

楕円断面を有する浸漬ノズルによるモールドパウダー巻き込み抑制

吉田 仁*・井口 学*²・横谷 真一郎*³

Suppression of Mold Powder Entrapment Using Immersion Nozzle of Elliptic Cross Section

Jin YOSHIDA, Manabu IGUCHI and Shin-ichiro YOKOYA

Synopsis : Mold powder descends along the surface of the immersion nozzle due to pressure difference around the nozzle when an uneven molten steel flow suddenly crosses the nozzle. If the descending mold powder arrives at the port of the immersion nozzle, it is torn off to many small particles by the discharging molten steel and carried deep into the mold. This type of mold powder entrapment can be suppressed by decreasing the pressure difference around the nozzle. In this study, an immersion nozzle with elliptic cross section was chosen, and cold model experiments were carried out using salt water and silicone oil as the working fluids. The descending distance of the silicone oil simulating mold powder was smaller along the elliptic cylinder than along a circular cylinder. As the ratio of the minor axis to the major axis of the elliptic cylinder became smaller, the descent of the silicone oil was more effectively suppressed. The effect of the wettability of the elliptic cylinder on the descent of the silicone oil was also investigated. Poor wettability promoted the descent of silicone oil significantly.

Key words : continuous casting; mold powder entrapment; immersion nozzle; particle imaging velocimetry; water model; elliptic cylinder; wettability.

1. 緒言

近年、鋼の連続鋳造分野では、エネルギーコストの削減を目的として粗圧延機の不要な薄肉スラブ連鋳が導入されつつある。しかし、スラブ厚が 200~300 mm である主流の連鋳に比べると、同じ鋳造速度では薄肉スラブ連鋳の生産性は低い。そこで、薄肉スラブ連鋳の高速化に向けてさまざまな改良が行われ、現在では最高鋳造速度が 8 m/min に至っている¹⁾。今後、更なる鋳造速度の高速化が期待されるが、解決しなければならないさまざまな問題点がある²⁾。そのなかの一つとして、モールドパウダーの巻き込みが挙げられる。モールドパウダーは、巻き込まれると鋳片の表面欠陥の原因となる。モールドパウダーの巻き込みは主に溶鋼のメニスカス流速が大きい条件で発生するために、溶鋼吐出流速の大きい高速連鋳では無視することができない問題である。

これまでに見出された巻き込みは、Fig. 1 に模式図を示すように 5 種類に大別される。

- 1) 反転流による定常削りこみ³⁻⁹⁾
- 2) 急激なせん断流による非定常巻き込み^{10,11)}
- 3) 浸漬ノズル周辺でのカルマン渦による巻き込み^{4-6,12-15)}
- 4) アルゴンガス気泡が二液界面を擾乱することによる巻き込み^{11,16-19)}

- 5) 浸漬ノズル周辺における非定常圧力差による巻き込み^{11,20)}

以上のうち、1)~3), 5) はメニスカス流速が大きいときに発生する巻き込みである。さらに 5) は、前報²⁰⁾において筆者らが見出したものであるが、鋳片中の微細な介在物²¹⁾の存在を十分に説明できるために、4) とともにモールドパウダー巻き込みの主要な原因であると考えている。以下にそのメカニズムについてもう少し詳しく説明する。

溶鋼の片流れが発生して急激な反転流が浸漬ノズルを横切ったとき、ノズル後方では圧力が急激に減少する。その結果、モールドパウダーは浸漬ノズル表面に沿って降下す

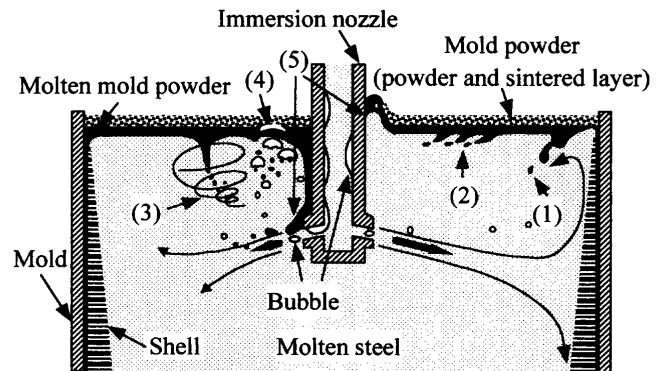


Fig. 1. Schematic illustration of mold powder entrapment.

平成 13 年 11 月 26 日受付 平成 14 年 2 月 7 日受理 (Received on Nov. 26, 2001; Accepted on Feb. 7, 2002)

* 北海道大学大学院生 (Graduate Student, Hokkaido University)

* 2 北海道大学大学院工学研究科 (Graduate School of Engineering, Hokkaido University, North 13 West 8 Kita-ku Sapporo 060-8628)

* 3 日本工業大学 (Nippon Institute of Technology)

る。降下したモールドパウダーは溶鋼吐出孔まで達すると、激しい吐出流により細かく分断されて巻き込まれる。筆者らはこれまでの研究において、浸漬ノズルの濡れ性がモールドパウダーの降下に及ぼす影響を明らかにし、5)の巻き込みが2)に優先して発生することを示唆した^{11,20)}。5)の巻き込みを防ぐには、溶鋼のメニスカス流速が巻き込みの発生する臨界速度よりも小さくなるように制御すればよい。

現在のところ、鋳型内の溶鋼流動を制御する手段として電磁ブレーキが広く用いられている^{22,23)}。水上ら²²⁾は、100mm厚の薄肉スラブ連铸において铸造速度が5m/minの場合、電磁ブレーキの磁束密度を0.45Tにすればメニスカス流速を約0.3m/sに制御可能であると報告している。今後、連铸の高速化が進むにしたがって溶鋼流速はより大きくなると考えられる。したがって、溶鋼流動を制御するには、より強力な電磁ブレーキを印加しなければならない。エネルギーコストの観点から考えると、電磁ブレーキ以外の省エネルギー手段が望まれる。その手段の一つとして、ノズルの断面形状を圧力差が生じにくい形状にすることが考えられる。このようにすれば、5)の巻き込みが抑制でき、カルマン渦の発生も抑えられることになる。本研究では、浸漬ノズルの断面形状として圧力差が生じにくい楕円形に着目し、食塩水と種々の動粘度のシリコンオイルを用いてコールドモデル実験を行い、良好な結果を得たので報告する。

2. 実験装置と方法

実験装置の概要を Fig. 2 に示す。シーソーのフレームに設置してある容器は透明アクリル製であり、サイズは幅 $W=1.000$ m、厚み $B=0.100$ m、長さ $L=0.200$ m である。本研究では、溶鋼の周期的な偏流および片流れによる反転流が発生して浸漬ノズルを急激に横切る場合を考え、急傾斜可能な装置を用いて実験を行った。また、さまざまな速度で横切ることを想定して、容器の傾斜角度を $\theta=10, 20$ deg.、容器の回転速度を $\Omega_r=2.7, 3.8, 18.7$ deg./s に設定した。容器の中心には、浸漬ノズルに見立てたアルミニウム製楕円柱を容器上壁と垂直、かつ楕円の長軸と容器の幅方向が平行となるように設置した。本実験で用いた楕円柱のサイズを Table 1 に示す。容器中には、溶鋼とモールドパウダーの相当層として食塩水とシリコンオイルを層の厚さ比が1となるよう満たした。実験で使用した液体の温度は298Kであり、物性値を Table 2 に示す。ここで、添字1は上層、添字2は下層を示す。Silicone oil 2などのシリコンオイル名末尾の数字は、単位を mm^2/s で表した動粘度の値を表している。

実機では、浸漬ノズルと溶鋼の濡れ性が悪いことが知られている。しかし、アルミニウム製の楕円柱と溶鋼相当層

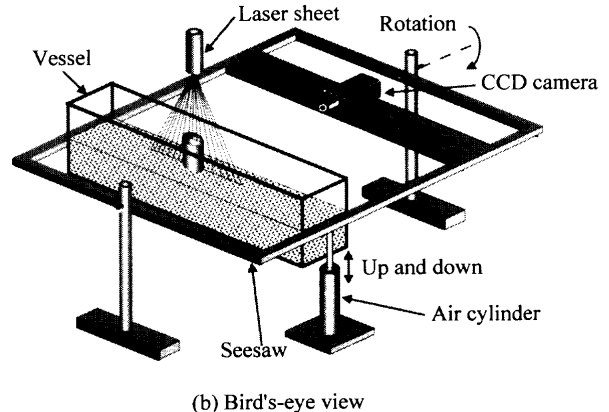
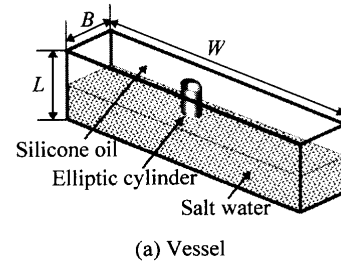


Fig. 2. Schematic illustration of experimental apparatus.

Table 1. Dimensions of cross section of elliptic cylinder.

	D_x (m)	0.04		
	D_y (m)	0.01	0.02	0.03
	D_y/D_x	0.25	0.5	0.75

Table 2. Physical properties of liquids (298K).

Liquid	Kinematic viscosity ν_1, ν_2 ($\text{mm}^2/\text{s}, \text{cSt}$)	Density ρ_1, ρ_2 (kg/m^3)	Interfacial tension σ_{12} (mN/m)
Salt water	1.0	1013	
Silicone oil 2	2.0	873	
Silicone oil 10	10	935	
Silicone oil 50	50	960	
Silicone oil 100	100	965	

である食塩水の接触角は 60 deg. であるために濡れ性が良い。そこで、楕円柱表面と食塩水の濡れ性を悪くするために、楕円柱表面に撥水剤を塗布した条件においても実験を行った。このとき、撥水剤を塗布した楕円柱と食塩水の接触角は 120 deg. である。

食塩水中にはスチレン-ジビニルベンゼン共重合体製の粒子を、シリコンオイル中にはポリエチレン製の粒子をトレーサーとして混入した。トレーサーと液体は同密度であり、粒径は75~150 μm である。今回、Silicone oil 2 と同密度の粒子が見当たらなかったために Silicone oil 2 にはトレーサー粒子を混入していない。しかし前報²⁰⁾ に示したように、シリコンオイルの動粘度が $10\text{mm}^2/\text{s}$ 以下では、液

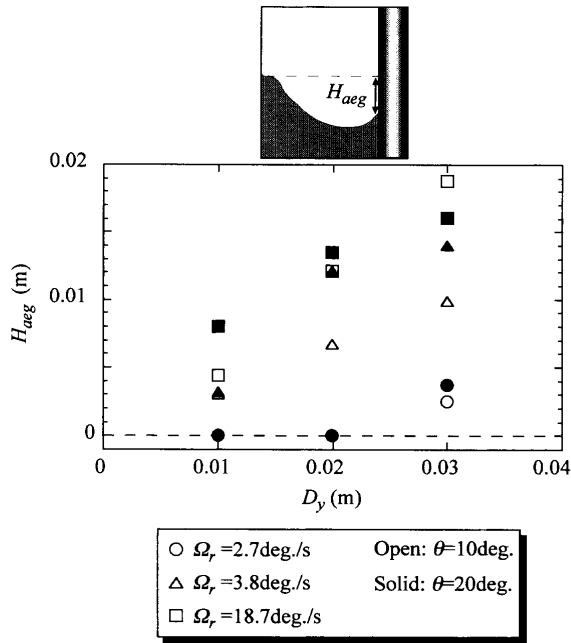


Fig. 3. Maximum descending distance of interface around elliptic cylinder with good wettability [Silicone oil 2].

層中の流れに垂直な方向に速度勾配がほとんどないことから、食塩水の速度を連続の式に代入してシリコンオイルの速度を求めることができる。したがって、今回も同様にして Silicone oil 2 の速度を求めた。

幅 2 mm のレーザーシート光により、容器縦断面を照射してトレーサー粒子の動きを可視化した。液体中にトレーサー粒子が中立浮遊状態であることを確認したあと、エアシリンダーを用いて容器を水平から傾斜後、停止させた。可視化されたトレーサー粒子の移動を CCD カメラで撮影し、録画した。その後、録画画像を基に粒子画像流速計 (PIV) を用いて液体の速度を求めた。詳細については、前報²⁰⁾を参照されたい。

3. 実験結果と考察

3.1 濡れ性の良い楕円柱表面における二液界面の最大降下距離 H_{aeg}

容器の傾斜後、楕円柱周囲の圧力差により二液界面は上下に移動した。Fig. 3 に、濡れ性が良い楕円柱壁面における二液界面の最大降下距離 H_{aeg} の一例を示す。ここで添字 e は楕円柱、 g は濡れ性の良い場合を表す。楕円の短軸が短いほど二液界面の降下は抑制されていた。とくに $D_y=0.01, 0.02$ m における $\Omega_r=2.7$ deg/s の場合には、二液界面は降下しなかった。これは、楕円の短軸が短くなるほど楕円柱周囲の圧力差が減少したためである。

楕円柱による二液界面の降下に対する抑制効果を調べるために、Fig. 4 に示すように、楕円柱壁面における二液界面の最大降下距離を縦軸に、そのとき楕円柱へ近寄って

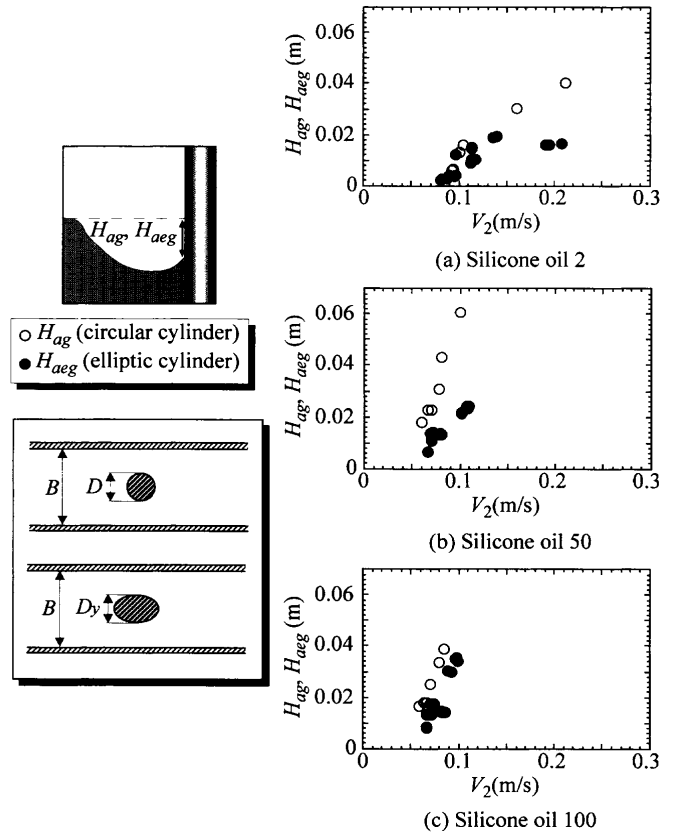


Fig. 4. Comparison between H_{aeg} and H_{ag} [$D_y/B=D/B=0.75$].

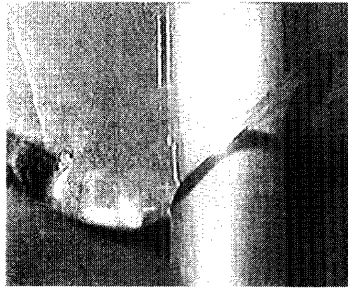
る食塩水の速度を横軸にとり、浸漬ノズルによる流路のブロック係数が等しい条件 ($D/B=D_y/B$) で円柱の場合との比較を行った。食塩水の速度が大きくなるにつれ、楕円柱による二液界面の降下に対する抑制効果が顕著に現れていた。これは、液体の速度が大きくなるほど、楕円柱周囲の圧力差が円柱に比べて小さくなるためである。

3.2 楕円柱表面の濡れ性が二液界面の降下に及ぼす影響

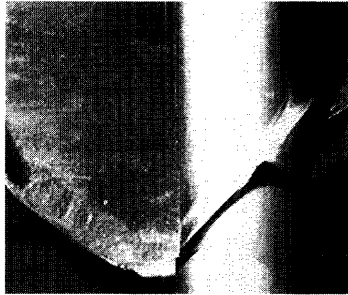
楕円柱左側において降下する界面の一例を Fig. 5 に示す。濡れ性が良い場合、二液界面が最も降下した地点は楕円柱から離れていた。それに対して濡れ性が悪い場合は、楕円柱壁面において二液界面は最も降下していた。このとき、Fig. 6 に示すように、壁面における二液界面の最大降下距離は、濡れ性の良い楕円柱より濡れ性の悪い楕円柱の方が大きかった。これらの傾向は前報¹¹⁾における円柱の場合と同様であり、食塩水が濡れ性の悪い楕円柱にはじかれてシリコンオイルの降下に対する流動抵抗が小さくなるためであると考えられる。また、楕円柱の短軸 D_y が小さいほど濡れ性の影響が顕著に現れている。これは、短軸 D_y が小さいほど流路のブロック係数 D_y/B が小さくなり、液体の速度が大きくなるためである。

3.3 楕円柱における最大降下距離と上限臨界値

前報²⁰⁾で導出した濡れ性の良い円柱表面に沿う二液界面の最大降下距離 H_{ag} の実験式を式 (1) に示す。



(a) good wettability



(b) poor wettability

0.05m

Fig. 5. Deformation of interface around circular cylinder [Silicone oil 50, $D_y=0.03$ m, $\theta=20$ deg., $\Omega_r=3.8$ deg./s].

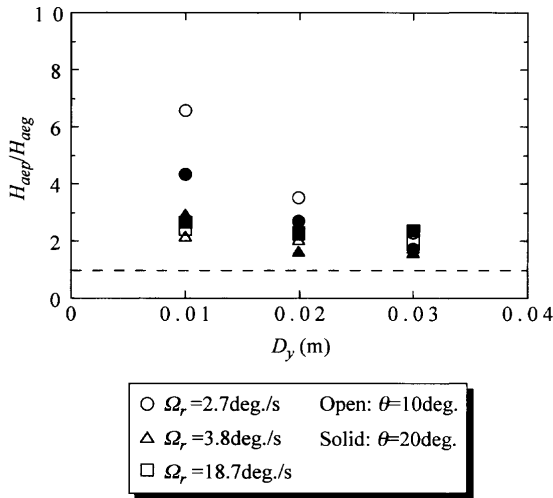


Fig. 6. Comparison between H_{aep} and H_{aeg} [Silicone oil 50].

$$H_{ag} = \frac{\rho_1 V_1^2 + 2.5 \rho_2 V_2^2}{2g(\rho_2 - \rho_1)} \dots\dots\dots (1)$$

ここで g は重力加速度, V は液体の速度を表す。さらに前報²⁰⁾では, 二液界面の壁面における最大降下距離を濡れ性の良い円柱から二液界面が最も降下した地点までの距離 L_b に関する式 (2) を導出し, 二液界面の最大降下距離の整理に用いた。

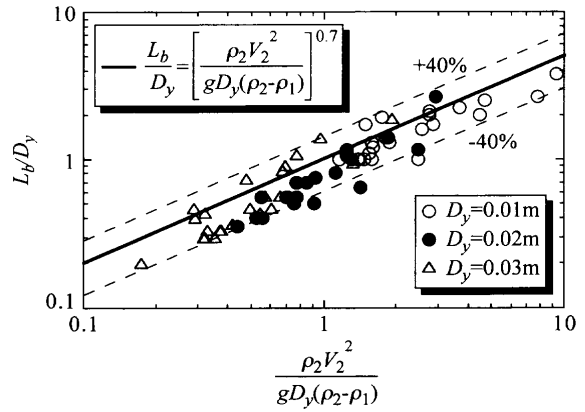


Fig. 7. Comparison between measured values of L_b and Eq. (3) for elliptic cylinder.

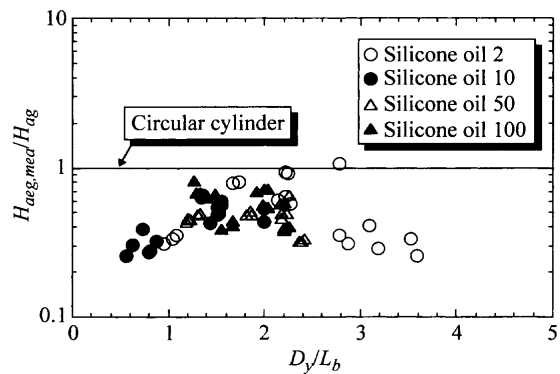


Fig. 8. Relation between $H_{aeg, mea}/H_{ag}$ and D_y/L_b [$D_y=0.03$ m].

$$L_b = D \left[\frac{\rho_2 V_2^2}{gD(\rho_2 - \rho_1)} \right]^{0.7} \dots\dots\dots (2)$$

式 (2) において, D の代わりに楕円柱の短軸 D_y を用いると式 (3) が得られる。

$$L_b = D_y \left[\frac{\rho_2 V_2^2}{gD_y(\rho_2 - \rho_1)} \right]^{0.7} \dots\dots\dots (3)$$

前報²⁰⁾と同様に L_b/D_y の測定値を $[\rho_2 V_2^2 / \{gD_y(\rho_2 - \rho_1)\}]$ に対してプロットすると Fig. 7 に示すようになり, 測定値は式 (3) によって $\pm 40\%$ の偏差で近似できる。したがって, 本研究で着目した楕円柱壁面における二液界面の最大降下距離を整理するに際しては式 (1), (3) を用いることにした。

Fig. 8 は, $D_y=0.03$ m の濡れ性の良い楕円柱における実験結果を式 (1), (3) を用いて無次元化し, 表示したものである。シリコンオイルの動粘度にかかわらず, $H_{aeg, mea}/H_{ag}$ は, D_y/L_b の増加, つまり L_b の減少とともにやや増加したのち減少している。なお, 添字中の mea は測定値を表している。式 (3) からわかるように, D_y, ρ_1, ρ_2 が一定で L_b が減少することは食塩水の速度 V_2 が減少する

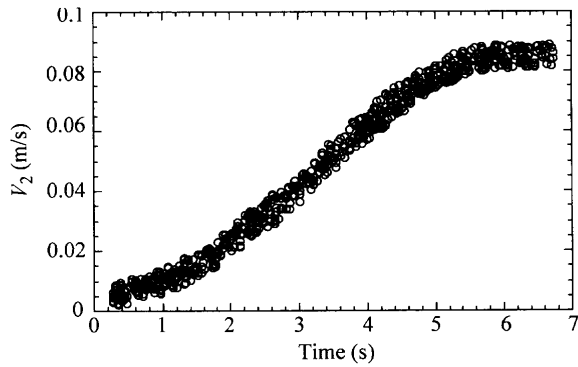


Fig. 9. Velocity history of salt water flow [Silicone oil 100, $D_y=0.03$ m, $\theta=20$ deg., $\Omega_r=2.7$ deg./s].

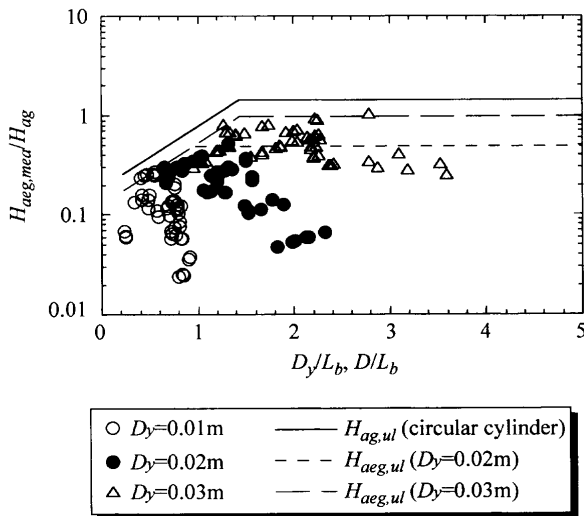


Fig. 10. Relation between $H_{aeg,mea}/H_{ag}$ and D_y/L_b (or D/L_b) for all kinds of silicone oils.

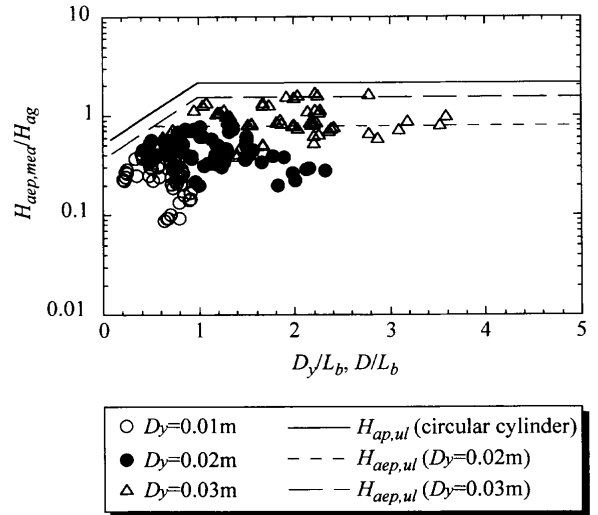


Fig. 11. Relation between $H_{aep,mea}/H_{ag}$ and D_y/L_b (or D/L_b) for all kinds of silicone oils.

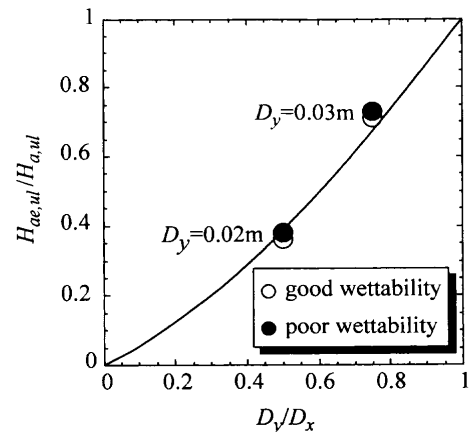


Fig. 12. Relation between $H_{ae,ul}/H_{a,ul}$ and D_y/D_x .

ことを意味する。したがって、食塩水の速度が小さすぎるときと大きすぎるときに測定値が計算値より小さな値となる。液体の速度が小さいときには、二液界面が楕円柱表面における初期位置にとどまろうとする付着力が圧力差に勝ったために測定値が小さくなったと考えられる。また、本実験の装置は容器を傾斜させることで、Fig. 9 に示すように液体が静止状態から加速されて一定速度に達する。したがって、液体の加速度が大きすぎるときには圧力差による二液界面の降下の応答性が低いために測定値がより小さくなったと推測される。なお、Fig. 9 の速度を測定した領域は、初期の二液界面から下方 0.01~0.02 m、楕円柱の手前 0.02~0.03 m のところである。

Fig.10, 11 にはすべてのシリコンオイルに対する測定値を無次元化して示している。前報^{11,20)}と同様に、計算値と測定値の比の上限臨界値を設定した。ここで示す上限臨界値とは、楕円柱表面の濡れ性や楕円柱の短軸が異なる条件において、二液界面が計算値の何倍の値まで降下しうかの目安となる値のことである。 $D_y=0.01$ m に関しては、 $H_{aeg,mea}/H_{ag}$ および $H_{aep,mea}/H_{ag}$ の増加減少が急激であることから上限臨界値を設定していない。ここで後者の添字中

の p は濡れ性の悪い場合を表す。楕円柱の上限臨界値は、楕円柱の短軸が短くなるほど円柱における二液界面の降下に対する上限臨界値より小さくなった。

楕円柱の各短軸における上限臨界値と円柱の上限臨界値の比を楕円の短軸と長軸の比によって整理すると Fig.12 のようになる。 $D_y/D_x=1$ すなわち円柱に関しては $H_{ae,ul}/H_{a,ul}=1$ となる。また、 $D_y/D_x=0$ は無限に薄い板に相当することから、圧力差は生ぜず、二液界面は降下しない。したがって、 $H_{ae,ul}=0$ となり $H_{ae,ul}/H_{a,ul}=0$ が得られる。実線は、 $D_y/D_x=0, 1$ と各測定値を通るように引いた線である。 D_y/D_x の減少とともに二液界面の降下に対する上限臨界値は顕著に減少している。例えば、 $D_y/D_x=0.75$ のときには円柱の場合よりも二液界面の降下を 30% 抑制できることがわかる。また、抑制効果に対する楕円柱表面の濡れ性の影響はほとんどない。すなわち、円柱における濡れ性の悪い場合の上限臨界値 $H_{ap,ul}$ は良い場合の約 1.5 倍¹¹⁾ になることが知られているが、同じ関係が楕円柱に対しても成り立つ。

4. 結言

本研究では、連続鋳造における浸漬ノズル表面の圧力差に起因するノズル表面でのモールドパウダー降下の抑制を図った。従来の円形断面の浸漬ノズルの代わりに、楕円断面の浸漬ノズルを用いて行ったコールドモデル実験によって得られた成果を以下に記す。

(1) Fig.12 に示すように、楕円柱の短軸と長軸の比 D_y/D_x が小さいほど二液界面の降下が抑制できた。

(2) 本研究で用いたいずれの楕円柱に関しても、楕円柱表面の最大降下距離と上限臨界値はともに、濡れ性の悪い方が良い方の約1.5倍となった。この比率は円柱の場合と同様である。

記号

- B : 容器の厚み (m)
 D : 円柱の直径 (m)
 D_x : 楕円柱の長軸 (m)
 D_y : 楕円柱の短軸 (m)
 g : 重力加速度 (m/s^2)
 H_{ag} : 濡れ性の良い円柱後方壁面に沿う二液界面の最大降下距 (m)
 H_{ap} : 濡れ性の悪い円柱後方壁面に沿う二液界面の最大降下距 (m)
 H_{aeg} : 濡れ性の良い楕円柱後方壁面に沿う二液界面の最大降下距離 (m)
 H_{aep} : 濡れ性の悪い楕円柱後方壁面に沿う二液界面の最大降下距離 (m)
 L : 容器の長さ (m)
 L_b : 二液界面が最も降下した地点から円柱壁面までの距離 (m)
 V : 液体の速度 (m/s)
 W : 容器の幅 (m)
 ν : 液体の動粘度 (mm^2/s)
 θ : 容器の傾斜角度 (deg.)
 ρ : 液体の密度 (kg/m^3)
 σ : 液体の表面張力 (mN/m)
 Ω : 容器の回転速度 (deg./s)
 添字
 1 : 容器中の上の層 (モールドパウダー層)

- 2 : 容器中の下の層 (溶鋼層)
 mea : 測定値
 ul : 上限臨界値

文 献

- 1) H.Kikuchi, M.Hanao, T.Murakami, M.Oka, M.Kawamoto and M.Ikeda: *CAMP-ISIJ*, **12** (1999), 834.
- 2) M.Suzuki, M.Suzuki and M.Nakada: *ISIJ Int.*, **41** (2001), 670.
- 3) 浅井滋生: 第 100・101 回西山記念技術講座, 日本鉄鋼協会編, 東京, (1984), 65.
- 4) N.Kasai, M.Kawasaki, K.Hanazaki and T.Sakashita: *CAMP-ISIJ*, **3** (1990), 1114.
- 5) J.Kubota, K.Okimoto, Y.Oka, T.Masaoka and M.Suzuki: *CAMP-ISIJ*, **3** (1990), 1098.
- 6) D.Gupta and A.K.Lahiri: *Metall. Mater. Trans. B*, **25B** (1994), 227.
- 7) T.Yamasaki, H.Hasegawa, T.Toh and T.Inomoto: *CAMP-ISIJ*, **10** (1997), 236.
- 8) A.Theodorakakos and G.Bergeles: *Metall. Mater. Trans. B*, **29B** (1998), 1321.
- 9) T.Katai, Y.Otsuka, K.Shigematsu, T.Inomoto and H.Iiboshi: *CAMP-ISIJ*, **11** (1998), 861.
- 10) M.Iguchi, J.Yoshida, T.Shimizu and Y.Mizuno: *ISIJ Int.*, **40** (2000), 685.
- 11) J.Yoshida, M.Iguchi and S.Yokoya: *CAMP-ISIJ*, **14** (2001), 789.
- 12) H.Tanaka, H.Kuwatori and R.Nishihara: *Tetsu-to-Hagané*, **78** (1992), 761.
- 13) Y.Yamaoka, M.Suzuki and K.Murakami: *CAMP-ISIJ*, **6** (1993), 279.
- 14) H.E.Qinglin: *ISIJ Int.*, **33** (1993), 343.
- 15) K.Watanabe, M.Suzuki and M.Nakata: *CAMP-ISIJ*, **14** (2001), 2.
- 16) M.Iguchi, Y.Sumida, R.Okada and Z.Morita: *ISIJ Int.*, **34** (1994), 164.
- 17) Z.Wang, K.Mukai, Z.Ma, M.Nishi, H.Tsukamoto and F.Shi: *ISIJ Int.*, **39** (1999), 795.
- 18) S.Yamashita and M.Iguchi: *ISIJ Int.*, **41** (2001), 1529.
- 19) T.Inada, Y.Nishihara, H.Tanaka, S.Matsui, M.Sakaki, S.Sakaguchi and M.Zeze: *CAMP-ISIJ*, **9** (1996), 196.
- 20) J.Yoshida, M.Iguchi and S.Yokoya: *Tetsu-to-Hagané*, **87** (2001), 529.
- 21) T.Hiraoka, T.Ohashi, H.Matsunaga and T.Hiromoto: *Seitetsu Kenkyu*, **294** (1978), 79.
- 22) H.Mizukami, M.Hanao, S.Hiraki, M.Kawamoto, T.Watanabe, A.Hayashi and M.Iguchi: *Tetsu-to-Hagané*, **86** (2000), 265.
- 23) J.Kubota, N.Kubo, M.Suzuki, T.Ishii, R.Nishimachi and N.Aramaki: *Tetsu-to-Hagané*, **86** (2000), 271.