

高炉炉床部充填構造に着目した炉床部溶銑流れの検討

篠竹 昭彦*・一田 守政*・大塚 一*²・杉崎 与一*³

Liquid Flow in Blast Furnace Hearth Concentrated on Inner Packed Structure

Akihiko SHINOTAKE, Morimasa ICHIDA, Hajime OOTSUKA and Yoichi SUGIZAKI

Synopsis : The warm water model experiment that assumed the blast furnace hearth has been performed, and the liquid flow and the heat transfer property have been examined. The experimental result was considered using the calculation based on the mathematical model, and the flow and the heat transfer of a real furnace were presumed.

First, the taphole height and the deadman floating height were changed. The flow was not uniform in the direction of coke free layer height when the deadman floating height was large, there existed fast flow region in the right under part of the deadman bottom and stagnation region in the furnace bottom part. Second, the liquid flow rate and the packed particle diameter were changed. When the liquid flow rate increased or the particle diameter decreased, the stream line took a roundabout way and the stagnation region reduced. Third, the deadman bottom shape was changed. When the bowl shape deadman floated entirely, the liquid flow under the deadman turned round under on the side-wall side. Fourth, the effect of the furnace bottom upheaval and the deadman permeability were examined. Not the furnace bottom upheaval but the deadman low permeability did strengthen circulating flow near the sidewall.

The last, a real furnace flow measurement using radio isotope was considered based on experimental results, it was verified that the deadman packing structure greatly influenced the liquid flow.

Key words: blast furnace; hearth; liquid flow; heat transfer; packed bed; deadman; model experiment; mathematical model; radio isotope measurement.

1. 緒言

高炉炉底の損耗は粘稠層の消滅、カーボンレンガの脆化が主要因である。この損傷メカニズムには炉床部の溶銑流が大きな影響を及ぼしている。溶銑流は炉底形状、出銑口位置、炉内浸食プロファイルなどの設備的条件、出銑口使用方法などの直接的な操業要因、炉芯形状や炉芯充填構造など一定期間の操業条件の継続または変動により現れる炉内充填状態によって変化する。

炉底溶銑流については従来いくつかの研究が行われている。例えば日月ら¹⁾は、数値計算および模型実験により炉底にフリーゾーンがある場合とない場合の流れの違いを検討し、狭い空隙がある場合ここを溶銑が多く流れることを報告した。富田ら²⁾も数値計算および模型実験による湯流れの検討を行い、炉芯コークスに粒径分布がある場合流れは細粒より粗粒側に偏ることを報告している。Standishら³⁾も粒径分布の影響を実験的に検討している。柴田ら⁴⁾は、貯排銑時の炉底コーナー部のフリーゾーンの形成を2次元の模型実験により見出し、3次元の湯流れ数値計算でコーナー部のフリーゾーンは環状流を発達させることを報告している。同様な数学モデルを用いたシミュレーション

は他にも⁵⁻⁷⁾実施され、炉内条件による流れの変化が報告されている。このほか、大野ら⁸⁾は、炉底面の伝熱に注目した研究、澤ら⁹⁾は、炉底温度分布あるいは出銑滓現象に注目した研究を報告している。最近では、稲田ら¹⁰⁾の炉底湯流れと侵食の進行を組み合わせたモデルや、渡壁ら¹¹⁾のトレーサ吹き込みと解体時の炉底調査による炉底保護機構の推定が報告されている。

以上のように、コークフリーゾーンに注目した溶銑流れの研究は多いが、これ以外の炉床充填構造に注目し、実炉で想定されるいろいろな炉内条件下での湯流れを特に実験によって系統的に研究した例は少ない。

本研究では高炉炉床充填構造に注目して、充填構造と湯流れの関係を明確にすることを目的として模型実験を行った。特に温水模型で実験することにより、温度・熱流束の分布も測定し、伝熱面からの知見も含めて湯流れを把握した。同時に数学モデルを用いた計算を行い、実炉の湯流れと温度分布の予測も試みた。さらに、模型実験の知見に基づき、実炉で放射性元素 (RI) を用いて湯流れを測定した結果の検討を行った。

平成12年8月29日受付 平成13年1月5日受理 (Received on Aug. 29, 2000; Accepted on Jan. 5, 2001)

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

*² 新日本製鐵 (株) 設備技術開発センター (Plant Engineering & Technology Center, Nippon Steel Corp.)

*³ 北海製鐵 (株) (現: ノーステクノリサーチ (株)) (Hokkai Iron & Coke Corp., now North Techno Research Corp.)

2. 数学モデルを用いた流動伝熱計算

湯流れモデルは高炉炉底湯溜まり部を計算領域とする3次元円筒座標系定常モデルである。流体は実炉条件では溶銑のみを考え、スラグは無視した。

基礎式は(1)の形で与えられる。 $\phi=1$ が連続の式、 $\phi=u, v, w$ が運動量保存式、 $\phi=h$ がエネルギー保存式を示す。速度変数 u, v, w に対する生成項は3次元円筒座標系であるので(2)~(4)式で与えられる。

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r}(r\rho v\phi) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial \theta}(\rho u\phi) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho w\phi) = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r}\left(r\Gamma_\phi \frac{\partial \phi}{\partial r}\right) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial \theta}\left(\Gamma_\phi \frac{\partial \phi}{r\partial \theta}\right) + \frac{\partial}{\partial z}\left(\Gamma_\phi \frac{\partial \phi}{\partial r}\right) + S_\phi \dots\dots\dots(1)$$

($\phi=1, u, v, w, h$)

(u, v, w : velocity of θ, r, z direction; h : enthalpy)

(Γ_ϕ : diffusion coefficient, S_ϕ : source term)

$$S_u = -\frac{\partial P}{\partial \theta} + \frac{2\mu}{r} \left(\frac{\partial v}{\partial \theta}\right) \dots\dots\dots(2)$$

$$S_v = -\frac{\partial P}{\partial r} + \frac{\rho(ur)^2}{r^3} - \left(\frac{\mu}{r^2}\right) \left[\left(\frac{2}{r}\right) \frac{\partial(ur)}{\partial \theta} + v\right] \dots\dots\dots(3)$$

$$S_w = -\frac{\partial P}{\partial z} \dots\dots\dots(4)$$

$$\text{grad } P = -\{f_1 + f_2 | \vec{v}\} \vec{v} \dots\dots\dots(5)$$

$$f_1 = 150 \frac{(1-\varepsilon)^2 \mu}{(\Phi d_p)^2 \varepsilon^3 \rho} \dots\dots\dots(6)$$

$$f_2 = 1.75 \frac{1-\varepsilon}{(\Phi d_p)^2 \varepsilon^3 \rho} \dots\dots\dots(7)$$

$$q/A = \alpha(T - T_0) \dots\dots\dots(8)$$

コークス充填層の通液抵抗はErgan式(5)~(7)に従う

外力が働くと仮定した。 ρ, μ, ε は流体の密度、粘度、空隙率、 d_p, Φ は粒子の粒径、形状係数である。境界条件として、流れについては側壁と底面で壁関数を用いた。伝熱については、充填層の固体粒子は液体と同じ温度になると仮定し、側壁と底面では単位面積あたりの抜熱速度を(8)式すなわち境界面最近傍の流体の温度の関数として与えた。(8)式の左辺は単位面積あたりの熱流束で、熱伝達係数 α は実験結果と実炉熱損失の実績から定めた。計算には汎用ソフトPHOENICSを使用した。

水モデル実験および実炉相当の計算条件の例をTable 1に示した。溶銑滴下分布は均一と仮定し、炉床が完全に粒子またはコークス充填層の場合と炉底上に一様にフリーゾーンが生じた場合の計算結果の比較をFig. 1に示す。中央断面図は出銑口を通る直径断面、側壁投影図は側壁に沿う最も外側の計算領域の流れと温度分布を示す。側壁投影図は出銑口から48°ずれた方向から見た側壁の曲面を平面に投影したものである。炉底にフリーゾーンができると炉底を通る流れが増えて温度が高くなる計算結果が得られ、従来の知見や後述の実験結果と一致する。

3. 実験装置および実験方法

実験装置をFig. 2に示す。高炉炉床部を模擬した円筒形水槽(内径0.57m)内に炉芯に相当する充填材(粒径4mmのポリプロピレン粒子)を入れ、所定温度の温水を循環させて、炉底、側壁、炉内高さ方向の温度と、炉底と側壁の一部では熱流束も測定した。充填材の密度は約900kg/m³である。炉内の温度が平衡になった状態で着色液をトレーサとして投入し、透過光センサを用いて出銑口に到達するまでの時間と出力波形を測定した。トレーサの投入位置および温度、熱流束の測定位置をFig. 3に示す。

標準実験条件は、炉底から高さ15または25cmの出銑口を使用し、水位を出銑口上10cm一定に保ち、60°Cの温水66.7cm³/sを均一に滴下させて等量を排出した。炉芯浮上

Table 1. Calculation conditions.

	Water model condition	Blast furnace condition
Calculation domain	0.57m(r) × 0.25m(z)	11.0m(r) × 3.0m(z)
Taphole height	0.15m	2.55m
Coordinate system	3-dim. Cylindrical	
Mesh number	30(θ) × 12(r) × 10(z)	30(θ) × 12(r) × 10(z)
Basic equations	Continuous Equation Navier-Stokes Equation Energy conservation Equation	
Force (liquid-solid)	Ergan's Equation	
Particle diameter	4mm (Shape factor 0.8)	40mm (Shape factor 0.6)
Voidage	0.44(packed bed)	0.4(packed bed)
	1.0 (free layer)	1.0 (free layer) 0.1 (solidified layer, impermeable region)
Fluid	Water	Molten Iron
Liquid drop temperature	60°C	1550°C, 1350°C
Liquid drop rate	6.66 × 10 ⁻⁵ m ³ /s(4l/min.)	0.0155 m ³ /s (9400t/d)
Heat transfer coefficient	4.25W/ m ² K	4.25W/ m ² K

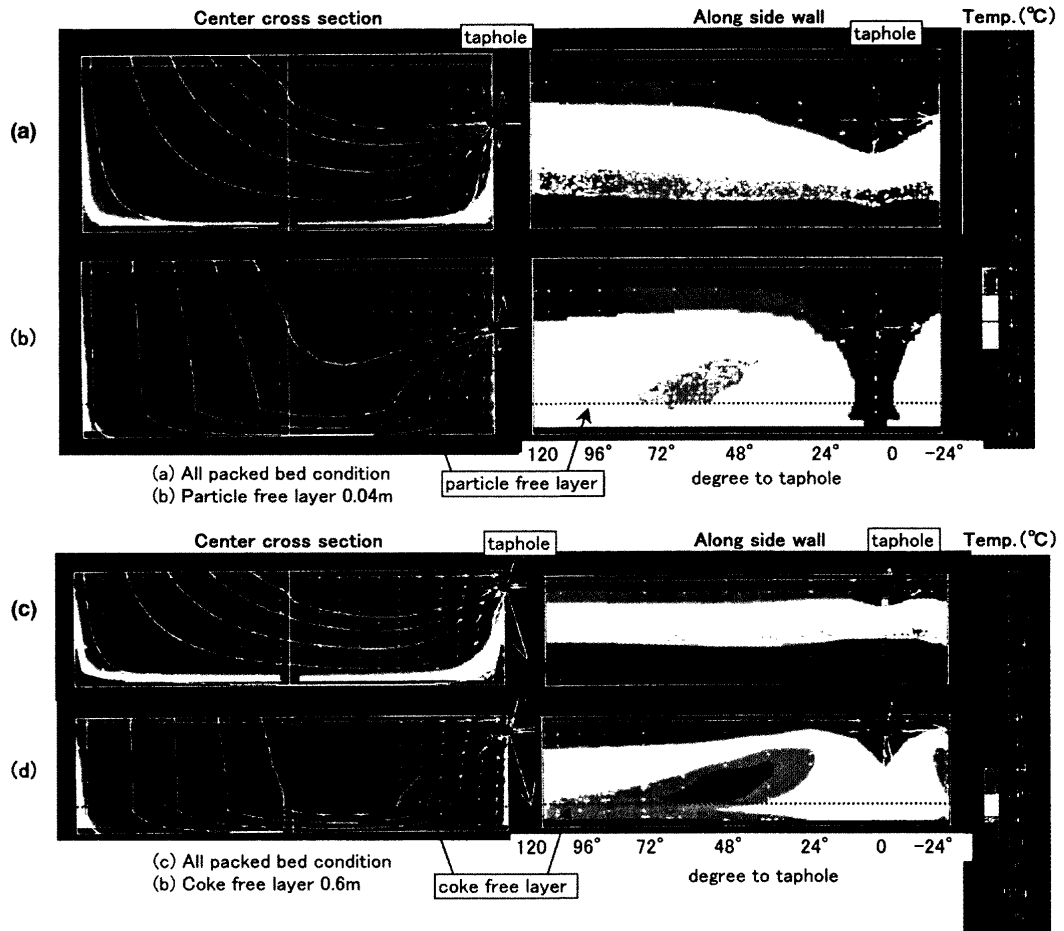


Fig. 1. Liquid flow and temperature in blast furnace hearth.

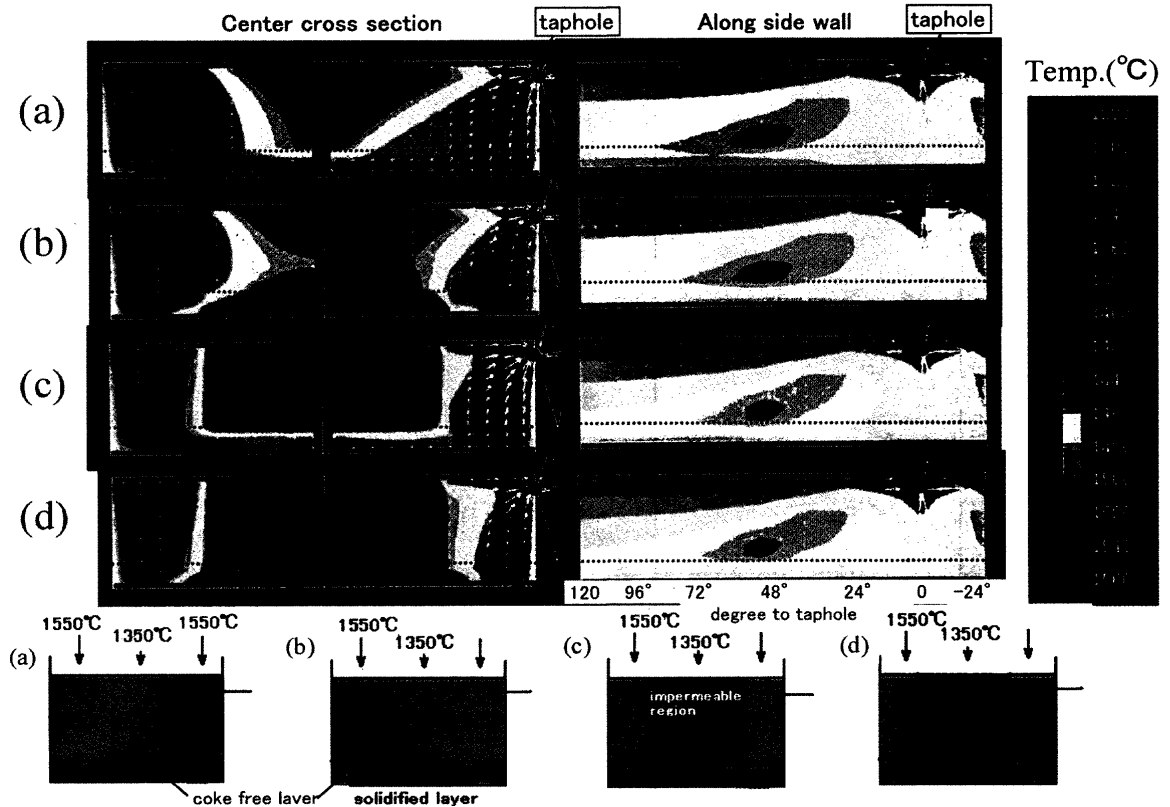


Fig. 13. Effect of solidified layer and impermeable region on liquid flow and temperature.

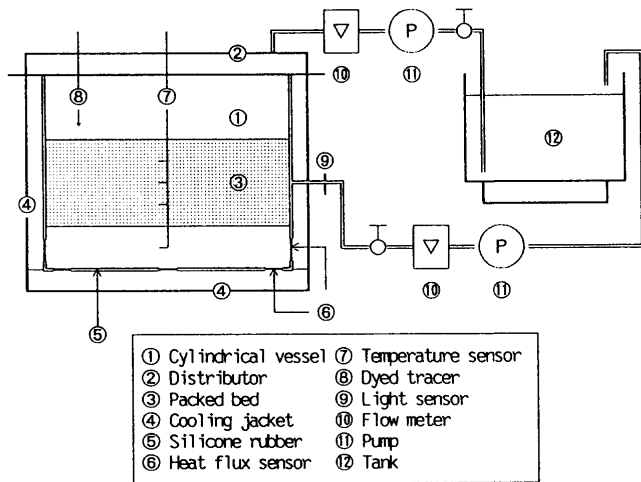


Fig. 2. Experimental apparatus.

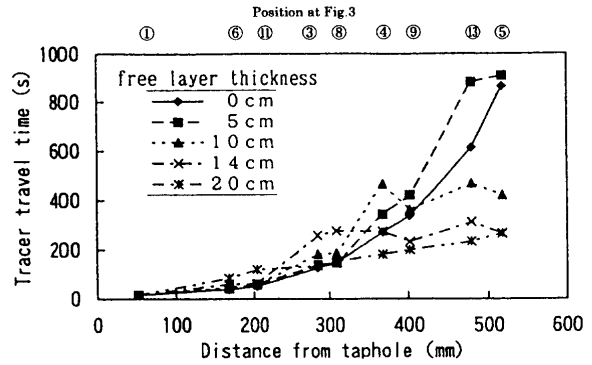


Fig. 4. Tracer travel time (taphole height 25 cm).

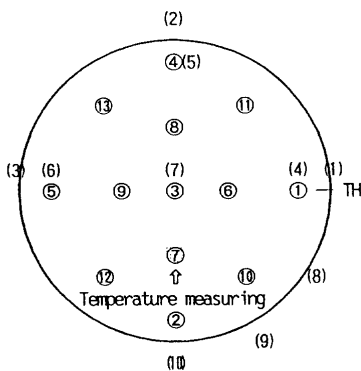
での透過光強度の減衰が最大となるまで、すなわち波形のピークまでの時間を示した。

炉芯が沈下している（浮上0cm）場合に比べて、浮上5cmでは、全体にトレーサの到達時間が長くなっており、充填層の流速が低下しているか流路が遠回りになっている。浮上10cm以上では、ある距離を超えるとトレーサの到達時間は短くなり、炉底の空隙の高速域経路になっている。浮上10cm以上で炉底の高速域経路と推定される領域では、浮上量が多い場合ほどトレーサは早く到達している。これは空隙に到達するまでの充填層の厚さが小さくなっていることに対応し、空隙が広がっても空隙内の流速はさほど小さくならないことを示唆している。すなわち、炉底の空隙が大きい場合、空隙内の高さ方向に様な流れにはならず、炉芯下端の直下部に速い流れができ、炉底近傍には大野ら^{12,13)}も指摘しているような流れの停滞域ができていられる。

Fig. 5 に炉底深さと炉芯浮上高さを変えた場合の出銑口下側壁温度の (a) 実験結果と (b) 実炉条件での計算結果を示す。実験結果は出銑口下側壁（高さ8cm）の熱電対温度、実炉計算結果は出銑口下1.2mの側壁最近傍の流体温度を示す。(a) には、水モデルの炉底深さ0.2mの条件で炉芯浮上高さを変えた場合の数学モデルによる測温相当位置の温度計算値も併せて示す。計算値は実験結果とほぼ対応している。水モデル実験、実炉条件計算結果ともに、出銑口下温度はフリー領域がない場合に低く、フリー領域がある時は狭いほうが高温である。フリー領域の層厚が同じならば炉底が浅いほうが出銑口下温度は高い。

4.2 液流量と充填粒子径の影響

まず出銑比が変化した場合の湯流れの変化を把握するために流量を変えた実験を行った。実験条件は、標準条件の66.7cm³/sに対して1.5倍の100cm³/sを比較水準とした。次に、炉芯不活性の現象を想定し、炉芯粒子径が縮小した条件で実験を行った。実験条件は、標準条件の粒径4mmに対し、約2/3の粒径2.7mmとした。流量を変えた実験でトレーサの出銑口までの到達時間をFig. 6に、充填粒子径を変えた実験の同じ結果をFig. 7に示す。流量を



①~⑬: Tracer injection points
 ①~⑩: Temperature measuring points (①~⑦ also heat flux)
 (1)X(2)X(3): Side wall (height: 8cm), (4)X(5)X(6)X(7): bottom
 (1)X(8)X(9)X(10): Side wall (height: 4, 8, 12cm) (1): 0° (8): 30° (9): 60° (10): 90°

Fig. 3. Temperature measurement and tracer injection points.

量は0~5（場合により0~20）cmの範囲で変化させた。炉底・側壁は20°Cの水で冷却した。

4. 実験結果および考察

4.1 出銑口高さや炉芯浮上量の影響

炉芯浮上高さについては、従来の多くの研究が、炉芯が沈下している時とわずかに浮上して狭い空隙ができている時の流れの違いを主に研究し、空隙に高速流領域ができることを述べている。本研究では、近年多くの高炉の炉底がより深くなっていることを考慮して、炉芯が大きく浮上して広い空隙ができる条件まで実験を行った。結果の1例として、出銑口高さを炉底から25cmとし、炉芯浮上量を0~20cmの範囲で変化させた場合の、トレーサ投入後出銑口から出てくるまでの時間をFig. 4に示す。水位は炉底から35cm一定に維持し、炉芯浮上量は充填する粒子の量を変化させて変えた。横軸はトレーサ投入位置から出銑口までの水平距離を示す。縦軸の時間は、トレーサ濃度が最大になる時刻を主流の到達と考え、トレーサ投入後、出銑口

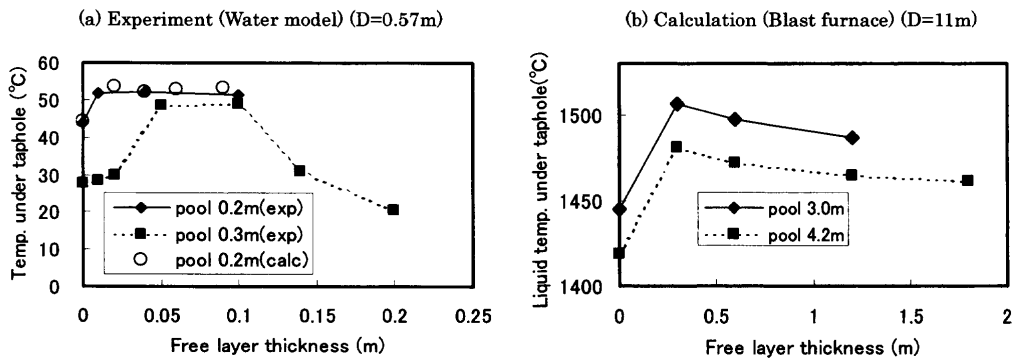


Fig. 5. Effect of pool depth and free layer thickness.

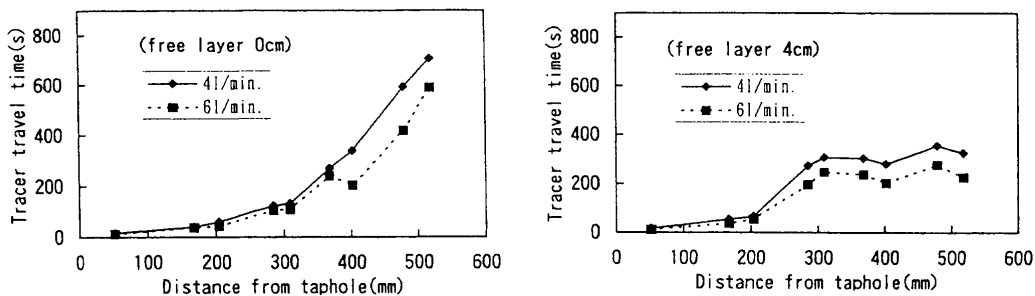


Fig. 6. Effect of flow rate on tracer travel time.

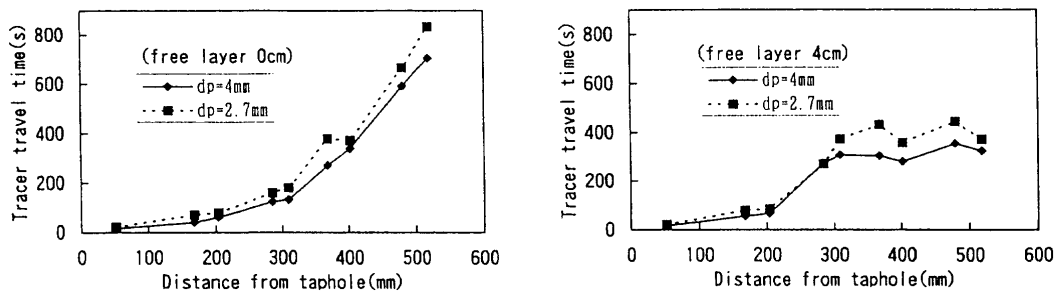


Fig. 7. Effect of particle size on tracer travel time.

1.5倍にした場合、炉芯沈下時にはトレーサの到達時間は約2/3になるが、出銑口からの水平距離が短いほうがやや時間の短縮率が小さい。これは流速の速い部位のほうが通液抵抗が大きく流速が1.5倍にまではならないためだと考えられる。炉芯浮上量4cmの場合には、充填層経由のみならず、出銑口からの水平距離が300mm以上すなわち炉底高速域経由の領域でも到達時間は2/3より大きくなる。これは、炉底部の停滞層が縮小するためだと考えられる。

充填粒子径を2/3にした場合、炉芯沈下時、浮上時とも到達時間は長くなる。これは、粒子径が小さくなると充填層の通液抵抗が増大し、流速が速かった部位では流速が減少し、その分流速が遅かった部位で流速が増加して全体に均等化するため、流線はより遠方を回り込んで出銑口に到達するようになり、到達時間が長くなっているものと考えられる。炉芯浮上4cmの場合には、出銑口からの水平距離が300mm以上の炉底空隙部経由の領域で特に到達時間が大きく増加しており、炉底部の停滞層が縮小して流速が

遅くなっているものと考えられる。

液流量を増加させた実験と充填粒子径を小さくさせた実験の結果から湯流れのパターンを推定し、模式的に図示するとFig. 8のようになる。いずれも充填層の通液抵抗が増大し、通液抵抗の少ない炉底空隙部を経由する流れの割合が増加し、充填層内部では、流速の大きい部位より流速の小さい部位のほうが流れの増加が大きくなり、流速分布は均等化の方向に向かう。

4.3 炉芯下端形状の影響

実炉では、炉芯の中央部に比べて周辺部は炉壁内面との摩擦や送風ガスによって荷重が支えられるため、炉芯が浮上した場合下端が湾曲して周辺部より中央部が下がることが考えられる。そこで、標準条件の炉芯下端が平坦な場合に対して炉芯下端が傾斜している場合に湯流れがどう変化するかを調べた。

実験条件として設定した炉芯下端形状を Fig 9 に示す。炉壁側に角度20度の傾斜領域を作り、中央部は平坦とし

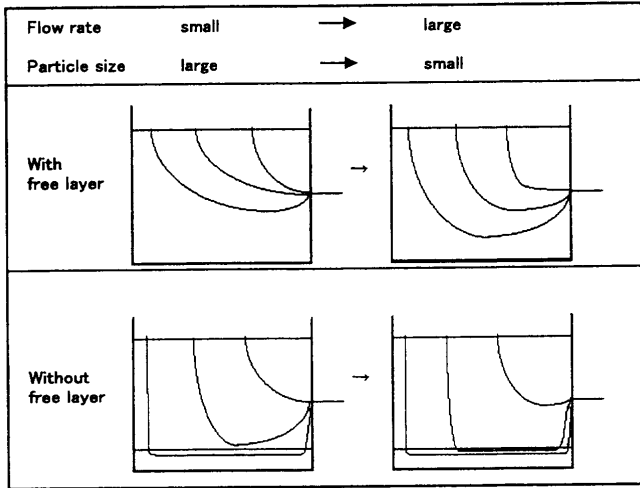


Fig. 8. Change of flow due to flow rate or particle size.

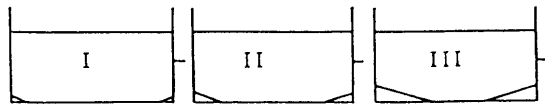


Fig. 9. Deadman bottom shapes.

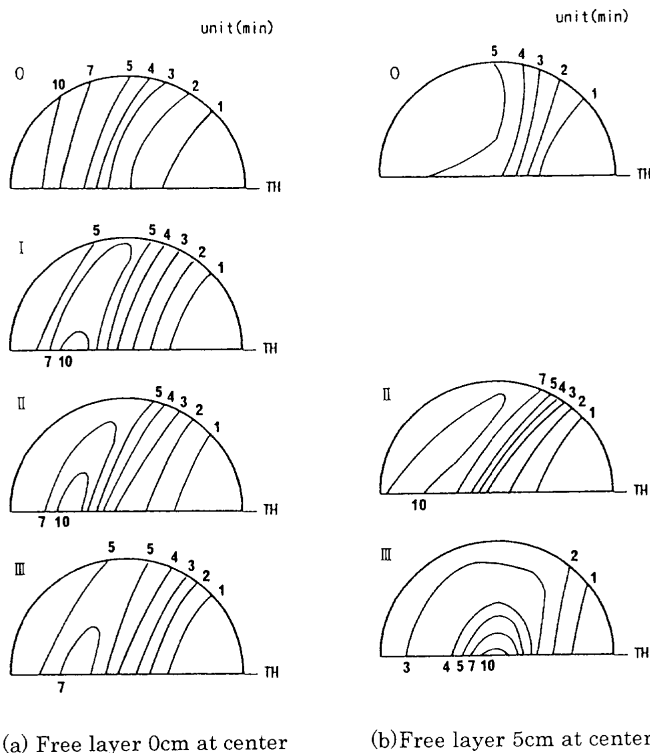


Fig. 10. Tracer travel time map (effect of deadman bottom shape).

た。傾斜領域の大きさは炉壁より水平距離で5, 10, 20 cmの3条件とし、炉芯浮上量をそれぞれについて0~5 cmの範囲で変えた。炉芯の下端を、1 mmメッシュの金網を設定形状に成形して浮上距離の位置に支持した。

実験結果を Fig.10 に示す。図はトレーサの出銑口までの到達時間のマップを示している。(a) の炉底中央が沈下し、

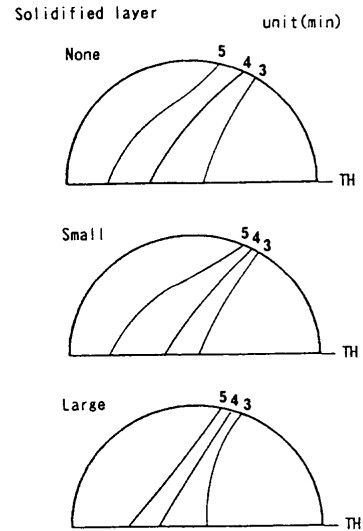


Fig. 11. Tracer travel time map (effect of solidified layer, free layer 5 cm).

周辺部のみ浮上している場合、完全な充填層の場合に比べて出銑口から遠い周辺部からの流れが早く到達し、中央よりやや出銑口と反対側に寄った位置に時間のピークが生じる。このパターンは炉底コーナ部の環状流の発達を示す。(b) の炉芯浮上量5 cm の場合には、下端形状による違いが大きい。炉芯中央部にきわめて流速の遅い領域ができ、低流速領域は傾斜領域が大きい場合より出銑口に近い側にできる。これらのパターンから、炉芯下端が傾斜した形状で浮上した場合には、炉底空隙の流れは炉内中央部の炉芯直下を回りこむよりは浮上量のより大きい側壁側の炉芯直下を回りこみ、環状流の傾向が出るものと推定される。

4.4 炉底隆起と炉芯内低通液性領域の影響

実炉において、湯流れの環状流化が炉床側壁部の温度が上昇する原因の一つと考えられている。前項で述べた炉芯下端形状と浮上量の組み合わせも環状流化の原因となりうるが、それ以外に、粘稠層(凝固層)の発達による炉底隆起や炉芯内低通液性領域の発達も原因となる可能性がある。そこで、これらの影響を調べた。

炉底隆起の影響を調べる実験では、炉底中央部に円錐形(小: $D=20, h=5$; 大: $D=40, h=10$ (cm))の障害物を設置した。炉芯内低通液性領域の影響を調べる実験では、炉芯下部に円筒形($D=40, h=20$ (cm))の障害物を設置した。すなわち最も極端な例として、炉芯が完全に不透過となった条件を想定した。

炉底隆起条件および炉芯中央部に不透過領域を設定した場合の、投入トレーサの出銑口までの到達時間の例をそれぞれ Fig.11 と Fig.12 に示す。炉底に山型の隆起領域があっても、必ずしも環状流化の傾向は見られなかった。これに対し、不透過領域を設定した場合は、炉芯浮上量にかかわらずトレーサの到達時間が早くなっており、特に出銑口から90度以上の角度に位置する周辺部からの到達が早

く、環状流の発達を示している。側壁部の熱流束も増加した。Fig.13に、数学モデルで図のように炉底隆起および低透過領域を設定した場合の実炉の湯流れを計算した例を示す。計算条件のうち形状はTable 1の通りで、溶銑滴下分布は図に示す周辺と中心の2領域に分け、周辺は1550°C、中心は1350°Cで滴下量は周辺の1/5と仮定した。炉底上のコークフリーゾーンは0.6mとした。計算でも実験と同様、炉底隆起だけでは側壁部の流速や温度の上昇はなく、低透過領域がある場合に側壁部の流速、温度が上昇する結果が得られた。

5. 実炉における測定結果の検討

実炉での溶銑流れの実態を把握するのは困難であるが、その1つの手段としてRIトレーサを用いる方法があり^{14,15)}、室蘭2高炉(現：北海製鉄(株))で⁶⁰Coを用い

て炉床溶銑流れの測定を実施した。

Fig.14に出銑口およびRI打ち込み羽口の位置関係を示す。室蘭2高炉は出銑口が2本で、その位置は180度の関係にある。各々の出銑口を使用している状態において、ほぼ反対側に相当する羽口からRIを打ち込み、出銑口でのRI強度を検出した。

結果の例をFig.15に示す。1990年8月の測定例ではRIを検出している時間が短く波形が鋭いのに対して、1990年1月の測定例では最初の到達は早いが出検時間が長く波形が広がっている。比較のため、水モデル実験で炉底から高さ15cmの出銑口を使用し、水位を出銑口上10cm一定に保ち、60°Cの温水66.7cm³/sを均一に滴下させて等量を排出した場合の、出銑口から180度の位置から投入したトレーサの出力波形の例をFig.16に示す。炉芯浮上量0, 1, 5cmの場合を比較した。水モデルでは、(a) 浮上0cmの場合には、到達が遅く波形は低く広い。(b) 浮上1cmの場合には、到達が早く波形は高く狭い。(c) 浮上5cmの場合には、到達は早く、波形は浮上1cmの場合より低く広い。したがって実炉測定結果を水モデルと対比するならば、(c)と(b)の違いに近い。ただし水モデルは炉芯側の粒径、空隙率が一定である。

室蘭2高炉の炉芯ゾンデによるサンプリングでは、1990年8月に比べて1990年1月には炉芯表層部の3mm以下の粉コークスの割合が大きく、同時にメタルの割合が高くなっていた。すなわちこの時期は炉芯部の通液性が悪くなっていたと考えられる。

Fig.17にRI測定前後の時期の操作データを示す。室蘭2高炉では、炉床側壁部の環状流の強度を評価するためにA/B指数を用いている。この指数は、2本の出銑口が180度の位置関係にある特性を生かして、両方の出銑口側の温度の平均値(A)と90度方向の温度の平均値(B)の比を計算したものである。炉芯内部または炉底中央部を通る流れが多い時は90度方向の温度は出銑口側の温度に比べて相対

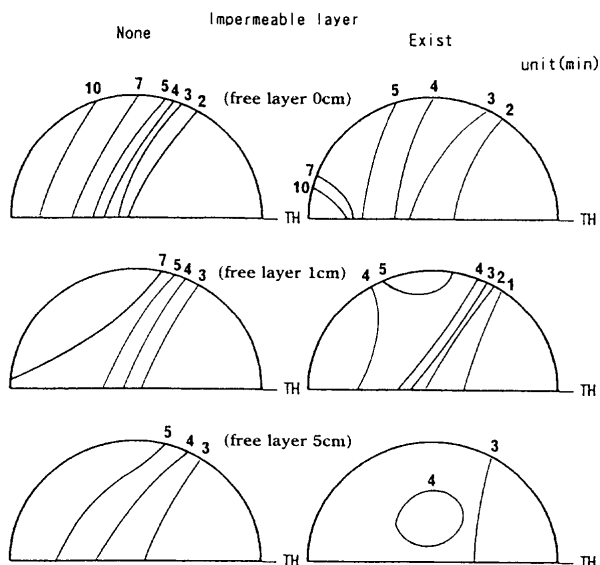


Fig. 12. Tracer travel time map (effect of impermeable region).

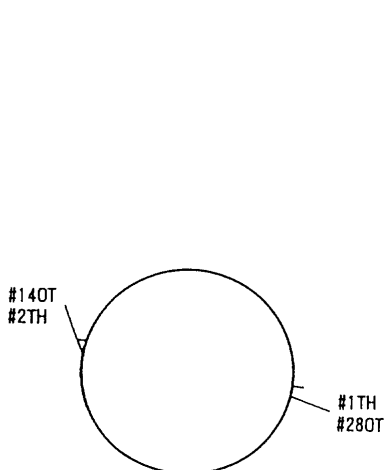


Fig. 14. Position of tapholes and RI injection tuyeres.

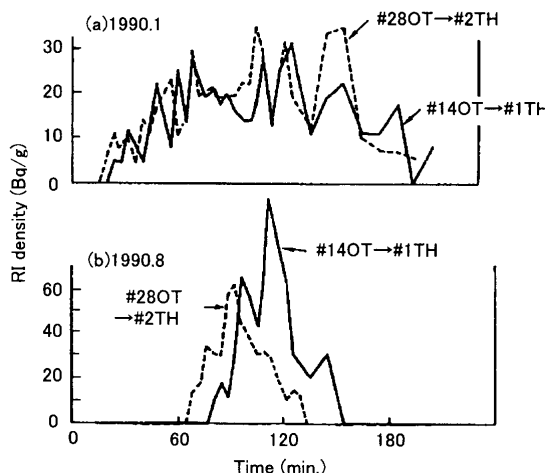


Fig. 15. Measurement result of liquid flow by RI tracer.

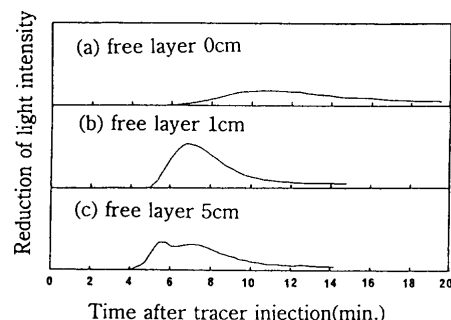


Fig. 16. Measurement result of liquid flow in water model experiment.

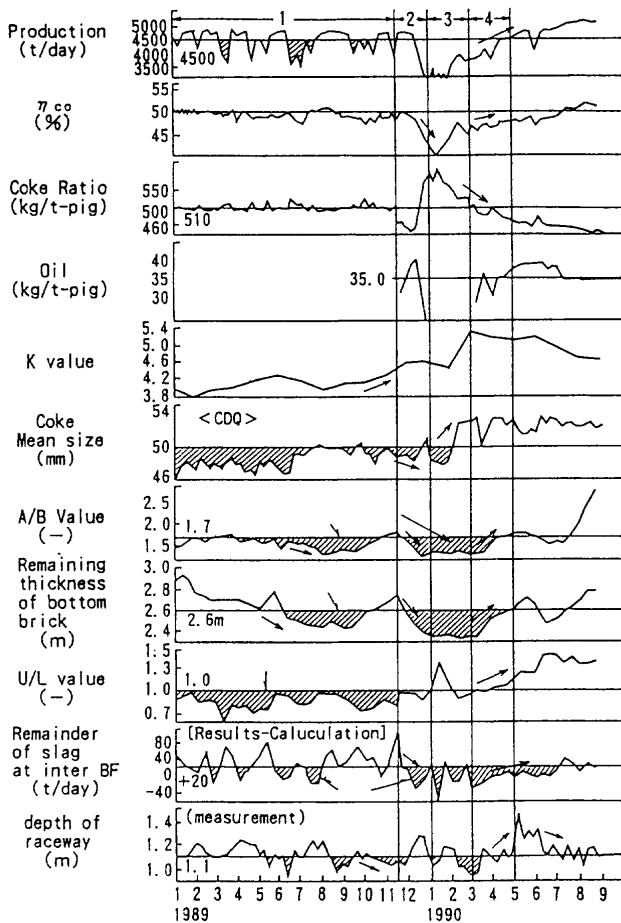


Fig. 17. Operation data of Muroran No. 2 blast furnace.

的に低くなり、側壁近傍を通る流れが多い時は90度方向の温度が相対的に高くなるため、 A/B 指数が小さい（1に近い）ほど環状流の傾向が強いと判断している。1990年1月前後には A/B 指数が低下して環状流が強くなっていることが示されるが、炉底凝固層の残存厚さも減少しており炉底流も発達していたことが考えられる。水モデル実験結果との対比でも、炉芯の通液悪化領域の発達で環状流を発達させたことが推定される。この時期には、炉内通気抵抗も上昇し、スラッグの排出量も計算以下になっており、減産を余儀なくされている。これらのデータから総合して判断すると、1990年1月頃には室蘭2高炉の炉芯の通気・通液性が悪化し、Fig.13(c)に近い状態で、炉底停滞域ができない範囲で炉芯はかなり浮上していたと考えられる。これに対し、1990年8月には炉芯部の通液性が回復して環状流は消滅し、Fig.13(a)に近い状態で炉芯の浮上量は1月より小さくなっていったと考えられる。1月前後の炉芯不活性は、装入コークス粒径の小粒化、ガス流分布の変化、ソリューションロスカーボンの増加等により、炉芯部のコークス粒径が低下し粉が増加したことが原因と推定しており、このような状態を引き起こさないことが炉床活性を保ち安定な湯流れを維持するために重要であると考えている。

6. 結言

高炉炉床部の溶銑流れと伝熱について、1/20規模の模型実験装置を用いて炉内条件を変えた実験を行い、流れの変化を調べ、数学モデル計算も併用して考察した。

(1) 出銑口高さや炉芯浮上高さを組み合わせて変えた場合、炉芯浮上量が大きくなると、空隙内の高さ方向に一樣な流れにはならず、炉芯下端の直下部に速い流れができ、炉底近傍には停滞域ができる。

(2) 液流量あるいは充填粒子径が変化した場合、液流量の増加時と粒子径の減少時のいずれも流れは大回りとなり、停滞域は縮小する。

(3) 炉芯下端が傾斜した形状のまま炉芯全体が浮上すると、炉芯下部の空隙の湯流れは側壁側の炉芯直下を回りこみ、環状流になりやすい。

(4) 炉芯の充填構造が変わらず単に炉底粘稠層があるだけでは、環状流や側壁温度上昇の原因とならない。炉芯中央部に不透過領域がある場合に、側壁部に高流速の環状流ができる。

(5) 実炉RI測定で、RIの検出時間が短く波形が鋭い場合と検出時間が長く波形が広がっている例を比較検討し、後者は前者より炉芯の浮上量が大きく炉芯内の通液性が悪かったことを推定した。

文 献

- 1) M.Tachimori, J.Ohno, M.Nakamura and Y.Hara: *Tetsu-to-Hagané*, **70** (1984), 2224.
- 2) Y.Tomita, H.Ohgusu and T.Fukuda: *Nisshin Steel Tech. Rep.*, **56** (1987), 1.
- 3) N.Standish and P.J.Campbell: *Trans. Iron Steel Inst. Jpn.*, **24** (1984), 709.
- 4) K.Shibata, Y.Kimura, M.Shimizu and S.Inaba: *Kobe Steel Eng. Rep.*, **41** (1991), 79.
- 5) K.Kurita: 29th National Heat Transfer Symposium of Japan, Heat Transfer Soc. Jpn., Tokyo, (1992), 176.
- 6) A.Preuer, J.Winter and H.Hiebler: *Steel Res.*, **63** (1992), 139.
- 7) G.Leprince, J.M.Steiler and D.Sert: 52th Ironmaking Conference Proceedings, ISS, Warrendale, (1993), 123.
- 8) J.Ohno, M.Tachimori, M.Nakamura and Y.Hara: *Tetsu-to-Hagané*, **71** (1985), 34.
- 9) Y.Sawa, K.Takeda, S.Taguchi, T.Matsumoto, Y.Watanabe and H.Kamano: *Tetsu-to-Hagané*, **78** (1992), 1171.
- 10) T.Inada, K.Takatani, M.Miyahara, S.Wakabayashi, T.Yamamoto, A.Kasai and K.Takata: 58th Ironmaking Conference Proceedings, ISS, Warrendale, (1999), 633.
- 11) S.Watake, K.Takeda, Y.Sawa and T.Kawai: *Tetsu-to-Hagané*, **86** (2000), 301.
- 12) J.Ohno, M.Nakamura and A.Yoshizawa: *Tetsu-to-Hagané*, **67** (1981), S724.
- 13) H.Yashiro, J.Ohno, M.Nakamura, N.Aya and A.Yoshizawa: *Tetsu-to-Hagané*, **68** (1982), S793.
- 14) Y.Shimomura, K.Kushima and S.Arino: *Tetsu-to-Hagané*, **64** (1978), S52.
- 15) P.Gauje, R.Nicolle, J.M.Steiler, M.J.Venturini and J.M.Libralleso: *Rev. Métall., Cah. Inf. Tech.*, **89** (1992), 251.