



ホットストリップミルにおける 高精度板厚制御技術の開発

木村 和喜*・中川 繁政*²・原口 昭彦*²・三浦 寛昭*

Advanced Gauge Control Technology for Hot Strip Mill

Kazuyoshi KIMURA, Shigemasa NAKAGAWA, Akihiko HARAGUCHI and Hiroaki MIURA

Synopsis: An advanced gauge control technology has been developed for a hot strip finishing mill. A linear numerical model which is able to describe the rolling phenomena, the gauge control system and the looper control system was derived for integrating the following control system.

First, a looper angular velocity feedback control for the unstationary parts of the strip was developed in order to compensate for the strip tension fluctuation and the material mass flow fluctuation caused by the quick adjustments of screw down positions. The looper angular velocity is estimated by a minimal order state observer and the feedback gain is determined according to the pole assignment method.

Second, a new gauge and strip tension control which is a multivariable control based on the optimal regulator theory was developed for the stationary parts of the strip. The purpose of the control is to minimize the finishing mill exit thickness deviation by means of improving the response of the automatic gauge control without unstabilizing the strip rolling.

The superiority of these new controls to the conventional controls was proved by the simulation and experimental results.

Key words: hot strip finishing mill; gauge control; tension control; angular velocity; feedback control; observer; optimal regulator.

1. 緒言

近年、熱延鋼板の板厚精度に対する顧客の要求が益々厳格化するとともに、自動車の軽量化などを目的とした高強度化、薄肉化が図られている。このようなニーズに対し多様な種類の熱延鋼板の板厚を全長にわたって高精度に制御可能な板厚制御技術を開発した。

熱延仕上ミルの板厚制御は、仕上ミル噛込みの前のセットアップ制御、仕上ミル噛込み後のルーパー制御および定常部の自動板厚制御 (AGC: Automatic Gauge Control)¹⁾の部分に分けられ、それぞれに適切な制御方法を設計した。

まず、鋼板先端部において、目標の板厚を得るべく仕上ミル各スタンドの圧下位置とロール周速度を仕上ミル噛込み前に決定するセットアップ制御²⁾は、変形抵抗などの予測誤差のために仕上ミル出口において目標板厚から偏差を生じる場合がある。そこで、著者らは、スタンド間厚み計を用いた先端部板厚のフィードフォワード制御³⁾を実用化し、先端部の板厚精度を改善してきた。本制御は、鋼板先端部が、仕上ミルに通板される非定常部において、スタンド間に設置した厚み計検出値に基づき仕上ミル最終2スタンド

の圧下位置を急速修正し、最先端部から目標板厚に制御するものである。したがって、鋼板先端部の通板性向上と張力変動抑制のためには、先端部におけるルーパー制御を改善する必要があった。

しかし、ルーパー制御系には張力制御系とルーパー角度制御系の間に相互干渉があり、鋼板先端の非定常部において、静的な非干渉化⁴⁾では、完全に相互干渉を排除できず応答が改善されなかった。そこで、従来のルーパー角度フィードバックに加え、ルーパー角速度をミルモータの速度指令にフィードバックすることにより、ルーパー制御系の応答性を改善する制御方法を開発した。

次に、板厚制御およびルーパー制御がともに動作する定常部は、高応答の油圧圧下装置による板厚制御が行われるが、板厚制御系とルーパー制御系間の相互干渉のためにAGCの応答速度をある程度以上高くすると鋼板のマスフローが急変し、圧延が不安定になったり張力変動が生じる場合があり、油圧圧下装置の能力を十分に活用できなかった。そこで、板厚制御系とルーパー制御系とを最適レギュレータ理論により総合的に制御する多変数制御技術を開発する事により、制御系を不安定にすることなく、AGCゲインを高くでき、

平成4年7月13日受付 平成4年12月8日受理 (Received on July 13, 1992; Accepted on Dec. 8, 1992)

* 住友金属工業(株)システムエンジニアリング事業本部 (System Engineering Division, Sumitomo Metal Industries Ltd., 1-8 Fuso-cho Amagasaki 660)

* 2 住友金属工業(株)鹿島製鉄所 (Kashima Steel Works, Sumitomo Metal Industries, Ltd.)

板厚制御性能を改善した。

2. 熱延仕上ミルの板厚・張力制御系の数式モデル

熱延仕上ミルには、目標の板厚に圧延すべく各スタンドの圧下位置を操作する板厚制御と、各スタンド間における鋼板の張力とマスフローを一定に制御すべく上流側スタンドのロール周速度を操作する張力制御が作用する。この板厚・張力制御系をFig. 1（7スタンドミルを対象）に示す。以下では、第 $i+1$ スタンドの板厚制御および第 i ～第 $i+1$ スタンド間のルーパー制御（第 i スタンドのモータ速度制御を含む）を対象に線形モデル⁴⁾⁵⁾を導出する（たとえば $i=5$ とすると図中黒く示す部分が対象となる）。ただし、第 $i+1$ スタンド入口板厚変動は、外乱として扱う。

(1) 出口板厚変動(第 $i+1$ スタンド)：ゲージメータ板厚。

$$\Delta h_{i+1} = \Delta S_{i+1} + \frac{\Delta P_{i+1}}{M_{i+1}} \quad (1)$$

ここで、 h は出口板厚、 S は圧下位置、 P は圧延荷重、 M はミル剛性係数、 Δ は定常値（あるいは設定値）からの偏差、 i はスタンド番号を表す。

(2) 圧延荷重 (P) の変動 (第 $i+1$ スタンド)：

$$\Delta P_{i+1} = \left(\frac{\partial P_{i+1}}{\partial h_{i+1}} \right)^* \Delta h_{i+1} + \left(\frac{\partial P_{i+1}}{\partial \sigma_i} \right)^* \Delta \sigma_i + \Delta P_{di+1} \quad (2)$$

ここで、 σ_i は第 i スタンドと第 $i+1$ スタンド間の張力、 ΔP_d は入口板厚変動及び鋼板の温度変動などによる圧延荷重外乱、 $*$ は定常値（あるいは設定値）を表す。また $-\partial P / \partial h$ は鋼板の塑性係数であり、以下では Q で表す。

(3) 後進率 (ϕ) の変動 (第 $i+1$ スタンド)：

$$\Delta \phi_{i+1} = \left(\frac{\partial \phi_{i+1}}{\partial \sigma_i} \right)^* \Delta \sigma_i + \left(\frac{\partial \phi_{i+1}}{\partial S_{i+1}} \right)^* \Delta S_{i+1} + \Delta \phi_{di+1} \quad (3)$$

ここで、 $\Delta \phi_{di+1}$ は、入口板厚変動及び鋼板の温度変動などに

よる外乱である。

(4) 先進率 (f) の変動 (第 i スタンド)：

$$\Delta f_i = \left(\frac{\partial f_i}{\partial \sigma_i} \right)^* \Delta \sigma_i \quad (4)$$

(5) 入口板速度 (V_{IN}) の変動 (第 $i+1$ スタンド)：

$$\Delta V_{IN, i+1} = (1 + \phi_{i+1}^*) \Delta V_{Ri+1} + V_{Ri+1}^* \Delta \phi_{i+1} \quad (5)$$

ここで、 V_R はロール周速度である。仕上ミル速度制御の基準スタンドを最終スタンドとすると $\Delta V_{Ri+1} = 0$ である。

(6) 出口板速度 (V_{OUT}) の変動 (第 i スタンド)：

$$\Delta V_{OUT, i} = (1 + f_i^*) \Delta V_{Ri} + V_{Ri}^* \Delta f_i \quad (6)$$

(7) 張力 (σ) の変動：第 i ～第 $i+1$ スタンド間の張力変動は、入出口の材料速度差とルーパー角速度変化にて表す。

$$\frac{d}{dt} \Delta \sigma_i = \frac{E_i}{L_i} (L_{\theta i} \Delta \dot{\theta}_i + \Delta V_{IN, i+1} - \Delta V_{OUT, i}) \quad (7)$$

ここで、 E は材料のヤング率、 L は第 i ～第 $i+1$ スタンドまでの距離、 θ はルーパー角度、 $\dot{\theta}$ はルーパー角速度、 L_{θ} はルーパー角度と材料長さの換算係数である。式(7)に式(3)～(6)を代入すると、張力変動は次式で表せる。

$$\begin{aligned} \frac{d}{dt} \Delta \sigma_i = & -\frac{1}{T_{\sigma i}} \Delta \sigma_i + \frac{K_{\sigma i}}{T_{\sigma i}} \{ L_{\theta i} \Delta \dot{\theta}_i - (1 + f_i^*) \Delta V_{Ri} \\ & + V_{Ri+1}^* \left(\frac{\partial \phi_{i+1}}{\partial S_{i+1}} \right)^* \Delta S_{i+1} + \Delta V_{di+1} \} \quad (8) \end{aligned}$$

ここで、張力発生系の影響係数 K_{σ} 、時定数 T_{σ} 及び速度外乱 ΔV_d は次式で与えられる。

$$K_{\sigma i} = \frac{1}{\left(\frac{\partial f_i}{\partial \sigma_i} \right)^* V_{Ri}^* - \left(\frac{\partial \phi_{i+1}}{\partial \sigma_i} \right)^* V_{Ri+1}^*} \quad (9)$$

$$T_{\sigma i} = \frac{L_i}{E_i} K_{\sigma i} \quad (10)$$

$$\Delta V_{di+1} = V_{Ri+1}^* \Delta \phi_{di+1} \quad (11)$$

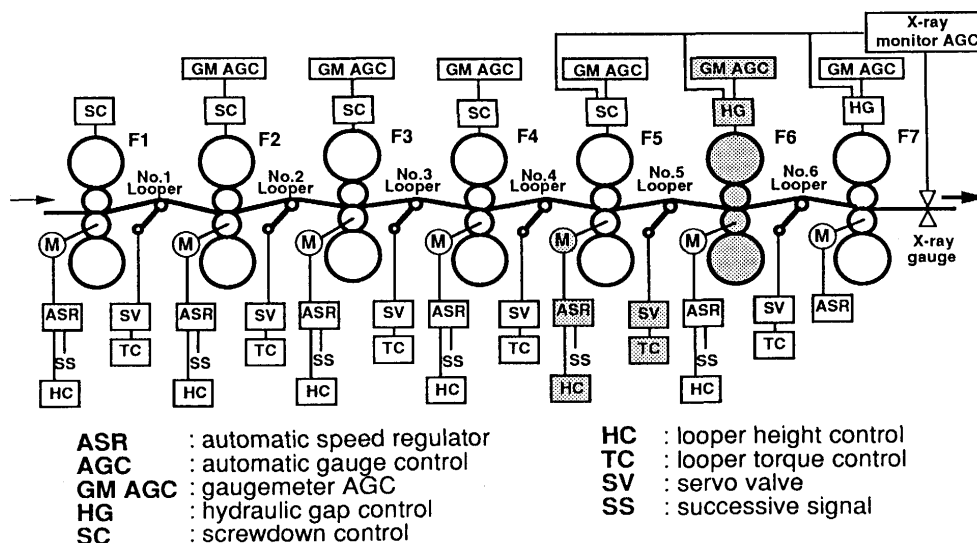


Fig. 1. Schematic diagram of strip thickness and strip tension control system for hot strip finishing mill.

(8) 油圧ループトルク変動(第*i*スタンド)：油圧アクチュエータに流入する油の連続の式と油の圧縮の式からループトルクは次式で表せる。

$$\frac{d}{dt} \Delta \tau_i = \frac{\varepsilon_i \beta_i}{U_{oi}} (K_{Ti} (\Delta \tau_{ri} - \Delta \tau_i) - \rho_i \Delta \dot{\theta}_i) \quad (12)$$

ここで、 τ はループトルク、 ε は油の体積弾性係数、 U_o はロータリーアクチュエータ内の油の体積、 K_T はトルク制御ゲイン、 β は圧力とトルクの換算係数、 ρ はループ角度と体積の換算係数、 τ_r はトルク指令値を示す。

(9) ループの運動方程式 (第*i*スタンド)：

$$J_i \frac{d}{dt} \Delta \dot{\theta}_i = \Delta \tau_i - L_{\theta i} A_i \Delta \sigma_i \quad (13)$$

ここで、 J はループの慣性モーメント、 A はスタンド間の鋼板の断面積である。

(10) 圧下位置制御 (第*i*+1 スタンド)：

$$\frac{d}{dt} \Delta S_{i+1} = -\frac{1}{T_{Vi+1}} \Delta S_{i+1} + \frac{1}{T_{Vi+1}} \Delta S_{ri+1} \quad (14)$$

ここで、 S_r は圧下位置指令、 T_v は時定数である。

(11) モータ速度制御 (ASR：Automatic Speed Regulator) (第*i*スタンド)：

$$\frac{d}{dt} \Delta V_{Ri} = -\frac{1}{T_{Mi}} \Delta V_{Ri} + \frac{1}{T_{Mi}} \Delta V_{Rri} \quad (15)$$

ここで、 V_{Rr} はロール周速度指令、 T_M はASRの時定数である。

(12) ゲージメータAGC (第*i*+1 スタンド)：

$$\Delta S_{ri+1} = \Delta h_{ri+1} - K_{Ai+1} \frac{\Delta P_{i+1}}{M_{i+1}} \quad (16)$$

(13) ループ高さ制御 (PI制御) (第*i*スタンド)：

$$\Delta V_{Rri} = K_{Li} \left(1 + \frac{1}{s T_{ii}}\right) (\Delta \theta_{ri} - \Delta \theta_i) \quad (17)$$

(14) ループトルク指令 (第*i*スタンド)：

$$\Delta \tau_{ri} = L_{\theta i} A_i \Delta \sigma_{ri} \quad (18)$$

ここで、 Δh_r 、 $\Delta \theta_r$ 、 $\Delta \sigma_r$ は、それぞれ出口板厚、ループ角度及びスタンド間張力の目標値、 K_A はAGCのスケールファクタであり、 K_L 、 T_i はPI制御器のパラメータである。

上記数式モデルをブロック線図で表すとFig. 2になる。本図の下半分が、第*i*+1 スタンドにおける板厚制御系(ゲージメータAGC)である。実測圧延荷重に基づく圧下位置操作により、第*i*+1 スタンドの後進率が変化し、第*i*スタンドと第*i*+1 スタンド間の張力が変動し、この張力変動により第*i*+1 スタンドの圧延荷重が変動し、出口板厚に影響を及ぼす。このように、板厚制御系とループ制御系の間には相互干渉がある。また、上半分がループ制御系であり、ループトルクを操作する張力制御系とループ角度に基づいて上流側のロール周速度を操作するループ角度制御系からなり、ループトルクの変動によりループ角度が変化し、また、ループ角度の変化によりループトルクが変化するというように、張力制御系とループ角度制御系間にも相互干渉がある。

3. 先端部板厚制御

熱延鋼板の先端部は、セットアップ制御により制御されるが板厚偏差が生じる場合があるためスタンド間厚み計を用いたフィードフォワード制御が開発・適用されている。本制御による急速な圧下位置修正に対し、鋼板先端部の通板性向上と張力変動を抑制すべくループ角速度をミルモータ速度指令にフィードバックするループ制御方法を開発した。

3・1 ループ角速度フィードバック

ループ角速度フィードバックによる応答性改善について説明する。Fig. 2 のループ制御系の張力制御系において、ループトルクは、次式で表される (本章では、スタンド番号

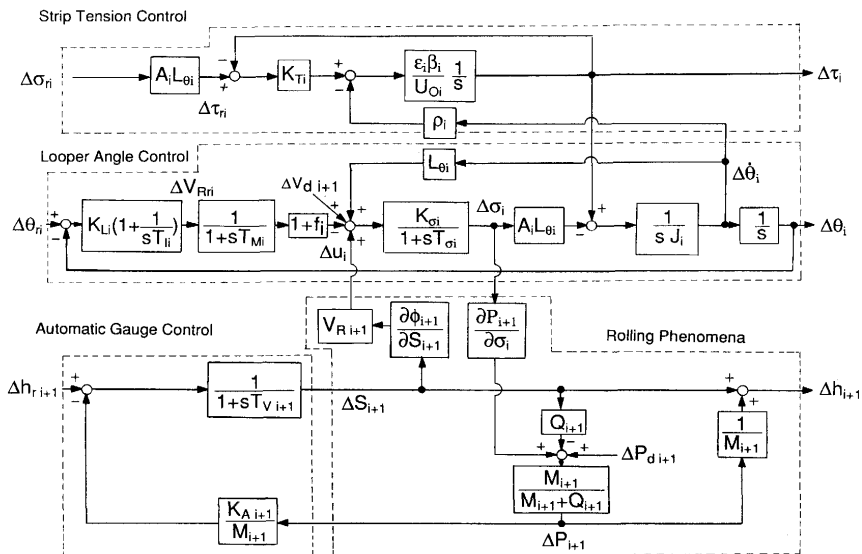


Fig. 2. Block diagram of strip thickness and tension control system.

を表す添字iは省略する)。

$$\Delta\tau = \frac{1}{1+s(U_0/(\epsilon\beta K_T))} \left(-\frac{\rho}{K_T} \Delta\dot{\theta} + \Delta\tau_r \right) \quad \dots\dots\dots (19)$$

この張力制御系の時定数 ($U_0/(\epsilon\beta K_T) = 0.025\text{sec}$) は、ループ角度を制御するミルモータ速度制御の時定数 ($T_M = 0.2\text{sec}$) に比べ非常に小さく、ループ角度制御系の安定性を特徴づける要素でない。そこで、張力制御系のダイナミクスを無視しループ角度制御系のみを考えると、ミルモータの速度指令 V_{Rr} からループ角速度 $\dot{\theta}$ までの伝達関数は次式となる。

$$G(s) = \frac{K_\sigma AL_\theta (1+f)}{(1+sT_M)((sJ+D)(1+sT_\sigma) + K_\sigma AL_\theta^2) + K(K_\sigma AL_\theta)(1+f)} \quad \dots\dots\dots (20)$$

ここで、 $D = \rho/K_T$ である。 K はループ角速度のフィードバックゲインであり、これを变化させたときの根軌跡をFig.3に示す。この系は、1つの実数根と2つの複素数根からなり、 $K = 0$ (現状制御：白丸) の場合、実数根が虚数軸の近くにあり応答性を阻害している。 K を大きくすると、実数根がより安定側に移動し応答は改善されるが、2つの複素数根が不安定側に移動する。したがって、2つの複素数根から成る系の減衰係数が、サーボ系にて望ましいとされる0.707にすべく極配置法にてゲイン K を決定すると次式の様になる⁶⁾。

$$K = \frac{1}{1+f} \left\{ -\left(L_\theta + \frac{D}{K_\sigma AL_\theta}\right) + a\omega_n^2 \frac{JT_\sigma T_M}{K_\sigma AL_\theta} \right\} \quad \dots\dots\dots (21)$$

ここで、

$$a = \sqrt{\xi^2 - 2\eta}, \quad \omega_n = (\xi - \sqrt{\xi^2 - 2\eta})/\sqrt{2} \quad \dots\dots\dots (22)$$

$$\xi = \frac{1}{T_\sigma} + \frac{1}{T_M} + \frac{D}{J}, \quad \eta = \frac{1}{T_M} \left(-\frac{1}{T_\sigma} + \frac{D}{J} \right) + \frac{D + K_\sigma AL_\theta^2}{T_\sigma J} \quad \dots\dots\dots (23)$$

このフィードバックゲイン K は、銅板の材質(硬さ)や寸法(板厚および板幅)に応じて計算される。

3・2 オブザーバによるループ角速度の推定

フィードバックに用いるループ角速度は、ループ角度を

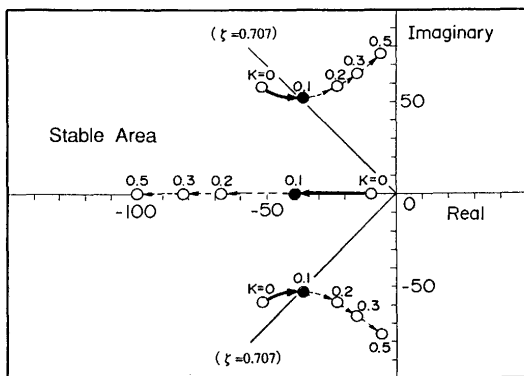


Fig. 3. Diagram of root locus corresponding to feedback gain variation.

直接微分する方法もあるがノイズの問題があり、また耐環境性を考慮してオブザーバ⁷⁾にて推定することにした。ループ角速度は、オブザーバにて推定されリアルタイムのフィードバック制御に用いられるため、高速演算が要求される。そこで、オブザーバの構成に当たり次のように制御対象の低次元化を行った。Fig. 2 のブロック線図のループ制御系において、速度外乱を定常外乱 ($d\Delta V_d/dt = 0$) とし、ループ角度制御の入力を材料速度差 Δu とする。ここで、 Δu は式(8)の右辺第2項中の $(1+f^*) \Delta V_R$ である。さらに、張力発生系の応答は、ループ角度の応答に比べ速いためその時定数を無視すると、ループ制御系はループトルク、ループ角度、ループ角速度と速度外乱を状態量とする次の状態方程式で示される4次系に低次元化できる。

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} \Delta\tau \\ \Delta\theta \\ \Delta\dot{\theta} \\ \Delta V_d \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{1}{T} & 0 & -\frac{D}{T} & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ \frac{1}{J} & 0 & -\frac{K_\sigma AL_\theta^2}{J} & -\frac{K_\sigma AL_\theta}{J} \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta\tau \\ \Delta\theta \\ \Delta\dot{\theta} \\ \Delta V_d \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{1}{T} & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & \frac{K_\sigma AL_\theta}{J} \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta\tau_r \\ \Delta u \end{bmatrix} \quad \dots\dots\dots (24)$$

$$\begin{bmatrix} \Delta\tau \\ \Delta\theta \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta\tau \\ \Delta\theta \\ \Delta\dot{\theta} \\ \Delta V_d \end{bmatrix} \quad \dots\dots\dots (25)$$

ここで、 $T = U_0/(\epsilon\beta K_T)$ である。

この系は、可観測でありループ角速度と速度外乱を推定する2次の最小次元オブザーバは次式の様にとえられる。

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} z_1 \\ z_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -(\lambda_1 + \lambda_2) - \frac{K_\sigma AL_\theta}{J} & \\ \frac{D}{T} K_2 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} z_1 \\ z_2 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{1}{J} - (\lambda_1 + \lambda_2 - \frac{1}{T}) K_1 - \frac{K_\sigma AL_\theta}{J} K_2 & 0 \\ \frac{1}{T} K_2 (DK_1 + 1) & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta\tau_r \\ \Delta\theta \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} -\frac{K_1}{T} & \frac{K_\sigma AL_\theta}{J} \\ -\frac{K_2}{T} & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta\tau_r \\ \Delta u \end{bmatrix} \quad \dots\dots\dots (26)$$

$$\begin{bmatrix} \hat{\Delta\dot{\theta}} \\ \hat{\Delta V_d} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} K_1 & 0 \\ K_2 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta\tau_r \\ \Delta\theta \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} z_1 \\ z_2 \end{bmatrix} \quad \dots\dots\dots (27)$$

$$K_1 = \left(\frac{T}{D} \right) \left\{ \frac{K_\sigma AL_\theta^2}{J} - (\lambda_1 + \lambda_2) \right\} \quad \dots\dots\dots (28)$$

$$K_2 = \left(\frac{T}{D}\right) \left(\frac{J}{K_\sigma AL_\theta}\right) \lambda_1 \lambda_2 \dots\dots\dots (29)$$

ここで、 $-\lambda_1, -\lambda_2$ はオブザーバの極である。
オブザーバを用いたループ角速度フィードバック制御のブロック線図をFig. 4に示す。オブザーバは、ループトルク指令 $\Delta\tau_r$ 、ループトルク $\Delta\tau$ および材料速度差 Δu を入力とし、ループ角速度 $\Delta\theta$ と速度外乱 Δv_d を推定する。オブザーバを示すブロック線図において、破線④の部分は、低次元化し

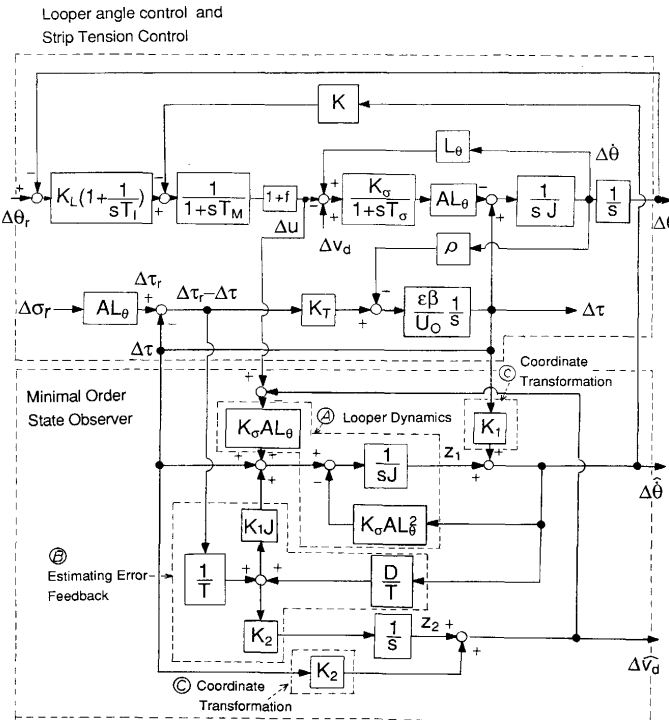


Fig. 4. Block diagram of loop angular velocity feedback control with minimal order state observer.

たループ制御系のダイナミクスを表しており、これにより正則変換された系におけるループ角速度と速度外乱の推定値に相当する z_1, z_2 を演算する。③の部分は、オブザーバによる誤差のフィードバックを表しており、オブザーバのゲイン K_1, K_2 を上げる事により、収束を速くすることができる。④の部分は、正則変換を表しており、これと z_1, z_2 からループ角速度と速度外乱の推定値が得られる。上記のよう、推定したループ角速度に前節で決めたゲイン K をかけてミルモータの速度指令にフィードバックするのが本制御方法である。

3.3 シミュレーションおよび実機テスト結果

ループは隣接する2スタンドにおいて、鋼板が上流スタンドを通過し下流スタンドに噛み込んだ瞬間に立ち上がり、鋼板に接触した後制御される。そのシミュレーション結果をFig. 5に示す。従来制御の場合(a)、ループ角度は、ループ角度制御により目標角度に戻って行くが追従が遅く、④部に示すように過大張力が発生する。これに対しループ角速度フィードバック制御の場合(b)を以下に示す。まず、オブザーバの推定精度であるが、Fig. 5 (b)の最上段がループ角速度を示しており、実線が真値、破線がオブザーバによる推定値である。オブザーバの推定値を制御対象の応答より速く真値に収束させるべく、オブザーバの極を $-\lambda_1 = -30s^{-1}, -\lambda_2 = -25s^{-1}$ に選定した。本結果から、オブザーバにて推定したループ角速度(破線)はループ制御開始と同時に速やかに真値(実線)に収束し、高精度に推定でき(最大誤差で2.5rad/s)、オブザーバ構成時の低次元化も妥当であることが分かる。このループ角速度推定値をミルモータの速度指令にフィードバックすることによりループの応答

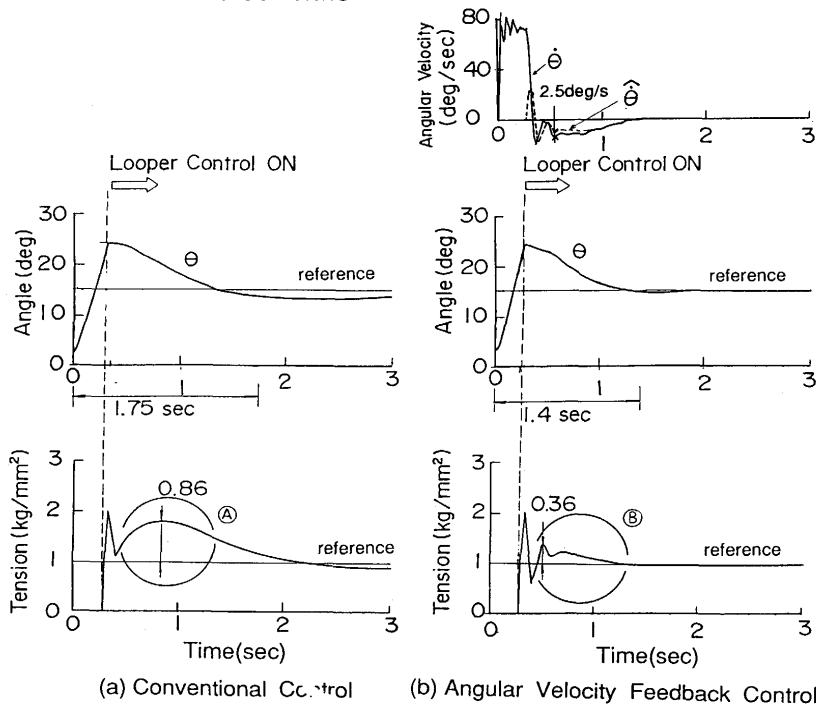


Fig. 5. Simulation results of loop angular velocity feedback control.

性が向上し、⑧部に示すように張力変動が小さく抑えられ、ルーパー角度も速やかに目標値に収束している。

次に、本制御を鹿島製鉄所熱延工場仕上ミルのF₃～F₄スタンド間ルーパーにて実機テストした結果をFig. 6に示す。

本テストにおいて、先端部で大きな速度外乱があった場合を想定し、上流側スタンドのミルモータ回転数をステップ状に減速させ、スタンド間張力およびルーパー角度の応答を従来制御と比較した。従来制御の場合(a)、F₃スタンドミルモータの減速によりF₃～F₄スタンド間に過大張力が発生し、この張力変動は13.2tとなった。これに対し、ルーパー角速度フィードバック制御の場合(b)、F₃スタンドミルモータの速度が急速に修正されるため、張力変動は7.8tと40%低減され、また張力およびルーパー角度の目標値への追従性も速い。これより、本制御を実機化する事により先端部における張力変化およびマスフロー変化を低減できることが分かる。

4. 定常部の板厚・張力制御

定常部は、板厚制御およびルーパー制御がともに動作する部分である。第2章で述べたごとく、板厚制御系とルーパー制御系の間に、さらにルーパー制御の張力制御系とルーパー角度制御系の間にそれぞれ相互干渉があり、従来のAGCにおいては、制御系が不安定になるためスケールファクタK_Aを1とできず定常偏差が残り、板厚制御性能に悪影響をおよぼしていた。板厚制御性能を改善するために、圧延現象を1つのプロセスとして取り扱うべく、板厚制御系とルーパー制御系を統合した多変数制御系として最適レギュレータに

基づく制御方法を開発した。

4・1 最適レギュレータの設計

多変数制御系として、板厚制御系とルーパー制御系との間の相互干渉を仕上ミル全スタンドに対し考慮する方法もあるが、仕上ミル全部を1つの制御対象として取り扱おうと、状態量はかなり多くなり計算時間が長くなるのと、圧延荷重に対する前方張力の影響は後方張力の影響に比べ小さいことから、第2章で述べたごとくスタンド間の干渉は考慮せずに単スタンドを対象とした。前述の線形モデルとFig. 2のブロック線図から、仕上ミル各スタンドに対する状態方程式は次式で表される(ただし、スタンド番号iは省略する)。

$$\frac{d}{dt}x(t) = Ax(t) + Bu(t) + E_1d_1(t) \quad \dots\dots\dots (30)$$

$$y(t) = Cx(t) + E_2d_2(t) \quad \dots\dots\dots (31)$$

$$u(t) = -K_Py(t) + Hr(t) + Ld_2(t) \quad \dots\dots\dots (32)$$

ここで、状態 $x(t)$ 、入力 $u(t)$ 、出力 $y(t)$ 、指令値 $r(t)$ 、外乱 $d(t)$ は、それぞれ次のとおりである。

$$\begin{aligned} x(t) &= [\Delta\sigma, \Delta\dot{\theta}, \Delta\theta, \Delta\tau, \Delta V_R, \Delta S]^T \\ y(t) &= [\Delta\sigma, \Delta\theta, \Delta h]^T \\ u(t) &= [\Delta\tau_r, \Delta V_{Rr}, \Delta S_r]^T \\ r(t) &= [\Delta\sigma_r, \Delta\theta_r, \Delta h_r]^T \end{aligned} \quad \dots\dots\dots (33)$$

$$d_1(t) = [\Delta V_d]$$

$$d_2(t) = [\Delta P_d]$$

ここで、Tは転置を表す。

係数行列A, B, C, E₁, E₂, K_P, H, Lは次のとおりである。

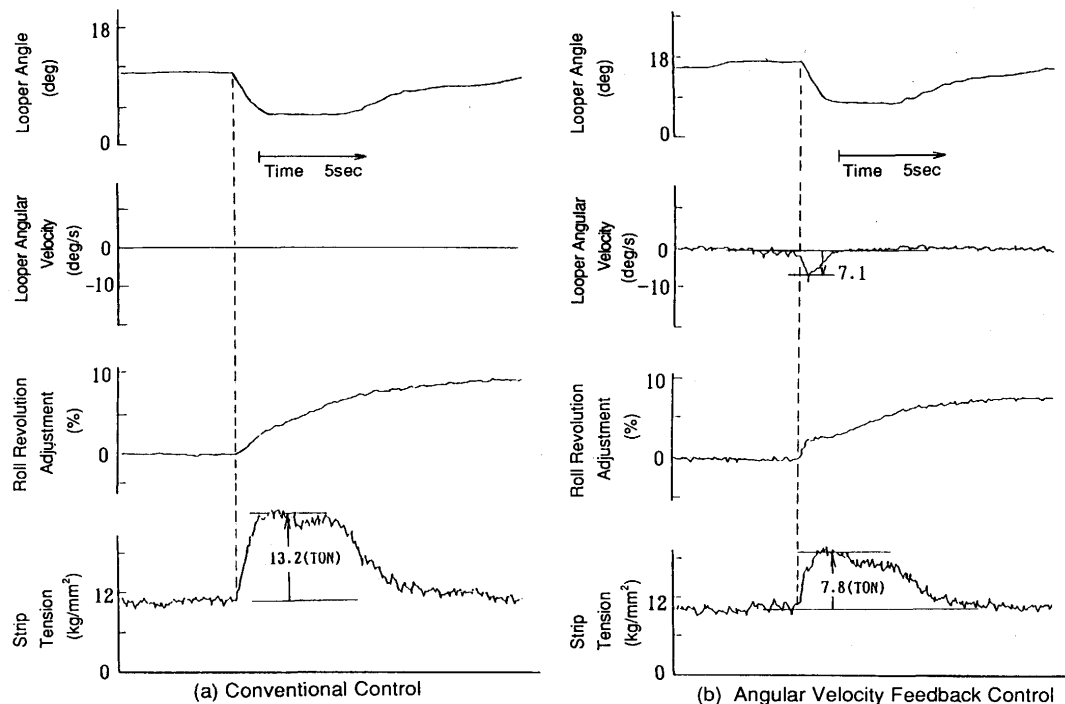


Fig. 6. Experimental results of looper angular velocity feedback control.

$$A = \begin{bmatrix} -\frac{1}{T_\sigma} & \frac{K_\sigma L_\theta}{T_\sigma} & 0 & 0 & -\frac{K_\sigma}{T_\sigma}(1+f) & \frac{K_\sigma}{T_\sigma} V_R \frac{\partial \phi}{\partial S} \\ -\frac{L_\theta A}{J} & 0 & 0 & \frac{1}{J} & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -\varepsilon \frac{\beta \rho}{U_o} & 0 & -\varepsilon \frac{\beta K_T}{U_o} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & -1/T_M & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -1/T_V \end{bmatrix}$$
$$B = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ \varepsilon \frac{\beta K_T}{U_o} & 0 & 0 \\ 0 & 1/T_M & 0 \\ 0 & 0 & 1/T_V \end{bmatrix}$$
$$C = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ \frac{\partial P}{\partial \sigma} \cdot \frac{1}{M+Q} & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{M}{M+Q} \end{bmatrix}$$
$$E_1 = \begin{bmatrix} \frac{K_\sigma}{T_\sigma} \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \quad E_2 = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \\ M+Q \end{bmatrix}$$
$$K_P = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & K_L & 0 \\ \frac{K_A}{M} \cdot \frac{\partial P}{\partial \sigma} & 0 & \frac{K_A}{M} \cdot \frac{\partial P}{\partial h} \end{bmatrix}$$
$$H = \text{diag}[AL_\theta \ K_L \ 1] \quad L = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ -\frac{K_A}{M} \end{bmatrix}$$

.....(34)

いま指令値 $r(t) = 0$ ，外乱 $d_1(t) = 0$ ， $d_2(t) = 0$ とし，状態フィードバックのための新しい入力を $v(t)$ として，入力 $u(t)$ を次のように表す。

$$u(t) = -K_P C x(t) + v(t) \quad \text{.....(35)}$$

K_P は，ループトルク，ループ角度および板厚制御のゲインに対応する行列である（簡単のため，ループ角度制御については，比例ゲインのみとした）。そして，次の評価関数を最小にする最適レギュレータ問題を解く。

$$J(v) = \int_0^\infty \{y(t)^T Q y(t) + v(t)^T R v(t)\} dt \quad \text{.....(36)}$$

ここで， Q および R は正定行列である。
このとき，最適フィードバックは次のように与えられる。

$$v(t) = -R^{-1} B^T P x(t) \quad \text{.....(37)}$$

ここで，制御対象は可制御，可観測であるから， P は次のリカッチ方程式の正定解として得られる⁸⁾。

$$P(A - BK_P C) + (A - BK_P C)^T P - P B R^{-1} B^T P + C^T Q C = 0 \quad \text{.....(38)}$$

4・2 シミュレーション検討と実機適用結果

仕上ミル後段3スタンド（ F_4 ， F_5 ， F_6 ）に最適レギュレータを付加した制御と従来制御をシミュレーションにより比較した（Fig. 7）。シミュレーションでは， F_1 スタンド入口において振幅 15°C ，周波数 0.05Hz の正弦波状温度外乱を想定した。従来制御（ $K_A = 0.8$ ：Fig. 7（1））の場合，不安定にはならないが， F_6 スタンド出口にて大きな板厚偏差が残る。 $K_A = 1.0$ （Fig. 7（2））とすると制御系は不安定になる。これに対し多変数制御の場合（Fig. 7（3））， $K_A = 1.0$

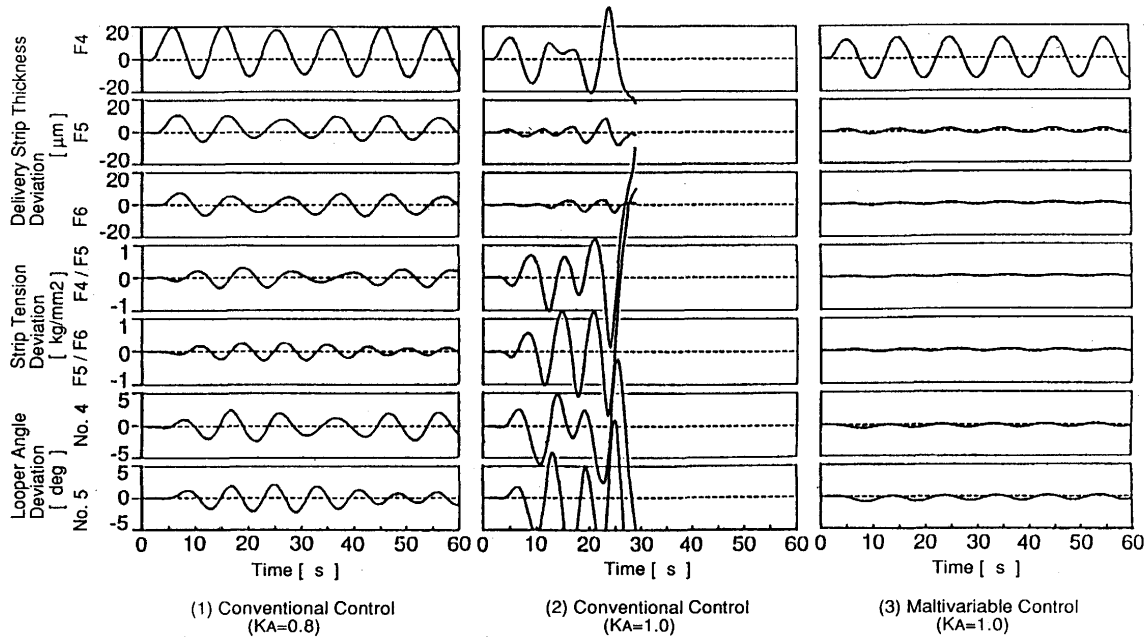


Fig. 7. Simulation results of multivariable control.

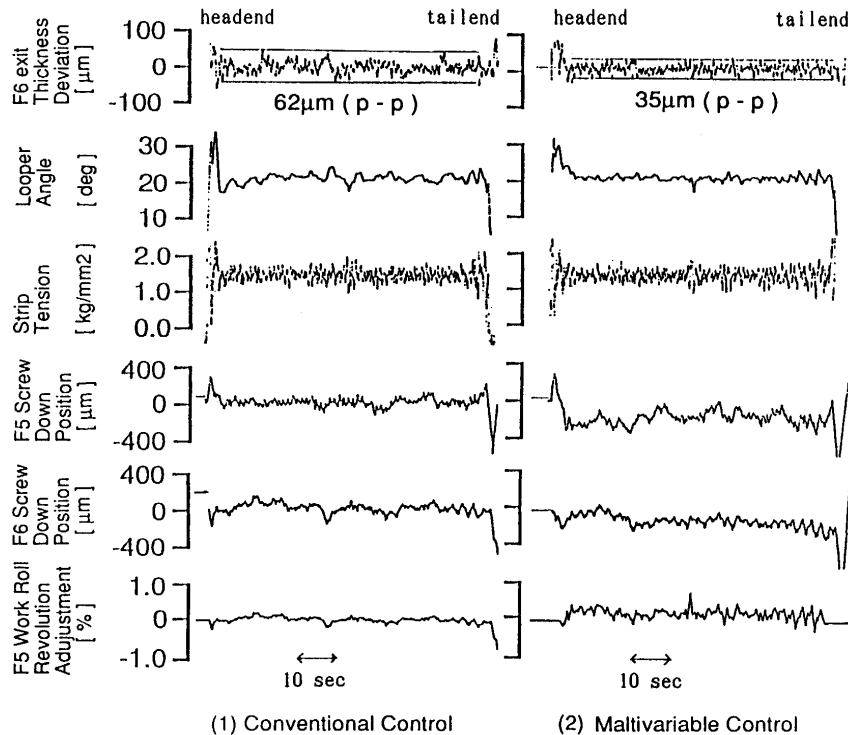


Fig. 8. Experimental results of multivariable control.

としても制御系は安定であり、 F_6 出口板厚変動は殆ど零であり、張力変動、ルーパー角度変動も小さく抑えられる。ここで、シミュレーションに用いた行列 Q , R は次のとおりである。

$$Q = \text{diag} [10, 10^3, 10] \quad \dots\dots\dots (39)$$

$$R = \text{diag} [10^5, 10^5, 10^5] \quad \dots\dots\dots (40)$$

次に、和歌山製鉄所熱延工場にて板幅955mm、板厚4.5mmの低炭素鋼板を対象に実機試験 (F_4 , F_5 , F_6 スタンド対象)を行なった結果をFig. 8に示す。本結果より、多変数制御を行なった場合、AGCゲインを高くでき、従来制御に比べ F_6 出口板厚偏差がpeak-to-peakで62 μm から35 μm に低減できた。またAGCゲインアップに伴い F_6 スタンド圧下位置が急変するが、同時に F_5 スタンδροール周速度を修正することにより、ルーパー角度及び張力も安定化できていることが分かる。

また、低炭素鋼で構成される1つのチャンスにて、本制御により圧延したところ、各鋼板において、目標板厚からの偏差が $\pm 50\mu\text{m}$ 以内に入る部分の長さの全長に対する比率が、従来制御の98.0%から98.7%に改善された。

5. 結言

熱延仕上ミルにおける高精度板厚制御技術として、ルー

パ角速度フィードバック制御および定常部の板厚・張力の多変数制御を開発した。

まず、鋼板先端部が仕上ミル噛込み直後における張力及びマスフローを一定にすべく、従来のルーパー角度フィードバックに加え、ミルモータの速度指令にオブサーバにて推定したルーパー角速度をフィードバックする方法を開発した。本制御により、鋼板先端部における張力変動およびマスフロー変動が低減できる事が分かった。

また、定常部のフィードバック制御については、板厚制御系と張力制御系の相互干渉を考慮し、制御対象を多変数制御系とし、最適レギュレータを適用した板厚・張力制御技術を開発した。本制御は、制御対象の相互干渉を考慮するため、AGCの応答を極めて高く設定でき板厚制御性能を向上させることができた。

文 献

- 1) 高橋亮一、美坂佳助：塑性と加工，**16** (1975)，p.25
- 2) T. Okamoto and K. Nishizawa：The Sumitomo Search，**6** (1971) Nov., p.21
- 3) 木村和喜、布川 剛、本城 基、高橋亮一：鉄と鋼，**77**(1991)，p.528
- 4) Y. Kotera and F. Watanabe：IFAC 8th World Congress-Kyoto, Aug., (1981)，p.24
- 5) 美坂佳助：塑性と加工，**10** (1969)，p. 9
- 6) 伊藤正美：自動制御，(1985)，p.113[丸善]
- 7) 星野郁弥、木村英紀：計測と制御，**27** (1988)，p.325
- 8) 古田勝久、佐野 昭：基礎システム理論，(1980)，p.114 [コロナ社]