



影響係数法によるH形鋼の圧延寸法制御法

有泉 孝*・平沢 猛志*・中内 一郎*²・森岡 清孝*²・脇本 信幸*³

A Method to Control Dimensions of H-Beams Using Influence Coefficients Method
Takashi ARIIZUMI, Takeshi HIRASAWA, Ichiro NAKAUCHI, Kiyotaka MORIOKA and Nobuyuki WAKIMOTO

Synopsis : H-beams are manufactured by multiple reverse rolling through universal mill and edger. In this process, complexity of relationship among rolling parameters makes it difficult to get H-beams with closed tolerance.

The objectives of this study are to clear the effect of each rolling parameter on dimensions and develop the method for controlling dimensions with accuracy. In this study, the influence coefficients method available for making effects of many parameters clear quantitatively was used to attain the objectives.

Firstly, fundamental equations are made up based on mathematical model of rolling and characteristics of mills such as mill spring.

Secondly, dimensional variation caused by change in rolling conditions was investigated by analysis using fundamental equations and the relation between dimensions and rolling parameters was clarified.

Thirdly, the rule for controlling dimensions was established by applying influence coefficients method to calculate the modified roll gaps for getting H-beams with higher accuracy.

Finally, the application of this method for practical operation verified its validity for rolling H-beams with closed tolerance. Especially, the universal mill with the function for moving upper horizontal roll in the axial direction results in the remarkable improvement for decreasing the deviation among wall thicknesses at four flange parts.

Key words : H-beams ; rolling ; universal mill ; edger ; dimensions controll ; influence coefficients method.

1. 緒言

形鋼製品のうち50%以上を占めるH形鋼は、通常ユニバーサルミルとエッジヤを用いて圧延されるが、ウェブ・フランジを有する断面形状の複雑さやユニバーサルミルにおける水平ロール・縦ロールを同一平面とするミルの構造上の点から板圧延に比べてウェブ・フランジ寸法のバラツキが大きくなり易い。しかし最近のJIS規格の改定や外法一定H形鋼製造の高精度化に見られるように需要家の要望に対応していくためにはこの寸法精度を今後さらに向上させることが重要な課題となっている。

それには、まずH形鋼の圧延の基礎特性を把握することが必要であり、縮尺1/7.5の鉛モデル圧延実験ならびに福山第1大形工場での実機試験を行ってユニバーサル圧延とエッジヤ圧延での変形挙動および圧延負荷を調査し、フランジ幅広がり¹⁾²⁾、圧延荷重¹⁾²⁾の数式モデルを作成した。また一方、実機のユニバーサルミルおよびエッジヤの設備面の特性を調査解明し、ロール開度零点調整方法³⁾を確立した。

本報ではこれらをもとに、多数の圧延因子が相互に影響

し合う、H形鋼の寸法制御に有効な解決方法の一つと考えられる影響係数法^{4)~6)}を導入し、総合特性の解析を行うと共に、制御則を確立し実機適用を図ったのでその結果を報告する。

2. 基本方程式

H形鋼の圧延パス方法は一般的には、Fig. 1, Fig. 2に示すユニバーサルミルとエッジヤのレバース圧延において

U1(ユニバーサルミル1パス目)→E1(エッジヤ1パス目)→U2→U3→E2-----→U・n-1→Un

のように行われる。従って、ユニバーサル圧延、エッジヤ圧延、エッジヤ圧延後のユニバーサル圧延の3ステージに区分して基本方程式を以下のように求めた。

2・1 ユニバーサル圧延(Fig. 3 参照)

2・1・1 圧延条件とフランジ幅広がり¹⁾²⁾の関係

$$\lambda_{B1} = \alpha (\lambda_{F1} - \lambda_{W1}) - \beta \quad \cdots \cdots \cdots (1)$$

ここで

平成4年7月16日受付 平成4年12月8日受理 (Received on July 16, 1992; Accepted on Dec. 8, 1992)

* NKK総合材料技術研究所 (Materials and Processing Research Center, NKK Corporation, 1-1 Minamiwatarida-cho Kawasaki-ku Kawasaki 210)

* 2 NKK福山製鉄所 (Fukuyama Works, NKK Corporation)

* 3 (株)エヌ・ケー・エクサ (NK-Exa Co., Ltd.)

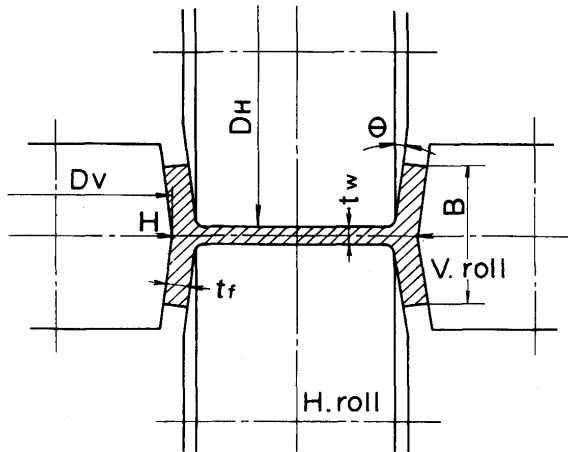


Fig. 1. Universal mill.

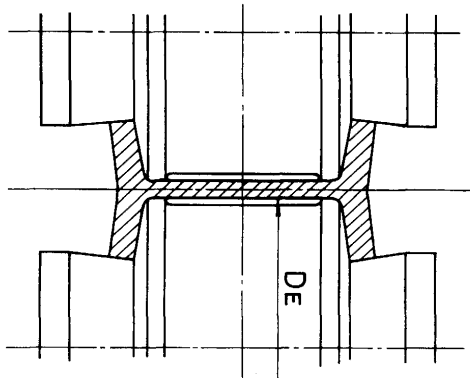


Fig. 2. Edger.

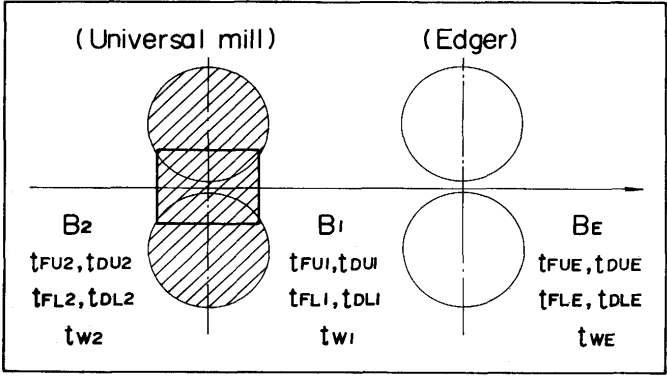


Fig. 3. 1st stage; universal rolling.

$$Q_{V1} = 0.764 + 1.434A_{W2} / (A_{F2} + A_{W2}) \cdot (\lambda_{F1} - \lambda_{W1}) \quad (13)$$

であり、これらの係数は鉛モデル実験より定めた¹⁾²⁾。また、ゲージメータ式として

$$t_{W1} = S_{H1} + P_{H1} / K_H \quad (14)$$

が成立する。(10)～(14)式を一般形として

$$t_{W1} = t_{W1}(S_{H1}, t_{m2}, t_{m1}, t_{W2}) \quad (15)$$

とおく。

2・1・4 圧延条件とロール出側フランジ厚の関係¹⁾²⁾⁷⁾⁸⁾

$$P_{VDU1} = Q_{VDU1} \cdot P_{VODU1} \quad (16)$$

同様に、 P_{VDL1} , P_{VFU1} , P_{VFL1} が成立する。

ここで

$$Q_{VDU1} = 0.764 + 1.434A_{W2} / (A_{F2} + A_{W2}) \cdot \ln(t_{DU2} / t_{DU1} \cdot t_{W1} / t_{W2}) \quad (17)$$

であり、 Q_{VDL1} , Q_{VFU1} , Q_{VFL1} も同様に表示できる。また、ゲージメータ式として

$$t_{DU1} = S_{DU1} + P_{VDU1} / K_{VD} \quad (18)$$

$$t_{FU1} = S_{FU1} + P_{VFU1} / K_{VF} \quad (19)$$

が成立する。 t_{DL1} , t_{FL1} も同様に成立する。(16)～(19)式を一般形として

$$t_{DU1} = t_{DU1}(S_{DU1}, B_2, t_{DU2}, t_{W2}, t_{W1}) \quad (20)$$

とおく。 t_{DL1} , t_{FU1} , t_{FL1} も同様である。

2・2 エッジ圧延(Fig. 4 参照)

2・2・1 圧延条件とロール出側フランジ幅の関係

$$P_E = 2k_m \cdot t_{m1} \cdot l_{dE} \cdot Q_{PE} \quad (21)$$

ここで

$$Q_{PE} = (\pi + B_{mE} / l_{dE}) / 4 \quad (22)$$

$$l_{dE} = \sqrt{D_E(B_1 - B_E) / 2} \quad (23)$$

$$B_{mE} = (B_1 + 2B_E) / 3 \quad (24)$$

$$\lambda_{B1} = \ln(B_1 / B_2) \quad (2)$$

$$\lambda_{F1} = \ln(t_{m2} / t_{m1}) \quad (3)$$

$$\lambda_{W1} = \ln(t_{W2} / t_{W1}) \quad (4)$$

$$\alpha = 0.14H^* / B^* - 0.0056 \quad (5)$$

$$\beta = (0.018B^* - 0.88) \times 10^{-3} \quad (6)$$

であり、 α , β は鉛モデル実験より定めた¹⁾²⁾。これを一般形として

$$\phi(B_2, t_{m2}, t_{m1}, t_{W2}, t_{W1}, B_1) = 0 \quad (7)$$

とおく。

2・1・2 平均フランジ厚の定義

$$t_{m2} = (t_{DU2} + t_{DL2} + t_{FU2} + t_{FL2}) / 4 \quad (8)$$

$$t_{m1} = (t_{DU1} + t_{DL1} + t_{FU1} + t_{FL1}) / 4 \quad (9)$$

2・1・3 圧延条件とロール出側ウェブ厚の関係¹⁾²⁾⁷⁾⁸⁾

$$P_{H1} = Q_{H1} \cdot P_{H01} + \psi P_{V1} \quad (10)$$

$$P_{V1} = Q_{V1} \cdot P_{V01} \quad (11)$$

ここで

$$Q_{H1} = 1.338 - 10.66A_{F2} / (A_{F2} + A_{W2}) \cdot (\lambda_{F1} - \lambda_{W1}) \quad (12)$$

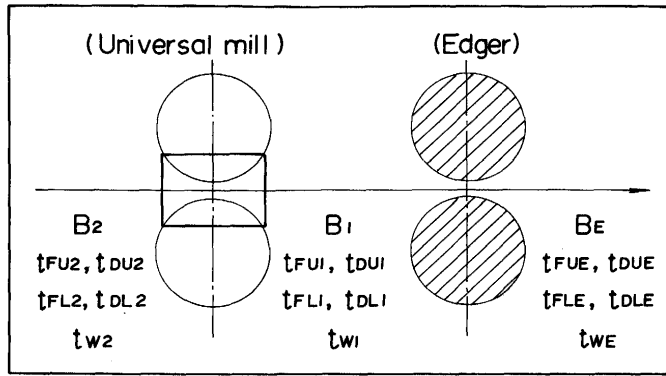


Fig. 4. 2nd stage; edging.

である。式(22)は熱間圧延の圧下力関数として用いられる斎藤の式⁹⁾である。また、ゲージメータ式として

$$B_E = S_E + P_E / K_E \quad (25)$$

が成立する。

2・2・2 圧延条件とフランジ厚変化の関係

$$\ln(t_{DUE}/t_{DUI}) = (1 - \gamma) \ln(B_1/B_E) \quad (26)$$

t_{DLE} , t_{FUE} , t_{FLE} も同様の関係が成立する。

ここで

$$\gamma = 0.25 - 0.05H^*/B^* \quad (27)$$

であり、鉛モデル実験より定めた。

2・2・3 圧延条件とウェブ厚変化の関係

$$\ln(t_{WE}/t_{W1}) = -\gamma \ln(B_1/B_E) \quad (28)$$

2・3 エッジ圧延後のユニバーサル圧延(Fig. 5 参照)

2・3・1 圧延条件とフランジ幅広がり¹⁾²⁾の関係

$$\lambda_{B2} = \alpha(\lambda_{F2} - \lambda_{W2}) - \beta + \delta \quad (29)$$

ここで

$$\lambda_{B2} = \ln(B_2/B_E) \quad (30)$$

$$\lambda_{F2} = \ln(t_{mE}/t_{m2}) \quad (31)$$

$$\lambda_{W2} = \ln(t_{WE}/t_{W2}) \quad (32)$$

$$\delta = 0.02(B_1/t_{m1}) \ln(B_1/B_E) \quad (33)$$

である。

2・3・2 平均フランジ厚の定義

$$t_{mE} = (t_{DUE} + t_{DLE} + t_{FUE} + t_{FLE}) / 4 \quad (34)$$

$$t_{m2} = (t_{DU2} + t_{DL2} + t_{FU2} + t_{FL2}) / 4 \quad (35)$$

2・3・3 圧延条件とロール出側ウェブ厚の関係¹⁾²⁾⁷⁾⁸⁾

$$P_{H2} = Q_{H2} \cdot P_{H02} + \psi P_{V2} \quad (36)$$

$$P_{V2} = Q_{V2} \cdot P_{V02} \quad (37)$$

ここで

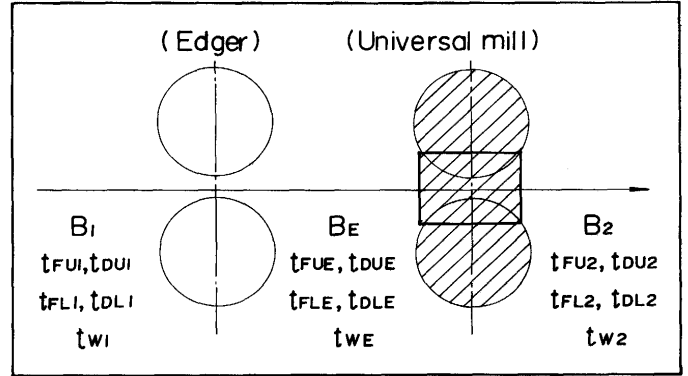


Fig. 5. 3rd stage; universal rolling after edging.

$$Q_{H2} = 1.338 - 10.66A_{FE}/(A_{FE} + A_{WE}) \cdot (\lambda_{F2} - \lambda_{W2}) \quad (38)$$

$$Q_{V2} = 0.764 + 1.434A_{WE}/(A_{FE} + A_{WE}) \cdot (\lambda_{F2} - \lambda_{W2}) \quad (39)$$

また、ゲージメータ式として

$$t_{W2} = S_{H2} + P_{H2}/K_H \quad (40)$$

が成立する。

2・3・4 圧延条件とロール出側フランジ厚の関係¹⁾²⁾⁷⁾⁸⁾

$$P_{VDU2} = Q_{VDU2} \cdot P_{V0DU2} \quad (41)$$

同様に P_{VDL2} , P_{VFU2} , P_{VFL2} が成立する。

ここで

$$Q_{VDU2} = 0.764 + 1.434A_{WE}/(A_{FE} + A_{WE}) \cdot \ln(t_{DUE}/t_{DU2} \cdot t_{W2}/t_{WE}) \quad (42)$$

であり、 Q_{VDL2} , Q_{VFU2} , Q_{VFL2} も同様に表示できる。また、ゲージメータ式として

$$t_{DU2} = S_{DU2} + P_{VDU2}/K_{VD} \quad (43)$$

$$t_{FU2} = S_{FU2} + P_{FDU2}/K_{VF} \quad (44)$$

が成立する。 t_{DL2} , t_{FL2} も同様に成立する。

いまH形鋼のユニバーサル圧延において圧延状態に変化が生じ新しい定常状態に移行した時、圧延条件の変化率は(1)~(44)式をテーラー展開し2次以上の項を無視した基本方程式を満足しなければならない。2・1のユニバーサル圧延の場合を例として(1)~(20)式を変形した結果を以下に示す。

$$\begin{aligned} & \frac{B_2}{B_1} \left[\frac{\partial \phi}{\partial B_2} \right] \left[\frac{\Delta B_2}{B_2} \right] + \frac{t_{m2}}{B_1} \left[\frac{\partial \phi}{\partial t_{m2}} \right] \left[\frac{\Delta t_{m2}}{t_{m2}} \right] \\ & + \frac{t_{m1}}{B_1} \left[\frac{\partial \phi}{\partial t_{m1}} \right] \left[\frac{\Delta t_{m1}}{t_{m1}} \right] + \frac{t_{W2}}{B_1} \left[\frac{\partial \phi}{\partial t_{W2}} \right] \left[\frac{\Delta t_{W2}}{t_{W2}} \right] \\ & + \frac{t_{W1}}{B_1} \left[\frac{\partial \phi}{\partial t_{W1}} \right] \left[\frac{\Delta t_{W1}}{t_{W1}} \right] + \left[\frac{\partial \phi}{\partial B_1} \right] \left[\frac{\Delta B_1}{B_1} \right] = 0 \quad (45) \end{aligned}$$

$$\frac{1}{4} \frac{t_{DU2}}{t_{m2}} \left[\frac{\Delta t_{DU2}}{t_{DU2}} \right] + \frac{1}{4} \frac{t_{DL2}}{t_{m2}} \left[\frac{\Delta t_{DL2}}{t_{DL2}} \right] + \frac{1}{4} \frac{t_{FU2}}{t_{m2}} \left[\frac{\Delta t_{FU2}}{t_{FU2}} \right]$$

$$+\frac{1}{4}\frac{t_{FL2}}{t_{m2}}\left[\frac{\Delta t_{FL2}}{t_{FL2}}\right]-\left[\frac{\Delta t_{m2}}{t_{m2}}\right]=0 \dots\dots\dots (46)$$

$$\frac{1}{4}\frac{t_{DU1}}{t_{m1}}\left[\frac{\Delta t_{DU1}}{t_{DU1}}\right]+\frac{1}{4}\frac{t_{DL1}}{t_{m1}}\left[\frac{\Delta t_{DL1}}{t_{DL1}}\right]+\frac{1}{4}\frac{t_{FU1}}{t_{m1}}\left[\frac{\Delta t_{FU1}}{t_{FU1}}\right]$$
$$+\frac{1}{4}\frac{t_{FL1}}{t_{m1}}\left[\frac{\Delta t_{FL1}}{t_{FL1}}\right]-\left[\frac{\Delta t_{m1}}{t_{m1}}\right]=0 \dots\dots\dots (47)$$

$$a_{SH1}\left[\frac{\Delta S_{H1}}{t_{w1}}\right]+a_{tm2}\left[\frac{\Delta t_{m2}}{t_{m2}}\right]+a_{tm1}\left[\frac{\Delta t_{m1}}{t_{m1}}\right]$$
$$+a_{tw2}\left[\frac{\Delta t_{w2}}{t_{w2}}\right]-\left[\frac{\Delta t_{w1}}{t_{w1}}\right]=0 \dots\dots\dots (48)$$

ここで

$$a_{SH1}=\frac{K_H}{K_H-\partial P_{H1}/\partial t_{w1}} \dots\dots\dots (49)$$

$$a_{tm2}=\frac{\partial P_{H1}/\partial t_{m2}}{K_H-\partial P_{H1}/\partial t_{w1}} \cdot \frac{t_{m2}}{t_{w1}} \dots\dots\dots (50)$$

$$a_{tm1}=\frac{\partial P_{H1}/\partial t_{m1}}{K_H-\partial P_{H1}/\partial t_{w1}} \cdot \frac{t_{m1}}{t_{w1}} \dots\dots\dots (51)$$

$$a_{tw2}=\frac{\partial P_{H1}/\partial t_{w2}}{K_H-\partial P_{H1}/\partial t_{w1}} \cdot \frac{t_{w2}}{t_{w1}} \dots\dots\dots (52)$$

と求まる。

$$b_{SDU1}\left[\frac{\Delta S_{DU1}}{t_{DU1}}\right]+b_{B2}\left[\frac{\Delta B_2}{B_2}\right]+b_{tDU2}\left[\frac{\Delta t_{DU2}}{t_{DU2}}\right]$$
$$+b_{tw2}\left[\frac{\Delta t_{w2}}{t_{w2}}\right]+b_{tw1}\left[\frac{\Delta t_{w1}}{t_{w1}}\right]-\left[\frac{\Delta t_{DU1}}{t_{DU1}}\right]=0 \dots\dots (53)$$

(53)式の係数は(49)～(52)式と同様に求められる。また、(45)～(53)式の1次項のみを取り出した係数は、前述してきたように鉛モデル圧延実験結果を主にして作成した数式モデルより容易に求めることができる。以上の展開を2・2 エッジ圧延、2・3 エッジ圧延後のユニバーサル圧延に適用することにより全ての基本方程式が求まる。

3. 解析

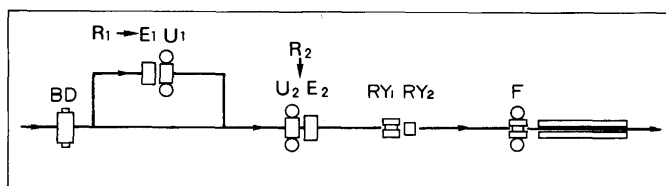


Fig. 6. The layout of Fukuyama Works No.1 Large Shape Mill, (BD:Break down mill, R₁:No.1 roughing mill, R₂:No.2 roughing mill, U₁, U₂: Universal mill, E₁, E₂:Edger, RY₁, RY₂:Web widening mill, F:Finishing universal mill).

Table 1. R₂ Mill specifications.

Mill	Roll diameter (mm)	Motor capacity (kw)	Rolling speed (rpm)
R ₂	H. roll : 1575~1255	DC6000	65/150
	V. roll : 1070~ 740		
	1040~ 780	DC1100×2	150/340

Fig. 6 に示す福山第1大形工場の第2粗圧延機群(R₂ミル)でのH形鋼圧延を対象に影響係数法による総合特性の解析ならびに制御則導出のためのシミュレーション計算を行った。計算は対象サイズをH300×300×10/15, H500×200×10/16とし、

U₂1(ユニバーサルミル1パス目)→E₂1(エッジ1パス目)→U₂2→U₂3→E₂2→U₂4→U₂5のユニバーサル5パス圧延とした。Table 1 にR₂ミルの主仕様を示す。

3・1 圧延条件の変化がユニバーサル5パス圧延後の被圧延材寸法に及ぼす影響〔総合特性〕

独立変数

- i パス目入側各部寸法変化量
- i パス目以降各パスミルロールギャップ変化量

$$\left[\frac{\Delta S_H}{t_w}\right]_i, \left[\frac{\Delta R_{VD}}{t_{DU}}\right]_i, \left[\frac{\Delta R_{VF}}{t_{FU}}\right]_i, \left[\frac{\Delta R_{HU}}{t_{DU}}\right]_i, i=1\sim 5$$
$$\left[\frac{\Delta S_E}{B_E}\right]_i, i=1, 2$$



従属変数

5パス圧延後の各部寸法変化量

$$\left[\frac{\Delta t_w}{t_w}\right]_5, \left[\frac{\Delta t_{DU}}{t_{DU}}\right]_5, \left[\frac{\Delta t_{DL}}{t_{DL}}\right]_5$$
$$\left[\frac{\Delta t_{FU}}{t_{FU}}\right]_5, \left[\frac{\Delta t_{FL}}{t_{FL}}\right]_5, \left[\frac{\Delta B}{B}\right]_5$$

上記のように変数を分類して基本方程式を解くと各パスロールギャップ変化量がユニバーサルミルの5パス目の最終出側寸法に及ぼす影響係数 α_i^K が求まる。ここでiはパスNo., Kは寸法の注目位置を示す。Fig. 7 にユニバーサルミル各パスの水平ロールギャップ変化が5パス圧延後のウェブ厚に及ぼす影響を解析例として示す。水平ロールギャップが増大すると5パス圧延後のウェブ厚の増大となつてあらわれその影響度は後段パス程大きくなることがわかる。これらの解析を総合した結果をFig. 8～Fig.11に示す。Fig. 8 はユニバーサルミル各パスの水平ロールギャップ変化がユニバーサル5パス圧延後の被圧延材寸法に及ぼす影響である。水平ロールギャップ変化が直接影響する部位であるウェブ厚(図中のK=1)への影響度合は大きいが直接影響しない部位のフランジ厚(図中のK=2～5)ならびにフランジ幅(図中のK=6)への影響は小さい。但し、フランジ幅の変化の絶対値は寸法精度上見逃せない値である。

Fig. 9 はユニバーサルミル各パスのドライブ側縦ロール(図中の㊸)ギャップ変化がユニバーサル5パス圧延後の被圧延材寸法に及ぼす影響を示す。Fig. 8の結果と同様ドライブ側縦ロールギャップ変化が直接影響する部位のドライブ側

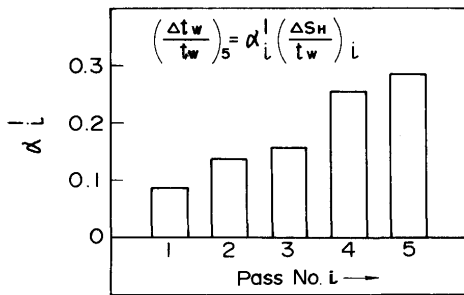


Fig. 7. The influence of change in horizontal roll gap at each pass of universal mill on the web thickness after 5 passes in universal rolling. (H300×300×10/15)

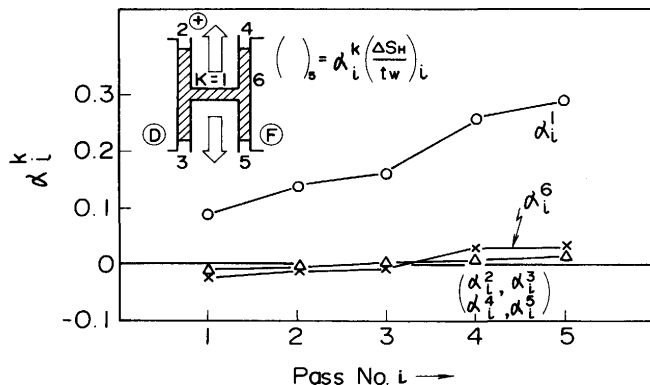


Fig. 8. The influence of change in horizontal roll gap at each pass of universal mill on the rolling dimensions after 5 passes in universal rolling. (H300×300×10/15)

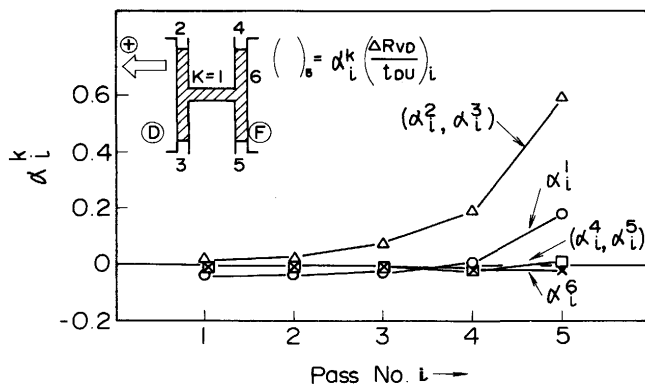


Fig. 9. The influence of change in vertical roll gap at drive side at each pass of universal mill on the rolling dimensions after 5 passes in universal rolling. (H300×300×10/15)

フランジ厚への影響度合が大きく後段パスになるに従い影響が漸増する。直接影響しない部位のウェブ厚に対しては4パス目までの影響は小さいが、最終5パスにおいては、ドライブ側縦ロールギャップが増大するとウェブ部に圧縮応力が作用することによる水平ロール荷重の増加によって、ウェブ厚が増大する影響が若干大きく残存する。一方、直接影響しない他の部位のフリー側フランジ厚ならびにフラ

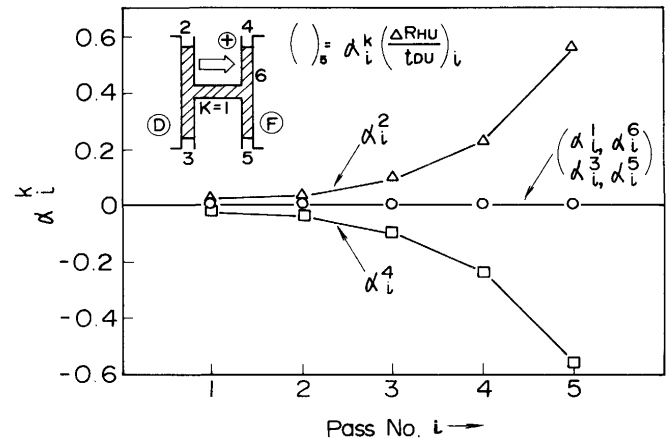


Fig. 10. The influence of change in horizontal roll movement in the direction of axis at each pass of universal mill on the rolling dimensions after 5 passes in universal rolling. (H300×300×10/15)

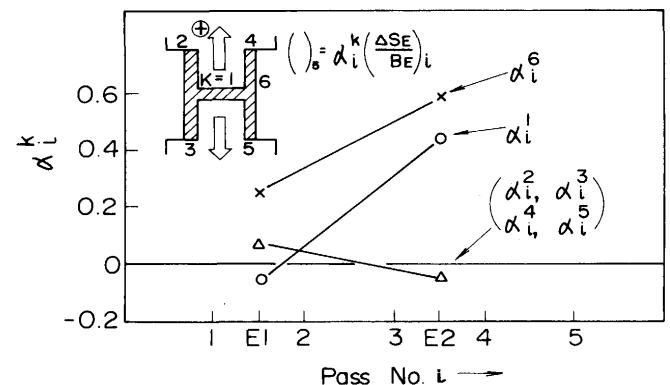


Fig. 11. The influence of change in edging roll gap at each pass of edge on the rolling dimensions after 5 passes in universal rolling. (H300×300×10/15)

ンジ幅への影響度合は小さい。前述と同様フランジ幅の変化の絶対値は問題である。

ユニバーサルミル各パスの上水平ロールの軸方向への調整量に変化した場合のユニバーサル5パス圧延後の被圧延材寸法に及ぼす影響を示したのがFig.10である。この場合も、上水平ロールの軸方向への調整量の変化が直接影響する部位であるドライブ側およびフリー側上フランジ厚への影響度合が大きく後段パスになるに従い漸増する。直接影響しない部位のウェブ厚、ドライブ側・フリー側下フランジ厚ならびにフランジ幅への影響度合は非常に小さい。

Fig.11はエッジ各パスのロールギャップ変化がユニバーサル5パス圧延後の被圧延材寸法に及ぼす影響を示す。エッジロールギャップ変化の影響も直接影響する部位であるフランジ幅への影響度合が大きく後段パス程大きい。また、この場合は直接影響しない部位であるウェブ厚への影響度合も後段で相当大きくなる。直接影響しない他の部位のフランジ厚への影響は小さい。Fig.8～Fig.11の結果において、直接影響しない部位への影響度合は、ロールギャッ

プ変化を生じるパスにより逆転する傾向が見られる。

3・2 寸法制御の為のロールギャップ修正量〔制御則〕

独立変数

i パス目入側各部寸法変化量
5 パス圧延後の各部寸法変化量

$$\left(\frac{\Delta t_w}{t_w}\right)_5, \left(\frac{\Delta t_{DU}}{t_{DU}}\right)_5, \left(\frac{\Delta t_{DL}}{t_{DL}}\right)_5$$

$$\left(\frac{\Delta t_{FU}}{t_{FU}}\right)_5, \left(\frac{\Delta t_{FL}}{t_{FL}}\right)_5, \left(\frac{\Delta B}{B}\right)_5$$

従属変数

i パス目以降全パスミルロールギャップ修正量

$$\left(\frac{\Delta S_H}{t_w}\right)_i, \left(\frac{\Delta R_{VD}}{t_{DU}}\right)_i, \left(\frac{\Delta R_{VF}}{t_{FU}}\right)_i, \left(\frac{\Delta R_{HU}}{t_{DU}}\right)_i, i=1\sim 5$$

$$\left(\frac{\Delta S_E}{B_E}\right)_i, i=1, 2$$

上記のように変数を分類して基本方程式を解くとユニバーサル5パス圧延後の被圧延材各部の寸法変化量に対する各ミルのロールギャップ修正量が求まる。ここでは、1パスの修正量を小さくするため全パスで修正を行う事とし、基本パススケジュールに沿って一定の割合で漸減させる拘束条件を入れることにより解析した。なお、4点のフランジ厚の内、1点は物理的に制御不能であり本解析ではドライブ側下フランジ厚をその対象とした。この計算結果をFig. 12～Fig. 15に示す。

Fig. 12はユニバーサル5パス圧延後の被圧延材ウェブ厚を増大させ他の部位は変化させない場合である。ウェブ厚を全パスで増大させるにはユニバーサルミルの水平ロールギャップ(図中のK=1)を徐々に増大させる必要がある。このギャップ増加によりフランジ部には圧縮応力が生じ縦ロール荷重が増大してフランジ厚が増大する。このため図示の結果は、縦ロールギャップ(図中のK=2, 3)を閉め込むことにより所定のフランジ厚を確保する必要があること

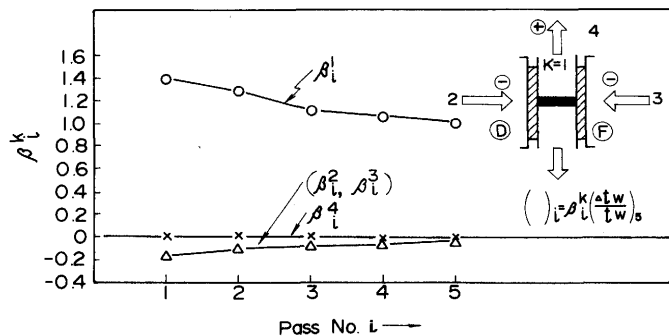


Fig. 12. The roll gap adjustment for increasing web thickness after 5 passes in universal rolling. (H500×200×10/16)

を示している。ここで上水平ロール軸調整(図中のK=4)は不要である。

Fig. 13はドライブ側上フランジ厚を増大させ他の部位は変化させない場合を示す。このためにはまずドライブ側縦ロール(図中の①)ギャップを全パスで増大させることが必要となる。しかしこれによる水平ロール荷重の増大によりロールギャップとウェブ厚が増大するため、水平ロールギャップを閉め込むことによりウェブ厚を所定寸法とする。なお、この場合フリー側縦ロール(図中の⑤)ギャップ調整および上水平ロール軸調整は不要である。

次に、ユニバーサル5パス圧延後の被圧延材フリー側上フランジ厚を増大させる場合の結果をFig. 14に示す。この場合にはまず上水平ロール軸調整によりフリー側上フランジ厚を増大させる。次に、ドライブ側縦ロールギャップを増大しドライブ側上フランジ厚の所定寸法を確保する。この結果としてFig. 13と同様の理由でウェブ厚を所定寸法とするための水平ロールギャップの閉め込みが必要となる。フリー側縦ロールギャップ調整は不要である。

Fig. 15はユニバーサル5パス圧延後の被圧延材のフリー側下フランジ厚を増大させる場合を示す。このためには、フリー側縦ロールギャップを増大させるが、フリー側上フランジ厚を所定寸法に確保する必要から上水平ロールの軸調整も行う。次いでドライブ側上フランジ厚を所定寸法とす

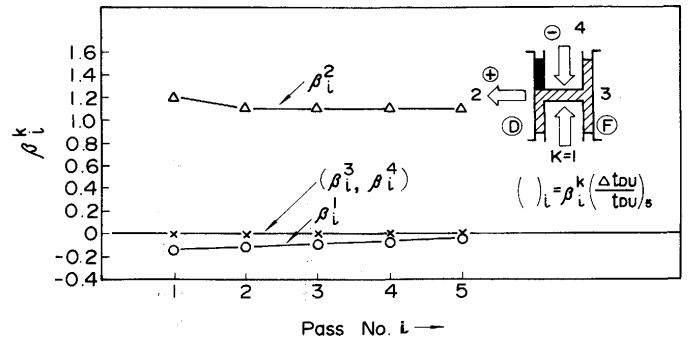


Fig. 13. The roll gap adjustment for increasing upper flange thickness at drive side after 5 passes in universal rolling. (H500×200×10/16)

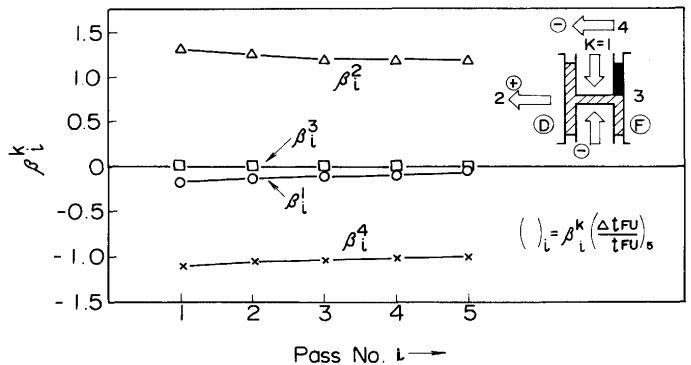


Fig. 14. The roll gap adjustment for increasing upper flange thickness at free side after 5 passes in universal rolling. (H500×200×10/16)

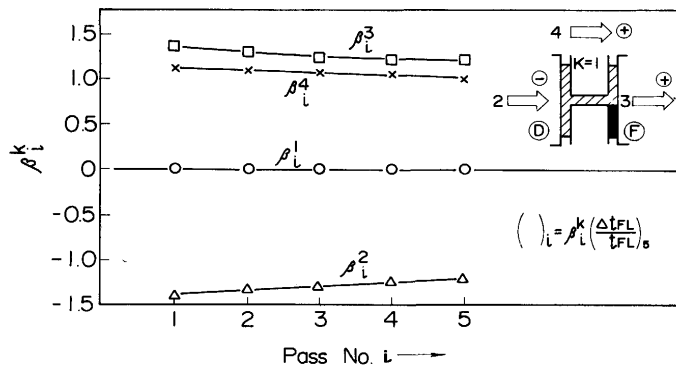


Fig. 15. The roll gap adjustment for increasing lower flange thickness at free side after 5 passes in universal rolling.(H500×200×10/16)

るためドライブ側縦ロールのギャップ閉め込みが必要となる。水平ロールギャップ調整は不要である。なお、Fig.12～Fig.15の結果において制御不能の対象としたドライブ側下フランジ厚に対する影響度を考慮する必要がある。

これらの計算結果に示されたように、ロールギャップ修正量を圧延状態を変えないように基本パススケジュールに比例させることにより、実作業上無理のない各パスロールギャップ修正が可能となる。また、各パスロールギャップ修正の拘束条件を変えることによりパス間の修正量を任意に変更することも可能である。

4. 実機適用

以上のように影響係数法から求めた制御則を福山第1大形工場のH形鋼圧延に適用した。そのシステム概要をFig. 16に示す。ここで実績データは現在のところではホットソーサンプルの測定結果である。この実用化においてユニバーサルミルの上水平ロール軸調整装置⁹⁾を新たに導入した。この装置の概要をFig. 17に示す。図示のとおり本装置は油圧シリンダーの上下運動をテーパにより軸方向運動に変換し、ヨークおよびチョックを介して上水平ロールを軸方向へ制御する構造を有している。なおこの装置の軸方向作動量は±3mmである。

本影響係数法の適用結果の例をFig. 18に示すがウェブ厚、フランジ厚、フランジ幅とも大幅に目標値に近づいている。とりわけユニバーサルミルの上水平ロール軸調整装置の導入によりフランジ厚の4ヶ所間の差(偏肉)が減少しているのが注目される。

5. 結言

H形鋼のユニバーサルミルおよびエッジヤによる複数レバース圧延は多数の圧延因子が相互に影響し合い寸法の調整を困難にしていた。この問題を解決すべく影響係数法によって総合特性の解析を行うと共に新しい制御則を確立した。

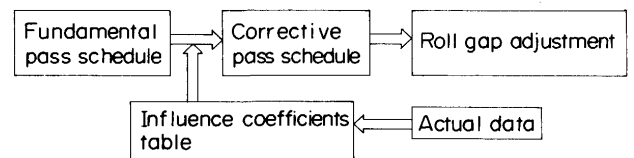


Fig. 16. The scheme of rolling dimensions control system for H-beams.

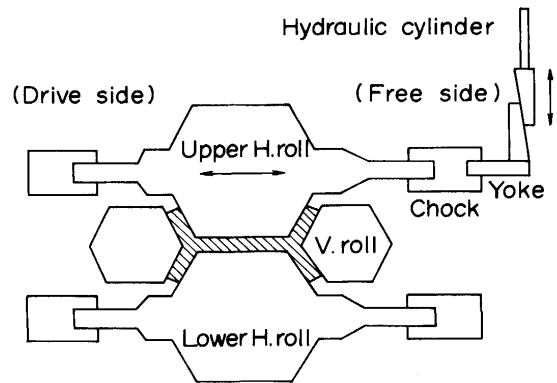


Fig. 17. The scheme of horizontal roll movement in the direction of axis.

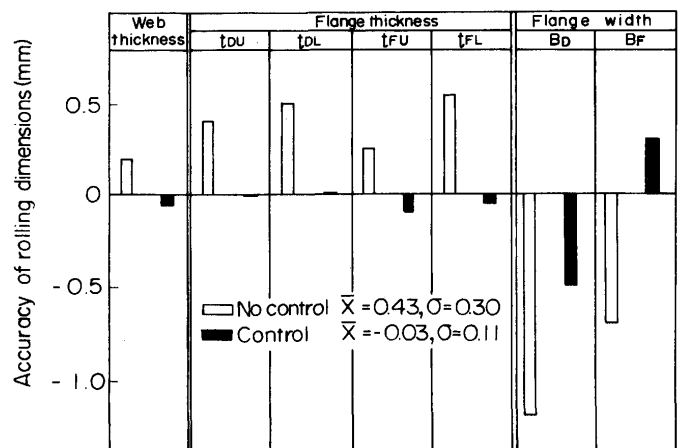


Fig. 18. The effect of application of the influence coefficients method to actual mill.(H450×200×9/14)

その結果を踏まえ、ユニバーサルミルの上水平ロールの軸調整装置の開発を行い本制御方法を実機に適用した結果、H形鋼の圧延寸法精度の向上に本法が有効であることが確認された。今後は圧延オンラインでの厚さ、幅計測技術の開発と並行し、パス間での寸法制御法を確立し一層の寸法精度向上を図る計画である。

記 号

- t_w : ウェブ厚
- t_f : フランジ厚
- t_{DU} : ドライブ側上フランジ厚
- t_{DL} : ドライブ側下フランジ厚
- t_{FU} : フリー側上フランジ厚

t_{FL} : フリー側下フランジ厚
 t_m : 平均フランジ厚
 A_w : ウェブ断面積
 A_F : フランジ断面積
 H : ウェブ高さ
 H^* : 呼称ウェブ高さ
 B : フランジ幅
 B^* : 呼称フランジ幅
 S_H : 水平ロールギャップ
 S_{DU} : ドライブ側縦ロール上ギャップ
 S_{FU} : フリー側縦ロール上ギャップ
 R_{HU} : 上水平ロール軸調整量
 R_{VD} : ドライブ側縦ロール調整量
 R_{VF} : フリー側縦ロール調整量
 S_E : エッジロールギャップ
 D_H : 水平ロール径
 D_V : 縦ロール径
 D_E : エッジロール径
 θ : ロール面テーパ角度
 λ_w : ウェブ圧下率
 λ_F : フランジ圧下率
 λ_B : フランジ幅広がり率
 P_H : 水平ロール圧延荷重
 P_V : 縦ロール圧延荷重
 P_{VDU} : ドライブ側縦ロール上圧延荷重
 P_{VDL} : ドライブ側縦ロール下圧延荷重
 P_{VFU} : フリー側縦ロール上圧延荷重
 P_{VFL} : フリー側縦ロール下圧延荷重
 P_{HO} : ウェブの等価な板圧延荷重

P_{VO} : フランジの等価な板圧延荷重
 P_{VODU} : ドライブ側上フランジの等価な板圧延荷重
 ψ : 縦ロール圧延荷重からの分力係数($=\tan\theta$)
 Q_H : 水平ロール圧延荷重補正係数
 Q_V : 縦ロール圧延荷重補正係数
 Q_{VDU} : ドライブ側縦ロール上圧延荷重補正係数
 Q_{VDL} : ドライブ側縦ロール下圧延荷重補正係数
 Q_{VFU} : フリー側縦ロール上圧延荷重補正係数
 Q_{VFL} : フリー側縦ロール下圧延荷重補正係数
 P_E : エッジ圧延荷重
 k_m : 平均変形抵抗
 K_H : ユニバーサル水平ロールミル剛性
 K_{VD} : ユニバーサルドライブ側縦ロールミル剛性
 K_{VF} : ユニバーサルフリー側縦ロールミル剛性
 K_E : エッジミル剛性
(添字)
1 : エッジ圧延前
E : エッジ圧延後
2 : ユニバーサル圧延後(前)

文 献

1) 平沢猛志, 中内一郎, 市之瀬弘之: 鉄と鋼, **66**(1980), p.15
2) 平沢猛志: 形鋼圧延技術の最近の進歩, 鉄鋼協会圧延理論部会 30周年記念シンポジウム, (1985), p.369
3) 浅田 司, 西修義夫, 森岡清孝, 中内一郎: 鉄と鋼, **67**(1981), p.289
4) 鎌田正誠, 鈴木 弘: 塑性と加工, **9**(1968), p.395
5) 鎌田正誠, 鈴木 弘: 塑性と加工, **9**(1968), p.459
6) 浜田圭一, 鈴木 弘: 生産研究, **24**(1972), p.126
7) 板圧延の理論と実際(日本鉄鋼協会編), (1984), p.36
8) 斎藤好弘: 塑性と加工, **11**(1970), p.736
9) 特許, 「圧延ロールスラスト方向調整装置」平1-54121