

樋型炉でのソーダ灰による溶銑の連続精錬

論 文

山本 里見*・石川 英毅*・藤掛 陽蔵*
 斎藤 力*・梶岡 博幸*²

Continuous Refining of Hot Metal with Soda Ash in the Trough-type Refining Furnace

Satomi YAMAMOTO, Hidetake ISHIKAWA, Yozo FUJIKAKE,
 Chikara SAITO, and Hiroyuki KAJIOKA

Synopsis :

Studies on the continuous refining of hot metal with soda ash were performed using the trough-type continuous refining furnace. The furnace had ability to process the hot metal at the rate of 45 t/h.

1) [P] and [S] after refining were lowered to 0.015% and less than 0.005% respectively, at the consumption of 20 kg-Na₂CO₃ per ton of hot metal(t-HM).

2) Oxidized amount of [Mn] in the refining was 0.08% and nitrogen of refined hot metal was also removed to 10 to 20 ppm.

3) Owing to low iron oxide and iron particle content of the Na₂CO₃ slag, iron loss in the refining was nearly 2.5 kg/t-HM.

4) Temperature drop of hot metal due to the decomposition and evaporation of charged soda ash was estimated as 4.6°C/kg-Na₂CO₃/t-HM and heat loss in the continuous refining was calculated as 6.5×10³ kcal/t-HM.

Estimation of dephosphorization degree of the refined hot metal by reaction model and the characteristics of continuous refining were discussed.

1. 緒 言

精錬工程を脱りん、脱硫および脱炭の素工程に分ける多段製鋼法の研究が進められている。

多段製鋼法の基本は溶銑の脱りん、脱硫精錬といえる。ソーダ灰 (Na₂CO₃) を用いて溶銑を精錬すると、溶銑 [P], [S] を製品規格まで低減してごく少量のslag下で脱炭精錬のみを行うことと、Na₂CO₃ 系slagから Na₂CO₃ を回収し循環使用することを特色とする新しい製鋼システム¹⁾²⁾ が考えられる。筆者らはこの新しい製鋼システムを構成する Na₂CO₃ による溶銑精錬、少量slag下での脱炭精錬およびslagからの Na₂CO₃ 回収の3要素技術について半工業的規模で研究を行い、その技術的可能性を確認した^{3)~5)}。

本研究では、溶銑の精錬は大量処理を前提とした連続方式によるとし、その型式として樋型炉方式を採つた。樋型連続精錬炉の構成および同炉での溶銑・slag混合特性についての前報⁶⁾ に続き、本報では同炉での Na₂CO₃ による溶銑精錬試験結果と同精錬に関する連続方

式の特色について検討した結果を報告する。

2. 試験設備および試験法

試験設備および試験法は前報⁶⁾ で示したものと同一であるから、その概要のみを述べる。

2.1 試験設備

樋型連続精錬炉 (以後、連続炉とする.) は 45 t/h の速度で溶銑を処理できる。耐火物で築造された炉体 (精錬槽長 : 10.6 m, 幅 : 0.75 m) は、CaO slag による脱けい、Na₂CO₃ slag による脱りん脱硫の2槽に分けられ、付帯設備として給銑系、出銑系、送酸系、副材料供給系、slag処理系および排気系を備えている。

2.2 試験法

連続操業では溶銑およびslagが常に炉内に収容されて操業が継続されているが、給銑を1ケの鍋で行つているので、1ヒートの連続精錬 (約 1 h) ののちに給銑鍋に溶銑を補給するため 5~15 min の操業中断があつた。

定常的な操業法は次のようになる。所定条件で送酸および副材料の供給をはじめたのち、給銑を開始する。給

昭和 54 年 4 月 本会講演大会にて発表 昭和 58 年 3 月 14 日 受付 (Received Mar. 14, 1982)

* 新日本製鉄 (株) 第三技術研究所 (R & D Laboratories-III, Nippon Steel Corp., 1-1 Edamitsu Yawata-higashi-ku Kitakyushu 805)

*² 新日本製鉄 (株) 第三技術研究所 工博 (R & D Laboratories-III, Nippon Steel Corp.)

銑開始後数 min で溶銑排出孔からの出銑およびスラグ排出孔からのスラグ流出がおこり、定常操業に入る。給銑が終了すると送酸および副材料供給を中止し、給銑鍋に溶銑を新たに補給し、給銑が可能になると再度前記の操業をくりかえした。

脱りん槽では溶銑温度を制御した。溶銑排出孔での溶銑温度を指標として、目標温度を 1350°C 以下に設定し脱りん槽上流側にスクラップを投入し制御した。

3. 試験結果

精錬後の溶銑組成の例を示すと Fig. 1 のようになり、安定した溶銑組成が得られることがわかる。

Na₂CO₃ で精錬する脱りん槽での操業実績をまとめる。

3.1 脱りん槽操業条件

脱けい槽で CaO スラグ下で脱けいされた溶銑が、脱りん槽に供給される。脱りん槽入口に相当する上流側の堰直下部および出口に相当する溶銑排出樋での溶銑組成、溶銑温度を示すと Table 1 のようになる。目標とした [Si] ≤ 0.15% まで脱けいされていない例が多かった。副材料原単位などの操業条件を Table 1 に併記した。

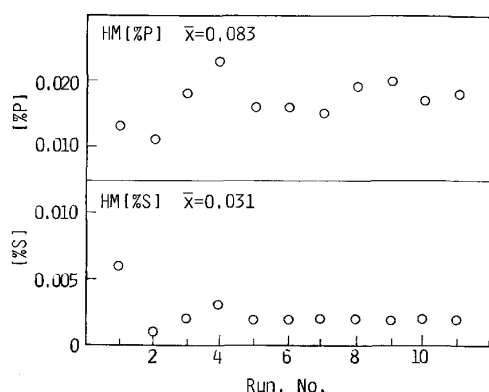


Fig. 1. [P], [S] content of refined hot metal.

Table 1. Chemical composition of hot metal and experimental conditions in dephosphorization operation.

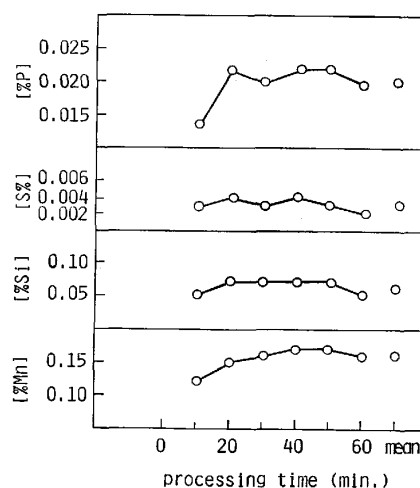
		C	Si	Mn	P	S	Temp
after desilicization	\bar{x}	4.18	0.20	0.22	0.060	0.020	1304 °C
	σ	0.12	0.08	0.08	0.010	0.006	26.9
after dephosphorization	\bar{x}	3.83	0.07	0.16	0.020	0.005	1296
	σ	0.19	0.04	0.06	0.005	0.003	28.3

	Soda ash	O ₂
\bar{x}	19.8 kg/t	6.9 Nm ³ /t
σ	5.3	0.8

3.2 溶銑成分の推移

連続炉から排出される溶銑の組成の時間変化を調査した結果の一例を示すと Fig. 2 のようになる。精錬を開始したのちに給銑する操業方式をとるため、給銑開始後はこの操業の影響がみられる。給銑開始後 20 min 以降は溶銑組成の変動が小さいことから、給銑開始後 30 min に採取した試料の分析値を解析の対象とした。

精錬後 [P] は 0.011~0.027% と変動した。脱りん後 [P] を支配する操業因子として、溶銑[Si]、Na₂CO₃ 原単位および反応温度が知られている⁷⁾。脱けい後溶銑[Si] が低いほど精錬後 [P] が低くなる傾向がみられた (Fig. 3)。また、精錬後 [P] と Na₂CO₃ 原単位との関係を示すと Fig. 4 のようになり、20 kg/t·HM の原単位で精錬後 [P] = 0.015% となることがわかる。操業条件の影響を重回帰分析で調査すると、精錬後 [P] を 0.002% 低下させるのに Na₂CO₃ 原単位を 2 kg/t·HM 大きくする、脱けい後 [Si] を 0.02% 低減する、溶銑温



Hot metal feedrate : 690 kg/min
Na₂CO₃ : 24.7 kg/t·HM
Reaction temp. : 1305°C

Fig. 2. Changes of chemical compositions of refined hot metal with processing time.

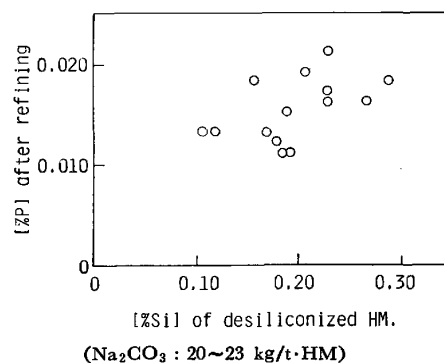


Fig. 3. Relation between [%P] after refining and [%Si] of desilicized hot metal.
(Na₂CO₃ : 20~23 kg/t·HM)

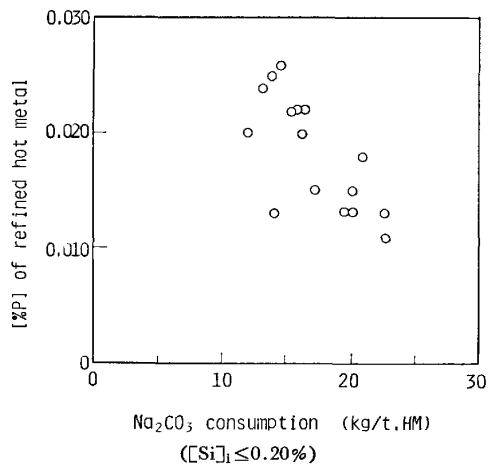


Fig. 4. Effect of Na_2CO_3 consumption on [%P] of refined hot metal.

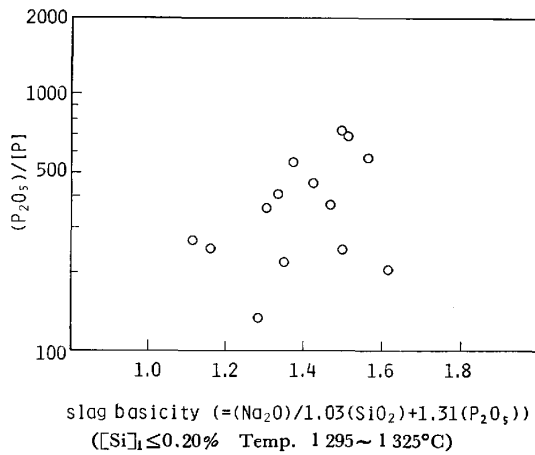


Fig. 5. Relation between $(\text{P}_2\text{O}_5)/[\text{P}]$ and slag basicity.

度を 30°C 低下させるなどが有効なことがわかった。

操業時の溶銑-スラグ間の P および S の分配比を正確に算定するには、溶銑およびスラグのおおのの炉内滞留時間、混合状況、反応速度などへの操業条件の影響を把握し、さらに試料の採取位置をも適切にしなければならない。現状では適切な評価ができないので、便宜的に装入した Na_2CO_3 の精錬能の活用状況を推定するために、スラグ排出孔でのスラグ組成と溶銑排出孔での溶銑組成から求めた P 濃度比を特性値とする。P 濃度比とスラグ組成との関係を示すと Fig. 5 のようになり、るつぼ実験で求めたみかけの平衡値⁷⁾と比較すると、約 1/3 の小さい値となっていた。

精錬後溶銑 [Si] の平均値は 0.07% であり、十分に低下していない。精錬後 [Si] が低いほど精錬後 [P] も低くなる傾向がみられることから、本試験で $(\text{P}_2\text{O}_5)/[\text{P}]$ が小さいのも [Si] 除去が不十分であることによると推定される。

精錬後 [S] は 0.002 ~ 0.011% の間で変動し、

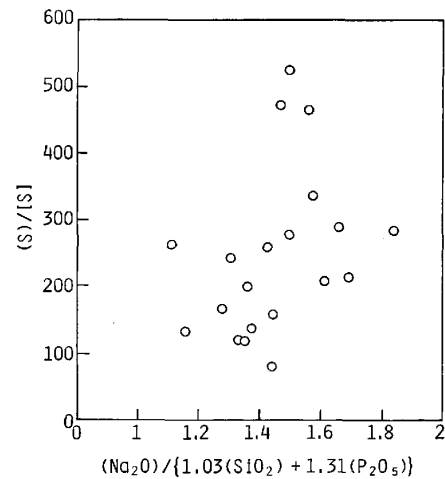


Fig. 6. Relation between $(\text{S})/[\text{S}]$ ratio at the outlets and the basicity of the slag.

Table 2. Chemical composition of Na_2CO_3 slag. (%)

	Na	SiO_2	P	S
\bar{x}	29.9	19.3	2.8	1.1
σ	2.5	2.2	0.7	0.4

Na_2CO_3 原単位 20 kg/t.HM 以上の操業では精錬後 [S] は 0.005% 以下となつた。脱りんの場合と同様に S 濃度比を求め、スラグ組成との関係で示すと Fig. 6 のようになる。るつぼ実験で求めたみかけの平衡値⁷⁾にほぼ等しい値となつていた。

スラグおよび溶銑量をもとに S 収支を算定すると、気化したと想定される S 量はみられず、るつぼ実験でみられた S 揮発⁸⁾ は確かめられなかった。

3.3 Na_2CO_3 スラグ

スラグ排出孔で採取したスラグの平均組成を示すと Table 2 のようになる。 Na_2CO_3 原単位を変更した試験を含むため組成変化は大きいですが、いずれの組成でもスラグは排出樋から流出した。

(T.Fe) はほとんどの場合 13% 以下と低く、 $(\text{Na}_2\text{O}/\text{SiO}_2)$ が 2 より大きい場合 (T.Fe) は 7% 以下となる。スラグは流動性に富むので粒鉄含有量は小さく、 $(\text{Na}_2\text{O}/\text{SiO}_2)$ が 2 より大きいと粒鉄は検出されなかった。これらの結果から、 Na_2CO_3 スラグによる精錬では鉄損失が少ないことが確かめられた。

3.4 溶銑温度

脱りん槽では屑鉄を装入して溶銑温度を制御し、Table 1 に示した実績が得られている。最上流側ランス火点部に屑鉄 (80~120 mm ϕ , 200~400 mmL) を投入し、50 kg/min・ヶ所の装入速度以下では溶銑浴中への屑鉄の堆積はみられなかった。溶銑温度変化から屑鉄の

冷却能を算定すると、 $0.83^{\circ}\text{C}/\text{kg}\cdot\text{屑鉄}/\text{t}\cdot\text{HM}$ となり、比熱⁹⁾から計算された $1^{\circ}\text{C}/\text{kg}\cdot\text{屑鉄}/\text{t}\cdot\text{HM}$ よりも小さかった。これは各重量算定の不正確さおよびスラグ温度変化を無視したことによると考えられる。この溶銑温度制御により溶銑温度が 1350°C より高くなることはなかった。

4. 考 察

4.1 連続炉操業での物質収支および熱収支

連続炉操業の特色を調査するために、連続して行つたヒートの平均物質収支およびそれをもとにした熱収支を検討した。

4.1.1 物質収支

連続した 33 ヒートの実績値をもとに、適切な条件下で操業されたとして平均物質収支を求めた。なお、連続操業のため特定ヒートについての発生量を測定できないダスト発生量および給銑鍋への地金付着量は、試験終了時の測定値を処理溶銑量で比例配分して、その量を推定した。

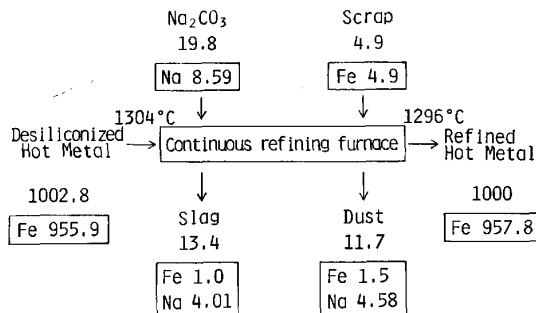


Fig. 7. Material balance in continuous refining operation. (kg)

Table 3. Heat balance in continuous refining operations. ($\times 10^8$ kcal/t·HM)

Input		Output	
Sensible heat of hot metal	272.9	Sensible heat of hot metal	268.3
Combustion heat	25.0	Sensible heat of Na_2CO_3 slag	4.7
" C	(9.0)	Sensible heat of dust	5.0
" Si	(9.9)	Sensible heat of waste gas	4.3
" Mn	(1.6)	Heat of decomposition of Na_2CO_3	13.3
" P	(2.1)	Heat loss	6.5
" Fe	(2.4)		
Heat of slag formation	4.1		
Sensible heat of flux	0.1		
Total	302.1	Total	302.1

Fe および Na について収支を示すと Fig. 7 のようになり、次項があきらかになつた。

i) 脱りん槽での鉄損失はスラグ中 FeO およびダスト中鉄分により、その量は $2.5 \text{ kg}/\text{t}\cdot\text{HM}$ と少ない。

ii) 装入 Na_2CO_3 のスラグへの残留率は 47% である。

4.1.2 熱収支

Fig. 7 に示した物質収支および脱りん槽での溶銑温度変化実績をもとに熱収支を算定すると、Table 3 のようになり次項があきらかとなつた。

i) Na_2CO_3 の分解および揮発による消費熱量は $0.95 \text{ kcal}/\text{kg}\cdot\text{Na}_2\text{CO}_3$ となり、溶銑温度低下 4.6°C に相当する。

溶銑鍋での Na_2CO_3 による溶銑予備脱硫処理時の溶銑温度低下は、 $1.7^{\circ}\text{C}/\text{kg}\cdot\text{Na}_2\text{CO}_3$ と報告されている¹⁰⁾。

しかし、同報告では処理時の [Si] 低下 0.2% に相当する発熱量を無視している。同処理時の熱損失を CaO 、 CaC_2 による溶銑予備脱硫時の溶銑温度低下 20°C ¹¹⁾ に等しいとし、さらに [Si] 低下による酸化熱⁹⁾ を考慮すると、 Na_2CO_3 装入による溶銑温度低下は $5.2^{\circ}\text{C}/\text{kg}\cdot\text{Na}_2\text{CO}_3$ と計算される。

連続炉で前記の値にスラグ顕熱、スラグ生成熱を加算すると、 $4.8^{\circ}\text{C}/\text{kg}\cdot\text{Na}_2\text{CO}_3$ となる。両計算結果がほぼ等しいことから、本報の熱収支計算は妥当なものと考えられる。

ii) 連続炉操業での熱損失は $6.5 \times 10^8 \text{ kcal}/\text{t}\cdot\text{HM}$ となる。炉体耐火物、炉天井および侵入空気による熱損失の推定値 $7.2 \sim 9.1 \times 10^8 \text{ kcal}/\text{t}\cdot\text{HM}$ とほぼ一致している。

4.2 連続炉での脱りん率の推定

連続炉での脱りん率を推定することは炉設計に必要なだけでなく、炉内での溶銑、スラグの混合状況、反応速度などの影響を知るうえで必要である。連続炉出口での脱りん率についての理論計算をおこない、実績値と対比した。

計算は次の前提をもとにした。

i) 樋型炉で流れ方向一次元の混合特性を示す混合モデルとして、拡散モデルを採用。

ii) 一次元の拡散モデルをもとに、流れ場に均一な流速と乱流拡散定数を考える。流れ、拡散および化学反応が同時に起こる系の濃度変化の基礎式は 1) 式で示される¹²⁾。

$$\frac{\partial C_1}{\partial t} = \bar{D}_e \cdot \frac{\partial^2 C_1}{\partial x^2} - \bar{u} \cdot \frac{\partial C_1}{\partial x} + \phi(C_1) \quad \dots (1)$$

iii) Na_2CO_3 スラグによる脱りん反応速度は国定¹³⁾らの解析例に従い一次反応とし、速度式を 2) 式のように定める。

$$V_m \cdot dC_m/dt = -k_p \cdot A(C_m - C_m^*) \dots\dots\dots (2)$$

定常状態を想定して溶銑相，スラグ相に1)式を適用し，反応量関数 $\phi(C_i)$ を2)式で置き換えると下記の連立式が得られる。

$$\begin{aligned} \text{溶銑側 } D_{e,m} \cdot d^2C_m/dx^2 - u_m \cdot dC_m/dx \\ - k_p \cdot A/V_m \cdot (C_m - C_s/K) = 0 \dots\dots\dots (3) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{スラグ側 } D_{e,s} \cdot d^2C_s/dx^2 - u_s \cdot dC_s/dx \\ + k_p \cdot A/V_s \cdot (C_m - C_s/K) = 0 \dots\dots\dots (4) \\ (K = C_s/C_m^*) \end{aligned}$$

向流操作であるから， u_s は u_m と逆符合になる。上式を $x/L = Z$ ， $V_m \cdot u_m/L = F_m$ ， $V_s u_s/L = F_s$ ， $C_s/K = C_s'$ とおいて書き替えると，

$$\begin{aligned} (D_{e,m}/u_m \cdot L) d^2C_m/dz^2 - dC_m/dz \\ - k_p \cdot A/F_m (C_m - C_s') = 0 \\ (D_{e,s}/u_s \cdot L) d^2C_s'/dz^2 + dC_s'/dz \\ + k_p \cdot A/F_m \cdot F_m/KF_s \cdot (C_m - C_s') = 0 \dots\dots\dots (5) \end{aligned}$$

となり，境界条件は下式のように与えられる。

$$\left. \begin{aligned} z=0 \text{ で, } C_m - (D_{e,m}/u_m \cdot L) \cdot dC_m/dz = C_{m,0} \\ dC_s'/dz = 0 \\ z=1 \text{ で, } dC_m/dz = 0, \\ C_s' + (D_{e,s}/u_s \cdot L) \cdot dC_s'/dz = C'_{s,0} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (6)$$

この計算は4個の無次元パラメータ， $E_m = D_{e,m}/u_m \cdot L$ ， $E_s = D_{e,s}/u_s \cdot L$ ， $I_R = k_p \cdot A/F_m$ ， $I_s = F_m/K \cdot F_s$ により規定される。 E_m ， E_s は物質移動のペクレ数である。 I_R は反応速度因子， I_s はスラグのP容量のパラメータと考えられる。

連立微分方程式5)を差分方程式7)で機械計算した。

$$\begin{aligned} E_m(X_{i+1} - 2X_i + X_{i-1}/h^2) - (X_{i+1} - X_{i-1}/2h) \\ - I_R(X_i - Y_i) = 0 \\ E_s(Y_{i+1} - 2Y_i + Y_{i-1}/h^2) - (Y_{i+1} - Y_{i-1}/2h) \\ - I_R \cdot I_s(X_i - Y_i) = 0 \\ (i=0, 1, 2, \dots, N) \dots\dots\dots (7) \end{aligned}$$

境界条件

$$\begin{aligned} X_0 - E_s \cdot (X_1 - X_{-1}/2h) = 1, (Y_1 - Y_{-1}/2h) = 0 \\ (X_{N+1} - X_{N-1}/2h) = 0, \\ E_s(Y_{N+1} - Y_{N-1}/2h) + Y_N = Y_{N,0} \end{aligned}$$

X_{-1} ， Y_{-1} ， X_{N+1} ， Y_{N+1} は計算上の架空の点である。上記 $2(N+1)+4$ ケの連立方程を解いて， X_i ， Y_i の $2(N+3)$ ケの未知数が定まる。ほとんどの場合 $N=20$ 程度で， X_i ， Y_i の値は小数以下三桁まで正確に求められる。

この反応モデルでの計算に必要な諸数値を次のように設定した。

i) 溶銑-スラグ間のP分配比 P分配比とスラグ組成との間に8)式で示される関係のあることが，るつぼ実験で確かめられている⁷⁾。

$$\begin{aligned} \log(P_2O_5)/[P] = 1.14(1/T \times 10^4) + 0.64B_2 - 4.98 \\ B_2 = (\%Na_2O) / \{1.03(\%SiO_2) + 1.31(\%P_2O_5)\} \end{aligned} \dots\dots\dots (8)$$

8)式で示される関係が炉内全域で成立するとし，しかも分配比は C_s/C_m^* に等しいとする。

一方，スラグ塩基度 (B_2) は溶銑成分酸化量と Na_2CO_3 の揮発量によつて定まる。 Na_2CO_3 揮発量はるつぼ実験で得られた9)式⁸⁾で計算されるとした。

$$\begin{aligned} W_{Na} = -5.93(1/T \times 10^4) + 0.198U_{Na_2CO_3} \\ - 10.9(\Delta Si + 1.36\Delta P) + 39.7 \dots\dots\dots (9) \end{aligned}$$

溶銑成分酸化量は各ヒートで変動があるが，ここでは実績平均値 ($\Delta Si = 0.13\%$ ， $\Delta P = 0.04\%$) を用いた。

ii) スラグ量 本操業でのスラグ (T.Fe)，(MnO)，(Na₂S)，(MgO)，(Al₂O₃) などの平均値の合計は約 17.5% であつた。上記の設定から計算される Na_2O ， SiO_2 ， P_2O_5 量とから，スラグ量を算定することができる。

iii) 溶銑流，スラグ流の E_m ， E_s 前報⁶⁾で求めた測定結果 $E_m = 0.15$ ， $E_s = 0.50$ を用いる。

iv) 反応速度 速度定数 k_p があきらかでないので， k_p を変数としてカーブフィッティングにより求める。

本検討の対象ヒートとして，連続して操業された33ヒートを選んだ。各ヒートの脱りん率の変動が大きいので，1ヒートごとに計算値と実績値との対比を検討するよりも，対象ヒートをグループに分けて計算すると傾向を把握しやすいと判断された。対象ヒートは Na_2CO_3 原単位の低い群 (14 ± 3 kg/t·HM) と高い群 (21 ± 3 kg/t·HM) とに大別されるので， Na_2CO_3 原単位 14，21 kg/t·HM の群について一定のP分配比で計算した。両群のP分配比は 890，2060，スラグ量は 9.5，12.2 kg/t·HM と計算された。

本計算に必要な4ケのパラメータのうち I_s は

$$\begin{aligned} I_s = F_m/K \cdot F_s = 1000/\rho_m / \\ \{w/\rho_s \cdot 2M_P/M_{P_2O_5} \cdot (P_2O_5) \rho_s/[P] \rho_m\} \\ = M_{P_2O_5}/2M_P \cdot 1000/w \cdot [P]/(P_2O_5) \dots\dots\dots (10) \end{aligned}$$

となり，前出の数値を用いて計算すると Na_2CO_3 原単位 14，21 kg/t·HM でそれぞれ 0.271，0.091 となる。

I_R は次式で示される。

$$I_R = k_p \cdot A/F_m = 4.2k_p(L \cdot W/F_m) \dots\dots\dots (11)$$

k_p 値があきらかでないが，るつぼ実験で $k_p : 0.04 \sim 0.08$ cm/s と推定されたので， k_p をパラメータとして計算し計算値が試験結果と一致する k_p を検討した。

各ヒートの平均脱りん率と LW/F_m' との関係を各

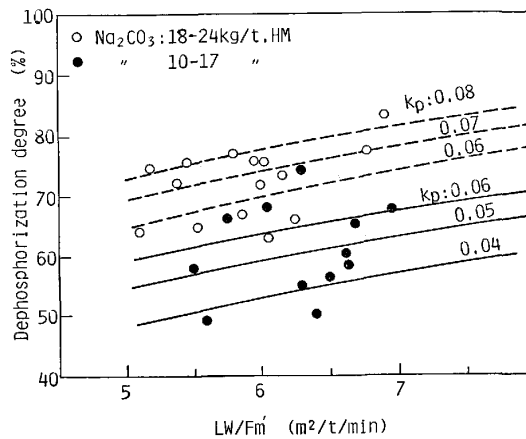


Fig. 8. Comparison of dephosphorization degree between calculated values and observed ones.

Na_2CO_3 原単位別に示すと、Fig. 8 のようになる。図中の実線および破線はそれぞれの Na_2CO_3 原単位で、 k_p を変動させて計算した脱りん率を示している。なお、 LW/F_m' は同一炉形状のもとで給銑速度を変更して変化させた。試験結果のばらつきは大きい、 LW/F_m' の増大とともに脱りん率が向上する傾向と計算結果とがほぼ対応する。計算結果が試験結果と一致するようになる k_p は、 Na_2CO_3 原単位 14, 21 kg/t·HM の場合それぞれ 0.04 ~ 0.06, 0.06 ~ 0.08 (cm/s) の範囲であることがわかる。このように Na_2CO_3 原単位の増大とともに、みかけの反応速度が大きくなる傾向はるつば実験でも認められており、 Na_2CO_3 による溶酸化の強化によると考えられる。

脱りん槽では溶銑排出孔に近いほど [P] が低下している⁶⁾。 Na_2CO_3 原単位 21~22 kg/t·HM、 $LW/F_m' = 5.5 \sim 6.5 \text{ m}^2/\text{t}/\text{min}$ の操業条件下での、[P] の炉長方向の濃度変化を示すと Fig. 9 のようになる。図中の実線は上記条件での計算結果を示し、実測値の変動は大きい、両者はほぼ一致しているといえる。

このように本計算モデルは、連続炉の脱りん特性を説明するのに適していると考えられる。しかし、現状では検討に用いた諸数値への操業条件の影響（たとえば、 k_p 、 E_m 、 E_s などへの Na_2CO_3 原単位、送酸条件、操業温度などの影響）があきらかにされていない。基礎数値の蓄積が今後の課題と考えられる。

4.3 連続炉操業の特色

連続炉操業実績を鍋方式での回分操業実績と比較し、その特色を検討する。高炉鍋 (200 t) 内の脱けいされた溶銑 (140 t) に Na_2CO_3 、ミルスケールを添加し、浸漬ランスからガスで攪拌しながら上吹き法で酸素を吹き付けて脱りん、脱硫精錬する方法¹⁴⁾を、比較の対象とした。

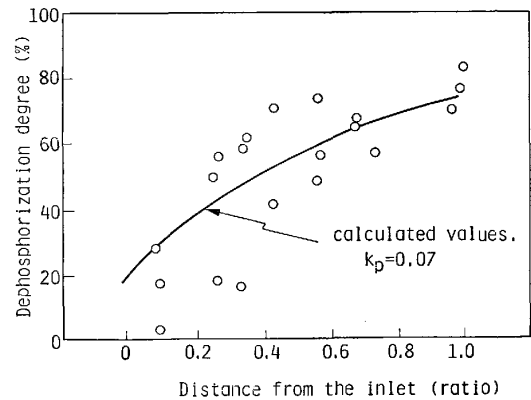


Fig. 9. Comparison of calculated values with [P] profile in the furnace.

i) 鉄損失 鍋法での鉄損失は 6 kg/t·HM と算定され、さらに脱けいスラグの処理時の鉄損失を加えると 8 kg/t·HM となる。連続法での鉄損失は 2.5 kg/t·HM と小さく、しかもダストを炉に再装入することを考えるとより小さくなる。強制的に排滓しない操業の有利さによると考えられる。

ii) 熱損失 鍋法での熱損失は、ガスバブリング法での処理時間 60 min で $10 \times 10^9 \text{ kcal}/\text{t}\cdot\text{HM}$ と算定される。連続炉での熱損失は $6.5 \times 10^9 \text{ kcal}/\text{t}\cdot\text{HM}$ と約 2/3 程度の小さい値となっており、炉体耐火物が冷却される機会のない工程の有利さによると考えられる。

iii) Na_2CO_3 精錬能の利用 鍋法でのスラグ (Na_2O)/(SiO_2) は 1.5 から 5.0 の間にあり、平均値は 3 前後と推定される。連続炉でのスラグ (Na_2O)/(SiO_2) の平均値は 2.1 であつた。両法での Na_2CO_3 原単位がほぼ等しいことから、鍋法で Na_2CO_3 のスラグへの残留率が高いといえる。

一方、鍋法での P 分配比は (Na_2O)/(SiO_2) = 2.5 で 300 程度と示されている。連続法での Na_2CO_3 の利用率をみるために示した Fig. 5 の試験結果を、(Na_2O)/(SiO_2) との関係でみると (Na_2O)/(SiO_2) = 2.5 で約 700 となつている。両者の定義が異なるので比較は難しいが、連続法で Na_2CO_3 の脱りん能がより活用されると推定される。

iv) 前工程からの混入スラグ 鍋法では、脱けいスラグが 5 kg/t·HM、 Na_2CO_3 スラグが転炉へ 1~2 kg/t·HM 混入すると想定されている。一方、連続法での Na_2CO_3 スラグ中の CaO は 0.1% 以下であるから、脱けい工程からのスラグ混入はないといえる。また、精錬された溶銑上に Na_2CO_3 スラグは認められない。流動性のよいスラグを堰で分離する連続法の有利さが発揮されている。

v) その他 連続炉は密閉構造をとりやすく、しかも一定の Na_2CO_3 装入速度で操業できるので、回分法よりも集塵系設備仕様を小さくできる。連続炉は固定された炉であるから、耐火物冷却などの手法により耐火物原単位の低減をはかりやすい。などの利点も考えられる。

これらの特色から、 Na_2CO_3 による溶銑精錬のプロセスとして連続法は回分法よりも適合性が高いと考えられる。今後の技術的改善により、次項のような将来の発展性を大きく期待できる。

- 自動化, 省力化
- 排ガスの熱回収
- 耐火物の長寿命化

5. 結 言

Na_2CO_3 で溶銑を連続精錬する試験を 45 t/h 規模の樋型炉で行った。連続炉では CaO スラグ下での脱けい精錬および Na_2CO_3 スラグ下での脱りん, 脱硫精錬で行われた。

i) 精錬後 [P], [S] は Na_2CO_3 原単位, 脱けい後 [Si] および溶銑温度に支配された。20 kg· Na_2CO_3 /t·HM, 脱けい後 [Si] ≤ 0.20%, 1300°C で精錬後 [P], [S] はそれぞれ 0.015%, 0.005% 以下となった。

ii) Na_2CO_3 による精錬での鉄損失は 2.5 kg/t·HM と小さい。

iii) Na_2CO_3 の分解, 揮発による消費熱量は溶銑温度低下 4.6°C に相当する。連続炉での熱損失は 6.5×10^3 kcal/t·HM と算出され, 炉体および侵入空気による熱損失の推定値とほぼ一致した。

iv) 溶銑, スラグの混合状況, みかけの P 分配比, 反応速度などを用いて, 連続炉出口での脱りん率を推定する反応モデルを作製し, 脱りん率および脱りん槽内脱りん率分布を説明できることを確かめた。

v) Na_2CO_3 による鍋での溶銑精錬試験結果と本試験結果とを比較し, 鉄歩留り, 熱損失, 前工程スラグの混入などの点で連続法が有利なことをあきらかにした。

記 号

- A : 反応界面積 (cm²)
- C_i : 反応物質 i の濃度 (mol/cm³)
- C_m : 溶銑単位容積当たりの P 濃度 (mol/cm³)
- C_m* : みかけ上の溶銑平衡 P 濃度 (mol/cm³)
- C_s : スラグ単位容積当たりの P 濃度 (mol/cm³)
- C_{m,0}, C'_{s,0} : 入口溶銑 P 濃度, スラグの仮想の入口 P 濃度 (C'_{s,0} = 0) (mol/cm³)

- \bar{D}_e : 平均乱流拡散係数 (cm²/s)
- D_{e,m}, D_{e,s} : 溶銑, スラグ相の平均乱流拡散係数 (cm²/s)
- F_m, F_s : 溶銑, スラグの流量 (cm³/s)
- F_m' : 給銑速度 (t/min)
- h : 格子点の幅 (=1/N) (-)
- K : みかけの P 分配比 (-)
- k_p : 脱りん速度定数 (cm/s)
- L : 炉長 (m)
- M_P, M_{P₂O₅} : P, P₂O₅ の原子量, 分子量 (-)
- N : 分割数 (-)
- t : 時間 (s)
- U_{Na₂CO₃} : Na_2CO_3 原単位 (g/kg·HM)
- \bar{u} : 平均流速 (cm/s)
- u_m, u_s : 溶銑, スラグ相の平均流速 (cm/s)
- V_m, V_s : 溶銑容積, スラグ容積 (cm³)
- W : 浴幅 (m)
- ω : 溶銑 t 当たりのスラグ量 (kg/t·HM)
- W_{Na} : Na の蒸発量 (g/kg·HM)
- X_i : C_{m(z=i,h)}/C_{m,0} で示される架空の点 (-)
- x : 流れ方向距離 (cm)
- Y_i : C_{s'(z=i,h)}/K·C_{m,0} で示される架空の点 (-)
- z : L で無次元化した距離 (-)
- ρ_m, ρ_s : 溶銑, スラグの密度 (g/cm³)
- φ : 単位時間, 容積の反応量関数 (mol/cm³/s)

文 献

- 1) 山本里見, 梶岡博幸: 鉄と鋼, 65 (1979), S 210
- 2) 丸川雄浄, 城田良康, 姉崎正治, 平原弘章: 鉄と鋼, 67 (1981), p. 323
- 3) 山本里見, 藤掛陽蔵, 坂口庄一, 藤浦正己, 梶岡博幸, 吉井正孝, 福岡弘美: 鉄と鋼, 65 (1979), S 212
山本里見, 藤掛陽蔵, 松尾輝夫, 梶岡博幸, 吉井正孝, 坂口庄一: 鉄と鋼, 65 (1979), S 732
- 4) 小久保一郎, 尾形昌彦, 小菅俊洋, 中嶋睦生, 桑原正年, 山本里見, 山口武和: 鉄と鋼, 65 (1979), S 213
- 5) 松尾輝夫, 横大路照男, 吉田 誠, 山本誠二, 山本里見, 福田昭一: 鉄と鋼, 69 (1983), p. 937
- 6) 山本里見, 石川英毅, 藤掛陽蔵, 吉井正孝, 坂口庄一, 梶岡博幸: 鉄と鋼, 69 (1983), p. 1585
- 7) 山本里見, 藤掛陽蔵, 坂口庄一: 鉄と鋼, 68 (1982), p. 1896
- 8) 山本里見, 原島和海: 鉄と鋼, 69 (1983), p. 32
- 9) 鉄鋼熱計算用数値 (日本学術振興会, 日本鉄鋼協会編) [日刊工業新聞社]
- 10) H. P. HAASPERT and E. KÖHLER: Stahl Eisen, 85 (1965), p. 1588
- 11) 第 3 版鉄鋼便覧, II (日本鉄鋼協会編) (1979), p. 452 [丸善]
- 12) 矢木 栄, 宮内照勝: 化学工学, 17 (1953), p. 382
- 13) 国定京治, 岩井彦哉: 鉄と鋼, 66 (1980), S 223
- 14) 山田健三, 宮下芳雄, 栗山伸二, 中島龍一, 半明正之, 田口喜代美: 鉄と鋼, 66 (1980), A 141