

# 千葉第6高炉（1次）における炉床溶銑流れと 炉底保護機構の推定

渡壁 史朗\*・武田 幹治\*・澤 義孝\*・河合 隆成\*<sup>2</sup>

Estimation of Metal Flow in the Hearth and the Hearth Brick Protection Mechanism in Chiba No. 6 Blast Furnace

Shiro WATAKABE, Kanji TAKEDA, Yoshitaka SAWA and Takanari KAWAI

**Synopsis** : Chiba No. 6 blast furnace was blown out after the world record of service life, twenty years and nine months. During the blowing out operation, tracer was injected from the No. 23 tuyere. Further, metal, coke and slag in the lower part of the furnace were gathered and analysed to investigate the metal flow at the hearth bottom, and the protection mechanism of the hearth brick. As a result, a stable solidified layer of hot metal formed during most of the operation period has played a key role to prevent the hearth brick wear. The formation of the solidified layer is explained by the stagnant metal flow which is caused by the "low permeability zone".

**Key words**: blast furnace; campaign life; hearth wear; tracer injection; solidified layer; stagnant metal flow; metal flow; residence time; hearth wall temperature; low permeability zone.

## 1. 緒言

1977年6月17日に火入れされ、操業を開始した千葉第6高炉（1次）は、20年9ヶ月間の世界最長寿命を記録した後、1998年3月24日に吹卸された<sup>1)</sup>。長寿命が達成された要因として、ポッシュ角度の適正化、ステーブと冷却函による炉体冷却、SiCレンガの採用等のハード面と、GO-STOPシステムや各種数学モデルを用いた操業最適化のソフト面、さらに炉下部を含めた炉体、操業の計測技術の高度化<sup>2)</sup>等が挙げられるが、最も大きな要因は高炉稼働中の抜本的な補修が不可能な炉底部の長寿命化である。

高炉吹止め時に解体調査<sup>3-7)</sup>や、模型実験や羽口からのトレーサー吹込み等<sup>8-13)</sup>による、高炉稼働中の炉底部の溶銑滓流挙動やれんがの損耗状況の推定が広く行われている。

1977年2月に吹止められた千葉第1高炉では、トレーサーコークス、テンピルペレットによるコークス降下挙動の調査、樹脂注入による塊状帯での充填状況の調査、レースウェイでのコークス充填構造やレンガ浸食プロフィールの測定など、徹底した解体調査が行われた<sup>3)</sup>。

また、1988年8月に吹止められた大分第2高炉では、炉体鉄皮やステーブ等の損耗状況の調査、炉底部の浸食プロフィール測定、炉底残留物のサンプリングなどが行われ<sup>4)</sup>、シャフト下部からベリーにかけてのステーブが著しく損耗しており、炉底はオワン状に浸食していることがわかった。また、炉底レンガの脆化層に銑鉄の侵入が観察された。

呉第2高炉（1988年4月吹止め）では、炉底に残留していた地金の組織や化学組成を垂直コアボーリング等によって調査した結果、操業中には凝固していたと推定している<sup>12)</sup>。また、地金表層から下方約200mmの範囲でTiが濃化しており、Ti(C, N)の生成を認めている。

以上の高炉炉底レンガの損耗に関する従来の知見は、1) フリースペースの形成による炉底レンガの損耗の促進、2) Ti化合物等の高融点化合物の生成による炉底レンガの保護、の2点に分類される。

これらに対して、炉底温度の変化や炉床での伝熱速度を説明するために、溶銑の流動を妨げる領域（低透過層）の存在が炉底凝固層の生成に不可欠であることを筆者らは報告している<sup>14)</sup>。

そこで、今回の2次改修にともなう吹卸し・炉体解体作業において、長寿命を達成した1次操業での炉底レンガの保護機構を明らかにすることを目的として、羽口からの溶銑トレーサー吹込み実験と、解体時に炉内に残留していた地金、コークス等の採取を行った。それらの結果と操業中の炉底温度変化等から操業中の炉床での溶銑流動状況を推定するとともに、低透過層の生成消滅機構の検証、および低透過層が炉床溶銑流動に及ぼす影響を検討した。

## 2. 実験方法

### 2.1 溶銑トレーサー吹込み実験

炉下部での溶銑の流動状態を推定するために、トレー

平成11年12月9日受付 平成12年2月10日受理 (Received on Dec. 9, 1999; Accepted on Feb. 10, 2000)

\* 川崎製鉄(株) 技術研究所 (Technical Research Laboratories, Kawasaki Steel Corp., 1 Kawasaki-cho Chuo-ku Chiba 260-0835)

\* 2 川崎製鉄(株) 製鉄・プラント事業部 (Steel Plant Engineering & Construction Div., Kawasaki Steel Corp.)

Table 1. Experimental conditions of tracer injection experiments.

Run No.	Tapping Hole (Alternative)	Injected Tuyere	Injected Tracer (kg)		Injected Time (sec)
			CoO	BaCO <sub>3</sub>	
1	No. 1, 3	No. 23	27	243	1800
2	No. 1, 2	No. 23	43	257	1440
3	No. 1, Bottom	No. 23	45	270	1320

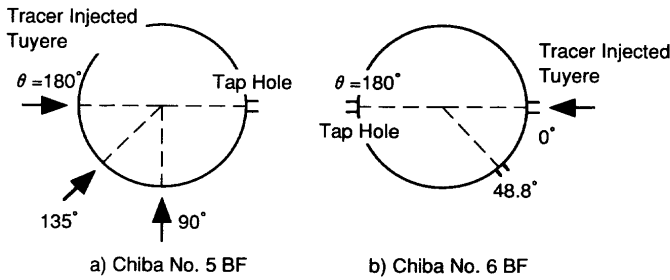


Fig. 1. Geometrical location of tracer injected tuyere at Chiba No. 5 and 6 blast furnaces.

サー粉を羽口より吹込み、溶銑中のトレーサー濃度の経時変化を測定した。

トレーサー粉の吹込みには気流輸送方式の粉体吹込み装置を用い、3番出銑口の直上の23番羽口の微粉炭吹込みランスに接続して吹込んだ。トレーサー粉には溶銑中で安定な酸化コバルト(CoO)と炭酸バリウム(BaCO<sub>3</sub>)との混合粉を用いた。粉体の吹込み速度は0.17~0.25 kg/sec程度で、吹込み中の大きな圧力変動はなく、粉体の詰まり等もなかった。

スキンマ後の大樋から溶銑のサンプリングを1200 secおきに実施し、Co等の成分分析を行った。

実験は、通常操業、高燃料比操業、減尺・吹卸し操業の3回のタイミングで行った。実験時に使用していた出銑口は、通常操業時は1, 3番出銑口の交互出銑、高燃料比操業時は1, 2番出銑口の交互出銑、減尺・吹卸し操業時は1番出銑口と4番出銑口から約1.7m下方の臨時出銑口から行った炉底出銑であった。3番出銑口と1, 2, 3番出銑口との角度はそれぞれ180, 48.8, 0°である。実験条件をTable 1に、トレーサー吹込みと出銑口との位置関係をFig. 1に示す。

### 2.2 炉内残留物のサンプリング

今回の改修は超短期工程で行われたため、炉内の系統的な調査を行うことは日程的に不可能であった。そこで解体時の調査対象を炉下部に限定し、炉底レンガ全面に高さ0.6~1mで残留していた残塊塊(炉底地金)からサンプルを採取し、上記のトレーサー実験と合わせて操業中の溶銑流動状況の検討を行った。

炉底地金は18のブロックに分割された後に炉外に排出された。主に外径0.075mの垂直コアボーリングによって炉底地金からサンプルを採取した。炉底地金の解体前にペンキでマーキングしてサンプル採取位置の対応をとった。

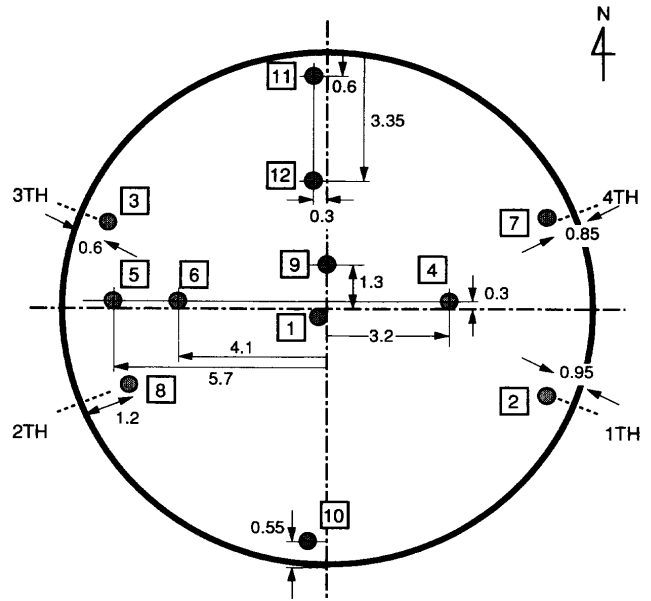


Fig. 2. Geometrical location of core bowling from iron block at the blast furnace hearth bottom.

コアボーリングサンプルの採取位置をFig. 2に示す。

コアボーリングで得られたサンプルは、高さ方向に0.20 mピッチで0.020 m厚さのディスクに切断し、ディスクの切断面の光学顕微鏡観察を行った。光学顕微鏡写真の画像解析を行い、反射率の違いから銑鉄とコークスとの存在割合(面積比率)を算出した。また、銑鉄中の成分を測定するために、ディスク状に切断時の切り粉を化学分析に供した。切り粉は、粉碎して粒径1×10<sup>-3</sup> m以下とすることによってコークスの混入を防止したが、一部の試料ではC濃度が非常に高い結果となった。このコークスが混入したと思われる分析値は解析で除外した。

さらに、高炉解体、炉内容物除去作業時に、炉内に残留していたコークスの採取を行って、粒度分析に供した。得られたサンプルの炉内での位置は、サンプルの落下位置の観察によって推定した。

## 3. 実験および調査結果

### 3.1 溶銑トレーサー吹込み実験

通常操業、高燃料比操業、減尺・吹卸し操業における溶銑トレーサー吹込み実験での溶銑中Co濃度の変化をそれぞれFig. 3-5に示す。結果はトレーサー吹込み開始からの時間と出銑量を横軸にしてプロットした。いずれの実験でも、吹込んだCo量と溶銑中のCo量の総和とはほぼ一致した。

通常の操業条件時に行った第1回の実験では、Coを含有する溶銑が現れるまでに約1×10<sup>6</sup> kg, 1.2×10<sup>4</sup> secを要し、Co濃度の最高値を示した後も2×10<sup>6</sup> kg以上の溶銑中に低濃度でブロードにCoが含まれていた。また、吹込み羽口と同じ側の3番出銑口に出銑が切り替わってからCoの

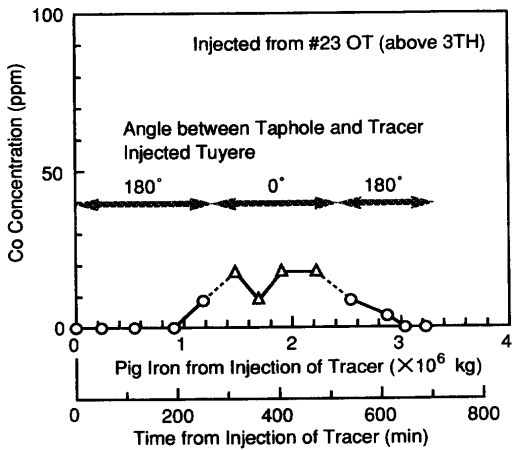


Fig. 3. Result of the tracer injection experiment (base condition).

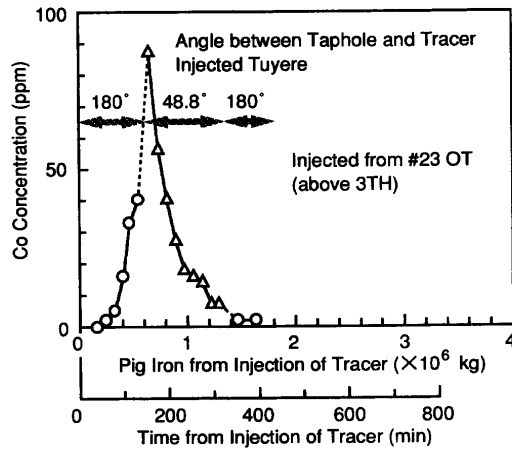


Fig. 4. Result of the tracer injection experiment (high fuel ratio condition).

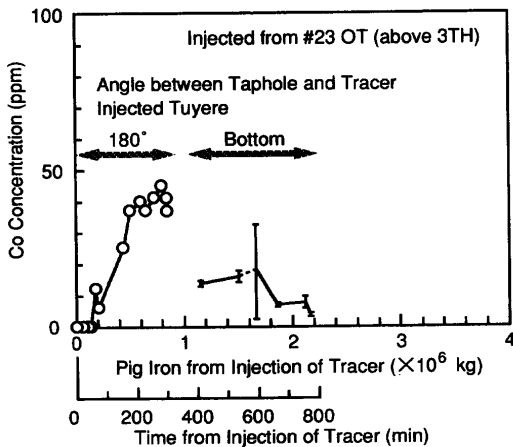


Fig. 5. Result of the tracer injection experiment (blowing out operation).

ピークが現われた。

高燃料比操業での第2回実験では、トレーサー吹込み開始から約 $7 \times 10^5$  kgの出銑でCoを含んだ溶銑が現われ、約 $1.4 \times 10^6$  kgでCo濃度が消滅するシャープなピークを示した。第3回実験は最終出銑の直前だったためにCoピーク

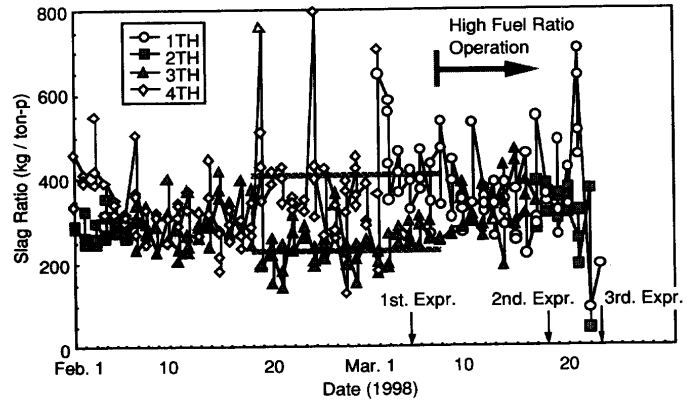


Fig. 6. Changes in slag ratio at each tap hole.

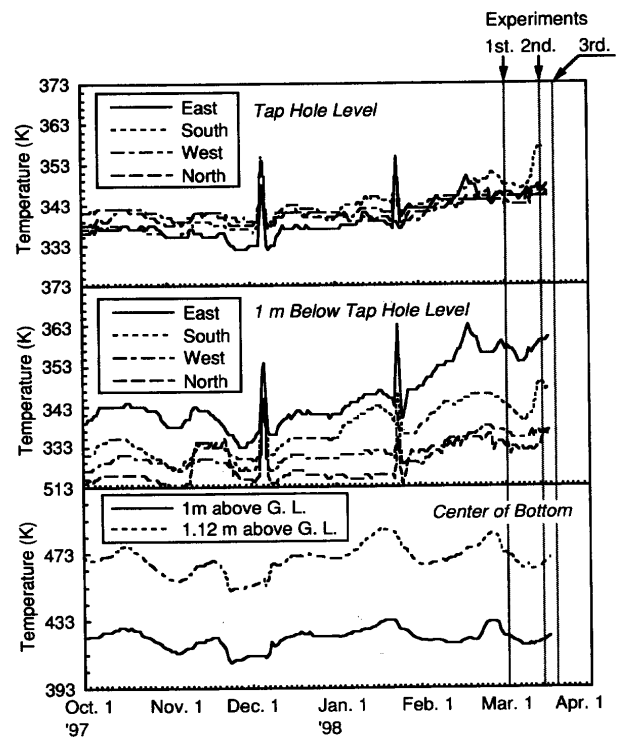


Fig. 7. Changes in hearth wall temperature.

が最高値を示した時点でサンプリングを終了したが、第2回実験と同様のCo濃度変化であった。

### 3.2 実験期間中の高炉操業の状況

トレーサー吹込み実験期間前後の出銑口毎のスラグ比の変化をFig. 6に示す。2月の中旬頃からスラグ比の出銑口間偏差が見られるようになり、第1回実験時には西側の1番、4番出銑口に比べて東側の2番、3番出銑口のスラグ比が高い状況であった。しかし、3月8日からの高燃料比操業時には西側出銑口のスラグ比が増加、東側出銑口のスラグ比が減少し、3月10日時点ではスラグ比の出銑口間偏差はほぼ解消した。第2、3回実験のタイミングは、この出銑口間のスラグ比偏差が解消した後である。

Fig. 7に実験期間中の炉底芯温度の推移を示す。第1回実験では、長期的には炉底側壁温度の高温期にあり、底盤

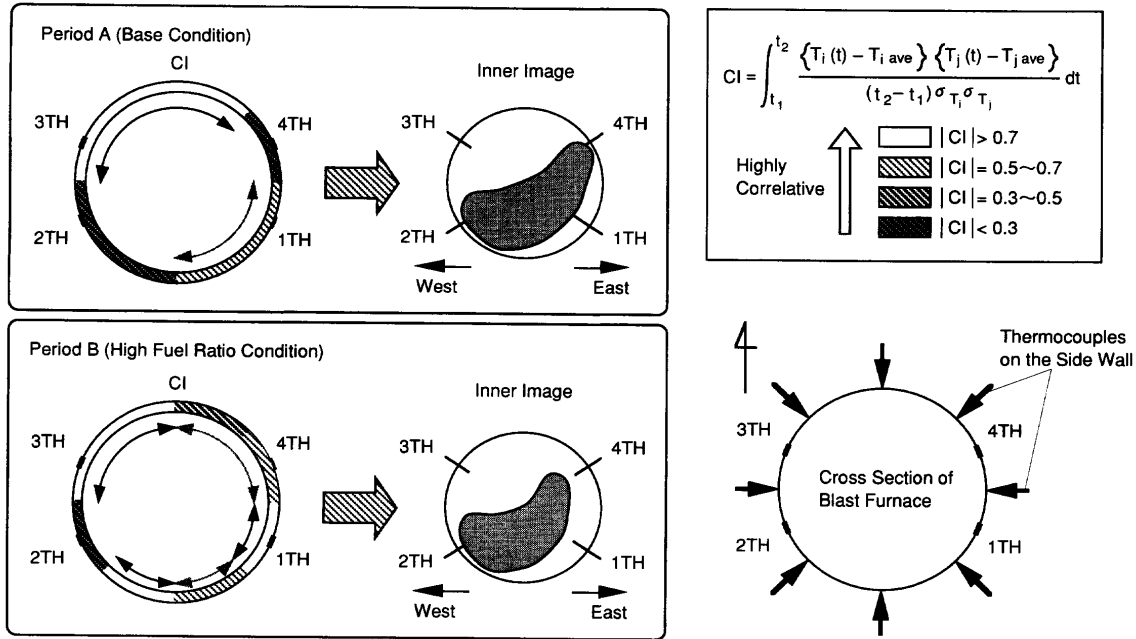


Fig. 8. Changes in co-relation index of hearth wall temperature.

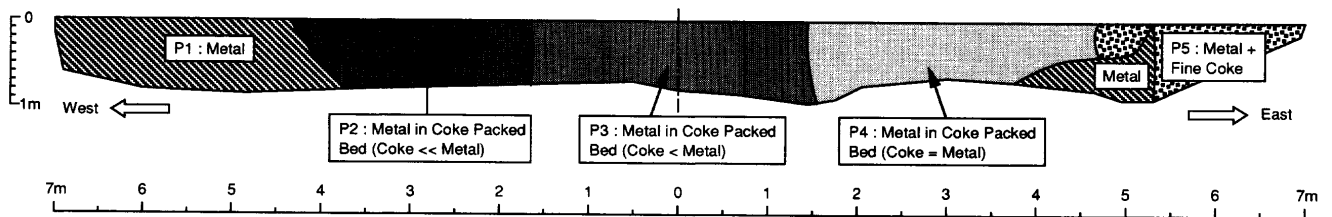


Fig. 9. Schematic illustration of iron block at the blast furnace hearth bottom.

温度は横ばいであるが、短期的にはいずれも低下している。その後、側壁、底盤温度ともにいったん低下して、第2、3回実験を行った高燃料比操作時では再び上昇している。

2点間の炉底側壁温度の相関を次の相関指数CIで検討した<sup>15)</sup>。

$$CI(\text{Correlative index}) = \int_{t_1}^{t_2} \frac{\{T_i(t) - T_{i\text{ave}}\} \{T_j(t) - T_{j\text{ave}}\}}{(t_2 - t_1) \sigma_{T_i} \sigma_{T_j}} dt \quad \dots\dots\dots(1)$$

ここで、 $T(t)$ は時刻 $t$ における炉底温度、 $T_{\text{ave}}$ は測定期間中の平均温度、 $\sigma T$ は炉底温度の標準偏差、添字の $i, j$ は炉底温度の測定点である。CIが+1に近いほど2点の温度が同様の変化をしており、-1に近いときは一方の温度が上昇しているときに他方が下降していることを示す。また、CIが0に近い場合は2点の温度変化に相関がないことを示している。これを高炉の炉底温度に当てはめると、CIが+1に近づく時は2点間が同一の溶鉄流に影響を受けており、0に近い時は違う溶鉄流の影響を受けているか、2点間に溶鉄流を妨げる領域があると考えられる。

スラグ比の出鉄口間偏差が見られた2月18日~3月8日(以下、期間A)と、出鉄口偏差が解消した3月9日~19日

(以下、期間B)について、出鉄口レベルでの側壁温度のCIを(1)式により求めた結果をFig. 8に示す。温度計は円周方向に8点設置されている。

これから、期間Aで南-西間、東-北東間の温度の相関が低く、期間Bではこれらの相関が高くなっていることがわかる。すなわち、期間Aで存在したFig. 8に概念的に示したような溶鉄の流れを阻害する領域が、期間Bではほぼ消滅したと考えられる。

### 3.3 炉底地金の性状

炉底地金の東西方向の直径断面の様子をFig. 9に示す。炉底側壁近傍には鉄鉄の単層(図中P1層)が、炉底側壁から2~2.5mより内側ではコークス充填層(図中P2~4層)が存在していた。また、一部の炉底コーナー部では、粒状のコークスと鉄鉄とが混合した状態の層(図中P5層)が見られた。これらの傾向は他の方向の地金断面においても同様であった。

地金から採取したディスク状のサンプルの断面を光学顕微鏡で観察した結果、a相: 粒径0.005m以下の微粒コークスとメタルが混在した相、b相: 塊コークスとメタルが混合した相、c相: メタルのみの相、の3種類の相に分類された。a, b相の光学顕微鏡写真をFig.10に示す。

a相は炉壁と炉底間のコーナー部(Fig. 9中P5層)に、b

相はコークス充填層内（Fig. 9中P2~4層）に、c層は炉底側壁近傍（Fig. 9中P1層）にかけて主に見られた。ただし、c相がコークス充填層内に層状に存在していることもあった。コークス充填層中のコークスの存在比率は、地金の上部で45~60%、下部で0~40%であった。これは、吹卸し操業で炉芯への荷重が減少したために空隙率が大きくなったものと考えられる。

炉底地金の南北方向断面について、サンプルの銑鉄中のSi, Mn, Co, Ti濃度の高さ方向変化をFig.11に示す。また、吹止め直前の炉底出銑時にサンプリングした銑鉄中のSiおよびMn濃度を点線および斜線で図中に付記した。

Fig.11から、Mn濃度は炉底地金の採取位置によらずほぼ一定値を示し、Siは上部ほど濃度が高くなる傾向がある。

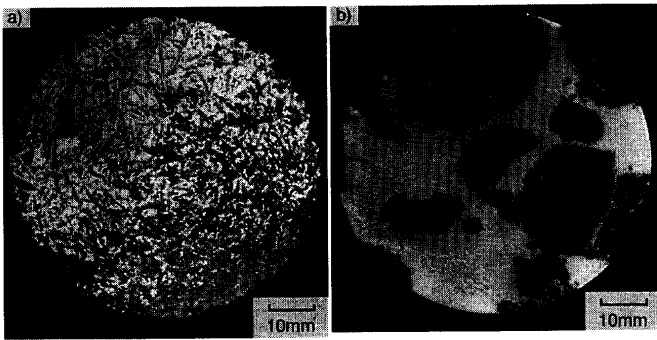


Fig. 10. Two types of microstructure of the metal at the blast furnace hearth bottom.

炉底出銑時の銑鉄のSi, Mn濃度は、炉底レンガ稼働面から0.3~0.5mまでの地金サンプルよりもそれより上方の地金サンプル中の濃度とほぼ一致することから、炉底レンガ稼働面から0.3~0.5mまでの炉床部では銑鉄は凝固していたと考えられる。これは、下方の炉底地金サンプルほどTi濃度が高い傾向にあることから推定される。中心の炉底レンガ近傍のメタル層でCoが検出されたが、吹卸し時に上方からの荷重が減少し、コークス充填層の浮上ともなって出銑口レベル付近の溶銑が炉底に流れこんだものと推定される。

また、Ti濃度は炉底コーナー部近傍の微粒コークス混在層（a層）で高い傾向を示し、場所によっては2%近かった。Duwezらによると、TiC, TiNは全率固溶する<sup>16)</sup>とされているが、今回の炉底地金についてEPMA(Electron Probe Micro Analyser)で銑鉄中のチタンの形態を分析した結果、ほとんどがTiNであった。Ti濃度の増加とともに溶銑の粘性は直線的に上昇し、0.8%以上のTi濃度の溶銑は1773Kでほとんど流動しないことが報告されており<sup>17)</sup>、炉底コーナー部の微粒コークスが混在した層は、稼働中は凝固していたと考えられる。

炉底におけるチタン濃化層、すなわちチタンベアの生成については従来から研究がなされている。神戸第3高炉の解体調査では、出銑口下約1mの炉壁浸食部にチタン化合物を多量に含有したドーナツ状のチタンベアが観察され

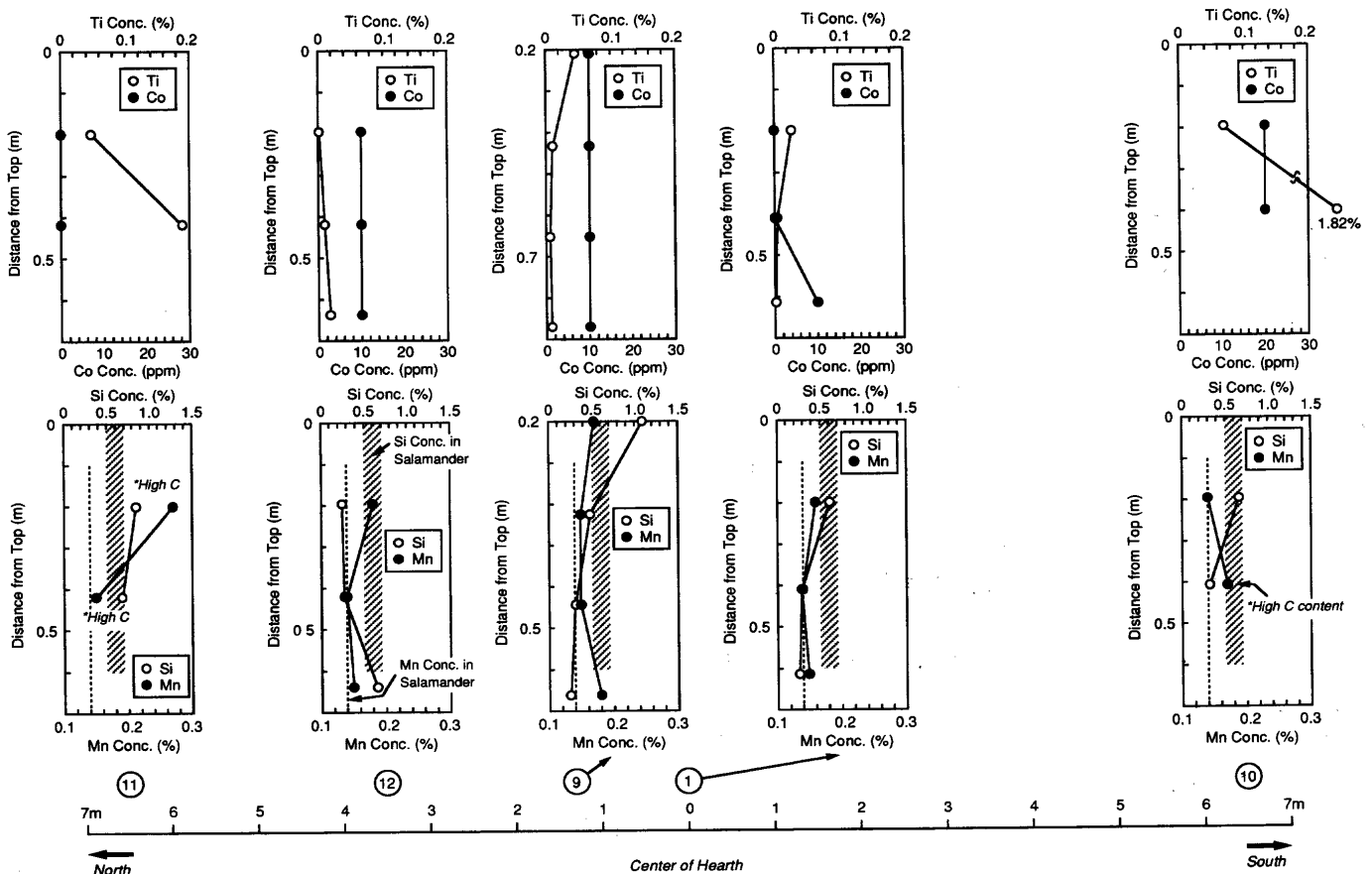


Fig. 11. Distribution of Ti, Co, Si and Mn concentration in the iron block at the blast furnace hearth bottom.

た<sup>18)</sup>。加古川第1高炉では、炉底のコーナー部においてチタン化合物が見られ、下部の領域ほどチタン濃度は低いことが見出されている。

千葉第6高炉の1次操業ではチタンペアと呼び得るほどに発達したチタン濃化層は見られなかったが、炉底コーナー部のa層では銑鉄は凝固しており、コーナー部レンガの保護層となっていたと考えられる。

#### 4. 考察

##### 4.1 炉床溶銑流の稼働領域

トレーサーの吹込み実験において、トレーサーを吹込んだ時間はトレーサーを含有する溶銑が排出された時間に対して十分に小さいから、インパルス応答法により炉床部の溶銑流動を解析した。インパルス応答法における平均滞留時間  $t_h$  は、トレーサー濃度変化  $C_L(t)$  から次式で与えられる<sup>19)</sup>。

$$t_h = \int_0^{\infty} t C_L(t) dt / Q \quad \dots\dots\dots (2)$$

Qはトレーサーの全流出量である。

$$Q = \int_0^{\infty} C_L(t) dt \quad \dots\dots\dots (3)$$

(2), (3)式から求めた各実験での平均滞留時間は、第1回実験： $2.42 \times 10^4$  sec, 第2回実験： $1.09 \times 10^4$  secとなった。第3回実験については吹込んだCoの全量が排出される前に出銑が終了したため、Co濃度が最高値を示した時点を実験平均滞留時間として計算し、 $1.66 \times 10^4$  secであった。

一般に反応系内での流体の密度変化がない場合、流通反応系の体積は(4)式で表わされる<sup>20)</sup>。

$$V = t_h F_v \quad \dots\dots\dots (4)$$

ここで、Vは反応系の体積、 $F_v$ は流体の体積流量である。本実験では、Vは炉床部で溶銑が流動していた領域の大きさ、 $F_v$ は出銑速度と考えることができるから、前述の平均滞留時間から各実験での溶銑の流動領域を求めると、第1回実験： $294 \text{ m}^3$ , 第2回実験： $112 \text{ m}^3$ , 第3回実験： $132 \text{ m}^3$ となる。炉底地金サンプルの顕微鏡写真から推定したコークス充填層中の空隙率から各実験時点での流動領域の深さを試算すると、第1回実験では3.2mとなる。解体調査時の観察から出銑口から炉底レンガ面までの距離は約3mであった。第1回実験時には出銑口レベルの縦型低透過層によって溶銑の流れが阻害され、一部の溶銑が炉底を経由していたためと考えられる。

##### 4.2 炉床溶銑流の流動状態

(6)式の平均滞留時間で規格化した時間  $\theta$  に対するト

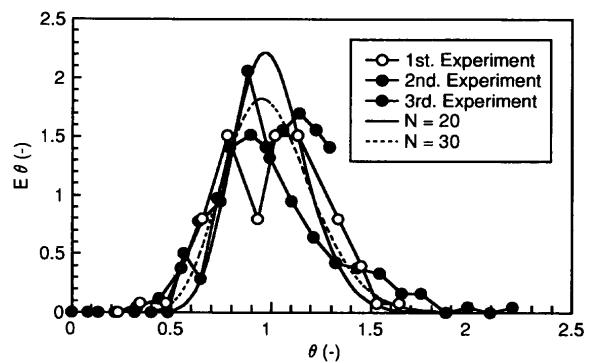


Fig. 12. Residence time distribution (experiments and calculations).

レーサーの滞留時間分布関数Eは次のように与えられる。

$$E = \frac{t_h C_L(t)}{Q} \quad \dots\dots\dots (5)$$

$$\theta = \frac{t}{t_h} \quad \dots\dots\dots (6)$$

非理想流れにある流通反応器を直列に連結した等体積の完全混合流れ反応器とみなして、反応器内の流体の混合状態を解析する槽列モデルが知られている。N段に分割した槽列モデルにおける滞留時間分布関数Eは

$$E = \frac{N(N\theta)^{N-1}}{(N-1)!} e^{-N\theta} \quad \dots\dots\dots (7)$$

となる。

(7)式による滞留時間分布関数の計算値と実験結果とを一括してFig.12に示す。いずれのトレーサー実験においても、N=20, 30の場合の槽列モデルによる滞留時間分布関数とほぼ一致しており、いずれの実験でも炉床での溶銑の流れは押し出し流れの状態であったと考えられる。

日月らによると、炉底部にフリースペースを有する均一な円筒状のコークス充填層中の流れにおいて、トレーサーの滞留時間と出銑口からの距離との間にはFig.13に示すような一定の関係がある<sup>21)</sup>。Fig.13において、横軸はトレーサーの注入位置と排出口までの距離を炉床径で規格化した値である。

本実験の結果と千葉第5高炉での実験結果<sup>14)</sup>をFig.13に並記したが、いずれの結果も日月らによるコークス充填層中の流れと比較して、圧倒的にトレーサーの滞留時間が短いことがわかる。

##### 4.3 炉床構造の推定

1982~1986年における水島第4高炉での炉底温度の長期間変化(Fig.14)を説明するために、炉底部の低透過性領域機構が提案された<sup>14)</sup>。Fig.14において、長期的には炉底温度は増加傾向にあるが、ある期間ごとに高位と低位を遷移している。この炉底温度の変化はコークス比の急激な増加

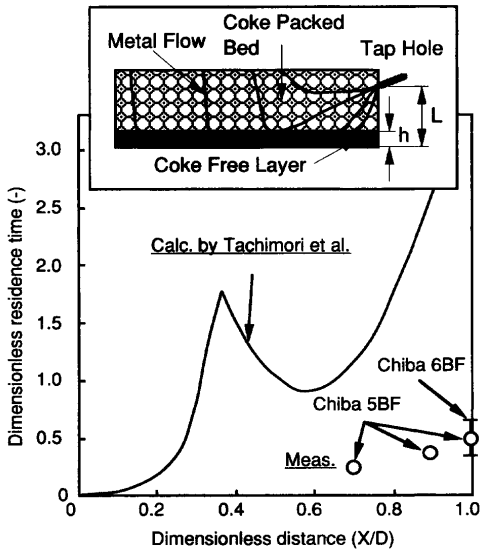


Fig. 13. Relation between tracer injected point and traveling time in the cylindrical coke packed bed (Tachimori's and this work).

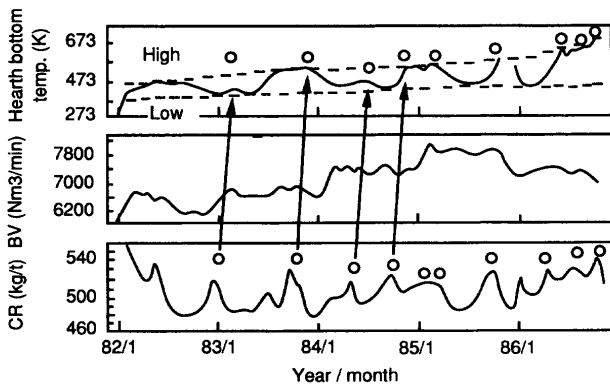


Fig. 14. Changes in the hearth bottom temperature over a long period of time (Mizushima No. 4 blast furnace).

時期と対応しており、途中の温度レベルに留まることはない。

筆者らは、この急激な炉底温度の変化を非定常伝熱モデルを用いて検討し、次の(8)式で定義される総括熱伝達係数  $hl$  を約  $10 \text{ W/m}^2\text{/K}$  とした場合に Fig.14 の低温期の伝熱状態を説明できることを見いだした(Fig.15)。

$$hl = \frac{\text{炉底面への熱流束}}{\text{容銑温度}-\text{レンガ表面温度}} \dots\dots\dots(8)$$

この時にカーボンレンガ表面での溶銑流の熱伝達係数を測定した結果、 $3 \times 10^{-5} \text{ m/s}$  程度の溶銑流速でも  $hl$  は  $50 \text{ W/m}^2\text{/K}$  以上に達することがわかり、Fig.14の低温期には炉下部に低透過性領域が生成して炉底部の溶銑が停滞し、凝固層が生成していたと推定した。

前述のように、第1回実験時には溶銑は炉床コークス充填層のほぼ全域を通過し、第2、3回実験時の流動範囲はコークス充填層の半分程度であったと考えられる。また、

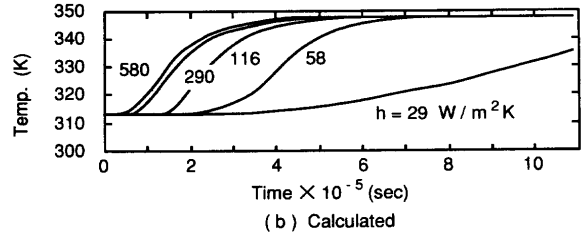
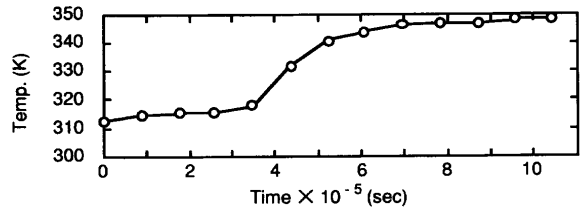


Fig. 15. Unsteady state changes in the hearth bottom temperature (Mizushima No. 4 blast furnace).

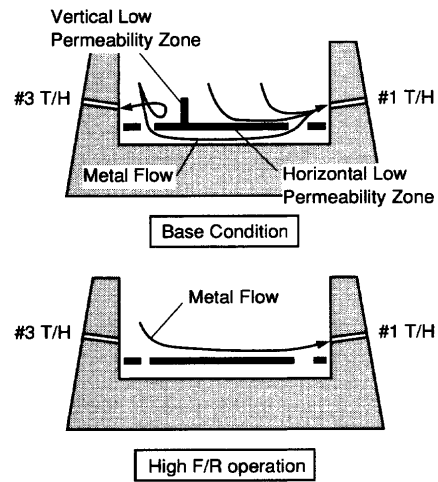


Fig. 16. Schematic illustration of the low permeability zone and metal flow in the lower part of the blast furnace.

前項のトレーサー吹込み実験結果の解析により、千葉第6高炉の1次操業における炉下部での溶銑流はほぼ押し流れとみなせ、トレーサーの滞留時間が短かったことがわかった。これらの結果と、トレーサー吹込み実験期間前後の炉底温度の相関とスラグ比の出銑口間偏差は、Fig.16に模式的に示したように炉下部に低透過性領域が存在していたと考えることによって説明できる。

第1回実験では、トレーサーの吹込み開始から約  $1 \times 10^6 \text{ kg}$  の溶銑が対面の出銑口（1番出銑口）から流出した後に  $\text{Co}$  のピークが出現し始め、次に吹込み羽口直下の出銑口（3番出銑口）に切り替わってからの溶銑にはすでに  $\text{Co}$  が含有し、再び対面の出銑口に切り替わるまでその濃度は変化していない。これは、3番出銑口付近に降下した溶銑の大部分はトレーサーの吹込み時点から出銑口前に滞留していたことを示すと考えられ、1番出銑口側と3番出銑口側の領域は分断されていたと考えられる。

すなわち、第1回実験の時点では出銑口レベルに降下し

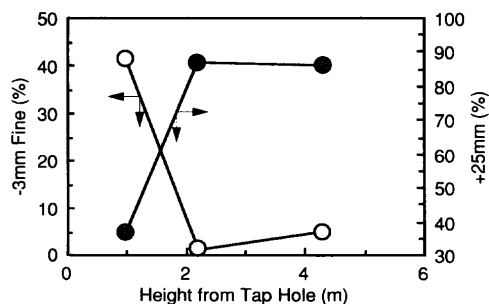


Fig. 17. Fines and lump coke distribution in the dead-man.

てきた溶銑が炉底へ流れこむことを阻害する低透過性領域（以下、横型低透過性領域）と、水平方向の流動を阻害する低透過性領域（以下、縦型低透過性領域）が北東から南西方向に炉内部を横切って存在したために、3番出銑口付近に滞留していたと推定される。ただし、横型低透過性領域は炉床断面全体にわたって存在していたのではなく、一部に溶銑が通過できる空隙があり、一部の溶銑は出銑口下の炉下部空間にほぼ匹敵する領域を通過して1番出銑口に至ったと考えられる。

第2回実験以降は、縦型低透過性領域が消失して横型低透過性領域の表層を溶銑が流れていたと推定される。縦型低透過性領域の消失は、燃料比が上昇して炉下部の熱レベルが高くなったためと考えられる。第2, 3回実験時の溶銑流動領域の推定結果から、低透過性領域は出銑口から約1.5m下方にあったと考えられる。

水島第4高炉や千葉第1高炉の解体調査時に、出銑口から炉底面間のコークス充填層中に、晶出グラファイトを中心とする銑鉄、グラファイト、コークス灰分、コークス微小粒子からなる混合層が見られた。これらの解体調査時には炉底部からの残銑抜きは実施していない。混合層中の銑鉄は微小粒子で、体積割合は約30%と低いことから、高炉稼働中には溶銑滓の透過性が非常に低かったと考えられる。

今回の千葉第6高炉での解体調査では、残銑抜きを行ったために前述の銑鉄やグラファイト等の混合層は見られなかったが、炉下部のコークス充填層には大量の粉が含まれ、局所的に粉率が非常に高い領域があった。Fig.17に、解体中に採取した炉芯コークスの $3 \times 10^{-3}$  m以下の粉率と $2.5 \times 10^{-2}$  m以上の塊の割合の出銑口からの高さ方向分布を示す。これから、出銑口レベルの炉芯コークスには、塊が少なく粉率が著しく高い部分が存在していたと考えられる。

さらに、炉底コーナー部には微小コークス粒と銑鉄との混合層が見られたことを併せて考えると、これらの粒径の細粒のコークスやグラファイト等から成る層が、高炉稼働中には低透過性領域となっていたと推定される。

第6高炉1次操業では、火入れ後約6年で炉底レンガは残厚約2mまで浸食が進んだが、その後はレンガの浸食は

進行せず、長寿命の達成が可能となった。これは、出銑口より1~2m下のレベルに低透過性領域が生成し、炉底への溶銑の流れ込みを防いだため、炉底、側壁レンガ近傍のメタル層が凝固あるいは流動が停滞し、溶銑流動による摩耗やアルカリによる化学劣化が防止されたものと推定される。

## 5. 結言

千葉第6高炉の吹出し操業の前後に羽口からのトレーサー吹込み実験や炉床部に残留していた銑鉄塊からのサンプル採取を行い、以下の知見を得た。

(1) 炉底レンガ稼働面から0.3~0.5mの範囲と炉底コーナー部の微粒コークスが混在したTi濃化層では、銑鉄は停滞あるいは凝固しており、炉底レンガを保護していたと考えられる。

(2) 吹出しにともなう燃料比変更などの操業条件の変化が、出銑口レベル付近に存在していた低透過性領域の形状に変化をもたらし、それによって炉下部の溶銑流動状態も大きく変化していたと考えられる。

## 文 献

- 1) T.Shiozawa, M.Nomura, T.Matsumoto, S.Goto, N.Takahashi, Y.Morikawa, H.Kamano and T.Kawai: *CAMP-ISIJ*, **11** (1998), 899.
- 2) K.Kobayashi, T.Matsumoto and K.Yanagisawa: *Kawasaki Steel Giho*, **25** (1993), 258.
- 3) S.Tomita, S.Hashizume, H.Takahashi, T.Nakagawa, M.Sato, Y.Morioka and T.Koitabashi: *Tetsu-to-Hagané*, **64** (1978), S108.
- 4) F.Shimizu, M.Fujiwara, T.Shioda, M.Ogura, S.Miyaoka, Y.Fujiwara and K.Aoyama: *CAMP-ISIJ*, **2** (1989), 980.
- 5) H.Ogusu, K.Tanaka, K.Yamamoto, S.Nunomura and M.Ryo: *CAMP-ISIJ*, **2** (1989), 981.
- 6) K.Kuwano, T.Yabata, K.Shimomura, T.Okada, Y.Ochiai and K.Uemura: *CAMP-ISIJ*, **3** (1990), 23.
- 7) K.Anan, Y.Fujiwara, Y.Mikami, S.Miyaoka, M.Uchida and T.Tanaka: *CAMP-ISIJ*, **6** (1993), 929.
- 8) K.Kurita, Y.Iwanaga, Y.Kawaguchi and Y.Ebisawa: *Tetsu-to-Hagané*, **72** (1986), A13.
- 9) T.Nishitani, S.Fujiyoshi, M.Inoue and H.Kamiyama: *CAMP-ISIJ*, **1** (1988), 106.
- 10) Y.Niwa, T.Sumigama, A.Maki, S.Nagano, A.Sakai and M.Sakurai: *CAMP-ISIJ*, **1** (1988), 1067.
- 11) K.Shibata, Y.Kimura, M.Shimizu and S.Inaba: *CAMP-ISIJ*, **1** (1988), 1073.
- 12) H.Ogusu, Y.Tomita, K.Tanaka and M.Hasegawa: *CAMP-ISIJ*, **4** (1991), 1077.
- 13) K.Kurita, T.Yokoi, A.Ogawa, M.Kashiwada and T.Otsuki: *CAMP-ISIJ*, **5** (1992), 153.
- 14) Y.Sawa, K.Takeda, S.Taguchi, T.Matsumoto, Y.Watanabe and H.Kamano: *Tetsu-to-Hagané*, **78** (1992), 1171.
- 15) Y.Sawa, Y.Hara, H.Itaya and Y.Eto: *CAMP-ISIJ*, **9** (1996), 187.
- 16) P.Duwez and F.Odell: *J. Electrochem. Soc.*, **97** (1950), 299.
- 17) K.Kodama, A.Shigemi, T.Ogata and T.Horio: *Tetsu-to-Hagané*, **48** (1962), 347.
- 18) K.Narita, M.Maekawa, T.Onoe, Y.Sato and M.Miyamoto: *Tetsu-to-Hagané*, **62** (1976), 525.
- 19) 橋本健治: 反応工学, 培風館, 東京, (1979).
- 20) 鞭 巖, 森山 昭: 冶金反応工学, 養賢堂, 東京, (1972).
- 21) M.Tachimori, J.Ohno, M.Nakamura and Y.Hara: *Tetsu-to-Hagané*, **70** (1984), 2224.