



# 入門講座

圧延理論入門-6

## 形鋼圧延解析のための三次元圧延理論と幅広がり式

Three-Dimensional Rolling Theory and Width-Spread Modeling for Analysis of Shape Rolling

中島浩衛  
Koe Nakajima

大同工業大学 名誉教授

### 1 まえがき

形材、棒・線材等の熱間圧延における孔形ロール設計や圧延技術には、圧延過程における三次元変形によって生じる幅方向への材料の流れ、すなわち、幅広がり特性の定量的な考慮が重要となっている。幅方向への材料流れに関する三次元的取扱いについて、圧延材料断面形状の板幅/厚さ比が大きい板圧延の場合は、最も基本となる三次元板圧延理論に関して、すでに、「圧延理論入門-4」<sup>1)</sup>に述べられている。さらに、詳細は「板圧延の理論と実際」(日本鉄鋼協会編)<sup>2)</sup>等を参照されたい。近年、形鋼圧延の分野における圧延プロセス技術ならびに孔型ロール設計技術の高度化<sup>3)</sup>が求められており、圧延中の被加工材の幅広がりや噛み出し等の塑性変形特性の解明を目的として、スラブ法、エネルギー法、剛塑性有限要素法(FEM)などによる解析、応用技術に関する研究が盛んに行われている。棒・線材の圧延加工や単純な断面形状を有する形材の場合は、剛塑性FEMによる三次元解析が報告<sup>4,5)</sup>されているが、複雑断面形状をもつ形材の圧延工程や孔型ロール設計に関する解析は、非常に少ないのが現状である。一般化平面ひずみ条件を拡張した近似三次元変形解析法<sup>6,7)</sup>、エネルギー法やスラブ法等との組み合わせによる三次元変形解析法<sup>8)</sup>などがある。

ここでは、最初に、圧延材料断面形状の板幅/厚さ比がほぼ1に等しい角材圧延の三次元圧延変形と幅広がり特性について、Oh-小林<sup>9)</sup>、加藤ら<sup>10,11)</sup>が行ったエネルギー法による解析結果を述べる。次いで古くから提案されている各種の幅広がり予測式<sup>2,12)</sup>の精度と有効性について述べる。最後に、H形鋼のユニバーサル圧延におけるフランジの幅広がりについて、柳本ら<sup>13)</sup>が行ったスラブ法と剛塑性FEMを合成した複合数値解析結果、および、林ら<sup>37-39)</sup>が行ったロールと材料の接触境界条件の速度場解析<sup>40)</sup>を複合した三次元剛塑性FEMによる非定常変形解析結果を紹介する。

### 2 初等解析理論による幅広がり特性

2.1 エネルギー法による形鋼圧延の幅広がり基礎的解析法  
一般的に、エネルギー法は三次元変形の近似解法として有効であるとされている。図1に示すように圧延方向を $x$ 、厚さ方向を $y$ 、幅方向を $z$ とすると、半径 $R$ のロールによって、材料断面形状の板幅/厚さ比がほぼ1に等しい入り口厚さ $2h_B$ の角材が、出口厚さ $2h_F$ に圧延されるとき、幅 $2b_B$ から $2b_F$ に広がる。Oh-小林<sup>9)</sup>は、角材圧延の幅広がり三次元圧延解析を、厚さ方向の変形を均一と仮定して、次のような単純な速度場の式(1)を想定してエネルギー法による三次元圧延変形解析を行っている。

ここで $\phi$ は未知の速度場を規定する $x$ のみの関数で、例えば $x$ の3次式で表せば、 $b_1, b_2$ を未定係数として式(2)のように表す。また、幅広がり形状についても同様に、 $a_1, a_2$ を未定係数として式(3)のように表す。

$$v_x = \frac{U}{h\phi}, v_z = -U \frac{z}{h} \frac{d}{dx} \left( \frac{l}{\phi} \right), v_y = -U \frac{y}{\phi} \frac{d}{dx} \left( \frac{l}{h} \right) \dots (1)$$

$$\phi = \phi(x) = f(x; b_1, b_2) = b_B + b_1 x + \left( \frac{3b_B b_2}{l^2} - \frac{2b_1}{l} \right) x^2 + \left( \frac{b_1}{l^2} - \frac{2b_B b_2}{l^3} \right) x^3 \dots (2)$$

$$w = w(x) = f(x; a_1, a_2) = b_B + a_1 x + \left( \frac{3b_B a_2}{l^2} - \frac{2a_1}{l} \right) x^2 + \left( \frac{a_1}{l^2} - \frac{2b_B a_2}{l^3} \right) x^3 \dots (3)$$

ここで、材料の幅端部では、式(4)が成り立つ。

$$\left( \frac{v_z}{v_x} \right)_{z=w} = \frac{w}{\phi} \frac{d\phi}{dx} \dots (4)$$

したがって、もし $\phi(x) = w(x)$ であれば、式(1)で与えられた速度場は、幅広がり形状を変えない速度場、すなわち、定常速度場となる。このような速度場により圧延で消費されるエネルギー $\Phi$ は、中立点 $x_N$ とすれば式(5)で与えられる。

幅広がり  $w$  の形状を決定するために、上界定理を利用して、種々の仮定を含む  $w$  に対してエネルギー  $\Phi$  を最小とする  $\phi$  を求め、それらの解の中から  $\phi(x) = w(x)$  であるものを定常解として、式 (6) を解くことになる。

$$\Phi = \Phi(b_1, b_0; x_N, a_1, a_2) \dots\dots\dots (5)$$

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial \phi}{\partial b_1} \Big|_{b_1=a_1, b_2=a_2} = 0, \quad \frac{\partial \phi}{\partial b_2} \Big|_{b_1=a_1, b_2=a_2} = 0, \\ \frac{\partial \phi}{\partial x_N} \Big|_{b_1=a_1, b_2=a_2} = 0 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (6)$$

2.2 改良された幅広がり解析法

Ohと小林は、厚さ方向は均一変形であると仮定しているが、加藤ら<sup>10,11)</sup>は図2に示すように、圧延材側面のバレル変形および  $x-y$  面内のゆがみを表現できる速度場を、次の2つのケースについて仮定して解析を行なっている。

変形パターン I :  $x-y$  面内のゆがみ変形だけを生じる平面ひずみ変形 (幅広がりや側面のバレル変形がない)

$$\left. \begin{aligned} v_{xI} &= \frac{h_B}{h} + \lambda g(x) \left( y^2 - \frac{h^2}{3} \right) / h_B^2, \quad v_{zI} = 0 \\ v_{yI} &= \left\{ \frac{h_B h'}{h^2} + \frac{\lambda}{3} g'(x) \frac{h^2}{h_B^2} + \frac{2}{3} \lambda g(x) \frac{h h'}{h_B^2} \right\} y \\ &\quad - \frac{\lambda}{3} g'(x) \frac{y^3}{h_B^2} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (7)$$

$$g(x) = - \left( \frac{x-x_N}{l} \right) \left( \frac{x}{l} \right)^{G_1} \left( \frac{l-x}{l} \right)^{G_2} \dots\dots\dots (8)$$

ここで、( )' :  $d( )/dx$ ,  $l$  : 投影接触長さ、 $\lambda$  : ゆがみを表すパラメータ

変形パターン II : 幅広がりや側面のバレル変形だけを生じる変形 (圧延方向への伸びや  $x-y$  面内のゆがみ変形がない)

$$\left. \begin{aligned} v_{xII} &= 1, \quad v_{zII} = -h' \{ (1+\gamma) - 3\gamma y^2/h^2 \} z/h, \\ v_{yII} &= h' \{ (1+\gamma)y/h - \gamma y^3/h^3 \} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (9)$$

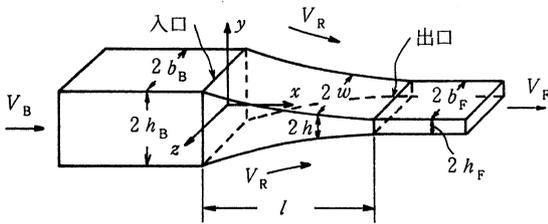


図1 角材の圧延における諸元

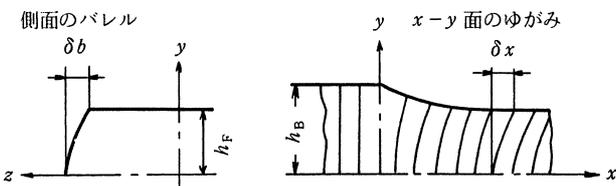


図2 圧延における側面のバレルおよび圧延方向のゆがみ変形

ここで、 $\gamma$  : バレルの大きさを表すパラメータ

解析に用いる可容速度場として、変形パターン I と変形パターン II の配分比を  $\alpha : (1-\alpha)$  で合成したものを用いる。すなわち、式 (10) として  $v_z$  は体積不変の条件から求める。なお、 $\alpha$  には圧延方向への変化の自由度を与え、式 (11) のようにおく。

$$\left. \begin{aligned} v_x &= \alpha v_{xI} + (1-\alpha) v_{xII}, \quad v_y = \alpha v_{yI} + (1-\alpha) v_{yII} \\ &\dots\dots\dots (10) \end{aligned} \right\}$$

$$\alpha(x) = m_0 - m_1 [(l-x)/l]^A, \quad A=3 \dots\dots\dots (11)$$

以上の結果から速度場を定めるパラメータは、 $\lambda, \gamma, m_0, m_1, x_N, G_1, G_2$  (自由度7) でありこのままだと計算が膨大となるので予備計算によって、 $G_1=1, G_2=$ 加工条件に依存する定数 (1.9~6.5) とし、残りの5個のパラメータ  $\lambda, \gamma, m_0, m_1, x_N$  (自由度5) に対する極値問題として解析されている。

2.3 解析結果と幅広がり特性<sup>10)</sup>

自由度が3と5の場合について、板幅比  $b_B/h_B$  およびロール半径比  $R/h_B$  と幅広がり率 ( $\Delta b/b_B$ ) との関係の計算結果をそれぞれ図3と図4に示した。ただし、自由度3の場合は材料のバレルやゆがみ変形がない場合 ( $\lambda = \gamma = 0$ ) に相当する。特に柳本<sup>14)</sup>の幅広がり実験式 (実験定数:  $\beta = 1.02, \mu = 0.38$ ) と比較を行っているがほぼ近い値となっている。また、幅広がりに対する圧延の基本的な因子の影響をよく表現しているといえる。

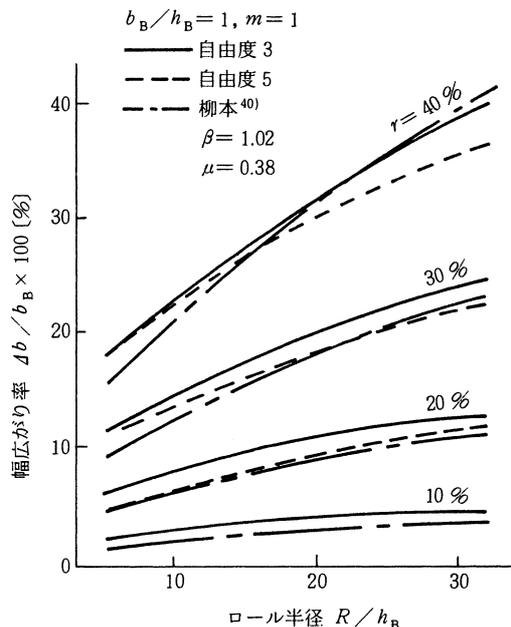


図3 幅広がり率とロール半径比との関係<sup>20)</sup>

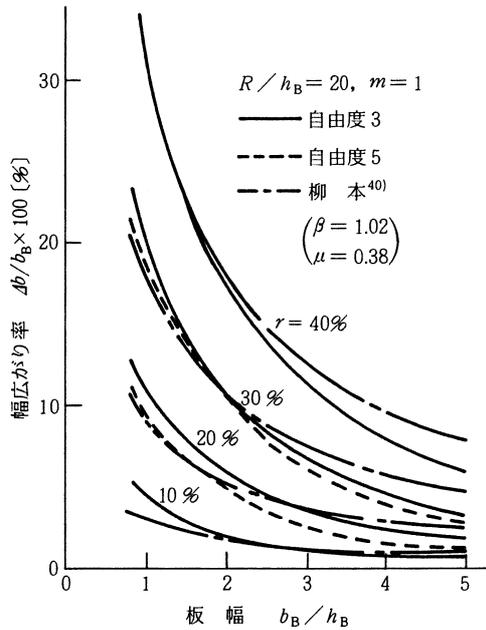


図4 幅広がり率と板幅比との関係<sup>20)</sup>

### 3 形鋼圧延における各種幅広がり式と特徴

#### 3.1 各種幅広がり式の歴史的経緯とその特徴<sup>2,3)</sup>

板圧延の場合は板幅/板厚比 ( $b_B/h_B \geq 10$ ) が大きいので、幅広がり率は比較的小さく無視できる程度であるが、軌条等を含めた型材の孔形圧延の場合は、板幅/板厚比 ( $b_B/h_B \approx 1$ ) が小さく幅広がりを無視できない。したがって、後者のような板幅/板厚比 ( $B/H \approx 1$ ) の有限幅材料を圧延する場合は、平面ひずみ条件を仮定した圧延理論の適用は困難となる。実際に孔型圧延による型材の生産を行うとき、形状・寸法精度の確保や噛みだしの発生防止などのため、幅広がり量を予測して孔型設計や操業対策を講ずることが極めて重要であり、古くから幅広がり予測式に関する多くの研究が行われてきた。1900年、Geutz<sup>15)</sup> によって幅広がり式が提案されて以来、数多くの実験式や半理論式が提案されている。我が国においても、日本鉄鋼協会の圧延理論部会で、各種の幅広がり式の比較検討や幅広がり基本特性などに関する共同研究が行われてきている。1984年(昭和59年)頃、圧延理論部会から特別報告書「板圧延の理論と実際」<sup>2)</sup> が発行され、その中に幅変形特性として纏めて報告されている(詳細はそれを参照されたい)。上記の報告書から引用して、幅広がり式の総括表を表1に示した。それらの式の中から、代表的な幅広がり式の特徴について若干述べる。

ちょうど100年前に提案されたGeutz<sup>15)</sup> の幅広がり式は、最も単純な式 ( $\Delta B = C \Delta h$ ,  $C = 0.35$ ) で表し、幅広がり量  $\Delta B$  は圧下量  $\Delta h$  に単調に比例し、圧下量の35%が幅広がりとなるというものであった。これは簡単な式であるため、幅

広がり予測に広く用いられたが、ごく限られた条件範囲しか成り立たない。その後、Sheld<sup>16)</sup> は、接触弧長  $L_d$  の影響を考慮した式、また、Siebel<sup>17)</sup> は3軸方向の応力条件からの解析的研究によって接触弧長  $L_d$  の影響を考慮した式、Trinks はSiebelの式の係数Cに材料幅を考慮した式、また、Tafel とSedlaczek<sup>18)</sup> は、 $(R/H_1)^{1/2}$  の影響を考慮した式をそれぞれ提案している。

1927年、Ekelund<sup>19)</sup> は、ロールの接触表面の摩擦・せん断抵抗によって起こる幅方向の仕事が、長手方向の仕事に等しいという仮定のもとに、幅広がり式を導いている。Ekelundの幅広がり予測式に、初めて摩擦係数  $\mu$  の因子が考慮された。また、摩擦係数  $\mu$  の推定にあたって、圧延温度や使用するロールの種類などの影響も考慮しているのが特徴である。Ekelundの式は各種条件を変えた実験結果とよく一致することを、Lendel<sup>20)</sup> が確かめている。Gubkin<sup>21)</sup> もまた摩擦の影響を考慮した式を導いている。Riedel<sup>22)</sup> は単純圧縮の場合の幅広がり変形の考え方を、圧延に拡張して幅広がり式を導いている。

1954年(昭和29年)当時、日本鉄鋼協会圧延理論部会において、実用的な見地から幅広がり式と実験値との比較検討<sup>23)</sup> が行われた。Riedelの式<sup>22)</sup> が八幡製鉄(株)によって修正され、比較的よい一致がみられるRiedel-八幡の式<sup>23)</sup> として提案されている。さらに、その後住友金属工業(株)によって修正された八幡-住友の式<sup>23)</sup> が提案されている。また、その頃、Wusatovski<sup>24)</sup> は、 $B_1/B_0 = (H/h)^S$ ,  $S = \exp \{-1.9872 (B_1/H) \cdot (H/R)^{0.556}\}$  の形の幅広がり式を提案している。1964年、柳本<sup>14)</sup> は、摩擦および材質の違いによる影響をも考慮したS値を用いた幅広がり式を提案している。さらに、多くの研究者によってS値の提案が行われている。

以上述べたように、提案された各種の幅広がり式において、幅広がり率 ( $\Delta B/B_0 \times 100\%$ ) に及ぼす主要な因子は、圧下率  $r (= \Delta h/H)$ 、板幅比 ( $B_0/H$ )、ロール半径との板厚比 ( $R/H$ ) および摩擦係数 ( $\mu$ ) などである。

#### 3.2 幅広がり式の予測精度

前述した代表的な幅広がり式の予測精度について、筆者ら<sup>25)</sup> が表2に示す鉄鋼材料の幅広がり実験値を用いて検証を行った結果を紹介する。Geuze、Siebel、Tafel-Sedlaczekらの幅広がり式は、幅広がり率 ( $\Delta B/B_0 \times 100\%$ ) が、約5%程度の範囲まではいずれの式もほぼ良い一致を示すが、それ以上の幅広がり率になると、大きく乖離して過小評価となる。

Gubkin、柳本、EkelundおよびRiedel-八幡のそれぞれの幅広がり式の予測精度を図5に示した。摩擦係数 ( $\mu = 0.45$ ) を考慮したGubkinの式は、図5(a)に示すように、幅広が

表1 各種幅広がり式の一覧表<sup>2)</sup> (表中の文献No.は文献2)を参照)

提案者 (年)	式	文献 No.
Geuz (1900)	$\Delta B = C \cdot \Delta h \quad C=0.35$	5
Sheld (1910)	$\Delta B = \Delta h \cdot L_d \sin \alpha / h \quad (\alpha : \text{接触角})$	6
Falk (1910)	$\Delta B = \sqrt{0.161 \Delta h \cdot B_0 (H+h) / h \cdot \alpha + B_0^2} - B_0$	7
Tafel & Sedlaczek (1925)	$\Delta B = 0.167 \Delta h \sqrt{R/h}$	9
Siebel (1927)	$\Delta B = C \cdot L_d \Delta h / H \quad C=0.35$	8
Ekelund (1927)	$\Delta B = \sqrt{4m^2(H+h)^2(h/B_0)^2 + B_0^2} + 4ml(3H-h) - 2m(H+h)(l/B_0) - B_0$ ただし $m = (1.6\mu \sqrt{R \Delta h} - 1.2 \Delta h) / (H+h)$ $\mu = C(1.05 - 0.0005T)$ $C = 0.55$ (研磨鋼ロール) 0.80 (チルドロール, 滑らか鋼ロール) 1.00 (鋳鉄ロール) $T$ : 圧延温度 (°C)	10
Gubkin (1954)	$\Delta B = r(1+r)(\mu L_d - 0.5 \Delta h)$	12
Riedel-八幡 (1954)	$\Delta B = B_0 \cdot L_d \cdot \Delta h / (nHB_0 + h \cdot L_d), \quad n = 1.4 \sqrt{B_0/L_d}$	13, 15
住友-八幡 (1967)	$\Delta B = B_0 \Delta h \cdot l_1 / (nHB_0 + h \cdot l_1), \quad n = 1.5 \sqrt{B_0/L_d}$ $l_1 = L_d \cdot (H+h) / 2h$	16
Wusatovski (1955)	$\frac{B_1}{B_0} = \left(\frac{H}{h}\right)^S \quad S = \exp \{-1.9872(B_1/H) \cdot (H/R)^{0.556}\}$	21
Hill-McCrum (1968)	$\frac{B_1}{B_0} = \left(\frac{H}{h}\right)^S \quad S = 0.5 \exp \{-0.525 B_0/L_d\}$	22
柳本 (1964)	$S = \beta^x + \mu x - 1 \quad x = 2L_d / (H + 2B_0)$ $\beta = 1.02$ (熱間鋼), 1.16 (冷間鋼)	17
Sparling (1961)	$S = 0.981 \exp \{-1.615(B_0/H)^{0.4} \cdot (H/R)^{0.3} \cdot (B_0/L_d)^{0.5}\}$	23
Helmi & Alexander (1968)	$S = 0.95(B_0/H)^{-1.1} \exp \{-0.707(B_0/H)^{-0.971} \cdot (B_0/L_d)\}$	24
芝原 (1978)	$S = \exp \{-1.64(B_0/H)^{0.376} \cdot (B_0/L_d)^{0.01680/H} \cdot (H/R)^{0.01580/H}\}$	25
長田 (1979)	$\Delta B/B_0 = 10^a(100r)^a + (0.01T-11)(0.67 \Delta h/H + 0.033) \quad (r \geq 0.1)$ $10^a(100r)^a + (0.01T-11) \cdot r \quad (r < 0.1)$ $a = (0.0084R/H - 0.25) \cdot B_0/H + 0.1512R/H - 1.325$ $\alpha = (-0.002R/H + 0.064) \cdot B_0/H - 0.0118R/H + 1.490$	26

ただし,  $B_0$ : 元板幅,  $B_1$ : 圧延後板幅,  $H$ : 元板厚,  $h$ : 圧延後板厚,  $R$ : ロール半径  
 $\Delta B = B_1 - B_0 \quad \Delta h = H - h \quad r = \Delta h / H \quad L_d$ : 投影接触長 (=  $\sqrt{R \Delta h}$ )  $\alpha$  = 接触角

表2 幅広がり式の比較検討を行った幅広がり実測データの実験条件範囲<sup>25)</sup>

研究者	R (mm)	H <sub>1</sub> × B <sub>1</sub> (mm)	R/H <sub>1</sub>	B <sub>1</sub> /H <sub>1</sub>	温度 (°C)	材料
Tafel-Sedlaczek	498	180 × 180	2.8	1	1050 ~ 1220	軟鋼
Fischnich	115 ~ 360	5.1 × 5.4 ~ 76 × 131	3 ~ 28	1 ~ 11	870 ~ 1050	軟鋼
Ekelund	356	108.5 × 108.5 ~ 112 × 233	1.5 ~ 3.2	0.5 ~ 2.0	950 ~ 1100	軟鋼
Pomp-Luek	91	30 × 30	3	1	700 ~ 1000	軟鋼
Emicke	120 ~ 300	10 × 20 ~ 123 × 123	2.3 ~ 10	1 ~ 10	700 ~ 1000	軟鋼 硬鋼
永井	48	12 × 100	4.0	1.0	700 ~ 1000	軟鋼

り率が約10%程度の範囲まではよい一致を示している。また、図5 (b) および (d) に、柳本およびRiedel-八幡の幅広がり式の実験値との比較を示すように、いずれも比較的よい相関が認められる。柳本の式とRiedel-八幡の式は、幾分バラツキがあるが、よく合うように修正されていることが分かる。また、図5 (C) にEkelundの式の比較を示すように、幅広がり率の全範囲にわたって比較的ばらつきも少なく最もよ

い一致を示している。これらの比較検討結果から、実用的な広範囲の圧延条件に対して、Ekelundの式が一番予測精度が高く、次いで柳本の式、Riedel-八幡の式の順であった。また、形鋼の生産工場などで孔形設計を行う際、しばしばEkelundの幅広がり式による計算値を参考に使用していたことうなずける。

### 3.3 幅広がり式のもつ圧延特性比較

Ekelund、柳本およびRiedel-八幡の各幅広がり式と圧下率の関係を、材料板幅比 $B_0/H=1, 2$ の場合について、図6に示し、さらに、同図に筆者ら<sup>25)</sup>が行った炭素鋼(C:0.12%)の実験結果を併せて示した。この図から、柳本の式は圧延条件による $\beta$ の値の選択によってよい一致が得られる。Ekelundの式が、いずれも非常によい一致を示すことが検証された。また、五弓、木原ら<sup>27)</sup>が板幅比 $B_0/H$ を1~3の範囲での幅広がり率と圧下率 $r$ 、板厚比 $R/H$ 、板幅比 $B_0/H$ との関係における各幅広がり式と実験値との比較を行い、ほぼ同様な結果を得ている。

また、幅広がり及び摩擦係数 $\mu$ の影響についても報告<sup>25)</sup>され、熱間圧延で摩擦が異なることが知られているS快削鋼(C:0.11~0.17%, S:0.112~0.242%)を使用した圧延実験研究が行なわれ、Ekelundの式( $\mu=0.45$ 、一定)として計算すると、幅広がり率が過剰推定となる。快削鋼の幅広がり率は温度依存性があり、 $\mu$ の補正( $\mu < 0.45$ )が必要となる。また、フェライト系、オーステナイト系のステンレス鋼の熱間圧延での幅広がり率について、フェライト系は温度依存性が認められ、温度が高いほど幅広がり率は大きくなるが、オーステナイト系には温度依存性が認められないことが報告されている<sup>27)</sup>。鋼材の熱間圧延における幅広がり率は、圧延する鋼材の種類と圧延温度によって摩擦係数の違いを考慮することが必要である。

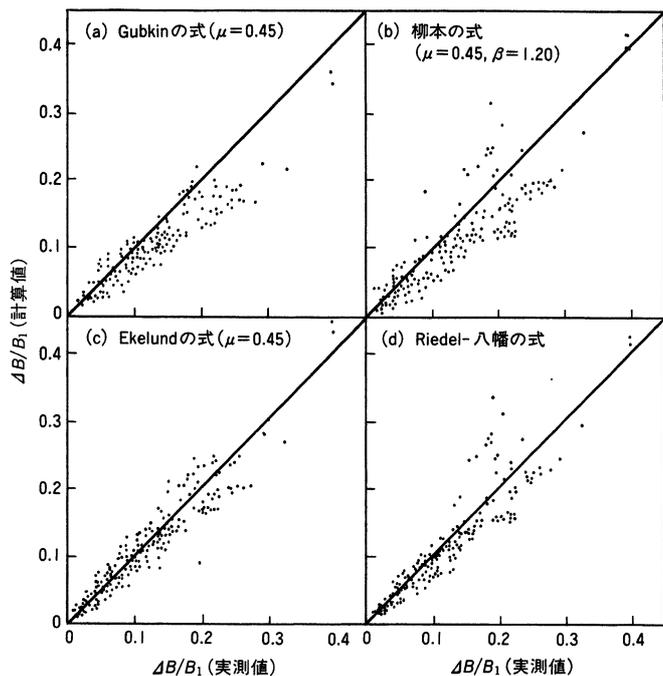


図5 Gubkin、柳本、Ekelund、Riedel-八幡の幅広がり式と実験結果の比較<sup>25)</sup>

## 4 形鋼圧延の三次元変形の特異性と三次元FEM解析

### 4.1 形鋼圧延の三次元変形の特徴<sup>3,28)</sup>

形鋼圧延の歴史は古く、今日の近代的な形鋼圧延工場の建設や自動制御機能を備えた圧延技術への発展過程は決して容易なものではなかった。また、形鋼圧延技術の発展を阻害している要因として、次のような問題が挙げられる。

- ①形鋼は形状が複雑で、かつ多種類少量生産が必要、②圧延による造形過程が三次元変形であり、孔型設計と生産技術に特殊な高度な経験技術を必要とし、その理論的解明が困難、③生産構造も少量多品種生産を余儀なくされ、また、需要の伸びに波があって比較的低調などが挙げられる。

これらの形鋼圧延の諸問題点を克服して、効率的な新しい圧延技術を開発するため、形鋼圧延のユニバーサル圧延化、連続圧延化、三次元圧延変形の理論的解明および新しいハードの開発などが指向されてきた。形鋼のなかでも比較的単純な形状のH形鋼の圧延特性の理論解析や定量化が進んで効率的な圧延が可能となってきた。一方、複雑な形状の一般形鋼の場合についても、新しい圧延法の開発を通じて、圧延変形機構の単純化を可能とする効率的なユニバーサル圧延方式の開発などが進展した。

通常の形鋼圧延は、図7に示すように、上下一対の旋削された孔型ロールによって行われ、孔型ロールは、開口部位置によって開孔型(open pass)と閉孔型(closed pass)に区分される。各孔型は、同一ロールによって囲まれたデッドホール孔型(dead hole caliber)および上下ロールから構

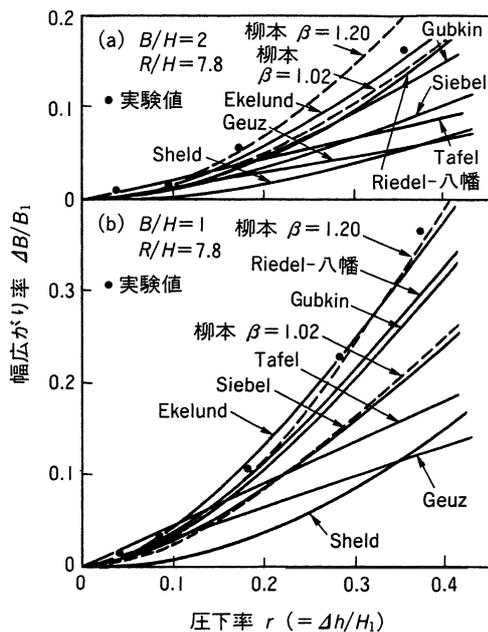


図6 各幅広がり式の幅広がり率と圧下率との関係<sup>25)</sup>

成されるリブホール孔型 (live hole caliber) と呼ばれる部分からなっている。デッドホール孔型から構成される開式孔型は、上下方向の圧下は可能であるが、横方向からの圧下はできない。また、その孔型の性質上、一般に高さが減少する傾向となる。これに対し、閉式孔型はデッドホール部とリブホール部で横方向の圧下が可能となり、造形の上では閉式孔型を適切に用いることが必要とされている。

しかしながら、閉式孔型において横方向の圧下が作用するとはいえ、例えば、U形鋼矢板のフランジ部が圧延変形される過程は、板圧延のような直接的圧下とは異なり、孔型ロールの側動加圧による間接的な圧下であるため、圧延上次のような問題点をもっている。①高さ方向幅出しが困難、複雑な形状の形鋼には、前工程による適切な素材断面の粗形鋼片が必要、②延伸が制約されパス回数の増加、ロール局部摩耗が増大し、ロール組替え頻度の増加、③ロール摩耗・摩擦ロスが大きく動力消費損失が大きい、④間接圧下による鍛練不足から、圧延製品の表面に割れ傷が発生し易い、圧延作業の不安定に起因した寸法精度不良、品質や歩留まりなどの問題が生じ易い、⑤圧延現象が複雑なため、三次元圧延解析や理論化が困難等である。

上記の諸課題を根本的に解決するための一つの方策として、ユニバーサル圧延化の開発が行われてきた。すなわち、H形鋼のユニバーサル圧延法や軌条のユニバーサル圧延法の実用化成果や実績からみて、一般形鋼の圧延へのユニバーサル圧延法の適用や孔型圧延に代わる構造的にロール本数を増やした多ロール圧延法等の脱孔形圧延方式の採用である。このような背景から、形鋼圧延の幅広がり三次元圧延理論解析問題については、H形鋼のユニバーサル圧延を対象に述べることにする。

4.2 H形鋼のユニバーサル圧延における圧延荷重特性の特徴<sup>3)</sup>

H形鋼のプラスチックモデル圧延実験によるユニバーサル圧延過程のメタルフローを図8に示す。H形鋼のユニバーサル圧延は、駆動された水平ロール (上下一对) と無駆動堅ロール (左右一对) の合計4本ロールによって、同時にウェブ

部とフランジ部の圧延変形が行われる。また、図9にロールと圧延材料との接触機構を示すように、水平ロール径は堅ロール径より大きいいため、変形開始位置、ロール接触長さおよび圧下率が異なり、ウェブとフランジ間で相互作用が生じ、結果として図8に示したような両者間にメタルの移動が発生する。この両者の延伸の違い、すなわち、延伸比 (フランジ延伸  $\lambda_F$  / ウェブ延伸  $\lambda_W$ )、または圧下比 (フランジ圧下率  $r_F$  / ウェブ圧下率  $r_W$ ) または投影接触長さ比 (フランジ投影接触長さ  $l_F$  / ウェブ投影接触長さ  $l_W$ ) が各圧延特性を決定する重要な役割を果たしている。

このような三次元圧延変形機構によって、ユニバーサル圧延の水平ロール圧延荷重  $P_H$  と堅ロール圧延荷重  $P_V$  は、相互に影響を与える複雑な関係があり、著者ら<sup>29,30)</sup> はモデル実験の圧延荷重曲線から式 (12) の関係式をえた。

$$P_H = P_w + P_r + 0.15P_v \dots\dots\dots (12)$$

$$P_w = k_m \cdot F_{dw} \cdot Q_p \cdot Q_w, P_r = \tau \cdot F_{dF}$$

$$P_v = k_m \cdot F_{dF} \cdot Q_p$$

$$Q_p = 0.25(l_a/h_m) + 0.21(h_m/l_a) + 0.60,$$

$$Q_w = -1.33(l_{dF}/l_{dW}) + 2.33$$

$$\tau = k_m \{-2.22(l_{dF}/l_{dW}) + 4.11\}$$

ここでそれぞれの記号は以下のとおりである。

$P_H$  : ウェブ圧延荷重、 $P_w$  : ウェブの板相当圧延荷重、 $P_V$  : フランジ圧延荷重、 $P_r$  : フランジ部のせん断応力による相当荷重、 $k_m$  : 材料の変形抵抗、 $F_{dw}$  : ウェブの接触面積、 $F_{dF}$  : フランジの接触面積、 $\tau$  : フランジの付加的せん断応

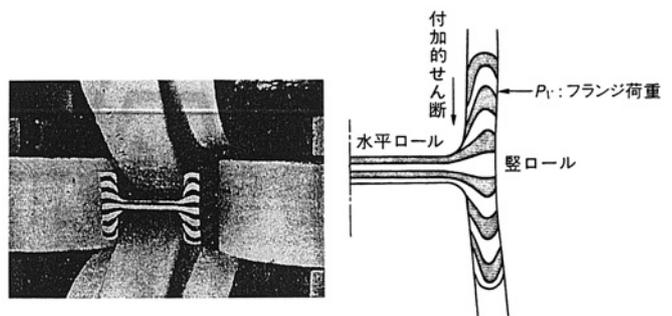


図8 ユニバーサル圧延のメタルフロー<sup>29)</sup>

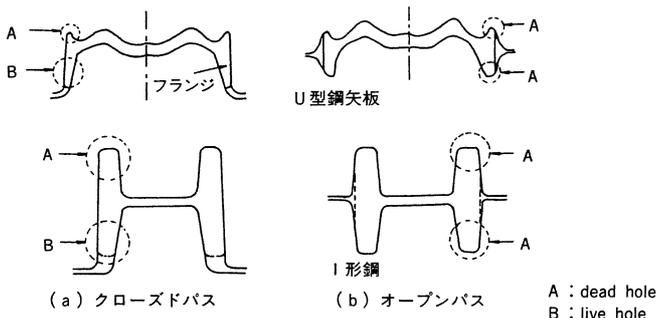


図7 孔型圧延における閉式孔型 (クローズドパス) と開式孔型 (オープンパス)

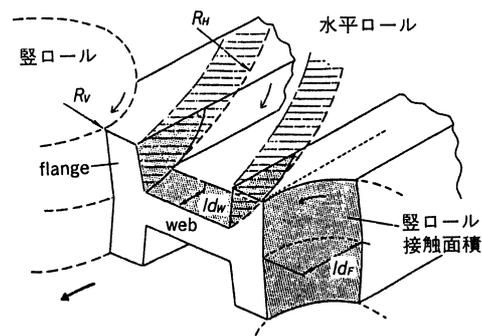


図9 ユニバーサル圧延のロール接触機構<sup>3)</sup>

力、 $Q_p$ ：ウェブの板相当荷重係数、 $Q_w$ ：フランジの板相当圧延荷重係数、 $l_a$ ：ウェブの圧延接触長さ、 $h_m$ ：ウェブの平均厚さ、 $l_{aF}$ ：フランジの圧延接触長さ、 $l_{dw}$ ：ウェブの圧延接触長さ

水平ロールの圧延荷重式の計算値と実測値の比較をH75×50の例について図10 (a) に示すように、±20%の範囲で推定できることを示している。また、サイズによる違いは、ほぼ投影接触長さ比で整理されることが確認されている<sup>29)</sup>。その後、他の研究者らによって圧延荷重式が提案されており、それらを表3<sup>31)</sup> に示し、須藤ら<sup>34)</sup> の荷重式の推定精度を図10 (b) に示すように、筆者らの荷重式<sup>29,30)</sup> を含めて、いずれの荷重式<sup>32-34)</sup> も基本的考え方はほぼ同じであり、実際の熱間圧延に対する荷重式として圧延温度や圧下率などの誤差を含むため、精度は±20%となるが、実用的に

はかなり高いとされている。

### 4.3 H形鋼のユニバーサル圧延におけるフランジ部の幅広がり式<sup>35)</sup>

前項で述べたように、ユニバーサル圧延の三次元変形機構によって、ウェブとフランジの相互作用が生じて、水平ロール圧延荷重の予測式は複雑な関係式となっている。両者の相互作用によって、フランジとウェブ間にメタル移動量( $\Delta M'$ )が発生する。このメタル移動量に基づいて幾何学的な関係から幅広がり式として式(13)が誘導されている。

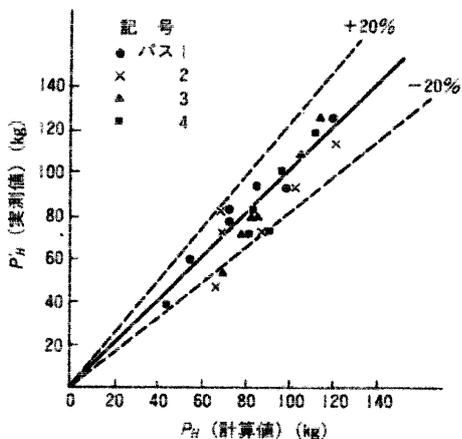
$$(B_2/B_1) = (\lambda_F / \lambda_w) \cdot \{1 - \Delta M' / (KS_{w2})\} \dots\dots(13)$$

ここでそれぞれの記号は、 $B_1, B_2$ ：圧延前後のフランジ幅、 $\Delta M'$ ：ウェブとフランジ間のメタルフロー量、 $\lambda_F, \lambda_w$ ：フランジおよびウェブの延伸、 $S_{w2}$ ：圧延後のウェブ面積、

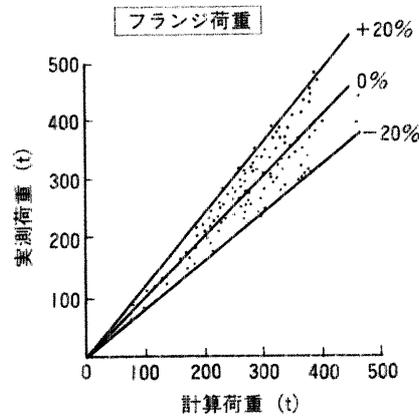
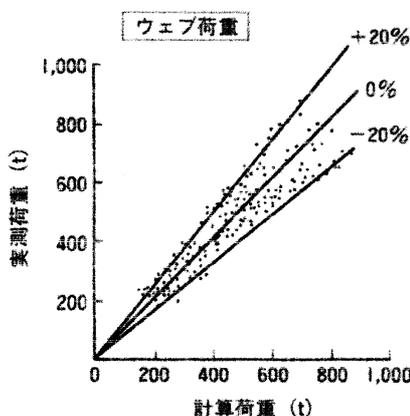
表3 他の研究者らのユニバーサル圧延荷重式<sup>31)</sup>

$P_v = P_{v0} \cdot Q_f$	$Q_f = (k_f - \sigma_f) / k_f$	$\sigma_f = C \cdot k_f (\eta_f - \eta_w) \cdot S_w / (S_f + S_w)$	土屋らの式 <sup>32)</sup>
$P_H = P_{w0} \cdot Q_w + \psi P_v$	$Q_w = (k_w - \sigma_w) / k_w$	$\sigma_w = C \cdot k_w (\eta_f - \eta_w) \cdot S_f / (S_f + S_w)$	
$P_v = P_{v0} \cdot Q_f$	$Q_f = 0.764 + 1.434 (\lambda_f - \lambda_w) \cdot S_w / (S_f + S_w)$		中内らの式 <sup>33)</sup>
$P_H = P_{w0} \cdot Q_w + \psi P_v$	$Q_w = 1.338 - 10.66 (\lambda_f - \lambda_w) \cdot S_f / (S_f + S_w)$		
$P_v = k \cdot B_m \cdot l_f \cdot Q_f$	$P_H = k \cdot B_i \cdot l_w \cdot Q_w + \tan \theta$		須藤らの式 <sup>34)</sup>
$Q_f = (0.8 + 0.225 l_f / t_f) + S_w / S_f \cdot (m - l_w / 2t_w - l_w / 2B_i) + 0.05 S_w / S_f \cdot (l_w / t_w + l_f / B_i) - 0.275 \{S_w / S_f \cdot (l_w / t_w + l_f / B_i)\}^2 \cdot t_f / l_f$			
$Q_w = l_w / 2t_w + l_f / 2B_i - m + 1.0$			
$m = (1.5 - n) / (\sqrt{3} \cdot n^2 + 0.75)$			
$n = \{6 l_f / B_i - S_f / (S_f + S_w)\} / \{2 S_f / (S_f + S_w)\}$			

$P_{v0}, P_{w0}$ ：等価板圧延荷重       $S$ ：断面積       $\sigma$ ：相互作用応力  
 $B_m$ ：フランジ幅       $B_i$ ：ウェブ内法       $k$ ：変形抵抗       $l$ ：接触長  
 $\psi$ ：堅ロール荷重影響係数 ( $\approx \tan \theta$ ) (サフィックスfはフランジ, wはウェブ)  
 $C$ ：相互作用係数      (その他の記号は文献31) 参照



(a) 中島ら<sup>29,30)</sup> の水平ロール荷重式の推定精度



(b) 須藤ら<sup>34)</sup> の荷重式による熱間圧延荷重の推定精度

図10 H形鋼ユニバーサル圧延の圧延荷重式の予測精度

K：係数である。

H形鋼の実生産におけるフランジ幅の実測値と式 (13) による幅広がり量の計算値との比較を、図11に示すように、バラツキはあるけれどもほぼその傾向を表している。

一般的、H形鋼の圧延プロセスは、ユニバーサルスタンド (U) とエッジャースタンド (E) が組み合わせられて、U-E連続圧延方式となっている。したがって、ユニバーサル圧延で生じたフランジ幅広がりによる寸法変動を、次のエッジングパスでどの程度消去されるか (いわゆる、幅圧下) が問題となる。フランジ幅がユニバーサル圧延によって  $\Delta b$  だけ幅変動が生じたとすると、フランジ幅は最小幅  $B_{min}$  に上下の  $\Delta b/2$  を加えたものとなるので、エッジングパスで  $\Delta E \geq \Delta b$  だけ圧下を加えたときのフランジ幅の寸法変動消去効果は、式 (14) で表すことができる。

$$\Delta b_E = \{C/(KS_{W2})\} \cdot \Delta b_U \dots\dots\dots (14)$$

ここで記号は、 $\Delta b_E$ ：エッジングパス後のフランジ幅変動量、 $\Delta b_U$ ：ユニバーサル圧延後のフランジ幅変動量、C：係数である。上記の式 (13) の係数  $\{C/(KS_{W2})\}$  は寸法変動消去係数であり、表4に示すように、モデル比1/5の実験結果によると、エッジングパスによるフランジ幅の寸法変動消去効果<sup>3)</sup> は非常に大きいことを示している。

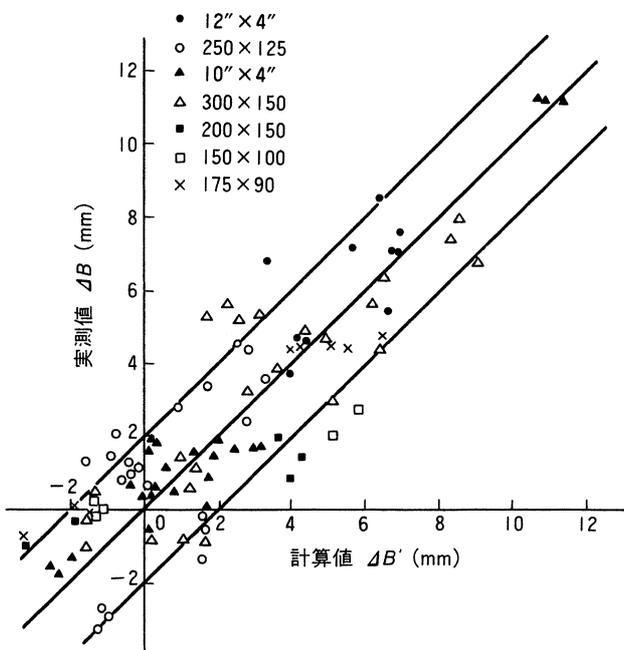


図11 幅広がり量の計算値と実測値の比較<sup>36)</sup>

表4 エッジングパスによるフランジ幅寸法変動消去効果<sup>3)</sup>

H形鋼のサイズ (mm)		エッジングパスによるフランジ幅の寸法変動消去効果	
モデル実験サイズ	実生産サイズ相当	中間パスの係数 $\{C/(KS_{W2})\}$	仕上げパスの係数 $\{C/(KS_{W2})\}$
80 x 40, 60 x 40	400 x 200, 300 x 200	0.10~0.18	≒ 0
40 x 40	200 x 200	0~0.07	≒ 0

#### 4.4 H形鋼ユニバーサル圧延における三次元FEM解析による幅広がり

最初に述べたように、近年、形鋼圧延の工程設計技術ならびに孔型ロール設計技術の高度化のために、圧延変形過程での幅広がりや噛み出し等の塑性変形特性の解明を目的として、スラブ法、エネルギー法、剛塑性有限要素法 (FEM) などの応用技術に関する研究が盛んに行われるようになった。ここでは、H形鋼のユニバーサル圧延の主としてフランジ幅広がりによる三次元変形解析例について紹介する。

柳本ら<sup>13)</sup> はH形鋼のユニバーサル圧延について、スラブ法と剛塑性FEMを合成した複合数値解析を行った。この手法の特徴は、スラブ法による力学的な釣合い条件を導入し、ロールバイト内における任意のブロックの横断面内で長手方向ひずみ速度の不均一分布を考慮可能な解析モデルによって理論構成されている点にある。また、圧延出口面においては、長手方向速度条件を満足できるように、変形域入口面で張力 (または圧縮力) が付加される条件を未知量としてモデル構成が行われている。解析のための素材およびロールの諸元を図12に示したが、著者ら<sup>29)</sup> が研究を行ったH400×200の1/4モデル実験例を使って解析が行われている。解析結果を図13に示すように、ウェブとフランジの圧下率配分 ( $r_w/r_f$ ) によって、ウェブとフランジ間に材料要素の移動が生じる。特に図12に示したウェブとフランジの付け根の $\gamma$ 点に着目するとき、フランジ圧下率 $r_f$ が増加するにつれて $\gamma$ 点がフランジ側に移動していることが認められる。図14 (a) には、ウェブとフランジの圧下率配分 ( $r_w/r_f$ ) によって、メタルフローによる $\gamma$ 点の移動量が、ウェブ側へ、またはフランジ側へ大きく変化することを示している。図14 (b) には、そのときの圧延入口面において発生する後方付加応力 (張力または圧縮力) を、同様に、図14 (c) にはフランジ幅の変化挙動を示している。

林ら<sup>37-39)</sup> は、H形鋼ユニバーサル圧延の三次元FEM解析にあたり、図9に示したように、H形鋼の外形形状とロールとの接触領域は、圧延開始後時々刻々複雑に変化するので、接触境界条件の速度場解析<sup>40)</sup> を複合した三次元剛塑性FEMによる非定常変形解析を行いつついる。解析を行ったH形鋼の圧延前の要素分割 (1/4領域) と形状寸法は、図15に示すように、実際の約1/5のモデルに相当している。ウェブ圧下率 $r_w$ 一定 (19%) でフランジ圧下率 $r_f$  (17%, 20%,

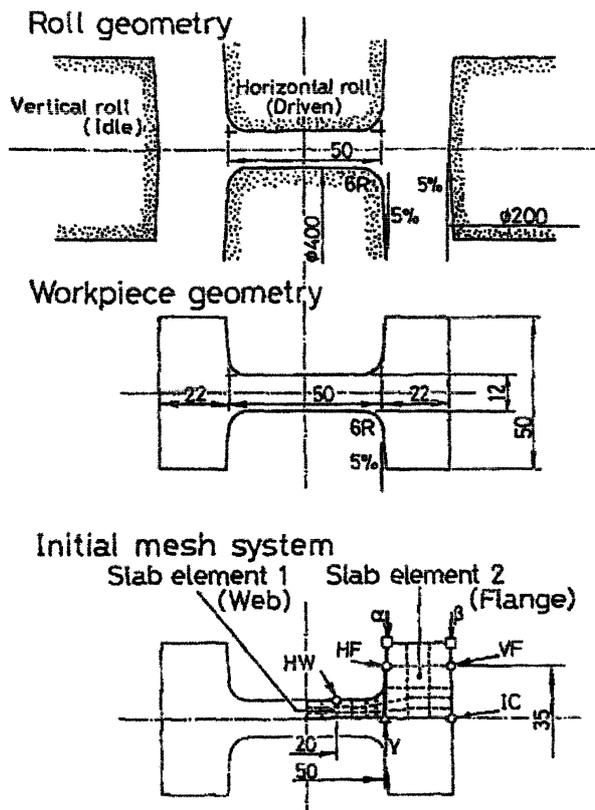


図12 解析のためのロール、圧延素材の諸元および初期メッシュ<sup>13)</sup>

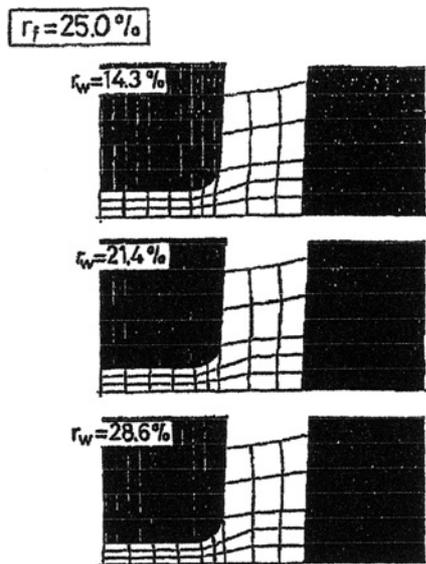
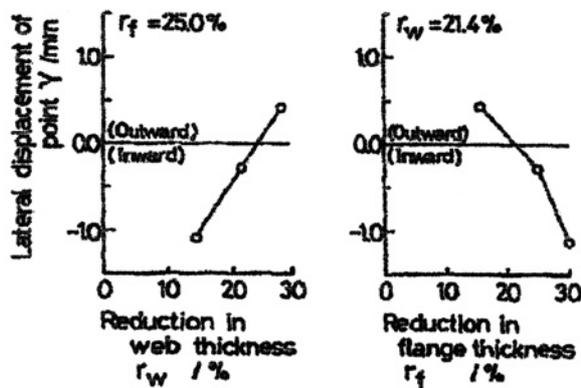
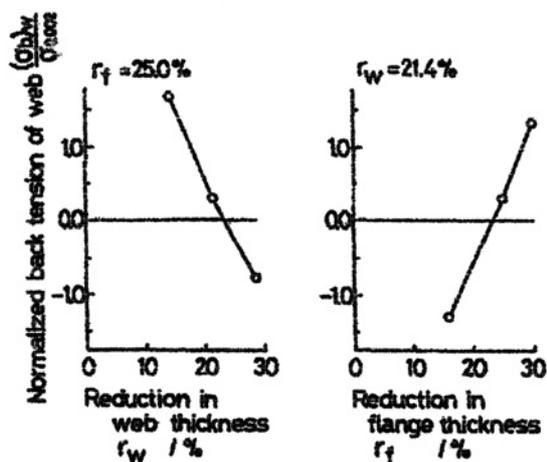


図13 ウェブとフランジの圧下率配分によるメタルフロー特性<sup>13)</sup>

(a) ウェブ付け根  $\gamma$  点の移動



(b) 圧延入口面における付加張力（または圧縮力）



(c) フランジ幅の変化量

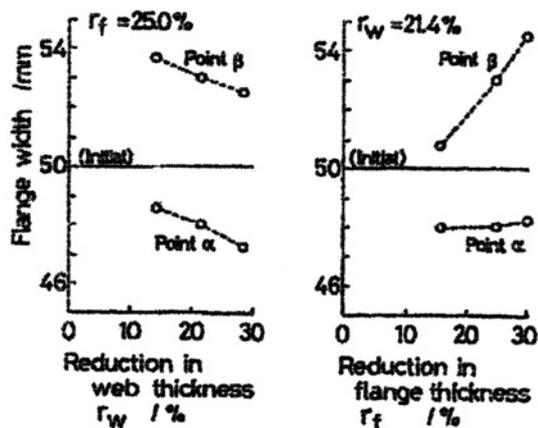


図14 ウェブとフランジの圧下率配分 ( $r_w/r_f$ ) による圧延特性<sup>13)</sup>

25%) を変えることによる圧下率配分変化 (ケース1:  $r_f = 17\%$ , ケース2:  $r_f = 20\%$ , ケース3:  $r_f = 25\%$ ) による長手方向のフランジ幅広がり と圧延荷重の解析結果を、図16 と図17 に示した。非定常変形解析結果は、鉛モデル実験結果と良い一致を示しており、H形鋼圧延過程における圧延材の全長にわたって幅広がり特性が解析できることを示している。

これらの三次元FEM解析結果は、H形鋼のユニバーサル圧延のモデル実験や実生産等で得られた経験・知見とよく一致しており、今後、幅広がり特性等のモデリング研究が重要となり、それらを実生産ミルに適用して定量化を図り、その有効性が検証できれば、高品質・高生産性の一段の飛躍を目指したH形鋼圧延技術の実現が期待出来るであろう。

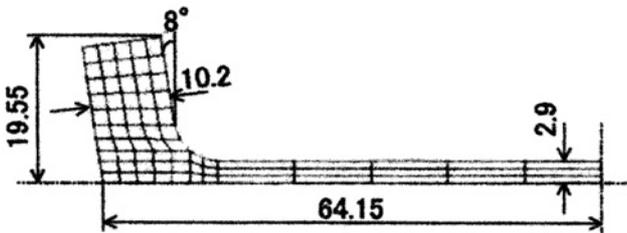
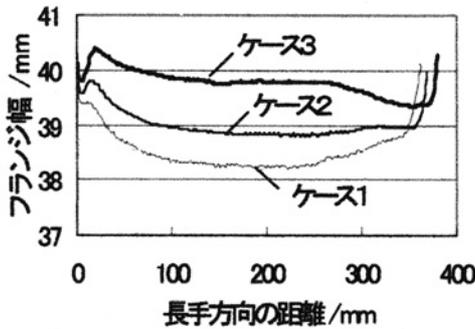


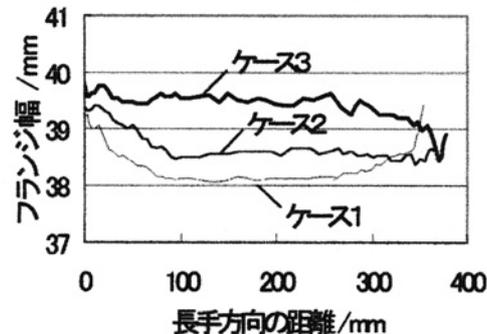
図15 FEM解析に使用した圧延前材料断面の要素分割と形状寸法 (1/4領域)<sup>37-39)</sup>

## 5 まとめ

形鋼の孔型圧延は、通常の板材圧延と異なり三次元変形によって生じる幅方向への材料の流れを伴い、特に幅広がり特性の定量的な考慮は大変重要であり、孔形ロール設計や圧延技術には欠かすことの出来ない因子である。最初に、エネルギー法による三次元圧延変形の近似解法によって、幅広がりに対する圧延の基本因子の影響をよく表現できることを述べた。次に鋼材の熱間圧延における幅広がり変形特性の理解を深めるため、古くから知られている各種の幅広がり式の構成因子と予測精度について述べた。形鋼の種類は非常に多いので、その中からH形鋼ユニバーサル圧延を具体的な三次元圧延理論解析の対象に選んで述べることにした。まず、H形鋼のモデル実験等による圧延荷重式および三次元変形に伴うメタルフロー量実測値からフランジの幅広がり式を導き、その解析結果と予測精度について述べた。最後に、H形鋼のユニバーサル圧延の三次元圧延理論として、スラブ法と剛塑性有限要素法 (FEM) を合成した三次元複合数値解析法による解析結果、および材料とロールとの接触境界条件の速度場解析を複合した三次元剛塑性FEMによる非定常変形解析を紹介した。これらの三次元FEM解析結果は、モデル実験や実

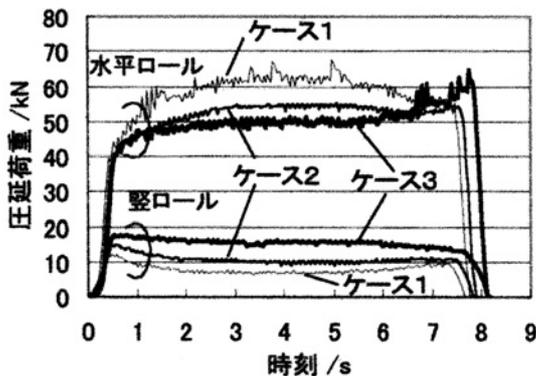


(a) FEM解析結果

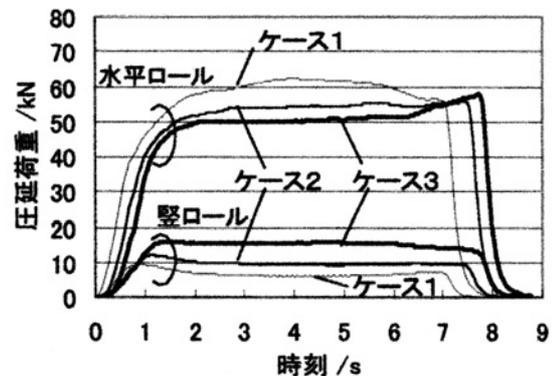


(b) 鉛モデル実験結果

図16 長手方向フランジ幅変化のFEM解析結果と鉛モデル実験結果<sup>37-39)</sup>



(a) FEM解析結果



(b) 鉛モデル実験結果

図17 長手方向圧延荷重変化のFEM解析結果と鉛モデル実験結果<sup>37-39)</sup>

生産等で得られた経験・知見とよく一致しており、今後、幅広がり特性等のモデリングを作成し、その有効性が検証できれば、高品質・高生産性の一段の飛躍を目指したH形鋼圧延技術の実現が期待できるであろう。

#### 参考文献

- 1) 石川孝司：ふえらむ，7 (2002)，336.
- 2) 板圧延の理論と実際 (日本鉄鋼協会編)，(1984)，36.
- 3) 中島浩衛：形鋼圧延技術，日本鉄鋼協会，(1999) 地人書館
- 4) C. Bertland, P. Montmitonnet, J.L. Chenot, F. Fau and P. Buessler : NUMIFORM 89. (1989)，303.
- 5) 森謙一郎，R. Kopp：第38回塑性加工連合講演会，(1987)，1.
- 6) 小坂田宏造，古元秀昭，岡田達夫：昭和63年度春季塑性加工講演会，(1988)，451.
- 7) 田中伸司，佐藤一雄：塑性と加工，28 (1987) 314, 257.
- 8) 辛平，木原諄二，相澤龍彦：昭和63年度春季塑性加工講演会，(1988)，443.
- 9) S.I. Oh and S. Kobayashi : Int. J. Mech. Sci., 17 (1975)，293.
- 10) 加藤和典，室田忠雄，熊谷敏彦：塑性と加工，21 (1980)，359.
- 11) 加藤和典，室田忠雄，熊谷敏彦：塑性と加工，23 (1982)，1087.
- 12) 鈴木弘：圧延百話－圧延の疑問と基本常識－，養賢堂，(2000)，29.
- 13) 柳本潤，木内学：塑性と加工，31 (1990) 350, 384.
- 14) 柳本左門：機械学会論文集，27 (1961) 78, 800.
- 15) A. Geuz : Traité théorique et pratique laminage du feret de l'acier, Paris, (1900)
- 16) E. M. Sheld : Stahl u. Eisen, 30 (1910)，415.
- 17) E. Siebel : ibid, 30 (1923)，1295.
- 18) W. Tafel and H. Sedlaczek : ibid ,45 (1925)，190.
- 19) S. Ekelund : Ann. Jernkont, 111 (1927)，39.
- 20) Lendel : Iron Steel, 14 (1941)，146.
- 21) Gubkin : Walzwerks Wesen, (1954)，79.
- 22) F. Riedel : Stahl u. Eisen, 56 (1936)，155.
- 23) 鋼材部会報告 (日本鉄鋼協会編)，(1954)，71.
- 24) Z. Wusatovski : Iron and Steel, 28 (1955) 4, 49.
- 25) 中島浩衛，直井久：鉄と鋼，54 (1968)，S311.
- 26) 五弓勇雄，木原諄二，前義治：塑性と加工，11 (1970) 108, 11.
- 27) 中島浩衛，直井久，渡辺和夫：第19回塑性加工連合講演会論文集，(1968)，205
- 28) 原田利夫，中島浩衛，岸川官一，中俣伸一，渡辺和夫，山本洋春：昭和49年塑性加工春季講演会，(1974)，343.
- 29) 中島浩衛，渡辺和夫，山本洋春：昭和47年塑性加工春季講演会，(1972-5)，137.
- 30) 中島浩衛，渡辺和夫：塑性と加工，13 (1972) 141, 751.
- 31) 平沢：圧延理論部会30周年記念シンポジウム (日本鉄鋼協会)，(1985)，369.
- 32) 土屋，他：鉄と鋼，62 (1976) 6，92.
- 33) 中内，他：塑性加工学会第21回圧延工学分科会，(1982)
- 34) 須藤，他：日本鉄鋼協会第70回圧延理論部会資料，70-26 (1981)
- 35) 原田利夫，中島浩衛，岸川官一，中俣伸一，渡辺和夫，山本洋春：塑性と加工，16 (1975) 168，60.
- 36) 原田利夫，中島浩衛，岸川官一，中俣伸一，渡辺和夫，山本洋春：昭和49年塑性加工春季講演会，(1974)，339.
- 37) T. Higo, K. Yamada, T. Hisamatsu : NUMIFORM2001, (2001)，489.
- 38) 林慎也，山田健一，久恒貴史，三浦洋介，小川茂：第52回塑性加工連合講演会，(2001)，303.
- 39) 林慎也，山田健一，三浦洋介，小川茂，久恒貴史：材料とプロセス，15 (2002) 2，391.
- 40) 森謙一郎，島進，小坂田宏造：日本機械学会論文集A, 45 (1979) 396，965.

(2002年6月10日受付)