

論 文

底吹き羽口の最適設計のための気-液
間流動現象の解析加藤 嘉英*・野崎 努^{*2}・中西 恭二^{*3}
藤井 徹也*・江見 俊彦^{*2}Model Study of Gas-liquid Momentum Transfer to Design Optimum
Tuyere Dimension for Bottom and Top/Bottom Blown ConvertersYoshiei KATO, Tsutomu NOZAKI, Kyoji NAKANISHI,
Tetsuya FUJII, and Toshihiko EMI

Synopsis :

Cold and hot model experiments on the gas-liquid momentum transfer have been carried out to optimize the relationship among gas flow rate (Q), diameter (d), and number (N) of tuyeres through which gas is blown into the steel melt. Cylindrical and converter-type vessels were used for cold model experiments, and 5t test converter in hot metal experiments. Particular attention has been paid to investigating the leakage of liquid into submerged tuyeres, swelling of bath surface, spitting and drilling of gas jet through bath.

Critical condition for the occurrence of leakage of liquid into the tuyere is given by constant Froude number, calculated from the critical cold and hot model data with temperature correction. The semi-empirical equation for the swelling of bath surface is derived that involves energy dissipation rate and bath depth. A multiple regression analysis of the amount of spitting observed in cold model experiment has been done to find the influence of operational variables. A momentum balance between the dynamic pressure of the gas jet and the ferrostatic pressure of the bath has been examined to predict the drilling of gas jet through the bath.

From above observation, a region on Q/N vs. d coordinates where neither leakage of liquid nor drilling of gas jet occurs has been determined and also a method has been given to optimize the relationship among Q , N , and d for satisfactory bottom blowing operation.

1. 緒 言

鉄鋼精錬に強攪拌を利用する試みは、例えば純酸素底吹き転炉 (Q-BOP) におけるように数々の治金的、経済的效果を生んでいる。この結果、攪拌を見直す気運が高まり、純酸素上吹き転炉 (LD 転炉) に攪拌の効果を取り入れた上底吹き転炉が発展した。さらに、ガスや粉体を溶鉄中に吹き込んで精錬するインジェクション冶金の工業化と基礎研究も盛んになった。

しかし、転炉操業上最も基本的な底吹き羽口の最適設計についての研究はほとんどなく、従来から羽口径、羽口本数、羽口 1 本あたりのガス流量などを経験的に定めてきた。これらは、本来気体および液体が介在する流動現象を総合的に把握した上で決定しなければならない。

そこで、著者らは羽口の最適設計のため、i) 底吹き

羽口への溶鋼侵入、ii) 底吹きガスによる浴面の盛り上がり、iii) スピットィング、iv) 吹き抜けの 4 つの現象に着目した。

溶鋼侵入に関する研究は化学工学の分野でウィーピングとして知られ、McCANN et al¹⁾ による解析や赤木ら²⁾ による多孔板を用いた実験など多数存在する。しかし、水銀や溶鉄などの熔融金属を用いて調べた例は、丸川ら³⁾ による取鍋内でのガスバブリング時に生じるノズルづまりの研究のみである。

浴面の盛り上がりは特にフリーボードの小さい容器などで、周期的な鋼浴の振動⁴⁾ とともに操業上重要な制御要因となる。

スピットィングの定量化は、それが激しければ操業に支障をきたし、鉄歩留りも低下するので重要である。これに関する研究として ETINNE⁵⁾、甲斐ら⁶⁾ による底吹

昭和 57 年 9 月本会講演大会にて発表 昭和 58 年 5 月 20 日受付 (Received May 20, 1983)

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

*² 川崎製鉄(株)技術研究所 理博 (Research Laboratories, Kawasaki Steel Corp.)

*³ 川崎製鉄(株)技術研究所水島研究部 工博 (Mizushima Research Dept., Research Laboratories, Kawasaki Steel Corp.)

き転炉の水モデル実験がある。

鋼浴内をガスが連続相のまま通過する、いわゆる吹き抜けはスピittingを著しく増すとともに、底吹きガスの反応効率を低下させるために操業が実質上不可能となる。

これらの現象を定量的に把握し、底吹き羽口の最適設計条件を考察する。

2. 実験方法

底吹き羽口から溶鋼中に噴射された浸漬ガスジェットの模式図は Fig. 1 のようである。①溶鋼侵入、②浴面の盛り上がり、③スピitting、④吹き抜け、のモード、ホットモデル実験方法を以下に示す。

2.1 溶鋼侵入

コールドモデル実験装置の概略を Fig. 2 に示す。内径 0.3m、高さ 1m の透明アクリル製円筒容器で、上部に蓋を取りつけ密閉可能とした。実験条件を Table 1 に示す。吹き込みガスは圧搾空気である。長さ 0.5m の羽口内径は 0.005, 0.01, 0.015, 0.02m の 4 種類、容器内圧力は 0.34~1.3 atm、液の種類は水、エタノール、エタノール水溶液 (50% aq.)、グリセリン水溶液

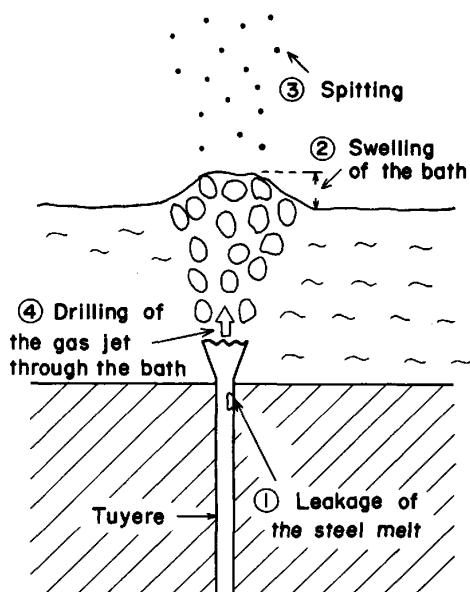


Fig. 1. Schematic representation of gas jet introduced through a tuyere at the bottom of the bath.

Table 1. Experimental conditions for leakage of liquid into a tuyere.

Kind of liquid	Pressure inside the vessel (atm)	Nozzle diameter (m)
Water	0.34	0.005
Glycerine aq. (33%, 67%)	0.74	0.01
Ethanol aq. (50%)	1.0	0.015
Ethanol, Mercury	1.3	0.02

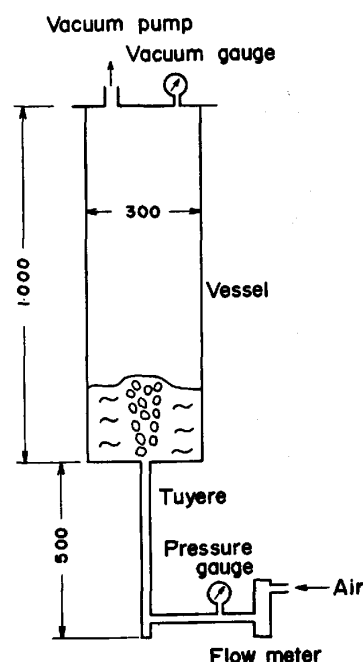


Fig. 2. Experimental setup for the measurement of leakage of liquid into a tuyere and swelling of bath surface.

(33%aq., 67%aq.)、水銀である。水銀以外の液の浴深さは 0.2m、水銀のそれは 0.1m でありその上に水を 0.1m のせた。

底吹き羽口への液の侵入の有無は目視判定によつた[†]。すなわち、液の侵入が生じるガス流量から順次流量を増し、15min 経過しても液の侵入がない時の流量を最低ガス流量とした。

5t 底吹き試験転炉を用いたホットモデル実験において、羽口本数は 6 本、2 重管羽口の内管内径は 0.013m とした。溶銑装入量は約 5t で、目標吹止炭素濃度は 0.03% とした。酸素ガス流量は吹錬中一定とし、その設定値を溶鋼が羽口へ侵入するまで実験ごとに減少させた。設定流量範囲は 8~23 Nm³/min である。

2.2 浴面の盛り上がり

浴面の盛り上がり高さは Fig. 2 のコールドモデル実験装置で水と圧搾空気を用いて調べた。羽口径は 0.0025m、水深は 0.2~0.6m、ガス流量は 0.0025~0.1Nm³/min、容器内圧力は 0.04~1.0 atm とした。浴面の盛り上がり高さは、Fig. 1 に示したように周囲の液表面に対する盛り上がり部位の高さとして、容器に付した目盛りにより測定した。

2.3 スピitting

実験に用いた透明アクリル製転炉模型⁷⁾ (炉底径

[†] 液侵入の判定は、水銀の場合アクリル製羽口内に液滴が浮遊しはじめる状態とし、他の液では羽口内壁に液または液滴が付着するか否かによつた。

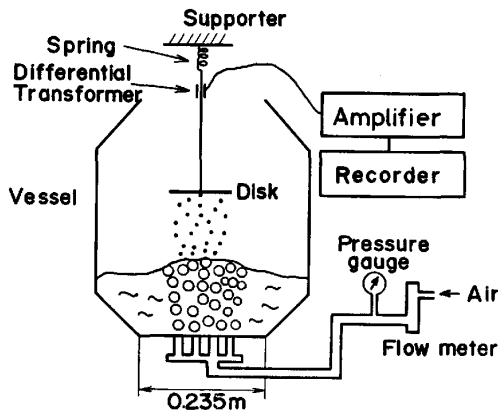


Fig. 3. Experimental setup for the measurement of spitting.

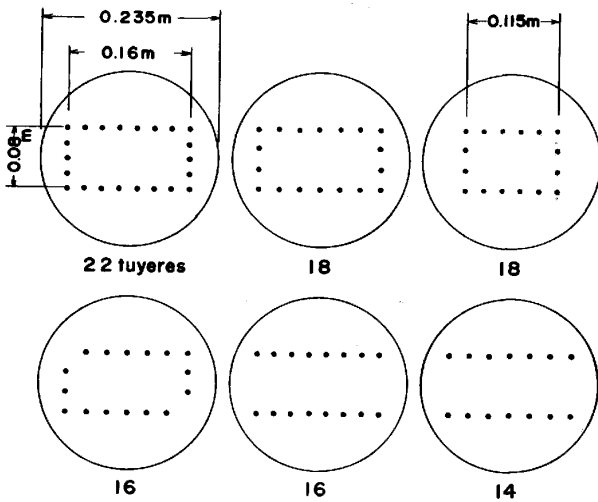


Fig. 4. Tuyere arrangements examined for the measurement of spitting.

0.235m) とスピットング測定回路の概略図を Fig. 3 に、使用した羽口配列と羽口本数を Fig. 4 に示す。羽口本数は 14~22 本、浴深さは 0.05~0.08m、ガス流量は 0.12~0.2 Nm³/min、羽口径は 0.002m 一定とした。

スピットング量は 120 s 間の差動トランスの電圧変化から求めた。鉄製の水滴捕集盤 (直径 0.08m) を固定端からバネを介して設置し、下面に水滴を付着させる。その位置は炉底から 0.18m 上方である。付着した水滴による重量変化を電圧変化として計測した。重量変化と電圧変化は比例関係にある。また、120 s の測定時間において付着した水滴の落下は観察されなかつた。

2.4 吹き抜け

5 t 底吹き試験転炉を用いて吹き抜けを調べた。設定酸素ガス流量は 23 Nm³/min 一定とし、溶銑装入量を各実験につき 2.8, 3.8, 4.2, 5.0 t と変化させた。吹き抜けの判定は冷却ガスとして底吹き羽口から吹き込むプ

ロパンガスが炉内の排ガス中に検出されるか否かによつた。なお、プロパンガス流量は 1.38 Nm³/min、羽口本数 6 本、羽口内管内径 0.016m である。

3. 実験結果

3.1 溶鋼侵入

3.1.1 羽口径、液密度、容器内圧力の影響

コールドモデルにおける羽口内への液の侵入が生じない最低ガス流速 U_w (m/s) (以下、限界流速と呼ぶ) と羽口径 d (m) の関係を、液密度 ρ_l (kg/m³) をパラメータとして Fig. 5 に示す。同一液体では d を増すほど、同一羽口径では ρ_l を大きくするほど U_w が増加する。 U_w と d , ρ_l の間にはそれぞれ以下の関係が成立する。

$$U_w \propto d^{0.5} \dots \dots \dots (1)$$

$$U_w \propto \rho_l^{0.5 \sim 0.6} \dots \dots \dots (2)$$

Fig. 6 に、液を水とした場合の U_w と容器内圧力 P_a (atm) または羽口先端におけるガス密度 ρ_g (kg/m³) の関係を示す。なお、 U_w は標準状態換算値ではなく、羽口先端におけるガス密度を考慮した値である。 U_w と ρ_g の間には、大略(3)式が成立する。

$$U_w \propto \rho_g^{-0.6 \sim 0.5} \dots \dots \dots (3)$$

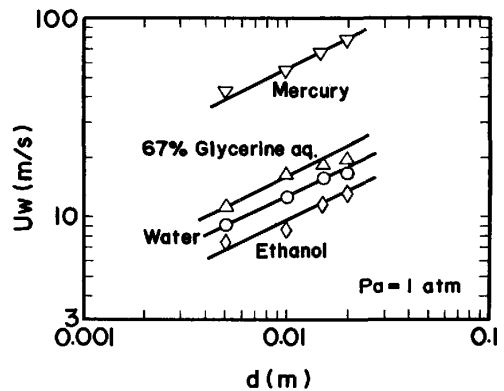


Fig. 5. Minimum gas velocity without leakage of liquid vs. tuyere diameter.

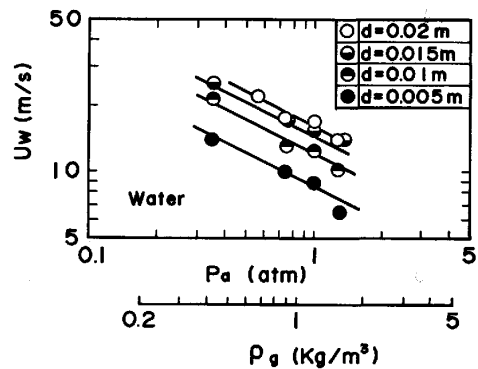


Fig. 6. Minimum gas velocity without leakage of liquid vs. pressure on the bath or gas density at the tuyere outlet.

さて、(1)~(3)式をまとめる無次元数として、次式で定義される修正フルード数 F'_r 、ウェーバー数 We を取り上げ、両者の関係を Fig. 7 に示す。

$$F'_r = \frac{\rho_g}{(\rho_l - \rho_g)} \cdot \frac{U_w^2}{g \cdot d} \dots\dots\dots (4)$$

$$We = \frac{\rho_g \cdot U_w^2 \cdot d}{\sigma} \dots\dots\dots (5)$$

ここに、 g は重力加速度 (m/s^2)、 σ は表面張力 (N/m) である。

図から、 We 数が広範に変化しても、 F'_r の値は 1.1~3.3 の範囲にあることがわかる。すなわち、本実験範囲において、液の侵入条件は F'_r ではほぼ整理可能であり表面張力に影響されない。図を詳細に調べると水銀の F'_r の値はエタノールのそれに比べて大きい、これは次章で考察するように密度の影響と考えられる。

3.1.2 ホットモデル実験

5 t 底吹き試験転炉における吹錬中の 2 重管羽口内管での酸素流束 \dot{q}_{O_2} ($Nm^3/s/m^2$) または流速 U_{O_2} (m/s) と羽口元圧 P (atm) の関係を Fig. 8 に示す。 U_{O_2} は \dot{q}_{O_2} を静圧補正した値である。図から、溶鋼侵入時の U_{O_2}

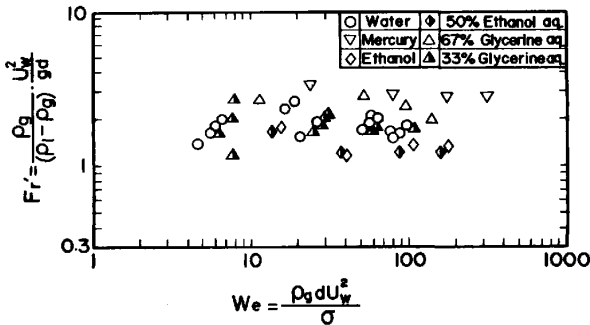


Fig. 7. Modified Froude number against Weber number under the critical condition with no leakage of liquid.

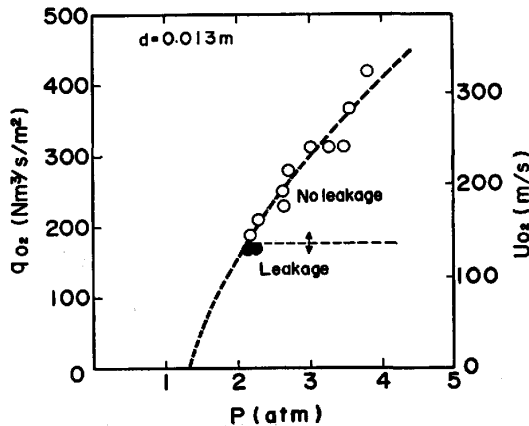


Fig. 8. O_2 flux or O_2 velocity at the tuyere outlet vs. base pressure at the tuyere inlet in the 5th test converter during blowing.

は 130 m/s であり、臨界速度未満となる。

また、静圧補正後の羽口先端におけるガス密度を 1.86 kg/m^3 、溶鋼密度を $7 \times 10^3 kg/m^3$ として(4)式を計算すると $F'_r = 35.2$ となり、コールドモデル実験から予想される値 1.1~3.3 に比べて約 1 桁大きい。

3.2 浴面の盛り上がり

3.2.1 ガス流量、浴深さ、容器内圧力の影響

浴面の盛り上がり高さ Δh (m) と浴深さ H (m) の関係を、ガス流量 Q (Nm^3/min) をパラメータとして Fig. 9 に示す。なお、容器内圧力は 0.53 atm 一定とした。 H の減少に伴い、また Q の増加につれて Δh は大きくなる。

Fig. 10 に、 $H = 0.4m$ における Δh と容器内圧力 P_a (atm) の関係を示す。圧力が低下するほど Δh は大きくなる。これは減圧するほど気泡径が増大するために、気泡の浮上速度が増加し、それに伴って液の浮上速度も大となるからであろう。

3.2.2 盛り上がり高さの半経験式

盛り上がり部直下の基準面における液の運動エネルギーが盛り上がりの最上部ですべて位置エネルギーに変換

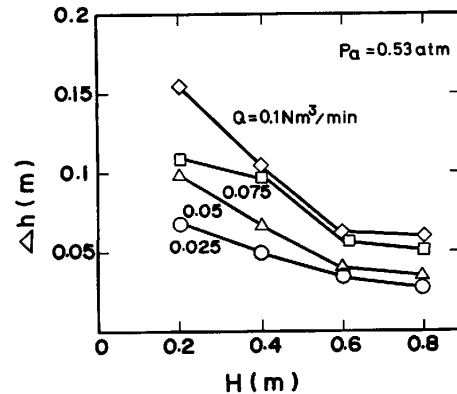


Fig. 9. Relation between swelling of bath surface and bath depth for different gas flow rate.

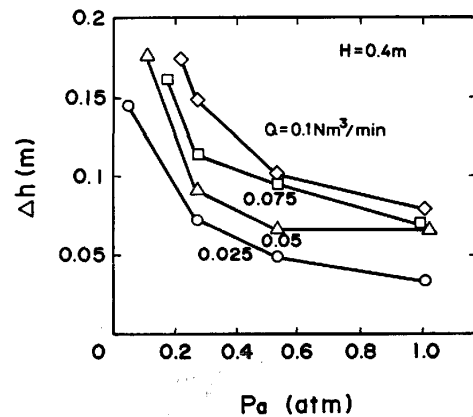


Fig. 10. Relation between swelling of bath surface and pressure on the bath for different gas flow rate.

するとすれば、(6)式が成立する。

$$\rho_1 \cdot g \cdot \Delta h = \frac{1}{2} \cdot \rho_1 \cdot V_1^2 \dots \dots \dots (6)$$

ここに、 V_1 は盛り上がり部直下の平均液上昇速度 (m/s) である。

浅井ら⁸⁾、佐野ら⁹⁾は液上昇速度 V_1 と攪拌エネルギーの供給速度 E (watt) の間に (7) 式の関係があることを示し、NAKANISHI ら¹⁰⁾は E として (8) 式を導出した。

$$V_1 \propto E^{1/3} \dots \dots \dots (7)$$

$$E = 28.5 Q \cdot T \cdot \log \left(1 + \frac{H}{10 \cdot P_a} \right) \dots \dots \dots (8)$$

ここに、 T は液の温度 (K) である。

(6)~(8)式より(9)式を得る。

$$\Delta h \propto E^{2/3} \propto \left\{ 28.5 Q T \log \left(1 + \frac{H}{10 \cdot P_a} \right) \right\}^{2/3} \dots \dots (9)$$

Fig. 11 に、 Δh と E の関係を示す。(9)式から予想されるように、 Δh は E の $2/3$ 乗に比例する。また、 E が同一ならば、 Δh は H が小さいほど大きい。 Δh が H の $-\alpha$ 乗に比例するとすれば、図の各直線から $\alpha=1.3$ を得る。結局、盛り上がり高さの半経験式は (10) 式となる。

$$\Delta h = 3.3 \times 10^{-3} \cdot H^{-1.3} \cdot E^{2/3} \dots \dots \dots (10)$$

3.3 スピットィング

3.3.1 ガス流量、羽口本数、浴深さの影響

浴深さ $H=0.08$ m におけるスピットィング量 A (mV) と修正フレード数 Fr° の関係を Fig. 12 に示す。なお、 Fr° は代表長さを H として次式のように定義する。

$$Fr^\circ \equiv \frac{\rho_g}{(\rho_1 - \rho_g)} \cdot \frac{U^2}{g \cdot H} \dots \dots \dots (11)$$

ここに、 U は羽口先端でのガス流速である。

Fr° の増加に伴い、スピットィング量も増加する。これは、浴深さ、羽口径が一定なのでガス流量または流速とスピットィング量が正相関を持つことを意味する。ま

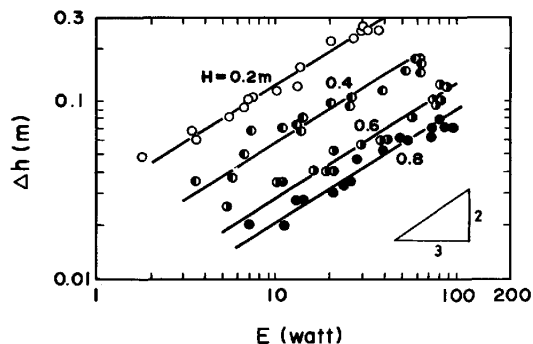


Fig. 11. Swelling of bath surface vs. energy rate supplied by the rising gas, where bath depth is varied as a parameter.

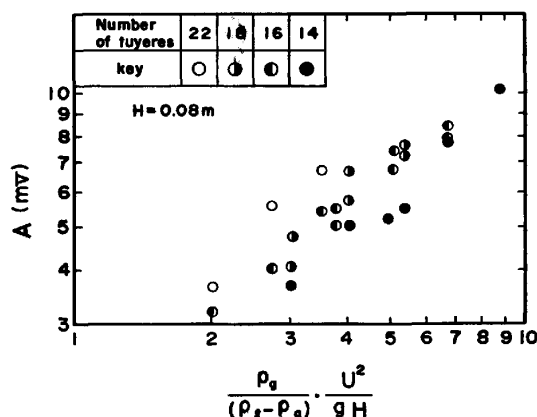


Fig. 12. Amount of spitting vs. modified Froude number (bath depth; $H=0.08$ m).

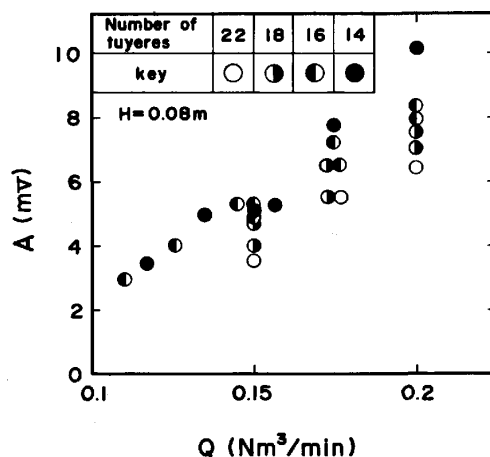


Fig. 13. Amount of spitting vs. total gas flow rate (bath depth; $H=0.08$ m).

た、同一 Fr° 、すなわちガス流速が等しい場合、羽口本数が増加すれば羽口 1 本から発生するスピットィング量が加算され、全体のスピットィング量の増大につながる。

Fig. 13 に、 $H=0.08$ m におけるスピットィング量と羽口全体から流れるガス流量 Q の関係を示す。同一ガス流量では、羽口本数を減らすほどガス流速が大きくなるのでスピットィング量も多くなる。

3.3.2 スピットィング量の重回帰式

羽口全体から流れるガス流量 Q 、羽口本数 N 、浴深さ H 、捕集盤から静止浴面までの距離 ΔH (m)、羽口径 d (m) を変数としたスピットィング量の重回帰式は本実験条件において (12) 式のように求められる。

$$A = k_1 (Fr^\circ)^{0.837} (N)^{0.961} (\Delta H)^{-1.324} \\ = k_2 (Q)^{1.674} (N)^{-0.713} (\Delta H)^{-1.324} (H)^{-0.837} (d)^{-3.348} \dots \dots \dots (12)$$

ここに、 k_1 、 k_2 は定数である。また、(12) 式の作成に用いたデータ数は 72 個で、寄与率は 90% である。

3.4 吹き抜け

3.4.1 吹き抜け条件の導出

底吹き羽口から液中に噴射されたガスジェット先端における上向きの動圧 P_d (N/m²) と羽口先端から高さ y (m) における静圧 P_s (N/m²) はそれぞれ (13), (14) 式のようになる。

$$P_d = \frac{1}{2} \cdot \rho_g \cdot u^2 \dots\dots\dots (13)$$

$$P_s = \rho_1 \cdot g \cdot (H - y) \dots\dots\dots (14)$$

ここに, u は高さ y におけるガスの平均流速 (m/s) で, TIEN¹¹⁾ によればポテンシャルフロー領域の長さ y_0 (m) を用いて次式のように与えられる。

$$u = U(y_0/y) \dots\dots\dots (15)$$

また, y_0 は ALBERTSON et al¹²⁾ によれば次式のようになる。

$$y_0 = 6.2d \dots\dots\dots (16)$$

さて, ガスジェットが $y=0 \sim H$ で連続相を保つのは, 任意の高さ y において動圧 P_d が静圧 P_s に比べ大きい場合とすれば, 次式が成立する。

$$\frac{1}{2} \cdot \rho_g u^2 > \rho_1 g (H - y) \dots\dots\dots (17)$$

(15), (16) 式を用いて (17) 式を整理すれば (18) 式を得る。

$$z(y) = \rho_1 g y^3 - \rho_1 g H y^2 + \frac{1}{2} \rho_g U^2 (6.2d)^2 > 0 \dots (18)$$

(18) 式は y に関する $Z(y) = 0$ の 3 次方程式がただ一つの負の実根をもつ場合に成立するから, (19) 式が得られる。

$$H < 1.5 \left\{ \frac{\rho_g U^2 (6.2d)^2}{\rho_1 g} \right\}^{1/3} \dots\dots\dots (19)$$

したがって, 吹き抜け限界高さ H^* (m) は (20) 式となる。

$$\begin{aligned} H^* &= 1.5 \left\{ \frac{\rho_g U^2 (6.2d)^2}{\rho_1 g} \right\}^{1/3} \\ &= 0.18 \left(\frac{\rho_g Q^2}{\rho_1 N^2 d^2} \right)^{1/3} \dots\dots\dots (20) \end{aligned}$$

3.4.2 ホットモデルによる確認

吹き抜けの有無を 5 t 底吹き試験転炉で調べた結果を

Table 2. Existence of drilling of gas jet through bath for different bath depth.

Weight of hot metal (kg)	2.8×10 ³	3.8×10 ³	4.2×10 ³	5.0×10 ³
Bath depth (m)	0.31	0.37	0.40	0.45
Drilling of gas jet through bath	Yes	Yes	No	No

Table 2 に示す。表から, 吹き抜けが生じる限界値 H^* は 0.37~0.4m の範囲にある。一方, 2.5 節で示した実験条件ならびに酸素ガスの密度 1.4 kg/m³, 溶鋼密度 7×10³ kg/m³ を (20) 式に代入すると $H^*=0.4$ (m) が得られる。羽口直上でのガスジェットの形状は動圧のみでなく, 酸素の溶鋼との反応やガスの温度上昇による膨張によつて変わり, 吹き抜け条件に影響を及ぼすと考えられる。しかし, 計算値が実験結果とほぼ一致することから, (20) 式を吹き抜けの有無を確認する指標の一つと見なせるだろう。

4. 考察: 底吹き羽口の設計

4.1 気-液間流動現象の検討

4.1.1 溶鋼侵入について

RUFF et al¹³⁾ は羽口径 d が (21) 式を満足する条件下で, 羽口から気泡が離脱直後に羽口先端を覆う溶鋼液膜にかかる力として, 羽口内のガスによる上向きの慣性力 F_K (N) と気泡に働く浮力の反作用によつて生じる下向きの力 F_F (N) を考慮し, F_F が F_K より大きい場合に液の侵入があるとした。 F_K を (22) 式, F_F を (23) 式に示す。

$$d > 2.32 \left(\frac{\sigma}{\rho_g \cdot d} \right)^{1/2} \cdot \left(\frac{\rho_g}{\rho_1 - \rho_g} \right)^{5/8} \dots\dots\dots (21)$$

$$F_K = \frac{\pi}{4} \rho_g U^2 d^2 \dots\dots\dots (22)$$

$$F_F = \frac{\pi}{4} d^2 S (\rho_1 - \rho_g) \dots\dots\dots (23)$$

ここに, S は羽口径を直径とした円柱に見たてた場合の気泡の高さ (m) であり, 次式で示される。

$$S = (0.5) \left(\frac{\pi}{4} \right)^{2/5} \cdot \frac{d^{4/5} \cdot U^{2/5}}{g^{1/5}} \dots\dots\dots (24)$$

したがって, 限界流速 U_w は $F_K = F_F$ から, (25) 式で無次元表示できる。

$$\left(\frac{\rho_g}{\rho_1 - \rho_g} \right)^{5/4} \cdot \frac{U_w^2}{g \cdot d} = 0.37 \dots\dots\dots (25)$$

(25) 式左辺を F'_r で定義し, F'_r と ρ_1 の関係を Fig. 14 に示す。コールドモデル実験の F'_r は 0.2~0.45 となり, エタノール ($\rho_1 = 7.9 \times 10^2$ kg/m³) と水銀 (1.36×10^4 kg/m³) 間に Fig. 7 の F'_r で見られたような ρ_1 依存性が存在しない。これより, コールドモデル実験に関しては F'_r の方が F'_r より液侵入条件を表すのに適切であると言える。

一方, ホットモデル実験の F'_r は 5.0 であり, コールドモデル実験のそれに比べて一桁大きい値を示す。この理由は羽口を離脱した気泡が溶鋼に接して熱膨張し,

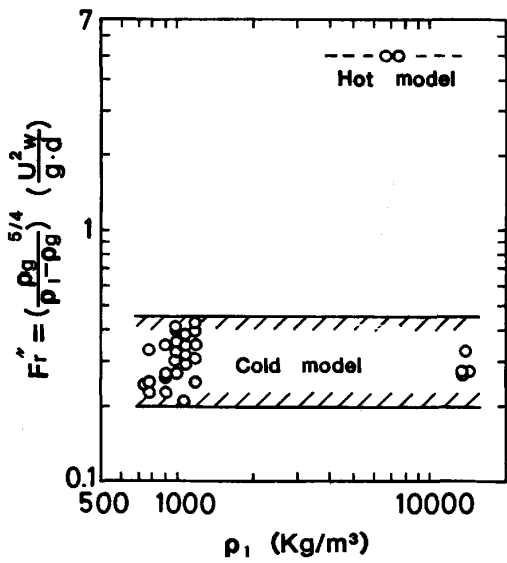


Fig. 14. Modified Froude number vs. liquid density under the critical condition with no leakage of liquid.

(23)式の下向きの力 F_F が増加するためと思われる¹²。しかし、熱膨張や溶鋼との反応による気泡形状の変化に関する知見は現状において十分得られているとは言えない。そこで、溶鋼についても水銀を含むコールド実験と同様に RUFF et al の解析による F_r'' で液侵入の生じない条件が表せるとすれば、次式となる。

$$\left(\frac{\rho_g}{\rho_l - \rho_g}\right)^{5/4} \left(\frac{U^2}{g \cdot d}\right) \geq 5.0 \dots\dots\dots (29)$$

4.1.2 浴面の盛り上がり高さの半経験式の実炉データによる補正

(10)式の関数形が溶鉄中においても成立するとして、実炉データを用いて係数のみを補正する。

石坂¹⁴⁾は $H=1.25\text{m}$, $Q=0.25\text{Nm}^3/\text{min}$, $P_a=1\text{atm}$, $T=1873^\circ\text{K}$ の条件で溶鉄中に窒素ガスを底吹きし、 $\Delta h=0.3\sim 0.4\text{m}$ を得た。溶鉄中での攪拌エネルギー $E(\text{watt})$ は

$$E=28.5Q \cdot T \cdot \log\left(1 + \frac{H}{1.48P_a}\right) \dots\dots\dots (8)'$$

で表される¹⁰⁾ ので、本条件を代入して $E=3.5 \times 10^3 \text{ watt}$ となる。したがって、 $\Delta h=0.35\text{m}$ として (10) 式の係数を補正すれば、溶鉄中における盛り上がり高さは、

$$\Delta h=2.0 \times 10^{-3} \cdot H^{-1.3} E^{2/3} \dots\dots\dots (10)'$$

となる。

¹² 気泡が常温 273°K に対して溶鋼温度 1873°K まで熱膨張しても気泡の形状が円柱状を保つとすれば $S_{T=1873^\circ\text{K}}=S_{T=273^\circ\text{K}}$ (1873/273) が成り立つ。 $S_{T=1873^\circ\text{K}}$ を (23) 式に代入し、 $F_K=F_F$ からホットモデル実験の F_r'' を計算すると 0.45 になる。この値はコールドモデル実験結果の F_r'' の上限値である。しかし、気泡形状が熱膨張時にも円柱状を保つという仮定の妥当性は不確かである。

(10)' 式で表された盛り上がり高さ Δh は、取鍋内ガス攪拌や VOD などにおけるガス流量、真空度、フリーボード高さを定める指標の 1 つとなる。

4.1.3 スピットング経験式の実炉への適用

実炉の操業要因を変化させる場合のスピットングの増減は、(12)式を用いて予測できる。

例として、当社千葉製鉄所における上底吹き転炉 (K-BOP) の操業結果を比較しよう。底吹きガス流量および羽口本数を一定としたまま、羽口の内管径を 1.14 倍してガス流速を減少させる。この条件下において、(12)式から計算されるスピットング量は通常の 0.65 倍となる。

一方、K-BOP によるステンレス鋼の鉄源歩留りの不明項は、従来約 1% であつたが、上記のように羽口径を拡大すると 0.6~0.8% に減少し、鉄源歩留りが 0.2~0.4% 向上した。不明項の 1% がすべてスピットングによるとすれば羽口径の拡大によつて計算では不明項が 0.65% に減少するはずである。この値は明らかに実績値の 0.6~0.8% の範囲内にある。以上のように、操業要因を変化させた場合のスピットング量は (12) 式による予測と一致する。

4.2 最適羽口設計

溶鋼侵入、吹き抜けの生じない条件はそれぞれ (29)、(20)式を書きかえて以下のようになる。

$$Q/N \geq 3.3 \times 10^2 \left(\frac{\rho_g}{\rho_l - \rho_g}\right)^{-5/8} \cdot \left(1 + \frac{H}{1.48}\right) \cdot d^{5/2} \dots\dots\dots (29)$$

$$Q/N \leq 13 \left(\frac{\rho_g}{\rho_l}\right)^{-1/2} H^{3/2} \cdot d \dots\dots\dots (20)'$$

ここに、(29)' 式の ρ_g は溶鋼静圧補正後のガス密度である。

Fig. 15 に、溶鋼深さ $H=1.5\text{m}$ のときに、溶鋼侵入、吹き抜けともに生じない羽口 1 本あたりのガス流量 $Q/N(\text{Nm}^3/\text{min}/\text{本})$ と羽口内径 $d(\text{m})$ の領域を斜線で示す。実操業は斜線で囲まれた範囲でおこなわなければならない。また、図中 a は Q/N を設定した場合に取り得る羽口径の範囲を、b は羽口径 d を定めた場合の流量可変範囲を示している。羽口径を大きくするほど流量可変幅が小さくなるのがわかる。

次に、スピットングを考慮した場合の底吹き羽口の設計条件を考察する。ガス流量、浴深さが一定のとき、スピットング量 A は重回帰式 (12) と溶鋼侵入の生じない条件式 (29)' から、(30) 式のように表される。

$$\begin{aligned} A &= k_3 N^{-0.713} d^{-3.348} \\ &\geq k_4 N^{-0.713} N^{3.348/2.5} = k_4 N^{0.626} \\ &= k_5 d^{(0.713)(2.5)} d^{-3.348} = k_5 d^{-1.566} \dots\dots\dots (30) \end{aligned}$$

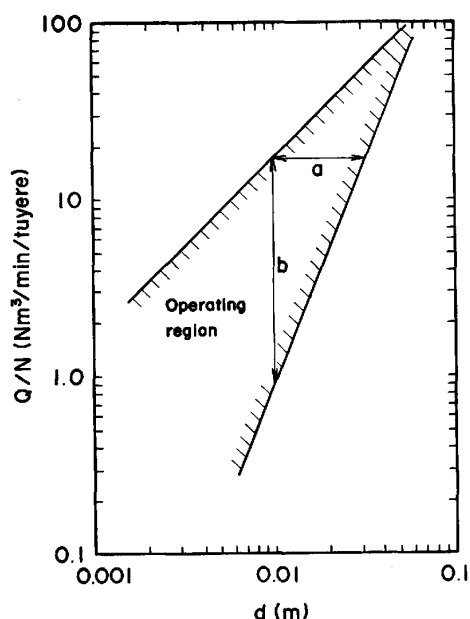


Fig. 15. Region of gas flow rate per tuyere, Q/N , and tuyere diameter, d where neither leakage of liquid nor drilling of gas jet exists.

ここに、 k_3 , k_4 , k_5 は定数である。(30)式からスピットング量は(29)'式の等式を満足し、羽口本数をできるだけ少なくするか羽口径を大きくするほど減少することがわかる。言いかえると、スピットングを最小とするためには $N=1$ とし、(29)'式の等式が成り立つように d を定めればよい。

しかし、大流量のガスを底吹きする場合、 $N=1$ では羽口径が著しく大きくなるので現実的でない。羽口本数は羽口閉塞の確率や羽口寿命などの操業条件、鋼浴の攪拌⁷⁾などを勘案しつつ必要最小限とすべきである。また、羽口本数が決定されれば羽口1本あたりのガス流量が定まるので、溶鋼侵入のない臨界条件から羽口径を求めることができる。

5. 結 言

底吹きガス攪拌時の気-液間流動現象として、底吹き羽口への溶鋼侵入、浴面の盛り上がり、スピットング、吹き抜けに着目し、コールドおよびホットモデル実

験、さらに実炉データを用いてそれらの現象と操業要因間の定量的な関係を見だし、底吹き羽口の最適条件を考察した。

1) 底吹き羽口への液侵入条件を修正フルード数でまとめた。

2) ガス浮上部での浴表面の盛り上がり高さの半経験式を作成した。

3) スピットングの重回帰式を水モデル実験により作成し、実炉データとの対応を確認した。

4) 吹き抜け条件を導出し、ホットモデル実験でその妥当性を確認した。

5) 溶鋼侵入、吹き抜けともに生じない Q/N と d の領域を示した。スピットングを抑制するためには、溶鋼侵入の生じない臨界条件で羽口本数を少なくするか羽口径を増せばよい。

文 献

- 1) D. J. McCANN and R. G. H. PRINCE: Chem. Eng. Sci., 24 (1969), p. 801
- 2) 赤木靖春, 西岡雅史, 山本 繁, 高橋照男: 化学工学論文集, 7 (1981) 5, p. 443
- 3) 丸川雄浄, 姉崎正治, 戸崎泰之, 広木伸好: 鉄と鋼, 65 (1979), S 154
- 4) 加藤嘉英, 中西恭二, 野崎努, 鈴木健一郎, 江見俊彦: 鉄と鋼, 68 (1982), p. 1604
- 5) A. ETINNE: C. R. M Report (1975) No. 43, p. 13
- 6) 甲斐 幹, 大河平和男, 平居正純, 村上昌三, 佐藤宣雄: 鉄と鋼, 68 (1982), p. 1946
- 7) 中西恭二, 加藤嘉英, 野崎努, 江見俊彦: 鉄と鋼, 66 (1980), p. 1307
- 8) 浅井滋生, 岡本徹夫, 赫 翼成, 鞭 巖: 鉄と鋼, 68 (1982), p. 426
- 9) 佐野正道, 森一美: 鉄と鋼, 68 (1982), p. 2451
- 10) K. NAKANISHI, T. FUJII, and J. SZEKELY: Ironmaking Steelmaking, 2 (1975) 3, p. 193
- 11) R. H. TIEN and E. T. TURKDOGAN: AIME Annual Meeting Featuring Energy Technology (1975)
- 12) M. L. ALBERTSON, Y. B. DAI, R. A. JENSEN, and H. ROUSE: Proc. Am. Soc. Civil Eng., 74 (1948), p. 1571
- 13) K. RUFF, T. PILHOFER, and A. MERSMANN: Chem.-Ing.-Tech., 48 (1976) 9, p. 759
- 14) 石坂邦彦 (私信)