
連続焼鈍炉におけるストリップの座屈および蛇行の制御

Control of Strip Buckling and Snaking in Continuous Annealing Furnace

佐々木 徹(Tohru Sasaki) 比良 隆明(Takaaki Hira) 阿部 英夫(Hideo Abe) 柳島
章也(Humiya Yanagishima) 下山 雄二(Yuji Shimoyama) 田原 紘一(Kohichi
Tahara)

要旨：

連続焼鈍炉内の加熱、均熱帯において、通板巾のストリップに発生する座屈と幅方向への蛇行の発生機構を、有限要素法を用いた応力解析、アルミ箔を用いたモデル実験ならびに実ラインでの実験により解明し、それらの防止方法を示した。ハースロールのクラウンはストリップの蛇行を矯正する機能を有するが、ストリップに不均一張力を与えるので面内に圧縮応力を誘起せしめ、ストリップは座屈する。この圧縮応力は板幅が広く、ハースロールの平行円筒部の幅が小さいほど大きく、座屈しやすい。座屈と蛇行を同時に防止する対策例として、ハースロール近傍に補助ロールを設置し、ストリップの面形状を平坦にすることが効果的であることを示した。

Synopsis：

The mechanism of buckling and snaking that sometimes occur in a strip traveling through the heating and soaking zones of a continuous annealing furnace was made clear by conducting stress analysis by the finite element method (FEM), a simulation test using aluminum foil and experiments in a commercial-scale continuous annealing line. Measures to prevent strip buckling and snaking were contrived based on the results of these tests. Although the crown of the hearth roll has the function of correcting the snaking of the strip, it gives nonuniform tension to the strip, thereby generating compressive membrane stresses in the strip which comes to buckle. The larger the strip width and the smaller the width of the parallel cylindrical part of the hearth roll, the more the strip will be apt to buckle. To prevent buckling and snaking simultaneously, it is effective to install auxiliary rolls, for example, near the hearth roll and thereby flatten the profile of the strip.

(c)JFE Steel Corporation, 2003

連続焼鈍炉におけるストリップの座屈および蛇行の制御^{*1}

川崎製鉄技報

16(1984)1,37-45

佐々木 徹^{*2} 比良 隆明^{*3} 阿部 英夫^{*4} 柳島 章也^{*5} 下山 雄二^{*6} 田原 紘一^{*7}

Control of Strip Buckling and Snaking in Continuous Annealing Furnace

Tohru Sasaki, Takaaki Hira, Hideo Abe, Humiya Yanagishima, Yuji Shimoyama, Kohichi Tahara

要旨

連続焼鈍炉内の加熱、均熱帯において、通板中のストリップに発生する座屈と幅方向への蛇行の発生機構を、有限要素法を用いた応力解析、アルミ箔を用いたモデル実験ならびに実ラインでの実験により解明し、それらの防止方法を示した。ハースロールのクラウンはストリップの蛇行を矯正する機能を有するが、ストリップに不均一張力を与えるので面内に圧縮応力を誘起せしめ、ストリップは座屈する。この圧縮応力は板幅が広く、ハースロールの平行円筒部の幅が小さいほど大きく、座屈しやすい。座屈と蛇行を同時に防止する対策例として、ハースロール近傍に補助ロールを設置し、ストリップの面形状を平坦にすることが効果的であることを示した。

Synopsis:

The mechanism of buckling and snaking that sometimes occur in a strip traveling through the heating and soaking zones of a continuous annealing furnace was made clear by conducting stress analysis by the finite element method (FEM), a simulation test using aluminum foil and experiments in a commercial-scale continuous annealing line. Measures to prevent strip buckling and snaking were contrived based on the results of these tests. Although the crown of the hearth roll has the function of correcting the snaking of the strip, it gives nonuniform tension to the strip, thereby generating compressive membrane stresses in the strip which comes to buckle. The larger the strip width and the smaller the width of the parallel cylindrical part of the hearth roll, the more the strip will be apt to buckle. To prevent buckling and snaking simultaneously, it is effective to install auxiliary rolls, for example, near the hearth roll and thereby flatten the profile of the strip.

1 緒 言

連続焼鈍炉内のハースロールにはストリップの蛇行を防止する目的で、種々の形状のクラウンが付与されている。しかしこのクラウンによりストリップには不均一な張力が生じ、面内に圧縮応力を発生させる。板幅が広く、かつ、焼鈍温度が高い場合には、ストリップの面内に発生する圧縮応力が座屈限界応力を超え、板幅方向の座屈（以下ヒートバックルと称する）が発生することがある。ヒートバックルは加熱帯、均熱帯で発生しやすく、また同種のストリップでは通板時の張力が大きいほど発生しやすいことが知られている¹⁾。しかし張力を緩めると幅方向へのストリップの蛇行が生じる²⁾ので、ストリップの寸法、鋼種、焼鈍温度に応じた蛇行もヒートバックルも生じない適正な張力域で通板する必要がある。ストリップ幅が1300 mm以上で炭素量が0.002%以下のような極低炭素鋼では適正な張力域が極めて狭く、ヒートバックルが生じやすいことが経験されている。

本報告ではアルミ箔を用いたモデル実験、有限要素法を用いた応力解析、及び実ラインにおける実験により、ヒートバックルと蛇行の発生機構を解明したので、その結果の概要を述べると同時にそれらの防止対策にも触れる。

2 実験方法

ヒートバックルをシミュレートするため、Fig. 1に示す実機の1/5の実験装置を試作し、アルミ箔を用いたモデル実験³⁾を行った。同図においてロールBのみ駆動とし、その最大ロール周速は7.5 m/minである。材料の張力はロールEに載せるおもりにより制御した。ロールAにのみ種々の形状のクラウンを付与し、他は全てフラットな円筒ロールとし、座屈挙動に及ぼすロールAの形状の影響を調査した。座屈の有無は官能判定により行った。

また通板時のストリップの幅方向への移動状態とロール形状との関係を調べるために、同実験装置のロールAとBに帯状のゴムを巻き掛け、ロール回転数と幅方向への材料の移動量を測定した。同図中にロールと材料の寸法を示す。

3 アルミ箔によるヒートバックルシミュレーション

3.1 ヒートバックルの形態

アルミ箔を用いたモデル実験において発生する座屈の外観写

*1 昭和58年9月7日原稿受付

*2 技術研究所第4研究部加工研究室室長（部長補）

*3 技術研究所第4研究部加工研究室

*4 技術研究所第4研究部加工研究室主任研究員（課長）

*5 千葉製鉄所管理部ステンレス管理室主査（課長）

*6 千葉製鉄所冷間圧延部第1冷間圧延課掛長

*7 阪神製鉄所企画部企画開発室主査（課長）

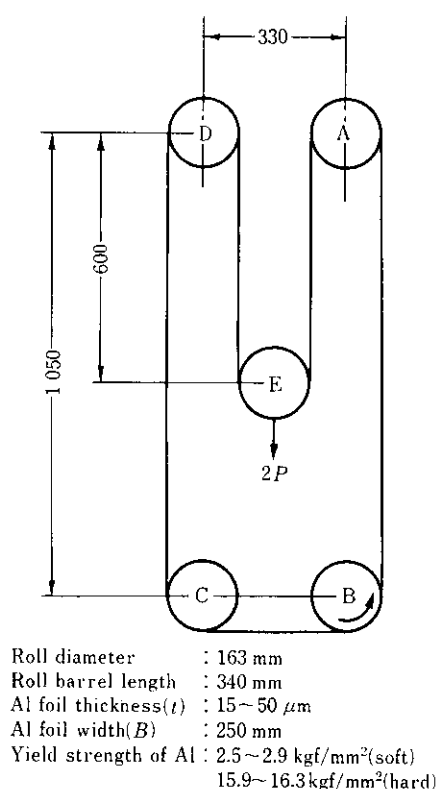


Fig. 1 Arrangement of experimental equipment

真を Photo 1 に示す。これらの外観は実機でのそれと非常によく似ており、かつ、ロール形状によって異なる。同写真において(1)は両端部に直線状の先細りテーパを付けたロール(以下テーパロールと称する)を用いた場合に生じたものであり、テーパの肩部で座屈が生じていることがわかる。(2)は円弧状のクラウンを付けたロール(以下ラウンドロールと称する)を用いた場合であり、材料の幅中央部分で座屈が生じやすい。(3)は材料が蛇行する時せん断力によって斜め方向に生じる座屈現象であり、クラウンのついてないフラットなロールでも発生する。(1)、(2)は強度が低く板幅の広いストリップの場合に、(3)はブリキ材のような板幅の狭いストリップの場合に実機でよく観察される形態である。

Fig. 1 の装置においてロール B を駆動し、材料を 1 周させた時、座屈が発生するか否かの判定をした。ロールのテーパ量及び張力と座屈の有無との関係を Fig. 2 に示す。材料の厚さ(t)は 15, 20, 30, 50 μm であり、 $t=20 \mu\text{m}$ の場合には降伏強度(Y.S.)が 2.5~2.9 kgf/mm² の軟質アルミ箔と Y.S. が 16 kgf/mm² の硬質アルミ箔を用いた。他の厚さの場合には軟質アルミ箔を用いた。またロール形状としては Fig. 2 に示すように幅方向中央部と端部のロール半径差(Δh)が 0~5.0 mm のテーパロールと一部同じ Δh を有するラウンドロールを用いた。同図中の白ぬきの点は座屈が発生しないことを、黒ぬりの点は座屈が生じたことを示す。両者の境界の材料張力(T)を座屈限界張力(T_{cr})とする。実験結果は次のように整理される。

- (i) 材料張力が増加すると座屈が発生する。
- (ii) Δh が増加すると T_{cr} が減少するが、その勾配は Δh が小さいほど大きい。
- (iii) 板厚が厚いほど T_{cr} が大きい。

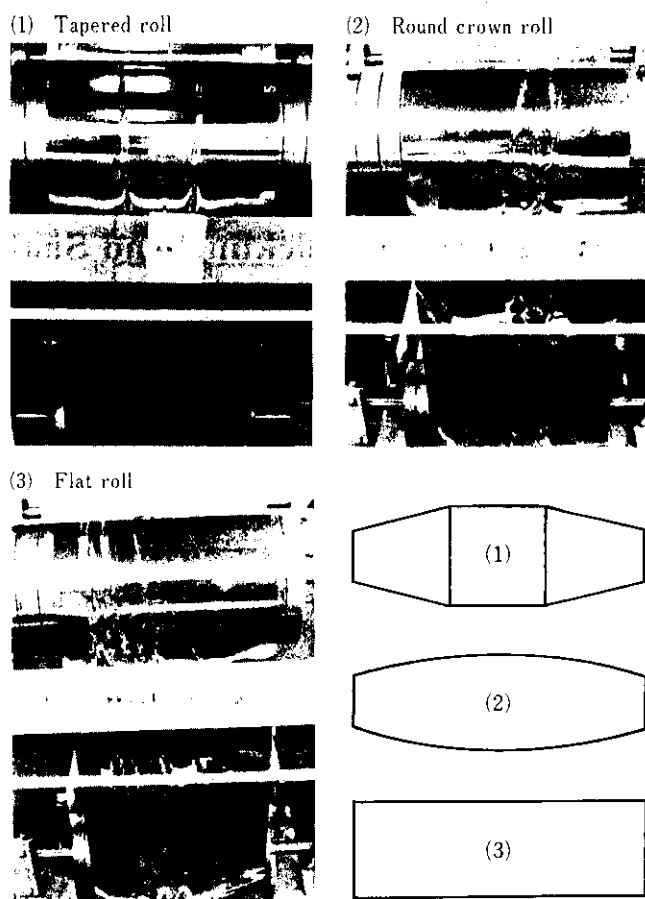


Photo 1 Appearance of buckled Al foil in experimental equipment

- (iv) 軟質材の T_{cr} は硬質材のそれに比べて小さい。
 - (v) Fig. 2 に示すロール形状の場合、同じ Δh 同士で比較すれば、テーパロールの T_{cr} はラウンドロールのそれより大きい。
- 以上の実験結果は実機で経験される傾向とよく一致している。

3.2 ロール形状の影響

最適なロール形状を見出すために、Fig. 3 に示す $R_1 \sim R_4$ のロールのクラウン量(Δh)を種々変化させて、Fig. 1 のロール A として組込み、座屈限界張力(T_{cr})を調べた。材料は板厚(t)が 35 μm 、板幅(B)が 250 mm のアルミ箔を用いた。 R_1 、 R_2 はそれぞれ先に述べたラウンドロールとテーパロールである。 R_3 はテーパ部の中からロール端までフラット部を有する 2 段テーパロールである。 R_4 は R_2 のテーパ肩部に丸みを付与したロールである。 R_5 は R_2 の直前に補助的に設置された小径のフラットなアイドルロールであり、材料は R_5 を経由して R_2 に巻き付く。Fig. 3 から同一の Δh で R_1 の T_{cr} が最も小さく、最も座屈が発生しやすい形状であることがわかる。次いで R_2 、 R_3 、 R_4 の順に T_{cr} が大きい。最も T_{cr} が大きく座屈防止に有効なロールは R_5 である。 R_3 が R_2 より有効なのは材料がテーパ部に完全になじむ前に材料端部がロール端のフラット部に接触し、見かけのテーパ角度が減少するために座屈しにくいと考えられる。 R_4 のようにテーパ肩部に丸みを付けると、同部分の材料に発生する圧縮応力を緩和するので、座屈の発生限界を向上させる効果のあることがわかる。ロールクラウンにより材料の幅方向には

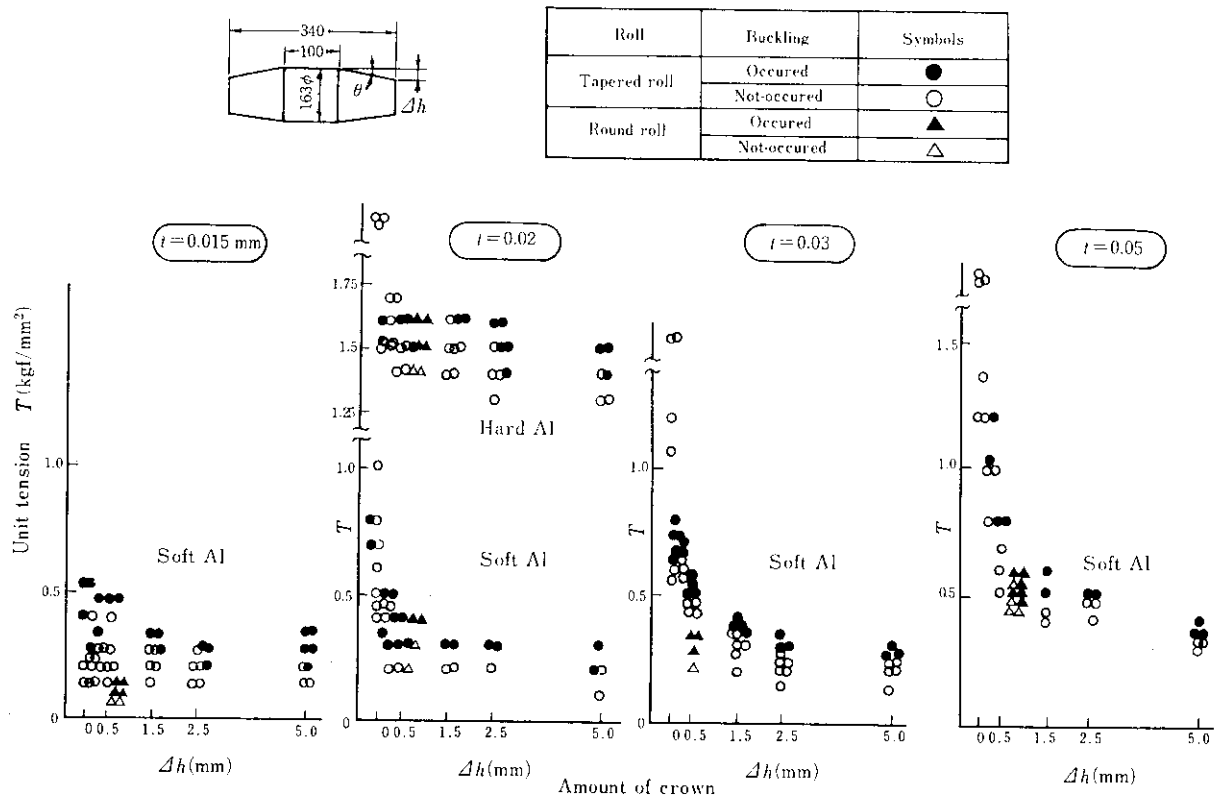
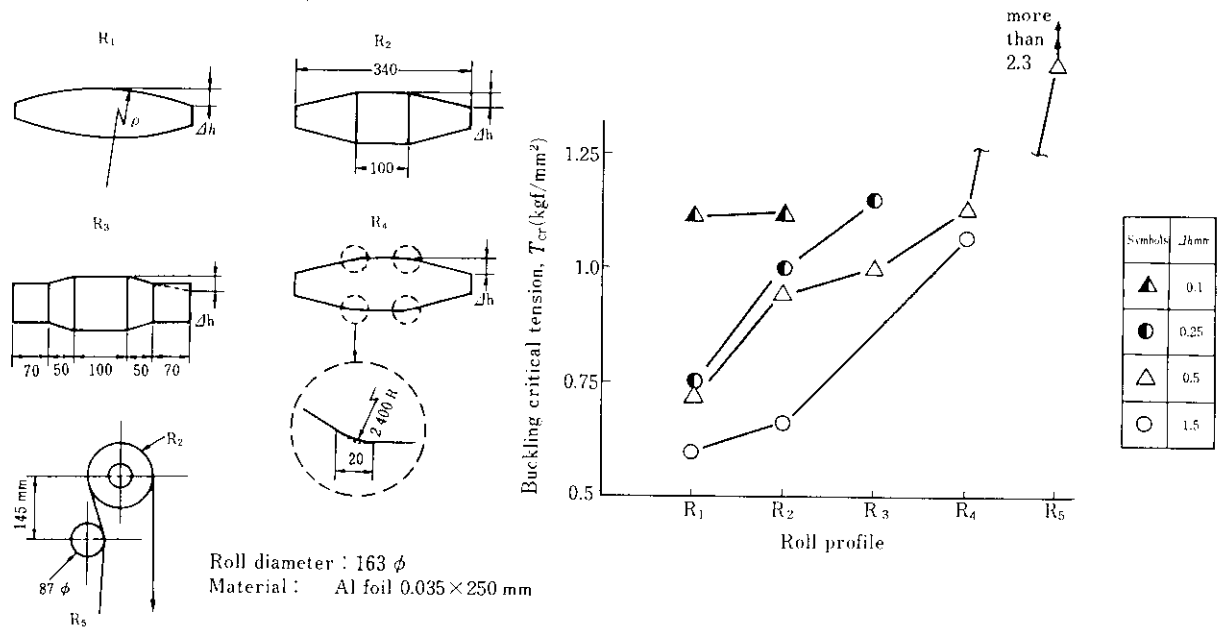


Fig. 2 Critical tension of buckling in Al foil experiment

Fig. 3 Effect of roll profile on buckling critical tension, T_{cr}

不均一な張力分布が生じ、面内に圧縮応力が誘起される。ヒートバックルはその圧縮応力によるストリップの座屈と考えられ、この座屈はさらにハースロールによって曲げ、曲げ戻しを受け、Photo 1 に見られるような折れを伴った形状となる。R₃、R₄ は上記の圧縮応力を緩和する手段である。R₅ は座屈限界応力を増大する手段である。すなわちハースロールに近接して設置したフラットなロール面で材料の面外変形を阻止する効果をねらったものである。Fig. 3 から R₂ に R₅ を付設することで T_{cr} は

2 倍以上向上することがわかる。

次に R₂ に対する R₅ の相対位置が T_{cr} に及ぼす影響について調査した結果を Fig. 4 に示す。基準位置は同図の $Y_h = 145$ mm ($Y_h/D_2 \approx 0.9$, D_2 = ロール R₂ の直径), $X_h = 0$ mm (ロール R₂ の最外点 A からおろした鉛直線上に R₅ のロール軸中心がある状態) とした。同図のように X_h が大きく (R₅ を R₂ の方へ押し込む), Y_h が小さい (R₂ と R₅ が近づく) ほど T_{cr} が増大する。モデル実験結果では $Y_h/D_2 \leq 1.5$, $X_h/D_2 \geq -0.1$ が座屈の発生し

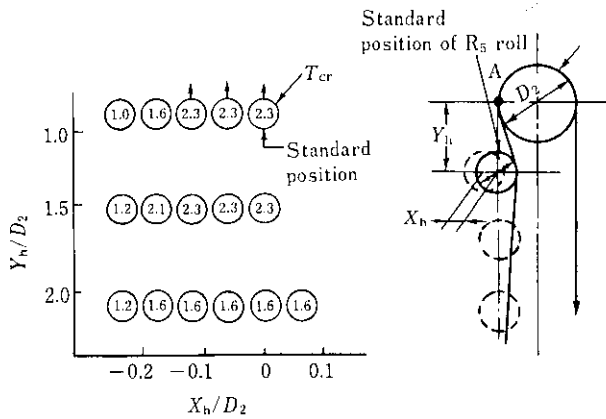


Fig. 4 Effect of position of attached roll R_5 on buckling critical tension, T_{cr}

にくい条件である。

4 ヒートバックルの発生機構

連続焼鈍炉内におけるハースロール近傍のストリップ面内に生じる応力を弾塑性有限要素法 (FEM)⁹⁾を用いて計算した。FEM 解析モデルを Fig. 5 に示す。解析対象面はストリップとハースロールの接点から長さ (L) 1300 mm, 幅 (B) 1035~1610 mm の矩形平面である。要素形状は三角形とし、要素数は124~191, 節点数は78~115とした。ハースロールの形状は Fig. 5 に示す中央部にフラット部を有するテーパロールとし、フラット部幅 (H) を230~920 mm まで変化させた。ロールテーパ部とストリップとの接触は考慮せず、ロールフラット部に接するストリップ接点変位を左右 (X), 上下 (Y) 方向共に拘束し、ストリップ下端に Y 方向に均一変位 (U) を与えた。ストリップの面外変形を考慮していないため、発生する応力の小さい弾性範囲内での計算にとどめた。ストリップの機械的性質として、鈍鉄の850°Cにおける値を採用し、降伏強度 ($Y.S.$) を0.75 kgf/mm²⁵⁾, ヤング率 (E) を10 500 kgf/mm²⁶⁾, ポアソン比 (ν) を0.25とした。

それぞれの要素に発生する主応力 σ_1, σ_2 のうち σ_2 の圧縮成分のみ抽出し、その方向ならびに大きさを線分方向と長さにより表し、Fig. 5 に示す。ハースロールに近い部分ではテーパがはじまる肩部に相当する場所に右上り左下り方向の強い圧縮応力が生じていることが認められる。この圧縮応力によりテーパ肩部に位置するストリップには、圧縮応力の方向と直交するように進行方向とはやや斜行した座屈が発生し、その状態でハースロールに巻き付くとすれば、実機の薄物広幅材で見られるヒートバックルの形態を都合良く説明することができる。ストリップがハースロールから遠ざかるとともにテーパ肩部での圧縮応力はしだいに減少するが、ストリップ中央部には比較的強い幅方向の圧縮応力が生じていることが認められる。この圧縮応力は進行方向と平行なヒートバックルを発生させることを予測させる。ハースロールとの接点から板幅と同じ程度の距離だけ離れると、圧縮応力は非常に小さくなる。

ロールフラット部幅 (H), ストリップ幅 (B) を種々変更した時、ストリップ面内に発生する σ_2 の平均値 ($\bar{\sigma}_2$) を計算した結果を Fig. 6 に示す。 $\bar{\sigma}_2$ はロールフラット部 (Fig. 5 の (a) 部) 及びロールテーパ部 (Fig. 5 の (b) 部) のそれぞれに対し、次式

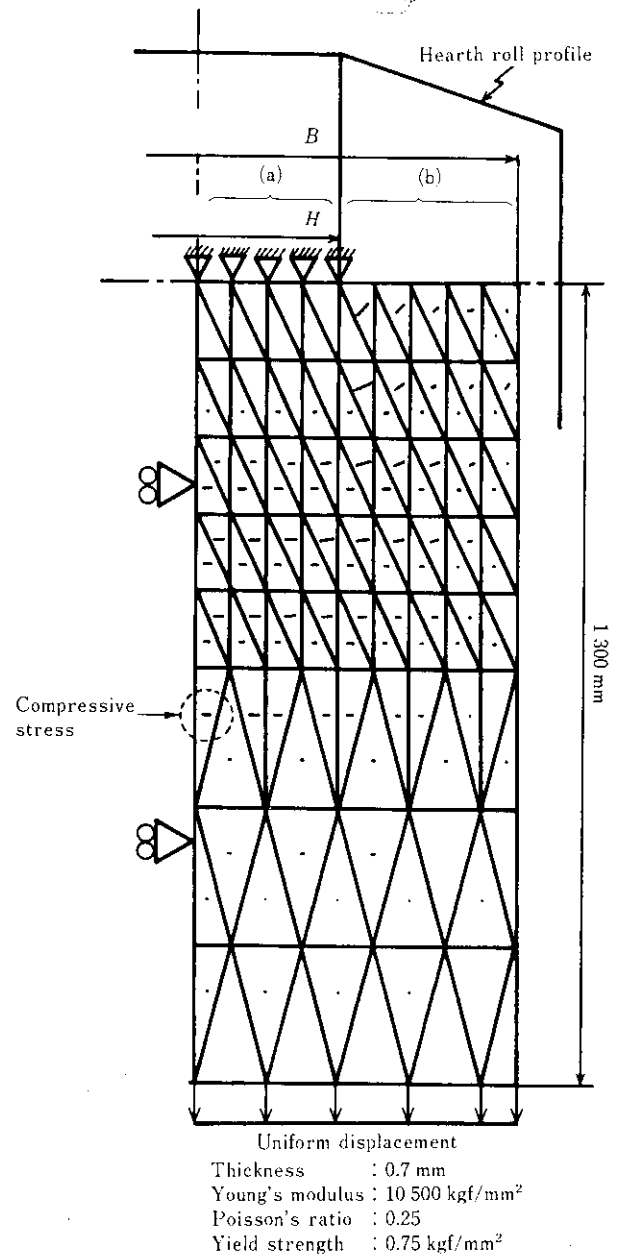


Fig. 5 Distribution of induced compressive stress calculated by finite element method (Plane stress)

で計算した。

$$\bar{\sigma}_2 = \frac{\sum (A_i \cdot \sigma_{2i})}{\sum A_i} \quad \dots \dots \dots (1)$$

i : 要素 No.

A : 各面積

Fig. 6 に示すように、材料張力 (T) の増加に比例して面内圧縮応力は増加する。(a), (b) いずれの場所でも、ストリップ幅 (B) が大きいほど、またロールフラット部幅 (H) が小さいほど張力増分に対する $\bar{\sigma}_2$ の増加 ($d\bar{\sigma}_2/dT$) が大きく、ヒートバックルが発生しやすいことが示唆される。(a)部の $\bar{\sigma}_2$ は(b)部のそれに比し H, B の変化に対し敏感であるが、同一のストリップでは(b)部の $\bar{\sigma}_2$ の値は(a)部のそれに比べて大きいことがわかる。

次に(a)と(b)の両部分の座屈剛性について考察する。Fig. 7 に示すように、(a)部においては①, ②, ③の3辺を単純支持条件とし、辺④を自由辺とみなした。一方(b)部の場合には①, ②辺

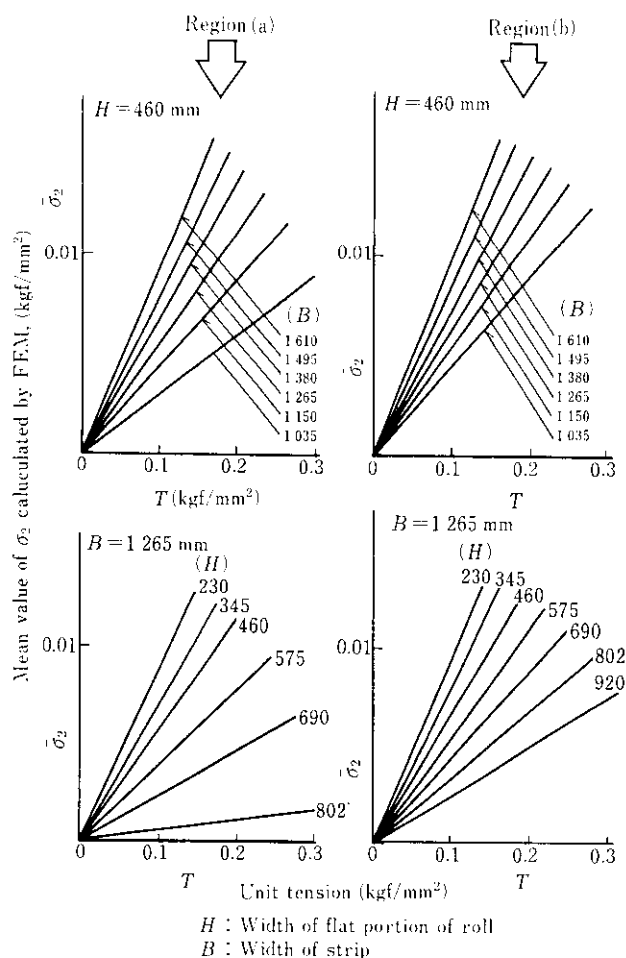


Fig. 6 Relations between unit tension, T , and mean compressive stress, σ_2

を自由辺, ①, ④辺を単純支持と仮定した。(a)部の座屈限界応力 ($\sigma_{cr(a)}$) は座屈波形が一つの半波形を示す場合には次式で表される^{7,8)}。

$$\sigma_{cr(a)} = \frac{k\pi^2 D}{H^2 l} \quad \dots\dots\dots (2)$$

D : 曲げ剛性を表し $D = Et^3/12(1-\nu^2)$

k : L/H (L は①, ④辺の長さ) の大きさに関係し近似的には次式で示され L/H が大きいほど k が大きくなる^{7,8)}。

$$k \approx 0.42 \left(\frac{L}{H} \right)^2 \quad \dots\dots\dots (3)$$

一方(b)部の座屈限界応力 ($\sigma_{cr(b)}$) は次式で示される⁷⁾。

$$\sigma_{cr(b)} = \frac{4(1-\nu^2)\pi^2 \cdot D}{(B-H)^3 \cdot l} \quad \dots\dots\dots (4)$$

(2), (4)式より $\sigma_{cr(a)}$ と $\sigma_{cr(b)}$ の比 r は次のようになる。

$$r = \frac{\sigma_{cr(a)}}{\sigma_{cr(b)}} = \frac{0.105 \{ L(B-H) \}^2}{H^4(1-\nu^2)} \quad \dots\dots\dots (5)$$

例えば Fig. 5 の計算例による $L=1300$ mm, $B=1035 \sim 1600$ mm, $H=460$ mm の値を(5)式に代入するといずれも $r > 1$, すなわち $\sigma_{cr(a)} > \sigma_{cr(b)}$ となり, (b)部での座屈が先行して発生することがわかる。

(b)部における座屈発生の難易を評価する指標としてさらにロールテーパ部へのストリップのなじみ挙動を加えて考える。

Fig.8 に示すようにストリップがロールテーパ部に全くなじん

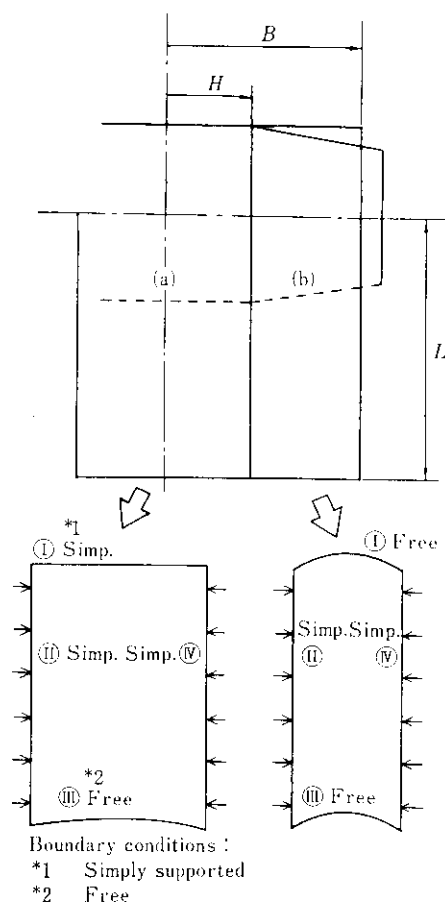


Fig. 7 Boundary conditions of buckling model of strip

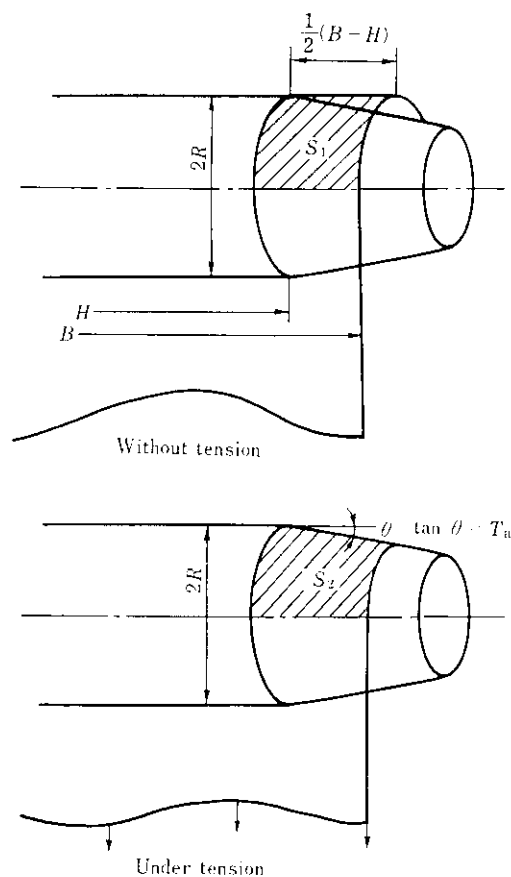


Fig. 8 Fitting ability model of the strip to tapered hearth roll surface

でないを仮定した場合の $\frac{1}{4}$ 円筒部のストリップ面積を S_1 、張力を受けたストリップがテーパ部に完全になじんだ時の面積を S_2 とすると $S_1 > S_2$ である。 $S_1 - S_2$ が大きいほどなじんだ状態でのストリップの余剰面積が増し、ヒートバックルになりやすいと考えられるので、次式に示す余剰率 (φ_s) をヒートバックルの発生しやすさを表す新しいパラメータとして導入する。

$$\varphi_s = \frac{S_1 - S_2}{S_1} = \frac{(B-H)T_a}{4R} \quad \dots\dots\dots(6)$$

テーパ角度を θ とすれば $T_a = \tan\theta$ で与えられる。

T_a : ロールテーパ

R : ハースロール半径

以上の考察において座屈限界張力 (T_{cr}) に及ぼす3つのパラメータ $d\bar{\sigma}_2/dT$, $\sigma_{cr(b)}$, φ_s を提案した。すなわち

(a) FEM による解析で得られる $d\bar{\sigma}_2/dT$ が大きいほど T_{cr} が小さくなり、しかもテーパ部での $d\bar{\sigma}_2/dT$ は平行部のそれより大きい。

(b) テーパ部の $\sigma_{cr(b)}$ はフラット部のそれより小さいのでこれを採用し、かつ $\sigma_{cr(b)}$ が小さいほど T_{cr} が小さい。

(c) テーパ部のストリップ面積の余剰率 (φ_s) が大きいほど T_{cr} が小さい。

上記(a)~(c)のパラメータの積が T_{cr} に比例すると仮定し、比例定数を K とすれば操業条件における T_{cr} を評価する次式を得る。

$$T_{cr} = K \cdot \frac{R \cdot E \cdot t^2}{(B-H)^3 \cdot T_a} \cdot \frac{dT}{d\bar{\sigma}_2} \quad \dots\dots\dots(7)$$

(7)式の有効性を確認するため千葉製鉄所 KM-CAL⁹⁾で実機実験を行った。板厚 (t) 0.7 mm, 板幅 (B) 1095~1320 mm の極低炭素鋼 (C/0.002%) を均熱帯温度 $810 \pm 20^\circ\text{C}$ の条件にて通板し、板幅 (B) と張力 (T) の各条件に対しヒートバックル発生の有無を調べ Fig. 9 に示した。同図中の黒ぬきの点がヒートバックルが生じた条件を、また白ぬきの点が生じなかった条件を表す。(7)式において $K = 4.04 \times 10^{-3}$ に定めた時の計算座屈限界曲線を Fig. 9 の中に併記する。同曲線より上方がヒートバックルが生じる範囲となるが、(7)式は実ラインでの実験結果と比較的良く一致しており、操業状態におけるヒートバックル発生の有無を予知するのに使用できる。

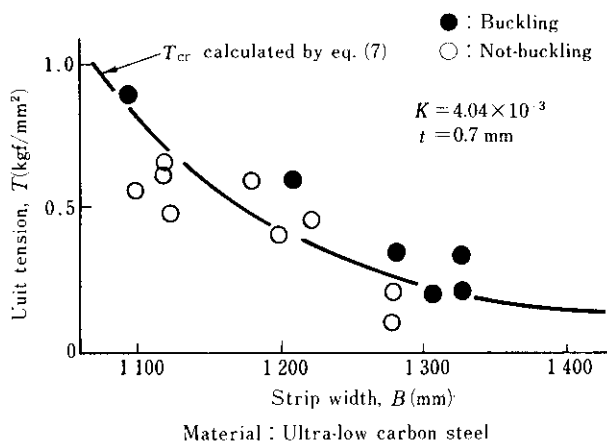


Fig. 9 Comparison between actual buckling critical tension and calculated curve by equation (7)

5 ハースロールによる材料の蛇行矯正機構

Fig. 10 のように帯状材料がロール回転方向と角度 β に傾いて巻きついている状態でロールと共に回転すると、破線のように中心部に材料が移動し、蛇行が矯正されることはよく知られている¹⁰⁾。したがって $\beta = 0$ の状態では材料の幅方向の移動は生じない。ロール1回転当りに材料がロール幅の中心方向へ移動する量を Δx とすれば、 Δx は幾何学的に次式で近似される。

$$\Delta x \approx 2\pi R \tan\beta \approx 2\pi R\beta \quad \dots\dots\dots(8)$$

$\beta = 0$ の状態でロールテーパに巻きついている帯状材料を平面に展開すると Fig. 11 の実線のようにになる。ロールテーパ角度を θ とし、ロール周速を単位角速度、材料幅を単位幅とすれば、同図中の材料の両辺 (a および b) の周速 v_a と v_b との間の速度差 (Δv) は次式で表される。

$$\Delta v = \tan\theta \approx \theta \quad \dots\dots\dots(9)$$

この速度差により材料は Fig. 11 に示すような左回りのモーメントを受ける。このモーメントは材料をロール回転方向と図中に示す角度 β をなすように回転させるものと考えられる。すなわち θ に依存して Δv が決定され、 Δv によって材料に上記のモーメントが生じる。このモーメントにより $\beta > 0$ の状態となり、Fig. 10 に示すように材料が移動し蛇行が矯正されると考えられる。そこで θ と β との関係を次式で仮定した。

$$\beta \propto \theta \quad \dots\dots\dots(10)$$

(10)式の比例定数を α とし(8)式に代入すると次式を得る。

$$\Delta x = \alpha \cdot 2\pi R \cdot \theta \quad \dots\dots\dots(11)$$

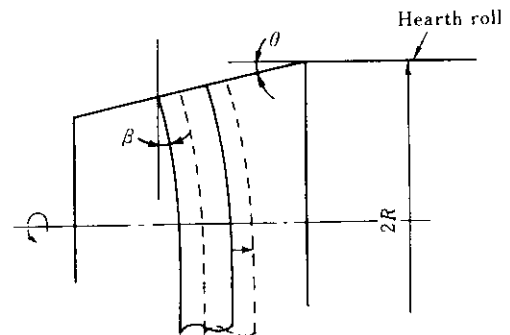


Fig. 10 Self-centering motion of the strip wound to tapered portion of roll with angle β

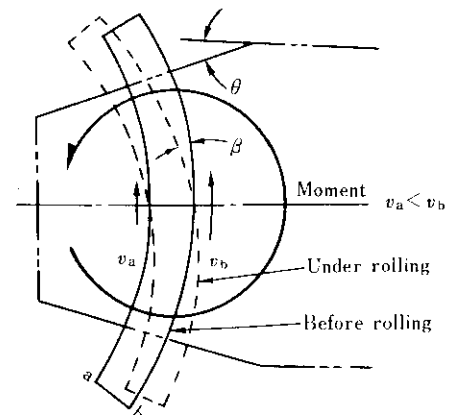


Fig. 11 Moment on the strip wound to tapered portion of roll

材料がロールフラット部とテーパ部との両方にかかっていたり、あるいはラウンドロールのように幅方向で θ が順次変化するような場合には、材料幅全体の平均勾配 θ_m で材料移動が支配されると考えると(11)式は次のようになる。

$$\Delta x = \alpha \cdot 2\pi R \cdot \theta_m = \alpha \cdot 2\pi R \cdot \frac{1}{B} \int_{x_0}^{x_1} \theta dx \quad (12)$$

B : 材料幅

x_0, x_1 : ロール幅中心を0とした時の材料の両端の幅方向座標

(12)式の妥当性を確認するために Fig. 1 の実験装置のロール A と B の間に $t=1$ mm, $B=200$ mm の帯状のゴムを巻き掛け、ロールを回転させた時の材料の幅方向の移動量を測定した。A ロールには種々の形状のロールを、B にはフラットロールを用いた。材料幅は実機の1000 mm に相当する。Fig. 12 にはロールクラウン量を $\Delta h=0.5$ mm と一定にし、3種類の形状のロールを用い、材料を載置する位置を変えた時のロール1回転当たりの Δx の変化を示す。横軸はロールの幅中心を0とした時の材料の幅中心の座標(M_c)である。縦軸は Δx であるが、これが大きいほど蛇行矯正能力が強いことを意味する。同図のように $M_c=0$ 、すなわちロール幅中心に材料が位置している時には $\Delta x=0$ である。材料がロール中心より外れ $|M_c|$ が0より大きくなるとともに Δx は大きくなり、ロールによる蛇行矯正能力は強くなる。同図中には(12)式において $\alpha=0.349$ とした時の Δx の計算値を同時に記入してある。計算値の Δx が屈折している箇所は材料端部がロールテーパ部とフラット部の境界に位置していることを示す。図にみられるように計算値と実測値とは比較的良く一致しており、(12)式による蛇行矯正能力の評価が妥当であることがわかる。 Δx に及ぼすロール形状の影響に着目すると、同一 M_c においてはテーパロールの Δx が最も大きく、次

いでラウンドロールのそれが大きく、2段テーパロールの蛇行矯正能力が最も劣る。

(12)式は、材料載置位置によるロール1回転当たりの材料の移動量を表しているの、順次積算して行けば、ロール回転数(N)による材料総移動量(S_x)を求めることができる。

ラウンドロールとテーパロールの場合について、初期に材料とロールの端を一致するように($M_c=-70$)設定し、ロールを回転させた時の S_x と N との計算、及び実験の結果を Fig. 13 の(a), (b)にそれぞれ示す。テーパ量を表す Δh は0.1, 0.25, 0.5の3水準とした。図に見られるように実験値と計算値とはよく一致している。 Δh の大きいロールの方が、ロール中心まで材料が移動($S_x=70$)するまでの回転数(N)が小さく、すなわち蛇行矯正速度が大きい。また同一 Δh の場合、テーパロールの蛇行矯正能力がラウンドロールのそれに比べて大きいことが認められる。

次に Fig. 3 に示した補助ロール R_5 を用いた時の材料の蛇行挙動に及ぼす影響について調査した結果を述べる。ロール R_5 は Fig. 4 に示した基準位置に設置し、同図の平面図である Fig. 14 に示すようにロール R_5 とロール R_2 の軸のなす角度(γ)を変化させた。ケース1では材料と R_2 ロールの右端を、ケース2では左端をそれぞれ一致させるように初期設定し、 S_x と N との関係を求めた。Fig. 14 に γ を $\gamma_0(=0)$, $\gamma_0+0.21$ 度, $\gamma_0+0.42$ 度に変化させた時の N と S_x との関係を示す。 $\gamma=0$ で完全に左右対称の条件が満足されていれば、ケース1, 2の S_x - N 関係は一致するはずのものである。 $\gamma=\gamma_0$ がこの条件に近い。 γ を増大させるとケース1, 2の S_x の差は大きくなり、材料は R_2, R_5 ロールの軸角度が開いている方向に移動しやすい。しかし $N=400$ 以上になると R_2 ロールによる蛇行矯正力と、 R_5 ロールの設定不良($\gamma \neq 0$)による蛇行促進力とが釣り合い S_x は一

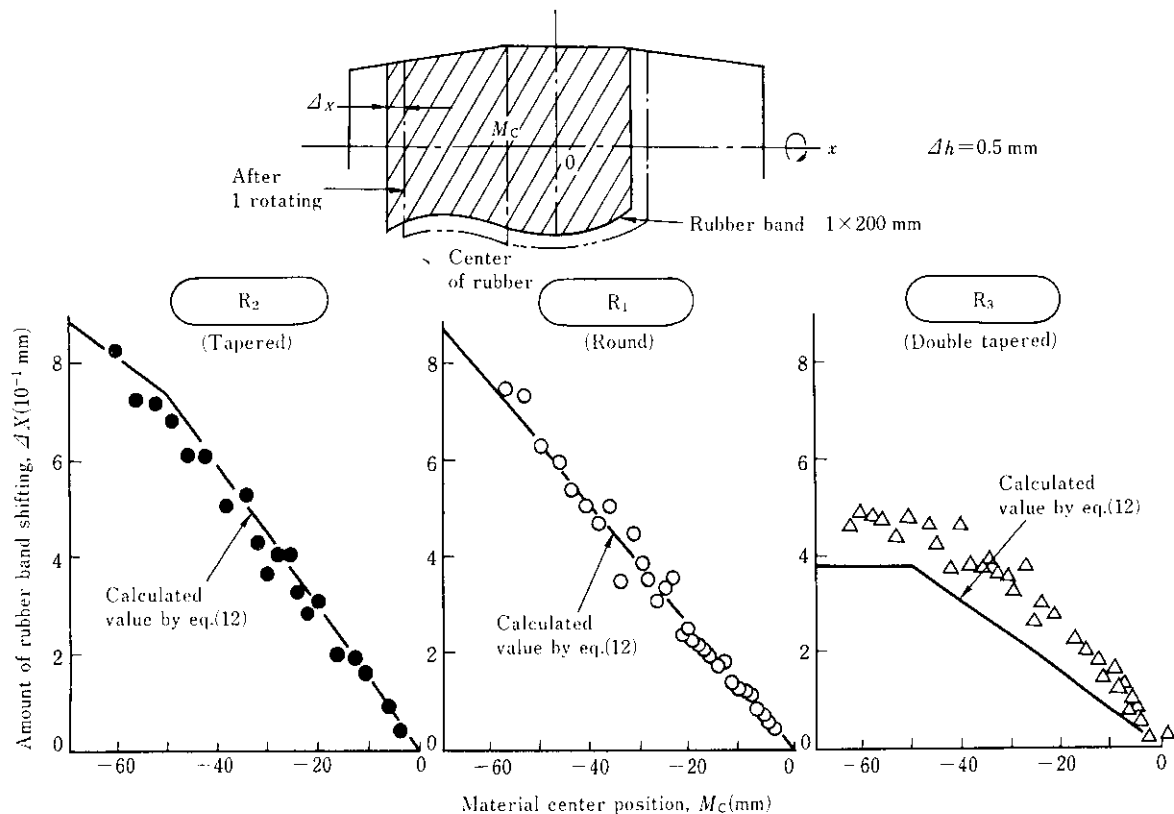


Fig. 12 Amount of rubber band shifting per one roll rotation according to position settled

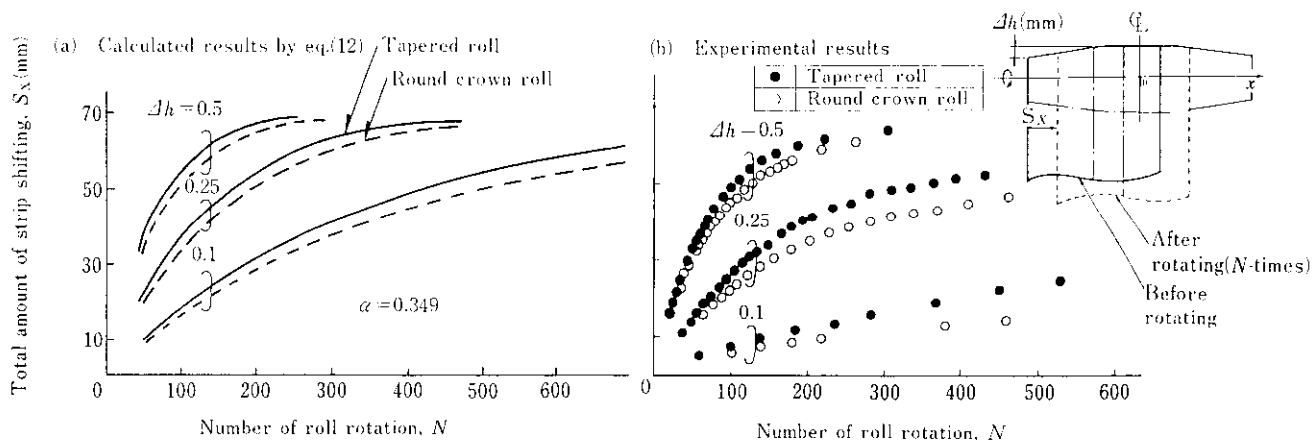


Fig. 13 Relations between number of roll rotation, N , and total amount of strip shifting, S_x

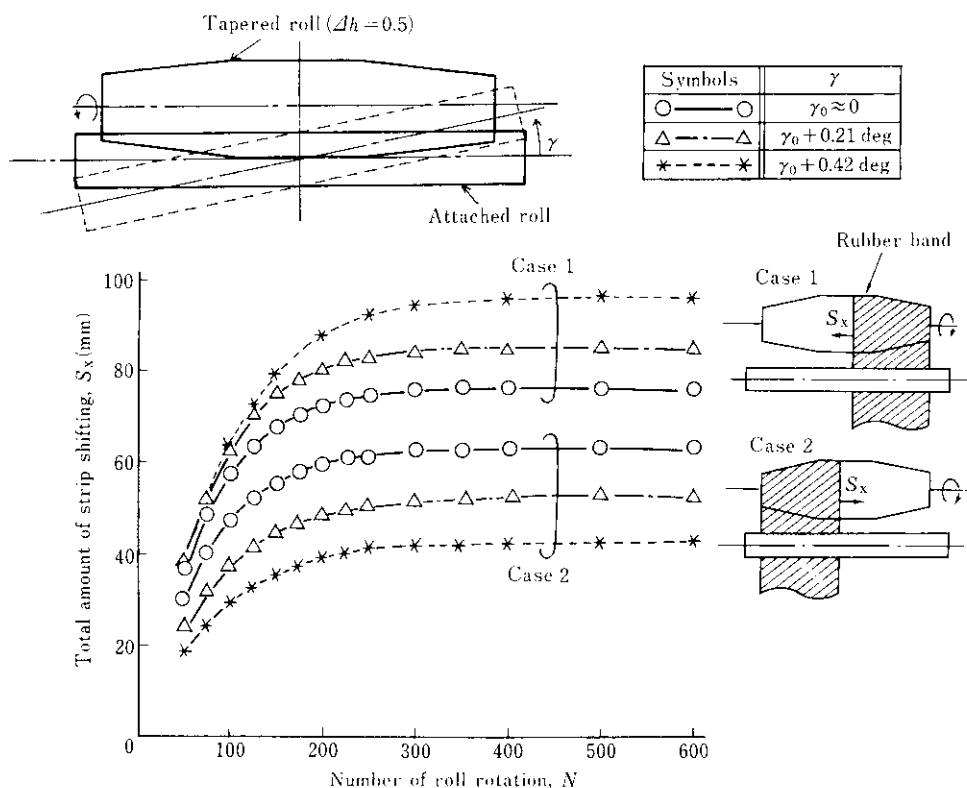


Fig. 14 Effect of attached roll on snaking control ability of hearth roll

定となる。材料とロールの幅中心が一致する時の S_x は本実験では 70 mm であり、 $S_x = 70 \text{ mm}$ からの偏差 (ΔS_x) がロール中心からの変位を表す。ケース 1, 2 と同 γ においては、 S_x が飽和した時の材料位置は等しく、中心からの変位量も ΔS_x で表される。Fig. 14 から $\Delta h = 0.5 \text{ mm}$ のロール R_2 の場合 ΔS_x はほぼ $10 \text{ mm}/0.21 \text{ deg}$ となる。つまりロール R_3 を設置する場合、ハースロールとの平行度を厳しく管理する必要がある。平行度が十分満足されれば、Fig. 13 の $\Delta h = 0.5 \text{ mm}$ の場合と、Fig. 14 の $\gamma_0 \approx 0$ との比較でもわかるように、 R_3 ロールはハースロールの蛇行矯正機能を阻害する心配はない。

6 結 論

連続焼鈍炉内の加熱帯、均熱帯で発生するストリップのヒー

トバックル及び蛇行を制御することを目的に、アルミ箔と帯状ゴムを用いたモデル実験、FEM 等による理論解析及び実機での確認実験を行い以下の結果が得られた。

- (1) ハースロールのクラウンによりストリップにかかる張力が不均一となり、これが誘因となって材料面内に生じる圧縮応力 σ_2 がヒートバックルの原因である。
- (2) 材料の張力がある限界値 (T_{cr}) 以上になると座屈が発生する。 T_{cr} はロールクラウン量、テーパ量 (T_a)、材料幅 (B) が大きいほど、板厚 (t)、材料降伏強度、テーパロールのフラット部幅 (H) が小さいほど小さくなりヒートバックルが発生しやすい。
- (3) 理論及び実験から T_{cr} を決める計算式として

$$T_{cr} = K \frac{Et^2 R}{(B-H)^3 T_a} \cdot \frac{dT}{d\sigma_2} \text{ を導出した。}$$

- (4) ロールプロフィールは T_{cr} に大きな影響を与える。ラウンドクラウンよりテーバクラウンの方が、またテーバ肩部に丸味を付与する、あるいは2段テーバにした方がヒートバックルが発生しにくい。
- (5) ハースロールの直近に補助円筒ロールをつけストリップを平坦化することにより、 T_{cr} は大幅に向上する。

- (6) ロール形状およびストリップの載置位置により定まる蛇行特性を表す式を提案した。

$$\Delta x = \alpha \cdot 2\pi R \frac{1}{B} \int_{x_0}^{x_1} \theta dx$$

この式によりハースロールプロフィールによる蛇行制御能力が定量的に評価できる。

参 考 文 献

- 1) 比良, 阿部, 佐々木, 柳島, 下山, 太田, 田原: 鉄と鋼, **69** (1983) 13, S1154
- 2) 福島: 第88回西山記念技術講座, (1983), 137
- 3) 的場, 青木: 第32回塑性加工連合講演会論文集, (1981), 579
- 4) 山田: 「塑性粘弾性」(1972), 180 [培風館]
- 5) 作井, 酒井: 日本金属学会誌, **40** (1976), 263
- 6) C. W. Andrews: Metal Progress, **7** (1950), 85
- 7) チモシェンコ: 「座屈理論」(1965) [コロナ社]
- 8) C. R. C. JAPAN: Hand book of structural stability (1971) [CORONA]
- 9) F. Yanagishima, Y. Shimoyama, M. Suzuki, H. Sunami, T. Haga, Y. Ida and T. Irie: Kawasaki Steel Giho, **13** (1981) 2, 1
- 10) 例えば稲田: 「機構学」(朝倉書店)