



Title	旋回流付与型浸漬ノズルを用いた連続鑄造鑄型内流動制御に関する研究
Author(s)	塚口, 友一
Citation	大阪大学, 2008, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://hdl.handle.net/11094/2583
rights	
Note	

The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA

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

The University of Osaka

旋回流付与型浸漬ノズルを用いた
連続鑄造鑄型内流動制御に関する研究

2008年

塚口 友一

目次

第Ⅰ章 序論

1. 緒言	1
2. 従来の技術(連続鋳造における鋳型内容鋼流動制御に関する従来の技術と課題)	
2-1. 従来の浸漬ノズル改善事例	4
2-2. 従来の鋳型内電磁気力利用技術	5
2-3. 横谷らによる浸漬ノズル内旋回流付与に関する研究	7
3. 本研究の目的	10
4. 論文の構成	13
5. 参考文献	15

第Ⅱ章 丸ビレット連続鋳造に対するウッドメタルを用いた実験による旋回流付与型浸漬ノズルの鋳型内流動形成作用の解明

1. 緒言	18
2. 実験条件	20
3. 実験結果	
3-1. 鋳型内攪拌能力	23
3-2. 鋳型内電磁攪拌と旋回流付与型浸漬ノズル組み合わせ時の鋳型内流動	25
4. 考察	31
5. 結言	38
6. 参考文献	39

第Ⅲ章 丸ビレット連続鋳造における旋回流付与型浸漬ノズルの開発

1. 緒言	40
2. 丸ビレット連続鋳造用旋回流付与型浸漬ノズルの設計	
2-1. 旋回流形成効率	
2-1-1. 水モデル実験	41
2-1-2. 理想状態における旋回流	45
2-1-3. 水モデル実験結果との対比	47

2-2. 浸漬ノズル仕様の決定	
2-2-1. 決定仕様	48
2-2-2. 本体部におけるスワール数	49
2-2-3. 吐出孔設計	50
3. 丸ビレット連続鋳造実機試験条件	53
4. 丸ビレット連続鋳造実機試験結果と考察	
4-1. デンドライト傾角	54
4-2. 鋳型内容鋼表面温度	55
4-3. ビレットのマクロ凝固組織	59
4-4. 鋳型内容鋼表面形状	61
5. 結言	63
6. 参考文献	64

第IV章 スラブ連続鋳造用旋回流付与型浸漬ノズルの本体のヘッド消費適正化設計

1. 緒言	65
2. 水モデル実験	
2-1. 実験条件	67
2-2. 実験結果	70
3. 考察	
3-1. 必要ヘッド推定実験式の導出	
3-1-1. 概要	71
3-1-2. 支配因子の選定	71
3-1-3. 旋回流形成に伴う損失	71
3-1-4. 吐出孔周辺における損失	73
3-1-5. 浸漬ノズル入口縮管部での損失	73
3-1-6. 総必要ヘッドの計算	74
3-1-7. 実験式の評価	74
3-2. 必要ヘッドに占める各要素の寄与の割合	76
3-3. 吐出孔周辺における損失係数 ζ_p について	78
3-4. 旋回流付与のエネルギー効率	78

4. 結言	83
5. 記号	84
6. 参考文献	84

第V章 スラブ連続鑄造用旋回流付与型浸漬ノズルの吐出孔設計

1. 緒言	85
2. 水モデル実験条件	87
3. 吐出孔断面形状の鑄型内流動に対する影響調査	
3-1. 浸漬ノズルの仕様および流速測定方法	88
3-2. 水モデル実験結果	89
3-3. 考察	
3-3-1. 吐出状況の推定	90
3-3-2. 水平吐出角度測定	
3-3-2-1. 測定方法と結果	90
3-3-2-2. 平均水平吐出角度	91
3-3-3. 数値流動解析による検証	93
3-3-4. スラブ連続鑄造用旋回流付与型浸漬ノズルに適した吐出孔幅	97
4. 吐出角度の影響調査	
4-1. 浸漬ノズルの仕様および流速測定方法	98
4-2. 水モデル実験結果	100
4-3. 考察	
4-3-1. 鑄型内流動の自励振動	102
4-3-2. 吐出角度に適正範囲が存在する理由	104
4-3-3. 通常浸漬ノズルと旋回流付与型浸漬ノズルとの違い	107
4-3-4. 数値流動解析による検証	108
5. 結言	114
6. 参考文献	115

第VI章 スラブ連続鑄造における旋回流付与型浸漬ノズルの開発

1. 緒言	116
-------------	-----

2. 通常浸漬ノズルが有する問題点と旋回流付与型浸漬ノズルの優位性	117
3. 水モデル実験	
3-1. 実験条件および浸漬ノズル仕様.....	120
3-2. 実験結果	
3-2-1. 吐出孔流速	123
3-2-2. 鋳型内流速	129
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.....	133
4-2. 試験結果	
4-2-1. 鋳型内流動	134
4-2-2. 品質改善効果	
4-2-2-1. スラブ表層部ピンホール	137
4-2-2-2. 製品鋼板コイル表面疵	138
4-2-2-3. 品質改善効果まとめ.....	139
4-2-3. 浸漬ノズルの閉塞	
4-2-3-1. 旋回羽根部の閉塞	140
4-2-3-2. 吐出孔の閉塞	141
5. 結言	143
6. 参考文献	144
 第Ⅶ章 総括	 145
 本研究に関する成果.....	 147
 謝辞	 150

第 I 章 序論

1. 緒言

溶融金属の連続 casting プロセスは、1858 年に Bessemer が試みた双ロール式連続 casting 機¹⁾に始まり、1886 年には Atha が中間容器であるタンディッシュと鑄型(モールド)とを直結した連続 casting 機を用いて4インチ角鋼を鑄造した¹⁾。その後、1914 年には Mellen が双ベルト式移動鑄型連続 casting 機¹⁾で真鍮を、1930 年には Hazelett がアルミや銅をツインベルト式連続 casting 機を用いて製造した¹⁾。

鋼の連続 casting プロセスは、鋼の融点の高さや低い熱伝導率が障壁となって工業的な適用が遅れたが、1934 年の鑄型上下振動(オシレーション; 鋼の連続 casting への適用は 1947 年)¹⁾、1965 年のモールドパウダー¹⁾という二大発明によって鑄型内潤滑問題が克服され、次第に実用化が進んだ。日本では、1955 年の住友金属工業(株)における第1号試験連続 casting 機導入に端を発して開発が進められ、約半世紀の間に鋼の製造過程における主流プロセスとなった。現在では、日本における鋼の連鑄化比率は約 98%に達し²⁾、一部の特殊鋼や大断面鋼片を除いて、ほぼ全ての鋼が連続 casting プロセスを経て製造されている。

Fig.1-1 に鋼の連続 casting 機を取鍋(とりべ)～鑄型の構成を模式的に示す。取鍋内の溶鋼は、精錬工程において成分および温度を調整した後、連続 casting 工程へ運ばれる。連続 casting 工程では、取鍋は中間容器であるタンディッシュの上に設置され、取鍋下部のノズルからタンディッシュ内へ溶鋼が注入される。タンディッシュには、溶鋼温度の均一化や非金属介在物の浮上、取鍋交換中に鑄造を継続するための溶鋼を貯める容器という役割があり、その下部には浸漬ノズル(Submerged entry nozzle)を有している。タンディッシュ内の溶鋼は、浸漬ノズルを通じてその吐出孔から鑄型(Mold)内へ供給される。鑄型内へ供給された溶鋼は、鑄型壁で冷やされて凝固シェルを形成し、連続的に下方へ引き抜かれて、鑄型と同じ断面形状の鑄片となる。Fig.1-1 には示していないが、鑄型の下方には鑄片を保持するロール群と鑄片を引き抜くためのピンチロールがあり、ロール群には冷却用スプレーが備えられている。鑄片は全断面が凝固した後、所定の長さに切断されて次の圧延などの工程へ運ばれる。

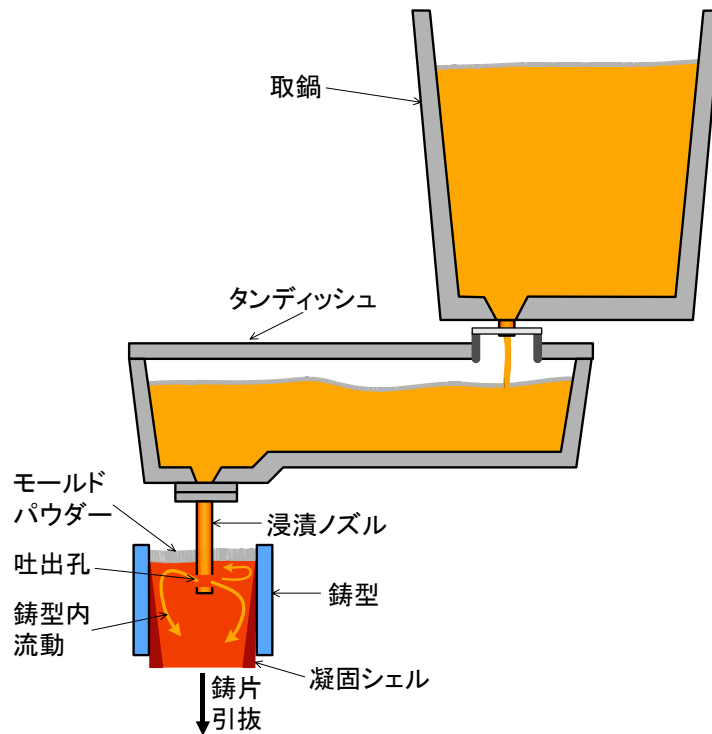


Fig. 1-1. Schematic diagram of upper area of continuous casting machine in steel production process.

鋼の連続鋳造プロセスの実用化に大きく寄与した発明のひとつであるモールドパウダーは、鋳型内に添加された後、溶鋼の熱を受けて溶融し溶鋼表面に溶融スラグ層を形成する。溶融スラグ層は、溶鋼の大気からの遮断や鋳型内を浮上してきた非金属介在物の溶融除去という機能の他、鋳型-凝固シェル間隙に流入して潤滑作用を発揮するとともに、スラグが凝固する際に晶析出する結晶相によって凝固シェルから鋳型への熱流束を抑制するという多岐に渡る機能を有している。このように重要な役割を担うモールドパウダーは、その溶融を溶鋼からの熱供給に頼っているため、鋳型内溶鋼の温度分布の適正化は操業上重要な事柄である。

鋳型内における溶鋼の流動は、モールドパウダーの溶融に大きな影響を及ぼす鋳型内温度分布を決定づける他に、その洗浄作用によって凝固シェルへの気泡や非金属介在物の取り込みを抑制する役割を果たしている³⁾⁻⁵⁾。また鋳型内の溶鋼の流速が過大な場合には、モールドパウダーの鋳片内への巻き込みや、巻き込まれたモールドパウダーやアルミナ等の非金属介在物あるいは気泡を鋳片深くに持ち込むという悪弊を生じる⁶⁾⁻¹⁰⁾。さらに、鋳型の最も重要な役割である凝固シェルの成長に対しても大きな影響を及ぼす¹¹⁾。このように鋳型内における溶鋼の流動は、連続鋳造機の操業や鋳片の品質を支配する重要な因子である。

鋳型内の溶鋼の温度分布や流動パターンに大きな影響を及ぼすのが、浸漬ノズルからの吐

出流である。特に、鋳型に電磁気力を利用した流動制御装置を持たない場合には、浸漬ノズルからの吐出流は全ての鋳型内流動を決定づける。浸漬ノズルは、先端部に単一もしくは複数の吐出孔を有する筒状の耐火物成型体で、タンディッシュから鋳型への溶鋼注入流に大気やモールドパウダーを巻き込まないように遮断する役割も担っている。

Fig.1-2 には、2つの吐出孔を有する浸漬ノズルを用いて矩形断面鋳型内に給湯した場合の典型的な鋳型内流動を模式的に示す。浸漬ノズルからの吐出流は鋳型短辺近傍で上方向および下方向への流れに2分され、下方向への流れは鋳片内を下降した後中心部を上昇する大きな下部循環流を生じる。また上方向への流れは溶鋼表面へ向かって上昇した後浸漬ノズルに向かって反転し上部循環流を形成する。この上部循環流は、溶鋼表面への熱供給や、凝固シェル表層部への気泡や非金属介在物の取り込み、あるいはモールドパウダーの巻き込みに大きな影響を及ぼし、鋳片の表面品質を支配する重要な要素である。

このように、鋳型内における溶鋼の流動は、連続鋳造操業の根幹をなす要素であり、その適正な制御は、生産性の向上や鋳片品質の改善に対して最も重要な技術課題である。

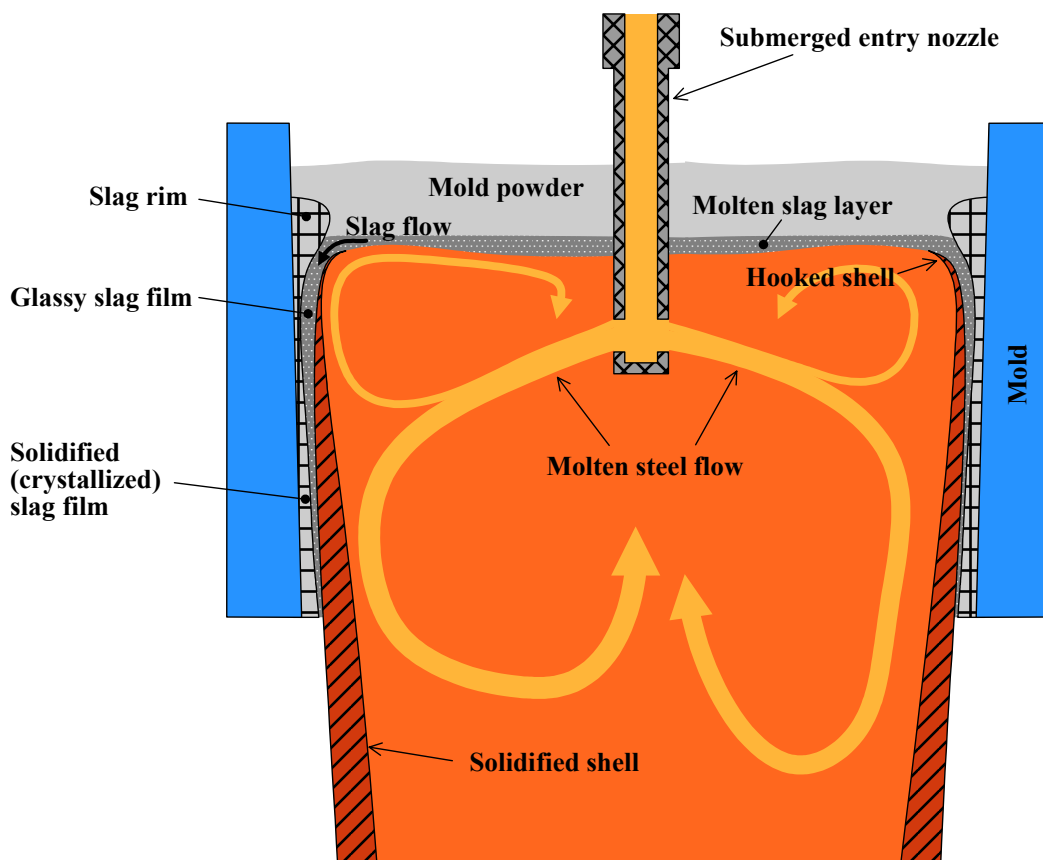


Fig. 1-2. Schematic view in continuous casting mold.

2. 従来の技術(連続鋳造における鋳型内溶鋼流動制御に関する従来の技術と課題)

2-1. 従来の浸漬ノズル改善事例

鋳型内溶鋼流動を適正化する手法には、大きく分けて、(1)浸漬ノズルの改善による吐出流の適正化、および(2)電磁攪拌・電磁ブレーキ等の電磁気装置を用いた鋳型内流動制御の2つがある。

浸漬ノズルの改善には、以下のような事例が報告されている。

三井らは、スラブの連続鋳造を模した水モデル実験において、浸漬ノズル形状とモールドパウダーに見立てた発泡シリカ粒の巻き込みとの関係を調査し、高速鋳造に適した吐出孔を設計した¹²⁾。さらに鷲尾らは、三井らが設計した浸漬ノズルをスラブの実機鋳造に適用し、その品質向上効果を確認した¹³⁾。また手嶋らは、1/3縮尺の水モデル実験によって、スラブの連続鋳造における鋳型内の湯面変動量に及ぼす浸漬ノズル形状や鋳造速度、浸漬ノズル内吹込ガス流量の影響を調査し、鋳型内湯面変動量を評価する実験式を求めた¹⁴⁾¹⁵⁾。さらに丹村らは、求められた実験式を用いて鋳型幅等の鋳造条件に適合した浸漬ノズルを設計した¹⁶⁾。斎藤らは、大スループット連続鋳造時の吐出流速を軽減するために、通常の2孔型に対して4孔型の浸漬ノズルを開発した¹⁷⁾。小西らは、スラブ連続鋳造において鋳片内に残留するAr気泡数が最小となる短辺衝突流速を実験的に求め、浸漬ノズル吐出孔の面積および角度を適正化した¹⁸⁾。久保田らは、浸漬ノズル吐出流のゆらぎに着目し、浸漬ノズル内底形状の影響について調査した¹⁹⁾。

これらの研究事例は、主に浸漬ノズルの吐出孔およびその周辺形状を改善し、鋳型内流動を適正化しようとしたものである。それらに対して、浸漬ノズル内下降流が吐出流に及ぼす影響を考慮して、浸漬ノズル本体内部の流動を均一化あるいは安定化する以下のような研究も行われた。

横谷らは、浸漬ノズルの内壁に径を絞る段差を設けることによって、浸漬ノズル内下降流の偏りを改善できることを報告している²⁰⁾。床並らは、水モデル実験によって浸漬ノズル内壁に凹凸状の段差を設けることによって浸漬ノズル内下降流の偏りを軽減する効果を確認した²¹⁾。野村らは同様に、浸漬ノズル内壁面に設けた凹凸状段差が、吐出孔の流速分布を均一化する効果を示している²²⁾。これらの技術はいずれも、浸漬ノズル本体内壁面に設けた凹凸の流速均一化作用を利用して浸漬ノズル内下降流の偏りを低減し、吐出流や鋳型内流動を改善しようとしたものである。

2-2. 従来の鋳型内電磁気力利用技術

浸漬ノズルからの吐出流が形成した鋳型内容鋼流動に電磁気力を作用させて制御しようとする電磁攪拌・電磁ブレーキ技術には、以下のような研究事例がある。

森川らは、ステンレス鋼の鋳片表層介在物の低減に鋳型内電磁攪拌が有効であることを示した²³⁾。また山中らは、大断面ブルーム連続鋳造に鋳型内電磁攪拌を適用した結果、鋳片表層部の介在物やピンホールが減少することを報告した²⁴⁾。清瀬ら³⁾、山田ら⁴⁾、大谷ら²⁵⁾は、スラブの連続鋳造へ鋳型内電磁攪拌を適用した結果、鋳片表層部のアルミナクラスターが減少したことを報告し、その際の凝固前面の平均溶鋼流速を20～40cm/sと推定した。森下らは、同じくスラブの連続鋳造に鋳型内電磁攪拌を適用する際に、浸漬ノズルが形成する鋳型内流動と電磁攪拌流との相互作用を考慮して浸漬ノズル形状を適正化した。その結果、極低炭素鋼鋳片表層部の気泡性欠陥が減少したことを報告している²⁶⁾。これらの報告に示されたように鋳型内電磁攪拌は、Saffman 力によって介在物や気泡をバルク方向へ押し出す洗浄作用と呼ばれる効果³⁾⁴⁾²⁷⁾を得やすく、鋳片表層部の清浄化に有効である。

鈴木らは、スラブの連続鋳造に鋳型内電磁ブレーキを適用した結果、鋳型内容鋼流速の絶対値および変動が低減することを報告した²⁸⁾。井戸川らは、スラブの連続鋳造鋳型に上下2段の電磁ブレーキ装置を導入し、高速鋳造時の介在物欠陥低減効果や鋳型内容鋼表面温度の上昇作用を報告した²⁹⁾。これらの報告に示されたように、静磁場を利用した鋳型内電磁ブレーキは、主に高速鋳造時の過大な鋳型内流速を抑える効果がある。

久保田らは、浸漬ノズルからの吐出流に直接、移動磁場を作用させ、吐出流を加速あるいは減速する制御を行うことにより鋳型内表面流速を適正に保ち、幅広い鋳造速度条件下において介在物欠陥の少ないスラブが得られたことを報告している³⁰⁾。この久保田らの方法は、吐出流を加速する場合には鋳型内電磁攪拌、吐出流を減速する場合には電磁ブレーキと同様の効果を期待したものである。

以上述べたように、適正な鋳型内容鋼流動の追究や、そのような流動を形成・維持することを目的として、これまでに多くの研究が成されてきた。これらの研究事例の多さは、鋳型内流動の重要性を示すものに他ならない。一方、近年の鉄鋼メーカーにおける研究は、大型の設備開発を伴う鋳型内電磁気力利用技術に重点が偏っていた感は否めない。鋳型内の溶鋼流動を電磁気力の利用によって制御する場合、その制御対象は浸漬ノズルからの吐出流であり、吐出流が形成する鋳型内の流れである。しかしながら、鋼の連続鋳造において、浸漬ノズルからの吐出流を直接センシングする技術は確立されていないので、電磁気力を適用する

際には少なからず見込み制御を行わざるを得ない。ただし実態としては、浸漬ノズルからの吐出流がある程度変動することは避けがたいので、鋳型内流動制御の高精度化には限界がある。

これらのことから、鋳型内流動制御の精度を今まで以上に高めるためには、原点に戻って浸漬ノズルからの吐出流を安定化することが求められている。それが可能となれば、電磁気力の利用効果は益々高まり、電磁気力を利用しない場合であっても、浸漬ノズルからの吐出流によって適正な鋳型内流動を形成し、それを安定的に維持するなど、鋳型内流動制御の高いレベルでの実現が大いに期待できる。

2-3. 横谷らによる浸漬ノズル内旋回流付与に関する研究

鋳型内流動に大きな影響を及ぼす浸漬ノズルは、鋳型断面積が小さいビレット連続鋳造に対しては単純な構造の円筒状単孔浸漬ノズルが用いられ、一方、鋳型断面積が大きいブルームやスラブの連続鋳造には、円筒状本体の底部近傍側壁に対向した2つの吐出孔を穿った2孔浸漬ノズルが広く用いられている。Fig.1-3 に、単孔浸漬ノズルと2孔浸漬ノズルの一例を模式的に縦断面図に示す。

Single port submerged entry nozzle

Two ports submerged entry nozzle

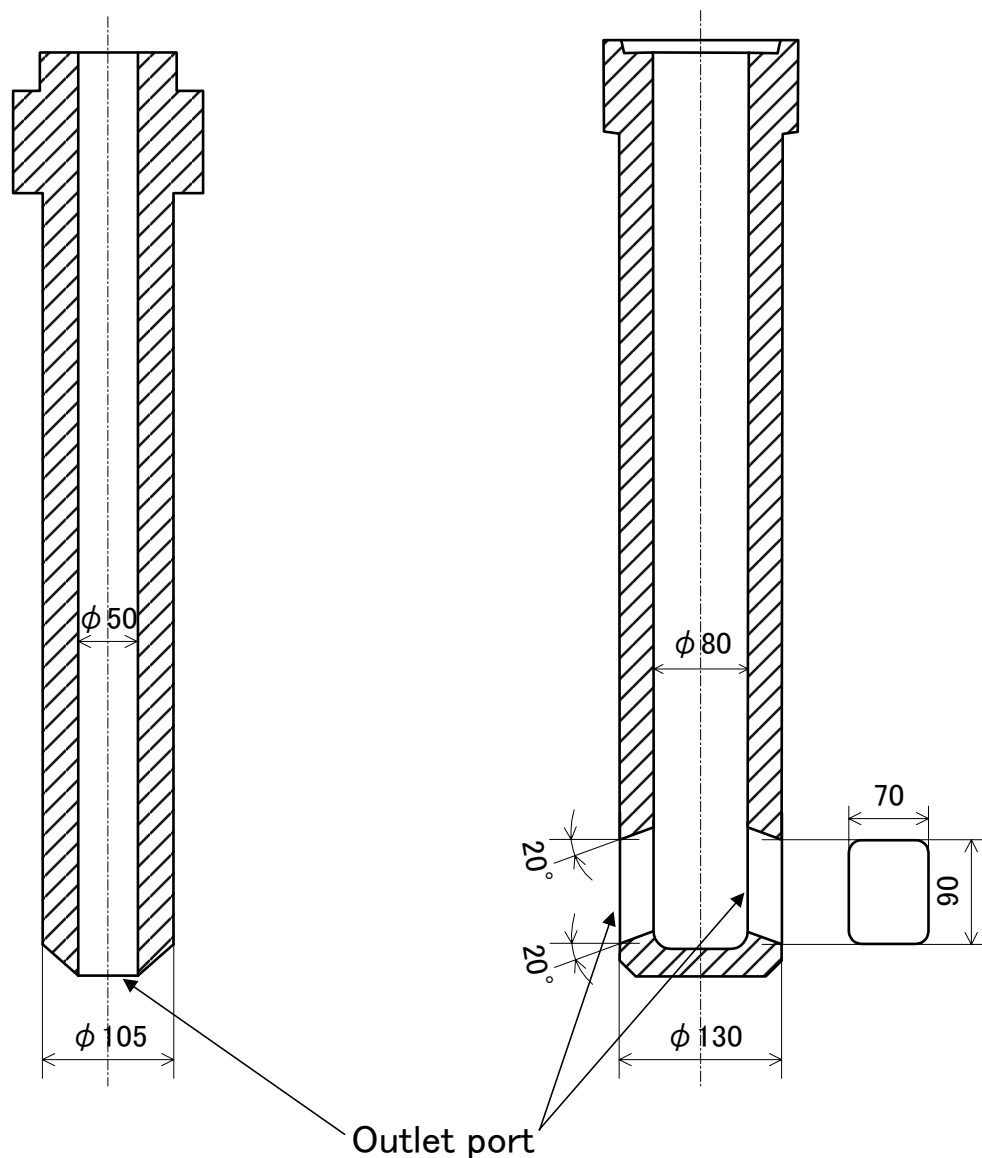


Fig. 1-3. Schematic diagram of typical submerged entry nozzles with single port and two ports.

単孔浸漬ノズルを用いると、吐出流が水平方向にほとんど広がらないので、吐出流による凝固シェルの再溶解を防止する上で有利である一方、下向き大きな流速を有する吐出流が鋳型内に深く浸入し、鋳片内部の溶鋼過熱度が増大するとともに鋳型内溶鋼表面温度が低下する傾向がある。その結果、鋳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溶融不良といった問題が生じる。2孔浸漬ノズルの場合には、浸漬ノズル内の下降流がノズル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集中して流速を増し、吐出孔上部では吸い込み流が形成されることが多い。さらに、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い。このように従来の浸漬ノズルは、単孔浸漬ノズル・2孔浸漬ノズルともに、吐出孔における流速分布に改善すべき課題が多く残されていた。

上記の課題に対して横谷らは流体力学的な観点から、浸漬ノズル内下降流に旋回を付与し旋回流に作用する遠心力を利用することによって、吐出孔の流速分布が改善できることを提案した³¹⁾⁻⁴⁰⁾。横谷らは、1/2実機大の水モデル実験および3次元数値流動解析による検討を重ね、浸漬ノズル内下降流に付与した旋回流の作用を明らかにした。すなわち、単孔浸漬ノズルにおいては遠心力によって吐出流が広がって下向きの流速が緩和されることを示し、2孔浸漬ノズルにおいては、遠心力が水平方向速度成分を吐出流に付加する働きを担い、吐出流が吐出孔上部からも流出して吐出孔における流速分布が均一化することを示した。さらに横谷らは、捻り板状旋回羽根を浸漬ノズルに内装して簡便に旋回流を得る方法を提案し、様々な捻り強さ(捻りピッチ)に対して形成される旋回流の流速分布等を調査した。横谷らの提案した捻り板状旋回羽根を Fig.1-4、旋回羽根を内装した浸漬ノズルを設置した水モデル実験装置を Fig.1-5 に示す。

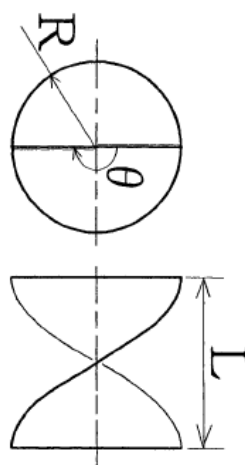


Fig.1-4. Swirl blade of twisted tape ³⁵⁾

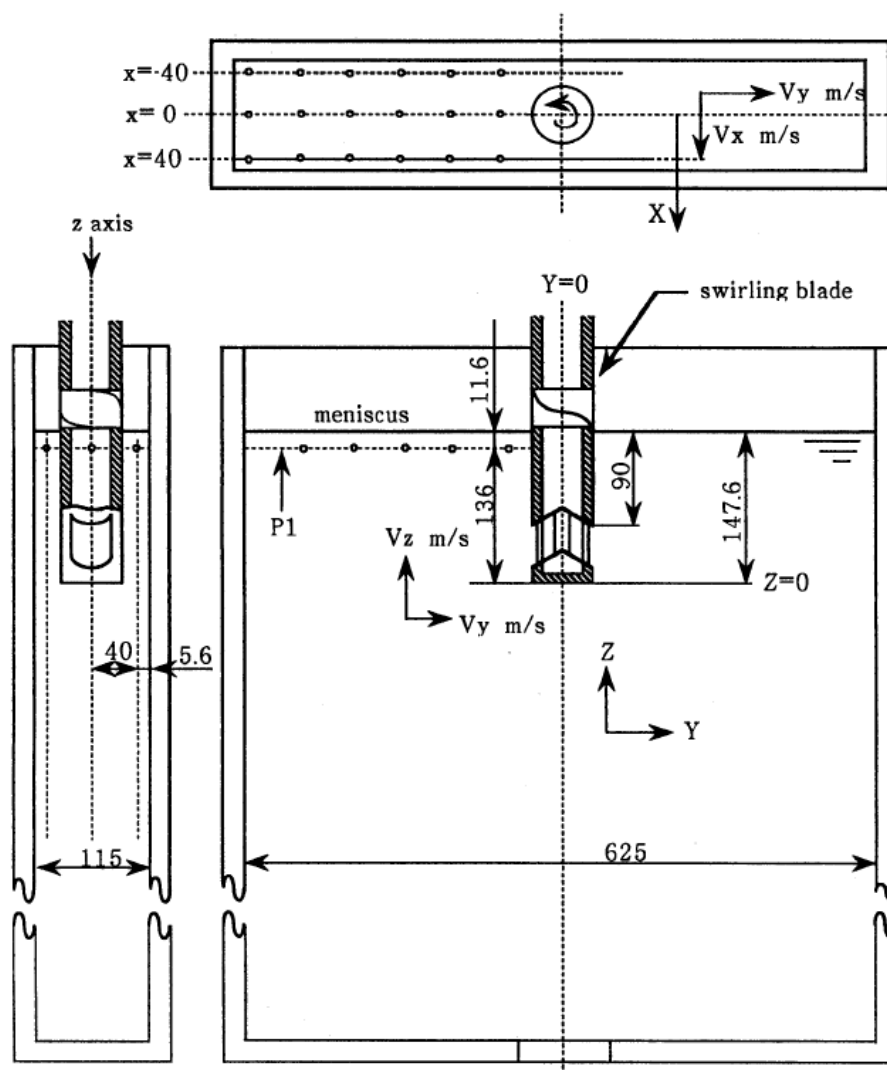


Fig.1-5. Schematic diagram of water model experiment with swirling flow nozzle³⁴⁾

上述の横谷らの研究は、浸漬ノズル内の下降流に旋回を付与する効果を初めて具体的に示した画期的なものであり、浸漬ノズル内の流動に及ぼす旋回流の作用については詳細に検討されていた。しかしながら、連続鋳造実機において得ることができる旋回流の強さ(回転方向流速)や、浸漬ノズル内の旋回流を理想的な鋳型内流動の形成に活用するための具体的な吐出孔の設計、あるいは浸漬ノズル内旋回流が鋳型内流動を安定化する機構については不明な点が数多く残されていた。さらに、1500℃～1600℃に達する高温の溶鋼を流す耐火物製旋回羽根の耐久性や、非金属介在物による浸漬ノズルの閉塞に対する旋回流付与の影響に関しての知見は全く得られておらず、連続鋳造実機において旋回流付与型浸漬ノズルを有効に利用するには解明すべき技術課題が山積している状況にあった。

3. 本研究の目的

筆者らは、上述の浸漬ノズル内旋回流付与技術の可能性に着目し、その効果を実証するために、捻り板状旋回羽根を内装した浸漬ノズルの研究開発を1998年に開始した。筆者らの研究開発では、基本的概念の提案段階にあった横谷らの研究成果を鋼の連続鑄造実機における鑄型内流動改善に活かすために、具体的な旋回羽根や浸漬ノズル形状の設計、および適正な耐火物材質の選択と耐久性確認に取り組んだ⁴¹⁾⁻⁴⁸⁾。

本研究開発の最終的な目標は、鋼の連続鑄造に適用することが可能な捻り板状旋回羽根内装型浸漬ノズル(以下、旋回流付与型浸漬ノズル)を開発し、スラブの連続鑄造において、その鑄型内流動の安定化ならびに鑄片や鋼板コイルの品質向上に対する作用を確認することによって、浸漬ノズル内下降流に旋回を付与する効果を実証することに定めた。Fig.1-6 および Fig.1-7 に、スラブの連続鑄造において旋回流付与型浸漬ノズルに期待する効果を、旋回を付与しない通常の浸漬ノズルが有する問題点と対比して示す。Fig.1-6 に示す通常の浸漬ノズルが、吐出流の吐出孔下部への集中による流速の増大やそれに付随する吐出孔上部での吸い込み流発生、吐出流の上下方向角度の変動、および浸漬ノズル内下降流の不安定さに起因して左右の吐出流が不均等に変動するという問題を有するのに対し、Fig.1-7 に示す旋回流付与型浸漬ノズルでは、遠心力によって広がろうとする流れが吐出孔での均一な流速分布や安定した吐出角度をもたらし、同時に2つの吐出孔からの吐出流を均等化することが期待できる。このように均一かつ安定な吐出流を、適度な流速と水平方向の広がりおよび上下方向角度を有する流れとして形成できれば、適正な流速を有し安定した鑄型内流動を実現することが可能であると考えられる。なお、スラブの連続鑄造における旋回流付与型浸漬ノズルの開発は、鑄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鑄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。旋回流付与型浸漬ノズルは、タンディッシュ-鑄型間の液面レベル差(ヘッド)という位置エネルギーを利用してその効果を得るものであるので、タンディッシュ-鑄型間ヘッド消費を連続鑄造実機において利用可能なヘッドの範囲内に抑えることができれば、タンディッシュの嵩上げなどの連続鑄造機の大掛かりな改造を伴わずに旋回流付与型浸漬ノズルを適用できる。すなわち旋回流付与型浸漬ノズルの設計次第では、数億円規模の投資と電気エネルギーを必要とする鑄型内電磁気力利用法に比べて、経済的で省資源・省エネルギーな鑄型内流動改善を実現することができる。

Conventional Nozzle

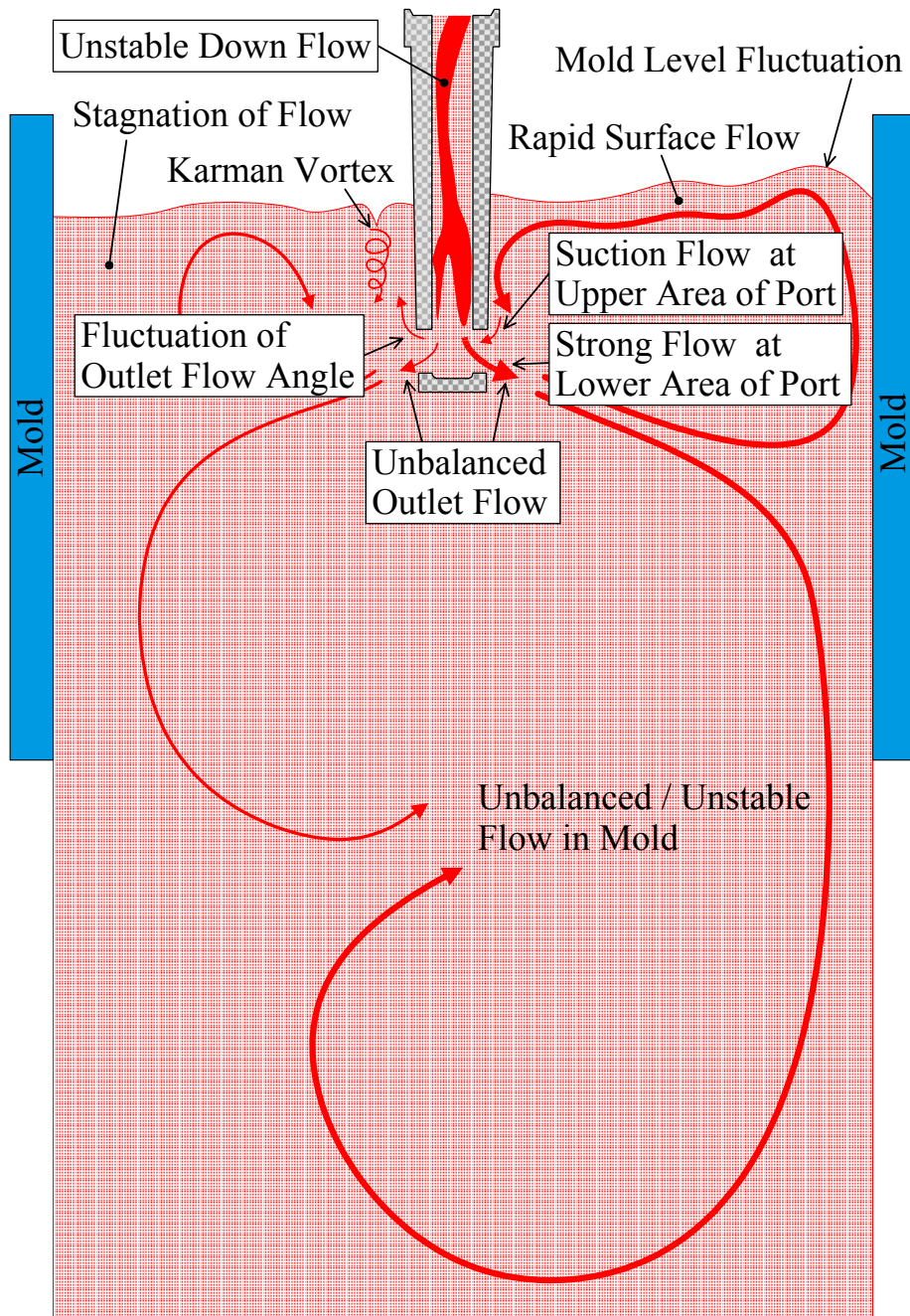


Fig. 1-6. Schematic view of flow formation in conventional nozzle and mold

Swirling Flow Nozzle

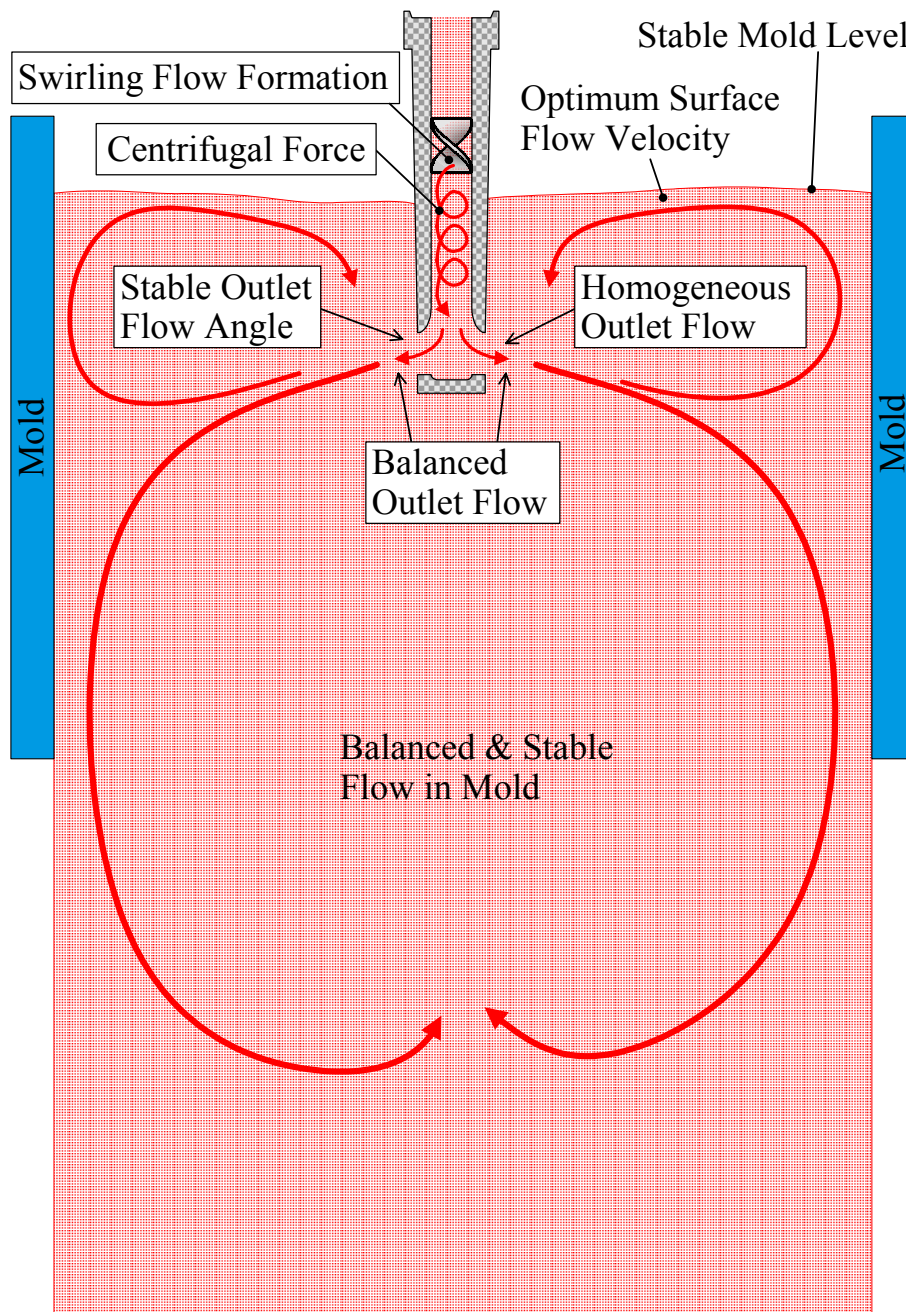


Fig. 1-7. Schematic view of flow formation in swirling flow nozzle and mold

4. 論文の構成

鉄鋼業界で初めての旋回流付与型浸漬ノズルの開発を、製鉄所の連続铸造実機を利用して進めるに当たっては、操業ならびに品質上のリスクを最小化する配慮が必要であった。そこで最初に、多数の鑄型を有し、浸漬ノズルあたりのスループット(溶鋼流量)が小さい丸ビレット連続铸造機を開発の場を選んだ。多数の鑄型を有する連続铸造機では、試験対象鑄型における铸造に問題が生じても、連続铸造機全体の操業停止には至らず、鑄片品質に対する影響も限定される。また浸漬ノズルあたりのスループットが小さいと、タンディッシュ鑄型間ヘッドを大きく消費することがないので、旋回流付与に消費できるヘッドに余裕がある。

丸ビレット連続铸造機において、耐火物の耐久性や、浸漬ノズル内で形成された旋回流が鑄型内流動に及ぼす影響などに関する基本的な知見を得た後、開発の場をスラブの連続铸造機へ移した。旋回流付与型浸漬ノズルを単一鑄型のスラブ連続铸造へ適用するに当たっては、実機大の水モデル実験や3次元数値流動解析によって十分な事前検討を行った。またスラブの連続铸造機における試験では、対象鋼種を表面品質厳格材であるメッキ鋼板用極低炭素鋼に定め、鑄型内流動の安定化ならびに鑄片や製品コイルの品質改善に対する効果を確認した。

本論文には、これらの旋回流付与型浸漬ノズルの開発過程を、順を追って記した。

本章に続く第Ⅱ章の研究では、丸ビレット連続铸造を模擬したウッドメタルを用いた実験によって、浸漬ノズル内旋回流が鑄型内流動に及ぼす影響を鑄型内電磁攪拌が形成する鑄型内回転流との相互作用を含めて評価し、丸ビレット連続铸造用の旋回流付与型浸漬ノズルの設計指針を得た。

第Ⅲ章の研究では、第Ⅱ章に述べた研究で得られた指針に基づいて旋回流付与型浸漬ノズルを設計し、丸ビレット連続铸造機における実機試験に供して、その耐久性や、鑄型内温度あるいは铸造組織に及ぼす影響を評価した。またそれらの結果を、第Ⅱ章で得られたデータと照らし合わせて、鑄型内の流動に及ぼす旋回流付与型浸漬ノズルの作用を解明した。これらの丸ビレット連続铸造機における開発を経て、研究開発の場をスラブの連続铸造機へ移した。

第Ⅳ章の研究では、浸漬ノズルあたりのスループット(溶鋼流量)が丸ビレット連続铸造に比べて1オーダー程度大きなスラブの連続铸造に対して、タンディッシュ鑄型間ヘッドの消費を連続铸造実機において利用可能な範囲に抑制する旋回流付与型浸漬ノズル設計について、水モデル実験結果を基に考察を行った。

第Ⅴ章の研究では、第Ⅳ章に述べた研究で得た指針に基づいて設計した旋回流付与型浸漬ノズルについて吐出孔部の形状を適正化し、スラブの連続鋳造用の旋回流付与型浸漬ノズル全体の仕様を確定する設計指針を得るに至った。

第Ⅵ章の研究では、第Ⅴ章までに述べた知見を生かして設計した旋回流付与型浸漬ノズルを、実機大水モデル実験によって評価し、その吐出流均一化や鋳型内流動安定化に対する効果を確認した。引き続き、和歌山製鉄所(現、(株)住金鋼鉄和歌山)および鹿島製鉄所においてスラブの連続鋳造に旋回流付与型浸漬ノズルを適用する実機試験を行い、浸漬ノズル内下降流に旋回を付与する効果を実証する成果を得た。

第Ⅶ章では、以上の総括を行い、今後の研究課題について述べた。

5. 参考文献

- 1) わが国における連続鑄造技術史, 日本鉄鋼協会編, 東京(1996)
- 2) 鉄鋼統計要覧, 鉄鋼統計委員会編, 日本鉄鋼連盟、東京(2003)
- 3) 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)
- 4) 山田 亘, 清瀬明人, 中島潤二, 福田 淳, 岡沢健介, 宮沢憲一: CAMP-ISIJ, 12 (1999), 682-684
- 5) 花尾方史, 水上英夫, 平城 正, 川本正幸, 村上敏彦, 井口 学, 林 敦: CAMP-ISIJ, 10 (1997), 238
- 6) 田中宏幸, 鋤取英宏, 宮村 紘: CAMP-ISIJ, 1 (1998), 1260
- 7) 笠井宣文, 井口 学: 鉄と鋼 92 (2006), 544-550
- 8) 山崎 強, 長谷川 一, 藤 健彦, 井本健夫: CAMP-ISIJ, 10 (1997), 236
- 9) M.Iguchi, J.Yoshida, T.Shimizu, Y.Mizuno: ISIJ Int., 40 (2000), 685-691
- 10) 吉田 仁, 井口 学, 横谷真一郎: CAMP-ISIJ, 14 (2001), 789-792
- 11) 渡部忠男: 学振凝固プロセス研究会提出資料, 19 委-11566, 凝固プロセス-41 (1995)
- 12) 三井春雄, 川上辰男, 門田好弘, 西川 廣, 森脇三郎: 鉄と鋼 71 (1985), S1038
- 13) 鷺尾 勝, 浜上和久, 小倉 滋, 朝穂隆一, 越川隆雄, 桜谷敏和: 鉄と鋼 73 (1987), S203
- 14) 手嶋俊雄, 北川 融, 舟之川洋, 沖本一生, 丹村洋一, 近藤恒雄: 鉄と鋼 72 (1986), S1012
- 15) 手嶋俊雄, 久保田 淳, 鈴木幹雄, 小澤宏一, 政岡俊雄, 宮原 忍: 鉄と鋼 79 (1993), 576-582
- 16) 丹村洋一, 小谷野敬之, 和田 勉, 近藤恒雄, 手嶋俊雄, 北川 融: 鉄と鋼 72 (1986), S1013
- 17) 斎藤健志, 山崎久生, 野崎 努, 日和佐章一, 小口征男: CAMP-ISIJ, 2 (1989), 299
- 18) 小西淳平, 沖森麻佑己, 奥村裕彦, 久富良一, 今村 晃, 田中宏幸: CAMP-ISIJ, 3 (1990), 260
- 19) 久保田 淳, 小澤宏一, 桑野清吾, 山岡祐一, 鈴木幹雄: CAMP-ISIJ, 5 (1992), 1245
- 20) 横谷真一郎, 長尾伸一, 浅古 豊, 高木茂男, 綾田研三, J.Szekely, 原 茂太: 鉄と鋼 82 (1996), 581-586

- 21) 床並徹二, 尾上善則, 松尾勝良, 田井啓文, 森下雅史, 安中弘行, 綾田研三: CAMP-
ISI, 9 (1996), 606-607
- 22) 野村 修, 高井政道, 大川幸男, 堀内俊男: 品川技報 43 (2000), 15-22
- 23) 森川 広, 山内 隆, 長谷川守弘: 鉄と鋼 72 (1986), S1016
- 24) 山中 敦, 松永 久, 菅原 健, 田村譲児, 氏家義太郎, 磯部浩一: CAMP-ISIJ, 1
(1988), 1214
- 25) Y.Ohtani, J.Fukuda, A.Kiyose, T.Kawase, J.Nakashima, K.Nakamura: Proc. of 1st. Int.
Cong. on Science and Tech. of Steelmaking (ICS'96), ISI, Japan, (1996), 97
- 26) 森下雅史, 森 秀夫, 鈴木陵平, 三宅和郎, 中岡威博, 細川佳之: CAMP-ISIJ, 14
(2001), 6-9
- 27) 藤 健彦, 井本健夫, 今野雄介, 近藤裕之, 山村英明, 若生昌光, 竹内栄一, 伊藤 彰:
CAMP-ISIJ, 14 (2001), 13-14
- 28) 鈴木健一郎, 村田賢治, 中西恭二, 児玉正範, 小島信司, 宮崎容治: 鉄と鋼 68
(1982), S920
- 29) 井戸川 聡, 北野嘉久, 戸澤宏一: 川崎製鉄技報 28 (1996), 1, 46-51
- 30) 久保田 淳, 久保典子, 鈴木 真, 石井俊夫, 西町龍三, 荒牧則親: 鉄と鋼 86 (2000),
271-277
- 31) S.Yokoya, Y.Asako, S.Hara and J.Szekely: ISI Int., 34 (1994), 883
- 32) S.Yokoya, R.Westoff, Y.Asako, S.Hara and J.Szekely: ISI Int., 34 (1994), 889
- 33) S.Yokoya, S.Takagi, M.Iguchi, Y.Asako, R.Westoff and S.Hara: ISI Int., 38 (1998),
827
- 34) S.Yokoya, S.Takagi, M.Iguchi, K.Marukawa, W.Yasugaira and S.Hara: ISI Int., 40
(2000), 578
- 35) S.Yokoya, S.Takagi, M.Iguchi, K.Marukawa, W.Yasugaira and S.Hara: ISI Int., 40
(2000), 584
- 36) S.Yokoya, S.Takagi, K.Tada, M.Iguchi, K.Marukawa and S.Hara: ISI Int., 41 (2001),
1201
- 37) S.Yokoya, S.Takagi, S.Ootani, M.Iguchi, K.Marukawa and S.Hara: ISI Int., 41 (2001),
1208

- 38) S.Yokoya, S.Takagi, M.Kaneko, M.Iguchi, K.Marukawa and S.Hara: ISIJ Int., 41 (2001), 1215
- 39) 横谷真一郎, 浅古 豊, 原 茂太, J.Szekely: 鉄と鋼, 80 (1994), 754
- 40) 横谷真一郎, R.Westhoff, 浅古 豊, 原 茂太, J.Szekely: 鉄と鋼, 80 (1994), 759
- 41) 横谷真一郎 横谷真一郎, 高木茂男, 塚口友一, 井口 学, 原 茂太, 丸川雄浄: CAMP-ISIJ, 15 (2002), 160
- 42) 古橋誠治, 川本正幸, 加藤 徹, 平城 正, 塚口友一: CAMP-ISIJ, 15 (2002), 161
- 43) 林 浩史, 塚口友一, 岩田勝吉, 野々部和男, 横谷真一郎: CAMP-ISIJ, 15 (2002), 162
- 44) 大谷慎吾, 横谷真一郎, 高木茂男, 塚口友一, 原 茂太, 丸川雄浄: CAMP-ISIJ, 15 (2002), 163
- 45) 原田貴文, 塚口友一, 横谷真一郎, 高木茂男, 原 茂太, 丸川雄浄: CAMP-ISIJ, 15 (2002), 164
- 46) 塚口友一, 野々部和男, 横谷真一郎, 高木茂男, 原 茂太, 丸川雄浄: CAMP-ISIJ, 15 (2002), 165
- 47) Y.Tsukaguchi, T.Watanabe, S.Yokoya, S.Hara, K.Marukawa, K.Nonobe: CAMP-ISIJ, 15 (2002), 839
- 48) 小坂周一郎, 吉原光夫, 林 浩史, 岩田勝吉, 塚口友一, 横谷真一郎: CAMP-ISIJ, 16 (2003), 949

第Ⅱ章 丸ビレット連続 casting に対するウッドメタルを用いた実験による旋回流付与型浸漬 ノズルの casting 内流動形成作用の解明

1. 緒言

casting 面積の小さい丸ビレット連続 casting には、吐出流による凝固シェルの再溶解を避けるために、一般に吐出流の水平方向への広がり小さい円筒状の単孔浸漬ノズルが用いられる。単孔浸漬ノズルの一例を Fig.2-1 に示す。単孔浸漬ノズルを用いると、吐出流が casting 内に深く浸入し casting 内部の溶鋼過熱度が增大するとともに casting 内溶鋼表面温度が低下する傾向がある。その結果、casting 中心部および表層部の品質悪化や、モールドパウダーの溶融不良といった問題が生じる。これらの問題への対策として、丸ビレット連続 casting には、一般に casting 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 casting に適用される casting 内電磁攪拌は、casting 中心部の等軸晶率の向上やポロシティの縮小、あるいは casting 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¹⁾⁻⁹⁾。

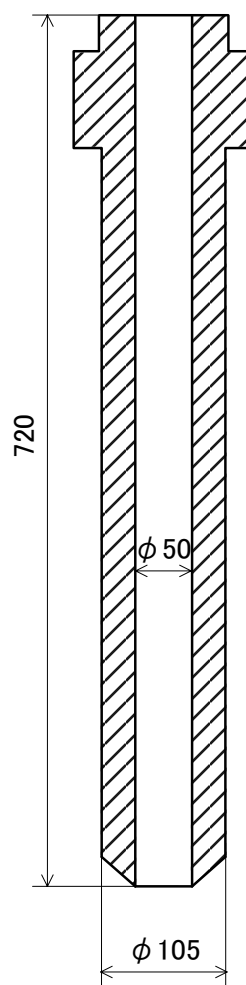


Fig. 2-1. Schematic diagram of single port submerged entry nozzle for round billet casting.

旋回流付与型浸漬ノズルを鋼の連続鑄造プロセスに適用するという本研究の第1段階として、単純な構造の円筒状単孔浸漬ノズルを用いる丸ビレット連続鑄造において旋回流付与型浸漬ノズルの開発を進めることとした。本章では、浸漬ノズル内の旋回流が鑄型内の溶鋼流動に及ぼす影響を、ウッドメタルを用いた実験によって解明しようと試みた。ウッドメタルを用いた理由は、丸ビレット連続鑄造実機に装備されている鑄型内電磁攪拌を、本試料を用いた実験によって再現できるためである。

本章における研究目的は、浸漬ノズル内において形成された旋回流が、その遠心力の作用によって丸ビレット鑄型壁に沿った上昇流を発生させる条件を、鑄型内電磁攪拌と組み合わせた場合を含めて明らかとすることである。このような上昇流の形成は鑄型内下降流を抑制し、鑄造された丸ビレットの表層部ならびに内部の品質を改善することが期待される。

2. 実験条件

Fig.2-2 にウッドメタルを用いた丸ビレット連続鋳造(模擬)実験装置の概要を示す。浸漬ノズル、湯面レベルセンサー、湯面レベル制御槽、ウッドメタルタンクを含む実験装置はステンレススチールと耐熱ガラスの素材を用いて構成した。鋳型と配管に設置された計 10 個の熱電対と配管に巻かれたヒーターを用いてウッドメタルの温度を 383K に保った。ウッドメタルの循環には電磁ポンプを用い、循環流量は電磁流量計によって計測した。浸漬ノズル内旋回流と鋳型内電磁攪拌流との相互作用を解明することを目的に、鋳型外周には 16 個の鉄心から成る 60Hz 交流電源によって駆動される電磁攪拌コイルを設置した。

Table 2-1 にはウッドメタル実験条件を示す。実験装置のサイズは、住友金属工業(株)和歌山製鉄所(現、(株)住金鋼鉄和歌山)の丸ビレット連続鋳造機の $\phi 225\text{mm}$ 鋳型に対してフルード数を近似するように設定した。鋳型内のウッドメタルの流速は、Fig.2-3 に示す Vives 型の電磁式流速計を用いて測定した。ウッドメタルの組成は、50Bi-25Pb-12.5Sn-12.5Cd/mass%、液相線温度は 345K である。

Table 2-2 および Fig.2-4 には、ウッドメタル実験用の旋回流付与型浸漬ノズルの仕様を示す。浸漬ノズル内の旋回流は、毎秒最大 15 回転するインペラーによって発生させた。インペラー直上における浸漬ノズル内壁近傍の回転方向流速は最大 1.13m/s であった。

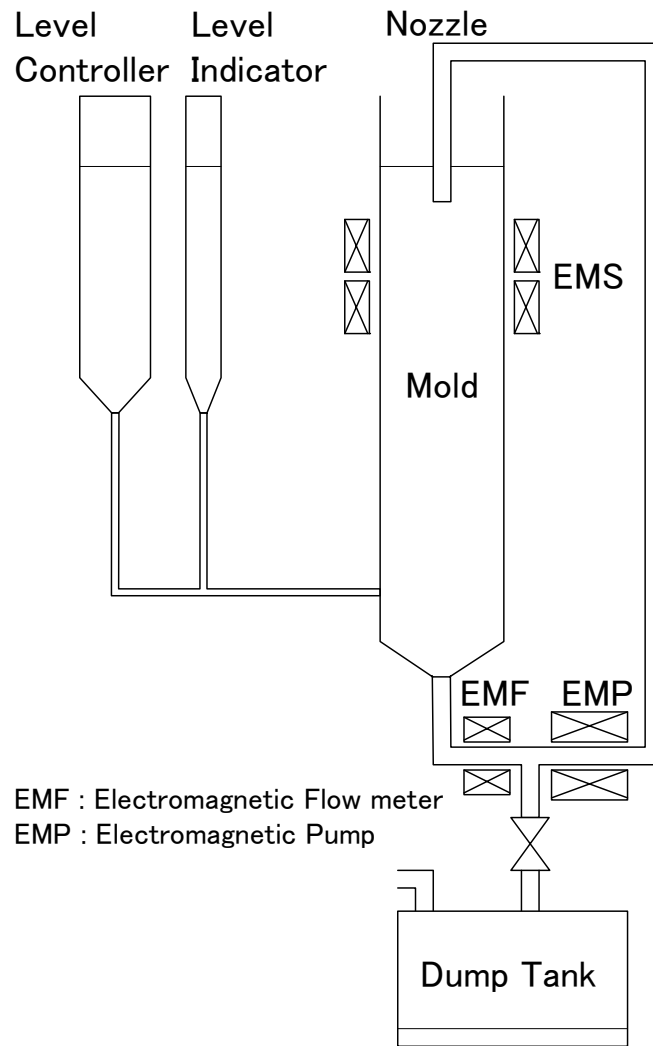


Fig. 2-2. Schematic diagram of wood-metal experimental apparatus

Table 2-1. Conditions of wood-metal experiment

Module Rule		Fr approximation 1/1.69
Physical Properties of Wood Metal	Density (kg/m ³)	9550
	Viscosity (Pa.s)	0.0032
Mold Size	Diameter (mm)	φ133 (It corresponds to φ225)
Nozzle Size	Diameter (mm)	φ24 (Inner), φ62 (Outer)
	Immersion Depth(mm)	20
Flow Condition	Flow Rate (cm ³ /s)	250 (It correspond to 1.41m/min)
	M-EMS	With (15A) / Without

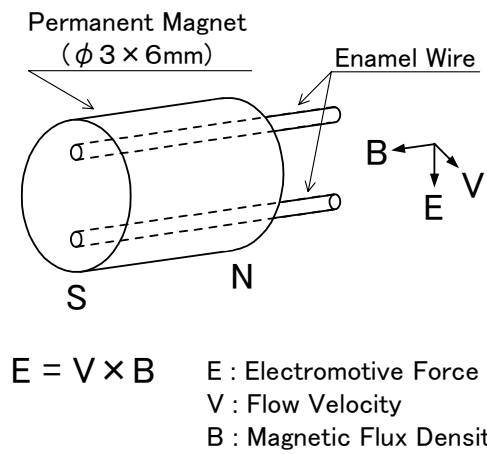


Fig. 2-3. Vives type sensor

Table 2-2. Swirling flow nozzle properties for wood-metal experiment

Items	Specifications
Type	Mechanical rotating impeller
Rotation rate of impeller	Max. 15 s^{-1}
Inner diameter of main body	$\phi 24$
Outlet port	R60 extended single port

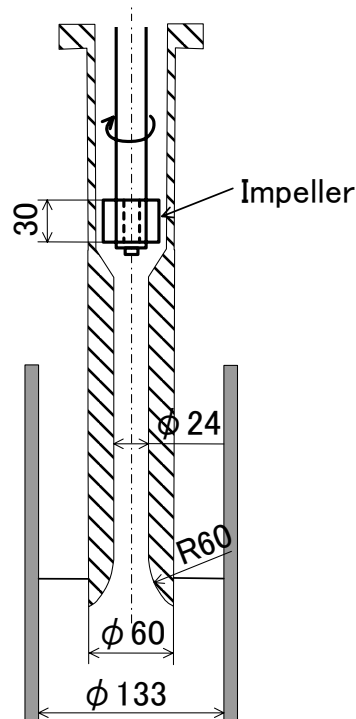


Fig. 2-4. Swirling flow nozzle for wood-metal experiment (mm in length)

3. 実験結果

3-1. 鋳型内攪拌能力

丸ビレット連続鋳造実機には鋳型内電磁攪拌が装備されているので、鋳型内電磁攪拌流と浸漬ノズル内旋回流とが相互に影響を及ぼす状況を検討する必要があった。ここではまず、鋳型内電磁攪拌と浸漬ノズル内旋回流がそれぞれ単体で形成する鋳型内回転流を評価した。鋳型内回転流速は、Fig.2-5 に示すように鋳型壁から 5mm 離れた線上において測定した。

Fig.2-6 には、鋳型内電磁攪拌と浸漬ノズル内の旋回流それぞれを独立して付加した場合の、Fig.2-5 に示した測定線上において測定された周方向流速 V_θ のメニスカスから下方への分布を示す。Fig.2-6 において、黒丸は電磁攪拌を単独で適用した時のメニスカスから下方への回転方向流速分布、白三角は浸漬ノズル内旋回流を単独で付与した時のメニスカスから下方への回転方向流速分布を示す。またFig.2-6 には鋳型内電磁攪拌の磁束密度分布を併せて示す。鋳型内電磁攪拌と浸漬ノズル内旋回流は回転方向を逆とした。ここでは、鋳型内電磁攪拌の回転方向を順方向、浸漬ノズル内旋回流の回転方向を逆方向と定義した。浸漬ノズル内に旋回流を付加するインペラーの回転速度は 10s^{-1} とした。

Fig.2-6 に示したように、鋳型内電磁攪拌は、浸漬ノズル内旋回流に比べて、鋳型内のウッドメタルの回転運動に大きなエネルギーを付加することを確認できた。電磁攪拌は鋳型内の測定領域において、最も流速が小さい湯面近傍で 10cm/s 以上、最大 25cm/s 以上の V_θ でウッドメタルを回転させたのに対し、浸漬ノズル内で回転するインペラーは、湯面近傍の限られた領域でウッドメタルを回転させるに過ぎず、 V_θ の最大値は 10cm/s に満たなかった。

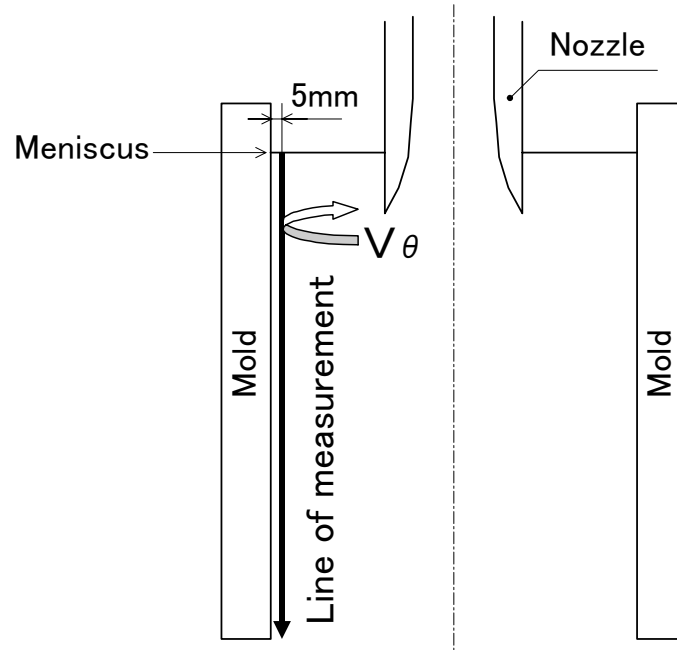


Fig.2-5. Measurement line of V_θ

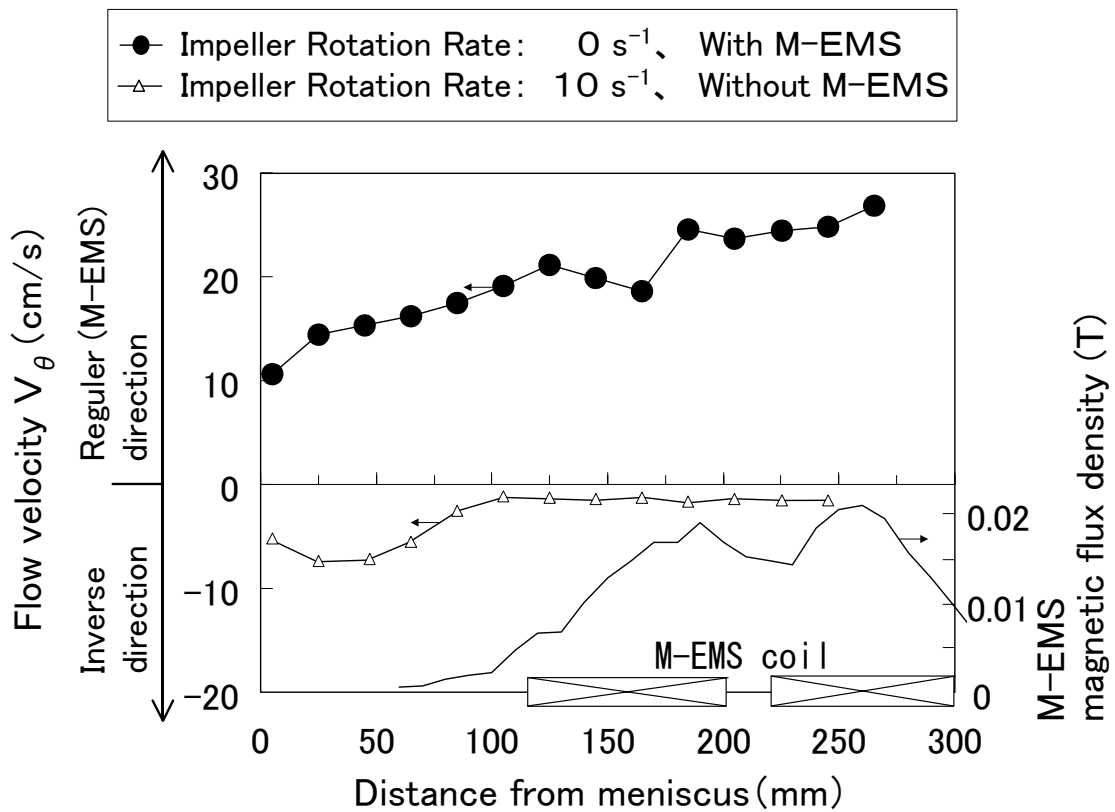


Fig.2-6. Influence of M-EMS and swirling flow in nozzle on V_θ

3-2. 鋳型内電磁攪拌と旋回流付与型浸漬ノズル組み合わせ時の鋳型内流動

前項において、鋳型内回転流形成に及ぼす鋳型内電磁攪拌および浸漬ノズル内旋回流に対して個々の作用を明らかにした。本項では、これらを組み合わせて付加した場合に鋳型内に形成される流動を調査した結果を述べる。

Fig.2-7 には、後述の Fig.2-8 から Fig.2-13 に示す鋳型内流速の測定位置および方向を図中の●印で示す。鋳型壁近傍の測定箇所における回転方向の流速 V_θ と上昇流 V_u とを測定し、遠心力による浸漬ノズルからの吐出流が半径方向に広がり、鋳型壁に沿った上昇流を形成する様子を確認することを試みた。

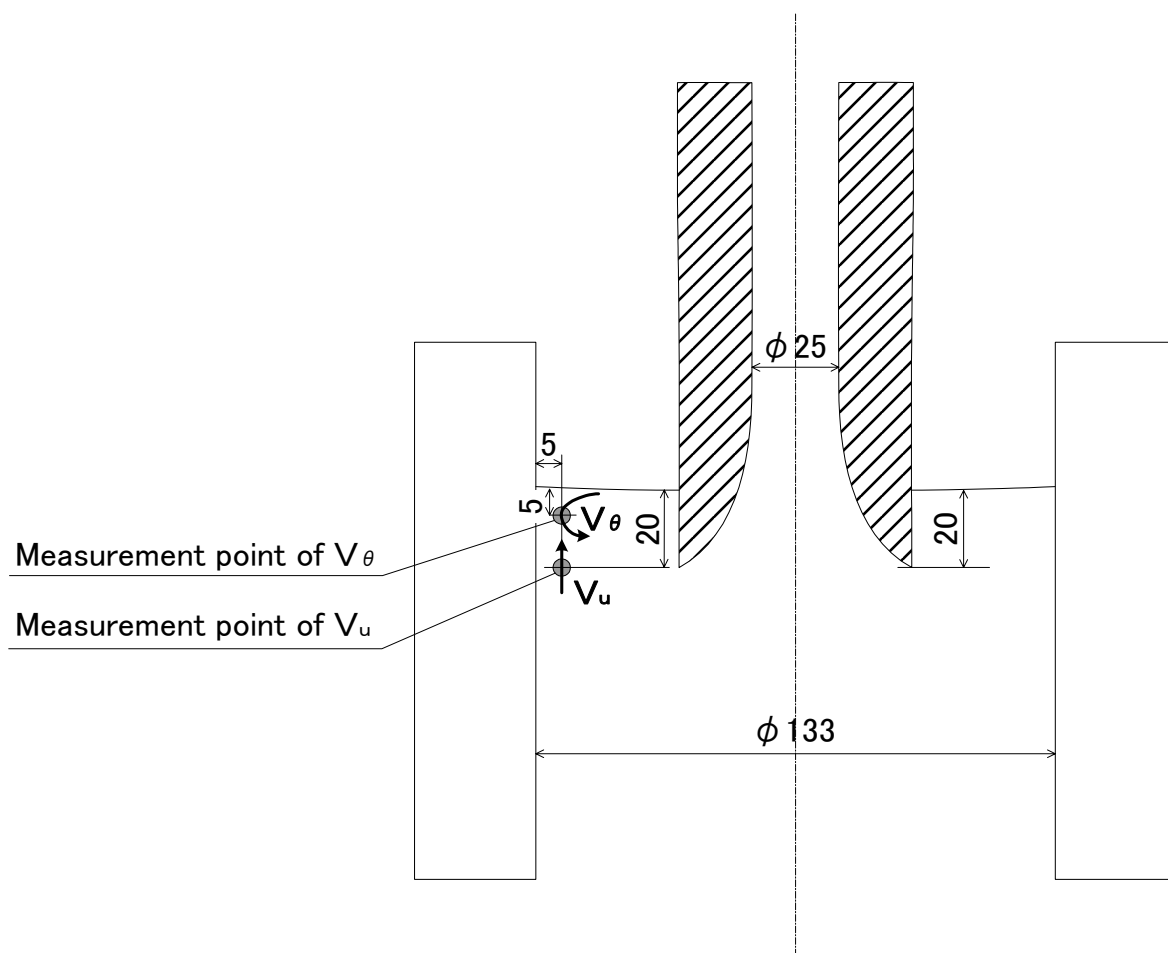


Fig.2-7. Point of flow velocity measurement (mm in length)

Fig.2-8 および Fig.2-9 には、鑄型内電磁攪拌を適用しない場合の、 V_θ および V_U に及ぼす浸漬ノズル内インペラー回転速度の影響についての結果を示す。これらの図から明らかなように、浸漬ノズル内インペラー回転速度の上昇に伴って、 V_θ 、 V_U ともに、その絶対値はほぼ線形的に増大した。これらの結果から、旋回流付与型の浸漬ノズルは単独でも丸ビレット鑄型内に上昇流を形成する能力を有することが確認できた。

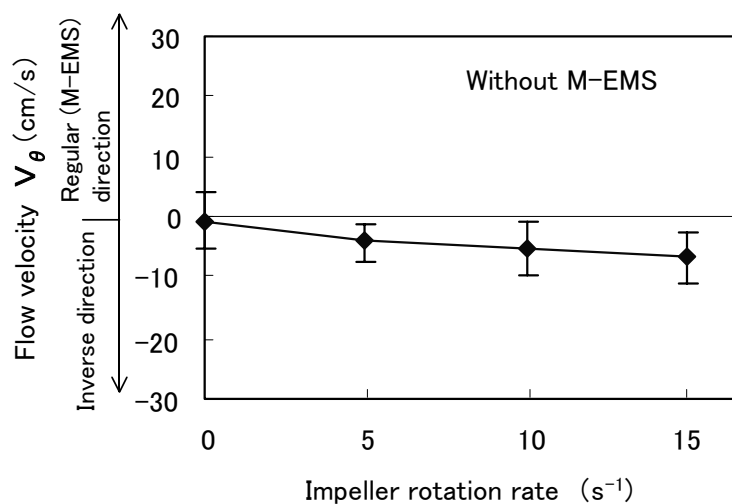


Fig.2-8. Influence of swirling flow intensity on V_θ without M-EMS
(Swirling flow rotates in inverse direction)

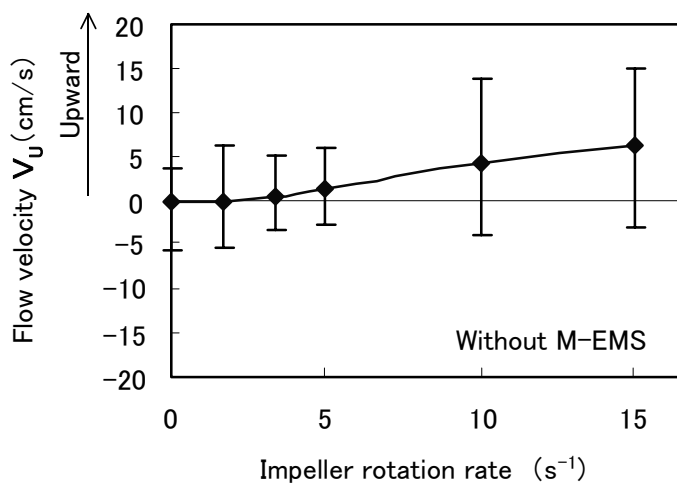


Fig.2-9. Influence of swirling flow intensity on V_u without M-EMS

Fig.2-10 および Fig.2-11 には、鋳型内電磁攪拌を適用し、同時に鋳型内電磁攪拌と同一回転方向の浸漬ノズル内旋回流を付加した場合の V_θ および V_U に及ぼす浸漬ノズル内インペラー回転速度の影響についての結果を示す(この回転方向の組み合わせを、以下、RR 条件と記す)。これらの図から、浸漬ノズル内のインペラー回転速度は、 V_θ 、 V_U に影響しないことが明らかとなった。すなわち、RR 条件下では、浸漬ノズル内旋回流が鋳型内流動に及ぼす影響は無視できる程度に小さいことがわかった。

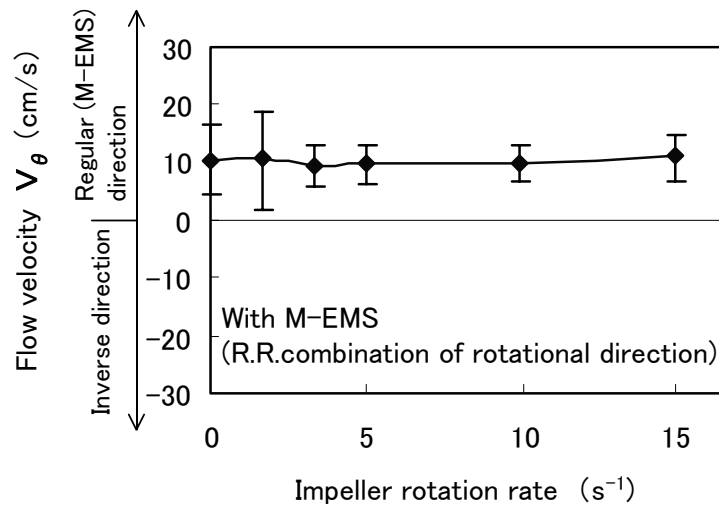


Fig.2-10. Influence of swirling flow intensity on V_θ with M-EMS

(Swirling flow rotates in same direction of M-EMS)

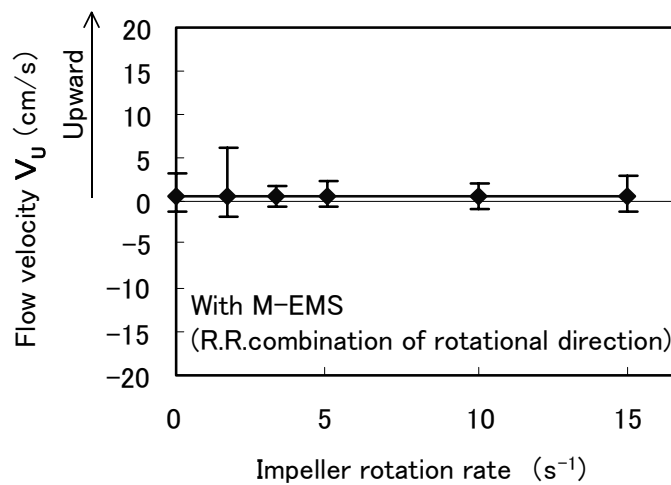


Fig.2-11. Influence of swirling flow intensity on V_u with M-EMS

(Swirling flow rotates in same direction of M-EMS)

Fig.2-12 および Fig.2-13 には、鋳型内電磁攪拌を適用し、同時に鋳型内電磁攪拌と逆回転方向の浸漬ノズル内旋回流を付加した場合の V_θ および V_U に及ぼす浸漬ノズル内インペラー回転速度の影響についての結果を示す(この回転方向の組み合わせを、以下 IR 条件と記す)。これらの図から、浸漬ノズル内のインペラー回転速度が比較的小さい場合には、 V_θ および V_U の測定値は、RR 条件下におけるそれらと同等であるがインペラー回転速度の増大につれて、 V_θ および V_U は鋳型内電磁攪拌を適用しない場合の値とほとんど同じ程度に収束することが確認できた。

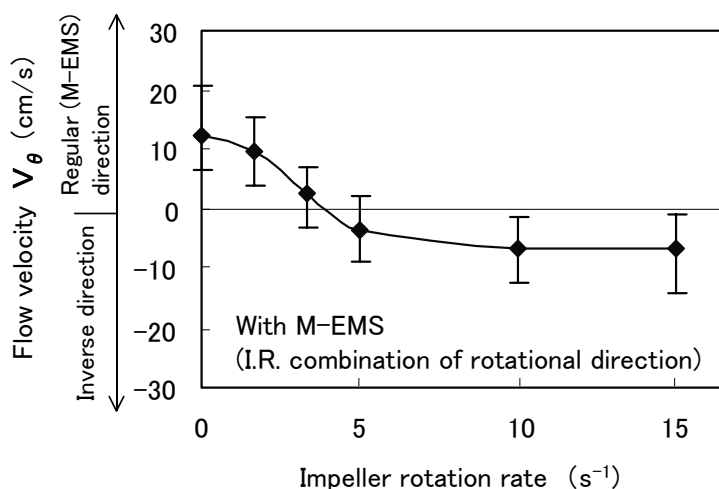


Fig.2-12. Influence of swirling flow intensity on V_θ with M-EMS
(Swirling flow rotates in inverse direction of M-EMS)

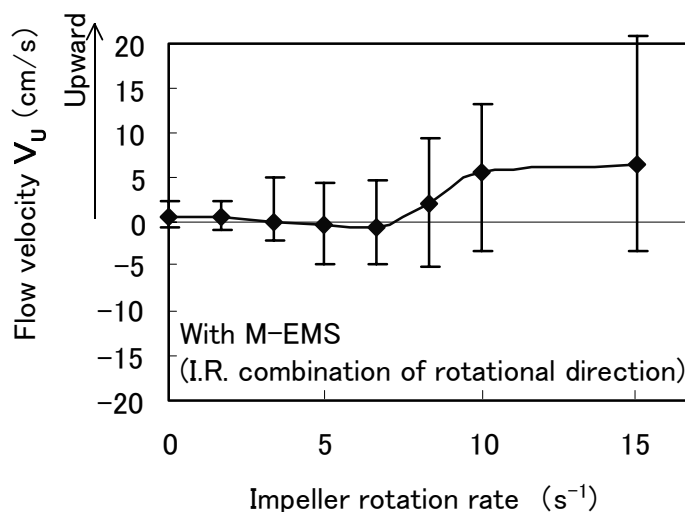


Fig.2-13. Influence of swirling flow intensity on V_u with M-EMS
(Swirling flow rotates in inverse direction of M-EMS)

すなわち IR 条件下においては、浸漬ノズル内旋回流の強さが鋳型内電磁攪拌強度に対してあるしきい値を超えると、湯面近傍の流動は電磁攪拌を適用しない場合と似たパターンに変化すると考えられる。このような IR 条件下における実験結果は、逆回転方向でかつ適当な強度バランスで鋳型内電磁攪拌と浸漬ノズル内旋回流とを組み合わせたときに、鋳型内湯面への熱・物質移動が生じるという数値流動解析結果¹¹⁾と合致する。

Fig.2-14 には、鋳型内電磁攪拌と浸漬ノズル内旋回流とを組み合わせ付加し、それぞれの組み合わせ条件において、Fig.2-5 に示した鋳型壁に沿った鉛直線上における回転方向流速 V_θ のメニスカスから下方向への分布を測定した結果を示す。

同図より、RR 条件下(白四角□と白三角△)では、 V_θ の分布は浸漬ノズル内旋回流を付加せず鋳型内電磁攪拌のみを適用した場合の分布(黒丸●)とほとんど同じであった。この結果は、RR 条件下においては、浸漬ノズル内旋回流が形成する鋳型内流動がより強い鋳型内電磁攪拌流に同化・吸収される現象を表すと考えられる。

一方、IR 条件下(黒四角■と黒三角▲)では、 V_θ の分布は、湯面から100mm 下までの間は鋳型内電磁攪拌を適用せずに浸漬ノズル内旋回流のみを付加した場合の分布(網掛け四角◻および網掛け三角◻)と類似していた。一方、鋳型の下部(湯面下 200mm 以深)では、 V_θ の分布は、浸漬ノズル内旋回流を付加せず鋳型内電磁攪拌のみを適用した場合の分布(黒丸●)とほとんど同じであった。これらの結果は、鋳型内の流動がふたつの領域、すなわち湯面～100mm 下までの浸漬ノズル内旋回流が形成する流動領域と、鋳型下部(湯面下 200mm 以深)の鋳型内電磁攪拌が形成する流動領域に明確に分離し、湯面下 100mm～200mm の遷移領域を除くと、それらの領域の流動は相互にほとんど影響を及ぼさないと考えられる。

旋回流付与型浸漬ノズルを鋼の丸ビレット連続鋳造に適用する場合、鋳型に比べて径が小さい浸漬ノズル内において付加できる回転運動のエネルギーには限りがある。そのため、本ウッドメタル実験と同様に、鋳型内電磁攪拌が浸漬ノズル内旋回流による攪拌に比べて鋳型内の回転運転に大きなエネルギーを付加する状況となる。このような条件下において浸漬ノズル内の旋回流を利用して鋳型壁に沿った上昇流を形成するには、上述のように、鋳型内電磁攪拌を適用しないか、もしくは鋳型内電磁攪拌と浸漬ノズル内旋回流の回転方向の組み合わせを逆方向に設定する必要がある。鋳型壁に沿った上昇流の形成は、湯面の温度を測定することによって比較的容易に確認することができるので、第Ⅲ章で述べる丸ビレット連続鋳造実機での開発においては、鋳型内容鋼温度の測定を鋳型内流動パターンの変化を捉える主な手法として用いることとした。

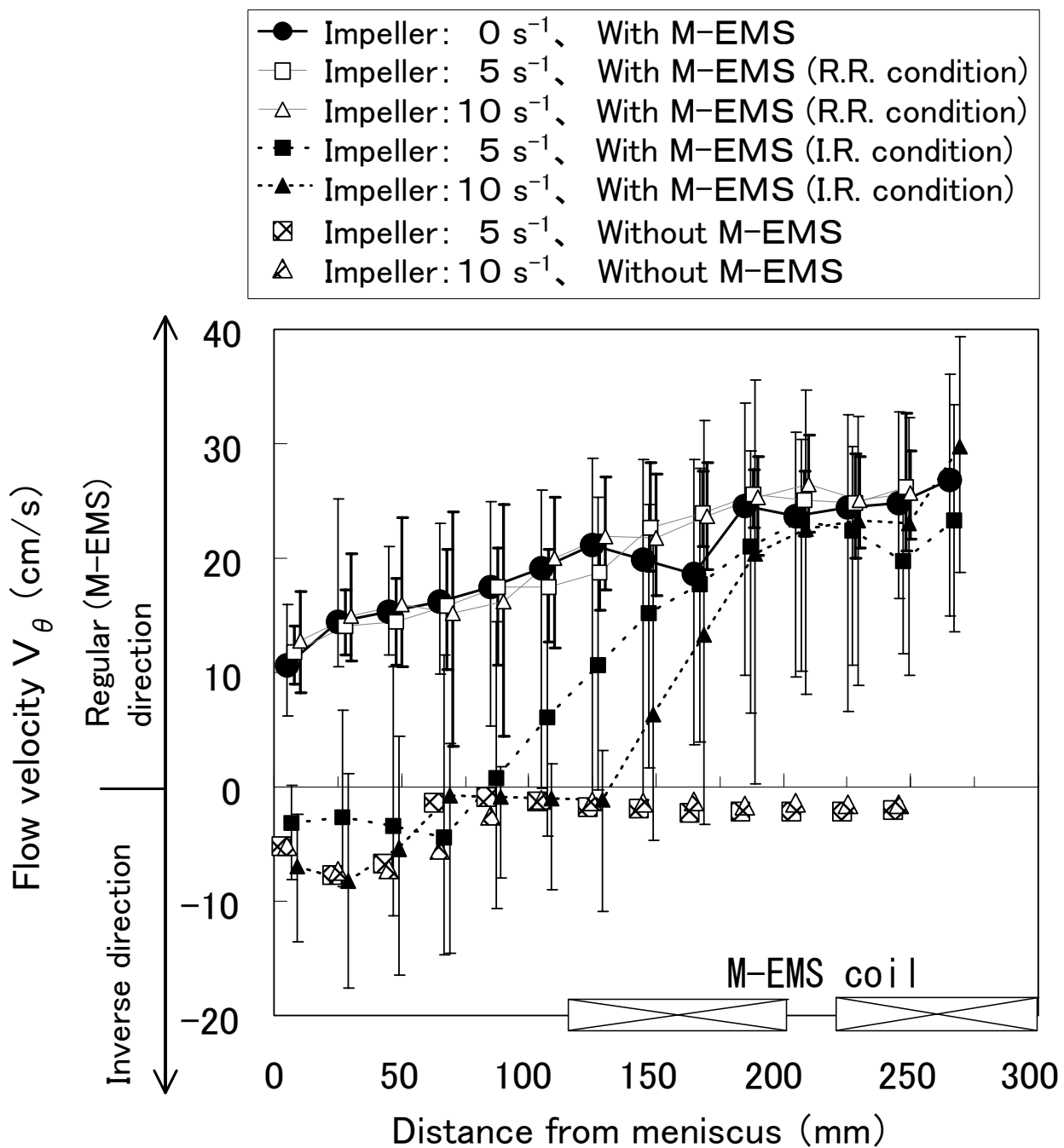


Fig.2-14. Combinational influence of M-EMS and swirling flow in nozzle on V_θ

4. 考察

丸ビレット連続鋳造に旋回流付与型浸漬ノズルを適用する場合、少なくとも鋳型内電磁攪拌を適用しない条件下において、鋳型壁面に沿った上昇流が生じる強さの旋回流を浸漬ノズル内に形成しなければ、その効果を確認することは困難であると考えられる。本項では、そのような観点から、浸漬ノズル内で形成すべき旋回流の強さを、スワール数 $S_w^{10)}$ をパラメータとして求めることを試みた。

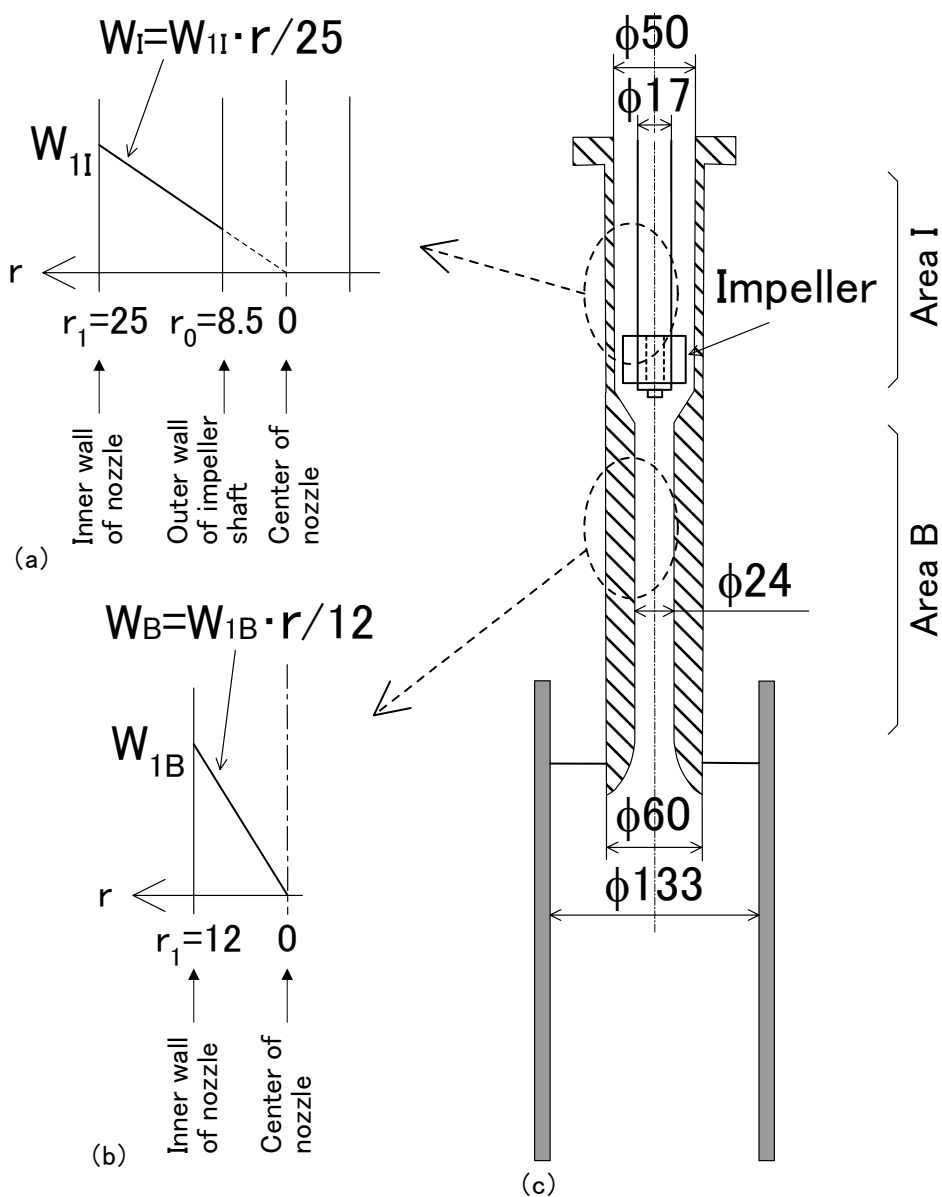


Fig.2-15. Assumption of rotational flow rate distribution in nozzle (mm in length)

まず、浸漬ノズル内の旋回流を、以下のように見積もった。

浸漬ノズル内における回転方向の流速分布を、Fig.2-15 に示すように剛体回転する強制渦と仮定した。このとき、ノズル内径を r_1 、内壁近傍の最大流速を W_1 とすると、任意の半径位置 r における回転方向流速 W は、(2-1) 式のように表される。

$$W = W_1 \frac{r}{r_1} \quad \dots\dots(2-1)$$

半径 r で回転する単位体積の質量を m として、その角運動量 M_a は、(2-2) 式のように表される。

$$M_a = m \cdot W \cdot r \quad \dots\dots(2-2)$$

ここで、速度 W で回転する半径方向の厚み dr 、軸方向長さ dl の円筒状の微小体積を仮定すると、その質量 dm は流体の密度を ρ として(2-3)式、角運動量 dM_a は、(2-4) 式のように表される。

$$dm = \rho \cdot dl \cdot 2\pi r \cdot dr \quad \dots\dots(2-3)$$

$$dM_a = dm \cdot W \cdot r \quad \dots\dots(2-4)$$

(2-1) 式および(2-3) 式を(2-4) 式に代入して積分すると、角運動量を与える(2-5) 式が得られる。

$$M_a = 2\pi\rho \cdot dl \frac{W_1}{r_1} \int_{r_0}^{r_1} r^3 \cdot dr \quad \dots\dots(2-5)$$

角運動量が保存されるとして、(2-5) 式による計算値は、Fig.2-15 におけるインペラー回転領域 (Area I; $r_1=25\text{mm}$) と、本体領域 (Area B; $r_1=12\text{mm}$) において等しくなるはずである。すなわち、次の(2-6) 式が得られる。

$$M_a = 2\pi\rho \cdot dl_I \frac{W_{1I}}{25} \int_{8.5}^{25} r^3 \cdot dr = 2\pi\rho \cdot dl_B \frac{W_{1B}}{12} \int_0^{12} r^3 \cdot dr \quad \dots\dots(2-6)$$

ここで、非圧縮性流体であると仮定すると、質量保存の法則より、次の(2-7) 式で表されるインペラー回転領域 (Area I) における単位質量 m_I と、(2-8) 式で表される本体領域 (Area B) における単位質量 m_B とは等しくなるので、 dl_I と dl_B との間には(2-9) 式のような関係が成り立つ。

$$m_I = \int_{r_{0I}}^{r_{1I}} dm_I = 2\pi\rho \cdot dl_I \int_{r_{0I}}^{r_{1I}} r \cdot dr = \rho\pi \cdot dl_I (r_{1I}^2 - r_{0I}^2) \quad \dots\dots(2-7)$$

$$m_B = \int_{r_{0B}}^{r_{1B}} dm_B = 2\pi\rho \cdot dl_B \int_0^{r_{1B}} r \cdot dr = \rho\pi \cdot dl_B \cdot r_{1B}^2 \quad \dots\dots(2-8)$$

$$dl_B = \frac{r_{1I}^2 - r_{0I}^2}{r_{1B}^2} dl_I \quad \dots\dots(2-9)$$

インペラー回転領域における内壁近傍の回転流速 W_{1I} は、インペラー回転速度が最大 ($15s^{-1}$) のとき、1.13m/s と実測されている。この値を用い、浸漬ノズル内における回転方向流速の減衰を無視して、式(2-6)および式(2-9)から本体領域における内壁近傍の回転流速 W_{1B} を求めると、2.63m/s となる。また、本体領域における平均下降流速 $U_{ave.}$ は、Table 2-1 に示した流量と浸漬ノズルの断面積から、0.55m/s と求められる。

浸漬ノズル内のスワール数 S_W は、回転方向流速 W と、軸方向流速 U を用いて、(2-10)式のように表される¹⁰⁾。

$$S_W = \frac{2W_{ave.}}{3U_{ave.}} \quad \dots\dots(2-10)$$

ここで、剛体回転である強制渦においては、回転方向流速 W の平均値は、内壁近傍における W の最大値 W_1 を用いて、 $2/3W_1$ と表せる ($\because$ 回転方向流速が半径に比例する場合、全横断面に渡って回転方向流速 W を積分し、断面積で除した値は、 $2/3W_1$ となる) ので、(2-11)式が得られる。

$$S_W = \frac{4W_1}{9U_{ave.}} \quad \dots\dots(2-11)$$

以上のようにしてスワール数 S_W を計算した結果を Table 2-3 にまとめた。同表に示すように、インペラー回転速度が最大のととき、浸漬ノズル本体領域におけるスワール数は、2.11 と見積ることができた。

Table 2-3. Flow rate in nozzle at maximum impeller rotation rate.

Area	Items	Values	Notes
Impeller rotation area	Max. rotational flow rate W_{1I}	1.13m/s	Measured
Main body area	Max. rotational flow rate W_{1B}	2.63m/s	Calculated
	Ave. axial flow rate $U_{ave.}$	0.553m/s	
	Swirl number $S_W^{10)}$	2.11	

浸漬ノズル本体領域における回転流速 W が、インペラー回転速度に比例すると仮定すれば、Fig.2-9 あるいは Fig.2-13 の横軸（インペラー回転速度）は、Fig.2-16 に示すように、スワール数に置き換えることができる。Fig.2-16 は、鋳型壁に沿った上昇流の形成に及ぼす浸漬ノズル本体部におけるスワール数の影響を示している。

Fig.2-16 より、鋳型内電磁攪拌を適用しない場合には、鋳型壁に沿った上昇流は、スワール数 0.5 程度から僅かに立ち上がり、スワール数 0.7 以上において明確に形成されることがわかった。一方、鋳型内電磁攪拌を IR 条件の組み合わせで適用した場合には、鋳型壁に沿った上昇流はスワール数 1.0 以上において確認された。このように、鋳型壁に沿った上昇流が形成され始める臨界スワール数は鋳型内電磁攪拌強度の影響を受ける。丸ビレット連続鋳造用旋回流付与型浸漬ノズルを設計するにあたっては、少なくとも鋳型内電磁攪拌を適用しない条件において、鋳型壁に沿った上昇流を形成することが求められる。そこで、鋳型内電磁攪拌を適用しない場合に鋳型壁に沿った上昇流が形成され始めるスワール数 0.5 の意味について浸漬ノズルの吐出孔形状と関連付けて以下に考察する。

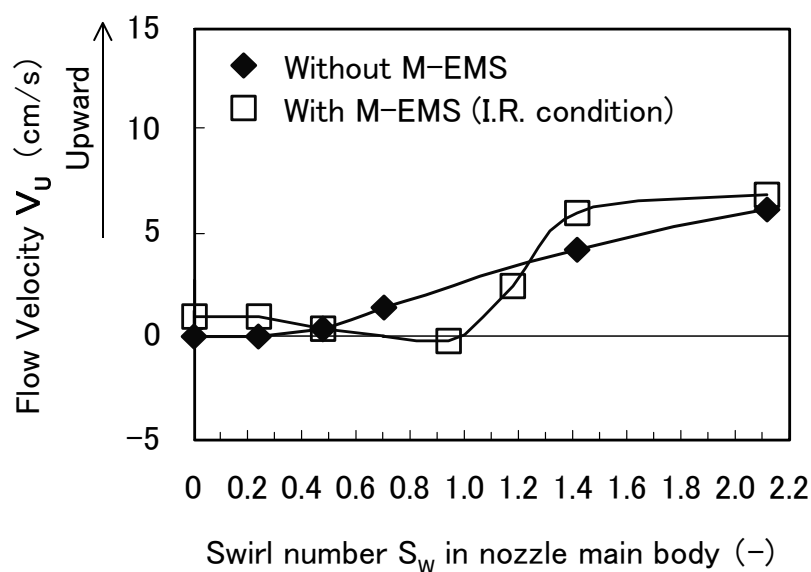


Fig.2-16. Influence of S_w in nozzle main body on V_u in mold

スワール数が 0.5 のとき、浸漬ノズル本体領域における内壁近傍の回転方向最大流速 W_1 は、Table 2-3 におけるスワール数と W_{1B} との関係を用いて、0.622m/s となる。下降流速 U が横断面内で一定とすると、鑄型内壁近傍の流れは、Fig.2-17 に示すように、鉛直方向から横向きに角度 $\delta = 48.4^\circ$ で広がって吐出しようとする。

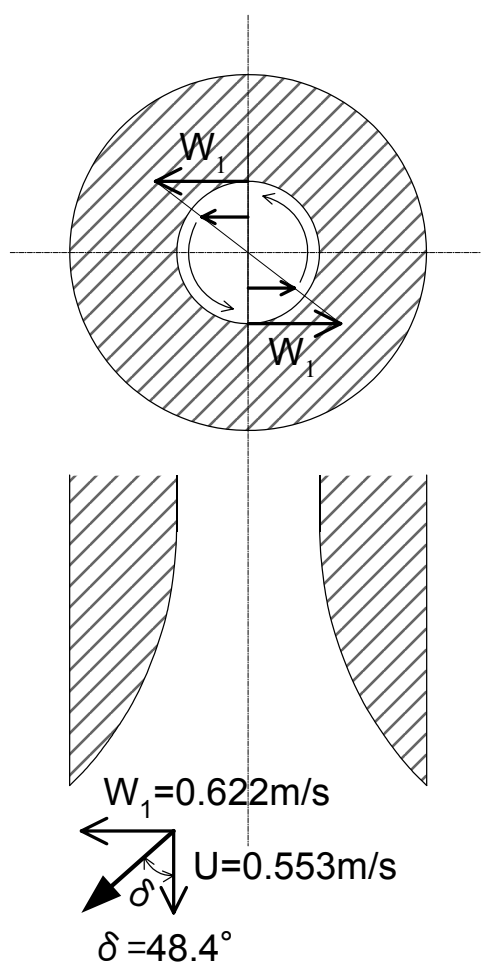


Fig.2-17. Outlet flow angle near nozzle inner wall estimated by W_1 and U

一方、吐出孔の拡管部位の広がり角度は、Fig.2-18 に示す吐出孔の詳細形状から明らかに、最も大きい吐出孔先端部で 45.6° である。このように、鑄型内において上昇流が形成され始める旋回強さにおいて浸漬ノズルからの吐出流が広がろうとする角度 δ (48.4°) と吐出孔先端部の広がり角度 (45.6°) とが類似していることから、吐出孔内壁から流れを剥離させないことが鑄型壁に沿った上昇流を形成する上で必要な条件であると考えた。実際には、拡管部位においては回転方向・下降方向の流速低下や、中心部における上昇流(吸い込み流)の形成など流動が複雑に変化するが、これらの変化を無視して大まかな設計指針を得るならば、吐出流の広がり角度 δ と同等もしくは小さな吐出孔の広がり角度に設計することが鑄型壁に沿った上昇流を形成する上で必要な条件となる。

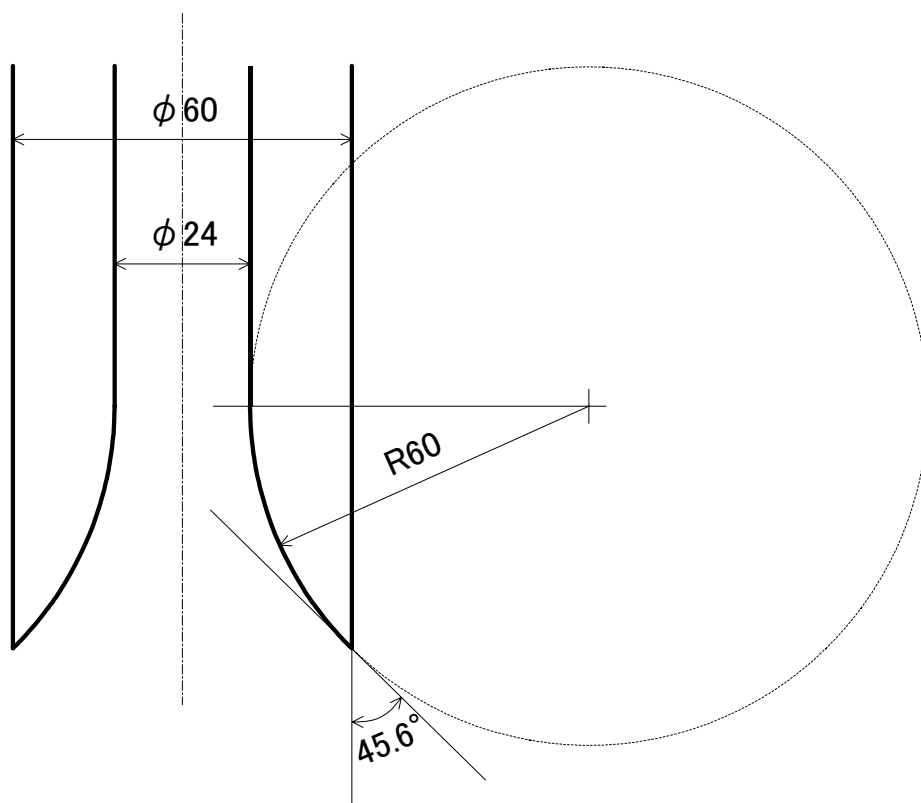


Fig.2-18. Extended angle at edge of nozzle port

ここで、浸漬ノズル本体部におけるスワール数 S_w を用いると、吐出流広がり角 δ は(2-12)式のように求められる。

$$\delta = \tan^{-1}\left(\frac{9}{4}S_w\right) \dots\dots(2-12)$$

丸ビレット連続 casting 実機への旋回流付与型浸漬ノズルの適用にあたっては、利用できるタンディッシュー鑄型間ヘッド差や流路断面積確保の観点等から、得られるスワール数が制約される可能性がある。そのような場合には特に、(2-12)式の δ と同等以下の吐出孔広がり角度に設計することによって、吐出孔における流れの剥離が抑制され、鑄型壁に沿った上昇流を形成することが可能となる。

5. 結言

丸ビレット連続鋳造における旋回流付与型浸漬ノズルの開発にあたって、まずウッドメタルを用いた連続鋳造実験によって浸漬ノズル内の旋回流が鋳型内流動に及ぼす影響について調査した。丸ビレット連続鋳造に用いられる円筒状の単孔浸漬ノズルと丸断面鋳型とを組み合わせると、浸漬ノズル内から鋳型内にかけての流動が単純なゆえに、浸漬ノズル内に付与した旋回流が鋳型内流動に及ぼす影響を評価することが容易である。本章における実験の結果、以下の事柄が明らかになった。

(1) 鋳型壁に沿った上昇流が形成される浸漬ノズル内スワール数の臨界値は 0.5 であることを見出した。この値は拡張形状の吐出孔内壁から流れが剥離しない臨界値を示すと考えられる。

(2) 鋳型内電磁攪拌と、浸漬ノズル内旋回流とを組み合わせる場合、両者の回転方向を逆とした上で回転強さのバランスを適正に制御すると、鋳型内電磁攪拌を適用しない場合と同等の鋳型壁に沿った上昇流が得られることが明らかとなった。このとき、浸漬ノズル内旋回流が形成する鋳型上部の流動領域と、電磁攪拌による鋳型下部の回転流領域とが、それぞれ独立して存在することがわかった。

6. 参考文献

- 1) 坂元克己,山本泰五,大川博通,西淳一,初瀬洋治,森田健一:鉄と鋼, 73 (1987), 321-326
- 2) 竹内英麿,松村省吾,山宮昌夫,土田英典:鉄と鋼, 72 (1986), S974
- 3) 竹内英麿,松村省吾,鈴木康夫,福山尚志,柳井隆司,山宮昌夫:鉄と鋼, 71 (1985), S209
- 4) 山本裕則,山上諄,石坂祥,小林周司,松村千史,菅原功夫:鉄と鋼, 71 (1985), S207
- 5) 友野宏,人見康雄,辻田進:鉄と鋼, 70 (1984), S224
- 6) 綾田研三,藤本孝彦,森隆資,若杉勇,小島勢一,杉岡哲也,加藤外康,堂谷成一:鉄と鋼, 69 (1983), S271
- 7) 萩原利明,滝正彦,木村和成,竹内正幸,中谷元彦:鉄と鋼, 67 (1981), S836
- 8) 飯田義治,児玉正範,加藤安功,岡野忍,新庄豊,森勝彦:鉄と鋼, 66 (1980), S799
- 9) 山中章裕,太田晃三,照沼正明,辻田進,阿部俊治:鉄と鋼, 84 (1998), 609-616
- 10) S.Yokoya, S.Takagi, M.Iguchi, K.Marukawa, W.Yasugaira and S.Hara: ISIJ Int., 40(2000), 584-588
- 11) S.Yokoya, S.Takagi, Y.Tsukaguchi, M.Iguchi, S.Hara and K.Marukawa: CAMP-ISIJ, 15(2002), 160

第Ⅲ章 丸ビレット連続 casting における旋回流付与型浸漬ノズルの開発

1. 緒言

捻り板状の旋回羽根を内装した旋回流付与型浸漬ノズルを鋼の連続 casting プロセスに適用するための第1段階として、単純な構造の円筒状単孔浸漬ノズルを用いる丸ビレット連続 casting において旋回流付与型浸漬ノズルの開発を進めることとした。丸ビレット連続 casting 機は多数の casting 型を有するので、旋回流付与型浸漬ノズルを適用する際に浸漬ノズルの損傷や閉塞が発生しても連続 casting 機全体の操業停止に至るリスクが小さい。また、 casting 片の品質に異常を生じた場合にも、その影響は旋回流付与型浸漬ノズルを適用した casting 型で casting した casting 片のみにとどまる。そのような観点からも、丸ビレット連続 casting 機は、後述のスラブの連続 casting において本格的に実機試験を始める前の試験連続 casting 機として適していた。

前章では、ウッドメタルを用いた実験によって、浸漬ノズル内の旋回流が casting 型内流動に及ぼす基礎的な作用や、 casting 型内電磁攪拌と組み合わせた際の casting 型内流動の変化を明らかにした。さらに、 casting 型内電磁攪拌を適用しない場合について、 casting 型内壁に沿った上昇流が形成される浸漬ノズルの設計指針を得ることができた。

本章では、前章の検討結果を基にして、丸ビレット連続 casting 実機用の旋回流付与型浸漬ノズルを設計し、 casting 試験に適用した結果について述べる。

丸ビレット連続 casting に用いられる単孔浸漬ノズルは、吐出流が casting 型内に深く浸入し casting 片内部の溶鋼過熱度が増大するとともに casting 型内溶鋼表面温度が低下する傾向があり、 casting 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溶融不良といった問題を生じる。丸ビレット連続 casting に用いる旋回流付与型浸漬ノズルの開発にあたっては、単孔浸漬ノズルが有する上記の問題を、電磁攪拌を適用せずに改善することを目標とした。

丸ビレット連続 casting 実機用の旋回流付与型浸漬ノズルは、浸漬ノズルの交換だけで装置改造を伴わずに試験が行えるように、捻り板状の旋回羽根を内装する方式とした。この方式では、浸漬ノズル内旋回流のスワール数が旋回羽根の形状および浸漬ノズル内径によって決定される。ノズルの設計にあたっては、実機試験における浸漬ノズルの損傷や閉塞のリスクが小さい旋回羽根の形状を定め、得られるスワール数を見積もった後、それに合う吐出孔の拡管形状を決定するという手順を踏むこととした。また、実機への適用の前に、設計した浸漬ノズルにおいて吐出孔内壁から旋回流が剥離しないことを数値流動解析によって確認した。

丸ビレット連続 casting 実機における試験では、 casting 型内溶鋼温度を測定することにより casting 型壁に沿う上昇流の形成条件を確認した。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 casting 型内溶鋼表面形状に及ぼす影響についても調査した。

2. 丸ビレット連続鑄造用旋回流付与型浸漬ノズルの設計

2-1. 旋回流形成効率

2-1-1. 水モデル実験

前章におけるウッドメタルを用いた実験の結果より、単孔浸漬ノズルに旋回流を付加する場合、浸漬ノズル内壁から旋回流を剥離させないという観点から、浸漬ノズル本体内のスワール数に応じて吐出孔の拡管形状(傾き)を決定すべきであるという設計指針が示された。浸漬ノズル内のスワール数を求めるにあたっては、捻り板状旋回羽根の形状と、得られる回転方向流速との関係を明らかにする必要がある。本項では、水モデル実験によって上記の関係を見積もった。

水モデル実験に用いた透明アクリル製ノズルの概要を Fig.3-1、その上部に内装した旋回羽根の形状を模式的に Fig.3-2 に示す。本実験においては、旋回羽根外径およびノズル内径を $D=80\text{ mm}$ 、旋回羽根の長さを $L=120\text{ mm}$ 、旋回羽根下端から流速測定高さまでの距離を $Z=160\text{ mm}$ とし、高さ方向に対して流速を測定した点を、角度 $\gamma=0, -45, -90, -135^\circ$ において壁面近傍(壁面から 2 mm)から横断面中心を通過して対向する壁面近傍まで(以下、半径位置 $R=38\sim-38\text{ mm}$ と表現)の位置とした。旋回羽根の捻り角は $\theta=180^\circ$ 、旋回羽根の厚みは 10 mm である。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 ($1.037\times 10^{-3}\text{ m}^3/\text{s}$) とした。

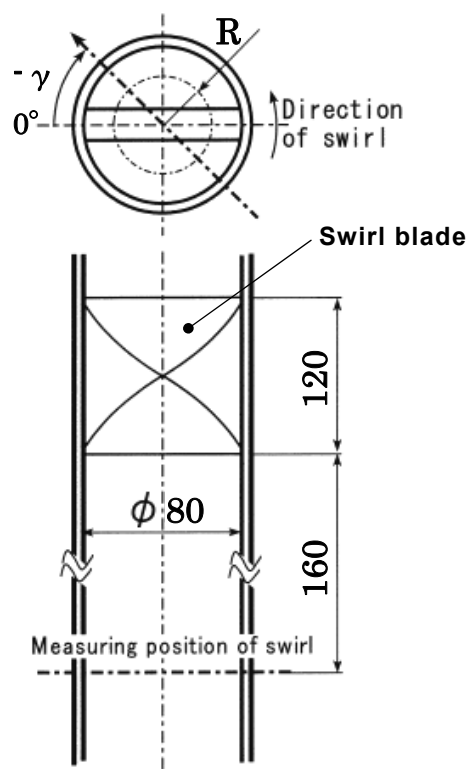


Fig. 3-1. Schematic view of swirling flow nozzle for water model experiment.

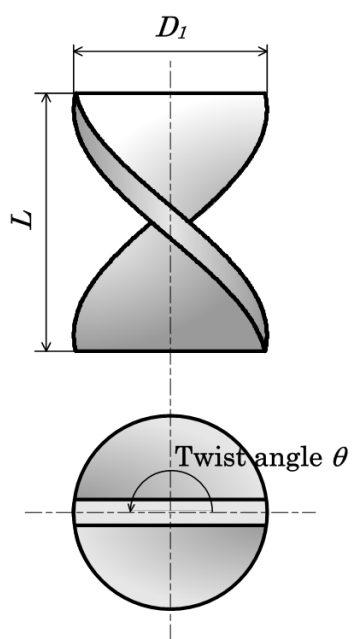


Fig. 3-2. Dimension of swirl blade

軸方向および回転方向の流速測定結果の半径方向に対する分布を Fig.3-3 に示す。
Fig.3-3 には、 $\gamma=0,-45,-90,-135^\circ$ における各3回の測定値を示している。

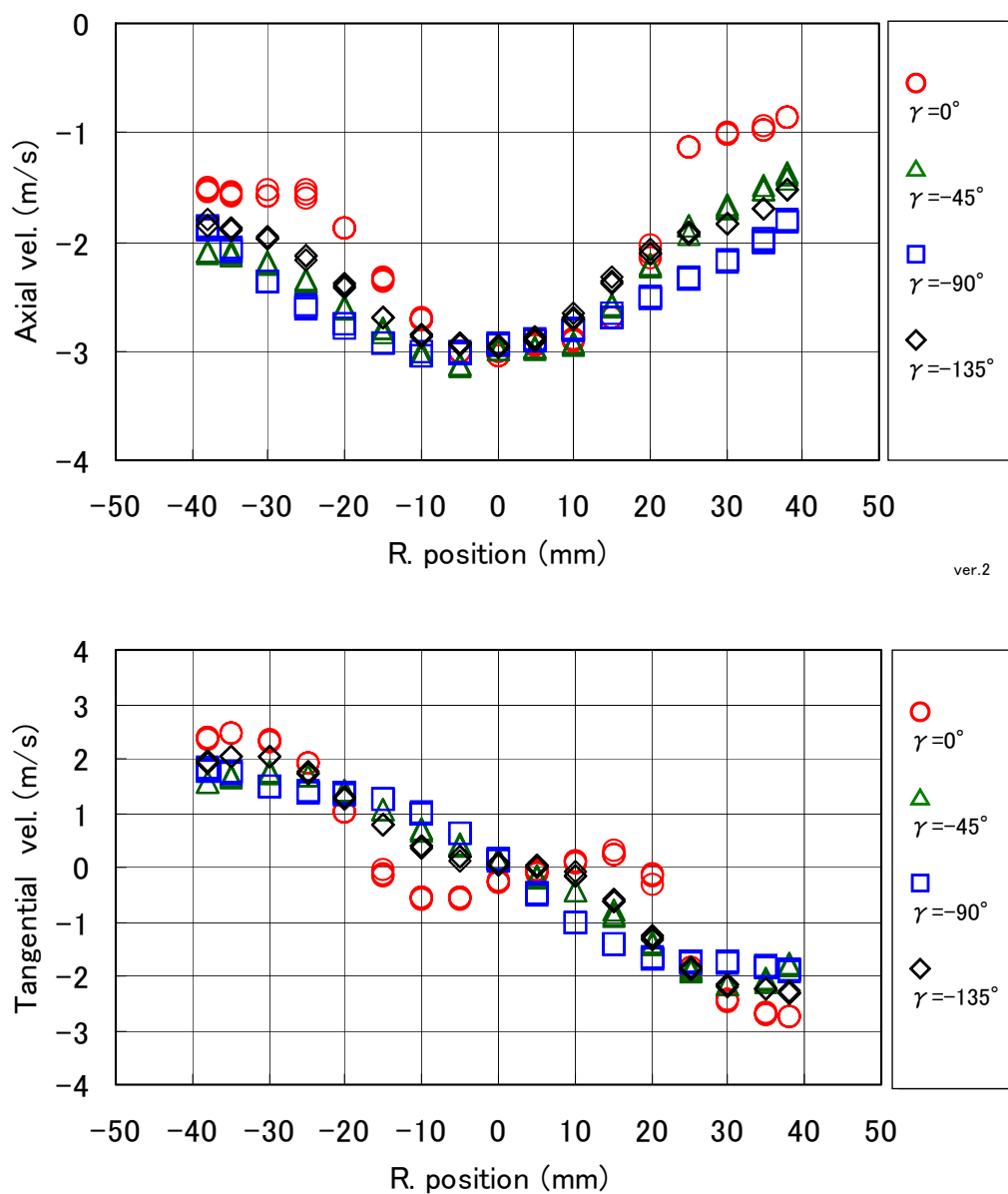


Fig. 3-3. Axial and tangential flow velocity with radial position for various γ

旋回羽根を通過した流れは、Fig.3-4 に示すように2重ラセン流となる。Fig.3-3 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ることを試みた。

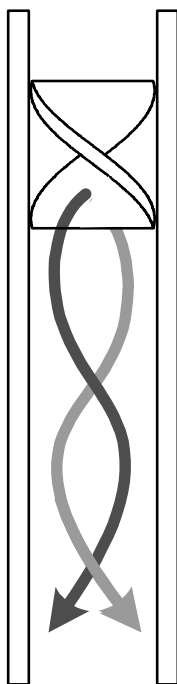


Fig. 3-4. Double spiral swirling flow

Fig.3-3 において、半径の 1/2 すなわち半径位置 $R = 20$ および -20mm の流速測定値を代表値として、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角度 γ との関係を Fig.3-5 に示す。Fig.3-5 中に示す2次の近似曲線から、総流速の最大値は半径位置 $R = 20\text{mm}$ に対して $\gamma = -89^\circ$ および半径位置 $R = -20\text{mm}$ に対して $\gamma = -81^\circ$ において得られ、平均すると $\gamma = -85^\circ$ において流速が最大となった。これより、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した。角度 γ は、Fig.3-1 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 $\gamma = 90^\circ$ の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.3-1 に示した実験条件においては、 $Z_R \div 156\text{ mm}$ となる。

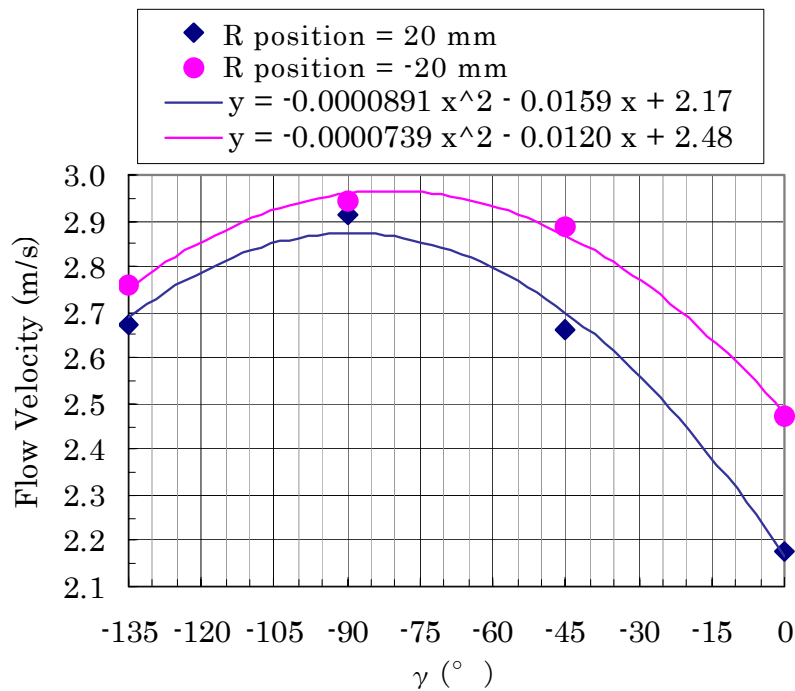


Fig.3-5. Relationship between flow velocity in nozzle and tangential position γ

2-1-2. 理想状態における旋回流

一方、旋回流が旋回羽根の捻り比通りに形成されて減衰しない理想状態を仮定した場合に
対して、旋回流が 180° 旋回するために要する下降距離 Z_l を以下のように見積った。

まず、浸漬ノズル形状および各部位での流速を Fig.3-6 のように規定した。Fig.3-6 において、 Q は流量、 D_l および S_l 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_l および V_2 は各断面での平均下降流速、 W_l および W_2 は各断面での旋回外周速度を示す。

Fig.3-6 に示す形状を有する旋回流付与型浸漬ノズルにおいて、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.3-7 のように表す。Fig.3-7 は、旋回羽根内における平均下降流速 V_l と旋回外周速度 W_l との比が、 180° 捻りに要する羽根長さ L と 180° 捻った羽根の外周長との比に等しいことを意味する。この関係を(3-1)式に示す。

$$\frac{W_l}{V_l} = \frac{D_l \cdot \theta}{2L} \quad \dots\dots(3-1)$$

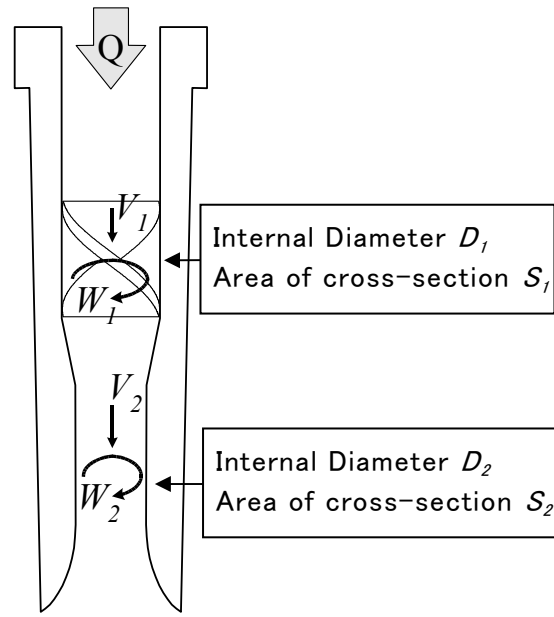


Fig. 3-6. Dimension of swirling flow nozzle

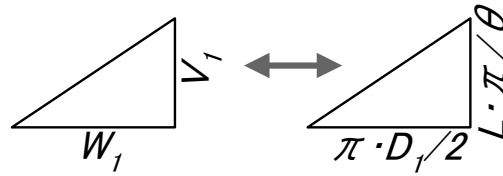


Fig. 3-7. Geometric relationship in velocity formed along circumferential part of swirl blade

また、角運動量保存の法則から、次式が成り立つ。

$$W_1 \cdot D_1 = W_2 \cdot D_2 \quad \dots\dots(3-2)$$

ここで、旋回羽根の捻り比 R_T を(3-3)式のように定義する。 θ は Fig.3-2 に示した捻り角 (単位: rad.) である。

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

(3-3)式および(3-1)式から、

$$R_T = \frac{\pi \cdot V_1}{2W_1} \quad \dots\dots(3-4)$$

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 θ の仮想旋回羽根の捻り比 R_{T2} を(3-5)式のように定義する。

$$R_{T2} = \frac{\pi \cdot V_2}{2W_2} \quad \dots\dots(3-5)$$

(3-5)式で定義した R_{T2} を用いて、 Z_I は(3-6)式のように表される。

$$Z_I = R_{T2} \cdot D_2 \quad \dots\dots(3-6)$$

また、非圧縮性流体を仮定して、 V_2 は(3-7)式のように表される。

$$V_2 = \frac{Q}{S_2} = \frac{4S_1 \cdot V_1}{\pi \cdot D_2^2} \quad \dots\dots(3-7)$$

(3-6)式に(3-5)式を代入し、さらに(3-7)式を代入した後、(3-2)式、(3-4)式を用いて変形すると、(3-8)式が得られる。

$$Z_I = \frac{4S_1 \cdot R_T}{\pi \cdot D_1} \quad \dots\dots(3-8)$$

(3-8)式および(3-3)式を用いると、旋回流が旋回羽根の外周形状から求まる捻り比通りに形成されて減衰しない理想状態に対して、旋回流が 180° 旋回するために要する下降距離 Z_I を浸漬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

(3-8)式および(3-3)式を用いて、Fig.3-1 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、(3-9)式のように 101 mm となった。

$$Z_I = \frac{4S_1 \cdot L}{\theta \cdot D_1^2} = \frac{4 \cdot 4229 \cdot 120}{\pi \cdot 80^2} \approx 101 \quad \dots\dots(3-9)$$

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(3-10)式のように定義した。

$$\alpha = \frac{Z_I}{Z_R} \quad \dots\dots(3-10)$$

(3-10)式および、既に求めた $Z_I=101$ 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を $\alpha=0.65$ と求めることができた。

2-2. 浸漬ノズル仕様の決定

2-2-1. 決定仕様

Fig.3-8 に、以下に述べる種々の検討結果から決定した丸ビレット連続铸造用旋回流付与型浸漬ノズルの形状を示す。

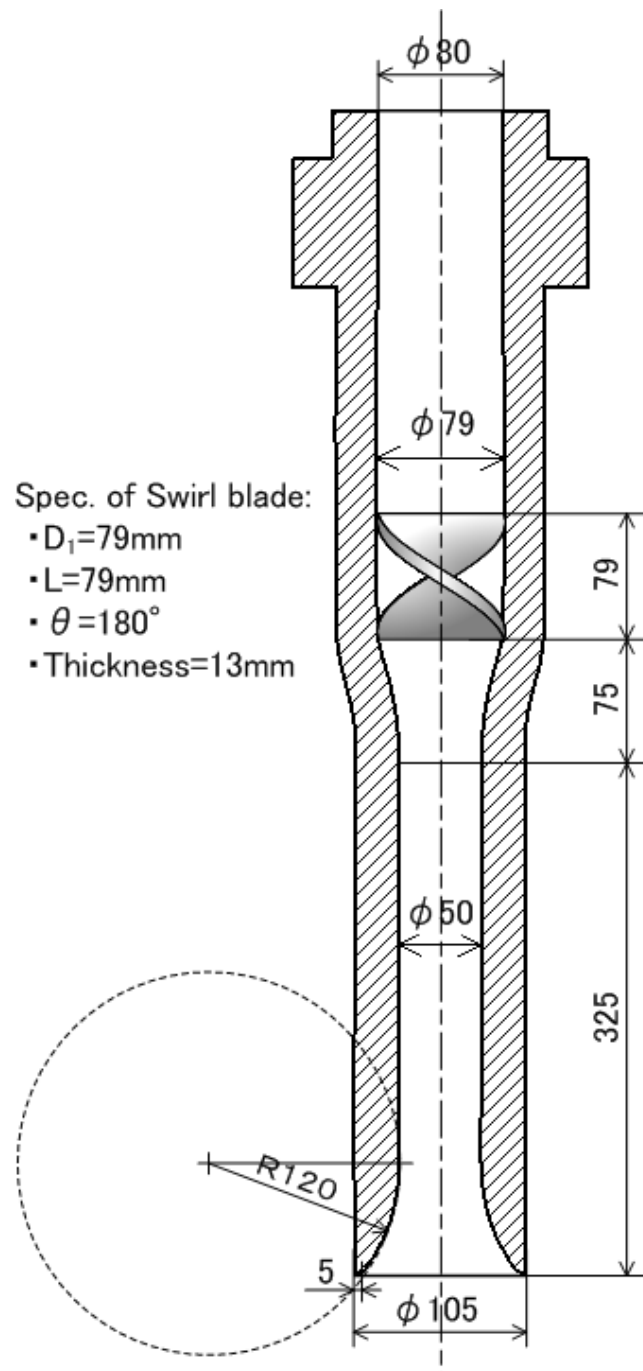


Fig. 3-8 Schematic view of swirling flow nozzle for round billet casting (mm in length)

Fig.3-8 において、旋回羽根の径は現状の連続鋳造機を改造することなく安全に適用できる浸漬ノズル内径の最大値から決定し、旋回羽根の厚みは強度と鋳造中の損耗とを考慮して13mmとし、旋回羽根の捻り角 θ は水モデル実験 (Fig.3-1) で実績がある 180° とした。捻り角が一定の場合、旋回羽根の高さが小さいほど大きなスワール数が得られる。一方、旋回羽根の高さが小さいと、溶鋼流路の上下間隔が狭まって閉塞の懸念が増す。旋回羽根の高さは、両者を考慮して直径と同じ79mmとした。旋回羽根の材質は、浸漬ノズル本体に用いられているものと同じアルミナ-グラファイト質を選定した。

浸漬ノズル下部では、小径の丸ビレット鋳型に容易に挿入できる外径と、損耗を考慮した耐火物の厚みから内径を決定した。旋回羽根の下流側において内径を絞ることは、旋回流の均等性を向上させる観点からも好ましいと考えられる¹⁾。径を絞った部位の長さは、浸漬ノズルを挿入した際の鋳型内作業を阻害しないという観点から、325mm を確保した。

上記のように各部位の形状を決定すると、残る設計要素は、吐出孔の拡管形状 (吐出部の内壁の傾き) のみとなる。この設計に対し、前章において得られた設計指針を活用して、旋回流を内壁から剥離させないという観点から検討を行った。

2-2-2. 本体部におけるスワール数

浸漬ノズル本体部における旋回流のスワール数を求めることができれば、前章の(2-12)式を用いて吐出孔の広がり角度を決定できる。

浸漬ノズル内の旋回流を下降流速が一樣で回転方向流速が半径に比例する強制渦であると単純化し、旋回流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、(3-2)式、(3-4)式、および流量 Q 、旋回羽根内装部の流路断面積 S_l を用いて浸漬ノズル本体部内壁近傍における回転方向流速 W_2 が(3-11)式のように求められる。

$$W_2 = \frac{\pi \cdot Q \cdot D_1}{2S_l \cdot R_T \cdot D_2} \quad \dots\dots(3-11)$$

スワール数は、下降流速と回転方向流速を用いて、前章の(2-10)式のように表される。

強制渦の場合、回転方向流速 W の平均値は、内壁近傍における W の最大値 W_2 を用いて、 $2/3W_2$ と表せる ($\because$ 回転方向流速が半径に比例する場合、全横断面に渡って回転方向流速 W を積分し、断面積で除した値は、 $2/3W_2$ 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(3-3)式、(3-11)式、ならびに前章の(2-10)式を用いて、Fig.3-6 に示した浸

漬ノズルの下部 (内径 D_2 の部位) におけるスワール数は、(3-12)式のように与えられる。

$$S_w = \frac{4\alpha W_2}{9V_2} = \frac{\alpha \cdot \pi \cdot \theta \cdot D_1^2 \cdot D_2}{18S_1 \cdot L} \quad \dots\dots(3-12)$$

丸ビレット実機铸造用の旋回流付与型浸漬ノズル仕様 (Fig.3-8) 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、(3-12)式を用いてスワール数を算出すると $S_w=0.35$ となった。

2-2-3. 吐出孔設計

浸漬ノズル内の旋回流には遠心力が作用しているので、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て介在物の付着を抑制する観点からも求められる。この拡管形状を、前項で求めた浸漬ノズル本体内部旋回流のスワール数 0.35 に適合するように吐出部の内壁の傾きを設計して決定した。

スワール数が 0.35 のとき、前章の(2-12)式を用いて求めた吐出流の広がり角度は $\delta=38.2^\circ$ となる。Fig.3-8 に示した本体形状 (吐出孔拡管部を除く) のとき、吐出孔を Fig.3-9 および Fig.3-10 に示す形状で拡管すると、吐出孔先端部の内壁の傾きは、それぞれ 57.2° および 39.6° となった。Fig.3-10 の 39.6° は、上記 $\delta=38.2^\circ$ に近い値であるので、旋回流の拡管部内壁からの剥離が防止できる期待が持たれる。なお、Fig.3-9 および Fig.3-10 に示す吐出孔の拡管形状は、その縦断面において円弧状の曲線の接線がノズル内壁の直線と重なるように滑らかに繋げた形状とした。

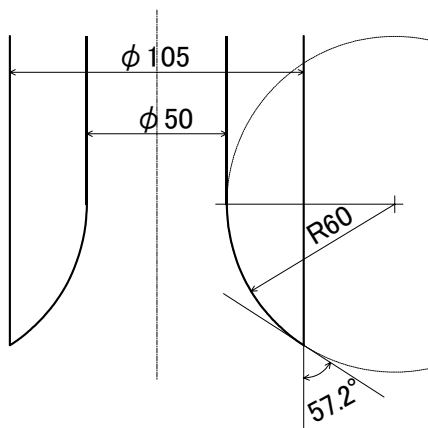


Fig. 3-9. Extended shape of port -1

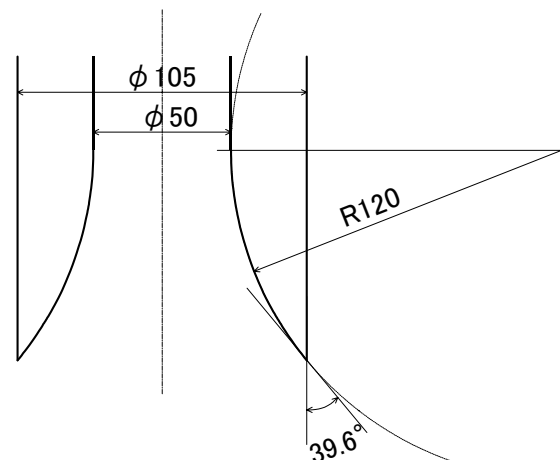


Fig. 3-10. Extended shape of port -2

実機における鑄造試験に移る前に、3次元の数値流動解析によって吐出孔拡張部における流れの剥離について検討した。

計算には汎用流動解析ソフトウェア FLUENT 4²⁾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 350mm 上方において下降流速が一様で回転方向流速が半径に比例するスワール数 0.3 の旋回流を与え、鑄型内容鋼表面から 1500mm 下方においては旋回のない一様流れとし、鑄型内容鋼表面においては slip 流れ、それ以外の壁面においては壁関数を使用した。なお、スワール数は、実機鑄造時における閉塞等による形状変化を考慮して設計上の余裕を与える観点から、浸漬ノズル形状から求められる 0.35 よりもやや小さな 0.3 とした。

解析は、Fig.3-9 および Fig.3-10 に示した浸漬ノズル吐出孔拡張管形状(以下、R60 および R120 と呼ぶ)を対象とし、スルーブットは、内径 $\phi 50\text{mm}$ の部位の平均下降流速が 0.6m/s となるよう与え、鑄型断面サイズは直径 $\phi 225\text{mm}$ の条件において計算した。R60 および R120 の形状に対する計算結果を、鑄型中心を通る縦断面における流線図として Fig.3-11 に示す。

**Shape of extended
outlet port: R60**

**Shape of extended
outlet port: R120**

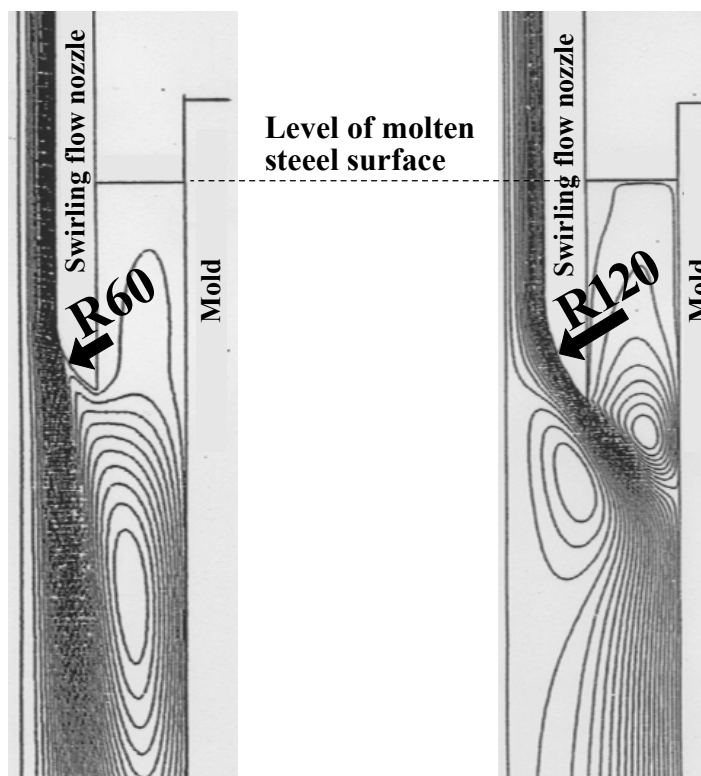


Fig. 3-11. Effect of extended port shape on flow pattern in nozzle and mold

Fig.3-11 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。またその結果、拡管形状が R120 の場合と比較して、鑄型壁に沿って上昇する流れが十分に形成されず、溶鋼表面への熱供給が滞った。Fig.3-11 の結果から、前章において示した簡便な設計指針は、単孔浸漬ノズルに旋回流を付加する際に適用できると判断した。これらの検討結果から、丸ビレット連続鑄造実機用の旋回流付与型浸漬ノズルにおいて、吐出孔拡管形状は Fig.3-8 に示した R120 に決定した。

3. 丸ビレット連続鑄造実機試験条件

上述の検討に基づいて、Fig.3-8 のように仕様を確定した旋回流付与型浸漬ノズルを丸ビレット実機鑄造に供した。鑄造条件を Table3-1 に示す。

電磁攪拌装置は、Fig.3-12 に示すように鑄型の下部に設置され、6つのコイルから3相交流による回転磁場を発生して水平面内の回転流を得る仕様である。適用時の周波数は 4Hz、電流値 500A のとき鑄型中心の最大磁束密度は $\phi 225\text{mm}$ 鑄型で 650gauss、 $\phi 310\text{mm}$ 鑄型で 530gauss であった。

鑄造試験は炭素濃度 0.2-1.0mass% の普通鋼を対象とした。

Table3-1. Casting condition of round billet

Mold size(mm)	$\phi 225$	$\phi 310$
Casting speed	~ 2.0m/min	~ 1.2m/min
Through put	0.2 – 0.7 ton/min·strand	
M-EMS	With / Without	
Conventional nozzle	Internal diameter: $\phi 50$	
	Outlet port: Single (straight)	
Swirling flow nozzle (Fig. 3-8)	Internal diameter: $\phi 80 - \phi 50$	
	Outlet port: Single (extended)	
	Swirl Blade: $D_1=L=79$, $\theta=180^\circ$	

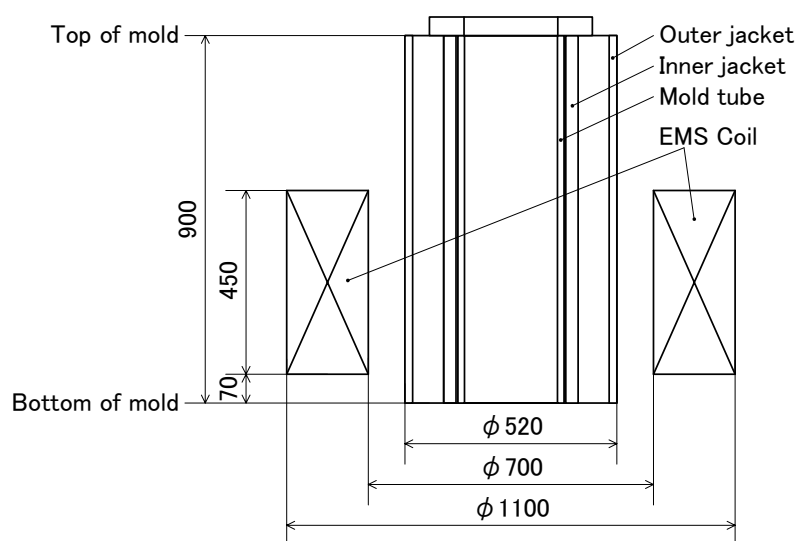


Fig. 3-12. Schematic diagram of mold with M-EMS coil for round billet casting.
(Mold size: $\phi 225\text{mm}$).

4. 丸ビレット連続鋳造実機試験結果と考察

4-1. デンドライト傾角

丸ビレット横断面のデンドライト1次アームは、鋳型内電磁攪拌による回転流の上流方向に傾くことが知られている。旋回流付与型浸漬ノズルを適用した場合には、鋳型内の回転流が浸漬ノズル内旋回流の回転方向に加速(回転方向が同一の場合)もしくは減速(回転方向が逆の場合)されるので、浸漬ノズル内旋回流の上流方向にデンドライト1次アームの傾きが変化した。このデンドライト1次アーム傾角変化を鋳造速度(浸漬ノズルあたりのスループット)に対して評価し、Fig.3-13 に示す。Fig.3-13 の縦軸は、浸漬ノズル内旋回流の上流方向を正とした。Fig.3-13 において、スループット0.60ton/min は内径 50mm の浸漬ノズル内平均下降流速約 0.73m/s に相当する。

Fig.3-13 から、鋳造速度(スループット)が少なくとも 0.5ton/min 程度のスループットがあれば、デンドライト1次アーム傾角を変化させる、すなわち鋳型内における回転方向流速に影響を与える強さの旋回流が形成されることがわかった。このことから、スラブの連続鋳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鋳造においても、捻り板状旋回羽根を内装した旋回流付与型浸漬ノズルが一定の鋳型内流動改善に対する効果を発揮し得ることが示唆された。

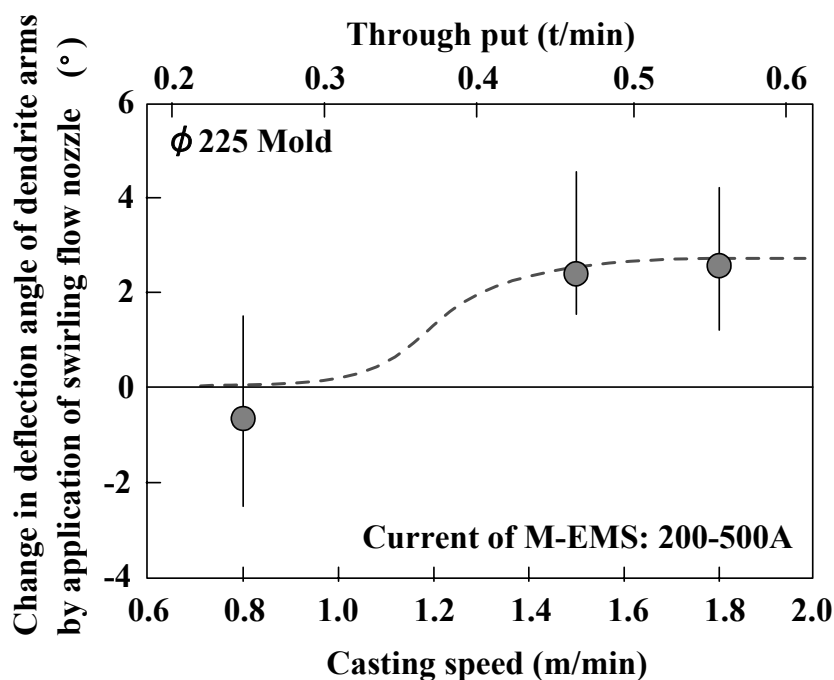


Fig. 3-13. Effect of swirling flow nozzle with variable through put on dendrite arm angle

4-2. 鋳型内溶鋼表面温度

鋳型内電磁攪拌との組合せ条件を変更しつつ、旋回流付与型浸漬ノズルを用いて丸ビレットを連続鋳造し、鋳型内表面近傍の温度を測定した。測定には外径 3mm の石英ガラスチューブ内に設置した PR 熱電対を用いた。後述の3つの鋳造条件に対する結果を鋳型内溶鋼表面からの深さに対して整理し、通常の単孔浸漬ノズルと対比して Fig.3-14(a)~(c)に示す。これらの図において、Inverse rotation と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加した場合を示し、Regular rotation とは鋳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加した場合を示す。

Fig.3-14 (a)は、電流値 200A の鋳型内電磁攪拌と逆回転方向の旋回流付与型浸漬ノズルを組合せた結果を示しており、通常の単孔浸漬ノズル適用時に比べて約 10℃鋳型内溶鋼表面近傍の温度が上昇したことがわかる。

Fig.3-14 (b)は、電流値 200A の鋳型内電磁攪拌と同回転方向の旋回流付与型浸漬ノズルを組合せた結果を示しており、通常の単孔浸漬ノズル適用時と鋳型内溶鋼表面近傍の温度が同等となることがわかった。また、電流値 500A と Fig. 3-14 (a)に比べて強い鋳型内電磁攪拌と逆回転方向の旋回流付与型浸漬ノズルを組合せた場合にも、通常の単孔浸漬ノズルに対する鋳型内溶鋼表面近傍温度の差異はほとんどなかった。

Fig.3-14 (c)は、電磁攪拌を付与しない場合、および電流値 200A の鋳型内電磁攪拌と逆回転方向の旋回流付与型浸漬ノズルを組合せた条件下における結果を示しており、いずれにおいても通常の単孔浸漬ノズル適用時に比べて約 10℃鋳型内溶鋼表面近傍の温度が上昇することがわかった。それに対し、電流値を 400A とし、電磁攪拌を強めた場合には、逆回転方向の旋回流付与型浸漬ノズルを組合せた条件においても、通常の単孔浸漬ノズル適用時に対する鋳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。

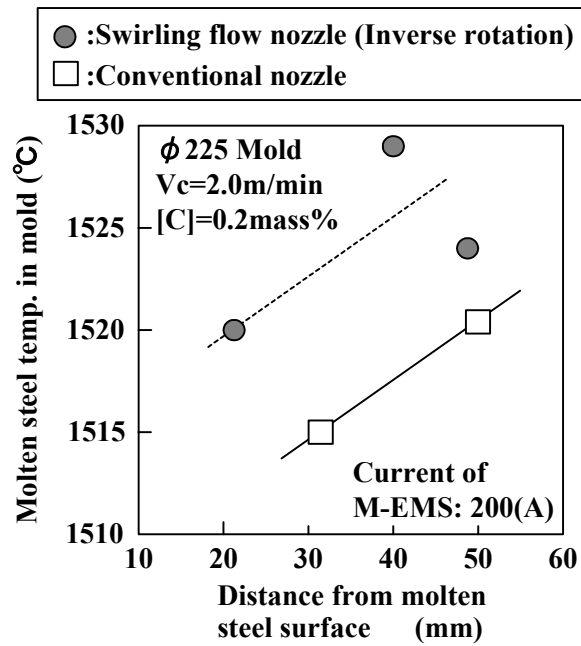


Fig. 3-14(a). Effect of swirling flow nozzle on molten steel temp. in mold
[V_c : Casting speed, $[C]$: Carbon content in steel]

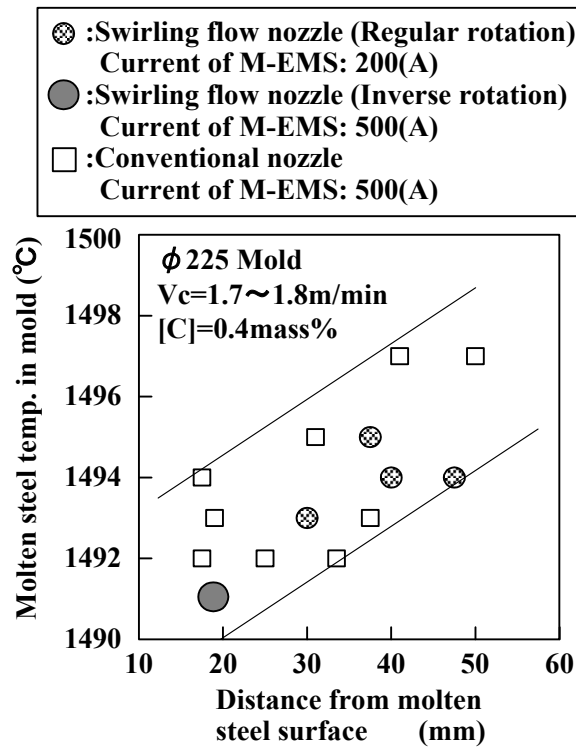


Fig. 3-14(b). Effect of swirling flow nozzle on molten steel temp. in mold
[V_c : Casting speed, $[C]$: Carbon content in steel]

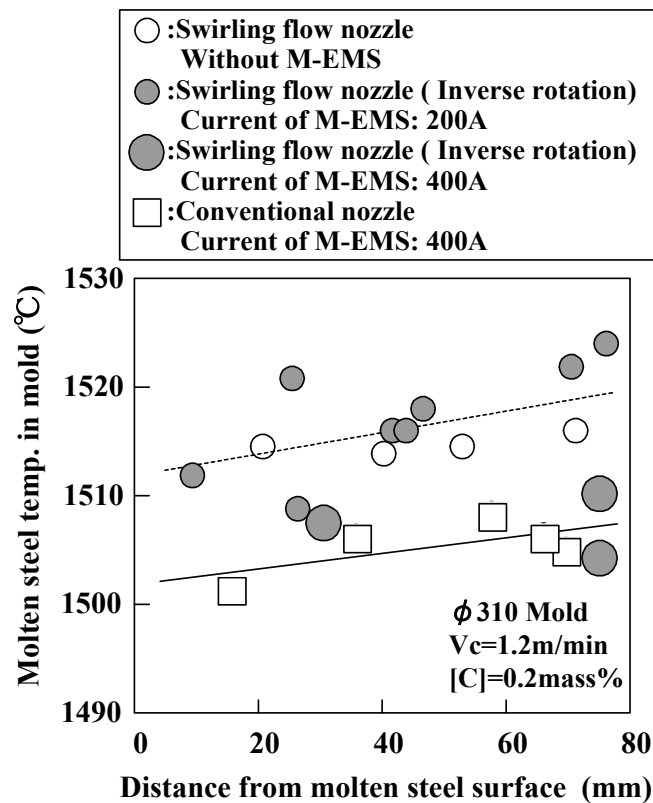


Fig. 3-14(c). Effect of swirling flow nozzle on molten steel temp. in mold
[Vc: Casting speed, [C]: Carbon content in steel]

Fig.3-14 (a)～(c)の測定結果をまとめて Fig.3-15 に整理して示す。Fig.3-15 は、鑄型内溶鋼表面から深さ10～80mmにおける旋回流付与型浸漬ノズル適用による温度上昇の平均値を、鑄型内電磁攪拌との組合せ条件および鑄型サイズ毎に示している。

Fig.3-15 から明らかなように、旋回流付与型浸漬ノズルを用いると、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、電磁攪拌強度が適正範囲を超えて増大すると、その鑄型内溶鋼表面温度上昇作用は失われる。これらの結果は、前章のウッドメタルを用いた実験結果と符合している。

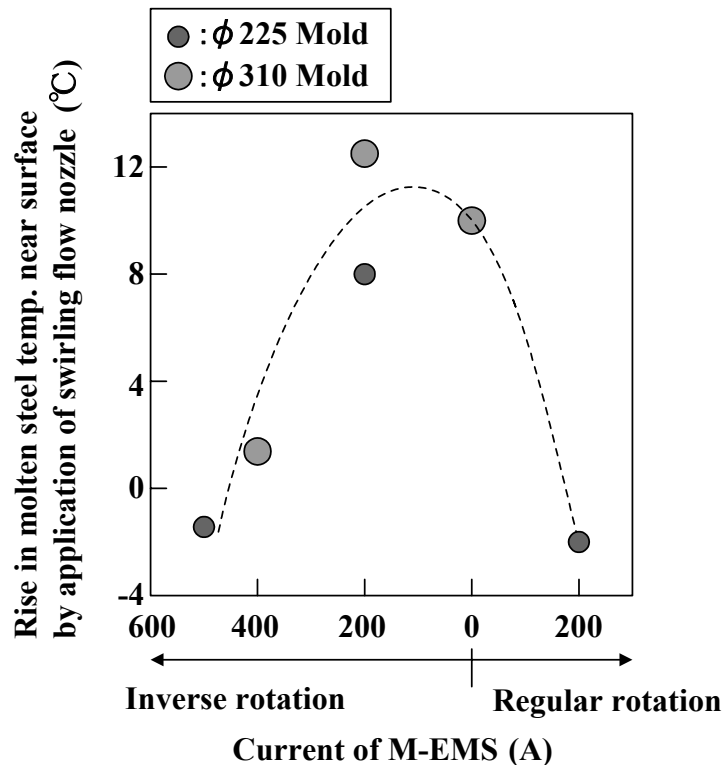


Fig. 3-15. Effect of swirling flow nozzle on molten steel temp. in mold as combination with M-EMS

上記の結果は、前章においてウッドメタル実験結果を基にして考察したように、以下の現象によると考えられる。すなわち、順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するので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。それに対して、逆回転方向条件において鑄型内電磁攪拌が弱まると、鑄型上部において浸漬ノズルから吐出した旋回流が形成する流動と、鑄型下部において電磁攪拌が形成する流動の2層に分かれ、旋回流付与型浸漬ノズルからの吐出流が遠心力によって広がり、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ことが考えられる。また、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、単孔の旋回流付与型浸漬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、単孔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. ビレットのマクロ凝固組織

旋回流付与型浸漬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領域および分岐柱状晶領域のビレット天地方向の厚みを測定して、ビレット直径に対する比率を求めた。結果を Fig.3-16 に示す。Fig.3-16 には参考データとして通常の2孔浸漬ノズルを用いて鑄型内電磁攪拌を印加したブルーム連続鑄造の結果を並べて示している。なお旋回流は、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。

Fig.3-16 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付与型浸漬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通常の単孔浸漬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づくことがわかった。これは、浸漬ノズル内旋回流の角運動エネルギーに比べて鑄型内電磁攪拌流が有する角運動エネルギーが十分に大きく、浸漬ノズル内旋回流は鑄型内電磁攪拌流の等軸晶核形成作用にほとんど影響を及ぼさなかったためと考えられる。

また Fig.3-16 は、通常の単孔浸漬ノズル適用時に対し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付与型浸漬ノズルとの組合せ条件における結果であるが、そのような条件下で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推定される。吐出流の下降流速低下は、鑄片内部の溶鋼の過熱度を下げ、等軸晶および分岐柱状晶の形成を促進したと考えられる。

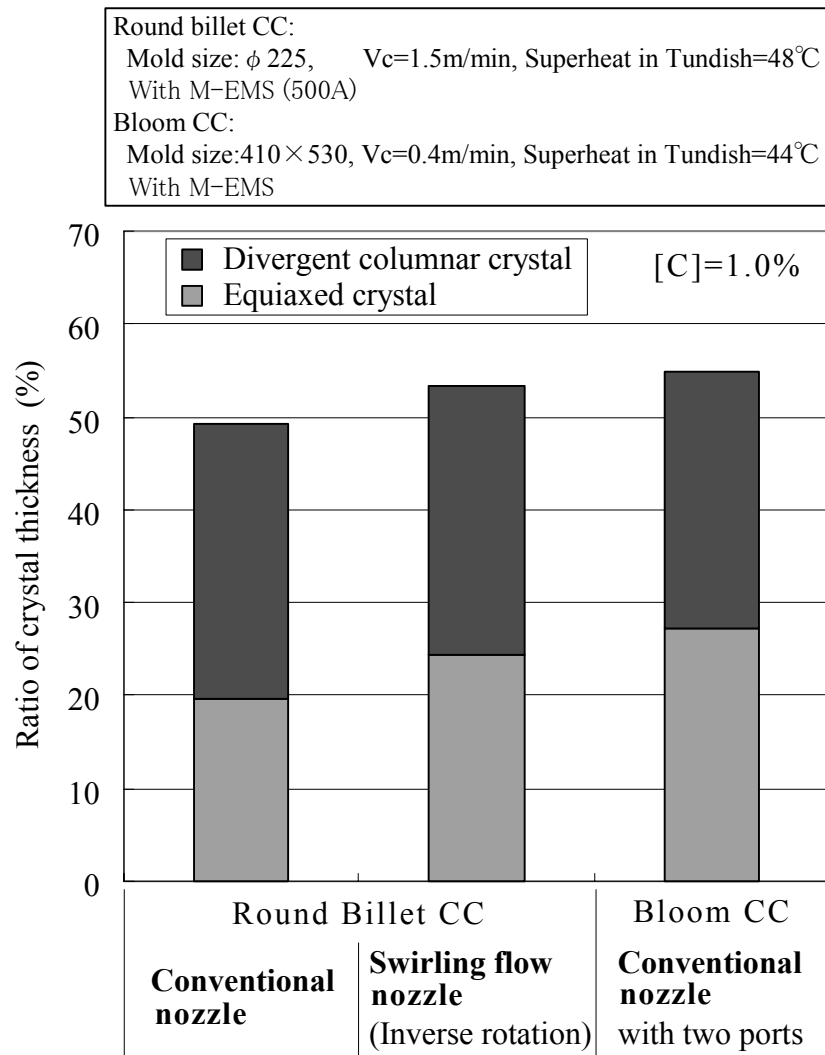


Fig. 3-16. Effect of swirling flow nozzle on equiaxed crystal ratio of billet

[V_c : Casting speed, [C]: Carbon content in steel (mass%)]

4-4. 鑄型内溶鋼表面形状

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、モールドパウダー溶融層厚が鑄型壁近傍において不足する問題が生じる。その対策として丸ビレット連続鑄造には高粘度モールドパウダーが適用されているが³⁾、粘度の制約はモールドパウダー開発の障壁ともなっていた。

そこで、逆回転方向の旋回流付与型浸漬ノズルを適用し、鑄型内のモールドパウダー溶融層厚の分布を測定した。溶融層厚の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、アルミニウム被覆が溶融して高炭素鋼線が溶け残った部位の長さをモールドパウダー溶融層厚の測定値とした。測定は、鑄型サイズ $\phi 225\text{mm}$ において行った。測定結果を Fig.3-17 に示す。

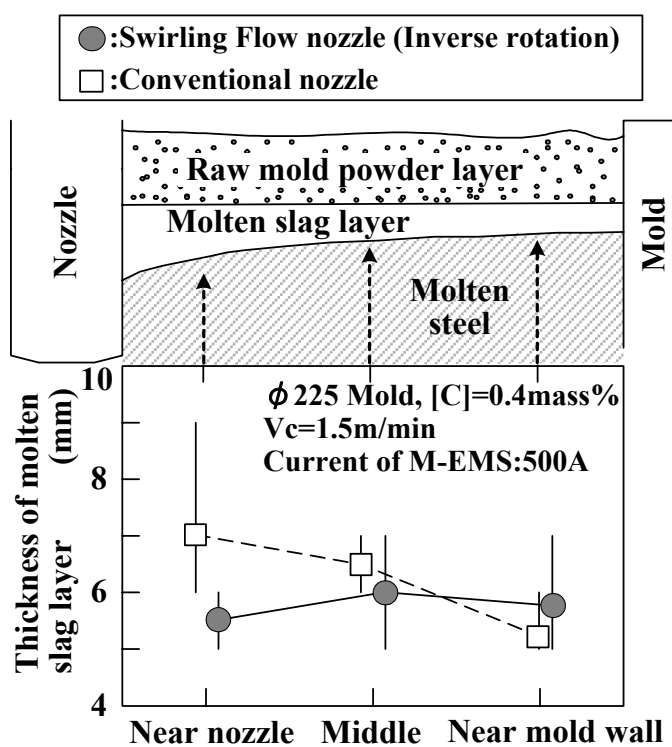


Fig. 3-17. Effect of swirling flow nozzle on profile of molten slag thickness in mold
[V_c : Casting speed, $[C]$: Carbon content in steel]

Fig.3-17 は、逆回転方向の旋回流付与型浸漬ノズルを適用しても鋳型内溶鋼表面温度の上昇が見られない鋳型内電磁攪拌強度(電流値 500A)条件下での測定結果ではあるが、モールドパウダー溶融層厚の分布には通常の単孔浸漬ノズル適用時との差異が見られた。すなわち、逆回転方向の旋回流付与型浸漬ノズルを適用することにより、鋳型内のモールドパウダー溶融層厚は均等化することがわかった。これは、鋳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形成を緩和したためであると考えられる。この結果から、逆回転方向の旋回流付与型浸漬ノズルを用いることにより、鋳型内電磁攪拌を適用する丸ビレット連続鋳造において、低粘度のモールドパウダーを適用できる可能性を確認できた。

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、単に鋳型内の回転流速が低下すれば緩和される。それに対して鋳型内溶鋼温度上昇には、旋回流付与型浸漬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は狭い範囲に限定されるが、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捻り板状旋回羽根を内装した単孔の浸漬ノズルを開発した。開発した旋回流付与型浸漬ノズルは、操業上の種々の制約や水モデル実験結果、あるいは3次元数値計算による流動解析結果を考慮して、本体内部に生じる旋回流のスワール数が 0.35、吐出孔の拡管形状の縦断面曲率半径が 120mm になるよう設計した。

開発した旋回流付与型浸漬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容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。同様の鋳型内容鋼表面温度上昇は、鋳型内電磁攪拌と逆回転方向の旋回を浸漬ノズル内に付加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を浸漬ノズル内に付加した場合には生じなかった。旋回流付与型浸漬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、前章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を浸漬ノズル内に付加した場合には、電磁攪拌により生じるスリ鉢状の鋳型内容鋼表面形状が緩和され、鋳型壁近傍のモールドパウダー溶融層厚不足を防止できることが確認できた。

本研究で開発した旋回流付与型の単孔浸漬ノズルは、一般の単孔浸漬ノズルが有する鋳片中心部の等軸晶率の低下、あるいは鋳型内容鋼表面温度の低下、モールドパウダーの溶融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ことが明らかとなった。

6. 参考文献

- 1) 高木茂男,横谷真一郎,塚口友一,井口 学,原 茂太,丸川雄浄:CAMP-ISIJ, 15 (2002), 898
- 2) FLUENT User's Manual Version 4.4, ed. by Fluent Inc., August, (1996)
- 3) 塚口友一,川本正幸,岡村一男,平田敦嗣:まてりあ, 44(2005), 62

第Ⅳ章 スラブ連続铸造用旋回流付与型浸漬ノズルのヘッド消費適正化設計

1. 緒言

前章において、丸ビレット連続铸造用の旋回流付与型浸漬ノズルを設計し、実機における铸造プロセスに適用した結果、铸型内表面温度の上昇や铸片内部の等軸晶率向上等の効果を確認できた。

一般に、丸ビレットやブルームの連続铸造における浸漬ノズルあたりのスループット(溶鋼流量)は、スラブの連続铸造におけるそれに比べて小さい。Table 4-1 には、丸ビレット、ブルームおよびスラブの連続铸造における代表的な铸型サイズと铸造速度およびスループットを比較して示す。Table 4-1 から、スラブの連続铸造におけるスループットは、丸ビレットの連続铸造におけるその 5 倍から 10 倍に達することがわかる。

Table 4-1. Typical through put of several continuous casting machines

	Mold size (mm)	Casting speed	Through put
Round billet	φ 225	2.4 m/min	0.74 ton/min
Bloom	410 × 530	0.4 m/min	0.68 ton/min
Slab	230 × 1250	1.6 m/min	3.59 ton/min
	270 × 1600	2.0 m/min	6.74 ton/min

本研究において開発する旋回流付与型浸漬ノズルは、位置エネルギーすなわちタンディッシュと铸型間のヘッド差を利用して、旋回流の角運動エネルギーを得ている。このことは逆に、旋回流付与型浸漬ノズルが消費する位置エネルギーを実機において利用することが可能な範囲内に設計しなければ、必要なスループットを供給することができず、铸造速度を下げなければならないことを意味している。

旋回流付与型浸漬ノズルが消費する位置エネルギーは、スループットが小さい丸ビレット連続铸造においては問題とならなかったが、その 5 倍から 10 倍もの溶鋼を供給しなければならないスラブの連続铸造においては設計上考慮すべき重要な要素である。

本章では、スラブの連続铸造用旋回流付与型浸漬ノズルを開発する上で、位置エネルギー消費を適正化するための設計指針を得ることを目的とした実機大の水モデル実験について述べる。水モデル実験ではスラブの連続铸造を模した高スループット条件を想定し、旋回羽根形状や内径などの浸漬ノズルの仕様と必要ヘッドとの関係を調査し、両者の関係を表す実験

式を求めた。さらに、全消費エネルギー中における旋回流の付与に伴う消費エネルギーを分離して評価するために、実験式はエネルギー消費の因子毎に項を分けて構成した。このようにして求めた旋回流の付与に伴う消費エネルギーと浸漬ノズル内で形成された旋回流の角運動エネルギーとを比較することによって、旋回流形成のエネルギー効率を見積もった。

2-1. 実験条件

Water supply pipe

Submerged entry nozzle

Mold

Water level

Point S

Point M

ΔZ

h_{Hg} : Difference of height

Hg-manometer

2000

1850

210

Outlet

Outlet

Multi hole plate

150

270

45

Q

67

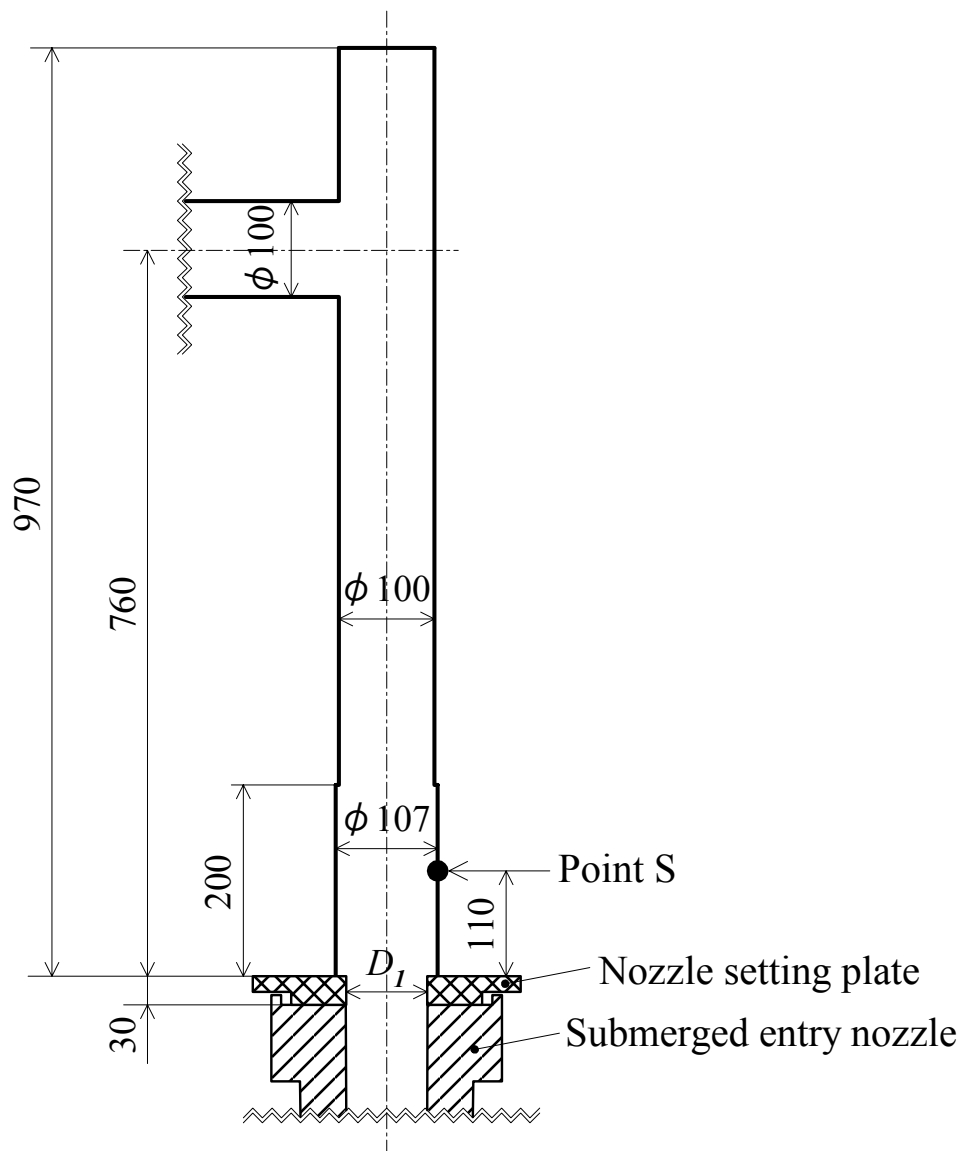


Fig. 4-2. Schematic diagram of water supply (mm in length)

求められた圧力損失は、浸漬ノズル上流の圧力測定点 S から鋳型内水面の M 点までの間の全ての圧力損失を含んでいる。すなわち旋回流形成に伴う圧力損失、吐出孔における圧力損失などである。

ここで簡便化のために、Fig.4-1 の系において、ノズルの浸漬深さや鋳型内の複雑な流動を無視してベルヌイの式を適用すると、浸漬ノズルを通して鋳型内へ給水するために必要な位置エネルギー（必要ヘッド）が、(4-1)式のように表される。

$$H = \frac{P_s - P_m}{\rho_w \cdot g} + \frac{V_s^2}{2g} + \Delta Z \quad \dots\dots(4-1)$$

(4-1)式において、 P_s および P_m は、それぞれ Fig.4-1 に表示した測定点 S および M における圧力、 ρ_w は水の密度、 g は重力加速度、 V_s は測定点 S における流速、 ΔZ は測定点 M - S 間の鉛直方向距離を示す。測定点 S は Fig.4-2 に示したように、浸漬ノズル上に設けた厚さ 30mm の浸漬ノズル設置板の上端から 110mm 上流の内壁面とし、測定点 M は鋳型内水面高さにおいた。浸漬ノズルに比べて鋳型の断面積は十分に大きいので測定点 M における流速は 0 と見なし、 V_s には流量と内径から求められる平均流速を用いた。また、圧力 P_s は、マノメータの測定値を用いて(4-2)式のように求めた。これらの値を(4-1)式に代入すると、必要ヘッド(実機においては、タンディッシュ-鋳型間の液面高さの差)を求めることができる。

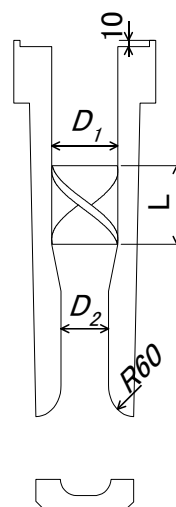
$$P_s = P_m + (\rho_{Hg} - \rho_w)gh_{Hg} - \rho_w g \Delta z \quad \dots\dots(4-2)$$

(4-2)式において、 ρ_{Hg} は水銀の密度、 h_{Hg} はマノメータ内の水銀柱の液面差を示す。

Table 4-2 に示す 7 種類の浸漬ノズルを水モデル実験に供し、マノメータ内水銀柱の液面差を測定した。7 種類の内 6 種類は、異なる形状の捻り板状旋回羽根を内装した浸漬ノズルである。旋回羽根を内装しない通常の浸漬ノズル 1 種類 (Conventional) も比較条件として加えた。

Table 4-2. Specification of submerged entry nozzles

	D_1	D_2	L	θ	R_T	Outlet port (W×H)
Swirl-1 (SW1)	85	50	85	180°	1.0	55×60
Swirl-2 (SW2)	85	82	85	180°	1.0	55×60
Swirl-3 (SW3)	85	82	128	180°	1.5	55×60
Swirl-4 (SW4)	85	82	85	120°	1.5	55×60
Swirl-5 (SW5)	100	82	150	180°	1.5	55×90
Swirl-6 (SW6)	100	82	100	120°	1.5	55×90
Conventional	85	82	—	—	—	55×60



旋回羽根は、前章の Fig.3-2 に概要を示したものと同じく、旋回羽根の長さが L 、直径が D_1 、捻り角が θ の捻り板状である。

Table 4-2 における 6 種類の旋回流付与型浸漬ノズルに対しては、旋回羽根の仕様の他、旋回羽根下流において絞られた内径 D_2 や、吐出孔の大きさ、すなわち出口の幅 (W) および縦 (H) を変えた。ここで、旋回羽根の捻り比 R_T は、(4-3) 式によって定義した。旋回羽根の厚みは、SW1 から SW4 においては 20mm、SW5 では 14mm、SW6 においては 12.5mm とした。通常の浸漬ノズル (Conventional) は、SW2 から旋回羽根を取り去った仕様とした。

$$R_T = \frac{\pi \cdot L}{\theta \cdot D_1} \quad \dots\dots(4-3)$$

浸漬ノズルの総長さは 645mm から 730mm、浸漬ノズルの上端接合面から旋回羽根上端までの距離は 195mm から 340mm、浸漬ノズルの最下端から吐出孔下端までの距離は 25mm から 45mm とした。実験中のノズル浸漬深さは、鋳型内水面から浸漬ノズル最下端までを 270mm に保った。水の流量は、 0.91×10^{-2} から $1.30 \times 10^{-2} \text{ m}^3/\text{s}$ とした。これは、溶鋼のスループットに換算して 3.8 から 5.5ton/min. に相当する。なお、浸漬ノズル入口にスライディングゲート等を模した絞りは設けなかった。

2-2. 実験結果

Table 4-2 に示した浸漬ノズルを適用した実機大水モデル実験から求められた必要ヘッドを Table 4-3 にまとめて示す。同表に示すように、必要ヘッドは流量の増加につれて増大し、また最も大きな必要ヘッドは、浸漬ノズル SW1 において発生した。

Table 4-3. Heads measured in water model

Nozzle type	Water flow rate Q ($\times 10^{-2} \text{ m}^3/\text{s}$)			
	0.91	1.04	1.17	1.30
SW1	2.27 m	2.98 m	3.78 m	4.74 m
SW2	1.31 m	1.64 m	2.05 m	2.51 m
SW3	0.80 m	0.99 m	1.22 m	1.53 m
SW4	0.76 m	0.99 m	1.22 m	1.58 m
SW5	—	0.30 m	—	0.54 m
SW6	—	0.36 m	—	—
Conventional	0.43 m	0.57 m	0.72 m	0.88 m

3. 考察

3-1. 必要ヘッド推定実験式の導出

3-1-1. 概要

旋回羽根を内装した浸漬ノズルを設計するにあたって、その仕様が変わる度に実機大水モデル実験を行うよりも、必要ヘッドを推定できる実験式を利用することが便利である。本項においては、そのような実験式を一般的な多重回帰の手法を用いて求めた。ただし、後述のエネルギー効率の見積もり等の理論的解析を可能にするために、実験式を導く際にはヘッド消費に対して支配的と思われる要素を挙げ、それらの要素毎に係数を回帰的に求める半理論式の形態をとった。また実用上の観点から、実験式の入力項目は浸漬ノズル各部位の仕様(寸法)および流量とした。

3-1-2. 支配因子の選定

Table 4-3に示した必要ヘッドは圧力測定点間の全ての圧力損失の総和である。その中で、以下の2要素が支配的であると考えた。すなわち、

(1) H_s : 旋回流形成に伴う損失、および、

(2) H_p : 吐出孔周辺における流れの方向の急激な変化に伴う損失や、鑄型内への吐出に伴う排棄損失、

の2要素である。ここで、旋回羽根部を除く浸漬ノズル内における摩擦損失はたかだか0.05m未満であるとして無視した。

3-1-3. 旋回流形成に伴う損失

旋回流形成に伴う損失 H_s は、得られる角運動エネルギーに見合った損失と、それに伴う摩擦損失等の損失の合計である。ここでは、浸漬ノズル内に形成される旋回流は、回転方向の流速が半径に比例する強制渦の形態であると仮定し、旋回流形成に伴う全ての損失が、上記摩擦損失等のその他の損失も含めて、全て回転方向流速の2乗に比例するとした。

回転方向流速を旋回羽根を含む浸漬ノズルの内部形状および流量を用いて表すことができれば、その2乗に係数を掛けて実験式の H_s 項とすることができる。

浸漬ノズル内の流量・流速および断面積をFig.4-3のように定義した。前章で求めた理想状態における旋回羽根の形状と旋回流との関係を表した(3-1)式の右辺に旋回流形成効率 α を乗じると、旋回羽根の形状と実際の旋回流との関係は(4-4)式のように表される。(4-3)式、(4-4)式、角運動量保存則から導かれた前章の(3-2)式、および流量 $Q=V_1 \cdot S_1$ の関係から、内径絞り後の内壁近傍における回転方向流速の最大値 W_2 は(4-5)式のように求められる。

$$\frac{W_1}{V_1} = \alpha \frac{D_1 \cdot \theta}{2L} \quad \dots\dots(4-4)$$

$$W_2 = \alpha \frac{\pi \cdot D_1 \cdot Q}{2R_T \cdot S_1 \cdot D_2} \quad \dots\dots(4-5)$$

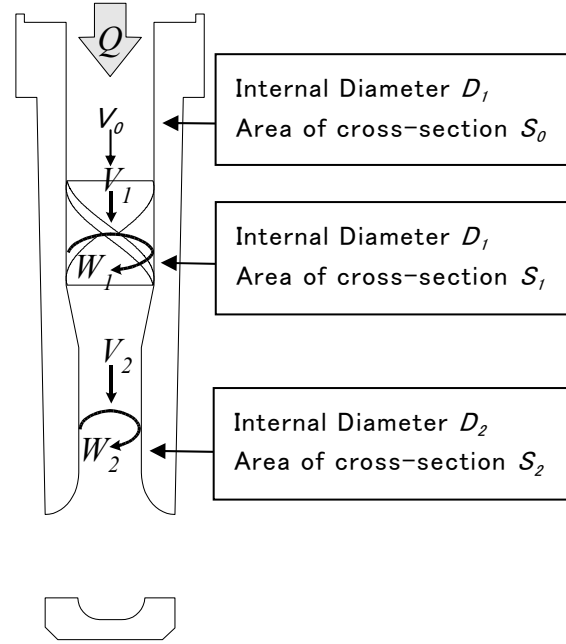


Fig.4-3. Dimensions of swirling flow nozzle

旋回流形成に伴う損失は、係数 α が浸漬ノズルの仕様や流量によらず一定であると仮定して、(4-6)式のように表される。(4-6)式の最右項に付随する比例定数は、実験式を回帰的に求める際に決定することとした。

$$H_s \propto W_2^2 \propto \left(\frac{W_2}{\alpha} \right)^2 = \left(\frac{\pi \cdot D_1 \cdot Q}{2R_T \cdot S_1 \cdot D_2} \right)^2 \quad \dots\dots(4-6)$$

3-1-4. 吐出孔周辺における損失

吐出孔から鑄型内への流出のように、大きな容器内への流出によって運動エネルギーが消費される場合の排棄損失は、(4-7)式のように表される¹⁾。(4-7)式において、 U_{port} は吐出孔における流速、 ζ_p は排棄損失の係数である。

$$H_p = \zeta_p \frac{U_{port}^2}{2g} \dots\dots(4-7)$$

ここでは単純化のために流速には平均流速を用いて、次の(4-8)式を得た。(4-8)式において、 U_{port} 、 S_{port} はそれぞれ吐出孔における平均流速、および吐出孔出口面積である。

$$H_p \propto U_{port}^2 = \left(\frac{Q}{S_{port}} \right)^2 \dots\dots(4-8)$$

一般的には、排棄損失の係数 ζ_p は1.0となる。しかしながら本項では、(4-8)式右辺にかかる係数を回帰的に求める際に、吐出孔近傍における流れ方向の急激な変化に伴う損失などが重畳されることから、見掛け上係数 ζ_p は1.0よりも大きくなることが予測される²⁾。

3-1-5. 浸漬ノズル入口縮管部での損失

Table 4-2に示した仕様の内、旋回流付与型浸漬ノズルSW1、SW2、SW3、SW4、および通常の浸漬ノズルにおいては、その入口において流路内径が $\phi 107\text{mm}$ から $\phi 85\text{mm}$ に急激に絞られることに起因した損失 H_c が生じる。このような急激な絞りに起因する損失は、一般に(4-9)式のように表される¹⁾。ここでは、内径絞り比が0.8 ($\because 85/107=0.8$) であるため、文献¹⁾に記載された内径絞り比と損失係数との関係を示した表の値を採用して、損失係数 $\zeta_c=0.15$ とした。

$$H_c = \zeta_c \frac{V_0^2}{2g} = \zeta_c \frac{8}{g} \left(\frac{Q}{\pi \cdot D_1^2} \right)^2 \dots\dots(4-9)$$

(4-9)式において、 V_0 は、浸漬ノズル内の旋回羽根よりも上流側における平均流速である。なお、浸漬ノズル仕様SW5およびSW6においては、絞り比が1.0に近いことから $\zeta_c=0$ と見なした¹⁾。そのため、入口における損失 H_c は、旋回流付与型浸漬ノズルSW1からSW4、および通常の浸漬ノズルにおいてのみ実験式に加えた。

3-1-6. 総必要ヘッドの計算

浸漬ノズルを通して鋳型内へ到る流路における総損失 H_{cal} は、(4-6)式、(4-8)式および(4-9)式に示した損失の和として、それぞれの項に係数 a 、 b および ζ_c を付けて次の(4-10)式のような形式で表すことにする。

$$H_{cal.} = H_s + H_p + H_c = a \left(\frac{\pi \cdot D_1 \cdot Q}{2R_T \cdot S_1 \cdot D_2} \right)^2 + b \cdot \left(\frac{Q}{S_{port}} \right)^2 + \zeta_c \frac{8}{g} \left(\frac{Q}{\pi \cdot D_1^2} \right)^2 \quad \dots\dots(4-10)$$

水モデル実験における圧力損失の測定値を利用して、(4-10)式中の係数 a および b を回帰計算によって求めて整理すると、次の(4-11)式が得られた。

$$H_{cal.} = Q^2 \left\{ 5.08 \times 10^{-2} \left(\frac{\pi \cdot D_1}{2R_T \cdot S_1 \cdot D_2} \right)^2 + 2.19 \times 10^{-1} (S_{port})^{-2} + \zeta_c \frac{8}{g} (\pi \cdot D_1^2)^{-2} \right\} \quad \dots\dots(4-11)$$

3-1-7. 実験式の評価

浸漬ノズル各仕様の形状データおよび流量を用いて(4-11)式により求めた必要ヘッドの計算値と、Table 4-3に示した必要ヘッドの実測データとを対比してFig.4-4に示す。

計算値と実測値は、幅広い浸漬ノズルの仕様および流量に対して、相関係数の2乗が $R^2 = 0.994$ と非常に良い一致を示した。すなわち、浸漬ノズルの設計に適用できる必要ヘッド予測式を得るという当初の目的を達成することができた。

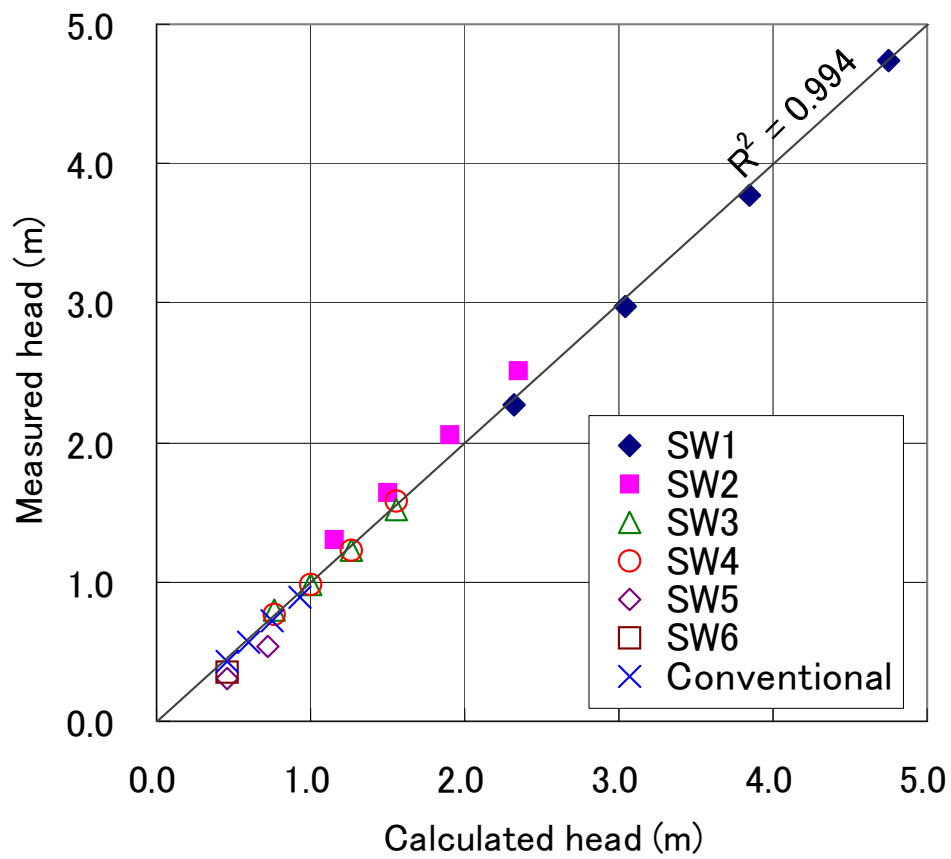


Fig.4-4. Comparison of calculated and measured heads

3-2. 必要ヘッドに占める各要素の寄与の割合

前項で求めた実験式(4-11)において、各項が占める割合について論じることは興味深い。ここでは、流量が 1.04×10^{-2} および $1.30 \times 10^{-2} \text{ m}^3/\text{s}$ (溶鋼スループット 4.4 および 5.5 ton/min に相当)における必要ヘッドを、(4-11)式の項毎に分けて Fig.4-5 に示す。

Fig.4-5 から、旋回羽根の捻り比が小さく、かつ旋回羽根の下流で内径を大きく絞った仕様の SW1 においては、第1項の旋回流形成に伴うヘッド消費が最も大きいことがわかった。また、SW1 の必要ヘッドは 3m を越え、実際の連続鋳造機におけるタンディッシュ-鋳型間のヘッド差よりも大きい。すなわち、この流量条件下では SW1 の適用は不可能となる。一方、Table 4-1 に示したように流量が小さいブルーム等の連続鋳造には、タンディッシュ-鋳型間のヘッド差を活用して強い旋回流を得るという観点から、SW1 のような仕様が適していると言える。

また、Fig.4-5 から、SW3 から SW6 の浸漬ノズル仕様においては、第1項の割合が第2項に比べて小さくなると同時に、必要ヘッドの値が通常の浸漬ノズルに近い実用的な範囲になっている。特に内径が比較的大きい SW5 あるいは SW6 は、通常の浸漬ノズルと同等程度に必要なヘッドが抑制されており、スラブの連続鋳造にも容易に適用できる。

さらに、Fig.4-5 から、第3項に示される浸漬ノズル入口における $\phi 107$ から $\phi 85\text{mm}$ への急激な内径絞りの影響は、他の第1項や第2項に比べて無視できるほど小さいことが明らかとなった。すなわち、浸漬ノズル入口における内径絞り比が 0.8 程度までであれば、(4-11)式は、(4-12)式のように、より簡便に表される。

$$H_{cal.} = Q^2 \left\{ 5.08 \times 10^{-2} \left(\frac{\pi \cdot D_1}{2R_T \cdot S_1 \cdot D_2} \right)^2 + 2.19 \times 10^{-1} (S_{port})^2 \right\} \dots\dots(4-12)$$

このように、(4-11)式あるいは(4-12)式を用いると、モデル実験を行わなくとも、適用する連続鋳造機のタンディッシュ-鋳型間ヘッド差や流量に応じて、適正なヘッド消費となる浸漬ノズル仕様の設計を行うことができる。

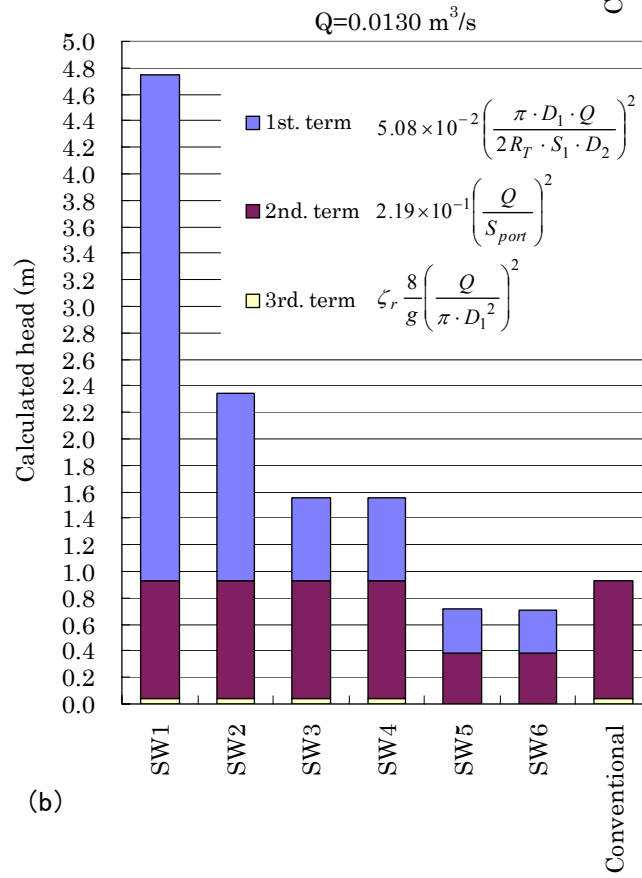
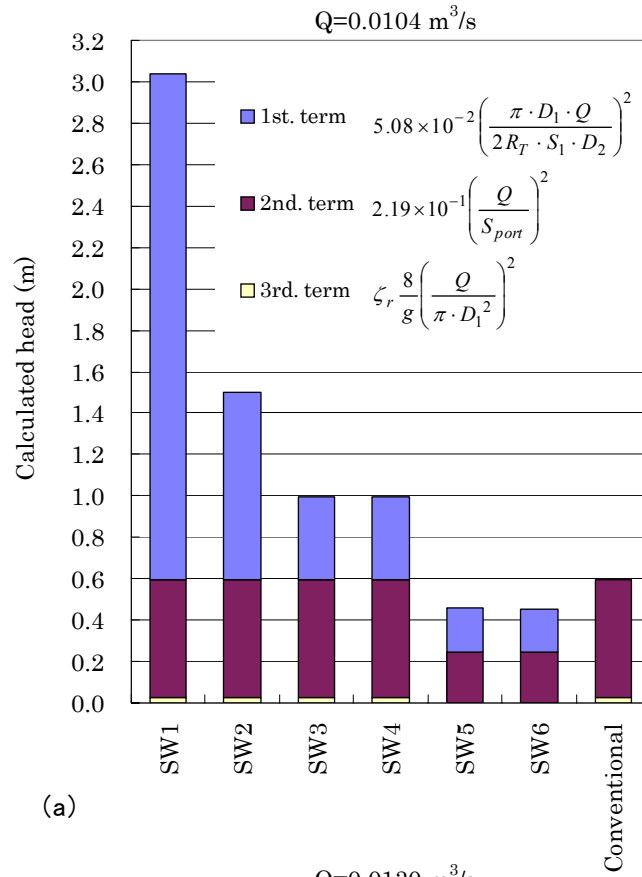


Fig.4-5. Influence of each term in Eq. (4-11) on prediction of heads

3-3. 吐出孔周辺における損失係数 ζ_p について

(4-11)式との対比から、(4-7)式における係数 ζ_p を求めると 4.3 となり ($\because H_p = \zeta_p \cdot U_{port}^2 / (2g) = 2.19 \times 10^{-1} U_{port}^2$)、本来の排棄損失係数 ζ_p がとりうる最大値 1.0 に比べてかなり大きいことがわかった。

(4-11)式の第2項は、浸漬ノズルの吐出孔周辺における様々な損失全てを、吐出孔平均流速の2乗に比例すると仮定して回帰的に係数を求めたものである。吐出孔周辺における様々な損失とは、急激な流れ方向の変化に伴う損失や、排棄損失、摩擦損失などである。(4-11)式の第2項にはさらに、実験式導出段階において無視した浸漬ノズル本体内における摩擦損失が重畳されている可能性もある。これらの様々な損失の重畳が係数 ζ_p の値を大きくしたと考えられる。

しかしながら、このような大きな ζ_p であるにもかかわらず高い精度の実験式が得られたことから、重畳された損失のほとんどは吐出孔周辺のものであって、それゆえに(4-11)式の第2項は吐出孔平均流速の2乗に比例したと推測される。

3-4. 旋回流付与のエネルギー効率

(4-4)式もしくは(4-5)式中の旋回流形成効率を表す係数 α は、前章の水モデル実験によって 0.65 と確定された。(4-11)式の第1項に旋回流形成に伴う消費ヘッドが表されているので、係数 α を用いて実際の回転方向流速を求めれば、旋回流付与のエネルギー効率を見積もることができる。

ただし、係数 α に関しては、浸漬ノズルの仕様によって変化するとの疑念が拭えないので、スラブ連続鑄造用旋回流付与型浸漬ノズルの水モデル実験条件における係数 α を3次元数値流動解析によって求め、前章における確定値 0.65 と比較した。

計算には汎用流動解析ソフトウェア Fluent6.0³⁾を用いた。離散化スキームは QUICK scheme とし、乱流モデルには Reynolds stress model を適用した。境界条件は、浸漬ノズル入口においては均一な速度分布の下向き流れ、鑄型下端の出口においては多孔板からの自然流出とし、鑄型内水面においては slip 流れ、それ以外の壁面においては壁関数を使用した。

計算は、浸漬ノズル仕様 SW6 を対象とし、流量は $1.04 \times 10^{-2} \text{m}^3/\text{s}$ とした。

計算結果を、浸漬ノズル内のいくつかの横断面における流速分布図として Fig.4-6 に示す。Fig.4-6 より、旋回羽根によって2分された流路を通った流れが2重ラセン流を形成していることがわかる。2重ラセン流は、1対の大きな流速の主流部を軸対称に有している。Fig.4-6 中に矢印で、流速が極大となっている主流部の中心を示す。また、流速が極小となるのは、主流部の中心から旋回流の回転方向にそれぞれ約 90° の位置であった。

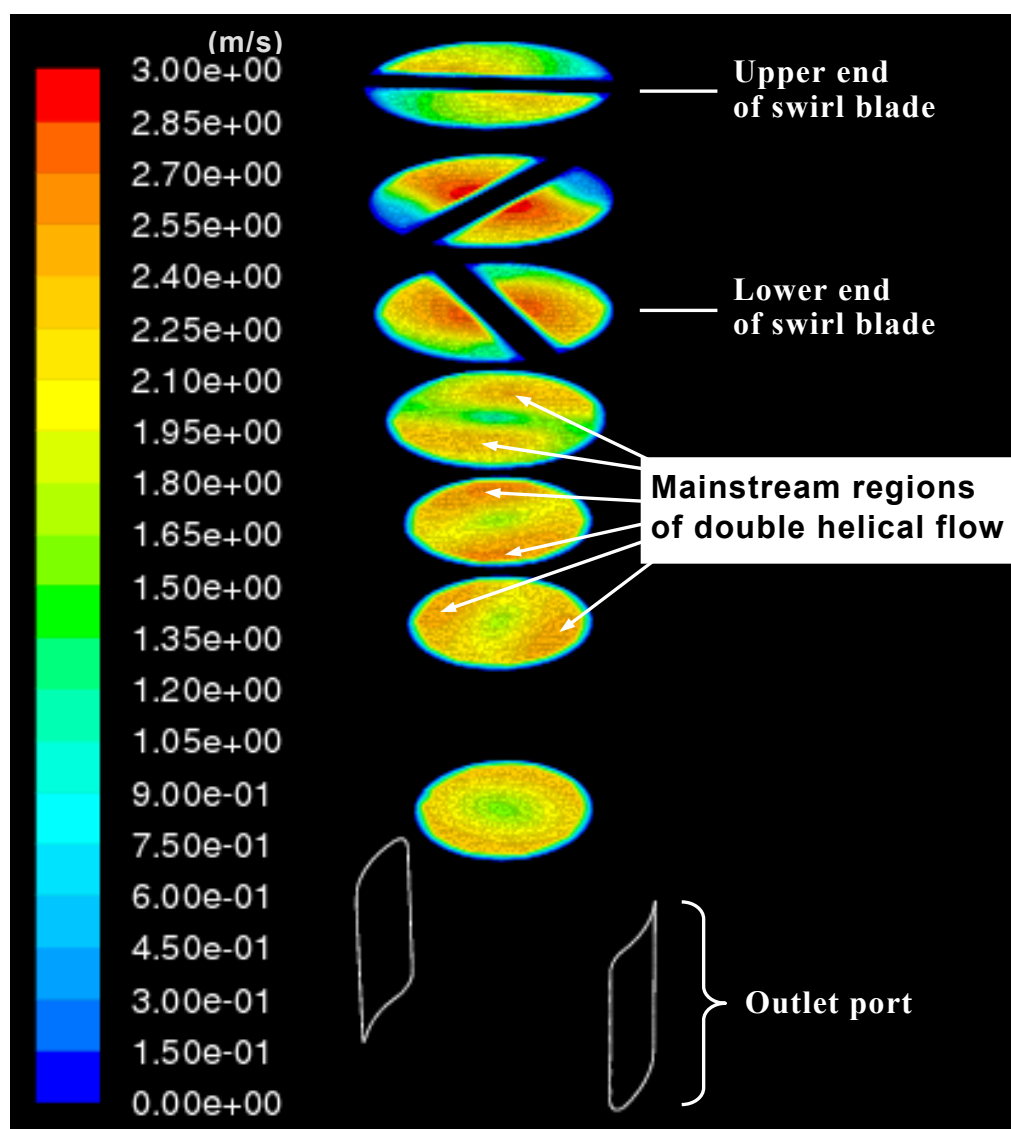


Fig.4-6. Contours of flow velocity magnitude in swirling flow nozzle (SW6)

旋回羽根の下端から 180mm 下流までの領域において、直径 $\phi 50\text{mm}$ の円筒面上で浸漬ノズルの中心線から半径 25mm 離れた位置の流速を求め、その極大位置および極小位置を、旋回羽根下端からの距離と旋回角度との関係として Fig.4-7 に示す。Fig.4-7 において、Line (b)は流速が極大値をとった主流中心位置の推移を示し、Line(d)はもう一方の主流中心位置の推移を示す。同様に、Line(a)は流速極小位置の推移を示し、Line(c)はもう一方の流速極小位置の推移を示している。Fig.4-7 の縦軸である旋回角度は旋回羽根の上端を基準(角度 0° および 180°)としたので、捻り角 120° の旋回羽根の下端は、横軸 0mm かつ縦軸 120° および 300° ($\because 120+180=300$) の位置にある。

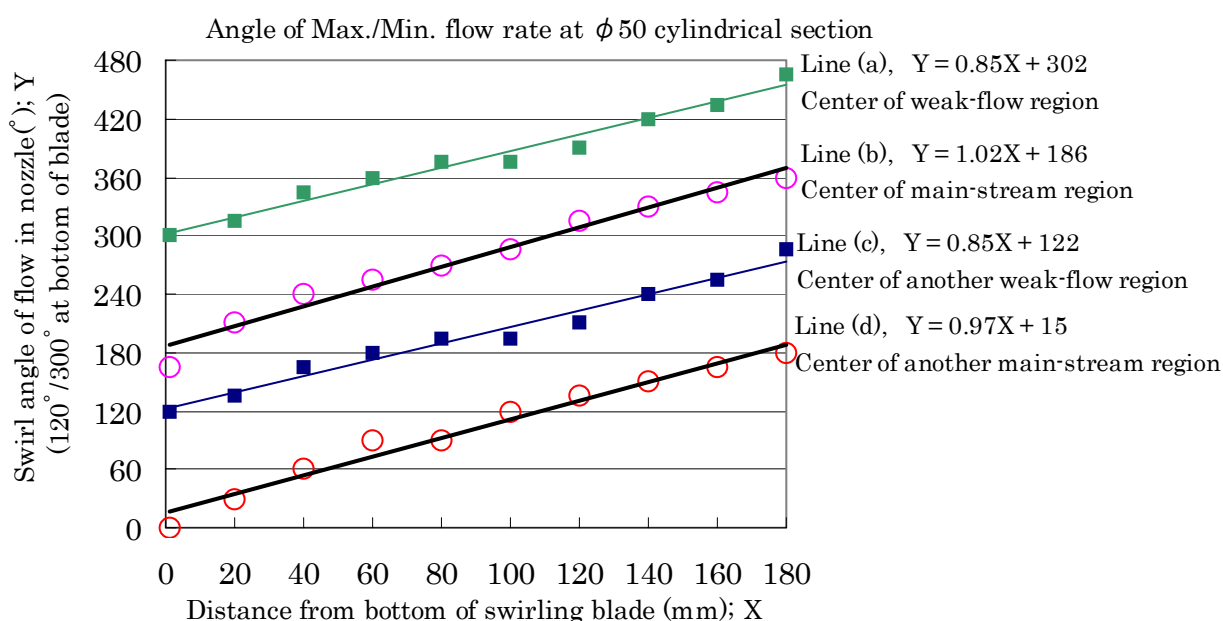


Fig.4-7. Swirl angle of flow in submerged entry nozzle as a function of axial distance

Fig.4-7 の Line(a)から Line(d)の4つの線の傾きの平均値は、 $0.923^\circ/\text{mm}$ (それぞれの値は、Line(a)が 0.85 、(b)が 1.02 、(c)が 0.85 、(d)が $0.97^\circ/\text{mm}$)であった。この平均値を用いて単位流下距離あたりの旋回角度 β を $5.13\pi \text{ rad/m}$ と求めた。

前章の Fig.3-7 に示した旋回羽根形状と流速との関係において W_1 、 V_1 、 D_1 をそれぞれ W_2 、 V_2 、 D_2 、 θ/L を β に置き換えると、強制渦を仮定した場合の内壁近傍における最大回転方向流速は、次の(4-13)式のように表わすことができる。

$$\frac{W_2}{V_2} = \frac{D_2}{2} \beta \quad \dots\dots(4-13)$$

(4-13)式の流速 V_2 に、横断面における平均流速 $4Q/(\pi \cdot D_2^2)$ を代入すると、次の(4-14)式が得られる。

$$W_2 = \frac{2\beta \cdot Q}{\pi \cdot D_2} \quad \dots\dots(4-14)$$

(4-5)式の W_2 と、(4-14)式の W_2 とが等しいと仮定すると、旋回流形成効率 α は(4-15)式のように求められる。

$$\alpha = \frac{4R_T \cdot S_1 \cdot \beta}{\pi^2 \cdot D_1} \quad \dots\dots(4-15)$$

浸漬ノズル仕様 SW6 の形状 ($R_T=1.5$ 、 $S_1=0.006607\text{m}^2$ 、 $D_1=0.100\text{m}$ 、 $\beta=5.13 \pi \text{ rad/m}$) を(4-15)式に代入して求められた旋回流形成効率 α は 0.65 であった。この値は、前章において水モデル実験によって求められた値と一致した。

求める手法は異なるものの、異なる浸漬ノズル仕様について求められた旋回流形成効率 α の値が同一であったことから、 α は浸漬ノズル形状によらず一定と仮定し求められた値を全ての浸漬ノズル仕様に適用して、浸漬ノズル内の回転方向流速を求めることとした。

回転方向流速が半径に比例する強制渦においては、円断面の流路全体の回転方向流速を積分し、その断面積で除した値、すなわち横断面の平均流速は $2/3W_2$ となる。ゆえに、角運動エネルギー Hr は、(4-16)式のように求められる。

$$H_r = \frac{\left(\frac{2}{3}W_2\right)^2}{2g} = \frac{2W_2^2}{9g} \quad \dots\dots(4-16)$$

ここで W_2 は、内壁近傍における最大回転方向流速である。

(4-11)式の第1項に示した旋回流形成に伴う消費ヘッドと、(4-5)式、(4-16)式、および $\alpha=0.65$ を用いて求められた浸漬ノズル内旋回流の角運動エネルギーとの関係を、Fig.4-8に示す。Fig.4-8 における回帰線の傾きから、浸漬ノズル内旋回流の角運動エネルギーは、旋回流付与に伴って消費されたヘッドの 18.8%であることがわかった。エネルギー効率がこのような低い値にとどまったのは、流速が大きな浸漬ノズル内に捻り板状の旋回羽根を設置したことにより起因して、大きな圧力損失が発生したためと推定する。浸漬ノズル内旋回流付与のエネルギー効率を高めるためには、断面積が大きく流速が小さい条件下で周方向の流速を与えた

後に流路断面積を縮小し、角運動量保存則を利用して周方向流速を高める方法が適していると考えられる。

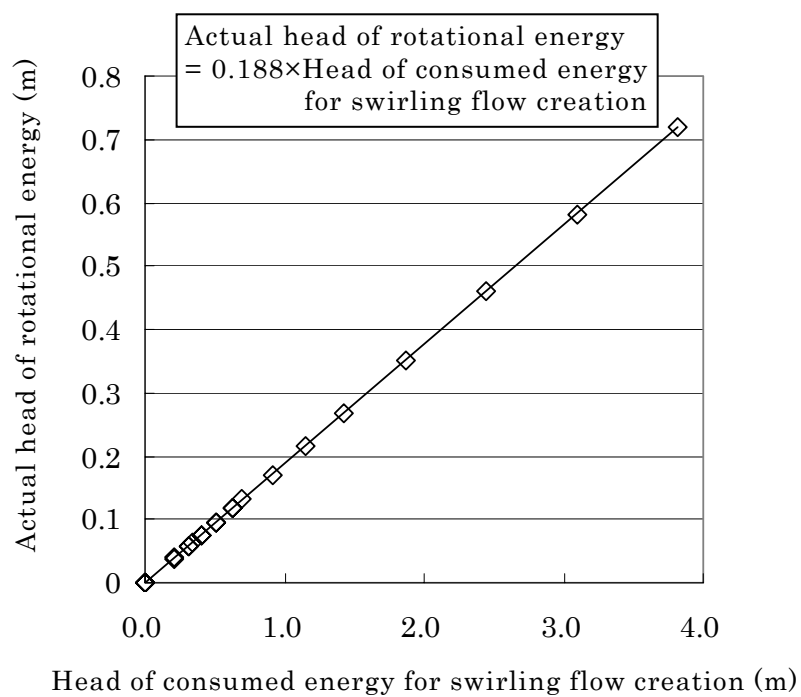


Fig.4-8. Comparison of rotational energy head and head consumed by swirling flow creation.

4. 結言

6種類の旋回流付与型浸漬ノズルと1種類の通常の浸漬ノズルとを、実機大の水モデル実験に供し、4水準の流量について、それぞれ必要なタンディッシュー鋳型間ヘッドを測定した。さらに、浸漬ノズルの形状および流量から必要ヘッドを推定する実験式を求めた。

実験式各要素の係数から、浸漬ノズル内圧力損失は、主に、(1)旋回流形成に伴う損失、ならびに(2)吐出孔周辺における損失から成ることがわかった。また、浸漬ノズル内で実際に形成される回転方向流速を3次元流動解析によって見積もり、旋回流付与に伴う損失と対比した結果、旋回流付与のエネルギー効率は、20%程度の低い値であることがわかった。

得られた実験式は、適用される流量や利用可能なタンディッシュー鋳型間ヘッド差に対して、旋回流付与型浸漬ノズルを適正な仕様に設計する際に有用である。

5. 記号

- H : タンディッシュー鑄型間必要ヘッド (m)
 H_s : 旋回流形成に要するヘッド (m)
 H_p : 吐出孔における消費ヘッド (m)
 H_c : 浸漬ノズル入口の絞りによって消費されるヘッド (m)
 Q : 体積流量 (m^3/s)
 P : 圧力 (Pa)
 U : 流速 (m/s)
 V : 鉛直方向流速 (m/s)
 W : 旋回周方向流速 (m/s)
 Z : 鉛直方向の距離 (m)
 D_I : 旋回羽根内装部の浸漬ノズル内径,
旋回羽根の直径
 D_2 : 吐出孔直上部(旋回羽根下流内径絞り後)の浸漬ノズル内径 (m)
 L : 旋回羽根の長さ (m)
 θ : 旋回羽根の捻り角 (rad)
 R_T : 旋回羽根の捻り比 (-)
 S : 浸漬ノズルの横断面積 (m^2)
 S_{port} : 吐出孔の総面積 (m^2)
 ρ : 密度 (kg/m^3)
 G : 重力加速度 (m/s^2)
 ζ_C : 急激な内径絞りに伴う損失係数 (-)
 ζ_P : 吐出孔周辺における損失係数 (-)
 a : 実験式中の係数 (-)
 b : 実験式中の係数 (-)
 α : 旋回流形成効率係数 (-)
 β : 流下距離あたりの旋回角 (rad/m)

6. 参考文献

- 1) S. Furuya, M. Murakami, Y. Yamada: Kaitei-shinban-Ryutaikougaku, Asakura-shoten, Tokyo, (1984), 125-130.
- 2) 今村 晃, 草野昭彦, 森玉直徳: 鉄と鋼, 78 (1992), 439-446.
- 3) FLUENT 6.0 User's Guide, ed. by Fluent Inc., Dec., (2001).

第Ⅴ章 スラブ連続铸造用旋回流付与型浸漬ノズルの吐出孔設計

1. 緒言

前章では、旋回流付与型浸漬ノズルが消費するタンディッシュー鑄型間ヘッドを予測する実験式を導出・評価した。得られた実験式を用いると、スループットが比較的大きいスラブの連続鑄造においても、実機操業に支障が無い範囲に消費ヘッドを抑制する旋回流付与型浸漬ノズルの設計が可能となることが明らかとなった。すなわち前章の知見を用いることによって、旋回流付与型浸漬ノズルの設計のうち、ヘッド消費に関わる項目である内径や旋回羽根の形状、吐出孔面積を決定することができる。一方、鑄型内流動に大きく影響する吐出流の角度や広がりについては、第Ⅱ章および第Ⅲ章において確認した丸ビレット連続鑄造に対する単孔ノズルに関する知見を除いては明らかでない。スラブの連続鑄造には、鑄型内湯面や矩形鑄型の幅方向への熱・物質移動の必要から、一般に2孔浸漬ノズルが用いられている。丸ビレット連続鑄造用の単孔浸漬ノズルとは異なり、2孔浸漬ノズルは、吐出孔近傍において流れの方向が変化するなどノズル内部において複雑な流動が生じるので、このような流動に旋回流が加わった場合の特性を十分に考慮した上で吐出孔を設計することが求められる。

本章では、実機大の水モデル実験および数値流動解析を組み合わせ、旋回流付与型2孔浸漬ノズルをスラブの連続鑄造に適用する場合の吐出孔設計について検討を行った。本検討においては、特に旋回流の特質に適合した吐出孔の形状を得ることを重視した。すなわち単孔浸漬ノズルの場合とは異なり、2孔浸漬ノズルの場合には、吐出孔において旋回流は、その遠心力によって接線方向に直進しようとする。このとき、水平面に投影した吐出流は扇状に広がり、鉛直面に投影した吐出流は、回転方向流速と下降流速によって規定される斜め下向きの角度を持って流出しようとする。これらの旋回流の特性を利用してより理想的な吐出流を得るために、水平面に投影した流れ(鑄型厚み方向への吐出流の広がり)と鉛直面に投影した流れ(吐出流の下向角度)の両面から吐出孔の形状を適正化した。鑄型厚み方向への吐出流の広がりを制御する因子は主に吐出孔の幅であり、吐出流の下向角度を制御する因子は主に吐出孔高さおよび吐出孔上下壁の形状である。

理想的な吐出流とは、浸漬ノズル内においては介在物付着サイトとなる流れの淀み領域が無いこと、浸漬ノズル外においては吐出流が安定した角度や広がりを持つことや、吐出流が形成する鑄型内流速分布が適正かつ安定していることを意味する。このように、吐出孔の設計には浸漬ノズルだけでなく、鑄型内流動についての知見が欠かせない。鑄型内流動の作用は温度と流速の両面から以下のように位置付けられる。すなわち連続鑄造鑄型内では、鑄

型壁面の冷却によって凝固シェルを成長させる一方、鑄型内湯面を通じて気泡や非金属介在物を系外に排出している。このことは、鑄型壁面で凝固シェルを冷却しつつも湯面温度は一定以上に保たなければならないという連続鑄造操業の根元的な難しさに通じている。さらに一般の連続鑄造では、湯面への熱供給を一本の浸漬ノズルから吐出される熔融金属流に頼っていることから、浸漬ノズルからの吐出流を適正化して好ましい鑄型内流動を形成することが非常に重要である。また、メニスカス近傍において凝固シェル前面への気泡や非金属介在物の捕捉を防止する観点から、鑄型内表面流速の下限値が規定される一方、モールドパウダーの巻き込み防止の観点からは鑄型内表面流速の上限値が規定される結果、鑄型内における表面流速には適正範囲が存在するとされている¹⁾⁻³⁾。

このように、鑄型内流動には、凝固シェルの健全な成長を妨げないことや、鑄型内湯面への熱供給、ならびに鑄型内表面流速を適正範囲に維持することが求められる。このような要求条件を満たすために、従来電磁気力を利用した電磁ブレーキや電磁攪拌が広く用いられ、これらの手法は実操業において鑄片品質向上や操業性の改善に有効であることが確認されている⁴⁾⁻⁷⁾。本研究は、鑄型内における電磁気力利用よりも、源流の浸漬ノズルからの吐出流を安定化して理想に近い鑄型内流動を形成することを目的としている。本章では、鑄型内の電磁ブレーキや電磁攪拌を用いないことを前提に吐出孔の形状を設計した。なお、鑄型内における電磁気力の利用には、制御対象となる吐出流の観測が困難なために見込み制御を行わざるを得ないという弱点があり、吐出流を安定に保つことを目指した本研究は、電磁気力との組み合わせにおいても有用な技術に展開できる可能性を有している。

2. 水モデル実験条件

Fig.5-1 および Table 5-1 に水モデル実験装置ならびに実験条件の概要を示す。水モデル実験装置の鋳型下部には、鋳型から流出する流れを整流化するために多孔板を設置した。鋳型サイズは住友金属工業(株)和歌山製鉄所(現、(株)住金鋼鉄和歌山)におけるNo.3スラブ連続鋳造機の広幅(いわゆる6尺幅)サイズを模した。これは鋳型内流動が不安定になりやすい広幅鋳型⁸⁾に適用することによって、旋回流付与型浸漬ノズルの特性がより有効に活かされることを目指したためである。鋳造速度は1.6m/min および2.0m/minとした。これらの鋳造速度は、溶鋼の比重を7.0としてスループットに換算すると、それぞれ4.4 ton/min および5.4 ton/min に相当する。

Table 5-1. Water model specification and condition

Scale	1/1
Mold size	210 × 1850 (mm)
Bath depth	1850 (mm)
Corresponding casting speed	1.6 ~ 2.0 (m/min)

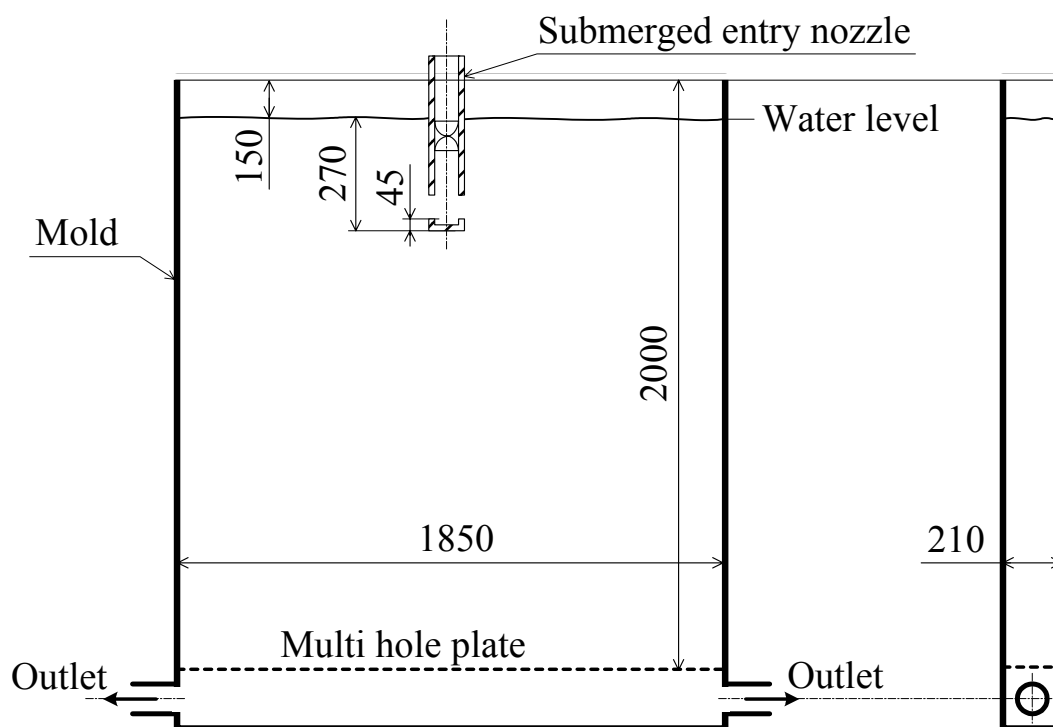


Fig. 5-1. Schematic diagram of water model set-up (mm in length)

3. 吐出孔断面形状の鋳型内流動に対する影響調査

3-1. 浸漬ノズルの仕様および流速測定方法

旋回流付与型浸漬ノズルの吐出孔を除く形状は、前章の(4-11)式によって求めたスループットと消費ヘッドとの関係が和歌山No.3スラブ連続鋳造機の鋳造条件に合致する前章 Table 4-2 の SW6 (ただし旋回羽根の厚みは耐久性を考慮して 15mm に増した) とした。

吐出孔の縦断面形状は、Fig.5-2 に示すように、縦断面において半径 60mm の円弧が直径 80mm の浸漬ノズル内壁に接する上壁形状とし、上向 10° の下壁と組み合わせて設計した。吐出孔上壁を円弧断面に成形したのは、遠心力を受けて広がりながら吐出する旋回流付与型浸漬ノズル特有の流れを円滑に吐出させるための工夫である。吐出孔出口の形状は、Table 5-2 に示すように、同一面積で幅/高さ比が異なる3種類を準備した。吐出孔部の浸漬ノズル外径は 140mm とした。

浸漬ノズルの吐出孔形状にかかわらず、吐出孔出口下端の浸漬深さを水面から 225mm 下の一定に保つよう水面高さを維持して実験を行った。浸漬ノズルの材質は、実機に用いる場合と同様のアルミナグラファイトとした。

鋳型内流動の評価にはレーザードップラー流速計を用い、鋳型内表面流速の代表値として、鋳型 1/4 幅 - 1/2 厚 - 水面下 50mm における鋳型長辺と平行な水平方向流速を測定した。鋳型内表面流速は、Table 5-2 に示す各 Case に対して3分間測定した平均値を評価に用いた。

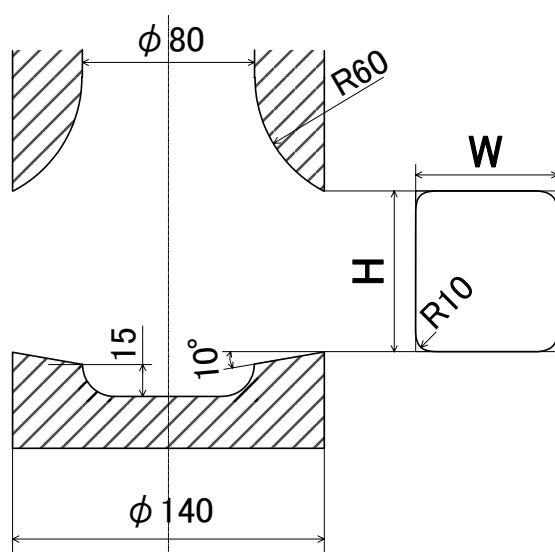


Table 5-2. Outlet port size

Case	Size(mm)
A	W=80、H=62
B	W=66、H=75
C	W=55、H=90

Fig. 5-2. Dimension of outlet port (mm in length)

3-2. 水モデル実験結果

上述のノズルを用いて鋳型内表面流速を測定した結果を吐出孔幅に対して Fig.5-3 に示す。Fig.5-3 から明らかなように、吐出孔幅がノズル内径と同じ 80mm の場合には鋳型内表面流速が大きく減衰し、停滞した鋳型内流動となることがわかった。

上記の結果から、旋回流付与型浸漬ノズルにおいて鋳型内流動の停滞を避けるには、縦長形状で幅が狭い吐出孔が適していることが明らかになった。特に吐出孔幅が 55mm の Case C は、鋳型内表面流速が適正と言われる $0.2 \sim 0.3 \text{ m/s}^{1)2)}$ の範囲内であり、好適形状であると判断できる。

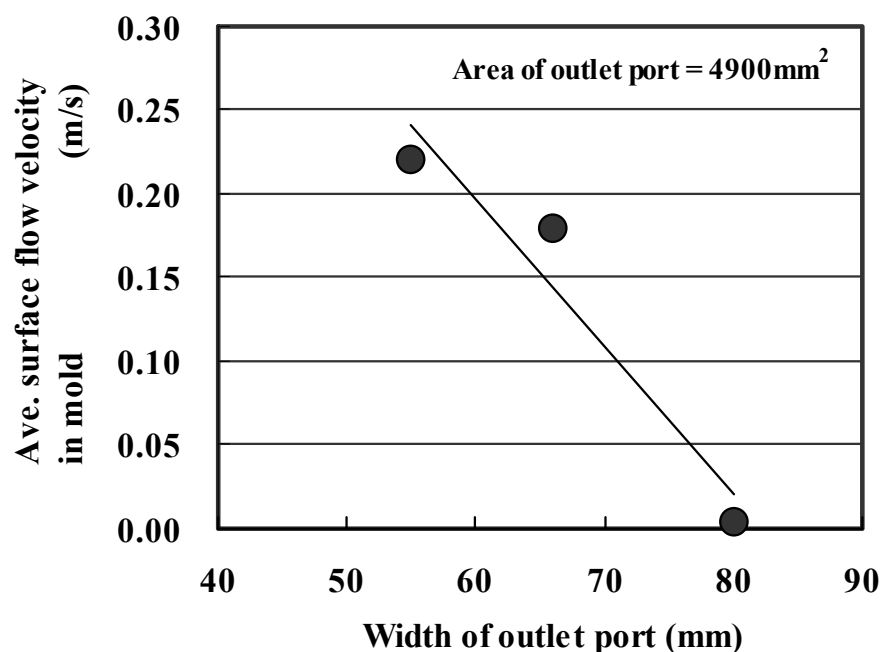


Fig. 5-3. Influence of outlet port width on surface flow velocity in mold
(Corresponding casting speed=1.6m/min.)

3-3. 考察

3-3-1. 吐出状況の推定

前述のように、旋回流付与型浸漬ノズルにおいては、吐出孔幅が鋳型内表面流速に大きな影響を及ぼすことがわかった。ここではその機構について考察する。

旋回流付与型浸漬ノズルの場合、ノズル内下降流には回転速度成分が付加されていることから、吐出流が直接その影響を受けて旋回方向に振れて(水平面に投影した角度を有して)吐出することが予測される。特に、浸漬ノズル内径と同程度の大きな吐出孔幅の場合には、吐出流が扇状に大きく広がって吐出すると考えられる。その場合には、吐出流がその広がりによって減衰することに加え、鋳型長辺と干渉して減衰する現象が生じると考えられる。

3-3-2. 水平吐出角度測定

3-3-2-1. 測定方法と結果

Table 5-2 の Case C の旋回流付与型浸漬ノズルを用いて、実機大の水モデル実験によって水平面に投影した吐出角度を測定した。測定には Fig.5-4 に概要を示す高さ 100mm、幅 30 mm、厚さ 0.3mm の黄銅板を風向計のように吐出孔直前に吊して固定し、10s 間の振れ角(以下、水平吐出角度)の最大値と最小値を読み取り、その中間値を水平吐出角度と定義することにより求めた。流量は、鋳造速度 1.6m/min.相当とした。

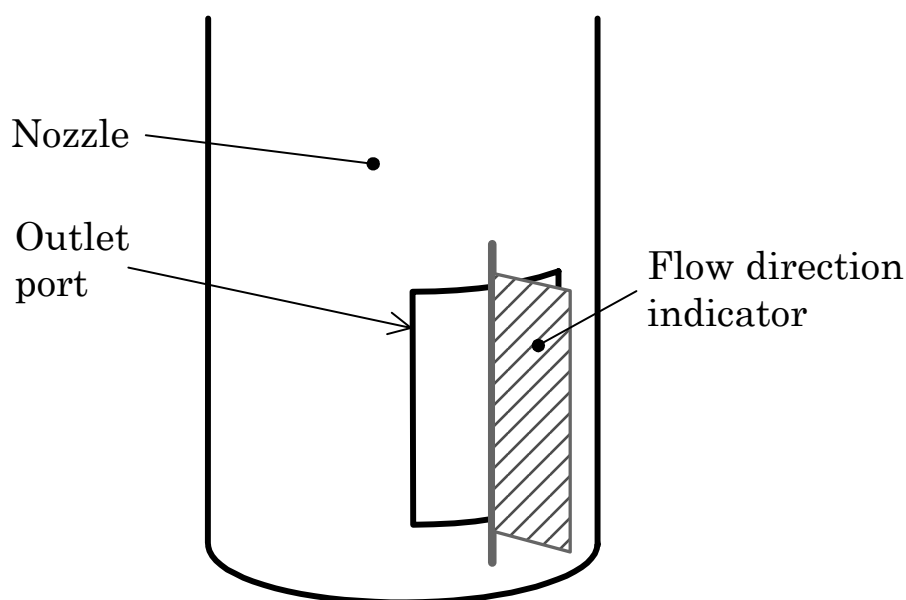


Fig. 5-4. Setting of flow direction indicator plate

水平吐出角度は、吐出孔側壁と平行な方向を 0° とし、旋回流の回転方向を正とした。測定位置は、0～1 に無次元化した吐出孔幅の 0.2, 0.5, 0.8 の3箇所とした。

結果を模式的に Fig.5-5 に示す。Fig.5-5 より、吐出流が旋回接線方向の水平角度を持って吐出することが明らかとなった。また、吐出流の水平吐出角度は、旋回流回転方向の下流側 (Fig.5-5 においては吐出孔下側) ほど大きいことがわかった。

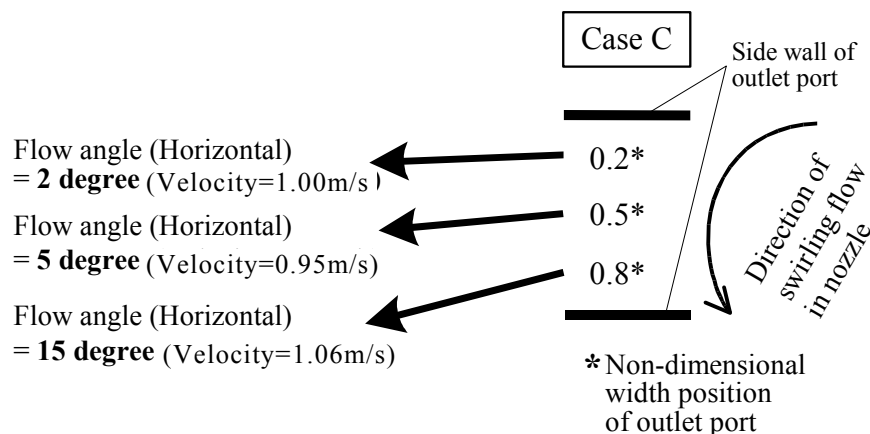


Fig. 5-5. Horizontal angle of outlet flow

3-3-2-2. 平均水平吐出角度

浸漬ノズル吐出孔の前面 5mm において測定された鋳型長辺に平行な水平方向の吐出流速を Fig.5-6 に示す。Fig.5-6 における吐出流速測定点は、0～1 に無次元化した吐出孔幅の 0.2, 0.5, 0.8 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。測定にはレーザードップラー流速計を用い、1点あたり3分間測定した平均値を採用した。

Fig.5-5 に示した吐出流の水平方向角度を κ 、Fig.5-6 に示した鋳型長辺に平行な流速の上下3点の平均値を u とし、次の(5-1)式を用いて吐出孔幅方向の各位置における平均流速 v (Fig.5-5 中に記載)を算出した。

$$v = u / \cos \kappa \quad \cdots \cdots (5-1)$$

次に(5-1)式によって求められた吐出孔幅方向の各位置(無次元幅 0.2, 0.5, 0.8)の平均流速 $v_{0.2}$, $v_{0.5}$, $v_{0.8}$ と Fig.5-5 に示した吐出孔幅方向の各位置における吐出流の水平方向角度 $\kappa_{0.2}$, $\kappa_{0.5}$, $\kappa_{0.8}$ から、次の(5-2)式のように単純に加重平均して水平吐出角度 κ_{ave} すなわち吐出孔側壁に対する平均水平吐出角度を求めた。

$$\kappa_{ave} = (\kappa_{0.2} \cdot v_{0.2} + \kappa_{0.5} \cdot v_{0.5} + \kappa_{0.8} \cdot v_{0.8}) / (v_{0.2} + v_{0.5} + v_{0.8}) \quad \dots\dots(5-2)$$

このようにして求めた平均水平吐出角度は 8° であった。

Fig.5-5 には、吐出孔幅が 55mm と最も小さい場合の測定値を示している。吐出流の水平方向への広がり(旋回流回転方向の下流側 (Fig.5-5 における吐出孔下側)ほど大きいことから、吐出孔幅が広がるとさらに吐出流が大きく広がると考えられる。

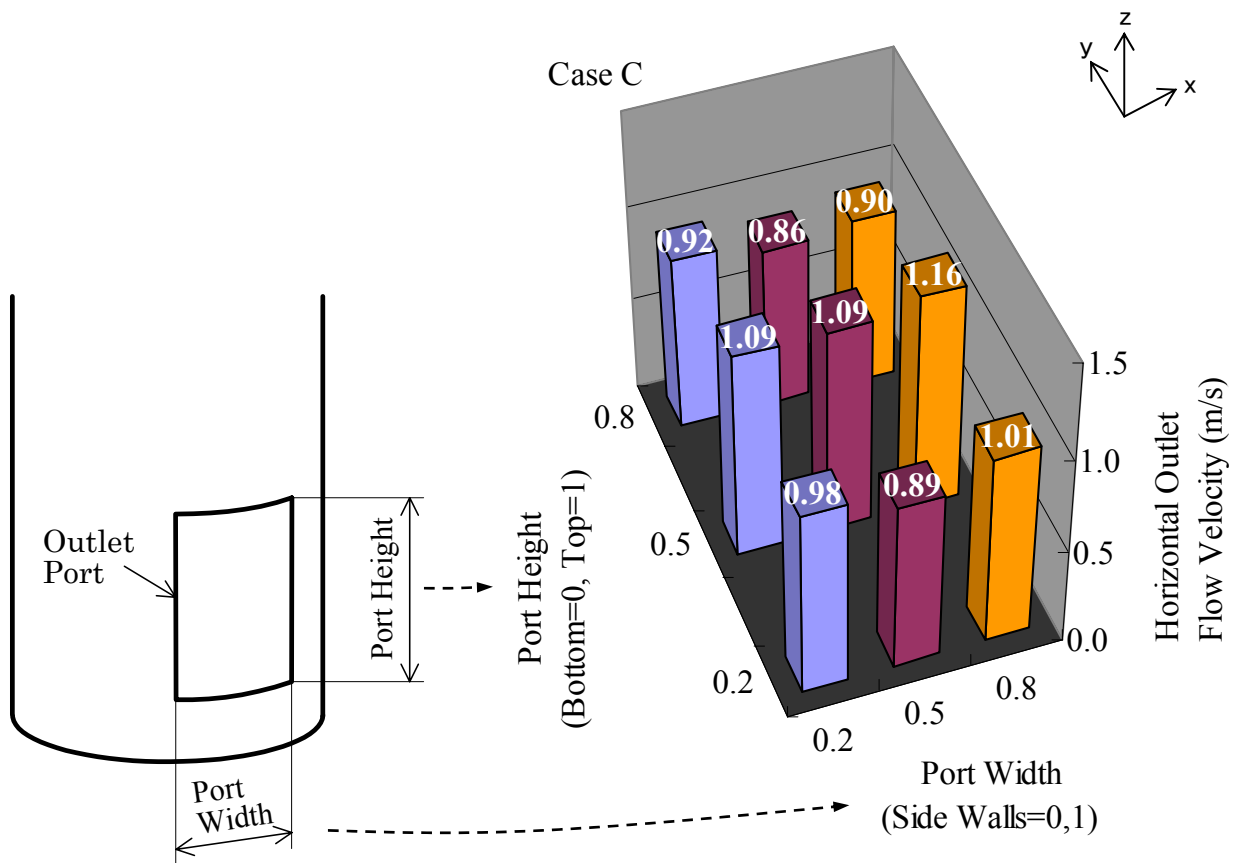


Fig. 5-6. Distribution of outlet flow velocity parallel direction to mold wide face
(Corresponding casting speed=1.6m/min.)

3-3-3. 数値流動解析による検証

上記の考察を裏付けるために、3次元数値解析により水モデル実験における流動状況の検証を行った。解析には汎用流動解析ソフトウェア FLUENT 6.0⁹⁾を使用した。離散化スキームは QUICK scheme とし、乱流モデルには旋回流に適しているとされる Reynolds stress model を採用した。境界条件として、入口において水モデル実験における鑄造速度 1.6m/min に相当する均一流速を与え、鑄型出口においては多孔板からの自然流出とし、鑄型内表面においては slip 流れ、それ以外の壁面においては壁関数を使用した。解析格子を Fig.5-7 に示す。解析結果より、Table 5-2 の Case A(吐出孔幅 W=80mm)の浸漬ノズルに対する吐出流の幅方向への広がり状況を Fig.5-8、Fig.5-9 に図示する。

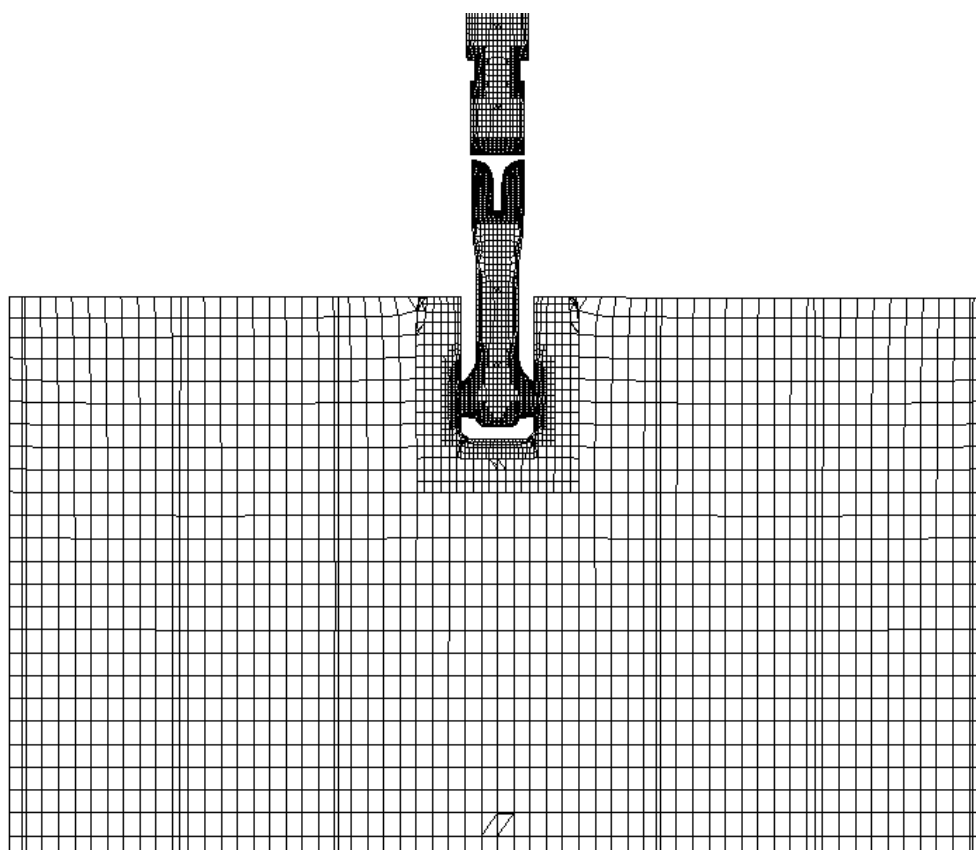


Fig. 5-7. Geometry of grid (Vertical cross section)

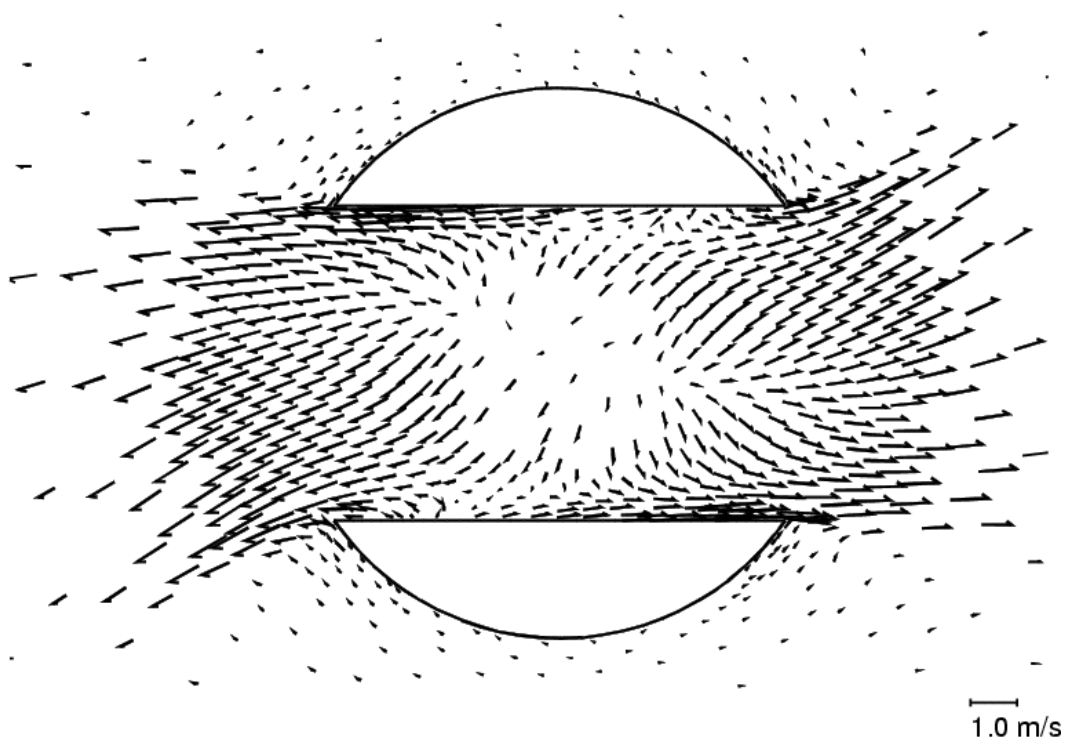


Fig. 5-8 Mean velocity vectors
(Horizontal cross section at center of outlet port, Case A)

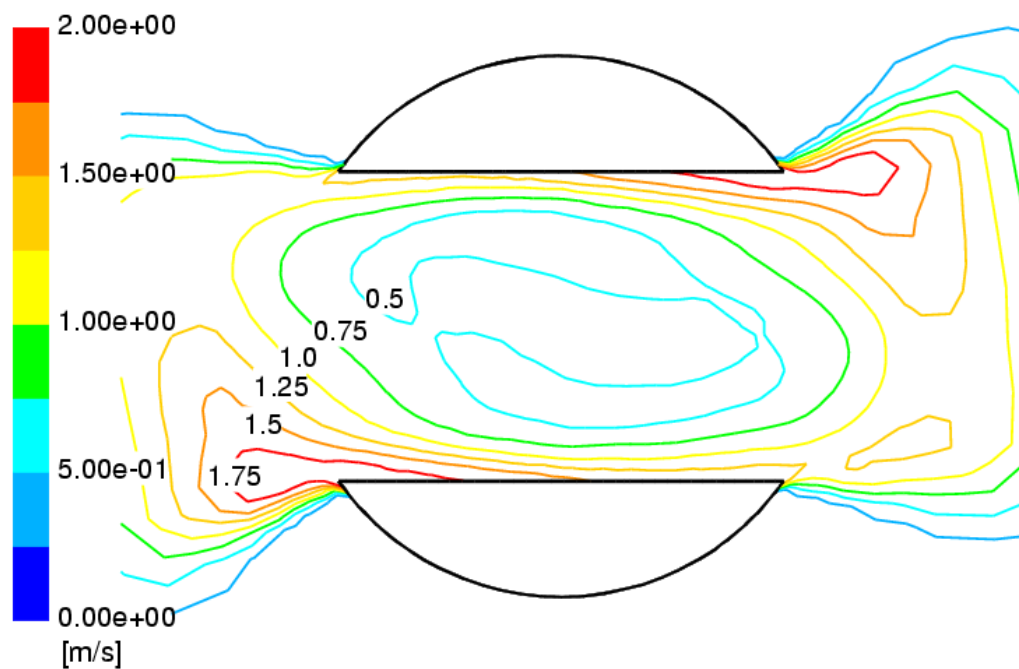


Fig. 5-9 Contours of mean velocity magnitude
(Horizontal cross section at center of outlet port, Case A)

上記と同様の計算をノズル仕様 Case-C (吐出孔幅 $W=55\text{mm}$) についても行い、旋回方向への吐出流の平均水平角度を前述と同じ方法で求め、吐出孔幅に対して評価した結果を、実測値と併せて Fig. 5-10 に示す。Fig.5-10 より、吐出流の平均水平角度の計算結果は、吐出孔幅 $W=55\text{mm}$ において実測値とよく一致した。また、計算結果より、吐出孔幅が広い場合には、吐出流が旋回方向へ大きく振れる傾向を有することが明らかとなった。

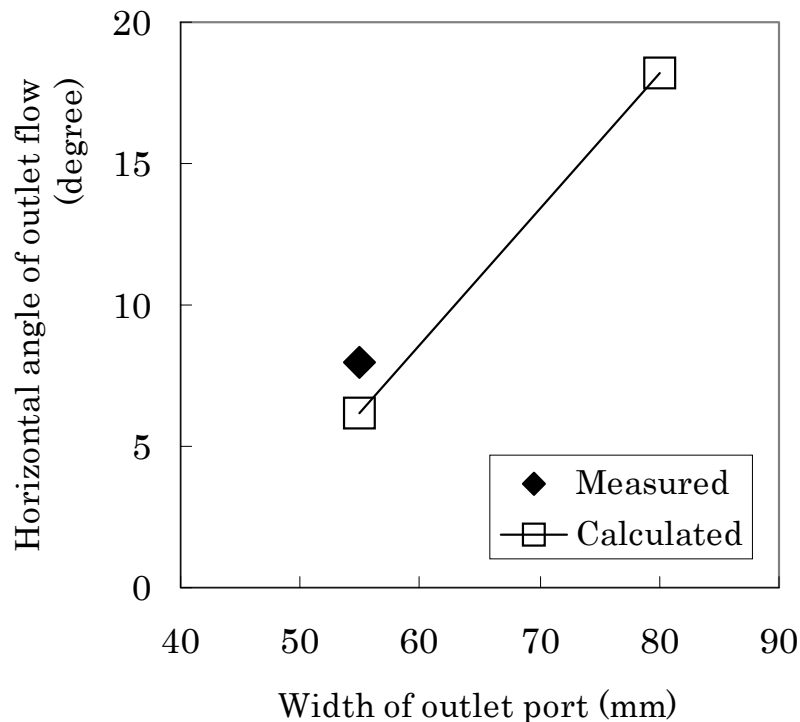


Fig. 5-10. Influence of outlet port width on horizontal outlet flow angle

吐出孔幅 80mm の浸漬ノズル (Case A) および吐出孔幅 55mm の浸漬ノズル (Case C) を用いた場合の吐出流の鋳型内における挙動を、鋳型幅中央から 100mm 、 300mm 、 500mm における鋳型長辺に垂直な鉛直面上に、等流速線図として投影したのが、Fig.5-11 および Fig.5-12 である。これらの図から、吐出孔幅が大きい Case A では、吐出流が浸漬ノズルから遠ざかるにつれて図に向かって右側へ振れて長辺と干渉する様子が見て取れる。それに対して吐出孔幅の小さい Case C では、吐出流が鋳型長辺と平行に流れ、鋳型長辺と干渉することなく鋳型短辺へ向かうことがわかる。

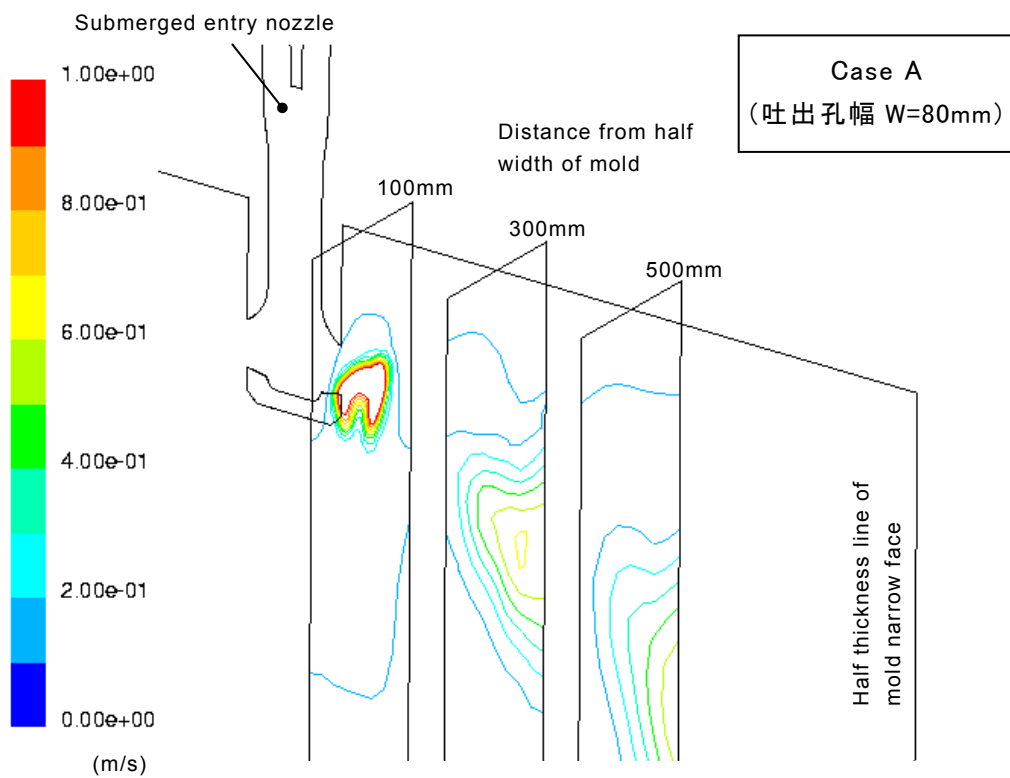


Fig. 5-11. Contours of mean velocity magnitude in mold (Case A)

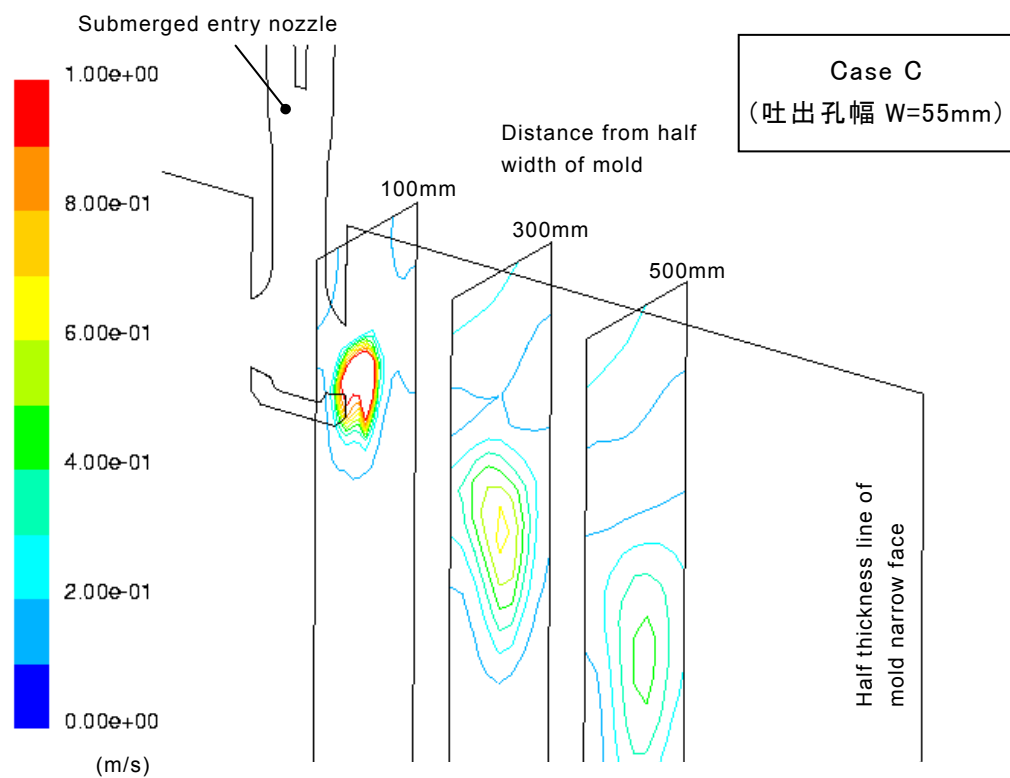


Fig. 5-12. Contours of mean velocity magnitude in mold (Case C)

3-3-4. スラブ連続鑄造用旋回流付与型浸漬ノズルに適した吐出孔幅

以上のように旋回流付与型浸漬ノズルにおいては、吐出流が浸漬ノズル内旋回流の回転方向に水平角度を有して広がる特性を有するので、吐出孔幅を狭めて吐出流の広がりを抑制しなければ鑄型内流動が停滞することが明らかとなった。本実験においては吐出孔部の浸漬ノズル内径 80mm に対して吐出孔幅を 55mm、すなわち浸漬ノズル内径の 70% よりも小さな幅の吐出孔に成形することによって、吐出流の水平方向の広がりに伴う鑄型内流動の停滞が避けられるという設計指針が得られた。

4. 吐出角度の鋳型内流動に対する影響調査

4-1. 浸漬ノズルの仕様および流速測定方法

前述の検討によって鋳型内流動形成に有利であることがわかった Table 5-2 の Case-C (幅 55mm×高さ 90mm) に吐出孔断面形状を固定した上で、Table 5-3 に示すように、吐出孔上壁および下壁形状(角度)を変えることにより様々な吐出角度を示すことが予測される5種類の旋回流付与型浸漬ノズル、および旋回羽根を内装しない通常の浸漬ノズル3種類を用いて、吐出流の上下方向角度(以下、吐出角度)が鋳型内流動に及ぼす影響を調べた。吐出孔形状の一例(Case C)をFig. 5-13に示す。実験に供した浸漬ノズルは、アルミナグラファイト製である。浸漬ノズルは、全て吐出孔出口下端の浸漬深さを 225mm 一定に保つよう水面高さを維持して実験を行った。

Table 5-3. Specification of submerged entry nozzle

Type of nozzle	Case	Shape of outlet port (mm in length)			Internal diameter (mm)	Outlet flow angle (°)
		Size	Upper wall	Lower wall		
Swirling flow	C	W=55, H=90	R60	u*10°	φ101-φ80	d*40°
	D		R60	u*20°	φ101-φ80	d*37°
	E		R60	0°	φ101-φ80	d*24°
	F		u*10°	u*10°	φ101-φ80	d*14°
	G		R120	d*30°	φ101-φ80	d*41°
Conventional	H		u*10°	u*10°	φ101-φ80	d*18°
	I		u*10°	u*10°	φ90-φ77	d*32°
	J		d*30°	d*30°	φ101-φ80	d*42°

* u: upward, d: downward

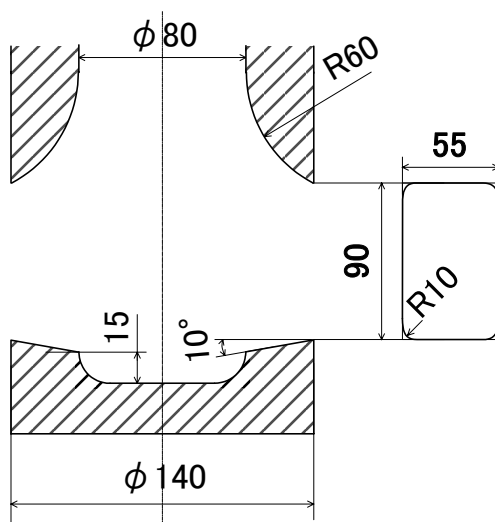


Fig. 5-13. Dimension of outlet port (Case C)

Table 5-3 に示す旋回流付与型浸漬ノズルの内径および旋回羽根の形状は、Table 5-4 および Fig.5-14 に示す共通した仕様とした。旋回羽根の厚みは 15mm である。Table 5-3 に示す通常浸漬ノズルの H および J は、旋回流付与型浸漬ノズルと同じ内径の本体を用い、旋回羽根を除いたものである。また、通常浸漬ノズル I は、本体内部がノズル上端内径 90mm、下端内径 77mm の円錐台形状の一般的な浸漬ノズルである。これらの浸漬ノズルは全て凹形状の底を有しており、凹形状部の深さは A から F は 15mm、I が 10mm とし浸漬ノズル外径は全て 140mm とした。

鑄型内流動評価にはレーザードップラー流速計を用い、鑄型内表面流速および吐出孔流速を測定した。鑄型内表面流速は、鑄型 1/4 幅－1/2 厚－水面下 50mm における鑄型長辺と平行な水平方向流速を 3 分間測定して代表値とした。吐出孔流速は、鑄造速度 1.6m/min 相当の条件下でノズル吐出孔の前面 5mm の位置における鑄型長辺に平行な水平方向および鉛直方向の流速を測定した。吐出流速の測定点は、0～1 に無次元化した吐出孔幅の 0.2, 0.5, 0.8 のラインと 0～1 に無次元化した吐出孔高さの 0.2, 0.5, 0.8 のラインそれぞれの交点となる 9 点とした。測定時間は各点に対して 3 分間とした。上記 9 点において測定した水平方向流速と鉛直方向流速の平均値から求めた吐出角度を前述の Table 5-3 に記した。

Table 5-4 Specification of swirl blade

Type	Twisted plate (Fixed in nozzle)
Diameter & Length	$D_1=100$, $L = 100$ (mm)
Twist angle	$\theta = 120^\circ$

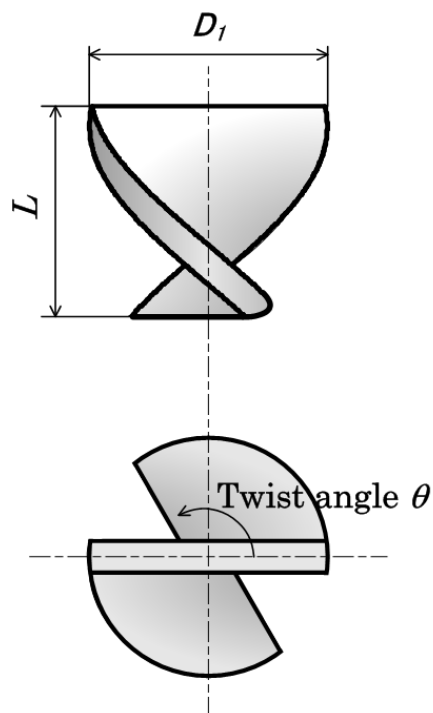


Fig. 5-14. Dimension of swirl blade

4-2. 水モデル実験結果

吐出角度と鋳型内表面流速との関係を Fig.5-15、鋳型内表面流速変動との関係を Fig.5-16 に示す。Fig.5-15 および Fig.5-16 において、吐出角度は下向きが正、Fig.5-15 における鋳型内表面流速は鋳型短辺からノズルへ向かう方向を正とした。Fig.5-16 の縦軸は、鋳型内表面流速変動の指標として、その標準偏差を平均値で除した値である。鋳型内表面流速の標準偏差は、測定データを0.5s毎に平均化したものを1データとし、測定時間3分間の360個のデータから求めた。Fig.5-15 および Fig.5-16 中の実線は旋回流付与型浸漬ノズルにおける5点の測定値に対する2次近似曲線、破線は通常浸漬ノズルにおける3点の測定値を結ぶ2次曲線である。また Fig.5-15 および Fig.5-16 中の添字は、Table 5-3 におけるノズル銘柄 (Case)を示す。

Fig.5-15 および Fig.5-16 より、旋回流付与型浸漬ノズルならびに通常浸漬ノズルともに、概ね吐出角度が $30\sim 40^\circ$ において鋳型内表面流速が極大となり、その変動が極小となることがわかった。ただし、Fig.5-15 における通常浸漬ノズルに対する測定値の極大点は、データ3点を結ぶ2次曲線からの推定である。また Fig.5-16 に示すように、旋回流付与型浸漬ノズルは、通常浸漬ノズルに比べて鋳型内表面流速の変動が幅広い吐出角度範囲に渡って低位であった。

本研究の目的は、鋳型内流動が安定する条件を見つけることであるから、上記鋳型内表面流速極大・流速変動極小点に近く、かつ測定データの鋳型内表面流速変動が小さい Case C あるいは D が適正な吐出孔形状であると結論づけた。

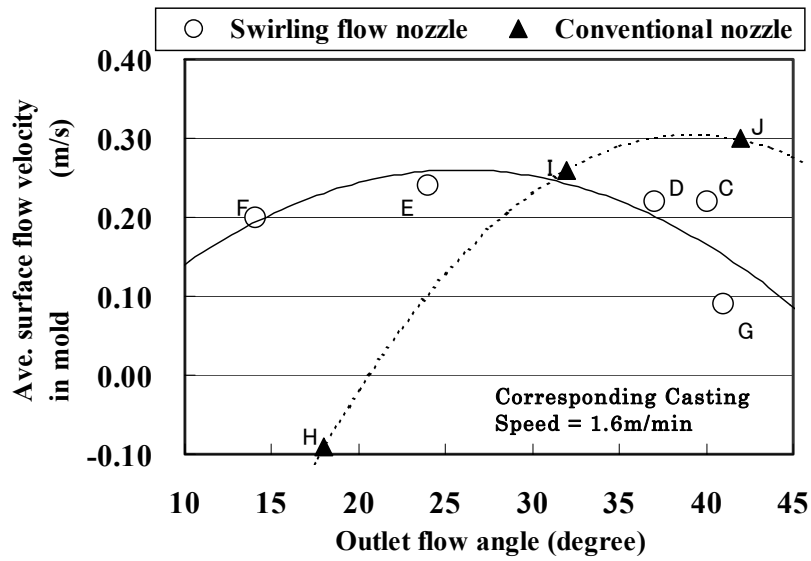


Fig. 5-15. Influence of outlet flow angle on surface flow velocity in mold

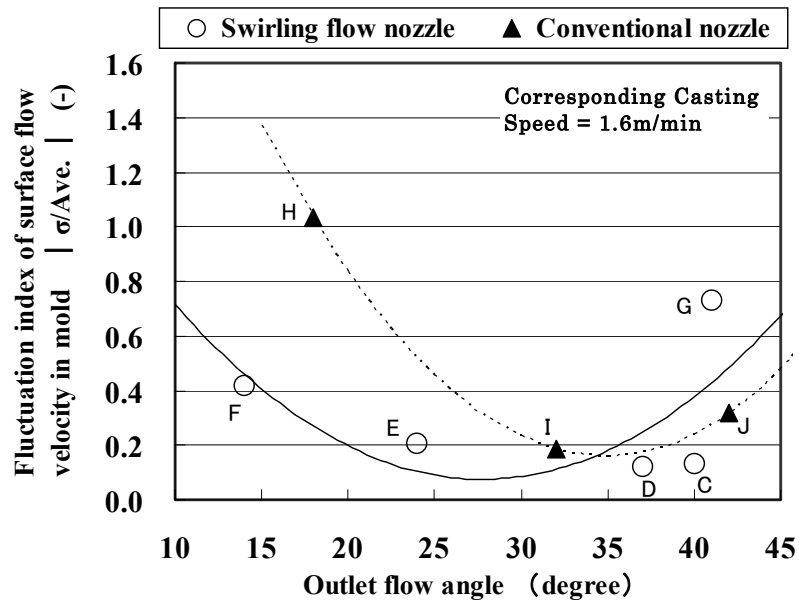


Fig. 5-16. Influence of outlet flow angle on surface flow fluctuation in mold

4-3. 考察

4-3-1. 鋳型内流動の自励振動

Fig.5-15 および Fig.5-16 に示したように、吐出角度には鋳型内表面流速が極大となるとともに安定する適正範囲が存在することがわかった。そこで、吐出角度が鋳型内表面流速変動に影響を及ぼす機構について、短辺反転流の形成、および鋳型内流動の自励振動（自励振動的片流れ）の観点から考察を行った。

鋳型内表面流速測定時には、周期的に流速が変動する自励振動的挙動が観察される場合があった。その自励振動周期を求めるために、鋳型内表面流速データを FFT 解析に供した。解析の結果、パワースペクトル密度が 2.0×10^{-4} 以上のピークが観察された場合に、その周期を鋳型内流動の自励振動周期と定めた。同解析においては、データ収集期間の長さ（3 分間）を考慮し、精度が低下する周波数 0.03Hz 未満（周期 34s 以上）のピークは無視した。

上述のようにして求めた自励振動周期を平均鋳型内表面流速と併せて Table 5-5 に示す。

Table 5-5 における自励振動の有無を、吐出角度および鋳型内表面流速と関連付けて表した結果を Fig.5-17 に示す。Fig.5-17 より、流速の絶対値が 0.1m/s 以下に低下し鋳型内流動が停滞して自励振動の発生が不明確となった領域を除くと、鋳型内流動の自励振動は吐出角度が小さい領域で生じることがわかった。この傾向は、旋回流付与型浸漬ノズルあるいは通常浸漬ノズルの別を問わず同様であった。

Fig.5-17 の自励振動発生領域において、FFT 解析によって求めた自励振動周期と平均鋳型内表面流速との関係を Fig.5-18 に示す。Fig.5-18 より、鋳型内流動の自励振動周期は、鋳型内表面流速と一次の負の相関関係にあることがわかった。

なお、Fig.5-18 に示す自励振動周期の絶対値は、水モデル実験装置の槽深さや排水経路等の影響を受けて変化すると考えられるので、絶対値の意味についてはここでは論じない。

Table 5-5. Period of self-excited flow oscillation in mold

Type of nozzle	Case	Shape of outlet port (mm in length)			Corresponding casting speed	Ave. surface flow velocity in mold	Period of flow oscillation
		Size: W×L	Upper wall	Lower wall			
Swirling flow	A	80×62	R60	u*10°	1.6 m/min	0.00m/s	—
	B	66×75	R60	u*10°	1.6 m/min	0.18m/s	32s
	C	55×90	R60	u*10°	1.6 m/min	0.22m/s	—
	D		R60	u*20°	1.6 m/min	0.22m/s	—
	E		R60	0°	1.6 m/min	0.24m/s	18s
	F		u*10°	u*10°	1.6 m/min	0.20m/s	32s
	G		R120	d*30°	1.6 m/min	0.09m/s	—
Conventional	H	55×90	u*10°	u*10°	1.6 m/min	-0.09m/s	—
	I-1		u*10°	u*10°	1.6 m/min	0.26m/s	21s
	I-2				2.0 m/min	0.28m/s	17s
	J		d*30°	d*30°	1.6 m/min	0.30m/s	—

*u: upward, d: downward

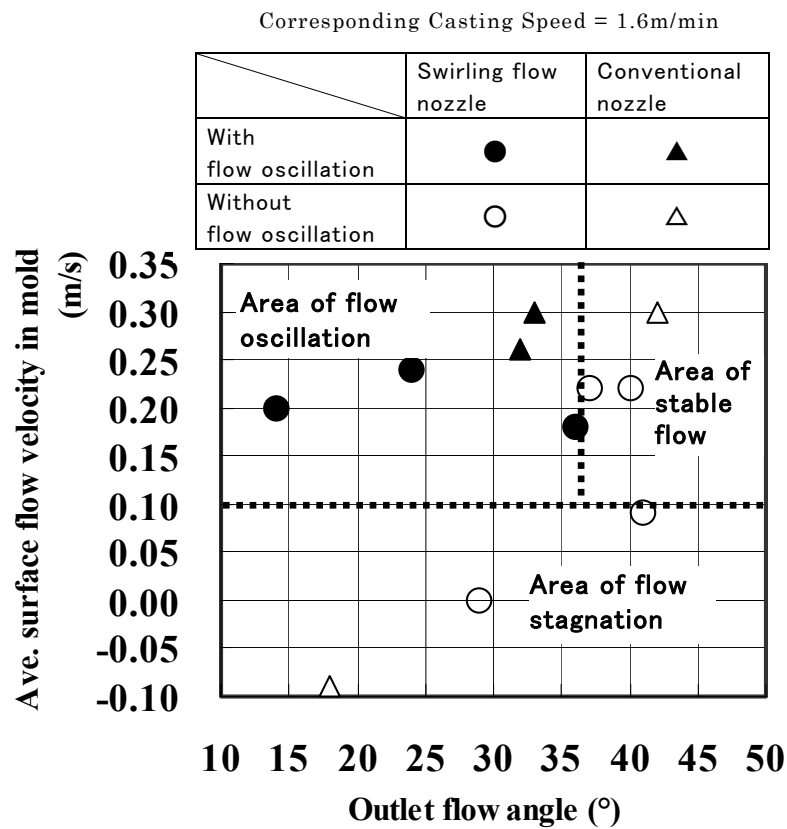


Fig. 5-17. Influence of outlet flow angle and surface flow velocity on stable flow formation in mold

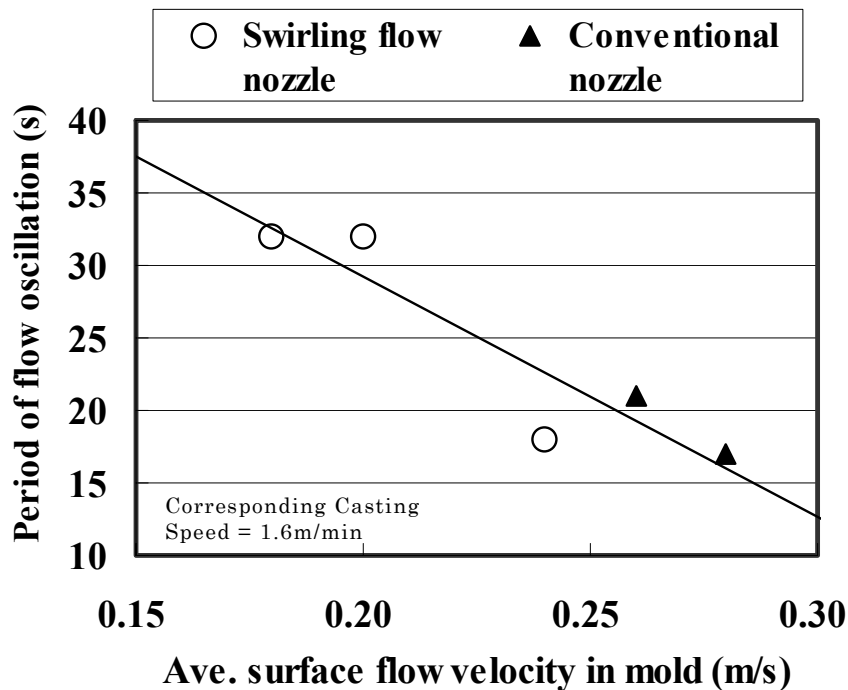


Fig. 5-18. Relationship between surface flow velocity and period of flow oscillation in mold

4-3-2. 吐出角度に適正範囲が存在する理由

上述の調査結果を総括して、吐出角度については鋳型内表面流速が極大となるとともに安定する適正範囲が存在する理由を以下に考察する。

Fig.5-18 に示したように、鋳型内流動の自励振動周期は鋳型内表面流速と負の相関関係にあった。このことは、Fig.5-19 に示すダブルロール流動パターン⁹⁾が形成されて鋳型内表面流速が短辺反転流(吐出流の一部が鋳型短辺近くで反転上昇し、鋳型短辺から浸漬ノズルへ向かう表面流。浸漬ノズル近くで吐出流に乗って鋳型短辺へ向かい、また反転上昇するという循環流を形成する。)の速度を代表していると仮定した上で、自励振動が短辺反転流のゆらぎ、すなわち循環流の生成・成長と消滅サイクルによって生じ、さらにゆらぎが変化する速さを決める主要な因子のひとつがその流速であると考えたと説明できる。これより、鋳型内表面流速に見られる自励振動は循環流である短辺反転流の自励振動を表しており、鋳型内表面流速を安定化するには短辺反転流を安定して形成する必要があると言える。ここで、ダブルロール流動パターンとは、Fig.5-19 に示すように、下方へ向かう主流の他に上記の短辺反転流が存在する流動パターンを言う。

以上のような観点から、吐出角度が大きすぎる場合には短辺反転流が鋳型内表面に到達するまでに減衰して安定した流動パターンが形成されず、また吐出角度が小さすぎる場合には流動の自励振動が生じて短辺反転流の形成が不安定になると考えると前述の結果を整理することができる。すなわち、吐出角度には短辺反転流を安定して形成できる適正範囲があり、Fig. 5-15 および Fig.5-16 に示したように、その適正範囲においては鋳型内表面流が安定して維持される。

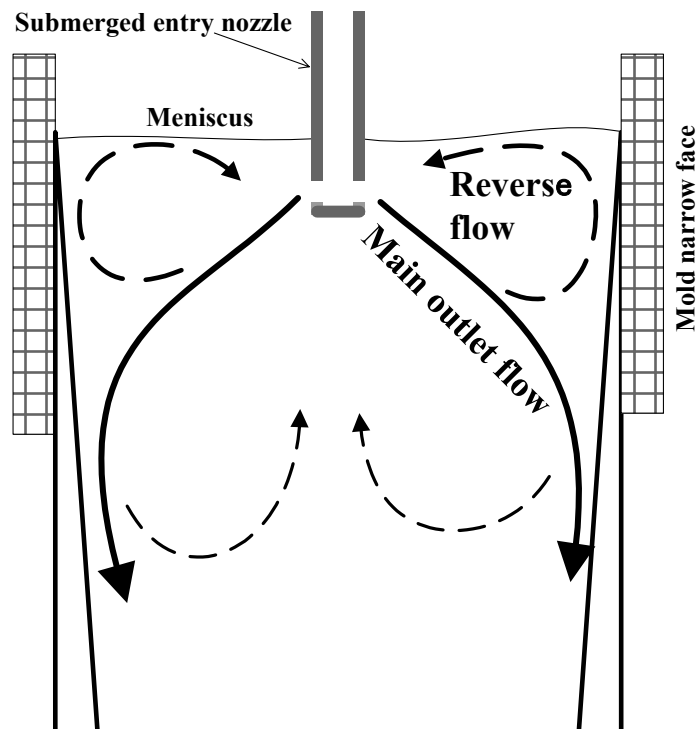


Fig. 5-19. Schematic view of double roll flow pattern in mold

吐出角度が小さすぎる場合に短辺反転流の形成が不安定になる理由は以下のように考えられる。

吐出角度が水平に近い上向きである場合には、Fig.5-20 に示すように、吐出流が鋳型短辺へ向かう鋳型内表面流を直接形成するシングルロール流動パターン⁹⁾へ移行し、短辺反転流が消滅する。下向きの吐出角度が小さくなるにつれて、シングルロール流動パターンへの遷移域に入り、吐出流と短辺反転流との干渉に起因する自励振動が発生して流動が不安定になると考えられる。シングルロール流動パターンとは、Fig.5-20 に示すように短辺反転流が存在しない流動パターンを言う。

ここで、Fig.5-15 あるいは Fig.5-17 において通常浸漬ノズルに対して最も吐出角度が小さい Case H の鋳型内表面流速平均値はマイナス(ノズルから鋳型短辺に向かう流れ)であり、平均的な流れはシングルロール流動パターンへ移行していることを表している。しかしながら、Fig.5-16 に示したように鋳型内表面流速変動の大きさからは、Case H の鋳型内表面流速は正負領域にまたがって変動していると考えられ、ダブルロール流動パターンからシングルロール流動パターンへの遷移域を脱していないと言える。完全なシングルロール流動パターンへ移行した場合には、短辺反転流と吐出流との干渉が解消され、鋳型内流動は安定化すると推測される。

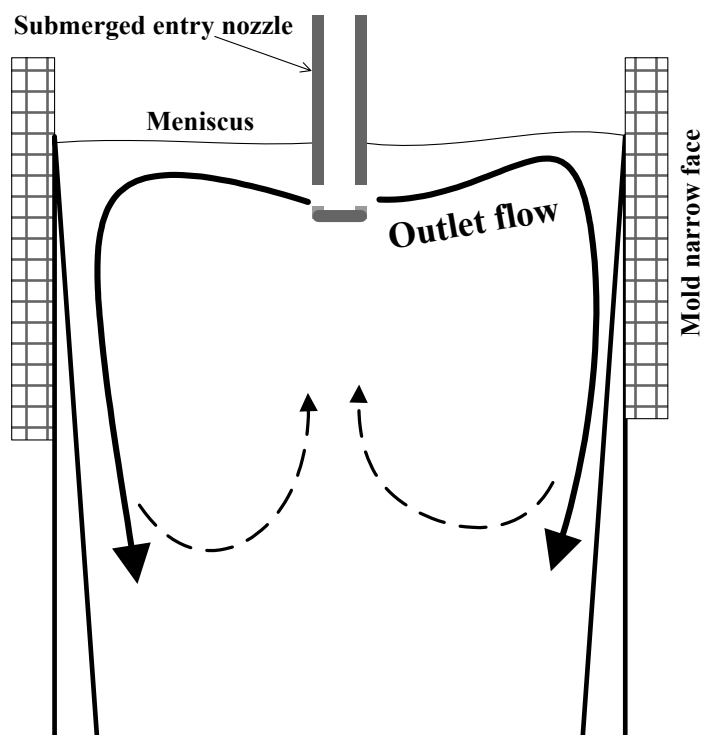


Fig. 5-20. Schematic view of single roll flow pattern in mold

4-3-3. 通常浸漬ノズルと旋回流付与型浸漬ノズルとの違い

Fig.5-15 あるいは Fig.5-17 において、吐出角度が下向 20° 未満の領域では、前述のように通常浸漬ノズルを適用した場合にのみ平均的な流動がシングルロール流動パターンへ移行していることがわかる。また、Fig.5-16 から明らかなように、吐出角度が適正範囲の下限值である 30° よりも小さい側に外れた場合の鋳型内表面流速変動の増大は、通常浸漬ノズル使用時の方が旋回流付与型浸漬ノズル使用時よりも大きい。これらの理由は、以下のように考えられる。

通常浸漬ノズルの場合には、浸漬ノズル内下降流が底部に当たることによって水平方向の速度ベクトルを与えられる。そのような浸漬ノズル内流動の特性上、吐出流が浸漬ノズル底部によって形成される流れの影響を強く受ける。水モデル実験において鋳型内流動を観察すると、通常浸漬ノズルの場合には、吐出角度の変動が大きく、ノズル底から跳ね上がる流れが時折水平あるいは上向きに噴流状に吐出し、浸漬ノズルから鋳型短辺へ向かう短辺反転流に対向する流れを形成する状況が見られた。それに対して、旋回流付与型浸漬ノズルの場合には、吐出孔全面から均等かつ安定な吐出流が観察され、吐出孔よりも上部においては鋳型短辺から浸漬ノズルに向かう短辺反転流が安定して維持されていた。すなわち、通常浸漬ノズルの方が旋回流付与型浸漬ノズルよりも吐出流の上下方向への吐出角度の広がりが大きいため、吐出流が短辺反転流と干渉して、短辺反転流の不安定さやシングルロール流動パターンへの移行を引き起こすと考えられる。

4-3-4. 数値流動解析による検証

上述の観察結果を視覚化して示すために、3次元数値解析により水モデル実験における流動状況の再現を図った。解析には汎用流動解析ソフトウェア FLUENT 6.0¹⁰⁾を使用した。離散化スキームは QUICK scheme とし、乱流モデルには旋回流に対してより適しているとされる Reynolds stress model を採用した。境界条件として、入口において水モデル実験での流量に相当する均一流速を与え、出口においては多孔板からの自然流出とし、水面においては slip 流れ、それ以外の壁面においては壁関数を使用した。解析格子を Fig.5-21 に示す。計算は換算鑄造速度 1.6m/min の条件において行った。解析結果から、浸漬ノズル仕様 Case C および Case H の吐出孔 1/2 幅の鑄型長辺に平行な縦断面における吐出孔近傍の流速をそれぞれ Fig.5-22 および Fig.5-23 に示す。Fig.5-22 および Fig.5-23 の対比から、旋回流付与型浸漬ノズルの吐出孔流速は吐出孔出口全面において均等な分布であるのに対し、通常浸漬ノズルの吐出孔流速分布は、下部から斜め下向きに吐出する主流と上部から斜め上向きに吐出する流れに2分されていることがわかる。

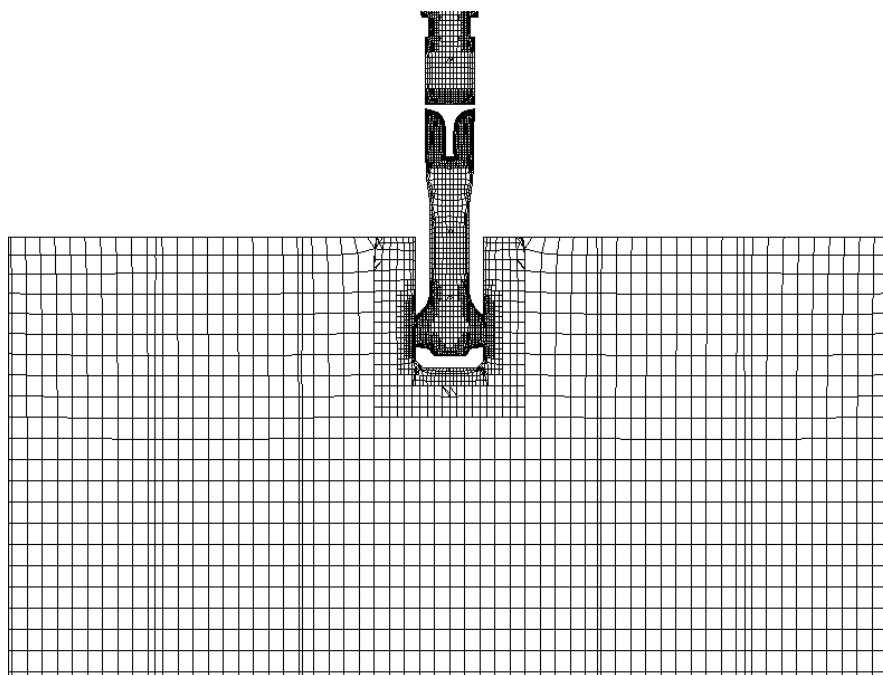


Fig. 5-21. Geometry of grid (Vertical cross section)

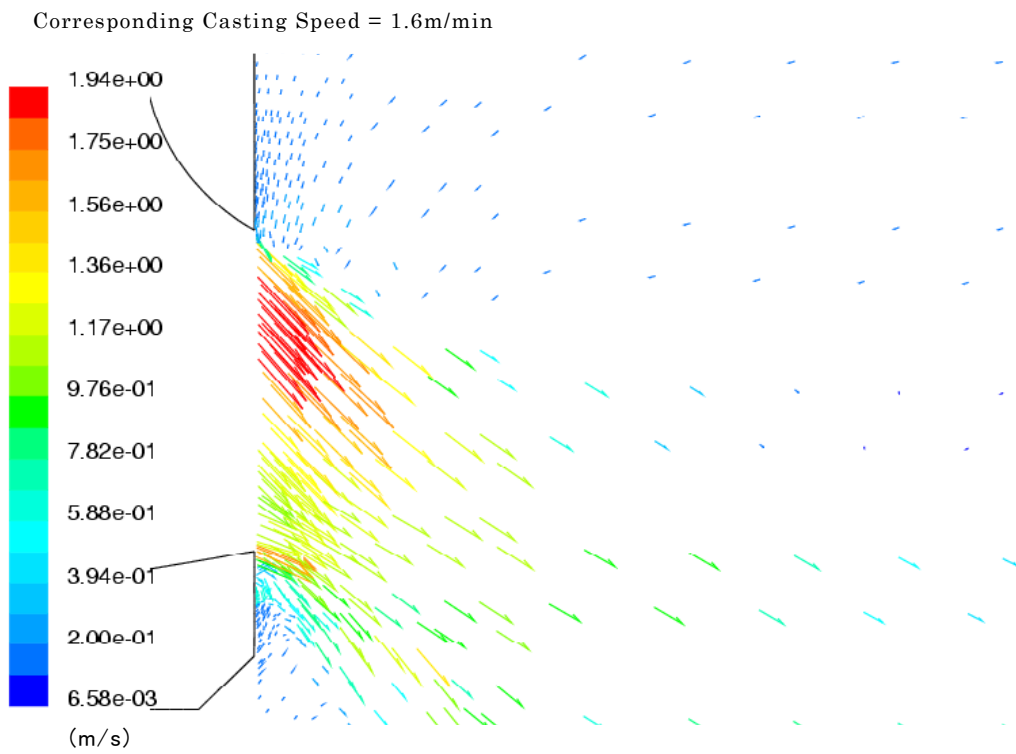


Fig. 5-22. Outlet flow vectors of mean velocity (Vertical cross section, Case C)

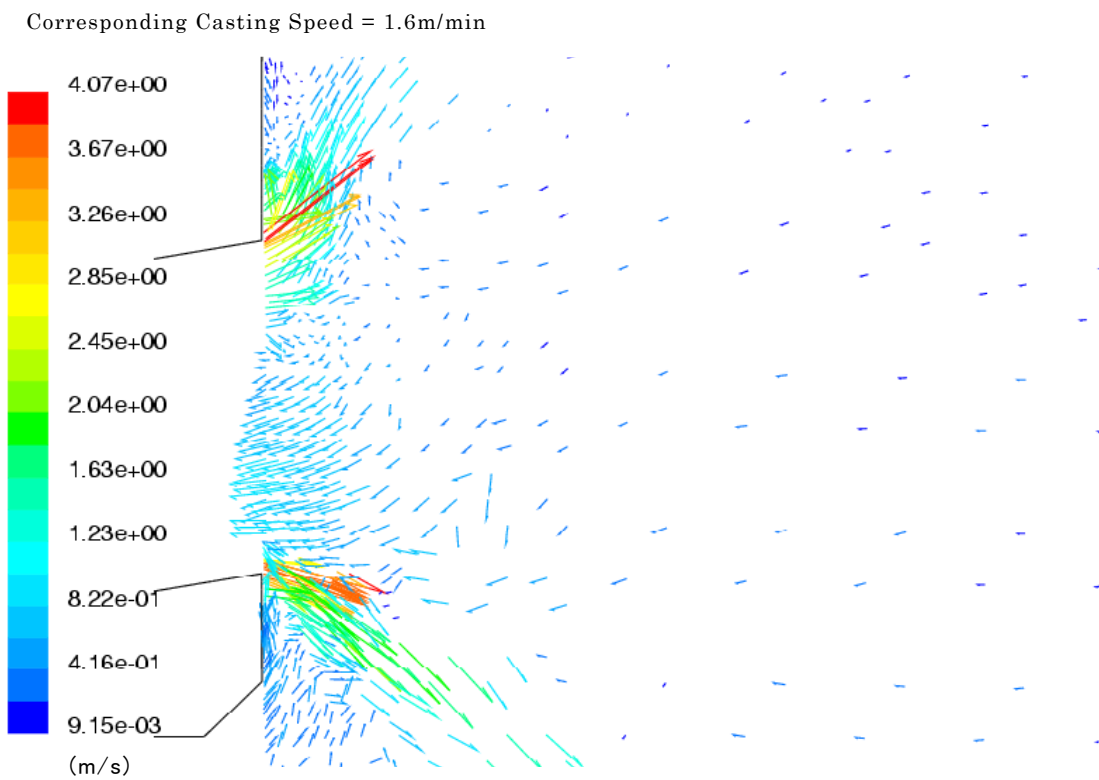


Fig. 5-23. Outlet flow vectors of mean velocity (Vertical cross section, Case H)

上記の計算により、浸漬ノズルから 30mm 離れた鋳型長辺に垂直な鉛直断面 (Fig.5-24 参照)における平均流速の分布を求めた。その結果を Fig.5-25 に示す。Fig.5-25 において、横軸は水面からの深さ(下向きが正)を表し、縦軸は鋳型全厚みで平均した流速を示す。また、縦軸の符号が正のとき浸漬ノズルから鋳型短辺へ向かう流れ、負のとき鋳型短辺から浸漬ノズルへ向かう流れが形成されていることを示す。Fig.5-25 より、旋回流付与型浸漬ノズル (Case A、Case C、Case F; Table 5-2 および Table 5-3 参照) の場合には、吐出角度が 14° と小さい Case F を含めていずれも水面から深さ 0.20~0.25m に単一の流速ピークが見られ、水面から 0.15m 程度までの浅い領域においては鋳型短辺から浸漬ノズルに向かう短辺反転流が明確に表れている。それに対して、通常浸漬ノズル (Case H) の場合には、水面から深さ 0.20~0.25m における第1ピークの他に水面から深さ 0.10mm 近傍にも小さな第2ピークが見られる。また、水面近傍の浅い領域においても短辺反転流 (負の流れ) は見られない。

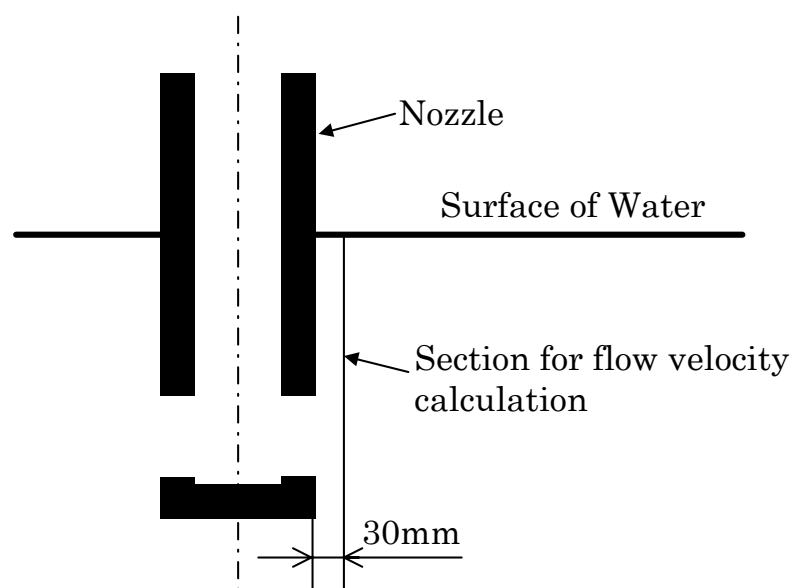


Fig. 5-24. Section for flow velocity calculation near nozzle

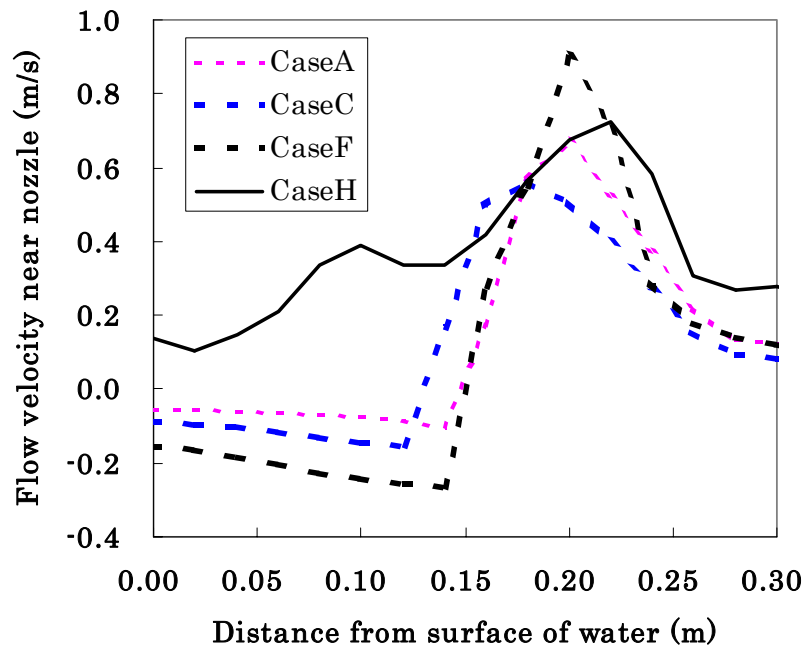


Fig. 5-25. Flow velocity distribution near nozzle
(Corresponding casting speed = 1.6m/min.)

Fig.5-25 に示した旋回流付与型浸漬ノズル (Case A、Case C、Case F) と通常浸漬ノズル (Case H) の吐出流速分布の比較から、単一の明瞭な吐出流速ピークが存在する旋回流付与型浸漬ノズルに対して、通常浸漬ノズルでは上述の第2ピークが存在するなど、ノズルから鋳型短辺へ向かう吐出流が水面近くまで不明瞭に広がっていることがわかる。この第2ピークは水モデル実験において観察されたノズル底から跳ね上がる流れが再現されたものと解釈できる。このような第2ピークの形成は、通常浸漬ノズル適用時に鋳型内流動がシングルロール流動パターンへ移行しやすい原因であると考えられる。

Fig.5-26 に、吐出角度がいずれも下向 20° 未満の旋回流付与型浸漬ノズル (Case F; 吐出角度 14°) と通常浸漬ノズル (Case H; 吐出角度 18°) の平均鋳型内表面流速測定値と計算値を示す。Fig.5-26 より、旋回流付与型浸漬ノズル (Case F) は、吐出角度が小さいにも関わらず平均表面流速が正 (鋳型短辺から浸漬ノズルへ向かう流れ) でありダブルロール流動パターンが維持されている。一方、通常浸漬ノズル (Case H) は、平均表面流速が負 (浸漬ノズルから鋳型短辺へ向かう流れ) であり平均的にはシングルロール流動パターンに移行している。このように計算結果は、通常浸漬ノズル適用時にシングルロール流動パターンに移行しやすいという水モデル実験結果を良く表現できていることが確認できる。

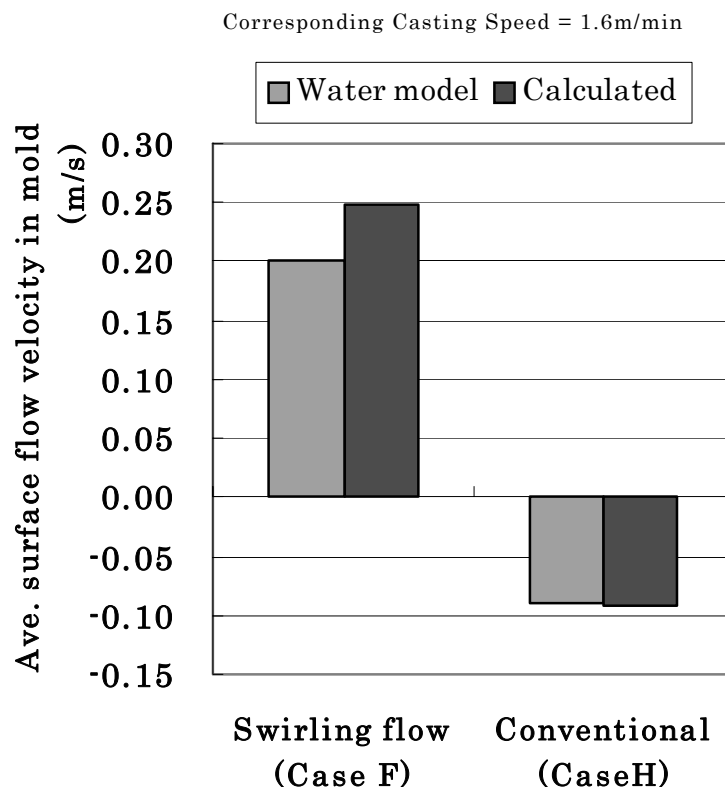


Fig. 5-26. Comparison of surface flow velocity in mold

このように、通常浸漬ノズルの場合には、浸漬ノズル内下降流に水平方向速度ベクトルを与えるのが底部のみであることから、浸漬ノズル底部からの跳ね上がり流が強く生じ、浸漬ノズル内下降流がゆらぐ影響も受けて、鋳型内表面に向けて吹き上がる流れが時折生じると考えられる。この流れが鋳型短辺から浸漬ノズルへ向かう短辺反転流と干渉するので、通常浸漬ノズルの場合には鋳型内表面流速の変動が大きく、また旋回流付与型浸漬ノズルに比べて吐出流に大きな下向き角度を与えなければ安定した短辺反転流が形成されないと考えられる。しかしながら、吐出流に大きな下向き角度を与えると、特に鋳型幅が大きいスラブの連続鋳造においては鋳型内表面温度が低下して操業・品質上のトラブルを招きやすい。それに対して旋回流付与型浸漬ノズルは、幅広い吐出角度範囲で鋳型内流動を安定に保つことができるので、鋳造条件にかかわらず操業・品質を安定化することが可能である。

従来、浸漬ノズル本体径に急激な絞りと拡管（段差）を設けた浸漬ノズル¹¹⁾や、浸漬ノズルの吐出孔あるいは底部形状の工夫¹²⁾⁻¹⁴⁾など、浸漬ノズル形状の工夫によって鋳型内流動を安定化する試みがなされてきた。しかしながら、浸漬ノズル内下降流に水平方向速度ベクトルを与えるのを底部のみに頼っている限りにおいては、Fig.5-22 と Fig.5-23 との対比からも明らかなように、吐出孔全面が有効に使われずに吐出孔下部に吐出流が集中して吸い込み流が生じやすいなどの難点が生じた。さらに、凹形状の底を有する場合には上述のように吐出角度の変動が大きくなる。これらは介在物付着による吐出孔の閉塞や鋳型内流動が不安定になる原因となる。これに対し、旋回流付与型浸漬ノズルの場合には遠心力によって広がり吐出孔上部から流出する流れが生じるので吐出孔全面から均等な吐出流が安定して形成される。そのため、吐出孔の閉塞が小さく¹⁵⁾、かつ鋳型内流動が安定化すると考えられる。

5. 結言

実機大の水モデル実験により、旋回流付与型浸漬ノズルの特性に適応した吐出孔断面形状および吐出角度について検討した。前提条件は、溶鋼換算スループット4.4ton/minに対して、内径 ϕ 80mmの2孔浸漬ノズルを用い、吐出孔面積(1孔あたり)は4900mm²とした。その結果、次の結論が得られた。

(1)旋回流付与型浸漬ノズルにおいて、浸漬ノズル内径と同じ吐出孔幅に設計すると、吐出流が水平面上で旋回方向に大きく広がり、鑄型内で減衰する。

(2)旋回流付与型浸漬ノズルにおいては、吐出孔幅を浸漬ノズル内径の70%以下に設計し、吐出流の広がりに伴う減衰を避けることが良好な鑄型内流動を形成する上で必要である。

(3)吐出角度には、旋回流付与型浸漬ノズルならびに通常浸漬ノズルを問わず、安定した鑄型内表面流速が得られる適正範囲がある。この適正範囲内においてはダブルロール流動パターンが安定して形成されるが、吐出角度が適正範囲を外れて小さくなるとシングルロール流動パターンへの遷移域に入り、吐出流と短辺反転流との干渉に起因すると考えられる自励振動が発生し流動が不安定になる。また吐出角度が適正範囲を外れて大きくなると、吐出流の鑄型内での減衰が大きくなり、安定した短辺反転流が形成されない。適正な吐出角度は、本研究の鑄造条件においては下向30°～40°であった。この適正な吐出角度を得ることができる旋回流付与型浸漬ノズルの吐出孔形状は、本研究で前提とした吐出孔断面形状(幅55mm×高さ90mm)において、上壁形状R60ー下壁角度上向10°～上向20°の組合せであった。

(4)旋回流付与型浸漬ノズル適用時に比べ、通常浸漬ノズル適用時の鑄型内表面流速が不安定で、かつ鑄型内表面流速が安定する吐出角度範囲が吐出角度の小さい側で狭い理由は、次のように考えられる。すなわち、吐出孔における流速分布が均一で、概ね一様な斜め下向きの吐出流を形成する旋回流付与型浸漬ノズルに比べて、凹形状の底部を有する通常浸漬ノズルからの吐出流分布は不均一であり、斜め下向きの主流の他に斜め上向きの吐出流が時折生じる。この上向き吐出流は、短辺反転流が形成する循環流に対向する流れとなり、その安定性を損なうと考えられる。

6. 参考文献

- 1) 床並徹二,尾上善則,松尾勝良,田井啓文,森下雅史,安中弘行,綾田研三: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:学振凝固プロセス研究会資料, 19 委-11548, 凝固プロセス-38 (1995)
- 3) M.Iguchi, J.Yoshida, T.Shimizu, Y.Mizuno: ISIJ Int., 40 (2000), 685-691
- 4) 鈴木健一郎,村田賢治,中西恭二,児玉正範,小島信司,宮崎容治:鉄と鋼, 68 (1982), S920
- 5) 井戸川聡,北野嘉久,戸沢宏一:川崎製鉄技報, 28 (1996), 46
- 6) 山田亘,清瀬明人,中島潤二,福田淳,岡澤健介,宮沢憲一:CAMP-ISIJ, 12 (1999), 682
- 7) 久保田淳,久保典子,鈴木真,石井俊夫,西町龍三,荒巻則親:鉄と鋼, 86 (2000), 271
- 8) 小坂周一郎,吉原光夫,林浩史,岩田勝吉,塚口友一,横谷真一郎:CAMP-ISIJ, 16 (2003), 949
- 9) K.U.Koehler, P.Andrzejewski, E.Julius and H.Haubrich: Proc. of 78th ISS Steelmaking Conf. (1995), 397
- 10) FLUENT 6.0 User's Guide, ed. by Fluent Inc., Dec., (2001)
- 11) 横谷真一郎,長尾伸一,浅古豊,高木茂男,綾田研三,Julian Szekely,原茂太:鉄と鋼, 82 (1996), 581
- 12) 小西淳平,沖森麻佑巳,奥村裕彦,久富良一,今村晃,田中宏幸:CAMP-ISIJ, 3 (1990), 260
- 13) 久保田淳,小澤宏一,桑野清吾,山岡祐一,鈴木幹雄:CAMP-ISIJ, 5 (1992), 1245
- 14) 沖村利昭,向政登,中島義夫:CAMP-ISIJ, 6 (1993), 292
- 15) 原田貴文,野々部和男,横谷真一郎,原茂太,丸川雄浄:CAMP-ISIJ, 15 (2002), 899

第Ⅵ章 スラブ連続鑄造における旋回流付与型浸漬ノズルの開発

1. 緒言

第Ⅳ章および第Ⅴ章における検討の結果、スラブの連続鑄造に用いる旋回流付与型浸漬ノズルの設計指針が示された。本章では、得られた指針を用いてスラブ連続鑄造用旋回流付与型浸漬ノズルを設計し、実機における鑄造試験に供する過程およびその結果について述べる。鑄造試験の対象は、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碳素鋼とした。対象材質は、表面品質に対する要求水準が最も高い材質のひとつである。このような表面品質厳格材に適用することによって、旋回流付与型浸漬ノズルの効果を明確に評価することができると考えた。本章では鑄造試験に先だって、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)に対する旋回流付与型浸漬ノズルの優位性を確認した。その後、スラブの連続鑄造実機に旋回流付与型浸漬ノズルを適用し、その鑄型内流動安定化ならびに鑄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。

2. 通常浸漬ノズルが有する問題点と旋回流付与型浸漬ノズルの優位性

ここでは、通常浸漬ノズルが有する問題点を整理し、旋回流付与型浸漬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。

通常の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.6-1(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¹⁾²⁾³⁾の減少をもたらす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.6-1 に模式的に示す。

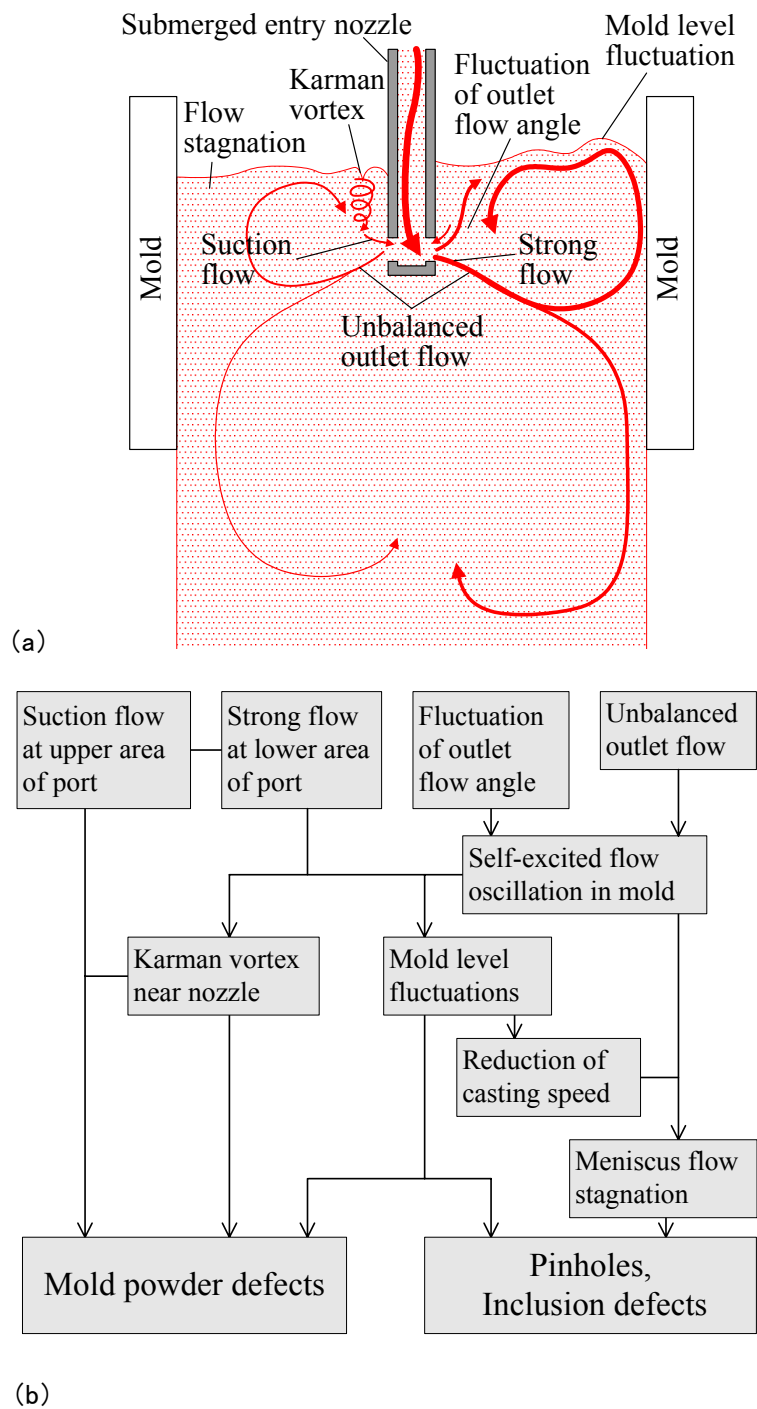


Fig. 6-1. Bad influences of conventional nozzle

旋回流付与型浸漬ノズルは、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.6-2 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、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、鑄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。

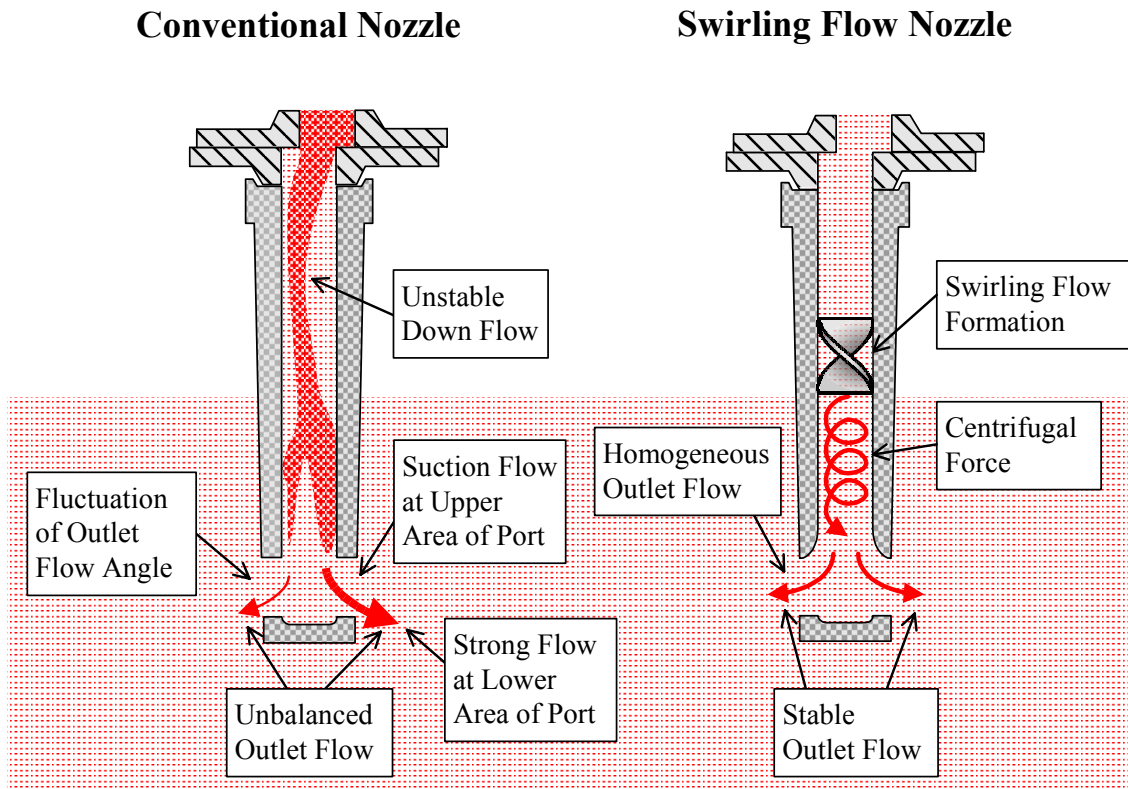


Fig. 6-2. Schematic view of flow formation in nozzle

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付与型浸漬ノズルの優位性を確認した。

Table 6-1 に実機大水モデル実験条件を、Fig.6-3 および Fig.6-4 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模した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。

Table 6-1. Water model specification and condition

	Wakayama	Kashima
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)

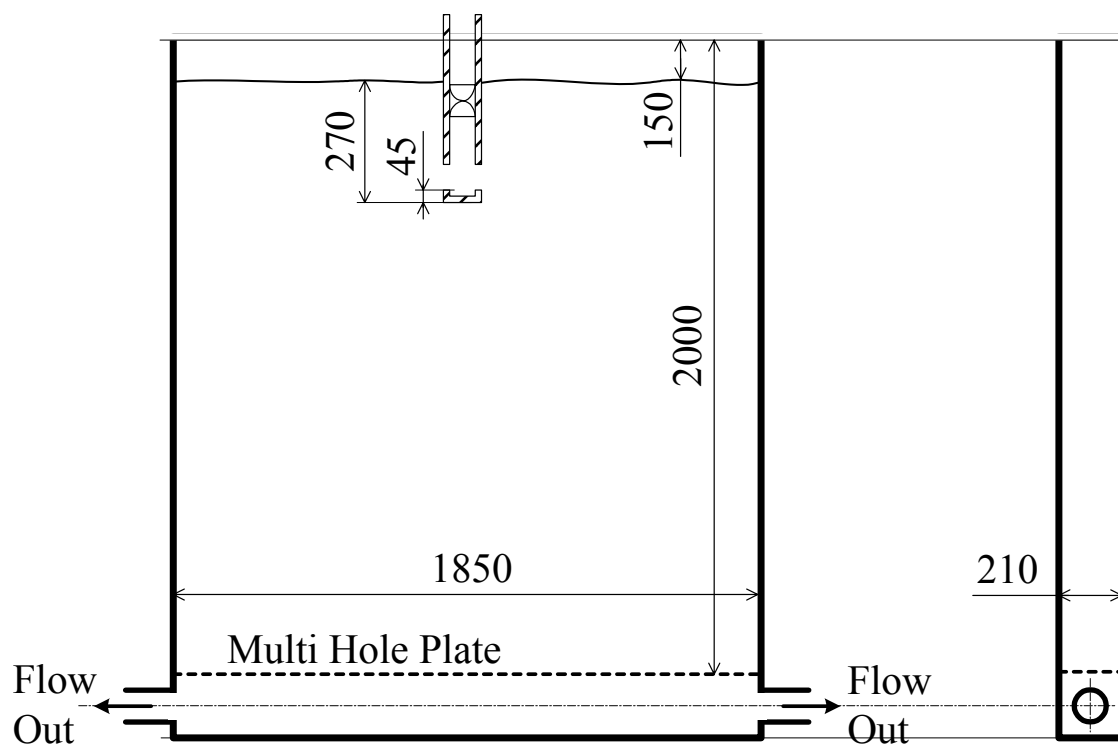


Fig. 6-3. Schematic geometry of water model set-up (Wakayama)

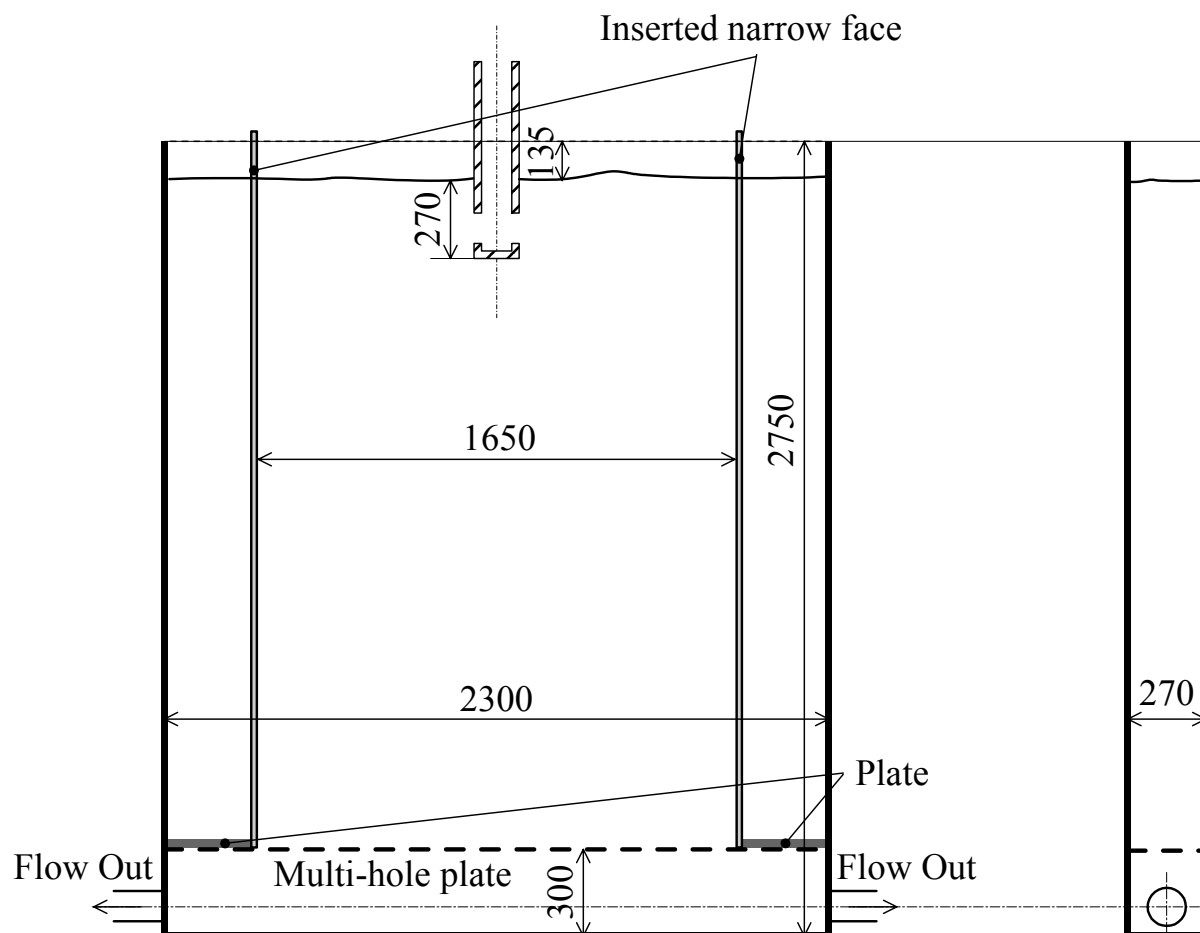


Fig. 6-4. Schematic geometry of water model set-up (Kashima)

旋回流付与型浸漬ノズルの仕様を Table 6-2 および Fig.6-5、Fig.6-6 に示す。吐出孔部における浸漬ノズル本体の外径は、和歌山仕様が 140mm、鹿島仕様が 161mm である。

Table 6-2. Specification of swirling flow nozzles

	Wakayama	Kashima
Internal diameter D_1 (Diameter of swirl blade)	100 (mm)	123 (mm)
Internal diameter D_2	80 (mm)	98 (mm)
Length of swirl blade L	100 (mm)	163 (mm)
Twist angle of swirl blade θ	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 (°)

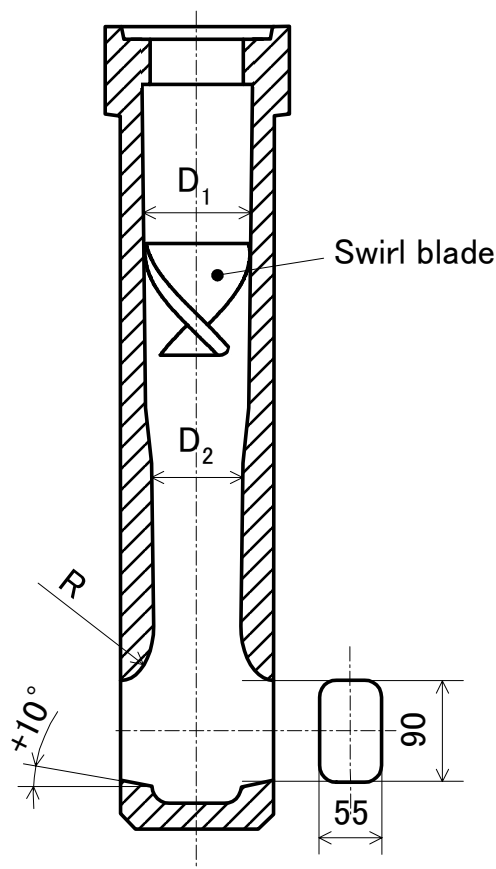


Fig. 6-5. Dimension of swirling flow nozzle

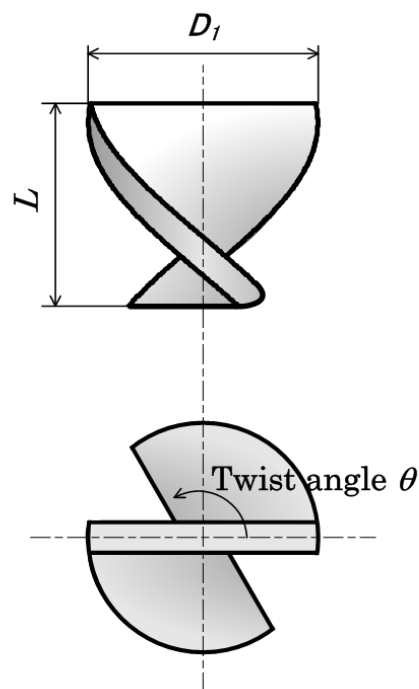


Fig. 6-6. Dimension of swirl blade

比較対象となった通常浸漬ノズルの仕様を Table 6-3 に示す。通常浸漬ノズルは、一定の内径を有し、吐出孔は旋回流付与型浸漬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。吐出孔部における浸漬ノズル本体の外径は、和歌山仕様が 140mm、鹿島仕様が 150mm である。

Fig.6-7 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.6-7 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。

Table 6-3. Specification of conventional nozzles

	Wakayama	Kashima
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 (°)

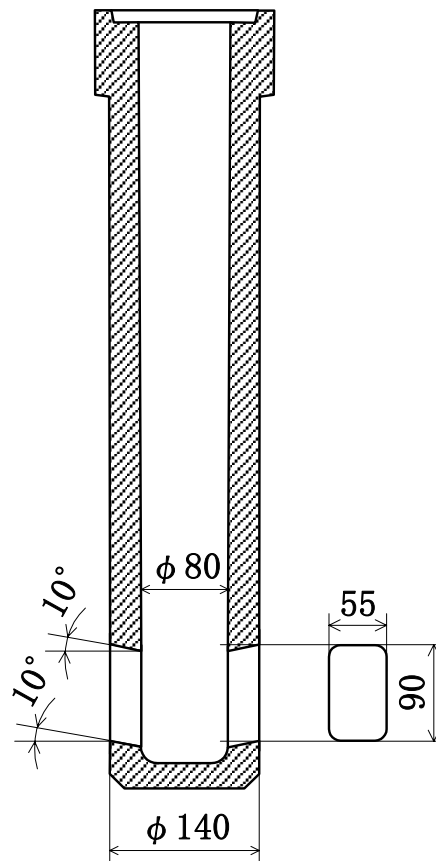


Fig. 6-7. Dimension of conventional nozzle (Wakayama)

3-2. 実験結果

3-2-1. 吐出孔流速

Fig.6-8 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.6-8 における吐出流速測定点は、 $-0.5 \sim 0.5$ に無次元化した吐出孔幅の $-0.3, 0, 0.3$ のラインおよび $0 \sim 1$ 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.6-8 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、吐出孔から鑄型短辺へ向かう方向を正とする鑄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.6-8 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.6-8 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⁴⁾やRamos-Banderasら⁵⁾、あるいは吉田ら⁶⁾によっても報告されている。

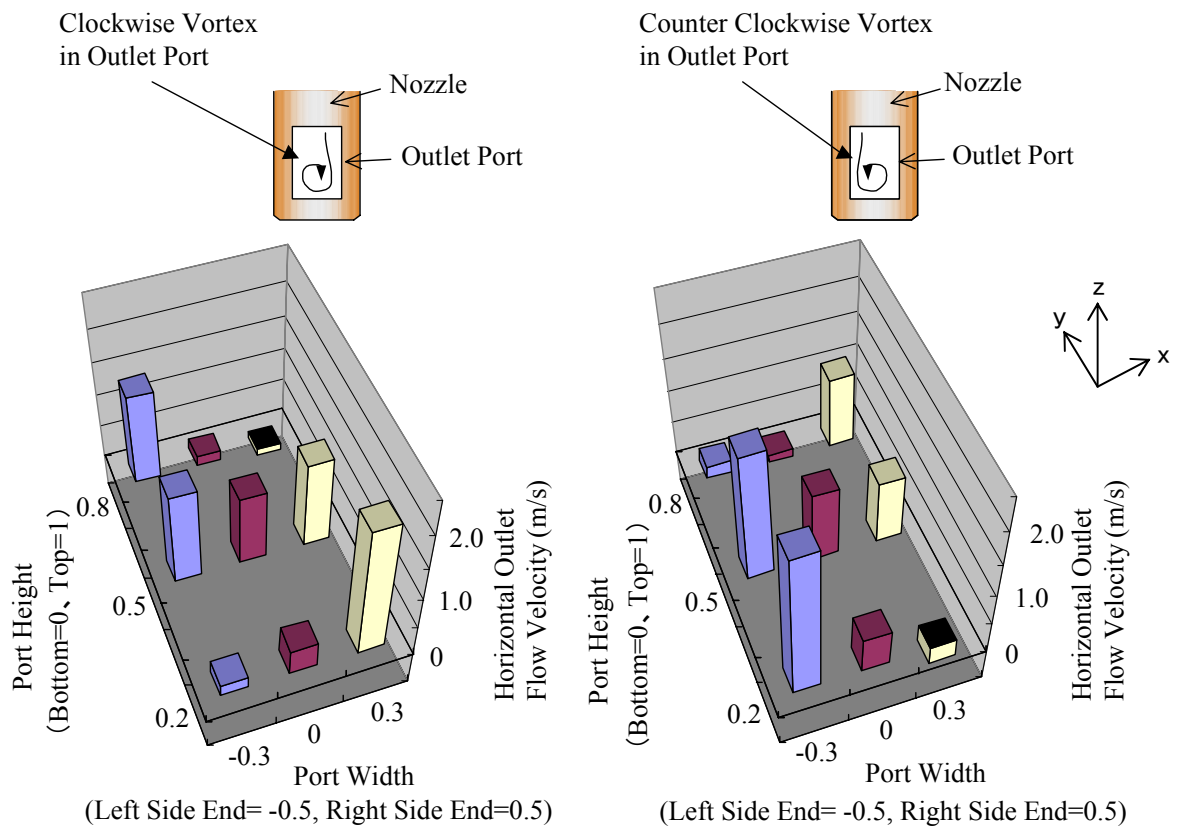


Fig. 6-8. Outlet flow velocity distributions of conventional nozzle under two directions of vortex in port (Wakayama, Corresponding casting speed=1.6m/min).

Fig.6-8 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 casting においては、Fig.6-8 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すると考えられる。

和歌山仕様の旋回流付与型浸漬ノズルを適用した場合の吐出孔流速分布を Fig.6-9 に示す。Fig.6-9 に示すように、旋回流付与型浸漬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の約 1/2 に低下した。

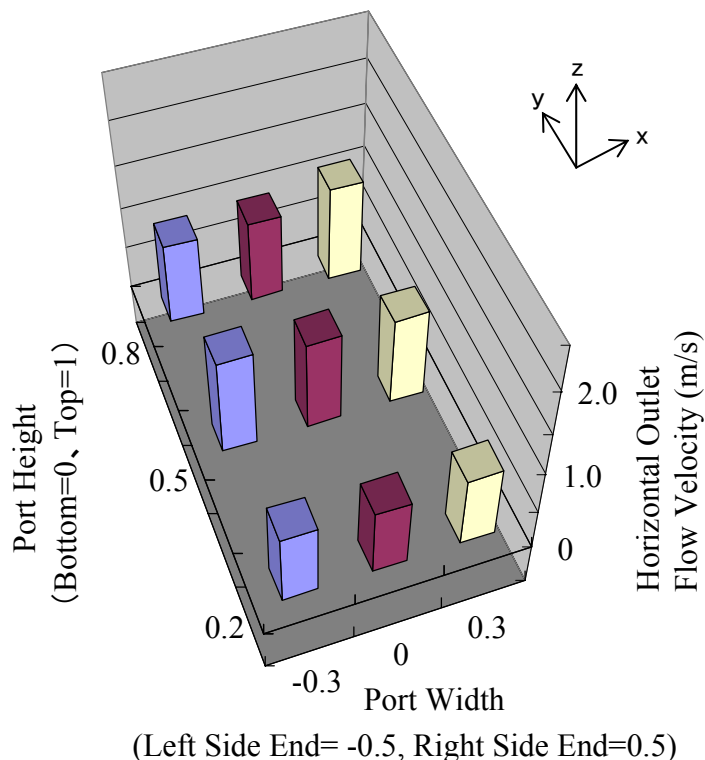


Fig. 6-9. Outlet flow velocity distributions of swirling flow nozzle (Wakayama, Corresponding casting speed=1.6m/min).

Fig.6-10 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.6-8 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。

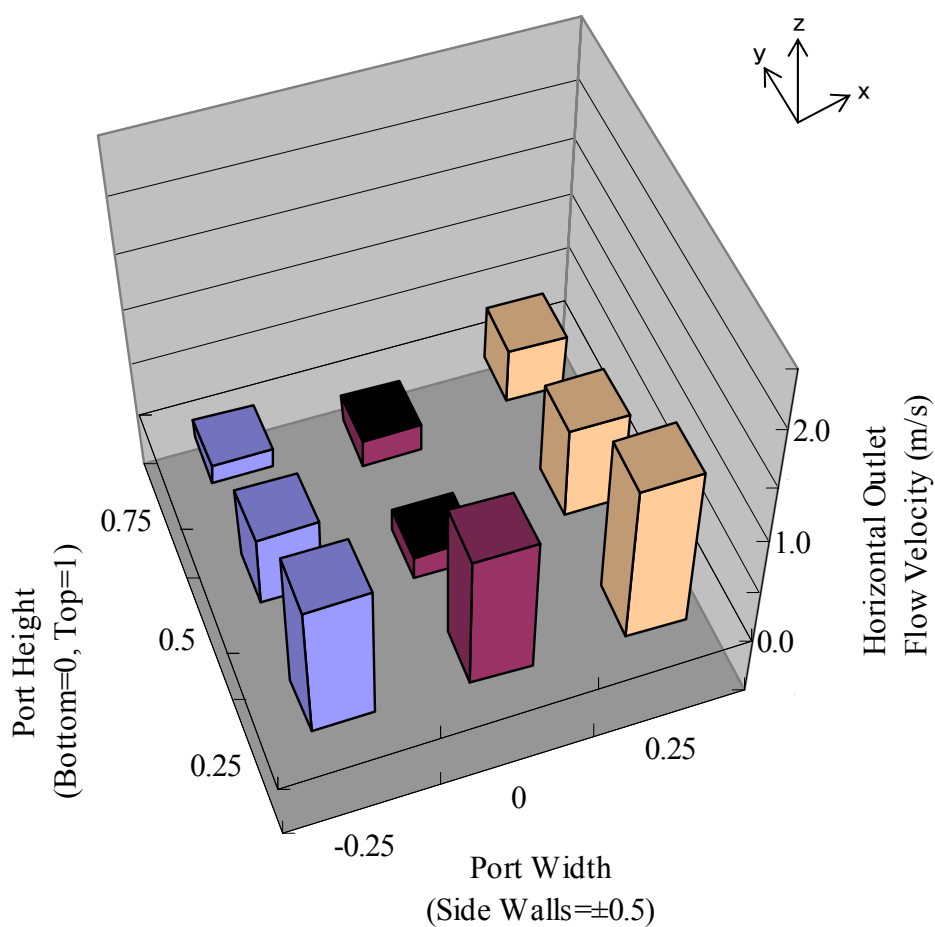


Fig. 6-10. Outlet flow velocity distributions of conventional nozzle (Kashima, Corresponding casting speed=1.5m/min).

鹿島仕様の旋回流付与型浸漬ノズルを適用した場合の吐出孔流速分布を Fig.6-11 に示す。Fig.6-11 に示すように、旋回流付与型浸漬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.6-10) との差異が明確であった。Fig.6-11 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。

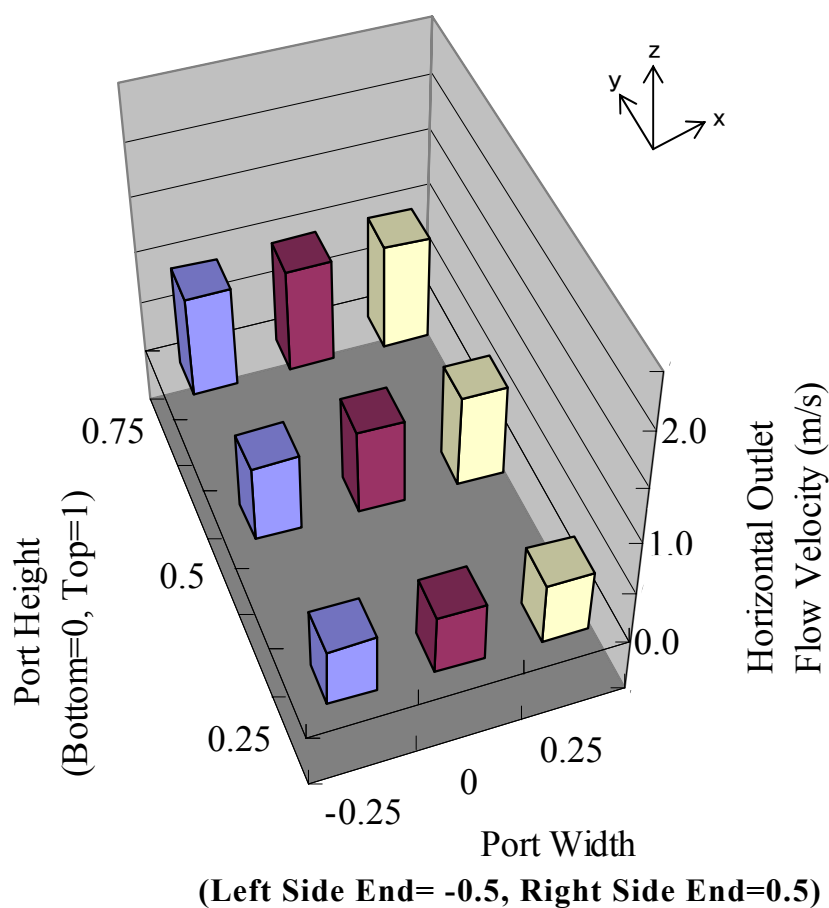


Fig. 6-11. Outlet flow velocity distributions of swirling flow nozzle
(Kashima, Corresponding casting speed=1.5m/min).

Fig.6-12 には、Fig.6-8 から Fig.6-11 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.6-8 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.6-12 に示すように、旋回流付与型浸漬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、旋回流付与型浸漬ノズルは、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。

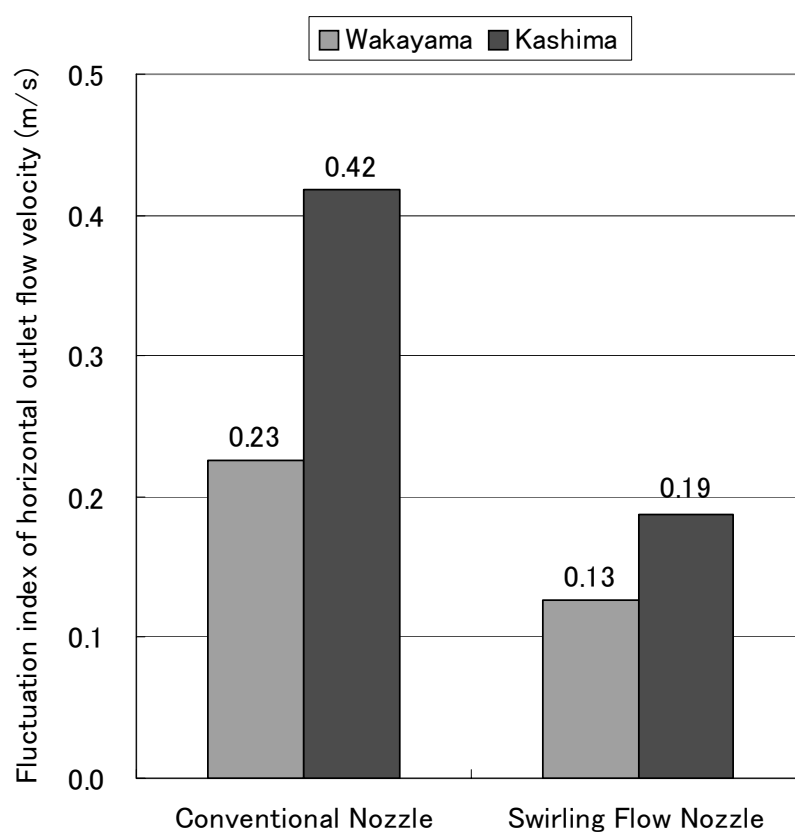


Fig. 6-12. Effect of swirling flow nozzle on stability of outlet flow velocity.

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.6-13 に、和歌山仕様の通常浸漬ノズルおよび旋回流付与型浸漬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.6-14 には鹿島仕様の通常浸漬ノズル、Fig.6-15 には旋回流付与型浸漬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.6-13、Fig.6-14 および Fig.6-15 中の各測定点は、5秒間の平均値を示したものである。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.6-13 から明らかなように、旋回流付与型浸漬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、鋳型内流動は前章の Fig.5-19 に示したようなダブルロールパターンであった。

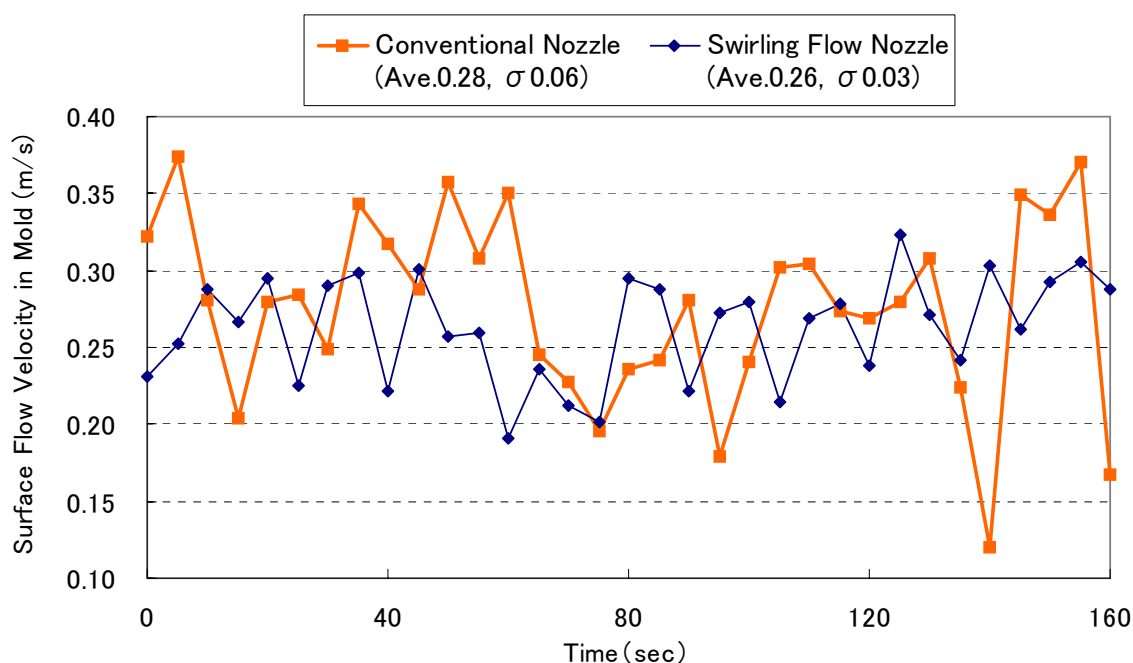


Fig. 6-13. Effect of swirling flow nozzle on surface flow stability in mold
(Wakayama, Corresponding casting speed=1.6m/min.)

さらに Fig.6-14 および Fig.6-15 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、旋回流付与型浸漬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、旋回流付与型浸漬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。

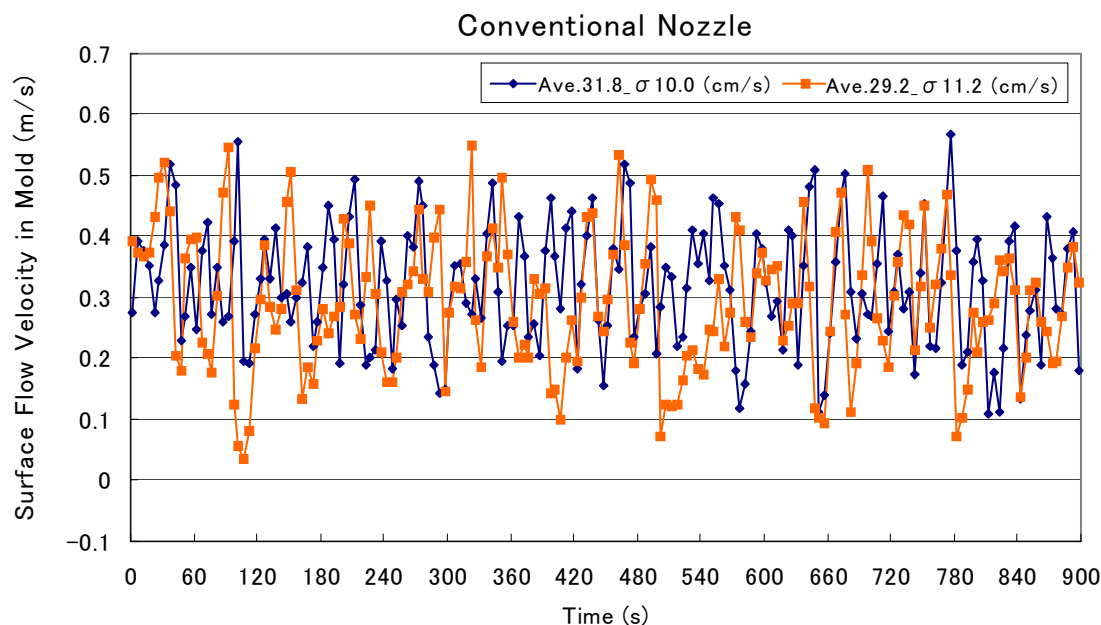


Fig. 6-14. Transition of surface flow velocity with conventional nozzle
(Kashima, Corresponding casting speed=1.5m/min)

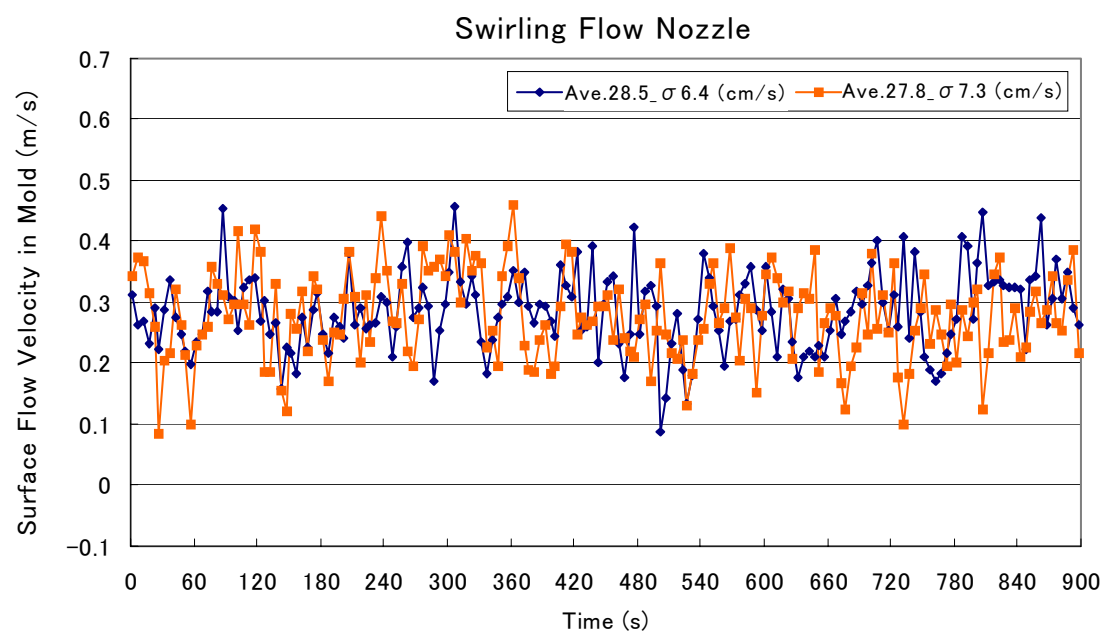


Fig. 6-15. Transition of surface flow velocity with swirling flow nozzle
(Kashima, Corresponding casting speed=1.5m/min)

Fig.6-13 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.6-14 および Fig.6-15 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、旋回流付与型浸漬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.6-14 および Fig.6-15) の測定値を用いて、鋳型内表面流速が適正とされる $0.2 \sim 0.3 \text{ m/s}^{17)}$ の範囲内であった時間の総測定時間に対する割合を Fig.6-16 に示す。Fig.6-16 には、鋳型内表面流速がより広い $0.1 \sim 0.4 \text{ m/s}$ 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.6-16 より、旋回流付与型浸漬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、 $0.2 \sim 0.3 \text{ m/s}$ 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、上記の数%という表面品質不適合品の発生率と合わない。一方、鋳型内表面流速適正範囲を $0.1 \sim 0.4 \text{ m/s}$ 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、鋳型内表面流速が適正範囲を外れる割合 (この場合 11%) が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 $0.2 \sim 0.3 \text{ m/s}$ 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.6-13～Fig.6-15 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。

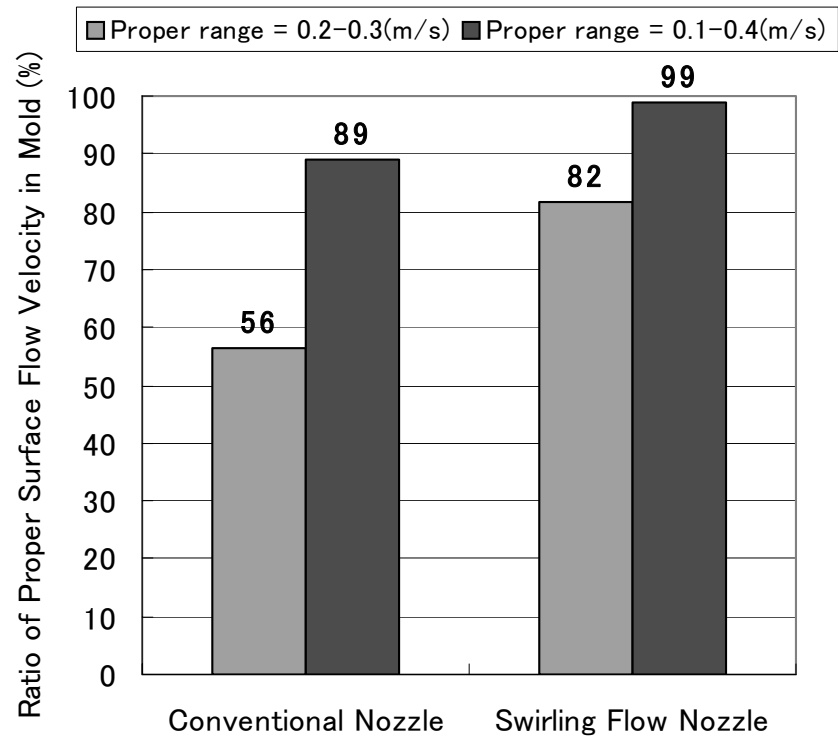


Fig. 6–16. Effect of swirling flow nozzle on flow velocity control in mold.

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付与型浸漬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 6-4 に住友金属工業(株)和歌山製鉄所(現、(株)住金鋼鉄和歌山)、Table 6-5 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。旋回流付与型浸漬ノズル適用時には、鋳型内流動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。

Table6-4. Casting condition (Wakayama)

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

Table6-5. Casting condition (Kashima)

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

4-2. 試験結果

4-2-1. 鑄型内流動

和歌山製鉄所および鹿島製鉄所における鑄造中の鑄型内湯面レベル変動を鑄造速度に対して図示し、旋回流付与型浸漬ノズルの効果を評価した結果を、Fig.6-17 および Fig.6-18 に示す。いずれの図からも、旋回流付与型浸漬ノズルを適用した場合には、高鑄造速度であつたにもかかわらず鑄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。鑄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.6-17 および Fig.6-18 の結果は、鑄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.6-1 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。旋回流付与型浸漬ノズルは、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。

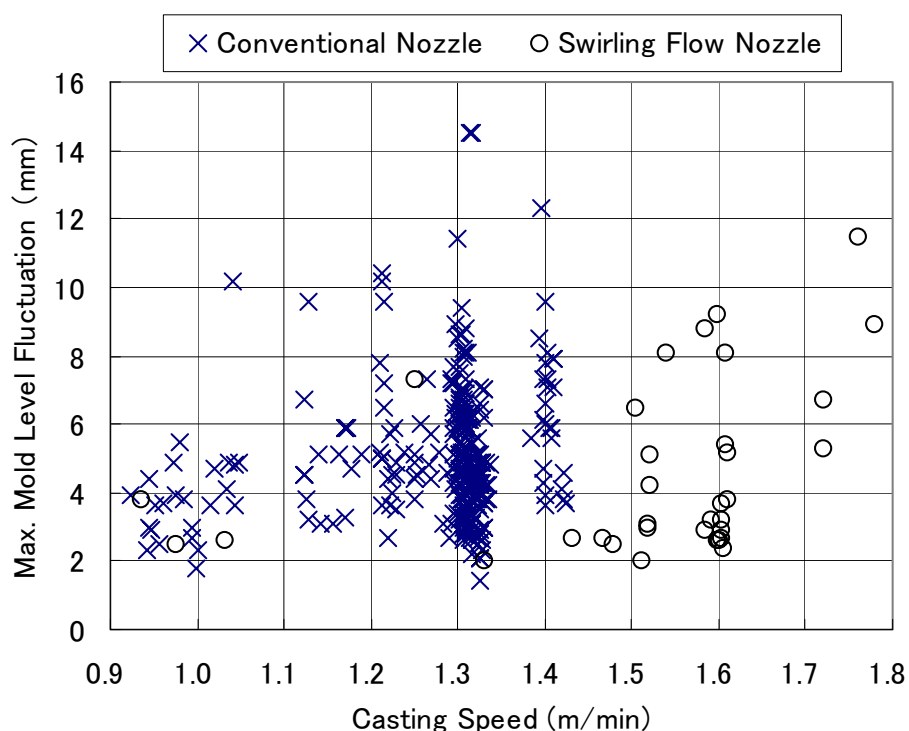


Fig. 6-17. Effect of swirling flow nozzle on mold level fluctuation (Wakayama)

Fig.6-19 には、和歌山製鉄所において鑄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 を鑄型内流動の変動を表す指標に用いて、旋回流付与型浸漬ノズ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鑄型短辺の熱流束が増大することを利用して、鑄型左右それぞれの短辺の冷却水温上昇代(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。鑄型内流動の片流れは自励振動的に生じるので、鑄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.6-19 から、旋回流付与型浸漬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鑄型内における自励振動的片流れが抑制されることが確認できた。

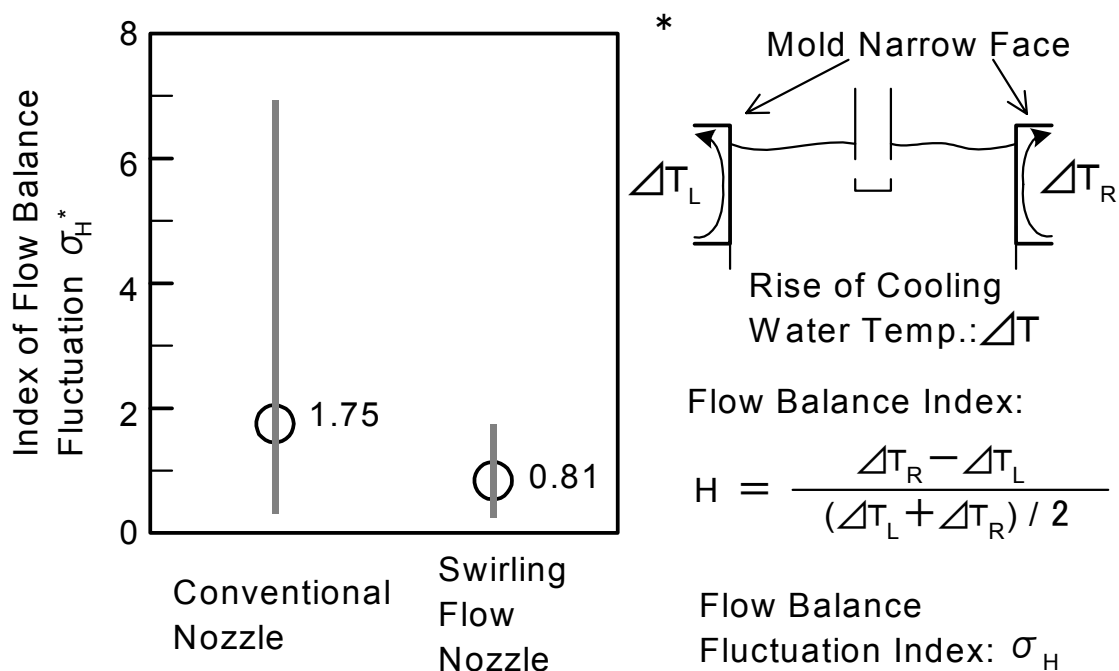


Fig. 6-19. Effect of swirling flow on stable flow formation in mold (Wakayama)

4-2-2. 品質改善効果

4-2-2-1. スラブ表層部ピンホール

Fig.6-20 には、和歌山製鉄所において鑄造したスラブ表面を 1.5mm 厚さ分だけ溶削した後、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.6-21 には、鹿島製鉄所において鑄造したスラブの全表面を 2.5mm 厚さ分だけ溶削した後、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.6-20 および Fig.6-21 に示すように、旋回流付与型浸漬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、鑄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。

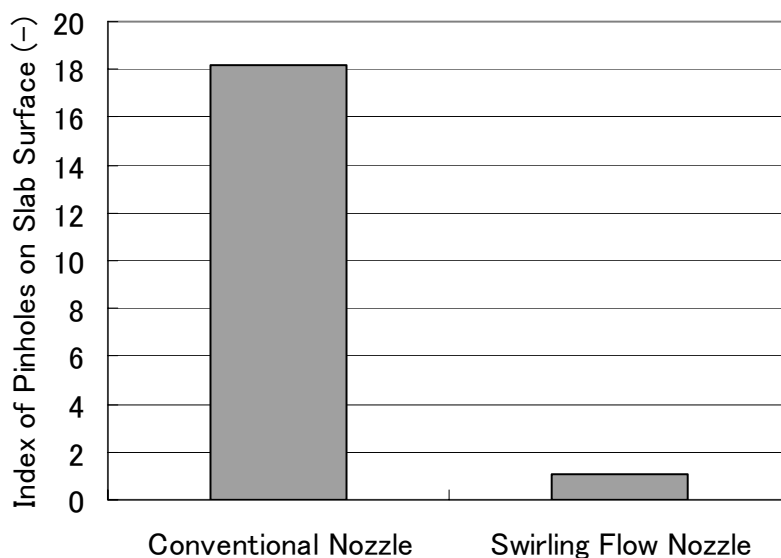


Fig. 6-20. Effect of swirling flow nozzle on pinholes on slab surface (Wakayama)

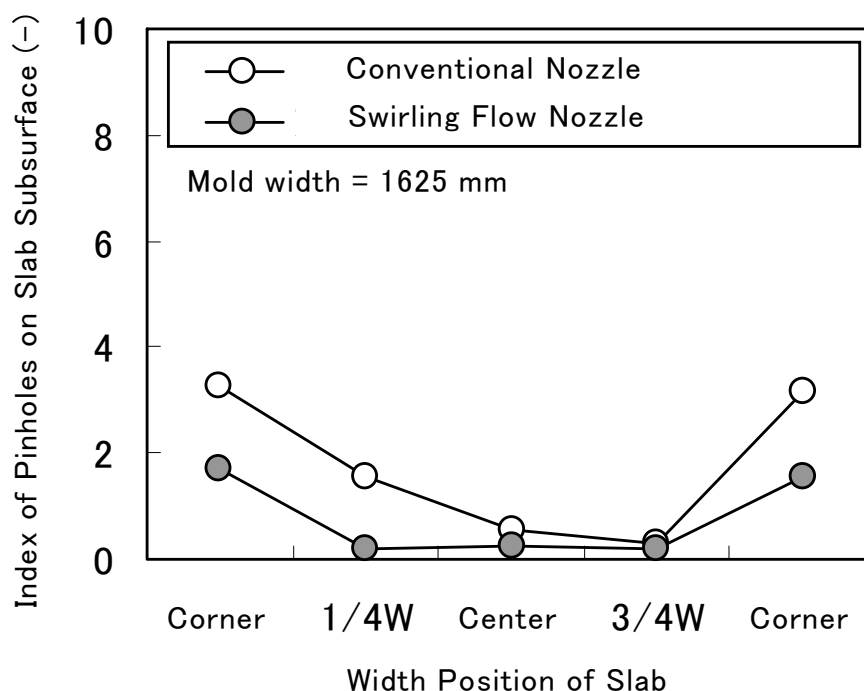


Fig. 6-21. Effect of swirling flow nozzle on pinholes on slab surface (Kashima)

4-2-2-2. 製品鋼板コイル表面疵

Fig.6-22 には、和歌山製鉄所において鑄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、鑄造に用いた浸漬ノズル別に比較した結果を示す。Fig.6-22 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.6-22 から、旋回流付与型浸漬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.6-23 には、鹿島製鉄所において鑄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鑄造に用いた浸漬ノズル別に比較した結果を示す。Fig.6-23 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.6-23 から、旋回流付与型浸漬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。

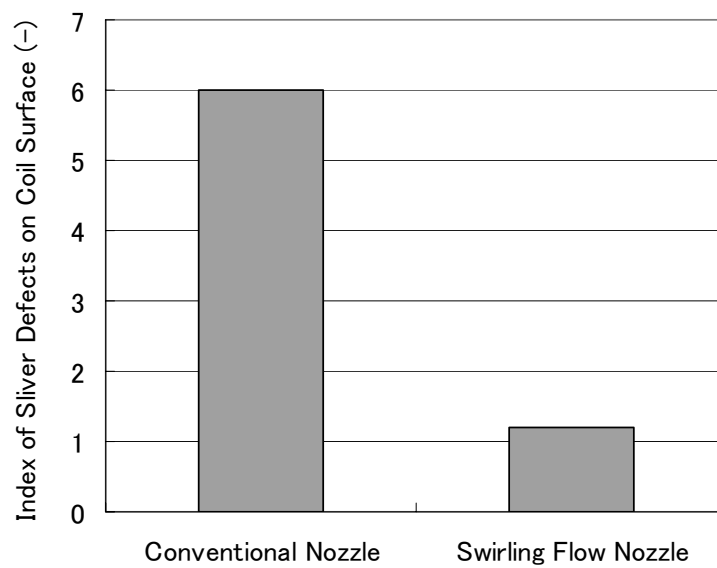


Fig. 6-22. Effect of swirling flow on surface quality of coils (Wakayama)

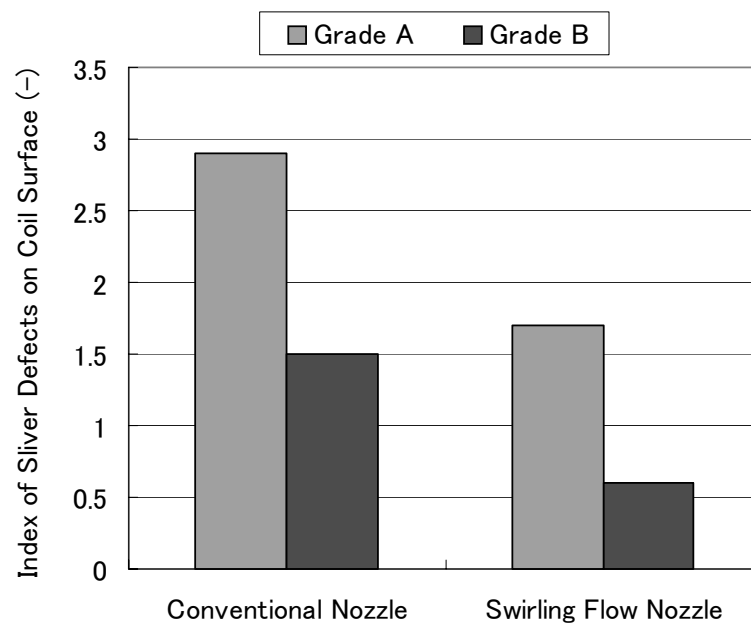


Fig. 6-23. Effect of swirling flow on surface quality of coils (Kashima)

4-2-2-3. 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、旋回流付与型浸漬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⁸⁾⁻¹⁰⁾に匹敵するものであった。

4-2-3. 浸漬ノズルの閉塞

4-2-3-1. 旋回羽根部の閉塞

Fig.6-24 は、和歌山製鉄所において約 450ton の溶鋼を鑄造した後の旋回流付与型浸漬ノズルを回収し、その上部からの旋回羽根を撮影した写真である。鑄造速度(スループット)の維持に支障を来す程度ではないが旋回羽根表面および旋回羽根装着部の浸漬ノズル本体内壁に非金属介在物の付着が進行している。このような閉塞の進行は、浸漬ノズルの1回使用あたりの鑄造量をさらに増す場合には問題となる。実態として、旋回流付与型浸漬ノズルの1回使用あたりの限界鑄造量は、通常浸漬ノズルの7～8割程度であった。



Fig. 6-24. Top view of swirl blade in nozzle after 450ton casting (Wakayama).

4-2-3-2. 吐出孔の閉塞

Fig.6-25 は、和歌山製鉄所において約 450ton の溶鋼を鑄造した後の旋回流付与型浸漬ノズルの吐出孔面積を、同一条件で鑄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.6-26 には同鑄造後の旋回流付与型浸漬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.6-26 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.6-25 および Fig.6-26 から明らかなように、通常浸漬ノズルに比べて旋回流付与型浸漬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.6-8 および Fig.6-9 に比較して示したように、旋回流付与型浸漬ノズルでは、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、鑄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。

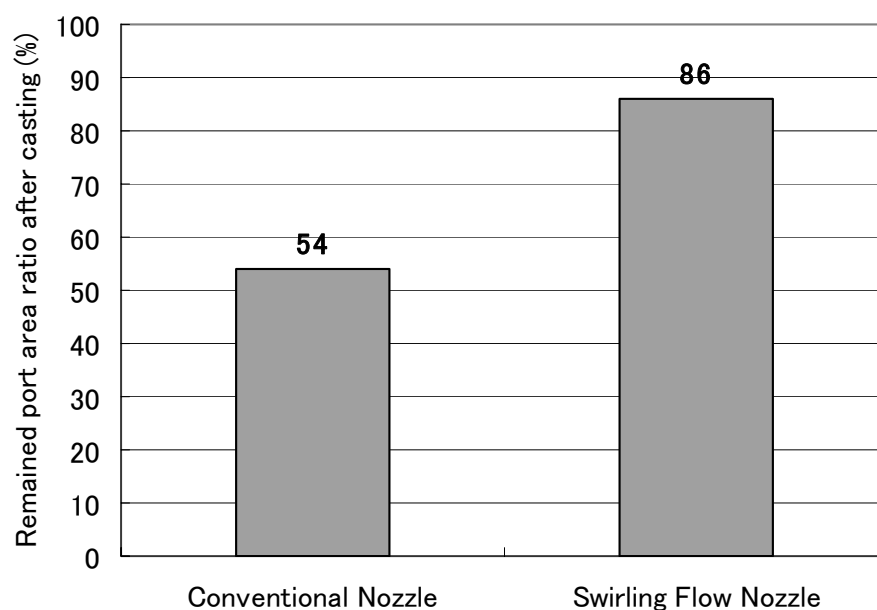


Fig. 6-25. Effect of swirling flow on prevention of outlet port clogging.

Conventional Nozzle



Swirling Flow Nozzle



Fig. 6-26. Comparison of internal view of port after 450ton casting (Wakayama)

5. 結言

本章では、スラブ連続 casting 用の旋回流付与型浸漬ノズルを設計し、実機大の水モデル実験および実機における casting 試験に供して、その効果を評価した。前章までの検討結果に基づいて設計した旋回流付与型浸漬ノズルは、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。旋回流付与型浸漬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 casting 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によって、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が実証され、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が改めて認識された。本研究の成果は、今後の連続 casting における鋳型内流動制御技術の発展に大きく貢献する技術的可能性を有している。

6. 参考文献

- 1) 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)
- 2) 山田 亘, 清瀬明人, 中島潤二, 福田 淳, 岡沢健介, 宮沢憲一: CAMP-ISIJ, 12 (1999), 682-684
- 3) 藤 健彦, 井本健夫, 今野雄介, 近藤裕之, 山村英明, 若生昌光, 竹内栄一, 伊藤 彰: CAMP-ISIJ, 14 (2001), 13-14
- 4) H.Bai and B.G.Thomas: Material Processing in the Computer Age III, (2000), 86-99
- 5) A.Ramos-Banderas, R.D.Morales, R.Sanchez-Perez, L.Garcia-Demedices and G.Solorio-Diaz: Int. Journal of Multiphase Flow, 31 (2005), 643-665.
- 6) 吉田仁, 森下雅史, 三村 毅: CAMP-ISIJ, 21 (2008), 87.
- 7) 床並徹二, 尾上善則, 松尾勝良, 田井啓文, 森下雅史, 安中弘行, 綾田研三: CAMP-ISIJ, 9 (1996), 606.
- 8) 森下雅史, 森 秀夫, 鈴木陵平, 三宅和郎, 中岡威博, 細川佳之: CAMP-ISIJ, 14 (2001), 6-9
- 9) 井戸川 聡, 北野嘉久, 戸澤宏一: 川崎製鉄技報 28 (1996), 1, 46-51
- 10) 久保田 淳, 久保典子, 鈴木 真, 石井俊夫, 西町龍三, 荒牧則親: 鉄と鋼 86 (2000), 271-277

第Ⅶ章 総括

本研究の目的は、鋼の連続铸造用に捻り板状旋回流付与型浸漬ノズル(旋回流付与型浸漬ノズル)を開発し、スラブの連続铸造においてその铸型内流動安定化ならびに铸片や鋼板コイルに対する品質向上作用を確認して、浸漬ノズル内下降流に旋回を付与する効果を実証することであった。

第Ⅰ章では、連続铸造の各種問題点、特に铸型内流動の安定性の問題を整理し、その課題に対する铸型内流動の制御の重要性と旋回流付与型浸漬ノズルの適用により期待される寄与を上記本論文の目的とともに説明した。第Ⅱ章以降では、その研究開発の過程を、順を追って示した。

第Ⅱ章では、丸ビレット連続铸造用旋回流付与型浸漬ノズルについて行なった基礎実験結果を述べた。旋回流付与型浸漬ノズルの開発を製鉄所の連続铸造実機を利用して進めるに当たっては、操業上ならびに品質上のリスクが小さい丸ビレット連続铸造機を最初の開発の場を選んだ。丸ビレット連続铸造実機に旋回流付与型浸漬ノズルを適用する前に、まずウッドメタルを用いた実験によって、铸型内で旋回流付与型浸漬ノズルが形成する流動を電磁攪拌による铸型内回転流との相互作用を含めて調査し、丸ビレット連続铸造用の旋回流付与型浸漬ノズルを設計するための指針を得ることができた。

第Ⅲ章では、第Ⅱ章で得られた指針に基づいて設計した旋回流付与型浸漬ノズルを、和歌山製鉄所の丸ビレット連続铸造実機に適用し、铸型内流動や铸片の品質に対する作用を評価した成果について述べた。その結果、捻り板状旋回流が形成する旋回流に作用する遠心力によって単孔浸漬ノズルからの吐出流が広がり、铸型壁に沿った上昇流を形成して、単孔浸漬ノズルが有する铸片中心部の等軸晶率の低下ならびに铸型内容鋼表面温度の低下についての問題点を改善できることを確認した。また、浸漬ノズル内旋回流と電磁攪拌による铸型内回転流との相互作用は、第Ⅱ章で述べたウッドメタルを用いた実験結果と一致することを確認した。

第Ⅳ章では、上記丸ビレット連続铸造機における成果を受けて、スラブの連続铸造用旋回流付与型浸漬ノズルの開発のための基礎実験結果を述べた。丸ビレット連続铸造に比べてスラブの連続铸造は、ノズル当たりのスループットが1オーダー程度大きく、かつ、浸漬ノズルの吐出孔形状が複雑である。さらに単一铸型の連続铸造機が対象となることから、実機試験を行う上で大きな操業上ならびに品質上のリスクを負っていた。そのようなスラブの連続铸造に旋回流付与型浸漬ノズルを適用するに当たっては、事前に実機大の水モデル実験および3

次元流動計算による十分な検討を行う必要があった。そこでまず利用可能なタンディッシュー
鋳型間ヘッドの範囲内で、必要なスループットを維持しつつ旋回流を付与できる浸漬ノズルの
設計手法について検討し、旋回流付与型浸漬ノズルの形状とスループットから必要ヘッドを
推定する実験式を導出した。さらに得られた実験式を用いて、旋回流付与のエネルギー効率
を見積ることができた。

第Ⅴ章では、前章で述べた適正なスラブ連続鋳造用旋回羽根および浸漬ノズルの仕様を
基に、様々な形状の吐出孔を組み合わせながら水モデル実験を行ない、浸漬ノズル内下降
流に付与された旋回流を適正な鋳型内流動形成に繋げる吐出孔の設計指針を得ることがで
きた成果を述べた。

第Ⅵ章では、スラブ連続鋳造実機用の旋回流付与型浸漬ノズルの開発について述べた。
すなわち、第Ⅳ章および第Ⅴ章で述べた設計指針を基に、和歌山および鹿島製鉄所におけ
るスラブ連続鋳造実機用の旋回流付与型浸漬ノズルを設計し、まず実機大水モデル実験に
よって通常の浸漬ノズルに対する優位性を明らかにした。さらに実機鋳造によって、その鋳型
内流動安定化作用や、鋳片ならびに鋼板品質の改善効果を確認することができた。

鉄鋼業界初の旋回流付与型浸漬ノズルに関する本研究開発は、約10年をかけて浸漬ノズ
ル内旋回流付与の効果を実証し、その目標を達成することができた。当初最も懸念された耐
火物、特に捻り板状旋回羽根の損傷は全く問題とはならなかったことをここに付記しておく。

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は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、第Ⅳ章に示したように位
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旋回羽根部
の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。

今後は、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ために、
高い効率で浸漬ノズル内下降流に旋回を付与でき、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の開発に着手する予定である。

以上

本研究に関する成果

本研究に関する発表論文、学協会・討論会・国際会議等での研究発表成果を以下に示す。

1. 論文

学術論文名、学協会、討論会、国際会議等での研究発表題名	発表論文誌の名称、巻、頁、 発表年 ----- 発表学協会、討論会、国際 会議等の名称、発表年月日	著者または発表者氏名 (上から発表順)	関連する 章番号
Wood Metal Experiment of Swirling Flow Submerged Entry Nozzle for Round Billet Casting.	ISIJ Int. Vol.44, No.2, P.350-355 (2004)	Y. Tsukaguchi, M. Kawamoto, S. Furuhashi	第Ⅱ章
スラブ連続铸造用旋回流ノズルの吐出孔設計	鉄と鋼 Vol.91, No.2, P.245-250 (2005)	塚口友一, 中村 修, 横谷真一郎, 高木茂男	第Ⅴ章
広幅スラブ連続铸造用旋回流ノズルの吐出角度設計	鉄と鋼 Vol.91, No.7, P.581-588 (2005)	塚口友一, 中村 修, 横谷真一郎, 高木茂男	第Ⅴ章
丸ビレット連続铸造用旋回流浸漬ノズル	鉄と鋼 Vol.93, No.9, P.575-582 (2007)	塚口友一, 林 浩史, 横谷真一郎, 田中敏宏, 原 茂太	第Ⅲ章
Design of Swirling Flow Submerged Entry Nozzles for Optimal Head Consumption between Tundish and Mold	ISIJ Int. Vol.47, No.10, P.1436-1443 (2007)	Y. Tsukaguchi, O. Nakamura, P. Jönsson, S. Yokoya, T. Tanaka, S. Hara	第Ⅳ章
スラブ連続铸造用旋回流浸漬ノズルの開発	鉄と鋼 Vol.95, No.1, P.33-42 (2009)	塚口友一, 林 浩史, 栗本英典, 横谷真一郎, 丸川雄浄, 田中敏宏	第Ⅵ章
Development of Swirling Flow Submerged Entry Nozzles for Slab Casting.	ISIJ Int. 投稿予定	Y. Tsukaguchi, H. Hayashi, H. Kurimoto, S. Yokoya, K. Marukawa, T. Tanaka	第Ⅵ章

2. 学会発表

学術論文名、学協会、討論会、国際会議等での研究発表題名	発表論文誌の名称、巻、頁、 発表年 ----- 発表学協会、討論会、国際 会議等の名称、発表年月日	著者または発表者氏名 (上から発表順)	関連する 章番号
ラウンドビレット連铸における旋回流ノズルの開発 1 ラウンドビレット連铸铸型内熱・物質輸送に及ぼす浸漬ノズル内旋回流効果	材料とプロセス Vol.15, No.1, P.160 日本鉄鋼協会講演大会 (2002.03)	横谷真一郎, 高木茂男, 塚口友一, 井口学, 原茂太, 丸川雄浄	第Ⅱ章 第Ⅲ章
ラウンドビレット連铸における旋回流ノズルの開発 2 ラウンドビレット連铸における旋回流ノズルに関するモデル実験	材料とプロセス Vol.15, No.1, P.161 日本鉄鋼協会講演大会 (2002.03)	古橋誠治, 川本正幸, 加藤 徹, 平城 正, 塚口友一	第Ⅱ章

学術論文名、学協会、討論会、国際会議等での研究発表題名	発表論文誌の名称、巻、頁、 発表年 発表学協会、討論会、国際 会議等の名称、発表年月日	著者または発表者氏名 (上から発表順)	関連する 章番号
ラウンドビレット連铸における旋 回流ノズルの開発 3 ラウンド ビレット連铸における旋回流ノズ ル適用試験	材料とプロセス Vol.15, No.1, P.162 日本鉄鋼協会講演大 会 (2002.03)	林 浩史, 塚口友一, 岩田勝吉, 野々部和男, 横谷真一郎	第Ⅲ章
スラブ連铸における旋回流ノズ ルの開発 1 スラブ連铸铸型 内熱・物質輸送に及ぼす浸漬ノ ズル内旋回流効果	材料とプロセス Vol.15, No.1, P.163 日本鉄鋼協会講演大 会 (2002.03)	大谷慎吾, 横谷真一郎, 高木茂男, 塚口友一, 原 茂太, 丸川雄浄	第Ⅴ章 第Ⅵ章
スラブ連铸における旋回流ノズ ルの開発 2 スラブ連铸用旋 回羽根の設計	材料とプロセス Vol.15, No.1, P.164 日本鉄鋼協会講演大 会 (2002.03)	原田貴文, 塚口友一, 横谷真一郎, 高木茂男, 原 茂太, 丸川雄浄	第Ⅳ章
スラブ連铸における旋回流ノズ ルの開発 3 旋回流ノズルの 広幅スラブ連铸適用に関する 水モデル実験	材料とプロセス Vol.15, No.1, P.165 日本鉄鋼協会講演大 会 (2002.03)	塚口友一, 野々部和男, 横谷真一郎, 高木茂男, 原 茂太, 丸川雄浄	第Ⅵ章
旋回流ノズルによる铸型注入流 制御	日本鉄鋼協会生産技術部門 第126回製鋼部会: 鋼126-共-3 (2002.03.15)	塚口友一	第Ⅲ章 第Ⅵ章
Development of Swirling Flow Immersion Nozzle for Round Billet and Slab Caster.	材料とプロセス Vol.15, No.4, P.839 -842 日本鉄鋼協会講演大会 国際セッション (2002.09)	Y. Tsukaguchi, T. Watanabe, S. Yokoya, S. Hara, K. Marukawa, K. Nonobe	第Ⅱ章 第Ⅲ章 第Ⅵ章
連続铸造ノズル用旋回羽根の 開発下流側の絞りによる偏流抑 制効果	材料とプロセス Vol.15, No.4, P.898 日本鉄鋼協会講演大会 (2002.09)	横谷真一郎, 高木茂男, 塚口友一, 井口 学, 原 茂太, 丸川雄浄	第Ⅲ章 第Ⅵ章
Control of Heat and Mass Transport in Continuous Casting Mold through Swirling Flow in Immersion Nozzle.	CSM 2003 Annual Meeting Proceedings, The Chinese Society for Metals, Beijing, China, P.330 - 334. (2003.06)	S. Yokoya, S. Takagi, Y. Tsukaguchi, M. Iguchi, K. Marukawa, S. Hara	第Ⅲ章 第Ⅵ章
Swirling Flow Effect in Immersion Nozzle on Heat and Mass Transport Phenomena in Continuous Casting Mold.	Proc. of THERMEC' 2003, Int. conf. on Processing and Leganes, Madrid, Spain, p. 226. (2003.07)	S. Yokoya, S. Takagi, Y. Tsukaguchi, M. Iguchi,	第Ⅲ章 第Ⅵ章
広幅スラブ連铸における旋回流 ノズル適用試験	材料とプロセス Vol.16, No.4, P.949 日本鉄鋼協会講演大会 (2003.09)	小坂周一郎, 吉原光夫, 林 浩史, 岩田勝吉, 塚口友一, 横谷真一郎	第Ⅵ章
Control of Heat and Mass Transport in Continuous Casting Mold with Imparting Swirling Flow in Immersion Nozzle.	Proc. of the 3rd Int. conf. on CFD in the Minerals and Process Industries, Melbourne, Australia, December, 2003, P.427. (2003.12)	S. Yokoya, S. Takagi, Y. Tsukaguchi, M. Iguchi, K. Marukawa, S. Hara	第Ⅵ章

学術論文名、学協会、討論会、国際会議等での研究発表題名	発表論文誌の名称、巻、頁、 発表年 発表学協会、討論会、国際 会議等の名称、発表年月日	著者または発表者氏名 (上から発表順)	関連する 章番号
旋回流ノズルによる連铸铸型内 流動制御	日本学術振興会製鋼第 19 委員会 19 委-12087、凝固プロセスⅢ -67 (2004.02.06)	塚口友一 (委員)山中章裕 (委員)横谷真一郎	第Ⅴ章
旋回流ノズルにおける吐出孔 形状	材料とプロセス Vol.17, No.1, P.108 日本鉄鋼協会講演大会 (2004.03)	塚口友一, 吉原光夫, 原田貴文, 横谷真一郎, 原 茂太	第Ⅴ章
Characteristic of Swirling Flow Generator in Immersion Nozzle.	Proc. Of the 15th Int. Symposiums on Transport Phenomena (ISTP-15), Bangkok, Thailand, 2004, P.455. (2004.05)	S. Yokoya, S. Takagi, Y. Tsukaguchi, M. Iguchi, Y. Sasaki	第Ⅲ章 第Ⅵ章
Development of Swirling Flow Immersion Nozzle for Round Billet and Slab Caster.	Proc. of 10th. Japan-China Symposium on Iron and Steel Tech., P.191 - 198 日本-中国鉄鋼学術会議(第 10 回) (2004.11.19)	Y. Tsukaguchi, M. Kawamoto, H. Hayashi, S. Furuhashi, S. Yokoya, S. Takagi, K. Marukawa	第Ⅱ章 第Ⅲ章 第Ⅵ章
薄板向け高級鋼製造技術の開 発	日本鉄鋼協会生産技術部門 第138回製鋼部会: 鋼138-共-2 (2008.03.07)	栗本英典	第Ⅵ章

謝辞

本論文は、大阪大学大学院工学研究科教授の田中敏宏博士のご指導を受けて執筆致しました。懇切丁寧にご指導下さり、本論文の学術的ならびに工学的価値を高めて頂きましたことに対し、心から感謝を捧げますとともに敬意を表します。

本研究開発の対象である旋回流付与型浸漬ノズルは、日本工業大学(当時)の横谷真一郎博士のアイデアに、大阪大学教授(当時)の原茂太博士、住友金属工業(株)の技監(当時)であり大阪大学の客員教授(当時)であった丸川雄浄博士らが着目され、住友金属工業(株)和歌山製鉄所の一技術者(当時)であった小生に実用化を目標とした開発の機会を与えて下さったものです。卓越したアイデアを提案され、その後の住友金属工業(株)における開発に多大なるご協力を頂きました横谷慎一郎博士に深く感謝し敬意を表します。同時に、小生にこのような研究開発の機会を与えて下さり、水モデル実験などにも一緒に立ち会って下さった大阪大学名誉教授の原茂太博士と住友金属工業(株)社友の丸川雄浄博士に、心から敬意と感謝の意を表します。原茂太博士には、本論文の副査としてのご指導も頂きました。また、日本工業大学における水モデル実験は同学教授である高木茂男博士のご尽力によって進めることができました。ここに厚くお礼を申し上げます。

大阪大学大学院工学研究科教授の碓井建夫博士、同教授の安田秀幸博士、同准教授の中里英樹博士には、本論文の副査として貴重なご意見ならびにご指導を頂きました。心より感謝と敬意を表します。

本研究開発は、優秀な耐火物技術抜きには成り立たないものでした。幸いにして耐火物に関してはほとんど問題を生じることなく研究開発を進めることができましたが、その裏には九州耐火煉瓦(株)の多くの方々の努力と真摯な取り組みがありました。多大なるご協力を頂きました高橋宏邦氏、野々部和男氏、内田峯夫氏、そして日本工業大学における水モデル実験にも寝食を忘れてご協力下さった原田貴文氏に心から感謝を捧げます。

本研究開発は、和歌山製鉄所(当時)から総合技術研究所および鹿島製鉄所に開発の場を移しながら、10年余りの長きに渡って進めたものです。各所・各部署でご理解・ご協力を頂きました佐藤光信氏、岩田勝吉氏、吉原光夫氏、林浩史氏、小坂周一郎氏、渡部忠男博士、山田和之氏、川本正幸博士、稲田政昭氏、芳山純一郎氏、武藤章史氏、倉永知明氏、および栗本英典氏に、深く感謝致します。

最後に、小生が金属素材製造の仕事に就く動機を与えて下さった恩師である猪飼靖博士と、両親に、大いなる感謝を捧げます。