

H形鋼ユニバーサル圧延の セットアップ制御のための数式モデル

林 宏之*・斎藤 晋三*²・片岡 健二*³・長山 栄之*²・高橋 一成*⁴

Mathematical Models for Set-up Control System in H-beam Universal Rolling

Hiroyuki HAYASHI, Shinzo SAITO, Kenji KATAOKA, Eishi NAGAYAMA and Kazunari TAKAHASHI

Synopsis : It is well known that universal rolling of H-beam shows complicated behaviors of metal flow between web and flange, multiplication of roll separating force and complex distribution of temperature in comparison with flat rolling.

Because of these complex rolling characteristics, there is a limit of dimensional accuracy in manual control by operators.

An automatic roll gap control system is necessary to obtain high productivity and high dimensional accuracy of H-beam.

Authors developed the mathematical models for this control system of universal rolling as following procedure.

(1) Rolling temperature model

The distribution of temperature in the cross section of H-beam is computed by the finite difference method. Then the simplified mathematical model has been developed to predict the mean temperature of both web and flange during rolling based on these results of the computation.

(2) Roll separating force model and flange width spread model

Lead model rolling experiments have been performed in various rolling conditions of reduction ratio, thickness and flange width. From these works, the models to predict the flange width spread and roll separating force have been obtained as the function of the rolling conditions which are mainly the geometrical size of H-beam.

Due to application of these models to set up control, high dimensional accuracy of H-beam has been obtained.

Key words : H-beam ; universal rolling ; set-up control ; temperature ; flange width ; roll separating force.

1. 緒言

熱間圧延によるH形鋼の製造はFig. 1に示すようにユニバーサル圧延機とエッジ圧延機を用いて行われる。

H形鋼のユニバーサル圧延は、

(1) ウェブとフランジの間の内部応力の発生

(2) 水平ロール側面によるフランジ内面の圧延

(3) 無駆動の垂直ロールによるフランジの異周速圧延などの特徴を有する¹⁾²⁾。ユニバーサル圧延はウェブとフランジの厚さを同時に圧下できるので効率の良い圧延法であるが、ウェブとフランジが接続された状態で圧延されるのできわめて複雑な圧延特性を示す。特に水平ロールおよび垂直ロールの圧延荷重は圧延条件がわずかに変化しても大きく変動する。一方、ユニバーサル圧延機のハウジングには水平ロールとともに垂直ロールが組み込まれておりロールネック径の制約などからミルの高剛性化には限界がある。

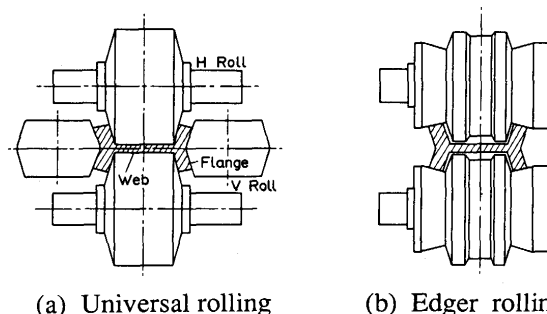


Fig. 1. Universal rolling and edger rolling of H-beam.

このため従来の圧延H形鋼の寸法精度は必ずしも良好なものとはいえず難かった。しかし、近年需要業界からはより高品質のH形鋼を求められており寸法精度要求も厳格化しつつあることからH形鋼の圧延制御の必要性が高まってきている。H形鋼のユニバーサル圧延制御のためには種々の予測モデル

平成4年10月30日受付 平成5年9月10日受理 (Received on Oct. 30, 1992; Accepted on Sep. 10, 1993)

* 川崎製鉄(株)加工・制御研究センター(現:水島製鉄所) (Mechanical Processing, Instrumentation and Control Research Center, now Mizushima Works, Kawasaki Steel Corp., 1 Kawasakidori Mizushima Kurashiki 712)

* 2 川崎製鉄(株)水島製鉄所 (Mizushima Works, Kawasaki Steel Corp.)

* 3 川崎製鉄(株)知的財産部 (Intellectual Property Dept., Kawasaki Steel Corp.)

* 4 川崎製鉄(株)知多製造所 (Chita Works, Kawasaki Steel Corp.)

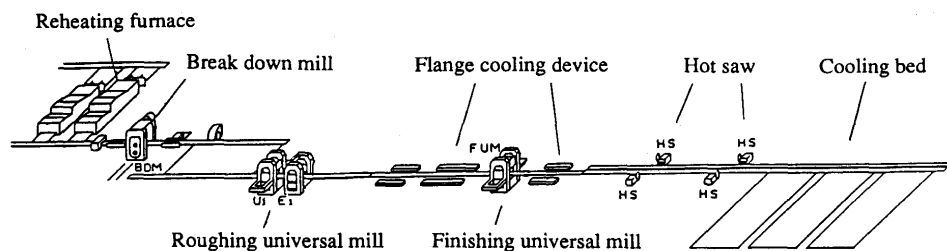


Fig. 2. Layout of wide flange beam mill in Mizushima works.

式が必要であり、特に圧延荷重式は最終的に圧延時のロール隙を決定することから精度が要求される。しかし従来の荷重予測式は実際のH形鋼の広範囲の圧延条件に適用できず、またエッジ圧延後のユニバーサル圧延荷重の予測方法も確立されていなかった。

これらの背景からH形鋼のユニバーサル圧延時の変形・負荷特性に対する種々の圧延条件の影響を明らかにする目的で鉛を用いたモデル実験を行った。著者らはこれらの結果から圧延荷重に対する圧下率、厚さ、幅などの影響を取り入れた荷重予測式を作成し、エッジ圧延の影響を補正する方法とこれに必要なフランジ幅がり予測式の検討も行った。またH形鋼の圧延温度も差分法による計算結果から予測式を作成し、これらをFig. 2に示す水島製鉄所大形工場でのユニバーサル圧延制御に適用した。

2. セットアップ制御と予測モデル

圧延中には材料からの反力により圧延機各部に弾性変形が生じロール隙は無負荷時に比べ増加する。H形鋼圧延では断面各部の圧下率が極端に分布する場合があり、このとき圧延材はロールバイトの中だけではなく圧延機の入・出側で変形を生じ³⁾、圧延時のロール隙と出側厚さが必ずしも一致しないことがある。これは主としてブレイクダウン圧延のように圧延材が厚く断面形状を大幅に変化させる場合に生じる。ユニバーサル圧延では形状不良を防止するため、断面各部の圧下率は比較的均一な状態で圧延が行われることから出側の変形は無視できるものと考えられる。よって厚さを制御するには圧延時のロール隙が各パスの目標寸法

となるように無負荷時のロール隙を制御すれば良い。これはセットアップ計算による寸法制御であり、Fig. 3のフローのように、フランジ幅、圧延温度、変形抵抗、圧延荷重を順次予測計算し各パスのロールの締め込み量をゲージメータ式から決定する。

これらの制御計算はオンラインで行われるため、短時間で処理が終了するように数式モデルが必要となり、圧延温度やフランジ幅がかりおよび圧延荷重などの変形・負荷特性を計算する予測モデル式が必要である。

3. 圧延温度計算

H形鋼のブレイクダウン圧延ではウェブ、フランジの寸法が厚く断面内の温度分布が複雑であり、また造形圧延により形状が大幅に変化するので温度計算が困難である。セットアップ計算による寸法制御の効果が大きいのは下流のユニバーサル圧延工程であるから、ブレイクダウン圧延終了後から温度を計算するものとした。

3・1 計算方法

H形鋼のユニバーサル圧延時の鋼材温度は、ウェブ、フランジを各々別の板材として取り扱い、空冷や相互の保温効果を考慮して計算する方法が示されているが⁴⁾、ウェブ、フランジ間の熱伝導の影響などが考慮されないことなどから計算精度に限界がある。本報では長手方向の熱流束を無視できるものとしFourierの伝熱方程式を差分法(ADI法(交互方向陰解法))にてH形鋼の1/2断面を対象として計算した。

$$C_p \frac{\partial \theta}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(K \frac{\partial \theta}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(K \frac{\partial \theta}{\partial y} \right) + q \quad \dots\dots\dots (1)$$

境界条件としては、空冷、クーラント水冷、デスケ水冷の各過程毎に相当熱伝達係数を与えて計算を行い、また圧延時の摩擦発熱、加工発熱およびロールとの接触熱伝導などを考慮した。

3・2 計算結果

差分によるH300×300の初期パスでの断面温度分布の計算結果をFig. 4に示す。これより断面内ではウェブとフランジの接続部分の温度が最も高くフランジ幅方向端部およびウェブの幅方向中央にいくほど温度が低下していることがわかる。

H300×300の圧延温度の時間的推移をFig. 5に示すが表面温度の計算値と実測値は良く合致している⁵⁾。図でウェブ、

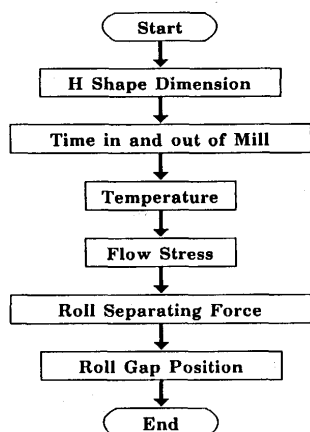


Fig. 3. General flow of set-up calculation.

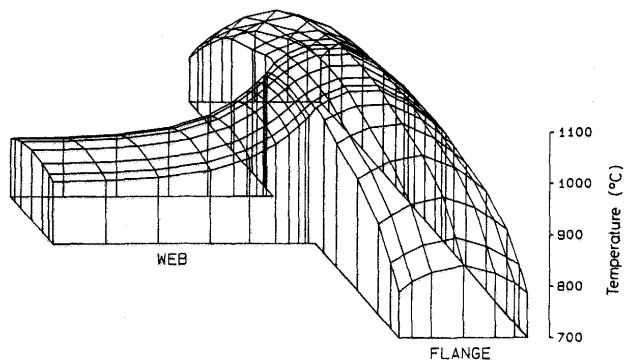


Fig. 4. Three-dimensional distribution of rolling temperature.

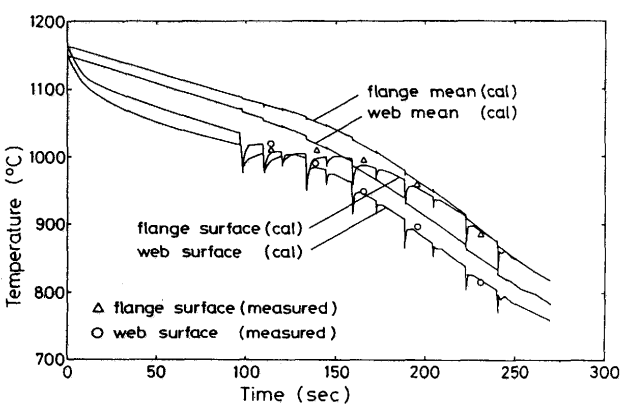


Fig. 5. Calculation results of temperature after break down rolling.

フランジとも鋼材表面の温度が急激に低下している箇所が見られるが、これは各パスの圧延を示しておりロールとの接触熱伝導によるものである。ウェブ、フランジの厚い初期パスでは厚さ方向の温度分布が大きいため平均温度と表面温度の差が大きい。これに対し厚さが減少するパス後半では平均温度と表面温度の差は減少している。このため表面温度はパス途中で最大値を示すような分布となることがわかる。

また加工発熱、摩擦発熱による各パスの圧延での平均温度の上昇はロール表面との接触熱伝導による抜熱と相殺され、結果としては圧延による温度変化はそれほど大きなものではない。このため圧延荷重を計算するのに必要なウェブ、フランジの平均温度としては各圧延パス直前の平均温度を用いることにした。

圧延荷重の予測のためにはウェブとフランジの各々の断面平均温度が必要なので空冷、水冷、圧延の各条件で所定時間経過後の温度計算結果から平均温度を求め、下記に示す簡易式⁹⁾の係数をウェブ高さ e とフランジ幅 a の異なる呼称シリーズ毎に決定した。

1) 空 冷

$$\left[\left(\frac{1000}{\theta_0 + 273} \right)^3 - \left(\frac{1000}{\theta_1 + 273} \right)^3 \right] \frac{1}{t} = a_0 + a_1 \frac{e}{T} + a_2 \frac{a}{T} + a_3 T \quad (2)$$

2) 水 冷

$$\theta_1 = \theta_0 - a_4 (\theta_0 - \theta_w) \frac{t}{T} \quad (3)$$

3) 圧 延

$$\theta_1 = \theta_0 - a_5 \varepsilon V - a_6 \frac{VP_m}{T} - a_7 \frac{(\theta_0 - \theta_R)}{T} \sqrt{t} \quad (4)$$

4. 変形・負荷特性の予測モデル式

H形鋼にはフランジ幅やウェブ高さの異なる種々の呼称シリーズがあり、フランジ幅に応じて広幅H形鋼、細幅H形鋼などに分類される。また一つの呼称シリーズの中でもウェブ厚やフランジ厚の異なる種々の断面サイズがありこれらは数百種類になる。各サイズのH形鋼はそれぞれ異なるパススケジュールで圧延されるので、実機の圧延条件はきわめて広範囲となる。すなわち、前半パスでは30%近い強圧下が行われる場合があるが、後半パスでは形状不良防止のため10%以下の軽圧下となるなど、特に圧下率は広範囲の条件で圧延が行われる。

H形鋼のユニバーサル圧延時の変形・負荷特性の予測式は種々報告されているが^{7)~9)}、これらの広範囲の製造条件に適用できるものは従来は明らかにされていない。またエッジヤ圧延によりユニバーサル圧延時の変形・負荷特性は大きく影響を受けるが、これを考慮する方法は従来明らかにされていない。

そこでH形鋼のユニバーサル圧延時の変形・負荷特性が種々の圧延条件の影響をどのようにうけているかを明らかにするため鉛を用いた詳細なモデル実験を行った。

4・1 実験方法

圧延材としては常温で再結晶し熱間圧延をシミュレートする¹⁰⁾とされる純鉛(99.99%)を用い、押し出しにより製造したH形材を圧延により寸法調整しTable 1に示す条件で圧延を行った。実機に対するモデル実験の縮尺は1/5であり、圧延材やロール寸法の縮尺比をこれに合わせた。圧延にはユニバーサル実験圧延機を用い、フランジとウェブの厚さ比、フランジ幅、ウェブ厚などの水準を変化させて、ウェブとフランジを種々の圧下率で圧延した。圧延ロールの表面は圧延パス毎に研磨と脱脂を行い無潤滑で圧延を行った。圧延時の荷重はロードセルで測定し時間軸中央の定常圧延域での平均荷重を算出した。またエッジヤ圧延は圧

Table 1. Experimental conditions.

Material	Pure lead (99.99%)
Reduced scale	1/6
Horizontal roll	250 φ 55 B
Vertical roll	170 φ
Web inner width	55 mm
Flange width	70, 50, 30 mm
Web thickness	9.5, 5.0, 2.5 mm
T_f/T_w	1.8, 1.4, 1.0
Reduction ratio	8, 12, 16, 20%
Lubrication	Without lubrication

延材の内幅と同じ胴幅寸法をもつカリバエッジヤを用いフランジ先端部の圧下を行った。

4・2 実験結果とモデル式の導出

4・2・1 フランジ幅広がり

H形鋼のユニバーサル圧延ではフランジの幅方向端部が自由表面でウェブ、フランジの圧延条件によりフランジ幅が変化する。またこのときウェブとフランジ間では横断面内の材料変形（いわゆるメタルフロー）が生じる。圧延後の伸び率は断面の各部で均一であるからフランジの幅広がりまたはメタルフローのいずれかが予測できれば、もう一方の変形量を求めることができる。Fig. 6 に示すようにフランジからウェブに流入するメタルフロー面積を A_{MF} とすれば、これは圧延前後の寸法実測値から次式で求めることができる。

$$A_{MF} = A_{w1} - A_{w0} \frac{A_{f1} + A_{w1}}{A_{f0} + A_{w0}} \quad (5)$$

次式に示すように圧延後メタルフロー面積の圧延前ウェブ面積に対する比率をメタルフロー率¹¹⁾とし、フランジとウェブの圧下率差（以後圧下率差と称する）に対し整理した結果をFig. 7 に示す。

$$M_r = \frac{A_{MF}}{A_{w0}} \quad (6)$$

本図からメタルフロー率は圧下率差とほぼ直線関係にあり、この直線の傾きと定数項を最小2乗法で決定すればメ

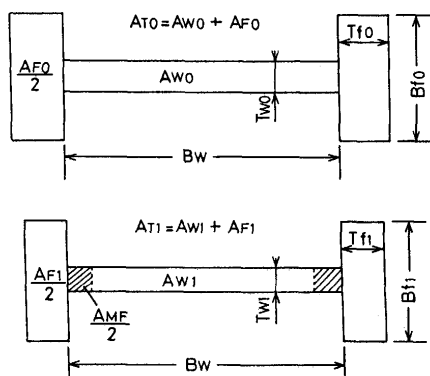


Fig. 6. Metal flow area in universal rolling.

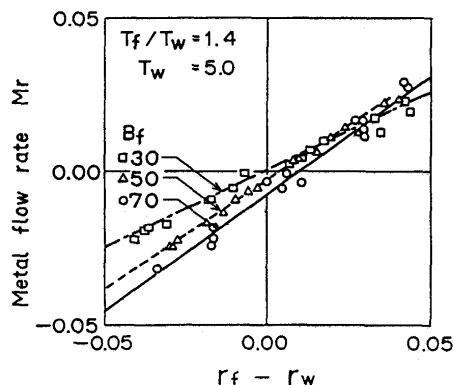


Fig. 7. Relation between metal flow ratio and difference of reduction ratio.

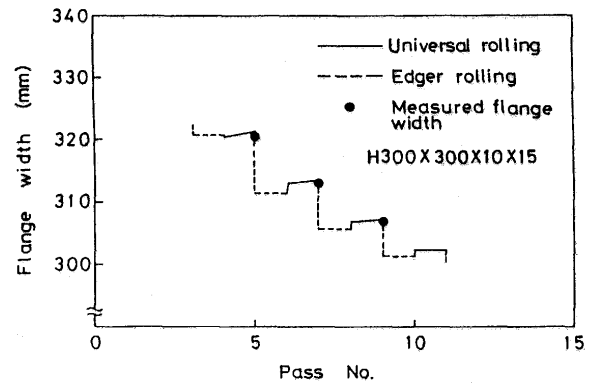


Fig. 8. Calculation results of flange width spread.

タルフロー面積の予測が可能になる。メタルフロー面積から圧延後のフランジ幅は次式で計算できる。

$$B_{f1} = \frac{A_{w1}A_{f0} - A_{MF}A_{w0}}{2T_{f1}A_{w0}} \quad (7)$$

(7)式を用いて各パスのフランジ幅を計算した結果をFig. 8 に示す¹²⁾。この場合、ユニバーサル圧延機とエッジヤ圧延機の2基により往復圧延を行っているので、同一パス番号に各々の圧延後のフランジ幅が表示されている。図中にフランジ幅計による実測値を示しているが計算値とよく合致している。従来はエッジヤ圧延後のフランジ幅から幅圧下量を求めていたが、実際にはユニバーサル圧延でのフランジ幅変化がありエッジヤ圧延での幅圧下量はこれを考慮する必要がある。

4・2・2 ユニバーサル圧延荷重

H形鋼のユニバーサル圧延では、Fig. 9 に示すように水平ロール荷重はウェブの圧延力以外に垂直ロール荷重の分力およびフランジ内面の摩擦力が加算される。ウェブとフランジを別個の板材とみなしそれぞれの圧延力をSimsの圧下力関数¹³⁾を用いて計算し水平ロール・垂直ロールの荷重を求めた結果をFig.10に示す。単純に板圧延として求めた計算荷重は実測荷重と大きく異なっており、ユニバーサル圧延特有のウェブ・フランジの相互作用を考慮すべきであることがわかる。

実測値からウェブとフランジの圧延力 $\bar{P}_w$, $\bar{P}_f$ を逆算し、板圧延として計算した圧延力に対する比率をユニバーサル圧延時の圧下力関数 Q_u とする。この Q_u はウェブとフランジ間に生じる内部応力の影響を表すものである。また通常の

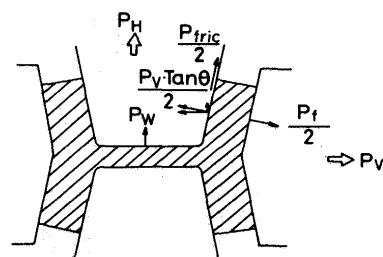


Fig. 9. Components of roll separating force in universal rolling.

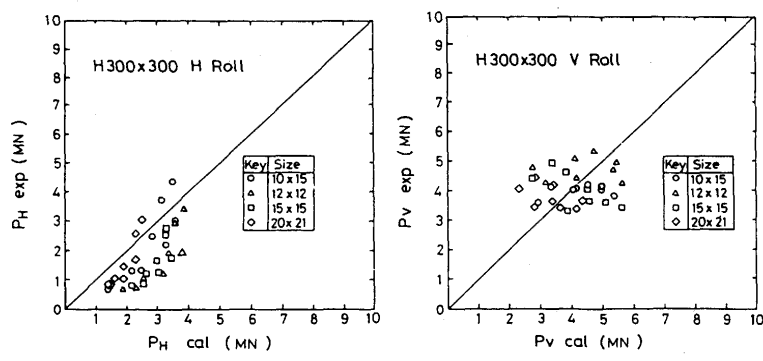


Fig. 10. Calculation results of roll separating force regarded as a plate rolling.

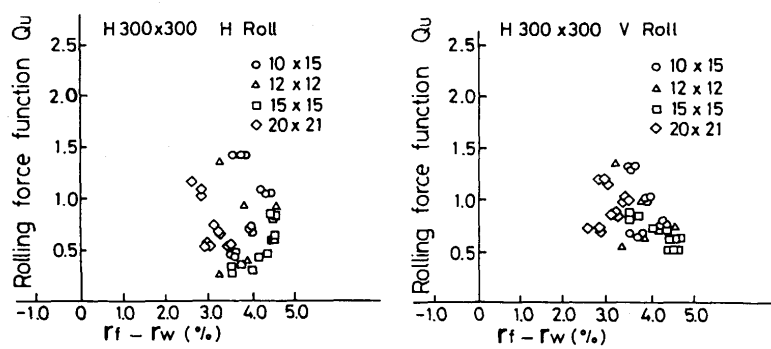


Fig. 11. Relation between rolling force function and difference of reduction ratio in actual rolling.

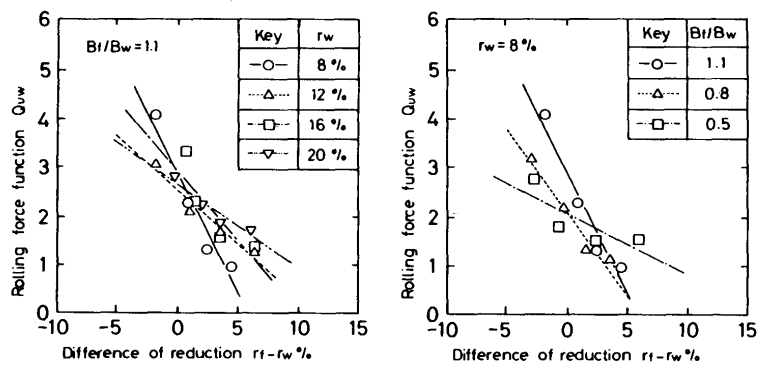


Fig. 12. Relation between rolling force function of web and difference of reduction ratio in model experiments.

圧延条件ではウェブよりもフランジの接触弧長が長いので、フランジ強圧下の条件ではウェブの入側変形が生じ接触弧長が減少することが考えられる。ウェブの圧下力関数は、接触弧長変化の影響も含めて次式に示すようにユニバーサル圧延特有のウェブとフランジの相互作用を補正する係数と考えることができる。

$$Q_U = \left(1 - \frac{\sigma_i}{K_{fm}}\right) \cdot \frac{L_d'}{L_d} \dots\dots\dots (8)$$

実機圧延における圧下率差と圧下力関数 Q_U の関係をFig. 11に示す。従来の知見では圧下率差と圧下力関数 Q_U はほぼ直線関係にあることが報告されている⁹⁾。しかし、この図では圧下率差の変動範囲が小さいのに対し圧下力関数の変動はきわめて大きく、これからは圧下力関数は圧下率差に対して直線関係があるとはいえない。

圧下力関数と圧下率差の関係を明確にするため鉛モデル実験により種々の条件で圧延を行った結果をFig. 12に示す。この図から圧延前の寸法およびウェブ圧下率が同一でフランジの圧下率のみを変化させた場合は圧下力関数と圧下率

差はほぼ直線関係にあることがわかる。しかしウェブ圧下率が小さいほどこの直線の傾きの絶対値および定数項が大きくなり、またウェブ高さに対しフランジ幅が大きいほど同様の傾向を示している。

前述のFig. 11の実機圧延で圧下力関数と圧下率差に直線関数が認められなかったのは、同一呼称シリーズであっても厚さや圧下率が異なるデータを含んでいたためと考えられる。

このように回帰直線の定数項 Q と傾き C がウェブ圧下率、フランジ幅などの圧延条件で変化することが明らかになったので、水平ロールの圧下力関数 Q_{Uw} を次のような式で表すことにした¹⁴⁾。

$$Q = b_0 \left(\frac{B_{f0}}{B_w}\right)^{b_1} \left(-\frac{T_{f0}}{T_{w0}}\right)^{b_2} \left(-\frac{R}{T_{w0}}\right)^{b_3} (r)^{b_4} \dots\dots\dots (9)$$

$$C = c_0 \left(\frac{B_{f0}}{B_w}\right)^{c_1} \left(-\frac{T_{f0}}{T_{w0}}\right)^{c_2} \left(-\frac{R}{T_{w0}}\right)^{c_3} (r)^{c_4} \dots\dots\dots (10)$$

$$Q_{Uw} = Q + C(r_f - r_w) \dots\dots\dots (11)$$

また垂直ロールの圧下力関数 Q_{Uf} も同様の関数形とした。圧下力関数 Q_{Uw} 、 Q_{Uf} が決定されれば水平ロール、垂直ロー

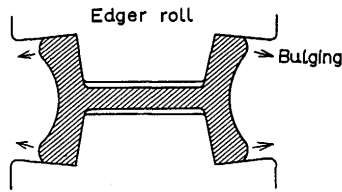


Fig. 13. Deformation of flange tops after edger rolling.

ルの荷重は下記のように計算できる。

$$P_V = L_{dV} B_f Q_{Pf} Q_{Uf} K_{fmf} \dots (12)$$

$$P_H = L_{dH} B_w Q_{pw} Q_{Uw} K_{fmw} + (\mu + \tan \phi) P_V \dots (13)$$

4.2.3 エッジ圧延後のユニバーサル圧延荷重

エッジ圧延後のフランジ先端はFig.13に示すようにバルジング変形が生じ、この材料をユニバーサル圧延機で圧延する場合は水平ロールと垂直ロールの荷重が大きく影響を受ける¹⁵⁾。エッジ圧延によるバルジングの影響を補正するためには、前項の圧下力関数の式にエッジの影響項を入れる方法やバルジングによるフランジ厚の局所的な増加を平均厚さの増加として考慮する方法が考えられる。前者はエッジ圧延の有無で関数形が異なり係数を別個に決定する必要があることから後者の方法をとることにした。エッジ圧延による平均フランジ厚の増加はフランジ幅広がり式によりユニバーサル圧延後のフランジ幅を求め次式で計算できる。

$$T_{fme1} = T_{fU1} \frac{B_{fU1}}{B_{fE1}} \frac{1}{(1+\lambda)} \dots (14)$$

4.3 圧延荷重の予測精度

以上のモデル式を用い、H形鋼のユニバーサル圧延荷重を計算した結果をFig.14に示す。水平ロール荷重・垂直ロール荷重とも、ユニバーサル圧延前のパスがエッジ圧延、ユニバーサル圧延のいずれであっても約±20%の精度が得られている¹⁶⁾。

5. 実機への適用

圧延温度、フランジ幅広がり、圧延荷重などを予測し実

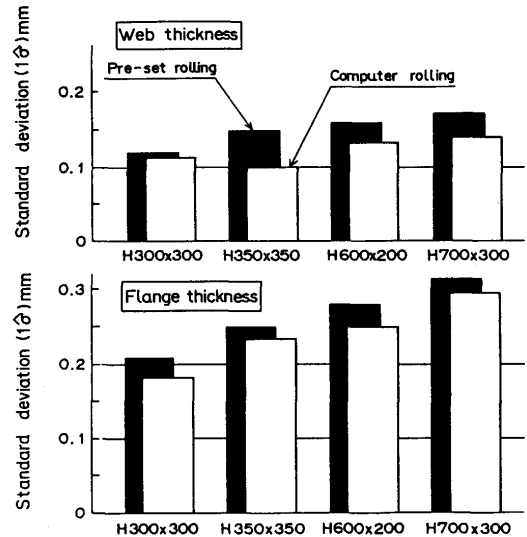
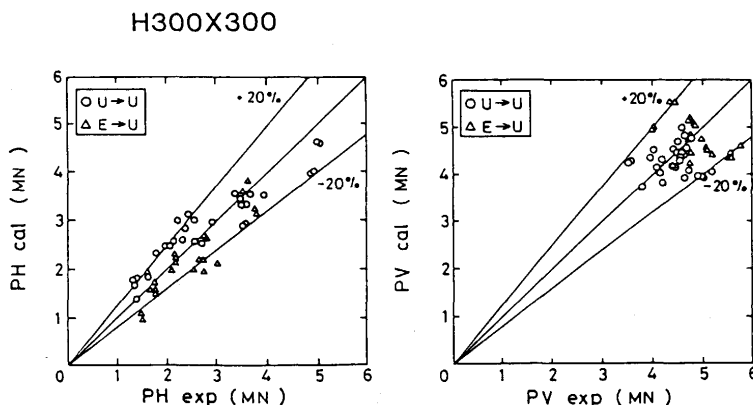


Fig. 15. Effects of set-up control of universal rolling of H-beam in actual rolling.

測値による学習制御も併せて行いプロセスコンピュータによりセットアップ制御を行った結果を、制御を行わない従来圧延と比較してFig.15に示す。図からセットアップ制御によりウェブ、フランジとも厚さのばらつきが減少しており圧延制御による寸法精度向上効果を確認できる¹⁷⁾。

6. 結言

H形鋼のユニバーサル圧延ではウェブとフランジの各々は板材に近い状態で圧延されるが両者が互いに影響しあい、また圧延条件の影響を大きく受ける。これらを鉛を用いたモデル実験で検討し以下の結果が得られた。

(1) 圧延前の寸法およびウェブ圧下率が同一であれば水平ロール圧下力関数はフランジとウェブの圧下率差と直線関係にある。

(2) この直線の傾きの絶対値および定数項はフランジ幅が大きいほど、またウェブ圧下率が小さいほど大きい。

(3) 圧下力関数の式にこれらの圧延条件の影響を考慮することにより、呼称シリーズや断面サイズが異なるH形鋼であっても荷重を精度良く予測できる。

Fig. 14. Calculation results of roll separating force in universal rolling.

(4)ユニバーサル圧延前のエッジ圧延の影響は、フランジの幅広がり式を用いて平均フランジ厚の増加を考慮すれば上記の圧下力関数式をそのまま適用できる。

(5)圧延前ウェブ面積に対する圧延後メタルフロー面積の比率はフランジ、ウェブの圧下率差と直線関係にあり、これから圧延後フランジ幅を予測できる。

以上の結果から変形・負荷モデル式を、また差分法による計算結果から圧延温度モデル式を作成した。これらを水島大形工場のユニバーサル圧延のセットアップ制御に適用した結果、ウェブ厚、フランジ厚などの寸法精度の向上効果が得られた。

記 号

t	: 時間 [sec]
θ	: 鋼材温度 [°C]
θ_w	: 冷却水温度 [°C]
θ_R	: ロール温度 [°C]
C	: 比熱 [J/kgK]
ρ	: 密度 [g/cm ³]
K	: 熱伝導率 [W/mK]
q	: 発熱量 [J]
e	: 輻射率 [—]
ε	: 厚さ歪み [—]
α	: 熱伝達係数 [W/m ² K]
V	: ロール周速 [mm/s]
P_m	: 平均圧延圧力 [MPa]
A	: 断面積 [mm ²]
A_{MF}	: メタルフロー面積 [mm ²]
M_r	: メタルフロー率 [—]
T	: 厚さ [mm]
B	: 幅 [mm]
R	: ロール半径 [mm]
r	: 圧下率 [—]
P	: 荷重 [MN]
L_d	: 投影接触弧長 [mm]
L_d'	: 厚さ減少時の投影接触弧長 [mm]
K_{fm}	: 平均変形抵抗 [MPa]

Q_p	: 板圧延圧下力関数 [—]
Q_u	: ユニバーサル圧延圧下力関数 [—]
σ_i	: 内部応力 [MPa]
μ	: フランジ内面平均摩擦係数 [—]
ϕ	: フランジ傾斜角度 [rad]
λ	: エッジ圧延での延伸 [—]

添 字

0	: (2)～(4)式では既知, (5)～(13)式では圧延前
1	: (2)～(4)式では未知, (5)～(13)式では圧延後
w	: ウェブ
f	: フランジ
T	: ウェブとフランジの合計
H	: 水平ロール
V	: 垂直ロール
U	: ユニバーサル後
E	: エッジ後

文 献

- 1) 中島浩衛, 渡辺和夫, 加茂川喜郎, 土屋孝男, 柳本左門, 三木武司: 製鉄研究, (1972) 275, p.42
- 2) 矢吹 豊: 塑性と加工, **17** (1976), p.108
- 3) 草場 隆, 佐々木徹: 川鉄技報, **13** (1981), p.332
- 4) 美坂佳助, 牧野 義, 三沢隆信: 28塑加連講論, (1977), p.64
- 5) 林 宏之, 片岡健二, 斎藤晋三, 奥村 寛, 長山栄之: 鉄と鋼, **72** (1986), S1239
- 6) 木村 求, 磯辺邦夫, 坪田一哉, 板橋和男: 鉄と鋼, **63** (1977), S658
- 7) 平沢 猛, 中内一郎, 市之瀬弘之: 鉄と鋼, **66** (1980), S15
- 8) 土屋健治, 加茂川喜郎, 土屋孝男, 塩田敏彦: 鉄と鋼, **62** (1976), p.92
- 9) 須藤忠三, 中山勝一, 三沢隆信: 32塑加連講論, (1981), p.37
- 10) 志田 茂, 栗津原博, 安田健一, 津村右文: 塑性と加工, **19** (1978), p.796
- 11) 林 宏之, 吉田 博, 佐々木徹: S56塑加春講論, (1981), p.155
- 12) 高橋一成, 奥村 寛, 林 宏之, 斎藤晋三, 長山栄之: 鉄と鋼, **71** (1985), S1117
- 13) R.B.Sims: Proc. IME, 191, (1954), p.191
- 14) 林 宏之, 片岡健二, 斎藤晋三, 長山栄之, 高橋一成: 鉄と鋼, **73** (1987), S291
- 15) 林 宏之, 片岡健二, 斎藤晋三, 長山栄之, 高橋一成: 鉄と鋼, **73** (1987), S1110
- 16) 林 宏之, 片岡健二, 斎藤晋三, 長山栄之, 高橋一成: 材料とプロセス, **1** (1988), p.503
- 17) 斎藤晋三, 奥村 寛, 長山栄之, 林 宏之: 鉄と鋼, **72** (1986), S1240