

部分的な侵食が心配されたが特に異常はなく大した影響はないものと考えられる。

IV. 結 言

溶銑の不足を補うためにコークスおよび Fe-Si 添加試験を行ないほぼ予定通りその目的を達することができた。

コークスはかなり大量の使用が可能であるが発熱量が低く、また酸素使用量の増加により吹錬時間の延長を招く外成品 [S] 上昇の原因となる。また Fe-Si は発熱量も高く所要酸素量も少なくて済むが total Si 装入量の面から大量の使用には問題がある。したがってそれぞれの条件を勘案しながらコストを含めてその使用を検討すべきである。

文 献

- 1) R. F. REINSCH: Journal of Metals, 14 (1962) 7, p. 497~501.
- 2) 青山, 白井, 松永: 鉄と鋼, 48 (1962) 11, p. 1363~1364.
- 3) 青山, 白井, 松永, 小林: 鉄と鋼, 48 (1962) 11, p. 1365~1366.

(44) 素鋼 Mn 含有量の制御について  
(純酸素転炉操業の計算機制御—II)

日本鋼管, 川崎製鉄所

板岡 隆・斎藤 剛  
伊藤 雅治・○田口喜代美

On the Control of Manganese Content in Steel.

(Computer control of an LD converter operation—II)

Takashi ITOGA, Katashi SAITŌ  
Masaharu ITŌ and Kiyomi TAGUCHI

I. 緒 言

第 I 報においては 1963 年 3 月 1 日より稼働を開始した純酸素転炉の計算機制御についてその制御対象と装置の概要についてのべた。すなわち川崎製鉄所の転炉計算制御はプロセス用の on-line のデジタル計算機を用い、吹錬過程と調整過程における鋼の成分および温度などを制御し、鋼質の安定化を主目的とした制御システムであることを強調した。

一方計算機制御を実施する場合に用いる数式モデルの開発はわれわれの最も力を注いだ点である。われわれは各種の冶金反応を基礎とし、主として数多くの実績データの統計的処理により数式モデルを確立した。これらの数式モデルについての開発経過、式の構造および適用結果について本報以下で逐次御報告し、御参考に供したいと思う。本報ではまず、鋼中 Mn 含有量に関する数式モデルおよびその適用結果について述べる。

II. 数式モデルとその開発経過

一般に純酸素転炉における素鋼の Mn 含有量は、終点の Mn% に適当量の Fe-Mn または Si-Mn を加えて調整される。規格値を満足し、かつバラツキの少ない

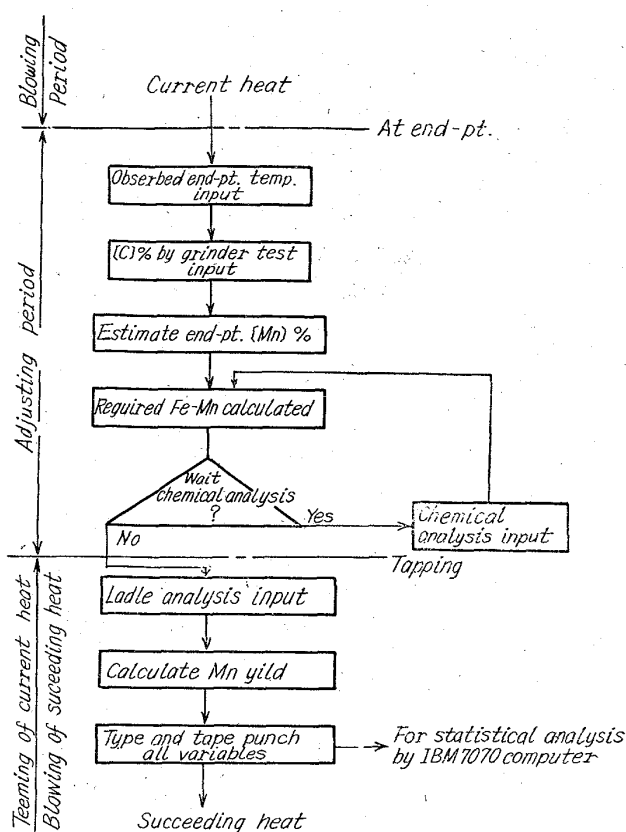


Fig. 1. Flow chart of [Mn] control.

素鋼 Mn 含有量を得るためには次の諸点を解決しなければならない。

- (1) 各ヒートの溶銑 Mn% の正確な分析
- (2) 終点時の Mn% の正確な分析または推定
- (3) 出鋼調整過程における Mn 歩留の把握

これらのうち操業上は (2) が特に問題である。われわれの転炉工場では一般に吹錬終了から出鋼開始までに要する時間は 4~5 分であつて、この間に終点の分析値を得ることは困難である。強いて分析結果を用いるためには 4~5 分/ch の製鋼時間の延長を余義なくされ能率上到底許されない。したがつてこの点を解決するために、われわれは終点 Mn% の推定式を確立し、多くの場合はこの推定 Mn% により Fe-Mn 量を計算するようとした。それを計算制御で行なう場合の Flow chart を Fig. 1 に示す。ただし分析値を使用できる場合は分析値を用いて計算することは当然である。

1. 終点 [Mn] % の推定式

終点時の Mn 含有量の推定要領についてはすでに幾つかの報告があり、定量的関係も一部明らかとなつている。われわれの数式モデルは次にのべるような各要因の影響を勘案の上構成されている。

(1) 溶銑中の [Mn] % の影響<sup>1),2)</sup>

終点時における Mn% は Mn の反応式および Mn balance から直線関係が導き出され、われわれの工場の場合では次式が得られている。

$$[Mn]_E = 0.20[Mn]_P + 0.09 \dots \dots \dots (1) \text{ 式}$$

ただし、[Mn]<sub>E</sub>: 終点 Mn%

[Mn]<sub>P</sub>: 溶銑 Mn%

Table 1. Meanings of symbols used in this report.

Symbols	Remarks
$W_p$	Hot metal (T)
$W_{cp}$	Cold pig iron (T)
$W_c$	Scrap (T)
$W_{scl}$	Mill scale (kg)
$W_o$	Ore (kg)
$W_d$	Burnt lime (kg)
$W_e$	Fluorspar (kg)
$[Mn]_p$	Hot metal [Mn] %
$[C]_s$	End-pt. [C] %
$[Mn]_s$	End-pt. [Mn] %
$T_s$	End-pt. temperature (°C)
$W_s$	Tapped steel (T)
$W_{FM}$	Fe-Mn alloy (kg)
$W_{SM}$	Si-Mn alloy (kg)
$P_{O_2}$	Blowing pressure (kg/cm <sup>2</sup> )
$A$	Vessel life
$[Mn]_L$	Required ladle [Mn] %
$\alpha_{FM}$	total [Mn] yield (%)
$\alpha_{FML}$	[Mn] yield added to ladle (%)
$H_L$	Lance height (cm)

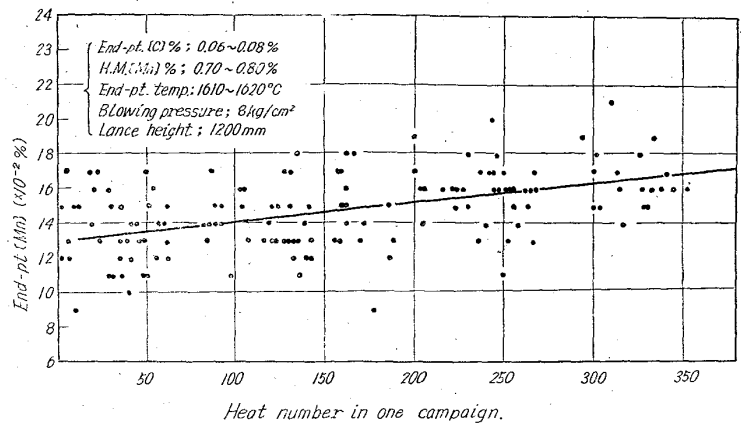


Fig. 4. Effect of heat number in one campaign on end-pt. [C] %

(1) 式に用いる溶銹 Mn% は各ヒートについてカントバック分析機を用いて、吹錬開始までには得ることができそのヒートの計算に用いられる。

(2) 終点 [C] % の影響

脱 Mn 反応は  $[Mn] + (FeO) = (MnO) + Fe$  で示されるごとく主として鋼滓中の FeO % により支配されるのであるが、鋼滓中の FeO % を数式モデルの要因としてとりあげることはできないので、その代用特性として最も密接な関係のある終点 [C] % を要因としてとりあげた。われわれの工場の実験データによれば Fig. 2 のごとく、 $[C] \geq 0.05\%$  の範囲ではほぼ直線関係があり、その勾配は終点吹錬圧力により異なっている。

(3) 終点吹錬圧力、ランス高さの影響

Fig. 2 に示すごとく吹錬圧力と終点 [C] % は交互作用を有していて、終点 [C] % の高い 0.20% 前後では圧力の影響が大きい、またこの関係はランス高さにより異なる。したがって数式モデル中には 3 因子の交互作用項として考慮した。

(4) 焼石灰量の影響<sup>3)</sup>

鋼滓量は (MnO) の濃度に影響を与えるので、当然終点 Mn % にも影響を与える。この鋼滓量を支配する要因として、焼石灰量を取りあげ終点 Mn % に対してほぼ直線関係を見出している。

(5) 終点温度の影響

終点温度の終点 Mn % におよぼす影響は理論的に次式で表わされる<sup>4)</sup>。

$$K_{Mn} = \frac{(MnO)}{(FeO)[Mn]} \text{ とした場合}$$

$$\log K_{Mn} = \frac{6440}{T} - 2.95$$

終点温度と終点 Mn % の操業データは Fig. 3 のごとくであり、上の平衡式のほぼ同程度の勾配を示しているが、[Mn] % の値は (FeO) の活量係数 ( $a_{FeO}$ ) を 1.0 とした場合の平衡値より高い値を示している<sup>5)</sup>。

(6) 螢石の影響<sup>6)</sup>

螢石の影響についてはすでに報告されているごとく、鋼滓中の FeO % に影響を与える。その効果は実操業の使用範囲についてはほぼ直

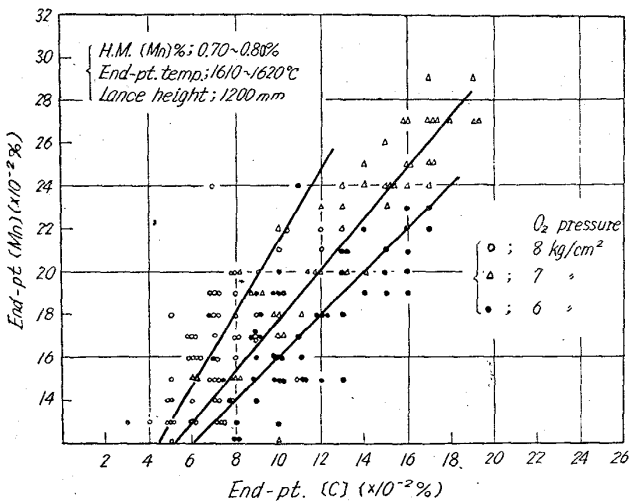


Fig. 2. Relations between [C] % and [Mn] % at the end-pt of blowing.

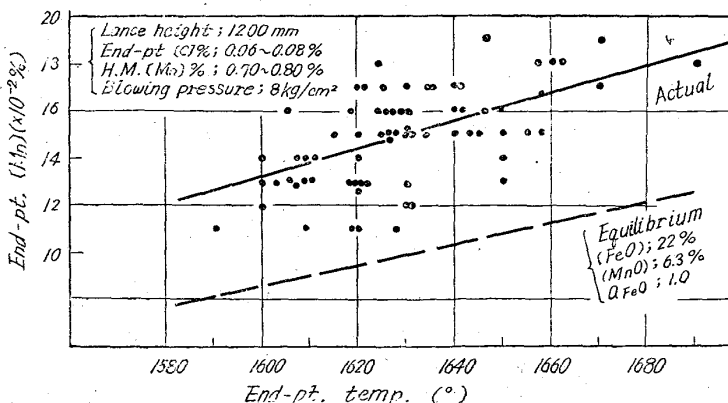


Fig. 3. Effect of temperature on [Mn] % at end point of blowing.

Table 2. Comparison of standard deviation ( $\sigma$ ) of ladle [Mn] %.

	Fe-Mn addition	Before computer control	After computer control	
Low carbon rimmed steel	in Furnace	0.041%	0.029%	
	in Ladle	0.033	0.026	
Medium carbon rimmed steel	in Furnace	0.035	0.032	
	in Ladle	A	0.040	0.031
		B	0.044	0.028
		C	0.038	0.033

線的関係が認められる。

(7) 炉令の影響

炉令の増加にしたがって鋼滓中の T. Fe % が減少することはすでに報告したが、この影響が終点 Mn % とも明瞭に現われ Fig. 4 のごとく炉令の進むにしたがって Mn % はわずかに上昇している。

(8) 推定式

以上のべた6要因のうち、終点 C% と終点吹錬圧力およびランス高さが交互作用を有しているが、その他の要因は各々独立した影響を与えていると考えられるので、最終的に次式のごとき推定式を確立した。

$$[Mn]_E(\%) = a \cdot [Mn]_P + f(P_{O_2}, H_L, [C]_S) + d \cdot A + e \cdot W_d + f \cdot T_s + g \cdot W_e + h \dots \dots \dots (2) \text{式}$$

ただし  $f(P_{O_2}, H_L, [C]_S) = bi \cdot [C]_S + Ci$

$bi, ci$  はランス高さおよび吹錬圧力 (4~8 kg/cm<sup>2</sup>) により異なる係数

2. Fe-Mn 量の計算式

素鋼の Mn 含有量を規格値に合致させるためには一般に Fe-Mn, Si-Mn を炉内または鍋内に添加する。われわれの工場では大部分の鋼種について炉内または鍋内投入の Fe-Mn 量により素鋼 Mn % を調整する方法をとっており、Si-Mn を使用する鋼種でも一定量の鍋内 Si-Mn を用い、残りを Fe-Mn で補う方法を採用している。したがって Fe-Mn 量を求める式は次のごとく表わすことができる。

$$W_{FM} = \frac{([Mn]_L - [Mn]_S) \cdot W_S \cdot 1000 - W_{SM} \cdot \beta_{SM} \cdot \alpha_{FML}}{\beta_{LM} \cdot \alpha_{FM}} \dots \dots \dots (3) \text{式}$$

この式において問題となる点は  $W_S, \alpha_{FML}, \alpha_{FM}$  の値である。

(1)  $W_S$

全出鋼量  $W_S$  は装入量一定のわれわれの工場の場合にはほぼ一定値を使用しても良いが、高い精度を得るためには推定式を確立しその式の値を用いることとした。

(4)式に式の構造を示す。

$$W_S = a_w(W_P + W_{CP}) + b_w \cdot W_C + C_w \cdot W_{scl} + d_w \cdot W_O + f([C]_S) \cdot W_d + g_w(A) + h_w \dots (4) \text{式}$$

(2)  $\alpha_{FML}, \alpha_{FM}$

Mn 歩留の  $\alpha_{FM}$  は (3) 式中で最も問題となる点であつて一般にその高精度の推定はかなり困難とされている。われわれは多くのデータについての統計処理によりこの関係を把握するため IBM 7070 電子計算機を利用

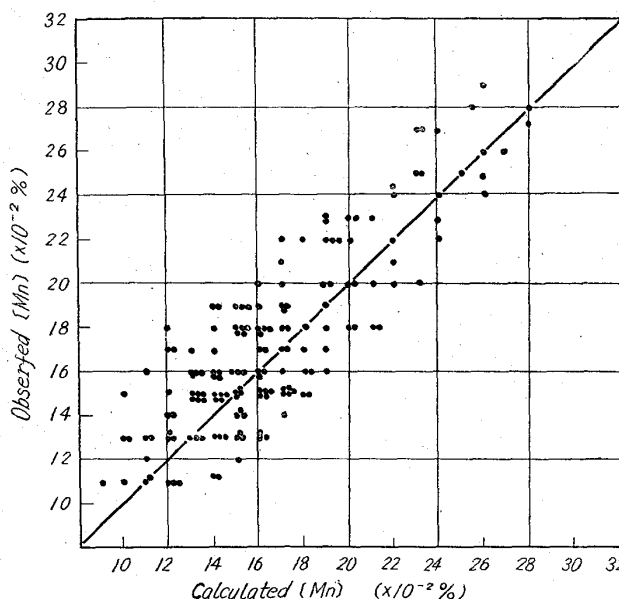


Fig. 5. Calculated vs observed [Mn] % of bath in LD process.

した重回帰分析を実施し最終点には次式を得た。

$$Mn \text{ 歩留} = a \cdot [C]_S + b \cdot [Mn]_S + C \cdot [Mn]_L + d \cdot T_s + e \cdot A + f \dots \dots \dots (5) \text{式}$$

ただし  $a, b, c, d, e, f$  の係数は Fe-Mn の炉内、鍋内投入別や、鋼種などにより決まる数値である。

III. 適用結果

1. 終点 Mn % 推定式の精度

Fig. 5 に  $[C]_S$  としてグラインダーにより火花判定した値を用いて推定した終点  $[Mn] \%$  と分析  $[Mn] \%$  の間の関係を示す。この図より分るごとく推定精度は  $\sigma = 0.02\%$  とほぼ満足できる値を示しており、この終点  $[Mn] \%$  を用いて Fe-Mn 量を計算することが可能であることが明らかとなつた。

2. 素鋼 Mn % のバラツキ

(3) 式を用いて求めた Fe-Mn 量を投入し得られた素鋼 Mn % のバラツキは Table 2 のごとくである。いずれの鋼種においてもこの制御を適用する前よりもバラツキが減少していることがわかる。したがって Mn による規格外れはまだ1ヒートも生じていないし、素鋼成分の安定化に十分寄与していると思う。なお今後はこのバラツキの減少に伴い従来の規格値の巾よりも狭い範囲で管理することが可能になつた。

IV. 結 び

計管制御による素鋼 Mn % の制御を行なう場合の数式モデルの考え方、構造および適用結果についてのべた。適用結果では素鋼 Mn のバラツキは大巾に減少し成分の安定化に役立つ。今後も引き続き日常操業としてこの制御を実施してゆく予定である。

文 献

- 1) 板岡, 斎藤, 伊藤, 木村: 鉄と鋼, 49 (1963) 3, p. 397~399.
- 2) 板岡, 斎藤, 伊藤: 「日本鋼管技報」, 1962, No. 23, June, p. 1~9.
- 3) 大石, 山本, 荒木: 鉄と鋼, 46 (1960) 10, p. 1185~1187.
- 4) Basic Open Hearth steel making, AIME, (1951), p. 738~741.
- 5) A. DECKER, R. SEVRIN, P. NILLES, R. SCIMAR: CNRM 報告, Apr. 1962, p. 6.
- 6) 渡辺, 平尾, 本間, 古垣: 鉄と鋼, 48 (1962), 4, p. 468~470.
- 7) 土居, 板岡, 斎藤, 伊藤 1962 年国際 LD 会議資料, p. 3~13.

(45) 純酸素転炉における脱磷速度について

住友金属工業, 和歌山製鉄所  
理博 藤井毅彦・○荒木泰治・浦 知

On the Dephosphorization Rate in Oxygen Top Blowing Process.

Dr. Takehiko FUJII, Taiji ARAKI and Satoru URA

I. 結 言

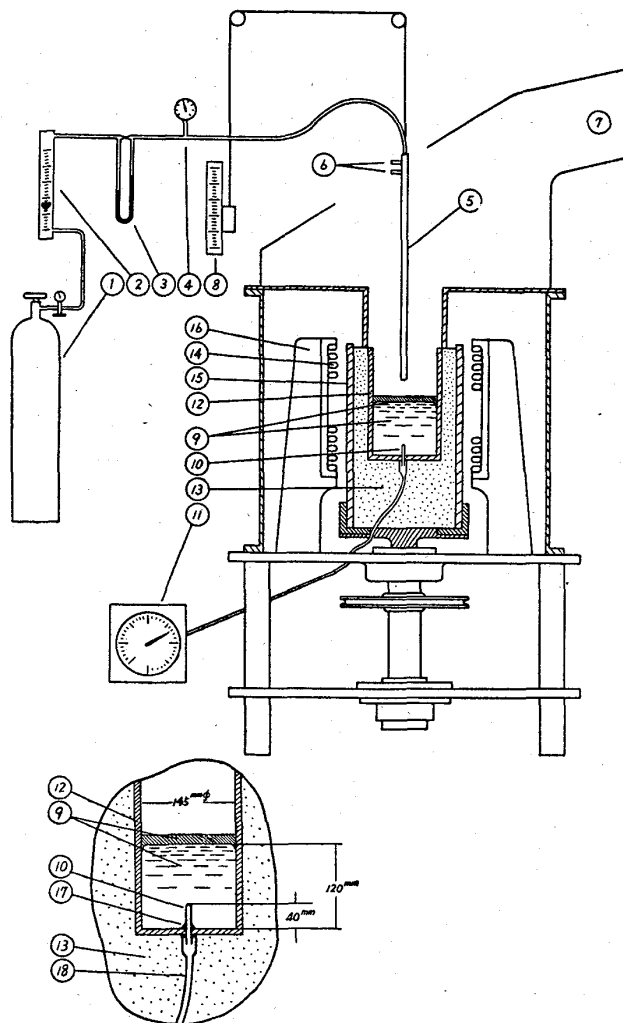
上吹転炉製鋼法においては、平炉法の場合に比較して脱磷上に問題のあることは衆知のことであるが、この脱磷反応の検討には、従来主に吹錬終点時において平衡論的に取扱われている場合が多く、P はほぼ平衡状態にあると報告されている。しかしながら、転炉における脱炭速度は非常に大きく、吹錬途中において、磷そのほかの成分が常に平衡関係にあるということは考え難く、特に高炭素領域の反応過程において脱炭速度を阻害することなく脱磷速度を高めることができるならば、それは重要な意味をもつと考えられる。

従来、脱磷反応の速度論的研究は数少なく、さきに吉井, 満尾<sup>1)</sup> は石灰ルッポにて溶解した溶鉄上に酸素分圧を異にした混合ガスを送り、その下での脱磷速度を求め、また丹羽<sup>2)</sup> はその実験結果を基にした考察を与えている。これらの研究結果から考えると脱磷反応の律速段階として、(1) 気体またはスラグから溶鉄表面への酸素の移動、(2) 反応面への O の移動、(3) 同じく P の移動、(4) 同じくスラグ中の (CaO) の移動があげられよう。

著者らは酸素上吹過程におけるこれらの問題を検討するため、小型実験炉により、吹錬条件を異にした場合の脱磷反応について実験を行なった。

II. 実験方法

溶解炉は水銀火花式 50kW 高周波発振機 (15~30kC) を使用した溶解重量最大 20kg の実験用高周波溶解炉である、実験装置は Fig. 1 に示すように、電融マグネシアルツボ (外径 170mm φ, 内径 150mm φ, 内高 250mm) 中に電解鉄 14kg と Fe-P 合金 (約 23%p) 235g を溶解し、上方より内径 20mm φ の銅製水冷ランスを下ろして純酸素の吹込みを行なった。酸素は工業用のボンベから流量計、圧力計を経て吹錬中は流量および



- 1 Oxygen bomb and regulator
- 2 Flow meter
- 3 Flow meter
- 4 Pressure gauge
- 5 Oxygen lance
- 6 Cooling water inlet and outlet
- 7 Exhauster
- 8 Lance height indicator
- 9 Slag and metal
- 10 Thermocouple and protect tube
- 11 Pyrometer
- 12 Magnesia crucible
- 13 Magnesia powder
- 14 Work coil
- 15 Shell (silica tube)
- 16 Coil supporter
- 17 Alumina cement
- 18 Guide tube (silica)

Fig. 1. Schema of experimental furnace.