

討7 純酸素底吹き転炉における鋼浴流動と冶金反応

川崎製鉄・技研 加藤 嘉英 ○野崎 努
鈴木健一郎 中西 恭二
" ・千葉 永井 潤

1 緒言

近年、冶金反応にインジェクション技術を付加することにより反応効率を上昇させる試みが多くなされて来ている。1977年稼動を開始した当社のQ-BOP転炉は炉底からのCaO吹込みが可能であり、底吹きであるという点で冶金反応、攪拌状況が上吹きと大きく異なる。安定した操業のためには浸漬ガスジェットの挙動を把握し、また攪拌と冶金反応の関連を知ることが重要である^{1~8)}。ここでは、ガスジェットの特性、反応との関連についてコールド、ホットモデルから得られた知見を報告する。

2 浸漬ガスジェットの挙動

2.1 浸漬ガスジェットの浮上過程

近藤ら⁹⁾の水モデル実験によるガスホールドアップ分布は図1のようになり、ガスホールドアップは修正フルード数 N_{Fr} で整理される。ここで $P_{g,l}$: ガスお

$$N_{Fr} = \frac{\rho_g}{(\rho_l - \rho_g)} \cdot \frac{v_0^2}{d_0 \cdot g} \dots\dots (1)$$

よび液体の密度、 v_0 : 羽口直上での初速度、 d_0 : 羽口径、 g : 重力加速度である。

ガスジェットの挙動を単純なモデルで定式化するため
i) ガスジェットは拡がり角 20° で上昇する¹⁰⁾、ii) ガスホールドアップ、速度の半径方向分布は考えない、とする。

図2中に示される微小区間 $y \sim y + dy$ での運動量収支

は $M|y + \pi \ell v_n \rho_l dy v_n \sin \varphi / \cos \varphi = M|y+dy - g(\rho_l - \rho_g) dV \cdot \phi \dots\dots (2)$ となる。ここに、 $M|y$ は高さ y でのガスジェットコーン内の運動量速度、 ℓ は高さ y でのジェット径、 φ は拡がり角の半分、 V_n は液の流入速度、 dV は dy のガスジェット部体積、 ϕ はガスホールドアップである。 $M|y$ 、 dV は(3)、(4)式となる。

$$M|y = \frac{\pi}{4} \ell^2 v [\phi \rho_g + (1-\phi) \rho_l] v \dots\dots (3)$$

$$dV = \frac{\pi}{4} \ell^2 dy \dots\dots (4) \quad \ell = 2y \tan \varphi + d_0 \dots\dots (5)$$

液、ガスの質量保存則から(6)、(7)式が成立する。

$$\left[\frac{\pi}{4} \ell^2 v (1-\phi) \rho_l \right]_{y+dy} - \left[\frac{\pi}{4} \ell^2 v (1-\phi) \rho_l \right]_y = \pi \ell \cdot v_n \cdot \rho_l dy / \cos \varphi \dots\dots (6)$$

$$\frac{\pi}{4} \ell^2 v \cdot \rho_g \phi = \frac{\pi}{4} d_0^2 \cdot v_0 \cdot \rho_g \dots\dots (7)$$

以上の(2)~(7)式を整理すると v に関する非線形1次微分方程式(8)式が得られる。

$$\frac{dv}{dy} = \frac{(C - 2Aa\beta) - \sqrt{(2Aa\beta - C)^2 - 4Aa^2(A\beta^2 - B)}}{2Aa^2} \dots\dots (8)$$

ただし、 $A = 4\rho_l(2y \tan \varphi + \ell_0) \tan \varphi$

$$B = 4v^2 \rho_l (2y \tan \varphi + \ell_0) \tan \varphi - g d_0^2 v_0 (\rho_l - \rho_g)$$

$$C = 2v \rho_l (2y \tan \varphi + \ell_0)^2 - d_0^2 v_0 (\rho_l - \rho_g)$$

$$a = \{(2y + \tan \varphi + \ell_0)/4\} \cos \varphi \quad \beta = v \sin \varphi$$

(8)式を境界条件 $v = v_0$ at $y = 0 \dots\dots (9)$

で解けば図2となり、同図は230^t実炉および5^t試験炉の計算結果である。

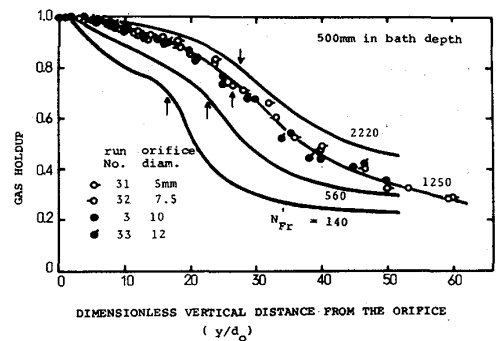


Fig.1 Effect of the modified Froude number (N_{Fr}) on the axial distributions of gas holdup.

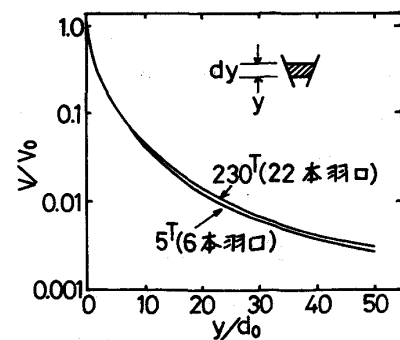


図2 鋼浴中のガスジェットの速度変化

ガスの滞留時間 τ_f は速度 v の逆数を鋼浴深さで積分すればよく各転炉について以下のようなになる。

$$\tau_f = 0.08 \text{ sec (230T)} \dots\dots (10) \quad ; \quad \tau_f = 0.02 \text{ sec (5T)} \dots\dots (11)$$

一方、佐野ら¹³⁾ は空塔速度がわかれば平均のガスホールドアップが求まると報告している。ここで空塔速度とは空炉内を一様にガスが通過したときの線速度である。230T Q-BOPの空塔速度 V_s は S を炉内断面積とすれば、 $V_s = Q/S = 3.10 \text{ m/sec}$ となり $\phi \cong 0.5$ となる。これと送酸速度から浴内滞留時間が 0.17 sec と求まる。両者の比較から、運動量収支式から求めた滞留時間が約 $1/2$ になっていることがわかる。これは羽口直上域で速度が減衰し、この領域の滞留時間が異なることに起因している。

Fruehan¹⁴⁾ と同様の手法で脱N速度の実測値から吹錬中のガス-メタル界面積を算出すれば、送酸量 $600 \text{ Nm}^3/\text{min}$ において $A = 1.2 \times 10^7 \text{ cm}^2$ を得る。また、230T Q-BOPの鋼浴中のガス体積は半径 r の一様な気泡に分裂しているものとして、 $V = 4.0 r$ で与えられる。これと前述のガスホールドアップから半径 r は、 $r = 4.2 \text{ cm}$ と見積もられる。

2. 2 ガス吹抜け条件

底吹き転炉の炉底羽口から噴出したガスは反応を伴いながら、図3に示す挙動をとると推定される。 H_c はガスが連続体で液滴を伴う Gas jet Core region の長さであり、 H_b は液体が連続する Bubble regionの長さである。吹抜け現象とは H_c が鋼浴深さ H に等しくなった場合をいい、スピッチングが激しくなるとともに酸素効率も低下する。吹抜け条件を定式化することは操業上重要であり、簡単な圧力バランスから算出する。

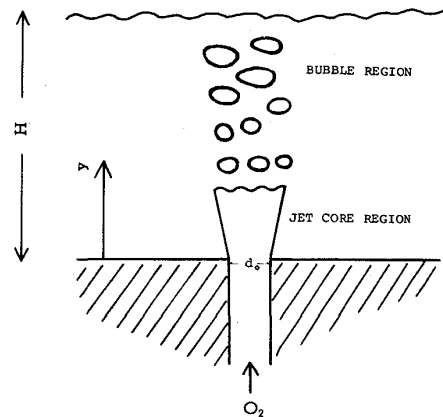


Fig. 3 A schematic representation of a gas jet introduced through an orifice at the bottom of a bath

ガスジェットの先端におけるガスの動圧 P_d と液の静圧 P_s

$$\text{は次式で表わされる。} \quad P_d = \rho_g v^2 / 2 \dots\dots (12) \quad ; \quad P_s = \rho_l g (H - y) \dots\dots (13)$$

jet core regionは高さ y でのガスの動圧が液の静圧にうちかかっている場合におきる。すなわち、不等式

$P_d > P_s \dots\dots (14)$ が $y \geq 0$ のすべての値に対して成立する H の条件を考えれば、それが吹抜けを生じる鋼浴深さ H_c^* となる。このように求めた H は (15)式となる。

$$H < 1.5 \left[\rho_g v^2 (6.2 d_0)^2 / \rho_l g \right]^{1/3} \dots\dots (15)$$

不等式の右辺が H_c^* を意味する。吹抜けを起こさないためには H を H_c^* より大にすればよいが、(15)式中の H_c^* はガスの反応を考えていないため実炉にそのまま適用できない。そこで5^t 試験炉の吹抜けヒートの条件を代入して係数を補正すれば (16)式を得る。

$$H_c^* = 0.247 \left(\rho_g Q^2 / \rho_l N^2 d_0^2 \right)^{1/3} \dots\dots (16)$$

ここに Q はガス流量であり、単位は C. G. S. である。

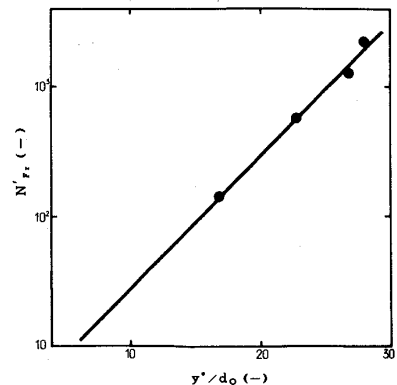


Fig. 4 The modified Froude number (N_{Fr}^*) vs. the core length of a gas jet (y^*) relationship.

一方実験的に求まる Gas jet core region 長さは図1の各曲線の変曲点と考えられ、このようにして求めた長さ y^*/d_0 を N_{Fr}^* に対して目盛ると図4が得られる。これを用いることにより、実炉での H_c の推定が可能となった。

2. 3 羽口内気体流動

Q-BOP, AODなどの底吹き転炉における羽口設計の重要性は高く、一般に図5に示す羽口を用いて精錬ガスを送る。リザーバーではガスは速度をもたず、圧力 P_0 、温度 T_0 に保たれ、これが径 D (m)、長さ L (m) の平行管路を等エントロピー流れで膨張し、圧力 P_3 の外部へ噴出する。

基礎式として圧力，質量流束，音速，温度その他をとり数値解析を行うと圧力-流量曲線が理論的に得られ，実測値と良く合うことがわかる。CaOを同時に吹込む場合にはCaO有無による圧力比と，密度比の関係を求めこれを基本式の一つに組入れることにより計算が可能である。このようにして求めたCaO吹込時の理論値と実測値との一致も比較的よいことがわかった。

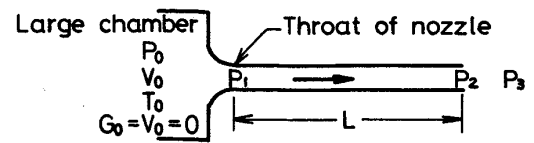


図 5. 羽口模式図

3 冶金反応

3.1 鋼浴の混合特性

炉底から吹き込むガスによって与えられる攪拌エネルギー $\dot{\epsilon}$ (Watt/t.steel) は気泡の浮上過程での浮力と膨張による仕事の和から (17) 式で与えられる¹⁰⁾。

$$\dot{\epsilon} = (0.0285 Q \cdot T / W) \log(1 + H/148) \dots \dots \dots (17)$$

ここにWは溶鋼重量(t)，Tは温度(K)，Qはガス流量，Hは鋼浴深さ(cm)である。

攪拌エネルギー $\dot{\epsilon}$ は浴の均一混合時間 τ と次の関係が見出されている¹¹⁾。

$$\tau = 800 \dot{\epsilon}^{-0.4} \dots \dots \dots (18)$$

(18) 式をN本羽口で成立つように拡張すれば，コールドモデル実験により (19) 式となる。

$$\tau = 800 \dot{\epsilon}^{-0.4} N^{1/3} \dots \dots \dots (19)$$

(19) 式を 5^T および $230^T Q$ -BOP に適用すれば 8~10 sec となり LD 転炉の 50~100 sec²⁾ に比べて非常に強攪拌であることがわかる。コールドモデルによる Q-BOP, LD の均一混合時間の測定から上吹き法の場合は底吹きの場合の 5~10 倍ほど均一混合時間が大きく，これは理論的に求めた値と一致する。

3.2 スラゲーメタル間の物質移動

スラゲーメタル反応は物質移動の観点から極めて重要であり，Q-BOP と LD の比較は興味ある。スラグとして流動パラフィンを用いこれに β ナフトールを溶かし，鋼浴(水)中へ移動する速度を測定した。実験結果を図6に示す。上吹きランス単独，底吹きおよび併用時のスラゲーメタル間の物質移動は Q-BOP の方が LD より大きく，併用吹きがこの中間に位置する。

3.3 攪拌と冶金反応の連結

鋼浴の攪拌と炉内反応を結びつける一つの指針としてエネルギーの大小がある。近年酸化精錬炉は LD, AOD, Q-BOP というように精錬時間の短縮，反応性の増大と進歩して来ている。通常これらの酸化精錬炉の特性として送酸量

(q_{O_2}) に対する heat size(W) の比 q_{O_2}/W が使われて来た。しかし同一 q_{O_2}/W でも鋼浴の攪拌が大幅に異なる LD と Q-BOP の相違点を q_{O_2}/W で表現するのは不適當である。したがって $q_{O_2}/(W/\tau)$ をプロセス・パラメータにすることにより溶鋼循環量に対する送酸量という概念が生まれる。

さらに優先脱炭に関して AOD の例からもわかるように炉内の P_{CO} 分圧が重要な因子であるので，これらを総合的に取込むことにより，酸化精錬炉の特性を具体化できるパラメーターが得られる。

そこでこのパラメーターを (20) 式で定義し ISCO (Index for Selective Carbon Oxidation) とする。

$$I S C O \equiv (2q_{O_2} / 2q_{O_2} + 4q_p) (q_{O_2} / (W/\tau)) \dots \dots \dots (20)$$

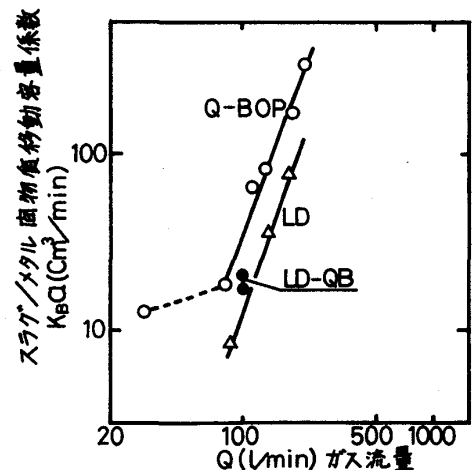


Fig.6 Capacity coefficient vs. gas flowrate

ここで q_p : プロパン流量 (Nm^3/min) である。(20)式から I S C O が小さい酸化炉は C の優先酸化が保証され P や Cr の酸化が軽度であり, 逆に大になれば Fe や P が酸化し易い製鋼炉と云える。図 7 には I S C O と $d[\%P]/d\log[\%C]$ の関係が示され, 各酸化炉での冶金反応を統一的に説明し, 吹錬方式の指針となることがわかる。

I S C O の応用例として Q-BOP でステンレス鋼を吹錬した場合の Cr 酸化を図 8 に示す。Cr 酸化の防止には I S C O 値をできるだけ小さくした条件下で吹錬を行なわねばならぬことが明瞭となった。

3. 4 脱炭・脱磷反応

脱磷酸素効率 η と C 濃度の間には図 9 から $C < C^*$ の領域で $\eta = (C - C_e) / (C^* - C_e)$ が成立する。

LD の C 濃度 0.025% を代入し, $C^* = 0.75$ とおけば $\eta = 0.030$ と求まる。一方底吹き転炉では $C^* = 0.42$ であるからこれより到達 C は 0.015% と求まり, これは実測値の 0.01% に近い。このように LD と Q-BOP の限界 C 濃度の差は C^* の違いで説明される。

I S C O の値からの予想では P 酸化が Q-BOP 炉では遅れる傾向にある。しかし Q-BOP 炉の今一つの特徴は炉底羽口から CaO などの造滓剤を吹込める点にあり, 脱磷フラックスを吹込むことにより脱磷が進む例を図 10 に示す。スラグ-メタル反応を促進させることにより高炭域での脱磷が可能となる。

4 結 言

Q-BOP 転炉における浸漬ガスジェットの挙動を実験および理論的に考察し, 羽口設計および操業の指針を与えるガス吹込み条件を見出し, さらに溶鋼の攪拌と冶金反応を連結する物理量を導入し, 製鋼炉を統一的に解釈する試みを行った。

文 献

1. 中西他 ; 鉄と鋼, 64, (1978), S168
2. 中西他 ; 同誌, 64, ('78), S169
3. 加藤他 ; 同誌, 64, (1978), S586
4. 加藤他 ; 同誌, 64, ('78), S587
5. 中西他 ; 同誌, 64, (1978), S588
6. 山田他 ; 同誌, 65, ('79), S198
7. 野崎他 ; 同誌, 65, (1979), S199
8. 仲村他 ; 同誌, 65, ('79), S200
9. 近藤他 ; 学振製鋼反応協議会, 19委 - 9894 (S50, 12月)
10. 中西他 ; " , 19委 - 9893 (S50, 12月)
11. K. Nakanishi et al ; Ironm. & Steelm. (1975) No 3, 193
12. R. H. Tien, E. T. Turkdogan ; 104th AIME Ann. Meeting, Feb., 16~20, ('75)
13. 佐野他 ; 鉄と鋼, 63, (1977), S576
14. R. J. Fruehan ; Ironm. & Steelm. (1976), 33

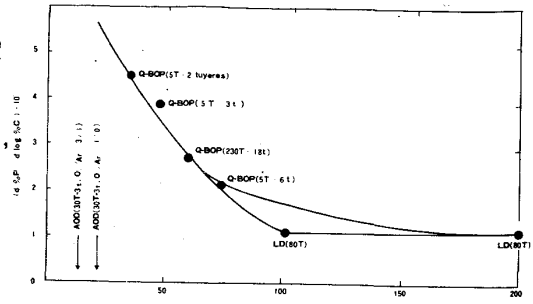


Fig. 7 Comparison of ISCO values with refining data

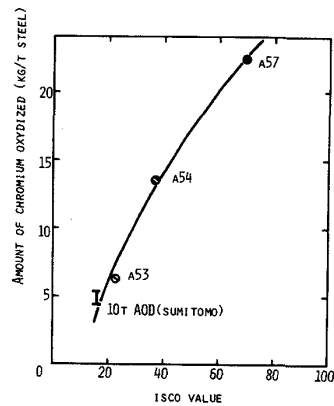


Fig. 8 AMOUNT OF CHROMIUM OXYDIZED VS. ISCO VALUES.

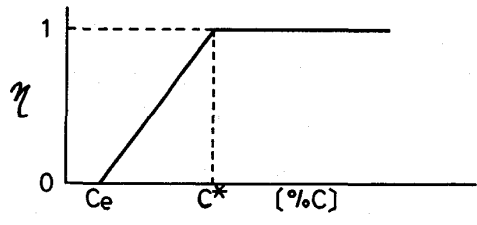


図 9. 脱炭酸素効率

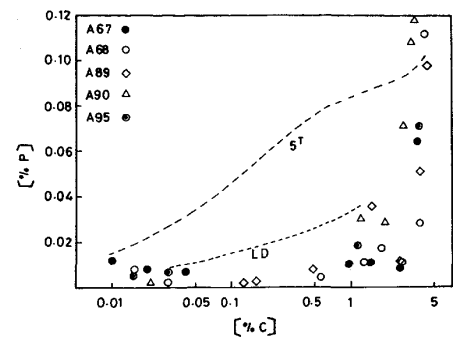


Fig. 10 Effect of Recycling Slag on Dephosphorization