

© 1991 ISI

高炉内における装入物の降下と溶融の挙動に及ぼす Ore/Coke 分布の影響

論文

一田 守政^{*}・西原 一浩^{*2}・田村 健二^{*3}
須賀田正泰^{*4}・小野 創^{*2}

Influence of Ore to Coke Ratio Distribution on Descending and Melting Behavior of Burden in the Blast Furnace

Morimasa ICHIDA, Kazuhiko NISHIHARA, Kenji TAMURA,
Masayasu SUGATA and Hajime ONO

Synopsis :

The influence of ore/coke distribution on the descending and melting behaviors of burden was analyzed by using a three-dimensional semicircular warm model of the blast furnace under conditions set as similar as possible to the physical phenomena in the furnace. If the ore/coke in wall region is locally increased, the descending velocity increases and the gas flow velocity decreases in that region. An increase of +0.1 in the heat-flow ratio in the wall region of bosh results in a decrease of about 5°C (80°C in the value converted into that of the actual blast furnace based on the Stanton number) in the wall temperature of bosh. At the all coke operation, as the wall temperature in the lower part of the furnace tends to decrease, the ore/coke near the wall should be preferably decreased by the charging of ore closer to the furnace center. At the high-rate coal injection operation, as the melting capacity near the wall is large, the ore/coke in the wall region should be preferably increased and the ore/coke in the center region should be preferably decreased by the charging of ore farther from the furnace center.

Key words : ironmaking; blast furnace; warm model; ore/coke; descending velocity; gas flow; heat-flow ratio; all coke operation; pulverized coal injection operation.

1. 緒 言

の影響を実験的・理論的に解析し、高炉の適正な装入物分布について考察した。

高炉操業を安定させるためには、高炉下部での装入物の円滑な降下を確保することが重要であり、装入物の軟化・収縮・滴下による体積変化を考慮すると、装入物の降下に及ぼす装入物分布（以下、Ore/Coke 分布と呼ぶ）の影響が大きいと推察される。

従来、擬似鉱石と温間模型を用いた融着帶形状に着目した研究^{1)~3)}が報告されているが、装入物の降下挙動と溶融挙動に及ぼす Ore/Coke 分布の影響を定量的に解析した報告は見当たらない。

そこで、筆者らは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三次元半裁模型を用いて、装入物の降下、ガス流れおよび炉内温度に及ぼす Ore/Coke

2. 実験方法

2・1 実験装置

実験に用いた高炉三次元半裁模型を Fig. 1 に示す。本装置は、4 000 m³ 級の大型高炉の火入れ当初のプロファイル（シャフト角：81°04'、朝顔角 81°07'）の 1/20 縮尺の温間模型である。装置の前面は耐熱性のガラスで構成され、コークスや擬似鉱石の降下と溶融の挙動の観察が可能である。

コークスと擬似鉱石は、ベルおよびムーバブル・アーマー (MA) により交互に層状装入される。180°C の加熱空気が 18 本の羽口より吹き込まれ、擬似鉱石が溶融

昭和 63 年 11 月・平成元年 4 月本会講演大会にて発表 平成 2 年 10 月 5 日受付 (Received Oct. 5, 1990)

* 新日本製鉄(株)プロセス技術研究所 (Process Technology Research Laboratories Nippon Steel Corp., 20-1 Shintomi Futtsu 299-12)

*2 新日本製鉄(株)八幡製鉄所 (Yawata Works, Nippon Steel Corp.)

*3 新日本製鉄(株)プロセス技術研究所 工博 (Process Technology Research Laboratories Nippon Steel Corp.)

*4 新日本製鉄(株)プロセス技術研究所 工博 (現:新日鐵化学(株)) (Process Technology Research Laboratories Nippon Steel Corp., Now Nippon Steel Chemical Co., Ltd.)

Table 1. Main dimensionless numbers and factors which dominate the physical phenomena in the part of the blast furnace.

Dimensionless number (π)	Scale factors	Remarks
$\pi_1 = \frac{F_i}{F_g} = \frac{\rho_f \cdot V_f^2}{\rho_s \cdot g \cdot l}$ (1)	$\frac{V_f'}{V_f} = \sqrt{\frac{\rho_f}{\rho_f'} \cdot \frac{l'}{l}}$ (6)	π_1 : Froude number $\rho_s' = \rho_s$
$\pi_2 = \frac{F_f}{F_g} = \mu_c$ (2)	$\mu_c' = \mu_c$ (7)	
$\pi_3 = \sqrt{\frac{F_{it}}{F_g}} u_t = \sqrt{\frac{\rho_f}{\rho_s \cdot g \cdot l}}$ (3)	$\frac{u_t'}{u_t} = \sqrt{\frac{\rho_f}{\rho_f'} \cdot \frac{l'}{l}}$ (8)	π_3 : Froude number u_t : Blast velocity
$\pi_4 = \frac{Q_h}{Q_c} = \frac{h \cdot \Delta \theta_d}{\rho_s \cdot c_s \cdot V_s \cdot \Delta \theta_i}$ (4)	$\frac{\Delta \theta_d'}{\Delta \theta_d} = \frac{h' \cdot c_s' \cdot V_s' \cdot \Delta \theta_i'}{\rho_s' \cdot c_s' \cdot V_s \cdot \Delta \theta_i}$ (9)	π_4 : Stanton number $V_s'/V_s = V_f'/V_f$ $\Delta \theta_i = t_m - t_0$ $\Delta \theta_d = T_f - T_c$
$\pi_5 = \frac{Q_\lambda}{Q_c} = \frac{\lambda_m \cdot \rho_m}{\rho_s \cdot c_s \cdot \Delta \theta_i}$ (5)	$\frac{\Delta \theta_i'}{\Delta \theta_i} = \frac{\lambda_m' \cdot c_s'}{\lambda_m \cdot c_s}$ (10)	

Dash ('') indicates the model

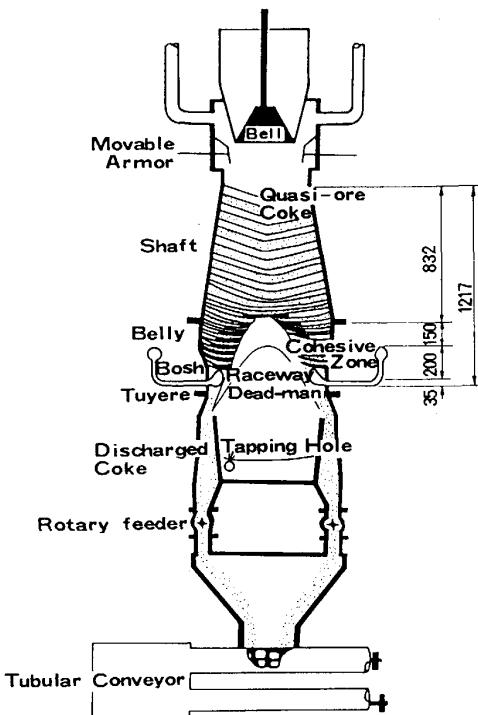


Fig. 1. Schematic illustration of three-dimensional semicircle model.

滴下する。溶融物は炉床に溜められ出銑口より排出され、コークスはレースウェイ直下に設置した6台のロータリー・フィーダーにより下部ホッパーに運ばれ、さらにチューブラー・コンベアにより密閉貯蔵庫内へ排出される。

熱電対温度計(計36点)および圧力計(9点)により、炉高方向・炉径方向の温度分布、炉高方向のガス圧力分布を測定し、赤外線放射温度計により炉内の温度分布(ガラスの表面温度)を測定した。

2.2 実験条件

Table 1に示すように、装入物の降下挙動およびレースウェイの形成挙動を支配する力学的相似則ならびに擬

Table 2. Standard experimental conditions.

1. Blast furnace operation conditions	
(1) Productivity coefficient	2.5 t/(d·m ³)
(2) Fuel rate	480 kg/tp
(3) Raceway depth	1.3 m
2. Standard experimental conditions	
(1) Blast volume	130 Nm ³ /h
(2) Blast temperature	180°C
(3) Amount of coke discharge	91 kg/h
(4) Charging number	26 ch/h
(5) Amount of coke charge	3.5 kg/ch
(6) Amount of quasi-ore charge	11.7 kg/ch

似鉱石の溶融挙動を支配するエネルギー相似則を導き⁴⁾、実高炉と相似な模型装置の諸元と実験条件を決定した。

高炉下部現象を支配する主要な力および熱量は、装入物の重力 F_g 、ガスの慣性力 F_i , F_{it} 、装入物層内の内部摩擦力 F_f およびガスから装入物への伝熱量 Q_h 、装入物への蓄積熱 Q_c および溶融体の融解熱量 Q_λ であることを次数評価法⁴⁾に基づいて推定し、それぞれの力の比およびエネルギーの比より、無次元数 π_i ($i=1\sim 5$) を導出した。主要な無次元数は、Froude数(π_1 , π_3)、内部摩擦係数(π_2)、および、Stanton数(π_4)、溶融体の融解熱量 Q_λ と装入物への蓄積熱 Q_c の比(π_5)と推定された。そして、模型と実高炉の π_i が等しいとおくことによって、主要変数に関する相似比の算定式を導き、(8)式より模型実験の羽口風速、(9)式より模型実験の送風温度、(10)式より擬似鉱石の融点を決定した。実験条件を Table 2 に示す。

装入条件として、3種類の装入パターン(MA未使用(C_0O_0), 鉱石内振り(C_0O_{20}), およびコークス内振り($C_{20}O_0$):以下、鉱石外振りと呼ぶ)を選択した。ここで、添え字は、MAのプレートと鉛直面のなす角度である。

Fig. 2に示すように、MA未使用の場合には、半径方向における擬似鉱石とコークスの層厚比(L_o/L_c :以下、Ore/Cokeと呼ぶ)がほぼ均一な分布、鉱石内振りの場

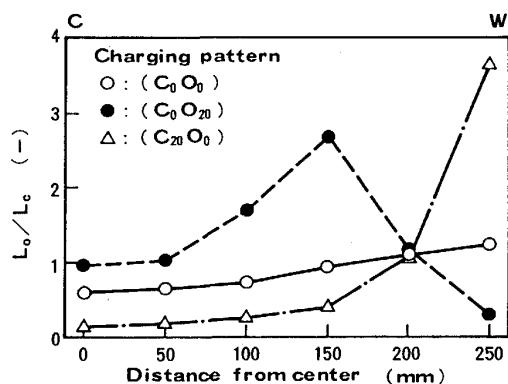


Fig. 2. Radial distribution of layer thickness ratio (L_o/L_c) of ore to coke.

合には、中間部の Ore/Coke が最大となる分布、鉱石外振りの場合には、周辺部の Ore/Coke が最大となる分布である。

2・3 実験試料

実験試料として、コークスと擬似鉱石⁴⁾を用いた。コークスの粒径は 2~4 mm、擬似鉱石の粒径は 1~5 mm とした。粒状の易融合金とステアリン酸の混合物である擬似鉱石の構成と配合成分の性状を Table 3 に示す。

2・4 実験方法

コークスのみの装入と排出を開始し、炉内のコークスおよび炉体の昇温が完了した約 5 h 後より、Table 2 に示す装入量の擬似鉱石とコークスを交互に装入した。そして、装入物の落下状態や炉内温度分布がほぼ定常状態に到達したと判断される、擬似鉱石の装入開始後約 1 h から 2 h の間の温度および圧力を測定し、その 1 h 平均値を実験値として採用した。

Table 3. Properties of quasi-ore and coke.

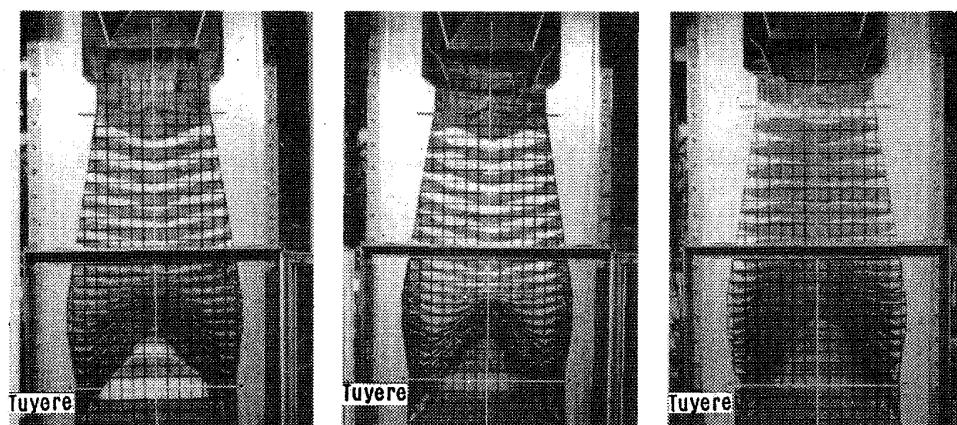
Items	Quasi-ore		Coke
	Fusible alloy	Stearic acid	
(1) Weight composition	92.6%	7.4%	—
(2) Melting points	100~123°C	65~70°C	—
(3) True density	9.1 g/cm ³	0.85 g/cm ³	1.09 g/cm ³
(4) Bulk density	2.0~2.1 g/cm ³	0.43 g/cm ³	0.54 g/cm ³
(5) Diameter	3~5 mm	1~4 mm	2~4 mm

3. 実験結果

3・1 装入物の落下挙動と溶融挙動に及ぼす Ore/Coke 分布の影響

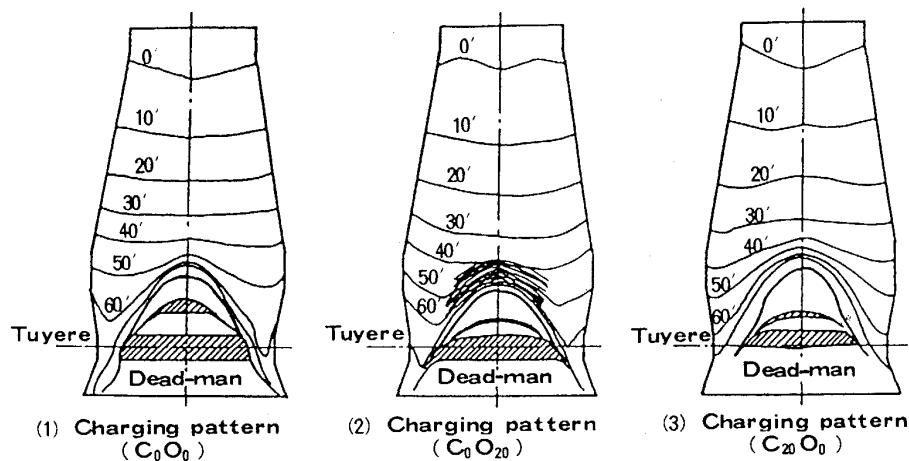
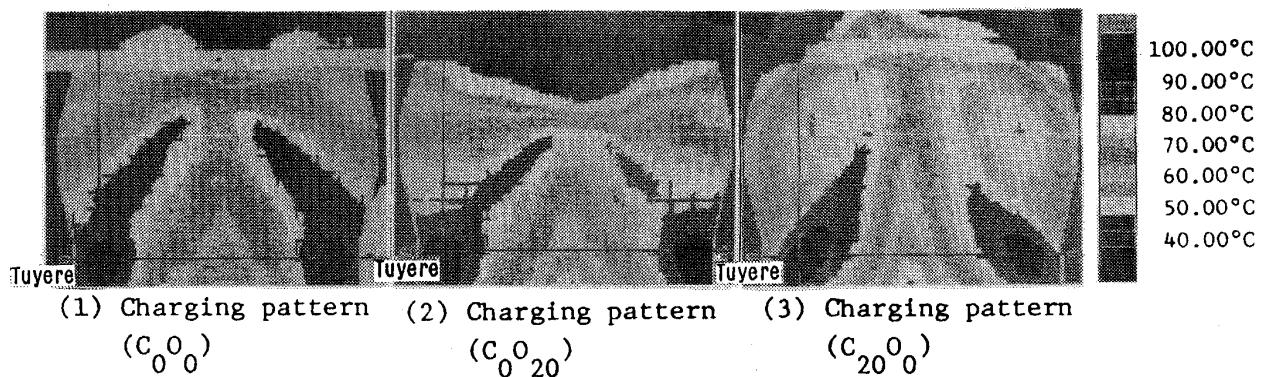
高炉内における装入物の充填状態に及ぼす Ore/Coke 分布の影響を Photo. 1 に示し、滞留時間（タイムライン）に及ぼす Ore/Coke 分布の影響を Fig. 3 に示す。ここで、タイムラインは着色コークスを用いて測定した装入後の経過（等）時間（min）である。また、タイムラインの円周バランスは、実験終了後の解体調査によると良好であった。この理由は、擬似鉱石中のステアリン酸がガラス面と装入物の間の潤滑剤として作用するためと考えられる。

MA 未使用の場合には、シャフト部の装入物の落下速度分布は半径方向でほぼ均一であるが、炉腹上端より中心部の落下速度が小さくなり、炉腹中段から炉腹下端の範囲に炉芯頂部が形成される。炉壁近傍の落下速度はシャフト下部以下の領域で減少はじめ、炉下部の装入物の主流は、炉壁と炉芯の間の領域をレースウェイに向かって落下し、逆 V 型の融着帯を形成する。鉱石外振りの場合には、Ore/Coke の大きい中心部から中間部の



(1) Charging pattern (2) Charging pattern (3) Charging pattern
 $(C_0 O_0)$ $(C_0 O_{20})$ $(C_{20} O_0)$

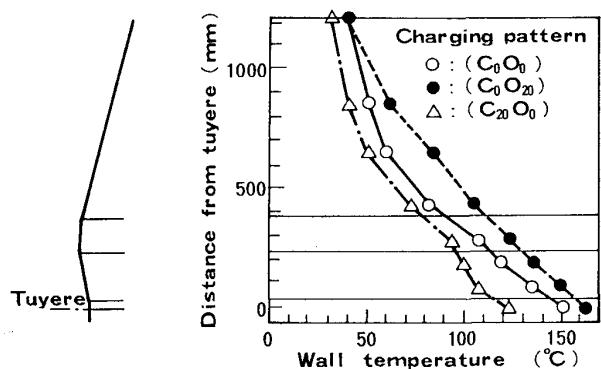
Photo. 1. Influence of L_o/L_c distribution on cohesive zone profile and dead man profile.

Fig. 3. Influence of L_O/L_C distribution on burden descent.Photo. 2. Relation between L_O/L_C distribution and temperature distribution in the lower part of blast furnace model.

降下速度が大きく、炉芯が縮小する。そして、W型の融着帯が形成され、炉芯表層部に未溶融の融着層が積層する。鉱石外振りの場合には、Ore/Coke の大きい周辺部の降下速度が大きく、炉芯が上方に拡大する。そして、逆U型の融着帯が形成され、融着帯の根部が肥大し、未溶融物がレースウェイへ流入する。

3・2 炉内の温度分布に及ぼす Ore/Coke 分布の影響

赤外線放射温度計により測定した炉下部の温度分布と Ore/Coke 分布の関係を Photo. 2 に示す。炉壁温度の炉高方向分布に及ぼす Ore/Coke 分布の影響を Fig. 4 に示す。MA 未使用の場合には、高温の領域は羽口を中心とした逆V型の融着帯と炉芯に囲まれた領域であり、羽口から遠ざかるにつれて温度が低下している。鉱石外振りの場合には、Ore/Coke の小さい周辺部の温度は、MA 未使用の場合に比べて、炉高方向全体にわたり 10°C から 20°C 高い。鉱石外振りの場合には、Ore/Coke の大きい周辺部の温度は、MA 未使用の場合に比べて、炉高方向全体にわたり低く、とくに朝顔部では 20°C から 30°C 低い。

Fig. 4. Influence of L_O/L_C distribution on wall temperature distribution.

4. 考察

4・1 ガス流れに及ぼす Ore/Coke 分布の影響

高炉三次元半裁模型では充填層内のガス流れを正確に測定することが困難なため、理論解析により高炉内のガス流速分布を推算し、ガス流れに及ぼす Ore/Coke 分布の影響を解析した。

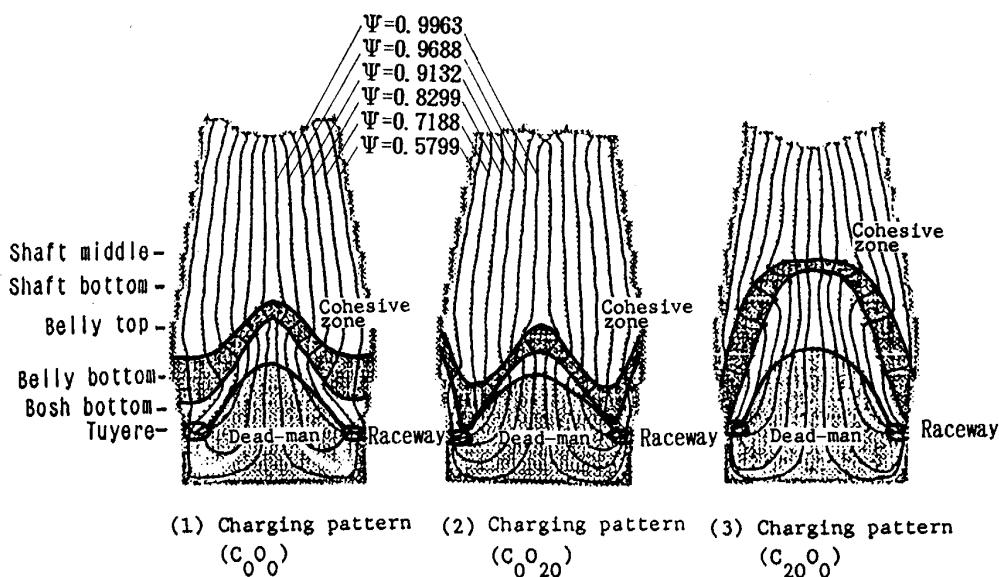


Fig. 5. Influence of L_O/L_C distribution on gas flow.

ガス流れモデルは、(11)式に示す連続の式と(12)式に示す二次元に拡張した Ergun の圧損式を連立して求めた杉山らのモデル⁵⁾に基づき、流れ関数に関する二階の偏微分方程式を差分化して数値計算し、ガスの流線を求めた。

$$r \frac{\partial}{\partial_z} (G_r) + \frac{\partial}{\partial_r} (r G_z) = 0 \dots \dots \dots \quad (11)$$

計算に際して、コークス層、擬似鉱石層、融着帯、および、炉芯の形状は実験値を使用した。コークス層および擬似鉱石層の空間率は、実験結果からそれぞれ 0.51, 0.45 とした。レースウェイの空間率はコークス層の空間率の 1.4 倍⁶⁾ とし、融着帯の空間率は鉱石層の空間率の 0.7 倍⁷⁾ とした。なお、炉芯の空間率は、炉芯内に 10% 以上の粉コークスが存在するという知見⁸⁾に基づき、コークス層の空間率の 0.9 倍と仮定した。

MA 未使用の場合、鉱石内振りの場合および鉱石外振りの場合のガスの流線の計算結果を Fig. 5 に示す。塊状帯でのガス流線は炉壁に平行してほぼ等間隔であるが、融着帯以下の領域（融着帯、滴下帯および炉芯）では、Ore/Coke 分布の影響を強く受けて変化している。逆 V 型の融着帯が形成された MA 未使用の場合には、融着帯の通気抵抗が大きいために、羽口から吹き込まれたガスは融着帯の根部を迂回し、塊状帯へ流出している。W 型の融着帯が形成された鉱石内振りの場合には、羽口から吹き込まれたガスの一部は炉壁に沿って塊状帯へ流出している。逆 U 型の融着帯が形成された鉱石外振りの場合には、羽口から吹き込まれたガスは融着帯の根部を迂回して炉中心部に向かい、塊状帯へ流出している。

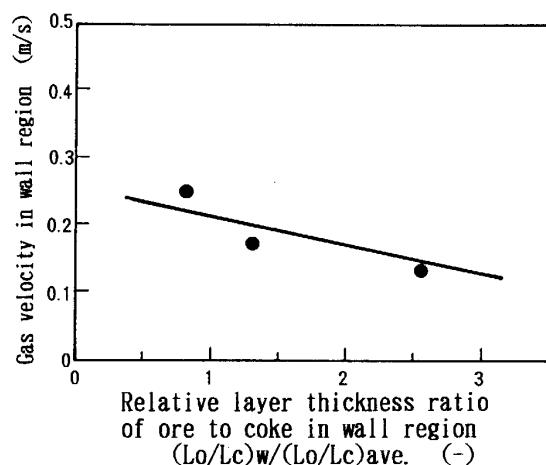


Fig. 6. Influence of L_O/L_C in wall region on gas velocity in wall region of bosh zone.

朝顔部での周辺部（炉壁から 50 mm の範囲）のガス流速に及ぼす周辺部の Ore/Coke の影響を Fig. 6 に示す。周辺部の Ore/Coke の増加にともない、周辺部のガス流速は減少し、周辺部の Ore/Coke が朝顔部での周辺部のガス流速の有効な制御因子であることが確認された。

4・2 装入物の降下速度および炉下部温度に及ぼす Ore/Coke の影響

4・2・1 降下速度分布に及ぼす Ore/Coke 分布の影響

装入物の降下速度を計算するために、Fig. 7 に示すような固体流れの流線を仮定する。すなわち、装入物は、①シャフト部では、炉壁によって形成される仮想的な円錐の頂点を基点とする流線に沿って降下する⁹⁾。②炉腹部では、炉壁と平行な流線に沿って降下する。③朝顔部では、炉腹下端あるいは炉芯表面での流線の交点と羽口

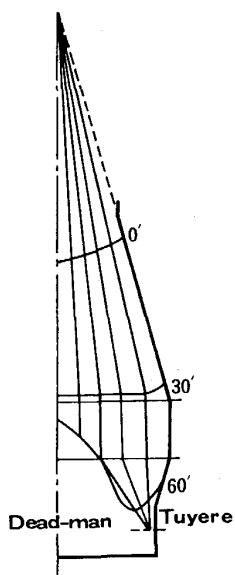


Fig. 7. Assumed solid stream lines.

先端を結ぶ流線に沿って降下する。

装入物の降下速度 V は、前記の流線に沿った装入物の降下距離を降下時間で除した値として計算し、さらに相対降下速度 V/V_{ave} は、降下速度 V と平均降下速度 V_{ave} の比として計算した。なお、シャフト部の降下速度 $V(0-30)$ は、時刻が $0'$ と $30'$ におけるタイムラインから計算した降下速度であり、炉下部の降下速度 $V(30-60)$ は、時刻が $30'$ と $60'$ におけるタイムラインから計算した降下速度である。

シャフト部および炉下部の周辺部における装入物の相対降下速度 V/V_{ave} と Ore/Coke の関係を Fig. 8 に示す。シャフト部・炉下部ともに相対 Ore/Coke の大きい範囲の相対降下速度が大きく、とくに炉下部での影響が大きい。シャフト部では(13)式、炉下部では(14)式に示すように、周辺部の相対 Ore/Coke の増加にともない、周辺部の相対降下速度は増加している。

シャフト部

$$V_w/V_{ave.} = 0.918 + 0.070 ((L_O/L_C)_w/(L_O/L_C)_{ave.}) \quad \dots \dots \dots \quad (13)$$

炉下部

$$V_w/V_{ave.} = 1.111 + 0.125 ((L_O/L_C)_w / (L_O/L_C)_{ave.}) \quad \dots \dots \dots \quad (14)$$

高 Ore/Coke 部分で降下速度が増加する原因としては、擬似鉱石層の軟化収縮および溶解による体積減少量が大きいためと考えられる。

4・2・2 炉下部温度に及ぼす降下速度の影響

高炉の安定操業にとって重要なプロセス変数であるレースウェイ近傍、朝顔部および炉腹部の炉壁温度(以下、炉下部温度と呼ぶ)に及ぼす周辺部の相対降

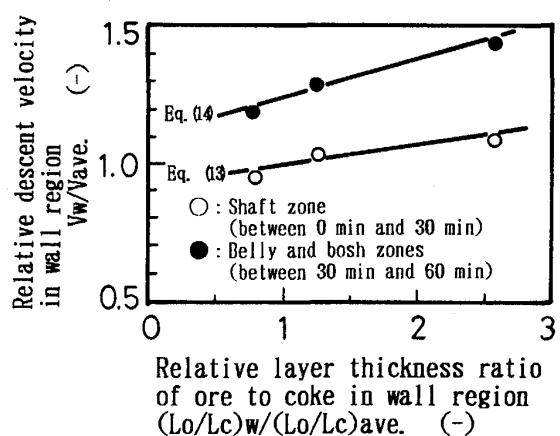


Fig. 8. Influence of L_O/L_C in wall region on burden descent velocity in wall region.

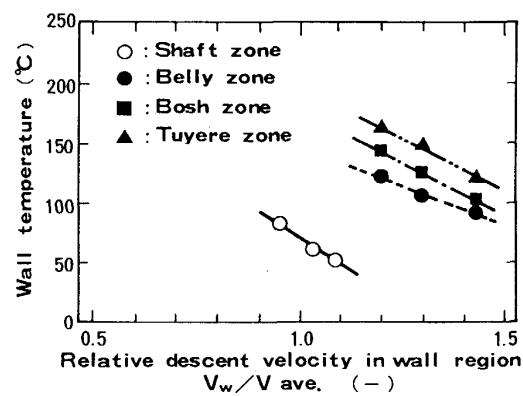


Fig. 9. Influence of burden descent velocity in wall region on wall temperature.

下速度の影響を Fig. 9 に示す。炉下部での周辺部の相対降下速度の +0.1 の増加に伴い、朝顔部の炉壁温度は約 15°C 低下する。この 15°C の温度差の実験値は、Stanton 数基準に基づく下記(15)式の変換式で実炉換算すると、約 200°C の温度差に対応する。ここで、(15)式の分子の温度差 $\Delta\theta_d$ は実炉での羽口先のフレーム温度と装入物の融点の温度差であり、分母は模型での送風温度と擬似鉱石の融点の温度差である。

つぎに、炉下部温度に及ぼす周辺部の Ore/Coke の影響を Fig. 10 に示す。周辺部での Ore/Coke の + 0.1 の増加に伴い、朝顔部の炉壁温度は約 2°C 低下する。この 2°C の温度差は、前記の Stanton 数基準に基づく実炉換算値では 30°C の温度差に対応する。

4・3 热流比と炉下部温度の関係

4・1 節および4・2 節で説明したように、炉内の温度分布は装入物の降下速度分布と同時にガス流速分布の影響を受ける。そこで、装入物の降下速度とガス流速を用い

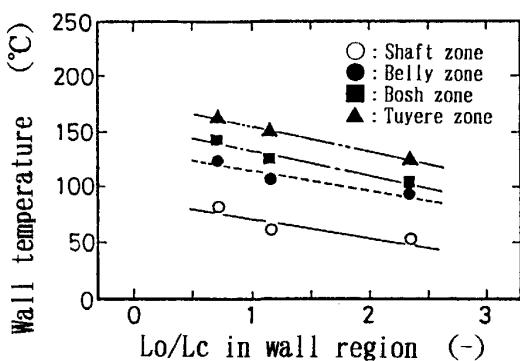


Fig. 10. Influence of L_o/L_c in wall region on wall temperature.

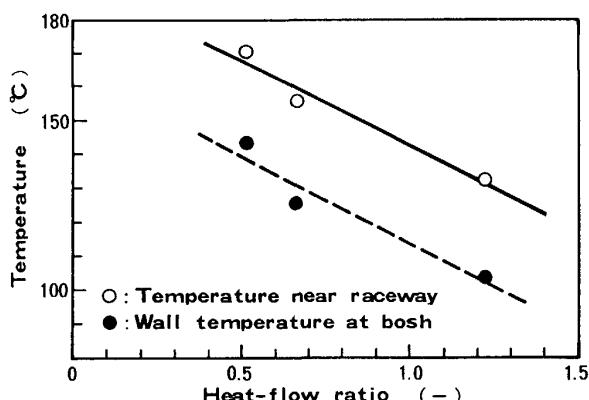


Fig. 11. Influence of heat-flow ratio in wall region of bosh zone on temperature near raceway and wall temperature.

て、(16)式で計算した熱流比と炉下部温度との関係を解析した。

$$\text{熱流比} = \frac{c_s \cdot G_s}{c_f \cdot G_f} = \frac{c_s \cdot \rho_s \cdot V_s}{c_f \cdot \rho_f \cdot V_f} \quad \dots \dots \dots \quad (16)$$

ガス流速としては、4・1節で求めた数学モデルによる計算値を使用し、降下速度としては、4・2節で求めた降下速度の実験値を使用した。装入物およびガスの物性値については、それぞれ 90°C の値を使用した。

レースウェイ近傍の温度および炉壁温度に及ぼす熱流比の影響を Fig. 11 に示す。朝顔部での周辺部の熱流比の +0.1 の増加にともない、レースウェイ近傍の温度および炉壁温度はそれぞれ約 5°C 低下し、周辺部の熱流比がレースウェイ近傍の温度および炉下部の炉壁温度を支配している重要な因子であることが確認された。なお、この 5°C の温度差は、前記の Stanton 数基準の実炉換算値では 80°C に相当する。

5. 実高炉での Ore/Coke, 降下速度および炉下部温度の関係

戸畠 1 高炉における炉壁から約 1 m の範囲の周辺部

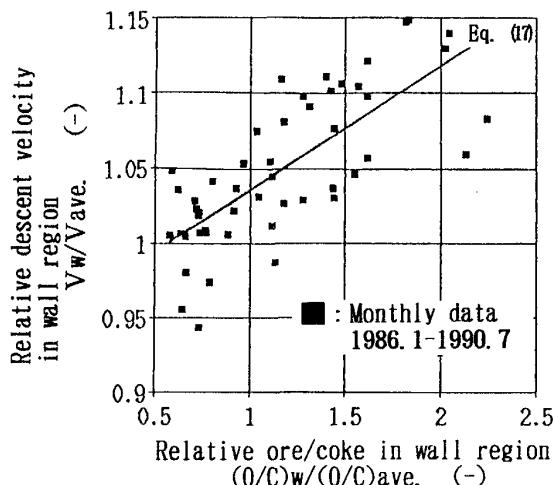


Fig. 12. Relation between relative ore to coke ratio at wall and relative descent velocity at wall in Tobata No. 1 blast furnace.

の相対 Ore/Coke と相対降下速度の関係¹⁰⁾を Fig. 12 に示す。ここで、相対 Ore/Coke、相対降下速度は、いずれも炉頂に設置されたプロフィルメーターの測定値である。周辺部の相対 Ore/Coke は周辺部の Ore/Coke $(O/C)_w$ と装入の平均 Ore/Coke $(O/C)_{ave.}$ の比であり、周辺部の相対降下速度は周辺部の降下速度 V_w と面積補正して求めた平均降下速度 $V_{ave.}$ の比である。周辺部の相対 Ore/Coke と周辺部の相対降下速度の間には、Fig. 8 で示した高炉三次元模型の実験結果と同様に、正の相関が認められる。両者の相関式を(17)式に示すが、周辺部の相対 Ore/Coke の +0.1 の増加にともない、周辺部の相対降下速度が +0.008 増加している。

$$V_w / V_{ave.} = 0.954 + 0.082 ((O/C)_w / (O/C)_{ave.}) \quad (R = 0.749) \quad \dots \dots \dots \quad (17)$$

実高炉では、朝顔上部のステープ温度と給水温度の差である ΔB_2 温度は、周辺部の Ore/Coke や降下速度だけでなく、他の操業要因の影響をうける。そこで、 ΔB_2 温度に影響を及ぼすと考えられる高炉操業要因を独立変数とする重回帰分析（ステップワイズ回帰分析）を行い、 ΔB_2 温度の統計的推定式として(18)式を得た。

$$\begin{aligned} \Delta B_2 &= 0.91 (HFR) - 32.38 (O/C)_w + 1.121 \\ &\quad (OilR) + 0.775 (PCR) - 313.7 \quad (R = 0.844) \end{aligned} \quad \dots \dots \dots \quad (18)$$

(18)式から、 ΔB_2 温度は補正燃料比 (HFR)・重油比 (OilR)・微粉炭比 (PCR) の低下あるいは周辺部の Ore/Coke $((O/C)_w)$ の増加にともない低下することがわかる。

6. 各種操業時の適正な装入物分布

第 3 章および第 4 章の高炉三次元半裁模型の知見に基

づいて、各種操業時の適正な装入物分布を考察する。

オールコークス操業時には、補助燃料吹込み時に比べて、羽口先端近傍の温度¹¹⁾およびシャフト下部の炉壁温度¹²⁾が低下しやすい。したがって、周辺部のOre/Cokeおよび熱流比の減少により周辺部の温度が上昇する鉱石内振りが周辺部温度の低下防止策として有効である。ただし、中間部から中心部にかけてのOre/Cokeを過大にすると、炉芯表層部に多数の融着層が積層し、融着層の直接還元反応による吸熱と炉芯への通気不良のために炉芯の温度が低下し、炉芯不活性になる可能性がある。

微粉炭多量吹込み操業時には、高Ore/Cokeに起因する通気性の悪化が懸念されるが、降下速度(熱流比)の低下による温度上昇と羽口先端近傍の温度上昇により炉壁近傍の溶融能力は大きい。したがって、周辺部のOre/Cokeを増加し、中心部のOre/Cokeを減少して通気性を良好に維持できる鉱石外振りが有効である。

7. 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三次元半裁模型を用いて、装入物の降下挙動と溶融挙動に及ぼすOre/Coke分布の影響を解析し、以下の知見を得た。

(1) 半径方向のOre/Coke分布がほぼ均一の場合には、シャフト部の降下速度分布は半径方向にほぼ均一となり、逆V型の融着帯が形成される。

(2) 鉱石内振りの場合には、炉芯が縮小しW型の融着帯が形成され、周辺部の温度が上昇する。

(3) 鉱石外振りの場合には、炉芯が拡大し逆U型の融着帯が形成され、周辺部の温度が低下する。

(4) 周辺部のOre/Cokeを局部的に増加すると、その領域の装入物の降下速度が増加し、炉下部のガス流速が減少する。朝顔部での周辺部の熱流比の+0.1の増加にともない、レースウェイ近傍の温度および朝顔部の炉壁温度は約5°C(Stanton数基準の実炉換算値約80°C)低下する。

(5) 戸畠1高炉では、周辺部のOre/Cokeの増加にともない周辺部の降下速度が増加し、炉下部のステープ温度が低下した。本結果は高炉三次元模型と同様な結果である。

(6) 適正な装入物分布は、高炉の操業条件により異なり、オールコークス操業時には、シャフト下部および羽口先端近傍の炉壁温度が低下しやすいので、鉱石内振りにより炉壁近傍のOre/Cokeを減少することが望まし

く、炉壁近傍の溶融能力の大きい微粉炭多量吹込み操業時には、鉱石外振りにより中心部のOre/Cokeを減少し、通気性を改善することが望ましい。

記 号

c_f : ガスの比熱(J/(kg·K)), c_s : 装入物の比熱(J/(kg·K)), d_p : 装入物の平均粒径(m), F_f : 装入物の内部摩擦力(N), F_g : 重力(N), F_i : ガスの慣性力(N), F_{hi} : 衝風の慣性力(N), f_1 : 粘性抵抗係数(1/s), f_2 : 慣性抵抗係数(m²/kg), G , G_f : ガスの質量速度(kg/(m²·s)), G_r : ガスの質量速度のr成分(kg/(m²·s)), G_s : 装入物の質量速度(kg/(m²·s)), G_z : ガスの質量速度のz成分(kg/(m²·s)), g : 重力加速度(m/s²), HFR : 送風温度, 送風湿度, 補助燃料比, コークスのAsh, スラグ比を補正した燃料比(kg/t), h : 粒子・流体間の伝熱係数(W/(m²·K)), $(L_o/L_c)_w$: 周辺部の擬似鉱石とコークスの層厚比(-), $(L_o/L_c)_{ave}$: 装入時の擬似鉱石とコークスの層厚比(-), $(O/C)_w$: 周辺部の鉱石とコークスの重量比(-), $(O/C)_{ave}$: 装入時の鉱石とコークスの重量比(-), $OilR$: 重油比(kg/t), P : 壓力(Pa), PCR : 微粉炭比(kg/t), Q_c : 装入物の蓄熱量(J), Q_h : ガスから装入物への伝熱量(J), Q_λ : 溶融体の融解熱量(J), R : 相関係数(-), r : 半径方向の位置(m), T_f : フレーム温度(°C), t_c : 羽口レベルのコークス温度(°C), t_m : 鉱石の融点(°C), t_0 : 鉱石の軟化開始温度(°C), u_t : 羽口風速(m/s), V_f : ガス流速(空塔速度)(m/s), V_s : 装入物の降下速度(m/s), V_w : 装入物の周辺部の降下速度(m/s), V_{ave} : 装入物の平均降下速度(m/s), VBG : ボッシュガス量(Nm³/min), z : 高さ方向の位置(m), ΔB_2 : 朝顔上部のステープ温度と給水温度の差(°C), $\Delta \theta_d$: ガスと装入物の温度差(°C), $\Delta \theta_i$: 装入物の温度上昇量(°C), λ_m : 溶融体の融解熱量(J/kg), μ_c : 内部摩擦係数(-), π_i : 無次元数(-), ρ_C , ρ_f , ρ_m , ρ_s : コークス, ガス, 溶融体, 装入物の密度(kg/m³), Ψ : 流れ関数(kg/s)

文 献

- 1) 入田俊幸, 磐山 正, 原 義明, 奥野嘉雄, 金山有治: 鉄と鋼, **68** (1982), p. 2295
- 2) 稲葉晋一, 清水正賢, 沖本憲市: 鉄と鋼, **70** (1984), A137
- 3) M. ICHIDA, K. TAMURA, Y. HAYASHI and M. SUGATA: Ironmaking Proceedings of AIME, **47** (1988), p. 555
- 4) K. TAMURA, M. ICHIDA, T. ENOKIDO, K. ONO and Y. HAYASHI: Ironmaking Proceedings of AIME, **43** (1984), p. 127
- 5) 杉山 喬, 須賀田正泰: 製鉄研究 (1987) 325, p. 34
- 6) 中村正和, 杉山 喬, 鵜野建夫, 原 行明, 近藤真一: 鉄と鋼, **63** (1977), p. 28
- 7) 郷農雅之, 野田多美夫, 下村泰人, 杉山 喬, 佐藤裕二: 学振54委-No. 1663 (昭和58年11月)
- 8) 田村健二, 一田守政, 斧 勝也, 林 洋一: 鉄と鋼, **70** (1984), A141
- 9) 西尾浩明, 有山達郎: 鉄と鋼, **68** (1982), p. 2330
- 10) 今田邦弘, 久保 進, 三輪 隆, 栗原喜一郎, 江頭秀起: 材料とプロセス, **3** (1990), p. 986
- 11) 望月志郎, 馬場昌喜, 井上義弘, 西尾藤一: 鉄と鋼, **67** (1981), S723
- 12) 高橋洋光, 国分春生, 久保秀穂: 鉄と鋼, **68** (1982), A1