

丸ビレット連続铸造用旋回流浸漬ノズル

塚口 友一^{*,*2}・林 浩史^{*3}・横谷 真一郎^{*4,*5}・田中 敏宏^{*6}・原 茂太^{*7}

Swirling Flow Submerged Entry Nozzle for Round Billet Casting

Yuichi TSUKAGUCHI, Hiroshi HAYASHI, Shinichiro YOKOYA, Toshihiro TANAKA and Shigeta HARA

Synopsis : We have proposed a technology of swirling flow formation in submerged entry nozzles as a fundamental and effective measure for controlling flow pattern in continuous casting molds. A joint study started in 1997 between Nippon Institute of Technology, Osaka University, Kyushu Refractories and Sumitomo Metal Industries to develop swirling flow submerged entry nozzles with a swirling blade for steel casting.

As a first step, we have developed a swirling flow submerged entry nozzle for round billet casting in Wakayama works.

Generally, single port submerged entry nozzles are applied for round billet casting with small section molds. Outlet flow from the single port intrudes deeply in strands, which causes lack of equiaxed crystals at the center part of billets and low temperature of molten steel surface in the mold. Low temperature of molten steel surface in the mold induces solidified deckle and retard melting of mold fluxes. As a countermeasure of these problems, M-EMS (Electromagnetic stirring in mold) is widely applied for round billet casters.

The basic effect of the swirling flow in the single port submerged entry nozzle for the round billet casting was evaluated by a wood metal experiment, then we applied the swirling flow submerged entry nozzle for the round billet casting. As a result of steel casting in Wakayama, we confirmed same phenomena as the wood metal experiment as follows;

- (1) The surface temperature of molten steel in the mold rose in the case that the swirling flow in the nozzle and the M-EMS were combined in the opposite direction of rotations by appropriate balance of intensity.
- (2) The surface temperature of molten steel in the mold also rose in the case without the M-EMS.
- (3) The surface temperature of molten steel in the mold was thought to rise as a result of the upward flow formation along the mold wall.

Key words: continuous casting; submerged entry nozzle; swirling flow; swirl blade; round billet casting.

1. 緒言

高品質・高生産性を追求する連続铸造において、鑄型内流動を適正に保つことは非常に重要である¹⁻³⁾。

鑄型内流動制御技術としては、電磁気力を利用した電磁ブレーキや電磁攪拌が広く適用されている⁴⁻⁷⁾。

それらの電磁気力利用技術が主に浸漬ノズル吐出孔を出た後の溶鋼を制御しようとするのに対し、著者らは、浸漬ノズル吐出孔以前の源流に遡った鑄型内流動制御技術の効果⁸⁻¹⁰⁾に着眼し、1997年に鋼の連続铸造への適用を目的とした研究を始めた。

旋回羽根を内装した旋回流付与浸漬ノズル（以下、旋回流ノズル）を実機に適用するに当たって、最初のステップとして、鑄造実験が容易な丸ビレット連続铸造への適用を試みた。

鑄型面積の小さい丸ビレット連続铸造には、一般に単孔

型の浸漬ノズルが用いられる。単孔型の浸漬ノズルを用いると、吐出流がストランド内に深く浸入するとともに鑄型内溶鋼表面温度が低下しがちである。その結果、鑄片中心部および表層部の品質悪化や、モールドパウダーの滓化不良といった問題が生じる。これらの問題を防止するべく、一般には、鑄型内電磁攪拌が適用されている。

ビレットあるいは小断面ブルームの連続铸造に適用される鑄型内電磁攪拌は、鑄片中心部の等軸晶率の向上やポロシティの縮小、あるいは鑄片表層部の気泡性欠陥やモールドパウダー巻込欠陥の減少に効果を発揮することが確認されている¹¹⁻¹⁹⁾。

丸ビレット連続铸造に用いる旋回流ノズル開発にあたっては、単孔型浸漬ノズルが有する問題点を、電磁攪拌を適用せずに解消することを目標とした。

単孔型旋回流ノズルを用いた実機鑄造に先立って、ウッドメタル実験によりその特性および鑄型内電磁攪拌と組み

平成19年4月3日受付 平成19年5月24日受理 (Received on Apr. 3, 2007; Accepted on May 24, 2007)

* 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 314-0255)

* 2 大阪大学大学院工学研究科大学院生 (Graduate Student, Graduate School of Engineering, Osaka University)

* 3 住金鋼鉄和歌山(株) (Sumikin Iron & Steel Corp.)

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

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

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

* 7 大阪大学大学院工学研究科 (現:大阪大学大学院工学研究科名誉教授および福井工業大学) (Graduate School of Engineering, Osaka University, now Emeritus Professor in Graduate School of Engineering, Osaka University and Department of Mechanical Engineering, Fukui University of Technology)

合わせた時の鋳型内流動に関して調査した²⁰⁾。その結果、(1)浸漬ノズル内のスワール数が0.3以上である場合に、旋回流ノズルの効果として鋳型壁に沿う上昇流が形成されること、(2)鋳型内電磁攪拌と組み合わせる場合には、浸漬ノズル内旋回流の回転方向とは逆向きの電磁攪拌を適切な強度で付加した場合にのみ鋳型壁に沿う上昇流が形成されること、の2点が明らかとなった。本報告では、実機丸ビレット連続鋳造に単孔型の旋回流ノズルを適用し、鋳型内溶鋼表面温度を測定することにより、鋳型壁に沿う上昇流の形成条件を明らかとし、その条件を上記ウッドメタル実験結果と対比した。また、浸漬ノズル内における旋回流の付与が、ビレットのマクロ組織や鋳型内溶鋼表面形状に及ぼす影響についても調査した。

2. 丸ビレット連続鋳造用旋回流ノズルの仕様

2.1 旋回羽根

2.1.1 水モデル実験

前報²⁰⁾におけるウッドメタル実験の結果、単孔型浸漬ノズルに旋回流を付与する場合には、浸漬ノズル内のスワール数²¹⁾が0.3以上であると、遠心力によって吐出流が横方向へ広がり、それに伴って鋳型壁に沿った上昇流が形成されることが示唆された。その結果を受け、浸漬ノズル内において0.3以上のスワール数が得られるネジリ板式旋回羽根内装型浸漬ノズルの仕様を検討した。

旋回羽根の形状を模式的にFig. 1に示した。旋回羽根のネジリ角 $\theta=180^\circ$ 、旋回羽根の厚みは10mmである。

旋回羽根仕様の検討に当たって、まずネジリ板式旋回羽根によって形成される旋回流の形態を水モデル実験によって確認した。

水モデル実験装置の概要をFig. 2に示した。実験条件は、旋回羽根外径およびノズル内径 $D=80\text{ mm}$ 、旋回羽根の長さ $L=120\text{ mm}$ 、旋回羽根出口から流速測定高さまでの距離 $Z=160\text{ mm}$ 、流速測定高さにおいて流速を測定した点の角度 $\gamma=0, -45, -90, -135^\circ$ とした。また、流速測定にはレーザードップラー流速計を用いた。ノズル内流量 Q は、622 L/minとした。

軸方向および周方向の流速測定結果をFig. 3に示した。Fig. 3は、 $\gamma=0, -45, -90, -135^\circ$ における各3回の測定値をプロットしている。

旋回羽根を通過した流れは、Fig. 4に示したような2重ラセン流となる。Fig. 3において最も流速が大きい場所に2重ラセン流の主流があると判断し、その位置から2重ラセン流の回転角度を求めようと試みた。

Fig. 3において、半径の1/2すなわち $R=20$ および -20 mm の測定値を代表値として、角度 γ と軸方向および旋回周方向の流速をベクトル合成した総流速との関係をFig. 5に示した。Fig. 5中に示した2次の近似曲線から、総流速

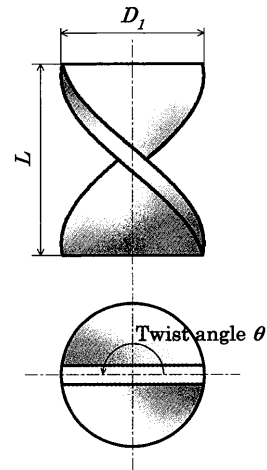


Fig. 1. Dimension of swirling blade.

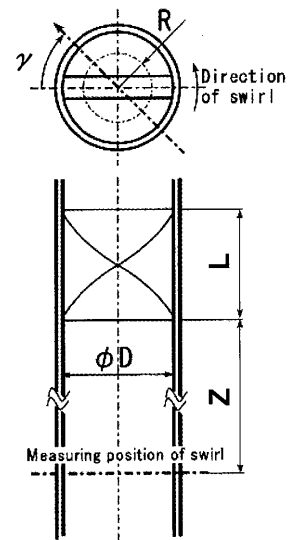


Fig. 2. Water model apparatus.

のピークは $R=20\text{ mm}$ に対して $\gamma=-89^\circ$ および $R=-20\text{ mm}$ に対して $\gamma=-81^\circ$ となり、平均すると $\gamma=-85^\circ$ において得られた。すなわち、流速を測定した $Z=160\text{ mm}$ の高さにおいては、 $\gamma=-85^\circ$ 方向に2重ラセン流の一方の主流があると言える。角度 γ は、Fig. 2上に示したように、 180° 捻った旋回羽根上下端の一方の方向を起点(0°)としている。旋回羽根下端の出口において2重ラセン流の主流が、旋回羽根によって2分された各出口の中央部すなわち $\gamma=90^\circ$ および $\gamma=-90^\circ$ の方向にあると仮定すると、 $Z=160\text{ mm}$ 流下する間に、 $\gamma=90^\circ$ 方向にあった一方のラセン流が 185° 旋回し -85° 方向に達したと考えられる。2重ラセン流が 180° 旋回するのに要する下降距離を Z_r とすると、Fig. 2の実験条件においては、 $Z_r \approx 156\text{ mm}$ と言える。

2.1.2 理想状態における旋回流

一方で、旋回流が旋回羽根のネジリ比通りに形成され減衰しない理想状態を仮定した場合の、旋回流が 180° 旋回するのに要する下降距離 Z_l を、以下のように見積もった。

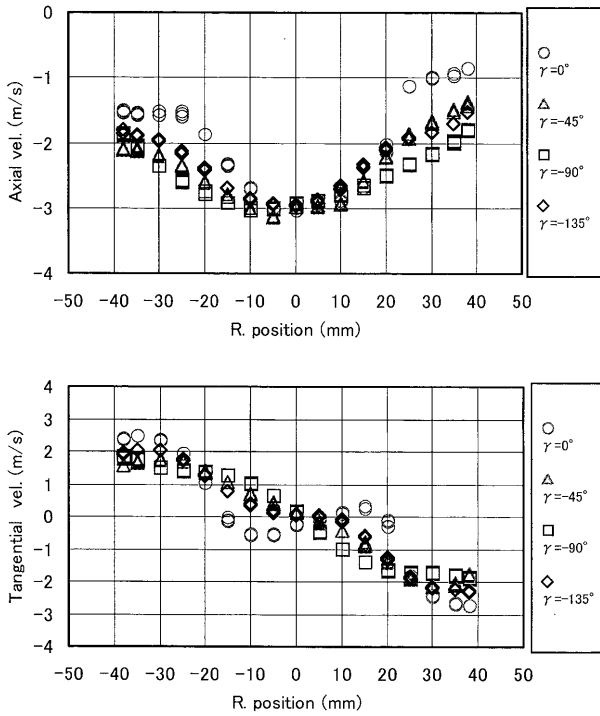


Fig. 3. Axial and tangential flow velocity with radial position for various γ .

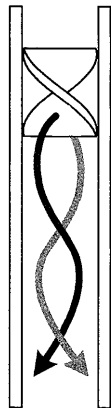


Fig. 4. Double spiral swirling flow.

まず、浸漬ノズル形状および各部位での流速を Fig. 6 のように規定した。Fig. 6において、 Q は流量、 D_1 および S_1 は旋回羽根内装部の内径および流路断面積、 D_2 および S_2 は内径絞り後の内径および流路断面積、 V_1 および V_2 は各断面での平均下降流速、 W_1 および W_2 は各段面での旋回外周速度を示す。

Fig. 6に示した形状を有する旋回流ノズルにおいて、旋回羽根外周（ノズル内壁）に沿って形成される流速の幾何学的関係を単純化して、Fig. 7のように表した。Fig. 7は、旋回羽根内における平均下降流速 V_1 と旋回外周速度 W_1 との比が、 180° 捻りに要する羽根長さ $2L$ と 180° 捻った羽根の外周長さ $\pi \cdot D_1$ との比に等しいことを意味する。これを(1)式に表した。

$$\frac{W_1}{V_1} = \frac{D_1 \cdot \theta}{2L} \dots\dots\dots(1)$$

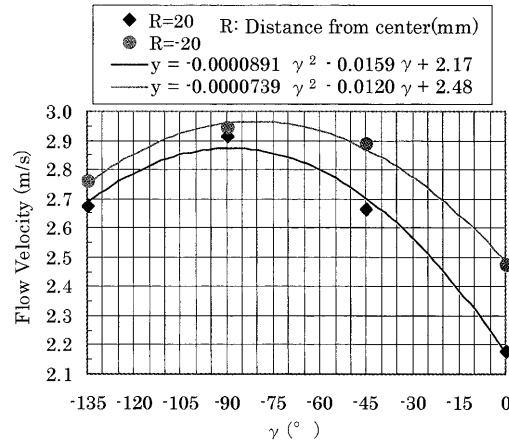


Fig. 5. Flow velocity at $R=20$ and -20 in nozzle.

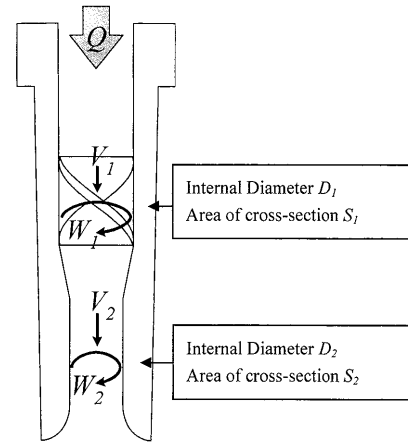


Fig. 6. Dimension of swirling flow SEN.

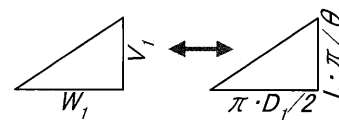


Fig. 7. Geometric relationship in velocity formed along circumferential part of swirling blade.

また、角運動量保存の法則から、

$$W_1 \cdot D_1 = W_2 \cdot D_2 \dots\dots\dots(2)$$

ここで、旋回羽根のネジリ比 R_T を(3)式のように定義する。 θ はFig. 1に示したネジリ角である。

$$R_T = \frac{\pi \cdot L}{\theta \cdot D_1} \dots\dots\dots(3)$$

(3)式および(1)式から、

$$R_T = \frac{\pi \cdot V_1}{2W_1} \dots\dots\dots(4)$$

同様に、旋回羽根よりも下流側の領域において、形成されている旋回流に倣った厚み0の仮想旋回羽根のネジリ比

R_{T2} を(5)式のように定義する。

$$R_{T2} = \frac{\pi \cdot V_2}{2W_2} \dots\dots\dots(5)$$

(5)式で定義した R_{T2} を用いて、 Z_I は(6)式のように表される。

$$Z_I = R_{T2} \cdot D_2 \dots\dots\dots(6)$$

また、非圧縮性流体として、 V_2 は(7)式のように表される。

$$V_2 = \frac{Q}{S_2} = \frac{4S_1 \cdot V_1}{\pi \cdot D_2^2} \dots\dots\dots(7)$$

(6)式に(5)式を代入し、さらに(7)式を代入した後、(2)式、(4)式を用いて変形すると、(8)式が得られる。

$$Z_I = \frac{4S_1 \cdot R_T}{\pi \cdot D_1} \dots\dots\dots(8)$$

(8)式および(3)式を用いると、旋回流が旋回羽根の外周形状から求めたネジリ比通りに形成され減衰しない理想状態における、旋回流が180°旋回するのに要する下降距離 Z_I を、旋回流ノズルの形状から求めることができる。

2・1・3 水モデル実験結果との対比

(8)式および(3)式を用いて、Fig. 2に概要図を示した前述の水モデル実験条件における Z_I を求めると、(9)式のように101 mmとなる。

$$Z_I = \frac{4S_1 \cdot L}{\theta \cdot D_1^2} = \frac{4 \cdot 4229 \cdot 120}{\pi \cdot 80^2} \approx 101 \dots\dots\dots(9)$$

ここで、旋回周速度が旋回羽根外周部の形状に倣って形成される理想状態を基準にした旋回流形成効率 α を(10)式のように定義した。

$$\alpha = \frac{Z_I}{Z_R} \dots\dots\dots(10)$$

(10)式および、既に求められた $Z_I=101$ mm、 $Z_R=156$ mmから、本水モデル実験条件における旋回流形成効率 $\alpha=0.65$ であった。

2・1・4 必要スワール数を得る旋回流ノズル仕様

浸漬ノズル内の旋回流を下降流速が一樣で周速が半径に比例する強制渦であると単純化し、旋回周速度が旋回羽根外周部の形状に倣って形成される理想状態を仮定すると、(2)式および(4)式を用いて旋回外周速度 W_2 が(11)式のように求められる。

$$W_2 = \frac{\pi \cdot Q \cdot D_1}{2S_1 \cdot R_T \cdot D_2} \dots\dots\dots(11)$$

スワール数は、下降流速と旋回周速度それぞれの平均値

V_{mean} および W_{mean} を用いて(12)式のように表される²¹⁾。

$$S_w = \frac{2W_{mean}}{3V_{mean}} \dots\dots\dots(12)$$

浸漬ノズル内の旋回流を下降流速が一樣で周速が半径に比例する強制渦であると単純化すると、旋回周速度の平均値は、旋回外周速度の2/3となる。また、理想状態の旋回外周速度 W_2 に対し、実際に得られる旋回流の外周速度は αW_2 で与えられる。

これらの事柄と(3)式、(11)式、(12)式を用いて、Fig. 6に示す浸漬ノズルの下部(断面積 S_2)におけるスワール数は、(13)式のように与えられる。

$$S_w = \frac{4\alpha W_2}{9W_2} = \frac{\alpha \cdot \pi \cdot \theta \cdot D_1^2 \cdot D_2}{18S_1 \cdot L} \dots\dots\dots(13)$$

(13)式を用いて算出されるスワール数を指針のひとつに用いて丸ビレット実機鑄造用に設計した旋回流ノズル仕様をFig. 8に示した。

Fig. 8の仕様において、前述の水モデル実験と同じ旋回流形成効率 α を仮定し、さらに得られる旋回流を下降流速が一樣で周速が半径に比例する強制渦であると単純化した上で、(13)式を用いてスワール数を算出すると、 $S_w=0.35$ である。これはスワール数の目標値である0.3以上を満たす。実機鑄造仕様においてより大きなスワール数(例えば1.0)に設計しなかったのは、初めての溶鋼実験に際し溶鋼通路断面積を大きく確保することにより閉塞トラブルを避けようとした意図による。

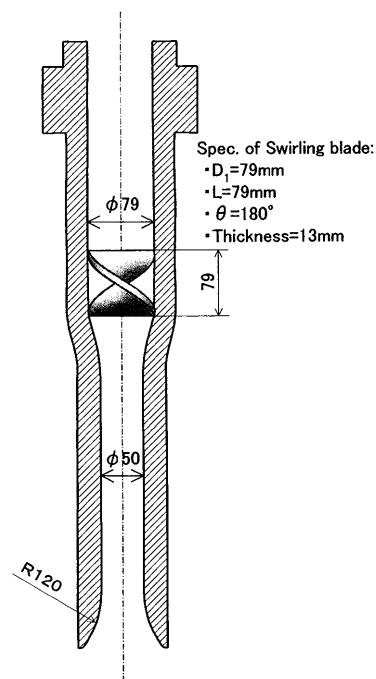


Fig. 8. Schematic view of swirling flow submerged entry nozzle for round billet casting.

2・2 吐出孔

浸漬ノズル内の旋回流には遠心力が作用しているため、単孔の吐出孔を出口に向かって徐々に拡管することが、吐出孔近傍における渦や淀みの発生を防止し介在物の付着を抑制する観点から求められる。この拡管形状は、遠心力により広がろうとする吐出流が剥離しない程度に設計する必要がある。

そこで、吐出孔において流れが浸漬ノズル内壁から剥離しない拡管形状を3次元数値計算により求めようと試みた。計算には汎用流動解析ソフトウェアFLUENT 4²²)を使用した。離散化スキームはQUICK schemeとし、乱流モデルには $k-\epsilon$ modelを採用した。境界条件として、浸漬ノズル下端出口から350 mm上方において下降流速が一様で周速が半径に比例するスワール数0.3の旋回流を与え、鑄型内溶鋼表面から1500 mm下方においては旋回のない一様流れとし、鑄型内溶鋼表面においてはslip流れ、それ以外の壁面においては壁関数を使用した。解析は、Fig. 8と同じ内径50 mm、外径105 mmの浸漬ノズルにおいて、吐出孔拡管形状をR60およびR120の2条件に変更したものを対象とし、スループットは、平均下降流速が0.6 m/sとなるよう与え、鑄型断面サイズは直径225 mmの条件において計算した。なお、上記吐出孔の拡管形状は、その縦断面においてFig. 8のように、円弧状の曲線の接線方向がノズル内壁の直線と平行になる点において滑らかにノズル内壁の直線に繋げる形状とした。両者の計算結果を、鑄型中心を通る縦断面における流線図としてFig. 9に示した。

Fig. 9より、吐出孔の拡管形状がR60の場合には、吐出孔内壁から流れが剥離することが明らかとなった。その結果、拡管形状がR120の場合に比較して、鑄型壁に沿って上昇する流れが十分に形成されず、溶鋼表面が停滞している。Fig. 9の結果から、丸ビレット実機铸造用旋回流ノズルにおいては、Fig. 8のように吐出孔拡管形状をR120とした。

浸漬ノズル内の旋回流を利用して鑄型内流動に変化を与えるという観点からは、吐出孔内壁から流れが剥離しない限りにおいて、吐出孔拡管形状を規定する曲率半径は小さいほど良い。ゆえに、R120よりも大きな曲率半径を与える検討は行わなかった。

3. 実験条件

上述の検討を経て、Fig. 8のように仕様を確定した旋回流ノズルを丸ビレット実機铸造に供した。鑄造条件をTable 1に示した。

電磁攪拌は、鑄型下部に設置され、水平面内の回転流を得る仕様である。

鑄造は、炭素濃度0.2~1.0 mass%の普通鋼を対象に行った。

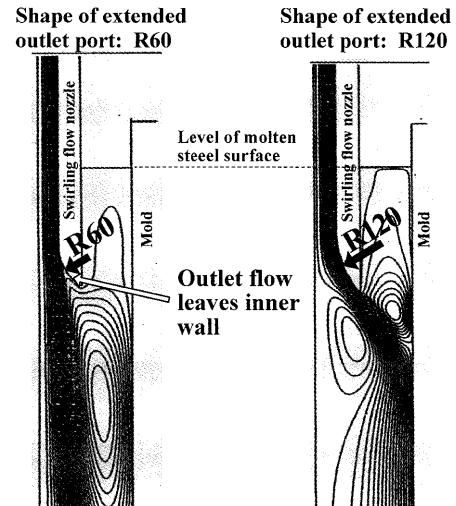


Fig. 9. Effect of outlet port shape on flow pattern in SEN and mold.

Table 1. Casting condition of round billet.

Mold size	$\phi 225$	$\phi 310$
Casting speed	- 2.0m/min	- 1.2m/min
Through put	0.2 - 0.7 t/min·strand	
M-EMS	With / Without	
Conventional SEN*	Internal diameter: $\phi 50$ Outlet port: Single(straight)	
Swirling Flow SEN* (Fig. 8)	Internal diameter: $\phi 80-\phi 50$ Outlet port: Single(extended) Swirling Blade : $D_1=L=79, \theta=180^\circ$	

*Submerged entry nozzle

4. 実験結果と考察

4・1 デンドライト傾角

鑄型内を電磁攪拌しつつ、浸漬ノズルを除いて同一条件で鑄造した丸ビレット横断面のデンドライト1次アーム傾角を測定し、旋回流ノズル内旋回方向へのデンドライト1次アーム傾角の変化を調査した。結果をFig.10に示した。Fig.10においてスループット0.60 t/minは内径50 mmの浸漬ノズル内下降流速約0.65 m/sに相当する。

Fig.10から、少なくとも0.5 t/min程度のスループットがあれば、デンドライト傾角すなわち鑄型内からストランド内にかけての流動に影響を与える強度の旋回流が形成されることがわかった。このことから、スラブ連続鑄造に比べて浸漬ノズルあたりのスループットが小さい丸ビレット連続鑄造においても、旋回羽根内装型の旋回流ノズルが一定の効果を発揮し得ることが示唆された。

4・2 鑄型内溶鋼表面温度

鑄型内電磁攪拌との組合せ条件を変更しつつ、旋回流ノズルを用いて丸ビレットを連続鑄造し、鑄型内表面近傍の温度を測定した。測定には外径3 mmの石英ガラスチュー

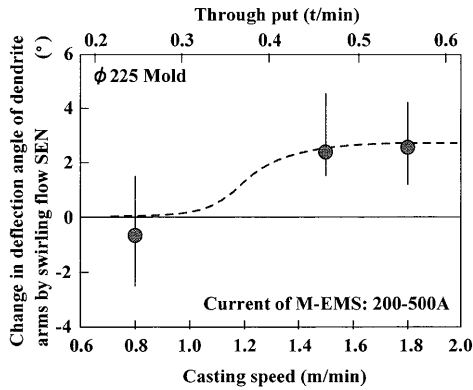


Fig. 10. Effect of swirling flow SEN on dendrite arm angle.

ブ内に設置したPR熱電対を用いた。3つの鑄造条件における結果を鑄型内溶鋼表面からの深さに対して整理し、従来ノズルと対比してFig. 11(a)~(c)に示した。これらの図において、Inverse rotationとは鑄型内電磁攪拌と逆回転方向の旋回流を浸漬ノズル内に付与した場合を示し、Regular rotationとは鑄型内電磁攪拌と同じ回転方向の旋回流を浸漬ノズル内に付与した場合を示す。

Fig.11(a)においては、電流値200Aの鑄型内電磁攪拌と逆回転方向の旋回流ノズルを組合せた結果、従来ノズル適用時に比べ約10°C鑄型内溶鋼表面近傍の温度が上昇した。

Fig.11(b)においては、電流値200Aの鑄型内電磁攪拌と同回転方向の旋回流ノズルを組合せた結果、従来ノズル適用時と鑄型内溶鋼表面近傍の温度は同等であった。また、電流値500AとFig.11に比べて強い鑄型内電磁攪拌と逆回転方向の旋回流ノズルを組合せても、従来ノズルに対する鑄型内溶鋼表面近傍温度の差異はほとんど認められなかった。

Fig.11(c)においては、電磁攪拌無しおよび電流値200Aの鑄型内電磁攪拌と逆回転方向の旋回流ノズルを組合せた条件いずれにおいても、従来ノズル適用時に比べ約10°C鑄型内溶鋼表面近傍の温度が上昇した。それに対し、電流値400Aと電磁攪拌を強めた場合には、逆回転方向の旋回流ノズルを組合せた条件においても、従来ノズル適用時に対する鑄型内溶鋼表面近傍温度の差異はほとんど見られなかった。

Fig.11(a)~(c)の測定値をまとめてFig.12に整理した。Fig.12は、鑄型内溶鋼表面から深さ10~80mmにおける、旋回流ノズル適用による温度上昇代を、鑄型内電磁攪拌との組合せ条件および鑄型サイズ毎に平均値として示した。

Fig.12から明らかなように、旋回流ノズルは、鑄型内電磁攪拌無し、あるいは電磁攪拌と逆回転方向の旋回を付与した場合にのみ、鑄型内溶鋼表面温度が上昇し得る。ただし、電磁攪拌と逆回転方向の旋回を付与した場合にも、電磁攪拌強度が増大すると、その鑄型内溶鋼表面温度上昇作用は失われる。この結果は、ウッドメタル実験結果²⁰⁾と良

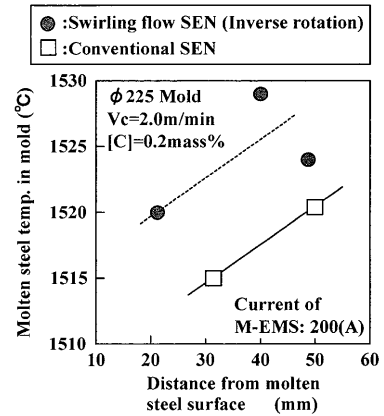


Fig. 11(a). Effect of swirling flow SEN on molten steel temp. in mold.

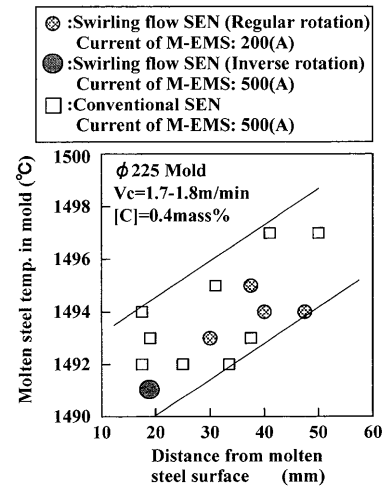


Fig. 11(b). Effect of swirling flow SEN on molten steel temp. in mold.

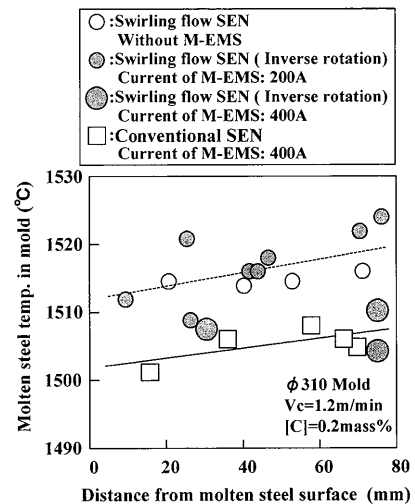


Fig. 11(c). Effect of swirling flow SEN on molten steel temp. in mold.

く符合した。

上記の結果は、ウッドメタル実験結果を基に考察したように、以下の現象によると考えられる。すなわち、同回転方向条件および逆回転方向において鑄型内電磁攪拌が強い

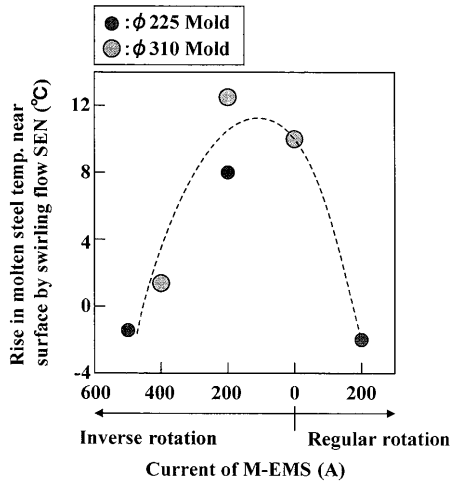


Fig. 12. Effect of swirling flow SEN on molten steel temp. in mold as combination with M-EMS.

条件下では、浸漬ノズルからの吐出流は直ちに鑄型内流動と同化し浸漬ノズル内旋回流の鑄型内流動への影響はほとんど現れない。それに対し、逆回転方向条件において鑄型内電磁攪拌が弱まると、鑄型上部は浸漬ノズルから吐出した旋回流が形成する流動、鑄型下部は電磁攪拌が形成する流動の2層に分かれ、旋回流ノズルからの吐出流が遠心力により広がり、鑄型壁近傍で反転して溶鋼表面へ向かう上昇流が形成される。あるいは、電磁攪拌が無い条件下でも同様の鑄型壁に沿った上昇流が形成され、鑄型内溶鋼表面温度が上昇すると考えられる。

上述のように、単孔型の旋回流ノズルは、鑄型内電磁攪拌が無い条件下であっても鑄型内に上昇流を形成でき、従来の単孔型浸漬ノズルが有する問題点を解消し得ることが、実機丸ビレット鑄造において明らかとなった。

4.3 ビレットマクロ凝固組織

旋回流ノズルを用いて炭素濃度1.0mass%の丸ビレットを連続鑄造し、得られたビレット中心部の等軸晶および分岐柱状晶のビレット天地方向の厚みを測定し、ビレット直径に対する比率を求めた。旋回流は鑄型内電磁攪拌に対して逆回転方向とし、鑄型内には電流値500Aの電磁攪拌を印可した。結果をFig.13に示した。Fig.13には参考データとして通常の2孔型浸漬ノズルを用い鑄型内電磁攪拌を印可したブルーム連続鑄造の結果を並べて示した。

Fig.13は、鑄型内電磁攪拌の作用を減じる可能性がある逆回転方向の旋回流ノズルを適用した結果であるが、等軸晶および分岐柱状晶ともに従来ノズル適用時に比べて増大し、参考データであるブルーム連続鑄造の値に近付くことがわかった。またFig.13は、従来ノズル適用時に比べて鑄型内溶鋼表面温度の上昇が見込めない鑄型内電磁攪拌と旋回流ノズルとの組合せ条件での結果であるが、そのような条件下においても浸漬ノズル内旋回流の作用により吐出流の下降流速は低下したと考えられる。

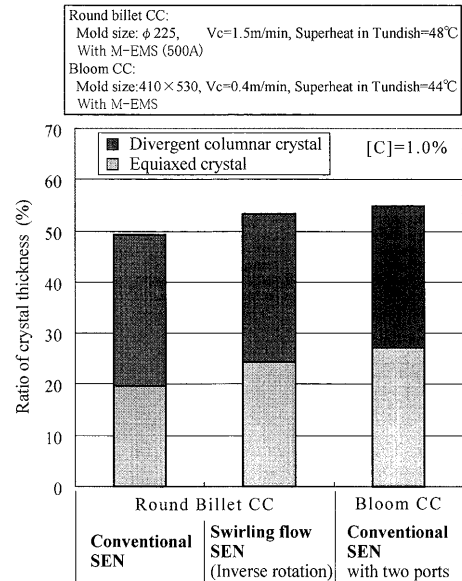


Fig. 13. Effect of swirling flow SEN on equiaxed crystal ratio of billet.

4.4 鑄型内容鋼表面形状

丸ビレット連続鑄造において鑄型内電磁攪拌を適用すると、鑄型内溶鋼表面がスリ鉢状に変形しモールドフラックス溶融層厚が鑄型壁近傍において不足する問題が生じる。対策として、丸ビレット連続鑄造には高粘度モールドフラックスが適用されているが²³⁾、粘度の制約はモールドフラックス開発の障壁ともなっていた。

そこで、逆回転方向の旋回流ノズルを適用し、鑄型内のモールドフラックス溶融層厚の分布を測定した。測定は浸漬ノズル近傍(ノズル外壁から10mm)、鑄型壁近傍(鑄型壁から10mm)、および両者の中間点において、アルミニウムで被覆した高炭素鋼線を用いて行い、アルミニウム被覆が溶融し高炭素鋼線が溶け残った部位の長さを測定値とした。測定は、鑄型サイズφ225において外径φ105の浸漬ノズルを用いて行った。測定結果をFig.14に示した。

Fig.14は、逆回転方向の旋回流ノズルを適用しても鑄型内溶鋼表面温度の上昇が見られない鑄型内電磁攪拌強度(電流値500A)条件下での測定結果ではあるが、モールドフラックス溶融層厚の分布には差異が見られた。すなわち、逆回転方向の旋回流ノズルを適用することにより、鑄型内のモールドフラックス溶融層厚は均等化することがわかった。これは、鑄型内電磁攪拌と逆方向の旋回流が、溶鋼表面のスリ鉢形状を緩和した結果と考えられる。この結果から、逆回転方向の旋回流ノズルを用いることにより、鑄型内電磁攪拌を適用する丸ビレット連続鑄造において、粘度の制約を設けずにモールドフラックスを適用できる可能性が確認された。

鑄型内溶鋼温度上昇が見られない鑄型内電磁攪拌強度条件下においても溶鋼表面のスリ鉢形状が緩和されるのは、以下の理由によると考えられる。溶鋼表面スリ鉢形状は、

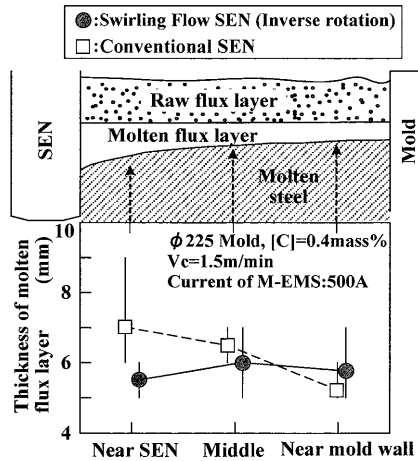


Fig. 14. Effect of swirling flow SEN on profile of molten flux thickness.

単に鋳型内の回転流速が低下すれば緩和される。それに対し鋳型内溶鋼温度上昇には、旋回流ノズルからの吐出流が遠心力によって広がり、鋳型壁近傍で反転して溶鋼表面へ向かう上昇流が形成される必要がある。このような上昇流が形成される鋳型内電磁攪拌強度と浸漬ノズル内旋回強さとの組み合わせ条件範囲が限られているのに対し、鋳型内回転流速は単に電磁攪拌と逆方向の旋回流を浸漬ノズル内に形成すれば低下するので、鋳型内溶鋼温度上昇が見られない鋳型内電磁攪拌強度条件下においても、溶鋼表面のスリ鉢形状は緩和され得る。

5. 結言

丸ビレット連続鋳造用にネジリ板式旋回羽根を内装した単孔型浸漬ノズルを開発した。開発した旋回流ノズルは、水モデル実験および3次元数値計算による流動解析結果から、内部に生じる旋回流のスワール数が0.35、吐出孔の拡張形状が縦断面の曲率半径120 mmに設計された。

開発した旋回流ノズルを実機鋳造に供した結果、鋳型内電磁攪拌が無い条件下においても鋳型内溶鋼表面温度が上昇することが確認された。これは、浸漬ノズルからの吐出流が遠心力により広がり、鋳型壁に沿った上昇流が形成された結果と考えられた。同様の鋳型内溶鋼表面温度上昇は、鋳型内電磁攪拌と逆回転方向の旋回流を浸漬ノズル内に付与した場合にも生じたが、鋳型内電磁攪拌強度が増大した場合や鋳型内電磁攪拌と同回転方向の旋回流を浸漬ノズル内に付与した場合には生じなかった。旋回流ノズルを鋳型内電磁攪拌と組み合わせた場合の上述の結果は、従来のウッドメタル実験結果と良く一致した。

また、鋳型内電磁攪拌と逆回転方向の旋回流を浸漬ノズル内に付与した場合には、電磁攪拌により生じるスリ鉢状の鋳型内溶鋼表面形状が緩和され、鋳型壁近傍のモールドフラックス溶融層厚不足が防止できることが確認された。

開発した単孔型の旋回流ノズルは、一般の単孔型浸漬ノズルが有する鋳片中心部の等軸晶率の低下、あるいは鋳型内溶鋼表面の凝固すなわちデッケルの発生、モールドパウダーの滓化不良といった問題を、鋳型内電磁攪拌を適用することなく改善できる機能を有する。

記号

- D : 浸漬ノズル内径
- Q : 浸漬ノズル内流量
- V : 鉛直方向流速
- W : 最外周における旋回周方向流速
- Z : 鉛直距離
- Z_R : 実旋回流が180°旋回するのに要する鉛直距離
- Z_I : 理想状態の旋回流が180°旋回するのに要する鉛直距離
- D_1 : 旋回羽根直径
- D_2 : 吐出孔直上浸漬ノズル内径
- L : 旋回羽根長さ
- θ : 旋回羽根ネジリ角
- R_r : 旋回羽根ネジリ比
- S : 横断面積
- α : 旋回流形成効率
- S_{sw} : スワール数
- V_c : 鋳造速度

文献

- 1) T.Tokonami, Y.Onoe, K.Matsuo, H.Tai, M.Morishita, H.Yasunaka and K.Ayata: *CAMP-ISIJ*, **9** (1996), 606.
- 2) 清瀬明人, 後藤裕規, 宮沢憲一, 福田 淳, 大谷康彦, 中島潤二: 私信.
- 3) M.Iguchi, J.Yoshida, T.Shimizu and Y.Mizuno: *ISIJ Int.*, **40** (2000), 685.
- 4) K.Suzuki, K.Murata, K.Nakanishi, S.Kojima and Y.Miyazaki: *Tetsu-to-Hagané*, **68** (1982), S920.
- 5) A.Idogawa, Y.Kitano and H.Tozawa: *Kawasaki Steel Giho*, **28** (1996), 46.
- 6) W.Yamada, A.Kiyose, J.Nakashima, J.Fukuda, K.Okawawa and K.Miyazawa: *Tetsu-to-Hagané*, **12** (1999), 682.
- 7) J.Kubota, N.Kubo, M.Suzuki, T.Ishii, R.Nishimachi and N.Aramaki: *Tetsu-to-Hagané*, **86** (2000), 271.
- 8) S.Yokoya, S.Takagi, M.Iguchi, Y.Asano, R.Westhoff and S.Hara: *ISIJ Int.*, **38** (1998), 827.
- 9) S.Yokoya, S.Takagi, M.Iguchi, K.Marukawa, W.Yasugaira and S.Hara: *ISIJ Int.*, **40** (2000), 584.
- 10) S.Yokoya, R.Westhoff, Y.Asako, S.Hara and J.Szekely: *Tetsu-to-Hagané*, **80** (1994), 759.
- 11) K.Sakamoto, T.Yamamoto, H.Ohkawa, J.Nishi, Y.Hatsuse and K.Morita: *Tetsu-to-Hagané*, **73** (1987), 321-326.
- 12) H.Takeuchi, S.Matsumura, M.Yamamiya and H.Tsuchida: *Tetsu-to-Hagané*, **72** (1986), S974.
- 13) H.Takeuchi, S.Matsumura, Y.Suzuki, T.Fukuyama, T.Yanai and M.Yamamiya: *Tetsu-to-Hagané*, **71** (1985), S209.
- 14) H.Yamamoto, A.Yamagami, A.Ishizaka, Kobayashi, C.Matsumura and I.Sugawara: *Tetsu-to-Hagané*, **71** (1985), S207.
- 15) H.Tomono, Y.Hitomi and S.Tsujita: *Tetsu-to-Hagané*, **70** (1984), S224.
- 16) K.Ayata, T.Fujimoto, T.Mori, I.Wakasugi, S.Kojima, S.Kato and S.Doya: *Tetsu-to-Hagané*, **69** (1983), S271.
- 17) T.Hagiwara, M.Taki, K.Kimura, M.Takeuchi and M.Nakatani: *Tetsu-to-Hagané*, **67** (1981), S836.
- 18) Y.Iida, M.Kodama, Y.Kato, S.Okano, Y.Shinjo and K.Mori: *Tetsu-to-Hagané*, **66** (1980), S799.
- 19) A.Yamanaka, K.Ota, M.Terunuma, S.Tsujita and T.Abe: *Tetsu-to-Hagané*, **84** (1998), 609.
- 20) Y.Tsukaguchi, S.Furuhashi and M.Kawamoto: *ISIJ Int.*, **44** (2004), 350.
- 21) S.Yokoya, S.Takagi, M.Iguchi, K.Marukawa, W.Yasugaira and S.Hara: *ISIJ Int.*, **40** (2000), 584.
- 22) FLUENT User's Manual Version 4.4, ed. by Fluent Inc., August, (1996).
- 23) Y.Tsukaguchi, M.Kawamoto, K.Okamura and A.Hirata: *Materia Jpn.*, **44** (2005), 62.