

## 第3章

### シングルスタンドミル/

### タンデムミル第1スタンドの板厚・張力制御

#### 3. 1 緒言

レバースミル（シングルスタンドミル）（図.1.2.1(b)）は、タンデムミルと比べ設備費用が安価で、かつコンパクトであることが大きな特徴である。生産性や歩留の点では劣るが、圧延パス数も柔軟に変更できるため、量産品よりむしろ難圧延材などの高付加価値品に適している。2. 4で明らかにしたように、レバースミルも含む「ミル入側プロセス」の特性は、タンデムミルの「ミル内プロセス」とは大きく異なるため、制御系設計のアプローチも異なる。

レバースミルはタンデムミルより早くから、プロセス動特性に着目したモデリングやAGC設計が行われてきた<sup>\*1)\*2)</sup>。レバースミルの場合はシングルスタンドという事情もあって、タンデムミルでは無視されることの多いリールの慣性系がプロセス全体の中で重要な役割を演じることもその一因である。一方、AGCの制御性能維持のため、影響係数同定のための研究も行われてきた<sup>\*3)</sup>。

しかし、操作量としての圧下位置とリールモータトルク（電流）をどのように使い分けるか、という点については、実際には定常特性（影響係数）の観点から択一的に決められてきた。操作量の最適な使い分けについて、動特性の観点から論じられるようになったのは90年代にはいる頃からである<sup>\*4)\*5)</sup>。また、タンデムミルの第1スタンドについても、プロセス動特性の点ではシングルスタンドミルと同じ構造である、という視点での制御系設計が行われている<sup>\*6)</sup>。

本章では、第2章でパラメトリックに記述した圧延プロセス動特性モデルにもとづいて、レバースミルとタンデムミル第1スタンドを総称する「ミル入側プロセス」における板厚・張力制御の考え方について述べる。特に、複数の操作量をいかに適切に使い分けるかという視点が中心となる。まず、3. 2節では、レバースミルにおける設備、制御上の課題であったリール張力検出および制御に関して、オブザーバを用いて実現した張力推定装置と、これを用いた張力フィードバック制御による応答改善について述べる<sup>\*7)</sup>。3. 3節では、レバースミルAGCの主操作量として択一的に用いられてきた圧下位置とリールモータ

ルクの2つの操作量を動特性の観点から適切に使い分けることを、クロスコントローラを用いた非干渉制御により実現した<sup>\*5)</sup>。一方、同じプロセス構造をもっている、具体的な数値条件によっては動特性の改善が必要になる場合も少なくない。3.4節では、ILQ (Inverse Linear Quadratic) 制御系設計則を適用することにより、プロセス動特性の改善を実現した<sup>\*6)</sup>。ミル内制御との協調という点でも効果的な制御が実現できた。

尚、第2章でも述べたように、シングルスタンドレバースミルとタンデムミル第1スタンドは、板厚・張力プロセス特性の面では、同じ構造をもっており、本章の内容、特に3.3、3.4は、両プロセスに共通したものである。実際の各設備の数値条件、操業条件からは、3.3の手法はレバースミル、3.4の手法はタンデムミルに有効なことが多い。

付録3Aには、本文中の式変形の内重要なものについて証明を記す。

## 3. 2 リール張力の推定と制御

### 3. 2. 1 ミル入側プロセスの定式化

第2章の2. 4. 2で論じたように、「ミル入側プロセス」は「ミル内プロセス」とは異なった動特性をもっており、別のアプローチが必要である。本章では、レバースミルおよびタンデムミル第1スタンドに共通したプロセス特性である「ミル入側プロセス」のための制御則について述べる。

まず、「ミル入側プロセス」の操作量、制御量は

$$u_E \equiv \begin{bmatrix} \frac{\Delta \tau_0}{\tau_0} & \Delta S_{r1} \end{bmatrix}^T \quad \text{【2】} \quad (2.4.29)$$

$$y_E \equiv \begin{bmatrix} \frac{\Delta h_1}{h_1} & \frac{\Delta T_0}{T_0} \end{bmatrix}^T \quad \text{【2】} \quad (2.4.34)$$

であるので、対象プロセスの伝達関数表現(2.2.84)から該当する部分を取り出すことにより、本章で対象とする「ミル入側プロセス」の定式化を行う。(2.2.84)で操作量と制御量の関係に着目し $w=0$ とすると、プロセスの伝達関数は

$$y = G(s)U(s)u \quad (3.2.1)$$

となる。これに、(2.4.32)(2.4.37)で定義した変数変換 $T_u, T_y$ を施す。

$$\begin{bmatrix} y_E \\ y_M \\ y_D \end{bmatrix} = T_y y = T_y G(s)U(s)T_u^{-1}T_u u = T_y G(s)U(s)T_u^{-1} \begin{bmatrix} u_E \\ u_M \\ u_D \end{bmatrix} \quad (3.2.2)$$

ここで、変数変換に対応したアクチュエータ動特性行列を

$$U_T(s) \equiv T_u U(s)T_u^{-1} \quad (3.2.3)$$

と定義しておく

$$U(s)T_u^{-1} = T_u^{-1}U_T(s) \quad (3.2.4)$$

であるので、(3.2.2)は次式のようにになる。

$$\begin{bmatrix} y_E \\ y_M \\ y_D \end{bmatrix} = T_y G(s)T_u^{-1}U_T(s) \begin{bmatrix} u_E \\ u_M \\ u_D \end{bmatrix} \quad (3.2.5)$$

さらに $G(s)$ の構造化表現(2.4.18)や(2.4.40)(2.4.49)(2.4.54)を用いて

$$\begin{bmatrix} y_E \\ y_M \\ y_D \end{bmatrix} = (C_X(A_R(s) + I)A_S(s)B_X + D_X)U_T(s) \begin{bmatrix} u_E \\ u_M \\ u_D \end{bmatrix} \quad (3.2.6)$$

ここで、付録2C.1で議論したように、張力変化の下流スタンドからの影響は小さい、ということ踏まえ、 $A_R(s)$ を(2C.11)で定義した $\tilde{A}_R(s)$ で置き換える。

$$\begin{bmatrix} y_E \\ y_M \\ y_D \end{bmatrix} = (C_X (\tilde{A}_R(s) + I) A_S(s) B_X + D_X) U_T(s) \begin{bmatrix} u_E \\ u_M \\ u_D \end{bmatrix} \quad (3.2.7)$$

(3.2.7) を定義に従って展開し、操作量 $u_E$ と制御量 $y_E$ の間の伝達関数を求めると、次式が得られる。

$$y_E = \begin{bmatrix} -(1 + \frac{p_1 t_{10} \gamma_{f1}}{\gamma_{b1}(s - p_1 t_{11})}) \frac{p_0 \delta_0 \gamma_{b1}}{s^2 - s p_0 t_{00} + p_0 \delta_0} & (1 + \frac{p_1 t_{10} \gamma_{f1}}{\gamma_{b1}(s - p_1 t_{11})}) \frac{s p_0 \gamma_{s1} (1 - \alpha_1) \gamma_{b1}}{s^2 - s p_0 t_{00} + p_0 \delta_0} + \gamma_{s1} (1 + \frac{p_1 \alpha_1 \gamma_{f1}}{s - p_1 t_{11}}) \\ -\frac{p_0 \delta_0}{s^2 - s p_0 t_{00} + p_0 \delta_0} & \frac{s p_0 \gamma_{s1} (1 - \alpha_1)}{s^2 - s p_0 t_{00} + p_0 \delta_0} \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & \frac{q_{s1}}{s + q_{s1}} \end{bmatrix} u_E \quad (3.2.8)$$

ここで、各影響係数の大きさを踏まえる（付録.2C.1、2A参照）と次式が成り立つ。

$$\left| \frac{p_1 t_{10} \gamma_{f1}}{\gamma_{b1}(j\omega - p_1 t_{11})} \right| \leq \left| \frac{t_{10}}{t_{11}} \right| \left| \frac{\gamma_{f1}}{\gamma_{b1}} \right| \ll 1 \quad \text{for } \forall \omega > 0 \quad (3.2.9a)$$

$$\left| \frac{p_1 \alpha_1 \gamma_{f1}}{j\omega - p_1 t_{11}} \right| \leq \left| \frac{\alpha_1 \gamma_{f1}}{t_{11}} \right| \ll 1 \quad \text{for } \forall \omega > 0 \quad (3.2.9b)$$

これを考慮することにより、(3.2.8)は次のように近似的に変形できる。

$$y_E = \bar{G}_E(s) u_E \quad (3.2.10)$$

$$\bar{G}_E(s) \equiv \begin{bmatrix} -\frac{p_0 \delta_0 \gamma_{b1}}{s^2 - s p_0 t_{00} + p_0 \delta_0} & \gamma_{s1} \frac{s^2 - s p_0 t_{00} + p_0 \delta_0}{s^2 - s p_0 t_{00} + p_0 \delta_0} \\ -\frac{p_0 \delta_0}{s^2 - s p_0 t_{00} + p_0 \delta_0} & \frac{s p_0 \gamma_{s1} (1 - \alpha_1)}{s^2 - s p_0 t_{00} + p_0 \delta_0} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & \frac{q_{s1}}{s + q_{s1}} \end{bmatrix} \quad (3.2.11)$$

このプロセスの固有周波数 $\omega_0$ 、減衰係数 $\zeta_0$ は、既に2.4.2で定義した次式のとおりである。

$$\omega_0 \equiv \sqrt{p_0 \delta_0} = R_0 \sqrt{\frac{h_0 b E}{J_0 L_0}} \quad (2.4.64)$$

$$\zeta_0 \equiv -\frac{t_{00}}{2} \sqrt{\frac{p_0}{\delta_0}} = -\frac{V_0 (\gamma_{b1} (1 - \alpha_1) + \varphi_{b1})}{2 R_0 \sigma_0 \sqrt{\frac{h_0 b L_0}{J_0 E}}} \quad (2.4.65)$$

表.2.4.2に示した $G_{SE}(s)$ との比較でわかるように、アクチュエータ動特性 $q_{s1}/(s + q_{s1})$ を別とすると、 $\bar{G}_E(s)$ と $G_{SE}(s)$ は全く同じものである。

さて、(3.2.11)の伝達関数表現からもわかるように、ミル入側プロセスを状態方程式表現する場合、状態変数としては $\Delta V_0/V_0$ 、 $\Delta T_0/T_0$ 、 $\Delta S_1$ の3つを考慮すればよい。(3.2.9)の仮定は、

$\Delta T_1/T_1$ のミル入側プロセスへの影響は無視できるため状態変数としなくてよい、ということを示している。即ち、

$$x_E \equiv \begin{bmatrix} \frac{\Delta V_0}{V_0} & \frac{\Delta T_0}{T_0} & \Delta S_1 \end{bmatrix}^T \quad (3.2.12)$$

と定義することにより、ミル入側プロセスの状態方程式は次式のように表現できる。

$$\frac{dx_E}{dt} = \bar{A}_E x_E + \bar{B}_E u_E \quad (3.2.13a)$$

$$y_E = \bar{C}_E x_E \quad (3.2.13b)$$

但し、係数行列の定義は

$$\bar{A}_E \equiv \begin{bmatrix} 0 & \delta_0 & 0 \\ -p_0 & p_0 t_{00} & p_0 \gamma_{S1}(1-\alpha_1) \\ 0 & 0 & -q_{S1} \end{bmatrix} \quad (3.2.14)$$

$$\bar{B}_E \equiv \begin{bmatrix} -\delta_0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & q_{S1} \end{bmatrix} \quad (3.2.15)$$

$$\bar{C}_E \equiv \begin{bmatrix} 0 & \gamma_{b1} & \gamma_{S1} \\ 0 & 1 & 0 \end{bmatrix} \quad (3.2.16)$$

図3.2.1には、このミル入側プロセスのブロック図を示す。

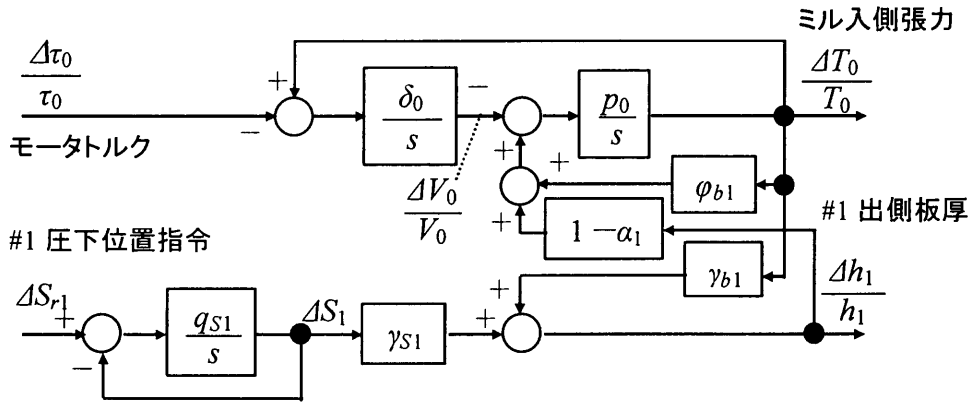


図3.2.1 ミル入側プロセス $\bar{G}_E(s)$ のブロック図

3. 2. 2 オブザーバを用いた張力推定

(1)張力の推定、制御の必要性

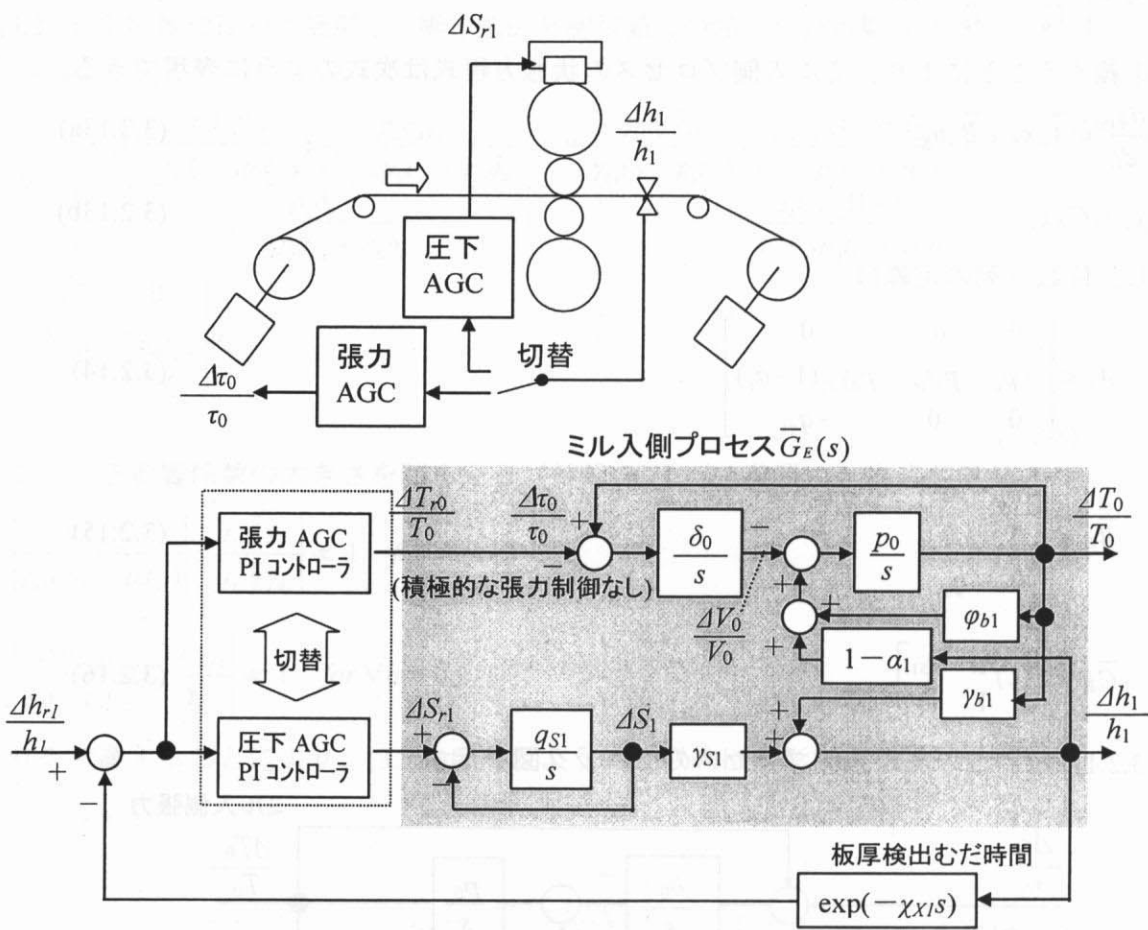


図3.2.2 典型的な従来型レバースミル AGC

3. 2. 2および3. 2. 3では、シングルスタンドのレバースミルに話を限定する。レバースミルに対して、従来から用いられてきた典型的な制御系は図3.2.2のように圧下位置を操作量とする圧下AGCと、リールモータトルク指令を操作量とする張力AGCを択一的に用いるものである<sup>\*8)</sup>。これらは圧延条件に応じて切替えて用いるのが一般的である。一方、張力についてはリールモータの（電流制御）トルク制御に任されており、積極的な張力制御は行われていない。これは、入側リールに関する運動方程式(2.2.11)からもわかるように、定常状態に関しては

$$R_0 T_0 = \tau_0 \tag{3.2.17}$$

の関係があるため、駆動トルク $\tau_0$ を制御し維持することによって、張力も所定の値に維持できるためである。

さて、ミル入側プロセスは「ミル入側リール慣性系+ミル入側板弾性系」であり、固有周波数 $\omega_0$ 、減衰係数 $\zeta_0$ の2次系である。圧下位置操作を用いた圧下AGCのプロセス動特性は、(3.2.11)からもわかるように、

$$\frac{\Delta h_1/h_1}{\Delta S_1} = \gamma_{s1} \frac{s^2 - sp_0 \hat{t}_{00} + p_0 \delta_0}{s^2 - sp_0 t_{00} + p_0 \delta_0} = \gamma_{s1} \left( 1 + \gamma_{b1} (1 - \alpha_1) \frac{sp_0}{s^2 - sp_0 t_{00} + p_0 \delta_0} \right) \quad (3.2.18)$$

と伝達関数表現できる。(3.2.18)右辺の括弧内第2項は圧下位置操作によるリール張力の過渡的な変化を表している。図.2.4.4に示した $G_{SE}(s)$  ( $=\bar{G}_E(s)$ ) のボード線図において、周波数 $\omega=\omega_0$ で見られる $\Delta h_1/h_1/\Delta S_1$ のゲインの落ち込みもこの影響である。即ち、圧下位置操作を用いた圧下AGCでもその制御性は張力応答性の影響を受けるため、板厚精度向上のためには張力制御性能を向上させることが必要となる。また、トルク指令を用いた張力AGCの応答性が、張力制御性能に左右されることはいうまでもない。

ところが、シングルスタンドのレバースミルは、コンパクトな設備であるのがその特長の一つでもあるため、専用の張力検出装置は設置できないことが多い。このような背景のもと、本節ではオブザーバを用いて実現した高応答の実張力推定法と、実績張力を用いた積極的な張力制御について述べる<sup>\*)</sup>。

## (2) 基本関係式

張力をリール駆動系に加わる外乱信号として扱い、オブザーバを用いてリール駆動モータで実測される信号から実張力を推定する。まず、基本関係式は(3.2.13a)の第1、2行

$$\frac{d}{dt} \frac{\Delta V_0}{V_0} = \delta_0 \frac{\Delta T_0}{T_0} - \delta_0 \frac{\Delta \tau_0}{\tau_0} \quad (3.2.19)$$

$$\frac{d}{dt} \frac{\Delta T_0}{T_0} = -p_0 \frac{\Delta V_0}{V_0} + p_0 t_{00} \frac{\Delta T_0}{T_0} + p_0 \gamma_{s1} (1 - \alpha_1) \Delta S_1 \quad (3.2.20)$$

である。但し、(3.2.20)で表される張力挙動の動特性は推定対象とはせず、

$$\frac{-p_0 t_{00}}{s - p_0 t_{00}} \cong 1 \quad (3.2.21)$$

$$\therefore \frac{d}{dt} \frac{\Delta T_0}{T_0} = 0 \quad (3.2.22)$$

と仮定することにより、静的な関係式と見なす。さらに(3.2.20)で、リール速度変化 $\Delta V_0/V_0$ だけでは説明のつかない張力変化要因、即ち、第1スタンド入側板速度変動に起因する張力変動要因を推定対象の張力外乱 $\Delta T_D/T_D$ とすることにより、

$$0 = -p_0 \frac{\Delta V_0}{V_0} + p_0 t_{00} \left( \frac{\Delta T_0}{T_0} - \frac{\Delta T_D}{T_D} \right) \quad (3.2.23)$$

そして、推定対象である未知の状態変数 $\Delta T_D$ の変化は十分緩やかであるとして

$$\frac{d}{dt} \frac{\Delta T_D}{T_D} = 0 \quad (3.2.24)$$

との仮定をおく。

このとき対象モデルは次の状態方程式で記述でき、対象プロセスのブロック図も図.3.2.1

にかわって図.3.2.3となる。これは、リール慣性系の動特性モデルに対して、ミル入側張力変動を負荷トルクのレベル変動として推定しようとするものである。

$$\frac{d}{dt} x_{E0} = A_{E0} x_{E0} + B_{E0} u_{E0} \quad (3.2.25a)$$

$$y_{E0} = C_{E0} x_{E0} \quad (3.2.25b)$$

但し、変数ベクトルは、

$$x_{E0} \equiv \begin{bmatrix} \frac{\Delta V_0}{V_0} & \frac{\Delta T_D}{T_D} \end{bmatrix}^T \quad (3.2.26)$$

$$u_{E0} \equiv \frac{\Delta \tau_0}{\tau_0} \quad (3.2.27)$$

$$y_{E0} \equiv \frac{\Delta T_0}{T_0} \quad (3.2.28)$$

また、係数行列は

$$A_{E0} \equiv \begin{bmatrix} \frac{\delta_0}{t_{00}} & \delta_0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (3.2.29)$$

$$B_{E0} \equiv \begin{bmatrix} -\delta_0 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (3.2.30)$$

$$C_{E0} \equiv \begin{bmatrix} \frac{1}{t_{00}} & 1 \end{bmatrix} \quad (3.2.31)$$

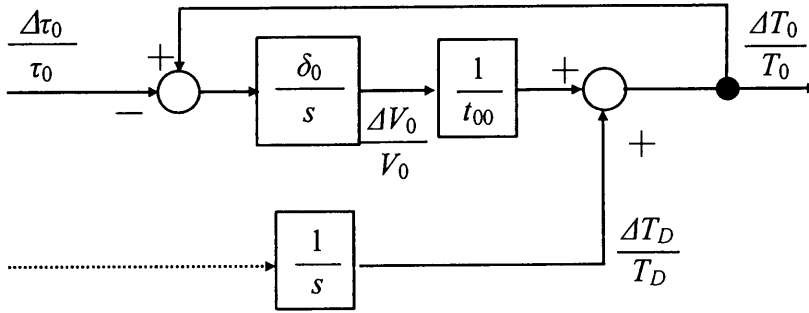


図.3.2.3 ミル入側プロセスモデルの変形

### (3) 最小次元オブザーバの構成

(3.2.26)の2つの状態変数の内、リール速度 $\Delta V_0/V_0$ は直接検出できる変数であるので、もう一方の張力外乱 $\Delta T_D/T_D$ のみを推定すればよい。従って、最小次元オブザーバを構成することができ、入側張力 $\Delta T_0/T_0$ は、リールモータトルク $\Delta \tau_0/\tau_0$ とリール速度 $\Delta V_0/V_0$ を入力とする次式で推定できる（付録.3A.1参照）。

$$\frac{d}{dt} z = -\rho z + \rho \left\{ \frac{\Delta \tau_0}{\tau_0} - \left( \frac{1}{t_{00}} + \frac{\rho}{\delta_0} \right) \frac{\Delta V_0}{V_0} \right\} \quad (3.2.32)$$

$$\frac{\Delta \tilde{T}_0}{T_0} = \left( \frac{1}{t_{00}} + \frac{\rho}{\delta_0} \right) \frac{\Delta V_0}{V_0} - z \quad (3.2.33)$$

ここで、 $z$ はオブザーバの状態変数、 $\Delta \tilde{T}_0/T_0$ は張力推定値、 $-\rho$ はオブザーバの極である。

この張力推定オブザーバのブロック図を、図3.2.4に示す。



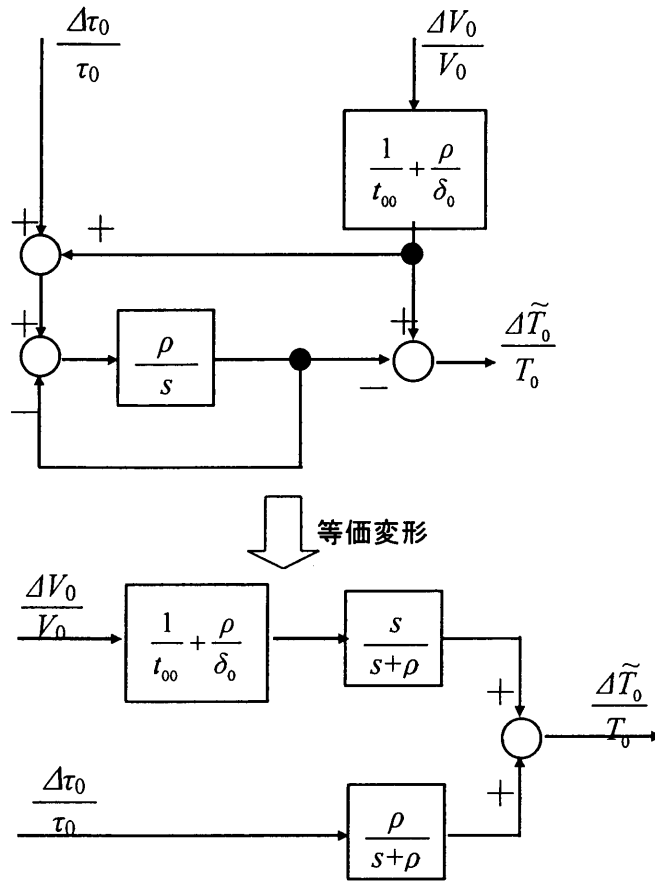


図.3.2.4 張力推定オブザーバの構成と等価変換

等価変形した図からもわかるように、入側張力 $\Delta T_0/T_0$ の推定値は、リールモータトルク $\Delta\tau_0/\tau_0$ に1次のローパスフィルタ、リール速度 $\Delta V_0/V_0$ に1次のハイパスフィルタをかけたものの和で構成されており、そのフィルタ時定数が $1/\rho$ である。オブザーバを構成するために

必要なパラメータ $(\frac{1}{t_{00}} + \frac{\rho}{\delta_0})$ において、 $t_{00}$ は第1スタンドの圧延条件で決まるパラメータであ

るため、その推定精度は機械的な定数から求められる $\delta_0$ に比べて劣る。従って、実機制御系の実現という観点からは、まず $\rho$ をできるだけ大きくして $t_{00}$ のモデル予測精度の影響を相対的に小さくする方が望ましいし、 $\rho$ が大きければオブザーバの収束性が速くなる点でも有利である。一方、リール速度 $\Delta V_0/V_0$ の1次ハイパスフィルタ（擬似微分）がノイズの影響を受けずに実現できる程度には、 $\rho$ の大きさを抑制しておく必要がある。従って、実際には両方の要素をバランスして $\rho$ を決めることになる。

### 3. 2. 3 張力フィードバックによる応答改善

リール実張力の検出あるいは推定ができるようになると、張力の制御もリールモータのトルク制御だけに任せるのではなく、より積極的に制御し応答性を向上することが可能となる。その方法の一つに図3.2.5のような張力制御のPIコントローラを導入する考え方がある。この方式は張力の安定性には優れているが、張力を板厚制御の操作量として張力AGCの形で用いる場合、張力目標値に対する追従性の点で不利である。

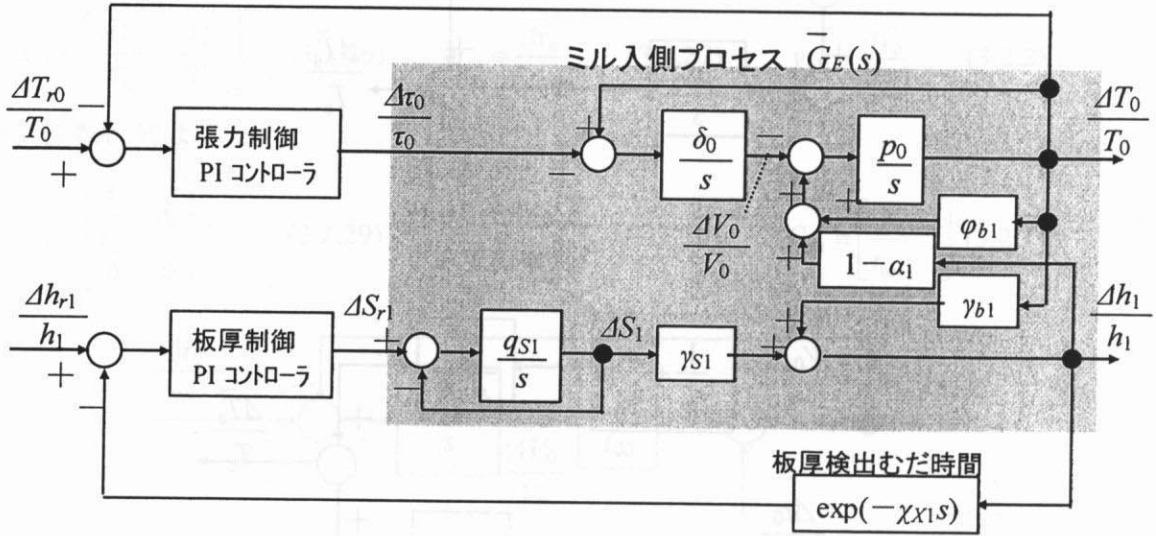


図3.2.5 張力制御を含むレバースミルの従来型制御系

3. 3. 3で後述する、住友金属工業和歌山製鉄所第2コールドレバースミルでは、積分処理を介さないフィードバックにより張力応答性の改善を実用化した。そのブロック図を図3.2.6に示すが「アクティブ張力制御」と称している。これは、張力偏差に比例ゲインを乗じてトルク指令に重畳するものであり、等価変形すると張力制御フィードバックゲインを $(1+K_T)$ 倍することに相当することがわかる。張力指令から実張力への伝達関数を求めると

$$\frac{\Delta T_0 / T_0}{\Delta T_{r0} / T_0} = \frac{p_0 \delta_0 (1 + K_T)}{s^2 + s p_0 t_{00} + p_0 \delta_0 (1 + K_T)} \quad (3.2.34)$$

となり、固有周波数、減衰係数はそれぞれ

$$\omega_0 = \sqrt{p_0 \delta_0 (1 + K_T)} \quad (3.2.35)$$

$$\zeta_0 = \frac{t_{00}}{2} \sqrt{\frac{p_0}{\delta_0 (1 + K_T)}} \quad (3.2.36)$$

となる。

即ち、 $K_T$ を大きくし制御をきかすほど固有周波数が大きくなり応答性が向上することがわかる。しかし、一方、減衰係数が小さく振動的になり安定余裕が減ってくるため限界がある。例えば、減衰係数の下限を $\zeta_{0min}$ とすれば

$$K_T \leq \frac{p_0}{\delta_0} \left( \frac{t_{00}}{2\zeta_{0\min}} \right)^2 - 1 \quad (3.2.37)$$

により  $K_T$  の上限が決まる。(3.2.37)の右边が十分大きく  $K_T$  を上げる余地が十分にある場合は有効であるが、逆に右边が負の場合は元のプロセス自体が既に振動的であることを意味しており、本節で述べたような単純な張力制御応答改善の手法は有効ではない。

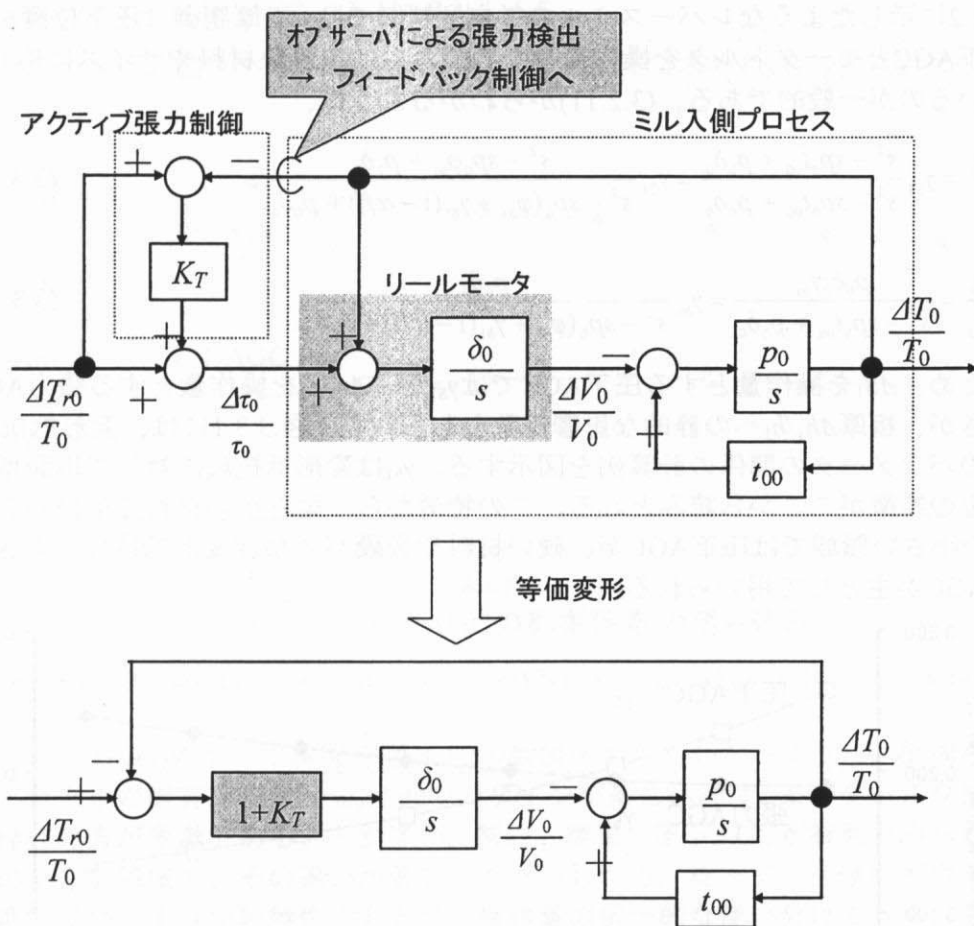


図.3.2.6 張力フィードバックによる応答改善

### 3. 3 板厚・張力の非干渉制御

#### 3. 3. 1 従来方式の課題と静的な非干渉補償

##### (1) 圧下AGC／張力AGC択一方式の課題

図3.2.2に示したようなレバースミルの従来型制御では、板厚制御は圧下位置を操作量とする圧下AGCとモータトルクを操作量とする張力AGCを対象材料やサイズに応じて切替えて用いるのが一般的である。(3.2.11)からわかるように、

$$\frac{\Delta h_1/h_1}{\Delta S_1} = \gamma_{s1} \frac{s^2 - sp_0 \hat{t}_{00} + p_0 \delta_0}{s^2 - sp_0 t_{00} + p_0 \delta_0} = \gamma_{s1} \frac{s^2 - sp_0 \phi_{b1} + p_0 \delta_0}{s^2 - sp_0 (\phi_{b1} + \gamma_{b1}(1 - \alpha_1)) + p_0 \delta_0} \quad (3.3.1)$$

$$\frac{\Delta h_1/h_1}{\Delta \tau_0/\tau_0} = \frac{p_0 \delta_0 \gamma_{b1}}{s^2 - sp_0 t_{00} + p_0 \delta_0} = \gamma_{b1} \frac{p_0 \delta_0}{s^2 - sp_0 (\phi_{b1} + \gamma_{b1}(1 - \alpha_1)) + p_0 \delta_0} \quad (3.3.2)$$

であるため、 $\Delta S_1$ を操作量とする圧下AGCでは $\gamma_{s1}$ が、 $\Delta \tau_0/\tau_0$ を操作量とする張力AGCでは $\gamma_{b1}$ の大きさが、板厚 $\Delta h_1/h_1$ への静的な影響係数をあらわす。図3.3.1には、変形抵抗 $k_m$ の値とこれらのパラメータの関係の計算例を図示する。 $\gamma_{b1}$ は変形抵抗 $k_m$ に対して単調増加、 $\gamma_{s1}$ は単調減少の特徴がここから読みとれる。この特徴から、柔らかい材料や前段パスなど変形抵抗 $k_m$ の小さい領域では圧下AGCが、硬い材料や後段パスなど変形抵抗 $k_m$ の大きい領域では張力AGCが主として用いられる。

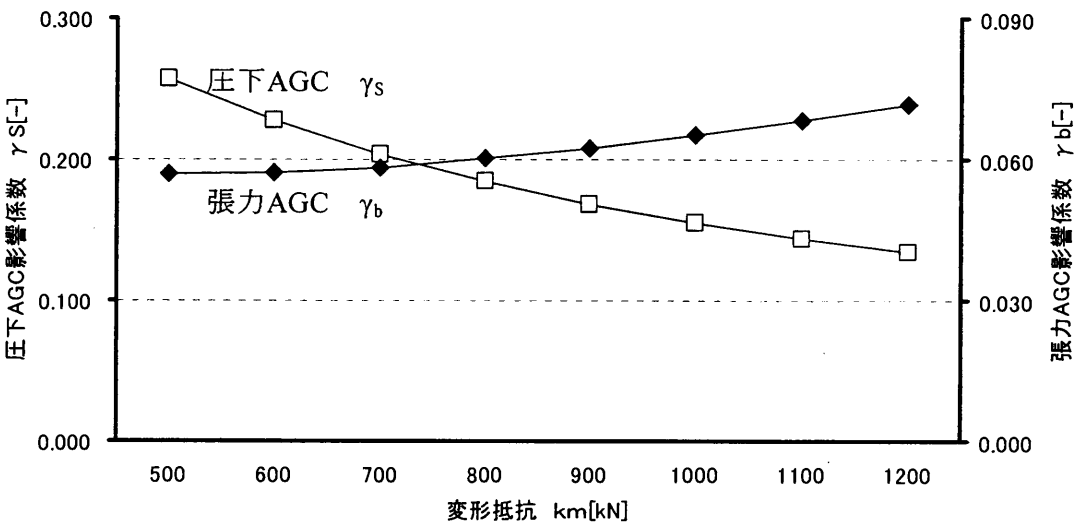


図3.3.1 AGCの影響係数と変形抵抗

$$H(\text{mm})=2.3, h(\text{mm})=1.96, \mu(-)=0.04, \sigma(\text{kN})=0.2 \times k_m$$

しかし、ミル入側プロセス、即ち「ミル入側リール慣性系＋ミル入側板弾性系」における板厚制御の応答性能を決めるのは、その動特性である。(3.3.1)(3.3.2)から、固有周波数 $\omega=\omega_0=(p_0 \delta_0)^{1/2}$ におけるゲインと周波数 $\omega=0$ におけるゲインの比を、圧下位置操作、モータトルク操作のそれぞれについて求める。その結果、圧下AGC即ち圧下位置操作の場合は、

$$g_s = \frac{\varphi_{b1}}{\varphi_{b1} + \gamma_{b1}(1 - \alpha_1)} \quad (3.3.3)$$

張力AGC即ちモータトルク操作の場合は

$$g_T = \frac{\sqrt{\delta_0}}{\sqrt{p_0}(\varphi_{b1} + \gamma_{b1}(1 - \alpha_1))} = \frac{R_0 \sigma_0}{V_0(\varphi_{b1} + \gamma_{b1}(1 - \alpha_1))} \sqrt{\frac{L_0 h_0 b}{J_0 E}} \quad (3.3.4)$$

となることがわかる。図.3.3.2には図.3.3.1と同じ数値条件で求めた $g_s$ ,  $g_T$ の値を図示した。

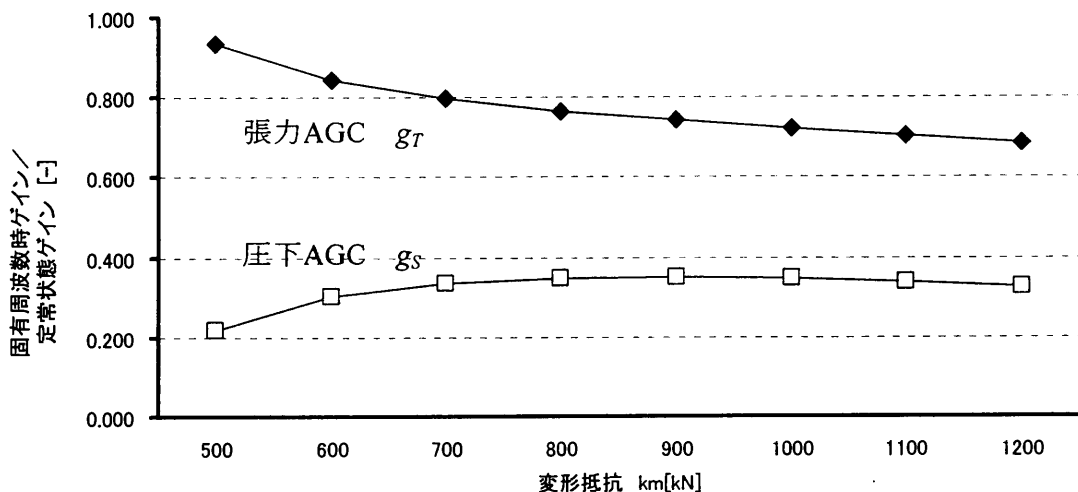


図.3.3.2  $\omega_0$ でのAGCの影響係数の落ち込み

$H(\text{mm})=2.3$ ,  $h(\text{mm})=1.96$ ,  $\mu(-)=0.04$ ,  $\sigma(\text{kN})=0.2 \times k_m$ ,  $V(\text{m/s})=10$   $\omega_0=18(\text{rad/s})$

図.2.4.4に示した $G_{SE}(s)$ のボード線図や図.3.3.2の数値例からもわかるように、低周波数領域を基準としたときの固有周波数 $\omega=\omega_0$ 付近でのゲインが落ち込みは、モータトルク操作より圧下位置操作の方が急激であることが多い。特に、従来、圧下AGCが有利とみられていた変形抵抗の小さい領域で、その違いが著しいことがわかる。従って、板厚制御性能を高めるためには、従来のような静特性にもとづく操作量の択一的な使い分けでなく、動特性を考慮して圧下位置とモータトルクをうまく併用する必要があると考えられる。

## (2) 静的な非干渉補償

ここでは、非干渉化行列 $M_E$ による非干渉化前置補償

$$u_E = M_E y_E^{\#} \quad (3.3.5)$$

の適用を検討する。 $y_E^{\#}$ は2. 5で定義したとおり、行列 $T_y$ によるサブプロセス区分のための変換を $y^{\#}$ に施した結果得られる、入側プロセスの操作量である。

$$y_E^{\#} \equiv \left[ \frac{\Delta h_1^{\#}}{h_1} \quad \frac{\Delta T_0^{\#}}{T_0} \right]^T \quad [2] \quad (2.5.16)$$

このとき

$$\bar{G}_E(s) M_E = I_{(2)} \quad (3.3.6)$$

が、非干渉化前置補償の理想条件である。まず、定常状態に対する非干渉化補償

$$M_{E0} \equiv \overline{G}_E(0)^{-1} = \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ \frac{1}{\gamma_{S1}} & -\frac{\gamma_{b1}}{\gamma_{S1}} \end{bmatrix} \quad \text{【2×2】} \tag{3.3.7}$$

の期待効果について確認する（図.3.3.3）。

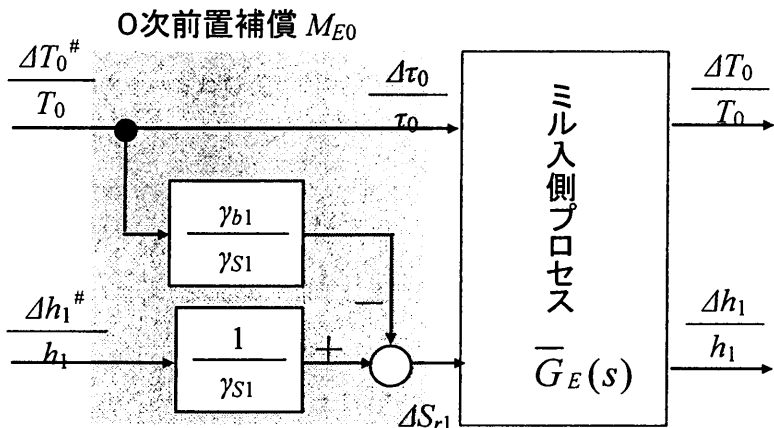


図.3.3.3 0 次の非干渉前置補償

この0次前置補償 $M_{E0}$ を用いたときの $y_E^{\#}$ から $y_E$ へのトータルプロセスの伝達関数 $A_{E0}(s)$ は

$$A_{E0}(s) \equiv \overline{G}_E(s)M_{E0} = \begin{bmatrix} \frac{s^2 - sp_0t_{00} + p_0\delta_0}{s^2 - sp_0t_{00} + p_0\delta_0} \frac{q_{S1}}{s + q_{S1}} & \frac{sy_{b1}(p_0\delta_0 - q_{S1}(s - p_0\phi_{b1}))}{(s^2 - sp_0t_{00} + p_0\delta_0)(s + q_{S1})} \\ \frac{sp_0(1 - \alpha_1)}{s^2 - sp_0t_{00} + p_0\delta_0} \frac{q_{S1}}{s + q_{S1}} & \frac{sp_0\delta_0 + q_{S1}(p_0\delta_0 - sy_{b1}p_0(1 - \alpha_1))}{(s^2 - sp_0t_{00} + p_0\delta_0)(s + q_{S1})} \end{bmatrix} \quad \text{【2×2】} \tag{3.3.8}$$

となる。 $A_{E0}(s)$ の標準条件での数値計算例を表.3.3.3に、ボード線図を図.3.3.4に示す。

表.3.3.3 0次非干渉補償時のトータルプロセス動特性 $A_{E0}(s)$ の標準条件での計算例

| 操作量<br>制御量               | $\frac{\Delta h_1^{\#}}{h_1}$            | $\frac{\Delta T_0^{\#}}{T_0}$              |
|--------------------------|--|--|
| $\frac{\Delta h_1}{h_1}$ | $\frac{s^2 + 7s + 344}{s^2 + 16s + 344}$ | $\frac{0.026s^2 + 0.19s}{s^2 + 16s + 344}$ |
| $\frac{\Delta T_0}{T_0}$ | $\frac{334s}{s^2 + 16s + 344}$           | $\frac{9s + 344}{s^2 + 16s + 344}$         |

注：圧下位置制御装置の応答は速い、即ち $q_{S1}$ は十分大きいと仮定

$A_{E0}(s)$ では、1)  $\Delta h_1^{\#}/h_1$ から $\Delta h_1/h_1$ への影響伝達関数（第(1,1)-要素）は周波数 $\omega=\omega_0$ の付近でゲインの落ち込みがある、2) 本来、影響が残るのは望ましくない $\Delta h_1^{\#}/h_1$ から $\Delta T_0^{\#}/T_0$ への影響伝達関数（第(2,1)要素）は周波数 $\omega=\omega_0$ 付近で大きな影響が残るなど、前置補償 $M_{E0}$ ではうまく非干渉化できていない。このことは、 $M$ による非干渉補償はミル入側プロセスには適さないとの、2．5．1での検討結果と一致する。

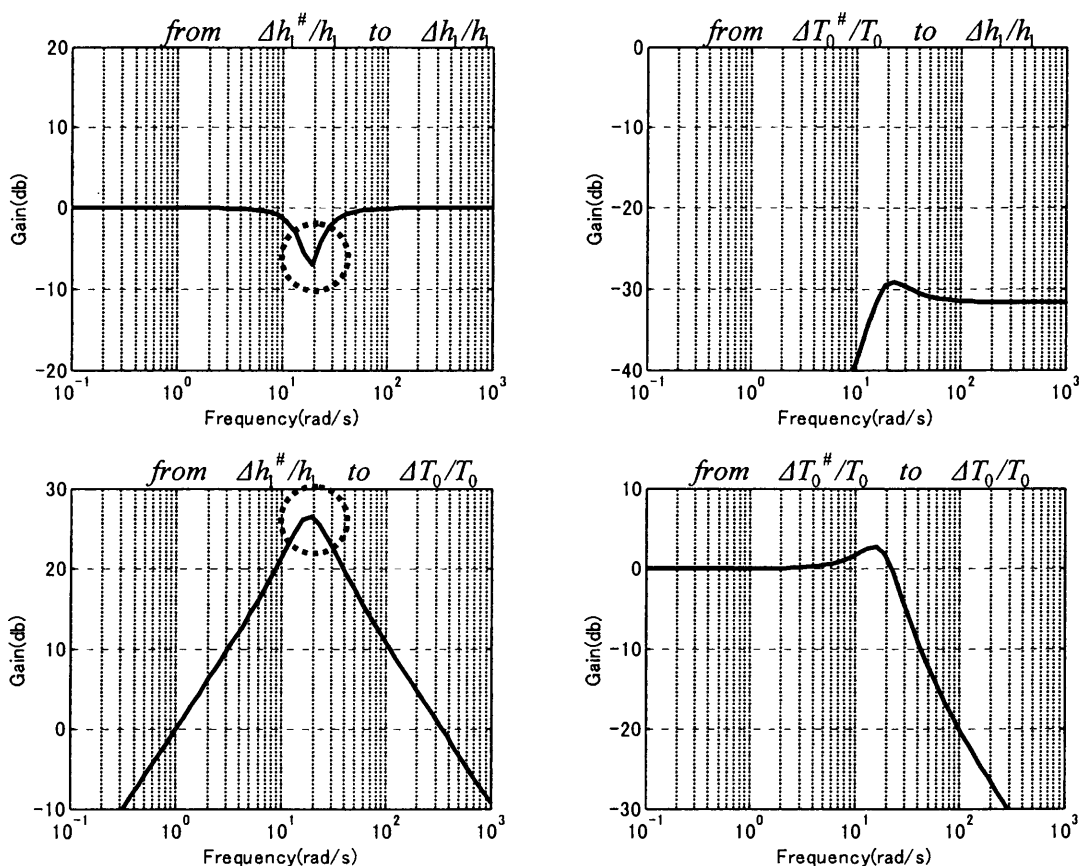


図.3.3.4 0次非干渉時のトータルプロセス $A_{E0}(s)$ のボード線図（標準条件）

### 3. 3. 2 動的な非干渉補償

次に非干渉化の周波数範囲を $M_{E0}$ のような定常状態だけでなく、低周波数領域までの拡張を試みる。具体的には、単純な非干渉前置補償器の候補である

$$M_{E1}^*(s) \equiv \bar{G}_E(s)^{-1} = \begin{bmatrix} \frac{-s(1-\alpha_1)}{\delta_0} & \frac{s^2 - sp_0 t_{00} + p_0 \delta_0}{P_0 \delta_0} \\ \frac{1}{\gamma_{S1}} \frac{s + q_{S1}}{q_{S1}} & -\frac{\gamma_{b1}}{\gamma_{S1}} \frac{s + q_{S1}}{q_{S1}} \end{bmatrix} \quad [2 \times 2] \quad (3.3.9)$$

に対して、実装を考慮した改善を施す。まず、(3.3.9)  $M_{E1}^*(s)$ の第(1,2)要素を低周波数領域の近似式である

$$\frac{s^2 - sp_0 t_{00} + p_0 \delta_0}{p_0 \delta_0} \cong 1 \quad \text{for } \forall \omega \ll \omega_0 \quad (3.3.10)$$

を用いて入れ替える。さらに、第1列に調整可能な1次ローパスフィルタ $q/(s+q)$ を乗じることにより、第(1,1)要素の微分を擬似微分の形で実現できるようにする。また、第2列には $q_{S1}/(s+q_{S1})$ を乗じることにより、第(2,2)要素の微分を不要にする。こうして(3.3.9)に改善

を加えた 1 次の非干渉前置補償

$$M_{E1}(s) \equiv \begin{bmatrix} \frac{-(1-\alpha_1)}{\delta_0} \frac{sq}{s+q} & \frac{q_{S1}}{s+q_{S1}} \\ 1 & -\frac{\gamma_{b1}}{\gamma_{S1}} \end{bmatrix} \quad [2 \times 2] \tag{3.3.11}$$

が得られる。尚、(3.3.11)  $M_{E1}(s)$ にあらわれるパラメータ $\delta_0$ は、圧延中に変化するリール周速度 $V_0$ やリール径 $R_0$ によって決まるため、これらの値に応じてリアルタイムに演算する必要がある点、注意が必要である。

この非干渉補償 $M_{E1}(s)$ を用いたときの $y_E^\#$ から $y_E$ へのトータルプロセスの伝達関数 $A_{E1}(s)$ は、

$$A_{E1}(s) \equiv \overline{G}_E(s) M_{E1}(s) = \begin{bmatrix} \frac{q}{s+q} & \frac{-s(s-p_0\phi_{b1})\gamma_{b1}}{s^2-sp_0t_{00}+p_0\delta_0} \frac{q_{S1}}{s+q_{S1}} \\ 0 & \frac{-(s\gamma_{b1}p_0(1-\alpha_1)-p_0\delta_0)}{s^2-sp_0t_{00}+p_0\delta_0} \frac{q_{S1}}{s+q_{S1}} \end{bmatrix} \quad [2 \times 2] \tag{3.3.12}$$

となる。 $A_{E1}(s)$ の標準条件の数値例を表.3.3.4に、ボード線図を図.3.3.5に示す。 $A_{E0}(s)$ との第 1 列の比較から明らかなように、1)  $\Delta h_1^\#/h_1$ から $\Delta h_1/h_1$ への影響伝達関数のゲインの落ち込みは解消されており、2)  $\Delta h_1^\#/h_1$ から $\Delta T_0^\#/T_0$ への影響伝達関数も理論的には0になっているなど、課題は解決されていることがわかる。

表.3.3.4 1次非干渉補償時のトータルプロセス動特性 $A_{E1}(s)$ の標準条件での計算例

| 操作量<br>制御量               | $\frac{\Delta h_1^\#}{h_1}$ | $\frac{\Delta T_0^\#}{T_0}$          |
|--------------------------|-----------------------------|--------------------------------------|
| $\frac{\Delta h_1}{h_1}$ | $\frac{100}{s+100}$         | $\frac{0.026s^2+0.19s}{s^2+16s+344}$ |
| $\frac{\Delta T_0}{T_0}$ | 0                           | $\frac{9s+344}{s^2+16s+344}$         |

注：圧下位置制御装置の応答は速い、即ち $q_{S1}$ は十分大きいと仮定  
 フィルタ時定数 $1/q=0.01$  と設定



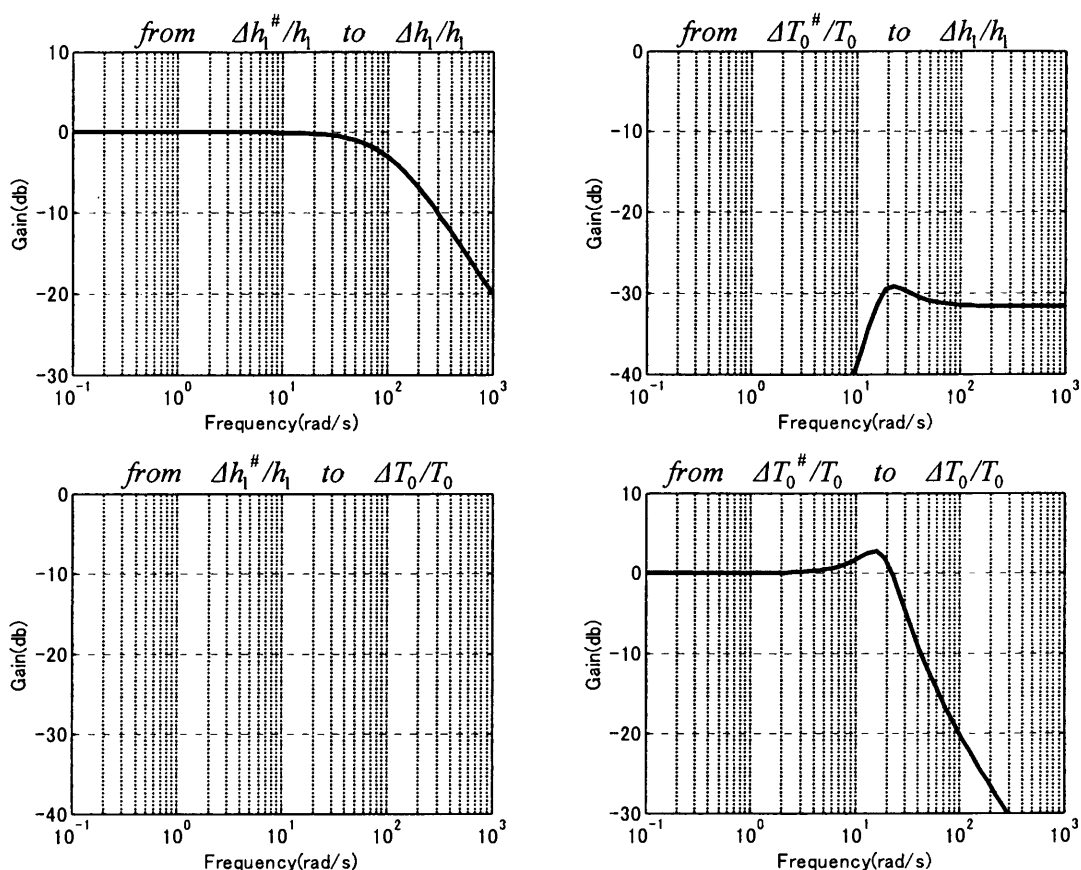


図.3.3.5 1次非干渉時のトータルプロセス $A_{E1}(s)$ のボード線図（標準条件）

この1次の非干渉化前置補償 $M_{E1}(s)$ を用いたときの板厚・張力制御系を図.3.3.6に示す。 $M_{E1}(s)$ では板厚制御のための操作量は、低周波数成分は圧下位置操作に、高周波数成分はモータトルク操作にそれぞれ配分する構成になっている<sup>\*5)</sup>。

パラメータ $q$ はローパスフィルタの遮断周波数であるため、できるだけ大きく帯域幅が広がる方が板厚制御性能の上では望ましいことは明らかである。一方、 $M_{E1}(s)$ の第1列の擬似微分要素 $s/(s+q)$ および位相進み遅れ補償要素 $(s+q_{S1})/(s+q)$ を実現するためには $q$ はある程度小さくなくてはならず、実装に際してはこれらのバランスでその値が決められる。

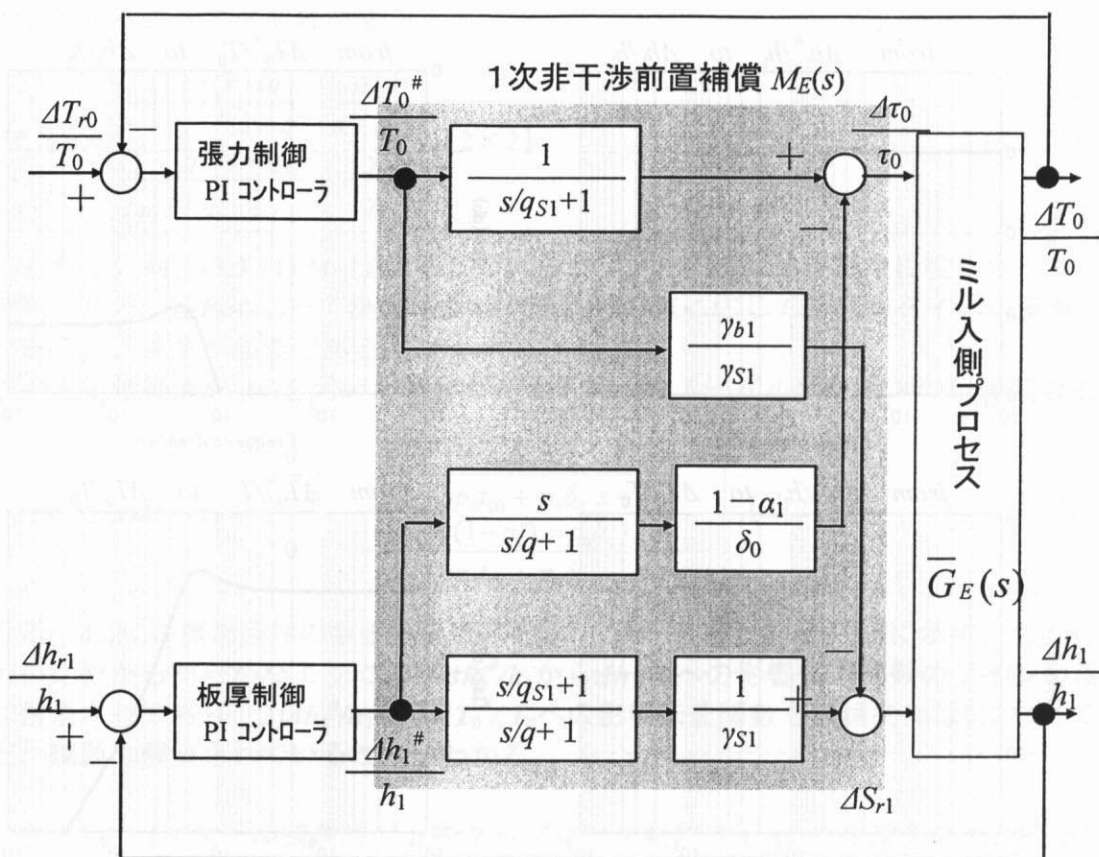


図.3.3.6 1次の非干渉前置補償と閉ループ制御系

圧下位置制御装置の能力が向上し $q_{S1}$ が大きくなっても、それに応じて $q$ が大きくなるわけではない。寧ろ $q$ の上限については、擬似微分 $s/(s+q)$ の実現可否とその指令通りにモータトルク（電流）が動くか否かが制約になることが多い。例えば、レバースミルでは、特に高速圧延時や巻戻しリール径が小さくなるパス後半には

$$\delta_0 \equiv \frac{R_0^2 T_0}{J_0 V_0} \quad (3.3.13)$$

が小さくなる。(3.3.11)の $M_{E1}(s)$ の第(1,1)要素に $-(1-\alpha_1)/\delta_0$ が係数としてかかっていることからわかるように、 $\delta_0$ が小さくなると板厚制御コントローラは大きなモータトルク指令を要求するようになる。従って、モータ電流制限のようなモータトルク（電流）制御性能との関係が重要となる。板厚制御性能がモータトルクの制御性能に依存しているという状況は制御方法によるものではない。制御対象外乱の周波数領域がある程度高くなると、効果のある操作量は圧下位置ではなくモータトルクになるという、3. 3. 1で述べたようなプロセス特性に起因している。特にフィードフォワード系の制御では板厚制御系の指令信号そのものに高周波成分が多くなってくるため注意が必要である。

尚、本節で述べた非干渉制御の手法では「ミル入側プロセス」のダイナミクスの改善は行われなため、これが効果的であるためには、固有周波数 $\omega_0$ や減衰係数 $\zeta_0$ が十分大きいことが前提である。

### 3. 3. 3 実機への適用例

図3.3.7は、1988年に住友金属工業（株）和歌山製鉄所に建設された、冷延NO.2レバース圧延機のAGCシステムの概略構成図である<sup>\*)</sup>。この圧延機は高炭素鋼、電磁鋼板などの板厚精度仕様が厳しく、かつ圧延の困難な材料を、高効率で生産するために建設されたもので、AGCシステムもその目的に合致した最新鋭のものとして、本章3. 2、3. 3で説明してきた機能を適用している。

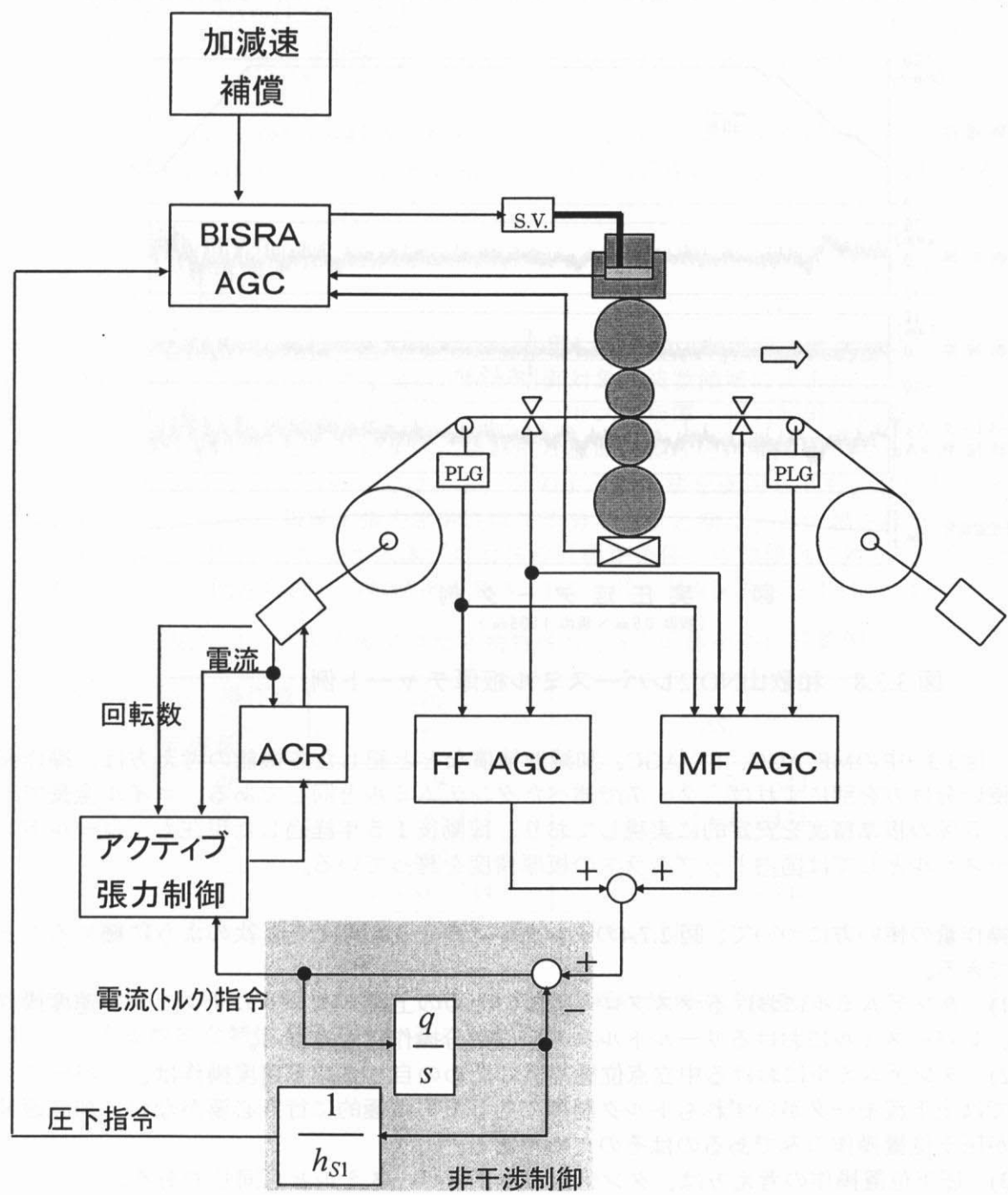


図3.3.7 レバースミルAGCシステム構成

図3.3.7のAGCシステムの構成で特徴となるのが、非干渉制御およびアクティブ張力制御である。非干渉制御は本節で説明した1次非干渉補償の考え方を具現化したものである。アクティブ張力制御は、3. 2で説明した張力推定オブザーバとこれにもとづく張力フィードバック制御のロジックが実装されている。図3.3.8には実機の板厚チャート例を示すが、リールモータ電流（トルク）指令が高周波数成分を、圧下位置指令が低周波数成分を受け持ち、 $\pm 2.5\mu\text{m}$ の板厚精度を実現していることがわかる。また、巻き戻しリール径が小さくなるパスの後半では、モータ電流（トルク）指令が大きくなることも確認できる。

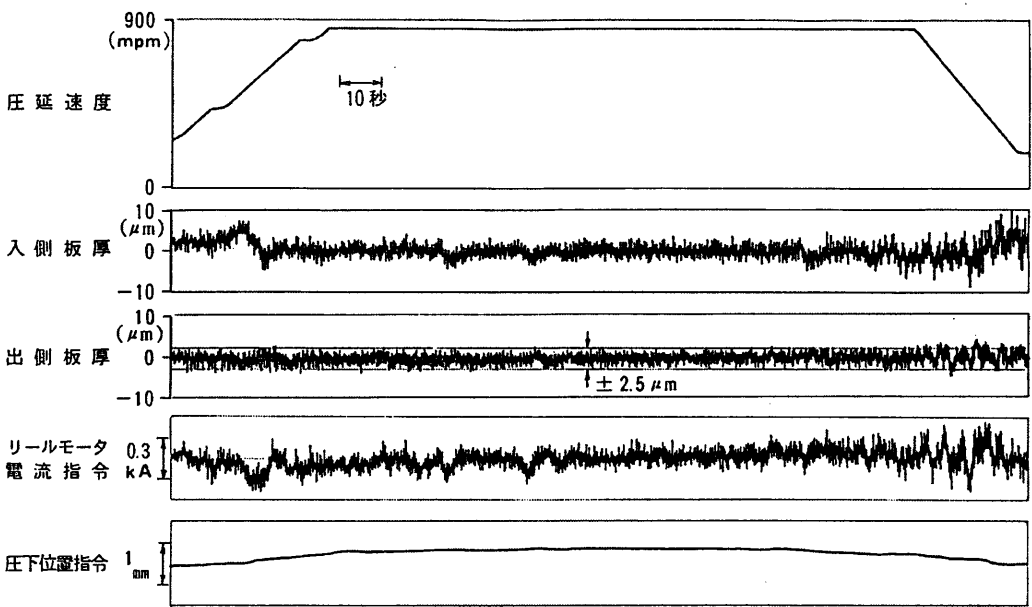


図 実 圧 延 デ ー タ 例  
(板厚 0.5mm × 板巾 1105mm)

図3.3.8 和歌山NO.2レバースミル板厚チャート例

尚、図3.3.7中のMF AGC、FF AGC、加減速補償などと記した各機能の考え方は、操作量の使い分け方を別にすれば、2. 7で述べたタンデムミルと同じである。コイル全長で $\pm 0.5\%$ の板厚精度を安定的に実現しており、稼働後15年経過した現在も、コールドレバースミルとしては国内トップクラスの板厚精度を誇っている。

操作量の使い方について、図2.7.4のタンデムミルと比較すると、次のように纏めることができる。

- 1) タンデムミルにおけるマスフロー補償のための上流スタンドのサクセシブ速度操作が、レバースミルにおけるリールトルクの擬似微分操作に対応する。
- 2) タンデムミルにおける中立点位置補償のための自スタンド速度操作は、レバースミルでは上下流モータがいずれもトルク制御であるため積極的に行う必要がない。加減速補償が圧下位置操作のみであるのはそのためである。
- 3) 圧下位置操作の考え方は、タンデムミル、レバースミルとも同じである。

### 3. 4 ILQ制御の適用

#### 3. 4. 1 ILQ制御則の導出

##### (1)プロセス動特性改善の必要性

2. 4で定義したミル入側プロセスの減衰係数の式

$$\zeta_0 \equiv -\frac{t_{\infty}}{2} \sqrt{\frac{p_0}{\delta_0}} = -\frac{V_0(\gamma_{b1}(1-\alpha_1)+\varphi_{b1})}{2R_0\sigma_0\sqrt{\frac{h_0bL_0}{J_0E}}} \quad (2.4.65)$$

からもわかるように、板断面積 $h_0b$ が大きい、距離 $L_0$ が長い、速度 $V_0$ が低い、などの条件の下では、減衰係数 $\zeta_0$ は小さくなり、その結果プロセスは振動的になる。また、固有振動数の式

$$\omega_0 \equiv \sqrt{p_0\delta_0} = R_0\sqrt{\frac{h_0bE}{J_0L_0}} \quad (2.4.64)$$

からもわかるように、板断面積 $h_0b$ が小さい、距離 $L_0$ が長い、などの条件下では、ミル入側プロセスの固有周波数 $\omega_0$ が小さくなる。 $\omega_0$ が制御対象周波数領域に含まれるくらい小さい場合には、2. 5. 1で述べたようにミル内プロセスの板厚・張力制御の影響をミル入側プロセスが受けることにより、結果的に最終的な板厚精度などに悪影響がでる。ところがこういった $\zeta_0$ や $\omega_0$ が小さいケースでは、3. 3のような手法を適用しても、プロセス動特性は改善されないため、板厚・張力制御性は不十分なままとなる、と予想される。

表.2.4.3、図.2.4.4に示したミル入側プロセスの「標準条件」の数値例に対して、圧延速度のみ1/6とした「低速条件」の数値例を表.3.4.1に、ボード線図を図.3.4.1に示す。

表.3.4.1 ミル入側プロセス動特性 $\bar{G}_E(s)$ の低速条件の計算例

| 操作量<br>制御量               | $\frac{\Delta\tau_0}{\tau_0}$ | $\Delta S_1$                         |
|--------------------------|-------------------------------|--------------------------------------|
| $\frac{\Delta h_1}{h_1}$ | $\frac{-9}{s^2+3s+344}$       | $0.129\frac{s^2+2s+344}{s^2+3s+344}$ |
| $\frac{\Delta T_0}{T_0}$ | $\frac{344}{s^2+3s+344}$      | $0.129\frac{56s}{s^2+3s+344}$        |

注：圧下位置制御装置の応答は速い、即ち $q_{s1}$ は十分大きいと仮定

標準条件の例と比較して明らかなように、特性方程式の減衰項の係数が小さく、ボード線図上からも振動的な特性を示していることがわかる。

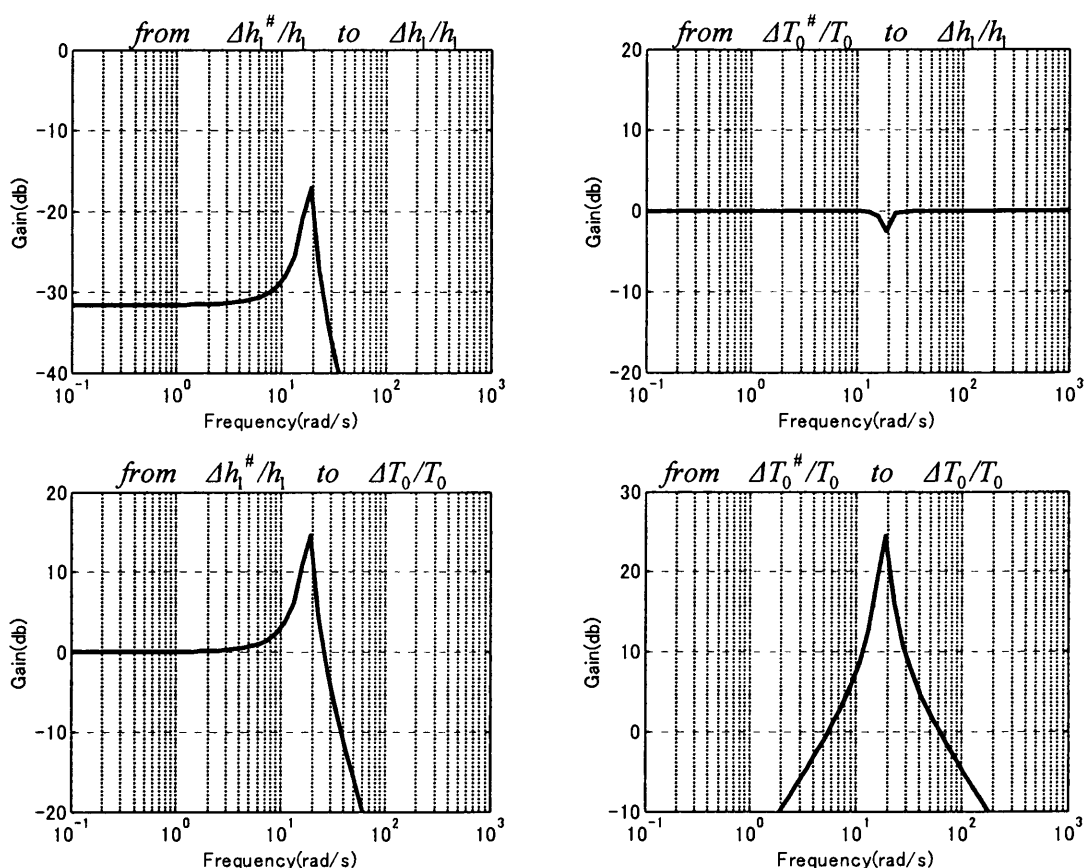


図.3.4.1 ミル入側プロセス $G_E(s)$ のボード線図（低速条件）

これに対して、3. 3で効果のあった1次の非干渉化前置補償の手法を適用した場合の計算例が表.3.4.2、ボード線図が図.3.4.2である。予想通り振動的な特性が改善されないため、制御性に問題が残る、タンデムミルの場合にはミル内プロセスへの影響も懸念される。このような場合には、プロセスの動特性に踏み込んでその改善を図る必要がある。

表.3.4.2 1次非干渉補償時のトータルプロセス動特性 $A_{E1}(s)$ の低速条件計算例

| 操作量<br>制御量               | $\frac{\Delta h_1^{\#}}{h_1}$ | $\frac{\Delta T_0^{\#}}{T_0}$       |
|--------------------------|-------------------------------|-------------------------------------|
| $\frac{\Delta h_1}{h_1}$ | $\frac{100}{s+100}$           | $\frac{0.026s^2+0.03s}{s^2+3s+344}$ |
| $\frac{\Delta T_0}{T_0}$ | 0                             | $\frac{s+344}{s^2+3s+344}$          |

注：圧下位置制御装置の応答は速い、即ち $q_{s1}$ は十分大きいと仮定  
フィルタ時定数 $1/q=0.01$

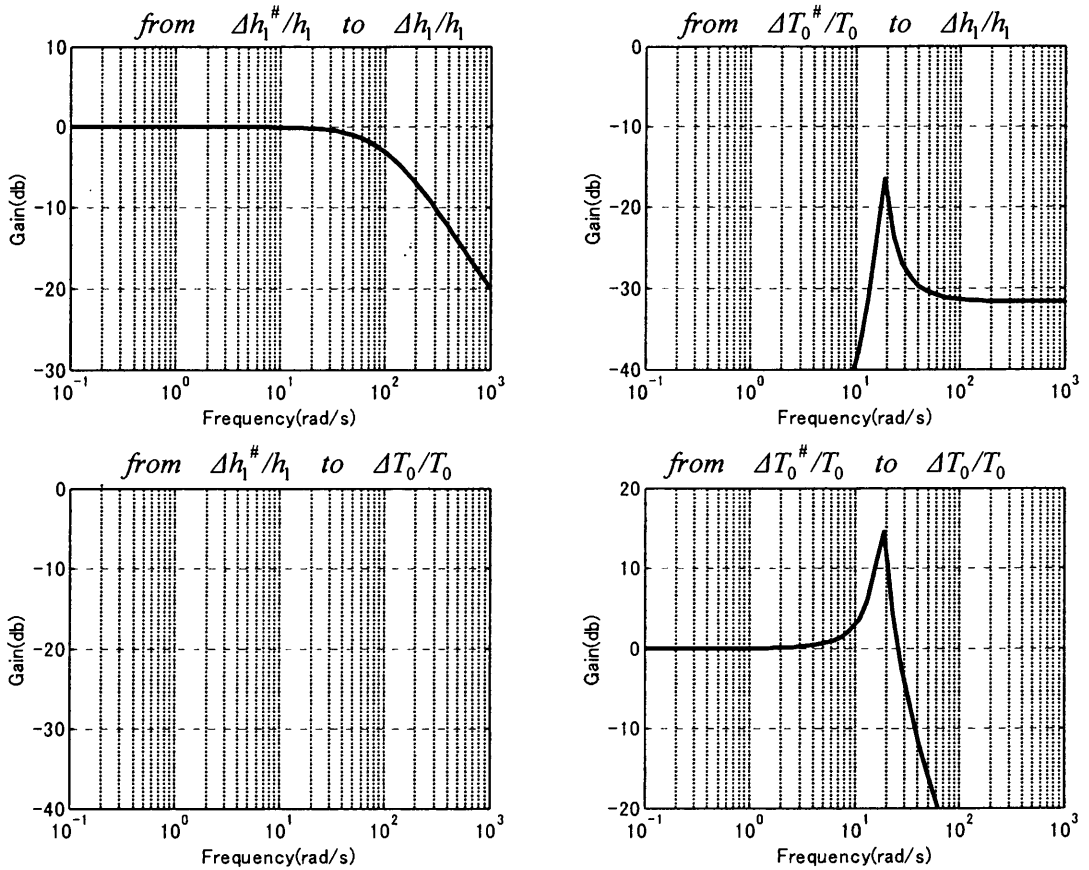


図.3.4.2 1次非干渉時のトータルプロセス $A_{E1}(s)$ のボード線図（低速条件）

## (2)ILQ制御則の導出

プロセス動特性改善のために、制御対象の構造的特徴が生かせ、制御則がパラメトリックに求められる、という特徴を持つ、ILQ制御系設計手法の適用が効果的である<sup>\*6)</sup>。ILQ (Inverse Linear Quadratic) 制御系設計法は最適レギュレータ (LQ) の逆問題を応用した設計法であり、我々の対象プロセスである(3.2.13)を例にとっていえば、その拡大系

$$\frac{dx_e}{dt} = \begin{bmatrix} \bar{A}_E & 0 \\ \bar{C}_E & 0 \end{bmatrix} x_e + \begin{bmatrix} \bar{B}_E \\ 0 \end{bmatrix} u_E \quad (3.4.1)$$

$$x_e \equiv \left[ x_E \quad \int y_E dt \right]^T \quad (3.4.2)$$

に対する制御則

$$u_E = [K_F \quad K_I] x_e \quad (3.4.3)$$

を、閉ループ系の極の漸近的収束先を指定して求める手法である。このときの制御則は、何らかの2次形式評価関数

$$J = \int_0^\infty (x_e^T Q_0 x_e + u_E^T R_E u_E) dt \quad (3.4.4)$$

$$Q_0 \equiv \text{diag}[\bar{C}_E^T \bar{C}_E, \quad 1] \quad (3.4.5)$$

を最小化することが特徴で、低感度特性やロバスト安定性などのLQの望ましい性質をもっている。また、ILQ設計手法は、制御系の応答を直接指定でき、調整パラメータにより漸近的にその指定特性が実現される、という特徴も持っている。

さて、(3.2.13)の状態方程式(図3.2.1のブロック図)で表されるこの制御対象に対してILQ制御系設計手法の適用を試みる。以下にその設計ステップを示す<sup>\*10)</sup>。

<Step1> 非干渉化行列 $D_0$ 、相対次数 $d_i$ の導出と零点の確認

相対次数の定義

$$d_i \equiv \min \{k : \bar{C}_{Ei} \bar{A}_E^{k-1} \bar{B}_E \neq 0\} \quad (i=1,2) \quad (3.4.6)$$

$$\text{但し、} \bar{C}_E = \begin{bmatrix} \bar{C}_{E1} \\ \bar{C}_{E2} \end{bmatrix} \quad (3.4.7)$$

に従うと $d_1=2$ 、 $d_2=1$ となる。よって非干渉化行列

$$D_0 = \begin{bmatrix} \bar{C}_{E1} \bar{B}_E \\ \bar{C}_{E2} \bar{A}_E \bar{B}_E \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & \gamma_{S1} q_{S1} \\ p_0 \delta_0 & \gamma_{S1} (1 - \alpha_1) q_{S1} \end{bmatrix} \quad (3.4.8)$$

は正則であることが確認でき、構造的に非干渉化可能であることがわかる。また、

$$\det \begin{bmatrix} sI - \bar{A}_E & \bar{B}_E \\ \bar{C}_E & 0 \end{bmatrix} \neq 0 \quad \text{for } \forall s \quad (3.4.9)$$

であるので、この制御対象は零点がなく最小位相系である。

<Step2> 応答指定多項式

Step1で求めた相対次数にもとづき、応答指定多項式を

$$\phi_1(s) = (s + \theta_{11})(s + \theta_{12}) \quad (3.4.10a)$$

$$\phi_2(s) = s + \theta_2 \quad (3.4.10b)$$

とする。これは、張力制御系の閉ループ応答を $\theta_{11}\theta_{12}/(s+\theta_{11})(s+\theta_{12})$ 、板厚制御系の閉ループ応答を $\theta_2/(s+\theta_2)$ 、とそれぞれ指定することに相当する。

<Step3> 最適ゲイン

漸近調整ゲインを $\kappa_1, \kappa_2$ とし、

$$\Theta_i(s) = \frac{\phi_i(s) - \phi_i(0)}{s} \quad (i=1,2) \quad (3.4.11)$$

とおくと、最適ゲイン $K_F, K_I$ は

$$K_I = \begin{bmatrix} \kappa_1 & 0 \\ 0 & \kappa_2 \end{bmatrix} D_0^{-1} \text{diag}[\phi_i(0)] = \begin{bmatrix} \kappa_1 & 0 \\ 0 & \kappa_2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} -\frac{1-\alpha_1}{\delta_0} & \frac{1}{p_0 \delta_0} \\ \frac{1}{\gamma_{S1} q_{S1}} & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \theta_2 & 0 \\ 0 & \theta_{11}\theta_{12} \end{bmatrix} \quad (3.4.12)$$



$$K_F = \begin{bmatrix} \kappa_1 & 0 \\ 0 & \kappa_2 \end{bmatrix} D_0^{-1} \begin{bmatrix} c_1 \Theta_1(\bar{A}_E) \\ c_2 \Theta_2(\bar{A}_E) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \kappa_1 & 0 \\ 0 & \kappa_2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} -\frac{1}{\delta_0} & \frac{p_0 \varphi_{b1} + \theta_{11} + \theta_{12}}{p_0 \delta_0} & 0 \\ 0 & \frac{\gamma_{b1}}{\gamma_{s1} q_{s1}} & \frac{1}{q_{s1}} \end{bmatrix} \quad (3.4.13)$$

で得られる。

こうして、ILQ制御則は

$$u_E = K_F x_E + \int_0^t K_I (y_E^{ref} - y_E) dt \quad (3.4.14)$$

で得られ、伝達関数表現では、

$$u_E = K_F x_E + \frac{K_I}{s} (y_E^{ref} - y_E) \quad (3.4.15)$$

となる。図3.4.3は理論通りの展開により得られたオリジナルのILQ制御系のブロック図である。制御対象の構造的特徴により、制御則は3つの出力積分フィードバックと4つの状態フィードバックから構成されることになる。

### 3. 4. 2 ILQ制御則の解析

#### (1)ILQ制御則の前置補償則としての解釈

設計理論に忠実に展開して得られた制御則(3.4.15)に基づいて実機での制御系を構築するに際して、次のような視点から制御則に検討を加える。

まず、同じ性能が得られるなら、制御ループの数は少ない方がよい。これは保守上のリスクや手間、各制御ループの構築に必要なパラメータの精度維持のためのコスト、などの観点である。また、各制御ループの持つ意味が明確になっていることも重要である。図3.4.3ではILQ制御理論の大きな特徴である「制御則の解析的表現」が実現されており、後述のように各制御ループについてその狙いを分析することが可能である。

さて、図3.4.3のILQ制御則は板厚、張力の積分フィードバックの部分に関しては、図3.2.5のような従来型のPI制御シングルループのと同じ構成である。図3.4.3で応答指定パラメータの $\theta_{11}\theta_{12}$ および $\theta_2$ をそれぞれの積分ゲインとする積分器を、それぞれ張力制御、板厚制御の積分コントローラと見なし、その出力を板厚、張力の操作量 $\Delta h_1^{\#}/h_1$ 、 $\Delta T_0^{\#}/T_0$ と見ることができる。即ち、

$$y_E^{\#} = \begin{bmatrix} \frac{\Delta h_1^{\#}}{h_1} & \frac{\Delta T_0^{\#}}{T_0} \end{bmatrix}^T = \begin{bmatrix} -\frac{\theta_2}{s} \frac{\Delta h_1}{h_1} & -\frac{\theta_{11}\theta_{12}}{s} \frac{\Delta T_0}{T_0} \end{bmatrix}^T \quad (3.4.16)$$

とし、

$$y_E^{ref} - y_E = - \begin{bmatrix} \frac{\Delta T_0}{T_0} & \frac{\Delta h_1}{h_1} \end{bmatrix} \quad (3.4.17)$$

であることを踏まえることで、制御則(3.4.15)は

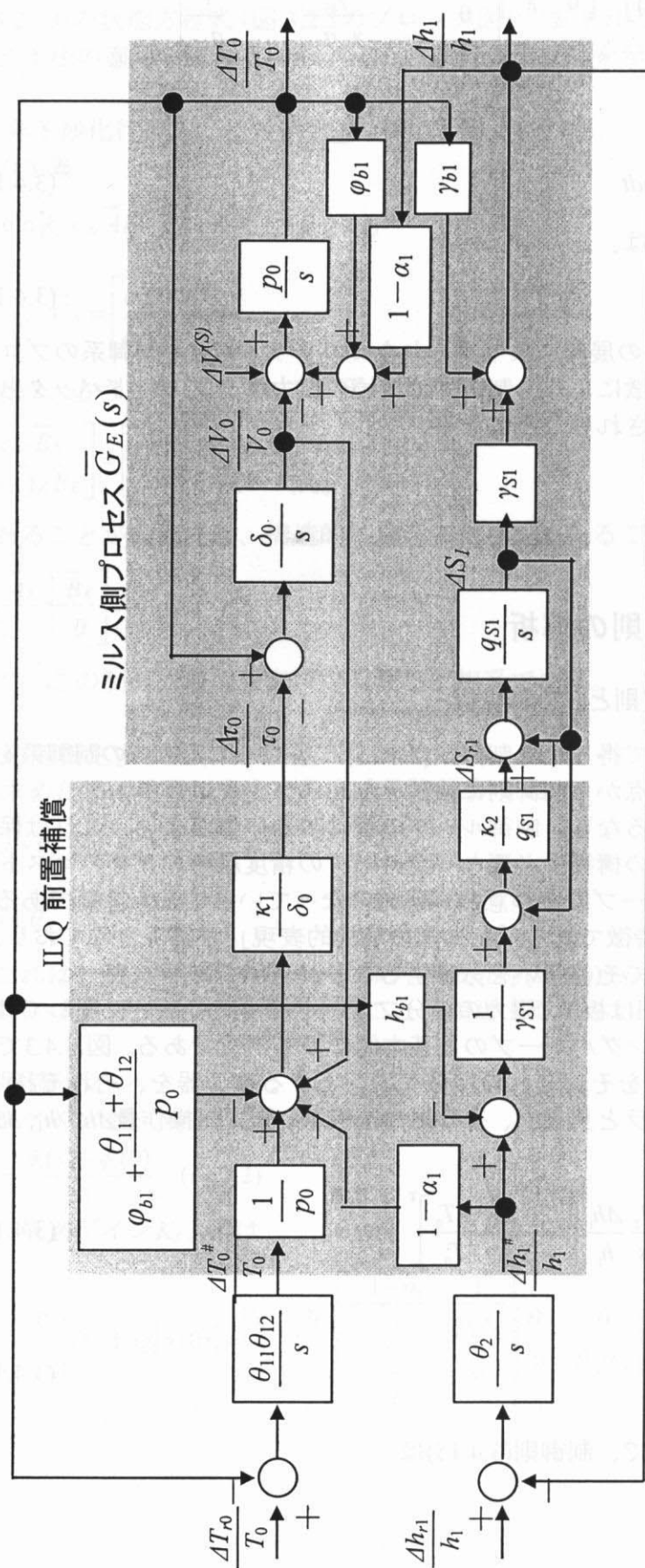


図3.4.3 オリジナル IIQ 制御系のブロック図  $A_{EQ}^{(0)}(s)$

$$u_E = \kappa K_I^0 y_E^\# + \kappa K_F^0 x_E \quad (3.4.18)$$

但し

$$\kappa = \text{diag} \left[ \kappa_1, \frac{\kappa_2}{q_{s1}} \right] \quad (3.4.19)$$

$$K_I^0 = \begin{bmatrix} -\frac{(1-\alpha_1)}{\delta_0} & \frac{1}{p_0 \delta_0} \\ \frac{1}{\gamma_{s1}} & 0 \end{bmatrix} \quad (3.4.20)$$

$$K_F^0 = \begin{bmatrix} \frac{1}{\delta_0} & -\frac{p_0 \phi_{b1} + \theta_{11} + \theta_{12}}{p_0 \delta_0} & 0 \\ 0 & -\frac{\gamma_{b1}}{\gamma_{s1}} & -1 \end{bmatrix} \quad (3.4.21)$$

と表現できる。図.3.4.3は、図.3.2.5の従来型シングルループ制御のコントローラとプロセスの間に、開ループ前置補償に状態フィードバックを付加した“ILQ前置補償”(3.4.18)を挿入した構成となっていることがわかる。

ILQによる前置補償則を用いたときの $y_E^\#$ から $y_E$ へのトータルプロセス特性 $A_{EQ}^{(0)}(s)$ は、

$$y_E = A_{EQ}^{(0)}(s) y_E^\# \quad (3.4.22)$$

但し、

$$\begin{aligned} A_{EQ}^{(0)}(s) &\equiv \bar{C}_E (sI - \bar{A}_E - \bar{B}_E \kappa K_F^0)^{-1} \bar{B}_E \kappa K_I^0 \\ &= \frac{1}{\Psi^{(0)}(s)} \left[ \begin{array}{c|c} s^2 - s p_0 \phi_{b1} + p_0 \delta_0 & \kappa_1 \gamma_{b1} \frac{s + q_{s1}}{\kappa_2} \\ + \kappa_1 \left\{ s + \theta_{11} + \theta_{12} + \gamma_{b1} (1 - \alpha_1) p_0 \frac{s + q_{s1}}{\kappa_2} \right\} & \\ \hline s p_0 (1 - \alpha_1) + \kappa_1 (1 - \alpha_1) p_0 \frac{s + q_{s1}}{\kappa_2} & \kappa_1 \left( \frac{s + q_{s1}}{\kappa_2} + 1 \right) \end{array} \right] \quad (3.4.23) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \Psi^{(0)}(s) &\equiv s^2 \left( \frac{s + q_{s1}}{\kappa_2} + 1 \right) + s \left\{ p_0 \phi_{b1} + \frac{s + q_{s1}}{\kappa_2} p_0 t_{00} \right\} + p_0 \delta_0 \left( \frac{s + q_{s1}}{\kappa_2} + 1 \right) \\ &\quad + \kappa_1 \left\{ s \left( \frac{s + q_{s1}}{\kappa_2} + 1 \right) + \theta_{11} + \theta_{12} + \frac{s + q_{s1}}{\kappa_2} (\theta_{11} + \theta_{12} - p_0 \gamma_{b1} (1 - \alpha_1)) \right\} \quad (3.4.24) \end{aligned}$$

と表現できる（付録.3A.2）。

さて、図.3.4.3からもわかるように漸近調整ゲイン $\kappa_2$ のフィードバックループは、圧下位置制御系の応答を上げるべくカスケード制御ループを付加する形となっている。即ち、ILQ設計法の推奨するように調整ゲイン $\kappa_2$ を大きくすることは、圧下位置制御系の応答を独立に改善する必要があるという意味であり、(3.4.23)(3.4.24)中では $(s + q_{s1})/\kappa_2$ を0に置き換えることに相当する。このとき、 $A_{EQ}^{(0)}(s)$ 、 $\Psi^{(0)}(s)$ はそれぞれ次式のようになる。

$$A_{EQ}^{(1)}(s) \equiv \frac{1}{\Psi^{(1)}(s)} \begin{bmatrix} s^2 - sp_0\varphi_{b1} + p_0\delta_0 + \kappa_1(s + \theta_{11} + \theta_{12}) & 0 \\ sp_0(1 - \alpha_1) & \kappa_1 \end{bmatrix} \quad (3.4.25)$$

$$\Psi^{(1)}(s) \equiv s^2 - sp_0\varphi_{b1} + p_0\delta_0 + \kappa_1(s + \theta_{11} + \theta_{12}) \quad (3.4.26)$$

また、 $\Delta S_{r1} = \Delta S_1$  となることから、状態方程式(3.2.13) は、次のようになる。

$$\frac{d\underline{x}_E}{dt} = \underline{A}_E \underline{x}_E + \underline{B}_E u_E \quad (3.4.27a)$$

$$y_E = \underline{C}_E \underline{x}_E + \underline{D}_E u_E \quad (3.4.27b)$$

但し、係数行列は、

$$\underline{A}_E \equiv \begin{bmatrix} 0 & \delta_0 \\ -p_0 & p_0 t_{00} \end{bmatrix} \quad (3.4.28) \quad \underline{B}_E \equiv \begin{bmatrix} -\delta_0 & 0 \\ 0 & p_0 \gamma_{s1}(1 - \alpha_1) \end{bmatrix} \quad (3.4.29)$$

$$\underline{C}_E \equiv \begin{bmatrix} 0 & \gamma_{b1} \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (3.4.30) \quad \underline{D}_E \equiv \begin{bmatrix} 0 & \gamma_{s1} \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (3.4.31)$$

状態変数ベクトルは、

$$\underline{x}_E \equiv \begin{bmatrix} \frac{\Delta V_0}{V_0} & \frac{\Delta T_0}{T_0} \end{bmatrix}^T \quad (3.4.32)$$

このとき、制御対象の伝達関数表現は

$$y_E = \underline{G}_E(s) u_E \quad (3.4.34)$$

$$\begin{aligned} \underline{G}_E(s) &\equiv \underline{C}_E (sI - \underline{A}_E)^{-1} \underline{B}_E + \underline{D}_E \\ &= \begin{bmatrix} \frac{\gamma_{b1} p_0 \delta_0}{s^2 - sp_0 t_{00} + p_0 \delta_0} & \gamma_{s1} \frac{s^2 - sp_0 t_{00} + p_0 \delta_0}{s^2 - sp_0 t_{00} + p_0 \delta_0} \\ \frac{p_0 \delta_0}{s^2 - sp_0 t_{00} + p_0 \delta_0} & \frac{s \cdot \gamma_{s1} p_0 (1 - \alpha_1)}{s^2 - sp_0 t_{00} + p_0 \delta_0} \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (3.4.35)$$

であらわされ、ILQ制御則(3.4.18)も、

$$u_E = K_I^{(1)} y_E^\# + K_F^{(1)} \underline{x}_E \quad (3.4.36)$$

但し、

$$K_I^{(1)} = \begin{bmatrix} -\frac{\kappa_1(1 - \alpha_1)}{\delta_0} & \frac{\kappa_1}{p_0 \delta_0} \\ \frac{1}{\gamma_{s1}} & 0 \end{bmatrix} \quad (3.4.37)$$

$$K_F^{(1)} = \begin{bmatrix} \kappa_1 & -\frac{\kappa_1(p_0\varphi_{b1} + \theta_{11} + \theta_{12})}{p_0\delta_0} \\ \delta_0 & p_0\delta_0 \\ 0 & -\frac{\gamma_{b1}}{\gamma_{s1}} \end{bmatrix} \quad (3.4.38)$$

と表現される。

## (2) ILQ制御則の解析

図3.4.3のILQ前置補償部に着目し、 $\kappa_2$ による圧下位置制御系の応答改善を別とすると、ILQ制御則は、従来の出力積分フィードバックループ2つに、1つのクロスループと3つの状態フィードバックループが付加された構造となっている。従ってその効果の本質は、これらの状態フィードバックやクロスループにより、板厚制御操作量 $\Delta h_1^\# / h_1$ 、張力制御操作量 $\Delta T_0^\# / T_0$ から見た制御対象の特性が改善される点にある、という見方もできる。

以下では、この観点から4つのILQ制御ループの特性改善効果を分析する。図3.4.4は、ILQ制御則により新たに付加された制御ループ4つのそれぞれに係数 $\eta_i (i=1\sim 4)$ を乗ずる形にしたものである。 $\eta_i=1$ はILQ制御則のループをそのまま生かすことを、 $\eta_i=0$ はループを切ることを意味する。

このとき、(3.4.36) は、

$$u_E = K_F^{(2)} x_E + K_I^{(2)} y_E^\# \quad (3.4.39)$$

$$K_I^{(2)} = \begin{bmatrix} -\kappa_1\eta_2 \frac{(1-\alpha_1)}{\delta_0} & \frac{\kappa_1}{p_0\delta_0} \\ \frac{1}{\gamma_{s1}} & 0 \end{bmatrix} \quad (3.4.40)$$

$$K_F^{(2)} = \begin{bmatrix} \frac{\kappa_1\eta_1}{\delta_0} & -\kappa_1\eta_4 \frac{p_0\varphi_{b1} + \theta_{11} + \theta_{12}}{p_0\delta_0} \\ 0 & -\eta_3 \frac{\gamma_{b1}}{\gamma_{s1}} \end{bmatrix} \quad (3.4.41)$$

と表現できる。

また、トータルプロセスの伝達関数行列 $A_{EQ}^{(2)}(s)$ は、

$$\begin{aligned} A_{EQ}^{(2)}(s) &\equiv (\underline{C}_E + \underline{D}_E K_F^{(2)})(sI - \underline{A}_E - \underline{B}_E K_F^{(2)})^{-1} \underline{B}_E K_I^{(2)} + \underline{D}_E K_I^{(2)} \\ &= \frac{1}{\Psi^{(2)}(s)} \left[ \begin{array}{c|c} s^2 - sp_0\varphi_{b1} + p_0\delta_0 & \kappa_1\gamma_{b1}(\eta_3 - 1) \\ \hline + \kappa_1 \{ s\eta_1 + \eta_2\gamma_{b1}(1-\alpha_1)p_0(\eta_3 - 1) + (\eta_4 - \eta_1)p_0\varphi_{b1} + \eta_4(\theta_{11} + \theta_{12}) \} & \kappa_1 \end{array} \right] \quad (3.4.42) \\ &\quad \frac{sp_0(1-\alpha_1) - \kappa_1(1-\alpha_1)p_0(\eta_1 - \eta_2)}{\kappa_1} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \Psi^{(2)}(s) &\equiv s^2 + s \{ -p_0\varphi_{b1} + p_0\gamma_{b1}(1-\alpha_1)(\eta_3 - 1) \} + p_0\delta_0 \\ &\quad + \kappa_1 \{ s\eta_1 - (\eta_1 - \eta_4)p_0\varphi_{b1} + \eta_1 p_0\gamma_{b1}(1-\alpha_1)(\eta_3 - 1) + \eta_4(\theta_{11} + \theta_{12}) \} \quad (3.4.43) \end{aligned}$$

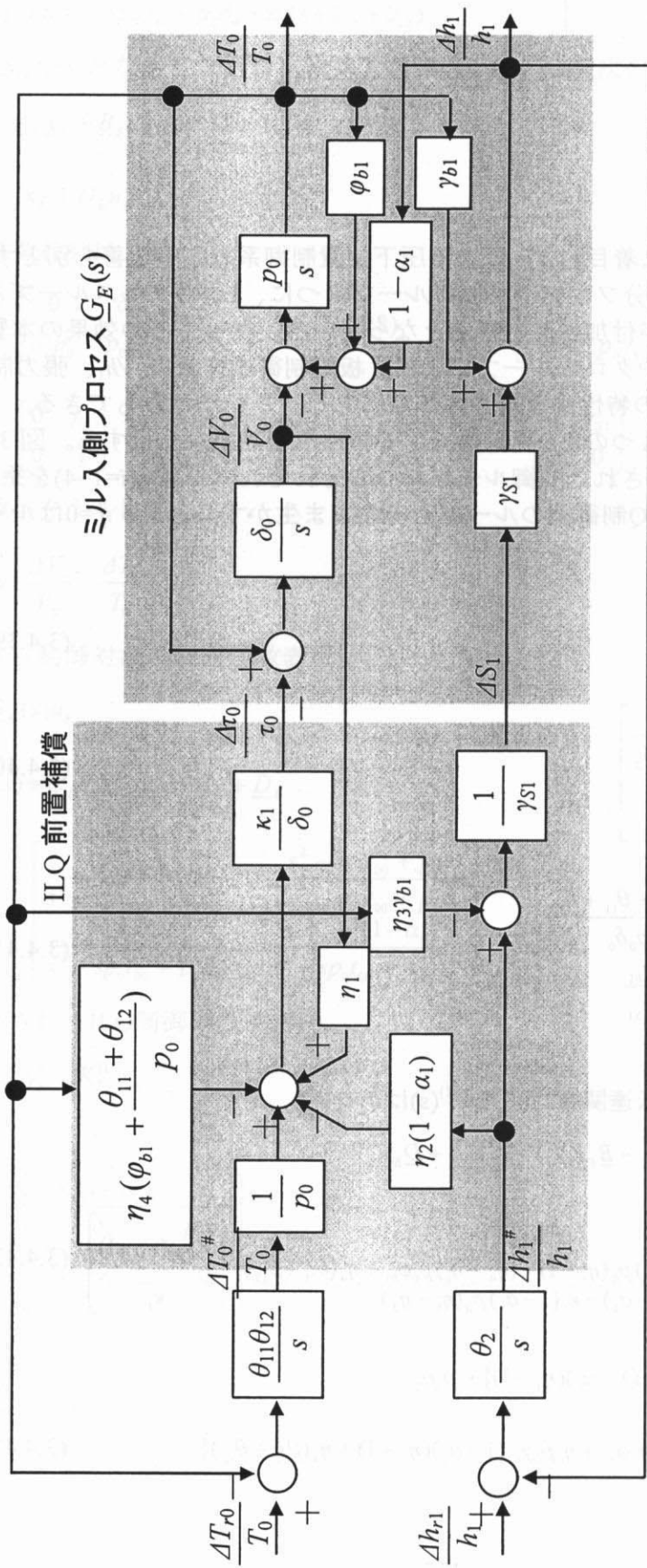


図3.4.4 ILQ制御則の解析  $A_{EQ}^{(2)}(s)$

となる（付録3A.3参照）。この(3.4.42)の $A_{EQ}^{(2)}(s)$ を、(3.4.35)で表される制御対象の伝達関数 $G_E(s)$ と比較することにより、どの制御ループによりどのような特性改善が行われたかを評価できる。これを表3.4.3にまとめる。

表.3.4.3 ILQ制御則の各補償ループによる制御系の特性改善効果の評価

| 項目   | 評価   |
|--|--|
| 特性方程式の評価                                     |  |
| 特性多項式<br>$\Psi^{(2)}(s)$ の減衰項<br>( $s$ の1次項) | ○リール速度のフィードバックループ ( $\eta_1$ ) : $\kappa_1\eta_1$ の項の効果により、「 $\kappa_1 \rightarrow$ 大」ならば「減衰項 $\rightarrow$ 大」となり、振動を防止することが可能。<br>○張力から圧下位置へのフィードバックループ ( $\eta_3$ ) : 減衰項を指定値に漸近させるために、制御対象がもともと内在的にもっていた減衰項 $p_0h_{b1}(1-\alpha_1)$ を相殺し振動性を助長する役割。 |
| 特性多項式<br>$\Psi^{(2)}(s)$ の固有振動項 (定数項)        | ○張力からモータトルクへの状態フィードバックループ ( $\eta_4$ ) : $\kappa_1\eta_4(\theta_{11}+\theta_{12})$ の項の効果により、「 $\kappa_1 \rightarrow$ 大」により固有振動項を大きくできる。<br>○張力から圧下位置へのフィードバックループ ( $\eta_3$ ) : $(\eta_3-1)$ の項の効果により、その値を指定値に漸近させるために制御対象に依存する部分を相殺。                  |
| 相互干渉の評価                                      |  |
| 板厚制御操作から張力への干渉                               | ○板厚制御操作から張力への定常干渉項はもとの制御対象では存在しなかったが、リール速度のフィードバックループ ( $\eta_1$ ) の付加によって発生した( $\kappa_1\eta_1(1-\alpha_1)p_0$ )。板厚制御操作量からモータトルクへのクロス項 ( $\eta_2$ ) がこれを相殺する働きをしている。  |
| 張力制御操作から板厚への干渉                               | ○張力から圧下位置へのフィードバックループ ( $\eta_3$ ) が、張力から板厚への干渉を相殺する働きをしている。   |

このリール速度のフィードバックループ ( $\eta_1$ ) については、状態フィードバックによるレバースミルの特性改善<sup>\*11)</sup>などでも同じ効果が利用されている。

### 3. 4. 3 ILQ制御則によるミル入側プロセス動特性改善

#### (1)実機用制御系の再構築

表3.4.3の分析結果にもとづいて、実機適用のための板厚・張力制御系各制御ループの採否を判断する。ミル入側プロセスに発生する振動現象対策が最大の課題であることが多いため、 $\eta_1$ および $\eta_2$ の制御ループを最重要と位置づける。張力制御から板厚への干渉を防ぐ $\eta_3$ や、固有振動数を指定するための $\eta_4$ もそれぞれ重要な意味をもっているが、（3）で述べる実機の事例では次のような理由で採用しない。

- a. 最大課題である振動現象対策としての効果は小さい。 $\eta_3$ はむしろ逆の影響をもつ。
- b. 閉ループ制御系としては張力制御に比べ板厚制御系を重視した調整が行われることもあり、振動現象さえ抑制できれば張力から板厚への干渉は大きな問題ではない。
- c.  $\eta_3$ 、 $\eta_4$ は閉ループ系の正確な応答指定には有用であるが、ここではその必要性は低い。
- d.  $\eta_3$ の制御ループを用いなければ、 $\kappa_1=0$ の時の特性多項式はもとの制御対象の特性多項

式( $s^2 - sp_0 t_{00} + p_0 \delta_0$ )に一致し、 $\kappa_1$ を0から連続的に調整することにより従来方式からの連続性が確保できる。

さらに、 $\Delta T_0^\# / T_0$ から $\Delta T_0 / T_0$ への定常特性ゲインは、漸近調整パラメータ $\kappa_1$ の影響を受けず一定であることが望ましい。このため、張力制御ループには $p_0(t_{v0} - \kappa_1 t_{00}) / \kappa_1$ を乗じる。こうして得られた改良型ILQ補償則は

$$u_E = K_I^{(3)} y_E^\# + K_F^{(3)} x_E \quad (3.4.44)$$

$$K_I^{(3)} = \begin{bmatrix} -\kappa_1 \frac{(1-\alpha_1)}{\delta_0} & \frac{\delta_0 - \kappa_1 t_{00}}{\delta_0} \\ \frac{1}{\gamma_{s1}} & 0 \end{bmatrix} \quad (3.4.45)$$

$$K_F^{(3)} = \begin{bmatrix} \frac{\kappa_1}{\delta_0} & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (3.4.46)$$

となる。トータルプロセスの伝達関数 $A_{EQ}^{(3)}(s)$ は、

$$A_{EQ}^{(3)}(s) = \frac{1}{\Psi^{(3)}(s)} \begin{bmatrix} s^2 - sp_0 \varphi_{b1} + p_0 \delta_0 + \kappa_1 (s - p_0 t_{00}) & \gamma_{b1} p_0 (\delta_0 - \kappa_1 t_{00}) \\ sp_0 (1 - \alpha_1) & p_0 (\delta_0 - \kappa_1 t_{00}) \end{bmatrix} \quad (3.4.47)$$

$$\Psi^{(3)}(s) = s^2 - sp_0 t_{00} + p_0 \delta_0 + \kappa_1 (s - p_0 t_{00}) \quad (3.4.48)$$

となる。改良型ILQ制御則 $A_{EQ}^{(3)}(s)$ による制御系のブロック図を図.3.4.5に示す。

ILQ制御系設計理論では、制御系が安定であるための条件として $\kappa_1$ の下限が示されている。本論文ではILQ制御則を改良して用いるため、 $A_{EQ}^{(3)}(s)$ の安定性についても独自の検討が必要になる。 $\Psi^{(3)}(s)$ の固有振動数 $\hat{\omega}_0$ 、減衰係数 $\hat{\zeta}_0$ はそれぞれ

$$\hat{\omega}_0 = \sqrt{p_0 \delta_0 - \kappa_1 p_0 t_{00}} \quad (3.4.49)$$

$$\hat{\zeta}_0 = \frac{-p_0 t_{00} + \kappa_1}{2\sqrt{p_0 \delta_0 - \kappa_1 p_0 t_{00}}} \quad (3.4.50)$$

となり、 $t_{00} < 0$ であることを踏まえると、 $\kappa_1$ が十分大きい領域では $\kappa_1$ が大きくなるほど $\hat{\omega}_0$ 、 $\hat{\zeta}_0$ は大きくなる。従って、 $\kappa_1$ の小さい領域における $\hat{\zeta}_0$ の挙動が問題である。

$$\kappa_0 = \frac{\kappa_1}{-p_0 t_{00}} \quad (3.4.51)$$

とにおいて、 $\hat{\zeta}_0$ を $\kappa_0$ で微分すると、



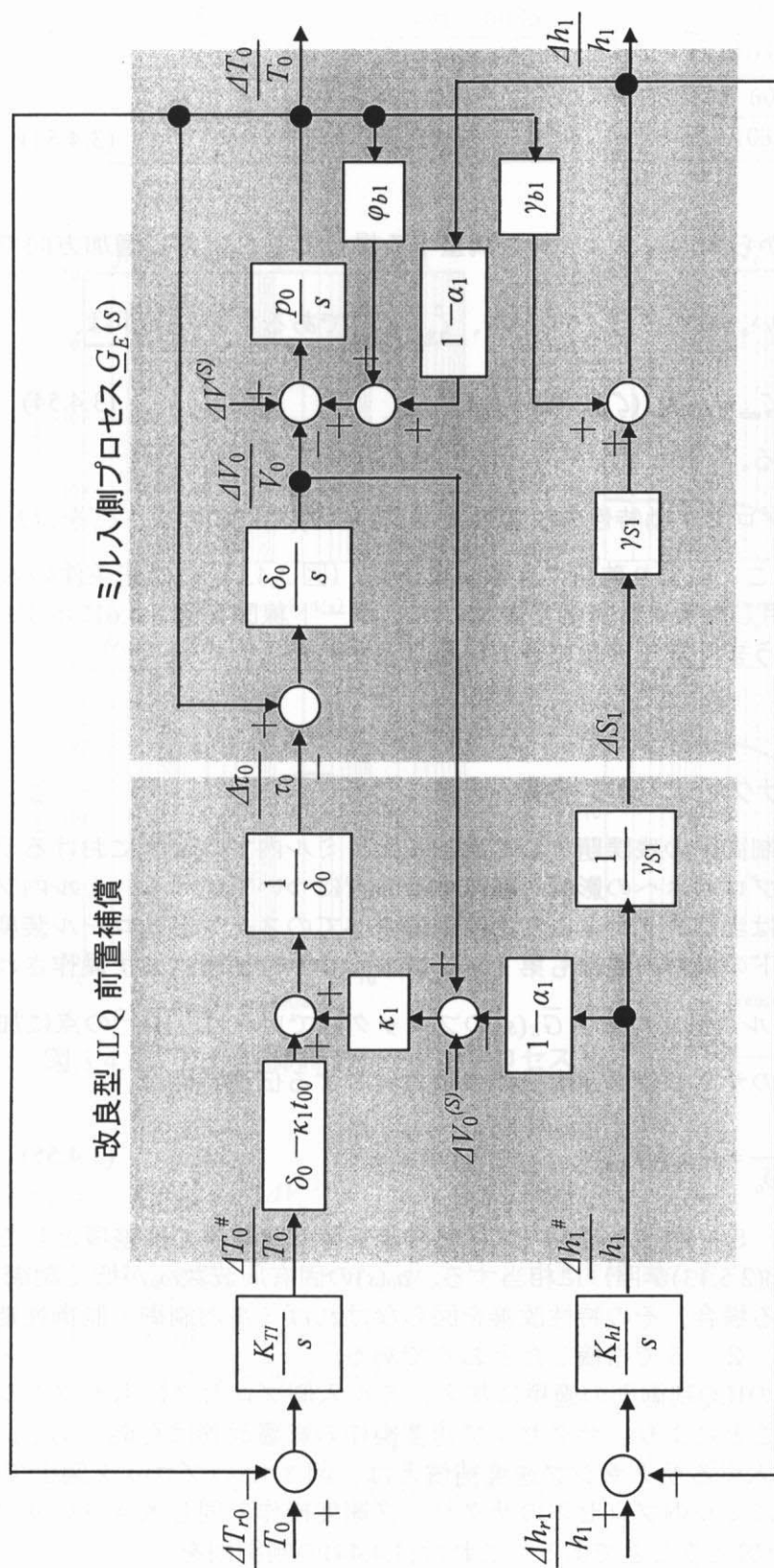


図.3.4.5 改良型 ILQ 制御則のブロック図  $A_{EQ}^{(3)}(s)$

$$\frac{d\hat{\zeta}_0}{d\kappa_0} = \frac{\kappa_0 + 2\frac{\delta_0}{p_0 t_{00}^2} - 1}{4(\kappa_0 + \frac{\delta_0}{p_0 t_{00}^2})^{1.5}} \quad (3.4.52)$$

が得られる。従って、

$$\frac{\delta_0}{p_0 t_{00}^2} > 0.5 \quad (3.4.53)$$

であれば、 $\kappa_0=0$ 即ち $\kappa_1=0$ から漸近パラメータを調整する場合でも $\hat{\zeta}_0$ は常に増加方向であるため、安定性に問題はない。また、(3.4.50)から、 $\hat{\zeta}_0 > \zeta_{\min}$  であるための条件は、

$$\kappa_1 > -p_0 t_{00} (2\zeta_{\min}^2 - 1) + 2\zeta_{\min} \sqrt{p_0^2 t_{00}^2 (\zeta_{\min}^2 - 1) + p_0 \delta_0} \quad (3.4.54)$$

であることも確かめられる。

改良型ILQ制御によるプロセス動特性の改善効果は、(3.4.49)(3.4.50)の $\hat{\omega}_0$ 、 $\hat{\zeta}_0$ を、(2.4.64)、(2.4.65)の $\omega_0$ 、 $\zeta_0$ と比較することにより確認できる。表.3.4.1（図.3.4.1）の低速条件の入側プロセスに改良型ILQを適用した数値計算例を表.3.4.4に、ボード線図を図.3.4.6に示すが、振動的な特性が改善され、うまく非干渉化できていることがわかる。

## (2)ミル入側プロセスのサクセシブ速度補償

2. 5でミルプロセス制御則の残課題として確認した、ミル内プロセスにおけるサクセシブ速度操作のミル入側プロセスへの影響を軽減する方策について述べる。ミル内プロセスのサクセシブ速度操作は当該スタンドより上流側のすべてのスタンドのロール装度を操作するため、どのスタンドの操作の場合も第1スタンドのロール速度は必ず操作される。

これは図.3.4.3に示したミル入側プロセス $\bar{G}_E(s)$ のブロック図でいえば、 $\Delta V^{(s)}$ の点に加算された外乱に相当する。このサクセシブ速度操作の張力に対する伝達特性は

$$\frac{\Delta T_0 / T_0}{\Delta V^{(s)}} = \frac{p_0 s}{s^2 - p_0 t_{00} s + p_0 \delta_0} = s \cdot a_0(s) \quad (3.4.55)$$

と表現できる。これが2. 5で述べたミル内プロセス非干渉前置補償で残差項として $A_G(s)$ などに残る $s a_0(s)$ （(2.5.12)(2.5.13)参照）に相当する。 $a_0(s)$ の固有周波数 $\omega_0$ が低く制御対象周波数範囲にはいない場合、その特性改善を図らなければミル内制御の制御性能にも影響する、ということは、2. 5で指摘したとおりである。

結論からいえば、本節のILQ制御則の適用に加え、ミル入側プロセスにもサクセシブ速度補償の概念を導入することにより、サクセシブ速度操作の影響改善は可能である。ミル入側プロセスに新たに導入するサクセシブ速度補償とは、図.3.4.5のブロック図上でBR速度フィードバック加算点にミル内プロセスのサクセシブ速度操作と同じ大きさのサクセシブ補償入力として $\Delta V_0^{(s)}$ を加えることである。これは(3.4.44)の制御則を

表.3.4.4 ILQ補償時のトータルプロセス動特性 $A_{EQ}^{(3)}(s)$

| 操作量<br>制御量               | $\frac{\Delta h_1^\#}{h_1}$                  | $\frac{\Delta T_0^\#}{T_0}$    |
|--------------------------|--|--------------------------------|
| $\frac{\Delta h_1}{h_1}$ | $\frac{s^2 + 101s + 6086}{s^2 + 103s + 608}$ | $\frac{16}{s^2 + 103s + 608}$  |
| $\frac{\Delta T_0}{T_0}$ | $\frac{62s}{s^2 + 103s + 608}$               | $\frac{608}{s^2 + 103s + 608}$ |

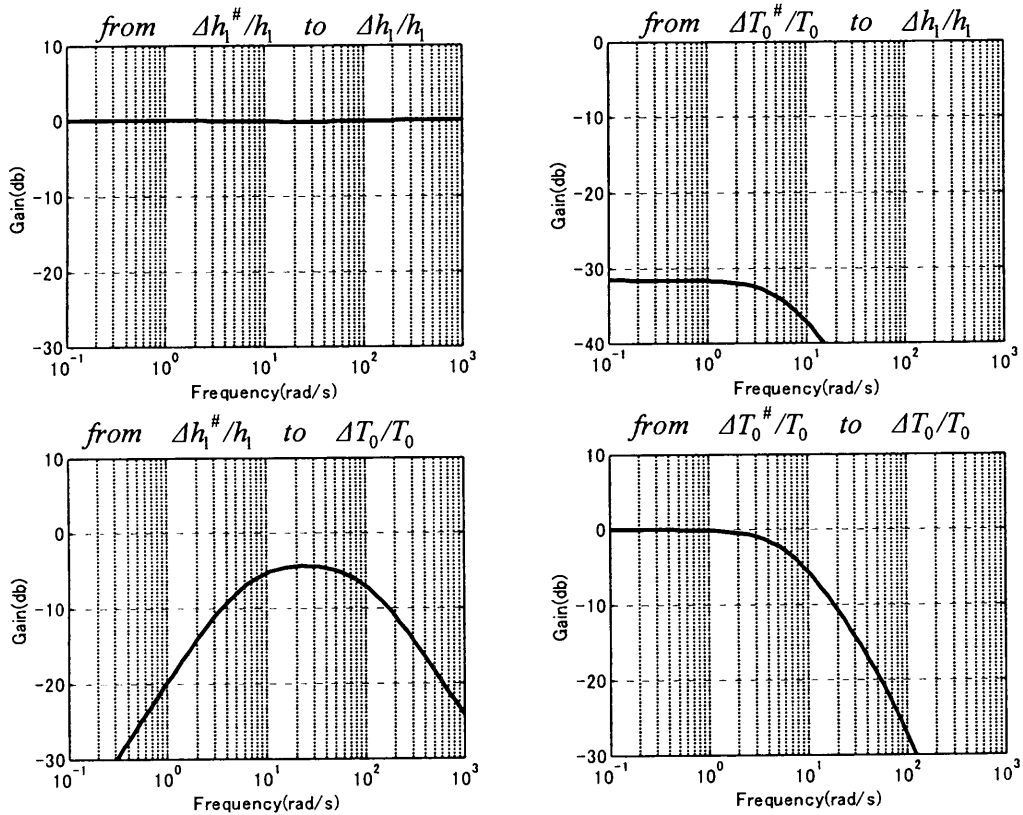


図.3.4.6 ILQ制御時のトータルプロセス $A_{EQ}^{(3)}(s)$ のボード線図(低速条件)

$$u_E = K_F^{(3)} \underline{x}_E + K_I^{(3)} y_E + \frac{\kappa_1}{\delta_0} \Delta V_0^{(s)} \quad (3.4.56)$$

とすることに相当する。このとき、サクセシブ速度補償の張力への影響は

$$\begin{aligned} \frac{\Delta T_0}{T_0} &= \frac{p_0(s + \kappa_1) \Delta V^{(s)} - p_0 \kappa_1 \Delta V_0^{(s)}}{s^2 + (\kappa_1 - p_0 t_{00})s + p_0(\delta_0 - \kappa_1 t_{00})} \\ &= s a_0^{\kappa_1}(s) \Delta V^{(s)} + \frac{p_0 \kappa_1}{s^2 + (\kappa_1 - p_0 t_{00})s + p_0(\delta_0 - \kappa_1 t_{00})} (\Delta V^{(s)} - \Delta V_0^{(s)}) \end{aligned} \quad (3.4.57)$$

但し、

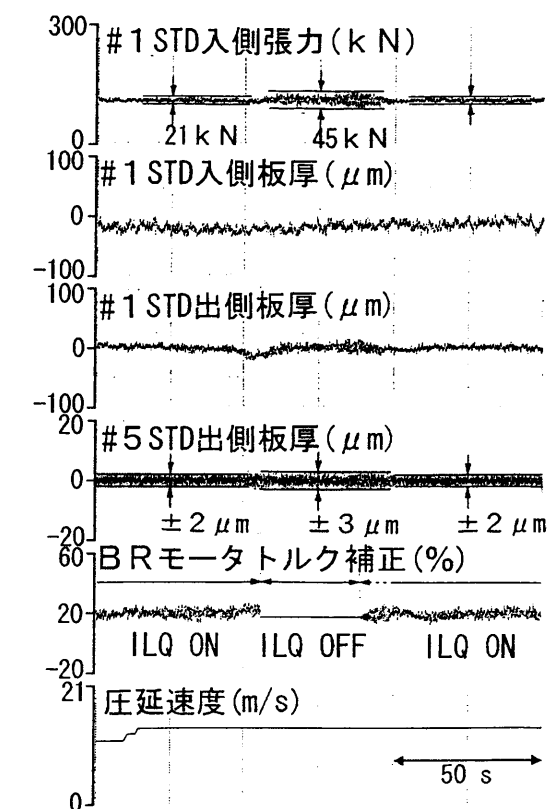
$$a_0^{\kappa_1}(s) \equiv \frac{P_0}{s^2 + (\kappa_1 - p_0 t_{00})s + p_0(\delta_0 - \kappa_1 t_{00})} \quad (3.4.58)$$

となる。問題となる  $\frac{\Delta T_0/T_0}{\Delta V^{(S)}}$  は、原プロセスでは(3.4.55)で表されるとおり  $se_0(s)$  であるが、「ILQ制御」+「 $\Delta V_0^{(S)} = \Delta V^{(S)}$  のサクセシブ速度補償」によって  $sa_0^{\kappa_1}(s)$  となることが(3.4.57)からわかる。 $\kappa_1$  が十分に大きければ  $a_0^{\kappa_1}(s)$  の最大値は小さくなることから、ミル内プロセスのサクセシブ速度操作のミル内プロセスへの影響は無視できるようになる。

### (3)実機への適用例

ミル入側プロセスのためのILQ制御は、2. 7. 1で紹介した、住友金属工業鹿島製鉄所第2冷間圧延設備の第1スタンドで実用化され、効果を発揮している\*6)。

図.3.4.7はILQ制御の入／切による効果確認テストのデータであるが、プロセスの振動性がILQ制御により抑制され、高板厚精度の実現に寄与していることがわかる。



実機圧延データ例 (厚0.397×幅916)

図.3.4.7 ILQ制御の実機適用例

### 3. 5 結言

第2章の圧延プロセス動特性モデルにおいて「ミル入側プロセス」と位置づけた、レバースミルおよびタンデムミル第1スタンドについて、板厚・張力制御系設計の考え方について検討を行い、次の結論を得た。

- 1) レバースミルAGCにおいて、圧下位置とリールモータトルクの2つの主操作量は、従来は静的な影響係数にもとづいて択一的に用いられてきたが、プロセス動特性を考慮した併用の考え方が必要であることを指摘し、具体的な制御系として提案、実用化した。
- 2) 圧下位置は1次のローパスフィルタを、モータトルクは1次のハイパスフィルタをそれぞれ通して同時操作する、クロスコントローラによる非干渉化制御が特にレバースミルの板厚制御で効果的であることを確認した。さらに圧下位置制御アクチュエータの応答がある程度以上のレベルに達すると、モータトルク操作能力限界が板厚制御性能のネックとなる可能性について指摘した。
- 3) プロセスが振動的であるなどクロスコントローラでは対応困難なプロセスに対して、プロセスの構造的特徴を生かした設計の可能なILQ制御系設計則を改良、適用し、タンデムミルで実用化した。これにより、減衰係数、固有周波数などのプロセス動特性の改善を実現した。
- 4) タンデムミル第1スタンドに適用した改良型ILQ制御則を用いて、ミル入側プロセスにBR速度のサクセシブ速度操作の概念を導入することにより、ミル入側プロセスとミル内プロセスの動特性差異に起因する制御精度阻害要因に対処することができ、ミル内プロセス制御性能の強化にもつながった。
- 5) 外乱推定オブザーバを用いてレバースミルのリール張力推定装置を実現した。これを積極的にフィードバック制御の形で用いることによって、従来、張力計の設置されていなかったプロセスについても張力制御性能を改善できた。

この考え方にもとづくAGCシステムとして、レバースミルの非干渉化制御および張力推定オブザーバについては住友金属工業（株）和歌山製鉄所 冷延NO.2レバース圧延機において、タンデムミルのILQ制御については住友金属工業（株）鹿島製鉄所 第2冷間圧延機において、それぞれ適用、実用化され、効果をあげている。

### 【付録.3A 式変形の証明】

<付録.3A.1 オブザーバの導出 ((3.2.32)(3.2.33)) >  
オブザーバの状態変数を

$$z \equiv -\frac{\rho}{\delta_0} \frac{\Delta V_0}{V_0} + \frac{\Delta T_D}{T_D} \quad (3A.1.1)$$

と定義する。両辺を微分し(3.2.19) (3.2.23)を踏まえて変形すると、

$$\begin{aligned} \frac{d}{dt} z &= -\frac{\rho}{\delta_0} \frac{d}{dt} \frac{\Delta V_0}{V_0} = -\frac{\rho}{\delta_0} \left( \frac{\delta_0}{t_{00}} \frac{\Delta V_0}{V_0} + \delta_0 \frac{\Delta T_D}{T_D} - \delta_0 \frac{\Delta \tau_0}{\tau_0} \right) \\ &= -\frac{\rho}{\delta_0} \left\{ \frac{\delta_0}{t_{00}} \frac{\Delta V_0}{V_0} + \delta_0 \left( z + \frac{\rho}{\delta_0} \frac{\Delta V_0}{V_0} \right) - \delta_0 \frac{\Delta \tau_0}{\tau_0} \right\} = -\rho z + \rho \left\{ \frac{\Delta \tau_0}{\tau_0} - \left( \frac{1}{t_{00}} + \frac{\rho}{\delta_0} \right) \frac{\Delta V_0}{V_0} \right\} \end{aligned} \quad (3A.1.2)$$

となり、 $z$ の振舞いが記述できる。これが $z$ を推定するオブザーバとなる。  
また、(3.2.23)と(3A.1.1)より張力推定値は

$$\frac{\Delta \tilde{T}_0}{T_0} = \frac{1}{t_{00}} \frac{\Delta V_0}{V_0} + \frac{\Delta V_D}{V_D} = \left( \frac{1}{t_{00}} + \frac{\rho}{\delta_0} \right) \frac{\Delta V_0}{V_0} - z \quad (3A.1.3)$$

で得られることもわかる。 □

<付録.3A.2 ILQ補償時のトータル伝達関数 $A_{EQ}^{(0)}(s)$  (3.4.22)の証明>  
(3.2.13a) (3.4.18)より

$$\begin{aligned} s\mathbf{x}_E &= \bar{\mathbf{A}}_E \mathbf{x}_E + \bar{\mathbf{B}}_E \mathbf{u}_E \\ &= \bar{\mathbf{A}}_E \mathbf{x}_E + \bar{\mathbf{B}}_E \kappa \mathbf{K}_F^0 \mathbf{x}_E + \bar{\mathbf{B}}_E \kappa \mathbf{K}_I^0 \mathbf{y}_E^\# \end{aligned} \quad (3A.2.1)$$

であるので

$$\mathbf{x}_E = (s\mathbf{I} - \bar{\mathbf{A}}_E - \bar{\mathbf{B}}_E \kappa \mathbf{K}_F^0)^{-1} \bar{\mathbf{B}}_E \kappa \mathbf{K}_I^0 \mathbf{y}_E^\# \quad (3A.2.2)$$

従って、(3.2.13b)より

$$\mathbf{y}_E = \bar{\mathbf{C}}_E \mathbf{x}_E = \bar{\mathbf{C}}_E (s\mathbf{I} - \bar{\mathbf{A}}_E - \bar{\mathbf{B}}_E \kappa \mathbf{K}_F^0)^{-1} \bar{\mathbf{B}}_E \kappa \mathbf{K}_I^0 \mathbf{y}_E^\# = A_{EQ}^{(0)}(s) \mathbf{y}_E^\# \quad (3A.2.3)$$

□

<付録.3A.3 ILQ制御則の分析 $A_{EQ}^{(2)}(s)$  (3.4.42)の証明>  
(3.4.27a) (3.4.39)などより

$$s\mathbf{x}_E = \underline{\mathbf{A}}_E \mathbf{x}_E + \underline{\mathbf{B}}_E \mathbf{u}_E = \underline{\mathbf{A}}_E \mathbf{x}_E + \underline{\mathbf{B}}_E \mathbf{K}_F^{(2)} \mathbf{x}_E + \underline{\mathbf{B}}_E \mathbf{K}_I^{(2)} \mathbf{y}_E^\# \quad (3A.3.1)$$

であるので

$$\mathbf{x}_E = (s\mathbf{I} - \underline{\mathbf{A}}_E - \underline{\mathbf{B}}_E \mathbf{K}_F^{(2)})^{-1} \underline{\mathbf{B}}_E \mathbf{K}_I^{(2)} \mathbf{y}_E^\# \quad (3A.3.2)$$

従って、(3.4.27b)より

$$\begin{aligned}
y_E &= \underline{C}_E \underline{x}_E + \underline{D}_E \underline{u}_E = \underline{C}_E \left( (sI - \underline{A}_E - \underline{B}_E K_F^{(2)})^{-1} \underline{B}_E K_I^{(2)} y_E^\# \right) + \underline{D}_E \left( K_F^{(2)} \underline{x}_E + K_I^{(2)} y_E^\# \right) \\
&= \left( (\underline{C}_E + \underline{D}_E K_F^{(2)}) (sI - \underline{A}_E - \underline{B}_E K_F^{(2)})^{-1} \underline{B}_E K_I^{(2)} + \underline{D}_E K_I^{(2)} \right) y_E^\# = \Lambda_{EQ}^{(2)}(s) y_E^\#
\end{aligned} \tag{3A.3.3}$$

□

## 参考文献

- \*1 川口忠雄, 片山健史, 柏葉勝彦: 冷間圧延機の最適制御, 計測自動制御学会論文集, 17-2(1981), p22/29
- \*2 森田徹, 小西正躬, 北村章: 多変数制御をもちいた板厚制御の非干渉化, R&D神戸製鋼技法, 33-2(1983), p51/55
- \*3 梁井和博, 片山健史, 矢野博光: ゼンジミアミルの高精度板厚制御システムについて, 第36回塑性加工連合講演会論文集, 1985, p125/128
- \*4 近藤勝也, 美坂佳助: 可逆圧延機板厚制御の動特性解析と非干渉制御, 計測と制御, 28-5(1989), p.445/452
- \*5 近藤勝也, 大井俊哉, 岡本真明: 可逆圧延機の板厚制御動特性の解析, 塑性と加工, 33-372(1992), p63/68
- \*6 大井俊哉, 西村文生, 柳多徹郎, 伴誠一, 関義朗: I L Q設計理論に基づく冷間圧延機の高精度板厚制御, システム制御情報学会論文誌, 9-6(1996), p.274/286
- \*7 上田一郎, 近藤勝也, 大井俊哉: オブザーバを用いた冷間可逆圧延機の張力制御, 塑性と加工, 28-7(1992), p825/833
- \*8 中田隆正, 内藤雪夫, 東和彦, 伊藤重晴, 佐野豊和, 木川佳明: 冷延レバースミル板厚制御システム, R&D神戸製鋼技法, 38-3(1988), p75/78
- \*9 安居栄蔵, 松重武彦, 谷口武史, 大井俊哉, 川畑友明: 和歌山冷延No. 2レバースミルの概要, 住友金属, 41-4(1989), p511/518
- \*10 木村英紀, 藤井隆雄, 森武宏: ロバスト制御, コロナ社, 1994, p151/152
- \*11 浅野一哉, 高橋弘之, 宮田武志, 小廣善丈: 状態フィードバック制御を用いたリバースミル張力制御精度の向上, 材料とプロセス, 15(2002), p259



# 第4章

## セットアップモデルと学習

### 4. 1 緒言

冷間圧延機のセットアップモデルについては、圧延理論の発展を受けて数多くの研究が行われてきた<sup>\*)2)</sup>。図.1.2.1(a)のようなバッチ式（完全連続式でない）タンデムミルの時代には、圧下位置やロール速度などの主操作量の初期値を決めて予め設定する「プリセット」が、セットアップモデルの主たる役割であった。冷間薄板圧延は、熱間薄板圧延や厚板圧延とは異なり、一つのコイルの圧延時間が長いため、プリセットの効果はコイルの先端部だけに限定される。このため、AGCなどのダイナミック制御と比べて、板厚精度や安定操業に対するセットアップモデルの寄与は相対的に小さかった。

表.4.1.1 セットアップモデルの役割とモデル学習対象の変化

|     |        | セットアップモデル<br>の役割            | セットアップモデル学習の対象 |      |     |           |
|-----|--------|-----------------------------|----------------|------|-----|-----------|
|     |        |                             | 圧下位置<br>ゼロ点    | 圧延荷重 | 先進率 | 圧延<br>トルク |
| 従来型 |        | 主操作量(圧下位置・ロール速度)の初期値の決定     | ○              | ○    | △   | △         |
| 最新型 | 完全連続圧延 | 主操作量の走間設定変更量の決定             | △              | ◎    | —   | —         |
|     | 高精度圧延  | AGCパラメータの決定                 | —              | ◎    | ◎   | —         |
|     | 限界圧延   | 圧延限界での操業条件の決定               | —              | ◎    | ◎   | ○         |
|     | 高能率圧延  | モータパワーバランスを考慮したドラフトスケジュール決定 | —              | —    | —   | ○         |

◎：重要（高精度が必要）    ○：重要    △：重要性低い

ところが近年は完全連続化や板厚高精度化を背景に、セットアップモデルの役割が変わり重要性が増してきている（表.4.1.1）。例えば、完全連続圧延に不可欠な走間設定変更量を決めるためのモデルとして、セットアップモデルが拡張されている<sup>\*3)\*4)</sup>。さらに、最新のAGCの設計思想では2. 5. 2（2）で述べたようにプロセスモデルに忠実なパラメータ設定を重要視するため、コイル毎の圧延条件に応じた正確なパラメータ値が必要である。このため、セットアップモデルによるAGCパラメータ最適値の予測、設定精度が、板厚、張力の制御精度を左右する。ドラフトスケジュール決定に際しても、圧延機的能力を最大限に発揮するため、スタンド間バランスの考慮などにセットアップモデルが利用されるようになった。

セットアップモデルの役割や要求精度の変化に伴い、圧延実績データにもとづいてセットアップモデルを自動更新するモデル学習機能もますます重要になり、学習対象モデル範囲も広がり要求精度も高くなっている。冷間圧延プロセスでは、熱間薄板圧延あるいは厚板圧延プロセス以上に、圧延理論モデルを中心とするセットアップモデルの信頼性が高い。これは、加熱、冷却といった温度に関わる要素を含まないこと、圧延ロールと材料の間の摩擦係数が小さく均一変形と見なせること、などの理由による。このため冷間圧延では、誤差の根本原因となる摩擦係数や変形抵抗といったパラメータの学習ができればその精度は大きく向上し、上述のようなセットアップモデルへの要求も満足すると考えられる。圧延機のセットアップモデル学習について多くの研究が行われているが<sup>\*5)\*6)\*7)\*8)</sup>、この観点からのアプローチは殆ど行われていない。

本章では、高い板厚精度を実現するために必要となるセットアップモデルとモデル学習の高度化について述べる。

まず4. 2節では、セットアップモデルの役割について述べる。従来の操作量プリセットだけでなく、走間設定変更、AGCパラメータ設定、圧延限界での操業条件の決定など範囲は広い。さらにドラフトスケジュールと最高圧延速度についても、従来以上の高生産性や高品質を狙って決定している<sup>\*9)\*10)</sup>。

4. 3節では、高精度AGC実現のためのパラメータ設定を中心にセットアップモデルの重要性が増してきたことを受け、セットアップモデル学習の高度化技術について述べる<sup>\*11)</sup>。4. 2で述べたニーズを実現するには、従来の学習手法では困難であった、摩擦係数や変形抵抗といったパラメータの学習が精度向上のポイントである。本研究では、区間分割表現された関数の学習手法の考案などにより課題を解決し、これを実現した。

付録.4Aには、本文中の式変形の内重要なものについて証明を記す。

尚、本章の記号表記についても、基本的に本論文全体の統一表記に沿っているが、アプローチや対象の異なる部分など混乱を招く可能性のない箇所に限って、本章のみの別定義を採用しているところがある。

## 4. 2 冷間圧延機のセットアップモデル

### 4. 2. 1 操作量のプリセット

最初にセットアップモデルの基本的な役割について述べる。

まず、母材厚や板幅、材質といった母材に関する条件と目標とする製品板厚にもとづいて、中間スタンドの板厚やスタンド間張力といった中間変数（中間制御量）を定めた上で、これらの制御量を目標通りの値にするための操作量（圧下位置、ロール周速度）のプリセット値（初期値）を決める。

具体的な計算方法は計算機制御技術の発展に伴い、従来からいろいろな手法が研究されてきた。基本的には、第2章の冒頭で説明した、 $7n$ 個の静的な基本関係式

$$h_i = \frac{P_i}{M_i} + S_i \quad (1 \leq i \leq n) \quad (2.2.1)$$

$$P_i = P(H_i, h_i, \sigma_{bi}, \sigma_{fi}, k_{mi}, \mu_i, b, R_i) \quad (1 \leq i \leq n) \quad (2.2.2)$$

$$H_i v_{in i} = h_i v_{out i} \quad (1 \leq i \leq n) \quad (2.2.3)$$

$$v_{out i} = V_i(1 + f_i) \quad (1 \leq i \leq n) \quad (2.2.4)$$

$$f_i = f(H_i, h_i, \sigma_{bi}, \sigma_{fi}, k_{mi}, \mu_i, R_i) \quad (1 \leq i \leq n) \quad (2.2.5)$$

$$T_{i-1} = \sigma_{bi} H_i b \quad (1 \leq i \leq n) \quad (2.2.6)$$

$$T_i = \sigma_{fi} h_i b \quad (1 \leq i \leq n) \quad (2.2.7)$$

と、動特性に関する基本関係式(2.2.8)、(2.2.13)に代わる $2n-2$ 個の定常状態の平衡条件

$$v_{in i+1} = v_{out i} \quad (1 \leq i \leq n-1) \quad (4.2.1)$$

$$H_{i+1} = h_i \quad (1 \leq i \leq n-1) \quad (4.2.2)$$

から構成される、非線形連立方程式の解を求めることが「プリセット」計算である。(2.2.1)～(2.2.7)および(4.2.1)(4.2.2)より自明な中間変数を消去することにより、

$$P_i = P(h_{i-1}, h_i, \sigma_{i-1}, \sigma_i, k_{mi}, \mu_i, b, R_i) \quad (1 \leq i \leq n) \quad (4.2.3)$$

$$f_i = f(h_{i-1}, h_i, \sigma_{i-1}, \sigma_i, k_{mi}, \mu_i, R_i) \quad (1 \leq i \leq n) \quad (4.2.4)$$

$$h_i = \frac{P_i}{M_i} + S_i \quad (1 \leq i \leq n) \quad (4.2.5)$$

$$h_{i-1} v_{i-1} = h_i v_i \quad (1 \leq i \leq n) \quad (4.2.6)$$

$$v_i = V_i(1 + f_i) \quad (1 \leq i \leq n) \quad (4.2.7)$$

$$T_i = \sigma_i h_i b \quad (0 \leq i \leq n) \quad (4.2.8)$$

の $(6n+1)$ 個の式が得られる。求めるべき未知変数は、 $P_i, f_i, S_i, V_i, \mu_i, k_{mi}$  (以上 $1 \leq i \leq n$ )、 $\sigma_i, T_i, v_i$  (以上 $0 \leq i \leq n$ )、 $h_i$  ( $1 \leq i \leq n-1$ )の $(10n+2)$ 個である。この中で、変形抵抗 $k_{mi}$ 、摩擦係数 $\mu_i$ 、張力応力 $\sigma_i$ については、被圧延材の特性や圧延機の固有条件が制約条件として存在する。

$$k_{mi} = k_m^{(i)}(h_0, h_{i-1}, h_i, V_i) \quad (1 \leq i \leq n) \quad (4.2.9)$$

$$\mu_i = \mu^{(i)}(h_{i-1}, h_i, V_i, l_i) \quad (1 \leq i \leq n) \quad (4.2.10)$$

$$\sigma_i = \sigma^{(i)}(i, k_{mi}) \quad (0 \leq i \leq n) \quad (4.2.11)$$

添字 $(i)$ は被圧延材の材質を表し、 $l_i$ は圧延ロールの累積圧延長さを表す。これらを含め、制約条件式は(4.2.3)～(4.2.11)の $(9n+2)$ 個となるため、解を求める際の自由度は、

$$(\text{未知数の数}) - (\text{制約条件の数}) = (10n+2) - (9n+2) = n$$

個あることがわかる。 $n$ 個の自由度の内、 $(n-1)$ 個をドラフトスケジュールと呼ばれる中間スタンド板厚 $h_i$  ( $1 \leq i \leq n-1$ )、1個を圧延速度の絶対レベル（例えば定常圧延速度 $V_n$ ）と見なし、これらを別の基準で決定する（この基準については4.2.3で後述する）。これらは何らかの方法で決まれば上述の連立方程式の解が求まるため、圧下位置 $S_i$ 、ロール速度 $V_i$ といった操作量の初期値も決まる。

実際には、各スタンドロール速度はまず概算値 $V_i = V_n h_n / h_i$ で仮置きできるので、

- ① (4.2.9)～(4.2.11)による $k_{mi}$ 、 $\mu_i$ 、 $\sigma_i$ の導出、
- ② (4.2.3)(4.2.4)による $P_i$ 、 $f_i$ の導出後、
- ③ ゲージメータ式(4.2.5)の逆算式である

$$S_i = h_i - \frac{P_i}{M_i} \quad (1 \leq i \leq n) \quad (4.2.12)$$

によって圧下位置 $S_i$ のプリセット値を求める、

- ④ マスフロー式(4.2.6)(4.2.7)にもとづく

$$\frac{1}{\frac{h_1(1+f_1)}{V_1}} = \frac{1}{\frac{h_2(1+f_2)}{V_2}} = \dots = \frac{1}{\frac{h_n(1+f_n)}{V_n}} \quad (4.2.13)$$

によってロール速度 $V_i$ のプリセット値を求める、  
というステップが基本となる。

## 4. 2. 2 プリセット以外のセットアップモデルの役割

### (1) AGCパラメータの導出

第2章、第3章で述べたように最新のAGCは、圧延条件毎のプロセスモデルにもとづく適切なパラメータ設定を前提として高い性能を実現するよう設計されている。即ち、AGCパラメータの圧延条件毎の適切な設定とそのための予測は不可欠であり、これがセットア

ップモデルの重要な役割の一つとなっている。

具体的には、2. 2. 1 (3) に示した影響係数や偏微分係数の導出などが必要となる。例えば、偏微分係数 $[\partial P/\partial h]_i$ であれば、操作量のプリセット計算で使うのと同じセットアップモデル、この場合は荷重モデル(4.2.3)を用い、十分小さい $\Delta h$ に対して

$$\left[ \frac{\partial P}{\partial h} \right]_i = \frac{P(h_{i-1}, h_i + \Delta h, \sigma_{i-1}, \sigma_i, k_m(h_i + \Delta h), \mu_i, B, R_i) - P(h_{i-1}, h_i - \Delta h, \sigma_{i-1}, \sigma_i, k_m(h_i - \Delta h), \mu_i, B, R_i)}{2\Delta h} \quad (4.2.14)$$

によって求められる。この例でいえば、入出側板厚や入出側張力の条件はもとより、対象材の変形抵抗や圧延時の摩擦係数が正確にわかっていることが、パラメータ値を正確に求めるための必要条件である。オンラインで用いるセットアップモデルの精度が問われる。

また、2. 7 でも述べたように、ロールと材料間の摩擦係数が速度に依存するために、圧延速度の変更時には大きな板厚変動が発生する。この対策として、AGCの1機能として加減速度補償機能が備えられているが(表.2.7.1)、これが効果を発揮するためには、摩擦係数モデル

$$\mu_i = \mu^{(i)}(h_{i-1}, h_i, V_i, l_i) \quad (1 \leq i \leq n) \quad (4.2.10)$$

具体例でいえば

$$\mu_i(V_i) = \begin{cases} c_{0i} + c_{1i}(V_{0i} - V_i)^d & (V_i \leq V_{0i}) \\ c_{0i} & (V_i > V_{0i}) \end{cases} \quad (1 \leq i \leq n) \quad (2.7.2)$$

のパラメータの正確な把握が必須である。また、そのパラメータは圧延条件によっても異なるため、セットアップモデルで圧延条件毎に設定することが必要である。

## (2) 圧延限界での操業条件の決定

近年は一つの圧延機で、厚物から薄物、広幅から狭幅、硬質材から軟質材、高圧下率から低圧化率、と広い製造範囲をカバーすることも求められるようになってきている。また、新商品の開発も加速する中、新たな製品仕様に対応して製造条件を迅速に確立していくことが必要である。このように圧延機的能力を幅広く、極端な場合は限界ギリギリまで使うことも必要なため、各種の圧延限界条件を考慮したドラフトスケジュールや操作量プリセット値の決定や迅速な圧延可否判断が、セットアップモデルの重要な機能となってきた。具体的な圧延限界条件としては

$$f_i \geq f_{\min i} \quad (1 \leq i \leq n) \quad (4.2.15)$$

$$\frac{P_i}{b} \leq p_{\max i} \quad (1 \leq i \leq n) \quad (4.2.16)$$

$$\tau_i \leq \tau_{\max i} \quad (1 \leq i \leq n) \quad (4.2.17)$$

といったものがある。ここで、 $\tau_i$ はモータトルクで、圧延荷重に抗してロールを回転させる圧延負荷トルク $\tau_{Pi}$ (付録.2B参照)と、上流側から張力に抗してロールを回転させる張力負荷トルク $\tau_{Ti}$ の和で表される。

$$\tau_i = \tau_{Pi} + \tau_{Ti} \quad (1 \leq i \leq n) \quad (4.2.18)$$

$$\tau_{pi} = \tau(h_{i-1}, h_i, \sigma_{i-1}, \sigma_i, k_{mi}, \mu_i, B, R_i) \quad (1 \leq i \leq n) \quad (4.2.19)$$

$$\tau_{ni} = (h_{i-1}\sigma_{i-1} - h_i\sigma_i)bR_i \quad (1 \leq i \leq n) \quad (4.2.20)$$

(4.2.15)の先進率下限は、ロールと材料間のスリップを発生させないための条件で、下限接触時には入出側板厚や入出側張力を修正して条件を満たす。(4.2.16)の単位幅当り圧延荷重の上限は、ロールと材料間の潤滑油膜切れによるきず発生限界の目安として用いられる指標で、上限接触時には主として入出側板厚修正で対応する。(4.2.17)は駆動モータの出力トルク限界のチェックであり、入出側板厚や入出側張力を修正して対応する。基本的には、中間スタンド板厚修正などの自由度範囲で対応するが、自由度範囲で吸収不可能な場合には、指定された仕様の圧延が不可能であることを警告することが重要な役割である。

いずれにしても、ここで用いられる先進率、圧延荷重、圧延トルクといったセットアップモデルには、高い精度が求められる。

### (3) 走間設定変更

図.1.2.1(a)のようなバッチ式のタンデムミルでは、母材コイル1本毎に板先端を通板した上で圧延を開始し、1本分の圧延が終了すると板尾端をミルから抜いていた。従って、操作量の初期値プリセットも、先行するコイルの尾端が抜けてから当該コイルの通板が始まるまでの間に実施すればよく、高度のリアルタイム性は重要ではなかった。ところが第1章でも述べたように、近年は図.1.2.2のような完全連続式圧延機が主流となっている。この完全連続圧延を実現するためには、圧下位置やロール周速比といった操作量を、先行コイルの値から後続コイルの初期プリセット値へ、連続的に変更するための走間設定変更制御技術が不可欠となっている<sup>\*4)</sup>。

図.4.2.1には、バッチ式ミルと完全連続式ミルの典型的な速度パターンを模式的に示す。バッチ式ミルではプリセット後、0.2~0.3m/s程度の極低速で先端通板されるのとは異なり、連続ミルの走間設定変更では、生産性向上や走間切断装置の低速下限制約などの理由により3m/s程度の速度で実施される。設定値（設定変更量）に同じだけ誤差があっても、圧延速度が速ければ長い距離にその影響が及ぶため、板厚公差をはずれる距離も長く歩留も悪化する。また、(2.4.66)からもわかるように、圧延速度が速いと張力挙動の時定数は短くなるため、設定値誤差に起因する過張力や張力喪失の影響も生じやすい。従って、走間設定変更では通常のプリセットより高い設定精度が要求される。

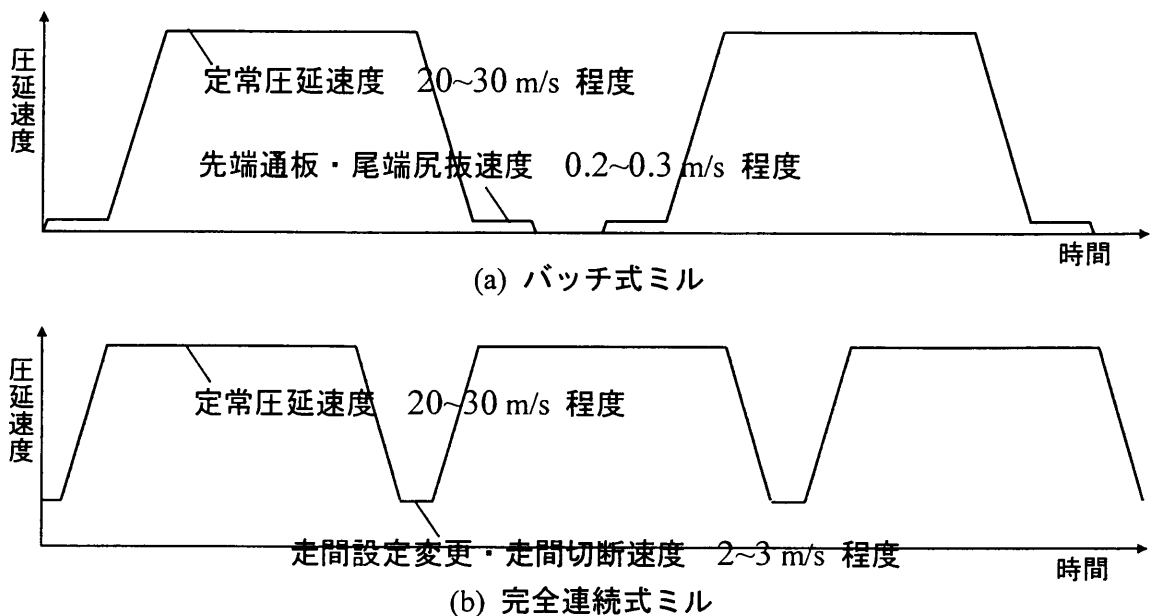


図.4.2.1 タンデムミルの圧延速度パターン

## 4. 2. 3 ドラフトスケジュールと圧延速度

### (1) 高生産性を狙ったドラフトスケジュールと最高圧延速度の設定

4. 2. 1 で述べた、操作量のプリセット計算における $n$ 個の自由度に相当する、中間スタンド板厚 $h_i (1 \leq i \leq n-1)$ と圧延速度絶対値 $V_n$ は、決まった仕様の製品を作るという観点だけから見れば自由に決めることができる。これらの値は実操業面で重要な、生産性や操業安定性の観点から決定される。

従来は標準条件にもとづいて予め求めてある、標準スケジュールテーブルや標準HHPカーブを用いて、ドラフトスケジュール ( $(n-1)$ 個の中間スタンド板厚 $h_i (1 \leq i \leq n-1)$ ) を決めていた。いくつかの代表板厚、代表材質についての標準ドラフトスケジュールを用いる場合は、与えられた母材厚 $h_0$ 、製品厚 $h_n$ に応じた中間スタンド板厚 $h_i (1 \leq i \leq n-1)$ を補間計算などで決める。また、標準HHPカーブとは、 $h_0/h_i$ と各スタンド消費電力の累積値との関係にある標準条件について予め計算したもので、各スタンドの負荷配分が大まかにでも考慮できるよう工夫されたものである。中間スタンド板厚 $h_i (1 \leq i \leq n-1)$ が決まれば、各スタンドの駆動モータパワー $W_i (1 \leq i \leq n)$ が最終スタンド速度 $V_n$ の関数として決まるので、モータの最高速度 $V_{\max i}$ と定格パワー $W_{\max i}$ に対して、

$$V_i \leq V_{\max i} \quad (1 \leq i \leq n) \quad (4.2.28)$$

$$W_i = \frac{\tau_i g V_i}{R_i} \leq W_{\max i} \quad (1 \leq i \leq n) \quad (4.2.29)$$

$$\text{但し、} V_i = \frac{(1+f_n)h_n V_n}{(1+f_i)h_i} \quad (1 \leq i \leq n) \quad (4.2.30)$$

を満たす最大の $V_n$ を求める、という手順をとっていた。

しかし、こういった標準条件にもとづく方式では、コイル毎に異なる製造仕様の1つ1つにとって最適な操業条件が得られるとは限らない。あるスタンドの駆動モータは能力限界であっても、他スタンドモータには十分な余裕があるということも珍しくなかった。近年、より高い生産性を狙って設備全体の能力限界を追求する観点から、各スタンドの圧延に必要な圧延トルクやモータパワーを正確に予測計算し、これにもとづいて、高速圧延可能なバランスのよいドラフトスケジュールを決めるようになってきた<sup>\*)</sup>。

具体的には以下のような考え方で求める。(4.2.18)~(4.2.20)のように圧延トルク $\tau_i$ が入出側板厚に依存することを踏まえると、モータパワー $W_i$ は

$$W_i(h_{i-1}, h_i) = \frac{\tau_i(h_{i-1}, h_i)g}{R_i(1+f_i(h_{i-1}, h_i))h_i} (1+f_n)h_n V_n \quad (1 \leq i \leq n) \quad (4.2.31)$$

と入出側板厚の関数として表現できる。これを用いると、その比率 $W_{r1}: W_{r2}: \dots: W_{rn}$ を、例えばモータ定格パワー比に指定し、 $n-1$ 個の制約条件式

$$\frac{W_1(h_0, h_1)}{W_{r1}} = \frac{W_2(h_1, h_2)}{W_{r2}} = \dots = \frac{W_n(h_{n-1}, h_n)}{W_{rn}} \quad (4.2.32)$$

を満足するように、 $n-1$ 個の中間スタンド板厚 $h_i (1 \leq i \leq n-1)$ を決定することができる。尚、このためには、圧延トルク予測モデルも学習などによる精度向上が必要である。

2. 6で述べたように、冷間タンデム圧延では、ダルロール圧延が行われることも多く、圧延荷重を適当な範囲に維持する必要がある。この場合、ドラフトスケジュールの決定に際しては、(4.2.32)の $n-1$ 個の制約式の内、最終スタンドの式に替えて、最終スタンド圧延荷重の目標値 $P_m$ を指定する形とした、

$$\frac{W_1(h_0, h_1)}{W_{r1}} = \frac{W_2(h_1, h_2)}{W_{r2}} = \dots = \frac{W_{n-1}(h_{n-2}, h_{n-1})}{W_{rn-1}} \quad (4.2.33)$$

$$P_n(h_{n-1}, h_n) = P_{rn} \quad (4.2.34)$$

の $n-1$ 個の制約式を使ってドラフトスケジュールを決めることが必要である。

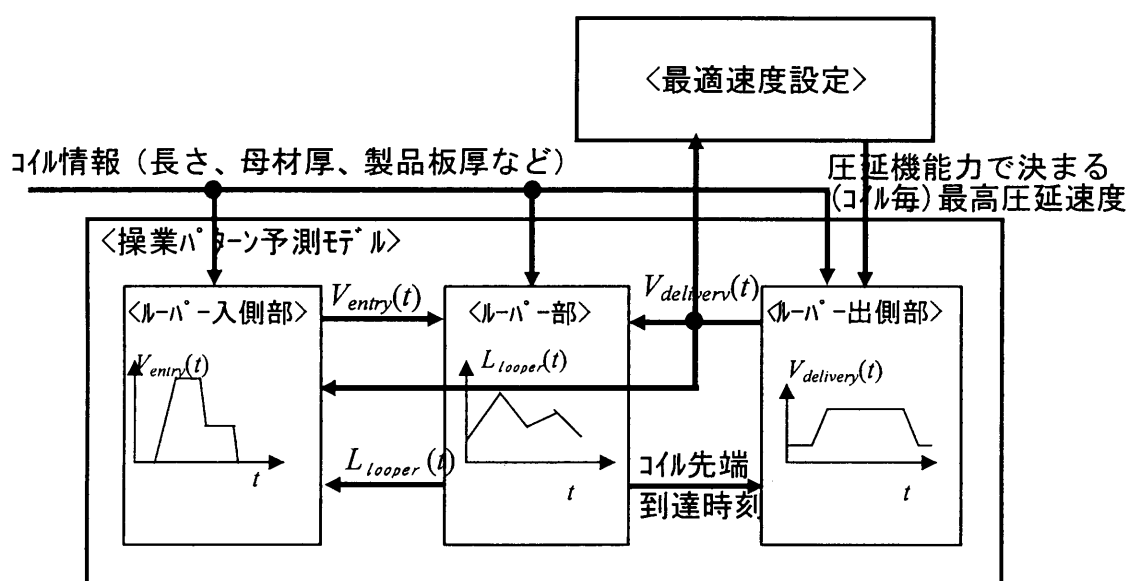
## (2) 高板厚精度のための最適圧延速度の設定

(1) では、生産性追求の観点から圧延機駆動モータ能力をフルに発揮することを狙いとした、ドラフトスケジュールと圧延速度設定について述べた。ここでは、完全連続圧延機の入側設備も含めた操業パターンの事前予測の視点を加えて、品質上の観点から最適な圧延速度を決定する考え方について述べる<sup>\*)</sup>。

図.1.2.2のような完全連続ミルでは、ペイオフリール(POR)で巻戻し終わった先行材の後端と次に圧延する材料の先端を溶接する必要があるが、溶接が終わるまでは後行材の巻戻しを始めることはできない。この溶接中にも圧延を継続できるよう、溶接機と圧延機の間には母板蓄積のためのルーパーが設置されている。溶接機で先行材と後行材を接合した後はコイルを一気にルーパーに蓄積し、次の溶接が始まってもルーパーから蓄積されたコイルを払出しながら圧延機に供給する。一方、圧延機では接合点通過時には出側での走間切断のため速度を下げて圧延し、切断後は生産性を上げるため直ちに加速し次の接合点までできるだけ高い圧延速度を維持する、という速度パターンで操業が行われている。



この予測モデルは、1)ルーパー出側部、2)ルーパー入側部、3)ルーパー部の3つから構成され、ルーパー入側速度 $V_{entry}(t)$ やルーパー出側速度 $V_{delivery}(t)$ の将来の挙動(速度パターン)を予測計算するものである。



このような事態にならないよう、ルーパー蓄積板長予測にもとづきコイル毎の定常圧延速度を最適に設定するのが、操業パターン予測モデルと最適圧延速度設定の機能である。ルーパー蓄積板量がある許容範囲内に維持するという制約条件の中で、定常圧延速度即ち生産性を最大にするという戦略に沿って、数コイル先までの操業状況予測を繰り返しながら解を見つける。例えば、しばらく短いコイルが続き（即ち、入側での溶接時間の比率が高くなり）ルーパー蓄積板長の急速な減少が確実視される場合は、早い段階から定常圧延速度を控えておくのが賢明である。

## 4. 3 セットアップモデル学習の高度化

### 4. 3. 1 従来の圧延荷重予測モデル学習とその課題

#### (1) 圧延荷重予測モデルの誤差要因

表4.1.1あるいは4. 2で述べたように、圧延荷重予測モデルを中心とするセットアップモデルの精度が従来以上に重要になってきた。本節では、そのために必要なセットアップモデル学習技術の高度化について、圧延荷重予測モデルを主体にして述べる。プリセットなどで用いる圧延荷重モデル

$$P_i = P(h_{i-1}, h_i, \sigma_{i-1}, \sigma_i, k_{mi}, \mu_i, b, R_i) \quad (1 \leq i \leq n) \quad (4.2.3)$$

の右辺に表れる独立変数の中で、摩擦係数 $\mu_i$ と変形抵抗 $k_{mi}$ は、直接計測することができないパラメータである。その値の推定については、ラボ実験を中心に多くの研究が行われてきた。

まず、材料の変形抵抗

$$k_{mi} = k_m^{(i)}(h_0, h_{i-1}, h_i, V_i) \quad (1 \leq i \leq n) \quad (4.2.9)$$

は、具体的には全歪や歪速度によって決まることが明らかになっている<sup>\*12)</sup>。全歪とは、圧延前の状態からどれだけの変形が材料に施されたかを示す値であり、対数歪 $\varepsilon_i = \ln(h_0/h_i)$ が用いられることが多い。全歪の小さい領域では加工硬化のため全歪の増加に伴い変形抵抗も急激に増加するが、全歪が大きくなると次第に緩やかな増加となり、材質によっては飽和してほぼ一定となる特性を示す。この全歪の関数として表現される変形抵抗モデルとして各種の実験式が提案されているが、全歪の大きい領域での飽和特性も表現できるモデル式としては

$$k_{mi}(\varepsilon_i) = \begin{cases} a_0 + a_1(\varepsilon_0 - \varepsilon_i)^b & (\varepsilon_i \leq \varepsilon_0) \\ a_0 & (\varepsilon_i > \varepsilon_0) \end{cases} \quad (1 \leq i \leq n) \quad (4.3.1)$$

のように区間分割したべき関数表現が適している。加工硬化の程度を表す $a_1$ や大歪域での変形抵抗最大値を表す $a_0$ などの値は被圧延材の材質に依存する。顧客の要求に応じた新たな材質が日々開発され材質体系も変化していく中、実機操業に適用できるだけの精度の高いパラメータ値を、すべての材質について事前に求めておくことは不可能である。

ロール-材料間の摩擦係数

$$\mu_i = \mu^{(i)}(h_{i-1}, h_i, V_i, l_i) \quad (1 \leq i \leq n) \quad (4.2.10)$$

の影響因子についても多くの研究が行われており、特にロール周速度 $V_i$  [m/s]への依存性が強いことが知られている<sup>\*13)</sup>。これは、摩擦係数値の支配的要因である圧延潤滑油の引込み膜厚が、ロール周速度の変化に伴い変化する現象によるものである。ある速度を超えると摩擦係数が一定となる飽和特性が特徴であり、これを表現するモデル式としては

$$\mu_i(V_i) = \begin{cases} c_{0i} + c_{1i}(V_{0i} - V_i)^d & (V_i \leq V_{0i}) \\ c_{0i} & (V_i > V_{0i}) \end{cases} \quad (1 \leq i \leq n) \quad (4.3.2)$$

のように区間分割したべき関数表現が適している。低速度域での速度依存特性 $c_{1i}$ や高速域での飽和値 $c_{0i}$ は、圧延油種による粘度の違いや油の劣化による経時変化など様々な要因に

依存するため、正確なパラメータを実験などで事前に求めておくことは難しい。

摩擦係数、変形抵抗については従来から多くの実験式が提案されており、どういう要因によってその値が決まるかという構造的な面の研究も確立している。しかし、実機オンラインでの直接計測や推定が困難なため、実機圧延のための正確な予測は不可能であり、これが圧延荷重予測モデル誤差の主たる原因となっていた。

## (2) 従来の圧延荷重学習方法

4. 2. 1で述べたように、板厚精度は圧延荷重 $P$ の予測精度に左右されるため、圧延実績データにもとづいて圧延荷重予測モデルを自動更新する学習機能は、実機の計算機制御装置には従来から備えられている<sup>\*14)</sup>。

まず、(4.2.3)の圧延荷重予測モデルが実際の値からどの程度ずれているかを把握するため、圧延実績データにもとづく荷重計算の誤差係数 $z_{Ai}$ を次式によって求める。

$$z_{Ai} = \frac{P_{Ai}}{P(H_{Ai}, h_{Ai}, \sigma_{bAi}, \sigma_{fAi}, b_A, k_{mi}, \mu_i)} \quad (1 \leq i \leq n) \quad (4.3.3)$$

ここで添字 $A$ は各変数の実績値をで表しており、 $k_{mi}$ 、 $\mu_i$ は実測ができないため計算値で代替する。次に、1回の圧延で得られる複数スタンドの荷重計算誤差係数 $z_{Ai}$  ( $1 \leq i \leq n$ ) の平均値とばらつきを求める。

$$Z_A \equiv \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n z_{Ai} \quad (4.3.4)$$

$$z_{Ai} \equiv \frac{z_{Ai}}{Z_A} \quad (1 \leq i \leq n) \quad (4.3.5)$$

即ち、 $Z_A$ がスタンドに依存しない平均的な誤差、例えば圧延材の材質の特徴を代表し、 $z_{Ai}$  ( $1 \leq i \leq n$ ) が各スタンドの特徴を示す誤差、例えば摩擦係数起因の誤差を表しているとみなす。測定誤差などによる実績値のばらつきを考慮して、 $Z_A$ 、 $z_{Ai}$ に次式のような平滑処理を施す。

$$Z^{(k)} = \alpha \cdot Z_A + (1 - \alpha) \cdot Z^{(k-1)} \quad (4.3.6)$$

$Z^{(k)}$  : 平均荷重補正係数( $Z_A$ の平滑値)

$Z^{(k-1)}$  : 前回の( $k-1$ 回目の) $Z^{(k)}$ 値

$\alpha$  : 平滑係数( $0 \leq \alpha \leq 1$ )

$$z_i^{(k)} = \alpha \cdot z_{Ai} + (1 - \alpha) \cdot z_i^{(k-1)} \quad (1 \leq i \leq n) \quad (4.3.7)$$

$z_i^{(k)}$  : スタンド荷重補正係数( $z_{Ai}$ の平滑値)

$z_i^{(k-1)}$  : 前回の( $k-1$ 回目の) $z_i^{(k)}$ 値

ここで、添字 $(k)$ はそれぞれの $k$ 回目の実測にもとづく学習値であることを示している。圧延荷重の計算値 $P_i$ を(4.2.12)によるプリセットのための予測値として用いる際には、(4.2.3)によって計算される圧延荷重そのものを用いるのではなく、これらの補正係数を乗じた

$$P_i = Z^{(k)} \cdot z_i^{(k)} \cdot P(H_i, h_i, \sigma_{bi}, \sigma_{fi}, b, k_{mi}, \mu_i) \quad (1 \leq i \leq n) \quad (4.3.8)$$

とするのが、従来型の荷重学習手法であった。

### (3)従来手法の課題

実際の操業では、全スタンドに同傾向の圧延荷重誤差が発生しながら、その原因が変形抵抗誤差ではなく摩擦係数誤差である場合や、逆にスタンドによって発生傾向の異なる圧延荷重誤差が摩擦係数原因ではなく特定材質の変形抵抗特性に起因する場合がある。この場合、(1)の従来手法では十分な学習精度は得られない。摩擦係数と変形抵抗という2つの誤差要因を、圧延荷重という1つ因子の学習だけで対応しようとする点に根本的な限界がある。

また、4. 2. 2 (1)で述べたように、AGCのためのパラメータ予測への対応も必要である。今、圧延荷重式(4.2.3)を、出側板厚と変形抵抗の影響に着目して $P(h, k_m)$ と表記する。もし、基準の変形抵抗 $k_m^{(0)}$ に対して材質 $(i)$ では異なる値 $k_m^{(i)}$ になるとすると、(1)の荷重補正学習の考え方では圧延荷重のレベルで補正係数 $z^{(i)}$ を乗じて

$$P(h, k_m^{(i)}) = z^{(i)} P(h, k_m^{(0)}) \quad (4.3.9)$$

とすることで圧延荷重値を合わせる。しかし、 $P$ は非線形関数であるため、一般的には

$$\frac{\partial P}{\partial h}(h, k_m^{(i)}) \neq z^{(i)} \frac{\partial P}{\partial h}(h, k_m^{(0)}) \quad (4.3.10)$$

であり、偏微分係数の補正には $z^{(i)}$ は通用しない。即ち、パラメータ $\partial P / \partial h$ を精度よく予測するためには、圧延荷重の学習は圧延荷重 $P$ のレベルではなく変形抵抗 $k_m$ などの誤差要因のレベルで行うことが必要である。

さらに、同じく4. 2. 2 (1)で述べたような摩擦係数の速度依存性の予測も、従来手法では不可能である。(4.3.2)のような摩擦係数モデルが精度よく把握できれば、これに基づいて加減速時の圧延荷重変化を予測し、その影響を加減速補償(フィードフォワード制御)により相殺できる(2. 7. 1参照)。摩擦係数モデルは経時変化も大きいため、これを実現するためには、従来手法では難しい摩擦係数モデルの学習が必要である。

さらに、表.4.1.1に示すように、従来は学習対象とされていなかった、先進率モデルなどの学習も必要とされている。

## 4. 3. 2 変形抵抗モデルと摩擦係数モデルの分離学習法

### (1)誤差要因の分離推定

摩擦係数、変形抵抗といった、圧延荷重の主要パラメータを正確に予測するには、

- 1) 摩擦係数、変形抵抗の実績(推定)値を如何にして求めるか、
  - 2) 得られた摩擦係数、変形抵抗の実績(推定)値に基づいて、(4.3.1)(4.3.2)のようなモデル式を如何にして学習するか、
- という2つの課題がある。1)については本項(1)で、2)については次項(2)以降で述べる。

さて1)の課題に対して、圧延荷重実績値に加えて先進率の実績値を用いる考え方がある<sup>\*15)</sup>。これは、先進率 $f$ も圧延荷重 $P$ と同様、変形抵抗 $k_m$ と摩擦係数 $\mu$ に依存するというに着目して、2つの方程式を連立して2つの未知数を求めるものである。即ち、 $k_{mx}$ 、 $\mu_x$ の2つを未知数とする2元非線形連立方程式

$$P_A = P(H_A, h_A, \sigma_{bA}, \sigma_{fA}, b_A, k_{mx}, \mu_x) \quad (4.3.11)$$

$$f_A = f(H_A, h_A, \sigma_{bA}, \sigma_{fA}, k_{mx}, \mu_x) \quad (4.3.12)$$

を、たとえばNewton法を用いて数値的に解くことにより、摩擦係数および変形抵抗の実績推定値 $k_{mx}$ 、 $\mu_x$ を求める。

実際に意味のある精度で分離逆算が可能か否かを、いくつかの例で数値的に検討した。図.4.3.1に、変形抵抗 $k_m$ 、摩擦係数 $\mu$ のいろいろな組み合わせに対して、圧延荷重式、先進率式を計算した例を示す。先進率の変化は変形抵抗より摩擦係数に大きく依存していること、圧延荷重は変形抵抗、摩擦係数どちらの影響も受けるが主として変形抵抗の影響を大きく受けることが特徴である。2種類の等高線（等先進率線、等圧延荷重線）のなす角も十分大きく、局所的に非線形性が強くなる様子も見られないことから、計算精度上あるいは収束性の上で問題はなく、数値計算による求解が可能である。

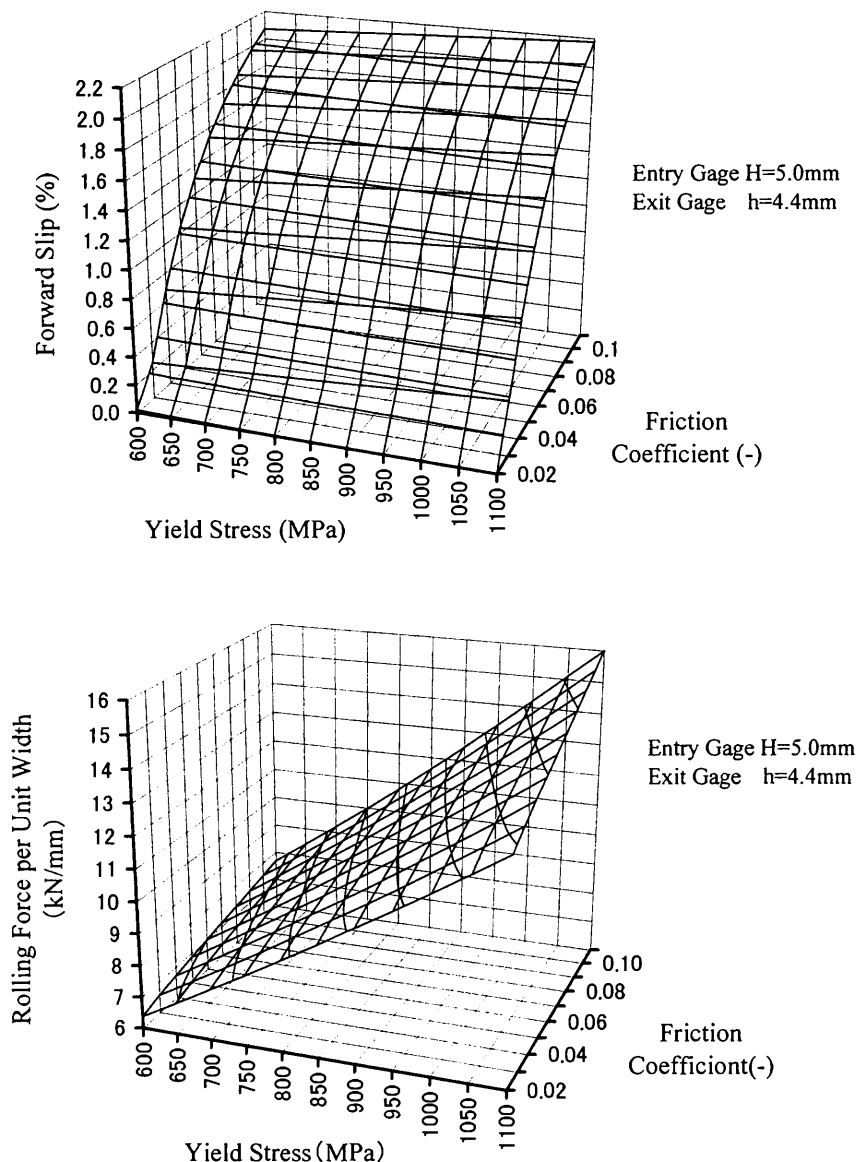


図.4.3.1 圧延荷重、先進率の計算例

## (2) 区分分割表現されたべき関数の学習

前項の課題2)に対して、区分分割表現された関数の学習手法を新たに提案する<sup>\*11)</sup>。学習対象の関数形は、(4.3.1)の変形抵抗モデルおよび(4.3.2)の摩擦係数モデルを一般化した

$$y(x) = \begin{cases} a_0 + a_1(x_0 - x)^b & (x < x_0) \\ a_0 & (x \geq x_0) \end{cases} \quad (4.3.13)$$

という形で表現される、定数区間とべき関数区間の連続した関数とする。 $a_0$ 、 $a_1$ を学習対象パラメータとし、 $x_0$ 、 $b(>1)$ は固定値とする。

学習のための実績データに関しては、1回のデータサンプリングで1つの実績データ群が採取できると考える。変形抵抗モデル学習の場合は、複数スタンド分の実績データを同時に採取することにより、複数の全歪 $\varepsilon_i$ に対応する同一条件のデータ群が得られる。また、摩擦係数モデル学習の場合は、1回の加速時あるいは減速時に実績データをまとめて採取することで入手できる、複数の圧延速度 $V_i$ に対応する同一条件の実績データ群がこれに相当する。

ここで、 $k$ 回目のデータサンプリングで採取できるデータ数を $N^{(k)}$ 、 $k$ 回目のデータサンプリングで採取できるデータ群を $(x_i^{(k)}, y_i^{(k)})(1 \leq i \leq N^{(k)})$ と表現する。また、 $k$ 回目のサンプリングデータにもとづいて学習した学習対象パラメータを「 $k$ 回目の学習値」という意味で $a_0^{(k)}$ 、 $a_1^{(k)}$ と表現する。まず、実際に実績データの存在する可能性のある範囲 $x_{min} \leq x \leq x_{max}$ を評価区間として、独立変数 $x$ や評価区間の無次元化、正規化を行う。

$$X \equiv x_0 - x_{min} \quad (4.3.14)$$

$$\beta \equiv \frac{x_{max} - x_0}{x_0 - x_{min}} \quad (4.3.15)$$

$$\underline{a}_1 \equiv a_1 X^b \quad (4.3.16)$$

$$p \equiv \frac{x_0 - x}{X} \quad (4.3.17)$$

$$p_i^{(k)} \equiv \frac{x_0 - x_i^{(k)}}{X} \quad (1 \leq i \leq N) \quad (4.3.18)$$

としたとき、学習対象関数(4.3.13)は

$$y(p) = \begin{cases} a_0 + \underline{a}_1 p^b & (p > 0) \\ a_0 & (p \leq 0) \end{cases} \quad (4.3.19)$$

と、無次元化された独立変数 $p$ の関数の形に変換される。

さて、通常最小2乗近似では実績データと推定曲線の差の2乗和を評価関数として最適値を決めるが、ここでは関数を学習するという意味で、旧モデルの推定曲線と新モデルの推定曲線の差も評価関数に加える。即ち、次式のように新旧モデル曲線間距離の2乗積分 $J_1$ と、新モデル曲線と実績データ点間の距離の2乗積算 $J_2$ の和 $J$ を評価関数とする。

$$J = J_1 + J_2 \quad (4.3.20)$$

$$J_1 = X \int_0^1 \{ (a_0^{(k)} + \underline{a}_1^{(k)} p^b) - (a_0^{(k-1)} + \underline{a}_1^{(k-1)} p^b) \}^2 dp + \beta X (a_0^{(k)} - a_0^{(k-1)})^2 \quad (4.3.21)$$

$$J_2 = \lambda \frac{X}{N_0^{(k)}} \left\{ \sum_{i=1}^{N_0^{(k)}} \{ (a_0^{(k)} + \underline{a}_1^{(k)} p_i^{(k)b}) - y_i^{(k)} \}^2 + \sum_{i=N_0^{(k)}+1}^{N^{(k)}} (a_0^{(k)} - y_i^{(k)})^2 \right\} \quad (4.3.22)$$

ここで、 $N_0^{(k)}$ は $N^{(k)}$ の実績データの内  $p_i^{(k)} \geq 0$ の範囲にあるデータの数をあらわす。さらに、 $p_i^{(k)} \geq 0$ の範囲のものを  $1 \leq i \leq N_0^{(k)}$ 、 $p_i^{(k)} < 0$ の範囲のものについては  $N_0^{(k)}+1 \leq i \leq N^{(k)}$ となるよう

にデータを並べ替えている。また、 $\lambda$ は実績データの誤差、即ち $J_2$ に乘じる重み係数である。図.4.3.2にはこの評価関数のイメージを図示する。

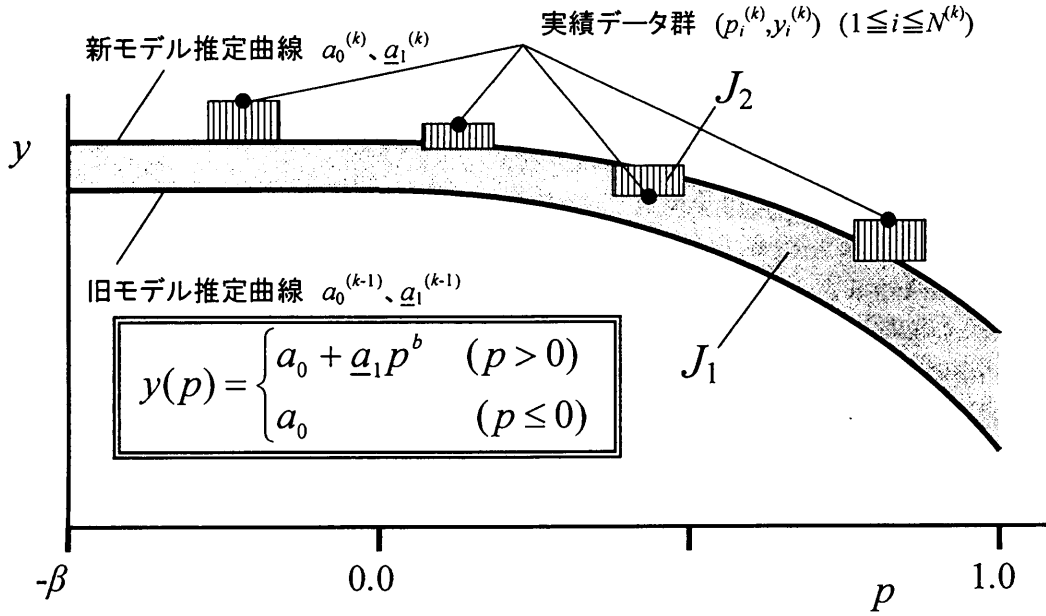


図.4.3.2 モデル学習の評価関数

(4.3.21)(4.3.22)を用いて $\partial J / \partial a_0^{(k)} = 0$ 、 $\partial J / \partial a_1^{(k)} = 0$ を満足する、即ち $J$ を最小にする $a_0^{(k)}$ 、 $a_1^{(k)}$ を求めると、

$$(A + \lambda B^{(k)}) \begin{bmatrix} a_0^{(k)} \\ a_1^{(k)} \end{bmatrix} = A \begin{bmatrix} a_0^{(k-1)} \\ a_1^{(k-1)} \end{bmatrix} + \lambda C^{(k)} \quad (4.3.23)$$

$$A \equiv \begin{bmatrix} 1 + \beta & \frac{1}{b+1} \\ \frac{1}{b+1} & \frac{1}{2b+1} \end{bmatrix} \quad (4.3.24)$$

$$B^{(k)} \equiv \begin{bmatrix} \frac{N^{(k)}}{N_0^{(k)}} & \frac{1}{N_0^{(k)}} \sum_{i=1}^{N_0^{(k)}} p_i^{(k)b} \\ \frac{1}{N_0^{(k)}} \sum_{i=1}^{N_0^{(k)}} p_i^{(k)b} & \frac{1}{N_0^{(k)}} \sum_{i=1}^{N_0^{(k)}} p_i^{(k)2b} \end{bmatrix} \quad (4.3.25)$$

$$C^{(k)} \equiv \begin{bmatrix} \frac{1}{N_0^{(k)}} \sum_{i=1}^{N_0^{(k)}} y_i^{(k)} \\ \frac{1}{N_0^{(k)}} \sum_{i=1}^{N_0^{(k)}} y_i^{(k)} p_i^{(k)b} \end{bmatrix} \quad (4.3.2)$$

が得られる（付録.4A.1参照）。ここで、 $A$ は関数形の定義だけから決まる定数行列、 $B^{(k)}$ 、 $C^{(k)}$ は第 $k$ 回目のサンプリング実績データ群から決まる行列である。(4.3.23)を変形して得られる

$$\begin{bmatrix} a_0^{(k)} \\ \underline{a}_1^{(k)} \end{bmatrix} = (I + \lambda A^{-1} B^{(k)})^{-1} \begin{bmatrix} a_0^{(k-1)} \\ \underline{a}_1^{(k-1)} \end{bmatrix} + \lambda (I + \lambda A^{-1} B^{(k)})^{-1} A^{-1} C^{(k)} \quad (4.3.27)$$

が、 $a_0^{(k)}$ 、 $\underline{a}_1^{(k)}$ の学習更新則である。

### (3) 関数学習法の収束性

(2) で提案した学習手法の収束性について検討する。(4.3.27)の学習則の収束性は行列  $(I + \lambda A^{-1} B^{(k)})^{-1}$  の固有値に左右されるが、 $A$ 、 $B^{(k)}$  の定義からデータ  $p_i^{(k)}$  の区間  $0 \leq p_i^{(k)} \leq 1$  内でのばらつき具合によって決まるといってよい。そこで実績データが理想的にばらついている場合と、もっともばらつき具合の悪い場合について、収束性を評価する。

まず理想的な状態として、毎回の実績データ群  $x_i^{(k)}$  ( $1 \leq i \leq N^{(k)}$ ) が十分な数でかつ  $x_{\min} \leq x_i^{(k)} \leq x_{\max}$  の範囲で均一に分布しているとする。即ち、正規化した実績データ  $p_i^{(k)}$  ( $1 \leq i \leq N^{(k)}$ ) が  $-\beta \leq p_i^{(k)} \leq 1$  の範囲で均一に分布しているならば、

$$\lim_{N^{(k)} \rightarrow \infty} B^{(k)} = A \quad (4.3.28)$$

$$\therefore \lim_{N^{(k)} \rightarrow \infty} (I + \lambda A^{-1} B^{(k)})^{-1} = \begin{bmatrix} \frac{1}{1+\lambda} & 0 \\ 0 & \frac{1}{1+\lambda} \end{bmatrix} \quad (4.3.29)$$

が成り立つので、十分な数の実績データが評価範囲に均一に分布している理想的な状態では(4.3.27)式は

$$\begin{bmatrix} a_0^{(k)} \\ \underline{a}_1^{(k)} \end{bmatrix} = \frac{1}{1+\lambda} \begin{bmatrix} a_0^{(k-1)} \\ \underline{a}_1^{(k-1)} \end{bmatrix} + \frac{\lambda}{1+\lambda} A^{-1} C^{(k)} \quad (4.3.30)$$

と等価になり、 $\lambda > 0$  であれば

$$\lim_{k \rightarrow \infty} \begin{bmatrix} a_0^{(k)} \\ \underline{a}_1^{(k)} \end{bmatrix} = A^{-1} C \quad (\text{但し } C \equiv \lim_{k \rightarrow \infty} C^{(k)}) \quad (4.3.31)$$

となることがわかる。

(4.3.30)からわかるように(4.3.31)の収束速度は $\lambda$ によって決まる。 $\lambda=0$ の場合は、パラメータ  $a_0^{(k)}$ 、 $\underline{a}_1^{(k)}$  は初期値から全く変化しない。逆に、 $\lambda$  が十分大きければ、 $a_0^{(k)}$ 、 $\underline{a}_1^{(k)}$  は学習の早い段階で  $A^{-1}C$  に収束する。収束先である  $A^{-1}C$  は、最小 2 乗法で実績データ群だけから、パラメータ  $a_0$ 、 $\underline{a}_1$  の最適値を求めた結果に一致していることも簡単に確かめられる。

一方、上述のような理想状態とは逆にもっともばらつきの程度が劣るケースとして、 $N_0^{(k)} = N^{(k)}$  であり、かつ  $p_i^{(k)}$  ( $1 \leq i \leq N_0^{(k)}$ ) が同じ位置に集中している場合を考える。そのデータ  $p_i^{(k)}$  が評価区間  $0 \leq p_i^{(k)} \leq 1$  内のどこに位置するかで、 $(I + \lambda A^{-1} B^{(k)})^{-1}$  の固有値がどのように変わるかを評価した。図.4.3.3は、実績データ  $p_i^{(k)}$  の集中位置を0から1まで変化させたときの、 $(I + \lambda A^{-1} B^{(k)})^{-1}$  の2つの固有値の動きをプロットしたもので、1より大きければ発散を意味し、0に近いほど収束性がよいことを意味する。 $\lambda=0$  のときは固有値2つともが1のまま変化しない。 $\lambda$  が0より大きくなると、 $p_i^{(k)}$  の小さい領域では、2つの固有値のうち1つの収束性は悪いものの、 $p_i^{(k)}$  が大きくなるにつれ2つの固有値とも小さくなり収束性が好転する。また、 $\lambda$  が大きいほど収束性がよいこともわかる。

(4.3.29)より十分な数のデータが理想的にばらついている場合、 $(I + \lambda A^{-1} B^{(k)})^{-1}$  は  $1/(\lambda+1)$  の2



重固有値をもつが、これを図.4.3.3中には点線で示す。実際に適用する際の収束状況は、図.4.3.3でいえば理想的にばらついた分布を前提とした点線と、 $p_i^{(k)}$  ( $1 \leq i \leq N_0^{(k)}$ ) が 1 点に集中する実線との状態と予想され、実用上、収束性に問題はない。但し、収束性が実績データに依存する以上、実機適用にあたっては  $(I + \lambda A^{-1} B)^{-1}$  の固有値を監視することが望ましい。

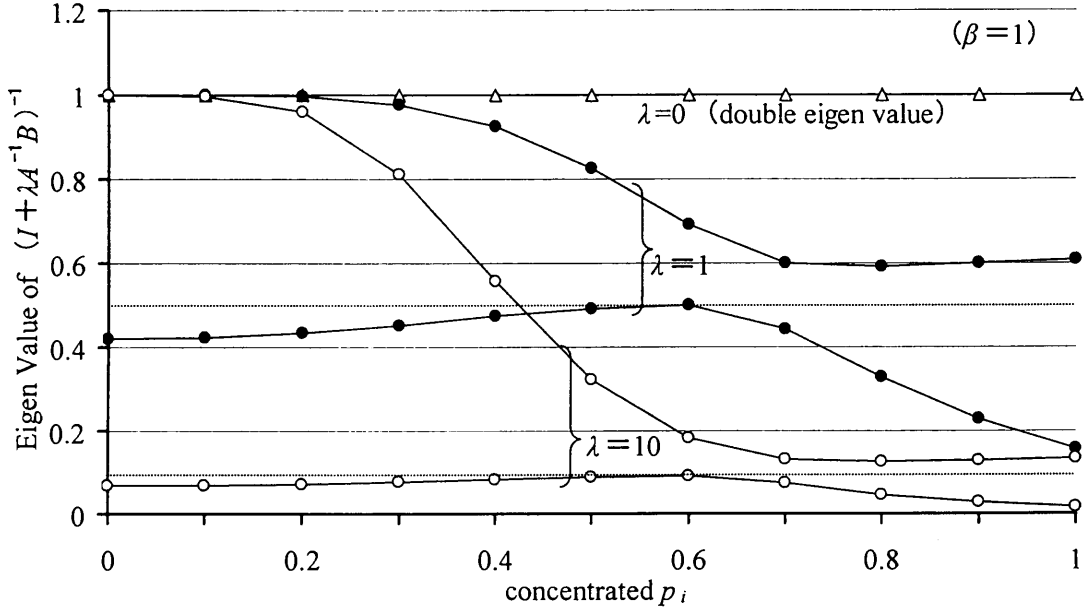


図.4.3.3  $(I + \lambda A^{-1} B)^{-1}$  の固有値の推移

#### (4) 忘却係数付き最小2乗推定との関係

本学習則は、忘却係数付き逐次最小2乗推定の変形とも解釈できるので、この関係について次に述べる。 $j$  回目サンプリングの実績データ群とモデル式との2乗誤差に、サンプリングデータの古さに応じた忘却係数  $(1/\lambda)^{k-j}$  を乗じたものを、これまでの  $k$  回のサンプリングデータ群  $\{(p_i^{(j)}, y_i^{(j)})\}$  ( $1 \leq i \leq N^{(j)}$ ) ( $1 \leq j \leq k$ ) について累積し、評価関数として

$$J_F \equiv \sum_{j=1}^k \left\{ \left( \frac{1}{\lambda} \right)^{k-j} \frac{1}{N_0^{(j)}} \left( \sum_{i=1}^{N_0^{(j)}} (a_0^{(k)} + \underline{a}_1^{(k)} p_i^{(j)b} - y_i^{(j)})^2 + \sum_{i=N_0^{(j)}+1}^{N^{(j)}} (a_0^{(k)} - y_i^{(j)})^2 \right) \right\} \quad (4.3.32)$$

と定義する (図.4.3.4参照)。ここで  $\partial J_F / \partial a_0^{(k)} = 0$ 、 $\partial J_F / \partial \underline{a}_1^{(k)} = 0$  を満足する、即ち  $J_F$  を最小にする  $a_0^{(k)}$ 、 $\underline{a}_1^{(k)}$  を求めるのが忘却係数付き逐次最小2乗推定である。その結果、

$$(\tilde{A}^{(k-1)} + \lambda B^{(k)}) \begin{bmatrix} a_0^{(k)} \\ \underline{a}_1^{(k)} \end{bmatrix} = \tilde{A}^{(k-1)} \begin{bmatrix} a_0^{(k-1)} \\ \underline{a}_1^{(k-1)} \end{bmatrix} + \lambda C^{(k)} \quad (4.3.33)$$

$$\tilde{A}^{(k)} \equiv \sum_{j=1}^k \left( \frac{1}{\lambda} \right)^{k-j} B^{(j)} \quad (4.3.34)$$

という更新則が得られる (付録.4A.2参照)。ここで、 $B^{(k)}$ 、 $C^{(k)}$  の定義は前述の (4.3.25)(4.3.26) である。(3) で述べたように、正規化した実績データ  $p_i^{(k)}$  ( $1 \leq i \leq N^{(k)}$ ) が  $-\beta \leq p_i^{(k)} \leq 1$  の範囲で均一に分布しているときには

$$\lim_{N^{(k)} \rightarrow \infty} B^{(k)} = A \quad (4.3.28)$$

であることを踏まえると、

$$\lim_{N_0^{(k)} \rightarrow \infty} \lim_{\lambda \rightarrow \infty} \tilde{A}^{(k)} = A \quad (4.3.35)$$

が成り立つ。即ち、忘却係数付き逐次最小 2 乗推定は、前回の実績データ群が十分な数でかつ均一に分布し、かつ忘却速度が速くそれ以前のデータについての重みは殆どないとしたときに、本節で提案した関数学習則(4.3.23)即ち(4.3.27)と一致することになる。

さて、(4.3.33)の忘却係数付き逐次最小 2 乗推定がパラメータの逐次更新則として実際に機能するためには、 $(\tilde{A}^{(k-1)} + \lambda B^{(k)})$  が正則であることが必要である。しかし、例えば学習のためのデータサンプリングを開始した初期の段階（即ち  $k$  が小さい段階）では、 $p$  軸上でのデータの偏りなどで、 $(\tilde{A}^{(k-1)} + \lambda B^{(k)})$  の少なくとも 1 つの固有値が非常に小さくなる可能性があり、このまま実装することは難しい。

本関数学習法でこの行列に相当するのが、 $(I + \lambda A^{-1} B^{(k)})$  あるいは  $(A + \lambda B^{(k)})$  であり、その正則性については、(3) で確認したとおりである。即ち、学習対象パラメータの前回値  $a_0^{(k-1)}$ 、 $a_1^{(k-1)}$  は、常に十分なばらつきをもつデータ群から求めたものであると見なすことに相当し、(4.3.20)の評価関数  $J$  において  $J_1$  の項を考慮することにより実現している。これは、オンラインパラメータ学習では、前回値  $a_0^{(k-1)}$ 、 $a_1^{(k-1)}$  はその時点で現実には使用されているパラメータであるという事実を重視し、その根拠となるデータの性質の如何にかかわらず、常に現モデル関数には一定の敬意を払う、という基本的な立場を意味しており、これを具現化したのが本学習則である。

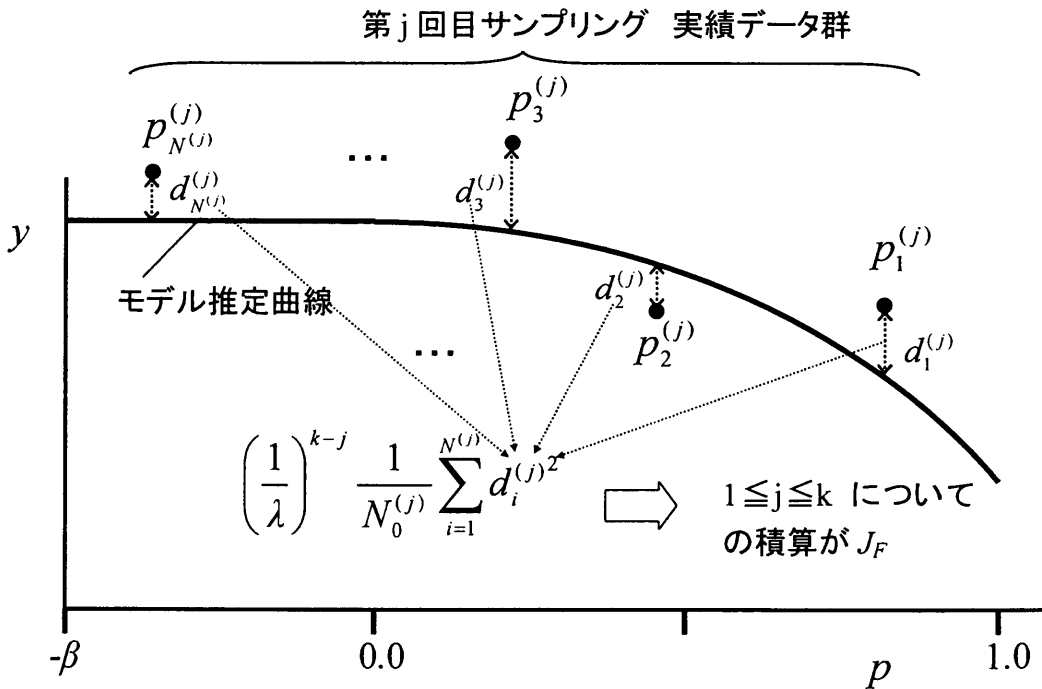


図.4.3.4 忘却係数付き最小2乗推定

### 4. 3. 3 新しい学習方式の適用例

#### (1) 変形抵抗モデル学習への適用

図.4.3.5、図.4.3.6は、新方式(4.3.27)を5スタンドの冷間圧延機の変形抵抗の学習に実際に適用し、従来の圧延荷重学習方式(4.3.3)~(4.3.8)のみの場合と比較検討した結果である。学習対象モデルは、(4.3.13)で $y$ を変形抵抗 $k_m$ 、 $x$ を対数歪 $\varepsilon$ とした

$$k_m(\varepsilon) = \begin{cases} a_0 + a_1(\varepsilon_0 - \varepsilon)^b & (\varepsilon \leq \varepsilon_0) \\ a_0 & (\varepsilon > \varepsilon_0) \end{cases} \quad (4.3.1)$$

であり、母材厚2.8mm、製品板厚0.64mmの代表的な軟質材の連続30コイルの実圧延データを用いて比較した。学習収束性の調整パラメータについて、(4.3.6)(4.3.7)と(4.3.30)の比較からわかるように、従来方式の平滑係数 $\alpha$ に相当するのは新方式では $\lambda/(\lambda+1)$ である。これを踏まえ、従来方式では $\alpha=0.1$ 、新方式では $\lambda=0.111$ として、調整パラメータの条件が等しくなるように配慮した。また、変形抵抗モデルパラメータ $a_0$ 、 $a_1$ には同じ初期値誤差を与えた。

図.4.3.5は従来方式で、学習対象パラメータである $Z^{(k)}$ 、 $z_i^{(k)}$  ( $1 \leq i \leq 5$ )、変形抵抗予測値 $k_{m,i}$  ( $1 \leq i \leq 5$ )、と各スタンド荷重予測誤差

$$err_i = \frac{\text{第}i\text{スタンド圧延荷重実績値}}{\text{第}i\text{スタンド圧延荷重予測値 (学習込み)}} - 1 \quad (1 \leq i \leq 5) \quad (4.3.36)$$

をプロットしたものである。図.4.3.6の新方式（変形抵抗パラメータ学習と従来の圧延荷重学習を併用）についても同じく、学習対象パラメータ $a_0^{(k)}$ 、 $a_1^{(k)}$ および $Z^{(k)}$ 、 $z_i^{(k)}$  ( $1 \leq i \leq 5$ )、変形抵抗予測値 $k_{m,i}$  ( $1 \leq i \leq 5$ )と各スタンド荷重予測誤差 $err_i$  ( $1 \leq i \leq 5$ )を示している。

従来の圧延荷重学習方式は本来の誤差要因である変形抵抗誤差を直接補正していないため、特に収束性の点で、変形抵抗誤差を補正する新方式には及ばない。変形抵抗あるいは摩擦係数誤差以外の荷重外乱要因に対する学習能力が落ちないように、新方式による変形抵抗学習を行った上で従来の荷重学習も併用することにより、収束性、残存誤差レベルとも改善されており、両方式の長所を取り入れた効果があらわれている。

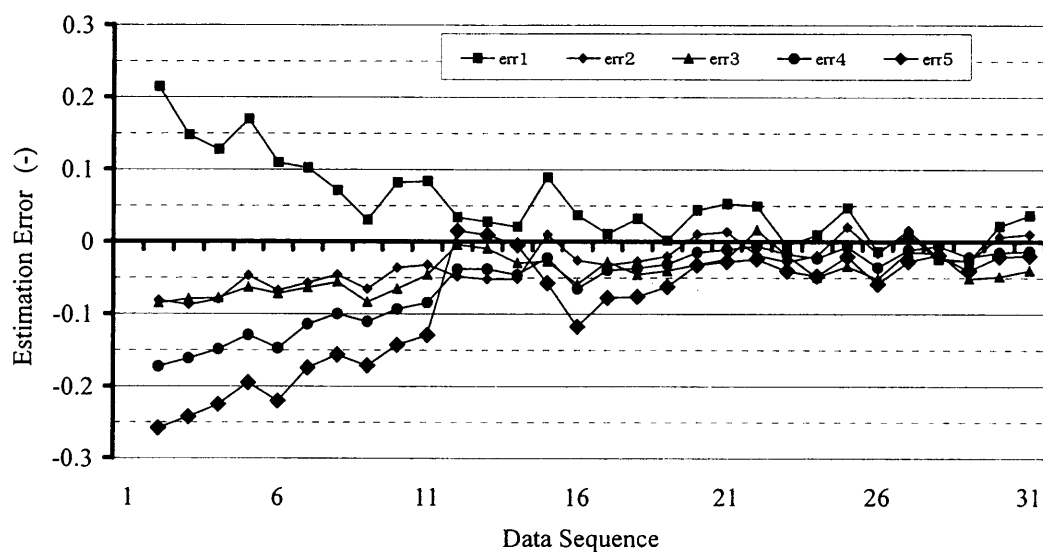
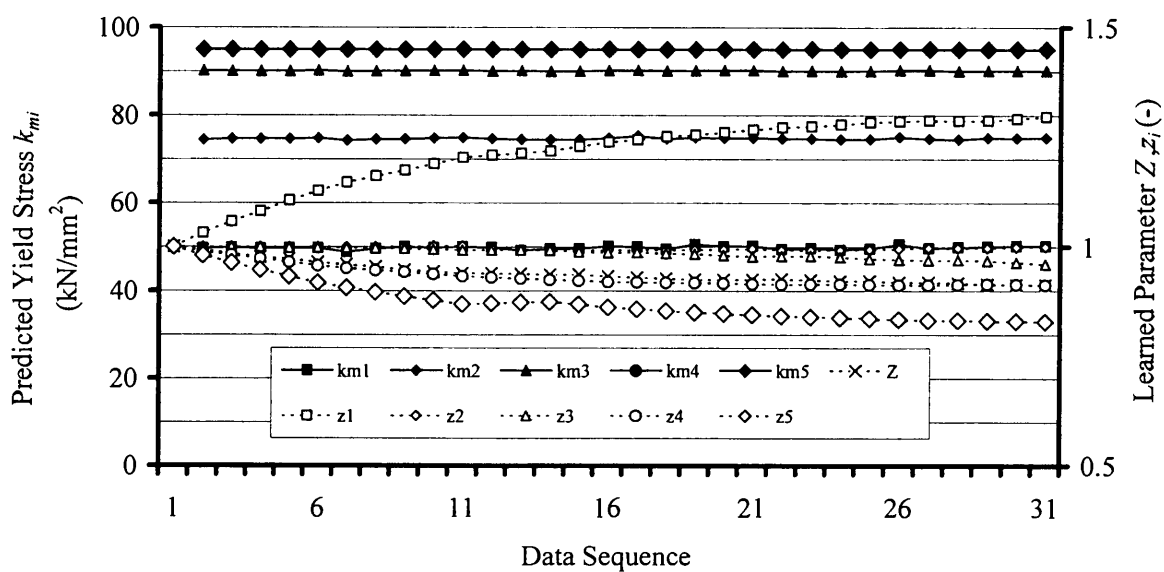


図.4.3.5 従来方式( $P$ モデル学習)の適用例

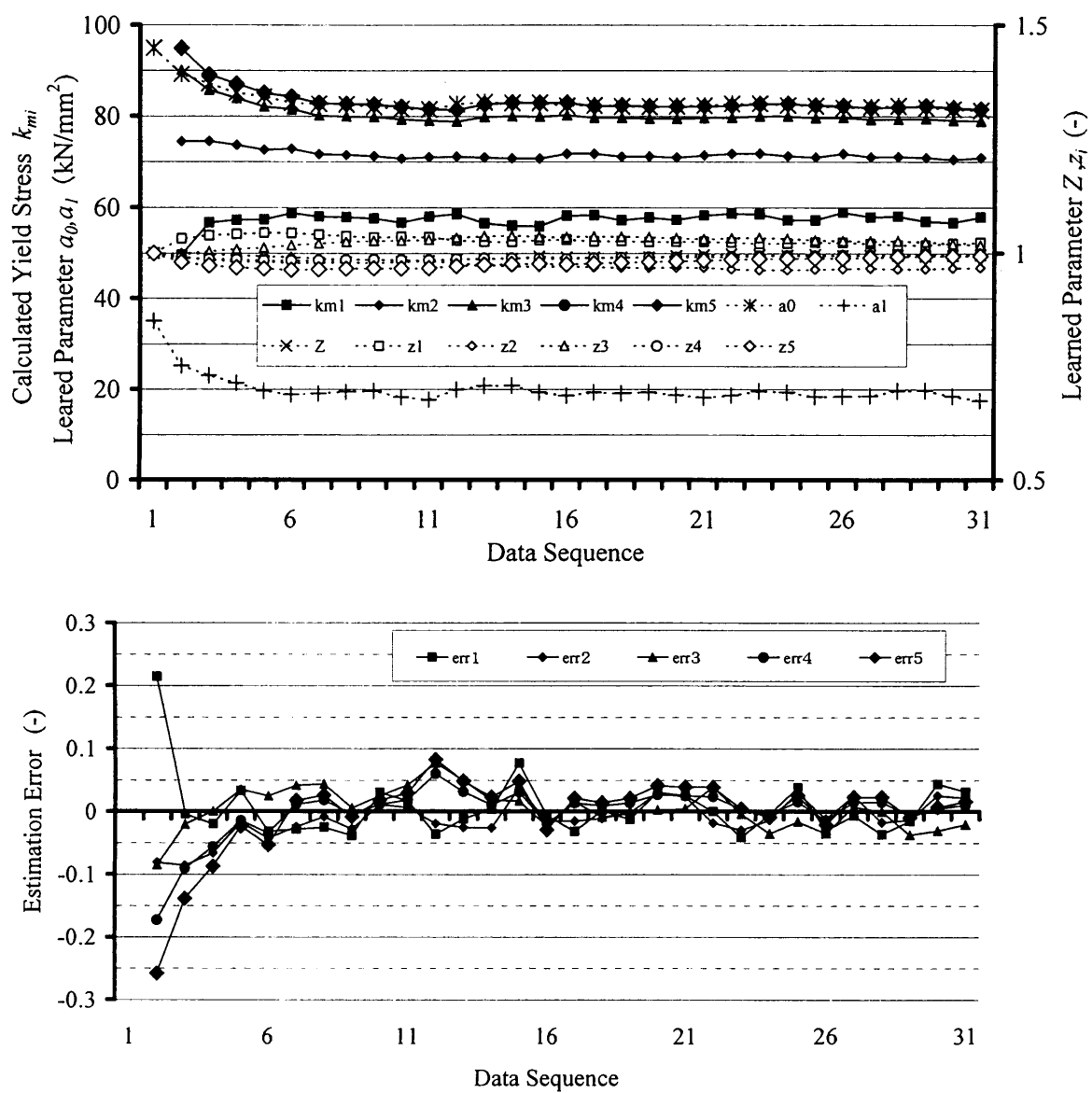


図.4.3.6 新方式( $k_m$ モデル学習+ $P$ モデル学習)の適用例

(2) 摩擦係数モデル学習への適用

図.4.3.7は、製品板厚0.50~1.00mmの代表的な低炭材連続10コイル分の加減速時の実績データ270点にもとづいて、各データの摩擦係数値を逆算し、圧延速度との関係をプロットしたもので、速度依存性がよく現れている。

圧延速度は1つのコイル圧延中に大きく変化するので、通常の圧延荷重学習のようにコイル毎の代表データだけでは意味のある学習はできない。そこで、図.4.3.7のような加減速過程の実績データをオンラインで採取し、(4.3.27)の関数学習手法を適用して摩擦係数の速度依存モデルを学習している。

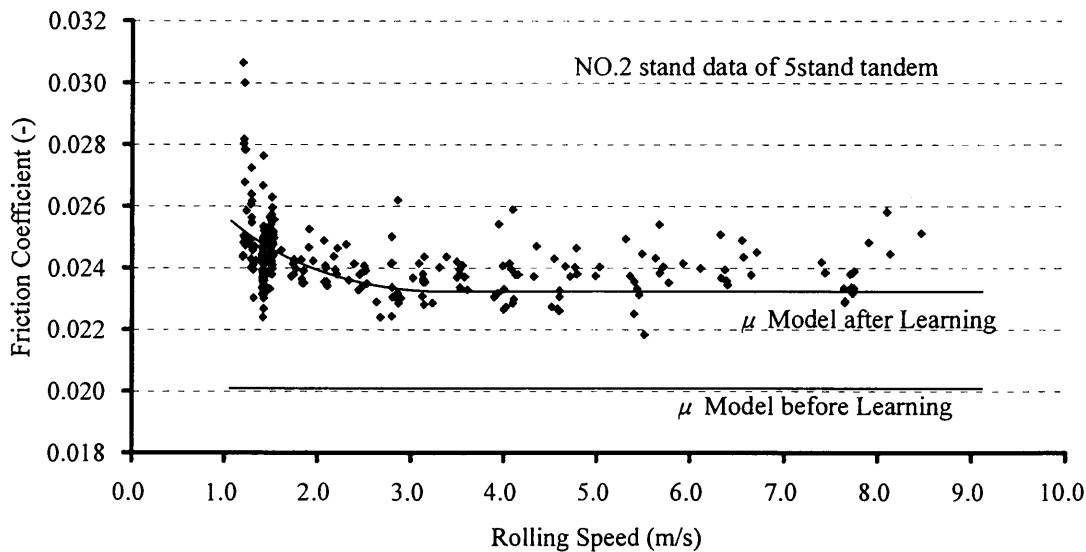


図.4.3.7 摩擦係数の速度依存特性

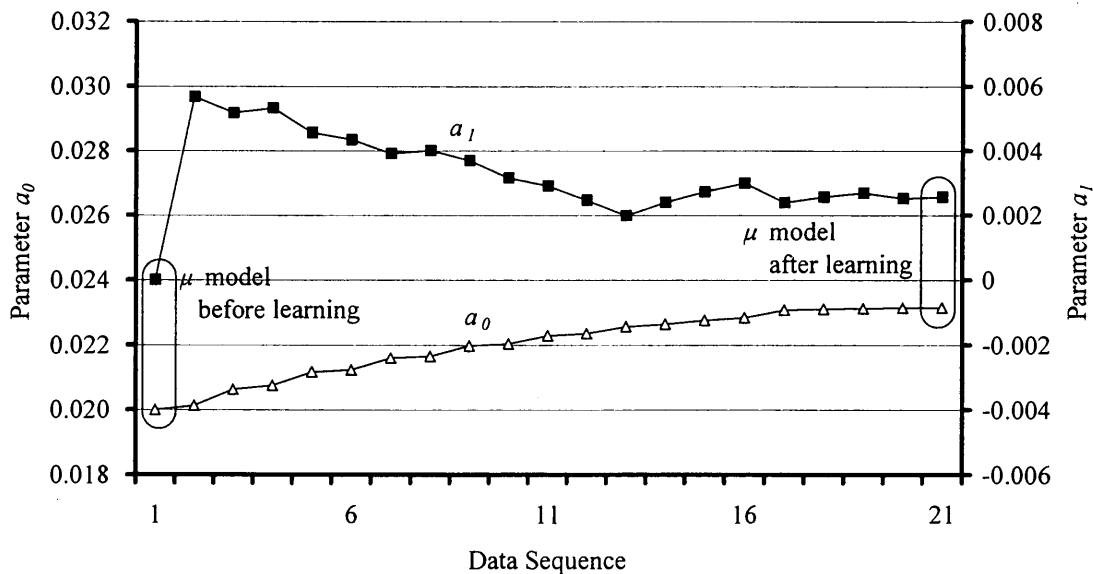


図.4.3.8 摩擦係数モデルパラメータの学習

図.4.3.7のデータ（270点=1加減速当たり10~20点×1コイル当たり2加減速×10コイル）に対して、1回の加速あるいは減速で採取できる10~20点を1回の実績データ群とし、10コイル分、即ち20回学習させたときの学習対象パラメータの挙動を図.4.3.8に示す。学習対象モデルは(4.3.13)で $y$ を摩擦係数 $\mu$ 、 $x$ をロール速度 $V$ とした

$$\mu(V) = \begin{cases} c_0 + c_1(V_0 - V)^d & (V \leq V_0) \\ c_0 & (V > V_0) \end{cases} \quad (4.3.2)$$

で、パラメータ $c_0$ 、 $c_1$ を敢えて少しはずれた初期値から学習させた。 $c_0$ 、 $c_1$ それぞれの収束性にも問題はなく、収束先が妥当であることは図.4.3.7中に記したモデル曲線からも確認できる。

この摩擦係数モデル学習の確立により、2. 7. 1（1）に述べた圧延速度に応じたフィードフォワード補償が可能となり、加減速時の板厚変動抑制に効果を発揮している。

## 4. 4 結言

完全連続化や板厚要求精度厳格化を背景に、セットアップモデルに課せられる役割が変化してきたことを踏まえて、従来のモデル学習技術の欠点を補いモデルへの高精度化ニーズに対応するため、誤差要因分離学習型の圧延荷重モデル学習技術を開発、実用化した。

1) セットアップモデルに新たに求められるようになってきた役割としては

① 圧延理論モデルの偏微分係数や摩擦係数速度依存特性などにもとづくAGCパラメータ最適値の予測と決定

② 完全連続圧延に不可欠な走間設定変更量の決定

③ 圧延機的能力を最大限に発揮するドラフトスケジュールや最高圧延速度の決定

などがある。その役割は従来求められていたレベルからは大きく変化し、より高い精度が必要になってきた。

2) AGCパラメータの高精度化を初めとするセットアップモデルに対するニーズを実現するため、変形抵抗と摩擦係数の分離学習型の新しい学習則を用いたモデル学習高精度化により、圧延荷重予測モデル精度の維持、向上を実現し、その効果を確認した。具体的には

① 実測困難な変形抵抗と摩擦係数の実績値を分離推定すること

② 他の因子の関数である変形抵抗や摩擦係数を“関数として”学習すること

の2つの技術課題を解決することにより、新しいモデル学習則を実現した。①については圧延荷重実績値だけでなく先進率実績値も用いることにより、未知パラメータの逆算を可能としたこと、②については“関数”を表現する複数のパラメータを未知数とする推定誤差関数を導入することにより、パラメータ最適値が逐次解の形で解析的に表現できたこと、が実現のポイントである。これにより、モデル誤差の根本原因となる変形抵抗や摩擦係数の学習が可能となり、従来手法と比べた有効性も確認できた。

本稿で述べたセットアップモデルおよびモデル学習の高度化技術は、住友金属工業(株)鹿島製鉄所第2冷間圧延設備、同和歌山製鉄所第2冷延レバース圧延機で実用化され、圧延機の初期値設定精度の向上やAGCの高機能化を通して、高板厚精度実現に寄与している。



## 【付録.4A 式変形の証明】

<付録.4A.1 区分割されたべき関数のパラメータ学習 ((4.3.23)の証明)>

定義(4.3.20)にもとづいて $J$ の $a_0^{(k)}$ 、 $\underline{a}_1^{(k)}$ による偏微分をとり、それぞれを0とすると、

$$\begin{bmatrix} \int_0^1 dp + \beta & \int_0^1 p^b dp \\ \int_0^1 p^b dp & \int_0^1 p^{2b} dp \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \begin{bmatrix} a_0^{(k)} \\ \underline{a}_1^{(k)} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} a_0^{(k-1)} \\ \underline{a}_1^{(k-1)} \end{bmatrix} \end{bmatrix} + \lambda \begin{bmatrix} \frac{N^{(j)}}{N_0^{(j)}} & \frac{1}{N_0^{(j)}} \sum_{i=1}^{N_0^{(j)}} p_i^{(j)b} \\ \frac{1}{N_0^{(j)}} \sum_{i=1}^{N_0^{(j)}} p_i^{(j)b} & \frac{1}{N_0^{(j)}} \sum_{i=1}^{N_0^{(j)}} p_i^{(j)2b} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} a_0^{(k)} \\ \underline{a}_1^{(k)} \end{bmatrix} = \lambda \begin{bmatrix} \frac{1}{N_0^{(j)}} \sum_{i=1}^{N_0^{(j)}} y_i^{(j)} \\ \frac{1}{N_0^{(j)}} \sum_{i=1}^{N_0^{(j)}} y_i^{(j)} p_i^{(j)b} \end{bmatrix} \quad (4A.1.1)$$

$$\therefore A \begin{bmatrix} a_0^{(k)} \\ \underline{a}_1^{(k)} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} a_0^{(k-1)} \\ \underline{a}_1^{(k-1)} \end{bmatrix} + \lambda B^{(k)} \begin{bmatrix} a_0^{(k)} \\ \underline{a}_1^{(k)} \end{bmatrix} = \lambda C^{(k)} \quad (4A.1.2)$$

が得られる。従って

$$(A + \lambda B^{(k)}) \begin{bmatrix} a_0^{(k)} \\ \underline{a}_1^{(k)} \end{bmatrix} = A \begin{bmatrix} a_0^{(k-1)} \\ \underline{a}_1^{(k-1)} \end{bmatrix} + \lambda C^{(k)} \quad (4A.1.3)$$

が成り立つ。

□

<付録.4A.2 忘却係数付き逐次最小2乗推定 ((4.3.33)の証明)>

定義(4.3.32)にもとづいて $J_F$ の $a_0^{(k)}$ 、 $\underline{a}_1^{(k)}$ による偏微分をとり、それぞれを0とすると、

$$\left( \sum_{j=1}^k \left( \frac{1}{\lambda} \right)^{k-j} \begin{bmatrix} \frac{N^{(j)}}{N_0^{(j)}} & \frac{1}{N_0^{(j)}} \sum_{i=1}^{N_0^{(j)}} p_i^{(j)b} \\ \frac{1}{N_0^{(j)}} \sum_{i=1}^{N_0^{(j)}} p_i^{(j)b} & \frac{1}{N_0^{(j)}} \sum_{i=1}^{N_0^{(j)}} p_i^{(j)2b} \end{bmatrix} \right) \begin{bmatrix} a_0^{(k)} \\ \underline{a}_1^{(k)} \end{bmatrix} = \left( \sum_{j=1}^k \left( \frac{1}{\lambda} \right)^{k-j} \begin{bmatrix} \frac{1}{N_0^{(j)}} \sum_{i=1}^{N_0^{(j)}} y_i^{(j)} \\ \frac{1}{N_0^{(j)}} \sum_{i=1}^{N_0^{(j)}} y_i^{(j)} p_i^{(j)b} \end{bmatrix} \right) \quad (4A.2.1)$$

$$\therefore \left( \sum_{j=1}^k \left( \frac{1}{\lambda} \right)^{k-j} B^{(j)} \right) \begin{bmatrix} a_0^{(k)} \\ \underline{a}_1^{(k)} \end{bmatrix} = \sum_{j=1}^k \left( \frac{1}{\lambda} \right)^{k-j} C^{(j)} \quad (4A.2.2)$$

が得られる。ここで、(4A.2.2)で $k$ を $k-1$ に置き換え、さらに定義(4.3.34)より得られる

$$\tilde{A}^{(k)} = \sum_{j=1}^k \left( \frac{1}{\lambda} \right)^{k-j} B^{(j)} \quad (4A.2.3)$$

$$\tilde{A}^{(k)} = \frac{1}{\lambda} \tilde{A}^{(k-1)} + B^{(k)} \quad (4A.2.4)$$

を用いて変形すると、

$$\begin{aligned} \tilde{A}^{(k-1)} \begin{bmatrix} a_0^{(k-1)} \\ \underline{a}_1^{(k-1)} \end{bmatrix} &= \sum_{j=1}^{k-1} \left( \frac{1}{\lambda} \right)^{k-1-j} C^{(j)} \\ &= \lambda \sum_{j=1}^{k-1} \left( \frac{1}{\lambda} \right)^{k-j} C^{(j)} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
&= \lambda \left( \sum_{j=1}^k \left( \frac{1}{\lambda} \right)^{k-j} C^{(j)} - C^{(k)} \right) \\
&= \lambda \left( \tilde{A}^{(k)} \begin{bmatrix} a_0^{(k)} \\ \underline{a}_1^{(k)} \end{bmatrix} - C^{(k)} \right) \\
&= \left( \tilde{A}^{(k-1)} + \lambda B^{(k)} \right) \begin{bmatrix} a_0^{(k)} \\ \underline{a}_1^{(k)} \end{bmatrix} - \lambda C^{(k)}
\end{aligned} \tag{4A.2.5}$$

従って、

$$\left( \tilde{A}^{(k-1)} + \lambda B^{(k)} \right) \begin{bmatrix} a_0^{(k)} \\ \underline{a}_1^{(k)} \end{bmatrix} = \tilde{A}^{(k-1)} \begin{bmatrix} a_0^{(k-1)} \\ \underline{a}_1^{(k-1)} \end{bmatrix} + \lambda C^{(k)} \tag{4A.2.6}$$

が成り立つ。

□

## 参考文献

- \*1 北之園英博, 久保岳明, 志田茂, 諸岡泰男: 冷間タンデムミル計算機制御, 日立評論, 53-9(1971), p17/21
- \*2 T.Okamoto, Y.Misaka, T.Kouno, K.Kondo, H.Takeuchi, A.Yamashita, Y.Ohashi: Advanced Gage and Tension Control of Computerized Tandem Cold Mill at Kashima Steel Works, The Sumitomo Search, 10(1973), p63/77
- \*3 鎌田正誠, 鋤本紘, 岩藤秀一, 後藤桂三, 千場石根, 石田雅之: 完全連続式冷間タンデム圧延技術, 日本鋼管技法, 105(1984), p15/28
- \*4 山本和也, 西野隆夫, 西村文生, 森正明, 大井俊哉: 冷延連続圧延ミル板厚制御技術, 住友金属, 39-4(1987), p363/374
- \*5 西野都, 植崎博司, 森本禎夫, 北村章, 大江憲一: 改良型逐次学習による圧延のメンテナンスフリー化技術, 第43回システム制御情報学会研究発表講演会論文集, 1999, p651/652
- \*6 鄭秋宝, 木村英紀: Just In Time モデリングによる圧延セットアップモデルの学習, 日本鉄鋼協会 計測・制御・システム工学シンポジウム資料, 2000, p9/18
- \*7 S.Cho, M.Jang, S.Yoon, Y.Cho, H.Cho: A Hybrid Neural-Network/Mathematical Prediction Model for Tandem Cold Mill, Computer ind. Engng, 3-4(1997), p453/456
- \*8 J.Larkiora, P.Myllykoski, J.Nylander, A.S.Korhonen: Prediction of Rolling Force in Cold Rolling by Using Physical Models and Neural Computing, Journal of Materials Processing Technology, 60-1(1996), p381/386
- \*9 T.Ooi, K.Kondo, T.Kono, T.Nishino, M.Mukoukubo: New Computer Control System Renovated for Kashima's Fully-Continuous Tandem Cold Mill, Proceedings of the 1st International Conference on Technology of Plasticity, 1984, vol.II, p1340/1345
- \*10 Y.Nakagawa, Y.kadoya, T.Ooi, S.Kamada, N.Takada, T.Yanagita: Automatic Rolling Technology for a Fully Continuous Tandem Cold Mill, Le Revue de Metallurgie, 1998, p901/909
- \*11 大井俊哉, 中川義明: 冷間圧延荷重モデル学習への関数学習法の適用, 計測自動制御学会論文集 投稿中
- \*12 鎌田征雄, 中川吉左衛門: 低炭素鋼の冷間圧延における変形抵抗・摩擦係数について, 潤滑, 19-1(1974), p45/54
- \*13 水野高爾: 冷間圧延に関する実験—第1報・潤滑条件の推定, 塑性と加工, 7-66(1966), p383/389
- \*14 日本鉄鋼協会圧延理論部会: 板圧延の理論と実際, 日本鉄鋼協会, 1984, p291/292
- \*15 白石利幸, 山本普康, 渡辺和夫, 石原明: 冷間圧延における高精度板厚セットアップモデルの開発, 第45回塑性加工連合講演会論文集, 1994, p375/378



## 第5章

### 結論

本論文は、鉄鋼製造プロセスの中でも最終製品の品質に直結する重要プロセスである冷間圧延プロセスの計算機制御について、高精度、高品質な製品の高い生産性での製造を実現するため開発、実用化してきた板厚、張力制御技術と、その基盤とすべく研究開発したプロセスモデリング技術についてまとめたものである。本研究により、冷間圧延プロセスの動特性を一般的に通用する形で記述することを通してその普遍的な特徴が明らかになり、その知見にもとづいた新しい板厚、張力制御則が確立された。

得られた結果は各章に要約しているが、ここではその主な結論を総括する。

#### (1) 本研究の背景と目的

第1章では本研究の背景について述べ、従来研究の展開の中での本研究の目的と位置づけについて述べた。

#### (2) 冷間圧延プロセスの動特性モデル

第2章では、タンデムミルおよびレバースミルを含む冷間圧延プロセスの板厚・張力制御動特性をパラメトリックに表現した。これにもとづいて、冷間圧延プロセスの構造的な特徴を明らかにした。

まず、冷間圧延プロセスの動特性は、「変化起点の動特性」×「変化伝播の動特性」という積の形で表現でき、プロセスの特徴を決める「変化起点の動特性」はサブプロセスに分割できることを示した。レバースミルやタンデムミル第1スタンドの特性を表現する2入力2出力の2次系である「ミル入側プロセス」、タンデムミルのスタンド間の特性を表現する多入力多出力の1次系である「ミル内プロセス」がその主体である。

「ミル入側プロセス」と「ミル内プロセス」の動特性の最も大きな違いは、圧下位置操作の板厚・張力への影響特性の違いである。いずれも、定常状態～低周波数領域と中高周波数領域の影響の大小が逆転する関係にあり、定常特性だけではなく動特性にも踏み込んだモデリングの必要性が確認できる。この差異は駆動モータの制御方式に起因するものであることも明らかになった。

この動特性モデルは、定常状態をあらわすモデルとして有名な影響係数理論モデルの周波数領域への自然な拡張であることも示した。また、「中間スタンドの圧下位置は板厚には影響しない」という影響係数理論に基づく従来知見に対して、いくつかの問題提起がなされていたが、これをプロセス動特性の面から一般論として裏付けることができた。

### (3) タンデムミルの板厚・張力制御則

第2章ではさらに、圧延プロセス動特性のパラメトリックモデルにもとづいて、タンデムミルの板厚・張力制御則について検討し、次のような結論を得た。

定数行列による非干渉化前置補償則をパラメトリックに求め、適切な操作量配分による非干渉化が有効であることを確認した。非干渉化誤差を周波数特性の面から評価した結果、板厚制御系についてはほぼ完全に非干渉化できること、張力制御系についても1次遅れは伴うもののその影響は限定的であることが確認できた。従って、板厚制御系、張力制御系ともに、簡単なシングルループのフィードバック制御系設計の問題に帰着できる。

また、入側板厚や摩擦係数などの検出あるいは推定可能な外乱に対しても、定数行列によるフィードフォワード補償則がパラメトリックに求められた。適切な操作量配分によって、板厚・張力のいずれにもほとんど外乱の影響を残さないフィードフォワード制御を実現した。また、制御誤差を周波数特性面から評価することによりその有効性を確認できた。

一方、サクセシブ速度操作によってミル入側プロセスに悪影響が残る可能性があることが、定数行列による補償則の課題として明確になった。これは「ミル入側プロセス」制御則の課題として解決される。

板厚、張力以外に圧延荷重も制御量とする必要のある最終スタンドについて、従来の手法も含めて統一的に整理し、3つの制御量の優先度に応じた3モード択一の制御系としてまとめた。また、操業条件に応じたモード選択の基準をパラメトリックな判定式として提示した。これにより、常に最適な優先度の制御則を適用することが可能となり、多品種生産への寄与も期待できる。

### (4) レバースミルおよびタンデムミル第1スタンドの板厚・張力制御則

第3章では、「ミル入側プロセス」と位置づけた、レバースミルおよびタンデムミル第1スタンドについて、その板厚・張力制御系設計の考え方について検討を行い、次の結論を得た。

レバースミルAGCにおいて、圧下位置とリールモータトルクの2つの主操作量は、従来は静的な影響係数にもとづいて択一的に用いられてきたが、プロセス動特性を考慮した併用の考え方が必要であることを指摘した。具体的な制御系として、圧下位置は1次のローパスフィルタを、モータトルクは1次のハイパスフィルタをそれぞれ通して同時操作する、クロスコントローラによる非干渉化制御が特にレバースミルの板厚制御で効果的であることを確認した。さらに圧下位置制御アクチュエータの応答がある程度以上のレベルに達すると、モータトルク操作能力限界が板厚制御性能のネックとなる可能性についても指摘した。

一方、プロセスが振動的であるなどクロスコントローラでは対応困難なプロセスに対して、プロセスの構造的特徴を生かした設計の可能なILQ制御系設計則を適用した。ILQ制御則を改良し適用することにより、減衰係数、固有周波数などのプロセス動特性が改善できることを確認した。また、タンデムミル第1スタンドに適用した改良型ILQ制御則を用いて、BR速度にミル内プロセスと連動したサクセシブ速度操作の概念を導入することにより、ミル入側プロセスとミル内プロセスの特性差異に起因する制御精度阻害要因に対処できることが明らかになった。これにより、ミル内プロセス制御性能の弱点が補われた。

#### (5) セットアップモデル学習技術

第4章では、完全連続化や板厚要求精度厳格化を背景に、セットアップモデルに課せられる役割が変化してきたことを踏まえて、従来のセットアップモデル学習技術の欠点を補い新たなニーズに対応すべく、誤差要因分離学習型の圧延荷重モデル学習技術を開発、実用化した。

セットアップモデルに新たに求められるようになってきた役割としては

- ① 圧延理論モデルの偏微分係数や摩擦係数速度依存特性などにもとづくAGCパラメータ最適値の予測と決定
- ② 完全連続圧延に不可欠な走間設定変更量の決定
- ③ 圧延機的能力を最大限に発揮するドラフトスケジュールや最高圧延速度の決定

などがある。特に、AGCで用いるプロセスパラメータの値は、圧延条件（圧延対象コイル）が異なれば大きく変化するが、同一コイル内では安定しており再現性も高い。従って、圧延条件（圧延対象コイル）に応じて最適パラメータを導出することは、本論文で一貫して述べてきたプロセス動特性モデルにもとづく高精度板厚・張力制御則の実現のために不可欠な役割である。

セットアップモデルに対するこのような新たなニーズを実現するため、変形抵抗と摩擦係数の分離学習型の新しい学習則により、圧延荷重予測モデル精度の維持、向上を実現し、その効果を確認した。その実現のために解決した技術課題の1つは、実測困難な変形抵抗と摩擦係数の実績値を分離して推定すること、今1つは、他の因子の関数である変形抵抗や摩擦係数を、その因子の“関数として”学習することである。これにより、モデル誤差の根本原因となる変形抵抗や摩擦係数の学習が可能となり、従来手法と比べてパラメータ予測精度が向上しただけでなく、摩擦係数の速度依存性変動に対するフィードフォワード制御のような関数学習を前提としたAGC機能も実現できた。

冷間圧延プロセスに関する本研究の基本思想にもとづいたAGCシステムやセットアップモデルとその学習技術は、住友金属工業（株）鹿島製鉄所 第2冷間圧延機や同 和歌山製鉄所 冷延NO.2レバース圧延機で実用化されて効果をあげ、高い板厚精度の実現に寄与している。しかし、本論文で述べた冷間圧延プロセスの構造的特徴やこれらにもとづく新しい制御則、学習技術は、その評価も含め一般論として論じた結果として得られたものであることをあらためて強調しておきたい。その考え方は特定の圧延機にかかわらず通用するものであり、今後とも広い範囲で適用され効果を発揮することを期待したい。

## 謝辞

本論文をまとめるにあたり、深いご理解をいただき、論文全般にわたりご懇篤かつ多大なるご教示とご指導を賜りました、東京大学教授 木村英紀博士に、心より深く感謝申し上げます。有益なご助言とご指導をいただきました、東京大学教授 大和裕幸博士、同 教授 原辰次博士、同 助教授 橋本浩一博士、同 助教授 津村幸治博士、同 講師 大石泰章博士 に、謹んで厚くお礼申し上げます。また、ILQ 制御系設計論を中心に、貴重なご助言、ご指導をいただきました、大阪大学教授 藤井隆雄博士に、深くお礼申し上げます。

本論文は、筆者が住友金属工業(株)総合技術研究所で行ってきた研究をまとめたものですが、その機会を与えていただくと共にご指導賜りました、住友金属工業(株)専務執行役員総合技術研究所長 戸崎泰之氏に、心よりお礼申し上げます。また、本研究を製鉄所の生産ラインで実現する機会を与えていただき、またその遂行にあたっても製造技術面から有益なご助言とご支援を賜りました、住友金属工業(株)代表取締役副社長 重松健二郎氏に、心よりお礼申し上げます。

本研究の実施にあたっては、多くの上司、先輩方のご指導やご助言をいただきました。特に、筆者がこの分野の研究に着手した当初より研究全般にわたりご指導いただきました、奈良工業高等専門学校教授（元住友金属工業(株)システム事業部計測・制御研究開発部長）近藤勝也博士に、深くお礼申し上げます。日頃より多くのご指導をいただき、本研究の遂行にあたっても有益なご助言をいただきました、大阪大学大学院工学研究科阪大フロンティア研究機構副機構長（元住友金属工業(株)総合技術研究所副所長）高橋亮一博士に、深くお礼申し上げます。また、圧延理論面を中心にご指導いただき、またご支援いただきました、財団法人大阪科学技術センター（元住友金属工業(株)総合技術研究所副所長）河野輝雄博士に、深くお礼申し上げます。

本研究の推進、生産ラインでの実用化にあたってご支援とご協力をいただきました、住友金属工業(株)鋼板・建材カンパニー 薄板部長 金子亨氏、同 制御部参事 西村文生氏、同 薄板技術プロジェクト部参事 喜多孝夫氏、同 和歌山設備部長 谷口武史氏 を始めとする、鹿島および和歌山両製鉄所の皆様方に厚くお礼申し上げます。

最後に、本研究の基礎検討から製造プロセスへの適用に至る過程で、ご協力あるいはご助言いただきました、住友金属工業(株)総合技術研究所計測・制御研究開発部主任研究員 中川義明氏、同 主任研究員 鷲北芳郎氏、ダイキン工業(株) 上田一郎氏（元住友金属工業(株)計測・制御研究開発部）、住友金属建材(株) 岡本真明氏（元住友金属工業(株)計測・制御研究開発部）に、厚くお礼申し上げます。



# 本論文に関係した発表論文

## 発表論文

- (1) 大井俊哉, 西村文生, 柳多徹郎, 伴誠一, 関義朗 : I L Q設計理論に基づく冷間圧延機の高精度板厚制御, システム制御情報学会論文誌, 9-6(1996), p274/286
- (2) T.Ooi, Y.Washikita: Analysis of Gage Control Process for Cold Rolling Mill, Trans. of SICE, 39-8(2003), p777/785
- (3) 大井俊哉, 中川義明 : 冷間圧延荷重モデル学習への関数学習法の適用, 計測自動制御学会論文集 投稿中

## 共著論文

- (1) 近藤勝也, 大井俊哉, 岡本真明 : 可逆圧延機の板厚制御動特性の解析, 塑性と加工, 33-372(1992), p63/68
- (2) 上田一郎, 近藤勝也, 大井俊哉 : オブザーバを用いた冷間可逆圧延機の張力制御, 計測自動制御学会論文集, 28-7(1992), p825/833
- (3) 近藤勝也, 大井俊哉, 小峰一晃, 竹本裕, 伊山彰一 : 冷間圧延機の自動形状システムの開発, 塑性と加工, 33-374(1992), p241/246
- (4) 重松健二郎, 富沢淳, 金子亨, 松重武彦, 西村文生, 江藤学, 大井俊哉, 鷺北芳郎 : 高精度・高性能冷延鋼板圧延技術の開発, 鉄と鋼, 83-1(1997), p54/59

## 国際会議発表論文

- (1) T.Ooi, K.Kondo, T.Kono, T.Nishino, M.Mukoukubo: New Computer Control System Renovated for Kashima's Fully-Continuous Tandem Cold Mill, Proceedings of the 1st International Conference on Technology of Plasticity vol.II, 1984, p1340/1345
- (2) T.Ooi, K.Kondo, S.Wachi, T.Nishino, F.Nishimura: Advanced Thickness Control Technology for Tandem Cold Mill, Proceedings of the 4th International Rolling Conference, 1987, pE27.1/12
- (3) Y.Washikita, T.Ooi, S.Kamada: Advanced Shape Control Technology for Kashima No.2 Cold Tandem Mill, Proceedings of the 5th International Conference on Technology of Plasticity vol.I, 1996, p57/66
- (4) Y.Washikita, T.Ooi, Y.Kadoya, Y.Seki: Advanced A.G.C. System for Cold Tandem Mill based on I.L.Q. Design Theory, Proceedings of the 35th Conference on Design and Control, 1996, p1234/1235
- (5) K.Jojima, S.Iyama, S.Kamada, M.Eto, R.Hamada, T.Ooi, Y.Washikita: Development of the

Production of High Thickness-Uniformity Sheet in the New Tandem Cold Strip Mill at Kashima Steel Works, Le Revue de Metallurgie, 1996, p1421/1429

(6) Y.Nakagawa, Y.kadoya, T.Ooi, S.Kamada, N.Takada, T.Yanagita: Automatic Rolling Technology for a Fully Continuous Tandem Cold Mill, Le Revue de Metallurgie, 1998, p901/909

(7) Y.Kadoya, T.Ooi, Y.Washikita, Y.Seki : Strip Gage and Tension Control at Cold Tandem Mill based on I.L.Q. Design Theory, Proceedings of the 1999 IEEE International Conference on Control Applications, 1999, p23/28

## 技術報告

(1) 山本和也, 西野隆夫, 西村文生, 森正明, 大井俊哉 : 冷延連続圧延ミル板厚制御技術, 住友金属, 39-4(1987), p363/374

(2) 安居栄蔵, 松重武彦, 谷口武史, 大井俊哉, 川畑友明 : 和歌山冷延N o . 2 レバースミルの概要, 住友金属, 41-4(1989), p511/518

(3) 野下杲平, 松重武彦, 西村文生, 金子亨, 大井俊哉, 富沢淳 : 鹿島新冷間圧延設備, 住友金属, 47-1(1995), p111/116