

冷間圧延における 形状・エッジドロップ制御技術の開発

山本 普康*・馬場 勘次*・柿本 純忠*・石原 明*²・吾郷 康人*³・新留 照英*²・稲葉 光延*²

Development of Accurate Control Techniques of Strip Shape and Edge-drop in Cold Rolling

Hiroyasu YAMAMOTO, Kanji BABA, Sumitada KAKIMOTO, Akira ISHIHARA, Yasuto AGHO, Teruhide NIIDOME and Mitsunobu INABA

Synopsis : A demand of quality improvement for flatness and edge-drop has been recently increasing in cold rolling of steel strip. The accurate control systems of strip shape and edge-drop have been developed for the new tandem cold rolling mill in Yawata Works, which has 5 stands of 6 Hi-UC・WR shift mill. The control system of strip shape consists of the initial set-up for roll benders, intermediate roll shifts of all stands, a feedback control for roll benders and roll levelling of No.5 stand by using signals of the shape meter which is installed at the exit of No.5 stand. The control system of edge-drop consists of the initial set-up for work roll shifts of No.1~4 stands and the feedforward control for work roll shifts of No.1~4 stands by using signals of the crown meter which is installed at the entry of No.1 stand. Application of these control systems to the new tandem cold mill shows the good controllability of flatness and edge-drop in cold rolling of steel strip. The strip flatness is within $\pm 0.7\%$ of inclination in an overall length of strip, and the accuracy of edge-drop is $1.2\mu\text{m}$ in average and within $\pm 3\mu\text{m}$ in an overall length of strip.

Key words: cold rolling; cold rolling mill; flatness; edge-drop; control system; shape control; edge-drop control; automatic flatness control; automatic edge-drop control; steel.

1. 緒言

近年、冷延鋼板の形状や幅方向板厚精度に対する要求は、ますます厳しくなっている。板形状は需要家の品質要求を満たすために重要であるばかりでなく、次工程の安定操作のためにも重要な課題である。また、幅方向板厚精度、特にエッジドロップについては板厚品質や製品歩留に大きく影響するため、その改善が強く望まれている。このような品質向上の要求に応えるため、八幡製鉄所で営業生産を開始した5スタンドの6 Hi-UC(ユニバーサルクラウン)・WR(ワークロール)シフトミル¹⁾²⁾からなる新冷間タンデムミル²⁾に高精度形状・エッジドロップ制御システムを開発した。

冷間圧延の形状制御に関しては、制御用数式モデル^{3)~6)}や制御システム^{7)~10)}が既に数多く報告されている。今回実機に適用した形成制御システムは、6 Hi-UCミル¹⁾の形状制御用操作端が有効に活用でき、高速応答で高精度な形状制御が可能となるように、形状数式モデル⁵⁾や最適レギュレータ理論による制御システム¹¹⁾¹²⁾などを考慮して構築された。一方、冷間圧延のエッジドロップに関しては、これまでエッジドロップに及ぼすテーパー付きWRシフトの効果などが数多く報

告されてきた^{13)~18)}。しかし、エッジドロップの制御用数式モデルや制御システムに関しては、ほとんど報告されていないのが現状である。そこで、実機に適用できるエッジドロップ制御システムを開発するため、エッジドロップ制御用数式モデルや冷延原板のエッジドロップ量を用いてフィードフォワード制御する高精度自動制御システムが構築された。

本報告では、冷間圧延における板の形状とエッジドロップの制御用数式モデルと制御システム、およびこれらの制御システムを実機に適用した時の制御精度について述べる。

2. 制御システムおよび制御用数式モデルとアルゴリズム

冷間圧延における板の形状とエッジドロップの制御システムをFig. 1に、制御における各操作端の機能をTable 1に示す。また、冷間タンデムミルの各スタンドに用いられている6Hi-UC・WRシフトミルの概略図をFig. 2に示す。形状制御システムは、各スタンドのWRベンダ、IMR(中間ロール)ベンダおよびIMRシフトをプリセットする設定制御と、

平成4年7月9日受付 平成4年12月8日受理 (Received on July, 1992; Accepted on Dec. 8, 1992)

* 新日本製鉄(株)プロセス技術研究所(Process Technology Research Laboratories, Nippon Steel Corp., 20-1 Shintomi Futtsu 299-12)

* 2 新日本製鉄(株)八幡製鉄所(Yawata Works, Nippon Steel Corp.)

* 3 新日本製鉄(株)薄板技術部(Sheet & Coil Technical Division, Nippon Steel Corp.)

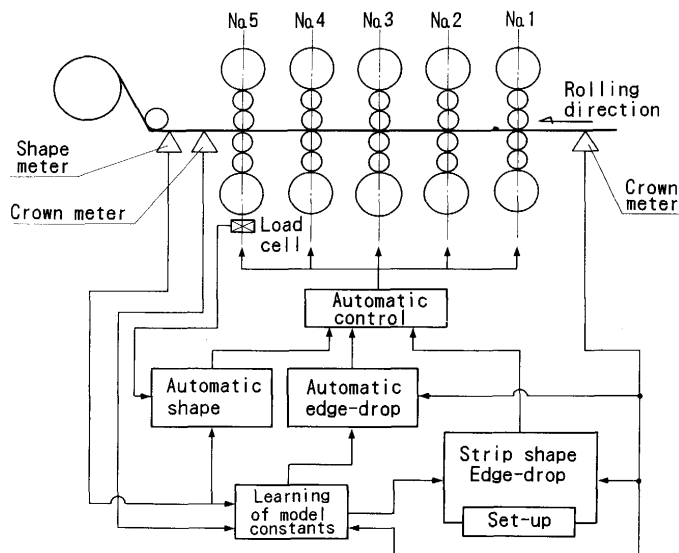


Fig. 1. Schematic diagram of control system of strip shape and edge-drop.

No. 5 スタンド出側の形状計の信号に基づいてNo. 5 スタンドのWRベンダ, IMRベンダおよび圧下レベリングをフィードバック制御する自動制御とからなる。形状計は、板幅方向の張力分布を検出して形状信号(張力表示の伸び率差¹⁹⁾)に変換する型式である。またエッジドロップ制御システムは、No. 1 ~ 4 スタンドのWRシフトをプリセットする設定制御と、No. 1 スタンド入側のクラウン計の信号に基づいてNo. 1 ~ 4 スタンドのWRシフトをフィードフォワード制御する自動制御とからなる。入側のクラウン計はX線板厚計を板幅方向に移動させる型式である。なお、圧延中における形状とエッジドロップ制御の作動周期をFig. 3 に示す。

2・1 形状制御システム

形状計で検出された板の形状は、板幅方向の伸び率差分布(張力表示)¹⁹⁾で表される。この伸び率差分布は最小2乗法によって、以下の式で示すように、4次関数 $f_s(x)$ で近似された後(x : 板幅方向の規格化座標, $x = \pm 1$: 板端, $x = 0$: 板幅中央), 板幅中央に対して対称な成分 Λ_2, Λ_4 [MPa]と非対称な成分 Λ_1, Λ_3 [MPa]で形状が表される²⁰⁾。

$$f_s(x) = a_0 + a_1x + a_2x^2 + a_3x^3 + a_4x^4 \quad (-1 \leq x \leq 1) \quad \dots (1)$$

$$\left. \begin{aligned} \text{形状対称成分} : \Lambda_2 &= f_s(1) - f_s(0) \\ \Lambda_4 &= f_s(1/\sqrt{2}) - f_s(0) \end{aligned} \right\} \quad \dots (2)$$

$$\left. \begin{aligned} \text{形状非対称成分} : \Lambda_1 &= [f_s(1) - f_s(-1)]/2 \\ \Lambda_3 &= [f_s(1/\sqrt{3}) - f_s(-1/\sqrt{3})]/2 \end{aligned} \right\} \quad \dots (3)$$

ここで、 a_0, a_1, a_2, a_3, a_4 は定数である。今回、形状の対称成分の制御はWRベンダ, IMRベンダおよびIMRシフトで行われ、形状の非対称成分の制御は圧下レベリングによって行われる。

形状の設定制御と自動制御に用いる形状の対称成分 Λ_2 と Λ_4 の制御用数式モデルは、形状数値解析モデル²¹⁾を簡略化

Table 1. Functions of actuators for control of strip shape and edge-drop.

		No.1~4 stands				No.5 stand			
		WRS	WRB	IMRB	IMRS	WRS	WRB	IMRB	IMRS
Strip shape	Set-up		◎	◎	◎	△	◎	◎	◎
	Automatic control						◎	◎	△
Edge-drop	Set-up	◎							
	Automatic control	◎							

(◎ : Apply usually, △ : Apply in special cases)

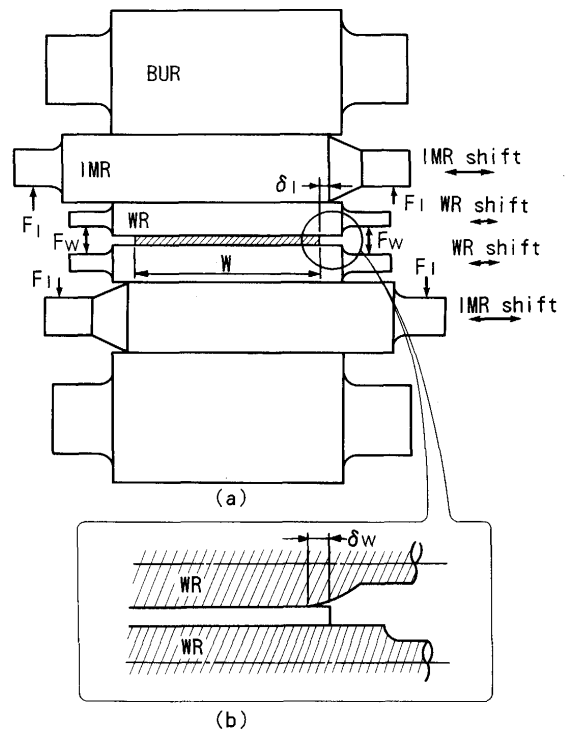


Fig. 2. Schematic diagram of (a) 6Hi-UC·WR shift rolling mill and (b) profile of work roll in cold tandem mill (WR: Work roll, IMR: Intermediate roll, BUR: Back-up roll, F_w : WR bender force, F_1 : IMR bender force, δ_1 : Amount of IMR shift, δ_2 : Amount of WR shift, W: Strip width).

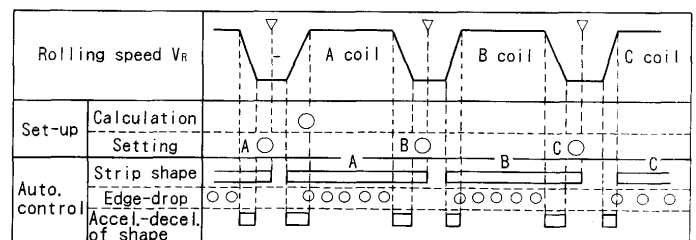


Fig. 3. Operation timing of control system of strip shape and edge-drop.

した形状数式モデル⁵⁾を参考にして、冷間圧延の板形状を形状数値解析モデル²²⁾で計算し、その結果を線形近似することによって作成された。Table 2はその際に形状に及ぼす圧延条件の影響を調べた計算条件であり、Fig. 4はその結果で

Table 2. Standard conditions of calculation for effects of rolling conditions on strip flatnesses.

- 1) WR diameter D_w : $\phi 440\text{mm}$
- 2) Rolling load per unit width P : 9.8KN/mm
- 3) Initial strip thickness H : 3.5mm
- 4) Initial strip crown
 - Body crown, C_e : $50\mu\text{m}$
 - Quater crown, C_q : $20\mu\text{m}$
- 5) Entry thickness at rolling mill h_e : 1.0mm
- 6) Reduction in thickness r : 17%
- 7) Strip width W : 1200mm
- 8) WR bender F_w : 300KN/chock
- 9) IMR bender F_i : 500KN/chock
- 10) IMR shift δ_i : 50mm
- 11) Thermal crown of WR
 - Body crown, C_{Te} : $40\mu\text{m}$
 - Quater crown, C_{Tq} : $5\mu\text{m}$

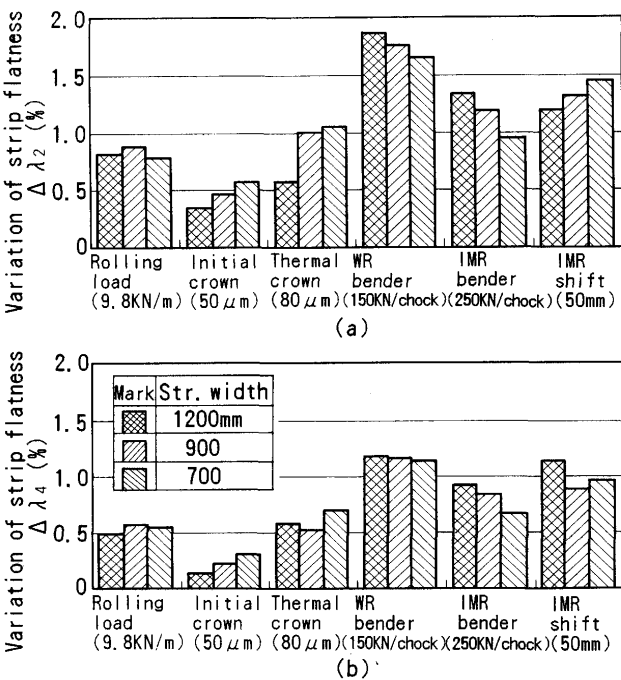


Fig. 4. Effects of rolling conditions on (a) strip flatness λ_2 and (b) strip flatness λ_4 (λ_2, λ_4 : Flatness defined by inclination. Each value in horizontal axes shows variation of rolling conditions).

ある。また、これらの結果から求められた簡易形状数式モデルを次式に示す。

$$\left. \begin{aligned} \Lambda_2 &= f_{2p}P + f_{2e}C_e + f_{2q}C_q + f_{2Te}C_{Te} + f_{2Tq}C_{Tq} \\ &\quad + f_{2w}F_w + f_{2i}F_i + f_{20} \\ \Lambda_4 &= f_{4p}P + f_{4e}C_e + f_{4q}C_q + f_{4Te}C_{Te} + f_{4Tq}C_{Tq} \\ &\quad + f_{4w}F_w + f_{4i}F_i + f_{40} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (4)$$

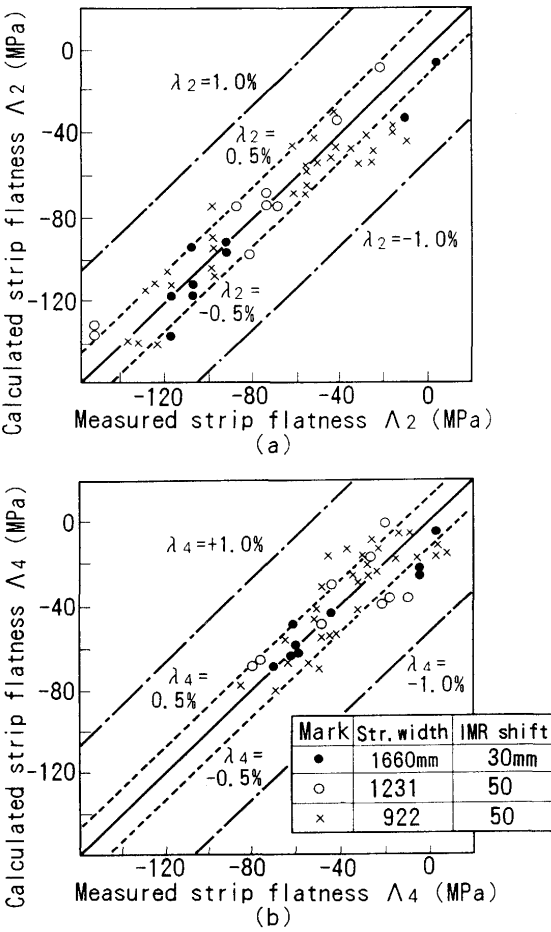
但し、 $f_{ij} = \alpha_{ij}R_w + \beta_{ij}W^2 + \gamma_{ij}W + \delta_{ij}\delta_i + \varepsilon_{ij}$
($i = 2, 4, j = p, e, q, Te, Tq, W, I, 0$)

ここで、 P は線荷重[KN/mm]、 $C_e = (H_c - H_e) \times 10^3$ は原板の板端部クラウン[μm]、 $C_q = (H_c - H_q) \times 10^3$ は原板のクウオータ部クラウン[μm]、 H_c は原板の幅中央部の板厚[mm]、 H_e は原板の板端部の板厚[mm]、 H_q は原板のクウオータ部(板幅 $1/\sqrt{2}$ 部)の板厚[mm]である。また、 C_{Te} と C_{Tq} は原

板クラウンと同様な位置で定義されるWRの板端部サーマルクラウン[μm]とクウオータ部サーマルクラウン[μm]である。 F_w はWRベンダ力[KN/チョック]、 F_i はIMRベンダ力[KN/チョック]、 R_w はWR半径[mm]、 W は板幅[mm]、 δ_i はIMRシフト量[mm]であり、 $\alpha_{ij}, \beta_{ij}, \gamma_{ij}, \delta_{ij}$ および ε_{ij} は定数である。

次に、簡易形状数式モデルを実機に適用するにあたり、WRのサーマルクラウンは実測が困難な事、IMRシフトは板幅によって設定される事、各スタンドのWR径の変動量は小さい事、またFig. 4に示した結果からNo. 5 スタンド出側の板形状に及ぼす原板の板クラウンの影響は大きくない事などを考慮して、最終的に制御用数式モデルは次式に示す学習の容易な構造とした。

$$\left. \begin{aligned} \Lambda_2 &= C_{21}P + (C_{22}W + C_{23})F_w \\ &\quad + (C_{24}W + C_{25})F_i + C_{20} \\ \Lambda_4 &= C_{41}P + (C_{42}W + C_{43})F_w \\ &\quad + (C_{44}W + C_{45})F_i + C_{40} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (5)$$



Material=Carbon steel, Initial strip thickness=4.4~2.3mm, Final strip thickness=1.9~0.3mm
Strip width=922, 1231, 1660mm, Reduction at No. 5 std=15~20%, Work roll diam.= $\phi 520 \sim 500\text{mm}$

Fig. 5. Accuracy of (a) strip flatness Λ_2 and (b) strip flatness Λ_4 of the strip flatness models (Λ_2, Λ_4 : Flatness defined by elongation difference rate expressed in tension. λ_2, λ_4 : Flatness defined by inclination).

ここで、 $C_{ij}(i=2, 4, j=0 \sim 5)$ は定数である。式(5)で与えられた制御用数式モデルの精度をFig. 5に示す。モデル精度は急峻度¹⁹⁾で $\pm 0.8\%$ である。

また、形状の対称成分の自動制御用アルゴリズムは、最適レギュレータ理論¹¹⁾¹²⁾を適用して作成した。ロールベンダの動特性を1次遅れで近似し、制御周期 $\Delta t[\text{sec}]$ で離散化した $k+1$ 番目の時刻の制御システムを以下に示す。

$$\begin{cases} x(k+1)=Ax(k)+Bu(k), & y(k)=Cx(k) \\ e(k)=r(k)-y(k) \end{cases} \quad \dots\dots\dots (6)$$

$$\text{但し, } C = \begin{bmatrix} C_{22}W + C_{23} & C_{24}W + C_{25} \\ C_{42}W + C_{43} & C_{44}W + C_{45} \end{bmatrix}, \quad A = \begin{bmatrix} a_{11} & 0 \\ 0 & a_{22} \end{bmatrix},$$

$$B = \begin{bmatrix} 1-a_{11} & 0 \\ 0 & 1-a_{22} \end{bmatrix}$$

$$a_{11}=e^{-\frac{\Delta t}{T_w}}, \quad a_{22}=e^{-\frac{\Delta t}{T_i}}$$

ここで、 $x=[F_w, F_i]^T$, $u=[\Delta F_w, \Delta F_i]^T$, $y=[\Lambda_2, \Lambda_4]^T$, $r=[\Lambda_{20}, \Lambda_{40}]^T$ であり、 ΔF_w と ΔF_i はWRベンダとIMRベンダの操作量[KN/チョック]、 Λ_{20} と Λ_{40} は Λ_2 と Λ_4 の目標値[MPa]、 T_w と T_i はWRベンダとIMRベンダの時定数[sec]、 C はゲイン行列である。式(6)を変形すると、以下の式で与えられる制御エラーシステムが得られる¹¹⁾。

$$\begin{cases} X(k+1)=\Phi X(k)+\Psi V(k), & e(k)=HX(k) \\ X(k)=[e(k-1), \Delta e(k)]^T, & V(k)=u(k)-u(k-1) \end{cases} \quad \dots\dots\dots (7)$$

$$\text{但し, } \Phi = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & CAC^{-1} \\ 0 & 0 & G \end{bmatrix}, \quad \Psi = \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ G \end{bmatrix}, \quad H = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad G=CB$$

今、式(8)で与えられる評価関数 J を最小にする制御入力 $V(k)$ は、式(9)で与えられる¹¹⁾。

$$J = \sum_{j=0}^{\infty} [e(j+1)^T Q e(j+1) + V(j)^T R V(j)] \quad \dots\dots\dots (8)$$

$$V(k) = -F_1 e(k-1) - F_2 [e(k) - e(k-1)] \quad \dots\dots\dots (9)$$

ここで、 Q と R は重み行列(2×2 の定数行列)、 F_1 と F_2 は最適制御ゲインであり、次のRicatti方程式から求められる¹¹⁾。

$$F = [F_1, F_2]^T = (R + G^T P G)^{-1} G^T R \Phi \quad \dots\dots\dots (10)$$

$$P = \Phi^T P \Phi - \Phi^T P G (R + G^T P G)^{-1} G^T P \Phi + H^T Q H \quad \dots\dots\dots (11)$$

したがって、ロールベンダの操作量 $u(k)$ は次式で与えられる。

$$u(k) = [\Delta F_w, \Delta F_i]^T = u(k-1) + V(k) \quad \dots\dots\dots (12)$$

さらに、加減速時には圧延荷重が変動するため²³⁾、次式のような荷重変動を補正する制御モデルを用いた。

$$u(k) = \xi C^{-1} D \Delta P, \quad D = [C_{21}, C_{41}]^T \quad \dots\dots\dots (13)$$

ここで、 ΔP は荷重変動[KN/mm]、 ξ はチューニング率で

ある。また、形状の非対称成分の自動制御モデルは、圧下レベリングを操作することによって行われるため、圧下レベリングの制御性²⁴⁾を考慮して、次式で与えた。

$$\Delta S = \xi C_{33} \Lambda_3 \quad \dots\dots\dots (14)$$

ここで、 ΔS は左右の圧下レベリング差[mm]、 C_{33} は定数、 ξ はチューニング率である。

2・2 エッジドロップ制御システム

制御用数式モデルに使用するエッジドロップの評価指標としては、Fig. 6に示すように、WRシフトを行った場合と行わない場合の圧延した板のエッジドロップの形を考慮した。すなわち、WRシフトを行った場合には、WRシフトを行わない場合に比べて、板端15mmではエッジドロップが減少し、板端25mm近傍ではエッジアップが発生し、板端100mmではほとんど板厚が変化しないため、次式で示す D_{15} と D_{25} の2つの指標[μm]を用いた。

$$D_{15} = (h_{100} - h_{15}) \times 10^3, \quad D_{25} = (h_{100} - h_{25}) \times 10^3 \quad \dots\dots\dots (15)$$

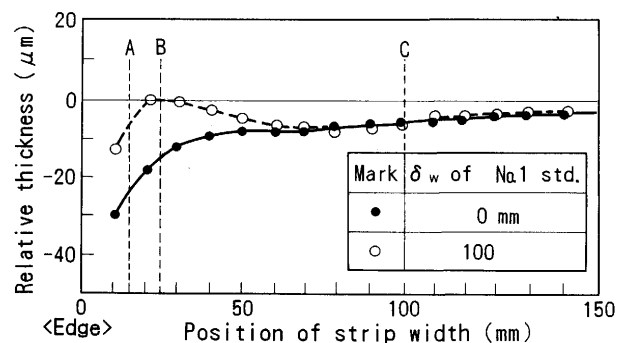
ここで、 h_β ($\beta=15, 25, 100$)は、No.5スタンド出側の板の板端から βmm 位置の板厚[mm]である。また、エッジドロップの設定制御と自動制御に用いる制御用数式モデルは、No.5スタンド出側の板のエッジドロップをエッジドロップ数値解析モデル²²⁾で計算し、その結果を線形近似することによって作成された。Table 3はその際にエッジドロップに及ぼす圧延条件の影響を調べた計算条件であり、Table 4はその結果である。また、これらの結果を重回帰分析し、交絡項などを考慮すると、簡易エッジドロップ数式モデルは次式で与えられる。

$$D_\alpha = \sum_{i=1}^5 [(f_A + f_{Ri}) \delta w_i^2 + (g_A + g_{Ri}) F w_i] + h_A, \quad (\alpha=15, 25) \quad \dots\dots\dots (16)$$

$$\text{但し, } f_A = a_1 k_b^2 + a_2 k_b + a_3 \Gamma_\alpha^2 + a_4 \Gamma_\alpha + a_5 H^2 + a_6 H$$

$$f_{Ri} = a_7 T_{ri}^2 + a_8 T_{ri} + a_9 P_i^2 + a_{10} P_i + a_{0i}$$

$$g_A = b_1 k_b^2 + b_2 k_b + b_3 \Gamma_\alpha^2 + b_4 \Gamma_\alpha + b_5 H^2 + b_6 H$$



Material=Carbon steel, Initial strip thickness=2.3mm
Final strip thickness=0.5mm, Strip width=1020
Work roll shift=No.1 std., Work roll diam.= $\phi 620\text{mm}$

Fig. 6. Example of edge-drop of rolled strip in cold rolling (A is 15mm, B is 25mm and C is 100mm from strip edge).

Table 3. Standard conditions of calculation for effects of rolling conditions on edge-drop.

1) WR diameter D_w : $\phi 500\text{mm}$
2) Material : Carbon steel (Strength $k_b=200\text{MPa}$)
3) Initial strip thickness H : 2.3mm
4) Final strip thickness h : 0.5mm
5) Initial strip crown $\Gamma_{50}=H_c-H_{50}$: $30\mu\text{m}$
6) Initial strip edge-drop $\Gamma_{15}=H_{50}-H_{15}$: $50\mu\text{m}$
7) WR bender F_w : 0KN/chock
8) IMR bender F_i : 0KN/chock
9) WR shift δ_w , No.1 std. : 50mm , No.2 std. : 60mm , No.3 std. : 40mm , No.4 std. : 0mm , No.5 std. : 0mm
10) IMR shift δ_i for All stds. : 50mm
11) Taper radius Tr for All work rolls : 20m

H_c : Entry thickness of the 1st stand at the center of strip width
 H_γ : Entry thickness of the 1st stand at the position of γ mm from the strip edge ($\gamma=50, 15$)

$$g_{ri}=b_7T_{ri}^2+b_8T_{ri}+b_9P_i^2+b_{10}P_i+b_{oi}$$
$$h_a=C_1k_b^2+C_2k_b+C_3\Gamma_a^2+C_4\Gamma_a+C_5H^2+C_6H+C_7P_5^2+C_8P_5+C_9W+C_0$$

ここで、 k_b は原板の変形抵抗[MPa], $\Gamma_a=(H_{100}-H_a)\times 10^3$ ($\alpha=15, 25$) は原板の板端から a mm 位置のエッジドロップ量[μm], H_a ($\alpha=15, 25, 100$) は原板の板端 a mm 位置の板厚[mm], H は原板の平均板厚[mm], T_{ri} はNo.i スタンドのWR 端の円弧形状の半径[mm], P_i はNo.i スタンドの圧延荷重[KN], δ_{wi} はNo.i スタンドの WR シフト量[mm], F_{wi} は No.i スタンドの WR ベンダ力[KN/チョック], W は板幅[mm], a_j, b_j, c_j ($j=1\sim 10$) および a_{oi}, b_{oi} ($i=1\sim 5$) は定数である。

次に、簡易エッジドロップ数式モデルを実機に適用するにあたり、WRベンダは形状制御と干渉する事、WRの円弧形状の半径は全スタンドで一定である事、No.5 スタンドは形状制御を優先してWRシフトを原則的行わない事、およ

びTable 4 に示した結果などを考慮して、最終的に制御用数式モデルは次式に示す学習の容易な構造とした。

$$\left. \begin{aligned} D_{15} &= \sum_{i=1}^4 a_{1i} \delta_{wi}^2 + a_{15} \Gamma_{15} + a_{16} \\ D_{25} &= \sum_{i=1}^4 a_{2i} \delta_{wi}^2 + a_{25} \Gamma_{25} + a_{26} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (17)$$

ここで、 a_{ij} ($i=1, 2, j=1\sim 6$) は定数である。式(17)で与えられた制御用数式モデルの精度をFig. 7 に示す。モデル精度はエッジドロップ量 D_{15} および D_{25} とも $\pm 1.5\mu\text{m}$ である。

また、エッジドロップの自動制御用アルゴリズムは、Fig. 8 に示すように、先ず各スタンドのWRシフトの初期設定値と入側クラウン計によって測定された原板のエッジドロップ量とから、式(17)によってNo.5 スタンド出側の板のエッジドロップ量が推定される。そして、その推定値とNo.5 スタンド出側のエッジドロップの目標値との差、すなわちエッジドロップの改善量を各スタンドにあらかじめ決められた一定の割合で配分し、その配分されたエッジドロップ量を修正するように式(17)からWRシフト量が設定される。なお、エッジドロップの自動制御は、Fig. 3 に示したように、圧延中に5~10回程度間歇的に行われる。

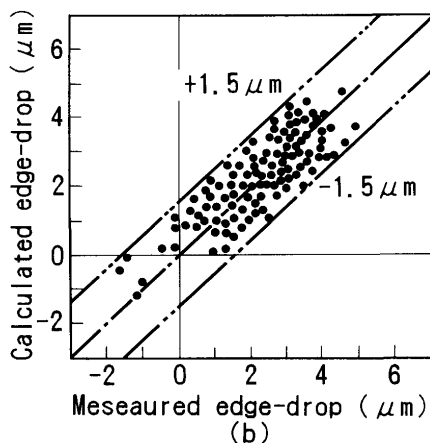
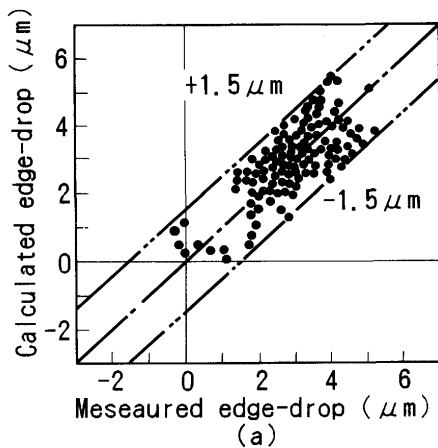
3. 実機への適用結果と考察

前節で述べた形状制御システムを実機に適用した場合の形状制御性をFig. 9 に示す。この時の制御周期は1秒である。データは、制御の有る場合も無い場合も、コイル長手方向のトップ部とボトム部を含めた5ヶ所で測定された。制御の無い時には、形状は目標値に対して急峻度¹⁹⁾換算で約1%外れる場合があるのに対し、制御の有る時には、形状はコ

Table 4. Improved quantities of edge-drop by changing set values of rolling conditions.

	Set values		$\Delta D_{15}^*(\mu\text{m})$					$\Delta D_{25}^*(\mu\text{m})$				
	Former A	Later B	1 std	2 std	3 std	4 std	5 std	1 std	2 std	3 std	4 std	5 std
WR shift δ_w	0 mm	80	53	13	5	0.3	1.4	29	3	0.3	0.1	0.2
IMR shift δ_i	0 mm	150	5	—	—	—	—	2	—	—	—	—
WR bender F_w	-0.2MN/chock	0.29	54	19	2.3	0.8	1.0	41	10	0.1	0.2	0.1
IMR bender F_i	0.2MN/chock	0.69	5	—	—	—	—	0.1	—	—	—	—
Initial crown Γ_{50}^*	$80\mu\text{m}$	20	20.5	23.5	16.7	12.1	9.1	29.5	25.0	18.0	13.4	10.1
Ini. edge-drop Γ_{15}^*	$40\mu\text{m}$	20	10.0	10.5	7.4	5.4	4.1	8.0	8.7	6.4	4.8	3.7
Strip width W	900m	1500	5.0	6.0	5.6	4.0	3.1	1.3	1.6	1.4	1.1	0.8
Taper radius Tr	80m	20	74	47	0	—	—	42	20	0	—	—
Rolling load P	13.7MN	8.8	10	6.0	0	—	—	1.0	0.3	0	—	—
WR radius R	260mm	225	12	1.9	0.5	—	—	6	0.3	—	—	—
Mate. strength K_b	600MPa	200	53	43	36	22	16	30	19	13	8	6.7
Ini. thickness H	6 mm	3	5.6	6.9	8.7	7.8	7.7	1.5	2.0	2.2	2.1	2.0

$\Delta D_{15}^* = D_{15}^* - D_{15}$, $D_{15}^* = h_{50} - h_{15}$ ($\alpha=15, 25$)
 h_α : Delivery thickness of the 5th stand at the position of α mm from the strip edge ($\alpha=15, 25, 50$)
 $\Gamma_{50}^* = H_c - H_{50}$: Initial crown, $\Gamma_{15}^* = H_{50} - H_{15}$: Initial edge-drop
 H_c : Entry thickness of the 1st stand at the center of strip width
 H_γ : Entry thickness of the 1st stand at the position of γ mm from the strip edge ($\gamma=50, 15$)



Material=Carbon steel, Initial strip thickness=3.0mm
Final strip thickness=0.8mm, Strip width=1035, 1235mm
Work roll diam.= ϕ 520~500mm

Fig. 7. Accuracy of (a) D_{15} and (b) D_{25} of the edge-drop models.

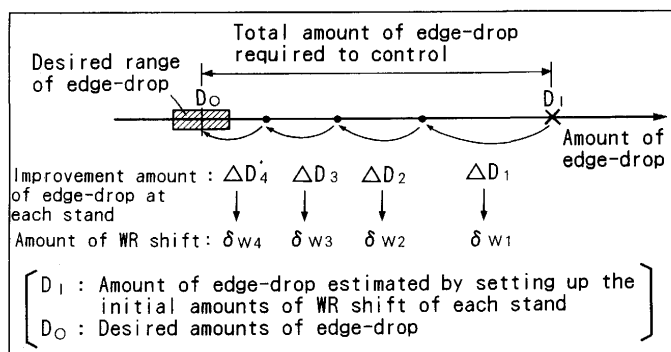
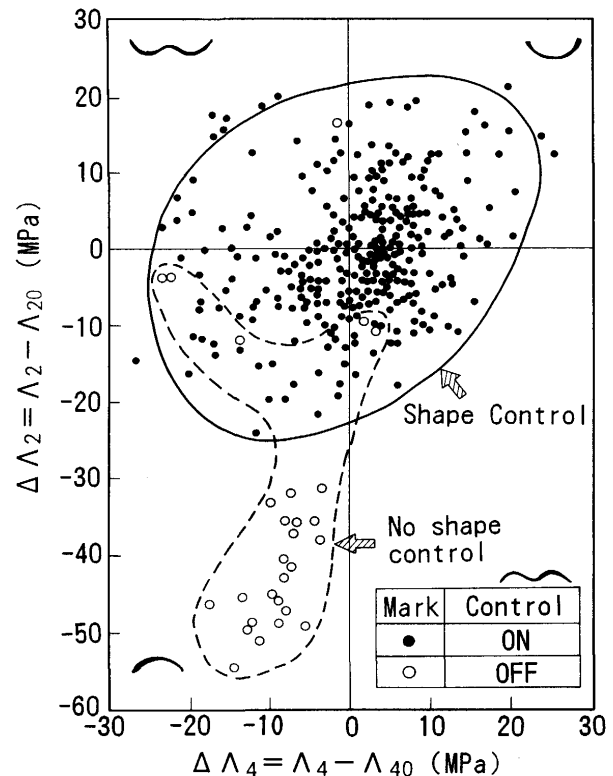


Fig. 8. Algorithm of automatic control system of edge-drop.

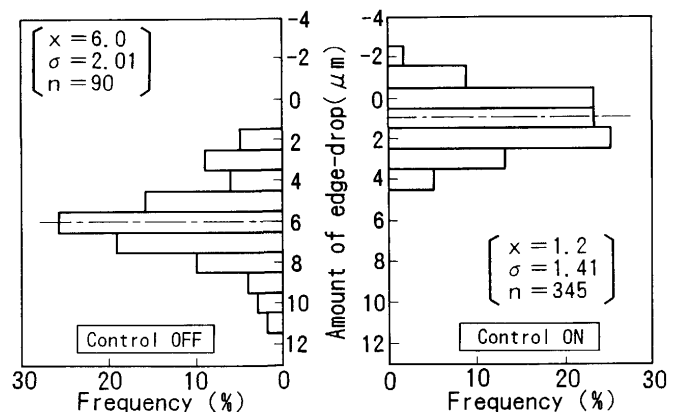
イル全長にわたり目標値に対して急峻度¹⁹⁾換算で $\pm 0.7\%$ 内に入る。

また、前節で述べたエッジドロップ制御システムを実機に適用した場合のエッジドロップ制御性をFig.10に示す。この時の制御回数は、1コイル当り8回である。データは、制御の有る場合も無い場合も、コイル長手方向のトップ部とボトム部を含めた5ヶ所で測定された。制御の無い場合にはエッジドロップ D_{15} は平均 $6\mu\text{m}$ で、バラツキが $\pm 5\mu\text{m}$



Material=Carbon steel, Initial strip thickness=3.5~2.5mm
Final strip thickness=1.0~0.5mm, Strip width=1060~1225mm,
Reduction at No.5 std=15~20%, Work roll diam.= ϕ 520~500mm

Fig. 9. Controllability of strip shape by the shape control system (Λ_2 and Λ_4 : Measured strip flatnesses, Λ_{20} and Λ_{40} : Desired strip flatnesses).



Material=Carbon steel, Initial strip thickness=3.0~3.3mm
Final strip thickness=0.8~1.2mm, Strip width=1035~1235mm
Work roll diam.= ϕ 520~500mm

Fig. 10. Controllability of edge-drop D_{15} by the edge-drop control system.

であるのに対し、制御の有る場合にはエッジドロップ D_{15} はコイル全長にわたって平均 $1.2\mu\text{m}$ で、バラツキが $\pm 3\mu\text{m}$ である。

したがって、形状もエッジドロップも制御を行うことにより、それらの制御精度をコイル全長にわたって良好にすることが可能である。しかし、Fig. 9とFig.10に示した制御精度は、冷延鋼板に要求される品質水準を将来にわたって

十分に満足させ得るものであるとは思われない。今回の形状とエッジドロップの制御の中で、制御精度を低下させているのは、ほとんどが板サイズの変った時のトップ部である。この事は、式(5)および式(17)で与えられる制御用数式モデルの設定精度がまだ十分でない事を示している。一方、板形状はWRと材料の変形に起因して生じ²¹⁾、エッジドロップはWRの表面偏平変形に起因して生じるため²⁵⁾、式(5)あるいは式(17)よりも変形に影響する圧延因子を多く含んだ式(4)あるいは式(16)の方が数式モデルの回帰精度は優れると予想される。しかし、実際に数式モデルを実機に適用する際に、数式モデルに圧延因子を多く取り込んでも、制御精度は必ずしも向上しない。これは、圧延因子が多くなると、学習による数式モデルの係数の合せ込みが難しくなるだけでなく、WRのサーマルクラウンのように、実測が困難な圧延因子は数式モデルで推定する必要があり、数式モデルで推定した値には誤差が含まれるため、必ずしも精度が向上しないためである。また今回、制御用数式モデルの学習方法として、数式モデルの全係数の学習が可能な逐次型最小2乗法²⁶⁾と、数式モデルの定数項のみを学習する指数平滑法²⁷⁾とを試みた。全係数を学習する逐次型最小2乗法は、学習方式として好ましいけれど、圧延因子が多くなると、学習が困難になる。今回の検討では、比較的圧延因子の少ない式(5)と式(17)でも、逐次型最小2乗法では安定した精度の確保が得られず、実機では指数平滑法²⁷⁾による学習を用いた。したがって、今回は制御用数式モデルとして圧延因子の比較的少ない式(5)と式(17)を用いたが、板サイズの変った時の設定精度を上げるためには、ロールや材料の変形に影響を与える多くの圧延因子を含んだ数式モデルの精度良い学習方式の確立が重要であると考えられる。

4. 結言

5 スタンドの6 Hi-UC・WRシフトミルからなる新冷間タンデムミルに用いる制御用数式モデルとアルゴリズムを作成し、高精度形状・エッジドロップ制御システムを構築して、この制御システムを実機に適用した。以下に主要な結果を要約する。

1) 形状制御用数式モデルとして、学習の容易なモデル式を作成した。そのモデル式の精度は、急峻度で $\pm 0.8\%$ である。

2) 形状の対称成分の自動制御用アルゴリズムに最適レギュレータ理論を適用し、形状制御システムを構築した。制御用数式モデルを用いた設定制御と形状の対称成分および非対称成分のフィードバック自動制御とからなる制御システムを実機に適用した結果、形状はコイル全長にわたり目標値に対して急峻度換算で $\pm 0.7\%$ 内に入ることが判明した。

3) エッジドロップ制御用数式モデルとして、学習の容

易なモデル式を作成した。そのモデル式の精度は、エッジドロップ量 D_{15} および D_{25} とも $\pm 1.5\mu\text{m}$ である。

4) エッジドロップ制御用アルゴリズムとして、エッジドロップ修正量の各スタンド一定配分制御方式を採用し、エッジドロップ制御システムを構築した。制御用数式モデルを用いた設定制御と1コイル当り8回の間歇的フィードフォワード自動制御とからなる制御システムを実機に適用した結果、板端100mmと板端15mmの板厚差であるエッジドロップ D_{15} はコイル全長にわたって平均 $1.2\mu\text{m}$ で、バラツキが $\pm 3\mu\text{m}$ に入ることが明らかになった。

最後に、形状とエッジドロップの数値計算プログラムをお貸しいただいた新日本製鉄・技術開発本部の松本紘美博士に感謝の意を表します。

文 献

- 1) 西 英俊, 芳村泰嗣, 吉本健一, 安田健一: 塑性と加工, **24** (1983), p.449
- 2) 蔵田喜輝, 吉見 洋, 石原 明, 藤井岱輔: 材料とプロセス, **4** (1991), p.531
- 3) 安田健一, 成田健次郎, 志田 茂: 塑性と加工, **24** (1983), p.1151
- 4) 安田健一, 成田健次郎, 志田 茂, 二瓶充雄: 塑性と加工, **27** (1986), p.533
- 5) 山本善康, 安田 久, 平山暎一, 浅村 峻: 37回塑加連講論, (1986), p.29
- 6) 前田恭志, 服部重夫, 坪野 肇, 能勢和夫: 塑性と加工, **32** (1991), p.470
- 7) 浅村 峻, 井上直温, 山口 進, 永沼洋一, 蔵田喜輝: 製鉄研究, (1981) 304, p.37
- 8) 梶原利幸, 中島正明, 谷藤真也, 安田健一: 35回塑加連講論, (1984), p.231
- 9) 水田篤男, 木川佳明, 伊藤重晴, 谷 清博, 芦沢誠一, 寺本 品: 神戸製鋼技報, **36** (1986), p.4
- 10) 前田恭志, 服部重夫, 坪野 肇, 能勢和夫, 下村雅一, 原田健治, 宮崎光宏: 塑性と加工, **32** (1991), p.476
- 11) 土谷武士: 計測自動制御学会論文集, **20** (1972), p.193
- 12) H. Yamamoto, K. Baba and T. Kikuma: Advanced Technology of Plasticity, Proc. 3rd ICTP, Kyoto, (1990), p.797
- 13) 菅沼七三雄, 小松富夫, 内藤 爾, 渋谷 聡, 広畑和広, 山本和明: 昭60塑加春講論, (1985), p.41
- 14) 福武 諄, 釜瀬敏秀, 実川正治, 杜領 武, 尾崎大介, 藤田文夫: NKK技報, **134** (1991), p.36
- 15) 北村邦雄, 竹林克浩, 鎌田征雄, 菅沼七三雄: 材料とプロセス, **5** (1992), p.479
- 16) 小野智睦, 植木 茂, 西出輝幸, 黒田 茂, 待留 誠, 富田浩樹: 材料とプロセス, **5** (1992), p.483
- 17) 池田昌則, 佐藤準治, 大池美雄, 茱萸一真, 大蔵峰樹: 材料とプロセス, **5** (1992), p.487
- 18) 四本松雅彦, 稗田一元, 井上昭彦, 青木浩司: 材料とプロセス, **5** (1992), p.491
- 19) 山田健夫, 川畑成夫, 鍛本 紘, 渡辺勝治朗, 可知康彦: 塑性と加工, **20** (1979), p.98
- 20) 戸田 龍, 北島聡幸, 井上直温, 松香茂道, 永沼洋一: 29回塑加連講論, (1978), p.97
- 21) 山本善康, 板摺康宏, 川並高雄: 塑性と加工, **29** (1988), p.374
- 22) 松本紘美, 中島浩衛, 菊間敏夫, 上堀雄司: 塑性と加工, **23** (1982), p.1201
- 23) 古川九州男, 栗原研二: 鉄と鋼, **63** (1977), S698
- 24) 瀧 文男, 土井公明, 長谷川明彦, 大矢 清, 板摺康宏, 松本紘美: 39回塑加連講論, (1988), p.537
- 25) 鈴木 弘, 阿高松男, 安居栄蔵: 26回塑加連講論, (1975), p.41
- 26) 美多 勉: デジタル制御理論, (1984), p.189 [昭晃堂]
- 27) 奥田信雄, 安部可治, 牛久幸: 電気学会雑誌, **88** (1968), p.1320