

© 1988 ISIJ

技術報告

## 数式モデルによる電気炉製鋼の計算機制御

高輪 武志\*・井上 純\*<sup>2</sup>・山村 春夫\*<sup>3</sup>

## Computer Control of Electric Arc Furnace Steelmaking Process Based on a Mathematical Model

Takeshi TAKAWA, Jun INOUE and Haruo YAMAMURA

## Synopsis:

For the computer control of steelmaking process in electric arc furnace, a simplified mathematical model suitable for online application has been developed on the following procedure.

(1) An equation for judging the meltdown of scrap accurately by monitoring the position of electrodes and the furnace wall temperature throughout the melting stage has been developed.

(2) Equations for estimating decarburization and temperature increase in consideration of the decarburizing characteristics in oxygen blowing period, and equations for estimating molten steel temperature change and composition change in the period of temperature adjustment and tapping on the basis of heat and material balances have been developed.

(3) Based on these equations in the refining stage, the authors have developed control models calculating the amount of blown oxygen, electric power and ferroalloys requisite for the operation.

At EAF shop in Osaka Steel Works, the models are in use for the computer control and contribute to the reduction of power consumption and so on.

Key words : steelmaking ; computer ; process control ; electric arc furnace ; mathematical model ; meltdown ; furnace wall temperature ; position of electrode ; decarburization ; temperature increase.

## 1. 緒 言

アーク炉による製鋼プロセスの最大の課題は、溶解期における電力コストの低減と精錬期における成分と温度の的中である。従来電気炉の計算機制御については、デマンド制御や溶解期の電力投入パターン制御を主とした溶解制御に関するものがほとんどであった<sup>1)2)</sup>。これに対して、BILLINGS ら<sup>3)</sup>は適応制御による電極位置調整法を検討するとともに、精錬期での溶鋼 C と溶鋼温度を排ガス情報などを用いて間接測定する方法を提案してい

る。しかし、溶解から精錬、出鋼に至る製鋼プロセス全般の制御の実施報告例は少ない<sup>4)5)</sup>。

本研究では、Fig. 1 に示すような製鋼作業全般にわたる操業ガイドを目的として、溶解期における溶落時期判定、酸素吹精期における精錬計算、温度調整期における取鍋内溶鋼温度調整、および出鋼期における取鍋内溶鋼成分調整の各モデルの開発を行い、製鋼所 80t 電気炉での実用化を行つた。以下システムの概要と実施効果について述べる。なお、本研究での解析対象鋼種は鉄道用タイヤ、車輪用丸型鋼塊を製品とする高炭素鋼であり、

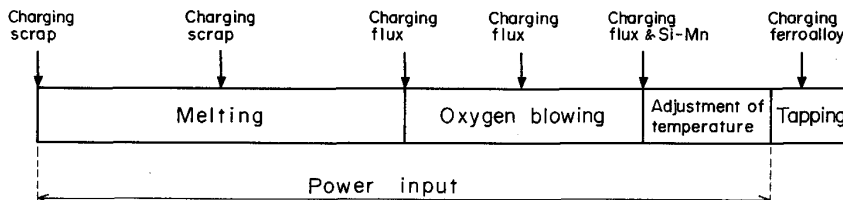


Fig. 1. Outline of process of electric arc furnace.

昭和 63 年 1 月 7 日受付 (Received Jan. 7, 1988)

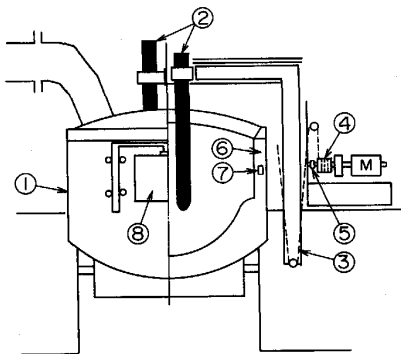
\* 住友金属工業(株)システムエンジニアリング事業本部 (System Engineering Division, Sumitomo Metal Industries, Ltd., 1-2-2 Shinsenrinishimachi Toyonaka 565)

\*<sup>2</sup> 住友金属工業(株)製鋼所 (Osaka Steel Works, Sumitomo Metal Industries, Ltd.)

\*<sup>3</sup> 住友金属工業(株)システムエンジニアリング事業本部 (現:大阪チタニウム製造(株) (System Engineering Division, Sumitomo Metal Industries, Ltd., Now Osaka Titanium Co., Ltd.)

Table 1. Equipment specifications of electric arc furnace.

Item	Specification
Type	American bridge type
Furnace capacity	80 t
Transformer capacity	25 MVA
Inner diameter of shell	6 096 mm
Height of shell	2 590 mm
Primary voltage	22 kV
Secondary voltage	130~466 V(17 taps)
Electrode drive	Amplidyne
Charging method	Top charge



- ① Electric arc furnace
- ② Electrode
- ③ Wire
- ④ Drum
- ⑤ Potentiometer
- ⑥ Furnace wall
- ⑦ Thermocouple
- ⑧ Slag-off door

Fig. 2. Measurement system for the judgement of the meltdown.

対象電気炉の設備諸元を Table 1 に示す。

## 2. 溶落時期の判定

溶解期においてスクラップ溶落時期の判定が遅れると、炉壁が直接アークにさらされるようになるため、炉壁の損耗が激しくなるのみならず余分な電力を消費することになる。逆に溶落時期の判定が早すぎると、スクラップが溶け残った状態で精錬期に入ることになり溶鋼中の C や P の酸化効率が低下する。したがって溶落時期を的確に判断することは電気炉操業では極めて重要である。溶解末期にはスクラップの崩れ落ちがなくなり電極の上下動が少なくなるので、電極位置が安定する時期を捉えて溶落時期を決定する方法が考えられるが、この方法では、炉壁に未溶解スクラップが多量に付着していても電極下でスクラップの溶け残りがなくなれば電極位置が安定してしまい早目に溶落時期と判定するおそれがある。一方、炉壁に付着している未溶解スクラップが溶け落ちれば、炉壁がアークに直接さらされるようになるので炉壁温度が急激に上昇し始める。そこで本研究では電

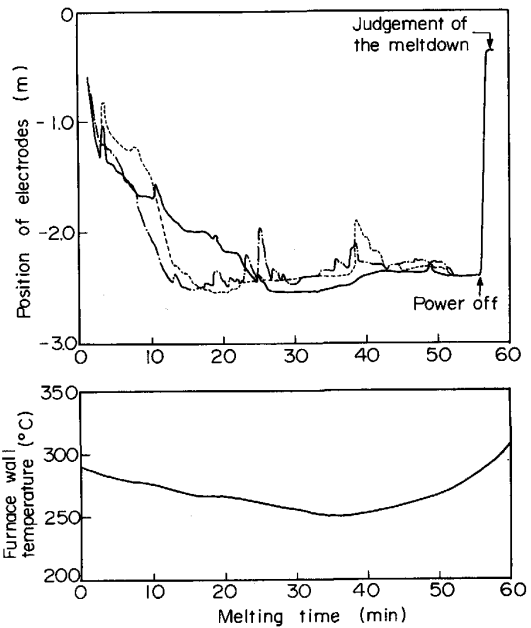


Fig. 3. Example of the change of position of electrodes and furnace wall temperature.

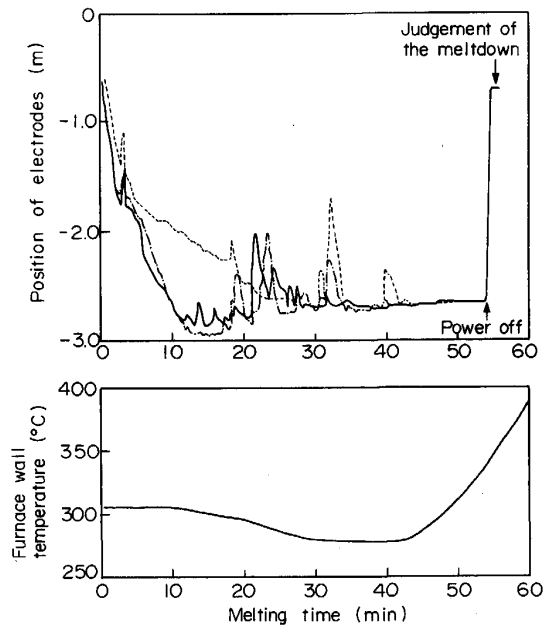


Fig. 4. Example of the change of position of electrodes and furnace wall temperature.

極位置と炉壁温度の双方の計測データを監視することによつて溶落時期を判定する方式を検討した。

このための計測システムを Fig. 2 に示す。電極②の昇降は、一端を固定されたワイヤー③をドラム④に巻取り・巻戻しすることにより行われるので、このドラムに連動させたポテンシオメーター⑤の値を読み取ることにより電極位置を検知することができる。一方、炉壁温度については炉壁耐火物⑥の中に埋め込まれた熱電対⑦に

より検知できる。なお、電極位置は電力投入開始後電流が流れ始めた時の位置を基準とした。

この方法によつて計測された電極位置と炉壁温度の原料追装後の時系列変化の二例を Fig. 3 と Fig. 4 に示す。Fig. 3 と Fig. 4 とを比べてみると、送電停止直前ではいずれも電極位置が安定し、かつ炉壁温度が上昇しているが、後者の方が電極位置の安定時間が長く、炉壁温度の上昇速度も大きくなっているのが確認される。すなわち、電極位置安定時間、炉壁温度上昇速度は Fig. 3 では 4 min, 3.5°C/min であるのに対し、Fig. 4 では 11 min, 7.0°C/min であつた。これらの二例は送電を停止した時点で、出滓口を開いて炉内観察によりスクラップの溶け具合を判定した結果、それぞれ溶落未完、溶落完了と判定された例である。そこでスクラップの溶け具合を判定した時点での電極位置安定時間、炉壁温度上昇速度と判定結果との関係を調査し、それらの対応を Fig. 5 に示した。ただし、この場合の電極位置安定時間は 3 本の電極の位置の各安定時間の最小値を採用した。

Fig. 5 より、図中一点鎖線の右上部分は溶解状況がほぼ良好であり、左下部分はほぼ不良となつているのがわかる。そこでこの一点鎖線で表される下記(1)式を、電極位置安定時間  $t_s$  と炉壁温度上昇速度  $dT_F/dt$  のデータからスクラップの溶落を判定するための判定式とした。

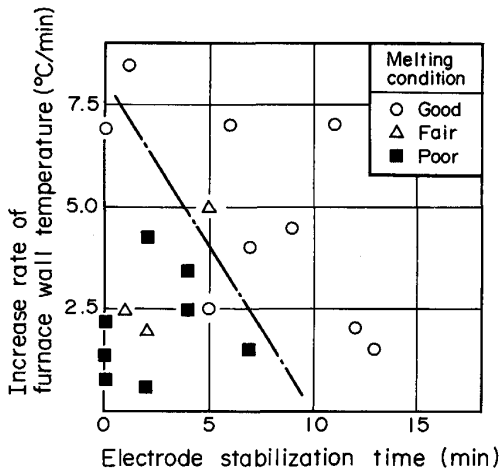


Fig. 5. Judgement result of the meltdown.

$$\frac{dT_F}{dt} \geq -0.8 t_s + 8.0 \dots\dots\dots (1)$$

ただし、 $T_F$ : 炉壁温度 (°C)

$t$ : 経過時間 (min)

$t_s$ : 電極位置安定時間 (min)

上式にしたがうことにより、電極下にあるスクラップの状態および炉壁に付着しているスクラップの状態の双方を把握しながらの合理的な溶落判定ができるようになった。

### 3. 精錬期の解析と制御

精錬期では、Fig. 6 に示すごとく 3 次に分けて酸素吹精と電力投入により脱炭と昇温を行い、それぞれの処理のあと测温、サンプリングを実施する。そのあと電力投入による温度調整、および出鋼を行う。本研究では、これらの処理のうち第 3 次酸素吹精の期間における脱炭量と昇温量の推定、および温度調整と出鋼の期間における溶鋼温度、溶鋼成分の変化量の推定に関して解析を行う。

#### 3.1 第 3 次酸素吹精時の脱炭量推定

各チャージごとに計測されるデータを用いて、酸素吹精にともなう脱炭量を以下のごとく定式化する。脱炭反応は高炭素領域と低炭素領域とでその特性が異なるとされている<sup>6)</sup>。本研究では、吹精後の目標  $C$  が 0.60~0.75% であるような高炭素領域のデータを対象としており、この場合は脱炭反応の反応面への  $C$  の到達速度が十分大きく酸素の供給速度が脱炭速度を律速するため、脱炭速度は近似的に(2)式で表すことができる。

$$-\frac{dC}{dO_2/W_{ST}} = k_0 \dots\dots\dots (2)$$

ただし、 $C$ : 溶鋼  $C$  (wt%)

$O_2$ : 供給酸素量 (Nm<sup>3</sup>)

$W_{ST}$ : 溶鋼重量 (t)

$k_0$ : 係数 (wt%·t/Nm<sup>3</sup>)

(2)式を吹精の期間で積分すれば、吹精期間の脱炭量として(3)式を得る。

$$\Delta C = k_0 \cdot \frac{\Delta O_2}{W_{ST}} \dots\dots\dots (3)$$

ただし、 $\Delta C$ : 第 3 次酸素吹精時の脱炭量 (wt%)

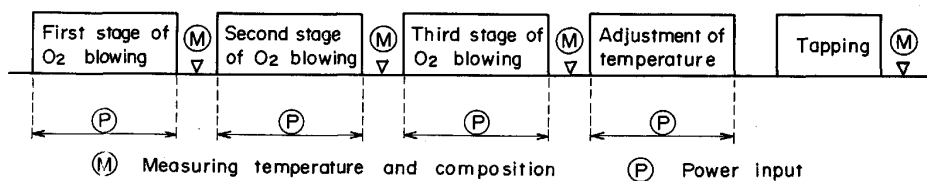


Fig. 6. Outline of refining process of electric arc furnace.

$\Delta O_2$ : 第3次酸素吹精時の供給酸素量 (Nm<sup>3</sup>)  
 溶鋼温度が高い場合は、低い場合に比べて脱炭における酸素効率(供給酸素量のうち脱炭に消費される酸素量の占める比率)が大きくなると考えられるので、上式中の係数  $k_0$  を溶鋼温度の関数とみなし、かつ実操業では侵入空気による脱炭なども考えられるため、脱炭量として下記構造の推定式を仮定した。

$$\Delta C = \{m_1 + m_2 \cdot (T_0 - \bar{T}_0)\} \cdot \frac{\Delta O_2}{W_{ST}} - m_3 \quad \dots\dots (4)$$

ただし、

$T_0$ : 第3次酸素吹精前の溶鋼温度 (°C)

$\bar{T}_0$ : 第3次酸素吹精前の溶鋼温度の基準値 (°C)

$m_1, m_2, m_3$ : 定数

(4)式にもとづいて実操業データの回帰分析を行った結果、 $m_1, m_2, m_3$  の値としてそれぞれ 0.101, 0.00023, 0.007 が得られた。供給される酸素の 100% が脱炭に消費されるとすれば化学量論的には  $k_0$  の値は 0.107 となるが、上記解析による  $k_0$  の平均的な値すなわち  $m_1$  の値 0.101 はこの値とほぼ一致している。また上式中第3次酸素吹精前の溶鋼温度の基準値は実操業での平均的な値 1570°C とした。

上式にもとづいて計算された脱炭量の推定値と実績値の対比を Fig. 7 に示す。モデル計算による推定精度とオペレーターによる現場実操業での的中精度は ±0.03 wt% 以内にそれぞれ 81%, 67% であり、推定式使用による精度向上の見通しが得られた。

### 3.2 第3次酸素吹精時の昇温量推定

吹精時の昇温量として、電力投入による昇熱、副原料(蛍石、石灰石)の溶解による抜熱、脱炭反応 ( $C + \frac{1}{2} O_2 \rightarrow CO$  の反応)による昇熱、時間経過に伴う炉壁などからの放熱、吹精前溶鋼温度差異による放熱量差異、出

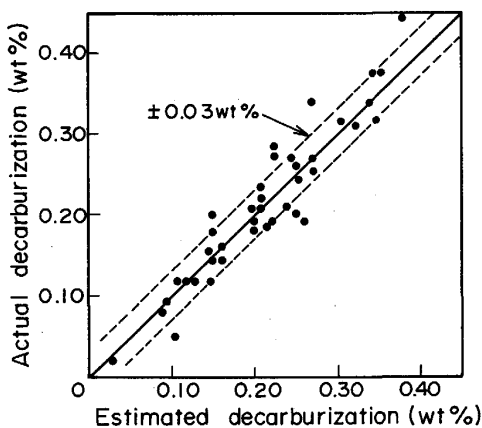


Fig. 7. Estimation accuracy of decarburization in the third stage of oxygen blowing.

滓口開放による冷却の因子を考慮することにより、熱収支にもとづいて下記構造の推定式を作成した。

$$\begin{aligned} \Delta T = & k_1 \cdot \frac{0.860 P_B}{0.208 W_{ST}} - k_2 \cdot \frac{561 W_{CF}^B}{0.208 W_{ST}} \\ & - k_3 \cdot \frac{483 W_{LM}^B}{0.208 W_{ST}} + k_4 \cdot \frac{2200 \Delta C}{0.208 \times 100} \\ & - k_5 \cdot S_B - k_6 \cdot (T_0 - \bar{T}_0) - k_7 \cdot \gamma \cdot t_T - k_8 \\ & \dots\dots\dots (5) \end{aligned}$$

ただし、

$\Delta T$ : 第3次酸素吹精時の昇温量 (°C)

$P_B$ : 電力投入量 (kWh)

$W_{CF}^B, W_{LM}^B$ : 蛍石, 石灰石の各投入量 (t)

$S_B$ : 吹精前测温から吹精後测温までの時間 (s)

$t_T$ : 出滓口の開放時間 (s)

$\gamma$ : 出滓口の開度

$k_1 \sim k_8$ : 定数

なお上式において、電力によるジュール発熱量および溶鋼比熱についてはそれぞれ 0.860 Mcal/kWh<sup>7)</sup>, 0.208 Mcal/t°C<sup>8)</sup>の値を採用した。また、蛍石の溶解に必要な熱については、常温から 1151°C まで蛍石を昇熱させるための熱量<sup>9)</sup>, 1151°C での  $\alpha \rightarrow \beta$  転移に要する熱量<sup>9)</sup>, 蛍石を 1151°C から 1418°C まで昇熱させるための熱量<sup>9)</sup>, 1418°C での融解熱<sup>9)</sup>, および 1418°C から溶鋼温度 (1600°C とした) まで昇熱させるための熱量<sup>9)</sup>を総計して 561 Mcal/t とした。さらに、石灰石の溶解に必要な熱については、常温から 900°C まで昇熱させるための熱量<sup>9)</sup>, 900°C での石灰石の分解熱<sup>10)</sup>, 分解で生じた CaO を 900°C から溶鋼温度 (1600°C) まで昇熱させるための熱量<sup>9)</sup>, および CaO の滓化にともなうスラグ生成熱<sup>11)</sup>を考慮して 483 Mcal/t とした。

(5)式にもとづいて実操業データの回帰分析を行った結果、 $k_1 \sim k_8$  の値としてそれぞれ 0.75, 0.65, 0.95, 1.10, 0.043, 0.25, 0.02, 5.6 が得られた。 $k_1 \sim k_3$  の値がすべて 1 より小さくなっているが、これは電力入熱、副原料溶解による抜熱がすべて溶鋼の温度変化に寄与するわけではなく、これらの熱量の一部がスラグの方へも分配されるためと考えられる。また、 $k_4$  の値が 1 より大きくなっているが、これは実際には  $C + \frac{1}{2} O_2 \rightarrow CO$  の反応 (反応熱: 2200 Mcal/t<sup>10)</sup> のほかに  $C + O_2 \rightarrow CO_2$  の反応 (反応熱: 7830 Mcal/t<sup>10)</sup> も起こりうるためと考えられる。

上記の係数を決定したデータとは別のデータに関して上式にもとづき計算された昇温量の推定値と実績値の対比を Fig. 8 に示す。(5)式にもとづく推定精度と現場実操業でのオペレーターによる的中精度は ±10°C 以内

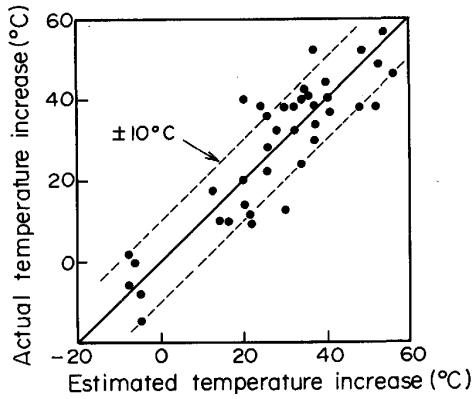


Fig. 8. Estimation accuracy of temperature increase in the third stage of oxygen blowing.

にそれぞれ 86%, 69% であり推定式使用による精度向上の見通しが得られている。

3.3 取鍋内溶鋼温度推定

温度調整期の温度変化量として、電力投入による昇熱、副原料（蛍石、石灰石）と合金鉄（Si-Mn）の溶解による抜熱、時間経過に伴う放熱、酸素吹精後の溶鋼温度差異による放熱量差異の因子を考慮することにより、前節での昇温量の場合と同様にして下記構造の推定式を作成した。

$$\Delta T_1 = l_1 \cdot \frac{0.860 P_T}{0.208 W_{ST}} - l_2 \cdot \frac{561 W_{CF}^T}{0.208 W_{ST}} - l_3 \cdot \frac{483 W_{LM}^T}{0.208 W_{ST}} - l_4 \cdot \frac{344 W_{SM}^T}{0.208 W_{ST}} - l_5 \cdot S_T - l_6 \cdot (T_1 - \bar{T}_1) \dots (6)$$

ただし、

- $\Delta T_1$ : 温度調整期の温度変化量 (°C)
- $P_T$ : 温度調整期の電力投入量 (kWh)
- $W_{CF}^T, W_{LM}^T, W_{SM}^T$ : 温度調整期の蛍石、石灰石、Si-Mn の各投入量 (t)
- $S_T$ : 吹精後測温から温度調整後測温までの時間 (s)
- $T_1$ : 酸素吹精後溶鋼温度 (°C)
- $\bar{T}_1$ : 酸素吹精後溶鋼温度の基準値 (°C) : 1600°C
- $l_1 \sim l_6$ : 定数

なお上式において合金鉄の溶解に必要な熱については 344 Mcal/t<sup>9)</sup> の値を採用した。

次に、出鋼期の温度変化量として、合金鉄（Fe-Si, Fe-Mn）の溶解による抜熱、時間経過による放熱、出鋼温度差異による放熱量差異の因子を考慮することにより、下記の推定式を作成した。

$$\Delta T_2 = - l_7 \cdot \frac{344 \cdot (W_{FS} + W_{FM})}{0.208 \cdot W_{ST}} - l_8 \cdot S_L - l_9 \cdot (T_E - \bar{T}_E) - l_{10} \dots (7)$$

Table 2. Value of the coefficients  $a_{ij}$  and constants  $a_{j0}$  related to the yield of ferroalloys.

$i \backslash j$	$j$		
	C	Si	Mn
Si-Mn	1.00	0.90	1.00
Fe-Si	—	0.88	—
Fe-Mn	1.00	—	0.95
Carbon powder	0.708	—	—
Constant	0.023	0.010	0.003

ただし、

- $\Delta T_2$ : 出鋼期の温度変化量 (°C)
- $W_{FS}, W_{FM}$ : 出鋼期の Fe-Si, Fe-Mn の各投入量 (t)
- $S_L$ : 温度調整後測温から出鋼後測温までの時間 (s)
- $T_E$ : 出鋼温度 (°C)
- $\bar{T}_E$ : 出鋼温度の基準値 (°C) : 1593°C
- $l_7 \sim l_{10}$ : 定数

通常操業では温度調整期の直後に測温を実施しないので、(7)式右辺における出鋼温度  $T_E$  としては酸素吹精後溶鋼温度  $T_1$  と(6)式によつて得られる温度変化量  $\Delta T_1$  との和を採用した。このとき温度調整期と出鋼期を合わせた期間における温度変化量  $\Delta T_L$  (°C) は(8)式のごとくになる。

$$\Delta T_L = \Delta T_1 + \Delta T_2 \dots (8)$$

実操業データの解析の結果、 $l_1 \sim l_{10}$  の値としてそれぞれ 0.75, 0.65, 0.95, 0.76, 0.043, 0.25, 0.76, 0.040, 0.216, 3.4 が得られた。

$l_1 \sim l_4, l_7$  の値がすべて 1 より小さくなっているのは、第 3 次酸素吹精時の昇温量の場合と同様に、電力入熱、副原料と合金鉄の溶解による抜熱の一部がスラグの方へも分配されるためと考えられる。(8)式にもとづいて計算された温度変化量の推定精度と現場実操業でのオペレーターによる的中精度はそれぞれ  $\pm 10^\circ\text{C}$  以内に 93%, 77% であり、推定式使用による精度向上の見通しが得られている。

3.4 取鍋内溶鋼成分推定

出鋼時の合金鉄投入による成分調整に際しては、各元素の歩留りを的確に把握して取鍋内溶鋼成分を精度良く推定する必要がある。そのために各対象成分(C, Si, Mn)ごとに転炉の場合と同様の(9)式で示す収支式を作成した<sup>12)</sup>。

$$\Delta U_j = \sum_i a_{ij} \cdot \gamma_{ij} \cdot W_i / W_{ST} - a_{j0} \dots (9)$$

$j = \text{C, Si, Mn}$

- ただし、 $W_i$ :  $i$  銘柄合金鉄の投入量 (t)
- $\gamma_{ij}$ :  $i$  銘柄合金鉄の  $j$  成分含有量 (%)
- $a_{ij}$ :  $i$  銘柄合金鉄の  $j$  成分歩留り
- $a_{j0}$ : 定数

$\Delta U_j$ : 溶鋼中  $j$  成分上昇量 (%)

実操業データの解析の結果得られた歩留りの値を Table 2 に示す。(9)式の右辺における定数項が負の形になっているのは、溶鋼中酸素や大気中酸素による成分酸化のためと考えられる。(9)式にもとづいて計算される成分上昇量の推定精度と現場実操業での的中精度は C について 96%, 82%, Si について 98%, 76%, および Mn について 87%, 64%であった。

### 3.5 精錬期の制御方式

精錬期の制御モデルとしては、酸素吹精期に必要な酸素吹精量と電力投入量とを計算する精錬計算モデルと、温度調整期に必要な電力投入量を計算する取鍋内溶鋼温度調整モデルと、出鋼期に必要な合金鉄投入量を計算する取鍋内溶鋼成分調整モデルとがある。

精錬計算モデルでは、前述の脱炭量推定式(4)式と昇温量推定式(5)式とにより精錬終点時の溶鋼 C, 温度を推定し、それが所定の目標値となるように酸素吹精量と電力投入量とを算出することができる。しかし、炉回数に進行にともなう炉形状の変化などにより、脱炭効率や昇温効率の経時変化が起こるので、その変化に対処するため実績データにもとづくフィードバックが必要となる。そこで(4)式と(5)式の脱炭量推定値  $\Delta C$ , 昇温量

推定値  $\Delta T$  の代わりにそれぞれの目標値  $\Delta C_A, \Delta T_A$  を用いて上述のフィードバック項を加えた下記(10), (11)式を解くことにより、必要な操作量すなわち酸素吹精量  $\Delta O_2$  と電力投入量  $P_B$  を算出することができる。

$$\Delta C_A = \{m_1 + m_2(T_0 - \bar{T}_0)\} \cdot \frac{\Delta O_2}{W_{ST}} - m_3 + \bar{\epsilon}_C \dots\dots\dots (10)$$

$$\begin{aligned} \Delta T_A = & k_1 \cdot \frac{0.860 P_B}{0.208 W_{ST}} - k_2 \cdot \frac{561 W_{CF}^B}{0.208 W_{ST}} \\ & - k_3 \cdot \frac{483 W_{LM}^B}{0.208 W_{ST}} + k_4 \cdot \frac{2200 \cdot \Delta C_A}{0.208 \times 100} \\ & - k_5 \cdot S_B - k_6(T_0 - \bar{T}_0) - k_7 \cdot \gamma \cdot t_T - k_8 + \bar{\epsilon}_T \dots\dots\dots (11) \end{aligned}$$

ただし、(10), (11)式中のフィードバック項  $\bar{\epsilon}_C, \bar{\epsilon}_T$  は、先行チャージの脱炭量、昇温量の実績値と推定値の差  $\epsilon_C, \epsilon_T$  を移動平均した量である。

第3次酸素吹精時の昇温量のフィードバック量  $\bar{\epsilon}_T$  の推移の一例を Fig. 9 に示す。炉回数の進行につれて炉壁の侵食が激しくなり、炉壁からの損失熱が増加して昇温量が減少していくのが確認される。Fig. 10 は精錬計算モデルの場合の制御方式の概念図を示したものである。

取鍋内溶鋼温度調整モデル、取鍋内溶鋼成分調整モデルの場合についても精錬計算モデルの場合と同様にそれぞれ(8)式および(9)式にフィードバック項を加えて必要な電力投入量と合金鉄投入量を算出する方式とした。

Fig. 11 にこれら精錬期の制御モデルの構成を示す。

### 4. 操業ガイドシステム

前述の溶解期および精錬期での制御方式にもとづいて、プロセスコンピューターによる制御システムを開発し、製鋼所 80t 電気炉に適用した。当計算機システム

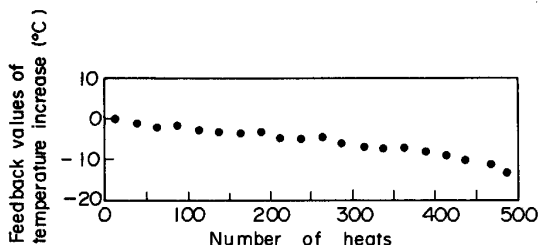


Fig. 9. Change of feedback values of temperature increase.

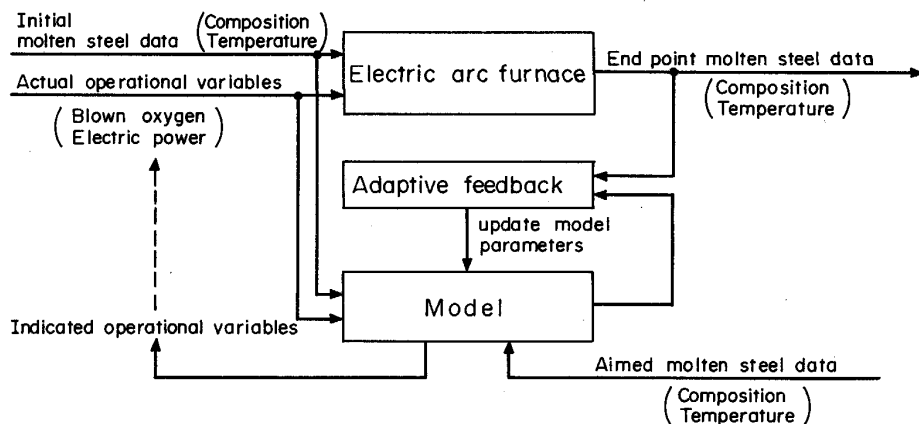


Fig. 10. Schematic diagram of control system based on charge calculation model.

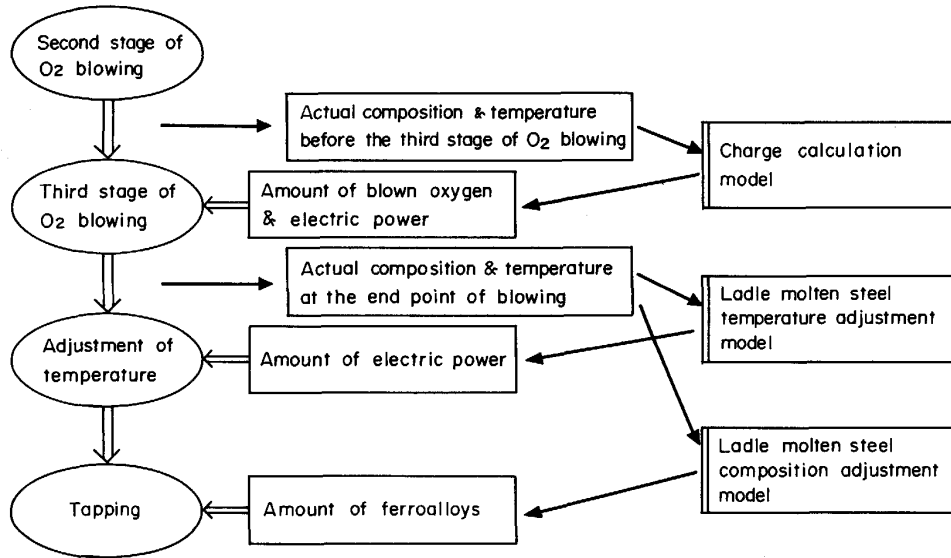


Fig. 11. Configuration of control model in refining process.

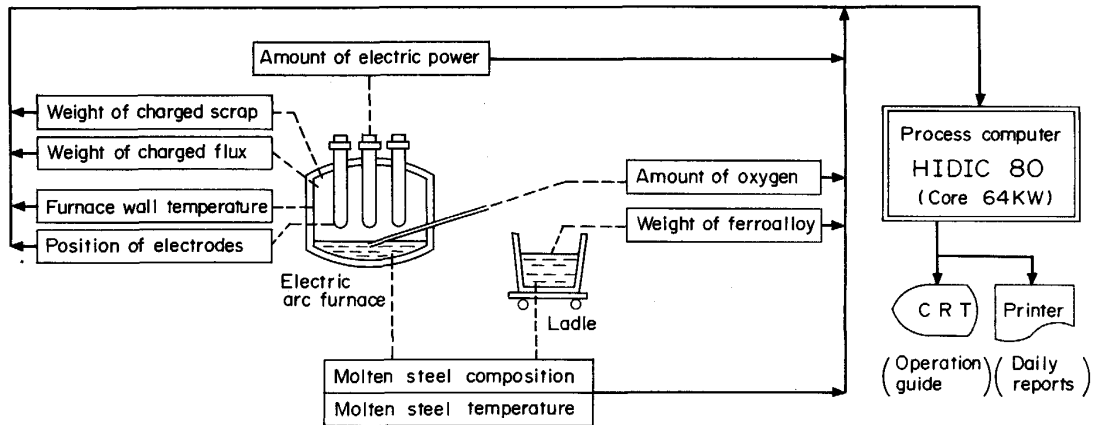


Fig. 12. Computer system of electric arc furnace.

Table 3. Effects of application of the system.

Item	Improvements
Power consumption	5%
Electrode consumption	4%
Productivity	6%
Ferroalloy consumption	3%
Consumption of repairing materials	10%

は装入物、炉壁温度、電極位置、電力量、酸素吹精量および溶鋼成分・温度などの操業データを収集し、操業管理のための各種表示と日報類を作成する機能および操業ガイドの機能とを有している。このうち操業ガイドに関しては前述したごとく、溶解期の溶落時期判定モデル、精錬期の精錬計算モデル、取鍋内溶鋼温度調整モデルおよび取鍋内溶鋼成分調整モデルから構成されている。Fig. 12 に本システムの概念図を示す。本システムの実用化により、Table 3 に示すごとく電力原単位5%、電極原単位4%、耐火物原単位10%の低減など多大の効

果が得られた。

### 5. 結 言

従来電気炉製鋼の計算機制御は、電力投入パターン制御とデマンド制御がほとんどであった。本研究では、電気炉の操業諸元の向上を目的として、製鋼作業全般にわたり操業者のガイドとなりうるような制御システムを開発する研究を行い、次の結果を得た。

(1) 電極位置と、炉壁耐火物の中に埋め込まれた熱電対による炉壁温度の計測データを組み合わせて、電極下にあるスクラップおよび炉壁に附着しているスクラップの双方の状態を把握することにより、合理的に溶落時期を判定できることを明らかにした。

(2) 酸素吹精期では、高炭素領域での脱炭特性を考慮して供給酸素量に対応した脱炭量の推定式を導出するとともに、電力入熱や酸化反応熱を考慮して熱収支にもと

づく昇温量の推定式を導出した。

(3) 温度調整期と出鋼期を合わせた期間では、熱収支にもとづく溶鋼温度変化量の推定式と、合金鉄投入を考慮した物質収支にもとづく溶鋼成分変化量の推定式とを導出した。

(4) 上記(2), (3)における精錬期での各推定式をもとにして、酸素吹精期に必要な酸素吹精量と電力投入量を計算する精錬計算モデルと、温度調整期に必要な電力投入量を計算する取鍋内溶鋼温度調整モデル、および出鋼期に必要な合金鉄投入量を計算する取鍋内溶鋼成分調整モデルを開発した。

(5) これらのモデルを製鋼所 80t 電気炉に適用した結果、適正な溶落時期判定および精錬的中率向上が可能となり、電力原単位低減などの効果が得られた。

最後に、本研究に対して御支援、御指導をいただいた住友金属工業(株)前中央技術研究所所長 西岡邦夫博士に深謝の意を表するとともに、有益な助言をいただいたシステムエンジニアリング事業本部副本部長 美坂佳助博士および製鋼所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) 原 貞夫, 竹内 茂, 川岸賢治, 大崎 悟: 鉄と鋼, 61 (1975), S 529
- 2) 桜井美弦, 石坂邦彦, 福井良夫, 大谷尚史, 小助川卓, 香西伸時, 島田雅照: 川崎製鉄技報, 14 (1982), p. 250
- 3) S. A. BILLINGS, F. M. BOLAND and H. NICHOLSON: Automatica, 15 (1979), p. 137
- 4) H. GREMME, A. SPILL and K. TAKAHAMA: Proc. Electric Furnace Conf. (1983), p. 22
- 5) 小向各務: 計測技術, 11(1984), p. 53
- 6) 藤井毅彦, 荒木泰治, 丸川雄浄: 鉄と鋼, 53 (1967), p. 973
- 7) 橋本健治: 化学工学概論 (水科篤郎, 桐栄良三編) (1979), p. 361 [産業図書]
- 8) 日本学術振興会製鋼第 19 委員会, 鉄鋼熱計算用数値 (1966), p. 24 [日刊工業新聞社]
- 9) 金属データブック (日本金属学会編) (1974), p. 73 [丸善]
- 10) 日本学術振興会製鋼第 19 委員会, 鉄鋼熱計算用数値 (1966), p. 38 [日刊工業新聞社]
- 11) 瀬川 清: 鉄冶金反応工学 (1969), p. 25 [日刊工業新聞社]
- 12) M. NAKATANI, T. ADACHI, M. TORII, H. HIRAHARA, T. TAKAWA and R. ISHIKAWA: The Sumitomo Search, 22 (1979), p. 12