

連铸スラブのバルジング挙動の 3 次元弾塑性 クリープ解析

岡村 一男*・河嶋 寿一*²

Three-dimensional Elasto-plastic and Creep Analysis of Bulging in Continuously Cast Slabs

Kazuō ŌKAMURA and Hisakazu KAWASHIMA

Synopsis :

The bulging behavior of the solidified shell in continuously cast slabs have been numerically analyzed using the elasto-plastic and creep Finite Element Method. Three-dimensional model has been applied in order to investigate the effect of the narrow face shell on restraining the bulging deflection. Three-dimensional shell profile and temperature distribution in it have been determined using a mathematical model of solidification which takes account of solute segregation. In this way, strains occurring at the solidification front near the narrow face of the slab, as well as those occurring in the broad face have been computed. The computed bulging deflection have been in good agreement with measurements, and the relationship between the strain caused by the bulging and the internal cracks have been investigated. In addition, the effect of the slab width on the bulging are discussed.

Key words : continuous casting ; numerical simulation ; bulging ; Finite Element Method ; three-dimensional ; elasto-plastic ; creep ; internal crack.

1. 緒 言

連続铸造プロセスにおいて生産性を向上するために、高速铸造化が進められているが、铸造速度の高速化に伴って、铸片の内部割れ発生率が増加するという問題がある。内部割れは、铸片凝固シェルの凝固界面に生じる引張り歪みが、ある臨界値を超えると発生すると考えられているが、このような内部割れの原因となる凝固界面歪みを発生させる要因の一つとして铸片のバルジング変形が挙げられる。特に、高速铸造時には、凝固シェル厚の減少および、铸片表面温度の上昇によって、バルジングによる発生歪みは増加する傾向にあるので、内部割れ防止のためには、2次冷却条件、ロールピッチ等の適正化を行い、バルジングを抑制することが重要となる。

そのためには、バルジング挙動を精度良く、定量的に評価する必要があるが、実操業においてバルジング変形量を精度良く測定することは非常に困難であり、また、バルジング歪みの測定は不可能である。そこで従来より、バルジング挙動の解析について多くの検討が行われてき

た。これらの解析方法は、モデル化と解析手段の点からは、铸片縦断面を梁^{1)~3)}あるいは連続梁⁴⁾でモデル化する方法と、FEM (Finite Element Method, 以後FEMと記述する)を使って解析する方法とに大別される。計算時間が短いという点からは、梁や連続梁モデルの方が優れるが、凝固シェル内の歪み分布を正確に解析できるという点からはFEMの方が優れている。

FEMでのバルジングの解析例として、反町ら⁵⁾の弾塑性解析や、熱応力をも考慮した森田ら⁶⁾の弾塑性解析がある。しかし、これらの解析では、凝固シェルが、一般に900°C以上という高温体であるにもかかわらず、クリープの影響が考慮されていない。クリープの影響を考慮した研究としては、GRILLら⁷⁾およびBARBERら⁸⁾による粘弾性FEMによる解析や、相澤ら⁹⁾による弾塑性とクリープの両方を考慮した解析、定常モデルによって、铸片移動と熱応力をも考慮した王ら¹⁰⁾の弾塑性クリープFEMによる解析などが挙げられる。しかしながら以上の解析では、铸片の幅中央縦断面での2次元モデルを使用しているため、バルジングに及ぼす铸片幅の影

昭和62年10月本会講演大会にて発表 昭和63年8月11日受付 (Received Aug. 11, 1988)

* 住友金属工業(株)鉄鋼技術研究所 (Iron & Steel Research Laboratory, Sumitomo Metal Industries, Ltd., 1-3 Nishinagahondori Amagasaki 660)

*² 住友金属工業(株)鉄鋼技術研究所 工博 (Iron & Steel Research Laboratory, Sumitomo Metal Industries, Ltd.)

響や、バルジングが鋳片短辺部の発生歪みに及ぼす影響について、定量的評価は行えない。

これらの定量的評価を行うためには、鋳片を3次元体でモデル化する必要がある。3次元解析の例としては、ブルームのバルジングを研究した中田ら¹¹⁾の弾塑性解析や、UEHARA ら¹²⁾によるスラブバルジングの弾性解析があるが、クリープまで考慮するには至っていない。

そこで本研究では、連鋳スラブの凝固シェルを3次元体でモデル化し、弾塑性とクリープとを考慮したFEM解析を行い、ロール直下でのバルジング歪みのみならず、短辺部の発生歪みや、発生歪みに及ぼすスラブ幅の影響等について定量的評価を行うことを試みた。

2. 凝固シェルのモデル化とバルジング挙動の解析方法

2.1 連鋳鋳片の凝固解析

バルジング歪みや変形量は、ロールピッチや溶鋼静圧のように連鋳機の諸元の他に、操業条件によって変化する凝固シェル厚や鋳片温度の影響を受ける。従って、実操業に反映し得る解析結果を得るためには、バルジングの解析方法が適切であることの他に、まず、鋳片の凝固シェル形状や、凝固シェル内温度分布を、できるだけ正確に知る必要がある。そこで本研究では、バルジング解析に先立ち、詳細な凝固解析システムを構築し、凝固解析を行った。

凝固解析システムの特徴の一つは、偏析を考慮した凝固モデル¹³⁾と2次元熱伝導方程式とを連立させて解くことである。熱伝導方程式は、エンタルピー H を用いて、

$$\frac{\partial H}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) \quad \dots\dots\dots (1)$$

$$H = \rho C T + \rho \Delta H (1 - f_s) \quad \dots\dots\dots (2)$$

と表すことができる。ここで、 ρ は密度、 λ は熱伝導率、 C は比熱、 ΔH は凝固エンタルピー、 T は温度、 f_s は局所固相率である。式(1)、(2)における変数は、 H 、 T 、 f_s であるが、本凝固解析ではこれらの他に、溶質濃度の変化を考慮する。式(1)、(2)において、 f_s が分かれば、 H 、 T を求めることができる。固相または液相においてはそれぞれ $f_s = 1$ あるいは $f_s = 0$ であるが、固液共存相 ($0 < f_s < 1$) においては、温度 T が液相線温度 T_{LS} に一致することから、 f_s を定める。すなわち、時刻 $t^{(n)}$ での $T^{(n)}$ 、 $H^{(n)}$ を用いて式(1)より時刻 $t^{(n+1)}$ での $H^{(n+1)}$ を求め、式(2)において $T = T_{LS}$ とした関係

$$f_s^{(n+1)} + \frac{H^{(n+1)}}{\rho \Delta H} - \frac{C}{\Delta H} T_{LS}^{(n+1)} - 1 = 0 \quad \dots\dots\dots (3)$$

を満足するように、 $f_s^{(n+1)}$ を修正しつつ、収束計算によって $f_s^{(n+1)}$ と $T_{LS}^{(n+1)}$ ($= T^{(n+1)}$) とを求める。ここで T_{LS} は溶質濃度から計算でき、溶質濃度はデンドライト凝固モデルの近似解¹³⁾を用いて計算した。なお、解析に必要なデンドライト2次アーム間隔 λ_{II} は次式¹⁴⁾を使用した。

$$\lambda_{II} (\mu\text{m}) = 143.7 (V)^{-0.41} \quad \dots\dots\dots (4)$$

ここで V は本来凝固範囲内での平均冷却速度であり、まず λ_{II} を一定とした予備計算を行って求めた値を使用すべきであるが、本報では次式¹³⁾を用いて近似した。

$$V = (T_{LS} - T) / (t - t_{LS}), t > t_{LS} \quad \dots\dots\dots (5)$$

ここで t_{LS} は凝固が開始した時刻である。式(5)を用いた場合と、 λ_{II} を $140 \mu\text{m}$ 一定とした予備計算により求めた平均冷却速度を用いた場合との、温度と固相率分布の計算誤差は、0.1% 以下であることを確認している。また熱定数や平衡分配係数などは文献¹³⁾の値を引用した。この偏析を考慮したモデルを使用することによって、 f_s の分布に及ぼす溶鋼成分濃度や冷却速度の影響を考慮することが可能になっている。また、凝固解析での境界条件として、スプレー冷却による直接冷却域とロール接触や放射による間接冷却域とを区別して与え¹⁵⁾、解析精度の向上を図った。直接冷却域での熱伝達係数 h ($\text{W}/\text{m}^2 \cdot \text{K}$) は次式、

水スプレー¹⁶⁾：

$$\log h = \log 1.1628 + 2.358 + 0.6632 \log W - 0.00147 (\theta_s - 273) \quad \dots\dots\dots (6)$$

ミストスプレー¹⁷⁾：

$$h = 5.35 \cdot (\theta_s - 273)^{0.12} \cdot W^{0.52} \cdot v_a^{0.37} + h_{rad} \quad \dots\dots (7)$$

$$h_{rad} = 5.67 \times 10^{-8} \times 0.8 (\theta_s^4 - \theta_0^4) / (\theta_s - \theta_0) \quad \dots\dots (8)$$

を用いた。ここで W は水量密度 ($l/\text{m}^2 \cdot \text{min}$)、 θ_s はスラブ表面温度 (K)、 v_a は気水衝突速度 (m/s)、 θ_0 は外気温度 (K) であり、 h_{rad} は放射冷却による熱伝達係数を表す。間接冷却部では、厳密には放射冷却とロール接触による冷却とを区別して与える必要があるが、ここでは近似的に、 $h = A \cdot h_{rad}$ で与えた。 A は実測したスラブ表面温度から定めた係数で、 $A = 1.8$ を用いた。

本凝固解析システムでは、境界条件の対称性を仮定し、スラブ横断面の1/4領域について、式(1)を有限差分法で離散化し (Fig. 1)、メニスカスから機端までの温度分布を数値計算した。なお、時間ステップは $4.5/V_c$ (s) とした。凝固解析結果の一例として、Table 1 に示す条件での結果のうち、スラブ幅中央部の表面温度の変化を Fig. 2 に示す。Fig. 1 には接触式熱電対¹⁸⁾による測温結果を併せて示すが、解析結果は実測値と良く一致している。また Fig. 3 には、スラブ横断面内の温度と固相

Table 1. Conditions for solidification simulation.

Chemical composition of steel (wt%)	C	Si	Mn	P	S
	0.07	0.21	0.26	0.020	0.008
Slab size (mm)	1240 (width)×270 (thickness)				
Casting speed (m/min)	1.79				
Cooling intensity (l/kg·st)	1.4				
Molten steel temperature (K)	1800				
Temperature of secondary cooling water (K)	305				

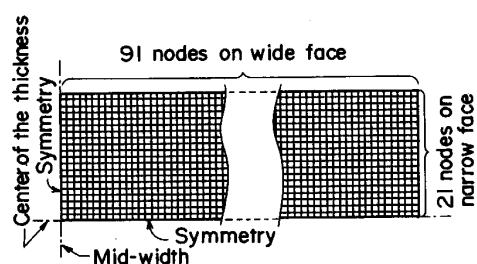


Fig. 1. Mesh division for solidification analysis.

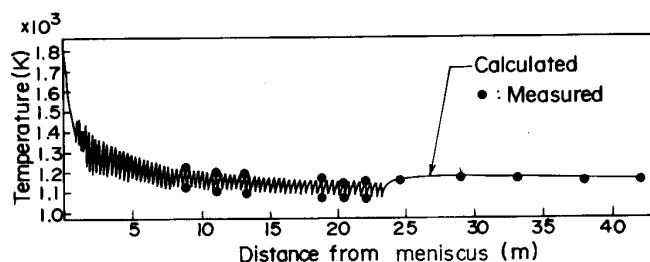


Fig. 2. Comparison between calculated and measured surface temperature of a slab at mid-width.

率 (f_s) 分布を示す。

2.2 バルジング解析モデル

2次元凝固解析によって時系列的に得られる Fig. 3 の铸片横断面内の温度と固相率分布を、铸造方向に重ね合わせて、3次元データとし、3次元解析のための温度分布と凝固シェル形状を構成した。凝固シェル形状を決定するためには、铸片を、剛性を有する部分と剛性を有しない部分に分ける境界（以下、凝固界面と呼ぶ）を定義する必要がある。凝固界面は従来より、溶鋼成分濃度から計算される固相線温度（凝固終了温度）を用いて定義されることが多いが^{1)~12)}、本研究では、固相率 $f_s = 0.8$ を用いて定義する。すなわち、 $f_s = 0.8$ となる温度は ZST¹⁹⁾ (Zero Strength Temperature) に一致するという小林の結果²⁰⁾ を用いて、ZST 以下の温度域で鋼は引張力に対して抵抗を有するので、 $f_s \geq 0.8$ の領域を凝

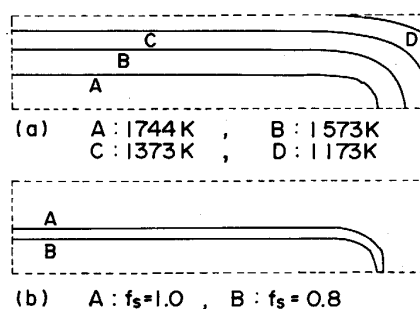


Fig. 3. (a) temperature and (b) fraction solid distribution in cross section of a slab at 18m from meniscus.

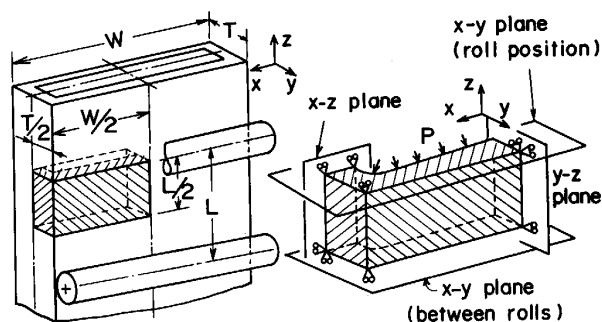


Fig. 4. Three-dimensional model in bulging analysis.

固シェルとした。

以上の凝固シェルの構成手順を自動化し、汎用 FEM コード MARC に結合して、3次元凝固シェルのバルジング解析を行った。まず、弾塑性解析を行い、続けてクリープ解析を行ったが、これらの解析において、スラブは静止した状態での解析とした。厳密には、铸片を移動させる解析とする必要があるが、そのためには数ロールピッチ以上の大規模な解析モデルを必要とし、3次元解析の場合、計算に長時間を要する。一方、後に述べるように、本研究の方法でのバルジング変形量は動的解析法の結果とほぼ一致する。このことから、本研究では、3次元シェルの各部に生じる歪みを第1次的に近似するには、静止モデルで十分であると考え、静止モデルを使用することによって、モデルの大きさを最低限度に縮小し、計算時間の短縮を図った。すなわち、解析モデルの形状は、Fig. 4 に示すように、铸造方向には 1/2 ロールピッチとし、また、幅方向の中心面と厚さ方向の中心面に関する対称性から、横断面は 1/4 領域とした。

ロール支持の境界条件として、ロール直下のスラブ表面の y 方向変位を拘束した。他の変位境界条件は、対称性を考慮して定めた。また、溶鋼静圧は解析対象域での平均値を、解析モデルの凝固界面に与えた。

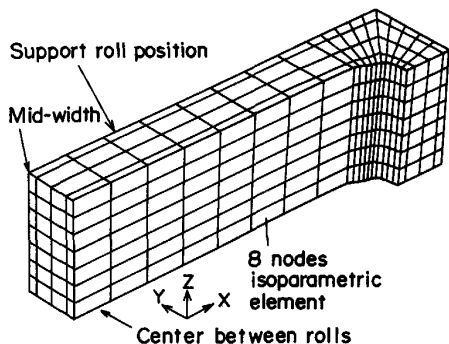


Fig. 5. Finite element mesh for bulging analysis.

縦弾性定数, 降伏応力, 加工硬化係数などの材料定数は, 日本鉄鋼協会の連続鋳造における力学的挙動部会で統一された値⁹⁾を用いた。クリープ則についても文献⁹⁾を参照し, 1sまでの時間ステップにおいては, 時間硬化則,

$$\dot{\epsilon}_c = 3.686 \times 10^{-7} \sigma^{3.33} t^{-0.5666} \dots\dots\dots (9)$$

その後の増分計算では, ひずみ硬化則,

$$\dot{\epsilon}_c = 2.943 \times 10^{-15} \sigma^{7.692} \epsilon_c^{-1.308} \dots\dots\dots (10)$$

とした⁹⁾。ここで, ϵ_c は相当クリープ歪み, σ は相当応力 [MPa], t は時間 [s] である。なお, クリープ時間は, スラブが 1/2 ロールピッチを移動するのに要する時間とした⁹⁾。

解析に使用した有限要素分割の一例を Fig. 5 に示す。使用要素は, 8 節点アイソパラメトリック立体要素であり, 総要素数 448, 総節点数 972 である。要素数を変えた若干の試験計算によって, この程度の分割で, 変形や歪みはほぼ収束し十分な解析精度が得られることを確認している。

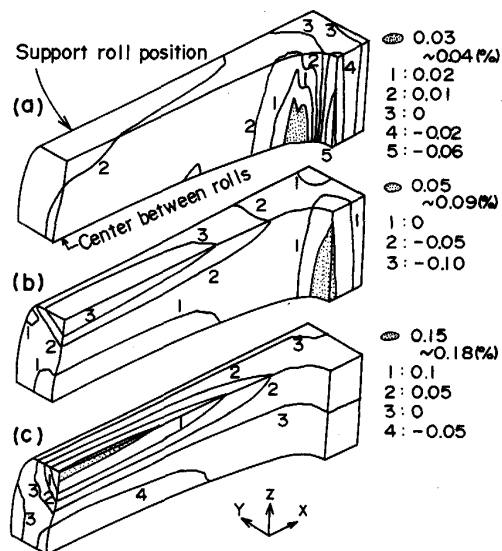
3. 解析結果

3.1 凝固界面発生歪みと内部割れ発生位置との対応

3次元解析の利点の一つは, 既に述べたように, 長辺ロール直下のみではなく, 短辺部やコーナー部の発生歪みも求めることができることである。

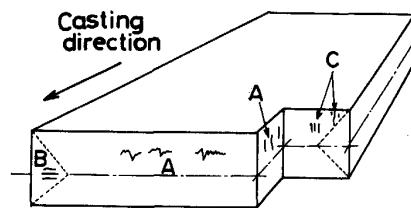
Fig. 6 に, Table 1 の条件での鋳造によって, 垂直部 2.85 m, 湾曲半径 10.5 m の連鋳機においてメニスカスから 18 m におけるバルジング歪みの x, y, z 方向成分; $\epsilon_x, \epsilon_y, \epsilon_z$ をそれぞれ示す。なお, 溶鋼静圧は, 溶鋼密度を $7 \times 10^{-6} \text{ kg/mm}^3$ と仮定して与えた。

Fig. 6 (a) より, 幅方向歪み ϵ_x は, ロール間中央での長辺のコーナー部に引張り歪みが集中し, Fig. 6 (b) より, 鋳片厚方向の歪み ϵ_y は, ロール間中央での短辺の鋳片厚中央部に引張り歪みが集中することがわかる。また, Fig. 6 (c) より, 鋳造方向歪み ϵ_z は, よく知ら



Shell thickness : 85-86 mm Surface temperature : 1170-1210 K
Ferrostatic pressure : 0.95MPa Roll pitch : 400 mm (a) ϵ_x (b) ϵ_y (c) ϵ_z

Fig. 6. Calculated bulging strain distribution at 18m from meniscus. Casting conditions in Table 1.



A: Midway cracks B: Triple-point cracks C: Internal corner cracks

Fig. 7. Internal cracks in a slab produced by continuous casting.

れているように, 長辺ロール直下の凝固界面で引張りとなる。ただし, ϵ_z は, ロール直下の鋳片幅中央部で最大となり, 幅方向に沿ってその値が減少することから, 鋳片幅の影響を受けると考えられる。

これらの歪みの各成分について, 引張り歪みが集中する箇所は, Fig. 7 に示した一般的な内部割れの発生位置および割れの方向⁹⁾ とほぼ一致する。すなわち, ϵ_x 集中部は割れCに関与し, ϵ_y は割れBに, ϵ_z は割れAに関与することがわかる。ただし, 割れCについては, Fig. 6 (a) に示した ϵ_x の最大値が比較的に小さいことから, バルジングの影響は, A, Bの割れに及ぼすほど大きいものではないと考えられる。

3.2 バルジングに及ぼすクリープの影響

Fig. 8 に, Fig. 6 で示した各歪み成分が最大となる要素 (e1, e2, e3) について, それぞれの要素内の歪みの

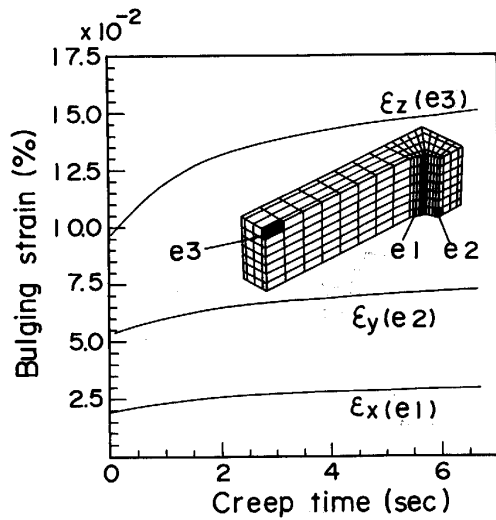


Fig. 8. Effect of creep on bulging strains.

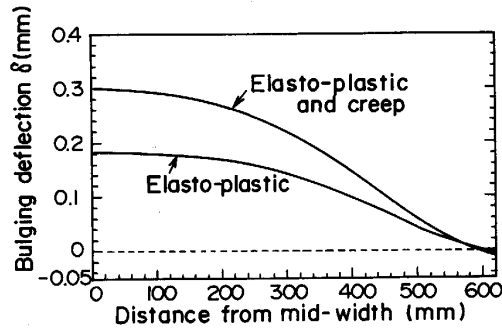


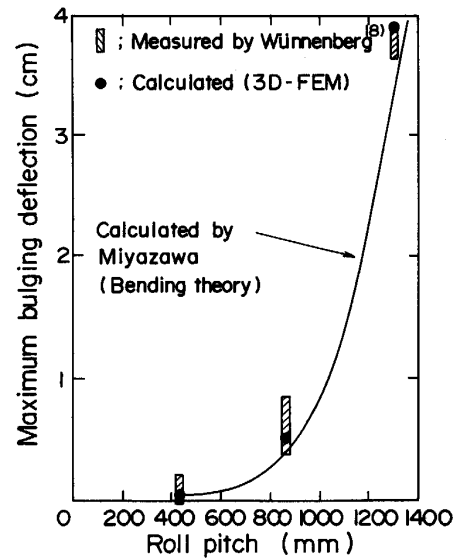
Fig. 9. Effect of creep on bulging deflection.

時間変化を示す。Fig. 8において、クリープ時刻0での歪みの値は弾塑性解析終了時の発生歪みを表す。Fig. 8からわかるように、クリープの影響は ϵ_z について特に大きく、クリープによって歪みの値は、弾塑性解析結果の約1.7倍に増加する。

次に変形に及ぼすクリープの影響についてFig. 9に示す。図中の曲線は、ロール間中央でのスラブ表面のy方向変形量を表しており、横軸左端はスラブ幅中央、右端はコーナー部に対応する。バルジング変形量は、ロール間中央でのスラブ幅中央部で最大となる。最大バルジング量は、弾塑性解析では高々0.18 mmであるのに対し、さらに、クリープを考慮すると0.30 mmに増加し、変形量もクリープによって約1.7倍に増加している。以上の結果から、バルジング解析において、クリープの影響は決して無視できないものであることがわかる。

3.3 実測値との比較

次に、バルジング変形量について、WÜNNENBERGらの測定結果²¹⁾との比較を行った。WÜNNENBERGらの測定結果は幅1300~1800 mmのスラブのものであるが、今回



Steel : X60 Casting speed : 0.85m/min Shell thickness : 79 mm
Surface temperature : 1300 K Ferrostatic pressure : 0.3MPa

Fig. 10. Comparison between measured and calculated maximum bulging, δ_{max} as function of roll pitch.

の解析では、スラブ幅は1300 mmとした。また、バルジング測定時のスラブ表面温度や凝固シェル厚にはばらつきがあるが、解析条件としては、表面温度を1300 K、長辺凝固シェル厚を79 mmと仮定し、上記条件が得られるように2次冷却条件を設定して、凝固シェルモデルを作成した。Fig. 10に最大バルジング変形量について、解析結果と測定結果を比較した。図中、●印が本研究の方法での値を、斜線部がWÜNNENBERGらによる測定結果を表す。また、実線は、MIYAZAWAらの梁理論¹⁾(铸件移動を考慮)での結果である。Fig. 10からわかるように、本解析方法での結果はロールピッチの広い範囲でも測定結果と良い対応を示す。また、解析結果は静止モデルでの結果であるが、铸件移動を考慮したMIYAZAWAらの結果ともほぼ一致しており、静止モデルでも十分な精度での解析が可能である。

3.4 バルジングに及ぼす短辺拘束の影響

スラブ幅(W)を700~1600 mmの範囲で変化させた場合の解析を行い、バルジングに及ぼす短辺凝固シェルによる拘束の影響を調査した。この検討において幅が1240 mm以上のモデルは、幅1240 mmモデルでの幅中央の凝固シェルと同一の厚みと温度勾配を有する凝固シェルを幅中央部に追加して作成した。幅が1240 mm未満のモデルは、幅1240 mmモデルの幅中央部の凝固シェルを削除して作成した。また、スラブ幅を変えても一つの要素の大きさがほぼ同じになるように要素分割を

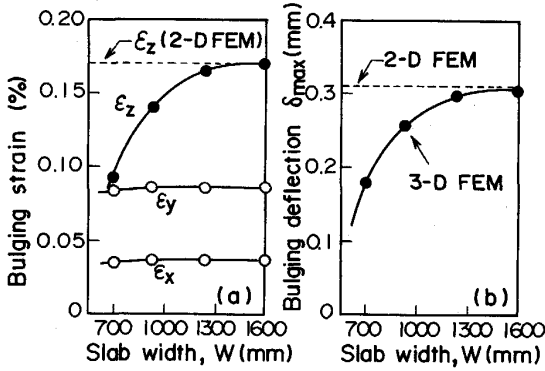


Fig. 11. Effect of slab width on (a) bulging strain and (b) bulging deflection.

行った。解析結果を Fig. 11 に示す。なお、計算条件は Fig. 6, 8, 9 の場合と同じである。

Fig. 11 (a) において、歪み成分 $\epsilon_x, \epsilon_y, \epsilon_z$ は凝固界面でのそれぞれの最大発生値を示し、それらの発生位置は Fig. 6 (a)~(c) の結果と同じである。図中には、スラブ幅中央縦断面での 2 次元モデル (一般化平面歪み) による結果を併せて示した。Fig. 11 (a) より、短辺拘束の影響を最も強く受けるのは、ロール直下の凝固界面に発生する ϵ_z であることがわかる。 $W = 1600$ mm では ϵ_z の値は 2 次元 FEM の値とほぼ等しく、短辺凝固シェルによる拘束の影響は無視できるが、 $W = 1300$ mm 以下では、 ϵ_z は短辺シェルの影響を強く受けて、 W の減少に伴い急激に低下し、 $W = 700$ mm では 2 次元 FEM の値の約 55% となる。また、最大バルジング変位 (δ_{max}) について、 W との関係を図 11 (b) に示すが、 δ_{max} についても ϵ_z の場合と同様の傾向を示す。以上の結果より、2 次元モデルでのバルジング解析法は、狭幅スラブの場合には ϵ_z や δ_{max} を過大に見積もる危険があることが明らかである。

4. 考 察

4.1 ϵ_x, ϵ_y の発生機構

ϵ_x, ϵ_y が Fig. 6 (a), (b) に示した箇所に集中する理由は次のように考えられる。

ϵ_x については、ロール間中央での長辺凝固シェルを、コーナー部で固定された等分布荷重を受ける両端固定梁と見なすことにより定性的に類推できる²²⁾。すなわち、固定端条件を満たすために、溶鋼静圧によって生じるモーメントと逆符号のモーメント M_0 が端部に働くことから、Fig. 12 に示すように、梁に生じるモーメント M は中央部と端部で逆転し、その結果、凝固界面に生じる歪みは、幅中央部で最大圧縮、端部で最大引張りとなる。

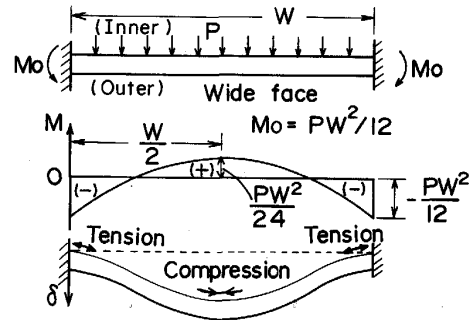


Fig. 12. An analogy between deflection of beam and bulging of wide face shell in cross section.

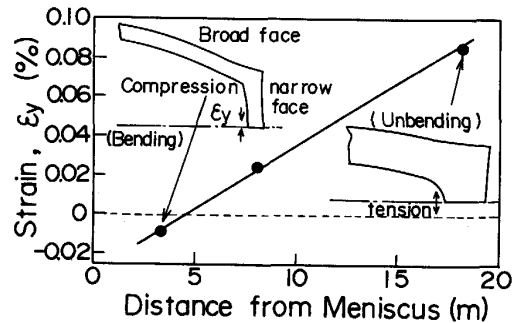
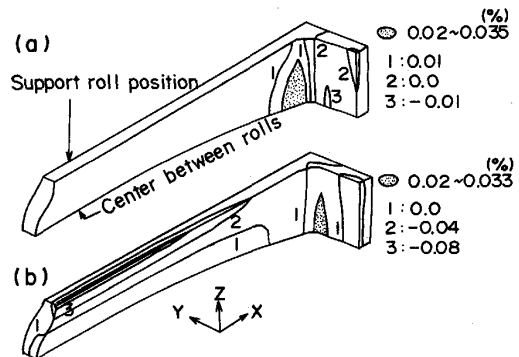


Fig. 13. Variation of strain ϵ_y on solidification front at center of narrow face.



Shell thickness : 29-30 mm Surface temperature : 1320-1375 K
Ferrostatic pressure : 0.231 MPa Roll pitch : 290 mm (a) ϵ_x
(b) ϵ_y

Fig. 14. Calculated bulging strain distribution at 3.3m from meniscus. Casting conditions in Table 1.

一方、 ϵ_y については、凝固シェル厚の増加の影響を考慮する必要がある。すなわち、Fig. 13 において、鋳片厚中央部凝固界面での ϵ_y は、凝固シェル厚の薄い場合は圧縮であるが凝固シェル厚の増加に伴って、メニスカスから 4.5 m の位置、約 40 mm の凝固シェル厚にて引張りに変化する。Fig. 14 に、凝固シェル厚が薄い場合の歪み分布を示すが、 ϵ_y は、コーナー近傍で引張りとなり、鋳片厚中央部では圧縮となる (Fig. 14 (b))。

この場合の短辺凝固界面上の ϵ_y の分布は、長辺凝固界面上の ϵ_x の分布 (Fig. 14 (a)) とよく似ており、 ϵ_y の発生機構は ϵ_x と同様と考えられる。しかし、凝固シェル厚の増加によって、短辺凝固シェルは両端固定梁とは見なせなくなり、短辺凝固シェルに作用する溶鋼静圧が発生歪みに及ぼす影響は減少する。またコーナー部の凝固シェルの剛性が増加し、長辺凝固シェルのバルジングによりコーナー部に働く曲げモーメントが短辺凝固シェルに伝わることより、短辺凝固シェルが内側に曲げられるため、短辺の铸片厚中央部の凝固界面に引張り歪みが生じると考えられる。

4.2 短辺拘束の影響関数について

Fig. 11 に示したように短辺拘束の影響を強く受けるのはロール直下での ϵ_z と、最大バルジング変形量 δ_{max} である。 δ_{max} に及ぼす短辺拘束の影響は、従来より、長辺凝固シェルを単純支持長方形板で近似し、LEVY の第1次近似解²³⁾を用いて、次式のように表されることが多い²⁴⁾。

$$\delta_{max} = \delta_0 \alpha(u) \dots\dots\dots (11)$$

$$\alpha(u) = 1 - \frac{\pi u / 2 \cdot \tanh(\pi u / 2) - 2}{2 \cosh(\pi u / 2)} \dots\dots\dots (12)$$

$$u = W / L \dots\dots\dots (13)$$

ここで $\alpha(u)$ は、短辺拘束の影響を表す関数であり、スラブ幅 W がロールピッチ L に比べて十分に大きい場合、すなわち、 $u \rightarrow \infty$ では $\alpha(u) \rightarrow 1$ となり、バルジングは短辺による拘束を受けない。すなわち、式(11)の δ_0 は、2次元モデルによる最大バルジング量と考えることができる。そこで、Fig. 11 に示した ϵ_z と δ_{max} について、2次元モデルでの解との比をとって無次元化し、 u をパラメーターとして整理すれば Fig. 15 となる。こ

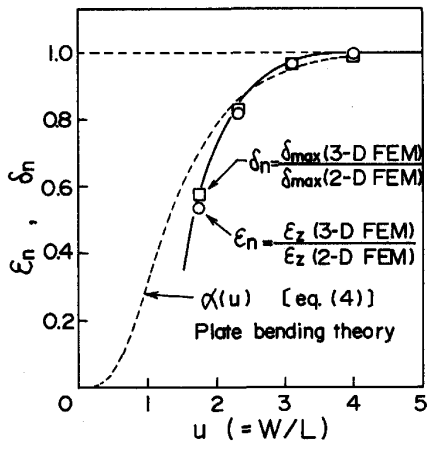


Fig. 15. Relation between ratio of slab width to roll pitch, u and dimensionless bulging strain ϵ_n , maximum deflection δ_n .

の図より、まず、無次元化した ϵ_z , δ_{max} とパラメーター u との関係は実線で示した一つの曲線で表されることがわかる。また、式(12)の $\alpha(u)$ を点線で示したが FEM での結果とは一致していない。これは、長辺凝固シェルを長方形板でモデル化する場合に、単純支持の境界条件を与えているためと考えられる。また、長方形板の板幅として式(11), (12) ではスラブ幅を用いているが、溶鋼静圧を受けて変形する領域はスラブ幅から短辺凝固シェル厚を除いた部分である。このことは、特に、スラブ幅が小さく、短辺凝固シェル厚が大きい場合には、式(11), (12) の近似誤差を増加させる原因となる。このように、短辺拘束の影響を正確に考慮するためには、やはり、3次元モデルによる解析が必要である。なお、Fig. 15 中に実線で示した関数の具体的な形は、今後、凝固シェル厚やロールピッチが異なる場合についても検討を行った上で、決定する必要があると考えている。

4.3 実機における内部割れ防止への適用

内部割れ発生要因には、バルジングの他に、熱応力によって生じる歪みや、矯正過程での発生歪み、ロールミスアライメントによる発生歪みなどがある。従って、連铸操業条件の設定にシミュレーションを適用し、内部割れの発生防止を図るには、これら各種の歪み発生要因を考慮し、また铸片の高温化への対応も考慮した総合的な検討を行う必要がある。例えば、バルジング歪みは2次冷却水量を増加して、凝固シェル厚を増加させスラブ表面温度を低下させることによって低減できるが、冷却水量の増減や、水量配分の変更は熱応力歪みへの影響が大きく、また、過度な冷却は铸片の温度を低下させるので、ダイレクトチャージや直送圧延に支障をきたす場合がある²⁵⁾。このような観点から、著者らは、総合的検討の中の一項目として本報でのバルジング解析法を使用しており、例えば、中炭素鋼の高速铸造のための冷却条件の設定²⁶⁾などに、適用を図り、内部割れの防止に効果を得ている。

5. 結 言

偏析を考慮した凝固解析法と3次元弾塑性クリープ FEM とを結合することによって、連铸スラブのバルジング挙動を解析し、発生歪みの分布と内部割れとの対応および、バルジングに及ぼすクリープやスラブ幅の影響について検討した。

(1) 凝固界面での最大歪み値は $\epsilon_z > \epsilon_y > \epsilon_x$ の順である。 ϵ_z はロール直下のスラブ幅中央部で最大となるが、 ϵ_x はロール間中央での長辺凝固界面のコーナー部で最大となる。一方、 ϵ_y は、凝固シェル厚の増加に伴って

最大歪みの値と発生箇所が変化する。これらの歪みの各成分の最大値発生箇所は内部割れ発生形態とはほぼ対応する。

(2) クリープの影響は ϵ_z と ϵ_{max} とに対して特に大きく、解析精度上、無視することはできない。

(3) スラブ幅の影響は ϵ_z と δ_{max} とに対して大きく、 $W/L < 3.0$ ではスラブ幅の減少に伴い、 ϵ_z と δ_{max} は急激に減少する。単純支持長方形板モデルでは、小さいスラブ幅ほど FEM の結果との誤差が大きい。

最後に、本研究を進めるにあたり、終始、御助言、激励をいただきました、住友金属工業(株)、森田喜保、郡司好喜、両博士に深く感謝いたします。また、有益な討論や計算を行う上での御協力をいただきました共同研究者の方々に謝意を表します。

記 号

(凝固解析)

f_s : 局所固相率

H : エンタルピー (J/m³)

ΔH : 凝固エンタルピー (J/kg)

T : 温度 (K)

T_{LS} : 液相線温度 (K)

ρ : 密度 (kg/m³)

C : 比熱 (J/kg·K)

λ : 熱伝導率 (W/m·K)

λ_{II} : デンドライト 2 次アーム間隔 (μm)

V : 凝固開始後からの冷却速度 (K/s)

(バルジング解析)

L : ロールピッチ (mm)

W : スラブ幅 (mm)

V_c : 铸造速度 (m/min)

t : クリープ時間 (s)

u : スラブ幅とロールピッチの比 = W/L

δ : バルジング変形量 (mm)

δ_{max} : 最大バルジング変形量 (mm)

ϵ_c : 相当クリープ歪み

ϵ_x : スラブ幅方向歪み

ϵ_y : スラブ厚方向歪み

ϵ_z : 铸造方向歪み

σ : 相当応力 (MPa)

文 献

- 1) K. MIYAZAWA and K. SCHWERTDFEGER: Ironmaking Steelmaking, **6** (1979), p. 68
- 2) 府川幸平, 松本紘美, 中島浩衛: 鉄と鋼, **68** (1982), p. 794
- 3) 松宮 徹, 梶岡博幸, 中村 泰: 製鉄研究, **310** (1982), p. 402
- 4) A. YOSHII and S. KIHARA: Trans. Iron Steel Inst. Jpn., **26** (1986), p. 891
- 5) 反町健一, 江見俊彦: 鉄と鋼, **63** (1977), p. 1297
- 6) 森田喜保, 河嶋寿一, 中村正宣: 住友金属, **35** (1983), p. 272
- 7) A. GRILL and K. SCHWERTDFEGER: Ironmaking Steelmaking, **6** (1979), p. 131
- 8) B. BARBER, B. A. LEWIS and B. M. LECKENBY: Ironmaking Steelmaking, **12** (1985), p. 171
- 9) 相澤達彦, 矢川元基, 大中逸雄: 連続铸造における力学的挙動 (鉄鋼基礎共同研究会連続铸造における力学的挙動部会編) (1985), p. 134, p. 145
- 10) 王 志剛, 井上達雄: 日本機化学会論文集 (A編), **53** (1987), p. 1739
- 11) 中田 等, 宮崎 純, 森 隆資: 連続铸造における力学的挙動 (鉄鋼基礎共同研究会連続铸造における力学的挙動部会編) (1985), p. 139
- 12) M. UEHARA, I. SAMARASEKERA and J. K. BRIMACOMBE: Ironmaking Steelmaking, **13** (1986), p. 138
- 13) S. KOBAYASHI, H. TOMONO and K. GUNJI: Trans. Iron Steel Inst. Jpn., **28** (1988), p. 214
- 14) 岡本 平: 第 3 版鉄鋼便覧 I (日本鉄鋼協会編) (1981), p. 200 [丸善]
- 15) S. G. HIBBINS and J. K. BRIMACOMBE: Continuous Casting Vol. 2, ed. by J. K. BRIMACOMBE, I. V. SAMARASEKERA and J. E. LAIT (1984), p. 139 [AIME]
- 16) 鋼材の強制冷却 (日本鉄鋼協会編) (1978), p. 15
- 17) 中島敬治, 播木道春, 高島啓行, 川崎守夫: 鉄と鋼, **71** (1985), S1055
- 18) 松川敏胤, 湯原 晋, 小島信司, 藤山寿郎, 宮川昌治: 川崎製鉄技報, **19** (1987), p. 7
- 19) E. SCHMIDTMANN and F. RAKOSKI: Arch. Eisenhüttenwes., **54** (1983), p. 357
- 20) 小林純夫: 鉄と鋼, **73** (1987), S896
- 21) H. GRUNER, H.-J. EHRENBURG, H. SCHREWE and K. WÜNNENBERG: Ironmaking Steelmaking, **14** (1987), p. 122
- 22) J. K. BRIMACOMBE, F. B. HAWBOLT and F. WEINBERG: Continuous Casting Vol. 2, ed. by J. K. BRIMACOMBE, I. V. SAMARASEKERA and J. E. LAIT (1984), p. 229 [AIME]
- 23) S. P. チモシェンコ: 板とシェルの理論上 (1973), p. 106 [ブレイン図書]
- 24) 藤井博務, 大橋徹郎, 広本 健: 鉄と鋼, **62** (1976), p. 1813
- 25) 小谷野敬之, 白谷勇介, 内田繁孝, 和田 勉, 正岡俊雄: 鉄と鋼, **72** (1986), p. 2233
- 26) 河嶋寿一, 中島敬治, 岡村一男, 清水広康: 材料とプロセス, **1** (1988), p. 166