

論 文

連続铸造タンディッシュ浴における介在物の
浮上挙動

中 島 敬 治*・川 崎 守 夫*

Inclusion Float-out Behavior in Continuous Casting Tundish Bath

Keiji NAKAJIMA and Morio KAWASAKI

Synopsis:

The Floating behavior of inclusions in the tundish bath was studied in connection with the fluid flow state of molten steel. A mathematical model which predicts the inclusion removal efficiency has been developed. It was postulated in the model that the tundish bath consists of three regions: a mixing flow region, a plug flow region and a stagnant region. In the mixing flow region, predominated by inertia force or turbulent viscous force, inclusions are transferred by various sized vortices. In the plug flow region, predominated by viscous force, inclusions are transferred approximately according to Stokes's law. The stagnant region is not involved in inclusion transfer owing to long-stagnation.

The validity of the model was confirmed by the results of cold model experiments and actual operations. It was found by the above model that the use of a longer and deeper tundish bath was effective for promoting the floating removal of inclusions owing to the increased plug flow region. In addition, placing dams in the tundish retarded the removal efficiency, since the dam increased the mixing flow region.

Key words: continuous casting; tundish; inclusion; tundish dimensions; dam.

1. 緒 言

連続铸造プロセスにおける介在物低減法については従来から多くの実験結果が報告され、特にタンディッシュに関しては大型化、堰の設置など介在物浮上促進に関する提案が盛んになされてきている^{1)~3)}。しかし実際上問題となるそれらの効果と介在物粒子の大きさ、操作要因との対応関係を検討しようとすれば、いずれも明らかでない部分があり、定性的、経験的な知見を得るにとどまっている。本来、このような検討はタンディッシュ浴内の流動状態とそれに係わる介在物粒子の浮上挙動を総合的に把握した上でなされなければならない。

そこで著者らは上記の観点に立ち、介在物粒子の浮上挙動をできるだけ忠実に表現し、しかも解析の容易なモデルとして、タンディッシュ浴内を近似的に混合流れ領域、押出し流れ領域、停滞領域の3領域に分割することにより浴内の介在物粒子の浮上挙動を考慮した組合せモデルを考案し、それによつて計算した結果をコールドモデル実験、実機铸造実験の実験値と比較検討した。その際、介在物粒子の大きさ、操作要因による介在物粒子の

浮上性の変化を定量的に明らかにした。

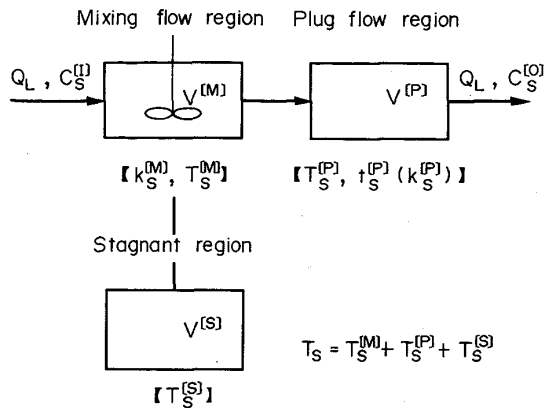
2. 理 論

攪拌槽内は、一般に一様な混合ではなく場所により流動状態が異なり、消散エネルギーも場所により数十倍から数百倍以上違うことが報告されている^{4)~6)}。タンディッシュ浴内では消散エネルギーは取鍋注入流近くで最大で離れるとしだいに減少していき、これにともない流動状態は乱流粘性支配域（あるいは慣性支配域）から粘性支配域へ移行すると考えられる。また介在物粒子の浮上挙動はこのタンディッシュ浴内の流動状態に強く依存すると推察される。そこで近似的な取扱いであるが、浴内を乱流粘性支配（あるいは慣性支配）にある混合流れ領域、粘性支配にある押出し流れ領域、その他低液体流量下の特異現象として生ずる停滞領域の3領域に分割することにより浴内の介在物粒子の浮上挙動を考慮し、Fig. 1 に示す組合せモデルを導いた。なお、本モデルの解析にあたっては簡単のため、つぎの仮定を設けた。

- 1) 介在物粒子の大きさはその移動過程で変化しない。
- 2) 考えている系は等温であり、熱対流などの影響は

昭和 60 年 4 月本会講演大会にて発表 昭和 61 年 4 月 21 日受付 (Received Apr. 21, 1986)

* 住友金属工業(株)総合技術研究所 (Technical Research Laboratories, Sumitomo Metal Industries, Ltd., 1-3 Nishinagahondori Amagasaki 660)



[] : inclusion float-out parameters

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

考慮しない。

2.1 介在物粒子の浮上効率

Fig. 1 に示す組合せモデルに基づき、通常の直方体型タンディッシュにおける介在物粒子の浮上効率について、定常状態下で検討する。

まず、混合流れ領域においては介在物粒子が均一に分散しており、完全混合状態にあるとして、この領域における浮上効率 $\eta_s^{[M]}$ を導く。 $\eta_s^{[M]}$ は単位体積あたりの介在物粒子分離速度が介在物粒子濃度に比例するとすれば、次式で表される。

$$\eta_s^{[M]} \equiv 1 - C_s^{[M]} / C_s^{[I]} = 1 - 1 / (1 + k_s^{[M]} T_s^{[M]}) \dots (1)$$

$$T_s^{[M]} = V^{[M]} / Q_L \dots (2)$$

ここで混合流れ領域における介在物粒子分離速度定数 $k_s^{[M]}$ がこの領域の均一混合時間の逆数に比例するとすれば⁹⁾、浅井ら⁷⁾と同様の次元解析法を用いることにより、 $k_s^{[M]}$ とこの領域の平均局所エネルギー消散速度 $\epsilon^{[M]}$ の関係がつぎのように得られる。

$$k_s^{[M]} \propto (\epsilon^{[M]} / \rho_L)^{1/3} \cdot (t_s^{[M]})^{-2/3} \dots (3)$$

ここで $\epsilon^{[M]}$ の算出には取鍋注流入における流体の運動エネルギーに基づいた次式を用いる⁴⁾。

$$\epsilon^{[M]} = Q_L \rho_L v_L^2 / 2 \cdot V^{[M]} \dots (4)$$

つぎに、押出し流れ領域においては介在物粒子の分散状態の水平方向変化が大きく、垂直方向は完全混合、水平方向は混合なしの状態にあるとして、この領域における浮上効率 $\eta_s^{[P]}$ を導く。 $\eta_s^{[P]}$ は、この領域内の微小な流体素片に着目し、その素片の中で介在物粒子が速度 $u_s^{[P]}$ で浮上するとして物質収支を行うと、次式で表される。

$$\eta_s^{[P]} \equiv 1 - C_s^{[O]} / C_s^{[M]} = 1 - 1 / (1 + k_s^{[P]} T_s^{[P]}) \dots (5)$$

$$k_s^{[P]} = \{ \exp(T_s^{[P]} / t_s^{[P]}) - 1 \} / T_s^{[P]} \dots (6)$$

$$T_s^{[P]} = V^{[P]} / Q_L \dots (7)$$

$$t_s^{[P]} = H / u_s^{[P]} \dots (8)$$

ところで低液体流量下では特異現象として浴内に停滞領域が生じ、この領域に介在物粒子が入ると長時間そこに停滞してしまう。すなわち停滞領域は介在物粒子浮上のための有効容積を減少させる領域と定義し、全容積からその他の領域の容積を減じた容積と定義した。よって停滞領域の影響も考慮した総括的な介在物粒子浮上効率 η_s は (1), (5) 式より、次式で表される。

$$\eta_s \equiv 1 - C_s^{[O]} / C_s^{[I]} = 1 - (1 - \eta_s^{[M]})(1 - \eta_s^{[P]})$$

$$= 1 - \exp(-T_s^{[P]} / t_s^{[P]}) / (1 + k_s^{[M]} T_s^{[M]}) \dots (9)$$

$$T_s = T_s^{[M]} + T_s^{[P]} + T_s^{[S]} \dots (10)$$

2.2 粒子浮上パラメーターの決定方法

総括的な介在物粒子浮上効率 η_s を (9) 式によつて推算する場合、 $k_s^{[M]}$, $T_s^{[M]}$, $T_s^{[S]}$, $t_s^{[P]}$ (または $k_s^{[P]}$) の四つの粒子浮上パラメーターがあらかじめ分かっている必要はない。本節ではその決定方法について述べる。

(9) 式は変形するとつぎのようにも表せる。

$$T_s = t_s^{[P]} \cdot \ln \{ 1 / (1 - \eta_s) \} + t_s^{[P]} \cdot \ln \{ 1 / (1 + k_s^{[M]} T_s^{[M]}) \} + T_s^{[M]} + T_s^{[S]} \dots (11)$$

いま実験値のうちで、停滞領域の影響がほとんど無視できる高液体流量での実験値を用いるとすると、粒子浮上パラメーターとして $k_s^{[M]}$, $T_s^{[M]}$, $t_s^{[P]}$ の三つが残ることになる。そこで、まず高液体流量での実験値を用いて T_s 対 $\ln \{ 1 / (1 - \eta_s) \}$ の関係をプロットし、この直線^{†2}の勾配から $t_s^{[P]}$ を求める。つぎに $T_s^{[M]}$ については切片を $t_s^{[P]} = 0$ に外挿することによつて得られる値を、また $k_s^{[M]}$ については (3) 式をそれぞれ目安にし、この両方によく合うようにパラメーターフィッティングを行う。最後に低液体流量での実験値も含めたすべての実験値を用いて、 $T_s^{[S]}$ を (9), (10) 式に基づいて求める。

2.3 介在物粒子の浮上挙動の相似

モデル実験によつて、先に述べた総括的な介在物粒子浮上効率 η_s におよぼす介在物粒子の大きさ、操作要因の影響について検討する場合、介在物粒子の浮上挙動をいかに模擬するかが問題となる。これには流動状態を相似するとともに、それに係わる介在物粒子の浮上挙動も相似しておく必要がある。ここでは石川ら²⁾の考え方を基に混合流れ領域での相似を考慮した補正を施し、それらについて検討した。すなわち前者についてはフルード

† 本解析では取鍋注流入によるエネルギーの消散はすべて混合流れ領域内で行われるとし、また混合流れ領域の代表長さとして乱流混合距離は比例するとした⁸⁾。

†2 通常の実験範囲内では、(11) 式の右辺第 2 項の変化は小さいため、 T_s 対 $\ln \{ 1 / (1 - \eta_s) \}$ の間に直線関係がほぼ成立する。

数を一致させ、後者については 2.1 節の解析から $k_s^{[M]} T_s^{[M]}$ および $k_s^{[P]} T_s^{[P]}$ を一致させた。

まず流動状態の相似に関しては、幾何学的相似条件とフルード数一致の条件からつぎのような関係が相似条件として得られる。

$$(H)_M / (H)_R = M, (V)_M / (V)_R = M^3,$$

$$(Q_L)_M / (Q_L)_R = M^{2.5} \dots \dots \dots (12)$$

$$(V^{[M]})_M / (V^{[M]})_R = (V^{[P]})_M / (V^{[P]})_R = M^3 \dots \dots \dots (13)$$

つぎに介在物粒子の浮上挙動の相似について検討する。混合流れ領域においては、 $k_s^{[M]} T_s^{[M]}$ 一致の条件に (12), (13) 式の関係考慮に入れて整理すると、つぎのような関係が相似条件として得られる。

$$(k_s^{[M]})_M / (k_s^{[M]})_R = M^{-0.5} \dots \dots \dots (14)$$

ところが $k_s^{[M]}$ については (3) 式の関係が成り立つはずであるから下記のとおり (14) 式は暗黙のうちに成り立つ。

$$\begin{aligned} \frac{(k_s^{[M]})_M}{(k_s^{[M]})_R} &= \frac{\{(\varepsilon^{[M]} / \rho_L)_M\}^{1/3} \cdot \{(\ell^{[M]})_M\}^{-2/3}}{\{(\varepsilon^{[M]} / \rho_L)_R\}^{1/3} \cdot \{(\ell^{[M]})_R\}^{-2/3}} \\ &= (M^{1/3}) \cdot M^{-2/3} = M^{-0.5} \dots \dots \dots (15) \end{aligned}$$

一方押し出し流れ領域においても、同様に $k_s^{[P]} T_s^{[P]}$ 一致の条件に (6), (12), (13) 式の関係考慮に入れて整理すると、つぎのような関係が相似条件として得られる。

$$\begin{aligned} \frac{(T_s^{[P]} / t_s^{[P]})_M}{(T_s^{[P]} / t_s^{[P]})_R} \\ = \frac{(H)_R \cdot (u_s^{[P]})_M \cdot (V^{[P]})_M \cdot (Q_L)_R}{(H)_M \cdot (u_s^{[P]})_R \cdot (V^{[P]})_R \cdot (Q_L)_M} = 1 \dots \dots \dots (16) \end{aligned}$$

すなわち

$$(u_s^{[P]})_M / (u_s^{[P]})_R = M^{0.5} \dots \dots \dots (17)$$

けつきよくモデル実験において介在物粒子の浮上挙動を相似するには (12), (17) 式が成り立つようにすればよい。

3. コールドモデル実験

模擬介在物としてポリエチレン粒子を用いたコールドモデル実験を行った後、この結果を用いてつぎの手順で検討を進めた。まず 2 章で述べた T_s 対 $\ln\{1/(1-\eta_s)\}$ の関係のプロットを用いて四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粒子浮上効率の推算法の妥当性を検討した。最後に粒子の大きさ、操作要因による粒子の浮上性の変化を理論的あるいは実験的に明らかにした。

3.1 実験方法

実験装置の模式図を Fig. 2 に示す。模型タンディッシュは透明アクリル樹脂製であり、鹿島製鉄所スラブ連続铸造設備用タンディッシュの 1/2.63 模型に相当す

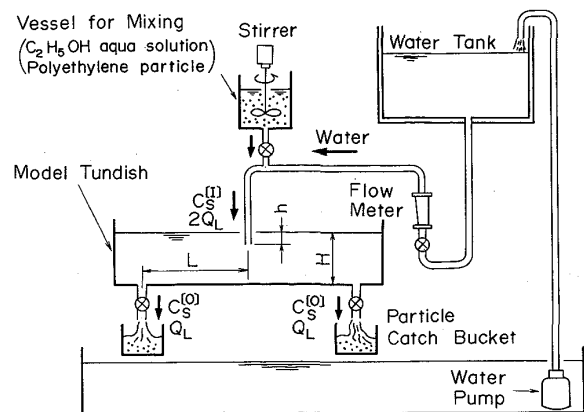


Fig. 2. Schematic diagram of apparatus for cold model experiment.

Table 1. Experimental conditions in cold model experiments and calculated values of $u_s^{[P]}$, K , $T_s^{[M]}$.

No	d_s (μm)	Q_L ($\times 10^{-4} \text{ m}^3/\text{s}$)	L (m)	W (m)	H (m)	$u_s^{[P]}$ ($\times 10^{-4} \text{ m/s}$)	K (-)	$T_s^{[M]}$ (s)
①	210~297	3.37~7.07	1.185	0.260	0.222	1.79	0.646	63.5
②			0.764					
③	210~297	2.22~10.52	1.185	0.260	0.350	1.86	0.691	63.5
④			1.376					
⑤	297~350	2.56~7.69	0.764	0.260	0.350	2.32	0.614	53.9
⑥			1.376					
⑦	500~590	3.31~7.66	0.764	0.260	0.350	6.75	0.614	49.2
⑧			1.376					
⑨~⑫	210~297	3.24~8.27	1.185	0.260	0.337	-	-	-

Experimental conditions : $h = 0.06\text{m}$, $M = 1/2.63$.

⑨ : Overflow type dam, ⑩ : Double dam,

⑪ : Reverse double dam, ⑫ : Triple dam,

る。

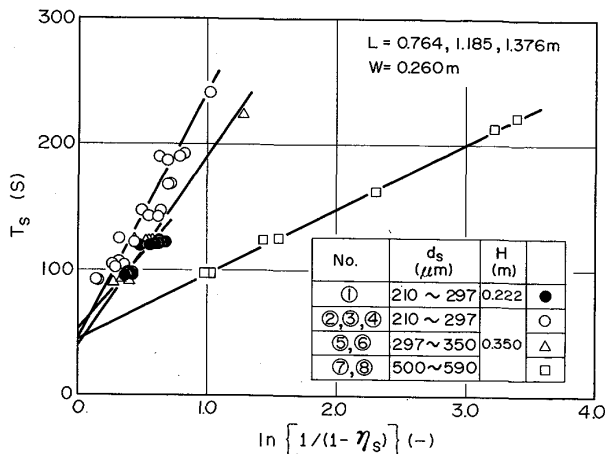
実験は浴の寸法 (長さ、深さ)、堰の設置など構造の異なる模型タンディッシュについて、取鍋ノズルからタンディッシュへの注入流にたえず一定量の粒度調整したポリエチレン粒子 ($\rho_s = 0.925\text{g/cm}^3$) を混ぜ、一定時間内にタンディッシュノズルから流出する粒子を捕集、秤量することにより行つた。実験中、取鍋ノズルと二つのタンディッシュノズルから出る液体流量を等しくし、タンディッシュの浴深さを一定に保つた。実験条件を Table 1 に示す。模擬介在物粒子として用いたポリエチレン粒子は粒子径 d_s が 210~297, 297~350, 500~590 μm の 3 種類である。粒子の浮上がストークスの法則に従うとすれば、これらは実際の介在物粒子では 105~148, 137~161, 234~276 μm に相当する。また液の種類は 0.4~2.2 wt% のエタノール水溶液である。

3.2 コールドモデル実験結果に基づく検討

3.2.1 組合せモデルの妥当性

Table 2. Values of a , b and n in Eq. (19).

	Steel	Heat size Mixing process	ϵ (W/m ³)	a (-)	b (-)	n (-)
This work FUJII, <i>et al.</i> ⁹⁾	Al killed	(100 t)	1— 18	1.61×10^{-4}	0	0.33
	Al-Si killed	100 t Pulsating mixing	10— 70	4.03×10^{-4}	0	0.45
SANDBERG, <i>et al.</i> ¹⁰⁾ EMOTO, <i>et al.</i> ¹¹⁾	Al killed	process	40— 84	3.47×10^{-4}	0	0.45
	Al killed	30 t ASEA-SKF furnace	288—1 500	2.83×10^{-5}	5.67×10^{-4}	0.75
	Al-Si killed	100 t ASEA-SKF furnace	1 120—4 630	3.68×10^{-7}	2.63×10^{-4}	0.99

Fig. 3. Relationship between T_s and $\ln \{1/(1-\eta_s)\}$.

堰のない通常の直方体型模型タンディッシュについての実験値を用いて、先の組合せモデルによる粒子浮上効率の推算法の妥当性を検討する。

Fig. 3 は停滞領域の影響がほとんど無視できる高液体流量 ($Q_L \geq 5.20 \times 10^{-4} \text{ m}^3/\text{s}$) での実験値について T_s 対 $\ln \{1/(1-\eta_s)\}$ の関係をプロットした例で、理論式 (11) に示される直線関係をよく満たしている。前章で述べた方法によつてこの図からまず $t_s^{[P]}$ が求められる。これを浴深さ H で割ることにより、押し出し流れ領域における粒子浮上速度 $u_s^{[P]}$ 、粒子の形状補正係数、すなわち同体積の非球形粒子と球形粒子の浮上速度の比 K を近似的に求め、Table 1 に示した。 $u_s^{[P]}$ については同じ粒子径に対する値はほぼ近似しており、今回の解析による $u_s^{[P]}$ の値は一応信頼しうるデータと考えられる。また K については粒子径に係わらず 0.614~0.691 とよく似た値を示している。これは粒子形状のためだけではなく、おそらく押し出し流れ領域においても、模型取鍋からの注入流によるエネルギーの消散が一部行われているためだと推定される。

そこでこの $u_s^{[P]}$ の値を基準にして残った $k_s^{[M]}$ 、 $T_s^{[M]}$ を前述の方法で求めた。 $T_s^{[M]}$ については、その目安値を Table 1 に示した。その値は粒子径が小さいほどわずかに大きい値を示しており、これは同じ流動状態でも粒子径が小さいほど混合流れ領域、言い換えれば乱流の渦に

よつて運ばれる領域がわずかに広がるためだと考えられる。またこのようにして求めた $k_s^{[M]}$ が $\epsilon^{[M]}$ にどのように依存するかを調べるため、(3) 式に基づいて実験値を整理してみた。図には示さなかったが、 $k_s^{[M]}$ と $\epsilon^{[M]}$ の関係はばらつきは認められるもののほぼ次式で表し得た。

$$k_s^{[M]} = 0.0099 \cdot (\epsilon^{[M]} / \rho_L)^{1/3} \dots\dots\dots (18)$$

なおこの整理の際、粒子径、液体流量、浴深さの違いによつて混合流れ領域の形状がかなり変化するため、その代表長さ $l^{[M]}$ は取扱いが難しく、不満足ながら仮にそれらの値は一定とした^{†3}。そこで (18) 式の妥当性について検討するため、従来の脱酸解析から得られた結果^{9)~11)} と比較してみる。従来、攪拌槽における脱酸速度定数 k はその平均局所エネルギー消散速度 ϵ の関数と考えられ、SANDBERG ら¹⁰⁾ は (19) 式の関係を経験的に導いている。

$$k = a \cdot \epsilon^n + b \dots\dots\dots (19)$$

そこで (3) 式を考慮に入れながら (18) 式を変形し、本研究による a , b , n の値を求めてみた^{†4}。この計算結果を藤井ら⁹⁾ の噴流式攪拌の結果、SANDBERG ら¹⁰⁾、江本ら¹¹⁾ の ASEA-SKF 炉の結果とともに Table 2 に示す。SANDBERG ら、江本らと比較して本研究、藤井らでは、 k の ϵ への依存性を決める n の値が小さく、逆に a の値が大きい。また b は無視できる。各研究者間で a , b , n の値がこのように異なる理由として、藤井ら⁹⁾ は ASEA-SKF 炉では強攪拌 ($\epsilon > 300 \text{ w/m}^3$) によりスラグの溶鋼中への巻込みが生じ、スラグによる再酸化を受けやすいことを指摘している。いずれにしても今回の解析による k の値はほぼ同じ攪拌方式による藤井らの値と近い値を示しており、その妥当性については問題ないと考えられる。

つぎに最後に残った $T_s^{[S]}$ については、低液体流量での実験値も含めたすべての実験値を用いて、 $T_s^{[S]} / (T_s^{[M]} + T_s^{[S]})$ なる比が浴深さを代表長さとしたフルード数 $Fr (\equiv v_L^2 / gH)$ によつてどのように変化するかを調べ

^{†3} いま仮に $l^{[M]}$ として $(2 \cdot V^{[M]})^{1/3}$ を採用すれば、本実験の範囲内では $l^{[M]}$ は 0.31~0.53 m 程度となりほぼ一定と見なし得る。

^{†4} 100 t 取鍋における溶鋼攪拌を想定し、近似的に $(\rho_L)_R = 7000 \text{ kg/m}^3$, $(i)_M / (i)_R = 0.173$ として a , b , n を見積もった。

てみた。図には示さなかつたが、この比は厳密にはタンディッシュ浴の幾何学的条件にも依存するものと考えられるが、本実験範囲内では次式で表しても十分であることが確認された。

$$T_s^{[S]} / (T_s^{[M]} + T_s^{[S]}) = \exp(-15.62 \cdot Fr) \cdots \cdots (20)$$

そこで以後の計算では $T_s^{[S]}$ の評価式として (20) 式を用いる。上述した四つの粒子浮上パラメーターを用いて (9) 式から求めた総括的な粒子浮上効率の計算値は Fig. 4, 5 に示すように実験値にかなりよく一致しており、以上述べた解析方法は十分満足なものであると思われる。

3.2.2 粒子の大きさ、操作要因の浮上効率におよぼす影響

前節において組合せモデルの妥当性が確認できたため、このモデルに基づき粒子の大きさ、操作要因の浮上効率におよぼす影響について、粒子浮上パラメーターの変化に主眼をおきながら検討を進める。

Fig. 4~6 は、堰のない通常のタンディッシュの場合を例にとり、浮上効率 η_s , $\eta_s^{[M]}$, $\eta_s^{[P]}$ および粒子浮上パラメーター $k_s^{[M]}$, $k_s^{[P]}$, $T_s^{[M]}$, $T_s^{[P]}$, $T_s^{[S]}$ が、粒子の大きさ、操作要因の値によつてどのように変化するかを示したものである。本実験の範囲内では粒子の大きさによつて $T_s^{[M]}$, $T_s^{[P]}$, $T_s^{[S]}$ の値があまり変化しないこと (Table 3 参照) を考慮に入れて、Fig. 4 を見れば、 $k_s^{[P]}$ だけが、粒子の大きさによる浮上速度 $u_s^{[P]}$ の違いから大きく変化し、 η_s , $\eta_s^{[P]}$ に顕著な影響を与えることがわかる。そこで操作要因として液体流量 Q_L 、模型タンディッシュ浴の長さ L 、深さ H の三つを取り上げ、これらの η_s におよぼす影響を粒子径 d_s を 210~297 μm において検討することにする。その結果を Fig. 5, 6 に示す。まず η_s の液体流量 Q_L による変化について見ると、ほかの操作要因に関係なく Q_L の増加とともに η_s はかなり減少する。これは $k_s^{[M]}$ の影響も無視できないが、 $k_s^{[P]}$, $T_s^{[P]}$ の急激な減少によると理解できる。また浴の長さ L ,

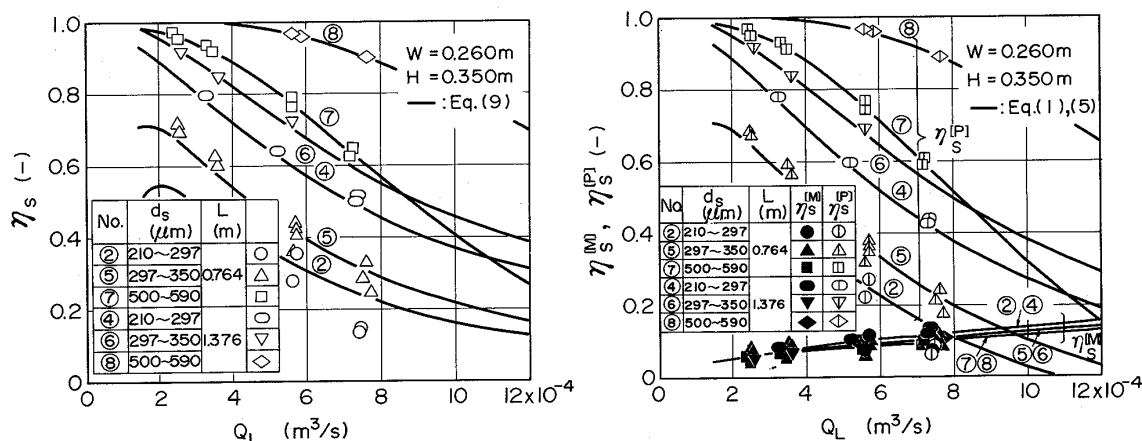


Fig. 4. Influence of particle diameter d_s on variation of η_s , $\eta_s^{[M]}$, $\eta_s^{[P]}$ with Q_L .

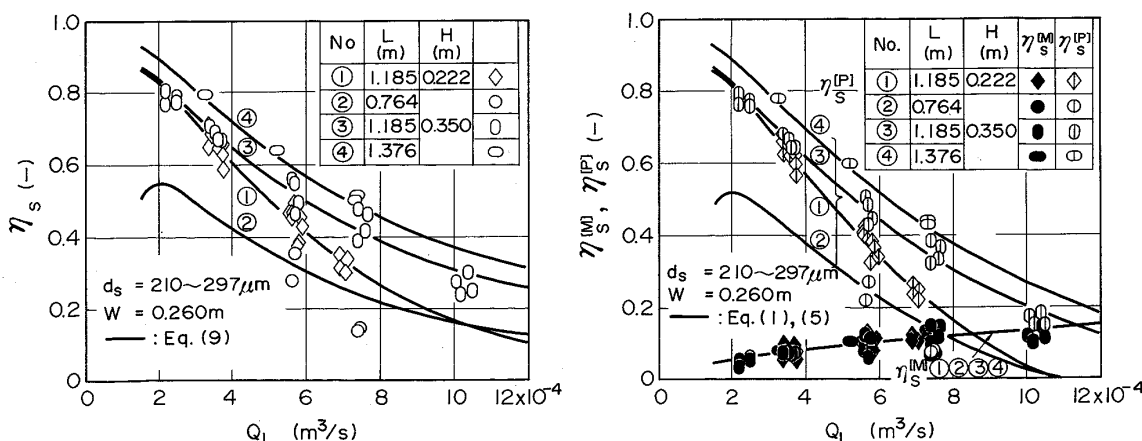


Fig. 5. Influence of tundish dimensions L , H on variation of η_s , $\eta_s^{[M]}$, $\eta_s^{[P]}$ with Q_L .

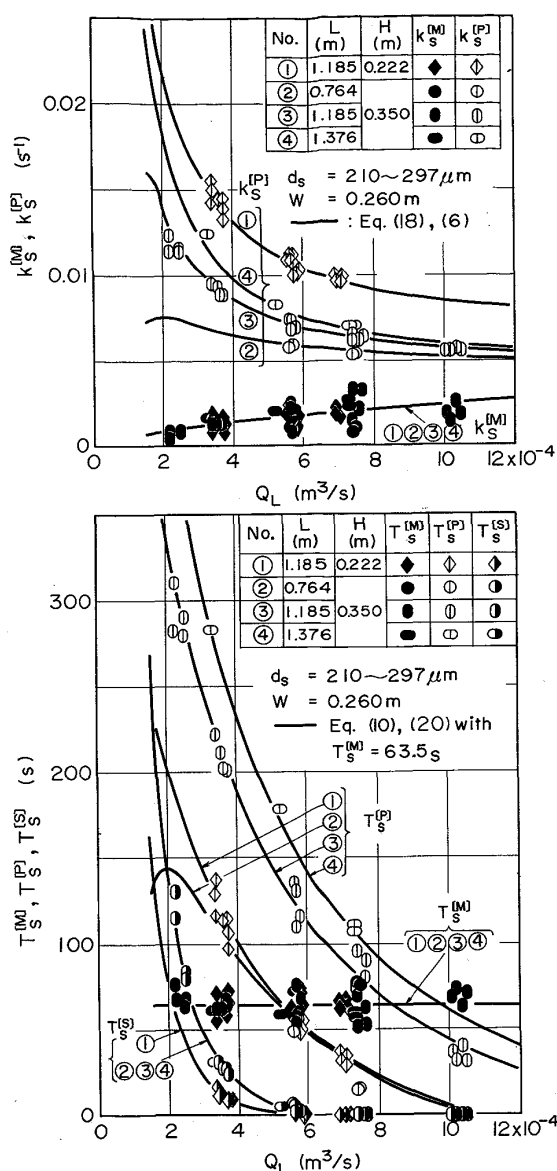


Fig. 6. Influence of tundish dimensions L , H on variation of $k_s^{(M)}$, $k_s^{(P)}$, $T_s^{(M)}$, $T_s^{(P)}$, $T_s^{(S)}$ with Q_L .

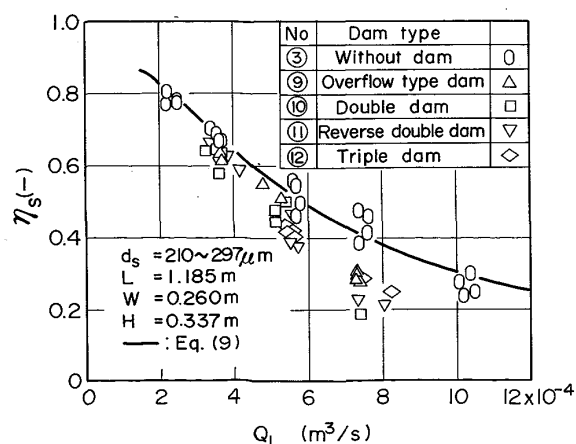


Fig. 7. Influence of dams on variation of η_s with Q_L .

Table 3. Influence of operational factors on particle float-out parameters and particle removal efficiency.

Operational factors	Particle float-out parameters					Particle removal efficiency		
	$k_s^{(M)}$	$k_s^{(P)}$	$T_s^{(M)}$	$T_s^{(P)}$	$T_s^{(S)}$	$\eta_s^{(M)}$	$\eta_s^{(P)}$	η_s
d_s	+	+	-	+	-	-	+	+
Q_L	+	-	*	-	-	+	-	-
L	*	+	*	+	*	*	+	+
H	*	-	*	+	+	*	+	+

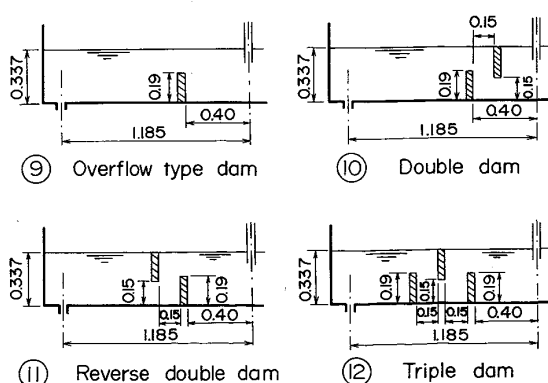
+, ++: Increase -, --: Decrease *: No. change

深さ H については、その増加とともに前者については $k_s^{(P)}$, $T_s^{(P)}$, 後者については $T_s^{(P)}$ が増加し、その結果として η_s が増加することもわかった。ただし浴深さ H については、粒子浮上パラメータの相対的な影響度の差から Q_L の値が大きい場合にその効果が生起するようである。これらの図から各要因が浮上効率、粒子浮上パラメータの理論値、実験値に影響する程度を読みとつてまとめると、Table 3 のように整理される。

Fig. 7 は浮上効率 η_s の堰による変化をまとめたもので、堰は Q_L の増加にともなう η_s の減少をさらに助長する役目をもつことがわかる。Fig. 8 から、これは堰の設置により浴内の流動状態すなわち消散エネルギー分布が大きく変化し、いわゆる混合流れ領域が大幅に増加したことによると理解できる。化学工学の分野においても機械的攪拌槽内では邪魔板を挿入することによって、消散速度の槽内各位置による差異が緩和されるという報告⁵⁾⁶⁾があり、おそらくタンディッシュにおける堰もこれと同様の役目を果たしているものと考えられる。

4. 本理論の実機鋳造への適用性

前章から介在物粒子の浮上挙動は組合せモデルでよく表せることがわかり、また介在物粒子の大きさ、操作要



因の浮上効率におよぼす影響についての知見も得られた。そこで実機鑄造実験によりそれらの検証を行った。

実機鑄造における浮上効率は、相似条件を考慮すれば(9)式を用いて予測できる。そこで(9)式と鹿島製鉄所における円弧型スラブ連続鑄造設備の操業結果とを比較することにより、本理論の実機鑄造への適用性を検討する。250 t 転炉で溶製した 40 kgf/mm² 級鋼 (平均組成: 0.11% C, 0.11% Si, 0.50% Mn, 0.030% Sol. Al)

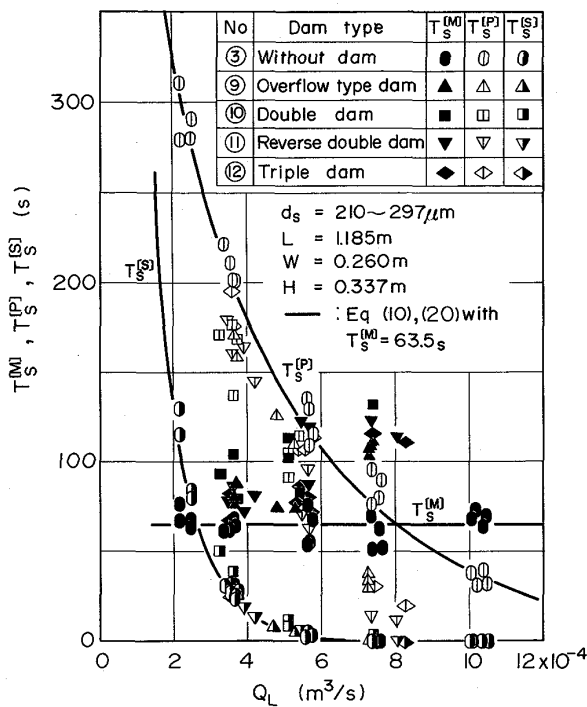


Fig. 8. Influence of dams on variation of $T_s^{(M)}$, $T_s^{(P)}$, $T_s^{(S)}$ with Q_L .

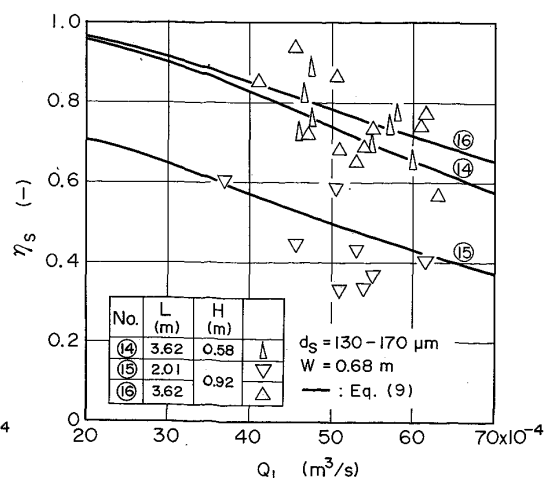
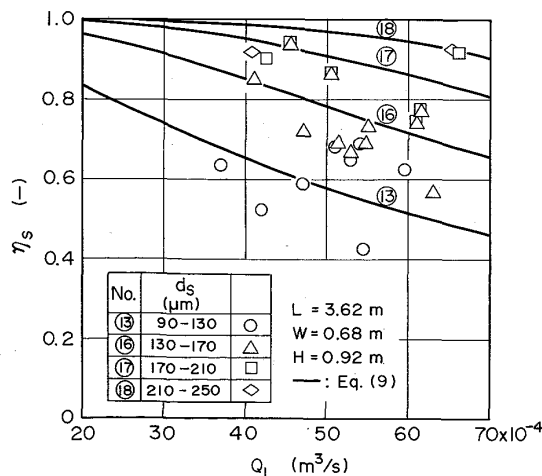


Fig. 9. Influence of particle diameter d_s and tundish dimensions L , H on variation of η_s with Q_L in actual operation.

を対象に、鑄型寸法 270×1200 mm においてつぎのような実験を行った。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浴の長短 (長浴: 3.62 m, 短浴: 2.01 m) と深浅 (深浴: 0.92 m, 浅浴: 0.58 m) 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。浮上効率の実験値はつぎの手順で求めた。まず鑄込み中期の鑄片を対象に、鑄片の幅中央部の円弧内側の介在物集積帯から、70□×100 mm の角状試料を切り出し、電解スライム法で 90 μm 以上の介在物を抽出した。これにより A, B 各ストランドの鑄片からの抽出量の比 $C_{S,A}^{[O]} / C_{S,B}^{[O]}$ を求めた。この比は (9) 式より、つぎのように導かれる。

$$\frac{C_{S,A}^{[O]}}{C_{S,B}^{[O]}} = \exp(-T_{S,A}^{[P]} / t_{S,A}^{[P]}) / \exp(-T_{S,B}^{[P]} / t_{S,B}^{[P]}) \dots \dots \dots (21)$$

よつて、たとえば A ストランド側の浮上効率の実験値は、実験から求めた $C_{S,A}^{[O]} / C_{S,B}^{[O]}$ を次式に代入して求めた。

$$\eta_{s,A} = 1 - (C_{S,A}^{[O]} / C_{S,B}^{[O]}) \cdot \exp(-T_{S,B}^{[P]} / t_{S,B}^{[P]}) / (1 + k_s^{[M]} T_s^{[M]}) \dots \dots \dots (22)$$

なお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。また $T_s^{[M]}$ の見積りについては、3 章で述べたとおり粒子径と $T_s^{[M]}$ との関係が明らかでないためその推算は難しいが、(1) 粒子径の $T_s^{[M]}$ すなわち $\eta_s^{[M]}$ に与える影響が比較的小さいこと (Table 1, 3 参照), (2) コールドモデル実験での介在物相当粒子径が実機鑄造実験で調査対象とする介在物粒子径 90-250 μm とほぼ一致す

ることの2点から、便宜上 $T_s^{[M]}$ はコールドモデル実験結果の平均値 55.8 s に (12), (13) 式を変形した相似条件 (23) 式を考慮し、90.5 s と定めた。

$$(T_s^{[M]})_M / (T_s^{[M]})_R = M^{0.5} \dots\dots\dots (23)$$

Fig. 9 に実機铸造実験での各要因の浮上効率におよぼす影響をまとめた。各要因の値の大小による浮上効率の変化は (9) 式による予測とよく一致する。なおこの場合、介在物粒子の形状補正係数 K は 0.621 とした。

5. 結 言

連続铸造タンディッシュにおける介在物粒子浮上性とそれにおよぼす操作要因の影響に関して解析を行い、以下の結論を得た。

(1) 介在物粒子の浮上挙動をタンディッシュ浴内の流動状態とからめて考慮した組合せモデルを設定して、介在物粒子浮上効率を表す式を導き、また粒子浮上パラメーターの近似的決定方法についても示した。さらに系が異なる場合の浮上挙動の相似条件についても検討を加えた。

(2) コールドモデル実験結果を用いて、上記の方法による浮上効率の推算の妥当性を確認した。そこでこのモデルに基づき、各操作要因の影響について定量的に検討した結果、タンディッシュ浴の長さ、深さの増加が有効であり、堰は有効な手段でないことを確認した。また粒子の大きさによつて浮上挙動の様相が異なることも確認した。

(3) 実機铸造実験においても本理論の適用が可能であることを確認した。ただし、操作要因のうち堰の影響については、調査しておらず未確認である。

記 号

a, b : 定数 (—)
 $C_s^{[i]}$: 流入時, 流出時, i 領域における粒子濃度 (kg/m^3)
 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)
 h : 取鍋ノズルの浸漬深さ (m)
 K : 粒子の形状補正係数 (—)
 k : 攪拌槽における脱酸速度定数 (1/s)
 $k_s^{[i]}$: i 領域における粒子分離速度定数 (1/s)
 L : タンディッシュ浴の長さ, ただし取鍋注入流からタ

ンディッシュノズルまでの距離 (m)
 $l, l^{[i]}$: 攪拌槽または i 領域における代表長さ (m)
 M : 縮尺 (—)
 n : ε にかかるべき (—)
 Q_L : タンディッシュノズルから流出する液体の体積流量 (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)
 $u_j^{[i]}$: 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)
 v_L : 取鍋注入流における液体の線速度 (m/s)
 W : タンディッシュ浴の幅 (m)
 $\varepsilon, \varepsilon^{[M]}$: 攪拌槽内または混合流れ領域内の平均局所エネルギー消散速度 (W/m^3)
 $\eta_s, \eta_s^{[i]}$: 総括または i 領域における粒子浮上効率 (—)
 μ_L : 液体の粘性係数 ($\text{Pa} \cdot \text{s}$)
 ρ_L, ρ_s : 液体または粒子の密度 (kg/m^3)
 上添字
 $i = I, M, P, O, S$: それぞれ流入時, 混合流れ領域, 押出し流れ領域, 流出時, 停滞領域に関する量
 下添字
 $j = L, S$: それぞれ液体, 粒子に関する量
 A, B : ストランドの名称
 M, R : それぞれ模型, 実機に関する量

文 献

- 1) 垣生泰弘, 北岡英就, 吉井 裕, 江見俊彦, 飯田義治, 上田典弘: 鉄と鋼, **62** (1976), p. 1803
- 2) 石川英毅, 渋谷伊左雄, 田中 純, 中村貞彦: 鉄と鋼, **66** (1980), S866
- 3) 小舞忠信, 宮村 紘, 大崎真弘, 草野昭彦, 山田 哲, 島津 勲, 佐藤憲夫, 山本知文: 鉄と鋼, **67** (1981), p. 1152
- 4) 渡辺吉夫, 赫 冀 成, 浅井滋生, 鞭 巖: 鉄と鋼, **69** (1983), p. 1160
- 5) 佐藤行成, 上和野満雄, 山本一夫: 化学工学, **34** (1970), p. 104
- 6) 岡本幸道, 西川正史, 橋本健治: 化学工学論文集, **5** (1979), p. 410
- 7) 浅井滋生, 岡本徹夫, 赫 冀 成, 鞭 巖: 鉄と鋼, **68** (1982), p. 426
- 8) 森 一美, 佐野正道: 鉄と鋼, **67** (1981), p. 672
- 9) 藤井徹也, 小口征男, 住田則夫, 江見俊彦, 石坂邦彦: 鉄と鋼, **68** (1982), p. 1595
- 10) H. SANDBERG, T. ENGH, J. ANDERSSON and R. OLSSON: The Frist Japan-Sweden Joint Symposium at Tokyo (1971), p. 87
- 11) 江本寛治, 山本武美, 飯田義治, 大井 浩, 西岡武三郎: 鉄と鋼, **63** (1977), p. 2043