

UDC 669.162.263.4 : 669.74 : 669.775 : 669.782

論 文

高炉下部領域の熱的および化学的状态におよぼす 操炉要因の影響*

田 口 整 司**・槌 谷 暢 男***

高 田 至 康**・岡 部 俠 児***

Influence of Operational Factors on Thermal and Chemical Conditions at Lower Part of Blast Furnace

Seiji TAGUCHI, Nobuo TSUCHIYA,

Yoshiyasu TAKADA, and Kyoji OKABE

Synopsis:

The operational data of blast furnace performance for longer periods are analyzed by the following parameters as adiabatic flame temperature, height for heat exchange and height of melting level, as well as indices of the thermal state R_{Si} and the reduction behavior of ferrous oxide R_S and R_{Mn} at the lower part of blast furnace. The results are as follows.

- (1) The temperature of melts changes with the adiabatic flame temperature and height for heat exchange, and is related to the heat balance.
- (2) R_{Si} gives the same expression as that for thermal state representing the extent of coke reserve zone.
- (3) With lower quality coke, R_{Si} , R_S and R_{Mn} decrease markedly even in a regular operation; this indicates increasing FeO content in slag at the hearth.
- (4) The increase of sulfur content in injected oil decreases the S distribution ratio between slag and metal. On the other hand, the increase of sulfur content in coke has no influence on it. These differences are caused by the transfer mechanism to gas phase.

1. 緒 言

高炉は巨大な反応器であり、炉頂から炉底に到る各所で気相、凝縮相は流れとともに相、組成、濃度、温度を大きく変える。このように高さ方向の炉内状態量分布の著しいことが鉄製造炉としてのすぐれた燃料消費効率と密接な関連を持つており、プロセスの本質的な特性である。

これまでに高炉炉内測定、数学的モデルによる計算、解体高炉の調査などにより気相や凝縮相の流路、温度、圧力、酸化鉄の還元率など主要な状態量の分布については次第に明らかとなってきた。しかし、終局的に高炉に要求されることは、十分な含熱量があり、かつ Si, S, Mn などの成分が規定値を満たす鉄を必要なだけ経済的に造ることであり、この目的からはこれまでに得ている炉内解析結果のみでは不十分である。

Si, S, Mn など鉄品質に関する重要な元素の炉内反応については、特定の条件下での反応平衡、反応速度論を扱った数多くの実験室的研究がある。この成果を実際操業に適用するには、炉内での主な反応経路、反応条件を明確にしなければならない。近年、生成鉄の温度あるいは Si 濃度の予測を目的とした数学モデルが^{2, 3}報告されているが^{1)~5)}、前述の主要な炉内状態量分布と鉄中元素の移行過程との関係が十分検討されていない。この点が明らかにされれば、炉内での Si, S, Mn などの鉄への移行量のモデル計算は実際操業において使用に耐えうるものとなろう。ここでは前報⁶⁾に示した炉内での溶鉄温度、鉄中 Si, S, Mn 含有量を決定する領域でこれらに影響を与える操炉パラメータと炉内状態量を実操業のデータから検討した。用いたデータは状態量の分布が一定と考えられる安定操業期の長時間平均値であるが、解析結果として得た炉内での移行機構は短時間

* 昭和 51 年 10 月本会講演大会にて発表 昭和 52 年 7 月 21 日受付 (Received July 21, 1977)

** 川崎製鉄(株)技術研究所 (Research Laboratories, Kawasaki Steel Corp., 1 Kawasaki-cho Chiba 280)

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

スケールの場合にも成立するはずである。したがって、時々刻々変化する動的な状態量分布が与えられれば、短時間の銑鉄品質の予測も可能であろう。

2. 炉床熱強度と操炉パラメータとの関係

スラグと銑鉄の流動性と品質を損なわないために、炉床で溶融物の温度が一定値以上であることは操業上の必要条件である。前報⁶⁾で溶銑温度を炉床熱強度指数としたが、この値に影響を及ぼす操炉パラメータとして装入物の降下速度、凝縮相とガス流と熱容量流量比、羽口前理論燃焼温度および炉床湯溜り壁からの熱損失の4つを主な要因として採り挙げた。酸化鉄の直接還元量の変化は炉内の熱収支上大きな比重を占めるが、装入物の性質が一定ならば装入物の降下速度（還元帯での滞留時間の逆数に対応）と熱容量流量比（単位還元ガス量当りの被還元酸化鉄量にほぼ比例）の増大によつてこの量は増加する。したがって、つぎに述べるパラメータ H_s によつて計算上溶融物への移行熱量の多少を評価する場合、直接還元量増減の寄与もそれに含めている。なお、高炉内半径方向の凝縮相とガス流の分布も炉内ガス利用率を介して熱収支に影響を与えるが、本報では半径方向についての解析は行なわない。

2.1 各操炉パラメータの意味

KITAEV⁷⁾はシャフト炉の熱交換に要する長さ H_s を次式で与えている。

$$H_s = \frac{3v \cdot G_s \cdot \gamma_b}{h_v(1 - G_s \cdot G_s / C_g \cdot G_g)} : (\text{m}) \dots\dots\dots (1)$$

ここに、 v : 固体の体積速度 ($\text{m}^3/\text{m}^2 \cdot \text{h}$)

G_s : 固体の比熱 ($\text{kcal}/\text{kg} \cdot \text{deg}$)

γ_b : 固体の嵩密度 (kg/m^3)

h_v : 単位層体積当りの伝熱係数
($\text{kcal}/\text{m}^3 \cdot \text{h} \cdot \text{deg}$)

G_s : 固体の質量流量 (kg/h)

C_g : ガスの比熱 ($\text{kcal}/\text{Nm}^3 \cdot \text{deg}$)

G_g : ガスの流量 (Nm^3/h)

(1)式の右辺に含まれる v は高炉の場合には装入物の降下速度であり、 $C_s \cdot G_s / C_g \cdot G_g$ は装入物とガスとの熱容量流量比である。 H_s はこれら2つのパラメータを理論的に包括したパラメータとなつており、値が小さいほど装入物側からみた熱の充足度が大きいことになる。したがって以後の解析では装入物の降下速度と熱容量流量比に代わるシャフト部熱交換長さ H_s を用いる。なお、(1)式中の h_v は現行の高炉操業条件下では装入物の粒度構成、すなわち鉱石/コークスに依存して変わるが、その変化幅は高々数%であり炉内温度プロフィールにはほとんど影響を与えないので⁸⁾、本報では一定 ($3000 \text{ kcal}/\text{m}^3 \cdot \text{h} \cdot \text{deg}$) とする。

羽口前理論燃焼温度 T_{ad} は、RAMM⁹⁾と同様に燃焼帯に供給されるコークスの予熱温度を $0.75 T_{ad}$ で与えれば、燃焼帯に入る反応物質の熱収支から求める¹⁰⁾。しかし、得られた T_{ad} と燃焼帯に入るコークスの温度 T_c の信頼度は前提としての両者の関係式に左右され、実炉においてこの関係が成立しているという保証はない¹⁰⁾。ここではむしろ、この理論燃焼温度は複合送風の条件によつて一義的に決まるもので、単位生成ガス量あたりの送風によつて持ち込まれる熱エネルギーの大きさを示していると考える。

炉床湯溜りにおける熱損失については以下の理由によつて本報では考慮しなかつた。銑鉄が炉床にあるとき、炉底出銑口レベル以下の壁面から $2000 \text{ kcal}/\text{m}^2 \cdot \text{h}$ の熱損失があるとした場合¹¹⁾の損失熱量を銑鉄 t 当りに換算し、炉床での溶銑温度の低下を千葉、水島の各高炉について求めた。その結果、高炉建設時の炉床形状に基づく伝熱面積は内容積の増加に比例して大きくなつており、溶銑温度低下の炉内容積による違いは少ない。とくに内容積、操業度とも小さい千葉1高炉を除けば、炉容や操業度による差異は最大 2.5°C と少ない。

2.2 炉床熱強度指数と H_s および T_{ad} との関係

H_s と T_{ad} の変化が炉床熱強度指数に及ぼす影響を熱収支上求めてみる。 H_s の変化は同時に炉内発生ガス原

Table 1. Operational data for calculation of reference state.

Ore/coke (—)	Coke consumption (t/d)	Wind rate (Nm ³ / min)	Oxygen enrichment (%)	Humidity (g/Nm ³)	Oil injection (kl/d)
3.67	2 177	3 745	1.05	14.2	197.3

Blast temp. (°C)	Top gas			H_s (m)	C_sG_s/C_gG_g (—)	T_{ad} (°C)	Slag rate (kg/t)
	CO (%)	CO ₂ (%)	H ₂ (%)				
1 121	23.1	22.3	2.3	4.93	0.772	2 302	310

$$q_b \cdot y_b = q_s \cdot y_s + Q \dots \dots \dots (2)$$

Q: 定められた組成の銑鉄を作るに必要なその他の熱量の総計 (kcal/mol-Fe)

$$y_f + y_b + y_s = \frac{n - y_s}{\eta_{CO+H_2}} \dots\dots\dots (3)$$

$$x = \frac{N_{\text{CO}} + N_{\text{H}_2}}{y_b} = \frac{N_{\text{CO} + \text{CO}_2} - N_{\text{CO}}}{y_s + y_f} \dots\dots\dots (4)$$

$$N_{\text{CO}+\text{CO}_2} : \text{炉頂ガス中の } \text{CO}+\text{CO}_2 \text{ 量 (mol/Nm}^3\text{-blast)}$$

Figure 1 is a detailed schematic diagram of a chemical process flow. It shows a feed stream (E) entering a reactor (R) and a separator (S). The reactor output (B) goes to the separator, which produces a top product (A) and a bottom product (F). The feed stream (E) is a mixture of CO and H₂. The reactor (R) is a CSTR. The separator (S) is a distillation column. The diagram includes a detailed view of the reactor and separator, showing the reaction and separation stages. The legend indicates: solid line for reference state, dashed line for $-\Delta H_s = 0.93 \text{ m}$, and dash-dot line for $\Delta T_b = 100 \text{ }^\circ\text{C}$.

Table 2. Values of y_b , y_s , y_f , q_b and Q/q_s in operation diagram.

Symbols Cases	$\mathcal{Y}_b$	$\mathcal{Y}_s$	$\mathcal{Y}_f$	q_b	Q/q_s
Reference state	1.32	0.517	0.033	24.1	0.297
$\Delta H_s = -0.93\text{m}$	1.39	0.502	0.033	24.1	0.354
$\Delta T_b = 100^\circ\text{C}$	1.32	0.517	0.033	25.9	0.355

一般に、操業線図を用いて操業条件変更の効果を予測する場合、炉内での速度過程の結果として与えられるガス利用率をどのように設定するかが問題となる。炉内に熱保存帯が存在する場合には、炉内ガス利用率は酸化鉄が wustite から metal に還元され始める位置で鉱石の還元反応速度とコークスのソリューションロス反応速度とのバランスで定まる値に拘束される。一例として、この位置でのガス利用率 $\eta^*_{\text{CO}+\text{H}_2}$ (酸化鉄中の酸素と鉄の原子数比が 1.05 まで還元された段階) を高重油吹き込み操業について解析すると、ボッシュガス中 H_2 濃度と Fig. 2 の関係にある。この場合、重油吹き込み量を増すとともに ore/coke は上昇するが、鉄銑 t 当りの発生還

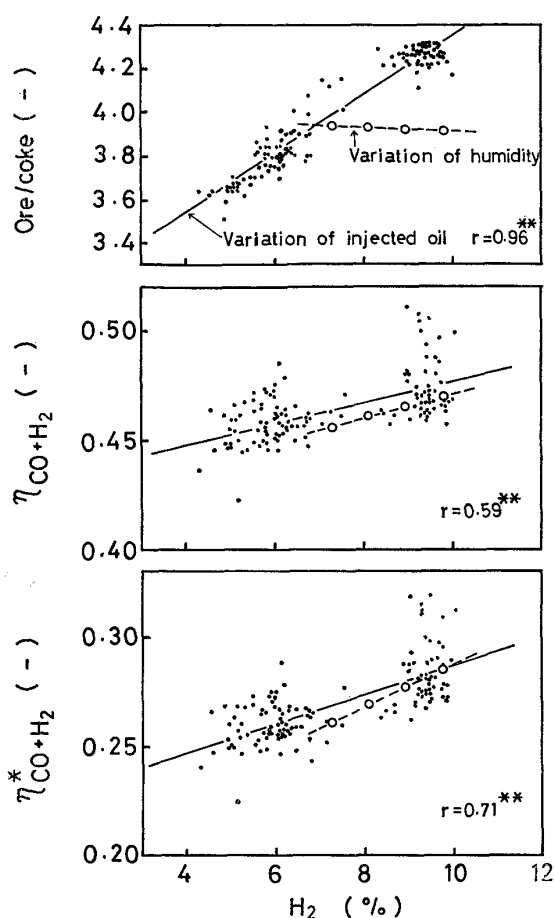


Fig. 2. Relation between $H_2\%$ in bosh gas and $\eta^*_{CO+H_2}$, η_{CO+H_2} , ore/coke.

元ガス量は増加した。すなわち、(被還元酸素量)/(還元ガス量)の値は低下しており、通常炉頂ガス利用率も低下すると予想された。しかし実際には Fig. 2 のように炉頂ガス利用率は重油吹き込み量の増加に伴うボッシュガス中 H_2 濃度の増加により上昇する。これは $\eta^*_{CO+H_2}$ 値の上昇によつてもたらされたもので、高炉内での還元ガスの利用率は $\eta^*_{CO+H_2}$ によつて規制されることを示唆している。また図中の破線は頼ら¹³⁾と同様な高炉の数学モデルを用いて、送風中湿分の変化が高炉燃料比に及ぼす影響を解析したものである。送風への重油添加量を一定として、湿分添加量を 10, 20, 30, 40 g と増すとボッシュガス中 H_2 濃度も増加し、 $\eta^*_{CO+H_2}$ は高重油吹き込みの場合とほぼ等しい上昇を示す。その結果、湿分の増加によつて炉頂ガス利用率は上昇し、ore/coke の低下はわずかとなり湿分増加に伴う燃料比の増加は小さい。これらのことはガス中 H_2 濃度増加による還元速度の増大および平衡ガス利用率の上昇が η_{CO+H_2} に与える影響が大きいことを示している。本節では諸反応速度は一定とするので、 $\eta^*_{CO+H_2}$ をいずれの場合も基準時と同一とする。そこで(3)式にかわつて(5)式を用いると、

(2), (4)と、(5)式から x が 5% 低下した場合の y_b , y_s , Q が求まり、操業線は Fig. 1 の A'E' に移る。

$$y_f + y_b + y_s = \frac{1.05 - y_s}{\eta^*_{CO+H_2}} \quad \dots\dots\dots (5)$$

その結果、基準操業時に比べ y_s は減少し、 Q は増加する。 y_s の減少は既述したように酸化鉄の直接還元量の変化も H_s の変化に含めて考慮していることを意味する。いま仮定として Q の増加分がすべて溶銑とスラグの温度上昇に費やされたとすると溶銑温度は 129°C 上昇する。

つぎに x が 5% 低下したとき、 H_s の変化 ΔH_s は(1)式から装入物降下速度と熱容量流量比の変化分に関する Taylor 級数展開の 2 次以上の項を無視して次式で計算される。

$$\Delta H_s = H_s^0 \left\{ \frac{\Delta(C_s \cdot G_s)}{(C_s \cdot G_s)^0} + \frac{\Delta(C_s \cdot G_s / C_g \cdot G_g)}{1 - (C_s \cdot G_s / C_g \cdot G_g)^0} \right\} \quad \dots\dots\dots (6)$$

ただし添字 0 は基準状態を示す。送風量を一定としても x , y_s が変化すると単位送風量当りのコークスと鉾石の消費量およびガス発生量が変わり、 $C_s \cdot G_s$, G_g は x と y_s の関数として与えられる。

基準状態および x が 5% 減となるときの $C_s \cdot G_s$, $C_s \cdot G_s / C_g \cdot G_g$ および $\Delta(C_s \cdot G_s)$, $\Delta(C_s \cdot G_s / C_g \cdot G_g)$ を Table 1 および 2 から求め、(6)式に代入すると $\Delta H_s = -0.93$ m が得られる。したがつて溶銑温度 $T_p(^{\circ}\text{C})$ に対する H_s の影響は次式で与えられる。

$$\frac{\partial T_p}{\partial H_s} = \frac{\Delta T_p}{\Delta H_s} = -139(^{\circ}\text{C}/\text{m}) \quad \dots\dots\dots (7)$$

同様に、送風温度以外の操業条件を一定として理論燃焼温度の変化が溶銑温度に与える影響を求める。

Fig. 1 中の線分 UV と操業線 AE との交点の x 座標を X_p とすれば、 X_p は図と(3)式から次式の関係を満す。

$$\frac{y_b}{y_b + y_s + Q/q_s} = X_p = \frac{q_s}{q_s + q_b} \quad \dots\dots\dots (8)$$

q_s は熱力学定数であるから、 X_p は q_b すなわち複合送風の条件のみによつて定まる。いま他の操業条件を固定して $\eta^*_{CO+H_2}$ を不変とすれば、送風温度を基準状態から 100°C 高くなった場合操業線 AE は変わらず、 q_b の増加分だけ X_p が小さくなり X_p'' に移る。したがつて単位銑鉄量当りの入熱量は線分 VV'' に相当する分だけ増加し、この熱量がすべて銑鉄とスラグの温度上昇に費やされたとすると、溶銑温度は 133°C 高くなる。このとき理論燃焼温度は 80°C 上昇するので、溶銑温度に対する理論燃焼温度 100°C 上昇の影響は次式で与えられる。

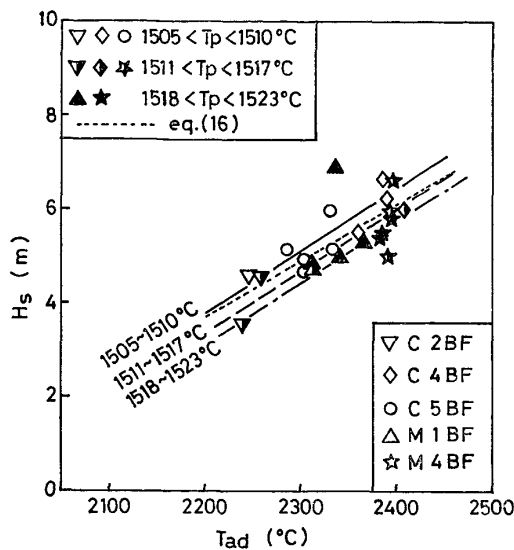


Fig. 3. Relation between T_{ad} and H_s under constant hot metal temperature (C: Chiba works, M: Mizushima works).

$$\frac{\partial T_p}{\partial (T_{ad}/100)} = 100 \frac{\Delta T_p}{\Delta T_{ad}} = 165 (^{\circ}\text{C}/100^{\circ}\text{C}) \dots (9)$$

2.3 実績データに基づく炉床熱強度と H_s および T_{ad} との関係

各高炉の月平均実績データから H_s および T_{ad} を求めると、 H_s が最も小さい千葉2高炉では T_{ad} は最も低く、 H_s の大きい千葉4高炉と水島4高炉では T_{ad} が高くなっている。そこで溶銑温度を3段階に層別し、各溶銑温度範囲をそれぞれ炉床熱強度一定の操業と見なして H_s と T_{ad} との関係をプロットすると Fig. 3 のようになる。図より炉床熱強度を一定に保つためには H_s が大きくなると T_{ad} を高くする必要があり、炉床熱強度を増すには H_s が一定ならば T_{ad} を高く、 T_{ad} 一定ならば H_s を小さくする必要があることが明らかである。図より、2, 3のプロットを除けば炉床熱強度は H_s と T_{ad} の関数で表わせる。

$$T_p = f(H_s, T_{ad}) \dots (10)$$

したがって、 T_p 一定の場合には H_s と T_{ad} との間には次式の関係がある。

$$dT_p = \frac{\partial T_p}{\partial H_s} dH_s + \frac{\partial T_p}{\partial (T_{ad}/100)} d(T_{ad}/100) = 0 \dots (11)$$

上式に2.4項で求めた(11)式および(13)式を代入して次の関係が理論的に与えられる。

$$dH_s = 1.19 d(T_{ad}/100) \dots (12)$$

この関係を Table 1 の基準状態を基に Fig. 3 中に示すと点線のようになる。ただし、実績値の場合には $\partial T_p / \partial H_s \approx -19 (^{\circ}\text{C}/\text{m})$, $\partial T_p / \partial (T_{ad}/100) \approx 26 (^{\circ}\text{C}/100^{\circ}\text{C})$ であり、理論的に過剰な熱量がすべて溶銑とスラグの顕熱上昇に費やされるとした(7), (9)式の場合のそれぞ

れ 14, 16% に相当する。このことは操業条件の変更によつて過剰となつた熱量のうちおよそ 15% が溶銑とスラグの顕熱上昇に結びつくことを示唆しており、炉床熱強度が主として熱収支上の要因によつて変化することを表わしている。

3. 炉熱指数 R_{Si} の物理的意味

炉内ベリー、ボッシュ部付近の温度変動の情報をもたらしものとして、炉熱指数 R_{Si} は次式で定義される⁶⁾。

$$R_{Si} = 100 \frac{L_{Si}}{L_{Si}^0} \dots (13)$$

ここで、 L_{Si} は炉外排出スラグ、メタルの Si 実績分配比、 L_{Si}^0 は炉床湯だまりでのスラグ、メタルの Si 平衡分配比である。炉熱低下を顕著に示すデータとして千葉3, 4, 5高炉の低燃料比指向操業を例にとる。Fig. 5にみるように各炉とも1975年10月から1976年1月にかけて燃料比を低減させ、これに伴い R_{Si} は漸次低下している。2月以後燃料比を増加させ R_{Si} も上昇している。この期間の各炉の気相、固相に関する炉内温度分布と溶融帯高さの変化を簡易モデル計算によつて求めた。

高炉の未溶融部におけるガスと固体の熱収支式は炉内微小高さについて(14), (15)式で与えられる。

$$C_g \cdot G_g \frac{dT}{dZ} = h_v \cdot S(T-t) + \pi D \cdot h_w(T-T_w) \dots (14)$$

$$C_s \cdot G_s \frac{dt}{dZ} = h_v \cdot S(T-t) + S(-\Delta H_i^0) R_i \dots (15)$$

ここに、 S : 炉断面積(m^2)、 D : 炉直径(m)、 T, t : ガス、固体温度(K)、 h_w : 炉壁伝熱係数($\text{kcal}/\text{m}^2 \cdot \text{h} \cdot \text{deg}$)、 T_w : 冷却水温度(K)、 $-\Delta H_i^0$: i 種反応の反応熱(cal/mol)、 R_i : i 種反応の速度($\text{kcal}/\text{m}^3(\text{bed}) \cdot \text{h}$)、 Z : 層厚(下向きを正)(m)

熱収支の観点から高炉の未溶融部における吸、発熱プロセスは、ソリューションロス反応と炉壁からの熱損失でほぼ代表される。したがって、(15)式中の反応としてソリューションロス反応のみを考慮し、垂直ゾンドの解析結果¹⁴⁾を参考にして、 1000°C を越える位置から下方8mの間で反応速度が高さ方向に正規分布するものと仮定した。単位時間当りの炉内全ソリューションロスカーボン量 A_0 は操業結果による物質収支から求まるので反応速度は(16)式で与えられる。

$$R = \frac{A_0}{S} \cdot \frac{1}{\sqrt{2\pi C_0}} e^{-(Z-Z_R)^2/2},$$

$$\begin{cases} t \geq 1273\text{K} \text{ かつ} \\ Z \leq Z_R + 4 \end{cases} \dots\dots\dots (16)$$

$$\text{ただし, } C_0 = \int_{Z_R-4}^{Z_R+4} \frac{1}{\sqrt{2\pi}} e^{-(Z-Z_R)^2/2} dz \dots\dots\dots (17)$$

$$Z_R = Z_{(t=1273)} + 4 \dots\dots\dots (18)$$

さらに, $C_g \cdot G_g$, $C_s \cdot G_s$ は未熔融部では近似的に一定値とすると, 炉内高さ方向に R が一定とみなせる範囲内で連立一次常微分方程式 (14), (15) 式は解析的に解ける. T , t は (19), (20) 式で与えられる.

$$T = \frac{m_1 + C}{C(m_2 - m_1)e^{m_1 Z_0}} \left\{ C(t_0 - T_0) + m_2(t_0 - T_w) - \frac{d}{bc} (am_2 + bm_2 + bc) \right\} e^{m_1 Z} + \frac{m_2 + C}{C(m_2 - m_1)e^{m_2 Z_0}} \left\{ C(T_0 - t_0) + m_1(T_w - t_0) + \frac{d}{bc} (am_1 + bm_1 + bc) \right\} e^{m_2 Z} + T_w + \frac{ad}{bc} \dots\dots\dots (19)$$

$$t = \frac{1}{(m_2 - m_1)e^{m_1 Z_0}} \left\{ C(t_0 - T_0) + m_2(t_0 - T_w) - \frac{d}{bc} (am_2 + bm_2 + bc) \right\} e^{m_1 Z} + \frac{1}{(m_2 - m_1)e^{m_2 Z_0}} \left\{ C(T_0 - t_0) + m_1(T_w - t_0) + \frac{d}{bc} (am_1 + bm_1 + bc) \right\} e^{m_2 Z} + T_w + \frac{(a+b)d}{bc} \dots\dots\dots (20)$$

ここに, $m_1, m_2 = (a+b-c \pm \sqrt{(a+b-c)^2 + 4bc})/2$

$$a = h_v \cdot S / C_g \cdot G_g, \quad b = \pi D \cdot h_w / C_g \cdot G_g$$

$$c = h_v \cdot S / C_s \cdot G_s, \quad d = (-\Delta H^0) R \cdot S / C_s \cdot G_s$$

境界条件: $Z = Z_0$ で $T = T_0$ かつ $t = t_0$

(19), (20) 式によつて炉内温度分布を求める際, $R = 0$ の領域では炉頂条件 T_0 , t_0 および Z_0 を与えれば任意の Z での T , t が定まる. しかし, $t = 1273\text{K}$ となる $Z = Z_1$ 以下の領域では R は (16) 式によつて Z の関数となるので (19), (20) 式中の d も R の関数となる. そこで $\Delta Z = Z_i - Z_{i-1}$ が十分小さく $R = R(Z = Z_i)$ とおける範囲内で (19), (20) 式より Z_{i-1} , T_{i-1} , t_{i-1} を境界値とする解 Z_i , T_i , t_i を得る. このようにして Z 方向に解き順次求めることができ, $Z_i - Z_{i-1} \leq 0.1\text{m}$ であれば得られる炉内温度分布は差異がない. また炉頂での境界値として t_0 は 298K とし, T_0 は装入物中水分の蒸発潜熱を $10.6 \sim 12.8 \times 10^3 \text{ kcal/t-pig}$ として炉頂ガス温度測定値に一率 22°C 加えた値を用いた. このようにして

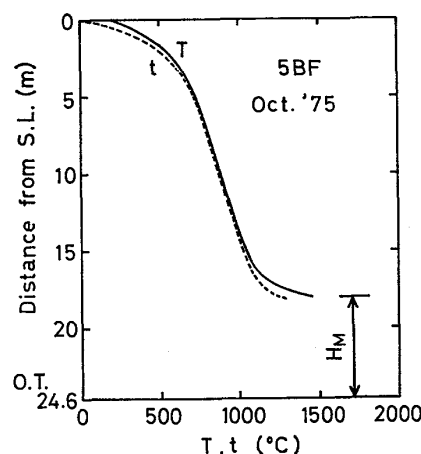


Fig. 4. A temperature profile by mathematical model calculation.

Table 3. Monthly average data for H_M calculation (Excluding blast stoppage periods).

Furnace No.	Date	Ore / coke (-)	Coke consump. (t/d)	Oil injec. (kl/d)	Wind rate (Nm ³ /min)	Oxygen enrich. (%)	Humidity (g/Nm ³)	Top gas			Top gas temp. (°C)	Sol. loss carbon (kg/t)
Chiba No. 3	'75 Oct.	3.85	1 606	219.7	2 805	1.32	10.8	23.1	20.7	3.2	140	87.7
	Nov.	3.90	1 681	228.3	2 885	1.26	8.0	22.4	20.4	3.0	139	81.4
	Dec.	3.90	1 588	205.2	2 818	0.56	4.4	21.9	20.9	2.7	143	89.7
	'76 Jan.	4.03	1 517	247.7	2 813	1.24	2.7	22.7	21.5	3.2	147	94.8
	Feb.	4.09	1 552	268.7	2 796	1.15	4.0	23.3	21.6	3.3	138	105.1
	Mar.	4.05	1 633	301.0	2 807	2.12	4.3	22.9	22.2	3.8	138	90.6
Chiba No. 4	'75 Oct.	3.82	1 541	197.0	2 629	0.99	12.6	21.7	21.2	3.0	127	86.3
	Nov.	3.87	1 479	173.2	2 553	1.41	9.1	21.1	21.2	2.8	99	73.4
	Dec.	3.92	1 505	187.3	2 653	0.57	5.9	20.3	21.8	2.4	110	84.5
	'76 Jan.	3.99	1 512	215.3	2 717	1.23	3.7	20.5	21.8	2.8	117	80.8
	Feb.	4.05	1 508	259.3	2 702	1.23	4.5	22.0	21.6	3.1	129	96.1
	Mar.	4.04	1 612	281.0	2 696	2.28	5.3	22.5	23.3	3.4	115	77.4
Chiba No. 5	'75 Oct.	3.67	2 177	197.3	3 745	1.05	14.2	23.1	22.3	2.3	153	107.1
	Nov.	3.58	2 037	160.5	3 798	0.0	11.1	21.0	20.3	2.0	157	81.4
	Dec.	3.62	2 121	157.3	3 796	0.0	8.0	20.9	20.6	1.8	139	84.6
	'76 Jan.	3.69	2 127	195.0	3 863	1.10	8.0	21.9	21.3	2.3	131	88.9
	Feb.	3.72	2 127	206.3	3 802	1.37	8.4	21.8	21.3	2.3	121	78.3
	Mar.	3.66	2 222	207.0	3 679	2.39	8.2	22.8	22.7	2.4	114	80.3

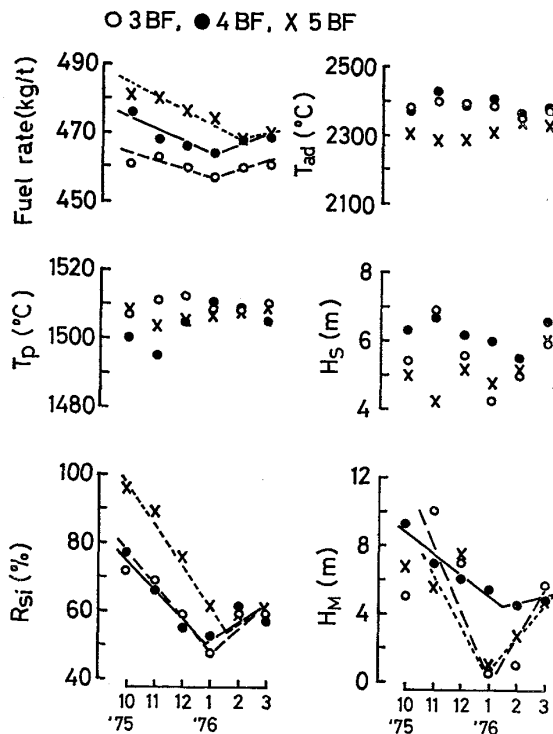


Fig. 5. Relation between operational results and thermal indices at Chiba Works.

Table 3 の各高炉の月間平均操業データから、炉内未溶融部の温度分布を求めた。結果の一例を Fig. 4 に示す。このとき鉬石層の溶融温度を 1573K として、羽口とストックライン間の距離から未溶融部高さを差し引いた高さ H_M を溶融帯高さとした。 H_M は鉬石溶融後の炉下部熱交換領域の拡がりを表わしている。各高炉の燃料比、溶銑温度、 R_{Si} と T_{ad} , H_S , H_M の推移を Fig. 5 に示した。図より R_{Si} と H_M の推移はよく類似している。すなわち、1976 年 1 月に向つて各高炉とも R_{Si} , H_M は低下し、1 月から 3 月にかけて上昇傾向を示している。この期間において溶銑温度はほぼ一定であり、 R_{Si} の動きとは関係がなく、 H_S および T_{ad} も R_{Si} の動きとは対応関係が見られない。このことは 2・3 項で述べたように溶銑温度で示される炉床熱強度が熱収支上の過不足を表わすのに対して、 R_{Si} で表わされる炉熱は炉内の高温領域の大きさ、すなわち溶融帯高さに関係づけられる指数であることを示唆している。これは通常の操業における炉熱の概念と一致するものである。

前節および本節の考察から、 W_u パラメータ¹⁾²⁾に代表されるような銑中 Si の動きを熱収支上の観点からのみ説明しようとする試みが成功しなかつた理由が明らかであり、むしろ W_u パラメータは炉床熱強度と関連づけられる性質のものである。ただし、タップごとのような短時間の炉床熱強度の動きは炉床充填コークス層がもつ

蓄積熱量の時間変化も考慮する必要がある。このような観点に立てば、実操業において短時間の銑中 Si の変動が溶銑温度のそれに比べて大きく変化も速いことが炉下部の荷下りと関連づけて納得されよう。

4. 原料・燃料性状の炉下部への影響

炉熱指数 R_{Si} と異なり、Mn, S のスラグ、メタルへの平衡分配比に対する実績分配比の百分比 R_{Mn} , R_S は炉下部への FeO の降下状態を検出するものとして一種の炉況指数と考える⁶⁾。

$$R_{Mn} = 100 \frac{L_{Mn}}{L_{Mn}^0} \quad \dots\dots\dots (21)$$

$$R_S = 100 \frac{L_S}{L_S^0} \quad \dots\dots\dots (22)$$

R_{Si} , R_{Mn} , R_S の各指数は上述の意味をもっているがより広い意味でそれぞれ、Si, Mn, S 移行過程における炉内反応条件の変化をも見出し得る。以下に原料、燃料性状が変化した際の炉下部反応への影響を各指数を用いて検討する。

4.1 コークス性状の影響

コークスの灰分含有率、ドラム強度、タンブラー強度と炉況、炉熱指数との関係を千葉第 5 高炉と水島第 2, 3, 4 高炉の旬間平均データを用いて解析した。データは 1973 年から 1975 年にかけてコークスの性質が悪化した時のもので、各高炉とも操業度が出銑比で 2.0 以上の、見かけ上正常な操業を行なっている旬間を対象とした。解析の結果、炉況、炉熱指数とコークスの性質との関係はコークスの灰分含有率、ドラム強度指数、タンブラー強度指数の順に相関が強いことが明らかとなつた。コークスの灰分含有率との関係を Fig. 6 に示す。千葉

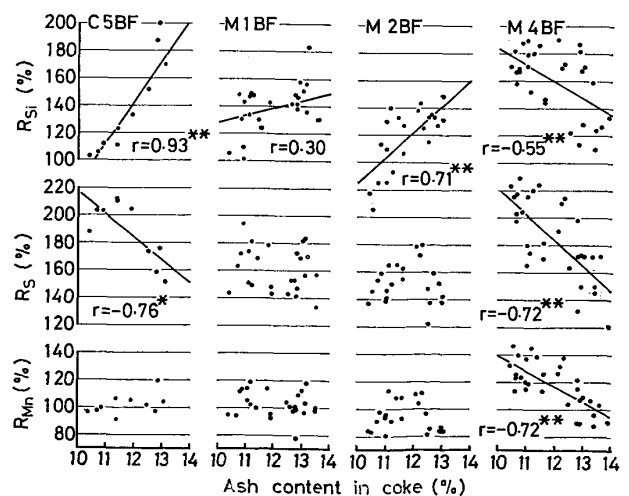


Fig. 6. Relation between ash content in coke and R_{Si} , R_S , R_{Mn} (C; Chiba Works, M; Mizushima Works)

Table 4. Correlation coefficients between indices (Mizushima No. 4 BF).

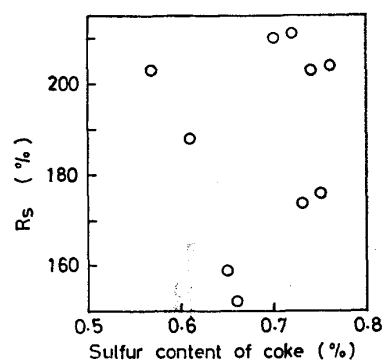
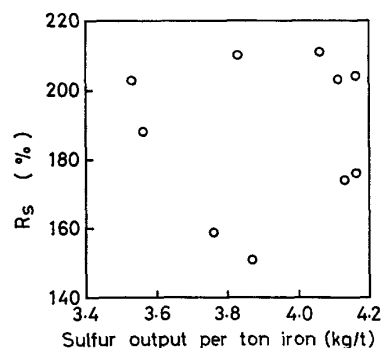
	Ash (%)	DI ₊₁₅ ³⁰	TI ₊₂₅ ⁴⁰⁰
R_{Si} (%)	-0.55**	0.35	0.02
R_S (%)	-0.72**	0.65**	0.43*
R_{Mn} (%)	-0.72**	0.67**	0.37*
Ash (%)	—	-0.87**	-0.61**
DI ₊₁₅ ³⁰	—	—	0.79**

第5, 水島第2, 3高炉の R_{Si} とコークス中灰分との関係は顕著な正相関が認められるが, R_S , R_{Mn} とコークス中灰分とはほとんど無関係であり, 千葉第5高炉の場合に R_S との負相関が認められる. このときの R_{Si} の上昇は炉熱上昇によるものではなく, 羽口レベルでコークス中灰分から発生する SiO ガスの分圧上昇に起因すると考えられる. 一方, 水島第4高炉の場合にはコークス中灰分の増加に伴い, R_{Si} , R_{Mn} , R_S ともに低下し, その低下割合はほぼ同一で有意性も高い. この高炉について各々の因子間の相関係数をTable 4に掲げる. 表より, コークス中灰分とドラム指数との相関が大きく, 両者の各 R 指数との相関の有意水準は同程度であり, どの因子が R 指数の低下をもたらしたかは判別できない. タンブラー指数は有意性が低く, 炉熱, 炉況にこの因子が影響を与える可能性は少ない. また, このとき第4高炉ではコークス中灰分の増加に伴ない燃料比が高くなっており, 溶銑温度は低下していない. 前報⁶⁾で示したように Si , S , Mn の炉内移行領域は異なり, 通常 R_{Si} , R_S , R_{Mn} の動きは同じではない. したがって, 各 R 指数が同じ低下を示すことはこれらの移行反応に共通な炉内酸素ポテンシャルの上昇, すなわち FeO 降下領域の拡大を示唆しており, FeO の降下が炉床部にまで及んだためと考えられる. 千葉第5高炉ではコークス中灰分増加時にいくぶんその傾向が認められる.

4.2 燃料中硫黄の R_S に及ぼす影響

重油中の硫黄濃度が数ヶ月間に3段階の変化をしたときの千葉第3, 4, 5高炉の期間平均 R 指数値をTable 5に示す. 各高炉ともに, 重油中硫黄濃度の増加に伴い, R_S が低下しているが, R_{Si} , R_{Mn} はほぼ一定で変化がない. 一方, Fig. 7, 8のようにコークス中の硫黄濃度およびスラグ, メタルによつて排出される硫黄の原単位の上昇による R_S の低下は見られない. この理由は次のように考えられる.

川崎第2高炉の解体調査結果¹⁵⁾によれば, コークス中

Fig. 7. Effect of sulfur content of coke on R_S .Fig. 8. Effect of output amount of sulfur in slag and metal on R_S .Table 5. Changes of the sulfur content in the injected heavy oil and R_S , R_{Si} and R_{Mn} .

Item Furnace	Sulfur content in heavy oil (%)	Oil consumption (kg/t)	Ore/coke (—)	Hot metal temp. (°C)	R_S (%)	R_{Si} (%)	R_{Mn} (%)
Chiba No. 3	1.48	65	3.97	1 499	180	93	69
	1.82	62	4.03	1 493	140	81	69
	2.16	60	3.98	1 490	136	92	66
Chiba No. 4	1.48	77	3.92	1 511	176	71	68
	1.82	76	4.03	1 508	141	66	60
	2.16	74	4.01	1 503	133	80	64
Chiba No. 5	1.48	45	3.60	1 504	172	113	71
	1.82	44	3.58	1 498	130	111	65
	2.16	45	3.66	1 494	115	115	65

(Average values of about 40 days excluding the stoppage days)

Table 6. Operational data for calculation of [%S]_{eq}.

Case	Oil rate (kg/t)	Coke rate (kg/t)	Blast consumption (Nm ³ /t)	Humidity (g/Nm ³)	Oxygen enrichment (%)	Blast pressure (atm)
A	60	438	1 070	12.0	1.7	4.0
B	80	395	1 000	12.0	1.8	4.0

の全硫黄含有量はシャフト下部から羽口に向つて減少し、羽口近傍では残存する硫黄のほとんどが安定な不燃性化合物となつている。したがつて、羽口前でコークスとの反応から発生する燃焼ガス中の p_{S_2} は小さく、重油吹き込みがなければ羽口レベルから炉床スラグ層表面にわたる溶鉄の流下領域で気相から溶鉄への S 移行は起らないと考えられる。一方、重油中の硫黄は羽口前での燃焼の際にすべて気相に入ると考えられる。この場合、NEUHAUS ら¹⁶⁾の方法を用いて、 p_{H_2} 、 p_{CO} 、 p_{CO_2} を与えることによつて燃焼ガス中の p_{S_2} が求められる。Table 6 のデータを用いて重油の組成を C : 85%、H : 12% とし、溶鉄組成を C : 4.5%、Si : 0.7%、Mn : 0.5% とすれば、(23)、(24)式から燃焼ガス中 p_{S_2} と平衡する溶鉄中硫黄含有量 [%S]_{eq} は重油比および重油中硫黄濃度に依存して Fig. 9 のように与えられる。参考のため装入コークス中硫黄のうち 30% が羽口レベルでガス相

に入るとした場合を Case A について●印で示した。

$$S = \frac{1}{2} S_2, \Delta G^\circ = 32\,280 - 5.6T^{17}) \dots\dots\dots (23)$$

$$\log f_S = 0.11^{18}) [\%C] - 0.026^{18}) [\%Mn] + 0.063^{18}) [\%Si] \dots\dots\dots (24)$$

図より重油中硫黄濃度を 1.5% とすれば、燃焼ガス中の p_{S_2} と平衡する溶鉄中硫黄濃度は重油比 50~80 kg/t ではおよそ 0.6% である。この値は前報⁶⁾ Table 1 の破損羽口で採取された、羽口レベルの溶鉄中硫黄濃度 0.03~0.18% より大きい。したがつて、羽口レベル以下スラグ層表面までの充填層内において流下する溶鉄は気相から再び加硫される可能性があり、これが R_S の低下をもたらすと考えられる。さらに、高温の気相中では H_2S が安定であるために、燃焼ガス中の全硫黄 (mol)/全水素 (mol) の値によつて S 吹き込み原単位が一定でも p_{S_2} は異なる。Fig. 9 より重油中 S 濃度が増加する場合には、重油比が増す場合に比べ S 吹き込み原単位の増加が同一であつても [%S]_{eq} の上昇への寄与はおよそ 2.4 倍大きい。重油中 S 濃度が 1.5% から 2.2% に上昇すると [%S]_{eq} は 0.55% から 0.75% へと 36% 増加し、炉床スラグ、メタル反応の初期値としての溶鉄中 S 濃度がこれに比例して上昇すると考えると Table 5 の R_S の低下割合はこの数値と符合している。重油中硫黄濃度の変化が炉内脱硫率に及ぼす影響は平衡分配比を考慮した R 指数によりはじめて見いだされた関係であり、単に鉄中 S 濃度を監視するだけでは溶鉄温度や塩基度などの要因の変動によつて明確な関係を把握し難い。このことは R 指数が炉内反応の解析にも十分役立つものであることを示していると言えよう。

4.3 装入焼結鉱塩基度の R_{Si} への影響

千葉第 5 高炉において装入焼結鉱比がほぼ 80% 一定の場合の焼結鉱塩基度 (%CaO)/(%SiO₂) と R_{Si} 、 R_{Mn} 、 R_S との関係を Fig. 10 に示す。データとして 1 日平均値を用いているため、これまでの図に比べ変動が大きい。が、 R_S 、 R_{Mn} と焼結鉱塩基度との関連はない。 R_{Si} との関係では塩基度上昇によつていくぶん R_{Si} の低下傾向が認められるが、相関分析の結果では有意性はない。しかし、装入焼結鉱塩基度の上昇によつて鉄中 Si が

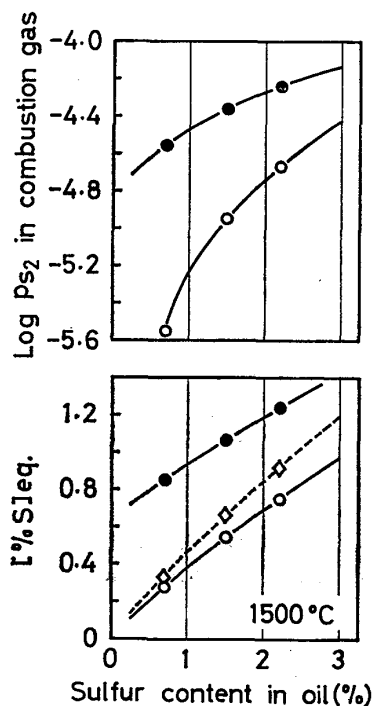


Fig. 9. Sulfur content in iron equilibrated with S_2 in gas phase at tuyere level.
(○: S in oil, ●: S in oil+30% S in charged coke, ◇: Case B in Table 6)

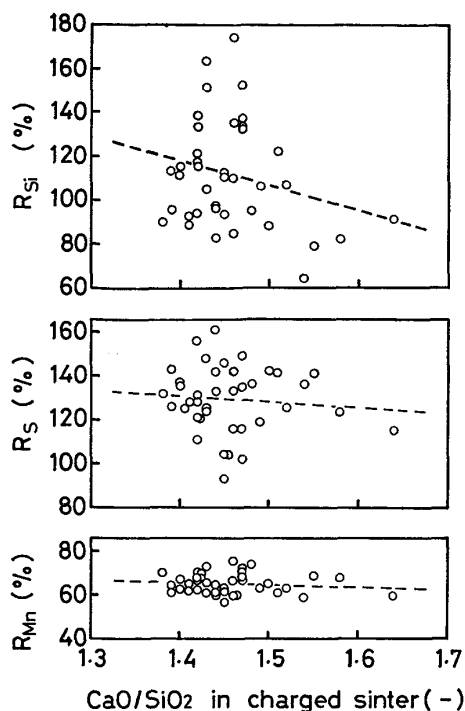


Fig. 10. Relation between sinter basicity and R_{Si} , R_S , R_{Mn} (Chiba No. 5 BF).

著しく低下するという報告¹⁹⁾や装入鉱石の塩基度が低い場合には脈石塩基度の上昇によって羽口レベルより上部での Si 還元量が少なくなるという報告²⁰⁾があり、ベリー、ボッシュ領域で滴下スラグから発生する SiO ガスによる溶鉄への Si 移行が炉内での Si 移行の 1 つの有力な経路としての可能性は残る。いずれにせよ、高塩基度焼結鉱ではベリー、ボッシュ領域のスラグ中 SiO₂ から溶鉄への Si 移行量は寄与が少ないであろう。

5. 結 言

比較的長い期間の高炉の実操業データに基づき、高炉下部領域の状態と操炉要因との関係を羽口前理論燃焼温度、シャフト部熱交換長さ、熔融帯高さなどのパラメータと Si, Mn, S の平衡分配比に対する実績分配比の百分比として定義される炉況、炉熱指数によって解析し、以下の結論を得た。

(1) 炉床湯だまりでの溶融物温度の高低はほぼ二つのパラメータ；羽口前理論燃焼温度とシャフト部熱交換長さによって表わされ、このパラメータの変化に対応する熱収支上の入熱量増減の一定割合と関係づけられる。

(2) R_{Si} は熔融帯-羽口レベル間の高温領域の拡がりを表わす指数と考えられ、これは通常の操業における炉熱の概念と一致するものである。

(3) コークスの性質悪化時のデータから、見かけ上正常な操業を行なっている高炉においても、 R_{Si} , R_S , R_{Mn} とともに著しく低下する場合がある。これは炉床部への FeO 降下量の増加を示唆している。

(4) 吹き込み重油中の硫黄濃度の増加は S 分配比の低下をもたらす。コークス中硫黄濃度は S 分配比には影響を与えず、この差違は羽口先で燃焼ガスに移行する S 量の差違に起因すると考えられる。

文 献

- 1) C. STAIB and J. MICHARD: J. Metals, 17 (1965), p. 33
- 2) C. STAIB and J. MICHARD: ibid, 17(1965), p. 165
- 3) C. J. FIELDEN and B. I. WOOD: JISI, 192 (1968), p. 650
- 4) C. J. FIELDEN and B. I. WOOD: ibid, 193 (1969), p. 367
- 5) 槌屋治紀: 学振製鉄第 54 委員会資料, 54 委 1156, (1970)
- 6) 槌谷暢男, 田口整司, 高田至康, 岡部俠児: 鉄と鋼, 63(1977), p. 1791
- 7) B. I. KITAEV, Yu. G. YARASHENKO, and V. D. SUCHKOV: Heat Exchange in Shaft Furnace, (1967) [The Pergamon Press]
- 8) 八木順一郎, 鞭 巖: 鉄と鋼, 56(1970), p. 169
- 9) A. N. RAMM: Contemporary Problems of Metallurgy, ed. by SAMARIN, (1960), p. 51 [Consultants Bureau]
- 10) 館 充: 鉄と鋼, 58(1972), p. 566
- 11) 平谷達雄, 西山哲司, 市原 勲: 鉄と鋼, 60 (1974), A79
- 12) A. RIST and N. MEYSSON: J. Metals, (1967), p. 50
- 13) 鞭 巖, 田村健二, 八木順一郎, 森山 昭: 日本金属学会誌, 30(1966), p. 1109
- 14) 板谷 宏, 福武 剛, 岡部俠児, 長井 保: 鉄と鋼, 62(1976), p. 472
- 15) 堀川一男, 伊沢哲夫: 学振製鉄第 54 委員会資料 54 委 1371, (1976)
- 16) H. NEUHAUS, H. J. LANGHAMMER, H. G. GECK, and H. SCHENCK: Arch. Eisenhüttenw., 37 (1966), p. 1
- 17) S. BAN-YA and J. CHIPMAN: Trans. Met. Soc. AIME, 242(1968), p. 940
- 18) S. BAN-YA and J. CHIPMAN: ibid., 245(1969), p. 133
- 19) 嶋田駿作, 阿部幸弘, 井上展夫: 鉄と鋼, 58 (1972), S284
- 20) T. KOOTZ: Stahl u. Eisen, 95(1975), p. 403