

上底吹き転炉を用いた転炉滓系フラックスによる溶銑脱りん

松尾 亨*・増田 誠 一*2

Dephosphorization of Hot Metal in a Top and Bottom Blowing Converter with BOF-slag-based Flux

Tohru MATSUO and Seiichi MASUDA

Synopsis :

To improve the mass production process of both low-phosphorus and conventional grade steels more economically, a new hot metal dephosphorization process in a top and bottom blowing converter, called SRP, has been developed. In this process, BOF slag generated by the blowing of the dephosphorized hot metal is used as a dephosphorization agent of hot metal, implementing a two-stage slag-metal counter flow tank operation.

1. In a 2t laboratory scale test, phosphorus content of hot metal was lowered to less than 0.010% using BOF slag of 25 kg/t.

2. When silicon content of hot metal is less than 0.1%, CaO consumption necessary for producing normal phosphorus steels is calculated to be about 10 kg/t, and even low phosphorus steels can be obtained with calculated CaO of about 15 kg/t.

3. In this process, even non-desiliconized hot metal containing silicon of 0.2 ~ 0.4% can be dephosphorized with calculated CaO of 12~18 kg/t for the production of normal phosphorus steels.

Key words : hot metal ; dephosphorization ; BOF slag ; counter flow tank operation ; top and bottom blowing converter.

1. 緒 言

溶銑脱りん法は、当初、低りん鋼溶製のための予備脱りん法として研究され、トピード内あるいは溶銑鍋内の溶銑に、生石灰系フラックス^{1)~3)}あるいはソーダ灰⁴⁾をインジェクションする方法等が開発された。最近、この溶銑りん法は、一般鋼の溶製にも適用拡大されている。これは、主として転炉での造滓剤の節減とマンガン鉱石の溶融還元によるマンガン合金鉄の節減によるトータルコストミニマムを狙ったものである⁵⁾。

著者らは、これまでの方法よりさらにトータルコストミニマムを与えるプロセスについて検討した。その結果、転炉滓を溶銑脱りんのフラックスとして再使用する方法が、二段回分式向流操作となり、全造滓剤の使用量が少なくて済み、かつ転炉滓中の Fe, Mn 等の有価金属が回収できることから、有利であることを確認した⁶⁾。

転炉滓を溶銑脱りんフラックスとして再利用する方法⁷⁾については、著者らは、以前、高炉銑を鍋中でインペラー攪拌する方法について検討していた⁸⁾⁹⁾。ところが、この場合、溶銑 [Si] が高いため、フラックス量が

多く必要であり、フリーボード確保のため、処理溶銑量を少なくせざるを得ないという問題を残していた。

今回、この時の問題点を解決すべく、脱珪溶銑あるいは低 Si 溶銑を前提とし、処理方法として、フリーボードに余裕があり、かつ強い攪拌ができ脱りんに有利な上底吹き転炉を用いる方法について検討した。本報では、その基本思想と試験転炉を用いて調査した結果について述べる。なお、本プロセスを SRP (Simple Refining Process, Slag Recycling Process) と呼んでいる。

2. 溶銑脱りん法の選択

2.1 製鋼での造滓剤を最少にする方法

製鋼トータルコストをミニマムにするためには、廃棄するスラグ量を少なくすることが必要であり、その中の Fe, Mn 等の有価金属を少なくし、トータル熱損失を少なくすることが重要である。廃棄するスラグ量を少なくするためには、脱りんに必要な造滓剤(生石灰)の使用量を最少にすることであり、廃棄するスラグの CaO/P₂O₅ を最少にすることである。

この命題に対する理想解は、Fig. 1 (a) に示す「スラ

昭和 61 年 10 月本会講演大会にて発表 平成 2 年 3 月 9 日受付 (Received Mar. 9, 1990)

* 住友金属工業(株)鉄鋼技術研究所 (Iron & Steel Research Laboratories, Sumitomo Metal Industries, Ltd., 3 Oaza-Hikari Kashimamachi Kashima-gun Ibaraki pref. 314)

*2 住友金属工業(株)鉄鋼技術部 (Iron & Steel Technical Development Department, Sumitomo Metal Industries, Ltd.)

グ-メタル連続向流操作」である¹⁰⁾¹¹⁾。この場合、反応効率向上のためには、流れが「ピストンフロー」であることおよび流れの各位置で脱りんが平衡となることが望まれる。しかしながら、脱りん平衡のためには、スラグ-メタルの攪拌が必要であり、また付随して脱炭反応も進行するので、これらによる「逆混合」により、反応効率が低下するという問題がのこる。従って、幾つかの研究¹²⁾がなされているものの、完全な意味での実現は困難と考えられる。

そこで実現可能な方法として、回分式にスラグとメタルを向流接触させ、反応効率を向上させる方法、すなわち「回分向流操作法」について検討した。

Fig. 1 (b) に示すように、脱りん処理を n 回に分け、 n 回目の処理後スラグを $n-1$ 回目の脱りんフラックスとして用いる場合の関係を、単純化のために、次に示す前提をもとに求めた。

(前提条件)

①各ステージで脱りんは平衡に到達するとし、りん分配比 $L (= C_s/C_m)$ は常に一定とする。

②反応により、メタル量、スラグ量は変化しない。得られた結果を(1)式に示す。

$$\frac{C_{m_0}}{C_{m_n}} = 1 + \left(\frac{V_s \cdot L}{V_m}\right) + \left(\frac{V_s \cdot L}{V_m}\right)^2 + \dots + \left(\frac{V_s \cdot L}{V_m}\right)^n \dots\dots\dots (1)$$

ここで、 V_s : スラグ重量

V_m : メタル重量

C_{m_0}, C_{m_n} : 処理前, n 回処理後のメタルのりん濃度

C_{s_n} : n 回処理後のスラグのりん濃度

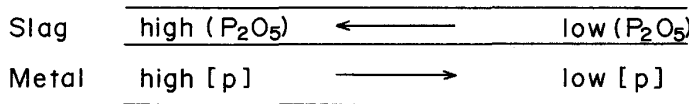
L : りんの分配比

比較のために、Fig. 2 に示すように、全脱りんスラグを n 等分し、 n 回脱りん処理する「スラグ回分操作法」についても整理すると、(2)式の関係が得られる。

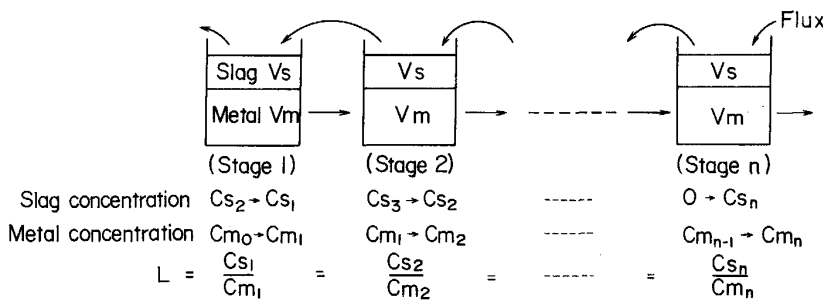
$$L \cdot \frac{V_s}{V_m} = n \left\{ \left(\frac{C_{m_0}}{C_{m_n}} \right)^{1/n} - 1 \right\} \dots\dots\dots (2)$$

(1), (2)式を用い、 $C_{m_0} = 0.1\%$, $C_{m_n} = 0.01\%$ すなわち $C_{m_0}/C_{m_n} = 10$ の場合の必要スラグ量を、1回処理時のスラグ量を 100 として求めた結果を Fig. 3 に示す。Fig. 3 より、回分式向流操作法の方が、スラグ回分操作法より少ないスラグ量で脱りんが可能であることがわかる。また、いずれの方法においても、回分数が増加すると共に必要スラグ量が減少するが、1回処理を2回処理(回分数=2)にするのが、労少なくして、最もスラグの低減効果が大きいことがわかる。

ここで $n=2$ の場合を考える。回分向流操作法では、脱りん溶銑の転炉吹錬で発生した転炉滓を用い溶銑脱りんした後、生石灰を用い転炉吹錬することに相当する。一方、スラグ回分操作法では、生石灰系フラックスで溶銑脱りんした後、新たにまた生石灰を用い転炉吹錬することに相当する。溶銑脱りんと転炉吹錬では、酸素ポテ



(a) Continuous counter flow operation



(b) Counter flow tank operation

Fig. 1. Counter flow operation.

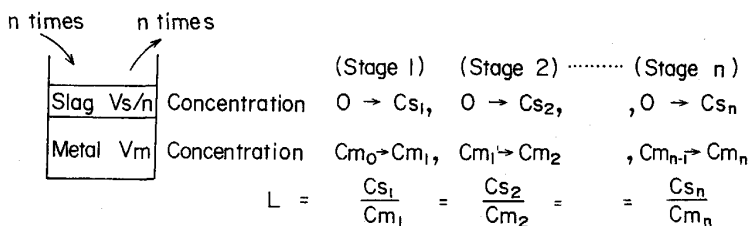


Fig. 2. Multistaged batchwise operation.

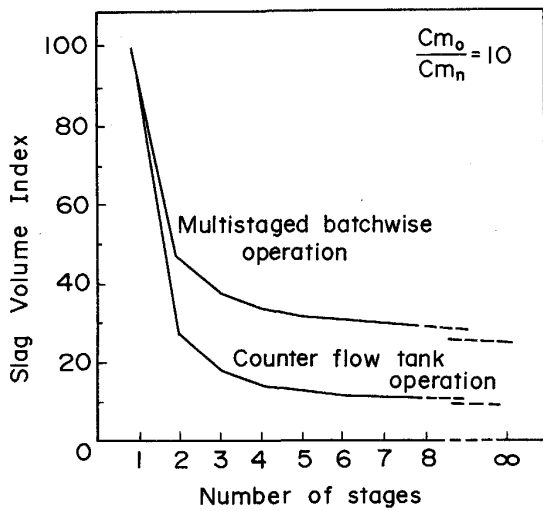


Fig. 3. Relation between amount of slag and number of stages in counter flow tank operation.

ンシャルと温度が異なるため、りん分配比が異なるが、「転炉滓系フラックス」による溶銑脱りんの方が、「生石灰系フラックス」による溶銑脱りんよりも、トータル造滓剤低減に有利であることは明らかである。

2.2 溶銑脱りんプロセスの選択

溶銑脱りんプロセスは、次の条件を具備していることが必要である。

- ①溶銑を脱りん処理に適した温度(約1300°C)に保持するために3~7Nm³/t程度の酸素ガスが使用できる。
- ②フラックスの脱りん能を最大限に利用すべく、脱りん平衡を達成するために、十分な攪拌ができる。
- ③スラグフォーミングのための十分なフリーボードがある。
- ④塩基性ライニングが使用できる。
- ⑤スラグとメタルの分離が容易である。

以上の点を考慮すると、溶銑脱りん処理は、純冶金的には本来上底吹き転炉がベストである。そこで、Fig. 4に示す2基の上底吹き転炉を用いる製鋼法を考案した。

本プロセスの特徴は、一方を溶銑の脱りん炉、他方を脱りん銑の脱炭炉とし、脱炭炉で発生する低りん転炉滓を、脱りん炉のフラックスとして再利用することにより、スラグ-メタルの2段向流操作を行うことである。なお、2炉で行う理由は、(P₂O₅)の多い炉体付着スラグによる脱炭吹錬での脱りん悪化または復りんの影響を少なくするためである。

3. 実験方法

3.1 るつば実験

低Si銑2kgをタンマン炉内でマグネシアるつばを

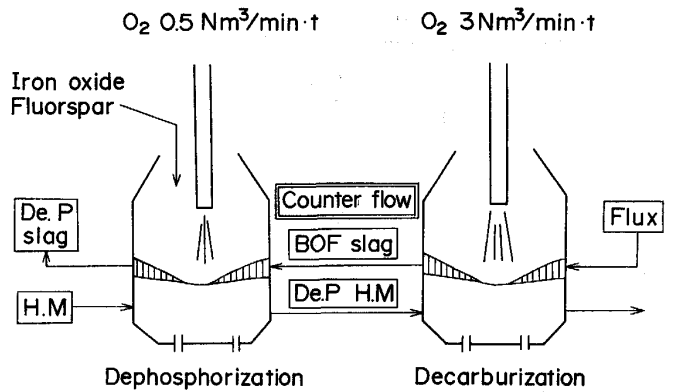


Fig. 4. Schematic profile of process.

用いて溶解し、所定温度(主として1300°C)に調整後、MgOパイプ(6mmφ)を用い、Ar 0.3NL/minを溶銑中に吹き込み、バブリング攪拌を行いながら、脱りんフラックス(主として50kg/t)を上置一括添加するという方法で実験を行った。

用いたフラックスは、主として転炉滓50%-鉄鉱石40%-ホタル石10%の組成のものであり、おのおの100mesh以下に粉碎したものを、事前に混合して使用した。なお、一部の高スラグ塩基度を狙った実験では生石灰も併用した。

3.2 2t試験転炉実験

試験転炉に低Si銑2tを注銑し、るつば実験と同様の配合の脱りんフラックス(粒径-20mmφ)50kg/tを炉口より一括投入し、炉底羽口よりArを吹き込み攪拌を行いながら、上吹きランスを用い少量の酸素(0.5~1.0Nm³/min.t)を吹き込み、溶銑温度を約1300°Cに調整するという方法で実験を行った。実験条件をTable 1に示す。なお、炉底攪拌ガス量は0.25~1.0Nm³/min.tとしたが、この量は、NAKANISHIらの式¹³⁾を用いて計算すると、同一均一混合時間としては、250t転炉の0.06~0.25Nm³/min.tに相当する。用いた溶銑、転炉滓の化学成分をTable 2, Table 3に示す。

4. 実験結果

4.1 脱りに及ぼすフラックス量の影響

るつば実験結果をFig. 5に示す。フラックス量50kg/t(CaO含有量12kg/t)で[P]0.013%まで低下し、フラックス量を70kg/t(CaO含有量16.5kg/t)まで増量すると[P]0.007%まで脱りんが進行した。

4.2 脱りに及ぼす炉底攪拌ガス量の影響

2t試験転炉の実験結果をFig. 6に示す。フラックスは5min以内で滓化完了し、炉底攪拌ガス量を増加するにつれ脱りん速度は速くなった。そして炉底攪拌ガス量

Table 1. Experimental condition.

Lance nozzle	Single hole laval, 10.4 mm ϕ
Lance height	400 mm
Bottom tuyeres	8 mm ϕ pipe \times 2
Agitation gas	Ar 0.25~1.0 Nm ³ /min \cdot t

Table 2. Composition of hot metal (%).

C	Si	Mn	P	S
3.9~4.3	0.07~0.23	0.18~0.35	0.090~0.110	0.005~0.045

Table 3. Composition of BOF slag (%).

	T. CaO	SiO ₂	T. Fe	P ₂ O ₅	MnO	S
2 kg test	47	7	24	1.1	5	0.03
2 t test	35~45	5~6	24~30	0.7~1.9	3~5	0.05

T. CaO is calculated as analyzed Ca% \times (molecular weight of CaO) / (atomic weight of Ca).

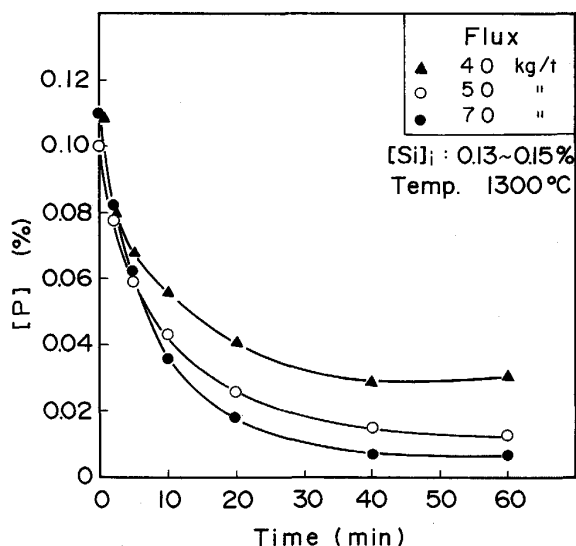


Fig. 5. Effect of flux volume on dephosphorization.

を 1 Nm³/min \cdot t まで多くした場合、処理時間 10 min で [P] \leq 0.010% と極めて良好な脱りんが進行した。

4.3 脱りん処理後のスラグ組成

処理後のスラグ組成の代表例を Table 4 に示す。これらはフラックス 50 kg/t、すなわち転炉滓 25 kg/t を添加した場合の結果である。(P₂O₅) は 7.6~8.8% と高くなった。また処理後スラグの T. Fe は、用いた転炉滓の T. Fe より低くなっており、有価金属の回収ができていくことがわかる。なお、処理後スラグの T. Fe は、2 t 転炉実験の場合の方が少し高くなったが、これは 2 t 転炉実験の場合、上吹き酸素を併用したためと考えられる。

4.4 処理後スラグ塩基度とりん分配比の関係

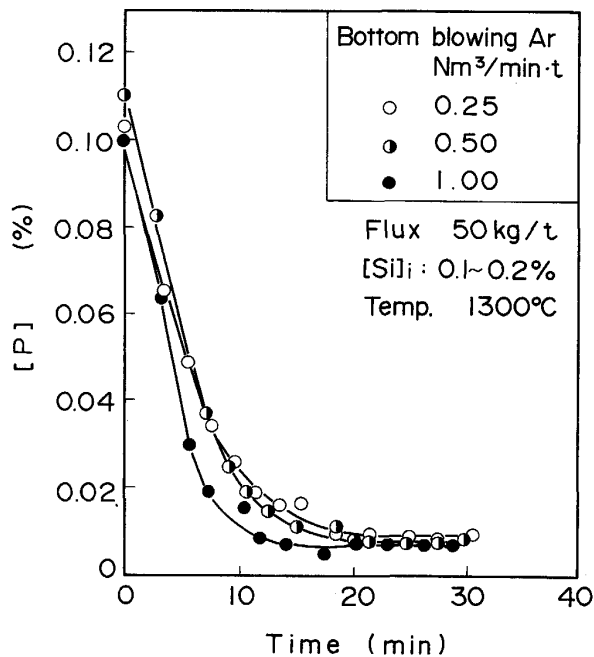


Fig. 6. Effect of bottom gas stirring on dephosphorization.

Table 4. Slag Composition after dephosphorization treatment (%).

	T. CaO	SiO ₂	MnO	P ₂ O ₅	T. Fe	S
2 kg test	47.8	17.8	8.0	8.8	3.7	0.19
2 t test	40.6	16.1	3.0	7.6	11.0	0.02

Fig. 7 に示すように、塩基度の上昇とともに (P)/[P] も上昇した。また同じ CaO/SiO₂ の場合、T. Fe が高い場合の方が (P)/[P] は高くなった。

4.5 脱りんと脱炭の関係

Fig. 8 に示すように、脱りんは少量の脱炭とともに進行した。脱炭量は、上吹き酸素を用いない 2 kg 実験の場合 Δ [C] \approx 0.3% 程度であったが、上吹き酸素を用いた 2 t 転炉実験の場合 Δ [C] \approx 0.6% まで脱炭が進行した。

4.6 脱りんスラグの脱硫能

Fig. 9 に示すように、CaO/SiO₂ の上昇とともに (S)/[S] は向上した。CaO/SiO₂ 2.0~2.5 程度では、(S)/[S] は低く、脱硫はあまり進行しないが、CaO/SiO₂ 3~4 では、転炉吹錬時のそれより高くなり、同時脱硫が進行した。

5. 考 案

5.1 脱りんスラグの利用効率

脱りに必要なフラックス量を少なくするためには、脱りんスラグの利用効率を高くすることが重要である。

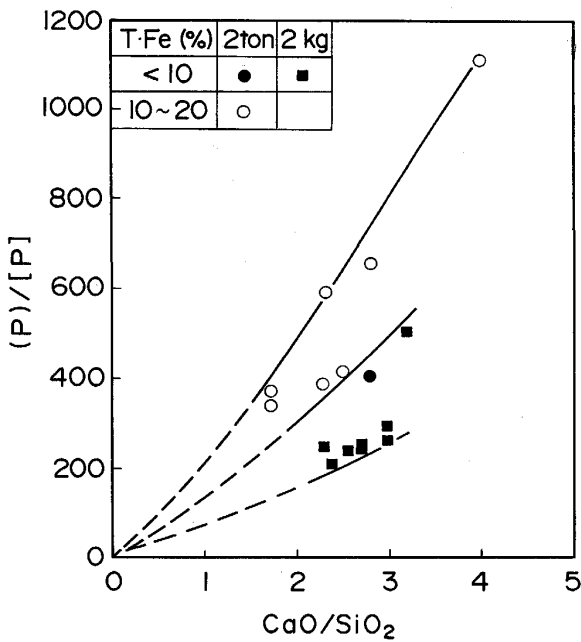


Fig. 7. Effect of slag basicity on phosphorus partition.

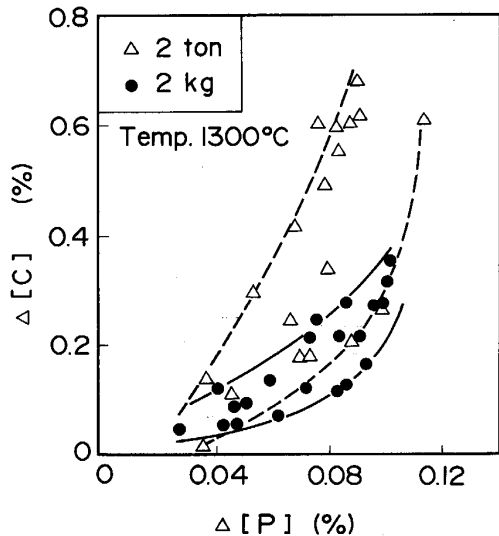


Fig. 8. Relation between decarburization and dephosphorization.

そこで、本法のスラグ利用効率が高かったかどうかを知るために、本法の脱りん平衡到達度を、以前検討した鍋中インペラー攪拌法⁹⁾のそれと比較した。ここで脱りん平衡式としては、(3)式で示される HEALY の式¹⁴⁾を用いた。

$$\log \frac{(\%P)}{[\%P]} = \frac{22350}{T} - 16 + 2.5 \log \%T.Fe + 0.8(\%CaO) \dots\dots\dots(3)$$

なお、HEALY の式は製鋼温度で用いられる平衡式であり、岩崎ら¹⁵⁾によると、溶銑温度まで外挿し、平衡に到達

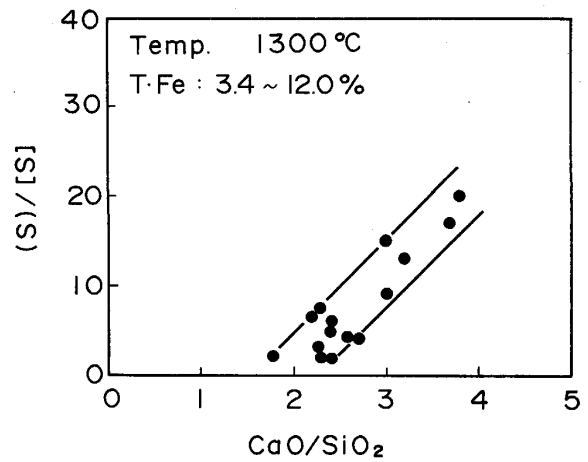


Fig. 9. Effect of slag basicity on sulphur partition.

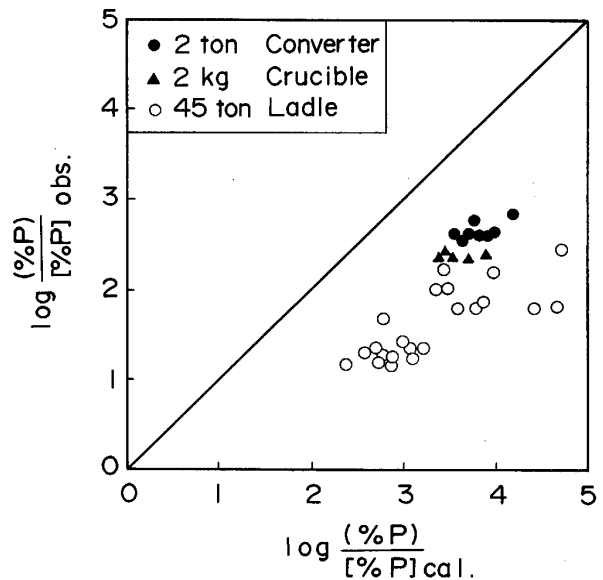


Fig. 10. Comparison of experimental results with Healy's equilibrium calculation.

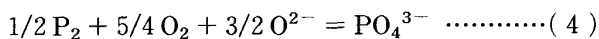
したかどうかの絶対値の議論をすることは問題である。しかしながら、一定温度(約1300°C)で、スラグ組成が異なる場合の脱りん平衡到達度の差について議論することは可能と考えられる。そこでこれを用いて検討した。結果を Fig. 10 に示す。本法の場合、45 t 鍋中インペラー攪拌法の場合⁹⁾より脱りん平衡到達度は高かった。これは、本法の場合低 Si 銑の脱りんであり、高炉銑を未脱珪で脱りんした 45 t 鍋中インペラー攪拌⁹⁾の場合に比べ、スラグ量が半分以下であり、かつ強い炉底攪拌により、スラグとメタルの接触がより活発になったためと考えられる。

一方、Fig. 7 に示したように、2 t 転炉実験の場合、るつば実験の場合に比べ、上吹き酸素を併用したため、

同じスラグ塩基度でも T. Fe が高く、その結果 (P)/[P] も高くなった。しかしながら、Fig. 10 からわかるように、両者の平衡到達度に差は無かった。Fig. 5, Fig. 6 に示したように、いずれの実験の場合も、脱りんが定常状態に到達していたことを考え合わせると、これらの場合、処理末期には、脱りんはほぼ平衡に達していたものと推定される。従って、本法での脱りんスラグの利用効率は、非常に高かったものと考えられる。

5.2 転炉滓系フラックスの脱りん能

C. WAGNER¹⁶⁾ は、(4)式で示される脱りん反応のフォスフェイトキャパシティー $C_{PO_4^{3-}}$ を(5)式で定義している。



$$C_{PO_4^{3-}} \equiv (\%PO_4^{3-}) \cdot P_P^{-1/2} \cdot P_{O_2}^{-5/4} = K_4 \cdot a_{O_2}^{-3/2} \cdot f_{PO_4^{3-}}^{-1} \dots\dots\dots(5)$$

さらに P の分配比は(6)式で表すことができる。

$$(\%PO_4^{3-})/[P] = C_{PO_4^{3-}} \cdot f_P \cdot K_P^{-1} \cdot P_{O_2}^{5/4} \dots\dots\dots(6)$$

ここで K_4 は(4)式の平衡定数、 K_P は $1/2 P_2 = P$ (%) の平衡定数をそれぞれ表し、 a_{O_2} は酸素イオンの活量、 $f_{PO_4^{3-}}$ は PO_4^{3-} の活量各数、 f_P はメタル中のりんの活量係数をそれぞれ表す。(6)式を用いて本実験結果の $C_{PO_4^{3-}}$ を求めた結果を Fig. 11 に示す。なおここで計算にあたって、 $e_P^P = 0.054$ 、 $e_P^C = 0.126$ は学振値¹⁷⁾を用いた。 P_{O_2} は酸素センサーを用い、スラグの P_{O_2} を Ag を媒体とする岩瀬らの方法¹⁸⁾で測定した値 (Fig. 12) を用いた。すなわち、Ar 雰囲気下で、Fe りんつば内に装入した 1330°C の Ag 300 g 上に、脱りん処理後スラグ成分相当の合成スラグ 50 g を添加した後、MgO 安定化 ZrO₂ を固体電解質とし、Cr-Cr₂O₃ を標準電極とする酸素センサーを Ag に浸漬し、スラグ中の FeO と固体鉄との平衡酸素分圧を測定するという方法である。

転炉滓系フラックスのフォスフェイトキャパシティー $C_{PO_4^{3-}}$ は 10²² 程度であり、これまで報告されている生石灰系のそれと同程度であった。なお、 P_{O_2} として、TURKDOGAN の (FeO) の等活量曲線¹⁹⁾より求めた値を用い、 $C_{PO_4^{3-}}$ を計算した場合、Fig. 11 の値より $\log C_{PO_4^{3-}}$ で 0~0.6 程度大きい値となった。

5.3 スラグとメタルの酸素ポテンシャルの比較

Table 4 に示したように、本法では T. Fe が 3~4% と転炉吹錬時のそれに比べ、かなり低いレベルで良好な脱りんが進行した。そこで、スラグ中の酸化鉄による脱炭反応が平衡になっているかを知るために、メタルとスラグの酸素ポテンシャルを比較した。メタルの P_{O_2}

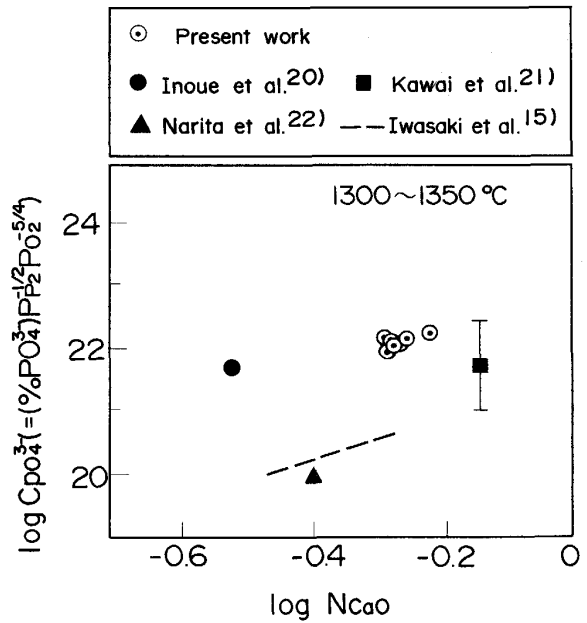


Fig. 11. Comparison of phosphate capacities of various slags.

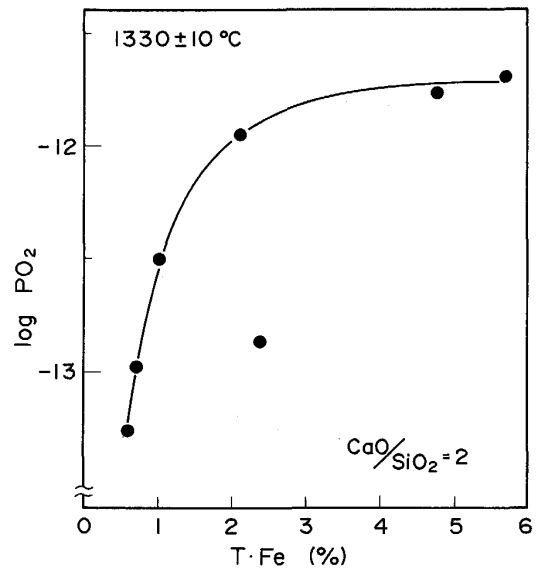


Fig. 12. Relation between T.Fe in slag and oxygen potential measured by oxygen probe.

は、脱りん銑相当成分の溶銑 ([C] = 3.9%, 1300°C) に酸素センサーを浸漬して測定した。その結果、 1.6×10^{-16} という値が得られた。一方、T. Fe : 3~4% でのスラグの P_{O_2} は、Fig. 12 より 10^{-12} である。両者を比較すると、スラグの酸素ポテンシャルの方が、メタルのそれよりはるかに高いことがわかる。従って、本脱りんの場合、脱炭反応としては明らかに非平衡である。これは、本脱りんが 1300°C という低温処理であり、CO 気泡発生の脱炭反応が遅れたことによって生じた現

象と考えられる。

5.4 脱りに必要な全生石灰量

Fig. 3 では、回分式向流操作を実施した場合のスラグの減少量を示した。しかしながら、これらの値は単純化のために前提条件を入れて求めたものである。本脱りん炉-脱炭炉プロセスの場合、各炉では精錬条件が異なるので脱りん能も異なる。そこで本実験結果を用い、本プロセスの場合のトータルでの必要生石灰量を計算した。計算は次の方法で行った。まず脱りん炉での (P)/[P] の値は、Fig. 7 の T. Fe < 10% の値を使用した。理由は、高い鉄歩留り下での脱りんを考えたためである。なお、低スラグ塩基度 (CaO/SiO₂: 1~2) の場合については、Fig. 7 の結果を直線で外挿した値を使用した。この値は鍋中インペラー攪拌の場合⁹⁾と一致していた。次に、脱りん処理後スラグの量は、転炉滓中の CaO 量とホタル石添加による Ca 分を T. CaO としたものの和を求め、Table 3, 4 の 2 kg りつば実験でのスラグ組成を参考に、バランス計算で求めた。なお、このようにして計算した脱りん処理後スラグ量は、用いた転炉滓量の約 1.2 倍となったので、ここでは近似的にこの値を用いた。また、転炉滓組成としては、CaO が約 50% で、塩基度 (CaO/SiO₂) が 3~5 (滓化性を考慮し、脱炭炉で珪砂を添加する方法を想定) の一般的な組成とし、脱炭炉での脱りん能としては、通常複合吹錬転炉でのそれ ((P)/[P]: 50~80²³⁾²⁴⁾を用いた。そして、各炉でのりんの値と生石灰使用量がバランスするよう繰り返し計算を行って求めた。

5.4.1 生石灰量と脱炭炉終点 [P] の関係

溶銑 [Si]=0.1% の場合の計算結果を Fig. 13 に示す。生石灰約 10 kg/t で通常 [P] レベルの鋼の溶製が可能である。そして、生石灰使用量を 15 kg/t 程度まで増量すれば、脱炭炉終点 [P] ≤ 0.005% となり、低りん鋼の溶製が可能となることがわかる。

このように、本プロセスの場合、生石灰約 10 kg/t で通常 [P] レベルの鋼の溶製が可能であるが、これを従来の転炉吹錬のみで溶製する場合に必要な生石灰量約

40 kg/t と比較すると、必要生石灰量は約 25% に減少することがわかる。このように、本プロセスでは、回分式向流操作の効果が十分得られていることがわかる。この時のプロセスの計算物質バランスを Fig. 14 に示す。本プロセスでは、脱炭炉のスラグの系外排出は無くなり、脱りんスラグのみとなるが、その量も約 25 kg/t と従来の転炉吹錬時のスラグ量約 80 kg/t に比べ、はるかに少なくなる。なお、この場合の脱りん処理後 [P] は 0.032% と計算されるが、この値は Fig. 5 の結果から考え、十分達成可能であると判断される。

5.4.2 溶銑 [Si] と必要生石灰量の関係

前述の結果は溶銑 [Si]=0.1% の場合の結果である。本プロセスの場合、フリーボードは取鍋内あるいはトープード内で脱りんを行う他のプロセスより大きいことか

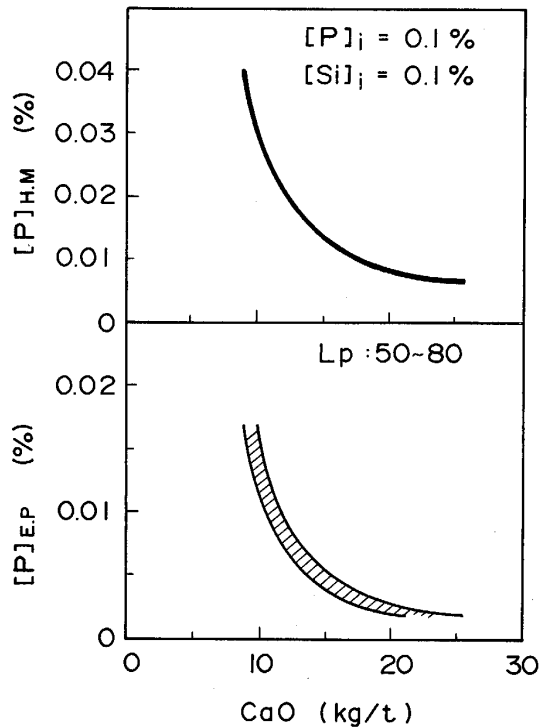


Fig. 13. Effect of CaO consumption on phosphorus content of dephosphorized hot metal and phosphorus content at end point in decarburization furnace (calculated results).

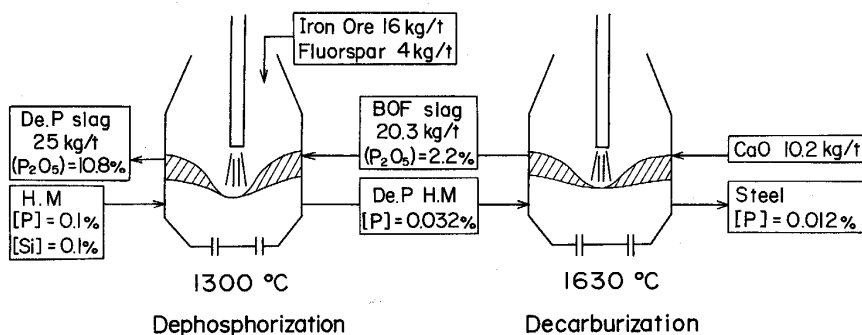


Fig. 14. Material balance for producing normal phosphorus steel (calculated results).

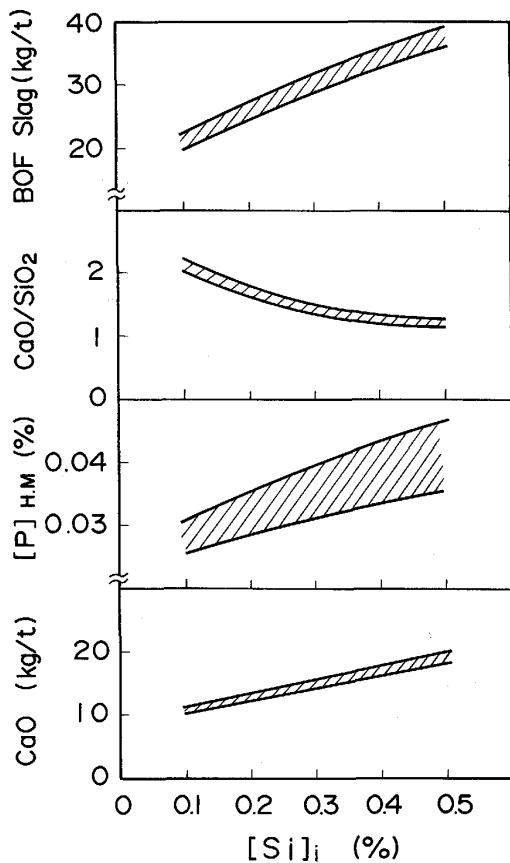


Fig. 15. Relation between silicon content of hot metal and CaO consumption (calculated results, $[P]_{E.P.} = 0.012$).

ら、スラグ量が多くなっても、スロッピング等の現場作業上の問題は少ない。そこで、本プロセスで溶銑 $[Si]$ が高い場合に通常 $[P]$ レベルの鋼を溶製する時の必要生石灰量を計算した。結果を Fig. 15 に示す。 $[Si]$ が 0.1% 増加する場合、生石灰は 2~3 kg/t 増量するのみで良いことがわかる。このように、生石灰の節減という意味では、溶銑 $[Si]$ は本来低い方が望ましいが、 $[Si]$ 0.2~0.4% でも全必要生石灰は 12~18 kg/t 程度で良い。従って、最近の高炉の低 Si 操業を考えると、本法の場合、必ずしも事前脱珪しなくても、プロセスは可能である。

6. 結 言

製鋼トータルコストをミニマムにするために、造滓剤が最少となり、かつ治金的にも最も有利なプロセスを検討した。

1) 2 基の上底吹き転炉を用い、一方を溶銑の脱りん炉、他方を脱りん銑の脱炭炉とし、脱炭炉で発生する転炉スラグを、脱りん炉の脱りんフラックスとして再使用すれば、2 段階分式向流操作となり、生石灰系フラック

スによる溶銑脱りん-転炉吹錬プロセスの場合より少ない造滓剤で脱りんが可能である。

2) 2t 試験転炉で、転炉滓 25 kg/t を用い、溶銑脱りんテストを実施した結果、処理時間 10 min で、 $[P] \leq 0.010\%$ まで低下した。

3) 本プロセスでは、 $[Si] = 0.1\%$ の低 Si 銑の場合、生石灰約 10 kg/t で通常 $[P]$ レベルの鋼の溶製が可能と計算され、生石灰を 15 kg/t まで増量すれば、 $[P] \leq 0.010\%$ の低りん鋼の溶製が可能と計算される。

4) 本法で、通常 $[P]$ レベルの鋼を溶製する場合、 $[Si]: 0.2 \sim 0.4\%$ であっても、必要計算生石灰量は 12~18 kg/t となり、フリーボードに余裕があるので、プロセスとして成立する。

なお、本プロセスは、160t 転炉、250t 転炉で実用化されている。

文 献

- 1) 住田守弘, 安藤道夫, 中村皓一, 野瀬正照, 中島啓之, 高橋義則: 鉄と鋼, **69** (1983), S959
- 2) 鷲尾 勝, 山田純夫, 山田博右, 江本寛治, 浜田俊治, 森 淳: 鉄と鋼, **71** (1985), S109
- 3) 竹村洋三, 吉田基樹, 調 和郎, 古崎 宣, 高橋正章: 鉄と鋼, **73** (1987), S277
- 4) 姉崎正治, 丸川雄浄, 山崎 勲: 鉄と鋼, **69** (1983), p. 1856
- 5) 山瀬 治, 滝 千尋, 池田正文, 福味純一, 内田繁考, 山田健三: 鉄と鋼, **73** (1987), A27
- 6) 松尾 亨, 増田誠一, 池田隆果: 鉄と鋼, **72** (1986), S1000
- 7) 塩見純雄, 村木靖徳, 佐野信雄: 鉄と鋼, **71** (1985), p. 1504
- 8) 佐々木寛太郎, 大喜多義道, 池田隆果, 岡寄 卓, 松尾 亨, 川見 明: 鉄と鋼, **63** (1977), p. 1801
- 9) T. IKEDA and T. MATSUO: Trans. Iron Steel Inst. Jpn., **22** (1982), p. 495
- 10) 森 一美: 鉄と鋼, **50** (1964), p. 1826
- 11) 森山 昭: 鉄と鋼, **55** (1969), p. 777
- 12) H. SCHENCK, E. STEINMETZ and J. KUHN: Stahl Eisen, **89** (1969), p. 1185
- 13) K. NAKANISHI, T. FUJII and J. SZEKELY: Ironmaking Steelmaking, **3** (1975), p. 193
- 14) G. W. HEALY: J. Iron Steel Inst., **208** (1970), p. 664
- 15) 岩崎克博, 佐野信雄, 松下幸雄: 鉄と鋼, **67** (1981), p. 536
- 16) C. WAGNER: Metall. Trans. B, **6** (1975), p. 405
- 17) 学振製鋼 19 委員会: 製鋼反応の推奨平衡値 (1968) [日刊工業新聞社]
- 18) M. IWASE, E. ICHISE and N. YAMADA: Iss Trans., **4** (1984), p. 47
- 19) E. T. TURKDOGAN and J. PEARSON: J. Iron Steel Inst., **175** (1953), p. 383
- 20) 井上博文, 重野芳人, 徳田昌則, 大谷正康: 鉄と鋼, **69** (1983), p. 210
- 21) 河井良彦, 中村英夫, 川上公成: 学振 19 委-No. 10390 (昭和 57 年 2 月)
- 22) 成田貴一, 牧野武久, 松本 洋, 彦坂明秀, 大西稔泰, 高木 弥, 勝田順一郎, 佐々木真敏: 鉄と鋼, **67** (1981), S184
- 23) 田岡啓造, 今井卓雄, 久我正昭, 橋 林三, 大西正之, 永井 潤: 川崎製鉄技報, **15** (1983), p. 120
- 24) 川崎正蔵, 青木松秀, 武林俊治, 勝田順一郎, 大村雅保, 源間信行: 神戸製鋼技報, **36** (1986), p. 23