

液流れを考慮した炉芯の非定常伝熱解析

沈 宗斌*・西岡 浩樹*²・西村 恒久*³・内藤 誠章*³・清水 正賢*²

Unsteady State Heat Transfer Analysis of Lower Part of Blast Furnace with Liquid Flow

Zongbin SHEN, Kouki NISHIOKA, Tsunehisa NISHIMURA, Masaaki NAITO and Masakata SHIMIZU

Synopsis : Stable operation of the blast furnace much owes to satisfactory heat maintenance in lower part of it.

To make clear heat transfer behavior in lower part of the blast furnace, a new mathematical model has been developed. The feature of the model is (1) treating as unsteady phenomena, (2) considering mass flow, heat transfer, and direct reduction of slag (FeO), (3) handling gas, solid, and especially metal and slag separately with respect to accurate analysis of liquid behavior.

By the estimation of effects of various operational conditions on the temperature in lower part of the blast furnace, the following results have been obtained.

(i) Change of slag (FeO) at cohesive zone makes much influence on temperature in the lower part. To keep stable operation, less than 20 wt% of slag (FeO) at cohesive zone is required.

(ii) The factors keeping coke temperature at center of deadman are (1) decreasing of slag (FeO) at cohesive zone, (2) decreasing of void fraction of deadman, (3) increasing of temperature of cohesive zone, (4) increasing of temperature of raceway gas, and (5) decreasing of O/C at center. And the factors keeping coke temperature under raceway are (1) decreasing of slag (FeO) at cohesive zone, (2) increasing of diameter of deadman coke, (3) increasing of void fraction of deadman, (4) increasing of temperature of cohesive zone, (5) increasing of temperature of raceway gas.

Key words: ironmaking; blast furnace; modelling; deadman; heat transfer; viscosity; slag reduction; endothermic reaction.

1. 緒言

近年、微粉炭の多量吹込みおよび出銑比の変動に伴う炉芯の活性化対策が高炉操業の重要課題になっている。炉芯内の活性化を維持し安定操業を実現させるために炉芯の温度に焦点をあてた研究が必要である。炉芯温度に及ぼす要因として、(1)炉芯コークス内熱伝導、(2)炉芯内部での放射伝熱、(3)炉芯コークスと流体との対流伝熱、(4)炉芯コークスと溶融FeOとの吸熱反応などがあげられる。村山ら¹⁾は、炉芯内部にガス流れがない場合について検討を加え、炉芯温度に及ぼす溶融(FeO)の還元反応の影響が大きいことを明らかにした。加えて、炉芯内部にガス流れがある場合についても検討を行い、炉芯への吹込みガス流速の影響が非常に大きいことを示し、(FeO)の吸熱速度に及ぼす温度や反応物の濃度などの影響を明らかにする必要があると結論付けている。

数学モデルによる解析としては、杉山ら²⁾が高炉トータルモデルに融着帯からの液流れモデルを組み込み、炉芯内のスラグ滴下挙動を解析した。Austinら³⁾も、高炉トータルモデルとして4流体モデルを開発し、高炉全体を含め炉芯内の解析精度を高めつつある。ただし(FeO)含有高炉系

スラグの粘性については、中川らの式^{2,4)}が適用されているが、重相関式であるため、1500°C以上では高温ほど粘性が高くなるなど不具合が生じる。また、石井ら⁵⁾が提示したスラグ粘性式においても、(FeO)の影響を補正してはいるが、実験データよりもかなり高い数値を示すなど、現段階では高炉の滴下帯から炉床部までの広範囲で(FeO)含有スラグの性状評価は不十分である。

そこで、(FeO)スラグの滴下・反応過程における粘性変化や還元吸熱反応の影響を考慮した高炉下部2次元非定常モデルを開発し、融着帯滴下開始時のスラグ(FeO)や炉芯コークス粒径、空隙率、送風条件等の各種要因が炉芯温度に及ぼす影響を調査し、その影響度を考察した。

2. 液流れを伴う2次元非定常伝熱モデル

高炉内に存在する気体、溶銑、スラグを、それぞれ体積分率 ϵ_g 、 ϵ_{iron} 、 ϵ_{slag} を占める流体として扱う⁶⁾。また固体の体積分率を ϵ_s とする。各相の運動、エネルギー、物質移動は、異相間の相互作用を考慮して表現される。ただし固体に関しては、エネルギー方程式のみを取り扱った。ここでは、反応および異相間の物質移動を物質収支式に基づいて取り

平成12年10月14日受付 平成12年12月11日受理 (Received on Oct. 14, 2000; Accepted on Dec. 11, 2000)

* 九州大学大学院 (Graduate School of Engineering, Kyushu University)

*² 九州大学大学院工学研究院 (Faculty of Engineering, Kyushu University)

*³ 新日本製鐵 (株) 鉄鋼研究所 (Steel Research Laboratories, Nippon Steel Corp., 20-1 Shintomi Futtsu 293-8511)

扱っている。基礎式の導出にあたって、以下の仮定を用いた。(1)炉内の流れ場および温度場は非定常、軸対称次元である。(2)溶銑-スラグ間の相互作用は考慮しない。(3)液体に対して、充填層中の流動による分散は考慮しない。(4)溶融FeOの炉芯コークスとの直接反応以外の反応は考慮しない。(5)解析対象は融着帯より下部領域とする。融着帯より上部については、炉下部のガス流れに影響を及ぼすため、通気性のみを考慮する。

2.1 基礎式

支配方程式としては、気体、溶銑、スラグに関する連続の式、Navier-Stokesの式およびエネルギー方程式を使用し、有限体積法による離散化を行い、完全陰解法を使用して解いた。これらの支配方程式は、各物質相を添え字*i*で表し、各方程式で解くべき変数を記号ψで代表させると、非定常状態、2次元円筒座標系における保存式は次の形で表される。

$$\frac{\partial}{\partial t}(\epsilon_i \rho_i \psi_i) + \frac{\partial}{\partial x}(\epsilon_i \rho_i u_i \psi_i) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r}(r \epsilon_i \rho_i v_i \psi_i) = \frac{\partial}{\partial x} \left(\epsilon_i \Gamma_{\psi_i} \frac{\partial \psi_i}{\partial x} \right) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \epsilon_i \Gamma_{\psi_i} \frac{\partial \psi_i}{\partial r} \right) + S_{\psi_i} + \sum_j^{i \neq j} F_{\psi_{j \rightarrow i}} \dots \dots \dots (1)$$

式中の添え字*i, j*は、気体、溶銑、スラグ、固体に対してそれぞれ*g, iron, slag*および*s*となり、ψは垂直方向速度(*u*)、水平方向速度(*v*)、質量(*l*)、および温度(*T*)である。Γは各変数に対する拡散係数であり、運動量保存式では粘度(η)、熱収支式では*k/Cp*である。Sは生成項であり、運動量保存式において、気体については圧力勾配、溶銑およびスラグについては重力項となる。連続の式においては各相の生成量を表す。

2.2 異相間運動量交換

2.2.1 気相-固相

溶銑およびスラグの静的ホールドアップは考慮せず、充填層中の液体の存在を考慮しない通常のErgun式⁷⁾を用いて気相-固相間の運動量交換を評価した。相互作用はベクトルで評価され、 $\vec{F}_{\vec{u} \rightarrow g} = (F_u, F_v)$ について、次式で表される。

$$\vec{F}_{\vec{u} \rightarrow g} = - \left(150 \frac{\epsilon_s^2 \eta_g}{(1-\epsilon_s)^2 \phi_s^2 d_s^2} + 1.75 \frac{\epsilon_s \rho_g |\vec{u}_g - \vec{u}_s|}{(1-\epsilon_s) \phi_s d_s} \right) (\vec{u}_g - \vec{u}_s) \dots \dots \dots (2)$$

また、 $\vec{F}_{\vec{u} \rightarrow s} = -\vec{F}_{\vec{u} \rightarrow g}$ である。

融着帯以下の炉下部ではコークスのみが充填されているとした。炉頂と融着帯間は、鉍石とコークスが層状に充填されているため、通気抵抗の異方性を考慮する必要がある。そこで、軸方向の通気抵抗は鉍石およびコークス層の抵抗を直列に評価し、半径方向については、鉍石およびコークス層の抵抗を並列に評価した。

2.2.2 気体-溶銑, 気体-スラグ

充填層中の気体-液体間の運動量交換に関しては、液体を直径*d_l*の液滴として取り扱い、気流中の抵抗として扱った⁸⁾。

$$\vec{F}_{\vec{u} \rightarrow g} = -0.75 C_m \frac{\rho_g \epsilon_l}{\phi_l d_l} |\vec{u}_g - \vec{u}_l| (\vec{u}_g - \vec{u}_l) \dots \dots \dots (3)$$

ここで、

$$C_m = \left(\frac{\epsilon_g}{\epsilon_g + \epsilon_{iron} + \epsilon_{slag}} \right)^{-4.65} C_D \dots \dots \dots (4)$$

$$C_D = \frac{24}{Re_{gl}} (1.0 + C_1 Re_{gl}^{C_2}) + \frac{C_3}{1.0 + \frac{C_4}{Re_{gl}}} \dots \dots \dots (5)$$

$$C_1 = 0.1806, C_2 = 0.6459, C_3 = 0.4251, C_4 = 6880.95$$

$$Re_{gl} = \frac{\phi_l d_l}{\nu_g} |\vec{u}_g - \vec{u}_l| \dots \dots \dots (6)$$

であり、充填層中に存在する液滴径は、球状粒子が最密充填された充填層中に存在する最大液滴径²⁾とした。

$$d_l = \frac{2\sqrt{3}-3}{3} d_s \dots \dots \dots (7)$$

また、 $\vec{F}_{\vec{u} \rightarrow g} = -\vec{F}_{\vec{u} \rightarrow l}$ である。

2.2.3 固体-液体

固体-液体間の運動量の交換については、Kozeny-Carmanの式⁹⁾により評価した。ただし次式は、液相の存在割合が非常に小さな場合に液体の速度が固体の速度に近づくように修正された式⁶⁾である。

$$\vec{F}_{\vec{u} \rightarrow l} = - \frac{\rho_l |\vec{u}_l - \vec{u}_s| (\vec{u}_l - \vec{u}_s)}{r_h} (5\beta + 0.4\beta^{0.1}) \dots \dots \dots (8)$$

ここで、 $\beta = (\eta_l / (\rho_l |\vec{u}_l - \vec{u}_s| r_h))$, $r_h = (\epsilon_l \phi_s d_s / 6\epsilon_s)$, $\vec{F}_{\vec{u} \rightarrow l} = -\vec{F}_{\vec{u} \rightarrow s}$ である。

2.3 異相間の伝熱

異相間の伝熱は、以下の通り相互作用を評価した。まず、 $F_{T_s \rightarrow g}, F_{T_s \rightarrow l}, F_{T_l \rightarrow g}$ の組み合わせについて、次式で評価される。

$$F_{T_j \rightarrow i} = -h_{j \rightarrow i} \frac{\epsilon_i}{1-\epsilon_j} \frac{6\epsilon_j}{d_j \phi_j} (T_i - T_j) \dots \dots \dots (9)$$

それ以外の組み合わせについては、熱収支より $F_{T_i \rightarrow j} = -F_{T_j \rightarrow i}$ と評価される。ただし、iron-slag間の相互作用は考慮しない。

ここで、ironとslagの粒径は式(7)で評価した。また異相間の対流伝熱係数は、Ranz-Marshallの式¹⁰⁾で評価した。 $h_{s \rightarrow l}, h_{s \rightarrow g}, h_{l \rightarrow g}$ について、

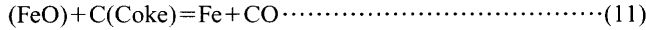
$$h_{j \rightarrow i} = \gamma \frac{k_i}{d_j} (2.0 + 0.6 Re_{ij}^{1/2} Pr_i^{1/3}) \dots \dots \dots (10)$$

それ以外の組み合わせについては、 $h_{i \rightarrow j} = h_{j \rightarrow i}$ とした。

ここで、補正係数 γ として0.2を採用した¹¹⁾。

2.4 FeOの還元反応

本解析では、反応はウスタイトの直接還元のみを考慮している。



溶融ウスタイトの炉芯コークスによる直接還元の反応速度は、以下に示す Miyasaka らの式¹²⁾を用いることにより評価した。ただし比表面積 A_s は、コークスを除く流体に対してスラグが占める割合として与えた。

$$R^* = k' A_s (N_{FeO})^{0.55} \dots\dots\dots(12)$$

$$k' = 0.278 \exp(11.554 - 19980/T_s) \dots\dots\dots(13)$$

$$A_s = \frac{\epsilon_{slag}}{\epsilon_{slag} + \epsilon_{iron} + \epsilon_{gas}} \frac{6\epsilon_s}{\phi_s d_s} \dots\dots\dots(14)$$

また反応熱 ΔH は以下の式¹³⁾で与えることにより、反応熱の温度依存性を評価した。

$$\Delta H = 155060 + 4.19 \times (-2.85T_s + 0.85 \times 10^{-3}T_s^2 + 2.66 \times 10^5/T_s) \dots\dots\dots(15)$$

2.5 解析に用いた物性値

2.5.1 気体

気体は空気とし、文献値¹⁴⁾をもとに以下の回帰式で評価した。

$$\rho_g = \exp(5.8674 - \log T_g) P_g / (1.013 \times 10^5) \dots\dots\dots(16)$$

$$Cp_g = 9.5836 \times 10^2 + 1.7113 \times 10^{-1} T_g \dots\dots\dots(17)$$

$$\eta_g = 5.2451 \times 10^{-5} + 4.6825 \times 10^{-7} T_g - 9.1627 \times 10^{-11} T_g^2 \dots\dots\dots(18)$$

$$k_g = 6.0959 \times 10^{-3} + 7.1147 \times 10^{-5} T_g - 9.1205 \times 10^{-9} T_g \dots\dots\dots(19)$$

2.5.2 固体

コークスの熱物性値に関しては以下のデータ¹⁵⁾を使用した。

$$\rho_s = 1000 \dots\dots\dots(20)$$

$$Cp_s = 1.9729 \times 10^2 + 1.9944 T_s - 9.9758 \times 10^{-4} T_s^2 + 1.654 \times 10^{-7} T_s^3 \dots\dots\dots(21)$$

また、コークスおよび鉱石の通気性を考慮するため、それぞれ粒径と形状係数を与えた。

2.5.3 充填層内有効熱伝導度

充填層内有効熱伝導度 k_s は、以下のように求めた。

まず、コークス粒子の熱伝導度は次式¹⁶⁾で与えられる。

$$k_{coke} = (-7.59 \times 10^{-1} + 6.34 \times 10^{-3} T_s)(1 - \alpha^{2/3}) \dots\dots\dots(22)$$

ここで、 α はコークスの気孔率である。

次に体積分率を含んだ充填層有効熱伝導度 k_{se} は国井-

Smithの式¹⁷⁾から求めた。

$$\frac{k_{se}}{k_g} = (1 - \epsilon_s) \left(1 + \frac{h_{rv} d_s}{k_g} \right) + \frac{\epsilon_s}{\frac{1}{\Phi} + \frac{h_{rs} d_s}{k_g} + \frac{2k_g}{3k_{coke}}} \dots\dots\dots(23)$$

ここで、

$$h_{rs} = 0.2268 \frac{e}{2-e} \left(\frac{T_s}{100} \right)^3, \quad h_{rv} = \frac{0.2268}{1 + \frac{1-\epsilon_s}{2\epsilon_s} \frac{1-e}{e}} \left(\frac{T_s}{100} \right)^3,$$

e は輻射率、 Φ は粒子間接点近傍の伝熱項である。これから、コークス層有効熱伝導度 k_s は次式で評価した。

$$k_s = k_{se} / \epsilon_s \dots\dots\dots(24)$$

2.5.4 溶鉄の物性値

溶鉄の物性値については、文献⁵⁾より以下の値を使用した。

$$\rho_{iron} = 8.586 \times 10^3 - 0.856 T_{iron} \dots\dots\dots(25)$$

$$Cp_{iron} = 896.0 \dots\dots\dots(26)$$

$$\eta_{iron} = 9.67 \times 10^{-5} \exp(5.89 \times 10^4 / (8.31 T_{iron})) \dots\dots\dots(27)$$

$$k_{iron} = 0.0158 T_{iron} \dots\dots\dots(28)$$

2.5.5 スラグの物性値

スラグの物性値については、文献⁵⁾より以下の値を使用した。

$$\rho_{slag} = 2620.0(1.0 - X_{FeO}) + 4800.0 X_{FeO} \dots\dots\dots(29)$$

$$k_{slag} = 0.57 \dots\dots\dots(30)$$

$$Cp_{slag} = 1050 \dots\dots\dots(31)$$

ここで、 X_{FeO} はスラグ中のFeOの重量分率である。

スラグの粘度の推算式は過去に数多く報告されている。中川ら⁴⁾は、FeOを含まないスラグの粘度に、FeO依存項として相対粘度を乗じることにより、FeOを含むスラグの粘度の推算式を得ている。しかし実測値とのずれが大きいこと、温度を1500°C以上の高温側に外挿した場合、粘度が急激に上昇する不具合がある。そこで、FeOの添加による T^{-1} および T^{-2} の項の係数は変化しないと仮定しFeOの濃度に比例する項を新たに設けることにより以下の推算式を得た。

$$\log_{10} \eta_{slag} = 1.7089(W_{CaO}/W_{SiO_2})^2 - 4.7419(W_{CaO}/W_{SiO_2}) + 0.9331(W_{MgO})^2 - 1.8862(W_{MgO}) + 7.9909(W_{Al_2O_3})^2 - 1.0317(W_{Al_2O_3}) - 4.0(X_{FeO}) + \frac{4.2687 \times 10^6}{(T_{slag} - 273.15)^2} + \frac{2.6754 \times 10^3}{T_{slag} - 273.15} + 0.2575 \dots\dots\dots(32)$$

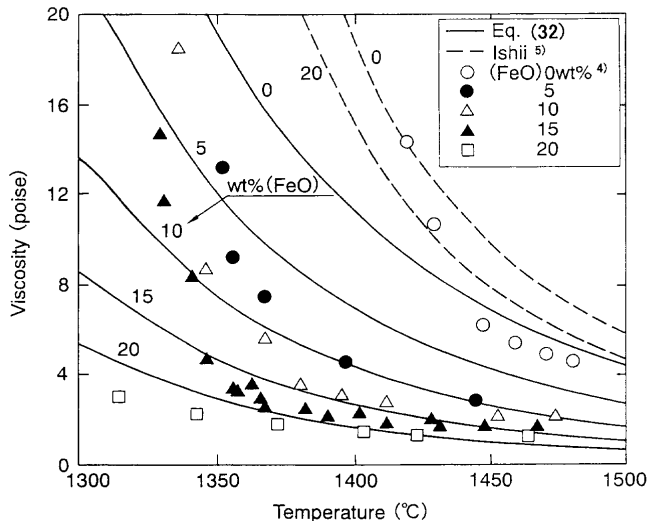


Fig. 1. Comparison of measured viscosity of slag with estimated one.

ここで、 W_{CaO} , W_{SiO_2} , $W_{Al_2O_3}$, W_{MgO} は、(FeO)を除いて求めたそれぞれの重量分率を表す。

中川らの測定値⁴⁾、石井らの適用式⁵⁾および(32)式をプロットして比較し、Fig. 1に示す。

石井らの適用式は実測値よりも高い数値を示すが、(32)式を使用した場合、(FeO) 5~10%の計算値は若干高めに推移し、また、凝固温度付近における急激な粘度の増加を必ずしも表現できていないが、1450°C以上の高温領域では概ね実験値と一致する。

2・6 解析方法および設定値

2・6・1 境界条件

境界条件は以下のように設定した。気体は、羽口の先端から供給されるものとして、送風量に相当する流速を設定した。溶銑およびスラグは、出銑量に相当する量が、融着帯の下部から所定の温度で滴下するものとした。

融着帯の温度および位置ならびに融着帯から滴下するスラグ組成は任意に指定できる。溶銑とスラグは炉底スラグ浴面まで解析を行うとともに、残存(FeO)の溶融還元による吸熱による温度低下を考慮した値を、出銑・出滓温度として評価した。また、コークスおよび気体は底面を通過しないとした。

コークスの移動速度は、溶銑およびスラグと比較すると非常に遅いことから、本解析では無視した。

また、熱収支に関しては、炉壁および炉底面は断熱系とした。軸対象の2次元問題として扱ったため、中心軸では各相の半径方向の速度は0とおき、その他のスカラー量に関してはその勾配を0とおいた。溶融(FeO)の炉芯コークスによる直接還元に伴う反応熱は、スラグ:コークス=1:9の割合で分配した。

2・6・2 設定条件

内容積4500 m³級の高炉を想定し、出銑量10000 t/d、コークス比353 kg/t、微粉炭比150 kg/tとした。

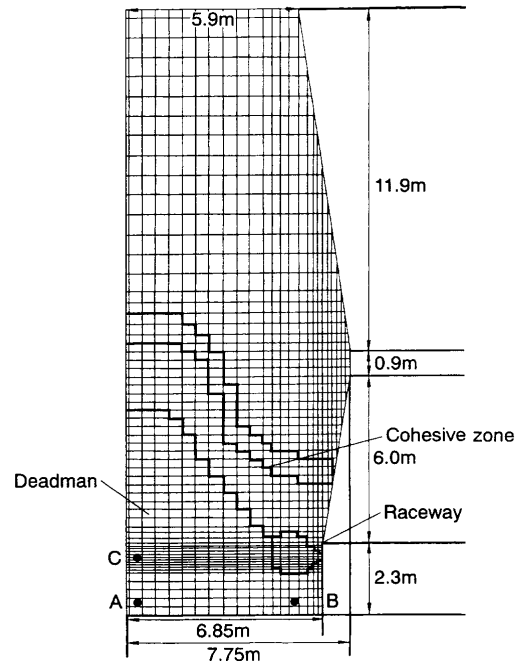


Fig. 2. Numerical grids for calculation.

高炉プロフィールについては、炉床径13.7mとし炉床より21.1mの高さ領域を解析の対象とした。

計算領域を軸方向に60分割、半径方向に25分割して解析を行った。解析の対象は融着帯より下の領域であるが、融着帯-炉頂間の圧力損失を考慮するため、融着帯より上の領域にも格子を設定した。不等間隔格子を用い、レースウェイ周辺が細くなるように格子を設定した。

計算格子の一例をFig. 2に示す。図中に計算結果の出力ポイントを示す。

計算時の時間刻みは収束性を考慮し、100sとした。収束性は良好であり、格子および時間刻みの設定は適正と考えられる。

Table 1に、ベース操業データ解析時に設定した各データの一覧を示す。また融着帯からの滴下量はベース操業実績における出銑口での出銑比、スラグ比、スラグ(FeO)から求まる装入物降下速度とO/C分布から、仮定した融着帯滴下スラグ(FeO)との物質バランスをとることで算出できる。またレースウェイから流出するガス量9790 Nm³/min (羽口からの送風量6900 Nm³/min)、レースウェイ周囲のガス温度を1750°Cに設定した。

3. 計算結果と考察

3・1 融着帯滴下時のスラグ中(FeO)濃度

実炉における滴下開始時のスラグ、メタルの性状についての実測データがないため、操業中に羽口レベルからゾンデを装入して炉内サンプリングしたデータをもとに考察する。

Table 1. Values used in calculation of base condition.

O/C	4.65	(-)
CR	353	(kg/t)
PCR	150	(kg/t)
Productivity	2.22	(t/d/m ³)
THM	1521	(°C)
SV	290	(kg/t)
Slag (C/S)	1.31	(-)
Coke Diameter		
deadman	30	(mm)
dripping zone	40	(mm)
Volume Fraction of Coke		
deadman	62	(%)
dripping zone	40	(%)
Dripping Temperature		
Metal	1400	(°C)
Slag	1400	(°C)
Raceway Gas Volume		
	9790	(Nm ³ /min)
Raceway Gas Temperature		
	1750	(°C)
Initial Temperature		
deadman	1500	(°C)
dripping zone	1450	(°C)

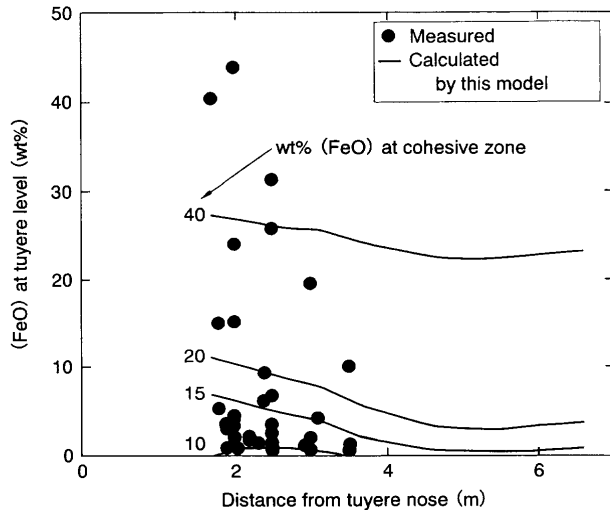


Fig. 3. Comparison of measured (FeO) at tuyere level with calculated one.

Fig. 3に戸畑1高炉の羽口ゾンデ¹⁸⁾で稼働中に採取したサンプル解析結果を示す。レースウェイ奥近傍でのスラグ(FeO)が最も高く、数%から40数%の範囲内にあるのに対し、炉中心側ではスラグ(FeO)濃度は低い。

Table 1から決定された諸条件およびサンプリング当時の操業データを高炉トータルモデル(NBRIGHT)¹⁹⁾で評価した融着帯の高さおよび形状などを境界条件として設定し、滴下開始時のスラグ(FeO)を0~40%まで変化させた条件での羽口レベルにおけるスラグ(FeO)を計算し、得られた計算値と実測値を比較すると、滴下開始時のスラグ(FeO)濃度は15%程度が適当と判断される。以後の解析においては、これをベース操業時の融着帯滴下(FeO)レベルとする。

3.2 融着帯から滴下するスラグ(FeO)の限界量について

通常操業時から急に溶銑温度が低下する現象は実炉でも生じるが、これはシャフト部での還元不良の結果、融着帯

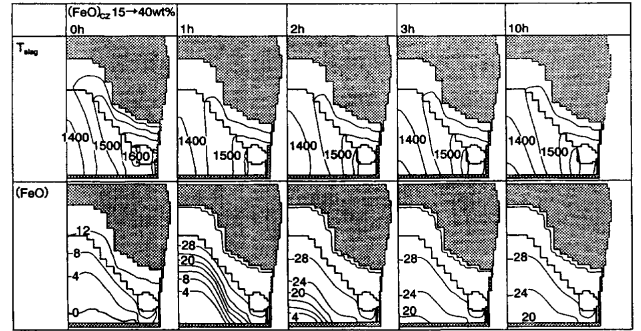
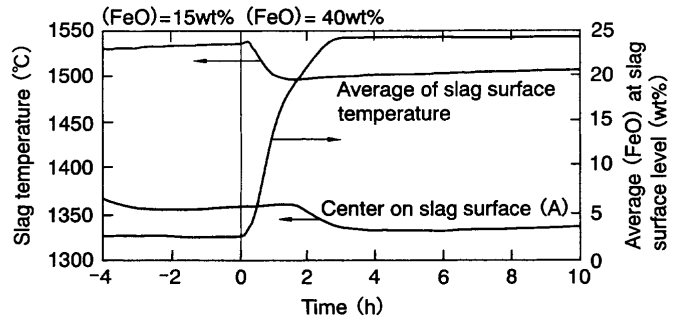


Fig. 4. Effect of change of (FeO) at cohesive zone on slag temperature and (FeO) at slag surface.

から滴下するスラグ(FeO)量が多くなったためと想定される。通常操業時のスラグ(FeO)を15%として、滴下スラグ(FeO)を増大させたケースの炉芯内温度変化ならびに出銑時のスラグ、メタル温度を解析した。融着帯位置、形状は本来変化するが、ここでは一定とした。

Fig. 4に、融着帯滴下スラグ(FeO)15%の定常操業状態から、(FeO)40%のスラグが滴下し始めてからの非定常状態を解析した結果を示す。ここで0hは、(FeO)15%のスラグ滴下時の定常状態に対応する。スラグ(FeO)は炉芯内滴下過程で反応し消費され、レースウェイ奥の炉芯部では、炉床湯面直上で還元は終了する。一方レースウェイ下部においては、湯面直上で数%の(FeO)が残存している。湯面直上ならびに出銑時スラグの半径方向平均温度は1530°C程度であり、実操業時の溶銑温度にほぼ対応している。

(FeO)40%のスラグは、(FeO)15%のスラグに比べ、粘性が低いこともあり滴下速度が速く、3時間後には炉内分布はほぼ定常に達する。炉芯内温度低下は約30°C程度であるが、炉芯内で(FeO)が還元されるまでには至らず、湯面到達時のスラグには(FeO)が約20%残存している。炉床部でのスラグ-メタル還元反応や脱Si反応により、急速に温度が低下し、出銑時には1450°Cレベルまで低下すると予想される。

このような操業は鋳床でのスラグ凝固など、操業継続は困難と判断され、また高炉内炉床レンガ損耗等に影響を及ぼす。

滴下スラグ(FeO)の数水準につき、炉芯内での還元に伴う(FeO)濃度と出銑温度の変化を比較し、Fig. 5, 6に示す。

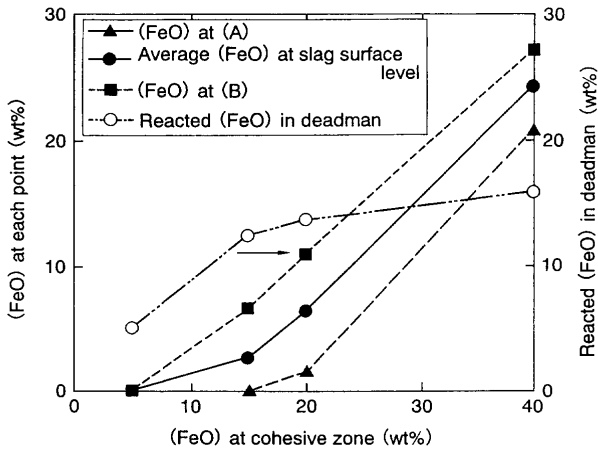


Fig. 5. Effect of (FeO) at cohesive zone on (FeO) at various point in blast furnace.

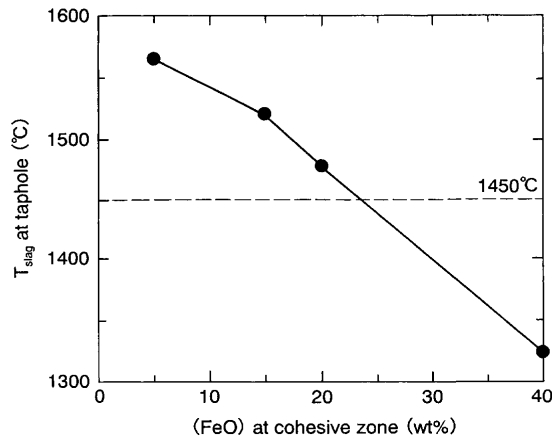


Fig. 6. Effect of (FeO) at cohesive zone on tapped slag temperature.

Fig. 5によると、融着帯から滴下するスラグ(FeO)の炉芯内反応量は約15%程度であり、それ以上の滴下(FeO)量は炉床部において、スラグ-メタル、スラグ-コークス反応にて還元される。出銑時のスラグ、メタル温度の限界レベルを1450°Cと仮置きすると、Fig. 6に見られるように融着帯滴下時のスラグ(FeO)は20%程度以内に制御する必要がある。

滴下スラグ(FeO)=20%は、焼結鉱比や原料品質によるが、還元率にして約95%程度に相当する。

3.3 炉芯内伝熱に及ぼす諸因子の影響

炉芯内温度に及ぼす影響因子として、レースウェイからの高温ガスによるコークス、スラグ、メタルへの伝熱や、スラグ-メタル反応による吸熱があげられる。前者に関しては、コークス粒度や炉芯内空隙率、スラグ滴下量であり、後者については、3.2節でも述べたが滴下スラグ(FeO)量、半径方向O/C分布に伴う融着帯形状の影響等が考えられる。

高炉操業では炉底中心部の温度を監視する傾向にあり、ここでは、羽口高さ炉芯部(C)・湯面直上のコークス(A)、スラグ温度およびレースウェイ直下(B)のコークス、スラ

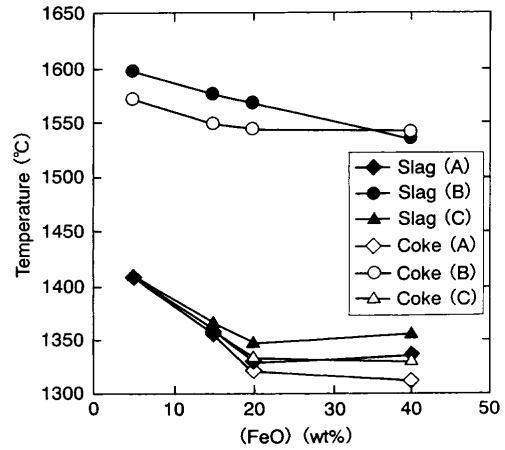


Fig. 7. Effect of (FeO) at cohesive zone on temperature of slag and coke.

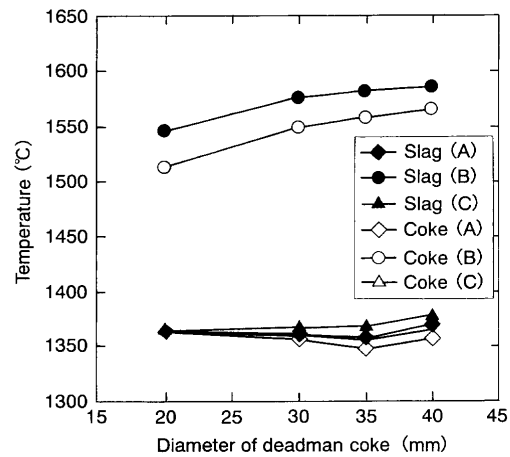


Fig. 8. Effect of diameter of deadman coke on temperature of slag and coke.

グ温度に着目し各因子の影響を検討した。

3.3.1 スラグ(FeO)量と炉芯内温度

Fig. 7によると、スラグ(FeO)が20%程度までの上昇時には炉周辺部も炉芯側も両方温度は低下する。一方、さらなるスラグ(FeO)上昇は、スラグ粘性を下げるため、炉芯内での温度低下は認められなくなる。周辺側の温度については低下傾向にある。

3.3.2 コークス粒度および炉芯空隙率

コークス粒度を30mm~50mm程度まで変化させた時の炉芯内温度の解析結果をFig. 8に示す。

炉芯コークス粒径を大きくした場合、中心近傍のコークス、スラグ温度はほとんど変化しないが、レースウェイ近傍の領域では高温化している。

炉芯空隙率については、通気通液性に影響を及ぼす重要な因子である。炉芯内にコークス粉などが堆積しコークス体積分率が上昇(空隙率が低下)する条件ではFig. 9に示すように、レースウェイ近傍の温度は低下し、炉中心温度は上昇方向にある。これは、炉芯空隙率の減少に伴い炉芯内でのスラグ滴下速度が低下する結果、炉芯底部に達する

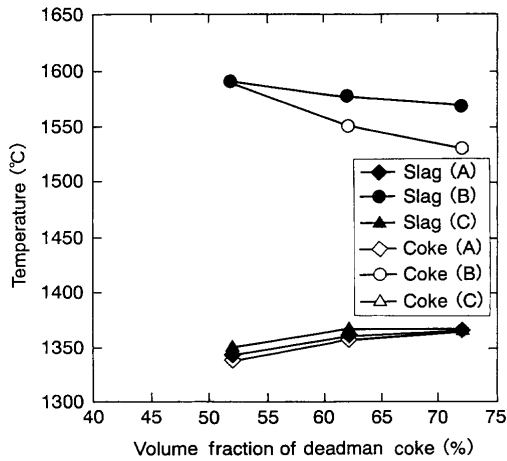


Fig. 9. Effect of volume fraction of deadman coke on temperature of slag and coke.

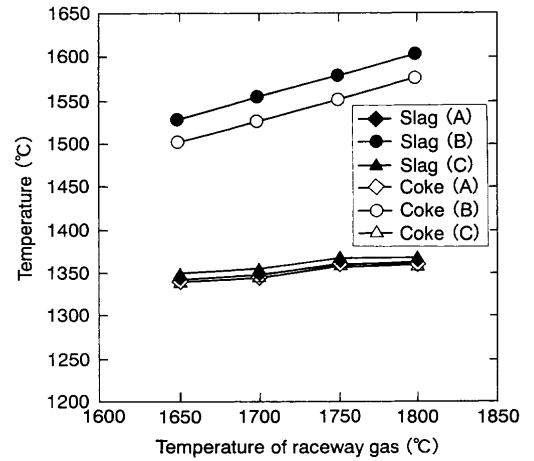


Fig. 11. Effect of temperature of raceway gas on temperature of slag and coke.

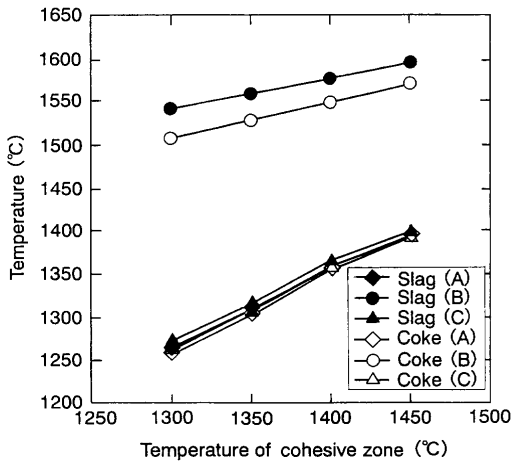


Fig. 10. Effect of temperature of cohesive zone on temperature of slag and coke.

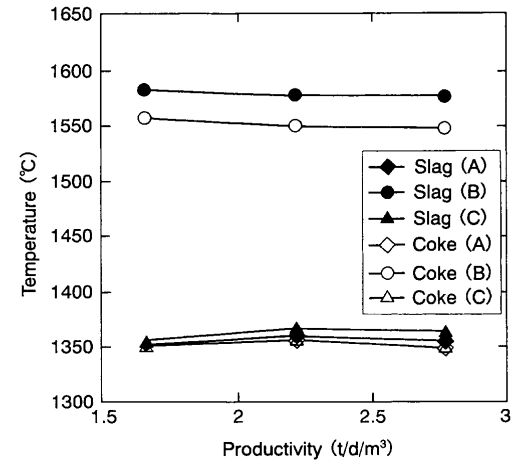


Fig. 12. Effect of productivity on temperature of slag and coke.

(FeO)量が少なくなり、(FeO)の還元反応が減少することにより起因する。

3.3.3 滴下スラグ、メタル温度およびレースウェイガス温度の影響

スラグ、メタル滴下温度上昇による炉芯温度への影響を調査し、Fig.10に示す。炉周辺部ならびに炉中心部とも温度は上昇するが、特に炉芯内部の昇温は顕著である。

レースウェイガス温度を上昇させるアクションを実施した場合にもFig.11に示すようにレースウェイ近傍の昇温効果が大きい。その一方で炉芯中心温度の上昇は顕著ではない。このことは、ガス流れの炉芯中心温度に及ぼす影響が大きくないことを示唆する。

3.3.4 スラグ、メタル滴下量および半径方向O/Cの影響

出銑比変化を想定し、融液を多量に滴下させた時の影響をFig.12に示す。炉芯温度変化に及ぼす影響は少なかった。これは抜熱原単位の変化を考慮していないことが影響している可能性があり、今後検討の必要がある。

また、炉中心から2mの範囲のO/Cを4.6→0.5に変化さ

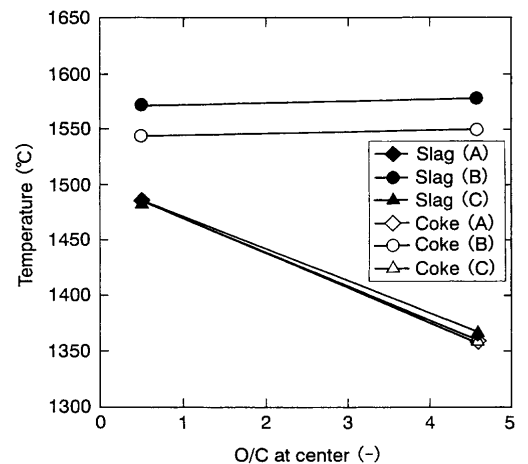


Fig. 13. Effect of O/C at center on temperature of slag and coke.

せ周辺部をトータルO/C一定となるよう調整した条件では、Fig.13に示すように中心O/Cが低下するほど炉中心温度は上昇する。

以上、検討した各因子の影響をまとめ、Fig.14に示す。

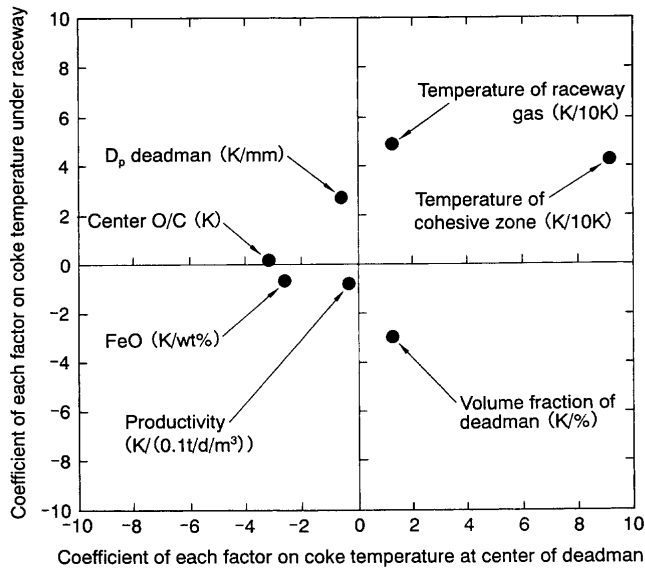


Fig. 14. Effect of each factor on coke temperature.

炉芯中心コークス温度を上昇させる要因は、①滴下スラグ(FeO)の減少、②炉芯空隙率の減少(炉芯コークス体積分率の増大)、③融着帯滴下スラグ温度の上昇、④レースウェイガス温度の上昇、⑤中心低O/C化である。

また、レースウェイ直下コークス温度を上昇させる要因は、①滴下スラグ(FeO)の減少、②炉芯コークス粒径の増大、③炉芯空隙率の増大(炉芯コークス体積分率の減少)、④融着帯滴下スラグ温度の上昇、⑤レースウェイガス温度の上昇である。

4. 結言

融着帯より下の炉下部に的を絞って2次元の非定常伝熱モデルを開発し、スラグ(FeO)滴下量の炉芯内温度に及ぼす影響や炉芯内温度に及ぼす種々の因子について検討し、以下の知見を得た。

(1) 通常操業時に融着帯から滴下する時のスラグ(FeO)量は約15%程度である。

(2) 高炉を安定操業させるためには、融着帯から滴下する時のスラグ(FeO)量は約20%以下に制御する必要がある。

(3) 炉芯内温度に及ぼす各因子の影響を解析した結果、炉芯中心コークス温度を上昇させる要因は、①滴下スラグ(FeO)の減少、②炉芯空隙率の減少(炉芯コークス体積分率の増大)、③融着帯滴下スラグ温度の上昇、④レースウェイガス温度の上昇、⑤中心低O/C化である。

また、レースウェイ直下コークス温度を上昇させる要因は、①滴下スラグ(FeO)の減少、②炉芯コークス粒径の増大、③炉芯空隙率の増大(炉芯コークス体積分率の減少)、④融着帯滴下スラグ温度の上昇、⑤レースウェイガス温度

の上昇である。

記号

A_s	: 比表面積 (m^{-1})
C_p	: 定圧比熱 ($J/kg \cdot K$)
d	: 粒子直径 (m)
$\bar{F}_{\psi i \rightarrow j}, F_{\psi i \rightarrow j}$: ψ に関する <i>i</i> 相と <i>j</i> 相の相互作用
h	: 熱伝達係数 ($W/m^2 \cdot K$)
ΔH	: エンタルピー変化 (J/mol)
k	: 熱伝導度 ($W/m \cdot K$)
k'	: 反応速度係数 ($mol(FeO)/m^2 \cdot s$)
N_{FeO}	: スラグFeOモル分率 (-)
P	: 圧力 (Pa)
R^*	: 反応速度 ($mol/m^3 \cdot s$)
Re_{ij}	: <i>i</i> 相と <i>j</i> 相のレイノルズ数 (-)
S	: 生成項
T	: 温度 (K)
u	: 垂直速度 (m/s)
\vec{u}	: 速度ベクトル (m/s)
v	: 水平速度 (m/s)
W	: (FeO)を除いたスラグ成分重量分率
X	: スラグ重量分率
γ	: 熱伝達係数補正係数 (-)
ϕ	: 形状係数 (-)
ϵ	: 体積分率 (-)
η	: 粘度 ($Pa \cdot s$)
ν	: 動粘度 (m^2/s)
ρ	: 密度 (kg/m^3)

添え字

coke	: コークス
g, gas	: ガス
l	: 液体
iron	: 溶銑
slag	: スラグ

文 献

- 1) 村山武昭, 松枝 孝, 佐藤克也, 今井 武, 小野陽一: 高炉内における4流体の流動と伝熱, 日本鉄鋼協会, 東京, (1996), 188.
- 2) T.Sugiyama, T.Nakagawa, H.Shibaike and Y.Oda: *Tetsu-to-Hagané*, **73** (1987), 2044.
- 3) P.R.Austin, H.Nogami and J.Yagi: *ISIJ Int.*, **37** (1997), 748.
- 4) T.Nakagawa and T.Sugiyama: *Trans. Iron Steel Inst. Jpn.*, **27** (1987), B-176.
- 5) 石井邦宜, 板橋輝彦, 佐々木康, 柏谷悦章: 高炉内における4流体の流動と伝熱, 日本鉄鋼協会, 東京, (1996), 171.
- 6) P.R.Austin, H.Nogami and J.Yagi: *ISIJ Int.*, **37** (1997), 458.
- 7) S.Ergun: *Chem. Eng. Prog.*, **48** (1952), 89.
- 8) A.Haider and O.Levenspiel: *Powder Technol.*, **58** (1989), 63.
- 9) P.C.Carman: *Trans. Inst. Chem. Eng.*, **15** (1937), 150.
- 10) W.E.Ranz and W.R.Marshall: *Chem. Eng. Prog.*, **48** (1952), 141.
- 11) M.Hatano and K.Kurita: *Tetsu-to-Hagané*, **66** (1980), 1898.
- 12) N.Miyasaka, M.Sugata, Y.Hara and S.Kondo: *Trans. Iron Steel Inst. Jpn.*, **15** (1975), 27.
- 13) 高炉製鉄法の基礎理論, ドイツ鉄鋼協会編, アグネ, 東京, 15.
- 14) J.P.Holman 著, 平田 賢監訳: 伝熱工学 上, プレイン図書出版, 東京, (1982).
- 15) K.Kasai, T.Murayama and Y.Ono: *ISIJ Int.*, **33** (1993), 697.
- 16) 最新燃料便覧, 燃料協会編, コロナ社, 東京, (1984), 162.
- 17) D.Kunii and J.M.Smith: *AIChE J.*, **6** (1952), 97.
- 18) K.Nishihara, Y.Kurita, H.Shibaike and Y.Sudo: *CAMP-ISIJ*, **10** (1997), 232.
- 19) M.Naito, K.Yamaguchi, T.Sugiyama and Y.Inoue: 10th PTD Conference Proceedings, AIME, New York, (1992), 55.