

論 文

高炉滴下帯における液流れの解析

杉山 喬*・中川朝之*²・芝池秀治*³・小田 豊*⁴

Analysis on Liquid Flow in the Dripping Zone of Blast Furnace

Takashi SUGIYAMA, Tomoyuki NAKAGAWA, Hideharu SIBAIKE and Yutaka ODA

Synopsis :

Model experiment and mathematical modeling were carried out to elucidate the liquid flow and liquid holdup in the lower part of blast furnace.

Slag viscosity was measured in some ranges of temperature and slag composition in the dripping zone, and computer program for the estimation of slag viscosity was developed. According to the results of model experiment, it was verified that DARCY-type equation can be practically used for the analysis of liquid flow resistance in irrigated packed bed. Molten slag can not flow through the 'deadmann' zone under the condition that coke diameter in the 'deadmann' decreases less than 35 percent of initial coke diameter or void fraction in the 'deadmann' decreases less than 65 percent of initial void fraction of coke bed, or slag viscosity raises more than 6-10 poise, i.e. 'deadmann' temperature falls to lower than 1 400 °C.

Key words : liquid flow ; dripping zone ; blast furnace ; slag viscosity ; model experiment ; mathematical modeling ; liquid holdup ; simulation ; liquid velocity.

1. 緒 言

炉芯を含む高炉滴下帯における溶銑滓の流れはガスの通気性、炉芯の伝熱、 SiO_2 や FeO の還元反応に大きな影響をおよぼす。液の流れは高炉の半径方向で分布をもつと考えられるが、その分布状況が炉下部の温度、反応の分布を左右する。したがって液流れの二次元分布を高炉内で精度よく推定することが炉内現象をより正確に把握する上で重要であると思われる。

高炉の融着帯下面で溶融したスラグと溶銑は炉床湯溜りに至るまでコークスの充填層中を滴下するが、液体が流通する抵抗はコークス充填構造によつて影響を受け、液自身の粘性も影響をおよぼす。特に空間率が低く、温度も低いと考えられる炉芯において流通抵抗は大きいものと思われる。

レースウェイ近傍では液体は横向きのガス流れの影響を受ける。一方液のホールドアップの大小はガスの流れにも影響するというようにガスと液体の流れは相互に複雑に影響をおよぼし合っていると考えられる。

高炉の滴下帯の液体とガスの流れは気液向流充填層の

反応装置と類似しているという前提から、ELLIOTTら¹⁾は滴下帯でフラッキングの起こる可能性を示している。

また福武ら²⁾は高炉の滴下帯に類似した条件下で液ホールドアップの推定式を導いている。これらは均一な条件にもとづいた研究であり、液の流れ方向、あるいは液の流量分布に関する情報は得られない。一方ガスと液体が最も強く影響し合うレースウェイ近傍に関して二次元コールドモデル系での実験^{3,4)}がなされている。いずれも高炉との相似は不完全であるが、レースウェイ周辺に液体の存在しないドライゾーンが形成され液体はその回りを迂回して滴下するという結果を得ている。また液の流れの定量化に関して鈴木ら⁵⁾、天辰ら⁶⁾は液を分散相とみなして確率論、拡散性を適用して解析している。

これらの研究は液流れの現象の理解としてはある一つの方向性を示唆するものと考えられるが、液の滴下メカニズムにはあまりふれられてはおらず、従来の研究から高炉内の液流れ分布を定量的に解析することは困難である。

そこで本研究は高炉内の液流れをシミュレートするため、液の滴下挙動の定量化に必要な規則性を得るための

昭和 60 年 4 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)製銑研究センター日吉研究分室 工博 (Ironmaking Technology Lab., stationed at Hi-yoshi, Nippon Steel Corp., 1618 Ida Nakahara-ku Kawasaki 211)

*² 新日本製鉄(株)製銑研究センター日吉研究分室 (Ironmaking Technology Lab., stationed at Hi-yoshi, Nippon Steel Corp.)

*³ 新日本製鉄(株)堺製鉄所 (Sakai Works, Nippon Steel Corp.)

*⁴ 新日本製鉄(株)名古屋製鉄所 (Nagoya Works, Nippon Steel Corp.)

モデル実験、液が充填層をマクロ的に速度分布をもつて流れるときのホールドアップの定量化を行つた。また液流れに重要な影響をおよぼす高炉スラグの粘性の定量化を試み、数式モデルへの結合を行つた。さらに本結果を用いて高炉内の二次元液流れに関する数式モデルを構成し、高炉内の液の流動特性に関する解析を行つた。

2. 高炉内液流れモデル実験

2.1 実験方法

300 L×300 D×200 H のアクリル製容器の下部に 20 mm ピッチの多数のサンプリング孔を格子状に配置し、滴下流量分布はロードセルによつて連続記録される。従来より報告されている二次元モデル⁴⁾では液が壁面を伝わりやすい傾向をもつため、流れの不安定性、再現性の悪さ等の問題があつた。そこで本実験ではポイントソース法を採用した (Fig. 1)。

また流量分布測定のためにはばらつきを少なくするために下部サンプリングは同心円上の 4 点から同時に行つた。

層内の液流速の測定をするためにサンプリング孔下部に比色計セルを設置した。硝酸銅水溶液の青色トレーサーを充填層上部からパルス状に注入し、下部のセルで検出されるまでの時間遅れ t を計測することにより液流速が求められる。層内液流速は層高 H と t との関係性を求め局所部の値として算出される。一連の実験は充填層高 H を変化させて行われ、可変パラメーターは粒子径、液流量、液粘性等である。充填粒子は 3, 6, 10, 15 mmφ のアルミナ球と 6 mmφ のガラス球を、液は水-グリセリン各種濃度の混合液をおのおの用いている。液流量は 185~455 ml/min とした。

またサンプリング孔下部構造は真球に近いアルミナ球

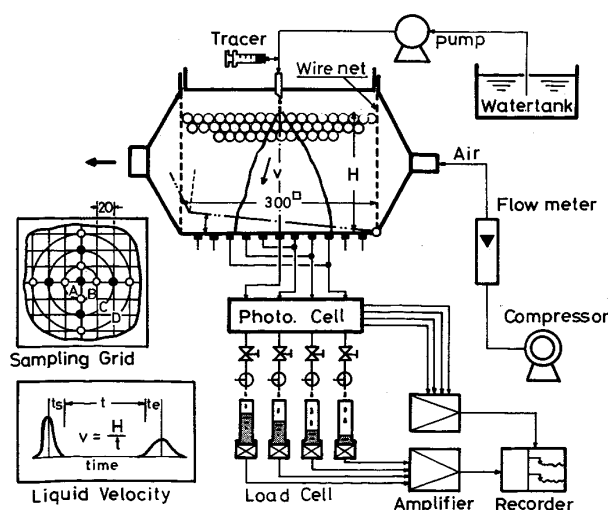


Fig. 1. Experimental apparatus for liquid flow.

が孔を完全に閉塞しないように各孔に 6φ のスプリングを差し込んでいる。

静的ホールドアップ h_s の測定は別に穴をあけた 142φ のポリスチレン円筒容器に粒子を充填し、液中へ全体を浸した後引き上げ、層内に補足された液量を測定した。底面の影響を除くために h_s は層高 H の変化に対する液量変化の勾配から算出した。動的ホールドアップ h_d は Fig. 1 の充填層滴下後の液量をロードセルで連続秤量し、給液停止後の滴下量を測定している。 h_d は各半径ごとに層高 H を変えたときの滴下液量変化を検出して算出した。同時に液滴下充填層をメッシュで区切った単位セル内の液流速を測定している。

2.2 液ホールドアップの定量化

h_s , h_d を無次元数群で整理し (1)~(3) 式の実験式を得た。

$$h_s = 0.0194 Ga_m^{0.0254} Cp_m^{-0.0044} \quad (1)$$

$$h_d = 8.122 Re_m^{0.581} Ga_m^{-0.482} Cp_m^{0.298} \quad (2)$$

$$h_t = h_s + h_d \quad (3)$$

無次元数は福武ら²⁾が示した修正レイノルズ数 Re_m , 修正キャピラリー数 Cp_m を用い、修正ガリレイ数 Ga_m を加えて (4)~(6) 式で表される。

$$Re_m = \rho_l u_i \phi D_p / \mu_l (1 - \epsilon) \quad (4)$$

$$Cp_m = \{ \rho_l g (\phi D_p)^2 / \sigma_l (1 - \epsilon)^2 \} \times \{ 1 / (1 + \cos \theta) \} \quad (5)$$

$$Ga_m = \rho_l^2 g (\phi D_p)^3 / \mu_l^2 (1 - \epsilon)^3 \quad (6)$$

Table 1. Experimental condition based on dimensionless numbers.

Dimensionless numbers		Re_m	Ga_m	Cp_m	N_c
Comparison					
This work	Max	39.45	1.16×10^7	8.84	2.0
	Min	0.022	1.64×10^2	2.67	1.34
BF	Metal	2.27	1.77×10^8	79.1	0.43
	Slag	0.016	4.51×10^3	75.6	0.06~0.74

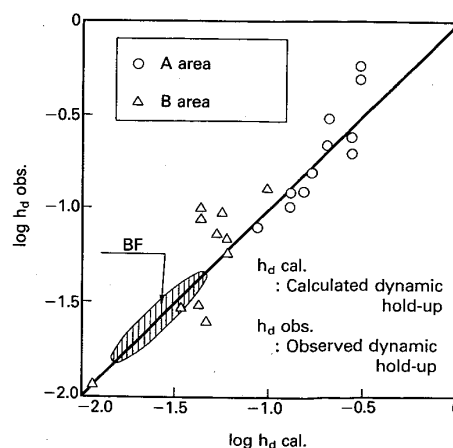


Fig. 2. Relation between h_d cal. and h_d obs..

本研究と実炉との適用範囲を Table 1 に示す。

Fig. 2 に一例として動的ホールドアップの実測と計算の比較を示したが、(1)、(2)式とも実高炉の適用範囲をも含んでおり実験結果をよく説明している。

静的ホールドアップ h_s に関して福武ら²⁾の研究では Ga_m は含まれていないが、本研究では粘性が h_s に大きく影響し Ga_m を無視することができなかつた。

実験式(1)、(2)を用いて実高炉の条件(出鉄比 1.9, 温度 1500°C, コークス粒径 50 mm ϕ)で h_s , h_d を算出した結果を Table 2 に示した。この式から実高炉内ではホールドアップはおよそ推定空隙率($\epsilon=0.45$)の 6~15% 程度であると推定される。スラグの動的ホールドアップ h_d に関しては福武ら²⁾の値の約 2 倍に計算された。これは主としてスラグ粘度の効果の違い、あるいは福武ら²⁾は h_t の実測と液流速 u の関係から h_s と h_d を計算で求めているのに対し本実験では h_s と h_d を独立に測定しているという実験方法の違いも影響していると考えられる。また粒子-液体間の接触角はアルミナ-グリセリン系では $\theta=0^\circ$ とした。表面張力は $\{6.3\sim 7.4\} \times 10^{-2}(\text{N/m})$ の範囲で変化している。

2.3 滴下液量分布と層内液流速の測定

液流の分散のしかたを表す一つの指数としてポイントソース直下部のポイント A の滴下速度 $V_A(\text{g/s})$ と 20 mm はなれた隣接位置 B における滴下速度 $V_B(\text{g/s})$ との分散比 (V_A/V_B) をとった。この指数は液の分散のし

Table 2. Estimation of liquid hold-up in Blast furnace.

Result	Hold up	h_s	h_d	h_t
Metal		0.0204	0.0077	0.0281
Slag		0.0158	0.0519	0.0677

$h_t = h_s + h_d$

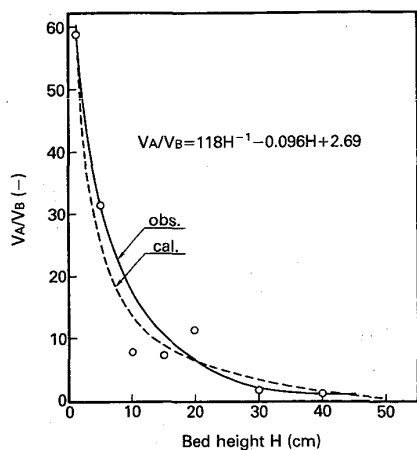


Fig. 3. Sharpness of flow distribution.

にくさ(とんがり度)を示している。

分散比 V_A/V_B は層高 H の増加と共に減少し液流はひろがる傾向にあり、層高 30 cm 以上ではほぼ一定のひろがりを示している (Fig. 3)。また液流量、液粘性が増加するにしたがつて液質量速度はひろがる傾向を示した (Fig. 4)。

測定した滴下量分布はマクロ的にはある傾向を示すが、ばらつきが大きく定量化を行うためには補正を必要とした。液の分散性については各層高における V_A/V_B の実測値を層高に対する一つの曲線で表し、滴下流量分

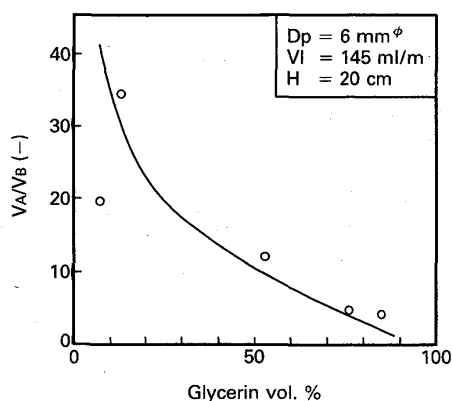


Fig. 4. Effect of liquid viscosity on the sharpness of flow distribution.

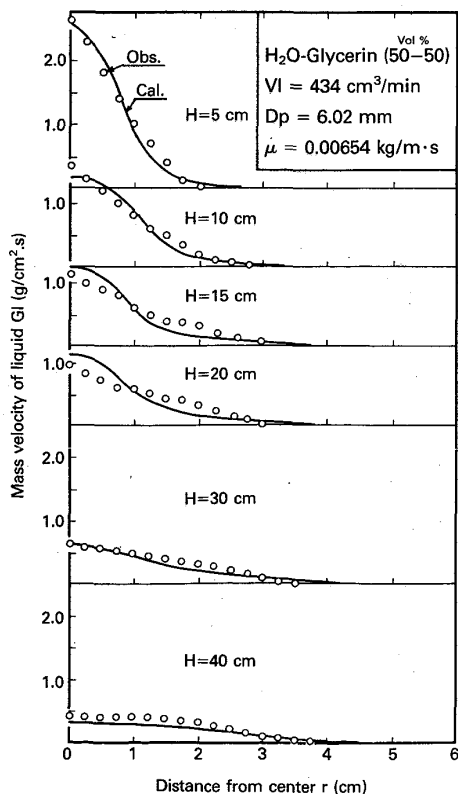


Fig. 5. Distribution of liquid mass velocity.

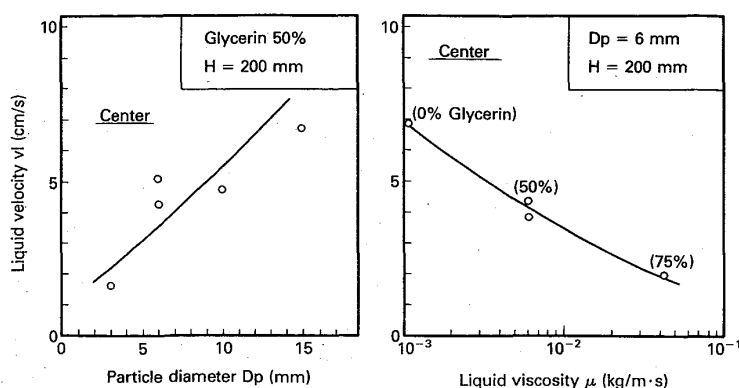


Fig. 6. Effect of particle diameter and liquid viscosity on the liquid velocity.

布を半径方向に積分した V_l が供給量に一致するように (7) 式を用いて補正を行っている。

$$V_l = \int_0^R 2\pi r \cdot G_l \cdot dr \dots\dots\dots (7)$$

Fig. 5 は各層高ごとの液質量流量の分布を表している。液流分布は層の上部ではシャープな分布を示すが、層下部へ移るにしたがつてフラットな分布になっている。

粒子径の増大とともに液流速は上昇し、粘性の増大とともに液流速は減少することがわかった (Fig. 6)。この傾向は隣接位置 B においても認められた。液粘性の増加は h_d の増大につながり、このことも液流速を減少させる原因となっている。したがって高炉滴下帯における通液性を確保するためには、コークスが粒子径の大きい状態で炉床に達することが望ましく、液の流動性を高める操作が重要と考えられる。

液体は液の粘性、充填層の充填構造等により半径方向にひろがりながら滴下する。粘性と充填構造に起因する液の流通抵抗として Darcy の通液抵抗式が一般的であり (8) 式で表される。

$$f = \frac{18k(1-\epsilon)^2 \mu_l}{\epsilon^3 D_p^2 g_c} \cdot u_l \dots\dots\dots (8)$$

(8) 式のメカニズムは充填粒子表面と液との摩擦抵抗によるものであり、充填層が液で十分に満たされた場合には圧力損失と等価である。本実験によれば高炉滴下帯のように充填層内空間が完全に液で満たされておらず、液が分散状態で流れている場合でも Fig. 6 に示したように (8) 式の傾向を表していた。

液流量が増加した場合の液流速におよぼす影響を Fig. 7 に示した。粒子径の違いで流速に顕著な差がみられるが、液流量の流速におよぼす影響は認められない。これは液流量が増えるとホールドアップも増加するが、液流速に対応したある一定のホールドアップに達すると液はその領域に流れ込めず、液は半径方向に移動して液

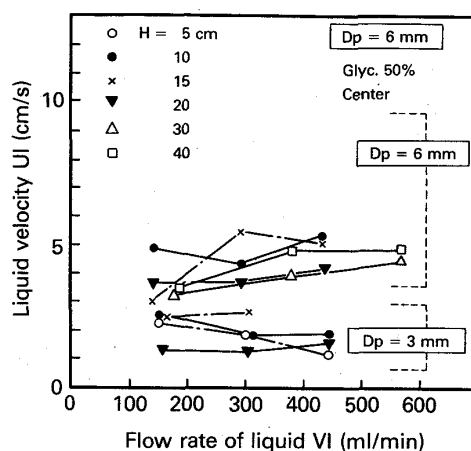


Fig. 7. Effect of flow rate on the liquid velocity.

流下領域がひろがるためと考えられる。またこれは充填層単位体積当たりを流下することができる液量に最大値が存在するという点で興味深い現象である。

充填層内の液流れにおよぼす横向きガスの力の影響について実高炉の粒子レイノルズ数に匹敵する $Re_p = 1280$ まで流して調べたが液流線の曲がりには顕著ではなかった。

3. 高炉スラグの粘度推定モデルの作成

高炉スラグを対象として $\text{CaO-SiO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3\text{-MgO-FeO}$ 五成分系スラグの粘度測定を行い、その結果にもとづいて高炉スラグの粘度を任意の組成と温度において推定するモデルの作成を試みた⁹⁾¹⁰⁾。

3.1 実験方法

粘度の測定には回転粘度計を用い内筒回転法によった。るつぼとローター (回転子) の材質は FeO を含まない系では黒鉛、FeO を含む系では純鉄とした。スラグ層の温度はるつぼ側面に設置した熱電対で測定した。

3.2 FeO を含まないスラグの粘度推定式

塩基度 (CaO/SiO_2): 1.2~1.5, Al_2O_3 : 10~20 wt%,

MgO: 0~10 wt% の組成範囲で測定したスラグ粘度を CaO/SiO₂, Al₂O₃ 濃度, MgO 濃度および温度の関数として表したところ (9) 式が得られた.

$$\begin{aligned} \log_{10} \eta = & A1 (W_{CaO}/W_{SiO_2})^2 + A2 (W_{CaO}/W_{SiO_2}) \\ & + A3 (W_{MgO})^2 + A4 (W_{MgO}) + A5 (W_{Al_2O_3})^2 \\ & + A6 (W_{Al_2O_3}) + A7/T^2 + A8/T + A9 \end{aligned}$$

$A1 = 1.7089$ $A2 = -4.7419$ $A3 = 0.9331$
 $A4 = -1.8862$ $A5 = 7.9909$ $A6 = -1.0317$
 $A7 = 4.2687 \times 10^6$ $A8 = 2.6754 \times 10^3$ $A9 = 0.2575$

..... (9)

この式で計算される粘度と実測値の関係は標準偏差 0.06, 相関係数 0.97 であった.

塩基度 (CaO/SiO₂) が 1.2 以下のスラグ粘度の推定式には GUL'TYAI⁷⁾ の測定値を用いた. Al₂O₃ 濃度を粘度に関して当量な SiO₂ 濃度 Na に換算して, (10) 式によって整理した.

$$\begin{aligned} \log_{10} \eta = & 32.304 (M_{SiO_2} + Na)^2 - 27.604 (M_{SiO_2} + Na) \\ & - 7.6370 \times 10^5 / T^2 + 8.6379 \times 10^3 / T + 0.8937 \end{aligned}$$

..... (10)

ここで Na は (11) 式で表される.

$$\begin{aligned} Na = & B1 + B2 (M_{CaO})^2 (M_{Al_2O_3})^2 \\ & + B3 (M_{CaO})^2 (M_{Al_2O_3}) + B4 (M_{CaO})^2 \\ & + B5 (M_{CaO}) (M_{Al_2O_3})^2 + B6 (M_{CaO}) (M_{Al_2O_3}) \\ & + B7 (M_{CaO}) + B8 (M_{Al_2O_3})^2 + B9 (M_{Al_2O_3}) \end{aligned}$$

$B1 = 0.14805$ $B2 = 70.930$ $B3 = -15.070$
 $B4 = 0.63461$ $B5 = -125.43$ $B6 = 26.019$
 $B7 = -0.74517$ $B8 = 37.413$ $B9 = -6.4791$

..... (11)

ただし $M_{Al_2O_3} = 0$ のとき $Na = 0$, M_{CaO} は CaO と MgO のモル分率の和を表している.

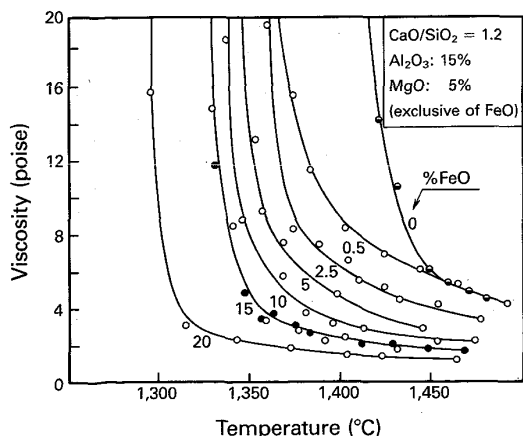


Fig. 8. Viscosity change with temperature and FeO concentration of CaO-SiO₂-Al₂O₃-MgO-FeO slag.

(10), (11) 式により GUL'TYAI のデータのうち, CaO/SiO₂ = 0.6~1.2, Al₂O₃: 0~20 wt%, MgO: 0~10 wt%, 温度: 1350~1550°C の範囲の測定値を標準偏差 0.07, 相関係数 0.99 で表すことができた.

以上の結果を用いて任意の組成と温度における高炉スラグの粘度を推定することができるが, 塩基度に関して (9) 式 (10) 式の結合点近傍ではスムージング処理を行っている.

3.3 含 FeO 系スラグの粘度推定式

塩基度 (CaO/SiO₂) = 1.2, Al₂O₃: 15.0 wt%, MgO: 5 wt% のスラグに 20 wt% まで FeO を加えた場合の粘度測定結果を Fig. 8 に示す. この範囲で FeO はスラグの粘度を低下させることがわかる. FeO を含むスラグの粘度と FeO を含まないスラグの粘度の比を相対粘度 η_r とすると, Fig. 8 に示した FeO の粘度に対する影響は次式で表すことができる.

$$\begin{aligned} \eta_r = & 1 / \{ C1 (W_{FeO})^2 T^2 + C2 (W_{FeO})^2 T \\ & + C3 (W_{FeO})^2 + C4 (W_{FeO}) T^2 + C5 (W_{FeO}) T \\ & + C6 (W_{FeO}) + C7 \cdot T^2 + C8 \cdot T + C9 \} \end{aligned} \quad \text{..... (12)}$$

$C1 = -1.7213 \times 10^{-3}$ $C2 = 4.3381$
 $C3 = -2.6344 \times 10^3$ $C4 = 1.5384 \times 10^{-4}$
 $C5 = -5.8237 \times 10^{-1}$ $C6 = 5.3355 \times 10^2$
 $C7 = 4.0490 \times 10^{-6}$ $C8 = -1.3903 \times 10^{-2}$
 $C9 = 1.2758 \times 10^1$

この式で計算した粘度と実測値の関係は標準偏差 0.30, 相関係数 0.99 であった.

3.4 高炉下部におけるスラグ粘度分布の推定

新日本製鉄(株)名古屋第一高炉の解体調査で得られたスラグ組成 (CaO, SiO₂, Al₂O₃, MgO) とコークス黒鉛化温度をもとに高炉下部におけるスラグの粘度分布を推

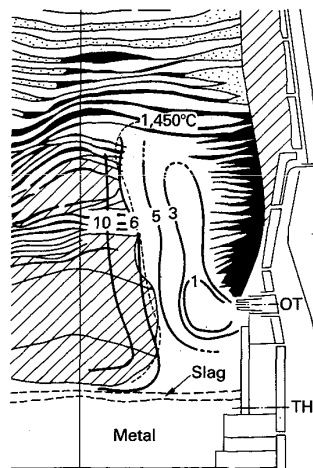


Fig. 9. Estimated isoviscosity lines in dissected Nagoya No. 1 BF (poise).

定した結果を Fig. 9 に示す。羽口を中心として等粘度線が描けるが、いわゆる未溶解炉芯部の境界と粘度の6ポアズラインがほぼ一致しており、この程度のスラグ粘度が炉下部におけるスラグの流動性の一つの限界点と考えられる。

4. 数式モデルによる液流れ現象の解析

高炉内でスラグ、メタルの流速分布を直接測定することは現在のところほとんど不可能であり、実験事実から定量性のある推定を下すには数式モデルによる方法が最も適当な方法と考えられる。著者らは以下の仮定にもとづいて高炉内の液流れシミュレーションを行った。(1) 二次元円筒軸対称モデル。(2) 液体の反応は考慮せず各微小領域では流入流出の物質収支関係が満足される。(3) 溶銑とスラグは独立の挙動を示す。ただしホールドアップは両者の体積比率に案分される。(4) 融着帯下面における液の滴下流量分布は鉱石層厚分布の関数とする。(5) 液の流通抵抗は Darcy 式タイプの液の粘性抵抗式を使うことができる。

4.1 基礎方程式

微小円筒セルに流入流出する液の物質収支を満足する連続の式は(13)式で表される。

$$\frac{\partial}{\partial z} (rG_{iz}) + \frac{\partial}{\partial r} (rG_{ir}) = 0 \quad (13)$$

運動方程式は液の粘性抵抗力、液がガスから受ける力、重力を考慮し(14)式で表した。また前述の液流量増加に見られるような液の半径方向への移動を表すために速度ポテンシャル Φ をもつ外力が仮想的に働くとしている。

$$F\vec{G}_i + S\vec{G}_g + \text{grad } \Phi + \rho_i^* \vec{g} = 0 \quad (14)$$

ここで粘性抵抗力は(8)式を用いるが、液の粒子との接触摩擦抵抗は液が完全に空間を満たしていないことを考慮して全空間のうちホールドアップ分だけを考慮して(15)式で表した。

$$F = \frac{18k(1-\epsilon)^2\mu_i}{\epsilon^3 D^2 g_c} \cdot \frac{h_i}{\epsilon} \cdot \frac{1}{\rho_i^*} \quad (15)$$

高炉内では滴下する液体は上昇してくるガスの力を受ける。そこで液表面とガスとの摩擦抵抗として FANNING の式(16)を用いた。

$$F_g = f_1 \cdot \left(\frac{\rho_g V_g^2}{2g_c} \right) \cdot A_p \quad (16)$$

ここで平均液滴径 D_i を平断面において充填物が最密に充填された時の空間に存在しえる粒子径として以下のように定義し比表面積 A_p を計算した。

$$D_i = \frac{2\sqrt{3}-3}{3} D_p \quad (17)$$

(16)式よりガス流速の空塔速度への変換を行うと、S

として(18)式を得る。

$$S = f_1 \left(\frac{3 \cdot h_i}{g_c \epsilon^2 D_i \rho_g} \mid G_g \mid \right) \quad (18)$$

(14)式に Rot を作用させて Cross differentiation をとると Φ は消去でき、流れの関数を(19)式のように定義すると流れの基礎方程式として(20)式を得る。

$$\frac{\partial \Psi_i}{\partial z} = -rG_{ir}, \quad \frac{\partial \Psi_i}{\partial r} = rG_{iz} \quad (19)$$

$$F \frac{\partial^2 \Psi_i}{\partial z^2} + \frac{\partial F}{\partial z} \frac{\partial \Psi_i}{\partial z} - \frac{F}{r} \frac{\partial \Psi_i}{\partial r} + F \frac{\partial^2 \Psi_i}{\partial r^2} + \frac{\partial F}{\partial r} \frac{\partial \Psi_i}{\partial r} - \left(\frac{\partial S}{\partial z} G_{gr} + S \frac{\partial G_{gr}}{\partial z} + \frac{\partial (\rho_i^* g)}{\partial r} - \frac{\partial S}{\partial r} G_{gz} - S \frac{\partial G_{gz}}{\partial r} \right) r = 0 \quad (20)$$

数値計算法は(20)式を差分化し境界条件のもとでSOR法を用いて解いた。

4.2 実験系数式モデル

本数式モデルから得られる流速分布と実測値との比較をガス流通なしの系で行った。まず各位置のホールドアップの実測値からホールドアップの分布を補間法で求めた。境界条件は中心で $\Psi_i = 1.0$ 、液のドライゾーンとウェットゾーンの境界は実験結果を与え、 $\Psi_i = 0.5$ とした。

Fig. 10 はシミュレーションによつて求めた液流れ線分布である。流れを表す流れの関数 Ψ_i はその間隔が等しいときに等流量が流れるように選んである。Fig. 10 は中心で間隔が狭く周辺ではその間隔が開いており、中心では液流速が大きいことを示している。前述の Fig. 5 にシミュレーションモデルによつて計算した液質量速度と実測液質量速度分布との比較を示してあるが、ほぼ良

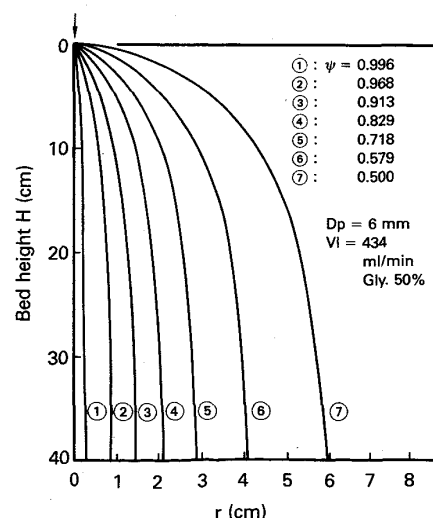


Fig. 10. Calculated streamlines of liquid flowing through the experimental system.

好な一致を示した。

計算結果によればホールドアップ増大と液流速の増大とはよく対応した。

以上から Darcy タイプの通液抵抗式をこのような分散系に適用しても実用上はシミュレーションが可能であると考えられる。

4.3 高炉内液流れ挙動の解析

単純化した系での高炉滴下帯内の液流れのシミュレーションを行い、各要因の効果を検討した。液流れに重要な影響を与えるスラグの粘性は前述のスラグ粘度推定モデルによって計算している。

4.3.1 コークス粒子径と空間率の影響

炉芯のコークス粒子径 D_{PD} と空間率 ε_D の変化は液流れに大きく影響する因子である。滴下帯のコークス粒子径 $D_{PM}=50\text{ mm}$ に対して D_{PD} を小さくすると、 $D_{PD}=20\text{ mm}$ ではスラグ・溶銑とも炉芯を流れなくなる。炉芯のコークス粒子径 D_{PD} と空間率 ε_D の減少にともない、炉芯の液流量比（炉芯の液流速/滴下帯内の液流速）が減少し、 D_{PD} が D_{PM} の 35% 以下か、 ε_D が滴下帯のその 65% 以下になると液が炉芯を流れなくなる

(Fig. 11)。実際の炉内では粒子径 D_{PD} と空間率 ε_D の変化が複合的に起こっておりおのおのの限界はこれよりも高いことが予想される。

4.3.2 炉芯温度の影響

滴下帯の温度 $T_m=1600^\circ\text{C}$ の条件で炉芯の温度を下げた場合、炉芯温度 $T_D=1350^\circ\text{C}$ では溶銑は炉芯を流れるがスラグは炉芯を流れなくなる。温度が 1400°C 以下の領域ではスラグの粘性が急上昇しており、流通抵抗の増大によりスラグの質量速度が炉芯で非常に小さくなって、温度の高い炉壁側を流れるためと考えられる。このときのスラグの粘度は約 10 poise であり、名古屋一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 であったことを考えると 6-10 poise のスラグ粘度が炉芯内の流動性を悪化させる上限であると考えられる (Fig. 12)。

実炉の羽口コークスのサンプリング結果によれば炉芯コークスの履歴温度 1380°C 以下になると融着物が出現し、このとき荷降下が悪化した。以上のことから炉芯の活性化を維持するためには炉芯温度を少なくとも 1400°C 以上に保つ必要があると考えられる (Fig. 13)。

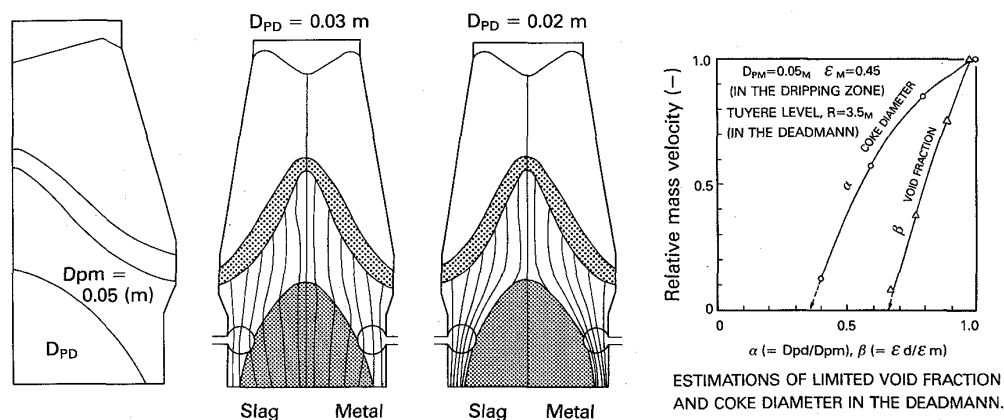


Fig. 11. Effect of coke diameter on slag and pig iron flow in the lower part of blast furnace.

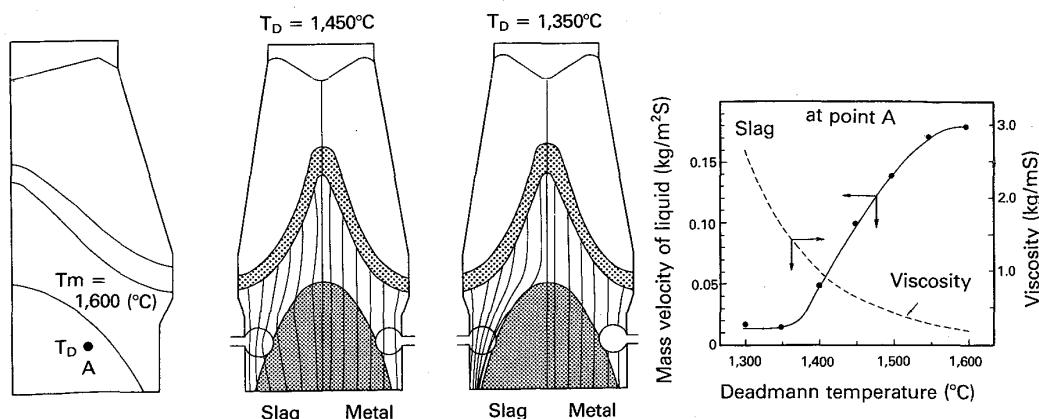


Fig. 12. Effect of deadman temperature on slag and pig iron flow in the lower part of blast furnace.

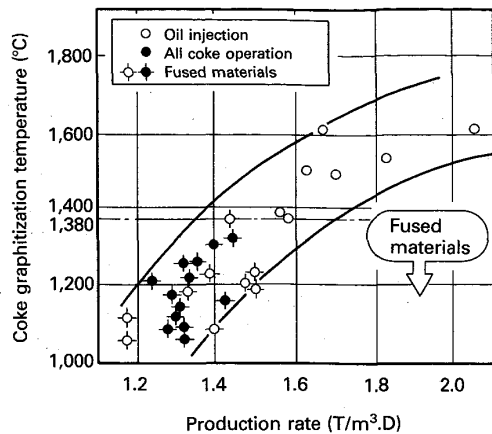


Fig. 13. Graphitization temperature of coke sampled from tuyere of Sakai No. 2 blast furnace.

液流速分布に与えるガス流の影響については特に融着帯下面近傍のガス流速の速い部分で流線が曲げられる傾向にあり、スラグより粘度の小さい溶鉄の方が影響を受けやすい。

5. 結 論

高炉の炉芯を含む滴下帯のスラグと溶鉄の滴下挙動を解析するためにポイントソース系のモデル実験および高炉内二次元液流れのシミュレーションモデルを開発した。さらに液の流下挙動に影響をおよぼすスラグ粘度の測定とそのモデル化を行い、次の知見を得た。(1)モデル実験によれば粒子径、液の粘性、ホールドアップが液の流れ分布を左右し、実用的には Darcy タイプの流通抵抗式で充填層中の液流れの抵抗を表せることがわかった。(2)高炉のシミュレーション結果によれば、炉芯の粒子径が滴下帯の 35% 以下あるいは炉芯の空間率が滴下帯の 65% 以下になると炉芯の流通抵抗の上昇により炉芯には液が流れ込まなくなることがわかった。(3)炉芯の温度が 1400°C 以下になるとスラグの流動性が急に悪化し、炉芯内をスラグが流れなくなる。また粘度 6-10 poise が炉芯内でスラグが流動する上限であることが明らかになった。

記 号

A_p : 液の比表面積 ($\text{m}^2/\text{m}^3\text{bed}$)
 C_{pm} : 修正キャピラリー数 (—)
 D_l : 液滴径 (m)
 D_p : 粒子径 (m)

F, f : Darcy 式の粘性抵抗 ($\text{kgf}\cdot\text{s}/\text{kg}\cdot\text{m}$)
 Ga_m : 修正ガリレイ数 (—)
 G_g : ガス質量速度 ($\text{kg}/\text{m}^2\cdot\text{s}$)
 G_l : 液の質量速度 ($\text{kg}/\text{m}^2\cdot\text{s}$)
 G_{lr} : 液の質量速度の r 方向成分 ($\text{kg}/\text{m}^2\cdot\text{s}$)
 G_{lz} : 液の質量速度の z 方向成分 ($\text{kg}/\text{m}^2\cdot\text{s}$)
 g : 重力加速度 (m/s^2)
 g_c : 重力換算係数 ($\text{kg}\cdot\text{m}/\text{kgf}\cdot\text{s}^2$)
 h_d : 動的ホールドアップ ($\text{m}^3/\text{m}^3\text{bed}$)
 h_s : 静的ホールドアップ ($\text{m}^3/\text{m}^3\text{bed}$)
 h_t : トータルホールドアップ ($\text{m}^3/\text{m}^3\text{bed}$)
 k : Darcy 式の補正抵抗係数 ($=10$) (—)
 $M_{\text{CaO}}, M_{\text{SiO}_2}, M_{\text{Al}_2\text{O}_3}$: スラグのモル分率 (—)
 Na : Al_2O_3 の SiO_2 当量 (—)
 R : ウェットゾーン半径 (m)
 Re_m : 修正レイノルズ数 (—)
 r : 半径方向距離 (m)
 S : ガスと液の摩擦抵抗 ($\text{kg}\cdot\text{s}/\text{kg}\cdot\text{m}$)
 T : 温度 ($^{\circ}\text{C}$)
 U_l : 液流速 (m/s)
 V_l : 液供給速度 (m^3/s)
 $W_{\text{CaO}}, W_{\text{SiO}_2}, W_{\text{Al}_2\text{O}_3}, W_{\text{MgO}}, W_{\text{FeO}}$: スラグの重量分率 (—)
 z : 高さ方向距離 (m)
 ε : 充填層空間率 (—)
 η : スラグの粘度 (poise)
 η_r : 相対粘度 (—)
 θ : 固液の接触角 (deg)
 Φ : 速度ポテンシャル (kgwt/m^2)
 μ_l : 液の粘度 ($\text{kg}/\text{m}\cdot\text{s}$)
 ρ_l : 液体の密度 (kg/m^3)
 ρ_l^* : 充填層単位体積基準の液体の密度 ($\text{kg}/\text{m}^3\text{bed}$)
 σ_l : 液の表面張力 (N/m)
 ϕ : 粒子形状係数 (—)
 Ψ_l : 流れの関数 (kg/s)

文 献

- 1) J. F. ELLIOTT, R. A. BUCHANAN and J. B. WAGSTAFF: J. Met., 4 (1952), p. 709
- 2) 福武 剛, V. RAGAKUMAR: 鉄と鋼, 66 (1980), p. 1937
- 3) 中込倫路, 桑野芳一, 館 充: 鉄と鋼, 61 (1975), S385
- 4) J. SZEKELY and Y. KAJIWARA: Trans. Iron Steel Inst. Jpn., 19 (1979), p. 76
- 5) 鈴木驍一, 大野陽太郎, M. SCHNEIDER: 学振 54 委-No. 1519 (昭和 55 年 2 月)
- 6) 天辰正義, 村上敬司, 相馬胤和: 鉄と鋼, 70 (1984), S772
- 7) I. I. GUL'TYAI: Izv. A. N. SSSR. Metall. (1962), p. 52
- 8) 杉山 喬, 須賀田正泰, 下村泰人, 吉田光男: 鉄と鋼, 69 (1983), S862
- 9) 中川朝之, 杉山 喬, 須賀田正泰, 佐藤裕二: 鉄と鋼, 71 (1985), S789
- 10) 須賀田正泰, 杉山 喬, 中川朝之: 学振 54 委-No. 1753 (昭和 61 年 2 月)