

© 1988 ISIJ

技術報告

スラブのサイジングミルとその張力制御

小菅 宏*・梁井俊男*²・武田曠吉*²・安部可治*³
 田中明弘*⁴・住浜高弘*⁵・関口邦男*⁶・宮下 誠*⁶

Slab Sizing Mill and Its Tension Control System

Hiroshi KOSUGE, Toshio YANAI, Koukichi TAKEDA, Yoshiharu ANBE,
 Akihiro TANAKA, Takahiro SUMIHAMA, Kunio SEKIGUCHI and Makoto MIYASHITA

Synopsis :

In 1980, slab sizing mill was constructed at Oita Works, Nippon Steel Corporation, which is V-H-V stands. (V : Vertical, H : Horizontal).

This mill is 3 stand tandem mill, and rolls the width of continuous casting slabs.

The products of this mill is sent to hot strip mill and plate mill.

This paper describes the mill, and interstand tension control. It utilized the rolling torque and the rolling force, in particular, the rolling torque was separated from the acceleration/deceleration torque. And the interstand tension was controlled within $\pm 0.2 \text{ kgf/mm}^2$ by free tension control. Thus high accuracy width deviation was attained.

Key words : sizing mill ; slab ; width reduction mill ; tension control.

1. 緒 言

連続鋳造機と圧延機とを結合して、生産性、品質等を向上させる試みには種々のものがある。また、この分野は将来大きく変わることが予想される。

板材を製造する場合には、(1)連続鋳造機で異なる幅のスラブを作る方法、(2)連続鋳造機では大きな幅のスラブを作り、ホットストリップミル等の粗圧延機で幅大圧下を行う方法などが考えられていた。本報告では連続鋳造機でなるべく大きな断面サイズのスラブを製造して、このスラブを V-H-V (V : Vertical mill, H : Horizontal mill) の 3 スタンドタンデムレバースミルで幅大圧下するサイジングミルについて述べる。

サイジングミルで幅圧延されたスラブは既設のホットストリップミルとプレートミルで圧延される。

特に、スラブ単重が 100 t を超える熱間タンデムミルは初めての試みである。またスラブの断面積が大きいことから、タンデム圧延における水平方向力(スタンド間のスラブに働く張力や圧縮力)が主機電動機容量に影響

する。このことからスタンド間のスラブ張力や圧縮力を零または所定の微小値に制御する FTC (フリーテンション制御) の採用が必要となつた。さらに、過度の圧縮力によるスラブの座屈が考えられたが、これはスタンド間距離の最適化と初期設定値(ロールギャップ、ロール速度など)および FTC により解決した。

また FTC の採用により製品スラブ幅精度の向上をはかることができた。

本報告では、サイジングミルの設備概要についてまず述べる。つぎに、FTC 方式について述べ、FTC を実施する場合にその基準となる圧延モデルについて、主として V-H-V の実験モデルミルの結果を中心に述べる。最後に実施例を述べる。

2. サイジングミル

2-1 設備概要

新日本製鉄-大分製鉄所に設置されたサイジングミルにおける圧延材サイズを Table 1 に示す。

4 スtrand の連続鋳造設備より製造されたスラブは

昭和 62 年 10 月 15 日受付 (Received Oct. 15, 1987)

* 新日本製鉄(株)人事部 (Personnel Division, Nippon Steel Corp.)

*² 新日本製鉄(株)大分製鉄所 (Oita Works, Nippon Steel Corp.)

*³ (株)東芝 重電技術研究所 工博 (Havy Apparatus Engineering Laboratory, Toshiba Corp.)

*⁴ (株)東芝 横浜事業所 (Yokohama Product Operations, Toshiba Corp.)

*⁵ (株)東芝 府中工場 (Fuchu Works, Toshiba Corp., 1 Toshiba-cho Fuchu 183)

*⁶ (株)東芝 重電技術研究所 (Havy Apparatus Engineering Laboratory, Toshiba Corp.)

加熱炉で再加熱された後、サイジングミルにてスラブ幅を最大 1900 mm から最小 750 mm 幅までの各種の幅に幅大圧下され、サイジングミル出側に設置された各種検査装置を通り定寸機で定尺された後、スラブせん断機でせん断される。せん断機出側では、パイラーでパイリングされスラブヤードに搬出される。このサイジングミル設備は、プロセスコンピューター 3 台とプログラマブルコントローラー 7 台にて制御されている。サイジングミルの設備仕様を Table 2 に示す。総括制御と設定は大型計算機 2 台で行い、その他に専用の計算機でサイジングミルの自動板幅制御を実施している。ライン全体の制御は、プログラマブルコントローラー 7 台 (内 1 台は予備機) で分担して制御すると共に、各中央演算部は、2 台に 1 台の割合で設置されたバックアップ用のプログラマブルコントローラーでバックアップされている。これら計算機とプログラマブルコントローラー間では、伝送装置を経由して各種設定データの授受や実績データの取

集が行われる。

2.2 FTC (張力制御) システム

前述のように、サイジングミルでは大断面積のスラブを圧延するため、過大な張力あるいは圧縮力の発生は圧延機に大きな水平力を加えることになり、機械設備の損傷やロールとスラブ間のスリップ発生の原因となる。また主電動機の負荷が張力や圧縮力で過大になることがある。そのため FTC の第一の目的は、張力の変動を低減し V1-H-V2 スタンドによる幅大圧下連続圧延を安定に行わせることである。

第二の目的は、幅制御圧延において張力変動による幅変化量を極力小さくするとともに、スラブ先端部のクロップ低減を目的と行われる通板時の押込圧延を FTC を介して実現することである。

Fig. 1 に FTC ブロック図を示す。リバース圧延が行われるため張力検出スタンドはパス方向によって異なり、奇数パスでは V1, H スタンド、偶数パスでは V2, H スタンドである。また、H スタンドをピボットスタンドとし、V1 および V2 スタンドのロール周速度を FTC 操作量としている。ただし、ピボットスタンドは任意のスタンドに設定できるシステムとしている。

サイジングミルにおける FTC 方式として、V-H-V モデル連続圧延機における電流メモリー方式の検討結果が報告¹⁾ されているが、スラブ長手方向の温度分布あるいはミル加減速に伴うスラブ温度の変化や寸法変化、硬さ変化などを考慮し、ここでは圧延トルク/圧延荷重メモリー方式²⁾ を採用した。

すなわち、i スタンド前方張力応力 σ_f を (1) 式にて検出する。

Table 1. Rolled slab in sizing mill.

Slab size	Before rolling	After rolling
Thickness	280 mm	100~280 mm
Width	1 900 mm	750~1 900 mm
Length	6 000~29 000 mm	6 000~74 000 mm

Table 2. Specification of sizing mill.

	Vertical mill (V1, V2)	Horizontal mill
Roll size	Diameter 1 600 mm Length 1 210 mm	Diameter 1 250 mm Length 2 400 mm
Main motor	5 000 kW-45/85 rpm	5 000 kW-45/90 rpm
Rolling speed	Max 115 mpm	Max 115 mpm
Rolling force	Max 1 200 t	Max 3 100 t

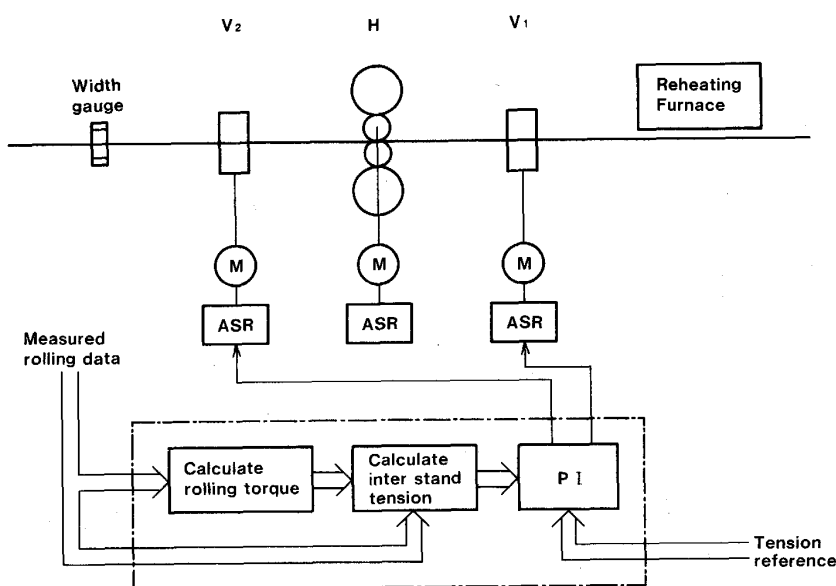


Fig. 1. Free tension control (FTC) block diagram.

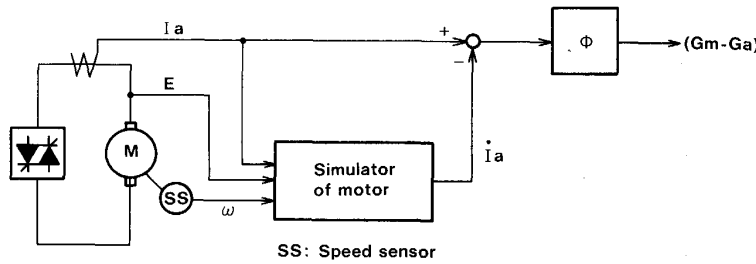


Fig. 2. Block diagram of rolling torque calculation.

$$\sigma_r = \frac{1}{A} \cdot \frac{a_0 \cdot P - G + c_1 \cdot T_b}{c_2} \dots\dots\dots (1)$$

ここで、 A はスラブ断面積、 c_1, c_2 は定数である。また、無張力圧延時のトルクアーム a_0 は、前方張力が発生する直前の圧延データから(2)式で演算され記憶される。

$$a_0 = (G - c_1 \cdot T_b) / P \dots\dots\dots (2)$$

また、圧延トルク G は主機発生トルク G_m 、加減速トルク G_a およびロストルク G_l から(3)式により演算される。

$$G = G_m - G_a - G_l \dots\dots\dots (3)$$

この圧延トルクの検出精度が張力検出精度を左右する一つの要因となるため、本システムでは Fig. 2 に示す方法³⁾を採用している。Fig. 2 の電動機シミュレーターは無負荷時の電動機を模擬しており、主機端子電圧実測値 E を入力し(4)式の微分方程式を演算することにより加減速電流 I_a を推定する。

$$\begin{bmatrix} \dot{I}_a \\ \dot{\omega} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -1/T_a & -1/(R_a \cdot T_a) \\ \phi/J & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} I_a \\ \omega \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 1/(R_a \cdot T_a) & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} E \\ 0 \end{bmatrix} \dots\dots\dots (4)$$

ここで、 ω は電動機角速度、 R_a, T_a は電機子回路抵抗および時定数、 Φ はトルク係数である。

3. 圧延モデル式の検討^{4)~7)}

FTC の事前検証と圧延負荷特性などの検証のため、実機の V-H-V 構成の小型実験ミルで鉛を用いた実験を行った。

3.1 実験方法

実験ミルの概略構成を Fig. 3 に示す。本実験ミルはスタンド間ピッチの調整、レイアウト変更が容易であること、スタンド間張力、圧縮力を高精度に検出可能であること等の特徴としている。実験に使用した圧延ロールの寸法、形状および記号を Fig. 4 に示す。なお、以下サフィックス V は幅圧下圧延、サフィックス H はドッグボーン材の水平圧延を表す。幅圧下用堅ロールにはカリバーロール、板厚圧下用水平ロールにはフラットロール

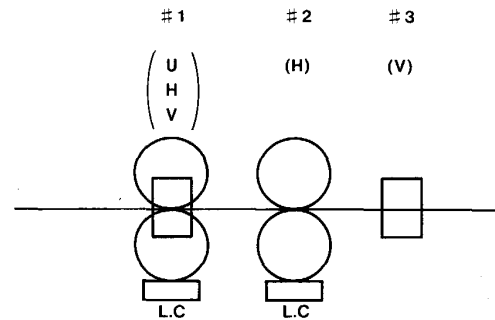


Fig. 3. Schematic view of experimental mill.

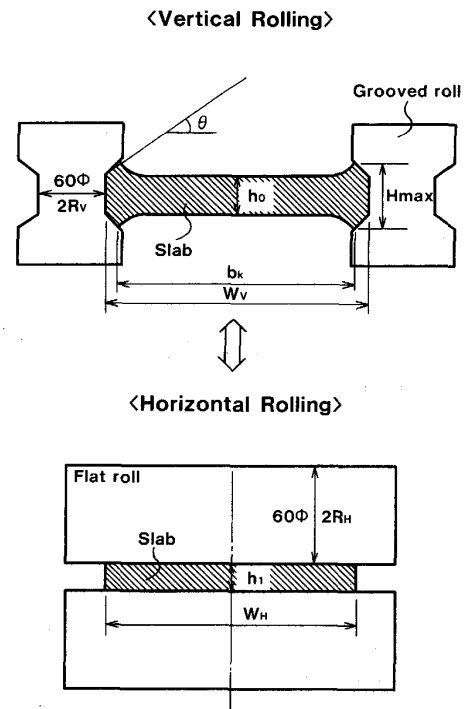


Fig. 4. Shape and dimension of vertical and horizontal rolls.

を使用し、実機の 1/20 を想定した。また、モデル材として純鉛を使用した。圧縮試験結果による応力-ひずみ関係式を(5)式に示す。ただし、平均ひずみ速度は 0.2~0.8[s⁻¹] の範囲であり、圧延時の平均ひずみ速度に対応している。

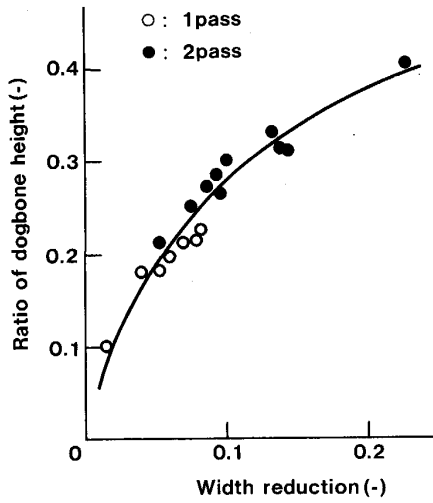


Fig. 5. Relation between width reduction and ratio of dogbone height.

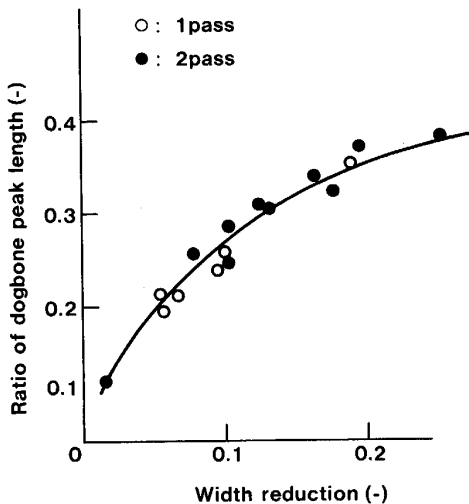


Fig. 6. Relation between width reduction and ratio of dogbone peak length.

$$\sigma = 1.916 \epsilon^{0.113} \dots \dots \dots (5)$$

圧延材寸法は、板厚 $H_0=10\sim 16$ mm, 板幅 $W_0=70\sim 110$ mm, 長さ $L_0=400, 1200$ mm である。

3.2 実験結果

3.2.1 変形特性

(1) 幅圧下圧延

カリバーロールによる幅圧下圧延により圧延材はドッグボーン形状となる。このドッグボーン材の形状因子として、

$$\begin{aligned} \text{ドッグボーン高さ比: } D_H &= (H_{max} - h_0) / h_0 \\ \text{ドッグボーンピーク位置: } D_P &= (W_V - b_K) / W_V \end{aligned}$$

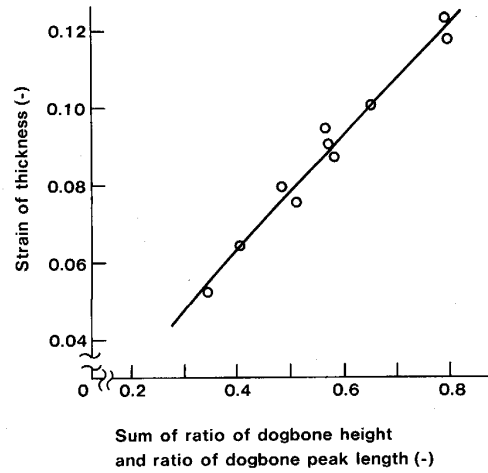


Fig. 7. Relation between dogbone characteristic factor and strain of thickness.

を定義する。それぞれ幅圧下率との関係を見ると、Fig. 5 と Fig. 6 に示す結果となり、ドッグボーン形状は幅圧下率の関数となる。これらを二次曲線で近似すると

$$D_H = 0.05 + 2.57 r_w - 5.17 r_w^2 \dots \dots \dots (6)$$

$$D_P = 0.023 + 1.64 r_w - 2.45 r_w^2 \dots \dots \dots (7)$$

となる。

Fig. 7 はドッグボーン材の平均板厚 \bar{h}_V を定義するため検討した結果である。横軸はドッグボーン高さ比とドッグボーンピーク位置の和 ($D_H + D_P$)、縦軸は板厚ひずみ ϵ_{hH} である。

$$\epsilon_{hH} = \ln(h_0 / \bar{h}_V) = -(\epsilon_{WH} + \epsilon_{LH}) \dots \dots \dots (8)$$

ここで、 ϵ_{WH} は幅ひずみ、 ϵ_{LH} は伸びひずみ

Fig. 7 の回帰結果と(8)式よりドッグボーン材平均板厚 \bar{h}_V は(9)式となる。

$$\bar{h}_V = h_0 \cdot \exp\{0.168(D_H + D_P)\} \dots \dots \dots (9)$$

(2) ドッグボーン材の水平圧延

スラブ材の幅寸法制御を実施する場合、ドッグボーン材の水平圧延による幅広がり量を精度良く予測することが重要である。ここでは、ドッグボーン材を水平圧延した際の全幅広がり量 ΔW を、ドッグボーン領域の圧延による幅広がり量 ΔW_d とフラット領域の圧延による幅広がり量 ΔW_F の和として考える。

まず、ドッグボーン領域の幅広がり量 ΔW_d を検討する。ドッグボーン材の中央板厚を圧下しない条件 ($h_0 = h_1$) での幅戻りひずみ $\epsilon_{WH} (= \ln(W_{dH} / W_V))$ とドッグボーン高さ比の関係を見ると Fig. 8 に示すように直線的な関係となり(10)式で近似できる。(10)式より幅もどり幅 W_{dH} は(11)式となり、幅広がり量 ΔW_d は(12)式となる。

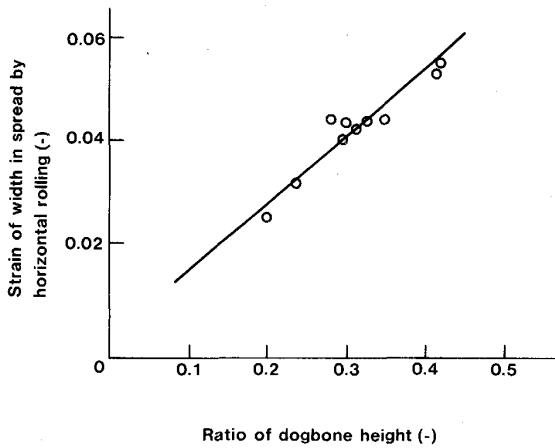


Fig. 8. Relation between ratio of dogbone height and strain of width in spread by horizontal rolling.

$$\epsilon_{WH} = \ln (W_{dH} / W_v) = 0.085 \cdot D_H + 0.0139 \dots (10)$$

$$W_{dH} = W_v \cdot \exp (0.085 D_H + 0.0139) \dots (11)$$

$$\Delta W_d = W_{dH} - W_v = W_v \{ \exp (0.085 D_H + 0.0139) - 1 \} \dots (12)$$

フラット領域での幅拡がり量 ΔW_F は、フラットな圧延材の幅拡がり量であり(13)式となる。

$$\Delta W_F = (W_v + \Delta W_d) \cdot a \cdot r_h^b \dots (13)$$

ただし

$$r_h = (h_0 - h_1) / h_0 \dots (14)$$

また、(13)式の係数 a と b を板幅比 (W_0 / H_0) の関数とし(15)、(16)式を作成した。

$$a = 0.0014 (W_0 / H_0)^2 - 0.0299 (W_0 / H_0) + 0.155 \dots (15)$$

$$b = -0.11 (W_0 / H_0) + 1.545 \dots (16)$$

したがって、ドッグボーン材を平ロールで圧延した場合の幅拡がり量 ΔW は(12)式と(13)式の和で求められる。この計算値と実験による実測値を比較した結果、誤差は $\pm 7\%$ 以下であることを確認した。

3.2.2 負荷特性

前記、変形特性解析結果をベースに圧延荷重、圧延トルク式、先進率式の簡略モデル式を検討した。以下に一覧表にして示す。

(1) 幅圧下圧延

- 圧延荷重式

$$P_v = \{ K_m - (\alpha_v \cdot \sigma_f + \beta_v \cdot \sigma_b) \} L_v \cdot B_v \cdot Q_v$$

$$\alpha_v = 0.4, \beta_v = 0.6$$

$$Q_v = 1.962 + 0.062 / m_v$$

$$m_v = 2 L_v / (W_1 + W_2)$$

- 圧延トルク式

$$G_v = 2 \lambda_v \cdot L_v \cdot P_v + R_v (T_b - T_f)$$

$$\lambda_v = 0.676 + 0.004 / m_v$$

- 先進率式

$$f_v = 0.55 r_w + 0.027 + \Delta f_v$$

$$\Delta f_v = 0.52 (\sigma_f - \sigma_b) / K_m$$

(2) ドッグボーン材の水平圧延

- 圧延荷重式

以下、サフィックス d はドッグボーン領域、 F はフラット領域、 H はドッグボーン領域とフラット領域の和を示す。また、 f は前方(張力)を示す。

$$P_H = P_d + P_F$$

$$P_d = \{ K_m - (\alpha_d \cdot \sigma_f + \beta_d \cdot \sigma_b) \}$$

$$\cdot L_d \cdot W_m \cdot Q_d$$

$$P_F = \{ K_m - (\alpha_F \cdot \sigma_f + \beta_F \cdot \sigma_b) \}$$

$$\cdot L_F \cdot W_m \cdot Q_F$$

$$\alpha_F = \alpha_d = 0.4, \beta_F = \beta_d = 0.6$$

$$Q_d = 0.6 + 0.21 / m_d + 0.25 m_d + 0.82 D_P$$

$$m_d = 2 L_d / (\bar{h}_v + h_1)$$

$$Q_F = 0.6 + 0.21 / m_H + 0.25 m_H$$

$$m_H = 2 L_H / (\bar{h}_v + h_1)$$

$$L_H = \sqrt{R_H (\bar{h}_v - h_1)}$$

$$L_F = \sqrt{R_H (h_0 - h_1)}$$

$$L_d = L_H - L_F$$

- 圧延トルク式

$$G_H = G_d + G_F + R_H (T_b - T_f)$$

$$G_d = 2 (\lambda_d \cdot L_d + L_F) \cdot P_d$$

$$G_F = 2 \lambda_F \cdot L_F \cdot P_F$$

$$\lambda_d = 0.396 + 0.316 / m_d + 0.108 D_P$$

$$\lambda_F = 0.396 + 0.316 / m_H$$

- 先進率式

$$f_H = 0.272 D_H^2 + X \cdot r_h^Y + \Delta f_H$$

$$X = -0.633 D_H + 0.367$$

$$Y = -1.77 D_H + 0.825$$

$$\Delta f_H = 0.33 (\sigma_f - \sigma_b) / K_m$$

4. シミュレーションによる検討

以上の実験ミルでの圧延負荷特性式を用いて、実機 V1-H-V2 での幅大圧下圧延における FTC の特性についてシミュレーションを行い検討した。シミュレーションは圧延機、被圧延材、スタンド間張力、電動機とその速度制御系を含めて、大型計算機により時間領域で計算したものである。ここでは、(1)スキッドマーク、サーマルランダウンによる素材長手方向温度分布、(2)Vスタンド幅圧下量、(3)素材の幅変動の影響について述べる。

Table 3 にシミュレーション条件を示す。パススケ

Table 3. Simulation condition.

Slab size	Thickness	280 mm
	Width	1 900 mm
	Length	20 000 mm
Width reduction	V1	150 or 50 mm
	V2	150 or 50 mm
Inter stand tension		0.2 kgf/mm ²
Youngs modulus of slab		5 000 kgf/mm ²
Temperature variation	Skid mark	±15°C
	Thermal run-down	-0.25°C/s

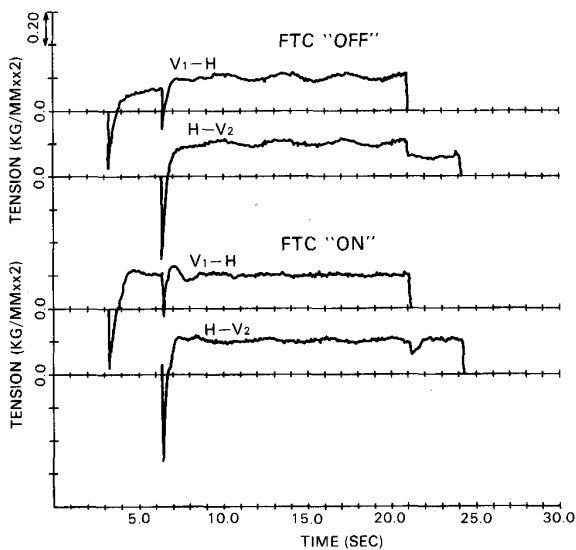


Fig. 9. Comparison of tension variation between FTC "ON" and "OFF".

ジュールは1パス目相当であり、Hスタンドはドックボーン部のみを圧下する圧延機設定とした。

FTCはHスタンドをピボットスタンドとし、それぞれV1, V2スタンドロール速度を操作する。

素材長手方向温度分布がある場合のスタンド間張力変動をFig. 9に示す。FTCを切った場合スキッドマークによる張力変動が±15%あるが、FTCを入れた場合の張力変動は1/2以下に減少している。サーマルランダウンの影響はほとんど見られない。

また、FTCを切った場合にはHスタンドかみ込み後のV1-H間張力変動、およびV1スタンド抜け時のV1-H間張力消失によるH-V2間張力変動が大きいが、FTCを入れた場合には目標張力に制御されており、FTCの効果が見られる。

Fig. 10は幅圧下量が異なる場合の制御結果である。定常部の張力変動は同程度であるが、スラブかみ込み時の主機電動機インパクトドロップによる張力変動は幅圧下量に依存しているため、インパクトドロップの補償には十分考慮する必要がある。

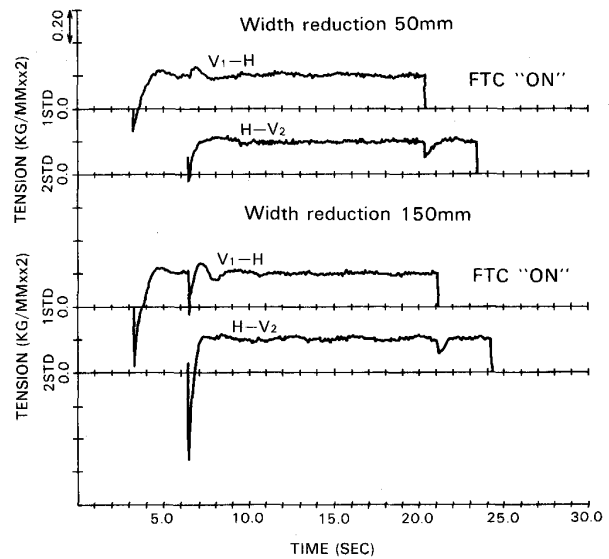


Fig. 10. Comparison of tension variation between width reduction 50 mm and 150 mm.

素材幅変動はVスタンドによる張力検出精度に大きな影響を与える。すなわち、幅変動はVスタンドのトルクアームの変動となり、圧延トルク/圧延荷重メモリー方式によるFTCでは張力検出誤差として現れる。

しかし、モデル連続圧延機および実機での圧延結果から3~5パス圧延後では素材幅変動はほとんど解消されることが明らかであり、最終スラブ幅を決定する後段パスでは素材幅変動による張力検出誤差は無視できる。

5. 実機適用結果

5.1 スラブ幅に対する張力の影響

圧延中スタンド間張力を故意に変更する実験を行いスラブ幅に対する張力の影響を調査した。実験は奇数パスで行いV2スタンドをダミースタンド(空パス)とし、張力の変更はV1-H間FTCの目標張力をステップ状に変える方法を用いた。また、スラブ幅はV2スタンド出側の幅計で測定した。

Fig. 11に実験結果の一例を示す。V1-H間張力を-0.25 kgf/mm²から+0.25 kgf/mm²に変更したケースであり、V1スタンドの主機電動機電流は張力の変更により約8000 A減少している。これによるHスタンド出側幅の変化量は約6 mmである。なお、Fig. 11の幅計チャートは張力変更点に幅変化開始点を合わせて示してある。Fig. 12はこれらの実験結果をプロットした図である。これから、スラブ幅に対する張力の影響係数は約-11 mm/kgf/mm²であることが確認できた。

Fig. 13は7パス圧延の例であるが、全パスとも定常

部における張力変動は $\pm 0.2 \text{ kgf/mm}^2$ 以内に制御されており張力変動によるスラブ幅変動は $\pm 2.2 \text{ mm}$ 以内と推測される。

5.2 FTC

FTC の実機適用結果から、前述のように圧延トルク/圧延荷重メモリー方式の FTC が V1-H-V2 のサイジングミルで有効なことが分かった。特に加減速トルクと圧延トルクを分離する技術開発によつて張力制御精度は前述のごとく高い精度が得られた。また、これによつて圧延ロール駆動電動機に適正な負荷配分が与えられるので、操業上の安定性が増すことが確められた。

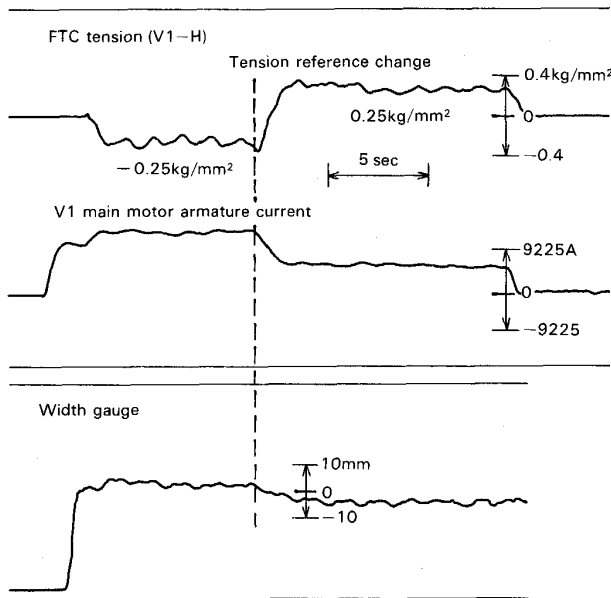


Fig. 11. Example of width variation by change of tension.

6. 結 言

以上、連続铸造スラブを幅圧延する V1-H-V2 構成のサイジングミル張力制御 (FTC) について述べた。結果を要約すると、

(1) 圧延トルク/圧延荷重メモリー方式の FTC がサイジングミルで有効なことがわかった。張力制御精度は定常部で $\pm 0.2 \text{ kgf/mm}^2$ であった。特に、加減速トルクと圧延トルクを分離する技術開発の効果が大きであった。

(2) 小型実験ミルで V1-H-V2 の実機構成により鉛を用いて実験を実施し、変形特性、負荷特性を明らかにした。

(3) 以上の結果を用いて、ダイナミックシミュレー

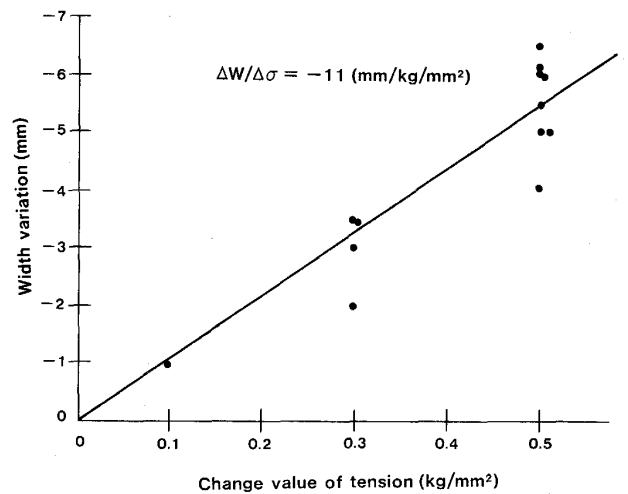


Fig. 12. Relation between change value of tension and width variation.

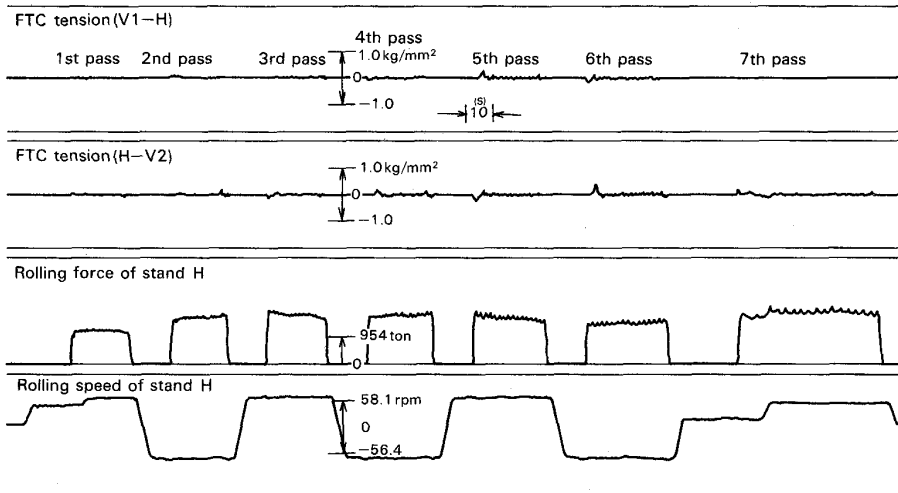


Fig. 13. Example of actual rolling results.

ションを実施し、各種の検討を行った。

(4)スラブの幅に対する張力の影響を実機試験で求め、 $-11 \text{ mm}/(\text{kgf}/\text{mm}^2)$ (張力で幅狭りになる)であることを明らかにした。

以上スラブサイジングミルについて述べたが、この他に FTC を実施すると実施しない場合に比べて幅精度が向上することを実機で確認した。これについては別途報告したい。

記号

P : 圧延荷重 (kg)
 G : 圧延トルク (kg-mm)
 f : 先進率 (—)
 L : 接触投影弧長 (mm)
 K_m : 平均変形抵抗 (kgf/mm^2)
 H_0 : 素材板厚 (mm)
 H_{max} : ドッグボーン板厚 (mm)
 h_0 : フラット部板厚 ($\approx H_0$) (mm)
 h_1 : 水平圧延出厚 (mm)
 \bar{h}_V : ドッグボーンスラブ平均板厚 (mm)

W_V : 幅圧下圧延後の板幅 (mm)
 W_m : 幅圧下圧延前後の平均幅 (mm)
 W_1, W_2 : 水平圧延前後の板幅 (mm)
 σ_b, σ_f : 前, 後方張力応力 (kgf/mm^2)
 T_b, T_f : 前, 後方全張力 (kg)
 R : ロール半径 (mm)
 r_W : 幅圧下率 ($= \Delta W / W_0$) (—)
 r_h : 水平圧延圧下率 (—)
 B_V : 幅圧延ロールバイト内平均板厚 (mm)

文 献

- 1) 浜渦修一, 中島浩衛, 時田秀紀, 岡本良一, 田島一武: 塑性加工連合講演会論文集, 117 (1981), p. 65
- 2) 安部可治, 岸 信一: 日本特許, 特公昭 55-32445
- 3) 関口邦男, 野口正晴: 日本特許, 特公昭 61-47384
- 4) 田中明弘, 宮下 誠, 田辺信夫, 貞舛利明: 塑性加工春期講演会論文集, 101 (1981), p. 1
- 5) 田中明弘, 宮下 誠, 石松正規, 森 忠夫: 塑性加工春期講演会論文集, 102 (1981), p. 5
- 6) 田中明弘, 宮下 誠, 和田 哲, 田辺信夫: 塑性加工春期講演会論文集, 103 (1981), p. 9
- 7) 田中明弘, 宮下 誠, 安部可治, 宮本 努: 塑性加工春期講演会論文集, 104 (1981), p. 13