

討11

底吹きおよび上吹き転炉の浴内混合と冶金反応特性

川崎製鉄(株)技術研究所 ○斎藤健志 中西恭二 加藤嘉英
野崎 努 江見俊彦

1. 緒言

底吹き転炉は鋼浴の攪拌が強く、炉内反応特性を著しく改善した。このため底吹きガス攪拌を利用して上吹き転炉の炉底から不活性ガスあるいは精錬ガスを吹き込み、炉内反応特性を改善する試みが行われている。^{1)~7)} 当社においては、Q-BOPの稼動当初からLDの見直しをはかり、炉底から不活性ガスを吹き込むLD-KG、O₂ガスと共にフラックスを底吹きするK-BOPを開発してきている。これら転炉の攪拌強度を表わす指標として、鋼浴の均一混合時間を理論的に導出するとともに実測も行い比較する。さらにモデル実験で底吹きガスに起因する鋼浴の振動を調べる。各種転炉における炉内反応挙動と攪拌強度の関連をまとめ、Q-BOP、K-BOPにおける炉内反応の特徴をパラメータ、ISCOで整理する。

2. 鋼浴の攪拌強度

底吹き転炉、上吹き転炉、上底吹き転炉の炉内反応は鋼浴の攪拌強度により特徴づけられる。攪拌強度を表わす指標として、鋼浴の均一混合時間 τ を導出する。⁸⁾ τ はエネルギー消散速度 $\dot{\epsilon}$ が求まれば推算できる。

上吹きガスジェットのエを以下のように求める。ランスからでたガスジェットの速度分布を図1のように直線近似すれば(1)式となる。

$$\frac{u(r, x)}{u(0, x)} = \frac{r_{\infty} - r}{r_{\infty}} \quad (1)$$

ここで $u(r, x)$: ガス速度 (m/sec), r : 半径 (m)
 r_{∞} : ガスジェット最外殻半径 (m), θ : ガス拡がり角
 x : ランス先端からの距離 (m)

ノズル先端と、先端から距離 x の間の運動量収支は(2)式で表わされる。

$$\pi d^2 u^2(0, 0) \rho / 4 = \rho \int_0^{r_{\infty}} 2 \pi r u^2(r, x) dr \quad (2)$$

ここで ρ : ガス密度 (g/cm³), d : ノズル径 (m)
 $u(0, 0)$: ガスの初速度 (m/sec)

一方、ガスジェットの運動エネルギー E は(3)式で与えられる。

$$E = \pi \rho \int_0^{r_{\infty}} r u^3(r, x) dr \quad (3)$$

(1), (2), (3)式から E が求まる。ノズル傾角 ξ , ノズル孔数 N_T を考慮すれば上吹きガスジェットの $\dot{\epsilon}_T$ は(4)式となる。

$$\dot{\epsilon}_T = (N_T E / W) \cos^2 \xi = 0.0453 Q d u^2(0, 0) \cos^2 \xi / W x \quad (4)$$

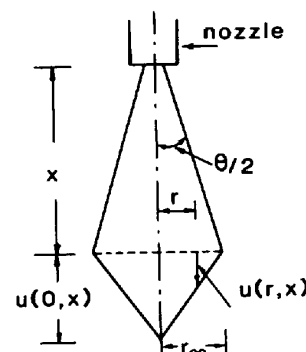


図1 上吹きガスジェットのモデル

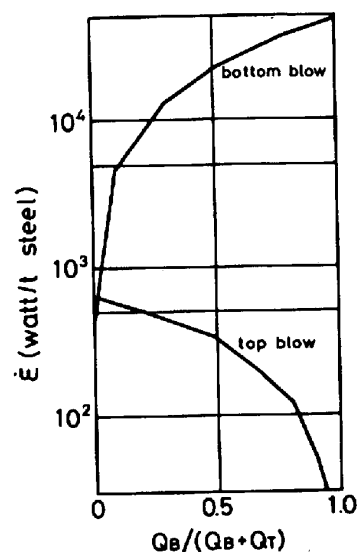


図2 ϵ 計算値

ここで Q : ガス流量 ($N m^3 / min$), W : 浴鋼量 (T)
 一方、底吹きガスによる $\dot{\epsilon}_B$ は(5)式である。

$$\dot{\epsilon}_B = \frac{0.0285 Q 10^3 T}{W} \log \left(1 + \frac{L_0}{1.48} \right) \quad (5)$$

ここで T : 鋼浴温度 (K), L_0 : 鋼浴深さ (m)

上底吹き転炉についてそれぞれ(4), (5)式から求めた上吹きガスと底吹きガスの $\dot{\epsilon}$ を図2に示す。これより底吹き流量の増加が鋼浴攪拌に著しい効果をもたらすことがわかる。

著者らの一部はすでに τ と $\dot{\epsilon}$ との関係を示しているが、上底吹き転炉の上ノズルおよび炉底羽口数を考慮して、それぞれのエネルギーを加算することにより τ は(6)式となる。

$$\tau = 800 \dot{\epsilon}^{-0.4} N^{1/3} = 800 \left(\dot{\epsilon}_T N_T^{-0.833} + \dot{\epsilon}_B N_B^{-0.833} \right)^{-0.4} \quad (6)$$

5 T 試験転炉を用いて、底吹きガス比を変えて τ を測定した。鋼浴の均一混合時間は非常に短く、測定はきわめて困難であるが、トレーサーとしてCuを添加し、所定時間経過後、鋼浴中の3箇所から同時に試料採取してCu濃度の場所的ゆらぎを測定する方法により実測を可能とした。図3に τ の測定例を示す。

図4に、 τ と底吹き比の関係の実測値と(6)式による計算値とを比較して示す。両者は比較的良好に一致し、底吹きガスを10%程度流すだけで上吹き転炉の攪拌を改善できることが判る。

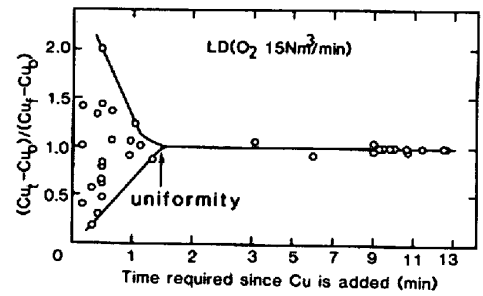


図3 均一混合時間測定例

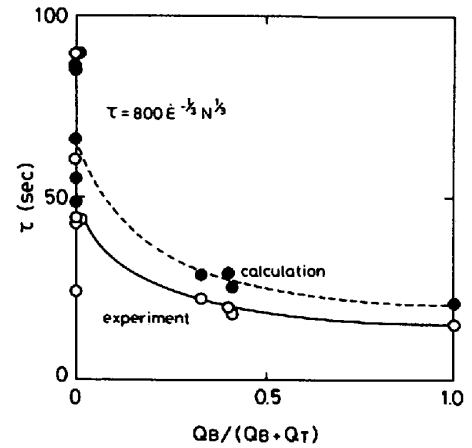


図4 τ と底吹き比

3. 鋼浴の振動

底吹きガスは鋼浴を強攪拌する際に鋼浴を振動させる。鋼浴振動は吹錬操作および炉体にも影響するので水モデル実験により検討した。

3-1 振動の種類

振動は、 u 字管中の液の振動のように一群となった気-液共存域を中心として左右に揺れるもの(Aタイプ)、二つに分れた気-液共存域が近寄っては離れる運動を行うもの(Bタイプ)の二種が認められた。

3-2 振動の発生条件

A, Bタイプ振動の発生条件は、羽口配列が決まれば、浴深 H , 底吹きガス流量 Q により定まることを見いだした。羽口配列の長辺側羽口群長さ l_1 , 羽口群間距離 l_2 , の比 l_2/l_1 値により図5に示す2種の振動発生領域パターンをとる。図6に炉底径 D で無次元化した浴深 H/D と l_2/l_1 によって決まる浴振動のタイプを示す。転炉操作においては特にAタイプ振動は好ましくなく、それを避ける羽口配列, 浴深, 底吹きガス流量を選ばねばならない。

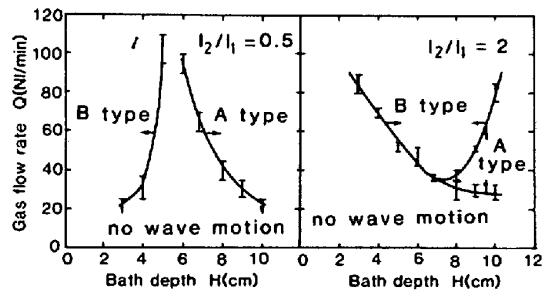


図5 鋼浴振動の発生領域

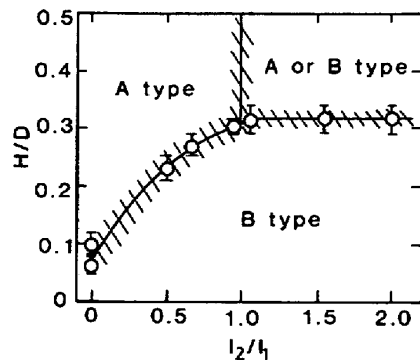


図6 鋼浴振動と羽口配列

4. 粉体底吹き効果

Q-BOP, K-BOPではフラックスを底吹きしている。粉体吹き込み時のガス分散挙動の水銀モデル調査結果を図7に示す。⁹⁾ ここで y : 高さ, d : 羽口径, Vo: 初速度, V : yでの平均速度 である。粉体吹き込み量が多いほどガス浮上速度が大きく、粉体の運動エネルギーが水銀または気泡の上昇を加速していると考えられる。

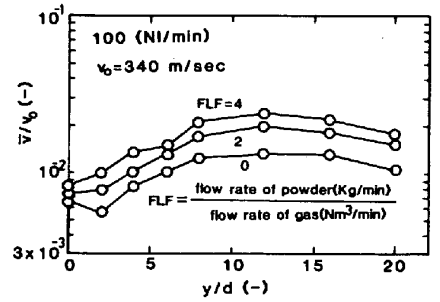


図7 粉体吹き込みと浮上速度

5. 冶金反応

鋼浴の攪拌強度と炉内反応の関連を5T試験転炉を用いて調べた。¹⁰⁾

LD, LD-KG, K-BOP, Q-BOP吹錬を行った結果を図8~11に示す。

脱炭酸素効率はQ-BOPが優り、次にK-BOP, LD-KGとなりLDが劣る。無効酸素の一部は鉄を酸化し、スラグ中のT.Feを高める。このためLDはT.Feが一番高く過酸化の状態にある。

底吹きガスによる攪拌で過酸化状態が改善されるので

LD-KG, K-BOP, Q-BOPの順に鉄, Mn歩留りが良くなる。

攪拌効果の外にK-BOP, Q-BOPではフラックスインジェクションによる効果が加味される。その効果は図10の脱S結果にもよく表われている。図11は粉CaOのインジェクションによる脱P効果を塊CaO使用時と比較して示している。

このようにフラックスインジェクションは非常に有用である。

これら各プロセス間の比較を表1に示す。

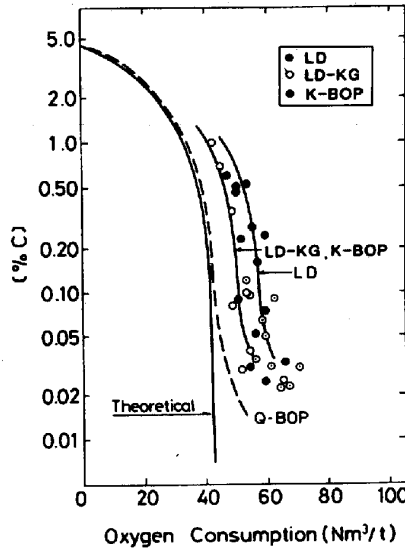


図8 脱炭酸素消費量

表1 プロセス間の比較

プロセス		LD	LD-KG	K-BOP	Q-BOP
上吹	ガス種	O ₂	O ₂	O ₂	—
	流量 (Nm ³ /min·t)	2.5~3.5	2.5~3.5	1.0~3.0	—
底吹	ガス種	—	Ar, N ₂	O ₂	O ₂
	流量 (Nm ³ /min·t)	—	0.01~0.1	1.0~1.5	2.5~4.0
混合時間 (sec)		60~120	30~100	10~30	≒10
Pco(atm)	at 0.05%C	1.0	0.95	0.75	0.60
(%O)	at 0.05%C	0.06	0.05	0.04	0.03
(%Mn)	at 0.05%C	0.14	0.18	0.22	0.30
(%TFe)	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
ISCO値		225	130	64	58
スラグ/メタル酸素ポテンシャル比		≒10	?	?	≒1
フラックスインジェクション		なし	なし	有り	有り
スロッピング		大	小	無	無

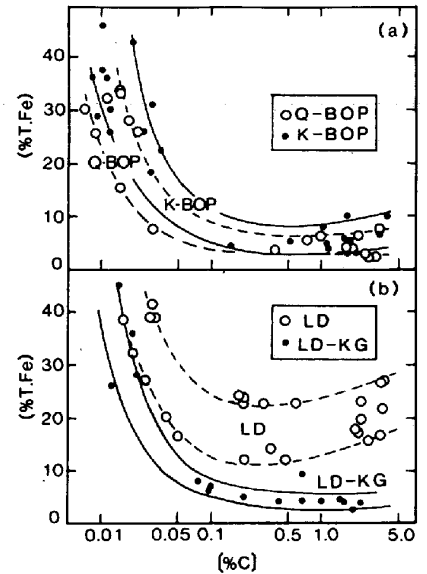


図9 スラグ中T.Fe

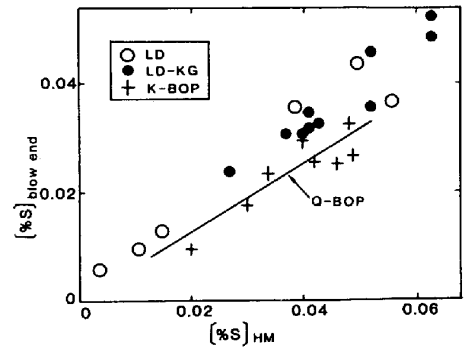


図10 脱S比較

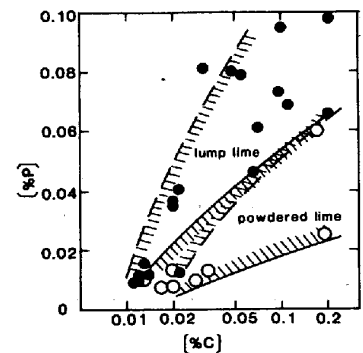


図11 CaO吹き込みと脱P

6. パラメータ ISCOによる炉内反応の解釈

著者らの一部はすでにLD, AOD, Q-BOPの炉内反応を特徴づけるパラメータとしてISCOを提案した。上底吹き転炉を位置づける場合にも、ISCOが有益であり、(8)式で表わされる。

$$ISCO = \left[\frac{2(\beta + 1)}{2(\beta + 1) + 4\gamma} \right] \left(\frac{Q_{O_2}}{W/\tau} \right) \quad (8)$$

ここで $\beta = q_{O_2}^T / q_{O_2}^B$, $\gamma = q_{Pr} / q_{O_2}^B$, q_{Pr} : プロパン流量 (Nm³/min)

$q_{O_2}^B$: 底吹き酸素流量 (Nm³/min), $q_{O_2}^T$: 上吹き酸素流量 (Nm³/min)

(8)式よりLD, LD-KG, K-BOP, Q-BOPのISCO値を求め表1に示す。これよりK-BOPとQ-BOPはほぼISCOが等しく炉内反応の特徴がたがいに類似していると推定できる。またK-BOPの上吹き酸素をとめ、底吹きのみで吹錬するときを想定してISCOを求めると2.4となり、Q-BOPよりもさらに優先脱炭が保証され、スラグ中のT. Feは著しく低く制御できると推定できる。この考えをもとにして、K-BOPを用いてステンレス鋼の溶製も行っている。

7. スラゲーメタルの酸素ポテンシャル

ZrO₂-MgO系固体電解質を用いて、230T Q-BOPの吹錬中のスラグとメタルについて酸素ポテンシャルを測定した¹²⁾。これをLD転炉のデータ¹³⁾と比較して図12に示す。これにより両プロセスの違いは明瞭であり、ISCOの違いから推定されるとおりの挙動を示している。

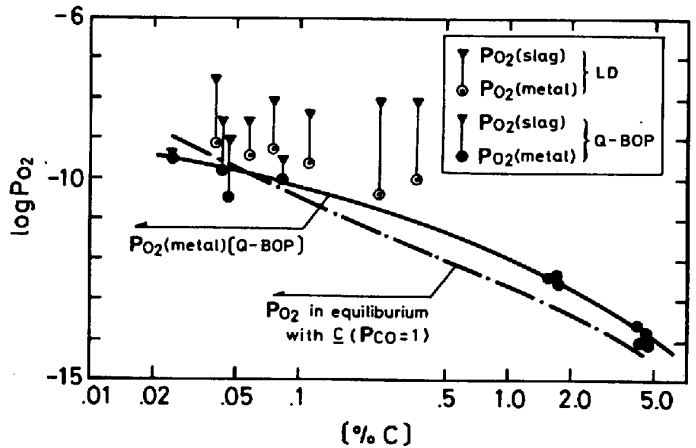


図12 スラゲーメタルの酸素ポテンシャル

8. 結言

LD, LD-KG, K-BOP, Q-BOPの鋼浴攪拌強度、炉内反応を明らかにした。また底吹きガスに起因する鋼浴振動の発生条件、K-BOP, Q-BOPにおけるCaOインジェクションが脱P, 脱Sに果たす役割について述べた。

参考文献

- 1) 三枝ら 鉄と鋼 66(1980)S236, 2) 山田ら 鉄と鋼 66(1980)S237
- 3) 鈴木ら 鉄と鋼 66(1980)S238, 4) 斎藤ら 鉄と鋼 66(1980)S239
- 5) 大森ら 鉄と鋼 66(1980)S878, 6) 江本ら 鉄と鋼 66(1980)S879
- 7) 永井ら 鉄と鋼 67(1981)S267, 8) 加藤ら 鉄と鋼 66(1980)S881
- 9) 加藤ら 鉄と鋼 67(1981)S220
- 10) K.Nakanishi et al International symposium on modern developments in steelmaking, February 1981 Jamshedpur India
- 11) K.Nakanishi et al Japan-USSR Joint Symposium on Physical Chemistry of Steelmaking (1979)
- 12) 永田ら 学振 19委-10376(反応-526)
- 13) M.Kawakami et al Met.Trans., 11B(1980)463