

論 文

UDC 621.74.047 : 620.192.46 : 539.37 : 621.74.07

スラブ連鋳機の矯正域における鋳片のひずみと
ロール荷重の数値解析大西 邦彦*・長井 邦雄*・若林 勝*²A Numerical Analysis of Strains in Slabs and Forces on Rollers
in the Straightening Zone of Continuous Casting Machine

Kunihiko ONISHI, Kunio NAGAI, and Masaru WAKABAYASHI

Synopsis :

A numerical method has been developed to improve mechanical analysis of straightening process in continuous casting, preceded by discussion on shortcomings involved in forging methods.

Characteristics of the straightening revealed by this method are

- (1) Starting end of slab strand exerts excessive force on rollers in the straightening zone,
- (2) The above force becomes much smaller in the steady state of casting,
- (3) Curvature of the strand is largely in agreement with that of roller alignment but with some off-alignment in the steady state of casting,
- (4) Straightening of the starting end cannot completely be made, leaving complicated deformation of the end slab.

1. 緒 言

現在、スラブ連鋳機の機械型式の主流となつている円弧型機および垂直曲げ型機では、鋳片の曲げあるいは曲げもどしを行う矯正域が必要であり、連鋳機の設計においては、この領域の仕様決定が重要な項目の一つである。とくに、最近では、鋳片寸法の大形化や鋳造の高速化にともない、鋳片ひずみとロールに作用する荷重がか酷化し、また、未凝固状態での鋳片矯正が避けられないものとなり、さらに、鋳片の品質向上および設備費低減のために機高減少のニーズも強いなど、矯正法の最適化と矯正域の限界設計が必要になつてきた。

これらに対応して高性能な設備を設計するためには、鋳片の矯正過程を理論解析し、鋳片に発生するひずみとロール荷重を予測することが基本的要件となる。すなわち、過大曲げによる鋳片き裂や過大荷重によるロール損傷が生じないように、ロール配置とロール部の構造・寸法を決定しなければならない。

しかしながら、今まで、矯正過程の理論解析に関する

研究は少なく、数件の研究^{1)~4)}が報告されているだけであり、また、解析法が十分議論され確立されるには至っていない。著者らも解析法を検討改良し設計に適用してきたが、それぞれ、特定の機械形式や条件を対象としたため、広範囲に適用できるものではなかつた。

これらの状況から、従来の解析法を再検討し、その問題点を解決するとともに汎用性のある解析法を検討・開発した。本報告では、まず、従来の解析法とその問題点を考察し、つぎに、汎用性のある数値計算法として、要素分割による弾塑性解析モデルを提案し、その解法の詳細を示す。また、その適用例として、矯正過程における現象の一般的傾向と矯正特性にあたる各種要因の影響を解析し考察する。

2. 従来の解析法の検討

スラブ連鋳機の機械形式とその特徴、および、矯正域の構造については多くの解説^{5)~8)}があり、ここでは説明を省くが、曲げ型機の矯正域の設計は、一般的に、Fig. 1 に示す手順で行われる。このうち、矯正域本来の解析

昭和 55 年 10 月 20 日受付 (Received Oct. 20, 1980)

* 日立造船(株)技術研究所 (Technical Research Institute, Hitachi Shipbuilding & Engineering Co., Ltd., 1-3-22 Sakurajima Konohana-ku Osaka 554)

*² 日立造船(株)陸機設計所 (Plant, Machinery, Design and Engineering Office, Hitachi Shipbuilding & Engineering Co., Ltd.)

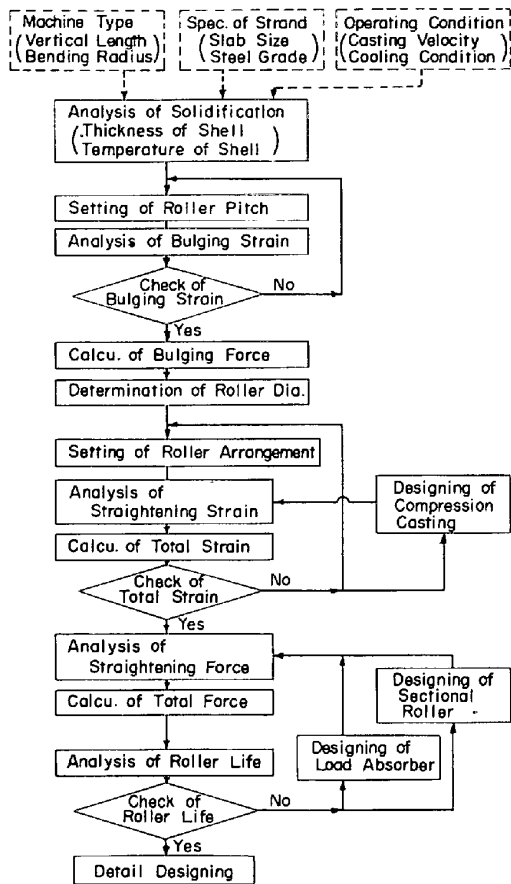


Fig. 1. Flow diagram of basic designing for straightening zone.

項目はつぎの二項である。

- (i) ロール配置決定のための鋳片矯正ひずみの解析
- (ii) ロールの寸法，構造決定のための矯正反力（ロール荷重）の解析

これらにつき，著者らが今まで検討，適用して来た方法を中心に，従来の方法の概要と問題点を考察する。なお，使用記号の説明は文末にまとめて示す。

2.1 鋳片矯正ひずみの解析法

鋳片の矯正ひずみはロール配置によつて定まる曲率に沿つて進行すると考え，ひずみとひずみ速度を次式とした。

$$\epsilon_i = \eta \rho_i, \dot{\epsilon}_j = \eta \Delta \rho_j / \Delta t_j \dots\dots\dots (1)$$

この式は，一般的に使用される式であるが，矯正域の寸法と鋳造速度のみで決まるとする全ひずみに対する幾何学的な式であり，鋳片き裂発生の評価をより高精度に行うためには，瞬間的に発生するひずみとクリープひずみを分離して扱うなど，より密度の高い取り扱いが必要であると思われる。また，ひずみ変化がロール配置に沿つて進むとする仮定も再検討する必要がある。このためには鋳片材の機械的性質をモデル化し，また，矯正域全体における鋳片の変形解析を行う必要があり，つぎに示

すロール荷重の解析と同一の問題となる。

2.2 矯正反力（ロール荷重）の解析法

著者らは現在まで，つぎの経過で解析法の検討，改良を進めてきた。

(1) 変形抵抗計算法

鋳片の矯正が一点矯正で行われた初期の連鋳機に対しては，矯正点における鋳片の変形抵抗から矯正反力を算出する方法を用いた。すなわち，鋳片の矯正に要する曲げモーメント（以下，矯正抵抗モーメントという）は鋳片断面各部の変形抵抗を積分して得られるとし，次式を用いる。

$$M_b = \int_A \sigma_F \eta dA \dots\dots\dots (2)$$

ここで，変形抵抗は引張試験で求まる降伏応力を用いる。この方法は，曲率変化量には無関係に矯正抵抗モーメントが定まるため，矯正点近傍のロールの荷重分担を決定することができない。そこで，ロール押しつけ油圧力を経験的に配分して必要な矯正モーメントを得る方法をとるなど，実績値を基本とするものであつたが，当時の連鋳機が油圧下方式の一点矯正であり，また，鋳片先端通過時には，油圧力によりロールを開放し，鋳片先端を未矯正のまま引き出すものであつたことから，とくに問題とはならなかつた。なお，現在でも，一般に，簡易計算にはこの方法が用いられるようであり，また，最近，齊藤ら⁴⁾はひずみ速度を考慮した変形抵抗式を用いた方法を提案している。

(2) クリープ計算法

その後，製品の歩留り向上，および，機械構造と操作の単純化のため，ロール開放を行わないネジ圧下スタンド方式に移行したことから，より高度な解析が必要となつた。そこで，変形抵抗として降伏応力を用いる代わりに，矯正変形はクリープにより進行すると考え，矯正ひずみ速度と鋳片材のクリープひずみ速度の対応から矯正抵抗モーメントを決定する方法を適用した。すなわち，鋳片材のクリープひずみ速度はクリープ試験により次式で定められる。

$$\dot{\epsilon}_c = C \sigma^n \dots\dots\dots (3)$$

一方，矯正ひずみ速度は，前述の(1)式で定めるとし，(3)式と等置すると次式を得る。

$$\sigma_j = \left(\frac{\dot{\epsilon}_j}{C} \right)^{1/n} = \left(\frac{\eta}{C} \right)^{1/n} \cdot \left(\frac{\Delta \rho_j}{\Delta t_j} \right)^{1/n} \dots\dots\dots (4)$$

したがつて，矯正抵抗モーメントは次式となる

$$M_{b,j} = \int_{A_j} \sigma_j \eta dA = \left(\frac{\Delta \rho_j}{\Delta t_j} \right)^{1/n} \int_A \left(\frac{\eta}{C} \right)^{1/n} \eta dA \dots\dots\dots (5)$$

この式による計算値は、実機計測で得た矯正反力から逆算した矯正抵抗モーメントとかなりよく一致した。しかし、この方法では、ロールスパン内で曲げモーメントが直線分布となる基本的条件を無視しており、また、鋳片のスプリングバックを考慮できないため、矯正反力が矯正点とその両側のロールにのみ発生する解となることなどの問題がある。さらに、クリープを定常クリープとしていることも実状にそぐわない仮定である。なお、PUHRINGER²⁾もNORTONのクリープ式をもとに、同様な方法を適用している。

(3) 定常弾塑性計算法

さらに、機械形式が多點矯正に移行し、また、矯正域の限界設計が進むにともない、矯正抵抗モーメントを各ロール位置ごとに独立に計算する従来の方法では、不十分あるいは適用できなくなってきた。そこで、新たな解析法として、鋳片材を弾塑性体と考え、矯正域全体を連続ばりとして計算する方法を検討、開発した³⁾。この解析法では、除荷時の弾性回復を考慮し、鋳片の移動ともなうひずみ履歴を追跡し、また、鋳片のせん断変形およびロールのたわみを考慮するなど、実際の現象に則したモデルとしたため、矯正の模型実験値とよく一致し、また、実機計測のロール荷重分布もかなりよく再現できることを確認した。しかし、この方法にも、鋳片断面内の温度分布の考慮が困難なため平均温度を用い、曲げひずみとせん断ひずみをそれぞれ独立に取り扱うなどの仮定を設けざるを得ず、また、ひずみ履歴を定常状態に対して考慮しているため、鋳片先端通過時などの非定常時への適用には問題がある。

2.3 解析法の高精度化

高精度化のため、まず、最もオーソドックスな方法として、有限要素法の適用が考えられるが、三次元粘弾塑性問題であり、また、移動をともなう複雑な状況にあるため、電算機の容量と計算時間の制限から実用的ではない。したがって、矯正現象をいかに精度よくモデル化し、いかに効率よく計算を行うかが最大の課題となる。そこで、次節に詳述するように、鋳片を格子分割することにより、鋳片の状態をできるかぎり忠実に表現できるようにする一方、応力-ひずみ成分は主要なもののみ抽出し、ひずみ分布も実状を離れない範囲で単純化することにより計算効率を高める方法を検討した。なお、所期の目標は汎用解析法の開発であつたが、クリープ変形を考慮すると解の取れん性が非常に悪くなること、および、非定常状態と定常状態には大きな差異があり、両者を同時に扱うことは効率が悪いことなどが明らかになつたことから、定常と非定常を分けて検討した。以下に

は、非定常解析法の詳細を述べ、定常解析法については別の機会に報告したい。

3. 非定常弾塑性解析法の開発

3.1 仮定と解析方法

つぎの仮定と手法を用いて電算機による数値計算を行う。

(1) はり理論 : Fig. 2 に示すように、鋳片をロールで支えられた連続ばりと考えて変形解析を行うが、各ロールスパンごとに座標系をとり、支点位置を絶対座標系では表示せず、隣接スパン間の相対角度のみを用いる。また、ロール支点をばね支持として、ロール・フレームのたわみを考慮し、さらに、支点に許容すきまを与えることにより鋳片の収縮量を考慮する。

(2) 非定常法 : 鋳片先端通過時の矯正解析に重点をおくこととし、先端が矯正域に突入した状態から計算を始め、鋳片の移動を追跡してゆく方法をとる。定常時の値は鋳片先端が矯正域から十分離れたときのものとして求められる。

(3) 直方体要素分割 : Fig. 3 に示すように、鋳

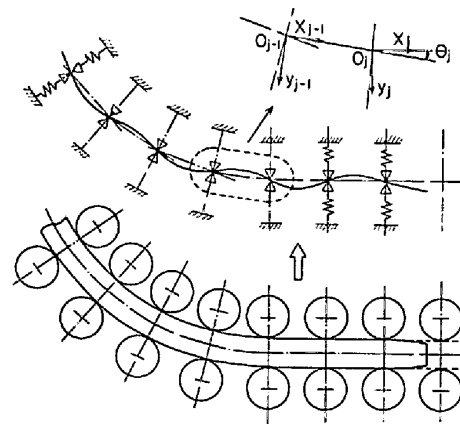


Fig. 2. Modelling of straightening zone.

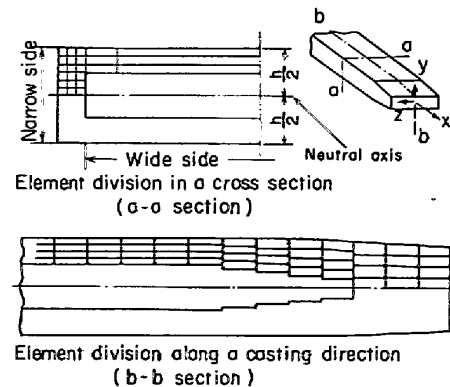


Fig. 3. Element division of a slab.

片を直方体要素に分割する。これにより、鑄片内の温度分布と凝固シェル厚分布を考慮することができる。また、鑄片の移動は一要素分ずつの断続的な動きで近似する。

(4) 曲げ変形とせん断変形 : 鑄片に発生する応力、ひずみ成分のうち、鑄造方向の垂直成分 (σ, ϵ) と断面内のせん断成分 (τ, γ) が主要成分であると考え、他の成分は無視する。また、断面内のひずみ分布をつぎのように近似する。すなわち、曲げひずみは断面内凝固シェル全域に発生し、その値は鑄片中央面(すなわち、中立軸)からの距離に比例する。一方、せん断ひずみは短辺部のみ発生し、鑄片厚み方向に一定値とする。さらに、これらに対応し、変形には曲げ変形とせん断変形を考慮する。

(5) 弾塑性体 : 鑄片材の相当応力と相当ひずみの関係が、Fig. 4 に示すような折れ線で表されるものとする。また、この材料定数 (E, H, σ_y) の温度依存性を考慮する。

3.2 基礎式

基本的には、分割要素の格子点に関する剛性方程式を作り、境界条件を満足する解を求めることになるが、格子点すべてを未知数とすると方程式の元数が膨大になるため、つぎの方法で要素間を集約した剛性方程式を導く。

3.2.1 鑄片断面の剛性方程式

矯正域で鑄片に発生する応力とひずみの関係は、仮定した二成分の応力-ひずみ系に、三次元弾塑性問題に対する山田らの式⁹⁾を適用すると次式を得る。

$$\left. \begin{aligned} d\sigma &= (E - U_1)d\epsilon - U_2d\gamma \\ d\tau &= (G - U_3)d\gamma - U_2d\epsilon \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (6-a)$$

ここで、 $U_1 \sim U_3$ は塑性状態に対して値をもち、次式であたえられる。

$$\left. \begin{aligned} U_1 &= E^2\sigma^2/P, \quad U_2 = 3EG\sigma\tau/P, \quad U_3 = 9G^2\tau^2/P \\ P &\equiv H'\bar{\sigma}^2 + E\sigma^2 + 9G\tau^2 \\ \bar{\sigma}^2 &\equiv \sigma^2 + 3\tau^2, \quad 1/H' = 1/H - 1/E \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (6-b)$$

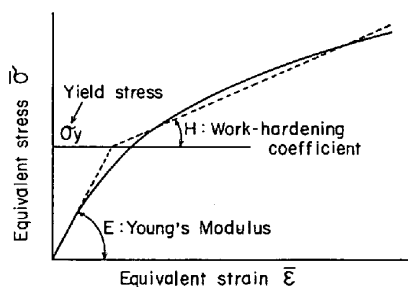


Fig. 4. Assumption of stress-strain relation of slab.

さらに、ひずみ分布の仮定;

$$\epsilon(x, y) \equiv \rho(x) \cdot \eta, \quad \gamma(x, y) \equiv \Gamma(x) \dots\dots\dots (7)$$

および、鑄片に作用する外力と内部応力のつりあい;

$$M = \int_{A_M} \sigma \cdot \eta \cdot dA, \quad F = \int_{A_S} \tau \cdot dA \dots\dots\dots (8)$$

を考慮すると、任意断面の曲げ曲率、平均せん断変形と外力の関係が次式となる。

$$dM = a_1 d\rho + a_2 d\Gamma, \quad dF = a_2 d\rho + a_3 d\Gamma \dots\dots\dots (9-a)$$

ここで、 $a_1 \sim a_3$ は鑄片断面の剛性係数で次式となる。

$$\left. \begin{aligned} a_1 &= \int_{A_M} (E - U_1) \eta^2 dA, \quad a_2 = - \int_{A_S} U_2 \eta dA, \\ a_3 &= \int_{A_S} (G - U_3) dA \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (9-b)$$

3.2.2 ロールスパン内鑄片の剛性方程式

鑄片に作用する外力はロールとの接触点での反力のみであることから、1つのロールスパン内では、曲げモーメントは直線分布、せん断力は一定値で次式となる。

$$M(x) = M_{jI} + F_j \cdot x, \quad F(x) = F_j \dots\dots\dots (10)$$

一方、断面の剛性係数は1つの断面要素内で一定と仮定すると、(9), (10)式の対応から、要素内の曲率とせん断変形は次式で仮定できる。

$$\left. \begin{aligned} \rho(x) &= (\rho_{e0} - \rho_{e1}) \cdot x_e / l_e + \rho_{e1} \text{ (直線分布)} \\ \Gamma(x) &= \Gamma_e \text{ (一定)} \end{aligned} \right\} \dots\dots (11)$$

また、はり理論より、鑄片のたわみは次式で近似される。

$$\frac{d^2 y_M}{dx^2} = -\rho, \quad \frac{dy_S}{dx} = \Gamma \dots\dots\dots (12)$$

さらに、鑄片の移動は断面要素1個分の断続した動きで近似することから、移動前後の外力と変形量は、各要素ごとに、次のような差分表示とする。

$$\left. \begin{aligned} M_e &= M_{ef} + \Delta M_e, \quad F_e = F_{ef} + \Delta F_e \\ \rho_e &= \rho_{ef} + \Delta \rho_e, \quad \Gamma_e = \Gamma_{ef} + \Delta \Gamma_e \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (13)$$

(9), (10), (11), (13)式を(12)式に代入し、スパン入口から出口まで積分すると1つのスパンに対し、次式が導かれる。

$$\left. \begin{aligned} y'_{j0} &= \alpha_{1j} + \alpha_{2j} F_j + \alpha_{3j} M_{jI} + y'_{jI} \\ y_{j0} &= \beta_{1j} + \beta_{2j} F_j + \beta_{3j} M_{jI} + L_j y'_{jI} + y_{jI} \end{aligned} \right\} \dots (14)$$

ここで、 $\alpha_1 \sim \alpha_3, \beta_1 \sim \beta_3$ はスパン内鑄片に対する剛性係数であるが、移動前の変形量と負荷量を含んでいる。この詳細式は Appendix に示す。

3.2.3 全領域に対する構成方程式

変位に関しては、つぎの境界条件を満足しなければならない。

隣接スパンとの角度関係より;

$$\left. \begin{aligned} y'_{jI} &= y'_{j-1,0} + \theta_j \\ \text{支点通過条件より;} \\ y_{jI} &= y_{j-1,0} = \pm S_{jI} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (15)$$

これらの条件式に (14) 式を代入すると次式を得る.

$$\left. \begin{aligned} -\theta_j &= \alpha_{1j} + \alpha_{2j}F_j + \alpha_{3j} \sum_{k=1}^{j-1} F_k L_k + y'_{j-1,0} - y'_{j0} \\ &\pm (S_{jI} - S_{j-1,I}) \\ &= \beta_{1j} + \beta_{2j}F_j + \beta_{3j} \sum_{k=1}^{j-1} F_k L_k + L_j (y'_{j-1,0} + \theta_j) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (16)$$

(j = 1, 2, \dots, N)

一方、外力に関しては、計算領域の入口と出口で曲げモーメントが 0 となることから、(10) 式を適用して、次の条件が導かれる。

$$M_{NO} = \sum_{j=1}^N F_j L_j = 0 \dots\dots\dots (17)$$

以上により、全領域に対し、各スパンのせん断力 (F_j) と各ロール支点での鋳片の傾き角 (y'_{j0}) を未知数とする $(2N+1)$ 元の連立方程式が得られる。この方程式を解いて、傾き角とせん断力が求まると、(6)~(14) 式から、鋳片の変形量、応力、ひずみが計算される。また、ロールに作用する荷重は、次式で求められる。

$$R_{jI} = F_{j-1} - F_j \dots\dots\dots (18)$$

3.2.4 ロールのたわみに対する方程式の修正

矯正反力によりロール・フレームが変形して支点変位が生じると、スパン間の角度関係が変化する。すなわち、Fig. 5 に示す関係より、相対角度は次式となる。

$$\begin{aligned} \Phi_j &= \theta_j + \Delta\theta_j - \Delta\theta_{j-1} \\ &= \theta_j + (\delta_{j+1,I} - \delta_{jI}) / L_j - (\delta_{jI} - \delta_{j-1,I}) / L_{j-1} \end{aligned} \dots\dots\dots (19)$$

この式に、支点変位とせん断力の関係；

$$\delta_{jI} = k_{jI} \cdot R_{jI} = k_{jI} \cdot (F_{j-1} - F_j) \dots\dots\dots (20)$$

を代入すると次式を得る。

$$\begin{aligned} \Phi_j &= \theta_j + K_{1j}F_{j+1} + K_{2j}F_j + K_{3j}F_{j-1} + K_{4j}F_{j-2} \\ K_{1j} &\equiv -\frac{k_{j+1,I}}{L_j}, \quad K_{2j} \equiv \frac{k_{j+1,I}}{L_j} + \frac{k_{j,I}}{L_j} + \frac{k_{j,I}}{L_{j-1}} \\ K_{3j} &\equiv -\left(\frac{k_{jI}}{L_j} + \frac{k_{jI}}{L_{j-1}} + \frac{k_{j-1,I}}{L_{j-1}}\right), \quad K_{4j} \equiv \frac{k_{j-1,I}}{L_{j-1}} \end{aligned}$$

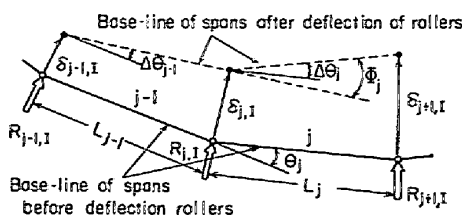


Fig. 5. Relative angle between two spans.

したがって、(16) 式の θ_j の代わりに、(21) 式の Φ_j を用いると、支点変位を考慮した方程式が得られる。

3.3 数値計算法

Fig. 6 に数値計算の流れ図を示すが、とくに問題となるのは、鋳片要素の降伏、および、支点変位の非線形性に関連する荷増分の取り扱い方法である。この解析法では、各要素の降伏あるいは弾性回復、および、支点剛性の変化を同時に考慮し、荷増を漸増して要素あるいは支点剛性を 1 個づつ変化させる方法をとった。なお、要素の降伏、弾性回復の計算は山田らの方法⁹⁾ にならない、また、支点剛性の変化は折れ線で近似することにより、要素の降伏と同じ扱いとした。

3.4 解析精度

3.4.1 模型実験による検討

実機の約 1/10 の模型実験機を使用して純 Al 製の箱形試料の矯正を行いロール荷重を測定し、計算値と比較した。この結果を Fig. 7 に示すが、定常状態のロール荷重は非常によく一致した。一方、先端通過時のロール荷重は、矯正開始時には、ほぼ一致しているが、先端が進むに従い、測定値では最大荷重が急速に減少するのに対し、計算値では大きな荷重が持続し、両者にかかなりの差が生じている。これは、実験では、試料表面のひずみ計測のため、図示したように、長辺表面をくぼませたこ

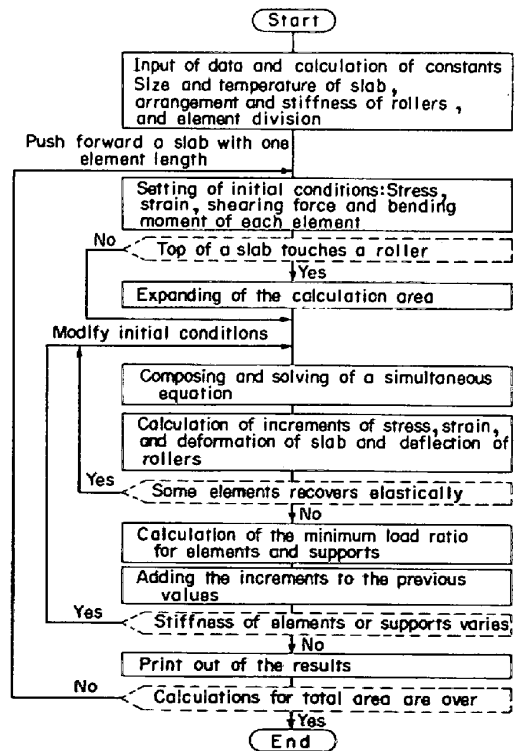


Fig. 6. Flow chart of numerical calculation for the analysis of straightening process.

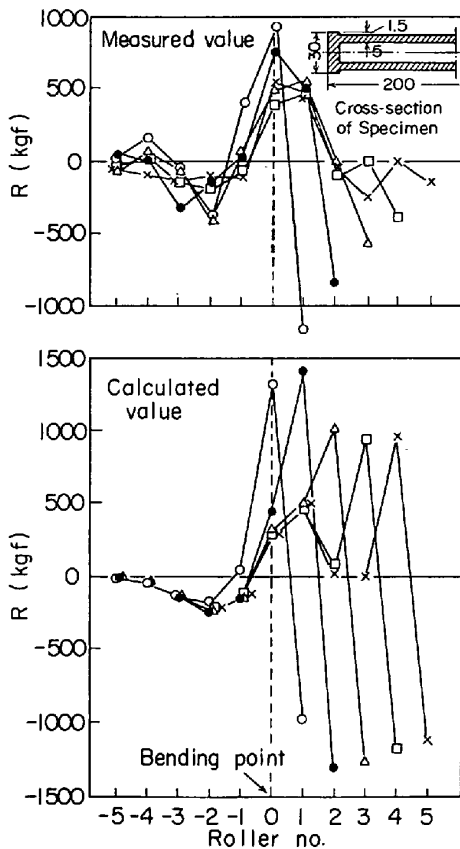


Fig. 7. Forces on rollers in the straightening zone of a model test machine.

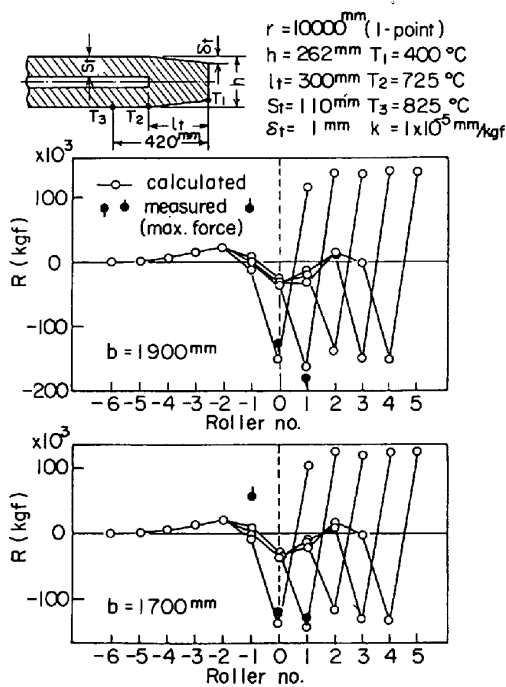


Fig. 8. Forces on rollers in a straightening zone of a commercial machine.

とにより、矯正反力により凸部が圧延され、しだいに厚みが減少したためではないかと考えられる。なお、計算

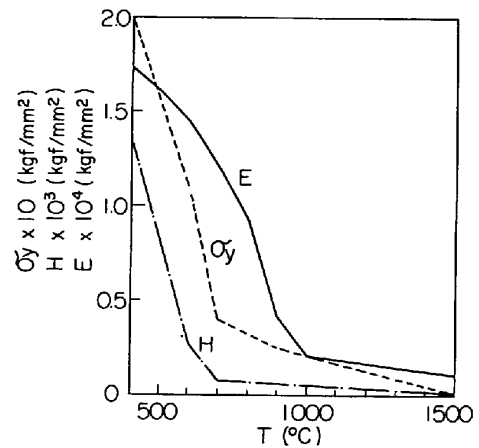


Fig. 9. Assumed mechanical properties of slab.

では、ロールと試料のすきま (S_{ji}) は定常部では 0 とし、試料先端部では試料厚みの減少量 (δ_i) に等しいとした。以下の計算例でも、すべて、同じ扱いとした。

3.4.2 実機計測値との比較

半径 10.5 m の円弧型一点矯正機におけるロール荷重計測値と計算値の比較を Fig. 8 に示す。なお、実機のロール荷重はロールネック軸受部にロードセルを組み込んで測定した。また、計算には、鋳片温度、シェル厚、先端形状として、図中に示した値を推定値として用いた。この例によれば、矯正点直前のロールでの差が約 50 tf のパルジング力によるものと考えられる。計算値と測定値はよく一致していると見られる。なお、計算に用いた鋳片材の機械的性質を Fig. 9 に示す。これらは著者が引張り試験により得た値と文献^{(10)~(14)}の値を集約したものである。

4. 矯正特性の検討

前述の弾塑性非定常解析法を用いて、矯正現象の一般的な特性と各種要因の影響を検討した。

4.1 矯正現象の一般的特性

一点曲げの曲げもどし矯正につき、ロール荷重と鋳片ひずみを計算し、矯正域で生じる現象の一般的特性を検討した。垂直曲げ部の特性は曲率変化が逆であると考えられると同じ特性となり、また、多点矯正では一点矯正の特性が重畳して現われると考えられる。

計算結果を Fig. 10, 11 に示すが、計算条件は現状での平均的なものとして Fig. 10 中に示す値とした。

Fig. 10-a は鋳片先端が矯正域を進むにしたがい、各ロールの荷重分布がどのように変化するかを示したもので、これによれば、大きな矯正反力が発生するのは鋳片先端近くのロールのみであり、この部分では鋳片は三本

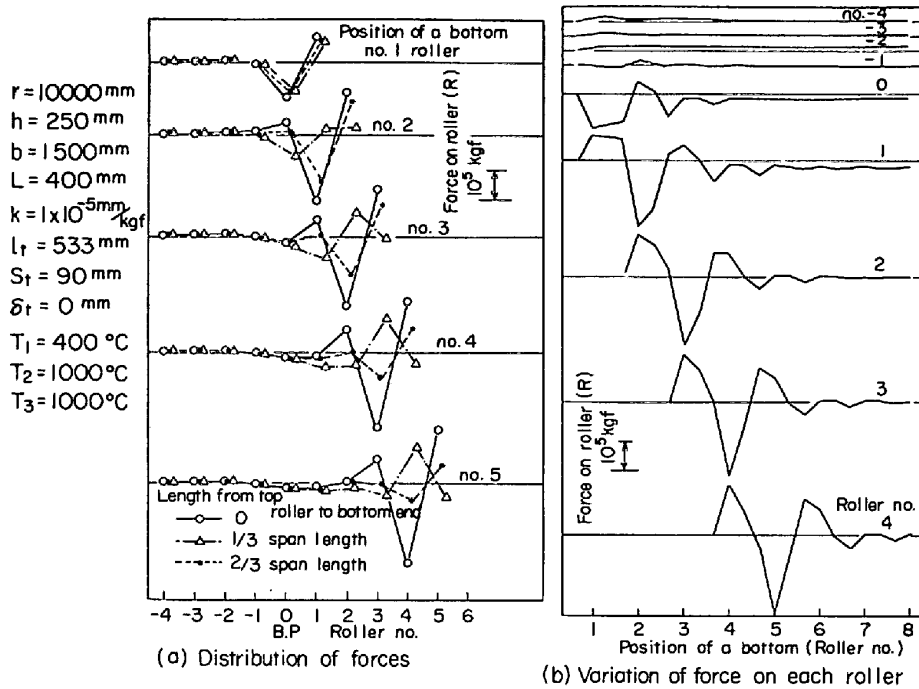


Fig. 10. Variation of forces on rollers with a movement of a slab (calculated values).

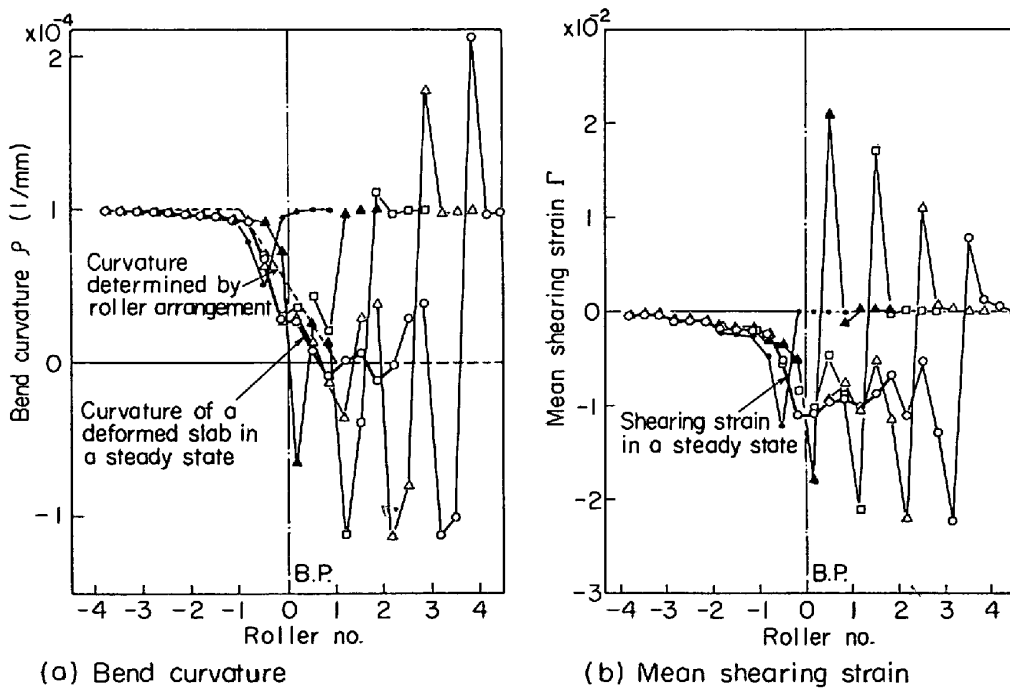
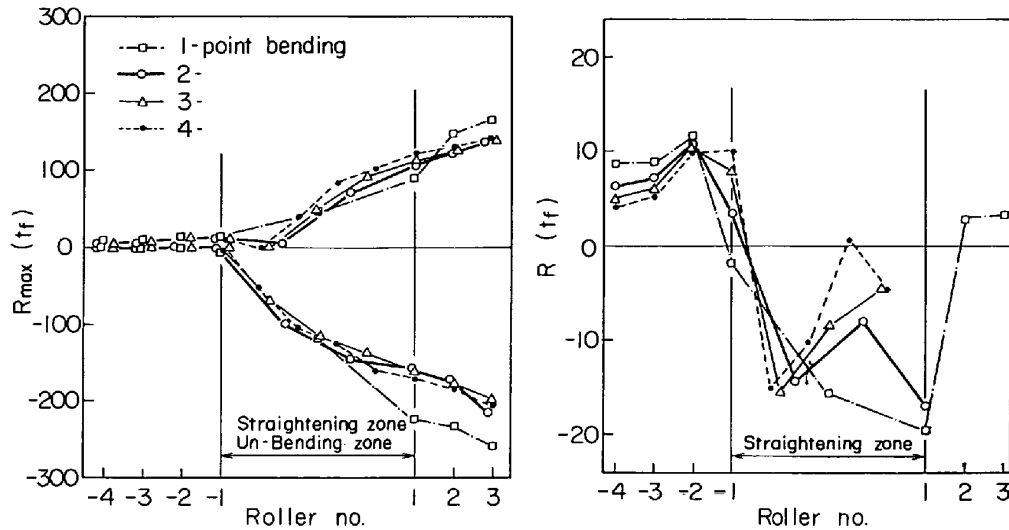


Fig. 11. Deformation of a slab (calculated values).

のロールのみで曲げられている。しかも、この大きな荷重は矯正域を出たのちも発生を続けており、鋳片先端部が矯正域で完全に矯正されないことを示している。一方、定常状態のロール荷重は非定常時に比べて非常に小さく、また、荷重分布も広い範囲に分散される様子が見られる。

Fig. 10-b は上記と同じ結果を各ロールの荷重変化状

態で図示したもので、この結果から、鋳片先端通過時には、各ロールとも荷重方向が上下に大きく変動するが、先端が遠ざかるにしたがい次第に減少し、4スパン程度離れると一定値に落ち着き、定常状態となることがわかる。Fig. 11-a は鋳片先端の進行にともなう鋳片曲率の変化を示す。これによると、鋳片先端の完全凝固部はほとんど変形せず、そのしわよせとして、完全凝固部に隣



(a) Maximum force on each roller in an unsteady state (b) Distribution of forces in a steady state

Fig. 12. Influence of numbers of bending points on forces on rollers.

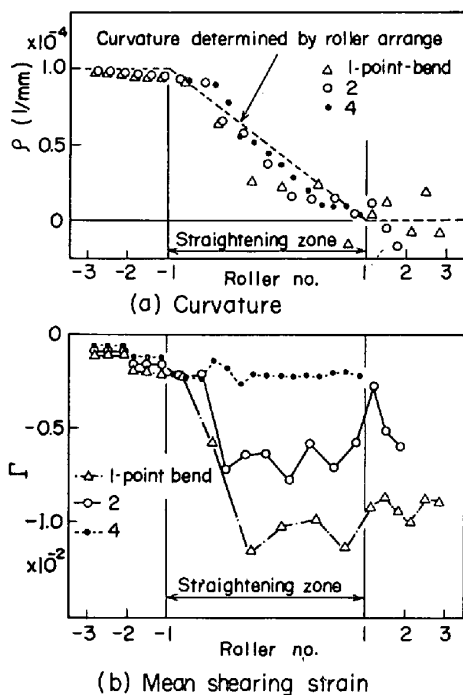


Fig. 13. Influence of numbers of bending points on strains in a slab.

接する未凝固部に異常に大きな変形が生じるようすが見られる。一方、定常状態での鑄片曲率は、ほぼ、ロール配置に沿って変化しているが、完全には一致せず、矯正域に入る前から曲り始め、矯正点ではかなり大きく曲がりが進み、矯正完了点では所定の曲率を越えた曲がりが生じるなどの差異が現われている。Fig. 11-b はせん断ひずみの変化を示すが、曲率の変化と同じく、鑄片先端の変形が特殊であることを表すとともに、定常状態においても、せん断ひずみがかなり大きく、変形に対し重要な

成分となることを示している。

4.2 矯正特性にあたる矯正点数の影響

鑄片のひずみ速度を一定とした連続多点矯正につき、矯正点数を一点から四点まで変えて計算し、その効果を調べた。この結果を Fig. 12, 13 に示す。なお、鑄片の条件は前述の一点矯正と同じものとした。Fig. 12-a は各ロールに発生する最大荷重を示したが、最大荷重は矯正点数によつてあまり変化せず、矯正点数を増やしても、鑄片先端は矯正を受けにくいことを示している。一方、Fig. 12-b には定常時のロール荷重を示すが、これには多点矯正の効果が見られるが、いずれも、非定常時の荷重に比べて非常に小さいものである。Fig. 13-a は定常状態の鑄片曲率の変化状態を示すが、矯正点数が多くなるほど、ロール配置に沿つた円滑な矯正が行われることがわかる。また、Fig. 13-b にはせん断ひずみの変化を示すが、矯正点数が多いほどせん断変形が少なくなることが示されている。

5. 結 言

スラブ連続機における鑄片矯正過程の解析法を検討し、要素分割による数値計算法を開発した。この方法は、とくに、鑄片先端通過時の非定常解析に有用なものであるが、模型実験および実機計測値との比較により、矯正過程をかなり精度よくシミュレートできることを確認した。しかし、計算値と実測値の対比例が少なく、また、計算仮定そのものにも、かなり極端な単純化を含んでいることから、今後も検討、改良が必要である。

一方、本解析法を用いたシミュレーション計算により矯正過程の特性を検討し、つぎの結果を得た。

(1) 鋳片先端通過時にはロールに非常に大きな荷重が作用し、この荷重は矯正域を出たのちも、かなりの間、発生を続ける。

(2) ロール荷重の最大値は矯正点数によつてはあまり変化しない。

(3) 定常時のロール荷重は非定常時に比べて非常に小さい。

(4) 鋳片先端部は矯正域でほとんど矯正を受けず、また、その近傍は複雑なひずみ状態となる。

(5) 定常時の鋳片曲げひずみは、ほぼ、ロール配置に沿つて進行するが、部分的にはかなりのずれが生じ、その量は矯正点数の少ないほど著しい。

(6) 鋳片の矯正変形にはせん断変形も重要な成分となつている。

記 号

- A : 凝固シェル部の断面積 (mm²)
- A_M : 曲げ応力発生部の面積 (mm²)
- A_S : せん断応力発生部の面積 (mm²)
- a₁~a₃ : 鋳片断面の剛性係数 (kgf-mm², kgf-mm, kgf)
- b : 鋳片幅 (mm)
- C : 鋳片材のクリープ定数 (mm²ⁿ/kgfⁿ/s)
- E : 縦弾性係数 (kgf/mm²)
- F : せん断力 (kgf)
- G : せん断弾性係数 (kgf/mm²)
- H : 加工硬化係数 (kgf/mm²)
- H' : 塑性硬化係数 (kgf/mm²)
- h : 鋳片厚さ (mm)
- K₁~K₄ : ロールのたわみに対する修正係数 (1/kgf)
- k : ロールのばね定数 (mm/kgf)
- L : ロールスパン長さ (mm)
- l_t : 鋳片先端の完全凝固部長さ (mm)
- l_e : 分割要素の鋳造方向長さ (mm)
- M : 曲げモーメント (kgf-mm)
- M_b : 鋳片の矯正抵抗モーメント (kgf-mm)
- N : 矯正計算領域のロールスパン数
- n : クリープの応力指数
- R : ロールに作用する荷重 (kgf)
- r : 曲げ半径 (mm)
- S : ロールと鋳片のすきま (mm)
- s_t : 凝固シェル厚 (mm)
- T : 鋳片温度 (°C)
- Δt : スパン内通過時間 (s)
- U₁~U₃ : 塑性係数 (kgf/mm²)
- v : 鋳造速度 (mm/s)
- x : 鋳造方向座標 (mm)
- x_e : 分割要素の鋳造方向座標 (mm)
- y : 鋳片厚み方向座標 (mm)
- y_M : 曲げ変形量 (mm)
- y_S : せん断変形量 (mm)
- y' : 鋳片の傾き角度
- z : 鋳片幅方向座標 (mm)

- α₁~α₃ : } スパン内鋳片の剛性係数 (無次元, 1/kgf, 1/kgf/mm; mm, mm/kgf, 1/kgf)
- β₁~β₃ : }
- Γ : 平均せん断ひずみ
- γ : せん断ひずみ
- δ : ロールのたわみ量 (mm)
- δ_t : 鋳片先端の厚み収縮量 (mm)
- ε : 曲げひずみ
- ε̇ : 曲げひずみ速度 (1/s)
- ε̇_c : 鋳片材のクリープひずみ速度 (1/s)
- ε̇ : 相当ひずみ
- η : 中立軸からの距離 (mm)
- θ : スパン間の相対角度
- ρ : 曲げ曲率 (1/mm)
- σ : 曲げ応力 (kgf/mm²)
- σ̄ : 相当応力 (kgf/mm²)
- σ_F : 鋳片材の変形抵抗 (kgf/mm²)
- σ_Y : 鋳片材の降伏応力 (kgf/mm²)
- τ : せん断応力 (kgf/mm²)
- Φ : ロールのたわみにより生じるスパン間の相対角度

添 字

- e : 分割要素番号
- f : 移動前の値
- I : 移動方向入口の値
- i : ロール番号
- j : スパン番号
- o : 移動方向出口の値

Appendix

鋳片の剛性係数 (α_{1j}~α_{3j}, β_{2j}~β_{3j}) の詳細:

$$\alpha_{1j} = \sum_{e=e_1}^{e_n} A'_e, \quad \alpha_{2j} = \sum_{e=e_1}^{e_n} B'_e, \quad \alpha_{3j} = \sum_{e=e_1}^{e_n} C'_e \dots\dots (A)$$

$$\left. \begin{aligned} \beta_{1j} &= \sum_{e=e_1}^{e_n} (A_e + l_e \sum_{m=e_1}^{e-1} A'_m), \\ \beta_{2j} &= \sum_{e=e_1}^{e_n} (B_e + l_e \sum_{m=e_1}^{e-1} B'_m), \\ \beta_{3j} &= \sum_{e=e_1}^{e_n} (C_e + l_e \sum_{m=e_1}^{e-1} C'_m) \end{aligned} \right\} \dots\dots (B)$$

ここで、

$$\left. \begin{aligned} A'_e &\equiv -[\rho_{eof} + \rho_{eif} - D_{1e}(M_{eof} + M_{eif} - 2D_{2e}F_{ef}) \cdot l_e/2] \\ B'_e &\equiv -[D_{1e}(X_{eo} + X_{ei}) + 2D_{2e}] \cdot l_e/2 \\ C'_e &\equiv -D_{1e} \cdot l_e \end{aligned} \right\} \dots\dots (C)$$

$$\left. \begin{aligned} A_e &\equiv -[\rho_{eof} + 2\rho_{eif} - D_{1e}(M_{eof} + 2M_{eif} - 3D_{2e}F_{ef}) \cdot l_e^2/6 + [\Gamma_{ef} - D_{1e}(M_{eof} + M_{eif})/2 - D_{3e}F_{ef}] \cdot l_e] \\ B_e &\equiv -[D_{1e}(X_{eo} + 2X_{ei}) + 3D_{2e}] \cdot l_e^2/6 + [D_{2e}(X_{eo} + X_{ei})/2 + D_{3e}] \cdot l_e \\ C_e &\equiv -D_{1e} \cdot l_e^2/2 + D_{2e} \cdot l_e \end{aligned} \right\} \dots\dots (D)$$

さらに、

$$\left. \begin{aligned} D_{1e} &\equiv a_{3e} / (a_{1e}a_{3e} - a_{2e}^2), \\ D_{2e} &\equiv -a_{2e} / (a_{1e}a_{3e} - a_{2e}^2) \\ D_{3e} &\equiv a_{1e} / (a_{1e}a_{3e} - a_{2e}^2) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (E)$$

なお、 X はスパン入口からの距離を表す。

文 献

- 1) 竹原鋭郎, 岩崎 武: 三菱重工技報, 6 (1969), p. 615
- 2) O. M. PUHRINGER: Stahl u. Eisen, 96 (1976), p. 279
- 3) 大西邦彦, 長井邦雄, 橋本俊栄: 日本機械学会 関西支部第235回講演会 講演論文集, (51. 6. 30), p. 40
- 4) 斎藤貞之, 渋谷 清: 鉄と鋼, 66(1980), S191
- 5) 石原重利: 第40,41回西山記念講座テキスト, (1976) 日本鉄鋼協会編, p. 1
- 6) 野崎輝男: 第40,41回西山記念講座テキスト, (1976), 日本鉄鋼協会編, p. 33
- 7) 若林 勝, 早瀬進資: 日立造船技報, 34(1973), p. 65
- 8) 早瀬進資, 若林 勝, 藤井基弘: 日立造船技報, 34(1973), p. 71
- 9) 山田嘉昭: コンピュータによる構造工学講座, I-3-Aマトリックス法材料力学, (1970) [培風館]
- 10) 木下勝雄, 河西悟郎, 江見俊彦: 鉄と鋼, 62 (1976), S505
- 11) 木下勝雄, 河西悟郎, 江見俊彦, 笠井 学: 鉄と鋼, 62(1976), S509
- 12) 作井誠太, 酒井 拓: 鉄と鋼, 63(1977), p. 285
- 13) 酒井 拓, 大橋正幸, 香西雅文, 作井誠太: 鉄と鋼, 63(1977), p. 1556
- 14) 水上秀昭, 村上勝彦, 宮下芳雄: 鉄と鋼, 63 (1977), S562