

Recent Progress of Top and Bottom Blown Converters at Kawasaki Steel Corporation



岸本 康夫
Yasuo Kishimoto

鉄鋼研究所 プロセス
研究部製鋼研究室 主
任研究員(掛長)



加藤 嘉英
Yoshiei Kato

鉄鋼研究所 プロセス
研究部水島鉄鋼研究室
主任研究員(課長補)



桜谷 敏和
Toshikazu Sakuraya

鉄鋼研究所 プロセス
研究部製鋼研究室 室
長



藤井 徹也
Tetsuya Fujii

鉄鋼研究所 プロセス
研究部水島鉄鋼研究室
室長(部長補)・工博



山田 純夫
Sumio Yamada

千葉製鉄所 製鋼部製
鋼技術室 主査(課長)



大宮 茂
Shigeru Omiya

水島製鉄所 製鋼部製
鋼技術室 主査(課長)

1 緒 言

1977年の当社における純酸素底吹き転炉(Q-BOP)の導入とその後の技術開発は、純酸素底吹き法が工業的に成り立つばかりでなく冶金反応特性の飛躍的な向上をもたらすことを明らかにした。これを契機として、上吹き転炉に底吹き攪拌を付加した、上底吹き転炉の開発が活発に行われた。当社においても、多量の酸素と生石灰粉の底吹きが可能な強攪拌型上底吹き転炉(K-BOP)の開発および設備費が比較的安価で、底吹きガス流量の可変幅が大きい不活性ガス底吹き・弱攪拌型上底吹き転炉(LD-KGC)の開発を行い、転炉精錬機能の強化に努めてきた。

本論文では、底吹きガスの流量可変幅の広いLD-KGC、多量の酸素と生石灰粉を底吹きするK-BOPにおける混合ガス底吹き法(IOD法)、攪拌用ガスとしてのCOガスの使用、クロム鉱石の熔融還元によるステンレス鋼の製造などの上底吹き転炉を用いた製鋼法における当社の最近の開発技術について述べる。

要 旨

当社における上底吹き転炉の最近の進歩について述べた。LD-KGCにおける底吹き不活性ガス量の増加およびK-BOPにおける混合ガス法により、攪拌力の強化を進めた。さらに底吹きガスが冶金特性向上に果たす役割を明らかにするべく、CO分圧と攪拌力を変化させて実験を行った。その結果、底吹きガスの攪拌力の効果がCO分圧希釈効果より大きいことを明らかにした。転炉の冶金反応を定量的に理解するために、攪拌が[C]と[O]の推移に及ぼす影響を考慮に入れて新しい反応モデルを展開した。実験結果に基づき、LD-KGCにおいてCOを、K-BOPにおいてCO₂の適用を行った。また上底吹き転炉によるクロム鉱石の熔融還元に関する研究についても述べた。

Synopsis:

Kawasaki Steel has developed two types of top and bottom blown converters, namely K-BOP and LD-KGC. K-BOP blows part of the oxygen gas together with lime through bottom tuyeres. As for LD-KGC, an inert gas is injected through bottom tuyeres and the oxygen gas is blown through the top lance. Stirring force was intensified by increasing the flow rate of the bottom-blown inert gas in LD-KGC and by mixing the inert gas with bottom-blown oxygen at the final stage of the refining in K-BOP. The role of the bottom-blown gas for the improvement in metallurgical reaction was studied by changing the partial pressure of CO and stirring force. These studies have revealed that preferential decarburization is more affected by stirring force rather than partial pressure of CO in the bottom blown gas. In order to quantitatively understand the metallurgical reaction in a converter, a new reaction model was theoretically developed by considering the stirring effect on changes in carbon and oxygen concentrations. On the basis of the above results, the carbon monoxide gas to LD-KGC, and carbon dioxide gas to K-BOP have been used in practice. Studies on smelting reduction of chromium ore in K-BOP are also briefly described.

また、これらの技術開発の基礎となる溶鋼攪拌と精錬特性の関係に関して、とくに底吹きガスの有する攪拌効果と炉内のCOガス分圧(P_{CO})の希釈効果の二つが底吹き転炉や上底吹き転炉の冶金特性に与える影響について、5t試験転炉の結果にもとづき考察した。

2 流量可変幅の大きい上底吹き転炉の開発¹⁻³⁾

同一転炉において高炭素鋼と低炭素鋼を経済的に溶製するには、底吹き羽口の具備すべき特性として、羽口の耐久性に優れることに加えて底吹きガスの流量可変幅が大きいことが必要である。従来耐

* 平成元年3月24日原稿受付

火物に多数の細管を設置した羽口などが用いられていたが⁴⁾、こうした複雑な羽口は羽口価格が高いうえに、流量可変幅も十分なものではなかった。さらに、溶銑予備処理技術の確立によって、転炉での脱磷が不要となり脱炭のみを目的とする精錬に変わりつつあること、あるいはマンガン合金の使用量削減を目的としたマンガン鉱石の熔融還元精錬が普及するにつれて吹錬末期に従来以上の強撈攪拌力が求められ、底吹きガス流量の可変幅の一層の拡大が望まれていた。

そこで、羽口閉塞を起こさずに流量制御範囲を広くできる底吹きシステムを開発し、LD-KGC として工業化した。

2.1 水モデル実験および 5 t 転炉による 高圧流量可変羽口の基礎的検討

Fig. 1 に示す圧縮性流体の摩擦のある管内流れを考えた場合、管入口の温度 T_1 、圧力 P_1 およびガスの質量流量 m は、(1)~(4) 式で与えられ、ガス流量は元圧 P_0 に比例することがわかる⁵⁾。

$$L = \frac{D}{\lambda} \left[\frac{1}{\kappa} \left(\frac{1}{M_1^2} - 1 \right) + \left(\frac{\kappa+1}{2\kappa} \right) \ln \left\{ \frac{\frac{(\kappa+1)}{2} M_1^2}{1 + \frac{(\kappa-1)}{2} M_1^2} \right\} \right] \quad (1)$$

$$T_1 = T_0 / [1 + \{(\kappa-1)/2\} M_1^2] \quad (2)$$

$$P_1 = P_0 / [1 + \{(\kappa-1)/2\} M_1^2]^{1/(\kappa-1)} \quad (3)$$

$$m = (\kappa R T_1)^{1/2} P_1 M_1 \left(\frac{\pi}{4} D^2 \right) \quad (4)$$

ここで、

L : 管長 (m)

D : 管径 (m)

λ : 摩擦係数

R : ガス定数

κ : 比熱比

M_1 : 管入口でのマッハ数

である。すなわち、元圧 P_0 を大幅に変えれば、流量を大幅に変えることが可能である。この流量-圧力特性の線型性を実証するために水モデル実験や 5 t 転炉を用いた実験を行った⁶⁾。

まず水モデル実験で、圧力を従来の 5~6 kgf/cm² から 100 kgf/cm² まで増加させるにしたがい、流量も圧力に比例して増加することを確認した。続いて、管内径 0.1 cm および 0.15 cm、管長 0.45 m のステンレス鋼パイプを 5 t 転炉に埋め込み、N₂ を溶鋼に噴射した。Fig. 2 に N₂ ガス流量 Q_{N_2} と圧力 P の関係を示す。パイプ先端のマッハ数が 1 を超える圧力 5 kgf/cm² 以上では、理論的検討や水モデル実験から予測されるとおりにガス流量が圧力に比例する。例えば管径を 0.15 cm にした場合、圧力が 5~100 kgf/cm² の範囲では、吹き抜け現象や羽口の溶鋼漏洩なしに、40~800 Nl/min の流量制御が実現できることを確認した。

2.2 設 備

1984 年に千葉製鉄所第 2 製鋼工場の 150 t 転炉にコンプレッサを設置し、底吹きガスを最大 50 kgf/cm² まで昇圧し、底吹きガス流量の可能幅を大きくすることに成功した。引き続き、水島製鉄所第 1 製鋼工場の 180 t 上底吹き転炉にも 1985 年にコンプレッサを導入し、底吹きガスの圧力を最大 43 kgf/cm² まで昇圧可能にした。

Fig. 3 には LD-KGC のガスフローの概略を示す。底吹きガスは N₂ および Ar であり、コンプレッサにより 50 kgf/cm² まで昇圧された後、レンジャータンクに貯えられ転炉に吹き込まれる。千葉製鉄所の LD-KGC では、底吹きガス流量は 0.01 から 0.14 Nm³/min・t

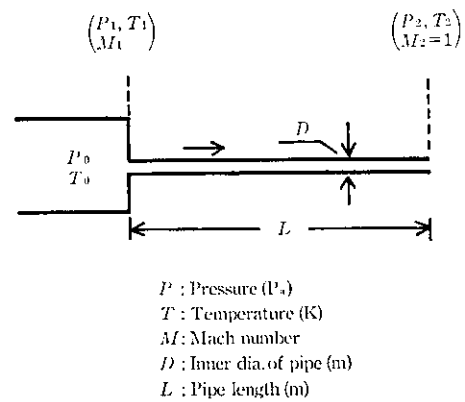


Fig. 1 Schematic drawing of gas flow through tuyere

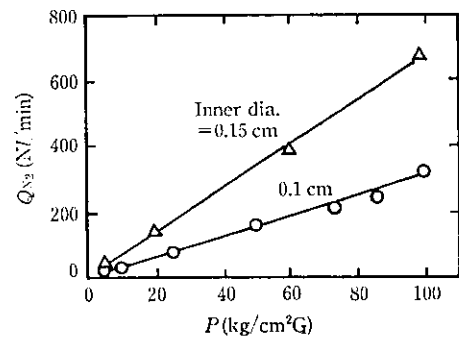


Fig. 2 Relationship between base pressure and gas flow rate

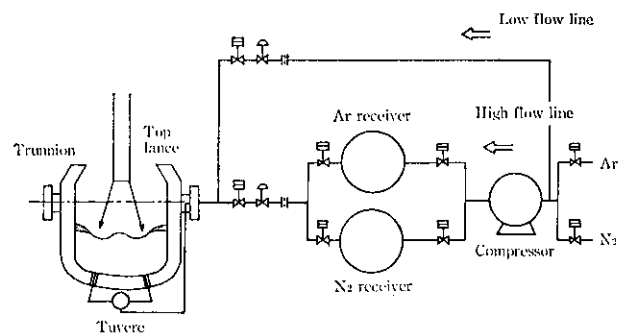


Fig. 3 Conceptual view of LD-KGC

まで可変である。水島製鉄所の LD-KGC においては、さらに流量可変幅の拡大を目指して、底吹きガスを 0.005 から 0.2 Nm³/min・t まで可変とした⁷⁾。

いずれの LD-KGC においても、吹錬中にガス流量を低流量から高流量まで変化させることにより、必要な時期のみ溶鋼を強力に攪拌することが可能となった。また、必要時以外は底吹きガス流量を羽口の閉塞なしに低下できるために、ガス費用の削減が可能である。

2.3 冶金特性

LD-KGC の吹錬初期から中期においては、スラグの生成を安定に行いスロッピングを抑制するために必要な最低流量の底吹きガスのみを流し、脱炭反応が低下し、鉄の酸化が大きくなる低炭素濃度域では底吹きガス流量を増加させる。Fig. 4 に千葉製鉄所第 2 製鋼

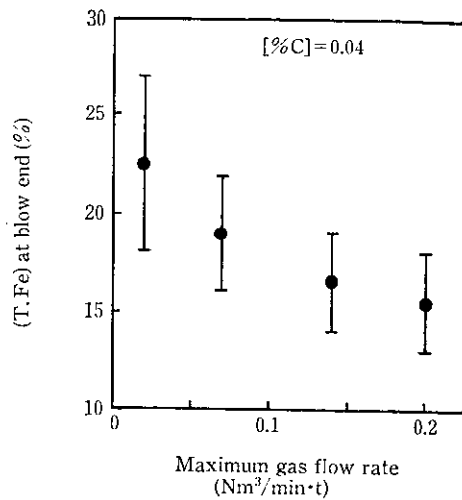


Fig. 4 Relationship between maximum bottom gas flow rate and (%T. Fe) in slag

工場の 150 t LD-KGC における吹錬末期の底吹きガス流量とスラグ中の (T. Fe) との関係を示した。底吹きガス流量の増加にしたがい、(T. Fe) は低下する。従来 0.1 Nm³/min·t 程度の底吹きガス流量があれば攪拌力は十分であるとの考え方⁹⁾もあったが、低炭素鋼ではさらに強攪拌にすることで冶金特性の大幅な向上の得られることが明らかとなった。

この結果に従い、後に建設された水島製鉄所第 1 製鋼工場の 180 t LD-KGC では最大底吹きガス流量を 0.2 Nm³/min·t まで拡大した。Fig. 4 中に 水島製鉄所第 1 製鋼工場の LD-KGC における 0.2 Nm³/min·t での (T. Fe) の値も示した。低炭素濃度域でも Q-BOP や K-BOP に近いレベルまで (T. Fe) を低下可能である。また、底吹きガス流量の増加によるマンガン歩留まりの向上や溶鋼中酸素の低減効果も認められている。

2.4 羽口寿命⁷⁾

LD-KGC の羽口寿命は、当初炉底レンガのスポーリングなどのために短かったが、炉底レンガ材質、羽口構造、スラグコーティングなどの操作技術の改善により大幅に向上した。羽口寿命の増加のためにスラグコーティングを行うと羽口がスラグでおおわれて、冶金特性を悪化させる心配もあったが、0.2 Nm³/min·t の底吹きガス流量を確保できる LD-KGC はスラグコーティングによる冶金特性の悪化は認められない⁸⁾。

水島製鉄所の LD-KGC では操作技術の改善により羽口交換を行わずに 6 000 チャージ以上の転炉耐火物寿命を達成している⁷⁾。

3 上底吹き転炉における CO ガス底吹き法の開発⁸⁾

LD-KGC では、従来、底吹きガスとして N₂ や Ar などの不活性ガスを使用していた。しかしながら、N₂ ガスの使用は、吹錬末期における鋼中空素の上昇を招くため、低空素鋼には適用できない。Ar ガスは、鋼中空素の低下の点で有効であるが、高価であり経済性の面に問題がある。一方、当社は転炉ガスから高純度の CO ガスを分離、精製する COPISA 法 (CO Pressure Induced Selective Adsorption) の開発に成功し⁹⁾、安価な CO ガスを精練ガスとして利用することが可能となった。そこで、5 t 上底吹き転炉で CO ガスを底吹き攪拌ガスとして用いて冶金特性を調査する実験を行い、その結果に基づいて水島製鉄所第 1 製鋼工場の 180 t LD-KGC で工業化した。

3.1 5 t 転炉における CO ガス底吹き実験結果

CO を底吹きした場合と N₂ を底吹きした場合の脱炭酸素効率を Fig. 5 に示す。CO と N₂ 間で脱炭酸素効率に差異が認められない。溶鉄中への CO の溶解速度は小さく、脱炭を促進する攪拌ガスとして CO も Ar や N₂ と同等の効果を持つことがわかる。

Fig. 6 に CO と N₂ 底吹き時の吹錬中の [%C] と [%O] の関係を示す。低炭素濃度域に近づくにつれて $P_{CO} + P_{CO_2} = 1$ atm のガスと平衡する値に近づくが、CO と N₂ 間で明確な差異は認められない。その他の冶金特性についても特にガス種類による差は認められず、上底吹き転炉の底吹きガスとして、CO は他の不活性ガスと同等の効果を有することが明らかとなった。

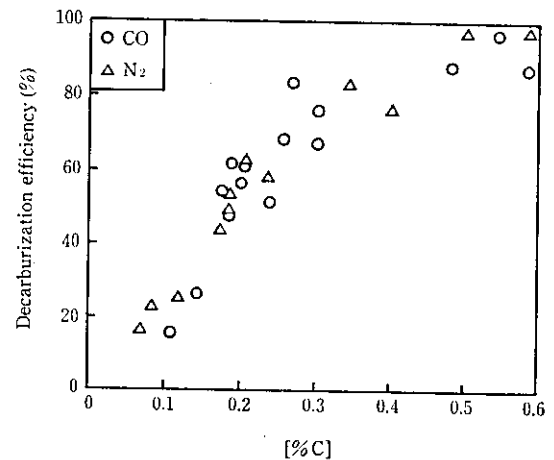


Fig. 5 Relationship between utilization efficiency of oxygen gas for decarburization and [%C]

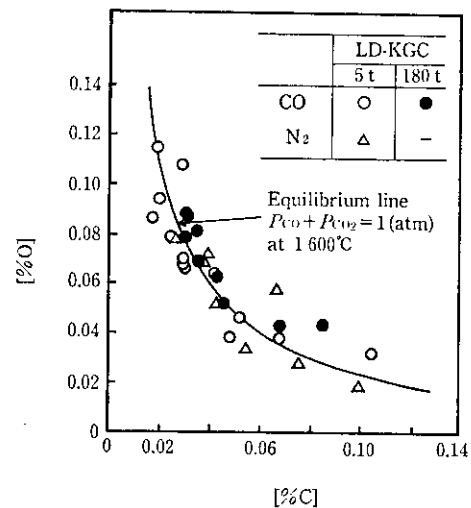


Fig. 6 Relationship between [%C] and [%O]

3.2 180 t 上底吹き転炉 (LD-KGC) への CO 底吹き法の適用

以上の 5 t 転炉の実験結果から、1985 年 6 月より水島製鉄所第 1 製鋼工場の LD-KGC において CO 底吹きを工程化した。CO ガス吹き込み設備の概略を Fig. 7 に示す。転炉の排ガスを原料とし COPISA 法により生成された CO ガスは、原料ガスとして化学プ

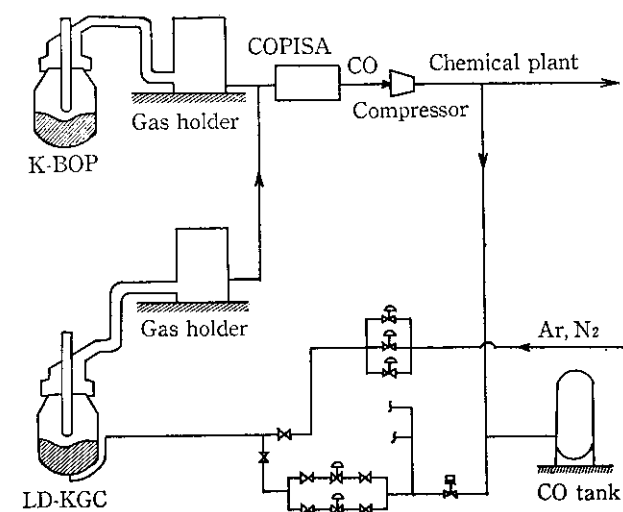


Fig. 7 Schematic drawing of process gas supply system in Mizushima Works

Table 1 Specifications of gas composition

	CO	CO ₂	N ₂	H ₂	O ₂
BOF gas	>71	<14	<13	<1.2	0.2~0.3
Product	>98	<0.4	<1.6	—	<1 ppm

ラントに送られるとともに、上底吹き転炉の底吹きガスとして製鋼工場に送られる。

転炉の排ガスと、排ガスから COPISA 法により精製した CO ガスの組成を Table 1 に示す。COPISA 法で精製した CO ガスは N₂ を平均 1% 含んでいるが、CO 底吹き時の吹き止め窒素濃度は Ar 底吹き時と変わらない。また、Fig. 6 中には水島製鉄所の 180 t LD-KGC における CO 底吹き時の [%C] と [%O] の関係も記したが、5 t 転炉とはほぼ同様の結果が得られている。その他の冶金特性についても、CO と Ar 間で LD-KGC の冶金特性に差は認められず、Ar を安価な CO ガスで代替することによって底吹きガス費用の大幅な低減が得られた。

4 K-BOP・混合ガス底吹き法 (IOD 法) におけるガス種の影響

K-BOP は大量の酸素を底吹きできる上底吹き転炉であり、前述の LD-KGC に比べて、さらに攪拌力は強い。しかしながら、脱炭酸素効率が低下する低炭素濃度域では、CO ガス発生量が減少し、攪拌力が低下する。吹錬末期の攪拌力の強化を図るために、酸素とともに不活性ガスを内管から吹きこむ IOD 法 (Inert and Oxygen Gases Decarburization) を開発し¹⁰⁾、Q-BOP と同等の冶金特性を得ている。

従来、上底吹き転炉の底吹きガスは、鋼浴攪拌力増加と炉内の P_{CO} 低下、すなわち平衡に近づく効果と平衡値を変更する効果の二つの効果を有し、このために [%O] や (%T, Fe) が低下すると考えられていた。こうした見地からは Ar や N₂ といった不活性ガスは、CO や CO₂ といった P_{CO} の希釈効果を有しないガスに比べて有利と考えられる。しかし、当社の底吹き転炉と上底吹き転炉では、冶金特性は底吹きガス流量によってほぼ一義的に決まり、ガス種の差の影響は認め難い。そこで、5 t 転炉において各種のガス

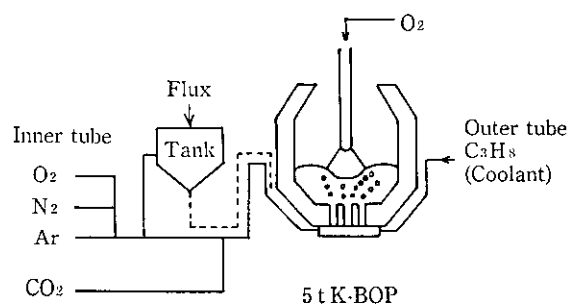


Fig. 8 Schematic picture of the 5t K-BOP used for experiments

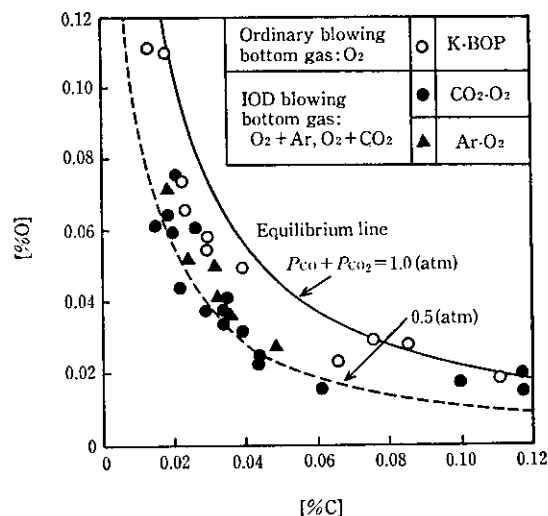


Fig. 9 Relationship between [%C] and [%O] in 5t K-BOP

を用いた IOD 吹錬を行い、ガスの種類の影響の定量化を試みた。

4.1 5 t K-BOP における IOD 実験結果

Fig. 8 に 5 t 転炉実験で用いた K-BOP の概略を示す。K-BOP は、炉底羽口が二重管構造となっており、内管から酸素および不活性ガスとともに CaO 粉などのフラックスを吹き込み、外管より羽口冷却ガスを流す。上吹きランスからは純酸素のみが流れる。

IOD 法の希釈ガスとして CO₂ を用いた場合でも、従来の不活性ガス (N₂, Ar) を用いた場合と同様に¹⁰⁾、脱炭酸素効率の向上や鋼中酸素の低下などの効果が得られる。CO₂ と Ar をそれぞれ希釈ガスとして用いた IOD 法の [%C] と [%O] の関係を Fig. 9 に示す。IOD を行わない場合、低炭素濃度域で溶鋼と平衡する P_{CO} は約 0.8 atm となる。IOD 法を行った場合では、溶鋼と平衡する P_{CO} はさらに低下し 0.5~0.6 atm となる。しかし、 P_{CO} 低下効果を有しない CO₂ を用いた場合と P_{CO} 低下効果のある Ar を用いた場合とで、溶鋼の [%C] と [%O] に平衡する P_{CO} に差異は認められない。

4.2 水島 250 t K-BOP における IOD 実験結果

水島 250 t K-BOP では、IOD 法により吹錬末期の脱炭酸素効率が向上し、[%O] や (T, Fe) が低下するなど優れた冶金反応特性が得られている¹⁰⁾。最近では脱炭酸素効率の低下にあわせて、酸素ガスに対する不活性ガスの混入比率を連続的に増加させるシステムを開発し、効果を上げている¹¹⁾。また、前述のように 5 t 転炉において、IOD 法のガスとして P_{CO} 希釈効果のない CO₂ を用いても従来

の Ar と同等の効果が得られることが判明したため、Ar、N₂ と同様に CO₂ も IOD 法のガスとして使用している。

5 転炉の冶金反応特性に及ぼす底吹きガスの影響¹²⁾

5.1 転炉の脱炭、脱酸反応モデル

以上の実験結果から、底吹き転炉や上底吹き転炉における低炭素濃度域の [%O] は攪拌ガスの種類によらず、攪拌力が増加するにつれて低下することが明らかとなった。

しかしながら、このように P_{∞} 希釈効果のない CO や CO₂ ガスで攪拌しても Ar や N₂ ガス攪拌と同様に [%O] が低下する理由はこれまで明らかではなかった。そこで、この理由を明らかにすることを目的に転炉の脱炭、脱酸の反応モデルを構築した。

転炉内に吹き込まれる酸素は、大部分が脱炭に消費され、残りが溶鋼中の溶存酸素とスラグ中の酸化鉄として蓄積される。ここで、謝¹³⁾による転炉内の溶鋼の循環流量の推算法の考えを拡張して反応モデルを組み立てると、鋼浴の [%C]、[%O] およびスラグ中 (T. Fe) の物質収支式としては以下の式が成り立つ。(反応モデルの詳細は、文献 12 を参照されたい。)

$$W(dC_{O,b}/dt) = q(C_O^* - C_{O,b}) + J(C_O^* - C_{O,b}) \quad \dots\dots\dots (5)$$

$$W(dC_{C,b}/dt) = q(C_C^* - C_{C,b}) \quad \dots\dots\dots (6)$$

$$\frac{W_s}{100} \times \frac{dC_{FeO,b}}{dt} = N_{FeO} - \frac{C_{FeO,b}}{100} \times \frac{dW_s}{dt} + \frac{71.9}{16} \times \frac{1}{100} \times J \times (C_{O,b} - C_O^*) \quad \dots\dots\dots (7)$$

ここで、 W は溶鋼質量 (kg)、 q は循環している溶鋼の質量流量 (kg/min)、 J はスラグ・メタル間の酸素の物質移動速度を決定する因子 (kg/min)、 N_{FeO} は反応帯における FeO の生成速度 (kg/min)、 W_s はスラグ質量 (kg)、 $C_{j,b}$ は鋼浴本体あるいはスラグの j 成分の濃度 (%) (j は C, O, FeO)、 C_j^* は反応帯での j 成分の濃度 (%)、 $C_{O,b}^*$ はスラグの a_{FeO} に平衡する溶鋼酸素濃度 (%) であり、学振の製鋼反応の平衡推奨値¹⁴⁾を用いて求めた。さらに、酸素ガスが浴面に衝突する火点に相当する反応帯では酸素が過剰に存在すると考えて、 a_{FeO} は 1 と仮定して反応帯の酸素濃度および炭素濃度を求めた。反応帯における各成分の物質収支は上記の平衡濃度を用いて (8)、(9) および (10) 式で表される。(10) 式は、反応帯での酸素に関する物質収支式である。

$$q(C_{C,b} - C_C^*) = I(C_C^* - C_{C,e}) \quad \dots\dots\dots (8)$$

$$q(C_{O,b} - C_O^*) = I(C_O^* - C_{O,e}) \quad \dots\dots\dots (9)$$

$$N_{FeO} = \frac{71.9}{11.2} Q + \frac{71.9}{16} \times \frac{1}{100} \times I \times (C_O^* - C_{O,e}) - \frac{71.9}{12} \times \frac{1}{100} \times I \times (C_C^* - C_{C,e}) \quad \dots\dots\dots (10)$$

ここで、 I は反応帯における混合の程度を表す因子 (kg/min) であり、 Q は酸素供給速度 (Nm³/min) である。

以上の仮定の下に数値計算を行い、溶鋼中の $C_{C,b}$ および $C_{O,b}$ とスラグ中の $C_{FeO,b}$ の吹錬経過に伴う推移を求めた。この際に溶鋼の循環流量 q は均一混合時間の測定値に基づいて (11) 式¹⁵⁾で求めた。

$$q = \frac{60}{\tau} \times 3 \times W \quad \dots\dots\dots (11)$$

本反応モデルでは、反応帯での混合の程度を表す因子 I およびスラグ・メタル間の物質移動を表す因子 J の 2 つがパラメータとなる。 J は I に比例し底吹き流量が増加するにつれて増大するとし、

Table 2 Values of parameter used in calculation

	Q (kg/min)	I (kg/min)	J (kg/min)
LD-KGC	2.4×10^4	8.0×10^3	5.0×10^4
K-BOP	4.5×10^4	1.0×10^4	6.25×10^4
Q-BOP	6.0×10^4	1.2×10^4	7.5×10^4

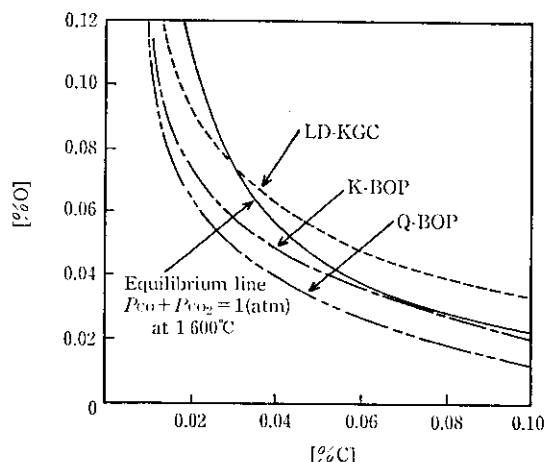


Fig. 10 Decarburization behaviors of LD-KGC, K-BOP and Q-BOP calculated by the reaction model

I はそれぞれの転炉に対して脱炭酸素効率が実測値と一致するように決定した。

5.2 反応モデルによる計算結果

計算を用いた各転炉の I , J , q の値を Table 2 に示す。この値を用いて LD-KGC, K-BOP, Q-BOP の各転炉における吹錬中の [%C] と [%O] の推移を計算した。結果を Fig. 10 に示す。計算では、炉内の P_{∞} を 1 atm としたが、LD-KGC, K-BOP, Q-BOP と攪拌力が大きくなるにつれて、同一 [%C] での [%O] が低下し、[%C] と [%O] は $P_{\infty}=1$ atm 相当値以下まで低下する。

この結果は以下のように説明される。すなわち、底吹きガスによる攪拌が強くなると、反応帯での脱炭反応速度が増加し、反応帯でのスラグの酸化鉄生成速度が低くなる。そのためにメタルよりもスラグの酸素ポテンシャルが低くなり、メタルからスラグへの脱酸が生じる。この脱酸効果はメタルとスラグの酸素ポテンシャルの差が大きいほど大きい。スラグの酸化鉄濃度が低くなる強攪拌の場合ほど、またメタルの酸素ポテンシャルが急速に上昇する低炭素濃度域になるほど脱酸効果が大きいのはそのためである。炉内の P_{∞} より低い値まで脱炭、脱酸が進行する理由は、火点に相当する反応帯で $a_{FeO}=1$ と平衡する酸素、炭素濃度まで反応が生じること、すなわち、炉内の一部に過酸化のゾーンが存在することおよびメタル・スラグ間で前述の脱酸反応が生じるためである。

次に、各転炉において、スラグ中の (T. Fe) の吹錬中の推移を計算したが、攪拌力の増加にしたがい (T. Fe) は低くなり、5 t 転炉の結果や従来の実測値¹⁰⁾と傾向が対応している。本反応モデルを用いれば各種の転炉の溶鋼中の酸素濃度やスラグ中の (T. Fe) の吹錬時の推移が合理的に説明可能である。

さらに IOD 法を用いた吹錬について P_{∞} の影響を考慮した計算を行った。IOD 法では Ar や CO₂ を用いるので、低炭素濃度領域

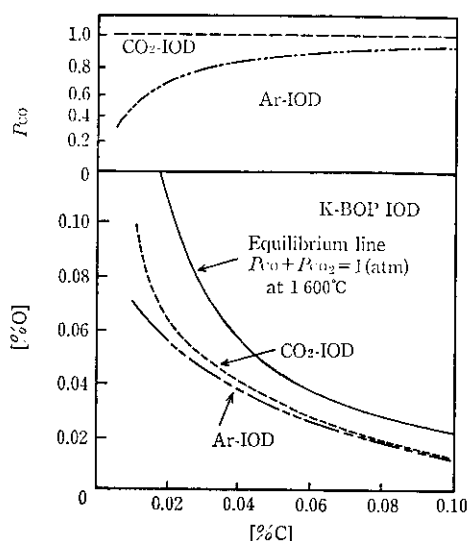


Fig. 11 Effect of P_{CO} on decarburization behaviors calculated by the reaction model

で純 O_2 底吹き法と比較して攪拌力の低下が少ない。このために、IOD 法の吹錬末期の攪拌力は Q-BOP と同等となると考え、 q , I および J を Q-BOP と同じとして計算した。Ar-IOD ($P_{CO} < 1 \text{ atm}$) および CO_2 -IOD ($P_{CO} = 1 \text{ atm}$) における吹錬中の [%O] の推移の計算結果を P_{CO} の推移とともに Fig. 11 に示す。[%C] < 0.02 の極低炭素領域以外では CO_2 -IOD と Ar-IOD 間で [%O] の推移にはほとんど差がない。この結果は Fig. 9 に示した 5 t 転炉での実験結果と一致しており、IOD 法により溶鋼中の酸素濃度が低下する理由は、低炭素濃度域で脱炭酸素効率が低下して CO ガス発生速度が小となっても、不活性ガスにより鋼浴攪拌力が維持できることが主であると考えられる。

6 上底吹き転炉におけるクロム鉱石の溶融還元法の開発¹⁸⁾

転炉内に Cr 鉱石を添加してクロムの還元回収を行い、フェロクロム合金を用いずにステンレス鋼を溶製する研究が盛んに行われている^{17,18)}。当社ではまず 5 t 転炉において Cr 鉱石の基礎的な還元条件を調査するとともに、各種の鉱石添加方法とクロムの還元挙動を研究した。その結果にしたがい、千葉製鉄所第 1 製鋼課の K-BOP でクロム鉱石の溶融還元によるステンレス鋼の溶製プロセスを開発した¹⁹⁾。

6.1 5 t 上底吹き転炉におけるクロム鉱石の溶融還元基礎実験

実験には 5 t K-BOP を使用した。鉱石吹き込みに先立ち炉内に溶銑を装入し、酸素を上底吹きしつつ高炭素フェロクロムとコークスや微粉炭を添加して、所定の溶湯温度と [%C]₀ および [%Cr]₀ に調整した。その後各種のクロム鉱石と炭材を添加しながら溶融還元を実施した。南ア産のクロム鉱石予備還元ペレットとフィリピン産の粉状鉱石（クロムサンド）を使用した。

予備還元ペレットを添加した場合について溶湯の温度と [%C] がスラグ中に未還元で残留するクロム酸化物の濃度 (Cr_2O_3) に及ぼす影響を調べた結果を Fig. 12 に示す。96% 以上の還元回収率を得るには、スラグと溶湯間のクロムの物質収支から、(Cr_2O_3) を

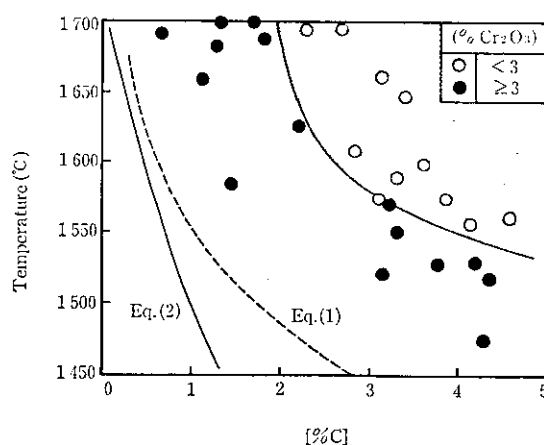


Fig. 12 Effects of [%C] and temperature on reduction of (Cr_2O_3)

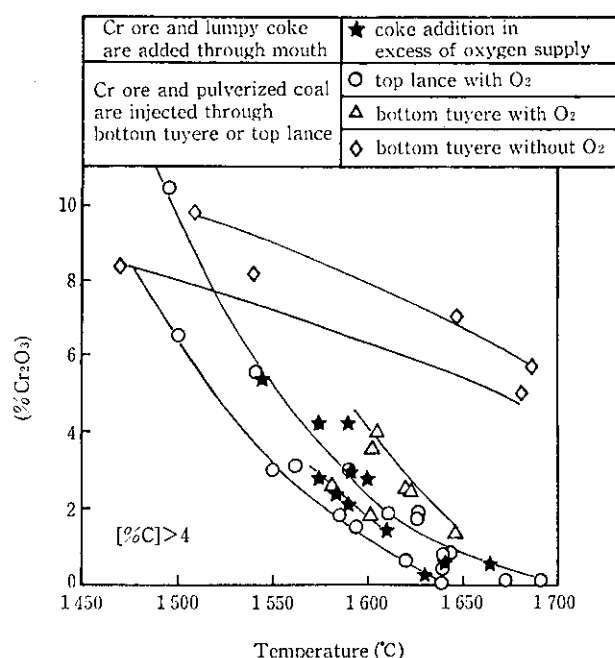


Fig. 13 Relationship between temperature and ($\%Cr_2O_3$) in slag in various addition methods of carbonaceous material and chromium ore

3% 以下とする必要があり、図中の斜線領域が還元好適条件である。図には Hilty の式 [Eq. (1)] および学振推奨値 [Eq. (2)] による C—Cr— Cr_2O_3 平衡計算値も併記したが、実績値との差は大きく、転炉内のクロム鉱石の還元では鉱石の溶解や還元反応速度が重要なことがわかる。

クロム原鉱石を底吹き羽口より吹きこんだ場合は Cr 歩留まり (η) は低く、30~50% である。14 μm まで粉碎した場合 [%Cr]₀ = 0 では η = 80~90% であるが、[%Cr]₀ が高くなると η は低下する。そこで三重管羽口を用いて、酸素の火点中に鉱石を吹きこみ鉱石の滓化を促進する方法を用いて実験を行ったところ、[%Cr]₀ に関係なく原鉱石のままで高還元回収率が得られた。この三重管羽口を用いる方法はクロムの還元回収率の点で優れた方法であるが、底吹きのための鉱石搬送系配管の摩耗が問題である。そこで同じ原理で、摩耗の問題に対処が容易な上吹きランスからの吹き付け法（フラッシュスメルティング法：FS 法）により実験を行った。結果を Fig. 13 に示す。本法は三重管羽口法と比べて同等以上の効果を有する

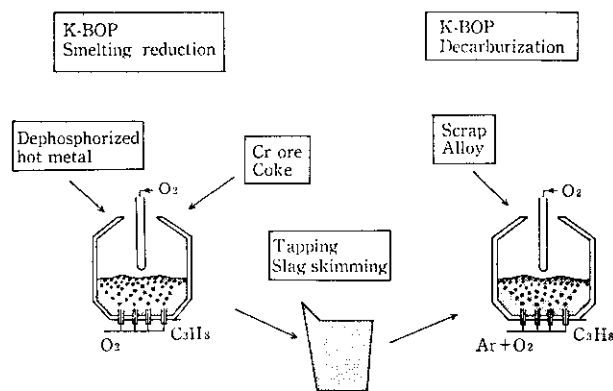


Fig. 14 Schematic illustration of stainless steel production system in Chiba Works with the use of smelting reduction process

ことがわかる。クロム鉱石の大部分は粉状で産するので、粉状のまま転炉内へ添加できる FS 法は添加方法としても優れている。ただし、クロム鉱石の溶融還元を好適に行う方法としては、他に炭材をスラグ中に過剰に添加する方法もある。Fig. 13 中に、酸素による消費速度よりも大となる速度で過剰に小块コークスを添加した場合の例も記した。クロム鉱石は上投入したにもかかわらず、クロム鉱石の還元は良好であり、スラグ中の炭材がクロム鉱石の還元反応に寄与していることがわかる。同様の現象は鉄鉱石の溶融還元実験²⁰⁾でも観察されている。

6.2 K-BOP におけるクロム鉱石の溶融還元¹⁹⁾

以上の 5 t 炉の実験結果に基づいて千葉製鉄所第 1 製鋼課でクロム鉱石の溶融還元によるステンレス鋼の溶製プロセスを開発した。Fig. 14 に操業のフローを示す。後工程の連铸の操業条件から吹錬時間に制約があり、この時間制約下で最大量の鉱石を還元するために予備還元ペレットを用いている。溶融還元を使用する溶銑には予備処理銑を使用し、小块コークスおよび予備還元ペレットは炉上よ

り投入している。出湯後、スラグを分離し、もう 1 基の K-BOP で脱炭処理を行う。本プロセスは電力エネルギーの使用量の多いフェロクロム合金に代えて加工度の低いクロム原料を大量に使用でき、経済的に優れたプロセスである。

6.3 ステンレス鋼の脱炭プロセス²¹⁾

当社では Fig. 14 に示すように、クロム鉱石の溶融還元を行った後、もう 1 基の K-BOP で脱炭を行う。K-BOP を用いたステンレス鋼の脱炭プロセスの特色は次のとおりである。

- (1) 大型転炉を用い、しかもプロパンガスで保護された羽口を用いるので不活性ガスを用いない酸素ガスによる精錬も可能で、同一炉で普通鋼の溶製も経済的に行える。
- (2) 高速吹錬が可能であり、高炭素のステンレス鋼母溶湯を用いても経済的に低炭素濃度域まで脱炭できる。

7 結 言

当社における上底吹き転炉における最近の進歩について述べた。

- (1) 各種転炉の底吹きガスによる溶鋼攪拌力の向上を進めるとともに、底吹きガスの種類が転炉の冶金反応特性に与える影響を調査した。その結果、底吹きガスの効果として考えられていた鋼浴攪拌力増加と P_{CO} 低下のうち、前者の鋼浴攪拌力増加の効果が大きいことを明らかにした。その結果に従い、 P_{CO} 希釈効果のない CO や CO_2 を LD-KGC や K-BOP の底吹きガスとして適用し、工業的な使用技術を確認した。
- (2) 反応モデルを構築し、 P_{CO} 希釈効果のないガスで攪拌しても溶鋼中の [%C] と [%O] が $P_{CO}=1$ atm 相当の平衡値以下まで脱炭、脱酸が進行する理由が、炉内の一部に酸素ジェットの衝突する過酸化の領域が存在することおよびメタルからスラグへの脱酸効果で説明できることを示した。
- (3) K-BOP を用いたクロム鉱石の溶融還元に関する基礎的な還元条件を検討し、この結果に基づき、千葉製鉄所第 1 製鋼課でクロム鉱石の溶融還元によるステンレス鋼の溶製プロセスを開発した。

参 考 文 献

- 1) 近藤 寛, 田岡啓造, 馬田 一, 山田純夫, 大谷尚史, 岸本康夫: 鉄と鋼, **71** (1985) 4, S173
- 2) 橘 林三, 高柴信元, 桑山道弘, 山根 明, 前田瑞夫, 小山内 寿: 川崎製鉄技報, **17** (1985) 4, 357
- 3) 加藤嘉英, 藤井徹也, 岸本康夫, 仲村秀夫, 垣生泰弘, 森 淳, 岡田導昌: 鉄と鋼, **70** (1984) 12, S896
- 4) A. J. Berthet, G. Denier, and H. Gaye: Third International Iron and Steel Congress, Chicago (U.S.A.), April (1978), 201
- 5) 岩本順二郎: 圧縮性流体力学, (1980), [共立出版]
- 6) 半明正之: 第 100・101 回西山記念技術講座 (日本鉄鋼協会編), 200
- 7) 奥田治志, 南部正夫, 武 英雄, 数土文夫: 材料とプロセス, **1** (1988) 4, 1098
- 8) 岸本康夫, 竹内秀次, 加藤嘉英, 藤井徹也, 小山内 寿, 橘 林三: 鉄と鋼, **75** (1989) 7, 1146
- 9) 小泉 進, 藤田恒夫, 桜谷敏和: 川崎製鉄技報, **18** (1986) 3, 284
- 10) 加藤嘉英, 藤井徹也, 垣生泰弘, 奥田治志, 武 英雄, 山田隆康: 融体精錬の物理化学とプロセス工学 (日本鉄鋼協会基礎共同研究会融体精錬反応部会編), (1985), 256
- 11) 小山内 寿, 三崎規生, 武 英雄, 山根 明, 今井卓雄: 鉄と鋼, **73** (1987), 12, S1017
- 12) 岸本康夫, 加藤嘉英, 桜谷敏和, 藤井徹也: 鉄と鋼, **75** (1989) 8, 1300
- 13) 謝 裕生, 渡辺吉夫, 浅井滋生, 範 政: 鉄と鋼, **69** (1983) 6, 596
- 14) 製鋼反応の推奨平衡値 (日本学術振興会製鋼第 19 委員会編), (1984), 99
- 15) 佐野正道, 森 一美: 鉄と鋼, **68** (1982) 16, 2451
- 16) 岸本康夫, 高橋幸雄, 竹内秀次, 藤井徹也, 野崎 努: 鉄と鋼, **73** (1987) 2, A35
- 17) 岡村祥三, 末安正信, 古城 栄, 岡根幸司, 中島英雄, 姉崎正治: 鉄と鋼, **68** (1982) 11, S843
- 18) 川上正博, 吉賀博文, 野間正泰, 伊藤公允: 鉄と鋼, **69** (1983) 4, S15
- 19) 馬田 一, 田岡啓造, 石塚晴彦, 多田 睦, 越川隆雄, 江本寛治: 材料とプロセス, **1** (1988) 1, 136
- 20) 岸本康夫, 山口公治, 竹内秀次, 加藤嘉英, 桜谷敏和, 藤井徹也: 鉄と鋼, **73** (1987) 12, S877
- 21) 田岡啓造, 野村 寛, 駒村宏一, 江本寛治, 数土文夫, 藤井徹也: 川崎製鉄技報, **17** (1985) 3, 202