

# 均一電磁ブレーキを用いた異鋼種連々鑄技術の開発

原田 寛\*・竹内 栄一\*・瀬々 昌文\*<sup>2</sup>・石井 孝宣\*<sup>3</sup>

New Sequential Casting of Different Grade of Steel with a Level DC Magnetic Field

Hiroshi HARADA, Eiichi TAKEUCHI, Masafumi ZEZE and Takanobu ISHII

**Synopsis** : Sequential casting of different steel grades with a level DC magnetic field (LMF) has been performed by 8-ton scale pilot casting machine. According to the results of casting experiment it has been clarified that the mixing length at the ladle change region decreased with LMF and was affected by density difference of molten steel between the first and the second ladle. The fluid flow phenomena in strand pool with LMF and the mechanism of the difference of mixing behavior by density difference have been elucidated by numerical analysis. Moreover the criteria of stability in the strand pool has been proposed in consideration with temperature and solute difference of molten steel between the former and the latter ladle.

**Key words**: continuous casting; sequential casting of different steel grade; fluid flow; density of molten steel; electromagnetic brake; magnetohydrodynamics (MHD).

## 1. 緒言

需要家ニーズの高級化・多様化に従って、鋼種規格の細分化や注文ロットの極小化が進みつつある。そのため、大ロットの製造体系の中でいかに効率よく小ロット材の製造を行っていくかが重要となっている。連続鑄造工程においては、連々鑄時の鋼種の組み合わせを変化させることによって取鍋溶鋼重量単位での対応は原理的には可能であるが、互いに成分組成の異なる溶鋼の連々鑄（異鋼種連々鑄）時にはタンディッシュ内、鑄型内で成分混合が生じるため、生産効率の点からこの成分混合部を極小化する必要がある。これまで、この問題に対して、①継ぎ目部で鑄造速度を大幅に低下させること、あるいは②鑄型内に仕切り板（鉄板など）を挿入すること<sup>1)</sup>によって成分混合域の低減が図られてきた。しかしながら、生産性、操業性、継ぎ目前後の品質のすべての面で尚一層改善していく必要がある。

鋼の連続鑄造プロセスにおいては、鑄片品質や生産性に大きく影響する連鑄鑄型内流動の制御手段として、電磁力適用技術に対する関心は極めて高くなっており、鉄鋼各社で様々なアプローチがとられている<sup>2)</sup>。その中で、著者ら<sup>3-7)</sup>は、磁束密度分布が幅方向に均一な直流磁界を厚み方向に印加する、均一電磁ブレーキ（Level DC Magnetic Field, 以下LMF）に関して、LMFの鑄型内流動に及ぼす影響を水銀モデル実験、電磁流体解析により検討し報告してきた。LMFにより鑄型直下での流れをプラグフローに

近い状態に制御できれば、異鋼種連々鑄時のストランドプール内での混合を抑制でき、鑄片成分混合長を短縮できるものと期待される。

本論文では、8 ton 規模の試験連鑄機を用いた鑄造試験を行い、LMF並びに前後溶鋼密度差の異鋼種継ぎ目部成分混合長に及ぼす影響について検討した。さらに、前後溶鋼の密度差によって溶鋼プール中で生じる対流混合現象について数値解析にて考察すると共に、前後溶鋼の濃度差、温度差と密度差対流の安定条件との関係について理論検討を加えた。

## 2. 8 t 規模試験連鑄機を用いた実湯試験

### 2.1 実験方法と条件

Fig. 1 に設備の概要を、Table 1 に実験条件をそれぞれ示す。鑄型断面サイズは 170×800 mm、機長 8 m（垂直型）で、鑄型内に最大磁束密度 0.8 T の直流磁界を幅方向均一に形成できる電磁石が設置されている。異鋼種連々鑄の方法としては、鑄造速度 0.7 m/分一定とし、前鍋溶鋼のタンディッシュ内溶鋼重量が 0.5 t になった時点で後鍋溶鋼をタンディッシュ内に注入した。異鋼種連々鑄の条件は 3 種類の条件で鑄造を行った。前鍋溶鋼には低炭アルミキルド鋼を、後鍋溶鋼には中炭アルミキルド鋼を用いた Case 1, 2 はそれぞれ LMF を印加しなかった場合、0.5 T の LMF を印加した場合である。Case 3 は LMF の条件は Case 2 と同じとし、前鍋溶鋼に中炭アルミキルド鋼を後鍋溶鋼に低

平成 11 年 6 月 30 日受付 平成 11 年 9 月 20 日受理 (Received on June 30, 1999; Accepted on Sep. 20, 1999)

\* 新日本製鐵(株)鉄鋼研究所 (Steel Research Laboratories, Nippon Steel Corp., 20-1 Shintomi Futtsu 293-8511)

\* 2 新日本製鐵(株)八幡技術研究部 (Yawata R&D Lab., Nippon Steel Corp.)

\* 3 新日本製鐵(株)名古屋製鐵所 (Nagoya Works, Nippon Steel Corp.)

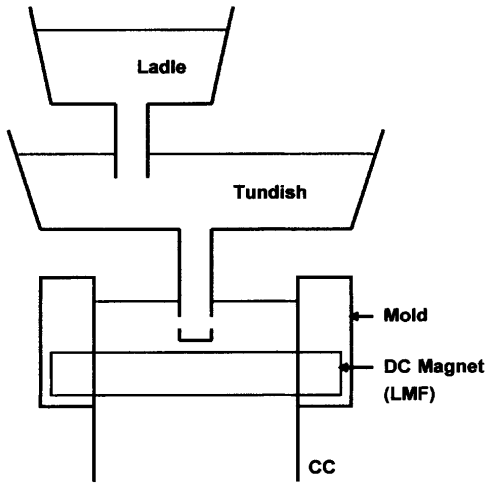


Fig. 1. Schematic diagram of experimental system.

Table 1. Experimental conditions.

Mold size		800w×170t mm			
Casting speed		0.7m/min			
Magnetic flux density		Max. 0.8T			
Sequential casting		Steel grade	Density (kg/m <sup>3</sup> )	Density difference (kg/m <sup>3</sup> )	LMF (T)
Case1	1st LD	Low C steel	6970	-70	0
	2nd LD	Middle C steel	6900		
Case2	1st LD	Low C steel	6972	-70	0.5
	2nd LD	Middle C steel	6902		
Case3	1st LD	Middle C steel	6910	30	0.5
	2nd LD	Low C steel	6940		

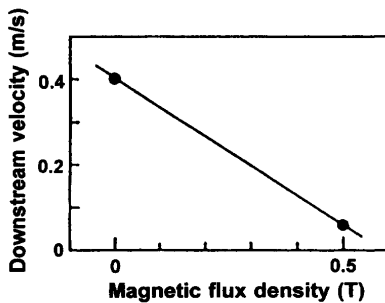


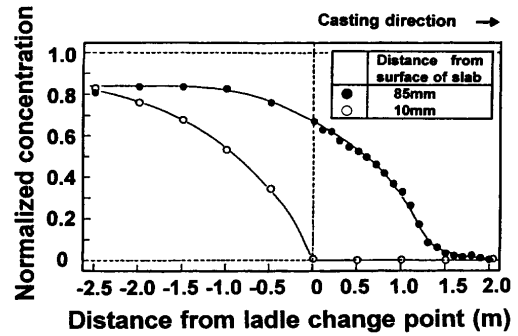
Fig. 2. Maximum downstream velocity near narrow side of the pool.

炭アルミキルド鋼を用いた場合である。それぞれ、前後溶鋼の密度差  $\Delta\rho(=\rho_2-\rho_1)$  を瀬々ら<sup>8)</sup>が報告している密度の推定式 (1) 式を用いて計算すると Case 1, 2 は  $-70\text{ kg/m}^3$ , Case 3 は  $30\text{ kg/m}^3$  である。

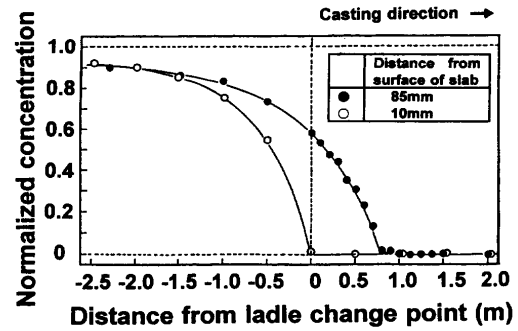
$$\begin{aligned}
 p = & 7000 - 8.0(T - 1823) - 80.0[\%C] - 83.0[\%Si] \\
 & - 21.2[\%Mn] - 67.1[\%P] - 84.0[\%S] - 113.0[\%Al] \\
 & - 29.0[\%Ti] + 5.4[\%Nb] - 14.6[\%Cr] + 4.8[\%Ni] \\
 & + 3.6[\%Cu] + 23.0[\%Mo] - 46.3[\%V] \dots\dots\dots(1)
 \end{aligned}$$

2・2 実験結果

LMFの下側の短辺近傍におけるプール流速をデンドライト傾角より推定した結果を Fig. 2 に示す。LMFにより



(a)



(b)

Fig. 3. Changes in local concentration of component in the longitudinal cross section of the slab (width center) (a) without LMF/Case 1 (b) with LMF/Case 2.

下降流速が低減していることがわかる。

Case 1, 2 の条件で LMF の異鋼種継ぎ目部の成分混合長に及ぼす影響を評価した。結果を Fig. 3 に示す。縦軸は (2) 式で規格化した濃度であり、添字1は前鍋溶鋼濃度、2は後鍋溶鋼濃度を示している。尚、測定位置は鋳片幅中央部の表面から10mm (表面) と85mm (中心) である。

$$C_N = \frac{C - C_1}{C_2 - C_1} \dots\dots\dots(2)$$

また、Fig. 4 には幅中央部鉛直断面の等濃度曲線を示した。前鍋側の厚み中心部の濃度推移を見ると、LMFを印加しない場合は継ぎ目位置から1.7mの領域まで後鍋の影響を受けているのに対して、LMFを印加した場合には後鍋の影響長さが約0.8mと短くなっており、浸漬ノズルからの吐出溶鋼の侵入深さが LMF により軽減されていることがわかる。一方、後鍋側への影響については、LMFの印加により鋳片表面、厚み中心共に早期に後鍋溶鋼の濃度に回復することがわかる。これは侵入深さの低減により鋳型内混合体積が小さくなったことによるものと考えられる。

次に前後溶鋼の密度差が成分混合長に及ぼす影響を評価した。Case 3 の場合の鋳片内での濃度分布を Fig. 5 に、幅中央部鉛直断面の等濃度曲線を Fig. 6 にそれぞれ示した。鋳片表面部の濃度推移は、Case 2 と同様 Case 3 の場合においても滑らかに変化している。すなわち、浸漬ノズルからの吐出流による鋳型内での強制対流混合に及ぼす密度差

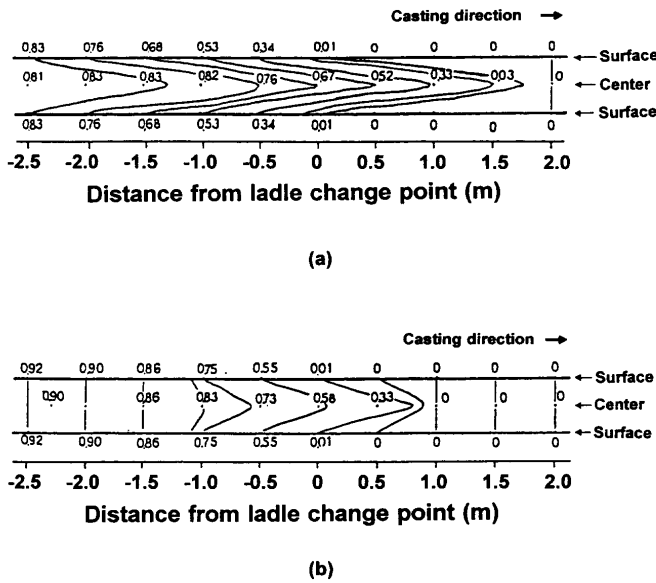


Fig. 4. Changes of solute distribution in the longitudinal cross section of the slab (width center) (a) without LMF/Case 1 and (b) with LMF/Case 2.

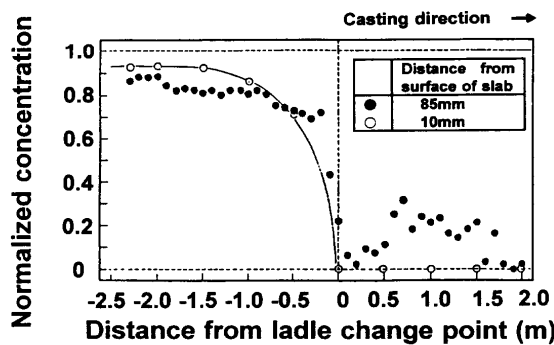


Fig. 5. Local distribution of the concentration of component in the longitudinal cross section of the slab (width center) in Case 3.

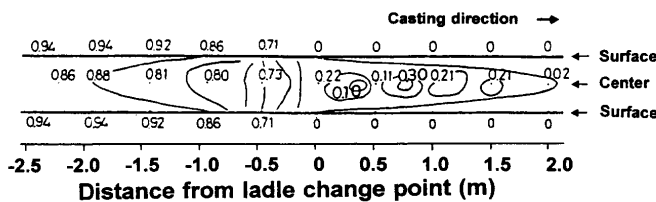


Fig. 6. Solute distribution in the longitudinal cross section of the slab (width center) in Case 3.

の影響は小さく、LMFを適用することで密度差によらずノズル吐出流の侵入深さは軽減されているものと推定される。一方、Case 3の場合の厚み中心部での濃度推移には凹凸が見られかつ不安定である。これはLMFよりも下部プール内で密度差による対流が局部的に生じたことによるものと推定される。

このように、試験連铸機を用いた铸造実験を行い、LMFにより下降流の整流化が図れ、これを利用した異鋼種継ぎ目部の成分混合域の低減が図れること、また、成分混合長さを極小化するには前後溶鋼の密度差を考慮する必

要があることが明らかとなった。

### 3. 考察

#### 3.1 数値解析

##### 3.1.1 数値解析モデル

解析モデルには沢田ら<sup>9)</sup>によって開発された数値解析モデルを用いた。流れ場については連続の式、外力として重力、電磁力を含んだ運動量保存則を用いて表される。尚、濃度分布に基づく浮力の取り扱いについては、基準となる溶鋼密度は初期溶鋼密度 $\rho_0$ で一定とし、各メッシュの濃度から求められる密度と初期密度との差により浮力が作用するものとした (Boussinesq 近似)。溶鋼プール中での流動分布を非定常的な挙動も含めより正確に解析するため乱流モデルにはLESを用いた。

$$\nabla \cdot U = 0 \dots\dots\dots (3)$$

$$\frac{\partial U}{\partial t} + U \cdot \nabla U = -\frac{\nabla P}{\rho_0} + \frac{\rho g}{\rho_0} + \frac{F}{\rho_0} + \nabla \cdot \nu_e \nabla U \dots\dots\dots (4)$$

電磁場については、MHD近似したMaxwell方程式<sup>10)</sup>と導電性流体中のOhmの法則より以下のように記述される。

$$\nabla \cdot E = 0 \dots\dots\dots (5)$$

$$\nabla \cdot B = 0 \dots\dots\dots (6)$$

$$\nabla \times B = \mu J \dots\dots\dots (7)$$

$$\nabla \times E = 0 \dots\dots\dots (8)$$

$$E = -\nabla \phi \dots\dots\dots (9)$$

$$J = \sigma (E + U \times B) \dots\dots\dots (10)$$

$$\nabla \cdot J = 0 \dots\dots\dots (11)$$

$$F = J \times B \dots\dots\dots (12)$$

一方、濃度場は以下のように表現される。

$$\frac{\partial C}{\partial t} + U \cdot \nabla C = \nabla \cdot D_e \nabla C \dots\dots\dots (13)$$

(3), (4)式と(9), (10), (11), (12)式並びに(13)式を同時に解くことで、直流磁場が作用している場合の流れ場、電磁場並びに濃度場を求めることができる。

##### 3.1.2 解析方法と解析条件

解析は前章で述べた試験铸造の条件で行った。解析ではノズル内部まで計算領域に加え、ノズル吐出孔部での流速分布に及ぼすLMFの影響を評価できるようにした。尚、自由表面の影響は考慮していない。また、電気的境界条件のため凝固シェルが存在すると共に、凝固シェル成長に伴う溶鋼量を凝固シェル要素中へ吸収させマスバランスをとった。尚、湯面並びにノズル壁は絶縁とした。異鋼

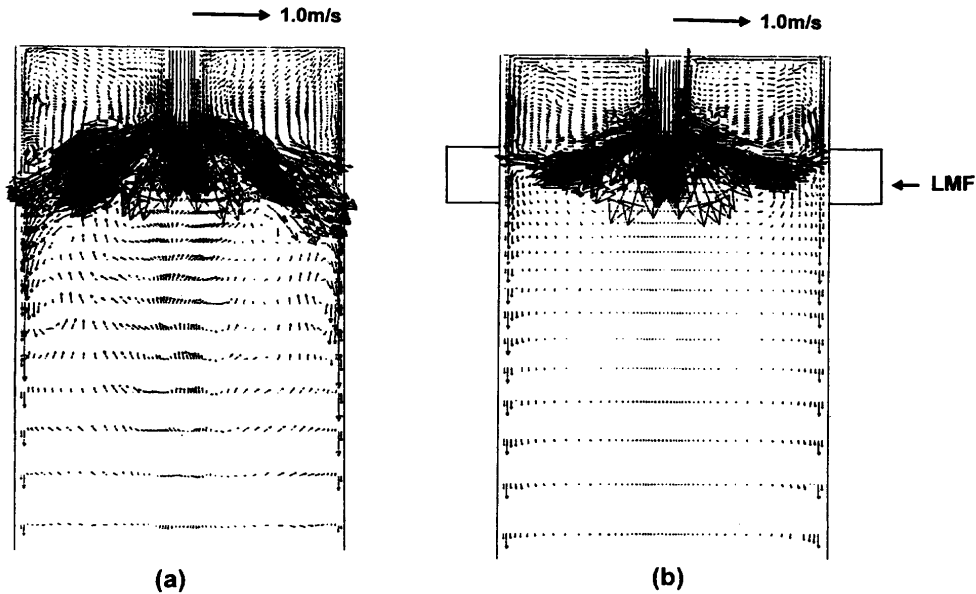


Fig. 7. Changes in velocity distribution in the strand pool (a) without LMF and (b) with LMF (0.5 T).

種連々鋳の解析では、時刻0で規格化濃度1の溶鋼がノズル内に供給されたとして、ストランドプール中での成分混合挙動を解析した。

### 3・1・3 解析結果

Fig. 7にLMFによる鋳型内流動分布の変化を示す。LMFの適用により磁場帯下方での循環流が抑制され、下降流の整流化効果が見られる。また、ノズル吐出流が安定化すると共に吐出方向が上向きにシフトしていることがわかる。尚、磁場を印加した場合にノズル周りで見られる上向きの流れは岡澤ら<sup>11)</sup>が報告している磁場中で噴流周囲に形成される逆向きの流れ（対向流）である。Fig. 8にLMF下方位置での下降流の幅方向分布を示す。LMFを適用することで、短辺近傍の下降流速が低減し、かつ幅方向全体にわたってほぼ一様な下降流が形成されていることが確認される。

次に異鋼種連々鋳時の成分混合挙動に及ぼすLMFの影響を解析した。Fig. 9に鍋交換から60秒後の1/2厚鉛直断面での濃度分布を示すが、先に述べた下降流の整流化効果により下部溶鋼プール中における後鍋溶鋼の侵入深さが浅くなっていることがわかる。また、上部プールでの濃度はLMF印加によって後鍋濃度への回復が早いことがわかる。このように、LMFによりノズル吐出流の侵入深さが低減し後鍋溶鋼の影響長さが短縮されることに加え、鋳型内での混合体積が減少する結果、上部溶鋼プール中における濃度もいち早く後鍋成分値に近づいており、前章で述べた鋳造試験結果と良く対応している。

次に密度差の流動分布並びに濃度分布に及ぼす影響について解析した。Fig.10に流動分布の時間変化を、Fig.11に濃度分布の時間変化をCase 2, Case 3の場合について比較した結果をそれぞれ示す。Case 2, Case 3両方の条件共に、上部プールでの流動分布には大きな違いは見られない。こ

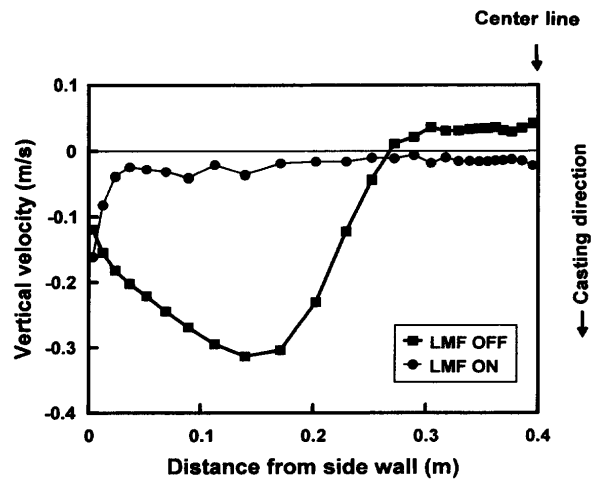


Fig. 8. Changes in vertical velocity distribution in the width direction by imposition of LMF.

れは、LMFよりも上部プールではノズル吐出流による慣性力が支配的なことによる。一方、LMFよりも下部プールでは流動分布が大きく異なる。すなわち、Case 2の条件では、後鍋溶鋼密度が前鍋溶鋼密度に比べ小さいため、後鍋溶鋼の侵入を抑制する浮力が作用する。その結果、下降流の幅方向分布がさらに一様化されほぼプラグフローに近い流動分布となっていることがわかる。一方、Case 3の条件では、後鍋溶鋼密度が前鍋溶鋼密度に比べ大きいため、後鍋溶鋼の侵入が加速され、下部プール全体で密度差対流が形成されていることがわかる。また、流動分布も不安定で刻々変化している。Case 2の条件では120秒後にはほぼ元の流動分布に戻っているが、Case 3の条件では未だ密度差対流が観察される。このような流動分布の違いはプール内での濃度分布に反映されている。Case 2の場合、密度成層を保ったままプール中濃度が前鍋溶鋼成分から後鍋溶鋼成分に推移しているのに対し、Case 3の場合、LMFより

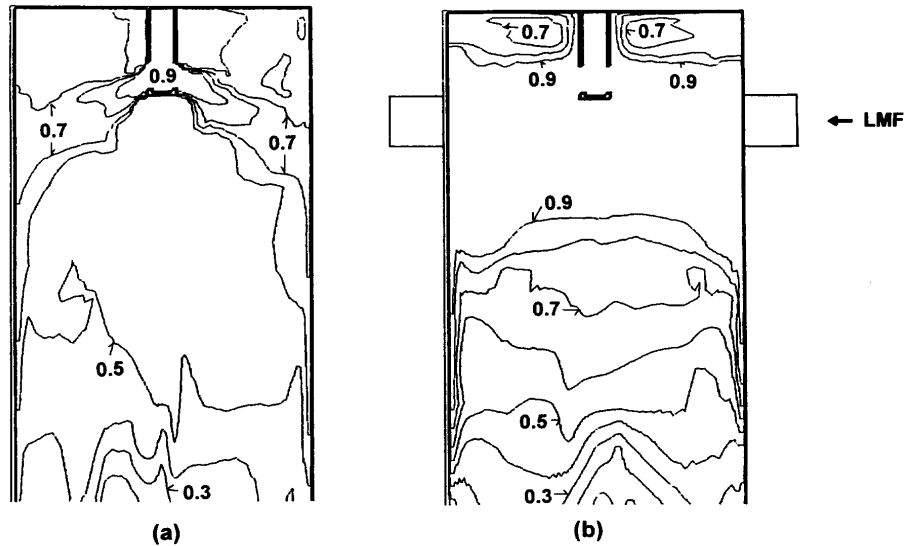


Fig. 9. Changes of the normalized solute distribution in the strand pool (a) without LMF/Case 1 and (b) with LMF/Case 2. ( $t=60$  sec after the ladle change)

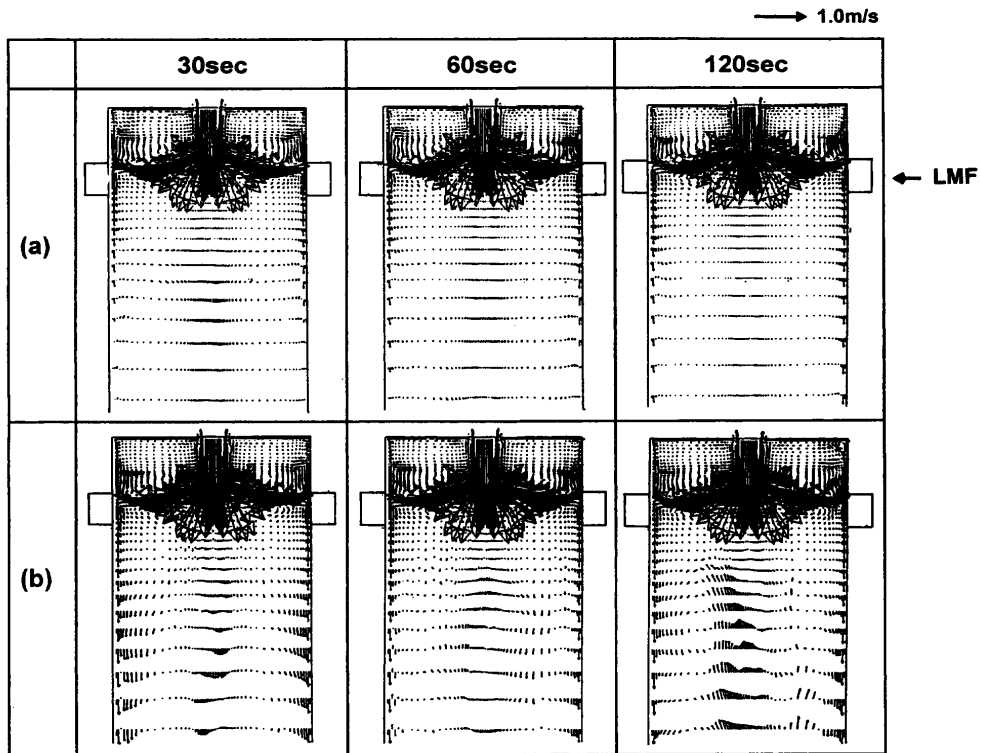


Fig. 10. Effect of density difference on the velocity distribution in the strand pool in (a) Case 2 and (b) Case 3.

も上部プールでは後鍋溶鋼成分に近づくものの、下部プールでは密度差対流による混合が進行して、成分混合域はCase 3の場合に長くなる。このように、解析した結果は鑄造試験結果を良く説明できていると共に、前後溶鋼密度差の影響はLMFよりも下部プールにおける密度差対流のモードが異なることによることが数値解析の結果明らかとなった。

3・2 密度差対流による混合現象の安定性評価

自然対流は流体中の密度差を駆動力として発生する。密度差を生む要因として、温度差、濃度差があるが、鋼種の

成分組成に応じて取鍋溶鋼温度も併せて変化するため、濃度差、温度差を考慮して密度差対流の安定性を評価できる指標が必要となる。ここでは温度と溶質濃度が異なる2種類の流体が上下に重なっている場合に起こる拡散現象 (Double-Diffusive-Phenomena) の理論的取り扱い<sup>12)</sup>をもとに考察する。

密度差に起因する対流の程度を表す無次元数として Rayleigh 数があるが、密度差を発生させる要因別に以下の式でそれぞれ表される。

①温度差  $\Delta T (=T_2 - T_1)$  による対流を表す無次元数:  $Ra_T$

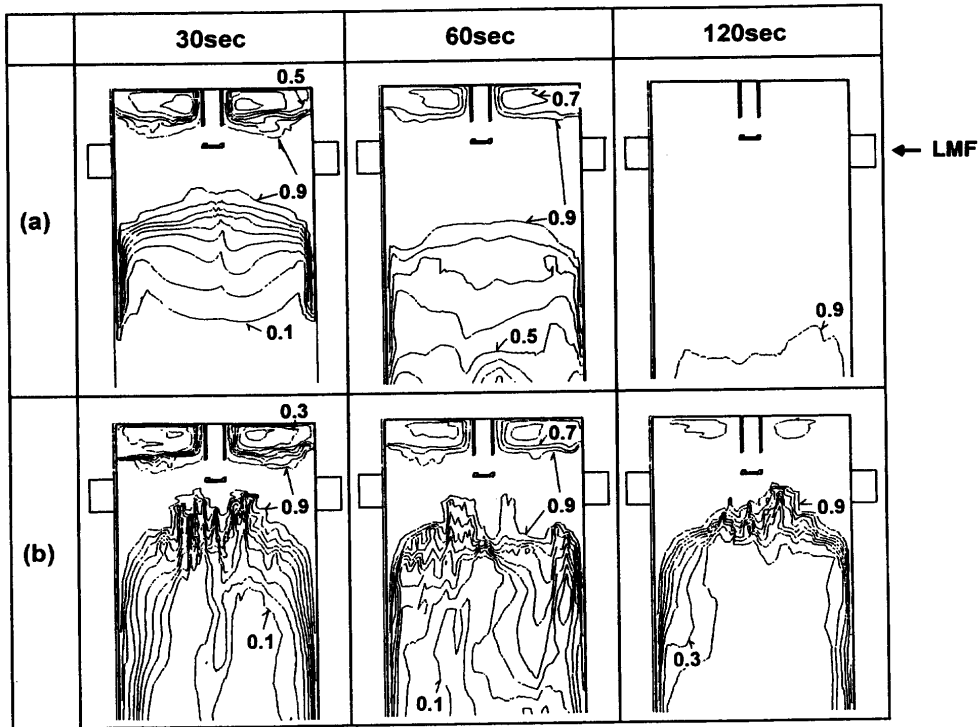


Fig. 11. Effect of density difference on the normalized solute distribution in the strand pool in (a) Case 2 and (b) Case 3.

$$Ra_T = \frac{-g\alpha\Delta T d^3}{\kappa\nu} \dots\dots\dots(14)$$

②溶質濃度差  $\Delta C (=C_2 - C_1)$  による対流を表す無次元数:  $Ra_s$

$$Ra_s = \frac{-g\beta\Delta C d^3}{\kappa\nu} \dots\dots\dots(15)$$

それぞれの値が大きいくほど不安定で対流が起こりやすい。したがって安定条件として以下の式が得られる。

$$Ra = Ra_T + Ra_s \leq 0 \dots\dots\dots(16)$$

さらに、(16) 式に (14), (15) 式を代入して整理すると以下の式が得られる。

$$\Delta T \geq -\frac{\beta}{\alpha} \Delta C \dots\dots\dots(17)$$

Fig.12 に安定条件に及ぼす温度差、濃度差として炭素濃度の影響を (1) 式の密度推定式の係数を用いて試算した結果である。安定条件は Fig.12 中の斜線部で示すことができる。すなわち、密度差に起因する対流を防止するには例えば、後鍋の炭素濃度が高いほど、また、後鍋の溶鋼温度が高いほど有利となる。また、濃度差による不安定を温度差で解消すること、あるいはその逆も可能である。

このように、継ぎ目部での成分混合長を極小化するには、LMFの適用に加え、前後溶鋼の濃度差、温度差による密度差を考慮した鋼種編成が重要であるものと言える。

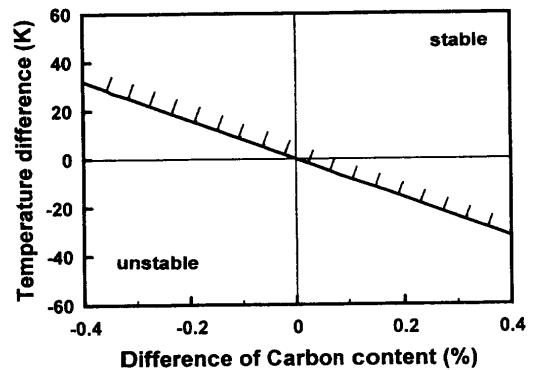


Fig. 12. Effect of Carbon content and temperature differences on the stability criteria.

#### 4. 結言

LMF による制動効果を利用した異鋼種連々鑄技術と成分混合に及ぼす前後溶鋼の密度差に影響について、8 ton 規模の試験連鑄機を用いた鑄造試験、数値解析並びに理論解析を行い検討した。得られた結果は以下の様に要約される。

(1) LMF による下降流の整流化を異鋼種連々鑄操業に適用することによって、異鋼種継ぎ目部の成分混合長を大幅に短縮することができる。尚、この混合長は前後溶鋼の密度差の影響を受ける。

(2) 前後溶鋼の成分差による異鋼種継ぎ目部での成分混合長の変化は、LMFより下部のストランドプールでの密度差対流のモードの違いによることを数値解析にて明らかにした。また、Double-Diffusive-Phenomena の理論的取

り扱いに基づき、前後溶鋼の濃度差、温度差と密度差対流の安定条件との関係を示した。

## 記 号

$U$  : 流速 (m/s)  
 $P$  : 圧力 (Pa)  
 $g$  : 重力加速度 (m/s<sup>2</sup>)  
 $\rho$  : 密度 (kg/m<sup>3</sup>)  
 $\rho_0$  : 初期溶鋼密度 (kg/m<sup>3</sup>)  
 $\rho_1$  : 前鍋溶鋼密度 (kg/m<sup>3</sup>)  
 $\rho_2$  : 後鍋溶鋼密度 (kg/m<sup>3</sup>)  
 $\Delta\rho (= \rho_2 - \rho_1)$  : 前後溶鋼密度差 (kg/m<sup>3</sup>)  
 $F$  : Lorentz力 (N/m<sup>3</sup>)  
 $\nu$  : 動粘性係数 (m<sup>2</sup>/s)  
 $\nu_e$  : 有効動粘性係数 (m<sup>2</sup>/s)  
 $E$  : 電場 (V/m)  
 $B$  : 磁束密度 (T)  
 $J$  : 電流密度 (A/m<sup>2</sup>)  
 $\phi$  : 電位ポテンシャル (V)  
 $\mu$  : 透磁率 (-)  
 $\sigma$  : 電気伝導度 (S/m)  
 $C$  : 濃度 (-)  
 $C_1$  : 前鍋濃度, 下部プール濃度 (-)  
 $C_2$  : 後鍋濃度, 上部プール濃度 (-)  
 $C_N$  : 規格化濃度 (-)  
 $\Delta C (= C_2 - C_1)$  : 上部プール濃度 - 下部プール濃度 (-)  
 $D_e$  : 渦拡散係数 (m<sup>2</sup>/s)  
 $T$  : 温度 (K)  
 $T_1$  : 下部プール温度 (K)  
 $T_2$  : 上部プール温度 (K)

$\Delta T (= T_2 - T_1)$  : 上部プール温度 - 下部プール温度 (K)  
 $Ra$  : Rayleigh数 (-)  
 $Ra_T$  : Thermal Rayleigh Number (-)  
 $Ra_s$  : Salinity Rayleigh Number (-)  
 $\kappa$  : 熱伝導率 (W/m·K)  
 $\alpha$  : 温度膨張係数 (kg/m<sup>3</sup>·K)  
 $\beta$  : 濃度膨張係数 (kg/m<sup>3</sup>)  
 $d$  : 代表長さ (m)

## 文 献

- 1) G.N.Eaves, D.P.Stefanik and J.Neri: *Iron Steelmaker*, **18** (1991) Dec., 37.
- 2) 電磁気力による新しいプロセッシングの可能性を求めて, 日本鉄鋼協会, 東京, (1993).
- 3) H.Harada, E.Takeuchi, T.Toh, S.Mizoguchi, K.Okazawa and I.Sawada: *CAMP-ISIJ*, **4** (1991), 960.
- 4) T.Ishii, H.Harada, M.Zeze and E.Takeuchi: *CAMP-ISIJ*, **5** (1992), 34.
- 5) H.Harada, M.Zeze, E.Takeuchi and T.Ishii: *CAMP-ISIJ*, **5** (1992), 35.
- 6) H.Harada, M.Zeze, E.Takeuchi and T.Ishii: *CAMP-ISIJ*, **5** (1992), 994.
- 7) M.Zeze, H.Harada, E.Takeuchi and T.Ishii: *Iron Steelmaker*, **20** (1993) Nov., 53.
- 8) M.Zeze, H.Harada and E.Takeuchi: *ISIJ Int.*, **39** (1999), 563.
- 9) I.Sawada, K.Shigematsu, S.Hori and M.Yamazawa: *CAMP-ISIJ*, **5** (1992), 1247.
- 10) W.F.Hughes and F.J.Young: *The Electromagnetodynamics of Fluids*, John Wiley & Sons, New York, (1966), 148.
- 11) K.Okazawa, I.Sawada, H.Harada, T.Toh and E.Takeuchi: *Tetsu-to-Hagané*, **84** (1998), 490.
- 12) J.S.Turner: *Annu. Rev. Fluid Mech.*, **6** (1974), 37.