

© 1990 ISIJ

技術報告

底吹き転炉の精錬機能の拡大

西川 廣*・近藤 寛*・岸本 康夫*²
 田村 望*・朝穂 隆一*・大西 正之*

Improvement of Refining Technologies in Bottom Blowing Converter

Hiroshi NISHIKAWA, Hiroshi KONDO, Yasuo KISHIMOTO,
 Nozomu TAMURA, Ryuichi ASAHO and Masayuki ONISHI

Synopsis :

Hot metal pretreatment system has recently established applicable to virtually all hot metal produced in Chiba Works. Several developments have been made for establishing an optimum and cost-efficient Q-BOP operations with dephosphorized metal.

The main features of the developments are as follows :

1) Final dephosphorization in Q-BOP is possible by non slag-off blowing method with the use of only a slight amount of dolomite used for coating. By this method, reduction of lime consumption in Q-BOP is achieved.

2) By lowering oxygen flow rate at the final stage of blowing, excess oxidation of steel melt is prevented. Figures of (T. Fe) in slag and [O] in steel at tapping are lowered by 4% and 100 ppm, respectively.

3) Newly introduced post combustion lance is effective for heat compensation and mouth skull melting.

4) Tapping temperature is successfully decreased by 26°C in manufacturing process of ultra low carbon steel with the aid of the development of KTB, the technology of oxygen blowing through top lance in the vacuum vessel. This technology is effective not only for heat compensation during RH treatment but also for enhancing a decarburization rate in higher carbon region.

Key words : steelmaking ; bottom blowing converter ; post combustion ; RH degasser ; hot metal pretreatment.

1. 緒 言

1977年、川崎製鉄千葉製鉄所に純酸素底吹き転炉(以下 Q-BOP と称する)が導入され¹⁾、その冶金特性は上吹き転炉に比べて優れていることが明らかとなった。すなわち、底吹き強攪拌による溶鋼温度と浴内成分の均一化、酸素と生石灰粉の底吹きによる脱りん安定化、スラグ-メタル間の非平衡の緩和等による吹錬的中率の向上、鉄源歩留りの向上、および生石灰や合金鉄の削減などの種々のメリットが得られている²⁾。

一方、自動車用冷延鋼板においては、その焼鈍方法が従来のバッチ炉式から連続焼鈍方式(CAL)に切り替わることにより、絞り加工性の向上のために極低炭素鋼にする必要が生じ、その生産量が増加した。その結果、安定して大量生産可能な極低炭素鋼の精錬プロセスの開発が必要となってきた³⁾。

こうした鋼の高級化・高純度化のニーズに対応すると共に底吹き転炉の優位性をさらに引き出すことを目的に溶銑予備処理設備が導入され⁴⁾⁵⁾、転炉機能の分化や新しい機能の付加が行われた。そして、精錬プロセスの最適化による転炉溶製コストの低減の追求が行われた。

本論文では、全量溶銑予備処理体制の確立による Q-BOP 精錬の最適化、ポストコンバッションを用いた熱補償技術および Q-BOP と RH 真空脱ガス装置(以下 RH と称する)の組合せによる極低炭素鋼の精錬等、230 t Q-BOP の機能の拡大について述べる。

2. 脱りん溶銑の吹錬

2.1 排滓なし吹錬

1984年溶銑予備処理が導入され⁴⁾、その後全量溶銑予備処理体制が確立された⁵⁾ことにより、転炉における脱りん負荷は大幅に軽減された。こうした脱りん負荷の軽

昭和 63 年 11 月・平成 2 年 4 月本会講演大会にて発表 平成 2 年 3 月 19 日受付 (Received Mar. 19, 1990)

* 川崎製鉄(株)千葉製鉄所 (Chiba Works, Kawasaki Steel Corp.)

*2 川崎製鉄(株)鉄鋼研究所 (Iron & Steel Research Laboratories, Kawasaki Steel Corp., 1 Kawasaki-cho Chiba 260)

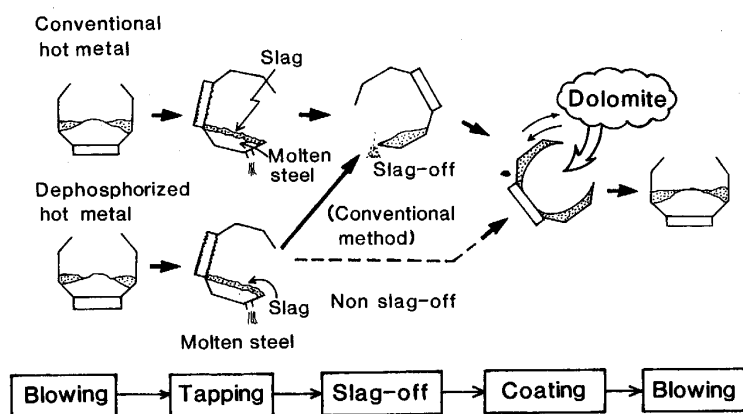


Fig. 1. Schematic illustration of non slag-off operation.

減に伴い、出鋼後排滓を行わず、生石灰を使用せずに残留スラグと炉内コーティングに使用されるドロマイトのみで転炉で目標りんまで脱りんする操作を行った。

Fig. 1 に溶銑予備処理を実施しない溶銑（以下普通溶銑と称す）と溶銑予備処理を実施した低りん溶銑をそれぞれ使用した時の Q-BOP 吹錬工程の比較を示す。従来法は吹錬後の炉内スラグを毎ヒート排滓していたが、排滓なし吹錬は炉内スラグを全量残し、くり返し使用する方法である。排滓なし吹錬の操作では、全量低りん溶銑を使用し、脱りんを目的とした生石灰粉のインジェクションは実施せず、コーティングにドロマイトを 5.5 kg/t 使用するのみである。

本方法においては炉内残留スラグとドロマイトの脱りん能力が問題となる。そこで、排滓なし吹錬を 5 ヒート連続実施した時の炉内残留スラグとドロマイトのみによる脱りんの挙動について調査した。なお、5 ヒートの溶銑装入 [P] は 0.024~0.039%，吹止め [C] は 0.036~0.045%，吹止め温度は 1600~1612℃であった。

スラグ中の (P) 量のバランスを把握するため、全量排滓後の 1 ヒート目にトレーサーとして BaCO₃ をスラグ量の 10% となるように添加した。その濃度から排滓なし吹錬連続時のスラグボリュームを計算し[†]、スラグ中の P₂O₅ 濃度からスラグ中の (P) 量を求めた。Fig. 2 に排滓なし吹錬連続時のりんバランスを示す。スラグ中の (P) 量は排滓なし吹錬の連続に伴い増加する[‡]。溶銑中 [P] に比べて溶鋼中の [P] は低下しており、生石灰を用いずに炉内残留スラグとドロマイトのみでも脱りんが進行することがわかる。しかし、その脱りん量は排滓なし吹錬が続くと減少する。

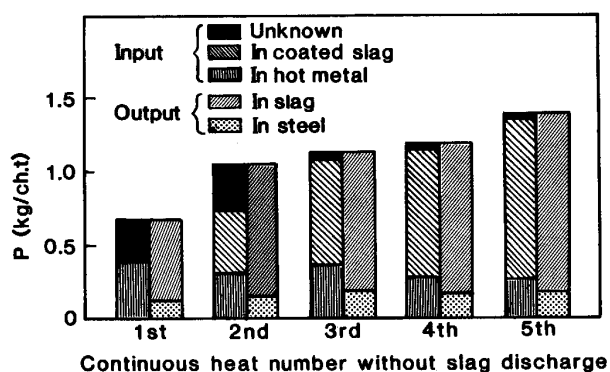


Fig. 2. Changes in phosphorus balances during sequential non slag-off operations.

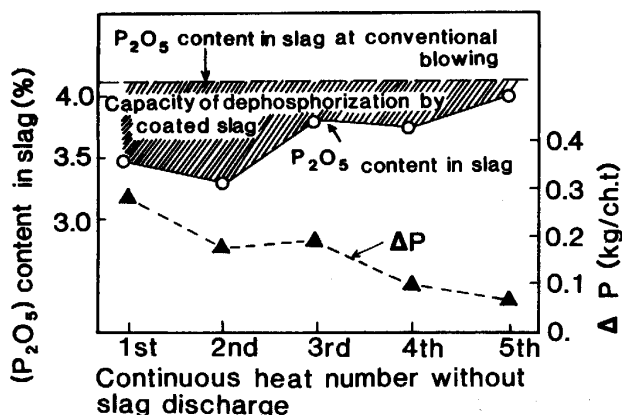


Fig. 3. Changes in amount of phosphorus removal from steel and (P₂O₅) content in slag during sequential non slag-off operations.

Fig. 3 に排滓なし吹錬操作時の脱りん量 ($\Delta[P]$ = 溶銑中 [P] 量 - 溶鋼中 [P] 量) とスラグ中 (P₂O₅) 濃度の推移を示す。また、図中にあわせて、普通溶銑を用いて吹錬した時の Q-BOP のスラグ中 (P₂O₅) 濃度を示す。排滓なし吹錬を連続すると、スラグ中 (P₂O₅) は増加し、それに伴い各ヒートの脱りん量は減少する。

[†] なお、スラグボリュームを計算する際には取鍋のスラグ厚みを測定し、取鍋へのスラグ流出量を考慮した。

[‡] ただし、出鋼時に溶鋼鍋にも若干のスラグの混入があるため次チャージのスラグ中に前チャージのスラグ中の P のすべては移行しない。

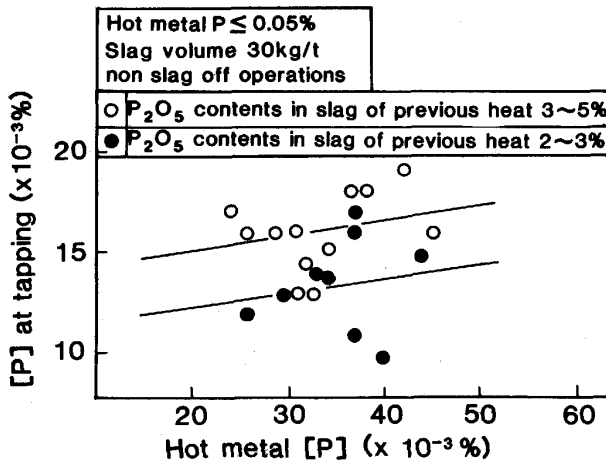


Fig. 4. Influence of (P₂O₅) content in slag of previous heat on [P] content at tapping.

Fig. 3 中の普通溶銑におけるスラグ中 (P₂O₅) と排滓なし吹錬時の (P₂O₅) の差が炉内残留スラグの脱りんの余力と考えられる。排滓なし吹錬が連続するに伴い両者の差が減少するために脱りん量が減少するものと考えられる。また、この結果から排滓なし吹錬は残留スラグの (P₂O₅) が従来法と同等となる 5 ヒート程度まで継続可能であることがわかる。

排滓なし吹錬の脱りん量は前ヒートの吹止め時のスラグ中 (P₂O₅) 濃度に影響されることが推察される。そこで、前ヒートのスラグ中 (P₂O₅) 濃度を層別して排滓なし吹錬時の吹止め [P] と溶銑 [P] の関係を Fig. 4 に示した。前ヒートのスラグ中 (P₂O₅) 濃度の低い方が吹止め [P] も低下する。

以上述べたように、低りん溶銑を用いた吹錬では、溶銑予備処理によりりんを目標値以下まで低下させなくても、炉内れんが保護のために使用するドロマイトと残留スラグの脱りん能力を利用して転炉で目標りん値まで脱りんでき、予備処理における脱りんフラックス量の削減が可能である。

2.2 吹錬末期における酸素供給速度低下操業

Q-BOP では吹錬末期に強攪拌力と微粉石灰のインジェクション効果により高効率の脱りんが可能である²⁾。しかし、脱りん銑の使用により転炉における脱りん負荷は軽減し、スラグ中の (T.Fe) や [O] の低下を図ることが可能となった。そこで、Q-BOP において羽口本数を 18 本から 15 本に減少させ、吹止め前 6.7 Nm³/t より吹錬末期の送酸速度を 2.2 Nm³/t・min から 1.6 Nm³/t・min に低下させる操業を実施した。

Table 1 に実験条件を、また、Table 2 に羽口数と送酸速度の実験水準を示す。

Table 1. Experimental conditions.

Items	Specifications
Tap temperature	1600±10°C
Slag volume	30~35 kg/t
Hot metal ratio	100%

Table 2. Bottom blowing conditions.

Oxygen flow rate	Number of tuyeres	
	15	18
1.6 Nm ³ /t・min	○	—
1.9 Nm ³ /t・min	○	—
2.2 Nm ³ /t・min	○	○

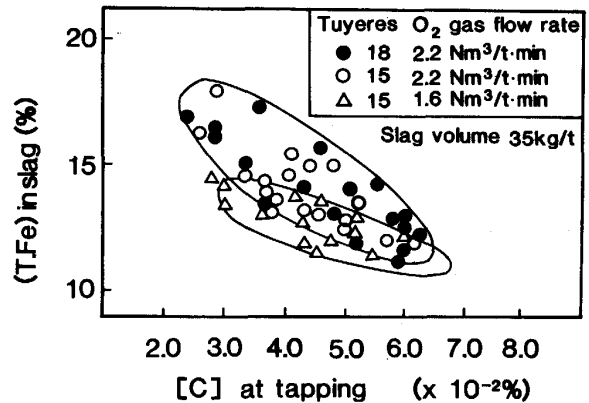


Fig. 5. Influence of oxygen flow rate on (T.Fe) content in slag at turn down.

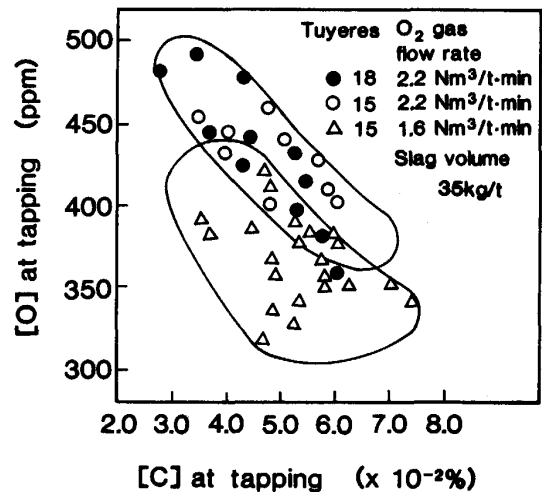


Fig. 6. Influence of oxygen flow rate on [O] content at tapping.

羽口本数と吹錬末期の酸素流量を変化させた時の吹止め [C] とスラグ中 (T.Fe) の関係を Fig. 5 に示す。吹錬末期の酸素流量を同一として羽口本数を変化させた場合では、スラグ中 (T.Fe) に差は認められないが、吹錬末期の酸素流量を低下させるとスラグ中 (T.Fe) は

低下する。Fig. 6 に同一条件の吹止め [C] と吹止め [O] (溶存酸素濃度) の関係を示す。吹錬末期の酸素流量の低下により吹止め [O] は低下し、[C]-[O] と平衡する $P_{CO} + P_{CO_2} = 0.6 \sim 0.7 \text{ atm}$ となる。[C]-[O] の関係が $P_{CO} + P_{CO_2} = 1.0 \text{ atm}$ の平衡値以下となるのは、メタルからスラグへの脱炭効果⁶⁾によるものと思われる。

中西ら⁷⁾ は溶鋼における優先脱炭の指標として ISCO 値 (Index for Selective Carbon Oxidation) を提唱している。

$$ISCO = \left[\frac{2 \cdot Q_{O_2}}{2Q_{O_2} + Qd} \right] \left[\frac{Q_{O_2}}{W/\tau} \right] \dots\dots\dots (1)$$

ここで、 Q_{O_2} ; 酸素流量 (Nm³/min), Qd ; クーラントガス流量 (Nm³/min), W ; 溶鋼重量 (t), τ ; 均一混合時間 (s) である。

Fig. 7 に ISCO 値と吹錬末期の脱炭酸素効率, η , の関係を示す。なお、ここで低炭素濃度域の脱炭酸素効率は、[%C] に比例することが知られているので⁸⁾、脱炭酸素効率, η , は酸素流量低下後、吹止め 2.5~5.5 Nm³/t 前にサブランスにて採取した溶鋼中サンプルの [C] と吹止め [C]_f から、以下に示すように [C] により補正して求めた。

$$\eta = - \{ d[C]/d(W_{O_2}) \} / [C] \dots\dots\dots (2)$$

$$d[C]/d(W_{O_2}) = -\eta[C] \dots\dots\dots (3)$$

$$\eta = -\ln([C]_f/[C]) / W_{O_2} \dots\dots\dots (4)$$

また、均一混合時間 τ は中西ら⁹⁾ の予測式を用いて求めた。

$$\tau = 800 [(57 Q_B T N^{-0.833} / W) \log(1 + H/148)]^{-0.4} \dots\dots\dots (5)$$

ここで、

η ; [C] で補正した脱炭酸素効率 (1/(Nm³/t))

[C]_f; 吹止め [C] (%)

[C]; サブランス [C] (%)

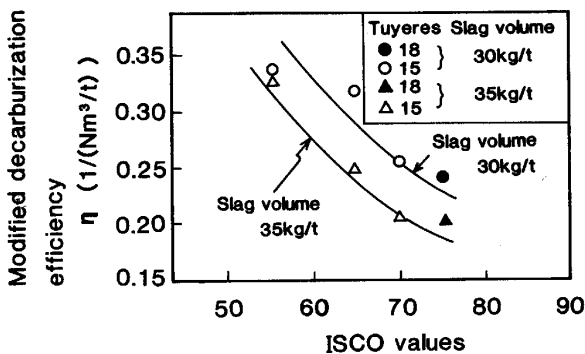


Fig. 7. Relation between modified decarburization efficiency and ISCO values.

W_{O_2} ; サブランスから吹止めまでの酸素量 (Nm³/t)
 Q_B ; 底吹きガス流量 (Nm³/min), T ; 鋼浴温度 (K)
 N ; 羽口数, W ; 溶鋼重量 (t), H ; 溶鋼深さ (cm)

Fig. 7 より、ISCO 値の減少に伴い、 η は増加することがわかる。ISCO の物理的意味は謝と浅井ら¹⁰⁾ によって説明されているように、系内の酸素供給速度 (酸化度) と脱炭速度 (酸素消費速度) の比であり、その値が小さいほどスラグの酸化や鋼中 [O] の上昇が小さくなる。

Q-BOP のような強攪拌型転炉では、底吹き流量を本実験の程度低下させても攪拌力はほとんど低下せず、脱炭速度に合わせて酸素供給速度を低下させることにより、ISCO 値が低下し、溶鉄などの酸化を抑制する操業が可能である。その結果、吹止めスラグ中 (T.Fe) と吹止め [O] が低下したものと考えられる。なお、同一の ISCO でもスラグボリュームが少ない場合に η が向上するのは、上底吹き転炉においてスラグボリュームの減少に従い脱炭効率が向上する従来¹¹⁾ の知見と一致する。

このように、低りん溶鉄を用いた Q-BOP の吹錬では脱りんの負荷が軽減したことから、吹錬末期の酸素流量を低下させることにより、吹止めスラグ中 (T.Fe) と吹止め [O] を低下させることが可能となった。この結果、低りん溶鉄を用いて、高纯净度で高品質な鋼の精錬が可能となった。

3. Q-BOP での二次燃焼技術

全量溶鉄予備処理体制が確立されると共に、転炉において熱不足の問題が生じた。この対応として炭材による熱補償を実施したが、炭材中の S により使用可能炭材量が制約された。転炉での熱補償技術としては、こうした転炉への炭材投入¹²⁾ 以外に排ガスの二次燃焼方法が一般に知られている。二次燃焼技術は安価でクリーンな熱源として注目され、各所で実施されている¹³⁾。今回 Q-BOP の攪拌力を維持しつつ二次燃焼にて熱補償が可能な PC ランス (Post Combustion ランス) を設置した¹⁴⁾。

3.1 操業条件

操業条件を Table 3 に示す。底吹き酸素供給速度は

Table 3. Operational conditions of PC lance.

Oxygen flow rate through bottom tuyeres	2.3 Nm ³ /t·min	
Oxygen flow rate through PC lance	0.7 Nm ³ /t·min	
Oxygen consumption of PC lance	5~10 Nm ³ /t	
Specifications of PC lance tip	Holes Nozzle type	4 Straight
Lance height (from metal surface)	6.6~8.6 m	

2.3 Nm³/t·min, PC ランスからの上吹き酸素供給速度は 0.7 Nm³/t·min である. また, ランスチップは 4 孔ストレートとし, 二次燃焼促進および PC ランスへの地金付着防止のためランス高さは静止鋼浴面を基準として 6.6 m (炉口位置) から 8.6 m (炉口位置より上部 2 m) で操業を行っている. PC ランスからの酸素は主として二次燃焼を目的に供給し, 脱炭は底吹き羽口からの酸素により行う. そのため, PC ランスを全ヒートに使用する必要はなく, 熱補償が必要な時だけ使用している.

3.2 操業結果

PC ランスからの酸素のうち排ガス燃焼に使用された比率を, 上吹き酸素の二次燃焼利用効率; η_{O_2} として次式に定義する.

$$\eta_{O_2} = \frac{\text{CO 及び H}_2 \text{ 燃焼に使用された酸素流量}}{\text{上吹き酸素流量}} \times 100 (\%) \dots\dots\dots (6)$$

二次燃焼利用効率とランス高さの関係を Fig. 8 に示す. 二次燃焼利用効率は, ランス高さに影響され, 6.6 m では 76 %, 8.6 m では 100 % であり, PC ランスは二次燃焼専用ランスとして目的を達成している. なお, 排ガス中の二次燃焼率 (= CO₂ / (CO₂ + CO)) は 6.6 m で 21 %, 8.6 m では 26 % であった.

PC ランスによる二次燃焼熱は主として輻射伝熱により伝わるため, 炉壁の非定常熱伝導を考慮した輻射伝熱モデルを組み立てた. 炉体への輻射伝熱量を炉体耐火物

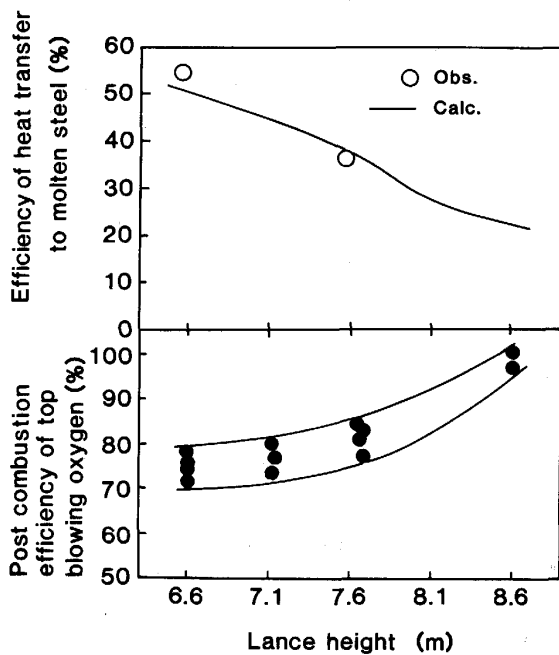


Fig. 8. Influence of lance height on post combustion efficiency of top blowing oxygen and on efficiency of heat transfer to molten steel.

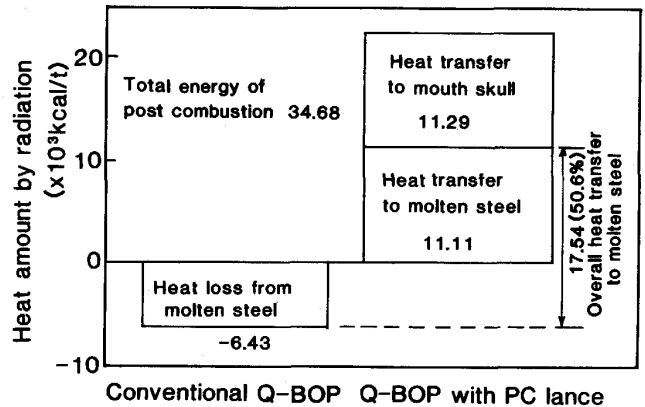


Fig. 9. Comparison of heat balance between conventional Q-BOP and Q-BOP with the post combustion lance (Lance height 6.6 m).

内の温度分布を測定して求め, 鋼浴温度を基準とした熱バランスを計算した. ランス高さを 6.6 m とした時の PC ランス使用時と通常操業 (PC ランスを使用しない場合) を比較した結果を Fig. 9 に示す. 通常操業では鋼浴温度を基準にすると, 輻射により -6.43×10^3 (kcal/t) の熱放散があるのに対して, PC ランス使用時にはこうした鋼浴からの熱放散が抑制される. 熱放散の抑制と二次燃焼熱が輻射により直接鋼浴へ伝わる熱の合計が二次燃焼の鋼浴への着熱量と考えられるので, ランス高さ 6.6 m の PC ランス操業では 17.54×10^3 (kcal/t) の熱が鋼浴へ着熱している. 二次燃焼の総発生熱は 34.68×10^3 (kcal/t) であるので, 着熱効率は 50.6 % となる. その結果, 最大 5.5 % までスクラップ比を増加させることが可能である.

こうした溶鋼への着熱に加えて, 二次燃焼の発生熱により, 炉口に付着する地金を溶解することが可能で, こうした炉口の地金の溶解に使用される熱まで考慮すると Fig. 9 中に示したように, 二次燃焼で発生した熱の最大 83 % が使用できる.

上記の伝熱モデルを用いて計算した鋼浴着熱効率とランス高さの関係を Fig. 8 に示す. 図中には, 鉄鉱石の使用量の増加から求めた鋼浴への二次燃焼の着熱効率の実測値も示したが, 伝熱モデルによる鋼浴への着熱効率の計算値は実測値とよく対応している. 鋼浴への着熱効率はランス高さの上昇に伴い減少する. ランス高さを炉口より上部とした場合には, 2 次燃焼する領域が高くなったために鋼浴への輻射伝熱量が減少したものと考えられる.

PC ランス操業を実施すると, ダスト増加および吹止め時のスラグ中 (T.Fe) の増加等が懸念されたが, 上吹き酸素はほぼ二次燃焼に使用されているためダスト増

加はみられなかった。また、PCランスからの酸素供給はサブランス測定時の高炭素濃度域で終了し、以後Q-BOPとして操業を行い、低炭素濃度域での攪拌力を十分確保しているためスラグ中(T.Fe)の増加はみられなかった。

4. Q-BOPにおける極低炭素鋼大量溶製技術の確立

4.1 KTB法による熱補償技術¹⁵⁾

極低炭素鋼は、未脱酸溶鋼をRHで真空脱炭することにより溶製する。Q-BOPでは、その強攪拌力を利用して[C]=100~200 ppmまで脱炭が可能で、その溶鋼をRHで処理することにより高能率に極低炭素鋼が溶製可能である¹⁶⁾。しかしながら、RH処理中の温度降下を補償するために、転炉における出鋼温度を上昇させる

ことは、耐火物負荷の点で望ましくない。また、[C]の低下に伴うスラグ中(T.Fe)の上昇は、品質要求の厳しい冷延鋼板では介在物起因の欠陥を招くため好ましくない。

出鋼温度の低下および吹き止め[C]の上昇を図るにはRHの処理中温度降下に対する熱補償を解決する必要があった。そこで、真空槽内における酸素上吹き技術(Kawatetsu Top Blowing法:以下KTB法と称する)を開発し、上記の問題点の解決を図った。

Fig. 10にKTB法の概要を示す。真空槽内に設けた水冷上吹きランスから酸素を吹きつけ、脱炭および槽内のCOガスの二次燃焼の促進を図るものである。KTB法を用いた場合には真空槽内の排ガス中のCOをCO₂まで二次燃焼させることが可能である。Fig. 11に、通常の脱炭処理とKTB法を用いた際の脱炭処理中の排ガス中のCO、CO₂濃度の推移の1例を示す。KTB処理により約60%の二次燃焼率を得ることが可能である。

千葉第3製鋼工場No.3RHでは、KTB法の採用によりFig. 12に示すように26.3℃の転炉の出鋼温度の低下が可能となった。従来、RHにおける昇熱技術としては溶鋼中のAlを酸化発熱させる方法¹⁷⁾が広く知られている。しかしこの方法は過剰のAl₂O₃の生成を招くため品質劣化のおそれがある。一方、KTB法は排ガス中のCOを燃焼させるためこうした溶鋼汚染の恐れがなく、高纯净度鋼にも適用可能である。

4.2 真空脱炭に及ぼす鋼中[O]の影響

CO反応は、溶鋼側の[C]の物質移動だけでなく[O]の物質移動の影響も受け、[C]が高く[O]が低い場合には[O]の物質移動が律速となることが知られている¹⁸⁾。RHでは、通常[C]濃度が比較的 low、[O]濃度が高いのでほぼ[C]の物質移動律速と考えられる。しかし、溶鉄の過酸化防止を目的に出鋼[C]を高くす

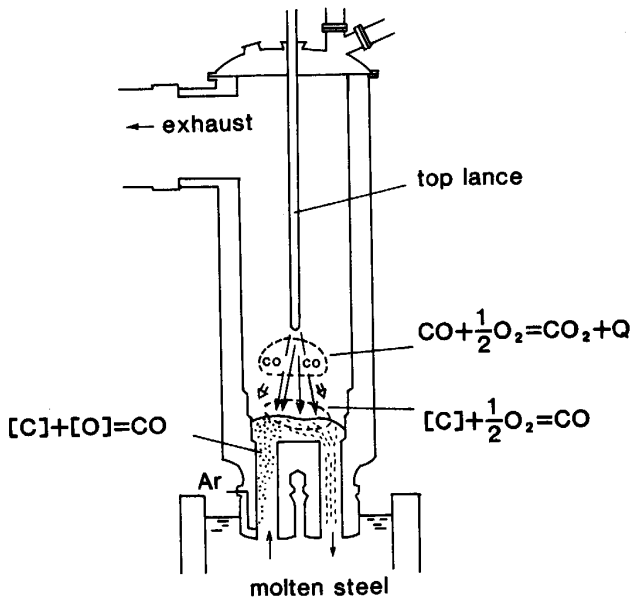
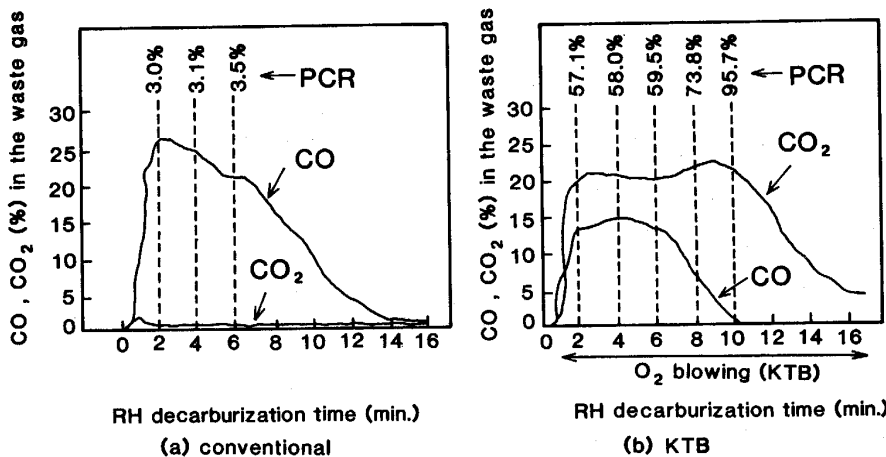
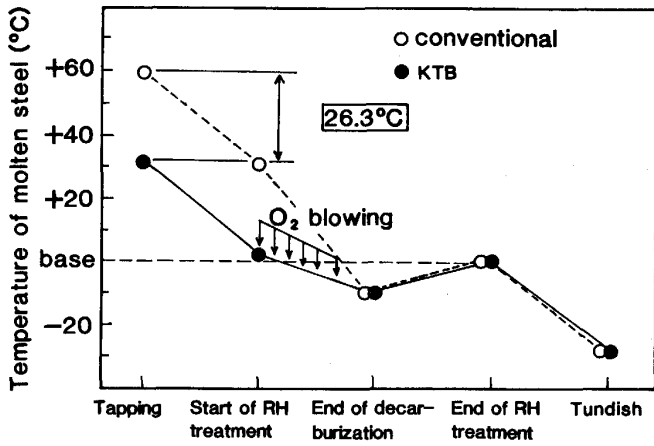


Fig. 10. Schematic illustration of KTB.



$$\text{Post Combustion Ratio (PCR)} = \frac{\%CO_2}{\%CO + \%CO_2} \times 100(\%)$$

Fig. 11. Comparison of post combustion ratio between conventional RH treatment and KTB treatment.



Production process of ultra low carbon steel

Fig. 12. Influence of KTB treatment on temperature drop from tapping to tundish.

ると [O] は低下し, [O] の物質移動が脱炭反応に影響を与えることになる. 特に Q-BOP では強攪拌力のために同一 [C] における [O] は通常の上底吹き転炉よりも低く, こうした点の検討が必要であった. そこで, [C] の物質移動と共に [O] の物質移動まで考慮に入れた反応モデルを組み立て, [O] が RH 脱炭反応に及ぼす影響を検討した¹⁹⁾. Fig. 13 に反応モデルに基づく鋼中 [O] が脱炭に影響を与える領域を斜線で示す. [C] が低く [O] が高い領域では, [C] の物質移動のみが脱炭速度を決定するが, 図中斜線部の [C] が高く [O] が低い領域では, [O] の物質移動が脱炭速度を決定する. 図中には Q-BOP における吹止め [C] と [O] の関係も示す. 溶鋼中 [C] と [O] に平衡する P_{CO} は約 0.6 ~ 0.7 atm と低く, [C] > 300 ppm では, [O] の物質移動が脱炭速度に影響を与える領域に入ることが予想され

る. 事実, 出鋼 [C] を高くすると脱炭初期に脱炭速度が低下する現象が観察された.

KTB 法では, 排ガスの CO を燃焼させるだけでなく, 真空槽内溶鋼中に O_2 を直接供給することが可能である. そこで, 出鋼 [C] を高めると共に, [O] の不足する脱炭初期に KTB 法を実施した. Fig. 13 中には KTB 実施時の RH 処理中の [C] と [O] の推移も示した. 出鋼 [C] を高くすることにより [O] は低下するが, KTB 処理により [O] は処理中はほぼ一定の値を推移する. Fig. 14 に KTB 処理時および従来法の脱炭曲線の例を示す. 出鋼 [C] を高くすると, 従来法では脱炭初期に脱炭速度が低下するのに対して, KTB 法を用いると, 脱炭速度の低下は認められず, 処理時間を増加させずに出鋼 [C] を高めることが可能であることがわかる.

1988 年 4 月より千葉製鉄所 No. 3 RH では KTB 法を導入し Fig. 15 に示すように, 出鋼 [C] の上昇と出鋼温度の低下を実施し, 極低炭素鋼の転炉溶製コストの低減および品質向上が可能となった.

5. 結 言

底吹き転炉における最近の操業の改善について述べた. 全量溶銑予備処理体制の確立と共に, 鋼の高級化・高純度化のニーズに対応して, 底吹き転炉の精錬の最適化および RH との組合せによる極低炭素鋼の安価大量溶製技術の確立などを進め, 以下の結果が得られた.

1) 溶銑予備処理により転炉におけるスラグボリュームが減少し, 吹錬後のスラグを複数回炉内に残留させる操業 (排滓なし吹錬) が可能となった. 排滓なし吹錬では炉内残留スラグと炉内コーティングのために投入するドロマイトのみによる脱りんが可能であり, 転炉における脱りんのための生石灰の使用削減が可能となる.

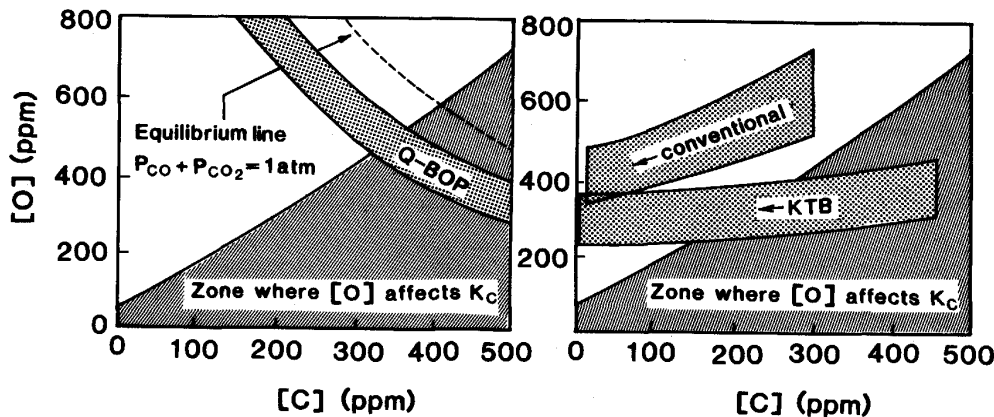


Fig. 13. Graphical representation of zone where [O] affects K_C , [O] at blow end in Q-BOP and [O] during RH decarburization process.

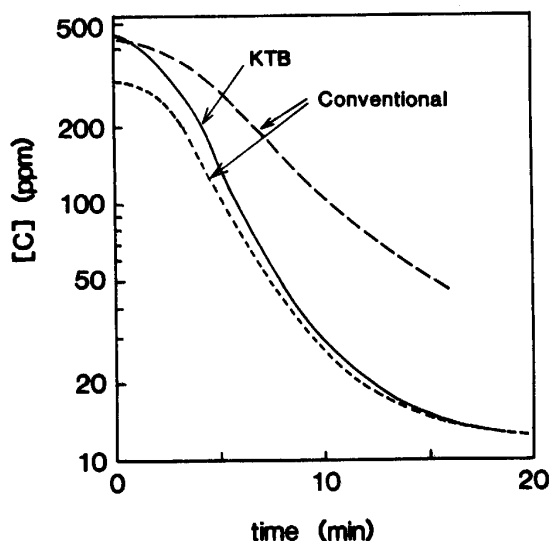


Fig. 14. Comparison between decarburization curve with KTB and that with conventional method.

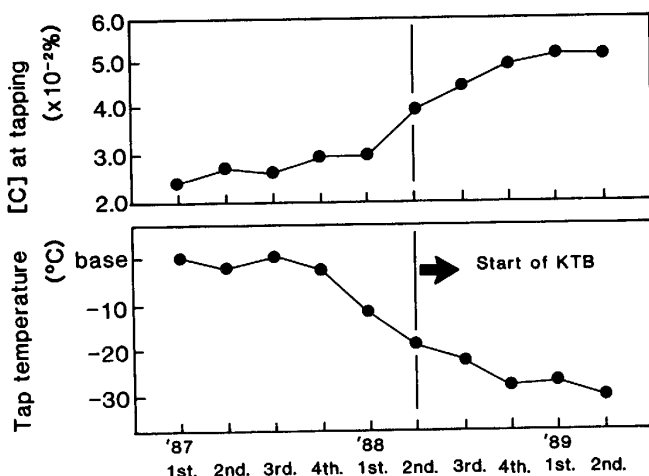


Fig. 15. Effect of KTB treatment on temperature and [C] content at tapping.

2) 転炉における脱りん負荷が軽減したことに対応して吹錬末期の過酸化防止を目的とした送酸速度の低下操業が可能となった。吹錬末期の送酸速度を $2.2 \text{ Nm}^3/\text{t}\cdot\text{min}$ から $1.6 \text{ Nm}^3/\text{t}\cdot\text{min}$ まで低下させることにより吹止め $[\text{C}] = 0.04\%$ でスラグ中 (T.Fe) が 4% 、吹止め $[\text{O}]$ が 100 ppm 低下できる。

3) 予備処理溶鉄の熱補償の確保と炉内地金付着の防止を目的に、ポストコンバッションランスを設置した。

炉口より上部でポストコンバッションを行うことにより上吹き酸素の二次燃焼利用効率 75% 以上、溶鋼への着熱効率 50% を得ることが可能である。

4) RH における処理温度降下の熱補償と真空槽内への酸素供給を目的に、真空槽内への上吹き酸素吹精技術 (KTB 法) を開発した。KTB の導入により約 26°C の転炉出鋼温度の低下が可能となった。また $[\text{O}]$ の物質移動が脱炭反応の律速過程と考えられる $[\text{C}] > 300 \text{ ppm}$ の領域において KTB を行うことにより RH における脱炭速度の低下を招くことなく極低炭素鋼の出鋼 $[\text{C}]$ の上昇が可能となり、極低炭素鋼の大量安定溶製を可能とした。

文 献

- 1) 中西恭二, 三本木貢治: 鉄と鋼, **65** (1979), p. 138
- 2) M. SAIGUSA, J. NAGAI, F. SUDO, H. BADA and S. YAMADA: Ironmaking Steelmaking, **7** (1980), p. 242
- 3) 阿部英夫, 佐藤 進: 川崎製鉄技報, **21** (1989), p. 208
- 4) 鷲尾 勝, 大久保雅一, 山田純夫, 数土文夫: 鉄と鋼, **70** (1984), S191
- 5) 鍋島裕樹, 田岡啓造, 山田純夫, 田村 望, 清水益人: 川崎製鉄技報, **22** (1990), p. 157
- 6) 岸本康夫, 加藤嘉英, 桜谷敏和, 藤井徹也: 鉄と鋼, **75** (1989), p. 1300
- 7) 中西恭二, 加藤嘉英, 鈴木健一郎, 香月淳一: 鉄と鋼, **64** (1978), S169
- 8) 瀬川 清: 鉄冶金反応工学 (1976), p. 207 [日刊工業新聞社]
- 9) 中西恭二, 斎藤健志, 野崎 努, 加藤嘉英: 鉄と鋼, **68** (1980), p. 1307
- 10) 謝 裕生, 渡辺吉夫, 浅井滋生, 鞭 巖: 鉄と鋼, **69** (1983), p. 596
- 11) 木村雅保, 松井秀雄, 伊藤修三, 斎藤 忠, 副島利和, 喜多村実: 鉄と鋼, **69** (1983), p. 1893
- 12) 田岡啓造, 山田純夫, 数土文夫, 香月淳一: 鉄と鋼, **70** (1984), S1022
- 13) 新良正典, 奥田治志, 武 英雄, 高柴信元, 大宮 茂: 鉄と鋼, **73** (1987), S919
- 14) 樋口和也, 近藤 寛, 市原 晃, 西川 廣, 桜井美弦, 朝穂隆一: 材料とプロセス, **3** (1990), p. 285
- 15) 荒谷 誠, 亀山恭一, 西川 廣, 鷲尾 勝, 朝穂隆一, 大西正之: 材料とプロセス, **2** (1989), p. 1231
- 16) 住田則夫, 藤井徹也, 小口征男, 森下 仁, 吉村啓助, 数土文夫: 川崎製鉄技報, **15** (1983), p. 152
- 17) 川合亜之, 水上正義, 伊賀一幸, 楠 隆: 鉄と鋼, **64** (1978), S635
- 18) 鈴木 鼎, 森 一美, 北川 融, 柴山卓真: 鉄と鋼, **62** (1976), p. 354
- 19) 山口公治, 岸本康夫, 加藤嘉英, 桜谷敏和, 藤井徹也: 界面移動現象部会中間報告書 (鉄鋼基礎共同研究会 界面移動現象部会編) (1989), p. 36