
底吹きおよび上底吹き転炉の浴内混合と冶金反応

Physical and Metallurgical Characteristics of Combined Blowing Processes

中西 恭二(Kyoji Nakanishi) 斉藤 健志(Kenji Saito) 野崎 努(Tsutomu Nozaki)
加藤 嘉英(Yoshiei Kato) 鈴木 健一郎(Ken-ichiro Suzuki) 江見 敏彦 (Toshihiko
Emi)

要旨：

底吹き転炉および上底吹き転炉の浴内混合と冶金反応を水モデル、5 t 試験転炉、実炉により調査した。水モデルおよび実炉の PO₂ 測定から、上吹き転炉の攪拌能は悪く、浴の均一混合時間は底吹き転炉に比べて数倍大きい。底吹きガスの導入により底吹き転炉に近づくこと、また、スラグメタル間の分配は、底吹き転炉のほうが平衡に近いことを明らかにした。各種転炉の炉内反応は浴内混合状態と密接に関係するとの観点から、上吹き転炉、上底吹き転炉のエネルギー消散速度を導出し、均一混合時間を計算した。5 t 炉で鋼浴の均一混合時間を測定し、計算値の妥当性を明らかにした。各種転炉を ISCO 値で整理し、鋼浴の酸化度が ISCO 値と良く対応していることを示した。

Synopsis：

To obtain fundamental aspects of combined blowing processes, theoretical and experimental studies have been made with particular emphases on stirring intensity and partial pressure of the CO gas in the vessel, both of which play major roles of describing oxidizing refining processes. Metallurgical features of Ar-stirred LD (LD-KG), bottom blown LD(K-BOP) and Q-BOP have been examined and compared with those of LD. Increasing the intensity of bath stirring with an increasing rate of gas injection makes the time required for complete mixing of the bath shorter, enhances the progress of slag/metal reactions and decreases disequilibrium. Thus, excess oxidation and inhomogeneity of the bath are found to be maximal for LD and minimal for Q-BOP, the combined process falling in between. Injection of powdered lime from bottom tuyeres gives rise in transitory slag/metal reactions, resulting in further improvement of desulfurizing and dephosphorizing in K-BOP and Q-BOP.

(c)JFE Steel Corporation, 2003

中西 恭二** 斎藤 健志*** 野崎 努**** 加藤 嘉英***** 鈴木 健一郎** 江見 俊彦*****

Physical and Metallurgical Characteristics of Combined Blowing Processes

Kyoji Nakanishi, Kenji Saito, Tsutomu Nozaki, Yoshiei Kato, Ken-ichiro Suzuki, Toshihiko Emi

要旨

底吹き転炉および上底吹き転炉の浴内混合と冶金反応を水モデル、5 t 試験転炉、実炉により調査した。水モデルおよび実炉の P_{O_2} 測定から、上吹き転炉の攪拌能は悪く、浴の均一混合時間は底吹き転炉に比べて数倍大きい。底吹きガスの導入により底吹き転炉に近づくこと、また、スラグ-メタル間の分配は、底吹き転炉のほうが平衡に近いことを明らかにした。各種転炉の炉内反応は浴内混合状態と密接に関係するとの観点から、上吹き転炉、上底吹き転炉のエネルギー消散速度を導出し、均一混合時間を計算した。5 t 炉で鋼浴の均一混合時間を測定し、計算値の妥当性を明らかにした。各種転炉を ISCO 値で整理し、鋼浴の酸化度が ISCO 値と良く対応していることを示した。

Synopsis:

To obtain fundamental aspects of combined blowing processes, theoretical and experimental studies have been made with particular emphases on stirring intensity and partial pressure of the CO gas in the vessel, both of which play major roles of describing oxidizing refining processes. Metallurgical features of Ar-stirred LD (LD-KG), bottom blown LD (K-BOP) and Q-BOP have been examined and compared with those of LD. Increasing the intensity of bath stirring with an increasing rate of gas injection makes the time required for complete mixing of the bath shorter, enhances the progress of slag/metal reactions and decreases disequilibrium. Thus, excess oxidation and inhomogeneity of the bath are found to be maximal for LD and minimal for Q-BOP, the combined process falling in between. Injection of powdered lime from bottom tuyeres gives rise in transitory slag/metal reactions, resulting in further improvement of desulfurizing and dephosphorizing in K-BOP and Q-BOP.

1. 緒言

炉底から純酸素と粉体を吹込む底吹き転炉は上吹き転炉に比べて多くの冶金利点がある¹⁾。その特長はスラグ-メタル反応がより平衡に近く、鋼浴温度と成分の均一性が優れ、さらに、粉体吹込みによる精錬効果の向上が図れる点にある。これらは浴の強撹拌に負うところが大きく、上吹き転炉においても炉内反応特性改善をめざして、炉底から不活性ガスあるいは精錬ガスを吹込み、浴撹拌の強化が図られつつある。

当社においては、2 種類の上底吹き転炉プロセス、LD-KG と K-BOP を開発した。LD-KG は、上吹き転炉の炉底から少量の不活性ガスを吹込み、鋼浴撹拌を促進し、吹錬酸素は上吹きランスからのみ供給するプロセスである。他方、K-BOP は吹錬酸素の約 30% を生石灰粉と共に底吹きする。千葉製鉄所 150 t 上吹き転炉 2 基と水島製鉄所 180 t 上吹き転炉 3 基を LD-KG に改造し、さらに千葉製鉄所 85 t 上吹き転炉 2 基と水島製鉄所 250 t 上吹き転炉 1 基を K-BOP に改造した。

これら上底吹き転炉プロセスの基礎的知見を得るために、酸化精錬プロセスに重要な役割を果たす鋼浴の撹拌強度と反応容器中の CO 分圧に注目して、理論的および実験的解析を行った。

2. 実験方法と結果

2-1 水モデル実験

Fig.1 に水モデル実験装置の概略を示す。浴体積 4 100 cm³ の

中にトレーサーとして 20% KCl 水溶液 10 cm³ を添加してその応答曲線を測定し、吹錬モード、ガス吹込み速度、羽口配列の影響を調査した²⁾。また、スラグ(β ナフトールを溶解したパラフィン液)とメタル(水)間の物質移動速度をスラグ-メタルの体積比を変え測定した。この際、相似条件としては修正フルード数を実炉と一致させた。

Fig.2 に示すように上吹き転炉の攪拌能は悪く、浴の均一混合時間 τ は底吹き転炉に比べて数倍大きく、上吹きランスからのガス流量を増加すると τ は減少する傾向にある。羽口 1 本当

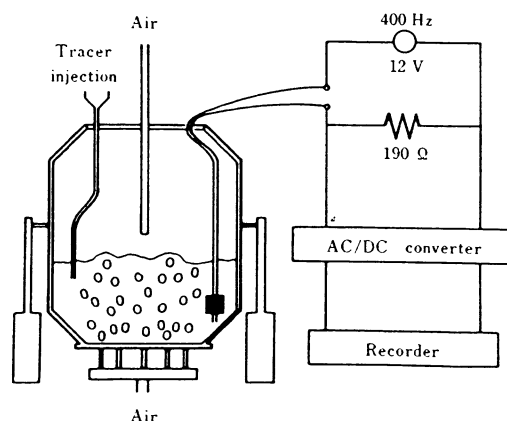


Fig.1 Experimental apparatus of water model and setup for measurement of tracer dispersion

* 第 65 回 Steelmaking Conference, Proceedings of AIME (The Iron & Steel Society), Pittsburgh U.S.A., (Mar. 1982), pp.101~108,より転載
 ** 技術研究所水島研究部主任研究員 (課長)・工博
 *** 技術研究所水島研究部主任研究員 (課長補)
 **** 技術研究所第 1 研究部製鋼研究室主任研究員 (課長)・理博
 ***** 技術研究所第 1 研究部製鋼研究室
 ***** 技術研究所第 1 研究部長・理博

[昭和 57 年 11 月 17 日原稿受付]

りの底吹きガス流量 q と τ の関係を Fig.3 に示す。 q が増加すると Fig.3 中に示す式にしたがい τ は減少する。

スラグからメタルへの物質移動容量係数 $k_B \cdot a$ は(1)式で定義される。

$$V_B (dC_B/dt) = k_B \cdot a (C_B^* - C_B) \quad \dots\dots\dots (1)$$

V_B : 水の体積

k_B : 総括物質移動係数

a : 界面積

C_B^* : 水中での β ナフトール平衡濃度

C_B : β ナフトールの水中濃度

Fig.4 に示すように、底吹き転炉の物質移動速度は上吹き転炉を常に上回り、底吹き転炉の方がスラグ-メタル間の分配がより平衡に近い。水モデルでは底吹きガスはより多くのスラグをメタル中に懸濁させるので上吹きガスの場合より k_B を大きくしていると考えられる。

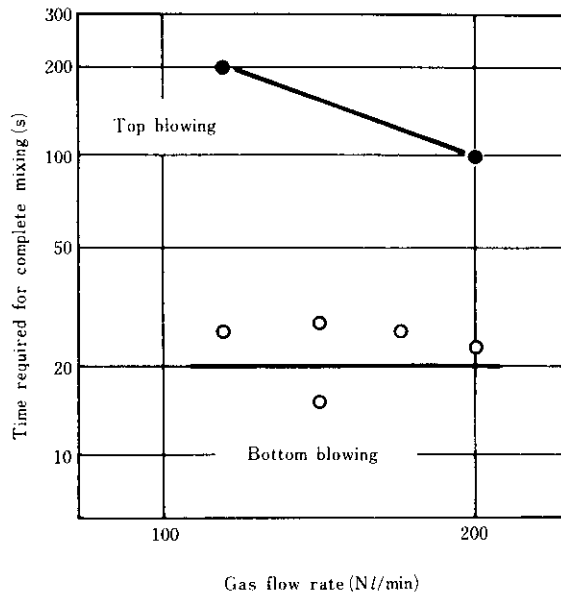


Fig. 2 Comparison between top and bottom blowing of time required for complete mixing of bath (water bath depth: 68 mm, and 18 tuyeres)

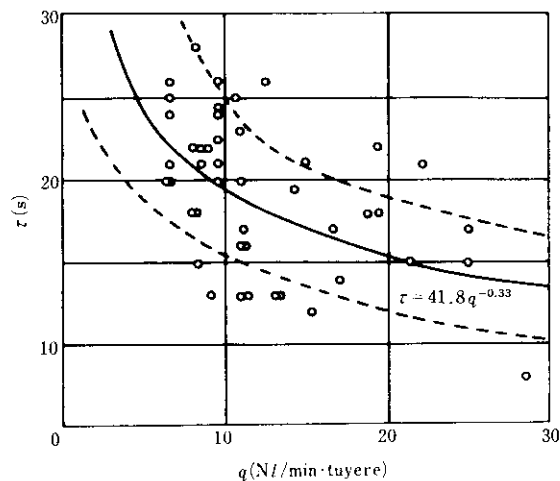


Fig. 3 Comprehensive relationship between complete mixing time, τ , and gas flow rate per tuyere, q , obtained by water model

物質移動速度に対するスラグ体積の影響を Fig.5 に示す。図中の V_A はパラフィン液の体積で、 V_A/V_B はスラグ-メタルの体積比を表わす。スラグ体積が増加すると物質移動速度は増加するが $k_B \cdot a$ の増加率は上吹き転炉の場合より底吹き転炉の方がより大きい。上吹きガスから鋼浴への運動量移動がスラグ厚の増加により妨げられていると思われる。これは底吹き転炉と上吹き転炉の大きな相異点であると考えられる。

2.2 5 t 試験転炉による実験

上吹きランスと底吹き羽口を備えた 5 t 多目的試験転炉を用いて実験した。5 t 試験転炉の炉底羽口配列と上吹き火点位置

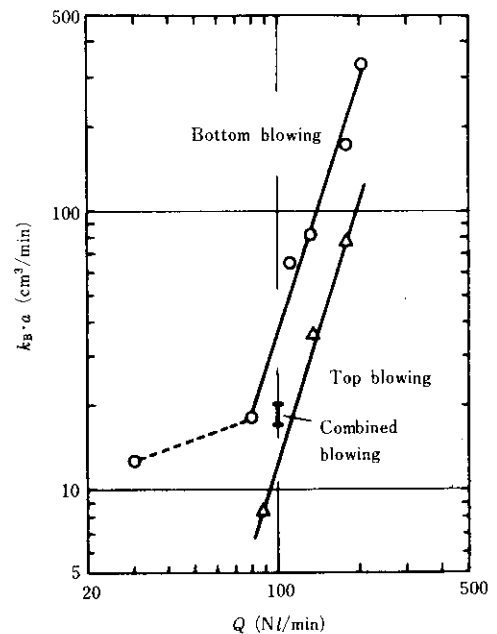


Fig. 4 Capacity coefficient for mass transfer in bottom, combined, and top blowing as determined in water model experiments

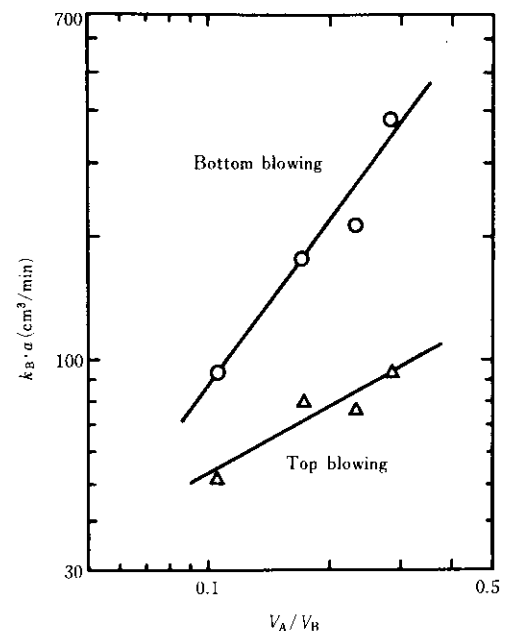


Fig. 5 Influence of specific slag volume on capacity coefficient for mass transfer

を Fig. 6 に示す。溶鋼量が 5 t の時の鋼浴深さは 45 cm である。上吹きランスはノズル径 9.5 mm の 4 孔ランスでノズル傾斜角は軸に対して 15° である。ランス高さを浴から 40~100 cm に変化させ吹錬した。底吹き転炉吹錬の時の羽口は 6 本羽口を正六角形に配置し、底吹きガス量を減らす場合には流量に応じて羽口数を減らした。

底吹き転炉における浴の均一混合時間は 1 分以下であり、そのため試料採取の時間間隔が制限されるのでその測定は困難であった。そこで以下の手法により均一混合時間を測定した。まず Cu 線を鋼浴に添加し、所定の時間経過後 Fig. 7 に示すサン

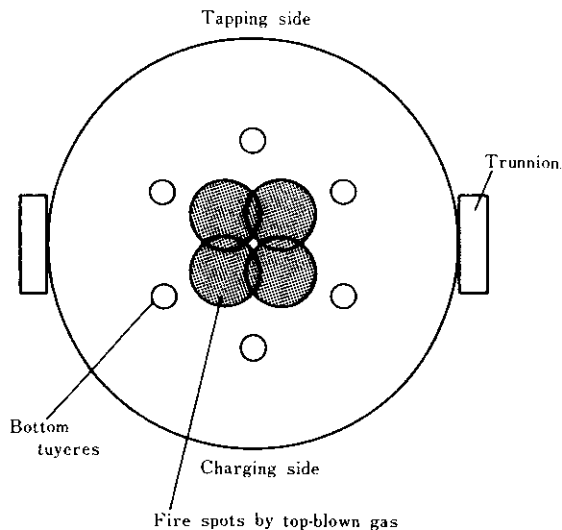


Fig. 6 Cross sectional view of the tuyere and nozzle arrangement in the 5 t hot model

プラーで異なる 3 箇所から同時に試料採取して、Cu 濃度を測定する。次に、同一吹錬モードで 5~10 ヒートの吹錬を行い、測定をくりかえす。各ヒートのトレーサー濃度を $(Cu_t - Cu_0) / (Cu_f - Cu_0)$ で規格化して求める。ここで Cu_0 は Cu 添加前の Cu 濃度、 Cu_t は添加から t 時間後の Cu 濃度、 Cu_f は完全混合後の Cu 濃度を示す。こうして得られた Cu 濃度の経時変化を Fig. 8 に示す。図中 (a) は上吹き吹錬時(酸素流量 15 Nm³/min)、(b) は LD-KG 吹錬時(上吹き酸素流量 24 Nm³/min、底吹き窒素流量 0.22 Nm³/min)の測定例である。

このようにして求めた均一混合時間を底吹きガス比 $Q_B / (Q_B + Q_T)$ で整理して Fig. 9 に示す。ここで Q_B は底吹きガス流量、 Q_T は上吹きガス流量である。底吹きガス比が増加するほど均一混合時間は短くなり、上吹き転炉の 45 秒から K-BOP(底吹きガス比 40%) で 20 秒、底吹き転炉で 15 秒となる。計算値については後に考察する。

底吹き転炉で羽口冷却用ガスとして用いる炭化水素は分解後 CO 分圧を低下させる³⁾。この効果を明確にするために 5 t 試験転炉で二種類の羽口冷却ガス、C₃H₈(酸素流量の 4%)、CO₂(酸素流量の 15%) を用いて吹錬し鋼浴中の炭素、酸素濃度を調査した。結果を Fig. 10 に示す。[%C] ≤ 0.02 以下の低炭素域では C₃H₈ を用いた場合、CO₂ を用いた場合より鋼中酸素濃度が低い。鋼浴温度の効果を消去して、羽口冷却用ガスの効果を明確にするため、試料を分析して得られた酸素濃度 [%O]_{ac} と次式から求めた $P_{CO} = 1$ atm 時の平衡酸素濃度 [%O]_{eq}⁴⁾ を比較した。

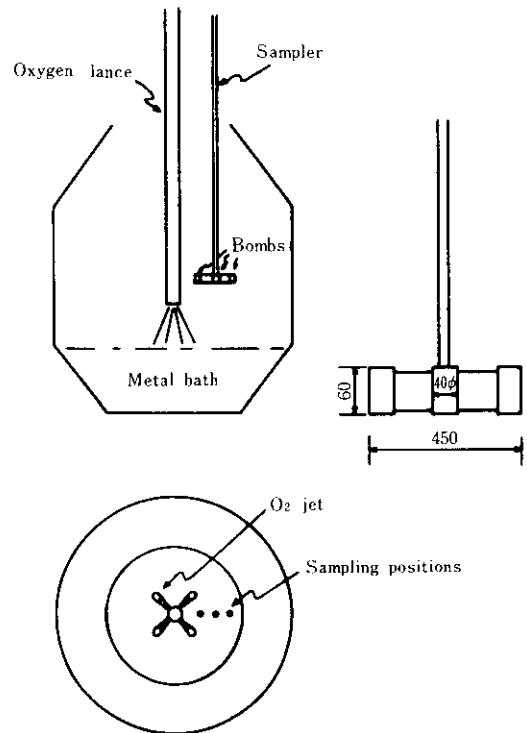


Fig. 7 Sampling device used to determine mixing time of bath

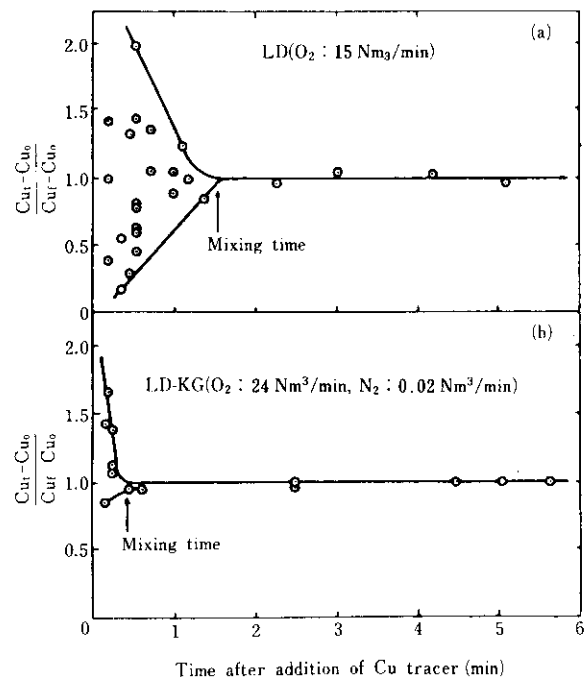


Fig. 8 Typical examples of tracer dispersion curves obtained by plotting the data from many independent heats

$$[\%O]_{eq} = \frac{P_{CO}}{K \cdot [\%C]_{ac}} \quad \dots\dots\dots (2)$$

$$\log K = \frac{1160}{T} + 2.003 \quad \dots\dots\dots (3)$$

[%C]_{ac}: 鋼浴の C 濃度

T: 鋼浴温度(K)

Fig.11 に示すように、[%O] > 0.1 ([%C] ≤ 0.02) の領域で、CO₂ を用いた時の [%O]_{ac} は [%C]_{eq} と対応することから

P_{CO} はほぼ1 atmで推移していると思われる。 C_3H_8 を用いた時は $(\%O)_{ac}$ と $(\%O)_{eq}$ は低炭素域で対応せず、 P_{CO} が0.4~0.5 atm

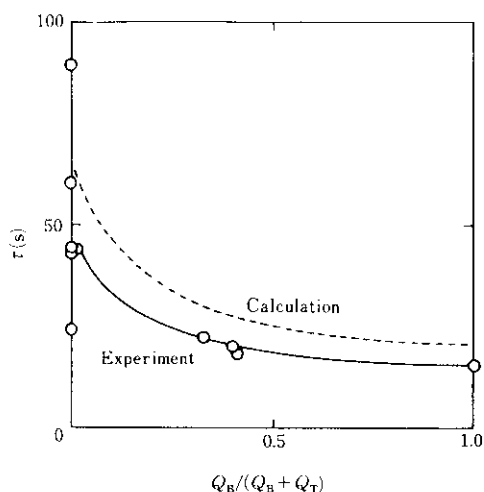


Fig. 9 Comparison of calculated with measured mixing time of the bath

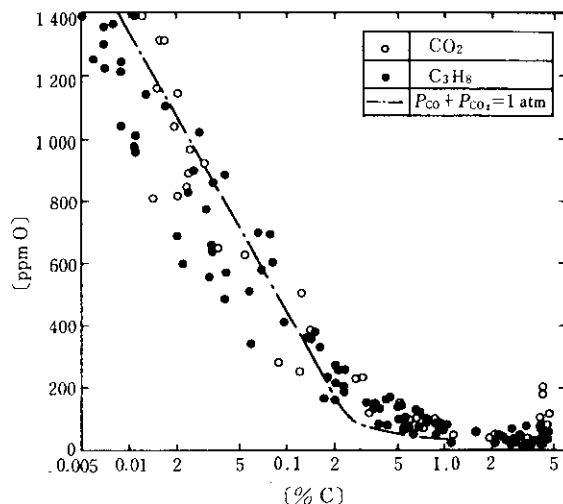


Fig. 10 Effect of tuyere coolant gases, CO_2 and C_3H_8 , on the (ppm O) vs. (% C) relation

であり、炭化水素分解によりCO分圧が低下することを示している。Table 1に各種プロセスの0.05%CにおけるCO分圧をまとめて示す。K-BOPではCO分圧が0.75 atmであり、底吹き転炉と同様に鉄歩留が高く、低炭素鋼の製造に適していることがわかる。

2.3 実炉実験

各種転炉すなわち、上吹き転炉 (150~250 t), LD-KG (180~200 t), K-BOP (80~250 t), 底吹き転炉 (230 t) における鋼浴のC濃度とスラグ中のT, Feの関係をFig. 12に示す。スラグ中のT, Feは上吹き転炉>LD-KG>K-BOP>底吹き転炉の順に減少する⁵⁾。

スラグ-メタル間の平衡からのずれを明らかにするために ZrO_2 固体電解質の酸素センサーを用いて底吹き転炉の酸素ポテンシャルを測定した。測定は吹錬を中断して、スラグおよびメタルに酸素センサーを浸漬して行った⁶⁾。測定結果を他の測定者らによる上吹き転炉の結果⁷⁾と共にFig. 13に示す。同図およびTable 1で示したように上吹き転炉におけるスラグの P_{O_2} はメタルのその約10倍高い。一方、底吹き転炉におけるスラ

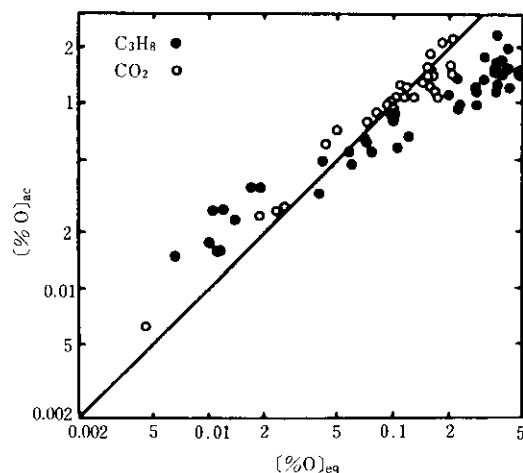


Fig. 11 Chemically analyzed oxygen content, $(\%O)_{ac}$, vs. thermodynamically equilibrium one, $(\%O)_{eq}$

Table 1 Metallurgical characteristics of various blowing processes

Process		LD	LD-KG	K-BOP	Q-BOP
Item	Gas species	Oxygen	Oxygen	Oxygen	—
	Flow rate (Nm ³ /min·t)	2.5~3.5	2.5~3.5	1.0~3.0	—
Bottom blowing	Gas species	—	Ar or N ₂	Oxygen	Oxygen
	Flow rate (Nm ³ /min·t)	—	0.01~0.1	1.0~1.5	2.5~4.0
Mixing time (s)		60~120	30~100	10~30	10
CO partial pressure (atm)		1.0	0.95	0.75	0.60
$(\%O)$ at 0.05%		0.06	0.05	0.04	0.03
$(\%Mn)$ at 0.05%C		0.14	0.18	0.22	0.30
$(\%T, Fe)$ at 0.05%C		20	18	13	10
$(\%P)/(\%P)$ at 0.05%C		70	80	110	120
$(\%S)/(\%S)$ at 0.05%C		5.6	5.8	7.6	7.8
Iron yield (%)		Standard	+0.3	+1.5	+1.7
Waste gas recovery (1000 kcal/t-steel)		Standard	0	33(ICR)	+100(OG)
ISCO value		225	130	64	58
Oxygen potential ratio of slag to metal		10	> >	> >	1
Direct dephosphorization and desulfurization by powdered lime				Yes	Yes
Slopping		Frequent	Less	No	No

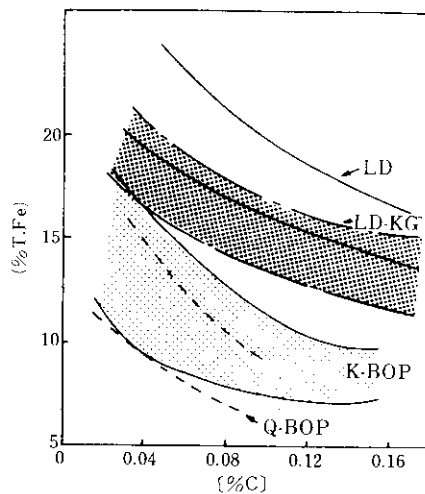


Fig. 12 Iron oxide content in slag at blow end of various processes

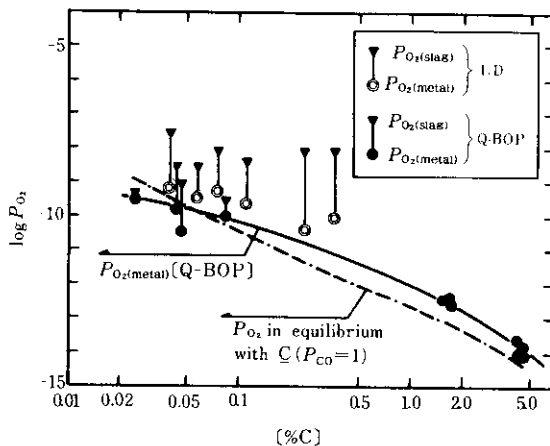


Fig. 13 Comparison of oxygen potential of slag and metal bath in LD and in Q-BOP

グの P_{O_2} はほぼメタルと等しく、これは浴攪拌が強いことによるのであろう。

また Table 1 に示したように底吹き転炉、K-BOP においては攪拌の強化に加え生石灰粉の底吹きインジェクションによって脱P、脱Sが促進されている。これは生石灰粉と溶鋼の直接反応の効果による⁹⁾。また、鉄歩留と同様にMn歩留も底吹き転炉が高く、続いてK-BOP、LD-KG、上吹き転炉の順となっている。

3. 考 察

3.1 エネルギー消散速度と均一混合時間

鋼浴のエネルギー消散速度 ϵ (W/t-steel) と均一混合時間 τ (s) との関係は半経験的に次式で与えられる⁹⁾。

$$\tau = 800 \epsilon^{-0.40} \quad (4)$$

ϵ の値がわかれば(4)式により τ を求めることができる。しかしながら(4)式は羽口が1本の時のみ適用できるものであり実炉へ適用するには複数羽口に拡張しなければならない。Fig. 14 に示すように水モデル実験で羽口数を増加させると浴の均一混合時間は長くなった²⁾。これは次のように解釈できる。複数個の羽

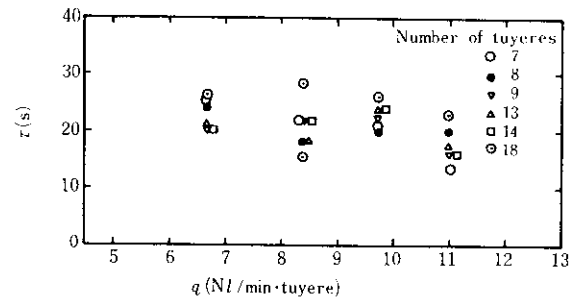


Fig. 14 Relationship between perfect mixing time vs. individual flow rate of tuyere where the number of tuyeres is varied as parameter

口の場合、浴は同数のセルに分割される。各々のセル内の攪拌は十分に強力であるにもかかわらず、セル間の混合が十分行われないため、浴の均一混合時間が長くなる。

上記の現象を考慮して(4)式を修正して次式を得る。

$$\tau = 800 \epsilon^{-0.40} N^{1/3} \quad (5)$$

ここで N は羽口数であり、 $N^{1/3}$ の項は Fig. 3 中で得た式に従っている。それ故、各種転炉の均一混合時間は消散エネルギーと羽口本数がわかれば(5)式で計算できる。

底吹きガスによる ϵ は理論的に(6)式で表わされる⁹⁾。

$$\epsilon_B = \left(28.5 Q_B \frac{T}{W} \right) \log \left(1 + \frac{H}{148} \right) \quad (6)$$

Q_B : 底吹きガス流量 (Nm³/min)

T : 鋼浴温度 (K)

W : 溶鋼質量 (t)

H : 鋼浴深さ (cm)

上吹きガスによる ϵ は理論的に(7)式で表わされる¹⁰⁾。

$$\epsilon_T = \frac{0.0453 Q_T D U^2 \cos^2 \theta}{W \cdot x} \quad (7)$$

Q_T : 上吹きガス流量 (Nm³/min)

D : ノズル口径 (m)

U : ノズル出口におけるガスの線速度 (m/s)

θ : ノズル傾斜角 (°)

x : ランス高さ (m)

(5), (6), (7)式から、最終的に上底吹き転炉を含む各種転炉に適用できる τ の予測式として(8)式が得られる。

$$\tau = 800 \left[\left(\frac{57 Q_B T N_t^{-0.833}}{W} \right) \log \left(1 + \frac{H}{148} \right) + \frac{0.0906 Q_T D U^2 \cos^2 \theta N_n^{-0.833}}{W \cdot x} \right]^{-0.40} \quad (8)$$

ここで N_t は羽口数、 N_n はランスのノズル孔数である。またCO発生による体積増加を考慮して係数2を導入してある。

(6), (7)式を使って250 t 上底吹き転炉の攪拌エネルギーを底吹きガス比 $Q_B/(Q_B + Q_T)$ を変えて計算した。結果を Fig. 15 に示す。同図より小流量の底吹きガスであっても上吹きガスに比べて顕著な攪拌エネルギーが得られることがわかる。これらのエネルギー消散速度を(8)式に代入して求めた均一混合時間を Fig. 16 に示す。底吹きガス比20%で均一混合時間は著しく短縮され、上吹きランス高さの影響をもはや受けない。このことは上吹き転炉においてはハードブロー、ソフトブローの選択が可能であるがK-BOPにおいては、常に、よりハードブローの状態にあることを示している。

τ の計算値と5 t 試験転炉での測定値は Fig. 9 に示したよう

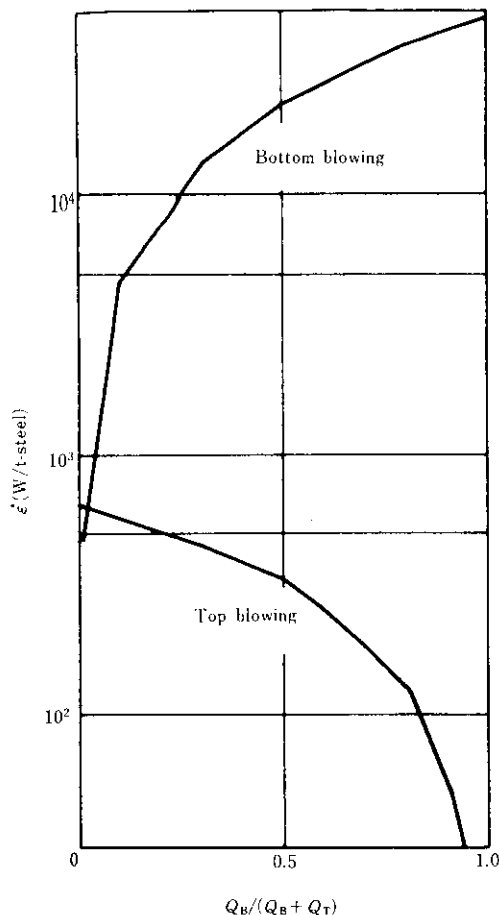


Fig. 15 Relation between energy dissipation rate and the ratio, $Q_B/(Q_B + Q_T)$, in combined blowing

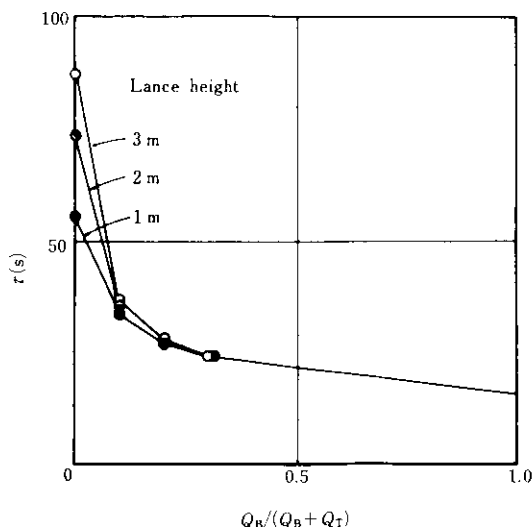


Fig. 16 Relation between time for perfect mixing of bath and the ratio, $Q_B/(Q_B + Q_T)$, in combined blowing

に比較的良好一致しており τ の予測式の妥当性を示している。またこれは Fig. 2 での観察結果とも良く一致している。4つの各種転炉の τ を計算して Table 1 にまとめて示す。

3.2 パラメータ ISCO による解釈

著者らはすでに名種酸化精錬炉(上吹き転炉, AOD, 底吹き転炉)の炉内反応を特徴づけるパラメータとして, ISCO 値を提案した¹¹⁾。これは次式で定義される。

$$ISCO = \left\{ \frac{2Q_0}{(2Q_0 + Q_d)} \right\} \left\{ \frac{Q_0}{W/\tau} \right\} \dots\dots\dots (9)$$

Q_0 : 全酸素流量 (Nm³/min)

Q_d : 希釈して CO 分圧を下げる Ar, N₂ あるいは羽口冷却剤の分解発生ガス (例えば H₂) の流量 (Nm³/min)

W : 溶鋼質量 (t)

上底吹き転炉を位置づける場合にも, ISCO 値が有益である。(9)式を上底吹き転炉に適用できるように書換えると(10)式となる。

$$ISCO = \left\{ \frac{2(\beta+1)}{2(\beta+1)+4\gamma} \right\} \left\{ \frac{Q_0}{W/\tau} \right\} \dots\dots\dots (10)$$

$$\beta = q_{O_2}^T / q_{O_2}^B$$

$$\gamma = q_{Pr} / q_{O_2}^B$$

$q_{O_2}^T$: 上吹き酸素流量 (Nm³/min)

$q_{O_2}^B$: 底吹き酸素流量 (Nm³/min)

q_{Pr} : プロパン流量 (Nm³/min)

$$Q_d = 4 q_{Pr}$$

(9), (10)式から各種プロセスにおける ISCO 値を計算して Table 1 に示す。ISCO 値は上吹き転炉, LD-KG, K-BOP, 底吹き転炉の順に減少するがそれに対応して 0.05% C でのスラグ中の T.Fe が減少しており, 鋼浴の酸化度が ISCO 値と良く対応していることがわかる。

4. 結 言

底吹き転炉および上底吹き転炉の浴内混合と冶金反応を水モデル, 5 t 試験転炉, 実炉により調査した。

水モデル実験および実炉の酸素ポテンシャル測定から, 上吹き転炉の攪拌能は悪く, 浴の均一混合時間は底吹き転炉に比べて数倍大きい。底吹きガスの導入により底吹き転炉に近づくこと, また, スラグ-メタル間の分配は底吹き転炉がより平衡に近いことを明らかにした。

各種転炉の炉内反応は浴内混合状態と密接に関係するとの観点から上吹き転炉, 上底吹き転炉のエネルギー消散速度を導出し, 均一混合時間を測定し, 計算値の妥当性を明らかにした。

各種転炉を ISCO 値で整理し, 鋼浴の酸化度が ISCO 値と良く対応していることを示した。

参 考 文 献

- 1) 中西恭二, 三本木貢治: 鉄と鋼, 65 (1979) 1, 138
- 2) 中西恭二, 加藤嘉英ら: 鉄と鋼, 66 (1980) 9, 1307
- 3) J. Claes, J. Dafays and P. Dauby: C. R. M., (1974) 41, 3
- 4) 大谷正康: 「鉄冶金熱力学」, (1971), 211, [日刊工業新聞社]
- 5) 永井潤, 山本武美ら: 川崎製鉄技報, 15 (1983) 2, 14
- 6) 永田和宏, 中西恭二ら: 鉄と鋼, 68 (1982) 2, 277
- 7) M. Kawakami, K. Goto and M. Matsuoka: Met. Trans., 11B

(1980), 463

- 8) 竹内秀次, 井田治ら: 鉄と鋼, 67 (1981) 4, S11

- 9) K. Nakanishi, T. Fujii and J. Szekely: Ironmaking and Steelmaking, (1975) 3, 193

- 10) 中西恭二, 斎藤健志ら: 学振第19委, (1980) 19-10303

- 11) K. Nakanishi, T. Nozaki, Y. Kato and J. Katsuki: 7th Japan-USSR Joint Symposium on Physical Chemistry of Steelmaking, Moscow (USSR), May (1979)