

スラブ連铸機における圧縮铸造時の铸片挙動の解析

© 1985 ISIJ

大 西 邦 彦*・長 井 邦 雄*

An Analysis of Behavior of Slab during Compression Casting in a Continuous Casting Machine

Kunihiko ONISHI and Kunio NAGAI

Synopsis :

An analysis has been made on a compression casting method which is used to prevent internal cracks of a slab in an unbending zone of a continuous casting machine. To investigate the behavior of a slab during a compression casting, a numerical calculation method was developed. Using this method, stress and strain in a solidified shell of a slab were calculated and the followings became clear: (1) When compressive forces in the casting direction act on a slab in an unbending zone, mutual effect between unbending forces and compressive forces appears and stress and strain on an inner surface of an upper side shell change from tensile to compressive. (2) Compressive forces and temperature of a slab are found to be the primary parameters affecting the effective behavior of the compression casting. From the results of calculations, construction of the machine applying the compression casting method was also discussed about an arrangement of drive and driven rollers, devices for pressing rollers to a slab, prevention of slip between a slab and rollers and controlling method of revolution of drive and driven rollers.

1. 緒 言

最近のスラブ連铸機では、直送圧延を目的として、高速・高温铸造が行われるが、この場合の重要な問題の一つは、曲げ戻し過程における铸片の内部割れの発生である。この内部割れを防止するために、ロールピッチの短縮、ロール配列の高精度な保持、多点曲げ戻し、及び、二次冷却の調整などの改良が行われてきたが、さらに積極的に内部割れを防止する方法として「圧縮铸造法」が開発された。この方法の内部割れ防止に対する有効性は実機試験において確認され¹⁾、最近では、多くのスラブ用連铸機に採用されるようになってきている。

圧縮铸造法は、曲げ戻し域の上流側の駆動ロール群から铸片に铸造方向の押し込み力に加えられ、下流側の駆動ロール群から制動力が加えられることにより、铸片に铸造方向の圧縮力を作用させるものである。この方法の効果は、定性的には、加えられた圧縮力が曲げ戻しによって発生する铸片凝固シェル内表面の引張りひずみ（あるいは、引張応力）を圧縮状態に変化させることによつて生ずると考えられている。しかし、従来、圧縮铸造時に铸片内に発生する応力やひずみの状態に関しては簡単な検討¹⁾²⁾しか行われておらず、圧縮铸造の効果が定量的に評価されるには至っていない。

本報告では、圧縮力が加えられた状態で曲げ戻しを受ける铸片の挙動を解析する方法が導かれ、この解析法により、圧縮铸造時の铸片内の応力とひずみの発生状態が明らかにされ、さらに、圧縮铸造の効果と操業条件の関係が求められている。また、計算結果に基づいて、圧縮铸造を行うための機械の設計において考慮されるべき事項が示されている。

2. 解 析 方 法

2.1 解析に用いられた仮定

铸片が铸造方向の圧縮力を受けながら曲げ戻される場合に、铸片の凝固シェル内に発生する応力とひずみを理論的に解析する方法を導くため、曲げ戻し域に対して、つぎの仮定が設けられた。

(1) Fig. 1 に示されるように、铸片はロールで支持されながら、铸造方向に移動する連続梁であると仮定される。また、計算に要する時間の短縮のために、計算の対象とされる領域は、曲げ戻し域およびその前後の短い領域に限定され、計算領域外から铸片に作用する押し込み力および制動力は計算領域の両端に、それぞれ、その合計値が与えられるものとされている。

(2) 各ロール支点位置においては、铸片の曲率はロール配置によつて規定される曲率に等しくなると仮定さ

昭和 59 年 11 月 6 日受付 (Received Nov. 6, 1984)

* 日立造船(株)技術研究所 (Technical Research Institute, Hitachi Zosen Corporation, 1-3-22 Sakurajima Konohana-ku Osaka 554)

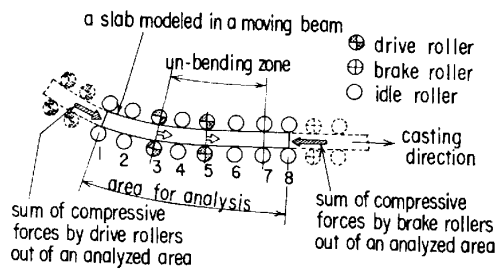


Fig. 1. Modelling of an unbending zone with compression casting.

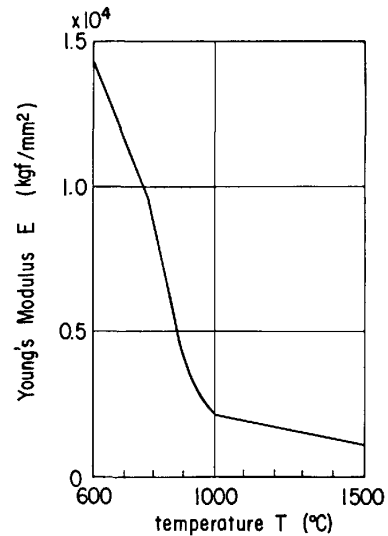


Fig. 2. YOUNG'S Modulus of a slab material.

れている。

(3) 铸片凝固シェル部の応力とひずみは、铸造方向の成分のみが考慮され、せん断応力とせん断ひずみは無視される。また、铸片の断面は变形後も平面を保持する、すなわち、铸片シェル部のひずみは上面側のシェルと下面側のシェルの両シェルにわたって、铸片の厚み方向に直線状に分布すると仮定されている。

(4) 計算は铸造の定常状態を対象とする。したがって、铸造速度、铸片の温度分布、凝固シェル厚、及び、圧縮力は時間的に変化しないと仮定されている。

(5) 計算領域内では、铸片シェル部の温度は幅方向および铸造方向には一定であり、厚み方向には、外表面から内表面まで直線状に分布すると仮定されている。また、凝固シェル厚は幅方向および铸造方向に一定であると仮定されている。

(6) 凝固シェルのバルジングひずみは無視されている。

2.2 铸片の機械的性質

曲げ戻し域における铸片の温度は、外表面でも 800°C 以上の高温であることから、弾性変形は低温時と同様に瞬間的に増減するが、塑性変形は時間経過とともに変化するものになると考えられることから、クリープ変形と合わされた粘塑性変形として、铸片の構成式が設定された。

まず、弾性係数 E は Fig. 2 に示される値が設定された。この値は文献^{9)~9)}の値の平均値である。

一方、粘塑性変形の構成式として、Li¹⁰⁾が提案した式と同型の、つぎの式が適用された。

$$\dot{\epsilon} = \dot{\epsilon}_s \left\{ 1 - \frac{\dot{\epsilon}_i - \dot{\epsilon}_s}{\dot{\epsilon}_i} \exp(-kt) \right\}^{-1} \dots\dots\dots (1)$$

ここで、 $\dot{\epsilon}$ はひずみ速度、 $\dot{\epsilon}_i$ は負荷開始直後の初期ひずみ速度、 $\dot{\epsilon}_s$ は定常ひずみ速度、 k は転位密度の変化速度、 t は負荷開始からの経過時間である。

(1)式が応力一定の条件下で時間 t で積分されると、次式となる。

$$\epsilon = \epsilon_e + \epsilon_{vp} = \frac{\sigma}{E} + \dot{\epsilon}_s t + \frac{\dot{\epsilon}_s}{k} \cdot \ln \{ f - (f-1) \exp(-kt) \} \dots\dots\dots (2)$$

ここで、 ϵ_e は負荷時に瞬間的に発生する弾性ひずみ、 σ は応力、 ϵ_{vp} は粘塑性ひずみである。また、 f は定常ひずみ速度に対する初期ひずみ速度の比、 $\dot{\epsilon}_i/\dot{\epsilon}_s$ である。なお、 $\dot{\epsilon}_s$ にはつぎの式が適用された。

$$\dot{\epsilon}_s = a_s \exp \left[\frac{-Q_s}{R(T+273)} \right] \sigma^{m_s} \dots\dots\dots (3)$$

ここで、 a_s は速度定数、 Q_s は活性化エネルギー、 R はガス定数 (1.98×10^{-3} kcal/mol °C)、 T は温度(°C)、 m_s は応力指数である。

また、 k には、(3)式と同型の、つぎの式が適用された。

$$k = a_k \exp \left[\frac{-Q_k}{R(T+273)} \right] \sigma^{m_k} \dots\dots\dots (4)$$

ここで、 a_k は速度定数、 Q_k は活性化エネルギー、 m_k は応力指数である。低炭素鋼(C%0.21)に対して(2)、(3)、(4)式に現れる材料定数の値は、一定応力下での引張試験 ($\sigma=0.5\sim1.5$ kgf/mm², $T=1100\sim1450$ °C, $\epsilon=0\sim5\%$, $\dot{\epsilon}=10^{-2}\sim10^{-5}$ 1/s) によつて測定された時間とひずみの関係から、最小二乗法により決定された。Table 1はその値を示す。1450°C から凝固点までの温

Table 1. Material constants of a slab.

a_s	: 1.60 × 10 ¹²	(kgf/mm ²) ^{-m_s} /s
Q_s	: 109	kcal/mol
m_s	: 5.07	
f	: 10	
a_k	: 1.49 × 10 ¹¹	(kgf/mm ²) ^{-m_k} /s
Q_k	: 88.1	kcal/mol
m_k	: 5.02	

度域でも、同じ定数値が適用されている。

なお、(2)式は応力が変化しない場合のみ成立するが、応力が変化する場合には、ORNL が提案した方法¹¹⁾により、(1)、(2)式から、つぎの式が導かれる。

$$\dot{\epsilon} = \Delta \dot{\epsilon}_{vp} = \dot{\epsilon}_s \left\{ 1 + (f-1) \exp \left[-\frac{k}{\dot{\epsilon}_s} \Delta \epsilon_{vp} \right] \right\} \dots \dots \dots (5)$$

ここで、 $\Delta \epsilon_{vp}$ は、その時間までに到達した最大の粘塑性ひずみ(引張りの最大ひずみが ϵ_{vp}^+ 、圧縮の最大ひずみが ϵ_{vp}^- とされる)からの、 ϵ_{vp} の変化量で、次式で定義される。

$$\Delta \epsilon_{vp} = \begin{cases} \epsilon_{vp} - \epsilon_{vp}^- : \sigma \geq 0 \text{ の場合} \\ \epsilon_{vp} - \epsilon_{vp}^+ : \sigma < 0 \text{ の場合} \end{cases} \dots \dots \dots (6)$$

2.3 基礎式

鋳片シェル内の任意の点の矯正ひずみは、その点の鋳片厚みの中央面からの距離 $\pm \eta$ 、鋳片の曲率(中央面の曲率) ρ 、及び、鋳片の曲がりの上面側外表面と下面側外表面のひずみ、 ϵ_u, ϵ_l 、により、次式で与えられる。

$$\epsilon = \frac{\epsilon_u + \epsilon_l}{2} \pm \rho \eta \dots \dots \dots (7)$$

また、(2)、(5)、(6)、(7)式から、応力に関するつぎの微分方程式が導かれる。

$$\dot{\sigma} = E \left(\frac{\dot{\epsilon}_u + \dot{\epsilon}_l}{2} \pm \dot{\rho} \eta \right) - E \dot{\epsilon}_s \left\{ 1 + (f-1) \exp \left[-\frac{k}{\dot{\epsilon}_s} \left(\epsilon - \frac{\sigma}{E} - \epsilon_{vp}^+ \right) \right] \right\} \dots \dots \dots (8)$$

一方、鋳片断面全体の内力の合計と外力のつりあいから、鋳片に作用する曲げモーメント M および圧縮力 P と鋳片シェル内の応力には、つぎの関係が成立する。

$$M = \int_A \sigma \eta dA \dots \dots (9), \quad P = \int_A \sigma dA \dots \dots (10)$$

ここで、 A は凝固シェル部の断面積である。

また、矯正によつて鋳片に作用する力はロール反力のみであることから、矯正曲げモーメントはロールスパン内で鋳造方向に直線状分布であることから、つぎの関係が成立する。

$$M = M_0 + \dot{M}(t - t_0) \dots \dots \dots (11)$$

ここで、 M_0 はスパン入口での曲げモーメント、 \dot{M} は曲げモーメントの変化速度、 t_0 はスパン入口における負荷開始からの経過時間である。

さらに、仮定(2)から、境界条件として、次式が満足されねばならない。

$$\rho I = \rho_{roll, I} (I=1 \sim N) \dots \dots \dots (12)$$

ここで、 I は支点番号、 ρ_{roll} はロール配置によつて規定される曲率、 N は支点総数である。

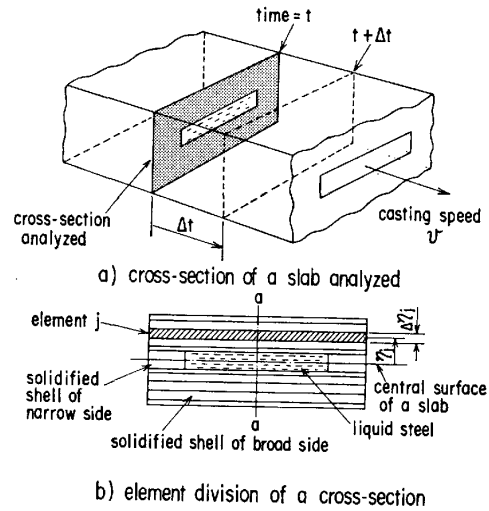


Fig. 3. Cross-section of a slab for an analysis and element division.

2.4 数値計算法

Fig. 3 の (a) に示されるように、鋳片の一つの断面が計算の対象とされ、この断面が一定速度 v で計算領域内を移動するあいだの挙動が、微小時間増分 Δt ごとに解析される。また、スラブ鋳片においては、厚さに比べて幅が非常に大きいことから、Fig. 3 の (b) に示されるように、長辺シェルの a-a 部が解析の対象とされ、数値計算のために、厚み方向に要素分割される。

微小時間内では、ひずみ速度 ($\dot{\rho}$ と $(\dot{\epsilon}_u + \dot{\epsilon}_l)/2$) が一定と見なされうることから、 Δt 時間後の j 要素のひずみ、 $\epsilon_{j,t+\Delta t}$ は(7)式の前進差分化により、次式で与えられる。

$$\epsilon_{j,t+\Delta t} = (\rho^t + \dot{\rho} \Delta t) \eta_j + \frac{\epsilon_u^t + \epsilon_l^t}{2} + \frac{\dot{\epsilon}_u + \dot{\epsilon}_l}{2} \Delta t \dots \dots \dots (13)$$

一方、(8)式の微分方程式が RUNGE-KUTTA-GILL 法によつて解かれ、 Δt 時間後の応力が求められる。また、(9)~(11)式はつぎのように差分化される。

$$M = B \sum_{j=1}^{N_e} \sigma_j \eta_j \Delta \eta_j \dots \dots \dots (14)$$

$$P = B \sum_{j=1}^{N_e} \sigma_j \Delta \eta_j \dots \dots \dots (15)$$

$$M^{t+\Delta t} = M^t + \dot{M} \Delta t \dots \dots \dots (16)$$

ここで、 B は鋳片幅、 N_e は分割要素の総数、 $\Delta \eta_j$ は j 要素の分割寸法である。

数値計算には、(13)~(16)式が用いられ、Fig. 4 に示される流れで行われる。

3. 解析結果

二種の曲げ戻し型式について、前節に示された数値計

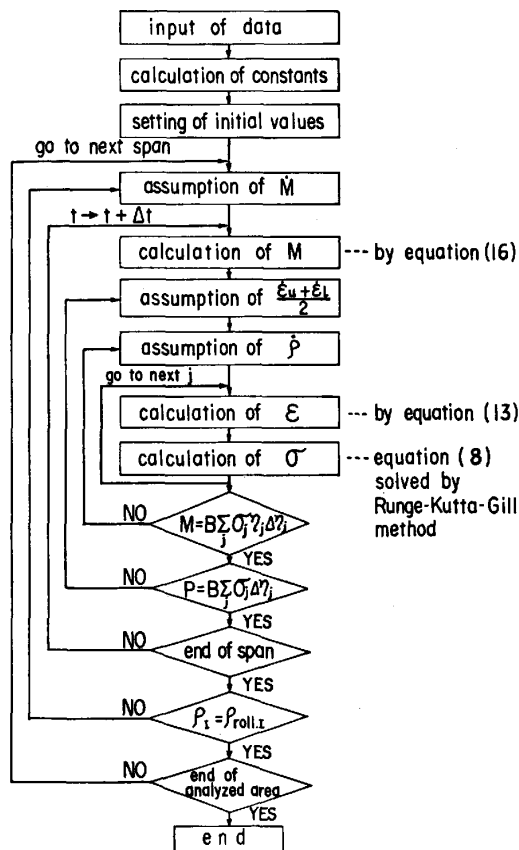


Fig. 4. Flow of numerical calculation of compression casting.

算法により、圧縮铸造時の铸片の挙動が解析され、圧縮铸造の特性とその効果が理論的に明らかにされ、また、圧縮力の大きさおよび操業条件と圧縮铸造の効果との関係が求められた。

3.1 圧縮力の付加による铸片シェル内の応力とひずみの変化

機械半径 10.5m の 1 点曲げ戻し型式の湾曲型連铸機の曲げ戻し域について、厚さ 250 mm、凝固シェル厚 83 mm の铸片が通常の曲げ戻しを受ける場合と、この铸片に約 150 tf の圧縮力が加えられる場合の挙動が解析され、両者が比較された。Fig. 5 は計算領域とそのロール配置、及び、铸片の状態などの計算条件を示し、Fig. 6~Fig. 8 は得られた結果を示す。

まず、Fig. 6 は铸片の内外表面のひずみの変化状態を示すが、圧縮力が付加されることにより、曲げ戻し域において铸片全体のひずみが圧縮側に大きく移行し、通常の曲げ戻しの場合には曲げの上面側内表面（以下、上側内面とよぶ）にかなり大きな引張りひずみが発生するのに対して、圧縮铸造時には上側内面のひずみが圧縮に変化することが示されている。Fig. 7 は铸片の内外表面の応力の変化状態を示すが、ひずみの変化と同様に、

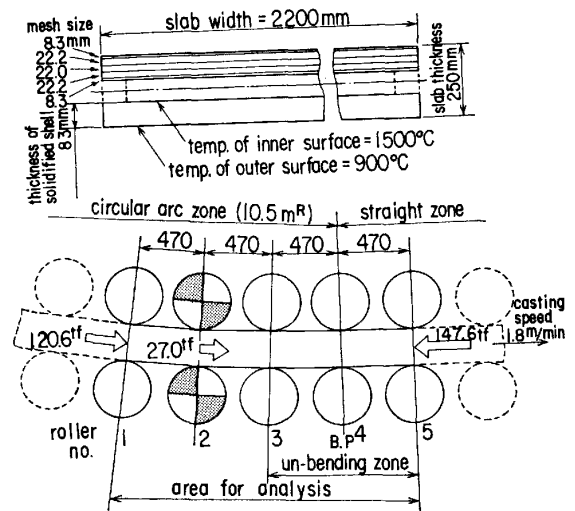


Fig. 5. One point un-bending zone for an analysis of behavior of a slab.

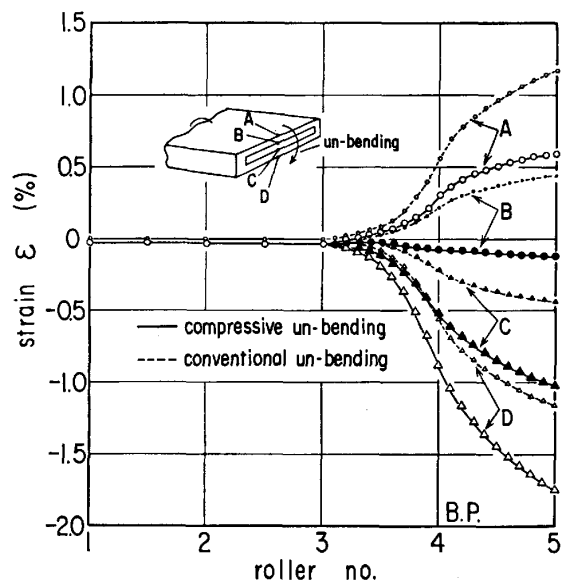


Fig. 6. Strains in a slab in one-point un-bending zone.

圧縮力の付加により上側内面の応力が引張りから圧縮に変化している。しかし、上側内面の応力の変化状態はかなり複雑で、ひずみが圧縮の部分でも引張りの応力が発生する場合のあることが示されている。Fig. 8 は曲げ戻し完了位置における铸片厚さ方向のひずみ分布、及び、そのひずみの弾性成分（応力に対応）と粘塑性成分の割合を示すが、圧縮力の付加により、上側内面のひずみが、引張りから圧縮に変化し、圧縮铸造の効果が生じていることがわかる。また、シェル内表面の弾性ひずみ、すなわち、応力は非常に小さい。さらに、圧縮力の付加により、曲げ戻し力と圧縮力の相乗効果が生じ、下側のシェル内の粘塑性ひずみが著しく大きくなること

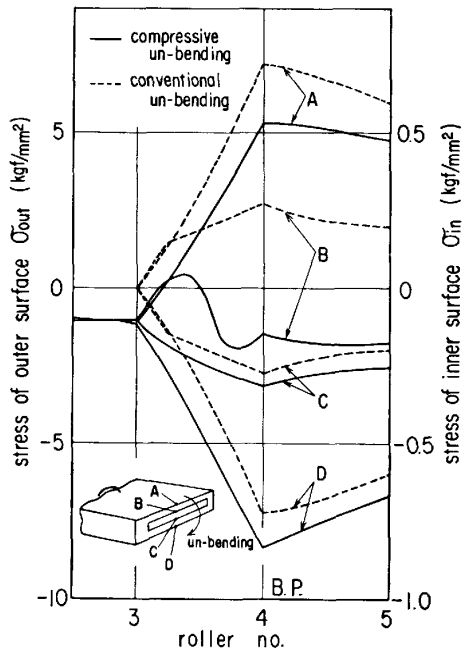


Fig. 7. Stresses in a slab in one point unbending zone.

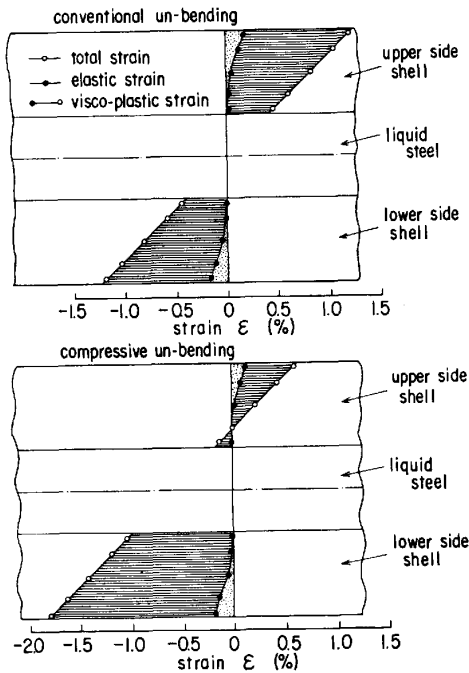


Fig. 8. Strain distribution in a slab at the exit of one point unbending zone.

示されている。なお、通常の曲げ戻しの場合と圧縮鋳造の場合の、鋳片に作用する曲げモーメントの大きさは、本計算では、その最大値が、それぞれ、 7.4×10^7 kgf-mm、 7.0×10^7 kgf-mm であり、圧縮鋳造の場合の方が曲げモーメントが小さく、上述の相乗効果により、鋳片が曲がりやすくなっていることがわかった。

3.2 圧縮鋳造の効果に及ぼす各種因子の影響

垂直曲げ型連鋳機 (機械半径 8m, 2点曲げ戻し型式、

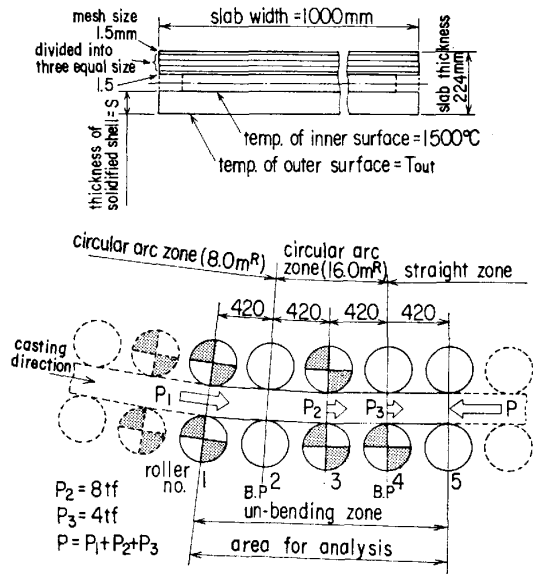


Fig. 9. Two points unbending zone for an analysis of behavior of a slab.

Table 2. Conditions of calculations for the analysis of influences of casting parameters on the effect of compression casting.

	v (m/min)	T_{out} (°C)	S (mm)	P/B (kgf/mm)	the variable changed
A	1.4	965	90	52	standard condition
B	1.4	965	90	0	compressive force
C	1.4	965	90	32	
D	1.4	965	90	72	
E	0.02	965	90	52	casting speed
F	0.2	965	90	52	
G	0.8	965	90	52	
H	1.8	965	90	52	
I	2.4	965	90	52	
J	1.4	800	90	52	temp. of slab
K	1.4	1100	90	52	
L	1.4	965	81	52	thickness of shell
M	1.4	965	99	52	

鋳片厚さ 224 mm) の曲げ戻し域について、鋳片の内部割れを防止するために必要な圧縮力の大きさ、を求め、また、鋳造速度や鋳片温度などの操作条件が圧縮鋳造の効果に及ぼす影響を明らかにするため、数値計算が行われた。Fig. 9 は解析された連鋳機のロール配置と計算条件を示し、Table 2 は検討された変数の組み合わせを示す。この表の T_{out} は鋳片の外表面温度である。なお、実操業においては、凝固シェル厚と鋳片温度は鋳造速度と密接な関係があるが、ここでは、それぞれの変数の影響度を明らかにするため、これらの変数は独立に取り扱われた。

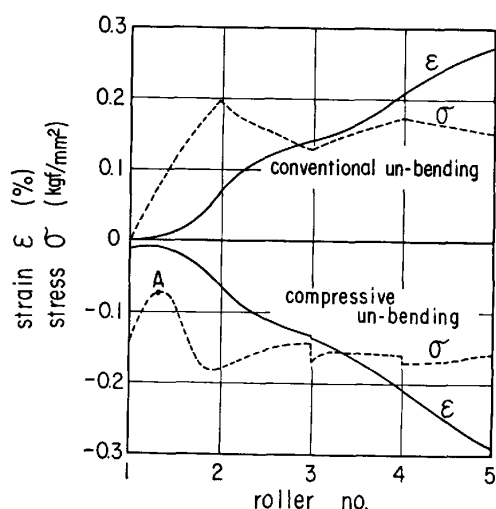


Fig. 10. Typical pattern of the variation of stress and strain in a slab in two points unbending zone.

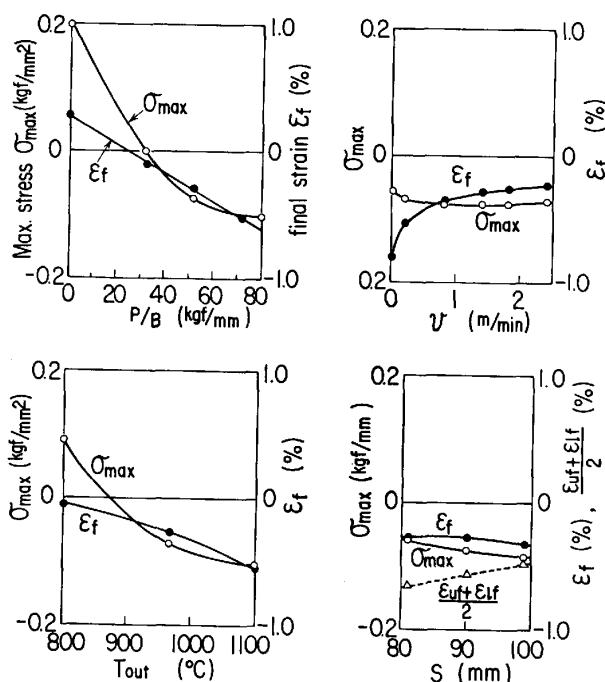


Fig. 11. Influences of casting parameters on the effect of compression casting.

Fig. 10 は標準条件(ケースA)における铸片の上側内面の応力とひずみの変化状態を、通常の曲げ戻しの場合と比較して示す。他の条件の計算の結果も、応力とひずみの変化の様式はほぼ同じであり、応力変化にはA点のような極大値が現れている。この一連の計算結果から、上側内面の応力およびひずみと各変数の間にはFig. 11 に示される関係が得られた。なお、Fig. 11 に示された応力とひずみは、それぞれ、最大応力(全体が圧縮応力の場合、最も零に近い応力) σ_{max} 、及び、曲げ戻し完了位置でのひずみ ϵ_f である。また、シェル厚 S の影響を示したグラフには、曲げ戻し完了位置での铸片の

上下両外表面のひずみの平均値 $(\epsilon_{uf} + \epsilon_{ef})/2$ の値も示されている。

この結果には、圧縮铸造の効果に及ぼす各種因子の影響に関して、つぎの特性が示されている。

(1) 铸片に加えらるる圧縮力が大きくなるほど上側内面の応力とひずみの圧縮側への移行量が大きくなり、圧縮力が十分に大きく(本例では、铸片の単位幅当たり、約 30 kgf/mm 以上に)なると、応力とひずみが完全に圧縮になる。

(2) 铸造速度が大になると、ひずみの圧縮側への移行量が減少するが、铸造速度が 1 m/min を超えると铸造速度の影響はほとんどなくなる。一方、最大応力値は铸造速度の影響をほとんど受けない。

(3) 铸片の温度は応力とひずみに大きな影響を及ぼし、铸片が低温(本例では、外表面温度が約 850°C 以下)になると上側内面には引張りの応力が発生する。

(4) 凝固シェル厚が大きくなるほど応力とひずみは、より圧縮側に移行する傾向があるが、これは上側内面と铸片の中央面との距離が減少するためであり、圧縮力の効果は、上下両外表面のひずみの平均値の変化に示されるように、シェル厚が大きくなるほど少なくなる。なお、本例のように、±10 mm 程度のシェル厚の変化は圧縮铸造の効果に顕著な影響は及ぼさない。

4. 考 察

圧縮铸造用の装置の設計において考慮されるべき事項は、前節の解析結果から、つぎのように考えられる。

(1) 所要圧縮力の決定基準

铸片の内部割れを防止するために必要な圧縮力の大きさの決定基準として、応力値あるいはひずみ値が考えられる。しかし、計算結果に示されたように、铸片の内表面に発生する応力は非常に小さく、また、内表面は融点に近い温度であるため、応力の大きさを支配する材料定数が正確に把握されないことから、応力値の精度は非常に悪く、ひずみの大きさが基準にされるべきであると考えられる。

(2) 駆動ロールと制動ロールの配置法

駆動ロールと制動ロールによつて発生する圧縮力の大きさは、ロールの铸片への圧下力に铸片とロール間の摩擦係数を乗じたものとなる。しかし、圧下力が過大になると铸片シェル内に圧下き裂が発生する。とくに、未凝固状態の铸片に対する圧下力はバルジング力よりわずかに大きい程度に制限されるべきである。したがつて、1本の駆動・制動ロールが発生し得る圧縮力は小さく、所要の圧縮力が得られるためには多くの駆動ロールと制動

ロールが設置されねばならない。例えば、Fig. 9 に示された連铸機では、曲げ戻し域の 1 本のロールに作用するバルジング力は、鑄片の単位幅当たり、約 23 kgf/mm であり、鑄片とロール間の摩擦係数が 0.3 の場合、1 本の駆動ロールが出し得る圧縮力は約 7 kgf/mm であり、前節で求められた必要圧縮力 30 kgf/mm を得るためには 5 本の駆動ロールと 5 本の制動ロールが必要となる。さらに、鑄片のバルジング変形が鑄片の移動に対して抵抗となるため、この抵抗に打ち勝つために、より多くの駆動ロールが必要で、また、それらはロール群内の広い範囲に分散して配置されねばならない。

(3) 駆動・制動ロール、および、そのセグメントの構造

ロールによる鑄片の過圧下を防止するためには、上下ロールの間隔が鑄片の厚さよりわずかに小さい程度に保たれるべきであり、このためには、上下フレーム間へのスペーサの挿入、あるいは、上下ロール間隔の自動制御などが必要となる。一方、駆動・制動ロールにより確実に圧縮力が発生するためには、鑄片とロール間のすべりが防止されねばならない。すべりを生じさせる原因の一つは、ロールの永久曲がり変形であり、この曲がりを防止するためには、曲げ戻し時に鑄片からロールに作用する力(矯正反力)¹²⁾¹³⁾、及び、ロールが受ける熱的負荷¹⁴⁾が小さくなるようなフレームおよびロールの構造が選定され、かつ、ロールの強度向上が図られねばならない。すべりを生じさせるもう一つの原因は、駆動ロールと制動ロールの回転むらである。しかし、計算結果に示されたように、圧縮力によつて鑄片に発生するひずみの両外表面の平均値は約 0.5% であり、駆動ロールと制動ロールの速度差が、十分な精度で、この値に制御されることは不可能である。したがつて、ロールの回転の制御は、速度よりもトルクによつて行われるべきである。

なお、本報告では、鑄片の上側内面のみについて圧縮鑄造の効果が論じられたが、圧縮鑄造は鑄片の上側外表面の引張応力の減少にも有効であることが、前節の計算結果に示されている。

5. 結 言

スラブ連铸機における圧縮鑄造法に関して、鑄片の挙動を定量的に求めるための数値解析法が導かれた。また、この解析法により、二種の連铸機について、鑄片のシェル部に発生する応力とひずみが計算され、つぎの事項が明らかになった。

(1) 曲げ戻し域で鑄片に鑄造方向の圧縮力が加えられると、曲げ戻し力と圧縮力の相乗効果が生じ、鑄片の

曲げの上側内表面の応力とひずみが通常の曲げ戻しにおける引張りの状態から圧縮の状態に変化し、内部割れの防止に対する効果が生ずる。

(2) 各種の操業因子のなかで、圧縮鑄造の効果に大きな影響を及ぼすものは、圧縮力の大きさと鑄片の温度であり、シェル厚が 90 mm の鑄片では、外表面温度が 965°C の場合、鑄片の単位幅当たり、30 kgf/mm 以上の圧縮力が必要で、鑄片温度が低くなるとさらに大きな圧縮力が必要となる。

さらに、圧縮鑄造用の機械構造に関して、計算結果から、つぎの事項が明らかになった。すなわち、圧縮鑄造が効果的に行われるためには、複数個の駆動・制動ロールが広い範囲に分散して配置されるとともに、ロールの変形が少ないロール・フレームの構造、及び、トルクによる回転制御が適用されることにより、鑄片とロール間のすべりが防止されねばならない。また、鑄片の過圧下を防止できるセグメント構造が必要である。

最後に、本報告では、理論解析のみによつて圧縮鑄造の特性が検討されたが、この解析結果が実操業結果と対比されることにより、圧縮鑄造の特性がさらに詳細に解明されることが望まれる。

記 号

A : 鑄片凝固シェル部の断面積	[mm ²]
a : 速度定数	[(kgf/mm ²) ^{-m} /s]
B : 鑄片幅	[mm]
E : 弾性係数	[kgf/mm ²]
f : 定常ひずみ速度に対する初期ひずみ速度の比	[-]
k : 転位密度の変化速度	[1/s]
M : 曲げモーメント	[kgf·mm]
m : 応力指数	[-]
N : 支点総数	[-]
N_e : 分割要素の総数	[-]
P : 鑄造方向の圧縮力	[kgf]
Q : 活性化エネルギー	[kcal/mol]
R : ガス定数	[kcal/mol·°C]
S : 凝固シェル厚	[mm]
T : 温度	[°C]
T_{out} : 鑄片の外表面温度	[°C]
t : 負荷開始からの経過時間	[s]
v : 鑄造速度	[m/min]
ϵ : ひずみ	[-]
ϵ_e : 弾性ひずみ	[-]
ϵ_f : 曲げ戻し完了位置の鑄片上側内表面のひずみ	[-]
ϵ_i : 初期ひずみ	[-]
ϵ_l : 鑄片下側外表面のひずみ	[-]
ϵ_{lf} : 曲げ戻し完了位置の鑄片下側外表面のひずみ	[-]
ϵ_{lu} : 鑄片上側外表面のひずみ	[-]
ϵ_{uf} : 曲げ戻し完了位置の鑄片上側外表面のひずみ	[-]
ϵ_{vp} : 粘塑性ひずみ	[-]

ε_{vp}^+ : 粘塑性ひずみの引張り側最大到達量 [-]
 ε_{vp}^- : 粘塑性ひずみの圧縮側最大到達量 [-]
 η : 铸片厚さの中央面からの距離 [mm]
 ρ : 铸片の曲率 [1/mm]
 ρ_{roll} : ロール配置の曲率 [1/mm]
 σ : 応力 [kgf/mm²]
 σ_{max} : 铸片上面側内表面の最大到達応力 [kgf/mm²]

添字 (下つき)

I : 支点番号
 j : 分割要素番号
 k : 転位密度の変化速度に関する値を示す
 o : ロールスパン入口での値を示す
 s : 粘塑性の定常ひずみに関係する値を示す

添字 (上つき)

t : 時刻を示す
 \cdot : 変化速度を示す

その他

Δ : 増分を表す

文 献

- 1) 山内信一, 打田安成, 山本利樹, 三隅秀幸: 製鉄研究 (1978) 294, p. 62
- 2) H. KODAMA, E. NIYAMA, M. ENDO and T. NISHINO: Trans. ISIJ, 24 (1984), p. 396
- 3) 水上秀昭, 村上勝彦, 宮下芳雄: 鉄と鋼, 63 (1977), S 562
- 4) 日本機械学会: 金属材料の弾性係数に関する資料調査分科会報告書 (低炭素鋼編) (1965)
- 5) ASTM: Elevated Temperature Properties of Carbon Steel (1955), p. 2
- 6) 木下勝雄, 河西悟郎, 江見俊彦: 鉄と鋼, 62 (1976), S 505
- 7) 木下勝雄, 河西悟郎, 江見俊彦, 笠井 学: 鉄と鋼, 62 (1976), S 509
- 8) 作井誠太, 酒井 拓: 鉄と鋼, 63 (1977), p. 285
- 9) 酒井 拓, 大橋正幸, 香西雅文, 作井誠太: 鉄と鋼, 63 (1977), p. 1556
- 10) J. C. M. LI: Acta Metall., 11 (1963), p. 1269
- 11) C. E. PUGH: ORNL-TM 3602 (1972)
- 12) 大西邦彦, 長井邦雄, 若林 勝: 鉄と鋼, 67 (1981), p. 122
- 13) 奥村治彦, 大西邦彦: 鉄と鋼, 70 (1984), p. 201
- 14) 長井邦雄, 大西邦彦, 清水 勇, 中道弘志, 寺田耕輔: 日立造船技報, 43 (1982), p. 72