

冷間タンデム・ミルにおける 非定常圧延現象のシミュレーション

Simulation of Non-Steady Rolling Phenomena in Cold Tandem Mills

吉 田 博*

Hiroshi Yoshida

伊 藤 庸*

Yo Ito

船 越 督 已**

Tokushi Funakoshi

藤 原 高 矩***

Takanori Fujiwara

佃 一二三****

Hifumi Tsukuda

江 藤 孝 治*****

Takaharu Eto

Synopsis:

Mathematical models have been developed which can accurately simulate time-series changes of strip thickness, tension, rolling load, etc. in cold tandem mills. These are composed of mathematical rolling and regulator models, and results of simulation agree well with those of actual rolling. As analysis of non-steady rolling phenomena can easily be carried out by those models without actual rolling, the field of their application is very wide. Then, they were used for various studies to obtain knowledge about systems such as automatic gauge control characterized by both accurate gauge at the high speed rolling stage and short off gauge length at the threading stage, and flying gauge change characterized by short gauge-change time.

1. 緒 言

冷間タンデム・ミル圧延における板厚精度および歩留り向上のためには、通板時の制御も含めた最適な自動板厚制御 (AGC) およびコイルの大型化さらには将来の連続化への志向に伴う走間板厚変更システムの確立が必要となる。これらの検討を行うには、種々の外乱 (熱延母板の厚みおよび材質変動, ロールの偏芯および熱膨張, 圧延潤滑条件の変動など) に対する各スタンドの入側板厚, 出側板厚, 圧延荷重, 圧延トルク, ロール開度, ロール速度およびスタンド間張力の経時変化を明

らかにする必要がある。これらの経時変化を計算によりシミュレートできれば、以下の点で非常に便利である。

- (1) AGCおよび走間板厚変更システムの検討が実機圧延なしで容易に行える。
- (2) 圧延条件および制御系の応答を自由に変更できる。
- (3) 各 AGC の最適ゲインの決定が容易に行える。
- (4) 圧延における動特性を非常に詳細に知ることができる。
- (5) ミルの新設および改造の際、有効な検討手段として使用できる。

* 技術研究所水島研究室主任研究員

*** 水島製鉄所システム制御技術室主任 (掛長待遇)

***** 水島製鉄所薄板圧延部冷間圧延課掛長

(昭和54年3月1日原稿受付)

** 技術研究所水島研究室室長・工博

**** 水島製鉄所動力部動力技術室

冷間タンデム・ミルの計算によるシミュレーション例¹⁻³⁾はいくつかあるが、シミュレーションに用いた圧延データおよび制御系に関する定数値が水島製鉄所での実機圧延とは一致しておらず、あまり参考にならない。

そこで、水島冷圧5タンデム・ミルを想定したできるだけ厳密なシミュレーションモデルを作成し、これにより冷間タンデム・ミルにおける非定常圧延現象の計算を行った。

2. シミュレーション・モデル

2.1 圧延数式モデル

以下にシミュレーションに用いた圧延数式モデルを示す。

(1) 圧延荷重式

Bland and Fordの式⁴⁾を近似したHillの式⁵⁾に志田の張力補正項⁶⁾を付け加えたものを使用した。

$$P_i = b \cdot k_{mi} \cdot Q_{pi} \cdot K_{ti} \sqrt{R'_i (H_i - h_i)} \quad \dots\dots\dots (1)$$

$$Q_{pi} = 1.08 + 1.79 r_i \mu \sqrt{\frac{R'_i}{H_i}} - 1.02 r_i \quad \dots\dots\dots (2)^{5)}$$

$$K_{ti} = \left(1 - \frac{t_{bi}}{k_{mi}}\right) \left(1.05 + 0.1 \times \frac{1 - t_{ti}/k_{mi}}{1 - t_{bi}/k_{mi}} - 0.15 \times \frac{1 - t_{bi}/k_{mi}}{1 - t_{ti}/k_{mi}}\right) \quad \dots\dots\dots (3)^{6)}$$

$$R'_i = R_i \left\{1 + \frac{C_{Ri} P_i}{b (H_i - h_i)}\right\} \quad \dots\dots\dots (4)$$

(2) 平均変形抵抗式(木原の式⁷⁾)

$$k_{mi} = k_{si} + 1.15 \exp(6.5) \left(\frac{\dot{\epsilon}_i}{\dot{\epsilon}_{0i}}\right)^{\frac{KT_{emp_i}}{0.14}} \quad \dots\dots\dots (5)$$

$$k_{si} = 1.15 l (\epsilon_{mi} + m)^n \quad \dots\dots\dots (6)$$

$$\epsilon_{mi} = 1.15 \ln \left\{ \frac{H_1}{(1 - \beta) H_i + \beta h_i} \right\} \quad \dots\dots\dots (7)$$

$$\beta = \begin{cases} 0.7 (1 \text{号スタンド}) \\ 0.6 (2 \sim 5 \text{号スタンド}) \end{cases}$$

$$\dot{\epsilon}_i = \frac{1.15 V R_i \ln \left(\frac{H_i}{h_i} \right)}{\sqrt{R'_i (H_i - h_i)}} \quad \dots\dots\dots (8)$$

$$\dot{\epsilon}_{0i} = 10^{(4.127 r_i + 9.95)} \quad \dots\dots\dots (9)$$

(3) ゲージメータ式

板幅修正項および油膜厚み補正項を含む式を使用した。

$$h_i = S_i + \frac{P_i}{M_i} + O_{ti} \quad \dots\dots\dots (10)$$

$$M_i = M_{Zi} - 80 (B_{Li} - b) \quad \dots\dots\dots (11)$$

$$O_{ti} = \frac{0.029 O_{tci} V R_i}{(0.031 O_{tci} + 2.58 \times 10^{-7} P_i) \sqrt{R'_i} + 0.23 \times 10^{-3} P_i} \quad \dots\dots\dots (12)$$

(4) 先進率式(Bland and Fordの式⁴⁾)

$$f_i = \tan^2 \left[0.5 \sin^{-1} \left(\sqrt{r_i} \right) - \frac{1}{4 \mu_i} \sqrt{\frac{h_i}{R'_i}} \cdot \ln \left\{ \frac{H_i \left(1 - \frac{t_{ti}}{k_{oi}} \right)}{h_i \left(1 - \frac{t_{bi}}{k_{ei}} \right)} \right\} \right] \quad \dots\dots\dots (13)$$

(5) 板速度式

$$V_{oi} = (1 + f_i) V R_i \quad \dots\dots\dots (14)$$

$$V_{ei} = \frac{h_i V R_i}{H_i} \quad \dots\dots\dots (15)$$

(6) 圧延トルク式(Fordの式⁸⁾)

$$G_i = 2 x_i \sqrt{R'_i (H_i - h_i)} P_i + (t_{bi} H_i - t_{ti} h_i) R_i b \quad \dots\dots\dots (16)$$

$$x_i = 0.5 \sqrt{\frac{R_i}{R'_i}} - x_{Gi} \sqrt{\frac{R_i}{R'_i}} \quad \dots\dots\dots (17)$$

$$x_{Gi} = \begin{cases} 0.07 (\text{ダルロール}) \\ 0.02 (\text{ブライトロール}) \end{cases}$$

(7) 張力式

$$\frac{d h_i}{d T} = \frac{E}{L_i} (V_{i,i} - V_{0,i+1}) \dots \dots \dots (18)$$

$$h_{bi} = h_{i,j-1} \dots \dots \dots (19)$$

(8) ストリップの移送遅れ式

$$H_{i+1} = h_i \exp(-\tau_{1,i} \cdot \Delta) \dots \dots \dots (20)$$

(圧延数式モデルの記号の説明)

- P : 圧延荷重 (kg)
 b : 板幅 (mm)
 k_m : 平均変形抵抗 (kg/mm²)
 Q_p : 圧下力関数
 R' : 偏平ワーク・ロール半径 (mm)
 H : 入側板厚 (mm)
 h : 出側板厚 (mm)
 r : 圧下率
 μ : 摩擦係数
 t_b : 後方張力 (kg/mm²)
 t_f : 前方張力 (kg/mm²)
 R : ワーク・ロール半径 (mm)
 C_R : ロール偏平係数 (mm/kg)
 k_s : 静的変形抵抗 (kg/mm²)
 $\dot{\epsilon}$: 歪速度 (s⁻¹)
 K : ボルツマン定数 (eV/°K)
 T_{emp} : 圧延中の板温度 (°K)
 ϵ_m : 平均ひずみ
 l, m, n : 鋼種によって決まる定数
 VR : ロール速度 (mm/s)
 S : ロール開度 (mm)
 M : ミルバネ定数 (kg/mm)
 O_f : 油膜厚み (mm)
 M_Z, B_L, O_{fc} : スタンドによって決まる定数
 f : 先進率
 k_o : 出側変形抵抗 (kg/mm²)
 k_e : 入側変形抵抗 (kg/mm²)
 V_o : 出側板速度 (mm/s)
 V_e : 入側板速度 (mm/s)
 G : 圧延トルク (kg・mm)
 E : ストリップのヤルグ率 (kg/mm²)
 T : 時間 (s)
 L : スタンド間距離 (mm)

τ_L : スタンド間移送時間 (s)

Δ : ラプラス変換演算子

i : スタンド番号

2・2 制御系モデル

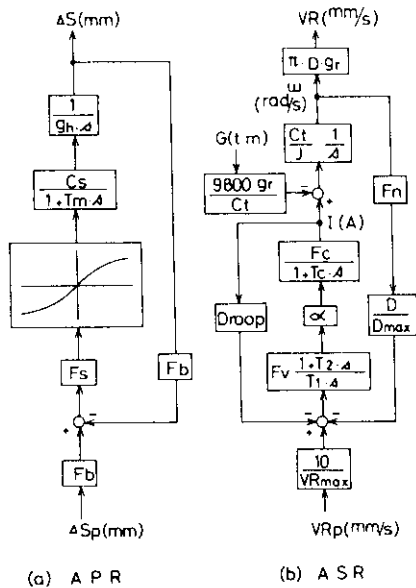
圧延機に付属している制御系としては、油圧による圧下位置制御系 (APR) とロール速度制御系 (ASR) を考えた。これらの制御系をシミュレーション用にモデル化したブロック図を Fig.1 に示す。これらは、圧下変更およびロール速度の指令値 ($\Delta S_p, VR_p$) に対して時間遅れを有する実際の圧下量およびロール速度を計算するものである。制御系の各係数は実回路を実測して決定し、モデルの制御応答性が実機のそれとよく合うことを確認した。

3. シミュレーション方法

圧延数式モデルと制御モデルを組み合わせて冷間タンデム・ミルの総合シミュレーション・モデルとし、これを連続系シミュレーション言語に書き直し、大型計算機を用いて計算を行った。この言語を用いれば微分方程式やブロック図で表現したモデルをそのままプログラムすればよく、非常に便利である。

4. シミュレーション計算例

従来の代表的な AGC システムと、圧延中に各スタンドの圧下と速度を同時に変更する新方式の走間板厚変更システムとにおける非定常圧延現象をシミュレーションすることを試みた。走間板厚変更とは圧延途中で圧延機を停止することなく板厚変更を行うもので、この技術が確立すると従来の 1 コイル同一板厚の圧延に比べて通板および尻抜けの回数が少なくなるため、オフゲージ長さ (板厚が目標値よりはずれる不良部分の長さ) が減少する。また、効率向上、省エネルギーおよびオフゲージ長さ減少に有効な手段としてコイルの大型化および連続化が考えられており、このためにも走間板厚変更システムの開発が必要である。



(a) APR

(b) ASR

ΔS : Reference screwdown position (mm)
 F_b : Feedback gain (V/mm)
 F_s : Screwdown gain
 T_m : Time constant of screwdown ASR (s)
 C_s : Conversion coefficient (mm/V·s)
 g_h : Gear ratio
 ΔS : Screwdown position change (mm)
 VR : Reference speed of roll (mm/s)
 VR_{max} : Maximum speed of roll (mm/s)
 F_v : ASR circuit gain
 T_c, T_s : ASR circuit time constant (s)
 α : ASR gain adjustment
 F_c : Current detection gain (A/V)
 T_c : Time constant of motor (s)
 I : Current (A)
 J : Moment of inertia ($\text{kg} \cdot \text{m}^2$)
 C_t : Coefficient of torque ($\text{V} \cdot \text{s} / \text{rad}$)
 ω : Angular velocity of motor (rad/s)
 D : Work-roll diameter (mm)
 g_r : Gear ratio
 G : Rolling torque (t·m)
 F_n : Speed detection gain (V·s/rad)
 D_{max} : Maximum diameter of work roll (mm)
 $Droop$: Drooping (V/A)
 VR : Roll speed (mm/s)
 Δ : Laplace transformation operator

Fig. 1 Block diagrams of (a) APR (Automatic Screwdown Position Regulator) and (b) ASR (Automatic roll Speed Regulator)

4・1 AGCシステムにおける非定常圧延現象

4・1・1 AGCシステムの概要

Fig. 2 に代表的な 5 スタンド冷間タンデム・ミルの AGC システムの概要を示す。

圧下モニタ AGC は 1 号出側の X 線板厚偏差 Δh の積分値により、BISRA AGC は 1 号圧延荷重偏差により 1 号圧下位置を修正して、1 号出側板厚を目標値に制御しようとするものである。

速度フィードフォワード AGC は Δh をトラッキングして 2 号入側板厚偏差を求め、この値により 1 号ロール速度を修正して、2 号後方張力変化により 2 号出側板厚を目標値に制御しようとするものである。

速度モニタ AGC は 5 号出側の X 線板厚偏差 Δh の積分値により 4, 5 号ロール速度を変更し、4 号後方張力変化により 5 号出側板厚を目標値に制御しようとするものである。

4・1・2 シミュレーション条件

圧延外乱、モデルに関する定数値および各 AGC のゲインは、すべて水島製鉄所の 5 スタンド冷間タンデム・ミルを想定して決定した。外乱としてはロール偏心と母板厚み変動を考えた。ロール偏心は各スタンドの上下バックアップ・ロールを別個に考え、3 角波 (最大変化量 15μ) と正弦波 (振幅 3μ) で近似した。母板厚み変動は 1 号入側 X 線板厚計による実測値をそのまま与えた。ただし、通板時は通板そのものによる板厚変動がこれら外乱によるそれよりもはるかに大きいため、外乱を無視した。また、1 号の後方張力および 5 号の前方張力は圧延外乱に関係なく一定値を保持すると仮定した。

Table 1 にシミュレーションに使用した圧延データを示す。

4・1・3 シミュレーション結果および考察

通板時における出側板厚、張力、ロール開度およびロール速度の経時変化をそれぞれ Fig. 3~6 に示す。通板時の AGC については、1 号圧下制御 (圧下モニタおよび BISRA AGC) はストリップ先端の 2 号スタンド通過まで、1 号速度制御 (速

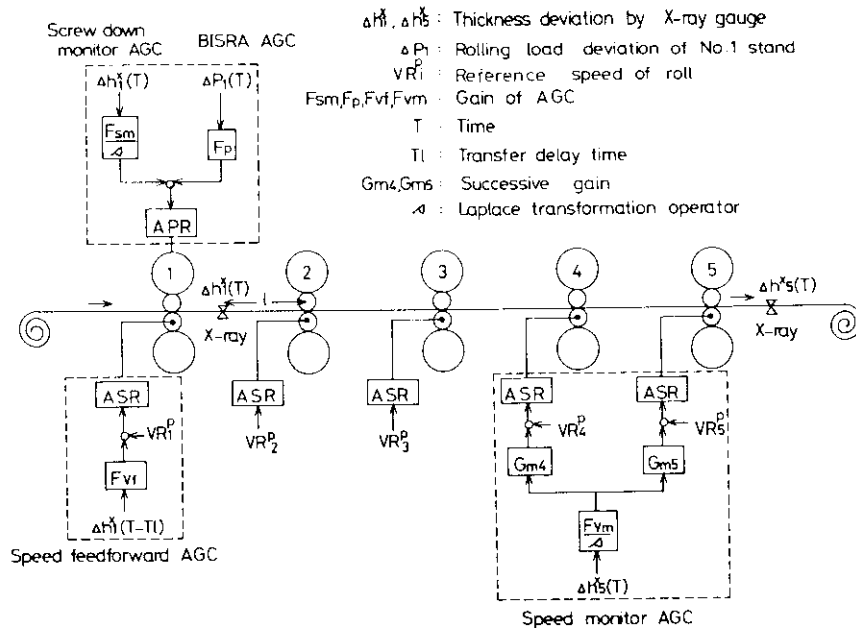


Fig. 2 An automatic gauge control system in cold tandem mills

度フィードフォワードAGC)は3号スタンド通過まで通板性の問題から行わないことにした。また、4号および5号速度制御(速度モニタAGC)は制御応答が悪く通板時に行うとオフゲージさが増加するので使用しなかった。

通板時の結果より以下のことが認められた。

(1) ストリップ先端のスタンド通過時の出側板厚は、目標値よりも1～5号でそれぞれ72、212、252、268、248 μ 厚いが、時間が経過して張力が確立すると各スタンド出側板厚はほぼ目標値になる。これは、ロール開度および速度の設定(セットアップ)が張力の確立した状態を想定して行われているためである。

(2) 1号圧下制御は1号出側板厚を、1号速度制御は2号出側板厚を目標値に早く近づける効果がある。

(3) 1号ロール開度が変化するの1号圧下制御によるもので、2～5号のロール開度は圧下制御を行っていないため変化しない。

(4) 各スタンドのロール速度はストリップ先端のスタンド通過時に急激な低下を示す。これは急激な圧延トルクの発生のためであり、これにより張力の低下も同時に起る。

(5) 張力の変化はロール速度の変化と対応している。

高速圧延時における板厚、張力、ロール開度お

Table 1 Standard conditions for simulating non-steady rolling of a strip 1 288 mm wide

		Standard number					
		1	2	3	4	5	
Strip thickness (mm)		2.80	1.928	1.407	1.057	0.863	0.800
Strip tension (kg/mm ²)		2.72	13.75	15.03	15.41	16.07	3.76
Rolling speed (mm/s)	Threading stage	831	1 148	1 516	1 844	2 000	
	High speed stage	7 119	9 822	12 972	15 787	17 123	
Work roll diameter (mm)		539	535	559	562	6:1	
Back up roll diameter (mm)	Upper	1 476	1 401	1 478	1 466	1 474	
	Lower	1 396	1 513	1 388	1 471	1 498	

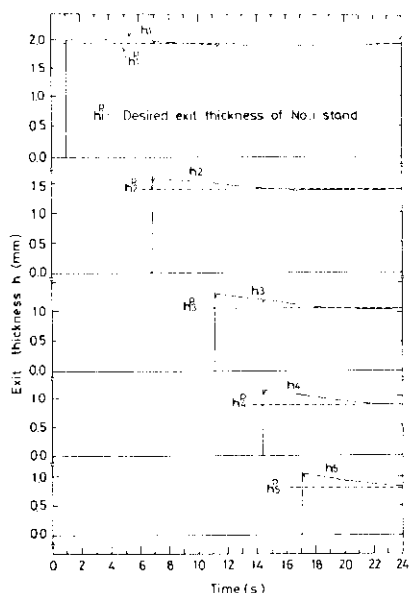


Fig. 3 Simulated results of exit thickness changes with time at the threading stage

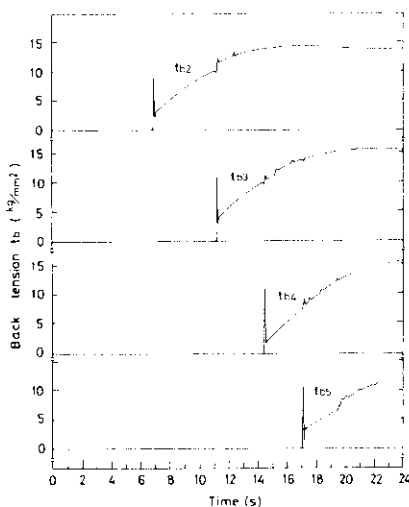


Fig. 4 Simulated results of tension changes with time at the threading stage

およびロール速度の経時変化をそれぞれ Fig.7~10 に示す。高速圧延時の結果より以下のことが認められた。

- (1) 出側板厚の目標値からの偏差 Δh_i の変動範囲は1~5号でそれぞれ $-16.1 \sim 19.9$, $-8.8 \sim 15.2$, $-6.6 \sim 10.3$, $-5.7 \sim 7.1$, $-5.0 \sim 5.4 \mu$ で、その絶対値の平均値 $|\Delta h_i|$ は4.4, 3.1, 2.4, 1.5, 1.3 μ である。

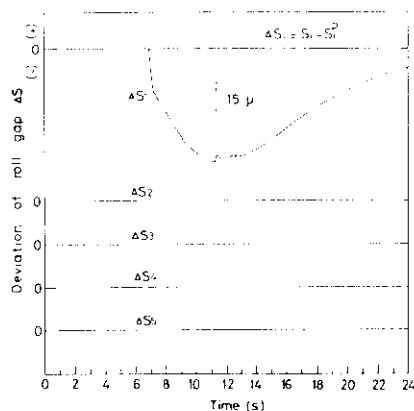


Fig. 5 Simulated results of roll gap changes with time at the threading stage

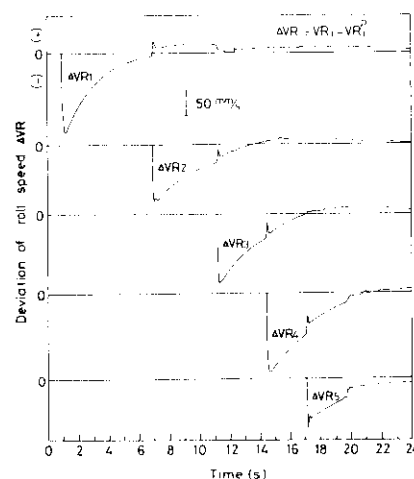


Fig. 6 Simulated results of roll speed changes with time at the threading stage

- (2) 1号圧下制御は、大きな長周期の母板厚み変動に対して有効に作用し1号出側板厚偏差を0に近づける効果があるが、ロール偏心および短周期の母板厚み変動に対しては効果がない。
- (3) ロール開度の短周期の変化はロール偏心によるもので、1号ロール開度の大きな変化は1号出側板厚制御を行う1号圧下制御によるものである。
- (4) 出側板厚、張力およびロール速度の短周期の変化は主としてロール偏心によるものである。
- (5) 1, 2, 3号のロール速度の大きな変化は長周期の母板厚み変動と関係する張力変化がASRに影響をおよぼしたもので、4号および5号速度の大きな変化はこれに速度制御が加わったものである。

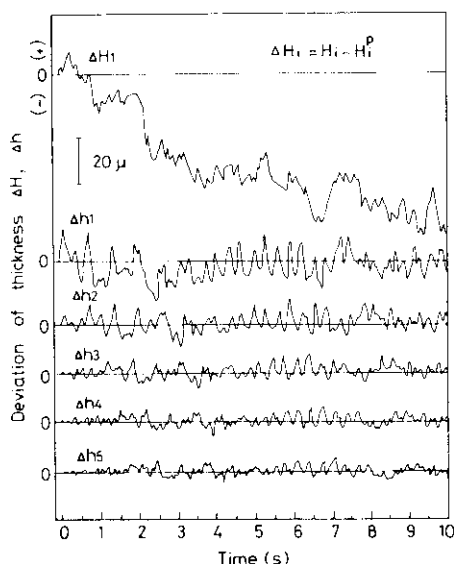


Fig. 7 Simulated results of thickness changes with time at the high speed rolling stage

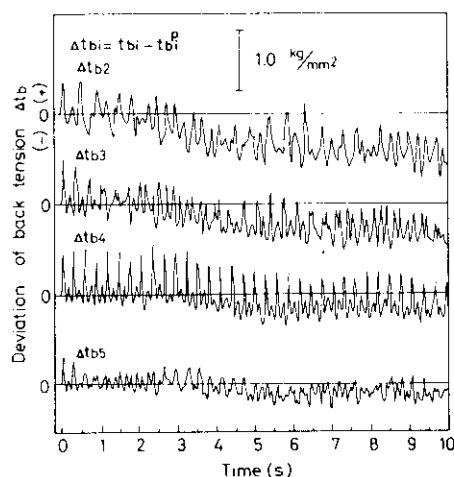


Fig. 8 Simulated results of tension changes with time at the high speed rolling stage

(6) 1号速度制御は1号ロール偏心および短周期の母板厚み変動によって起こる号出側板厚の短周期変動を2号出側で小さくする効果がある。

(7) 4号および5号速度制御は、5号出側板厚の長周期変動をなくすが、ロール偏心による短周期の厚み変動に対しては全く効果がない。

以上のシミュレーションにより得られた結果は実機圧延での結果とよく一致しており、このことはAGCシステムにおける非定常圧延現象の計算がうまく行われたことを示している。

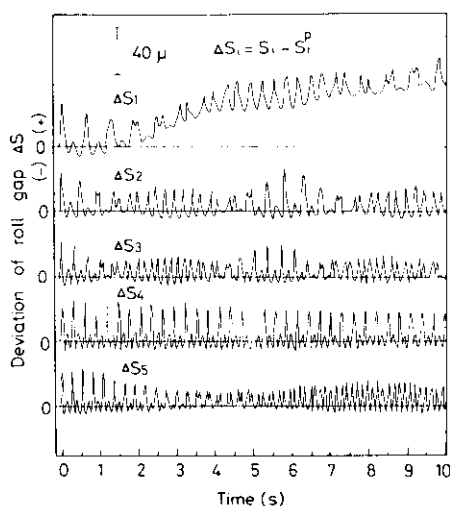


Fig. 9 Simulated results of roll gap changes with time at the high speed rolling stage

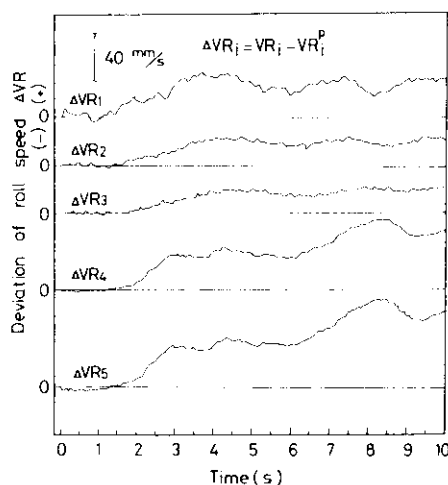


Fig. 10 Simulated results of roll speed changes with time at the high speed rolling stage

4・2 走間板厚変更システムにおける非定常圧延現象

4・2・1 走間板厚変更システムの概要

今回シミュレーションを行った方式は、Table 2に示すように板厚変更点の*i*号スタンド通過時に*i*号とそれより上流側スタンドの出側板厚および後方張力はスケジュールIIに、*i*号より下流側スタンドのそれらはスケジュールIを保持するよう

Table 2 Selection of rolling conditions in the case of the changing point passing through No. i stand when executing thickness change during rolling

	No. j stand [$j=1 \sim (i-1)$]	No. i stand	No. k stand [$k=(i+1) \sim 5$]
Exit thickness	h_j^{II}	h_i^{II}	h_k^{I}
Back tension	t_j^{II}	t_i^{II}	t_{bk}^{I}
Roll gap	S_j^{II}	S_i^{I}	S_k^{I}
Roll speed	VR_j^{I}	VR_i^{I}	VR_k^{I}

Suffix { I: Initial schedule
T: Transitional schedule
II: Final schedule

に $(i-1)$ と i 号のロール開度および $1 \sim i$ 号のロール速度を変更するものである。ただし、このとき $1 \sim (i-2)$ 号の速度変更は $(i-1)$ 号の速度変更量に応じたサクセシブ制御により行われる。

4・2・2 シミュレーション条件

Table 3 にシミュレーションに使用した走間板厚変更スケジュールを示す。走間板厚変更システムそのものの検討が主目的であるので、圧延外乱およびAGCのない状態で計算を行った。

4・2・3 シミュレーション結果および考察

走間板厚変更時における出側板厚、張力、ロール開度およびロール速度の経時変化をそれぞれ **Fig. 11~14** に示す。これらの結果より以下のことが認められた。

(1) i 号の出側板厚は、板厚変更点が i 号スタンドを通過するとスケジュールIIの目標値に向かっ

て動き出し、変更点が $(i+1)$ 号スタンドを通過するまでにはほぼ目標値となる。すなわち、走間板厚変更が目標どおり行われている。

(2) 最終板厚 h_5 のスケジュール変更に必要な時間は0.52s(板長さに換算すると約3.9m)と非常に短い。

(3) i 号の後方張力は、板厚変更点が i 号スタンドを通過するとき大きく変動し、一時的にスケジュールIIの目標値を越えるが、やがては目標値となる。この一時的な張力超過はロール速度制御系の応答性が下位置制御系のそれよりも速いためである。

(4) i 号のロール開度は板厚変更点が i 号と $(i+1)$ 号スタンドを通過するときに変更される。ただし、後者は前者に比べて変更量が非常に小さい。

(5) i 号のロール速度は板厚変更点が $i \sim 5$ 号スタンドを通過するときに変更される。ただし、変更点の i 号スタンド通過時の変更量だけは非常に小さい。

実機でのほぼ同一スケジュール走間板厚変更時の最終板厚変更長さは $3.5 \sim 4.5\text{m}^{9,10)}$ であり、シミュレーション結果(約3.9m)とよく一致しており、シミュレーション精度が高いことが確認された。

5. シミュレーションによる検討例

冷間タンデム・ミルにおける非定常圧延現象が精度よく厳密にシミュレーション計算できることが明らかになったので、以下の項目について検討を行った。

Table 3 Schedules for simulating thickness change during the rolling of a strip 917 mm wide

			Standard number				
			1	2	3	4	5
Initial schedule	Strip thickness (mm)	2.80	1.82	1.36	1.04	0.87	0.80
	Strip tension (kg/mm ²)	3.50	17.0	18.0	19.0	20.0	4.5
	Rolling speed (mm/s)	2 925		3 952	5 129	6 106	6 667
Final schedule	Strip thickness (mm)	2.80	1.78	1.28	0.94	0.76	0.70
	Strip tension (kg/mm ²)	3.50	18.0	19.0	20.0	21.0	5.1
	Rolling speed (mm/s)	2 615		3 678	4 962	6 106	6 667

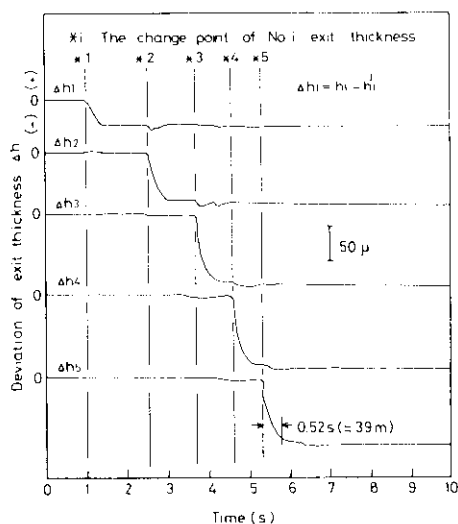


Fig. 11 Simulated results of exit thickness changes with time at the flying gauge change stage

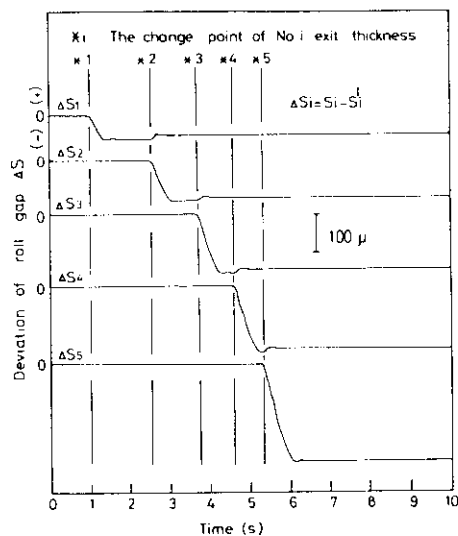


Fig. 13 Simulated results of roll gap changes with time at the flying gauge change stage

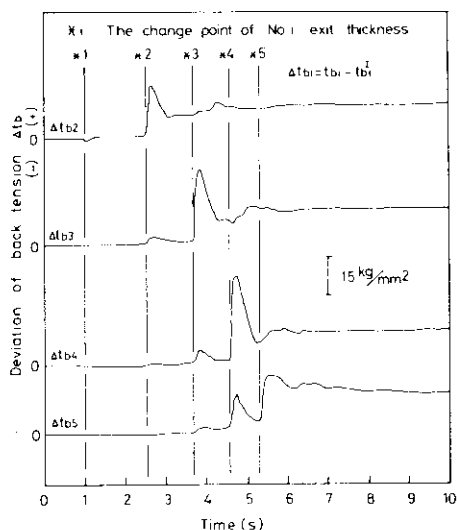


Fig. 12 Simulated results of tension changes with time at the flying gauge change stage

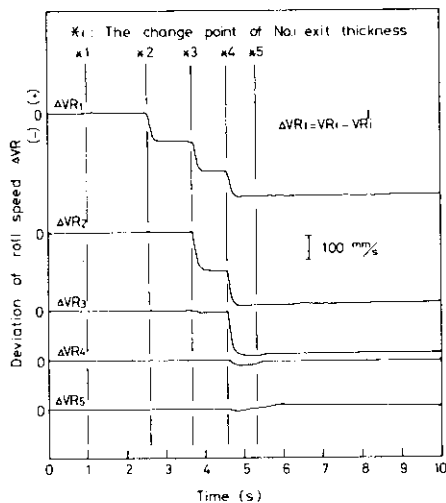


Fig. 14 Simulated results of roll speed changes with time at the flying gauge change stage

5・1 総合AGCシステムの検討

以下に示す AGC システムの検討をシミュレーションにより行った。ただし、各 AGC システムとも最初の 1 号出側板厚は圧下で、最後の 5 号出側板厚はロール速度で制御することは共通している。

- (1) スタンド間の張力を速度で一定値に制御し、5 号以外の出側板厚を圧下で制御する方式^{11,12)}
- (2) スタンド間の張力を圧下で許容範囲内に制御

し、1 号以外の出側板厚を速度で制御する方式^{13,14)}
 (3) 張力はとくに制御しないで、最初と最後の出側板厚のみを制御する方式¹⁵⁾(Fig.2 参照)

シミュレーションの結果、通板時のオフゲージ長さは(1)方式が最も短く、続いて(2)、(3)方式となり、高速圧延時および溶接点での板厚変動は(2)方式が最も少なく、続いて(3)、(1)方式となった。各 AGC の評価から、1 方式のみでは圧延全域における最適システムとは成り得ず、通板時には(1)方式、

高速圧延時には(2)方式の AGC を行う切替システムが最適であることが明らかとなった。

5・2 走間板厚変更システムの検討^{9,10)}

圧延外乱および AGC も考慮した走間板厚変更システムの検討を行い、最適なシステムを確立した。

5・3 定張力制御系(ATR)の設計

スタンド間の張力制御をロール速度で行う最適な ATR を構成するためにシミュレーションを行い、制御系の構成およびゲインを決定した¹⁶⁾。

5・4 マスフロー板厚の精度確認

1号スタンド出側のX線板厚計の出力を基準とし、体積速度一定則が常に成立するとして計算した2～4号の中間スタンド出側板厚(マスフロー板厚)が十分な精度を有することをシミュレーションにより確認した^{13,17,18)}。

5・5 ロール偏芯の板厚精度におよぼす影響

各スタンドのロール偏芯が板厚精度におよぼす

影響をシミュレーションにより調査し、有効な知見を得た。

5・1～5・5の検討項目はすべて実機にて確認しており、ほぼ同一の結果が得られている。これは、シミュレーション精度が高く、実機の状態が正確に再現(数式化)されているためである。

6. 結 言

冷間タンデム・ミルの非定常圧延現象を精度よく厳密にシミュレーション計算できるモデルを開発した。モデルは圧延数式モデルと制御モデルとから成り、これにより総合 AGC および走間板厚変更システム、張力制御系の設計、マスフロー板厚の精度確認などについて検討を行い、有効な知見を得た。このモデルを使用すれば実機なしで冷間タンデム・ミルの非定常圧延現象の解析が容易に行えるため、その利用価値は非常に大きい。

参 考 文 献

- 1) 田沼, 大成: 塑性と加工, 13(1972)133, 122
- 2) 山下, 美坂, 川上, 近藤: 塑性と加工, 14(1973)155, 976
- 3) 阿高, 針木: 東京大学生産技術研究所報告, 25(1976)5
- 4) D.R. Bland and H.Ford: Proc. Inst. Mech. Eng., 163(1948), 144
- 5) R. Hill: The Mathematical Theory of Plasticity, (1964), 199, [Clarendon Press, Oxford]
- 6) 志田, 粟津原: 塑性と加工, 14(1973)146, 195
- 7) 木原: 日本鉄鋼協会第41回圧延理論分科会, (1970)
- 8) H. Ford: Proc. Inst. Mech. Eng., 159(1948), 115
- 9) 藤原, 江藤, 指宿, 中塚, 吉田, 長島: 鉄と鋼, 64(1978)4, 5243
- 10) 侍留, 直井, 藤原, 吉田, 吉田, 諸岡: 第29回塑性加工連合講演会, (1978), 88
- 11) 吉田, 伊藤, 満仲, 佃, 江藤, 北尾: 第29回塑性加工連合講演会, (1978), 85
- 12) 吉田, 北尾, 江藤, 佃, 諸岡, 満仲: 鉄と鋼, 64(1978)4, S242
- 13) 吉田, 伊藤, 江藤, 北尾, 藤原: 昭和53年度塑性加工春季講演会, (1978), 17
- 14) 江藤, 北尾, 藤原, 佃, 武田, 吉田, 満仲, 長島: 鉄と鋼, 63(1977)11, S249
- 15) 吉田, 伊藤, 江藤, 藤原, 佃, 大島: 第28回塑性加工連合講演会, (1977), 55
- 16) 佃, 藤原, 江藤, 土井, 吉田, 満仲: 昭和53年度塑性加工春季講演会, (1978), 9
- 17) 直井, 侍留, 北尾, 吉田, 藤原, 諸岡: 昭和53年度塑性加工春季講演会, (1978), 61
- 18) 江藤, 北尾, 藤原, 西出, 大島, 萩野, 諸岡, 松香: 鉄と鋼, 63(1977)11, S248