

論 文

箔用12段圧延機の形状解析

相 沢 敦*

Analysis of Steel Foil Shape in 12-High Mill

Atsushi Aizawa

Synopsis:

For rolling stainless foils, a mill with small-diameter work rolls has been generally used. The small-diameter work roll easily bends and thus the strip shape tends to worsen. Therefore, the 12-high mill with a high performance for shape control has been developed. In order to select the condition of the work roll and to set up the shape control actuators at the optimum conditions, an analysis model for predicting the shape of cold-rolled stainless foils in the 12-high mill has been developed. From the simulations carried out using this analysis model, it was found that complex waves occurred more easily by using a cemented carbide work roll (Young's modulus 540kN/mm^2) instead of a steel work roll (Young's modulus 210kN/mm^2) because the amount of flattening was less. Based on the simulations of the characteristics of shape control actuators (intermediate roll shift, crown control, backup roll eccentric), it was also found that elongation tended to be large in the vicinity of the strip edge (A) and in the vicinity of 70% from strip center (B) and elongation tended to be small in the vicinity of 50% from strip center (C). The equations estimating the strip shape at the evaluation points A,B,C have been introduced by approximating the characteristics of shape control actuators linearly. A better strip shape was obtained by presetting shape control actuators based on the equations.

1. 緒 言

ステンレス鋼板など硬質材の冷間圧延では、12段圧延機、20段圧延機などの小径ワークロールを有する多段圧延機が使用されている。特に、板厚 0.1mm 以下の箔圧延においては、圧延可能限界板厚、圧延荷重低減などの観点から、ワークロールがより小径となっている。しかし、小径ワークロールによる圧延では、ワークロールの剛性が低いため、ワークロールのたわみ変形の影響が大きく、圧延形状が悪化しやすい。そこで、高性能な形状制御能力を有する12段のステンレス箔用圧延機が開発されている¹⁾。

本圧延機でステンレス箔の圧延を行うにあたり、ワー

クロールの選定や形状制御手段の適正值設定が重要となる。本報告では、12段圧延機の形状解析モデルを構築し、圧延形状に及ぼすワークロール径、材質および各形状制御手段の設定条件の影響を解析した。そして、箔圧延の形状制御特性について明確にし、形状制御手段のプリセット方法について検討したので報告する。

2. 12段圧延機の形状解析モデル

2.1 圧延機の構成と形状制御手段

箔用12段圧延機は、Fig. 1に示すように、上下2本のワークロール、4本の中間ロール、6本のバックアップロールから構成されるリバース式の圧延機である。

*加工技術研究部加工第二研究チーム 主任研究員

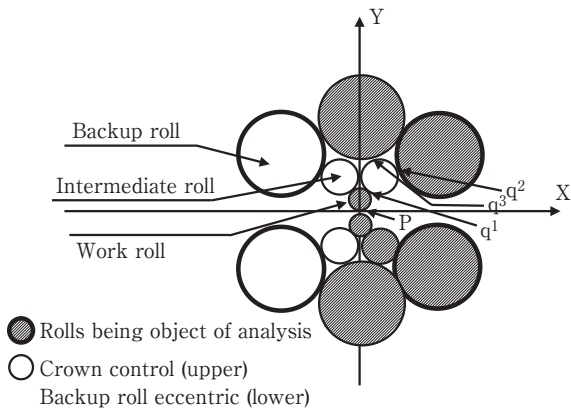
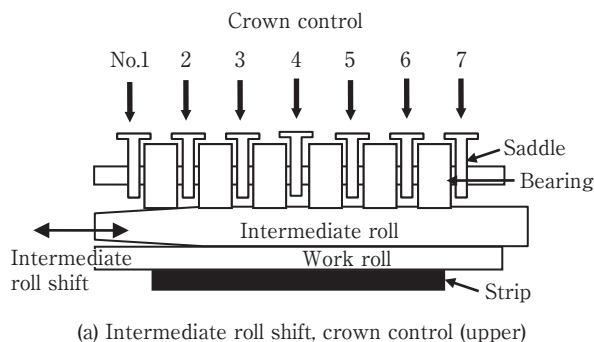


Fig. 1 Schematic arrangement of rolls in 12-highmill.

Fig. 2 に本圧延機の形状制御手段を示す。本圧延機は、形状制御手段として、上下中間ロールシフト装置、上両側バックアップロールのクラウンコントロール装置および下両側バックアップロールの支持ロール偏心装置を具備している。中間ロールシフト装置は、ロールの片側端部にテーパを設け、軸方向に移動させることにより中間ロールとワークロールおよびバックアップロールとの接触荷重分布を変化させるものである。クラウンコントロール装置は、ベアリングとサドルで構成された分割型バックアップロールの7個の各サドルを個別に压下開放し、バックアップロールのたわみを制御するものである。支持ロール偏心装置は、サドル内に偏心量の異なる偏心リングを組み込んで支持ロール軸を回転させることにより、バックアップロール全体のクラウン量(単純な山型および谷型クラウン)を変更するものである。

箔用12段圧延機の形状制御特性を解析するため、上記の形状制御手段(中間ロールシフト、クラウンコントロール、支持ロール偏心)の設定値をインプット条件とし、各形状制御手段の圧延形状に及ぼす影響を考慮した形状解析モデルを構築した。



(a) Intermediate roll shift, crown control (upper)

2.2 計算の仮定条件

- (1) 12段圧延機のロール構成は、前述のFig. 1 に示す X-Y 平面で Y 軸に対して対称な関係にあると仮定し、8本のロール(網掛け部)の弾性変形を計算する。
- (2) バックアップロールは中実なロールと仮定して、軸心たわみの計算を行う。ただし、バックアップロールと中間ロールとの接触荷重分布 q^2 , q^3 は、バックアップロールがベアリング構造であることを考慮して計算する²⁾。
- (3) 平面歪変形を仮定し、材料の板幅方向流れについては考慮しない。

2.3 計算方法

Fig. 3 に形状解析モデルのフローチャートを示す。ロー

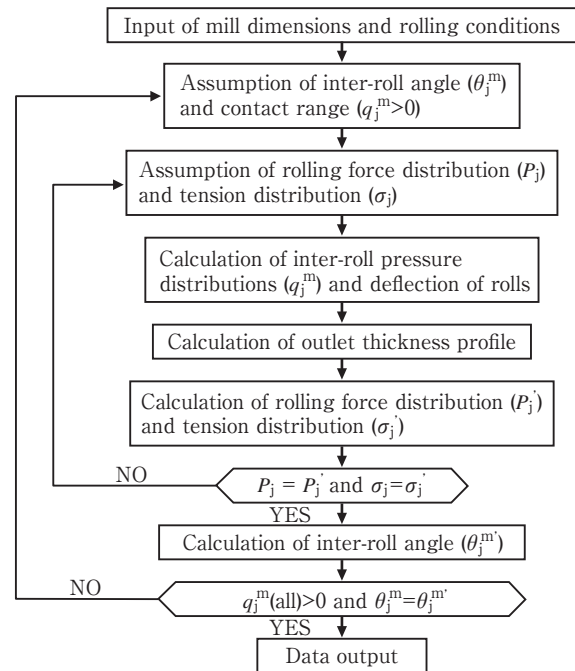
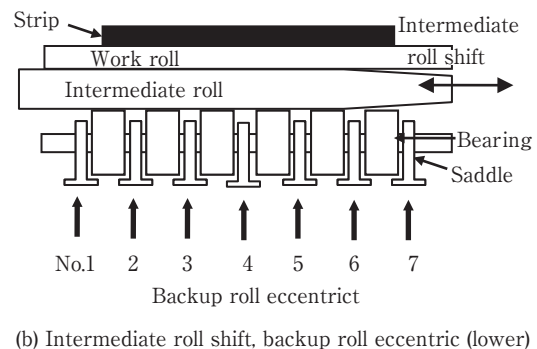


Fig. 3 Flow chart of the analysis model.



(b) Intermediate roll shift, backup roll eccentric (lower)

Fig. 2 Shape control actuators of 12-high mill.

ル弾性変形の計算には、Shohetなどによる分割モデル³⁾を用いる。ロール軸心たわみについては、前述のFig. 1に示すように、ワークロールに作用する圧延荷重分布 P_j およびワークロールからバックアップロールまでに作用するロール間接触荷重分布 q_j^m ($m = 1 \sim 3$) から計算を行なう。

圧延荷重分布 P_j が与えられた場合、Fig. 4のワークロールと中間ロールに作用する力の方向の模式図で示すように、ロールに作用する各方向の力からロール軸心変位

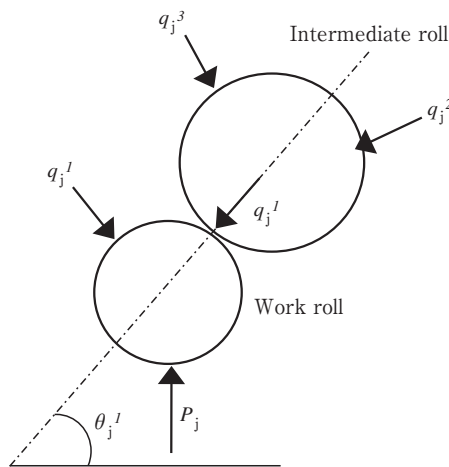


Fig. 4 Load acting on work roll and intermediate roll.

およびロール間接触荷重の計算式をすべてのロールおよびロール間接触部に関して連立させ、荷重およびモーメントの釣り合い条件からロール弾性変形を求める。圧延荷重分布 P_j は、ワークロールの偏平半径を変数として圧延荷重を計算するHillの圧下力関数⁴⁾に基づく圧延荷重式と圧延荷重を変数としてワークロールの偏平半径を計算するHitchcockのワークロール偏平式⁵⁾を連立させて計算する。また、ロール間接触荷重分布 q_j^m の計算には、Föpplによる2円柱の軸心接近量の式⁶⁾を用いる。

2.4 形状解析モデルの実機検証

Table 1の圧延条件で圧延実験を行い、形状解析モデルの精度を検証した。本圧延条件は、形状に対する要求の厳しい製造品種の調質圧延条件(圧下率約2%)に相当する。なお、中間ロールシフト位置は板端からテーバ開始点位置までの距離で定義し、テーバ開始点が板端よりも外側にある場合を正とする。クラウンコントロールの各サドル位置はNo. 4サドルに対する相対位置で定義し、圧下側を正とする。また、支持ロール偏平装置によるクラウン量はバックアップロールの中央部を凸にする

Table 1 Standard rolling conditions

Material	Fe-16Cr-2Ni(HV370)
Strip width/mm	650
Inlet thickness/mm	0.102
Outlet thickness/mm	0.100
Work roll diameter/mm	52
Young's modulus of work roll/kN/mm ²	210
Rolling load/kN	333
Position of intermediate roll/mm	- 30
No.1,7 saddle/ μ m	- 75.0
No.2,6 saddle/ μ m	- 75.0
No.3,5 saddle/ μ m	- 37.5
Crown of lower backup roll/ μ m	0.0

方向(山型)を正とする。

Fig. 5に伸び率差分布の計算値と実測値を比較して示す。なお、実測値はワークサイドとドライブサイドの平均値で整理した。計算値と実測値はともに耳伸びでよく対応しており、12段圧延機の形状制御特性の解析を行ううえで本解析モデルは有効である。

3. 12段圧延機の形状制御特性の解析

3.1 ワークロール条件の影響

Table 1に示した圧延条件を基準として、ワークロール条件(ロール径、ヤング率)を個別に変更して左右対称条件で解析を行い、圧延形状に及ぼす影響を調査した。

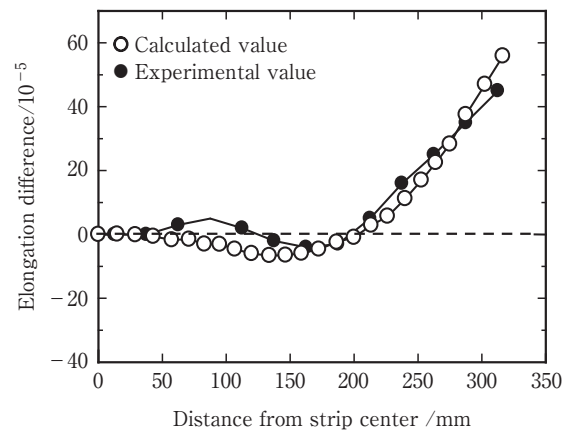


Fig. 5 Comparison between calculated elongation difference and experimental elongation difference.

Fig. 6 に圧延形状に及ぼすワークロール径の影響を示す。ワークロール径を52mmから30mmに小さくすると、耳伸びが低減する。一般的に、ワークロールと板の接触領域はワークロールと中間ロールの接触領域よりも狭いため、ワークロールは板端部に比べて中央部が相対的に開くようにたわみ、耳伸びが生じやすい。そして、圧延荷重が小さくなるほどこの接触領域の差の影響が小さくなり、耳伸びが低減する。Fig. 6 においても、ワークロール径を52mmから30mmに小さくすると、圧延荷重が333kNから190kNへと低減するため、耳伸びが低減する。

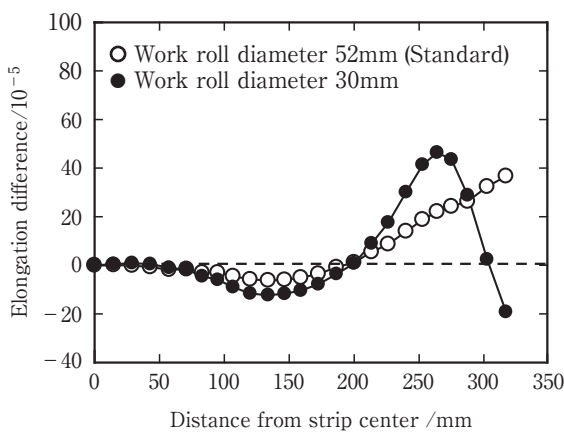


Fig. 6 Effect of work roll diameter on strip shape.

しかし、ワークロールの曲げ剛性が低くなり、Fig. 7 に示すように、ワークロールが2次曲線的にたわむのではなく、高次曲線的にたわみやすくなるため、板幅方向で伸びた領域が複数箇所となる複合伸びが生じやすい。なお、たわみ量は上下ワークロールの和で定義し、板幅中

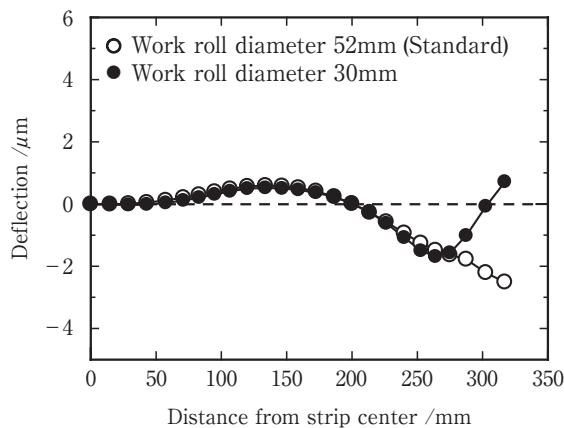


Fig. 7 Effect of work roll diameter on deflection of work roll.

央に対する偏差で表し、ワークロール間ギャップが広がる方向を正とした。本12段圧延機のワークロール径は、52mmと30mmでの切替が可能であるが、ワークロール径52mmの方が、複合伸びが生じにくく、良好な圧延形状が得られやすいと推定される。

Fig. 8 に圧延形状に及ぼすワークロールのヤング率の影響を示す。ヤング率を鋼製ロール相当の210kN/mm²から超硬ロール相当の540kN/mm²に大きくすると、圧延荷重が333kNから171kNへと低減するため、耳伸びが低減する。しかし、複合伸びが生じやすく、板幅方向で最も伸びた位置と最も伸びていない位置との伸び率差が

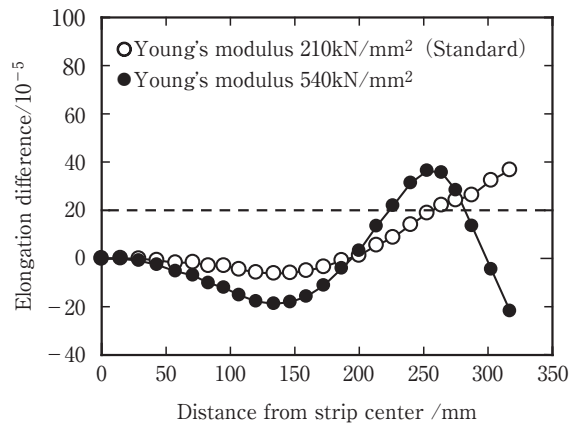


Fig. 8 Effect of Young's modulus of work roll on strip shape.

拡大する。これは、Fig. 9 に示すように、ワークロールのヤング率が大きくなると、ワークロールのたわみ量は減少するが、扁平量も減少し、扁平の減少量がたわみの

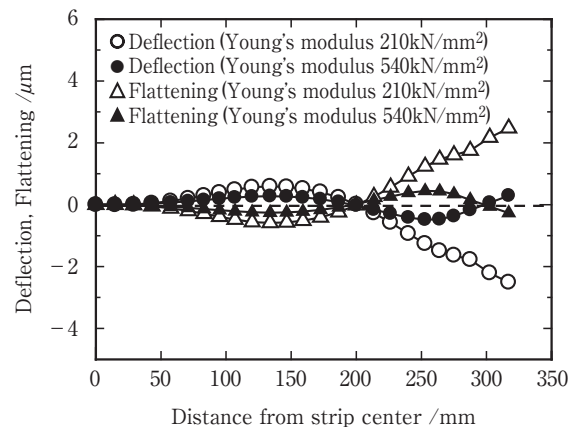


Fig. 9 Effect of Young's modulus of work roll on deflection and flattening of work roll.

減少量を上回るためである。すなわち、ワークロールのたわみ量増減に対する扁平量増減が同一値であれば、たわみによるロールギャップの変化をワークロールの扁平で吸収できるが、扁平の減少量の方が多いため、吸収しきれないことになる。なお、たわみ量、扁平量のいずれも上下ワークロールの和で定義し、板幅中央に対する偏差で表し、ワークロール間ギャップが広がる方向を正とした。

圧延荷重が異なると、ワークロールのたわみ量と扁平量の大小関係に及ぼすワークロールのヤング率の影響を純粋に評価できないことから、次に同一圧延荷重でヤング率の影響を比較した。なお、ヤング率540kN/mm²の場合の材料の変形抵抗を変更し、ヤング率210kN/mm²の場合と同一の圧延荷重333kNで解析した。Fig.10にワークロールのたわみ量および扁平量に及ぼすヤング率の影響を示す。ヤング率210kN/mm²、540kN/mm²のい

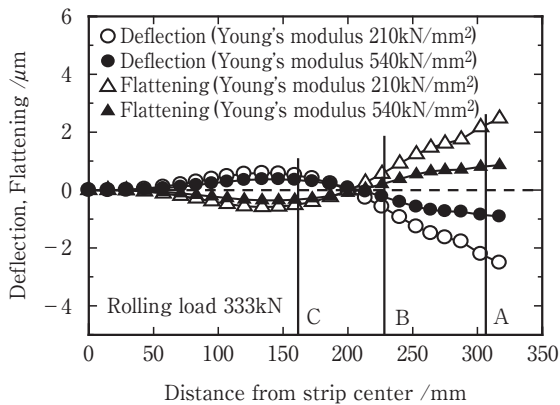


Fig.10 Effect of Young's modulus of work roll on deflection and flattening of work roll.

ずれの場合も、ワークロールのたわみ量は板端部(A)で負(ワークロール間ギャップが狭くなる方向)となり、板幅中央から50%近傍の位置(C)で正(ワークロール間ギャップが広がる方向)となる。ワークロールの扁平量はたわみ量を相殺するように板端部(A)で正となり、板幅中央から50%近傍の位置(C)で負となる。そして、たわみ量、扁平量のいずれにおいても、ヤング率540kN/mm²の場合に比べてヤング率210kN/mm²の場合の正負の値が大きい。

ワークロール間ギャップはたわみ量と扁平量の和で表される。ここで、式(1)に示す指標 α でワークロールのたわみ量に対して扁平量で相殺される割合を評価する。

$$\alpha = -(\text{扁平量})/(\text{たわみ量}) \dots\dots\dots(1)$$

指標 α が1に近いほどワークロール間ギャップが均一化され、良好な圧延形状が得られやすいことを表す。

Fig.11に同一圧延荷重での指標 α に及ぼすワークロールのヤング率の影響を示す。板幅方向全域にわたって、ヤング率540kN/mm²の場合の指標 α が0.95前後であるのに対して、ヤング率210kN/mm²の場合の指標 α は0.99と1に近い。すなわち、ヤング率210kN/mm²の方がヤング率540kN/mm²の場合に比べて、ワークロール間ギャップが均一化されやすいと言える。

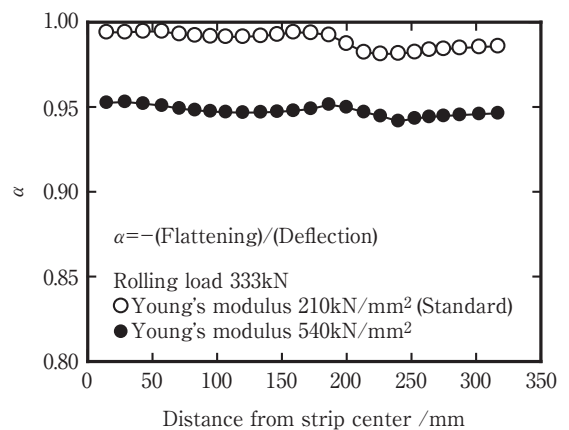


Fig.11 Effect of Young's modulus of work roll on index α .

Fig.12に同一圧延荷重での圧延形状に及ぼすワークロールのヤング率の影響を示す。ヤング率210kN/mm²、540kN/mm²のいずれの場合も、板端部(A)が伸びるとともに板幅中央から50%近傍の位置(C)が張った形状となるが、ヤング率210kN/mm²の場合の方が、伸び率差の絶対値が小さい。このように、ヤング率210kN/mm²

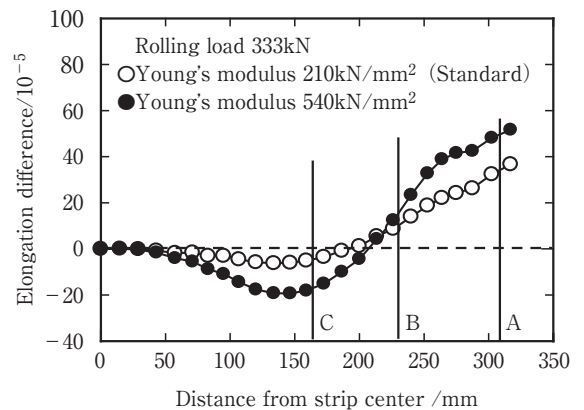


Fig.12 Effect of Young's modulus of work roll on strip shape.

の場合の方がワークロールのたわみ量に対して扁平量で相殺される割合が1に近いので、良好な圧延形状が得られやすいと推定される。

ワークロール条件の影響についての解析結果から、各形状制御手段の特性解析は、良好な圧延形状の得られやすいワークロール径52mm、ヤング率210kN/mm²の条件で行った。

3.2 形状制御手段の影響

Table 1 に示した圧延条件を基準として、各形状制御手段(中間ロールシフト, クラウンコントロール, 支持ロール偏心)の値を個別に変更して左右対称条件で解析を行い、圧延形状に及ぼす影響を調査した。

Fig.13に圧延形状に及ぼす中間ロールシフト位置の影響を示す。中間ロールのテーパが負側(板幅中央側)に

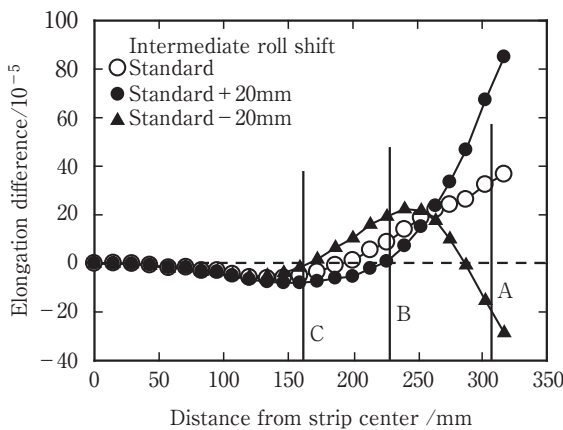


Fig.13 Effect of intermediate roll shift on strip shape.

移動すると耳伸びは低減するが、板幅中央から70%近傍の位置(B)が伸びる。また、中間ロールのテーパが正側(板端側)に移動すると耳伸びは増大するが、板幅中央から70%近傍の位置(B)の伸びが低減する。これは、Fig.14に示すワークロールと中間ロール間の接触荷重分布と対応する。なお、中間ロールにテーパが付与された側について、ワークロールと中間ロール間の接触荷重分布を示している。中間ロールのテーパが負側に移動すると、接触荷重が最大となる位置が板幅中央側に移動するとともに、板幅中央から70%近傍の位置(B)における接触荷重が増加する。また、中間ロールのテーパが正側に移動すると、接触荷重が最大となる位置が板端側に移動するとともに、板幅中央から70%近傍の位置(B)における接触荷重が減少する。

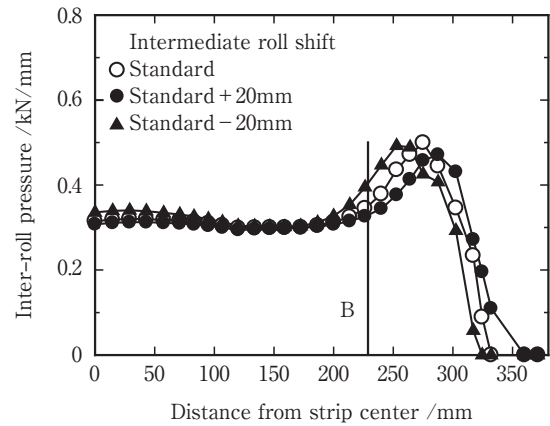


Fig.14 Effect of intermediate roll shift on contact pressure between work roll and intermediate roll.

Fig.15に圧延形状に及ぼすクラウンコントロールの影響を示す。図中に各クラウンコントロールに対応するサドルの位置を表示しているが、圧下するサドル位置近傍の伸び率差が増大し、開放するサドル位置近傍の伸び率差が低減する。No.1,7サドルを75 μ m開放する(-150 μ m)と耳伸びが低減する。No.2,6サドルを75 μ m開放する(-150 μ m)と耳伸びは低減するが、板幅中央から50%近傍の位置の伸び率差が負(張っている状況)となりやすい。No.3,5サドルを75 μ m圧下する(+37.5 μ m)と、耳伸びが低減するとともに、板幅中央から50%近傍の位置の張りが低減する。このように、圧下や開放を行うサドルの位置により形状制御特性が大きく異なり、各クラウンコントロールを組み合わせることにより効果的に形状制御を行える。

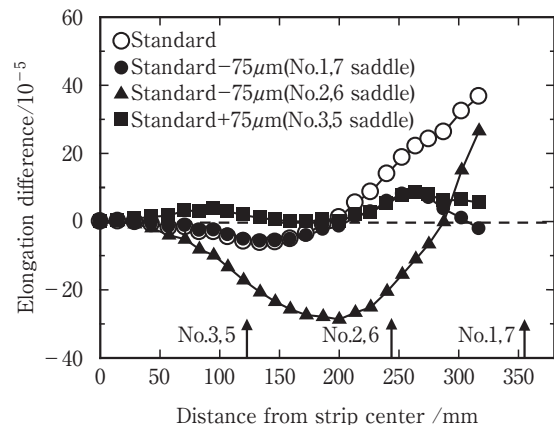


Fig.15 Effect of crown control on strip shape.

Fig.16に圧延形状に及ぼす支持ロールクラウン量の影響を示す。支持ロールクラウン量が増加すると、すなわ

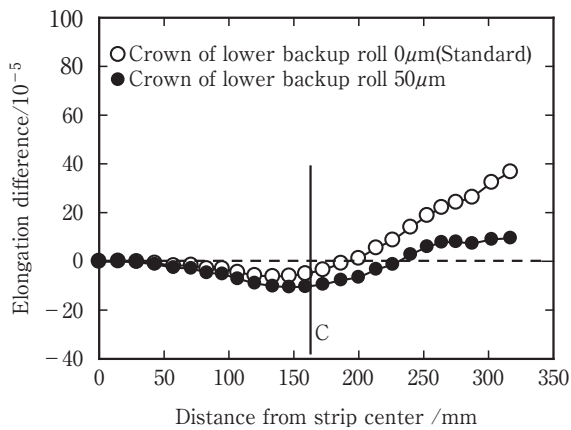


Fig.16 Effect of backup roll eccentric on strip shape.

ちバックアップロールの中央部を凸にしたクラウンとすると、耳伸びは低減するが、板幅中央から50%近傍の位置(C)の伸び率差が負(張っている状況)となりやすい。

また、Fig.13, 15および16に示した解析結果より、板端部(Fig.13中A)および板幅中央から70%近傍の位置(Fig.13中B)が伸びやすいとともに、板幅中央から50%近傍の位置(Fig.13中C)が張りやすい傾向にあると推定される。したがって、形状制御における圧延形状の評価位置として、A, B, Cの3ヶ所の位置を選定することが複合伸びを防止する観点から好ましい。このように、箔圧延等の小径ロールによる圧延では、複合伸びが生じやすく、その防止が重要となる。

4. 形状制御手段の適正值設定方法の検討

各形状制御手段のプリセットが適正化されていないと、自動形状制御(ASC)により高精度な圧延形状が得

られにくく、形状に対する要求の厳しい製造品種の要求仕様を満足することは困難である。そこで、3章で述べた形状制御特性の解析結果に基づき、形状制御手段の適正值設定方法について検討した。

板端から20mm位置(Fig.13中A)、板幅中央から70%の位置(Fig.13中B)および板幅中央から50%の位置(Fig.13中C)を形状評価位置とし、A, B, C各位置の伸び率差に及ぼす各形状制御手段の影響を線形近似し、式(2)~(4)に示す圧延形状予測式を作成した。

(圧延形状予測式)

$$\epsilon e = ae \cdot (\text{Shift}) + be \cdot (\text{No.1,7sd}) + ce \cdot (\text{No.2,6sd}) + de \cdot (\text{No.3,5sd}) + ee \cdot (\text{Shiji}) + fe \dots \dots \dots (2)$$

$$\epsilon_{70} = a_{70} \cdot (\text{Shift}) + b_{70} \cdot (\text{No.1,7sd}) + c_{70} \cdot (\text{No.2,6sd}) + d_{70} \cdot (\text{No.3,5sd}) + e_{70} \cdot (\text{Shiji}) + f_{70} \dots \dots \dots (3)$$

$$\epsilon_{50} = a_{50} \cdot (\text{Shift}) + b_{50} \cdot (\text{No.1,7sd}) + c_{50} \cdot (\text{No.2,6sd}) + d_{50} \cdot (\text{No.3,5sd}) + e_{50} \cdot (\text{Shiji}) + f_{50} \dots \dots \dots (4)$$

- ϵe : 板端から20mm位置の板幅中央に対する伸び率差
- ϵ_{70} : 板幅中央から70%の位置の板幅中央に対する伸び率差
- ϵ_{50} : 板幅中央から50%の位置の板幅中央に対する伸び率差

- ae, be, ce, de, ee, fe, a_{70} , b_{70} , c_{70} , d_{70} , e_{70} , f_{70} , a_{50} , b_{50} , c_{50} , d_{50} , e_{50} , f_{50} : 影響係数
- Shift: 中間ロールシフト位置
- No.1,7sd, No.2,6sd, No.3,5sd: No.4 サドルに対する各サドルの相対位置
- Shiji: 支持ロールクラウン量

Fig.17に示す形状制御システムにおいて、上記の圧延形状予測式中の各影響係数を算出するとともに、目標形状 ϵe , ϵ_{70} , ϵ_{50} を設定し、各形状制御手段(中間ロールシフト、クラウンコントロール、支持ロール偏心)をプリセットする。そして、圧延中にASCを行い、中間口

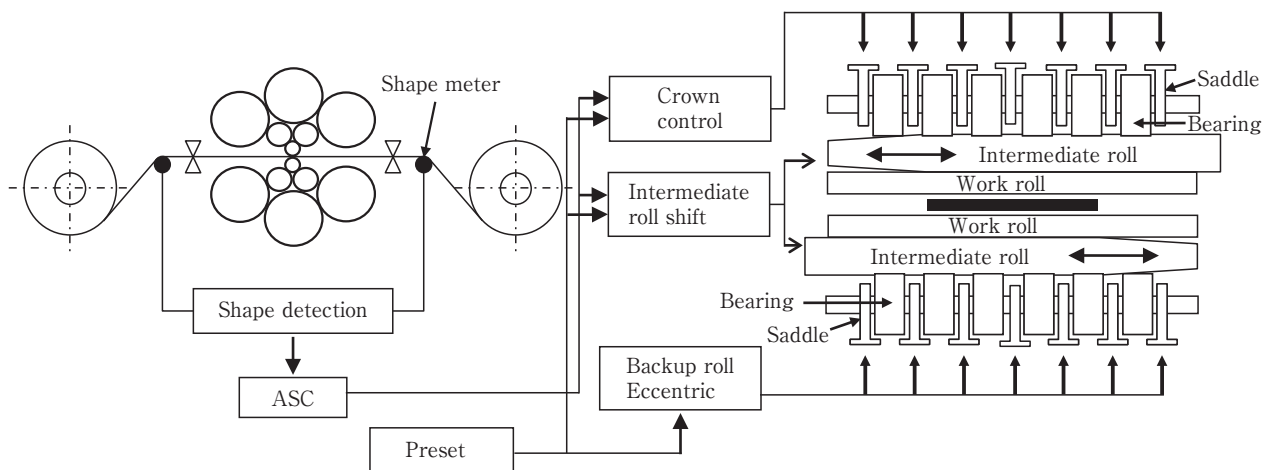


Fig.17 Shape control system.

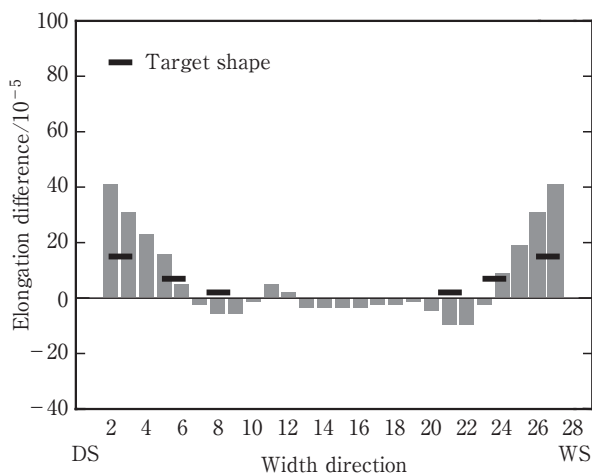
ールシフトとクラウンコントロールを補正する。なお、支持ロール偏心はプリセットのみに使用可能であるので、ASCには中間ロールシフトとクラウンコントロールを使用する。

本形状制御システムにTable 1に示した圧延条件に対応する製造品種を適用した。Table 2に従来条件および適用条件における圧延荷重と形状制御手段の値を示す。中伸びに対する要求仕様が厳しいことから、軽い耳伸びとなるように、目標形状 $\varepsilon_e, \varepsilon_{70}, \varepsilon_{50}$ をそれぞれ 15×10^{-5} , 7×10^{-5} , 2×10^{-5} に設定した。

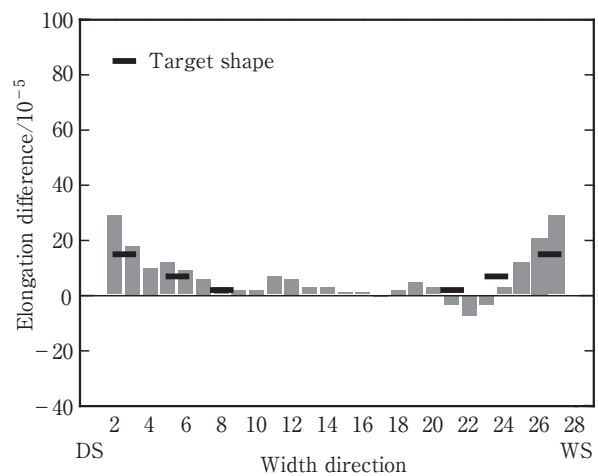
Table 2 Rolling load and shape control actuators in conventional condition and applied condition

	Conventional condition	Applied condition
Rolling load/kN	333	397
Position of intermediate roll/mm	-30	-28
No.1,7 saddle/ μm	-75.0	-82.5
No.2,6 saddle/ μm	-75.0	-60.0
No.3,5 saddle/ μm	-37.5	18.8
Crown of lower backup roll/ μm	0.0	0.0

Fig.18に従来条件および適用条件における圧延開始時の形状検出器データを示す。使用した形状検出器は接触式であり、分割幅は25mmである。また、圧延開始時の形状検出器データをワークサイドとドライブサイドの平均値で整理し、従来条件と適用条件における伸び率差分



(a) Conventional condition



(b) Applied condition

Fig.18 Data of shape meter.

布を比較した結果をFig.19に示す。従来条件では、耳伸びが大きくなった。なお、ASCを用いても中伸びに対する要求仕様が厳しいことから耳伸びを低減することはできなかった。従来条件に比べて適用条件は圧延荷重が大きくなったため、目標形状に比べて若干耳伸びが大きくなった。しかし、従来条件と比較して耳伸びが大幅に低減しており、プリセットの有効性を確認した。

5. 結 言

箔用12段圧延機の形状解析モデルを構築し、実機検証によりその精度を確認するとともに、圧延形状に及ぼすワークロール条件や各形状制御手段の影響を解析した。得られた結果は以下の通りである。

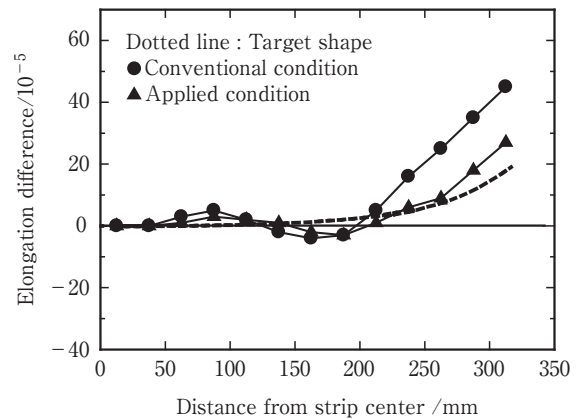


Fig.19 Comparison of strip shape between conventional condition and applied condition.

- (1) ワークロール径を52mmから30mmに小さくすると、圧延荷重の低減により耳伸びが低減するが、ワークロールの曲げ剛性が低くなり、複合伸びが生じやすい。
- (2) ワークロールのヤング率を鋼製ロール相当の210kN/mm²から超硬ロール相当の540kN/mm²に大きくすると、ワークロールのたわみ量は減少するが、扁平量も減少し、扁平の減少量がたわみの減少量を上回るため、複合伸びが増加する。
- (3) 良好な圧延形状の得られやすいワークロール径52mm、ヤング率210kN/mm²の条件で形状制御手段（中間ロールシフト、クラウンコントロール、支持ロール偏心）の形状制御特性を解析した結果、板端部（A）および板幅中央から70%近傍の位置（B）が伸びやすいとともに、板幅中央から50%近傍の位置（C）が張りやすい傾向にある。
- (4) 上記A、B、Cの3ヶ所の位置を圧延形状の評価位置とし、各形状制御手段の特性を線形近似し、圧延形状予測式を作成した。
- (5) 本圧延形状予測式に基づいて各形状制御手段をプリセットした結果、従来条件と比較して耳伸びが大幅に低減しており、プリセットの有効性を確認した。

参考文献

- 1) 北川聡一・上杉憲一・岡本雅好・前田恭志・片山裕之・井上哲雄：塑性と加工, 51-599 (2010), 1140-1143.
- 2) 水田篤男・服部重夫・山口喜弘：塑性と加工, 28-321 (1987), 1042-1047.
- 3) Shohet, K.N. & Townsend, N.A. : J.Iron Steel Inst, 206 (1968), 1088-1098.
- 4) Hill, R. : The Mathematical Theory of Plasticity, Oxford Univ Press, Oxford, (1950).
- 5) J.H.Hitchcock : Roll neck bearings, Appendix I, Elastic deformation of rolls during cold rolling, N.Y., (1935), 33-41.
- 6) Föppl : Vorlesung unter Technise Mechanic, Bd.V, S., 333-352.