

耐水素誘起割れ鋼に対する タンディッシュ内ガス吹込みによる介在物除去の効果

中島 敬治*・川崎 守夫*²

Effect of Gas Blowing Method in Tundish on Inclusion Removal
for Hydrogen Induced Cracking Resistance Steel

Keiji NAKAJIMA and Morio KAWASAKI

Synopsis : For verifying the feasibility of a new gas blowing method, using a perforated plate, the effects of the above gas blowing method on the floating removal of inclusions in a tundish was studied in actual casting experiments for hydrogen induced cracking resistance steel.

The validity of a mathematical model, previously reported, which predicts the inclusion removal efficiency was confirmed by the results of actual casting experiments. It was found by the above model that in the state of uniform bubbling flow occurred in the low superficial flow rate of gas, the faster the superficial flow rate, the higher the efficiency became. It was also found that the efficiency was independent of inclusion size.

Key words : continuous casting ; tundish ; inclusion ; gas blowing ; perforated plate.

1. 緒言

多孔板ガス分散器を用いたガス吹込み法²⁾の実用性を立証するために、タンディッシュにおける介在物浮上分離の促進に対するその効果について、耐水素誘起割れ鋼を対象とした実機鑄造実験の結果から検討した。

介在物浮上促進効果の検討は、まずタンディッシュから流出する介在物濃度のみから実機鑄造における介在物浮上効率の実験値を得る方法を近似的に導き、つぎにそれによって求めた値を組合せモデル²⁾による理論値と比較することにより行った。その際、介在物の大きさ、ガス空塔速度による浮上効率の変化を定量的に明らかにした。

2. 理論

実機鑄造ではタンディッシュへ流入する介在物濃度の測定精度が低いので、実験から直接的に介在物浮上効率を求めるのは難しい。そこで近似的な取扱いであるが³、前報¹⁾²⁾で提案した組合せモデルに基づき、タンディッシュから流出する介在物濃度のみから浮上効率の実験値を得る方法を、通常条件下、ガス吹込み条件下の2とおりの場合について示した。またガス吹込みによって生ずる循環流れ領域の流動状態についての解析方法も示した。

2・1 介在物粒子の浮上効率

ガス吹込みを行わない場合、通常の直方体型タンディッ

シュ浴は混合流れ領域、押し出し流れ領域、停滞領域の3領域に近似的に分割できる。このような流動状態下の介在物粒子の浮上挙動を、Fig. 1 (a)に示す組合せモデルに基づいて解析すればつぎのような関係式が導かれる¹⁾。

$$\eta_s \equiv 1 - C_s^{[0]}/C_s^{[1]} = 1 - (1 - \eta_s^{[M]}) (1 - \eta_s^{[P]}) \\ = 1 - \exp(-T_s^{[P]}/t_s^{[P]}) / (1 + k_s^{[M]} T_s^{[M]}) \quad \dots\dots\dots (1)$$

$$T_s = T_s^{[M]} + T_s^{[P]} + T_s^{[S]} \quad \dots\dots\dots (2)$$

$$k_s^{[M]} = \alpha (\epsilon^{[M]} / \rho_L)^{1/3} \quad \dots\dots\dots (3)$$

$$T_s^{[S]} / (T_s^{[M]} + T_s^{[S]}) = \exp(-\beta \cdot Fr) \quad \dots\dots\dots (4)$$

$$T_s^{[P]} = V^{[P]} / Q_L \quad \dots\dots\dots (5)$$

$$t_s^{[P]} = H / u_s^{[P]} \quad \dots\dots\dots (6)$$

なお押し出し流れ領域では、水平方向が垂直方向に比較して長いために巨視的観点から、介在物粒子の垂直方向分散状態は均一であると近似した。

介在物浮上効率の実験値はこれらの関係式を用いてつぎの手順で求められる。取鍋注入流からタンディッシュノズルまでの距離が異なる2ストランド用タンディッシュにおいて、タンディッシュから流出する介在物濃度 $C_{s,A}^{[0]}$ 、 $C_{s,B}^{[0]}$ を実験的に求める。これらの比 $C_{s,A}^{[0]}/C_{s,B}^{[0]}$ は(1)式よりつぎのように導かれる。

$$C_{s,A}^{[0]}/C_{s,B}^{[0]} = \exp(-T_{s,A}^{[P]}/t_{s,A}^{[P]}) / \exp(-T_{s,B}^{[P]}/t_{s,B}^{[P]}) \quad \dots\dots (7)$$

よってAストランド側の浮上効率 $\eta_{s,A}$ の実験値は、実験から求めた $C_{s,A}^{[0]}/C_{s,B}^{[0]}$ を次式に代入して求められる。

$$\eta_{s,A} = 1 - (C_{s,A}^{[0]}/C_{s,B}^{[0]}) \cdot \exp(-T_{s,B}^{[P]}/t_{s,B}^{[P]}) / (1 + k_s^{[M]} T_s^{[M]}) \\ \dots\dots\dots (8)$$

平成5年9月13日受付 平成6年5月13日受理 (Received on Sep. 13, 1993; Accepted on May 13, 1994)

* 住友金属工業(株)鉄鋼技術研究所 (Iron & Steel Research Laboratories, Sumitomo Metal Industries, Ltd. 1-8 Fuso-cho Amagasaki 660)

* 2 住友金属工業(株)未来技術研究所 (Advanced Technology Research Laboratories, Sumitomo Metal Industries, Ltd.)

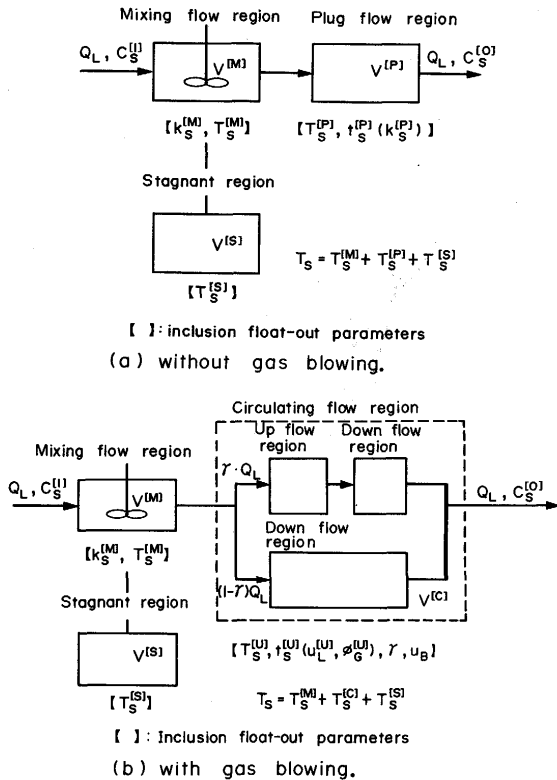


Fig. 1. Mathematical model of inclusion float-out in tundish.

この方法によって浮上効率 \$\eta_s\$ の実験値を求める場合、\$k_S^{[M]}\$、\$T_S^{[M]}\$、\$T_S^{[S]}\$、\$t_S^{[P]}\$ の4つの粒子浮上パラメータがあらかじめ分かっている必要はない。このうち混合流れ領域、停滞領域に関する3つの粒子浮上パラメータ \$k_S^{[M]}\$、\$T_S^{[M]}\$、\$T_S^{[S]}\$ は、それらの値にタンディッシュ浴の幾何学的条件が関与することから、あらかじめ模型タンディッシュによるモデル実験を行いその結果に対してつぎの相似条件を考慮することにより求められる。

$$(T_S^{[M]})_M / (T_S^{[M]})_R = M^{0.5} \dots\dots\dots (9)$$

$$(k_S^{[M]})_M / (k_S^{[M]})_R = \{ (\epsilon^{[M]} / \rho_L)_M / (\epsilon^{[M]} / \rho_L)_R \}^{1/3} \cdot M^{-2/3} \dots\dots\dots (10)$$

押し出し流れ領域に関する粒子浮上パラメータ \$t_S^{[P]}\$ は、\$\eta_s\$ の計算値((1)式による)と実験値((8)式による)が全実験範囲にわたってよく合うような介在物粒子の形状補正係数、すなわち同じ体積の非球形粒子と球形粒子の浮上速度の比 \$K\$ をパラメータフィッティングから決定することにより求められる。

2・2 ガス吹込み下の介在物浮上効率

通常の直方体型タンディッシュ浴内で生ずる3領域のうち、取鍋からの注入流の影響がおよばない押し出し流れ領域の浮上効率を向上させるためタンディッシュ底からガスを吹込む場合について考える。この場合、この領域には水平方向の押し出し流れだけでなく、垂直方向の循環流れが新たに生じ、いわゆる循環流れ領域(この領域は上昇流れ域、下降流れ域から構成される。)となる。よってガス吹込み下ではタンディッシュ浴は混合流れ領域、停滞領域、循環流れ

領域の3領域に近似的に分割できる。このような流動状態下の介在物粒子の浮上挙動をFig. 1 (b)に示す組合せモデルに基づいて解析すれば、(3)、(4)、(5)式に加えてつぎのような関係式が導かれる²⁾。

$$\eta_s \equiv 1 - C_S^{[O]} / C_S^{[I]} = 1 - (1 - \eta_s^{[M]}) (1 - \eta_s^{[C]}) = 1 - \frac{1 - \gamma \cdot \{1 - \exp(-T_S^{[U]} / t_S^{[U]})\}}{(1 + k_S^{[M]} T_S^{[M]})} \dots\dots\dots (11)$$

$$T_S = T_S^{[M]} + T_S^{[C]} + T_S^{[S]} \dots\dots\dots (12)$$

$$T_S^{[U]} = V^{[U]} (1 - \phi_G^{[U]}) / \gamma \cdot Q_L \dots\dots\dots (13)$$

$$t_S^{[U]} = H / u_L^{[U]} \dots\dots\dots (14)$$

ここで循環流れ領域においては、ガス吹込みが上昇流れ域のみの介在物粒子浮上を促進し、さらにその浮上分離は介在物粒子が上昇流れにのることによって支配的に行われると仮定した。介在物浮上効率の実験値は前項と同様にこれらの関係式を用いてつぎの手順で求められる。同一ストランドにおいて、ガス吹込みあり、なしの2つの場合についてタンディッシュから流出する介在物濃度 \$C_{S,\Delta}^{[O]}\$、\$C_{S,A}^{[O]}\$ を実験的に求める。これらの比 \$C_{S,\Delta}^{[O]} / C_{S,A}^{[O]}\$ は(1)、(11)式よりつぎのように導かれる。

$$C_{S,\Delta}^{[O]} / C_{S,A}^{[O]} = [1 - \gamma \cdot \{1 - \exp(-T_{S,\Delta}^{[U]} / t_{S,\Delta}^{[U]})\}] / \exp(-T_{S,A}^{[P]} / t_{S,A}^{[P]}) \dots\dots\dots (15)$$

よってガス吹込み下の浮上効率 \$\eta_{s,\Delta}\$ の実験値は、実験から求めた \$C_{S,\Delta}^{[O]} / C_{S,A}^{[O]}\$ を次式に代入して求められる。なお \$k_S^{[M]}\$、\$T_S^{[M]}\$、\$T_S^{[S]}\$、\$t_S^{[P]}\$ の決定方法は前項と同様である。

$$\eta_{s,\Delta} = 1 - (C_{S,\Delta}^{[O]} / C_{S,A}^{[O]}) \cdot \exp(-T_{S,A}^{[P]} / t_{S,A}^{[P]}) / (1 + k_S^{[M]} T_S^{[M]}) \dots\dots\dots (16)$$

2・3 循環流れ領域の流動状態

ガス吹込み下の浮上効率 \$\eta_s\$ におよぼす操作要因の影響について検討する場合、ガス吹込みによって生ずる循環流れ領域の流動状態を把握しておく必要がある。そこで前報²⁾で述べたように循環流れ領域は均一気泡流の上昇流れ域、その周りの液体のみの下降流れ域に分けられるものとして、循環流れ領域の流動状態の把握に必要な \$k_S^{[M]}\$、\$T_S^{[M]}\$、\$T_S^{[S]}\$ および \$t_S^{[U]}\$、\$T_S^{[U]}\$、\$\gamma\$、\$u_B\$ (または \$u_L^{[U]}\$、\$\phi_G^{[U]}\$、\$\gamma\$、\$u_B\$) の7つの粒子浮上パラメータの決定方法について述べる。

\$k_S^{[M]}\$、\$T_S^{[M]}\$、\$T_S^{[S]}\$ については、混合流れ領域、停滞領域が取鍋注入流のみによって生じ、ガス吹込みによって影響されないとすれば、これらの値はガス吹込みを行わない通常条件下で行った実験結果をそのまま適用できる。循環流れ領域に関する粒子浮上パラメータ \$u_L^{[U]}\$、\$\phi_G^{[U]}\$、\$\gamma\$、\$u_B\$ については、まず最初に \$\gamma\$、\$u_B\$ に任意の値を与えて以下の手順で \$u_L^{[U]}\$、\$\phi_G^{[U]}\$ を求める。ただし \$\gamma\$ の目安値として \$\eta_s\$ の実験値の最大値を用いる。また \$u_B\$ については、均一気泡が生成しているならばガス分散器の孔近傍での気泡合体はないはずであるため、気泡径 \$d_B\$ は孔ピッチ \$p\$ 以下であるとしてその目安値を見積る。さて均一気泡流の場合、ガス・液体間のスリップ速度 \$u_{sl}^{[U]}\$ に対して、Marrucci³⁾のセルモデルに基づく次式が適用できる。

Table 1. Experimental conditions in actual casting and estimated values of $A^{[C]}$, a, b.

No.	d_s (μm)	Q_L ($\times 10^{-4}\text{m}^3/\text{s}$)	Q_{GM} ($\times 10^{-4}\text{m}^3/\text{s}$)	L (m)	$A^{[C]}$ (m^2)	a (-)	b (-)
①	130~170	47.33~49.67	0	2.01	—	—	—
②	50~90	47.33~49.67	0	3.62	—	—	—
③	90~130	47.33~49.67	0	3.62	—	—	—
④	130~170	47.33~49.67	0	3.62	—	—	—
⑤	170~210	47.33	0	3.62	—	—	—
⑥	210~250	47.33~49.67	0	3.62	—	—	—
⑦	90~130	45.33~49.33	74.98~117.15	2.01	0.772~0.812	—	—
⑧	130~170	45.33~49.33	74.98~117.15	2.01	0.772~0.812	3.59	0.0255
⑨	170~210	45.33~49.33	74.98~117.15	2.01	0.772~0.812	—	—
⑩	50~90	49.33~50.67	74.98~187.44	3.62	1.858~1.872	—	—
⑪	90~130	49.33~50.67	74.98~187.44	3.62	1.858~1.872	3.59	0.0255
⑫	130~170	49.33~50.67	74.98~187.44	3.62	1.858~1.872	—	—

Experimental conditions:

$K=0.617$ $L'=1.29\text{m}$ $W=0.68\text{m}$ $W'=0.57\text{m}$ $H=0.58\text{m}$ $\gamma=0.934$

Submerged nozzle: 2 ports type (port angle: 5° downward)

Molten steel temperature at tundish: 1823K

$$u_{GL}^{[U]} = u_G^{[U]} - u_L^{[U]} = (U_G^{[U]} / \phi_G^{[U]}) - u_L^{[U]} \\ = u_B \cdot (1 - \phi_G^{[U]})^2 / \{1 - (\phi_G^{[U]})^{5/3}\} \dots \dots \dots (17)$$

よってガス吹込み条件下で行った実験値のうち低ガス空塔速度での実験値を用いて、まず先に求めた $T_S^{[M]}$, $T_S^{[S]}$ の結果から $A^{[C]}$ を求め、つぎに(15), (17)式から $u_L^{[U]}$, $\phi_G^{[U]}$ を求め、その結果を用いて各 $A^{[C]}$ ごとに $\phi_G^{[U]}$ 対 $U_G^{[U]}$ の関係をプロットする。いま上昇流れ域が均一気泡流であるならば

$$\phi_G^{[U]} = a \cdot U_G^{[U]} + b \dots \dots \dots (18)$$

なる関係が成り立つはずである。したがって Q_{GM} , Q_L が与えられると、均一気泡流の範囲において(18)式により $\phi_G^{[U]}$ が、さらに(17)式により $u_L^{[U]}$ が求められる。以上の手順を繰り返し行い、 η_S の実験値と計算値が全ガス空塔速度範囲にわたってよく合うような一定値 γ , u_B^* を求めれば、同時に $u_L^{[U]}$, $\phi_G^{[U]}$ も求められる。なおガス空塔速度 $U_G^{[U]}$ は $\theta_G=1823\text{K}$ (溶鋼温度と同じとした。), P_{GM} におけるガスの体積流量 Q_{GM} を上昇流れ域断面積 $A^{[U]}$ で割ることにより計算する。また $u_L^{[U]}$ は循環流量一定の条件から次式を用いて求められる。

$$u_L^{[U]} = \{A^{[U]} / (A^{[C]} - A^{[U]})\} (1 - \phi_G^{[U]}) u_L^{[U]} \dots \dots \dots (19)$$

3. 実機鑄造実験

耐水素誘起割れ鋼を対象として実機鑄造実験を行った後、この結果を用いてつぎの手順で検討を進めた。まず2章の方法を用いて7つの粒子浮上パラメータを求め、つぎにこれらの値を用いて組合せモデルによる浮上効率の推算方法の妥当性を検討した。最後に介在物の大きさ、ガス空塔速度による均一気泡流の介在物浮上促進効果の変化を循環流れ領域の流動状態とからめて検討した。

† 単一気泡の上昇速度 u_B は次式より求められる⁴⁾。

$$u_B = \{(2\sigma / \rho_L d_B) + (gd_B/2)\}^{1/2}, \text{Re}_B \geq 1,$$

Re_B は気泡に関するレイノルズ数($=\rho_L d_B u_B / \mu_L$)である。いま気泡径 d_B を8~13mmとすれば、上式から u_B は0.308~0.311m/sで一定と見なし得る。ただし $\mu_L=0.006\text{Pa}\cdot\text{s}$, $\rho_L=7000\text{kg/m}^3$, $\sigma=1.6\text{N/m}$ とした。

3.1 実験方法

鹿島製鉄所において250t転炉で溶製したのち、Ca添加処理を施したラインパイプ用耐水素誘起割れ鋼(平均組成: 0.09%C, 0.41%Si, 1.01%Mn, 0.010%P, 0.0006%S, 0.32%Cu, 0.15%Ni, 0.032%Nb, 0.051%V, 0.019%Ti, 0.034%Sol.Al, 0.0023%Ca)を対象に、円弧型スラブ連続鑄造設備(円弧半径12.5m, 鑄型寸法250×1600mm)においてつぎのような実験(実験ヒート数: 66)を行った。すなわち取鍋注入流からタンディッシュノズルまでの距離が異なる2ストランド用タンディッシュにおいて、溶鋼流量を一定に保ちながら浴の長短(長さL: 3.62m(長浴), 2.01m(短浴), 幅W: 0.68m, 深さH: 0.58m)とガス吹込みの有無を組み合わせ、それらの浮上効率におよぼす影響を調べた。ここでガス吹込み装置として多孔板ガス分散器(孔径 δ : 200 μm , 孔数n: 69, 孔ピッチp: 0.015m)を両側に備えた逆T字型ランスを用いた。これを取鍋注入流中心からランス側端までの距離L'が1.29mの位置、すなわち注入流の影響がおよばない位置に設置した。実験条件をTable 1に示す。

浮上効率の実験値はつぎの手順で求めた。まず鑄込中期の鑄片を対象に鑄片の幅中央部、表皮から70mmまでの円弧内側の介在物集積帯から70□×100mmの角状試料を切り出し、電解スライム法で50 μm 以上の介在物を抽出した。これにより通常条件下のA, B各ストランドの鑄片からの抽出量の比 $C_{S,A}^{[O]} / C_{S,B}^{[O]}$, 同一ストランドでのガス吹込みのあり、なしの場合の抽出量の比 $C_{S,\text{B}}^{[O]} / C_{S,A}^{[O]}$ (または $C_{S,\text{B}}^{[O]} / C_{S,B}^{[O]}$)を求めた。浮上効率の実験値は実験から求めたこれらの比を(8), (16)式に代入して求めた。なお低いTotal[O]の鋼を対象とした場合、50 μm 以上の大型介在物はタンディッシュ内溶鋼のポンプ法サンプリングによる光学顕微鏡検査ではほとんど検出されず、またTotal[O]はスライム法で示される大型介在物の数とは必ずしも一致しないといった大型介在物の評価精度の問題が生ずる⁵⁾ため、ここでは試料重量を多くできる鑄片の電解スライム法を採用した。ただしこの方法による

浮上効率の実験値は、スライム法の介在物分級精度、モールド内での介在物浮上無視などによる誤差を含んだ近似的な値であることを付け加えておく。なお鑄片表皮から60mmの位置におけるTotal[O]分析値は10~17ppmで、ガス吹込みのあり、なしの差は2ppm程度であった。

3・2 実機鑄造実験結果に基づく検討

3・2・1 通常条件下の実験結果

ガス吹込みを行わない通常条件下の実験値を用いて、先の組合せモデルによる浮上効率の推算方法の妥当性を検討する。 $k_s^{[M]}$, $T_s^{[M]}$, $T_s^{[S]}$, $t_s^{[P]}$ について、2章の取扱いによって求めた結果を示し、その妥当性についてまず検討する。これらは実験で使用した連続鑄造設備用タンディッシュの1/2.63モデルでのコールドモデル実験結果¹⁾に相似条件(9), (10)式を考慮して求められる。すなわち $T_s^{[M]}$, $T_s^{[S]}$ については、 $T_s^{[M]}=55.8 \times M^{-0.5}=90.5s$ ($d_s=90\sim 250\mu m$ に対応する。), $\beta=15.62$ として(2), (4)式を用いた。また $k_s^{[M]}$ については、 $\alpha=0.0099 \times M^{2/3}=0.0052$ として(3)式を用いた。一方、 $t_s^{[P]}$ については前述したKのパラメータフィッティングから求めた。これらの妥当性については前報¹²⁾で既に立証しているため省略する。

ここで最終的に求めた $t_s^{[P]}$ に関するKの妥当性について検討する。Ca含有量16~30ppmの鋼中に出現する介在物は球形が多く一部粗面の不定形であり、CaO-6Al₂O₃系あるいはCaO-2Al₂O₃系と考えられる⁶⁾。そこで $\rho_s=3730kg/m^3$ (CaO-6Al₂O₃系⁷⁾), $2880kg/m^3$ (CaO-2Al₂O₃系⁷⁾)としてKを求めるとそれぞれ0.617, 0.490となった。一方、前報¹⁾によれば40kgf/mm²級鋼でのAl₂O₃系介在物($\rho_s=3990kg/m^3$ ⁷⁸⁾)に対応するKは0.621である。この結果、Kはほぼ一定と見なすことができ、粒子の形状補正係数というより、むしろ押し出し流れ領域での取鍋注入流によるエネルギー消散(流れの乱れ)が粒子浮上速度 $u_s^{[P]}$ に与える影響度を表す補正係数であることが明らかになった。上述した4つの粒子浮上パラメータを用いて(1), (8)式から求めた浮上効率 η_s の計算値、実験値はFig. 2に示すようになりによく一致している。また介在物の大きさ d_s , タンディッシュ浴の長さLの η_s におよぼす影響については、 d_s の減少とともに η_s はかなり減少するが、Lの増加により η_s は増加できることなど、前報¹⁾と同様

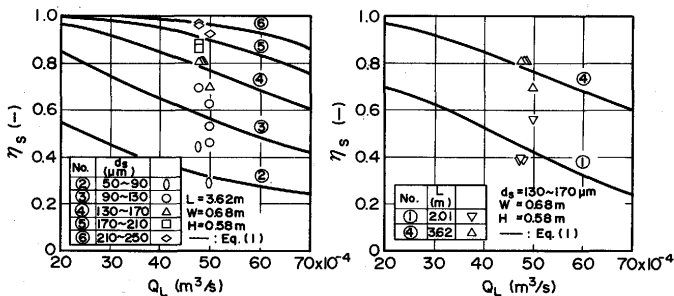


Fig. 2. Influence of inclusion diameter d_s and tundish length L on relationship between η_s and Q_L .

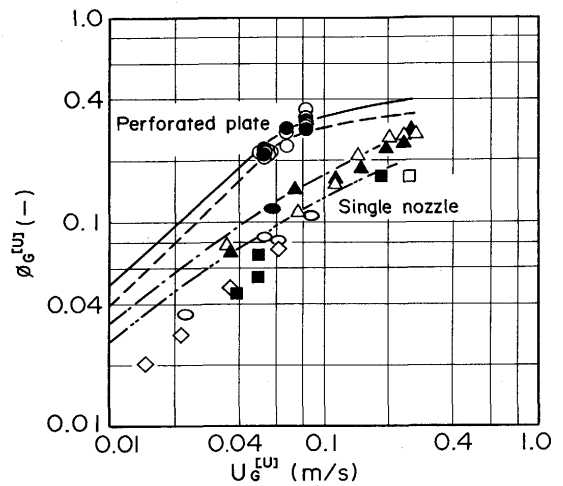
の結果を確認した。以上の検証から、実機鑄造実験に対して組合せモデルの妥当性が十分満足なものであることが確認された。

3・2・2 ガス吹込み下での実験結果

(1) 組合せモデルの妥当性

ガス吹込み条件下の実験値を用いて、先の組合せモデルによる介在物の浮上効率の推算方法の妥当性を検討する。上述の7つの粒子浮上パラメータについて、2章の近似的取扱いによって求めた結果を示し、その妥当性についてまず検討する。このうち $k_s^{[M]}$, $T_s^{[M]}$, $T_s^{[S]}$ については前項で述べた。残った $u_L^{[U]}$, $\phi_G^{[U]}$, γ , u_B について、2章で述べたパラメータフィッティングを行った結果、まず $\gamma=0.934$, $u_B=0.308m/s$ を得た。つぎにこの γ , u_B の値を用いて $u_L^{[U]}$, $\phi_G^{[U]}$ を(15), (17)式から求めた。

ここで最終的に求めた $\phi_G^{[U]}$ の妥当性について検討する。Fig. 3は低ガス空塔速度($U_G^{[U]} < 0.09m/s$)での実験値について⑦~⑨, ⑩~⑫の各循環流れ領域断面面積 $A^{[C]}$ ごとに上昇流れ域のガスホールドアップ $\phi_G^{[U]}$ とガス空塔速度 $U_G^{[U]}$ の関係をプロットした結果を示したものである¹²⁾。図には従来の気泡塔での多孔板ガス分散器、単一ノズルからのガス吹込み実験結果^{9)~12)}, 円筒浴での単一ノズルからのガス吹込み実験結果^{13)~15)}も示した。この図から $\phi_G^{[U]}$ 対 $U_G^{[U]}$ の関係は、気液の物性、容器の大きさよりもガス吹込み方法に大きく影響されることがわかる。多孔板ガス分散器からのガス吹込みの場



Gas distributor : Perforated plate			
—	H ₂ O-Air	Tadaki, et al. ⁹⁾	δ (mm) n(-) D(m)
- - -	H ₂ O-Air	Yoshitome ¹⁰⁾	0.4, 0.6 13 0.042
●	Steel-Ar(1823K)	This work (⑦-⑨)	1.1 127 0.150
○	Steel-Ar(1823K)	This work (⑩-⑫)	0.2 138 -
0.2			138 -
0.2			138 -
Gas distributor : Single nozzle			
- - -	H ₂ O-Air	Yoshida, et al. ¹¹⁾	δ (mm) n(-) D(m)
- - -	H ₂ O-Air	Yoshida, et al. ¹¹⁾	2.2-7.8 1 -
▲	Hg-N ₂	Sano, et al. ¹²⁾	4.0-40.0 1 -
▲	Hg-N ₂	Sano, et al. ¹²⁾	2.4 1 0.070
▲	Hg-N ₂	Sano, et al. ¹²⁾	2.0 1 0.070
▲	Hg-N ₂	Kawakami, et al. ¹³⁾	1.5 1 0.150
□	KCl aqua-sol.	Kawakami, et al. ¹³⁾	1.5 1 0.150
◇	N ₂	Wood's metal	3.0 1 0.400
◇	N ₂	Xie, et al. ¹⁴⁾	(373K)
●	Fe-C alloy	Iguchi, et al. ¹⁵⁾	1.0 1 0.090
●	-Ar	(1523K)	
○	Cu-Ar	(1523K)	Iguchi, et al. ¹⁵⁾
○			1.0 1 0.090

Fig. 3. Relationship between $\phi_G^{[U]}$ and $U_G^{[U]}$.

合、⑦～⑨、⑩～⑫のいずれの実験値も均一気泡流の考え方に基づいた(18)式の直線関係をよく満たしている。そこで直線の勾配a, 切片bを求め、Table 1に示した^{†3}。以後の理論計算では $\phi_0^{[U]}$ の評価式として(18)式を用いる。

上述した7つの粒子浮上パラメータを用いて(11), (16)式から求めた浮上効率 η_s の計算値, 実験値はFig. 4に示すようになりよく一致している。以上の検証からガス吹込み下の鑄造実験に対しても組合せモデルの妥当性が十分満足なものであることが確認された。

(2) 介在物の大きさ, ガス空塔速度の浮上効率におよぼす影響

前項において組合せモデルの妥当性が確認されたため、このモデルに基づき介在物の大きさ, ガス空塔速度の浮上

効率におよぼす影響について検討する。Fig. 4, 5は、溶鋼流量をほぼ一定に保った場合の浮上効率 η_s , $\eta_s^{[M]}$, $\eta_s^{[C]}$ と介在物の大きさ d_s , ガス空塔速度 $U_G^{[U]}$ の関係を図示したものである。本実験の範囲内では介在物の大きさによって浮上効率の値があまり変化しないことから、ガス空塔速度 $U_G^{[U]}$ の影響に焦点を絞って検討する。 $U_G^{[U]}$ が0.09m/s以下では上昇流れ域は均一気泡流の状態にあり、 $U_G^{[U]}$ の増加とともに η_s はかなり増加する。また $U_G^{[U]}$ が0.09m/s以上では上昇流れ域は遷移流へ移行し、局所的な循環流れの発生による $u^{[U]}$ の低下のため、 η_s は少し減少する。すなわち均一気泡流と遷移流の境界近傍^{†4}に対応する $U_G^{[U]}$ において η_s は最大になる。これは $\eta_s^{[M]}$ が一定であることから $\eta_s^{[C]}$ の変化が $U_G^{[U]}$ の増減により顕著に現れることに起因していると理解できる。

(3) 上昇流れ域における介在物粒子の浮上分離機構

上昇流れ域における介在物粒子の浮上分離機構について、介在物粒子が上昇流れにのることによる浮上除去が支配的であると仮定した妥当性について検討する。

循環流れ領域における介在物浮上性については、2章で述べたとおりガス吹込みが上昇流れ域のみの介在物浮上を促進するものとする。この領域における介在物の移動過程には上昇流れ域を通過する場合、通過しない場合の2とおりの場合が起こることになるため、この上昇流れ域を通過する割合を γ とすれば、上昇流れ域の浮上効率 $\eta_s^{[C]}$ は次式で表せる。

$$\eta_s^{[C]} = 1 - C_s^{[O]} / C_s^{[M]} = \gamma \cdot \{1 - 1 / (1 + k_s^{[U]} T_s^{[U]})\} \quad (20)$$

いま介在物粒子が上昇流れにのることにより浮上除去されるとすれば、介在物粒子分離速度定数 $k_s^{[U]}$ は次式で表される。

$$k_s^{[U]} = \{\exp(T_s^{[U]} / t_s^{[U]}) - 1\} / T_s^{[U]} \quad (21)$$

一方、介在物粒子が上昇流れ中の分散気泡へ付着することにより浮上除去されるとすれば、 $k_s^{[U]}$ は潘ら¹⁷⁾が σ コールドモデル実験(模擬介在物/プラスチック粒子 $d_s = 100 \sim 800 \mu\text{m}$, 気泡径 $d_B = 4 \sim 8 \text{mm}$)から得た次式で表される。

$$k_s^{[U]} = a_B \cdot \{0.000121 + 0.125 \cdot (d_s / d_B)^{3/2} \cdot (\rho_s / \rho_L)^{3/2} \cdot u_B\} \quad (22)$$

ここで単位体積あたりの気液界面積 a_B の算出には、気泡の球形近似に基づいた次式を用いる¹⁶⁾。

$$a_B = 6\phi_C^{[U]} / d_B \quad (23)$$

そこでこの上昇流れ域の介在物粒子の浮上機構について、 $\eta_s^{[C]}$, $k_s^{[U]}$ の実験値と(20), (21), (22)式による計算値を比較することにより検討する。Fig. 5, 6は溶鋼流量をほぼ一定に保った場合の $\eta_s^{[C]}$, $k_s^{[U]}$ と $U_G^{[U]}$ の関係を d_s ごとに図示したものである。いずれの実験値も介在物粒子が上昇流れにのることによる浮上除去が支配的であると(21)式の関係をよく満たしており、上述の仮定の妥当性が確認された。また(22)式による $k_s^{[U]}$ の値は小さく、介在物粒子の分散気泡への付着現象は生じてはいるが、浮上分離の支配要因とは言い難いこと、さらにこの付着現象は d_s の影響をあまり受け

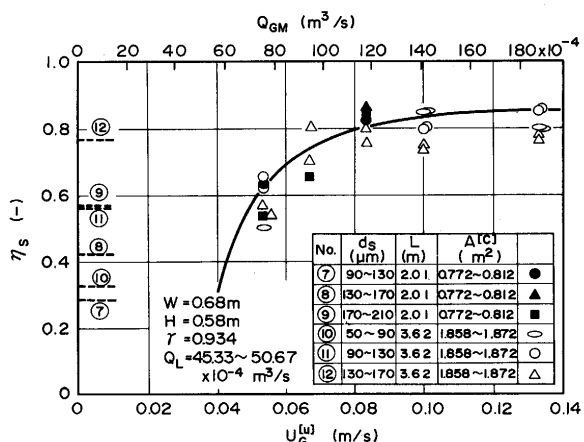


Fig. 4. Influence of d_s on relationship between η_s and $U_G^{[U]}$.
 —: Eq. (11) with gas blowing.
 - - -: Eq. (1) without gas blowing.

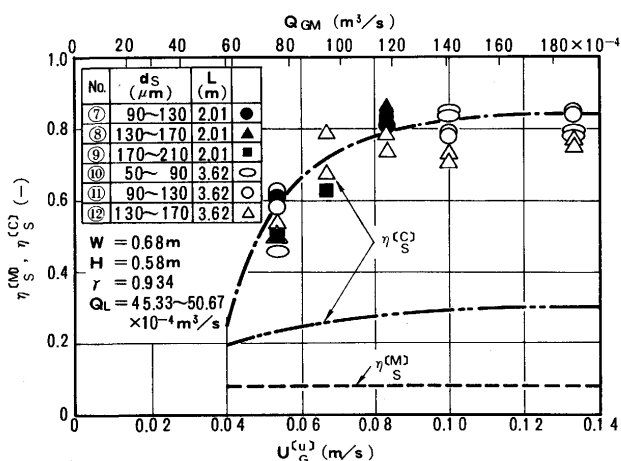


Fig. 5. Influence of d_s on relationship between $\eta_s^{[M]}$, $\eta_s^{[C]}$ and $U_G^{[U]}$.
 - - -: Eq. (1), (3),
 - - -: Eq. (20), (21),
 ·····: Eq. (20), (22).

†2 実験⑦～⑨、⑩～⑫における上昇流れ域、すなわち気泡分散相の断面面積 $A^{[U]}$ はつぎのとおりである。 $A^{[U]} = \{\gamma \cdot (W/2)\}^2 \cdot 2 = 0.141 \text{m}^2$ 。

†3 実験⑦～⑨、⑩～⑫の $\phi_0^{[U]}$ と $U_G^{[U]}$ の直線関係はほぼ同じと見なし得るため、両者を一括してa, bを見積った。

†4 $\phi_0^{[U]}$ が $U_G^{[U]}$ に対し直線的に変化する $U_G^{[U]}$ の範囲が均一気泡流域に対応し、直線的に変化しなくなり始める $U_G^{[U]}$ 以上の範囲が遷移流域に対応する¹⁶⁾。

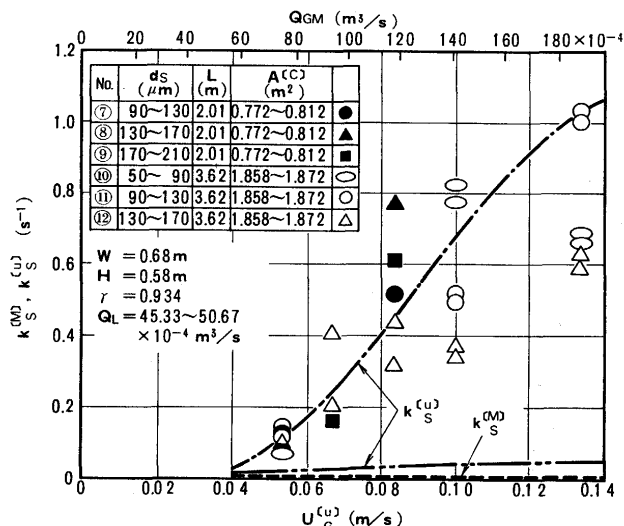


Fig. 6. Influence of d_s on relationship between $k_s^{(M)}$, $k_s^{(U)}$ and $U_G^{(U)}$.
 ---: Eq. (3), - · - ·: Eq. (21), · · · ·: Eq. (22).

ないことがわかる。なお図には示さなかったが、大型介在物の低減に効果が認められた上述のタンディッシュ内ガス吹込み法をラインパイプ用含Ca耐水素誘起割れ鋼に大量適用した結果、造管前の母板の耐水素誘起割れ性能の改善効果を確認したことを付記しておく。

4. 結言

タンディッシュにおける多孔板ガス分散器を用いたガス吹込み法の効果について検討するため耐水素誘起割れ鋼を対象とした実機铸造実験を行った。この結果を用いて、既報の組合せモデルによる介在物浮上効率の推算方法の妥当性を確認した。このモデルに基づき、各要因の影響について検討した結果、低ガス空塔速度で生ずる均一気泡流の状態では、ガス空塔速度が速くなるほど浮上効率は大きくなり、均一気泡流と遷移流の境界近傍の状態に対応するガス空塔速度で浮上効率は最大になることを確認した。また浮上効率は介在物の大きさに依存しないことも確認した。

記号

- $A^{(i)}$: i 領域の断面積 (m^2)
- a, b : 定数 (-)
- a_B : 単位体積あたりの気液界面積 $= 6\phi^{(U)}/d_B$ ($1/\text{m}$)
- $C_s^{(i)}$: 流入時, 流出時, i 領域における粒子濃度 (kg/m^3)
- d_B : 気泡径 (m)
- d_s : 粒子径 (m)
- Fr : 浴深さを代表長さとしたフルード数 $= v_L^2/gH$ (-)
- g : 重力加速度 (m/s^2)
- H : タンディッシュ浴の深さ (m)
- K : 粒子の形状補正係数 (-)
- $k_s^{(i)}$: i 領域における粒子分離速度定数 ($1/\text{s}$)
- L : タンディッシュ浴の長さ, たゞし取鍋注入流からタンディッシュノズルまでの距離 (m)
- L' : ガス分散器の設置位置 (m)

- M : 縮尺 (-)
- n : ガス分散器の孔数 (-)
- P_G : ガスの圧力 (Pa)
- P_{GM} : ガスの対数平均圧力 $= (P_{G1} - P_{G2})/\ln(P_{G1}/P_{G2})$ (Pa)
- p : ガス分散器の孔ピッチ (m)
- Q_{GM} : P_{GM} , θ_G におけるガスの体積流量 (m^3/s)
- Q_L : 液体の体積流量 (m^3/s)
- $T_S, T_S^{(i)}$: タンディッシュ浴または i 領域における粒子滞留時間 $= V/Q_L, V^{(i)}/Q_L$ (s)
- $t_S^{(i)}$: i 領域における粒子浮上時間 $= H/u_S^{(i)}$ (s)
- $U_G^{(i)}$: 上昇流れ域断面面積基準のガス空塔速度 (m/s)
- u_B : 静止液体中の単一気泡の終末浮上速度 (m/s)
- $u_j^{(i)}$: i 領域における j の垂直方向速度 (m/s)
- V : タンディッシュ浴の体積 $= L \cdot W \cdot H$ (m^3)
- $V^{(i)}$: i 領域の体積 (m^3)
- W : タンディッシュ浴の幅 (m)
- W' : ガス分散器設置位置でのタンディッシュ浴の有効幅 (m)
- w : 上昇流れ域の幅 (m)
- α, β : 定数 (-)
- γ : 粒子が上昇流れ域を通過する割合 $= w/W'$ (-)
- δ : ガス分散器, 単孔ノズルの孔径 (内径) (mm)
- $\epsilon^{(M)}$: 混合流れ領域内の平均局所エネルギー消散速度 (W/m^3)
- η_S : 総括粒子浮上効率 (-)
- $\eta_S^{(i)}$: i 領域の粒子浮上効率 (-)
- θ_G : 吹込みガスの温度 (K)
- μ_L : 液体の粘度 ($\text{Pa}\cdot\text{s}$)
- ρ_L, ρ_s : 液体または粒子の密度 (kg/m^3)
- σ_L : 液体の表面張力 (N/m)
- $\phi_G^{(U)}$: 上昇流れ域のガスホールドアップ (-)

上 添 字

$i=C, D, I, M, P, O, S, U$: それぞれ循環流れ領域, 下降流れ域, 流入時, 混合流れ領域, 押し出し流れ領域, 流出時, 停滞領域, 上昇流れ域に関する量

下 添 字

- $j=G, GL, L, S$: それぞれガス, ガス・液体間のスリップ, 液体, 粒子に関する量
- A, B : ストランドの名称
- ④, ⑤: ガス吹込み側のストランドの名称
- M, R : それぞれ模型, 実機に関する量
- 1, 2: それぞれ浴底面, 浴表面に関する量

文 献

- 1) 中島敬治, 川崎守夫: 鉄と鋼, **73** (1987), p.852
- 2) 中島敬治, 川崎守夫: 鉄と鋼, **73** (1987), p.860
- 3) G.Marrucci: Ind. Eng. Chem. Funam., **4** (1965), p.224
- 4) H.D.Mendelson: AIChE J., **13** (1967), p.250
- 5) 市橋弘行: 第126・127回西山記念技術講座, 高純淨鋼, (1988), p.231 [日本鉄鋼協会]
- 6) 介在物の形態制御(鉄鋼基礎共同研究会・介在物の形態制御部会編), (1984), p.38 [日本鉄鋼協会]
- 7) 成田貴一: 鉄と鋼, **52** (1966), p.1098
- 8) 浅野綱一, 中野武人: 鉄と鋼, **57** (1971), p.1943
- 9) 只木横力, 前田四郎: 化学工学, **28** (1964), p.270
- 10) 吉留 浩: 化学工学, **27** (1963), p.27
- 11) F.Yoshida and K.Akita: AIChE J., **11** (1965), p.9
- 12) 佐野正道, 森 一美: 鉄と鋼, **64** (1978), p.1714
- 13) 川上正博, 細野 聡, 高橋一寿, 伊藤公允: 鉄と鋼, **78** (1992), p.267
- 14) Y.K.Xie, S.Orsten and F.Oeters: Proc. IISC, vol.1 (1990), p.421
- 15) 森田善一郎, 川端弘俊, 井口 学, 中島敬治: 学振19委-No.11383, 反応-No.773(平成4年10月)
- 16) 化学工学の進歩第16集, 気泡・液滴・分散工学-基礎と応用(化学工学協会編), (1982), p.58, p.80 [横書店]
- 17) 潘 偉, 植村健一郎, 小山伸二: 鉄と鋼, **78** (1992), p.1361