

Title	スラブ連続鋳造用旋回流浸漬ノズルの開発
Author(s)	塚口, 友一; 林, 浩史; 栗本, 英典 他
Citation	鉄と鋼. 2009, 95(1), p. 33-42
Version Type	VoR
URL	https://hdl.handle.net/11094/26369
rights	◎日本鉄鋼協会
Note	

The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA

https://ir.library.osaka-u.ac.jp/

The University of Osaka



33

スラブ連続鋳造用旋回流浸漬ノズルの開発

塚口 友一*·林 浩史*2·栗本 英典*3·横谷 真一郎*4·丸川 雄浄*5·田中 敏宏*6

Development of Swirling Flow Submerged Entry Nozzles for Slab Casting

Yuichi TSUKAGUCHI, Hiroshi HAYASHI, Hidenori KURIMOTO, Shinichiro YOKOYA, Katsukiyo MARUKAWA and Toshihiro TANAKA

Synopsis : We have started a development of swirling flow submerged entry nozzles in 1997 as a fundamental and effective measure for controlling flow pattern in continuous casting molds.

As a first step, we have developed a swirling flow submerged entry nozzle for round billet casting in Wakayama works. Then we started the development of swirling flow submerged entry nozzles for slab casting. A main purpose of our development was to prove the effect of the swirling flow formation in submerged entry nozzles which improve quality of products and productivity of continuous casting processes. We have examined swirling flow submerged entry nozzles with swirl blade in these main bodies, because that was the easiest way to apply swirling flow to submerged entry nozzles in continuous casters without any investment of facilities. We had only to change a submerged entry nozzle for the experiment.

Swirling flow submerged entry nozzles for slab casting have been developed and examined in Wakayama and Kashima works. As a result of these examinations, the effect of the swirling flow formation in submerged entry nozzles was evaluated to increase casting speed and improve surface quality of slabs and steel sheets.

Key words: continuous casting; submerged entry nozzle; swirling flow; surface quality; casting speed.

1. 緒言

浸漬ノズル内の下降流に旋回を付与する旋回流付与型浸 漬ノズル(以下,旋回流ノズル)は,鋳型内流動制御の源 流対策であり,形成した鋳型内流動を安定に維持すること により鋳造速度の向上や鋳片ならびに鋼板コイルの表面品 質改善を図る技術である。著者らは1997年から、鋼の連 続鋳造プロセスにおいて浸漬ノズル内旋回流付与の効果を 実証するべく研究開発を進めてきた1-8)。本研究開発にお いては、連続鋳造設備の改造を伴わずに実機における鋳造 試験を進められる観点から捻り板状旋回羽根を内装する旋 回流ノズルを用い、最終的な目的をスラブの連続鋳造にお いて旋回流ノズルの効果を実証することとした。なお、ス ラブの連続鋳造における旋回流ノズルの開発は, 鋳型内流 動制御に電磁気力を利用しない条件を前提とした。その背 景には、源流対策である浸漬ノズル吐出流の均一化ならび に安定化が鋳型内電磁気力利用に匹敵する効果を生むとの 期待があった。また、本報における旋回流ノズルは、タン ディッシュ-鋳型間の位置エネルギーを利用する技術であ

り,数億円規模の設備投資と電気エネルギーを必要とする 鋳型内電磁気力利用法に比べて経済的で省資源・省エネル ギーな鋳型内流動改善が可能な方法である。

連続鋳造実機を用いた旋回流ノズルの開発は, 操業なら びに品質上のリスクが小さい丸ビレット連続鋳造における 開発^{9,10}によって耐火物の耐久性や捻り板状旋回羽根が形 成する旋回流の強さ等を確認した後,スラブの連続鋳造に その場を移した。スラブの連続鋳造に旋回流ノズルを適用 するに当たっては,水モデル実験および数値流動解析によ る十分な事前検討を行って,利用可能な範囲の位置エネル ギーを有効に活用する設計や,浸漬ノズル内の旋回流を活 用して適正かつ安定な鋳型内流動を得る吐出孔設計に関す る指針を得た¹¹⁻¹³。

本報では,得られた設計指針を用いてスラブ連続鋳造用 旋回流ノズルを設計し,実機における鋳造試験に供する過 程およびその結果について述べる。鋳造試験の対象は,自 動車外板等に使用される亜鉛メッキ鋼板の素材である極低 炭素鋼とした。対象材質は,最も表面品質に対する要求水 準が高い材質のひとつである。このような表面品質厳格材

平成20年6月20日受付 平成20年8月18日受理 (Recieved on June 20, 2008; Accepted on Aug. 18, 2008)

^{*} 住友金属工業(株)総合技術研究所 (Corporate R&D Labs., Sumitomo Metal Industries, Ltd., 16–1 Sunayama Kamisu Ibaraki 314–0255)

^{*2(}株) 住金鋼鉄和歌山 (Sumikin Iron & Steel Corp.)

^{* 3} 住友金属工業(株) 鋼板建材カンパニー鹿島製鋼部 (Steel Making Department, Kashima Works, Steel Sheet, Plate, Titanium & Struction Steel Compamy, Sumitomo Metal Industries, Ltd.)

^{*4} スウェーデン王立工科大学 (Division of Applied Process Metallurgy, KTH)

^{*5} 住友金属工業(株) (Sumitomo Metal Industries, Ltd.)

^{*6} 大阪大学大学院工学研究科 (Graduate School of Engineering, Osaka University)

に適用することによって,旋回流ノズルの効果を明確に評価することができると考えた。本報では鋳造試験に先だって,まず実機大の水モデル実験によって,浸漬ノズル内の下降流に旋回を付与しない通常の浸漬ノズル(以下,通常浸漬ノズル)に対する旋回流ノズルの優位性を確認した。その後,スラブの連続鋳造実機に旋回流ノズルを適用し,その鋳型内流動安定化ならびに鋳片および鋼板コイルの品質向上に対する効果を実証した。

通常浸漬ノズルが有する問題点と旋回流ノ ズルの優位性

ここでは,通常浸漬ノズルが有する問題点を整理し,旋 回流ノズル適用の目的を明らかとする。一般的なスラブの 連続鋳造において,通常浸漬ノズルは,流動の観点から次 のような問題を有すると考えられる。

通常浸漬ノズル内においては、下降流がその底部で水平 方向の速度成分を付加されて、2つの対向する吐出孔から 流出する。そのため、吐出流は吐出孔の下部に偏りやすく、 高速の流れとなって鋳型内湯面を波立たせる。また吐出孔 上部では、吸い込み流が形成される。さらに浸漬ノズル底 部で跳ね上がる流れが発生し、吐出流の上下方向角度を変 動させる。

一方,浸漬ノズル内の下降流が不安定に揺らぐ影響を受 けて,2つの吐出孔からの吐出流は不均等になりやすく, 吐出角度の変動によって生じる鋳型内流動の自励振動的な 片流れ13)を助長すると考えられる。鋳型内の片流れ(浸漬 ノズル左右での不均等流れ; Fig. 1(a) 参照) は, 流れが弱 い側の浸漬ノズル近傍にカルマン渦を生じる。カルマン渦 や上述の吐出孔上部における吸い込み流は、湯面上の潤滑 保温材であるモールドパウダーを鋳型内へ巻き込み、モー ルドパウダー欠陥を引き起こす。さらに、流れが強い側で は、上述の吐出孔下部からの高速流による湯面の波立ちが 助長され,流れの弱い側では鋳型内流動の停滞現象が生じ やすい。湯面の波立ちが大きくなると、凝固シェル先端部 へのモールドパウダーの巻き込み等の問題が生じるので, その沈静化のために鋳造速度を下げる必要がある。鋳造速 度の低下は, 鋳型内の片流れによって流速が低下した側で の流動停滞を助長する。鋳型内流動の停滞は、鋳型内凝 固シェル前面の流速低下に伴い Saffman 力による洗浄作 用¹⁴⁻¹⁰の減少をもたらし湯面温度の低下と相まって気泡や 非金属介在物の凝固シェルへの捕捉を促進する。これらの 問題点をFig.1に模式的に示す。

旋回流ノズルは,旋回する下降流に作用する遠心力が上 記の通常浸漬ノズルが有する問題点を抜本的に解消するこ とを狙いとしている。すなわちFig.2に対比して示すよう に,遠心力によって広がろうとする流れが吐出孔上部から の溶鋼流出を促す結果,吐出孔の流速分布が均一化され,



(b)

Fig. 1. Bad influences of conventional nozzle.



Fig. 2. Schematic view of flow formation in nozzle.

吸い込み流が解消される。また,吐出角度の変動も抑制される。さらに旋回下降流に作用する遠心力は,2つの吐出 孔に均等に溶鋼流を分配する作用を有すると考えられる。 これらの効果によって,鋳型内流動の自励振動的片流れが 抑制され,湯面の波立ちや流動の停滞が防止できると考え られる。

	Wakayama caster	Kashima caster
Scale	1/1	1/1
Mold size	210 × 1850 (mm)	270 × 1650 (mm)
Bath depth	1850 (mm)	2315 (mm)
Corresponding casting speed	1.6 - 2.0 (m/min)	1.5 (m/min)

Table 1. Water model specification and condition.



Fig. 3. Schematic geometry of water model set-up (Wakayama).

3. 水モデル実験

3・1 実験条件および浸漬ノズル仕様

スラブ連続鋳造実機での鋳造試験に先だって,実機大の 水モデル実験によって,通常浸漬ノズルに対する旋回流ノ ズルの優位性を確認した。

Table 1に実機大水モデル実験条件を, Fig. 3 およびFig. 4 に実機大水モデル実験装置の概要を示す。水モデル実験装 置は,鋳造試験を行う2つの連続鋳造機の鋳型サイズをそ れぞれ摸した2種類を用いた。本実験における流速の測定 には,和歌山仕様の実験ではレーザードップラー流速計, 鹿島仕様の実験には直径3mmの小型プロペラ流速計を用 いた。流速データのサンプリングピッチは,レーザードッ プラー流速計が2.6ms,プロペラ流速計が0.5 sである。

旋回流ノズルの仕様を Table 2 および Fig. 5, Fig. 6 に示す。 吐出孔部の浸漬ノズル外径は,和歌山仕様が 140 mm, 鹿 島仕様が 161 mm である。

比較対象となった通常浸漬ノズルの仕様を Table 3 に示 す。通常浸漬ノズルは、一定の内径を有し、吐出孔は旋回 流ノズルと同様に矩形で、その上下壁は、浸漬ノズル内部 から吐出孔出口に向かって同じ下向きあるいは上向きの角 度を有する斜面から成る。吐出孔部の浸漬ノズル外径は、 和歌山仕様が140 mm、鹿島仕様が150 mm である。

Fig. 7には、和歌山仕様の通常浸漬ノズル形状を示す。 通常浸漬ノズルは、和歌山仕様・鹿島仕様いずれもFig. 7 のように、内側底部が凹み形状であり、凹み深さ(吐出孔 下壁が内径と交わる線から内側底面までの距離)は、 10mmから15mmの範囲のものを用いた。



3·2 実験結果

3.2.1 吐出孔流速

Fig. 8に,和歌山仕様の通常浸漬ノズルを用いた場合に, 浸漬ノズル吐出孔の前面5mmにおいて測定された吐出孔 の流速分布を示す。Fig. 8における吐出流速測定点は, -0.5~0.5に無次元化した吐出孔幅の-0.3,0,0.3のライ ンおよび0~1に無次元化した吐出孔高さの0.2,0.5,0.8 のラインの交点となる9点とした。なおFig. 8では,グラ フの底面を吐出孔の高さおよび幅方向に見立てて,各測定 点での流速測定値を棒の高さで示した。測定値は,1点あ たり3分間測定した時間平均値を採用した。測定した流速 は,吐出孔から鋳型短辺へ向かう方向を正とする鋳型長辺 面に平行な水平方向流速である。吐出流は下向きの角度を 有しているので測定結果は必ずしも正確な流速を表してい ないが,流速分布の傾向を知るに足るデータが得られた。

吐出孔内部の流動を観察すると, Fig. 8の上部に示すような渦が発生し, その渦の回転方向が, 浸漬ノズル内下降流の予期せぬ偏りによって変化することがわかった。吐出 孔内の渦の回転方向は, 吐出孔流速分布に影響を及ぼしていることが予測されたので, Fig. 8においては, 渦がどちらかの方向に安定した時の流速を各測定点についてそれぞれ3分間測定し, 渦の回転方向別に左右の図を示した。

なお,同等の渦の発生は,Baiら¹⁷⁾やRamos-Banderas ら¹⁸⁾,あるいは吉田ら¹⁹⁾によっても報告されている。

Fig. 8から明らかなように,例えば渦の回転方向が時計回りの場合(左の図),下降流が最初に浸漬ノズル底部に

	Wakayama caster	Kashima caster	
Internal diameter D_1	100 ()	123 (mm)	
(Diameter of swirl blade)	100 (mm)		
Internal diameter D_2	80 (mm)	98 (mm)	
Length of swirl blade L	100 (mm)	163 (mm)	
Twist angle of swirl blade $ heta$	120 (°)	175(°)	
Cross-section of outlet port	55w×90h (mm)	55w×90h (mm)	
Upper wall shape of outlet port	R60 (mm)	R90 (mm)	
Lower wall angle of outlet port	Upward 10 (°)	Upward 10 (°)	

1	Table	2.	Specification	of	swirling	flow	nozzles.
---	-------	----	---------------	----	----------	------	----------







Fig. 5. Dimension of swirling flow nozzle.

Fig. 6. Dimension of swirl blade.

Fig. 7. Dimension of conventional nozzle (Wakayama).

	Wakayama caster	Kashima caster
Internal diameter	80 (mm)	83 (mm)
Cross-section of outlet port	55w×90h (mm)	90w×92h (mm)
Upper wall angle of outlet port	Upward 10 (°)	Downward 30 (°)
Lower wall angle of outlet port	Upward 10(°)	Downward 30 (°)

Table 3. Specification of conventional nozzles.

Clockwise Vortex Counter Clockwise Vortex in Outlet Port in Outlet Port Nozzle Nozzle Outlet Port Outlet Port Horizontal Outlet Flow Velocity (m/s) Horizontal Outlet Flow Velocity (m/s) 0.3 Port Height (Bottom=0, Top=1) 0 (Bottom=0, Top=1) Port Height 0.1 0. 0 0.3 0 0 0 -0.3 -0.3 Port Width Port Width (Left Side End= -0.5, Right Side End=0.5) (Left Side End= -0.5, Right Side End=0.5)

Fig. 8. Outlet flow velocity distributions of conventional nozzle under two directions of vortex in port (Wakayama, corresponding casting speed=1.6 m/min).

37

当たる吐出孔右下の流速が最も高く,逆に左下や右上の流 速は小さくなった。流速が小さい部位では,流速の時間変 動を考慮すると,吸い込み流(流速がマイナス)となって いる時間が存在すると考えられる。渦の回転方向が反時計 回りの場合には,上記とは左右逆の流速分布となった。

渦の回転方向は浸漬ノズル内下降流のゆらぎによって変 化するので,実機鋳造においては,Fig.8に示したふたつ の吐出流速分布の間を変動すると推測される。なお,後述 の鹿島仕様の通常浸漬ノズルにおいては,吐出孔内の渦は 観察されなかったので,このような渦の発生は,吐出孔幅 が浸漬ノズル内径に比べて小さいことに起因して,浸漬ノ ズル内下降流の底部での反転すなわち渦の発生が吐出孔か らの流出に優先して生じることによると推定した。

和歌山仕様の旋回流ノズルを適用した場合の吐出孔流速 分布をFig.9に示す。Fig.9に示すように,旋回流ノズルの 吐出孔流速は吐出孔全域に渡って均等であった。その結果, 測定された吐出流速の最大値は,通常浸漬ノズルのそれの 約1/2に低下した。

Fig.10に, 鹿島仕様の通常浸漬ノズルを用いた場合の吐 出孔の流速分布を示す。各測定点のデータは3分間測定し た平均値である。

吐出孔幅が浸漬ノズル内径よりも大きな鹿島仕様の通常 浸漬ノズルにおいては、吐出孔内部の渦は観察されず、 Fig. 8に示したような吐出流速分布に対する渦の影響は見 られなかった。一方、吐出流は吐出孔の下部に集中し、吐 出孔中央部から上部にかけての広い範囲で吸い込み流(流 速がマイナス)が生じていることが明らかとなった。

鹿島仕様の旋回流ノズルを適用した場合の吐出孔流速分 布をFig.11に示す。Fig.11に示すように,旋回流ノズルの 吐出孔流速は吐出孔全域に渡って概ね均等であり,通常浸 漬ノズル (Fig.10) との差異が明確であった。Fig.11におい て,吐出孔上部からの吐出流速が吐出孔下部のそれに比べ て大きいのは,遠心力によってR形状の吐出孔上壁に沿っ て吐出する流れが,浸漬ノズル底部に当たって吐出する流 れよりも支配的であることを示していると考えられる。

Fig.12には, Fig. 8からFig.11に示した各点における吐出 流速の測定データの標準偏差を浸漬ノズル毎に平均した値 を流速変動の指数として比較して示す。なお, Fig. 8の データからは,ふたつの吐出流速分布パターンの内,吐出 孔内の渦が時計回りのデータ(右側の図)を採用した。 Fig.12に示すように,旋回流ノズルの吐出流速は安定して いることがわかる。すなわち,旋回流ノズルは,吐出流速 分布の均一化と吐出流速の安定化の双方に有効であること が明らかとなった。

3 · 2 · 2 鋳型内流速

次に,鋳型内表面流速を測定した。鋳型内表面流速は, 鋳型内1/2厚1/4幅(もしくは3/4幅)の水面下50mmにお ける鋳型長辺に平行な流速を代表値として評価した。



Fig. 9. Outlet flow velocity distributions of swirling flow nozzle (Wakayama, corresponding casting speed= 1.6 m/min).



Fig. 10. Outlet flow velocity distributions of conventional nozzle (Kashima, corresponding casting speed= 1.5 m/min).



Fig. 11. Outlet flow velocity distributions of swirling flow nozzle (Kashima, corresponding casting speed= 1.5 m/min).



Fig. 12. Effect of swirling flow nozzle on stability of outlet flow velocity.

Fig.13に、和歌山仕様の通常浸漬ノズルおよび旋回流ノ ズルを用いた場合の鋳型内表面流速の推移を比較して示 す。また, Fig.14には鹿島仕様の通常浸漬ノズル, Fig.15 には旋回流ノズルを用いた場合の鋳型内表面流速の推移を 比較して示す。和歌山仕様に対してはレーザードップラー 流速計を用いて鋳型幅方向片側の1/4幅位置を3分間測定 し, 鹿島仕様に対してはプロペラ流速計を用いて鋳型幅方 向両側の1/4幅および3/4幅位置を同時に15分間測定した。 測定データの瞬時値には微小な渦の影響と考えられる大き な変動が含まれたため, Fig.13, Fig.14および Fig.15中の 各測定点は、5秒間の平均値を示したものである。5秒と いう時間間隔は水モデル実験における鋳型内流動の自励振 動周期(15~35秒程度)¹³⁾に対して十分に小さいとは言え ないが、3分間もしくは15分間に渡って連続的に測定する ことによってその変動の大きさを比較評価することができ た。なお同図では、鋳型短辺から浸漬ノズルへ向かう流れ の方向を正としている。

Fig.13から明らかなように,旋回流ノズルを用いると鋳型内表面流速の変動幅が1/2程度に抑制された。なお,和 歌山仕様の通常浸漬ノズルは吐出孔上下壁の角度が上向き となっているが,実際の吐出流は下向きの角度を有してお り,鋳型内流動は鋳型短辺から浸漬ノズルへ向かう表面流 を有するダブルロールパターン¹³⁾であった。

さらにFig.14およびFig.15から明らかなように, 鹿島仕 様のノズルを用いた場合でも, 旋回流ノズルの適用時には 鋳型内表面流速の変動幅が3割程度低減した。

和歌山仕様・鹿島仕様ともに,旋回流ノズル適用時に鋳 型内表面流速変動が抑制できたのは,浸漬ノズル内旋回流 が当初予想した通り鋳型内流動を安定化した結果であると 考えられる。

Fig.13に示した和歌山仕様の測定においては,実験装置の制約上,鋳型幅方向片側のみの短時間の測定にとどまったが,Fig.14およびFig.15に示した鹿島仕様の測定におい

ては,鋳型幅方向両側を同時にかつ十分な時間に渡って測 定し,旋回流ノズルの効果をより正確に評価することがで きた。

測定時間が長い鹿島仕様(Fig.14およびFig.15)の測定 値を用いて,鋳型内表面流速が適正とされる0.2~ 0.3 m/s^{1,21)}の範囲内であった時間の総測定時間に対する割 合をFig.16に示す。Fig.16には、鋳型内表面流速がより広 い0.1~0.4 m/sの範囲内であった時間の総測定時間に対す る割合も併せて示した。Fig.16より,旋回流ノズルを用い ると鋳型内表面流速が適正範囲に保たれる割合が高まるこ とがわかる。実際の鋼板コイルにおける表面品質不適合品 の発生率が品質厳格材でも数%程度である実態を考慮し、 かつ鋳型内流動(流速の適否)が表面品質を支配している と仮定すると、上記数%を除くほとんどの時間は良好な 鋳型内流動が保たれていることになる。そのような観点に 立つと, 0.2~0.3 m/sという鋳型内表面流速適正範囲では 通常浸漬ノズルが適合する時間割合が56%と小さく、逆 に鋳型内表面流速が適正範囲を外れる不適合時間割合は 44%と、上記の数%という表面品質不適合品の発生率に比 べて大きい。一方,鋳型内表面流速適正範囲を0.1~ 0.4 m/sと仮定すると、通常浸漬ノズルが適合する時間割合 が89%に上昇し、鋳型内表面流速の不適合時間割合は11% と表面品質不適合品発生率の実態に近づく。むろん、表面 品質不適合の発生にはいくつかの要因が複合して関係して いると考えられることや, 鋼板コイルにおける表面品質不 適合品の発生率は切り捨てられた鋼板の重量比率であるの で欠陥の長さ比率と必ずしも対応しないことから、表面流 速が適正範囲を外れた比率と,品質不適合との関係を厳密 に議論することは難しいが、上述の対比から適正流速範囲 が0.2~0.3 m/sというのは狭すぎると考えられる。これは, 従来の鋳型内流速適正範囲という設定が、瞬時値ではなく 時間平均値の指標であることに由来していると考えられ る。上述のように、Fig.13~Fig.15における個々の測定点 は,5秒毎の時間平均値である。この程度の短い時間で平 均された値を対象とする場合、鋳型内表面流速の適正範囲 は従来の報告値よりも広がると考えられる。

4. スラブ連続鋳造実機試験

4・1 鋳造条件および浸漬ノズル仕様

次に,スラブ連続鋳造の実機における旋回流ノズルの適 用試験を行い,その鋳型内流動安定化作用や,鋳片あるい は鋼板コイルに対する品質改善効果を確認した。

Table 4に住友金属工業(株)和歌山製鉄所(現,(株) 住金鋼鉄和歌山), Table 5には鹿島製鉄所における鋳造条 件を示す。鋳造試験の対象としたのは,表面品質要求水準 が最も高い鋼種のひとつである自動車用メッキ鋼板素材の 極低炭素鋼である。旋回流ノズル適用時には,鋳型内流動

39







420 480 Time (s)

Fig. 13. Effect of swirling flow nozzle on surface flow stability in mold (Wakayama, corresponding casting speed = 1.6 m/min).

Fig. 14. Transition of surface flow velocity with conventional nozzle (Kashima, corresponding casting speed=1.5 m/min).

Fig. 15. Transition of surface flow velocity with swirling flow nozzle (Kashima, corresponding casting speed = 1.5 m/min).



300 360

* 1/2t-1/4w-50mm below surface

180 240

-0.1 0 60 120

Fig. 16. Effect of swirling flow nozzle on flow velocity control in mold.

Conventional Nozzle

Swirling Flow Nozzle



Fig. 25. Comparison of internal view of port after casting (Wakayama).

540 600 660 720 780 840 900

Table 4. Casting condition (Wakayama).

Items	Specifications		
Mold Size (mm)	210t × 1780-1880w		
Steel Grade	Ultra Low Carbon Steel for Automobile Panels		
Contine Second	Swirling Flow Nozzle	Max. 1.5-1.8 m/min.	
Casting Speed	Conventional Nozzle	Max. 1.3 m/min.	

Table 5. Casting condition (Kashima).

Items	Specifications		
Mold Size (mm)	270t × 1500-1625w		
Steel Grade	Ultra Low Carbon Steel for Automobile Panels		
Casting Sacad	Swirling Flow Nozzle	Max. 1.4-1.6 m/min.	
Casting Speed	Conventional Nozzle	Max. 1.4 m/min.	

が安定化する効果が見込まれたので,通常浸漬ノズル適用 時に比べて高い鋳造速度を与えて鋳造試験を行った。

浸漬ノズルは,水モデル実験に用いたものと同じ仕様と した。材質は,本体および旋回羽根ともにアルミナ-グラ ファイトとした。

4·2 試験結果

4.2.1 鋳型内流動

和歌山製鉄所および鹿島製鉄所における鋳造中の鋳型内 湯面レベル変動を鋳造速度に対して図示し、旋回流ノズル の効果を評価した結果を、Fig.17およびFig.18に示す。図 中の鋳型内湯面レベル変動は、スラブ1枚毎の湯面レベル 高低差の最大値を表している。湯面レベルの変動周期は 10~30秒が主体であった。この変動周期は、スラブ1枚を 鋳造するのに要する時間(4~7分程度)に比べて十分に小 さい。いずれの図からも, 旋回流ノズルを適用した場合に は, 高鋳造速度であったにもかかわらず鋳型内湯面レベル 変動が通常浸漬ノズル適用時に比べて低位に抑制されたこ とがわかる。鋳型内の湯面レベルは、渦流式のセンサーに よって計測され, PIDコントローラ等を用いて目標値に制 御されている。Fig.17およびFig.18の結果は、鋳造速度の 上昇に伴い制御上の外乱となる湯面の変動が大きくなるこ とを表している。制御上の外乱となる湯面の変動は, Fig. 1に示した自励振動的片流れによる湯面片側の盛り上がり や,吐出孔から噴出した流れによる湯面の波立ちがもたら すと考えられる。旋回流ノズルは、これらの外乱を抑制す ることによって湯面レベル変動を減少させたと考えられ る。

Fig.19には、和歌山製鉄所において鋳型短辺の冷却水温 差から片流れを表す指数*H*を求め、その変動の標準偏差 σ_Hを鋳型内流動の変動を表す指標に用いて、旋回流ノズ



Fig. 17. Effect of swirling flow nozzle on mold level fluctuation (Wakayama).



Fig. 18. Effect of swirling flow nozzle on mold level fluctuation (Kashima).



Fig. 19. Effect of swirling flow on stable flow formation in mold (Wakayama).

ルの効果を評価した結果を示す。片流れを表す指数Hは, 左右の吐出孔からの吐出流がどちらかに偏ると吐出流が 偏った側の溶鋼温度が上昇し鋳型短辺の熱流束が増大する ことを利用して,鋳型左右それぞれの短辺の冷却水温上昇 (熱流束の指標)の差を両者の平均で除して求めたもので ある。鋳型内流動の片流れは自励振動的に生じるので,鋳 型内流動の不安定さを,片流れを表す指数Hの標準偏差 σ_{H} を用いて評価した。

Fig.19から,旋回流ノズルを用いると湯面レベル変動を 引き起こす外乱のひとつである鋳型内における自励振動的



Fig. 20. Effect of swirling flow nozzle on pinholes on slab surface (Wakayama).



Fig. 21. Effect of swirling flow nozzle on pinholes on slab surface (Kashima).

片流れが抑制されることが確認できた。

4·2·2 品質改善効果

(1) スラブ表層部ピンホール

Fig.20には、和歌山製鉄所において鋳造したスラブ表面 を1.5mm厚さ溶削した後に目視検査した結果、表面のピ ンホールが多く存在し品質不適合と判定されたスラブの割 合を指数化して、浸漬ノズルの種類によって比較した結果 を示す。

Fig.21には, 鹿島製鉄所において鋳造したスラブの全表 面を2.5mm厚さ溶削した後, 幅方向中央および1/4幅・ 3/4幅をハンドトーチを用いてそれぞれ約60mm幅で溶削 し, 溶削後の表面に観察されたピンホールを数えた結果を 指数化して示す。ハンドトーチによる溶削の深さは1mm 程度であったので, 表面からの深さ2.5~約3.5mmまで間 のピンホールが評価されている。

Fig.20および Fig.21に示すように,旋回流ノズルの適用 によって,スラブ表層部のピンホールが大幅に低減したこ とが明らかとなった。これは,水モデル実験によって確認 したように,鋳型内表面流速が安定して維持されたことが, 気泡の凝固シェルへの捕捉を抑制した効果であると考えら れる。

(2) 鋼板コイル表面疵

Fig.22には、和歌山製鉄所において鋳造したスラブから 熱延・冷延・亜鉛メッキ工程を経て得られたメッキ鋼板コ イルの表面品質を、鋳造に用いた浸漬ノズル別に比較した



Fig. 22. Effect of swirling flow on surface quality of coils (Wakayama).



Fig. 23. Effect of swirling flow on surface quality of coils (Kashima).

結果を示す。Fig.22の縦軸は、メッキ鋼板コイルにおいて 表面品質不適合と判定された部位の内、スラブ欠陥起因と される表面疵が主要因であった部位の重量比率を指数化し て表したものである。Fig.22から、旋回流ノズルの適用に よって、表面品質不適合鋼板の発生重量比率が約1/5に低 減したことがわかる。

同様にFig.23には、鹿島製鉄所において鋳造したスラブ から熱延・冷延・亜鉛メッキ工程を経て得られたメッキ鋼 板コイルの表面品質を、鋼板の要求品質レベルおよび鋳造 に用いた浸漬ノズル別に比較した結果を示す。Fig.23の縦 軸は、メッキ鋼板コイル表面におけるスラブ欠陥起因とさ れる表面疵の個数を指数化して表したものである。Fig.23 から、旋回流ノズルの適用によって、鋼板の要求品質レベ ルによらず表面疵が約1/2に減少したことがわかる。

(3) 品質改善効果まとめ

上述の鋳片ならびに鋼板コイルの品質改善に関する効果 は、旋回流ノズルが有する鋳型内流動安定化作用の有効性 を実証するものであり、その品質改善効果は、電磁気力を 利用した鋳型内流動制御の効果²²⁻²⁴に匹敵するものであっ た。

4・2・3 浸漬ノズル吐出孔の閉塞

Fig.24は、和歌山製鉄所において約450 tonの溶鋼を鋳造 した後の旋回流ノズルの吐出孔面積を、同一条件で鋳造し た後の通常浸漬ノズルの吐出孔面積と比較したものであ る。またFig.25 には同鋳造後の旋回流ノズルおよび通常浸 漬ノズルの吐出孔内面写真の典型例を比較して示す。



Fig. 24. Effect of swirling flow on prevention of outlet port clogging.

Fig.25は使用前には同じ吐出孔出口形状であったものを比較している。Fig.24およびFig.25から明らかなように,通常浸漬ノズルに比べて旋回流ノズルでは吐出孔の閉塞が軽微にとどまったことがわかる。これはFig.8およびFig.9に比較して示したように,旋回流ノズルでは,吐出孔における流れが均一かつ安定しており,非金属介在物付着の起点となる流れの淀みが生じにくいことに起因すると考えられる。

吐出孔の閉塞が小さいことは,鋳造の進行に伴う吐出流 の変化が小さいことを意味する。この効果もまた,スラブ や鋼板コイルの表面品質を良好に保つことに寄与している と考えられる。

5. 結言

本報では、スラブ連続鋳造用の旋回流ノズルを設計し、 実機大の水モデル実験および実機における鋳造試験に供し て、その効果を評価した。前報¹¹⁻¹³に述べた検討結果に基 づいて設計した旋回流ノズルは、実機大の水モデル実験の 結果、設計方針通り均一かつ安定した吐出流と、安定した 鋳型内流動を形成することが確認された。旋回流ノズルを 和歌山製鉄所および鹿島製鉄所において、最も表面品質が 厳格な材質のひとつである亜鉛メッキ鋼板用極低炭素鋼ス ラブの連続鋳造に適用した結果、鋳型内流動の安定化や、 鋳片ならびに鋼板コイルの表面品質向上に対する効果を確 認できた。その効果は、電磁気力を利用した鋳型内流動制 御に匹敵するものであった。

捻り板状旋回羽根を内装した浸漬ノズルを世界で初めて 開発した本研究は,浸漬ノズル内における旋回流の付与が 鋳型内流動制御手法として有効であることを実証し,鋳型 内流動の安定化ならびにその源流対策である浸漬ノズル内 流動制御の重要性を示して,その目標を達成することがで きた。

旋回流を付与するために本研究で採用した捻り板状旋回 羽根を浸漬ノズル本体内に設置する方式は,浸漬ノズルを 通常のものと交換するだけで容易に実機での試験が可能で ある点で,本研究の目標達成には最適な方法であった。一 方,本方式は前報¹¹⁾で述べたように,位置エネルギーの利 用効率が約20%と低く,許容されるヘッド消費の制約内 で得られる旋回流の強さに限界がある。さらに,通常の浸 漬ノズルに比べると非金属介在物による閉塞が生じやすい という問題があり,鋼の連続鋳造プロセスにおいて実用的 に適用する対象はロットサイズが小さく鋳造時間が短い鋼 種に限られる。

今後,高い効率で浸漬ノズル内下降流に旋回を付与し, 非金属介在物による閉塞にも強い,新たな方式の旋回流付 与型浸漬ノズルを開発することによって,上記の問題を解 消し,本研究によって実証された効果を幅広く享受するこ とが可能である。

文 献

- S.Yokoya, S.Takagi, Y.Tsukaguchi, M.Iguchi, S.Hara and K.Marukawa: CAMP-ISIJ, 15 (2002), 160.
- S.Furuhashi, M.Kawamoto, T.Kato, S.Hiraki and Y.Tsukaguchi: CAMP-ISLJ, 15 (2002), 161.
- H.Hayashi, Y.Tsukaguchi, K.Iwata, K.Nonobe and S.Yokoya: CAMP-ISIJ, 15 (2002), 162.
- 4) S.Otani, S.Yokoya, S.Takagi, Y.Tsukaguchi, S.Hara and K.Marukawa: CAMP-ISIJ, 15 (2002), 163.
- T.Harada, Y.Tsukaguchi, S.Yokoya, S.Takagi, S.Hara and K.Marukawa: *CAMP-ISIJ*, 15 (2002), 164.
- Y.Tsukaguchi, K.Nonobe, S.Yokoya, S.Takagi, S.Hara and K.Maruayama: CAMP-ISIJ, 15 (2002), 165.
- Y.Tsukaguchi, T.Watanabe, S.Yokoya, S.Hara, K.Marukawa and K.Nonobe: *CAMP-ISIJ*, 15 (2002), 839.
- 8) S.Kosaka, M.Yoshiwara, H.Hayashi, K.Iwata, Y.Tsukaguchi and S.Yokoya: CAMP-ISIJ, 16 (2003), 949.
- 9) Y.Tsukaguchi, M.Kawamoto and S.Furuhashi: ISIJ Int., 44 (2004), 350.
- Y.Tsukaguchi, H.Hayashi, S.Yokoya, T.Tanaka and S.Hara: *Tetsu-to-Hagané*, 93 (2007), 575.
- Y.Tsukaguchi, O.Nakamura, P.Jönsson, S.Yokoya, T.Tanaka and S.Hara: *ISIJ Int.*, 47 (2007), 1436.
- Y.Tsukaguchi, S.Nakamura, S.Yokoya and S.Takagi: *Tetsu-to-Hagané*, 91 (2005), 245.
- Y.Tsukaguchi, S.Nakamura, S.Yokoya and S.Takagi: *Tetsu-to-Hagané*, 91 (2005), 581.
- 14) 清瀬明人,後藤裕規,宮沢憲一,福田 淳,大谷康彦,中島 潤二:学振凝固プロセス研究会提出資料,19委-11548,凝固 プロセス-38,(1995).
- W.Yamada, A.Kiyose, J.Nakashima, J.Fukuda, K.Okazawa and K.Miyazawa: *CAMP-ISIJ*, **12** (1999), 682.
- 16) T.Toh, T.Inomoto, Y.Konno, H.Kondo, H.Yamamura, M.Wakoh, E.Takeuchi and A.Itoh: *CAMP-ISIJ*, 14 (2001), 13.
- H.Bai and B.G.Thomas: Material Processing in the Computer Age III, (2000), 86.
- A.Ramos-Banderas, R.D.Morales, R.Sanchez-Perez, L.Garcia-Demedices and G.Solorio-Diaz: *Int. J. Multiph. Flow*, **31** (2005), 643.
- 19) J.Yoshida, M.Morishita and T.Mimura: CAMP-ISIJ, 21 (2008), 87.
- K.U.Koehler, P.Andrzejewski, E.Julius and H.Haubrich: Proc. of 78th ISS Steelmaking Conf., (1995), 397.
- T.Tokonami, Y.Onoe, K.Matsuo, H.Tai, M.Morishita, H.Yasunaka and K.Ayata: *CAMP-ISLI*, 9 (1996), 606.
- M.Morishita, H.Mori, R.Suzuki, K.Miyake, T.Nakaoka and Y.Hosokawa: CAMP-ISIJ, 14 (2001), 6.
- 23) A.Idogawa, Y.Kitano and H.Tozawa: Kawasaki Steel Giho, 28 (1996), 1, 46-51.
- 24) J.Kubota, N.Kubota, M.Suzuki, T.Ishii, R.Nishimachi and N.Aramaki: *Tetsu-to-Hagané*, 86 (2000), 271.