論文 UDC 621.771.23.016.2:531.717.8

熱延幅圧延におけるスラブ先後端幅挙動の解明

岡戸 克*・有泉 孝*・野間吉之介*2
藪内 捷文*2・山崎 喜政*3

Width Behavior of Head and Tail of Slabs at Edge Rolling in Hot Strip Mills

Masaru OKADO, *Takashi* ARIIZUMI, *Yoshinosuke* NOMA,
Katsufumi YABUUCHI, and *Yoshimasa* YAMAZAKI

Synopsis:

Deformation of slab in vertical rolling has been simulated in laboratory scale mills to investigate width deviation. Rolling load and torque formula have been derived by dimensional analysis technique. The error of formulas is within ±10 percent. The limit of slab buckling at heavy width reduction has been formulated. The shape of localized deformation at the edge of slab has been modeled. The width spread of edge-rolled slab after thickness reduction has been investigated on the basis of Siebel's formula. These deformation formulas have been extended to that of head and tail end of slab where unsteady deformation is predominant. Finally, resultant width shortage pattern has been quantitatively predicted by applying principle of superposition. The validity of the model has been checked at a hot strip mill.

On the basis of these fundamental equations, an optimum edge rolling schedule has been derived to minimize width shortage at the head and tail end of coils. This optimum schedule requires allowable heavy width reduction from the last pass to the upper stream in edger stands. Better yield has been achieved through application of this schedule at hot strip mills.

1. 緒言

従来熱延に供給されるスラブは，鋼塊からの分塊圧延によつて製造されていたため，この工程で熱延コイルの幅に対応した任意のスラブ幅を圧延により製造可能であつた．したがつて，熱延粗圧延におけるスラブ幅変更量は極めて小さく運用されており，粗圧延機列に配置された数台の縦圧延機による幅変更機能の役割はあまり重要視されなかつた．

しかし，近年省エネルギ，省資源による合理化をはかるため，連続鋳造機によるスラブ製造法が普及し薄板圧延用に供されるスラブの連続鋳造比率の上昇は著しいものとなつている．そして，この連鋳スラブはその生産性を損なわずにスラブ幅を任意に変更することが困難であることから，必然的に熱延の縦圧延機によるスラブ幅変更量の拡大が要求され，多くの熱延ラインにおいて幅圧延量は従来より飛躍的に増大した．

一方この縦圧延機によるスラブ幅変更量の拡大は幅精度を低下させる種々の要因を含んでおり，近年の歩留り向上ニーズに全く逆行する結果となつた．とりわけ幅圧延時の非定常なメタルフローに起因するスラブ先後端の幅変動は解決を要する重要な問題としてクローズアップされた．

本研究はモデル実験を中心に，第1ステップとして従来ほとんど解明されていなかつた縦圧延機によるスラブ幅圧延の基本的な負荷特性，定常部変形特性ならびに座くつ限界を明確にし，次いでスラブ先後端の幅挙動を解明し，最終目標としてこの幅変動を最小にする現実的手段として幅圧延スケジュールの最適化をはかることを目的として行つた．

1980年 International Conference on Steel Rolling にて発表 昭和56年3月23日受付 (Received Mar. 23, 1981)
* 日本鋼管(株)技術研究所 (Technical Research Center, Nippon Kokan K. K., 1-1 Minamiwatarida-cho Kawasaki-ku Kawasaki 210)
*2 日本鋼管(株)京浜製鉄所 (Keihin Works, Nippon Kokan K. K.)
*3 日本鋼管(株)福山製鉄所 (Fukuyama Works, Nippon Kokan K. K.)

2. モデル実験方法

縦圧延機による幅圧延においては通常の圧延状況と比較すると，相対的にエッジャロール径に比し圧延される材料厚（この場合スラブ幅）が大きいため，圧延による材料の変形はスラブ幅端部に集中し複雑な三次元変形を呈する．この縦圧延機によるスラブ幅圧延機構を解明するため各種条件下における変形状況の詳細な把握が必要であり，実機圧延の 1/10 寸法相当のモデル実験を中心に検討を行つた．

2·1 モデル圧延材料

モデル圧延材料としては熱間鋼のシミュレーションモデル材料として通常使用されている白色プラスティシンならびに純鉛を用いた．熱間鋼との変形の相似性を満足させるため圧延材料とロール間の表面摩擦条件を考慮して，白色プラスティシンに対しては石こう製のロールを用い，純鉛に対しては実機縦圧延機のロールへのかみ込み限界角約 21° となるように鋼製ロール表面を酸洗処理しその粗度を調整した．

2·2 圧延条件

主な圧延条件を以下に示す．

1) スラブ寸法：厚さ 5～25 mm,　幅 100～200 mm
2) エッジャロール径：90ϕ, 120ϕ mm (カリバーおよびテーパのない平ロール)
3) 水平圧延ロール径：110ϕ mm
4) 幅圧下量：1～7 mm
5) 水平圧下率：20～40%
6) 圧延温度：20±1°C（室温）
7) 潤滑剤：市販の炭酸カルシューム（白色プラスティシン），無潤滑（純鉛-JIS H 4301）

3. 幅圧延の基本特性の解明

3·1 負荷特性

縦圧延機による幅圧延時の荷重ならびにトルクについて，純鉛をモデル材料として検討した．本モデル材の変形抵抗を圧縮試験によつて測定した結果，圧延中の平均変形抵抗 K_m(kg/mm²) は対数歪み ε，歪み速度 $\dot{\varepsilon}$ (1/s) として(1)式で表される．

$$K_m = 4.0\,\varepsilon^{0.4}\cdot\dot{\varepsilon}^{0.1} \quad \cdots\cdots(1)$$

なお，圧延実験は厚さ 10, 15, 20 mm,　幅 120, 160, 200 mm のスラブを用い，幅圧下量 1～7 mm の範囲で実施した．

3·1·1 圧延荷重

圧延荷重 P，平均変形抵抗 K_m，スラブ厚 H_0，スラブ幅 W_0，幅圧下量 ΔW_E，ロール半径 R_E として，次元解析の手法による近似解を求めると

$$P = K_m\cdot H_0\cdot l_d\cdot Q_p(H_0/W_0,\ W_m/l_d) \quad \cdots\cdots(2)$$

で表される．ここで l_d は投影接触弧長で $l_d=\sqrt{R_E\cdot\Delta W_E}$ W_m は平均スラブ幅で $W_m=W_0-2\cdot\Delta W_E/3$ である．また，Q_p は従来の圧延荷重式での圧下力関数に対応するものである．

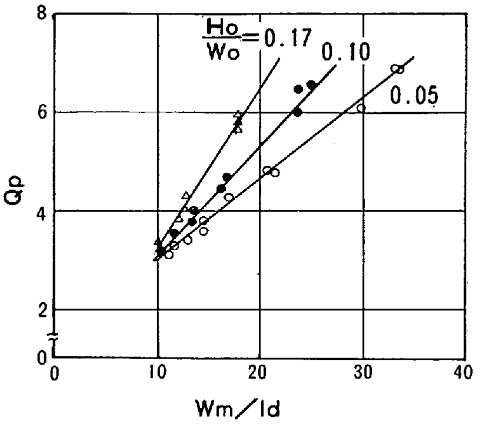

Fig. 1. Influence of (average slab width)/(length of arc of contact) on rolling pressure function Q_p.

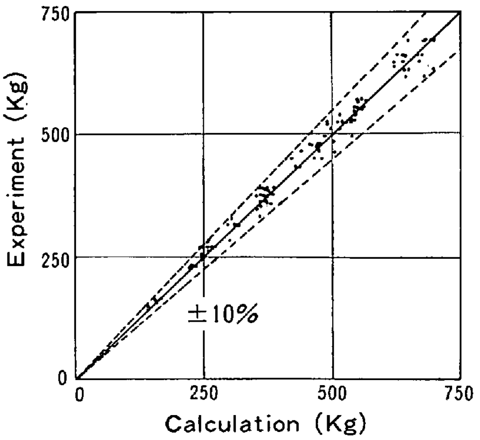

Fig. 2. Accuracy of rolling load formula presented in eq. (1), (2) and (3).

この Q_p の関数形を決定するために，(1), (2)式を用いて求めた Q_p と板幅比 H_0/W_0，ロール間隙形状比 W_m/l_d との関係を検討した．

Fig. 1 は H_0/W_0 をパラメータとして W_m/l_d の Q_p に及ぼす影響を示すもので，Q_p は W_m/l_d と直線関係にあり H_0/W_0 が大きいほど増大する．また，Q_p は H_0/W_0 とも直線関係をなす．

この結果をもとに，Q_p に対する H_0/W_0 と W_m/l_d の交互作用を考慮して最小二乗法を適用することにより Q_p として(3)式を得た．

$$Q_p = 1.59 - 6.66\cdot H_0/W_0 + 0.11\cdot W_m/l_d + 1.08\cdot(H_0/W_0)\cdot(W_m/l_d) \quad \cdots\cdots(3)$$

(3)式の精度を確認するために，(1), (2), (3)式

より求めた圧延荷重の計算値と実験値を Fig. 2 に比較した．図示のとおり ±10% の精度でよく一致している．

さらに上記結果を実機に適用するため，熱間鋼に対する平均変形抵抗 K_m を志田の式[1] を基本にして（4）式のように求めた．

$$K_m=0.40\exp\left(\frac{5\,000}{T_K}\right)\cdot\varepsilon^{0.41}\,\dot{\varepsilon}^{\left(\frac{0.126T_K}{1\,000}+0.075C-0.050\right)} \quad \cdots\cdots(4)$$

ここで T_K は圧延温度(°K)，C は炭素含有量（%）である．

このようにモデルミルにて求めた縦圧延機の圧延荷重式の実機での精度を調べるために，福山熱延工場第2熱延での実測結果と計算値を比較し Fig. 3 に示すようによい一致をみた．

3·1·2 圧延トルク

トルクアーム係数 λ を用いると，ロール2本分の圧延トルク T は（5）式で表される．

$$T=2\cdot\lambda\cdot l_d\cdot P \quad \cdots\cdots(5)$$

（5）式の λ を定めるために，圧延荷重ならびに圧延トルクの実験値より（5）式を用いて λ を算出し，幅圧下率 r_w との関係を検討した．その結果 Fig. 4 に示すように λ は r_w によつて一義的に決定されることがわかつた．したがつては λ は（6）式のように表される．

$$\lambda=0.570+0.077/r_w \quad \cdots\cdots(6)$$

ただし $r_w=(\Delta W_E/W_0)\times 100$ である．

純鉛モデルでの実験値と計算値との比較では，圧延トルク式も圧延荷重式同様 ±10% の精度となつた．また，実機での実測結果と計算値を比較し Fig. 5 に示すように，実機での圧延トルクの推定精度も十分である．

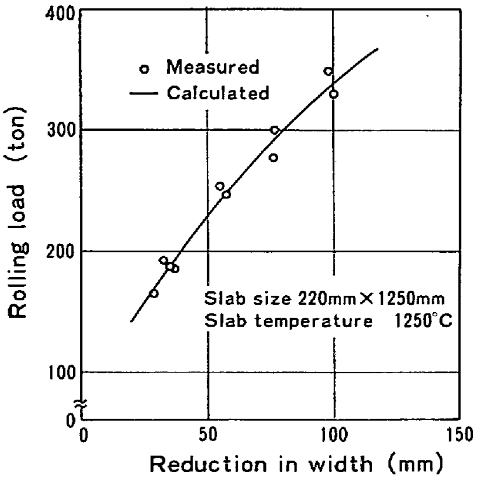

Fig. 3. Comparison of calculation and operational data of rolling load at Fukuyama No. 2 Hot Strip Mill.

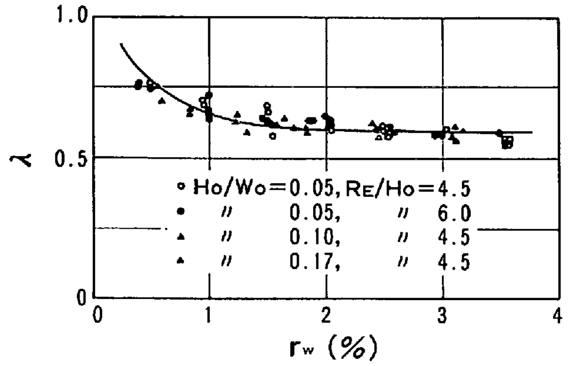

Fig. 4. Influence of width reduction ratio on the coefficient of torque-arm length.

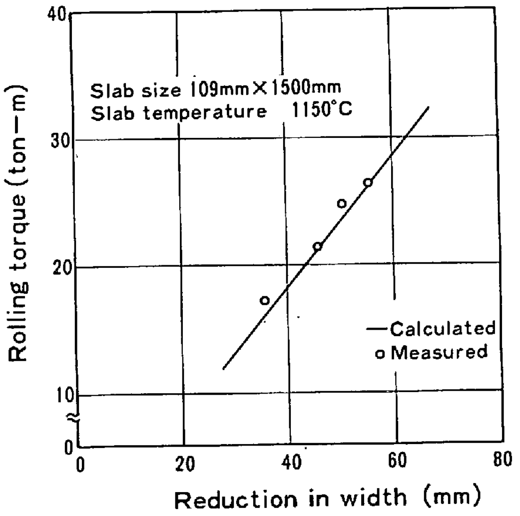

Fig. 5. Comparison of calculation and operational data of rolling torque at Fukuyama No. 2 Hot Strip Mill.

3·1·3 圧延動力

これまで述べてきたように圧延荷重ならびに圧延トルクが推定可能となつたことにより，縦圧延機のモータ所要動力 MP(kW) は圧延トルク T (kg-m)，ロール回転数 N_R(rpm)，縦圧延機駆動系の効率を η として

$$MP=1.03\times10^{-3}T\cdot N_R/\eta \quad \cdots\cdots(7)$$

で算出できる．

3·2 座くつ限界

縦圧延機におけるスラブ幅圧延においては一定断面のスラブに対する1パスあたりの幅圧下量には限度がある．これは圧延負荷およびロールへのかみ込み限界など水平圧延時と同様な限界によることのほかに，スラブ厚が薄くなつてきた段階で幅圧下量が大きい時に圧延材のロールで拘束されていない表面領域が広いために，圧延が不安定となりスラブが湾曲する座くつ限界による．したがつて，幅圧延スケジュールの検討，粗圧延機列における幅変更量の拡大など各パスでの幅圧延量の拡大をは

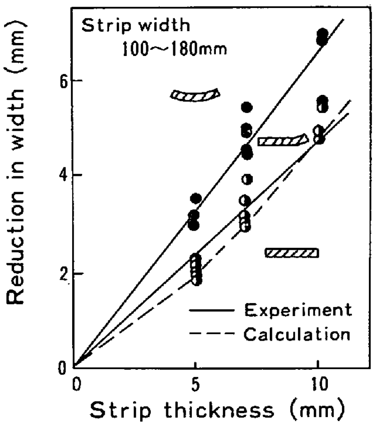

Fig. 6. Limit of buckling expressed by width reduction and thickness of slab.

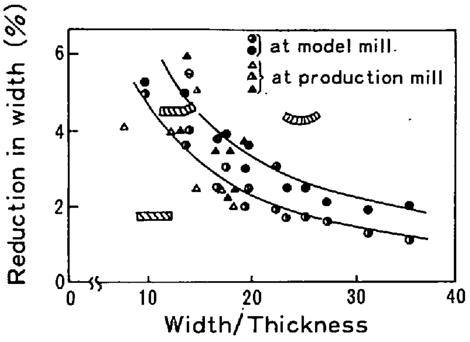

Fig. 7. Limit of buckling expressed by reduction ratio and width/thickness.

かる上からこの限界を定量的に把握しておくことは実操業上重要である.

この座くつ限界を解明するために純鉛をモデル材料とした実験を中心に検討した. モデル実験はスラブ厚 5, 7, 10 mm, スラブ幅 100, 120, 140, 160, 180 mm とし 90ϕ mm のエッジャロールで実施した.

モデル実験の結果を Fig. 6 に示す. 縦圧延機による幅圧下量が増加するにつれて第 1 段階としてスラブ幅端部のどちらか一方側に湾曲状態が発生する. この段階をスラブの立ち上がり状態と呼ぶ. さらに幅圧下量が増加するとスラブ幅両端が湾曲状態となり完全な座くつ状態となるが実操業においては立ち上がり状態を座くつ限界とする必要がある. この立ち上がり状態ならびに座くつ状態となる限界の幅圧下量は, 実機相当寸法でスラブ厚 50〜100 mm, スラブ幅 1 000〜1 800 mm の範囲においてはスラブ厚と比例関係となりスラブ幅には依存しないことが明らかとなつた. これより立ち上がり状態となる限界の幅圧下量 ΔW_{Emax} は

$$\Delta W_{Emax}=0.48H_0 \quad \cdots\cdots(8)$$

と求まる.

この純鉛モデルでの実験結果を実機の熱延ミルならびに厚板ミルでの実測データと比較した. その結果 Fig. 7 に示すように板幅比 (W_0/H_0) が 10〜20 の範囲でモデル実験とよく一致している.

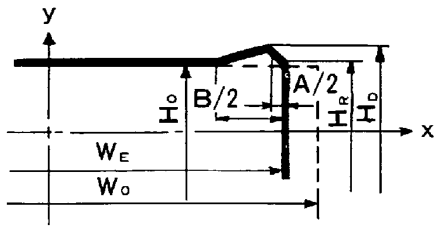

Fig. 8. Profile of localized deformation after edging pass.

3·3 定常部変形特性

縦圧延機によるスラブ幅圧延においては幅圧延時にスラブ幅中央まで十分な圧縮応力が作用しないため, スラブ幅端部近傍に変形が集中しいわゆるドッグボーン形状 (Fig. 8 参照) を呈する. また, このドッグボーン形状のために次の水平圧延で大きな幅広がりが引き起こされる. この定常部変形過程を明らかにするため白色プラスティシンを用いたモデル実験を中心に検討した. モデル実験は厚さ 10, 15, 20, 25 mm, 幅 120, 160, 200 mm のスラブを用い, エッジャロール径 90ϕ mm とし幅圧下量 2〜7 mm の範囲で実施した.

3·3·1 幅圧延による変形

幅圧延時のドッグボーン変形を模式的に Fig. 8 に示す. この変形は 4 つの変動量

$\Delta H_D(=H_D-H_0)$: ドッグボーン最大高さ

$\Delta H_R(=H_R-H_0)$: ロール接触増加量

A : ドッグボーンピーク位置

B : ドッグボーン影響域

を用いて以下のように 4 次式で近似できる.

$$y=\frac{-(3A-B)\cdot B^2\cdot \Delta H_D+(A-B)^3\cdot \Delta H_R}{2A^2\cdot(A-B)^3\cdot B^2}(2x-W_E+A)^4$$
$$+\frac{(2A-B)^2\cdot B^2\cdot \Delta H_D-(A-B)^4\cdot \Delta H_R}{A^2\cdot(A-B)^3\cdot B^2}(2x-W_E+A)^3$$
$$+\frac{-(6A^2-4AB+B^2)\cdot B^2\cdot \Delta H_D+(A-B)^4\cdot \Delta H_R}{2A^2\cdot(A-B)^2\cdot B^2}(2x-W_E+A)^2$$
$$+\frac{H_0+\Delta H_D}{2}\left(\text{ただし}\ \frac{W_E-B}{2}\leqq x\leqq\frac{W_E}{2}\right)$$
$$y=\frac{H_0}{2}\left(\text{ただし}\ 0\leqq x<\frac{W_E-B}{2}\right) \quad \cdots\cdots(9)$$

(9)式の変動量 ΔH_D, ΔH_R, A, B は重回帰分析により, 入側スラブ厚 H_0, 幅圧下量 $\Delta W_E(=W_0-W_E)$ の関数として以下のように求まつた.

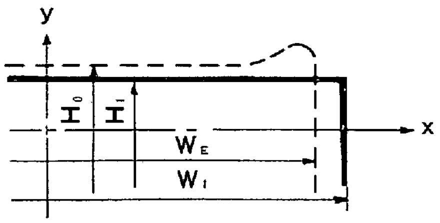

Fig. 9. Width spread after flat rolling of edge-rolled slab.

$$\Delta H_D = 9.8\times10^{-2}\cdot H_0^{0.56}\cdot \Delta W_E^{0.70} \quad\cdots\cdots\cdots\cdots(10)$$

$$\Delta H_R = 2.8\times10^{-2}\cdot H_0^{0.72}\cdot \Delta W_E^{0.73} \quad\cdots\cdots\cdots\cdots(11)$$

$$A = 8.7\cdot H_0^{0.35}\cdot \Delta W_E^{0.07} \quad\cdots\cdots\cdots\cdots(12)$$

$$B = 3.3\cdot H_0^{0.77}\cdot \Delta W_E^{0.20} \quad\cdots\cdots\cdots\cdots(13)$$

なお (10)～(13) 式の定数値はモデル寸法比を考慮して実機に換算した値である.

3·3·2 水平圧延による変形

Fig. 9 に示す幅圧延時のドッグボーン形状のスラブは次の水平圧延により幅広がり $\Delta W(=W_1-W_E)$ を生ずる. これは SIEBEL の式[2] にドッグボーン形状の影響を考慮した関数 F の積により (14) 式で表現できるものとした.

$$\Delta W = F(\Delta H_D, \Delta H_R, A, B)\,\frac{(H_0-H_1)\sqrt{R_H\cdot(H_0-H_1)}}{H_0} \quad\cdots\cdots\cdots\cdots(14)$$

ここで H_1 は出側スラブ厚, R_H は水平圧延ロールの半径である.

幅広がり関数 F は Fig. 10 に示すように, 平均ドッグボーン圧下比 $(H_{DM}-H_0)/(H_{DM}-H_1)$ によつてよくまとまる. ドッグボーン平均板厚 H_{DM} は (15) 式で表される.

$$H_{DM} = \frac{4}{B}\int_{(W_E-B)/2}^{W_E/2} y\,dx = \frac{(10A^2-8AB+B^2)\cdot B^3\cdot\Delta H_D}{30A^2\cdot(A-B)^3} + \frac{(10A^2-5AB+B^2)\cdot\Delta H_R}{30A^2} + H_0 \quad\cdots\cdots\cdots\cdots(15)$$

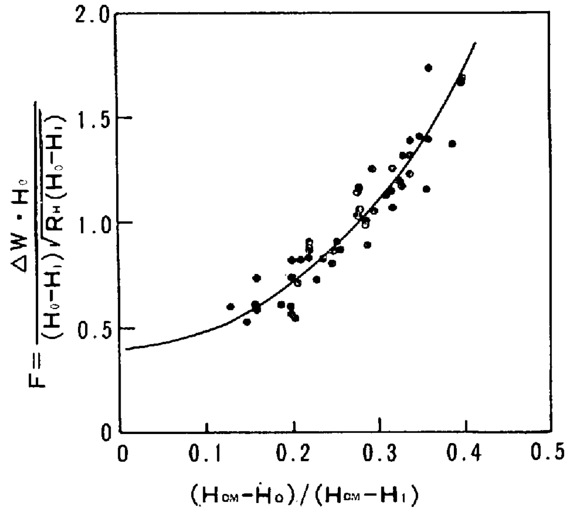

Fig. 10. Correction term of width spread F versus mean reduction ratio of localized edge deformation.

Fig. 10 に示した関係を2次式で近似すると

$$F = a\left(\frac{H_{DM}-H_0}{H_{DM}-H_1}\right)^2 + b \quad\cdots\cdots\cdots\cdots(16)$$

となり, 実機において $a=6.6$, $b=0.34$ と求まる.

4. スラブ先後端非定常幅挙動の解明

幅圧延ならびに次の水平圧延を実施した時に発生するスラブ先後端の幅挙動を模式的に Fig. 11 に示す. 縦圧延機によるスラブの幅変更量が増大すると, スラブ先後端においては非定常なメタルフローに起因してフィッシュテール状のクロップ損失部が発生し, さらにそれを除く成品先後端部にスラブ中央部より幅が狭くなる領域が発生し圧延歩留り上大きな問題となる. このスラブ先後端の幅挙動を解明するため白色プラスティシンを用いたモデル実験を基本にして実機ミルでの中止め試験を踏まえ変動量を定量的に把握した. なおモデル実験の圧延条件は定常部変形特性を検討した場合と同様である.

4·1 幅圧延による変形

縦圧延機によつて Fig. 11 に示すようにスラブ幅

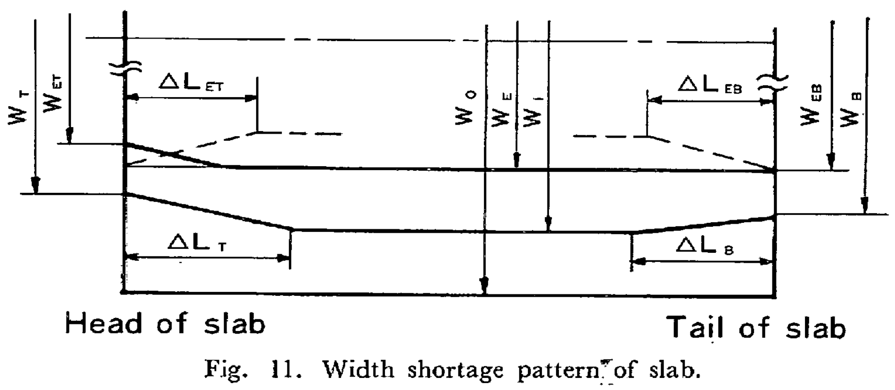

Fig. 11. Width shortage pattern of slab.

W_0 を幅圧延後のスラブ幅 W_E まで幅圧下すると，スラブ先後端におけるドッグボーン変形はスラブ先後端からスラブの中央部に向かつて徐々にその高さが増加し(Fig. 11 の破線部) 定常変形に達する．この時スラブ幅中央部がスラブ幅端部の伸びを拘束するため，スラブ先端部ではスラブ中央部の幅より狭くなる現象が生じる．一方スラブ後端部ではこの現象は生ぜずスラブ中央部の幅とほぼ同程度となる．こうした幅圧延時にスラブ先後端に発生する変動量を以下のように定義する．

$\Delta W_{ET}(=W_E-W_{ET})$：幅圧延後，先端部幅落ち込み量

$\Delta W_{EB}(=W_E-W_{EB}\cong 0)$：幅圧延後，後端部幅落ち込み量

ΔL_{ET}：先端部ドッグボーン高さの非定常部長さ

ΔL_{EB}：後端部ドッグボーン高さの非定常部長さ

ΔW_{ET} は幅圧下量 ΔW_E にほぼ比例して増加しスラブ厚 H_0 が大きいほど増大する．また Fig. 12 に示すようにスラブ幅 W_0 の影響が顕著であり，スラブ幅中央部がスラブ幅端部の伸びを拘束する度合の大きい W_0 の大きい方が幅大する．これらの結果から実機に換算した

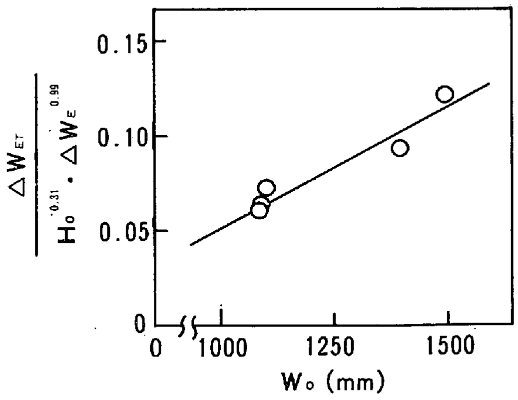

Fig. 12. Width dependency of coefficient for width shortage of head end of slab after edging pass at a production mill.

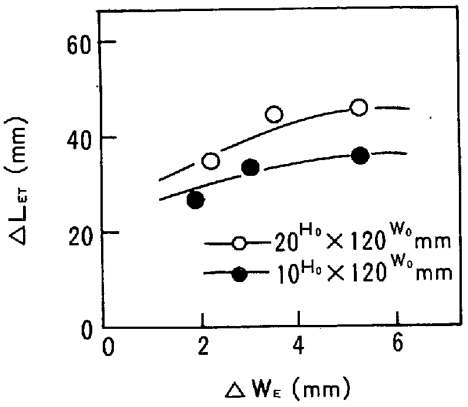

Fig. 13. Length of unsteady height of localized deformation at a model mill.

ΔW_{ET} は(17)式のように求まる．

$$\Delta W_{ET}=(1.2\times10^{-4}W_0-0.071)\cdot H_0^{0.31}\cdot\Delta W_E^{0.99} \quad \cdots\cdots\cdots(17)$$

また，ΔL_{ET}，ΔL_{EB} についても，Fig. 13 にモデル実験による結果の一例を示すようにスラブ厚 H_0，幅圧下量 ΔW_E が大きいほど増加する傾向にあり，スラブ幅 W_0 の大きいほど非定常部長さが拡大する．これら実験結果より実機に換算した ΔL_{ET}，ΔL_{EB} は

$$\Delta L_{ET}=(2.2\times10^{-2}W_0+33)\cdot H_0^{0.30}\cdot\Delta W_E^{0.26} \quad \cdots(18)$$

$$\Delta L_{EB}=(1.3\times10^{-2}W_0+5.3)\cdot H_0^{0.43}\cdot\Delta W_E^{0.29} \quad \cdots(19)$$

のように定式化される．

4・2 水平圧延による変形

幅圧延後に引き続く水平圧延においてはスラブ先後端の幅広がりは複雑な変形過程をたどる．これは定性的には2つの変形挙動に区分される．第1は，水平圧延を実施した時スラブ先後端ではスラブ中央部より幅広がりが大きくなる現象である．第2は，幅圧延によるスラブ先後端の非定常変形域のドッグボーン高さに対応した幅広がり挙動である．この二つの変形挙動が重なり合うことによつてスラブ先後端の幅広がりが決定される．こうした変形挙動を考慮した形として，スラブ先後端の水平圧延による幅広がり量 Δw_T, Δw_B を以下のように求めた．

$$\Delta w_T=W_T-W_{ET}=(-1.8\times10^{-4}W_E\cdot\Delta H_D+8.0)\cdot(H_0-H_1)^{1.11}/H_0^{0.63} \quad \cdots\cdots(20)$$

$$\Delta w_B=W_B-W_{EB}=(-3.4\times10^{-5}W_E\cdot\Delta H_D+1.6)\cdot(H_0-H_1)^{0.92}/H_0^{0.17} \quad \cdots\cdots(21)$$

(20)，(21) 式において H_0 は入側スラブ厚，H_1 は出側スラブ厚，W_E は幅圧延後のスラブ幅，ΔH_D は定常変形域のドッグボーン最大高さである．Fig. 14 には上記

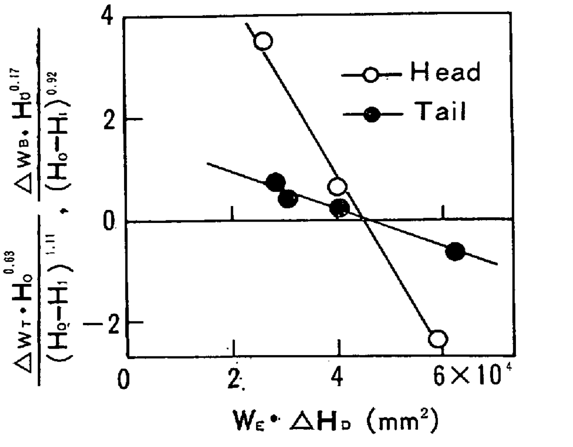

Fig. 14. Excess width spread of head and tail end of slab after flat rolling of edge-rolled slab at a production mill.

(20), (21)式を決定した実機におけるスラブ先後端の幅広がりの結果を示してある.

4·3 スラブ先後端幅変動の予測

以上述べてきた変動量の定量化によつて幅圧延を経過した水平圧延後のスラブ先後端の幅変動を予測することができる. すなわち,

$\Delta W_T(=W_1-W_T)$: 水平圧延後, 先端部幅落ち込み量

$\Delta W_B(=W_1-W_B)$: 水平圧延後, 後端部幅落ち込み量

ΔL_T : 水平圧延後, 先端部幅落ち込み長さ

ΔL_B : 水平圧延後, 後端部幅落ち込み長さ

と定義し以下のように求まる.

$$\Delta W_T=\Delta W+\Delta W_{ET}-\Delta w_T \quad\cdots\cdots(22)$$

$$\Delta W_B=\Delta W+\Delta W_{EB}-\Delta w_B \quad\cdots\cdots(23)$$

$$\Delta L_T=\Delta L_{ET}\cdot(H_0/H_1)\cdot\alpha_T \quad\cdots\cdots(24)$$

$$\Delta L_B=\Delta L_{EB}\cdot(H_0/H_1)\cdot\alpha_B \quad\cdots\cdots(25)$$

(22), (23)式の ΔW は (10)～(16)式で求まる定常部の水平圧延による幅広がり量である. また, (24), (25)式の α_T, α_B は伸び率補正係数であり実機において圧延直角方向のメタルフローに及ぼす温度などの影響を考慮すると $\alpha_T=0.95$, $\alpha_B=0.94$ となる.

したがつて, これらの基本式 (22)～(25) 式を各パスごとに適用することによつて任意の幅圧延ならびに水平圧延スケジュールに対し, その時発生するスラブ先後端の幅変動を定量的に予測することが可能となる.

5. 幅圧延スケジュールの最適化

従来熱延粗圧延過程におけるエッジャロール開度設定すなわち幅圧延スケジュールは単にスラブ幅から所定の熱延コイル幅を得るために決定されていた. これは例えば5スタンドの縦圧延機のロール開度設定の無数の組み合わせから適宜その1つを用いていたと言つてよい. しかしスラブ先後端の幅挙動に対しては前章までの検討結果が示すように, この幅圧延スケジュールが大きな影響要因と考えられる. したがつて, ここではスラブ先後端の幅変動を最小とする現実的な手段として, 前章にて樹立した数式モデルによつて最適幅圧延スケジュールを求め, 次いでこの結果を実機試験で確認することとした.

5·1 数式モデルによる検討

福山製鉄所熱延工場の第2熱延の粗圧延ラインを対象にしてスラブ先後端の幅変動に影響を及ぼす種々要因の解析を行い幅圧延スケジュールの最適化を検討した.

5·1·1 計算条件

1) スラブ寸法：厚さ 220 mm, 幅 950, 1 200, 1 500 mm

2) 水平圧延スケジュール：

220→165→115→85→55→36 mm

3) 幅変更量 (スラブ幅-粗圧延出側幅) ：0, 25, 50 mm

4) 幅圧延スケジュール：圧延限界として各縦圧延機の最大圧延荷重, 最大圧延トルク, 最大圧延動力, ロールへのかみ込み限界ならびにスラブの座くつ限界を考慮して下記のような2つの典型的なパターンに区分した. なお, 圧延限界の推定は前述した数式モデルを用いた.

・前段強圧下型幅圧延スケジュール (Fig. 15 のパターンA)

縦圧延機による各パスの幅圧下量を前段で大きく後段側に順次小さくして行くことを特徴とする幅圧延スケジュールで, 1パスあたりの最小幅圧下量を5mm として所定のスラブ幅変更量が得られるように決定した. この幅圧延スケジュールにおける圧延限界は最大圧延荷重である.

後段強圧下型幅圧延スケジュール (Fig. 15 のパターンB)

前段各パスの幅圧下量は極力小さく (最小幅圧下量 5 mm) し, 後段側各パスの幅圧下量を圧延限界までとることを特徴とする幅圧延スケジュールである. この場合後段側パスでの圧延限界はスラブの座くつ限界またはロールへのかみ込み限界である.

5·1·2 結果の検討

1) スラブ先後端の幅落ち込み量

Fig. 16 に示すようにスラブ先後端の幅落ち込み量は幅 950 mm の狭幅材においては後段強圧下型より前段強圧下型幅圧延スケジュールの方が小さく, いずれの幅圧延スケジュールにおいてもスラブの幅変更量に依存せずほぼ一定である. 一方幅 1 500 mm の広幅材においてはスラブ先後端ともスラブ幅変更量が増加するに伴い前段強圧下型より後段強圧下型幅圧延スケジュールの方が小さくなる. また, 後段強圧下型幅圧延スケジュールにおいてはスラブ幅変更量が増大してもほぼ一定の幅落ち込み量であるが, 前段強圧下型幅圧延スケジュールの場合はスラブ幅変更量が増大するにつれて直線的に増加する傾向にあり, スラブ先端部でその傾向が著しく後端部より大きな幅落ち込み量となる.

Fig. 17 にはスラブ先後端の幅落ち込み量に対するスラブ幅の影響を示す. いずれの幅圧延スケジュールにおいても狭幅材から広幅材に移行するにつれて幅落ち込み量が増加する傾向にあるが, 前段強圧下型幅圧延スケジュールの方が著しい増加傾向を示しスラブ先端部でとりわけ大きい.

2) スラブ先後端の幅落ち込み長さ

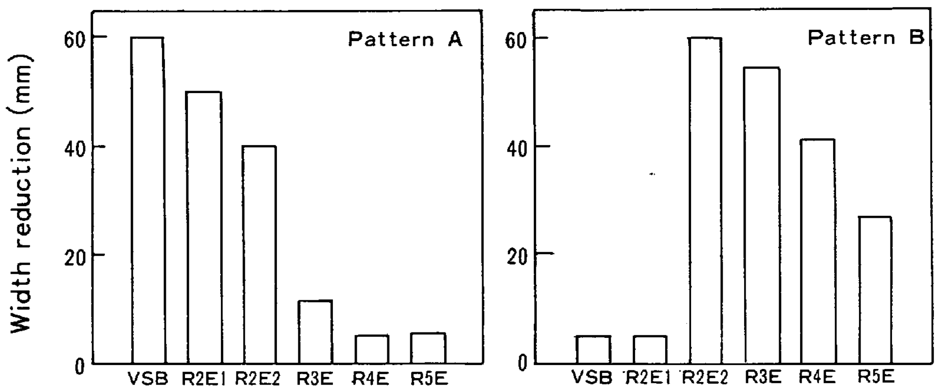

Fig. 15. Simulated edging schedules for width reduction 50 mm.

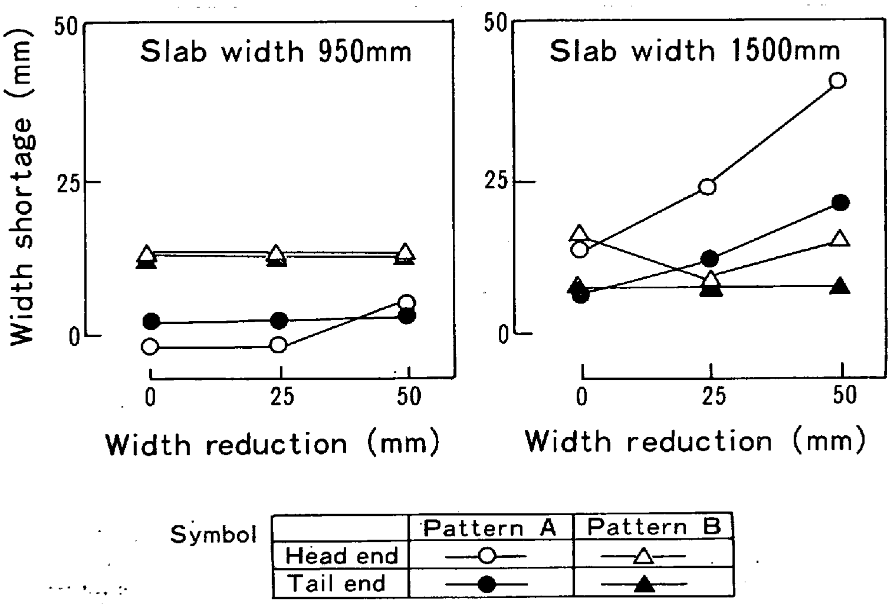

Fig. 16. Influence of edging schedules on width shortage.

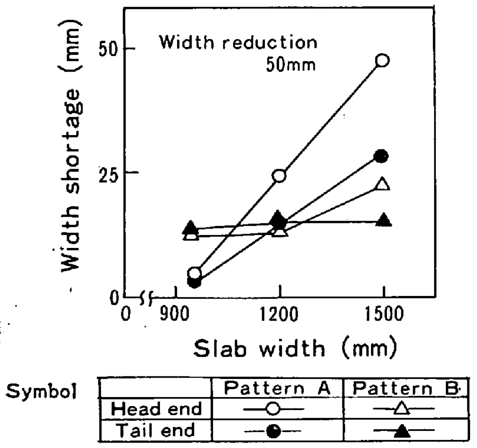

Fig. 17. Influence of edging schedules on width shortage.

スラブ先後端の幅落ち込み長さの結果例を Fig. 18に示す．狭幅材および広幅材のいずれにおいても前段強圧下型より後段強圧下型幅圧延スケジュールの方が小さい．また，スラブ幅変更量の増加ならびに狭幅材から広幅材に移行するにつれていずれの幅圧延スケジュールにおいてもスラブ先後端の幅落ち込み長さは増加する傾向にある．

これらの解析結果から，スラブ先後端の幅変動域を小さくし圧延歩留りを向上させるためには前段強圧下型幅圧延スケジュールより後段強圧下型幅圧延スケジュールの方が有効であり，とりわけ広幅材でしかも幅変更量が大きい場合に効果的であると言える．

3) 実機ミルによる確認試験

以上の数式モデルによるシミュレーション結果を確認するため福山熱延工場第2熱延で実機試験を行つた．試験圧延は厚さ 220 mm, 幅 950, 1 500 mm のスラブを用い，スラブ幅変更量 50 mm の場合について実施した．幅圧延スケジュールならびに水平圧延スケジュールについては計算条件と同様である．

結果の一例としてスラブ幅 1 500 mm のスラブ先後端

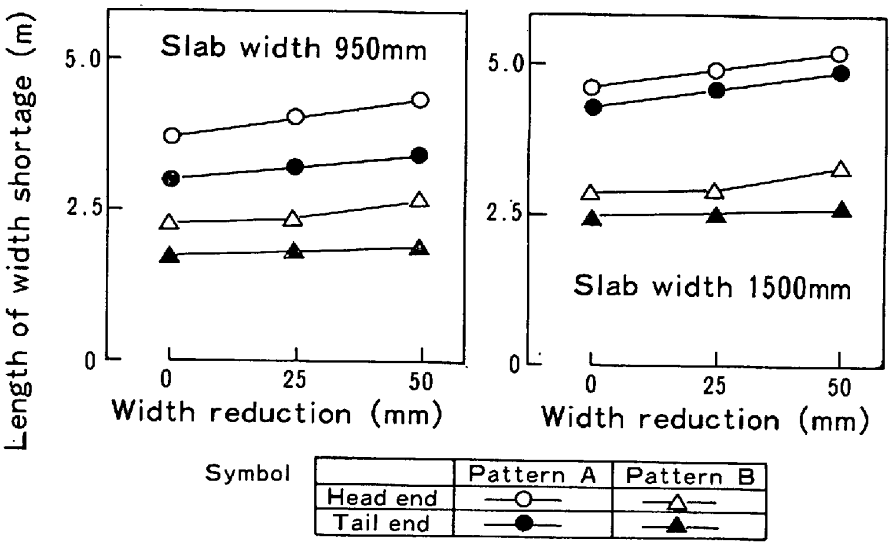

Fig. 18. Influence of edging schedules on the length of width shortage.

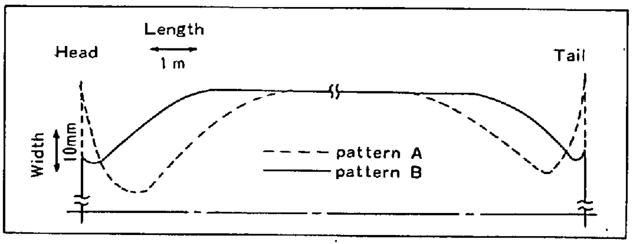

Fig. 19. Difference of width shortage pattern by edging schedules observed at Fukuyama No. 2 Hot Strip Mill.

の幅変動を実測した結果を Fig. 19 に示す.これは粗圧延終了後にスラブを冷却して得たものである. 図示のとおり, 前段強圧下型幅圧延スケジュールより後段強圧下型幅圧延スケジュールの方がスラブ先後端とも幅落ち込み量ならびに幅落ち込み長さとも減少しており, スラブ幅変動域の小さくなることが確認された. また, 広幅材ほどその効果の大きいことも同時に確認され, この結果数式モデルによるシミュレーション結果と同様に後段強圧下型幅圧延スケジュールがスラブ先後端の幅変動に対して効果的であることが実証された.

5・2 熱延ミルへの適用

以上の結果を踏まえてこの後段強圧下型幅圧延スケジュールの熱延ミルへの適用をはかつた.

本幅圧延スケジュールは熱延のオンライン計算機によつて以下の 2 ステップの計算から決定される.

[第 1 ステップ]

スラブの粗圧延出側目標幅を設定し, 与えられた水平圧延スケジュールのもとで, 後段側縦圧延機から順次前段側へスラブの座くつ限界, ロールへのかみ込み限界または圧延負荷限界まで幅圧延した時の幅圧延スケジュールを算出する.

[第 2 ステップ]

圧延に供されるスラブ幅を与え, 前段側縦圧延機から必要とする最小の幅圧下量でパススケジュールを組み立てて行き, 可能な限り前段パスにて第 1 ステップのパススケジュールに一致させることによつて所定のスラブ幅変更量に対応した幅圧延パススケジュールを決定する.

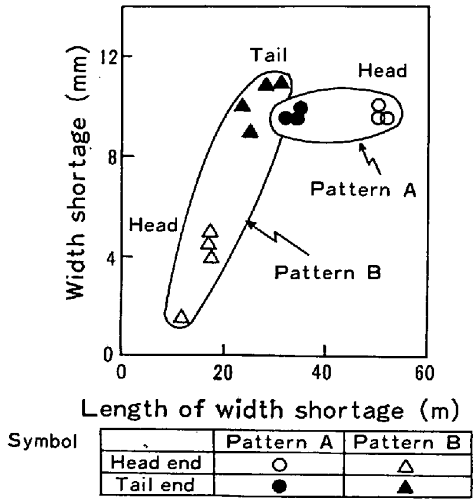

Fig. 20. Effect of edging schedules.

適用結果の一例を, 前段強圧下型幅圧延スケジュールと比較して Fig. 20 に示す.これはコイラー前の仕上げ幅計によるデータであり, 粗圧延段階でスラブ先後端の幅変動に対して幅圧延スケジュールの最適化を行つたことにより良好な結果を得た. また, 熱延コイルの段階における先後端幅変動に対してもその適用効果のあることを示している.

6. 結　　言

熱延粗圧延の縦圧延機によるスラブ幅圧延機構を解明した．その結果，

(1) 新たな圧下力関数を導入して高精度の幅圧延時荷重式を確立した．

(2) トルクアーム係数を用いて推定精度の良好な圧延トルク式を確立した．

(3) 立ち上がり状態ならびに座くつ状態となるスラブの限界の幅圧下量はスラブ厚に比例しスラブ幅に依存しない．

(4) 幅圧延時の変形はスラブ幅端部に集中しいわゆるドッグボーン形状を呈する．この変形の断面プロフィルは4次式で近似できる．

(5) 幅圧延に引き続く水平圧延による定常部幅広がりは SIEBEL の式[2]を基本にして新たに導入した幅広がり関数との積で表現できる．

(6) 幅圧延時のスラブ先後端の非定常変形に対し幅落ち込みとドッグボーン高さの非定常部長さを定量化した．

(7) 幅圧延後の水平圧延によるスラブ先後端の幅広がりを，先後端ではスラブ中央部より幅広がりが大きくなる変形挙動とドッグボーン高さに対応した幅広がり挙動を重ね合わせて定量化した．

以上の幅圧延機構の定量化により任意の幅圧延スケジュールならびに水平圧延スケジュールに対し発生するスラブ先後端の幅変動を予測することが可能となつた．その結果，

(8) スラブ先後端の幅変動に対し，後段強圧下型幅圧延スケジュールがスラブ先後端の幅変動域を小さくできることを明らかにした．

(9) この後段強圧下型幅圧延スケジュールを熱延のオンライン計算機に組み入れ適用をはかり，熱延コイルの先後端幅変動に対して効果的であることを確認した．

終わりに，本研究に対し御支援，御指導いただいた当社技術研究所鈴木驍一前所長，第二研究部長下間照男博士に深謝の意を表するとともに，福山，京浜両製鉄所の技術者の方々の熱心な御討議に対しまして厚く感謝致します．

文　　献

1) 志田　茂：塑性と加工，10 (1969), p.610
2) *E.* SIEBEL : Stahl u Eisen, 57 (1937), p. 413