

## 討 5 高炉内における液体流れの特性と異常現象の考察

川崎製鉄 技研

○福武 剛

近藤 幹夫

小西 行雄

岡部 俠児

千葉製鉄所

橋爪 繁幸

1. 緒言 高炉内では、溶融帯以下の領域で銑鉄、スラグの互いに混合しない2液相が存在する。この領域は、液体の流れ方から2つの領域、すなわち、コークス層の間をぬって液体とガスが流れる滴下帯と、液体がコークス層内の空間を完全に満たした状態で流れる炉床部に分けられる。本報告では、解体高炉の調査結果と高炉の操業データを筆者の一部が報告した室温での実験結果<sup>1), 2), 3)</sup>と対比して、液体のホールドアップ、レースウェイ周辺の液流、炉下部での異常炉況、および炉床でのスラグ流れについて論じ、この領域での液体の挙動に新たな知見を加えることを試みる。

### 2. 滴下帯におけるメタルとスラグのホールドアップ

図1に解体調査を行なった千葉1高炉から採取したコークスに残存するメタルとスラグのホールドアップ量の分布を、図2に、同高炉の装入物の状態と融着帯分布を示す。ホールドアップは、実測したメタル、スラグ、コークスの重量をもとに、それぞれの密度により容積を求め、コークス層単位容積あたりのメタル、スラグの容積で示した。コークスの嵩密度は、見掛密度(1,000 Kg/m<sup>3</sup>)と粒径分布から計算<sup>4)</sup>によって求めた空間率をもとに計算し、スラグ、メタルの密度は、それぞれ2,600、6,800 (Kg/m<sup>3</sup>)と仮定した。

図3、図4に、求めたメタルとスラグのホールドアップ量とコークスの調和平均径の関係を示す。図中に示した実線は、次式で示される実験式<sup>3)</sup>による計算値で図中に示した物性値を仮定して計算した。

$$hs (\%) = \frac{1}{0.205 + 0.00263 \text{ Cpm}} \dots\dots\dots (1)$$

$$\text{Cpm} = \frac{g \rho_l \phi^2 dp^2}{(1 + \cos \theta) \sigma (1 - \epsilon)^2} \dots\dots\dots (2)$$

ここで hs = 静的ホールドアップ、Cpm = 修正キャピラリー数、g = 重力の加速度 (m/s<sup>2</sup>)、 $\rho_l$  = 液密度 (Kg/m<sup>3</sup>)、 $\phi$  = 粒子の形状係数 (-)、dp = 粒子径 (m)、 $\theta$  = 液体が固体と成す接触角 (-)、 $\sigma$  = 液の表面張力 (N/m)、 $\epsilon$  = 空間率 (-)である。

ただし、図の横軸に示した平均径は、5 mm以上の粒子の粒度分析から計算したものであるが、(1)、(2)式による計算では、1 ~ 5 mmの粒子の存在による平均径の低下を考慮して、係数0.673

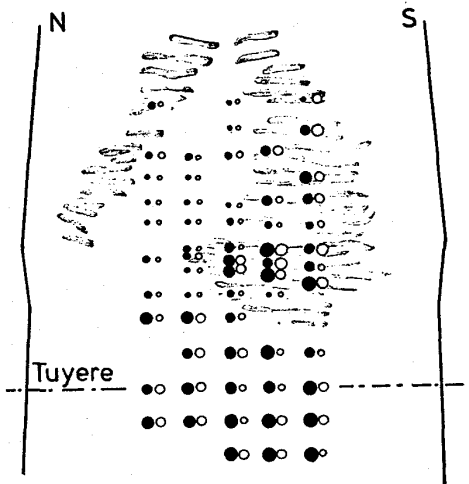
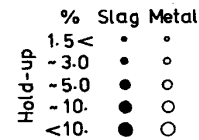


図1 静的ホールドアップの分布

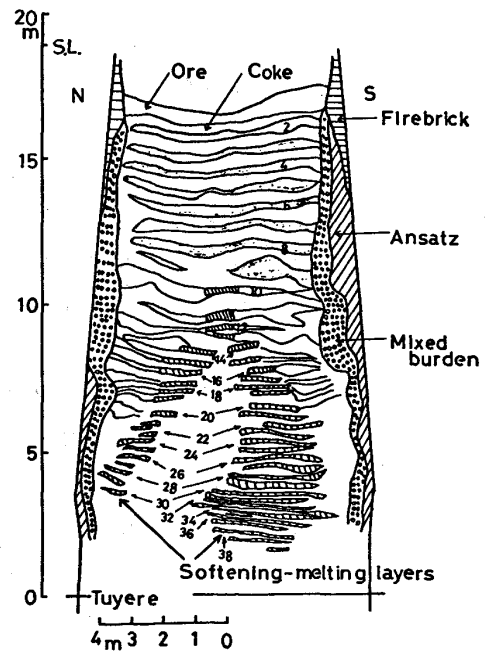


図2 千葉1高炉の融着帯分布

を乗じて補正した粒径を用いた。この補正係数は、同高炉の他の場所から採取した8本のコークスサンプルの1mm以上の粒度分析結果をもとに決定した。

図3から、メタルの場合、接触角 $\theta$ が $90^\circ$ の線が測定値を比較的良く説明している。図中ホールドアップが5%より多い点は、全て南側融着層間のコークス層にあり(図1)、この部分が特異な条件下にあったことを示唆している。粒径が大きい場所では、実測ホールドアップが計算値より明らかに少ない。この原因の1つとして、十分な量の液体が通過しないため、層内のホールドアップが飽和してないことがあげられる。

スラグの場合(図4)  $h_s$  は、著るしく大きくとくに粒径が小さい領域で測定値の方が計算値より明らかに大きい。この原因として高炉内、とくに融着層間の状態が一様な物理的条件で行こなった実験と異なったこと、および、冷却中にスラグの粘度が実験範囲を大巾に越えて増加したことが考えられる。

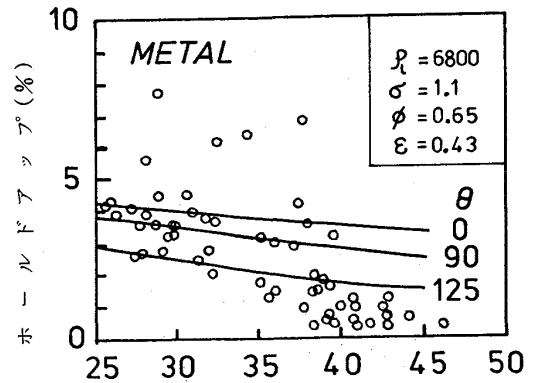
以上の検討から(1)、(2)式はメタルについては適用できるが、スラグについては、さらにデータを追加して検討する必要がある。さらに炉内のホールドアップは、スラグとメタルの平均的な物理定数を用いるのではなく、両者を別々に計算し、その和を推定値として用いるのが良い。これは、炉内での両者の流れが互にほど独立していることを示す。

### 3. レースウェイへのスラグの流入と炉内状況の関係

実験結果<sup>3)</sup>から、液流分布は、ガス流により影響され、とくにぬれない系の場合には分布がガス流により大きく変わる。レースウェイの周辺では、レースウェイから流出するガスは、液体流がレースウェイ内へ流れ込まないように働らく。

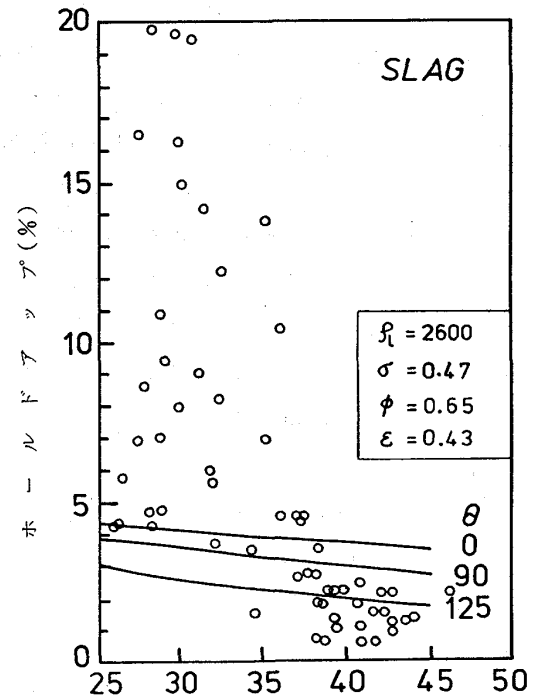
図5にレースウェイ近傍のスラグの流れを模式的に示す。ガス流により影響されるのは、コークス層内にある液体のうち動いている部分(動的ホールドアップ)であり、静的ホールドアップは影響されにくい。それ故静的ホールドアップの大部分はコークスとともにレースウェイに流入する。一方、動的ホールドアップは、ガス流により徐々に方向を変えるので液体の発生する位置(溶融帯)がレースウェイより十分離れていれば、大部分レースウェイへ入らないが、溶融帯の位置が下がると、レースウェイへ流入するスラグ量は増すと考えられる。

スラグは、鉱石類に含まれるものとコークス中灰分から成り、コークス中灰分の大部分はレースウェイ内でのコークス燃焼時に滓化する。炉内での反応にあまり関与せず羽口前での気化も少ないスラグ成分  $Al_2O_3$  と  $CaO$  に注目し、 $Al_2O_3 / CaO$  の比( $R_{Ac}$ )を較べると鉱石では約0.26であり、コークスでは、約9と著るしく大きい。それ故解体高炉内の各部から採取したスラグの $R_{Ac}$ を調べるこ



コークスの調和平均径 (mm)

図3 メタルのホールドアップとコークスの調和平均径の関係



コークスの調和平均径 (mm)

図4 スラグのホールドアップとコークスの調和平均径の関係

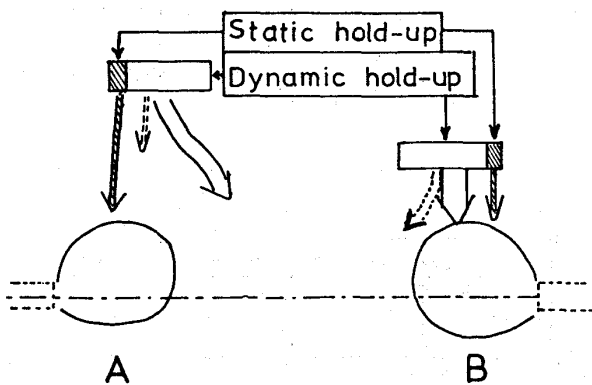


図5 羽口周辺の液流分布の概念図

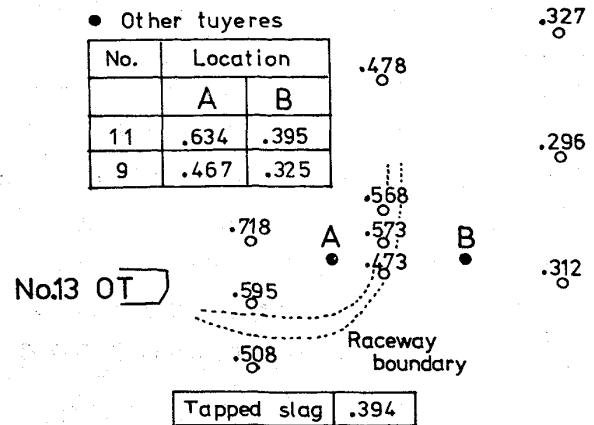


図6 羽口周辺のスラグ中  $Al_2O_3 / CaO$  の分布

とによりその部分でのスラグに対するコークス灰分の寄与の割合が推定できる。

図6は、13番羽口の垂直断面とその周辺で採取したスラグの  $RAc$  の分布を示す。図7は、炉床のコアサンプルから採取したスラグの  $RAc$  の炉断面上の分布を示す。

図8は、28、32、34層の融着帯の平面図を示す。この図と図2から、この高炉では南側に融着帯が発達し、北側では、融着帯の巾がせまく、炉の高い位置で消滅している。

図6、7、8から融着帯の低い南側

では羽口部の  $RAc$  が低く逆に北側では高い。レースウェイ内で滓化したコークス中灰分が全てレースウェイ内でスラグに吸収されるかどうか不明なのでレースウェイ内を通るスラグの絶対量を求めるのは困難だが、以上の検討からレースウェイ内またはそのごく近傍を通過するスラグの量は炉内の融着帯の位置と密接に関係し、位置が下がれば増すことが明らかになった。

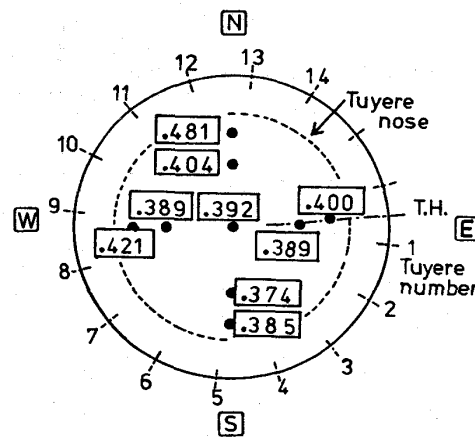


図7 炉床スラグ中の  $Al_2O_3 / CaO$  の分布

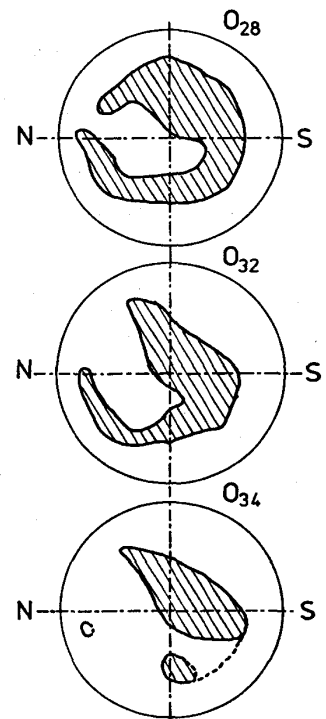


図8 融着層平面図

#### 4. かん液充てん層の流動化とそれによる高炉下部の異常

高炉内ではコークスよりスラグの密度が大きいので、スラグのフラiddینگが起こる前にコークス層の流動化が起こる可能性のあることが指摘された<sup>3)</sup>。高炉下部の滴下帯でコークス層が完全に流動化することは、上部にある融着帯、塊状帯の荷重から考えて起こりにくい。しかし流動化の前段状態(前流動化状態)として層の空間率が通常操作時より増せば、それに伴う炉況異常が予想される。

Elliottら<sup>5)</sup>によれば、フラiddینگが起こった場合、逆流したスラグが装入物間で固化して作る通気性の悪い領域が拡大し棚吊りにいたる。一方、前流動化状態の場合には、その領域の拡大とその領域も含めて下方のコークス層が通常操作時よりさらに空間率が大きくなりついにスリップにいたる。フラiddینگにより起こる異常が加速的に進行し、送風圧力の急上昇を伴うのに対し、前流動化状

態により起こる異常の場合送風圧力の上昇は顕著でなく逆に空間率の拡大により低下もありうるものが特徴的である。一例としてスリップ時の操業条件の変化を図9に示す。スリップを起こすまでに送風圧力が低下傾向にあること、炉頂ガス成分中COとCO<sub>2</sub>濃度にピーク状の変動が現われ、しかも両者の変化が一致して炉下部でのスリップを示していることなどが特徴的であり、これらは前述のように前流動化状態に起因する炉況異常であることを暗示している。

5. コークス強度が炉床からの排滓に及ぼす影響  
出滓前スラグ高さHsを推定する近似式として、次式が報告されている<sup>2)</sup>。

$$H_s = A_0 - 0.4757 \log D_n + 0.3834 \log(\Psi - 1) + 0.7378 \log W_s + 0.2598 \log \mu \quad \dots(3)$$

ここで  $D_n = D^2 N_t$ 、 $D$  = 炉床径、 $N_t$  = 出滓回数 (回/d)、 $\Psi$  = 出滓速度と造滓速度の比、 $W_s$  = 出滓量 (t/d)、 $\mu$  = スラグ粘度 (P)。

通常操業時には、炉内の残滓量は、炉況に悪影響を与えない範囲に管理されているので、炉内の平均的なスラグ高さは炉床の状況によらず一定という仮定を置くことにより逆に炉床のコークス層の状態の変化を以下のように推定できる。いま基準条件を $\bar{\mu}$ で示し、 $H_s$ 一定とおくと

$$\log \frac{\mu}{\bar{\mu}} = 1.83 \log \frac{D_n}{\bar{D}_n} - 1.48 \log \frac{\Psi - 1}{\bar{\Psi} - 1} - 2.84 \log \frac{W_s}{\bar{W}_s} \quad \dots(4)$$

によりスラグ粘度の相対値が求まる。文献<sup>1)</sup>に示されているようにここでのスラグ粘度は炉床のコークス層の通液抵抗とスラグ粘度の積を示す。それ故、スラグ成分と出鉄温度により推定される粘度の比  $\mu_c/\bar{\mu}_c$  と(4)式で計算される比  $\mu/\bar{\mu}$  の比は、コークス層の通液抵抗の変化を示す。図10はこのようにして求めた比  $(\mu/\bar{\mu})/(\mu_c/\bar{\mu}_c)$  とコークスのドラム強度の関係を示し、後者が炉床通液性に及ぼす影響を示す。

6. 文献：1) T. FUKUTAKE, K. OKABE : Trans ISIJ (1976) p 309 ; 2) ibid p 317 ;  
3) 学振 54 委資料 54 委 1443 (1978) ; 4) 田口他 : 川鉄技報 6 (1974) 1, p 16  
5) J.F. Elliott et al : J. Metals (1952) p 709

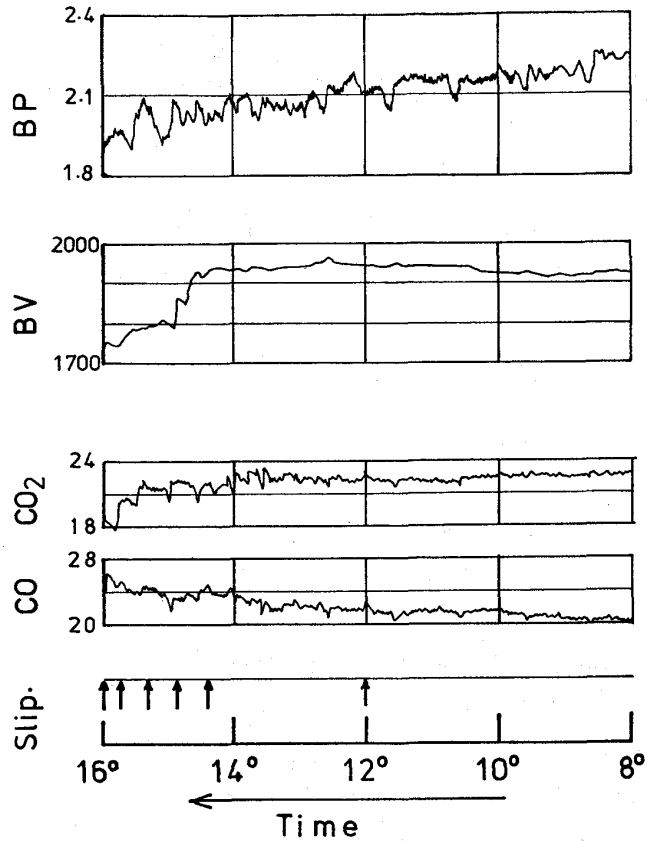


図9 スリップ発生前の送風圧 (BP)、送風量 (BV) 炉頂ガス中 CO、CO<sub>2</sub> の変化

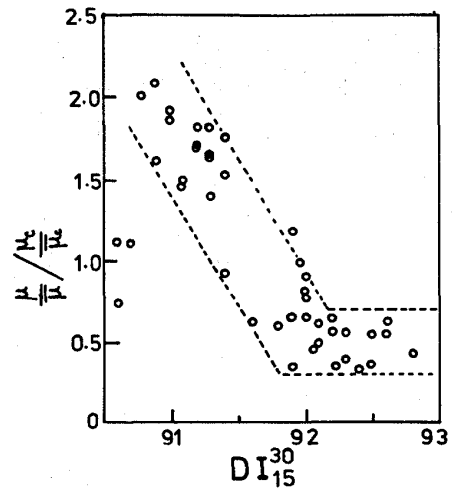


図10 炉床モデルにより計算したスラグ粘度と化学成分より計算した粘度の比と、コークス強度の関係