

住友金属 中央技術研究所 林 干博

河野 輝雄

1. 緒 言 ストリップ圧延中に生ずるキャンバ（平面彎曲形状）は圧延作業中のトラブル発生の原因となるのみならず、成品の品質不良原因となりその解消が望まれる。このようなキャンバは圧延中の板巾方向左右での伸びの不均一に基づく平面形状不良であるが、これは左右非対称圧延の問題であり、ストリップの蛇行と密接な関係をもつ。そこでここではまずストリップの蛇行に関する挙動を明らかにし、次にこの蛇行の結果生ずるキャンバにつき圧延条件との関係を求めて、さらに圧延実験によりキャンバ推定式の妥当性を確認した。

2. 記 号

- B : ストリップ巾 V : 入側ストリップ速度 ΔW : 入側ウェッジ量
- H : 入側板厚 v : 出側ストリップ速度 Δw : 出側ウェッジ量
- h : 出側板厚 \bar{V} : ロール周速度 f : 先進率
- r : 圧下率 x : 出側ストリップ先端より測った距離
- α : 入側でのストリップの回転角速度 β : 出側でのストリップの回転角速度
- θ : ロールギャップ中でのストリップの進行方向の角度
- ΔE : ストリップ左端・右端の伸び率差
- C(x) : "x" 圧延された時点でのロールバレル中心と板巾中心のずれ量（オフセンタ量）

（添字 L, C, R はそれぞれストリップ左端・中央・右端での値であることを示す）

3. ストリップ蛇行量（オフセンタ量の変化）推定式の誘導

単位時間当りのストリップのロール軸方向への移動量 ΔC は

$$\Delta C = \frac{V_C + v_C}{2} \cdot \tan \theta(x) \div \frac{V_C + v_C}{2} \cdot \theta(x) \quad (1)$$

よって時刻 0~t の間に生ずるオフセンタ量 C(t) は次式となる。

$$C(t) = \int_0^t \Delta C dt + C_0 = \frac{V_C + v_C}{2} \int_0^t \theta dt + C_0 \quad (2)$$

C₀ は初期オフセンタ量。また時刻 t におけるロール入側、出側でのストリップ進行方向の角度 θ をそれぞれ θ₁, θ₂ とすると

$$\theta_1 = \theta_0 + \int_0^t \alpha dt, \quad \theta_2 = \theta_1 + \int_0^t \beta dt \quad (3)$$

(3) 式で θ₀ はストリップ先端での θ の値である。時刻 t でのストリップの出側圧延長さが x であるから

$$x = v_C \cdot t = \bar{V} \cdot (1 + f_C) \cdot t \quad (4)$$

$$f_C = \text{一定とすると, } dt = dx / \{ \bar{V} \cdot (1 + f_C) \} \quad (5)$$

θ = (θ₁ + θ₂) / 2 として(3), (5) 式の関係を用いると

$$\theta(x) = \theta_0 + \frac{1}{\bar{V} \cdot (1 + f_C)} \int_0^x \left\{ \alpha(x) + \frac{\beta(x)}{2} \right\} dx \quad (6)$$

一方 α(x), β(x) は次式で与えられる。なお α(x), β(x) は図 1 で反時計廻りを正とする。

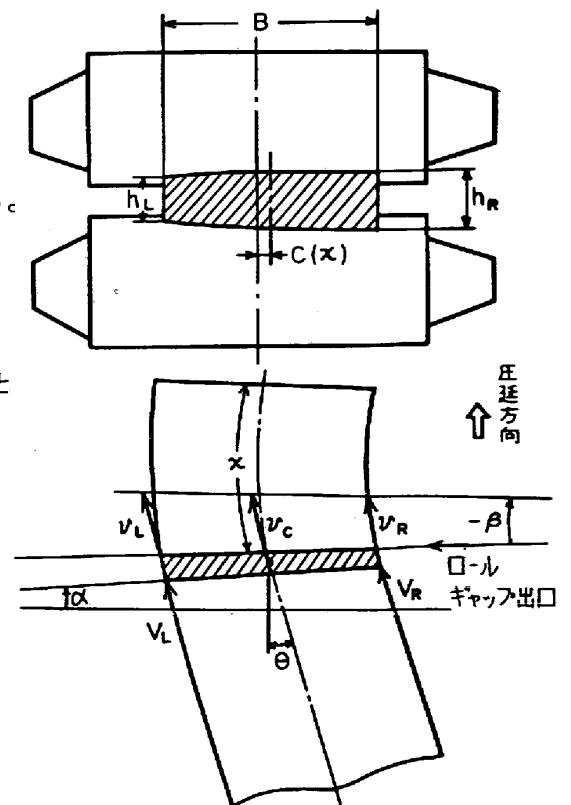


図 1. ストリップの蛇行

$$\alpha(x) = \frac{v_R - v_L}{B} \qquad \beta(x) = \frac{v_R - v_L}{B} \tag{7}$$

ストリップの右端について入側と出側のマスフローが等しいとみなすと
 $H_R \cdot v_R = h_R \cdot v_R = h_R \cdot \bar{v} \cdot (1 + f_R)$ (8)

また先進率 f は 圧下率 r の約 $\frac{1}{4}$ として, $f_R = \frac{r_R}{4} = (1 - \frac{h_R}{H_R}) / 4$ (9)

(8), (9)式より $v_R = \frac{\bar{v}}{4} \cdot (5 - \frac{h_R}{H_R})$, $v_R = \frac{\bar{v}}{4} \cdot \frac{h_R}{H_R} \cdot (5 - \frac{h_R}{H_R})$ (10)

ストリップ中央および左端でも同様に

$$v_C = \frac{\bar{v}}{4} \cdot (5 - \frac{h_C}{H_C}) \quad , \quad v_C = \frac{\bar{v}}{4} \cdot \frac{h_C}{H_C} \cdot (5 - \frac{h_C}{H_C}) \tag{11}$$

$$v_L = \frac{\bar{v}}{4} \cdot (5 - \frac{h_L}{H_L}) \quad , \quad v_L = \frac{\bar{v}}{4} \cdot \frac{h_L}{H_L} \cdot (5 - \frac{h_L}{H_L}) \tag{12}$$

(7)式に(10), (12)式の関係を用いて(6)式の()内を表わすと

$$\alpha(x) + \frac{\beta(x)}{2} = \frac{\bar{v}}{4B} \cdot (\frac{h_R}{H_R} - \frac{h_L}{H_L}) \cdot (4.5 - (\frac{h_R}{H_R} + \frac{h_L}{H_L})) \tag{13}$$

次にストリップ左端・右端での伸び率 ΔE を次式で定義する。

$$\Delta E = \frac{H_L}{h_L} - \frac{H_R}{h_R} \tag{14}$$

入側・出側でのウェッジ量 ΔW , $\Delta w \ll H$, h とすると次式が近似的に成り立つ。

$$\frac{h_R}{H_R} + \frac{h_L}{H_L} \approx 2(1 - r_C) \quad , \quad \frac{h_R}{H_R} - \frac{h_L}{H_L} \approx (1 - r_C)^2 \cdot \Delta E \tag{15}$$

よって(13)式は, $\alpha(x) + \frac{\beta(x)}{2} = \frac{\bar{v}}{4B} \cdot (1 - r_C)^2 \cdot (2.5 + 2 \cdot r_C) \cdot \Delta E$ (16)

出側ストリップのウェッジ量 Δw は次式で与えられることが実験的・解析的に確認されている。¹⁾

$$\Delta w = K \cdot C(x) + \Delta w_0 \tag{17}$$

(17)式で Δw_0 はオフセンタ 0 で存在するウェッジ量で, 母材ウェッジ (ΔW) あるいはミルの左右圧下位置レベル不良等に起因するものである。 K は圧延条件・ミル寸法等により定まる比例定数で, 出側ウェッジ量はオフセンタ量の増加に比例して増加することを示している。

(17)式の両辺を H_C で割って, $\Delta w = h_R - h_L$ を考慮し, さらに(15)式(右側)で $H_R = H_L = H_C$ とおくと

$$\Delta E = \frac{1}{(1 - r_C)^2 \cdot H_C} (K \cdot C(x) + \Delta w_0) \tag{14'}$$

上式の間係を(16)式に用いて, さらに(6)式に代入すると結局

$$\theta(x) = \theta_0 + \frac{2.5 + 2 r_C}{4 + r_C} \cdot \frac{1}{B \cdot H_C} \int_0^x (K \cdot C(x) + \Delta w_0) dx \tag{18}$$

一方(11)式より $\frac{v_C + v_C}{2 v_C} = \frac{1}{2} (\frac{h_C}{H_C} + 1) = 1 - \frac{r_C}{2}$ (19)

(2)式に(5)式の間係を用いて $C(x)$ についての式を誘導し, (18), (19)式の間係を用いると

$$C(x) = (1 - \frac{r_C}{2}) \cdot \theta_0 \cdot x + (\sqrt{\frac{K}{B \cdot H_C}} \cdot \gamma)^2 \int_0^x \int_0^x (C(x) + \frac{\Delta w_0}{K}) dx dx + C_0 \tag{20}$$

ここで $\gamma = \sqrt{(2.5 + 2 r_C) \cdot (1 - \frac{r_C}{2}) / (4 + r_C)}$

(20)式の両辺を x で微分して

$$\frac{dC(x)}{dx} = (1 - \frac{rC}{2}) \cdot \theta_0 + (\sqrt{\frac{K}{B \cdot HC}} \cdot r)^2 \int_0^x (C(x) + \frac{\Delta w_0}{K}) dx \quad (21)$$

さらに x で微分して

$$\frac{d^2 C(x)}{dx^2} = (\sqrt{\frac{K}{B \cdot HC}} \cdot r)^2 (C(x) + \frac{\Delta w_0}{K}) \quad (22)$$

(22)式の一般解は

$$C(x) = A_1 \cdot e^{-\sqrt{\frac{K}{B \cdot HC}} \cdot r \cdot x} + A_2 \cdot e^{\sqrt{\frac{K}{B \cdot HC}} \cdot r \cdot x} - \frac{\Delta w_0}{K} \quad (23)$$

$x = 0$ で $C(x) = C_0$, $\frac{dC(x)}{dx} = (1 - \frac{rC}{2}) \cdot \theta_0$ (21)式より) であるから A_1, A_2 は次式となる。

$$A_1 = \frac{1}{2} \left\{ C_0 + \frac{\Delta w_0}{K} - \frac{1 - rC/2}{\sqrt{K/(B \cdot HC)} \cdot r} \cdot \theta_0 \right\} \quad (24)$$

$$A_2 = \frac{1}{2} \left\{ C_0 + \frac{\Delta w_0}{K} + \frac{1 - rC/2}{\sqrt{K/(B \cdot HC)} \cdot r} \cdot \theta_0 \right\}$$

(23)式がストリップの蛇行量 (オフセンタ量の変化) を表わす式である。

4. キャンバ形状の推定

入側で単位長さのストリップが圧延後 l_L, l_R になると
すると $l_R \cdot h_R = H_R \times 1, l_L \cdot h_L = H_L \times 1$ (25)

図2を参照して $\delta = \frac{l_R}{\rho - \frac{B}{2}} = \frac{l_L}{\rho + \frac{B}{2}}$ (26)

上式より $\frac{1}{\rho} = \frac{2}{B} \cdot \frac{l_L - l_R}{l_L + l_R}$ (27)

(27)式に(26)式の関係を用い、さらに(24)式を考慮すると

$$\frac{1}{\rho} = (1 - rC) \cdot \frac{\Delta E}{B} \quad (28)$$

一方梁のたわみ式の誘導で用いられる関係、 $\frac{1}{\rho} = \frac{d^2 y}{dx^2}$ を用いて

$$\frac{d^2 y}{dx^2} = (1 - rC) \cdot \frac{\Delta E}{B} \quad (29)$$

上式で ΔE は (24) 式の $C(x)$ に (28) 式の関係を用いて与える。

この ΔE を (29) 式に代入して、 x について積分し、 $x=0$ で $y=0, \frac{dy}{dx} = 0$ とおくと次式が得られる。

$$y = \frac{1}{r^2} \cdot \frac{1}{1 - rC} \cdot [A_1 \cdot e^{-\sqrt{\frac{K}{B \cdot HC}} \cdot r \cdot x} + A_2 \cdot e^{\sqrt{\frac{K}{B \cdot HC}} \cdot r \cdot x} + (A_1 - A_2) \cdot x - (A_1 + A_2)] \quad (30)$$

(30)式がストリップの圧延後のキャンバ形状を示す式である。先に求めた蛇行量 $C(x)$ との関係をもとめてみる。(30)式に(23)、(24)式の関係を用いて

$$y = \frac{1}{r^2} \cdot \frac{1}{(1 - rC)} \cdot \left\{ C(x) - C_0 - \frac{1 - rC/2}{\sqrt{K/(B \cdot HC)} \cdot r} \cdot \theta_0 \cdot x \right\} \quad (31)$$

また $\theta_0 = 0$ (ストリップをロールに対して直角に噛み込ませた) とすると(31)式は次式となる。

$$y = \lambda \cdot (C(x) - C_0) \quad (32)$$

ここで

$$\lambda = \frac{1}{r^2 \cdot (1 - rC)} = \frac{4 + rC}{(2.5 + 2rC) \times (1 - rC/2) \cdot (1 - rC)} \quad (33)$$

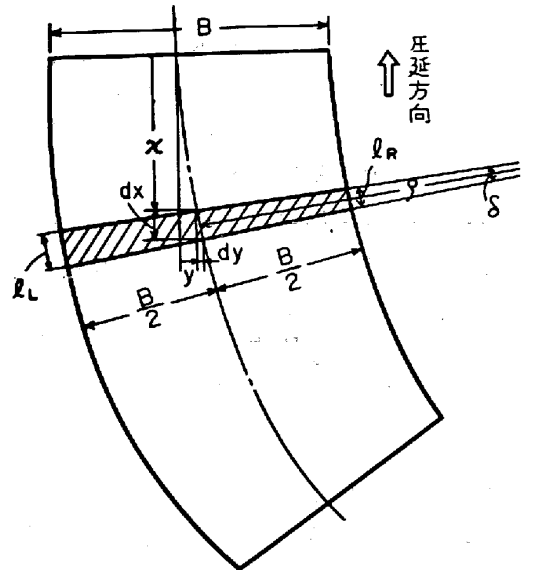


図2. キャンバ形状

すなわちこの場合、キャンバ形状は、圧延中のストリップの蛇行量をλ倍したものとなる。実際のλの値は(33)式より求められ圧下率10% (r_C=0.1)でλ=1.78, 圧下率30%でλ=2.34となる。

5. 圧延実験による検討

アルミ切板による圧延実験を行ないストリップ蛇行量推定式(33式)とキャンバ形状推定式(34式)の妥当性を検討した。表1に圧延機寸法と圧延条件を示す。圧延中のオフセンタ量はロールバレル中心の全周にサインペンでマークを入れ、これをアルミ板に転写して圧延後の転写マーク位置を測定した。図3に初期オフセンタ量C₀=40mmの場合の蛇行量とキャンバ形状を示す。一方同一圧延条件で初期オフセンタ量を種々変更したときの圧延後の実測ウェッジ量より、(37)式のK値は

$$K = 1.56 \times 10^{-3} \quad \text{となる。}$$

本実験の場合(23), (24)式でΔw₀=0, θ₀=0であるので

$$C(x) - C_0 = C_0 \cdot \left\{ \frac{e^{-\sqrt{K/(B \cdot H_C)} \cdot r \cdot x} + e^{\sqrt{K/(B \cdot H_C)} \cdot r \cdot x}}{2} - 1 \right\} \quad (34)$$

(34)式に上記K値等を代入して求めた蛇行量(C(x)-C₀)の値と(33)式より求まるキャンバ形状推定値を図3に合せて示す。なお図3では実測蛇行量をλ倍して得られたキャンバ形状推定値も示した。実測値と推定値はほぼ一致している。

さらに図4には左右圧下位置のレベル差0.4mmを与えたときの蛇行量とキャンバ形状を示す。この場合(23), (24)式でC₀=0, θ₀=0とおいて

$$C(x) = \frac{\Delta w_0}{K} \left\{ \frac{e^{-\sqrt{K/(B \cdot H_C)} \cdot r \cdot x} + e^{\sqrt{K/(B \cdot H_C)} \cdot r \cdot x}}{2} - 1 \right\} \quad (35)$$

実測データより求めたK=1.65×10⁻⁴, Δw₀=0.094mmを(35)式に代入して蛇行量, C(x)とキャンバ形状λ・C(x)の値を図4に示す。この場合も実測蛇行量をλ倍した場合のキャンバ形状推定値も合せて示している。図3, 図4の場合とも実測値に対して推定値が若干大きくなっている。この原因として実際には板とロールの間で働く摩擦力が板の回転を拘束すること、および圧延材の板巾方向へのメタルフローの影響等が考えられる。

6. まとめ

ストリップのキャンバ発生は圧延中のストリップの蛇行発生と密接な関係をもつことを理論推定式の誘導により示した。またこの推定式の妥当性を圧延実験により裏づけた。

1) 河野：第26回塑性加工連合講演会前刷, P.49

表1. 圧延機寸法と圧延条件

圧延機寸法	圧延条件
ワークロール直径 : 105mm	圧延試料 1/2 Hアルミ
バックアップロール直径 : 330	2.0 ^t x 200 ^w x 800 ^l
ロールバレル長 : 400	潤滑 フライ(トリクレン脱脂)
バックアップロール支点間距離 : 850	目標圧下率
ロール周速 : 20 m/min	① 10% --- 初期オフセンタ740mm
ロールクラウン : ストレート	② 30% --- 左右圧下位置レベル差0.4mm付き
ロールバンド力 : イクリズ108 ton (左右合計)	(① 図3, ② 図4)

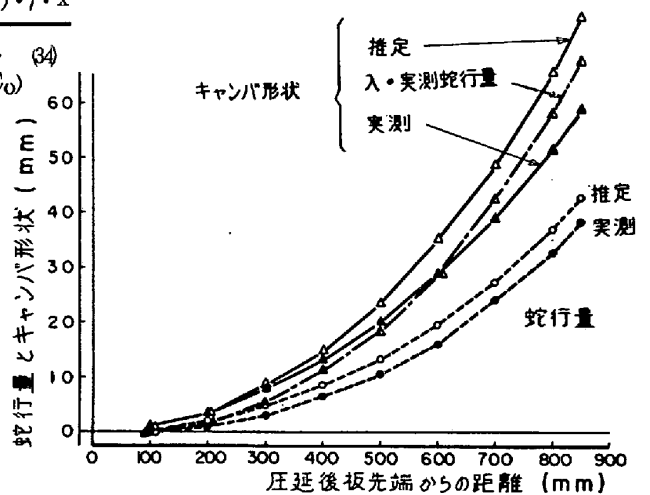


図3. 蛇行量とキャンバ形状(初期オフセンタあり)

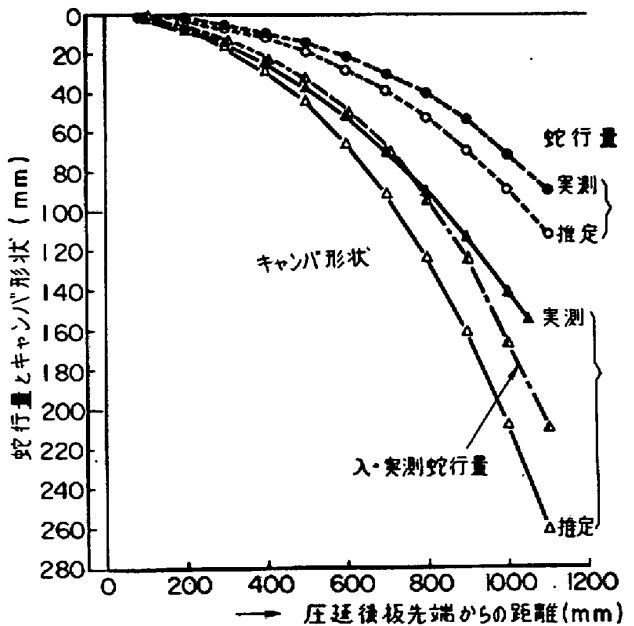


図4. 蛇行量とキャンバ形状(左右レベル差あり)