

## 薄物冷延鋼板の形状におよぼす熱延原板性状の影響

Effect of the Properties of Hot-Rolled Strip on the Shape  
of Thin-Gauge Cold-Rolled Strip

久々湊 英雄\*

Hideo Kuguminato

鑑田 征雄\*\*

Ikuo Yarita

善本 毅\*\*\*

Takeshi Yoshimoto

田中 史雄\*\*\*\*

Fumio Tanaka

## Synopsis:

Effect of the properties of hot-rolled strip on the shape of thin-gauge cold-rolled strip has been investigated with special reference to internal properties and profile of hot-rolled strip.

Hot-rolled conditions to improve properties of hot-rolled strip, and shape controlling factors in cold-rolling have also been discussed.

The results obtained are:

- (1) A hot-rolled strip having such uniformed internal properties as that from continuously cast steel is desirable to get a non-wavy cold-rolled strip.
- (2) A hot-rolled strip having convex crown of 50 to 70  $\mu$  is most suitable to get a non-wavy cold-rolled strip.

A concave crown of and surface abnormalities leading to ridge of a hot-rolled strip result in poor shape of cold-rolled strip.

- (3) Uniformity of hot-rolled strip contributes to obtaining cold-rolled strip of better shape quality much more than shape controlling factors in cold rolling.

## 1. 緒 言

薄物冷延鋼板の形状品質に対する需要家の要求は最近非常に厳しくなっている。形状のすぐれた冷延鋼板を製造するためには、製鋼から分塊、均熱、熱延、冷延、調質圧延、精整に至るまでの厳しい工程管理が必要となる。とくに、熱延工程は原板の性状を決定する意味で、冷延以後の

形状制御に大きな影響をおよぼす。

冷延鋼板の形状におよぼす熱延工程以後の要因を Fig. 1 に示す。これらの要因の組合わせによる影響で冷延後の形状は決定されるが、熱延原板の性状が冷延鋼板の形状におよぼす影響についての報告は少ない<sup>1)~3)</sup>。また、冷延における形状制御法についても、システマ的な研究がなされており<sup>4)~6)</sup>種々のタイプの形状検出器が実際に現場に使用されているが<sup>7)~11)</sup>、精度的にまだ確立され

\* 千葉製鉄所管理部薄板管理課

\*\*\* 千葉製鉄所冷延部掛長

\*\* 技術研究所加工研究室

\*\*\*\* 千葉製鉄所熱延部掛長

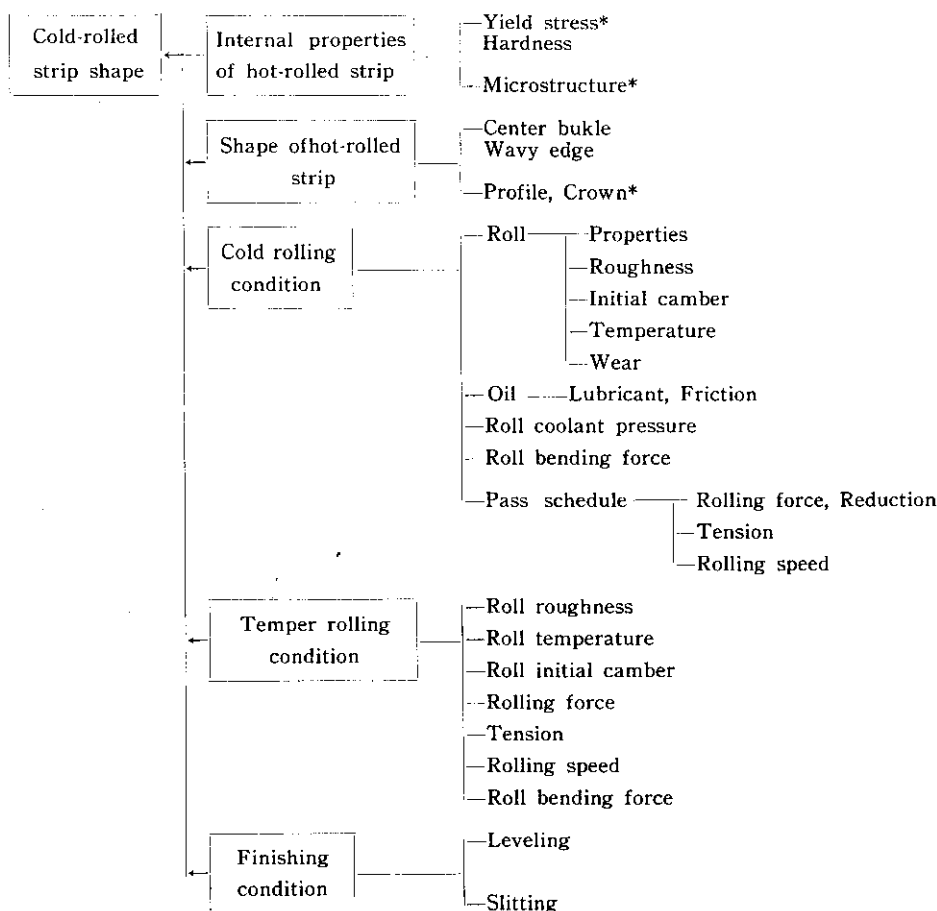


Fig. 1 Schematic diagram of factors which influence cold-rolled strip shape  
(\*: Investigated)

ていない。主力は圧延中のロール表面変形状のモデル計算による最適ロールキャンパーや最適ロールベンダー圧力の研究に注がれている<sup>(12)~(14)</sup>。

本報告は薄物冷延鋼板（板厚 0.32~0.16mm）の形状におよぼす熱延原板性状，すなわち熱延原板の内部性状（とくに，板幅方向の変形抵抗分布）および熱延原板のプロフィルの影響について，これまでの現場操業実験をまとめたものである。さらに，これら熱延原板の性状を均一にするための熱延条件や形状におよぼす冷延における制御要因の効果について検討を行なった。

## 2. 形状の測定法

圧延板の形状にはいわゆる (1)manifest shape

（板幅方向の圧下ひずみの違いにより形状不良が生じる。目視判定可能），(2)latent shape（切板などにして生じてくる。おもに残留応力による反りかえりなど）があるが，ここでは(1)における耳伸びと腹伸び形状について論じる。

形状を表わす尺度として耳伸び量および腹伸び量を用いた。すなわち，Fig. 2 に示すように，

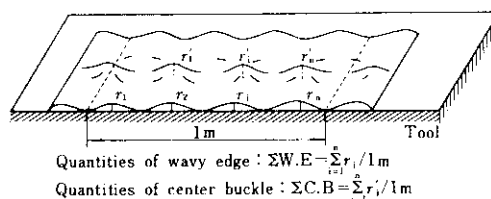


Fig. 2 Measurement of cold-rolled strip shape

鋼板サンプルを定盤上に置き、長さ1m当たりの総耳伸び高さ、総腹伸び高さを測定し、これらの値をそれぞれ耳伸び量、腹伸び量とし、次式のよう

$$\text{耳伸び量} \quad \Sigma W. E = \sum_{i=1}^n r_i / 1m$$

$$\text{腹伸び量} \quad \Sigma C. B = \sum_{i=1}^n r'_i / 1m$$

なお、以下に述べる耳伸び量に関しては、板両端の耳伸び量の平均で示す。

### 3. 熱延原板性状の影響

#### 3.1 熱延原板内部性状の影響

##### 3.1.1 熱延原板の内部性状

板幅方向の内部性状の差は熱延条件、とくに熱延仕上温度を変えることにより与えた。

まず、普通リムド鋼材について述べる。Photo. 1は普通リムド鋼材(取鍋 C 0.08wt%)の熱延原板について、板幅方向の端部近傍すなわち最端部(R<sub>I</sub>部)、リム層中心相当部(R<sub>II</sub>部、最端部より28mm)および最端部より100mm(R<sub>III</sub>部)における断面顕微鏡組織を示したもので、板幅中央における熱延仕上温度が(a)745°Cとかなり低い場合、(b)780°Cと若干低い場合、(c)850°Cとかなり高い場合である。

熱延仕上温度がかなり低い場合は、板幅方向全域にわたりAr<sub>3</sub>変態点以下で圧延されるので、組織が均一に粗粒化している。若干低めで圧延された場合はリム層の影響が顕著である。すなわち、R<sub>II</sub>部はリム層で偏析が少ないので、熱延仕上温度はAr<sub>3</sub>変態点より低くなるため粗粒化された組織になっている。板幅中央部に近いR<sub>III</sub>部ではAr<sub>3</sub>変態点以上で圧延されているので、細粒組織になる。また、最端部のR<sub>I</sub>部は巻取時の冷却速度がはやいため粗粒と細粒の混合組織になる。いっぽう、熱延仕上温度が高い場合は、最端部のR<sub>I</sub>部を除いてR<sub>II</sub>部、R<sub>III</sub>部ともAr<sub>3</sub>変態点以上で圧延されているので、全体的に細粒化された均一な

組織になっている。R<sub>I</sub>部のみは熱延仕上温度が低い場合と同様に粗粒と細粒の混合組織である。以上のように、熱延仕上温度が高くなるとリム層の影響は小さくなることがわかる。

Fig. 3は圧延—引張り試験によって、一次元

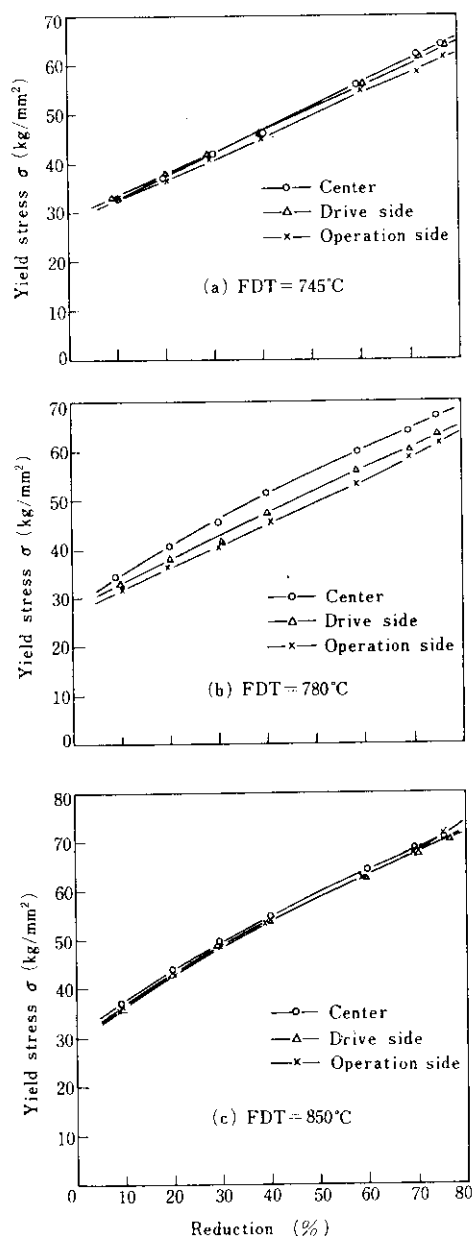
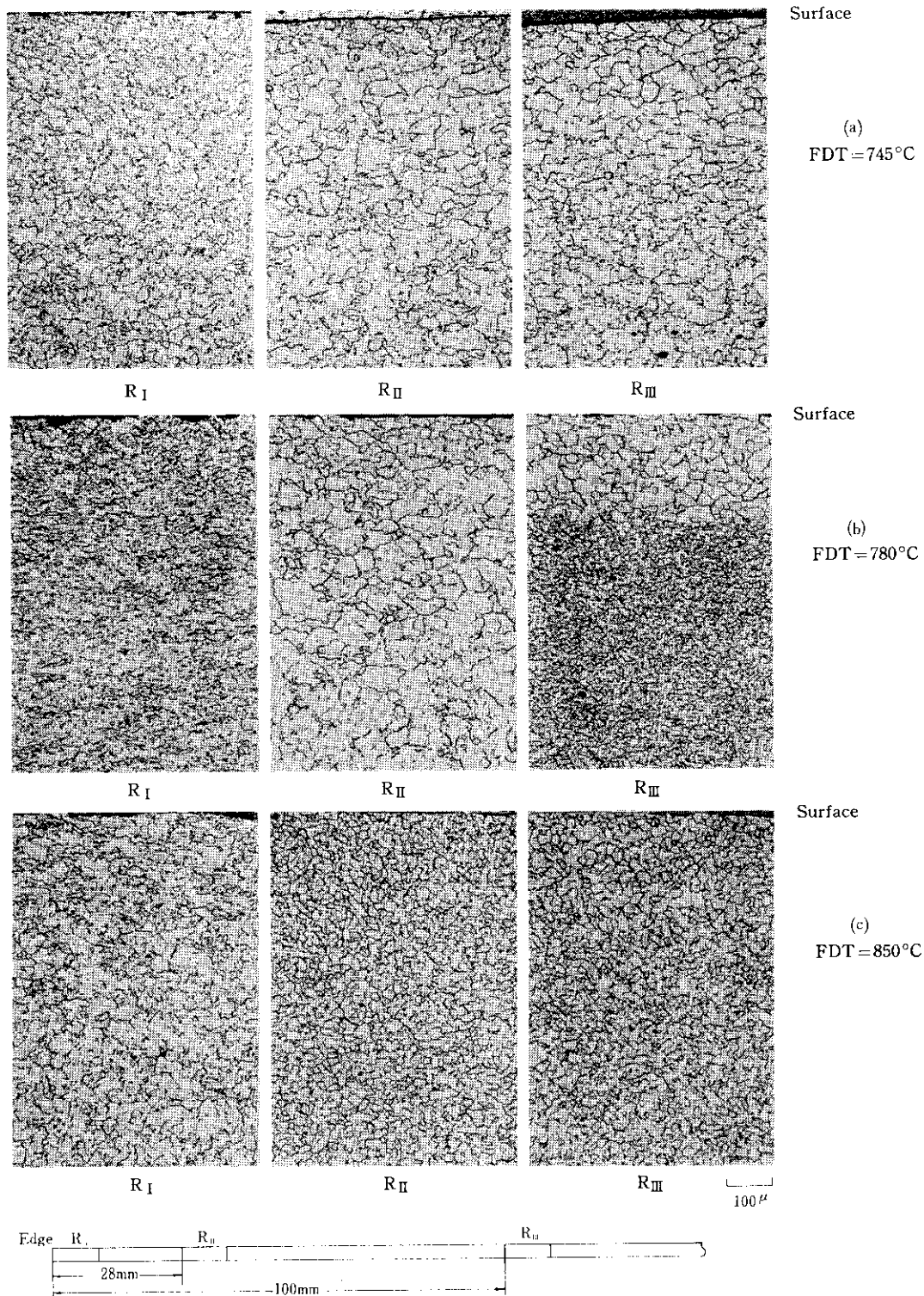


Fig. 3 Yield stress of rimmed steel strip



**Photo. 1** Microstructure of hot-rolled rimmed steel strip

変形抵抗を板幅方向の中央部と両端部について測定した結果である。中央部と板端部との差は、熱延仕上げ温度が  $780^{\circ}\text{C}$  の場合に  $5\sim 7\text{kg/mm}^2$  であるが、 $745^{\circ}\text{C}$ 、 $850^{\circ}\text{C}$  の場合は  $1\text{kg/mm}^2$  以下である。Fig. 4 は熱延仕上げ温度が  $750^{\circ}\text{C}$  および

$850^{\circ}\text{C}$  のときの熱延原板の板幅方向の硬度分布（ロックウェル B）を示したものである。図中  $R_I$  は最端部、 $R_{II}$  はリム層中心相当部（最端部より  $28\text{mm}$ ）、 $R_{III}$  は最端部より  $100\text{mm}$  のところである。組織のちがいによる硬度分布への影響は顕

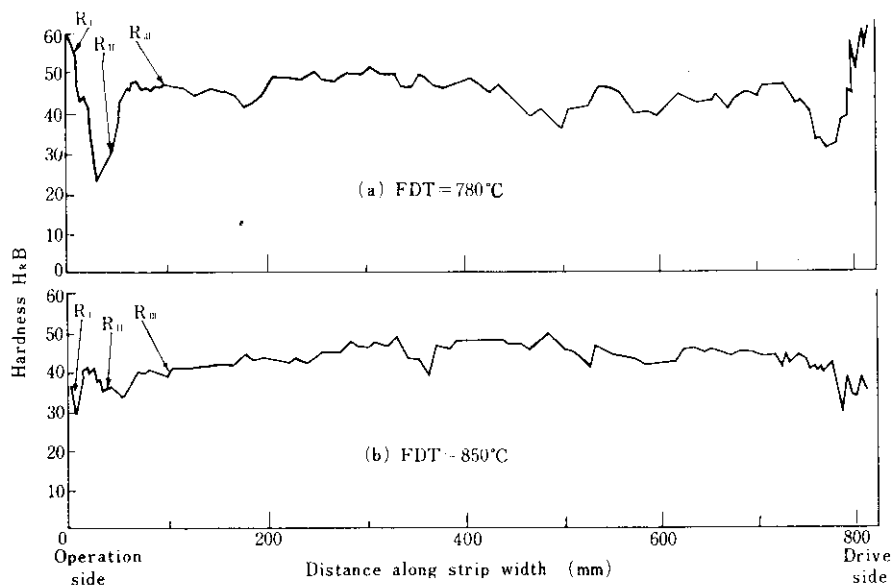


Fig. 4 Variation in Rockwell hardness along hot-rolled strip width (rimmed steel strip).  $R_I$ ,  $R_{II}$  and  $R_{III}$  represent same identifications as in Photo. 1

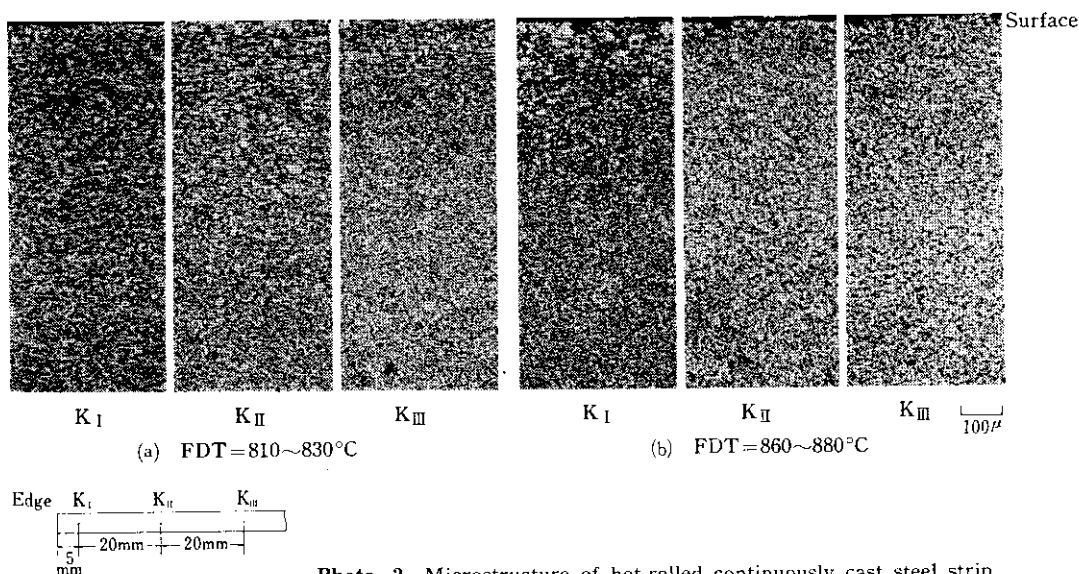


Photo. 2 Microstructure of hot-rolled continuously cast steel strip

著である。すなわち、熱延仕上温度が  $780^{\circ}\text{C}$  の熱延原板では、リム層で粗粒化している部分で硬度が急激に低下している。熱延仕上温度を  $850^{\circ}\text{C}$  と高くして圧延した熱延原板では、板幅方向の硬度変化は小さい。以上のごとく、リム鋼材においては熱延仕上温度をかなり低めにし、 $\text{Ar}_3$  変態点以下（板幅方向全域にわたって）圧延するか、または、熱延仕上温度をかなり高めにし、圧延材の全域を  $\gamma$  領域で圧延してやることにより、リム層の影響を小さくでき、したがって、熱延原板の内部性状を板幅方向にわたって均一化することができる。これはキャップド鋼についても同じことが確認されている。

つぎにキルド鋼材について述べる。リム層がないので板幅方向の内部性状の均一性はリム鋼材に比べてかなり良いことは周知のとおりである。ここでは、連铸材を例にとってみる。Photo. 2 は板幅方向の最端部 ( $K_I$  部)、最端部から 25mm の部分 ( $K_{II}$  部) および最端部から 45mm の部分 ( $K_{III}$  部) の断面顕微鏡組織を示したものである。熱延仕上温度は (a)  $810\sim 830^{\circ}\text{C}$ 、(b)  $860\sim 880^{\circ}\text{C}$  である。熱延仕上温度が低い (a) では、変形組織が残っており、これは板端部むかうにしたがい厚くなっている。最端部では全板厚に渡っている。熱延仕上温度が高い (b) では、変形組織は少なく、最端部でも表面から  $100\mu$  程度である。このような組織をもつ熱延原板の硬度分布（ロックウェル B）を示したものが Fig. 5 である。リム鋼材のように、リム層相当部における硬度低下もなく、均一に分布している。熱延仕上温度が低い (a) では、

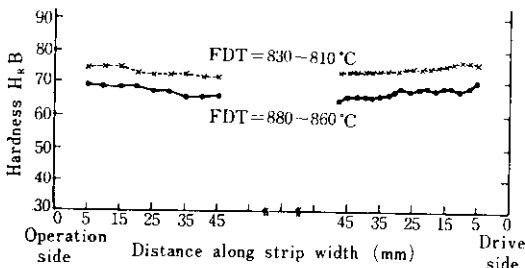


Fig. 5 Variation in Rockwell hardness along hot-rolled strip width (continuously cast steel strip)

変形組織が残っているため、硬度は若干高くなっている。

### 3.1.2 熱延原板内部性状と形状

前節に示したように板幅方向の内部性状が異なる熱延原板を冷間圧延すると圧延板の形状はどのようなになるか述べる。Fig. 6 は圧延変形抵抗が板幅方向に全く均一な場合 (No. 1)、リム鋼材にみられるように、板端部でリム層の影響が現

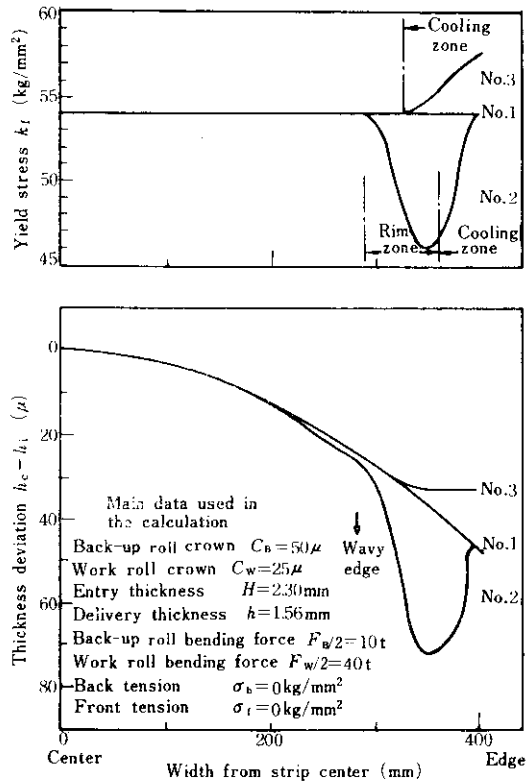


Fig. 6 Relation between the variation on the yield stress along the strip width and thickness deviation of cold-rolled strip (calculated by slit model)

- No. 1: Hot-rolled strip having uniform internal properties
- No. 2: Hot-rolled strip as rimmed steel strip
- No. 3: Hot-rolled strip as killed steel strip

$h_c$ : Strip thickness at the center in width direction

$h_i$ : Strip thickness at the location  $i$  in width direction

われ、圧延変形抵抗が急激に低下している場合 (No. 2), およびキルド鋼材にみられるように、板端部で圧延変形抵抗が増大している場合 (No. 3), を想定したときの板幅方向の圧延変形抵抗の分布と圧延後の板厚偏差 (板幅中央部の厚さ  $h_c$  と板幅各部の厚さ  $h_i$  との差) との関係を, Shohet の分割モデル<sup>12)</sup>により検証した結果である。No. 1 を基準にして考えると, No. 2 のようにリム層で圧延変形抵抗が小さくなっているような場合の圧延材はその部分で板厚偏差が大きくなり, 耳伸び形状になりやすく, また, No. 3 のような場合の圧延材は板端部での板厚偏差は小さくなり, 耳伸びは抑制されることがわかる。Fig. 7 は圧延変形

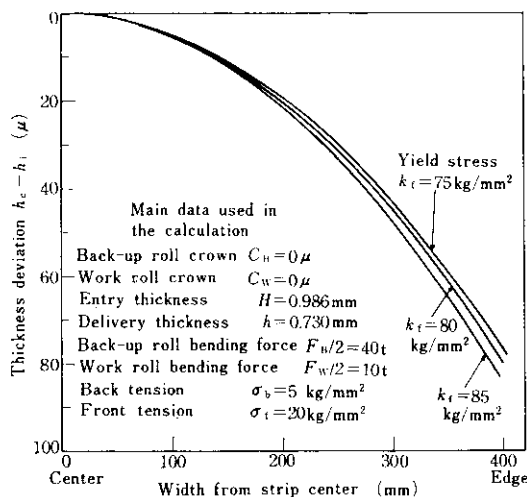


Fig. 7 Influence of yield stress on the thickness deviation (calculated by slit model)

抵抗の大きさにより圧延後の板厚偏差がどの程度影響されるかについて, やはり Shohet の分割モデルにより検証した結果である。圧延変形抵抗が大きくなるとロールなどの変形量が大きくなるため, 板厚偏差が大きくなり, したがって, 耳伸び形状になりやすいことがわかる。

Fig. 8 は普通リム鋼材について, 一次元変形抵抗の差と冷延後の耳伸び量との関係を示したものである。ここで, 一次元変形抵抗の差とは圧延—引張り試験により, 圧下率が56%における板幅中央部の一次変形抵抗と端部の一次元変形抵抗

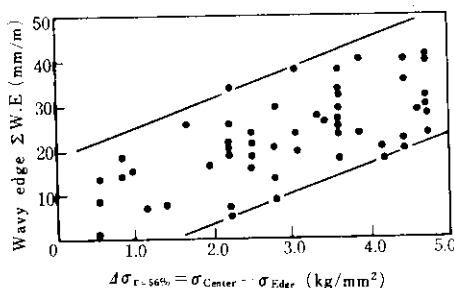


Fig. 8 Relation between the deviation of yield stress and the quantities of wavy edge of cold-rolled strip (rimmed steel strip)

との差 ( $\Delta\sigma_{r=56\%}$ ) をとっている。一次元変形抵抗の差が大きくなるにつれて, 耳伸び量は増大する。 $\Delta\sigma_{r=56\%} \div 5 \text{ kg/mm}^2$  では  $20 \sim 40 \text{ mm/m}$  と大きく,  $\Delta\sigma_{r=56\%} \leq 1 \text{ kg/mm}^2$  では  $15 \text{ mm/m}$  以下になり耳伸びはかなり改善される。Fig. 9 は取鍋C%の異なる普通リム鋼材について, 熱延仕上温度と冷延後の耳伸び形状との関係を示したものである。耳伸び量が大きい領域はリム層の熱延仕上温度が  $A_{r3}$  変態点直下で圧延されており, 一次元変形抵抗の差も  $5 \text{ kg/mm}^2$  と大きく, 板幅方向の内部性状が不均一な場合に相当する。熱延仕上温度をかなり低くして, 全幅にわたり  $A_{r3}$  変態点以下に圧延するか, または, 熱延仕上温度を高くして, 全幅にわたり変態点以上に圧延すれ

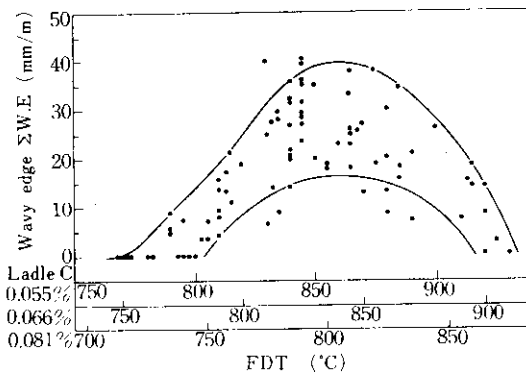


Fig. 9 Relation between the finisher delivery temperature in hot-rolling and quantities of wavy edge (cold-rolled rimmed steel strip)

ば、内部性状が均一化され、耳伸び形状が非常に改善されることがわかる。

つぎに連铸材の結果を Fig. 10 に示す。熱延仕上温度の違いによる内部性状への影響はリムド鋼材ほど顕著ではないが、耳伸び形状には若干の差が現われてくる。すなわち、熱延仕上温度が高い熱延原板では、冷延後の耳伸び形状は完全になくしうが、熱延仕上温度が低い熱延原板では、変形組織の影響が現われるため、耳伸び量は 6~9 mm/m 程度発生する。腹伸び形状は熱延仕上温度によらずほとんど同程度の発生であり、いずれも冷延におけるコイルの後半で大きくなる傾向がある。

全体を総括していえることは、熱延仕上温度を高くして、全幅にわたり  $A_r3$  変態点以上( $\gamma$  領域)で圧延を行なうと、熱延原板の組織が均一に細粒化され内部性状は一様になり、耳伸び形状は非常に改善される。

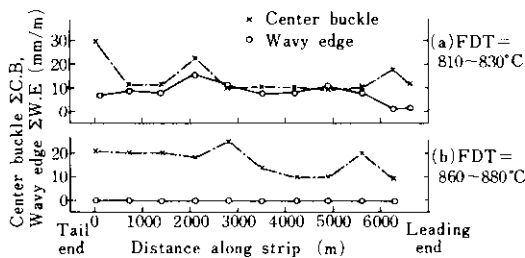


Fig. 10 Cold-rolled strip shape of continuously cast steel strip

### 3.2 熱延原板プロフィルの影響

熱延原板のプロフィルの影響を調べるために、内部性状の均一な連铸材を用いて現場実験を行なった。目標プロフィルになるような熱延条件で圧延し、プロフィルの測定は酸洗前に行なった。ただし、この実験材の熱延仕上温度は 860~890°C である。

熱延後のプロフィルは Fig. 11 に示すように、大別してAタイプ (10~100 $\mu$ )、Bタイプ (50~70 $\mu$ )、Cタイプ (10~30 $\mu$ ) に分類した。A、Bタイプは目標どおりであるが、Cタイプは、クラ

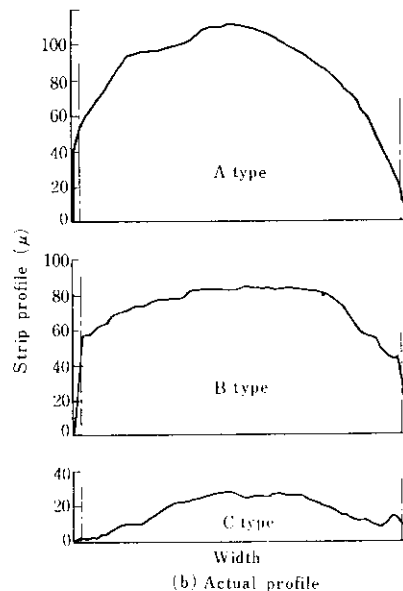
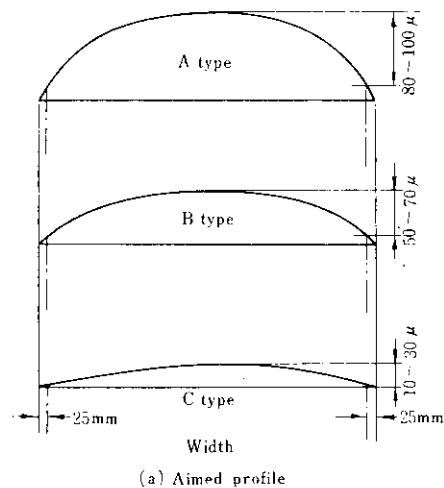
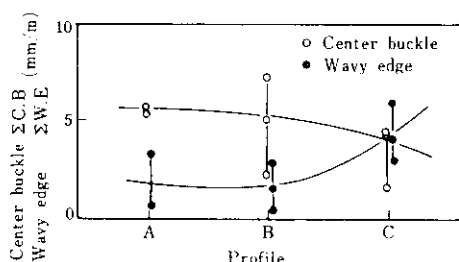


Fig. 11 Profiles of hot-rolled continuously cast steel strip

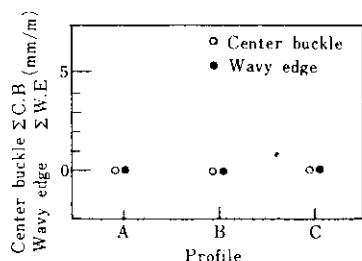
ウンは目標どおりであるが、板端部において若干の異常突起 (10 $\mu$  以下) が現われている。冷延はロール状態がほとんど定常に達したのち、すべて同一チャンスに標準圧延条件で行なった。

Fig. 12 は熱延原板のプロフィルと冷延および調質圧延後の形状との関係を示したものである。冷延後の耳伸び量、腹伸び量とも、7mm/m 以下に収まっている。この程度の形状不良は調質圧延により矯正が可能であるので、冷延段階では





(a) Cold rolled strip shape



(b) Temper-rolled strip shape

Fig. 12 Effect of hot-rolled strip profiles on subsequent processing strip shape (continuously cast steel strip)

比較的形状はよいといえる。なお、Aタイプは形状とは別にクラウンが大きすぎるため、板端部において過薄によるオフゲージが発生しやすい傾向にあるので品質管理上問題がある。Cタイプは耳伸び量が増加する傾向が認められ、また凹型のプロフィールや板端部における異常突起が発生しやすいという問題がある。Bタイプではこれらの問題

はない。したがって、最も望ましい原板のプロファイルは50~70 $\mu$ の凸型のクラウンをもつBタイプである。

熱延原板の異常突起は、冷延後の形状を悪くしたり、コイル巻取り後にビルドアップを生じ、圧着、密着などを引起す原因となるので、当所ではTable 1に示すような管理目標を決め異常突起による形状不良を防止している。すなわち、熱延原板において異常突起は6 $\mu$ 以下、片ゲージ量は10 $\mu$ 以下、コイル巻取り後のビルドアップは50 $\mu$ 以下としている。

#### 4. 熱延における対策および冷延制御要因の効果

前章において、熱延原板の性状が冷延板形状におよぼす影響を述べたが、これら熱延原板の性状の安定化対策や、薄物冷延鋼板に対する冷延における制御要因の効果について述べる。

##### 4.1 熱延における対策

###### 4.1.1 熱延原板内部性状の均一化

Fig. 9 から明らかなように、熱延仕上温度と耳伸び量は密接な関係があるので、熱延仕上温度の徹底管理を行なっている。コイル長手方向はもとより、板幅方向全面が変態点以上かまたは $Ar_3$ 変態点より低い温度で圧延することにより、(1)板幅方向の組織の均一化、(2)板厚方向の組織の混粒

Table 1 Relation between the abnormalities leading to ride of hot-rolled strip and subsequent processing strip shape

| Type    | Hot rolled strip profile | Cold rolled strip profile     | Coil | Temper rolled strip shape | Allowable range                                              |
|---------|--------------------------|-------------------------------|------|---------------------------|--------------------------------------------------------------|
| Convex  |                          | Center ridge<br>Center buckle |      | Poor                      | $H \leq 6 \mu$<br>Build up $\leq 50 \mu$                     |
| Wedge   |                          | Ridgy edge<br>Wavy edge       |      | Poor                      | $H \leq 6 \mu$<br>$H' \leq 10 \mu$<br>Build up $\leq 50 \mu$ |
| Concave |                          | Ridgy edge<br>Wavy edge       |      | Poor                      | $H \leq 6 \mu$<br>Build up $\leq 50 \mu$                     |

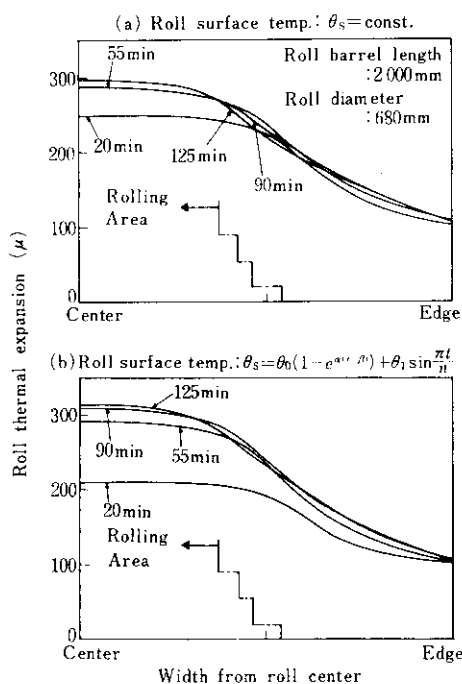
化防止, (3)板幅方向の変形抵抗, 硬度分布の均一化, などの効果があり, 耳伸び形状は非常に改善される。

#### 4.1.2 熱延原板プロフィルの安定化

熱延原板のプロフィルを安定化させるためにとられた対策を以下に述べる。

##### (1) ロールの熱膨張量の経時変化の把握

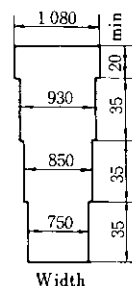
ロールの熱膨張量の経時変化は, 非定常軸対称熱伝導問題にモデル化計算することにより推定することができる。ここでは, 1サイクル圧延中のロール表面温度が一定とした場合と, 1コイル圧延ごとの加熱—冷却サイクルを正弦曲線と仮定し, ロール表面温度が全体的に指数関数的に上昇するとした場合について, モデル計算した結果を



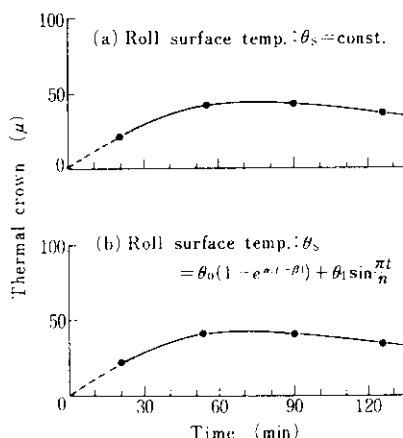
**Fig. 13** Roll thermal expansion in hot rolling (calculated by axisymmetric model)  
 $\theta_s$ : Roll surface temperature ( $^{\circ}\text{C}$ )  
 $\alpha$ : Const.  $t$ : Time (sec)  
 $\theta_0$ : Temperature at  $t = \beta$  ( $^{\circ}\text{C}$ )  
 $\beta$ : Corrective const. (sec)  
 $\theta_1$ : Variation in temperature ( $^{\circ}\text{C}$ )  
 $n$ : Frequency ( $\text{sec}^{-1}$ )

**Fig. 13** に示す。なお圧延サイクルは **Fig. 14** に示すように, 1サイクルあたり 125min 間とし, 圧延材の板幅は 1080mm から 750mm まで変化した場合の例である。対象としたロールの半径は 340mm, ロール幅は 2000mm である。**Fig. 13** からわかるように, 1サイクル圧延終了後のロール中央部の膨張量は, 半径 340mm に対して約  $300\mu$  に達している。ロールの中央部と端部との差(サーマルクラウン)は約  $200\mu$  になる。また, 鋼板と接触している領域のロールのサーマルクラウンを **Fig. 13** の計算結果から求めると, **Fig. 15** に示すようになり, 圧延開始後 30min ではほぼ安定してくることが推定される。

##### (2) ロール摩耗量の経時変化の把握



**Fig. 14** Variation in strip width in one hot rolling cycle



**Fig. 15** Thermal crown of work roll in rolling area

**Fig. 16** はゲージメーター定数の推移を示しており、これから、ロール熱膨脹量の推移は推定される。なお、ゲージメーター定数 $K$ は次式から求められる。

$$K = h - \frac{P}{M} - S - S_0 - \Delta S$$

ここで、

$h$ : 出側板厚,  $P$ : 圧延荷重,

$M$ : ミル剛性係数,  $S$ : ロール開度,

$S_0$ : オイルフィルム効果,

$\Delta S$ : 補正項,

ロール摩耗はサイクルの終盤において顕著に現

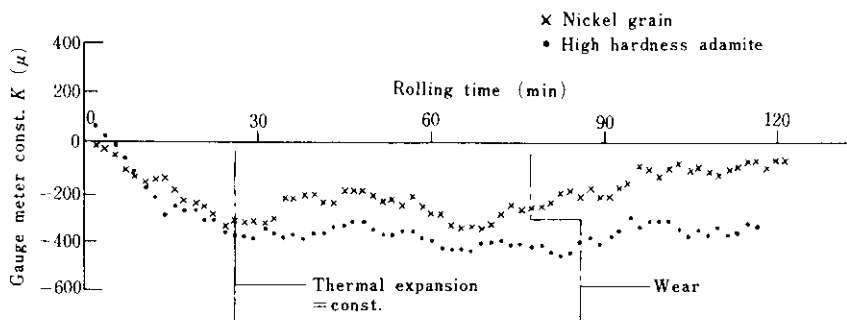
われる。とくに、ニッケルグレンロールの摩耗量は高硬度アダマイトロールの2倍に達している。したがって、摩耗の激しい前段スタンドでは高硬度アダマイトロールへの採用切替えを行なっている。

(3) ロールクーラントの冷却効果の向上

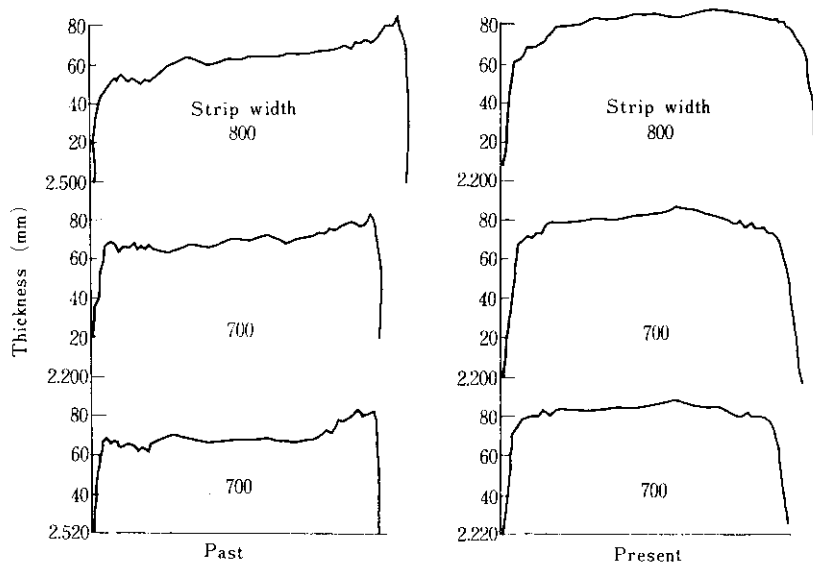
ポンプとノズルを増設することにより、その成果として、仕上前段でのロールバンディングの軽減およびロール温度の低下（たとえばF2において約12°Cの低下）がみられた。

(4) 圧延インターバルの規制

(5) 板幅別による圧延ピッチの規制



**Fig. 16** Variation in gauge meter constant  $K$  (at No. 4 stand of hot rolling mill)



**Fig. 17** Improvement of hot-rolled strip profiles

- (6) ロールベンダー装置の増設
- (7) 薄物専用圧延サイクルの採用
- (8) 片ゲージ防止対策

これらの諸対策により、熱延原板のプロフィールは Fig. 17 に示した例のように、片ゲージ、凹型プロフィールや異常突起はほとんどなくなり、凸型の  $50 \sim 70 \mu$  のクラウンがついた板が製造されている。

#### 4.2 冷延における制御要因の効果

冷延における制御要因の主なものとしては、スタンド間張力、ロールベンダー圧力、ロールクーラント、ロールのサーマルクラウンなどがあげられるが、ここではスタンド間張力、ロールベンダー、およびクーラントの効果について述べる。

一般にスタンド間張力が大きくなると、圧延荷重が減少し、圧延圧力は均一化される傾向にあるので、形状には有利に作用するといわれている。板厚が薄くなった場合、この効果がどの程度のものかを示したのが Fig. 18 である。これは 6 タンデムミルの No. 6 スタンドとリール間の張力と形状の関係について調べた結果の一例である。薄物の場合、張力を大きくすると、耳伸びに対しては幾分効果はあるが、腹伸びに対してはほとんど効

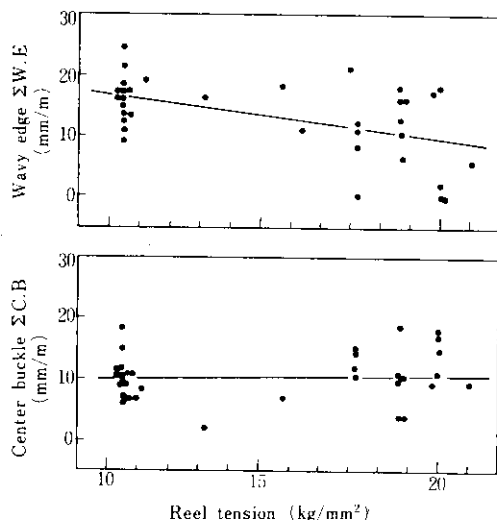


Fig. 18 Effect of reel tension on cold-rolled strip shape (at finish stand of 6-tandem mill)

果がないことがわかる。

Fig. 19 は 6 タンデムミルの No. 6 スタンドにおけるベンダーの効果について示したものである。耳伸び形状に対しては、板厚  $0.21$  および  $0.28 \text{ mm}$  では効果があるが、 $0.19 \text{ mm}$  では効果は認められない。腹伸び形状に対してはいずれの板厚の場合もほとんど効果は認められない。

ロールクーラントはロール温度分布やロールサーマルクラウンを制御するために重要な制御要因となる。これは腹伸び形状には効果があるが、耳伸び形状には明確な効果はみられなかった。

以上のように、冷延における制御要因の効果は、作業のばらつきを安定化させる程度であり、薄物冷延鋼板の形状改善効果としては、熱延原板性状とくに内部性状の均一化による効果に比し、定量的に小さいことが確認された。

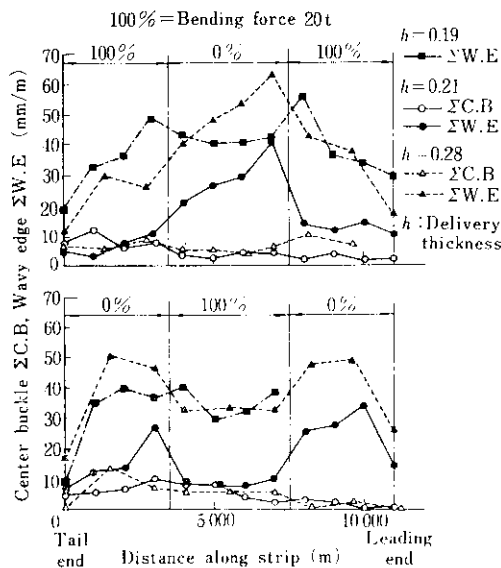


Fig. 19 Effect of bending pressure on cold-rolled strip shape (at finish stand of 6-tandem mill)

#### 5. 結 言

薄物冷延鋼板の形状におよぼす、熱延原板の内部性状および、プロフィールの影響や熱延原板性状の均一化を図るための、熱延での対策、さらに、冷延における制御要因の効果について、現場実験結果をおもに述べてきた。以上をまとめると次の

ことがいえる。

- (1) 薄物冷延鋼板の耳伸び形状に対しては、連鑄材のように、内部性状が均一なものが最も有利である。リムド鋼材はリム層による内部性状の不均一性をできるかぎり小さくしてやると、形状は非常に改善される。そのためには、熱延仕上温度を高くして、板幅全域にわたり  $Ar_3$  変態点以上の圧延をすることが良い。また、温度をかなり低くして、板幅全域を  $Ar_3$  変態点以下で圧延しても内部性状は均一化される。
- (2) 熱延原板のプロファイルは  $50 \sim 70 \mu$  の凸型のクラウンが望ましく、凹型クラウンや異常突起は形状を悪くする。そのためには、ロールのサーマルクラウン量と摩耗量を把握したうえで熱延対策が必要である。
- (3) 薄物冷延鋼板の形状改善に対する冷延における制御要因の効果は、熱延原板の性状の均一化による効果よりも小さい。

### 〔補遺〕 分割モデルの概略説明

#### A-1. 記号の説明および4段ミルの力学モデル

- $d$ : ロール直径 (mm)  
 $d'$ : ロールネック部直径 (mm)  
 $L$ : ロールバレル長さ (mm)  
 $m$ : ロールバレル端からベンディング用シリンダージャッキ中心までの距離 (mm)  
 $n$ : ロールバレル端からスクリー中心までの距離 (mm)  
 $K_s$ : バックアップロール軸受、ハウジング、圧下スクリーなどによる剛性係数 (kg/mm)  
 $E$ : ヤング率 (kg/mm<sup>2</sup>)  
 $\nu$ : ボアソン比  
 $C$ : ロールクラウン量,  
 $C'$ : 中心との差 (mm)  
 $H$ : 入側板厚 (mm)  
 $h$ : 出側板厚 (mm)  
 $h_s$ : 中立点板厚 (mm)  
 $\Delta h$ : 圧下量 (mm)  
 $\mu$ : 摩擦係数

- $k_f$ : 圧延材の平均変形抵抗 (kg/mm<sup>2</sup>)  
 $\sigma_F$ : 前方張力 (kg/mm<sup>2</sup>)  
 $\sigma_b$ : 後方張力 (kg/mm<sup>2</sup>)  
 $q$ : ワークロールと圧延材間の単位幅あたりの荷重 (kg/mm)  
 $p$ : ワークロールとバックアップロール間の単位幅あたりの荷重 (kg/mm)  
 $F$ : ベンディング力 (kg)  
 $\alpha$ : 影響係数 (mm/kg)  
 $Z^q$ : 荷重  $q$  によるロールの撓み量 (mm)  
 $Z^p$ : 荷重  $p$  によるロールの撓み量 (mm)  
 $Z^F$ : ベンディング力によるロールの撓み量 (mm)  
 $E^q$ : 荷重  $q$  によるロールの扁平量 (mm)  
 $E^p$ : 荷重  $p$  によるロールの扁平量 (mm)  
 $\Delta d$ : バックアップロールとワークロールの接触による軸心接近量 (mm)  
 $\Delta B$ : バックアップロール軸受、ハウジング、圧下スクリーなどの変位 (mm)  
 $\Delta W$ : ワークロール軸受の変位 (mm)  
 $Y$ : ロール表面形状 (mm)  
 $M$ : ロール分割数  
 $N$ : 圧延材分割数  
 $K$ : 圧延材を噛んでいない部分のロール分割数  
 $\Delta x$ : 1分割あたりの幅 (mm)

なお、添字  $M, W, B$  はそれぞれ圧延材、ワークロール、バックアップロールについて示している。

Fig. A-1 に4段ミルの力学モデルを示す。

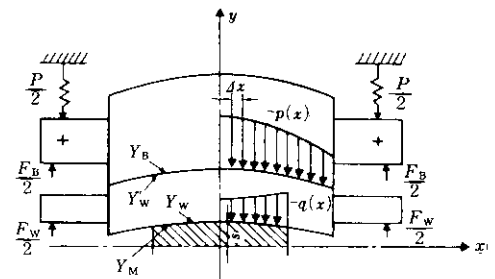


Fig. A-1 Mechanical model for four-high mill

#### A-2. 仮 定

- (1) ロール、圧延材とも上下、左右それぞれ対

称とする。

- (2) バックアップロールとワークロールの接触部の形状は等しい。

$$Y_B = Y'_W \quad \dots\dots\dots (1')$$

- (3) ワークロールと圧延材の接触部の形状は等しい。

$$Y_W + S = Y_M = \frac{h}{2} \quad \dots\dots\dots (2')$$

- (4) 力の釣り合い条件

$$\left. \begin{aligned} 2 \sum_{i=1}^N p_i \Delta x &= Q + F_W = 2 \sum_{i=1}^N q_i \Delta x + F_W \\ P &= 2 \sum_{i=1}^M p_i \Delta x + F_B = 2 \sum_{i=1}^N q_i \Delta x + F_W + F_B \\ Q &= 2 \sum_{i=1}^N q_i \Delta x \end{aligned} \right\} \quad (3')$$

### A-3. ロール変形の基礎式

バックアップロール,

$$Y_B = Z_B^p + E_B^p - Z_B^{pB} + \Delta B + C_B' \quad \dots\dots\dots (4')$$

ワークロール,

$$Y_W' = Z_W^p + Z_W^q + E_W^p + \Delta W - C_W' \quad \dots\dots\dots (5')$$

$$Y_W = Z_W^{pB} + Z_W^q + E_W^q + \Delta W + C_W' \quad \dots\dots\dots (6')$$

仮定(1), (3)より,

$$h = 2Y_W + 2S \quad \dots\dots\dots (7')$$

仮定(2)より,

$$\begin{aligned} Z_B^p - Z_W^p + E_B^p - E_W^p + \Delta B \\ = Z_W^q + Z_W^{pB} + \Delta W - C_B' - C_W' \quad \dots\dots\dots (8') \end{aligned}$$

### A-4. 各変位の計算

- (1) ロールの軸心撓み

$$\left. \begin{aligned} Z_{Bi}^p &= \sum_{j=1}^M p_j \alpha_{Bi,j} \Delta x \\ Z_{Wi}^{pB} &= - \sum_{j=1}^M p_j \alpha_{Wi,j} \Delta x \\ Z_{Wi}^q &= \sum_{j=1}^N q_j \alpha_{Wi,j} \Delta x \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots (9')$$

- (2) 接触扁平変形

- (i) バックアップロールとワークロールの接触による軸心接近量は Hertz の式による。

$$\Delta d_i = \frac{p_i}{\pi} G \left\{ \ln \frac{\pi}{2} e^{\frac{2}{3}} + \ln(d_B + d_W) - \ln G - \ln p_i \right\} \quad \dots\dots\dots (10')$$

$$\text{ここで, } G = \frac{1-\nu_B^2}{E_B} + \frac{1-\nu_W^2}{E_W},$$

$$b = 2\sqrt{\frac{2}{\pi} p_i \frac{d_B d_W}{d_B + d_W} G}$$

$$\Delta d_i = E_{Bi}^p - E_{Wi}^p$$

- (ii) ワークロールと圧延材の接触によるワークロールの扁平は Hitchcock の式による。

$$\left. \begin{aligned} E_{Wi}^q &= 0 \quad 1 \leq i \leq K \\ E_{Wi}^q &= \frac{C_o}{8} q_i \ln \frac{d_W}{\sqrt{\frac{d_W}{2} \Delta h_i + C_o \frac{d_W}{2} q_i}} \\ &K+1 \leq i \leq M \end{aligned} \right\} \quad (11')$$

- (iii) ベンデング力によるロールの撓み

バックアップロールは両端支持梁の問題として解く。

$$\begin{aligned} Z_{Bi}^{pB} &= \frac{16F_B(m_B - n_B)}{E_B \pi} \left[ \frac{n_B^2}{d_B^4} \right. \\ &\quad + \frac{1}{d_B^4} \left\{ (L + 2n_B)(n_B + (i - \frac{1}{2})\Delta x) \right. \\ &\quad \left. \left. - n_B^2 - (m_B - (i - \frac{1}{2})\Delta x)^2 \right\} \right] \quad \dots\dots\dots (12') \end{aligned}$$

- (iv) ロール以外のバックアップロール軸受やハウジング、スクリュウなどの変位

$$\Delta B = \frac{1}{2} \frac{2 \sum p_i \Delta x + F_B}{K_S} \quad \dots\dots\dots (13')$$

### A-5. 圧力分布 $q, p$

- (1) 圧延材とワークロール間の圧力分布  $q$ , 冷間の場合は Hill の式, 熱間の場合は Sims の式を用い, 扁平ロール半径として Hitchcock の式と連立させて解く。

冷間の場合 (Hill の式)

$$q = \left( k_f - \frac{\sigma_f + \sigma_b}{2} \right) \sqrt{R' \Delta h} \left( 1.08 + 1.79 \mu r \sqrt{\frac{R'}{H}} - 1.02 r \right)$$

熱間の場合 (Sims の式)

$$q = \left( k_f - \frac{\sigma_f + \sigma_b}{2} \right) \sqrt{R' \Delta h} \left\{ \frac{\pi}{2} \sqrt{\frac{1-r}{r}} \tan^{-1} \sqrt{\frac{r}{1-r}} - \frac{\pi}{4} - \sqrt{\frac{1-r}{r}} \sqrt{\frac{R'}{r}} \ln \frac{h_\phi}{h} + \frac{1}{2} \sqrt{\frac{1-r}{r}} \sqrt{\frac{R'}{h}} \ln \frac{1}{1-r} \right\} \quad \dots (14')$$

扁平ロール半径 (Hitchcock の式)

$$R' = R \left( 1 + \frac{16(1-\nu^2 w)}{\pi E w} \frac{q}{\Delta h} \right) \quad \dots (15')$$

- (2) ワークロールとバックアップロール間の圧力分布  $p$

(8')式の連立方程式を解く。

$$\sum_{j=1}^M p_j \alpha_{Bij} \Delta x + \sum_{j=1}^M p_j \alpha_{Wij} \Delta x + E_B^p - E_W^p + \Delta B = \sum_{j=1}^N q_j \alpha_{Wij} \Delta x + Z_B^{FB} - C_B' - C_W' + \Delta W \quad \dots (16')$$

### A-5. 計算のフローチャート

Fig. A-2 に計算のフローチャートを示す。

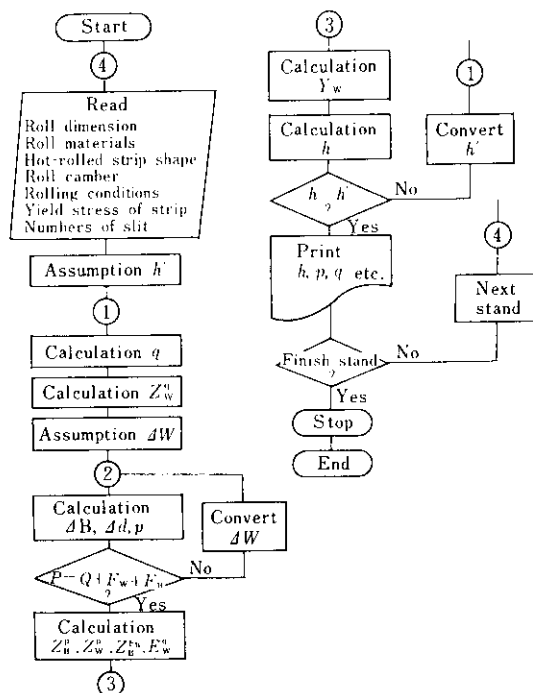


Fig. A-2 Flow chart for calculation (Slit model by K. N. Shohet)

### 参考文献

- 1) J. G. Sibakin, J. S. Ride & W. Sherwood: Flat Rolled Products 1, (1959), 3 [Metallurgical Society Conference, New York]
- 2) G. R. Christoph & J. F. Griffin: Flat Rolled Products 1, (1959), 47 [Metallurgical Society Conference, New York]
- 3) W. F. Gilbertson: JISI, 203 (1965) 6, 553
- 4) W. K. J. Pearson: J. Inst. Metals, 93 (1964) 65, 169
- 5) B. Sabatin & K. A. Yeomas: JISI, 206 (1968) 12, 1207
- 6) J. W. Beeston & C. W. J. McNaught: Iron Steel, 45 (1972) 6, 663
- 7) J. G. Wistreich: Proc. ICSTIS, (1970), 674
- 8) M. Henze & O. G. Sivilotti: Proc. ICSTIS, (1970), 687
- 9) O. Pawelski, V. Schuler & B. Berger: Proc. ICSTIS, (1970), 692
- 10) T. Santo, et al.: Proc. ICSTIS, (1970), 698
- 11) T. Kawamata, M. Hotta & T. Kajiura: Proc. ICSTIS, (1970), 702
- 12) K. N. Shohet & N. A. Townsend: JISI, 206 (1968) 11, 1088
- 13) 鈴木, 上田: 鉄と鋼, 56 (1970) 11, 308
- 14) 塩崎: 塑性と加工, 9 (1968) 88, 315