

# 圧縮鋳造によるひずみ緩和効果を考慮した 内部割れ診断・防止システムの開発

瀬々 昌文\*・三隅 秀幸\*<sup>2</sup>・長田 修次\*<sup>3</sup>・白井 登喜也\*<sup>4</sup>・常岡 聡\*<sup>5</sup>

Development of a System to Diagnose and Prevent Internal Cracks in Continuous Casting Taking Account of the Effect of Compression Casting

Masafumi ZEZE, Hideyuki MISUMI, Shūji NAGATA, Tokinari SHIRAI and Akira TSUNEOKA

**Synopsis** : A diagnostic system to prevent internal cracks in slab continuous casting was developed which takes account of the effect of compressive strain by compression casting (CPC). The deformation strain of solidifying shell during continuous casting was calculated by the total strain model, which is composed of unbending strain term, bulging strain term, misalignment strain term and compression casting strain term. Dimple-mark roll test and intentional misalignment of rolls revealed that the proposed strain model could predict the occurrence of internal cracks incorporated with the critical strain model for internal cracking reported by Nagata *et al.*<sup>10)</sup> These results lead to the on-line internal crack diagnostic system which enables the stable operation of the continuous caster at high speed under soft cooling.

**Key words** : continuous casting; internal crack; compression casting; diagnostic system; bulging strain; misalignment strain; unbending strain; compression strain; critical strain.

## 1. 緒言

近年、鋼の連続鋳造の普及の中で、生産性の向上や連続鋳造一圧延工程の直行直結化を目的として、高速鋳造化あるいは緩冷却化が志向されてきた<sup>1-5)</sup>。一般に、高速鋳造を行うと凝固シェルの厚みが相対的に薄くなるためバルジングが生じやすくなること、および、緩冷却化により凝固シェルの温度が高くなることで凝固シェルの強度が低下するため、鋳片の内部割れの発生が問題となる。鋳片に内部割れが存在すると、製品の機械的性質、とくに延性が著しく劣化するため<sup>6)</sup>、従来から内部割れの発生機構とその防止方法とについて多くの研究がなされてきた<sup>7,8)</sup>。

鋳片の内部割れは、凝固シェルの固液界面近傍の脆弱な部分が割れ、その割れに固液界面の溶質成分が濃化した溶鋼が差込み凝固したもので<sup>9)</sup>、内部割れの発生条件としては、鋳片の凝固界面に生じた引張ひずみ $\epsilon_T$ が、ある限界値(限界ひずみ) $\epsilon_c$ を越えたときに生ずると考えられている<sup>10)</sup>。連続鋳造中の鋳片の凝固界面に引張ひずみを生じさせる要因としては、未凝固鋳片の曲げ矯正あるいは曲げ戻し矯正、溶鋼静圧による凝固シェルのバルジング、鋳片搬送ロールのミスアライメント、鋳片の冷却中に生ずる熱応力等がある。また、内部割れの防止方法としては、発生要

因によって、多点曲げ矯正や多点曲げ戻し矯正による一回あたりの矯正ひずみの低減<sup>5,11-13)</sup>、ロールピッチの短縮あるいは強冷却・低速鋳造によるバルジングひずみの低減<sup>11,12,14)</sup>、ロール整備の強化によるミスアライメントひずみの低減<sup>12,14)</sup>、冷却改善による復熱起因の熱応力ひずみの低減<sup>11)</sup>等の手段が取られてきた。これらの対策は、いずれもそれなりの効果を示したものの、高速鋳造時の内部割れの対策としては必ずしも十分なものではなかった。そこで、連続鋳造機に設置された複数の鋳片搬送用駆動ロールの駆動力を制御することで鋳片に圧縮力を付与し、凝固界面の引張ひずみを低減する圧縮鋳造法(CPC: Compression Casting)が開発された<sup>14,15)</sup>。

一方、鋳造中の鋳片の凝固シェルの発生する引張ひずみ $\epsilon_T$ の推定モデルとしては、低機高連続鋳造機の凝固シェル厚みが比較的薄い領域に関しては理論的、系統的に研究されている<sup>16-19)</sup>が、その結果得られた知見の高機高連続鋳造機への適用性や、圧縮鋳造によるひずみ緩和効果については不明な点が残されている。そこで、圧縮力が作用している場合の総合ひずみ $\epsilon_T$ の推定式を作成し、これを基に連続鋳造機内の広い範囲で内部割れの発生を事前に予測し、割れ防止のための的確な操業条件をオンラインで提示できる内部割れ診断・防止システムを検討した。

平成12年9月28日受付 平成12年12月15日受理 (Received on Sep. 28, 2000; Accepted on Dec. 15, 2000)

- \* 新日本製鐵(株)技術開発本部(現:八幡技術研究部)(Technical Development Bureau, now Yawata R & D Lad., Nippon Steel Corp., 1-1 Tobihata-cho Tobata-ku Kitakyushu 804-8501)
- \* 2 新日本製鐵(株)技術開発本部(現:(株)SBCテクノ九州)(Technical Development Bureau, Nippon Steel Corp., now SBC Techno Research Kyushu Co.)
- \* 3 新日本製鐵(株)技術開発本部(現:新居浜工業高等専門学校)(Technical Development Bureau, Nippon Steel Corp., now Niihama National College of Technology)
- \* 4 新日本製鐵(株)大分製鐵所(現:広畑製鐵所)(Oita Works, now Hirohata Works, Nippon Steel Corp.)
- \* 5 新日本製鐵(株)大分製鐵所(Oita Works, Nippon Steel Corp.)

## 2. 鋳片の内部割れ判定モデル

### 2.1 圧縮力を考慮した総合ひずみ式

連続鋳造中の鋳片に作用するひずみは、未凝固鋳片の曲げあるいは曲げ戻しによる矯正ひずみ $\epsilon_u$ 、溶鋼静圧による凝固シェルのロール間での膨れによるバルジングひずみ $\epsilon_b$ 、鋳片搬送ロールのミスアライメントによるミスアライメントひずみ $\epsilon_m$ の線形和で表され、総合ひずみ $\epsilon_T$ として(1)式のように表される<sup>2,13,18,20,21</sup>。

$$\epsilon_T = \epsilon_u + \epsilon_b + \epsilon_m \dots \dots \dots (1)$$

圧縮鋳造時の圧縮力により鋳片に付与されるひずみを $\epsilon_{CPC}$ とし、このひずみも線形的に加わるものと仮定すれば、圧縮力の影響を考慮した総合ひずみ $\epsilon_T$ は(2)式のように表すことができる。

$$\epsilon_T = \epsilon_u + \epsilon_b + \epsilon_m + \epsilon_{CPC} \dots \dots \dots (2)$$

圧縮鋳造では、曲げ戻し矯正点に集中的な圧縮力が加わる他に、駆動ロールの分散配置によって曲げ戻し矯正点前後の駆動ロール間の領域にも圧縮力が付与されるため、矯正点以外の圧縮力が作用する領域でも圧縮鋳造によるひずみ緩和効果を考慮する必要がある<sup>14)</sup>。しかし、圧縮鋳造による内部割れ防止効果については、従来は主に曲げ戻し矯正域を対象として鋳片に作用する力のバランスの観点だけから検討され<sup>15)</sup>、凝固界面に作用する圧縮ひずみ $\epsilon_{CPC}$ として定量的に解析された例は少ない<sup>14,22,23)</sup>。

そこで、連続鋳造機内の広い範囲で圧縮鋳造によるひずみ緩和効果を取り込むため、連続鋳造機内の駆動ロールの回転トルクから求められる圧縮力 $F_{CPC}$ と、鋳片に作用する圧縮ひずみ $\epsilon_{CPC}$ との関係を、有限要素法モデル(汎用コードMARC2次元弾塑性モデル)にて解析し定量化した。Fig. 1に計算に用いた要素分割の概要を示す。なお、ここでは鋳片幅 $W=1800$ mm、鋳片厚 $D=280$ mmの広幅大断面スラブを対象にしたため、短辺の影響は小さいと考え2次元の解析モデルとした。圧縮力に関する境界条件としては、凝固シェルの厚み方向で同一の鋳造方向の圧縮ひずみを付与し<sup>2,22)</sup>、圧縮ひずみから求められる圧縮応力の凝固シェルの厚み方向の積分値が所定の圧縮力となるようにした。計算結果の一例として、内部割れ感受性の高い中炭素鋼の物性値を用いて、内部割れが最も発生しやすい曲げ戻し矯正点の条件に近い、表面温度 $T_0=1000^\circ\text{C}$ 、凝固シェル厚み $S=80$ mm、鋳片幅 $W=1800$ mm、鋳片厚み $D=280$ mmの条件で、凝固シェルに圧縮力 $F_{CPC}$ を付与した場合に生ずる圧縮ひずみ $\epsilon_{CPC}$ を計算した結果をFig. 2に示す。圧縮ひずみ $\epsilon_{CPC}$ は圧縮力 $F_{CPC}$ の増大とともに2次関数的に大きくなり、圧縮力 $F_{CPC}$ を200tとすると $\epsilon_{CPC}=0.49\%$ 程度の圧縮ひずみが生ずることがわかる。

つぎに、前述のように圧縮鋳造では、曲げ戻し矯正点に

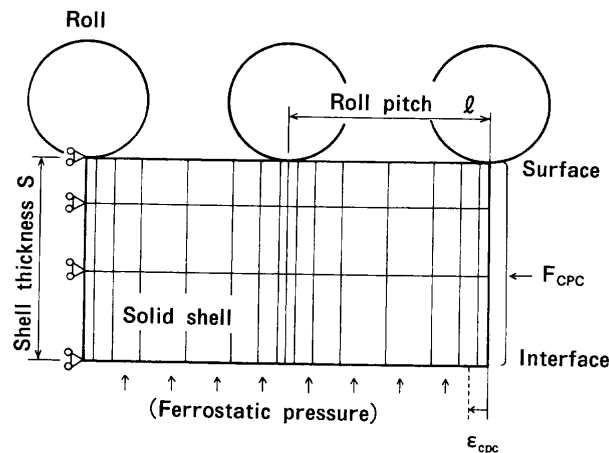


Fig. 1. FEM model for analysis of shell deformation with CPC.

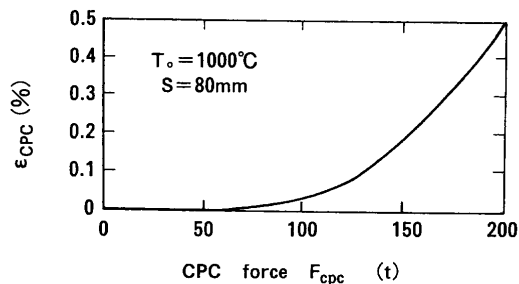


Fig. 2. CPC strain  $\epsilon_{CPC}$  calculated by FEM.

集中的な圧縮力が加わる他に、駆動ロールの分散配置によって曲げ戻し矯正点前後の駆動ロール間の領域にも圧縮応力が付与される。例えば、新日本製鉄(株)大分製鉄所No. 5連続鋳造機では、#12ロールから駆動ロールが設置されており、このロール以降の鋳片に圧縮力が作用する。そこで、曲げ戻し矯正点(#44ロール)での圧縮力を100t, 150t, 200tとしたときの#12~#50ロール間の圧縮力の分布と、伝熱凝固差分計算によって推定した表面温度および凝固シェル厚みから、鋳片に作用する圧縮ひずみ $\epsilon_{CPC}$ の分布を計算してみた。Fig. 3に鋳造速度が1.25 m/minの場合の計算結果の一例を示すように、矯正点の前後にも圧縮ひずみが作用することがわかる。以上のように、圧縮力 $F_{CPC}$ と鋳片に作用する圧縮ひずみ $\epsilon_{CPC}$ との関係を定量化できたが、有限要素法による計算はオンラインでの内部割れ判定への適用が難しいため、種々の操業条件に対して汎用的にオンラインでの内部割れ判定ができるように計算結果を回帰式化した。以下に、圧縮ひずみ $\epsilon_{CPC}$ (%)を圧縮力 $F_{CPC}$ (t)、凝固シェル厚 $S$ (mm)、鋳片幅 $W$ (mm)および鋳片表面温度 $T_0$ ( $^\circ\text{C}$ )の関数として回帰式化した結果を示す。

$F_{CPC}/(S \times W) \geq 0.00070$ の場合、

$$\epsilon_{CPC} = a \left( \frac{F_{CPC}}{S \times W} \right)^2 + b \left( \frac{F_{CPC}}{S \times W} \right) + c \dots \dots \dots (3-1)$$

$$a = 694.46 \times T_0 - 392640$$

$$b = 0.001327 \times T_0 - 0.75$$

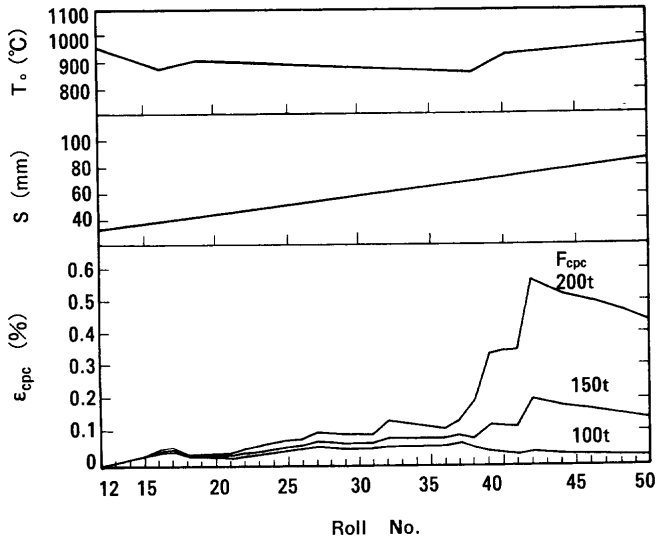


Fig. 3. Calculated distribution of surface temperature  $T_0$ , shell thickness  $S$  and CPC strain  $\epsilon_{CPC}$ .

$$c = -0.0002561 \times T_0 + 0.1448$$

$F_{CPC}/(S \times W) < 0.00070$  の場合,

$$\epsilon_{CPC} = d \left( \frac{F_{CPC}}{S \times W} \right)^2 \dots \dots \dots (3-2)$$

$$d = 164.98 \times T_0 - 93274$$

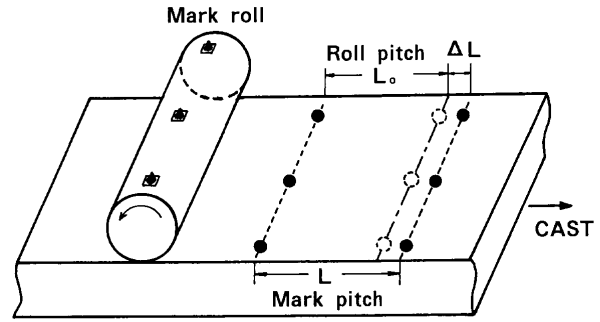
それぞれの適用温度範囲は、 $T_0 = 800 \sim 1100^\circ\text{C}$ で、誤差は  $\epsilon_{CPC}$  の値で 0.05% 程度である。

一方、(2)式のその他のひずみ項については、低機高速連続鋳造機を対象に提案されているひずみモデル式<sup>16-19)</sup>を拡張して用いた。すなわち、矯正ひずみ  $\epsilon_u$  については、連続梁曲げ理論<sup>19)</sup>を基に求められた矯正外部ひずみ  $\epsilon_{u0}$  に、L/F面温度差冷却効果係数  $\beta_2$ <sup>16)</sup>、長短辺ずれひずみ集中係数  $\beta_1$ <sup>16)</sup>、巻き付きひずみ集中係数  $\beta_4$ <sup>17)</sup>、幾何学的な内外部ひずみ差  $\Delta\epsilon_u = S/(R-D)/2$  の補正を行ったものを用いた。ここで、 $R$  は連続鋳造機の曲げ半径である。また、バルジングひずみ  $\epsilon_b$  については鋳片の移動を考慮した動的バルジングモデル<sup>24)</sup>を用い、ミスアライメントひずみ  $\epsilon_m$  については有限要素法解析<sup>18)</sup>の結果を回帰式化したものを用いた。(4)式に本研究で用いた総合ひずみ  $\epsilon_T$  の最終的な構成式を示す。

$$\epsilon_T = (\beta_4 \cdot \beta_1 \cdot \beta_2 \cdot \epsilon_{u0} - \Delta\epsilon_u) + \epsilon_b + \epsilon_m + \epsilon_{CPC} \dots \dots \dots (4)$$

### 2.2 限界ひずみ式

内部割れの発生条件は、(4)式で計算される1ロール区間のひずみ増分  $\Delta\epsilon_T$  が、ある限界ひずみ  $\epsilon_C$  を越えたときに内部割れが発生すると考えた<sup>2,13,18,20,21)</sup>。ここで、限界ひずみ  $\epsilon_C$  (%) については、多くの研究者による値<sup>10,25)</sup>が報告されているが、連続鋳造機内の広い範囲で鋳片温度  $T_0$  ( $^\circ\text{C}$ ) や凝固シェル厚み  $S$  (mm) の影響を考慮でき、かつ、鋼種成分の影響やひずみ速度  $\dot{\epsilon}$  (1/s) の影響も考慮できるように、



$$\epsilon = \frac{L - L_0}{L_0} \times 100 (\%)$$

Fig. 4. Schematic figure for dimple-mark method to measure the deformation strain at slab surface.

半理論的に提案されている長田ら<sup>10)</sup>の式を用いて求めた。この式は、凝固界面近傍での固相線温度  $T_S$  ( $^\circ\text{C}$ ) 位置と延性消失温度  $ZDT$  ( $^\circ\text{C}$ ) 位置との距離で定義される脆化域幅  $\eta$  (mm) を用いて以下のように表され、この式を用いることで従来報告されている種々の条件での限界ひずみ  $\epsilon_C$  の統一的な整理が可能となる<sup>10)</sup>。

$$\epsilon_C = \epsilon_{C0} \cdot (\dot{\epsilon}/3 \times 10^{-4}) - 0.167 \dots \dots \dots (5)$$

$$\begin{aligned} \epsilon_{C0} &= 6.02 \eta^{-2.13} \quad (1 \leq \eta \leq 3) \\ &= 0.77 \eta^{-0.258} \quad (3 < \eta) \dots \dots \dots (6) \end{aligned}$$

$$\eta = \alpha \cdot S \dots \dots \dots (7)$$

$$\alpha = 1.0 - t_Z^{1.291} \dots \dots \dots (8)$$

$$t_Z = (ZDT - T_0)/(T_S - T_0) \dots \dots \dots (9)$$

## 3. 内部割れ判定モデルの推定精度の検証実験

### 3.1 ディンプルマークロール法による矯正ひずみ、圧縮ひずみの検証

#### (1) 試験方法

新日本製鉄(株)大分製鐵所No. 5連続鋳造機(曲げ半径  $R = 10.5$  mの1点曲げ湾曲型連続鋳造機)の#43, #44(曲げ戻し矯正点, メニスカスから16.5m), #45ロールに高さ5mm, 直径8mmのステンレス鋼製の突起を溶接し, Fig. 4に示すように鋳造後のスラブ表面に残ったディンプルマークの間隔  $L$  を測定し, ロールの周長  $L_0$  と比較することで鋳片表面が受けたひずみを(10)式により求めた。すなわち, この方法はディンプルマークロール法<sup>23)</sup>と呼ばれている方法であり, 鋳片の外部上面ひずみとして実測可能な矯正外部ひずみ  $\epsilon_{u0}$ , 圧縮鋳造による圧縮ひずみ  $\epsilon_{CPC}$  を求めることができる。Table 1に試験鋳造に使用した鋼の化学成分の代表値を示す。このとき, 鋳造速度は  $V_c = 1.26$  m/min, 鋳造幅は  $W = 1800$  mm, 鋳造厚みは  $D = 280$  mmとした。

$$\epsilon = (L - L_0)/L_0 \dots \dots \dots (10)$$

Table 1. Chemical composition of steel for dimple-mark roll test.

(mass%)					
C	Si	Mn	P	S	Al
0.050	0.005	0.300	0.015	0.010	0.008

(2) 試験結果

#43ロールと#44ロールに付けたマークのひずみの差分から#43-#44ロール間のひずみ増分を、同様に#44-#45ロール間のひずみ増分も求めた結果をFig. 5に示した。また、図には(11)式で表される矯正外部ひずみ $\epsilon_{uo}$ の幾何学的モデルによる計算値と本研究で用いた連続梁モデル<sup>19)</sup>による計算値も併せて示した。

$$\epsilon_{uo} = \frac{D}{2} \left( \frac{1}{R-D/2} \right) \dots\dots\dots(11)$$

バルジングひずみは1ロール区間ごとにほぼ解消されると考えられるので、ディンプルマークロール法により得られたひずみは矯正外部ひずみ $\epsilon_{uo}$ に相当するものと考えられることができる。Fig. 5から、矯正外部ひずみ $\epsilon_{uo}$ を(11)式のように連続鋳造機の曲げ半径 $R$ から幾何学的に計算するモデルではひずみが矯正ロールの1点にのみ集中するのに対して、ディンプルマークロール法による実測値は矯正ロールとその後のロールに分散し、連続梁モデルによる計算値に近いことがわかる。また、圧縮鋳造を行わない場合の実測値は連続梁モデルによる計算値の約0.8倍で、これらの差はずれ変形や巻き付き変形による補正係数( $\beta_4 \cdot \beta_1 \cdot \beta_2$ )の値と対応すると考えられる。また、圧縮鋳造を行うと実測値は圧縮方向に低減する。圧縮鋳造を行った場合と行わなかった場合との実測値の差分を、圧縮鋳造による圧縮ひずみ $\epsilon_{CPC}$ と考えると、矯正点での圧縮力が200tの場合に付与される $\epsilon_{CPC}$ は前記有限要素法モデルで計算した値とほぼ一致することがわかる。したがって、本研究において、矯正ひずみ $\epsilon_u$ および圧縮ひずみ $\epsilon_{CPC}$ の推定に用いたモデルが十分妥当なものであると考えられる。

3.2 内部割れ発生テストによる内部割れ判定モデルの総合評価

(1) 試験方法

2.1で述べた総合ひずみ式と2.2で述べた限界ひずみ式とを組合せた内部割れ判定モデルの妥当性を総合的に評価するため、圧縮鋳造を行わない場合に内部割れが発生する程度のみスライメントを新日本製鉄(株)大分製鐵所No.連続鋳造機の#39ロール(メニスカスから14.2m)に人為的に設定した(Fig. 6)。つぎに、圧縮鋳造を行いミスライメントひずみ $\epsilon_m$ とバルジングひずみ $\epsilon_b$ に起因する内部割れと圧縮力との関係を調査した。また、圧縮鋳造を行わない場合には矯正点でも内部割れが発生する条件が得られるので、曲げ戻し矯正ひずみ $\epsilon_u$ とバルジングひずみ $\epsilon_b$

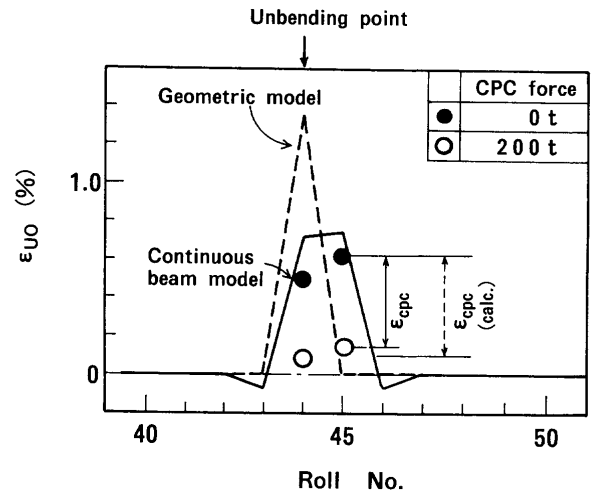


Fig. 5. Unbending strain at slab surface measured by dimple-mark roll test.

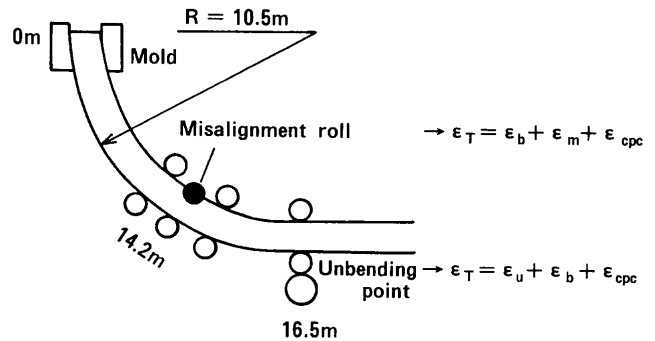


Fig. 6. Schematic figure for misalignment roll test to evaluate the strain model.

Table 2. Chemical composition of steel for intentional misalignment roll test.

(mass%)					
C	Si	Mn	P	S	Al
0.150	0.100	0.710	0.018	0.010	0.013

に起因する内部割れと圧縮力との関係についても同様に調査した。Table 2に試験鋳造を行った鋼の化学成分の代表値を示す。このとき、鋳造速度は $V_c=1.26$  m/min、鋳造幅は $W=1800$  mm、鋳造厚みは $D=280$  mmとした。

(2) 試験結果

Fig. 7に圧縮鋳造を行わなかった場合と圧縮力として矯正点で200tを付与した場合の鋳片の幅中央部の鋳造方向断面のサルファー・プリントを示す。圧縮鋳造を行わなかった場合、ミスライメントを人為的に付与した#39ロール位置および矯正点の#44ロール位置の凝固シェル厚みに相当する位置の近傍を起点とした内部割れが発生していることがわかる。一方、圧縮力として矯正点で200tを付与した場合、前記内部割れは解消し圧縮鋳造による内部割れの低減効果が大きいことがわかる。

圧縮力が作用し始める#12ロールから#50ロールにおける総合ひずみ $\epsilon_T$ を(4)式を用いて計算した結果をFig. 8に

示す。圧縮鋳造を行わなかった場合、ミスアライメントを人為的に付与した#39ロール位置、矯正点#44ロール位置および#45ロール位置で、総合ひずみ $\epsilon_T$ が内部割れ限界ひずみ $\epsilon_C$ を越えるが、一方、圧縮力として矯正点で200tを付与した場合は連続鋳造機内のすべてのロール位置で総合ひずみ $\epsilon_T$ が割れ限界ひずみ $\epsilon_C$ より小さくなっており、Fig. 7に示したサルファープリントの結果をよく説明できる。

つぎに、割れ発生状況を定量化するため単位長さあたり内部割れが存在する個数を割れ発生頻度と定義し、矯正点での圧縮力を0, 100, 150, 200tとした場合の総合ひずみ

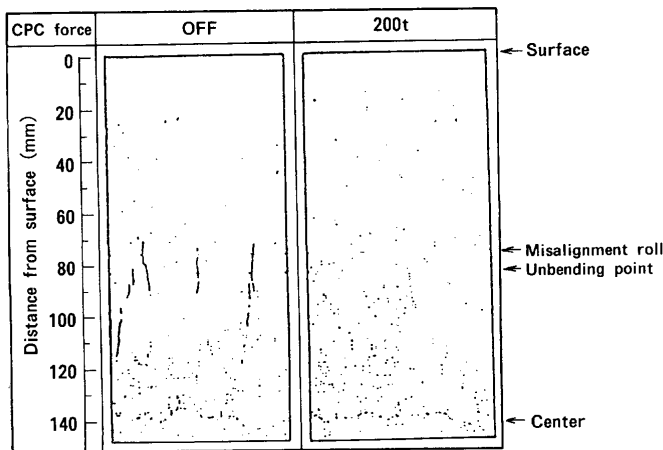


Fig. 7. Sketch of sulfur-print for longitudinal section of misalignment roll test slab.

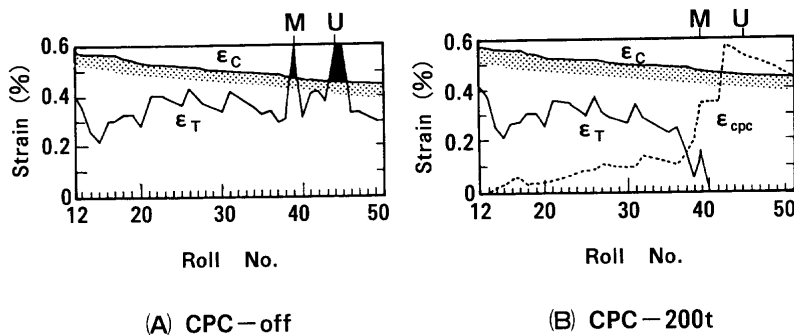


Fig. 8. Distribution of total strain  $\epsilon_T$ , CPC strain  $\epsilon_{CPC}$  and critical strain  $\epsilon_C$  in case of misalignment roll test. (M: Misalignment roll, U: Unbending point)

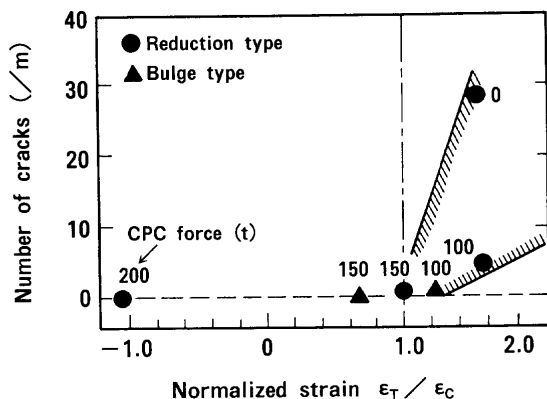


Fig. 9. Internal crack frequency vs. normalized strain  $\epsilon_T/\epsilon_C$  at misalignment roll point.

$\epsilon_T$ と限界ひずみ $\epsilon_C$ の比 $\epsilon_T/\epsilon_C$ と割れ発生頻度との関係を整理した。

Fig. 9にミスアライメントを人為的に付与した#39ロール位置での関係を示す。この位置での矯正ひずみ $\epsilon_U$ は無視できるので、 $\epsilon_T = \epsilon_b + \epsilon_m + \epsilon_{CPC}$ と総合ひずみは表される。ミスアライメントのタイプによらず圧下型（ロール押し込み）およびバルジ型（ロール開放）の場合でも、 $\epsilon_T/\epsilon_C$ が1以下の領域では内部割れの発生は認められない。また、 $\epsilon_T/\epsilon_C$ が1以上の場合には、 $\epsilon_T/\epsilon_C$ が大きくなるほど内部割れの発生が顕著になることがわかる。

Fig.10は矯正点である#44ロール位置での関係を示したもので、ミスアライメントひずみ $\epsilon_m$ は実質的に無視できるので、 $\epsilon_T = \epsilon_u + \epsilon_b + \epsilon_{CPC}$ と総合ひずみは表される。Fig. 9の結果と同様に、 $\epsilon_T/\epsilon_C$ が1以下の領域では内部割れの発生は認められず、 $\epsilon_T/\epsilon_C$ が1以上の場合には、 $\epsilon_T/\epsilon_C$ が大きくなるほど内部割れの発生が顕著になる。

これらの結果から、本研究による内部割れ判定モデルは十分妥当なものであり、本モデルにより内部割れの発生の予測や割れ防止条件の提示が可能と考えられる。

#### 4. 考察

##### 4.1 オンライン内部割れ診断・防止システムの検討

連続鋳造中に得られる情報を基に、オンラインで内部割

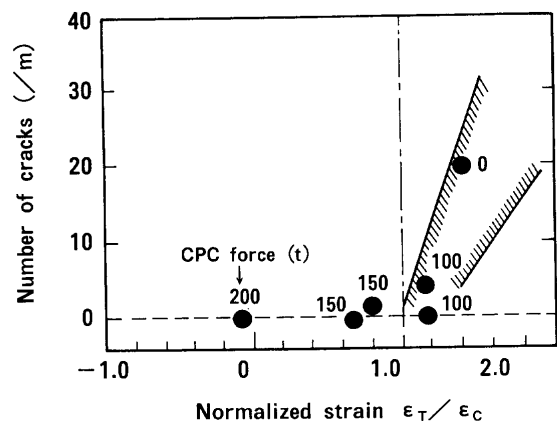


Fig. 10. Internal crack frequency vs. normalized strain  $\epsilon_T/\epsilon_C$  at unbending roll point.

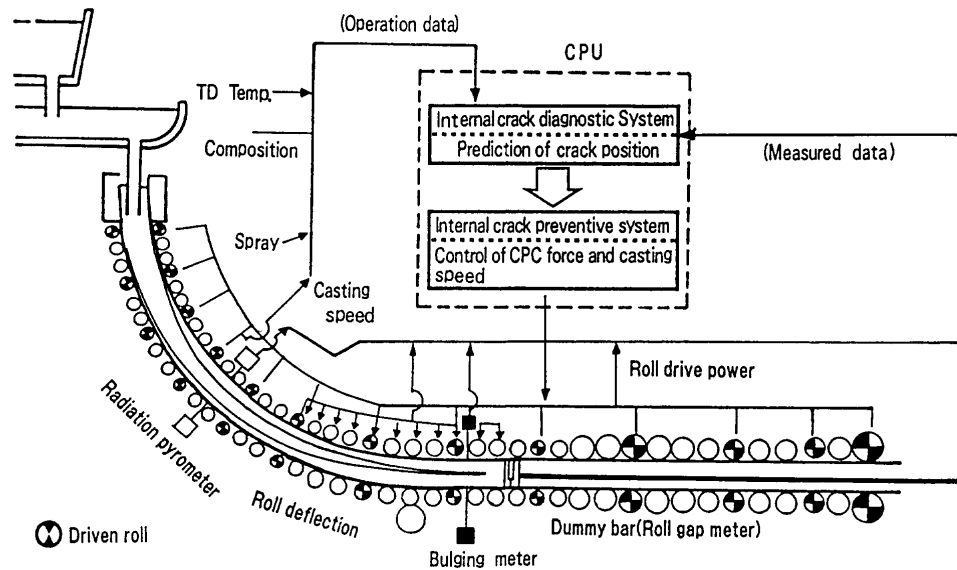


Fig. 11. On-line system to diagnose and prevent internal cracks in continuous casting.

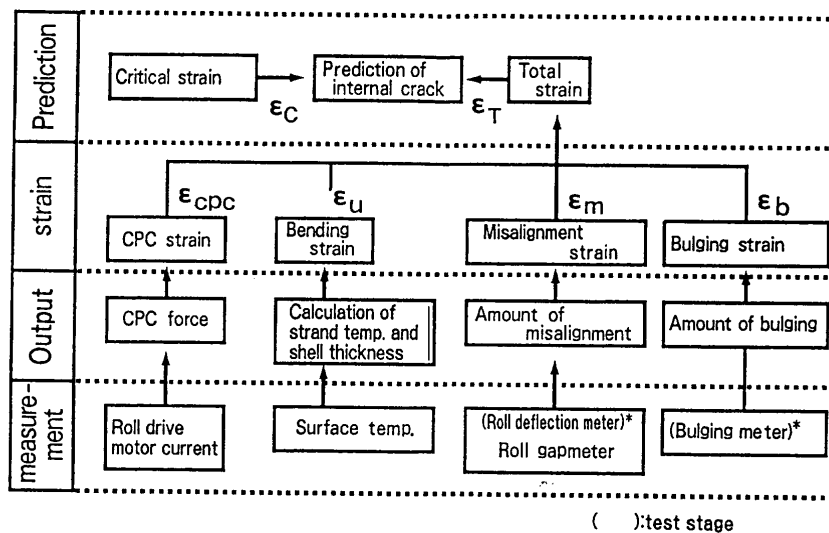


Fig. 12. Flow diagram to calculate total strain  $\epsilon_T$  and critical strain  $\epsilon_C$  in the diagnostic system for internal cracks.

れ発生の有無を診断し、内部割れの発生が予測される場合には、それを未然に防止するための操業条件を提示する操業システムについて検討した。Fig.11およびFig.12にシステムの概要を示し、基本的な構成を以下に述べる。

まず、操業データとして、注入温度、溶鋼組成、冷却水量、 casting速度、圧縮力等が計算機に取り込まれる。つぎに、これらのデータから鋳片の温度分布や凝固シェル厚分布が計算され、曲げ半径やロールピッチ等の設備データと組み合わせられて、矯正ひずみ  $\epsilon_u$ 、バルジングひずみ  $\epsilon_b$ 、圧縮ひずみ  $\epsilon_{CPC}$  が求められる。また、連続鋳造機内に設置された放射温度計やタッチロール式バルジング計による計測値により鋳造中の前記計算値からのずれを補正することもできる。ミスアライメントひずみ  $\epsilon_m$  については、ダミーバーに取り付けたロール間隔計やロール変位計による計測値から求めることができる。以上のようにして求められた各ロール位置でのひずみの総和  $\epsilon_T$  と、その位置での内部割れ限界ひずみ  $\epsilon_C$  とを比較し、内部割れ発生の有無を判定

する。 $\epsilon_T > \epsilon_C$  すなわち内部割れの発生が予測される場合には、まず圧縮力を増加させ、圧縮力の設備上限でも  $\epsilon_T < \epsilon_C$  の条件が満足されない場合には、鋳造速度を低下させる。本システムはこのようなようにして、内部割れの発生を防止するための操業条件を提示するものである。ただし、連続鋳造中の鋳片温度やバルジング量の測定は、計測環境を考えると精度的に十分とは言えず、多数の位置で測定を行うことは設備維持や費用の点から現実的ではない。ミスアライメント計測におけるロール変位計の設置においても同様のことが言える。そこで、設備的な計測データとして、ダミーバーに取り付けたロール間隔計のデータのみから構成される簡略化したシステムの有用性について検討した。

ついで、#24ロールと#38ロールに約1.5mmの圧下型のミスアライメントを人為的に設定し、鋳造速度を1.48 m/min および矯正点での圧縮力100tの初期条件で鋳造を行った。鋳造を開始してダミーバー通過後に計測されたロール間隔の測定結果をFig.13に示す。#24ロールおよび#38

ロールのロール間隔を前後ロールの間隔と比較すると#24ロールと#38ロールに約1.5mmのミスアライメントが計測されていることがわかる。このデータと操業データを基に連続鋳造機内に発生しているひずみを計算した結果をFig.14-(a)に示す。内部割れ診断の結果、#24ロールと#38ロール、および矯正点の#44ロールと#45ロールの位置で、 $\epsilon_T > \epsilon_C$ となり内部割れの発生が予測される。そこで、前記システムを用いて圧縮力と鋳造速度の適正值を求めた結果、鋳造速度1.40m/minおよび圧縮力200tであれば内部割れの防止が十分可能であると提示されたので、鋳造長30mより操業条件を変更した。その結果、連続鋳造機内のひずみ分布はFig.14-(b)に示すように変化し、連続鋳造機内のすべての位置で $\epsilon_T < \epsilon_C$ となった。Fig.15は鋳造条件を変更した前後の鋳片のサルファープリントを示したもので、変更前には#24ロールと#38ロールおよび矯正点に対応する位置に内部割れの発生が認められるのに対して、変更後は内部割れが皆無となることわかる。

以上のことから、本研究で提案した圧縮鋳造の影響を考慮した内部割れ判定モデルと操業データおよび設備データを組合わせて計算機処理することで、オンライン内部割れ診断・防止システムの構築が可能と考える。

#### 4.2 圧縮鋳造が鋳片のバルジング挙動に及ぼす影響

本研究では圧縮鋳造によるひずみ緩和効果を、(2)式あ

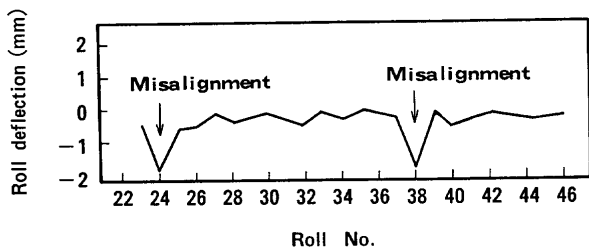


Fig. 13. Measured roll deflection by roll gap meter installed in dummy bar.

るいは(4)式が示すように、圧縮ひずみが線形的に加算されると考えた。しかし、圧縮力が作用している状態では、溶鋼静圧によるロール間のバルジングや搬送ロールのミスアライメントによる鋳片の変形挙動も異なることが予想される。そこで、Fig. 1に示す有限要素法モデル(汎用コードMARC2次元弾塑性モデル)を用いて、圧縮力が付与された状態の鋳片のバルジング挙動を試算してみた。一例として、凝固シェル厚 $S=80$ mm、鋳片幅 $W=1800$ mm、鋳片厚 $D=280$ mm、表面温度 $T_0=1000^\circ\text{C}$ 、ロールピッチ $l=480$ mmの条件で、圧縮鋳造力200tを付与した場合の計算結果を、圧縮力を付与しない場合の計算結果と比較してFig.16に示す。圧縮力を付与しない場合、凝固界面には0.36%の引張ひずみ $\epsilon_b$ が生じるが、圧縮力を200t付与すると凝固界面の引張ひずみ $\epsilon'_b$ は0.25%まで低減することがわかる。ただし、圧縮鋳造によるひずみ減少量は0.11%で、Fig. 2に示した $\epsilon_{CPC}=0.49\%$ よりも小さな値になっている。これは、凝固シェルに圧縮力が付与されることで挫屈的変形が生じ、溶鋼静圧との相乗効果により正味のバルジングひずみ $\epsilon_b^{CPC} = \epsilon'_b + \epsilon_{CPC}$ が増大したものと考えられる。

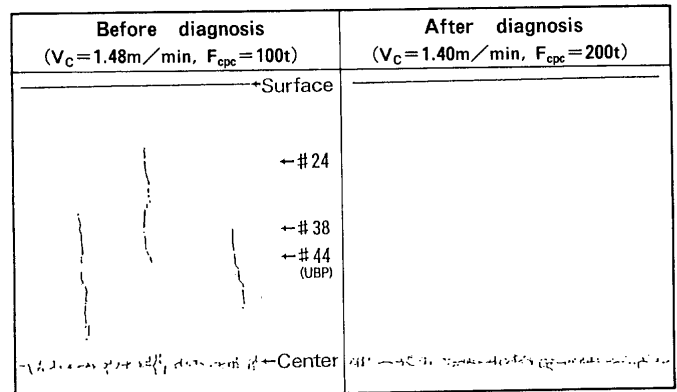
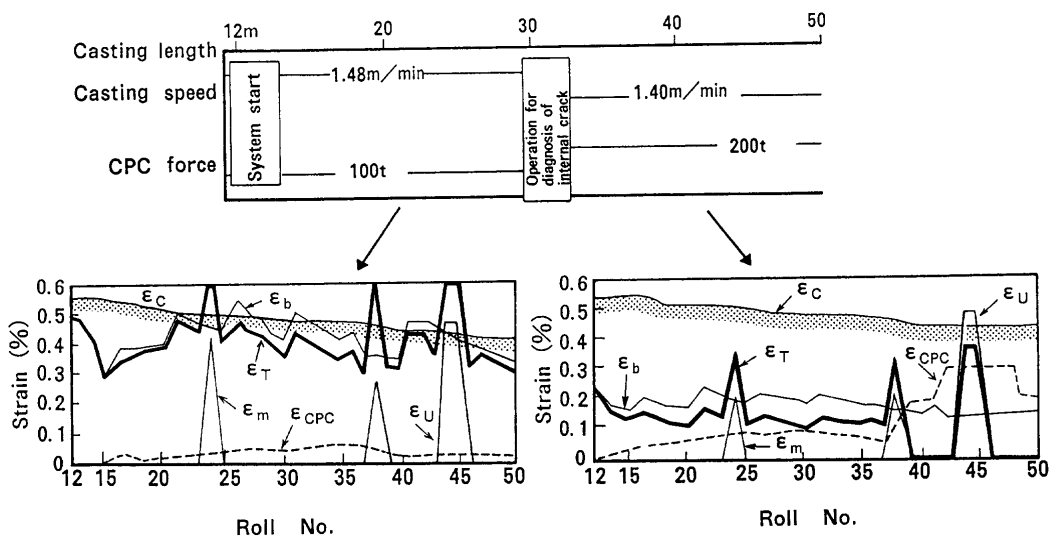


Fig. 15. Sulfur-print before and after diagnosis for internal crack.



(a) Before diagnosis (b) After diagnosis

Fig. 14. Strain distribution before and after diagnosis for internal crack.

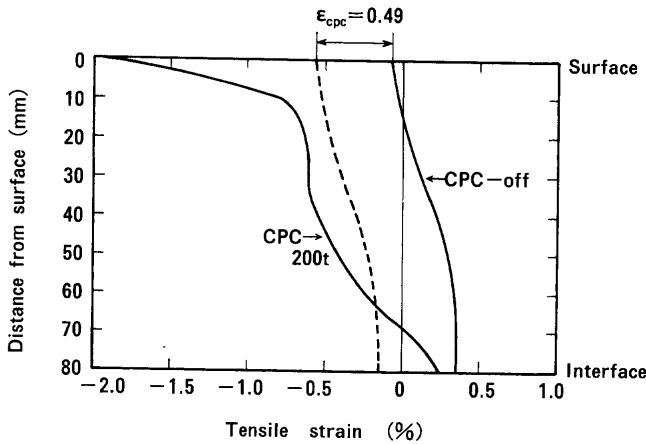


Fig. 16. Influence of compression casting (CPC) on the bulging of solidifying shell. ( $T_0=1000^{\circ}\text{C}$ ).

圧縮鋳造時のバルジングひずみの補正係数  $\beta_b^{\text{CPC}}$  を、圧縮鋳造を行ったときの正味のバルジングひずみ  $\varepsilon_b^{\text{CPC}}$  と、圧縮鋳造を行わなかったときのバルジングひずみ  $\varepsilon_b$  の比として定義すると、Fig.16の条件では(12)式に示すように  $\beta_b^{\text{CPC}}=2.06$  となり、圧縮鋳造により正味のバルジングひずみ  $\varepsilon_b^{\text{CPC}}$  がほぼ倍増することがわかる。ただし、鋳造後のスラブの幅を調査すると、圧縮鋳造により幅が広がる傾向にあるので、この値については3次元有限要素法解析等によりさらに詳細に検討する余地がある。

$$\varepsilon_b^{\text{CPC}}/\varepsilon_b = (\varepsilon_b' + \varepsilon_{\text{CPC}})/\varepsilon_b = 2.06 \dots\dots\dots(12)$$

また、(12)式のような関係はミスアライメントひずみの解析においても同様にあてはまると考えられるので、それぞれを  $\varepsilon_b$ 、 $\varepsilon_m$  の圧縮鋳造時の補正係数  $\beta_b^{\text{CPC}}$ 、 $\beta_m^{\text{CPC}}$  として、(13)式の形でモデルに取り込むことで、圧縮鋳造時の総合ひずみの推定精度を高めることができるであろう。

$$\varepsilon_T = \varepsilon_u + \beta_b^{\text{CPC}} \cdot \varepsilon_b + \beta_m^{\text{CPC}} \cdot \varepsilon_m + \varepsilon_{\text{CPC}} \dots\dots\dots(13)$$

### 5. 結言

高機高連続鋳造機条件での圧縮鋳造(CPC)によるひずみ緩和効果を考慮した鋳片に作用するひずみの推定式を作成するとともに、ディンプルマークロール法およびミスアライメントの人為的付与による内部割れ発生テストによりひずみ推定式の妥当性を検討し以下の知見を得た。

(1) 有限要素法による解析結果から、圧縮鋳造時の圧縮力と圧縮ひずみの関係式を作成し、ディンプルマークロール法による鋳片の表面ひずみの実測結果から、その妥当性を検証した。

(2) ディンプルマークロール法により実測した矯正外部ひずみ  $\varepsilon_{uo}$  は連続梁モデルによる計算結果とよく一致し、連続梁モデルによるひずみの推定が十分精度のあることを確認した。

(3) 内部割れ発生テストの結果から、圧縮鋳造によるひずみ緩和効果を考慮した総合ひずみ式と長田ら<sup>10)</sup>が提案している内部割れ限界ひずみ式を組合わせた内部割れ判定モデルの妥当性を確認した。総合ひずみ式および内部割れの発生条件は次のように表される。

$$\varepsilon_T = \varepsilon_u + \varepsilon_b + \varepsilon_m + \varepsilon_{\text{CPC}}$$

$$\varepsilon_T > \varepsilon_C$$

ここで、 $\varepsilon_T$ は総合ひずみ、 $\varepsilon_u$ は矯正ひずみ、 $\varepsilon_b$ はバルジングひずみ、 $\varepsilon_m$ はミスアライメントひずみ、 $\varepsilon_{\text{CPC}}$ は圧縮鋳造により付与されるひずみ、 $\varepsilon_C$ は割れ限界ひずみである。

(4) 前記内部割れ判定モデルと操業データおよび設備データとを組合わせて計算機処理することで、オンラインで内部割れの発生有無を診断し、防止条件を提示する操業最適化システムの構築が可能である。

### 文 献

- 1) Special Issue: Technology of Direct Linkage between Continuous Casting and Hot Rolling Processes, *Tetsu-to-Hagané*, **74** (1988) July, 1197-1518.
- 2) 椿原 治: 第110・111回西山記念技術講座, 日本鉄鋼協会編, 東京, (1986), 89.
- 3) K.Kawakami: *Tetsu-to-Hagané*, **72** (1986), A163.
- 4) O.Tsubakihara, M.Okimori, E.Ikesaki, A.Takeda, K.Isogami and R.Niki: *Tetsu-to-Hagané*, **72** (1986), A167.
- 5) S.Uchida, I.Taniguchi, T.Wada, M.Takenaka, K.Ozawa and T.Teshima: *Tetsu-to-Hagané*, **72** (1986), A171.
- 6) N.Katsuyama, K.Esaka, S.Hyanao, T.Maezono, H.Tone and T.Fukuyama: *Tetsu-to-Hagané*, **67** (1981), S1216.
- 7) 川和高穂: 第40・41回西山記念技術講座, 日本鉄鋼協会編, 東京, (1976), 171.
- 8) わが国における鋼の連続鋳造技術史, 日本鉄鋼協会編, 東京, (1996), 524; 580.
- 9) H.Fujii, T.Ohashi and T.Hiromoto: *Tetsu-to-Hagané*, **67** (1981), 1813.
- 10) S.Nagata, T.Matsumiya, K.Ozawa and T.Ohashi: *Tetsu-to-Hagané*, **76** (1990), 214.
- 11) M.Kitamura, T.Soejima, S.Koyama, Y.Ninomiya and T.Mori: *Tetsu-to-Hagané*, **64** (1978), A119.
- 12) M.Kodama, S.Kojima, K.Nakai, K.Sorimachi, T.Imai, Y.Habu and T.Nozaki: *Tetsu-to-Hagané*, **64** (1978), A123.
- 13) Y.Sugitani, M.Nakamura, H.Kawashima, T.Kanazawa, H.Tomono and M.Hashio: *Tetsu-to-Hagané*, **68** (1982), A149.
- 14) H.Nakagawa, T.Shima, S.Hori, O.Tsubakihara, N.Yamauchi and Y.Uchida: *Tetsu-to-Hagané*, **64** (1978), A131.
- 15) N.Yamauchi, T.Yamamoto, Y.Uchida and H.Misumi: *Nippon Steel Tech. Rep.*, **294** (1978), 62.
- 16) Y.Yamane, K.Shukuri, Y.Kagayama, M.Tate, H.Katsuta and S.Nagata: *Tetsu-to-Hagané*, **72** (1986), S991.
- 17) S.Nagata, K.Yasuda, M.Hayashida, Y.Ito, T.Ohashi and Y.Suzuki: *Tetsu-to-Hagané*, **72** (1986), S992.
- 18) H.Kajioka, T.Matsumiya, S.Nagata, Y.Takeda, N.Igaki and H.Tanno: *Tetsu-to-Hagané*, **72** (1986), S993.
- 19) K.Yasuda, S.Nagata, Y.Ito and H.Kajioka: *Tetsu-to-Hagané*, **76** (1988), 1298.
- 20) S. Kawasaki and I.Wakasugi: *Tetsu-to-Hagané*, **74** (1988), 1256.
- 21) T.Teshima, T.Kitagawa, S.Miyahara, H.Funanokawa, K.Ozawa and K.Okimoto: *Tetsu-to-Hagané*, **74** (1988), 1282.
- 22) K.Onishi and K.Nagai: *Tetsu-to-Hagané*, **71** (1985), 1482.
- 23) K.Tsutsumi, T.Ohno, T.Ninomiya, R.Banya, W.Ohashi and O.Tsubakihara: *Tetsu-to-Hagané*, **71** (1985), S167.
- 24) T.Matsumiya, H.Kajioka and Y.Nakamura: *Tetsu-to-Hagané*, **68** (1982), A145.
- 25) 松田福久: 連続鋳造における力学的挙動, 日本鉄鋼協会編, 東京, (1985), 3.