

討 2 レースウェイと炉芯の形成挙動およびその固液流れに及ぼす影響

新日本製鐵(株) 製鉄研究センター

○ 田村健二, 杉山 喬, 一田守政

林 洋一, 須賀田正泰

エネルギー研究センター

脇元博文

1. 緒 言

レースウェイが果している重要な機能の一つは、高炉内充填物の降下駆動作用である。また、炉芯表面と炉壁間の領域が充填物の主要な降下領域である。したがって、レースウェイと炉芯の形成挙動は、充填物の降下、ガス流れおよび液流れに重要な影響を及ぼすと考えられるので、レースウェイと炉芯の形成に関する適正な制御が、高炉操業安定化と高炉能率向上の鍵を握っていると思われる。そこで本報では、はじめに、レースウェイと炉芯の形成挙動および粉コークスの堆積と充填物の降下挙動に関する冷間模型実験およびコークス燃焼実験結果を説明し、実炉内現象との関係を考察する。つぎに、操業および溶銑品質に大きな影響を及ぼすと考えられる、滴下帯および炉芯内の溶銑とスラグの液流れ特性に関する理論解析結果を報告する。

2. レースウェイと炉芯の形成挙動

2.1 実験方法

実験に用いたレースウェイ炉の設備概要をFig. 1に示す¹⁾。レースウェイ炉の内径は2 m、内容積は約10 m³、羽口径は70 mm (実炉の約1/2)である。本設備は、高圧(Max. 4 kgf/cm², G)、高送風温度(Max. 1300℃)が可能であるが、送風ガスとして、重油の燃焼排ガスを利用して、送風中にCO₂およびH₂Oが約8 vol%含有されている。コークスの装入がバッチ式であるため、実験開始後の連続燃焼時間はMax. 3時間である。

レースウェイ炉には、平均粒径約20 mmのコークスを5 t装入し、O₂濃度が2%以下になるようにN₂で希釈した燃焼排ガスを用いて約3時間、炉体と充填コークスを昇温した後、実験条件を所定の条件に設定して、実験を開始する。Table 1は、レースウェイ炉の実験条件の例を示したものであるが、レースウェイの形成およびその近傍の粉コークスの堆積挙動に及ぼす羽口風速の影響を調査するため、羽口風速を200 m/s (Case-a)と260 m/s (Case-b)の2水準選定した。実験後、4日間N₂で冷却した後解体し、炉高方向4段(羽口基準0 mm, +340 mm, +690 mm, +1040 mm)の各レベルより、炉径方向250 mmごとに炉内コークスを採取し、粒度分析を行い、レースウェイ殻の形状を測定した。

2.2 レースウェイ殻の形成とレースウェイ近傍の粉コークスの堆積挙動に及ぼす羽口風速の影響

レースウェイ炉を用いて、Table 1に示した条件で燃焼実験を行い、解体したところ、Fig. 2に示すような、通称“鳥の巣”と呼ばれるレースウェイ殻が形成されていた。このレースウェイ殻は、粉・細粒のコークスが灰分によって結合されており、厚みは60~100 mmであった。そして、羽口軸上のレースウェイ殻の奥行は、後述(5)式により推定したレースウェイ深度(Table 1参照)とはほぼ等しく、羽口風速の増加とともに、レースウェイ殻の奥行と高さが増大

Table 1 Experimental conditions of the raceway furnace.

Item	Unit	Case-a	Case-b
Blast velocity	m/s	200	260
Period of experiment	min	145	95
Blast volume	Nm ³ /h	1020	1310
Total blast volume	Nm ³	2460	2070
Blast temperature	℃	1200	1200
Blast pressure	kgf/cm ² , G	1.0	1.0
Blast composition	vol %		
O ₂		21.7	20.5
CO ₂		8.1	8.0
H ₂ O		7.7	7.6
N ₂		62.5	63.9
Mean diameter of charged coke	mm	21.7	20.5
Estimated raceway depth	m	0.57	0.76

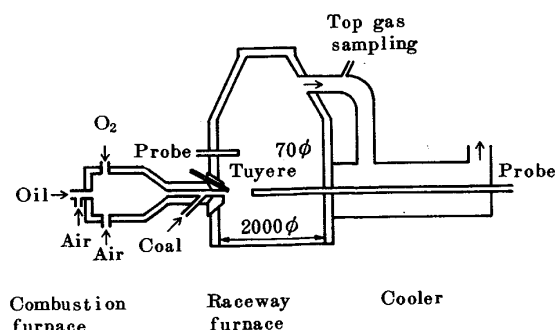


Fig. 1 Outline of raceway furnace

していた。

つぎに、羽口レベル+340mmにおける-3mmの粉コークス堆積量の炉径方向分布と羽口風速の関係をFig.3に示す。図より明らかなように、羽口風速の増加に伴う、レースウェイ殻近傍の粉コークスの堆積量の増加は著しく、羽口風速が200m/sの場合(破線)は、レースウェイ先端近傍の-3mmの粉率が10%であったのに対して、羽口風速が260m/sの場合(実線)には、-3mmの粉率は18%まで増加し、しかも粉の堆積領域も拡大していた。そして、羽口上方の炉壁近傍にも約10%の-3mmの粉コークスが堆積しており、レースウェイ内の粉率は1~5%と少かった。

Fig.3と同様の、各炉高位置の炉径方向の-3mm粉率分布に基づいて求めた、-3mmの粉コークスの等粉率線をFig.2に示す。Fig.2において破線は、5%、一点鎖線は10%の等粉率線である。羽口風速が200m/sの場合(a)は、レースウェイ先端での粉の堆積量が少く、羽口+690mmでは粉率が5%以上の領域がないのに対して、羽口風速を260m/sにした場合(b)には、羽口+1040mmでも、粉率は10%に達しており、羽口風速の増加によって、粉コークスの堆積領域がレースウェイ殻の上方へ拡大すること、そして、レースウェイ殻が、-3mmの5~10%の等粉率面に沿って形成されていることが観察された。

Fig.4は、名古屋1高炉の解体調査結果²⁾を示したものであるが、羽口レベルから朝顔部中段にかけての、炉芯表層(×印)と炉壁近傍(●印)の-10mmの粉コークス堆積量は30%以上に達しており、炉芯形成(表層の上方への成長)や粉コークスの堆積の挙動が、レースウェイ炉実験と類似していることが確認された。

2.3 レースウェイ深度の推定式

高炉下部二次元模型実験^{3),4)}により、レースウェイの無次元深度YとレースウェイファクターXの関係として(1)式を得た。

$$Y = 0.48 X \quad (1)$$

$$\text{ただし, } Y = D_R / D_t \quad (2)$$

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

$$\phi = \phi_0 \cdot \alpha \cdot \beta$$

ここで、 D_R : レースウェイ深度(m), D_t : 羽口径(m), u_t : 羽口風速(m/s), ρ_g : ガス密度(kg/m³), ϕ : 補正係数(-), ρ_c : コークスのみかけ密度(kg/m³), g : 重力加速度(m/s²), d_p : 装入コークスの平均粒径(m), ϕ_0 : 形状係数(=0.70), α, β : レースウェイ内コークスのみかけ密度と平均粒径の装入時を1としたときの相対値(-)であり、レースウェイ炉と実炉の条件では、 $\alpha \approx 0.85$ ⁵⁾, $\beta \approx 0.55$ ⁶⁾と近似できる。

レースウェイ炉と実炉のデータを含めて、YとXの関

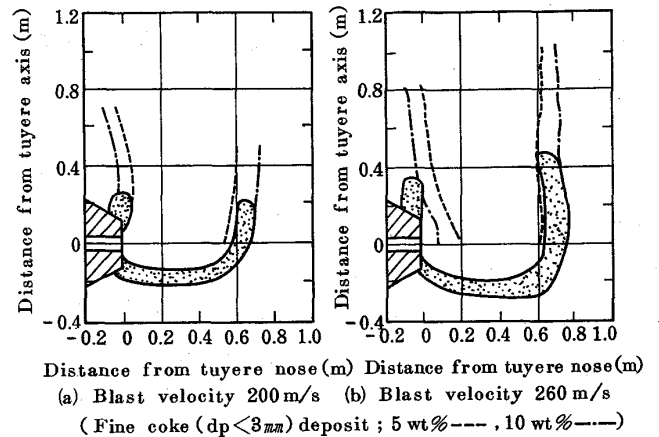


Fig.2 Effect of blast velocity on the formation of raceway shell and fine coke deposit.

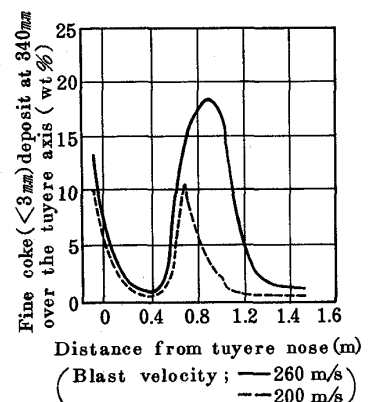


Fig.3 Effect of blast velocity on the distribution of fine coke deposit in the raceway furnace.

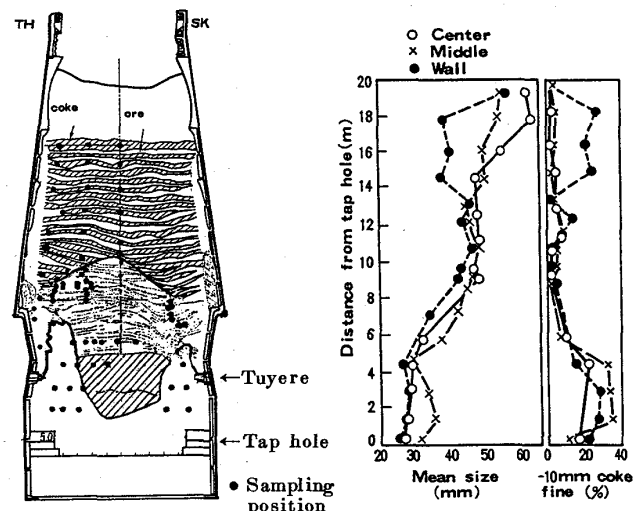


Fig.4 Change of mean size and -10mm coke fine in Nagoya #1 blast furnace.²⁾

係を Fig. 5 に示したが、(1)式の関係が成立している。そこで、 ρ_g を、送風温度 T_b (°C) と送風圧力 P_b (kgf/cm², G) の関数として表わし、(1)式～(4)式を D_R について整理すると、レースウェイ深度 D_R の推定式として(5)式が得られる。

$$D_R = 5.0 D_t \cdot u_t \sqrt{(P_b + 1) / \{\rho_c \cdot d_p \cdot (T_b + 273)\}} \quad \text{..... (5)}$$

3. 炉下部における充填物の降下挙動に及ぼす炉芯形成の影響

3.1 レースウェイ炉内の充填物の降下とガス流れ

Fig. 2 において、レースウェイ先端上方および羽口上部の炉壁近傍に存在する 2 本の 5% の等粉率線にはさまれた領域が、ガスの主流の流路であり、かつ、羽田野らが報告⁷⁾しているように、充填物(コークス)の降下領域であったと推定される。したがって、多量の粉の堆積による炉芯と炉壁近傍の停滞層の形成挙動が、炉下部の充填物の降下および融着層の溶融状態に大きな影響を及ぼすと思われる。

3.2 高炉下部二次元模型実験による炉芯の形成と充填物の降下挙動

3.2.1 羽口風速の増加による炉芯の肥大化と炉下部の低温化

1/10 縮尺の高炉下部二次元模型実験^{3),4)}により得た、炉芯の形成状態と充填物の降下挙動に及ぼす羽口風速および装入条件の影響を Fig. 6 に示す。図中、(a)～(d)は羽口風速 u_t の影響を比較したものであり、ここで、 u_t は Froude 数基準の実炉換算風速 (m/s)、タイムラインに付した数字は装入後の経過時間 (min) である。 u_t を 250 m/s から 335 m/s へ増加することにより、炉芯(太線)が肥大化し、降下領域が狭くなったため、充填物の滞留時間が大巾に短縮して、疑似鉱石が未溶融でレースウェイへ降下する現象が頻発した。

3.2.2 炉径方向中間部の ore/coke の増加による炉下部の降下領域の縮小化

朝顔下部の炉壁近傍は、充填層の応力状態が受動状態なので停滞層が形成しやすい領域である。そこで、朝顔部中段の炉壁に小突起物(厚みは実炉換算約 30 cm)をつけた状態で、炉径方向の ore/coke 分布を変化させた場合の降下挙動を Fig. 6 の(c),(d)に示す。ここで、(c)は ore/coke を炉径方向で均一にした場合、(d)は、中間部の ore/coke を最大(平均 ore/coke の 1.5 倍)にしたときの実験結果である。(d)の場合には、朝顔部の炉壁近傍に、実炉換算で厚みが 1 m 以上の大きな停滞層が形成されたため、この停滞層と炉芯にはさまれた降下領域が狭くなり、前記の炉芯が肥大化した場合と類似の現象、すなわち、降下速度の増大と炉下部の低温化が認められた。

しかし、(c)のように、炉径方向の ore/coke 分布を均一化することにより、炉壁近傍の停滞層の形成が抑制された。

4. 高炉滴下帯における液流れの解析

4.1 高炉二次元液流れシミュレーションモデル

充填層の通液抵抗力として Darcy の式、ガスの摩擦抵抗力として Fanning の式および重力を考慮した液の運動方程式を導き、連続の式と結合して液流れのシミュレーションモデルを作成した⁸⁾。そして、流れ関数を用いて差分化し、高炉二次元トータルモデル⁹⁾から計算される各種変数を用いて、数値計算を行った。

4.2 炉下部液流れに及ぼす炉芯内コークスの粒子径と層空間率の影響

滴下帯のコークスの平均粒子径 D_{Pm} が 50 mm の場合に、

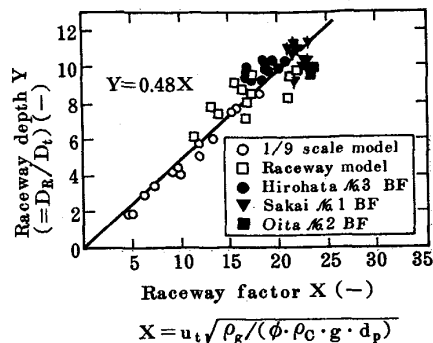


Fig. 5 Relation between raceway depth and raceway factor

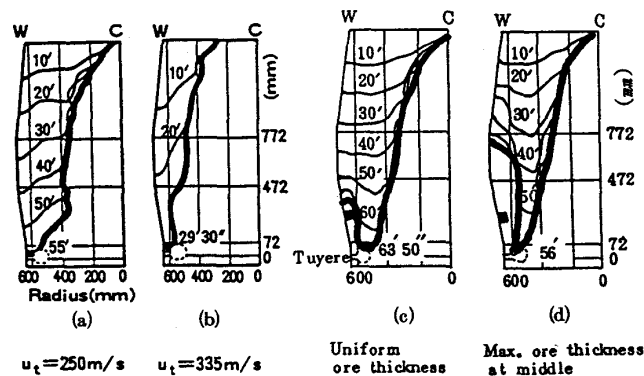


Fig. 6 Effect of blast velocity and ore thickness distribution on the burden descent in the scale model.

炉芯のコークスの平均粒子径 D_{PD} を 30 mm から 20 mm へ小さくすると, Fig. 7 に示すように, スラグと溶銑が炉芯内を流れなくなる。そして, 炉芯の層空間率 ϵ_D の影響も大きく, 炉芯の液流量比 (= 炉芯内の液流速 / 滴下帯内の液流速) は, Fig. 8 に示すように, 炉芯のコークス粒子径 D_{PD} と層空間率 ϵ_D の減少に伴って低下し, D_{PD} が D_{Pm} の 35% 以下あるいは ϵ_D が滴下帯の層空間率 $\epsilon_m (=0.45)$ の 65% 以下になると, 炉芯内を液が流れなくなると推算された。実炉内では, D_{PD} と ϵ_D の変化が複合的に起っている, それぞれの限界値は, 上記の数値より大きいと思われる。

4.3 炉下部液流れに及ぼす炉芯温度の影響

滴下帯の温度 T_m が 1600 °C の条件で, 炉芯の温度 T_D を 1450 °C から 1350 °C へ低下させると, Fig. 9 に示すように, 溶銑は炉芯内を流れるが, スラグは炉芯内を流れなくなる。この理由は, Fig. 10 に示すように, 温度が 1400 °C 以下になると, スラグの粘度が急激に増加し, 流通抵抗が増大するためと考えられる。なお, このときのスラグの粘度は約 10 poise (= 1 kg / m · s) であり, 名古屋 1 高炉の解体調査で, 未溶解炉芯と滴下帯との境界のスラグ粘度が 6 poise であったこと¹⁰⁾ を考えると, 6~10 poise のスラグ粘度が, 炉芯内の流動性を確保できる上限値と考えられる。

引用文献

- 1) 脇元, 佐藤, 藤浦, 原: 鉄と鋼, 69(1983), S. 105
- 2) 原口, 西, 美浦, 牛窪, 野田: 鉄と鋼, 70(1984), P. 2216
- 3) K. Tamura, M. Ichida, T. Enokido, K. Ono, Y. Hayashi: Proceed. 43 rd AIME Ironmaking Conf., 1984, P. 127
- 4) 田村, 一田, 斧, 林: 鉄と鋼, 70(1984), A 141
- 5) 佐々木, 羽田野, 渡辺, 下田, 横谷, 伊藤, 横井: 鉄と鋼, 62(1976), p. 580
- 6) 小嶋, 西, 山口, 仲摩, 井田: 鉄と鋼, 62(1976), p. 570
- 7) 羽田野, 平岡, 福田, 増池: 鉄と鋼, 62(1976), p. 505
- 8) 芝池, 杉山, 須賀田: 鉄と鋼, 71(1985), S 59
- 9) 杉山, 須賀田, 下村, 吉田: 鉄と鋼, 69(1983), S 862
- 10) 中川, 杉山, 須賀田, 佐藤: 鉄と鋼, 71(1985), S 789

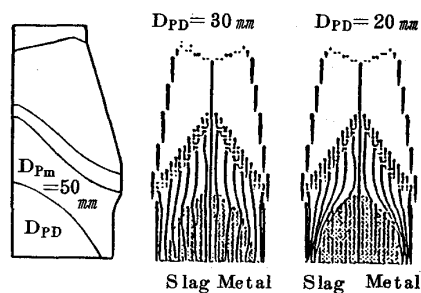


Fig. 7 Effect of coke diameter on slag and pigiron flow in the lower part of blast furnace.

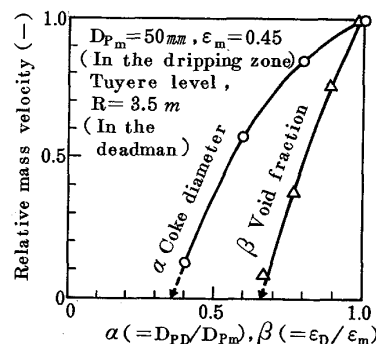


Fig. 8 Effect of coke diameter and void fraction on the liquid flow in the deadman.

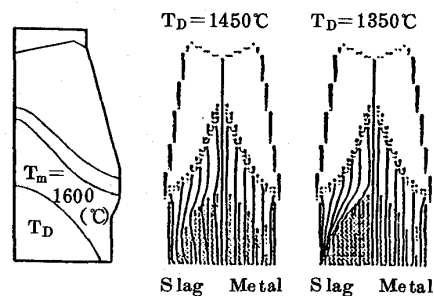


Fig. 9 Effect of deadman temperature on slag and pigiron flow in the lower part of blast furnace.

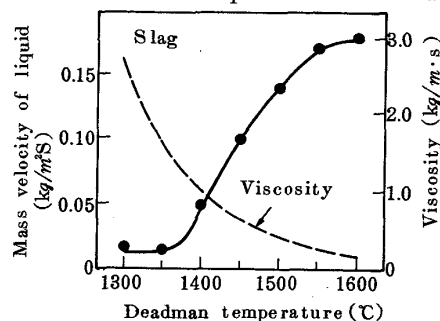


Fig. 10 Effect of deadman temperature on slag flow.