

スラブ高速鋳造時の 連鋳鋳型内溶鋼流動におよぼす鋳造条件の影響

手嶋 俊雄*・久保田 淳*²・鈴木 幹雄*³・小澤 宏一*²・政岡 俊雄*⁴・宮原 忍*⁴

Influence of Casting Conditions on Molten Steel Flow in Continuous Casting Mold at High Speed Casting of Slabs

Toshio TESHIMA, Jun KUBOTA, Mikio SUZUKI, Koichi OZAWA, Toshio MASAOKA and Shinobu MIYAHARA

Synopsis : Slab subsurface defects caused by mold powder entrapment tend to occur at high speed casting. Behavior of molten steel flow in continuous casting mold of steel slab was investigated with water model experiments and casting tests at actual continuous caster.

The results obtained are as follows :

(1) the level fluctuation of molten steel in a mold has various frequency waves and long period waves (0.1 to 0.2 Hz) are related to surface velocity of molten steel.

(2) water model experiments reveal that the level fluctuation of molten steel is able to be controlled by the optimization of submerged nozzle design and other casting parameters.

(3) a parameter expressing the level fluctuation of molten steel near the narrow side mold (F value), which was derived from various casting conditions, was found and a method to select casting parameters optimizing the range of the F value was devised.

These findings have been contributing to the clean steel production at a high speed casting in Fukuyama No.5 continuous casting machine.

Key words : continuous casting ; continuous casting mold ; fluid flow ; high speed casting ; level fluctuation of molten steel ; powder entrapment ; water model experiment.

1. 緒言

近年、連続鋳造機の生産性向上と直送圧延化による鉄鋼製造コストの低減を目指し¹⁾、2.0m/min以上の引拔速度で鋳造を行う高速鋳造技術の開発が進み、単位時間当たりの鋳型内への溶鋼注入速度（以下、鋳造速度という）も従来の0.6～1.2m/minの低・中速鋳造と比較して、2～3倍の5ton/min以上の鋳造速度レベルに達してきた²⁾。この結果、浸漬ノズルから吐出される溶鋼流の運動量（鋳造速度×吐出速度）は従来の3～5倍に増加し鋳型内の溶鋼流動は激しさを増してきている。溶鋼吐出流は短辺面凝固シェルに衝突後分岐して上昇流および下降流となる。この反転上昇流は鋳型内短辺近傍に激しい湯面波動を発生せしめ、湯面上の溶融パウダースラグを溶鋼中に巻き込ませる³⁾。また、反転下降流に乗った大型介在物はストランドの奥深く侵入して鋳片に捕捉され鋳片欠陥となる⁴⁾。

従来より、鋳型内溶鋼の流動状況を適正化するのに必要な様々な鋳造要因の影響については、水モデル実験⁵⁾⁶⁾や実鋳片の品質調査を踏まえたモデリング⁷⁾によって、浸漬ノズルの最適化や使用方法の適正化がなされてきたが、諸要因のすべてを網羅し、かつ、鋳造条件を大幅に変えた条件下での総合的な実験解析は行われていなかった。特に、高速鋳造の場合には、操業条件のわずかな変更でも鋳片性状は大きく変動する懸念があるため、きめ細かな操業条件の適正選択法の確立が必須である。そのためにも、操業条件と鋳型内溶鋼流動との関連を正確に表現する方法が必要となる。本研究は、以上の背景に基づいて実施したものであり、水モデル実験とNKK福山製鉄所第5連鋳機を用いた実機鋳造試験によって、高速鋳造時の鋳型内湯面波動におよぼす操業条件の影響を定量的に解析し、良好な品質の高速鋳造鋳片を製造する操業条件の選択法を確立した。

平成4年7月7日受付 平成4年12月8日受理 (Received on July 7, 1992; Accepted on Dec. 8, 1992)

* NKK総合材料技術研究所(故)

* 2 NKK福山製鉄所 (Fukuyama Works, NKK Corporation)

* 3 NKK総合材料技術研究所 (Materials and Processing Research Center, NKK Corporation, 1 Kokan-cho Fukuyama 721)

* 4 NKK製鋼技術開発部 (Steelmaking Technology Development Department, NKK Corporation)

2. 実験方法

2・1 連鋳鋳型内水モデル実験

Fig. 1 に示すような実機の1/3スケールの水モデル実験装置（透明アクリル製）を作製し実験を行った。鋳型内の流れは自由表面のある流動であり重力場の影響を受けることから、水量に関してはフルード数 (F_r) 一定条件, ガス吹き込み条件に関しては修正フルード数 (F_r') 一定条件⁸⁾とした。実験結果の整理は(1), (2)式を使って, 実機操業条件に換算して表示した。

$$F_r = v / \sqrt{(gL)} \quad \dots\dots\dots (1)$$

$$F_r' = \sqrt{\left(\frac{\rho_g}{\rho_l}\right)} \cdot \frac{V_g}{\sqrt{(gL)}} \quad \dots\dots\dots (2)$$

水面レベルの制御は, 鋳型底部に設けた水圧計が一定値になるように排水側の流量調整弁を自動調節することによって行った。浸漬ノズル吐出流の流動軌跡を可視化するためにタンデッシュノズル内に微量の Al 粉をパルスの添加し, スtrand内における流動軌跡をカメラおよびビデオカメラで撮影し追跡した。鋳型内の水面変位 $X(t)$ は, 水面に浮かべたフロート面をレーザー光反射式距離計（オム

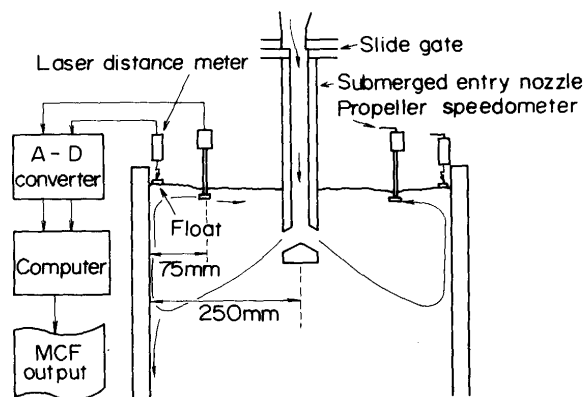


Fig. 1. Schematic diagram of water model apparatus of mold.

Table 1. Specifications of water model apparatus and experimental conditions.

Scale factor	1 / 3
Mold size	Width: 220~930mm Thickness: 76mm, Length: 2.5m
Control system of water level	Combination of automatic control valve and slide gate
Casting rate	Max. 50L/min
Submerged entry nozzle (SEN)	Type A  Type B 
Angle: 5~45 degrees downward Inner diameter of SEN: 30mm Submersion depth: 30~100mm	
He gas flow rate	0~20 NL/min

Table 2. Casting conditions for measurement of level fluctuation of molten steel in the mold.

Steel grade	Low C Al killed steel ([C]=0.04~0.05%)
Mold size	Width: 750~1550mm, Thickness: 220mm
Withdrawal rate	1.6~2.7m/min
Submerged entry nozzle	Type: A and B Angle: 35 and 45 degrees downward
Ar gas flow rate	10 NL/min
Mold powder	Li ₂ O containing powder

ロン製) やビデオの解析から測定した。また鋳型内の局所位置の流速 $V(t)$ はプロペラ流速計 (計測技研(株)製) を用いて測定した。測定したデータはデータレコーダーに記録し, 周波数解析を行い, $X(t)$ と $V(t)$ の相互相関関数 MCF (τ) および, それぞれの自己相関関数 ACF_h (τ) を求めた。Table 1 に実験条件をまとめて示す。

$$\text{MCF}(\tau) = \int_{t_1}^{t_2} x(t) \cdot v(t+\tau) d\tau \quad \dots\dots\dots (3)$$

$$\text{ACF}_h(\tau) = \int_{t_1}^{t_2} h(t) \cdot h(t+\tau) d\tau \quad \dots\dots\dots (4)$$

2・2 実機鋳造試験

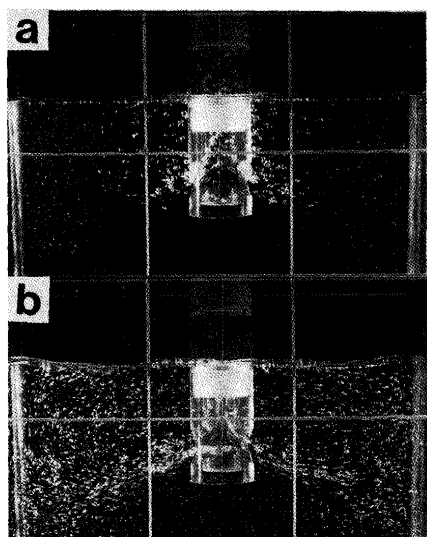
福山製鉄所第5連鋳機で, 2種類の形状の浸漬ノズル (Type AとB, Table 1 参照) を用いてその浸漬深さ条件を変更した。また, 引抜速度および鋳型幅も可能な限り変更させ, 鋳造速度を広範囲に振らせた鋳造試験を行った。小型渦流距離計を鋳型コーナーから50mmずつ離れた位置に設置して鋳型内湯面波動を測定した。また, 表面から20mm深さまで1mm間隔毎にスライス試料を採取し溶質成分の負偏析調査⁹⁾ (分析元素: 炭素) を実施し流速の推定を行った。さらに鋳造後の鋳片をスクラップして表面観察によりノロカミ個数を測定した。鋳造ままの熱片を直送し, 熱間圧延, 冷間圧延後, 冷延コイルの表面欠陥個数の調査も行った。鋳造試験条件を Table 2 にまとめて示す。

3. 実験結果および考察

3・1 水モデル実験

3・1・1 高速鋳造時の鋳型内流動状況

Fig. 2 a, b に低速および高速鋳造時の鋳型内流動状況の例を示す。低速鋳造時には吹き込んだガスの多くは合体粗大化し, 浸漬ノズル周りに浮上してしまうが, 高速鋳造時にはガスは微細なまま吐出流に乗り鋳型全域に運ばれる。浸漬ノズルからの吐出流は短辺面に衝突後, 分岐して上昇流および下降流となるが, 高速鋳造時には鋳型短辺面近傍に水面の盛り上がり形成させた後浸漬ノズル方向に向かう水面に沿う流れ (表面流) となる。水モデル実験の観察によるとパウダースラッグの巻き込みは, 浸漬ノズル近傍の渦によるものと溶鋼表面流によるものとがある⁵⁾⁶⁾。これらのパウダースラッグの巻き込みはいずれも表面流速がある臨界値を超えると発生しやすい⁵⁾という観測事実がある。



a: $Q_L = 2.2 \text{ t/min}$, $Q_g = 10 \text{ Nl/min}$
 b: $Q_L = 5.0 \text{ t/min}$, $Q_g = 10 \text{ Nl/min}$

Fig. 2. Flow pattern of pouring stream from submerged entry nozzle.

3・1・2 鋳型内水面波動と表面流速

Fig. 3 に水モデル実験で測定した水面波動データと波動のエネルギースペクトルの解析結果を示す。水面波動の周波数成分として、0.1Hz 付近の長周期波（以下、長周期波と称す）と 1～2 Hz 付近の短周期波（以下、短周期波と称す）とがエネルギースペクトル線上に現れている。後述するように実機鋳型内湯面波動にも水モデル実験と同じよう

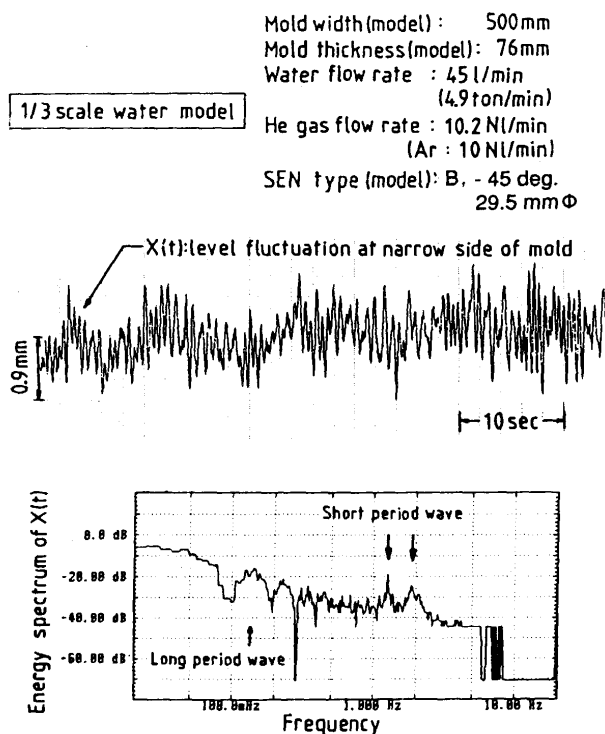


Fig. 3. An example of level fluctuation of water at narrow side of mold and its energy spectrum (water model experiment).

に短周期波および長周期波とが混在している。水モデル実験および実機での湯面データに見られる短周期波の出現する特徴を整理すると、

①周辺の機械系振動（鋳型振動、スライディングゲート等）の無い水モデル系でも観察されること。

②水モデル実験でガス吹き込み量を変えても周波数レベルが変化しないこと。

③水モデル実験で浸漬ノズルの吐出口の片側を閉じた状態でも同一周波数が観察されること。

以上のことから短周期波は鋳型に溶鋼を満たした系の固有振動 f_v であることが推測される。鋳型全幅を調和振動幅とした調和振動モデルにより (5) 式で計算される調和振動数¹⁰⁾と鋳型幅との関係を求め、水モデルと実機で得られた短周期波とを比較して Fig. 4 に示した。

$$f_v = \frac{1}{2\pi\sqrt{(L_w/2^n g)}} \quad (5)$$

水モデル実験の結果では、2次および3次の調和振動系に近いのに対し、実機の測定値は、ほぼ1～3次の間の調和振動数に近い値を示した。

一方、長周期波は、鋳型内における溶鋼の流動挙動により規定されているものと考えられる。水モデル実験で鋳型短辺面近傍の水面変位 $X(t)$ と水面下10mm位置の流速 $V(t)$ の経時変化を同時に測定し、相関性評価のために、相互相関関数 MFC (τ) を計算した結果の例を Fig. 5 に示す。この例では MCF (τ) は、 $\tau=0.4s$ で最大値を示し、短辺面近傍水面波動と水面下流速とは相関性が強いことを示している。次に、 $X(t)$ の中のどの周波数成分が $V(t)$ と最も強い相関があるかを調べるために、 $X(t)$ と $V(t)$ のエネルギースペクトルを調査した。 $X(t)$ に含まれている1～2 Hzの短周期波が、 $V(t)$ には現れなく、0.1Hz 近傍の長周期波が含まれている。このような長周期波は、2孔タイプ浸漬ノズルを使う場合、吐出流が左右均等にならず数秒単位

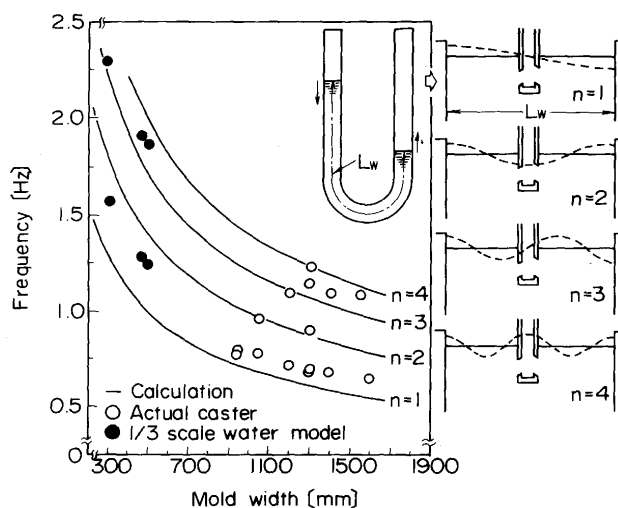


Fig. 4. Relationship between frequency of level fluctuation in mold and mold width.

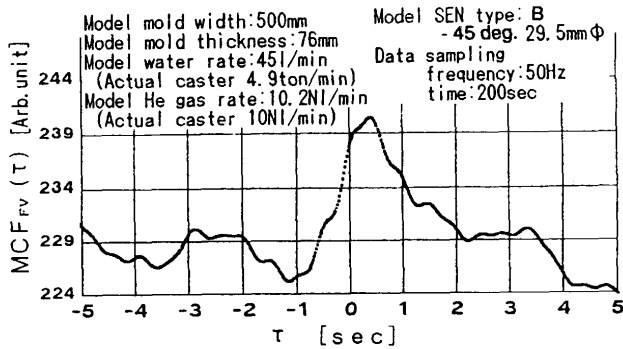


Fig. 5. An example of mutual-correlation function (MCF) between level fluctuation of water and surface stream velocity.

で交互に変化する偏流に起因すると考えられる。

Fig. 6 に $X(t)$ および $V(t)$ 、それぞれの自己相関関数 $ACF_x(\tau)$ 、 $ACF_v(\tau)$ の計算結果を示す。ただし、 $ACF_x(\tau)$ については単純移動平均処理により短周期成分を減衰させてある。 $ACF_x(\tau)$ および $ACF_v(\tau)$ のいずれにも 5.5s (0.181 Hz) と 7.7s (0.129 Hz) 毎の長周期波成分のピークが認められる。このことは長周期の水面波動と水面下流速との相関関係が同一の流体部分の運動によってもたらされていることを示唆している。一方、 τ が 13s 付近にある $ACF_x(\tau)$ のピークは、 $ACF_v(\tau)$ との対応が見られない。これは水モデル実験装置の水面レベル制御系によるものと考えられる。

Fig. 7 に短辺面近傍の水面波動の中で長周期波数の波高の 3 分間の平均値と鑄型幅 1/4 位置で測定した水面流速の平均値との関係を示す。鑄型短辺面水面波動の中の長周期波成分の波高の増加に伴い、表面流速は増加する。したがって、水面波高を測定することにより表面流速を推定することが

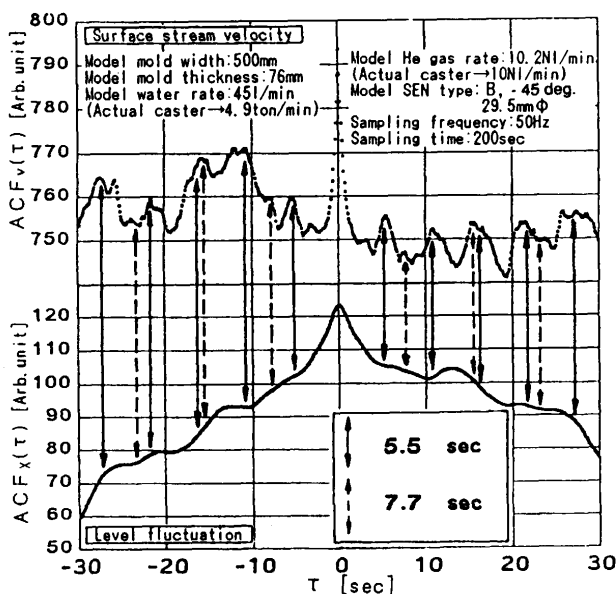


Fig. 6. Examples of auto-correlation function (ACF) of level fluctuation at narrow side of mold and surface stream velocity.

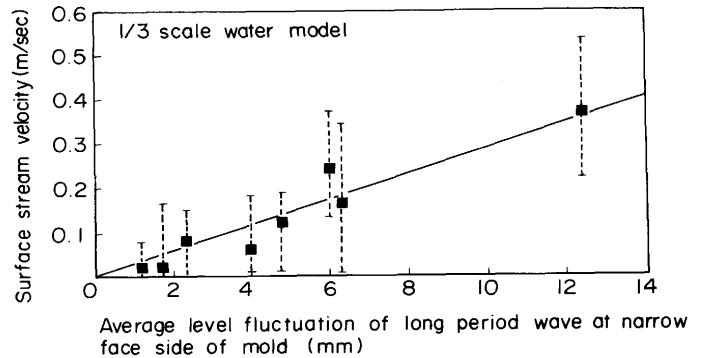


Fig. 7. Relationship between surface stream velocity and average level fluctuation of long period wave at narrow side of mold.

できる。現在のところ実機での溶鋼表面流速を測定する手段として、浸漬耐火物棒の受ける流体の抗力を測定して流速を求める方法¹²⁾があるが、長時間の測定は困難である。本方法のように非接触で測定できる短辺面近傍の湯面波動の長周期波の波高により表面流速を推定できることは有用である。

3.1.3 鑄型内溶鋼流動挙動と操作条件との関係

水面波高、吐出流流動軌跡および吐出流速は、鋳造速度、浸漬ノズル条件（形状や浸漬深さ）およびガス吹き込み条件によって影響を受けることから、水面波高へのこれらの影響度を調査した。Fig. 8 に浸漬ノズル角度とガス吹き込み量 (l/min) をパラメータにして水面波高と鋳造速度との関係を示した。浸漬ノズル角度の低下とガス吹き込み量の増加は水面波高を増大させる効果をもっている。さらには、浸漬ノズル深さおよび形状も水面波高に影響を与えることが明らかである。水面波高の大きさはすべて吐出流の流動変化を反映しているものであり、高速鋳造条件下での水モデル実験の結果で得られた知見を整理すると、

① 吐出流は拡散減衰しながら進むが、吐出方向は浸漬ノズルの吐出角度 α とは一致せず、次第に上向きに流れを変

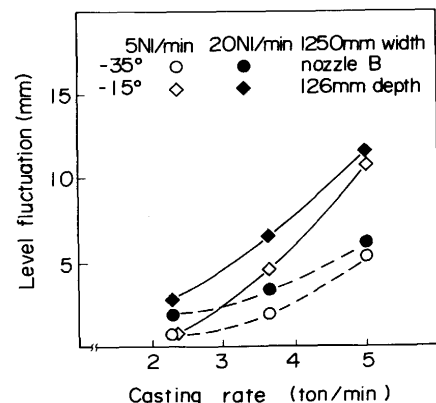


Fig. 8. Relationship between level fluctuation of water in mold and casting rate as a parameter of outlet angle of submerged entry nozzle.

Table 3. Experimental values of each coefficient in equations (6), (7) and (8) for submerged entry nozzle Type B.

i	a_i	b_i	c_i	d_i	ξ_i	ξ_i^1	ξ_i^2	ξ_i^3	ξ_i^4
1	0.0389	0.0078	18.37	-0.1980	1.0	-1.5893	1.1371	1.195	1.633
2	-0.3202	0.0305	107.33	-2.0679	0.0120	-1.5662	1.1647	0.726	2.186
	A	B	l	m	n	p			
	0.3716	100.9	-0.651	0.745	-0.507	-1.165			

えていく³⁾。

②吐出流の軌跡は、ある一定範囲で周期的に変化しているが、その吐出流軌跡の平均位置は浸漬ノズル形状、鑄造速度およびガス吹き込み量で支配され、鑄型幅や浸漬ノズルの深さには依存しない。

③ガス吹き込み量を増やすと、吐出流軌跡は浸漬ノズル吐出角度方向より上方に偏位する。

以上の浸漬ノズル吐出流軌跡に関する一連の実験結果を重回帰分析をして次に示す吐出軌跡 y および吐出流の短辺面衝突速度 V_e の回帰式を作成した。

$$y = (a_1 + b_1\alpha + c_1S + d_1\alpha S)G_1x^2 - (a_2 + b_2\alpha + c_2S + d_2\alpha S)G_2x \quad \dots\dots\dots (6)$$

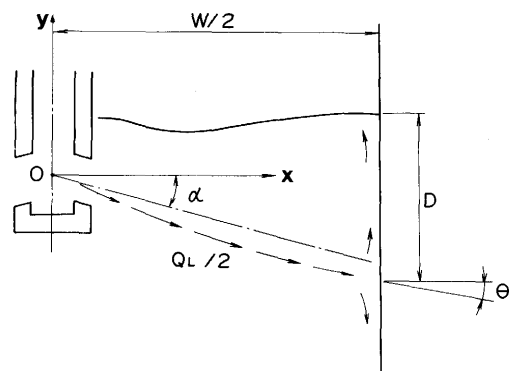
$$G_1 = \exp[-\xi_1 \cdot Q_L^{\xi_1^1} \cdot Q_g^{\xi_1^2} \cdot S^{\xi_1^3} \cdot (90 - \alpha)^{\xi_1^4}] \quad \dots\dots\dots (7)$$

$$V_e = A \cdot W \cdot Q_L^m \cdot d^n \cdot (1/\cos\alpha)^n \cdot \exp(B \cdot Q_g) \quad \dots\dots\dots (8)$$

(6)～(8)式の中で用いられている各係数は水モデル実験から決定できる定数である。Table 3 に Type B の浸漬ノズルについて各係数の実験定数を示す。これより鑄型幅、引抜速度、およびガス吹き込み量等の条件から吐出流の軌跡、衝突速度、吐出流衝突深さを求めることができる。

3.1.4 湯面波動指数 (F 値)

前述したように短辺面に衝突した後の反転上昇流は、短辺面近傍湯面の盛り上がりや湯面波動を発生させ、鑄型中央に向かう表面流を形成する。反転上昇流の鑄型短辺面近



Q_L ; Casting rate of molten steel, m^3/sec
 V_e ; Collision velocity of stream, m/sec
 α ; Outlet angle of submerged nozzle, degree
 θ ; Collision angle of stream, degree
 D ; Distance of collision point from meniscus, m
 ρ ; Density of molten steel, kg/m^3
 W ; Mold width, m

Fig. 9. Definition of level fluctuation parameter (F value).

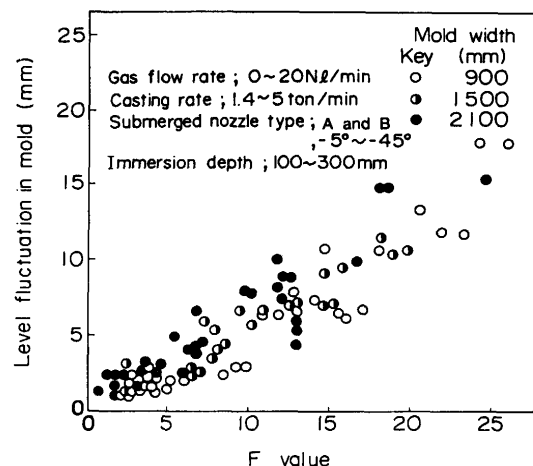


Fig. 10. Relationship between level fluctuation at narrow side of mold between F value (water model).

傍直下の流れの強さを定量化するため、水モデル実験結果を用いて、種々の物理量を指数として長周期波の水面波高との関係を調べた結果、(9)式で計算される湯面波動指数 (以下、F 値と称す) を用いた場合、長周期波の水面波高との間に最も良い直線関係が得られた。Fig. 9 に各記号の定義を示す。

$$F = \frac{\rho Q_L V_e (1 - \sin\theta)}{4} \cdot \frac{1}{D} \quad \dots\dots\dots (9)$$

(9)式の中の $1/D$ の項を吐出流衝突位置から湯面までの減衰係数と考えると、F 値は湯面を盛り上げる力と解釈することができる。

Fig. 10 に各種の条件で行った水モデル実験における F 値と長周期波の水面波高との関係を示す。F 値と水面波高との間にはほぼ直線関係が成り立つ。この図と Fig. 7 とを組み合わせると、鑄造条件を決定することにより鑄造前に湯面波高および表面流速を推定できる。

3.2 実機鑄造試験

3.2.1 鑄型内湯面波動と F 値との関係

3.1.2項で示した水モデル実験の水面波動の解析と同じように実機で測定した湯面波動データの例とそれを周波数解析したエネルギースペクトルの結果を Fig. 11 に示す。実機の湯面波動には、長周期波と短周期波とが含まれ、短周期波は3.1.2項で述べたように鑄型幅で決まる調和振動でありその波高は5 mm以下である。長周期波の波高について(9)式で定義したF値との関係を調べてみる。Table 2 に示した

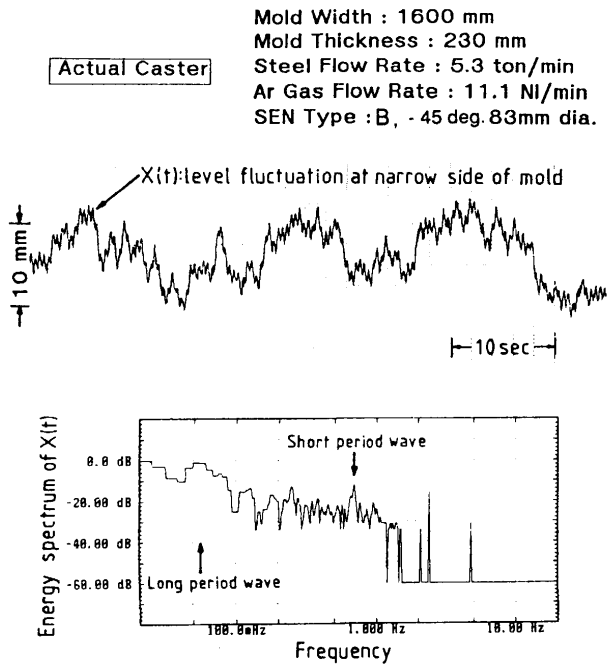


Fig. 11. An example of level fluctuation of molten steel at narrow side of mold and its energy spectrum (actual caster).

様々な鋳造条件で行った時のF値を計算し、鋳型内湯面波高 ΔX との関係をFig. 12に示す。F値と ΔX の間には水モデル実験で示されたと同様にほぼ直線関係が成り立っている。

3・2・2 水モデル実験と実機との相似性評価

実機鋳片の表層下の溶質成分（炭素）分布の調査を鋳片幅方向の各部位と短辺面で行い最大負偏析位置（表面からの深さ d_{NS} ）を求めた。この負偏析は吐出流の凝固界面洗浄により生成すると考えると、実機鋳型内の吐出流の流動軌跡や短辺面凝固シェルへの衝突位置Dを(10)と(11)式から推定できる。

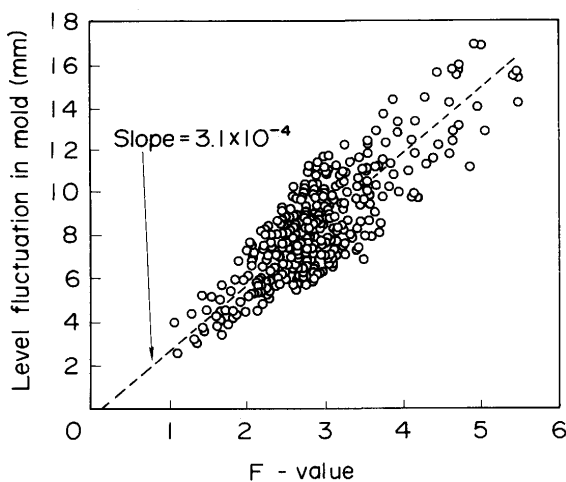


Fig. 12. Relationship between level fluctuation at narrow side of mold between F value (actual caster).

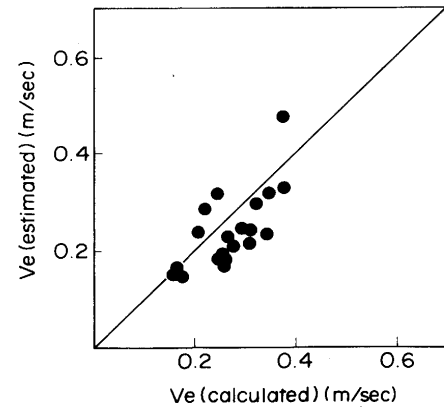


Fig. 13. Comparison of collision velocity of pouring stream between calculation from regression equation (8) and estimation from the effective distribution of carbon of subsurface of slab.

$$d_{NS} = K\sqrt{t_{NS}} + b \quad \dots\dots\dots (10)$$

$$D = V_C \cdot t_{NS} \quad \dots\dots\dots (11)$$

さらに衝突時の溶鋼流速は、北川ら⁹⁾が低炭素鋼で実験的に求めた高橋ら¹³⁾と同様の負偏析と流速との関係式を使って求めた。水モデル実験からの回帰式で計算した吐出流の流動軌跡、衝突位置および衝突流速と鋳片からの推定結果とを比較した⁹⁾。一例として、Fig. 13に吐出流の短辺面凝固シェルへの衝突速度について水モデルの回帰式からの計算値と実鋳片からの推定値との関係を示す。直線の勾配1の周りにデータは分布し両者がほぼ等しいことを示している。吐出流の流動軌跡や衝突位置についても両者はほぼ一致しており、回帰式からの推定が妥当であることを示している。

4. 高速鋳造時の鋳片品質改善

鋳片表面品質の評価パラメータとして鋳造後の鋳片表面をスクラップして測定したノロカミ個数と、連続鋳造の操業条件を統一的に表せるF値との関係を調査した結果、鋳片表面品質を良好なレベルに保持するためにはF値の適正範囲が存在する¹⁴⁾。Fig. 14に各種の鋳造条件で低炭素Alキルド鋼を鋳造し、その鋳造条件からF値を計算しておき、

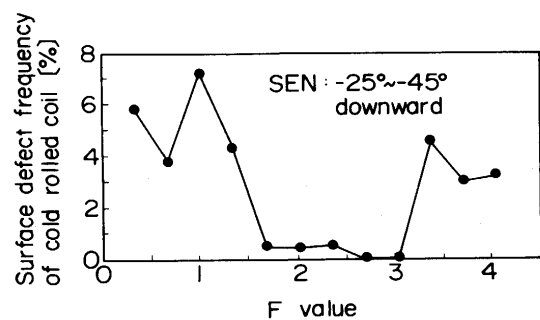


Fig. 14. Relationship between surface defect frequency on cold rolled coil and F value.

冷間圧延後の製品コイルの表面欠陥（疵個数と長さで指数化）とF値との関係を調べた結果を示す。冷延コイルの欠陥を安定して低減できるF値が存在し、このF値範囲に入るように浸漬ノズルの選択や鋳片引抜速度条件を設定することにより高速鋳造においてもパウダースラグの巻き込みの無い良好な鋳片を製造することができる。

5. 結言

高速鋳造時に多発するパウダースラグ性の鋳片欠陥を防止するために重要な鋳型内溶鋼流動挙動について、水モデル実験および実機の鋳造試験を通して調査解析した結果、以下の結論を得た。

(1) 鋳型内湯面波動は、長周期波と短周期波の合成で成り立ち、短周期波は鋳型幅で規定される調和振動であり、長周期波は鋳型内の流動条件により規定されている。

(2) 鋳型内溶鋼表面流速は短辺面近傍の長周期波と密接な関係があり、長周期波の波高を測定することにより推定できる。

(3) 鋳型内溶鋼流動を表す吐出流の流動軌跡、短辺面衝突流速、湯面変動指数（F値）について、鋳造速度（鋳型幅×引抜速度）、浸漬ノズル形状と使用条件およびArガス吹き込み条件により記述できる回帰式を作成した。

(4) 長周期波の波高は、F値と直線関係があり、F値を適正な範囲に入るように鋳造条件を選択することにより、短辺面長周期波高および表面流速の制御が可能である。

(5) 実機において、薄板向けAlキルド鋼を高速鋳造する場合には、F値を最適範囲に入るように浸漬ノズルの吐出角度や浸漬深さの選定を行うことにより定常鋳造域でパウダースラグの巻き込みのない鋳片を製造することができる。

記 号

A, B, a_i , b_i , c_i , d_i ($i=1, 2$), l, m, n, p, ξ_i ($i=1, 2, j=1\sim 4$): 浸漬ノズル形状により決定される実験定数 (—)

$ACF_h(\tau)$: 自己相関関数

b: 凝固シェル厚みの補正值 ($= -2.72^{15})\text{mm}$)

D: 吐出流の短辺面衝突深さ (m)

d: 吐出孔径 (m)

d_{NS} : 鋳片表面から最大負偏析位置までの距離 (mm)

F: 湯面波動指数 (N/m)

F_r : フルード数 (—)

F_r' : 修正フルード数 (—)

f_L : 固有振動数 (1/s)

g: 重力加速度 (mm/s^2)

$h(t)$: 測定量 (ここでは, $X(t)$ もしくは $V(t)$)

K: 凝固定数 ($= 23.0^{15})\text{mm}\cdot\text{min}^{-1/2}$)

L_w : 流体の流動経路 (mm) (鋳型幅に依存)

MCF (τ): 相互相関関数

Q_g : ガス吹き込み速度 (Nm^3/s)

Q_L : 体積鋳造速度 (m^3/s)

S: 平均吐出孔径 (m^2)

t: 時刻 (s)

t_{NS} : 最大負偏析発生までの凝固時間 (min)

V_c : 鋳片引抜速度 (m/min)

V_e : 短辺面衝突速度 (m/s)

$V(t)$: 水面および湯面下流速 (mm/s)

v: 流体の代表速度 (m/s)

v_0 : 初期吐出速度 (m/s)

$X(t)$: 鋳型内水面および湯面の変位 (mm)

x, y: 浸漬ノズル吐出孔出口を原点とした水平, 垂直方向距離 (m)

W: 鋳型全幅 (mm)

ΔX : 鋳型短辺面近傍の湯面波高 (mm)

α : 浸漬ノズル吐出角度 (deg)

α_0 : 吐出流角度 (deg)

ρ : 溶鋼密度 (kg/m^3)

ρ_l, ρ_g : 流体 (溶湯や水) の密度およびガスの密度 (kg/m^3)

τ : 遅れ時間 (s)

θ : 短辺面への衝突角度 (deg)

文 献

- 1) 松永 久, 吉井正孝, 貞広真二, 斎藤 実, 福田武幸: 製鉄研究, (1984) 313, p.1
- 2) 小谷野敬之, 白谷勇介, 内田繁孝, 和田 勉, 政岡俊雄: 鉄と鋼, 72 (1986), p.2233
- 3) 手嶋俊雄, 北川 融, 政岡俊雄, 納 雅夫, 久保田 淳: 材料とプロセス, 1 (1988), p.155
- 4) 植田嗣治, 丸川雄浄, 豊田 守: 鉄と鋼, 60 (1974), p.943
- 5) 笠井宣文, 中井 健, 長道常昭, 中島英雄, 坂下 勉: 材料とプロセス, 1 (1988), p.1261
- 6) 田中宏幸, 鎌取英宏, 宮村 紘: 材料とプロセス, 1 (1988), p.1260
- 7) 熊井 浩, 浅野鋼一, 大橋徹郎, 野村悦夫, 藤井博務: 鉄と鋼, 60 (1974), p.894
- 8) 模型理論とスケールアップ研究小委員会報告 (日本鉄鋼協会共同研究会熱経済技術部会編), (1985), p.123
- 9) 北川 融, 水上秀昭, 小松政美, 川上公成: 鉄と鋼, 68 (1982), S877
- 10) 機械工学便覧 (改訂第5版) (日本機械学会編), (1968), p.8-32
- 11) 久保田 淳, 白山 章, 政岡俊雄, 鈴木幹雄: 材料とプロセス, 3 (1990), p.1221
- 12) 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
- 13) 高橋忠義, 市川 洵, 工藤昌行, 島原皓一: 鉄と鋼, 61 (1975), p.2198
- 14) T. Teshima, M. Osame, K. Okimoto and Y. Nimura: Steel-making Conference Proceedings, Tronto, 71 (1988), p.111
- 15) 鈴木幹雄, 宮原 忍, 北川 融, 内田繁孝, 森 孝志, 沖本一生: 鉄と鋼, 78 (1992), p.113