

討 4 二次元模型による高炉下部充填降下挙動の研究

新日本製鐵(株) 第三技術研究所 ○ 田村健二, 一田守政
斧 勝也, 林 洋一

1. 緒 言

高炉操業の安定をはかるためには融着帯, 炉芯, レースウェイにおける充填構造¹⁾, コークスや融着層の降下溶融挙動^{2), 6)} およびガス流れ挙動を解明することが重要である。そこで高炉内の物理現象とできるだけ相似の実験条件を設定した二次元模型³⁾を用いて, 高炉下部充填降下特性に及ぼす送風条件^{4), 7)}, 装入条件⁵⁾ および炉体内壁条件の影響について実験的に研究した。

2. 相似則に基づく実験条件の決定^{3), 7)}

充填物の降下, ガス流れならびにレースウェイ形状を規定する力学法則および融着帯の根の形状や位置を規定する伝熱, 蓄熱, 溶融に関するエネルギー法則に基づき, 高炉下部の物理現象を支配する相似則を導き, 実験模型の諸元と実験条件を決定した。

2.1 力学相似則

高炉下部現象を支配する主要な力は, 充填物の重力 F_g , ガスの慣性力 F_i , 充填層内の内部摩擦力 F_f , ガス流れによる抵抗力 F およびレースウェイ上端の荷重 F_p であり, これらの力の比として求められる無次元数 π_i ($i=1\sim 5$) および主要変数に関する相似比を導き (Table 1), 模型実験の送風量, 羽口径 (Table 3), 充填層高 (Table 2) を決定した。

2.2 エネルギー相似則

高炉下部現象を支配する主要なエネルギーは, ガスから充填物への伝熱量 Q_h , 充填物の蓄熱量 Q_c および融着物の融解熱 Q_λ であり, これらの比として2つの無次元数 π_6 および π_7 を導き (Table 1), 模型実験の送風温度および擬似鉱石の融点 (Table 2) を決定した。

3. 実験方法

3.1 実験装置

実験装置は堺 2 高炉 (内容積 2797m^3) の $1/9$ 縮尺の二次元模型であり, その概要を Fig. 1 に示す。

3.2 実験試料

実験試料として, コークスと擬似鉱石を用いた。擬似鉱石は易融

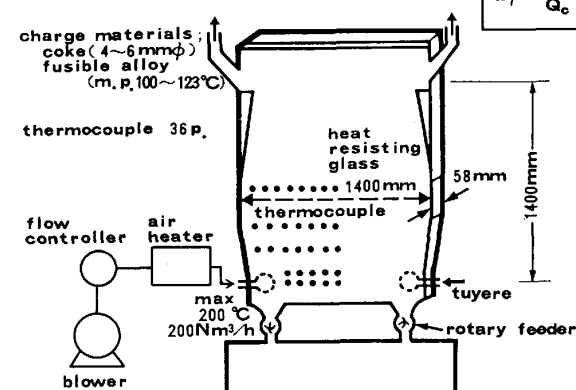


Fig. 1 Schema of two-dimensional scale model.

Table 1. Main dimensionless numbers and scale factors which rule the physical phenomena in the lower part of a blast furnace (Mark of dash (') shows model)

Dimensionless number (π)	Scale factors	Remarks
$\pi_1 = \frac{F_i}{F_g} = \frac{\rho_g \cdot V_t^2}{\rho_s \cdot g \cdot \ell} \dots\dots (1)$	$\frac{V_t'}{V_t} = \sqrt{\frac{\rho_g}{\rho_g'}} \cdot \frac{\ell'}{\ell} \dots\dots (8)$	π_1 : Froude number $\rho_g' = \rho_s$
$\pi_2 = \frac{F_f}{F_g} = \mu_c \dots\dots (2)$	$\mu_c' = \mu_c \dots\dots (9)$	
$\pi_3 = \frac{F}{F_i} = \frac{6f \cdot L}{\phi \cdot g_c \cdot D_p} \cdot \frac{1-\epsilon}{\epsilon^3} \dots\dots (3)$	$\frac{\epsilon'}{\epsilon} = \frac{3\sqrt{f'}}{\sqrt{f}} \dots\dots (10)$	π_3 : Newton number $f = 5/Re + 0.4 \cdot Re^{-0.1}$
$\pi_4 = \sqrt{\frac{F_{it}}{F_g}} = u_t \sqrt{\frac{\rho_g}{\rho_c \cdot g \cdot \ell}} \dots\dots (4)$	$\frac{u_t'}{u_t} = \sqrt{\frac{\rho_g}{\rho_g'}} \cdot \frac{\ell'}{\ell} \dots\dots (11)$	π_4 : Froude number u_t : Blast velocity
$\pi_5 = \sqrt{\frac{F_{ip}}{F_p}} = u_t \sqrt{\frac{(\rho_{s0} + \frac{g}{g_c} (\rho_s(L-H_c) + \rho_c(H_c-H_R)))}{\rho_g}} \dots\dots (5)$	$L' = \frac{\ell'}{\ell} \cdot (L + \frac{P_{s0}}{\rho_s}) \dots\dots (12)$	π_5 : Euler number
$\pi_6 = \frac{Q_h}{Q_c} = \frac{h \cdot \Delta\theta_d}{\rho_s \cdot c_s \cdot V_s \cdot \Delta\theta_i} \dots\dots (6)$	$\frac{\Delta\theta_d'}{\Delta\theta_d} = \frac{h' \cdot c_s' \cdot V_s' \cdot \Delta\theta_i'}{h \cdot c_s \cdot V_s \cdot \Delta\theta_i} \dots\dots (13)$	π_6 : Stanton number $V_s'/V_s = V_t'/V_t$ $\Delta\theta_i = t_m - t_0$
$\pi_7 = \frac{Q_\lambda}{Q_c} = \frac{\lambda_m \cdot \rho_m}{\rho_s \cdot c_s \cdot \Delta\theta_i} \dots\dots (7)$	$\frac{\Delta\theta_i'}{\Delta\theta_i} = \frac{\lambda_m' \cdot c_s'}{\lambda_m \cdot c_s} \dots\dots (14)$	$\Delta\theta_d = T_f - t_c$

Table 2. Comparison of principal variables between a $1/9$ scale model and an actual blast furnace

Variables	Scale model	Blast furnace	Remarks
Superficial gas velocity	$V_t' = 0.44\text{m/s}$	$V_t = 1.61\text{m/s}$	π_1
Void fraction	$\epsilon' = 0.49 (-)$	$\epsilon = 0.45 (-)$	π_3
Blast velocity at a tuyere	$u_t' = 85\text{m/s}$	$u_t = 250\text{m/s}$	π_4
Height of a packed bed	$L' = 1.49\text{m}$	$L = 6.95\text{m}$ (tuyere-belly top)	π_5
Flame temperature	$T_f' = 180^\circ\text{C}$	$T_f = 2350^\circ\text{C}$	π_6
Coke temperature at a tuyere	$t_c' = 145^\circ\text{C}$	$t_c = 1550^\circ\text{C}$	
Melting point of ore	$t_m' = 120^\circ\text{C}$	$t_m = 1450^\circ\text{C}$	π_7

合金 (m.p.100~123℃)とステアリン酸の混合物であり、90~100℃で収縮する特性を有している。^{6),7)} コークスは乾燥篩分した粒径4~6mmの細粒コークスを使用した (Table 3)。

3.3 実験方法

実験装置の上部よりコークスおよび擬似鉱石を交互に装入し、装置下部にある二本の羽口より温風 (max200℃, 200 Nm³/h)を吹き込んで融着帯を形成させ炉内温度分布、ガス圧力分布を測定した。実験の一例を Photo.1 に示す。本装置を用いて、羽口風速、径方向の鉱石層厚分布、炉体内壁条件を変えて、炉内の充填降下特性に及ぼす影響を検討しており、本報では羽口風速の影響について報告する。実験条件を Table 3 に示すが、送風量一定 (108Nm³/h)の条件下で羽口径を変えることにより、羽口風速 U_{OT} を 33.9 m/s から 113.6 m/s の範囲まで6水準変更した。ちなみにこの羽口風速 U_{OT} を Table 1 の (11) 式により実炉の羽口風速 (U_{OT}^*) に換算すると、100~334 m/s となる。

4. 実験結果および考察

4.1 レースウェイ形状

送風量一定の条件下で羽口風速を増加すると、レースウェイ深度 D_R は直線的に増加する (Fig. 2)。またレースウェイ高さ とレースウェイ深度の比は 0.85~1.0 であり、レースウェイ形状はほぼ円に近い。

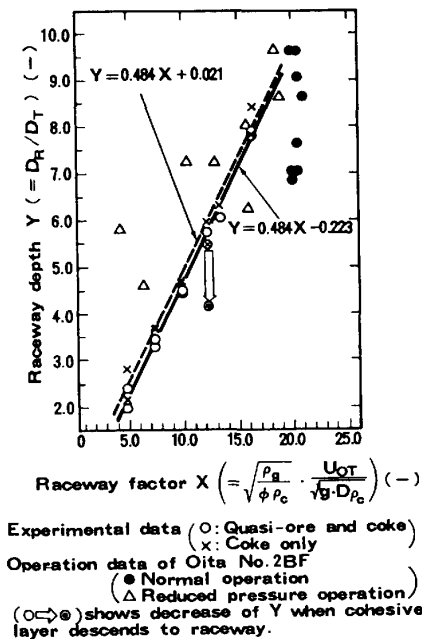


Fig. 2. Relation between raceway factor and raceway depth.

Table 3. Experimental conditions.

Case	Blast conditions				Tuyere diameter (mmφ)	Coke properties			Strength I ₀₀₋₁
	Blast volume (Nm ³ /h)	Blast temp. (°C)	Blast velocity			Grain size distribution			
			U_{OT} (m/s)	U_{OT}^* (m/s)		+3 (m/m)	3~1 (m/m)	-1 (m/m)	
1	108	180	33.9	100	30.6	99.74	0.11	0.15	6.45
2	108	180	51.5	152	24.8	99.40	0.33	0.27	7.86
3	108	180	68.6	202	21.5	99.34	0.41	0.25	7.03
						99.36	0.30	0.34	7.47
4	108	180	85.1	251	19.3	99.23	0.51	0.26	6.95
5	108	180	94.6	279	18.3	99.46	0.29	0.25	6.83
6	108	180	113.6	334	16.7	99.24	0.43	0.33	6.77

U_{OT}^* : Conversion values of U_{OT} into actual blast velocity

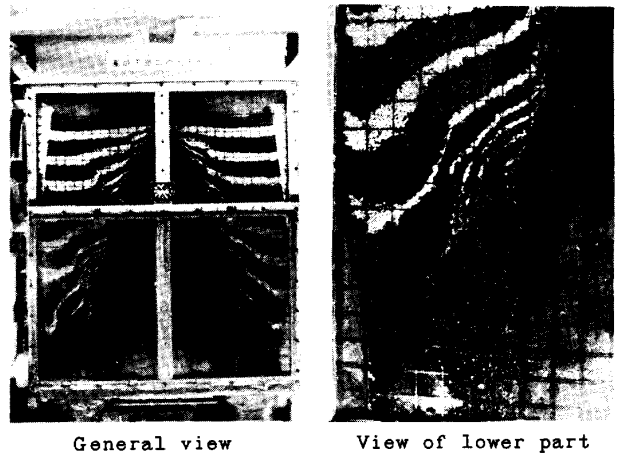


Photo.1. Descending behavior of the burden. (Uniform Ore Layer, Normal Profile)

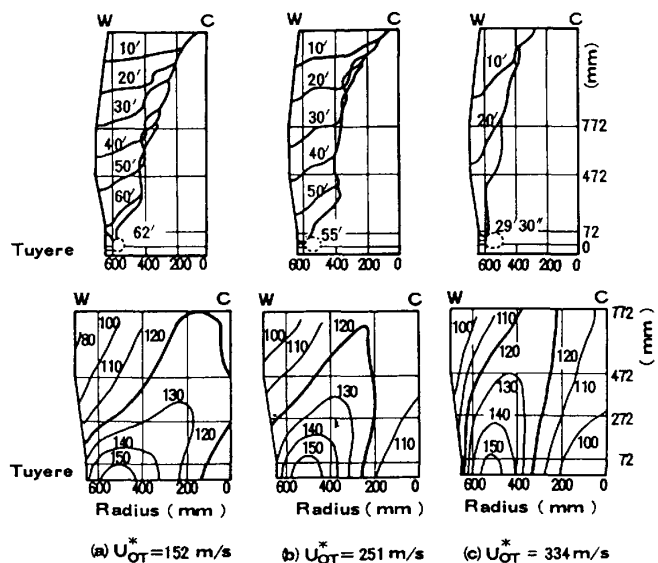


Fig. 3. Effect of blast velocity on burden descent and thermal state.

4.2 炉芯形状と降下挙動

羽口風速を過大 ($U_{OT}^* > 250 m/s$) にすると炉芯が肥大化する。その結果、装入物の降下領域が縮小し、炉壁近傍の装入物の降下速度が増大して (Fig. 3-(C)), 棚・スリップが発生する。

4.3 炉下部温度分布および擬似鉍石の溶融挙動

(1) 羽口風速を過大 ($U_{OT}^* > 250 m/s$) にすると炉芯内の温度が低下する (Fig. 3-(C))。また炉壁近傍の装入物の降下速度が増大するため、炉壁近傍の温度も低下する (Fig. 3-(C))。逆に羽口風速を過小 ($U_{OT}^* < 150 m/s$) にした場合にも炉壁近傍温度の低下現象が認められる (Fig. 3-(a))。

(2) 炉壁近傍温度が低下する場合には、融着層が未溶融でレースウェイへ降下する頻度が多くなる。

4.4 通気性

羽口風速の増加に伴い炉内圧損が増加し、その傾向は羽口風速を過大 ($U_{OT}^* > 250 m/s$) にすると顕著となる (Fig. 4)。特に朝顔部以下における圧損の増大が著しい。

4.5 羽口レベルの微粉コークス (-1 mm) の堆積分布

羽口レベルを半径方向に4分割してサンプリングしたコークス中の微粉コークス量の分布を Fig. 5 に示す。図より、羽口風速が増加すると、レースウェイ先端から炉芯表層部の微粉コークス堆積量が増加し、羽口風速を過大 ($U_{OT}^* > 250 m/s$) にすると、その傾向が著しい。これは、羽口風速の増大に伴いレースウェイ内で発生する微粉コークス量が増加した結果と考えられ、炉内、特に炉芯表層部に堆積した微粉コークスが、炉芯形状、降下溶融挙動、炉下部温度分布および通気性に大きく影響を及ぼすと推察された。

実炉との比較のため、休風前の羽口風速が約 $300 m/s$ であった時期の君津3高炉の羽口レベルにおける半径方向の粉コークス (-3 mm) 堆積分布を示す。Fig. 6 の各領域の平均粉率のパターンは、Fig. 5 の U_{OT}^* が $334 m/s$ の場合の微粉コークス (-1 mm) 分布と比較的良好く類似している。

5. 研究成果の高炉操業への適用例

二次元模型による本実験の知見に基づき、当社の数基の高炉において羽口径を拡大することにより羽口風速を低減する操業を行なっている (Fig. 7)。羽口風速の低下に伴い、

- (1) 通気抵抗指数 K 値の低下 (Fig. 8)
- (2) 装入物降下状態の安定化
- (3) 朝顔部炉体温度の上昇
- (4) 銑鉄中 Si 濃度の低下

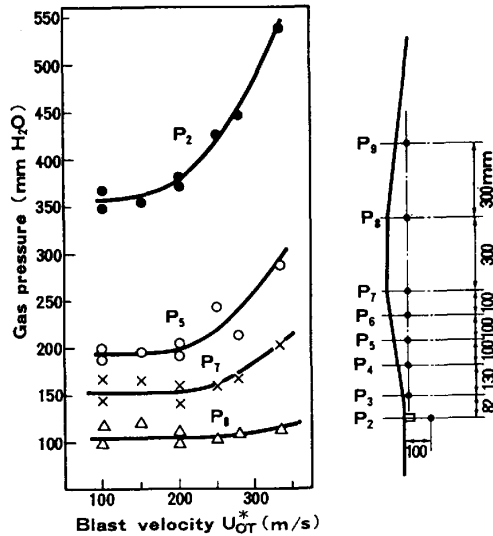
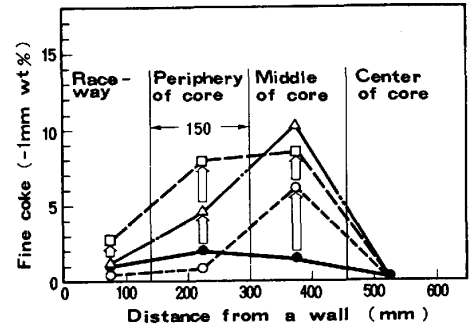


Fig. 4. Effect of blast velocity on the gas pressure at several levels of blast furnace.



● $U_{OT} = 33.9 m/s (100 m/s)$ △ $U_{OT} = 85.1 m/s (251 m/s)$
○ $U_{OT} = 51.5 m/s (152 m/s)$ □ $U_{OT} = 113.6 m/s (334 m/s)$

Fig. 5. Effect of blast velocity on the radial distribution of fine coke at a tuyere level.

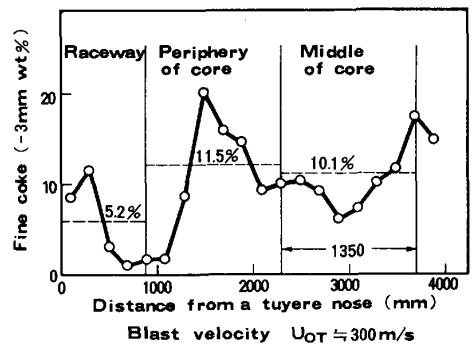


Fig. 6. Radial distribution of fine coke sampled at the tuyere level of Kimitsu No. 3 BF.

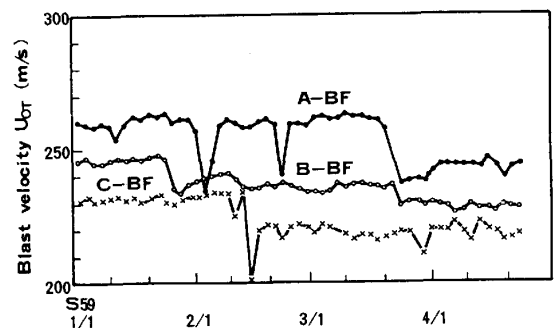


Fig. 7. Blast velocity change in several blast furnaces.

の現象が認められ、高炉操業の安定化に寄与することを確認した。⁸⁾

6. 結 言

(1) 高炉内の物理現象とできるだけ相似の実験条件を設定した二次元模型を用いて、高炉下部充填降下特性に及ぼす送風条件、装入条件および炉体内壁条件の影響について実験的に研究し、融着帯、炉芯、レースウェイにおける充填構造、コークスや融着層の降下溶解挙動を解明し、2, 3 の有用な知見を得た。

(2) 羽口風速の変更実験より、羽口風速が粉コークスの発生を介して、炉芯形状、装入物の降下溶解挙動、炉下部温度分布および通気性に大きな影響を及ぼすことを見出した。そして、羽口風速の適正範囲は実炉換算値で150~200m/sと推定された。

(3) 以上の知見に基づいて一部の高炉で羽口風速低減の操業試験を行ない、高炉操業の安定化に寄与することを確認した。

Nomenclature

- | | |
|--|---|
| <p>C_s : Specific heat of filling material (coke), ($J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$)</p> <p>$D_p$: Mean size of filling material (m)</p> <p>D_{pc} : Mean size of charged coke (m)</p> <p>DR : Raceway depth (m)</p> <p>DT : Inside diameter of tuyere (m)</p> <p>F : Resistance force due to gas flow (N)</p> <p>F_f : Internal friction force of packed bed (N)</p> <p>F_g : Force of gravity (N)</p> <p>F_i : Inertia force of gas (N)</p> <p>F_{it} : Inertia force of blast (N)</p> <p>F_p : Load pressure of packed bed on the top face of raceway (N)</p> <p>f : Coefficient of resistance (-)</p> <p>g : Gravitational acceleration ($m \cdot s^{-2}$)</p> <p>g_c : Conversion coefficient ($kg \cdot m \cdot s^{-2} \cdot N^{-1}$)</p> <p>$H_c$: Distance between the bottom of cohesive zone root and tuyere (m)</p> <p>HR : Raceway height (m)</p> <p>h : Heat transfer coefficient between particles and fluid ($W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}$)</p> <p>$L$: Height of packed bed (distance between the top edge of belly and tuyere) (m)</p> <p>l : Representative length (m)</p> <p>P_{SO} : Load pressure of packed bed on the top face of belly (Pa)</p> <p>Q_c : Heat accumulated of filling materials (J)</p> | <p>Q_h : Heat transferred from gas to filling materials (J)</p> <p>Q_λ : Heat of fusion of cohesive materials (J)</p> <p>Re : Reynolds number (-)</p> <p>t_c : Coke temperature at tuyere level ($^{\circ}C$)</p> <p>t_m : Melting point of ore ($^{\circ}C$)</p> <p>t_o : Softening temperature of ore ($^{\circ}C$)</p> <p>T_f : Flame temperature ($^{\circ}C$)</p> <p>U_{OT}, U_{OT}^* : Blast velocity at tuyere nose, Blast velocity converted for actual blast furnace (m/s)</p> <p>U_t : Blast velocity at tuyere nose (m/s)</p> <p>V_f : Gas velocity in furnace (Superficial gas velocity) (m/s)</p> <p>V_s : Descending speed of filling materials (m/s)</p> <p>ϵ : Void fraction of packed bed (-)</p> <p>$\Delta\theta_d$: Temperature difference between gas and filling materials ($^{\circ}C$)</p> <p>$\Delta\theta_i$: Temperature rise of filling materials ($^{\circ}C$)</p> <p>λ_m : Heat of fusion of cohesive materials ($J \cdot kg^{-1}$)</p> <p>μ_c : Coefficient of internal friction (-)</p> <p>π_i : Dimensionless number (-)</p> <p>$\rho_c, \rho_g, \rho_m, \rho_s$: Density of coke, density of gas, density of cohesive material, density of filling material ($kg \cdot m^{-3}$)</p> <p>ϕ : Shape factor (-)</p> |
|--|---|

参考文献

- 1) 佐藤裕二, 杉山喬, 中村正和, 原行明: 鉄と鋼 66(1980), S 634
- 2) 清水正賢, 山口荒太, 稲葉晋一, 小野玲児: 鉄と鋼 69(1983), S 726
- 3) 田村健二, 榎戸恒夫, 斧勝也, 高松猛, 中原義臣, 浅井謙一: 鉄と鋼 68(1982), S 789
- 4) 田村健二, 榎戸恒夫, 斧勝也, 山本每光, 荒木和茂, 浅井謙一: 鉄と鋼 68(1982), S 790
- 5) 田村健二, 一田守政, 斧勝也, 清塘征史, 山本每光, 荒木和茂: 鉄と鋼 69(1983), S 788
- 6) 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
- 7) 田村健二, 一田守政, 榎戸恒夫, 斧勝也, 林洋一, 下村泰人: 学振 54 委提出資料, No.1665(1983.11)
- 8) 第 108 回本会講演大会 (S 59 年 10 月) の講演概要として投稿中

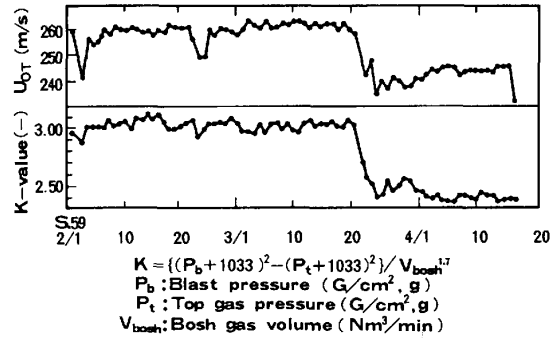


Fig. 8. Example of the effect of blast velocity on the permeability.