

連铸スラブの内部割れ発生条件の解析

Condition of Internal-cracks in Continuous Casting of Steel Slabs

小 島 信 司*
Shinji Kojima

松 川 敏 胤**
Toshitane Matsukawa

児 玉 正 範***
Masanori Kodama

Synopsis:

For a quantitative evaluation of internal cracks of CC slab, strain at solid-liquid interface is analyzed using computer. Bulging, roll misalignment, thermal stress due to secondary cooling water, and unbending process for slab are taken up as factors for the internal strain and, for each factor, the influence of machine design and operating condition on the occurrence of internal cracks are made clear.

Further, a composite value of calculated internal strain for each factor is checked against the existence of internal crack identified on the sulfur print of an actual CC slab. As a result, it is found that internal strain has an allowable limit which changes with the progress of solidification.

Effective measures for preventing internal crack during high-speed casting are the use of divided rolls, multi-unbending and a high quantity spray water operation.

1. 緒 言

スラブ連铸機では、铸造鋼種の高級化や铸造速度の高速化を行う場合、铸片の内部割れ現象が問題となる。この内部割れは、圧延工程での圧下比が不十分な場合には未圧着状態で製品に残り、内部欠陥や断面割れの原因となる。

内部割れは、凝固界面に何らかの原因で許容値を越えた引張ひずみが生じた時に、柱状デンドライト間の固液共存層にそって裂目ができたものと考えられ、一般に濃化溶鋼がその一部もしくは全域に吸引されており凝固後にサルファープリント上で濃厚偏析線として認められる。Photo. 1に内部割れが発生したスラブのサルファープリントの一例を示す。

凝固界面に引張ひずみを発生させる要因には、

溶鋼静圧によるバルジング、ロールの摩耗もしくは曲がりによるパスラインの不整合、スプレー水による断続冷却、凝固過程でのスラブの曲げ、矯正およびピンチロールでの圧下などがある¹⁾。従来これらの要因については数多く報告²⁾されているが、これらは必ずしも総括的に論じられていない。そこで、各要因別の内部ひずみの計算手法を提案し、内部ひずみに及ぼす設備・操業要因の影響を調べた結果、内部ひずみの計算結果と操業実績との関係に十分な対応が得られ、今後の設備改造や操業方法の改善に利用できることがわかったので以下に報告する。

2. 铸片内温度分布の解析

凝固界面に発生する引張ひずみを解析するためには、凝固シェルの生成量およびシェル内の物性

* 水島製鉄所企画部設計室主査(掛長待遇)
*** 水島製鉄所製鋼部製鋼技術室主査(課長待遇)
〔昭和55年4月22日原稿受付〕

** 水島製鉄所企画部設計室

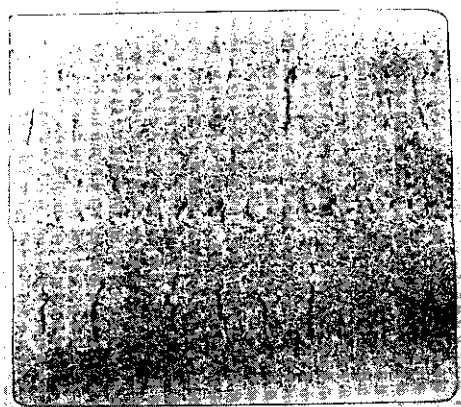


Photo. 1 Sulphur print of longitudinal section of steel slab cast

値を決めるうえで温度分布を求める必要があるが、今まで提案されている伝熱解析モデルは casting 方向の熱流れを無視したものが多い。

そこで、本報では鋳片の冷却現象を Fig. 1 に示すようなスプレー冷却域(A)、ロールとの接触熱伝達域(B)、および輻射等による冷却域(C)に分け、鋳造方向の熱流れを考慮した伝熱解析モデルを作成し、鋳片の表面温度測定結果から境界条件を求めた³⁾。

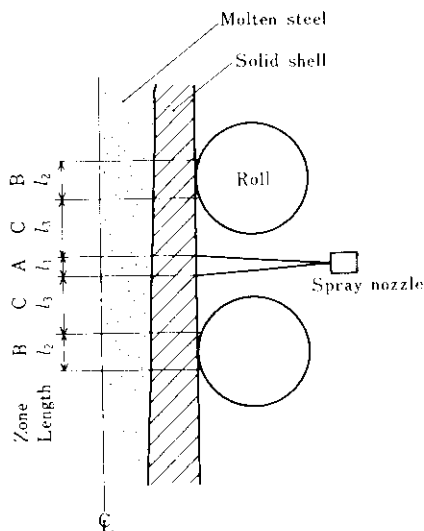


Fig. 1 Explanation of cooling zone between adjacent rolls

2.1 伝熱解析モデル

伝熱現象をモデル化するために次の仮定をおい

た。

- (1) 未凝固部の溶鋼の対流は無視できる。
- (2) 鋳片幅方向の熱流はないものとする。

一方、物性値が変化する場合の2次元熱伝導微分方程式は(1)式で表わされる。

$$C\rho \frac{\partial \theta}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial \theta}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial \theta}{\partial y} \right) \dots (1)$$

ここに、 C :比熱

ρ :密度

λ :熱伝導率

θ :温度

t :時間

次に、相変化をともなう熱伝導を扱うために換算温度 ϕ と含熱量 H について次式のように定義する。

$$\phi = \int_{\theta_d}^{\theta} \frac{\lambda}{\lambda_d} d\theta \dots (2)$$

$$C = \frac{\partial H}{\partial \theta} \dots (3)$$

θ_d :基準温度

λ_d :基準温度における熱伝導率

これにより(1)式は(4)式のように変換できる。

$$\frac{\partial H}{\partial t} = \frac{\lambda_d}{\rho} \left(\frac{\partial^2 \phi}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \phi}{\partial y^2} \right) \dots (4)$$

上式から熱伝導差分方程式が誘導でき、初期温度場と物性値を示す θ - ϕ - H の関係を与えることにより、任意の時間における各要素の温度を計算することができる(前進差分法)。

計算に使用した要素分割を Fig. 2 に示す。温度勾配が急な表面ほど密に分割し、鋳造方向には等分割とした。鋳片表面の境界条件は鋳造速度に相応して時間間隔 ΔT ごとに移動させた。

$$\Delta T = \frac{\Delta x}{v} \dots (5)$$

ここで、 v :鋳造速度

Δx :鋳造方向の要素長さ

このとき、計算時の単位時間 Δt は解が発散しないための条件と解の精度をあげるための条件(6)式を満足する必要がある⁴⁾。

$$\Delta t \leq \frac{\Delta x}{6v} \dots (6)$$

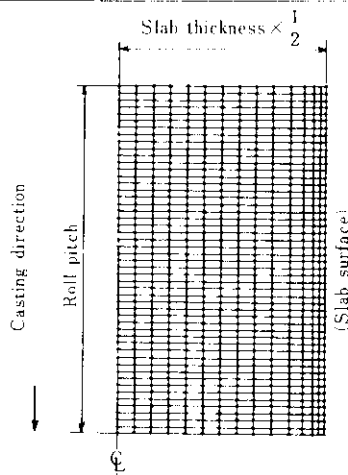


Fig. 2 Schematic arrangement of nodes used for heat flow analysis

2.2 境界条件の決定

鋳造中にモールド下部で鋳片表面に溶接銃を用いて熱電対を溶着し、鋳片の移動にともなう表面温度の時間的推移を測定した。この結果から前出の前進差分法により鋳片表面から外部へ移動する熱量の推移を求め、2次冷却帯内での鋳片表面の冷却時の境界条件として次の式を得た。

スプレー冷却域(A)の熱伝達係数 α_1

$$\alpha_1 = (a_1 + a_2 \cdot \theta) \cdot W^n \quad (\theta \leq 1000^\circ\text{C}) \quad \dots\dots\dots (7)$$

$$\alpha_1 = a_3 \cdot W^n \quad (\theta > 1000^\circ\text{C}) \quad \dots\dots\dots (8)$$

ロール近傍域(B)の伝達熱量 q_2 と影響長さ l_2

$$q_2 = (b_1 \cdot r + b_2) \frac{PL}{(l_2 - b_3)\sigma(\theta)} \quad \dots\dots\dots (9)$$

$$l_2 = b_4 \cdot \frac{PL}{\sigma(\theta)} + b_5 \quad \dots\dots\dots (10)$$

その他の領域(C)の伝達熱量 q_3

$$q_3 = 4.88 \cdot \epsilon \cdot \left(\frac{\theta - 273}{100} \right)^4 + (c_1 \cdot l_1 \cdot w + c_2) (\theta - 20) \quad \dots\dots\dots (11)$$

ここに、 a_i, b_i, c_i ($i = 1, 2, \dots$), n : 定数

θ : スラブの表面温度

$\sigma(\theta)$: 温度 θ における鋳片の変形抵抗

w : スプレー水流密度

r : ロールとスラブで形成される隙間にそっての流量

P : 溶鋼静圧

L : ロールピッチ

ϵ : 輻射率

前述の(7)式と従来の実験式^{5,6)}との関係をFig. 3に示す。

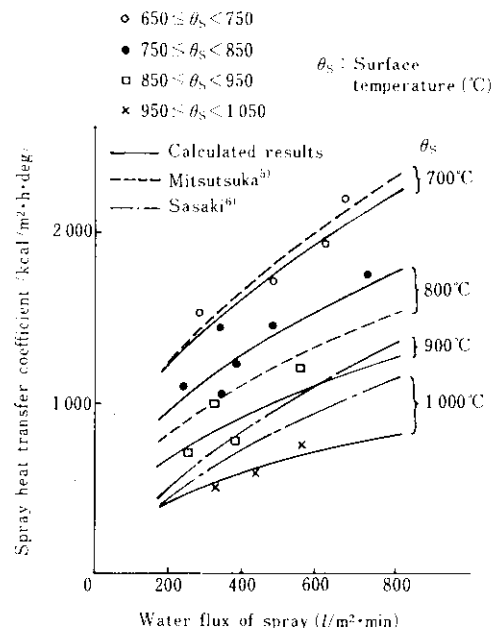


Fig. 3 Effect of spray water flux on heat transfer coefficient

2.3 計算結果

2次冷却過程での鋳片表面温度の時間的推移の一例をFig. 4に示す。また、凝固シェル内の温度分布の一例をFig. 5に示す。Fig. 4と5で、ロール間における冷却、復熱による表面温度振幅は従来知られていた値より小さく100~200°C程度であることが示されている。

3. 要因別内部ひずみの計算

3.1 鋳片高温強度について

凝固シェルの変形にともなうひずみを解析するためにはシェルの高温強度が必要となるが、高温下での応力とひずみの関係については測定方法によりばらつきが大きい。したがって、従来報告されている結果の平均的な値を用いた。Fig. 6(a)に弾性係数と温度の関係^{2,7,8)}、Fig. 6(b)に降伏応力と温度の関係^{2,8,9)}を示す。今回使った関係式を図

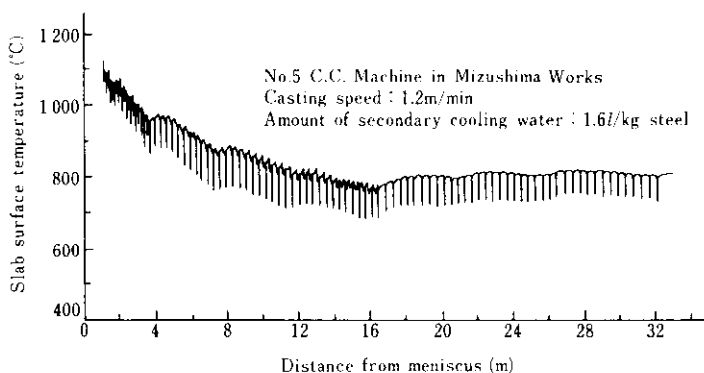


Fig. 4 Change of slab surface temperature calculated in solidification process

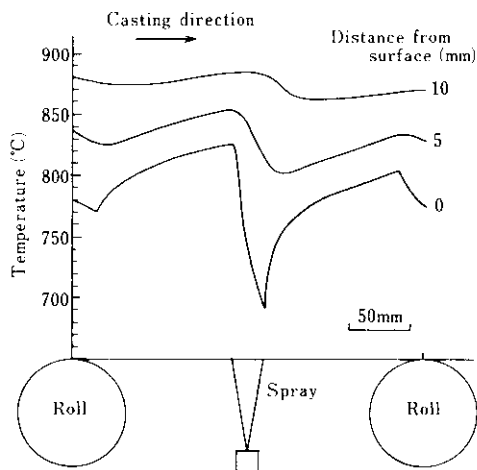


Fig. 5 Temperature drop of slab surface by spray cooling water

中実線で示す。また応力とひずみの関係を Fig. 6 (c)のように仮定し、塑性係数 H は弾性係数の $1/50$ とした。

3.2 バルジングによる内部ひずみ

バルジング現象の解析例として凝固シェルを弾性梁として取扱った方法¹⁰⁾、クリープ変形を主要因とした方法^{7,11,12)}、および弾塑性有限要素法^{2,13)}などがある。一番目の方法は計算が簡単であるが、一般的には塑性域がかなりの範囲を占め弾性と仮定するには無理がある。また二番目の方法は casting 停止時のバルジングを解析するには有利であるが、ロール間を通過する時間は 20~30 秒であり定常 casting 中の解析結果と実操業結果とは必ずしも一致しない。三番目の方法は要素の大きさとひずみ増分を十分小さくすれば理想的であるが、計算時間が膨大となり、種々の条件での計算には適さない。

本報告では、バルジング現象を曲げモーメントの釣合いを基本とした弾塑性梁解法によって計算した。この方法は力学的厳密さでは、有限要素法に劣るが計算時間が短く種々の条件での計算には

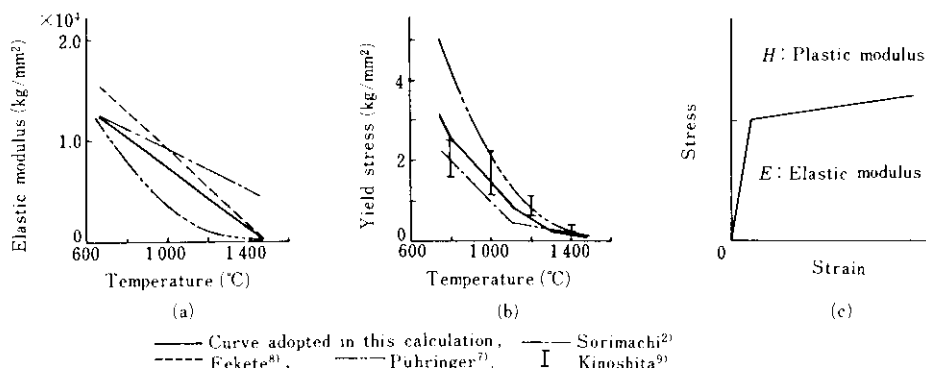


Fig. 6 Mechanical properties of steel for the calculation of internal strain

便利である。すなわち、凝固シェルを板厚方向によって材料特性が異なる弾塑性連続梁とし、溶鋼の静圧による等分布荷重に対してロール支持点での固定モーメントを仮定し、凝固シェルの撓み曲線の連続性からその値を修正しつつ、解となる撓み曲線を決定する手法を採用した。なお、ロール間の凝固シェルについて厚み方向に 10 等分割、鑄造方向に 100 等分割し、Fig. 7 に示す手順で数値計算をした。

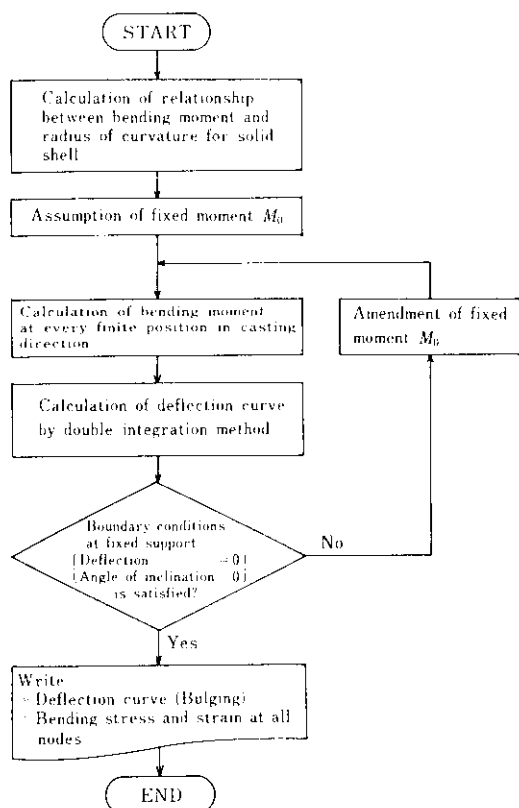


Fig. 7 Flow chart for the calculation of slab bulging

3.3 ミスアライメントによる内部ひずみ

ロールを交換した時だけでなく使用中にロールが曲がったり、摩耗したりするためロールもしくはアライメントの管理をどの程度にするかという問題は操業上、整備上非常に重要である。ここでは広義に解釈し、ピンチロール圧下にもなうロール不整合もミスアライメントと考え計算に含めた。解析手法は、バルジングの解析と同じく曲げ

モーメントの釣合いを基本とした弾塑性梁解法を用いた。すなわち、ミスアライメントによる凝固シェルのたわみ現象を、長さ（ $-2 \times$ ロールピッチ）の両端固定梁の中央に集中荷重 W が作用し、ミスアライメント量 δ だけ変位した状態と考え 3・2 項で示したバルジングによるひずみ計算と同一の手法を採用した。計算ではロール 2 区間の凝固シェルについて厚み方向 10 等分割、鑄造方向に 100 等分割し数値計算をした。

3.4 スプレー冷却水による鑄片内部の熱ひずみ

鑄造中の鑄片はスプレー水により断続的に冷却される。すなわちスプレーノズル直下部で鑄片表面は極度に冷却され、通過後は未凝固層側から加熱されて復熱し、この現象が凝固完了まで 50 回程度繰り返される。そのため鑄片表面に熱ひずみが発生しバルジング現象とは反対の方向に変形しようとする。スプレー冷却による鑄片表面の急冷現象について、2. の伝熱計算結果をもとに鑄片厚み方向と鑄造方向を考えた 2 次元の熱弾塑性有限要素法を使って凝固界面の熱ひずみについて検討した。

3.5 鑄片矯正による内部ひずみ

湾曲型連铸機においては、スラブを直線状に矯正する場合に凹弧内側の凝固界面に引張ひずみが生ずる。そのため矯正にともなう引張ひずみを減少させる目的から Fig. 8 に示すような 2 点矯正方式や多点矯正方式の連铸機が増えている。矯正ひずみは一般に (12) 式で計算できる。

$$\varepsilon = \frac{D - 2 \cdot S}{2} \left(\frac{1}{R_1} - \frac{1}{R_2} \right) \quad \text{.....(12)}$$

ここに、 D : スラブ厚さ

S : 凝固シェル厚

R_1 : 矯正前の曲率半径

R_2 : 矯正後の曲率半径

4. 鑄片内部ひずみに及ぼす設備・操業要因の影響

4.1 ロールピッチの影響

ロールピッチの影響として、バルジング現象と

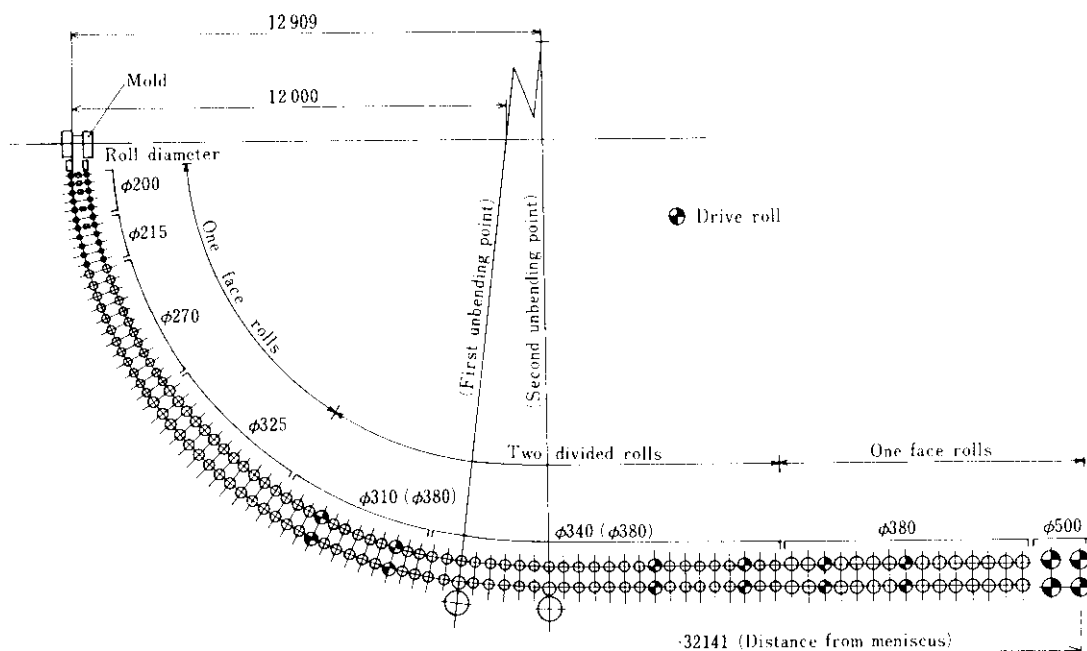


Fig. 8 Roll layout of No.5 continuous casting machine in Mizushima Works

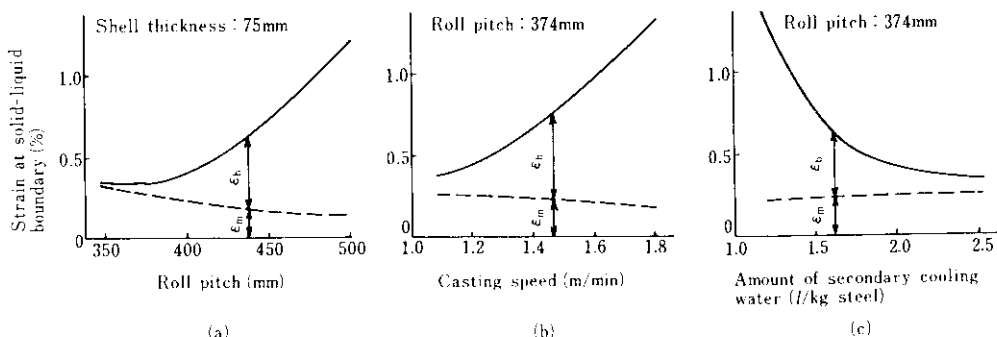
ロールのミスアライメントがある。凝固界面の内部ひずみは铸片の進行にともないロール直下部で最大の引張りひずみを示しロール間中央で圧縮ひずみとなり、繰り返しのひずみを受ける。

水島第5連铸機の操業条件をもとにして計算した結果の一例を Fig. 9 (a) に示す。本図で縦軸の内部ひずみは引張り側の最大値を示す。本図より、ミスアライメントによる内部ひずみはロールピッチに対してほぼ反比例の関係にあるのに対し、バルジングによる内部ひずみはロールピッチが 400mm を越えると急増することがわかる。すなわち、ロールピッチは極力小さくする方が望ましいが必要

以上にロールピッチを小さくしても意味がないことを示している。

4.2 铸造速度の影響

内部ひずみに与える铸造速度の影響について計算した結果の一例を Fig. 9 (b) に示す。なお、要因としてバルジング現象とロールのミスアライメントを考慮した。铸造速度の増加とともにミスアライメントによるひずみは若干減少するが、バルジングによるひずみは铸造速度の増加とともに急増することがわかる。このことは速度の増加とともに一定位置での凝固シェル厚が減少するだけでな



Ferrostatic pressure: 7.5kg/cm², Amount of roll-misalignment: 0.5mm
 ϵ_m : Strain due to roll-misalignment, ϵ_b : Strain due to bulging

Fig. 9 Influences of roll pitch and casting conditions on the strain at solid liquid boundary

く凝固シェル内温度も高温となるためにバルジング現象が顕著に現われてくることを示している。

4.3 比水量の影響

2次冷却帯での冷却水量の程度を示す比水量 ($l/kg\text{-steel}$) の影響について計算した結果の一例を Fig. 9 (c) に示す。ミスアライメントによるひずみは比水量の影響をほとんど受けない。一方、バルジングによるひずみは比水量を増加すれば激減する。すなわち比水量の増加とともに凝固シェルの生成速度が早まるだけでなく、凝固シェルの温度も低温側に変化し結果としてバルジングによるひずみが減少することを示している。したがって、内部割れ防止対策のひとつとして2次冷却水の増加が非常に効果的なことがわかる。

4.4 スプレーパターンの影響

スプレー冷却の繰り返しは鋳片表面に熱ひずみを与え鋳片の表面性状に悪影響を及ぼすといわれている。しかし、そのときスプレー部直下の凝固界面に発生する熱ひずみについてはスプレーパターンの影響も含めほとんど知られていない。スプレーパターンによる熱ひずみの計算結果の一例を Table 1 に示す。Table 1 でスプレー水による熱ひずみは他のひずみに比べ小さく、広域スプレーノズルではさらに小さくなることを示している。したがって、凝固シェル厚が薄い凝固初期では広域型のノズルが有利であるが、問題になりやすい凝固末期ではスプレーパターンの影響が現われないことを示している。

Table 1 An example of thermal strain at solid-liquid boundary by spray cooling water

Type of spray nozzle	Thermal strain (%)
flat	0.008
oval (or square)	0.005

Notes Shell thickness : 75mm
Spray water flux : $1900l/m^2 \cdot min$
Casting speed : 1.4m/min

4.5 未凝固鋳片の矯正による影響

水島第5連铸機（2点曲げ湾曲型連铸機）にお

ける計算結果の一例を Table 2 に示す。ケース A は定常操業铸造速度時を示し、ケース B は高速铸造時の例を示す。ケース B では曲げ矯正による内部ひずみは各々の矯正点に分散されており、1点曲げ連铸機であると仮定して計算した時の矯正ひずみが 0.192% であることを考えれば、2点曲げによる効果は矯正ひずみを半減させることに相当している。

Table 2 Strain at solid liquid boundary caused by unbending in different casting speed

Case	A	B
Cross section of slab (mm × mm)	220 × 1 215	220 × 1 215
Casting speed (m/min)	1.4	1.8
Amount of secondary cooling water ($l/kg\text{-steel}$)	2.12	2.22
Strain (%)		
First unbending point*	0.056	0.091
Second unbending point**	0.005	0.119

* Difference of radius: 12m → 19.2m

** Difference of radius: 19.2m → ∞

5. 操業実績からみた内部ひずみの許容値

5.1 連铸機と内部ひずみ

Fig. 10 (a) に千葉第2連铸機における内部ひずみの計算結果を示す。本機は有効垂直高さ 3.8m を有した垂直曲げ型機で、多分割・小径ロールを使い逐次曲げ矯正方式を採用し、内部ひずみを極力防止した連铸機である。ロールピッチが小さいために、バルジングによる内部ひずみが小さくなる反面ロールのミスアライメントによるひずみは大きくなる。このことは小径ロールを採用した連铸機であるほどロールアライメントの管理を厳しくする必要を示している。また、曲げによる矯正ひずみは逐次曲げであるためあまり問題とならない。Fig. 10 (b) に水島第5連铸機における計算結果の一例を示す。この連铸機の特徴は凝固末期部に2分割ロールを使い2点曲げ矯正としていることである。本図よりメニスカスから約 9m の位置でロール径の不連続のため内部ひずみが最大値を

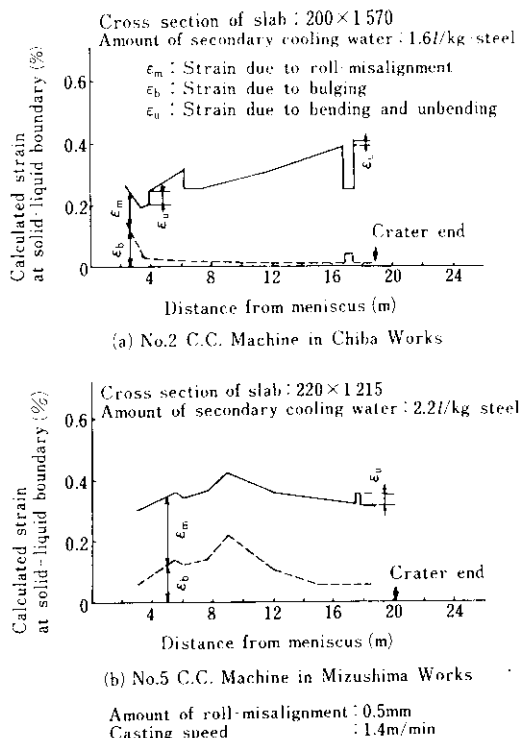


Fig. 10 Internal strain of casting slab in solidification process at different machines

示す。

両者を比較すると、凝固初期の内部ひずみは千葉第2連铸機の方が小さく凝固末期ではバルジング、ミスアライメントによる内部ひずみの差はほとんどなくなる。しかし、矯正点近傍では千葉第2連铸機の逐次曲げの有利性がでている。

5.2 操業結果と内部ひずみ

薄板用低炭素鋼に代表される鋼種では高温における許容伸びが大きいいため内部割れは発生しにくい。しかし、40kg/mm² 級以上の厚板向鋼種では割れ感受性が大きく内部割れの問題を起こしやすい。そこで40kg/mm² 級の厚板向鋼種で、Table 3に示す铸造条件で内部割れの有無をサルファープ

リントにより調査した。なおロールのアライメントの状況は铸造前に測定し、ミスアライメントによるひずみは、この測定値に基づいて算出した。

内部ひずみ計算値と内部割れ発生の有無との関係を、凝固時間の平方根をパラメータとして整理し、その結果を Fig. 11 に示す。この結果、内部割れは凝固時間の関数として内部ひずみがある値以上になると発生しやすいことを示している。すなわち、凝固界面に許容される内部ひずみには限界値が存在することが認められ、3. で提案した内部ひずみの計算手法の有効性が確認できた。以上より、高速铸造に対しては水島第5連铸機のような2分割ロール、2点曲げ方式の有利性が理解できる。

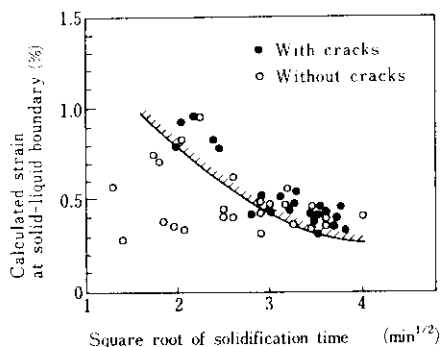


Fig. 11 Relation between calculated internal strain and occurrence of internal cracks

6. 結 言

铸片の内部割れを定量的に評価するために、凝固界面に発生する内部ひずみについて、要因別の計算手法を提案し機械設備と操業条件の影響を求めた。さらに実操業下で内部割れ発生の有無を調査し以下の結論を得た。

Table 3 Chemical composition of cast steels and casting conditions in this experiment

Continuous casting machine	Chemical composition (%)						Cross section of slab (mm×mm)	Casting speed (m/min)	Amount of secondary cooling water (t/kg steel)
	C	Si	Mn	P	S	Al			
No.5 in Mizushima	0.12	0.15	0.60	<0.03	<0.02	0.005	220×1215	0.9~1.8	1.5~2.8
No.2 in Chiba	0.19	0.25	1.20			0.030	200×1570	1.2~1.5	1.4~1.8

-
- (1) 実操業時の内部割れは本解析手法にもとづく内部ひずみ計算値と凝固時間で推測でき、このときの許容限界ひずみは凝固末期になるほど小さくなる。
- (2) 内部割れ発生に対して、低速铸造時はロールアライメントの不整の影響が大きく、高速铸造時はバルジングの影響が支配的である。
- (3) 高速铸造時の内部割れ発生防止には分割ロールの採用、多点曲げ、高比水量操業が有効な手段である。
-

参 考 文 献

- 1) 古茂田：第 27/28 西山記念講座，214
- 2) たとえば K. Sorimachi, et al.: Ironmaking and steelmaking, (1977) 4, 241
- 3) 小島ら：鉄と鋼，65 (1979) 11, S 711
- 4) 片岡，斉藤：日本機械学会論文集，34-268 (1968) 12, 2165
- 5) 三塚：鉄と鋼，54 (1968)，1461
- 6) 佐々木ら：鉄と鋼，61 (1975)，S 513
- 7) O. M. Pühringer, et al.: Stahl und Eisen, 96 (1976) 6, 280
- 8) K. A. Fekete: RADEX RUNDSCHAU, (1974) 3, 135, 142
- 9) K. Kinoshita, G. Kasai and T. Emi: Proc. Solidif. and Casting (Jul. 1977), 268~ [Univ of Sheffield, TMS]
- 10) 井上ら：鉄と鋼，62 (1976)，A 119
- 11) K. Miyazawa, et al.: Ironmaking and Steelmaking, (1979) 3, 68
- 12) A. Grill, et al.: ibid. (1979) 3, 131
- 13) A. Grill, et al.: ibid. (1976) 1, 38, 41