

高炉炉床部における液流れの3次元数学モデル

西岡 浩樹*・前田 敬之*・清水 正賢*

A Three-dimensional Mathematical Modelling of Drainage Behavior in Blast Furnace Hearth

Koki NISHIOKA, Takayuki MAEDA and Masakata SHIMIZU

Synopsis : Stable blast furnace operation is required to reduce energy consumption in iron and steelmaking industry. For the stable blast furnace operation, precise controlled drainage is one of the important factors. However, the effects of the various in-furnace conditions on the stable operation were not examined well. Therefore, in this work, basic characteristic features of drainage in a blast furnace hearth were examined.

Two- and three-dimensional mathematical model were developed based on the finite difference method to simulate molten iron and slag flow in a hearth of a blast furnace. Pressure drop evaluation model in a taphole was developed to reflect pressure variation in a blast furnace hearth on drainage rate of molten iron and slag for the three-dimensional mathematical model.

The two-dimensional mathematical model results were validated with measured interfaces shapes obtained using an experimental model. The three-dimensional mathematical model results were validated with measured total, iron and slag drainage rate of Chiba No. 6 blast furnace. The results indicate that the drainage behavior and residual iron and slag volume were affected by the conditions in the hearth. The taphole conditions dominate the total drainage rate under the term of assumed blast furnace conditions. In order to reduce the residual slag volume, the taphole diameter change during the tap should be controlled. The decrease of the coke diameter causes increase of the residual slag volume, decrease of the residual iron volume.

Key words: iron and slag flow; residual slag volume; numerical simulation; VOF method; blast furnace hearth; ironmaking.

1. 緒言

高炉の大型化と出銑量の増大は、出銑滓速度の増加による出銑口への負荷の増大など、炉床にとって厳しい条件下での操業を強いており、出銑終了時における残滓量の増加が問題となっている。炉床に蓄積したスラグを十分に排出し、安定な炉況を維持する出銑・出滓条件を求めるためには、炉床内のスラグの流動状況を明らかにする必要がある¹⁻⁷⁾。

福武らは、Flow out coefficient F_L を提唱、 F_L と残滓量との関係を明らかにし、 F_L から残滓量が推定可能であると報告している¹⁻³⁾。しかし、出銑口レベル以下に存在する溶銑の影響は考慮されていない。Tanzilらは、不混和な2流体を用いて模型実験を行い、出銑口レベルより低い位置に存在する溶銑が炉外に排出されることを明らかにした⁴⁾。野内らは、炉床部に存在するフリースペースの影響を模型実験により調査し、フリースペースが出銑口と同レベルに達した場合、残滓量が著しく低減されることを示した⁶⁾。しかし、不混和かつ密度比が溶銑とスラグの比に近い適当な流体の組み合わせが限られていることから、各種

炉内条件の影響、例えば排滓性におよぼすスラグ粘度や密度の影響などは明らかにされていない。

そこで本研究では、炉下部の非定常2次元および3次元流動解析モデルの開発を行い、高炉炉床部における溶銑・スラグの界面形状および残滓滓量を推定するとともに、それらにおよぼすコークス粒径の影響について調査を行ったので報告する。

2. 2次元数学モデル

高炉炉床における溶銑とスラグの流動挙動を議論するには、気体-スラグおよびスラグ-溶銑界面の存在位置を把握する必要があるが、稼働中の実高炉においてこれら2つの界面位置を計測可能な手段は未だ確立されていない。3次元の半裁模型を使用することにより、各界面位置や2つの流体の流動状況を観察することはできるが、得られる情報は断面に限られている。そこで、異なる物性を有する不混和な2流体の流動挙動および界面の追跡へのVOF法⁸⁾(Volume of Fluid Method)の適用可否を調査するため、3次元数学モデルを作製するための前段階として、比較が容

原著論文：ISIJ Int., Vol. 45 (2005), No. 5, pp. 669-676

平成18年4月26日受付 平成18年6月13日受理 (Received on Apr. 26, 2006; Accepted on June 13, 2006; originally published in ISIJ Int., Vol. 45, 2005, No. 5, pp. 669-676)

* 九州大学大学院 工学研究院 材料工学部門 (Department of Materials Science and Engineering, Faculty of Engineering, Kyushu University, 6-10-1 Motooka Nishi-ku, Fukuoka 819-0395)

易な2次元の数学モデルおよび模型実験装置の作製を行った。

2.1 2次元数学モデル

解析に用いた基礎式は、次式に示す連続の式、運動量保存式である。これら基礎式を有限体積法により差分化し、HSMAC法⁸⁾により解を求めた。

$$\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} = 0 \dots\dots\dots(1)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial \rho u}{\partial t} + u \frac{\partial \rho u}{\partial x} + v \frac{\partial \rho u}{\partial y} \\ = -\frac{\partial p}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial x} \left(\mu \frac{\partial u}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\mu \frac{\partial u}{\partial y} \right) + \rho S_u \dots\dots\dots(2) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial \rho v}{\partial t} + u \frac{\partial \rho v}{\partial x} + v \frac{\partial \rho v}{\partial y} \\ = -\frac{\partial p}{\partial y} + \frac{\partial}{\partial x} \left(\mu \frac{\partial v}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\mu \frac{\partial v}{\partial y} \right) + \rho S_v - \rho g \end{aligned} \dots\dots\dots(3)$$

ここで、 u, v はそれぞれ水平方向、垂直方向の速度(m/s)、 x, y は座標(m)、 t は時間(s)、 ρ は密度(kg/m³)、 p は圧力(Pa)、 μ は粘度(Pa·s)、 g は重力加速度(m/s²)である。 S は2平板間を流体が通過する際に受ける抵抗力(m/s²)であり2平板間の圧力損失式で評価した。スラグおよび溶銑は局所的に異なる物性値を持つ単一の流体として取り扱った。

2.2 界面の判別方法

各計算セルに設定する物性値を決定するには、各セル内に存在する気体、スラグ、溶銑の存在割合を求める必要がある。そのためには、気体-スラグおよびスラグ-溶銑界面を正確に追跡する必要がある。本研究では各流体の判別にVOF法を採用した。VOF法は、計算セル内に存在する流体の存在割合を F として表し、移流方程式を解くことにより自由界面を表現する方法である。セルが流体で満たされている場合は $F=1$ 、空の場合は $F=0$ 、一部が流体で満たされている場合は F =セル中に存在する流体の存在割合となる。通常VOFは液体と気体の判別に使用するが、今回はスラグと溶銑の判別にもVOF法を用いた(Fig. 1)。VOF₁が0の領域を気体(計算領域外)とし、0<VOF₁≤1の領域を計算対象領域とした。さらに、VOF₂が0の領域をスラグ、VOF₂が1の領域を溶銑、0<VOF₂<1の領域をスラグと溶銑の界面が存在する領域とした。VOF₁、VOF₂から各セルに存在するスラグと溶銑の存在割合を求め、算術平均により各セルの物性値を設定した。数値拡散によりVOFが不明瞭なることを防ぐ目的から、VOFの解法にはドナー・アクセプター法⁹⁾を使用した。

2.3 2次元模型実験

実験装置の概略をFig. 2に示す。実験装置本体は透明ア

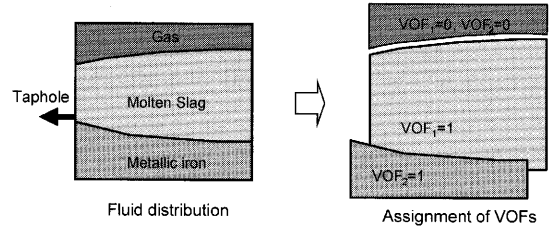


Fig. 1. Assignment of VOF variables for surfaces expression.

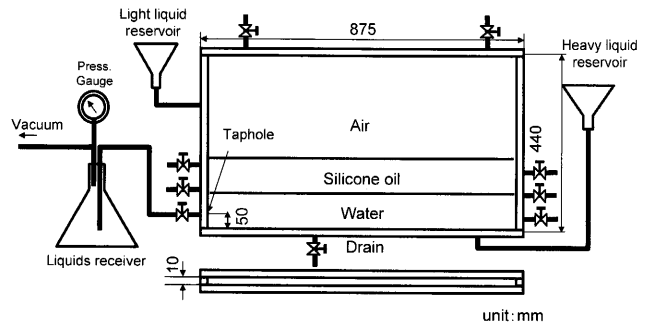


Fig. 2. Schematic drawing of experimental equipment for two-dimensional model.

クリル樹脂製で、実炉の約1/16を想定し、長さ875mm、高さ440mm、幅10mmとした。排出口の直径は6mmであり、実験装置の左右6個所に設置している。今回の実験では装置底面より50mmの高さに設置してある排出口を使用した。出口流速を所定の値に設定するため、排出口にはニードルバルブを設置し、液体は真空ポンプにて減圧された容器へと排出される。2液層を形成する液体には、疑似溶銑として水を、疑似スラグとして粘度の調整が容易なシリコンオイルを使用した。実験に使用したシリコンオイルの動粘性係数は1.0×10⁻⁴m²/sであり、密度は0.965×10³kg/m³である。排出時の気体-シリコンオイル、シリコンオイル-水界面の挙動をビデオカメラで撮影後、コンピュータへ取り込みそれぞれの界面形状をトレースした。実験は気体-シリコンオイル界面が排出口に到達した時点で終了とした。なお出口流速は流出量の実測値から求めた。

2.4 実験および計算結果

2次元数学モデルの検証を行うため、複数の条件下において模型実験と数値計算を行った。その一例をFig. 3に示す。計算の際に使用する初期条件および境界条件は、可能な限り実験条件に合わせて設定した。模型実験を行った際の測定値を数学モデルの境界条件として設定した。Case a)では、気体-シリコンオイル界面およびシリコンオイル-水界面の初期レベルはそれぞれ170mmと85mmとし、Case b)ではそれぞれ80mmと40mmとした。水とシリコンオイルの密度が非常に近いため、実際の溶銑とスラグの組み合わせと比較すると、この系では界面の勾配がより強調されるが、本項の目的は不混和2流体(液体)界面を正

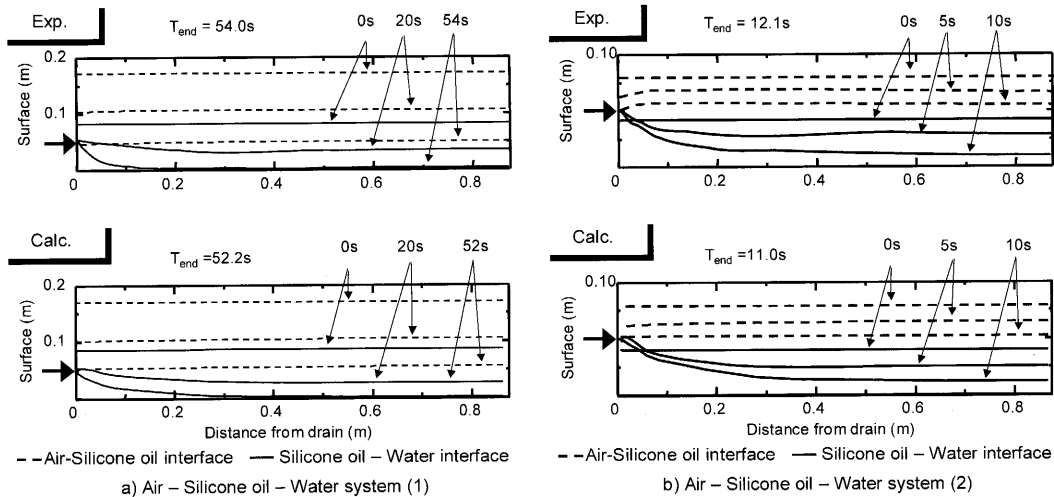


Fig. 3. Comparison of calculated and measured results of interfaces shapes.

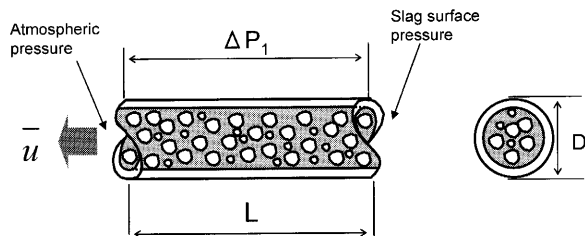


Fig. 4. Schematic diagram of pressure drop evaluation model in a taphole.

確に追跡できるか否かの検証であるので問題とはならない。

Case a)では、まず水のみが排出口から排出される。シリコンオイル-水界面が排出口に到達した後、両者が同時に排出されるようになる。ただし、水の排出が終了するまでは、全排出量の大部分を水が占め、その後シリコンオイルの排出量が急激に増加する。Case b)のように、シリコンオイル-水界面が排出口より下に位置する場合であっても、Tanzilらの報告⁴⁾にもあるように、排出開始と共にシリコンオイル-水界面は排出口に向かって上昇し、水が排出されることが確認された。この様子も2次元数式モデルで正しく再現できており、排出に必要な時間に関しても誤差は2~3s以下であり、計算精度の高さが確認された。

3. 3次元数学モデル

2・4節にて2次元数学モデルの予測精度が確認された。これを受けて、実高炉スケールにて計算が可能な円筒座標系3次元非定常数学モデルの開発を行った。

3.1 出銑口内圧力損失予測モデル

出銑口を直径 D (m)、出銑口深度 L (m)の円管であると仮定すると (Fig. 4)、カルマン式を近似し更に円管の表面粗度 e (m)の影響を含めた際の摩擦係数は、次式で表される。

$$f = \frac{0.0626}{\left[\log \left(\frac{e}{3.7D} + \frac{5.74}{Re^{0.9}} \right) \right]^2} \quad \dots \dots \dots (4)$$

また、管壁でのせん断力と管入り口 (炉内側圧力) と出口 (大気圧) の圧力の釣り合いの式

$$\bar{u} = \sqrt{\frac{\Delta PD}{2f\rho L}} \quad \dots \dots \dots (5)$$

より出銑滓速度 (出銑速度と出滓速度の合計) を求めることができる。

(4)、(5)式には、出銑口直径 D (m)、出銑口深度 L (m) および出銑口の表面粗度 e (m)がパラメーターとして含まれており、仮に出銑口内の流通抵抗が出銑滓速度を決定する主要因であるのなら、出銑滓速度はこれら3つの関数となるはずである。

千葉6高炉の溶銑・スラグおよびトータル (溶銑とスラグの合計) 排出速度の経時変化を Fig. 5に示すが、初期トータル排出速度は約 $0.02 \text{ m}^3/\text{s}$ であり、最終排出速度は $0.05 \text{ m}^3/\text{s}$ である。このトータル排出速度が出銑時間に対してほぼ線形に増加していることを考慮すると、出銑口直径などをはじめとする出銑口の条件がトータル排出速度を決定していると考えられる。出銑開始直後は、スラグが優先的に排出されている。その後スラグの排出速度は一度低下し、再び上昇に転じている。これに対して、溶銑の排出速度は、中盤以降停滞するものの、出銑開始後から常に増加傾向にある。出銑の初期を除き、溶銑とスラグの排出割合は、およそ0.4~0.6の値を取る。そこで、式(4)および(5)に必要な流体の物性値には、溶銑とスラグの物性値の平均値を使用した。

千葉6高炉において、出銑中の出銑口直径をビデオカメラにて計測した結果、開口直後の出銑口直径は60mmであ

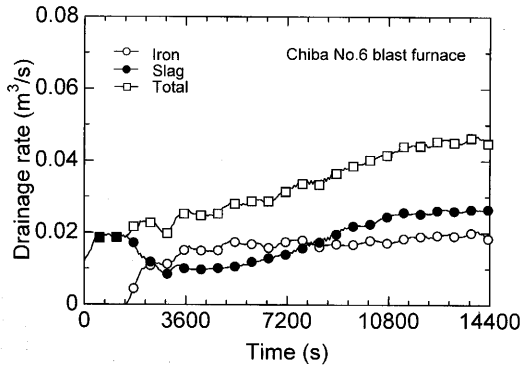


Fig. 5. Total, iron and slag drainage rate variations of Chiba No. 6 blast furnace during a tap.

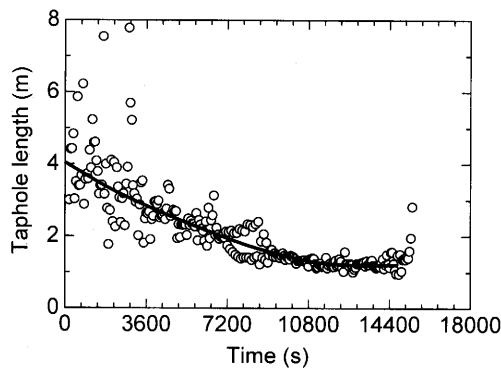


Fig. 6. Fig. 6 Estimated temporal taphole length variation of Chiba No. 6 blast furnace during the tap by pressure drop evaluation model.

り、末期の直径は68 mmであった。この測定値と Fig. 5 に示したトータル排出速度の経時変化をもとに、式(4)と(5)式により出銑口深度を予測した結果を Fig. 6 に示す。トータル排出速度の実測値がばらついていて出銑口深度の予測値もばらついていて、初期出銑口深度の予測値は約4.0 mであり実測値とほぼ一致している。出銑終了時の深度が約1.0 mと実際より小さな値となつてはいるものの、全体的な傾向としては実態を良く再現している。よって本モデルにより、出銑口内部の圧力損失を十分に推定可能であると考えられる。

そこで、他の因子を固定した状態で各因子を変化させることにより、それぞれの因子が出銑速度におよぼす影響を調査した。出銑口直径 D に関しては、実測値が60~68 mmであることから、64 mmを代表値とした。出銑口深度 L に関しては2.5 m、表面粗度に関しては1.0 mmを代表値とした。出銑口の圧力損失が出銑速度を決定しているという仮定に基づき、本解析では炉内側の圧力損失は無視した。よって出銑口炉内側の圧力は羽口先圧力の実測値である 3.5×10^5 Paとし、出銑口出口圧力は大気圧 (1.0×10^5 Pa)とした。

出銑口直径 D の変化が出銑速度におよぼす影響は比較的大きく (Fig. 7)、42 mmでは約 $0.008 \text{ m}^3/\text{s}$ であるのに対して、78 mmでは約 $0.05 \text{ m}^3/\text{s}$ と約6倍の出銑速度となる。

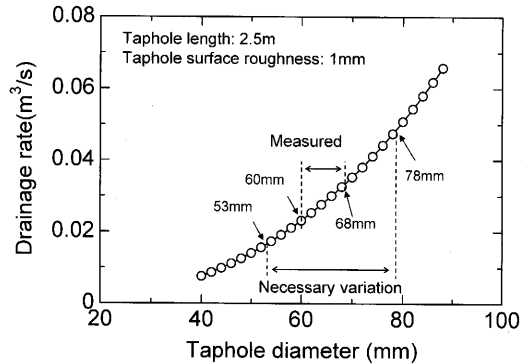


Fig. 7. Necessary taphole diameter variation range to describe the total drainage rate variation. Taphole length is 2.5 m. Taphole surface roughness is 1 mm.

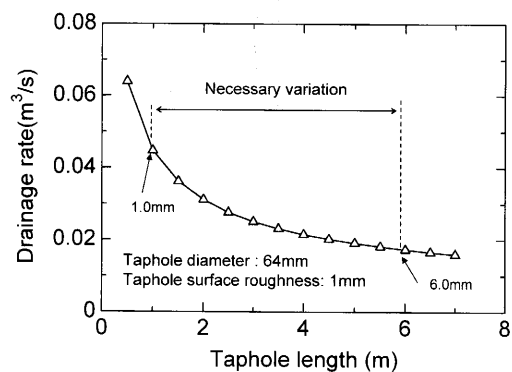


Fig. 8. Necessary taphole length variation range to describe the total drainage rate variation. Taphole diameter is 64 mm. Taphole surface roughness is 1 mm.

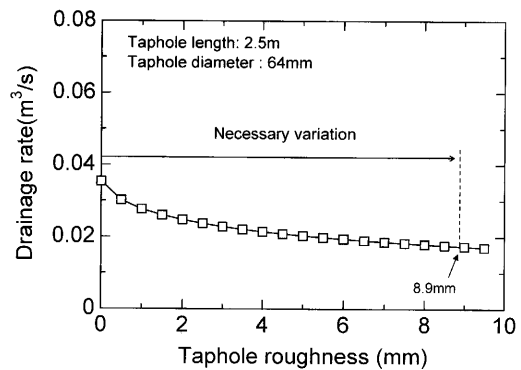


Fig. 9. Necessary taphole surface roughness variation range to describe the total drainage rate variation. Taphole length is 2.5 m. Taphole diameter is 64 mm.

出銑口深度が深くなるに従い、出銑速度は徐々に低下していく (Fig. 8)。出銑口深度が1 m程度の領域では、出銑口深度の変化が出銑速度におよぼす影響は大きい、3.0 m以上の領域では、その影響は次第に小さくなる。

出銑口直径 D および出銑口深度 L と比較すると、出銑口表面粗度の影響は比較的小さく (Fig. 9)、出銑口の表面が平滑な場合で約 $0.035 \text{ m}^3/\text{s}$ 、9 mmの場合で約 $0.018 \text{ m}^3/\text{s}$ と出銑速度は約1/2に低下する程度である。

出銑口直径 D の実測値が 60~68 mm であることを考慮すると、出銑口直径、出銑口深度および表面粗度それぞれ単独の変化では、実操業データの出銑滓速度変化を説明することはできない。従って実際の高炉では、出銑口直径 D 、出銑口深度 L および出銑口の表面粗度 e 全てが時間の経過と共に変化し、出銑滓速度を決定していると考えられる。しかし Fig. 7~9 の結果を見ると出銑口直径 D の影響が最も大きいので、以後の解析では出銑口深度 L および出銑口の表面粗度 e をそれぞれ 2.5 mm, 1.0 mm と固定し、Fig. 5 の実操業データに基づき、初期出銑口直径 D を 53 mm、変化速度を 1.736×10^{-6} m/s と設定した。また出銑口出口側圧力には大気圧を設定し、出銑口炉内側圧力には炉床内流動予測モデルによる計算値を使用した。

3.2 炉床内流動予測モデル

3次元数学モデルでは以下に示す(6)~(9)式を基礎式として使用し、これらの式に有限体積法に基づく差分化を行い、HSMAC法⁸⁾により解を求めた。

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r \epsilon v_r) + \frac{1}{r} \frac{\partial \epsilon v_\theta}{\partial \theta} + \frac{\partial \epsilon v_z}{\partial z} = 0 \quad \dots\dots\dots (6)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial \epsilon \rho v_r}{\partial t} + v_r \frac{\partial \epsilon \rho v_r}{\partial r} + \frac{v_\theta}{r} \frac{\partial \epsilon \rho v_r}{\partial \theta} + v_z \frac{\partial \epsilon \rho v_r}{\partial z} - v_\theta \frac{\epsilon \rho v_\theta}{r} \\ = -\epsilon \frac{\partial p}{\partial r} + \epsilon \rho S_{v_r} \quad \dots\dots\dots (7) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial \epsilon \rho v_\theta}{\partial t} + v_r \frac{\partial \epsilon \rho v_\theta}{\partial r} + \frac{v_\theta}{r} \frac{\partial \epsilon \rho v_\theta}{\partial \theta} + v_z \frac{\partial \epsilon \rho v_\theta}{\partial z} + v_r \frac{\epsilon \rho v_\theta}{r} \\ = -\epsilon \frac{1}{r} \frac{\partial p}{\partial \theta} + \epsilon \rho S_{v_\theta} \quad \dots\dots\dots (8) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial \epsilon \rho v_z}{\partial t} + v_r \frac{\partial \epsilon \rho v_z}{\partial r} + \frac{v_\theta}{r} \frac{\partial \epsilon \rho v_z}{\partial \theta} + v_z \frac{\partial \epsilon \rho v_z}{\partial z} \\ = -\epsilon \frac{\partial p}{\partial z} + \epsilon \rho S_{v_z} - \epsilon \rho g \quad \dots\dots\dots (9) \end{aligned}$$

ここで、 v_r は半径方向の速度 (m/s)、 v_z は鉛直方向の速度 (m/s)、 v_θ は円周方向の速度 (m/s)、 r は半径方向の座標 (m)、 θ は角度 (rad)、 z は鉛直方向の座標 (m)、 ϵ は空隙率 (-) として S は流体と充填層との相互作用力 (m/s²) である。

生成項 S は以下に示す Kozeny-Carman の式¹⁰⁾ で与えた。

$$\bar{S} = 180 \frac{\mu}{\rho} \frac{(1-\epsilon)^2}{d_p^2 \epsilon^2} \bar{u} \quad \dots\dots\dots (10)$$

ここで、 μ は流体の粘度 (Pa·s)、 d_p はコークス粒径 (m) として \bar{u} (m/s) は流体の速度である。各界面の追跡には、2次元数学モデルと同様、VOF法を採用した。

3.3 計算方法

本解析では、溶銑・スラグはそれぞれ溶銑・スラグ表面に滴下するとした。出銑口両端の圧力差 ΔP_1 および出銑口

に最も近い炉内側計算セル中の溶銑とスラグの存在割合から算術平均により求めた物性値を(5)式に代入し、トータル排出速度を求めた。この速度を炉床内流動予測モデルの境界条件として設定し、炉床内のスラグおよび溶銑の流速分布を求めた。この流速分布に従い、気体-スラグおよびスラグ-溶銑界面を移動させた。炉床内流動予測モデルより得られた出銑口炉内側圧力から ΔP_1 を再計算した。溶銑とスラグの排出速度はそれぞれのマスバランスから求めた。これらの手順を気体-スラグ界面が出銑口レベルに到達するまで繰り返した。気体-スラグ界面が出銑口レベルに到達した時点で、出銑滓速度を 0 と設定し、排出挙動が擬定常に達していない場合は反対側の出銑口を開け、上記手順をタップの終了まで繰り返した。トータル排出速度は ΔP_1 に依存するが、 ΔP_1 は炉内の圧力損失により変化する。よって、このような手順で解析を行うことにより、炉内充填構造の影響が反映されたトータル排出速度が得られる。

3.4 計算条件

内容積 5000 m³、炉床径 14 m、炉底から出銑口までの高さ 3.0 m の高炉を想定し条件を設定した。生産量は 10,000 t/d とした。空隙率は 0.3、炉内温度は 1773 K 均一とした。滴下スラグ組成は、0.3 mass% FeO、34 mass% SiO₂、15 mass% Al₂O₃、42 mass% CaO、6.5 mass% MgO とした。溶銑とスラグの物性値は、組成と温度の関数として与えた¹¹⁾。溶銑およびスラグの滴下分布の影響について事前に解析を行った結果、その影響が軽微であったため、本解析では溶銑・スラグはそれぞれ溶銑・スラグ表面に均一に滴下するとした。なお、スラグ層中を滴下する溶銑とスラグとの相互作用は考慮していない。出銑口出口側圧力は大気圧 (1.0 × 10⁵ Pa) とした。出銑口炉内側圧力には、炉内流動解析モデルから Δt 毎に得られる値を設定した。出銑口深度・出銑口表面粗さは固定し、出銑口直径のみが時間と共に拡大するとした。溶銑とスラグは 180° 対角に設置された出銑口より交互に排出し、出銑滓速度パターン・界面形状の経時変化が擬定常状態に達するまで計算を行った。計算格子は 15 (r) × 22 (z) × 32 (θ) の不等間隔格子を採用し、時間刻み Δt は、数値解析が安定的に行える程度の十分小さな値を設定した。

4. 結果および考察

4.1 3次元数学モデルの検証

3次元非定常数学モデルの検証として、千葉6高炉と同等の条件を設定して計算を行った。各界面レベルの経時変化を Fig. 10 に示す。Fig. 10 中の A 点は気体-スラグ界面の最も高いレベルを、B 点は気体-スラグ界面の最も低いレベルを、C 点はスラグ-溶銑界面レベルの最も高いレベルを、D 点はスラグ-溶銑界面の最も低いレベルを示している。従って気体-スラグ界面は曲線 A と B の間に存在し、

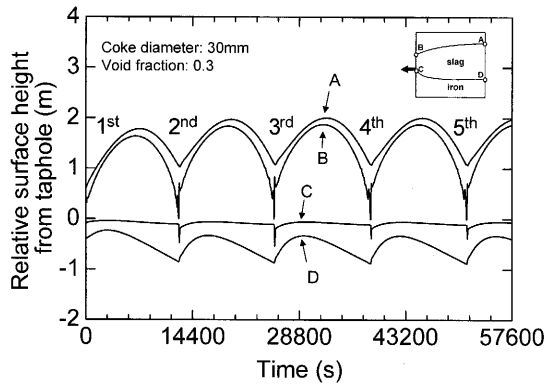


Fig. 10. Time evolution of relative slag surface and iron-slag interface height from the taphole.

スラグ-溶鉄界面は曲線CとDの間に存在する。Fig.10より、出鉄滓挙動は3タップ目で擬定常状態に達していることが確認される。気体-スラグ界面の最も高いレベル(A)は1タップの1/2の時間で出鉄口レベル上方約2.0mに到達している。また気体-スラグ界面の最も低いレベル(B)はタップ終了時に出鉄口レベルに到達している。タップ終了時にA点とB点との差が最大となっていることから、気体-スラグ界面の傾斜が最大となるのはタップ終了時であることがわかる。スラグ-溶鉄界面の最も高いレベル(C)は、出鉄開始直後に重力に逆らい出鉄口に向かって上方へと移動する。そしてタップの終了までそのまま出鉄口レベルを維持するが、タップの終了とともに下方へと移動する。スラグ-溶鉄界面の最も低いレベル(D)は、出鉄初期には上方へと移動するが、約3600s後に最大レベルを示し、その後次第に低下し、タップ終了時に出鉄開始レベルに達する。

タップ終了直前の気体-スラグ・スラグ-溶鉄界面形状および速度分布の一例をFig.11に示す。気体-スラグ界面の形状は、スラグが充填層中を通過する際の流通抵抗と重力との力のバランスで決定される。気体-スラグ界面の勾配は出鉄口近傍で特に大きくなっている。またスラグ-溶鉄界面の平均レベルは出鉄口レベル以下であるが、スラグ-溶鉄界面の最も高いレベルが出鉄口レベルに位置するため、出鉄口レベル以下に存在する溶鉄が排出されている。スラグ-溶鉄界面レベル直下に存在する溶鉄の速度分布をみると、出鉄口近傍で非常に大きな速度を有している。これは、スラグと溶鉄の体積基準の排出速度にはそれほど大きな差が無いにも関わらず、出鉄口近傍ではスラグ-溶鉄界面は出鉄口に向かって大きく傾斜しているため、溶鉄の流路が炉壁とスラグに挟まれた非常に狭い領域に限られるためである。

千葉6高炉の出鉄滓速度の実測値と計算値の比較をFig.12に示す。トータル排出速度の計算値は実測値と良く一致している。出鉄速度の計算値は実測値と同様、出鉄開始直後より徐々に増加し、その後一定値に達している。こ

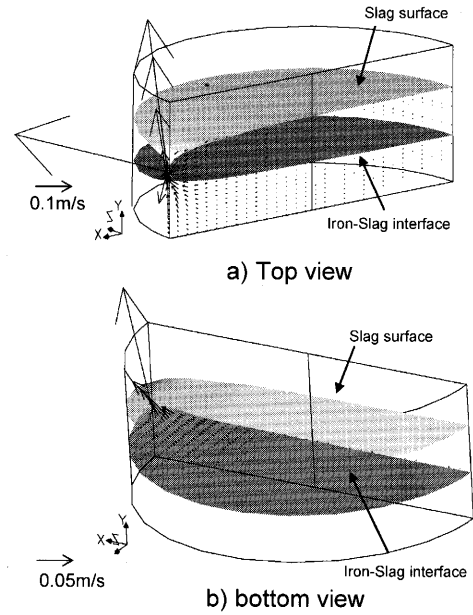


Fig. 11. Slag surfaces, Iron-Slag interfaces and velocity distributions in the hearth at the end of the tap. Coke diameter in the packed bed is 30 mm.

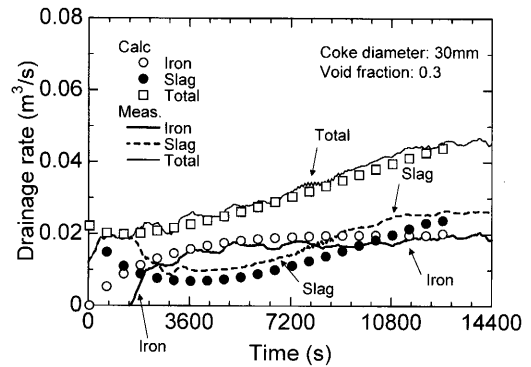


Fig. 12. Comparison of calculated iron, slag and total drainage rate of Chiba NO. 6 blast furnace with the measured ones.

れに対して出滓速度の計算値も実測値と同様、出滓開始直後より低下を始め、最低速度を示した後、上昇に転じている。出滓速度の計算値がタップを通してわずかに実測値より速いのは、本タップにおけるスラグ比が1日の平均スラグ比より大きいことに起因している。出鉄開始直後の出鉄滓速度の計算値と実測値にわずかな差が確認されるものの、出鉄滓速度の計算値は実測値をほぼ正確に再現している。

4.2 コークス充填粒子径の影響

コークス粒径を15mm, 60mmとした際の出鉄滓速度の経時変化をFig.13に示すが、Fig. 7で出鉄口直径を53mmから78mmへと変化させた際にトータル排出速度が約3倍となっていることを考慮すると、トータル排出速度に与えるコークス粒径の影響は非常に小さいと言える。従って、空隙率30%、コークス粒径15~60mmという条件においては、炉内圧力損失は出鉄口内での圧力損失と比べ無視でき

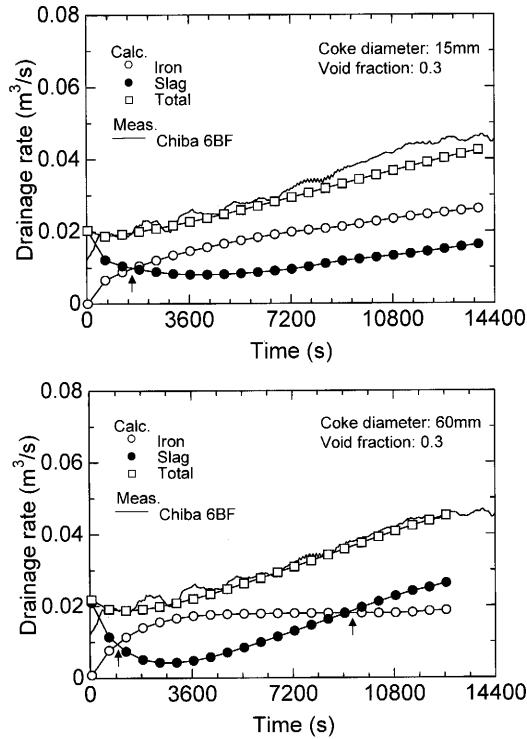


Fig. 13. Effect of packed coke diameter on temporal variation of iron, slag and total drainage rate. Coke packed bed is uniform.

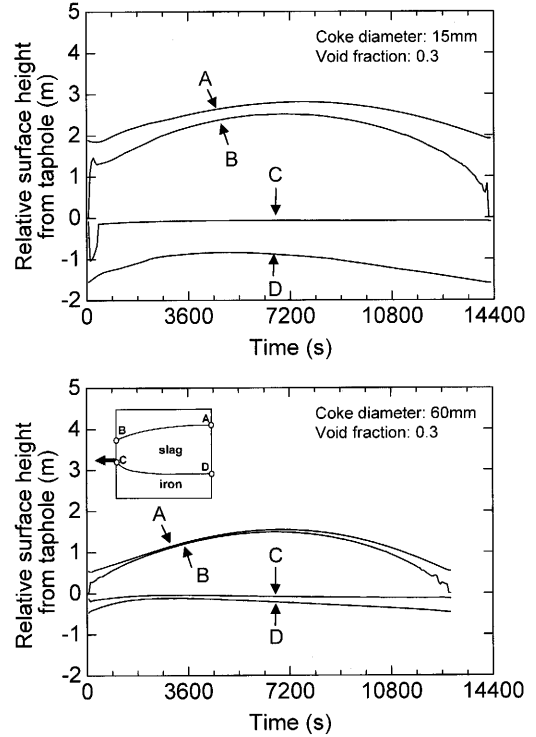


Fig. 14. Effect of packed coke diameter on slag surface and iron-slag interface height.

る程度であり、出銑口条件（直径および深度）が出銑滓速度を決定していることがわかる。炉内コークス粒径が均一である場合、溶銑とスラグの排出速度の交点（図中に矢印で示された位置）はコークス粒径の増大に伴い短時間側へと移動している。これはコークス粒径の増大に伴い炉内の通液抵抗が低下し相対的に重力の影響が強くなるため、スラグ-溶銑界面の傾斜を維持出来なくなり、初期により多くの溶銑が排出されるためである。これに対応して後期ではスラグの排出量が増加する。よって、出銑滓速度の経時変化が正確に測定できれば、出銑滓速度パターンから充填構造が推定できると推察される。

コークス粒径を 15mm, 60mm とした際の各界面位置の経時変化を Fig.14 に示す。気体-スラグ界面およびスラグ-溶銑界面形状におよぼすコークス粒径の影響は比較的大きい。コークス粒径が 60mm から 15mm へと低下することにより、出銑開始から約 7200s 後のスラグ表面の最高点 (A) は約 1.4m 上昇し、最低点 (B) も約 1.0m 上昇する。これに対して溶銑表面の最低点 (D) は、約 1.0m 下降している。従って、コークス粒径が 60mm から 15mm へ低下することにより、スラグ層は上下両方向に拡大し、最大スラグ厚みは約 2.4m の増加となる。

溶銑層・スラグ層の平均厚みへのコークス粒径の影響を Fig.15 に示す。コークス粒径の増大に伴い、スラグ層の厚みは減少するが、溶銑層の厚みは増加する。従って、スラグ層と溶銑層の厚みを同時に減少させることは不可能であ

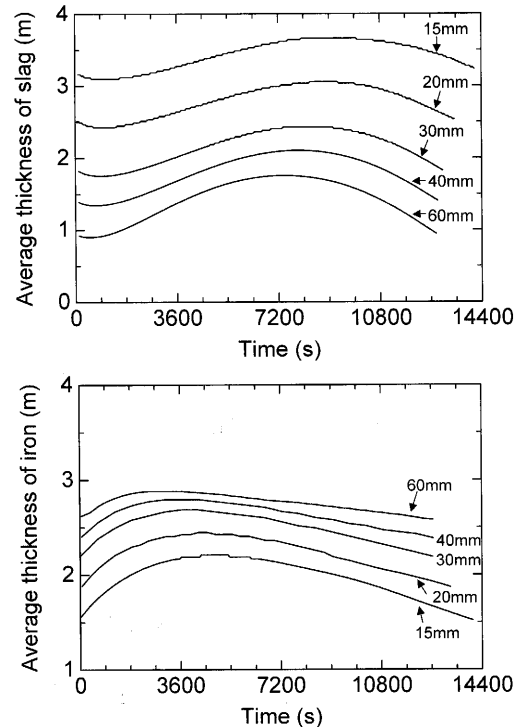


Fig. 15. Effect of packed coke diameter on average thickness of iron and slag.

る。コークス粒径の低下は、通液性の低下、出銑口入り口圧力の低下を引き起こし、その結果としてトータル排出速度の低下すなわち出銑滓時間の増加をもたらす。

出銑終了時のスラグ形状におよぼすコークス粒径の影響を Fig.16 に示す。コークス粒径の低下、すなわち通液性の

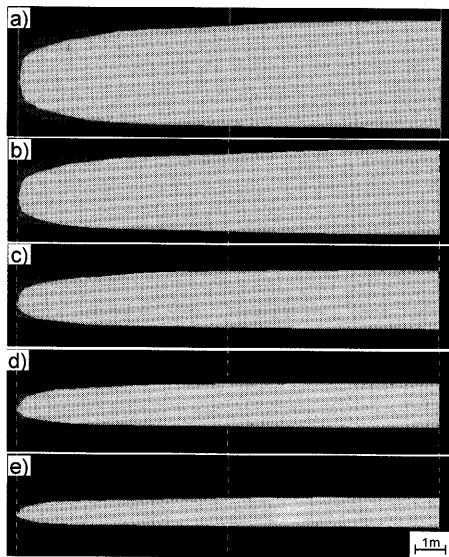


Fig. 16. Effect of packed coke diameter on terminal profiles of slag. a) Coke diameter is 15 mm. b) Coke diameter is 20 mm. c) Coke diameter is 30 mm. d) Coke diameter is 40 mm e) Coke diameter is 60 mm.

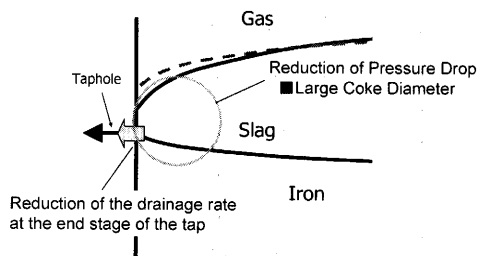


Fig. 17. Schematic view of iron and slag surfaces formation.

低下に伴い、おおよそコークス粒径の2乗に比例してスラグ層の厚みが増加している。また充填層中を流れるスラグの圧力損失に対して重力の影響が相対的に小さくなるため、出鉄口近傍で気体-スラグ界面とスラグ-溶鉄界面の勾配が大きくなっている。その結果、Fig.14とFig.16にみられるように、炉床の通液性が悪い場合は、出鉄口レベルより著しく低い位置に存在する溶鉄が排出されることになる。

タップ終了時の残滓量を減少させるには、Fig.17に示すように、出鉄口近傍の通液性の確保が重要である。しかし実操業において炉床のコークス粒径を大きく保つことは非常に困難である。出鉄末期の出鉄滓速度を小さく保つことも残滓量の低下に寄与する。例えば、Fig.18の直線(1)と直線(2)はいずれもマスバランスが取れている。スラグ量の低減には、タップ終了時のトータル排出速度の小さい直線(2)で示される操業が望ましい。また最大スラグレベルは炉床に滴下する溶鉄・スラグ量と炉床から排出される溶鉄・スラグ量の差で決定されるので、最大スラグレベルを低下させる意味でも直線(2)で示す操業が望ましい。出鉄

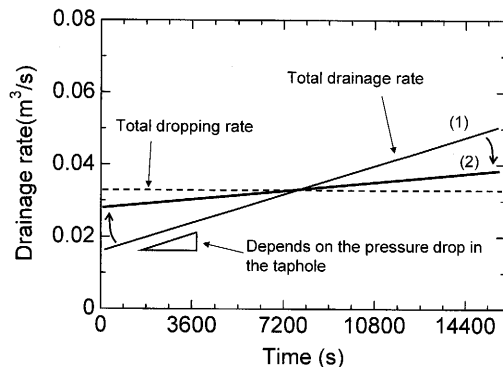


Fig. 18. Concept to reduce residual slag volume by way of taphole conditions.

口直径や出鉄口深度など出鉄口の条件で出鉄滓速度がほぼ決定されている現状を考えると、マッドの損耗速度を低下させ、出鉄口直径を制御することが非常に重要であるといえる。

5. 結言

高炉炉床部における溶鉄・スラグの流動挙動を解析することを目的とした3次元非定常数学モデルを開発した。このモデルを用いて実炉を対象とした解析を行うことにより、以下の知見を得た。

(1) 千葉6高炉の操業データを使用し、開発した3次元非定常数学モデルの検証を行った。トータル排出速度、出鉄速度、出滓速度のいずれも測定値と計算値は良い一致を示した。

(2) 本解析にて設定した条件下(充填層中のコークス粒径:15~60mm, 空隙率:0.3, 炉内温度:1773K)においては、出鉄口内の圧力損失に対して炉内の圧力損失は無視しうるレベルであり、出鉄口条件が出鉄滓速度に対して支配的である。

(3) 残滓量の低減には、出鉄中に出鉄口直径の制御が必要不可欠である。従って、マッドの溶損速度の低下が今後の課題である。

(4) 炉床部の通液性が低い場合には、出鉄口レベルより著しく低い位置に存在する溶鉄も炉外へ排出される。

(5) コークス粒径の増大は、スラグ層の厚みを減少させ、溶鉄層の厚みを増加させる。従って、スラグ層と溶鉄層の厚みを同時に減少させることは不可能である。

千葉6高炉の形状データおよび操業データをご提供頂いたJFEスチール株式会社に感謝いたします。

記号

d_p	: 粒子直径	(m)
g	: 重力加速度	(m/s ²)
p	: 圧力	(Pa)
r	: 半径	(m)

S	: 相互作用力 (2次元モデル), 流体とコークス充填層間の相互作用力 (3次元モデル)	(m/s^2)
t	: 時間	(s)
u	: 水平方向の速度	(m/s)
\vec{u}	: 流体の速度	(m/s)
v, v_z	: 鉛直方向の速度	(m/s)
v_r	: 半径方向の速度	(m/s)
v_θ	: 円周方向の速度	(m/s)
x, y, z	: 座標	(m)
ギリシャ文字		
ε	: 空隙率	(-)
μ	: 粘度	($\text{Pa} \cdot \text{s}$)
θ	: 円周方向の角度	(rad)
ρ	: 密度	(kg/m^3)

文 献

- 1) T.Fukutake and K.Okabe: *Tetsu-to-Hagné*, **60** (1974), 607.
- 2) T.Fukutake and K.Okabe: *Trans. Iron Steel Inst. Jpn.*, **16** (1976), 309.
- 3) T.Fukutake and K.Okabe: *Trans. Iron Steel Inst. Jpn.*, **16** (1976), 317.
- 4) W.B.U.Tanzil, P.Zulli, J.M.Burgess and W.V.Pinczewski: *Trans. Iron Steel Inst. Jpn.*, **24** (1984), 197.
- 5) P.Zulli, F.W.B.U.Tanzil, Q.He, B.Wright, I.Bean and R.J.Nightingale: The 4th Int. Cong. on Science and Technology of Ironmaking, Steel Institute VDEh, Düsseldorf, (2003), 482.
- 6) T.Nouchi, M.Yasui, and K.Takeda: *ISIJ Int.*, **43** (2003), 175.
- 7) J.Brännbacka and H.Saxén: *ISIJ Int.*, **41** (2001), 1131.
- 8) C.W.Hirt, B.D.Nichols and N.C.Romero: Los Alamos Scientific Laboratory Report, LA-5852, (1975).
- 9) C.W.Hirt and B.D.Nichols: *J. Comp. Phys.*, **39** (1981), 201.
- 10) P.C.Carman: *Trans. Inst. Chem. Eng.*, **15** (1937), 150.
- 11) T.Iida, H.Sakai, Y.Kita and K.Shigeno: *ISIJ Int.*, **40** (2000), S110.