

## 論 文

UDC 621.771.237.016.3 : 531.717.8 : 62-531

## コールドタンデムミルにおける板プロフィール・板形状予測モデル

河野輝雄\*・美坂佳助\*<sup>2</sup>

## A Mathematical Model on Strip Profile and Shape in Cold Tandem Rolling

Teruo KONO and Yoshisuke MISAKA

## Synopsis:

A mathematical model by which the transverse thickness profile and the shape of finished strip in a cold tandem rolling are predicted is developed by taking account of lateral metal flow and the distribution of the front tension. Calculated profiles are in good agreement with measured profiles obtained by rolling experiments in a production tandem mill. Calculated shapes are found to be similar to observed shapes obtained by rolling experiments in an experimental mill and also the production mill except for the case of center buckle.

## 1. 緒 言

冷延鋼板の板幅方向板厚精度の改善は製品歩留り向上の点より量要な課題である。また板形状の改善も品質向上の点より同様に重要な課題である。この両者は互いに密接な関連を持つことはよく知られている。

板プロフィールと板形状を改善しようとする場合問題となるのはどのような圧延条件を選ぶのがよいかということであり、そのためには実機圧延条件での精度のよい計算モデルを開発することが必要となる。本報告では、まずコールドタンデムミル圧延時の板プロフィール予測モデルについて述べその精度を実機タンデムミル圧延テスト結果により検証した。さらに本モデルの一層の精度向上をはかり実験ミル圧延テスト結果と実機タンデム圧延テスト結果を用いて形状予測精度に関し検討した結果について述べる。

2. 板プロフィール予測モデル<sup>1)</sup>

## 2.1 基本となる力学モデル

ロールバレル中心に関し左右対称な四段圧延機の圧延状態を想定し、ロールバレル長の半分を細分割し圧延荷重分布・ロール間接触圧力分布は各分割区間内では一様と考える分割型モデル<sup>2)</sup>による。なお特に板端部近傍でのロール変形を精度よく求める目的で Fig. 1 に示すように板端をはさむ 10 分割区間については他の分割区間

幅の 1/2 の幅とし全体の分割数はロールバレル片側で 40 分割とした。

## 2.2 ストリップと接するワークロールの表面変位

板幅端部近傍の急峻な板厚変動 (エッジドロップ) を含めて板プロフィールを精度よく求めようとする場合最も重要な点はストリップと接するロール表面の変位をいかに精度よく求めるかということにある。この点に関して一般にはロールを弾性半無限体とみなしその平面上の一点に集中荷重が働く場合の解を利用する方法がとられている<sup>3)4)</sup>。このようにして求められた変位はいわばワークロール径が無限に大きい場合の変位に相当し実際にはロール半径方向の有限性の補正が必要となる。このような補正方法に関しては中島らが検討を行っている<sup>5)</sup>。それは荷重点から  $x$  だけロール軸方向に遠ざかった所では

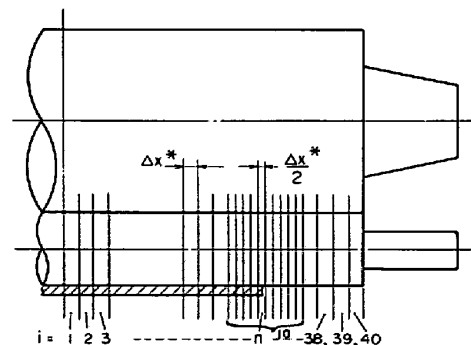


Fig. 1. Roll and strip divided into multi-portions.

昭和 56 年 3 月 20 日受付 (Received Mar. 20, 1981)

\* 住友金属工業(株)中央技術研究所 (Central Research Laboratories, Sumitomo Metal Industries, Ltd., 1-3Nishinagashondori Amagasaki 660)

\*<sup>2</sup> 住友金属工業(株)中央技術研究所 工博 (Central Research Laboratories, Sumitomo Metal Industries, Ltd.)

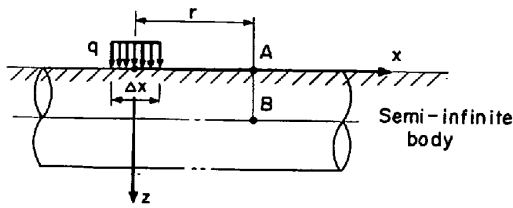


Fig. 2. Modification for elastic deformation.

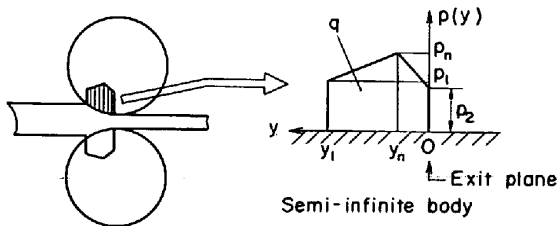


Fig. 3. Approximation of pressure distribution.

1/x より高次のオーダーで減少する関数を仮定し、y を圧延方向座標とすると変形が (x, y) 平面でロール半径と同程度の範囲にしか及ばないように修正している点に特徴がある。一方著者らは物理的意味はなるべく失われなような近似的補正方法として以下のようなロール表面変位計算方法も採用した。すなわち Fig. 2 に示すように弾性半無限体中にロールを想定し、ロール表面変位は A 点と B 点の z 方向の変位の差として求めることとする<sup>6)</sup>。

Fig. 2 で x=0, z=0 の点に集中荷重 F が働く場合の (r, z) 点での z 方向の変位 w<sub>F</sub> を求める一般式は次式で与えられる<sup>7)</sup>。

$$w_F = \frac{F}{4\pi G} \left[ \frac{2(1-\nu)}{\sqrt{r^2+z^2}} + \frac{z^2}{(r^2+z^2)^{3/2}} \right] \dots \dots \dots (1)$$

ここで G はせん断弾性係数、ν はポアソン比である。荷重点直下の表面変位は (1) 式では求まらず何らかの圧延荷重の分布を仮定する必要がある。従来は等面圧分布<sup>3), 4)</sup>あるいは圧延方向に楕円形分布とする方法等がとられているがここではなるべく実際の圧延圧力分布 (フリク

ションヒル)形状に近づけるという意味で Fig. 3 に示すように屋根型圧力分布とした。このような仮定を行えば (1) 式が x, y 方向に積分できて Fig. 2 の A 点, B 点の変位が求まる。このように屋根型圧力分布を想定して (1) 式を積分するのが一番計算精度がよいが A 点, B 点の変位計算に関してすべての分割点でこのような計算を行うことは実際にはかなり計算時間を要する。そこでまずロール軸心の変位に相当する Fig. 2 B 点の変位 w<sub>B</sub> については荷重点よりロール半径以上はなれた点であることを勘案し圧延方向の圧力分布を考慮せず、ロール軸方向に線分布荷重 (分割区間内一定) を仮定しても精度上問題ないといえる。Fig. 2 のような線分布荷重 q による B 点の変位 w は (1) 式を x 方向に r<sub>1</sub>=u -  $\frac{\Delta x}{2}$  から

r<sub>2</sub>=u +  $\frac{\Delta x}{2}$  まで積分することにより次式で求められる。ここで u は荷重点と変位点のそれぞれの分割区間の中心間距離である。

$$w = \frac{q}{4\pi G} \left[ 2(1-\nu) \cdot \log_e \frac{r_2 + \sqrt{r_2^2 + z^2}}{r_1 + \sqrt{r_1^2 + z^2}} + \frac{r_2}{\sqrt{r_2^2 + z^2}} - \frac{r_1}{\sqrt{r_1^2 + z^2}} \right] \dots \dots \dots (2)$$

さらに板プロフィール計算モデルの場合には荷重点以外の表面変位計算についても線分布荷重による変位計算式 (2) 式を用いて計算時間の短縮をはかる。一方後述の板形状計算モデルの場合はより厳密にロール表面変位を求めるという目的で表面変位の計算の際は荷重点以外も含めてすべての表面変位計算の際、屋根型圧力分布による変位計算式 (5) 式 (あるいは (5)' 式) を用いる。以上のロール表面変位計算式をまとめて Table 1 に示す。

屋根型圧力分布を仮定した場合の荷重点での表面変位 w<sub>S</sub> は (1) 式で z=0 とおき x, y 方向に積分することによりロールバイト出口面 (y=0) での変位を下式で求める。

Table 1. Calculation method for local deformation of roll surface.

Mathematical model	State of element	Local deformation	
		Point A (w <sub>A</sub> )	Point B (w <sub>B</sub> )
Profile model	Element under the load (r=0)	Equation (5)	Equation (2)
	Element under no load (r≠0)	Equation (2)	
Shape model	Element under the load (r=0)	Equation (5)	Equation (2)
	Element under no load (r≠0)	Equation (5)'	
Local deformation of roll surface (w <sub>R</sub> )		w <sub>R</sub> = w <sub>A</sub> - w <sub>B</sub>	

$$w_s \left/ \frac{1-\nu}{2\pi G} \right. = \int_0^{y_1} \int_{-dx/2}^{dx/2} \frac{p(y)}{\sqrt{x^2+y^2}} dx dy \dots\dots (3)$$

圧延圧力分布  $p(y)$  は次式で与えられる。

$$\begin{aligned} \text{入側 } y_n < y \leq y_1 \quad p(y) &= A_1 + B_1 \cdot y \\ \text{出側 } 0 \leq y \leq y_n \quad p(y) &= A_2 + B_2 \cdot y \dots\dots (4) \end{aligned}$$

(4)式を用いて(3)式を積分すると下式を得る。

$$w_s \left/ \frac{1-\nu}{2\pi G} \right. = 2(I(r_2) - I_0) \dots\dots (5)$$

$$\begin{aligned} \text{ここで } I(r) &= A_1 \cdot \{F_A(t_1) - F_A(t_n)\} \\ &+ B_1 \cdot \{F_B(y_1) - F_B(y_n)\} \\ &+ A_2 \cdot \{F_A(t_n) - F_A(2r)\} \\ &+ B_2 \cdot \{F_B(y_n) - F_B(0)\} \dots\dots (6) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} I_0 &= (A_2 - A_1) \cdot y_n \cdot (\log_e y_n - 1) \\ &+ A_1 \cdot y_1 \cdot (\log_e y_1 - 1) \\ &+ (B_2 - B_1) \cdot y_n^2 \cdot \left( \frac{\log_e y_n}{2} - \frac{1}{4} \right) \\ &+ B_1 \cdot y_1^2 \cdot \left( \frac{\log_e y_1}{2} - \frac{1}{4} \right) \dots\dots (7) \end{aligned}$$

上式で

$$\begin{aligned} F_A(t) &= \log_e(t) \cdot \sqrt{t^2 - 2r \cdot t} - \sqrt{t^2 - 2r \cdot t} \\ &+ r \cdot \log_e(t - r + \sqrt{t^2 - 2r \cdot t}) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} F_B(y) &= \log_e(r + \sqrt{r^2 + y^2}) \cdot \frac{y^2}{2} \\ &- \frac{1}{4} \{r^2 + y^2\} + \frac{r}{2} \sqrt{r^2 + y^2} \end{aligned}$$

$$t_1 = \sqrt{y_1^2 + r^2} + r$$

$$t_n = \sqrt{y_n^2 + r^2} + r$$

$$r_2 = \frac{dx}{2} \dots\dots (8)$$

$$A_1 = p_1 + \frac{p_n - p_1}{y_1 - y_n} y_1, \quad B_1 = -\frac{p_n - p_1}{y_1 - y_n}$$

$$A_2 = p_2, \quad B_2 = \frac{p_n - p_2}{y_n}$$

$$p_n = [2q - \{(y_1 - y_n) \cdot p_1 + y_n \cdot p_2\}] / y_1 \dots\dots (9)$$

$y_n$  は中立点の座標を示す。  $q$  は荷重点分割区間での圧延方向圧力分布積分値 (単位幅荷重) である。 ロール表面変位  $w_R$  は Fig. 2 の A 点, B 点の変位  $w_A, w_B$  の差として次式で求まる。

$$w_R = w_A - w_B \dots\dots (10)$$

2.3 ロール間扁平変形およびロール軸心たわみ

ワークロールとバックアップロールの軸心たわみは両ロール間の接触圧力のロール軸方向分布を両ロールが接しているという変位の適合条件を用いて求めることにより定まる。ここで両ロールの軸心変位に対する影響係数は単純支持梁の曲げモーメントとせん断変形を考慮した解を用いている<sup>2)</sup>。またロール間の接触変位を求めるた

めのバネ定数は通常 Hertz 式<sup>9)</sup>, Föppl 式<sup>9)</sup>, Tsu-Tao Loo 式<sup>10)</sup> 等により求めるがここではモデル上の一貫性をもたせることおよびロール軸方向の有限性を考慮するという目的で前項と同様な考え方にに基づきバネ定数を計算した<sup>1)</sup>。なおその際両ロール間接触圧力の圧延方向の分布は放物線分布とし中心のピーク圧力と接触幅は Hertz 式により求めた。放物線分布と仮定した理由は積分が容易となる為であり、楕円分布との精度上の差は小さいことを確認している。このような方法で求めたバネ定数はロールパレル中央位置では Föppl 式および Tsu-Tao Loo 式とほぼ一致することを確認した。Fig. 4 に数値計算した例を示すが、Hertz 式の場合、元來変位の基準点が無限遠方にあると考えているので2円柱の軸心接近量が過大となる。著者らの方法ではこの点を補正しているため無限円柱に関する解 (Föppl, Tsu-Tao Loo) とほぼ一致するが若干小さくなっている理由は軸心方向の有限性が著者らの場合さらに考慮されているためとみることができる。Föppl 式あるいは Tsu-Tao Loo 式は無限長2円柱の弾性接触理論より導かれた解でありすなわちロール半径方向の有限性は数密に考慮されている訳でその意味で厳密解といえようが、半無限体解を近似的な方法で補正した本モデル計算値がそれとほぼ一致するという事は逆にいうと本モデルの補正方法がほぼ妥当であるということを裏づけておりさらに軸方向の有限性も考えているので最も妥当な計算法といえる。

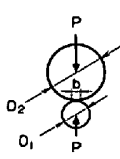
Conditions for calculation		
	L = 170.4 mm	E = 21000 kgf/mm <sup>2</sup>
	D <sub>2</sub> = 1500	ν = 0.3
	D <sub>1</sub> = 555	P = 515 kgf/mm
		α : Normal approach of the two cylinders
Numerical results		
Calculation model	α (mm)	Elastic constant α/P (mm / (kgf/mm))
Present model*	0.150	2.91 × 10 <sup>-4</sup>
Hertz	0.211	4.10 × 10 <sup>-4</sup>
Föppl	0.169	3.27 × 10 <sup>-4</sup>
Tsu-Tao Loo	0.165	3.19 × 10 <sup>-4</sup>
(*) Values at the mid-span of the cylinder		
Hertz :	$\alpha = 2KP \left\{ 1.886 + \log_e \frac{1}{b} \right\}$ $b = \sqrt{8KP \frac{D_1 \cdot D_2}{D_1 + D_2}}$ $\kappa = \frac{2(1-\nu^2)}{\pi \cdot E}$	
Föppl :	$\alpha = KP \left\{ \frac{2}{3} + \log_e \frac{2D_1}{b} + \log_e \frac{2D_2}{b} \right\}$	
Tsu-Tao Loo :	$\alpha = KP \left\{ \log_e (D_1 D_2) + \log_e \frac{4B}{b} - 1 \right\}$ $B = \frac{1}{\kappa} \left\{ \frac{1}{2} \left( \frac{1}{D_1} + \frac{1}{D_2} \right) + \left( \frac{1}{D_1^2} + \frac{1}{D_2^2} \right) KP \right\}$ $b = 2 \sqrt{\frac{P}{B}}$	

Fig. 4. Numerical results for elastic constant of two cylinders.

2.4 板幅方向のメタルフロー

粟津原等の提案<sup>11)</sup>に従い板幅中央を基準とし第  $i$  番目の分割区間での伸びひずみ偏差  $\Delta\epsilon_l(i)$  と板厚ひずみ偏差  $\Delta\epsilon_h(i)$  の間に次式の関係が成り立つと考える。

$$\Delta\epsilon_l(i) = -\eta \cdot \Delta\epsilon_h(i) \dots\dots\dots (11)$$

ここで

$$\Delta\epsilon_l(i) = \epsilon_l(i) - \epsilon_l(1)$$

$$\Delta\epsilon_h(i) = \epsilon_h(i) - \epsilon_h(1)$$

$\epsilon_l(i)$ ,  $\epsilon_h(i)$  はそれぞれ第  $i$  番目の分割区間での伸びひずみ(正), 板厚ひずみ(負)である。

上式で  $\eta$  は板幅方向へのメタルフローの生じにくさを示す指標で塑性流れ係数と呼ぶことにする  $\eta = 1.0$  の場合, 板厚ひずみ偏差 (すなわち板クラウン比率の変化) が生ずるとすべて伸びひずみ偏差 (すなわち板形状の変化) となることを示している。いいかたをかえれば板幅方向へのメタルフローが生じないことを示している。一方  $\eta = 0$  の場合は板厚ひずみ偏差が生じて伸びひずみ偏差が生じない場合であり, いいかえると板形状を悪化させることなく任意に板クラウン比率を変えうることを示している。与えられた圧延条件における  $\eta$  の値を求めることが問題となるがここではまず 1/6 縮尺のモデル圧延実験により  $\eta$  と圧延条件の間の定性的な関係を求めた。すなわち 200 mm 幅のアルミ切板 (板厚 1 mm および 3 mm) と熱間低炭素鋼 (板厚 3 mm) のモデル圧延テストにおいて入側サイドガイドで圧延材を拘束した状態で左右の圧下位置をかえて故意にキャンパーを発生させ圧延後の板のキャンパー量と圧延後の板断面のウェッジ量 (左右板厚偏差量) より圧延後の伸びひずみ偏差と板厚ひずみ偏差の関係を求めた。この両者の関係より  $\eta$  の値が求まり, これらのデータを横軸を板幅 ( $B$ ) / 接触弧長 ( $l_d$ ) としてプロットしたところ Fig. 5 の曲線で示されるような関係が得られた。さらに実機圧延時の  $\eta$  を推定するため後述の実機タンデムミル圧延テスト (A) のデータを用いて横軸のパラメータの妥当性を検討し横軸のパラメータをモデル実験の板幅 (200 mm) と実機圧延材幅 ( $B$ ) の比の平方根で補正した (Fig. 5)。(もち

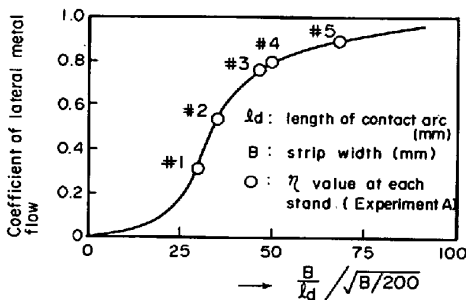


Fig. 5. Coefficient of lateral metal flow.

ろんこれ以外の圧延条件 (例えばロール径/板厚比など) も  $\eta$  値に関係していると思われるがこのような  $\eta$  値を用いて板幅方向のメタルフローを表すことが妥当かどうかも含めて板幅方向メタルフローと圧延条件の関係については今後検討を要する問題であろう.)

多パス圧延の場合については (11) 式の関係を広げて考える。すなわち  $j$  パス後の伸びひずみ偏差  $\Delta\epsilon_{lj}(i)$  は ( $j-1$ ) パス出側 ( $j$  パス入側) での伸びひずみ偏差と  $j$  パスで生じる板厚ひずみ偏差  $\Delta\epsilon_{hj}(i)$  を用いて次式により求める。

$$\Delta\epsilon_{lj}(i) = \eta \cdot \{\Delta\epsilon_{lj-1}(i) - \Delta\epsilon_{hj}(i)\} \dots\dots\dots (12)$$

2.5 圧延荷重計算

前・後方張力を考慮した Bland & Ford の式を各分割区間ごとに直接数値積分して圧延荷重を求める。なおその際 Fig. 3 の  $p_1, p_2, \gamma_n$  が定まる。摩擦係数は各スタンドごとに与え, 平均変形抗値については圧延荷重が与えられた値と一致するよう各スタンドごとに一定値として決定した。なお後方張力は板幅方向に一樣と仮定した。

2.6 前・後方張力分

ロールバイト入側近傍での張力の板幅方向分布については明確でないがここでは板幅方向に一樣にかかると考え前方張力の影響のみ考慮する<sup>12)</sup>。ストリップのヤング率を  $E_p$ ,  $j$  パスでの前方平均張力応力を  $\sigma_{FMj}$  とすると第  $i$  分割区間での前方張力応力は次式で与えられる<sup>2)</sup>,

$$\sigma_{Fj}(i) = E_p \cdot (\Delta\epsilon_{lj} - \Delta\epsilon_{lj}(i)) + \sigma_{FMj} \dots\dots\dots (13)$$

上式で  $\Delta\epsilon_{lj}$  は前方張力応力が平均張力応力と一致する分割区間における伸びひずみ偏差である。また平均張力応力  $\sigma_{FMj}$  は第  $i$  分割区間の幅を  $\Delta x(i)$ , 板端の分割区間 No. を  $n$  とすると次式で定義される。

$$\sum_{i=1}^n \sigma_{Fj}(i) \cdot h_j(i) \cdot \Delta x(i) = \sigma_{FMj} \sum_{i=1}^n h_j(i) \cdot \Delta x(i) \dots\dots\dots (14)$$

(13), (14) 式より  $\Delta\epsilon_{lj}$  を消去すると次式が得られる。

$$\sigma_{Fj}(i) = E_p \left\{ \sum_{i=1}^n \Delta\epsilon_{lj}(i) \cdot h_j(i) \cdot \Delta x(i) \left( \sum_{i=1}^n h_j(i) \cdot \Delta x(i) \right) - \Delta\epsilon_{lj}(i) \right\} + \sigma_{FMj} \dots\dots\dots (15)$$

2.7 計算の手順

Fig. 6 に計算のフローチャートを示す。上下のバックアップロールの段付形状が異なる場合は上下のワークロールの軸心変位をそれぞれ求める。なおその際ワークロールとバックアップロールが平行端部で離れるという状態が生ずる場合は繰り返し計算により接触領域を確定する必要がある。

### 3. 実機タンデムミル圧延テスト (A)<sup>1)</sup>

#### 3.1 圧延テスト条件

5 スタンドコールドタンデムミルの下側バックアップロールを Fig. 7 に示すようにケース I ~ VI の 6 条件として組み込み各条件で 1 コイルずつ圧延テストを実施した。Table. 2 に各スタンドの圧延条件とホットコイル

の条件を示す。母材ホットコイルは低炭素鋼 CC 材で母材プロフィールをそろえる目的で同一コイルの先後端を除く中央部を 6 分割しこれとは別の 6 コイルの長手方向中央部にそれぞれ溶接してはさみ込んでつくつたものである。またこの中央部にはさみ込んだホットコイルは片側 113 mm ずつトリムをしてエッジドロップ部を完全に除去した。この場合母材プロフィールは大略 2 次曲線で近似でき板端のクラウンで平均 48  $\mu\text{m}$  であつた。またワークロールベンド力は形状修正のため各ケース間で Table 2 に示す範囲で変化させている。

#### 3.2 板プロフィール予測モデルの精度チェック

板端近傍での板プロフィールに関し実測プロフィールと先に導いた予測モデルによる計算プロフィールの比較を全スタンドのバックアップロールがストレートの場合 (ケース I) について Fig. 8 に示した。なお計算に用いた摩擦

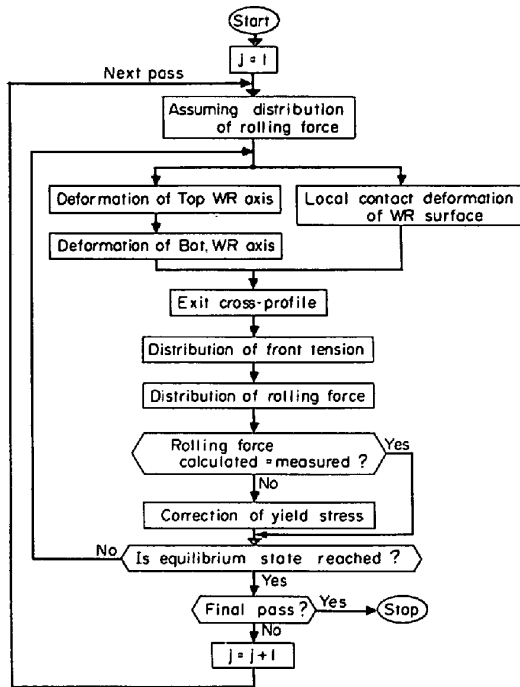


Fig. 6. Calculation procedure for the present model.

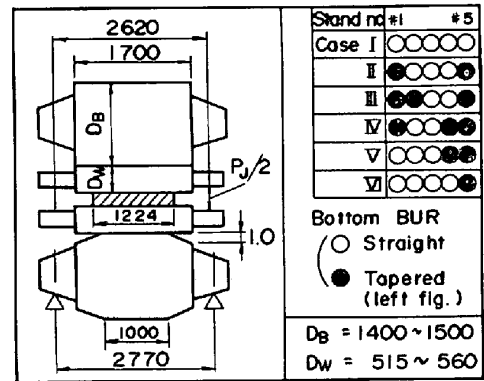


Fig. 7. Experiment A in a tandem mill.

Table 2. Rolling conditions of Experiment A in a tandem mill.

		Stand no.	1	2	3	4	5
Item		(unit)					
Measured data	Delivery thickness (width center)	mm	2.01	1.46	1.11	0.85	0.80
	Front tension (mean value)	kgf/mm <sup>2</sup>	12.2	15.7	17.7	17.3	4.1
	Roll speed	m/min	150	200	300	380	420
	Rolling force	tf	1250~1320	950~1070	850~930	730~860	930~1170
	WR bending force (P <sub>J</sub> )	tf	15~86	2~91	2~87	-2~88	-80~30
	WR initial crown (top/bottom)	mm	0/0.15	0.1/0.1	0.1/0.1	0.1/0.1	0/0.1
Hot band		Thickness 2.8 mm, Width 1 224 mm, Crown 48 $\mu\text{m}$					
Assumed data	Coef. of friction	—	0.052	0.04	0.04	0.04	0.10
	Thermal crown	mm	0	0.025	0.050	0.075	0.100
Case I (Fig. 8)	Rolling force	tf	1320	1035	915	850	1170
	WR bending force	tf	86	91	86	88	28

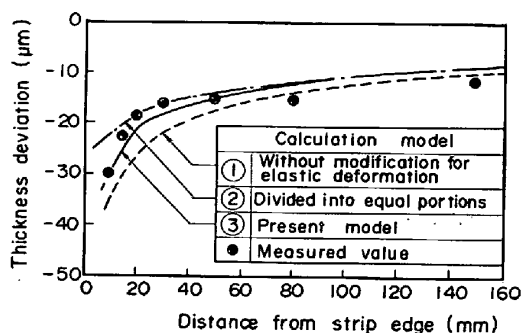


Fig. 8. Comparison of calculated and measured profiles of Experiment A in a tandem mill.

係数<sup>13)</sup>とワークロールサーマルクラウン(直径当たり)を Table 1 に合せて示した。最終スタンドワークロールはダルロールを用いている。なおここで用いたサーマルクラウン量は実機ミルの通常圧延時の実測値をもとに本テストの場合最終スタンドロール速度が 420 m/min と低速であることを考慮して推定した。また本計算で用いた各スタンドでの $\eta$ 値は Fig. 5 中に○印でプロットしたものである。Fig. 8 で計算ケース①はワークロール表面変位解を弾性半無限体解とした場合(前述の補正を考慮せず)でありこの場合板端近傍での板プロフィール計算値がなだらかとなり実測値と少しずれる。また計算ケース②はロールバレル分割方法を 40 等分割とした場合(前述の補正は考慮)でありこの場合板端部で実測値との一致が悪い。一方本モデル(計算ケース③)の場合は実測プロフィールとほぼ一致している。すなわち特に板端近傍でのエッジドロップ部のプロフィールまで精度よく求めようとする場合には前述の弾性変位の補正と板端部近傍での細かい分割が必要であるといえる。

さらに板幅中央部と板端より 50 mm 位置との板厚差で定義した板クラウン  $C_{50}$  および板端より 50 mm 位置と 10 mm 位置との板厚差で定義したエッジドロップ  $E_{50-10}$  の 2 つの値についてケース I ~ VI の場合の実測値と計算値の比較を Fig. 9 に示した。エッジドロップ、

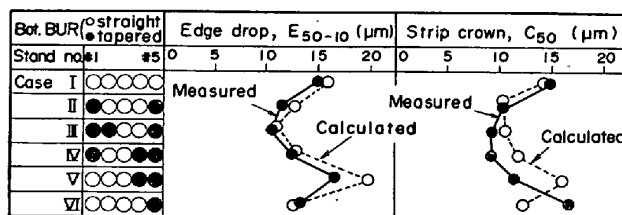


Fig. 9. Comparison of measured and calculated values of Experiment A in a tandem mill.

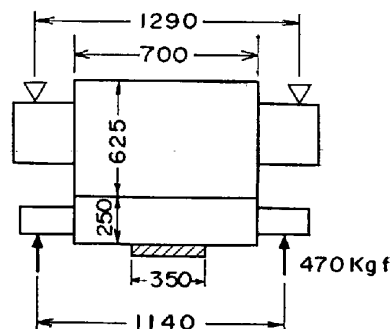


Fig. 10. Experimental mill.

板クラウン共計算値が実測値とほぼ一致しており先に導いた板プロフィール計算モデル精度が良好であることを示している。

#### 4. 板形状予測モデル

##### 4.1 実験ミルによる圧延テスト<sup>14)</sup>

Fig. 10 に示す寸法の実験ミルにより 350 mm 幅の低炭素鋼冷延フルハードコイルをほぼ同一の前後方張力存在下で圧下率をかえて圧延したテストで Table 3 にテスト条件を示す。圧延後のストリップを定盤上におきピアノ線と鋼尺を用いて急峻度を測定した。この急峻度実測値より板幅中央部と板端部の伸び率差を求めこれと圧延荷重との関係をプロットしたものが Fig. 11 である。なお母材板クラウンは 0 である。

##### 4.2 実験ミル圧延テスト結果による検討<sup>12)</sup>

先に導いたプロフィール予測モデルにおいても圧延後の

Table 3. Rolling conditions of Experiment B in a experimental mill.

Item	Test No.	(unit)	1	2	3	4	5	6	7
Delivery thickness (width center)		mm	0.495	0.490	0.480	0.478	0.456	0.399	0.351
Front tension (mean value)		kgf/mm <sup>2</sup>	25.9	24.7	24.8	24.8	25.3	22.1	22.0
Back tension (mean value)		kgf/mm <sup>2</sup>	24.6	23.8	26.2	26.0	22.9	23.7	22.8
Rolling force		tf	69.2	76.2	87.7	88.2	112.8	178.5	263.9
Ingoing strip		(0.500~0.507) <sup>t</sup> × 350 <sup>w</sup>	Rolling speed			6m/min			

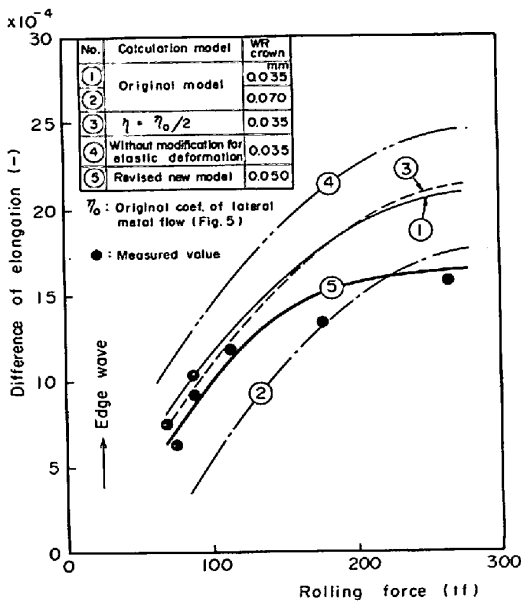


Fig. 11. Comparison of calculated and measured shapes of Experiment B in an experimental mill.

板幅方向伸び分布を計算している訳であるが板形状の予測精度は一般に板プロフィール予測精度より高い精度が要求される。実験ミル圧延テストに関し先に導いたプロフィール予測モデルを用いて  $\mu=0.08$  として<sup>14)</sup>計算した結果が Fig. 11 の計算ケース①である。なお実験時のワークロールイニシャルクラウン(研削クラウン)は0であったが圧延中のサーマルクラウンとして計算伸び偏差の外挿値が圧延荷重0で0となるように上下ロール共直径当り  $35 \mu\text{m}$  と仮定した。(Fig. 11) また計算伸び率差は板幅中央部と板端より  $17.5 \text{mm}$  (板幅の5%)の位置の伸び率の差として求めた。計算ケース①の場合低荷重領域では計算値と実測値がほぼ一致するが高荷重領域(耳波大の領域)での一致が悪い。さらにワークロールのサーマルクラウンを  $70 \mu\text{m}$  とした場合が計算ケース②でありこの場合単に伸び率差が全体に低下する(中のび傾向となる)だけである。また塑性流れ係数の影響をみる意味で  $\eta$  を Fig. 5 の値の  $1/2$  とした場合が計算ケース③でありこの場合伸び率差(板形状)に関する限りケース①とほとんど一致しており板形状に対する  $\eta$  の影響は本テスト条件では小さいといえる。Fig. 5 より得られる  $\eta$  値を  $\eta_0$  とすると例えば Table 3 テスト No. 7 の場合  $\eta_0=0.75$  であり計算ケース③では  $\eta=\eta_0/2=0.375$  としている。 $\eta$  値をかなり大幅にかえても結果的にはプロフィールのみが変化し(Fig. 12), 出側での板幅方向の伸び率分布はある一定値のところにおちついている。この理由として本計算条件では前方張力応力(出側張力応力)の板幅方向分布が出側板プロフィールに与える影

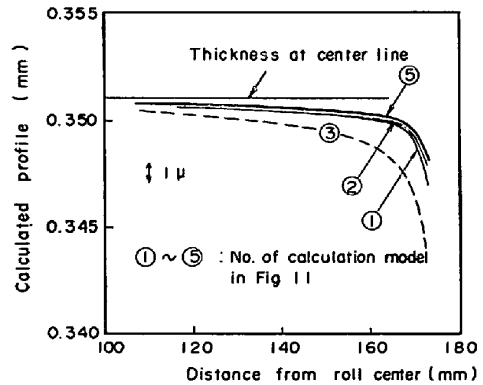


Fig. 12. Comparison of calculated profiles for Test no. 7 of Experiment B.

響が大きい(すなわち張力フィードバックのゲインが高い状態である)ため Fig. 11 に示すケース①とケース③の若干の伸び分布の差が Fig. 12 に示すケース①と③の板プロフィールの差として計算されるということである。

なおタンデム圧延のような多パス圧延の場合を考えると当該パスの板プロフィールの変化が次パスでの入側板プロフィール変化となるため当該パスでの  $\eta$  値が次パス出側板形状に影響を及ぼすことになる。また念のため先のモデルにおける弾性変位の補正をやめた場合(すなわちワークロール表面変位を半無限弾性体解で求めた場合)ついて計算したものが計算ケース④であるが全体に耳波傾向が強くなるようである。そこで先に導いたモデルの精度向上をはかる目的で以下のようにモデルの厳密化を図った。すなわちストリップと接するワークロールの表面変位計算において Fig. 2 のA点の変位計算の場合に荷重点以外のすべての変位点で屋根型フリクションヒルにより求めた解である(5)'式を用いる。

$$w_s \frac{1-\nu}{2\pi G} = I(r_2) - I(r_1) \dots\dots\dots (5)'$$

$$\text{この場合 } r_1 = u - \frac{\Delta x}{2}, r_2 = u + \frac{\Delta x}{2} \dots\dots\dots (8)'$$

$I(r)$  は前出(6)式で与えられる。 $u$  は考えている荷重点と変位点の距離でそれぞれの分割区間の中心間距離で表したものである。また  $\Delta x$  は荷重点での分割区間幅である。前出の(8)式は変位点が荷重点に一致している場合であるから  $u=0$  に相当している。このようなモデル上の厳密化を行つた場合の計算例を Fig. 11 計算ケース⑤に示した。この場合計算時間は多少増加するがワークロールクラウンを適当に選べば高圧延荷重領域(すなわち耳波大の領域)まで含めてほぼ計算値が実測値に一致する。

これらの場合の計算プロフィールを Table 3 テスト No. 7 について比較したものが Fig. 12 であり塑性流れ係数を Fig. 5 の値の  $1/2$  とした計算ケース③を除いて

他の場合はほぼ一致しておりプロフィール予測に関する限り先に導いたモデル（弾性変位計算補正あり）で精度的に十分であることを示している。

4.3 板形状予測モデルについて

先に導いたプロフィール予測モデルにおいてストリップと接する面でのロール表面変位計算の場合に荷重点のみでなくすべての表面変位計算式において屋根型フリクションヒルを考慮した変位式を用いるように厳密化をはかると板形状予測も可能であることを示した。またこのようなモデル上の厳密化はプロフィール予測に関しては必ずしも必要でなく、計算時間の短縮という意味では先に2.2項で導いた計算モデルでもプロフィール予測については十分な精度をもつといえる。

4.4 実機タンデムミル圧延テスト(C)による検討

ロール表面変位計算を厳密化した形状予測モデルにつき実験ミルテスト結果ではその精度が確認されたがさらに実機タンデムミル圧延テストでその精度を確認する。この圧延テストの場合のミル寸法はロール径を除きFig. 7に示すものと同じでありバックアップロールは上下とも全スタンドストレートロールである。また圧延条件と計算に用いた摩擦係数を Table 4 に示す。本テストは第5スタンドのワークロールベンド力をディクリーズよりインクリーズまで変化させたときの仕上げ板形状の変化をみたものである。実測伸び率差は仕上げ板の急峻度を板幅中央部と板端部より 50 mm の位置でピアノ線と鋼尺で測定し、それぞれの位置で求めた伸び率差より板内での伸び率差を計算したもので結果を Fig. 13 にプロットした。一方計算値は先に示した厳密化した形状予測モデルを用いて板幅中央部を基準とした板端部より 50 mm の位置の値を求めたものである。なお第5スタ

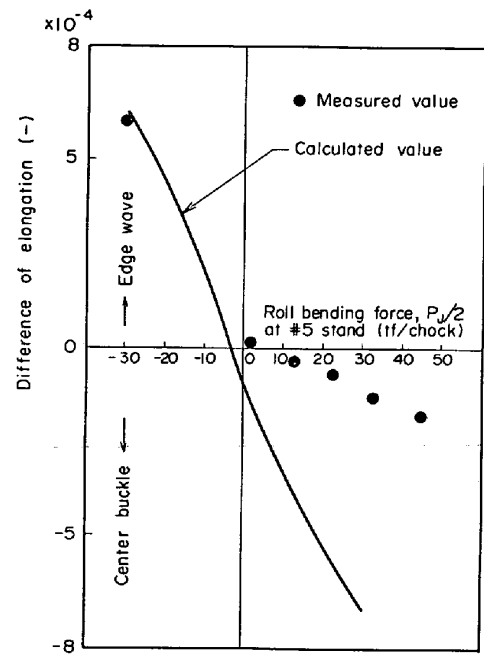


Fig. 13. Comparison of measured and calculated shapes of Experiment C in a tandem mill.

ンドのワークロールクラウンはロールベント力0で実測値と計算値がほぼ一致するようにサーマルクラウンを考慮し、直径あたり 0.19 mm とした。耳波領域では実測点は少ないが計算予測値はほぼその傾向が実測値に一致するが一方中伸び領域では計算値によるロールベンド力の効果がかかり過大となつている。このように計算値の効果が過大となる原因として以下の2点が考えられる。まず第一に本モデルのようなスリットモデルとしての限界であるのかということ<sup>15)</sup>さらに第二の点は中伸び形状の場合板幅両端での拘束のため、仮に伸び率差が生じても形状不良としては表れにくく板内での残留応力分布

Table 4. Rolling conditions of Experiment C in a tandem mill.

Item	Stand No.	(unit)	1	2	3	4	5	
Measured data	Delivery thickness (width center)	mm	2.20	1.70	1.20	0.90	0.80	
	Front tension (mean value)	kgf/mm <sup>2</sup>	13.4	17.7	26.5	31.5	2.0	
	Rolling force	tf	1 050	990	800	540	560	
	WR bending force ( $P_J$ )	tf	45	104	104	50	-61.7~90.1	
	WR crown	mm	0.10	0.05	0.05	0.05	(0.19)	
	Roll diameter	mm	$D_W=582, D_B=1522$					
	Hot band	Thickness 2.8 mm, Width 917 mm, Crown 25 $\mu$ m						
Assumed data	Coef. of friction	—	0.052	0.04	0.04	0.04	0.08	



として伸び率差の一部が板内にとじ込められているのではないかということである。いずれにしても特に中伸び領域での形状予測精度の向上は残された問題であろう。

#### 4.5 形状予測モデルを用いたシミュレーション

##### 計算例

新しく導かれたタンデムミルの形状予測モデルを用いて母材ホットコイルの板クラウンが変化したときの仕上げ板プロフィールと最終スタンド出側張力分布の変化を予測した。計算に用いた圧延条件は前項の圧延テスト(C)と同一であり最終スタンドワークロールベンド力は0とした。計算結果を Fig. 14 に示すが母材ホットバンドの板クラウンが板端での値で0から50 $\mu\text{m}$ に変化すると仕上げ板クラウンは板端50mm( $C_{50}$ )で約5 $\mu\text{m}$ 大きくなる。また最終スタンド出側張力分布はかなり中伸び方向へ変化することを示している。

## 5. 結 言

コールドタンデム圧延時の仕上げ板プロフィールと板形状の予測に関し検討し以下の結論を得た。

- (1) 板プロフィール予測数式モデルとして分割型スリットモデルの精度向上をはかり実機タンデムミル圧延テスト結果により本モデルの精度が良好であることを確認した。
- (2) 形状予測に関し上記モデルの精度を実験ミル圧延データにより検討し、若干の精度向上対策により形状予測も同時に可能であることを確認した。
- (3) 実機タンデムミルにおける圧延テスト結果を用いて上記形状予測モデルの精度に関し検討した結果、耳

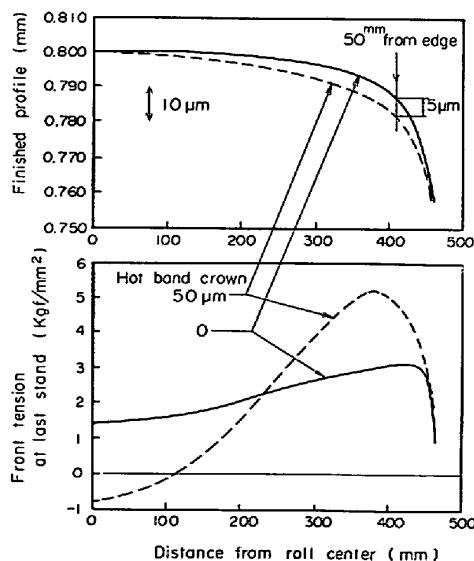


Fig. 14. Influence of hot band crown on profile and tension distribution (calculated results) (Rolling condition : Experiment C,  $(P_j)_5=0$ )

波領域ではほぼ良好であるが中伸び領域では予測値の傾向が実測値の傾向とずれるという問題点が明らかとなった。

今後の検討課題としては板プロフィール予測に関しては種々の圧延条件に対するロールバイト内での板幅方向へのメタルフローを定量的に把握することであり実験面と理論面の両面よりのアプローチが期待される。また形状予測モデルに関してはロールバイト出口近傍での板の弾塑性変形を含めたより一層の厳密化が望まれる。

これらにより、なお一層精度の高い計算モデルが導かれ実機圧延条件と成品プロフィール・板形状の関係が明らかとなり圧延歩留りの向上に寄与するものと考えられる。

終わりに本報告の中で使われている実機タンデムミル圧延テストデータは鹿島製鉄所冷延工場で採取された貴重なデータであり、これらのデータを使わせていただいたことに対して関係各位に深甚なる感謝の意を表します。

## 文 献

- 1) 河野輝雄, 長谷 登, 西野隆夫: 住友金属, (1980) 3, p. 277
- 2) K. N. SHOHET and N. A. TOWNSEND: JISI (1968) Nov., p. 1088
- 3) 藤沢寛二, 小松俊悦: 塑性と加工, 4(1963) 27, p. 195
- 4) 戸澤康寿, 上田雅信: 塑性と加工, 11(1970)108, p. 29
- 5) 中島浩衛, 松本紘美: 第 24 回塑性加工連合講演会講演論文集, (1973), p. 29
- 6) 河野輝雄, 松田行雄, 桑山哲也: 第 30 回塑性加工連合講演会講演論文集, (1979), p. 123
- 7) ベズーホッフ: 弾性塑性論 (1956), p. 210[日刊工業新聞社]
- 8) H. HERTZ: Journal für reine und angewandte Mathematik, Bd. 92, 1881, S. 156
- 9) FÖPPL: Vorlesung über Technische Mechanik, Bd. V, S333/352
- 10) Tsu-Tao Loo: J. Appl. Mech., (1958)3, p.122
- 11) 栗津原博, 安田健一, 志田 茂, 梶原利幸: 昭和 52 年度塑性加工春季講演会講演論文集 (1977), p. 25
- 12) 近藤勝也, 美坂佳助: 昭和 48 年度塑性加工春季講演会講演論文集 (1973), p. 45
- 13) 岡本豊彦, 竹内久弥, 山下了也, 美坂佳助, 大橋保威, 河野輝雄, 近藤勝也: 計測と制御, 13, (昭和 49 年 7 月) 7, p. 34
- 14) 美坂佳助, 永井博司, 平松忠彦: 第 23 回塑性加工連合講演会講演論文集 (1972), p. 375
- 15) 服部重夫, 水田篤男, 山口喜弘, 田宮 進, 尾崎太郎: 第 31 回塑性加工連合講演会講演論文集, (1980), p. 459