

論 文

UDC 669.184.244.62 : 669.184.135.8 : 669.184.142 : 53.07

コールド・モデルによる底吹き転炉内スラグ、メタルの混合速度*

中西恭二**・加藤嘉英***・野崎 努****・江見俊彦****

Cold Model Study on the Mixing Rates of Slag and Metal Bath in Q-BOP

Kyoji NAKANISHI, Yoshiei KATO, Tsutomu NOZAKI, and Toshihiko EMI

Synopsis:

Water model experiments have been conducted to clarify mixing rates of molten steel and mass transfer rates between slag and metal in Q-BOP with a particular emphasis on the comparison with those of LD.

Complete mixing time of molten steel determined by a tracer dispersion technique is, respectively, 23 to 26 sec for Q-BOP, and 100 to 200 sec for LD. This indicates that the stirring intensity in Q-BOP is remarkably larger than that of LD when compared with the same flow rate of gas. A simple relationship obtained between the mixing time, τ (sec), the flow rate of gas, Q (Nl/min) and the number of tuyeres, N is $\tau = 41.80 (Q/N)^{-0.33}$, from which it is clear that the flow rate of gas per tuyere should be increased to realize the better mixing. Mass transfer capacity coefficient between slag and metal designated by the product of the mass transfer coefficient and the interfacial area, k_{Ba} , is given by $k_{Ba} = 3.49 \times 10^{-5} Q^3$ for Q-BOP and by $k_{Ba} = 1.53 \times 10^{-5} Q^3$ for LD, respectively. Through these results, it can safely be concluded that the mass partition between slag and metal in Q-BOP is more closely linked to the thermodynamic equilibrium than that of LD.

1. 緒 言

鋼浴中に吹き込まれるガス・ジェットの挙動と、それによつて引き起こされる浴の流動は、従来から興味深い問題であつた。とくに最近では底吹き転炉が、普通鋼の大量生産用のプロセスとして、見直されており¹⁾、この問題に対する関心がにわかに高まつた。たとえば佐野ら^{2)~5)}は、吹き込み気泡に関して一連の基礎的研究を行い、生成気泡径、上昇気泡径、浮上速度、ガス・ホールドアップなどの値を推算可能にした。近藤ら⁶⁾も水銀中に空気を高流量で吹き込みガス・ホールドアップを測定し、修正フルード数の影響の大なることを述べている。

稲田ら⁷⁾は NaOH 水溶液中に CO₂ ガスを吹き込み、pH 変化から気液間物質移動をしらべ、ガス流量の影響が大なることを報告している。BRIMACOMBE ら⁸⁾は SO₂ を含む空気を H₂O₂ を含む水中に吹き込み、H₂S₄O

の生成速度から気液間物質移動をしらべ、物質移動容量係数がレイノルズ数の増加に伴つて増加すること、またレイノルズ数が一定でも、オリフィス径の増加とともに増大することを報告した。ETIENNE⁹⁾ は、水モデルにより底吹き転炉内浴の流動、液の噴出などにおよぼす羽口配列の影響を定性的に調べた。

このように、従来の研究はそれぞれ有益な知見を与えているが、実際の底吹き転炉で進行する炉内現象を理解するうえで、まだ十分とはいえない。とくに底吹き転炉と上吹き転炉の炉内反応のちがいは、主として攪拌強度の差によることが定性的にいわれていながら、浴の混合を上吹き転炉と比較して定量的に議論した例はない。そこで、著者らは水モデルを用いて、メタル浴、スラグ層それぞれの混合、およびその結果として生じるスラグ・メタル間の物質移動速度を調べ、底吹きと上吹き法のちがいを定量的に検討した。

* 昭和 53 年 10 月本会講演大会にて発表 昭和 54 年 10 月 7 日受付 (Received Oct. 7, 1979)

** 川崎製鉄(株)技術研究所 工博 (Research Laboratories, Kawasaki Steel Corp., 1 Kawasaki-cho Chiba 260)

*** 川崎製鉄(株)技術研究所 (Research Laboratories, Kawasaki Steel Corp.)

**** 川崎製鉄(株)技術研究所 理博 (Research Laboratories, Kawasaki Steel Corp.)

2. 実験方法

2.1 均一混合時間の測定

実験に用いた透明アクリル製の炉体を Fig. 1 に示す。メタル浴として水を用いた。スラグとしては、比重が 0.91 のスチロール球 (1.0 cm ϕ)、あるいはオイル・レッドで着色した比重 0.85 の流動パラフィンを目的に応じて使い分けた。また吹き込みガスは圧搾空気である。羽口内径は 0.2 cm であり 2 重管羽口ではない。Fig. 2 は実験に供した羽口配列を示している。以下簡単のために、これらの羽口配列を $\square$ 型、 $\mid$ 型などといった記号で表す。

鋼浴の攪拌強度の目安となる均一混合時間の測定は、Fig. 1 の装置によつた。すなわち 20% KCl 水溶液 (10 ml) を炉内浴 (4 100 cm³) の所定位置に注入し、その後のトレーサ濃度の経時変化を、炉中心に対して、トレーサ注入位置と反対側の所定位置に浸漬した間隔が 1.0 cm の白金電極 (0.1 cm ϕ $\times$ 1.0 cm) 対間の電気伝導度の変化として追跡した。なお、ここでの均一混合時間は、完全混合後のトレーサ濃度を 1 としたとき、トレ

ーサ濃度が、0.95 から 1.05 のバンド内に収斂する時間で定義した。

底吹き転炉における浴の攪拌の強さを、上吹きのそれと比較するため、上吹きランスによる実験も行つた。このために使用したノズルはノズル径が 0.27 cm の 4 孔で、各ノズルはランス軸に対してそれぞれ 12° 傾いている。

スラグ層内の混合時間は以下の手法により定量化した。赤に着色したスチロール球が炉内静止浴面上で、稠密な単層となる分量 (約 1 000 個) だけ浴面に浮かべ、ガス吹き込みを開始し、これに浴面上に局在させて 20 個の無着色のスチロール球を投入した。一方円形の浴面を直交に 4 等分し、このいずれの領域にも無着色球が 3 個以上分布するに要する時間を求め、これを均一混合時間とした。

2.2 スラグ-メタル間の物質移動の測定

β ナフトールを少量 (0.285 g/1 l 流動パラフィン) 溶解した流動パラフィンを水浴面上に浮かべて、ガス吹き込みを行うと、抽出の原理により β ナフトールが水浴中へ移行する。所定の時間間隔で約 10 ml の水をサンプリングし、フィルターを通した後、分光光度計で β ナフトール濃度を求め、これよりスラグ-メタル間物質移動速度を定量化した。

2.3 相似条件

本実験の目的は、底吹きガス・ジェット運動量が鋼浴に伝達されて生じる浴の混合現象を定量化することである。したがって羽口出口におけるガス・ジェットの動圧と浴の静圧の比の 2 倍で定義した修正フルード数、 N'_{Fr}

$$N'_{Fr} = \rho_g u^2 / (\rho_e g H) \dots \dots \dots (1)$$

をモデルと実炉で一致させることが、相似条件として重要と考えられる。ここに、 ρ_g 、 ρ_e は、それぞれ羽口出口におけるガスと液体の密度 [g/cm³]、 u は羽口出口でのガスの線速度 (cm/s)、 H は鋼浴深さ (cm) および g は重力加速度 (cm/s²) である。

ガスの分子量を M (g/mol)、ガスの吹き込み流量を Q (Nl/min)、羽口数を N 、羽口内径を d (cm) とすれば (2) 式が成り立つ。

$$\rho_g u = 9.47 \times 10^{-4} Q M / (N d^2) \dots \dots \dots (2)$$

(2) 式を (1) 式へ代入して、(3) 式が得られる。

$$N'_{Fr} = 9.47 \times 10^{-4} Q M u / (N d^2 \rho_e g H) \dots \dots \dots (3)$$

実験はガス流量、浴の深さなどを適宜変えて行つたが、この際後述する理由から基準状態として、18 本 $\square$ 型羽口配列、水の容積 4 100 cm³、鋼浴深さ 6.8 cm、羽口径 0.2 cm、ガス流量 175 Nl/min を採用した。モ

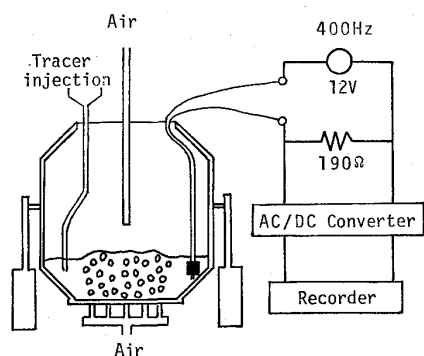


Fig. 1. Experimental apparatus of water model and set-up for measurement of tracer dispersion.

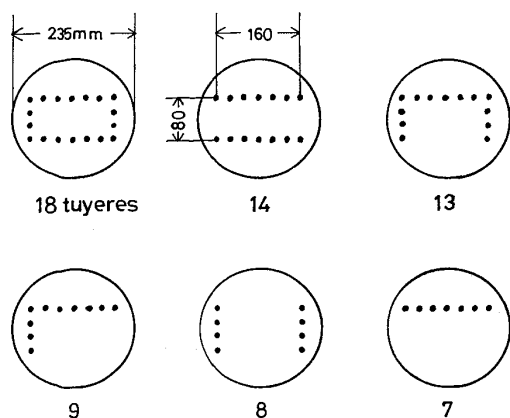


Fig. 2. Tuyere configurations examined.

デルを 20 倍に拡大したものが実炉だとすれば、基準状態はメタル重量 230 t、鋼浴深さ 136 cm、羽口内径 4 cm、18 本□型羽口配列に対応する。

実炉では羽口出口におけるガス線速度が音速 340 m/s (注1)で頭打ちとなつてゐること(10)を考慮し、(3)式の N'_{Fr} がモデルと一致するように実炉のガス流量を決めれば、モデルでのガス流量 126 Nl/min は、実炉における 700 Nm³/min の送酸速度と対応する。(注2)逆に実炉における 700 Nm³/min のガス流量を、CO 反応で 2 倍の体積に膨張することのみを考慮して、単純に縮尺率 1/20 でモデルに換算しなおせば 175 Nl/min となり、先の修正フルード数相似のガス流量と近い。そこでガス流量としては、これらの値を含む範囲で種々変えた。

同様に上述の上吹ランスを静止浴面から 7.5 cm 上に一定にセットした。175 Nl/min のガス流量で吹き込む場合を基準状態とする。モデルを 20 倍に拡大したものが実炉とすれば、ヒート・サイズ 230 t、鋼浴深さ 136 cm の転炉において、スロート径 5.4 cm の 4 孔ランスを浴面から 150 cm の位置にセットして、酸素流量 700 Nm³/min で吹錬する場合を相似している。

しかし、ガスジェットの減量は非線形であるので厳密には問題が残る。そこでモデルと実炉でのくぼみ深さを求めることにより相似性を再検討してみよう。

上吹きランスによる浴面のくぼみ深さを、モデルと実炉の両方で見積るには、(4)式が便利である(11)。

$$DU = \alpha (L + h^*) \sqrt{h^*} \dots\dots\dots (4)$$

ここに、 α は水で 0.416、溶鉄で 230.85 の定数、 U はノズル先端の見かけ速度 (cm/s)、 D はノズル径 (cm)、 L はランス高さ (cm)、および h^* はくぼみ深さ (cm)。(4)式よりランス傾斜角度 12° を無視して、くぼみ深さ h^* を算出すれば、モデルで 7.2 cm (浴深の 1.06 倍)、実炉で 121 cm (浴深の 0.89 倍) と与えられ、絶対値はともかくとして相対値でみる限り、モデルと実炉間の相似性は満足できる。すなわち、浴への運動量の伝達はモデル、実炉とも同程度と推定される。

3. 実験結果

3.1 鋼浴の均一混合時間

3.1.1 上吹きと底吹きの違い

ガス流量を変えて、上吹きと底吹きの均一混合時間を調べた。結果を Fig. 3 に示す。底吹きは 18 本□型羽口配列であり、浴深は 6.8 cm である。これより、上吹きでは約 100~200 s の混合時間であるのに対して、底吹きでは 23~26 s と上吹きの 1/4~1/8 と短く、底吹きガスによる攪拌効率はきわめてよい。

3.1.2 羽口数、配列および流量の影響

羽口の数と配列を変えて均一混合時間を調べた。結果を Fig. 4 に示す。ここに横軸の羽口 1 本当たりのガス流量は、全ガス流量が 175 Nl/min の時のみ意味がある。これより均一混合時間は、13 本□型羽口配列のとき最も短い。これは目視観察を勘案すれば炉内鋼浴流動がマクロな単一ループとなるととき、攪拌が最も強まることを示している。

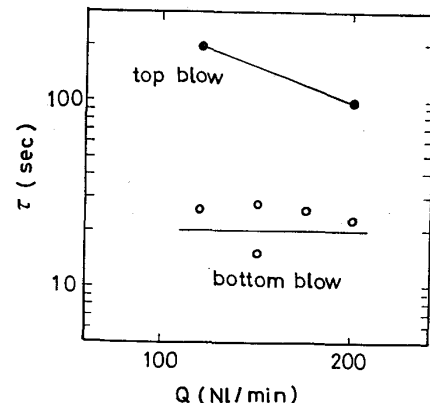


Fig. 3. Comparison of perfect mixing time between Q-BOP and LD, where the tuyere configuration of Q-BOP is of □ with 18 tuyeres and the bath depth is 68 mm for both cases.

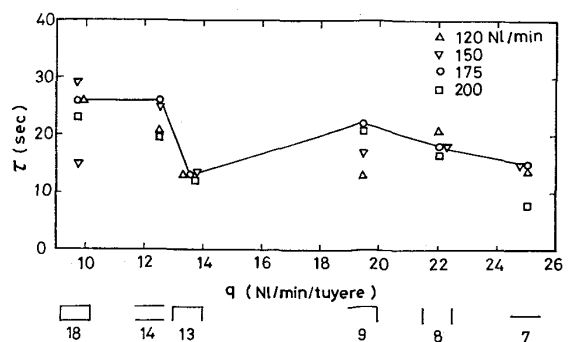


Fig. 4. Perfect mixing time vs. tuyere configuration relationship where individual gas flow rate on the abscissa is valid only when the total gas flow rate is 175 Nl/min. (bath depth; 68 mm).

(注1) 等エントロピ流れを仮定すると、羽口出口の温度はリザーバーの温度 (常温: 288°K) の 0.87 倍となり、音速は 3.17×10^4 cm/s と与えられるが羽口出口での高温の影響もあるので、ここでは 3.4×10^4 cm/s と仮定した。

(注2) 実炉 $M=32$ g/mol, $u=3.4 \times 10^4$ cm/s, $\rho_g=7$ g/cm³ およびモデル ($M=29$ g/mol, $\rho_g=1.29 \times 10^{-3}$ g/cm³) などとおいた。この時 $N'_{Fr}=2.69$ である。ガスが溶鋼中へ吹き込まれた場合には、CO 生成で 2 倍となり (300°K, 1 atm) から (1800°K, 1.5 atm) へ状態変化するので、さらに 8 倍に体積が膨張する。しかし羽口直上の火点では、吹き込んだ酸素ガスの大半が一旦 FeO などの金属酸化物となり、浮上過程で CO ガスに変化することも考えられているので、上記状態変化に伴う因子 8 倍はここでは無視した。

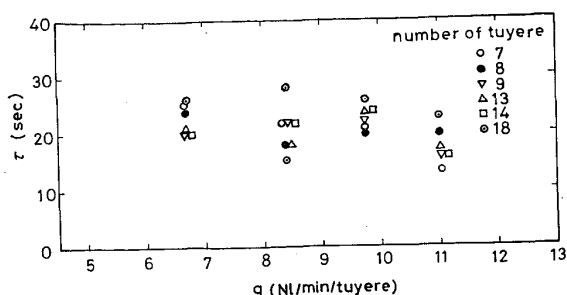


Fig. 5. Relationship between perfect mixing time vs. individual flow rate of tuyere where the number of tuyeres are varied as a parameter.

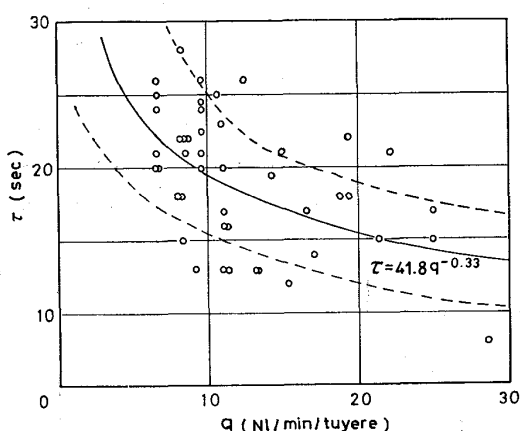


Fig. 6. Comprehensive relationship between perfect mixing time vs. individual gas flow rate of tuyere, where all data in Fig. 4 and Fig. 5 are reproduced.

同様に羽口 1 本当りのガス流量を種々変えて均一混合時間を調べた。結果を Fig. 5 に示す。ここに 18 本羽口のデータは Fig. 4 のデータと同一であるが、他は別個の測定値である。いま羽口配列を無視して、羽口 1 本当りのガス流量にのみ注目して、Fig. 4 および 5 の結果を一括して示せば、Fig. 6 のようである。これより羽口 1 本当りのガス流量、 q (NL/min/tuyere) の増加につれて、均一混合時間、 τ (s) は減少する傾向が明らかである。そこで、これら 45 個のデータを用いて、(5) 式の重相関解析を行った。

$$\ln \tau = a_0 + a_1 \ln q + a_2 \ln N \quad \dots\dots\dots (5)$$

ここに N は羽口数、 a_0 , a_1 , a_2 は定数である。

その結果、羽口数 N との相関はほとんどなく (t 値検定で 40% の危険率で有意)、右辺第 3 項は無視され、最終的に (6) 式を得た。

$$\ln \tau = 3.733 - 0.3304 \ln q \quad \dots\dots\dots (6)$$

ここに、(6) 式の r 値は -0.5025 と求まり (6) 式の相関係が 1% 以下の危険率で有意であることが判明した。

(6) 式を書直せば (7) 式となる。

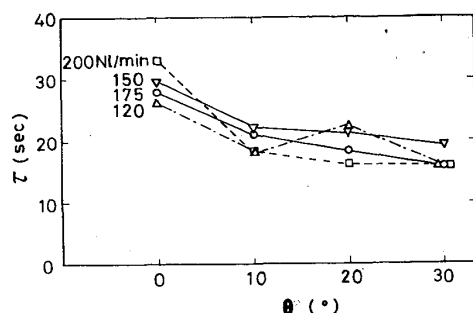


Fig. 7. Influence of vessel inclination on perfect mixing time, where total flow rate of gas is varied as a parameter. (bath depth; 50 mm).

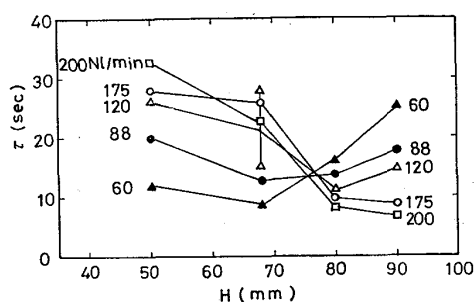


Fig. 8. Influence of bath depth on perfect mixing time, where total flow rate of gas is varied as a parameter.

$$\tau = 41.80 Q^{-0.33} N^{0.33} \quad \dots\dots\dots (7)$$

ここに、 Q は全ガス流量 (NL/min) である。Fig. 6 には (7) 式の関係を実線で、また $\pm 1\sigma$ の範囲を点線で示した。このように単純に羽口 1 本当りのガス流量で整理した際に、均一混合時間のばらつきは、平均値 19.7 s に対して ± 4.3 s と見積られる。

3.1.3 炉傾斜角、浴深の影響

Fig. 7 は各ガス流量について、ガス吹き込み中の炉傾斜角度と均一混合時間の関係を示している。ここに傾転軸は 18 本羽口配列 $\square$ の長辺と平行なトラス軸である。炉を傾斜することにより、各羽口配列において混合は速まる。これは上述の $\square$ 型羽口配列の混合がよいのと同じ理由によるのであろう。くわえて、炉を傾斜することによって、ガスの運動量の一部が水平成分となり、ガスの浴内滞留時間が長くなり、ガスと液間の運動量授受が効率よく進むためと考えられる。

Fig. 8 は均一混合時間におよぼす浴深の影響をみたもので、ガス流量をパラメータに示している。羽口は 18 本 $\square$ 型配列である。Fig. 8 よりガス流量を一定としたとき、均一混合時間を最小にする浴深が存在するようである。これは定性的には以下のごとく理解される。浴深が浅くなるとガス・ジェットは浴中を吹き抜ける。吹き

抜けの状態ではガスの運動量が十分に液に伝達されないため混合時間は長びく。たとえばガス流量が 88 Nl/min で浴深 5.0 cm の場合を考える。この時浴深は比較的浅く、ガス・ジェットは浴中をやや吹き抜けているので、ガス流量を 120 Nl/min, 175 Nl/min と順に増すと、吹き抜け現象はますます強まり、ガスの有する運動量は液側に十分伝達されず、いわば気液界面でスリップ現象を起こすため、混合時間もますます長びく。一方、ガス流量を一定にして浴深を増すと、吹き抜け現象を抑制できるため混合時間は短縮される。しかし浴深が 6.8 cm を越えてさらに深くなると、吹き抜け現象は全く消滅する反面、浴の体積も増大するため、混合時間も再び増加する。このように十分浴深がある領域、たとえば 9.0 cm では、当然予期されるように、ガス流量の増加に伴って混合時間 t も短縮する。

3.2 スラグ層内の混合

スチロール球の分散度から求めたスラグ層内の混合時間は、上吹きの場合、200 Nl/min の高ガス流量域でも、測定時間 3 min 以上を要したのに対し、底吹きでは以下に示すように有限の混合時間を有し、操作変数との間に定量的関係が見出された。

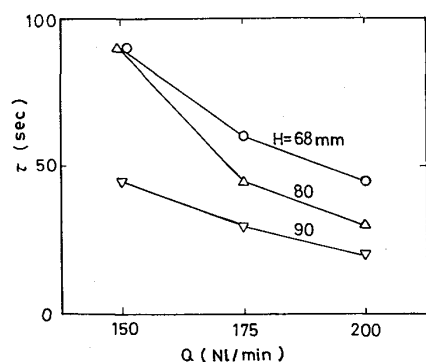


Fig. 9. Mixing time vs. gas flow rate relationship in slag layer of Q-BOP, where bath depth is varied as a parameter.

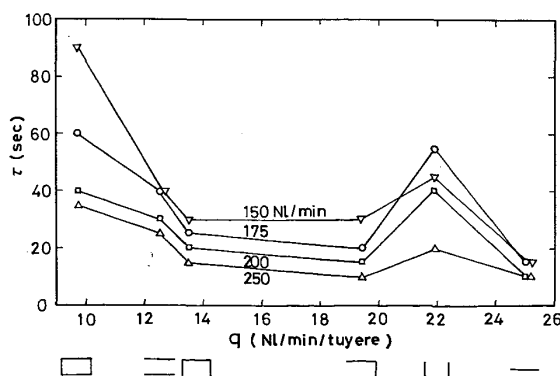


Fig. 10. Mixing time vs. tuyere configuration relationship in slag layer of Q-BOP.

Fig. 9 にスラグ層の混合時間とガス流量の関係を示す。羽口は 18 本□型配列である。これより浴深、ガス流量が増すほど混合時間が短くなっている。なお浴深が 5.0 cm と極端に浅いとスラグが炉壁周囲にリング状に停留し、混合はほとんど生じなかつた。

Fig. 10 はスラグ層の均一混合時間におよぼす羽口配列の影響を示している。鋼浴の混合がそうであつたように、非対称偏心羽口配列の方が、スラグ層内の混合もすみやかに進行する。とくに 18 本□型羽口配列および 8 本□型羽口配列では混合が遅れるが、これは後述するように鋼浴振動が生じているためである。

3.3 スラゲ・メタル間の物質移動

Fig. 11 はスラグに見立てた流動パラフィンから水へのβナフトールの移動速度を示している。羽口は 18 本□型配列、浴深は 6.8 cm である。ガス流量の増加とともに、移動速度も速くなる。同様に上吹きでの結果を Fig. 12 に示す。底吹き転炉に比べて、同一ガス流量での物質移動速度は非常に遅い。

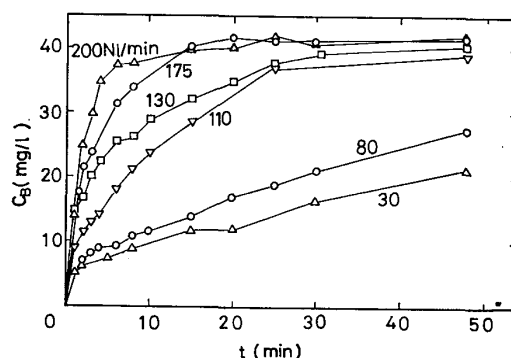


Fig. 11. Concentration change of naphthol in water extracted from liquid paraffin, which simulates the mass transfer between slag and metal in Q-BOP.

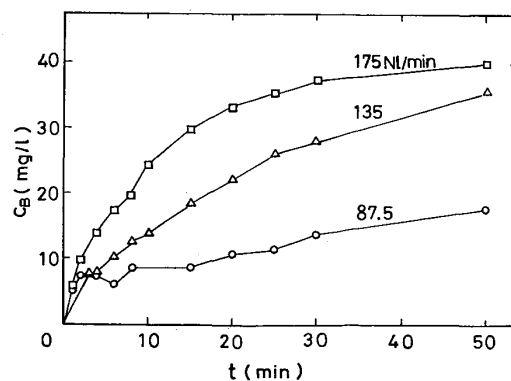


Fig. 12. Concentration change of naphthol in water extracted from liquid paraffin which simulates the mass transfer between slag and metal in LD.

いま水を基準にして、 β ナフトールの移動速度を表せば、次式のようになる。

$$V_B(dC_B/dt) = k_B \cdot a(C_B^* - C_B) \quad (8)$$

ここに、 V_B は水の体積 (cm^3)、 C_B は水の β ナフトール濃度 (g/cm^3)、 k_B は水側基準の総括物質移動係数 (cm/min)、 a は界面積 (cm^2)、 C_B^* は流動パラフィン中の β ナフトール濃度、 C_A と平衡する水中の濃度であり、両者とも十分稀薄であるので、(9)式が成立する。

$$C_B^* = h^* \cdot C_A \quad (9)$$

ここに h^* は定数である。

β ナフトールの物質収支式として(10)式が書ける。

$$C_A V_A + C_B V_B = \alpha^* \quad (10)$$

ここに V_A は流動パラフィンの体積、 α^* は定数である。

(8)、(9)および(10)式より C_B^* と C_A を消去して(11)式を得る。

$$dC_B/dt = m_1(m_2 - C_B) \quad (11)$$

ここに、

$$m_1 = (k_B a / V_B) \cdot (h^* V_B / V_A + 1) \quad (12)$$

$$m_2 = (h^* \alpha^* / V_A) / (h^* V_B / V_A + 1) \quad (13)$$

(11)式を初期条件 ($t=0$ で $C_B = C_{B1}$) の下で解くと、

$$(m_2 - C_B) / (m_2 - C_{B1}) = \exp(-m_1 t) \quad (14)$$

実験条件より、 $V_A = 1.0 \times 10^3 \text{ cm}^3$ 、 $V_B = 5.7 \times 10^3 \text{ cm}^3$ 、 $\alpha^* = 0.285 \text{ g}$ また均一混合後の β ナフトールの分配濃度から、 $h^* = 0.799$ と求めた。

結局、(14)式で実験結果を整理すれば、スラグ-メタル間の物質移動速度を定量的に示すパラメータ $k_B a$ が求まる。以下 $k_B a$ を物質移動容量係数と呼ぶ。そこでFig. 11, 12 の結果を(14)式により整理して $k_B a$ を求める。

C_{B1} は $t=0$ における水中の β ナフトール濃度で本来 0 となるべきであるが、ガスを吹き込む前に流動パラフィンを水面上に浮かべる際の攪拌により、少量の β ナフトールの移動があり $C_{B1} \neq 0$ となる。一例として Fig. 11 のデータを(14)式により整理すれば Fig. 13 を得る。これら直線の勾配を求め、(12)式に代入すれば、物質移動容量係数、 $k_B a$ が算出される。Fig. 14 にこうして求めた $k_B a$ とガス流量、 Q の関係を示す。図より明らかに、ガス流量が同じ場合、底吹き転炉の方が上吹き転炉より、スラグ-メタル間の物質移動はすみやかに進行する。したがって、スラグ-メタル間の熱力学的関係は、底吹きの方が上吹きよりも平衡に近い関係で推移すると推定される。

ガス流量が $80 \text{ NI}/\text{min}$ を越える場合、 $k_B a$ とガス流量、 Q の関係は以下のように定式化される。

$$\text{底吹き ; } k_B a = 3.49 \times 10^{-5} Q^{3.0} \quad (15)$$

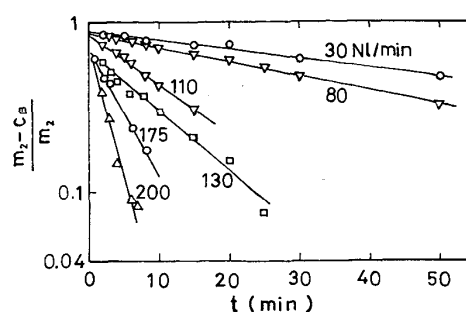


Fig. 13. Semi-logarithmic plot of normalized concentration change of naphthol in water extracted from liquid paraffin, where each slope corresponds to capacity coefficient of mass transfer.

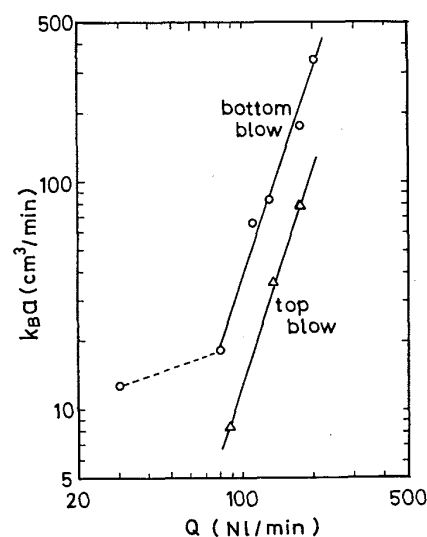


Fig. 14. Change of capacity coefficient of mass transfer where gas flow rates of Q -BOP and LD are varied.

$$\text{上吹き ; } k_B a = 1.53 \times 10^{-5} Q^{3.0} \quad (16)$$

Fig. 14 より底吹きの高ガス流量域において、 $k_B a$ 値は(15)式から推定される値よりも正に偏倚している。この理由はつぎのように考えられる。スラグ-メタル間の物質移動は主としてつぎの二つのサイトで進む。一つはメタル浴面上のスラグ-メタル界面 (サイト1) であり、いま一つは、メタル浴中にエマルジョン化したスラグ-メタル界面 (サイト2) である。ところで高ガス流量域では、スラグのほとんどがエマルジョン化するため、サイト1は消失し、サイト2だけの寄与となる。一方低ガス流量域では、サイト2に代わってサイト1の寄与が大となる。これが $30 \text{ NI}/\text{min}$ といった低ガス流量域で(15)式より正に偏倚する理由であろう。

つぎにスラグ体積の影響をしらべるため、スラグ/メタル体積比、 V_A/V_B を $0.1 \sim 0.3$ の範囲で変えて、先と同じ実験を行つた。羽口は 18 本□型配列である。結果

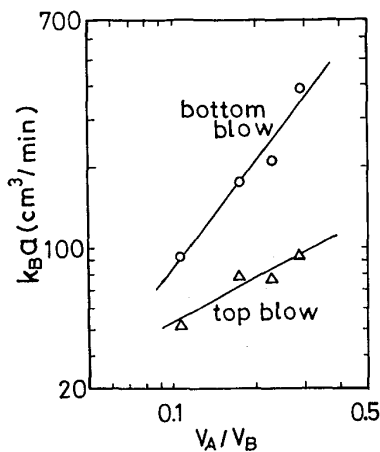


Fig. 15. Change of capacity coefficient of mass transfer, where ratio of slag and metal is varied.

を Fig. 15 に示す。これより k_{Ba} と V_A/V_B の関係式として、(17), (18) 式が求まる。

$$\text{底吹き; } k_{Ba} = 1.84 \times 10^3 (V_A/V_B)^{1.34} \quad (17)$$

$$\text{上吹き; } k_{Ba} = 1.77 \times 10^2 (V_A/V_B)^{0.53} \quad (18)$$

これより、底吹き、上吹きともスラグ体積を増した方がスラグ-メタル間の物質移動が大となることが明らかである。これはスラグ体積の増加とともに、エマルジョン化によるサイト 2 の寄与もますます大きくなることを意味している。しかし、上吹き法の場合には、スラグ体積の増加とともに k_{Ba} の増加率は減少する。これはスラグ体積の増大により、メタル中へのガスの運動量の伝達が阻害されるためであり、底吹き法と最も異なる点であると考えられる。

4. 考 察

4.1 底吹き転炉鋼浴の均一混合時間

(7) 式で示される水モデル実験結果によれば、炉底羽口を増すと、一定ガス流量での混合時間はむしろ長びく。その理由は、単純に考えるとノズル数を増すほど完全混合槽に近づくものと考えやすいが、むしろ多数の羽口の導入により、底吹き転炉鋼浴は羽口の数だけのセルに分割され、それぞれのセル内の混合は迅速であるが、セル間の混合は緩慢であり、多数の羽口が見掛け上個々の反応室を有しているかのごとく振舞うためと考えられる。この現象は、すでに銅精錬用の PS 転炉において著者らが指摘した現象とも一致する¹²⁾。

著者らはすでに取鍋内溶鋼のガス攪拌において、均一混合時間は以下のごとく推算できることを示した¹³⁾。

Fig. 16 にガス攪拌中の取鍋の模式図を示す。

気泡 1 個によつてなされる仕事の微分量 dw はガスの

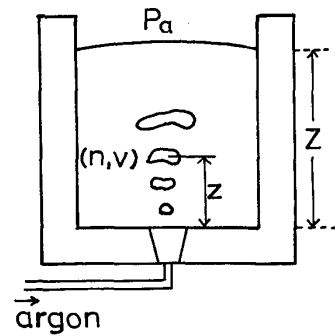


Fig. 16. Schematic representation of argon-stirred ladle.

浮力による仕事と膨張による仕事に分けられ、次式で与えられる。

$$dw = v \rho_e g dz + P dv \quad (19)$$

ここに、 v は気泡の体積、 P は z の高さでの圧力、 ρ_e は溶鋼密度、 g は重力加速度である。

理想気体則を適用すれば(19)式は(20)式となる。

$$dw = 2nRT/[P_a + \rho_e g(Z-z)] \cdot \rho_e g dz \quad (20)$$

ここに、 n は気泡 1 個のモル数、 R は気体定数、 T は絶対温度および P_a は大気圧、 Z は鋼浴深さである。(20) 式を $z=0$ で $w=0$ の境界条件を使つて積分すれば(21) 式を得る。

$$w = 2nRT \ln [1 + Z/148] \quad (21)$$

単位時間、1 s あたりに持ち込まれる気泡全数、 N^* をかけて、

$$N^* w = (2QRT/22.4/60) \ln [1 + Z/148] \quad (22)$$

ここに Q はガス流量 (Nl/min) である。

したがつて、吹き込みガスによつて与えられる攪拌エネルギー密度の供給速度、 $\dot{\epsilon}$ (W/t steel) は最終的に(23) 式となる。

$$\dot{\epsilon} = (0.0285QT/Wg) \log [1 + Z/148] \quad (23)$$

ここに、 Wg は溶鋼重量 (t) である。

しかるに、いま考えている底吹き転炉ではガスの初速度が大きいため、(23) 式で考慮したガスの膨張と浮力による仕事と同様に、運動エネルギーの効果も無視できない。いま運動エネルギー密度の供給速度を $\dot{\epsilon}_k$ と書けば、これは次のように与えられる。

$$\begin{aligned} \dot{\epsilon}_k &= \{1/2(\rho_g u S) u^2 / W_g\} 10^{-7} \\ &= 3.72 \times 10^{-11} Q M u^2 / W_g \\ &= 2.06 \times 10^{-17} Q^3 M^3 / (W_g S^2 \rho_g) \quad (24) \end{aligned}$$

ここに、 S は羽口全断面積 (cm²) である。(24) 式の導出に際しては(2) 式を採用した。

結局(23), (24) 式の和として底吹き転炉内鋼浴の攪拌エネルギー密度の供給速度が求められる。

さて、取鍋内ガス攪拌に限らず、RH, ASEA-SKF

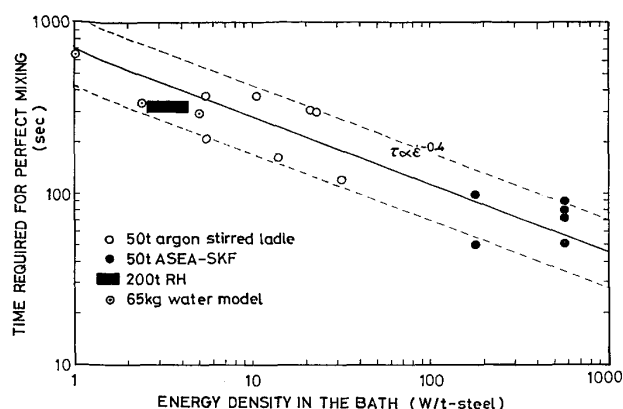


Fig. 17. Functional relationship between time required for complete mixing time τ and rate of dissipation of energy density $\dot{\epsilon}$ in various steel processing operations.

プロセスなども含めて、上述のように計算によつて求める $\dot{\epsilon}$ と実測により求まる均一混合時間 τ の間には、Fig. 17 に示されるように、単純な経験式(25)が成立する¹³⁾。

$$\tau \text{ (s)} = 800 \dot{\epsilon}^{-0.40} \dots\dots\dots (25)$$

そこで、今回のモデル実験の一例として、18 本□型羽口配列において、 $Q=175 \text{ Nl/min}$ 、 $Z=6.8 \text{ cm}$ 、 $T=300^\circ\text{K}$ 、 $W_g=4.1 \times 10^{-3} \text{ t}$ なる条件下での均一混合時間を、(23)、(24)および(25)式より推算する。まず(23)式を水系に修正した次式

$$\dot{\epsilon} = (0.0285 Q T / W_g) \log[1 + X/1034] \dots (23)'$$

より、

$$\dot{\epsilon} = 1039 \text{ (W/t water)} \dots\dots\dots (26)$$

モデル実験では浴の静圧も小さく、 ρ_g は標準状態で近似できる。この時、 $\rho_g=1.29 \times 10^{-3} \text{ g/cm}^3$ 、 $u=5.16 \times 10^3 \text{ cm/s}$ 、 $M=29 \text{ g/mol}$ 、 $S=0.565 \text{ cm}^2$ 、 $W_g=4.1 \times 10^{-3} \text{ t}$ である。ので、(24)式より、

$$\dot{\epsilon}_k = 1222 \text{ (W/t water)} \dots\dots\dots (27)$$

結局、(26)、(27)式を加算した。

$$\dot{\epsilon} = 2261 \text{ (W/t water)} \dots\dots\dots (28)$$

を(25)式に代入して、 $\tau=36.4 \text{ s}$ と求まる。ところで Fig. 17 に点線で示したように、経験式(25)の関係にはかなりのばらつきがある。この点線を延長して、いま問題とする $\dot{\epsilon}=2261 \text{ (W/t)}$ における τ のばらつきの範囲を求めると、 $\tau=21 \sim 52 \text{ s}$ と求まる。一方、今回の実験式(7)より求まる均一混合時間は $\tau=19.7 \text{ s}$ であつた。実験結果で述べたように、今回の均一混合時間の測定精度は、たとえば 19.7 s に対して $\pm 4.3 \text{ s}$ のばらつきがある。以上の結果より、均一混合時間の実測値 19.7 s と計算値 36.4 s にはかなりの隔たりがあるが、両者のばらつきを考慮するなら、今回の実験式より求まる 19.7 s は経験式(25)より求まる値の下限付近にあるので、ば

らつきの範囲内におさまっているとみてよいであろう。

上述の精度の下で、230 t 実炉における均一混合時間も(23~25)式および Fig. 17 から推定可能となつた。実炉の条件として $w_g=230 \text{ t}$ 、 $Q=700 \times 10^3 \text{ Nl/min}$ (注³⁾)、 $Z=136 \text{ cm}$ 、 $u=3.4 \times 10^4 \text{ cm/s}$ 、 $M=32 \text{ g/mol}$ 、 $T=1873^\circ\text{K}$ などを代入して、(23)式より $\dot{\epsilon}=91972 \text{ (W/t Steel)}$ 、(24)式より $\dot{\epsilon}_k=4188 \text{ (W/t steel)}$ 、これらを加算して得られる $\dot{\epsilon}=96160 \text{ (W/t steel)}$ を(25)式に代入して、 $\tau=8.13 \text{ s}$ と求まる。一方、Fig. 17 よりばらつきの範囲を求めると $\tau=4.9 \sim 12 \text{ s}$ となる。すなわち、230 t Q-BOP では、本論文の定義による均一混合時間は、 $8.5 \pm 3.5 \text{ s}$ と著しく短く、浴内の均一性がうかがわれると同時に、トレーサ実験では添加から溶解までの時間が誤差となり測定がきわめて困難であることを示唆する。

4.2 上吹き転炉鋼浴の均一混合時間

底吹き転炉と比較してガス・メタル間の運動量移動が十分に進みにくい上吹き転炉では、均一混合時間の理論的予測がむづかしい。そこで以下に述べるように、既往文献を参考に、二、三の観点から検討した。

岡野ら¹⁴⁾は 200 t LD 転炉について鋼浴の脱炭反応モデル式を立てた。彼らは、実測された脱炭速度から、未定パラメータとしてモデル式に含まれる炉内溶鋼の循環流量を 320 t/min と推定した。この時の吹錬条件はランス高さ、 150 cm 、送酸流量、 $Q_{O_2}=570 \text{ Nm}^3/\text{min}$ 、ランス形状、 $4 \text{ 孔} \times 3.5 \text{ cm} \phi \times 12^\circ$ などである。これより 1 循環に要する時間、 τ_1 は 38 s と与えられる。先と同じように均一混合時間、 τ_2 を定義すれば、LEHNER¹⁵⁾に従つて、

$$\tau_2 = 3\tau_1 = 116 \text{ s} \dots\dots\dots (29)$$

と与えられる(注⁴⁾。

一方、CHATTERJEEら¹⁶⁾は 6 t LD でトレーサに Au^{198} を用いて混合時間、 τ_3 を測定して、つぎの値を得た。

$$\tau_3 \cong 125 \text{ s} \dots\dots\dots (30)$$

この時の吹錬条件は、 $Q_{O_2}=13 \sim 15 \text{ Nm}^3/\text{min}$ 、ランス高さ $30 \sim 60 \text{ cm}$ 、などである。

FLINN ら¹⁷⁾は上吹きランスからのガス・ジェットにより鋼浴面に形成されるくぼみ深さを実測し、信頼性の高い次式を提出した。

$$h_0 = 1.5(P_0 D^* / h_0^{1/2}) + 1.5 \dots\dots\dots (31)$$

ここに、 h_0 はへこみ深さ (in)、 P_0 はノズルでの圧力 (psi)、 D^* はスロート径 (in) および L_0 はランス高さ

(注³⁾ CO反応により(23)式の Q はこれの 2 倍とした。

(注⁴⁾ LEHNER が引用した Ellmans Encyklopadie d Thehn. Chemie, Bd 1, p. 2~5 では、循環流れの攪拌槽において百分率で表示した不均一度が i となるのに要する時間 $\tau_{b,1}$ と循環時間 τ_0 の間に $\tau_{b,1}/\tau_0 = \ln(100/i)$ が成り立つとしている。本論文で定義される均一混合時間は $\tau_{b,1}=\tau_{0,5}$ に相当するので上式により $\tau_2=3\tau_1$ となる。

(in)である。

ガス・ジェットの拡がり角 (cone angle) を 2θ とすれば、

$$\tan \theta = 0.214 \quad \dots\dots\dots (32)$$

と与えられる¹¹⁾ので、(32)式とランス高さから、浴面上でのガス・ジェットの拡大径を計算できる。

そこで CHATTERJEE らの実験条件は $D^* = 0.61$ (in), $P_0 = 107.3$ (psi), $L_0 = 17.72$ (in) などである。さらにへこみ部分を逆円すい形で近似すれば、以下の値が得られる。 $h_0 = 55.4$ cm, $\delta V = 6.28 \times 10^3$ cm³, $V = 8.57 \times 10^5$ cm³ および $\delta V/V \equiv \phi_6 = 7.33 \times 10^{-3}$ 。ただし、 δV はへこみ部の体積、 V はメタルの密度を 7 g/cm³ とした時の鋼浴の体積である。

同様に岡野らの 200 t LD における実験条件では、 $D^* = 1.38$ (in), $P_0 = 214$ (psi), $L_0 = 59.1$ (in) となるので、以下のパラメータが得られる。 $h_0 = 143$ cm, $\delta V = 6.84 \times 10^5$ cm³, $V = 2.9 \times 10^7$ cm³ および $\delta V/V \equiv \phi_{200} = 0.0236$ 。

LD 転炉の場合、攪拌エネルギーはへこみ領域 δV に集中し、それを鋼浴体積 V が均等にわち合うので、攪拌エネルギー密度の供給速度、 $\dot{\epsilon}$ は近似的に $\delta V/V$ に比例すると仮定できる。

$$\dot{\epsilon} \propto \delta V/V \equiv \phi \quad \dots\dots\dots (33)$$

そこで、CHATTERJEE らの測定した均一混合時間 125 s を信用して、(33)式から岡野らの 200 t 転炉における混合時間を演繹すれば、(34)式のごとく求まる。

$$\tau = 125(\phi_6/\phi_{200})^{0.40} = 78.3 \text{ s} \quad \dots\dots\dots (34)$$

結局 2 種類の方法で求めた均一混合時間は、(30)、(34)式より、 200 t LD で $\tau = 78.3 \sim 116$ s といった値と推定された。この値は、先の 230 t Q-BOP の均一混合時間 8.1 s に対して、約 $10 \sim 14$ 倍長く、今回のモデル実験で得られた上吹きと底吹き間の傾向と一致する。

4.3 スラグ層内の混合

メタル浴の攪拌の違いを反映して、スラグ層の攪拌も底吹きの方がはるかに迅速である。ところで同じ底吹きでも、 18 本□型羽口配列あるいは 8 本□型配列の場合、スラグ層の攪拌がやや遅延する。これは別報¹⁸⁾で詳述するように、鋼浴面が、あたかも U 字管内の液面の振動に類似した振動現象を生じ、極言すればスラグ層も 2 分割され互に孤立するためである。とくに本実験のように、固体球の物理的混合を測定する方法では、この現象による混合のわるさが、強調されすぎたようである。

4.4 スラグ-メタル間の物質移動

炉内で進む冶金反応を考える際に最も重要な点は、メタル、スラグそれぞれの攪拌の結果として生じるスラ

グ-メタル間の物質移動速度の大きさである。(15)、(16)式で簡潔にまとめられた物質移動容量係数、 k_{Ba} の底吹きと上吹き法のちがいから、底吹き法の k_{Ba} 値が、同じガス流量の上吹き法より 2、3 倍大きなことがわかる。実際には、同じ送酸速度でも、脱炭最盛期を考えると、底吹きでは 2 倍の CO ガスが確実に攪拌に寄与するのに対して、上吹きではそこまで期待できないので、上述の k_{Ba} の値の差はさらに大きくなる。

(15)、(16)式によれば、底吹き、上吹きを問わず物質移動容量係数がガス流量の 3 乗に比例して増加しており興味深い。Fig. 14 より明らかなように、この関係は限られたガス流量範囲でのみ成立つようである。3 乗に比例する理論的根拠は明らかでない。

以上の考察から明瞭なように、底吹き転炉内の攪拌は著しく強く、従来 LD 転炉で認められていたようなスラグのメタルに対する過酸化度は、底吹き転炉の場合直ちに解消し、スラグ/メタルの物質分配は、LD 転炉よりもはるかに熱力学的平衡分配に近づいているであろうこと、および鋼浴内の不均一がきわめて少ないことなどが明らかである。

5. 結 言

コールド・モデルを用いて底吹き転炉内混合現象を、上吹き転炉と対比しつつ定量的に調べた。メタル浴として水を、スラグとして流動パラフィン、固形のスチロール球などを、またガスとして空気を用いた。転炉は透明アクリル製である。底吹き、上吹き法とも約 200 t 規模の実炉での脱炭吹錬を縮尺 $1/20$ で相似させて実験した。

(1) 上吹き法では約 $100 \sim 200$ s を要するトレーサの均一混合時間が、底吹き法では $23 \sim 26$ s と短く、底吹きガスによる攪拌効率はいきわめてよい。

(2) 羽口数、 N 、ガス流量、 Q (Nl/min) と均一混合時間、 τ (s) 間には、 $\tau = 41.80(Q/N)^{-0.33}$ なる実験式が見出された。これより混合は、羽口 1 本当たりのガス流量が増すほど速まることが明らかとなった。

(3) 炉の傾斜角を増したり、比較的浅い浴深を深くすることは、気-液間の運動量移動効率を増すため、均一混合時間の短縮に有効である。

(4) 8 本□型羽口配列のような偏心羽口により、鋼浴は大きな単一ループで循環するようになり、均一混合時間は短くなる。

(5) スラグ層内の混合も、底吹きの方が上吹きよりはるかに強く、ガス流量の増加とともに混合速度も速まる。

(6) 流動パラフィンから水への β ナフトールの移動速度を調べて、スラグ/メタル間の物質移動容量係数、 $k_B a$ を定量化した。底吹き法の $k_B a$ は上吹き法より、同一ガス流量で2, 3倍大きかった。実効ガス流量の違いから、その差はさらに広がる。

(7) 均一混合時間 τ と攪拌エネルギー密度間に成立つ経験式から、175 Nl/minの底吹き法について、 $\tau = 36.4$ sと求まるが、ばらつきを考慮すれば $\tau = 21 \sim 52$ sとなる。これより実験値19.6 sは経験式の下限付近にあるのでばらつきの範囲内におさまっているとみてよい。そこで230 t Q-BOPについても計算を行い、送酸流量700 Nm³/minの下で $\tau = 8.1$ sを得た。一方200 t LDについても推定値とし $\tau = 78 \sim 116$ sを得た。両者の違いは、本モデル実験の傾向とよく一致する。

(8) 以上のように、上吹き転炉に比較して、底吹き転炉内の攪拌は数段に優れており、スラグ/メタル間の熱力学的非平衡は小さい。したがって、上吹き転炉にみられるようなメタルに対するスラグの過酸化度は存在しないものと推察される。底吹き転炉炉内反応の特徴については、上吹きと対比しつつ別の機会に報告するが、基本的には上記混合の違いが、上吹きと底吹きにおける炉内反応の違いの大部分を説明しているようである。

記 号

a : β ナフトール水間の界面積 (cm²)
 C_A : 流動パラフィン中の β ナフトール濃度 (g/cm³)
 C_B : 水中の β ナフトール濃度 (g/cm³)
 C_B^* : C_A と平衡する水中の β ナフトール濃度 (g/cm³)
 D : ノズル径 (cm) D^* : ノズルのスロート径 (in)
 d : 羽口内径 (cm) g : 重力加速度 (cm/s²)
 H : 鋼浴深さ (cm) h^* : へこみ深さ (cm)
 h_0 : へこみ深さ (in)
 k_B : 水側基準の総括物質移動係数 (cm/min)
 L : ランス高さ (cm) L_0 : ランス高さ (in)
 M : 気体分子量 (g/g mol) N : 羽口数 (tuyere)
 N'_{Fr} : 修正フルード数 (—)
 N^* : 1 s間に持ちこまれる気泡全数 (個/s)
 n : 気泡1個のモル数 (mol)
 P : 高さ Z での圧力 (dyn/cm²)
 P_a : 大気圧 (dyn/cm²) P_0 : ノズル圧力 (psi)
 Q : 気体流量 (Nl/min)
 q : 羽口1本あたりの気体流量 (Nl/min/tuyere)
 R : 気体定数 (dyn·cm/mol·°K)
 S : 羽口全断面積 (cm²)
 T : 絶対温度 (°K) t : 時間 (min)
 U : ノズル先端での見かけ速度 (cm/s)

u : ガス線速度 (cm/s)
 V : メタルの体積 (cm³)
 V_A : 流動パラフィンの体積 (cm³)
 V_B : 水の体積 (cm³)
 v : 気泡1個の体積 (cm³) W_g : 溶鋼重量 (t)
 w : 気泡1個によつてなされる仕事 (erg)
 z : 羽口出口からの高さ (cm)
 α^* : β ナフトールの重量 (g)
 δ_v : へこみ部体積 (cm³)
 $\dot{\epsilon}$: 攪拌エネルギー密度の供給速度 (W/t steel)
 $\dot{\epsilon}_k$: 運動エネルギー密度の供給速度 (W/t steel)
 ϕ : ($=\delta_v/V$)
 θ : ガスジェットの拡がり角の1/2 (rad)
 ρ_g : 気体密度 (g/cm³) ρ_l : 液体密度 (cm³)
 τ : 均一混合時間 (s)

文 献

- 1) G. McMANUS: Iron Age, 5 (1979), March p. 7
- 2) 佐野正道, 森 一美: 鉄と鋼, 90(1974), p. 348
- 3) 佐野正道, 森 一美, 佐藤哲郎: 鉄と鋼, 63 (1977), p. 2308
- 4) 佐野正道, 森 一美: 鉄と鋼, 64(1978), p. 1714
- 5) 佐野正道, 森 一美: 鉄と鋼, 65(1979), p. 1140
- 6) 近藤幹夫, 藤井徹也, 江島彬夫: 学振 19 委-9894, (1975)
- 7) 稲田爽一, 渡辺哲弥: 鉄と鋼, 63(1977), p. 37
- 8) J. K. BRIMACOMBE, E. S. STRATIGAKOS, and P. TARASSOFF: Met. Trans., 5 (1974), p. 763
- 9) A. ETIENNE: C. R. M. Report, No. 43, (1975), June p. 13
- 10) 例えば, 中西恭二: 鉄鋼工学セミナー, (1979), p. 54 [日本鉄鋼協会]
- 11) 瀬川 清: 鉄冶金反応工学, (1969), p. 114 [日刊工業新聞社]
- 12) 中西恭二, J. SZEKELY: 学振 19 委-9895, (1975)
- 13) K. NAKANISHI, T. FUJII, and J. SZEKELY: Ironmaking and Steelmaking, (1975) 3, p. 193
- 14) S. OKANO, J. MATSUNO, H. OOI, K. TSURUOKA, T. KOSHIKAWA, and A. OKAGAKI: Proc. of International Conference on the Science and Technology of Iron and Steel, Trans. ISIJ, (1971), Part I, p. 227
- 15) T. LEHNER: McMaster University Conference Proceedings, ed. by J. S. KIRKALDY (1979), p. 7-1 [McMaster University Press, Canada]
- 16) A. CHATTERJEE, N. O. LINDFORS, and J. A. WESTER: Ironmaking and Steelmaking, (1976), 1, p. 21
- 17) R. A. FLINN, R. D. PEHLKE, D. R. GLASS, and P. O. HAYS: Trans. Met. Soc. AIME, 239 (1967), p. 1776
- 18) 加藤嘉英, 中西恭二: 鉄と鋼, 投稿中