

論 文

数式モデルによる転炉自動吹錬技術の開発

高輪 武志*・佐藤 光信*²・岡田 剛*²
 犬井 正彦*²・栗林 隆*³

Development of Automatic Blowing Technique in BOF Based on a Mathematical Model

Takeshi TAKAWA, Mitsunobu SATO, Takashi OKADA,
 Masahiko INUI and Takashi KURIBAYASHI

Synopsis:

For the endpoint control and the estimation of steel compositions at the end point in BOF with top and bottom blowing, a mathematical model suitable for online application has been developed on the following procedure.

(1) The basic equations of oxygen consumption ratio and temperature increase ratio have been developed. These equations have comprehensive characteristics in both low and high carbon ranges at the final stage of blowing.

(2) An endpoint control model for coinciding the carbon content and temperature at the end point with their aimed values has been developed on the basis of the above mentioned basic equations.

(3) Equations for the estimation of manganese and phosphorus contents at the end point have been developed by using the values obtained by analysis of the steel sampled by sub-lance measurement during blowing and the amount of oxygen which was not consumed for decarburization during the period from sub-lance measurement to the end point.

At No. 2 BOF shop in Wakayama Steel Works, the models are being used for the automatic blowing and contributes to the reduction of reblow ratio and the improvement of quick tapping ratio.

Key words: steelmaking; process control; mathematical model; automatic blowing; BOF; endpoint control; top and bottom blowing; estimation of steel compositions.

1. 緒 言

純酸素上吹き転炉の導入以来、転炉プロセスの最大の課題は安定した吹錬と、終点における成分と温度の的中である。このために転炉の計算機制御が1960年当初より国内外において開発実施されてきており、国内では吹錬末期のサブランス計測と制御モデルとの組合せにより吹錬終点時のCと温度を制御する方式が確立された^{1)~4)}。

一方、新しい転炉製鋼法として、上吹き法と底吹き転炉法の特長を生かし短所を補うことのできる複合吹錬法⁵⁾が開発されるに及んで、複合吹錬法に適した制御システムの開発も進められてきた^{6)~9)}。

また、Cと温度のみでなく、Mn・Pについても推定や制御についての検討がなされてきた。これに関しては、

排ガス情報を活用して炉内残留酸素量を時々刻々算出しこれを適正範囲内に制御することによつて終点P、Mnのばらつきを低減させる方法¹⁰⁾¹¹⁾や、酸素センサーによる鋼中酸素濃度測定値にもとづいて終点Mn、Pを推定する方法など¹²⁾¹³⁾が報告されている。さらに吹錬安定化に関しては、ランス振動の測定結果にもとづき炉内のスラグレベルを間接的に推定してスラグフォーメーションの制御を行う方法¹⁴⁾や、マイクロ波FMレーダーによりスラグレベルを直接測定する方法¹⁵⁾などが報告されている。

本研究では、転炉複合吹錬に適用可能な汎用性のある終点制御モデルを開発するとともに、酸素センサーによらずに終点Mn、Pを推定するモデルを開発しオンライン化した。さらに既に開発済みのマイクロ波を用いたスラグレベル計にもとづくスロッピング(Slopping)防止

昭和61年10月本会講演大会にて発表 昭和62年5月19日受付 (Received May. 19, 1987)

* 住友金属工業(株)システムエンジニアリング本部 (System Engineering Division, Sumitomo Metal Industries, Ltd., 1-3 Nishinagashondori, Amagasaki 660)

*² 住友金属工業(株)和歌山製鉄所 (Wakayama Steel Works, Sumitomo Metal Industries, Ltd.)

*³ 住友金属工業(株)鹿島製鉄所 (Kashima Steel Works, Sumitomo Metal Industries, Ltd.)

機能¹⁵⁾をも組み入れた自動吹錬システムの開発を行った¹⁶⁾¹⁷⁾。以下システムの概要と適用結果について述べる。

2. 終 点 制 御

転炉複合吹錬の終点制御の数式モデル構築に際しては、理論的なアプローチではなく、実操業データの解析から吹錬プロセスの特性を定式化する方法を採用した。

2.1 酸素消費量の計算

吹錬末期の脱炭モデルは、脱炭速度が送酸速度に比例する高炭素領域と、炭素含有量によつて変わる低炭素領域とに分けて考えることができる。このそれぞれの領域での脱炭特性を考慮して、包括的に脱炭特性を下式のごとく近似表現することができる¹⁸⁾。

$$-\frac{dO_2/W_{ST}}{dC} = m_0 + \frac{m_1}{C} \dots\dots\dots (1)$$

ただし

C: 鋼浴炭素含有量 (wt%), O₂: 酸素消費量 (Nm³), W_{ST}: 溶鋼重量 (t), m₀, m₁: 係数

上式は、脱炭量と溶鋼単位重量当たりの酸素消費量の比を示しており、酸素消費量比と定義することにする。

上式右辺の係数 m₀, m₁ は定数ではなく、吹錬末期での上吹き酸素流量などの操業因子の変動によつて影響を受けると考えられる。解析を容易にするため、上式での m₀, m₁ を定数部 a₀, a₁ と操業因子の変動の影響を受けるパラメーター α とに分離し、それぞれ α・a₀, α・a₁ と置くことにすると(2)式を得る。

$$-\frac{dO_2/W_{ST}}{dC} = \alpha \cdot \left(a_0 + \frac{a_1}{C} \right) \dots\dots\dots (2)$$

ここでは、吹錬末期のみに限定すれば、高炭素領域と低炭素領域での α への操業条件の影響は同程度であると仮定した。

さらに、パラメーター α は、操業因子が基準的な値をとる場合はその値が1となるようにした。

吹錬中のサブランス計測時点から吹錬終点までの期間の酸素消費量は(2)式の積分により(3)式のごとく求めることができる。

$$\frac{\Delta O_2 + \sum_j k_{SUB}^j \cdot W_{SUB}^j}{W_{ST}} = \alpha \cdot \left\{ a_0 (C_S - C_E) + a_1 \cdot \log \left(\frac{C_S}{C_E} \right) \right\} \dots\dots (3)$$

ただし、

C_S: サブランス計測による吹錬中鋼浴 C (wt%), C_E: 終点 C (wt%), ΔO₂: 吹錬中サブランス計測時点から吹錬終点までの吹込み酸素量 (Nm³), W_{SUB}^j: 銘柄 j

の副原料投入量 (t), k_{SUB}^j: 銘柄 j の副原料の酸素含有量 (Nm³/t)

上式で、まずパラメーター α の値を1とおいて実績データの回帰分析により係数 a₀, a₁ の値を求めた結果、それぞれ 9.3333, 0.9979 であった。次に、(3)式から(4)式のごとく α の実績値を逆算し、それと各操業因子との関係を調査した。

$$\alpha = \frac{(\Delta O_2 + \sum_j k_{SUB}^j \cdot W_{SUB}^j) / W_{ST}}{a_0 (C_S - C_E) + a_1 \cdot \log \left(\frac{C_S}{C_E} \right)} \dots\dots\dots (4)$$

実操業データを用いた回帰分析により、(4)式から求める α は下式のごとく定式化できることが分かった。

$$\begin{aligned} \alpha = & g_1 \cdot (F_0 - F_{OK}) + g_2 \cdot (B_G - B_{GK}) \\ & + g_3 \cdot (L_H - L_{HK}) + g_4 \cdot (T_S - T_{SK}) \\ & + g_5 \cdot \left(\frac{W_{FCaO}}{W_{ST}} - \frac{W_{FCaOK}}{W_{STK}} \right) + g_6 \cdot \left(\frac{W_{FLU}}{W_{ST}} - \frac{W_{FLUK}}{W_{STK}} \right) g_0 \end{aligned} \dots\dots\dots (5)$$

ただし、

F₀: 吹錬末期の上吹き酸素流量 (Nm³/h・t), B_G: 吹錬末期の底吹きガス流量 (Nm³/h・t), L_H: 吹錬末期のランス湯面間距離 (cm), T_S: サブランス計測による吹錬中鋼浴温度 (°C), W_{FCaO}: サブランス計測までに投入された CaO 量 (t), W_{FLU}: サブランス計測までに投入された蛍石量 (t), F_{OK}, B_{GK}, L_{HK}, T_{SK}, W_{FCaOK}, W_{FLUK}: 上記データの基準値, W_{STK}: 溶鋼重量の基準値

上式における係数の値は、g₁ = -0.005398, g₂ = -0.03161, g₃ = 0.001195, g₄ = -0.002535, g₅ = 17.55, g₆ = 47.94, g₀ = 1.00 である。Fig. 1 には上吹き酸素流量と各チャージの α との関係を示す。ただし α の実績値は上吹き酸素流量以外の因子 (例えば底吹きガス流量など)

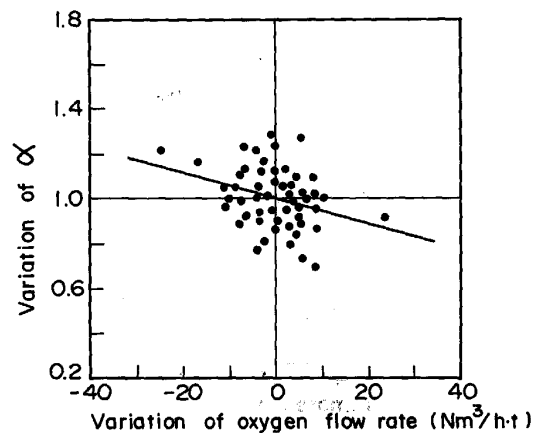


Fig. 1. Influence of oxygen flow rate on α.

の変動の影響も含んでいるので、Fig. 1 のプロットで示す量は実績の α からこれらの影響を除外しておいた。

上吹きガスおよび底吹きガスによる鋼浴攪拌の評価についての解析は 2~3 の研究者らによりなされているが¹⁹⁾²⁰⁾、反応特性との関係についての具体的検討はほとんどなされていない。有馬ら²¹⁾は排ガス情報より算出される炉内残留酸素量におよぼす上吹き酸素流量と底吹きガス流量の影響を実炉データの解析により調査した結果、後者は前者の約 20 倍の効果があると報告している。

上吹き酸素流量と底吹きガス流量が増すと鋼浴の攪拌強化により脱炭効率が向上し酸素消費量が減少する。したがって、係数 g_1, g_2 の値の符号が示すごとくパラメーター α は上吹き酸素流量、底吹きガス流量と負の相関をもつ。また、実データ解析の結果では、パラメーター α におよぼす底吹きガス流量の影響は上吹き酸素流量の影響の約 6 倍であり、有馬らの研究²¹⁾の結果ほどには差が認められていないように見える。これは、有馬らの研究²¹⁾では炉内へ残留する酸素量へ及ぼす影響を調査したのに対し、著者らは脱炭に消費された酸素量も含めた全酸素消費量への影響を調査したためであると考えられる。

(5)式にもとづくパラメーター α の推定値と(4)式にもとづく実績値の対比の一例を Fig. 2 に示す。

(2)式において $\alpha=1$ とおいたときの標準的な酸素消費量を Fig. 3 に示す。Fig. 3 には同一炉での過去における上吹き操業データの解析例も示した。

複合吹錬による鋼浴の攪拌強化により、酸素消費量の明瞭な低減効果が確認できる。前報¹⁸⁾の炉容の異なるケースでは、関連する操業要因として炉容や送酸密度(例えば鹿島 $3.33 \text{ Nm}^3/\text{t}\cdot\text{min}$, 小倉 $2.71 \text{ Nm}^3/\text{t}\cdot\text{min}$)

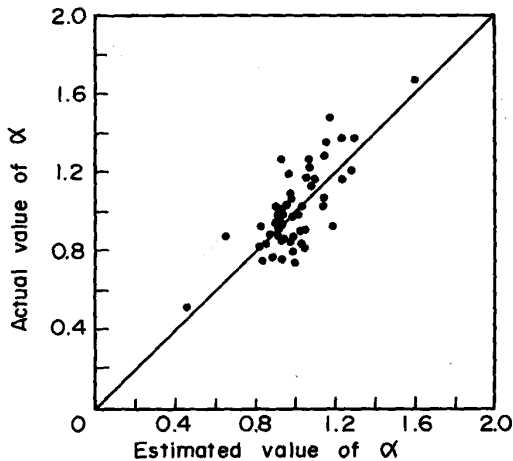


Fig. 2. Comparison between actual and estimated values of α .

等が考慮されていないため、上吹きと複合吹錬での上記特性の差は認められなかった。

2.2 昇温量の計算

吹錬末期の昇温量は、脱炭反応および Fe 酸化反応による発熱量を考慮すれば近似的に下式で表現できる¹⁸⁾。

$$-\frac{dT}{dC} = n_0 + \frac{n_1}{C} \dots\dots\dots (6)$$

ただし T : 鋼浴温度 ($^{\circ}\text{C}$), n_0, n_1 : 係数

上式は、脱炭量と昇温量の比を示しており、昇温量比と定義することにする。

酸素消費量の場合と同様に、上式での係数 n_0, n_1 を定数部 b_0, b_1 と操業因子の変動の影響を受けるパラメーター β とに分離し、それぞれ $\beta \cdot b_0, \beta \cdot b_1$ とおけば、(6)式は(7)式のごとく表せる。

$$-\frac{dT}{dC} = \beta \cdot \left(b_0 + \frac{b_1}{C} \right) \dots\dots\dots (7)$$

吹錬中のサブランス計測時点から吹錬終点までの期間の昇温量は(7)式の積分により(8)式で示される。

$$\Delta T + \sum_j l_{SUB}^j \cdot \frac{W_{SUB}^j}{W_{ST}} = \beta \cdot \left\{ b_0(C_S - C_E) + b_1 \cdot \log \left(\frac{C_S}{C_E} \right) \right\} \dots (8)$$

ただし、

ΔT : 吹錬中サブランス計測時点から吹錬終点までの昇温量 ($^{\circ}\text{C}$), l_{SUB}^j : 銘柄 j の副原料の冷却係数 ($^{\circ}\text{C}$)

上式で、まずパラメーター β の値を 1 とおき、実績データの回帰分析により係数 l_{SUB}^j, b_0, b_1 を確定することができる。たとえば b_0, b_1 の値はそれぞれ 86.25, 12.27 であつた。次に、パラメーター β の実績値を(8)式より逆算すると(9)式となる。

$$\beta = \frac{\Delta T + \sum_j l_{SUB}^j \cdot \frac{W_{SUB}^j}{W_{ST}}}{b_0 \cdot (C_S - C_E) + b_1 \cdot \log \left(\frac{C_S}{C_E} \right)} \dots\dots\dots (9)$$

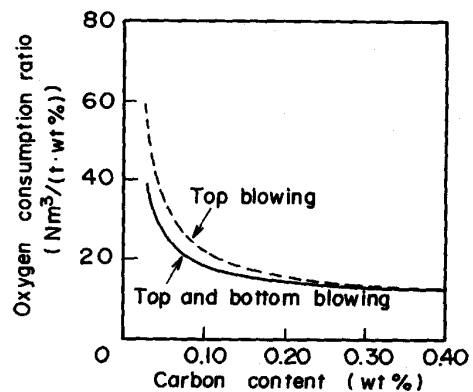


Fig. 3. Oxygen consumption ratio at the final stage of blowing.

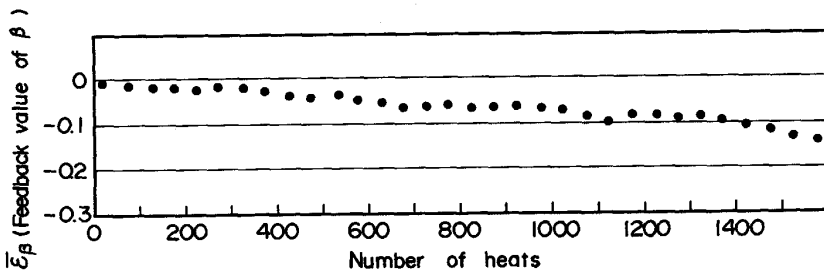


Fig. 4. Change of the feedback values of β with number of heats.

実操業データの回帰分析により、(9)式で求まる β は下式のごとく定式化できることが分かった。

$$\begin{aligned} \beta = & h_1 \cdot (F_0 - F_{OK}) + h_2 \cdot (B_G - B_{CK}) \\ & + h_3 \cdot (L_H - L_{HK}) + h_4 \cdot (T_s - T_{SK}) \\ & + h_5 \cdot \left(\frac{W_{FCaO}}{W_{ST}} - \frac{W_{FCaOK}}{W_{STK}} \right) \\ & + h_6 \cdot \left(\frac{W_{FLU}}{W_{ST}} - \frac{W_{FLUK}}{W_{STK}} \right) + h_0 \dots \dots \dots (10) \end{aligned}$$

上式における係数の値は、 $h_1 = -0.002879$, $h_2 = -0.006384$, $h_3 = 0$, $h_4 = -0.006075$, $h_5 = 0.2018$, $h_6 = 1.441$, $h_0 = 1.00$ である。

定性的には、上吹き酸素流量と底吹きガス流量が増すと鋼浴の攪拌強化による Fe 酸化度低下のために昇温量比が低下する。したがって、係数 h_1, h_2 の値の符号が示すごとく、パラメーター β はこれら二つの因子と負の相関をもつ。

2.3 制御方式

制御に際しては、前述の酸素消費量と昇温量の計算式にもとづいて、目標の温度と成分を得るために、必要な吹込み酸素量と冷却剤投入量が算出される。この場合、前述の数式モデルにより酸素消費量と昇温量を計算することができるが、操業条件が変動した場合においてもモデル精度維持のために、実績データのフィードバックによるモデル・パラメーターの適応修正を行うのが望ましい。

先行チャージの(4), (9)式によるパラメーター α, β の実績値と(5), (10)式による推定値との差 $\varepsilon_\alpha, \varepsilon_\beta$ を移動平均した量をそれぞれ $\bar{\varepsilon}_\alpha, \bar{\varepsilon}_\beta$ とすれば、適応修正されたパラメーターは(11), (12)式で表される。

$$\begin{aligned} \hat{\alpha} = & g_1 \cdot (F_0 - F_{OK}) + g_2 \cdot (B_G - B_{CK}) + g_3 \cdot (L_H - L_{HK}) \\ & + g_4 \cdot (T_s - T_{SK}) + g_5 \cdot \left(\frac{W_{FCaO}}{W_{ST}} - \frac{W_{FCaOK}}{W_{STK}} \right) \\ & + g_6 \cdot \left(\frac{W_{FLU}}{W_{ST}} - \frac{W_{FLUK}}{W_{STK}} \right) + g_0 + \bar{\varepsilon}_\alpha \dots \dots \dots (11) \end{aligned}$$

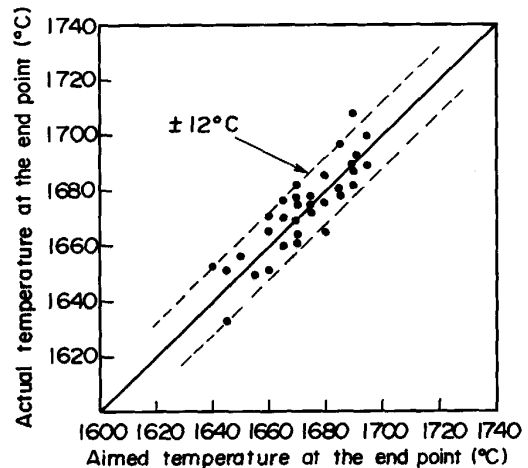


Fig. 5. Accuracy of temperature at the end point.

$$\begin{aligned} \hat{\beta} = & h_1 \cdot (F_0 - F_{OK}) + h_2 \cdot (B_G - B_{CK}) + h_3 \cdot (L_H - L_{HK}) \\ & + h_4 \cdot (T_s - T_{SK}) + h_5 \cdot \left(\frac{W_{FCaO}}{W_{ST}} - \frac{W_{FCaOK}}{W_{STK}} \right) + \\ & + h_6 \cdot \left(\frac{W_{FLU}}{W_{ST}} - \frac{W_{FLUK}}{W_{STK}} \right) + h_0 + \bar{\varepsilon}_\beta \dots \dots \dots (12) \end{aligned}$$

(3), (8)式中の α, β に適応修正されたパラメーター $\hat{\alpha}, \hat{\beta}$ を、さらに $C_E, \Delta T$ の代わりにそれぞれの目標値 $C_{EA}, \Delta T_A$ を用いると(13), (14)式を得る。これらの式を用いると必要な操作量すなわち吹込み酸素量 ΔO_2 と冷却剤投入量 W_{SUB}^j を算出することができる。

$$\begin{aligned} \frac{\Delta O_2 + \sum_j k_{SUB}^j \cdot W_{SUB}^j}{W_{ST}} = & \hat{\alpha} \cdot \left\{ a_0 \cdot (C_s - C_{EA}) + a_1 \cdot \log \left(\frac{C_s}{C_{EA}} \right) \right\} \dots \dots (13) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \Delta T_A + \sum_j l_{SUB}^j \cdot \frac{W_{SUB}^j}{W_{ST}} = & \hat{\beta} \cdot \left\{ b_0 \cdot (C_s - C_{EA}) + b_1 \cdot \log \left(\frac{C_s}{C_{EA}} \right) \right\} \dots \dots \dots (14) \end{aligned}$$

これらの式にもとづいて下記のごとき制御方式を作成した。

(1) 吹錬末期の上吹き酸素流量 F_0 、底吹きガス流量 B_G およびランス湯面間距離 L_H が材質グループ別に与

えられる。

(2) パラメーター α, β のフィードバック量 $\bar{\varepsilon}_\alpha, \bar{\varepsilon}_\beta$ を求める。

(3) (11), (12) 式にもとづき適応修正されたパラメーター $\hat{\alpha}, \hat{\beta}$ を求める。

(4) 上記 $\hat{\alpha}, \hat{\beta}$ を (13), (14) 式に代入すれば, 制御に必要な操作量 $\Delta O_2, W_{SUB}^j$ が求められる。

炉回数の進行にともなう β のフィードバック量 $\bar{\varepsilon}_\beta$ の推移の一例を Fig. 4 に示す。図より炉回数の進行につれて $\bar{\varepsilon}_\beta$ が低下する傾向が認められるが, これは炉壁の侵食により炉壁からの損失熱が増加して昇温量が減少していくためと考えられる。

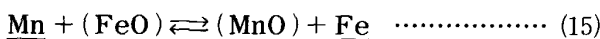
モデルによる終点温度の精度は Fig. 5 に示すごとく良好である。

3. 終点成分推定

従来の操業では, P による成分外れを防止するために終点成分を確認してから出鋼開始していたが, この方法では高温状態での溶鋼が長時間炉内に滞留するため, 温度降下と耐火物溶損などの悪影響があつた。そこで吹錬終了から出鋼までの迅速化を目的として, 終点成分を未確認の状態でも出鋼できるように終点 Mn, P を推定するモデルを開発した。酸素センサーにもとづく Mn, P の推定方法は各社で検討されているが¹²⁾¹³⁾, 統一された方法は無い。そこで本研究では酸素センサーによらずに終点 Mn, P を推定する方法を検討した。

3.1 終点 Mn の推定

吹錬中の Mn に関するスラグ・メタル間反応は次式であらわされる。



上記反応における Mn 分配式は (16) 式で表される。

$$\frac{(\% \text{MnO})}{(\% \text{FeO}) \cdot [\text{Mn}]} = 10^{\left(\frac{6.440}{T+273} - 2.95\right)} \equiv K_{\text{Mn}}(T) \quad \dots\dots (16)$$

ただし,

[Mn]: メタル中 Mn 含有量 (wt%), (% MnO), (% FeO): スラグ中 MnO, FeO の各含有量 (wt%), $K_{\text{Mn}}(T)$: 平衡定数²²⁾

上式が吹錬中サブランス計測時および吹錬終点時に成り立つとすれば下記 (17), (18) 式が得られる。

$$(W_{\text{FeO}})_S = \frac{(W_{\text{MnO}})_S}{K_{\text{Mn}}(T_S) \cdot [\text{Mn}]_S} \quad \dots\dots (17)$$

$$(W_{\text{FeO}})_E = \frac{(W_{\text{MnO}})_E}{K_{\text{Mn}}(T_E) \cdot [\text{Mn}]_E} \quad \dots\dots (18)$$

ただし, $W_{\text{MnO}}, W_{\text{FeO}}$ はスラグ中 MnO, FeO の各重量 (kg) を表し, 添え字 S, E はそれぞれ吹錬中サブ

ランス計測時点および吹錬終点を表す。

ここで,

$$\Delta W_{\text{FeO}} = (W_{\text{FeO}})_E - (W_{\text{FeO}})_S \quad \dots\dots (19)$$

とおけば, ΔW_{FeO} は吹錬中サブランス計測時点から吹錬終点までのスラグ中 FeO 重量の変化量 (kg) をあらわすことになるが, この量はその期間に供給された酸素のうち脱炭に消費されなかつた酸素量と相関があると考えられる。実操業データでの関係を Fig. 6 に示す。この関係を用いて下式のごとく定式化を行った。

$$\frac{\Delta W_{\text{FeO}}}{W_{ST}} = p \cdot \frac{\Delta O_{NC}}{W_{ST}} + q \quad \dots\dots (20)$$

ただし, ΔO_{NC} : 吹錬中サブランス計測時点から吹錬終点までに供給された酸素のうち脱炭に消費されなかつた酸素量 (Nm^3), p, q : 係数

上式中の係数 p, q の値は $p=3.04, q=-0.81$ である。サブランス計測時から吹錬終点までに供給された酸素のうち脱炭に消費されなかつた酸素の全量が Fe の酸化に消費されかつ生成された FeO が分解しないと仮定すると, 化学量論的には $p=6.4, q=0$ となるべきであるが, 解析の結果はこれとかなり異なつた値になつている。これは, 実操業では, 供給された酸素は脱炭, Fe 酸化以外に Mn, P の直接酸化や炉内二次燃焼にも消費され, またスラグ・メタル間で (FeO) による Mn, P の間接酸化反応もおこり, 必ずしも上記の仮定どおりにはならないためと考えられる。

次に, Mn の物質収支より下式が成り立つ。

$$\frac{(W_{\text{MnO}})_S}{W_{ST}} = \{[\text{Mn}]_{IN} - [\text{Mn}]_S\} \cdot \frac{M_{\text{MnO}}}{M_{\text{Mn}}} \times 10 \quad \dots\dots (21)$$

$$\frac{(W_{\text{MnO}})_E}{W_{ST}} = \{[\text{Mn}]_{IN} - [\text{Mn}]_E\} \cdot \frac{M_{\text{MnO}}}{M_{\text{Mn}}} \times 10 \quad \dots\dots (22)$$

ただし, $[\text{Mn}]_{IN}$: 溶鋼量に対する装入 Mn 量 (wt%),

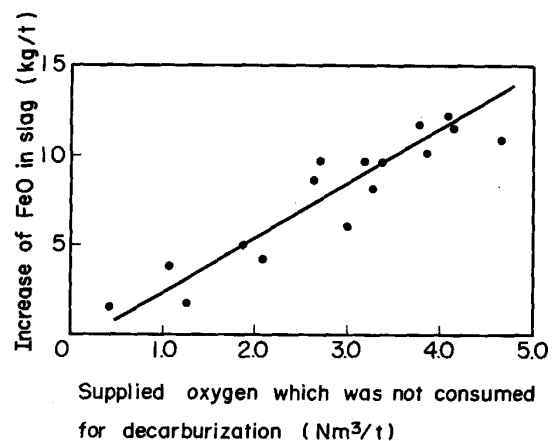


Fig. 6. Relation between supplied oxygen which was not consumed for decarburization and increase of FeO in slag.

M_{Mn} : Mn の原子量 (kg/kmol), M_{MnO} : MnO の分子量 (kg/kmol)

上記(17), (18), (19), (20), (22)式より終点 Mn を求めると(23)式のごとくなる.

$$[Mn]_E = \frac{[Mn]_{IN} \times 10}{10 + K_{Mn}(T_E) \cdot \frac{M_{Mn}}{M_{MnO}} \cdot \left\{ \frac{(W_{MnO})_S / W_{ST}}{K_{Mn}(T_S) \cdot [Mn]_S} + p \cdot \frac{\Delta O_{NC}}{W_{ST}} + q \right\}} \quad (23)$$

ただし上式右辺の $(W_{MnO})_S / W_{ST}$ は(21)式より求められる. 上式にもとづく終点 Mn の推定値と実績値の対比の一例を Fig. 7 に示すが, ほぼ ± 0.03 wt% に入る精度である.

3.2 終点Pの推定

Pの分配については HEALY の脱りん平衡式²³⁾があるが, ここでは HEALY の平衡式を基本にした下記(24)式における各要因の係数値を実操業データに合うように決めた.

$$\log \frac{(P)}{[P]} = d_0 + \frac{d_1}{T} + d_2 \log (\%FeO) + d_3 \cdot (\%CaO) \quad (24)$$

ただし, (P) : スラグ中P含有量 (wt%), [P] : メタル中P含有量 (wt%), (%CaO) : スラグ中 CaO 含有量 (wt%), d_0, d_1, d_2, d_3 : 係数

上式が吹錬中サブランス計測時および吹錬終点時に成り立つとすれば下記(25)式が得られる.

$$\log \frac{(P)_E}{[P]_E} = \log \frac{(P)_S}{[P]_S} + d_1 \cdot \left(\frac{1}{T_E} - \frac{1}{T_S} \right) + d_2 \cdot \log \frac{(\%FeO)_E}{(\%FeO)_S} + d_3 \cdot \{ (\%CaO)_E - (\%CaO)_S \} \quad (25)$$

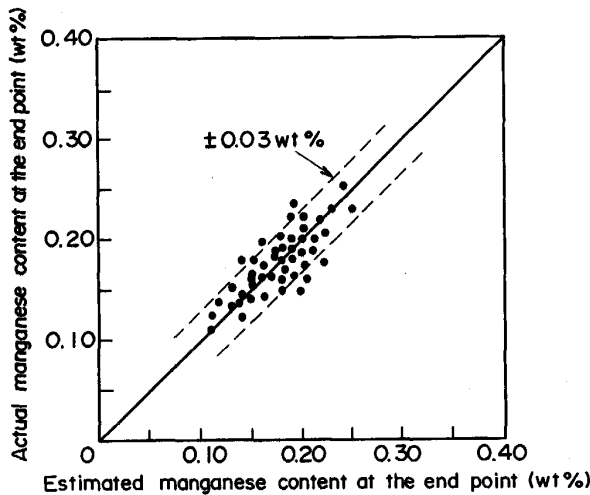


Fig. 7. Accuracy of manganese content at the end point.

$$- (\%CaO)_S \} \dots \dots \dots (25)$$

ただし, 上式における添え字 S, E はそれぞれ吹錬中サブランス計測時点および吹錬終点をあらわす.

実操業データの回帰分析により, 係数値として $d_1=5281, d_2=0.2399, d_3=0.006627$ を得た.

次に, Pの物質収支より下式が成り立つ.

$$(P)_S = \frac{[P]_{IN} - [P]_S \times 1000}{(W_{SLAG})_S / W_{ST}} \quad (26)$$

$$(P)_E = \frac{[P]_{IN} - [P]_E \times 1000}{(W_{SLAG})_E / W_{ST}} \quad (27)$$

ただし, [P]_{IN} : 溶鋼量に対する装入P量 (wt%), $(W_{SLAG})_S, (W_{SLAG})_E$: 吹錬中サブランス計測時および吹錬終点時のスラグ重量 (kg)

吹錬中サブランス計測時のスラグ重量は装入 Si と関係があると考えられるが, 実操業データでの解析により下式のごとく定式化を行った.

$$\frac{(W_{SLAG})_S}{W_{ST}} = r \cdot [Si]_{IN} + s \quad (28)$$

ただし, [Si]_{IN} : 溶鋼量に対する装入 Si 量 (wt%)
上式中の係数の値は $r=123.0, s=11.0$ である.

この時期では塩基度 (CaO/SiO₂) がほぼ 3.5 になるような操業を行っており, スラグが CaO と SiO₂ のみから構成されているとすれば $r=96.4$ となるが, 実際には FeO, MnO などの成分も含むので, r はこの数値よりやや大きな値になったものと思われる.

また吹錬中サブランス計測時から吹錬終点時までのスラグ重量の変化量 ΔW_{SLAG} (kg) は, スラグ中 FeO 重量の場合と同様に, その期間に供給された酸素のうち脱炭に消費されなかつた酸素量と関係があると考えられる. 実操業データでの関係を Fig. 8 に示す. この関係

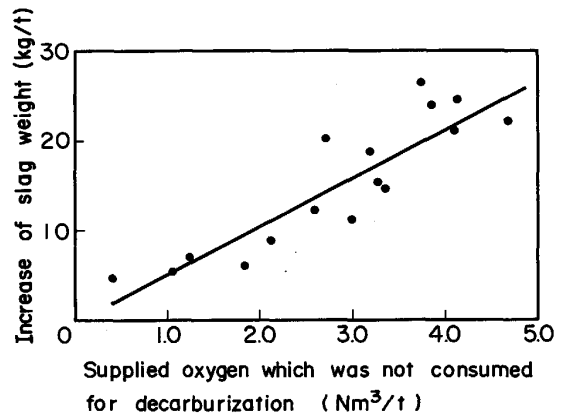


Fig. 8. Relation between supplied oxygen which was not consumed for decarburization and increase of slag weight.

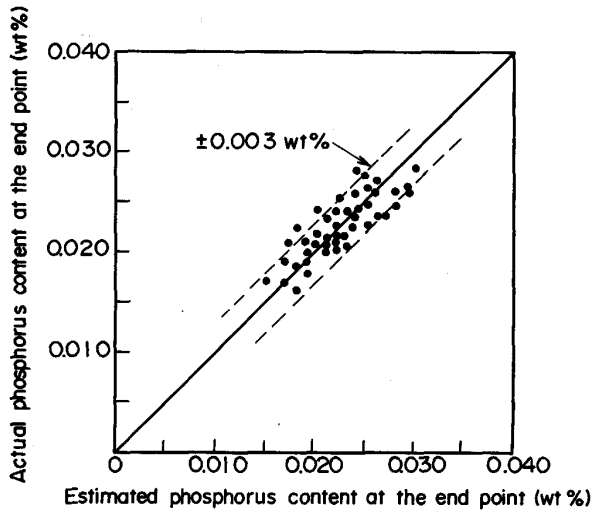


Fig. 9. Accuracy of phosphorus content at the end point.

を用いて下式のごとく定式化を行った。

$$\frac{\Delta W_{SLAG}}{W_{ST}} = u \cdot \frac{\Delta O_{NC}}{W_{ST}} + v \dots\dots\dots (29)$$

ただし、 u, v : 係数

上式中の係数の値は $u=5.44, v=-0.36$ である。

(29)式の表されるスラグ重量の変化量は、(20)式で表されるスラグ中 FeO 重量の変化量と比較するとやや多くなっているが (Fig. 6 と Fig. 8 を参照)、これは前者が (FeO) の他に (MnO), (P₂O₅) の変化量なども含んでおり、吹錬末期には (FeO) のみならず (MnO), (P₂O₅) なども増加するためと考えられる。

上述の ΔW_{SLAG} を用いれば吹錬終点でのスラグ重量は(30)式で求められる。

$$(W_{SLAG})_E = (W_{SLAG})_S + \Delta W_{SLAG} \dots\dots\dots (30)$$

また、吹錬中サブランス計測時および吹錬終点時のスラグ中 FeO 含有率、CaO 含有率は(31), (34)式で表される。

$$(\%FeO)_S = \frac{(W_{FeO})_S}{(W_{SLAG})_S} \times 100 \dots\dots\dots (31)$$

$$(\%FeO)_E = \frac{(W_{FeO})_E}{(W_{SLAG})_E} \times 100 \dots\dots\dots (32)$$

$$(\%CaO)_S = \frac{(W_{CaO})_S}{(W_{SLAG})_S} \times 100 \dots\dots\dots (33)$$

$$(\%CaO)_E = \frac{(W_{CaO})_E}{(W_{SLAG})_E} \times 100 \dots\dots\dots (34)$$

ただし、(31), (32)式における $(W_{FeO})_S, (W_{FeO})_E$ は(17), (18), (21), (22)式にもとづいて求める。また(33), (34)式における $(W_{CaO})_S, (W_{CaO})_E$ はそれぞれサブランス計測時、吹錬終点時までに消費された CaO 量 (kg) である。

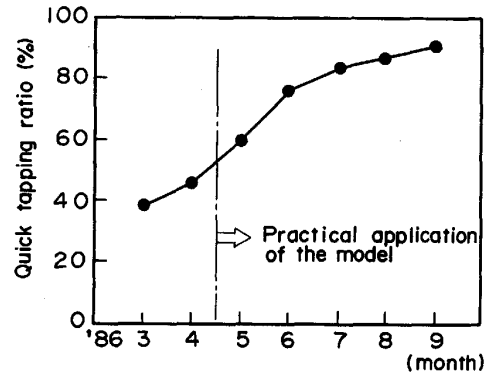


Fig. 10. Transition of quick tapping ratio.

上記(27)~(34)式を(25)式に代入することにより、(35)式のごとく終点Pを求めることができる。

$$[P]_E = \frac{[P]_{IN}}{1 + 10^{L_P - 31} \cdot (W_{SLAG})_E / W_{ST}} \dots\dots\dots (35)$$

ただし

$$L_P \equiv \log \frac{(P)_S}{[P]_S} + d_1 \cdot \left(\frac{1}{T_E} - \frac{1}{T_S} \right) + d_2 \cdot \log \frac{(\%FeO)_E}{(\%FeO)_S} + d_3 \cdot \{ (\%CaO)_E - (\%CaO)_S \} \dots\dots\dots (36)$$

であり、上式右辺の $(P)_S$ は(26)式より求められる。

上式にもとづく終点Pの推定値と実績値の対比の一例を Fig. 9 に示すが、ほぼ ± 0.003 wt% に入る精度である。

4. 自動吹錬システム

和歌山2製鋼では、ランス高さ制御、酸素流量制御、底吹きガス流量制御、副原料自動投入、サブランス自動降下および酸素自動停止の自動制御機能があり、プロセス制御用マイクロコンピューターから設定あるいは変更指令を受けて制御が行われる。上記のうち、ランス高さ、酸素流量、底吹きガス流量、副原料投入については経験的に決められた操作基準にしたがつて制御される。

前述したごとく数式モデルの有効性が認められたので、上述の自動制御機能に終点制御と終点成分推定の各モデルを組み込み、さらにマイクロ波を用いたスラグレレベル計によるスロッピング防止機能¹⁵⁾や副原料自動搬送機能も組入れて、1986年5月より本格的な自動吹錬に移行した。本システムでは、吹錬開始から出鋼にいたるまでの一連の転炉操業の自動化が可能となり、自動吹錬の実用化により再吹錬比率は従来より8%減少し、迅速無倒炉出鋼比率は Fig. 10 に示すごとく向上した。この結果副原料原単位および耐火物原単位の低減など多大の効果が確認されている。

5. 結 言

本研究では、複合吹錬に適用可能な終点制御モデルおよび終点 Mn, P 推定モデルを開発する研究を行い、次の結果を得た。

(1) 吹錬末期の低炭素から高炭素までを含んだ領域での酸素消費量と昇温量の各基礎式を作成し、酸素消費量に関する上吹きと複合吹錬の定量的差異を明確にした。

(2) 上記基礎式をもとに吹錬終点の溶鋼 C と溶鋼温度を目標に一致させるための終点制御モデルを開発した。

(3) 吹錬中のサブランス採取サンプルの Mn, P 分析値、および吹錬中サブランス計測から吹錬終点までの非脱炭酸素量のデータを用いて、酸素センサーによらずに終点 Mn, P を精度良く推定できる推定式を開発した。

(4) 上述の終点制御モデルと終点 Mn, P 推定モデルを和歌山2製鋼に導入して自動吹錬に移行した結果、再吹錬比率低減と迅速無倒炉出鋼比率向上が可能となり、副原料および耐火物原単位の低減などの効果が得られた。

文 献

- 1) 竹村洋三, 加藤 郁, 福田重美: 製鉄研究 (1977) 291, p. 12147
- 2) 田口喜代美, 尾関昭矢, 長谷川輝之, 白谷勇介, 坪井 勇, 松井邦雄: 鉄と鋼, **63** (1977), A95
- 3) 飯田義治, 江本寛治, 難波明彦, 武 英雄, 土田 剛, 高橋英幸, 小川正勝, 中路 茂, 増田康男: 川崎製鉄技報, **10** (1979), p. 314
- 4) 高輪武志, 美坂佳助, 片山勝美, 辻川 宏, 桜場和雅: 鉄と鋼, **66** (1980), S766
- 5) 梅田洋一, 増田誠一, 多賀雅之, 姉崎正治, 平田武行: 住友金属, **32** (1980), p. 264
- 6) 大西保之, 野呂克彦, 中島敏洋, 荻野定志, 伊賀一幸, 吉田学史, 目黒善一, 森 正晃: 鉄と鋼, **70** (1984), S260
- 7) 高輪武志, 片山勝美, 戸崎泰之, 布袋屋道則, 平山憲雄, 長沢尚人: 鉄と鋼, **70** (1984), S895
- 8) 山根 明, 橋 林三, 高柴信元, 小泉 進, 玉田滋基, 岩村忠昭: 鉄と鋼, **71** (1985), S177
- 9) 白谷勇介, 田辺治良, 福味純一, 内田繁孝, 福田正親, 川上正弘: 鉄と鋼, **71** (1985), S1050
- 10) 田中 功, 城野 裕, 金本通隆, 吉田 透, 上田裕二郎, 磯上勝行: 鉄と鋼, **66** (1980), S768
- 11) 長田昭一, 上田裕二郎, 越智昭彦, 衛藤周次郎, 吉田 透, 金本通隆: 鉄と鋼, **71** (1985), S174
- 12) 永井 潤, 大西正之, 山本武美, 奥田治志, 中井一吉, 武 英雄: 鉄と鋼, **69** (1983), S248
- 13) 丹村洋一, 長谷川輝之, 半明正之, 宮脇芳治, 碓井 務: 鉄と鋼, **69** (1983), S1003
- 14) 飯田義治, 江本寛治, 小川正勝, 大西正之, 山田博右: 鉄と鋼, **68** (1982), p. 2480
- 15) 小林純夫, 鳩野哲男, 加藤木健, 栗山 明, 市原 清: 鉄と鋼, **69** (1983), p. 51
- 16) 栗林 隆, 北門達男, 大前松男, 佐藤省吾, 岡田 剛, 高輪武志, 片山勝美: 鉄と鋼, **72** (1986), S1042
- 17) 犬井正彦, 岡田 剛, 多田健一, 高輪武志, 栗林 隆, 佐藤光信: 鉄と鋼, **72** (1986), S1043
- 18) 高輪武志, 片山勝美, 布袋屋道則, 平山憲雄: 鉄と鋼, **73** (1987), p. 836
- 19) 中西恭二, 加藤嘉英, 野崎 努, 江見俊彦: 鉄と鋼, **66** (1980), p. 1307
- 20) 甲斐 幹, 大河平和男, 樋口満雄, 平居正純: 鉄と鋼, **69** (1983), p. 228
- 21) 有馬慶治, 上田裕二郎, 磯上勝行, 八太好弘, 長田昭一, 谷口裕一: 鉄と鋼, **69** (1983), S1013
- 22) 日本学術振興会製鋼第19委員会: 製鋼反応の推奨平衡値 (1968), p. 71 [日刊工業新聞社]
- 23) G. W. HEALY: J. Iron Steel Inst., **208** (1970), p. 664