

論 文

連続鋳造過程におけるシェル変形の解析

府川 幸平*・松本 紘美*・中島 浩衛**

Rheological Analysis of Bulging of Continuously Cast Slabs with Elementary Bending Theory

Kōhei FUKAWA, Hiromi MATSUMOTO, and Kōe NAKAJIMA

Synopsis:

The bulging of the shell in continuously cast steel slabs between the retaining rolls has been computed in terms of elementary bending theory. Creep and elasto-plasticity are taken into account at the same time as the factors influencing the bulging. The calculated results are as follows:

- i) Bulging pattern comprises concave zone around the exit and convex zone near the inlet of a retaining roll.
- ii) The depth of the above mentioned wave is larger than that of conventional bulging as measured at the middle of the roll span.
- iii) The bulging calculated by the present study depends sensibly on the parameters for the stress-strain relationship of the material.

1. 緒 言

鋼の連続鋳造法は、従来の造塊-分塊法にくらべて、歩留りの向上、省エネルギー、省力化などの長所をもっているため、1970年代に飛躍的に拡大した。

連続鋳造鋳片は凝固するまでの間に、熱応力、溶鋼静圧、ロールとの機械的相互作用などにより変形を受ける。スラブ鋳片においては、その広い面にいわゆるバルジングが、しばしば観察される。この現象はシェルに作用する溶鋼静圧により生ずる。このバルジングは、スラブ中央部の偏析^{1)~4)}や内部割れ^{5)~7)}の生成に大きく影響していると考えられている。

連続鋳造の保持ロールの間隔は30cm~45cmであり、高温多湿の悪条件下、ロール間のシェルの形状の詳細な測定は必ずしもなされていない^{8)~11)}。

一方バルジングを計算するモデルは幾つか出されている。弾性によるもの¹²⁾や弾性塑性によるもの⁷⁾¹³⁾¹⁴⁾である。藤井ら⁶⁾やPALMAERS and ETIENNE¹⁵⁾はクリープによる変形を計算しているが、スラブは静止と仮定している。MIYAZAWA and SCHWERDTFEGER¹⁶⁾は動的状態におけるロール間のスラブのバルジングを、クリープと弾塑性とに分けて計算しているが、この2つの要因の結果は重畳できないものであり、彼らも述べているように、クリープと弾塑性を同時に考慮したモデルが望ましい。

またMIYAZAWA and SCHWERDTFEGER¹⁶⁾の計算の境界条件は動的連続条件をみたしておらず、また加工硬化に対する歪みの基準点を考えている区間のロールの直下にとつていることも疑問である。

本研究においては、鋳片のロール間におけるバルジングを、クリープ変形と弾塑性変化とを同時に考慮したモデルにより、動的連続の条件のもとで解析した。ロール間隔にくらべて、スラブの幅は十分広いとして、従来の論文と同様に二次元曲げ理論を用いた。

本研究の目的は、高温材料のレオロジカルな特性値と変形形状との関連を明らかにするにある。

2. バルジング変形の解析方法

2.1 解析モデルと方程式

バルジングはFig. 1に示すように、鋳片内部の未凝固部に生ずる溶鋼静圧 p によつて凝固シェルが膨れる現象であつて、本来2軸方向であるが、スラブ幅を2mとすると、ロール間隔とスラブ幅の比は1/4~1/7と小さいため、これをFig. 1に示すような一軸バルジングとみなすことが出来る。またバルジングが問題となる曲げ戻し点前後では高度差の影響を無視して溶鋼静圧を一定とし、また対象区間での凝固によるシェル厚増加は無視するものとする。

上方のシェルのみを考えると、シェルにかかる力は

昭和56年5月塑性加工学会春季講演会にて発表 昭和52年6月26日受付 (Received June 26, 1981)

* 新日本製鉄(株)生産技術研究所 (Process Technology R & D Laboratories, Nippon Steel Corp., 1-1-1 Edamitsu Yawatahigashi-ku Kitakyushu 805)

** 新日本製鉄(株)生産技術研究所 工博 (Process Technology R & D Laboratories, Nippon Steel Corp.)

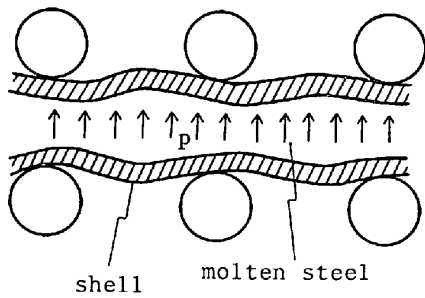


Fig. 1. Schematic of bulging.

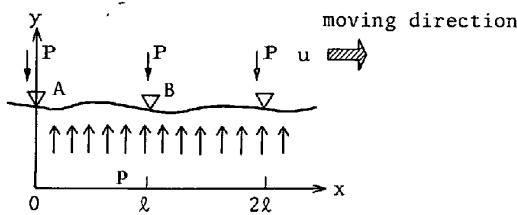


Fig. 2. Model for bulging analysis.

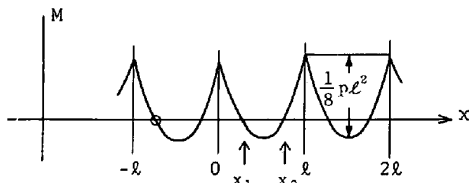


Fig. 3. Moment distribution between rolls.

Fig. 2 に示すように、溶鋼静圧 p とロールから受ける反力 P だけである。

ロール間隔 l が一定である場合を考えると、定常状態ではほぼ平行対称性が成立し、変形の解は周期 l の周期関数になる。これより、 $0 \leq x \leq l$ 内でのモーメント M

$$M(x) = \frac{p}{2} \left(x - \frac{l}{2}\right)^2 - A \dots \dots \dots (1)$$

で表せる。ここで x はロールとシェルとの接触点（一般にはロール直下よりわずかにずれる）を起点に測つた長さ方向の座標、 A は未知の常数である。この様子を Fig. 3 に示す。図中にモーメントが 0 となる点 x_1, x_2 では、変形が停滞する。連鋳機における鋳片表面温度は $800 \sim 1200^\circ\text{C}$ であり、また鋳造速度は $0.5 \sim 2.0 \text{ m/min}$ である。このように高温低速の現象であるため、このように変形が停滞する点で、以前の歪み履歴の影響は消滅すると仮定する。したがって、シェル内の応力 σ は、 x_1 または x_2 点を基準に求めた歪み ϵ 、および歪み速度 $\dot{\epsilon}$ を用いて

$$\begin{cases} \sigma = \pm \sigma_0 \epsilon^\alpha \dot{\epsilon}^\beta \psi(T) & (T \text{ は絶対温度}) \\ \psi(T) = \exp\left[T_0 \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{1273}\right)\right] & (\alpha, \beta, \dots \dots (2)) \\ \sigma_0, T_0 \text{ は常数} \end{cases}$$

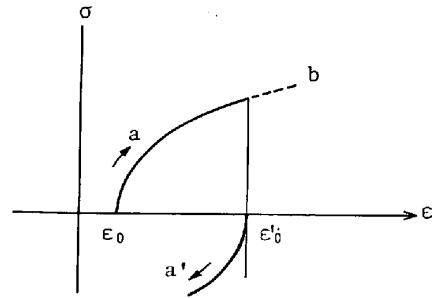


Fig. 4. Relation between stress and strain.

で与えられるとする。

この様子を Fig. 4 に示す。すなわち、ある基準状態 ϵ_0 から ϵ'_0 まで変形を加えた後、逆方向に変形すると、図のように ϵ_0 から始まる曲線 a と ϵ'_0 から始まる曲線 a' とは同じ形であるとする。

シェルの曲がり曲率を K とし、さらに x_1 または x_2 点からの曲率の増分を ΔK とすると、厚さ方向各場所 η (外面で 0, 内面で S とする) における歪みおよび歪速度は

$$\begin{cases} \epsilon(\eta) = \Delta K \cdot (\eta - \eta_0) \\ \dot{\epsilon}(\eta) = \Delta \dot{K} \cdot (\eta - \eta_0) \end{cases} \dots \dots \dots (3)$$

と表される。(定数 η_0 は全張力が 0 という条件から決まる。) 応力 σ は

$$\sigma(\eta) = \pm \sigma_0 \Delta K^\alpha \cdot \Delta \dot{K}^\beta \cdot (\eta - \eta_0)^{\alpha + \beta} \cdot \psi(T) \dots (4)$$

となる。またモーメントと曲率の関係式は

$$\Delta \dot{K} = \dot{K} = u \cdot \frac{d\Delta k}{dx} \quad (u \text{ は鋳造速度})$$

を考慮すると(4)より

$$M = \theta \cdot \Delta K^\alpha \left(\frac{d\Delta k}{dx}\right)^\beta \dots \dots \dots (5)$$

で表される。ここで

$$\theta = u^\beta \int_0^S \sigma_0 \cdot (\eta - \eta_0)^{\alpha + \beta + 1} \cdot \psi(T) d\eta$$

はシェル内温度分布とシェル厚の影響を示す常数である。平行対称性の条件は

$$\begin{cases} K(0) = K(l) \\ \int_0^l K(\xi) d\xi = 0 \end{cases} \dots \dots \dots (6)$$

で与えられる。

2.2 方程式の規格化と相似法則

座標 x および η をそれぞれ l および S で規格化する。

$$x = l\bar{x}, \quad \eta = S\bar{\eta} \quad (0 \leq \bar{x} \leq 1, 0 \leq \bar{\eta} \leq 1) \quad (N1)$$

モーメントは pl^2 で規格化し、 $M = pl^2 \bar{M}$ (N2) とすると、(1)式は

$$\bar{M} = \frac{1}{2} \left(\bar{x} - \frac{1}{2}\right)^2 - \frac{1}{2} a^2 \quad (a \text{ は常数}) \quad (E1)$$

さらに曲率 K を $K_0 = (pl^{\alpha+\beta}/\theta)^{\frac{1}{\alpha+\beta}}$ で規格化し, $K = K_0 \bar{K}$, および $\Delta K = K_0 \Delta \bar{K}$ (N3) とすると (5) 式は次のように規格化される.

$$\bar{M} = \Delta \bar{K}^\alpha \left(\frac{d\Delta \bar{K}}{\alpha \bar{x}} \right)^\beta \quad (E2)$$

(6) 式からは直ちに次の形が導かれる.

$$\bar{K}(0) = \bar{K}(1) \text{ および } \int_0^1 \bar{K}(\bar{\xi}) d\bar{\xi} = 0 \quad (E3)$$

(E1)~(E3) によつて方程式系が完成するが, これらに含まれるパラメータは α, β のみである. したがつて, α, β 以外の条件は変形パターンに無関係であり, 単に変形の大きさが変わるだけであると言ひ相似法則が得られる.

2.3 方程式の解法

方程式 (E1)~(E3) は常微分方程式であり, 正確な解を求めるには数値計算によらねばならない. 解法の手順は次のとおりである. (以下バーは省略)

①未知数 a を仮定して変形の停滞点 $x_1, x_2 (=1/2 \mp a)$ を求める.

② x_1 点を基準にして (E2) を解き, $x_1 \leq x \leq x_2$ での Δk の解 $\Delta K_I(x)$ を求める.

($\Delta K_I(x_1) = 0$ を初期値とする.)

③ x_2 点を起点として, 同様に (E2) を解き $x_2 \leq x \leq 1$ および $0 \leq x \leq x_1$ での ΔK の解 $\Delta K_{II}(x)$ を求める.

(E3), より $\Delta K_{II}(0) = \Delta K_{II}(1)$

④上に求めた解が矛盾しないためには, $\Delta K_I(x_2) + \Delta K_{II}(x_1) = 0$ であることが必要であるが, 一般には満足されない. このため Newton 法によつて a の値を修正し, 収束するまで①~④を繰り返す.

⑤ (E3)₂ の条件を用いて, $K_1 = K(x_1), K_2 = K(x_2)$ を求める.

⑥一般点の曲率 $K(x)$ は

$$K(x) = K_1 + \Delta K_I(x) \quad (x_1 \leq x \leq x_2)$$

および

$$K(x) = K_2 + \Delta K_{II}(x) \quad (x_2 \leq x \leq 1 \text{ または } 0 \leq x \leq x_1)$$

で求められる. 曲率 $K(x)$ を積分して変形形状 $y(x)$ を求める.

3. 解析結果

3.1 変形パターンの特徴

Fig. 5 に $\alpha=0.3, \beta=0.3$ の場合に規格化方程式を解いた結果を示す. (α は, より大きな歪みの場合の変形抵抗値¹⁷⁾より外挿して求めたもののほぼ中央値, β はクリープ特性値¹⁸⁾¹⁹⁾¹⁵⁾のほぼ中央値を採用した.) この解には次のような特徴がある.

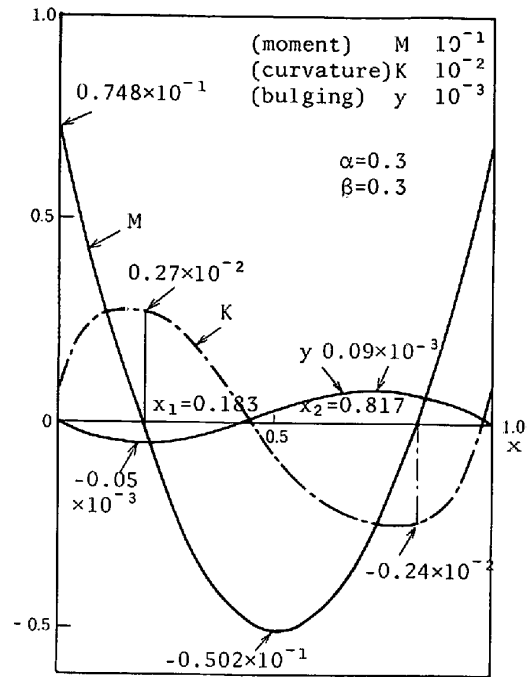


Fig. 5. A result of bulging analysis. (normalized) ($\alpha=0.3$ and $\beta=0.3$)

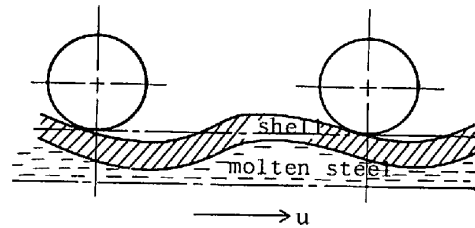


Fig. 6. Schematic of bulging.

(1) 鋳片表面はロールを出た直後は一度内側に入り込むが, 溶鋼静圧によつて徐々に外側に曲げ出され, 次のロールによつて再び内面に押しつけられる.

(2) この時, 内面側への入り込み量と, 外面側への曲げ出し量を比べると, 曲げ出し量の方が大きい.

(3) 凝固シェル内面に引っぱり応力が作用するのは, ロール直前から直後にかけての領域 ($x_2 \rightarrow 1, 0 \rightarrow x_1$) であり, ロール間隔の半分より狭い.

(4) 曲げの進行方向が逆転する基準点 (x_1 および x_2) の近くでは, ほとんど変形が進行しない.

バルジング形状を模式的に画くと Fig. 6 となる. シェルとロールの接触点はロール直下よりも若干上流側に移動するが, ロール間隔中心点が必ずしもバルジングの最大の点となるのではなく, また測定箇所によつてはロール間隔よりもむしろ凹んでいる実験結果もあり得ると予想される. 前述のごとくシェル形状の詳細測定は行われていないので, この予測を実証するデータはない. 実

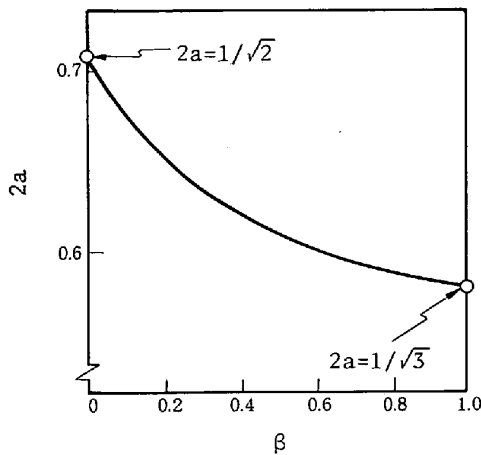


Fig. 7. Relation between β and $2a$.

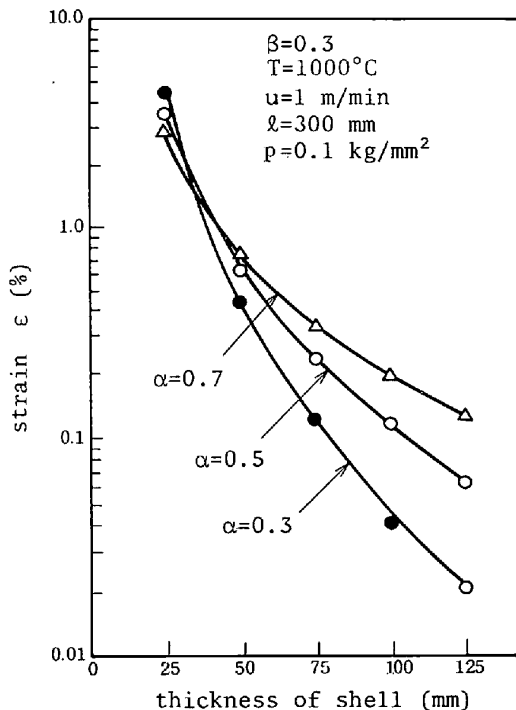


Fig. 8. Relation between thickness of shell and strain.

際の連続鋳機では測定困難である。鋳片厚みに対してロール径の小さいモデルを作れば、このシェル変形の詳細測定が可能と考える。

材質常数 α , β の変形パターンに対する影響として、ここでは $2a = x_2 - x_1$, すなわちシェル内面に圧縮応力が作用している距離のロール間隔に対する割合で評価しよう。この値は、 α には無関係で β のみによつてきまる。(付録参照)。これを Fig. 7 に示す。 $\beta=0$ (クリープ無し)の時 $1/\sqrt{2}$, $\beta=1$ (粘弾性と等価)の時 $1/\sqrt{3}$ である。熱間鋼の場合は $\beta=0.1 \sim 0.5^{(15)(18)(19)}$ の程度であろうから、 $2a=0.61 \sim 0.66$ であり、変形の基準点は材質にはあまり依存しないことがわかる。

3.2 変形の大きさと材質パラメータの関係

変形の大きさは1回の曲げで生ずる曲率変化 $\epsilon = |dK_I(x_2)| = |dK(x_1)|$ で評価できる。この解は次式で与えられる。(計算省略)

$$\epsilon = \left(\frac{\sqrt{\pi}(\alpha + \beta)}{\beta \left(1 + \frac{\beta}{2}\right)} \frac{\Gamma(1/\beta)}{\Gamma(1/\beta + 1/2)} a \right)^{\frac{\beta}{\alpha + \beta}} \left(\frac{a^2}{2} \right)^{\frac{1}{\alpha + \beta}}$$

ここに Γ はガンマ関数を示す。

これから実際の歪みを計算するためには、高温鋼の応力、歪み関係を正確に知る必要があるが、Fig. 8 には $\beta=0.3$ として、 α を種々変えてシェル内面の歪み ϵ を求めた結果を示す。ただし、 α を変える場合、当社での 1000°C 鋼材の測定結果より、 $\epsilon=0.0083$, $\epsilon=0.000926 \text{ s}^{-1}$ の時の応力が 1.41 kg/mm^2 となるようにした。シェル内温度は簡便のため 1000°C 一定とした。

この図より、ほぼ α の値によって、バルジング歪みの推定値は大きく異なることがわかる。これは α の値によつて、上述した条件での応力は一定であるが、実際に生じる歪みに対応する変形応力が大きく異なるためであつて、バルジング歪みの定量的な評価のためには、熱間鋼の変形応力の推定が極めて重要であることがわかる。

4. 結 論

連続鋳造過程で生ずるバルジング変形を、2次元の定常曲げ変形として扱う理論モデルを提出した。この結果、次のことがわかつた。

- (1) 変形パターンは一様に外に膨れるのではなく、複雑な挙動を示す。
- (2) 1回の曲げで生ずる曲率変化量で評価される変形量の大きさは、ロール間隔の中心点で計測したふくれ量より大きい。
- (3) 材料の応力・歪み関係におけるパラメータのとり方が計算結果に大きく影響する。

ロール間におけるシェル形状の精密な計測手法の開発と、高温鋼材の変形挙動の研究が期待される。

附録 2a が α に無関係であることの証明

(E2) を変形する。(バーは省略)

$$\Delta K^{\alpha/\beta} \frac{d\Delta K}{dx} = M^{1/\beta}$$

$$\frac{\Delta K^{\alpha/\beta + 1}}{\alpha/\beta + 1} = \int_{x_0}^x M^{1/\beta} dx \text{ (ただし } x=x_0 \text{ の時 } \Delta K=0)$$

$$\therefore \Delta K = \gamma^{1/\gamma} \left[\int_{x_0}^x M^{1/\beta} dx \right]^{1/\gamma} \dots\dots\dots (1)$$

ここに $\gamma = \alpha/\beta + 1$ とおいた

これより

$$\Delta K_I(x_2) = \gamma^{1/7} \left[\int_{x_1}^{x_2} M^{1/\beta} dx \right]^{1/7}$$

$$\Delta K_{II}(x_1) = \gamma^{1/7} \left[\int_0^{x_1} M^{1/\beta} dx + \int_{x_2}^1 M^{1/\beta} dx \right]^{1/7}$$

だから (E3) 第 2 式より

$$\int_{x_1}^{x_2} M^{1/\beta} dx = \int_0^{x_1} M^{1/\beta} dx + \int_{x_2}^1 M^{1/\beta} dx = 2 \int_0^{x_1} M^{1/\beta} dx$$

..... (2)

と表せる。この式を a に関して解き、変形の基準点 x_1 ($=1/2 - a$) および x_2 ($=1/2 + a$) を求めるわけであるが、(2)式中のパラメータは β だけである。ゆえに a の値は、従つて変形の基準点の位置は β のみによつて決まる。

文 献

- 1) 川和高穂, 佐藤秀樹, 宮原 忍, 小谷野敬之, 根本秀太郎: 鉄と鋼, 60 (1974), p. 486
- 2) 森 久: 鉄と鋼, 60 (1974), p. 784
- 3) 熊井 浩, 浅野鋼一, 大橋徹郎, 野村悦夫, 藤井博務: 鉄と鋼, 60 (1974), p. 894
- 4) 高石昭吾, 小舞忠信, 野呂克彦, 秋田靖博: 鉄と鋼, 60 (1974), p. 915
- 5) 井上俊朗, 小舞忠信, 新見英俊, 齊藤豊一, 細田靖彦: 鉄と鋼, 60 (1974), A103
- 6) 藤井博務, 大橋徹郎, 広本 健: 鉄と鋼, 62 (1976), p. 1813
- 7) 反町健一, 江見俊彦: 鉄と鋼, 63 (1977), p. 1296
- 8) 丸川雄幸, 戸崎 泰, 塩出純孝, 城田良康: 鉄と鋼, 61 (1975), S 127
- 9) 丸川雄幸, 姉崎正治, 木村智彦, 坂下 勉: 鉄と鋼, 62 (1976), S 107
- 10) 石黒守幸, 宮原 守, 半明正之, 内田繁孝, 内堀秀男: 鉄と鋼, 62 (1976), S 130
- 11) K. WUNNENBERG: Stahl u. Eisen, 98 (1978), p. 254
- 12) B. H. KNELL: Steel Times, 18 (1967), p. 189
- 13) R. G. BLOSSEY: Proc. Symp. Continuous Casting, AIME Annual Meeting, Chicago (1973), p. 141
- 14) K. A. TEKETE: Radex Randsh., (1974), p. 135
- 15) A. PALMAERS and A. ETIENNE: "Coulée et Solidification de l'acier" Rapport Final, Annexe IV, Couverture CCE/CRM, 6210-50/2/201 Liege, (1977)
- 16) K. MIYAZAWA and SCHWERTFEGER: Ironmaking and Steelmaking (1977), p. 68
- 17) 庄延理論とその応用 (日本鉄鋼協会編) (1969), p. 124 [誠文堂新光社]
- 18) 作井誠太, 酒井 拓: 鉄と鋼, 63 (1977), p. 285
- 19) P. J. WRAY: Metall. Trans., 7A, (1976) p. 1621