

## 2 基の複合吹錬転炉を用いる溶銑予備処理, 本吹錬による高効率精錬法の開発

© 1990 ISIJ  
 技術報告  
 //

吉田 克磨\*・山崎 勲\*<sup>2</sup>・戸崎 泰之\*  
 青木 伸秀\*・芳山純一郎\*・荒井 克彦\*

### Development of Effective Refining Process Consisting of both Hot Metal Pretreatment and Decarburization in Two Top and Bottom Blown Converters

Katsuma YOSHIDA, Isao YAMAZAKI, Yasuyuki TOZAKI,  
 Nobuhide AOKI, Jun-ichiro YOSHIYAMA and Katsuhiko ARAI

#### Synopsis :

To improve the mass production process of both low-phosphorus and conventional-grade steels more economically, a new refining process, called SRP (Simple Refining Process), has been developed at Kashima Steel Works. In this process, two 250t capacity top and bottom blown converters are used as reactors, namely one dephosphorization furnace and one decarburization furnace. Low P<sub>2</sub>O<sub>5</sub>-content lumpy slag, obtained from the decarburization furnace, is used as a dephosphorization agent in the dephosphorization furnace, minimizing total lime consumption and achieving stable and quick refining. In addition, scrap can be used in the dephosphorization furnace due to bottom blowing. On the other hand, by the reduction of slag volume in the decarburization furnace, manganese ore can be effectively smelted. Therefore manganese alloy consumption can be reduced. SRP made it possible not only to produce extra low phosphorus steels but also reduce the total cost of the steel-making process.

**Key words :** hot metal treatment; steel making; dephosphorization; converter; lime; bottom blowing; slag volume; manganese ore.

#### 1. 緒 言

昭和 62 年 4 月より, 最近の低りん鋼需要増大への対応と, 一般鋼溶製のトータルコストミニマムを目指した新精錬プロセス (SRP; Simple Refining Process) の操業を開始した。この新精錬プロセスは, 転炉スラグ系フ

ラックスを用いるメリットを最大限に活用した 2 段階分式向流精錬法を具現化したものであり, 反応容器として脱りん炉・脱炭炉と呼ばれる 2 基の上底吹き転炉を用いる製鋼法である。

本報告では, 250 t 複合吹錬転炉における新精錬プロセスの操業結果と, 若干の考察をまとめた。

Table 1. Operating Condition.

	Dephosphorization furnace	Decarburization furnace
Reactor	250t BOF (STB)	
Top blowing	O <sub>2</sub> (1.0~1.3 Nm <sup>3</sup> /P. T·min)	O <sub>2</sub> (2.0~2.7 Nm <sup>3</sup> /t·min)
Bottom blowing	CO <sub>2</sub> (0.05~0.20 Nm <sup>3</sup> /P. T·min)	
Flux	BOF slag-(Fe ore)-CaO-Flourspar 30~60 kg/P. T	CaO-MgO 10~20 kg/t
Blowing time	8~10 min	13~18 min

平成元年 4 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)鹿島製鉄所 (Kashima Steel Works, Sumitomo Metal Industries, Ltd., 3 Oaza-Hikari Kashimamachi Kashima-gun Ibaragi pref. 314)

\*<sup>2</sup> 住友金属工業(株)鉄鋼技術部 (Iron and Steel Technical Development Department, Sumitomo Metal Industries, Ltd.)

Table 2. BOF slag composition (wt%).

CaO	CaF <sub>2</sub>	SiO <sub>2</sub>	T. Fe	P <sub>2</sub> O <sub>5</sub>
45	2.5	10	18	0.8

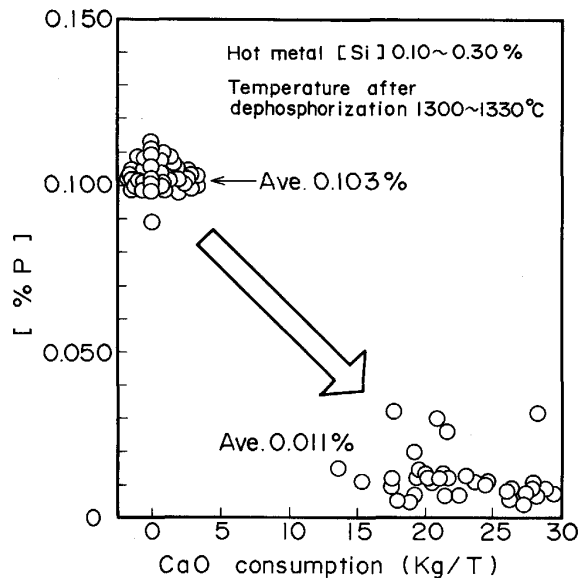


Fig. 1. Relation between [P] and CaO consumption.

## 2. 操業条件

新精錬プロセスの操業条件を、Table 1 に示す。

### 2.1 脱りん炉操業条件

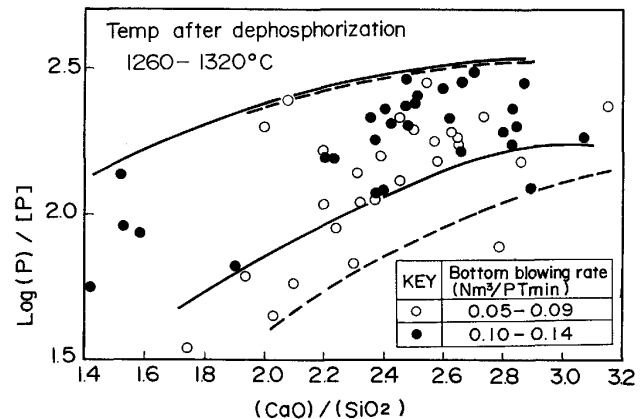
250 t 複合吹錬転炉を反応容器として使用し、[Si] ≤ 0.30%, [P] 0.090~0.120%, 温度 1250~1350°C の溶銑に 10 mmφ~200 mmφ の塊状の転炉スラグ系フラックスを炉口から投入し、炉底 CO<sub>2</sub> 攪拌を行いながら上吹きランスを用いて少量の酸素を上吹きした。フラックスの投入量は、溶銑 [Si], 温度に応じて 30~60 kg/P.T の範囲で調整した。処理時間は約 10 min である。なお、フラックス中の転炉スラグは、脱炭炉で発生する低りん転炉スラグ (Table 2) を、脱りん剤としてそのまま再利用した。

### 2.2 脱炭炉操業条件

吹錬は、マンガロスミニマムを指向した。上底吹きパターンを考慮し、脱炭速度と送酸速度をバランスさせることによって FeO の生成を抑制した。加えてマンガン鉱石を吹錬初期に一括投入し、スラグ塩基度を 3~4 に制御することで鉱石の熔融還元を促進した。

Table 3. Slag composition after dephosphorization (wt%).

CaO	Free CaO	CaF <sub>2</sub>	SiO	T. Fe	P <sub>2</sub> O <sub>5</sub>	MnO	MgO
39	0.4	17	20	2.9	7.2	3.4	4.6

Fig. 2. Relation between (CaO) / (SiO<sub>2</sub>) and (P)/[P].

## 3. 操業結果

### 3.1 脱りん炉操業結果

#### 3.1.1 溶銑脱りん

脱りん挙動を Fig. 1 に示す。[P] ≤ 0.020% 以下の溶銑が、換算生石灰 (生石灰 × 0.92 + 軽焼ドロマイト × 0.65 + 転炉スラグ × 0.45) 原単位 18 kg/t で得られた。処理後のスラグ組成を Table 3 に例示する。処理後スラグ中の (T. Fe) は 3% 程度であるが、(P<sub>2</sub>O<sub>5</sub>) は 7% にも達していた。Fig. 2 に塩基度 (CaO)/(SiO<sub>2</sub>) とりん分配比 (P)/[P] の関係を底吹き流量別に示す。スラグの塩基度の増加にともないりんの分配比は上昇した。底吹きガス流量 0.05~0.09 Nm<sup>3</sup>/P.T.min に対し、0.10~0.14 Nm<sup>3</sup>/P.T.min へ増加することでりんの分配比は 20% 程度上昇し、塩基度 2.5 でのりん分配比は約 200 であった。また、底吹きガス流量のりん分配比に及ぼす影響を Fig. 3 に塩基度別に示す。いずれの塩基度においても、りん分配比を最大にする底吹きガス流量の最適値が存在した。Table 3 に示したスラグ組成下では、最適底吹き流量は 0.10~0.14 Nm<sup>3</sup>/P.T.min であった。本最適底吹き流量の適用で得られた脱りん後 [P] ≤ 0.020% の溶銑を脱炭炉に使用することにより、成品 [P] ≤ 0.010% の低りん鋼が安定して製造可能となった。

#### 3.1.2 脱硫挙動

Fig. 4 に塩基度 (CaO)/(SiO<sub>2</sub>) と S 分配比及び脱硫率の関係を示す。本プロセスは、低酸素雰囲気 ((T. Fe)

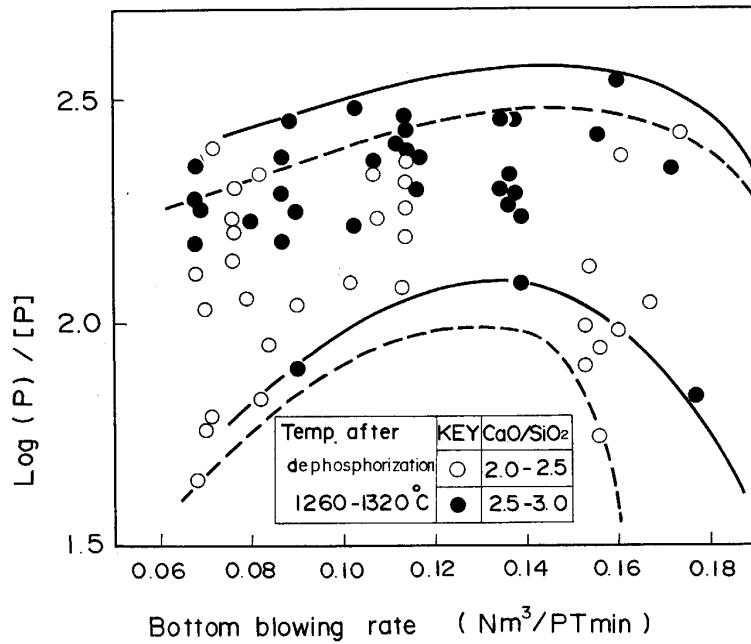


Fig. 3. Effect of bottom blowing rate on (P)/[P].

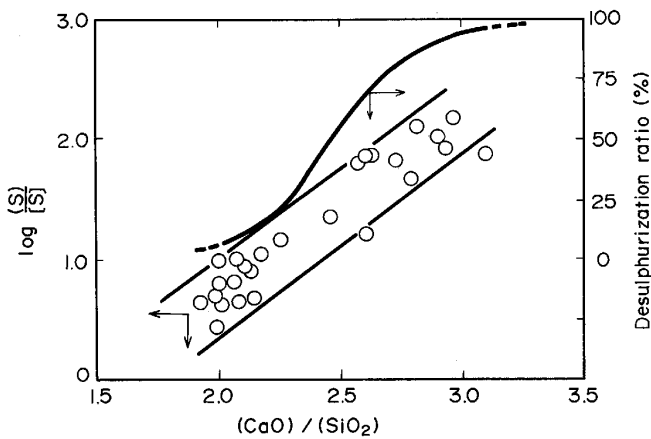


Fig. 4. Sulphur distribution in de-P furnace.

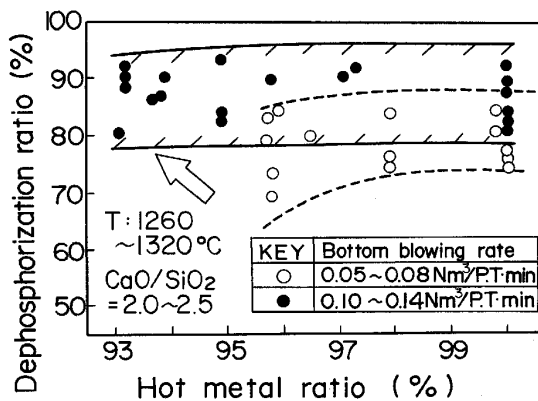


Fig. 5. Relation between hot metal ratio and dephosphorization ratio.

W 5%, [C] ≥ 4%) のため, S 分配比は塩基度によって整理でき, 塩基度 2.5 において約 30 であった. この結果, 成品規格に応じたスラグ組成制御により, 一部の材

質において, 溶銑脱硫処理工程の省略が可能となった.

### 3.1.3 スクラップ溶解

粗鋼需要変動に対応するには, 溶銑率のフレキシビリティを持つ必要がある. 溶銑率と脱りん率の関係を底吹き流量別に Fig. 5 に示す. 0.05~0.08 Nm<sup>3</sup>/P.T.min の低流量条件下では溶銑率の低下, すなわち固体酸素比率の低下に伴い脱りんは悪化する. 一方, 0.10~0.14 Nm<sup>3</sup>/P.T.min の最適流量下では, 脱りんに対する溶銑率の寄与は小さい. これは, 底吹き攪拌強化による滓化促進, スラグ-メタル反応界面積増加の効果と考えられる. 塩基度 2.0~2.5, 底吹き流量 0.10~0.14 Nm<sup>3</sup>/P.T.min の条件において, 7% のスクラップ溶解かつ 80% 以上の脱りん率が得られた.

### 3.1.4 鉄ロスとマスバランス

脱りん精錬, 除滓時の鉄ロスは, スラグ中へのロスと気相中へのヒュームロスである. スラグ中への鉄ロスは 3 kg/P.T 以下と低位であった. また, 低送酸速度で吹錬を行い排ガス中への鉄ヒュームロスは通常吹錬の 1/7 程度に抑制した. Fig. 6 にマスバランスを示す. 脱りん吹錬では, 副原料からのインプット以下にロスを低減でき, 脱炭炉へ高歩留り脱りん溶銑の供給が可能となった.

## 3.2 脱炭炉操業結果

予備処理溶銑を用いた少量スラグ吹錬の主目的は, マンガン鉱石溶融還元によるマンガン合金鉄の削減及び媒溶剤合理化である.

### 3.2.1 マンガン合金鉄の削減

出鋼マンガン向上のためには

- (1) 鉱石投入増量のための熱余裕拡大

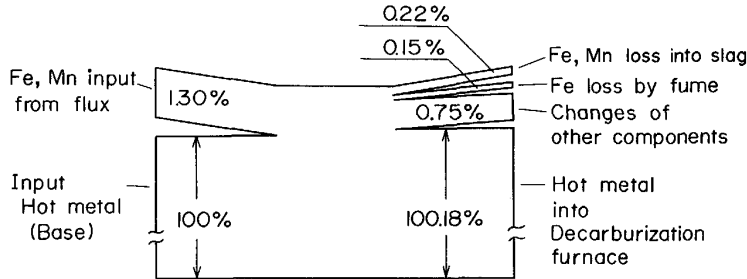


Fig. 6. Mass balance of dephosphorization furnace.

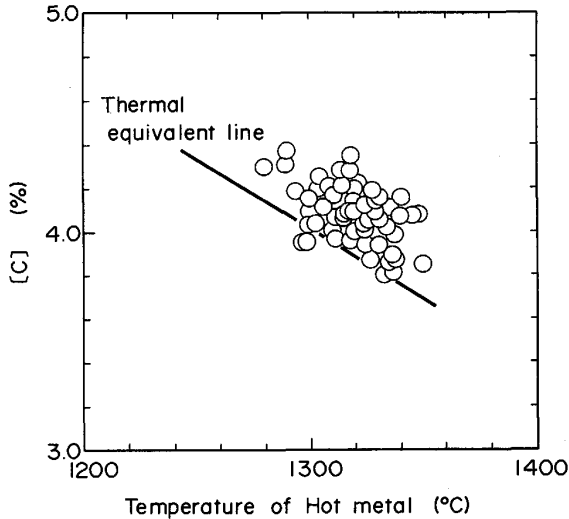


Fig. 7. [C] and temperature in the ladle after hot metal treatment.

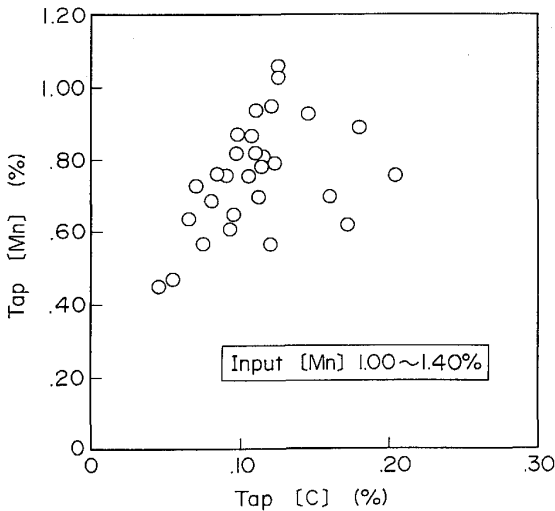


Fig. 8. Relationship between [C] and [Mn].

(2)マンガン歩留り向上のための、スラグ量低減  
 (3)酸素ポテンシャルコントロール及び鉍石溶融促進が重要である。Fig. 7に溶銑脱りん後の[C], 温度を示す。実線は[C]=4.0%, 温度1300°Cを基準とした熱的等価線である。目標範囲[C] ≥ 4.0%, 温度1300°C

Table 4. Typical condition of treatment.

Hot metal temperature	1 300~1 320°C
Tap. temperature	1 650~1 670°C
Mn-ore	17~20 kg/t
Mn yield	65~75%
[Mn] <sub>E.P.</sub>	0.70~0.80%
[C] <sub>E.P.</sub>	0.08~0.12%

以上をほぼ満足し、終点温度1660°C程度でマンガン鉍石17~20 kg/t使用可能である。Fig. 8に脱炭炉における出鋼[C]とマンガンの関係を示す。また、Table 4にマンガン鉍石溶融還元の結果を示す。コークス等の熱源を用いなくても安定して終点[Mn]0.70~0.80%, Mn歩留り65~75%を達成することができた。

3.3 媒溶剤低減

本精錬プロセスによれば、一般鋼製造の場合脱りんフラックスとして使用する低りん転炉スラグ量は、脱炭炉での発生量に対応する。Fig. 1に示したように脱りんに必要な換算生石灰原単位は約20 kg/tであり、通常転炉使用量(約40 kg/t)に対し半減した。

4. 考 察

4.1 脱りん炉底吹き攪拌の脱りに及ぼす影響

Fig. 9に2t試験転炉と鹿島250t転炉における脱りん挙動を比較した。2t試験転炉では、処理時間12~15minで[P] ≤ 0.010%の定常状態に到達する。一方、250t転炉の場合の[P]は処理時間8~10minで0.008~0.022%であり、2t試験転炉の定常状態の値よりわずかに高い。そこで、2t試験転炉、250t転炉の脱りんと溶鋼攪拌との関係を整理した。溶鋼の攪拌については、一般に攪拌エネルギーとこれによる均一混合時間で評価される。気体吹込みによる攪拌エネルギーはバブルが、浮上過程で膨張することによって溶鋼に与えられるエネルギーであり、(1)<sup>1)</sup>式で与えられる。

$$\epsilon = 0.0285 \frac{Q}{W} T \log \left( 1 + \frac{Z}{148} \right) \dots \dots \dots (1)$$

ε: 攪拌エネルギー (watt/t)  
 Q: 底吹きガス流量 (NI/min)  
 W: 溶鋼重量 (t)

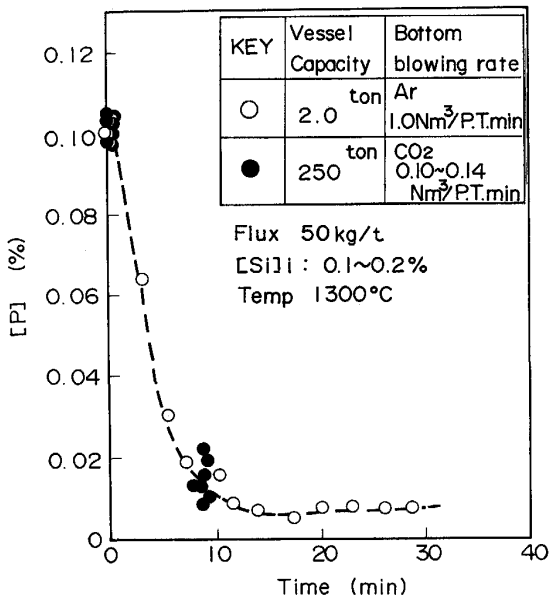


Fig. 9. Comparison of dephosphorization behavior of hot metal in a 2.0t laboratory scale converter with that in a 250 t converter.

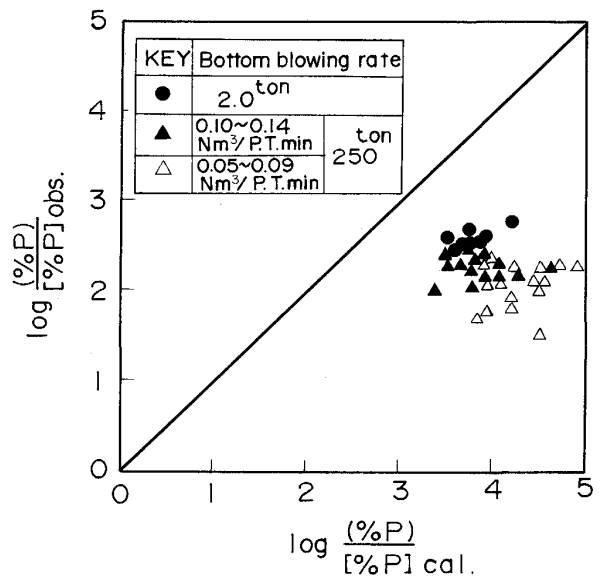


Fig. 11. Effect of bottom blowing rate on dephosphorization.

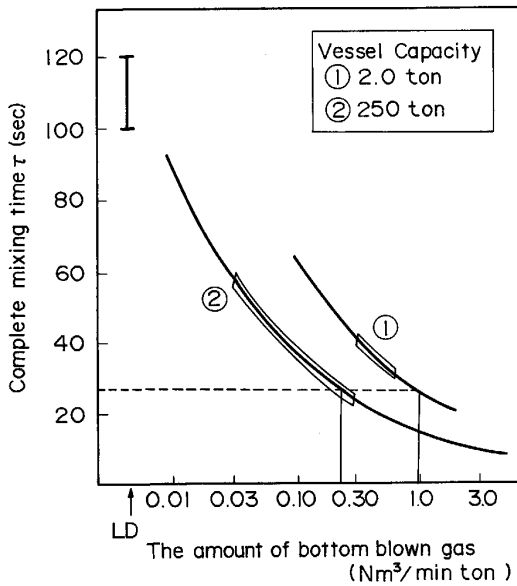


Fig. 10. Relationship between complete mixing time and the amount of bottom-blown gas.

T: 温度 (K)

Z: 鋼浴深さ (cm)

次に中西ら<sup>1)</sup>によれば均一混合時間  $\tau$  は, (2)式で与えられる.

$$\tau = 800 \epsilon^{-0.4} \dots\dots\dots (2)$$

(1), (2)式より 2t 試験転炉, 250t 転炉の場合の攪拌ガス流量と  $\tau$  の関係を Fig. 10 に示す. 250t 転炉で使用する底吹きガスが CO<sub>2</sub> であり, 高炭素域での吹錬

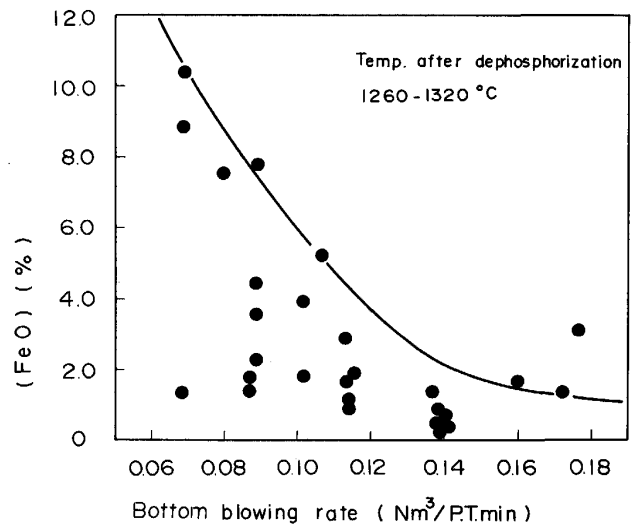
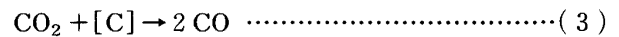


Fig. 12. Effect of bottom blowing rate on (FeO).

のため



となることを考え合わせれば, 攪拌ガス流量は 0.20~0.28 Nm<sup>3</sup>/min·t に相当する. Fig. 10 よりこの時の  $\tau$  は 2t 試験転炉においては 1 Nm<sup>3</sup>/min·t に対応する. ここで, 上吹き送酸による攪拌が小さく, 底吹き攪拌に比較して無視できることを考慮すれば, 2t 試験転炉, 250t 転炉の攪拌力はほぼ同じと考えることができる. 以上より 250t 転炉での 8~10 min は, りんが定常状態になるわずかに手前にある. Fig. 11 に 2t 試験転炉, 及び 250t 転炉のりん分配比を, 底吹き攪拌の効果を確認するため, 一つの指標として (4)式で示される HEALY の

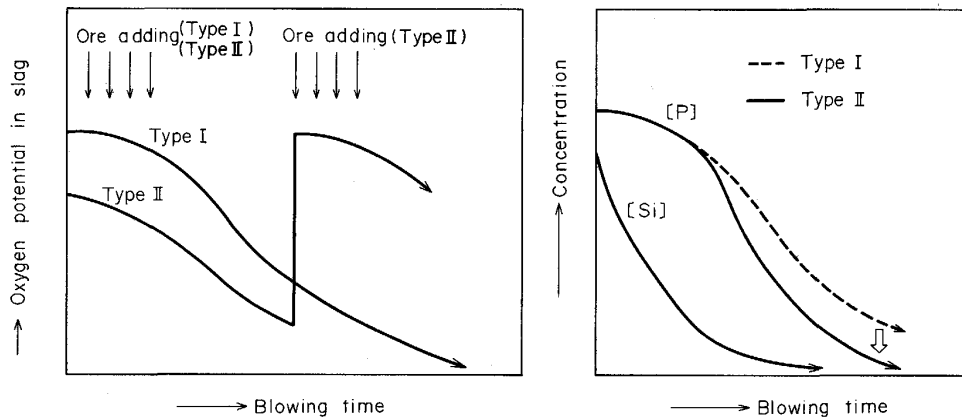


Fig. 13. Effect of ore addition on oxygen potential (schematic draw).

脱りん平衡式<sup>2)</sup>による計算値と比較した。

$$\log \frac{(\%P)}{[P]} = \frac{22350}{T} - 16 + 2.5 \log(\%T.Fe) + 0.08(\%CaO)$$

$$0 < (\%CaO) < 50 \dots\dots\dots (4)$$

250 t 転炉の場合、底吹きガス流量を 0.05~0.09 Nm<sup>3</sup>/P.T·min から、最適と考えられる 0.10~0.14 Nm<sup>3</sup>/P.T·min に増加することで、2 t 試験転炉のりん分配比に近づいている。また、この最適底吹き流量 0.10~0.14 Nm<sup>3</sup>/P.T·min のりん分配比は、2 t 試験転炉の値にはわずかに至らず、Fig. 9 の挙動とよく一致する。

#### 4.2 脱りん炉スラグ中酸素濃度の脱りに与える影響

スラグ中の (T.Fe) は、脱りに大きな影響を与え、(T.Fe) の増加に従いりんの分配比は増加する。底吹きガス流量のスラグ中 (FeO) に与える影響を Fig. 12 に示す。酸素ガスと固体酸素から供給される酸素量の合計が 9 Nm<sup>3</sup>/t の条件下では、底吹きガス流量の増加に従いスラグ中の (FeO) は減少し、0.14 Nm<sup>3</sup>/P.T·min 以上では約 2% 以下の値となる。Fig. 3 において底吹きガス流量 0.14 Nm<sup>3</sup>/P.T·min 以上では、りん分配比が低下したことはスラグ中 (FeO) が十分に還元されたため、脱りんが止まり逆に復りんが進行したためと推察される。これらの知見をもとに、スラグ-メタル界面の酸素ポテンシャルを適正化した。Fig. 13 に示すように、従来、吹錬前期にのみ、鉄鉱石を一括添加していた方法 (Type I) を、吹錬の前期と中期に分割して添加する方

法 (Type II) に、変更することにより、効果的な脱りんを実施している。

## 5. 結 言

低りん鋼需要増大への対応と、一般鋼溶製のトータルコストミニマムを目的に 2 段階分式向流精錬法を 250 t 複合転炉において具現化した。

(1) 転炉スラグ系塊状フラックスを用いた複合転炉による溶銑脱りん法 (脱りん炉) の特徴は、安価な脱りん剤で迅速処理が可能な点である。10 min 以内の処理時間で、[P] ≤ 0.020% の低りん銑が得られた。

(2) 複合吹錬転炉を用いた溶銑予備処理の利点である底吹きガス攪拌を適用することにより、底吹き流量 0.10~0.14 Nm<sup>3</sup>/P.T·min の条件下で 7% スクラップ溶解が可能となった。

(3) 脱りん溶銑の吹錬 (脱炭炉) では、送酸速度と脱炭速度のバランスを図ることにより、スラグ少量吹錬下のマンガン歩留りを向上し、コークス等による熱源を用いなくても安定して終点 [Mn] 0.70~0.80% が得られた。

(4) 本精錬プロセスにより、一般鋼溶製に必要な生石灰原単位は半減した。

## 文 献

- 1) K. NAKANISHI, T. FUJII and J. SZEKELY: *Ironmaking Steelmaking*, **3** (1975), p. 193
- 2) G. W. HEALY: *J. Iron Steel Inst.*, **208** (1970), p. 664