

技術報告

シリコマンガン製造電気炉におけるメタル
ガイドモデルの開発高輪武志*・片山勝美*・神田良雄*²・古川 孝*²The Development of an Operational Guide Model for Electric Furnace for
Producing Silicomanganese

Takeshi TAKAWA, Katsumi KATAYAMA, Yoshio KANDA and Takashi FURUKAWA

Synopsis :

For the operational guide of electric furnace for producing silicomanganese, a new simplified mathematical model suitable for online application has been developed on the following procedure.

(1) Equations for the estimation of reaction rates are derived from material balance through the charge conditions and the exhaust gas compositions.

(2) The ratio of transference of MnO, FeO, SiO₂ into slag and the amount of permeation of carbon into metal are formulated as the functions of operational variables.

(3) By using the above-stated formulated equations, the transition of metal formation rate and metal temperature can be estimated.

At EF shop No. 2 in Kashima Works of Chuo Denki Kogyo Co., Ltd., the model is being used for the guidance of the operation and contributes to the reduction of electric power consumption.

Key words : ferroalloy ; modelling ; operational guide ; electric furnace ; silicomanganese ; material balance ; reaction rate ; electric power consumption ; metal formation rate.

1. 緒 言

合金鉄を製造する電気炉の操業効率の向上を目的とした計算機制御については1970年代より各国で研究が始められた。

国外では、装入原料の秤量供給制御や電極位置制御についての報告がされていたが^{1)~3)}、我が国でも同様の研究が報告されている⁴⁾⁵⁾。例えば、寺田らは操業時に発生するガスの温度や成分の実測データから電極先端位置を推定し、それが消費電力量に対応する目標位置になるように各電極の移動量を操作する制御方式を開発し実用化したと報告している⁵⁾。

一方、川崎は試験電気炉の解体調査により炉内反応の進行程度について定量的な考察を行い、安定操業のための指針を与えている⁶⁾。しかし、転炉の例^{7)~9)}で見られるような、オンラインで炉内反応を推定して操業のガイドとするような方式については、電気炉においてはほまだ実施例はほとんど見当たらない。

本研究は、物質収支を基礎として炉内現象を簡潔に説明する推定モデルを作成し、これに製錬中の装入物データ、および炉内反応の結果として発生する炉上排ガスのデータを取り込んで、時々刻々のメタル生成速度とメタル温度を計算するシステムの開発をめざした。以上の観点より、オンライン適用を前提とした簡潔なモデルを開発し、シリコマンガン製造電気炉における操業ガイドの実用化を行った。以下モデルの概要と計算結果について述べる。

2. 数式モデルの構成

2.1 モデルの基本構想

電気炉の炉内では直接還元や間接還元などの反応が起こり、その結果として排ガス成分およびメタルの各成分・温度が観測される。したがってメタル成分や温度を制御するためには、まずこれらの結果をもたらし炉内の状態を推定する必要がある。このような目的に対して本来必要とされる数式モデルは、炉内の反応の動的な挙動

昭和61年11月25日受付 (Received Nov. 25, 1986)

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

*² 中央電気工業(株)鹿島工場 (Kashima Works, Chuo Denki Kogyo Co., Ltd.)

を総合的に記述し、入力条件のみから炉内の状態変化を推定するモデルである。この場合厳密に理論的な反応速度を定式化することは容易ではなく、かつモデルの複雑性が増すなどの問題があり、直ちに実炉に適用することは困難である。

そこで、反応速度については純理論的なアプローチではなく、電気炉の実操業データの解析から定式化する方法をとることにした。

2.2 数式モデルによる炉内反応の推定

2.2.1 モデルの構造

本モデルでは、炉内状態をできるだけマクロ的な観点からとらえるため、炉内現象の簡潔化をはかるいくつかの仮定を設定しており、それらは次のごとく要約される。

(1) 炉内では、①カーボンソリュージョン反応、②COによるMnO₂, Fe₂O₃, H₂OのMnO, FeO, H₂への間接還元反応、③CによるMnO, FeO, SiO₂のMn, Fe, Siへの直接還元反応、④メタルへの浸炭、⑤MnO, FeO, SiO₂のスラグへの移行、の5種類の反応を想定する。

(2) 上記(1)の反応に関して、MnO, FeO, SiO₂がCにより還元される直接還元反応と、スラグへ移行する反応とはそれぞれある比率で進行する。MnO, FeO, SiO₂がそれぞれスラグへ移行する比率 α, β, γ は操業因子の影響を受けると考えられるが、出湯から次の出湯までの期間中は一定と仮定する。

(3) 炉内の荷下がりに関しては、鉍石は間接還元におけるFeO生成速度(kmol/min)に比例して装入され降下するものとする。

(4) 装入物中Fe, Mnの形態は下記のごとくである。

- ① FeはすべてFe₂O₃の形で存在する。
- ② MnはMnO₂またはMnOの形で存在する。

(5) メタル中各成分の製錬過程での蒸発損失は無視できるものとする。

(6) 毎回の出湯終了時には残湯および残滓が存在し、それらの量はおおの一定であるとする。

Fig. 1は装入物中MnO₂, MnO, Fe₂O₃, SiO₂が還元あるいは滓化によりメタル、スラグへ移行する過程を示し

た概念図である。Table 1は本モデルで考慮した5種類の反応を示す。

2.2.2 物質収支

(1) 反応速度の推定

反応速度R₁~R₁₁は、入力データである装入物条件および操業の結果である排ガス成分を用いれば、次のごとく推定できる。

① 反応速度R₂, R₅, R₆, R₇, R₉, R₁₀, R₁₁は仮定(2), (3), (4)によりR₃の関数として求めることができる。

② カーボンソリュージョン反応速度R₁, Fe₂O₃の還元速度R₃および水素生成速度R₄については、それ

Table 1. The reactions in the furnace.

		Reactions	(rate)
1	Carbon solution	CO ₂ + C → 2CO	----- R ₁
2	Indirect reduction	MnO ₂ + CO → MnO + CO ₂	----- R ₂
		Fe ₂ O ₃ + CO → 2FeO + CO ₂	----- R ₃
		H ₂ O + CO → H ₂ + CO ₂	----- R ₄
3	Direct reduction	MnO + C → <u>Mn</u> + CO	----- R ₅
		FeO + C → <u>Fe</u> + CO	----- R ₆
		SiO ₂ + 2C → <u>Si</u> + 2CO	----- R ₇
4	Permeation of carbon	C → <u>C</u>	----- R ₈
5	Slag formation	MnO → (MnO)	----- R ₉
		FeO → (FeO)	----- R ₁₀
		SiO ₂ → (SiO ₂)	----- R ₁₁

Table 2. Equations for the calculation of reaction rates.

Reaction rates	Equations
R ₁	(CO) _G + (CO ₂) _G - (R ₅ + R ₆ + 2R ₇)
R ₂	2P _{MnO₂} · R ₃
R ₃	[(CO) _G + 2(CO ₂) _G - (H ₂) _G] / {2[P _{MnO₂} + P _{Fe₂O₃} + (P _{MnO} + P _{MnO₂})(1 - α) + 2P _{Fe₂O₃} (1 - β) + 2P _{SiO₂} (1 - γ)]
R ₄	(H ₂) _G
R ₅	(R ₂ + 2P _{MnO} · R ₃)(1 - α)
R ₆	2R ₃ · (1 - β)
R ₇	2P _{SiO₂} · R ₃ (1 - γ)
R ₈	f(R ₅ , R ₆ , R ₇): Described later
R ₉	(R ₂ + 2P _{MnO} · R ₃) · α
R ₁₀	2R ₃ · β
R ₁₁	2P _{SiO₂} · R ₃ · γ

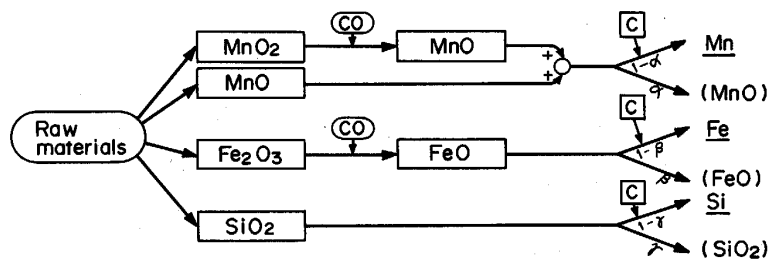


Fig. 1. The concept of transference of MnO, FeO and SiO₂ into slag.

ぞれ総括の炭素, 酸素, 水素収支に基づいて求められる。

③ 浸炭反応速度 R_8 は R_5, R_6, R_7 の関数と考えることができる。(次項で述べる。)

以上のようにして求められた結果を Table 2 に示す。

ただし, Table 2 での使用記号は下記のとおりである。

R_j : Table 1 に示す反応 j の量論式に対する反応速度¹⁰⁾(kmol/min), $(CO)_G, (CO_2)_G, (H_2)_G$: 排ガス中 CO, CO_2, H_2 生成量 (kmol/min)

$P_{MnO}, P_{MnO_2}, P_{Fe_2O_3}, P_{SiO_2}$: 装入物中 Fe に対する $MnO, MnO_2, Fe_2O_3, SiO_2$ の各比率 (kmol/kmol)

上式中の α, β, γ はそれぞれスラグへの MnO, FeO, SiO_2 の各移行比率をあらわし, 種々の操業因子の影響を受けると考えられるが, 前述の仮定(2)により出湯から次の出湯までの期間中は一定とみなす。これらの値の推定方法は次項以降で述べる。

(2) メタル生成速度の推定

メタル中 Mn, Fe, Si の各生成速度は, Table 2 により下式で表される。

$$V_{Mn} = M_{Mn} \cdot R_5 = M_{Mn} \cdot S_{Mn} \cdot (1 - \alpha) \quad \dots\dots (1)$$

$$V_{Fe} = M_{Fe} \cdot R_6 = M_{Fe} \cdot S_{Fe} \cdot (1 - \beta) \quad \dots\dots (2)$$

$$V_{Si} = M_{Si} \cdot R_7 = M_{Si} \cdot S_{Si} \cdot (1 - \gamma) \quad \dots\dots (3)$$

ただし, V_{Mn}, V_{Fe}, V_{Si} : メタル中 Mn, Fe, Si の各生成速度 (kg/min)

M_{Mn}, M_{Fe}, M_{Si} : Mn, Fe, Si の原子量 (kg/kmol)

ここで S_{Mn}, S_{Fe}, S_{Si} は下記に示す量 [kmol/min] をあらわす。

$$S_{Mn} = 2 \cdot (P_{MnO} + P_{MnO_2}) \cdot R_3$$

$$S_{Fe} = 2R_3$$

$$S_{Si} = 2P_{SiO_2} \cdot R_3$$

一方, Fe-Mn 系合金に固溶する C と Si の間には強い相関があるとされている¹¹⁾。

実操業データでメタル C とメタル Si の関係を見たところ, Fig. 2 に示すごとくであった。実際には, 浸炭量はメタル Si などの他にスラグの塩基度および操業温度の影響も受けるとされており¹¹⁾, 多量の実操業データの回帰分析により(4)式の関係が得られた。

$$C_M = -0.2235 Si_M + 0.07352 Mn_M + 1.6202 B_E + 0.5429 \quad \dots\dots (4)$$

ただし, C_M, Si_M, Mn_M : メタル中 C, Si, Mn 各含有量 (wt%), B_E : 装入物の塩基度

上式においてメタル Si にかかる係数が負になっているが, これはメタル Si の増大によつて C の溶解度が低下する¹¹⁾ ためである。スラグの塩基度については, 前回出湯時のスラグサンプル分析値の判明が今回出湯時までに間に合わないため, 要因として使用するのは現実的

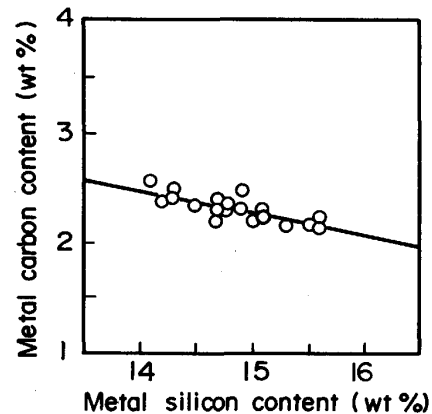


Fig. 2. The relation between carbon content and silicon content in metal.

ではなく, 代替要因として装入物の塩基度を用いた。また, メタル温度の C_M へ及ぼす影響も調査したが, 定量的な関係は認められなかった。

いま, メタル C の生成速度を V_C (kg/min) とし,

$$V_T = V_C + V_{Mn} + V_{Fe} + V_{Si} \quad \dots\dots (5)$$

とおけば, V_T は炉内に蓄積されるメタル全体の生成速度 (kg/min) をあらわすことになる。(以後 V_T を「メタル生成速度」と呼ぶことにする。)

上記(4)式の両辺に $(W_Z + W_M)/100$ を掛け(5)式の関係および下記(6)~(9)式に示す定義を考慮することにより, メタル C 生成速度 V_C を(10)のごとく V_{Mn}, V_{Fe}, V_{Si} の関数として表すことができる。

$$W_M = \Sigma V_T \quad \dots\dots (6)$$

$$C_M = \frac{W_Z \cdot C_M^0 / 100 + \Sigma V_C}{W_Z + W_M} \times 100 \quad \dots\dots (7)$$

$$Si_M = \frac{W_Z \cdot Si_M^0 / 100 + \Sigma V_{Si}}{W_Z + W_M} \times 100 \quad \dots\dots (8)$$

$$Mn_M = \frac{W_Z \cdot Mn_M^0 / 100 + \Sigma V_{Mn}}{W_Z + W_M} \times 100 \quad \dots\dots (9)$$

$$V_C = M_C \cdot R_8 = \frac{(a_k + 7.352) V_{Mn} + a_k \cdot V_{Fe} + (a_k - 22.35) \cdot V_{Si}}{100 - a_k} \quad \dots\dots (10)$$

ただし, (10)式中の a_k は(11)式で示す量をあらわす。

$$a_k = 1.6202 B_E + 0.5429 \quad \dots\dots (11)$$

ただし,

M_C : C の原子量 (kg/kmol), W_M : メタル生成量 (kg), W_Z : 前回出湯時の残湯量 (kg), C_M^0, Si_M^0, Mn_M^0 : 前回出湯時のメタル中 C, Si, Mn 各含有量 (wt%)

なお, 上式中の Σ は前回出湯から現時点までの積算をあらわす。

上記(1), (2), (3), (5), (10)式を用い, 仮定(6)を考慮することにより, 刻々のメタル生成量とメタル成分を上述の(6)~(9)式に示す定義にしたがつて求めることができる。

(3) MnO, FeO, SiO₂ のスラグへの移行比率の推定

スラグへの移行比率 α, β, γ におよぼす操業因子の影響を定式化するために, まず出湯から次の出湯までの期間の α, β, γ の値を求めておく必要がある。これらは出湯から次の出湯までの期間での物質収支にもとづいて計算される。ただし, β についてはスラグ中 Fe の成分分析値がほぼ零のため, 値を零とした。メタル中 Mn, Si の収支式を(12), (13)式に, スラグ中 Mn, Si の収支式を(14), (15)式に示す。

$$\begin{aligned} \Sigma M_{Mn} \cdot S_{Mn} \cdot (1-\alpha) + W_Z \cdot Mn_M^B / 100 \\ = (W_M^O + W_Z) \cdot Mn_M^O / 100 \dots\dots\dots (12) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \Sigma M_{Si} \cdot S_{Si} \cdot (1-\gamma) + W_Z \cdot Si_M^B / 100 \\ = (W_M^O + W_Z) \cdot Si_M^O / 100 \dots\dots\dots (13) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \Sigma M_{Mn} \cdot S_{Mn} \cdot \alpha + W_{Zs} \cdot Mn_S^B / 100 \\ = (W_S^O + W_{Zs}) \cdot Mn_S^O / 100 \dots\dots\dots (14) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \Sigma M_{Si} \cdot S_{Si} \cdot \gamma + W_{Zs} \cdot Si_S^B / 100 \\ = (W_S^O + W_{Zs}) \cdot Si_S^O / 100 \dots\dots\dots (15) \end{aligned}$$

ただし,

Mn_M^O, Si_M^O : 出湯時のメタル中 Mn, Si 成分 (wt%)

Mn_S^O, Si_S^O : 出滓時のスラグ中 Mn, Si 成分 (wt%)

Mn_M^B, Si_M^B : 前回出湯時のスラグ中 Mn, Si 成分 (wt%)

W_M^O : 出湯重量 (kg), W_S^O : 出滓重量 (kg)

W_Z : 残湯量 (kg), W_{Zs} : 残滓量 (kg)

なお上記(12)~(15)式において Σ は出湯から次の出湯までの期間中の積算を示す。本節の仮定(2)と仮定(6)により, 上式から移行比率 α, γ の実績値 α_A, γ_A を求めることができる。

上記のごとくして求めた移行比率の実績値と各操業因子との関係を多量の実操業データを用いて解析した結果, 下記に示すごとく, α, γ を4個の因子すなわち装入物の塩基度, 装入物中 Si, Mn の各含有率および前回出湯時のメタル温度の関数として定式化するのが妥当との結論を得た。

$$\begin{aligned} \alpha = -0.1868 \cdot B_E - 0.0185 \cdot N_{Mn} \\ - 0.000162 \cdot T_M^B + 0.4580 \dots\dots\dots (16) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \gamma = 0.1511 \cdot B_E + 0.0553 \cdot N_{Si} - 0.0240 \cdot N_{Mn} \\ - 0.000255 \cdot T_M^B + 0.8979 \dots\dots\dots (17) \end{aligned}$$

ただし, T_M^B : 前回出湯時のメタル温度 (°C)

N_{Si}, N_{Mn} : 装入物中 Si, Mn の各含有率 (kg/kg)

上式においてメタル温度にかかる係数は負になっている。これは MnO, SiO₂ の Mn, Si への直接還元が吸熱

反応であるため, メタル温度が高い方がこれらの直接還元がおこりやすく, したがって MnO, SiO₂ のスラグへの移行が鈍るという理屈と一致する。また前述の C_M の場合と同様にスラグの塩基度の代替要因として装入物の塩基度を用いたが, 上式より装入物塩基度を上げると SiO₂ のスラグへの移行が増加し, 逆に MnO のスラグへの移行が減少するということがいえる。本モデルでは, スラグ・メタル間反応 [$2Mn + (SiO_2) \rightleftharpoons Si + 2(MnO)$] を考慮していないが, 塩基度が高くなればこの反応が右側から左側へ進む傾向があるといわれており¹²⁾, そのために上述の現象が起るものと考えられる。

(4) パラメーターの適応修正

前述のモデルによりメタル生成量とメタル成分を推定することができるが, 操業上の外乱にも対処できるようにするため, 出湯時の実績データを用いてパラメーターの適応修正を行う。メタル中 C 含有量 C_M および, MnO, SiO₂ のスラグへの移行比率 α, γ は(4), (16), (17)式に示すごとく定式化されたが, これらはその未知の要因, たとえば炉内の装入物性状, ガス流れ分布などによつても変化する。これら外乱による変化は計算できないが, 実際の炉における C_M, α, γ の実績値を用いて, それらの推定値を修正することによりモデルの精度低下を防ぐことが可能である。この修正が適応修正である。 C_M については, 出湯時のメタル成分実測値と(4)式による推定値との差 ϵ_C にもとづいて(18)式のごとく適応修正され, α, γ については, (12)~(15)式により求めた実績値 α_A, γ_A と(16), (17)式による推定値との差 $\epsilon_\alpha, \epsilon_\gamma$ にもとづいて(19), (20)式のごとく適応修正される。ただし(18)~(20)式における $\bar{\epsilon}_C, \bar{\epsilon}_\alpha, \bar{\epsilon}_\gamma$ はそれぞれ $\epsilon_C, \epsilon_\alpha, \epsilon_\gamma$ の移動平均値を表す。

$$\begin{aligned} C_M = -0.2235 \cdot Si_M + 0.07352 \cdot Mn_M \\ + 1.6202 \cdot B_E + 0.5429 + \bar{\epsilon}_C \dots\dots\dots (18) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \alpha = -0.1868 \cdot B_E - 0.0185 \cdot N_{Mn} - 0.000162 \cdot T_M^B \\ + 0.4580 + \bar{\epsilon}_\alpha \dots\dots\dots (19) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \gamma = 0.1511 \cdot B_E + 0.0553 \cdot N_{Si} - 0.0240 \cdot N_{Mn} \\ - 0.000255 \cdot T_M^B + 0.8979 + \bar{\epsilon}_\gamma \dots\dots\dots (20) \end{aligned}$$

(5) メタル生成量の推定計算例

(19), (20)式で求めた α, γ の値を Table 2 の各式へ代入することによつて刻々のメタル生成の各反応速度を計算することができる。すなわち α, γ の値を(1), (2), (3)式へ代入し, (5), (10), (6)式にもとづいて刻々のメタル生成量 W_M を計算することができる。この計算例を Fig. 3 に示す。

Fig. 3 では1月24日の12時過ぎにメタル生成が一時期停滞している部分が見られるが, これは設備上の原

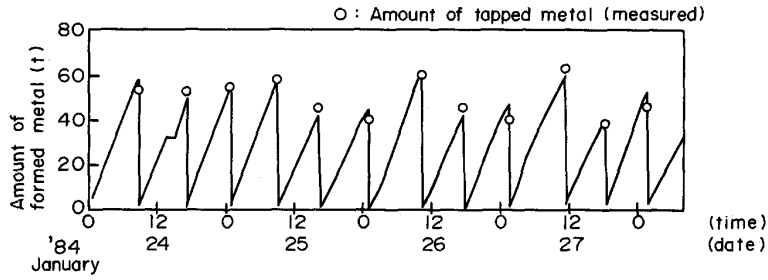


Fig. 3. Estimation of amount of formed metal.

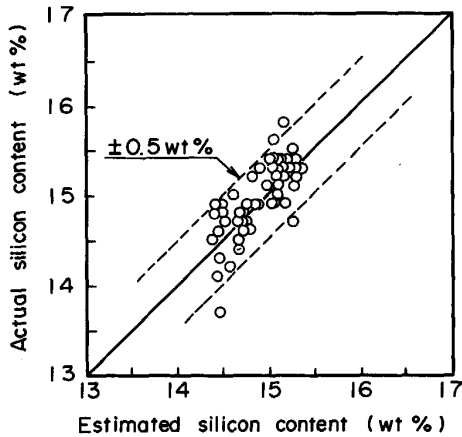


Fig. 4. Estimation accuracy of silicon content.

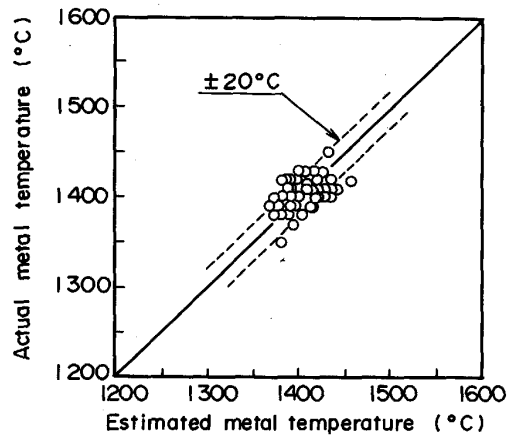


Fig. 5. Estimation accuracy of metal temperature.

因で停電が発生し還元反応が進行しなかつたためである。実績の出湯量はかなり変動しているが、計算されたメタル生成量 W_M は実績の出湯量とよく対応していることが認められる。出湯量はできるだけ一定を保つのが操業上望ましいとされており、メタル生成量が推定できることにより出湯量の変動を軽減することが可能となる。したがって、本モデルを出湯量のガイドとして十分活用することができる。

さらに(8)式により出湯時のメタル Si を推定し、実測データと比較した結果の例を Fig. 4 に示すが、ほぼ $\pm 0.5\%$ に入る精度である。

メタル生成量およびメタル成分の推定については、原料サンプル分析値の代表性の問題、原料槽での秤量誤差、排ガス成分・流量の計測誤差、出湯時の残湯量・残滓量の変動などが精度向上の大きな障害要因となっており、今後はこれら入力データの精度向上も含めて、モデルのレベルアップを検討していくべきと考えている。

2.2.3 熱収支

メタルの熱量変化は電力入熱、反応熱、炉壁からの損失熱の因子を考慮することにより、熱収支にもとづいて(21)式のごとく計算される。

$$\frac{d[C_P \cdot (W_M + W_Z) \cdot T_M]}{dt} = p_E \cdot Q_E + \sum_{j=1}^{11} p_j \cdot R_j \cdot \Delta H_j$$

— $h_w \cdot H_w \cdot A_w \cdot (T_M - T_R)$ (21)
 ただし、 C_P :メタルの平均比熱 (kcal/kg·°C), T_M :メタル温度 (°C), t :時間 (min), Q_E :電力入熱 (kcal/min), ΔH_j :反応 j の反応熱 (kcal/kmol), T_R :大気温度 (°C), A_w :炉壁表面積 (m²), H_w :炉壁熱伝達係数 (kcal/m²·°C·min), p_E :電力入熱のメタルへの移行比, p_j :反応 j の反応熱のメタルへの移行比, h_w :炉壁熱伝達係数の有効係数

上式(21)を前時刻の T_M を初期値として解くことにより、該当時刻の T_M を計算することができる。

上式右辺中のパラメーター p_E, p_j, h_w については、(21)式を用いて計算されるメタル温度が出湯時の実測値に合致するよう多量の操業データを用いてオフライン的に求めた。さらに操業上の外乱にも対処できるようにするため、実績のメタル温度により h_w が適応修正される。

この方法により出湯時のメタル温度を推定し、実測データと対比した結果の一例を Fig. 5 に示すが、ほぼ $\pm 20^\circ\text{C}$ に入る精度である。

上述の、物質収支および熱収支にもとづくモデルによる推定方式の概念図を Fig. 6 に示す。

3. 操業ガイドシステム

本章では、前述の計算方法にもとづいて、中央電工鹿

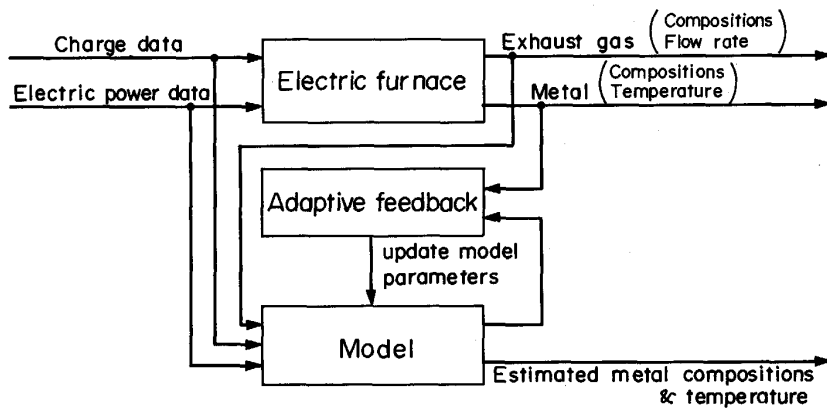


Fig. 6. Schematic diagram of estimation system.

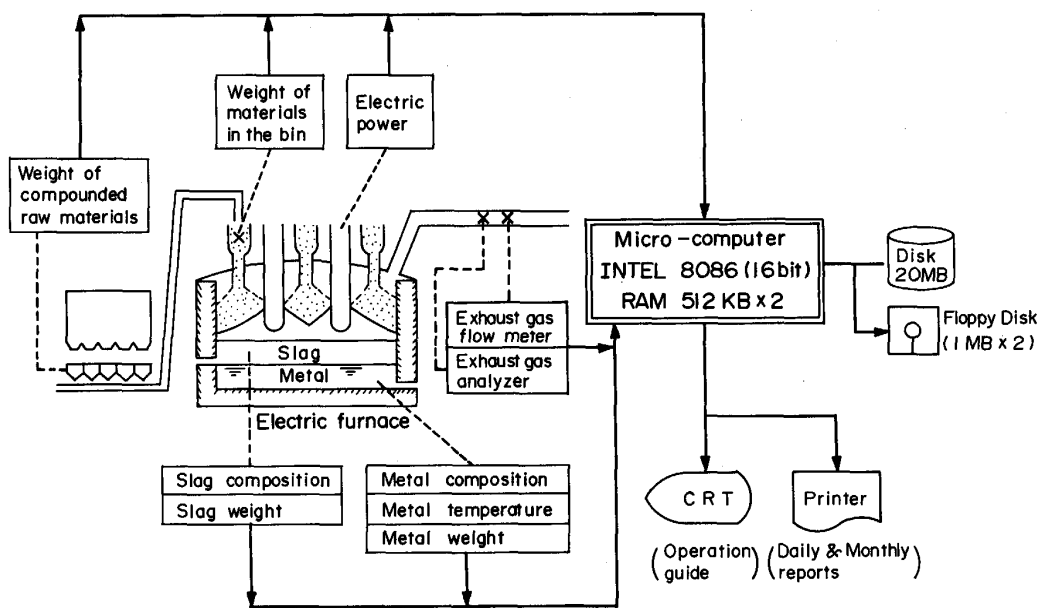


Fig. 7. Computer system of electric furnace.

島 No. 2 電気炉で開発したマイコンによる操業ガイドシステムと、その運用にあたって実施したメタル温度測定条件の改善について述べる。

3.1 電気炉計算機システム

鹿島 No. 2 電気炉における計算機システムは、装入物、炉上排ガス、電力量および出湯関係の各種操業のデータを収集し、操業管理のための各種表示と日報・月報を作成する機能および操業ガイドの機能を有している。

このうち、操業ガイドに関しては、1 min ごとに最新の操業データから前述の数式モデルにもとづいてメタル生成量、メタル成分およびメタル温度を時々刻々推定し CRT に表示する機能をもっている。Fig. 7 に本システムの概念図を示す。

3.2 メタル温度測定条件の改善

メタル温度は出鉄樋上で測定されるため樋による冷却の影響を受け、代表性のある測定値を得ることが困難で

ある。スキンマー部の手前でメタル温度をテスト的に測定した例を Fig. 8 に示す。スキンマー部手前の測定値は出鉄初期では樋による冷却のため 20°C 程度低く、出湯開始 10 min 後頃から安定してくる。したがって、メタル温度の測定タイミングについて出湯開始 10 min 後という基準を定めた。

3.3 操業ガイドの実用化

前章で述べたごとく、数式モデルの有効性が認められたので、1984 年 2 月よりマイコンによる操業ガイドシステムの実用化を開始した。

この数式モデルは製錬中のメタル生成量・成分・温度の推定を行うモデルであり、操業者が出湯時期および原料配合比率を決定するためのガイドとなるものである。

出湯時期としては、計算されるメタル生成量が所定の量（要求された出湯量）になった時期が採用される。

原料配合比率については、出湯時のメタル成分が目標

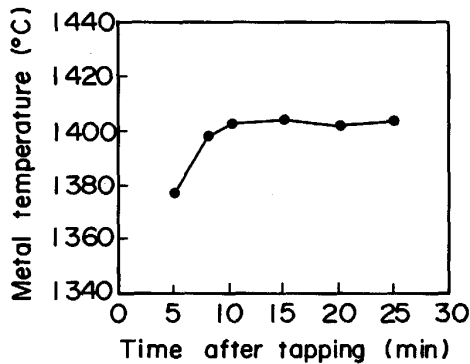


Fig. 8. Metal temperature at skimmer.

Table 3. Comparison of variation of metal Si content.

	Average	Standard deviation
Without practical application	14.69%	0.32%
With practical application	14.34%	0.13%

値に合致するように決められる。たとえばメタル Si を制御する場合は次のように行う。すなわち、モデルによって得られる出湯時のメタル Si 推定値 $\dot{S}i_M$ と目標値 $\ddot{S}i_M$ との差にもとづき、Si の制御に必要な操作量（全装入量に対する珪石装入量の比率）の値 U^n を前時刻における値 U^{n-1} をもとに下式により算出する。

$$U^n = U^{n-1} + K \cdot (\dot{S}i_M - \ddot{S}i_M) \dots\dots\dots (22)$$

上式の右辺第 2 項は、メタル Si の推定値が目標値より偏差を生じた場合、将来の出湯時の偏差を零とするために現時刻で調整されるべき操作変更量を表している。上式の K はメタル Si 偏差量 ($\dot{S}i_M - \ddot{S}i_M$) を操作変更量に換算する係数に相当するものであり、現在は操業者の経験値が使用されている。実操業では、出湯時のメタル・サンプルの分析値の判明が半日から 1 日程度遅れるため、従来は直前の出湯のメタル成分の結果を原料配合比率決定に反映できなかつたが、本モデルにより反映可能となり炉況変化に対する制御の追従性向上が期待できるようになった。本システムの実用化によりメタル Si の推定精度が向上し、Table 3 に示すごとくメタル Si 目標の 0.3% 下方修正が可能となつた。これによる電力原単位 33 kWh/t 低減の効果が確認されている。

4. 結 言

従来、合金鉄製錬電気炉における制御の研究は、原料秤量供給制御や電力制御、電極位置制御を対象にするものがほとんどであり、冶金反応の制御を対象にした研究例はあまりない。本研究では、メタル生成量、メタル成分およびメタル温度の時系列推移の把握を目的として、

オンラインで適用可能な数式モデルを開発する研究を行い、次の結果を得た。

(1) 物質バランスにもとづき、装入物条件と炉上排ガス成分のデータを用いて炉内の各反応速度を推定する式を導出した。

(2) MnO, FeO, SiO₂ のスラグへの移行比率、およびメタルへの浸炭量におよぼす操業因子の影響を実操業データの解析により定量化した。

(3) 上記の反応速度の推定式と、スラグへの移行比率とメタルへの浸炭量の推定式とを用いて、メタル生成量、メタル成分およびメタル温度の時系列推移をオンラインで計算可能にする数式モデルを開発した。

(4) 本モデルにより計算されるメタル生成量、メタル成分、メタル温度はそれぞれ出湯時の実績の出湯量、メタル成分およびメタル温度とよく対応し、良好な精度をもつことが確認された。

(5) 本研究により開発された数式モデルは、中央電工鹿島 No. 2 電気炉で操業ガイドとして活用され、メタル Si の推定精度向上により Si 目標の 0.3% 下方修正が可能となり、33 kWh/t の電力原単位低減に寄与した。

最後に本研究に対して御支援、御指導いただいた住友金属工業(株)前中央技術研究所長西岡邦夫博士、制御技術センタ制御 OR 部長美坂佳助博士、的場祥行博士に深謝の意を表するとともに、中央電工(株)鹿島工場の技術者の方々の熱心な御討議に対しまして厚く感謝いたします。

文 献

- 1) B. ASPHAUG and A. HEMPEL: Proc. Electric Furnace Conf. (1973), p. 148
- 2) M. G. RODD and J. H. POTGIETER: IFAC Symp. on Autom. in Mining, Mineral and Metal Processing (1978), p. 381
- 3) W. L. WILBERN: Proc. Electric Furnace Conf. (1974), p. 101
- 4) 荒木 薫: フェロアロイ, 27 (1984), p. 82
- 5) 寺田茂樹, 宮地正孝, 栗田幸善: フェロアロイ, 28 (1985), p. 19
- 6) 川崎 清: フェロアロイ, 24 (1981), p. 8
- 7) 三輪 守, 浅井滋生, 鞭 巖: 鉄と鋼, 56 (1970), p. 1677
- 8) 田口喜代美, 尾関昭矢, 長谷川輝之, 白石勇介, 坪井勇, 松井邦雄: 鉄と鋼, 63 (1977), A95
- 9) 高輪武志, 片山勝美, 加藤木健, 榎本良敏, 村沢泰雄: 鉄と鋼, 69 (1983), S205
- 10) 橋本健治: 化学工学概論(水科篤郎, 桐栄良三編)(1979), p. 287 [産業図書]
- 11) 第 3 版鉄鋼便覧 II (日本鉄鋼協会編)(1979), p. 383 [丸善]
- 12) 田辺伊佐雄: 鉄鋼製造法(日本鉄鋼協会編)(1976), p. 437 [丸善]