

© 1992 ISIJ

 ///////////////  
 論 文  
 ///////////////

# 高炉羽口レベル半径方向のスラグ・メタル分析 に基づく Si 移行挙動の推定

光藤 浩之\*・桜井 雅昭\*・牧 章\*  
炭竈 隆志\*<sup>2</sup>・丹羽 康夫\*<sup>2</sup>

## Estimation of Silicon Transfer Based on Radially Sampled Slag and Metal at Tuyere Level

*Hiroyuki MITSUFUJI, Masaaki SAKURAI, Akira MAKI,  
Takashi SUMIGAMA and Yasuo NIWA*

### Synopsis :

A probe capable of measuring radially from tuyere nose to the deadman was installed at a low silicon operation blast furnace. The mechanism of silicon transfer was investigated by using the probe. Molten metal dripps mainly in the region between the end of the raceway and the position of 2.3 m from tuyere nose. [Si] content of the dripping metal in the region controls that of tapped metal.

[Si] content at the tuyere level is dependent on (FeO) and (Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>) generated from low reduction degree ore and coke ash respectively.

[Si] content in the region of 0.9~1.3 m from tuyere nose reaches 0.51% which is higher than the tapped value of 0.23%. However, [Si] content in the region of 1.5~2.3 m is 0.16%. Totally, average [Si] content at the tuyere level is 0.28%. Consequently, the region which mainly control the overall silicon transfer is above the tuyere level.

Amount of desiliconization below the tuyere level is 0.05%, which is the difference between the [Si] content at the tuyere level and the tapped value. The desiliconization reaction occurs mainly below the region of 0.9~1.3 m from tuyere nose.

**Key words :** blast furnace; silicon transfer; desiliconization; raceway; deadman; probe; coke ash.

## 1. 緒 言

高炉解体調査において、メタル中 Si が羽口レベルで既に出銑値を遙か上回る値に達しているとの知見から<sup>1)</sup>、レースウェイ周辺におけるコークス灰分あるいはスラグから発生する SiO<sub>2</sub> ガスを経由したメタルへの Si 移行と、炉床でのスラグ中の FeO, MnO による脱珪反応の重要性が、熱力学的<sup>2)</sup>、速度論的研究<sup>3)</sup>により指摘された。

この指摘以降、高炉内の Si 移行反応を、コークス灰分<sup>4)~7)</sup>およびスラグ<sup>8)~10)</sup>からの SiO<sub>2</sub> ガスの発生、SiO<sub>2</sub> ガスのメタルへの吸収<sup>3)</sup>、(FeO), (MnO) による脱珪反応<sup>11)12)</sup>の素過程に分けて基礎的研究が進められた。

最近では、稼働高炉におけるレースウェイ付近の測定

が行なわれ、[Si] 濃度は出銑値から最高でも 1% 程度、(FeO) 濃度は出滓値から数 10% であることが報告されている<sup>13)14)</sup>。この知見は従来の解体調査や休風中のデータとかなり異なり、Si 移行挙動の再検討の機運をもたらしたが、温度、雰囲気著しく変化するレースウェイから炉芯にかけての [Si] 濃度等の諸変数の分布を明らかにするには至っていない。

一方、高炉における出銑 Si 濃度は各種制御技術の開発により年々低下し、最近では一年以上にわたって 0.1% 台の操業を継続した高炉も出現しているため<sup>15)</sup>、今までに得られた情報とは異なる炉内現象の可能性も考えられる。

そこで、稼働高炉のレースウェイから炉芯に及ぶ広範囲の測定が可能な羽口炉芯ゾンデを開発し、出銑 Si 濃

平成 3 年 11 月 7 日受付 平成 4 年 4 月 10 日受理 (Received on Nov. 7, 1991; Accepted on Apr. 10, 1992)

\* NKK 福山製鉄所 (Fukuyama Works, NKK Corporation, 1 Kokan-cho Fukuyama 721)

\*<sup>2</sup> NKK 福山製鉄所 (現: NKK 製鉄技術開発部) (Fukuyama Works, Now Ironmaking Technology Development Dept., NKK Corporation)

度が 0.15~0.3% と低い福山 5 高炉に設置した。ここでは、本ゾンデによる測定結果に基づき、羽口レベル径方向における、スラグ、メタル成分の分布と各成分間の相関を中心とした検討から、Si 移行挙動について推定を行った。

## 2. 測定結果

### 2.1 羽口炉芯ゾンデの機能

羽口炉芯ゾンデの仕様を Table 1 に示す。ゾンデには、交換式の 2 種類のサブランスを内装でき、炉内容物の採取あるいは炉内観察と測温が可能である。炉内容物採取用のサブランス先端には、上向きに 1 箇所切り込み (サンプリングボックス) があり、所定位置でサンプリングボックスを突出し、試料採取後水冷ゾンデ内に格納すると同時に窒素冷却を行う。炉内観察及び測温用のサブランスには石英系ファイバーを内蔵し、所定位置からの後退途中で連続して、測温と観察、収録を行える。

Fig. 1 に羽口炉芯ゾンデの測定範囲を示す。本ゾンデは、福山 5 高炉の 33 番羽口に設置され、送風羽口の軸方向に沿って挿入される。羽口レベルの炉内半径 7.2 m に対し、ゾンデの最大挿入深度は羽口先端から 4 m であるため、レースウェイから炉芯の広い領域の測定が可能である。

### 2.2 高炉操業条件

羽口炉芯ゾンデ測定期間の福山 5 高炉の操業諸元の推移を Fig. 2 に示す。当高炉は 1989 年 4 月まで、0.1%

Table 1. Specification of tuyere probe.

Item	Specification
Stroke	4 m from tuyere nose
Drive	Chain drive
Cooling	Compressed water
Observation	With image fiber
Temperature measurement	With two colored pyrometer and fiber (500~2 500°C)
Sampling	Coke, metal, slag (Sampling box : 31 cm <sup>3</sup> )

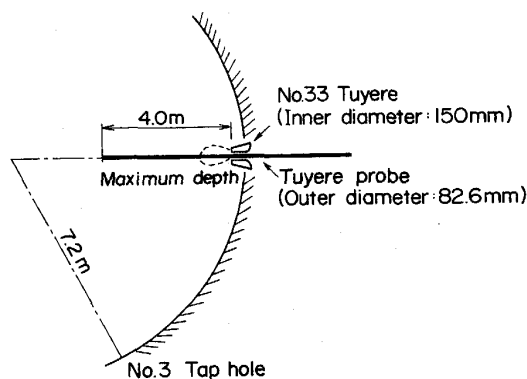


Fig. 1. Location of tuyere probe at Fukuyama No. 5 blast furnace.

台の低 Si 操業を 1 年以上継続しており、測定期間においても [Si] が 0.15~0.3% と低いのが特徴である。

### 2.3 ゾンデ推力と観察、温度測定結果

Fig. 3 に、ゾンデ挿入推力と温度測定結果を示す。推力は、ブローパイプと羽口内での抵抗を差し引いた値で、炉内装入物の充填状態を反映した値と考えられる。推力は、羽口先端 1 m 付近から上昇し始め、1.6~2.0 m あたりで上昇が緩やかになる。また、2 m より奥で再上昇する場合がある。

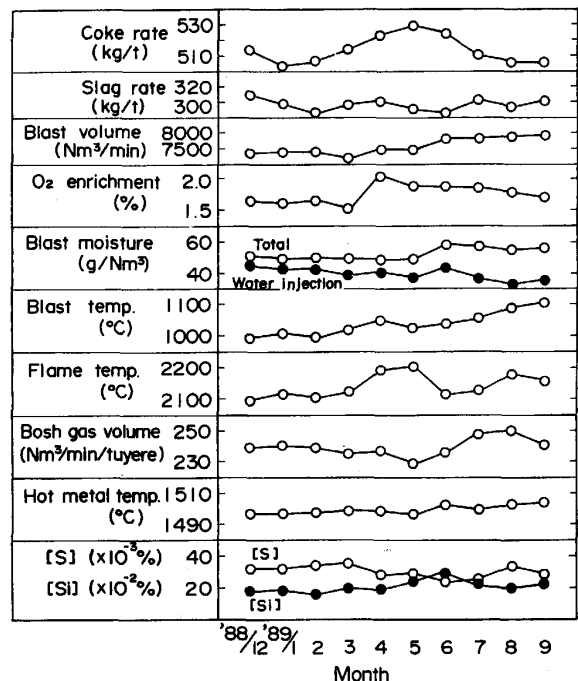


Fig. 2. Operation data at Fukuyama No. 5 blast furnace.

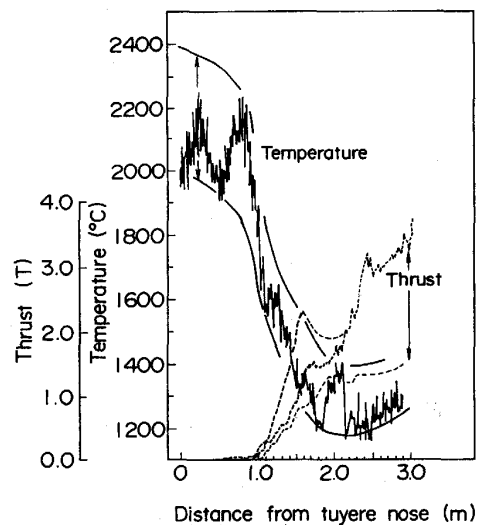


Fig. 3. Change in probe thrust and temperature at tuyere level.

炉内観察状況と温度分布から径方向に沿って以下の様に領域を分類できる。

羽口先～0.9 m: コークスの急速旋回する 1800～2400°C の高温領域

0.9～1.3 m: コークスの緩やかな動きが観察される領域。

1.3～1.6 m: 多量に溶融物の滴下が観察される領域。この領域以降コークスはほぼ静止している。

1.6～2.3 m: 間欠的に溶融物の滴下が観察される領域。

2.3～3.0 m: 溶融物の滴下がほとんど観察されない 1200～1400°C の低温領域。

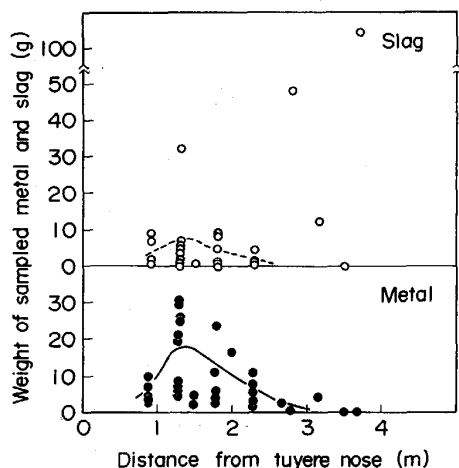
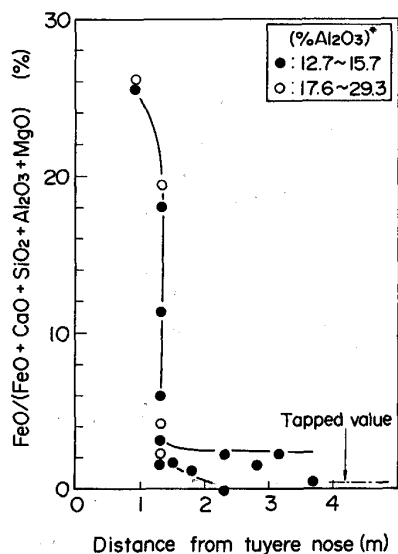


Fig. 4. Distribution of amount of sampled metal and slag at tuyere level.



(% Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>)\* = Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> / (CaO + SiO<sub>2</sub> + Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> + MgO) × 100  
Fig. 5. (FeO) distribution at tuyere level.

### 2.4 溶融物の液滴流量分布

ここでは内容積 31 cm<sup>3</sup> のサンプリングボックスに採取された溶融物を、目視と粉碎後の磁選によりスラグ、メタルに分けて重量測定し、羽口レベル径方向の分布として Fig. 4 に示した。羽口先 1.3 m 近くにメタルが多量に滴下していることを示す。2.7 m より奥では、メタル量は少ないが、スラグのみ多量に採取される場合がある。

### 2.5 スラグ組成分布

Fig. 5 にスラグ中 FeO 濃度の羽口レベル径方向分布を示す。羽口先 0.9 m のコークス旋回領域外周では (FeO) 濃度は 25～26% と最終スラグ組成の 0.3～0.5% に比べ著しく高い。羽口先 1.3 m では、20～2% を大きく変動している。この領域はなお 1500～1700°C の高温領域であるとともに、酸化性雰囲気から還元性雰囲気へ急速な変化の起きる領域と考えられるため、(FeO) の還元反応にも変動がもたらされたものと推定される。羽口先 1.5 m より奥では、(FeO) 濃度は最終スラグ組成から 2% の範囲である。

Fig. 6 にスラグの塩基度と Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 濃度の分布を示す。羽口先 0.9 m のコークス旋回領域外周では、(Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>) 濃度は出滓値に比べ著しく高い 30% 程度に達し、これはコークス灰分に由来するものと思われる。コークス灰分組成と脈石組成から全スラグ量に対するコークス灰分の混入割合を計算し Fig. 6 に示すが、コークス旋回領

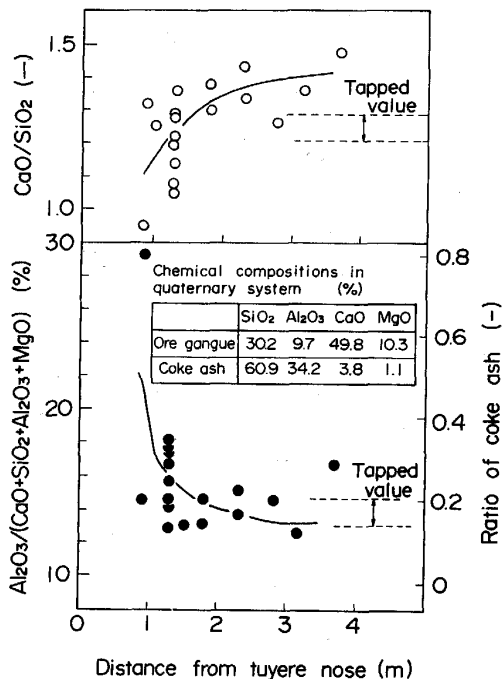


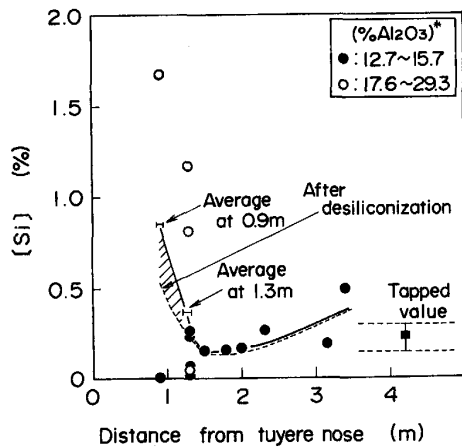
Fig. 6. Distribution of slag composition at tuyere level.

域外周ではスラグ中の約 8 割がコークス灰分であることを示す。羽口先 1.3 m では、 $(Al_2O_3)$  濃度は 18~13% を大きく変動し、最高 4 割近くのコークス灰分の混入が見積られる。1.5 m より奥では炉芯の最深部を除き出滓値に近い値になる。

スラグ塩基度は、羽口から奥に向かうに従い高い値となっており、ほぼコークス灰分の混入割合に対応した結果になっている。

2.6 メタル組成分布

Fig. 7 に、羽口レベルのメタル中 Si 濃度の分布を示す。羽口先 0.9~1.3 m では、 $[Si]$  濃度は 0.01~1.7% と大きく変動しているが、1.5~2.3 m では 0.15~0.3% の出鉄値の範囲にある。また、羽口先 1.3 m で  $[Si]$  濃



$(\% Al_2O_3)^* = Al_2O_3 / (CaO + SiO_2 + Al_2O_3 + MgO) \times 100$

Fig. 7.  $[Si]$  distribution at tuyere level.

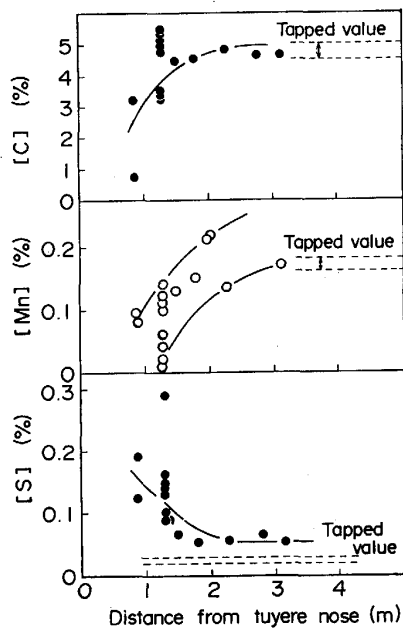


Fig. 8. Distribution of metal composition at tuyere level.

度 0.8~1.7% と高い値を示したメタルと同時に採取したスラグ中の  $Al_2O_3$  濃度は 18~29% と高いのが特徴で、コークス灰分の影響を受けているものと考えられる。

Fig. 8 に Si 以外のメタル成分の分布を示すが以下の特徴を持つ。

$[C]$  濃度は、羽口先 0.9~1.3 m の範囲で、出鉄値に達しない場合がある。

$[Mn]$  濃度は、羽口先 0.9~1.3 m では出鉄値に比べ著しく低い場合があるが、1.5 m より奥では出鉄値にほぼ等しい。

$[S]$  濃度は、どの位置においても出鉄値に対して 2 倍以上の値となっており、特に羽口先 0.9~1.3 m では著しく高い。

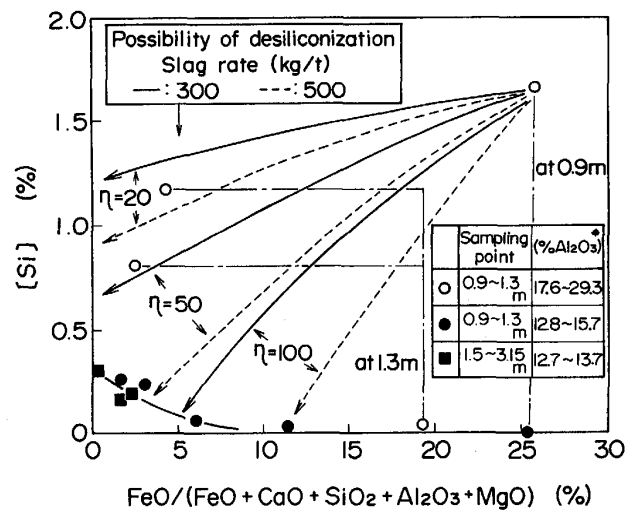
3. 考 察

3.1 羽口レベルの  $[Si]$  濃度に及ぼす  $(FeO)$  濃度とコークス灰分の影響

羽口レベル、特に羽口先 0.9~1.3 m の範囲で  $[Si]$ 、 $(FeO)$ 、 $(Al_2O_3)$  の濃度変動が大きかったことから、Fig. 9 に  $[Si]$  濃度と  $(FeO)$  濃度の関係を  $(Al_2O_3)$  濃度により層別した。

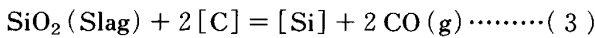
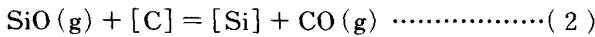
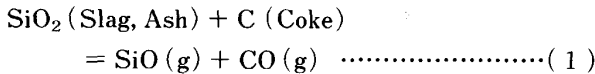
$(Al_2O_3)$  濃度が最終スラグ組成に近い 12.7~15.7% の範囲において、 $[Si]$  濃度は、 $(FeO)$  濃度の上昇と共に低下し  $(FeO)$  濃度 5% 以上で、0.1% 以下になる。この相関は、羽口先 0.9~3.15 m の測定範囲はほぼ全域で成立する。

融着帯から羽口レベルまでの領域において下記の Si 移行反応を考慮した場合、



$(\% Al_2O_3)^* = Al_2O_3 / (CaO + SiO_2 + Al_2O_3 + MgO) \times 100$   
 $\eta$ : Efficiency for desilicization (%)

Fig. 9. Relation between  $[Si]$  and  $(FeO)$  at tuyere level.



(1)~(3)の反応の進行には高還元性雰囲気が必要なため、高酸化性の高 FeO 濃度スラグが存在した場合、これらの反応が抑制され羽口レベルの [Si] 濃度が低下したものと考えられる<sup>14)</sup>。

一方、高 (Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>) 濃度の場合、Fig. 6 に示した様にコークス灰分のスラグへの混入が多かったことを意味するため、(1)の反応のうちコークス灰分からの SiO ガス発生が促進された反応領域と考えられ、[Si] 濃度が上昇したものと推定される。

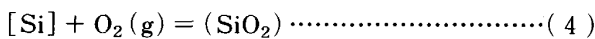
### 3.2 羽口レベルにおけるスラグ・メタルの酸素分圧

前節で、羽口レベルで採取されたスラグ中の FeO 濃度と、メタル中の Si 濃度に相関があることを示した。他方、炉内の諸反応はほとんどが酸素を媒介とした酸化還元反応であるため、各反応で規定される酸素分圧を、羽口レベルと出銑口 (出銑滓値) 間で対比することにより、融着帯~羽口レベル間、および羽口レベル~出銑口間における反応の進行状況を説明できる<sup>2)14)</sup>。

ここでは、Si, Mn, S, C, FeO に関する反応について以下の様に酸素分圧を算出した。

#### 3.2.1 [Si]-(SiO<sub>2</sub>) で規定される酸素分圧

(4)の反応式で規定される酸素分圧を  $P_{\text{O}_2}(\text{Si})$  とし(6)式で与えた。



$$\Delta G^\circ = -817\,100 + 218.3 T (\text{J/mol})^{16)} \dots\dots\dots (5)$$

$$\log P_{\text{O}_2}(\text{Si}) = \log (a_{\text{SiO}_2}/a_{\text{Si}}) \\ - 42\,689/T + 11.4 \dots\dots\dots (6)$$

ここで

$$a_{\text{Si}} = f_{\text{Si}} \cdot [\% \text{Si}] \\ \log f_{\text{Si}} = 0.103 [\% \text{Si}] \\ + 0.18 [\% \text{C}] - 0.0146 [\% \text{Mn}]^{21)}$$

$$\log a_{\text{SiO}_2} = - (8.0 \times 10^{-6} t + 0.0228) \cdot B_c \\ - 9.31 \times 10^{-4} t + 0.797^{17)}$$

$$B_c = (\% \text{CaO}) + (\% \text{Al}_2\text{O}_3)/2 \\ + (\% \text{MgO})/3 - (\% \text{SiO}_2)$$

ただし

$$B_c < 25\%, t (\text{°C})$$

#### 3.2.2 [Mn]-(MnO) で規定される酸素分圧

(7)の反応式で規定される酸素分圧を  $P_{\text{O}_2}(\text{Mn})$  とし(9)式で与えた<sup>18)</sup>。



$$\Delta G^\circ = -403\,240 + 118.0 T (\text{J/mol}) \dots\dots\dots (8)$$

$$\log P_{\text{O}_2}(\text{Mn}) = -2 \log (a_{\text{Mn}}/a_{\text{MnO}}) \\ - 42\,122/T + 12.596 \dots\dots\dots (9)$$

ここで

$$a_{\text{Mn}} = f_{\text{Mn}} \cdot [\% \text{Mn}]$$

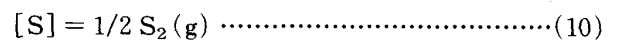
$$\log f_{\text{Mn}} = -0.0538 [\% \text{C}] \\ - 0.0327 [\% \text{Si}] - 0.048 [\% \text{S}]^{21)}$$

$$a_{\text{MnO}} = 10^{-3} (\% \text{MnO})$$

$$\times \left\{ 5.9 \frac{(\% \text{CaO}) + 1.4 (\% \text{MgO})}{(\% \text{SiO}_2)} + 1.6 \right\}$$

#### 3.2.3 [S]-(S) で規定される酸素分圧

(10)の反応式で規定される酸素分圧を  $P_{\text{O}_2}(\text{S})$  とし(13)式で与えた。



$$\Delta G^\circ = 143\,550 - 28.41 T (\text{J/mol})^{19)} \dots\dots\dots (11)$$

$$K = P_{\text{S}_2}^{1/2}/a_{\text{S}} \\ = (\% \text{S}) \cdot P_{\text{O}_2}^{1/2}/(f_{\text{S}} \cdot [\% \text{S}] \cdot C_{\text{S}}) \dots\dots\dots (12)$$

$$\log P_{\text{O}_2}(\text{S}) = 2 \log \frac{f_{\text{S}} \cdot [\% \text{S}] \cdot C_{\text{S}}}{(\% \text{S})} - 2 \log K$$

$$= 2 \log \frac{f_{\text{S}} \cdot [\% \text{S}] \cdot C_{\text{S}}}{(\% \text{S})} - 14\,996/T$$

$$+ 2.968 \dots\dots\dots (13)$$

ここで  $C_{\text{S}}$  は(14)式で定義される Sulphide Capacity でスラグの S 吸収能を表す。

$$C_{\text{S}} = (\% \text{S}) \cdot (P_{\text{O}_2}/P_{\text{S}_2})^{1/2} \dots\dots\dots (14)$$

Sulphide Capacity は(15)式の田村らの推定式<sup>20)</sup>により求めた。

$$\log C_{\text{S}} =$$

$$\frac{1.50 (\% \text{CaO})/(\% \text{SiO}_2) + 1.04 (\% \text{MgO})/(\% \text{SiO}_2)}{1 + 0.197 (\% \text{Al}_2\text{O}_3)/(\% \text{SiO}_2)} \\ - 7\,363/T - 1.417 \dots\dots\dots (15)$$

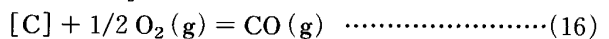
また、

$$\log f_{\text{S}} = 0.111 [\% \text{C}] + 0.075 [\% \text{Si}] \\ - 0.026 [\% \text{Mn}] - 0.046 [\% \text{S}]^{21)}$$

である。

#### 3.2.4 [C]-CO (g) で規定される酸素分圧

羽口レベルにおいてメタル中の C 濃度は飽和に達していない場合があるため、(16)の反応式で規定される酸素分圧を  $P_{\text{O}_2}(\text{C})$  とし(18)式で与えた。



$$\Delta G^\circ = -118\,000 - 84.35 T (\text{J/mol})^{16)} \dots\dots\dots (17)$$

$$\log P_{\text{O}_2}(\text{C}) = 2 \log (P_{\text{CO}}/a_{\text{C}})$$

$$- 12\,340/T - 8.82 \dots\dots\dots (18)$$

ここで

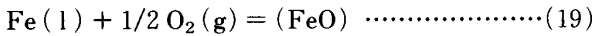
$$a_{\text{C}} = \gamma_{\text{C}} \cdot N_{\text{C}}$$

$$\ln \gamma_{\text{C}} = -0.461 + 9.9 N_{\text{C}} + 12.9 N_{\text{Si}}^{22)}$$

$\gamma_C$  は相互作用母係数で  $N_C$ ,  $N_{Si}$  はそれぞれ [C], [Si] のモル分率を示す。また, CO 分圧 ( $P_{CO}$ ) は, 送風圧力にボッシュガス中の CO 分率を乗じた値とした。

3.2.5 Fe-(FeO) で規定される酸素分圧

(19)の反応式で規定される酸素分圧を  $P_{O_2}(\text{FeO})$  として(21)式で与えた。



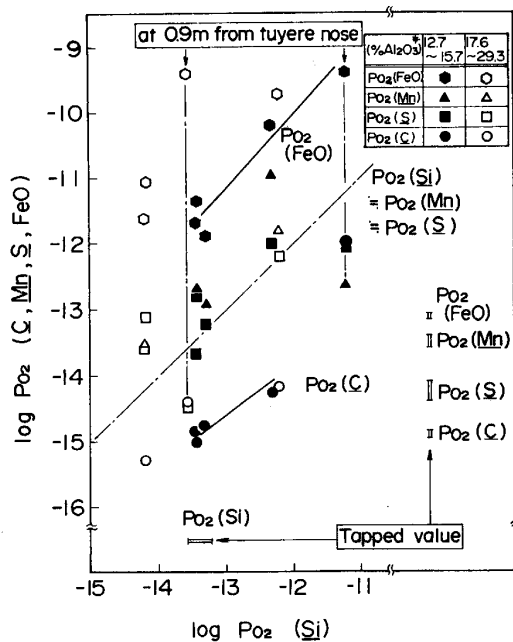
$$\Delta G^\circ = -238070 + 49.45 T(\text{J/mol})^{16)} \dots\dots\dots(20)$$

$$\log P_{O_2}(\text{FeO}) = 2 \log (a_{\text{FeO}}/a_{\text{Fe}}) - 24874/T + 5.17 \dots\dots\dots(21)$$

ここで, Fe の活量  $a_{\text{Fe}}$  を 0.7 とし, (FeO) の活量  $a_{\text{FeO}}$  をモル分率に等しいとした。

Fig. 10 で,  $P_{O_2}(\text{Si})$  と, 各反応によって規定される酸素分圧の関係を示した。温度条件は羽口レベル, 出銑値とも 1550°C とした。

羽口レベルにおける酸素分圧は, 各反応によって異なるが概略  $10^{-10} \sim 10^{-15}$  atm の範囲であり, 九島らによるレースウェイ奥の酸素分圧測定値の  $10^{-10} \sim 10^{-14}$  atm の範囲<sup>14)</sup>とほぼ等しい。各反応間の比較では,  $P_{O_2}(\text{Si})$  は  $P_{O_2}(\text{Mn})$  および  $P_{O_2}(\text{S})$  と概略等しく, [Si], [Mn], [S] 間において羽口レベルではほぼ平衡が成り立っていると考えられる。それらに対し  $P_{O_2}(\text{FeO})$  は 2桁程度高い値,  $P_{O_2}(\text{C})$  は 2桁程度低い値である。このことは, 融着帯から羽口レベルへのスラグ, メタルの滴下過程において, (FeO) の持つ高酸素分圧と, [C] の持



1550°C, (% Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>) \* = Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> / (CaO + SiO<sub>2</sub> + Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> + MgO) × 100

Fig. 10. Comparison of oxygen potentials at tuyere level.

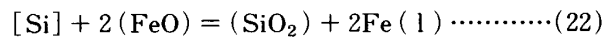
つ低酸素分圧の中間値によって Si, Mn, S の移行が支配されていることを示す。

また,  $P_{O_2}(\text{FeO})$  と  $P_{O_2}(\text{S})$  は, 羽口レベルに比べ出銑値が著しく低下している。このことは, 出銑されるまでに (FeO) の還元反応と脱硫反応が進行していることを意味する。ただし, 高 (FeO) 濃度下では脱硫は進みにくいことから, 主に羽口レベルからスラグ層上面までにおいて (FeO) の還元反応が先行し, 炉床部のスラグ層, メタル層において脱硫反応が進行するものと思われる。

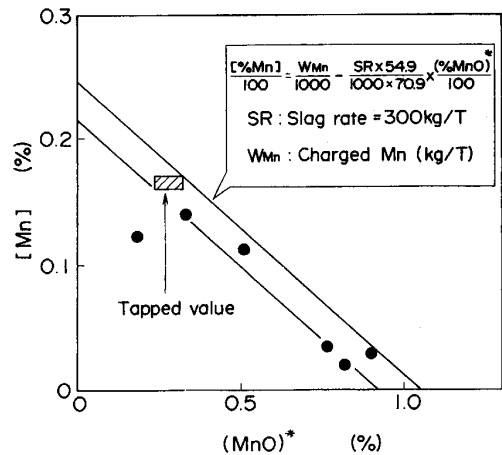
3.3 羽口レベル以下での脱珪反応の可能性

羽口レベルの平均 [Si] 濃度は, Fig. 7 の濃度分布と Fig. 4 の採取メタル重量分布から 0.28% と算出される。この間の平均出銑値は 0.23% のため, 総括的には融着帯から羽口レベル間で 0.28% まで加珪され, 羽口レベル以下で 0.05% 脱珪されたことを示す。

[Si] の酸化剤として (MnO), (FeO) が挙げられるが, 羽口レベルで, (4), (7) 式の反応は既にほぼ平衡に達していたことから, (MnO) による脱珪の可能性は少ない。よって(22)式の (FeO) による脱珪反応の検討を行なう。

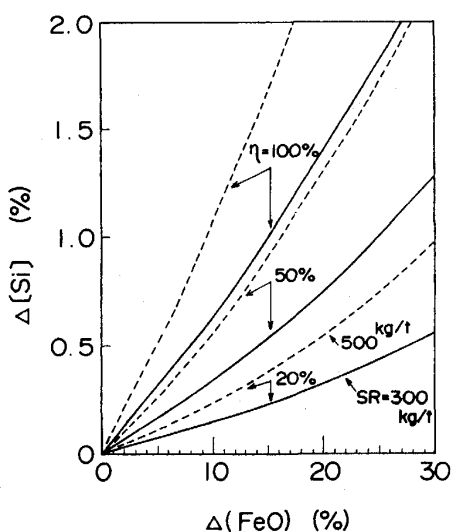


(22)式による, 脱珪量を物質バランスにより推定するには, 脱珪効率の他に羽口レベルを流れる溶融物のスラグ比を知る必要がある。そこで, メタル採取量の多かった羽口先 1.3 m におけるスラグ, メタルへの Mn の分配からスラグ比を算出する。Fig. 11 に羽口先 1.3 m における [Mn] と (MnO)\* の関係を示す。出銑値を含めほぼ直線関係が成立し, (23)式が成立することを示す。



1.3 m from tuyere nose, (% MnO) \* = MnO / (CaO + SiO<sub>2</sub> + Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> + MgO + MnO) × 100

Fig. 11. Relation between [Mn] and (MnO)\* at tuyere level.



SR : Slag rate after desilicization  
 η : Efficiency for desilicization

Fig. 12. Change in [Si] for desilicization by (FeO).

$$\frac{[\% \text{ Mn}]}{100} = \frac{W_{\text{Mn}}}{1000} - \frac{SR \times M_{\text{Mn}}}{1000 \times M_{\text{MnO}}} \times \frac{(\% \text{ MnO})^*}{100} \quad (23)$$

ここで、

$W_{\text{Mn}}$  : 装入 Mn 量 (kg/t),  $SR$  : スラグ比 (kg/t)

$(\% \text{ MnO})^*$  :  $\text{MnO}/(\text{CaO} + \text{SiO}_2 + \text{Al}_2\text{O}_3 + \text{MgO} + \text{MnO}) \times 100 (\%)$

$M_{\text{Mn}}, M_{\text{MnO}}$  : Mn, MnO の分子量 (kg/kmol)

すなわち、Fig. 11 における直線の傾きから (FeO) を除くスラグ比を求められる。測定期間の配合計算上のスラグ比は Fig. 2 に示す様に約 300 kg/t であるが、羽口先 1.3 m でもほぼこの値を満足している。脱珪反応による (FeO), [Si] 濃度の変化量を Fig. 12 に示す。ここでのスラグ比は脱珪反応終了後の値で、上記 (FeO) を除くスラグ比に近い。

羽口レベル以下の脱珪を径方向に沿って検討する。羽口レベルの (FeO) 濃度分布と出滓組成の差が脱珪に寄与すると考え、スラグ比 300 kg/t, 脱珪効率 15% を仮定すると脱珪後の [Si] 濃度分布は Fig. 7 の様に示され、平均値は 0.23% と平均出鉄値に等しくなる。羽口先 0.9 m では 0.35%, 1.3 m では 0.1% 程度、滴下過程で脱珪すると推定できる。羽口先 1.5 m より奥での脱珪量は 0.02% 以下である。

3.1 項で考察した羽口レベルの [Si] 濃度と (FeO) 濃度の関係を脱珪反応という点でとらえると、Fig. 9 において以下のように説明できる。1.7% と最も [Si] 濃度

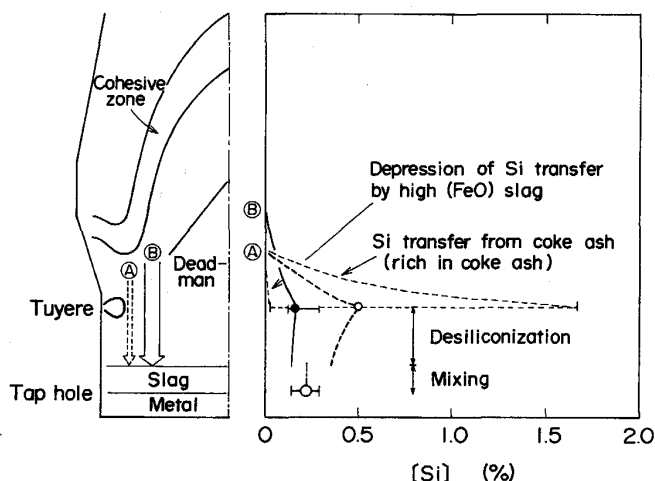


Fig. 13. Estimation of silicon transfer in blast furnace.

が高い点 (羽口先 0.9 m) を起点とし、脱珪の進行による [Si] 濃度と (FeO) 濃度の変化を示す。スラグ比を 300 kg/t, 脱珪効率を 20~50% とすると、0.8~1.2% の [Si] 濃度域 (羽口先 1.3 m) に到達する。しかし、[Si] が 0.3% 以下の範囲に到達するまでには、50% を越える脱珪効率か 500 kg/t 以上のスラグ比を仮定せねばならず、説明に無理がある。従って、コークス旋回領域外周でコークス灰分からの SiO ガス発生により最高 1.7% まで上昇した [Si] 濃度は、羽口レベルにおいても 0.8~1.2% までは脱珪される。羽口先の 0.9~1.3 m の範囲は加珪反応と脱珪反応が並行して起きる領域と考えられる。

### 3.4 高炉内における Si 移行挙動の推定

羽口レベルにおける [Si] 濃度分布、および羽口レベル以下での脱珪量の推算をもとに、高炉内の Si 移行挙動を Fig. 13 に推定した。A はコークス旋回領域外周 (羽口先 0.9 m) から羽口先 1.3 m, B は羽口先 1.5~3 m を通過するメタル流域を表す。

融着帯から羽口レベル間で、A の流域ではコークス灰分からの Si 移行促進と、高 (FeO) 濃度スラグによる Si 移行抑制あるいは羽口レベルでの脱珪反応が並行するため [Si] 濃度変動が大きく、羽口レベルの平均 [Si] 濃度も 0.51% と出鉄値の 0.23% を大きく上回る。B の流域では平均値 0.16% と出鉄値より低い。

羽口レベル以下では、高 (FeO) 濃度スラグが存在する A の流域を中心に脱珪反応が進行し [Si] 濃度は 0.35% まで低下する。B の流域では (FeO) 濃度が 2% 以下のため脱珪量は 0.02% 以下である。A の流域のメタル滴下量は全体の約 30% で、最終的に炉床部で B の流域の低 [Si] 濃度メタルと混合されることにより出

鉄値となる。

炉床部においては、最終 (FeO) 濃度の平均値が 0.4% であること、(FeO) 濃度 0.2% 以下で脱珪反応は進みにくい<sup>14)</sup>ことから、脱珪反応量は少ないものと思われる。

試験高炉からの試料採取によると、ベリ部部の鉍石の還元率と羽口レベルの [Si] 濃度に明瞭な相関があり、低還元率の鉍石が降下した領域の [Si] 濃度は低値<sup>12)</sup>であるため、高 (FeO) スラグは低還元率鉍石に由来するものと考えられる。最近の低 Si 操業においては、周辺部の融着帯を低下させていることから<sup>15)</sup>、周辺部の昇温、還元の遅れから高 (FeO) スラグがレースウェイ外周部に滴下する可能性は大きい。

#### 4. 結 言

稼働高炉の羽口先から炉芯領域の径方向に沿って試料採取、測定を行う羽口炉芯ゾンデを用い、高炉内 Si 移行反応に関する検討を行った。

(1) 炉内観察、溶融物の採取重量分布によると、コークス旋回領域外周～羽口先 2.3 m がメタルの主な滴下領域である。

(2) 羽口先 0.9~1.3 m では、(FeO) 濃度が 2~26%、[Si] 濃度が 0.01~1.7% と大きく変動し、平均 [Si] 濃度も 0.51% と出鉄値の 0.23% より高い。羽口先 1.5 m より奥では、(FeO) 濃度が 2% 以下で平均 [Si] 濃度は 0.16% である。

(3) 融着帯から羽口レベルにかけての周辺部 (羽口先 0.9~1.3 m に相当) では、コークス灰分由来の SiO ガスを介した Si 移行促進と高 (FeO) 濃度スラグによる Si 移行抑制、あるいは羽口レベルでの脱珪反応が並行するため、[Si] 濃度が変動する。

(4) 羽口レベルにおいて、メタルの酸素分圧は (FeO) と [C] によって規定される値のほぼ中間であり、この酸素分圧と [Si], [Mn], [S] 濃度とはほぼ平衡してい

る。

(5) 羽口レベルの平均 [Si] 濃度は 0.28% で、融着帯から羽口レベルが高炉内の Si 移行を律する領域である。出鉄値との差 0.05% が羽口レベル以下での脱珪量で、羽口先 0.9~1.3 m を通過するメタルが炉床に到達する間を主体に脱珪反応が起きる。

#### 文 献

- 1) 日本鋼管(株)技研: 学振 54 委-No. 1157 (昭和 45 年 7 月)
- 2) 徳田昌則, 槌谷暢男, 大谷正康: 鉄と鋼, **58** (1972), p. 219
- 3) 槌谷暢男, 徳田昌則, 大谷正康: 鉄と鋼, **58** (1972), p. 1927
- 4) E. T. Turkdogan, G. J. W. Kor and R. J. Fruehan: *Ironmaking Steelmaking*, **7** (1980), p. 268
- 5) 佐藤裕二, 杉山 喬, 中村正和, 原 行明: 鉄と鋼, **67** (1981), S76
- 6) 光藤浩之, 大野陽太郎, 斎藤 汎, 福島 勤: 鉄と鋼, **71** (1985), S93
- 7) 山縣千里, 梶原義雅, 須山真一: 鉄と鋼, **73** (1987), p. 637
- 8) 角戸三男, 槌谷暢男, 岡部俠児: 鉄と鋼, **66** (1980), S66
- 9) 柳沼 寛, 井上博文, 大谷正康: 鉄と鋼, **70** (1984), S793
- 10) 下尾聰男, 安藤 繁, 木村 弘: 日本金属学会誌, **49** (1985), p. 626
- 11) 佐藤清二, 徳田昌則, 井上博文, 大谷正康: 鉄と鋼, **68** (1982), S840
- 12) 山縣千里, 梶原義雅, 須山真一: 鉄と鋼, **73** (1987), p. 1988
- 13) 武田幹治, 田口整司, 浜田尚夫, 加藤治雄, 中井歳一: 鉄と鋼, **75** (1989), p. 243
- 14) 九島行正, 内藤誠章, 柴田 清, 佐藤裕二, 吉田 均: 鉄と鋼, **75** (1989), p. 1286
- 15) 丹羽康夫, 炭竈隆志, 牧 章, 井上英明, 田村岳治, 山口 篤: NKK 技報 (1991) 136, p. 1
- 16) J. F. Elliott, M. Gleiser and V. Ramakrishna: *Thermochemistry for Steelmaking*, vol. II (1963), p. 617 [Addison-Wesley Publishing]
- 17) 田口整司, 久保秀穂, 槌谷暢男, 一藤和夫, 岡部俠児: 鉄と鋼, **68** (1982), p. 2303
- 18) 槌谷暢男, 田口整司, 高田至康, 岡部俠児: 鉄と鋼, **63** (1977), p. 1791
- 19) 松下幸雄, 坂尾 弘: 鉄と鋼, **58** (1972), p. 1535
- 20) 田村健二, 斧 勝也, 西田信直: 鉄と鋼, **67** (1981), p. 2635
- 21) 製鋼反応の推奨平衡値 (日本学術振興会製鋼第 19 委員会編) (1984), p. 255
- 22) 大谷正康: 鉄冶金熱力学 (1975), p. 121, p. 214 [日刊工業新聞社]