

連続焼鈍におけるロール冷却時の ストリップ形状不良の考察

© 1988 ISIJ

//////////

論文

//////////

吉原 直武*・福田 脩三*²・上野 康*

Study on Heat Buckling and Shape Problems during Roller Quenching in the Continuous Annealing Line

Naotake YOSHIHARA, Shuzo FUKUDA and Yasushi UENO

Synopsis:

In the operation of continuous annealing lines for thin strips, one of the main problems is to ensure a good flatness especially during roller quenching.

This paper deals with the heat buckling of strip during roller quenching and the pinch defect, namely, folding up of the buckled portion on the roller.

The theoretical analysis on those phenomena is carried out. It allows clarification of those mechanisms, factors and countermeasures.

The pinch index is presented, quantitatively showing the influence of various factors on pinch defects. This index gives the prediction for shape defects in actual operation, and is useful for its prevention and the design of the roller quenching system in the continuous annealing line.

Key words: heat treatment; heat buckling; thermal stress; steel; strip; annealing; roller quench; shape problem.

1. 緒 言

各種の急冷方式を用いた冷延鋼板製造の連続焼鈍設備の中で、ロール冷却方式は省エネルギー、設備コンパクト化の点で優れ、かつ酸洗不要という多くの長所を有する。ストリップは内部を水冷されたロールに接触して冷却され、冷却速度¹⁾は100~400°C/sと大きく、かつロールへのストリップの接触長さを変えることにより冷却停止温度の制御も容易に行われる。

実ラインの操業において板の平坦形状の維持は重要であり、加熱炉や均熱炉で発生する板幅方向の座屈に関する研究^{2)~4)}が今までに行われ、ロール形状の座屈への影響が明らかにされている。これらはライン方向の温度勾配を無視し得る条件下でのロール形状に起因する不均一張力による座屈の研究である。これらの著者はヒートバックルと称し、高温下の板の座屈現象を扱っているが、熱応力による座屈はほとんど検討していない。

一方、ロール冷却方式の連続焼鈍ラインの場合、特にロール冷却帯において形状不良の発生頻度が高いという難点がある。形状不良の主たる原因はライン方向の板の

温度勾配から生ずる熱応力による座屈であると考えた。本論文では、ロール形状に起因する不均一張力は考えず、全くのフラットロールを前提とし、熱応力による座屈および座屈波形が成長して折りたたみ込まれて縦じわになる形状不良(以後、絞りと呼ぶ)に関して検討を行った。そして、絞り発生の危険度を表す指標を導入し、これを用いて実ラインにおいて形状不良を生ぜしめない設備上および操業上の条件を整理、明確化した。

2. 形状不良の発生メカニズム

ストリップを急冷した時の熱変形を調べるため、有限要素法による熱座屈解析を行った。Fig. 1に示すようにロール接触部の冷却速度の大きい条件では、たとえ板幅方向温度分布が完全に均一であつてもライン方向に急激な温度勾配が存在する場合、急冷開始点付近に大きな座屈波形が生ずる。

その理由を次に述べる。

急冷帯ではストリップのすべての部位でライン方向の収縮と共に幅方向の収縮が起こる。幅中心では単にライン方向収縮によるライン方向変位だけしか生じないが、

昭和62年1月26日受付 (Received Jan. 26, 1987)

* 日本鋼管(株)中央研究所 (Advanced Technology Research Center, Nippon Kokan K. K., 1-1 Minamiwatarida-cho Kawasaki-ku Kawasaki 210)

*2 日本鋼管(株)中央研究所 (現:日本鋼管(株)研究総務部) (Advanced Technology Research Center, Now Research Administration Dept., Nippon Kokan K. K.)

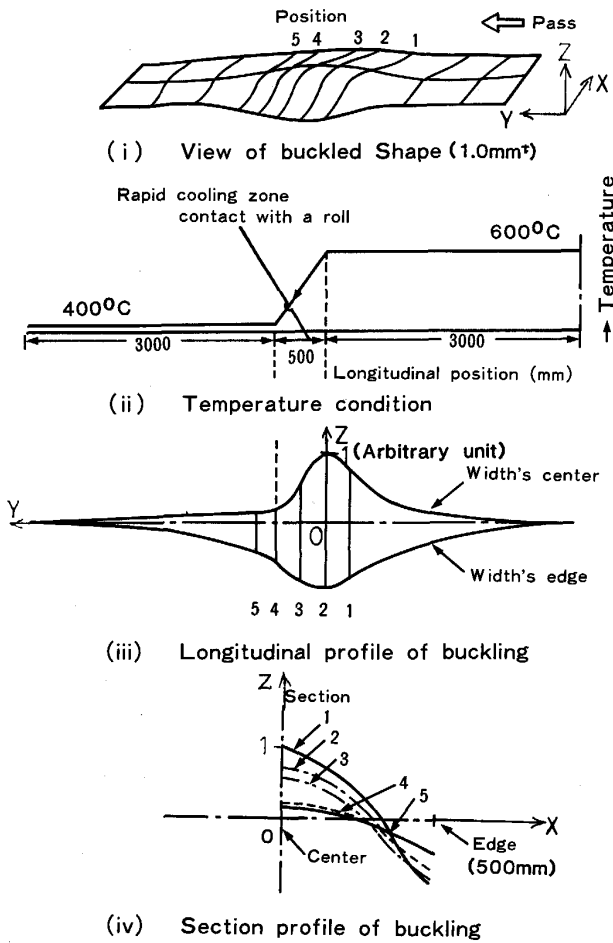


Fig. 1. Calculation results on thermal buckling by finite element method.

一方幅端部ではライン方向変位のほかに幅中心方向に他の部位にくらべて最も大きく変位する。従つて、急冷帯における幅エッジ部の幅中心線に平行なライン方向長さは相対的に最も短くなるので、いわば幅端部ほど短くなる細長い短冊を幅方向につないでストリップを構成したような応力状態、すなわち急冷帯の幅中心付近に圧縮が発生する状態となる。この圧縮により座屈が起こるのである。

ロール冷却時に板形状が悪くなるのは、板が急冷されることにより必然的に発生する熱応力によつて座屈するからである。熱応力のうちで圧縮成分が大きくなると Fig. 1(i) のような座屈波形が生じ、この座屈波形が成長してさらに大きくなると水冷ロール通過時に折りたたみ込まれる現象、つまり絞りが発生し、板の破断に達することさえある。

3. ロール冷却時に生ずる熱応力

ストリップ急冷時に生ずる熱応力による座屈の原因である圧縮応力の要因を調べるため、有限要素法による平

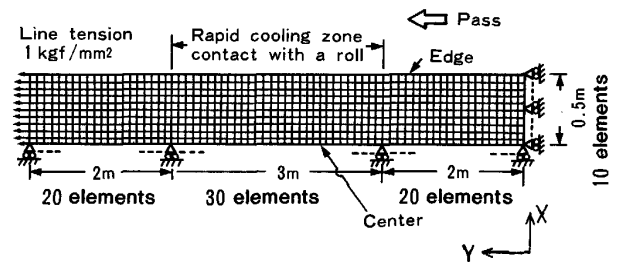


Fig. 2. Mesh and mechanical conditions.

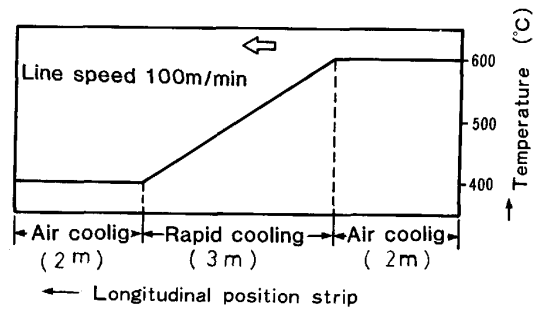


Fig. 3. Condition of temperature distribution.

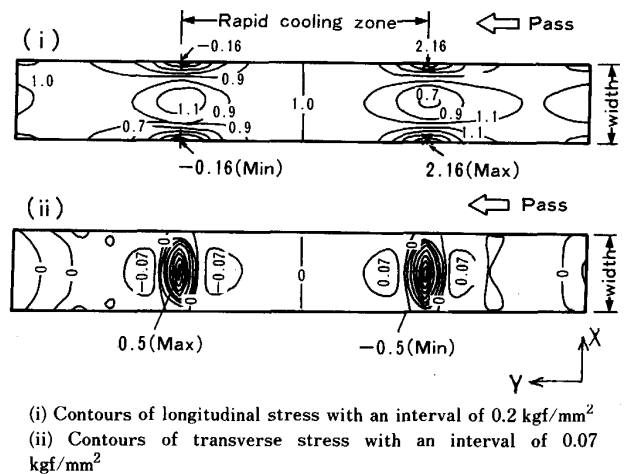


Fig. 4. Stress distribution of strip during roller quenching.

面熱弾性応力解析を行った。材料のヤング率とポアソン比はそれぞれ $21\,000\text{ kgf/mm}^2$, 0.3 とし、温度依存性は考慮しなかつた。

3.1 熱応力による座屈の危険部位

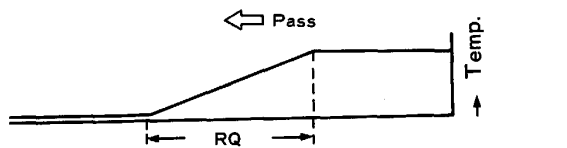
Fig. 2 は有限要素法解析に用いる要素分割、拘束条件、外力条件を示す。板のライン方向には平均張力 1 kgf/mm^2 が加えられている。対称条件により板幅の半分を計算対象として、初期温度 600°C から Fig. 3 に示す温度分布まで冷却される場合の熱応力を計算した。

Fig. 4 は面内応力分布の計算結果を示す。ライン方向応力は急冷帯の開始と終了部を除くと外力による平均張力 1 kgf/mm^2 に等しく、急冷開始部の板幅中心では平均張力(ライン張力)より低下し、急冷開始部の板幅

端部では平均張力より増加している。また、急冷終了部の板幅中心では平均張力より増加し、急冷終了部の板幅端部では平均張力より低下する。すなわち、熱応力は急冷帯の始まりと終わりの部分にのみ発生し、その値は互いに逆符号になる。

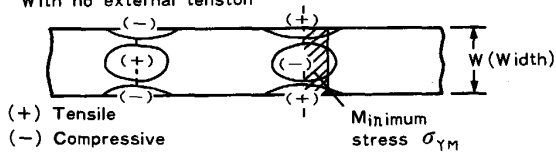
板幅方向応力は急冷開始部と終了部のみに発生し、急冷開始部で板幅中心に行くほど大きな圧縮応力が生じ、急冷終了部では逆に板幅中心に行くほど大きな引張応力が生ずる。

Fig. 4 はストリップ急冷時の熱応力状態を示しているが、ライン張力が零の場合を模式的に示すと Fig. 5 のようになる。座屈危険部は圧縮応力(マイナスの応力)の発生している所である。ロール冷却(RQ)開始部および終了部に圧縮応力が存在する。RQ 終了部では圧縮応力が小さな領域に発生しているが、それにくらべると RQ 開始の幅中央部では圧縮応力が大きな領域に発生し

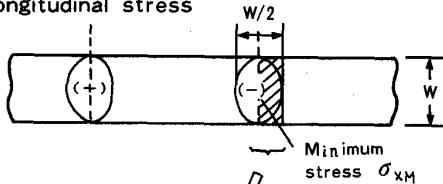


(i) Temperature change in the longitudinal direction

With no external tension

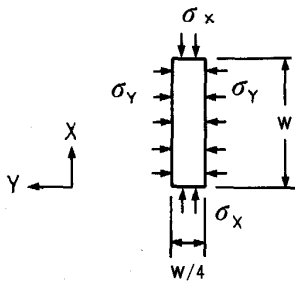


(ii) Longitudinal stress



(iii) Transverse stress

(Simplifying)



(iv) Simplified stress state at the start of Roller Quench(RQ)

Fig. 5. Simplified biaxial stress state of the dangerous part of buckling.

ており、しかも直交する2方向(X, Y方向)から圧縮を受けている状態なので、この部位の座屈の発生する危険度は最も高いと考えられる。Fig. 1 に示した座屈波形の山の頂点の位置にちょうど対応している。

また、絞りとは縦じわ形状を示すことから、幅方向の圧縮による座屈が最も大きな原因と考え、Fig. 5(iii)の圧縮応力の部位に注目する。この部位の左半分は水冷ロールに巻きついていて、およそ0.5 mの曲率半径を有するので平坦な状態にくらべて臨界座屈応力ははるかに大きくなる⁵⁾。一方、斜線で示す右半分の部位は水冷ロールに巻きついておらず、平坦であるので座屈しやすい。従つて、この斜線部位の臨界座屈応力を以下で検討する。実際には、この部位の熱応力はある分布を有しているが、一様な2軸応力場に近似して議論することにする。RQ 開始部における幅方向およびライン方向の最小応力をそれぞれ σ_{XM} , σ_{YM} とする。一様応力は幅方向およびライン方向にそれぞれ σ_X , σ_Y と呼ぶことにする。この一様応力 σ_X , σ_Y と σ_{XM} , σ_{YM} の関係を次に求める。Fig. 5(ii)の斜線部では幅端部の小さな領域の引張(+) 応力を無視すると、圧縮(-) 応力はほぼライン方向に一定で幅中心から端に行くほど零に近づくで見させるので平均として $\sigma_Y = \frac{1}{2} \sigma_{YM}$ が得られる。一方、Fig. 5(iii)の斜線部では圧縮応力の絶対値は RQ 開始部の幅中心が最も大きく、ライン方向および幅方向のいずれに行くに従つて零になるので平均として $\sigma_X = \frac{1}{4} \sigma_{XM}$ となる。

3.2 座屈を支配する熱応力の要因

(1) 熱応力は板のライン方向温度勾配が大きいほど大

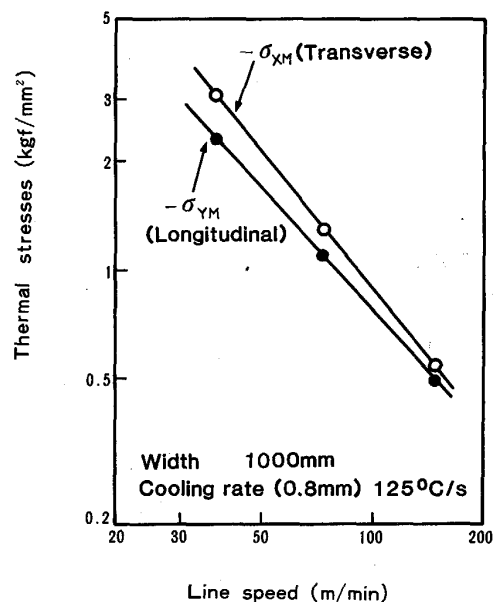


Fig. 6. Relationship between line speed and thermal compressive stress.

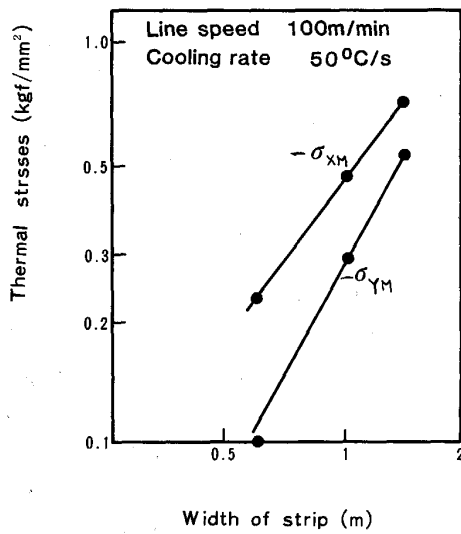


Fig. 7. Relationship between strip width and thermal compressive stress.

きくなるので、冷却速度が大きいほど、また、ライン速度が小さいほど熱応力は増加する。つまり、冷却速度を大きくすることとライン速度を小さくすることは熱応力に対して同様の効果を与える。

Fig. 6 はライン速度と熱応力 σ_{XM} , σ_{YM} との関係を両対数で示す。熱応力はライン速度にほぼ反比例する。

(2) Fig. 7 はストリップ幅と熱応力 σ_{XM} , σ_{YM} との関係を両対数で示す。熱応力はストリップ幅にほぼ比例して増加する。

4. ストリップの座屈特性

ストリップ急冷時の座屈危険部の熱応力状態を Fig. 5 のように一様な 2 軸応力場に近似し、この 2 軸応力場における板の座屈特性を調べることにする。

4.1 2 軸応力場の座屈特性⁵⁾

2 軸応力場の臨界座屈応力と発生する応力の比を計算し、この値により 2 軸応力場の座屈発生危険度を定量的に表現する。この値を座屈指標 BI (Buckling Index) と呼ぶことにする。Fig. 8 に BI を求める計算手順を示す。

1) まず、3 節で述べたように Fig. 5 に示す熱応力 σ_{XM} , σ_{YM} を有限要素法による計算から求める。

熱応力の要因としてロール冷却帯のストリップのライン方向温度勾配 S (°C/m) およびストリップ幅 W が考えられる。 S と W が独立に影響を及ぼすものと見なすと 3.2 節の Fig. 6 と Fig. 7 に示した関係より、熱応力は次式で表すことができる。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{XM} &= C_1 \cdot S^{1.3} \cdot W^{1.4} \\ \sigma_{YM} &= C_2 \cdot S^{1.1} \cdot W^{1.8} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (1)$$

ここで温度勾配 S は次式で示される。

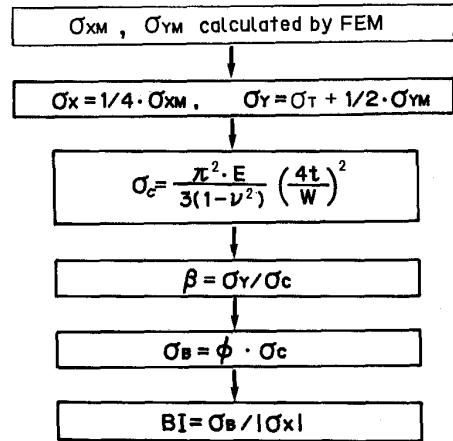


Fig. 8. Calculation flow of buckling index.

$$S = K_1 \cdot \left(\frac{\alpha}{t \cdot V} \right) \dots\dots\dots (2)$$

ここで K_1 : 定数

α : ロール冷却の総括熱貫流率 (kcal/m²·h·°C)

V : 通板速度 (m/min)

C_1, C_2 は定数である。

(1) 式の変数 S と W の範囲はそれぞれ 50 ~ 200°C/m および 0.6 ~ 1.4 m であり、この条件下で(1)式が有効である。しかし、 S と W の範囲をさらに拡張して(1)式を今後用いることにする。

2) 座屈発生危険部位の応力状態を一様な 2 軸応力場に近似する。その 2 軸応力を σ_X と σ_Y とする。

3) 熱応力以外に外部からライン張力 σ_T が加わっているため、合計したライン方向応力を $(\sigma_Y + \sigma_T)$ と置き換える。

4) 単軸圧縮による臨界座屈応力 σ_c を求める。

板厚 t の長方形板の周辺が単純支持され、辺の長さ $W/4$ に一様な圧縮を一方向に受ける時の臨界座屈応力は

$$\sigma_c = \frac{\pi^2 \cdot E}{3(1-\nu^2)} \cdot \left(\frac{4t}{W} \right)^2$$

ここで E : ヤング率, ν : ポアソン比である。

5) σ_Y と σ_c の比を β とおく。

6) 2 軸応力場を代表するものとして板幅方向応力を用いると、この 2 軸応力場の臨界座屈応力 σ_B を β の関数 ϕ と σ_c の積で表す。 ϕ は次のようにして求める。

一様な 2 軸面内応力 $\bar{\sigma}_X, \bar{\sigma}_Y$ が X, Y 方向に作用する厚さ t の長方形板の面に垂直な方向のたわみの方程式を、周辺単純支持の条件で解くと次式が得られる。

$$\bar{\sigma}_X \left(\frac{m\pi}{a} \right)^2 + \bar{\sigma}_Y \left(\frac{n\pi}{b} \right)^2 = \frac{D}{t} \left[\left(\frac{m\pi}{a} \right)^2 + \left(\frac{n\pi}{b} \right)^2 \right]^2 \dots\dots\dots (3)$$

ここで $D = E / (1 - \nu^2) \cdot t^3 / 12$

a, b は長方形の x, y 方向の辺の長さ.

m, n は整数であり、座屈モードの次数.

$b/a = 4$ であるので (3) 式は次のように書き直せる.

$$\frac{|\bar{\sigma}_x|}{\sigma_c} = \frac{D\pi^2}{t} \left[1 + \left(\frac{n}{4m} \right)^2 \right]^2 - \left(\frac{n}{4m} \right)^2 \cdot \beta \quad \dots (4)$$

ϕ はすべての整数 m, n に対する (4) 式の値の中で最小なものである. この ϕ と β の関係を Fig. 9 に示す.

7) σ_B と発生する熱応力 σ_x (絶対値) との比を計算すると BI が次のように求まる.

$$BI = \frac{\sigma_B}{|\sigma_x|} = K_B \cdot \phi \cdot \frac{E}{(1 - \nu^2)} \left(\frac{V}{\alpha} \right)^{1.3} \cdot \frac{t^{3.3}}{W^{3.4}} \dots \dots (5)$$

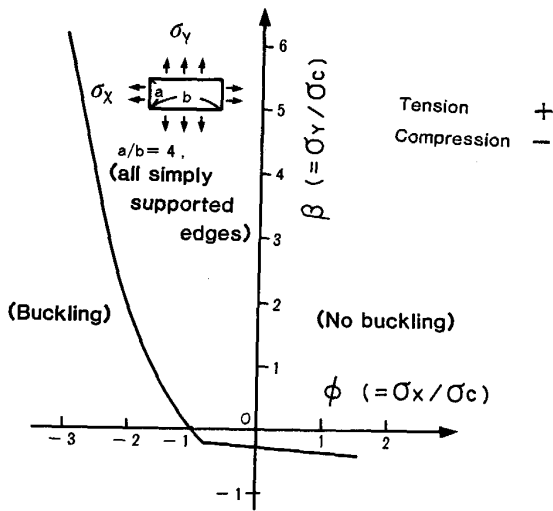


Fig. 9. Critical buckling stress state of a rectangular region in a strip under simplified biaxial stress state.

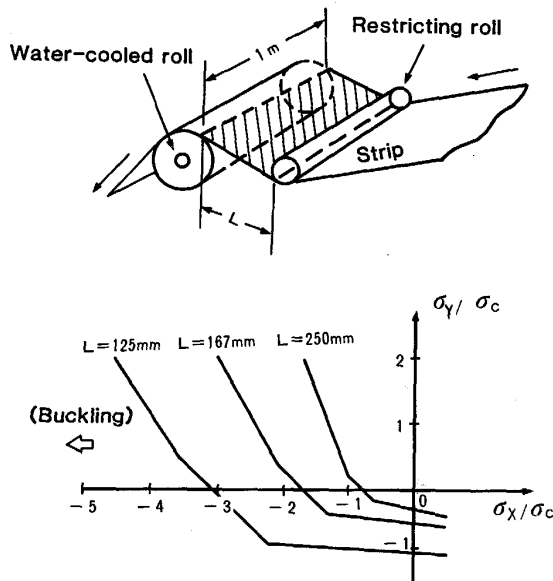


Fig. 10. Effect of the restricting roller on critical buckling stress.

ここで $K_B = 0.19$

4.2 座屈防止の押さえロール効果

Fig. 10 に示すように押さえロールを水冷ロールのストリップ入側に配置すると、押さえロールと水冷ロールの間で面外変位できる部分が斜線部に制限される. この長方形の寸法比 W/L が大きくなるほど臨界座屈応力は大きくなる. 座屈の発生する危険部は水冷ロールの手前 $W/4$ の範囲に存在するので L を $W/4$ より小さくすると押さえロールと水冷ロールの間の部分では臨界座屈応力が大きくなるが、水冷ロールと反対側 (入側) の座屈危険部の領域が大きくなり、臨界座屈応力が小さくなっていく. そして押さえロールを水冷ロールして $L < W/8$ に近づけると押さえロールの手前の方が座屈しやすくなる. 従つて押さえロールの位置としては $L \cong W/8$ が最適値と思われる.

5. 絞り指標

5.1 絞り指標の導出

ストリップのロール冷却時の形状は操業条件によつて Table 1 のように変化すると考える. すなわち、平面応力解析から求まる座屈発生の危険部位の圧縮応力 σ_x が臨界座屈応力 σ_B になると座屈し、軽度のふくらみ状を呈する. そして、さらにこの部位の圧縮応力 σ_x が σ_B を超えて絞り発生限界応力 (以後この限界応力を σ_p とする) に達すると「絞り」が生ずると考える. σ_p を定量的に求めるため次の仮定を置く.

- (1) 座屈波形は板幅方向に正弦波であり、ライン方向には変化していない.
- (2) 板面外への変形がないとして計算した面内圧縮応力 σ_x が σ_B より大きければ実際には座屈してしまうの

Table 1. Changes of strip shape during roller quenching in the continuous annealing line.

| Condition | Shape of strip | |
|-------------------|----------------|-------------|
| | Strip | A-A Section |
| Flat | | |
| A little buckling | | |
| Pinch | | |

で、 σ_B の面内圧縮応力までしか維持できない。従つて、 σ_B の大きさの面内圧縮応力を維持したまま

$$|\sigma_x - \sigma_B| / E$$

に相当する伸び歪み余剰長さ分だけ面外へ変位する。

以上の仮定により

$$\sigma_A = \sigma_x - \sigma_B \dots\dots\dots (6)$$

とおくと、正弦波の急峻度と伸び歪みの関係から

$$\sigma_A / E = \left(\frac{\pi}{2} \cdot \frac{h}{W/2} \right)^2 \dots\dots\dots (7)$$

ここで h は波の高さ。

が成り立つ。

Fig. 11 に示す座屈波形がその形状を保つまま水冷ロールを通過できないほど成長した時、Fig. 12 のような「絞り」形状になると仮定する。この絞り発生条件は、ストリップの水冷ロール通過時の座屈した凸部の曲げ曲げ戻しの弾性歪みエネルギー J_1 が絞り形状の完全塑性曲げエネルギー J_2 より大きくなると絞るといふことである。 J_1 および J_2 は次のようにして求めることができる。絞り発生前の座屈波を Fig. 11 に示す断面形状を持つ梁と見なして、水冷ロール接触部 θ_c にて曲げ半径 R に曲げ曲げ戻しを受けると考えると

$$J_1 = 2 \cdot \frac{E \cdot I}{R} \cdot \theta_c \dots\dots\dots (8)$$

となる。ここで I は Fig. 11 に示す高さ h の正弦波の断面 2 次モーメントである。

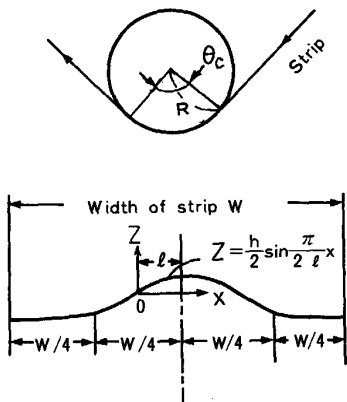


Fig. 11. Shape of buckling.

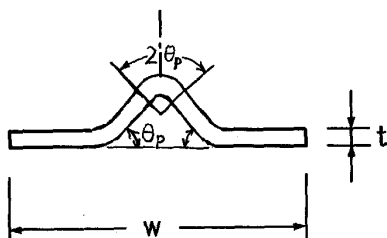


Fig. 12. Shape of pinched strip.

$$I = 4 \int_0^l t \left(\frac{h}{2} \right)^2 \sin^2 \left(\frac{\pi}{2lx} \right) \cdot dx \quad (l = W/8)$$

$$= \frac{t \cdot W}{16} h^2$$

より

$$J_1 = \frac{tWE}{8R} \cdot h^2 \cdot \theta_c \dots\dots\dots (9)$$

絞り発生時には水冷ロール接触部のストリップが Fig. 11 から Fig. 12 のような横断面形状に塑性曲げを受け、ライン方向に正弦波的に Fig. 12 の θ_p が $0 \sim \pi/4$ に周期的に変化すると考えると、SIEBEL の方法により⁶⁾

$$J_2 = 4 \cdot \left(\frac{1}{4} t^2 \cdot \sigma_e \right) \frac{\pi}{4} \left(\frac{\int_0^{\pi/2} \sin^2 \theta \cdot d\theta}{\pi/2} \right) \dots\dots (10)$$

$$= \frac{1}{2} t^2 \cdot \sigma_e \cdot \theta_c$$

ここで σ_e : ストリップの降伏応力。

従つて、絞りの条件 $J_1 = J_2$ に(9)式と(10)式を代入すると、

$$h^2 = \frac{4 \cdot \sigma_e \cdot t \cdot R}{E} \cdot \frac{W}{W} \dots\dots\dots (11)$$

が得られる。

(11)式を(7)式に代入することにより、絞り発生時の応力 $\sigma_A = \sigma_A^*$ とすれば、 σ_A^* は次のようになる。

$$\sigma_A^* = 4\pi^2 \sigma_e t R^2 / W^3 \dots\dots\dots (12)$$

ストリップに発生する応力 σ_x が $(\sigma_A^* + \sigma_B)$ よりも大きくなると絞りが発生すると考えられる。

次に、絞り発生応力 σ_p および絞り指標 (Pinch Index = PI) を次のように定義する。

$$\sigma_p = \sigma_A^* + \sigma_B \dots\dots\dots (13)$$

$$PI = \frac{\sigma_p}{|\sigma_x|} \dots\dots\dots (14)$$

PI は絞り発生危険度を表し、1 より小さくなると極めて絞り発生危険が高くなることを意味する。(14)式に(13)式を代入し、さらに(12)式および(1)式を用いて整理すると、

$$PI = \left(\frac{V}{\alpha} \right)^{1.3} \left\{ K_A \cdot \sigma_e \cdot R^2 \frac{t^{2.3}}{W^{4.4}} + K_B \cdot \phi \cdot \frac{E}{(1-\nu^2)} \frac{t^{3.3}}{W^{3.4}} \right\} \dots\dots\dots (15)$$

ここで $K_A = 0.90$ $K_B = 0.19$

5.2 絞りの要因

(15)式に基づいて絞りの要因の影響を検討する。ライン速度が大きく、ロール冷却の総括熱貫流率が小さく、ライン張力が大きいほど絞りにくい。また、ストリップ寸法として板幅が小さく、板厚が大きいほど絞りにくい。一方、水冷ロールの半径とストリップの降伏応力は BI

Table 2. Equivalent change of factors on the pinch index (From the standard condition).

| Factor | | Equivalence |
|--------------------------------------|--------------------------------------|-------------|
| Thickness | t (mm) | 0.1 |
| Width | W (m) | -0.1 |
| Overall coefficient of heat transfer | α (kcal/m ² ·h·°C) | -300 |
| Line speed | V (m/min) | 20 |
| Line tension | σ_T (kgf/mm ²) | 0.8 |
| Roll diameter | R (m) | 0.4 |
| Yield stress | σ_e (kgf/mm ²) | 30 |

The standard condition : $t=0.8$ mm, $W=1$ m,
 $\alpha=1400$ kcal/m²·h·°C, $V=105$ m/min, $\sigma_T=1$ kgf/mm²,
 $R=0.4$ m, $\sigma_e=10$ kgf/mm²

には影響を及ぼさないが、 PI への影響があり、これら
 が大きいほど PI は大きくなって絞りにくい。種々の絞
 り要因の影響度を Table 2 に示す。この表では表の下
 部に示す基準条件付近では例えば板厚を 0.1 mm 増加す
 ることは板幅を 0.1 m 減少させるのと絞り発生の危険
 度の観点では等しいことを示している。

6. 実ラインの絞り対策への応用

Fig. 13 中に示す二つの代表的な実ライン A および B
 の絞りに関する設備、操業データを用いて(15)式から求
 まる PI と実機での絞り有無との比較を行う。(15)式の
 係数 K_A, K_B を以前に示した値より小さく、それぞれ
 0.15, 0.032 とすれば(15)式の $PI=1$ を満たす板厚と板
 幅の関係の線(計算上の絞り発生限界線)は二つの実ラ
 イン A, B の絞り発生限界を良く表現している。以後、
 (15)式の K_A, K_B はこれらの値を使用する。係数 $K_A,$
 K_B の値は 4, 5 章で解析的に導いたものよりも実際には
 小さくなっており、仮定した解析モデルよりもつと座屈
 部分の周辺の拘束が緩やかであり、絞り形状の塑性曲げ
 歪みエネルギーがより小さくなっていると考えられる。

実ラインの操業では板厚が小さいほど、また板幅が大
 きいほど絞り発生頻度が高いという経験がある。このこ
 とから、ある設備、操業条件に対して(15)式の $PI=1$
 から求まる絞り発生限界内にストリップ寸法を制限する
 必要がある。

(15)式から、ライン速度が大きいほど PI は大きくな
 るので、実ラインにおいて通板速度を上げて操業を行つ
 たところ、非常に大きな絞り防止効果が得られた。以後、
 加熱炉の能力いつばいに通板速度を上げて操業を行つて
 いる。

また、実ラインのライン張力は通常 1 kgf/mm²であ
 ったが、ロール冷却帯の前後に張力付加装置を増設して
 2.5~3 kgf/mm²にライン張力を高めることにより大き
 な絞り防止効果を得ている。もちろん、水冷ロールはフ
 ラット形状である。

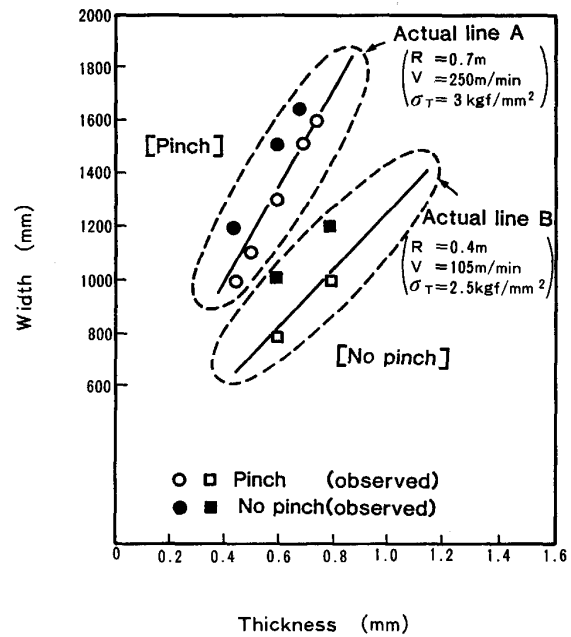


Fig. 13. Condition of strip size for pinch in roller quenching.

実ラインにおいて水冷ロールとして銅ロールを使用し
 た経験がある。銅ロールでは絞りが多発したが、銅ロー
 ルにくらべ 0.5~0.7 倍の総括熱貫流率を有する¹⁾鉄
 ロールに変えたところ、絞り発生頻度が大きく減少した。

このように、5・2 節で述べた絞りの要因の影響度は実
 ラインにおいて確認されている。

これらの知見は、日本鋼管(株)開発の NK-CAL プロ
 セスに全面的に取り入れられており、ストリップ形状を
 良好な平坦度に保つための設備設計および操業上の指針
 として有効に活用されている。

7. 結 言

ストリップのロール冷却時の熱応力による形状不良、
 特に絞りに関して理論解析を行い、絞りのメカニズム、
 要因および対策を考察した。その主な結果を次に示す。

(1)ストリップ急冷時にはたとえ板幅方向に均一に冷
 却されても、ライン方向温度勾配があるため、この部分
 に熱応力が発生する。

(2)急冷開始部の板幅中央が最も座屈危険の大きな応
 力状態になって、この部位に座屈が起こる。

(3)この座屈波形が成長し、その形状のままロールを
 通過できなくなると、折りたたまれた縦じわ形状の「絞
 り」に至る。

(4)ストリップ寸法として板厚が大きく、板幅の小さ
 いほど絞りにくい。

(5)絞りのその他の主要因はライン速度とロール冷却

能力とライン張力である。ライン速度、ライン張力が大きいほど、ロール冷却能力が小さいほど、絞りは発生しにくい。

絞り発生危険部位の平均的な圧縮応力に対する絞り発生限界応力の比として絞り指標 (Pinch Index = PI) を定義した。この PI により絞り発生危険の定量的な評価が可能になり、実ラインの作業上の絞り防止および新しいラインの設備設計に役立つ。

記 号

b : 矩形板の幅寸法 (mm)
 BI : 座屈指標 (Buckling Index)
 E : 板のヤング率 (kgf/mm^2)
 h : 板の座屈波形の高さ (mm)
 K_A : (12)式の定数
 K_B : (5)式の定数
 PI : 絞り指標 (Pinch Index)
 R : 水冷ロールの半径 (m)
 S : ストリップのライン方向温度勾配 ($^{\circ}\text{C/m}$)
 t : 板厚 (mm)
 V : ストリップ走行速度 (m/min)
 W : 板幅 (m)
 α : ロール冷却の総括熱貫流率 ($\text{kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^{\circ}\text{C}$)
 ϕ : 2軸応力場の臨界座屈応力の単軸応力場の臨界座屈

応力に対する比

σ_{XM} : 座屈危険部位の板幅方向の最小熱応力 (kgf/mm^2)
 σ_X : 座屈危険部位の平均的な板幅方向圧縮応力 (kgf/mm^2)
 σ_{YM} : 座屈危険部位のライン方向の最小熱応力 (kgf/mm^2)
 σ_Y : 座屈危険部位の平均的なライン方向応力 (kgf/mm^2)
 σ_B : 2軸応力場における臨界座屈応力 (kgf/mm^2)
 σ_C : 一方向圧縮応力場における幅方向臨界座屈応力 (kgf/mm^2)
 σ_e : 板の降伏応力 (kgf/mm^2)
 σ_P : 絞り発生限界応力 (kgf/mm^2)
 σ_T : 外力負荷の板のライン方向応力 (kgf/mm^2)
 ν : 板のポアソン比

文 献

- 1) S. FUKUDA, N. YOSHIHARA, Y. OHKUBO and S. TAKUSHIMA: Trans. Iron Steel Inst. Jpn., **24** (1984), p. 734
- 2) 佐々木徹, 比良隆明, 阿部英夫, 柳島章也, 下山雄二, 田原紘一: 川崎製鉄技報, **16** (1984), p. 37
- 3) 的場 哲, 阿高松男, 青木 至, 辺見直樹: 鉄と鋼, **71** (1985), S1183
- 4) 的場 哲, 阿高松男: 鉄と鋼, **72** (1986), S1250
- 5) 軽構造の理論とその応用(上) 林 毅編 (1966) [日本科学技術連盟]
- 6) 益田森治, 室田忠雄: 工業塑性力学 (1967) [養賢堂]