

高炉炉床における低通液性領域の炉底温度分布 および出銑滓におよぼす影響

澤 義孝*・武田 幹治*・田口 整司*
松本 敏行*²・渡辺 洋一*²・鎌野 秀行*²

Influence of Low Permeability Zone in Blast Furnace Hearth on Temperature Distribution in Furnace Bottom and on Iron and Slag Tapping Indices

Yoshitaka SAWA, Kanji TAKEDA, Seiji TAGUCHI,
Toshiyuki MATSUMOTO, Youichi WATANABE and Hideyuki KAMANO

Synopsis :

Heat transfer behavior and the state of the coke packing zone in the blast furnace hearth were investigated by laboratory experiment and plant data analyses. It was found that the heat transfer coefficient between the flowing molten iron and brick surface is too large to form solidification layer of molten iron at the brick surface; hence, a zone of low permeability against the molten iron and slag flow was expected to exist in the hearth when the brick temperature is low. The concept of the low permeability zone has enabled us to interpret such phenomena observed in operation as (1) the periodical temperature changes of the bottom bricks, (2) differences in the metal and slag conditions at respective tap holes, (3) and the correlation between the flow-out index of slag and the bottom brick temperature.

Key words : ironmaking; blast furnace; hearth; brick; heat transfer; tapping.

1. 緒 言

高炉のシャフト吹き付け補修¹⁾²⁾や稼働中にステープを取り替える技術³⁾が確立されつつある現在、高炉炉床レンガの浸食が高炉の寿命を律する第一の要因となってきた。そこで、炉床レンガ温度計による浸食の早期検出技術とその防止対策の確立が、ますます重要となっている。このため、吉川ら⁴⁾に代表されるように、炉床レンガ温度からレンガの浸食を推定し、レンガ表面に凝固層を生成させることで浸食を防止する炉底管理技術の開発が数多く報告されている。

一方、炉底中央部の温度低下は、出銑回数の増加、滓流出時間の低下等の出銑滓状況の悪化と密接に関連することが操業経験として知られている⁵⁾。

そこで、実際の高炉操業では炉底温度に上下限を設け、その範囲内に収まるように炉底冷却水量の調整や炉頂分布制御、炉底温度の上昇時には Ti 源の装入、さらに炉底温度が急上昇したときには休風などを行って

る。しかし、必ずしも確立した、かつ有効な制御法は得られていないのが現状である。

また、複数の出銑口がある高炉では出銑口ごとに溶銑滓成分、温度、量などの偏差が現れることがあるがこれについても確立した解消法はない。

このような炉底温度や出銑滓の状態は、高炉炉床部の伝熱状態、溶銑滓流状態、あるいはそれらを支配している炉床充填層構造に密接に関わっているのであるが、これらはまだ十分には明らかにされていない。

従来より、数値計算を用いて、炉床湯溜り部での溶銑流動および伝熱挙動を明らかにしようとする試み^{6)~11)}がなされている。これらは、炉床充填層の構造に関して炉底面上部に均一なコークス層とコークスのない溶銑のみの層との生成割合を仮定して検討を行っているが、炉底温度の経時的な推移、出銑口ごとの出銑滓偏差などを十分に説明できていないといえない。

そこで本報告では基礎実験や炉床部の解体調査¹²⁾¹³⁾を含む実炉の解析から炉床湯溜り部コークス層の充填構

平成3年11月8日受付 平成4年4月10日受理 (Received on Nov. 8, 1991; Accepted on Apr. 10, 1992)

* 川崎製鉄(株)鉄鋼研究所 (Iron & Steel Research Laboratories, Kawasaki Steel Corp., 1 Kawasaki-cho Chuo-ku Chiba 260)

*² 川崎製鉄(株)千葉製鉄所 (Chiba Works, Kawasaki Steel Corp.)

造, および伝熱挙動を検討し, 実炉の炉底温度推移や出鉄滓現象を支配する要因を明らかにした.

2. 高炉炉床レンガ温度の変化と特徴

水島4高炉における火入れ以来の炉底芯温度の推移を Fig. 1 に示す. 炉底温度は高温期, 低温期を繰り返し, 平均的には操業年月とともに温度上昇する. この間, 過渡的な時期を除いて炉底温度が中間的な値にならない. このことは, 高炉炉床の充填構造もしくは伝熱場がこの炉底温度の高温, 低温それぞれに対応して, 特徴ある2つの状態を繰り返していることを示唆している. また, このとき炉底温度の高低に合わせ, レンガ表面の凝固層は消滅, 存在していたものと考えられる.

炉底芯温度が過渡的に変化するときの例を Fig. 2(a) に示す. この水島2高炉での温度変化を非定常1次元の伝熱モデルで解析した結果を Fig. 2(b) に示す. ここでは, 時刻0において炉内状態が急激に変化したとし, (1)式で定義される溶鉄-レンガ間の総括熱伝達係数 (h)

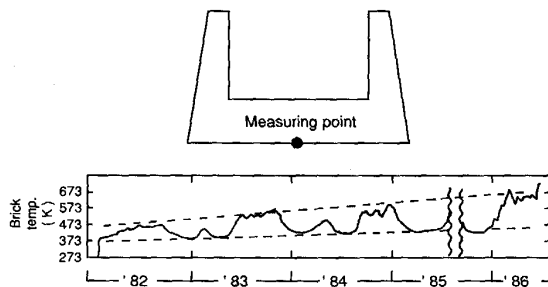


Fig. 1. Long term change in hearth bottom temperature (Mizushima No. 4 B.F.).

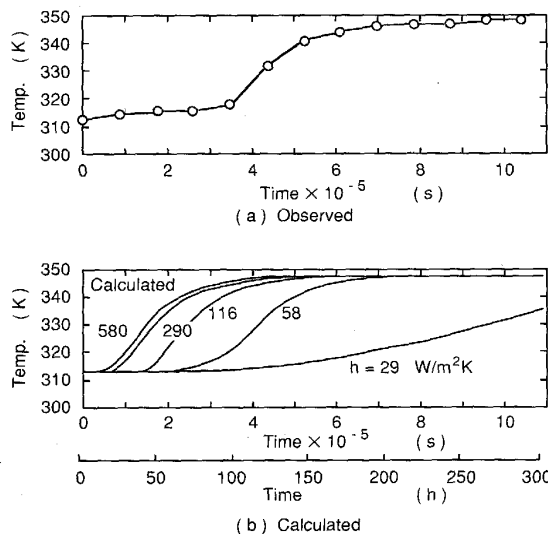


Fig. 2. Short term change in bottom brick temperature (Mizushima No. 2 B.F.).

を $29 \sim 580 \text{ W/m}^2\text{K}$ に変化させて計算した. 炉底温度が低い期間は h を $10 \text{ W/m}^2\text{K}$ 程度とすることで実機と計算を一致させることができた.

$$h = q / [(出鉄温度) - (レンガ表面温度)] \dots \dots (1)$$

ここで, q は熱流束で h は一般的に用いられている流体境膜での熱伝達係数とは異なり, 出鉄口レベルと炉底面間の総括的な熱伝達係数である. すなわち, h には流体境膜抵抗と出鉄口レベルから炉底レンガまでの伝導伝熱, および溶鉄流動による対流伝熱の効果が含まれており, 炉底レンガ表面に凝固層が存在する時は凝固層の伝熱抵抗も含むものである.

図より炉底温度が上昇するときの温度上昇速度を実測と計算結果で比較すると, h が炉底温度の低い期間の $10 \text{ W/m}^2\text{K}$ 程度から $60 \text{ W/m}^2\text{K}$ 程度以上に変化したことを示している. このことは炉床の伝熱場が大きく, しかも短期間のうちに変化したことを示唆している.

従来, 炉底レンガ温度の急激な上昇は, 炉底表面に生成していた鉄鉄凝固層が溶融, または剥離し, 高温の溶鉄流がレンガに直接接触するためと考えられている. 一方, 炉底温度が低く, レンガ表面に凝固層が生成している場合は, 溶鉄は凝固層の上方を流れているものと考えられていた. しかし, 溶鉄-凝固層間の熱伝達は溶鉄-レンガ間の熱伝達と同様にきわめて大きく, 凝固層は容易に溶解してしまうはずである. そこで, この点を明確にするために, 次章に示すように溶鉄-レンガ間の流体境膜での熱伝達係数を基礎実験により定量化した.

3. 溶鉄側から見た熱伝達係数の測定

従来の熱伝達係数の推定式には溶鉄を用いて測定した例は少ない. また大野¹⁴⁾は高炉炉床部の水モデルを用いて熱伝達係数の推算式を求めているが, それは(1)式の定義に近いものであり, 流体境膜での熱伝達係数とは異なる. そこで, 炉床湯溜り部を想定した高温炉を用いて溶鉄-レンガ間の熱伝達係数 (h_1) を実測した.

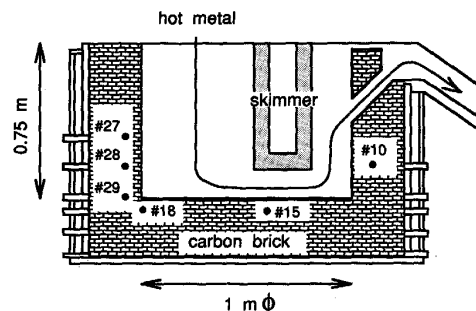
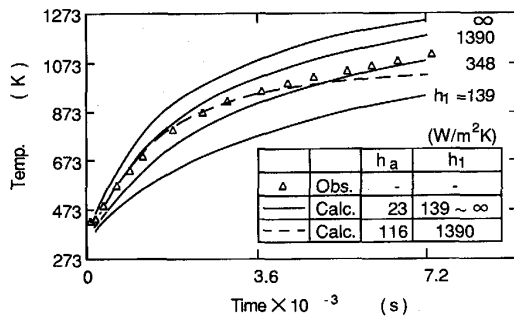


Fig. 3. Experimental apparatus.

Table 1. Calculating conditions.

Heat transfer coefficient (molten iron~brick)	139~∞	W/m ² K
Heat transfer coefficient (brick~air)	23	W/m ² K
Temperature of molten iron	1593	K
Temperature of air	298	K
Heat capacity of brick	1.38	J/kgK
Thermal conductivity of brick	14	W/m K



h_1 : Heat transfer coefficient between pig iron and brick
 h_a : Heat transfer coefficient between atmosphere and brick

Fig. 4. Change in brick temperature (#27).

3.1 実験方法¹⁵⁾

Fig. 3 に実験装置を示す。炉床内径 1000 mm, 高さ 750 mm, カーボンレンガ厚み 230 mm の内張りをもつ鉄製の円筒炉で、レンガ内径箇所に温度測定用の熱電対を設置した。また、炉内の溶銑流速に変化をつけるために堰を設けた。炉の冷却は空冷とした。この炉に約 1593 K の溶銑を注湯し、レンガ温度の変化を測定した。実験中溶銑出側で溶銑温度を測定したがその値は 1593 K でほとんど変化しなかった。

3.2 結果の整理

汎用流体解析プログラム PHOENICS を用い、レンガ内の伝熱挙動を計算した。計算条件を Table 1 に示す。

各測温点に対応した、すなわち測温点最寄りの h_1 は次のようにして求めた¹⁵⁾。Fig. 4 に温度測定位置 #27 でのレンガ温度変化の実測値と計算値を示す。今回の実験で冷却側の熱伝達係数の値が必ずしも明確ではないので冷却側の熱伝達係数を変えた計算も行った。 h_1 が 1390 W/m²K の場合で冷却側の熱伝達係数が 23 W/m²K と 116 W/m²K の 2 ケースについて比較した。注湯開始後およそ 1200 秒までは冷却側の条件によらずほぼ同一の昇温曲線であるが、それ以降は差異が生じる。そこで、解析には注湯開始 1200 秒までの実験データおよび計算結果を用いた。さらに注湯直後は実験と計算の初期条件の差があるのでこれを除き、注湯開始 90 秒から 1170 秒までの昇温幅が実験と同じになった時の計算に用いた熱伝達係数を h_1 と推定した。また、この間の

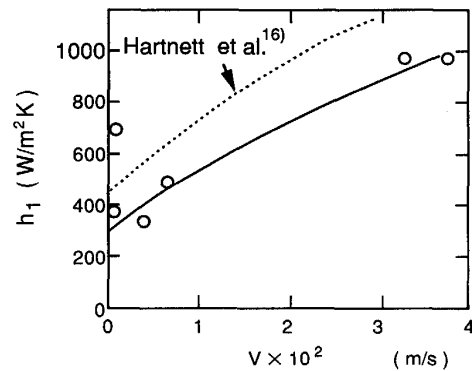


Fig. 5. Relationship between velocity of hot metal and heat transfer coefficient.

溶銑の注湯速度は 20 kg/s であった。

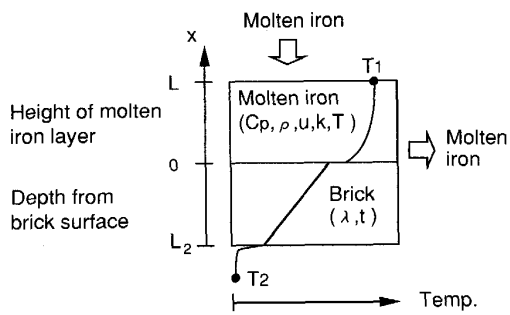
今回、実験炉内の溶銑流速は実測しなかったため、汎用流体解析プログラム PHOENICS を用いて、炉内溶銑流動を計算し、各測温点近傍の溶銑流速を推定した¹⁵⁾。

伝熱解析より求められた熱伝達係数と流動解析より求められたレンガ表面近傍の溶銑流速の関係を Fig. 5 に示す。図中のプロットは各測温点を意味する。若干のばらつきはあるが h_1 は溶銑流速の上昇とともに増加し、従来の液体金属に関する実験式¹⁶⁾と近い値を得た。

日月ら⁶⁾は炉床部全体がコークスで充填されている場合と炉底直上にコークスのない領域がある場合に分けて炉床部湯流れの計算機シミュレーションを行っている。それによると炉床部全体がコークスで充填されている場合の方が炉底レンガ近傍の溶銑流速は遅く、その時の溶銑流速の値は $10^{-4} \sim 10^{-2}$ m/s の間で分布しており炉底芯近傍では 10^{-3} m/s 程度であると予想している。本報の実験と日月らの計算で炉床部の充填構造の違いはあるが、この値を今回の解析結果に当てはめると h_1 は 300 W/m²K 程度と予測される。この値は Fig. 2 で示した実炉炉底温度が高いときの計算上の総括熱伝達係数の仮定値とほぼ等しい。

4. 溶銑流れ場における伝熱の特徴

実験から得られた h_1 を用いて炉床部の伝熱状態を解析した。Fig. 6 に示すように炉底芯における伝熱を 1 次元で近似した。溶銑内部では対流伝熱と伝導伝熱、レンガ内部では伝導伝熱を考慮している。1773 K の溶銑は 1.5 m 上部よりレンガ面に向かって流れ、レンガ面に達した溶銑はそこで系外に去る、つまり現象的には溶銑が横方向に流れをかえたものとした。実高炉の条件ではレンガ部での伝導伝熱が全体の伝熱を律速している。そのため h_1 は厳密には溶銑流速によって変化するものであるが、全体の伝熱挙動への影響は小さい。ここでは



$$-C_p \rho u \frac{dT}{dx} + k \frac{d^2 T}{dx^2} = 0 \quad \text{Molten iron}$$

$$\lambda \frac{d^2 t}{dx^2} = 0 \quad \text{Brick}$$

Boundary conditions

$$T = T_1 \quad (x = L)$$

$$-k \frac{dT}{dx} = -\lambda \frac{dt}{dx} = h_1 (T - t) \quad (x = 0)$$

$$-\lambda \frac{dt}{dx} = h_a (t - T_2) \quad (x = L_2)$$

Fig. 6. One dimensional heat transfer model.

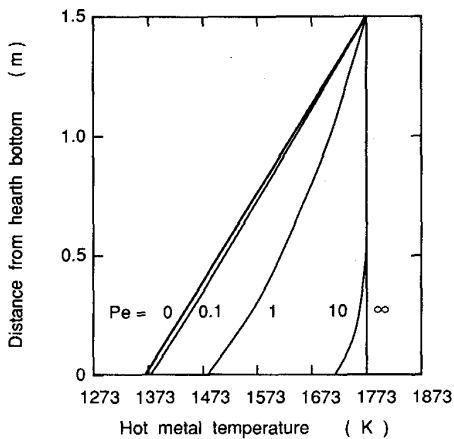


Fig. 7. Simulated results of hot metal temperature in the blast furnace hearth.

348 W/m²K 一定として計算した。

溶銑およびレンガ内温度分布は溶銑流速すなわちペクレ数 (Pe) によって変化する。

$$Pe = \frac{\rho u L}{\mu} \frac{C_p \mu}{k} \dots\dots\dots (2)$$

Fig. 7 に溶銑相内部温度を Pe をパラメータとして示す。溶銑流動が非常に緩やかな場合 (3 × 10⁻⁵ m/s, Pe ≒ 10) においても対流伝熱が溶銑内の伝熱を支配している。このとき、(1)式で定義される総括熱伝達係数 (h) は 50 W/m²K 以上になり、これは実炉での炉底温度が高い時に相当する。またこの時、レンガ表面は出銑温度なみの高い温度になっているので、凝固層の存在は不可能である。一方、レンガ表面に凝固層が存在し、炉底温度が高く、h が 10 W/m²K 程度である状況にする

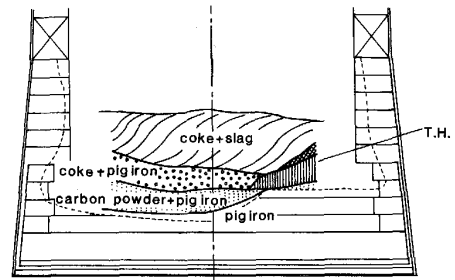


Fig. 8. Inner profile of blast furnace hearth at dissection survey (Chiba No. 1 B.F.).

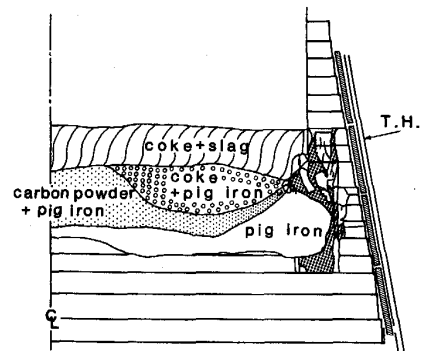


Fig. 9. Inner profile of blast furnace hearth at dissection survey (Mizushima No. 4 B.F.).

には溶銑の流動がほとんどない (Pe < 0.1) としなければならない。

5. 実炉炉床部の解析

5.1 炉底レンガ表面に凝固層が生成する条件

Fig. 8,9 に解体調査時に行った千葉1高炉、水島4高炉の炉床充填構造を示す。両高炉とも炉底部からの残銑抜きをせずに吹き止めたものである。出銑口、炉底面間の炉床コークス充填層に晶出グラファイトを中心とする溶銑、グラファイト、コークス灰分、コークス微小粒子の混合層が存在する。混在する溶銑は微小粒子であり、体積割合は30%程度と低く、溶銑滓の透過性が低い領域(以後低透過性領域と呼ぶ。)になっていることが予想される。Fig. 8,9のように低透過性領域が炉床全面に存在していれば、炉内を滴下してきた溶銑は低透過性領域より下部には流入しない。したがって低透過性領域の上面から炉底面の間は溶銑の動きは少なく、伝導伝熱支配場になっていると考えられる。両高炉の状況ならば(1)式の総括熱伝達係数は10 W/m²K程度であり、炉底温度も低くなり、レンガ表面に凝固層の生成も可能である。一方、低透過性領域が全部もしくは部分的に消滅していれば、溶銑が炉底まで流入し、炉底温度が上昇してくる。

低透過性領域の生成、消滅機構は明らかではないが、炉底部で温度低下した溶銑層からの晶出キッシュグラファイト¹⁷⁾、炉床でコークスが消失する時に残される灰分、粉化したコークス、微粉炭吹き込み作業時の未燃チャーなどがコークス充填層を目詰まりさせているものと考えられる。

千葉5高炉では後述する炉底温度場、出鉄滓状況が大きく変化したときに、出鉄中に Table 2 に示す組成の固形物が多量にサンプリングされた。スラグ樋で溶融スラグ上に浮いていたものである。SiO₂ と Al₂O₃ の比はコークス灰分の組成に近い。また、外観観察では光沢があることから、13% 含まれている C は晶出キッシュグラファイトと考えられる。

5.2 炉底温度の高温、低温の繰り返し

高炉炉床部に関わる現象を低透過性領域を考慮することでの程度説明可能かを検討した。Fig. 1 で示した水島4高炉の炉底芯温度推移を Fig. 6 と同様な定常1次元伝熱モデルを用いて検討した。炉底芯温度が低い期間は Fig. 10(a) のように低透過性領域が炉床部に全面的に存在し、炉底面の上部の溶銑は滞留し、伝導伝熱支配場を形成しているものと考えられる。また、炉底芯温度が高い期間は Fig. 10(b) のように低透過性領域が部分的に消滅して、高温の溶銑が炉底まで流入してくるものと考えられる。定常1次元伝熱モデルでは(1)式の総括熱伝達係数は(3)式のように書くことができる。

$$h = \frac{1}{\frac{1}{h_1} + \left(\frac{L}{k}\right)\left(\frac{\exp(Pe) - 1}{Pe \exp(Pe)}\right)} \dots\dots\dots(3)$$

Table 2. Chemical composition of substance floating on the slag at slag runner of Chiba No. 5 B. F.. (mass %)

T-Fe	M-Fe	FeO	SiO ₂	Al ₂ O ₃	CaO
14.8	8.49	1.62	40.8	27.9	6.62
MgO	P ₂ O ₅	TiO ₂	MnO	S	C
2.14	0.056	0.36	0.16	0.115	13.2

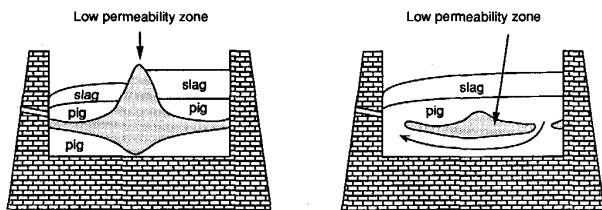


Fig. 10. Work of low permeability zone in the hearth.

ここで、(3)式の右辺分母の第1項は溶銑-レンガ境界での伝熱抵抗の項で h₁ には 348 W/m²K を用いた。また、第2項はレンガ面上部での溶銑の対流伝熱および溶銑、コークス、低透過性領域の伝導伝熱抵抗の項である。(3)式を用いて総括熱伝達係数を求めたところ低温期は 8 W/m²K、高温期は 60 W/m²K になった (Fig. 11 (a))。ここで、溶銑相厚さ (L) は 1.5 m であるとし、ペクレ数 (Pe) は低温期で 0、高温期で 10 とした。炉底芯温度が高い期間は高温の溶銑がレンガと接触しているのでレンガが浸食される。レンガ残存厚の測定はしていないので Fig. 11(b) 中に示すように浸食が進行したとした。また、レンガの熱伝導率は 14 W/mK とした。

以上のような条件で炉底芯温度を計算したところ、Fig. 11(c) 中に破線で示すように炉底温度が高温期、低温期を繰り返し、平均的には操業年月とともに温度上昇していく傾向が実測温度 (実線) とよく一致している。

6. 考 察

6.1 炉底温度と出鉄滓指標との関連

Fig. 12 に千葉6高炉での出鉄口ごとの出鉄1タップのスラグ比を示す。このように出鉄口によって大きく偏

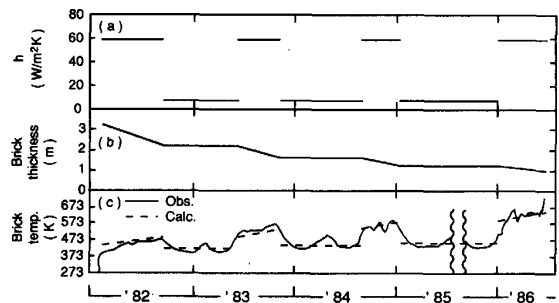


Fig. 11. Change in hearth bottom temperature (Mizushima No. 4 B.F.).

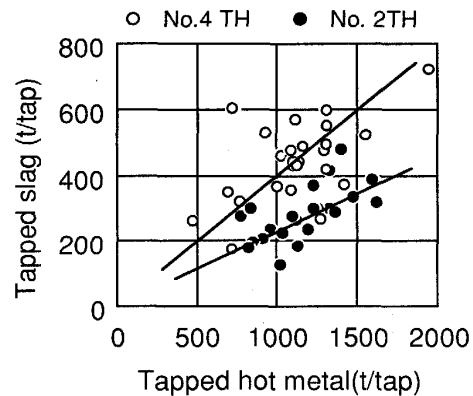


Fig. 12. Difference of slag ratio from respective tap holes in Chiba No. 6 B.F..

差がみられる場合がある。これは炉床内の溶融物の流れに対する抵抗が円周方向で均一でないことを示しており、炉床内が均一な充填構造であるとする説明できない。ここで炉床部に低透過性領域の存在を仮定することにより、低透過性領域が大きく成長しているときは低透過性領域が仕切りの役割をし、出銑口偏差が生じるものと考えられる。このとき、これまでの議論から低透過性領域が大きく生成している場合には炉底温度も低くなるはずであり、炉底温度と出銑滓の不均一性とは関連があると予想される。一般的に Fig. 13 に示すようにスラグ指数 (= 出滓時間/出銑時間) と炉底芯温度との間には正の相関がある。この点について次節で定量的に検討を

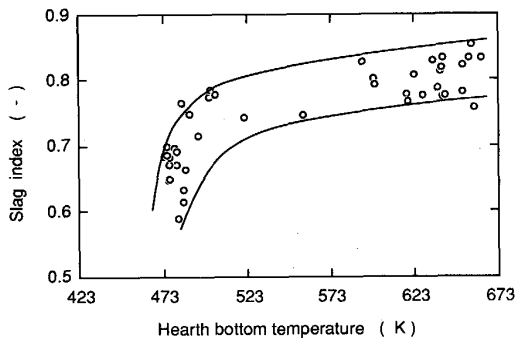


Fig. 13. Relationship between hearth bottom temperature and slag index (= [Tapping time of slag]/[Tapping time of metal]) in Mizushima No. 3 B.F..

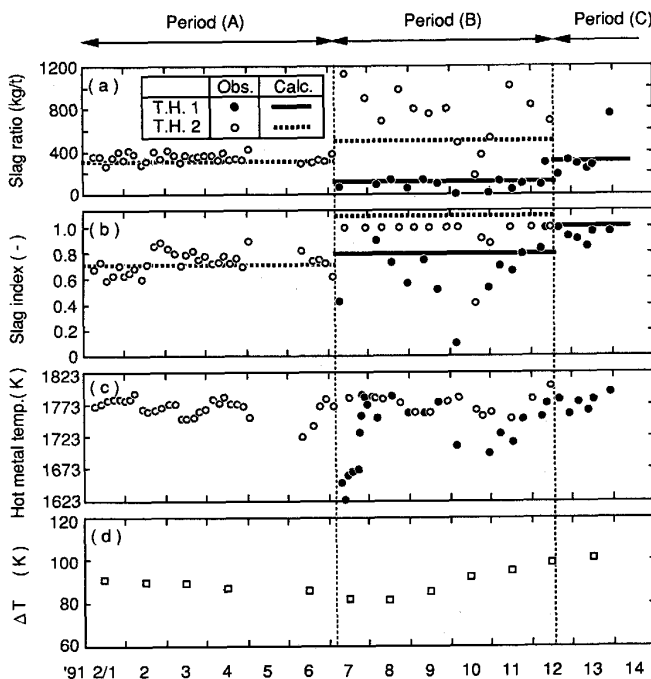


Fig. 14. Change in tapping indices of Chiba No. 5 B.F. and calculated results using the simulation model.

行った。

6.2 低透過性領域の出銑滓におよぼす影響の定量的な表現

千葉5高炉(内容積 2584 m³, 出銑口 2 本)において Fig. 14 のように大きな出銑口偏差が認められた期間があった。期間 A では出銑口 2 を用いた片側連続出銑を行っていた。このとき、スラグ比は配合計算から求めたスラグ比に近く、スラグ指数は 0.8 程度と若干低め、出銑温度は 1773 K 程度であった。期間 B で出銑口 1 も用いた交互出銑に移行したところ、移行後数 Tap は低い温度の溶銑が出銑された。また、この交互出銑の間、2 側の出銑口からはスラグが主体に、1 側の出銑口からは銑鉄が主体に出銑された。期間 C からは出銑口 1 を用いた片側連続出銑に移行したがスラグ比は計算のスラグ比にもどり、スラグ指数は出銑口 2 を用いた期間 A よりも高い値になった。また、炉底芯温度差は交互出銑に移行した 2 日後ぐらいから上昇を始めた。

この現象を説明するために Fig. 15 に示すような低透過性領域を考慮した出銑滓モデルを構築した。本モデルは低透過性領域によってコークスの充填している炉床湯

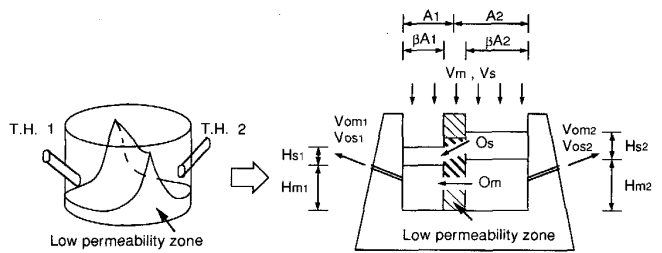
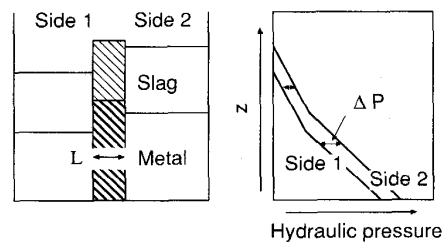


Fig. 15. Simulation model considering low permeability zone.



Metal transfer rate from side 2 to side 1

$$O_m = \frac{A \Delta P}{k_m L}$$

Slag transfer rate from side 2 to side 1

$$O_s = \frac{A \Delta P}{k_s L}$$

k_m, k_s : Liquid flow resistance

$$k_i = \frac{150(1 - \epsilon)^2 \mu_i}{\epsilon^3 (\phi D_p)^2} \quad (i = m \text{ or } s)$$

Fig. 16. Representation of transfer rates of metal and slag from side 2 to side 1 in the model.

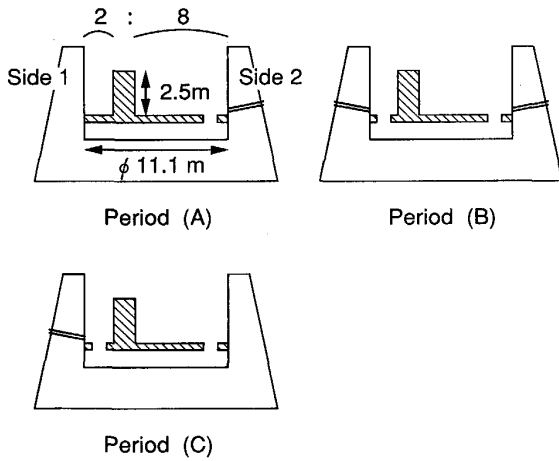


Fig. 17. Calculating assumption of low permeability zone shape and tap hole under operation.

溜まり部が左右に分断されるとし、それぞれの湯溜まり部での銑鉄、スラグの収支から構成される。また、Fig. 16 に示すように、湯溜まりの融体の静水圧差、低透過性領域の通液抵抗に応じて、銑鉄、スラグが湯溜まり間を往来することを考慮している。記号は文末に一括して示した。

1 側でのスラグ収支

$$\epsilon\beta A_1 \frac{dH_{s1}}{dt} = V_{os1} + A_1 V_s + O_s \dots\dots\dots (4)$$

2 側でのスラグ収支

$$\epsilon\beta A_2 \frac{dH_{s2}}{dt} = V_{os2} + A_2 V_s - O_s \dots\dots\dots (5)$$

1 側での銑鉄収支

$$\epsilon\beta A_1 \frac{dH_{m1}}{dt} = V_{om1} + A_1 V_m + O_m \dots\dots\dots (6)$$

2 側での銑鉄収支

$$\epsilon\beta A_2 \frac{dH_{m2}}{dt} = V_{om2} + A_2 V_m - O_m \dots\dots\dots (7)$$

本モデルは低透過性領域の形状、出鉄口の選択、出鉄滓速度などを主な計算条件とし、計算結果として、各出鉄口からの出鉄滓量（比率）の時間変化、炉床内での液面高さの時間変化を求めるものである。

千葉5高炉の例において、炉床部の充填構造は Fig. 17 のように推移したものと仮定した。すなわち、高炉炉床部には低透過性領域が存在し、中間部の山状になっている部分が出鉄口1側に寄っていて、炉床断面を2:8に分断している。期間Aでは2側の出鉄口の近くの低透過性領域に切れ目がある。期間Bに移行したとき1側の出鉄口の近くの低透過性領域に新たに切れ目が発生し、炉底部に溶鉄の流路ができる。期間Cの炉床充

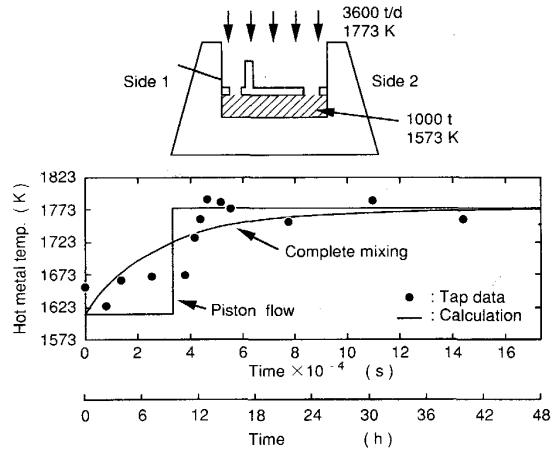


Fig. 18. Change in hot temperature after shifting to period (B).

填構造は期間Bと同じである。

本モデルを用い、Fig. 17で仮定した炉床充填構造のもとに各期間、各出鉄口におけるスラグ比、スラグ指数の計算を行った。ただし、低透過性領域の物性には低透過性領域がほとんど溶鉄滓を通さない値を用いた。その結果、Fig. 14(a), (b)に示すように定量的にもかなりの精度で、実炉の結果と計算結果が一致した。

この例でも片側連続出鉄ではあるが期間Aではスラグ指数、炉底芯温度は低く、期間Cではスラグ指数は高く、炉底芯温度も上昇に転じている。期間Aのように溶鉄滓の湯溜まりが出鉄口ごとに分断されている場合には、炉底面の上部に低温の溶鉄が滞留することで炉底温度が低下する。また、他の出鉄口から出鉄している間に出鉄を行っていない側の溶鉄-スラグ界面は上昇するので、次回開口したときにはスラグ流出まで時間を必要とする。つまり、スラグ指数が低下する。一方、期間Cのように溶鉄滓の湯溜まりが炉底部で連絡している場合には炉底レンガ面まで高温の溶鉄が流入するので、炉底温度が上昇する。また、出鉄口が閉塞している側の溶鉄も炉底を通じて出鉄されるので溶鉄-スラグ界面は上昇しない。よって、次回開口してもすぐにスラグが流出しはじめる。

期間Bに移行当初、出鉄温度が低下したのはそれまで炉床に滞留し、冷やされ、部分的に凝固していた溶鉄が出鉄されてきたためと考えられる。炉床に滞留していた溶鉄量は炉床レンガ積み構造等からおおよそ1000tであると推定した。炉床に滞留していた溶鉄が出鉄され高温の溶鉄に入れ代わる過程を完全混合、ピストンフローに分けて、それぞれの場合の出鉄温度の変化を計算した。Fig. 18にその結果を示すが実機の溶鉄温度の推移はピ

ストンフローに近いとすることで説明できた。

また、炉底芯温度が期間 B に移行した 2 日後ぐらいから上昇したのは Fig. 2 に示したように炉底レンガの熱伝導による遅れ時間と合致する。

7. 結 言

高炉炉底レンガ浸食等の管理に用いられている炉底レンガ温度や出銑滓の状態に密接に関わる高炉炉床部の伝熱状態、あるいはそれを支配している炉床充填構造を基礎実験や実炉の解析により検討し、次のことを明らかにした。

(1) 高炉炉底部は温度が高温期と低温期を示す特徴ある 2 つの状態を繰り返している。

(2) 炉底温度が低いときには炉床湯溜まり部に溶銑滓の透過性の低い領域(低透過性領域)が広い範囲に存在すると考えられる。

(3) 低透過性領域の生成機構は明らかでないが、炉底部で温度降下した溶銑層からの晶出キッシュグラフィット、炉床でコークスが消失する時に残される灰分、粉化したコークス、微粉炭吹き込み操業時の未燃チャーなどから構成され、コークス充填層を目詰まりさせているものと考えられる。

(4) この低透過性領域の生成、消滅を仮定することにより、炉底レンガ温度の推移、出銑口偏差、排滓性と炉底レンガ温度の相関などの炉床部で観察される諸現象が説明できる。

記 号

A : 面積 (m^2)
 C_p : 比熱 ($J/kg K$)
 D_p : 充填粒子径 (m)
 h : (1)式で定義された総括熱伝達係数 (W/m^2K)
 h_1 : 溶銑-レンガ間熱伝達係数 (W/m^2K)
 h_a : 冷却側熱伝達係数 (W/m^2K)
 H_m : 炉床内銑鉄高さ (m)
 H_s : 炉床内スラグ高さ (m)
 k : 溶銑相熱伝導度 (W/mK)
 k_m : 低透過性領域の銑鉄の通液抵抗 ($Pa s/m^2$)

k_s : 低透過性領域のスラグの通液抵抗 ($Pa s/m^2$)
 O_m : 2 側から 1 側への溶銑の移動量 (m^3/s)
 O_s : 2 側から 1 側へのスラグの移動量 (m^3/s)
 P : 炉床内での溶銑滓の静水圧 (Pa)
 q : 熱流束 (W/m^2)
 T : 溶銑温度 (K)
 t : レンガ温度 (K)
 u : 溶銑流速 (m/s)
 V_m : 造銑速度 (m^3/m^2s)
 V_s : 造滓速度 (m^3/m^2s)
 V_{om} : 出銑速度 (m^3/s)
 V_{os} : 出滓速度 (m^3/s)
 β : 湯溜まり有効容積率 (-)
 ϵ : 空隙率 (-)
 ϕ : 形状係数 (-)
 μ : 粘度 ($Pa s$)
 λ : レンガ熱伝導度 (W/mK)
 ρ : 密度 (kg/m^3)

文 献

- 1) 服部 健, 野城研吾, 後藤莞爾, 内山雄二, 駒木根六郎, 江刺敏郎: 鉄と鋼, **67** (1981), S761
- 2) 太田 奨, 塩谷 靖, 高橋幸敏, 駒木俊一, 松本 満, 三上頼儀: 鉄と鋼, **67** (1981), S762
- 3) 佐藤憲一, 狩谷順二, 高田耕三, 小池厚則, 柳橋良親, 谷澤安則: 材料とプロセス, **2** (1989), p. 983
- 4) 吉川文明, 児子精祐, 清原庄三, 田口整司, 高橋洋光, 一宮正俊: 鉄と鋼, **73** (1987), p. 2068
- 5) 浅野一哉, 近藤幹夫, 沢田寿郎: 鉄と鋼, **71** (1985), S69
- 6) 日月應治, 大野二郎, 中村正和, 原 行明: 鉄と鋼, **70** (1984), p. 2224
- 7) 妹尾義和, 田口整司, 福武 剛: 鉄と鋼, **71** (1985), S68
- 8) 栗田興一, 田中 努: 鉄と鋼, **72** (1986), S81
- 9) 近藤国弘, 大野陽太郎, 斉藤 汎: 鉄と鋼, **72** (1986), S82
- 10) 富田幸雄, 大楠 洋, 河野正人: 材料とプロセス, **1** (1988), p. 79
- 11) 柴田耕一郎, 木村吉雄, 清水正賢, 稲葉晋一: 材料とプロセス, **2** (1989), p. 92
- 12) 橋爪繁幸, 高橋洋光, 中川敏彦, 富田貞雄, 佐藤政明, 森岡恭昭, 小坂橋寿光: 鉄と鋼, **64** (1978), S108
- 13) 西村 治, 松本敏行, 藤森寛敏, 山田孝雄, 安藤博文, 荒谷復夫: 鉄と鋼, **67** (1981), S725
- 14) 大野二郎, 日月應治, 中村正和, 原 行明: 鉄と鋼, **71** (1985), p. 34
- 15) 田口整司, 澤 義孝, 小西行雄, 武田幹治, 松本敏行, 渡辺洋一: 学振 54 委-No. 1885 (平成元年 7 月)
- 16) J. P. Hartnett and T. F. Irvine: 57-NESC-30, Philadelphia (1957)
- 17) 井上 亮, 水渡英昭: 鉄と鋼, **76** (1990), p. 538