

連続鋳造モールド内浸漬ノズル近傍でのモールドパウダー巻き込みに及ぼす浸漬ノズルの濡れ性の影響

吉田 仁*・井口 学*²・横谷 真一郎*³

Effect of Wettability of Immersion Nozzle on Mold Powder Entrapment around Immersion Nozzle in Continuous Casting Mold

Jin YOSHIDA, Manabu IGUCHI and Shin-ichiro YOKOYA

Synopsis : Mold powder entrapment in a continuous casting mold is harmful for producing clean steel. As the immersion nozzle is poorly wetted by molten steel in the real processes, the effect of the surface wettability of the nozzle on the descent of mold powder due to pressure difference along the nozzle was investigated in this model study. Concerning a poorly wetted immersion nozzle, mold powder descended most deeply on the surface of the nozzle, while for a highly wetted immersion nozzle the deepest mold powder-molten steel interface appeared at a position away from the nozzle. The poorly wetted immersion nozzle promoted the descent of mold powder significantly compared with the highly wetted immersion nozzle. Accordingly, the mold powder would be more entrapped at the ports of the poorly wetted nozzle. An empirical equation was proposed for the descent of the mold powder.

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

1. 緒言

鋼の連続鋳造において、湯面上に存在するモールドパウダーは、湯面の保温、溶鋼の酸化防止、鋳型と溶鋼間の潤滑等の役割を果たしている。しかし、モールドパウダーは様々な要因により溶鋼中に巻き込まれて鋳片中で非金属介在物として存在し、製品の欠陥となる。実機で巻き込み現象を調査することは非常に困難であることから、多くの研究者は水モデル実験を行っている。これまでに水モデル実験に基づいて提案された巻き込み原因をまとめると Fig. 1 に模式的に示すようになる。

- (1) 溶鋼の反転流とパウダー層間でのせん断流による定常削り込み¹⁻⁷⁾
- (2) 急激な流れの変化が原因のせん断流による非定常巻き込み⁸⁾
- (3) 溶鋼の片流れにより浸漬ノズル周辺で発生するカルマン渦による巻き込み^{2,3,5,7,9-12)}
- (4) 浸漬ノズル出口から上昇してきたアルゴンガス気泡の崩壊による巻き込み¹³⁻¹⁶⁾
- (5) 溶鋼流が一定速度で浸漬ノズルを急に横切ったとき、ノズル背面で圧力が減少して発生する巻き込み¹⁷⁾

上記の巻き込み原因のうち(1)~(3)、(5)はメニスカスにおける溶鋼流に片流れが生じたときに発生する。片流れ

はおもにアルミナ (Al_2O_3) が二つある吐出孔の片側により多く付着して流動抵抗を増加させることによって生じる。また、浸漬ノズルと溶鋼の濡れ性は悪いために、アルミナ (Al_2O_3) のノズル内壁への付着を防ぐために導入されているアルゴンガスがノズル内壁ではカーテン状に付着する¹⁸⁾。このアルゴンガスがノズルの吐出孔まで降下し、二つある吐出孔の片側から流出して、モールド内を大きな気泡となって上昇するとき、反対側の吐出孔からの溶鋼流が増加して片流れが発生する。この気泡はノズル近傍の湯面に衝突して Fig. 1-(4) に示す巻き込みが発生する。このように、溶鋼の片流れとモールドパウダーの巻き込みは深く関与している¹⁴⁾。

そこで、鋳型内の溶鋼の流動状態を検知し、移動磁場

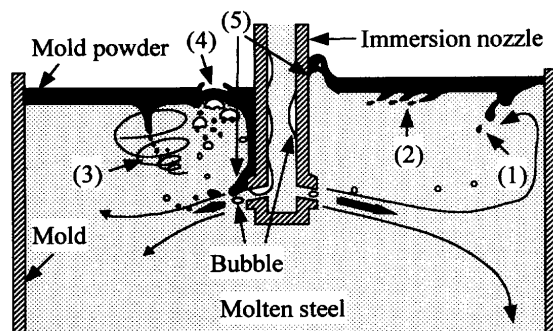


Fig. 1. Schematic illustration of mold powder entrapment.

平成13年6月11日受付 平成13年8月29日受理 (Received on June 11, 2001; Accepted on Aug. 29, 2001)

* 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)

によりメナスカス溶鋼流速を適正な範囲に制御してモールドパウダーの巻き込みを抑制する技術が開発されてきた¹⁹⁻²¹⁾。連続 casting プロセスの高速化に伴い溶鋼流速も増加することから、モールドパウダー巻き込みメカニズムの解明と溶鋼流の制御技術の開発はますますその重要性を増している。

前報¹⁷⁾において、著者らは Fig. 1-(5) に示す浸漬ノズル周辺での圧力差に起因する新たな巻き込みメカニズムを見出し、それがモールドパウダー巻き込みの最も重要な原因となりうることを示唆した。この巻き込みについてもう少し詳しく述べておく。もし浸漬ノズルの二つの吐出孔から溶鋼が均等に吐出し、短辺側で反転して浸漬ノズルへ近寄って来るならば浸漬ノズル左右の表面の圧力は等しい。ところが上記理由によって溶鋼の片流れが急に生じると、浸漬ノズルへは流量の多い側からの溶鋼流が急にやって来て、通り過ぎることになる。このような非定常な流れによって、浸漬ノズルの左右の表面には、浸漬ノズルが定常流の中におかれた場合に比べて非常に大きな圧力差が生じ、この圧力差が駆動力となってモールドパウダーはノズル表面に沿って降下する。もしモールドパウダーが吐出孔まで降下すれば溶鋼流により細かく分断されて巻き込まれることになる。このメカニズムによってのみ铸件中に存在する微細な非金属介在物²²⁾を十分に説明できる。

実機において浸漬ノズルと溶鋼との濡れ性は一般に悪いが、前報¹⁷⁾の水モデル実験においては、浸漬ノズルのモデルとしてアルミニウム製円柱を用いたために、溶鋼のモデルである食塩水との接触角は 60 deg. となり、濡れ性を悪くすることができなかつた。本研究では、浸漬ノズルの濡れ性がモールドパウダーの巻き込みに及ぼす影響について調べた。

2. 浸漬ノズルの濡れ性

2.1 圧力差によるノズル周りの流れがない場合

実機では、 Al_2O_3 -グラファイト系の浸漬ノズルが広く用いられている。鑄型内において Al_2O_3 はモールドパウダー中に溶解し、グラファイトは溶鋼中に溶解するために、モールドパウダーはノズル表面のグラファイトリッチ層と接触しており、溶鋼は Al_2O_3 リッチ層と接触している (Fig. 2(a))。このとき、モールドパウダーとグラファイトおよび溶鋼とアルミナ (Al_2O_3) は濡れ性が悪い。そこで、Fig. 2(a)ではともに Poor と記した。なお、 Al_2O_3 と溶鋼に関しては、接触角が 134~157 deg. であることが報告されている²³⁾。

近年、向井らのグループにより、浸漬ノズルと溶鋼およびモールドパウダーの濡れ性の変化が原因で二液界面がノズル壁に沿って上下に振動し、ノズルを溶損することが明らかにされた^{24,25)}。モールドパウダーと Al_2O_3 および溶鋼

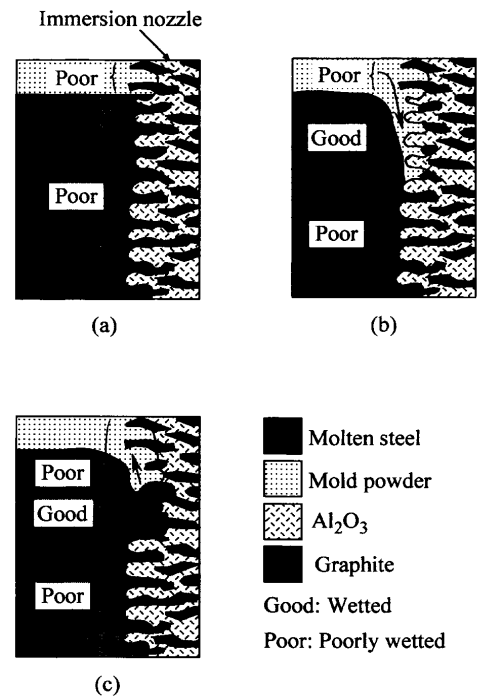


Fig. 2. Movement of mold powder due to change in wettability on the surface of immersion nozzle.

とグラファイトは濡れ性が良い。そのために、何らかの理由でモールドパウダーが Al_2O_3 リッチ層に接触すると、濡れ性が良いためにモールドパウダーはノズル表面に沿って降下する (Fig. 2(b))。その後、 Al_2O_3 がモールドパウダーに溶解してグラファイトリッチ層となると、モールドパウダーとの濡れ性が悪く溶鋼との濡れ性が良くなることから、Fig. 2(c) に示すように溶鋼が浸入してモールドパウダーは上昇する。このように、モールドパウダーと溶鋼の二層界面近傍のノズル表面では液体との濡れ性が時々刻々変化するために、二層界面が上下に振動し、その結果としてノズルの溶損が進行する。

2.2 ノズル表面に圧力差による流れが生じた場合

溶鋼の急激な片流れによって生じた圧力差が駆動力となってモールドパウダーが降下しはじめると、Fig. 2(b) に示した状態が持続することになる。したがって、溶鋼と浸漬ノズルの濡れ性は悪く、モールドパウダーと浸漬ノズルとの濡れ性は良い状態のままになる。すなわち、モールドパウダーの降下は、溶鋼と浸漬ノズルとの濡れ性が良い場合よりも助長されると考えられる。本研究では、この推測の妥当性を確認するために、溶鋼のモデルとして食塩水を、モールドパウダーのモデルとして種々の動粘度のシリコンオイルを用いるが、浸漬ノズルを模擬したアルミニウム製円柱の表面に撥水剤を塗布することによって円柱と食塩水の濡れ性を悪くし、ノズル表面の濡れ性がモールドパウダーの降下に及ぼす影響を調査した。なお、液体の速度は粒子画像流速計 (PIV) を用いて測定した。本研究では、可視化されたトレーサー粒子の移動画像 (アナログ信号) を

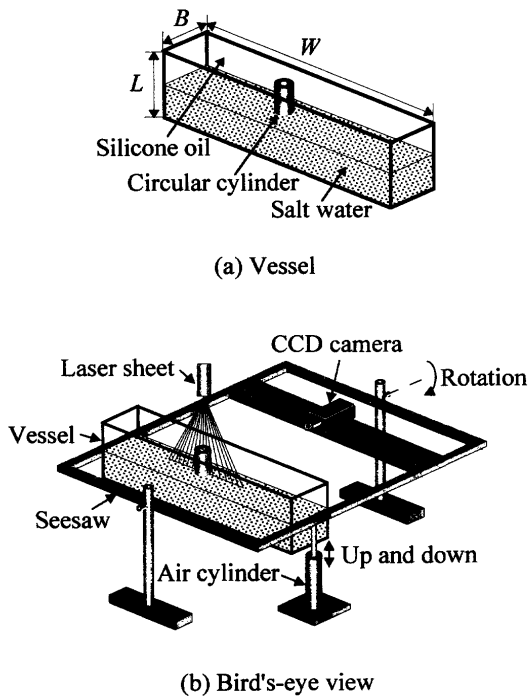


Fig. 3. Schematic illustration of experimental apparatus.

画像ボードでAD変換してパーソナルコンピュータに取り込み、相互相関法により画像解析を行うことで液体の流速を測定するシステムを用いた²⁶⁾。

3. 実験装置と方法

Fig. 3に実験装置の概要を示す。Fig. 3(a)に示した容器は、実機における鋳型の約1/2サイズの幅 $W=1.000$ m, 厚み $B=0.100$ m, 長さ $L=0.200$ mの透明アクリル製容器である。容器の中心には、浸漬ノズルに見たてたアルミニウム製円柱を容器上壁と垂直に設置した。アルミニウム製円柱の直径 D は、 $D=0.010, 0.020, 0.030, 0.040$ mの4種類である。円柱による流路のブロックage因子 D/B は $0.1\sim 0.4$ となる。容器中には、容器の長さ L とシリコンオイル層の厚さ H_1 の比 H_1/L が $0.15, 0.25, 0.50$ となるように食塩水とシリコンオイルを満たした。また、円柱の表面には食塩水との濡れ性を悪くするために撥水剤を塗布した。撥水剤を塗布した円柱と食塩水の接触角は 120 deg.であり、円柱とシリコンオイルの接触角はシリコンオイルの動粘度に関わらずほぼ 0 deg.であった。本実験では、撥水剤を塗布した円柱を濡れ性が悪い円柱、撥水剤を塗布していない元の円柱を濡れ性が良い円柱と呼ぶ。液体の温度はいずれも 298 Kである。物性値をTable 1に示す。ここで ν は動粘度、 ρ は密度、 σ_{12} は界面張力、添字1, 2はそれぞれ上層と下層の液体を表す。またSilicone oil 2は、動粘度が 2.0 mm²/sのシリコンオイルを表しており、他の液体についても同意である。

液体中には、PIVを用いた画像解析のために粒径

Table 1. Physical properties of liquids (298K).

Liquid	Kinematic viscosity ν_1, ν_2 (mm ² /s, 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	52.7
Silicone oil 10	10	935	52.7
Silicone oil 50	50	960	52.7
Silicone oil 100	100	965	53.0

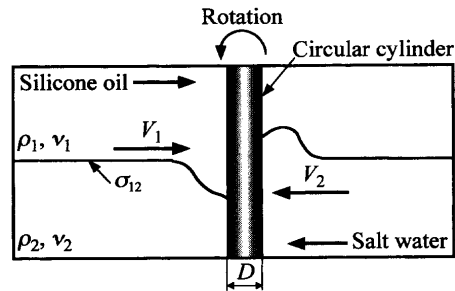


Fig. 4. Symbols used in this study.

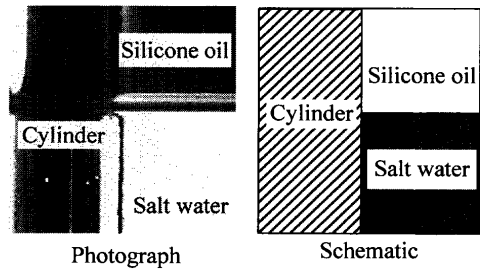
75~150 μ mのトレーサー粒子を混入してある。食塩水中に混入した粒子はスチレン-ジビニルベンゼン共重合体製であり、シリコンオイル中に混入した粒子はポリエチレン製である。粒子の密度は液体と同密度になるように調整しているが、今回Silicone oil 2と同密度のトレーサー粒子が見当たらなかったために、Silicone oil 2のみに対してはトレーサー粒子を混入していない。しかし前報¹⁷⁾で、Silicone oil 2の液層中における主流と垂直な方向への速度勾配はほとんどなく、連続の式によりシリコンオイルの速度を算出できることが分かっている。したがって、本研究においてもSilicone oil 2の速度は同様にして求めた。

トレーサー粒子の動きを可視化するために、幅 2.0 mmのレーザーシート光を用いて容器の縦断面を照射した。トレーサー粒子が液体中に中立浮遊状態で停止していることを確認した後、エアシリンダーにより容器を水平から傾斜角度 $\theta=10, 20$ deg., 回転速度 $\Omega=2.7, 3.8, 18.7$ deg./sで傾斜後、停止させた。可視化された粒子を撮影するために、CCDカメラ(30 frames/s)を用いた。CCDカメラからパーソナルコンピュータに取り込まれた際の画素数は 512×480 である。Fig. 4は容器縦断面の模式図であり、あわせて本研究で用いた主な記号を記入している。

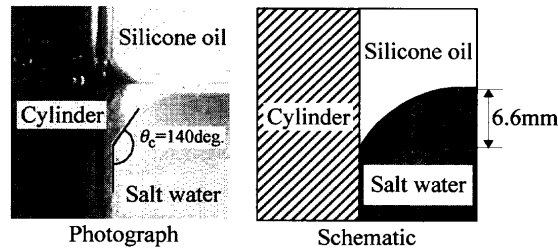
4. 実験結果と考察

4.1 円柱周囲における二液界面の変形

Fig. 5は、容器側面から観察した容器傾斜前の円柱周囲における二液界面の形状の一例を表している。円柱表面に撥水剤を塗布しないとき(Fig. 5(a)), 二液界面は円柱表面とほぼ垂直であるが、撥水剤を塗布したとき食塩水側の接



(a) Wetted cylinder



(b) Poorly wetted cylinder

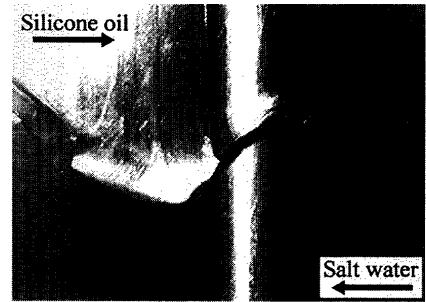
Fig. 5. Configuration of interface around circular cylinder before inclination of vessel [Silicone oil 100, $D=0.03$ m].

Table 2. Contact angle between circular cylinder coated with repellent and salt water/silicone oil interface.

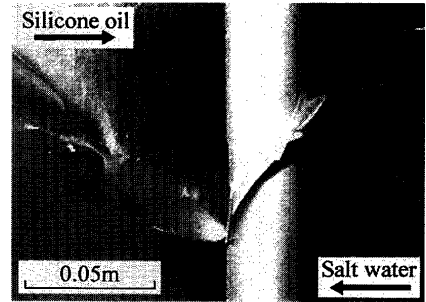
	θ_c
Silicone oil 2	143°
Silicone oil 10	144°
Silicone oil 50	143°
Silicone oil 100	140°

接触角 θ_c は 90 deg. より大きく Fig. 5(b) では 140 deg. となった。ほかのシリコンオイルに対して観察された θ_c の値を Table 2 に示す。なお、シリコンオイルの初期降下量は 6 mm 程度であり、本実験条件下では圧力差によって生じる降下量に比べて無視できる。

容器の傾斜後、円柱前方表面では圧力が高くなり、後方表面では低くなることから二液界面は Fig. 4 に模式的に示すように上下に移動し、激しい巻き込み現象が観察された。円柱の左側において二液界面が降下するとき、濡れ性の良い場合は円柱から離れた部分において二液界面が最も降下したのに対して、濡れ性が悪い場合は円柱表面において二液界面が最も降下していた (Fig. 6)。これは、濡れ性が悪い場合には円柱が食塩水をはじくために濡れ性が良い場合と比べ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のが原因であると考えられる。また、円柱の右側でも圧力差によって二液界面が上昇してシリコンオイルの巻き込みが発生するが、巻き込まれたシリコンオイルは深く降下せずに、浮力によってすぐにシリコンオイル層に戻る



(a) Wetted cylinder



(b) Poorly wetted cylinder

Fig. 6. Deformation of interface around circular cylinder [Silicone oil 100, $D=0.03$ m, $H_1=0.1$ m, $\Omega_r=3.8$ deg./s, $\theta=20$ deg.].

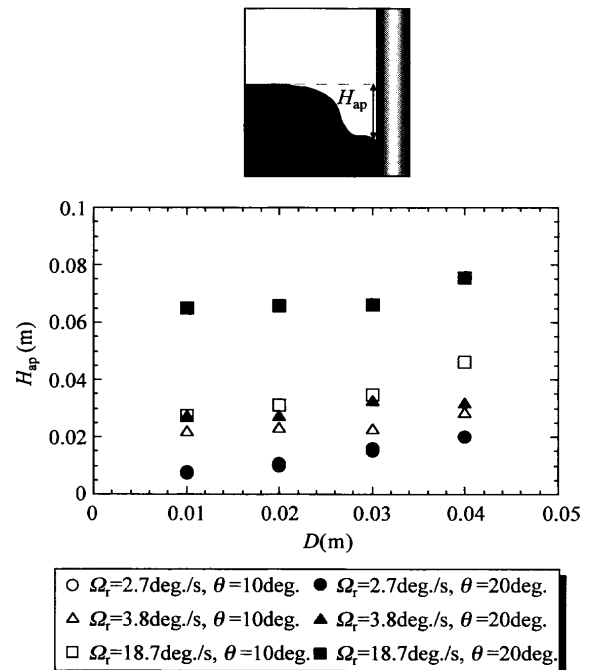
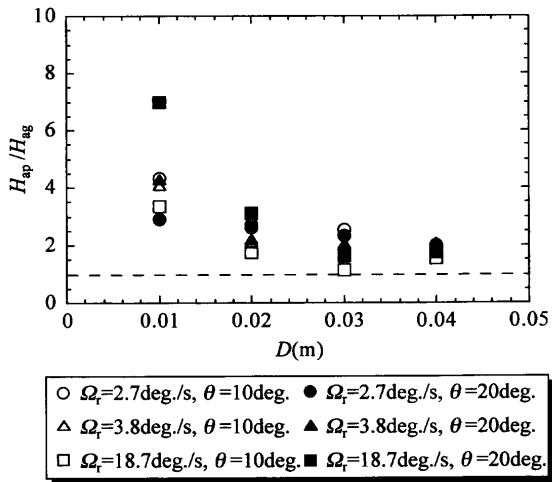


Fig. 7. Maximum descending distance of interface H_{ap} [Silicone oil 2].

ことから左側の巻き込みに比べると重要ではない¹⁷⁾。

4.2 二液界面の最大降下距離 H_{ap}

円柱への食塩水の近寄り速度が一定値に達したのち、二液界面が濡れ性の悪い円柱後方表面に沿って最も降下した距離 H_{ap} の一例を Fig. 7 に示す。前報¹⁷⁾ では円柱表面に沿う二液界面の最大降下距離を H_0 と表したが、本報では濡

Fig. 8. Comparison between H_{ap} and H_{ag} [Silicone oil 2].

濡れ性が良い場合にはさらに添字gをつけて H_{ag} 、濡れ性が悪い場合には添字pをつけて H_{ap} と表している。 H_{ap} は円柱の直径 D 、容器の回転速度 Ω_r 、容器の傾斜角度 θ に依存している。これは、容器の回転速度 Ω_r 、容器の傾斜角度 θ が大きくなると液体の速度が大きくなるために円柱周辺での圧力変化が大きくなり、円柱の直径 D が大きいかほど圧力変化が生じる領域が広がるためである。なお、Fig. 5に示したように円柱と二液界面の接点の初期位置は円柱表面の濡れ性の違いにより異なるが、実機に適用する場合を想定して円柱から離れた水平な界面を基準に二液界面の降下距離を測定した。

Fig. 8に示すように、濡れ性が悪い場合の H_{ap} の方が濡れ性の良い場合の値 H_{ag} よりも大きいことがわかる。この図から、円柱の直径 D の小さい方が濡れ性の影響を強く受けるように見えるが、そうではなく円柱の直径 D が小さいほど流路のプロセージファクターが小さくなって液体の円柱への近寄り速度が大きくなるためである。

4.3 二液界面の降下に対する上限臨界値 $H_{ap,ul}$

前報¹⁷⁾では、浸漬ノズルを片流れが一定速度で急に横切った場合の二液界面近傍における円柱のよどみ点における圧力、重力、浮力のバランスから式(1)に示す二液界面の降下距離 H_{ag} を導いた。

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

ここで g は重力加速度を表す。濡れ性が良い場合については、二液界面が最も降下した位置から円柱壁面までの水平距離 L_b に対する実験式(2)を導いているが¹⁷⁾、この L_b を濡れ性の悪い場合にも代表長さとして用いる。

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

H_{ap} の測定値と H_{ag} の計算値の比 $H_{ap,mea}/H_{ag}$ と D/L_b の関係は

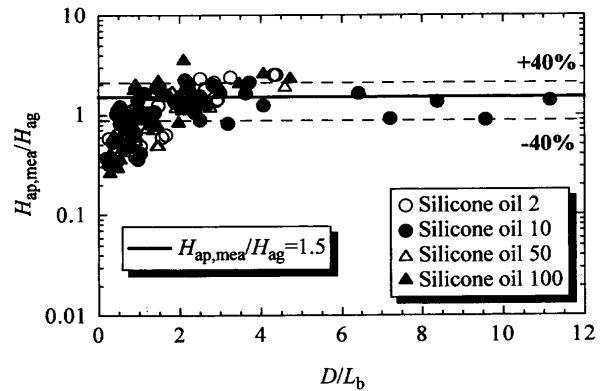
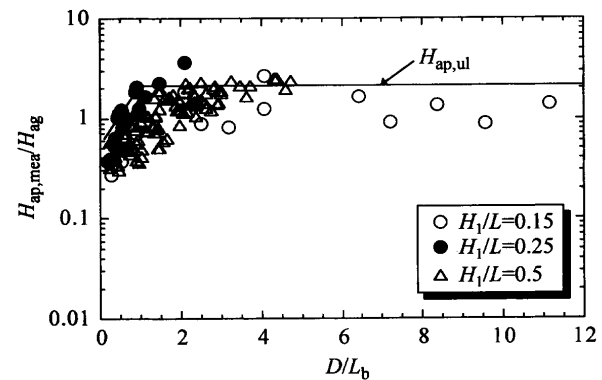
Fig. 9. Relation between $H_{ap,mea}/H_{ag}$ and D/L_b .Fig. 10. Upper limit of descending distance in the case of poorly wetted cylinder, $H_{ap,ul}$.

Fig. 9のようになる。

$D/L_b \geq 2.0$ において、 $H_{ap,mea}/H_{ag}$ は次式により $\pm 40\%$ の偏差で近似できる。

$$H_{ap,mea} = 1.5H_{ag} \quad \dots\dots\dots (3)$$

$D/L_b < 2.0$ において式(3)が適用できないのは、円柱の直径が小さいと円柱の後方で二液界面の降下する領域が狭くなり、界面の降下に対する流動抵抗が大きくなるためであると考えられる。また、この図から、 H_{ap} に対する液体の動粘度の影響は小さいといえる。

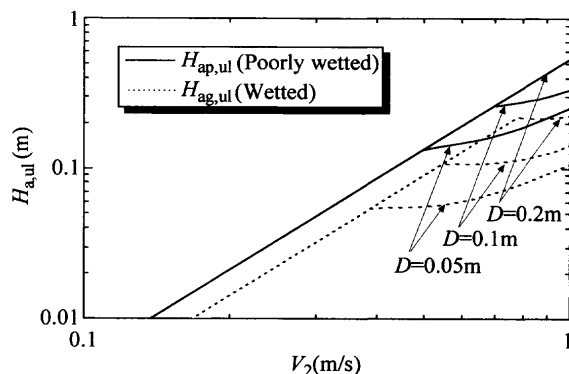
Fig. 9において、前報¹⁷⁾と同様に各横軸の値に対する測定値の最大値をFig.10に示すように直線近似し、これを二液界面の降下に対する上限臨界値 $H_{ap,ul}$ と表せば、 $D/L_b \geq 1.0$ において、 $H_{ap,ul}$ は式(3)の $+40\%$ の値となることから

$$H_{ap,ul} = 2.1H_{ag} \quad \dots\dots\dots (4)$$

と表される。一方、 $D/L_b < 1.0$ において、 $H_{ap,ul}$ は

$$H_{ap,ul} = 0.63H_{ag} \exp(1.2D/L_b) \quad \dots\dots\dots (5)$$

となる。なお、本実験条件下では、 H_{ap} に対するシリコンオイル層の厚さの影響はほとんどない。

Fig. 11. Application of $H_{a,ul}$ to real process.

4.4 実機への適用

水上ら²⁰⁾は、実機でカルマン渦流速計により溶鋼のメニスカス流速を測定し、鑄造速度が5m/minの高速連鑄において、電磁ブレーキをかけた状態でのメニスカス流速は約0.3m/sであると報告している。したがって電磁ブレーキをかけないときのメニスカスの瞬間流速が0.3m/sより大きいことは十分に考えられる。さらに片流れが生じた場合には、メニスカス流速はさらに大きくなるであろう。しかしながら、現在のところ具体的な測定値が見当たらないので、本研究では溶鋼のメニスカス流速を $V_2=0.1\sim 1.0$ m/sと大きく見積った。さらにモールドパウダーは静止していると仮定して速度を $V_1=0$ m/sとする。モールドパウダーの密度は $\rho_1=3500$ kg/m³、溶鋼の密度は $\rho_2=7000$ kg/m³と仮定する。式(1),(2),(4),(5)を基にして実機内の $H_{ap,ul}$ を計算し、浸漬ノズル外径 D をパラメータとしてFig.11に実線で表した。図中の破線は、前報¹⁷⁾に示した濡れ性が良い場合の $H_{ag,ul}$ を表している。溶鋼の速度 V_2 と浸漬ノズル外径 D の増加につれて、モールドパウダーは浸漬ノズルの濡れ性の悪い方が良い場合よりも1.5倍ほど降下することがわかる。

例えば、 $V_2=0.6$ m/s、 $D=0.1$ mのとき、 $H_{ap,ul}=0.19$ mとなり、この値は実機における浸漬ノズルの浸漬深さに相当している。したがって、浸漬ノズルに沿って降下したモールドパウダーは、浸漬ノズル吐出孔からの溶鋼流に吸い込まれて細かく分断され、溶鋼中へ分散する可能性は十分にあると考えられる。

4.5 浸漬ノズルの濡れ性とモールドパウダーの降下に対する上限臨界値との関係

本実験により、2章で述べた最大降下距離に及ぼす濡れ性の効果が立証された。そこで、ここでは濡れ性の影響をもう少し詳しく整理しておく。圧力差によってモールドパウダーが降下する前の初期界面状態をFig.12(a)に示すように水平界面であると仮定する。浸漬ノズルを右から左へ横切る流れが発生すると、Fig.12(b)のようにノズル周辺の圧力差によってノズル左側のモールドパウダーは降下する。このとき、Fig.12(c)に示すようにモールドパウダーと

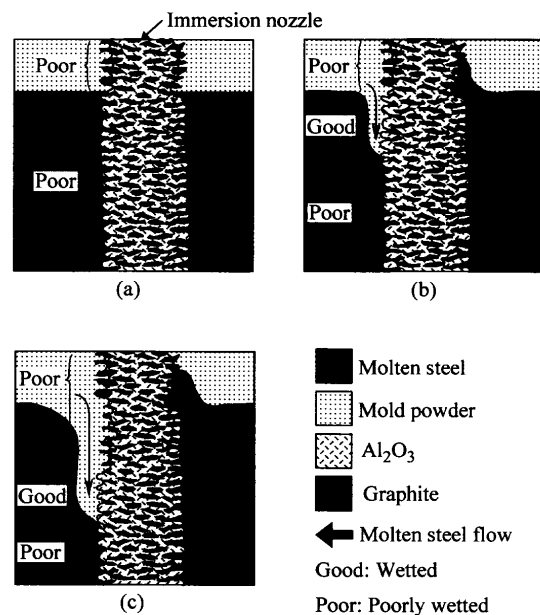


Fig. 12. Descent of mold powder along surface of immersion nozzle with wettability difference.

接触した Al_2O_3 は上から徐々に溶解し、グラファイトリッチ層となってモールドパウダーと濡れ性が悪くなる。しかしながら、圧力差によってモールドパウダーが降下しつづけるかぎり、降下部先端は常に Al_2O_3 リッチ層と接触し降下を促進すると考えられる。このことの妥当性は佐藤ら²⁷⁾の実験結果からも支持される。佐藤らは、微小重力環境において濡れ性の勾配が存在する板上では、液滴が濡れ性の悪い領域から濡れ性の良い領域へ移動することを報告している。このように、実機における浸漬ノズルとモールドパウダーの濡れ性は良くなり、浸漬ノズルと溶鋼との濡れ性は悪くなるが、これは本実験でモデル化した状態と全く同じである。したがって実機においても式(4),(5)が適用できると考えられる。しかしながら、モールドパウダーの物性値は Al_2O_3 の溶解により変化する。本研究では、モールドパウダーの物性値の変化が二液界面の降下に及ぼす影響を考慮していない。この点については今後の課題とした。

また、Fig. 2(c)のように、圧力差によってモールドパウダーが降下する直前の初期状態において、モールドパウダー層直下の表面が溶鋼と濡れ性が良い場合も考えられる。このとき、溶鋼と濡れ性の良い部分の距離は0.01mほどであり²⁴⁾、Fig.11より、 $H_{ag,ul}=0.01$ mのとき $V_2=0.17$ m/sとなる。したがって $V_2>0.17$ m/sであれば、モールドパウダーの降下に対する濡れ性の初期条件の影響を無視することができると考えられる。

なお、本研究において食塩水と撥水剤を塗布したアルミニウム製円柱の接触角は120deg.であるのに対して実機の溶鋼と Al_2O_3 の接触角は134~157deg.であることから、接触角をパラメータとした $H_{ap,ul}$ の評価が今後必要であると考えられる。また、薄肉スラブ連続鑄造では長方形断面の

浸漬ノズル²⁸⁾が使用されることもあるために、ノズルの断面形状が $H_{ap,ul}$ に及ぼす影響を無視することはできない。さらに、 $H_{ap,ul}$ には液体の界面張力が影響し、浸漬ノズル周辺ではArガス気泡による二液界面の擾乱の影響¹⁴⁾も考えられるので詳細については今後の課題としたい。

5. 結言

連続鋳造鋳型内において、浸漬ノズル表面壁での圧力差によるモールドパウダーの巻き込み現象に及ぼす浸漬ノズル表面の濡れ性の影響を食塩水とシリコンオイルを用いた水モデル実験により調査した。得られた主な成果は以下のとおりである。

(1) 円柱表面の濡れ性が悪い場合は、円柱が食塩水をはじい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に、シリコンオイルが円柱表面において最も降下していた。それに対して濡れ性が良い場合は、円柱から離れた位置においてシリコンオイルは最も降下していた。

(2) 濡れ性の悪い浸漬ノズル表面に沿う二液界面の最大降下距離 H_{ap} は、 $D/L_b \geq 2.0$ において、以下の式により $\pm 40\%$ の偏差で近似できる。

$$H_{ap} = 1.5H_{ag}$$

(3) 濡れ性の悪い浸漬ノズル表面に沿う二液界面の降下に対する上限臨界値 $H_{ap,ul}$ に関して、以下に示す実験式を導いた。

$$H_{ap,ul} = 2.1H_{ag} \quad (D/L_b \geq 1.0)$$

$$H_{ap,ul} = 0.63H_{ag} \exp(1.2D/L_b) \quad (D/L_b < 1.0)$$

これらの値は、濡れ性の良い浸漬ノズル表面における値 $H_{ag,ul}$ よりも約1.5倍大きい。

記号

B	: 容器の厚み	(m)
D	: 円柱の直径	(m)
g	: 重力加速度	(m/s ²)
H_1	: シリコンオイル層の厚さ	(m)
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離	(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.)
θ_c	: 円柱と二液界面の接触角度	(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) 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.
- 2) 小舞忠信, 佐伯 毅, 堤 直人: 日本学術振興会製鋼第19委員会第3分科会凝固現象協議会資料No. 19委-10801 凝固-426, (1987).
- 3) N.Kasai, M.Kawasaki, K.Hanazaki and T.Sakashita: *CAMP-ISIJ*, **3** (1990), 1114.
- 4) T.Yamasaki, H.Hasegawa, T.Fuji and T.Imoto: *CAMP-ISIJ*, **10** (1997), 236.
- 5) D.Gupta and A.K.Lahiri: *Ironmaking Steelmaking*, **23** (1996), 361.
- 6) T.Katai, Y.Otsuka, K.Shigematsu, T.Imoto and H.Iiboshi: *CAMP-ISIJ*, **11** (1998), 861.
- 7) J.Kubota, K.Okimoto, Y.Oka, T.Masaoka and M.Suzuki: *CAMP-ISIJ*, **3** (1990), 1098.
- 8) M.Iguchi, J.Yoshida, T.Shimizu and Y.Mizuno: *ISIJ Int.*, **40** (2000), 685.
- 9) H.Tanaka, H.Kuwatori and R.Nishihara: *Tetsu-to-Hagané*, **78** (1992), 761.
- 10) Y.Yamaoka, M.Suzuki and K.Murakami: *CAMP-ISIJ*, **6** (1993), 279.
- 11) H.E.Oinglin: *ISIJ Int.*, **33** (1993), 343.
- 12) K.Watanabe, M.Suzuki and M.Nakata: *CAMP-ISIJ*, **14** (2001), 2.
- 13) M.Iguchi, Y.Sumida, R.Okada and Z.Morita: *Tetsu-to-Hagané*, **79** (1993), 569.
- 14) Z.Wang, K.Mukai, Z.Ma, M.Nishi, H.Tsukamoto and F.Shi: *ISIJ Int.*, **39** (1999), 795.
- 15) J.Yoshida, S.Yamashita and M.Iguchi: *CAMP-ISIJ*, **13** (2000), 973.
- 16) T.Inada, Y.Nishihara, H.Tanaka, S.Matsui, M.Sakaki, S.Sakaguchi and N. Zeze: *CAMP-ISIJ*, **9** (1996), 196.
- 17) J.Yoshida, M.Iguchi and S.Yokoya: *Tetsu-to-Hagané*, **87** (2001), 529.
- 18) Z.Wang, K.Mukai and D.Izu: *ISIJ Int.*, **39** (1999), 154.
- 19) T.Okimura, Y.Nakajima, K.Shimada, J.Ikeda and M.Tawara: *CAMP-ISIJ*, **9** (1996), 213.
- 20) H.Mizukami, M.Hanao, S.Hiraki, M.Kawamoto, T.Watanabe, A.Hayashi and M.Iguchi: *Tetsu-to-Hagané*, **86** (2000), 265.
- 21) J.Kubota, N.Kubo, M.Suzuki, T.Ishii, R.Nishimachi and N.Aramaki: *Tetsu-to-Hagané*, **86** (2000), 271.
- 22) T.Hiraoka, T.Ohashi, H.Matsunaga and T.Hiromoto: *Seitetsu Kenkyu*, **294** (1978), 79.
- 23) K.Ichikawa and W.Lin: *CAMP-ISIJ*, **13** (2000), 170.
- 24) K.Mukai, J.M.Toguri and J.Yoshitomi: *Can. Metall. Q.*, **25** (1986), 265.
- 25) K.Mukai: *ISIJ Int.*, **32** (1992), 19.
- 26) T.Tsuda, T.Namieno, T.Saga and T.Kobayashi: *Shinmittetsu Giho*, **359** (1996), 32.
- 27) M.Sato, K.Araki, T.Matsuura and A.Endo: *Space Utilization Res.*, **16** (2000), 261.
- 28) T.Kanazawa, K.Marukawa, K.Nakai, T.Yamada and K.Nakajima: *Sumitomo Met.*, **45** (1993), 117.