

© 1983 ISIJ

高炉における低 Si 濃度銑鉄製造法の現状と 操業上の問題点

樋谷 暢 男*・田口 整 司*²

Present Situation of Producing Pig Iron with Low Silicon Content in Blast Furnace and Operational Problem to Be Solved

Nobuo TSUCHIYA and Seiji TAGUCHI

1. 緒 言

製鋼工程における技術開発、つまり、スラグレス吹錬やスラグミニマム吹錬の開発に伴い、溶銑中 Si 濃度の低下が製銑工程に要求されている。一方、今後、製鋼工程で使用される鉄スクラップの比率が増加すれば、溶銑中 Si 濃度の増加が要求されることも考えられる。このような状況に対し、溶銑中の Si 濃度を任意に制御する高炉操業技術が確立されていれば、高炉技術者は製鋼工程からのいかなる要求にも答えることができる。しかし、Si 濃度制御の技術水準は、そこまでは到達しておらず、高炉外での銑鉄の脱けい処理技術を併用して Si 濃度を調整せねばならないのが現状である。

高炉内で溶銑中の Si 濃度を制御する場合、高い値、例えば 0.5~1.0% を得ることは技術上困難ではない。これに対し、低い値を得ることは、炉下部の熱不足などに起因する装入物降下不順の危険を伴うため、一般には難しいとされている。したがって、溶銑中の Si 濃度制御技術という場合には、0.1%~0.3% の低い濃度範囲の制御を主な対象としていると言つてよいだろう。

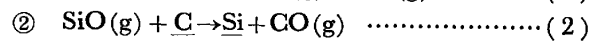
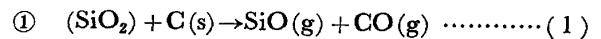
本稿では、低 Si 濃度の銑鉄を製造するための高炉操業技術の現状を、方法論と操業実績の双方から概括し、今後に残された技術課題について述べてみたい。

2. 銑鉄中の Si 濃度低下の考え方

高炉内における溶銑中への Si の溶解に関しては、炉床湯だまりでのスラグ-メタル反応ではなく、SiO ガスを媒介とするガス-メタル反応が主要な役割を果たしていると考えるのが現在の一般的な認識である¹⁾²⁾。スラグ-メタル反応の寄与を主体とする議論もあるが³⁾、ここではガス-メタル反応に立脚した Si 濃度低下方法の考え方を紹介しておく⁴⁾。

SiO ガスを經由する溶銑中への Si の (還元) 溶解反応を前提とすると、反応経路は、① 鉱石とコークスから

分離したスラグ中 SiO₂ の炭素還元による SiO 発生⁶⁾⁷⁾、② 溶銑中炭素による SiO の溶銑中 Si への還元反応⁵⁾、すなわち、化学反応式で表すと、



に大別される。

この 2 つの反応が起こるためには、液滴状のスラグと銑鉄の存在が前提となるから、高炉内ではレースウェイを含む滴下帯が考察の対象としての領域になる (Fig. 1)。この領域はコークス粒子群の充填層 (以下、コークス充填層と呼ぶ) になっており、その空隙を通つて、液滴状のスラグと銑鉄が融着帯直下から炉床湯だまりに向かつて、コークス粒子表面を伝わりながら滴下し、また、SiO を含む高温ガスがレースウェイ周辺部からコークス・スリットに向かつて上昇している。さらに、レースウェイ部ではコークスの燃焼に伴つて、コークス粒子の温度が上昇すると、粒子中の灰分が液状のスラグとなつてコークスとぬれる。

溶銑中の Si 濃度を制御することは、この領域内での上述のような現象を考慮し、反応 (1)、(2) に関連する反応条件を制御することに他ならない。反応条件制御の考え方は反応式 (1) および (2) に関する速度式から導くことができる。

逆反応の寄与を無視すると、反応式 (1)、(2) に関する速度式は、コークス充填層単位体積あたりで考えるとそれぞれ、(3)⁶⁾ および (4) 式⁵⁾ で与えられる。

$$-d \left\{ \frac{(\% \text{SiO}_2) \cdot \rho_S \cdot H_S}{100 m_{\text{SiO}_2}} \right\} / dt = k_1 \cdot A_{\text{SC}} \cdot a_{\text{SiO}_2} \dots (3)$$

$$d \left\{ \frac{[\% \text{Si}] \cdot \rho_M \cdot H_M}{100 m_{\text{Si}}} \right\} / dt = k_2 \cdot A_{\text{GM}} \cdot P_{\text{SiO}} \dots (4)$$

ここに、(%SiO₂): スラグ中 SiO₂ 重量濃度; [%Si]: 溶銑中 Si 重量濃度; ρ_S, ρ_M: スラグおよびメタルの比重 (kg/m³); H_S, H_M: スラグおよび溶銑のコークス充填層中における全ホールドアップ量 (m³/m³(bed));

昭和 58 年 7 月 25 日受付 (Received July 25, 1983) (依頼技術資料)

* 川崎製鉄(株)技術研究所 工博 (Research Laboratories, Kawasaki Steel Corp., 1 Kawasaki-cho Chiba 260)

*² 川崎製鉄(株)技術研究所 (Research Laboratories, Kawasaki Steel Corp.)

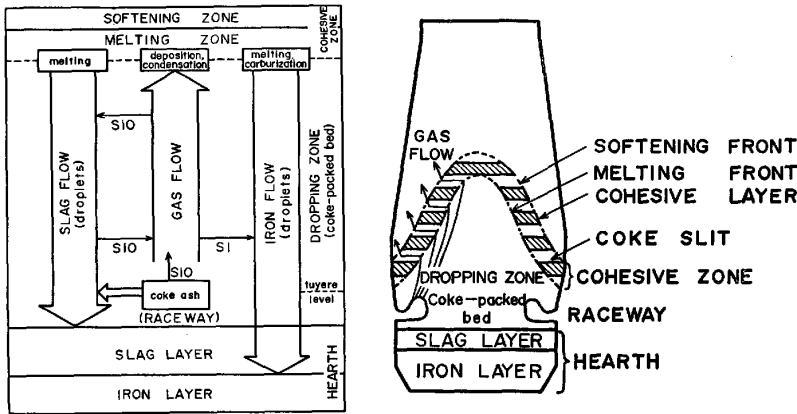


Fig. 1. In-furnace region where reactions concerning silicon transfer occur.

m_{SiO_2} , m_S : シリカおよびシリコンの分子量 (kg/kmol),
 k_1 , k_2 : 反応(1)および(2)の見掛けの速度定数 ($k \text{ mol}/\text{m}^2 \cdot \text{h}$); A_{SC} , A_{GM} : 単位体積中のスラグ-コークスおよびガス-メタル界面積 ($\text{m}^2/\text{m}^3(\text{bed})$); a_{SiO_2} : スラグ中シリカ活量(-); P_{SiO} : SiO 分圧 (atm); t : 時間 (h)である。

(3)および(4)式にも明瞭に示されているように、反応量を決めるのは、(イ)反応時間(t), (ロ)反応温度(k_1 , k_2 は温度の関数), (ハ)反応界面積(A_{SC} , A_{GM}), (ニ)スラグ組成(a_{SiO_2})の4要因である。高炉内の滴下帯でこの4要因を制御する方法の概略を以下に示す。

2.1 反応時間の制御

反応時間はスラグおよび溶銑の液滴のコークス充填層内での滞留時間によつて制御する。これには2通りの考え方があつた。すなわち、滴下帯の高さの制御と、液滴の滴下速度の制御である。

滴下帯の高さは定性的に示せば、Fig. 2 のように融着帯形状の変化も伴うが、最下段左の場合に最も Si 濃度が低下するはずである。この滴下帯の高さの制御は半径方向の熱流比†(ore/coke) 分布の調整によるが、この調整には高度の装入物分布制御技術が前提となり、また鉱石の還元性も重要な要因となる。つまり、炉頂ガス利用率を、平均値としてはもちろんのこと、半径方向に関しても制御する技術が滴下帯の形状と高さを制御する前提となるからである。Fig. 2 において、最上段右の場合は、平均値としての熱流比が最も小さく、また炉壁部での熱流比が中心部に比較して過大になつている。このような低熱流比の場合には Si 濃度は高くなる。

以上述べたような滴下帯高さによる Si 濃度の制御は滴下帯を構成しているコークス充填層の温度が、滴下帯の高さのいかんに関わらず同一であることを想定している。温度が異なれば、滴下帯の形状、高さが同一でも Si 濃度が変わることは言うまでもない。

次に、スラグと溶銑の液滴の降下速度(線速度)を規定するのは、液滴のホールドアップ量と体積速度であ

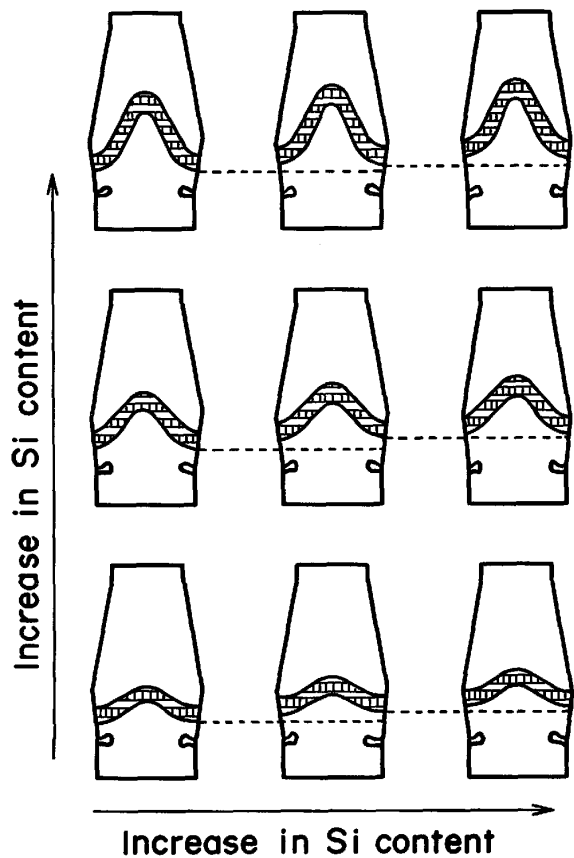


Fig. 2. Schematic diagram showing the relation between Si content in hot metal and the shape of the cohesive zone.

り、これらの間には次の関係が成立する。

$$V_1 = U_1 / H_1 \dots\dots\dots (5)$$

ここに、 V_1 : 液滴の線速度 (m/h); U_1 : 液滴の体積速度 ($\text{m}^3/\text{m}^2(\text{bed}) \cdot \text{h}$); H_1 : 液滴のホールドアップ量 ($\text{m}^3/\text{m}^2(\text{bed})$) である。

充填層内のホールドアップ量は液滴の物理的性質(密度、粘度、コークスとの接触角)、コークス充填層の特性(コークス粒径と形状係数、充填層の空隙率)および液滴の体積速度に依存する⁸⁾⁹⁾。したがつて、液滴の物

† 熱流比: 固体の熱容量流量/気体の熱容量流量¹¹⁾

理的性質とコークス充填層の特性が同じであれば、液滴の滴下速度（線速度）は液滴の体積速度に左右される。高炉操業において液滴の体積速度は出銑比 (t/m³·d) によつて変化する。例えば、高出銑比の高炉では液滴の体積速度が大となり、低 Si 濃度の鉄を製造することが可能であり、2・3 項で詳述する。

2.2 反応温度の制御

滴下帯での温度制御はレースウェイ内での燃焼温度とコークス充填層の温度の制御を意味する。つまり、レースウェイ内ではコークス中灰分由来のslagから SiO が発生し、一方、コークス充填層内では鉱石由来のslagとコークスの接触によつて SiO が発生し、かつ SiO と溶銑液滴との接触による溶銑中への Si 還元反応が起こっており、この場合、slagとメタル双方の液滴温度はコークス充填層の温度に左右されるからである。SiO 発生に関する反応(1)の見掛けの活性化エネルギー、 E_1 は、

$$k_1 = A \exp(-E_1/RT),$$

$$E_1 = 86 \sim 180 \text{ kcal/mol}^{(7)(10)} \dots\dots\dots (6)$$

であり、また SiO の溶銑中 Si への還元反応(2)の見掛けの活性化エネルギー、 E_2 は、

$$k_2 = A_2 \exp(-E_2/RT),$$

$$E_2 = 66.5 \text{ kcal/mol}^{(5)} \dots\dots\dots (7)$$

である。このように、いずれの反応も活性化エネルギー値が大きく、温度への依存性が高いことがわかる。特に SiO 発生反応(2)では、1600~1700°C 以上の高温側で活性化エネルギーが 180 kcal/mol となり⁽⁷⁾⁽¹⁰⁾、温度依存性が著しい。しかし、レースウェイ内での燃焼温度とコークス充填層温度とは相互に関連しており、全く独立に、2つの温度を制御することはできない。つまり、レースウェイ内燃焼温度はレースウェイ内に降下するコークス粒子温度、送風温度、送風中湿分、送風中酸素濃度、補助燃料の吹き込み量に左右され、またコークス充填層の温度はレースウェイ内で発生するガスの温度、コークス充填層の高さ、銑鉄とslagの流量によつて主として決定される。

いずれにせよ、レースウェイ内燃焼温度とコークス充填層温度を下げることは溶銑中 Si 濃度低下につながる。

2.3 反応界面積の制御

ガス-溶銑粒子およびslag-コークスに関する反応比表面積 a_{GM} 、 a_{SC} は(8)および(9)式で与えられる。

$$a_{GM} = A_{GM}/H_M \dots\dots\dots (8)$$

$$a_{SC} = A_{SC}/H_S \dots\dots\dots (9)$$

(8)式の A_{GM} はコークス充填層内を滴下する銑鉄粒子の有効表面積に相当し、(10)式⁽¹²⁾により、また(9)式の A_{SC} は同じくslag粒子の濡れ表面積に相当し、(11)式⁽¹³⁾により推算できる。

$$A_{GM} = \frac{0.34}{D_P} \left(\frac{U_M^2}{g \cdot D_P} \right)^{-1/2} \cdot \left(\frac{D_P \cdot \rho_M \cdot U_M^2}{\sigma_M} \right)^{2/3} \dots (10)$$

$$\frac{A_{SC}}{a} = 1 - \exp \left\{ -1.45 \left(\frac{\rho_S \cdot U_S}{a \cdot \mu_S} \right)^{0.1} \cdot \left(\frac{a \cdot U_S^2}{g} \right)^{-0.05} \cdot \left(\frac{\rho_S \cdot U_S^2}{\sigma_S \cdot a} \right)^{0.2} \cdot \left(\frac{\sigma_C}{\sigma_S} \right)^{0.75} \right\} \dots\dots\dots (11)$$

$$a = \frac{6(1-\epsilon)}{\phi \cdot D_P}$$

ここに、 D_P : コークス粒子径 (m); U_M, U_S : 銑鉄とslagの体積速度 (m³/m²(bed)·h); σ_M, σ_S : 銑鉄とslagの表面張力 (kg/h²); σ_C : 臨界表面張力⁽¹³⁾; μ_S : slagの粘度 (kg/m·h); ϕ : コークス粒子の形状係数 (-); g : 重力の加速度 (m/h²); ϵ : コークス充填層の空隙率 (-) である。

いま、滴下帯高さ、つまりコークス充填層高さと同単位時間に発生するボッシュガス量を一定とすれば、発生する SiO の分圧は、slag流入量、slag-コークス間の反応比表面積および反応時間に比例する。したがつて、

$$P_{SiO} \propto \frac{1}{V_S} a_{Si} \cdot U_S = \frac{H_S}{U_S} \cdot \frac{A_{SC}}{H_S} \cdot U_S = A_{SC} \dots\dots\dots (12)$$

が得られるので、SiO の分圧、 P_{SiO} に対するコークス粒子とslagの体積速度の影響は(12)式と(11)式とから、それぞれ $D_P^{-7/10}$ 、 $U_S^{2/5}$ のオーダーである⁽¹²⁾。

また、コークス充填層高さと同単位時間とすれば、溶銑中 Si 濃度は反応時間と反応比表面積に比例するので、(4)式を積分した形を考慮すると、

$$[\%Si] \propto \frac{1}{V_M} a_{GM} = \frac{H_M}{U_M} \frac{A_{GM}}{H_M} = \frac{A_{GM}}{U_M} \dots\dots\dots (13)$$

が得られる。したがつて、溶銑中 Si 濃度に対するコークス粒子径と銑鉄の体積速度の影響は(12)式と(10)式から $D_P^{1/6}$ 、 $U_M^{-2/3}$ のオーダーである。出銑比を増すことによる低 Si 銑製造はこの $U_M^{-2/3}$ の効果に基づいている。

しかし、コークス充填層高さと同単位時間でも SiO 分圧は変化するものと考え、溶銑中 Si 濃度は

$$[\%Si] \propto \frac{1}{V_M} \cdot a_{GM} \cdot P_{SiO} \propto \frac{A_{GM}}{U_M} \cdot A_{SC} \dots\dots\dots (14)$$

となるから、生産量変化の影響は $U_S^{2/5} \cdot U_M^{-2/3}$ となり、 U_S と U_M が互いの効果を相殺するように作用する。しかし、一般に生産量、つまり U_S, U_M が増加する場合には、単位時間当たりのボッシュガス量が増えて SiO を希釈することになるから、 $U_S^{2/5}$ の効果は小さくなり、 $U_M^{-2/3}$ の効果が強く現れると考えられる。

2.4 slag組成の調整による制御

反応(1)および(2)の速度に影響を与える因子の中で残されたものは反応の駆動力、つまりslag中のシリカ

⁽¹²⁾ (11)式の形を $A_{SC}/a = 1 - \exp(-x)$ とした場合の x は、高炉操業条件下では 0.02~0.03 であり、 $x \ll 1$ が成立する。

活量, a_{SiO_2} と, ガス中の SiO 分圧, P_{SiO} である. ここでは, P_{SiO} 制御をスラグ組成の側面から述べる. SiO の発生源は, 鉍石脈石由来にせよコークス灰分由来にせよ, スラグ中のシリカである.

したがって, スラグ塩基度の調整によつてシリカ活量を制御できる. 当然, 塩基度が高ければシリカ活量は低下するから¹⁴⁾, SiO 発生量は減少する.

さらに, 最近, 上述のような化学的な側面以外に物理的な側面で興味ある現象が観察されている¹⁵⁾¹⁶⁾. この物理的現象は, (ハ)項で述べた反応界面積に関連するものである. スラグと炭材とのぬれやすさは, スラグと炭材の反応界面積に直接関係する重要な因子である. この「ぬれ」は温度とスラグの化学組成に左右されるが, 化学組成に関しては, S, CaO/SiO₂, MgO の影響が大きい. すなわち, S の添加は「ぬれ」を促し, CaO/SiO₂ と MgO の増加は「ぬれ」を妨げることが確認された (Fig. 3, 4). したがって, スラグの CaO/SiO₂ あるいは MgO の増加は反応界面積縮小の点で SiO 制御に

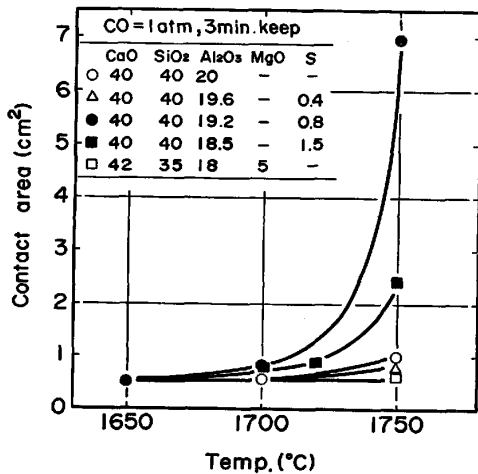


Fig. 3. The effect of temperature and slag chemistry on the contact area between slag and graphite¹⁶⁾.

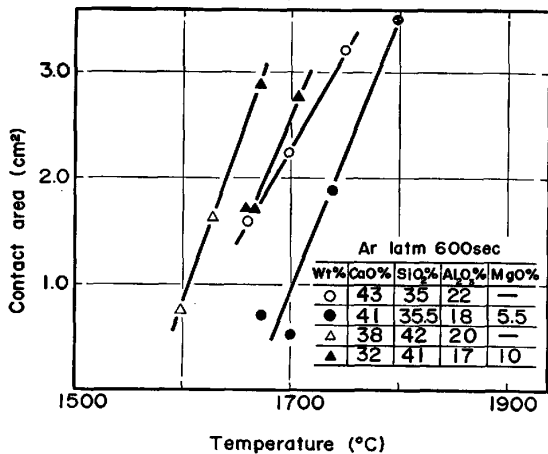


Fig. 4. The effect of MgO content in slag on the contact area between slag and graphite¹⁶⁾.

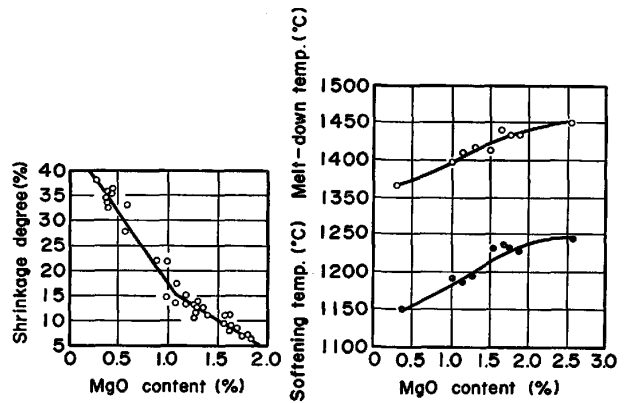


Fig. 5. Improvement in high temperature properties of pellet by the addition of MgO¹⁸⁾.

効果がある.

また, この MgO の効果に関しては別の考え方もある¹⁷⁾. 一般に, 処理鉍中に MgO を添加すると, その高温特性が変わる, つまり, 軟化温度と熔融温度が上昇する (Fig. 5)¹⁸⁾. このことから, MgO を添加した処理鉍を装入鉍石として用いると, 融着帯の生成位置が下方に移動し, 滴下帯高さ, つまりコークス充填層高さが実質的に低下して, 銑鉄粒子と SiO の接触時間が短縮されるという考え方である.

3. 銑鉄中 Si 濃度推定モデル

前章は溶銑中 Si 濃度を低下させる方法を単位操作的な観点から述べた. しかし, 高炉内では各種の現象が交絡しており, これらを取り込んだ統一的な数学モデルによつて, 所定の Si 濃度の銑鉄を製造する操業条件を知る必要がある.

ここでは比較的最近報告された三つのモデルについて触れる. いずれも, 速度論の観点から導かれた定常状態における溶銑中 Si 濃度の推定モデルである.

田村¹⁹⁾は統計的手法を取り入れたつぎのような速度論的な Si 濃度推定式を導いた. ただし, SiO 分圧は, 炉床でのブードワー反応平衡を仮定し, 最終スラグ中 SiO₂ 活量と平衡する値としている.

$$[Si] = \frac{5.55 \cdot 10^{26} \cdot a_{SiO_2} \cdot H_C \cdot \exp(-109580/T)}{P_{CO,B} \cdot (\gamma \cdot V / D_H^2)^{2/3}} \dots (15)$$

ここに, H_C : 溶銑の滴下距離 (m); T : 羽口近傍を滴下する溶銑温度 (K); $P_{CO,B}$: 羽口前燃焼生成ガス中の CO 分圧 (atm); γ : 出銑比 (t/d·m³); V : 高炉内容積 (m³); D_H : 炉床径 (m) である. (15)式中, T は (16)式により推定している.

$$T = T_P - T_{P,min} + 1873 \dots (16)$$

ここに, T_P : 炉から排出される溶銑の温度 (°C); $T_{P,min}$: 正常な高炉操業条件下における Si 濃度の下限値を 0.1% とし, これに対応する温度で, 1480°C と仮定し

ている。さらに、 H_C は、これに影響すると考えられる各種の高炉操業因子を独立変数とする重回帰分析により、(17)式で与えた。なお、この回帰分析には 16 基の高炉操業データの月平均値 96 個を用いている。

$$H_B = 0.4257\gamma + 0.01537(CR + 1.4\phi R) + 0.00185 T_f - 0.0244 T_F - 0.00234(MgO) + 25.92 \dots \dots \dots (17)$$

ここに、 CR : コークス比 (kg/t); ϕR : 重油比 (kg/t); T_f : 羽口前理論燃焼温度 ($^{\circ}C$); (MgO) : スラグ中 MgO 濃度 (%) である。

なお、田村は平衡論に基づく Si 濃度推定式をも導いているが¹⁹⁾、ここでは省略する。

山県は²⁰⁾²¹⁾つぎのような Si 濃度推定式を導入した。まず、高炉を、高さ方向で起こる反応に注目して、凝縮相温度により 5 段に分割した。第 5 段の滴下帯では SiO 発生反応、溶銑中への Si 移行反応を考慮に入れ、かつ、この領域の高さ、つまり溶銑の滴下距離 ML を導入している。推定式の構成はつぎのとおりである。

$$[\%Si] = k_f \cdot \frac{A}{M} \cdot P_{SiO} \cdot t \dots \dots \dots (18)$$

$$\frac{A}{M} = \frac{a_{eff}}{\rho_P \cdot H_d} \dots \dots \dots (19)$$

$$t = \frac{ML}{U \cdot H_d} \dots \dots \dots (20)$$

ここに、 k_f : 反応速度定数 ($\% \cdot kg/h \cdot m^2 \cdot atm$); A/M : 溶銑の比表面積 (m^2/kg); t : 反応時間 (h); a_{eff} : 気液有効接触面積 ($m^2/m^3(bed)$); ρ_P : 溶銑の密度 (kg/m^3); H_d : ホールドアップ ($m^3/m^3(bed)$); ML : 溶銑の滴下距離(滴下帯高さ) (m); U : 溶銑の滴下速度 (体積速度) ($m^3/h \cdot m^2(bed)$) である。なお、この推定式中、 SiO 分圧の推定はコークス中灰分中の SiO_2 が全量ガス化して SiO になるとの仮定に基づいている。

田口は^{22)~24)}高炉内において一次元的な物質の流れを仮定し、炉内単位断面積について微小高さ dz 内での単位時間当たりの物質収支、熱収支の微分方程式として、それぞれ

$$\frac{\partial(X_k \rho^*)}{\partial \theta} = -\frac{\partial(X_k \rho^* V_1)}{\partial Z} + \sum_j \sum_i \beta_{k,i}^{(j)} R_i \dots \dots \dots (21)$$

$$\frac{\partial(C_1 \rho^* T_1)}{\partial \theta} = -\frac{\partial(C_1 \rho^* V_1 T_1)}{\partial Z} + \sum_j h_{j,1} A_{j,1} (T_j - T_1) + \delta_1 (2h_w/r) (T_w - T_1) + \sum_j C_j T_j \sum_k \sum_i \beta_{k,i}^{(j)} R_i + \sum_i \alpha_i (-\Delta H_i) R_i \dots \dots \dots (22)$$

を導入した。

ここに、 X_k : k 成分の重量濃度分布 (-); ρ^* : 充填層単位体積中に存在する 1 相の質量 ($kg/m^3(bed)$); V_1 : 1 相の流下速度 (m/k); $\beta_{k,i}^{(j)}$: i 反応によつて j 相から着目相 1 に移る k 成分の質量 ($kg/k mol$); R_i : i 反応

の反応速度 ($k mol/h \cdot m^3(bed)$); C_1, C_j : 1 相および j 成分の比熱 ($kcal/kg \cdot deg$); $h_{j,1}$: j 成分, 1 相間の伝熱係数 ($kcal/m^2 \cdot h \cdot deg$); h_w : 炉壁の伝熱係数 ($kcal/m^2 \cdot h \cdot deg$); T_1, T_j, T_w : 1 相, j 成分および冷却水の温度 ($^{\circ}C$); $A_{j,1}$: j 成分と 1 相の間の有効表面積または濡れ表面積 ($m^2/m^3(bed)$); δ_1 : 1 相による炉壁熱損失の取得率 (-); r : 炉半径 (m); α_1 : 1 相による反応熱取得率 (-); $-\Delta H_i$: i 反応の反応熱 ($kcal/k mol$) である。

上記の微分物質収支式と微分熱収支式を気相, 固相, メタル相, スラグ相について求め、それらの偏微分形式を各相の流線、すなわち特性曲線を与えて常微分形式に変換して、常微分方程式群とした。この常微分方程式群を気相と凝縮相とに分け、それぞれ Runge-Kutta-Gill 法を用いて特性曲線上での数値積分を行い、溶銑中 Si 濃度を含む変数の炉軸方向分布を求めた。これにより炉床に達する溶銑中 Si 濃度の推定が可能である。

なお、このモデルにおいて、滴下帯内を流下するスラグからの SiO 発生、溶銑による SiO からの Si (還元) 吸収反応については速度式を用いた取り扱いになつてはいるが、コークス中灰分からの SiO 発生についてはつぎのように推定している。すなわち、基礎実験によると、コークス中灰分からの SiO 発生は灰分が熔融状態にある時に活発であることから、灰分の初期組成が $CaO-SiO_2-Al_2O_3$ 3 元状態図上で凝固温度、すなわちコークス温度を示す組成に変化する分だけ SiO_2 が SiO に還元されるとして求めた。この場合、 CaO, Al_2O_3 は還元されないと仮定している。

以上、いずれも溶銑中 Si 濃度の予測精度は良好としているが、羽口前温度および滴下帯のコークス温度が変化したときの SiO 発生量の変化をも含めた予測は田口のモデルによつてのみ可能である。

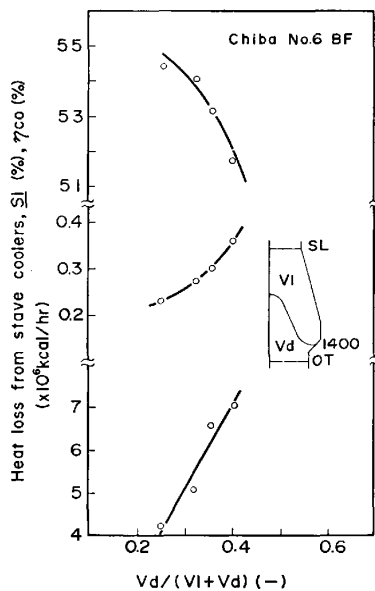
以上のモデルによる検討から低 Si 濃度の溶銑を得る主要な高炉操業方法は 2 種類あることがわかつた²⁴⁾。田口の表現を借りれば、

- 1) $\left. \begin{array}{l} \text{送風熱レベルの上昇} \\ \eta_{co} \text{ の向上} \\ \text{炉体熱損失の低減} \end{array} \right\} \rightarrow \text{ore/coke の増加 (熱流比の増加)}$
- \rightarrow 滴下帯高さの低下 \rightarrow SiO ガスから溶銑への (反応時間の減少) Si 吸収量の減少
- 2) $\left. \begin{array}{l} \text{ore/coke の減少} \\ \eta_{co} \text{ の向上} \\ \text{炉体熱損失の低減} \end{array} \right\} \rightarrow \text{送風熱レベル低下 (滴下帯温度の低下)}$
- $\rightarrow SiO$ ガス発生量の減少 \rightarrow 鉄銑への Si 吸収量減少

である。1) は低燃料比操業下、2) は高燃料比操業下での低 Si 操業法と言える。なお、いずれの場合にも出銑比が高ければ、低 Si 濃度の溶銑を得ることはいつそう容易になる。

Table 1. Operating results of Chiba No. 6 blast furnace²⁵⁾.

Period		I Jan. '78	II Oct. '78	III July '79	IV Mar. '80
Production	(t/day)	7295	9396	10309	10310
Sinter+Pellets	(%)	80.2	82.2	100.0	96.7
Sinter	(%)	80.2	82.2	92.3	93.5
Pellets	(%)	0	0	7.7	3.2
Ore/Coke	(-)	3.74	3.98	4.18	4.20
Fuel rate	(kg/t-p)	485.1	461.2	429.0	418.4
Coke rate	(kg/t-p)	441.9	416.0	382.9	381.0
Oil rate	(kg/t-p)	43.2	45.2	46.1	37.4
Blast temp.	(°C)	1203	1268	1325	1312
Blast volume	(Nm ³ /min)	6263	6636	6868	6894
Enriched oxygen	(Nm ³ /min)	0	31	0	0
Blast moisture	(g/Nm ³)	9.3	12.0	7.1	6.2
CO _{gas} utilization ratio	(%)	46.1	50.6	53.2	54.3
Hot metal temp.	(°C)	1516	1510	1505	1492
[Si]	(%)	0.53	0.45	0.30	0.23
σ_{Si}	(%)	0.20	0.12	0.09	0.08
Slag volume	(kg/t-p)	306	300	311	330
Coke ash	(%)	11.1	11.2	10.6	10.9
Heat loss of stove coolers	($\times 10^4$ kcal/h)	752.1	698.4	663.2	421.9
Stock line	(m)	2.0	2.0	2.0	1.1~1.5
Tuyere failure		3	5	0	0

Fig. 6. Relation between Si content in hot metal and the volume of the dropping zone²⁵⁾.

4. 低 Si 溶銑製造の操業例

ここで、いままで報告された低 Si 溶銑製造の操業例をいくつか紹介しておく。ただし、便宜上前章の 2 つの低 Si 溶銑製造法におおまかに分類したが、低 Si 濃度につながったと考えられるその他の要因にも触れる。

4.1 熱流比 (ore/coke) の増加による操業例

Table 1 と Fig. 6 は川崎製鉄、千葉第 6 高炉での操業例²⁵⁾である。Fig. 6 の横軸は羽口水準から装入線までの炉内体積に対する滴下帯体積の割合を示しており、この計算は融着帯形状を推定する数学モデル²³⁾に基づいている。Fig. 6 によると、炉頂ガス利用率、 η_{CO} の向上とともに滴下帯体積割合が小さくなり溶銑中 Si 濃度が低下する。また、炉熱損失が滴下帯体積割合とともに低下しているが、この現象は炉壁部に近接する融着帯位

置も滴下帯体積割合とともに低下していることを示唆している。つまり、炉壁近傍の融着帯位置の低下が溶銑中 Si 濃度の低下につながることを意味する。ところで、滴下帯体積の低下、すなわち、融着帯位置の低下は熱流比 (ore/coke) の増加によつて可能である。この熱流比の増加は炉頂ガス利用率が高いことが前提であり (Table 1)、適切な装入物分布制御技術と被還元性の良好な装入鉱石の使用が重要な役割を果たす。また、Table 1 によると、低 Si 溶銑製造期では溶銑中 Si 濃度のばらつき、 σ_{Si} が低く、さらに羽口溶損も無いことから、安定な操業が維持されていることがわかる。以上のような、高熱流比下、すなわち低燃料比下での低 Si 溶銑製造における操業の特徴を Fig. 7 に示す。

Fig. 8 は日本鋼管、扇島第 2 高炉での操業例である²⁷⁾²⁸⁾。燃料比の低下とともに溶銑中 Si 濃度が下がっている。この例で興味深い点は、滴下帯体積と燃料比との正相関が明瞭なことで、しかも、この滴下帯体積が計算による推定ではなく、実測に基づいていることである。すなわち、炉内半径方向 3 点に、融着帯で溶融する鉄基合金のケーブルを炉頂から炉内に装入物と共に降下させ、このケーブルが溶融する先端までの長さを TDR 法 (Time Domain Reflectometry) によつて検出し、その長さから融着帯位置、つまり滴下帯形状を推定している。Fig. 8 によると溶銑中 Si 濃度は滴下帯体積のみならず炉壁部での融着帯高さとも正相関にあることが明らかである。なお、この TDR 法で測定した融着帯平均高さや燃料比、熱流比、炉頂ガス利用率との関係を Fig. 9²⁸⁾ に示す。炉頂ガス利用率を改善して熱流比を増加させれば、融着帯高さ、すなわち滴下帯体積が低下することが明らかである。

4.2 送風熱レベルの低下による操業例

Fig. 10 は日本鋼管、福山第 4 高炉での操業例で²⁹⁾、羽口先温度低下に伴つて、溶銑中 Si 濃度が低下してい

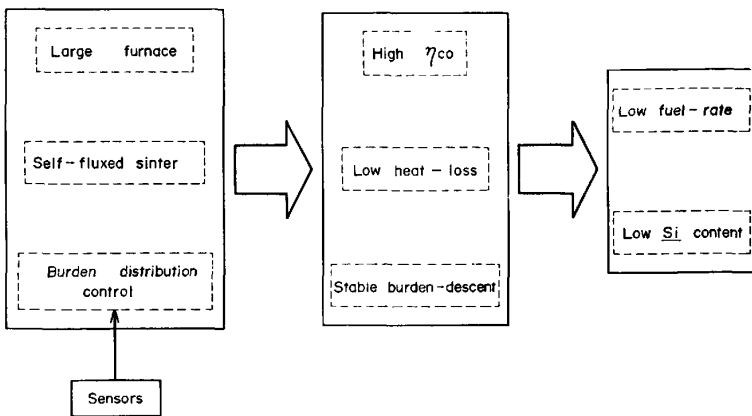


Fig. 7. A flow diagram showing conditions which lead to low Si content attributed to high thermal flow ratio.

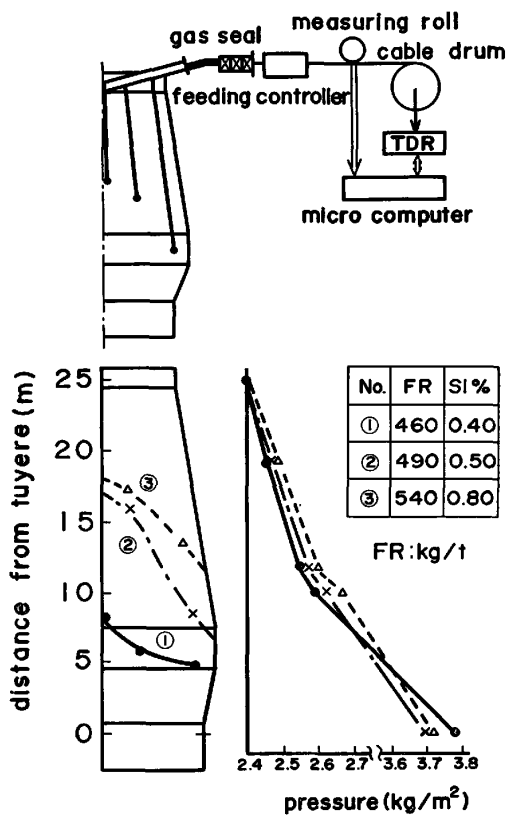


Fig. 8. Relation between the measured volume of the dropping zone and Si content in hot metal²⁷⁾.

る。ここで特徴的な点は、燃料比と溶銑中 Si 濃度との間には相関が見られず、高燃料比状態が維持されていることである。最近のエネルギー事情下では高炉ガスを製鉄所内のエネルギー源として使用する目的から、高燃料比操業、つまり低 ore/coke 操業を適用する高炉が増すことも考えられる。こうした条件下では滴下帯体積の低下を実現することができないので、羽口前燃焼温度を下げ、かつ滴下帯温度も下げて SiO 発生を抑制し、溶銑中 Si 濃度を下げる必要がある。一般に ore/coke を下げれば、送風温度を下げるか、送風中湿分を増して羽口前理論燃焼温度を下げざるを得ないので、必然的に低 Si 溶銑が製造できると考えがちであるが、これは必ずしも

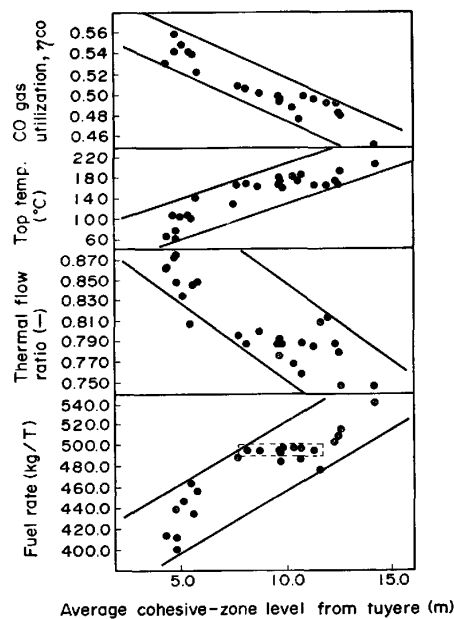


Fig. 9. Relation between the height of the cohesive zone and operational factors²⁸⁾.

正しくない。つまり ore/coke が下がれば炉内での還元ガスと鉱石の接触の機会が減少するので、被還元性の良好な鉱石の使用、あるいは装入物分布の適切な制御によって一定レベル以上の炉頂ガス利用率を維持しない場合には、SiO 発生抑制に必要なだけ送風熱レベルを下げることができないからである。

羽口前理論燃焼温度が顕著に下がった時に、低 Si 銑製造が可能であることを示唆する典型的な例を Fig. 11 にみることができる。これは神戸製鋼、加古川第 1 高炉での例である³⁰⁾。

4.3 出銑比および装入鉱石中 MgO 含有量の影響

ここで、既に述べた低 Si 銑製造の操業とは異なつた特徴を示している例をいくつか挙げておく。Fig. 12 は中山製鋼、第 2 高炉での操業例で³¹⁾、出銑比の増加と共に顕著な溶銑中 Si 濃度低下が見られる。この現象は既述のように炉床単位断面あたりの銑鉄生成量の増加に起因しており、川崎製鉄、千葉第 2、第 5、6 高炉のデ

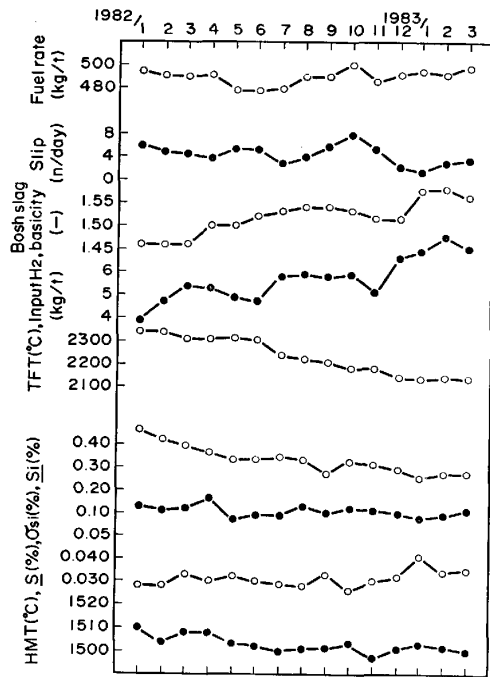


Fig. 10. Chronological change of the operational factors of Fukuyama No. 4 furnace operated under decreasing theoretical flame temperature²⁹⁾.

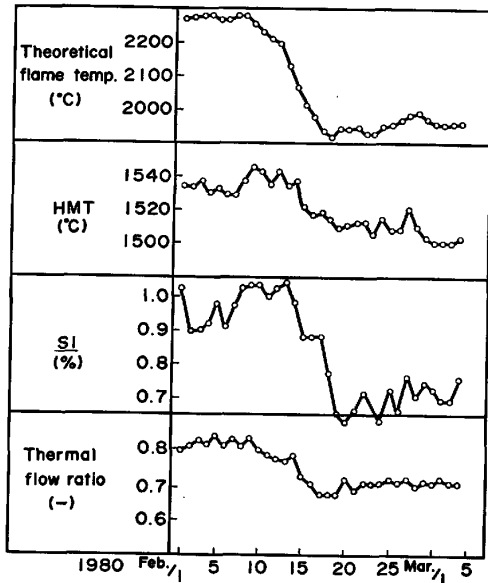


Fig. 11. Relation between Si content in hot metal and theoretical flame temperature³⁰⁾.

ータをまとめた Fig. 13³²⁾にも明瞭に示されている。小型高炉は一般に炉体からの熱損失量が大きいため、低 Si 銑製造が難しいとされているが、中山製鋼、第 2 高炉 (757 m³) の例および Table 2³³⁾ に示すフィンランド、Ovako の Koverher 高炉 (567 m³) の例に見られるように小型炉でも高出銑比操作によつて Si 濃度の低下が可能なることは注目に値する。なお、Koverher 高炉の例では、燃料比変化の効果も入っている点に注意を要する。

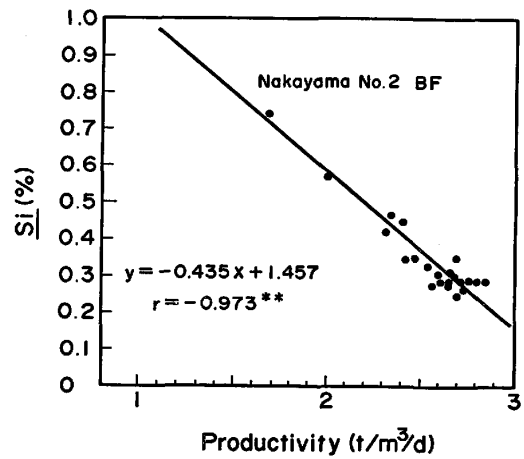


Fig. 12. Relation between Si content in hot metal and production rate³¹⁾.

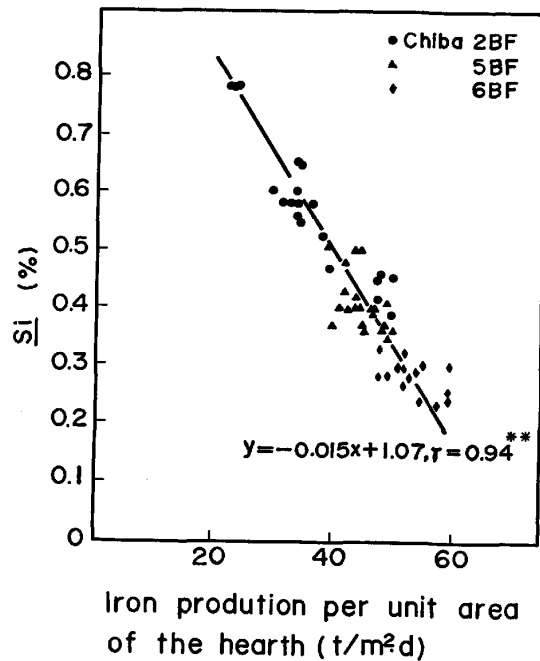


Fig. 13. Relation between Si content in hot metal and production rate³²⁾.

Fig. 14¹⁷⁾および Fig. 15³⁴⁾ は装入鉱石である焼結銑とペレット中の MgO 含有量と溶銑中 Si 濃度との関係を示している。両者ともに、その他の操業因子、例えば出銑比、燃料比などの影響に関する解析が十分明示されていないが、装入物の化学組成の調整による低 Si 銑製造法の可能性を示すものである。しかし、MgO のどのような作用によつて中 Si 濃度が低下するかについては、既述のように 2 通りの考え方があり、今後の検討にまちたい。

5. 低 Si 銑鉄製造操業上の課題

高炉操業上もっとも重要なことは、いかなる操業方針のもとでも安定した向流状態が保たれる、言い換え

Table 2. Operating summary, Koverhar Furnace, 1971-1982³³⁾.

Year	Production 1 000 tons	Productivity t/m ³ /day	Silicon Percent	Fuel Rates, kg/t		
				Coke	oil	Total
1971	286.2	1.79	0.88	501	34	535
1972	327.3	1.67	0.43	441	46	487
1973	449.1	2.32	0.39	419	62	481
1974	429.7	2.21	0.40	452	41	493
1975	402.9	2.29	0.44	417	53	470
1976	398.3	2.02	0.44	422	45	467
1977	374.8	2.05	0.48	473	12*	485
1978	421.6	2.42	0.49	409	56	465
1979	503.8	2.58	0.42	402	56	458
1980	490.0	2.60	0.44	399	55	454
1981	457.9	2.62	0.39	415	38	453
1982-to reline		2.73	0.33	410	39	449

* Oil utilization curtailed (excess coke stock)

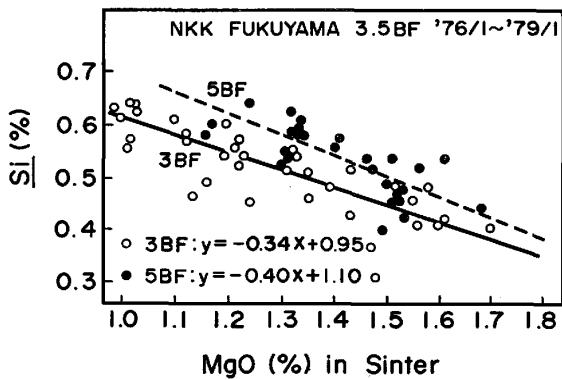


Fig. 14. The effect of MgO content in sinter on Si content in hot metal¹⁷⁾.

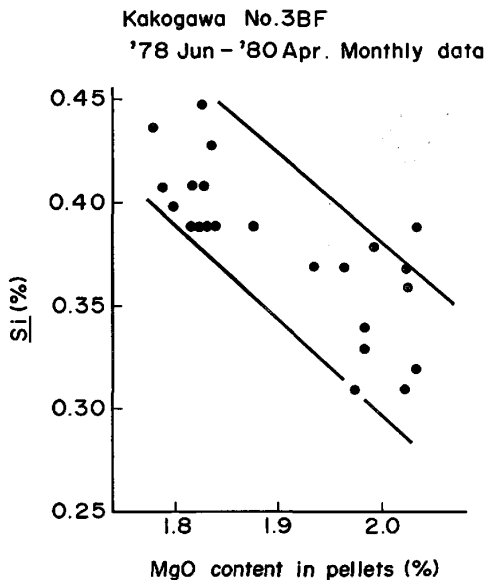


Fig. 15. The effect of MgO content in pellet on Si content in hot metal³⁴⁾.

ば、定常で順調な装入物降下が維持されることである。

既述のように今後想定される低 Si 銑鉄製造の操業は、低燃料比、つまり高熱流比を指向する銑鉄粒子の滴下帯滞留時間抑制型と、高燃料比、つまり低羽口前燃焼温度を指向する SiO₂ 発生抑制型の2つが主流となろう。いずれの場合にも炉頂ガス利用率の向上と炉体熱損失の低

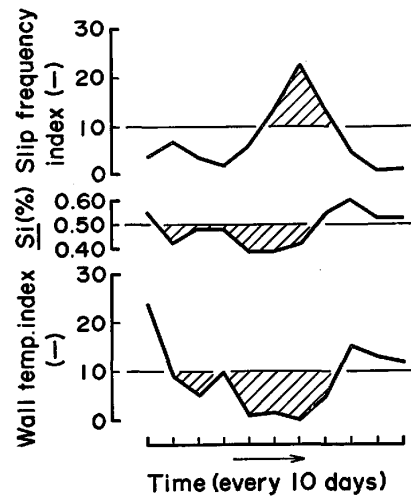


Fig. 16. Relation between the thermal load on the furnace wall and slip number²⁴⁾.

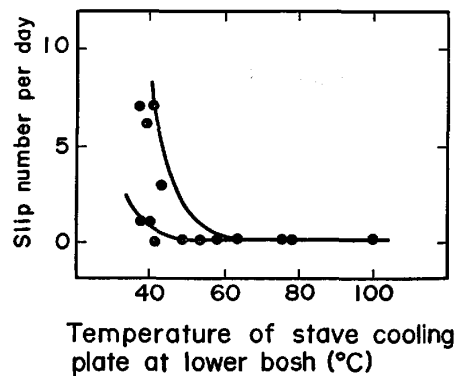


Fig. 17. Relation between slip number and the temperature of stove coolers at lower bosh³⁵⁾.

下、換言すれば銑鉄トン当たりの投入熱量の低下が重要な意味をもつ。

しかし、ここで問題は、低燃料比(高熱流比)を指向して炉壁部での融着帯位置を低下させたときに生ずる不規則で不安定な装入物降下である。Fig. 16²⁴⁾に示すように、炉壁熱負荷の低減は溶銑中 Si 濃度の低下をもたらすが、同時にスリップ頻度が増加し、長期的に定常で安定な操業を維持することが難しい。この炉壁への熱負荷減少とスリップの関係は別の例として Fig. 17³⁵⁾にも

示したが、高炉操業者の一般的な認識になつている。ただし、この認識は経験にのみとどまつており、炉内どのような現象によつて引き起こされるかは未解明である。炉下部での凝縮相の運動解明に関する研究が今後の重要課題である。

文 献

- 1) 徳田昌則, 槌谷暢男, 大谷正康: 鉄と鋼, 58 (1972), p. 219
- 2) N. TSUCHIYA, M. TOKUDA, and M. OHTANI: *Metall. Trans.*, 7B (1976), p. 315
- 3) 郷農雅之, 岩月鋼治, 野田多美夫, 三輪 隆, 高城俊介, 田村健二, 杉山 喬, 佐藤裕二: 鉄と鋼, 68 (1962), A125
- 4) 槌谷暢男, 田口整司, 河合隆成, 一藤和夫, 佐藤正明: 川崎製鉄技報, 13 (1981), p. 557
- 5) 槌谷暢男, 徳田昌則, 大谷正康: 鉄と鋼, 58 (1972), p. 1927
- 6) 角戸三男, 槌谷暢男, 岡部俠児: 鉄と鋼, 66 (1980), S66
- 7) 海老沢幸弘, 徳田昌則, 大谷正康: 鉄と鋼, 68 (1982), S839
- 8) 福武 剛, V. RAJAKUMAR: 鉄と鋼, 66 (1980), p. 1937
- 9) 福武 剛, 岡部俠児: 鉄と鋼, 66 (1980), p. 1947
- 10) 岡部俠児, 角戸三男, 槌谷暢男: 学振 54 委-No. 1564 (昭和56年7月)
- 11) B.I. KITAEV, Yu.G. YAROSHENKO, and V. D. SUCHKOV: *Heat Exchange in Shaft Furnace* (1967) [The Pergamon Press]
- 12) 馬田次郎, 篠原 久, 椿原 元: 化学工学, 27 (1963), p. 978
- 13) 恩田格三郎, 竹内 寛, 小山恭章: 化学工学, 31 (1967), p. 126
- 14) J. TAYLOR: *JISI*, 202 (1964), p. 420
- 15) 徳田昌則, 大谷正康: 鉄と鋼, 68 (1982), A117
- 16) 海老沢幸弘, 徳田昌則, 大谷正康: 高炉内現象とその解析 (高炉内反応部会報告書) (1982), p. 227 [日本鉄鋼協会]
- 17) M. HIGUCHI: *Energy Conscious Iron and Steelmaking* (1980) [The Metals Society, and Austrian Iron and Steel Institute]
- 18) D. SASAKI, K. TAGUCHI, I. NISHIDA, I. FUJITA, M. ONODA, and O. TSUCHIYA: *Agglomeration*, 2 (1977), p. 803
- 19) 田村健二, 斧 勝也, 西田信直: 鉄と鋼, 67 (1981), p. 2635
- 20) 羽田野道春, 山岡秀行, 山県千里: 鉄と鋼, 62 (1976), S391
- 21) 田鍋一樹, 狩谷順二, 大原 悟, 梶原義雅, 山県千里: 鉄と鋼, 68 (1982), A129
- 22) 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
- 23) 田口整司, 槌谷暢男, 久保秀穂, 一藤和夫, 岡部俠児: 鉄と鋼, 68 (1982), p. 2331
- 24) 田口整司, 槌谷暢男, 才野光男, 安野元造, 奥村和男, 藤森寛敏: 鉄と鋼, 68 (1982), A133
- 25) 奥村和男, 河合隆成, 丸島弘世, 高橋洋行, 栗原淳作: 鉄と鋼, 66 (1980), p. 1956
- 26) 板谷 宏, 荒谷復夫, 可児 明, 清原庄三: 川崎製鉄技報, 13 (1981), p. 541
- 27) 福島 勤, 山田 裕, 小林 隆, 丹羽康夫, 古川武, 飯野文吾: 鉄と鋼, 67 (1981), S70
- 28) 日本鋼管, 技術研究所, 京浜製鉄所: 学振 54 委-No. 1609 (昭和57年7月)
- 29) 日本鉄鋼協会共同研究会: 第 62 回製鉄部会 (1983年5月) 日本鋼管福山製鉄所 (私信)
- 30) 稲葉晋一 (私信), 日本鉄鋼協会第 104 回講演大会 討論会「高炉内の珪素の挙動」におけるコメントより
- 31) 川田敏郎, 本郷英夫, 横山晃一, 上妻義美, 福井雅之: 鉄と鋼, 68 (1982), p. 602
- 32) 日本鉄鋼協会共同研究会: 第 62 回製鉄部会 (1983年5月) 川崎製鉄千葉製鉄所 (私信)
- 33) A. MOLLIS-MELLBERG and T. BARNES: *I & SM* (1983) June, p. 24
- 34) 神戸製鋼, 加古川製鉄所: 学振 54 委-No. 1620 (昭和57年11月)
- 35) 小管暉一, 森下紀夫, 小松利幸: 鉄と鋼, 67 (1981), S776