
開穴形によるドッグボーン状材ウェブ圧延時の変形挙動

Deformation Characteristics during Rolling Only the Web Part of Beam Blank by Open Caliber Rolls

草場 隆(Takashi Kusaba) 佐々木 徹(Toru Sasaki)

要旨：

H形鋼用ドッグボーン素材を、開穴形を用いてブレークダウン圧延する際の複雑な変形挙動を解明するには、まずいくつかの基本的な変形の各々について明らかにする必要がある。そこで本報では、フランジを切離したウェブのみを圧延した時、次いでフランジを付加した状態でウェブのみを圧延するいわゆるウェブ単独圧延法における変形挙動を、プラスチックン問題によって明らかにし、実機にも適応しうる精度の高い変形予測式の作成を行った。さらに新しい粒形鋼片圧延法として注目されるウェブ分割圧延法についても若干触れた。

Synopsis：

In order to make clear the complicated deformation characteristics of beam blanks for H-shapes during break down rolling by the open caliber, first it is necessary to investigate some of the fundamental deformation types. In this report, the deformation of the flat plate considered to be a web part and that of a dog-bone beam blank during rolling only the web part were studied by using a plasticine model. On the basis of experimental results, mathematical expressions that can calculate the exact amount of a metal flow and dimensions and can be applied to actual steel production have been established. In addition, a new method of partial-web rolling has been discussed.

(c)JFE Steel Corporation, 2003

本文は次のページから閲覧できます。

開穴形によるドッグボーン状材ウェブ圧延時の変形挙動

Deformation Characteristics during Rolling Only the Web Part of Beam Blank by Open Caliber Rolls

草場 隆*

Takashi Kusaba

佐々木 徹*

Toru Sasaki

In order to make clear the complicated deformation characteristics of beam blanks for H-shapes during break down rolling by the open caliber, first it is necessary to investigate some of the fundamental deformation types. In this report, the deformation of the flat plate considered to be a web part and that of a dog-bone beam blank during rolling only the web part were studied by using a plasticine model. On the basis of experimental results, mathematical expressions that can calculate the exact amount of a metal flow and dimensions and can be applied to actual steel production have been established. In addition, a new method of partial-web rolling has been discussed.

1. 緒言

大形H形鋼用粗形鋼片は、通常開穴形（以後オープンカリバーと称す）を有する2重式ブレードダウン圧延機により成形される。オープンカリバーによる圧延では、材料断面の幅方向各部における圧下率が著しく不均一となるほか、種々の変形要素が作用し合って、メタルフローが非常に複雑となる¹⁾。このためオープンカリバー圧延における変形挙動についてはほとんど解析された例がみられない。

筆者らはこれら複雑なメタルフロー挙動を解明する手段として、まず基本的な変形要素へ分解し、それらの変形特性を把握した後に再結合させることが実際上有効であると考えている。

そこで本報では、ドッグボーン状材料のオープンカリバー圧延における基本的な変形要素のうち、ウェブの部分のみを圧延する場合を取上げた。これは、通常のドッグボーン材のオープンカリバー圧延で生じる変形も、直接圧下を受けるウェブの変形によって実質的に支配されていると考えたか

らである。まずフランジを切り離したウェブすなわち板材圧延での変形挙動²⁾、次いでドッグボーン材のウェブのみを圧延するウェブ単独圧延法³⁾での変形挙動をプラスチックモデルによって解析した。それらの実験結果に基づいて、メタルフロー量や外形寸法の予測式を作成し、これらが非常に精度が良く、しかも実機圧延にも十分適用しうることを確かめた。さらにスラブ素材を大形H形鋼H700×300～H900×300へ適用する際に有効なウェブ分割圧延法についても若干触れた。

2. 平板圧延の幅広がり式

まずウェブのみを取り出し、これを単純な平板と見なして平ロールによる圧延での変形挙動を調べた。

2.1 シングルバレル変形の場合

実機のH200×200、H400×200、H600×200H形鋼のウェブを想定して、板幅比 (B_0/H_0 ここで B_0 : 板幅, H_0 : 板厚) 1～4.5の平板を300mmφの石膏ロールで圧下率10%～40%の範囲に圧延した

・ 技術研究所水島研究室主任研究員
(昭和56年3月27日原稿受付)

(縮尺 1/5)。

Fig. 1 に示すように、圧延後の全幅をロールと

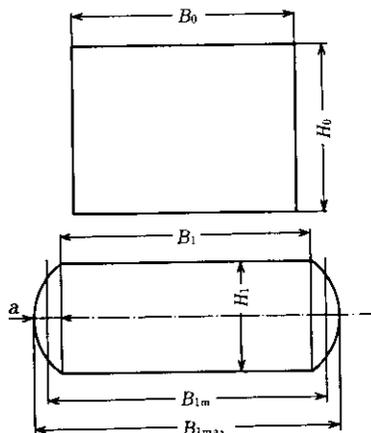


Fig. 1 Cross sections of plate before and after flat rolling

の接触部幅 (B_1) と側面のふくらみ部の幅 (a) に分けた。圧延後の側面ふくらみ形状は、2次曲線として近似できることが確かめられた。その結果平均幅 (B_{1m}) は(1)式で表わせる。

$$B_{1m} = \frac{4a + 3B_1}{3} \dots\dots\dots(1)$$

ロールとの接触幅 (B_1) は、本実験の結果から柳本の式⁴⁾を幾分修正した次式で表わせる。

$$B_1/B_0 = (H_0/H_1)^{0.39 S^{1.77}}$$

$$S = \frac{2\sqrt{R(H_0 - H_1)}}{H_0 + 2B_0} \dots\dots\dots(2)$$

ここで添字 0 および 1 は圧延前と後を R はロール半径を表わす。

側面のふくらみ量 a は、これに対する圧延条件の影響度を考慮して回帰すると次式のようになる。

$$2a/H_0 = 0.15 \frac{\sqrt{\frac{2R}{H_0}(H_0 - H_1)}}{H_0 + B_0/5} \dots\dots\dots(3)$$

(1), (2), (3)式より平均幅広がり比 (B_{1m}/B_0) は(4)式のようになる。

$$B_{1m}/B_0 = (H_0/H_1)^{0.39 S^{1.77}} + \frac{0.1H_0(H_0 - H_1)}{B_0(H_0 + B_0/5)} \sqrt{\frac{2R}{H_0}} \dots\dots\dots(4)$$

ここで幅広がり量あるいはメタルフロー量 ΔM_S (添

字 S はシングルバレルを表わす) を、圧延前の板幅からはみ出した断面積として(5)式のように定義する。

$$\Delta M_S = (B_{1m} - B_0) H_1 \dots\dots\dots(5)$$

2.2 ダブルバルジ変形の場合

板厚比 ($2R/H_0$) と圧下率は 2.1 と同一にして、板幅比が 0.18~1.1 の板材を圧延した。(5)式で定義した幅広がり量 ΔM_S と減面量 $\Delta S = B_0(H_0 - H_1)$ の比 $\Delta M_S/\Delta S$ を計算した。一方実験によって求めた幅広がり量を ΔM として、同じく ΔS との比をとり、両者の対応関係を見た。結果は Fig. 2 の●印で示すように実測値は計算値より大幅に少なく、同時に示したシングルバレル (○印で計算値と実測値が良く合う) と異なることがわかる。したがって板幅比が小さいと生じやすいダブルバルジ変形の場合は、(5)式は使えず、Fig. 2 から求まる直線関係に改める必要がある。すなわち $\Delta M_S/\Delta S$ が 0.35 以上ではメタルフロー量は(6)式で表わされる。(添字 D はダブルバルジを表わす)。

$$\Delta M_D = 0.1333 \Delta M_S + 0.3033 \Delta S (\Delta M_S/\Delta S > 0.35) \dots\dots\dots(6)$$

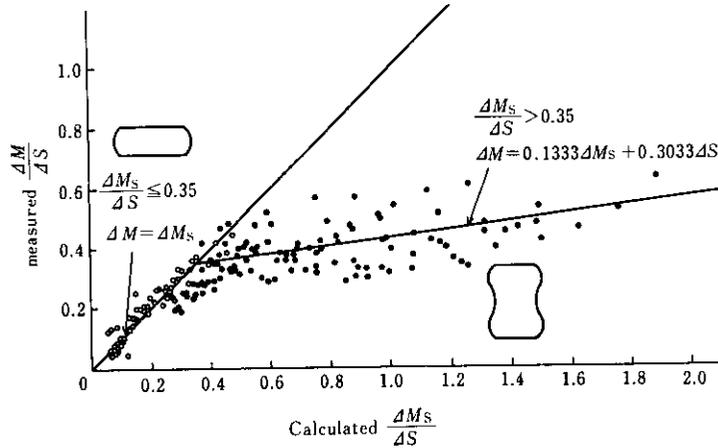
こうすることによって広い範囲の形状の板材の幅広がり量を、連続して扱うことができる。

2.3 幅広がり量の予測精度

(5)式と(6)式を用いて計算した幅広がり量と実測値の比較を Fig. 3 に示す。図中の○印はシングルバレル、●印はダブルバルジ変形を表わし、いずれも予測精度はかなり良好といえる。

3. 板材を幅方向に不均一に圧下した時のメタルフロー式

オープンカリバーのウェブ形状は、Fig. 4 に示すように端部の隙間が中央部より大きいため、端部の圧下率が中央部より小さい圧延が行われる点で、前述の平板圧延と大きく異なる。そこでこの条件での幅広がりについて調べた。Fig. 4 は実線がロール、破線が材料断面を表わしたもので、ロールの平坦部幅を B_r としている。用いたロール形状は B_r を 12mm, 34mm, 72mm と 3 段階に変え、端部の傾き (テーパ) を 8/15 と一定にした。



ΔM : Amount of metal flow, ΔS : Reduction of area

Fig. 2 Comparison between calculated $\Delta M_s/\Delta S$ and measured $\Delta M/\Delta S$ for both single barrel (○) and double bulge (●) deformation

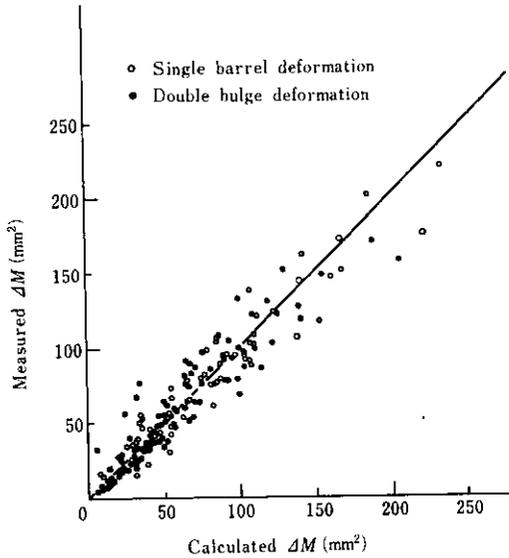


Fig. 3 Comparison between calculated and measured ΔM for plate rolling with the B_0/H_0 ratio from 0.18 to 4.5

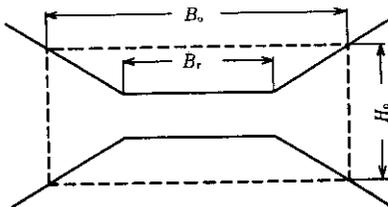


Fig. 4 Web part of caliber rolls (solid line) and plate specimen (dotted line)

3-1 特徴的な変形挙動

断面内に縦縞模様を有するプラスチック板材を上記3種のロールで圧延した後の状態を **Photo.1** に、また板厚中心におけるこれら各単位縞の幅広がり比の板幅内での分布を **Fig. 5** に示す。

Photo. 1 の (a') (b') と図中の破線は、ロールの平坦部に相当する幅の材料を平板圧延した場合の結果である。

この写真と図から、幅方向に不均等圧下される材料の中央平坦部は、同一幅の平板圧延材よりも大きな幅広がりを生じるのに反し、端部の軽圧下部では著しい幅縮みを生じていることがわかる。これは中央平坦部には端部から圧延方向への伸びに対する拘束が働くことを示しており、この現象は不均一な圧下をする時の幅広がりを考える際に重要な手がかりを与えてくれる。**Fig. 6** は幅方向に不均一な圧下のうちで最も極端な場合である端部を非圧下状態で圧延した時の外形寸法変化を、圧延途中に噛み止めて調べた結果である。図中矢印が圧延方向、横軸は被圧延材の長手方向位置を示し、標線 No. 20 がロール接触開始点、16 がロールセンターである。

この図では、圧延方向の伸び比(λ_w)、最大幅広がり比(B'_0/B_0)、端部厚減少比(F'_0/F_0)、材料中央部上下表面の幅広がり比(b'_0/b_0)、中央部板厚(H_1)それぞれの変化を各位置で示している。これ

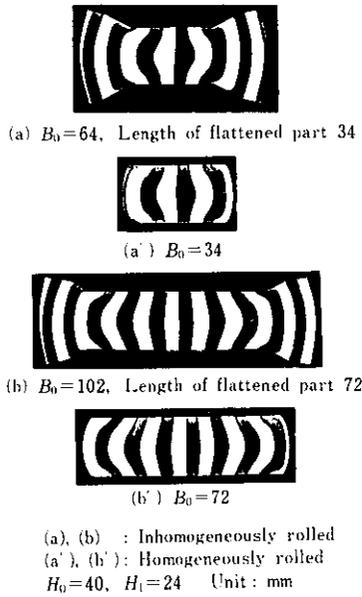


Photo. 1 Spread pattern of plasticine models deformed by the rolls shown in Fig. 4 in comparison with flat rolled ones (a') (b')

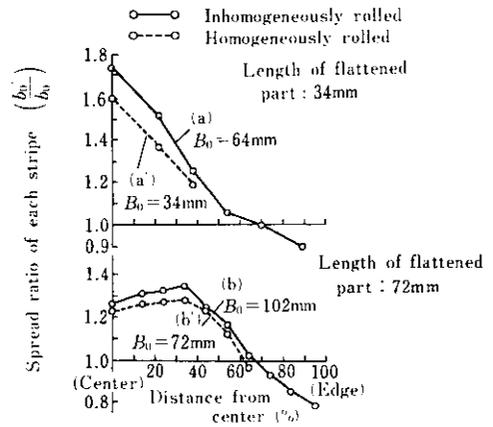


Fig. 5 Spread ratio distribution in transverse direction at midsection of plasticine models shown in photo. 1

より明らかなことは、材料はロールに接触する直前からすでに大きな幅広がりを生じていること、またロールセンターを通過してからも圧下部の板厚が回復し幅広がりを生じていることである。これらの変形は、図中の(A)と(B)の領域で認められ

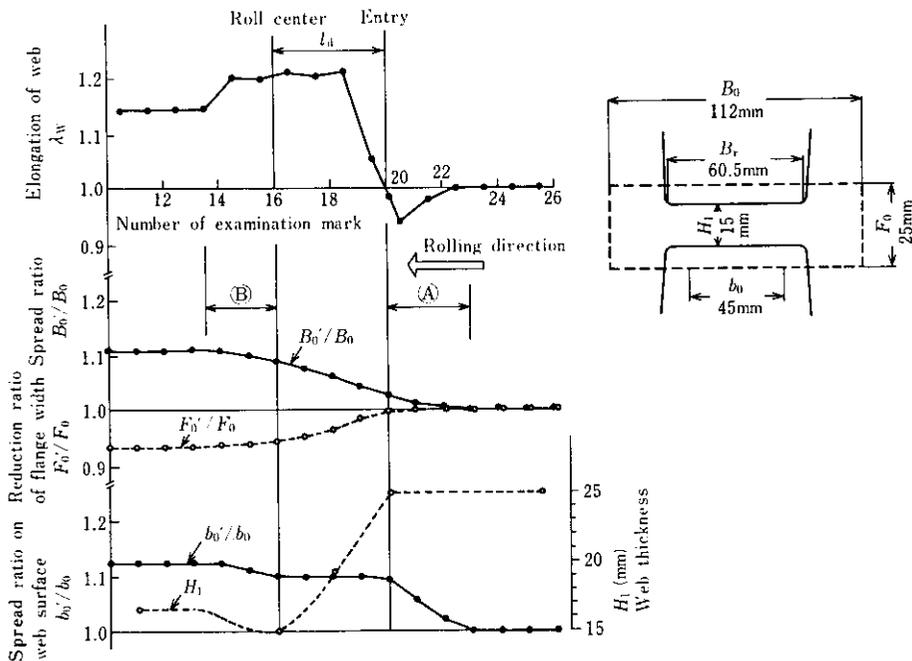


Fig. 6 Distribution of elongation coefficient, spread ratio, flange width reduction ratio and web thickness in rolling direction obtained with incompletely rolled plasticine model deformed only in center part of the plate

るので、以後これらを各々圧延前変形、圧延後変形と呼ぶことにする。

3・2 メタルフロー式

圧延前後の断面形状を Fig. 7 のように定義する。

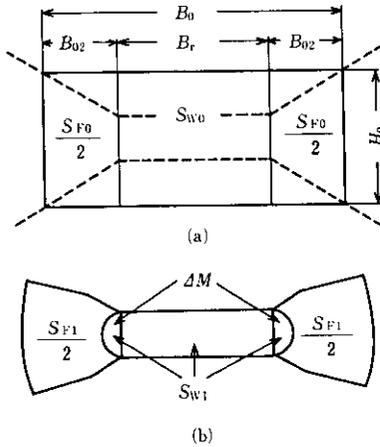


Fig. 7 Cross sections of specimen before (a) and after (b) inhomogeneous rolling in transverse direction (dotted lines show caliber rolls)

圧延後の伸び比を λ とし、平坦圧下の B_r 部から軽圧下の両端部へ ΔM だけメタルフローが生じたとすると、体積一定則より次式が成立する。

$$\Delta M = \frac{H_0 \cdot B_r}{\lambda} - H_1 \cdot B_r \quad \dots\dots\dots (7)$$

これより伸び比がわかればメタルフロー量が求まり、逆にメタルフロー量がわかれば圧延後の伸びしたがって断面積が求められる。すなわちメタルフロー量を求めることが圧延後の外形寸法を予測する上での要点であるといえる。

この平坦圧下部からのメタルフロー量を Fig. 8 に示すように三つの要素に分けて考え、(8)式で表わした。

$$\Delta M = \Delta M_1 + \Delta M_2 - \Delta M_3 \quad \dots\dots\dots (8)$$

ここで ΔM_1 : $B_r \times H_0$ の板材を厚さ H_1 まで平板圧延したときのメタルフロー量で(5)あるいは(6)式より算出する。

ΔM_2 : 端部の軽圧下部が存在するために伸び拘束を受けて生じるメタルフロー量および圧延前・圧延後変形によって生じるメタルフロー量が加算され

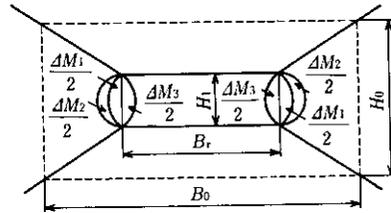


Fig. 8 Amount of metal flow (ΔM_i) between flat rolled part (S_{F0}) and taper rolled part (S_{W0}): ΔM_1 and ΔM_2 are metal flow from S_{W0} to S_{F0} , ΔM_3 from S_{F0} to S_{W0}

たもので、ロール端部のテーパーによって変化する。

ΔM_3 : 端部を軽圧下することによって平坦部の方へ流れるメタルフロー量で、矩形換算して(5)あるいは(6)式より算出する。これもロール端部のテーパーによって変化する。

したがって、ロールのテーパーに対応した(8)式が導かれるが、特定のテーパー角度におけるメタルフローを基準にすると(8)式は次のように変更される。

$$\Delta M = \Delta M_1 + \alpha \Delta M_2' - \beta \Delta M_3' \quad \dots\dots\dots (9)$$

ここで $\Delta M_2'$ はテーパー角度が 90° 、すなわち端部を全く圧下しない状態でのメタルフローを表わし、 $\Delta M_3'$ はこの部分を矩形換算して平板圧延した場合(テーパー角度が 0°)のメタルフローを表わす。(9)式で α, β はテーパー角度に応じて0から1の間で変化する定数である。 $\Delta M_2'$ については実験データを回帰して(10)式が得られた。

$$\Delta M_2' = 1.29 (S_{F0}/S_0)^{1.258} \times \left(\frac{\sqrt{R(H_0 - H_1)}}{B_r} \right)^{-0.27} \times (S_{F0}/S_0) \cdot B_r \times (H_0 - H_1) \quad \dots\dots\dots (10)$$

ここで S_0 は圧延前材料断面積、 S_{F0} は圧延前非圧下(軽圧下)部断面積である。

端部に $8/15$ のテーパーを有するロールを用いて、広範な板幅比を有する多数の材料を圧延した。それらの結果を重回帰分析して α, β を決定し(11)式が得られた。

$$\Delta M = \Delta M_1 + 0.72 \Delta M_2' - 0.141 \Delta M_3' = \Delta M_1 + \Delta M_2 - \Delta M_3 \quad \dots\dots\dots (11)$$

この式が特定のロール形状に対応したメタルフロー式ということになる。圧延条件を種々に変えて

(11)式による計算値と実測値を比較すると Fig. 9 のように両者はよく一致しており、本式の精度が保証される。

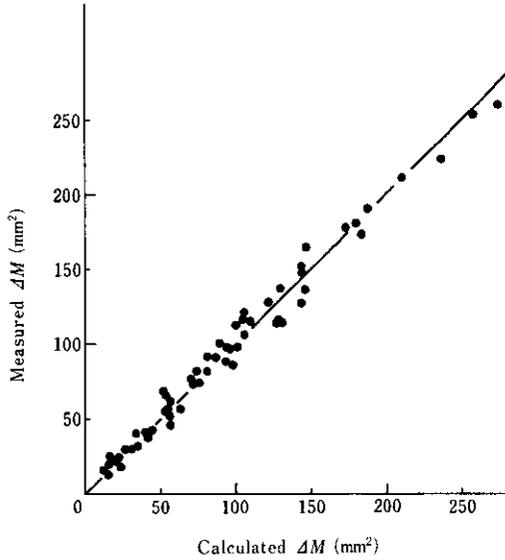


Fig. 9 Comparison between calculated and measured ΔM in plate inhomogeneously rolled in transverse direction

3.3 メタルフロー式の妥当性の検証

$B_0 \times H_0$ の断面寸法を有する板材の変形について、前述した平板圧延と幅方向不均一圧延の各々のメタルフロー式を用いて計算を行い比較してみた。すなわち板厚 H_1 まで圧下する平板圧延の場合の伸び比 λ_T は(12)式から求まる(記号は Fig. 1 参照)。

$$\lambda_T = \frac{H_0 \cdot B_0}{H_1 \cdot B_{1m}} = \frac{H_0 \cdot B_0}{\Delta M_1 + H_1 \cdot B_0} \dots\dots\dots(12)$$

一方、不均一圧延では、Fig. 10 に示すように幅を中央の B_r と両端の B_{02} に3分割し、両端を軽圧下部として取り扱う。ロール端部のテーパ角度が 0° であるので、定義により(9)式の α は 0, β は 1 となり、結局中央部(B_r 部分)から端部へ流れるメタルフロー量は

$$\Delta M = \Delta M_1 - \Delta M_3' \dots\dots\dots(13)$$

となる。したがって不均一圧延と考えたときの伸び比 λ_D は(14)式から求まる。

$$\lambda_D = \frac{H_0 \cdot B_r}{(\Delta M_1 - \Delta M_3') + H_1 \cdot B_r} \dots\dots\dots(14)$$

圧延条件を変化させて λ_T と λ_D を計算し、比較すると Fig. 11 に示すように両者は非常によく一致

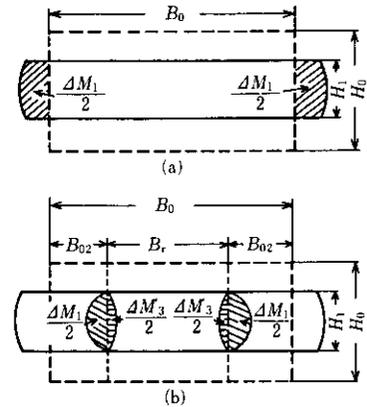


Fig. 10 Two models for calculating elongation coefficient in flat rolling (a) and (b), corresponding to equations (5) and (9), respectively

しており、Fig. 8 のようにメタルフローを三つの要素に分けてそれらを加算して求めることが妥当であることを示している。

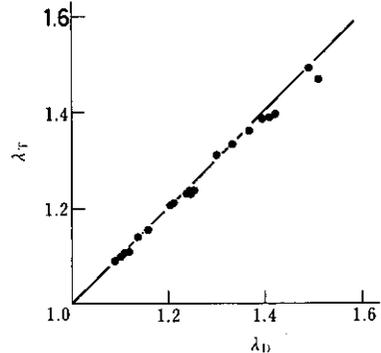


Fig. 11 Comparison in calculated elongation coefficients between equations (5) and (9)

4. ドッグボーン材のウェブを単独に圧延した時のメタルフロー式

ウェブにフランジを付加したドッグボーン材のウェブのみを圧下した場合の変形挙動を調べた。ロールによる直接圧下部の幅 (B_r) を 38.5mm, 60.5mm, 98.5mm と 3 水準変え、圧下による変形途中にフランジは全く拘束されないという条件にしている。

4-1 特徴的な変形挙動

Fig. 12は断面内に縦縞模様を有するプラスチック材料について圧下率40%のときに幅広がり比の断面内分布がどのようなになるかを示したものである。各ロール形状に対しドッグボーン材, フランジ脚長を0としたドッグボーン材(実際上は板材), ドッグボーン材のウェブに相当する板材の3種の素材を圧延した(ドッグボーン材ではフランジの面積を一定にしている)。この図より幅方向端部の非圧下部面積が大きいほど圧下部分の幅広がりが大きくなること, 非圧下部では逆に幅縮みを生じ, 特に板幅比が大きく非圧下部面積が小さなC-2材の端部では, 著しい幅縮みを生じていることがわかる。また非圧下部面積が大きく圧延前変形量が増大することに対応して幅広がり比のピークとなる位置が, 幅の中央側に移行していくことがわかる。

Fig. 13は Fig. 12のB-1材, B-2材, B-3材を圧延途中で噛み止めて, 外形寸法の変化を入側から出側に順次調べたものである。平

板圧延材(B-1)の変形挙動と特に異なる点を位置別にみると次に述べるようになる。

(1) 圧延前~ロールへの接触開始点までの変形

非圧下部をもつ圧延材では, 直接圧下部位内で生じる幅広がりのため, ウェブ面上の標線間隔が幅方向に拡張し, ウェブ高さやウェブ内幅が増加した状態でロールに噛み込む。またウェブ面も長手方向に収縮しているように, 大きな圧延前変形が明らかである。この圧延前変形量は, 全断面積と非圧下部の断面積比(S_{F0}/S_0)が大きいほど大きくなる。また S_{F0}/S_0 や B_r が大きいほど圧延前に変形している部分の範囲は長くなる。

(2) 接触開始点~ロールセンターまでの変形

ウェブでは伸びを生じるが, 平板圧延材のようにロールセンターまで0から始まって一様に増加するのではなく, 非圧下部からの伸び拘束を受け, 収縮からスタートしてほぼ投影接触長の1/2で伸びの増加が停止する。伸び比は S_{F0}/S_0 が小さいほど, B_r が大きいほど大きくなる(Fig. 12参照)。ウェブ面上の標線は幅広がりせずロールとの接触面はほとんど固着されている。しかし幅広がり

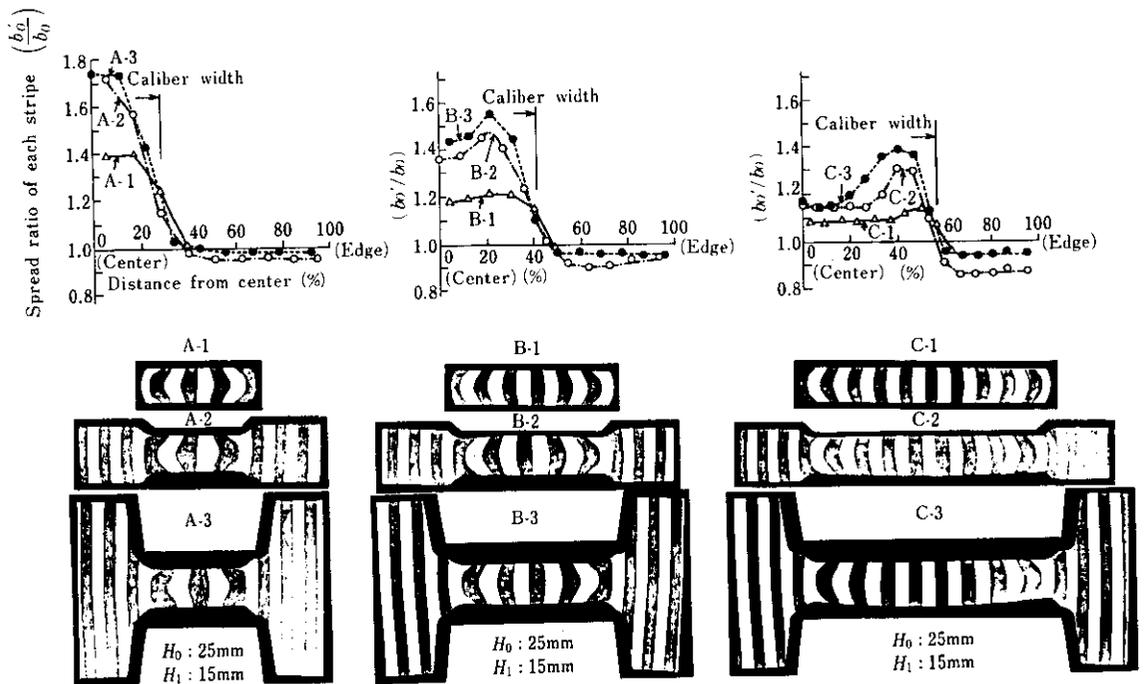


Fig. 12 Spread pattern and distribution in transverse direction of beam blanks with different web height after rolling only web part as compared with plates

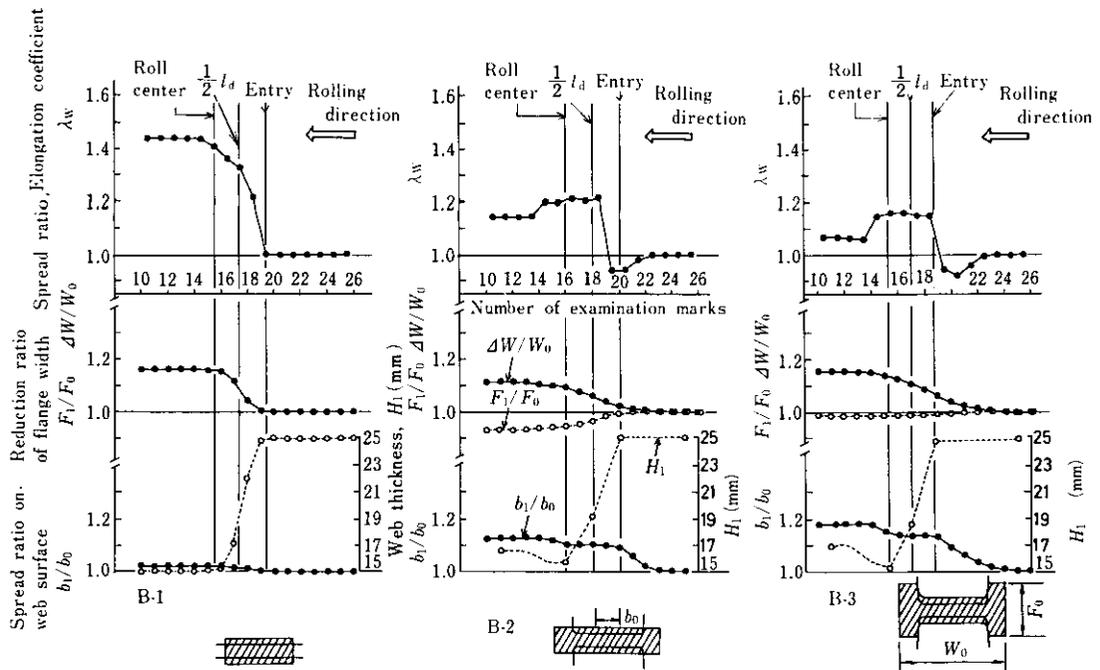


Fig. 13 Distribution of elongation coefficient, spread ratio, flange width reduction ratio, and web thickness in rolling direction, obtained with incompletely rolled beam blanks deformed only in web part

依然としてウェブ圧下により生じるが、ウェブ高さの増加としては、ウェブの幅がり量から伸びによる非圧下部の収縮量を差し引いたものとなる。フランジ幅の減少はこの領域内でそのほとんどが生じている。

(3) ロールセンターを通過してからの変形

ロールバイト内で非圧下部の拘束をうけつつ強制的に圧延方向に伸ばされたウェブは、この領域で圧縮内部応力が働き、圧延方向に縮むと同時に厚み増加および幅がり変形を生じ、著しい圧延後変形が認められる。これの変形量および変形領域長さへの S_{F0}/S_0 や B_r の影響は(1)の場合と同じである。

4.2 メタルフロー式および外形寸法予測式

縦縞模様を有するドッグボーン材断面の変化を、ロール接触位置、ロールセンター、圧延終了後の各々で詳細に観察することにより圧延過程の進行に伴って生じるメタルフロー量（直接圧下部からフランジの方へ移動した断面積）がわかる。

Fig. 14 はこのようにして得られたウェブ単独圧

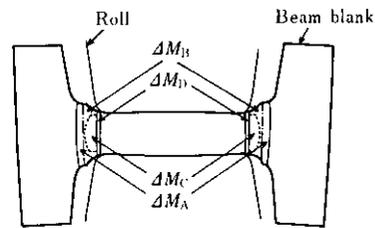


Fig. 14 Distinction of metal flows arisen by different causes

延後の合計メタルフロー量に占める各変形過程でのメタルフロー量を区分して示したものである。ΔMA は圧延前変形、ΔMD は圧延後変形によるものであり、残りはロールバイト内で生じるメタルフローでこれはさらにウェブを平板とみなして圧下したときのメタルフロー ΔMC（平板圧延での結果を使用）と残りの ΔMB に分けられる。この ΔMB は非圧下部が圧下部の伸びに対して拘束を及ぼすことによって生じるものである。

したがって前章の考え方によれば、(9)式の ΔM1, ΔM2, ΔM3 はそれぞれ ΔM1 = ΔMC, ΔM2 = ΔMA + ΔMB + ΔMD, ΔM3 = 0 となり、メタルフロー式は

次式のようになる。

$$\Delta M = \Delta M_1 + \Delta M_2 \quad \dots\dots\dots(15)$$

ただし $\Delta M_2 = \Delta M_2'$

S_{F0}/S_0 を大幅に変えた材料を B_r がそれぞれ 38.5mm, 60.5mm, 98.5mm のロールを用い、ウェブの圧下率が 10%~40% の範囲になるように圧延し、(15) 式の妥当性を調べた。Fig. 15 は ΔM の

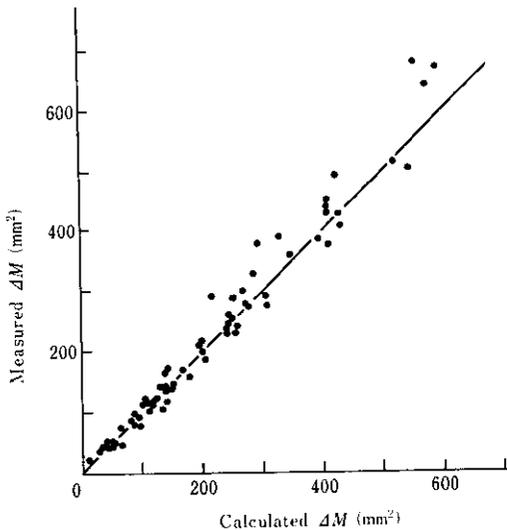


Fig. 15 Comparison between calculated and measured ΔM during rolling only web part of beam blank

計算値と実測値の関係を示し、両者がよく一致していることから、メタルフロー式がドッグボーン材のウェブ単独圧延にも十分使用しうることがわかる。メタルフロー量が求まれば、圧延後の伸びや断面積がわかるので、外形形状はこれらと変形形態より容易に算出できる。

ドッグボーン材のウェブ単独圧延法での形状予測式は以下のようになる。

- (1) メタルフロー式

$$\Delta M = \Delta M_1 + \Delta M_2 \quad \dots\dots\dots(15)$$

- (2) 伸び予測式

$$\lambda = \frac{H_0 \cdot B_r}{\Delta M + H_1 \cdot B_r} \quad \dots\dots\dots(16)$$

- (3) 圧延後断面積予測式

$$S_1 = S_0 / \lambda \quad \dots\dots\dots(17)$$

- (4) ウェブ高さ予測式

$$W_1 = B_r + (W_0 - B_r) / \sqrt{\lambda} + 2.18 \Delta M / (H_0 / \sqrt{\lambda} + H_1) \quad \dots\dots\dots(18)$$

- (5) フランジ幅予測式

$$F_1 = F_0 / (1 + 0.73(\sqrt{\lambda} - 1)) \quad \dots\dots\dots(19)$$

- (6) ウェブ厚予測式

$$H_1 = H_1^* + 0.107 H_0 (S_{F0}/S_0)^{1.151} \times \left(\frac{H_0 - H_1^*}{H_0} \right)^{0.351} \times \left(\frac{B_r}{H_0} \right)^{1.246} \quad \dots\dots(20)$$

ここで S_1 : 圧延後断面積
 W_0, W_1 : 圧延前・後のウェブ高さ
 F_0, F_1 : " のフランジ幅
 H_1^* : 圧延中のロール隙

4.3 ウェブ高さの異なるドッグボーン材のウェブを単独に圧延した時の変形挙動

フランジ部断面積を 2 水準に固定した H 300×300~H 900×300 用ドッグボーン材のウェブを単独に圧延した場合の変形挙動を前述のモデル式を適用して調べた。H 形鋼の各サイズに対応するロールの幅 (B_r) は、実機を参考にして Table. 1 のように決めた。Fig. 16 に示すドッグボーン材を初期断面とし、ウェブ厚 120mm から 40mm までを 1 パスが 20mm の圧下となるように合計 4 パスの圧延を行う。

なおロール半径は $R=625\text{mm}$ としている。

Fig. 17, Fig. 18 に Table 1 のうち H 300×300, H 900×300 について、伸び比、フランジ幅、ウェブ高さの圧延に伴う変化の計算結果を示す。

Fig. 17 はフランジ部断面積の大きな場合であり、メタルフロー量が多く、特に S_{F0}/S_0 が大きな H 300×300 では圧下によって圧延方向に伸びが生じ

Table 1 Beam blank size and length of flattened part (B_r) in caliber rolls

Beam blank size	H 300×300	H 400×300	H 500×300	H 600×300	H 700×300	H 800×300	H 900×300
B_r of roll (mm)	200	300	410	510	610	730	830

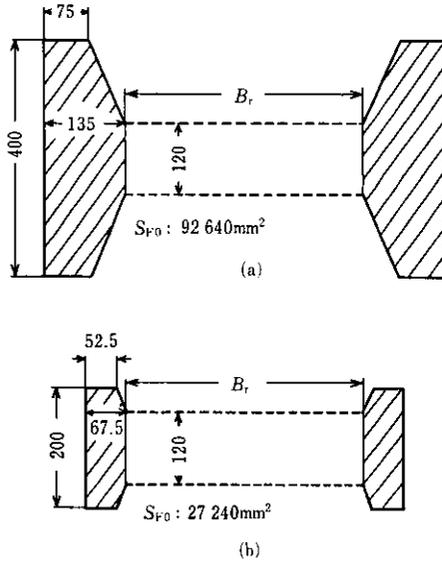


Fig. 16 Dimensions of two beam blanks with different flange area for the calculation of metal flow

ないで、変形は幅広がりのみである。またウェブの板幅比が大きな H900×300でも伸び比は1.32とかなり小さい。ウェブ高さ増加の絶対値は、ウェブ高さの大きなサイズほど大きくなり、またパスの進行とともに S_{F0}/S_0 が増加していくためパスごとの伸び比も小さくなっていく。図中 H 300×300の△印は実機のデータであり、計算結果とよく一致していることがわかる。

Fig. 18 はフランジ断面積が小さく(したがって S_{F0}/S_0 も小さい) 伸び拘束があまり働かない場合であり、幅広がり少なく伸びが顕著に起こる。圧下の進行とともにパスごとの伸びが減少していくのは H300×300だけで、その他のものでは順次大きくなり、ウェブ高さが大きいものほどその傾向が強まる。伸びに伴ってフランジ幅は大幅に減少していき、特に H900×300では圧延前の幅の7割にまで減少する。ウェブ高さの増加量は Fig.17 とは逆に、ウェブ高さが大きなサイズほど少なくなっていく。Fig. 19 は Fig.16 の (a) 材のウェブ

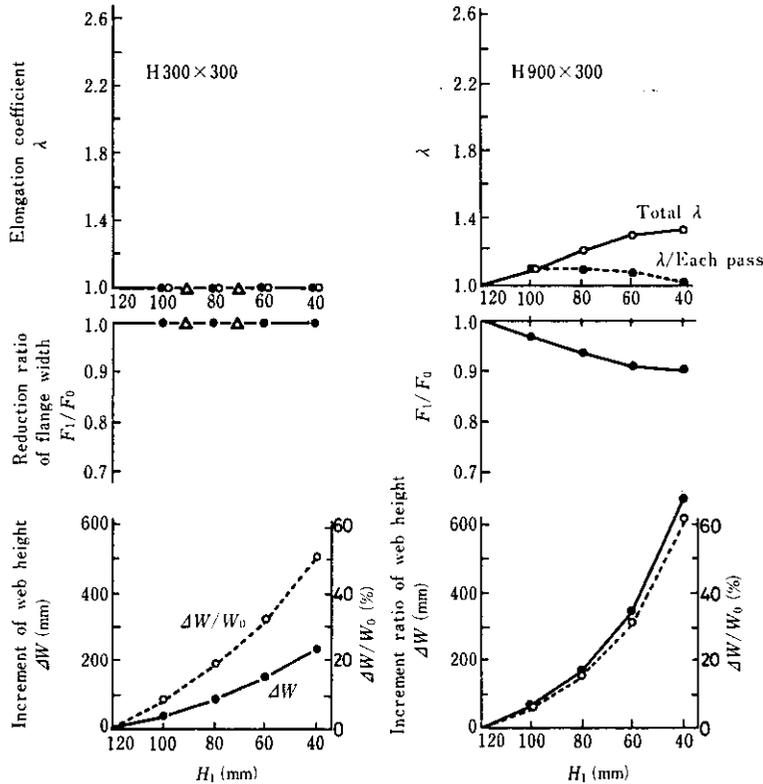


Fig. 17 Calculated deformation behaviour of the beam blanks with initial dimensions shown in Fig. 16 (a) during rolling only web part

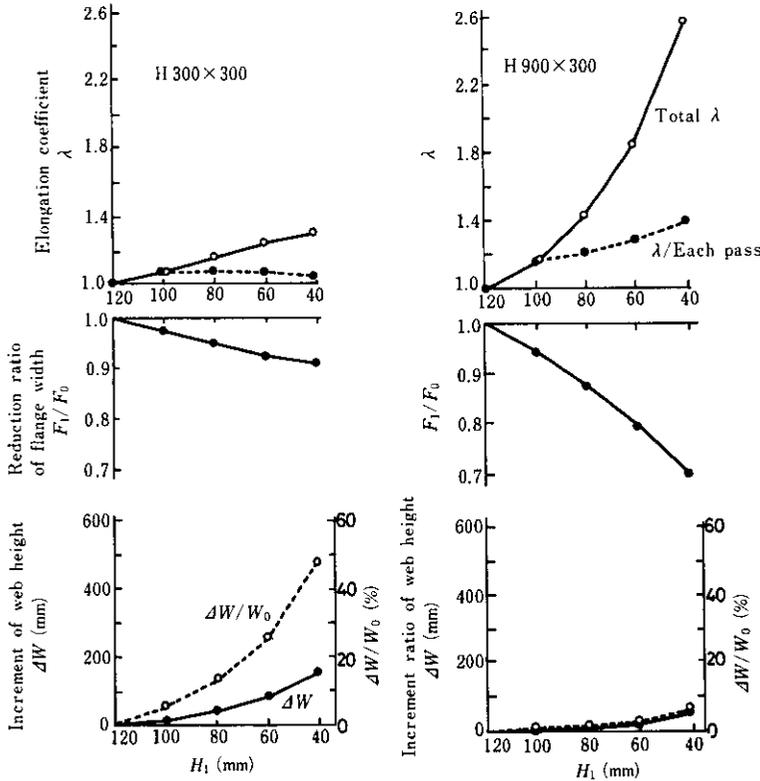


Fig. 18 Calculated deformation behaviour of the beam blanks with initial dimensions shown in Fig. 16 (b) during rolling only web part

高さ増加率 ($\Delta W/W_0$) をサイズ別に比較して示したもので、各パス20mmの圧下量に対してウェブ高さをいかに有効に拡大できるかを表わしたものである。これより、ウェブ厚を120mmから80mm

まで圧下した状態ではH400×300、60mmまでではH500×300、40mmまでではH600×300の各々で最大の幅広がり率となることがわかる。

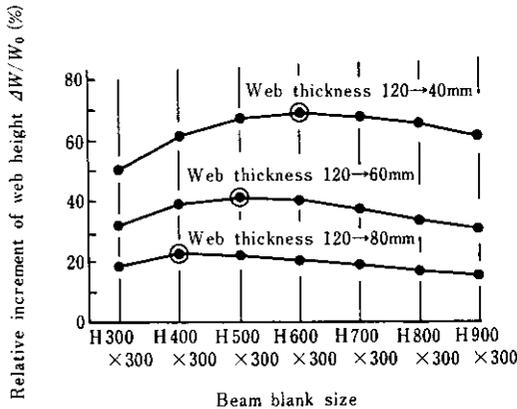


Fig. 19 Change in relative increment of web height with size in the case of beam blanks shown in Fig. 16 (a) and amount of reduction by rolling only web part

4.4 H形鋼のウェブ分割圧延法⁵⁾への適用

Fig. 17, 18 からわかるようにウェブ高さが大きなサイズでは、ウェブを単独に圧延しても圧延方向の伸びが大きくなり、それによって好ましくないフランジ断面積の不足が必然的に起こりやすい。通常のカリバー圧延では、幅広がり拘束されているため圧下による変形は、さらに伸びに出やすく、フランジ断面積の大幅な減少を招いている。伸びを抑え、フランジ部の断面積の減少を回避することは、ブレイクダウン圧延におけるきわめて重要な成形技術である。このためには(16)式の ΔM すなわち ΔM_1 と ΔM_2 を大きくする必要がある。(10)式からわかるように、 ΔM_2 に最も影響の大きいのは S_{F0}/S_0 であり、これを大きくしなければなら

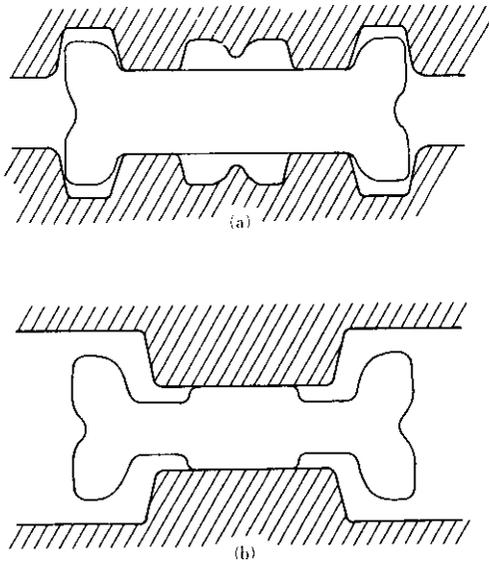


Fig. 20 Schema of partial-web rolling with (a) and (b) type passes repeated

ない。 Sr_0/S_0 を大きくする方法の一つとして B_r を小さくすることが有効であるが、このことによって同時に ΔM_i も大きくできるので一層の効果が得られる。

したがってウェブの内幅が大きなサイズでも、压下幅の小さなロールでウェブを分割して圧延すれば、伸びの少ない状態でウェブの減面ができ、フランジの断面積を確保しつつ、有効なフランジ成形圧延を行うことができる。

こういった考え方に立脚してウェブ分割圧延法を考案した。これは Fig. 20 に示すように B_r の小さなウェブの単独圧延 (b) とフランジ成形圧延 (a) を繰り返す方法である。

Fig. 20 (b) の変形では、 B_r が圧延中に増加するので、この点を考慮して従来のモデル式を若干変更する必要がある。Fig. 21 は実機におけるウェブ分割圧延途中パスの断面形状の一例を示す。この変形におけるフランジ幅の予測値と実測値は

Table 2 に示すように、両者はきわめて良く一致している。このほかウェブ高さの予測も可能である。

以上述べたように、メタルフロー式を基本にした変形挙動のモデル式を活用することによって、カリバー形状、素材形状、压下量などの圧延条件

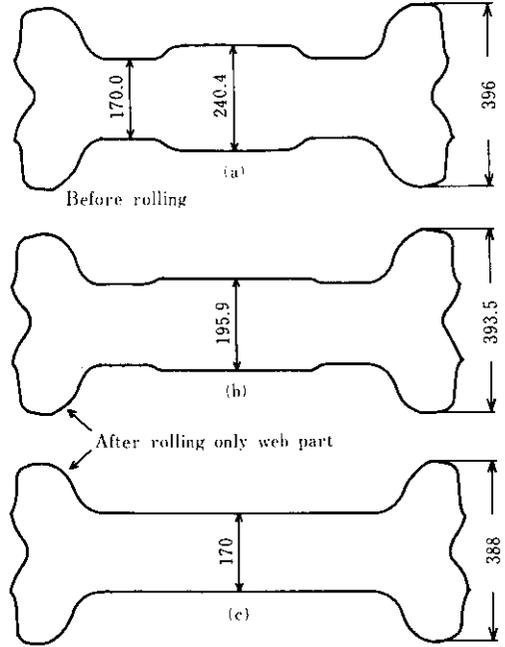


Fig. 21 Shapes and dimensions of beam blanks obtained by partial-web rolling

Table 2 Comparison in flange width between calculation and measurement obtained by rolling only web part of beam blank, using hot steel

	Web center thickness (mm)	Measured flange width (mm)	Calculated flange width (mm)
Before rolling	240.4	396.0	396.0
After rolling	195.9	393.5	392.4
	170.0	388.0	390.8

を、実機を使用せずに最適に決めることが可能になった。

5. 結 言

H形鋼用のドッグボーン状素材をオープンカリバーで圧延する際の変形に対し、影響度が最も大きいと考えられるウェブ压下に注目して、プラスチックモデルによる実験を行った。まずウェブを平板と見なした場合、次いでドッグボーン材のウェブのみを圧延する場合について解析を行い以下

の結果が得られた。

(1) 変形量の基本はメタルフロー量であり、板材圧延の場合、シングルバレル変形、ダブルバレル変形各々に対応して、圧延条件に応じてこれを算出する実験式を作成した。

(2) 板材を幅方向に不均一圧下で圧延する際の強圧下部から軽圧下部へのメタルフロー量 ΔM を求めることができ、次式のようになる。

$$\Delta M = \Delta M_1 + \Delta M_2 - \Delta M_3$$

上式において ΔM_1 は強圧下部を平板と見なした時の、 ΔM_2 は軽圧下部が圧延方向の伸びを拘束することによって生じる、 ΔM_3 は軽圧下部の圧下によるそれぞれメタルフロー量で、いずれも定量化しうる。

(3) ドッグボーン材のウェブのみを圧延する際には、ロールに接触する前後に大きな幅広がり変形を生じ、フランジ断面積の割合が大きいほど顕著になる。このときのメタルフロー量は、

$$\Delta M = \Delta M_1 + \Delta M_2 \text{ となる。}$$

(4) メタルフロー量が算出できると、これをもとにして圧延後の材料寸法も計算できる。

(5) 作成した計算式の精度は良好で、実機圧延における変形予測にも十分使用できる。

(6) 上記のような検討によって、伸びが少なく幅広りの大きな圧延条件が把握でき、スラブから大断面H形鋼を成形するのに有効なウェブ分割圧延法の考案につながった。

参 考 文 献

- 1) 草場、佐々木：川崎製鉄技報，11（1979）4，485
- 2) 草場、佐々木：第31回塑性加工連合講演会論文集（1980），411
- 3) 田中，山下，入見，永広，阿久根，草場：川崎製鉄技報，10（1979）4，69
- 4) 柳本：塑性と加工，5（1964）40，315
- 5) 柳沢，田中，山下，奥村，草場：川崎製鉄技報，13（1981）3，1