

.....
論 文

平鋼の熱間圧延における幅広がり の測定と 予測式の提案

木 原 諄 二*・石 黒 研*²

A Mathematical Model on the Widespread Behavior in the Flat Rolling of Steel Based on an Experimental Investigation

Junji KIHARA and Ken ISHIGURO

Synopsis :

The widespread behavior in flat rolling is an old but still important problem to be clarified, because it is one of basic problems in general caliber rolling, and is more important for caliberless rolling technique.

Several geometrical parameters have been investigated about how they affect the widespread behavior in actual hot rolling experiments. They are rolling reduction, ratio of thickness to roll radius and ratio of width to thickness. From an energetical point of view, a simple calculation system of the mean widespread is proposed and evaluated by using the experimental results, which strongly support the calculating system; in the range of 0.64-3.6 of width/thickness, and 0.18 to 0.50 of thickness/roll radius. The side barreling behavior is expressed with 4-th power polynomial very well in wide range rolling conditions, and the mathematical expression with rolling parameters mentioned above are obtained in the same range as for the mean widespread behavior. For the range of high value of thickness/roll radius, greater than 0.86, however, successful expression is not obtained, although in this range the side barreling behavior can be still well expressed with 4-th power polynomial function of the coordinate in thickness direction.

1. はじめに

鋼の平圧延における幅広がり は、孔型圧延における材料の変形挙動を研究することの基礎として、またそれ自体、カリパーレス線材圧延の基礎、厚板圧延の基礎その他圧延の基本問題として解明が急がれている。

平均幅広がりについては、柳本¹⁾や GELEJI²⁾ の計算式、五弓、木原、前³⁾や、OH and KOBAYASHI⁴⁾、加藤(和)ら⁵⁾ の計算法がすでに提案されている。柳本は三次元スラブ法で応力解析し、流れ則と調節変数とにより実際の幅広がりを予測しようとした。五弓、木原、前は圧延を鍛造モデル化して、変形エネルギーと摩擦損失の和が最小になるように幅広がりが定まるとして計算する方法を提案した。OH and KOBAYASHI はこれを受けて、圧延の変形と流れ関数で数式化し上界定理を用いて幅広がりを計算した。加藤(和)も上界定理に立脚して、仕事最小でかつ定常条件を満たす流れにより幅広がりが定まるとして幅広がりを計算した。以上の三つの報告はともに消費エネルギーが最小になるような材料の流れで幅広がりがきまるといふ点で共通している。

一方、幅広がり量は平鋼の厚さ方向にわたってけつし

て一様でなく、シングルバレルング、ダブルバレルングさらにトリプルバレルングと圧延ロール径、板厚、板幅との関係で種々の様相を示す。この現象は定性的に圧延条件との対応をつけることができるが、定量的に検討した報告はいまだない。

そこで、著者らは平圧延における平均幅広がり とバレルングの様相即ち側面形状とに対し、前者は簡便なエネルギー論的アプローチによつて、後者は実験結果を統計処理することによつて、それぞれの数学的予測モデルを提案することとした。

本報告は、まず、実験について述べ、実験結果を予測する平均幅広がり計算法による計算値と実験値との対応について示し、次に側面形状の数式化と実験結果の統計処理による数式のパラメータを重回帰法で定めた結果について論ずるものである。

2. 実 験

2.1 実験装置

実験装置として、アルゴン気流中で加熱する Si-C 抵抗体発熱電気炉及びロール直径 $\phi 100$ mm 及び $\phi 75$ mm、バレル長 70 mm、圧延速度 1 cm/s~20 m/s の二段圧延

昭和 58 年 2 月 2 日受付 (Received Feb. 2, 1983)

* 東京大学工学部 工博 (Faculty of Engineering, The University of Tokyo, 7-3-1 Hongo Bunkyo-ku 113)

*² 東京大学工学部 (現: 新日本製鉄(株) 広畑製鉄所) (Faculty of Engineering, The University of Tokyo, Now Nippon Steel Corp.)

Table 1. The dimensions of rolled specimens.

Width mm	16	19	25	32	Remarks
Thickness mm					
9			Ⓐ	Ⓐ	Roll Dia. = 100 mm ○ shows that experiments are actually done. The capitals in ○ are valid in Fig. 5 (a) and (b).
12		Ⓒ			
16		Ⓒ	Ⓓ		
19		Ⓒ			
21		Ⓒ			
23		Ⓒ			
25	Ⓓ	Ⓒ			
43		○			
50	○	○	○		
43		○			
					Roll Dia. = 75 mm

機⁶⁾を使用した。実験後の幅広がり及び側面形状の測定は、横断面に関して厚さ方向 1 mm きざみにポイントマイクロメーターで幅測定を行う方法と横断面を 10 倍の倍率で拡大投影器に写し、1 ギスで厚さ方向に実尺 1 mm きざみで幅測定を行う方法とを用いた。

2.2 実験試料と圧延後の表面

実験試料は市販の低炭素鋼角棒を購入し、断面形状を機械工作により所定寸法に整え、またかみ込みをよくするため先端にテーパをつけた。断面形状の寸法は Table 1 に示す。また圧延材の長さは、先端のテーパ部を除いて 250 mm とした。

圧延温度は炉の加熱温度を一定とし、炉から抽出後の時間により定められる。パイロット材中心部の温度を圧延温度として管理した。本研究では圧延温度は 1000°C の一条件であつたが、炉温を 1050°C とし、各断面材ごとに抽出後の保持時間をパイロット材によりそれぞれ定めて実験を行つた。圧延後の表面は厚板の表面程度の二次スケールが付着している状況であつた。

2.3 圧延条件

五弓、木原、佐藤⁷⁾による予備的な研究から、800°C ~ 1000°C、1 m/s ~ 15 m/s の圧延速度と温度の範囲では幅広がりに対するこれらの速度と温度の条件はあまり影響を与えないことが分かっていたので、圧延温度は 1000°C、圧延速度は 1 m/s として実験を行つた。圧下率は板厚の大きいものほど、装置の荷重容量が制限となつて範囲がせまくなるが、最大圧下率は厚さ 25 mm までは 40% までとることができたが、43~50 mm の場合は 33% から 20% に減少した。

3. 平均幅広がり

3.1 平均幅広がり計算モデル

すでに 1 章で述べたごとく、平圧延における平均幅広がりに関して、理論的要求を満たした加藤 (和) の計算法が提案されている。同じくエネルギー論的考察に基づき、定常変形に関する流線変更の手続きを省き簡便化し、しかも予測精度のよい計算法を我々は提案し、実験

との対比を試みたいと思う。

計算モデルの作成に当たり次の仮定を設ける。

- i) 圧延前の横断面は圧延中横断面であり続ける。ii) 材料は完全剛塑性体とみなす。iii) 圧延中板幅は圧延方向にとつた座標 (z) の 3 次関数である。iv) ロールは剛体とする。v) ロールと圧延材料との間の摩擦応力は圧延材のせん断降伏応力に等しい。vi) 圧延分布は一様で、平均圧延圧力 P_m に等しい。vii) 平均圧延圧力の計算は齊藤の式⁸⁾による。

座標系は xyz の直交座標系をとり、原点は入側横断面の中心で幅方向に x 軸、厚さ方向に y 軸をとる。圧延方向は z 軸の方向である。圧延材は xz 面及び yz 面に関して対称に変形すると考えてよいので、圧延材の 1/4 の部分について、圧延エネルギーの消費量を求め、これを平均幅広がり量に関して最適化すればよい。ロール内に入側から流入するスラブ要素がロール出口までに消費するエネルギーを最適化の評価関数とすることとした。

ここで記号の約束をする。

入側厚さ: $2H_0$, 出側厚さ: $2H_1$, ロール半径: R , 接触弧投影長さ: $L_d = \sqrt{R \cdot 2(H_0 - H_1)}$, 入側幅: $2B_0$, 出側幅: $2B_1$, 変形中の厚さ: $2h$, 変形中の幅: $2b$, 圧延前のスラブ要素の厚さ: t_0 , 変形中のスラブ要素の厚さ: t , 圧延後のスラブ要素の厚さ: t_1 , ひずみの成分: $\epsilon_{xx}, \epsilon_{yy}, \epsilon_{zz}, \epsilon_{xy}, \epsilon_{xz}, \epsilon_{yz}$, 材料の単軸変形抵抗: σ_0 , 降伏せん断応力: $\sigma_0/\sqrt{3}$, 平均圧延圧力: p_m , 平均厚さ: $h_m = (4H_1 + 2H_0)/3$, 中立点の z 座標: z_ϕ , スラ

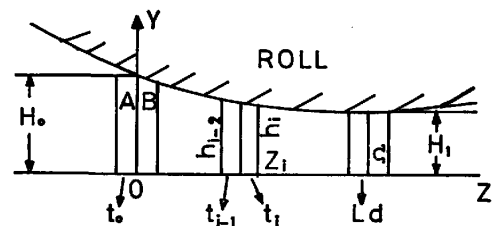


Fig. 1. A schematical representation of slab elements in y-z plane and explanation of calculation parameters.

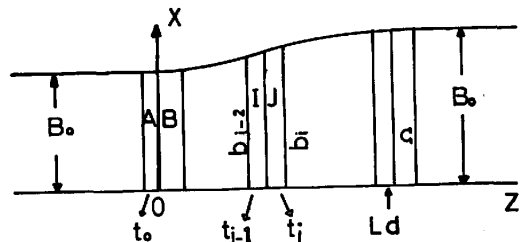


Fig. 2. A schematical representation of slab elements in x-z plane and explanation of calculation parameters.

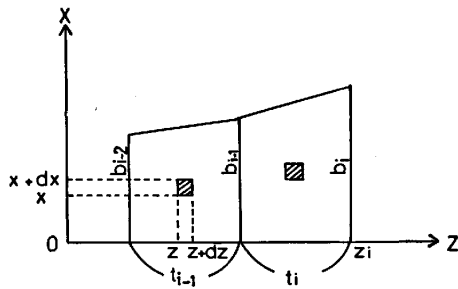


Fig. 3. A schematic representation of slab elements along the contact area between the roll and materials for explanation of calculation method of frictional work increment.

ブ要素を 1 ステップ進めるに要するロールの歩み: s , 圧延中スラブ要素が受ける内部変形仕事: $4W_I$, 圧延中スラブ要素に関し行われた摩擦仕事: $4W_F$, 最適化すべき評価関数: $W = W_I + W_F$

以上の記号と計算の仕方を明確にするため, Fig. 1 から Fig. 3 に具体的に示すことにする.

厚さ $2H_0$ の板材が $2H_1$ に圧延されるときの h は z の関数として次式で与えられる.

$$\left. \begin{aligned} h &= H_0 & z &\leq 0 \\ h &= R - \sqrt{R^2 - (Ld - z)^2} + H_1 & 0 < z \leq Ld \\ h &= H_2 & z > Ld \end{aligned} \right\} \dots (1)$$

幅 $2b$ の変化は入側と出側とにおいて $db/dz = 0$ という条件を課すことによつて, 入側幅 B_0 と出側幅 B_1 が定まれば次のように表される.

$$\left\{ \begin{aligned} b &= B_0 & z > 0 \\ b &= B_0 - 2(B_1 - B_0)(z/Ld)^3 \\ &\quad + 3(B_1 - B_0)(z/Ld)^3 & \dots \dots \dots (2) \\ & & 0 \leq z < Ld \\ b &= B_1 & z > Ld \end{aligned} \right.$$

ロール入側の A の位置にあつた要素が, ロールの回転とともに, Fig. 1 及び 2 に示すように変位するとともに変形し, $i-1, i$ の位置を経て出側に出て Ω の位置で変形を完全に停止する. $i-1$ から i の状態へ移る時のエネルギー増分を考えるために, 幾何学的状況の変化からこの時のひずみ増分を計算することにする. まず変形に際して体積一定であるから

$$B_0 \cdot H_0 \cdot t_0 = (b_{i-1} + b_i)(h_{i-1} + h_i)t_i/4 \dots \dots \dots (3)$$

$i-1$ の段階まですべて分かっているとすると, (3)式の h_i, b_i は(1)式及び(2)式により i ステップの終わりの z 座標が分かれば求めることができる. またこの z 座標 z_i は(3)式の t_i によつて

$$z_i = z_{i-1} + t_i \dots \dots \dots (4)$$

で表されるので, (3)と(4)とから z_i が定まる. そこで $z_{i-1}, h_{i-1}, b_{i-1}$ が与えられれば z_i, h_i, b_i を求

めることができる. 次に $i-1$ か i に移る過程でのひずみ増分を求めることにする. B_0, H_0 に比し t_0 を十分小さくするように定め, スラグ要素中でのひずみを一様とすると,

$$\left. \begin{aligned} \Delta \epsilon_{xx} &= \frac{(b_i + b_{i-1}) - (b_{i-1} + b_{i-2})}{(b_{i-1} + b_{i-2})} \\ \Delta \epsilon_{yy} &= \frac{h_i - h_{i-2}}{h_{i-1} + h_{i-2}} \\ \Delta \epsilon_{zz} &= \frac{t_i - t_{i-1}}{t_{i-1}} \\ \Delta \epsilon_{xy} &= 0 \\ \Delta \epsilon_{yz} &= \frac{y(h_i - 2h_{i-1} + h_{i-2})}{t_{i-1}(h_i + h_{i-1})} \\ \Delta \epsilon_{xz} &= \frac{x(b_i - 2b_{i-1} + b_{i-2})}{t_{i-1}(b_i + b_{i-1})} \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots (5)$$

となる. これはすべて, ロール半径, 入側板厚, 出側板厚, 入側幅, 出側幅により各ステップにおけるひずみ増分が定まることを意味している. 出側幅以外を定数とすると, 各ひずみ増分は出側幅のみの関数となる.

次に, 中立点において材料の速度とロールの周速とが一致して, その前後で摩擦応力の作用の方向が逆転する. したがつて摩擦仕事を正しく評価するためには中立点がある程度正しく求めておく必要がある. 著者らの予備的な調査によると, この中立点の位置は評価関数にあまり影響しないようなのであるが, 一応, 手続的に圧延材に作用する圧延方向の力の釣合いから定めることとする. 簡単のために幅広がり起こらず, 摩擦力は z 方向にのみ作用とする. 幅広がりの無視と摩擦力の方向に関する仮定とは互いに影響を打ち消し合う仮定である. z 方向の力の釣合いは以上の仮定のもとに(6)式で表される.

$$\int_0^{Ld} p_m \cdot \frac{dh}{dz} \cdot B_0 dz + \int_0^{z_\varphi} \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} B_0 dz - \int_{z_\varphi}^{Ld} \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} B_0 dz = 0 \dots \dots \dots (6)$$

ただし, z_φ は中立点の z 座標, p_m は齊藤⁹⁾により

$$\left. \begin{aligned} p_m &= a\sigma_0(3 + h_m/Ld)/4 & Ld < h_m \\ p_m &= a\sigma_0(3 + Ld/h_m)/4 & Ld \geq h_m \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots (7)$$

で与えられる. また(6)式では摩擦力に乗ずるべき余弦を 1 と近似している. (6)は非常に簡単になつて z_φ は

$$z_\varphi = Ld/2 + \sqrt{3} p_m (H_0 - H_1) / \sigma_0 \dots \dots \dots (8)$$

となる. なお a は幅広がりのない圧延では 1.15, 自由に幅広がり起こる場合は 1 とするが, 本研究では 1.15 とした. z_φ が求められると, ロールと材料との間の相対速度から摩擦仕事を求めることができる. $z = z_\varphi$ で

ールと材料との間の相対速度が零であること、からスラブ要素を中立点において1ステップ進ませるに要するロールの歩み s_R は

$$B_0 \cdot H_0 \cdot t_0 = \frac{b(z_\varphi) \cdot h(z_\varphi) \cdot s_R}{\sqrt{1 + (dh/dz)_{z_\varphi}^2}} \dots\dots\dots (9)$$

の関係により求められる。Fig. 3 において $i-1$ の位置にある表面要素が、スラブ要素の1ステップの移動に伴い i の位置に移動するとすると、この表面要素のロール表面との相対移動距離 $s(x, z)$ のロール軸方向成分 s_x は次のように表される。

$$s_x = \frac{b_{i-1} + \frac{\zeta(b_i - b_{i-1})}{t_{i-1}}}{b_{i-2} + \frac{\zeta(b_{i-1} - b_{i-2})}{t_{i-1}}} \times x \dots\dots\dots (10)$$

ただし $\xi = z - z_{i-2}$ である。一方ロール表面との相対移動距離の回転方向成分 s_z は

$$s_z = \left(-\frac{\zeta \cdot t_i}{t_{i-1}} + t_{i-1} - \zeta \right) \sqrt{1 + \left(\frac{dh}{dz} \right)_{z_{i-1}}^2} - s_R \dots\dots\dots (11)$$

と表される。(10)及び(11)から

$$s(x, z) = (s_x^2 + s_z^2)^{1/2} \dots\dots\dots (12)$$

となる

以上で、内部仕事と摩擦仕事を計算する準備がすべてととのい、これら二つの仕事が出側幅のみの関数であらわされることがわかった。すなわち、 $i-1$ から i へスラブ要素が移るときの内部変形仕事 ΔW_I は

$$\Delta W_I = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_0 \int_0^{b_i} \int_0^{h_i} \int_{z_{i-1}}^{z_i} \times \sqrt{\frac{1}{2} (\Delta \epsilon_{xx}^2 + \Delta \epsilon_{yy}^2 + \Delta \epsilon_{zz}^2)}$$

$+ \Delta \epsilon_{xy}^2 + \Delta \epsilon_{xz}^2 + \Delta \epsilon_{yz}^2$ $dxdydz$ となり、 W_I はスラブ要素が Ω のステップまでに至る間に受ける仕事として

$$W_I = \sum_{i=1}^{\Omega} \Delta W_I \dots\dots\dots (13)$$

となる。一方、摩擦仕事の増分 ΔW_F は

$$\Delta W_F = \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} \int_{z_{i-1}}^{z_i} \int_0^{b_{i-1} + \zeta(b_i - b_{i-1})/t_i} \times s(x, z) \sqrt{1 + \left(\frac{dh}{dz} \right)_{z_i}^2} dx dz$$

W_F は

$$W_F = \sum_{i=1}^{\Omega} \Delta W_F \dots\dots\dots (14)$$

となる。最終幅に対して $W = 4(W_I + W_F)$ を最適化するプログラムのフローチャートを Fig. 4 に示す。最適化の方法は五点法という直接計算法を用いた。また、

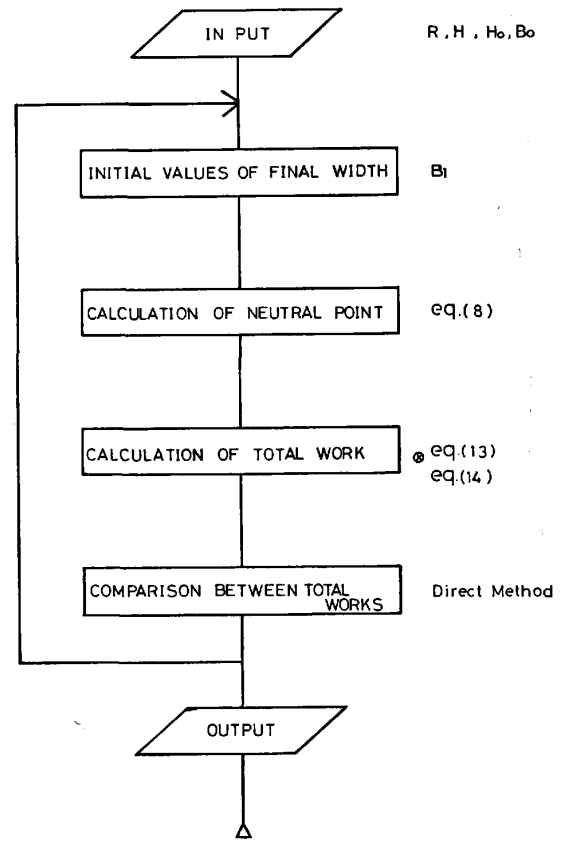


Fig. 4. The flow chart of the calculation of the mean width spread.

ΔW_I , ΔW_F の積分はシンプソン公式を用い、スラブ要素の初期厚さ t_0 は $Ld/20$ とした。計算機は東京大学大型計算機センターの計算機を利用した。

3.2 平均幅広がりに関する実験値と計算値との比較

Fig. 5 a) に Table 1 に示した断面形状 A~J に対応する計算系で求めた幅広がり-圧下率曲線を示し、Fig. 5 b) に各断面形状における幅広がりの実験値と計算値との比較を示す。計算値と実験値との一致は、計算法について幾多の簡略化を行つたにもかかわらずきわめて良好である。以上から、本計算法は、ロール径・板厚比 $R/2H_0$ が 2~5.5、板幅・板厚比が 0.64~3.6、圧下率 0~40% の範囲で実際の幅広がり現象をシミュレートするといえる。Fig. 6 に摩擦を計算に入れた時と、摩擦を無視した時の計算値の差を、プラスチックをワセリン潤滑で圧延した場合とタルク粉で潤滑して圧延した場合の幅広がりデータと合わせて示してある。これから、幅広がりへの計算に及ぼすロールと材料との間の潤りの影響の小さいことはうかがえると思う。

4. 側面形状

4.1 側面形状の数値化

平圧延された、圧延材の側面形状はシングルバレル

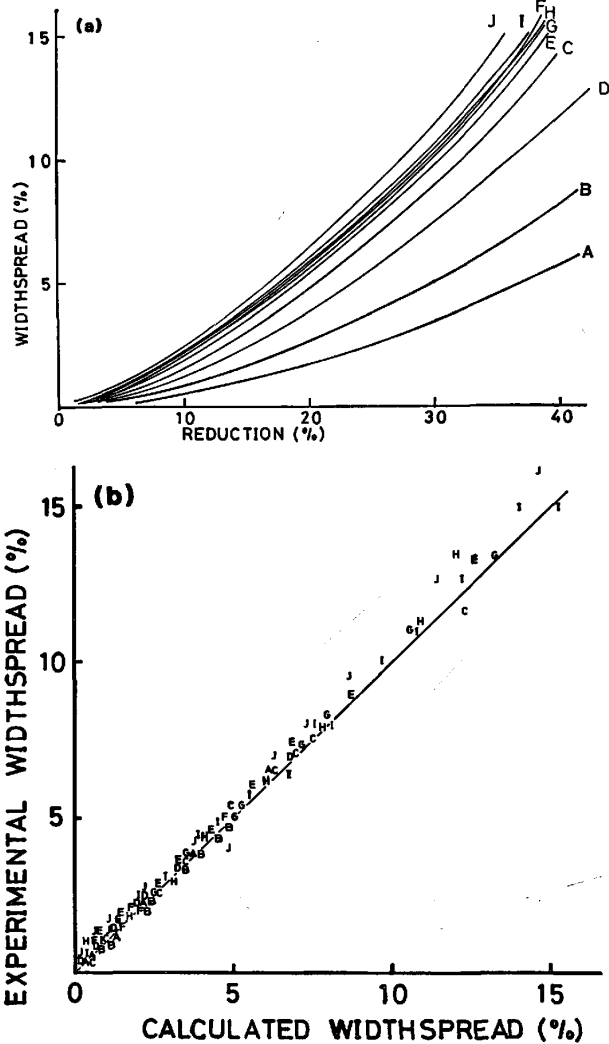


Fig. 5. The calculated relationships between widthspread and reduction for various geometrical conditions A~I shown in Table 1. (a). and comparison between the experimental results and the calculated results (b).

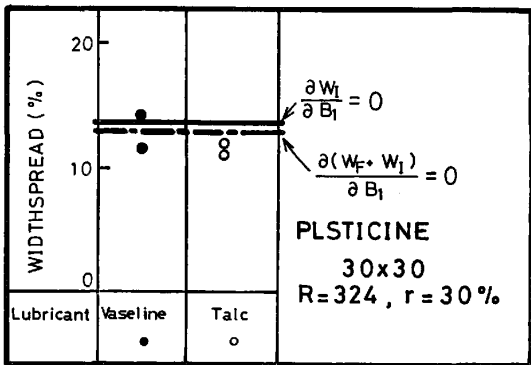


Fig. 6. The effect of the counting of frictional work on the calculated result. Solid line shows the result obtained by neglecting frictional work. Broken line shows the result by optimizing total work ($W_I + W_F$).

グやダブルバレルングといわれる形状となる。したがって、この形状を最も簡単な数式であらわすとすると、理想的な対称条件を使うと、幅を厚さの関数として次のようであらわすことができる。

$$b = \alpha y^4 + \beta y^2 + \gamma \dots \dots \dots (15)$$

圧延によつて得られた断面はもちろん対称性からはずれることが多いが、横断面にとつた x, y 両軸に関して対称となるように、上下、左右の幅をそれぞれ平均して基本データを作成し、 α, β, γ の値をカーブフィッティングの手法により決定した。シングルバレルングか、ダブルバレルングかは α, β の値によつて定まるので、重回帰分析により α, β を、ロール径・板厚比、板幅・板厚比、圧下率の一次の多項式で表現して、3で示した計算式とあわせて、平圧延における幅広がり現象の予測数式モデルとすることを試みた。

4.2 厚さ 25 mm 以下の圧延材における α 値及び β 値

4.1 で述べたように、 α 値及び β 値を圧延の幾何学的条件で表す式を重回帰分析によつて求めたところ、ロール径・板厚比 2~5.5, 板幅・板厚比 0.64~3.6 の範囲で (16)式及び (17)式が得られた、なお圧下率を r とする。

$$\alpha = \max(\alpha_1, \alpha_2)$$

$$\alpha_1 = (0.885H_0/R - 0.338H_0/B_0 - 0.731) \times r$$

$$\alpha_2 = (-0.319H_0/R + 0.0759H_0/B_0 + 0.013) \times r - 1.05H_0/R - 0.488H_0/B_0 - 1.62H_0^2/(R_0B_0) + 0.341$$

..... $H_0/B_0 \leq 1$ のとき

$$\alpha_2 = (0.17H_0/R - 0.002H_0/B_0 - 0.0467) \times r + 2.637H_0/R + 3.25H_0/B_0 - 8.95H_0^2/(RB_0) - 1.81$$

..... $H_0/B_0 > 1$ のとき

... (16)

$$\beta = \min(\beta_1, \beta_2)$$

$$\beta_1 = (-0.21H_0/R + 0.0967H_0/B_0 + 0.008) \times r$$

$$\beta_2 = (-0.0443H_0/R - 0.00903H_0/B_0 + 0.00697) \times r + 2.64H_0/R + 0.0921H_0/B_0 - 0.89H_0^2/(R \cdot B_0) - 0.427$$

..... $H_0/B_0 \leq 1$ のとき

$$\beta_2 = (-0.0481H_0/R - 0.0101H_0/B_0 + 0.0127) \times r - 10.19H_0/R - 6.48H_0/B_0 + 13.3H_0^2/(RB_0) + 5.72$$

..... $H_0/B_0 < 1$ のとき

... (17)

なお各圧延実験から得られた α 値及び β 値を Fig. 7 に、それぞれ白丸及び黒丸で示し、(16)式及び(17)式の計算値を実線で示す。Fig. 8 に(16)式及び(17)式に基づき、平均幅広がりの値とあわせて求めた計算された側

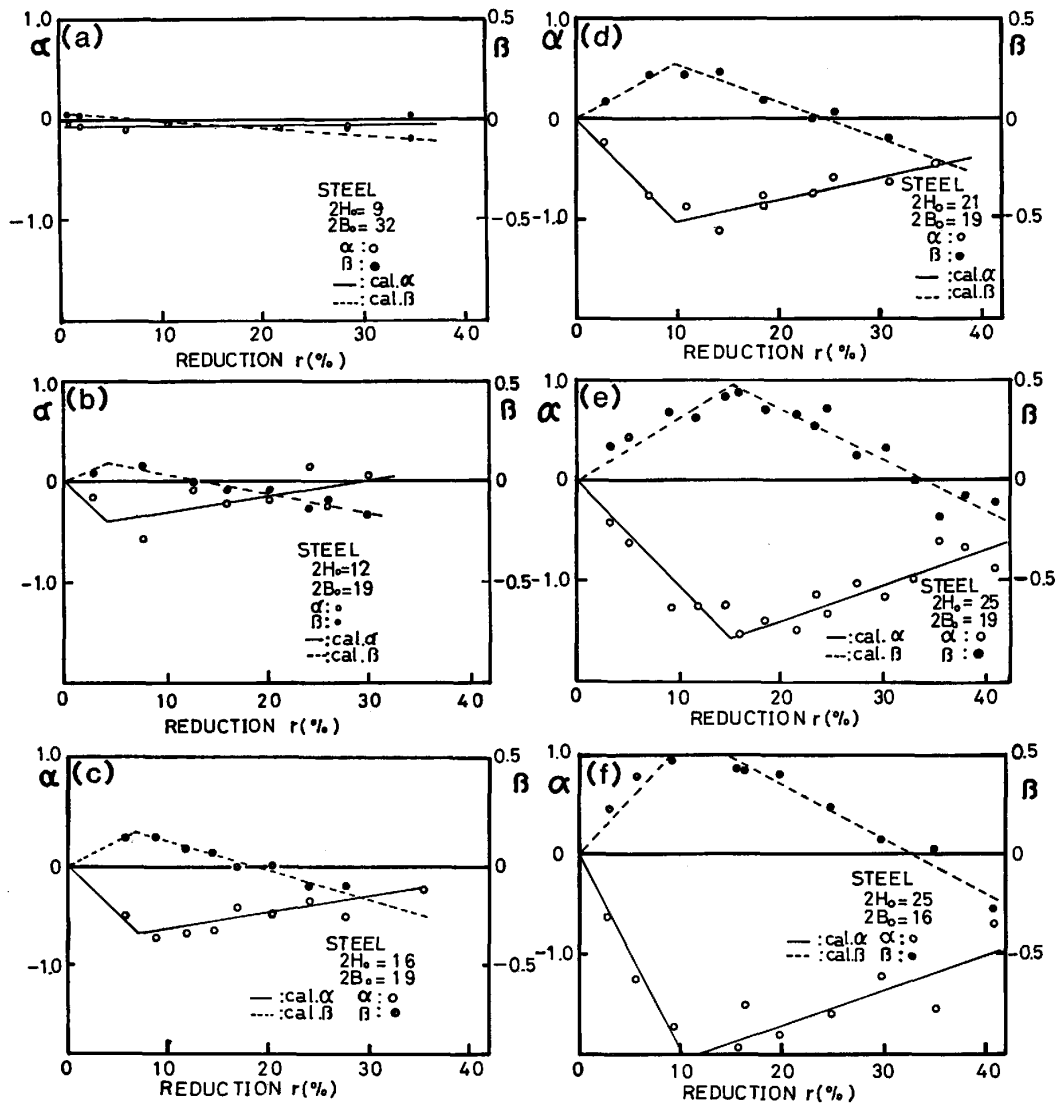


Fig. 7. The side barreling parameters obtained experimentally and the calculated result by the regressed equation.

面形状の輪郭線と、実験で計測した値を圧下率をパラメータとして示した。実験データは点で示されており、実験値と計算値との一致は良好である。

4.3 厚さ 40 mm 以上の圧延材における α 値及び β 値

板幅・板厚比が 0.64 以上では前節に示したごとく (16) 及び (17) 式ではほぼ十分に側面形状を数式化することができたが、さらに板幅・板厚比が小さい範囲における側面形状の数値化について検討した。すでに、(16) (17) 両式においても、 α_2 及び β_2 に関しては板幅・板厚比が 1.0 を境として異なる数式を与えなければならなかった。そこで、ロール径も $\phi 75$ mm のものを併用し、板幅・板厚比の小さい範囲における圧延後側面形状を調査した。側面形状の実測値を、厚さ方向上下対称、幅方向左右対称にする操作を行い得た形状を (15) 式にあてはめ、 α 値と β 値とをそれぞれの圧延条件について重回帰

分析によつて求めた。Fig. 9 に、実測側面形状と、(15) 式によつてあらわされる形状との比較を示す。(15) 式の曲線で側面の輪郭を表示することは、この範囲の板幅・板厚比においても有効である。Fig. 10 に (16)・(17) 式に基づいて求めた α 値と β 値とを点線で、Fig. 9 の (15) 式の曲線をあらわす α 値と β 値とを点で示す。これから、輪郭を厚さの 4 次関数で表すことは有効であるが、板幅・板厚比の小さい範囲では、より大きい板幅・板厚比の範囲で定めた (16) (17) 式によつては 4 次関数中の α , β 値を求めることはできないことがわかる。とくに Fig. 10(c) のロール半径 37.5 mm の実験データで、 α 値と β 値を圧下率に対する依存の仕方が直線的でなく曲線であらわされていることは、4.1 節の α 値 β 値の取り扱い方に関しても、二本の圧下率に対する直線ではなく単一の圧下率に対する曲線で表現する可能性について今

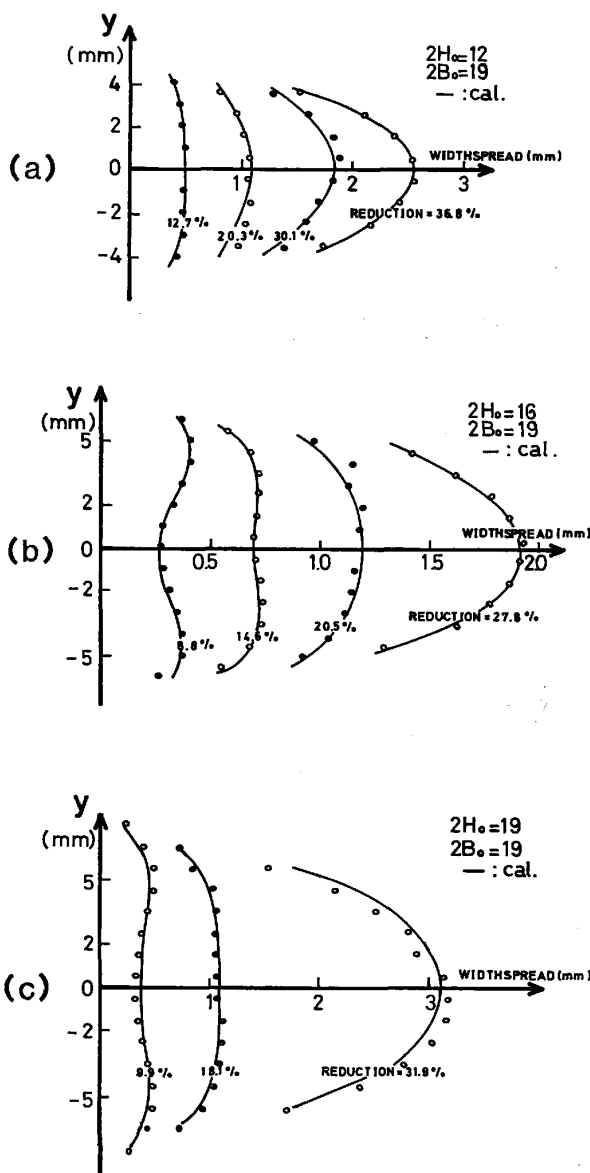


Fig. 8. A comparison of experimental results shown by dots to the calculated shown by solid curves.

後検討する必要があることを示唆しているという考えも成り立つであろう。

5. 結 論

低炭素鋼の平鋼熱間圧延を行い、平均幅広がり、側面形状とを測定した。実験データに基づいて平鋼の熱間圧延における幅広がり挙動を計算する数学モデルについて考察した。その結果、平均幅広がりについては、圧延条件として板幅・板厚比 (B_0/H_0) が 0.64~3.6, ロール半径・板厚比 ($R/2H_0$) が 2~5.5, 圧下率 40% 以下で予測する計算法を開発することができた、これはエネルギー論的アプローチに基づき、塑性仕事と摩擦仕事の和である評価関数を出側板幅のみを最適化変数として最適

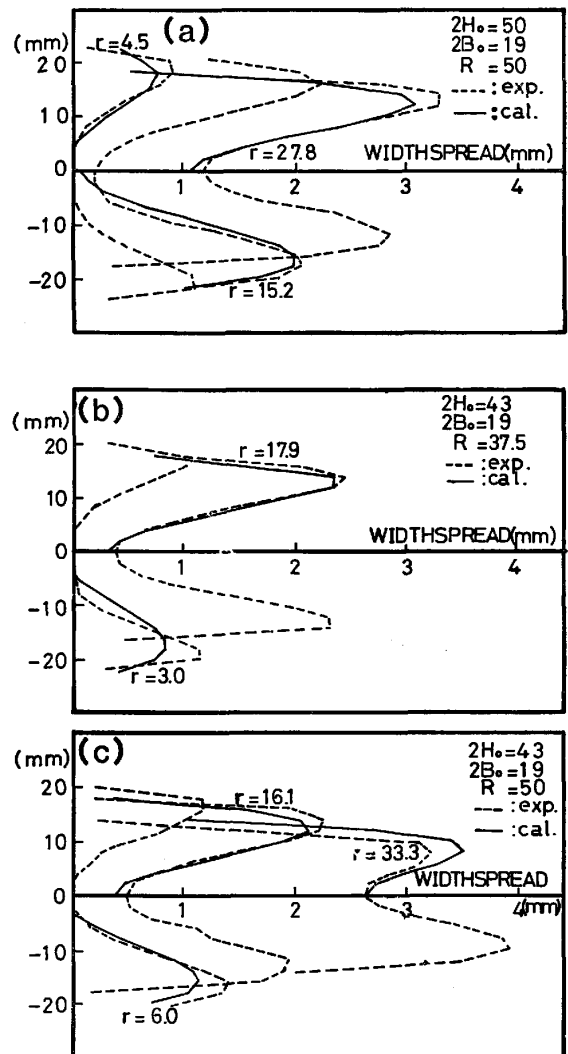


Fig. 9. A comparison of the profile of the side obtained experimentally shown by broken curves to those represented by polynomial function shown by solid curves.

化する簡略な計算法である。調節変数は含んでおらず計算の手数のかからない方法といえる。

側面形状については、ロール径 $\phi 100$ mm の場合についてのみ、平均幅広がりの場合と同じ圧延条件の範囲で、圧延材の側面形状を精度よく再現しうる数式モデルを重回帰分析によつて求めることができた。しかしより板幅・板厚比の小さい範囲及びロール径 $\phi 75$ mm の場合には、側面形状を厚さ方向の座標の 4 次関数で表現する方法の妥当性は存在したが、前者の圧延条件の範囲で定めた数式モデルの精度は良くなかつた。これは今後に残された問題である。

文 献

- 1) 柳本左門: 日本機械学会論文集, 27 (1961), p. 800, p. 1431
- 2) A. GELEJI 著, 五弓勇雄訳: 金属塑性加工の計算

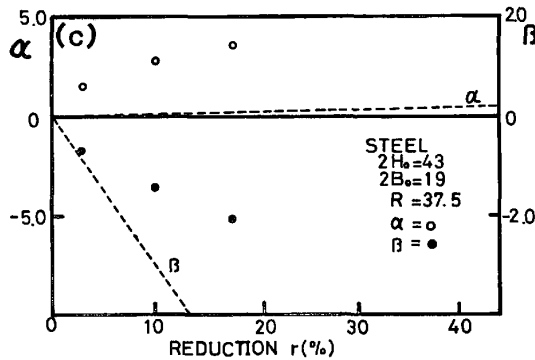
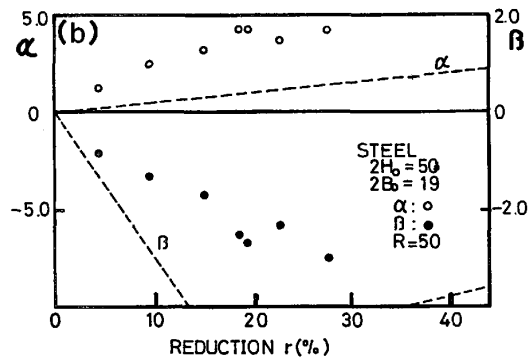
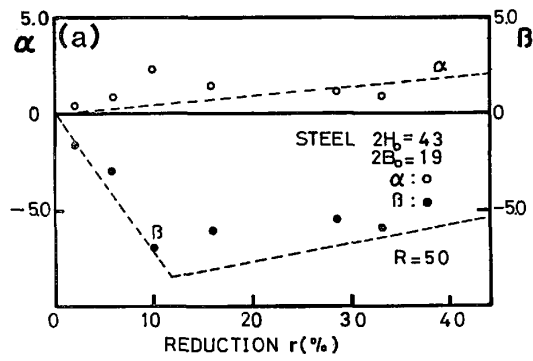


Fig. 10. A comparison of the profile parameters in the 4-th power polynomial function determining broken lines in Fig. 9, to those determined by calculation based on the regressed function valid for the cases shown in Fig. 7.

- (上) (1964), p. 199 [コロナ社]
- 3) 五弓勇雄, 木原諄二, 前 義治: 塑性と加工, 11 (1970) 11
 - 4) S.I. OH and S. KOBAYASHI: Int. J. Mech. Sci, 17 (1975), p. 293
 - 5) 加藤和典, 室田忠雄, 熊谷敏彦: 塑性と加工, 21 (1979), p. 359
 - 6) 五弓勇雄, 木原諄二, 落合征雄, 木村敏郎: 塑性と加工, 13 (1972), p. 919
 - 7) 五弓勇雄, 木原諄二, 佐藤 孝: 第 24 回塑性加工連合講演会講演論文集, (1973) p. 5
 - 8) 斎藤好弘: 塑性と加工, 11 (1970), p. 736