
H 形鋼のユニバーサル圧延における材料の変形に関する研究

A Study of Metal Deformation in Universal Rolling of H-beam

中川 吉左エ門(Kichizaemon Nakagawa) 比良 隆明(Takaaki Hira) 阿部 英夫
(Hideo Abe) 金成 昌平(Masahira Kanari) 林 宏之(Hiroyuki Hayashi)

要旨：

H 形鋼のウェブとフランジをそれぞれ板材とみなし、その間のメタル稼動を三次元的に考察して、ウェブ・フランジ間のメタル移動とフランジ幅広がり进行を明らかにし、その結果を用いてロール直下を過ぎてからウェブとフランジの力のつり合いによる寸法变化を明確にした。あわせてこのつり合い時の圧縮応力を明らかにして座屈限界を検討した。また縦ロール、水平ロールの中心を圧延方向にずらした時の H 形鋼の各部の寸法におよぼす影響を検討した。立証手段として、広範囲な実験をプラスティシン、および一部を鉛でおこない、その理論と手順を明らかにした。

Synopsis：

Metal deformation in universal rolling is investigated to improve accuracy of H-beam dimensions. Plasticine and lead are used for experiments as model materials of steel in hot rolling. The amount of metal flow between web and flange has a proportional relation with the difference between web reduction γ_w and flange reduction γ_f . Spread of flange width can be predicted as functions of γ_w , γ_f and H-beam dimensions. The variation of web thickness takes place just after rolling, resulting in difference between roll gap and web thickness of product. The variation is caused mainly by unbalance of γ_w and γ_f , and can be evaluated from γ_w , γ_f and H-beam dimensions. Axial stress at web and flange, which causes web buckling, can be estimated not only from γ_w , γ_f and H-beam dimensions but also from separating forces of horizontal and vertical rolls. Flange width and unsymmetry of H-beam section can be controlled by misalignment of horizontal and vertical roll center.

(c)JFE Steel Corporation, 2003

本文は次のページから閲覧できます。

H形鋼のユニバーサル圧延における材料の変形に関する研究

A Study of Metal Deformation in Universal Rolling of H-beam

中 川 吉左衛門*

Kichizaemon Nakagawa

比 良 隆 明**

Takaaki Hira

阿 部 英 夫***

Hideo Abe

金 成 昌 平**

Shohei Kanari

林 宏 之****

Hiroyuki Hayashi

Synopsis:

Metal deformation in universal rolling is investigated to improve accuracy of H-beam dimensions. Plasticine and lead are used for experiments as model materials of steel in hot rolling.

The amount of metal flow between web and flange has a proportional relation with the difference between web reduction r_w and flange reduction r_f . Spread of flange width can be predicted as functions of r_w , r_f and H-beam dimensions. The variation of web thickness takes place just after rolling, resulting in difference between roll gap and web thickness of product. The variation is caused mainly by unbalance of r_w and r_f , and can be evaluated from r_w , r_f and H-beam dimensions. Axial stress at web and flange, which causes web buckling, can be estimated not only from r_w , r_f and H-beam dimensions but also from separating forces of horizontal and vertical rolls.

Flange width and unsymmetry of H-beam section can be controlled by misalignment of horizontal and vertical roll center.

1. 緒 言

H形鋼の寸法・形状精度に対するユーザーの要求は年々厳しくなりつつあり、それに対処する圧延技術の確立が要望されている。寸法・形状の精度を向上させるためには、圧延・計測設備の精度向上、圧延理論の確立、および両者を結ぶ圧延制御システムの開発が重要な課題となる。この中で基本となるものはH形鋼のユニバーサル圧延理論であるが、この圧延が三次元変形であるという難

解さが障壁となって理論的解明が遅れている。さらに形鋼の断面形状は複雑であり、圧延中の材料の寸法・形状の計測技術も鋼板の場合に比べ大きく遅れている。三次元変形の研究は、例えば平板圧延時の先後端形状、幅広がりなどの検討にもみられるように種々試みられているものの実験的研究が多く、普遍的な理論解はいまだ見当たらない。

さてH形鋼のユニバーサル圧延に関する研究報告¹⁻¹⁰⁾は最近多く目にするところであり、ウェブ・フランジ間のメタルの移動、フランジ幅広がりに対する考察が中心となり、メタル移動の式やフラ

* 技術研究所次長・加工研究室室長・工博

*** 技術研究所加工研究室主任研究員

〔昭和54年10月4日原稿受付〕

** 技術研究所加工研究室

**** 技術研究所水島研究室

ンジ幅広がり式が提案されている。筆者らは将来の計算機制御にも適用し得るように、理論面からの検討を目的に既報¹⁰⁾を拡張し、できるだけ基礎的な理論式での展開をめざし、また広範な条件のもとでのプラスチックなどによるモデル実験により理論の立証と実用式を検討した。さらにウェブに生じる波打ち現象の特性、豎ロールや水平ロールを相対的にずらした時の圧延変形の特性についても実験を試み、いくつかの知見を得たので報告する。

2. H形鋼ユニバーサル圧延の変形の基礎式

2.1 前提条件と記号の説明

材料の変形を圧延前、ロール直下および圧延後に分け、Fig. 1に示す素材の変形モデルを考え、次のような条件が成立するものとする。

- (1) 圧延前と圧延後で体積は同じである。
- (2) ウェブ・フランジ間の金属の移動はロール直下までに完了している。
- (3) ロール直下においては、ウェブ・フランジの伸びは異なるが、圧延後には両者の伸びは一定となる。
- (4) ロール直下から圧延後にかけてのウェブ・フランジの伸びの修正は、ウェブ・フランジにはたらく長手方向応力に起因し、その時の応力・ひずみ関係は、単軸圧縮試験のそれと等価である。
- (5) 圧延前、ロール直下および圧延後において H (ウェブ内幅) は不変である。
- (6) ウェブ断面積を $H \cdot h_w$ (ウェブ内幅・ウェブ厚み)、フランジ断面積を $2W \cdot h_f$ (2・フランジ幅・フランジ厚み) で近似する。

本報で用いる主な記号を次のように定義する。

- h_{fi} : フランジ厚み
 h_{wi} : ウェブ厚み
 W_i : フランジ幅
 l_i : 素材長さ
 η_i : 形状係数 $(H_i \cdot h_{wi}) / (2W_i \cdot h_{fi})$
 i : 圧延前 (=1), ロール直下 (=0), 圧延後 (=2) を表す添字
 S : フランジ・ウェブ間の金属の移動平均距離

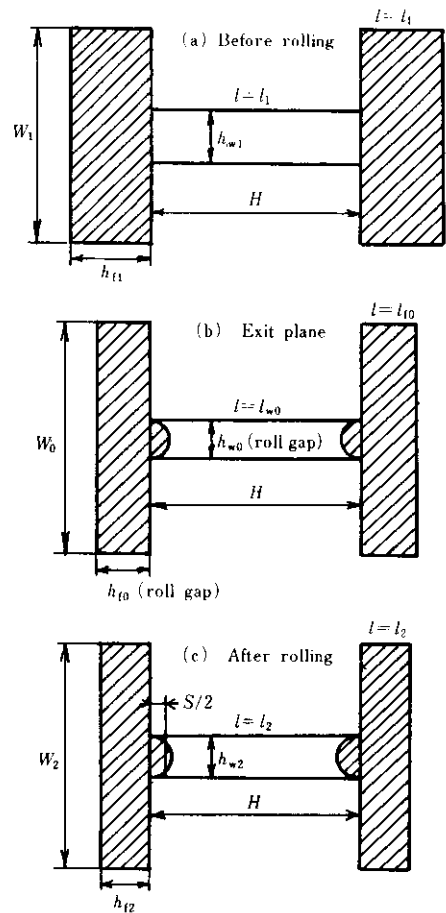


Fig. 1 Deformation model of H-beam

(フランジからウェブに移動した時正值)

- r_f : フランジ実質圧下率 $(h_{f1} - h_{f2}) / h_{f1}$
 r_w : ウェブ実質圧下率 $(h_{w1} - h_{w2}) / h_{w1}$
 β : フランジ幅広がり率 $(W_2 - W_1) / W_1$
 r'_f : フランジ設定圧下率 $(h_{f1} - h_{f0}) / h_{f1}$
 r'_w : ウェブ設定圧下率 $(h_{w1} - h_{w0}) / h_{w1}$
 r_m : 金属移動率 $(S \cdot h_{w2}) / (H \cdot h_{w1})$
 l_{fi} : フランジ長さ $l_{f1} = l_1, l_{f2} = l_2$
 l_{wi} : ウェブ長さ $l_{w1} = l_1, l_{w2} = l_2$
 λ : 圧延後の素材の伸び率 $(l_2 - l_1) / l_1$
 λ_{f0} : ロール直下のフランジの伸び率 $(l_{f0} - l_1) / l_1$
 λ_{w0} : ロール直下のウェブの伸び率 $(l_{w0} - l_1) / l_1$
 σ_{fi} : フランジにはたらく長手方向応力
 σ_{wi} : ウェブにはたらく長手方向応力
 σ_e : 素材の降伏応力
 E : 縦弾性係数

D : 加工硬化係数

k : パウシニング係数, 計算上は 1 とする

f_r : フランジ形状変化比 $(h_{f0}/h_{f2})/(W_0/W_2)$,
計算上は 1 とする。

2.2 ウェブ・フランジ間のメタルの移動

Fig. 1 のように圧延後にウェブ・フランジ間で距離 S だけメタルが移動したとすれば, 圧延前, 後の体積一定条件(1), 同一伸びである条件(3), および近似の条件(5), (6)からフランジ部分では

$$h_{f1} \cdot W_1 \cdot l_1 = (h_{f2} \cdot W_2 + \frac{S}{2} \cdot h_{w2}) \cdot l_2 \quad \cdots (1)$$

ウェブ部分では,

$$h_{w1} \cdot H \cdot l_1 = h_{w2} \cdot (H - S) \cdot l_2 \quad \cdots (2)$$

が成り立つ。

(1), (2) 式より l_1, l_2 を消去し, パラメータ η_1, r_f, r_w, β を導入すれば, メタル移動率 r_m は次式で求まる。

$$r_m = \frac{1}{1 + \eta_1} \left\{ (r_f - r_w) - \beta(1 - r_f) \right\} \quad \cdots (3)$$

(3) 式において, $\beta(1 - r_f)$ が $r_f - r_w$ に比例すると仮定すれば, メタル移動率は $r_f - r_w$ に比例し, かつその勾配は η_1 に支配され, これが小さいものほど勾配が大きいことが示される。事実 r_m と $r_f - r_w$ とには後節で示すように明らかな直線関係がある。

2.3 フランジ幅広がり

平板圧延における幅広がりについては実験式, または多少の塑性力学的な配慮を加えた式が種々提案されている¹⁰⁾。幅広がりには影響をおよぼす幾何学的因子として, ①圧下率, ②ロール径/板厚, ③板厚/板幅があり, いずれも大きい方が幅広がり率は大きい。しかし H 形鋼の圧延では,

- (1) ウェブ・フランジ間に相互作用 (メタル移動, 長手方向応力) があり, フランジの圧下のみに着目できない,
- (2) フランジは駆動水平ロールの側面と非駆動縦ロールによって圧下される,

などの平板圧延との相違点があり平板圧延の幅広がり式はそのまま適用できない。そのため(1)を反映させた幅広がり率 β は次のように考えられる。

すなわち 2.2 節において $\beta(1 - r_f)$ が $r_f - r_w$ に比例すると仮定し, これが正しいことを示唆した。

この仮定は次式で示される。

$$\beta(1 - r_f) \propto r_f - r_w \quad \cdots (4)$$

比例定数 B_1, B_2 を用いると一般的に次式で表される。

$$\beta = B_1 \frac{r_f - r_w}{1 - r_f} + B_2 \frac{1}{1 - r_f} \quad \cdots (5)$$

次に相違点(2)を厳密にフランジ幅広がり式に反映させることはきわめて困難であるが, 定性的には次のように考えられる。

素材のフランジ内面に対する水平ロール側面の周速の鉛直方向成分は, ロール接触弧全域にわたりウェブ付根方向であり, その値は接触弧入側で最大, 出側で零となる。したがって水平ロール側面におけるフランジ板厚方向の圧縮力は幅広がりを生じさせる効果をもち, 剪断力はフランジ内面をウェブ付根方向に引込み, 逆に幅広がりをおさめる効果をもつ。

引込み効果の大小は, フランジ接触面内における水平ロール側面の周速 V と, V の鉛直成分 V_z との比 $R_s (= V_z/V)$ によって律せられると考えられる。後節の(14)式からも明らかに, 縦ロール中心に対する水平ロール中心の圧延出側へのずらし量 (Y) が大きく, 水平ロール半径 (R_H) が小さく, フランジ幅が大きいほど引込み効果は大きい。ここでは $Y=0$ なので, 引込み効果を表すパラメータとして W_1/R_H を導入し, その他の幅広がり式に関連するパラメータを含めた重回帰解析によってフランジ幅広がりを求める実験式を得た。

2.4 実質圧下率と設定圧下率との関係

H 形鋼のユニバーサル圧延特有の現象として, 圧延後のウェブの増肉, または減肉現象がある¹⁾。したがって実操業での圧延の制御を行うために, 設定圧下率と実質圧下率との関係をもとめておく必要がある。

2.1 節の前提条件(4)から(6)式が導かれる。

$$\left| \frac{\sigma_{w2}}{\sigma_{f2}} \right| = \frac{1}{\eta_1} \cdot \frac{(1 - r_f)(1 + \beta)}{1 - r_w} \quad \cdots (6)$$

ただし σ_{w2}, σ_{f2} は圧延後にウェブ, フランジにおのおの生じる長手方向応力で, 一方が圧縮, 他方が引張り応力となる。

また前提条件(2), および(2)式より(7)式が導かれる。

$$\left. \begin{aligned} \frac{l_{w0}}{l_2} &= \frac{1-r_w}{1-r'_w} \\ \frac{l_{f0}}{l_2} &= f_r \cdot \left(\frac{1-r_f}{1-r'_f} \right)^2 \\ \frac{l_2}{l_1} &= \frac{1}{1-r_w-r_m} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (7)$$

したがってロール直下でのウェブ、フランジの伸び率 λ_{w0} , λ_{f0} , 圧延後の伸び率 λ は (8) 式で示される。

$$\left. \begin{aligned} \lambda_{w0} &= \frac{1-r_w}{1-r'_w} (1+\lambda) - 1 \\ \lambda_{f0} &= f_r \cdot \left(\frac{1-r_f}{1-r'_f} \right)^2 \cdot (1+\lambda) - 1 \\ \lambda &= \frac{1}{1-r_w-r_m} - 1 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (8)$$

素材は応力-ひずみ関係が Fig. 2 で示されるような弾・直線硬化塑性体とする。例えば λ_{w0} , λ_{f0} が, Fig. 2 の位置にあれば, λ は λ_w と λ_f との間にあり, かつ (6) 式を満足しなくてはならない。実質圧下率と設定圧下率との関係として, 後述する実験式を用い, Fig. 3 のフローチャートに示す収れん計算により, 任意の圧延前素材形状, 圧下条件における圧延後の寸法 (実質圧下率, フランジ幅広がり率) を予測できる。

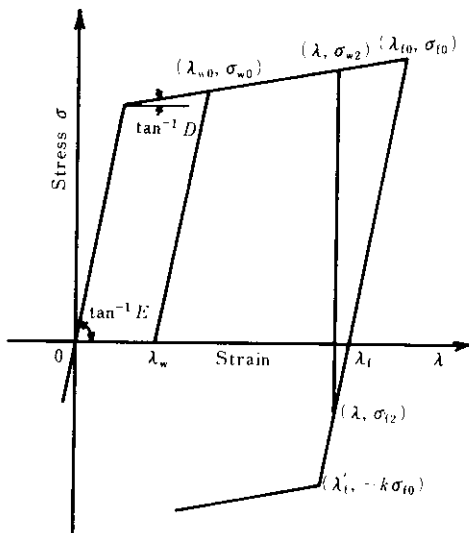


Fig. 2 Stress strain relation of elastic linear work-hardening material

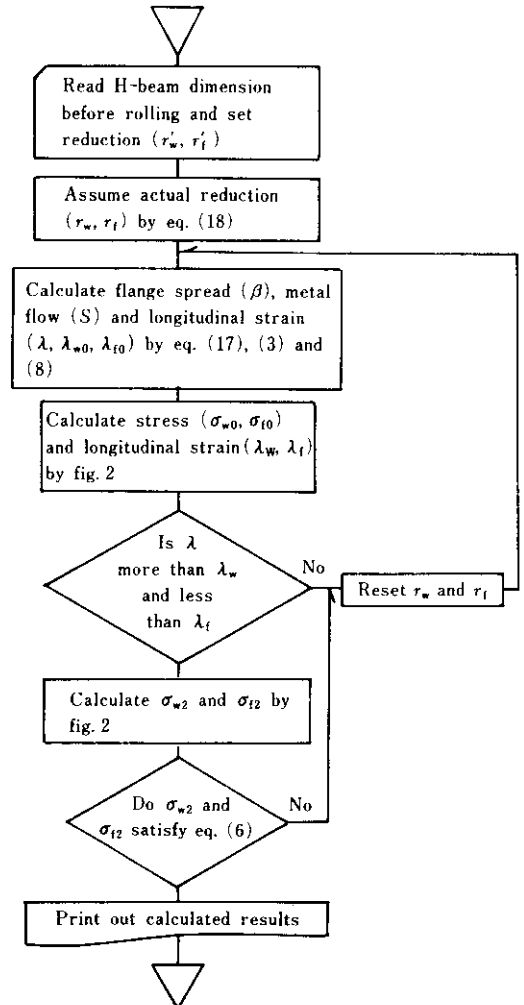


Fig. 3 Flow chart for calculation of dimensions of the product

2.5 ウェブ波打ち現象

ウェブにはたらく長手方向の圧縮応力がウェブの座屈限界応力を越えた時に, ウェブの波打ち現象が発生する。この圧縮応力は圧下条件によって生じる場合と, 圧延から冷却過程にかけてのウェブとフランジの温度の不均一に起因する場合がある。ここでは前者について検討する。圧下条件で生じた圧縮応力は再結晶, 変態で消滅すると考えられるが, 一度生じた波打ちは残り, 冷却時の不均一冷却があれば拡大されると思われる。

前節で, ウェブとフランジのロール直下での伸びの差の修正に起因するウェブの長手方向応力が

計算できることを示したが、次のように長手方向応力に起因する圧延荷重の変動からも計算できる。すなわちフランジ部の圧延を板圧延として、フランジ無張力時（ウェブ無し圧延）の単位幅圧延荷重 P_f 、通常の H 形鋼圧延時の圧延荷重 P'_f は、接触投影弧長を l_d 、圧下力関数を Q_p 、変形抵抗を $\bar{k}$ とすれば、次式で示される。

$$\left. \begin{aligned} P_f &= \bar{k} \cdot l_d \cdot Q_p \\ P'_f &= \left(\bar{k} - \frac{\bar{\sigma}_f}{2} \right) \cdot l_d \cdot Q_p \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (9)$$

ここで $\bar{\sigma}_f$ はフランジ長手方向に発生した平均応力である。また $\bar{\sigma}_w$ をウェブ長手方向平均応力とすれば、平均的なウェブ、フランジのつり合いとして次式が成り立つ。

$$\bar{\sigma}_f \cdot A_f + \bar{\sigma}_w \cdot A_w = 0 \dots\dots\dots (10)$$

ここで A_f 、 A_w はそれぞれフランジ、ウェブの圧延前後の平均断面積である。(9)、(10) 式よりウェブに生じる長手方向平均応力 $\bar{\sigma}_w$ は

$$\bar{\sigma}_w = \left(\frac{A_f}{A_w} \right) \cdot \frac{2(P'_f - P_f)}{l_d \cdot Q_p} \dots\dots\dots (11)$$

となり、実測 P'_f からウェブに生ずる長手方向応力 $\bar{\sigma}_w$ を推定できる。 P_f はウェブを切り離した場合のフランジ圧下力であるが、実際には実測不可

能なのでここでは Sachs¹²⁾ の異なるロール直径の等径換算式を用い、両ロール駆動の平板圧延として計算する。

一方ウェブ座屈限界応力 (σ_{cr}) は次式¹³⁾ で示される。

$$\sigma_{cr} = K \cdot \frac{E \cdot \pi^2}{12(1-\nu_e^2)} \cdot \left(\frac{h_{w0}}{H} \right)^2 \dots\dots\dots (12)$$

ここで K は拘束条件による定数、 ν_e はポアソン比である。

2.6 ローラずらしによる寸法への影響

ロールの幾何的位置関係を Fig. 4 に示す。縦ロールの中心を原点として座標軸 x 、 y 、 z をとり、水平ロール中心を $O_H(X, Y, Z)$ とすれば縦ロール面上の任意の点 (x, y, z) におけるロールギャップ h_{f0} は近似的に次式で表される。

$$\begin{aligned} h_{f0} &\doteq \cos \left\{ \sqrt{(Z-z)^2 + (Y-y)^2} \cdot \tan \theta + X \right. \\ &\quad \left. - \frac{H}{2} - R_H \tan \theta - \sqrt{(R_V - z \tan \theta)^2 - y^2} \right\} \end{aligned} \dots\dots\dots (13)$$

Fig. 5 にモデルミルにおける $Y=0$ と $Y=-20$ の場合の h_{f0} の計算結果例(フランジ幅 1/4 部)を示

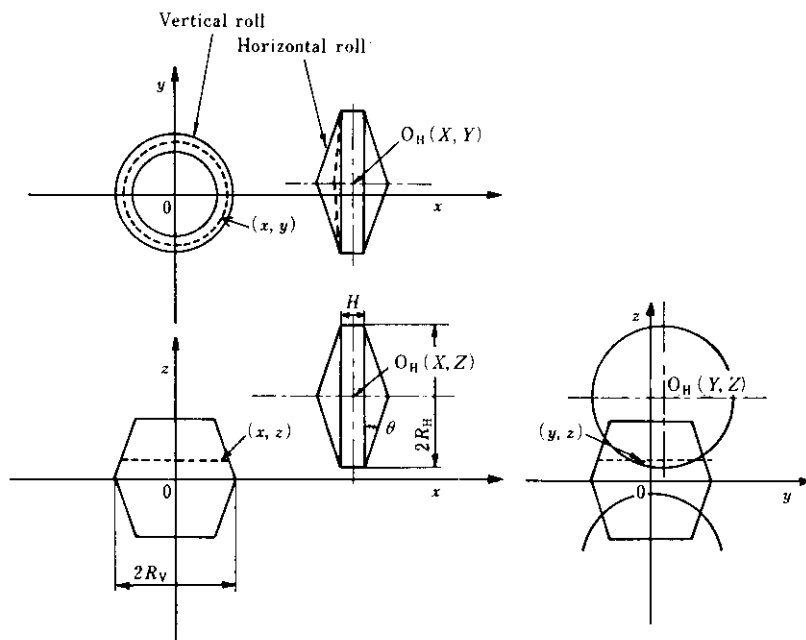


Fig. 4 Geometrical relationship of rolls

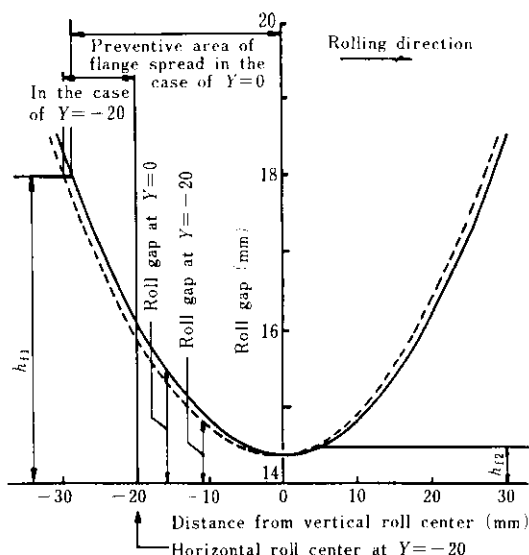


Fig. 5 Comparison of roll gap distribution at 1/4 flange width between $Y=0$ and $Y=-20$, and Y value dependence on preventive area of flange spread (Y ; Misalignment between vertical and horizontal roll center)

す。 h_{f0} の堅ロール中心位置からの分布は Y の変化にあまり影響をうけず、ほぼ一定であることがわかる。Fig. 6には Y を変化させた時の水平ロール側面の周速の鉛直成分を示す。Fig. 6のフランジ接触面内のA点(y, z)における周速 V とその鉛直成分 V_z との比 R_s は幾何学的に

$$R_s = \frac{V_z}{V} = \frac{Y-y}{\sqrt{(Y-y)^2 + (Z-z)^2}} \quad \dots\dots(14)$$

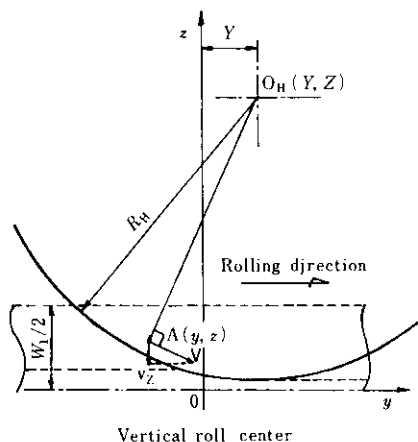


Fig. 6 Vertical component of peripheral velocity of horizontal roll side

であり、 $(Y-y)$ の大きいほど、 $(Z-z)$ の小さいほど R_s は大きく、フランジ引込み効果は大きいと考えられる。 V_z の方向は水平ロール中心を通過した後に逆転し、この領域でフランジが圧延されるとフランジを逆に引出す効果となり幅拡がりを促進させる。Fig. 5のように $Y=-20$ の場合、フランジが約半分圧下された時にフランジ引込み効果から引出し効果に逆転し、幅拡がりが大きくなる。

3. 実験

3.1 実験方法

素材は混練後一週間経過後の白色プラスチック、および純鉛を用いた。圧延機は実験ユニバーサル圧延機を用いた。素材寸法、圧延条件をTable 1に示す。Test No. 4を標準入側寸法とした。実験圧延機の外観をPhoto. 1に、仕様をTable 2に示す。いずれも実寸の1/4モデルである。

3.2 プラスティックの応力-ひずみ関係

混練後の白色プラスチックを $100\phi \times 100h$ (高さ)に切り出し、一週間放置した後に圧縮試験を行った。圧延実験も同じ条件で行った。混練後の経過時間と負荷特性に関する報告¹⁴⁻¹⁶⁾はいくつかみられるが、混練の予変形程度、プラスチックそのもののバラツキを考慮すれば、混練後の経過時間と負荷特性との関係は必ずしも一定ではないと思われるので、筆者らは一週間放置の一定条件で圧縮試験、圧延実験を行った。

得られた荷重-ひずみ線図をFig. 7に示す。これを単軸の応力-ひずみ関係に換算するために以下の補正を加えた。被圧縮円柱の半径を r 、固着とすべりの境界までの半径を r_0 、高さを h 、圧縮面の摩擦係数を μ とした時、単軸降伏応力 σ_y と全断面の平均圧縮降伏応力 σ_m は(15)式で示される¹⁷⁾。

$$\frac{\sigma_m}{\sigma_y} = \frac{1}{2} \left(\frac{h}{\mu r} \right)^2 \cdot \left\{ \left(\frac{2\mu r_0}{h} + 1 \right) \cdot \frac{1}{\sqrt{3}\mu} - \frac{2\mu r}{h} - 1 \right\} + \left(\frac{r_0}{r} \right)^2 \cdot \left(\frac{1}{\sqrt{3}\mu} + \frac{2}{3\sqrt{3}} \cdot \frac{r_0}{r} \right) \quad \dots\dots(15)$$

ここで $r_0 = r - h/2\mu \cdot \ln \{1/(\sqrt{3}\mu)\}$ である。

Table 1 Experimental condition

Test No.	Dimensions of H-beams (mm)			η_1	Materials	Rolling condition
	h_{f1}	h_{w1}	W_1			
1	26.5	10.0	56.0	0.23	Plasticine	$r'_f = 0.1, 0.2, 0.3$ $r'_w = 0.1, 0.2, 0.3$ Rolling temperature: 19°C Lubricant: CaCO ₃
2	18.0	6.8	56.0			
3	18.0	10.0	82.0			
4	18.0	10.0	56.0	0.34		
5	14.1	10.0	56.0	0.43		
6	18.0	12.7	56.0			
7	18.0	10.0	44.0			
8	18.0	10.0	56.0	0.34		V.Roll misalignment
9	18.0	10.0	56.0			H.Roll misalignment
10	4.0~8.0	3.0~4.0	30.0	0.45		Lead

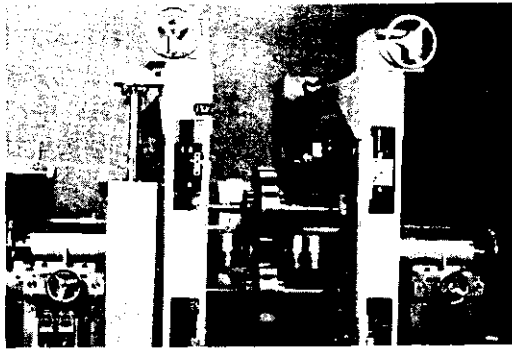


Photo. 1 Model universal mill

Table 2 Specification of model universal mill

Roll	Horizontal	Vertical
Spec.		
Radius	$R_h = 165\text{mm}$	$R_v = 125\text{mm}$
Width	69mm	130mm
Peripheral velocity	1.8m/min	
Drive motor	0.75kW	
Roll material	Steel	

潤滑は CaCO₃ を用いたので $\mu = 0.4^{16)}$ とした。
(15) 式より本実験の場合は $\sigma_m / \sigma_s = 1.147$ となる。
この補正により、プラスティシンの単軸圧縮における真応力・ひずみ関係を求め、これを弾・直線

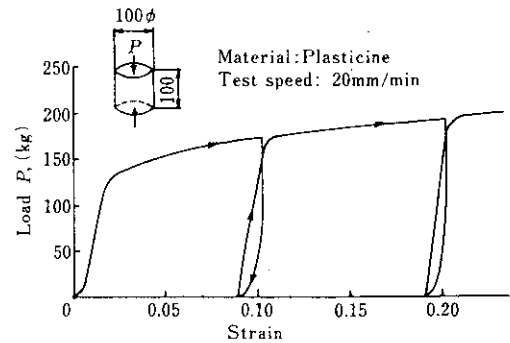


Fig. 7 Load-strain curve in compression test of white plasticine

硬化塑性体として近似した時の特性値として、 $\sigma_e = 0.014\text{kg/mm}^2$, $E = 0.93\text{kg/mm}^2$, $D = 0.04\text{kg/mm}^2$ を得た。

4. 実験結果と考察

4.1 ウェブ・フランジ間のメタルの移動

2.2 節において $\beta(1-r_f)$ が $r_f - r_w$ と直線関係になれば r_m は $r_f - r_w$ と直線関係にあり、その勾配は η_1 によって異なることを示唆した。 r_m と $r_f - r_w$ との関係例を Fig. 8 に示す。Fig. 8 から r_m と $r_f - r_w$ とには明らかに直線関係があることが確認される。

Fig. 8 に示す実線の勾配 (A_1)、切片 (A_2)、破線の勾配 (A_1^*) を入側素材寸法 (Test No.) 別に

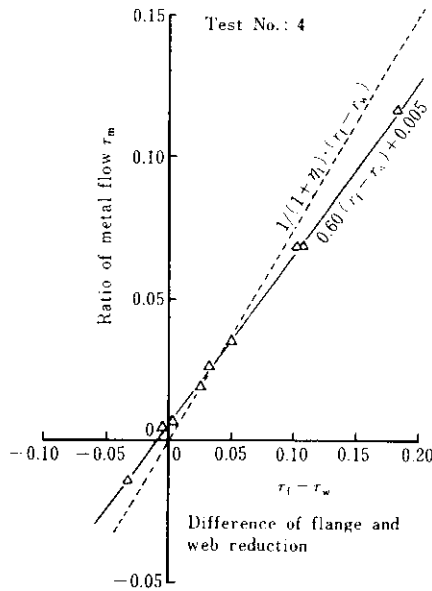


Fig. 8 Relation between r_m and $r_f - r_w$ (—: Regression line, ----: Calculated by eq. (3) at $\beta=0$, r_m : Ratio of metal flow between web and flange, r_f : Flange reduction, r_w : Web reduction, β : Flange spread)

Table 3 に示す。2・2節で示唆したように一般に η_1 が小さいほど A_1 は大きい。しかし同一 η_1 でも素材寸法の差によって A_1 が異なる。これは (3) 式の $\beta(1-r_f)$, すなわちフランジ幅広がり率が η_1 のみでなく素材寸法の差によって異なるためである。 A_2 は Test No. 7 を除きいずれも正值であり、しかも全 No. とも非常に小さい。 A_2 の正、負は (3) 式からも明らかのように、 $r_f - r_w = 0$ 時の β の負、正とそれぞれ対応している。

4・2 フランジ幅広がり

前節の r_m が $r_f - r_w$ と明らかに直線関係にあるという実験事実から、 $\beta(1-r_f)$ が $r_f - r_w$ と比例関係にあるという仮定が正しいことが裏付けられた。すなわちフランジ幅広がり率 (β) と圧下条件との関係は一般的に (5) 式で示され得る。この (5) 式に基づき重回帰計算をした結果と実測 β との関係例を Fig. 9 に示すが、両者は良い相関関係を示している。(5) 式の B_1 , B_2 は重回帰計算によって求められる。Table 4 に Test No. 別に B_1 , B_2 を示す。一般に η_1 が大きいほど B_1 は大きい、同一 η_1 でも入側寸法によって異なる。なお Table 3 の A_1 , A_2 と Table 4 の B_1 , B_2 とには (3), (5) 式

Table 3 Gradient and intersection of r_m by regression line and calculated line

Test No.	η_1	A_1	A_2	A_1^* by eq. (3) at $\beta=0$
1		0.675	0.001	
2	0.23	0.699	0.002	0.813
3		0.744	0.002	
4	0.34	0.601	0.005	0.746
5		0.518	0.002	
6	0.43	0.537	0.005	0.699
7		0.471	-0.005	

から以下の関係がある。

$$B_1 = 1 - A_1(1 + \eta_1), \quad B_2 = -A_2(1 + \eta_1) \quad \dots\dots\dots (16)$$

Table 3 の A_1 , A_2 から (16) 式で逆算した B_1 , B_2 も併せて Table 4 に示す。 β の回帰による値と r_m の回帰からの逆算値とは良く一致している。

このように β と r_m とには密接な関係があり、いずれか一方がわかれば (3) 式により他方が計算できる。ここでは 2・3節で述べた幅広がり率に関与するパラメータを用い任意の圧下条件、入側素材寸法に対する β を (5) 式を基本として重回帰計算で求めた。結果は次式で示される。

$$\beta = \left\{ 0.59 \eta_1 + 0.24 \frac{h_{f1}}{W_1} - 0.21 \frac{W_1}{R_H} \right\} \cdot \frac{r_f - r_w}{1 - r_f} + \left\{ 0.01 \frac{h_{f1}}{W_1} - 0.02 \frac{W_1}{R_H} \right\} \cdot \frac{1}{1 - r_f} \quad \dots\dots\dots (17)$$

Table 4 Gradient and intersection of β by regression line and calculated line

Test No.	η_1	B_1	B_2	by eq. (16)	
				B_1	B_2
1		0.172	-0.002	0.170	-0.001
2	0.23	0.141	-0.003	0.140	-0.002
3		0.090	-0.002	0.085	-0.002
4	0.34	0.196	-0.007	0.195	-0.007
5		0.258	-0.003	0.259	-0.003
6	0.43	0.232	-0.007	0.232	-0.007
7		0.321	0.007	0.326	0.007

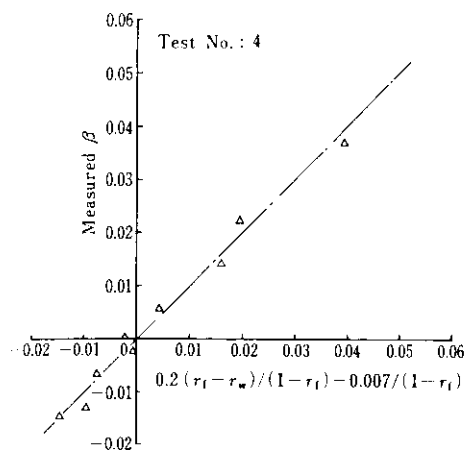


Fig. 9 Comparison of β by regression equation with measured β

(17)式は任意の入側寸法に対して成り立つ。 β がわかれば(3)式で r_m が計算できる。(17)式から η_1 , h_{f1}/W_1 の大きいほど, W_1/R_{H1} の小さいほど β は大きい。(17)式に基づく計算結果と実測 β との相関関係はFig. 10に示すように比較的パラツキが小さい。ちなみに入側素材寸法を無視し, 圧下条件 $(r_f - r_w)/(1 - r_f)$ だけで回帰した β と実測 β との相関関係をFig. 11に示す。各Test No.

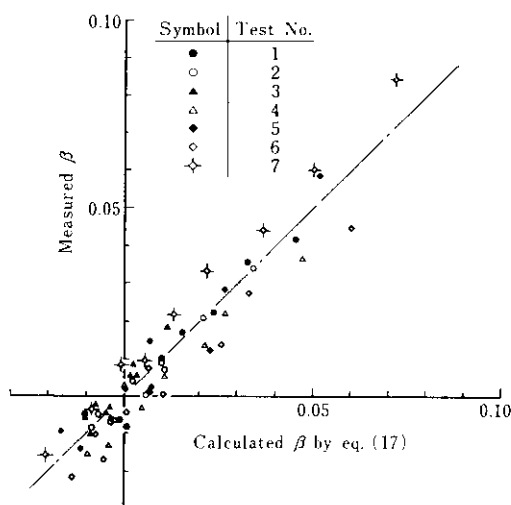


Fig. 10 Comparison of β by eq. (17) with measured β

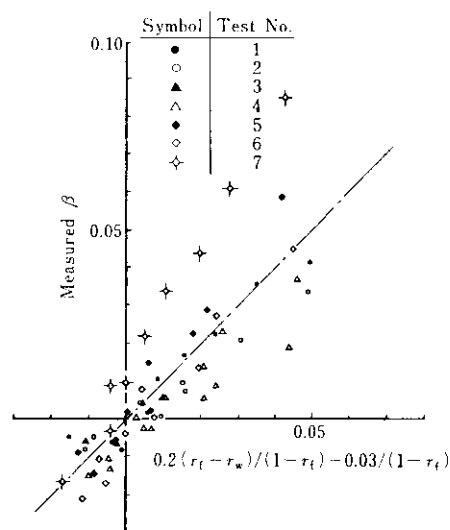


Fig. 11 Comparison of β by regression equation with measured β

ごとの相関はその一例をFig. 9に示したように強いが, 任意の入側寸法に対しては適用できない。

4.3 実質圧下率と設定圧下率との関係

Fig. 12に設定圧下率差 $(r'_f - r'_w)$ と実質圧下率差 $(r_f - r_w)$ との関係例を示す。Fig. 12のように両者には比較的良好な相関がある。一般に同一 r'_f では $r'_f - r'_w$ と $r_f - r_w$ とは直線関係があり, その勾配は r'_f が大きいものほど大きく, 同一 $r'_f - r'_w$ でも r'_f の大きい方が $r_f - r_w$ は大きい。このような実験結果から, 設定圧下率と実質圧下率との関係を重回帰計算によって求めた結果, 次式を得た。

$$r_f - r_w = 1.4(r'_f - r'_w)(r'_f + 0.2) + 0.07r'_f + 0.03 \quad \text{.....(18)}$$

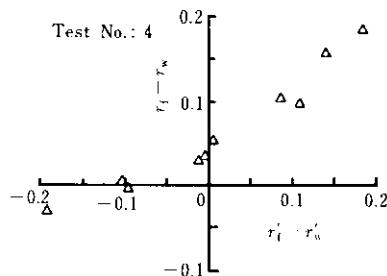


Fig. 12 Relation between $r'_f - r'_w$ and $r_f - r_w$ (r'_f and r'_w are setting reduction of flange and web respectively)

(18) 式による計算値と実測 ($r_f - r_w$) との関係は Fig. 13 に示すようになる。

Fig. 14 に設定圧下率と実質圧下率との差を矢印で示してある。矢印の始点が設定圧下率 (r'_f, r'_w), 終点を実質圧下率 (r_f, r_w) である。Fig. 14 の A は実測値であり, 設定圧下率と実質圧下率とは大きく異なっている。Fig. 3 で示した手法を用いて実質圧下率を予測した計算結果を B に示す。A と

B とでは矢印が非常によく似た傾向にあり予測計算が可能であることを確認した。

4.4 ウェブ波打ち現象

座屈限界応力 (σ_{cr}) に対する圧延後にウェブにはたらく長手方向応力 (σ_{w2}) の比 σ_{w2}/σ_{cr} と K' の積 [$1/K' = 12(1-\nu_e^2)/(K \cdot E \cdot \pi^2)$] に対するウェブ中央に生じた波の平均高さ h_e との関係を Fig. 15

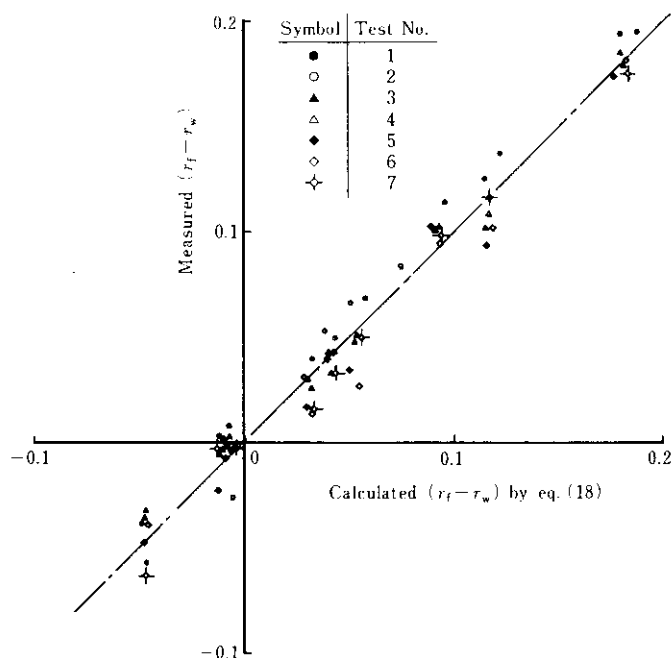


Fig. 13 Comparison of $r_f - r_w$ calculated by eq. (18) with measured $r_f - r_w$

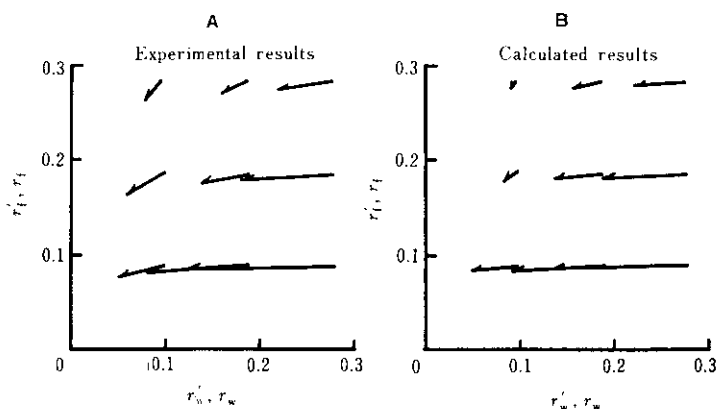


Fig. 14 Difference between setting reduction and actual reduction (starting and end points of vector show setting reduction and actual reduction respectively)

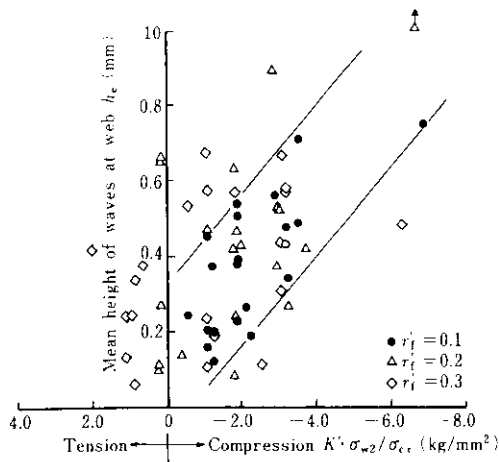


Fig. 15 Relation between h_e and $K' \cdot \sigma_{w2} / \sigma_{cr}$ (h_e : Mean height of waves at web, σ_{w2} : Axial stress of web, σ_{cr} : Buckling stress, K' : Constant derived from Young's modulus, Poisson's ratio, and dimensions of material)

に示す。 σ_{w2} , σ_{cr} はそれぞれ Fig. 3の手法および (12) 式で求めた。 h_e の測定には三次元座標測定機を用いた。データとしてはバラツキが大きい、これは素材全体のそりが h_e の測定精度を悪化させているためである。素材のそりが比較的小さい $r_f = 0.1$ に限れば、両者の相関は強く、ウェブ長手方向圧縮力(σ_{w2})の大きい素材ではウェブ波高さも大きい。

Fig. 16には2.5節で述べたフランジ圧延荷重 P_f' から求まるウェブ平均長手方向応力 σ_w と、圧

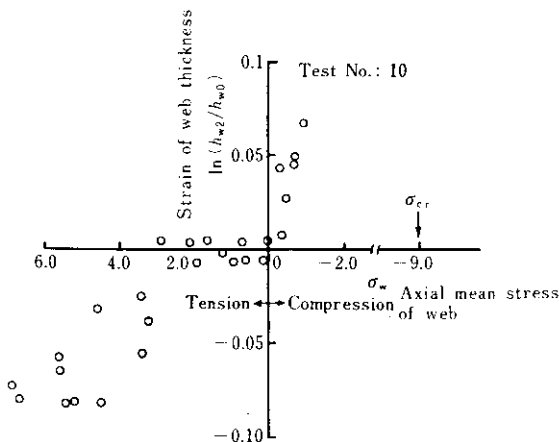


Fig. 16 Relation between variation of web thickness after rolling and axial stress predicted from equation (9) and (10)

延後のウェブ板厚の変化 $\ln(h_{w2}/h_{w0})$ との関係を鉛素材で調べた結果を示す。ウェブ長手方向応力によりウェブ板厚が変動する。本実験の場合、 σ_{cr} は約 9 kg/mm^2 以上であり、いずれの素材もウェブ波打ち現象はみられなかった。

4.5 ロールずらしによる寸法への影響

4.5.1 左右のアンバランス圧延

ワークサイドの縦ロール中心を圧延入側5mmから出側20mmまでずらし、その時の圧延後の素材寸法への影響を調査した。

Fig. 17にワークサイドの縦ロール中心と、水平ロール中心とのずれ量を水平ロール半径で除して無次元化した量(Y/R_H)と、 r_f , r_w , β との関係を示す。 r_w は0.1で一定とし、 r_f を0.1と0.2の2水準で実験した。縦ロールをずらしたワークサイドの β は縦ロールを出側にずらすにつれて大きくなっていることがわかる。これはFig. 5に示したように、ワークサイドのフランジ接触弧途中で水平ロール側面によるフランジ引込み効果が引出し効果に逆転しフランジ幅を増大させたものと解釈できる。この傾向はフランジ圧下量の大きいほど

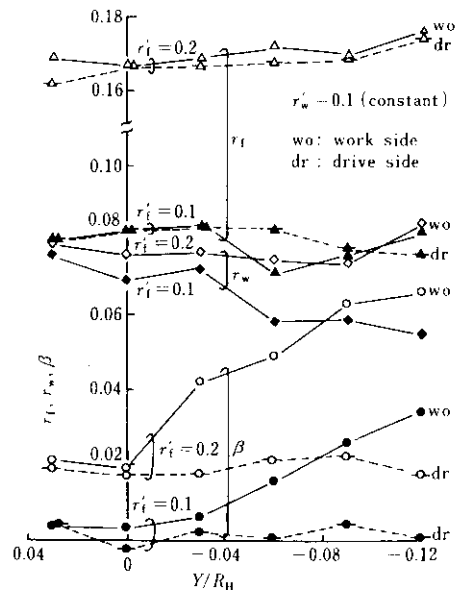


Fig. 17 Effect of misalignment of a workside vertical roll on dimensions of H beams after rolling

顕著である。 r_f , r_w への効果は本実験結果からは明らかでない。

4・5・2 上下のアンバランス圧延

Fig. 18には水平上ロール中心を下ロールのそれに対してずらした時の寸法への影響を示す。 β は水平ロールを圧延出側にずらすにつれて減少している。これは(14)式またはFig. 6からも明らかなように、 R_s が増加し、フランジ引込み効果を助長しているからである。この効果だけからいえば水平ロールをずらした上半分のフランジ幅が小さくなるべきであるが、本実験では逆に大きくなっている。この矛盾については次のように考えられる。

上水平ロール中心をYだけ圧延出側にずらしたとすれば、ウェブの最狭ロールギャップの位置はY/2だけ出側にずれ、そこで圧下されたウェブは

その後、上水平ロールの最下点まで押し下げられ、ウェブ付け替え現象が生じることが考えられる。しかも同一 r_f を設定するには、水平上ロールのYの増加につれて、当然ながら水平上ロールの最下点は下がることになる。また上ロールを圧延出側にずらした場合、素材ウェブの先端は噛み込まれる際、下ロールによって上に押し上げられるが、この時点ではフランジも十分堅ロールによって拘束されていないので、素材全体のパスラインがやや上にずれることが考えられる。この状態は先のウェブ付け替え現象を促進させ、結果としてフランジの上半分の β が大きくなると考えられる。 r_f , r_w への影響は本実験結果からは明らかでない。

5. 結 論

H形鋼のユニバーサル圧延における素材の変形特性について、塑性力学的な検討とプラスティシン、鉛を用いたモデル実験により調査した結果、以下の結論を得た。

- (1) ウェブ・フランジ間のメタルの移動量(r_m)はフランジとウェブの圧下率の差($r_f - r_w$)と直線関係にある。
- (2) フランジ幅広がり率(β)は $(r_f - r_w)/(1 - r_f)$ と $1/(1 - r_f)$ との一次式で表され、ウェブ断面積/フランジ断面積、フランジ板厚/幅が大きく、フランジ幅/水平ロール径が小さいほど β は大きい。
- (3) 精度の良い圧延後の寸法予測計算方法を得た。
- (4) フランジの圧下率に対し、ウェブの圧下率を過度に大きくするとウェブの長手方向に圧縮力が生じ、ウェブ波打ち現象が生じる。この機構を実験的に検証した。また圧延荷重の変動量から長手方向応力を推定し、この応力が圧延後のウェブ板厚変化をもたらすことを実験的に確認した。
- (5) 堅ロールと水平ロール中心の圧延方向のずれは β に大きく影響を与える。堅ロールを圧延出側にずらすほど β は大きくなる。上水平ロールを圧延出側にずらすとウェブ付け替え現象が生じ、一般に上半分のフランジ幅が大きくなる。

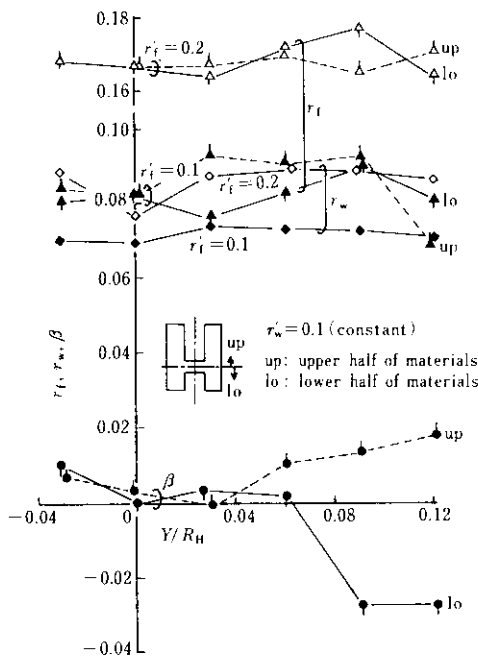


Fig. 18 Effect of misalignment of an upperside horizontal roll on dimensions of H-beams after rolling

参 考 文 献

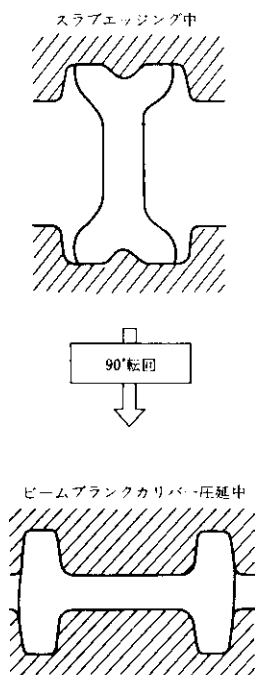
- 1) 中島, 渡辺, 加茂川, 土屋, 柳本, 三木: 製鉄研究, 275 (1972), 10136
- 2) 原田, 中島, 岸川, 中俣, 渡辺, 山本: 塑性加工春季講演会論文集, (1974), 343

- 3) 矢吹, 平野, 門脇, 福田: 第25回塑性加工連合講演会論文集, (1974), 345
- 4) 日下部, 平沢, 田中: 日本鋼管技報, 59, 13
- 5) 黒川, 中山, 三沢: 塑性加工春季講演会論文集, (1977), 97
- 6) 岡本, 須藤, 中山: 塑性加工春季講演会論文集, (1977), 101
- 7) 矢吹: 塑性と加工, 17 (1976), 182, 177
- 8) 林, 磯辺, 伊藤, 佐々木: 未発表資料
- 9) 平沢, 中内, 市之瀬: 鉄と鋼, 65 (1979) 4, S 295
- 10) 中川, 比良, 阿部, 金成: 鉄と鋼, 64 (1978) 11, S 748
- 11) 圧延理論分科会資料33-10 (富士鉄・中研)
- 12) Sachs, G. and Klinger, L.J.: J. Appl. Mech., 14 (1947), A 88
- 13) 例えば Timoshenko: 撓曲理論 邦, 19, [コロナ社]
- 14) 畑村: 第8回塑性加工学講座テキスト, 1977 -1, 1
- 15) 関, 田添: 石川島播磨技報, 19 (1979) 2, 82
- 16) 柳下, 塚本, 江川, 大森, 飯伏: 三菱重工技報, 11 (1974) 1, 43
- 17) 例えば葉山: 塑性学と塑性加工, (1970) 48, オーム社

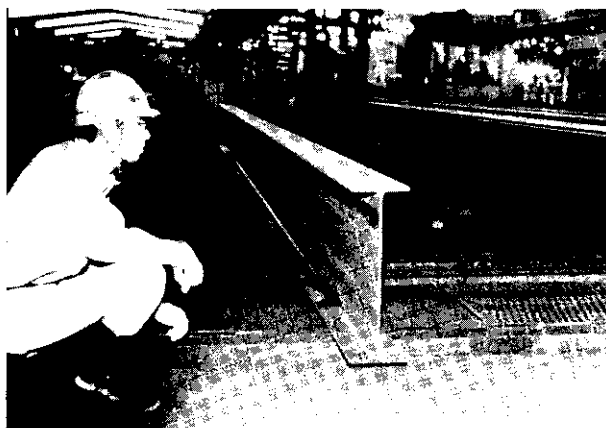
トピックス

大形H形鋼用素材の全面連鋳化を達成(その2)

連鋳製スラブからの H600×200 への圧延状況



製品



(説明は P.16 を参照)