

© 1989 ISIJ

論 文

転炉の冶金反応特性に及ぼす底吹きガスの CO 分圧と攪拌力の影響

岸本康夫*・加藤嘉英*・桜谷敏和*・藤井徹也*²

Effect of Stirring Force by Bottom Blown Gas and Partial Pressure of CO in It on Characteristics of Metallurgical Reaction in a Converter

Yasuo KISHIMOTO, Yoshiei KATO, Toshikazu SAKURAYA and Tetsuya FUJII

Synopsis :

Experiments were carried out in 5 t converter using five kinds of gases as a bottom blown gas in order to quantitatively evaluate the contributions of stirring force and dilution of P_{CO} by bottom blown gas to characteristics of metallurgical reactions in a converter. On the basis of the experimental results, a new reaction model was proposed, which enables us to reasonably explain the metallurgical reactions in a converter with bottom blown gases.

The results obtained are summarized as follows ;

- 1) Independently of sort of bottom blown gas, oxygen concentration dissolved in steel decreases as increasing the gas flow rate of bottom blown gas.
- 2) Taking into consideration oxygen transfer from metal to slag, the model can reasonably explain the phenomena that concentrations of carbon and oxygen reduce to those in equilibrium with less than 1.0 atm of CO.
- 3) The amount of oxygen transfer from metal to slag increases with increasing the stirring force by bottom blown gas and decreasing carbon concentration in molten steel.
- 4) The effect of dilution of P_{CO} on behavior of oxygen concentration in steel and (%T. Fe) in slag is considered to be small. Hence, the decreases of oxygen and (%T. Fe) in IOD(Inert and Oxygen Gases Decarburization) mode result from the increase of stirring intensity by inert gas blown from bottom.

Key words : steelmaking ; combined blowing converter ; bottom blowing gas ; stirring force.

1. 緒 言

1977年に日本に純酸素底吹き転炉(Q-BOP)が導入され¹⁾, 底吹き転炉の冶金反応特性は上吹き転炉のそれに比べて優れることが明らかとなった。そこで, 上吹き転炉に底吹き攪拌ガスを付加した上底吹き転炉の開発が行われた²⁾。これらの上底吹き転炉では, 鋼中酸素, [% O], やスラグ中の酸化鉄, (% T. Fe), が上吹き転炉に比べて低下し, 底吹き転炉の冶金反応特性に近づくことが報告されている³⁾。

従来, 不活性ガスを底吹きする上底吹き転炉では鋼浴攪拌力増加と CO ガス分圧 (P_{CO}) 低下, すなわち, 平衡に近づける効果と平衡値を変更する二つの効果により [% O] や (% T. Fe) が低下すると考えられていた⁴⁾。その後, 上底吹き転炉の底吹き攪拌ガスとして, Ar, N₂,

CO₂, CO, O₂-C₃H₈ などの種々のガス種が使用されているが^{5)~7)}, P_{CO} 低下効果が大きく異なるにもかかわらずこれらの冶金特性の差は小さい。また, 川崎製鉄(株)の底吹き転炉と上底吹き転炉では, 底吹き攪拌ガス流量の増加に従って, 低炭素濃度域の [% O] は低下し, 炭素濃度, [% C], と [% O] に平衡する P_{CO} は 1 atm 以下になる。しかし, この傾向はガスの種類によらず, 溶鋼中の [% O] は底吹きガス流量によってほぼ一義的に決まる。これらの現象は, Q-BOP で [% C] と [% O] が 1 atm 相当値以下の P_{CO} まで低下する機構として報告されていた H₂ による P_{CO} の希釈説¹⁾ では, 説明できない。

こうした低炭素濃度域の [% O] の値が, スラグと溶鋼間の酸素分配と関係があることを指摘した報告もある⁵⁾⁶⁾⁸⁾。しかしながらこれらの研究は溶鋼の [% O] と

昭和 63 年 4 月本会講演大会にて発表 昭和 63 年 11 月 24 日受付 (Received Nov. 24, 1988)

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

*² 川崎製鉄(株)鉄鋼研究所 工博 (Iron & Steel Research Laboratories, Kawasaki Steel Corp.)

スラグの酸素ポテンシャルとに相関がみられることから低炭素濃度域での [% O] がスラグの酸素ポテンシャルの影響を受けている可能性を定性的に指摘しているだけであり、底吹き転炉および上底吹き転炉の低炭素濃度域の脱炭、脱酸反応が炉内の P_{CO} と平衡する値以下まで進行する理由を説明できるものではない。また、底吹きガスの攪拌効果と希釈効果が [% O] に及ぼす影響について両効果を分離して論ずる試みはなく、これらの効果の評価は十分に行われていない。

そこで、本研究では、底吹きガスの有する攪拌効果と P_{CO} 希釈効果の両効果が底吹き転炉や上底吹き転炉の冶金特性に与える影響の度合いを明らかにすることを目的として、底吹きガス流量を広範囲に変更して攪拌力を大幅に変化させた実験、および、攪拌力が同一で P_{CO} の異なる数種類の底吹きガスを用いた実験を行った。さらにこれらの実験結果にもとづき、底吹きガスと [% O] および (% T. Fe) の挙動の関係を定量的に説明可能な反応モデルを展開し、底吹き転炉および上底吹き転炉で脱炭、脱酸反応が炉内の P_{CO} と平衡する値以下まで生じる現象、および、この現象と攪拌力および P_{CO} の関係を考察した。

2. 実験方法

5 t 転炉の実験では、精錬用酸素の一部を底吹き可能な強攪拌型の上底吹き転炉 (K-BOP) および不活性ガスを底吹きする弱攪拌型の上底吹き転炉 (LD-KGC) を用いて行った。Fig. 1 に実験で用いた各種転炉の概略を示す。

K-BOP では吹錬末期に攪拌力の強化を図るために⁹⁾、酸素と CO_2 あるいは Ar の混合ガスを内管から吹き込んだ (Inert and Oxygen Gases Decarburization ; 以下では IOD 法と称する)。IOD 法の吹錬ガスパターンを Fig. 2 に、おもな実験条件を Table 1 に示す。

吹錬中あるいは吹止め時にメタルとスラグのサンプリングを行うと共に、吹止めでは $ZrO_2-7\% MgO$ の固体

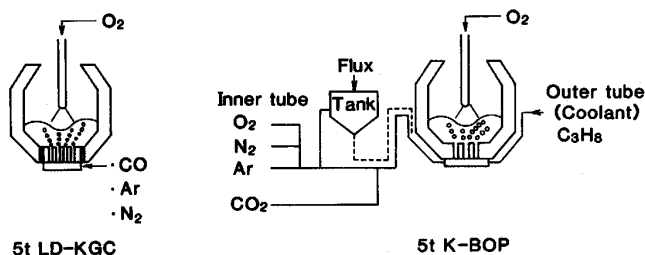


Fig. 1. Schematic diagram of the converter used for experiments.

電解質を用いた酸素濃淡電池で溶存酸素濃度を測定した。さらに一部の試験では、固体電解質に白金線を巻きつけた酸素濃淡電池を用いてスラグの酸素ポテンシャルの測定も試みた。

3. 実験結果

3.1 5 t LD-KGC および 180 t LD-KGC における CO 底吹き実験結果⁷⁾

5 t LD-KGC において CO , N_2 を吹き込んだ場合の [% C] と [% O] の関係を Fig. 3 に示す。ガス種類によらず、吹止め時点での [% C] と [% O] に平衡する P_{CO} はほぼ 1 気圧である。

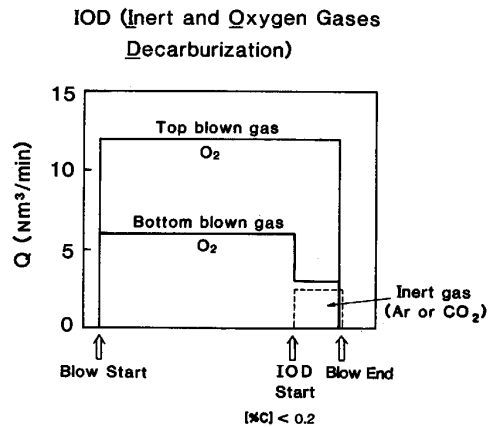


Fig. 2. Gas flow pattern in 5 t K-BOP.

Table 1. Experimental conditions.

Converter type	LD-KGC	K-BOP
Oxygen flow rate of top blowing (Nm ³ /min)	15	12
Gas flow rate of bottom blowing (Nm ³ /min)	2	6
Species of bottom blown gas	CO, N_2	$O_2 + Ar$ $O_2 + CO_2$
Protective gas for tuyere	—	Propane
The ratio of inert gas to oxygen in bottom blown gas	—	1/1

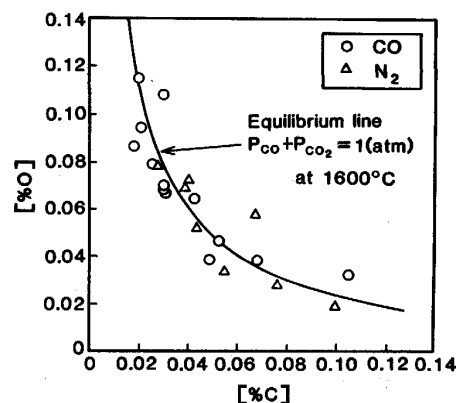


Fig. 3. Relationship between [%C] and [%O] in 5 t LD-KGC.

水島 180 t LD-KGC において CO ガスを底吹きガスとして用いた際も溶鋼と平衡する P_{CO} はほぼ 1 気圧であり、5 t 炉の実験結果と一致する。

3.2 5 t K-BOP における IOD 実験結果

CO₂ を IOD 法の希釈ガスとして用いた場合でも、従来の不活性ガス (N₂, Ar) を用いた場合と同様に⁹⁾、脱炭素効率の向上や鋼中酸素の低下等の効果が得られる。

CO₂ と Ar をそれぞれ希釈ガスとして用いた IOD 法を行った場合の [% C] と [% O] の関係を Fig. 4 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と平衡する P_{CO} に差異は認められない。

Table 2 には、通常吹錬、CO₂ および Ar による IOD 法のそれぞれについて、[% C]=0.04 の場合を例として O₂ の CO, FeO への転化などを考慮した実質の底吹きガス流量、および CO ガス発生速度から求まる炉内の P_{CO} を算出して示した[†]。また、この P_{CO} と平衡する [% O] の計算値、および、その時の実測値を示した。CO₂ による IOD 法では P_{CO} の計算値は最も

[†] CO₂ はただちに CO と O₂ に分解するものとし、CO は反応せず、O₂ は供給 O₂ と同一として取り扱った。

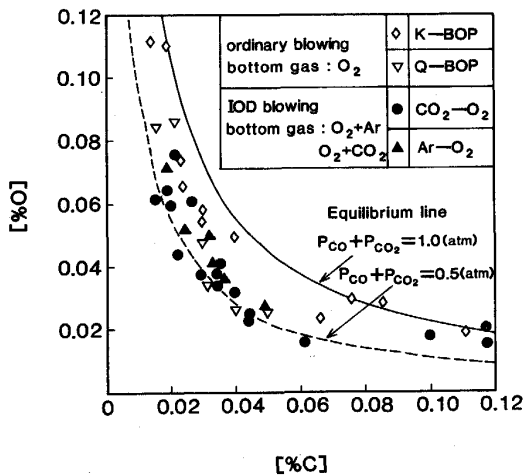


Fig. 4. Relationship between [%C] and [%O] in 5 t K-BOP and Q-BOP.

高くなるが、[% O] は P_{CO} の最も低い Ar による IOD 法の場合と差がなく、 P_{CO} 低下効果では IOD による溶鋼中の [% O] の低下は説明できないことがわかる。

また、5 t Q-BOP における [% C] と [% O] の関係も Fig. 4 中に示した。なお、送酸速度は 15 Nm³/min である。K-BOP の IOD 法と同じく溶鋼と平衡する P_{CO} はほぼ 0.5~0.8 atm である。この現象は羽口の保護ガスとしてプロパン (C₃H₈) の代わりに CO を用いてもほぼ同様である¹⁰⁾。

4. 反応モデルと考察

4.1 上底吹き転炉の脱炭、脱酸反応モデル

今回の実験結果に基づき、スラグ・メタル反応が底吹きガスの攪拌力に影響を受けて溶鋼の C-O 反応を変化させると考えて反応モデルを構築する。さらに反応モデルにより、低炭素濃度域で P_{CO} と平衡する相当値以下まで脱炭、脱酸が進行する理由を明らかにする。

転炉内に吹き込まれる酸素は大部分が脱炭に消費され、残りが溶鋼とスラグに蓄積される。ここで謝ら¹¹⁾ 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以下の仮定を立てる。

1) Fig. 5 に示すように、転炉内の溶鋼は反応帯 (酸素ジェットによる火点部) と内部の鋼浴本体の部分からなる。

2) 反応帯に流入した濃度 $C_{b,j}$ の溶鋼は、酸素ジェットからの酸素とただちに反応して平衡状態に達し、 C_j^* として反応帯から排出される。

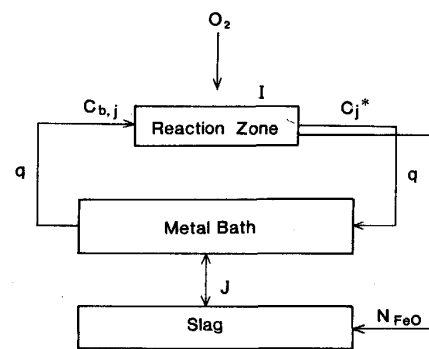


Fig. 5. Illustration of reaction model.

Table 2. Comparison of bottom blown gas flow rate, P_{CO} and [%O] in three blowing modes.

	IOD blowing with CO ₂	IOD blowing with Ar	Ordinary blowing
Flow rate of bottom blown gas*	6.15 Nm ³ /min	5.1 Nm ³ /min	1.8 Nm ³ /min
$P_{CO} calc.$	0.86 atm	0.35 atm	0.65 atm
[%O] obs. at [%C]=0.04	300 PPM	300 PPM	500 PPM
[%O] equilibrium with [%C]=0.04	503 PPM	209 PPM	383 PPM

* Conversion of O₂ to CO is considered by taking into account of decarburization efficiency. CO₂ is assumed to instantly decompose to CO and O₂.

3) 排出された溶鋼は浴本体中の各成分と完全に混合された後、再び反応帯に循環する。

4) 反応帯の体積は鋼浴の体積に比べて十分小さく、反応帯での各成分の蓄積は無視できる。

5) 鋼浴本体の混合状態は完全混合である。

6) 反応帯では大量の酸素が供給されているため、 a_{FeO} は常に 1 である。

7) 供給酸素のうち脱炭と溶鋼の酸素濃度の上昇に使用される酸素以外の酸素は酸化鉄 (FeO) を生成し、スラグに蓄積される。この時、鋼浴本体とスラグの間には、それぞれの P_{O_2} の差によって酸素の移行が生じる。

1)~5) までの仮定は謝ら¹¹⁾ の用いた仮定と同一である。彼らはこの仮定を用いて転炉精錬の吹錬初期と中期における溶鋼各成分の推移を計算し、実測値と良い一致が得られることを報告している。この際に、謝らは反応帯における SiO₂ と FeO の活量を状態図より求めているがこの計算式を今回の計算で対象としている低炭素濃度域に適用すると $a_{FeO} = 1$ となる。すなわち 6) の仮定は謝らの用いた仮定を低炭素濃度域まで拡張したものといえる。7) の仮定は実験結果に基づき今回新しく導入した。以上の仮定を用いれば、以下の(1)~(3)式が成り立つ。

$$W \{ dC_{O,b} / dt \} = q \{ C_O^* - C_{O,b} \} + J \{ C_O^{**} - C_{O,b} \} \dots\dots\dots (1)$$

$$W \{ dC_{C,b} / dt \} = q \{ C_C^* - C_{C,b} \} \dots\dots\dots (2)$$

$$(W_s / 100) \{ dC_{FeO,b} / dt \} = N_{FeO} - (C_{FeO,b} / 100) \cdot dW_s / dt + (71.9 / 16) \times (1 / 100) J \{ C_{O,b} - C_O^{**} \} \dots\dots\dots (3)$$

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^{**} はスラグの a_{FeO} に平衡する酸素濃度 (%) であり、文献 12) から次式で求めた。

$$C_O^{**} = a_{FeO} \cdot 10^{(-6.150 / T + 2.604)} \dots\dots\dots (4)$$

さらに反応帯では a_{FeO} は 1 であることから、 $a_{FeO} = 1$ と平衡する酸素濃度は(5)式で、また、この酸素濃度と平衡する炭素濃度は(6)式で求まる¹²⁾。

$$C_{O,e} = 10^{(-6.150 / T + 2.604)} \dots\dots\dots (5)$$

$$C_{C,e} = (P_{CO} / C_{O,e}) 10^{(-1.160 / T - 2.003)} \dots\dots\dots (6)$$

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れば以下の式で表される。

$$q(C_{C,b} - C_C^*) = I(C_C^* - C_{C,e}) \dots\dots\dots (7)$$

$$q(C_{O,b} - C_O^*) = I(C_O^* - C_{O,e}) \dots\dots\dots (8)$$

$$N_{FeO} = (71.9 / 11.2) Q + (71.9 / 16) \times (1 / 100) I \times \{ C_O^* - C_{O,e} \} - (71.9 / 12) \times (1 / 100) I \times \{ C_C^* - C_{C,e} \} \dots (9)$$

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。(9)式は、7) の仮定に基づく反応帯での酸素に関する物質収支式である。

計算においては、常に酸素は脱炭に最優先に使用されるとし、(9)式において $N_{FeO} < 0$ となる場合は、脱炭反応を優先し、それ以外の酸素が溶鋼中の [% O] の上昇に使用されると仮定する。また、溶鋼の温度は時間の関数として与える。(3)式のスラグ質量の変化速度 dW_s / dt については FeO の生成による増加のみを考慮した。スラグ中 FeO の活量 a_{FeO} はスラグの組成と温度によって決定されるが、沈と萬谷ら¹³⁾ の実験式を参考にし、スラグの FeO, CaO, SiO₂ の濃度と温度の関数とする。

以上の仮定の下に、数値計算を次の手順で行った。すなわち時刻 t における $C_j(t)$ が既知とすると、(5)、(6)式で求まる反応帯の平衡濃度 $C_{O,e}$, $C_{C,e}$ を(7)~(9)式に代入して、 C_C^* , C_O^* , N_{FeO} を決定する。さらに得られた C_C^* , C_O^* , N_{FeO} を(1)~(3)式に代入して Δt 時刻が経過した後の $C_j(t + \Delta t)$ を求める。この手順を繰り返して溶鋼中の $C_{C,b}$ 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。実際の計算は、5 t 転炉の実測値を参考にして Table 3 に示す条件で行った。

本反応モデルでは、溶鋼の循環流量 q 、反応帯での混合の程度を表す因子 I 、スラグ・メタル間の物質移動を表す因子 J の三つがパラメーターとなる。しかし、 q と I の値はその物理的な意味から以下のように決定した。佐野ら¹⁴⁾ の研究によれば、溶鋼の循環流量 q と鋼浴の均一混合時間 τ との間には、以下の関係がある。

$$q = 60 / \tau \times 3 \times W \dots\dots\dots (10)$$

5 t 転炉の実験と計算¹⁵⁾ から鋼浴の均一混合時間 τ は、それぞれ LD-KGC で 38 s, K-BOP で 20 s, Q-BOP で 15 s となる。それらの値を(10)式に代入す

Table 3. Conditions used in calculation.

Initial value	[%C]=0.5, [%O]=0.005, (%FeO)=0, T=1 550°C, W _s =70 kg/t
Rate of Temperature increase	30°C/min
Flow rate of oxygen gas	3.0 Nm ³ /min·t
Flow rate of bottom blown gas	LD-KGC 0.2 Nm ³ /min·t K-BOP 1.2 Nm ³ /min·t Q-BOP 3.0 Nm ³ /min·t
P _{CO}	1 atm
Slag basicity	2.5

ると、 q は LD-KGC では 2.4×10^4 kg/min, K-BOP で 4.5×10^4 kg/min, Q-BOP で 6.0×10^4 kg/min となる。次にそれぞれの転炉における q を上記の値とし、 J の値が脱炭酸素効率に及ぼす影響は小さいので一定として後述の値を用い、 I をパラメーターとして(1)式~(9)式を計算し、(2)式から溶鋼の単位時間当たりの脱炭量を求めた。そして、単位時間当たりの送酸素量から脱炭酸素効率を計算した。この脱炭酸素効率と [%C] の関係が各転炉における実測値と対応するように I を決定した。その結果、 I は LD-KGC で 8.0×10^3 kg/min, K-BOP で 1.0×10^4 kg/min, Q-BOP で 1.2×10^4 kg/min とした。

4.2 反応モデルによる計算結果

LD-KGC において J をパラメーターとして吹錬中の [%C] と [%O] の推移を計算した。結果を Fig. 6 に示す。今回の計算では炉内の P_{CO} を 1 atm としたが、 J が大きくなると低炭素濃度域で [%O] が低下し、[%C] と [%O] は $P_{CO} = 1$ atm 相当値以下まで低下する。 J は本来攪拌の強さに依存すると考えられる。そこで今回の計算では J は I に比例し、底吹き流量が増

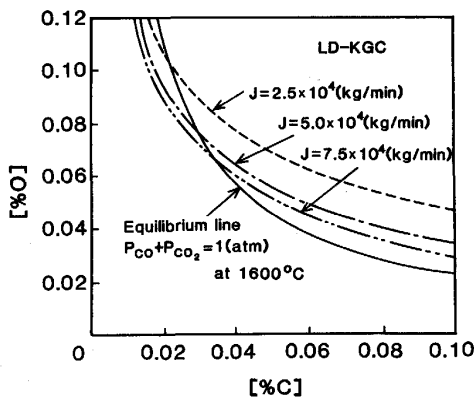


Fig. 6. Behavior of [%O]_{calc.} during blowing in LD-KGC.

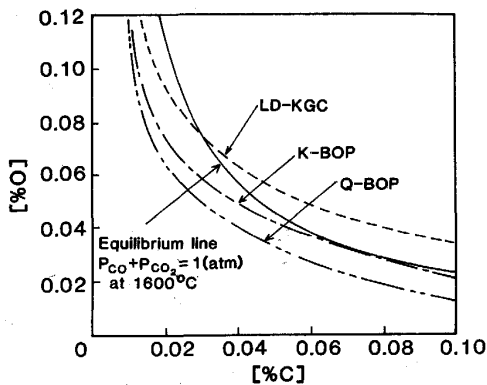


Fig. 7. Behavior of [%O]_{calc.} during blowing in LD-KGC, K-BOP and Q-BOP.

加するにつれて増大するとした。すなわち、5t 転炉の実測値との対応から LD-KGC では J を 5.0×10^4 kg/min とし、K-BOP 及び Q-BOP では I の比率に対応して 6.25×10^4 kg/min 及び 7.5×10^4 kg/min とした。このようにして求めた J 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. 7 に示した。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、各種転炉で得られた実験結果とよく一致する。 $P_{CO} = 1$ atm として計算を行ったが、攪拌力が大きくなるほど [%O] が低下し、[%C] と [%O] は $P_{CO} = 1$ 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するために FeO 生成が抑制され、その結果攪拌が強いほど低炭素濃度域までスラグの酸化鉄濃度が低くなる。Fig. 8 に低炭素濃度域でのメタルとスラグの酸素ポテンシャルの推移について、LD-KGC および Q-BOP におけるメタルの酸素濃度と、スラグと平衡するメタルの酸素濃度の推移を示す。メタルよりもスラグの酸素ポテンシャルは低くなり、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、またメタルのポテン

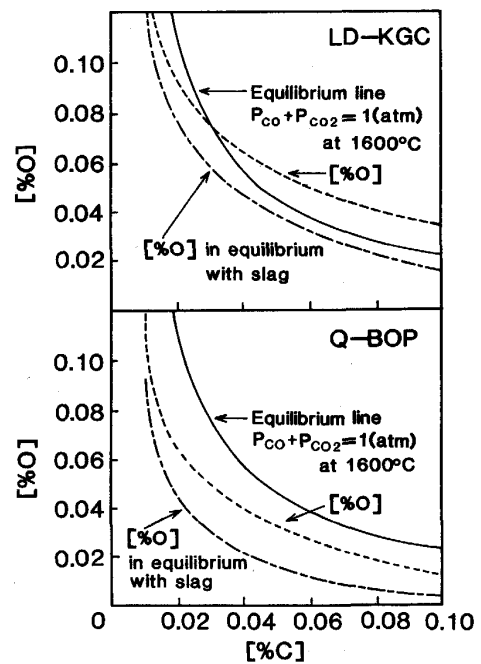


Fig. 8. Behavior of [%O] in metal and [%O] in equilibrium with slag during blowing in LD-KGC and Q-BOP.

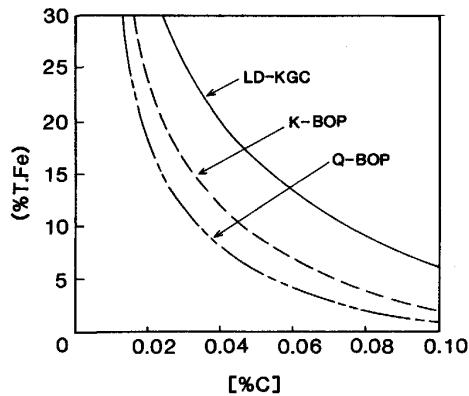


Fig. 9. Behavior of (%T. Fe)_{calc.} during blowing in LD-KGC, K-BOP and Q-BOP.

シャルが急激に上昇する低炭素濃度域になるほど脱炭効果が大きいのはそのためである。

炉内の P_{CO} よりも低い値まで脱炭，脱炭反応が生じる理由は，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，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炭反応が生じるためである。

次に，LD-KGC, K-BOP, Q-BOP の各転炉において，スラグ中の (% T. Fe) の吹錬中の推移を計算した。結果を Fig. 9 に示す。スラグ中の (% T. Fe) についても計算値は 5 t 転炉の結果や従来の実測値⁹⁾¹⁶⁾ とその傾向が対応しており，本反応モデルは各種の転炉間の [% O] や (% T. Fe) の吹錬時の推移の差が説明可能である。

さらに IOD 法を用いた吹錬について P_{CO} の影響を計算した。純 O_2 底吹き法では，[% C] < 0.2 の低炭素濃度域で脱炭酸素効率の低下につれて CO ガス発生速度が小となり，攪拌力が低下する。しかし，IOD 法では Ar や CO_2 を用いるので，低炭素濃度域での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⁹⁾ と報告されている。計算では Q-BOP と同じく q を 6.0×10^4 kg/min, I を 1.2×10^4 kg/min, J を 7.5×10^4 kg/min とした。Ar-IOD, および， CO_2 -IOD ($P_{CO} = 1$ atm) における吹錬中の [% C] と [% O] の推移の計算結果を Fig. 10 に示す。図中には Ar-IOD, および， CO_2 -IOD のそれぞれの計算に用いた P_{CO} も示した。[% C] < 0.02 の極低炭素領域以外では CO_2 -IOD ($P_{CO} = 1$ atm) と Ar-IOD ($P_{CO} < 1$ atm) 間で [% O] の推移にほとんど差異がない。この結果は今回の 5 t 転炉での実験結果と一致している。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

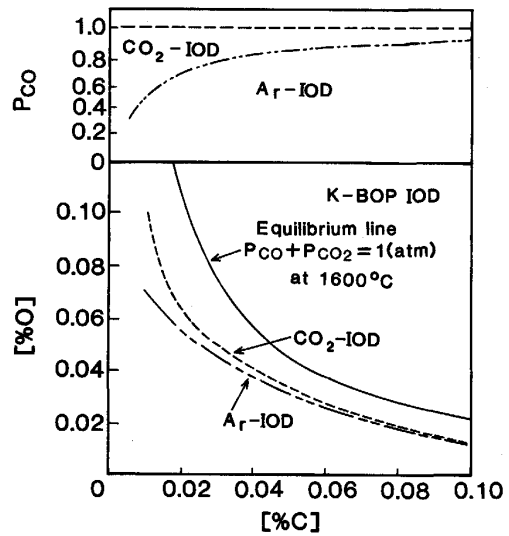


Fig. 10. Effect of P_{CO} on behavior of [%O]_{calc.} during blowing.

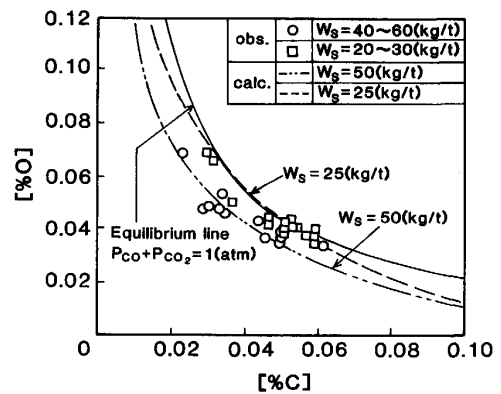


Fig. 11. Behavior of [%O]_{calc.} during blowing in 230 t Q-BOP.

維持できるためと考えられる。また [% C] < 0.02 の極低炭素領域のみ，CO 分圧の効果が現れるという計算結果は，NAKANISHI¹⁷⁾ の 5 t 転炉における実験結果とも一致している。

4.3 操業条件の影響

送酸速度やスラグボリュームは吹止め時の [% O] やスラグ中の (% T. Fe) に，影響を与えることが報告されている⁶⁾。そこで本反応モデルにおいてスラグボリュームを変更させて計算を行い 230 t Q-BOP の操業結果と比較を行った。結果を Fig. 11 に示す。なお，本計算での q , I , J の数値は前述の計算と同様に (2) 式，(7) 式，(10) 式および実測値の対応から決定した。また 230 t Q-BOP の操業条件および計算に用いた条件を Table 4 に示す。

スラグボリュームの少ない条件では [% O] が高くなり，予備処理溶銑を用いるレススラグ吹錬時の実測値

Table 4. Operational conditions of 230 t Q-BOP and conditions used in calculation.

Heat size	230 t	
Oxygen gas flow rate	2.5 Nm ³ /min·t [%C]≥0.15 2.4 Nm ³ /min·t [%C]<0.15	
Slag valume	Case ①	50 kg/t
	Case ②	25 kg/t
q	2.8×10 ⁶ kg/min	
I	4.5×10 ³ kg/min	
J	3.0×10 ⁹ kg/min	
P _{CO}	1 atm	

とよい対応が得られた。図示していないが、スラグ中 (% T. Fe) の挙動も [% O] の挙動と同じ傾向を示している。こうしたスラグボリュームの影響は、定性的には大河平ら⁶⁾の実験結果と一致する。以上の計算結果に関する定量的な評価は、さらに今後の検討を必要とするが、溶鋼中の [% O] やスラグ中の (% T. Fe) の挙動を議論する際は、こうした操業条件も考慮に入れる必要があることがわかる。

4.4 スラグによる脱酸実験とスラグ・メタルの酸素ポテンシャル測定

今回の反応モデルの仮定の妥当性を確認するために小型溶解炉による実験を行った。

高周波溶解炉において MgO るつぽを用いて低炭素鋼を約 15 kg 溶解した後、Table 5 に示す組成のフラックス (CaO-Al₂O₃ システム) を 1 kg 添加し 1600°C に保持して、その後の溶鋼とスラグの酸素ポテンシャルの推移を測定した。なお、るつぽの上部は酸化防止を目的に Ar ガスでシールした。

Fig. 11 にフラックス添加後の溶鋼の [% C] と [% O] の変化を示す。酸素ポテンシャルの低いフラックスを添加すると溶鋼の脱酸が進行することがわかる。また、その際の溶鋼およびスラグの酸素ポテンシャルの変化を酸素濃差電池を用いて測定すると、溶鋼側のポテンシャルが低下するにつれてスラグの酸素ポテンシャルは上昇し、両者の値は近づく傾向が認められる。以上の結果から、酸素ポテンシャルの低いスラグを溶鋼に添加すれば、溶鋼からスラグへ酸素が移行し、溶鋼側の酸素濃度が低下することが明らかとなった。

さらに低炭素濃度域での転炉スラグで同様の現象が生じるかどうかを調べるため、230 t Q-BOP の吹錬後のスラグ ([% C]=0.03 相当) を粉砕し溶鋼に添加する実験を行った。スラグの組成を Table 5 に示す。添加後の [% C] と [% O] の挙動を同じく Fig. 12 に示した。フラックス添加の場合と同じく、脱酸が進行することがわかる。

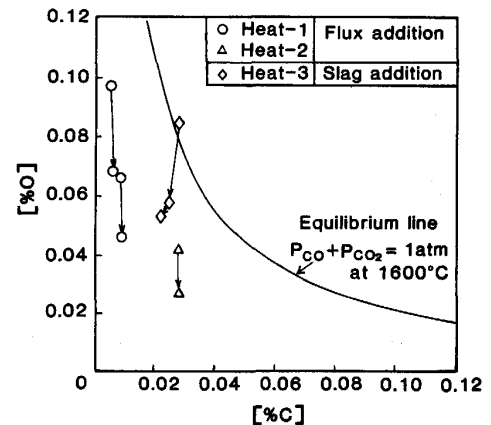


Fig. 12. Changes of [%C] and [%O] in 15 kg induction melting furnace.

Table 5. Flux and slag composition (%).

	CaO	Al ₂ O ₃	SiO ₂	CaF ₂	MgO	FeO	Fe ₂ O ₃	MnO
Flux	50	22	14	9	5	—	—	—
Slag	57	0.62	8.8	2.1	3.1	7.6	9.6	8.8

転炉スラグを用いた実験ではスラグの溶融部が薄く、スラグの酸素ポテンシャルの測定は行えなかった。そこで、萬谷ら¹²⁾の式を用いてスラグ組成からスラグ中の酸素ポテンシャルを計算した。スラグ組成から計算されるスラグの酸素ポテンシャルは溶鋼の酸素ポテンシャルより低い、脱酸の進行と共に両者の値は近づく傾向が認められた。Fig. 12 の結果から転炉スラグを溶鋼に添加した実験でもメタルからスラグへの脱酸が生じていることが推定される。ただし、これらの実験ではスラグの炉壁への付着や若干の空気混入があることから酸素の物質収支をとることはできなかった。

以上の実験の結果から、低炭素濃度域吹止め時の ([% C]=0.03) の転炉スラグでも [% C]=0.03 の鋼浴に添加すると脱酸反応が進むことおよび酸素ポテンシャルの低いスラグを溶鋼に添加すると脱酸反応が生じることが明らかとなった。この結果から、今回の反応モデルにおいて用いた 7) の仮定は妥当なものと考えられる。

さらに 5 t 上底吹き転炉 (LD-KGC) において、吹止め時に溶鋼とスラグの酸素ポテンシャルを測定した。その結果を Fig. 13 に示す。永田ら¹⁸⁾が上吹き転炉 (LD 転炉) と底吹き転炉 (Q-BOP) において測定した溶鋼とスラグの酸素ポテンシャルも示す。永田らの結果によれば、LD 転炉ではスラグの P_{O₂} は常にメタルよりも高い。一方 Q-BOP の吹錬末期ではスラグの P_{O₂} は LD 転炉の場合よりも低く、ほぼメタルの P_{O₂} と等しい。

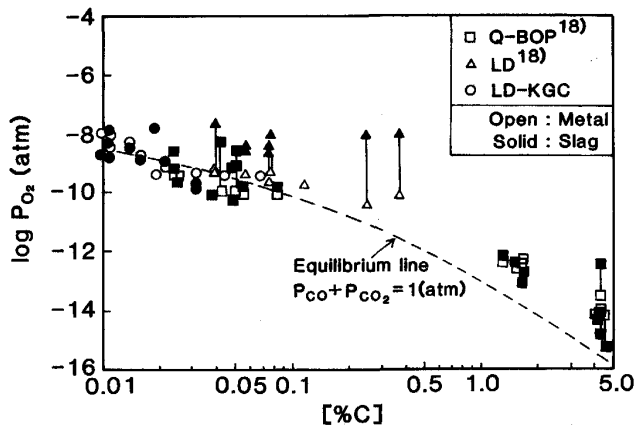


Fig. 13. Relation between [%C] in metal and oxygen potential in metal and slag in LD, LD-KGC and Q-BOP.

ただし Q-BOP の測定値においても $10^{-8} \sim 10^{-10}$ の範囲で変動している。

今回測定した LD-KGC におけるスラグの酸素ポテンシャルは溶鋼の酸素ポテンシャルとほぼ等しく、[%C] が低くなるに従い 10^{-10} から 10^{-8} まで徐々に上昇していることが確認された。この結果は今回の炉内反応モデルによる解析結果と良く対応していると考えられる。ただし、メタルの酸素ポテンシャルが急激に上昇する低炭素濃度域でスラグの酸素ポテンシャルがメタルに比較して低くなっているかどうかについては、酸素プローブの測定値の精度を考えるとこの実験からは不明である。

また、同一のスラグを測定しても、溶鋼の酸素ポテンシャルに比べてスラグの酸素ポテンシャルが極めて高い値が測定される場合があった。スラグ中の酸素のポテンシャルが均一ではなく、局部的に酸素ポテンシャルの極めて高い部分が存在していることを示しており、スラグの酸素ポテンシャルをどのように評価するかは今後検討すべき課題である。

5. 結 言

底吹き転炉および上底吹き転炉の冶金特性に底吹きガスの攪拌力と P_{CO} が与える効果を明らかにするため、 P_{CO} の異なる数種類の底吹きガスを用いて 5 t 転炉で実験を行った。その結果にもとづき、底吹き転炉および上底吹き転炉の [%O] や (% T. Fe) の挙動と底吹きガスとの関係を定量的に説明可能な反応モデルを構築し、底吹き転炉および上底吹き転炉の冶金反応特性に及ぼす底吹きガスの攪拌力と P_{CO} の影響を考察した。その結果以下の知見を得た。

1) 溶鋼中の [%O] は底吹きガス流量の増加により、底吹きガスの種類によらず、低下する。またスラグ中

(% T. Fe) も同様に低下する。

2) P_{CO} の希釈効果を有しないガスで攪拌しても、上底吹き転炉の溶鋼中の [%C] と [%O] が $P_{CO} = 1 \text{ atm}$ 相当の平衡値以下まで低下するのは、メタルからスラグへの脱酸効果で説明できる。

3) 上記のスラグ脱酸効果は、低炭素濃度域になるほど、また底吹き攪拌力が増加するほど、大きくなる。

4) P_{CO} が [%O] や (% T. Fe) に与える影響は小さく、IOD 法によりこれらの値が低下するのは主に不活性ガスによる攪拌効果によるものと思われる。

5) 小型溶解炉の実験で吹錬後の転炉スラグを低炭素鋼に添加すると脱酸反応が生じる。この結果から低炭素濃度領域でスラグにより溶鋼が脱酸されている可能性が高い。

6) 上底吹き転炉の吹錬末期に、酸素プローブにより測定したスラグの酸素ポテンシャルは溶鋼の酸素ポテンシャルとほぼ等しく、スラグ・メタルは平衡に近いと思われるが、詳細な検討にはスラグの酸素ポテンシャルの測定精度の向上が必要である。

文 献

- 1) 中西恭二, 三本木貢治: 鉄と鋼, 65 (1979), p. 138
- 2) 半明正之: 第 100・101 回西山記念技術講座 (日本鉄鋼協会編) (1986), p. 200
- 3) たとえば, 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), p. 357
- 4) 中西恭二, 加藤嘉英, 鈴木健一郎, 香月淳一: 鉄と鋼, 64 (1978), S 169
- 5) 碓井 努, 山田健三, 宮下芳雄, 丹村洋一, 長谷川輝之: 学振 19 委-No. 10340 (昭和 56 年 5 月)
- 6) 大河平和男, 田中 信, 平井正純: 融体精錬反応の物理化学とプロセス工学 (鉄鋼基礎共同研究会融体精錬反応部会編) (1985), p. 245
- 7) 岸本康夫, 竹内秀次, 加藤嘉英, 藤井徹也, 橘 林三, 小山内寿: 鉄と鋼, 75 (1989), p. 1146
- 8) 平田武行, 丸川雄淨, 戸崎泰之, 姉崎正治: 鉄と鋼, 70 (1984), S 891
- 9) 川崎製鉄 (私信) 1984 年 3 月
- 10) 桜谷敏和, 仲村秀夫, 原田信男, 藤井徹也, 渡辺誠治, 垣生泰弘: 学振 19 委-No. 10621 (昭和 60 年 2 月)
- 11) 謝 裕生, 渡辺吉夫, 浅井滋生, 鞭 巖: 鉄と鋼, 69 (1983), p. 596
- 12) 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) (昭和 59 年 11 月), p. 99, p. 49
- 13) 沈 載 東, 萬谷志郎, : 鉄と鋼, 67 (1981), p. 1745
- 14) 佐野正道, 森 一美: 鉄と鋼, 68 (1982), p. 2451
- 15) 加藤嘉英, 中西恭二, 齊藤健志, 野崎 努, 鈴木健一郎, 江見俊彦: 鉄と鋼, 66 (1980), S 881
- 16) 永井 潤, 山本武美, 武 英雄, 大石 泉, 大森 尚, 飯田義治: 川崎製鉄技報, 15 (1983), p. 106
- 17) K. NAKANISHI, K. SAITO, T. NOZAKI, Y. KATO, K. SUZUKI and T. EMI: 65 th Steelmaking Conference, Proc. of AIME, Pittsburgh (USA) (1982 年 3 月), p. 101
- 18) 永田和宏, 中西恭二, 数土文夫, 後藤和弘: 鉄と鋼, 68 (1982), p. 277