

鉄鋼製造プロセスにおける微小塑性変形と

それに起因する諸問題の研究

的 場 哲

鉄鋼製造プロセスにおける微小塑性変形と

それに起因する諸問題の研究

的場哲

鉄鋼製造プロセスにおける微小塑性変形と それに起因する諸問題の研究

目次

第1章 序論	1
1.1 鋼板の形状問題と矯正技術の動向	1
1.1.1 形状の評価方法	1
1.1.2 矯正の方法	4
1.1.3 連続化プロセッシングラインへの適用	6
1.1.4 幅反り	6
1.1.5 残留応力と形状不良	12
1.2 本研究の目的	14
1.3 本論文の構成	15
第1章の参考文献	17
第2章 ローラレベラにおける矯正技術	18
2.1 現状ローラレベラの矯正能力の検討	18
2.1.1 はじめに	18
2.1.2 ローラレベラの概要	18
2.1.3 現状レベラの問題点	21
2.1.4 張力付加レベラの形状矯正能力	22
2.1.5 形状不良矯正能力の見積り	24
2.1.6 板曲率に関する検討	27
(1) ロール位置と板曲率	28
(2) ロール位置と矯正荷重	28
2.1.7 むすび	29
2.2 ローラレベラの矯正曲率と荷重式	30
2.2.1 実験方法と実験結果	30
(1) ひずみ測定方法	30
(2) 供試材と矯正条件	31
(3) 矯正曲率の求め方	31
(4) 矯正荷重の求め方	31
(5) 実験結果のまとめ	33
2.2.2 矯正荷重の計算方法	33
(1) 曲率からの曲げモーメントの計算法	36
(2) 曲げモーメントからの矯正荷重の計算法	37
2.2.3 矯正荷重の回帰式	40
2.2.4 矯正曲率の推定式	44
(1) 矯正曲率とロール押し込み量の関係	44
(2) 最大矯正曲率の回帰式	45
(3) 板端と板中央の曲率差の回帰式	48
(4) ロールたわみ量の推定	51

2.2.5	まとめ	53
2.3	ローラレベラの数値モデル -試案-	54
2.3.1	計算前提	54
2.3.2	レベラ全体が矯正荷重で変形するモデル	54
2.3.3	レベラロールが個々に矯正荷重で変形するモデル	57
2.4	過大トルクの発生とトルク循環現象	59
2.4.1	はじめに	59
2.4.2	トルク測定結果	59
2.4.3	矯正中のロール速度と板速度の関係	60
2.4.4	付加的トルクと矯正トルクの見積り	62
	(1) 微小滑りにともなって発生する付加的トルク	62
	(2) 曲げ矯正の仕事に必要な矯正トルクの見積もり	63
	(3) 付加的トルクと矯正トルクの比較	64
2.4.5	付加的トルクの計算結果と実験結果の比較	66
2.4.6	過大トルクの低減対策	67
2.4.7	むすび	68
	第2章の参考文献	69
第3章	テンションレベラにおける矯正技術	70
3.1	はじめに	70
3.2	理論解析	70
3.2.1	主な仮定	71
3.2.2	降伏条件	71
3.2.3	弾塑性解析	72
3.2.4	引張曲げの解析	73
3.3	実験との比較	75
3.3.1	一本ロールでの曲げ実験	75
3.3.2	テンションレベラにおける実験	78
3.4	結果の考察	80
3.5	テンションレベラにおける加工曲率	80
3.6	むすび	82
	第3章の参考文献	82
第4章	パイプ用レベラにおける矯正技術	83
4.1	はじめに	83
4.2	曲げの弾塑性解析	83
4.2.1	管の曲率と曲げモーメント	83
4.2.2	絞り曲げ	86
4.3	管の軌跡の解析	86
4.4	繰り返し曲げ矯正実験	91
	(1) 実験方法	91
	(2) 実験結果	91
	(3) 実験と理論の比較	93

4.5 管の偏平変形	95
4.6 残留曲率のばらつき解析	95
(1) 解析式による検討	98
(2) 数値モデルによる検討	99
4.7 むすび	102
第4章の参考文献	102
第5章 薄鋼板の連続焼鈍ラインの安定操業技術の開発	103
5.1 連続焼鈍炉内のヒートバックル発生に 及ぼすロールクラウンの影響	103
5.1.1 はじめに	103
5.1.2 ヒートバックル疵発生シミュレーション実験	103
(1) ロールクラウンの定義	103
(2) 実験方法と結果	104
5.1.3 ヒートバックル疵発生限界の定式化	107
(1) 疵発生限界の定式化	107
(2) しわの発生条件	109
(2.1) 温度偏差によるしわ発生と疵の発生	109
(2.2) 凸クラウンロール回転によるしわ発生と疵の発生	111
5.1.4 応用例	115
5.1.5 むすび	116
5.2 連続焼鈍ライン通板材の延性に及ぼす張力とロール曲げの影響	117
5.2.1 はじめに	117
5.2.2 実験方法および結果	117
(1) 供試材の高温特性と通板条件	117
(2) 連続焼鈍ライン通板材の転位観察	118
(3) ひずみの付与実験	118
5.2.3 応力とひずみの解析	120
(1) 解析に用いる仮定	121
(2) ひずみと応力の計算論理	122
(3) 板厚中心部の延伸量	122
(4) 平均塑性ひずみ量の計算	127
5.2.4 考察	129
5.2.5 むすび	132
第5章の参考文献	133
第6章 プロセッシングラインにおける形状不良現象とその改善	134
6.1 プロセッシングラインにおける幅反りの発生と防止	134
6.1.1 はじめに	134
6.1.2 幅反りの発生状況	134
6.1.3 幅反りの再現	134
6.1.4 幅反りの抑制原理	138
(1) 押し込み力の影響	138

(2) ロール径の影響	140
(3) 曲げモーメント低減による幅反りの抑制	141
(4) ゴムロールの接触幅の見積り	142
6.1.5 実験による検証	143
(1) 板とロールの接触幅についての理論と実験の比較	145
(2) 幅反りの抑制実験	147
6.1.6 むすび	150
6.2 ロール曲げで発生する腰折れ	151
6.2.1 はじめに	151
6.2.2 腰折れについての知見	151
6.2.3 供試材および実験方法	152
6.2.4 実験結果	153
6.2.5 腰折れの発生モデル	154
(1) 腰折れが発生したときの曲げモーメント	154
(2) 曲率の飛び移り現象	155
(3) 腰折れの発生ピッチ	157
6.2.6 腰折れの発生するロール径	157
6.2.7 上降伏点に関する検討	158
6.2.8 むすび	159
第6章の参考文献	159
第7章 総括	160
付録A 反り測定技術	165
A.1 はじめに	165
A.2 曲率測定	165
A.3 大板のたわみ反りと無拘束時の反りの関係	169
A.4 板端の跳ね上がり	171
A.5 吊し反り	176
A.6 反り評価指標間の関係	183
A.7 まとめ	190
参考文献	192
付録B 製造工程別にみた極薄板の残留応力	193
B.1 はじめに	193
B.2 残留応力測定法	193
B.3 製造工程別にみた残留応力分布	196
B.4 簡易残留応力測定法	201
B.5 むすび	204
参考文献	204

主な記号

x, y, z 長手(L), 幅(C), 厚み方向座標(m)

h 板厚 (m)

a 板厚の半分($a=h/2$)(m)

b 板幅 (m)

D ロール直径, もしくはパイプ外径(m)

R ロール半径($R=D/2$) (m)

ℓ_0 レベラ作業ロール間隔(m)

σ 応力 (Pa)

σ_e 単軸引張降伏応力(下降伏点, または 0.2% 耐力)(Pa)

σ_{e-UP} 上降伏点(単軸引張, もしくは曲げ変形における上降伏点)(Pa)

σ_t 単位面積あたりの張力(Pa)

ν ポアソン比(-)

E 弾性係数(Pa)

E' 平面ひずみ条件の弾性係数($E' = E/(1-\nu^2)$) (Pa)

Y 平面ひずみ近似降伏応力($Y=m\sigma_e$, $m \approx 1.1$) (Pa)

M_x, M_y 単位幅当たり曲げモーメント(N)

M_e 単位幅あたりの降伏曲げモーメント($M_e = (2/3)a^2Y$) (N)

M_0 板の全断面が降伏する幅あたり曲げモーメント($M_0 = 1.5M_e = a^2Y$) (N)

δ レベラロール押し込み量(m)

P_{sum} レベラ全体の矯正荷重 (N)

P_i i 番目ロールの矯正荷重 (N)

P_e 間隔 ℓ_0 で3点曲げしたときの降伏荷重($P_e = 2M_e b/\ell_0$) (N)

ε ひずみ (-)

ε_e 降伏ひずみ($\varepsilon_e=Y/E$) (-)

ε_c 板厚中心のひずみ(膜ひずみ) (-)

κ 加工曲率(ロールに巻き付くと $\kappa=1/(R+a)$) (m^{-1})

κ_e 降伏曲率($\kappa_e=Y/aE$) (m^{-1})

κ_{L-res} , κ_{C-res} : L, C方向残留曲率: 板反り(m^{-1})

K 曲率係数(無次元化曲率) $K=\kappa/\kappa_e$ (-)

T 張力係数(無次元化張力) $T=\sigma_t/Y$ (-)

第1章 序 論

1.1 鋼板の形状問題と矯正技術の動向

薄鋼板の圧延形状の制御技術の発展により、板の形状（平坦度）は、過去十数年間に大幅に向上したが、まだ要求を十分に満足しているとはいえない。鋼板の使用者側にとって加工工程の自動化、高速化を推進するためには板形状の要求水準は高くならざるを得ないし、また、加工工程が同じでも、加工製品の見栄えなどの商品価値を高めるために要求は厳しくなっていく。

一方、製造者側にとっても、製造工程合理化のため、従来の単独工程を連結した連続プロセッシングライン化が進んでおり、通板安定性などの観点から形状を良くする必要性は高くなっている。過去には、最後の工程だけに矯正機（主にローラーレベラ）が設置されていたが、最近の連続プロセッシングラインでは、形状を強力に矯正できるテンションレベラがほとんど必須の設備となっている。

本項では、公表文献に基づいて現状の矯正技術とプロセッシングラインにおける形状問題への矯正技術の適用動向について概説する。

1.1.1 形状の評価方法

(1) 形状不良の表現

形状不良（平坦度不良ともいう）の例を Fig. 1.1 に示す。大きく分けると板の長さが場所で異なるために凸凹になる不均一ひずみと、板の表裏の長さの違いで板が曲がる反りがある。いずれの形状不良も、1%以下の小さいひずみ差で発生し、特に、板反りでは弾性限ひずみの 1/10 ~ 1/20 の極微小ひずみ差でも大きい曲がりとなり、切り板で加工される用途では問題となる。

板が凹凸になるのを狭義の形状不良と呼び、板反りと分けて扱う場合が多い。本研究でも板反りについては、対策が異なるため分けて考える。

この狭義の形状不良は、Fig. 1.2 のように板に発生した凹凸の波長と高さの比、急峻度 λ で定義される¹⁾。板に出た凹凸を正弦波と仮定すると、 $\Delta \varepsilon$ を圧延時の伸び率差として

$$\lambda = (2/\pi) \sqrt{\Delta \varepsilon} \quad (1.1)$$

である。 $\Delta \varepsilon$ が 0.1% としても、形状は、少しきびしい用途には不都合な $\lambda = 2\%$ に


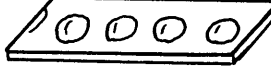
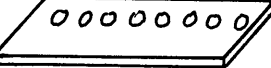

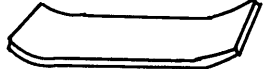
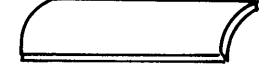

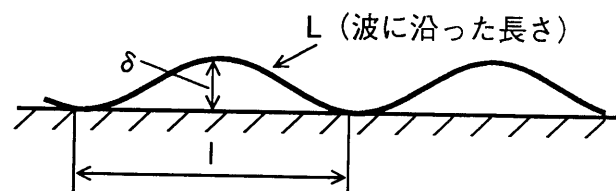
ひずみの種類		板形状
局部ひずみ 不均一ひずみ	耳波 縁伸び	
	中伸び	
	クォータバックル	
	ハリングボーン	
反り	長手反り	
	幅反り	
不規則ひずみ		

Fig. 1.1 圧延材の形状不良・平坦度不良の種類



弧の高さ: δ , 波のピッチ: l
 伸び: $\Delta l = L - l$, 急峻度: $\lambda = \delta / l$
 伸び率差: $\Delta \epsilon = \Delta l / l = 2.47 \lambda^2$

$$\lambda = \frac{2}{\pi} \sqrt{\Delta \epsilon}$$

Fig. 1.2 板の凹凸の急峻度表現¹⁾

も達する。 λ が $\Delta \epsilon$ の平方根に比例することから圧延の制御だけで、望ましい形状、たとえば、急峻度 $\lambda \leq 0.1\%$ 程度にしようとする、 $\Delta \epsilon \leq 2.5 \times 10^{-6}$ の伸び率差に抑える必要があり、きわめて困難であることが理解できる。逆に矯正の立場からは、板全体を少し伸ばす（弾性限界ひずみ・降伏ひずみ程度）だけで、伸び差率 $\Delta \epsilon$ が小さくできるので、形状の大幅改善ができることを示している。

板全体としての形状不良の評価は、急峻度 λ を幅位置ごとに細かく測定し、幅位

置 x に対して急峻度 λ を 4 次式までの巾乗近似し，形状評価平面 Λ_2, Λ_4 で行うのが一般的になっている²⁾。

(2) 形状検出機

板形状を切り板状態で測定するのは容易であるが，形状改善のためには製造工程内，On-line での検出が不可欠であり，Fig. 1.3 に示すような各種の異なる原理に基づいた検出機（板反り検出を除く）が開発されてきた³⁾。

圧延工程では，形状を On-line 検出機で検出し，ロールベンダなどの制御端にフィードバックすると共に，分布形を CRT モニタに出力して，操作者が微調整ができるシステムができています。しかし，Fig. 1.3 のように数多くの形状検出機が開発されてきたこと自体が圧延で形状を改善することの難しさが示されています。

一方，板反りについては，コイル状態の On-line で長手方向反りが検出できていないため，反り制御端に情報をフィードバックするような反りの制御システムは，まだ商業化されていない。

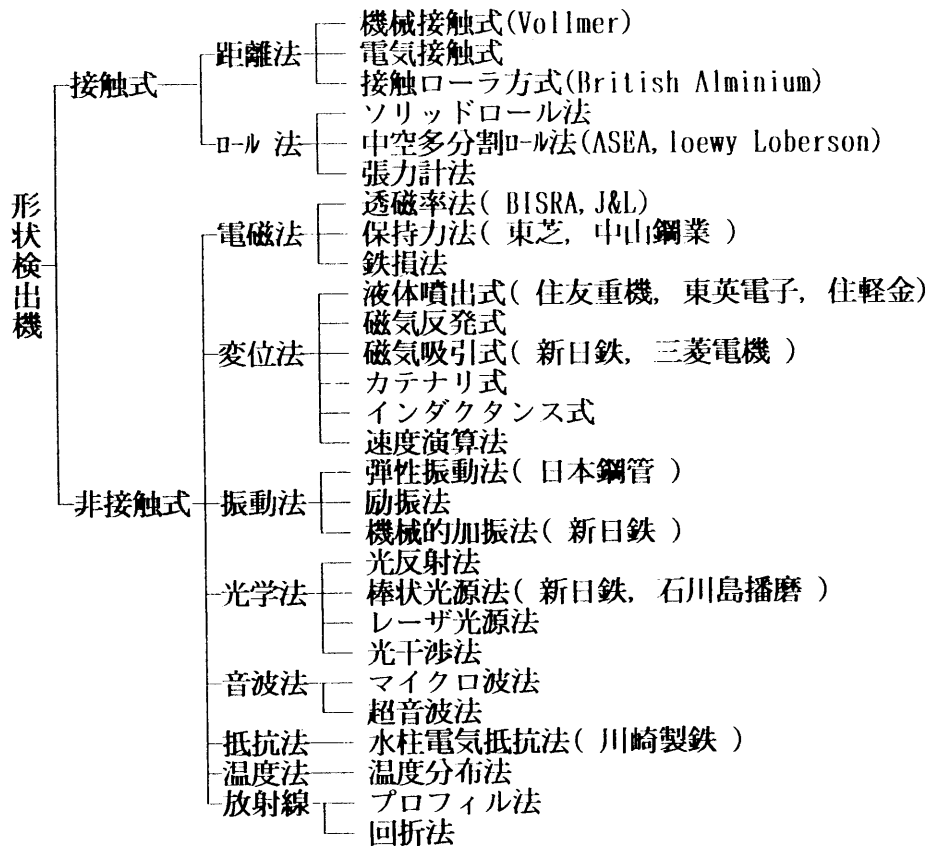


Fig. 1.3 形状検出器（平坦度検出機）の分類³⁾（かっこ内は開発元）

1.1.2 矯正の方法

(1) ローラーレベラ

これは、薄鋼板の精整ラインにおける標準装備の設備である。鋼板使用者の成形ラインでも、コイル材の巻き癖を取るのと材料の自動供給や送り量の計量を兼ねて設置されている。鋼板成分がリムド鋼系から連続鋳造法のキルド鋼系に変わるにつれて、ストレッチャーストレイン防止の意味は弱まっている。

ローラーレベラの繰り返し曲げ作用を Fig. 1.4の原理図に示すが、板反りの矯正能力は高いが、Fig. 1.1で示した局部ひずみ(不均一ひずみ)起因の形状不良については、矯正能力が小さい。また、板反り矯正でも長手方向(繰り返し曲げ方向)と直角の幅反り(C反り)については矯正能力が小さい。

(2) 引張矯正

場所毎の伸び率差を減らす確実な矯正法に Fig. 1.5の引張矯正法がある^{5) 6)}。アルミニウム押出製品、ステンレス鋼板の矯正に使用される場合がある。他の矯正方法に比べて、平坦度かはるかにすぐれていること、板厚内残留応力がほとんど無いなどの大きな利点があるが、バッチ式矯正のために生産性があがらないことが、最大の障害となって、一般の薄鋼板の矯正には使われていない。

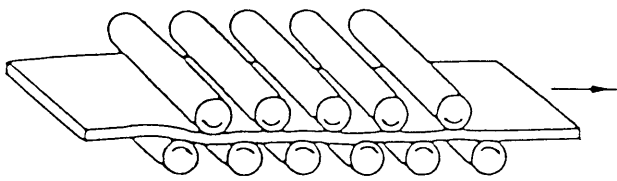
(3) 連続引張矯正

前記バッチ式引張矯正の連続化を目指したもので、単に帯板をブライドルロール間で引張るだけの連続引張矯正法(Fig. 1.6a)と、高張力部分を炉に入れて加熱するテンションアニリング法(Fig. 1.6b)がある。前者の連続引張法は曾田が考察しているように⁷⁾、ブライドルロールによる大径のテンションレベラとも呼ぶべきもので、降伏応力に近い高張力を必要とし、板が破断しやすく、残留応力も引張矯正ほど低下しないなどの欠陥があり、薄鋼板の矯正では一般的ではない。

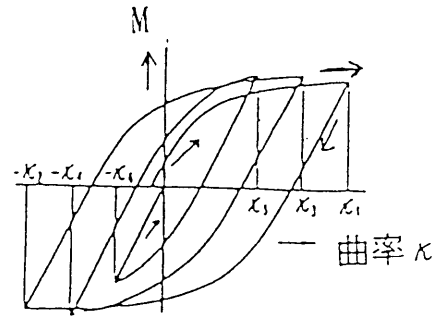
後者のテンションアニリング法は残留応力がバッチ式引張矯正と同様にほとんど無くなるため、残留応力を極端に嫌う電子部品用帯板(ICのリードフレーム用極薄板など)の矯正や、バネ鋼、高張力鋼線の矯正に用いられている。

(4) テンションレベラ

テンションレベラは Fig. 1.7に示すような構成となっており⁸⁾、張力下での曲げのため、被矯正材料の降伏点の $1/5 \sim 1/2$ 以下の張力で板を伸ばすことができる⁹⁾。テンションレベラの理論としては、曾田⁷⁾の解析的研究に続き、美坂・益居¹⁰⁾が矯正中の板のひずみと応力分布の変化を数値解析で求める方法を提案している。

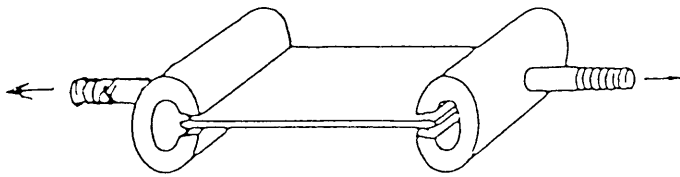


(a) ローラ・レベラ

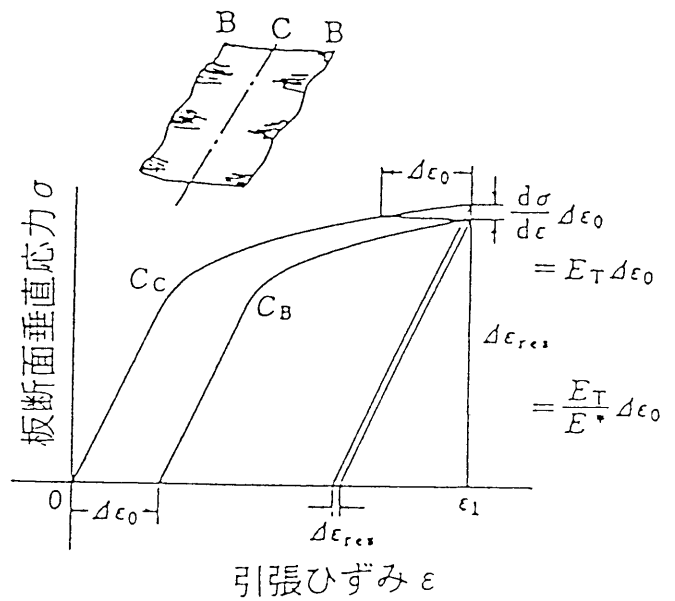


(b) 曲率・モーメント線図

Fig. 1.4 ローラ・レベラの矯正原理

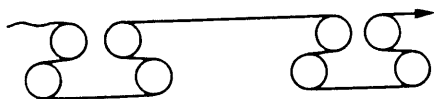


(a) ストレッチャ

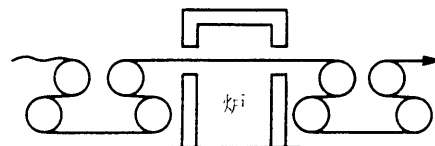


(b) 応力・ひずみ線図

Fig. 1.5 板の引張矯正の原理^{4) 6)}



(a) 連続引張矯正法



(b) テンション・アニーリング

Fig. 1.6 連続引張矯正

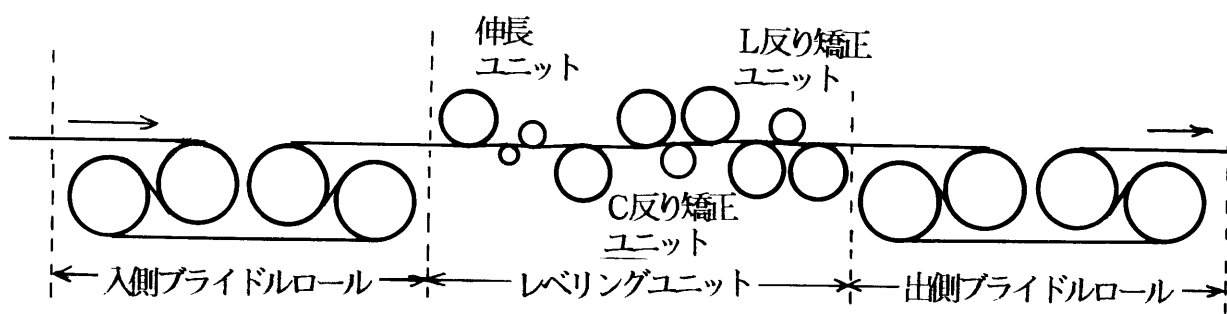


Fig. 1.7 テンションレベラのロール構成⁸⁾

テンションレベラは板幅全体を伸ばすため、板内の伸び率差 $\Delta \varepsilon$ を減らすことができ、(1.1)式以下の議論のように不均一ひずみ起因の形状矯正能力は極めて高い。

欠点は残留応力がローラレベラに比べて高いため、長手反り、幅反りが出やすいことである。このため、反り矯正ユニットのロール配列を工夫したり、最近ではロール本数を増やして反りの安定性を図るようになってきた¹¹⁾。

1.1.3 連続化プロセッシングラインへの適用

テンションレベラは、板表面に大きいひずみを与えることが可能なので、熱延鋼板の酸化スケールに効率的に亀裂を入れることができ、酸洗時間短縮が図れる。Fig. 1.8 は酸洗-冷間圧延の直結ラインへのテンションレベラ適用例¹²⁾である。

また、その高い形状矯正能力を生かして各種の連続化プロセッシングラインへ組み込まれるようになってきている。Fig. 1.9は連続焼鈍ラインへの適用例¹³⁾を示す。

Fig. 1.10には電気メッキライン、切板、コイルの精整ラインへの適用例¹⁴⁾を示す。

なお、最近、プロセッシングラインにおける安定通板の技術、矯正技術の動向についてのまとまった報告¹⁵⁾がされている。

1.1.4 幅反り

(1) 幅そりの発生原理

一度ロール曲げを受け、長手方向に反りが残った板をまっすぐにするとは今度は幅方向の反りが発生する。この幅反りは、ロール間の張力のかかった板にも現れる。

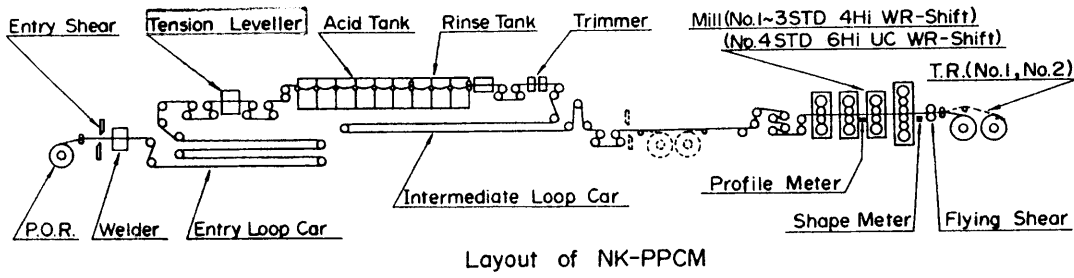


Fig. 1.8 酸洗-冷間圧延機直結ラインへのテンションレベラ適用例^{1,2)}

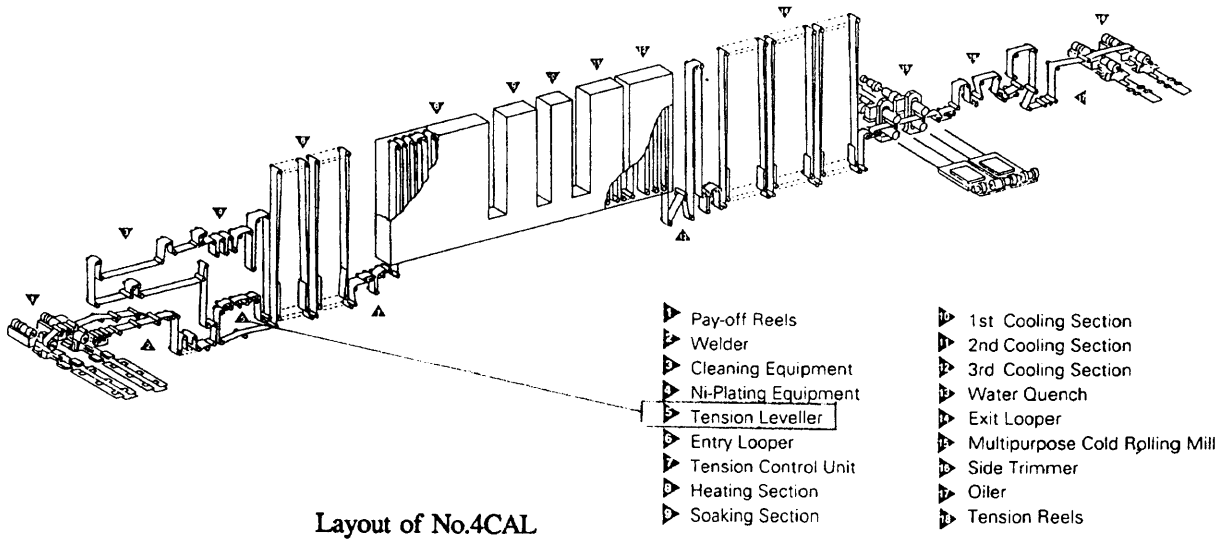
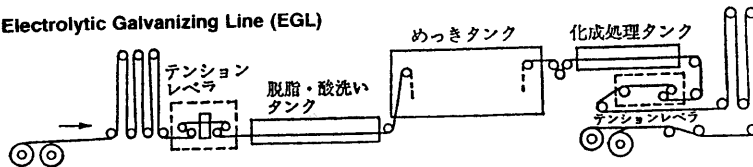


Fig. 1.9 連続焼鈍ラインへのテンションレベラ適用例^{1,3)}

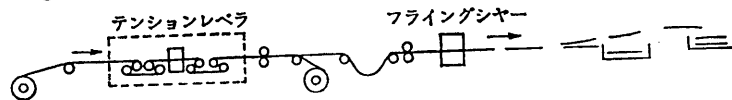
電気メッキライン

Electrolytic Galvanizing Line (EGL)



走間剪断ライン(シャーライン)

Shearing Line



リコILINGライン

Recoiling Line

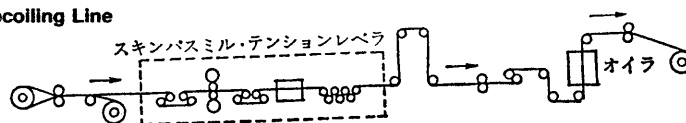


Fig. 1.10 各種ラインへのテンションレベラ適用例^{1,4)}

発生原理は Fig. 1.11 のように説明されている⁷⁾。ロール曲げにより、板の上表面側には長手方向引張ひずみがいり、ロール側の下面には長手方向の圧縮ひずみがいり。塑性変形では体積変化しないので板の上表面は幅方向に縮み、板下面は幅方向に伸び、ロール上の板は幅方向に下凸の鞍型変形をしよう。しかし、広幅の板はロール上を幅方向に平らになって通過する。これは板を幅方向に下に凹に曲げたのと同等になる。したがって、ロール通過後、長手方向が水平に戻ると幅方向にはスプリングバックにより幅方向には下凹の反りが発生する。

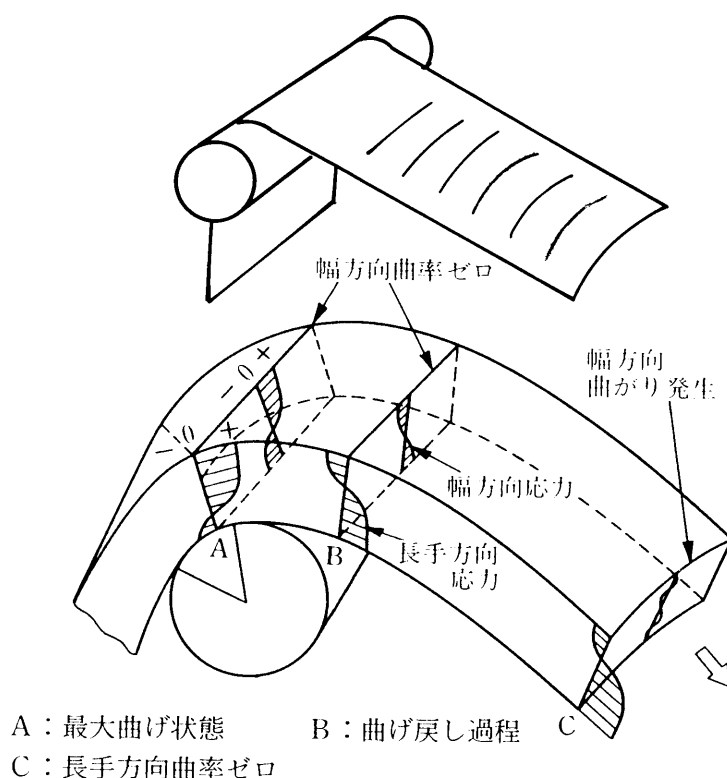
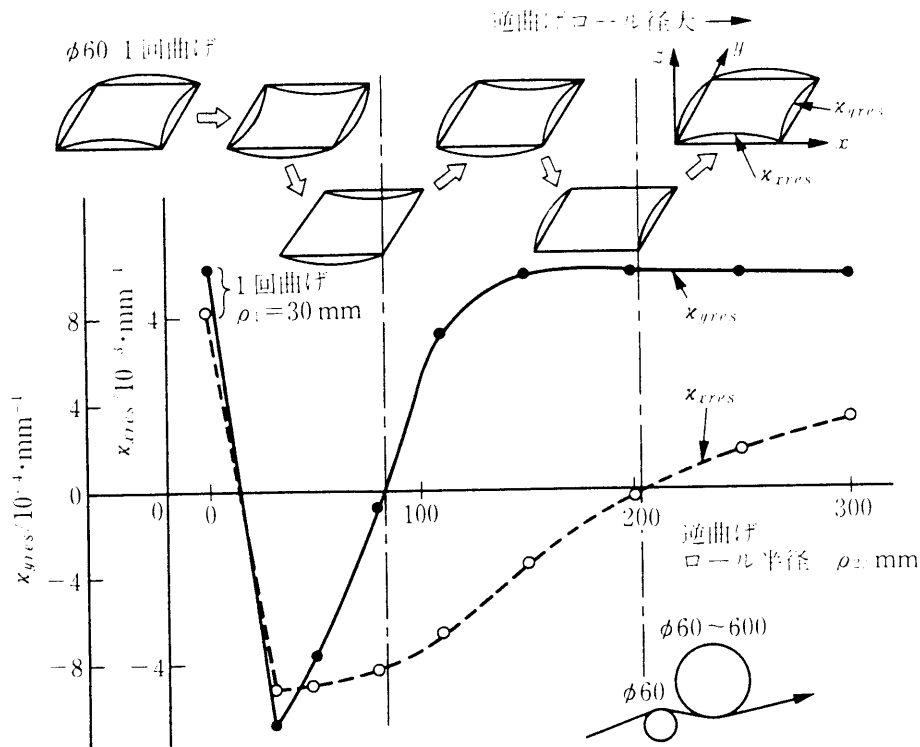


Fig. 1.11 長手方向曲げと幅反り⁷⁾

ロール曲げで発生する板反りは、初回曲げより大径のロールで逆曲げをすれば消せるが、長手方向と幅方向の残留反りを零にするロール径が異なるため、両方の反りを同時に満足させることができない(Fig. 1.12参照)¹⁰⁾。

実際のテンションレベラでは、板伸びを与える少数の小径の伸長ロールの後に、数本の大径ロールを配する方法、もしくは、ローラレベラを備える方法などにより、両方の反りを近似的に零にしている。(Fig. 1.7参照)⁸⁾。



$$t = 0.6 \text{ mm}, \sigma_c = 196 \text{ N/mm}^2, F = 980 \text{ N/mm}^2, \sigma_r = 49 \text{ N/mm}^2$$

Fig. 1.12 逆曲げによる幅反りの消去¹⁰⁾

(2) めっきラインにおける幅反り

Fig. 1.13は、縦型電気めっきラインに、各種板厚、降伏応力を持つ板を通したときにどのような幅反りになるかの計算結果を示す¹⁶⁾。めっきセル外は、ライン長さを小さくするために比較的小径の 650mmφのロールとし、そのため幅反りが大きくなっている。めっきセル前にロール径を漸増して、幅反りを軽減し、めっきセル内では、1500mmφの大径ロールとして、幅反りをほぼ無くして幅方向のめっき厚さの均一化と、ラインの短縮化をはかった例として紹介されている。

Fig. 1.14 には溶融亜鉛めっきラインの溶融亜鉛ポット内に2本の矯正ロールを設置し、幅反りを軽減した試みを示す¹⁶⁾。ロールの押し込み量 IM とロール径を最適化することで、幅反りを減らし、ポット出側のガスジェットによるめっき厚さ調整の精度があがり、板幅方向にばらつきの少ない亜鉛めっき鋼板を得ている。

(3) その他

幅反りは塑性域の曲げでは、必ず発生する現象である。プロセッシングラインを設計するとき、前もって幅反りを考慮しておけばよいが、幅反り発生の可能性を意識せずにロール径を決めてしまったりする例が多い。たとえば、コイル疵検査に自動検査機を導入したが、幅反りのために検出端と板の距離が変動して精度が上がらな

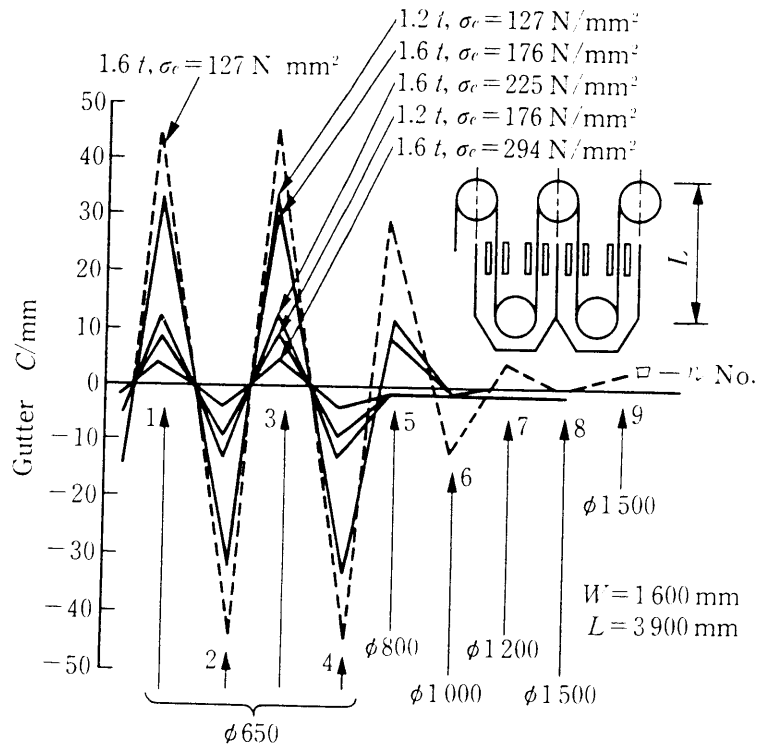


Fig. 1.13 縦型めっきセル内の幅反り軽減¹⁶⁾

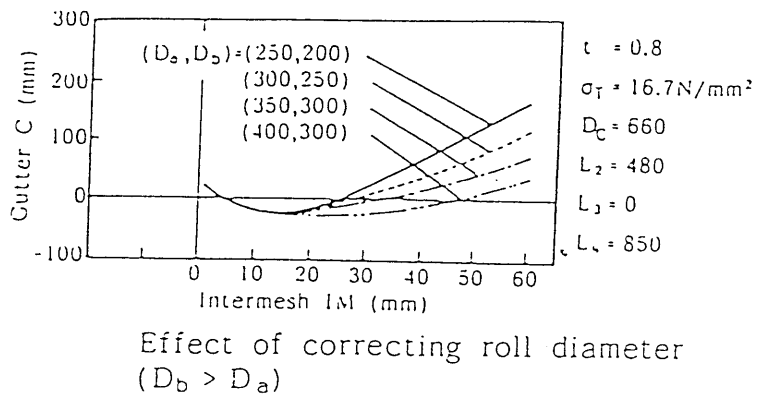
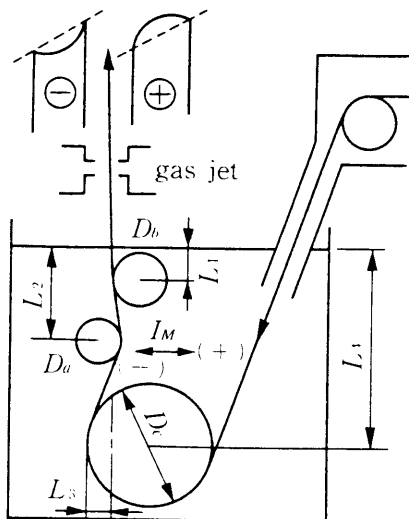


Fig. 1.14 溶融亜鉛めっきラインの溶融ポット内への幅反り防止ロールの設置¹⁶⁾

かったとか、トラブル例にはことかかない。

積極的に幅反りを利用するものとしては、Fig. 1.15に示すように、極端な幅反りを発生させ、その反りをそのままパイプ成形につなげてしまう方法が報告されている¹⁷⁾。この方法は挫屈し易やすく、通常の成形法では成形が困難な薄肉パイプ ($t/D < 1\%$, t : 板厚, D : パイプ直径) の成形をブレークダウンロール群なしで作るという極めてユニークな技術である。

また、幅反りの原因であるロールの板幅拘束が板端では弱くなる関係から、レベル伸び率に対する板厚減少率が、板端では小さくなる現象を見出し、これを利用して、圧延のままでは板端の厚さが小さくなるエッジドロップ現象を矯正する方法も提案されている¹⁸⁾。(Fig. 1.16)

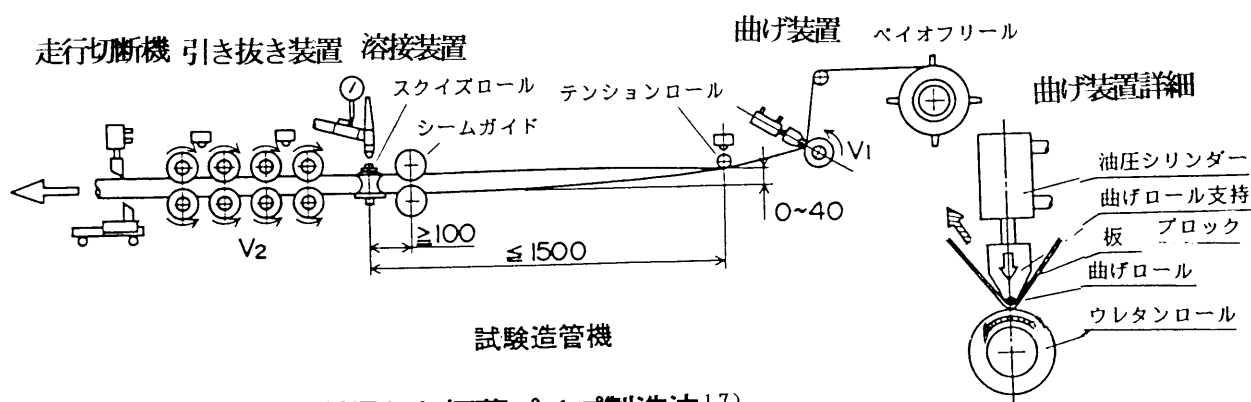


Fig. 1.15 幅反りを利用した極薄パイプ製造法¹⁷⁾

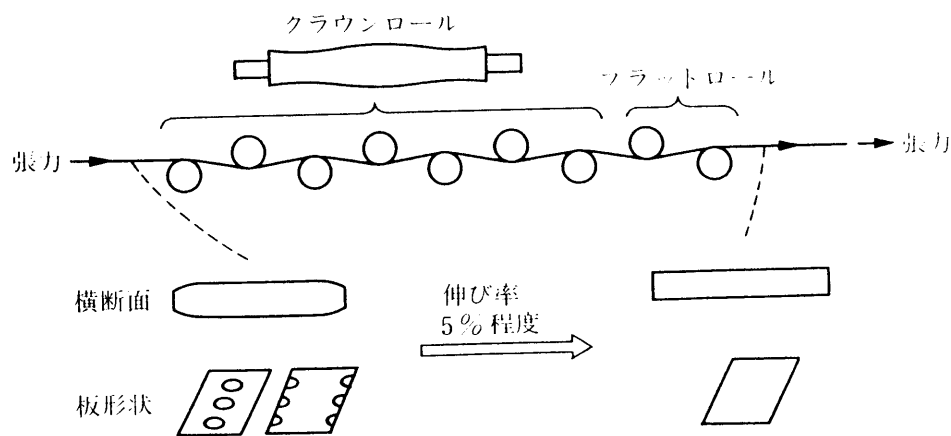


Fig. 1.16 板厚プロフィール矯正機¹⁸⁾

1.1.5 残留応力と形状不良

薄板の形状問題を検討するとき、板内残留応力分布の検討が必要となる。残留応力測定法のなかで逐次除去法¹⁹⁾は特別な装置がいらず、極薄板の残留応力が測定できる確実な方法である。

ローラレベラは板の残留応力を低下させる効果があり、残留応力は、ロール本数が多いほど小さくできる(Fig. 1.17 参照)²⁰⁾が、テンションレベラ後の板の残留応力は大きく、板の表裏で残留応力の釣り合いがすこしずれると、すぐに反りにつながる。

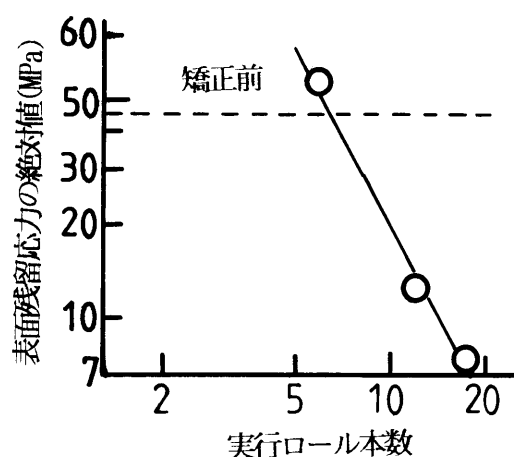


Fig. 1.17 ローラレベラ矯正における残留応力変化²⁰⁾

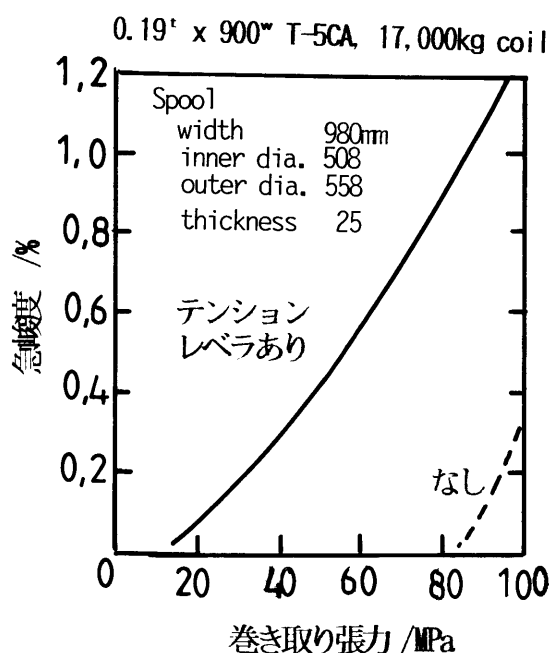


Fig. 1.18 コイル内径形状不良と巻き取り張力、テンションレベラの影響²¹⁾

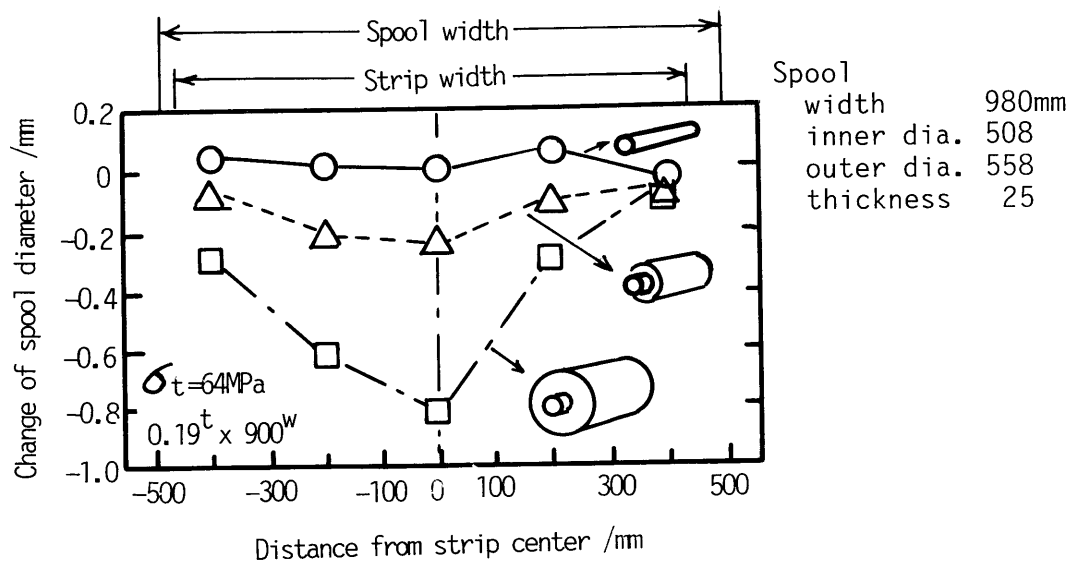


Fig. 1.19 コイル巻き取りによるリールの変形²¹⁾

また、テンションレベラ後の残留応力が大きいいため、テンションリールに板を巻き取ると、コイル内径部の板に形状不良が発生しやすい。Fig.1.18 は、コイル内径部の板形状不良の大きさを、巻き取り張力とテンションレベラの有無で評価した結果で、テンションレベラ後の板では低い巻き取り張力でも形状不良になることを示している²¹⁾。これは、Fig.1.19に示すように巻き取り張力でリールが縮小変形し、コイル最内周部の板幅中央部に、長手方向の圧縮ひずみが入り、板表層の圧縮残留応力によるひずみが加わって、コイル内径の板が塑性変形するものと考えられている²¹⁾。

薄板の製造工程や加工工程が連続化されるにつれて、いままで問題にせず済んだ現象もトラブルの原因となってきた。薄鋼板のプロセッシングラインはすべてロールで構成されており、通板安定性の要求、板形状改善の要求が高まるにつれて、矯正技術の重要性は今後も増えると考えられる。

1.2 本研究の目的

以上に述べた技術動向を踏まえて、本研究では、鉄鋼製造プロセス、とりわけ鋼板製造プロセスを対象に、ひずみにして数%以下の微小塑性変形に起因する諸問題を、塑性力学的な見方で研究し、より一般的な解決策を見いだそうとした。

研究の対象とした数%以下の微小ひずみの領域は、鋼板の圧延加工のように寸法が変わる大変形ではないが、鋼板の形状変化としては、顕著に影響があらわれてくるひずみ量である。鋼板の平坦性に対する要求は、近年の鋼板製造プロセスの変化、需要構造の変化などにより、高くなる一方であり、鋼板の形状改善技術の裏付けとして矯正理論と板の曲げ理論^{1) 2)}について、さらに新しい視点からの研究が必要となってきた。

鉄鋼製造プロセスの合理化、特に薄鋼板製造プロセスでは、従来からの熱処理ライン、表面処理ラインなどの単独工程を複数連結した連続プロセッシングライン化が進んでいる。これらのラインはすべて多数のロールから構成されており、ロールによる曲げ、ロールの搬送力などにより、ライン設計時には意図しなかった微小ひずみが板にはいり、各種の問題が生じている。これらの問題は操業に差し支えないよう個々の対策は取られているが、根本的に解決されていない問題も多い。連続ライン化が進むほど、いままで見過ごされていた小さな不良が大きな問題になる傾向にあるが、ラインで発生するこの微小変形・微小ひずみ問題は、プロセッシングライン本来の熱処理、表面処理などの目的とは離れた派生的な現象であり、問題が雑多なせいもあって、学術的な立場ではあまり研究されていない。

また、需要家側においても加工工程の自動化・高速化、組立工程の自動化などにより、従来にも増して平坦で、ひずみの少ない板の要求が高まっており、製造者側からの通板安定性の要求とあわせて、連続プロセッシングラインへの形状矯正機（レベラ）の組み込みは必須となってきた。

この矯正工程、すなわちローラレベラ、テンションレベラ、パイプレベラなどにおけるひずみ量と、先に述べた熱処理ライン、表面処理ラインにおける意図しない塑性変形のひずみ量はほぼ同等であり、同様の理論で解析することができる。

本研究では、鉄鋼プロセスの技術者があまり取り扱っていないこのひずみ問題、変形量の小さい意図しない微小塑性変形を対象とし、塑性力学的に検討することが、操業現場的にも工学的にも意味のあることと考えて研究テーマとした。

1.3 本論文の構成

第1章は、序論であり、薄鋼板の形状問題、矯正技術の現状技術と動向を文献に基づいてまとめ、本研究の目的を示している。

第2章は、矯正技術の基礎であるローラレベラを扱っている。

2.1 項では既設ローラレベラにおける矯正能力の不足の主因を公表文献をもとに検討した。矯正荷重でロールたわみが発生し、板幅位置で曲げ履歴が異なることで種々の問題が生じている。中伸び、耳波などの3次元的な形状不良の矯正のためには、板を幅方向に平坦を保って曲げることが重要である。

2.2 項ではレベリング中の矯正曲率、矯正荷重を主に検討した。ひずみゲージを貼り付けた鋼板を用いて矯正中のひずみと荷重を実測し、ロール設定位置と板曲率の関係式を求めた。また、位置と曲率式をもちいてレベラの数値モデルを試作した。

2.3 項では、レベラロールの駆動トルクが矯正に必要な曲げ仕事量以上に大きくなる現象、トルク循環現象を考察した。矯正中の板速度とロール速度の微小な違いを考慮したモデルにより、駆動トルクがレベラ入側で大きく、出側ではブレーキとなって働くことが導かれ、そのトルクの大きさを見積もることができた。

第3章には、薄鋼板用テンションレベラの理論を展開した。材料の降伏条件に、Tresca の条件を用いることで、計算量を大幅に減らした簡便な方法で幅反りが扱える理論となっている。Mises の降伏条件で計算された文献の結果¹⁰⁾ と比較をおこない、ほぼ、同等の計算結果が得られることを確認した。この章で得た理論、数値解析プログラムを、他の章で張力下における曲げや、幅反りを解析するときの汎用ツールとして使った。

第4章では、鋼管の繰り返し曲げ矯正、つまり、パイプ用レベラを検討した。パイプを繰り返し曲げで矯正する方法は、これまで、あまり使用されておらず、本研究は、実用化の基礎検討としておこなったものである。パイプの断面積が円筒であることを考慮すれば、板材のローラレベラで得られた結論が、ほとんどそのまま適用できるが、パイプは中空であるため断面が真円からはずれる偏平変形を検討しておく必要がある。内面にひずみゲージを張り付けたパイプを用いロール間の曲率変化を測定し、ロール位置と曲率の関係性を求めた。この関係は、板材のローラレベラで得た関係とほぼ同じであった。パイプでは穴型ロールで外径を絞りながら曲げる矯正方法があり、この場合に適用できる理論モデルも検討している。

第5章は、連続プロセッシングラインの代表ともいべき薄鋼板用の連続焼鈍ライ

ンでの微小塑性変形問題をテーマとした研究内容を記述した。

5.1 項では、連続焼鈍ラインに薄物・広幅の鋼板を通板するとき発生しやすいヒートバックルと呼ばれる疵の問題を座屈理論、塑性力学を用いて解析した。板を蛇行させないためにロールにつけた凸クラウンが原因であることを導き、疵の発生限界を求める式を解析的に得ることができた。

5.2 項では、連続焼鈍ラインを構成するロールと、通板張力によって、再結晶した鋼板に塑性ひずみが導入されることを示した。高温の板に塑性ひずみを与える実験の結果、ひずみに比例して延性が劣化することも示された。連続焼鈍ラインを一種のテンションレベラとみなし、テンションレベラの理論から、ロールを通過してもひずみが累積せず、材質劣化が低減できる条件を求めた。

第6章では、連続焼鈍ライン以外のプロセッシングラインにおける微小塑性変形問題とその対応策について記述した。

6.1 項は、横型の電気めっきラインのめっき槽内で発生した幅反りの問題を取り上げている。幅反りは小径ロールに板を巻き付け、塑性曲げを長手方向に与えたときに発生する。本項の例では板のパスラインは一見、真っ直ぐであったが、ゴムロールと通電ロールに挟まれた狭い接触部分で曲げひずみがいっており、それが原因で幅反りが生じていることがわかった。ゴムロールによる曲げ変形を弾性曲げに近づける方法を検討し、解決策を提案した。

6.2 項には、焼鈍後で調質圧延前の鋼板を曲げると発生する腰折れ現象について検討した。経験的には、下降伏点から求めた降伏曲率の2倍程度以上の曲率のロールに巻き付けると発生するとされているが²³⁾、曲げモーメントと曲率線図の考察から、曲げ変形での上降伏応力が、下降伏応力の1.5倍以上の材料で発生する可能性があることが見出された。腰折れ発生が発生したときの、発生間隔・ピッチが単純な力学モデルで説明できることを示した。

第7章は総括で、各章で得られた結果をまとめている。

なお、付録Aとして板反りの測定技術を記述した。操業現場で用いている各種の板反り評価指標を材料力学を用いて検討し、板の拘束をなくしたときの曲率の形で表現した。この結果、いままで、直接比較できなかった寸法の違う試験片で得られた反り指標を合理的に比較できるようになった。

付録Bには、極薄板の残留応力の板厚内分布を製造工程別に調べ、薄板の形状問題検討の基礎資料として記述している。

第1章の参考文献

- 1) たとえば日本塑性加工学会編：日比野文雄ほか著，矯正加工，(1992)，9，
[コロナ社]
- 2) 戸田龍，松香茂道，北島聡幸，長沼洋一，井上直温：29塑加連講（1978），97
- 3) 藤井國一：塑性と加工，20-217（1979），89
- 4) 曾田長一郎：塑性と加工，5-41（1964），345-358
- 5) 日本鉄鋼編：鉄鋼便覧IV（第3版），(1980)，70，[丸善]
- 6) 徳永春雄：塑性と加工，5-41（1964），439-444
- 7) 曾田長一郎：塑性と加工，10-107（1969），853-862
- 8) 日本塑性加工学会編：矯正加工，(1992)，90-129，[コロナ社]
- 9) 西川誠治，鈴木信次郎，下里省夫：塑性と加工，10-107（1969），885-890
- 10) 美坂佳助，益居健：塑性と加工，17-191（1976），988-994
- 11) 服部重夫，前田恭志：材料とプロセス CAMP-ISIJ，5(1992)，1479-1482
- 12) 岩藤秀一，出石智也，安東均，石岡弘之，福田真，岡上正明：CAMP-ISIJ，
1（1988），551
- 13) 大野浩伸，千野俊彦，山崎孝博，鳴海宏，川原仁志：CAMP-ISIJ，
5(1992)，1471-1473
- 14) 三菱重工：テンションレベラ・カタログ(1987)
- 15) 鉄鋼協会討論会：ホセツシグライソでの板走行・矯正技術，CAMP-ISIJ，
5(1992)，1447-1497
- 16) 総田良之，益居健，安藤功司：平3春塑加講論（1991），685-688
- 17) 仲子武文，竹添明信：39回塑加連講論（1988），459-462
- 18) 益居健，中野淳介：36回塑加連講論（1985），369-372
- 19) 米谷茂：残留応力の発生と対策，(1977)，50，[養賢堂]
- 20) 日比野文雄，国井明彦：塑性と加工，11-116（1970），635-644
- 21) 長谷川浩，田中和夫，福山敏，田口輝彦，古賀守：CAMP-ISIJ，
5(1992)，1487-1491
- 22) たとえば，益田森治監修：薄板の曲げ加工（1958），[誠文堂新光社]
- 23) R. S. Burns, H. Latour: Limiting Factors for Prevention of Coil Breaks,
Blast Furnace and Steel Plant. (1981), 1182-1188

第2章 ローラレベラにおける矯正技術

2.1 現状ローラレベラの矯正能力の検討

2.1.1 はじめに

最近の厚鋼板製造プロセスは加工熱処理法(Thermo-Mechanical Control Process : TMCP 法)での製造が主流になってきている。TMCP法は、鋼板成分、圧延条件、冷却条件を一組にして最適化を図ろうとするプロセスで、合金成分の節約と熱間圧延後の熱処理工程の省略が達成できており、また、鋼板材質も従来材以上の特性が得られている。

このTMCP法では鋼板を急冷(制御冷却)するのが重要な技術要素となっている。過去の厚板ミルでは圧延後の鋼板を空冷するだけであったが、制御冷却法では水を用いて冷却速度を大きくし、少ない合金添加(低コスト)で、高強度・高靱性の鋼板を得ている。

しかし、鋼板形状が、空冷プロセスにくらべて悪くなりやすいので、制御冷却法の対象が増えると共に、後工程の形状矯正能力が不足となってきている。また、出荷状態での形状が良くても、切断加工した時に反りが出やすいなどの問題を生じている。これらに加えて需要家の加工工程合理化のために形状の要求レベルも高くなっている。以上の情勢から厚板製造プロセスにおける形状矯正能力を質的にも高める必要が生まれている。

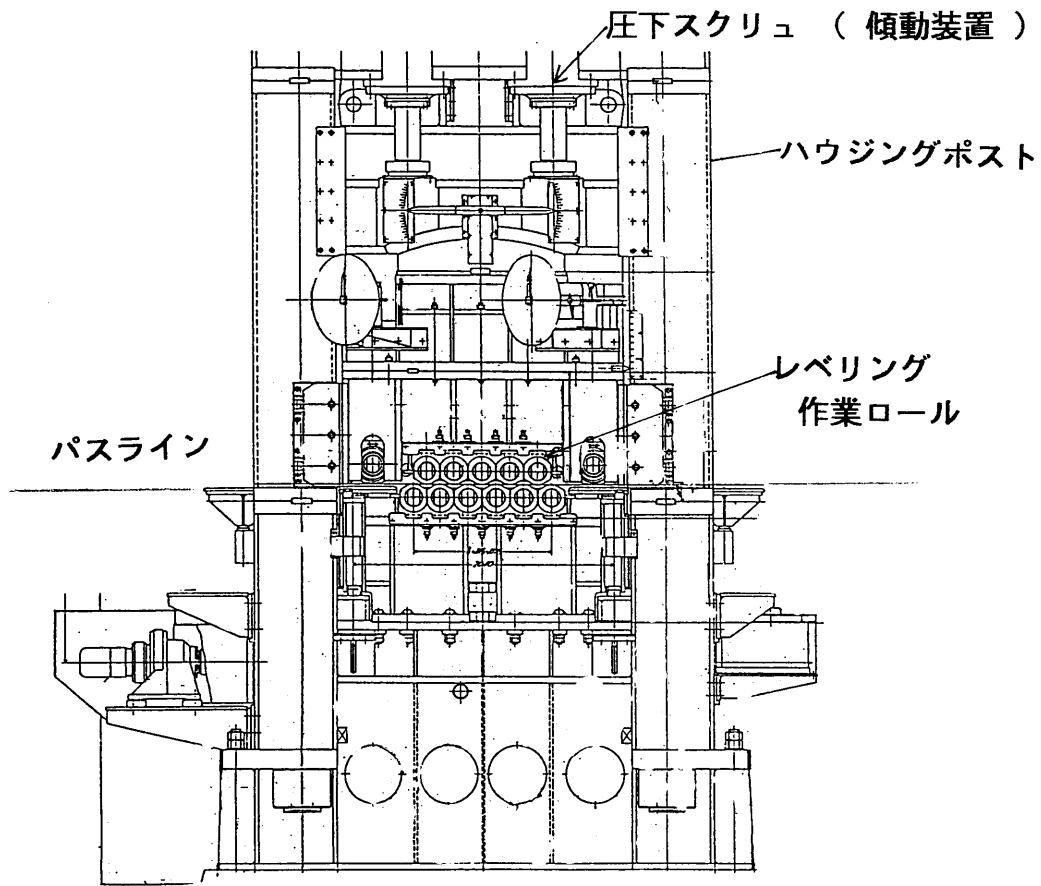
本項では、現状設備のまま、どれだけ矯正能力の向上が図れるかを、文献に基づいて検討し、課題をあきらかにしようとした。

2.1.2 ローラレベラの概要

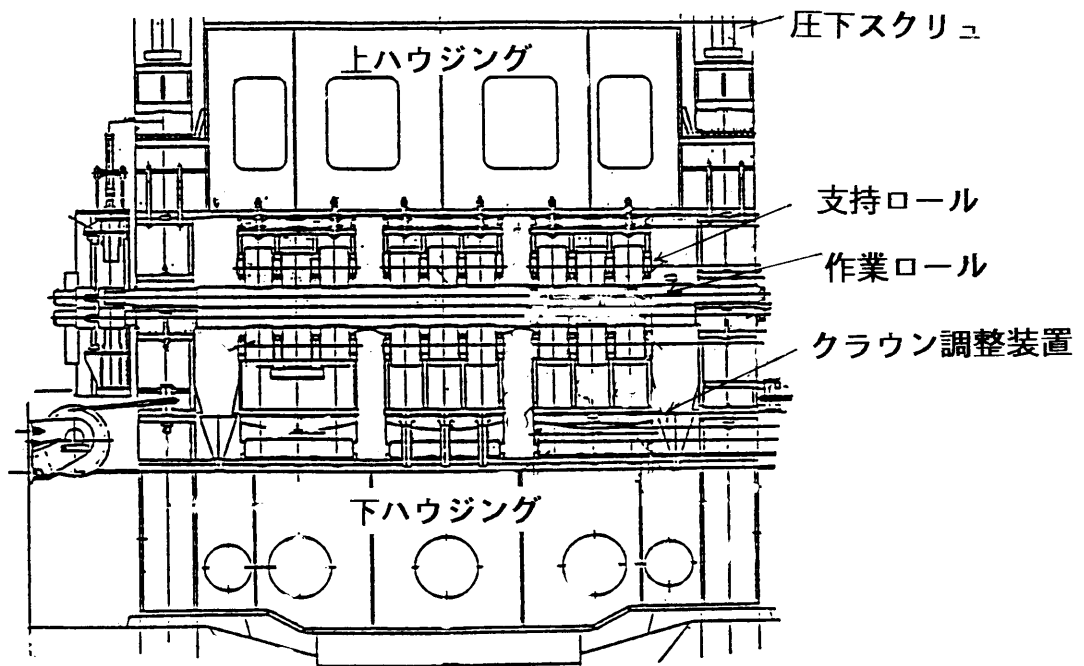
検討対象としたレベラの概要を Fig. 2.1に、ロール配置を Fig. 2.2に示す。このレベラは冷却後の厚板を室温状態で矯正するもので板厚 6~20mm、最大板幅 4.5m が通板可能である。

上側5本、下側6本のレベリング用作業ロールと、入出側にパスライン(水平面)を決め、鋼板を搬送するためのロールが各々2本あり、合計15本のロールがレベラハウジング内に組み込まれた構成となっている。

レベリングの矯正荷重は作業ロールから支持ロールを介して上下フレームに伝わ



(a) 側面図



(b) 正面図

Fig. 2.1 厚板コールドレベラ概要

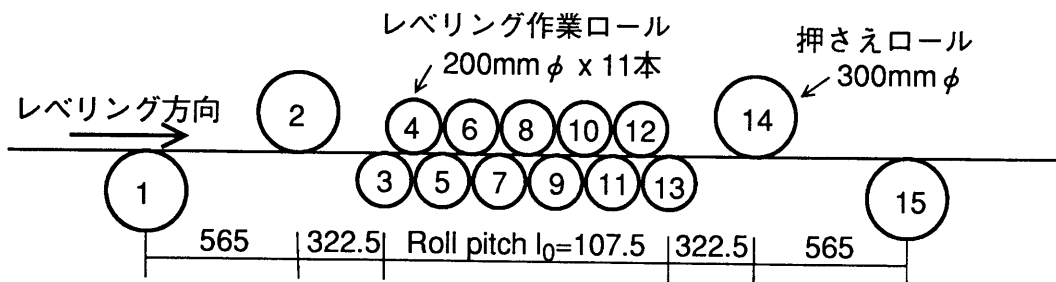
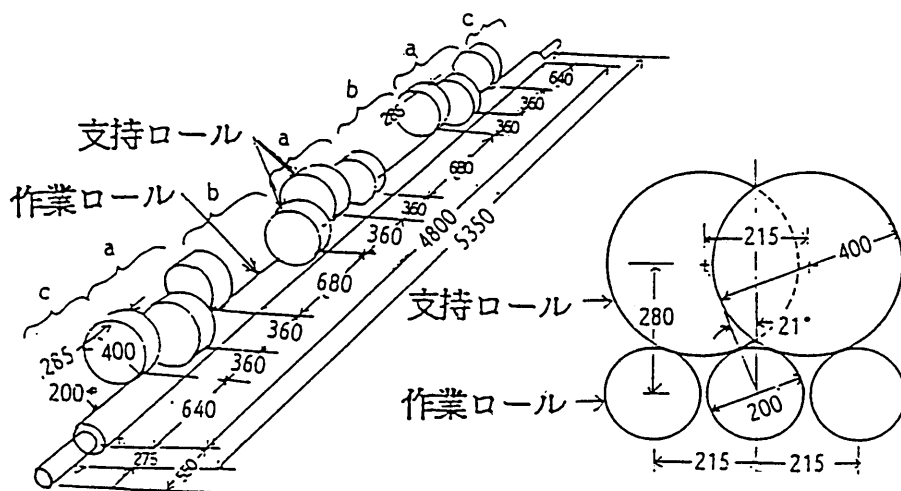


Fig. 2.2 レベラの作業ロール構成



(a) 作業ロールと支持ロールの位置関係 (b) 他ロールとの関係

Fig. 2.3 レベラ作業ロールの支持方法

り、4本のハウジングポストが受け持っている。上側フレームは上下動と板の入出側への傾動ができ、通板はラインの左右どちらからでも可能である。11本の作業ロールは1台の電動機で駆動されているので回転速度は共通である。

レベラの作業ロールは、直径 200mmφに対して胴長が 4800 mmと非常に細長いロールである。たわみ防止用に支持ロールが付いているが、圧延機に比べると華奢であり、剛性的に弱い構造となっている。作業ロールとたわみ防止用の支持ロールの位置関係を Fig. 2.3に示した。支持ロールは幅方向に3個を組にして3群に分割されており、各々のロール群を押し込むことにより作業ロールを曲げてクラウンをつけることができる。ただし、現行の操業では適正クラウン量を計算する方法が不明なのでクラウン制御は行っていない。

2.1.3 現状レベラの問題点

この設備を用いてレベラ矯正する場合の問題点を考えてみる。矯正荷重のため、ハウジングの伸び、圧下フレームのたわみ、くさび機構の変形、支持ロールと作業ロール間の扁平変形、作業ロールのたわみなどが合計されて、ロール押し込み量は幅方向、長手方向で設定値より少なくなる。長手方向の押し込み量の減少は、単純に減った分だけ押し込んでやれば済むが、幅方向の変化(主として、作業ロールと支持機構のたわみ変形)は以下のような問題を引き起こす。

(1) 矯正曲率を大きくできない。(強圧下ができない)

硬質で残留応力の大きい制御冷却材の形状矯正では、矯正曲率を従来材より大きくしないと、板厚内部まで塑性変形しないためにレベラ効果による残留応力の均一効果が期待できない。また、幅方向反り(C反り)の矯正にも板厚内部まで塑性変形させることが必要であるが¹⁾、レベラの剛性が低いと幅方向で矯正履歴の差ができるために、かえって形状、残留応力分布の乱れをまねく。

(2) 板幅方向で矯正履歴が異なると、板幅全体として残留応力が釣り合っているとしても、幅方向での残留応力分布ができ、幅位置ごとの残留曲率、すなわち板反りが必ず異なっている。このため、鋼板を条板に小切りすると、反りの無い鋼板でも板反りが発生する。実験的検討では、分割後の板反りに最も影響するのがロールギャップの幅方向の不均一であることが知られている^{1) 2)}。Fig. 2.4 は日比野ら²⁾の結果で、ロールを幅方向に傾けたレベラにりん青銅板を通すと、条切り後に幅ごとに異なる板反りが発生することを示している。

(3) 耳波形状の鋼板は矯正不能となる。

ロールたわみが大きいと板端の曲げが強く、板幅中心はあまり曲げられず直線に近い経路をとってレベラを通過して行く。中伸び傾向の板は、板端を伸ばせば形状が直るので、このように板端だけ繰り返し曲げるのは形状矯正に有利な変形となるが、耳波の鋼板のように板中心を伸ばさないと形状が直らない板の場合は、形状不良を助長する方向となる。

このように、現行のコールドローラレベラの問題点、①1回の通板で形状矯正が済まない板が多い、②幅反りが直りにくい、③条切り加工で板反りがでる、④耳波の形状不良はほとんど直らない、などの問題の大半はこのロールの幅方向たわみに起因している。したがって、ロールたわみ変形を予測してそれに見合うクラウン調整をしてやれば、現状レベラの矯正能力は大幅に改善されると考えられる。

また、厚板ローラレベラにはロールたわみ以外の問題として、矯正曲率の大きいレベラ入側ロールの駆動トルクがスピンドル強度限界に達しやすく強圧下が出来ない現象がある^{3) 4)}。これは、レベラ出側ロールがブレーキになって負側のトルクとなり、入側ロールにはその分だけ余計なトルクがかかるようになり、矯正に必要なエネルギー以上の過大トルクが発生して、スピンドルが破壊される現象である。この駆動トルクがロール間でやり取りされる現象を、操業現場ではトルク循環現象と呼んでいる。

トルク循環現象が生じると、レベラ内の板には長手方向の圧縮応力が働いて板がロールになじみにくい方向となるので、形状矯正には不利に働くと考えられる。この入出側ロール間のトルク循環現象については、2.3 項で考察する。

2.1.4 張力付加レベラの形状矯正能力

形状不良には、幅反り、長手反りなどの板全体としての形状不良と、圧延時の局所的な伸び率差に起因する中伸び、耳波などの凹凸の波がでる形状不良がある。(Fig. 1.1)⁵⁾。

ローラレベラの矯正作用は Fig. 2.5に示すように、入口で、矯正前の前歴を消し、初期曲率を一定にするために大きく曲げて板を内部まで塑性変形をさせ、次に入口での曲げによる反りと残留応力を軽減するために曲率を漸減しながら繰り返し曲げを行い、最終的に残留曲率を0に近づけて平坦の板を得る機構となっている⁶⁾。したがって、本来、ローラレベラは反りを矯正するための装置であり、一般に、凹凸

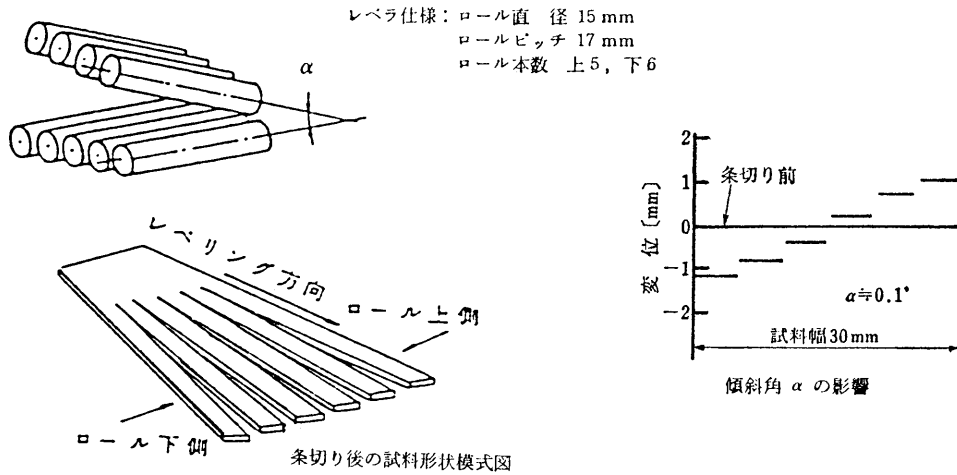


Fig. 2.4 ロールに開き角があるときの試料条切り後の形状²⁾

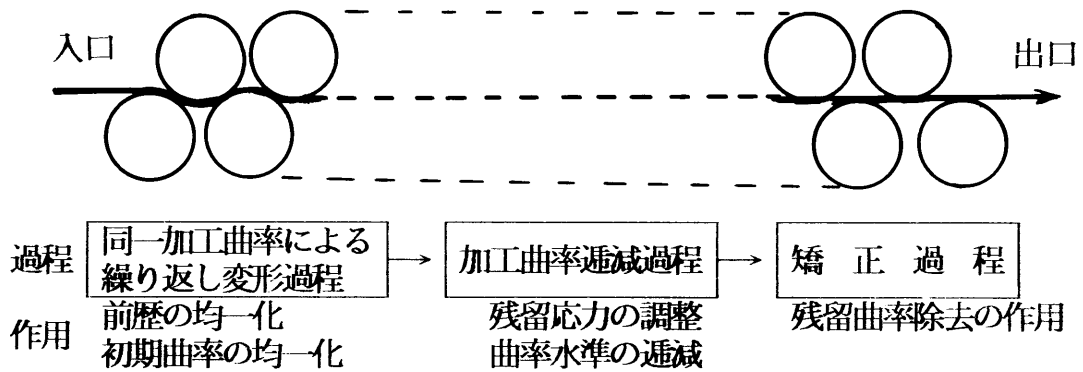


Fig. 2.5 ローラレベラの矯正作用⁶⁾

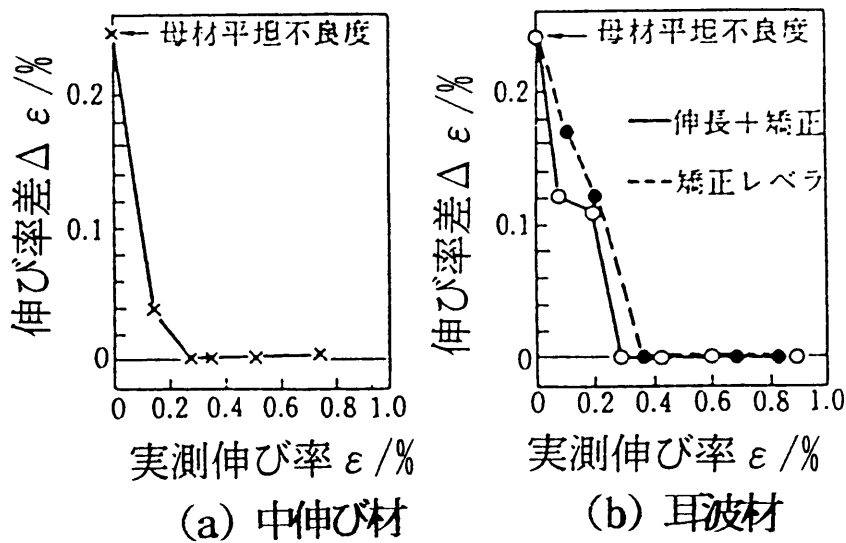


Fig. 2.6 テンションレベラ伸び率と形状矯正効果⁷⁾

の波のような局部ひずみの矯正能力は劣っている。

凹凸の波は局部的な伸び率差 $\Delta \varepsilon$ に起因しているので、テンションレベラのように板に張力をかけて繰り返し曲げ矯正を行ない、板を延伸すると効果的な形状改善ができる(Fig. 2.6)⁷⁾。

そこで、最近、厚板の製造ラインでも2台のローラレベラ間で張力制御する設備(Fig. 2.7)¹⁾ や、レベラ入側出側に押さえロールをおいてレベラ本体ロールと速度差をつけて張力を付加する設備⁸⁾などが設置され、ローラレベラに比べて高い矯正能力を得ることが報告されている(Fig. 2.8)¹⁾。

しかし、厚板のような大断面積の鋼板に、板が伸びるほどの張力(極薄板のテンションレベラの張力の操業範囲は、降伏応力の $1/5 \sim 1/2$) がかけられるかどうかは疑問である。矯正荷重と摩擦係数の大きさから推定すると、高々、降伏応力の $1/10$ 程度であり、板が伸びる条件に達していない。したがって、この張力付加ローラレベラの矯正能力の向上効果を、薄板のテンションレベラのように、与えた張力と曲げ応力で板を伸ばして局部伸び率差を矯正しているとは考えられない。

田浦らは⁹⁾ 通常の張力のかからないローラレベラにおいても、板が平面を保つように拘束してレベリングすることで、板幅方向の内部応力の釣り合いから長手方向応力が働き、局部ひずみに起因する形状不良が矯正できることを数値解析と実験機で確かめている。

本研究においても、この張力付加による矯正効果の向上は、薄板のテンションレベラのように張力と曲げで板を直接伸ばすことで実現されているのではなく、張力が板の座屈防止の役目をするすることで矯正効果の向上を得ていると考えた。

つまり、張力があると板がロールになじみやすくなり、ロール上で板幅方向には平面を保って曲げられる。こうすれば、板厚内にかかる長手方向応力の幅方向積分値、すなわち、外部からかけた全張力が小さくても、板幅全体での力の釣り合いから、圧延時に伸びが大きく無拘束にすると波がでてしまうような部分には圧縮力がかかり、延ばすべき部分(圧延時に伸びが少ない部分)には張力がかかることになる。

2.1.5 形状不良矯正能力の見積り

田浦らの文献では、板を平面に拘束するための条件や、矯正後の急峻度と塑性変形率(板厚に対する塑性変形域の比率) の関係などを求めているが、数値積分で解

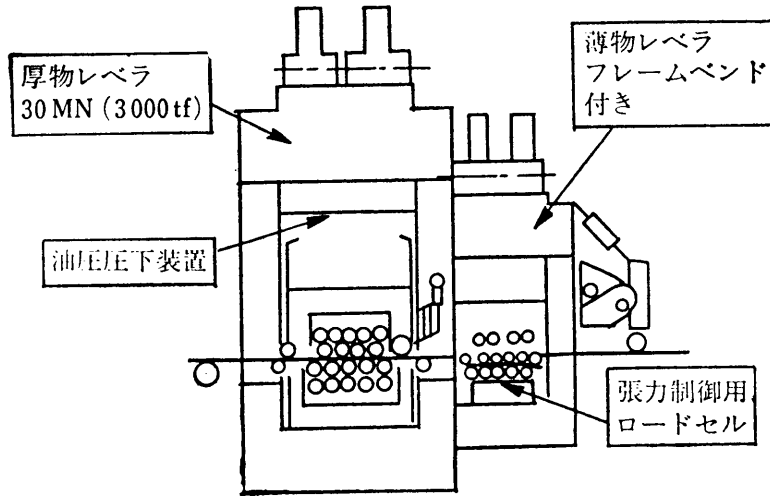
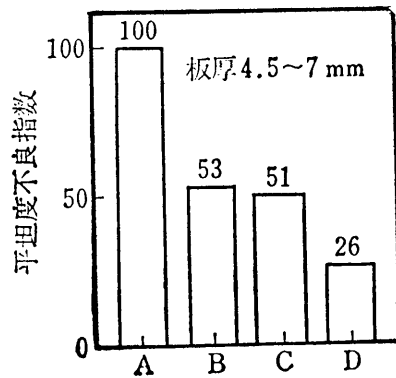


Fig. 2.7 張力制御付き厚板用ホットレベラ概要¹⁾



- A: 従来型厚物用レベラの不良 (=100)
- B: 薄物用レベラのみで矯正
- C: 厚物レベラと薄物レベラで同時に矯正 (張力なし)
- D: 張力負荷して矯正

Fig. 2.8 張力付加の平坦度改善効果¹⁾

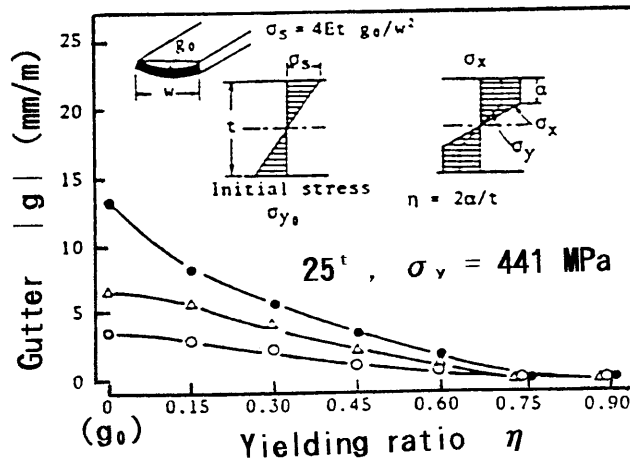


Fig. 2.9 強圧下レベリングによる幅反りの低減¹⁾

が示されており、簡単に利用できる解析式とはなっていない。

そこで、本研究では、板の内部応力の釣り合いから発生する張力(張力フィードバック機構)が働く場合の形状矯正能力限界を、一軸の曲げ理論を用いて解析的に検討してみる。

形状不良材の凹凸の勾配を表す急峻度 λ と、その凹凸部の長さの余りを表す板の伸び率差 $\Delta \varepsilon$ の関係は、凹凸を正弦波と仮定して、

$$\Delta \varepsilon = (\pi/2)^2 \lambda^2, \quad (2.1)$$

の関係が成立する¹⁰⁾。この凹凸の波板を平坦に拘束してロール上に乗せることができれば、板内に伸び率差 $\Delta \varepsilon$ に起因した応力差 $\Delta \sigma$ が発生する。その大きさは、

$$\Delta \sigma = E \Delta \varepsilon = E (\pi/2)^2 \lambda^2 \quad (2.2)$$

と見積もることができる。

$\Delta \sigma$ は、圧縮部分と引張部分の応力差で、 $\Delta \sigma/2$ 程度の引張応力が板の伸び少なかつた部分にかかり、 $-\Delta \sigma/2$ 程度が、板が余った部分に圧縮応力となってかかる。急峻度が $\lambda \approx 0.02$ 程度である板に発生する応力差は、式より $\Delta \sigma \approx 200\text{MPa}$ と求まる。したがって、引張応力は 100MPa 程度となり、 $\sigma_0 = 400\text{MPa}$ 級の材料にとっては、降伏応力の $1/4$ 程度となり、薄板のテンションレベラの張力範囲となる。このように波のある板を平坦にすれば引張応力が発生するので、これに曲げ応力を加えると、板はテンションレベラのように伸びてゆくことになる。

張力下で曲げ・曲げ戻しをおこなうと、板厚中心が延伸される。曾田¹¹⁾は、一回の曲げ・曲げ戻しで発生する板厚中心の伸びひずみ $\Delta \varepsilon_c$ を次のように求めている。

$$\Delta \varepsilon_c = \varepsilon_0 (2KT - 1) \quad (2.3)$$

ここで、 h ：板厚、 σ_0 ：板の降伏応力、 E ：弾性係数、 σ_t ：単位面積あたりの張力、 κ ：曲げ曲率で、降伏ひずみ ε_0 、降伏曲率 κ_0 を、

$$\varepsilon_0 = \sigma_0/E, \quad \kappa_0 = 2\sigma_0/hE \quad (2.4a)$$

とし、曲率と κ_0 で無次元化した曲率係数 K 、張力を σ_0 で無次元化した張力係数 T を次のように定義している。

$$K = \kappa/\kappa_0 = \kappa(hE/2\sigma_0), \quad T = \sigma_t/\sigma_0 \quad (2.4b)$$

板が伸びるには $\Delta \varepsilon_c > 0$ 、つまり $2KT \geq 1$ が必要条件となる。前項で考慮した張力フィードバック機構で生じる付加的張力の大きさは $T = \sigma_t/\sigma_0 \approx 1/4$ 程度なので、曲率係数 $K > 2$ が板を伸ばす条件となる。板の初期履歴を取る条件として、

操業現場で推奨されている $K \geq 3$ の範囲は、局部ひずみの形状矯正に妥当な条件であることがわかる。

この議論を一般化すると、急峻度 λ を持った形状不良の板が、ローラレベラで矯正できるかどうかを検討できる。板の座屈を完全に拘束してレベリングできれば、(2.2) 式の応力差 $\Delta\sigma$ の半分程度の張力が圧延時に伸びの少なかった部分に働く。その張力 σ_t は、

$$\sigma_t = \Delta\sigma/2 = E' \pi^2 \lambda^2 / 8 \quad (2.5)$$

であるので、(2.3) 式の板が伸びる条件 $2KT \geq 1$ と組み合わせることで、曲率係数 K を与えたとき、

$$\lambda_{cr} \approx (2/\pi) \sqrt{\varepsilon_0/K} \quad (2.6)$$

が矯正できる限界の急峻度 λ_{cr} として求められる。ここでいう限界の意味は、形状不良の板を矯正するとき、 λ_{cr} までしか急峻度を改善できないことを示している。

(2.6) 式では曲率係数 K を大きくすると、急峻度 λ をいくらでも小さくできるように見えるが、曲率係数 K はレベラへの噛み込み性などから限界がでてくる。

$\sigma_0 = 400 \text{ MPa}$ の板を例に矯正できる急峻度の限界 λ_{cr} を求めると、曲率係数 $K=2$ では $\lambda_{cr} \approx 2\%$ まで、 $K=3$ では $\lambda_{cr} \approx 1.6\%$ まで、 $K=6$ のときには $\lambda_{cr} \approx 1.1\%$ までとなる。需要家の形状の要求水準に依存するが、急峻度 $\lambda \leq 2\%$ をまず最低限度満たす必要があるから、 $K > 3$ は妥当、且つ、必須な条件である。

また、レベラは長手方向に曲げを与えるだけであるが、レベラを通すと板の幅反りも減少することが知られている。Fig. 2.9 に示すように、曲げの塑性変形率 η (塑性変形した部分の板厚に対する比) を増やすと、幅反りが小さくなる結果を得ている¹⁾。 $K \geq 1$ の塑性曲げでは $\eta = 1 - 1/K$ であるから、 $K \geq 3$ の条件で $\eta \geq 0.67$ となり、図より、 $K > 3$ になると、幅反りも低減できる条件であることがわかる。

つまり、現状のローラレベラにおいて、幅方向の曲率差を小さくして、板内部まで曲げひずみが十分にはいる曲率係数の条件を選べば、局部ひずみ起因の形状不良も、幅反りも直せる可能性がある。

2.1.6 板曲率に関する検討

曲げ矯正においては板曲率を知ること、つまりロール位置と板の曲率の関係式を求めることは、重要な研究事項のひとつである。テンションレベリングではこの式だけ得れば十分であるが、ローラレベラの場合、特に厚板レベラのように矯正荷重

が大きい場合には、圧延理論におけるミル定数に対応するものとして、矯正荷重によってロールギャップが開いたり、ロールたわみが生ずることも考慮する必要がある。

(1) ロール位置と板曲率

この関係式を求めるのに荒木¹²⁾ が提案した力とモーメントの釣り合い式から、板のたわみ方程式を直接数値積分して行く方法がある。しかし、ローラレベラでは、板の傾き角とたわみに応じてロールと板の接触点が変わるので、その影響が力とモーメントの釣り合いに現れ、また、板の傾き角とたわみに跳ね返るという非線型効果を含んでおり、解の安定性の点で問題がある。そのため、板曲率を数値的に求めようとする研究のほとんどは、ロール直下の決まった位置で板とロールが接触する簡略化した仮定のもとでおこなわれている^{13) 14) 15)}。しかし、板が塑性変形領域に入って曲率が大きくなってくると、ロールと接触点の移動を無視する仮定の誤差は無視できなくなると考えられる。この問題を解決するために、門田らは¹⁶⁾ 接触点の移動に伴う解の非線型性と材料の降伏に伴う非線型性を分離する改良された論理による計算結果と適用例を報告している。

一方、日比野はレベリング中の板曲率を精密に測定した結果¹⁷⁾、板とロールの接触点がロール直下になっただけでなく、曲率が最大になる位置自体が、ロール直下でも接触点でもない指摘しており、これら実験結果まで説明できる解析は、まだおこなわれていない。

(2) ロール位置と矯正荷重

ローラレベラではロール位置を精度良く求めるのは簡単ではない。Fig. 2.1 に示すようにレベラは複雑な形をしており、油圧ジャッキなどで既知の力を与えてロール位置を測定しようとしても端のロール以外は測定できる隙間がない。また、ロールが千鳥配置であるため、圧延でよく用いるアルミニウム棒の噛み止めサンプルによる測定法が使えない。また、数値計算法（有限要素法）を用いるにしても、支持ロールは分割ロールの千鳥配置であり、圧下フレームも溶接構造の箱物で、剛性が弱く、くさび機構のような接触部分も多いのでかなり難しい。

以上のように、ロール位置と曲率の関係、矯正荷重とロール位置の関係とも、求めるのが難しい上に、この関係を連立させて、板の長手方向、幅方向分布も含めてレベラ全体を解くにはさらに膨大な計算が必要となる。

これらの理由から本研究では、ロール位置（矯正条件）と板曲率の関係を矯正中の曲率変化と矯正荷重の測定から実験的に求めることにした。矯正荷重によるロール位置の変化についても、直接測定が難しいので、板曲率の実測値から曲げ理論を用いて計算で求める。

2.1.7 むすび

現状の厚板レベラの問題点を文献に基づいて検討した。

板幅の全体を均一の曲率になるようにロールたわみを防止して繰り返し曲げを行い、かつ、レベリング中の板表面ひずみを材料の降伏ひずみの 3~6 倍以上にすれば、現状の矯正能力不足の問題のほとんどは解決する。

このためには、ロール位置と曲率の関係を求めること、矯正荷重とロールたわみ、ロール逃げ量などの関係を求める必要がある。

2.2 ローラレベラの矯正荷重と矯正曲率

2.2.1 実験方法と実験結果

(1) ひずみ測定方法

ひずみゲージを貼りつけた計測用の鋼板をレベラに通して曲率変化を測定した。また、同時に矯正荷重も測定した。Fig. 2.10 に実験方法の概要を示す。

曲率の幅位置での変化を求めるために板幅 b の $0/6$ (板端), $1/6$, $2/6$, $3/6$ (幅中央) にひずみゲージを貼り付けた。ひずみゲージは鋼板に彫り込んだ直径 25mm 、深さ 1mm の穴底に貼り、リード線はロールでつぶされないようにテープ状電線にして 0.5mm 深さの溝を通して取り出した。リード線から動ひずみ計までの途中にマイクロコンピュータ用の数十芯の端子を用い、計測用鋼板をレベラ入側に戻す時やクレーンで吊り上げる時に端子部で切り離しができるようにして、ひずみ計測用鋼板のハンドリング性を高めた。抵抗補正用のダミーゲージは測定用ひずみゲージと同一の電線と端子で構成している。

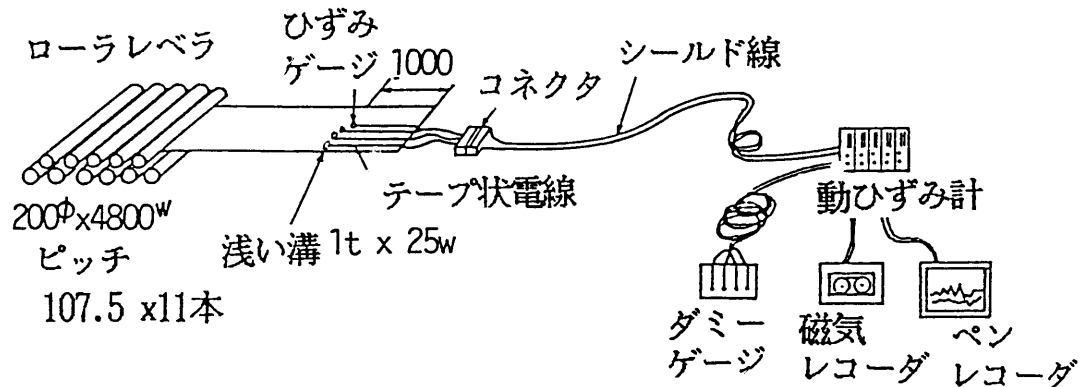


Fig. 2.10 レベリング中のひずみ測定方法

Table 2.1 供試材一覧

No.	板厚 h (mm)	板幅 b (mm)	降伏応力 σ_e (MPa)	降伏曲率 κ_e (m^{-1})	降伏モーメント M_e (kN · m)	降伏荷重 P_e (kN)	最大荷重 P_{max} (MN)
a	6.3	2000	519	0.80	7.6	141	2.32
b	6.3	3500	519	0.80	13.2	246	2.46
c	15.4	2000	363	0.23	31.5	586	9.68
d	15.4	3500	363	0.23	55.2	1026	16.94
e	6.3	2900	432	0.67	9.1	170	2.80
f	8.2	1800	401	0.48	8.9	165	2.73
g	7.9	3900	319	0.39	14.2	264	4.36

$$\kappa_e = Y/hE', \quad M_e = Yh^2b/6, \quad P_e = 2M_e/\ell_0, \quad P_{\text{max}} = 1.5nP_e, \quad \ell_0 = 107.5\text{mm}, \quad n = 11$$

$$Y = 1.1\sigma_e, \quad E' = E/(1-\nu^2), \quad E = 206\text{GPa}, \quad \nu = 0.3$$

(2) 供試材と矯正条件

供試材を Table 2.1 に示す。後で使う降伏曲率、降伏曲げモーメントなどの諸量も示してあり、これらの求め方については、後で記述する。

ロール構成は Fig. 2.2 のとおりで、パスラインを決めて材料を供給するためのロール(入出側各2本)も含めてロール番号を付けた。レベラ本体の作業ロール本数 n は #3~#13 の11本で、中央の #8 ロールが圧下量の基準となる。作業ロール部のロール間隔 l_0 は 107.5mm である。

レベラの設定条件とロールの位置関係を Fig. 2.11 に示す。主圧下量 IM は下ロール面と上ロール面の間隔で単位はmm である。レベラで通常使う押し込み量とは正負の定義が逆で IM が小ほど大圧下側となる。板厚 h の板の押し込み量は $-IM+h$ となる。

クラウンの設定値 CR はレベラロールの幅両端に対する中央部支持ロールの押し込み量で単位はmm。1/4幅部にある両側の支持ロール押し込み量は、中央の押し込み量の 40% とし、 $0.4CR$ に設定した。

レベラの傾斜の設定値 INC は #8 ロールを基準にした入出側ロールの傾斜量で単位はmm である。入側 #4 ロールの設定位置は $IM-INC$, 出側 #12 ロール設定位置は、 $IM+INC$ となる。

(3) 矯正曲率の求め方

ひずみゲージは Fig. 2.12 に示すように板の上面にしか貼れなかったので、実験で得られた板表面のひずみ ε から、曲率 κ への変換は、膜ひずみ、つまり板厚全体の伸び縮みが無視できるとして求めた。板厚を h 、ひずみゲージを張りつけた穴深さを d として、

$$\kappa = \varepsilon / (h/2 - d) \quad (2.7)$$

として求めた。この κ は板厚中心の曲率を表している。

(4) 矯正荷重の求め方

矯正荷重は、レベラのハウジングポスト(4本)に貼りつけたひずみゲージで、レベリング中のひずみを求め、そのひずみに弾性係数と断面積を乗じたものを、矯正荷重の実測値 $P_{0.0}$ とした。ハウジングポストは厚鋼板を箱型に溶接した構造である。縦横の2軸ひずみゲージを各々のハウジングポストの表面に2枚張りつけ、4ゲージでブリッジを構成し、ひずみの出力を1軸ゲージ方式の $2(1+\nu)$ に拡大して測定した。

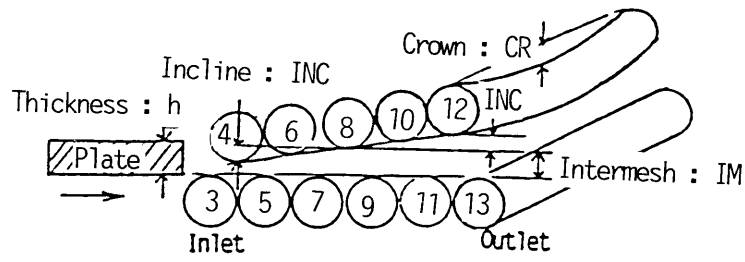


Fig. 2.11 レベリング設定条件とロールの位置関係

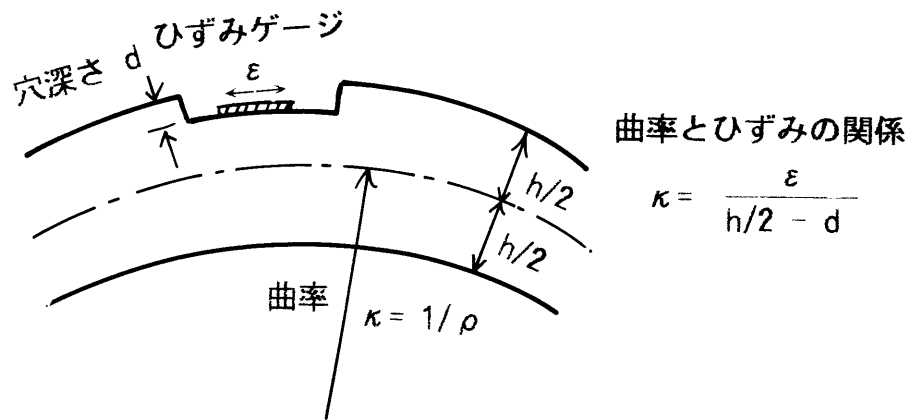


Fig. 2.12 ひずみゲージ貼り付け位置と曲率への変換

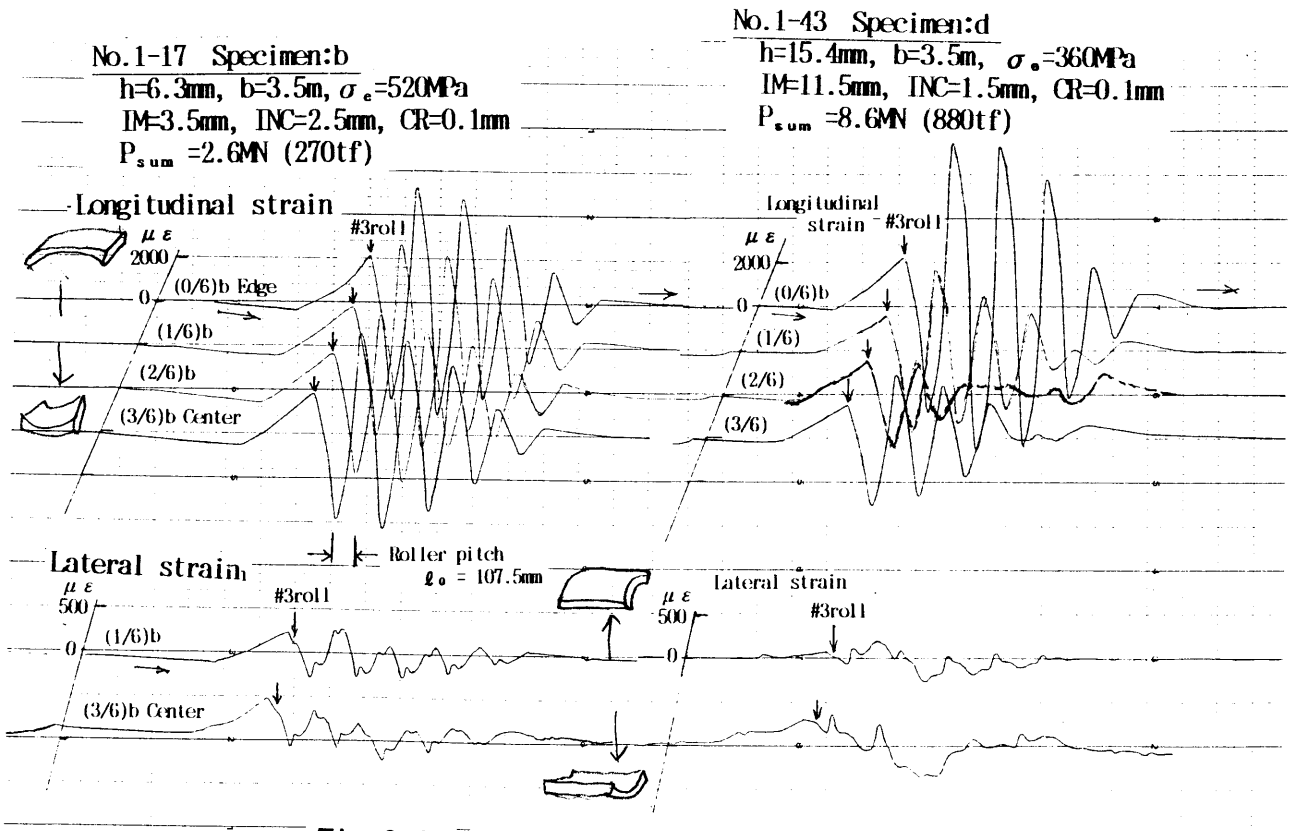


Fig. 2.13 レベリング中のひずみ測定例

(5) 実験結果のまとめ

Fig. 2.13にひずみの測定例を示す。このデータは 3.5m 幅で薄物(6.3mm 厚) と厚物 (15.4mm厚) をレベリングした例である。幅方向の矯正曲率の差は大きく、矯正荷重が大きい条件では、その差が極端に大きくなる。

参考のために幅中央部と 1/6幅位置の幅方向ひずみも計測した。幅方向には板が平面のままロールを通過すると、幅方向ひずみは 0になるはずであるが、レベラ入側のロール付近では長手方向ひずみの 1/10 程度あり、幅方向にもある程度のたわみながらレベリングされていることがわかる。つまり、ロール上で平面拘束されて曲げられる条件が満たされておらず、したがって、2.1.5 項で考察した付加的張力の発生が少なくなり、形状矯正能力が見積もりより小さくなることを示している。この幅方向のひずみについて、本格的な解析まで至らなかった。以後は、長手方向のひずみだけを対象に解析する。

測定値は、各ロール位置のひずみのピークだけを採用しても、ロール15本について幅方向 4 点あるので、一条件レベラを通板するたびに 60 個のアナログデータが得られる。本研究では、繰り返しも含めて 100条件以上の実験をおこなったので、6000点以上の大量データとなった。動ひずみ計で得たアナログデータは、図形読み取り機(デジタイザ) でデジタルデータに変換し、ひずみから曲率への変換、曲率分布から矯正荷重の計算、計算結果のグラフ表示など、すべての解析を8 ビットのマイクロコンピュータを用いて計算し、人手によるデータの転記、再入力がないように処理をおこなった。

Table 2.2 には、レベリング条件と、矯正荷重の実測値 P_{obs} , 最大曲率 κ_{max} などの主な測定結果を示す。また Fig. 2.14 にはロールごとの幅方向曲率分布の測定例を示す(幅の片側幅から全幅を推定)。Fig. 2.14 でクラウン設定値 $CR=0$ のグラフ (c) を比較すると、このレベラでは矯正荷重が 2MN(200tf)を越えると、幅方向の曲率差が急速に大きくなることがわかる。つまり、矯正荷重を予測し、荷重に見合ったクラウン制御をおこなって曲率差を減らす必要がある。

2.2.2 矯正荷重の計算方法

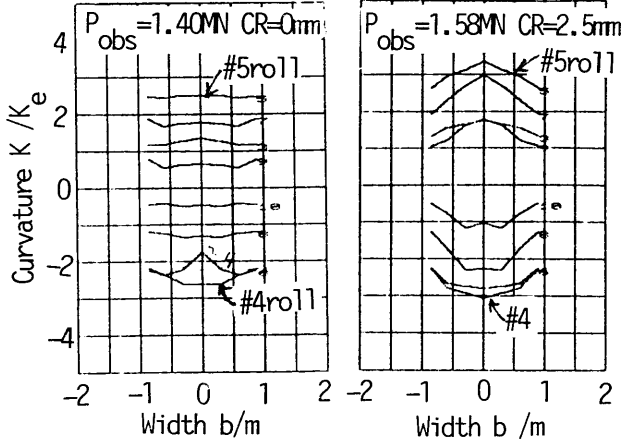
曲率の測定値から曲げ理論を用いて計算で求める方法を示し、その計算結果をハウジングポストのひずみ測定から求めた P_{obs} と比較検討し、実験と計算論理の妥当性を検証した。

Table 2.2 ローラレベラ実験の設定条件と主な測定データ

Sample No.	IM mm	INC mm	CR mm	Pobs MN	Kmax Ke	dK Ke	δ -av mm	P_{Σ} MN	m_s -	Preg MN
No. a h=6.3mm, b=2000mm, YS=520MPa, Ke=0.82m, Pe=142kN										
1-1	3.5	2.5	-1.7	1.01	1.4	.3	1.5	.91	7.09	1.02
3	3.5	2.5	-.5	=	1.9	.5	2.4	1.34	=	1.30
4	3.5	2.5	.1	=	2.3	.7	2.9	1.54	=	1.44
5	2.5	2.5	-1.7	1.30	1.8	.8	2.5	1.28	9.15	1.31
7	2.5	2.5	-.5	1.62	2.5	.6	3.4	1.66	11.35	1.60
8	2.5	2.5	.1	=	2.7	.9	3.9	1.77	=	1.74
13	2.5	.5	-1.7	=	1.1	.7	2.5	1.30	=	1.31
No. b h=6.3mm, b=3500mm, YS=520MPa, Ke=0.82m, Pe=246kN										
14	3.5	2.5	-1.7	1.62	1.8	.9	1.4	1.73	6.57	1.74
15	3.5	2.5	-1.1	1.83	2.0	.7	1.9	2.05	7.45	1.99
16	3.5	2.5	-.5	2.16	2.3	.7	2.4	2.35	8.76	2.23
17	3.5	2.5	.1	=	2.5	.5	2.9	2.63	=	2.48
18	2.5	2.5	-1.7	2.21	2.1	1.2	2.4	2.26	9.00	2.25
21	2.5	2.5	.1	=	2.7	.4	3.9	3.04	=	2.99
26	2.5	.5	-1.7	=	1.5	.8	2.4	2.46	=	2.25
No. c h=15.4mm, b=2000mm, YS=360MPa, Ke=0.23m, Pe=587kN										
27	11.5	2.0	-1.7	3.66	1.3	1.7	2.5	3.32	6.23	3.28
31	12.5	2.0	-1.7	2.51	1.0	1.8	1.5	2.34	4.28	2.07
32	12.5	2.0	-1.1	=	1.2	1.1	2.0	2.84	=	2.65
33	12.5	2.0	-.5	=	1.6	1.2	2.5	3.68	=	3.23
34	12.5	1.5	.1	=	1.8	1.5	3.0	4.50	=	3.82
39	11.5	.0	-1.7	=	.4	1.8	2.5	4.41	=	3.28
No. d h=15.4mm, b=3500mm, YS=360MPa, Ke=0.23m, Pe=1027kN										
40	11.5	1.5	-1.7	5.92	1.5	3.8	2.5	5.56	5.77	5.75
41	11.5	1.5	-1.1	=	1.6	3.3	3.0	6.64	=	6.77
42	11.5	1.5	-.5	=	2.0	3.5	3.5	7.68	=	7.79
43	11.5	1.5	.1	=	2.3	3.6	4.0	8.56	=	8.81
44	12.5	1.5	-1.7	4.11	1.1	3.0	1.5	3.93	4.00	3.62
45	12.5	1.5	-1.1	4.83	1.4	2.6	2.0	4.71	4.71	4.64
46	12.5	1.5	-.5	5.68	1.7	2.8	2.5	5.86	5.54	5.66
47	12.5	1.5	.1	=	1.9	3.0	3.0	6.84	=	6.68
48	13.0	1.5	-1.7	=	1.0	2.4	1.0	3.33	=	2.55
49	13.0	1.5	-1.1	=	1.2	2.0	1.5	3.94	=	3.57
50	13.0	1.5	-.5	=	1.4	2.0	2.0	5.15	=	4.60
51	13.0	1.5	.1	=	1.7	2.2	2.5	5.78	=	5.62
52	11.5	.0	-1.7	=	.6	2.6	2.5	5.31	=	5.75
53	12.5	2.0	-.5	=	2.1	3.0	2.5	5.90	=	5.66
54	12.5	2.0	.1	=	2.7	3.2	3.0	7.06	=	6.68
No. e h=6.25mm, b=2920mm, YS=430MPa, Ke=0.67m, Pe=168kN										
2-1	6.0	2.0	.0	.46	1.0	.0	.3	.47	2.77	.78
2	4.0	2.5	.0	1.40	3.0	.0	2.3	1.28	8.37	1.48
3	2.0	3.0	.0	2.08	5.5	.1	4.3	1.94	12.38	2.17
4	8.0	2.5	2.5	.66	2.3	-.9	.3	.75	3.92	.78
5	6.0	3.0	2.5	1.34	7.0	-1.3	2.3	1.39	7.98	1.48
6	4.0	2.0	2.5	2.15	5.2	-1.7	4.3	2.08	12.83	2.17
7	10.0	3.0	5.0	.79	3.4	-2.6	.3	.91	4.74	.78
8	8.0	2.0	5.0	1.42	3.8	-2.3	2.3	1.56	8.45	1.48
9	6.0	2.5	5.0	2.16	6.9	-3.6	4.3	2.06	12.86	2.17
10	10.0	3.0	5.0	.79	2.9	-1.8	.3	.91	4.72	.78
11	8.0	2.0	5.0	1.48	4.1	-2.1	2.3	1.60	8.83	1.48
12	6.0	2.5	5.0	2.18	6.6	-2.6	4.3	2.12	12.96	2.17
No. f h=8.2mm, b=1810mm, YS=400MPa, Ke=0.49m, Pe=167kN										
13	8.0	2.0	.0	.48	1.2	.0	.2	.35	2.89	.62
14	6.0	2.0	.0	1.40	2.5	.0	2.2	1.22	8.38	1.31
15	10.0	2.0	2.5	.71	1.4	-.4	.2	.58	4.27	.62
16	8.0	2.0	2.5	1.58	3.3	-.8	2.2	1.52	9.49	1.31
17	12.0	2.0	5.0	.78	2.1	-1.3	.2	.76	4.68	.62
18	10.0	2.0	5.0	1.68	3.9	-1.0	2.2	1.67	10.11	1.31
No. g h=7.9mm, b=3870mm, YS=320MPa, Ke=0.40m, Pe=262kN										
19	8.0	2.5	.0	.86	1.3	.9	-.1	.76	3.30	.85
20	6.0	3.0	.0	2.32	3.0	3.0	1.9	1.76	8.86	1.94
21	4.0	2.0	.0	3.60	4.0	4.0	3.9	3.01	13.71	3.02
22	10.0	2.0	2.5	.55	1.6	-.8	-.1	.68	2.08	.85
23	8.0	2.5	2.5	1.88	4.1	-1.5	1.9	1.92	7.18	1.94
24	6.0	3.0	2.5	2.99	7.5	-2.0	3.9	2.80	11.39	3.02
25	12.0	3.0	5.0	.84	2.9	-2.0	-.1	1.03	3.19	.85
26	10.0	2.0	5.0	1.57	3.8	-3.0	1.9	1.76	6.01	1.94
27	8.0	2.5	5.0	2.95	7.2	-3.4	3.9	2.84	11.24	3.02
28	12.0	3.0	5.0	.94	3.0	-2.4	-.1	1.11	3.57	.85
29	10.0	2.0	5.0	1.71	3.9	-2.4	1.9	1.94	6.51	1.94
30	8.0	2.5	5.0	3.18	6.6	-2.1	3.9	2.92	12.12	3.02
31	10.0	2.0	.0	.14	.5	.0	-2.1	.11	.52	-.24
32	8.0	2.5	.0	.83	1.4	1.1	-.1	.88	3.18	.85
33	6.0	3.0	.0	2.16	3.4	2.5	1.9	1.87	8.24	1.94

Specimen:f

8.2 x 1812 YS=400MPa
No.2-14



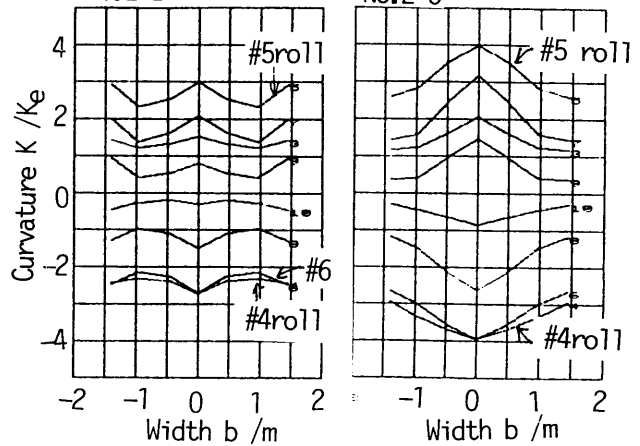
(a) 幅狭材の曲率の幅方向分布とクラウン制御の効果

Specimen:e

6.25 x 2920 YS=430MPa

$P_{obs} = 1.40MN$ CR=0mm
No.2-2

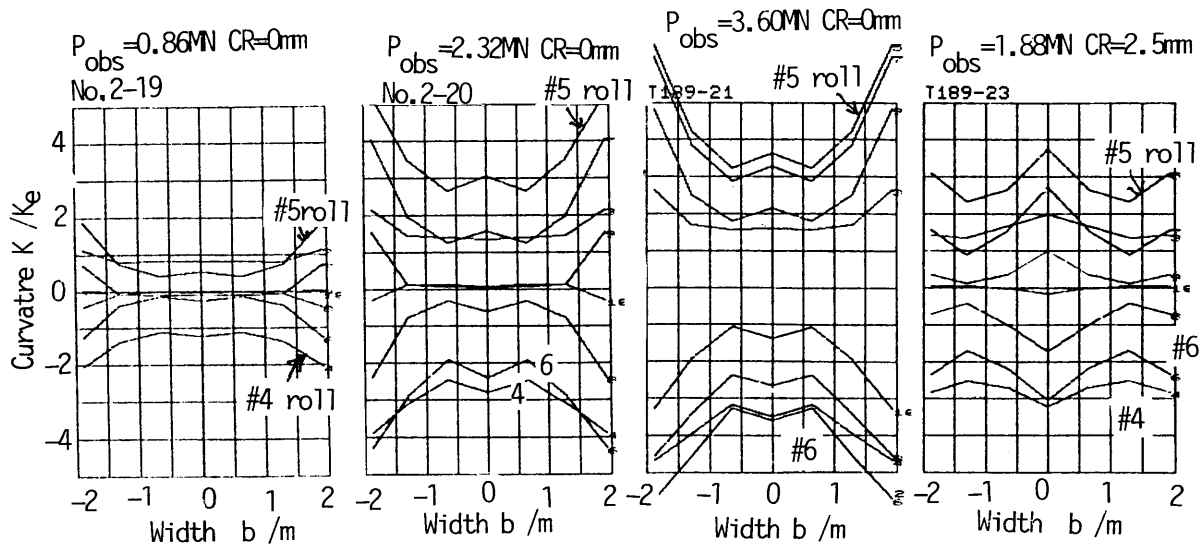
$P_{obs} = 1.34MN$ CR=2.5mm
No.2-5



(b) 幅広材の曲率分布($P_{sum} = 1.4MN$ での比較)

Specimen:g

7.9 x 3870 YS=320MPa



(c) 曲率分布のばらつきと矯正荷重 (CR=0での比較)

Fig. 2.14 矯正曲率の幅方向均一性に及ぼす板幅, 矯正荷重, クラウンの効果(幅方向でみたロールごとの曲率変化)

(1) 曲率からの曲げモーメントの計算法

曲げの応力・ひずみ解析は、次の仮定のもとで計算した。

(a) 曲げは1次元の単純理論を用い、平面ひずみ条件は近似的な方法で導入する。

(b) 材料の加工硬化は無視し、バウシंगा効果も無視する。

まず、仮定(a) について。

広幅の板の矯正では板幅方向のひずみが零の平面ひずみ条件が成立すると考えられる。その場合、降伏応力 σ_e 、弾性係数 E を、

$$Y = m\sigma_e, \quad E' = E/(1-\nu^2)$$

と置き換えると、1次元の単純曲げ理論で得られた結論が、平面ひずみ条件でも近似的にそのまま使えることが示されている。曾田¹¹⁾によれば、 $m=2/\sqrt{3}=1.15$ と示されているが、 $m=1.1$ が推奨されている文献¹⁸⁾もある。本研究の実験では $m=1.1$ のほうが実験値に近かった。以後、

$$Y = 1.1\sigma_e, \quad E' = E/(1-\nu^2) \quad (2.8)$$

とし、曲率係数 K 、張力係数 T も広幅の板の降伏条件に書換えて、

$$T = \sigma_t/Y, \quad K = \kappa/\kappa_e, \quad \kappa_e = Y/aE', \quad \varepsilon_e = Y/E', \quad (2.9)$$

とする。

仮定(b) について。

曲げひずみは高々1%程度なので1回のレベリング中の加工硬化は無視できる。実験では、同じ供試材を繰り返しレベリングしたが、目立った加工硬化がみられなかった。また、バウシंगा効果については、同じ供試材を十数回の通板実験に用いているので、バウシंगा効果は各条件とも同一条件となり、条件設定の差を見る場合は無視できると考えた。

曲げモーメントを M 、板の最表面が降伏曲率 κ_e に達するときの曲げモーメントを M_e とする。平面ひずみでの降伏応力 Y は(2.8)式である。板幅 b 、板厚 h として、

$$M_e = Yh^2b/6 \quad (2.10a)$$

である。板の曲率が大きい場合の曲げモーメント M は、曲率係数 K を用いて、

$$M/M_e = 1.5 - 0.5/K^2 \quad (2.10b)$$

となる。この式は、繰り返し曲げにおいても、最大曲率になる場合には成立するが、除荷されるときや、曲率が前段階の曲げより小さい時には使えない。多回数の繰り返し曲げ時の曲率・曲げモーメントの関係が、Fig. 2.15に示す1回の曲げ・曲げ戻し時の曲率・曲げモーメントの関係と同じと仮定して次のように求めた。

Fig. 2.15において、曲率係数で K_1 に曲げ、 K ($K < K_1$) に曲げ戻したとする。曲率の変化にしたがって、曲げモーメントは次の様に計算できる。範囲 A, B, C ... は Fig. 2.15 に示した範囲と同じである。曲げ曲率の変化量 ΔK を次式として、

$$\Delta K = K - K_1 . \quad (2.11a)$$

A : K_1 が弾性範囲のとき ($|K_1| < 1$),

$$M_1/M_e = K_1 . \quad (2.11b)$$

B : K_1 が塑性域のとき ($|K_1| \geq 1$),

$$M_1/M_e = 1.5 - 0.5/K_1^2 . \quad (2.11c)$$

この (K_1, M_1) の点から、逆曲げに入ったときの曲げモーメントは以下となる。

C : K が除荷方向にあり弾性変形するとき ($|\Delta K| \leq 2$, または, $K_1 - 2 \leq K < K_1$)

$$M/M_e = M_1/M_e + \Delta K . \quad (2.11d)$$

D : K が除荷方向で塑性変形が始まる範囲 ($|\Delta K| > 2$, または $-K_1 < K < K_1 - 2$)

$$M/M_e = M_1/M_e - (3 - 4/\Delta K^2) . \quad (2.11e)$$

E : K の絶対値が、前段の曲率より大きい範囲 ($|K| > |K_1|$)

$$M/M_e = -(1.5 - 0.5/K^2) \quad (2.11f)$$

多数の繰り返し曲げの場合は、範囲 C, D, E, の式において、 K_1 を当該ロールの一つ前のロール位置の曲率とし、 K を考えているロール位置の曲率として計算する。

上記の式は、板が弾完全塑性体で曲率が正負を繰り返しながら漸減する場合、厳密解となっており、日比野が示した解に一致する²³⁾。

曲率が途中で増加する場合には成立しなくなるが、この解は板厚方向を層状に分割して応力を数値計算で求めた正解に比べて、数% 以下の相対誤差に止まる。

(2) 曲げモーメントからの矯正荷重の計算法

ロールごとの曲げモーメントの分布から各ロールの矯正荷重は次のように求められる。Fig. 2.16のレベラ模式図において、ロールと板は点接触とし、板の送り方向の水平力を無視し、ロール反力は垂直に働くとする。

図において n 本よりなるローラレベラを考え、下ロールが一直線に並んでいるとして、この直線を x 軸に、それに垂直な方向を y 軸とする。# i ロールの位置、反力、曲げモーメントをそれぞれ符号も含めて x_i, P_i, M_i とする。レベラ入出口で板の拘束が無くなるとすると、

$$M_1 = M_n = 0 , \quad (2.12)$$

である。

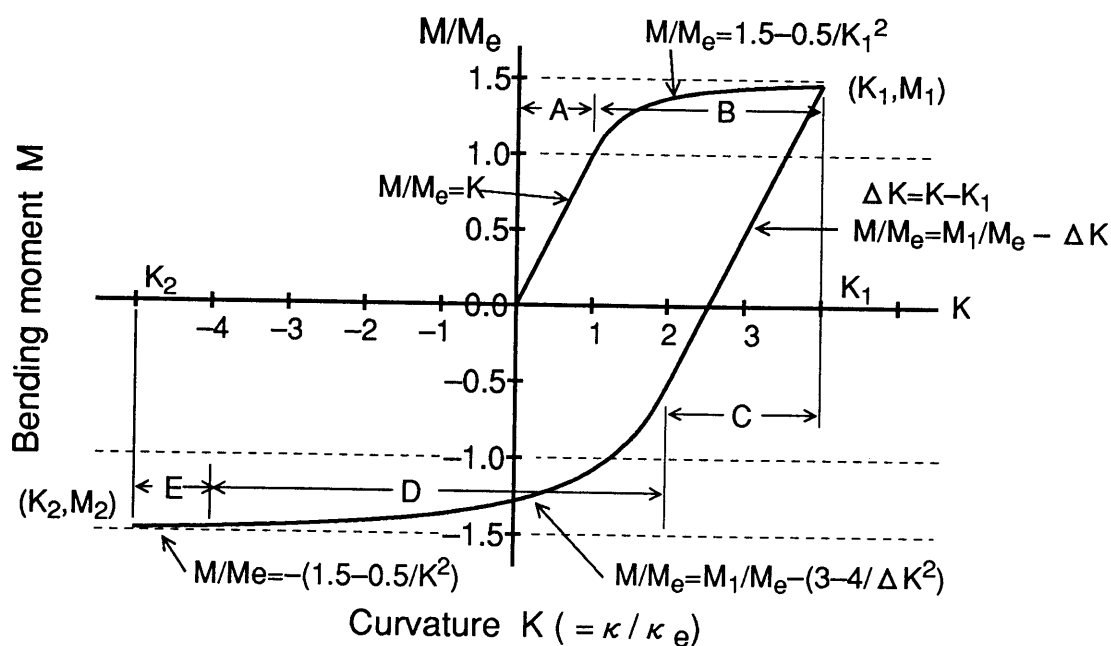


Fig. 2.15 繰り返し曲げにおける曲げモーメントの近似計算

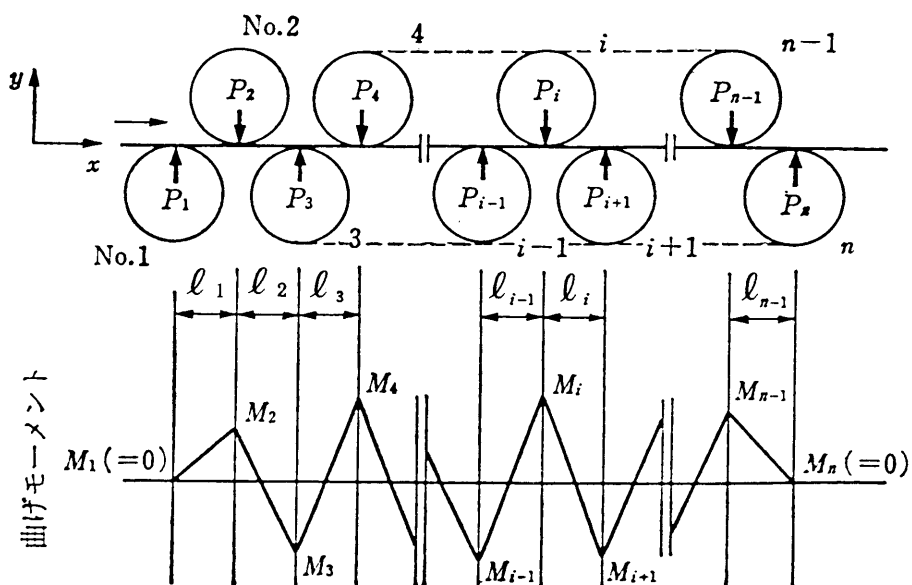


Fig. 2.16 レベラ模式図と曲げモーメントとロール反力

#iロールの荷重 P_i は、材料力学の連続はり理論をローラレベラに適用して¹⁹⁾ 次の関係が得られる。

$$P_i = \frac{M_{i-1} - M_i}{l_{i-1}} + \frac{M_{i+1} - M_i}{l_i}, \quad (i=2, \dots, n-1) \quad (2.13a)$$

$$P_1 = M_2/l_1, \quad P_n = M_{n-1}/l_{n-1} \quad (2.13b)$$

ここで、 $l_i = x_{i+1} - x_i$ は、ロール間隔である。

ローラレベラではロール間隔が等しいので、それを l_0 と置くと、

$$P_i = (M_{i-1} - 2M_i + M_{i+1})/l_0, \quad (i=2, \dots, n-1) \quad (2.14)$$

レベラ全体としての矯正荷重 P_{sum} は P_i において i が奇数、もしくは偶数のものだけを加算して得られる。上式で $i=2, 4, \dots$ の和をとると、

$$P_{sum} = (2/l_0)[(M_3 + M_5 + \dots) - (M_2 + M_4 + \dots)] \quad (2.15)$$

曲げモーメント、ロール反力はロールごとに正負が入れ代ることと (2.12) 式の $M_1 = M_n = 0$ をつかって式を整理すると、次の式となる。

$$P_{sum} = \frac{2}{l_0} \sum_{i=1}^n |M_i| \quad (2.16)$$

実験データは、板幅 b の片側について $0/6$ (板端), $b/6$, $2b/6$, $3b/6$ (板中央) の4ヶ所に貼りつけたひずみゲージで求めたひずみ ε から、いままで述べた論理の手順を用い (2.7) 式でロール毎の曲率 κ_i を、(2.11) 式で曲率の変化から曲げモーメント M_i を求め、(2.13) 式でロール毎の矯正荷重 P_i を幅位置別に計算した。得られた幅位置別のロール反力4点から、板端と中央の測定値の重みを $1/2$ にした荷重平均をとり、ロール全幅に換算したロール毎の矯正荷重とした。

Fig. 2.1 のレベラでは、入出側各2本のロール間隔は、作業ロールの間隔 l_0 とは異なるので、全矯正荷重は (2.16) 式のように簡単にはならない。実際の計算では (2.14), (2.15) 式を用いたが、入り出側ロール反力の寄与は小さいので、(2.16) 式を用いても、実質的にはほとんど変わらない。

このようにして曲率測定から求めた矯正荷重を P_k とし、ハウジングポストのひずみから求めた実測荷重 P_{obs} の比較を Fig. 2.17 に示す。広い条件で両者の一致は良く、実験と解析に使った論理が妥当であることが示された。

矯正荷重の測定値 P_{obs} と曲率から求めた P_k の一致がよいので、以下の検討で実測値 P_{obs} が必要なときで P_{obs} が欠測値の場合は、 P_k で代用して、試験数を稼ぐことにし、その矯正荷重を P_{sum} と改めて書く。Table 2.2 には、各試験での

P_{obs} , P_k の結果も示してある。

2.2.3 矯正荷重の回帰式

通常現場作業では通板材の規格情報として板の寸法と降伏応力しかなく、これでレベラの設定条件を決める必要がある。実作業中には矯正荷重も曲率も測定できないので、実験を元に矯正荷重を設定条件から求めるための回帰式を検討した。

矯正荷重の実測データを、そのまま重回帰分析して、有意な要因と回帰式を得てもよいが、それでは一般的な式としては見通しが悪いので、矯正理論から矯正荷重に効果があるはずという物理的な指標で一回目の回帰を行い、この回帰式で説明つかない残差について重回帰分析することにした。

同一供試材ごとに通板条件と矯正荷重の回帰式を計算してみると、板厚 h 、主圧下量 IM とクラウン設定値 CR が有意となり、 $h - IM + 0.8CR$ を共通因子とした1次回帰式がまず得られる。主圧下量 IM はレベラ中央部 #8 ロールの高さ位置であり、 $IM=0$ のとき、中央部の上ロール群の面と下ロール群の面が同一平面になる。 $IM > 0$ では、ロールギャップが開いていることを示す。通常の下下量という言い方では符号が逆の定義になっている。

この物理的意味を考えると、 $h - IM$ は、板厚補正をした時の実質の設定圧下量（板厚 0 mm の板の圧下量）であり、 $0.8 CR$ は、クラウン設定量 CR を幅方向に平均化したもの解釈できる。この指標を平均の設定圧下量 δ_{av} と定義する。

$$\delta_{av} = h - IM + 0.8CR \quad (2.17)$$

この平均設定圧下量 δ_{av} で矯正荷重を整理すると Fig. 2.18 のようになり、各供試材ごとに傾きが異なった直線となる。

レベラ上側ロールにだけ傾斜 INC をつけているので、入側 #4, #6 ロールはそれぞれ δ_{av} より INC , $INC/2$ だけ圧下量が大きく、レベラ出側の #10, #12 ロールは δ_{av} より $INC/2$, INC だけ圧下量が小さい。これらの圧下の設定値とロール位置との関係は Fig. 2.11 に示した。矯正荷重が加わるとロールごと、幅位置ごとにロール位置は変化する。

矯正荷重 P の回帰式を一般化するために、(2.16) 式を次のように書き直す。レベラのロール間隔と同じ l_0 の支点間で3点曲げをするときに、板が降伏を開始するときの降伏荷重 P_0 、降伏曲げモーメント M_0 、

$$P_0 = Yh^2b/3l_0 \quad (2.18)$$

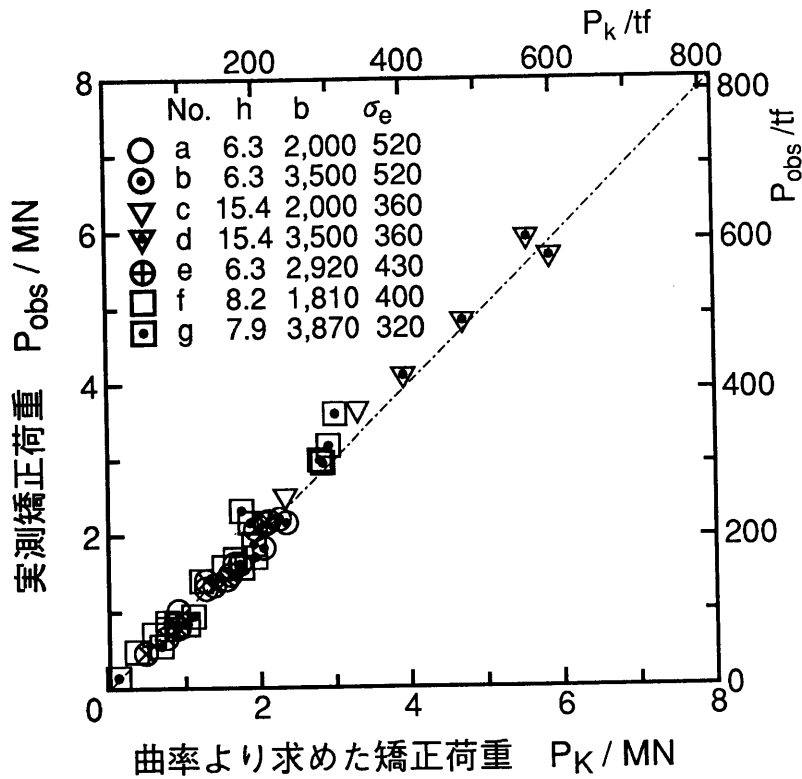


Fig. 2.17 ハウジングポストのひずみから求めた矯正荷重の実測値と板曲率から求めた矯正荷重の関係

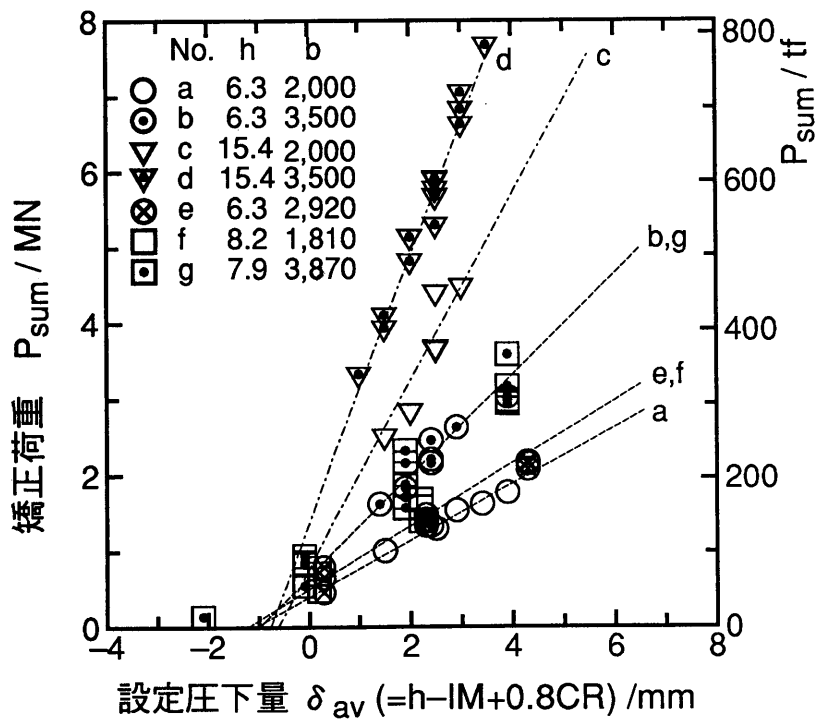


Fig. 2.18 設定平均圧下量 δ_{av} で整理した矯正荷重 ($P_{sum} = P_{obs}$, 欠測値のときは P_k で代用)

$$M_e = Yh^2b/6 = P_e \ell_0/2 \quad (2.19)$$

で無次元化して表現すると, (2.16) 式は,

$$P_{sum} \simeq P_e \sum (|M_i|/M_e) \quad (i=1, 2, \dots, n) \quad (2.20)$$

と書ける. ここで n : レベラ作業ロール本数 ($n=11$), M_i : 各ロール位置での曲げモーメントである.

$$P_{sum}/P_e = \sum (|M_i|/M_e) = m_s \quad (2.21)$$

とおけば, m_s は無次元化した曲げモーメントの積算値となる.

M_i/M_e の最大値は全塑性曲げモーメントなので, 1.5 となる. したがって m_s の最大値はロール本数 n の 1.5 倍で, (2.21) 式の最大値は次の式を越えない.

$$\text{Max}(P_{sum}) \simeq 1.5 n P_e \quad (2.22)$$

このように, 曲げモーメントの積算値 m_s の物理的意味は, 塑性曲げに寄与する有効ロール本数に対応したものとなっている. 矯正荷重の回帰式として, m_s を回帰する形で求めれば, より広い条件範囲の一般解が得られるであろう.

Fig. 2.19には, 矯正荷重測定値 P_{obs} を降伏荷重 P_e で無次元化した m_s について, (2.17) 式の平均圧下量 δ_{av} でプロットしたものを示す. Fig. 2.18 と異なり, 同程度の板厚のデータは同一傾きの直線上に集まっている.

Fig. 2.19のデータについて, 変数に δ_{av} を新たに加えて, 再度回帰分析を行うと 95% の信頼限界の範囲として,

$$\begin{aligned} P_{reg} &= 2.07 P_e (\delta_{av} - 0.20h + 3.24 \pm 1.6) \quad (2.23) \\ &= 0.76 (\sigma_e h^2 b / \ell_0) (-IM + 0.8CR + 0.8h + 3.24 \pm 1.6) \end{aligned}$$

なる式が得られた. (ここで, $Y=1.1\sigma_e$ を用いている)

この回帰式で計算した矯正荷重 P_{reg} と実測 P_{sum} の関係を Fig. 2.20に示す. 全域にわたって両者の一致は良いが, 詳細にみるとデータが直線ではなく少し曲がっており, 2次成分をもっている可能性がある. (2.23) 式で平均設定圧下量 δ_{av} を板厚の 20% だけ少なくする項 ($-0.2h$) が入っており, 一応, レベラのロールが逃げる効果は見ているが, 板厚の二乗で矯正荷重が高くなるのに, δ_{av} の補正に h^2 の項が入っていないことが, このデータの曲がりを起こしていると考えられる.

レベラの傾斜 INC については, データの層別の仕方を変えたが, 有意な結果がでなかった. これは, 傾斜を増やすと入側の矯正曲率が増えるが, 出側の矯正曲率が小さくなり, 曲率変化による荷重が相殺されるので, 合計値として得られる矯正荷重に変化が少なかったものと推定された.

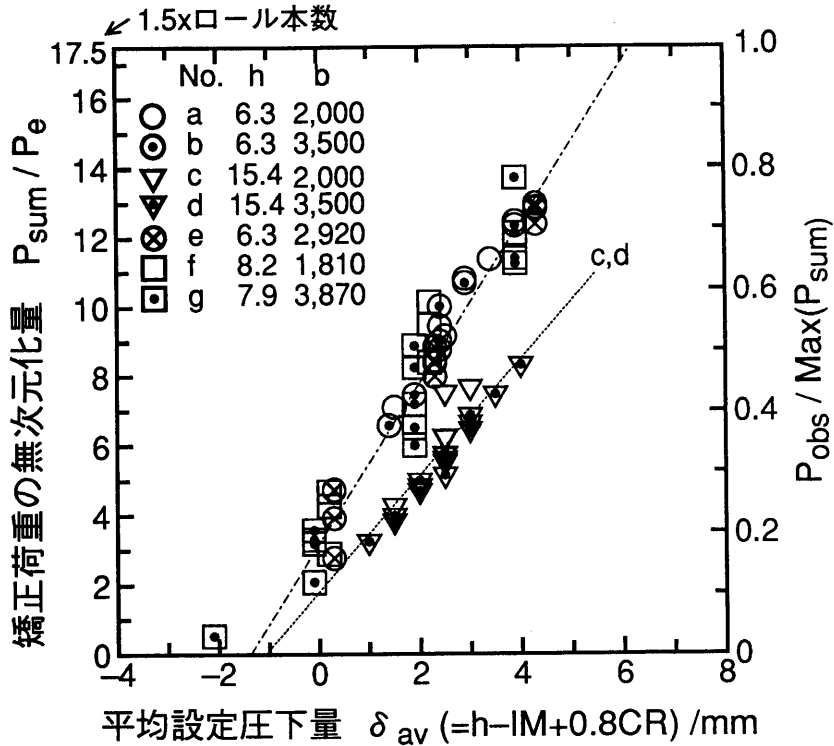


Fig. 2.19 設定平均圧下量 δ_{av} と矯正荷重の無次元化量 P_{sum}/P_e の関係
($P_{sum} : P_{obs}$ が欠測値のときは P_K を使用)

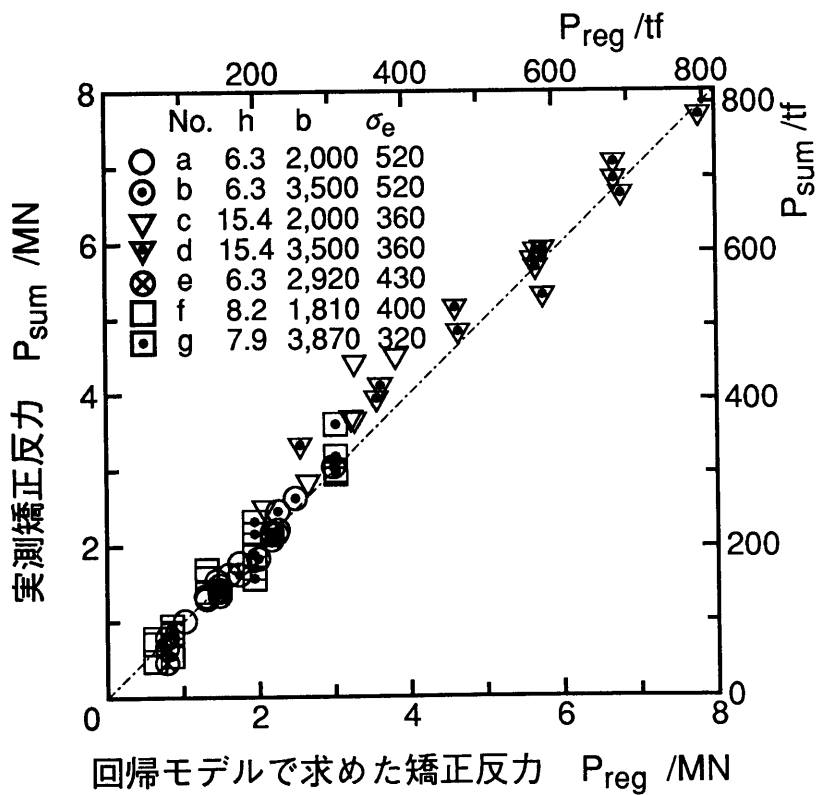


Fig. 2.20 回帰モデルで求めた矯正反力と実測矯正反力

2.2.4 矯正曲率の推定式

(1) 矯正曲率とロール押し込み量の関係

矯正曲率は、板幅位置、ロール番号ごとにすべて異なるが、矯正効果にもっとも影響を与える最大曲率とロールの設定条件の関係を考える。最大の曲率が得られるのは、#4～#6ロール(レベラ本体の2～4本目)である。Fig. 2.21にレベラ内の曲率変化の測定例を示す。

隣接するロールに対する押し込み量が幾何学的に最大になるのは、Fig. 2.11に示すように#4ロールであるが、#5ロール位置で最大曲率になるほうが多かった。これは、#2ロールと#3ロールの間隔が、離れている影響が#4ロールに出ているためと考えられる。以下に、#4ロールと#5ロールでの曲率についてロールの設定量(矯正荷重によるロールの逃げ、たわみを考えない)との関係を検討してみる。

Fig. 2.11を参照すると、#4、#5ロールでの板幅中央部の設定押し込み量を δ_{cent} は、

$$\delta_{cent} = h - IM + inc + CR \quad (2.24)$$

である。ここで、傾斜 inc は当該ロールの傾斜に伴う押し込み量でレベラ全体の傾斜設定値 INC との関係で、#4ロールでは $inc=INC$ 、#5ロールでは $inc=0.75INC$ とできる。

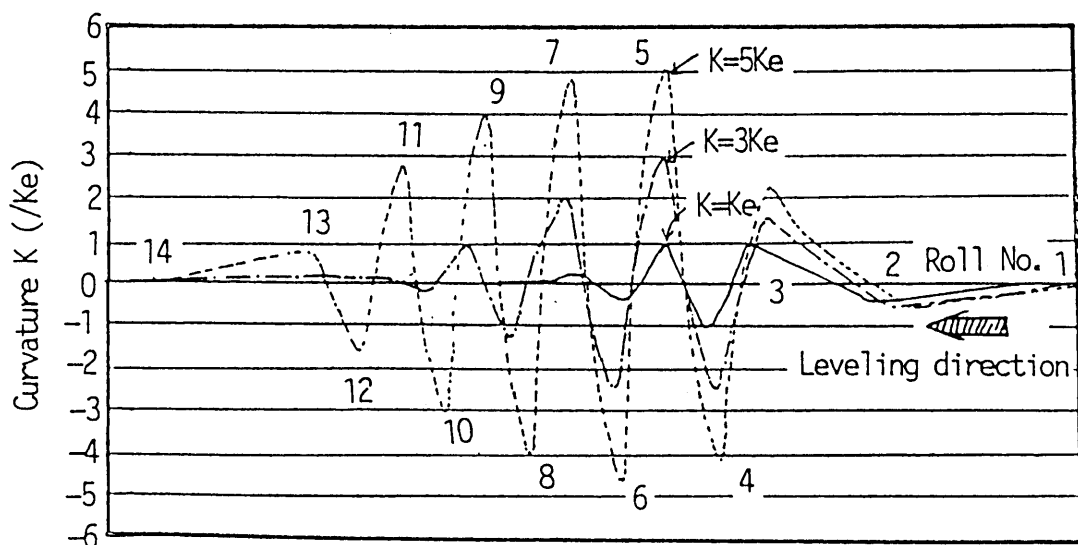


Fig. 2.21 レベリング中の曲率変化(供試材, $h=6.25\text{mm}$, 最大曲率 $\kappa_{max} = 1, 3, 5\kappa_0$ の例. 板幅中央の曲率)

板端部の設定押し込み量 δ_{edge} は板端部の設定クラウンを cr として

$$\delta_{edge} = h - IM + inc + cr, \quad (2.25)$$

である。ここで cr は幅中央部の CR より小さく、板幅 $b \approx 2m$ 程度の狭幅材では、 $cr = 0.4CR$ 、 $b \approx 4m$ 程度の広幅材では $cr = 0.2CR$ とした。

(2.25) 式の板幅中央部の曲率 κ_{cent} と幅中央部ロール設定押し込み量 δ_{cent} の関係を、#4ロールと #5 ロール別に整理して Fig. 2.22(a), (b) に示す。

また、同様に板端の曲率 κ_{edge} とロール設定押し込み量 δ_{edge} との関係を #4, #5 ロール別にまとめて Fig. 2.23(a), (b) に示す。

Fig. 2.22, Fig. 2.23 とも、ロールたわみが小さいと考えられる矯正荷重の小さい薄物の供試材 a, b, e, f, g については原点を通る直線で、押し込み量 δ と曲率 κ が、

$$\kappa \approx 6\delta / \ell_0^2, \quad (\ell_0: \text{ロール間隔} = 107.5 \text{ mm}) \quad (2.26)$$

に近い。ロールのたわみの影響が少ない Fig. 2.23 の板端部の曲率については更にその傾向が強く、矯正荷重の大きい供試材 c, d についても、その傾向に近づく。

弾性はりの3点曲げで両端を拘束した場合の中央支点の曲率、連続はりの曲げにおいて押し込み量と曲率の関係が (2.26) 式で与えられることがわかっている。

つまり、Fig. 2.22, Fig. 2.23 に得られたレベリング中の板曲率は、連続弾性はりの曲げの関係式に非常に近い。レベリング中の曲率は塑性曲げ条件であり、降伏曲率 κ_0 の 2~4 倍になっているにもかかわらず、弾性はりとしてロール位置と曲率を求めてもよいという興味ある結論が得られる。

日比野は²⁰⁾ 厚さが 1mm 厚さ以下の薄物用ローラレベラで広範囲な実験を行い、レベラの両端の 2 本を除き、板厚中心を基準にした曲率 κ とロール押し込み量 δ の関係が、ロール間隔を ℓ_0 として、

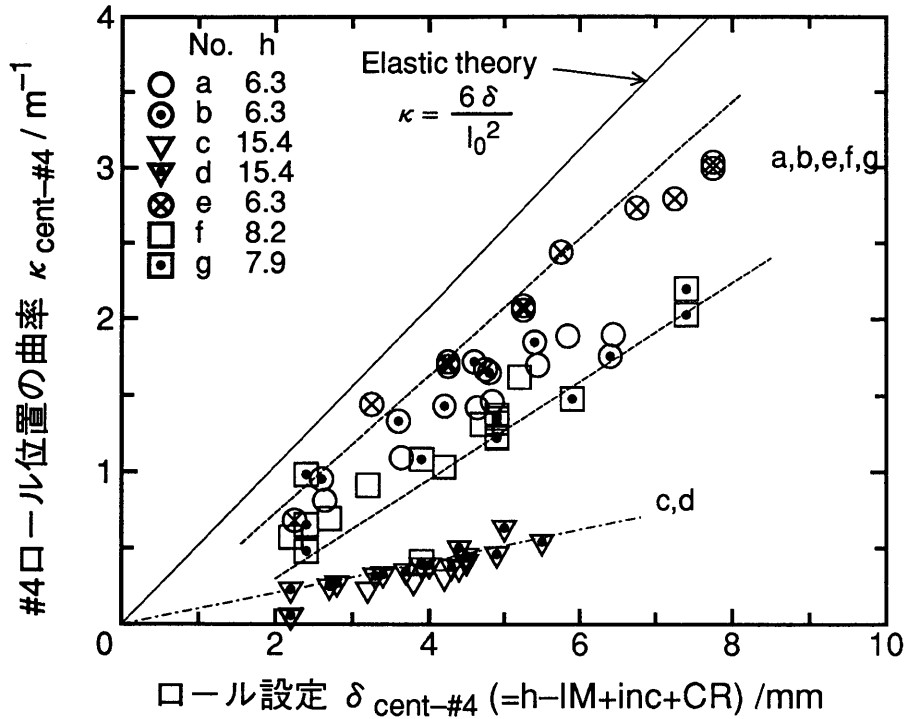
$$\kappa = \alpha \delta / \ell_0^2, \quad \alpha = 5 \sim 7, \text{ 実用上 } \alpha = 6 \quad (2.27)$$

と見なせると結論している。また、この関係は広い範囲で成立することを述べており、本研究の結果と一致している。

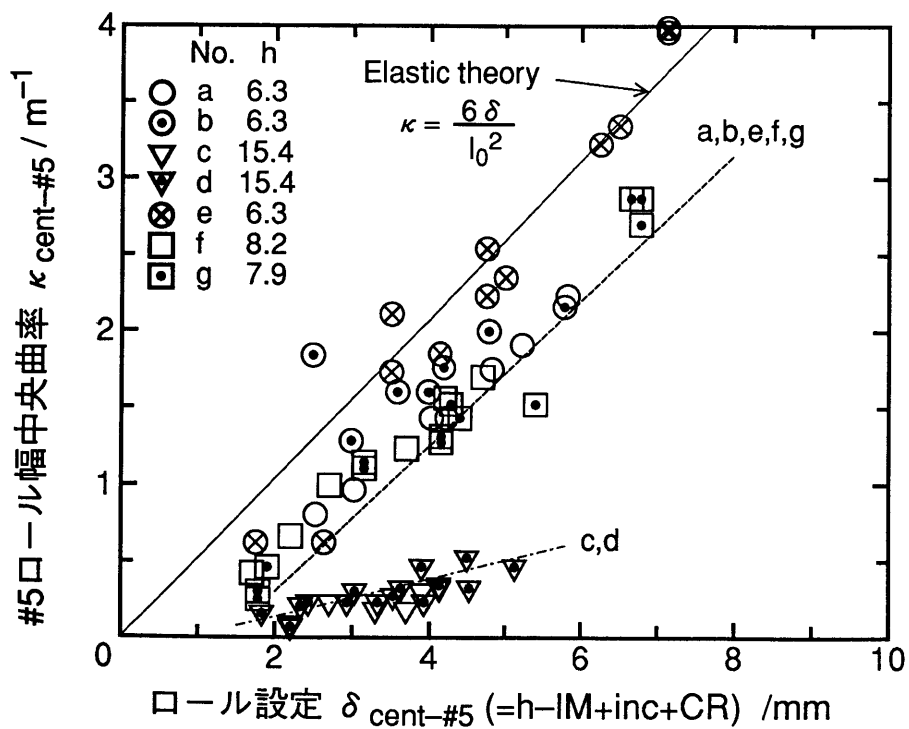
(2) 最大矯正曲率の回帰式

レベラ操業上重要な最大矯正曲率をレベラ設定条件から求める回帰式を作成する。

前項の議論から (2.27) 式で $\alpha = 6$ とした $\kappa = 6\delta / \ell_0^2$ を正とし、曲率 κ の矯正条件による違いは、矯正荷重によりロールが逃げるため押し込み量 δ が変化する形の回帰式とする。矯正荷重の回帰式を参考にして、ロール設定押し込み量 δ_{cent} 、 δ_{edge} を主変数と考える。

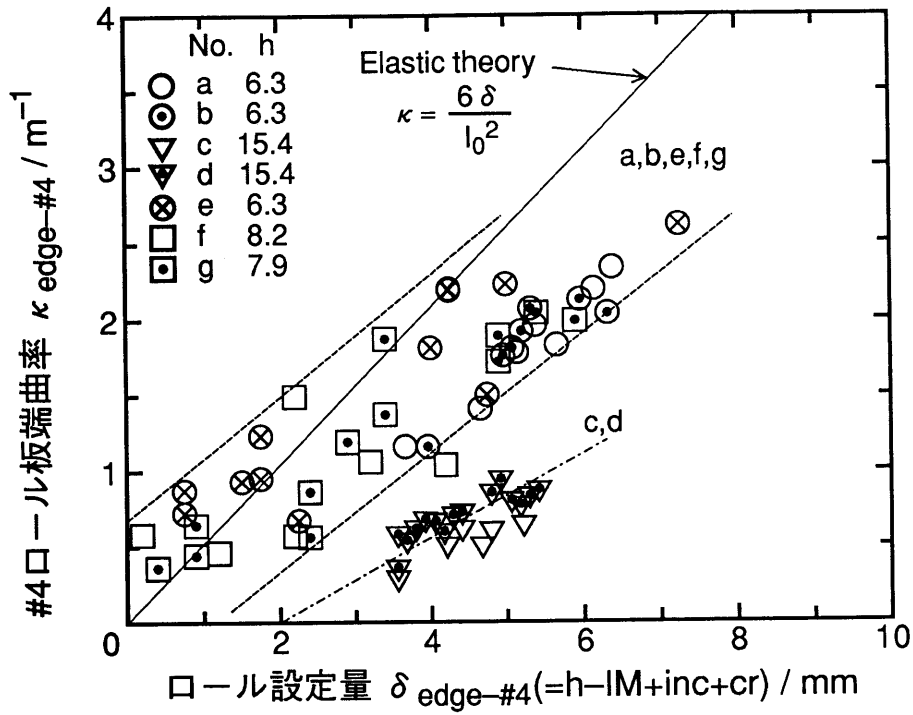


(a) #4ロールの幅中央部

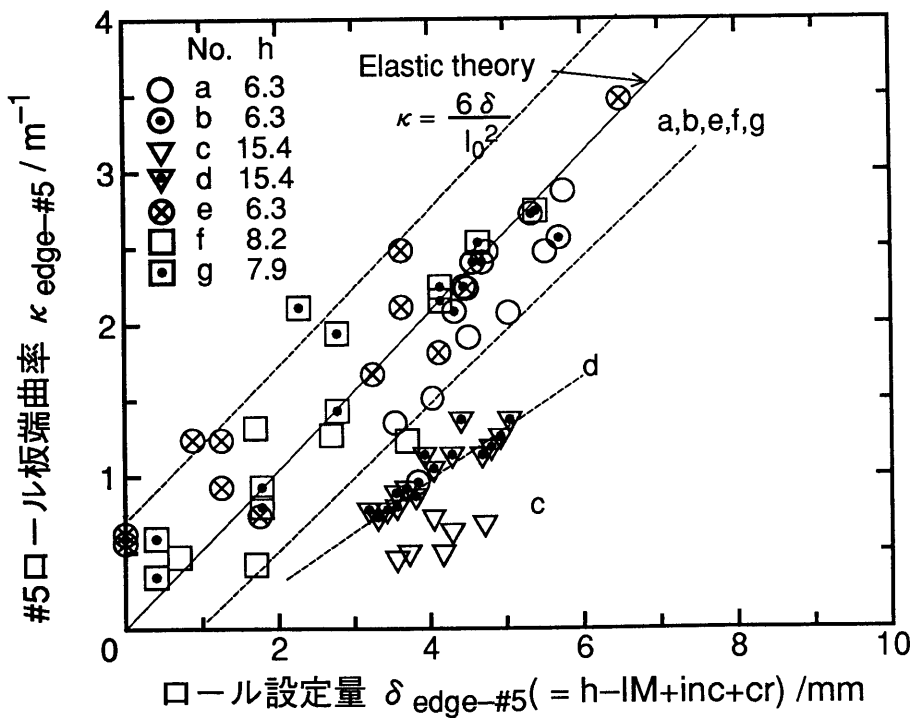


(b) #5ロールの幅中央部

Fig. 2.22 板幅中央部の曲率とロール設定量の関係



(a) #4ロール部の板端



(b) #5ロール部の板端

Fig. 2.23 板端部の曲率とロール設定量の関係

まず、板端部の最大曲率の回帰式は、重相関係数 $r=0.94$ と、ばらつきの少ない結果が得られた。回帰式の分散分析から95%の信頼範囲を±で表現して次のように書ける。 δ と κ の比例係数 $6/\ell_0^2=5.2 \times 10^2 \text{ m}^{-2}$ である。

$$\begin{aligned} \kappa_{\text{edge}} &= (6/\ell_0^2) \delta_{\text{reg}} \\ &= 0.52(0.86 \delta_{\text{edge}} - 0.23h + 1.78 \pm 1.1) \end{aligned} \quad (2.28)$$

ここで、 κ の単位を m^{-1} 、 δ_{edge} は(2.25)式で mm 単位として係数を 0.52 とした。同様に、中央部の最大曲率の回帰式は、相関係数 $r=0.93$ で、

$$\kappa_{\text{cent}} = 0.52 (0.85 \delta_{\text{cent}} - 0.27h + 1.61 \pm 1.4) \quad (2.29)$$

と書ける。ここで δ_{cent} は、(2.24)式である。

矯正荷重 P は矯正曲率の回帰式の変数として有意でなかった。この原因は、 P が h , IM , CR に強く依存するので、独立変数として意味を持たなかったためである。

Fig. 2.24とFig. 2.25にそれぞれ κ_{edge} 、 κ_{cent} についての回帰式の結果と実測の値の比較を図示する。ロールたわみの影響が少ないと考えられる板端の κ_{edge} については、ほぼ妥当な回帰式が得られている。しかし、板中央部の κ_{cent} については、板厚の大きい供試材 c, d の値が 45° の直線から小さいながら、はっきりずれている。

板厚が大きい場合、曲率の見積もりが少し違っても降伏曲率に対する比、曲率係数では非常に大きくなる。つまり、塑性域の大きさの見積もり誤差が大きくなるので、実用上問題となる。回帰分析は、ばらつきの自乗で評価するので、曲率の絶対値が小さい厚物のデータの重みが小さくなるためであろう。それに、(2.29)式が、ロールの逃げによる原点移動しか表現しておらず、Fig. 2.23の厚物のデータに見られる回帰線の傾きを表現していない。

したがって、板幅中央部の曲率を求める(2.29)式を、幅方向の曲率を均一化する条件設定式とするには、不適當なので、次項でさらに検討する。

(3) 板端と板中央の曲率差の回帰式

板中央部の曲率を、設定条件だけで直接回帰する方法には問題があったので、板端との曲率差 $\Delta \kappa = \kappa_{\text{edge}} - \kappa_{\text{cent}}$ に注目した解析を行う。

Fig. 2.26には最大曲率の #5 ロールにおける幅方向の曲率差と板幅中央部曲率の比 $\Delta \kappa / \kappa_{\text{cent}}$ とクラウン制御量 CR との関係を矯正荷重で層別して図示した。クラウン設定量 CR を増やすと曲率ばらつきが減ってくる。

この曲率差の相対値について回帰式を作ってみる。ただし、幅中央部の曲率はクラウン制御量による変化が大きいので、分母となる曲率には κ_{edge} 、 κ_{cent} の平均

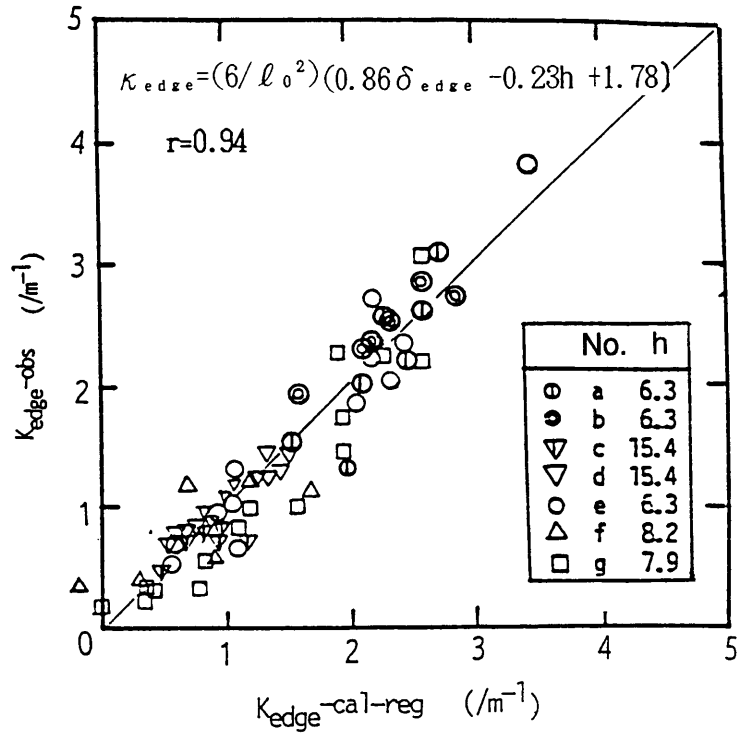


Fig. 2.24 板端部の最大曲率 κ_{edge} の回帰式と実測値の比較

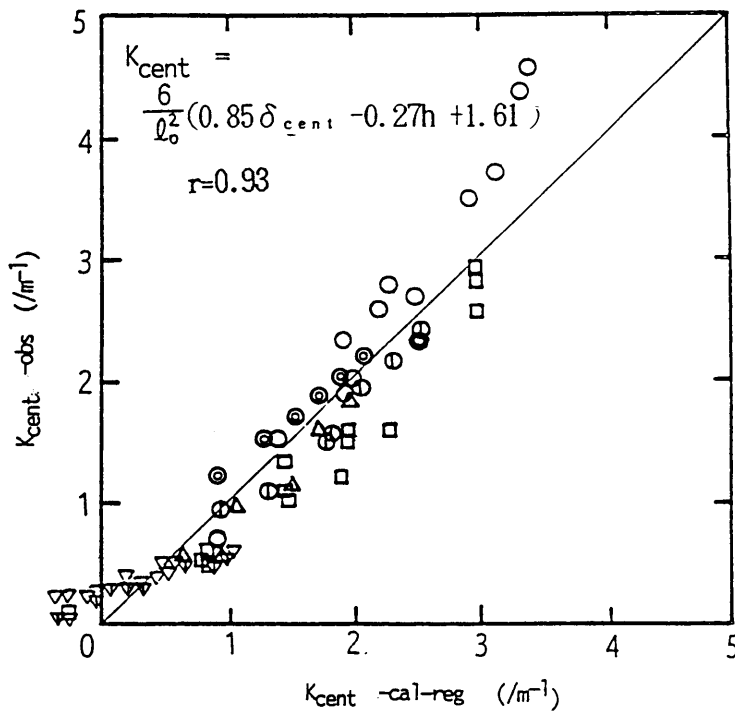


Fig. 2.25 板幅中央部の最大曲率 κ_{cent} の回帰式と実測値の比較

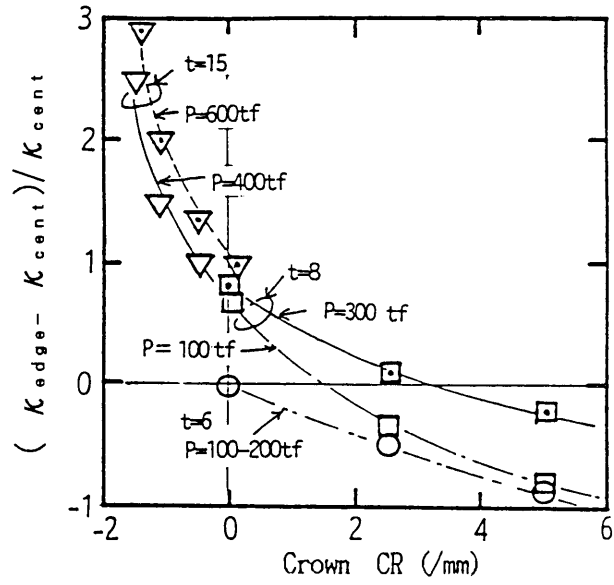


Fig. 2.26 幅方向の曲率ばらつきのクラウン制御による低減

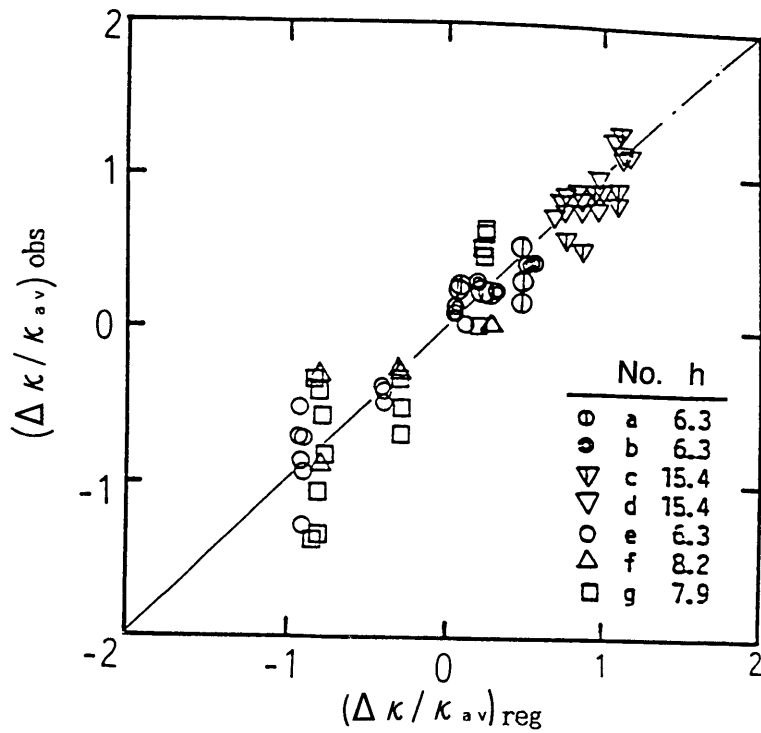


Fig. 2.27 板幅内曲率ばらつきの実測値と回帰式による計算値の比較

値 $\kappa_{av} = (\kappa_{edge} + \kappa_{cent}) / 2$ を用いて、 $\Delta\kappa / \kappa_{av}$ なる指標として、回帰式を求めた。相関係数 $r = 0.88$ で、

$$\Delta\kappa / \kappa_{av} = -0.39 - 0.26CR \pm 0.67 \quad (2.30)$$

が得られる。(2.30) 式による計算値と、実測値との比較を Fig. 2.27 に示す。一見、かなりよい精度でデータを回帰しているようであるが、矯正荷重の大きい板厚大の $\Delta\kappa / \kappa_{av}$ が 1 付近にかたまっているため、式の信頼性には、今少し疑問が残るところである。

(4) ロールたわみ量の推定

ロールたわみと板端と板幅中央部の曲率差の関係を理論的に考察してみる。

Fig. 2.28 に示すように、中央ロールの両隣ロールに対する押し込み量が δ である 3 本ロールを取り上げる。3 本のロール共ロール中央部のたわみ量が $\Delta\delta$ 。(各ロールとも等しい) であるとし、板はこのたわんだロールに幅方向になじんでレベルリングされるとする。

板端でのロールたわみは小さいと考えられるので、板端の曲率 κ_{edge} は (2.27) 式より、 $\kappa_{edge} = 6\delta / \ell_0^2$ となる。一方、板幅中央部を通る板は各ロールが $\Delta\delta$ 。板曲率を小さくする方向にたわんで逃げているので、中央ロールの両隣に対する押し込み量は $2\Delta\delta$ 。だけ板端より小さくなる。つまり、板中央の曲率 κ_{cent} は、

$$\kappa_{cent} = 6(\delta - 2\Delta\delta) / \ell_0^2,$$

と求められる。したがって、

$$\Delta\kappa = \kappa_{edge} - \kappa_{cent} = 12\Delta\delta / \ell_0^2 \quad (3.31)$$

となり、曲率の板端と中央部の差 $\Delta\kappa$ の測定データから各ロールのたわみ量 $\Delta\delta$ 。(正確にはロールの全たわみでなく、板端を基準にしたロールたわみ量) が推定できることになる。

最大曲率となる #5 ロールでの $\Delta\kappa_{max}$ を実験データから読み取り、 $\Delta\delta$ を計算して、レベラ全体矯正荷重 P_{sum} との関係で整理して Fig. 2.29 に示す。

矯正荷重の小さいところは、データが団子状態であるが、全体として $\Delta\delta$ と荷重に比例関係が見られる。ロールたわみ量は矯正荷重 10MN (1000tf) 当たり 2mm で、クラウン制御量 CR としては上下ロールのたわみ分を押し込む必要があるため、10MN あたり 4mm となる。ただし、6 ~ 8 mm の薄物側のデータはかたまっており、あまり精度はよくないが、クラウン制御量 CR = 2mm 程度をプリセットしておけば、平均としてたわみ量の減少が期待できる。

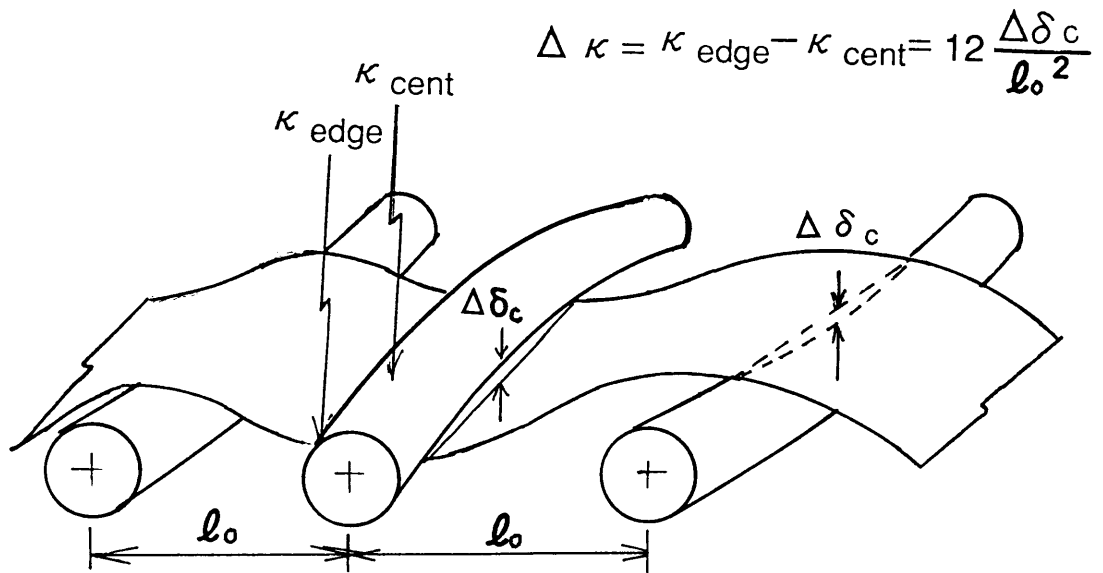


Fig. 2.28 ロールたわみが発生したときの板幅方向の曲率差

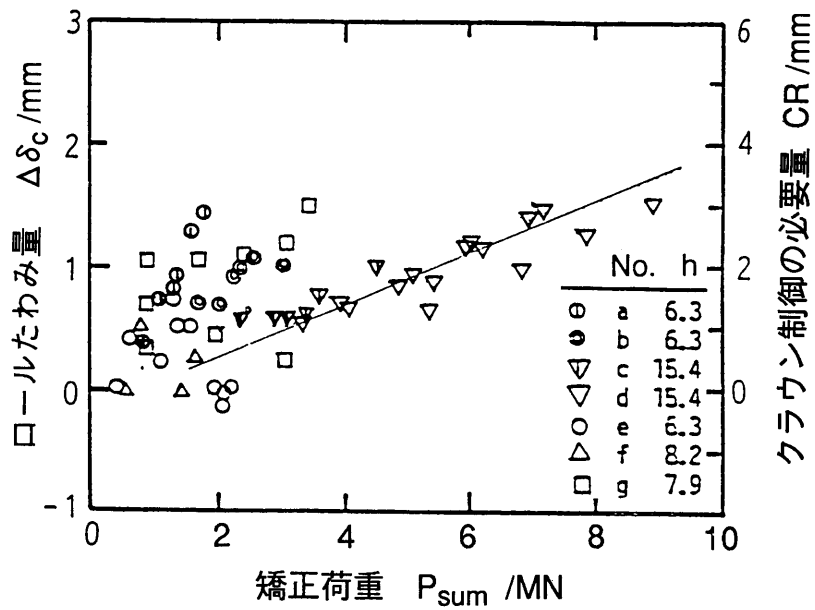


Fig. 2.29 ロールたわみに及ぼす矯正荷重の影響

2.2.5 まとめ

矯正荷重と矯正曲率の実測値をもとに矯正荷重をレベラの設定条件から推定できる回帰式を作った。単純にレベラの設定条件で重回帰するのではなく、矯正理論から導かれる要因をまず主要因として取り込み、それで説明できない残差のみを重回帰するようにすれば、回帰式の精度が高まる。

矯正曲率についても回帰式を作った。

ロールたわみの影響の少ない板端の曲率の実測値は、連続はりの理論から求めた曲率にほぼ近い。つまり、ロール間隔を l_0 として、隣接する両側ロールに対する中央ロールの押し込み量を δ とすると、中央ロール位置の板曲率 κ は、

$$\kappa \approx 6\delta/l_0^2$$

で与えられる。

逆に、上式を正とすることで、直接測定するのが困難な矯正荷重に対するレベラの伸び、幅方向たわみの関係が曲率データから推定できる。

この結果、幅方法の曲率を均一にするクラウン設定の論理を見いだせた。

2.3 ローラレベラの数値モデル -試案-

前項の検討からロール位置と曲率の関係が簡単な弾性モデル (2.27) 式で近似できることがわかった。これに矯正荷重とロールたわみの関係を加えて, Fig. 2.30のような力学モデルを作れば, ローラレベラ矯正の数値シミュレーションができる。

このシミュレーションを本格的に幅方向まで含むには, レベラ全体のバネ定数, 個々のロールのバネ定数と, ロールの幅方向の剛性を求める必要があるが, これは 2.1.6 項で検討したようになりにかなり困難なので, 今後の検討課題とすることにし, 本研究では, 数値シミュレーションの有効性を検討する初期段階として, 幅方向のロールたわみを考えず, 矯正荷重でロールが設定位置より逃げる効果だけを検討してみた。

2.3.1 計算前提

計算を簡単にするため, レベラ下側ロールは変形せず, 上側ロールに変形の全て受け持たせることにし, レベラを Fig. 2.31 のようなバネで構成されていると考える。

レベラ全体のバネ定数を M_{SP} (N/m), ロール1本1本を支えるバネの定数を m_{sp} とする。#iロールの設定押し込み量を δ_i , 矯正荷重の掛かったときの押し込み量を δ'_i としたとき, 各ロールの矯正荷重を P_i , レベラ全体の矯正荷重を P_{sum} とし, バネモデルを適用すると, 荷重がかかった後の実際のロール位置 δ' は,

$$\delta'_i = \delta_i - P_{sum} / M_{SP} - P_i / m_{sp} \quad (2.32)$$

のようになり, 矯正荷重で設定位置より, 口をひらく側に変位する。

M_{SP} , m_{sp} の具体的な値を個々に求める方法が見つからなかったので, ここでは全体のバネ定数 M_{SP} だけを考慮したモデルとロール一本のバネ定数 m_{sp} だけを考慮したモデルについて検討する。何方か一方だけのバネ定数は, 全体の矯正荷重が実測荷重と一致するように当てはめて求めることができるためである。

2.3.2 レベラ全体が矯正荷重で変形するモデル

レベラの傾き一定のまま全体として伸びるモデルで, バネ定数 M_{SP} のみを考慮する。#iロールの矯正荷重が, 符号も含めて,

$$P_i = f(\delta'_i) \quad (2.33)$$

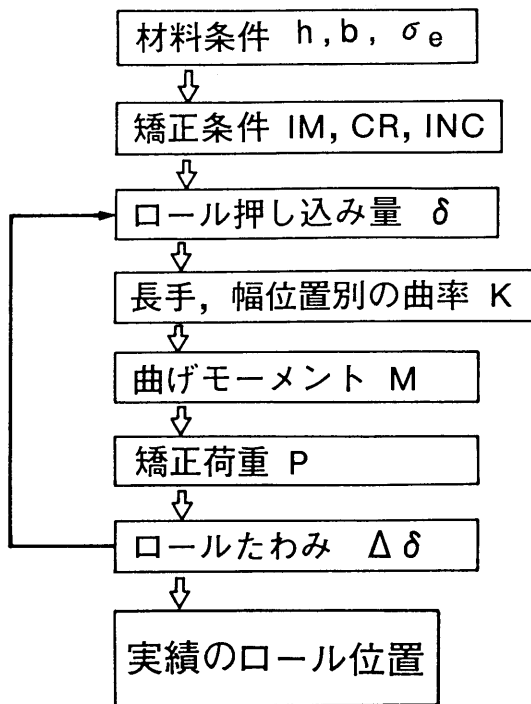


Fig. 2. 30 ローラレベリングの力学モデル

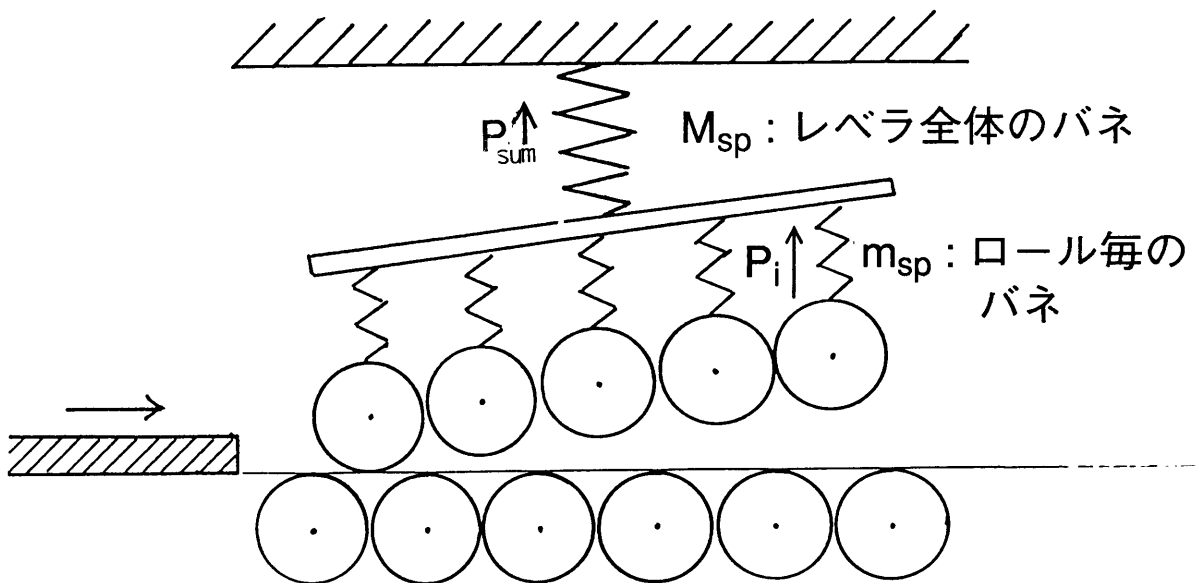


Fig. 2. 31 ローラレベラのバネモデル化

の函数形で与えられるとする。レベラ全体の矯正荷重 P_{sum} は、個々のロールの矯正荷重 P_i で奇数番号ロールだけか、偶数番号だけの和であるが、計算式を簡単にするために、全ロールの矯正荷重の絶対値の和をとってその 1/2とする。レベラ全体のバネでロールが同じ量だけ逃げるので、

$$P_{sum} = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^n |P_i| = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^n \left| f\left(\delta_i - \frac{P_{sum}}{M_{SP}}\right) \right| \quad (2.34)$$

が成立することになる。式の左右に現れた P_{sum} が実験結果と一致するように当てはめて、レベラ全体のバネ定数を $M_{sp} \approx 1.5\text{MN/mm}$ (150tf/mm) と推定した。

実験の矯正条件, IM, INC, CR を用いて, #iロールの設定押し込み量を, $\delta_i = h - IM + inc + 0.8CR$ とし, Fig.2.30に従って数値計算して, Fig.2.32の結果を得た。

回帰式のモデルほどの精度はないが、かなり、実測値に近い結果がえられる。

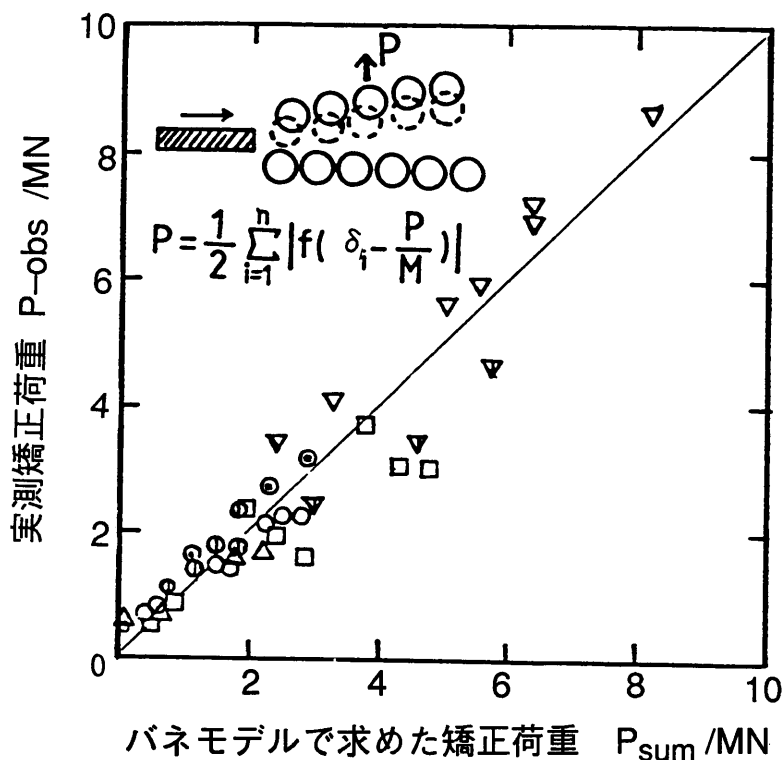


Fig. 2.32 レベラ全体が伸びるモデルによる矯正荷重の計算結果

2.3.3 レベラロールが個々に矯正荷重で変形するモデル

レベラのハウジングは変形せず、個々のロールが荷重に比例して逃げるモデルでロール毎のバネ定数 m_{sp} だけを考慮したものである。

このモデルで矯正荷重を求めるモデル式は、

$$P_{sum} = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^n |P_i| = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^n \left| f \left(\delta_i - \frac{P_i}{m_{sp}} \right) \right| \quad (2.34)$$

となり、レベラ入側の荷重の大きいロールほど逃げが大きくなるモデルとなる。

(2.34)式の m_{sp} は、実験値 P_{obs} と合計荷重 P_{sum} が合うように、 $m_{sp}=400\text{kN/mm}$ (40tf/mm)とした。この値は全ロール同じとした。

こうして求めた矯正荷重の計算値と実験結果を比較して Fig. 2.33 に示す。前のレベラ全体のバネだけを考えた(2.33)のモデルよりも実験値との対応ははるかによく、ほぼ、Fig. 2.20の回帰式なみの精度になっている。

また、このモデルでは、個々のロール位置の板曲率も計算されているので、最大曲率を実験と比較した。結果をFig. 2.34に示す。実験値の板曲率は幅方向の平均値

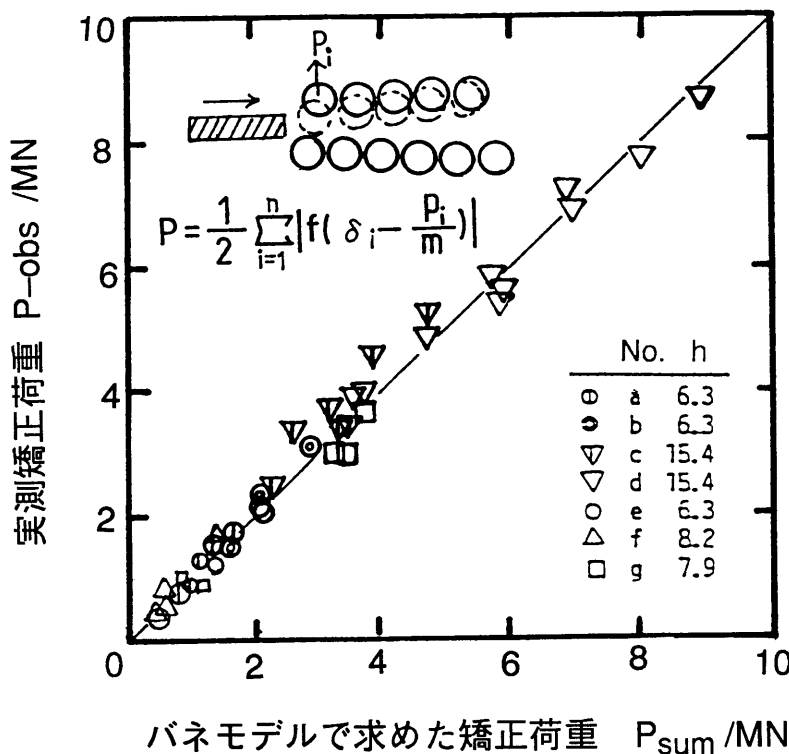


Fig. 2.33 レベラロールごとにバネを考えたモデルによる矯正荷重の計算結果

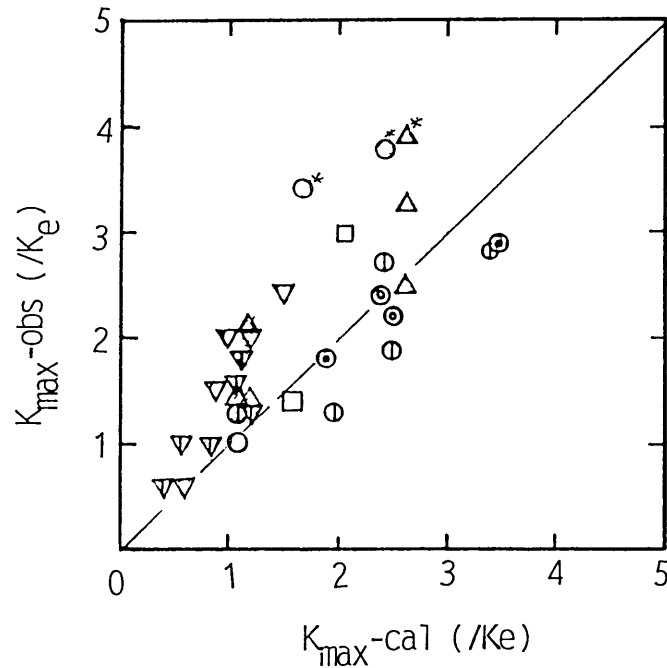


Fig. 2.34 ロール毎にバネをあたえて計算した曲率 (#5ロール位置)と実測曲率の比較

で示し、降伏曲率で無次元化している。傾向は一致しているが、かなりのばらつきがあり、これは、幅方向のたわみを考慮していないことや、レベラ全体の伸びと個々のロールの変形を分離していないためと考えられる。

以上、ローラレベラ矯正の数値シミュレーションを試みにおこなった。矯正荷重に対するロールの逃げ量の関係式を与えることができれば、ロール位置と曲率の関係が弾性解の(2.27)式で済むので、容易に数値モデルが作れる。

レベラやロール全体が矯正荷重で逃げるとした簡易モデルでも、矯正荷重や幅方向の平均矯正曲率を求めるのには十分な精度がある。

このモデルをさらに進展させるには、レベラ全体のバネ定数、個々のロールの支持機構のバネ定数、ロールのたわみ量などを分離して得られる実験方法を考えだす必要がある。

2.4 過大トルクの発生とトルク循環現象

2.4.1 はじめに

厚板のローラレベラでは、レベラ入側ロールに板の曲げ矯正仕事に見合うトルク以上の過大トルクが発生して、ロールの駆動スピンドルの強度限界を越える現象が発生する^{3) 4)}。このため、矯正荷重を大きくしたレベラを作っても、駆動トルクの制限から、所定の矯正能力が出しにくくなっている。

一方、レベラ出側ロールには、板の進行を妨げる方向の負トルクが発生している。レベラ出側の負トルクが入側のトルクを押しあげているように見えるので、これを操業現場ではトルク循環現象と呼んでいる。

トルク循環現象が生じると、レベラ内の板に長手方向圧縮応力が働くので、2.1項で考察したように、3次元的な局部ひずみ起因の形状不良の矯正にも不利に働くと考えられる。このトルク循環現象を実験的および理論的に検討し、低減する方法を考察した。

2.4.2 トルク測定結果

駆動トルクの測定は、Fig. 2.10に示した実験において、矯正曲率、矯正荷重の測定と同時に起こった。Fig. 2.2に示すレベリング作業ロール #3 ~ #13の各々の駆動用スピンドルに2軸のひずみゲージを2組貼り付けて、4枚ゲージでブリッジを構成して軸の剪断ひずみ信号を取り出す方法でおこなった。レベラ中央の #8ロールはスピンドルを取り外して無駆動ロールとしているので(スピンドルのシェアピンが過大トルクでしばしば折れるため)、トルクは零である。

Fig. 2.35に測定結果を示す。図から次の結果が読み取れる。

- (1) レベラ入側のトルクが大きく、出側にかけてトルクは低下してゆく。#8ロールより出側は負トルク(ロールが板に回されている)となっている。
- (2) 出側ロール群の負トルクの総計にほぼ等しい正トルクがレベラ入側にかかっている。つまり、レベラ全体の合計トルクは小さいのに、出側ロールの負トルクのみだけ入側ロールのトルクが高くなる、いわゆるトルク循環現象が発生している。
- (3) 押し込み量を増やすと正トルク、負トルクとも絶対値は大きくなる。また、矯正荷重が大きいほうが、トルクの絶対値が大きくなる。
- (4) レベラ出側の #12, #13 ロールではトルクの絶対値が小さい。

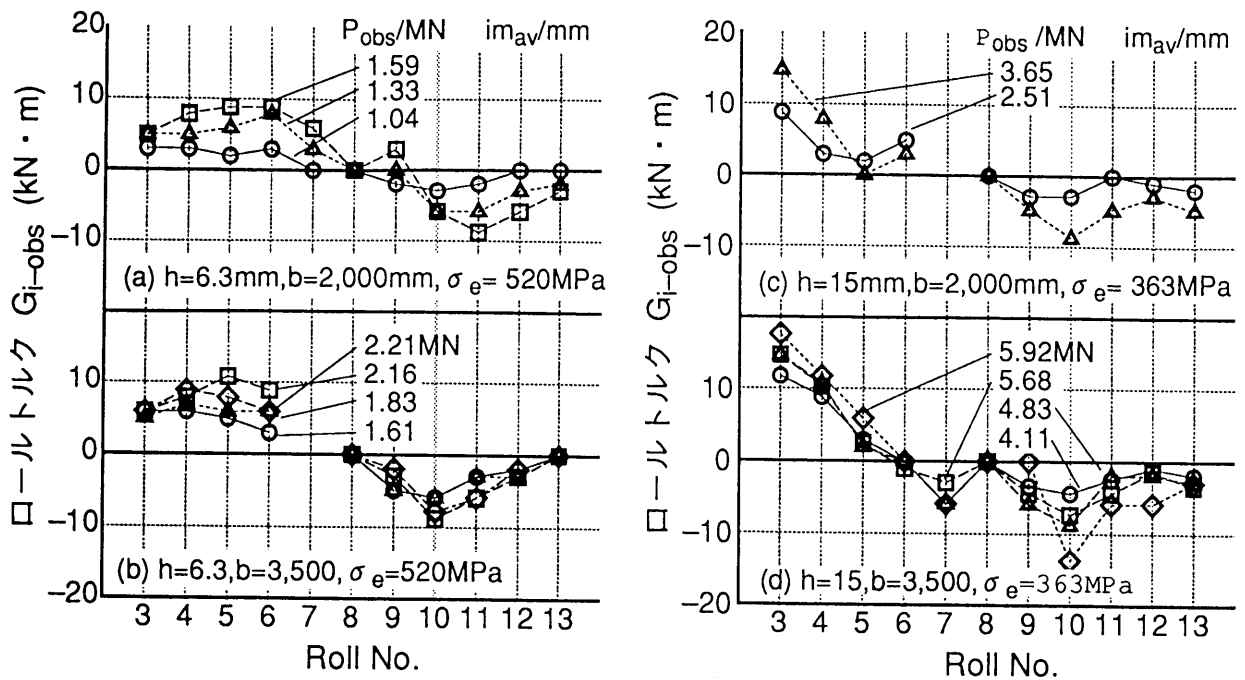


Fig. 2.35 スピンドルトルクの測定結果

2.4.3 矯正中のロール速度と板速度の関係

ローラレベラの作業ロールの駆動方式は、通常、1台の電動機の動力を歯車で分配するコモンドライブ方式となっている。差動歯車などの機構を使っていないので、駆動されているロールの角速度はすべて一定である。ロール径も同一なので、ロールの周速度は入側から出側まで等しくなる。また、実験に用いたローラレベラはたわみ防止用の支持ロールが隣り合うロールを同時に支持する機構のため (Fig. 2.3), 無駆動していても作業ロール間の速度差はつきにくい方向にある。

通常、ローラレベラでは入側の曲率を大きく、出側に向けて曲率を漸減するように設定する。このような場合の板曲率と板速度、ロール周速度の関係を考えてみる。

Fig. 2.36のように、ロールと板の接触位置で、板厚中心の曲率が κ となっている板とロールの関係を考える。板はロール接触点付近では曲率半径 $\rho (=1/\kappa)$ の円の一部になっており、この円の中心 O' まわりの角速度は Ω である。ローラレベラでは板厚中心部の伸び縮みはほとんど無視できるので、板の進行方向にそって進む板厚中心速度はレベラ全域で一定である。この板速度を V_c とすると、

$$V_c = \rho \Omega = \Omega / \kappa \quad (= \text{一定値}) \quad (2.36)$$

ロールに接している側の板表面の速度 V_s は、

$$V_s = (\rho - a) \Omega, \quad \text{ここで } a = h/2 \text{ (板厚の1/2)}. \quad (2.37)$$

なので、 V_c より $a\Omega$ だけ遅い。(2.36), (2.37)式から曲率中心に対する角速度 Ω

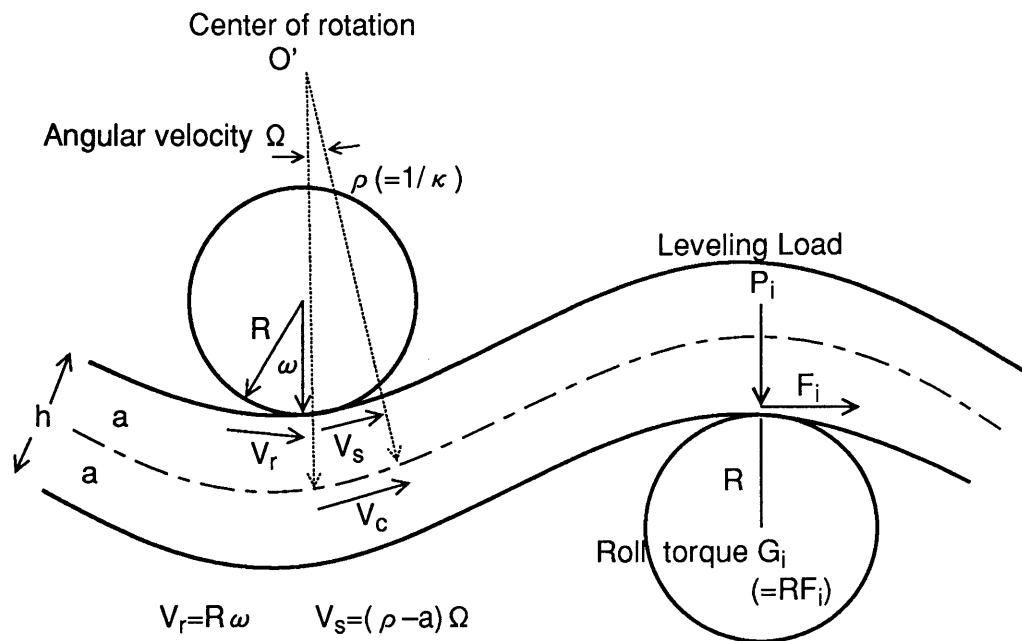


Fig. 2.36 曲げ矯正中のロール周速度,板の表面速度と平均速度の関係

を消去すると, 板速度 V_c とレベラロールに接する側の板表面速度 V_s の関係式が,

$$V_s = V_c(1 - a\kappa) \quad (2.38)$$

と求められる. 曲率 κ を無次元化した曲率係数 K で表すと (2.8) 式より,

$\kappa = K\epsilon_0 = KY/aE' = (K/a)\epsilon_0$ であるから,

$$V_s = V_c(1 - K\epsilon_0) \quad (2.39)$$

となり, ロールに接する側の板表面速度 V_s は, 板厚中心部の速度 V_c よりも, 板表面の曲げひずみ分だけいつも小さい. V_c は共通なので矯正曲率が大きいレベラ入側ほど表面速度 V_s が小さい結果を得る.

ロールの周速度を V_r とする. ローラレベラでは, ロールと板表面の摩擦力で板の搬送と矯正がなされているので, ロール直下の板表面速度 V_s よりも周速度 V_r の大きいロールが無いと板が搬送できない. また, レベラ出側ロールが負トルクになることが観測されるので, 出側の板表面速度 V_s がロール速度 V_r よりも大きくなることも確かである. つまり, ロール周速度はレベラ内のロール直下の板表面速度の最大値と最小値の間にある.

このように, ロールと接する板速度はロール位置の板曲率に依存するが, ロール速度は一定であるため, レベラ入側の曲率大のロールでは板が遅く, 出側では板がロールより早くなってロールと板の摩擦力の方向が逆転する.

板表面速度 V_s とロール周速度 V_r がほぼ一致するロールを中立ロールとし、ここでの板曲率を κ_n (曲率係数では K_n) とする。中立ロールでは $V_s \cong V_r$ であり、板速度 V_c と表面速度 V_s の関係は(2.39)式で K を K_n に置き換えた関係となる。

$$V_s \cong V_r \cong V_c(1 - K_n \varepsilon_e),$$

であるから、ロール速度 V_c と板速度 V_s との関係が、

$$V_c \cong V_r / (1 - K_n \varepsilon_e), \quad (2.40)$$

と得られ、これを(2.39)式に代入すると、ロール周速度と #i ロールの板表面速度 V_{i-s} の関係が次のように書ける。

$$\begin{aligned} V_{i-s} &\cong V_r(1 - K_i \varepsilon_e) / (1 - K_n \varepsilon_e) \\ &\cong V_r(1 - (K_i - K_n) \varepsilon_e). \end{aligned} \quad (2.41)$$

ここで $K_n \varepsilon_e \ll 1$ を用いている。

2.4.4 付加的トルクと矯正トルクの見積り

(1) 微小滑りにともなって発生する付加的トルク

ロールと板に微小な滑りがある時に、ロールと板の間に働く力について考えてみる。この力は、鉄道車両でレールと車輪間に働く転がり摩擦力と同種のものと考えられる。鉄道工学の知見²¹⁾では、車輪とレール間に働く力 F (粘着力) は、車輪に加わる荷重 P と車輪とレールの微小な滑り率 γ ($\gamma = (\text{車輪周速度} - \text{車両速度}) / \text{車両速度}$) に比例して伝達され、

$$F \propto \gamma P \quad (2.42)$$

のように書ける。滑り率が限界を越えて大きくなると、通常の滑り摩擦の領域に入り、 $F = \mu_d P$ と摩擦係数 μ_d と押し付け力 P の積となる。

F と γ の関係を単純化し、Fig. 2.37のように仮定する。 γ に比例する範囲が、板とロール間の動摩擦係数 μ_d と、 γ に対して粘着力が飽和する限界滑り率 γ_c で、

$$F = (\mu_d / \gamma_c) \gamma P, \quad (2.43)$$

の式で書けると仮定する。(後の5.1項でもこの関係は議論する)

#i ロールでの滑り率 γ_i はロール周速度と板表面速度の差 $\Delta V_i = V_r - V_{i-s}$ と、ロール周速度の比なので、

$$\gamma_i = \Delta V_i / V_r = (K_i - K_n) \varepsilon_e, \quad (2.44)$$

と書ける。

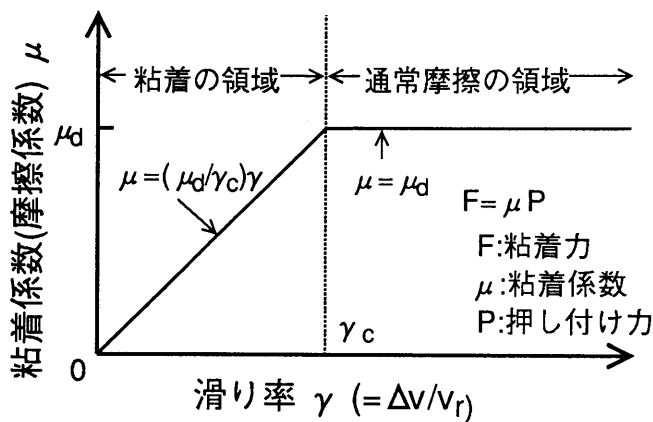


Fig. 2.37 ロールと板間の微少滑りにより伝達される力

(2.43), (2.44) 式を用いると, #i ロールのトルク G_i は, ロール半径を R として, $G_i = RF_i$ であるから,

$$G_i = (\mu_d / \gamma_c) (K_i - K_n) \varepsilon_e R P_i \quad (2.45)$$

と求まる. この式が, 滑りにともなって発生する付加的トルクの見積り式である.

ロール周速度と板表面速度が一致する中立曲率 K_n より曲率大のロール(入側)では, 正のトルクが, 発生し, 曲率が小となる出側では, 負のトルクが発生することがわかる. また, この式は矯正荷重に比例する結果を得ているので, 2.4.2 項のトルク実測結果の最出側ロールのトルクが小さいという結論にも合致する.

(2) 曲げ矯正の仕事に必要な矯正トルクの見積り

次に, 板を繰り返し曲げ矯正するのに必要な仕事量から求めたトルク, すなわち, 本当の矯正トルクを求める.

この矯正トルクは, ロールが単位角度(1 rad)回転した時に矯正される板の塑性変形エネルギーとして求められる. 半径 R のロールが 1rad 回ると, 長手方向には R の長さで, 幅 b , 板厚 h の板が矯正されることになる.

M を単位幅当たりの曲げモーメントとすると, 単位幅, 単位長さあたりの板の曲げ仕事量は, 曲げモーメント M を曲率 κ で積分した, $\int M d\kappa$ で与えられるから, ロールトルク G_{bend} は,

$$G_{bend} = Rb \int M d\kappa \quad (2.46)$$

となる.

いま, Fig. 2.38 の曲率と曲げモーメント線図において, 曲率係数で $K \Rightarrow -K \Rightarrow K$

となる2回の繰り返し曲げをおこなったとすると、この2回の曲げで消費される変形仕事量は、図中の bcdefgh の曲線で囲まれた部分の面積となる。この曲げヒステリシスループの角の部分を図の点線のように直線とし、 $b'c'e'f'$ の平行四辺形で近似する。少し大き目の近似であるが、ここでの議論の目的には十分であろう。平行四辺形の面積は、長方形 $b'c''e'f''$ の面積 $(3M_e) \times (2K\kappa_e)$ から、弾性回復部の3角形の面積 $(9/2)M_e\kappa_e$ を2個分引いて求められる。したがって、1回曲げあたりの積分値は、

$$\int M d\kappa \approx (6K-9)M_e\kappa_e/2 \quad (2.47)$$

となる。ここで、 M_e は、単位幅あたりの降伏曲げモーメント $M_e = Yh^2/6$ で、降伏曲率 $\kappa_e = 2Y/hE'$ 、ロールトルク G_{bend} の(2.46)式との関係を用いて整理しなおすと、曲率係数 K まで材料を塑性曲げするに必要なトルクとして、

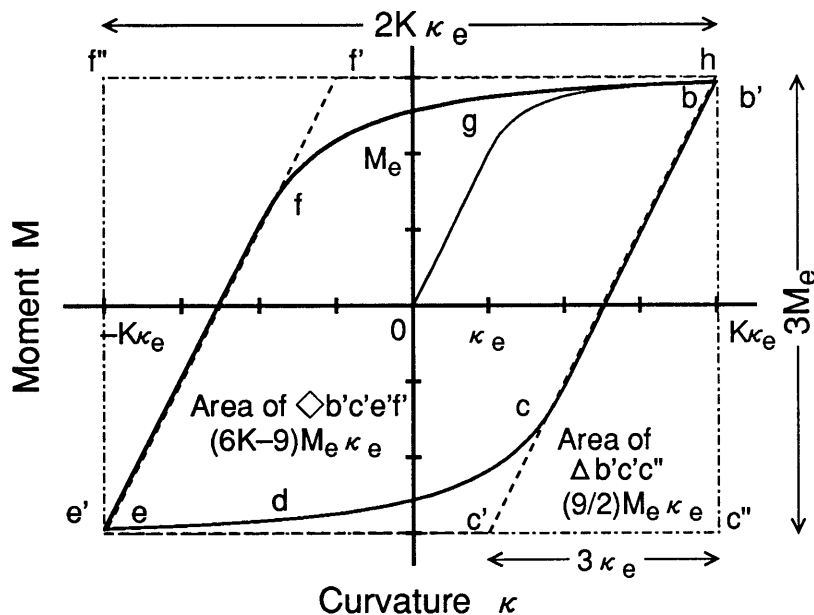


Fig. 2.38 曲げに必要な仕事量と曲率・曲げモーメント線図

$$\begin{aligned} G_{bend} &\approx RbM_e\kappa_e(6K-9)/2 \\ &\approx (K-1.5)(Y^2/E')(bhR) \end{aligned} \quad (2.48)$$

が得られる。

(3) 付加的トルクと矯正トルクの比較

ローラレベラ入側の最大曲率 K_{max} を与えるロールトルクを以下に求める。

ロール周速度と板表面速度がほぼ一致する中立位置の曲率 K_n は、各ロールで発

生ずる水平方向の力の釣り合い式を立てることで求められるが、定性的には、レベラの入口付近で $K \approx K_{\max}$, 出側では $K \approx 0$ なので、 $K_n \approx K_{\max}/2$ と考えられる。したがって、(2.44) 式より、最大の滑り率 γ_{\max} は、

$$\gamma_{\max} \approx K_{\max} \varepsilon_e / 2 = K_{\max} Y / 2E' \quad (2.49)$$

程度である。

一方、ロール荷重の最大値 P_{\max} は (2.14) 式であり、全幅で、

$$P_{\max} \approx 4M_{\max} / \ell_0 = 4(1.5M_e) / \ell_0 = Yh^2b / \ell_0. \quad (2.50)$$

と求められている。(2.49), (2.50) 式を(2.45)式に代入して、ロール周速度と板表面速度の違いで生ずる付加的トルクの最大値 $G_{i-\max}$ が、

$$G_{i-\max} \approx \left(\frac{\mu_d}{\gamma_c} \right) \left(\frac{K_{\max}}{2} \right) \left(\frac{Y^2}{E'} \right) \left(\frac{bh^2R}{\ell_0} \right) \quad (2.51)$$

と得られる。ここで、 μ_d : 動摩擦係数, γ_c : 限界滑り率。

つまり、付加的トルクは、曲率と板幅に比例し、板厚と材料の降伏応力の二乗に比例する。

一方、矯正に必要なトルクの上限は、(2.48)式で K を K_{\max} に変えて得られ、

$$G_{\text{bend-max}} \approx (K_{\max} - 1.5) \left(\frac{Y^2}{E'} \right) (bhR) \quad (2.52)$$

となり、曲率、板幅、板厚に比例し、材料の降伏応力の2乗に比例する。付加トルクには板厚の2乗の項があるので、厚い板の矯正ほど、過大トルクにより設備の強度限界に早く達しやすくなる。

従って、滑りによる付加トルクと矯正に必要なトルクの比は、最大曲率 K_{\max} のロール位置で、(2.51)(2.52)式の比をとって、

$$\left(\frac{G_i}{G_{\text{bend}}} \right)_{\max} = \frac{\mu_d K_{\max} h}{2\gamma_c (K_{\max} - 1.5) \ell_0} \quad (2.53)$$

と計算できる。

熱延のまま酸化膜のついた厚鋼板の摩擦係数は、 $\mu_d = 0.3 \sim 0.5$ 程度と考えられる。また、粘着力が滑り率に対して飽和しはじめる限界滑り率 γ_c については、はっきりした知見がないが、5.1 項のアルミニウム箔の実験値を採用して、 $\gamma_c \approx 4 \times 10^{-3}$ と仮定すると、 $\mu_d / \gamma_c = 75 \sim 125$ と求められる。この値をロールピッチ $\ell_0 = 107.5 \text{ mm}$ のレベラで $K_{\max} = 3$ の矯正条件として(2.53)式に適用してみると、板厚 h を mm 単位として、

$$(G_i/G_{bend})_{max} = (0.7 \sim 1.2)h \quad (2.54)$$

と求められる。

付加的トルクのほうが、矯正に必要なトルクに比べて、 $h=6.3 \text{ mm}$ では、4 ～7 倍、 $h=15\text{mm}$ では 10 ～18倍、大きくなる結果を得る。

2.4.5 付加的トルクの計算結果と実験結果の比較

(2.54)式の結果から、厚板のローラレベラでは付加的トルクの方が数倍以上大きいという重要な結論が得られた。

前項で塑性仕事から求めた矯正トルクの見積もり(2.48)式については、特別な仮定をしていないが、付加的トルクを求める(2.45)式を導くときに用いた、ロールと板に働く力、(2.43)式の仮定の妥当性が検証できていない。

Fig. 2.35のトルクの測定実験では、同時に板曲率も測定しているのでこれを元に下記の検討をおこなった。

ロール毎の矯正荷重 P_i は曲率から(2.11)式で曲げモーメント M を計算し、その結果を(2.13)式の M と P の関係に代入して求めた。ロール毎の滑り率 γ_i は、ロール毎の曲率 K_i のデータがあるので、板表面速度とロール周速度が一致する中立位置の曲率を得れば計算できる。Fig. 2.35より中立位置のロール番号を板厚6.3 mmの供試材では #8 ロール、板厚15mmでは #6 ロールとした。こうして得た γ_i と P_i の積 $\gamma_i P_i$ を横軸とし、実測トルク G_i を縦軸にしたグラフを Fig. 2.39 に示す。かなりのばらつきを含むが、おおむね比例している。

つまり、ロールと板の滑りとロール荷重に比例した力が働くとした仮定(2.43)式、その結果である(2.45)式の妥当性が示されたと考えられる。

Fig. 2.39のデータ群の傾き、比例係数は(2.43)式より、レベラロール半径 R と板とロールの摩擦力を決めるパラメータ μ_d/γ_c の積である。

比例係数は長さの次元を持ちグラフより8程度である。ロール半径は $R=0.1\text{m}$ なので、

$$\mu_d/\gamma_c \approx 80 \quad (2.55)$$

が得られる。(2.54)式を導くに際して $\mu_d/\gamma_c = 75 \sim 125$ と見積もったが、この結果と大差はなく、妥当な推定ができていると結論できる。

以上の結果から、付加的トルクは、ロールと板の微小な滑りによって生じており、その大きさは、滑り率とロール荷重に比例して大きくなる。板速度のほうがロール

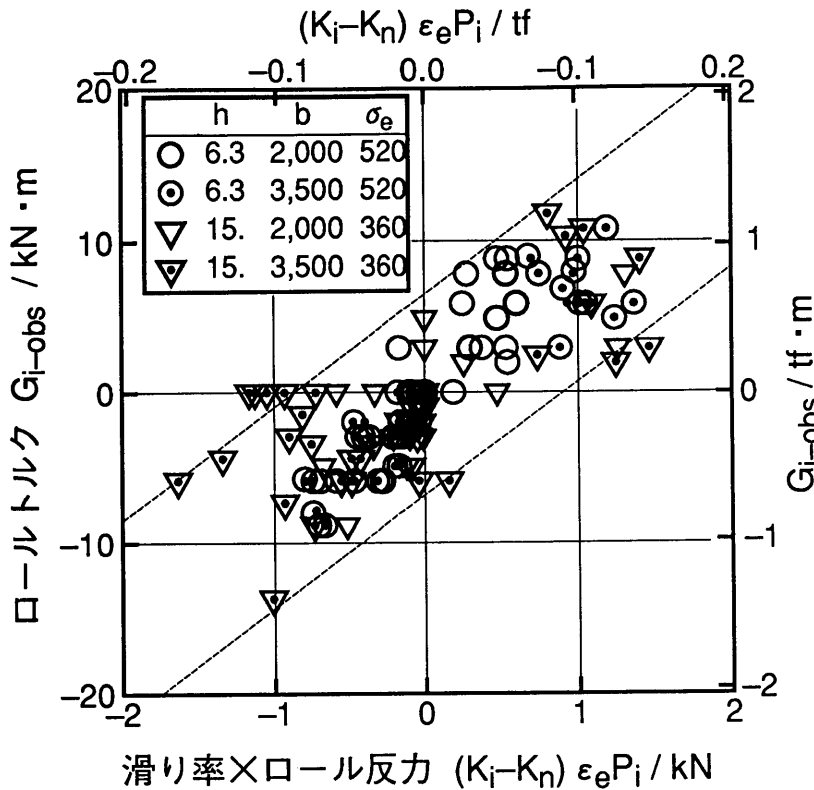


Fig. 2.39 ロールの微小滑りとスピンドルトルクの関係

速度より大きいレベラ出側では、板からトルクを貰う負のトルクの状態が発生する。この付加的トルクと矯正に本来必要な曲げ仕事量から求めた矯正に必要なトルクとの比は、(2.53)式の係数に(2.55)式の値を代入して、

$$\left(\frac{G_i}{G_{\text{bend}}}\right)_{\text{max}} \cong \frac{40K_{\text{max}}h}{(K_{\text{max}}-1.5)\ell_0} \quad (2.56)$$

と推定され、板厚に比例して大きくなる。

したがって、いわゆるトルク循環現象として操業現場で認識されているレベラ出側の負トルク、入側の正トルクはロール同士が板を通じて押しあっている現象には違いないが、トルク循環の語感から連想するように負トルクのために、その分、正トルクが高くなるわけではない。付加トルクは、板の表面速度とロール速度の差で決まっている。

2.4.6 過大トルクの低減対策

前節での結論からロールの周速度が一定のコモンドライブ方式のローラレベラでは必然的に付加的トルクが発生し、レベラ入側ロールに過大なトルクがかかる。こ

れを防止するには、コモンドライブ方式をやめて各ロールごとに電動機を備えて、別々に駆動するか、差動歯車機構をもった減速機にすればよいが、これではレベラのコストが大幅に高くなる。

これを工業的に達成する方法として、レベラ作業ロールを駆動しているスピンドルに電磁クラック式のトルクリミッタを備える方法が実用化されている³⁾。これは過大トルクがかかるとクラックに滑りが発生して設定値以上のトルクが伝わらないようにする装置で、これにより、トルク循環現象が緩和され、(本研究の結果では速度差が緩和され) いままで出来なかった強圧下レベリングが可能になったと報告されている。

付加的トルクの低減を図るには、これ以外に、前項の考察からロール周速度を入側から出側にかけて大きくして、板とロールの滑り率を小さくする方法も考えられる。これは、ロール径を入側から出側にかけて段階的に大きくすることで実現できる²²⁾

必要なロール径差は、曲率係数 $K_{max} = 3 \sim 6$ として、(2.42)式より $(3 \sim 6) \varepsilon_0$ となり、 σ_0 が 400MPa クラスの板で 0.6~1.2%程度レベラ出側のロール径を入側より大きくすればよい。

この方法は、レベラの作業ロールたわみ防止用の支持ロールが Fig. 2.3 のように隣接するロール間で共用される機構のレベラでは周速度が変わりにくいので無効であろうが、各支持ロールが独立に作業ロールを支持するタイプのレベラでは、低コストで過大トルクを防止する有効な方法と考えられる。

2.4.7 むすび

レベラ出側ロールの駆動トルクが負となり、入側ロールの駆動トルクが過大になるいわゆるトルク循環現象について考察した。

この現象は、ロール周速度と板表面速度の微小な違いによる滑りで発生する付加的トルクであり、材料の板厚 h 、降伏応力 σ_0 の2乗に比例して大きくなる。

板を曲げ矯正するに必要な塑性変形仕事に見合うトルクは、板厚 h に比例するだけなので、付加的トルクと矯正トルクの比は、板厚に比例して大きくなる。

実験に用いたロールピッチ $l_0 = 107.5 \text{ mm}$ のローラレベラで、厚さ10mmの板を矯正する場合、その比は 10 倍以上となる。

参考文献

- 1) 益居健, 吉松幸敏, 橋爪藤彦, 牛尾邦彦, 後藤久夫: S61 春塑加講論, (1986), 311-318
- 2) 日比野文雄, 青木勇: S60 春塑加講論, (1985), 217-220
- 3) 平野員太, 大塚祐二, 宮脇広機, 井上義光, 通山義美, 宮川弘: 鉄と鋼, 71-12 (1985), S1100
- 4) 北山直人, 上村尚志, 篠原宏之, 松原伸成, 大森和郎, 大部素宏: 鉄と鋼, 71-12 (1985), S1102
- 5) 日本塑性加工学会編: 日比野文雄ほか著, 矯正加工, (1992), 184 [コロナ社]
- 6) 日比野文雄: 塑性と加工, 2-9 (1961), 359-367
- 7) 美坂佳助, 益居健: 塑性と加工, 17-191 (1976), 988-994
- 8) 八子一了, 西山暢, 山脇満: 鉄と鋼, 73-4 (1987), S317
- 9) 田浦良治, 林寛治, 古元秀明, 山本国雄, 花本宣久, 松岡央: 三菱重工技報, 21-6 (1984), 86-91
- 10) たとえば日本塑性加工学会編: 矯正加工, (1992), 9, [コロナ社]
- 11) 曾田長一郎: 塑性と加工, 10-107 (1969), 853-862
- 12) 荒木甚一郎: 塑性と加工, 12-129 (1971), 768-775
- 13) 中島浩衛, 松本紘美: S48 春塑加講論, (1973), 143-146
- 14) 松原伸成, 大森和郎, 竹内徹, 磯山茂: 鉄と鋼, 71-12 (1985), S1101
- 15) 的場哲, 栗山幸久, 阿高松男, 長尾武尚, 大久保富士雄: 鉄と鋼, 71-5 (1985), S368
- 16) 門田浩次, 前田諒一: 塑性と加工, 34-388 (1993), 481-486
- 17) 日本塑性加工学会編: 日比野文雄ほか著: 矯正加工, (1992), 61-63[コロナ社]
- 18) 後藤學: 塑性学, (1982), p. 40, [コロナ社]
- 19) 大橋義夫: 材料力学, (1976), p. 180, [培風館]
- 20) 日比野文雄: 塑性と加工, 31-349 (1990), 208-212
- 21) 前沢成一郎: 数理科学, 148, (1975), 65
- 22) 野村明, 阿保亮: 特願昭 57-125526 (1978. 2. 8出願)
- 23) 日比野文雄: 機械の研究, 10(1968), 105

第3章 テンションレベラにおける矯正技術

3.1 はじめに

テンションレベラは、板全体を伸ばして圧延時に発生したひずみの差を減らすため、中伸び、耳波などの局部ひずみにともなう形状不良を強力で矯正する能力があり、この分野について、既に多くの研究がなされている^{1) - 6)}。最近の薄鋼板の製造プロセッシングライン（酸洗、圧延、焼鈍、表面処理などの複数工程を1ラインに組み込んだものをプロセッシングラインと呼ぶ）では、欠かせない装置の一つとなっている。

しかし、テンションレベラは局部変形の矯正能力は高いが、板内の残留応力が大きく板反りが発生しやすい。長手方向そり（L反り）はオンライン上で有効に検出する方法がないため、フィードバック制御ができないとか、幅方向反り（C反り）とL反りがロール押し込み量の変化に対して、別々に動くため、双方を同時に小さくする操業条件が見いだしにくいなど問題がある。このため、反りを予測する理論式なり、実験式を作るのは重要な研究課題である。

幅反りはFig. 1.12に示したように長手方向への塑性曲げに伴って必ず発生する現象である。発生原理について、曾田¹⁾は長手方向の塑性変形に伴う幅ひずみが、ロール上で拘束された状態でロールを通過するためと考察している。美坂・益居³⁾は平面ひずみ、平面応力などの仮定のもとで、曲げ解析し、幅反りが定量的に計算できる理論を開発した。最近は、この理論を用いて、各種プロセッシングラインにおける幅反り抑制法の開発など^{5) 6)}がなされている。

美坂・益居の幅反りの解析は、Misesの降伏条件に基づいているが、本章では、この降伏条件をMisesからTrescaの条件に入れ換えた理論解析結果について述べる。このような入れ換えをおこなうと、長手方向応力の計算論理が曲げの単純理論とまったく同じままで済み、幅反りの解析は長手方向の応力、ひずみの収束計算が完了した後、幅方向応力だけ単独に収束計算すればよいという利点がでてくる。解析結果を実際の製造現場で生じた問題へ適用した例については6章で議論する。

3.2 理論解析

板をFig. 3.1のように厚み方向に多層に分割し、その各層についての応力、ひずみ関係をひずみ増分理論を用いた解析することにした。

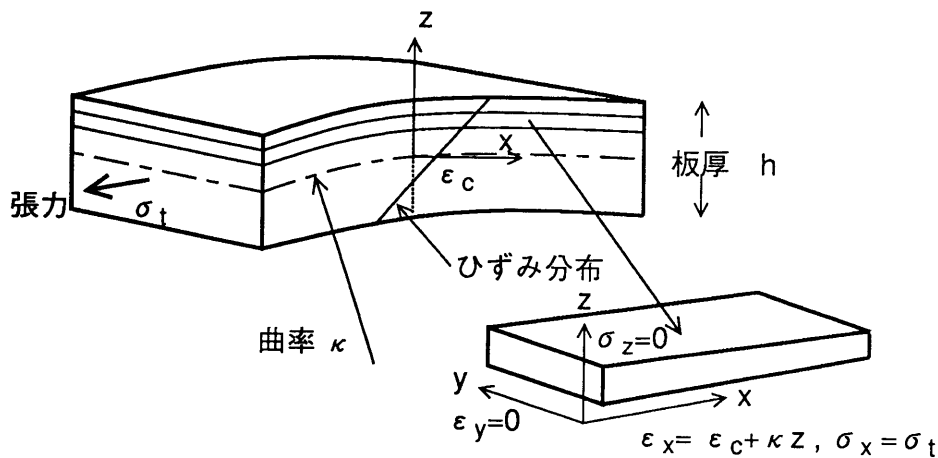


Fig. 3.1 多層板モデルによる曲げ解析
(平面ひずみ, 平面応力条件)

3.2.1 主な仮定

- 1) 幅縮みはないとして平面ひずみ条件を適用($\varepsilon_y = 0$)
- 2) 板厚が非常に小さいので板厚方向の応力を無視($\sigma_z = 0$)
- 3) 張力は一定.(板厚ひずみによる板厚変化無視, 曲げ仕事無視)
- 4) 材料の加工硬化を無視
- 5) バウシンガー効果は無視
- 6) 応力とひずみの関係はひずみ増分理論を用い

弾性域: Hooke の法則, 塑性域: Reuss の方程式

- 7) Trescaの降伏条件

仮定1)~6)については, 美坂・益居のテンションレベラ解析の仮定に使われたものと同じである. 降伏条件だけを Misesの条件から仮定7)のように Tresca の条件に入れ換えている. 仮定1)は, 薄鋼板の引張曲げでは板端近傍を除くとかなり良い近似である. 仮定4)は, ひずみ量が高々 2% 程度なので, 加工硬化は無視してもほとんど問題はない.

3.2.2 降伏条件

仮定7)のTrescaの降伏条件と仮定2)から, $\sigma_x > \sigma_y > \sigma_z = 0$ となって, 幅方向応力 σ_y はいつも中間主応力となって, Trescaの降伏条件に寄与しなくなり, 降伏条件は,

$$\sigma_x = Y \quad , \quad (3.1)$$

と曲げの単純理論と同じにできる。ただし、広幅の板曲げの2軸応力下の降伏応力 Y と単軸の降伏応力 σ_e の関係を、

$$Y = m\sigma_e, \quad \text{ここで, } m = 1.1, \quad (3.2)$$

とおく⁷⁾。ここで、 σ_e は単軸引張降伏応力で、上下降伏点がある材料については、下降伏点とする。

焼鈍のままの薄鋼板の場合には、Fig. 3.2 のような鋭い降伏現象がみられる。しかし、塑性変形すると上降伏点は消えるので、テンションレベラのように繰り返し曲げをおこなうときの解析では、下降伏点で代表させても問題はないと考えられる。

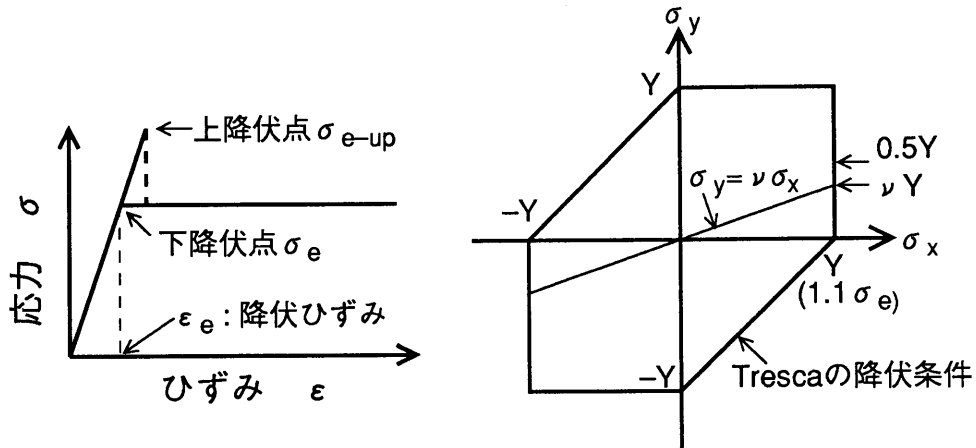


Fig. 3.2 仮定した応力ひずみ関係と降伏条件

3.2.3 弾塑性解析

Reuss の方程式において、仮定 1), 2) より $d\varepsilon_y = 0$, $\sigma_z = 0$ であるから、

$$d\varepsilon_x = (2\sigma_x - \sigma_y)d\lambda/3 + d(\sigma_x - \nu\sigma_y)/E \quad (3.4)$$

$$d\varepsilon_y = (2\sigma_y - \sigma_x)d\lambda/3 + d(\sigma_y - \nu\sigma_x)/E = 0 \quad (3.5)$$

$$d\varepsilon_z = -(\sigma_x + \sigma_y)d\lambda/3 - \nu d(\sigma_x + \sigma_y)/E \quad (3.6)$$

である⁸⁾。ここで (3.1) 式の降伏条件 $\sigma_x = Y$ (引張側では $+Y$, 圧縮側では $-Y$) を代入して、(3.4), (3.5) 式より $d\lambda$ を消去すれば、

$$Ed\varepsilon_x = \frac{1-2\nu}{2}d\sigma_y + \frac{3Y}{4(Y/2 - \sigma_y)}d\sigma_y \quad (3.7)$$

と書ける。ここで、初期値を ε_{xp} , σ_{yp} として積分すれば、

$$E(\varepsilon_x - \varepsilon_{xp}) = \frac{1-2\nu}{2}(\sigma_y - \sigma_{yp}) + \frac{3Y}{4} \ln\left(\frac{1-2\sigma_{yp}/Y}{1-2\sigma_y/Y}\right) \quad (3.8)$$

と求められる。同様に厚み方向のひずみ ε_z と ε_x の関係も (3.4), (3.6) 式より得られるが、板厚の変化による張力(長手方向応力 σ_x) の変化は小さいので、仮定

3) のように無視する。

弾性解は、Hooke の法則において、 $\varepsilon_y = 0$, $\sigma_z = 0$ より、

$$d\sigma_x = [E/(1-\nu^2)]d\varepsilon_x \quad , \quad (3.9)$$

$$d\sigma_y = [\nu E/(1-\nu^2)]d\varepsilon_x \quad , \quad (3.10)$$

と、 ε_x にだけ依存する式なので、初期値を ε_{x0} , σ_{x0} , σ_{y0} とすれば、

$$\sigma_x - \sigma_{x0} = [E/(1-\nu^2)](\varepsilon_x - \varepsilon_{x0}) \quad , \quad (3.11)$$

$$\sigma_y - \sigma_{y0} = [\nu E/(1-\nu^2)](\varepsilon_x - \varepsilon_{x0}) \quad . \quad (3.12)$$

したがって、長手方向ひずみ増分 $\Delta\varepsilon (= \varepsilon_x - \varepsilon_{x0})$ が与えられたとき、(3.11) 式で得た σ_x が降伏応力を越えないとき、すなわち、

$$|\Delta\varepsilon| < |(Y - \sigma_{x0})(1-\nu^2)/E| \quad (3.13)$$

のときは、弾性域の変形なので、(3.11), (3.12) 式が解である。

$$|\Delta\varepsilon| \geq |(Y - \sigma_{x0})(1-\nu^2)/E| \quad (3.14)$$

の場合は塑性域に入る。塑性域に入ったときの応力とひずみは、(3.11), (3.12) 式と降伏条件(3.1) 式、平面ひずみ、平面応力条件を用いて次のように書ける。

$$\varepsilon_{xp} = \varepsilon_{x0} + (Y - \sigma_{x0})(1-\nu^2)/E \quad (3.15)$$

$$\sigma_{yp} = \sigma_{y0} + \nu(Y - \sigma_{x0})(1-\nu^2)/E \quad (3.16)$$

$$\sigma_x = Y, \quad \sigma_z = 0, \quad \varepsilon_y = 0 \quad (3.17)$$

この結果を塑性域に入ったときの初期値にして、(3.8)式に代入すれば、塑性域での幅方向応力 σ_y を求めることができる。

3.2.4 引張曲げの解析

ひずみ増分 $\varepsilon_x - \varepsilon_{x0}$ は張力下の曲げ解析で求めることができる。

板厚中心線より z の位置にある層の長手方向ひずみ $\varepsilon_x(z)$ は、板厚中心のひずみ ε_c (膜ひずみ) と、板の曲げ加工曲率 κ により、

$$\varepsilon_x(z) = \varepsilon_c + \kappa z \quad , \quad (3.18)$$

と書けるので、曲率と膜ひずみが $(\kappa_1, \varepsilon_{c1})$ の状態から $(\kappa_2, \varepsilon_{c2})$ の状態に変形したときの、層のひずみ増分は、

$$\varepsilon_x(z) = (\varepsilon_{c2} - \varepsilon_{c1}) + (\kappa_2 - \kappa_1)z \quad , \quad (3.19)$$

となる。つまり、曲率と膜ひずみの変化を与えれば、分割した各層ごとに長手ひずみ増分が (3.19) 式から得られるので、これまでの議論のようにすべての応力、ひずみを求めることができる。

膜ひずみ ε_c は、長手方向応力分布 $\sigma_x(z)$ の板厚について積分値が外部から与えられた単位面積あたりの張力 σ_t と釣り合うという条件、

$$\sigma_t = \frac{1}{2a} \int_{-a}^a \sigma_x(z) dz \quad (3.20)$$

から求めることができる。ここで、 a は板厚 h の $1/2$ で $2a=h$ である。

以上の考えにもとづく計算手順を Fig. 3.3 に示す。

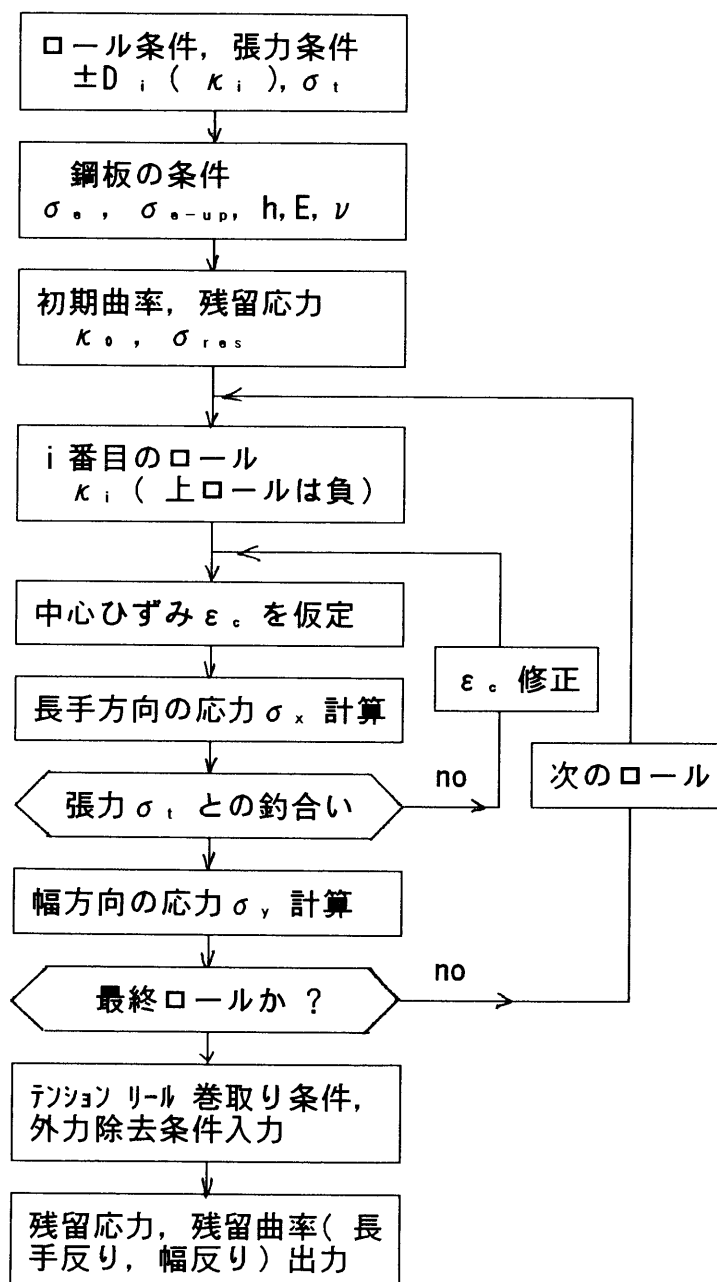


Fig. 3.3 曲げ計算のフローチャート

Trescaの降伏条件を用いると、 σ_x に σ_y が影響を及ぼさないで、(3.20)式の張力釣り合いをとるため膜ひずみ ε_e を修正する繰り返し計算ループ内で σ_y を計算する必要がなくなる。 ε_e が確定してから σ_y を求めればよいので、大幅に計算量が少なくなる。

板反りは、応力分布 $\sigma_x(z)$, $\sigma_y(z)$ から生まれる曲げモーメント M_x , M_y がレベラ通過後に開放されることで発生する。この時の長手、幅方向の板反り(残留曲率) κ_{L-res} , κ_{C-res} は、レベラ内で張力を受けている状態では板反りのない板に $-M_x$, $-M_y$ の曲げモーメントを同時に与えたものとして計算でき、

$$\kappa_{L-res} = (-M_x + \nu M_y) / EI \quad (3.21)$$

$$\kappa_{C-res} = (-M_y + \nu M_x) / EI \quad (3.22)$$

と与えられる⁹⁾。ただし、 I は単位幅あたり断面2次モーメント、 $I = 2a^3/3 = h^3/12$ 。

3.3 実験との比較

3.3.1 一本ロールでの曲げ実験

一本ロールでの曲げと曲げ戻し過程での応力分布の計算例を Fig. 3.4に示す。この結果と同一条件で計算した美坂・益居の Misesの降伏条件を用いた解析例³⁾ (Fig. 3.5)と比較すると、応力分布の形は非常に似ている。

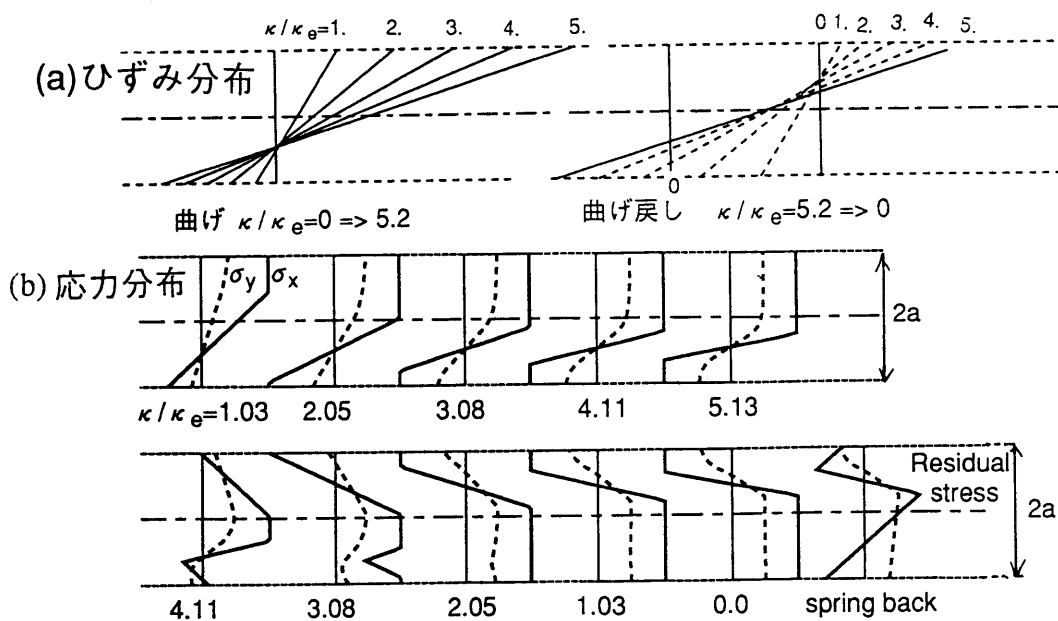


Fig.3.4 Tresca の降伏条件で求めた曲げ、曲げ戻しにおけるひずみ分布(a),ならびに応力分布(b)

($2a=0.6\text{mm}$, $\sigma_e=196\text{MPa}$, $\sigma_f=98\text{MPa}$, $F=0$, $R=60\text{mm}$, $\kappa_e=3.25\text{m}^{-1}$
 $\kappa_{L-res}=3.61\text{m}^{-1}$, $\kappa_{C-res}=0.38\text{m}^{-1}$)

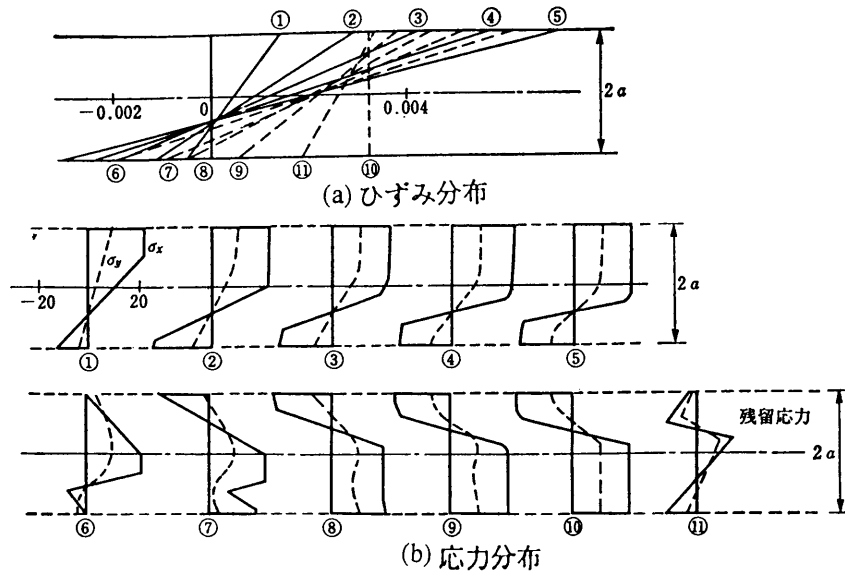


Fig. 3.5 Mises の降伏条件で求めた曲げ、曲げ戻しにおけるひずみ分布 (a) ならびに応力分布 (b)³⁾
 $(2a=0.6\text{mm}, \sigma_o = 196\text{MPa}, \sigma_t = 98\text{MPa}, \kappa_o = 3.17\text{m}^{-1}, R=60\text{mm}, F=0, \kappa_{L-res} = 2.96\text{m}^{-1}, \kappa_{C-res} = 0.73\text{m}^{-1})$

残留曲率について降伏曲率 κ_o (3.2m^{-1}) の1/10程度の差が見られるが、これについては、後の 3.6項で議論するように、本質的な違いではないと考えられる。

Fig. 3.6には、本解析結果と比較するためにおこなった実験方法を示す。薄鋼板をロールに直角まで巻き付けたので、板はロールに完全になじんでおり、加工曲率はロール半径の逆数としてよい条件である。供試材は、板厚 $2a=0.17\sim 0.2\text{mm}$ 、降伏応力 $\sigma_o = 430\sim 580\text{MPa}$ で上降伏点を持たない調質圧延材を用いた。ロール径 $2R$ は $20\sim 50\text{mm}\phi$ の範囲で変えた。単位面積あたりの張力 σ_t は、装置の制約から $\sigma_t \approx 30\text{MPa}$ となりテンションレベラの実験としては低張力側の実験となった。

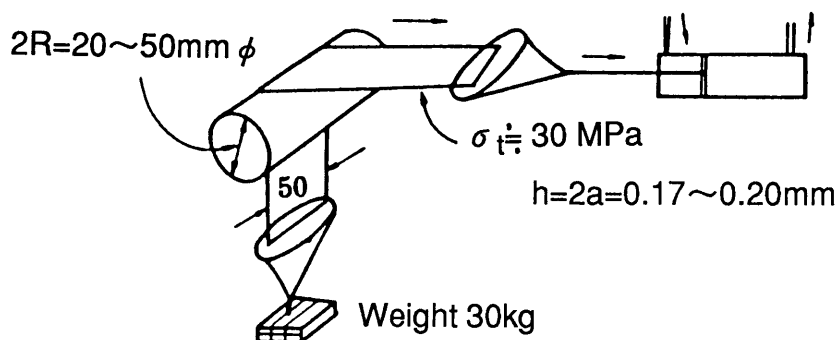


Fig. 3.6 1本ロールによる曲げ実験

Fig. 3.7 に1回曲げ(曲げ, 曲げ戻し一回)と2回曲げ(一回曲げの板を逆側に曲げ, 曲げ戻し)の結果を示す。

長手反り(L反り)については, 実験値 $= (0.8 \sim 0.9) \times$ 計算値, 幅反り(C反り)については, 実験値 $= (2 \sim 4) \times$ 計算値となっており, 計算と実験値の曲率差そのものは, 降伏曲率の $1/10$ 程度の大きさ, $\Delta \kappa \approx \kappa_e / 10$ 程度の違いとなっている。いずれも, 理論計算値の方が過剰見積もりとなっているが, 幅反りについて, 加工曲率大のときに, 反り方向が逆転する現象がみられるなど, 定性的には良く一致していると考えられる。

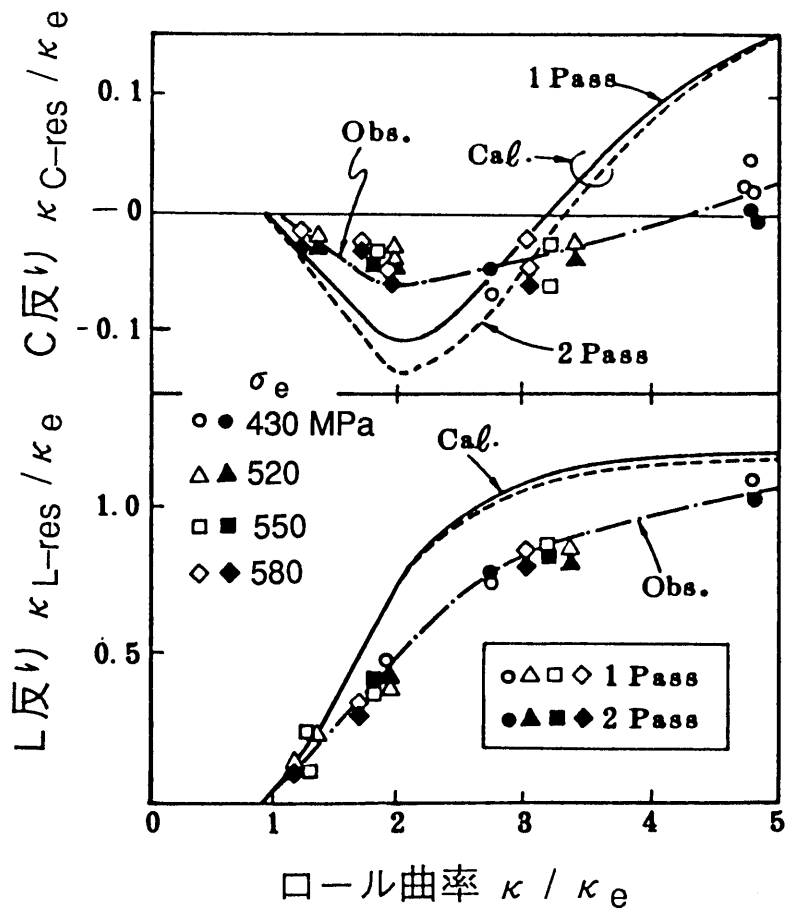


Fig. 3.7 1本ロール曲げによる板反りの測定結果と計算結果の比較

3.3.2 テンションレベラにおける実験

Fig. 3.8 に示すロール配置のレベラで実験を行った。R2, R3 ロールが伸長ロールと呼ぶテンションレベラの主ロールで、R5 が幅反り矯正ロールと呼ぶロールで、いずれもロールたわみ、振動防止のために高剛性のバックアップロール群で支えられている。レベラの操業条件は、R2ロール、R5ロールの押し込み量と通板張力で決められる。張力は、このロール配置の両側にある張力負荷用のブライドルロールの速度差制御で与えられ、速度差一定の伸び率制御法(張力は伸び率設定の結果として得られる。)で操業される。

供試材は降伏応力 $\sigma_0 \approx 550$ MPa, 板厚 $2a=0.17$ mm で、上降伏点のないふりき原板用薄鋼板である。

実験の張力範囲(伸び率 0.2, 0.3%の設定条件で、張力は $\sigma_t/\sigma_0 \approx 0.25 \sim 0.3$ と推定。)では200mm ϕ のR1, 150 mm ϕ のR4, R6ロールでは弾性曲げとなる。塑性曲げ条件にはいるR2, R3, R5ロールでの板の真の加工曲率を知る手段がないので、美坂・益居のロールの加工曲率半径 ρ をもとめる実験式³⁾,

$$\rho = R + h[531.2Y\theta^{-0.28}/(2Y + \sigma_t) - 243.2] \quad (3.23)$$

を使用して、全伸び率があうように張力を計算した。ここで θ は幾何学的巻き付き角。この(3.23)は、板厚0.35 mm, $\sigma_0 = 216$ MPaの材料をテンションレベラにかけたときの伸び率の実測値が理論と一致するように、ロールの加工曲率をロール配置、張力、板厚、材料の降伏応力で回帰して求められている。

Fig. 3.9 に得られた残留反りの結果と、計算値の結果を示す。R5ロールの押し込み量に対する板反りを評価したもので、計算値と実験値そのものの一致は良くないが、ロール押し込み量に対する反り変動の方向はあっている。実際のテンションレベラでの反り解析には、ロールでの加工曲率の推定誤差が含まれるために、解析結果と実際の差が、一本ロール曲げによりも大きくなっているものと考えられる。

このロールの加工曲率を求める(3.23)式は、本章の研究に用いた鋼板よりも厚い範囲の実験であり、板の反りを推定するための実験式ではないが、ロール押し込み量に対する反り変化などを定性的に議論できる精度は持っていると考えられる。

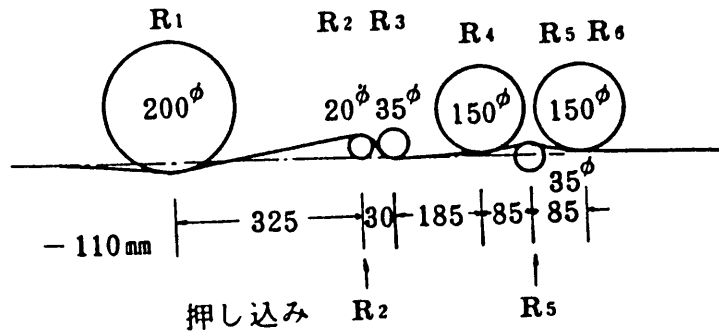


Fig. 3.8 テンションレベラのロール配置

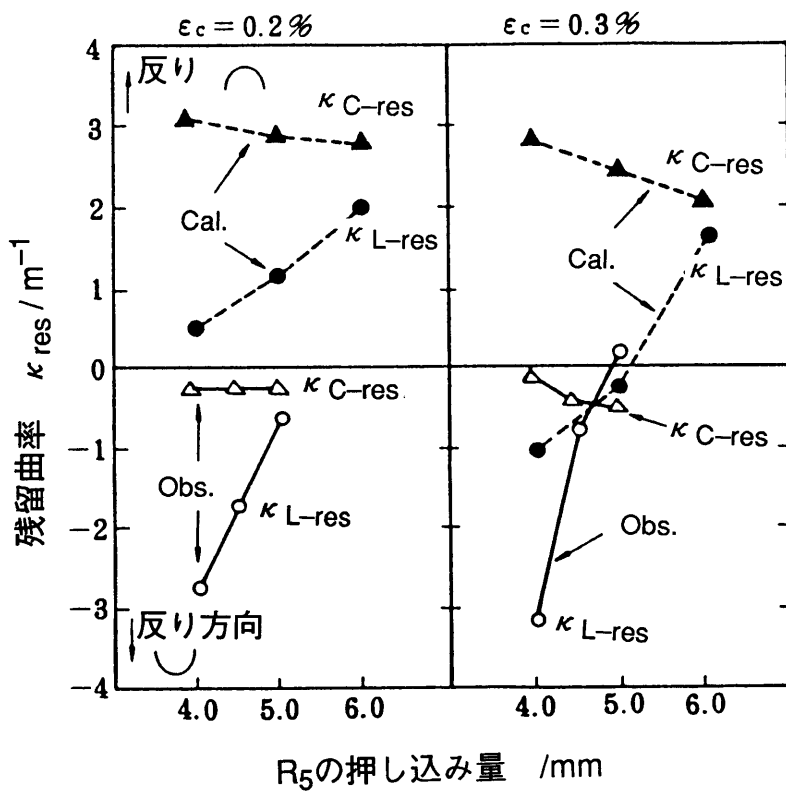


Fig. 3.9 テンションレベラにおける板反りの測定結果と計算結果の比較
 ($h=0.17\text{mm}$, $\sigma/\sigma_e=0.25\sim 0.3$, R_2 押し込み量=5mm)

3.4 結果の考察

本章の理論解析は、美坂・益居の研究を参考にして進めたもので、降伏条件だけを Mises から Tresca に変えている。計算手順は、本章の方がはるかに簡単である。このことが解の精度にどれだけ影響しているかを次に検討してみた。

Fig. 3.10 に、ロール 2 本を用いて、曲げと逆曲げをおこなったときの計算結果を比較して示す。計算条件は、一本目 60 mm ϕ のロールで曲げた板を 2 本目のロール径を変えて逆曲げした後の残留曲率を計算したものである。Mises の降伏条件の値は文献³⁾ の図からよみ取ったものである。両者の差は降伏曲率の 1/10 程度あるが、残留曲率が 0 になる 2 本目ロール径の値などの一致は非常によい。

また、Fig. 3.11 に参考までに両者の残留曲率の対比を示した。両条件で得た結果の違いを、強いて見出すとすると、Tresca の降伏条件で計算したほうが、長手反りを大きめに評価し、幅反りは小さめに評価するようであるが、実用上は、両者の差はなく、問題なく使えると考えられる。

以後、本研究における幅反りの解析には、この Tresca の条件を用いた解析モデルを使用することにし、第 6 章で本解析の応用例を議論する。

3.5 テンションレベラにおける加工曲率

テンションレベラの解析において、降伏点付近の応力変化(加工硬化、降伏条件、繰返し曲げ効果)などを精密にシミュレーションすることは必要であるが、板反りの大きさ、伸び率などはロール上で実際の加工曲率をどう推定するかの影響の方がずっと大きい。(Fig. 3.9 での実際のテンションレベラでの幅反りは、伸び率が高い方が、実験と計算結果の類似性がよくなっている。これは、本章の解析理論を正とすると、伸び率が高く張力が高くなって、加工曲率がロール曲率に近づいてゆくため誤差が減っているとも考えられる。)

ロール上での実際の加工曲率を求める方法について、文献(3)～(5)の研究がある。これらの文献は、弾性理論解や弾塑性理論解で得た曲率と実験で実測した曲率を比較することで、加工曲率の半理論的実験式を提案しており、これらの研究で示された設定条件に、解析対象のテンションレベラの条件が近い場合には、十分に使える精度を持っていると考えられる。しかし、任意の設定条件で成立する汎用式には未だなっていないようである。

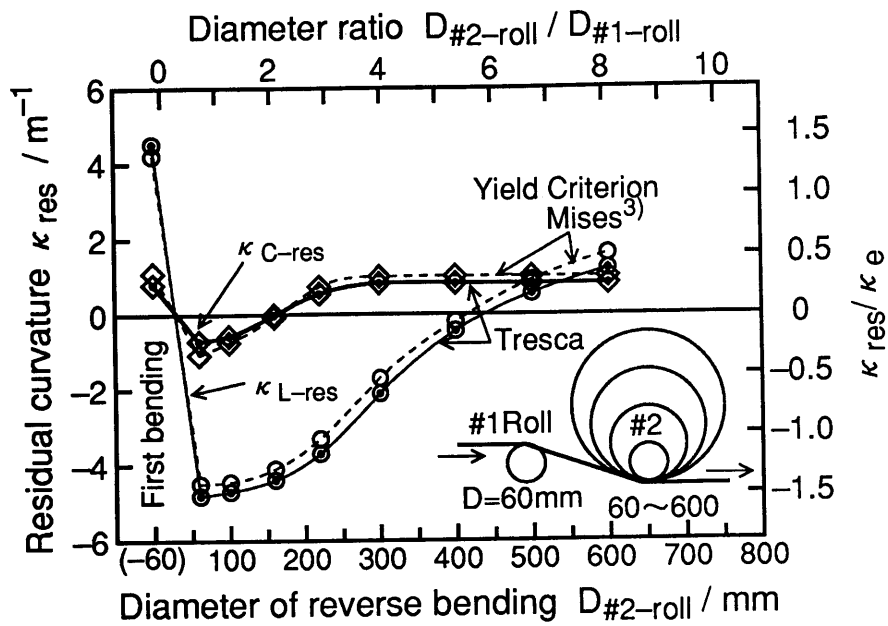


Fig. 3.10 降伏条件と2回曲げにおける残留曲率計算結果
 ($h=0.6\text{mm}$, $\sigma_e=196\text{MPa}$, $\sigma_t=49\text{MPa}$, $E=206\text{GPa}$, $F=0.98\text{GPa}$)

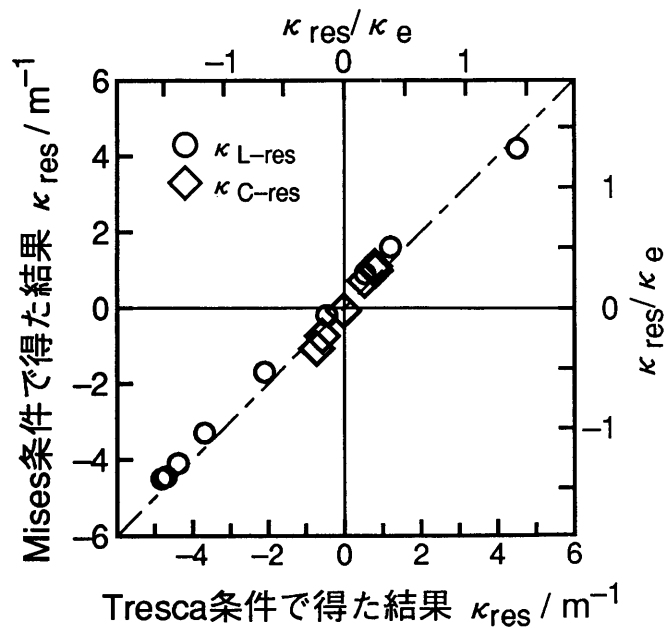


Fig. 3.11 TrescaとMisesの降伏条件で得た残留曲率の比較
 ($h=0.6\text{mm}$, $\sigma_e=196\text{MPa}$, $\sigma_t=49\text{MPa}$, $E=206\text{GPa}$, $F=0.98\text{GPa}$)

3.5 むすび

薄鋼板のテンションレベラ通板後の板反りを，平面ひずみ，平面応力とTrescaの降伏条件を仮定し，ひずみ増分理論を用いて求めた。

- (1) 板の曲率がロール曲率に等しいときの板反りの実験値と，解析結果とは，降伏曲率の10%程度以内の精度で一致する。計算値は反りを大き目に見積もる。
- (2) 降伏条件をMisesからTrescaの条件に変えことによる影響は，実用上無視できる程度の差しかない。Trescaの降伏条件にすると計算が容易で，数値計算の収束が非常に早くなる点にメリットがある。
- (3) テンションレベラの板反りを定量的に予測するためには，ロール位置での板の加工曲率を与える式の精度を高める必要がある。ただし，定性的な議論なら美坂・益居の実験式³⁾がぶりき系極薄板の解析にも使用できる。

第3章の参考文献

- 1) 曾田長一郎：塑性と加工，10-107 (1969), 853-862
- 2) 西川誠治，鈴木信次郎，下里省夫：塑性と加工，10-107 (1969), 885-890
- 3) 美坂佳助，益居健：塑性と加工，17-191 (1976), 988-994
- 4) 川口清：塑性と加工，21-236 (1980), 807-994
- 5) 服部重夫，前田恭志：材料とプロセス CAMP-ISIJ, 5(1992), 1479-1482
- 6) 認田良之，益居健，安藤功司：平3春塑加講論 (1991), 685-688
- 7) 後藤學：塑性学, (1982), p40, [コロナ社]
- 8) 山田嘉昭：塑性力学, (1965), p105, [日刊工業新聞社]
- 9) 大橋義夫：材料力学, (1976), p. 276 [培風館]

第4章 パイプ用レベラにおける矯正技術

4.1 はじめに

電縫鋼管は、造管したままでは成形機の調整不十分とか、溶接部を持つために必然的に生じる非対称な熱ひずみなどによって、大なり小なり曲がりが残っている。この曲がりを目標範囲におさめるためには、曲がり矯正の工程が必須である。

一般に管の曲がり矯正では Fig. 4.1に示すように、傾斜ロールを用いて管を回転させながら、矯正をする回転矯正法(ロータリーストレートナ法)が普通である¹⁾。材料を回転させて真っ直ぐにするのは、管の断面が円形であるだけに合理的な矯正法であるが、電縫鋼管の場合には、せっかく連続的に製造できているのに、回転させるために管を短く切り離す必要があり、生産性の低下を招くこと、曲がり矯正ができない管の前後端部の比率が管が短いために大きいなどの問題を持っている。

この点、板材の矯正に用いられるローラレベラ方式の平行ロール型繰り返し曲げ矯正法は、電縫鋼管のような連続ラインへの組み込みに向いており、生産性の問題、管端曲がりの問題解決には向いている。また、Fig. 4.2 に示すように曲げロールを上下ロール、もしくは、4ロールとして、管の全円周を拘束した状態で曲げ変形を与えれば、真円度の劣化も少ない矯正法とできる可能性もある。

本項では、ローラレベラ方式の繰り返し曲げ矯正法を実用化するために検討した内容を記す。管の曲げの基本解析、ロール設定位置と曲率の関係式、管の扁平変形、残留曲率のばらつき解析などの結果をまとめている。

4.2 曲げの弾塑性解析

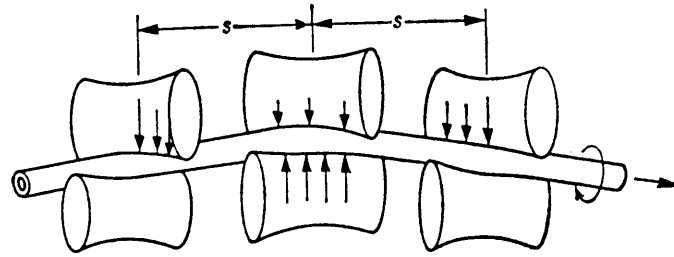
解析に用いる主な記号は他の章とほぼ共通であるが、一部、管を扱うために異なる点もあるので、改めて Table 4.1 として示す。

4.2.1 管の曲率と曲げモーメント

曲げの基本特性である曲率と曲げモーメントの関係を求める。

解析の前提を、①長手方向の軸力を無視、②加工硬化を無視、③電縫溶接部の材質変化を無視、④バウシング効果は考えない、⑤曲げ途中も管は真円を保つ、とした。

管を曲率半径方向に多層に分割し、その各々の層について、応力とひずみの関係



対向6ロール式ロータリストレータナ

Fig. 4.1 回転曲げ矯正機

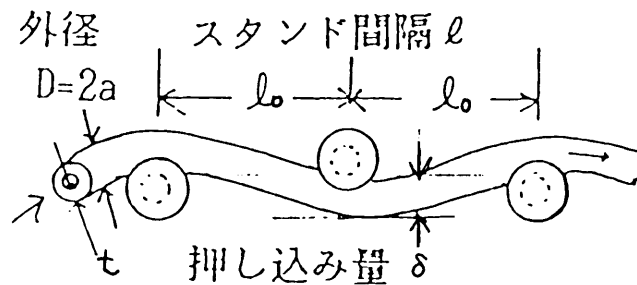


Fig. 4.2 繰り返し曲げ矯正機

Table 4.1 主な記号

D	: 管外径, a :半径, $D=2a$ [m]
t	: 管肉厚 [m]
x, r, θ	: 軸方向, 半径方向, 円周方向座標[m]
σ_{θ}	: 管円周方向応力(圧縮応力, $\sigma_{\theta} \leq 0$) [Pa]
σ_0	: 材料の降伏応力(Pa)
κ	: 曲げ曲率(軸芯の曲率) [m ⁻¹]
κ_0	: 管の降伏曲率(= σ_0 / aE) [m ⁻¹]
ϵ_0	: 降伏ひずみ(= σ_0 / E) [-]
M	: 曲げモーメント [Nm]
M_0	: 降伏曲げモーメント(降伏を始める時の曲げモーメント)
M_0	: 全面降伏曲げモーメント(全断面が降伏するモーメント)
l_0	: 矯正ロール間隔 [m]

を適用して、数値積分して、曲率と曲げモーメントの関係を求めた。板材と基本的な差異は、断面積が軸芯からの距離の関数になっている点だけである。管は、断面積あたりで比較すると、降伏曲げモーメント M_e は、丸棒、板材に比べて大きい。降伏始めてからの曲げモーメント増加量が少なく、全断面積が降伏する全面降伏曲げモーメント M_0 と M_e の比、 M_0/M_e は、丸棒、板材に比べて小さい。つまり、一旦降伏すると曲がりやすくなる性質をもっている。

Fig. 4.3 に、曲げモーメント M と曲率 κ の関係を、管が降伏を開始するモーメント M_e 、曲率 κ_e で無次元化して示す。繰返し曲げでは、曲げ履歴を考慮した計算となる。

管の繰返し曲げの定量的な議論には数値解析が必要であるが、解の定性的な傾向を検討するには、曲率と曲げモーメントの関係を解析的な式にしておく方が便利なので次のように定式化する。

肉厚 t が管径 $2a$ に比べて小さい薄肉管については理論解があり、

$$M_e = \pi a^2 t \sigma_e \quad (4.1a)$$

$$M_0 = 4a^2 t \sigma_e \quad (4.1b)$$

$$M_0/M_e = 4/\pi = 1.27 \quad (4.1c)$$

である。

通常、使用されている電縫管では、板厚 t と直径 D の比 $t/D=1\sim 10\%$ の範囲なので、この範囲で数値的に降伏曲げモーメント M_e 、 M_0 を求め、薄肉管の理論解に対して修正項を加える形で、近似式をつくると、

$$M_e \approx \pi a^2 t \sigma_e (1 - (3t/2a)) \quad (4.2a)$$

$$M_0 \approx 4a^2 t \sigma_e (1 - (t/a)) \quad (4.2b)$$

$$M_0/M_e \approx (4/\pi)(1 + (t/2a)) \quad (4.2c)$$

と書ける。(4.2)式を用いると曲げモーメントの計算精度は $t/D < 5\%$ の範囲では、相対誤差1%、 $t/D \sim 10\%$ の厚肉管で相対誤差4%に収まる。ただし、解の傾向を検討する目的には(4.1)式の薄肉管近似でも、問題はないと考えられる。

曲率と曲げモーメントの関係は、曲率係数を $K = \kappa/\kappa_e$ とおいて、板材に類似した式で近似できる。

$$M \approx M_0 (1 - \alpha/K^2) \approx 4a^2 t \sigma_e (1 - \alpha/K^2) \quad (4.3)$$

ここで、 $\alpha = 1 - M_e/M_0 = (4 - \pi)/4 = 0.245$ 。(板材では $\alpha = 1/3$) である。

(4.3)式は K を大にしてゆくと、 $M = M_0$ となり、弾性域、 $K \leq 1$ では、 $M = M_e K$

である。

4.2.2 絞り曲げの解析

管は中空の円形断面であるため、管特有の矯正法として、外径を縮めながら曲げる方法(絞り曲げ法)がある。この外径絞りの効果を管の円周方向に圧縮応力 σ_θ のある状態での曲げとし、この σ_θ のために降伏条件が変わるモデルを考えた。

仮定(1): 円周方向に一様に圧縮応力 σ_θ があるとし、このために管の軸方向の降伏条件が、Trescaの条件になると考える。半径方向応力 σ_r は、 $\sigma_r \doteq 0$ として降伏条件に寄与しない中間主応力と考える。

$$\text{引張側の降伏条件 } \sigma_x = \sigma_e + \sigma_\theta \quad (\sigma_\theta < 0) \quad (4.4a)$$

$$\text{圧縮側の降伏条件 } \sigma_x = -\sigma_e \quad (4.4b)$$

仮定(2): 管長手方向の伸び率は、外径の絞り率の1/2とする。

$$\varepsilon_x = \Delta D / 2D \quad , \quad (4.5)$$

仮定(3): 管は矯正過程を通じて真円とする。

管の絞りでは外径絞り率 $\Delta D/D$ を測定しながら、目標の絞り率になるようにロール圧下量を調整している。つまり、(4.5)式より管の長手ひずみ ε_x が求まるので、(4.4)式の降伏条件と長手方向には外力が働いていない条件から、長手ひずみ ε_x が与えられた値にあうように、 σ_x の分布、すなわち σ_θ が求められる。

絞りによる円周方向圧縮応力 σ_θ が降伏応力 σ_e に近づくと、管のほとんど全断面積が降伏するようになって、急速に曲げモーメントが小さくなる。このため、スプリングバックが小さくなり、加工曲率が残留曲率に近くなる。Fig. 4.4に結果を示す。

Fig. 4.4の絞り曲げの計算結果を解析的な近似式にして示すと、

$$M \doteq M_0(1 - \alpha/K^2)(1 - (\sigma_\theta / \sigma_e)^2) \quad (4.6)$$

と書ける。ここで $M_0 \doteq 4a^2 t \sigma_e$ 、 $\alpha = (4 - \pi)/4 = 0.245$ 、 $a = D/2$ 、 $K = \kappa / \kappa_e$ 。

この絞りながら曲がりを矯正する方法は、パスラインを真っ直ぐに保って絞りを与えるタックスヘッド矯正法として従来より実用化されているので、ここでは、主として板材のレベラのようなローラレベラ方式の矯正機について検討する。

4.3 管の軌跡の解析

矯正過程の解析では、ロール位置と矯正中の管の曲率の関係を正確に評価するこ

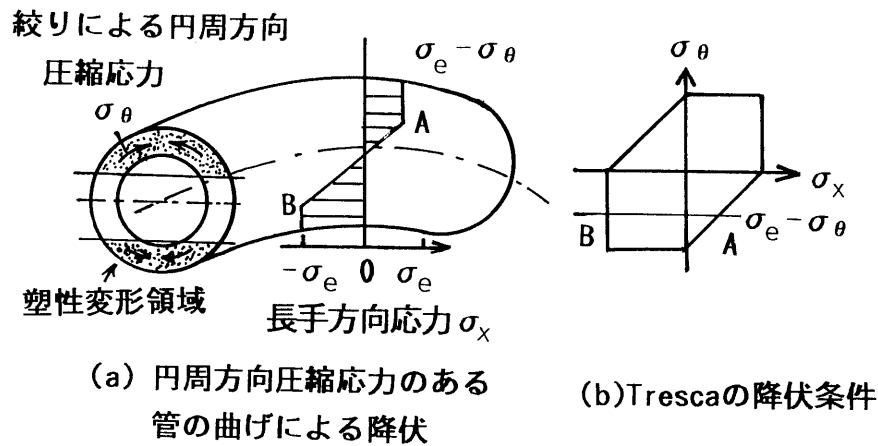


Fig. 4.3 管の絞り曲げにおける降伏条件

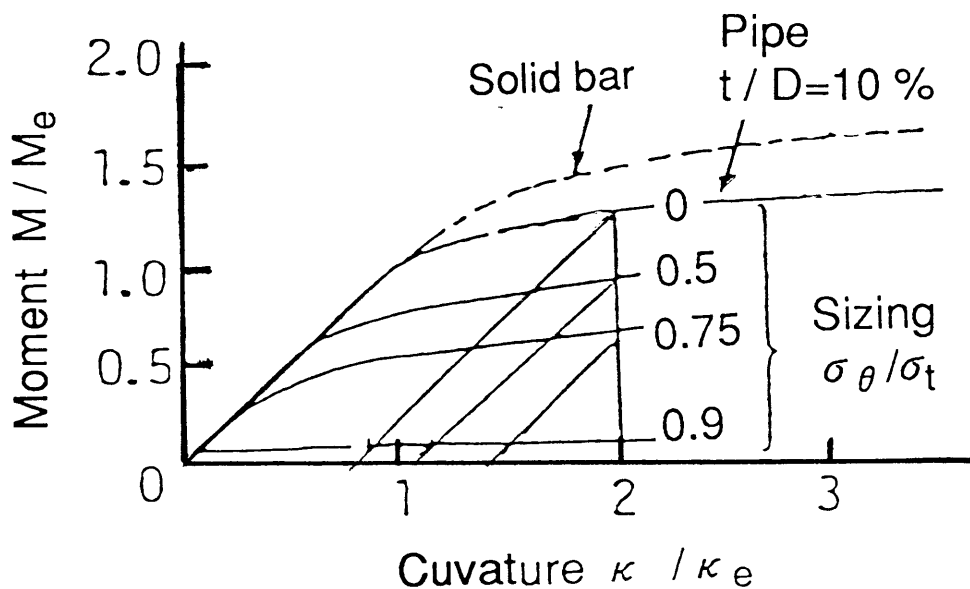


Fig. 4.4 曲率と曲げモーメントの関係

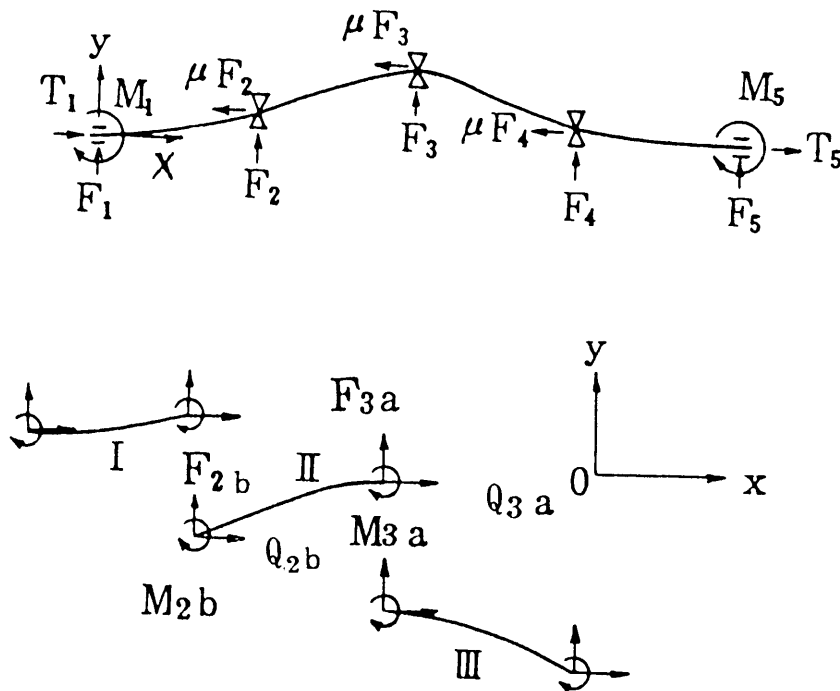


Fig. 4.5 矯正機モデル²⁾

とが最も重要である。このロール間の被矯正材の軌跡を検討した荒木の論文²⁾を出発点にして、次の仮定のもとで解析をおこなった。

仮定(1)：管とロールはロール直下の一点で接触する。

仮定(2)：管のたわみは小さい。

ロール直下を支点とし、管の軸芯に対して力を及ぼす Fig. 4.5のようなモデル矯正機を考える。管の長手方向を水平方向として x 、曲げを上下方向にとって y 座標とする。ロールと管の摩擦によって生じる水平力は小さいとして無視して、垂直力 F と曲げモーメント M の釣り合いを求める。

ある i 番目の支点とそれに続く j 番目($j=i+1$) の支点との間で釣り合い式は、添字 a を支点の左側、 b は右側の値として、垂直力については、

$$F_{i,b} + F_{j,a} = 0 \quad (4.7)$$

曲げモーメントの釣り合い式は、

$$M_{i,b} + M_{j,a} + (x_j - x_i)F_{i,b} = 0 \quad (4.8)$$

である。支点 i の左右での曲げモーメントは同じものであるので、

$$M_{i,b} + M_{i,a} = 0 \quad (4.9)$$

(4.8) 式より、 $i-j$ 支点間の任意の点 $P(x, y)$ における曲げモーメント $M(x)$ は、

$$M(x) = -M_{i,b} - (x - x_i)F_{i,b} \quad (4.10)$$

となり、長手方向位置 x の1次式となる。

各支点での連続条件は、管の軌跡を $y=y(x)$ とする。たわみが小さいので、曲率は、

$$\kappa(x) \approx d^2y/dx^2 \quad (4.11)$$

と計算できる。曲げモーメントと曲率の関係は、(4.6) 式で与えられる。

(4.10)(4.11)(4.6)式を連立させて、各ロール位置での連続条件、

①材料がロール位置を通過する。 y は連続関数 (4.12a)

②折れ曲がらない $\dots \dots dy/dx$ が連続 (4.12b)

③曲率が連続 $\dots \dots d^2y/dx^2$ が連続 (4.12c)

④モーメントが連続 $\dots \dots M = f(y'')$ は x の1次式 (4.12d)

のもとで求めると、レベラ内の管の空間的軌跡 $y(x)$ (プロフィール) が得られる。ただし、(4.11) 式は2回微分の式なので、境界条件として2条件が必要となり、これは、入出側の管の拘束条件として、 $M_1 = M_n = 0$ で与える。

これらの議論は、中島・松本³⁾ が型鋼の曲がり矯正についておこなったものに準

じている。Fig. 4.6に示したフローチャートに従って数値解析をおこなった。実際に数値解析をおこなうに際しては、④の曲率・曲げモーメント線図が非線型性を持つために、解の収束が悪く、プログラム上はいろいろなテクニックが必要である。

以上の方針に基づいて、スタンド間隔 $l_0 = 550 \text{ mm}$ で、5 スタンドよりなる管用ローラレベラを想定して解析をおこなった。

また、曲げが小さく塑性変形が無視できるとした弾性解と、絞り曲げで管が容易に全面塑性域にはいるとした極限の剛塑性解も検討した。

弾性解では、曲げモーメントと曲率が単純に比例関係にあるので、曲率が位置 x の一次式となる。したがって、ロール位置で連続している条件さえ満たせば自動的に曲げモーメントの連続条件も満たされてしまう。これは、スプライン函数と呼ばれる函数のひとつで、(4.13)式の y , y' , y'' が連続となる3次の自然スプライン函数として、収束計算なしに解析的に求めることができる⁴⁾。

剛塑性解では、弾性変形を無視し、ロール位置だけで曲率が変化し、ロール間では曲率が一定の条件で管のプロファイルを求めることになる。これは(4.13)式の条件で、 y , y' までが連続になる2次の自然スプライン函数として解が求められる。ただし、位置と傾きの連続条件を満たし、ロール間で曲率 κ が一定となる解は無数に存在するので、変形エネルギーが最小の条件（全塑性曲げモーメントは一定なので $\Sigma |\Delta \kappa| = \min$ の条件）のものを選びだした。

絞り曲げでは、非常に小さい曲げモーメントで大きい曲率を与えることができるので、この剛塑性近似解は絞り曲げにおける管の軌跡を求めていることと、ほぼ同等と考えられる。

Fig. 4.7に、弾性解析、剛塑性解析、弾塑性解析で求めた管のプロファイルの計算値を示す。弾性解と弾塑性解のプロファイルの差は少なく、図上では見分けがつきにくい。剛塑性解のプロファイルでは、変形エネルギー最小の条件とレベラ出側の曲率を小さくする条件が一致しない。レベラ後段側ではロール位置を無理に管が通過するために、振動が大きい解となっている。絞り曲げでは、スプリングバックが非常に小

[注] 矯正中の材料の曲率を評価するためには、材料とロールの接触点の位置を知る必要がある。ロール直下に接触点があるという仮定(1)をやめて、接触点を未知とすると、解析が急に難しくなる。これは、接触位置が曲率・傾き角の微小な変化で、大きく影響されるため、解の収束性が非常に悪くなる。これを解決するために最近、門田・前田⁴⁾が新しい解析法を提案しているが、本研究では解析の困難なところは実験式でおぎなうことにし、この問題に触れないようにした。

さいので、ローレベラのように履歴を取るために余計な曲げを与える必要がなく、最初からパスラインを真っ直ぐにして絞りを与えるだけでよい。

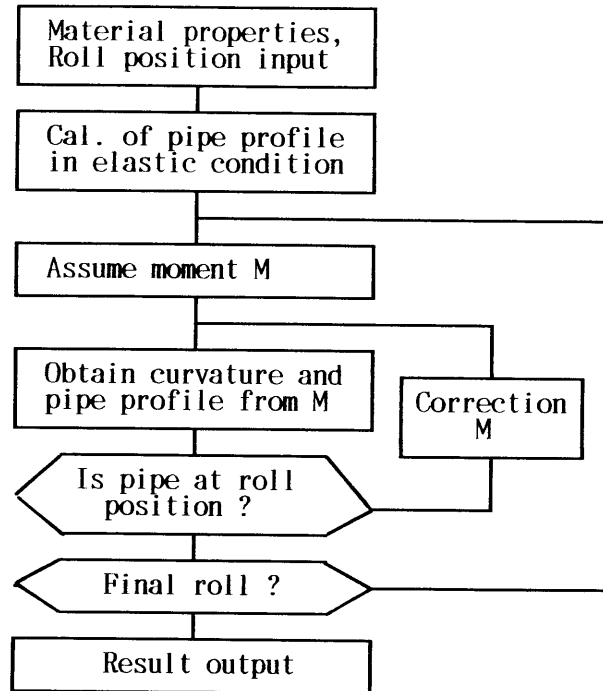


Fig. 4.6 曲げ矯正の変形解析のフローチャート³⁾

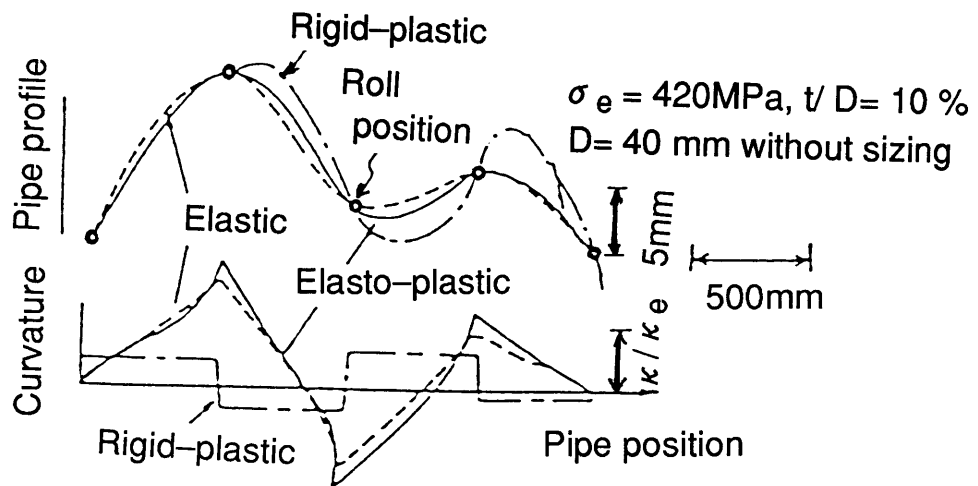


Fig. 4.7 管の空間軌跡の計算例

4.4 繰返し曲げ矯正実験

(1) 実験方法

繰返し曲げの実験は縮径サイザミル(径を絞って真円度と管径を目標値に入れるためのロールスタンド群)を利用した。サイザミルであるので、上下ロールで構成されているが、この実験では絞りは加えていない。繰返し曲げには5スタンドを利用したが、入出側のテーブルローラも管のパスラインを決めるのに寄与しているので実質7スタンドのローラレベラとなっている。スタンド間の間隔は550mmで、供試材の長さは3mとした。3m長あると、5スタンド分が噛み込んだ状態となれるので、管の中央部は定常変形と考えてよい。電縫溶接線(シーム部)を真上になるようにして、初期曲がりのある管をこの実験用ローラレベラに通した。

管の曲率 κ は、長さ L の管の中央部の反り量 d を測定し、曲がりを円弧として、

$$\kappa = 8d/L^2 \quad (4.13)$$

で求めた。管は上下左右の曲がりを持つので、電縫管ラインの入側から出側を見た方向で左右を定義して、Fig. 4.8のように2次元的な同心円で反り量を表示する。

また、外径38.1mm ϕ 、長さ3mの鋼管の中央部の管内面にひずみゲージを貼り付けた供試材を作成して、繰返し曲げ矯正時のひずみ変化を求めた。ひずみゲージは電縫シーム部を基準に 0° と 180° の位置に貼りつけ、管全体の伸びひずみも測定できるようにした。

管の軸芯の曲率 κ は、管内面にはったひずみゲージの測定値より求められる。管の外径を D 、板厚を t として、ロールと反対側になる引張変形側のひずみ ε_+ からは、

$$\kappa = \varepsilon_+ / (d/2 - t) \quad (4.14a)$$

ロール側の圧縮ひずみ ε_- からは、

$$\kappa = -\varepsilon_- / (d/2 - t) \quad (4.14b)$$

と求められる。

(2) 実験結果

Fig. 4.8には、初期曲がりがある管の長さ3mあたり ± 15 mm程度のばらつきを持った管をこの実験用ローラレベラに通した後の残留反り測定例を示す。上下の繰返し曲げだけで左右の曲がりも軽減される結果が得られ、繰返し曲げ矯正が、横曲がり矯正にも有効であることが示された。

Fig. 4.9には繰返し曲げをおこなっているときの管内面のひずみ変化の測定例

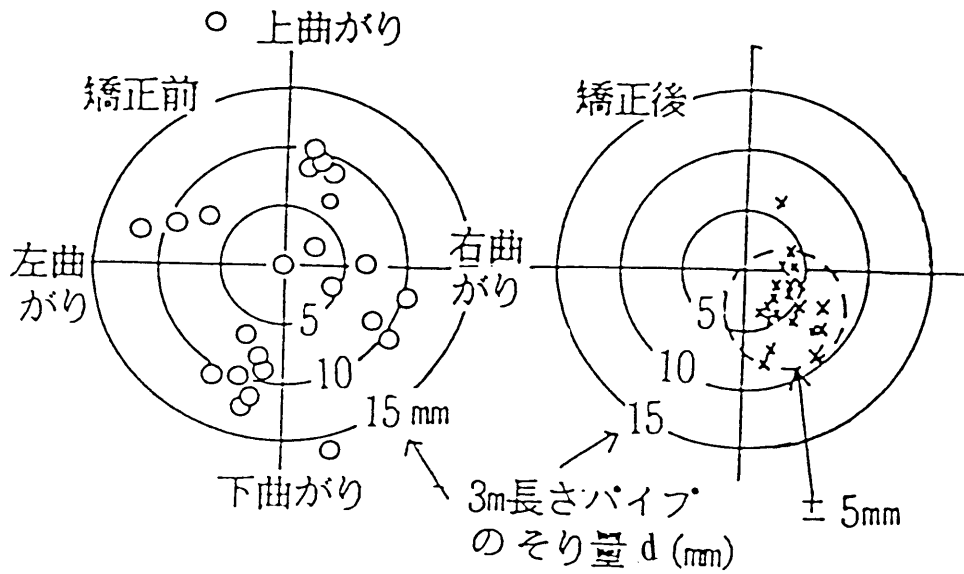


Fig. 4.8 繰り返し曲げによる曲がり矯正例

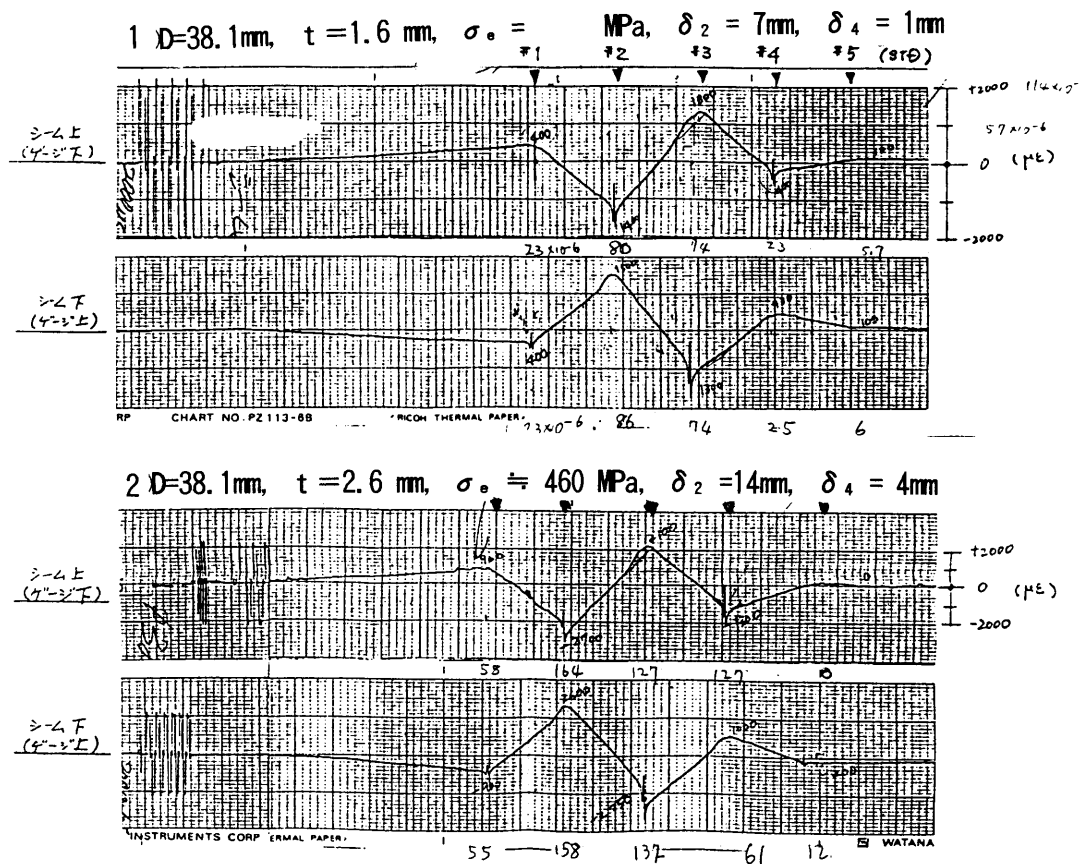


Fig. 4.9 繰り返し曲げ実験におけるひずみ測定例

を示す。

ひずみ変化の特徴を記すと、

(1) 管の上下のひずみ変化は、ほぼ対称的であり、管の軸芯の伸びひずみが無いとした繰り返し曲げとなっている。

(2) 軸芯のひずみ変化は、ロール直下をピークとして、ロール間を直線で結ぶ折れ線グラフに近い。

(3) ロールと管が接触するロール直下の圧縮ひずみは、狭い範囲で急変する。

これら(1)(2)の特徴から、管の軸芯の軌跡はほぼ、前項の解析の前提として考えた条件を満たしていることがわかる。また、(3)の特徴から、管がロールに接触するときに、管全体の曲がりと関係のない局所的なひずみが入っていることに注意を要することがわかる。

(3) 実験と理論の比較

実験で得られたひずみの測定値に(4.14)式を適用して管の曲率を求め、4.3項の解析結果と比較した。実験値にもっとも近い結果を得たのは弾性近似解であった。

レベラの中央付近での管曲率 κ_{ca1} は、弾性解の場合、隣接する両側ロールに対する中央ロールの相対的押し込み量を δ と、ロール間隔 l_0 を用いて、

$$\kappa_{ca1} \cong 6\delta / l_0^2 \quad (4.15)$$

と書ける。

Fig. 4.10に実験で得られた曲率 κ_{ob} と弾性近似で求めた曲率 κ_{ca1} の比較を示す。ばらつきはあるが、両者の一致は良いと考えられる。実験の条件では、 $\kappa_e \cong 0.11 \text{ m}^{-1}$ なので、Fig. 4.10では、半分のデータが塑性曲げである。

次に、レベラの入出側付近のロール位置と曲率の関係（もしくは管端部の曲率）を求めるため、3スタンドのロールだけを通したときの、残留曲率とロール押し込み量（インターメッシュ）の関係を調べ、結果を Fig. 4.11 に示す。この場合も、実験点が集まっているのは、両端を自由端とした弾性梁のモデルから求めた曲率に管が曲げられるとして求めたスプリングバック後の反り計算値の近くである。

ロール位置の曲率 κ は、ロール間隔 l_0 を一定とし、考えているロールの両隣ロールに対する相対的な押し込み量を δ として、

$$\kappa = m\delta / l_0^2, \quad (4.16)$$

で表現する。この係数 m で、ロール位置と曲率の関係を代表させ、いままでの結果をまとめると次の Table 4.2に集約できる。

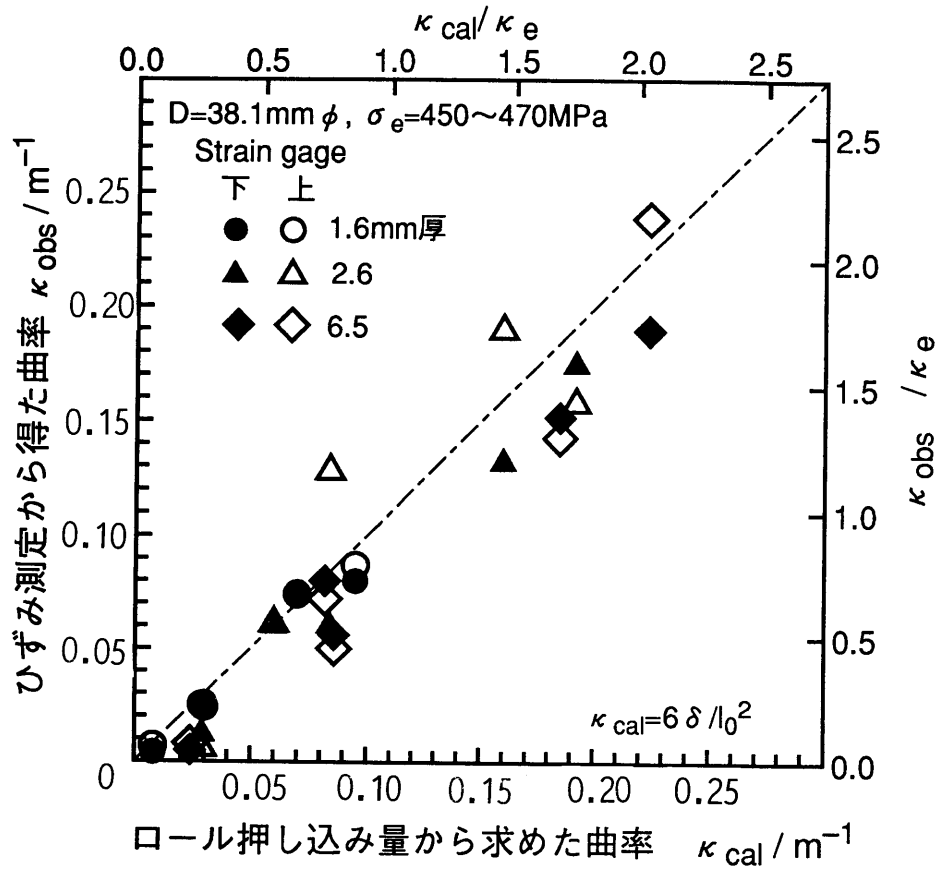


Fig. 4.10 ロールの押し込み量から求めた曲率とひずみ測定で求めた曲率の比較

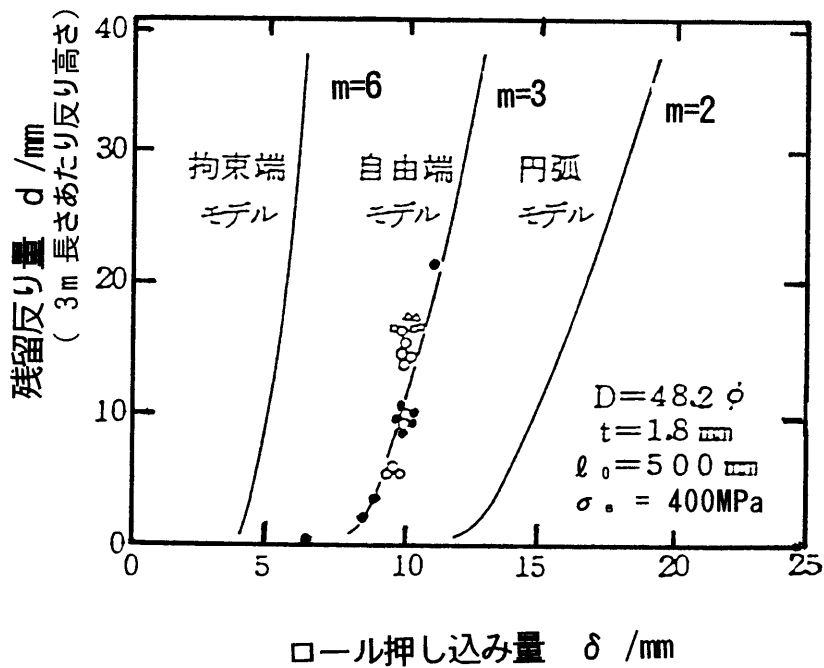


Fig. 4.11 3ロール曲げ試験結果

Table 4.2 ロール押し込み量と曲率関係の係数 m

	レベラの端	中央
弾性解析	$m= 3$	$m= 6$
剛塑性解析	2	2
実験結果	3	6

第2章の厚板のローラレベラの検討で得られたのと同様に、管の矯正においても、曲率が弾性近似で得られるというのは、注目すべき結論である。

曲率が弾性計算で求められるということは、管の軌跡を3次のスプライン函数を用いて解析的に解くのと同等になっており、管用ローラレベラの条件を設定する際、発散の危険のある繰り返し計算が不要になる点と、小さい計算機で済む点で、現場操作的には価値のある結論である。

4.5 管の偏平変形

管は中空であるため、矯正反力が大きく場合には、繰り返し曲げ矯正で真円度が劣化する可能性がある。Fig. 4.9 の矯正中のひずみ測定結果を見ると、ロールに接する側のひずみがロール接触点前後で急変しており、ロールとの接触点では管に余計なひずみが加わっていることが読み取れる。

Fig. 4.12 の3点曲げ実験装置を用いて、管の偏平変形を調べた。ロール間隔 l_0 と管の径 D の関係を変えて、矯正荷重を取ってみるとFig. 4.13のような結果が得られ、ロール間隔が狭いと曲げ変形よりも剪断力による偏平変形が大きくなることがわかる。

また、ロールに接しない引張変形側に貼りつけたひずみゲージから曲率を求め、それと管の偏平率の関係を Fig. 4.14 に示す。ロールの溝深さを管径の半分にすれば、降伏曲率の2.5倍程度の曲率まで管の真円度を劣化させずに、曲がり矯正ができることがわかる。Fig. 4.15には、材質、板厚、ロール間隔、曲率を変えた偏平率を測定した結果を示す。薄肉、高強度ほど偏平しやすい。

4.6 残留曲率のばらつき解析

矯正後の管の反りを正しく評価することは、ローラレベラ設計のための重要な項目である。この残留反りのばらつきに及ぼす各種要因の影響について、解析式による検討と、数値計算モデルによる検討をおこなった。

D : パイプの外径 H_b : 曲げロール溝深さ
 t : パイプの肉厚 P : 曲げ荷重
 l_0 : 曲げロール間隔 a, b : 変形後のパイプ縦, 横径
 δ : 曲げロール押し込み量 e : 扁平率 $e=(b-a)/D$

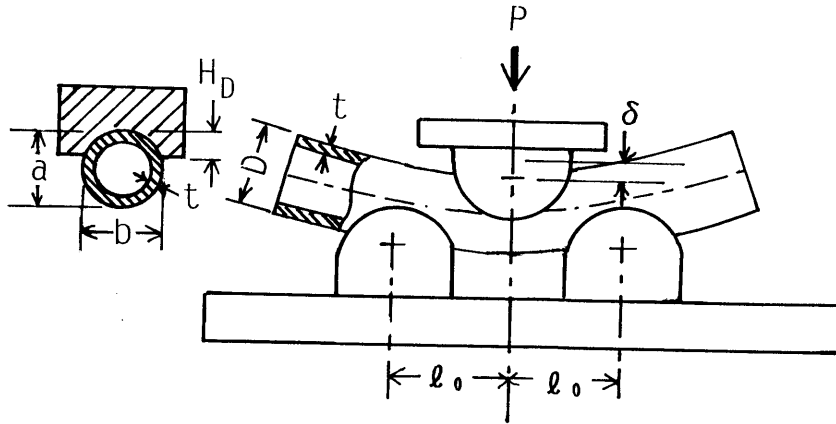


Fig. 4.12 管の扁平変形を求めるための実験

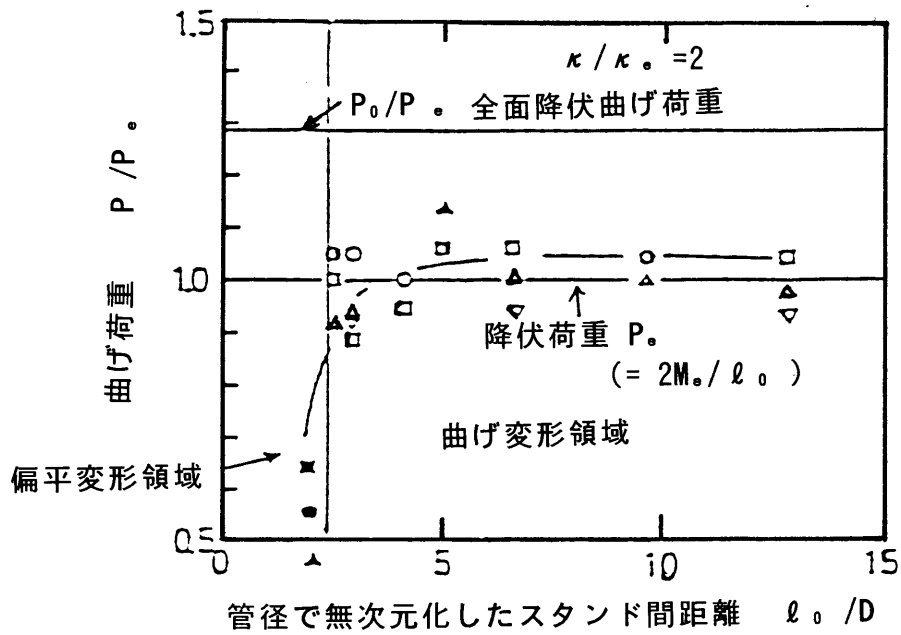


Fig. 4.13 矯正荷重とロール間隔の関係

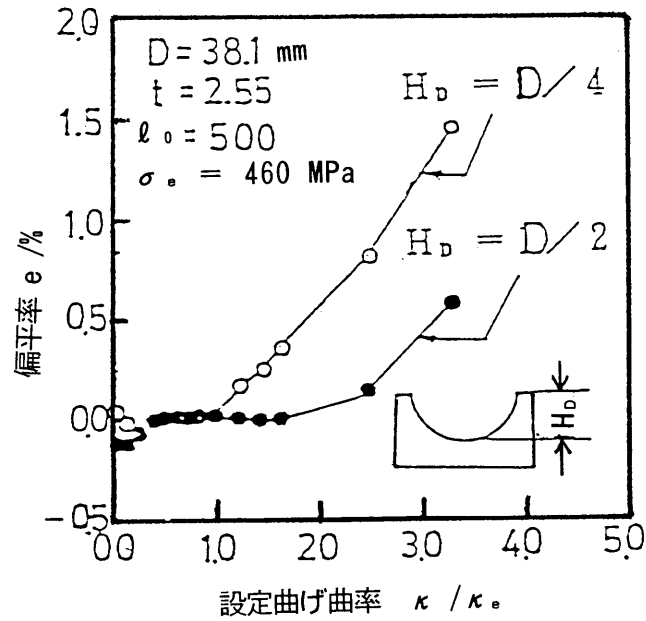


Fig. 4.14 3ロール曲げにおけるロール溝深さと偏平率

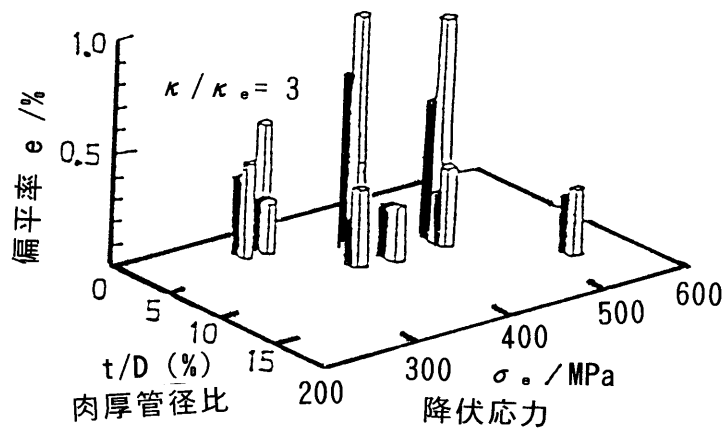
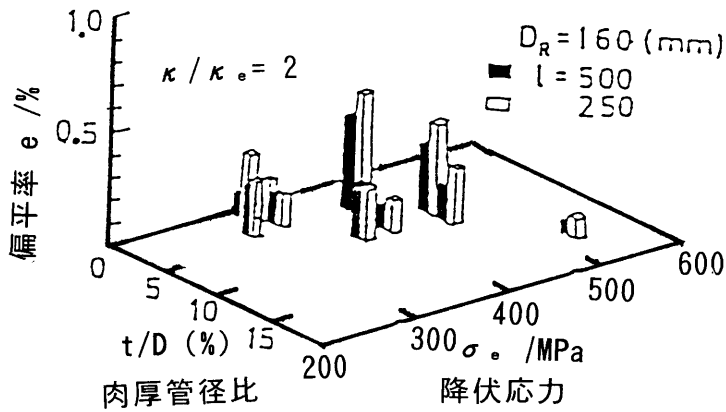


Fig. 4.15 管の偏平におよぼす各種要因

(1)解析式による検討

矯正前の管の初期曲率を κ_0 とし、ローラレベラのロール設定で与えられる曲率を $\kappa_1, \kappa_2, \dots, \kappa_n$ とする。繰り返し曲げ後の曲げモーメント M は、 $M=f(\kappa_0, \kappa_1, \kappa_2, \dots, \kappa_n)$ となるので、この時の残留曲率 κ_r は、

$$\kappa_r = \kappa_n - M/EI \quad (4.17)$$

したがって、 κ_r のばらつき $\Delta\kappa_r$ の上限は、

$$\Delta\kappa_r \leq |\Delta\kappa_n| + |\Delta(M/EI)| \quad (4.18)$$

なる式で評価できる。この $\Delta\kappa_r$ に及ぼす各種要因ばらつきの影響をモデル化して示すと、Fig. 4.16のよう書ける。

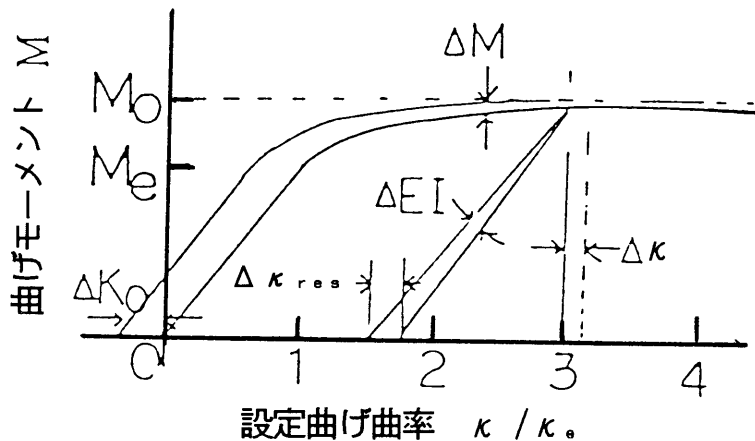


Fig. 4.16 残留曲率とばらつきの要因

曲げモーメント M は履歴に影響されるが、 $M \approx M_0(1-\alpha/K^2)(1-(\sigma_\theta/\sigma_e)^2)$ の形をしているので、加工曲率係数を $K=3$ 程度(最大曲率 $\kappa_m=3\kappa_0$ 程度)とれば、前歴の影響はほとんど消える。また、絞り曲げについては今後の課題として今回取り扱わないとすると、曲げモーメントのばらつき ΔM は、ほとんど、 $M_0 (= 4a^2t\sigma_e)$ のばらつきのみに関係する。

したがって、 $\Delta M/M \approx \Delta M_0/M_0 = 2 \Delta a/a + \Delta t/t + \Delta \sigma_e/\sigma_e$ であり、 $I = \pi a^3t$ なので、 $\Delta I/I = 3\Delta a/a + \Delta t/t$ より、

$$|\Delta(M/EI)| = |(M/EI)(\Delta M/M - \Delta I/I)| < (4\sigma_e/\pi aE)(|\Delta a/a| + |\Delta \sigma_e/\sigma_e|) \quad (4.19)$$

一方、ロール設定位置と曲げ曲率の関係は、ロールの押し込み量を δ (隣のロールに対する押し込み量)とすると、管が弾性的にロール間を通過する曲率に近いので、 $\kappa \approx 6\delta/l_0^2$ となる。したがって、ロール押し込み量が、 $\Delta\delta$ だけばらつ

くと、管の曲げ曲率のばらつき $\Delta \kappa$ は、

$$\Delta \kappa_n \approx 6 \Delta \delta / \ell_0^2 \quad (4.20)$$

となる。(4.19)(4.20) 式を (4.18) 式に代入して、管のローラレベラ矯正における残留曲率のばらつき $\Delta \kappa$ が次のように求められる。

$$\Delta \kappa_r < 6 \frac{|\Delta \delta|}{\ell_0^2} + \left(\frac{4\sigma_e}{\pi a E} \right) \left(\frac{|\Delta a|}{a} + \frac{|\Delta \sigma_e|}{\sigma_e} \right) \quad (4.21)$$

この式の意味は、初期設定としてローラレベラ矯正後の残留曲率が無いようにしていても、設定ロール位置 δ や管の降伏応力 σ_e がばらつくと、残留曲率のばらつき $\Delta \kappa_r$ が発生することを示している。管直径 $2a$ のばらつきは大きくないので、 $\Delta \kappa_r$ は、主に $\Delta \delta$ と $\Delta \sigma_e$ で発生する。

現場的には長さ L の中央部反り量 d で評価するので、(4.13) 式 $d = (L^2/8) \Delta \kappa$ を用いて、曲率を反り量 d に書き直す。

$$d < 0.75 \frac{L^2}{\ell_0^2} |\Delta \delta| + 0.16L^2 \frac{|\Delta \sigma_e|}{aE} \quad (4.22)$$

この式を Fig. 4.8 の実験に適用してみる。スタンド間隔 $\ell_0 = 550\text{mm}$ 、評価長さ $L = 3000\text{mm}$ 、管の降伏応力 $\sigma_e = 350\text{MPa}$ 、管直径 $2a = 50\text{mm}$ 、弾性係数 $E = 210\text{GPa}$ であり、ロール設定のばらつき $\Delta \delta \approx 0.2\text{mm}$ 、材質ばらつきを $\Delta \sigma_e / \sigma_e \approx 0.05$ と想定すると、 $d < 9.3\text{mm}$ となる。実験での矯正後の反りばらつきは $\pm 5\text{mm}$ であるので、(4.22) 式は過大な見積もりになっているが、第一近似として定性的な検討を行う際には有用であると考えられる。

(2) 数値モデルによる検討

管用ローラレベラの必要スタンド数を決めるため、各種の要因ばらつきに対する残留曲率の変動量を数値モデルを用いて見積もった。

4.2.1 項に示した管を多層に分割して、曲率と曲げモーメント関係を求めた。ロール位置と曲率の関係は、(4.16) 式で係数 $m=6$ として、 $\kappa = 6\delta / \ell_0^2$ を用いた。レベラのスタンド数は、コストからは少ないほどよいので、5スタンドと7スタンドだけを比較検討した。

パススケジュールを Fig. 4.17 に示す。最大曲率(#2ロール)を大きくして、初期曲率 κ_0 のばらつきを消し、#3, #4 ロールで、残留曲率がほぼ0になるよう設定した。7スタンドの条件では、5スタンドの設定に、降伏曲率近くの繰り返し曲げを追加して、矯正条件のばらつきを吸収できるよう設定している。

矯正すべき管の条件を, $\sigma_e = 350\text{MPa}$, 管の直径 $D=2a=50\text{mm}$, 板厚 $t=2.5\text{mm}$, スタンド間隔 $l_0=500\text{mm}$, 曲がりの評価長さ $L=3000\text{mm}$ とし, ばらつきを, 降伏曲率 (降伏応力), 設定曲率, 初期曲がり, 管の肉厚/ 外径で与えることにした. 変動範囲は, 実機で起こりうることを想定して Table 4.3 に示す条件とした.

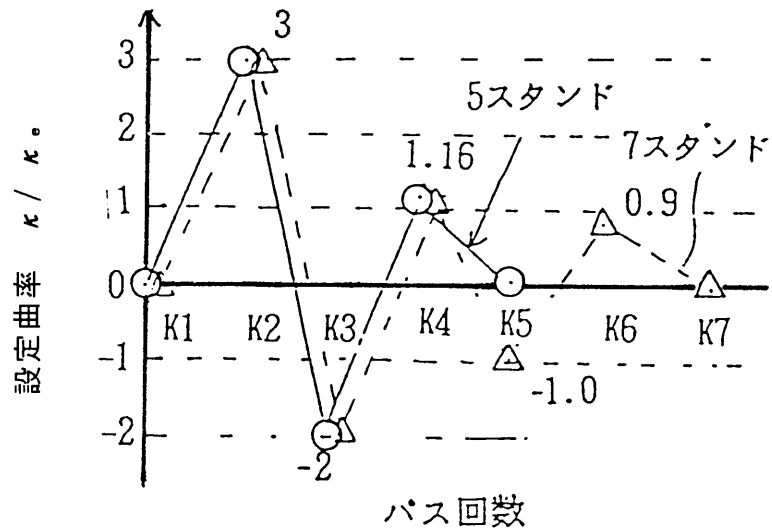


Fig. 4.17 計算に用いたパススケジュール

Table 4.3 各種要因の変動範囲

要 因	水 準			備 考
	1	2	3	
降伏曲率 $\Delta \kappa_e$	-5%	0	+5%	$\delta_4 = \pm 0.2\text{mm}$ の誤差 $L=3\text{m}$ あたり15mmのそり
設定曲率 $\Delta \kappa_1 / \kappa_e$	-5%	0	+5%	
初期曲がり $\Delta \kappa_0 / \kappa_e$	-20%	0	+20%	
肉厚/ 外径 $\Delta (t/D)$	-5%	0	+5%	

この変動要因を Table 4.4 に示すように実験計画法で用いられる L9 の直交表⁶⁾ に割りつけた. 初期曲がりは 3m 当たりで 150mm 程度あるとした.

直交表の条件を数値計算して得た残留曲率は, Fig. 4.18 に示す通りで, 設定曲率のばらつきと降伏応力の寄与がもっとも大きく, 初期曲率, 板厚/ 径比などの寄与が少ないことがわかる. これは, 前項の解析的に行った近似式と同じ結論である.

矯正機全体としての残留曲率のばらつきは, 5 スタンドより, 7 スタンドにした

方が小さくなっている。設定曲率の寄与が高いことから、ミル剛性が高く、しっかりしたスタンドの必要性が示唆される。残留曲率はパイプ外径に反比例するので、大径側では残留反りが少なくなり、小径管の矯正よりもスタンド数が少なくてすむ。

Table 4.4 要因の割りつけと残留曲率の計算結果

NO.	Ke K4 K0 t/D				Kres/Ke	
	1	2	3	4	5-rolls	7-rolls
1	1	1	1	1	-0.087	-0.089
2	1	2	2	2	-0.035	-0.041
3	1	3	3	3	0.014	0.003
4	2	1	2	3	-0.046	-0.056
5	2	2	3	1	0.002	-0.018
6	2	3	1	2	0.048	0.008
7	3	1	3	2	-0.007	-0.043
8	3	2	1	3	0.042	-0.085
9	3	3	2	1	0.097	0.022
				x	0.004	-0.033
				σ	0.055	0.039

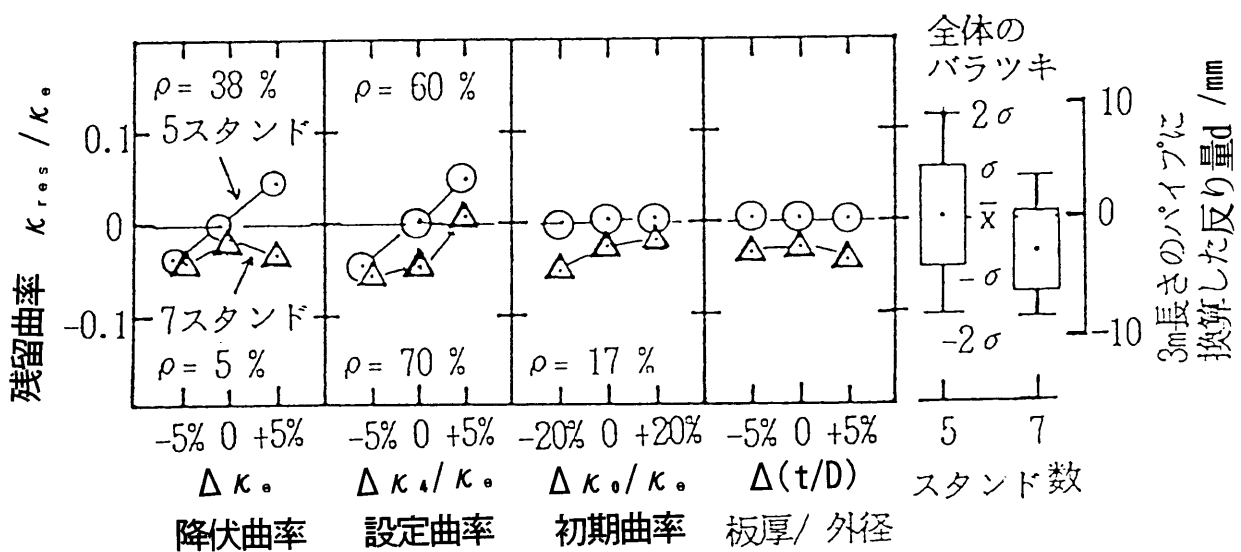


Fig. 4.18 矯正後の残留反りに及ぼす各種の変動要因

4.7 むすび

パイプの曲がりをローラレベラ方式の繰り返し曲げで矯正する方法について検討した。

(1) 板材のローラレベラ矯正との本質的な違いはないが、管は中空であるため加工曲率を大きくすると、薄肉・高強度材の管では真円度が劣化しやすい。

(2) 管の外径を絞りながら曲げを与える絞り曲げ法を、管の円周方向の圧縮応力によって材料の降伏条件が変わると仮定して、理論モデル化した。

(3) ロールの設定位置と管の加工曲率 κ の関係は、隣のロールに対する押し込み量 δ とロール間隔を ℓ_0 を与えると、

$$\kappa = 6\delta / \ell_0^2$$

で計算できる。これは、板のローラレベラにおける関係式と同じである。

(4) パイプ用ローラレベラ通過後の残留曲率のばらつきを検討した。残留曲率のばらつきにもっとも影響を与えるのは、ロール設定位置と材料の降伏応力のばらつきである。また、繰り返し曲げ回数の多い7スタンドのレベラの方が5スタンドのレベラより残留ばらつきは小さくなる。

新日本製鉄(株)名古屋製鉄所の小径電縫管ミルに設置したローラレベラ方式のオンラインレベラでは、本章の理論でロール位置の設定計算をおこない管の曲がりを矯正している。

第4章の参考文献

- 1) 日本塑性加工学会編：日比野文雄ほか：矯正加工，(1992)，130-155 [コロナ社]
- 2) 荒木甚一郎：塑性と加工，12 (1983)，768
- 3) 中島浩衛，松本紘美：S48，塑加春講論，(1973)，143
- 4) 市田浩三，吉本富士市：スプライン関数とその応用，(1979) [教育出版]
- 5) 門田浩次，前田諒一：塑性と加工，34 (1993)，481-486
- 6) 田口玄一：実験計画法第2版，(1975) [丸善]

第5章 薄鋼板の連続焼鈍ラインの安定操業技術の開発

5.1 連続焼鈍ラインのヒートバックル発生に及ぼすロールクラウンの影響

5.1.1 はじめに

連続焼鈍ラインは、バッチ焼鈍法に比べて大幅な工程短縮につながることで薄鋼板製造の主力工程となってきたが、自動車用途などの加工用の軟質鋼板については、ヒートバックルと呼ばれる疵が発生しやすく、連続焼鈍法の適用拡大の障害となっている。

力学的な理論解析や FEM解析、シミュレーション実験などによりヒートバックルの発生限界が検討され^{1) -5)}、各種要因の影響が明らかになってきた。FEM 解析ではロールを回転させてロール形状の検討ができる段階になってきた⁴⁾。

一方、力学的な理論解析(モデルを立てて解析的に各要因の関係を検討する)は、古典的であるが、各種要因の関係が一覧できる一般式の形で解が得られるので、操業実務の場では利用価値があると考えられる。しかし、まだ、ロール回転を取り込んでいない静的モデルの段階にある^{1) -3)}。

本研究では力学モデルにロール回転を考慮し、また、ヒートバックル疵が座屈しわの発生と、そのしわが塑性変形して疵となる2段階の現象で起きると考え、ヒートバックル疵発生限界の定式化を試みた。

5.1.2 ヒートバックル疵発生シミュレーション実験

(1) ロールクラウンの定義

ロールクラウンに関する説明を Fig. 5.1 に示す。炉内ロールには板の蛇行防止のため、初期クラウン ΔR_i をつけている。クラウンをテーパ部の傾き角 γ_i で表現すると、

$$\gamma_i = \Delta R_i / B \quad (5.1.1)$$

実ラインでは、板温度と炉雰囲気温度に違いがあるとロール幅方向に温度偏差ができてヒートクラウンが発生する。温度分布は放物線型で、板道端側の温度変化が大きいと考えられる。それを Fig. 5.1b のようにテーパ部板幅 $(b-c)/2$ だけに直線分布の温度差 ΔT_r がある台形の分布形で近似すると、ヒートクラウン γ_h は、

$$\gamma_h \cong \Delta R_h / ((b-c)/2) = 2R\alpha_r \Delta T_r / (b-c) \quad (5.1.2)$$

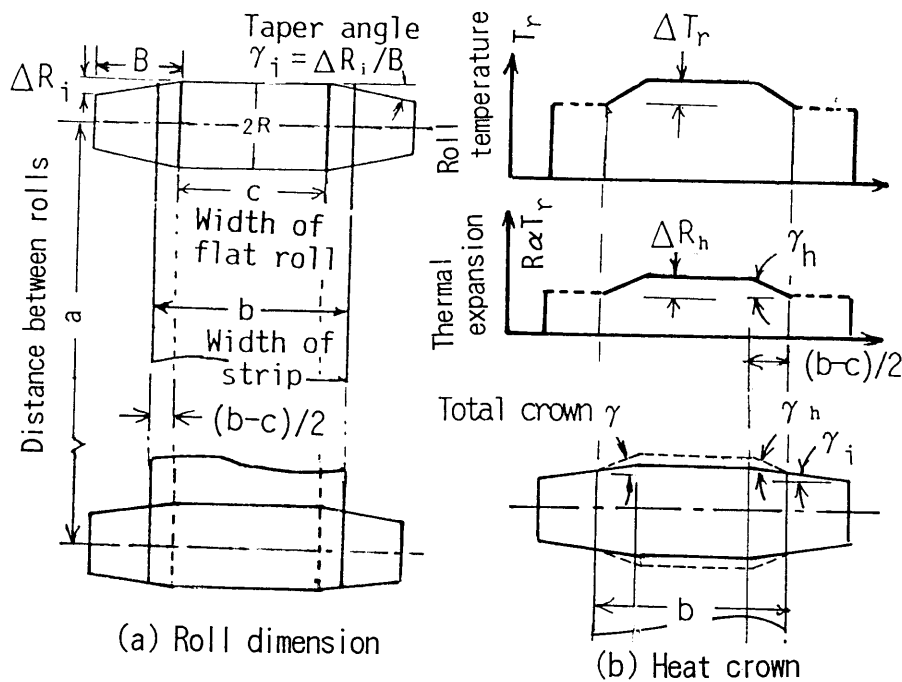


Fig. Definition of roll dimension and heat crown.

Fig. 5.1 ロールクラウンの定義および熱膨張によるクラウン変化

と求められる。以後、テーパ部の傾き角 γ を、

$$\gamma = \gamma_i + \gamma_h, \quad (5.1.3)$$

として、ロールクラウンには熱の影響も含めて考える。

(2) 実験方法と結果

Fig. 5.2 に示す実験装置でアルミニウム箔を用い、室温で実験をおこなった。箔の弾性係数 $E=70\text{GPa}$ 、降伏応力 $\sigma_0=40\text{MPa}$ で、 σ_0 は実ラインの代表的条件の鋼板の値に近い。この箔を用いれば、温度偏差も形状不良もない状態のシミュレーションになっていると考えられる。箔は厚さ $h=30, 50\mu\text{m}$ 、幅 $b=100\sim 170\text{mm}$ で、装置の寸法は実ラインの $1/10$ の縮尺である。1本のロールを評価用クラウンロールとし、他は円筒ロールとした。評価用ロールの円筒部の幅 $c=70\text{mm}$ 、半径 $R=40\text{mm}$ 、テーパ角度 $\gamma=0\sim 8\text{mrad}$ の範囲で、参考に凹ロールも用いた。張力は箔におもりをぶら下げて与え、巻き取りロールで箔を巻き上げ、評価用ロールでの疵発生状況を観察した。

凸クラウンロールの場合、ロールを回転させると、ロール間にぼんやりしたしわが発生するが、低張力では疵にならなかった。張力を順次高くしてゆくと、ある張

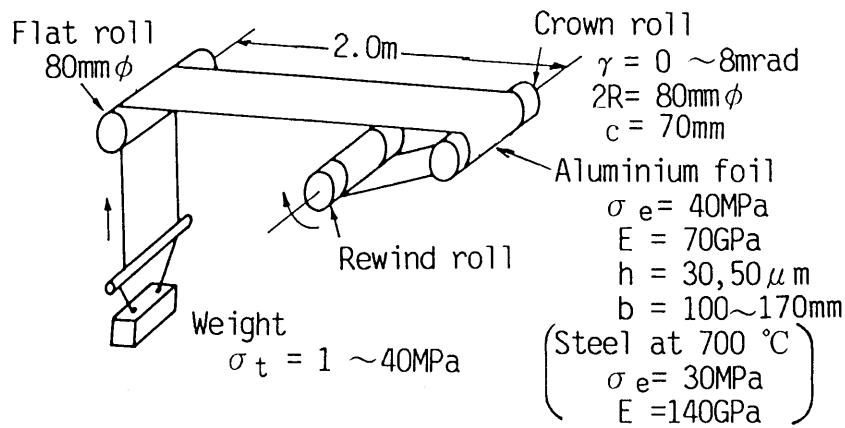


Fig. Experimental apparatus.

Fig. 2 実験装置

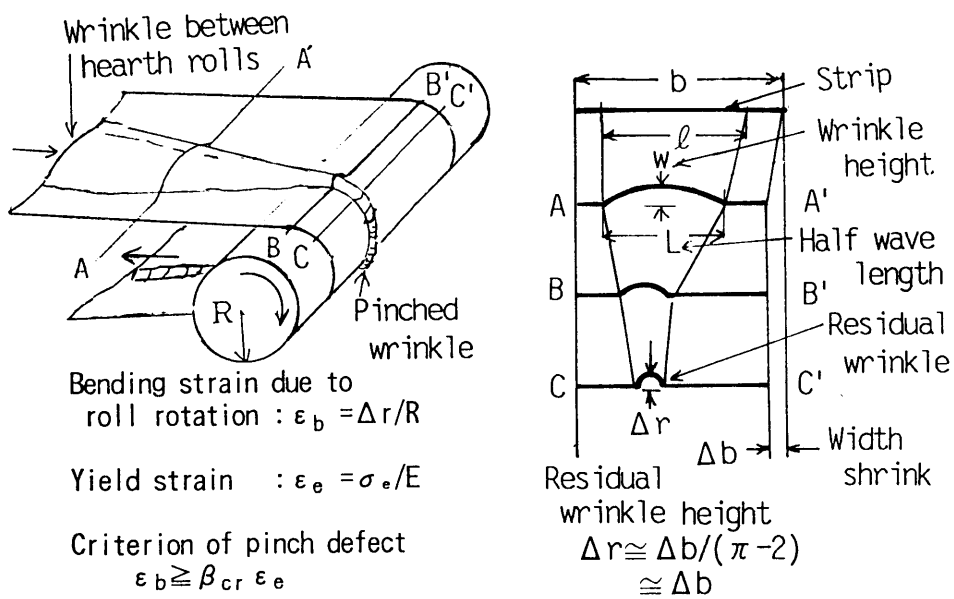


Fig. Plastic deformation of wrinkle left on strip at hearth roll. (Model of heat buckle defect)

Fig. 5.3 ロール上に取り残されたしわの塑性変形
 (ヒートバックル疵の発生モデル)

力から, Fig. 5.3 に示すようにロール間のしわが, ロール上で明確な半円筒状のしわとなり, ロールを通過した後は, 実ラインでのヒートバックル疵とほとんど同じ形をした絞り込み疵となった。

この疵が出始める張力を, 絞り込み疵発生限界張力 σ_{t-cr} と呼ぶ。実ラインでは σ_{t-cr} より低張力側が操業可能範囲となるが, 低張力では板に片波の形状不良があると蛇行しやすくなるので, σ_{t-cr} は高い方が望ましい。

テーパ角 γ の異なるロールについて, σ_{t-cr} を箔の厚さ, 幅を変えて測定した結果を Fig. 5.4に示す。

疵は板厚が薄く, 幅広い箔ほど発生しやすく σ_{t-cr} は低下する。板厚が厚く幅狭の箔でも, $\gamma > 0$ の場合, 降伏応力まで張力をあげると疵が発生する。 σ_{t-cr} はテーパ角 γ に反比例する傾向を示し, γ が大では, より低張力側で疵が発生し, $\gamma = 0$ の円筒ロールや, $\gamma < 0$ の凹ロールでは, 張力が板の降伏応力を越えても疵は発生しなかった。 $\gamma \geq 4\text{mrad}$ では σ_{t-cr} が一定値に飽和する傾向を示した。以上をまとめると,

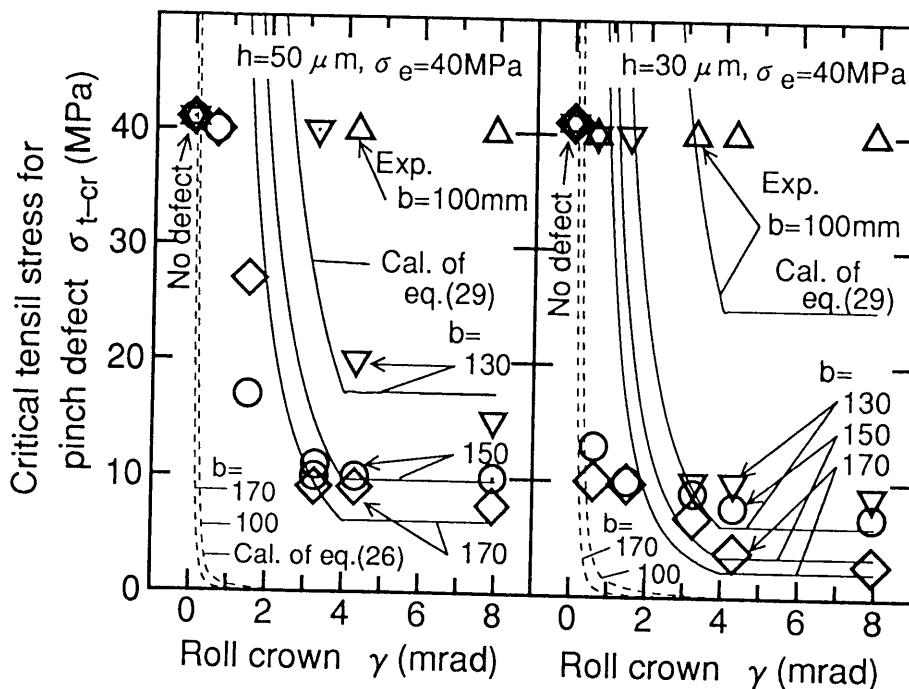


Fig. Effect of roll crown on critical tensile stress for pinch defect.
(Comparison between experimental result and equation (26).(29).
 $\mu_d=0.3, \gamma_c=4\text{mrad}, a'=3b, a=2000\text{mm}, E=70\text{GPa}, R=40\text{mm}, c=70\text{mm},$
 $\sigma_e=40\text{MPa}, K=3.9 \times 10^6$)

Fig. 5.4 絞り込み疵の発生限界張力に及ぼすロールクラウンの影響

- ①しわが疵に先立って発生する.
- ②ロール間のしわが大きいときに、張力をかけてロールを回転させると絞り込み疵となる.
- ③テーパ角 γ に依存し、 γ 大で飽和する力が働く.

5.1.3 ヒートバックル疵発生限界の定式化

前項の実験事実を説明するため、疵が次の2段階のメカニズムを経て発生していると考えた.

仮説(a): ロール間に何らかの理由でしわが発生する.

仮説(b): 絞り込み疵は、このしわがふすま貼りの気泡残りのようにロール上に残り残され、ロール回転による曲げひずみを受けて発生する.

ロール上に巻きついた板の座屈と考えると、ロール間での座屈に比べて極端に大きい圧縮力が必要になり、しわ数も多くなりすぎる⁹⁾ので、仮説(a)を採用した.

以下のヒートバックル疵の解析の手順としては、まず、後段の仮説(b)のロール間にしわがあるときの疵の発生限界を求めておく。次に、疵の引き金となる仮説(a)のロール間にしわが発生する条件を原因別に検討する.

(1) 疵発生限界の定式化

本項に用いた計算上の前提(仮定)は、

仮定(1): ロール間の幅縮み量= ロール上の幅縮み量 .

仮定(2): 取り残されたしわ形状は半円管状である.

仮定(3): 疵発生条件 曲げひずみ \geq 係数 \times 降伏ひずみ .

Fig. 5.3に示した絞り込み疵発生状況のスケッチをもとに、ロール間のしわが疵になる各段階を考察する.

i) Fig. 5.3 のA-A' 段階

ロール間の板幅方向に半波長 L で高さ w のしわがあるとする。平坦な長さ ℓ の板を $\Delta \ell (= \ell - L)$ 縮めて、面外変形させるとこのようになる。しわの急峻度 $\lambda (= w/L)$ と $\Delta \ell$ の関係は、

$$\lambda = (2/\pi) \sqrt{\Delta \ell / L} \quad (5.1.4)$$

である¹⁰⁾。同一形状のしわが半波数 n 枚発生すると、1半波ごとに $\Delta \ell$ ずつ縮むので、板幅 b は縮み量 Δb ,

$$\Delta b = n \Delta \ell = n(\pi/2)^2 \lambda^2 L, \quad (5.1.5)$$

だけ縮んだ状態になる。

ii) B-B' 段階

板は薄く幅広なのでロール間のしわは、仮定(1)のようにロールに乗り上げたときに幅縮み量 Δb のままロール上に取り残されるであろう。ロール上に残るしわ形状を半径 Δr の半円管状と考え、数を n' と仮定する。 Δr と幅縮み量 Δb には、半円管の周と直径の差、 $n'(\pi-2)\Delta r = \Delta b$ となる関係と、 $\pi-2 \approx 1$ から、

$$\Delta r \approx \Delta b/n', \quad (5.1.6)$$

が成立する。耳波のような板端のしわでは $\Delta b = \Delta r = 0$ 。

iii) C-C' 段階

高さ Δr の半円管状のしわが半径 R のロールで曲げられると、しわ頂点はロール表面より高い位置を通過するため余計な曲げひずみ ε_b がはいる。

$$\varepsilon_b = \Delta r/R. \quad (5.1.7)$$

絞り込み疵は塑性変形を伴う永久変形である。疵として認識されるのは、仮定(3)のように ε_b が板の降伏ひずみ $\varepsilon_e (= \sigma_e/E)$ の何倍かになった場合であろう。この係数を β_{cr} として、絞り込み疵発生条件は次式となる。

$$\varepsilon_b \geq \beta_{cr} \varepsilon_e, \quad (5.1.8)$$

(5.1.7)式に入れて絞り疵の限界しわ高さ Δr_{cr} 、および、ロール間の幅縮み量の限界 Δb_{cr} が

$$\Delta r_{cr} \approx \Delta b_{cr}/n' \approx \beta_{cr} R \sigma_e / E, \quad (5.1.9)$$

と求められる。

また、ロール間のしわが疵となる限界の幅方向急峻度 λ_{cr} も(5.1.4)～(5.1.8)式から求めることができる。

$$\lambda_{cr} = (2/\pi) \sqrt{\beta_{cr} n' R \sigma_e / n L E}, \quad (5.1.10)$$

n, n' は幅方向しわ数で通常1～3で $n' \leq n$ である。

この β_{cr} は測定可能な値である。発生した疵の中の最小の幅 d を測定すれば、 $d \approx 2\Delta r$ 程度なので、(5.1.7)(5.1.8)式より、次のように求められる。

$$\beta_{cr} \approx dE/2R\sigma_e. \quad (5.1.11)$$

Fig. 5.2のアルミニウム箔実験では、 $d \approx 1.5\text{mm}$ 程度だったので $\beta_{cr} \approx 33$ が得られた。実ラインの経験では $d = 4 \sim 8\text{mm}$ 程度なのでFig. 5.2に示した代表的条件にいて推定すると $\beta_{cr} \approx 23 \sim 47$ である。また、(5.1.10)式からも β_{cr} の推定がで

きる。実ラインの形状不良材の通板限界急峻度 λ は2~4%なので、代表条件、 $L=b=1.5\text{m}$, $R=0.4\text{m}$, $E=140\text{GPa}$, $\sigma_e=30\text{MPa}$, $n=n'=1$ を入れると $\beta_{cr} \approx 17\sim 69$ と見積もれる。これら3通りに得た β_{cr} はオーダー的に一致している。後の検討には数値を丸めて、 $\beta_{cr} \approx 30$ とした。

(2) しわの発生条件

しわ発生は従来通りの座屈理論で検討する。しわを作る原因として、

①張力で板幅が縮む、②張力が幅方向で不均一、③板温度が幅方向で不均一、④凸クラウンロールが回転する、⑤長手方向の板温度の勾配が大、の各場合について、すでに検討されている^{2) 6) 8)}。

①②は張力が板の降伏応力近くで影響がでてくるが⁸⁾、実ラインでは板幅縮みと板破断防止のため降伏応力より低張力で操業するので無視する。⑤について、ロール冷却法のような急速冷却には合致する⁶⁾が、通常の炉の加熱部、ガス冷却部の温度勾配程度では影響が少ないし、温度が長手位置の1次式で変化するとき、熱応力が発生しない¹¹⁾ こともあって、本報では扱わなかった。本報では③④について定式化する。

(2.1) 温度偏差によるしわ発生と疵の発生

板の幅方向温度偏差を Fig. 5.5a のように幅中央と端の温度差が ΔT の直線分布とする。

ΔT が大きいと、幅中央の長手方向ひずみは圧縮ひずみとなる。圧縮ひずみとなる部分の幅を l とし、幅 L で長さ a の板の座屈問題として解くと Fig. 5.5b に示す幅方向に半波長 l で、長手方向には l ごとに凹凸となる中伸びの座屈形状が得られる⁹⁾。この座屈応力は、曲げ剛性を $D = Eh^2/12(1-\nu^2)$ として、

$$\sigma_{cr} \approx 4\pi^2 D/L^2 = 3.6E(h/L)^2, \quad (5.1.12)$$

と小さいので圧縮ひずみが少しでもあれば、ほとんどすべてがしわとして顕在化する。幅全体での張力釣り合いを考慮すると、幅 L と、最高温度部の圧縮ひずみ ε_n が次式のように計算できる。 $\Delta T \geq 2\sigma_t/E\alpha$ の範囲で、

$$L/b = 1 - \sqrt{(2\sigma_t/E\alpha\Delta T)}, \quad (5.1.13)$$

$$\varepsilon_n = -(L/b)\alpha\Delta T. \quad (5.1.14)$$

急峻度 λ との関係(5.1.4)式では $\Delta l/L = |\varepsilon_n|$ なので、

$$\lambda \approx (2/\pi) \sqrt{L\alpha\Delta T/b}, \quad (5.1.15)$$

である。この結果を実ラインの代表的数値をいれて計算し、Fig. 5.6 に示す。福島の実機データ⁷⁾は(5.1.15)式の計算値に近く、この方法での計算は妥当と考えられる。

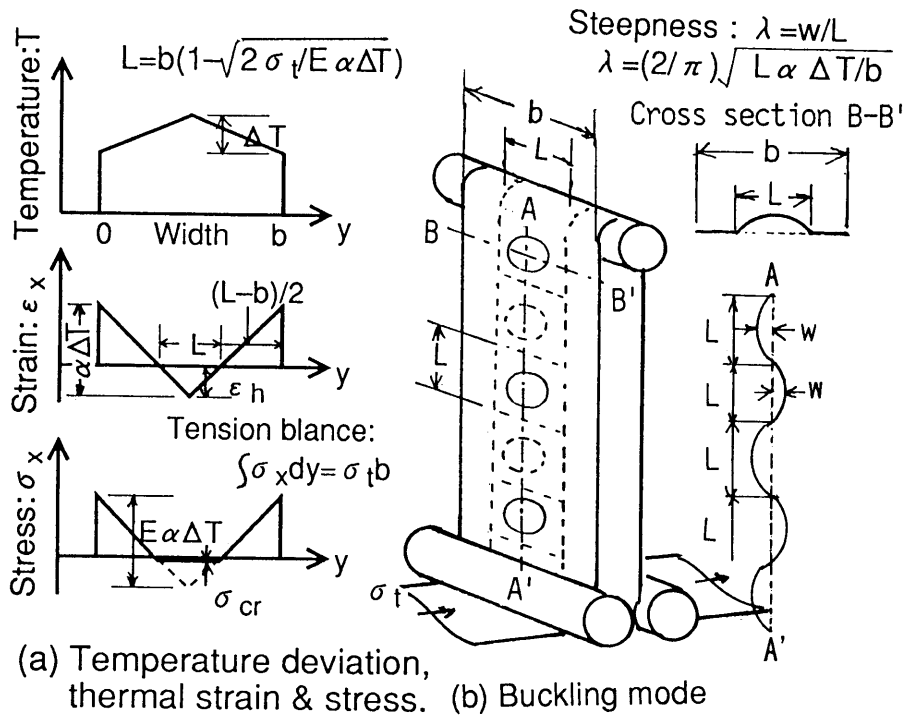


Fig. Center buckling of strip with temperature deviation.

Fig. 5.5 板幅方向の温度偏差で発生する形状不良の発生モデル

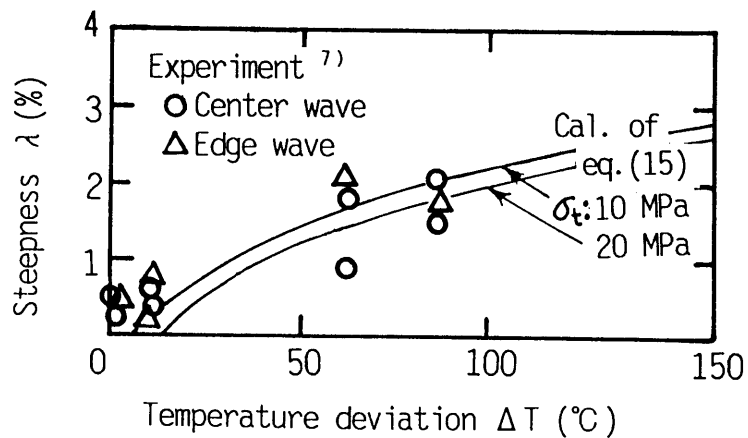


Fig. Effect of temperature deviation on strip flatness. ($T = 700^\circ\text{C}$, $E = 140\text{GPa}$, $\alpha = 1.7 \times 10^{-5}/^\circ\text{C}$)

Fig. 5.6 板の平坦度不良と温度偏差の関係

中伸びは正方形に座屈するモードなので幅方向にも同じ急峻度となる。(5.1.15)式の λ を(5.1.10)式の疵発生判定基準にいて疵が発生する温度偏差 ΔT_{cr} は、

$$\Delta T_{cr} = \beta_{cr} R b \sigma_e / L^2 \alpha E \quad (5.1.16)$$

となる。しわ数 $n, n' = 1$ とした。右辺の L には (5.1.13) 式のように左辺の ΔT_{cr} が含まれるので、(5.1.16)式は繰り返し計算で求める必要がある。実ラインの操業範囲では中伸びが発生すると $L \sim 0.7b$ 程度になるので、近似解として、

$$\Delta T_{cr} \approx 2 \beta_{cr} R \sigma_e / b \alpha E \quad (5.1.17)$$

なる温度偏差の許容限界式が求まる。

この理論解析の実用上の価値は、式を逆用し、温度偏差 ΔT のある板は、見かけ上 σ_e が低下し、疵が出やすくなると計算できることにある。見かけの降伏応力の低下代 $\Delta \sigma_e$ は、計算の容易な(5.1.17)式から、

$$\Delta \sigma_e \approx b E \alpha \Delta T / 2 \beta_{cr} R \quad (5.1.18)$$

宮前ら⁵⁾は、幅中央が高くなる温度偏差 ΔT を板に与えたとき、中伸びが発生し、絞り込み疵が $\Delta T = 0$ の場合より発生しやすくなると報告している。

(2.2) 凸クラウンロール回転によるしわ発生と疵の発生

本項のモデルを定式化するために次の仮定を置く。

仮定(1): 座屈した後も、板幅方向圧縮応力がある場合、圧縮応力に比例して板幅縮みが発生する。

仮定(2): 板とロール間の摩擦力は、鉄道車両におけるレールと車輪に働く力と同種のものとする。

仮定(3): ロールからの力をロール近傍の板が分担する。

仮定(1)について。座屈理論だけでは、座屈後のしわの大きさが計算できない。したがって、このような大胆な仮定を立てた。この関係式を、後の議論のために座屈応力 σ_{cr} と、元の板幅 b で無次元化し、

$$-\sigma_y / \sigma_{cr} = g \Delta b / b \quad (5.1.19)$$

とおいた。ここで、 σ_y は圧縮応力、 Δb は投影幅縮み量、 g は実験で求める比例係数である。

仮定(2)について。凸クラウンロールには板の蛇行防止効果がある。Fig. 5.7aにおいて、テーパ部の板には、板進行方向とロール回転方向がテーパ角 γ だけ異なるために、微小な滑りを伴いながら幅中央への求心力が働き、これが蛇行防止力となっている。この力を鉄道車両の知見を借用して定量化する。前沢の文献¹²⁾では、

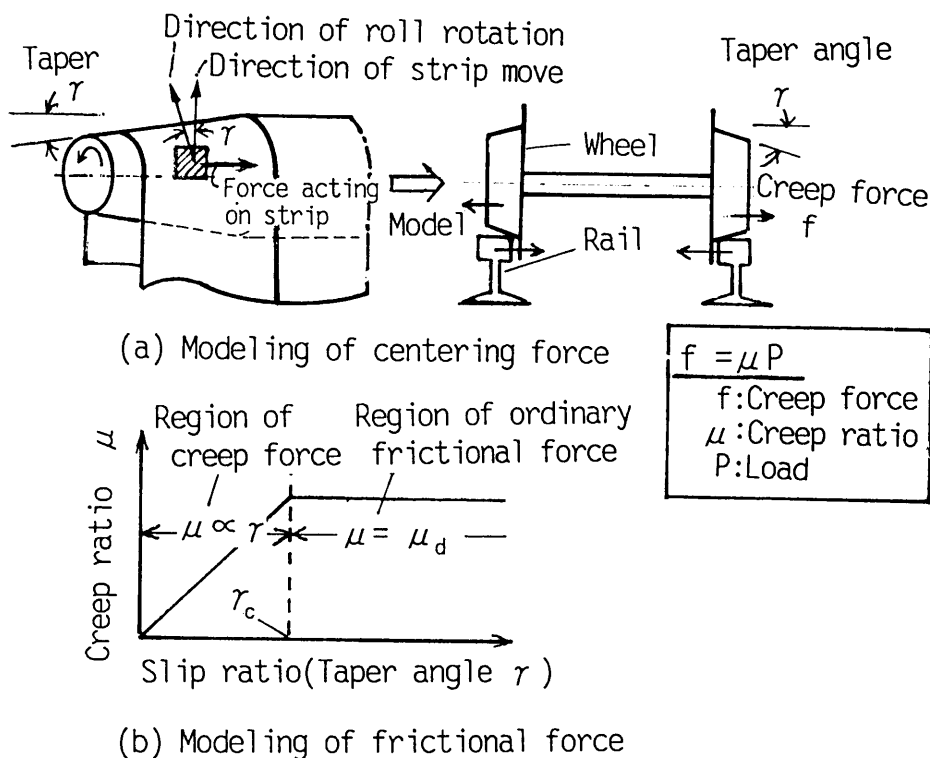


Fig. Modeling of centering force and frictional force between strip and roll.

Fig. 5.7 テーパーロールの求心力と板とロール間の摩擦力のモデル

テーパー角 γ の車輪がレール上を転がる時の幅方向の力(粘着力)は Fig.5.7b のようにモデル化でき, γ 小では面圧とテーパー角 γ に比例し, γ 大で飽和し通常の摩擦力に移ることが示されている. 仮定により, この関係がテーパーロールと板間の摩擦力にも適用できると考える. 摩擦係数(粘着係数) μ は粘着力が飽和する限界テーパー角 γ_c と滑り摩擦係数 μ_d を用いて, 次のようにかける.

$$\begin{aligned} \mu &= \mu_d \gamma / \gamma_c, & (\gamma < \gamma_c \text{ の範囲}) & & (5.1.20) \\ &= \mu_d. & (\gamma \text{ が大: } \gamma > \gamma_c \text{ の範囲}) & \end{aligned}$$

μ_d は, 幅方向の摩擦係数であるが, 長手方向の摩擦で代用することにし, 板をロールへ巻き付け, 入り出側の張力差を変えたときの滑り限界から求める. アルミニウム箔の実験では $\mu_d = 0.3$ である. γ_c はロールテーパー角度 γ に対して疵発生張力が飽和する角度として求められる. Fig.5.4の実験では $\gamma_c = 4\text{mrad}$ と推定される.

仮定(3)について. ロールから受けた力を, ロールより a' の範囲の板が分担すると考える. 局部応力が緩和されるサンブナンの原理やロールテーパー肩部の局部的

なしわが、ロール間の大きいしわに吸収される長さなどの観察から、板幅 b の 3 倍の範囲で力を分担するとする。但し、できるだけ一般化して解析を進めるために、この比率を s とおいて、

$$a' = sa, \text{ ここで } s \approx 3. \quad (5.1.21)$$

i) 座屈応力の見積もり

ロール間に働く力を Fig. 5.8 のように長手方向に引張応力 σ_x (=張力 σ_t), 幅方向に圧縮応力 σ_y が均一にかかった単純モデルで考え、座屈を検討する¹⁾。

たわみの微分方程式を、ロール、板端の境界条件のもとで解き、実ラインでは幅 $b \ll$ ロール間隔 a などを考慮すると、長手方向は 1 半波数に座屈し、幅方向には、 n ケの半波に座屈するモードが得られる^{1) 9)}。半波数 n は、

$$n = b(\sigma_x / a^2 \pi^2 D)^{1/4}, \quad (5.1.22)$$

に近い整数で、実ラインの作業範囲では $n=1 \sim 3$ 。

圧縮応力 σ_y の最小値、すなわち座屈応力 σ_{cr} として、

$$\sigma_{cr} = (2\pi/a) \sqrt{D \sigma_x} \approx (2h/a) \sqrt{E \sigma_t}, \quad (5.1.23)$$

が得られる。

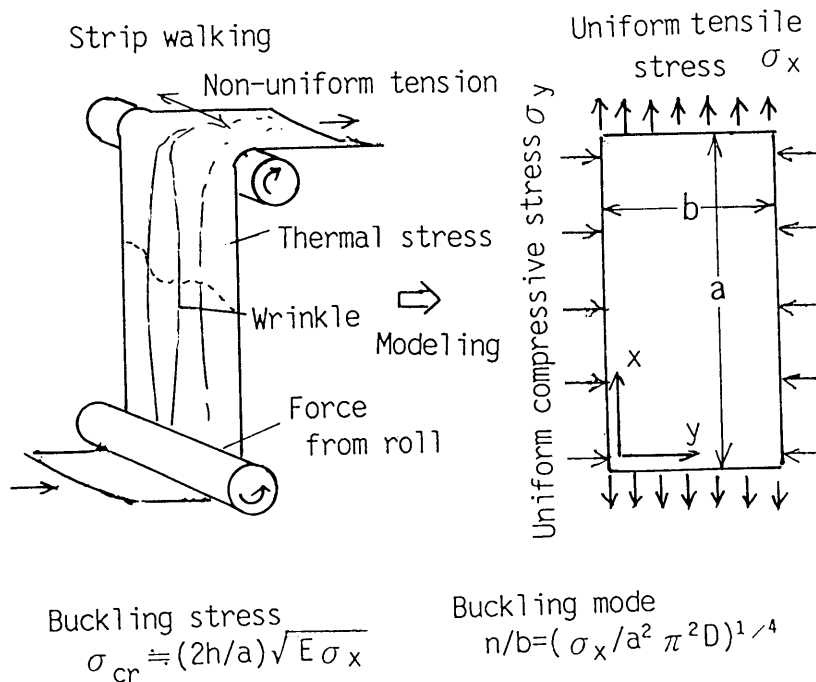


Fig. Modeling of stress condition between rolls.

Fig. 5.8 ロール間の板に働く応力のモデル

ii) クラウンロールの回転によるしわの発生

テーパロール上の板は径の太い側の速度が大きいためロール回転と共に径の太い側に這い上がろうとする。つまり、テーパ上の板は、ロールから幅中心向きの求心力を受けており、定常状態では、幅中央部の板剛性と釣り合う位置で幅中央の板を圧縮し続けている。

この求心力 F_0 は、仮定(2)より(5.1.20)式の摩擦係数(粘着係数) μ と、板をロールに押しつける力 N との積である。 N は、張力による面圧 $p = \sigma_t h / R$ とテーパ部に乗った板幅 $(b-c)/2$ と巻き付き長さ πR の積なので、

$$F_0 = \mu N = \pi \mu \sigma_t h (b-c) / 2 \quad (5.1.24)$$

F_0 を、仮定(3)からロール近傍 a' の範囲が分担するので、板幅方向断面積 $a' h$ で割り算し、平均圧縮応力に換算した式を得る。

$$-\sigma_y = \pi \mu \sigma_t (b-c) / 2a' \quad (5.1.25)$$

(5.1.25)式の σ_y と(5.1.23)式の σ_{cr} において、 $\sigma_{cr} = -\sigma_y$ とすれば、しわの発生する限界張力 σ_{t-bu} が求まる。

$$\sigma_{t-bu} = 1.6E(h/\mu(b-c))^2 (a'/a)^2 \quad (5.1.26)$$

(5.1.26)式の σ_{t-bu} は、ロール間のしわ発生の限界張力を示すが、絞り込み疵の発生張力を求める式ではない。

(5.1.26)式に $\mu_d = 0.3$, $\gamma_c = 4 \text{ mrad}$, $a' = sb$ と Fig. 5.4 の実験条件を入れて求めた結果を Fig. 5.4 に示す。実験と傾向は一致するが、計算値は大幅に低目である。つまり、しわが絞り込み疵になるのは、もっと張力が高くなってからであるという実験の要請に一致する。

iii) ロール回転による絞り込み疵の発生限界

仮定(1)より幅圧縮応力と板幅の縮み量の関係(5.1.19)式が $-\sigma_y / \sigma_{cr} = g \Delta b / b$ と与えられるので $-\sigma_y$ に(5.1.25)式、 σ_{cr} に(5.1.23)式を入れ、さらに(5.1.9)式の幅縮みが疵となる条件式 $\Delta b_{cr} = \beta_{cr} n' R \sigma_e / E$ 代入することで、疵発生張力は、

$$\sqrt{\frac{\sigma_t}{E}} = \left(\frac{4n' g \beta_{cr}}{\pi} \right) \left(\frac{Ra'}{ba} \right) \left(\frac{\sigma_e}{E} \right) \left(\frac{h}{\mu(b-c)} \right) \quad (5.1.27)$$

となる。式の両辺を2乗し、(5.1.21)式の $a' = sb$ と、 γ が小さいとして(5.1.20)式の $\mu = \mu_d \gamma / \gamma_c$ を入れ、すべての係数をまとめて、

$$K = (4sn' g \beta_{cr} \gamma_c / \pi)^2 \quad (5.1.28)$$

とおく. σ_t を絞り込み疵の発生限界張力 σ_{t-cr} と書き直して整理すると, 最終的に次の式が得られる.

$$\sigma_{t-cr} \cong \frac{KR^2}{a^2} \left(\frac{\sigma_e^2}{E} \right) \left(\frac{h}{\gamma \mu_d (b-c)} \right)^2 \quad (5.1.29)$$

ここで係数K の値は(5.1.28)式から得られる形になっているが, (5.1.19)式で導入した係数g を直接求める方法が見い出せなかったので, (5.1.29) 式が実験・実測にあうように係数K を求め, g はK を元に, 結果として得られる.

Fig. 5.4 の実験で $h=50\mu\text{m}$, $b=150\text{mm}$ の条件について, $\gamma_c=4\text{mrad}$ として $\gamma > \gamma_c$ での σ_{t-cr} の平均値が (5.1.29) 式を満たすようにすると, $K=3.9 \times 10^6$ を得る. (5.1.28) 式から $g=4.3 \times 10^3$ が得られる. $-\sigma_y = \sigma_{cr}$ の時, つまり, しわ発生直後の板幅縮みが $\Delta b = b/g$ になり (5.1.4)式から $\lambda \sim 1\%$ 程度の形状不良として観測できることが示される.

Fig. 5.4 には, $h=50\mu\text{m}$, $b=150\text{mm}$ の条件から求めた係数K を用いて, 他の条件の σ_{t-cr} を計算した結果も示す.

σ_{t-cr} に対するテーパ角 γ , 板幅 b , 板厚 h の影響が, 細かい所に不一致あるが, 定性的に再現できている.

板に温度偏差 ΔT があるときは, 板の降伏応力が, 見かけ上(5.1.18)式の $\Delta \sigma$ だけ減少したとして換算でき,

$$\sigma_e' = \sigma_e - bE\alpha \Delta T / 2\beta_{cr}R, \quad (5.1.30)$$

と (5.1.29) 式の σ_e を σ_e' で置き換える.

焼鈍温度は E , σ_e の変化, 板と雰囲気温度の差はヒートクラウン変化, 板速度は μ_d の変化として取り込む.

5.1.4 応用例

(5.1.29)式の応用として, 新規な材料(薄物・広幅・軟質)の製造可否が次のような手順で検討できる.

- ①実機のヒートバックル発生データから係数K を求める. (μ_d の測定値がないと K/μ_d^2 を込みに)
- ②検討したい板の寸法, 高温での材質を(5.1.29)式に入れ, 蛇行限界などから決まる目標張力が σ_{t-cr} と等しくなる限界テーパ角 γ_{cr} を求める.
- ③ロールの初期クラウン γ_i と比較.

- ④ $\gamma_i \geq \gamma_{cr}$ なら，目標通板張力を下げるか，ロールテーパを切り直さない限り通板不可。
- ⑤ $\gamma_i < \gamma_{cr}$ なら，ロールのヒートクラウン γ_h は $\gamma_h < \gamma_{cr} - \gamma_i$ まで通板可。
- ⑥ γ_h が前記の条件に入らないときは，厚物広幅のウォーム材を先に通板してヒートクラウンを平滑化しておく。

新日本製鉄(株)名古屋製鉄所の連続焼鈍ライン，亜鉛めっきラインの設計では本論文をもとに炉内張力目標，ロールのヒートクラウン制御機構などが検討できた。

操業においては，疵発生限界式を微分形に展開し，各要因の影響係数を実機データで調整し，ラインの張力制御をおこなう方法で，ヒートバックル疵起因の板破断を大幅に減少させることが出来ている¹³⁾。

5.1.5 むすび

連続焼鈍ラインで発生するヒートバックル疵を検討した。ロール間でのしわの発生とロール上での疵発生を区別して考え，いくつかの仮定をもとに，熱とロールクラウンの影響を定式化した。疵発生限界式には，凸クラウンロールの回転を考慮して，ロールと板の摩擦，クラウンのテーパ角，材料の降伏応力の影響などを取り込んでいる。本式は，比例係数を実ラインの疵発生限界から求めておく必要があるが，未経験の材質，寸法の鋼板の製造可否の検討，ヒートクラウンの上限や板温度の不均一分布限界の検討などに用いることができる。

5.2 連続焼鈍ライン通板材の延性に及ぼす張力とロール曲げの影響

5.2.1. はじめに

初期の連続焼鈍法では自動車用途などのプレス加工用の軟質鋼板を得るのが困難であったが、製鋼、熱延、冷延、焼鈍の全工程を抜本的に見直すことにより、今や箱型焼鈍法を置き換えてしまうところまできている。

その研究の過程で、連続焼鈍では熱サイクルだけでなく、焼鈍ライン内のロール径および張力の影響も考慮する必要があることがわかってきた。焼鈍ライン下流側にある過時効炉内(300~400 °C)のロール曲げ応力(弾性範囲)が材質に影響を与えることはすでに知られていたが^{14) 15)}、より高温側の均熱炉内ロールや張力が材質に及ぼす影響については、論じられていない。

本研究では、高温におけるひずみと鋼板の延性の関係を調べた。張力下のロール曲げで鋼板が塑性変形して延伸し、その塑性ひずみ量に比例して延性劣化が生じることがわかり、材質劣化を抑える条件を提案することができた。

5.2.2 実験方法および結果

(1) 供試材の高温特性と通板条件

主な検討を熱延巻取温度 $CT \approx 700^\circ\text{C}$ 、 $C \approx 0.04\text{mass}\%$ のAl-killed 鋼でおこない、 $CT \approx 600^\circ\text{C}$ 、 $C \approx 0.004\text{mass}\%$ の極低炭素 Ti-killed鋼も検討対象に含めた。

高温における降伏応力 σ_0 は、圧延率75%の冷間圧延板を高温引張試験機にかけ、板温を所定温度に60 s 保持後、ひずみ速度 $\dot{\epsilon} = 3 \times 10^{-3} \text{ s}^{-1}$ で求めた。Fig. 5.9に結果を示す。図には原ら¹⁶⁾が静的なひずみ速度 $\dot{\epsilon} \sim 10^{-3} \text{ s}^{-1}$ (推定値)で求めた弾性係数 E の温度依存性も引用して示す。 E は成分やひずみ速度に依存しないと報告されている。

実機のひずみ速度は、変形場所に依存して、ロール間の変形では $\dot{\epsilon} \sim 10^{-4} \text{ s}^{-1}$ 、ロール上では $\dot{\epsilon} = 10^{-2} \sim 10^{-3} \text{ s}^{-1}$ である。ロールと板の接触部分だけで変形すると $\dot{\epsilon} = 10^{-1} \text{ s}^{-1}$ の程度となる。Fig. 5.9のデータはロール上の平均的な塑性変形のひずみ速度に対応する。

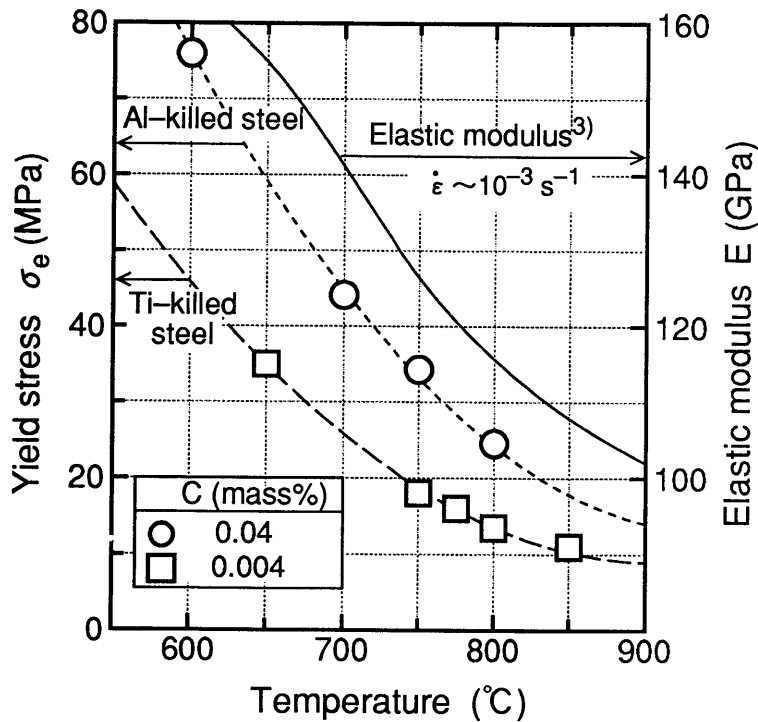


Fig. Variation of yield stress and elastic modulus with temperature.
 (Strain rate of measuring of yield stress: $\dot{\epsilon} = 3 \times 10^{-3} \text{ s}^{-1}$)

Fig. 5.9 高温における降伏応力と弾性係数

(2) 連続焼鈍ライン通板材の転位観察

実験室で得られた熱処理条件を実機に適用すると、実機通板材の方が硬く、延性が劣る傾向を示すことが多い。これらの差をマイクロ組織の観点から比較した。

既存の連続焼鈍ラインからサンプリングした炉から調質圧延前のサンプルと実験室焼鈍材から、表面、1/4厚、板厚中心部の薄膜を切り出し、透過電子顕微鏡観察をおこなった。いずれの条件、測定場所においても実験室材には転位がほとんど無いのに、実機材では大量の転位が見出された。Fig. 5.10に板厚中心部の観察例を示す。

これらの転位が高温ではいつていることと推定されたので、高温引張試験中にひずみを1～3%入れる実験をおこなった。Fig. 5.10cに、800℃でひずみを1%与え、10s保持した結果を示す。実機材に似て転位が多い。実機の焼鈍時間なみの60sまで保持時間を増しても転位は消えない。この転位が硬さの上昇、延性の劣化の原因と考えられた。

(3) ひずみの付与実験

実機並のロール径と張力を備えた連続焼鈍の実験装置を作るのが実験技術上、コスト上困難だったので、簡易的な次の二つの実験でひずみの影響を調べた。

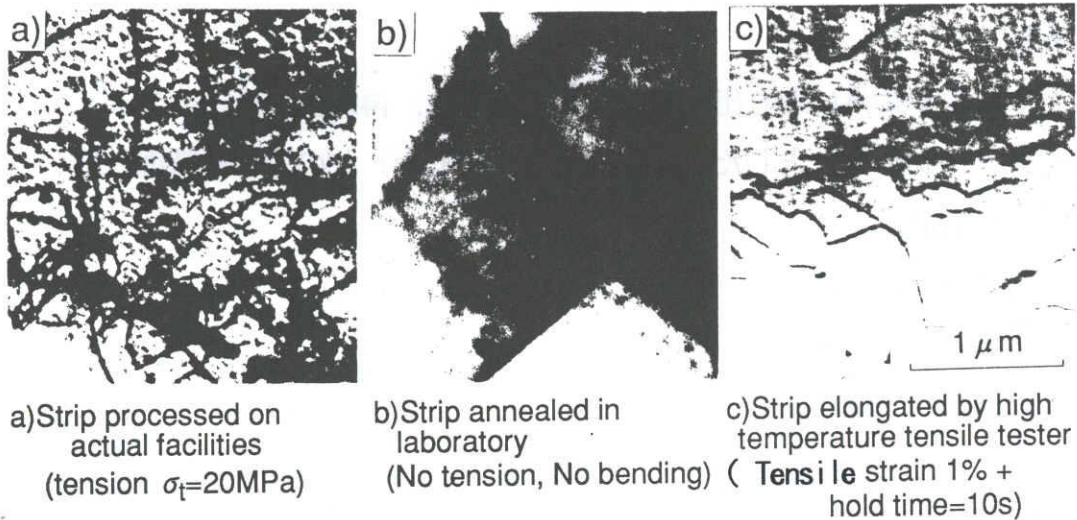


Fig. Transmission electron micrographs of dislocation of continuously annealed strip.
(Al-killed steel, C=0.04mass%, h=0.8mm, Annealing temp.=800°Cx60s.)

Fig. 5.10 連続焼鈍材の電子顕微鏡による転位観察結果

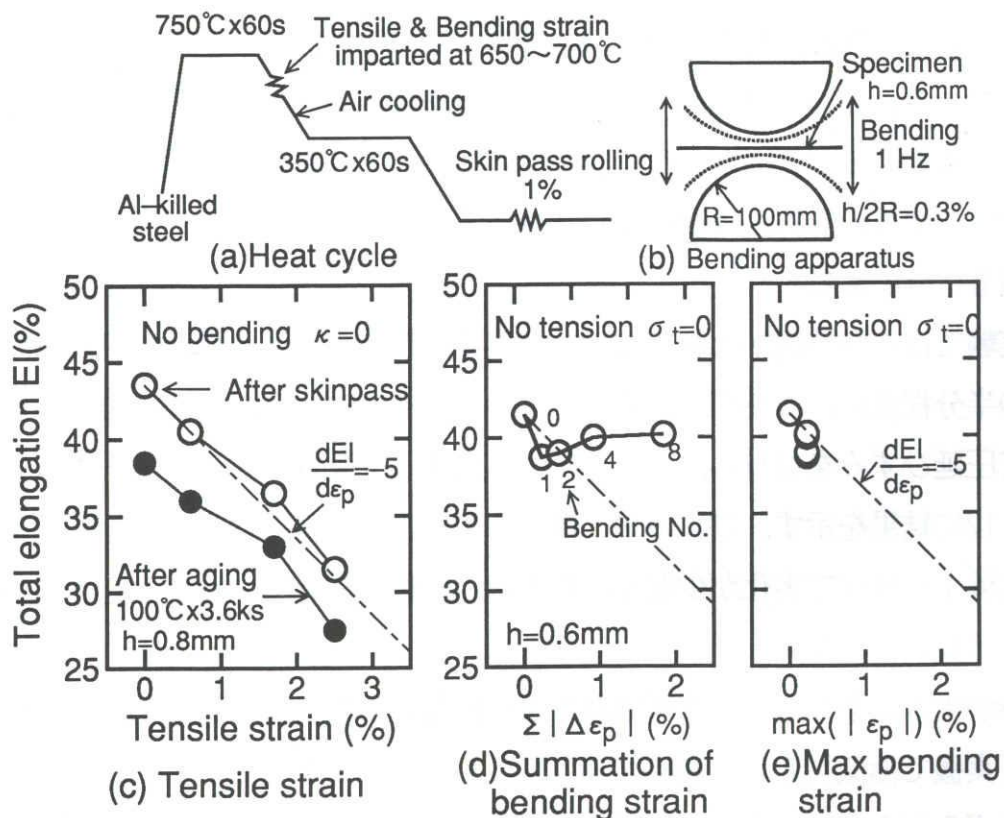


Fig. Effect of strain on total elongation deterioration, and comparison of calculation method of bending strain.

Fig. 5.11 高温で与えた引張ひずみと曲げひずみ全伸びに及ぼす影響および、曲げひずみの累積効果の求め方の比較

(1) 実験 I (Fig. 5. 11)

焼鈍中の板を炉外に取り出してひずみを与えた。再結晶温度以上でひずみを与える条件(650~700 °C)としたが、空冷中(~10°C/s)なので保持時間は取れていない(Fig. 5. 11a).

引張ひずみは、試験片に重りをぶら下げて与えた。

曲げひずみは、温度確保を優先するため保温したパイプ(直径D=200mmφ)に厚さ、h=0.6mmの板を無張力で繰り返し押しつけて与えた(Fig. 5. 11b).

1回曲げて平らに曲げ戻す時間は0.5s で、1 ~8 回の繰り返し曲げを与えた。Fig. 5. 11b の上下パイプに押し付けられるたびに曲げひずみ $\epsilon_b (=h/D)$ が $\pm 0.3\%$ 繰り返し加わる。

Fig. 5. 11c に示すように、引張ではひずみ量 1% 当たり全伸びで 5% 程度の延性劣化がみられる。一方、Fig. 5. 11d に示す曲げでは、劣化が曲げ回数に依存していない。曲げの多い所で延性が回復しているようにも見えるが、測定ばらつきの範囲内と考えられる。Fig. 5. 11d の横軸は曲げひずみの塑性成分が曲げ毎に蓄積するとした指標である。Fig. 5. 11eは、曲げひずみの塑性成分の最大値で整理し直したものである。横軸の変動範囲が少ないが、引張ひずみでの材質劣化傾向に近いともいえる。塑性ひずみの計算法は次の章で議論する。

(2) 実験 II (Fig. 5. 12)

前の実験では保持時間がとれてないが、実機でひずみが入る場合、焼鈍時間(30 ~60s)の半分程度の保持時間が期待できる。これを模擬するために、再結晶後の板に室温で圧延ひずみを付与し、それを再度、焼鈍して延性の変化を調べた。

Fig. 5. 12に結果を示す。ひずみ量(伸び率)1%当たり全伸びが1.5%程度劣化している。実験 I に比べて劣化が少なく、ひずみの回復が起きていることを示すが、元の状態には戻っていない。

ひずみが大きい条件で、2次再結晶により結晶粒が粗大化した。結晶粒の粗大化現象は、実機で極低炭素鋼を通板するときしばしば発生しているおり、実機でも大きいひずみが入っていることが推定された。

5. 2. 3 応力とひずみの解析

実験の結果、①連続焼鈍ラインでは板厚中央までひずみが入っている。②ひずみ

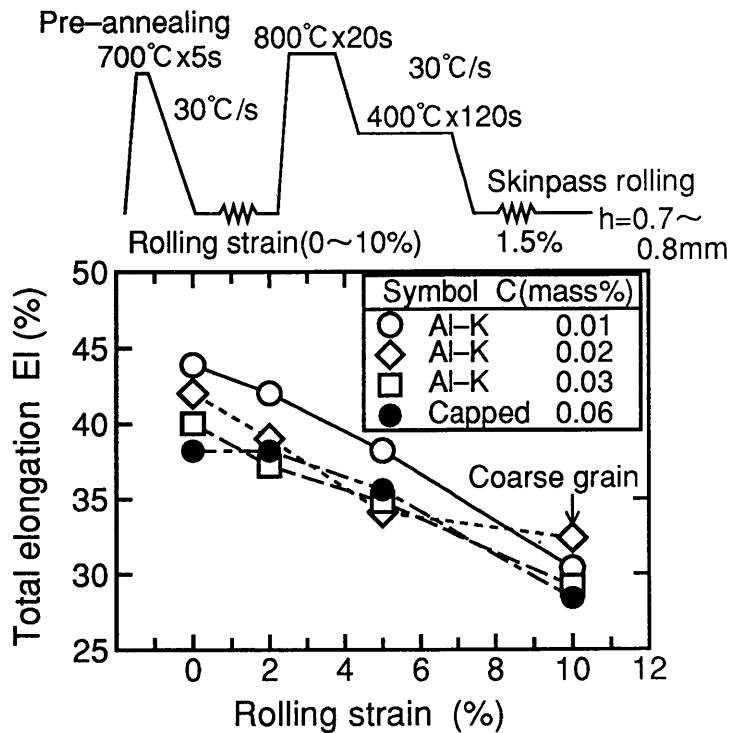


Fig. Effect of strain by suspended annealing on elongation of strip.

Fig. 5.12 焼鈍を中断して与えたひずみの板の全伸びに及ぼす影響

に比例して材質劣化が生じる。③曲げひずみも材質劣化を起こすが、曲げ回数に依存していないらしい。などの結論が得られた。

これらの結論と焼鈍ライン内のひずみを結びつけるため、連続焼鈍ラインの炉内ロール配列をテンションレベラーと見なし、矯正理論も用いて板に入るひずみを解析した。

(1) 解析に用いる仮定

仮定(1) 板は弾完全塑性体とし、加工硬化を無視する。

仮定(2) 応力は長手方向のみを考慮する。

仮定(3) 均熱炉付近のみを考え、一定温度(降伏応力一定)で張力、曲率も同一であるとする。

仮定(4) ロール間でのクリープ変形は無視する。

仮定(2) について、検討対象とした縦型の連続焼鈍ラインでは板幅縮みが無視できないので、平面ひずみ条件が成立するほどの幅方向拘束力は発生していないと考えられる。そこで、幅方向応力を無視し、長手方向応力だけを考慮する単純曲げ理論で解析する。

仮定(4) のロール間のクリープ変形は、焼鈍時間が 60s程度であり、クリープを

考慮するには時間が短すぎることと、板がロールに巻きつかない横型焼鈍ラインでの幅縮みが小さいのでロール上での変形を重要して、クリープ変形を無視した。

(2) ひずみと応力の計算論理

曲げ過程にある板を板厚方向(座標 z) に分割し、各層毎に引張、圧縮変形を受けると考える。 $\varepsilon(z)$ を板厚中心から z の位置にある層の長手方向ひずみとすると、板曲率 κ と板厚中心部のひずみ ε_c から、

$$\varepsilon(z) = \varepsilon_c + \kappa z \quad (5.2.1)$$

と書ける。ここで、 $\kappa = 1/R$ で R はロール半径。

式(5.2.1) のひずみに弾完全塑性体の応力ひずみ関係を適用し、各層毎の長手方向応力 $\sigma(z)$ を求める。これが、単位断面積あたりの通板張力 σ_t と釣り合う条件、

$$\sigma_t = \frac{1}{2a} \int_{-a}^a \sigma(z) dz \quad (5.2.2)$$

から、板厚中心ひずみ ε_c が求まる¹⁷⁾。 a は板厚 h の半分で $a = h/2$ 。

後の議論のために弾性係数 E と降伏応力 σ_e を用いて、降伏ひずみ ε_e 、降伏曲率 κ_e を次のように定義し、これらから張力 σ_t 、曲率 κ 、ひずみ ε を無次元化表示する。

$$\varepsilon_e = \sigma_e / E, \quad \kappa_e = \sigma_e / aE = 2\sigma_e / hE \quad (5.2.3)$$

$$T = \sigma_t / \sigma_e, \quad K = \kappa / \kappa_e, \quad e = \varepsilon / \varepsilon_e \quad (5.2.4)$$

また、座標、応力も $Z = z/a$, $S = \sigma / \sigma_e$ と定義しておく。

Fig. 5.13 に連続焼鈍ラインを通過する板の曲率変化を模式的に示す。Fig. 5.14 には張力 $T = 0.5$ 、曲率変化 $K = \pm 4$ を例に、板厚中心と表裏面のひずみを上記理論に基づいた数値解析プログラム¹⁸⁾ で計算して示す。表裏面に曲げひずみが入りながら板全体として伸びてゆく。

(3) 板厚中心部の延伸量

焼鈍温度が一定で、曲率 K と張力 T が一定の場合は、弾性域近くを除いて解析解がある。数値計算より見通しがきくので、以下は解析的な方法で検討を進める。

Fig. 5.13 の #1 ロール上の位置 4 から、板が曲げ戻しと逆曲げを受け、#2 ロール上の位置 12 まで進行した場合を考える。#1, #2 ロール上の板厚内のひずみ分布は式(5.2.1) であり、Fig. 5.15a のような関係にある。無次元化表示して、

$$e_1(Z) = e_{c1} + KZ, \quad (5.2.5)$$

$$e_2(Z) = e_{c2} - KZ. \quad (5.2.6)$$

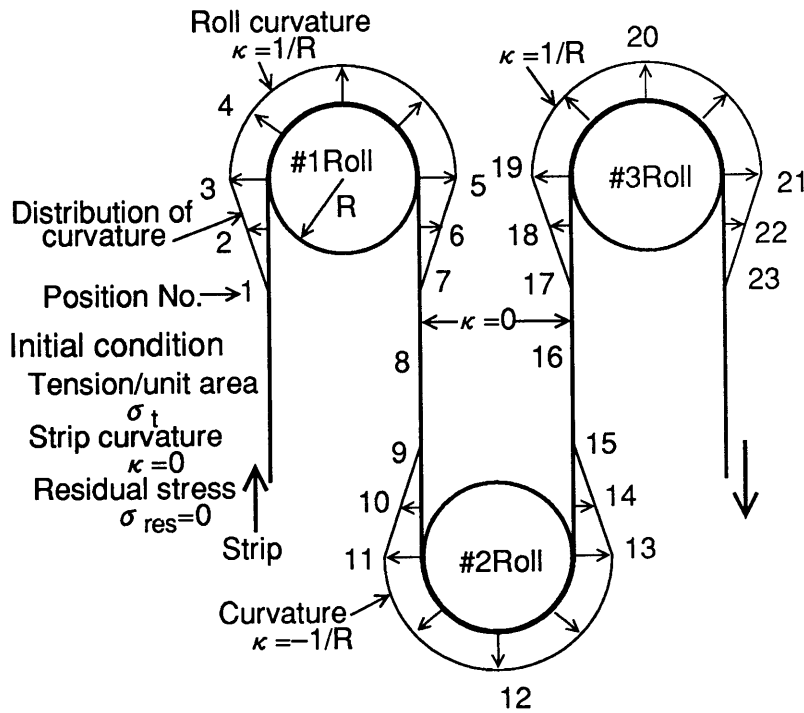


Fig. Distribution of curvature in a continuous annealing and processing line.

Fig. 5. 13 連続焼鈍ライン中の曲率変化の模式図

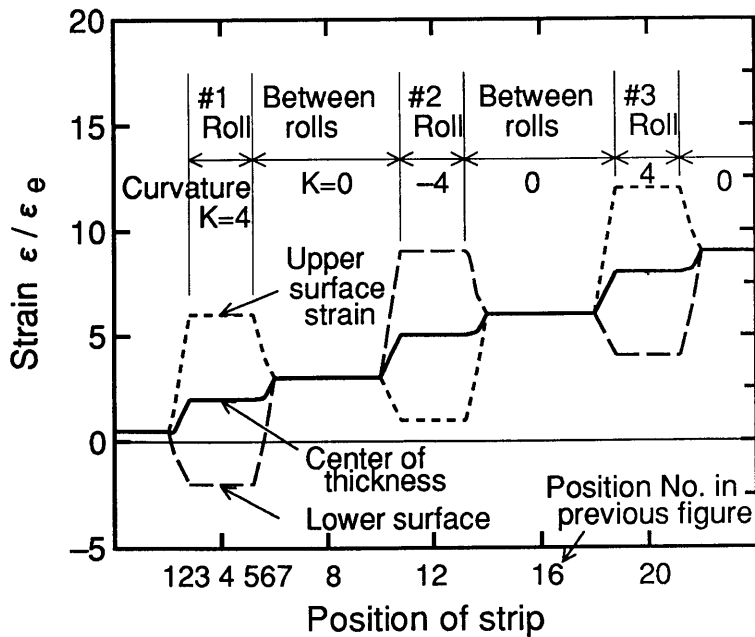
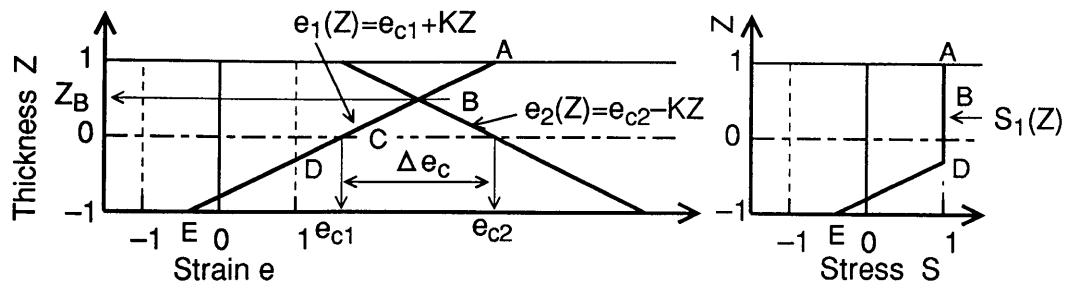


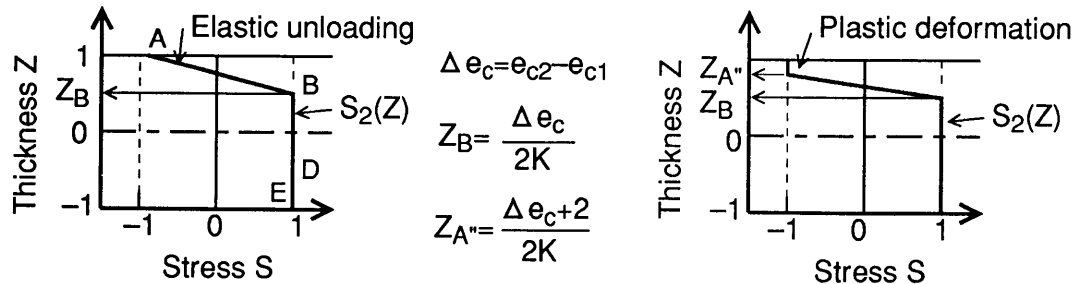
Fig. Strain changes along the strip pass line.
(Tension $T = \sigma_t / \sigma_e = 0.5$, Roll curvature $K = \kappa / \kappa_e = 4$)

Fig. 5. 14 板の進行にしたがって板厚中心，表裏面にはいるひずみ変化



(a) Strain distribution on #1 & #2 Roll

(b) Stress on #1 Roll



(c) Stress on #2 Roll

(d) Stress on #2 Roll

Fig. Changes of strain and stress distributions from #1 roll to #2 roll.

Fig. 5.15 #1ロール上の板を#2ロールで逆曲げしたときのひずみと応力の変化

#1ロールから#2ロールまでのひずみ変化 $\Delta e(Z) (= e_2(Z) - e_1(Z))$ は板厚中心のひずみ増分を Δe_c として

$$\Delta e(Z) = \Delta e_c - 2KZ \quad (5.2.7)$$

である。ここで $\Delta e_c = e_{c2} - e_{c1}$ で、板厚中心まで塑性変形する条件 $1 < e_{c1} < e_{c2}$ を満たしているとする。

Fig. 5.15b に #1 ロール上で張力 T と釣り合い状態にある板厚内応力分布を $S_1(Z)$ として示す。これが #2 ロール上で $S_2(Z)$ になるとする。

Fig. 5.15a において式(5.2.5) と(5.2.6) が交差する板厚位置 B (座標を Z_B) は $\Delta e(Z_B) = 0$ において、

$$Z_B = \Delta e_c / 2K \quad (5.2.8)$$

である。

Fig. 5.15a, b の区間 B~E ではひずみ増分領域となり、Fig. 5.15c のように、 $S_2(Z)$ は引張側で降伏し、

$$S_2(Z) = 1, \quad -1 \leq Z \leq Z_B \quad (5.2.9)$$

となる。

一方、#1ロール上で引張側で降伏していた区間 A~B ($Z_B < Z \leq 1$) は除荷領域と

なる。除荷ひずみが小さいと弾性変形なので $S_2(Z)$ は除荷ひずみの一次式となり、

$$S_2(Z) = S_1(Z) + \Delta e_c(Z) = 1 + \Delta e_c - 2KZ \quad (5.2.10)$$

であり、Fig. 5.15c に示す区間 A~B の応力分布となる。

K が大きいと式(5.2.10)は $S_2(Z) \leq -1$ となり、圧縮側で降伏を始める。この位置 A" の座標を $Z_{A''}$ とすると、

$$Z_{A''} = (\Delta e_c + 2) / 2K, \quad (5.2.11)$$

である。

したがって $Z_{A''} < 1$ を満たせば、Fig. 5.15d のように板の上下面が塑性変形する両側塑性の条件となり、

$$S_2(Z) = -1, \quad Z_{A''} < Z < 1 \text{ の範囲}, \quad (5.2.12)$$

と書ける。

$S_2(Z)$ が板厚の全域で得られたので、張力との釣り合い式(5.2.2)より、板厚中心部のひずみ増分 Δe_c を得る。

片側が塑性変形する Fig. 5.15c では式(5.2.9)(5.2.10) を区間 $[-1, Z_B], [Z_B, 1]$

で積分すると $T = 1 - (2K - \Delta e_c)^2 / 8K$ となる。正負に注意して Δe_c について

解いて、

$$\Delta e_c = 2K - 2\sqrt{2K(1-T)}. \quad (5.2.13)$$

が、板の片側が塑性変形するときの板厚中心ひずみである。

両側塑性の Fig. 5.15d では式(5.2.9)(5.2.10)(5.2.12) を区間 $[-1, Z_B], [Z_B, Z_{A''}], [Z_{A''}, 1]$ について積分すると、

$T = (Z_B + Z_{A''}) / 2 = (\Delta e_c + 1) / 2K$ であるから、

$$\Delta e_c = 2KT - 1, \quad (5.2.14)$$

と求められる。式(5.2.14)は曾田が示した式である¹⁹⁾。

式(5.2.13)(5.2.14)は、#1と#2ロールから求めたが、 $\Delta e_c > 0$ であれば、前ロールの履歴が消えるので任意のロール上どうしても同じ式が成立する。また、ロール間とロール間のひずみ増分としても刻みかたが違うだけで、初回曲げの差を無視すると同じ値となる。つまり式(5.2.13)(5.2.14)は、ロール一本あたりに板厚中心に入る延伸ひずみ量である。

式(5.2.13), (5.2.14) の適用範囲は $\Delta e_c > 0$ より、

$$K > 2(1-T), \quad \text{かつ}, \quad K > 1/2T \quad (5.2.15)$$

である。板両表面が塑性変形する条件は $Z_{A''} < 1$ なので、

$$K > 1/2(1-T) \quad (5.2.16)$$

が式(5.2.14)の適用範囲となり、片側塑性の式(5.2.13)より同じ張力なら高曲率側で成立する。

また、板厚全部が弾性範囲に止まるのは、式(5.2.5)(5.2.6)のひずみが、塑性ひずみ 1を越えない条件から求められ、

$$K + T < 1, \quad (5.2.17)$$

である。式(5.2.15)と(5.2.17)に挟まれた領域は、板表面は塑性変形するが、パス毎には板が延伸しない($\Delta e_c=0$)領域である。(この領域の詳細検討には数値解析が必要)。

Fig. 5.16に張力 T と、曲率 K に対するロール一本あたりの(一パス毎の)ひずみ量 Δe_c を式(5.2.13)(5.2.14)を用いて計算して示す。無張力下の曲げと異なり、張力下の繰り返し曲げでは、板がパス毎に伸びてゆくことがわかる。

また、Fig. 5.16には実機において、Al-killed鋼と Ti-killed鋼がどこにくるかの例も示してある。温度が 400°C以下の過時効炉は弾性変形範囲であるが、高温の均熱炉部分では、ロールを通過する毎に板が延伸してゆく条件範囲に入っている。

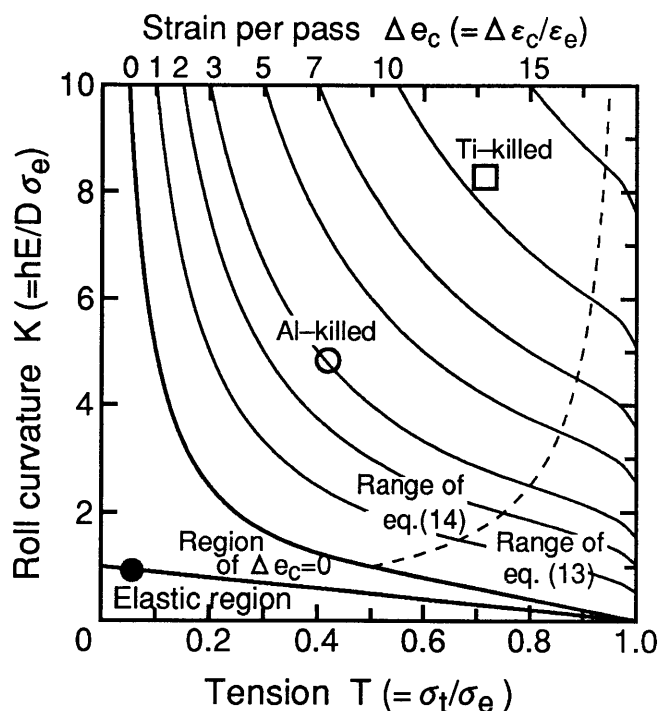


Fig.8. The amount of plastic strain which accumulates in every time strip passes over a roll.

(○□: Actual value of Al-killed & Ti-killed, h=0.8mm,

D=800mm, annealing Temp.=800°C, tension: $\sigma_t=10\text{MPa}$.

● : Al-killed in over aging-furnace, D=1.2m, temp.=400°C)

Fig. 5.16 ロール一本を通過する度に板厚中心部に蓄積するひずみの計算値

実機では張力が降伏応力に近く $T=1$ であると板破断の危険が増すので $T=0.4\sim 0.8$ 程度で操業する。したがって、実機では概ね式(5.2.14)が適用範囲になるので、以後では式(5.2.14)を主に検討をおこなう。

(4) 平均塑性ひずみ量の計算

本項では、材質に対応する転位量の尺度としての塑性ひずみ量を検討する。

引張のようにひずみと応力方向が一致しており、しかも、応力が一度に加わるような単純な変形ではひずみの塑性成分と導入される転位量は 1:1に対応すると考えられるが、除荷を含む繰り返し変形において、転位量の尺度としての塑性ひずみ量をどう計算するかは検討を要する。このとき塑性ひずみ量として、次の二つの計算方法が考えられる。

仮定(a) ・ ・ 転位量はひずみの絶対値の和に比例する。

ひずみ方向が繰り返し変わるとき、ひずみか塑性域に入るたびに新たな転位が増殖すると考える。このとき板厚内の Z の位置の塑性ひずみ量 e_p は、

$$e_p = \sum |\Delta e(Z)_p| \quad (5.2.18)$$

となる。ここで、 $\Delta e(Z)_p$ は式(5.2.7) の塑性ひずみ成分。

仮定(b) ・ ・ 転位量はひずみの最大値に比例する。

一度導入された転位は、固着されない限り自由に運動できるので、曲げのように形状が元に戻る変形では、最大ひずみに対応して転位ができると、それより小さいひずみでは転位が増殖せずに塑性変形ができると考える。このときの転位に対応する塑性ひずみ量は、

$$e_p = \text{Max} |e_n(Z)_p| \quad (5.2.19)$$

で計算できる。 $e_n(Z)_p$ は 1～ n パス目のどれか。

板厚中心のように一方向に延伸されてゆくときは、式(5.2.18), (5.2.19) は同じ値になるが、純曲げでは差が大きい。

引張試験で得る材料の機械的性質は板厚全体の平均なので、塑性ひずみ量も板厚平均で考え、それを平均塑性ひずみ e_{p-av} (具体値で ε_{p-av}) としておく。

仮定(a)の式(5.2.18)を板両側が塑性変形する条件で計算すると、3.4 項の議論から区間 $[-1, Z_B]$ での塑性ひずみは $\Delta e_c - 2KZ$, $[Z_A, 1]$ では $|\Delta e_c - 2KZ + 2|$ になるので、これを各区間で積分し、板厚平均をとれば、1パス当たり、

$$\begin{aligned} \Delta e_{p-av} &= \Delta e_c + (K/2)[(1-Z_B)^2 + (1-Z_A)^2] \\ &= (2KT-1) + K(1-T)^2 + (1/4K) \end{aligned} \quad (5.2.20)$$

となる。ここで $\Delta e_c, Z_B, Z_{A^*}$ に式(5.2.14)(8)(11) を用いた。

張力が低いときは式(5.2.20)で $\Delta e_c=0, Z_{A^*}=Z_B$ とおくことで計算できる。

$$\Delta e_{p-av} = K(1-1/K)^2 \quad (5.2.21)$$

したがって、 n パス通過した板の平均塑性ひずみ e_{p-av} は、式(5.2.20)(21)の n 倍として求められる。

一方、仮定(b)では、転位の増殖は形状が新たに変わるときだけ生じるので、最終的な最大ひずみは、 n パスの板厚中心ひずみ分に、1パス分の曲げ塑性ひずみ分、式(5.2.20)の右辺の板厚中心ひずみ以外の付加項を加えたものとしてできる。したがって、パス当たりになると、

$\Delta e_c > 0$ の条件で、

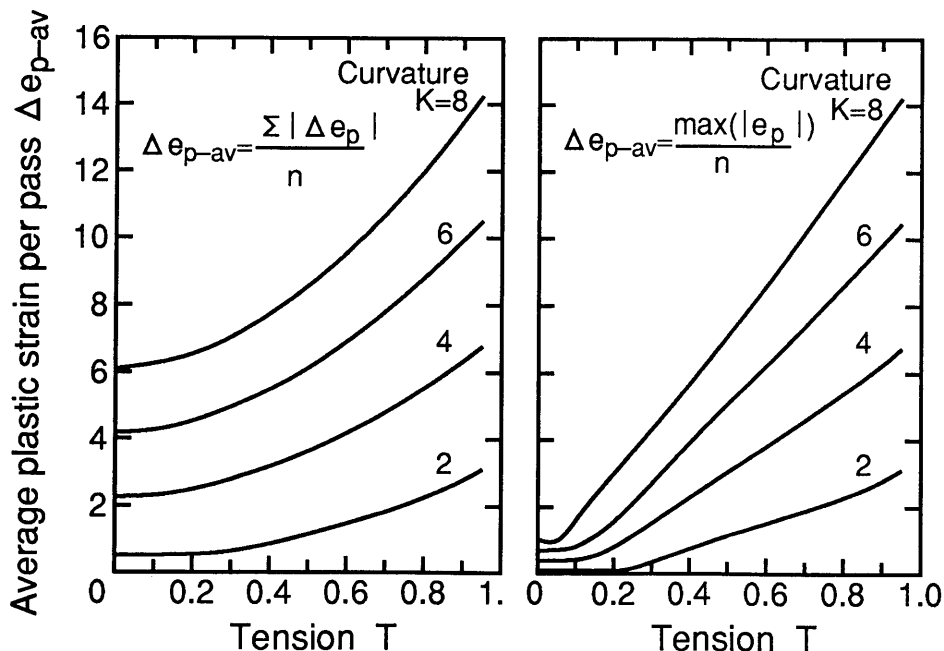
$$\Delta e_{p-av} \approx (2KT-1) + K(1-T)^2/n \quad (5.2.22)$$

$\Delta e_c = 0$ のときには、式(5.2.21)の1パス分だけ考えて、

$$\Delta e_{p-av} = [K(1-1/K)^2]/n \approx (K-2)/n \quad (5.2.23)$$

両方の式で、 $1/K$ の項は小さいとして無視した。

この両者の仮定をもとに計算した1パス当たりの平均塑性ひずみ Δe_{p-av} を、 $n=6$ として求め、Fig. 5.17に示す。



(a) e_{p-av} depends on strain (b) e_{p-av} depends on max. strain path, i.e. equivalent strain

Fig. Average plastic strain increment per pass which corresponds to increment of dislocation density.

Fig. 5.17 転位に対応する塑性ひずみと張力の関係の計算結果

張力の低い側では、仮定(a)のほうが平均塑性ひずみ量は大きくなり、張力0でもパス毎にひずみが蓄積する。

5.2.4 考察

前章の解析結果を実機データと比較した。まず、板が延伸される式を検討した。式(5.2.14)を具体的な延伸ひずみ量にするとロール一本当たり次のように書ける。

$$\Delta \varepsilon_c = (2h\sigma_t / \sigma_e D) - \sigma_e / E \quad (5.2.24)$$

実機での延伸量の直接測定が難しいので、板幅縮みの実測値で式(5.2.24)の評価を試みた。延伸ひずみの半分程度が幅縮みに現れるとすると、板幅縮み量 Δw は、パス数 n と板幅 w により、

$$\Delta w \approx -nw\Delta \varepsilon_c / 2 \quad (5.2.25)$$

と求まる。

Fig. 5.18は、実機の幅縮み Δw と式(5.2.25)式で求めた計算値と比較したものである。差異はあるが焼鈍中の幅縮みが、ロール曲げで説明できると考えてよいであろう。図中の黒丸は、低張力操業での実測値を示す。

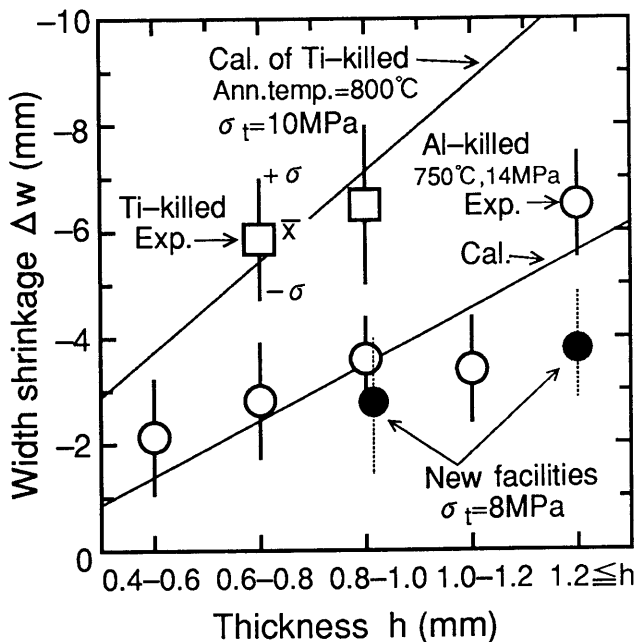


Fig. Width shrinkage which occurs in continuous annealing line.
(Comparison between experimental result ($w=1.1\sim 1.3$ m) and
calculated width shrinkage ($\Delta w = -w \varepsilon_{p-av} / 2$, $w=1220$ mm, $n=8$ pass))

Fig. 5.18 実機連続焼鈍ラインにおける幅縮みの板厚依存性と計算結果の比較

また、式(5.2.24)において、 $\Delta \varepsilon_c \leq 0$ になる条件、

$$\sigma_t \leq D\sigma_c^2/2hE \quad (5.2.26)$$

に張力を下げると、板厚中心部が延伸しなくなるので、ロール本数が多くても、転位が急速に少なくなると予測される。

Fig. 5.19には、実機の連続焼鈍ラインで降伏点近くの高張力で焼鈍した材料と、その半分の張力で焼鈍した板の転位を、電子顕微鏡で観察した結果を示す。実験室材なみに転位密度が小さくなってはいないが、張力の高い材料より、大幅に転位の少ない板が得られた。

次に、平均塑性ひずみと材質の関係を検討した。連続焼鈍タイプの溶融亜鉛めっき加工用グレード(過時効は箱型焼鈍でおこなう方式で、過時効でのロール曲げの影響はない)と、これに対応するグレードの箱型焼鈍材の全伸びを比較すると、連続焼鈍材の方が延性が低く、特に板厚の大きいほど差が大きくなる。全体としての延性の差は、焼鈍プロセスの違いによる r 値、結晶粒径などの影響を受けたためであろうが、差の板厚依存性は、それらでは説明できない。この全伸びの差の板厚依存性を前章で解析した塑性ひずみの影響と考えると解析した。

塑性ひずみの求め方としては、実験 I で曲げ回数に材質劣化が依存していないことや、無張力のローラレベラでは加工硬化が少ないという操業経験などから、仮定(b)の最大ひずみで評価する方が実際に近いと考えられた。

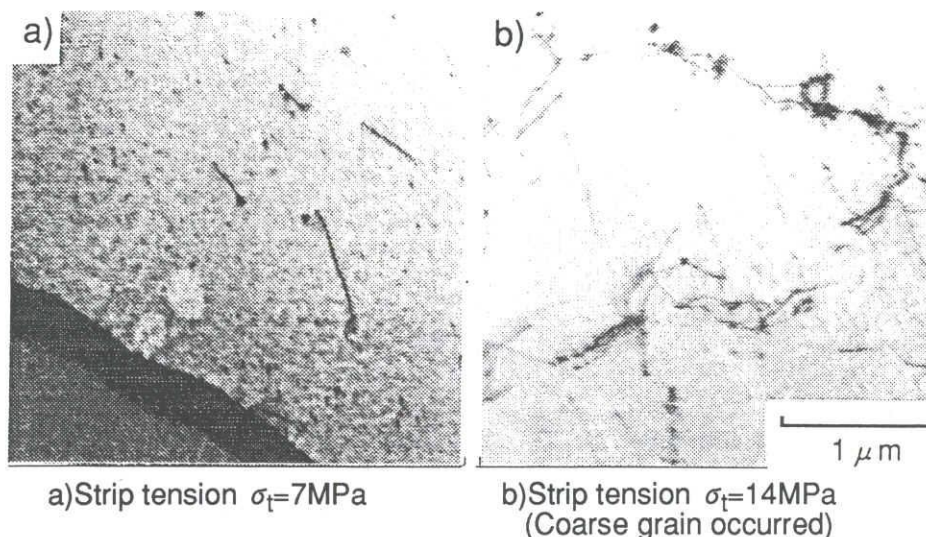


Fig. Effect of strip tension on dislocation density.
(Ti-killed steel, $C=0.005\text{mass}\%$, $h=0.8\text{mm}$, Annealing temp. = 800°C .)

Fig. 5.19 通板張力の低減による連続焼鈍材の転位密度の変化

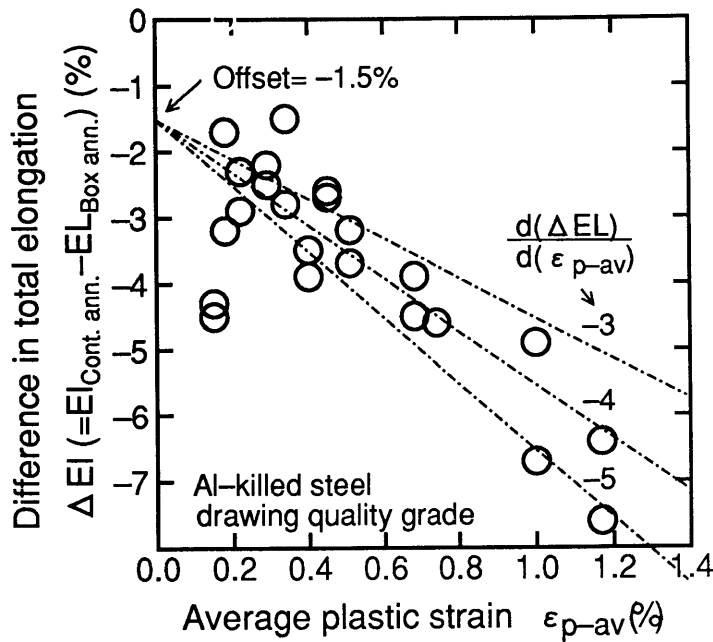


Fig. Average plastic strain during continuous annealing (hot-dip galvanizing) and total elongation deterioration.

Fig. 5.20 連続焼鈍中(溶融亜鉛めっき中)の塑性ひずみと材質差の比較

連続焼鈍中の平均塑性ひずみ量を式(5.2.22)を用いて求めて横軸とし、焼鈍プロセスの差を縦軸にしてFig. 5.20のように整理した。

連続焼鈍材と箱型焼鈍材は全体として全伸びで1.5%の差があり、その上に塑性ひずみ1%当たり全伸びの劣化が-4%程度あると認められる。

以上のように、連続焼鈍中の張力とロール曲げによって板厚中心部が延伸してゆくモデルを考えることで、転位密度の実験室材と実機材の違い、ひずみを与えて焼鈍した材料の延性劣化の実験結果、および、実機における板幅の縮み、板に残留する転位、延性差の板厚依存性などが矛盾なく説明できる。

連続焼鈍ラインを新日本製鐵株名古屋製鐵所に新設するにあたり、低張力にすれば、材質劣化が低減されること、また、ヒートバックルと呼ばれる欠陥にも望ましいことがわかったので²⁰⁾、新設ラインは低張力側で安定して通板できるように設計した。このラインは、自動車用の加工用鋼板を大量、且つ、安定的に製造している。また、張力が既存ラインより低いので延伸量を減らすことができ幅縮みがFig. 5.18に1例を示すように(図中の黒丸のデータ)減少し、寸法精度向上に

も成果をあげている。

5.2.5 むすび

連続焼鈍ラインは、軟化した鋼板にとって一種のテンションレベラーとして働き、ロールを通過する毎に、板は長手方向に延伸されてゆく。

ロールと張力によって板内部に導入される平均塑性ひずみ(板厚中心部の延伸ひずみにほぼ等しい) 1% あたりの鋼板の全伸び劣化代は 4% 前後と推定される。

高温部のロール1パス毎の延伸ひずみ $\Delta \varepsilon_c$ は板の両表面が塑性変形するとして求めたテンションレベラの伸び率の理論式、

$$\Delta \varepsilon_c = \frac{2h\sigma_t}{D\sigma_e} - \frac{\sigma_e}{E}$$

で計算できる。

連続焼鈍で発生する板幅縮みは、上記の延伸ひずみによって引き起こされたものと推定され、幅方向ひずみは、延伸ひずみの約半分程度として計算できる。

第5章の参考文献

- 1) 的場哲, 青木至: 32回塑性加工連合講演会 (1981), p. 579
- 2) 的場哲, 阿高松男, 青木至, 辺見直樹: 鉄と鋼, 71(1985), S1183
- 3) 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, 16-1(1984), p. 37
- 4) 総田良之, 益居健, 安藤功司, 小峰一晃, 森野久和: 材料とプロセス,
5(1992), p. 1463
- 5) 宮前収, 小野田正巳, 松浦源宣: 材料とプロセス, 3(1990), p. 1482
- 6) 吉原直武, 福田脩三, 上野康: 鉄と鋼, 74(1988), p. 839
- 7) 福島丈雄: 日本鉄鋼協会, 88回西山記念講座, (1983), p. 157
- 8) 的場哲, 阿高松男, 青木至: 材料とプロセス, 5(1992), p. 1459
- 9) S. P. Timoshenko and J. M. Gere, 長谷川節訳: 弾性安定の理論(下), (1974),
p. 329, [ブレイン図書出版]
- 10) 日比野文雄ほか著: 矯正加工 (日本塑性加工学会編), (1992), p. 9, [コロナ社]
- 11) 関谷壮, 斉藤渥: 薄板構造力学, (1968), p. 302, [共立出版]
- 12) 前沢成一郎: 数理科学, 148, (1975), p. 65
- 13) 鶴博彦, 柴田哲典, 岩城正和, 的場哲: 鉄と鋼, 71(1985), S1182
- 14) 戸田健三, 権藤永, 武智弘, 阿部光延, 上原規正, 小宮邦彦:
鉄と鋼, 61 (1975), p. 2363
- 15) 久保寺治朗, 中岡一秀, 荒木健治, 渡辺馨, 西本昭彦, 岩瀬耕二:
鉄と鋼, 62 (1976), p. 624
- 16) 原隆啓, 高田正男, 太田邦夫, 烏谷徹: 鉄と鋼, 49(1963), p. 1885
- 17) 久保田稔, 鈴木弘: 塑性と加工, 12 (1971), p. 671
- 18) 的場哲, 阿高松男, 青木至, 土井公明: 第33回塑性加工連合講演会,
(1982), p. 167
- 19) 曾田長一郎: 塑性と加工, 10 (1969), p. 853
- 20) 的場哲, 阿高松男, 青木至, 神馬敬: 鉄と鋼, 80(1994), p. 641

第6章 プロセッシングラインにおける形状不良現象とその改善

6.1 プロセッシングラインにおける幅反りの発生とその防止

6.1.1. はじめに

薄鋼板のプロセッシングラインではロール曲げの影響を受けて、鋼板に幅反りが発生する場合がある。この問題を第3章のテンションレベラの解析理論の応用として検討した。本項では、電気めっきラインを取り上げる。

電気めっきラインの能力を上げるためには、鋼板と電極の距離を小さくして大電流を流す必要がある。電極間距離を小さくしたラインで板に幅反りがでると、電極間距離の大きい従来型のラインよりもめっき電流の幅方向不均一の影響が大きくなり、めっきむらなどの欠陥になりやすい。

めっき電流は通電ロールと呼ばれる耐酸性の金属製ロールから鋼板に供給される。第1章の Fig. 1.14 に示した縦型めっきラインの例では、通電ロールに板が 180° 巻きつくので、このロールによる曲げの影響が出ないように通板材の最大厚みの約1000倍になる $1500\text{ mm}\phi$ のロールが採用されている。また、めっき槽までの入側設備のロール径についても十分に配慮をしたと報告されている¹⁾。

これに対して、Fig. 6.1 に示す横型の電気めっきラインにおいて、板がロールに 90° 以上巻きつく所については通板材の主な板厚 0.8mm の1000倍で $800\text{mm}\phi$ のロール径としたが、めっき槽内の通電ロールについては、そのパスラインが直線であるため、通電ロールでの変形の可能性を考慮せず、ロール径 $310\text{mm}\phi$ と板厚の400倍程度の比較的小径ロールを選択してしまった。このため、Fig. 6.2 に示すような幅反りが $10\sim 20\text{mm}$ も発生し、幅方向のめっき厚さが不均一となった。

本研究は、ロール径が決まってしまったラインで、幅反りを低減するために検討した内容を記す。

6.1.2 幅反りの発生状況

Fig. 6.2 のようにめっき槽のロールは、上側が金属の通電ロールで、下側がそれに板を押しつけるためのゴムロールとなっている。板の幅反り(C反り)は、金属ロール側が凹み、ゴムロール側の下に凸になるように発生し、広幅材ではW型になる場合もある。この幅反りはめっき槽入側の原板が幅方向で上に凸に反っている場

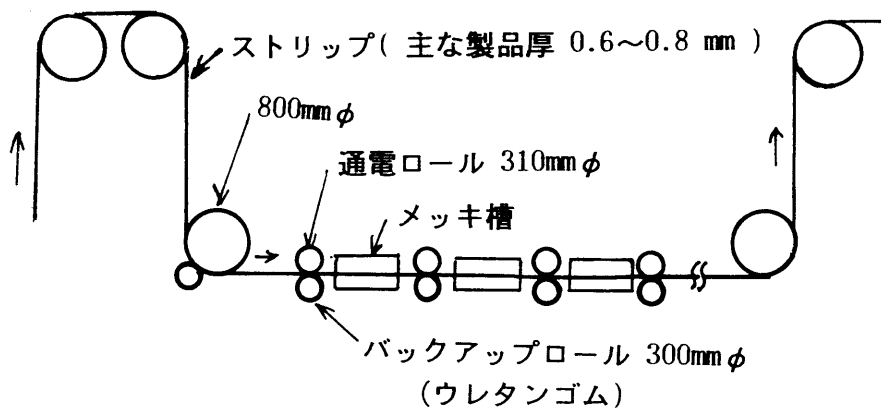


Fig. 6.1 横型電気めっきラインのロール配置

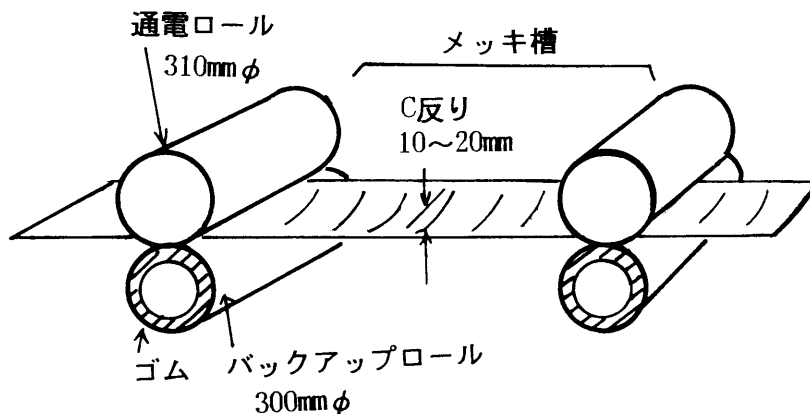


Fig. 6.2 めっき槽部における幅反り発生状況

合でも、めっき槽に入るといつも下に凸の反りとなる。通電ロールへ板を押しつけているゴムを貼りつけたバックアップロールの押し込み力を半減すると、C反りが軽減されるので、C反りの発生原因は通電ロールとゴムロールにあると結論された。

ただし、ゴムのバックアップロール押し込み力を小さくすると、板と通電ロールの間の電気抵抗が増して、めっき電流によってアーク火花が発生するなどの不都合を生じやすくなるので、この押し込み力を減らす方法は採用できない。

6.1.3. 幅反りの再現

この現象を再現するため、Fig. 6.3 のように、ゴム板の上にめっき前の冷延鋼板を乗せて、ロール径 250mmφの冷間圧延機で圧下するシミュレーション実験をおこなった。はじめ平坦であった板でも圧延機をでると、大きく下に凸のL反りとなり、

それを長手方向に水平になるように拘束して、L反りを消すと、下に凸のC反りとなった。

C反りは、板長手方向（L方向）に曲げた板を平坦に戻すと必ず発生する現象なので²⁾、本研究では、Fig. 6.1 のロール配置でL反りを作らない条件を検討することが課題となる。

L反りとC反りの関係については、付録Aで考察しているように、無拘束状態でのL,C反りを曲率 κ_{L0} 、 κ_{C0} とすると、オンライン上で、L方向に板を伸ばした状態でのC反りの曲率 κ_C が、

$$\kappa_C = \kappa_{C0} + \nu \kappa_{L0} \quad (6.1)$$

と求まる。ここで、 ν はポアソン比で $\nu = 0.3$ 。曲率は下側凸を正とする。

無拘束時にC反りが無い $\kappa_{C0} = 0$ の板でもL反りがあり $\kappa_{L0} \neq 0$ であるとオンライン上で、板を伸ばすと $\nu \kappa_{L0}$ だけ幅反りになることがわかる。

本項では、無拘束でL反りだけがある板が、オンライン上で、どの程度のC反りになるかを議論する。(6.1)式で $\kappa_{C0} = 0$ として、板幅 b の板のC反り高さ δ_C は、

$$\delta_C = (b^2/8) \kappa_C = (\nu b^2/8) \kappa_{L0} \quad (6.2)$$

と求められ、長手方向の板曲率 κ_{L0} に比例し、板幅の二乗に比例する。

広幅材の場合、C反りがW型になる場合がある。この現象を、板厚、板幅を実機の約1/4の縮尺モデルで検討した。板厚0.23mmのぶりき原板を小径ロールに巻きつけてL反りを作り、Fig. 6.4のように、両端を挟んでL反りがなくなるように張力をかけた。図中の幅反りのスケッチに示すように、狭幅では単一円弧であるが、広幅になるとC反りがW型に近づく傾向を示した。

C反りの曲率が同じでも広幅になると、(6.2)式のように反り高さ δ_C は急速に大きくなる。板幅中央のC反りの頂点と板端では、パス長さに差があり、その差は反り高さ δ_C が高いほど大きくなり、単一の円弧でいるよりも幅方向で折れ曲がってW型になるほうが位置エネルギーが少なくなり安定化すると考えられる。このロール間で張力のかかった板が幅方向に複数の波を作る現象は、5.1項で考察しており、板の寸法、ロール間隔、張力を与えたときにのロール間に発生するしわの数が、座屈理論から(5.1.22)式として求められている。

このように、実ラインで発生している現象は、通電ロールに板が押しつけられてL反りとなり、そのL反りがC反りに変換する機構で発生していることが、ほぼ確かと考えられる。

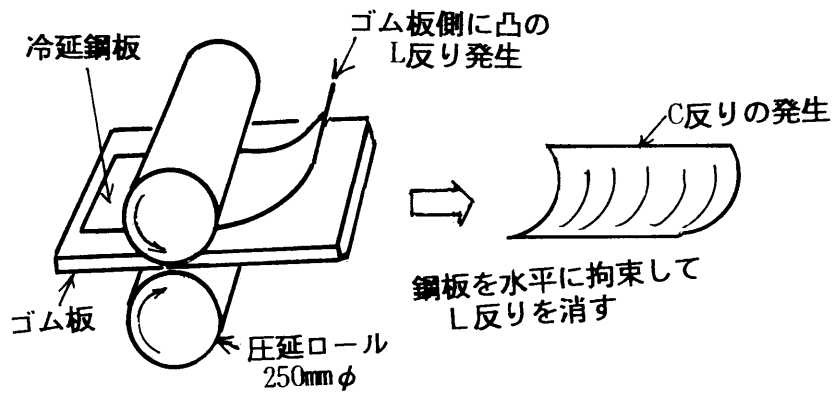


Fig. 6.3 幅反りの再現実験

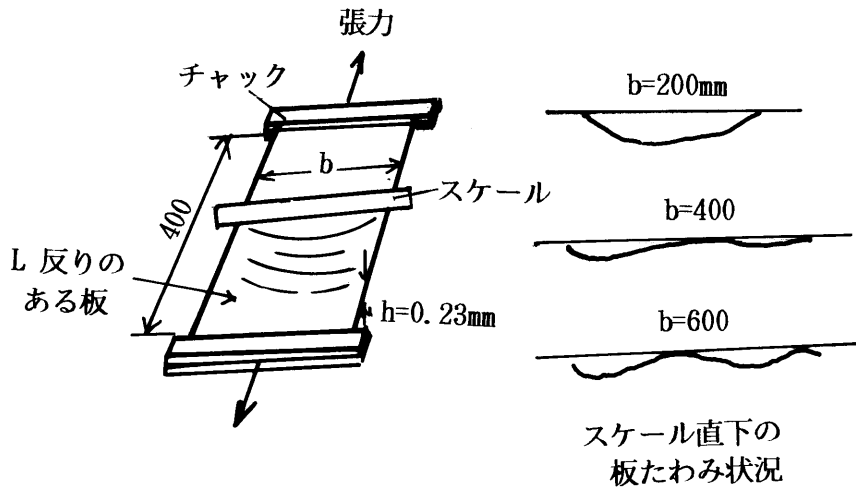


Fig. 6.4 板幅が大のときの幅そり発生形態(1/4モデル)

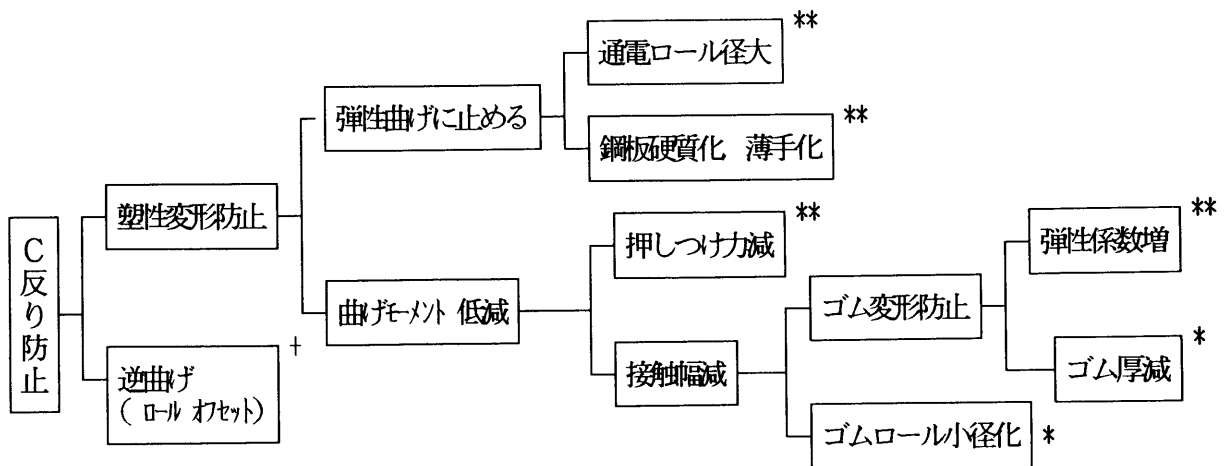


Fig. 6.5 幅反り抑制の特性要因図(+効果小, *効果中, **効果大)

6.1.4. 幅反りの抑制原理

めっき槽内で発生するC反りの抑制法を考察すると、曲げ理論から Fig. 6.5のよ
うにまとめられる。このなかで、ライン通板に伴うロール曲げがあっても、その曲
げ変形量を弾性範囲に止めるのは、最も確実な方法であると考えられる。

通電ロールの直径を $D (=2R)$ 、通板材の板厚を $h(=2a)$ 、降伏応力を σ_0 とする。
平面ひずみ条件での降伏応力 $Y=1.1\sigma_0$ 、弾性係数 $E' = E/(1-\nu^2)$ からロール
の曲率を板の降伏曲率 $\kappa_0 (=Y/aE')$ で無次元化した曲率係数 K で表すと、

$$K = hE' / DY \quad (6.3)$$

となる。この曲率係数で、 $K=1$ なら板表面が塑性域に達することになる。 $K \leq 1$
の弾性曲げにすると、C反りは発生しなくなる。

曲率係数 K を小さくするのに、板の硬質化 (σ_0, Y 大)、薄手化 (h 小) は有効
ではあるが、鋼板の用途、注文によって材質、板厚が決まっているので選択の余地
はない。また、通電ロール径 D を大にするのは、設計段階では有効であるが、出来
上がったラインでは変更が困難である。

一方、この対策のなかで、逆曲げ、すなわち、板を前もって逆に曲げておくか、
通電ロールとゴムロールをオフセットさせて2回曲げになるようにする方法は、効
果が1パス分しか持続しないこと(塑性曲げを受けると履歴が消える)、ロールの
オフセットが大きく必要なこと、材料の厚さ、材質ごとに最適点が違ってくるなど
実用的でない。

このように考えると、塑性変形を防止する対策のなかで、現実的に取りうるのは、
板を曲げないようにする対策、すなわち曲げモーメントを低減する対策に限られて
しまう。

以下には、Fig. 6.5の原理図の妥当性を確認する実験をおこない、その実験のな
かで曲げモーメント低減の対策案を考える。

(1) 押し込み力の影響

ゴム板(ネオプレンゴム、板厚 $t=7\text{mm}$)の上に冷延鋼板(板厚 $h=0.77\text{mm}$ 、板幅 $b=$
 180mm 、降伏応力 $\sigma_0=167\text{MPa}$)を乗せて冷間圧延機に通す Fig. 6.3の方法(ゴム
板圧延法と呼ぶ)で、ロールギャップを変えた実験をおこなった。ゴム板圧延は無
張力の切り板でおこなっている。ゴムの圧力で鋼板が上側の圧延ロールに押しつけ
られて曲がるため、圧延機から板は上ロール側に反って出て来る。実機の電気め
っきラインでは、パスラインが張力で水平になるように保たれているので、この状態

を再現するために、圧延機出側で板が反り上がってくるのを、バタ木で抑えてパスラインが水平になるように拘束している。

Fig. 6.6 に示すように、ロールギャップを締めて押し込み力を増やしてゆくと、L反りは大きくなる。この板を床上においてL反りが無くなるように、板幅中央をスチール製の物差し長手方向に抑えてやると、L反りがC反りに変換する。(物差しを取り除くと元のL反りに戻る。) このようにC反りに変換させて測定した 180mm 幅でのC反りの高さと単位幅に換算した押し込み力 P (以後、断らない限り単位幅あたりの押し込み力とする) の関係を Fig. 6.7 に示す。C反りは、押し込み力がある程度の大きさから急増し、やがて飽和する。

押し込み力が大の所で、C反りが飽和する現象は、L反りに上限がある(板をいくらスチールロールに押しつけてもロール曲率以上には板が変形しえない) ためと考えられる。

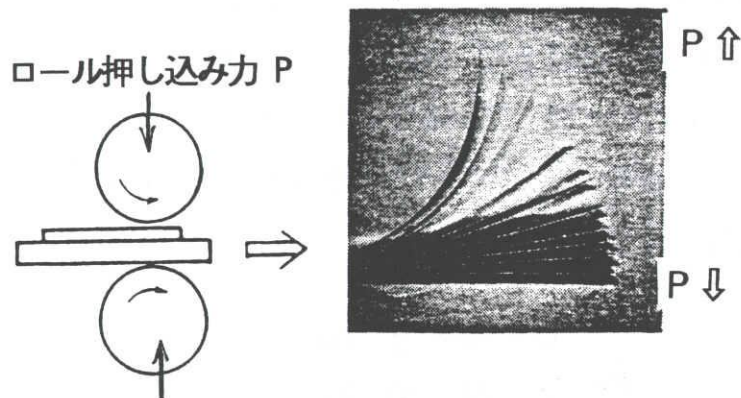


Fig. 6.6 ロールギャップを締めたときの長手反りの変化

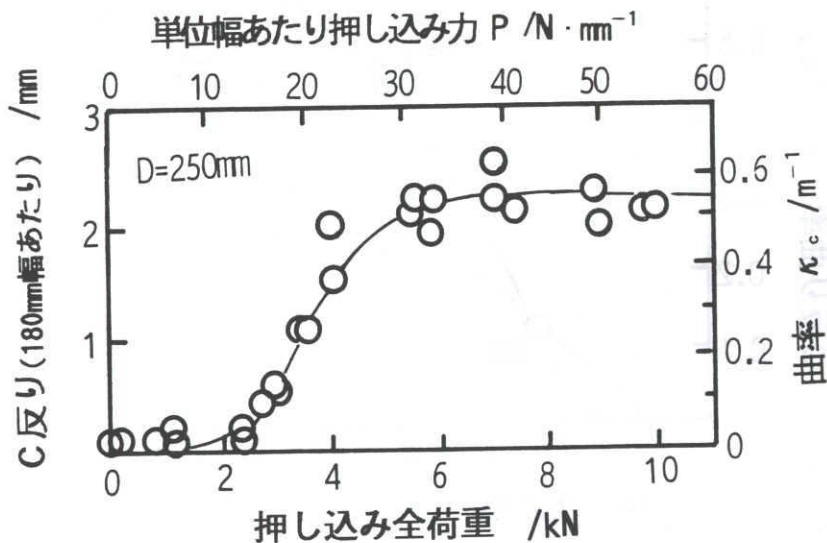


Fig. 6.7 押し込み力に対するC反りの変化

(ネオプレンゴム, $t=4\text{mm}$, 鋼板 $\sigma_s=167\text{MPa}$, $h=0.77\text{mm}$)

(2) ロール径の影響

ロール径の影響をみるために、同様にロール径が 140mm, 250mm, 420mmφである各種の圧延機でおこなった。試験に用いた冷延鋼板、ゴム板は前の試験と同じである。

C反りの値は、押し込み力に対してC反りが飽和したときの値を採用した。結果を Fig. 6. 8に示す。図の実験データを結ぶ直線を延長すると、曲率係数 $K=1$ の付近でC反りが無くなる $\kappa_c = 0$ とまじわる。この条件を (6. 3)式にいれると、 $D \approx 950\text{mm}\phi$ となる。

一方、第3章のテンションレベラの研究で得た幅反りの解析論理で求めたC反りの計算結果を図中に実線で示した。計算条件は無張力下の曲げとし、スチールロール径になじむまで曲げた後に、平坦に曲げ戻すとし、拘束を除いてスプリングバックした時の曲率 κ_{L0} , κ_{C0} を計算してから、(6. 1) 式、

$\kappa_c = \kappa_{C0} + \nu \kappa_{L0}$ を用いてオンライン上のC反り κ_c に換算したものである。ロール径 600~700mm φ付近以上で、ほぼC反りが消えている。実験と理論から得たC反り高さは、おおむね一致していると見なせる。

このように確かに、通電ロールのロール径を大として、弾性曲げ状態に近づけることで、C反りは減らせる。

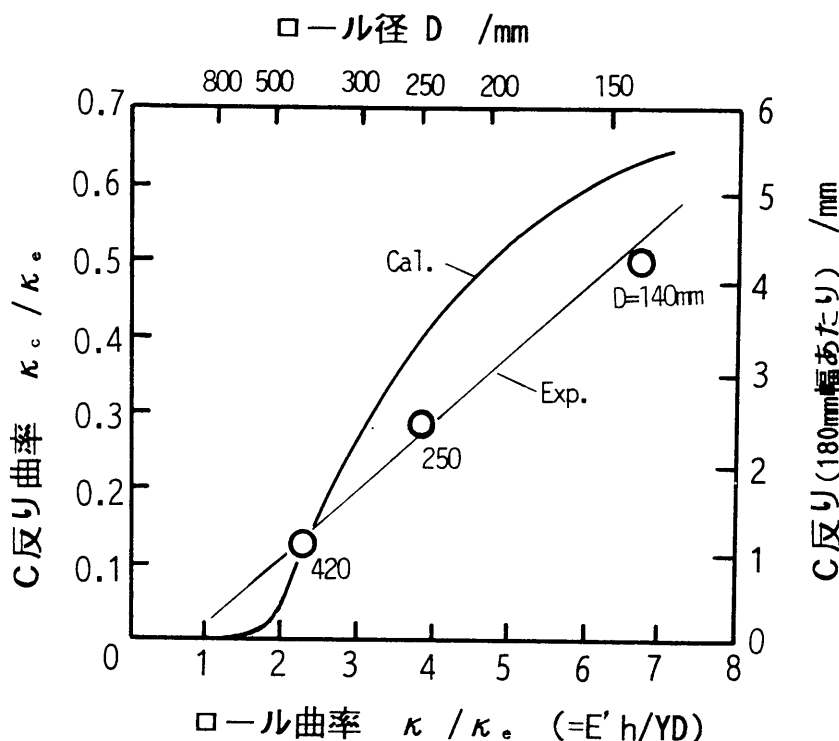


Fig. 6. 8 ゴムロール圧延のロール径とC反りの関係(実験と理論の比較)

(ネオプレンゴム, $t=4\text{mm}$, 鋼板 $\sigma_s=167\text{MPa}$, $h=0.77\text{mm}$)

(3) 曲げモーメントの低減による幅反りの抑制

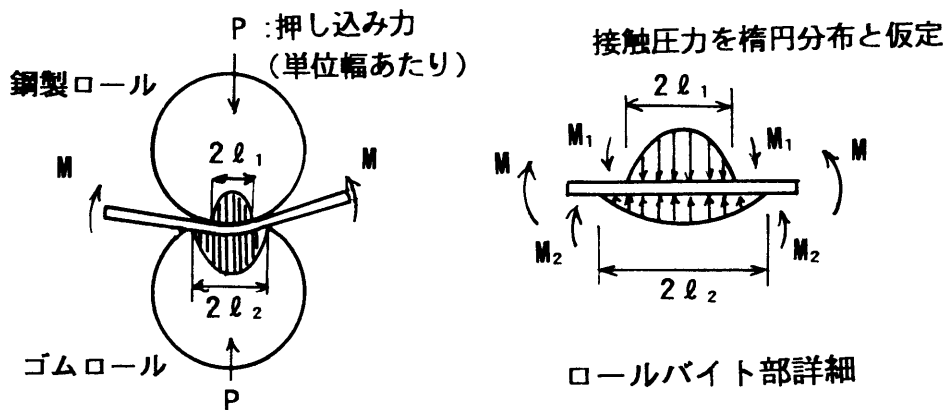
前2項の対策は現実的には採用しにくいので、次に曲げモーメントの低減手段を考察した。

ロール径が細く、降伏曲率を越える場合でも、板がロールになじまなければ、Fig. 6.7の押し込み力 $P < 10 \text{ N/mm}$ の範囲のようにC反り発生がない領域がある。押し込み力にはめっき条件から下限があるので、 P を一定にしたままで板をロール曲率になじまないようにすればC反りの防止につながると考えられる。

板がロールになじむかどうかは、押し込み力で発生する曲げモーメントで済むので、通電ロールへ板を押しつける力を同じにしたままでも、モーメントアーム、つまりゴムロールと板の接触幅を小さくできれば、板がロールになじむのを阻止できよう。

ゴムロールと通電ロールの間に挟まれた板に働く力をFig. 6.9のようにモデル化する。板と上下ロールの接触幅を 2ℓ 、板の長手を座標 x 、板とロールの接触圧力分布を $p(x)$ とし、 $p(x)$ が楕円型の分布であると仮定する。接触幅中央の圧力を p_0 とおくと、

$$p(x) = p_0(1 - (x/\ell)^2) \quad (6.4)$$



M_1, M_2, M : 幅あたり曲げモーメント
接触圧力を楕円分布と仮定すると

$$M_1 = \frac{3}{16} P \ell_1, \quad M_2 = \frac{3}{16} P \ell_2$$

$$\therefore M = \frac{3}{32} P \Delta L, \quad \Delta L = 2\ell_1 - 2\ell_2$$

Fig. 6.9 ロールと鋼板の接触によって発生する曲げモーメント

と書ける。ロールを板に押しつけている単位幅当たりの押し込み力を P とすると、

$$P = \int_{-\ell}^{\ell} p(x) dx = 2p_0 \left[x - \frac{x^3}{3\ell^2} \right]_0^{\ell} = \frac{4p_0 \ell}{3} \quad (6.5)$$

したがって、 $p_0 = 3P/4\ell$ である。一方、接触幅中央に働く曲げモーメント M は、 $x \cdot p(x)$ を接触幅の片側だけ積分すれば得られるので、

$$M = \int_0^{\ell} xp(x) dx = p_0 \left[\frac{x^2}{2} - \frac{x^4}{4\ell^2} \right]_0^{\ell} = \frac{3P\ell}{16} \quad (6.6)$$

したがって、板と上下ロールの接触幅が $2\ell_1$, $2\ell_2$ と上下で異なる場合には、次のような曲げモーメントが単位幅当たり発生する。

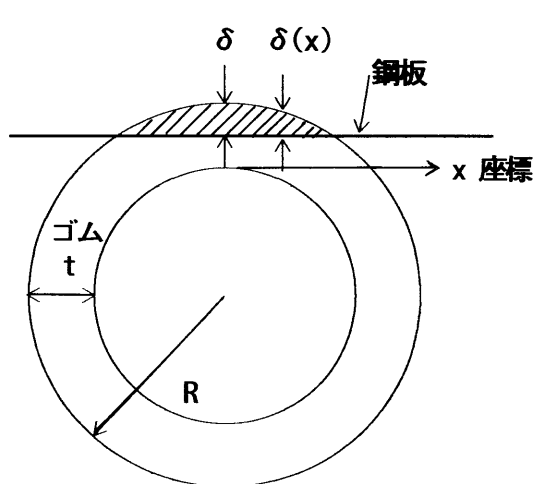
$$M = \frac{3}{32} P \Delta L \quad (6.7)$$

ここで、 $\Delta L = 2\ell_2 - 2\ell_1$ で、上下ロールの接触幅の差。

したがって、この曲げモーメントが板の降伏曲げモーメント $M_0 (= Yh^2/6)$ より小さくなるように、上下の接触幅の差 ΔL を小さくできれば、押し込み力 P を一定にしたままで C 反りの防止が図れる。

(4) ゴムロールの接触幅の見積もり

板がゴムロールで通電ロール側に押しつけられると、板は曲率を持つが、いま、簡単のため Fig. 6.10 のように、板は平坦なままでゴムロールだけが図のように変形したとする。図の斜線部のゴムの部分が何処かにはみ出したり、押された部分のゴム厚が場所によってかわる効果などをすべて無視し、押し込み量 δ と接触幅 2ℓ 、押し込み力 P の関係を第 1 近似として求めてみる。



- δ 押し込み量
- $\delta(x)$ 接触中心より x 位置の押し込み量
($= \delta - x^2/2R$)
- t ゴム厚さ
- ℓ 接触幅 ($= 2\sqrt{R\delta}$)
- R ロール半径 ($D = 2R$)
- $\varepsilon(x)$ ゴムのひずみ分布 ($= \delta(x)/t$)
- $\sigma(x)$ ゴムの反発応力分布 ($= E_r \varepsilon(x)$)
- P 単位幅あたりロール押し込み力

$$P = \int_{-\ell}^{\ell} \sigma(x) dx = \frac{E_r}{t} \int_{-\ell}^{\ell} (\delta - x^2/2R) dx$$

Fig. 6.10 ゴムロールの変形量と押し込み力の関係

接触幅の中心からの押し込み量の分布 $\delta(x)$ は、押し込み量がロール半径 R にくらべて小さいとして、幾何学的関係を考慮すると、

$$\delta(x) = \delta - x^2/2R \quad (6.8)$$

と書ける。接触部の端で $\delta(\pm \ell) = 0$ になるので、接触幅の半分は

$$\ell = \sqrt{2R\delta} = \sqrt{D_r\delta}, \quad (6.9)$$

である。ここで、 D_r はゴムロールの直径。

ゴムロールのライニングされたゴム厚さを t とすると、 $\delta(x)$ だけつぶされたゴム板のひずみ量は、 $\varepsilon(x) = \delta(x)/t$ となり、ゴムの弾性係数を E_r とすると、ゴムが変形することによる圧力分布は、

$$p(x) = E_r \varepsilon(x) = E_r(\delta - x^2/2R)/t \quad (6.10)$$

となる。ロールの押し込み力 P は、(6.10)式を $-\ell$ から ℓ まで積分すれば得られる。接触幅 2ℓ を L とおいて、(6.9)式の関係を用いて整理すると、

$$P = \int_{-\ell}^{\ell} p(x) dx = \frac{2E_r}{3Rt} \ell^3 = \frac{E_r}{6D_r t} L^3 \quad (6.11)$$

と書ける。したがって、接触幅 L は、

$$L = (6D_r t P / E_r)^{1/3} \quad (6.12)$$

と求められる。

ゴムロールによる曲げモーメントを減らすには、(6.7)式でゴムロール側の接触幅 $2\ell_2 (=L_2)$ を小さくすればよく、(6.12)式の L を小さくするのと同じことになる。(6.12)式を小さくするには、Fig. 6.5 にまとめたようにゴムロールを硬くして(E_r を大)、ゴム厚を小さく(t を小)、ゴムロール径を小さく(D_r を小) とするのが有効となる。

6.1.5. 実験による検証

以後の実験に供した冷延鋼板を Table 6.1 に示す。材質は実ラインで幅反りが問題になる代表的な鋼種を選んでいる。C反りは板幅 180mm の試験片データで求めた。実機の板幅でのC反りに換算するには、実ラインの板幅 b との比の自乗、 $(b/180)^2$ をかける必要があるが、幅広ではW型の幅反りになったりするので、C反りの換算はあまり意味がなく、この実験値自体で傾向を判断すべきであろう。

ゴム材質を Table 6.2 に示す。ゴム厚の影響が検討できるように、1 サンプルだけであるが同一ゴムで板厚を変えている。表中の弾性係数 E_r 、ショア硬度は製造

メーカーのカタログ値である。ショア硬度 $H_s = 90$ ，材質記号 UL, T1 が実機ラインで使用中のゴムロールである。製造メーカーが異なるとショア硬度がほぼ同じでも，弾性係数としている値がかなり違っているので，この E_r はメーカー間では直接比較できず，目安にできる程度のものである。

Table 6.1 供試材およびロール条件

項目	内容
鋼種	低炭素アルミキルド鋼 SPCE
寸法	板厚 $h=0.8\text{mm}$ ，板幅 $b=180\text{mm}$
降伏応力	$\sigma_s = 152\text{MPa}$ (一部 167MPa)
使用ロール	$D=140\text{mm}\phi$ ， $250\text{mm}\phi$ ， $420\text{mm}\phi$

Table 6.2 実験に用いたゴム板の種類

No.	ゴム名称	ショア硬度 ¹⁾	弾性係数 E_r ¹⁾	バネ定数 k ²⁾	板厚
N	ネオプレン	—	8 MPa	35 MPa	4 mm
UL	軟質ウレタン	90	14	73, 58, 39 ³⁾	5, 10, 20 ³⁾
UH	ウレタン	95	25	147	10
T1	軟質ウレタン	90	24	69	7
T2	ウレタン	95	34	118	7
T3	ウレタン	98	56	245	5
PP	ポリプロピレン	—	127	686	5

注1) メーカーカタログ値(UL, UHと T1, T2, T3 はメーカーが異なる)

2) C反り実験より求めた値 3) 板厚3種類

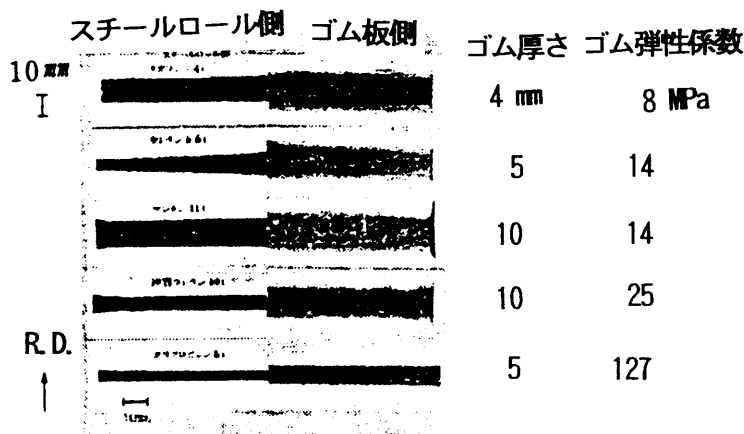


Fig. 6.11 感圧紙によるロールと板の接触幅の測定 ($P=40\text{N/mm}$)

(1) 板とロールの接触幅についての理論と実験との比較

6.1.4 項の理論検討をゴム材質を変えて接触幅を測定する方法で検証してみた。ロール径250 mmφの圧延機を用い、静止状態で、鋼板とゴム板と、鋼板とロールの間に、感圧紙(500kPa程度の圧力をかける発色する用紙)をはさみ、ロールを押し込んで、所定の押し込み力をかけた時の板にかかる面圧分布を測定した。

Fig. 6.11に測定例を示す。スチールロール側の接触幅が小さく、また、ゴムが硬くなると、両側とも接触幅が小さくなっている。

このようにして得た接触幅とC反りの関係を Fig. 6.12 に示す。接触幅の差が大きいくほどC反りが大きくなる傾向を示している。

この図より同一条件下での接触幅の差 ΔL を求め、(6.7)式 $M=(3/32)P\Delta L$ に代入して、曲げモーメントを計算した。Fig. 6.13 に結果を示す。いずれのゴム材質でも鋼板の降伏曲げモーメント M_0 を越えた付近から、C反りが立ち上がっているが、軟質側のゴムの場合は、降伏曲げに入るとC反りが直ぐに立ち上がっており、硬質のゴムの場合と挙動が違うようである。

これまでの実験は、冷間圧延機にゴム板を挟んでおこなう方法だったので、実ライン条件に少しでも近くなるようスチールロールにゴムをライニングしたロールで若干の実験をおこなった。ただし、このロールは、胴長さが40 mmしかなく、冷間圧延機に組み込めなかったためC反りの実験はできず、接触幅の測定だけにとどまっている。押し込み力と接触幅の関係をゴム厚、ゴム硬度を変えて調査し、結果を Fig. 6.14 に示す。

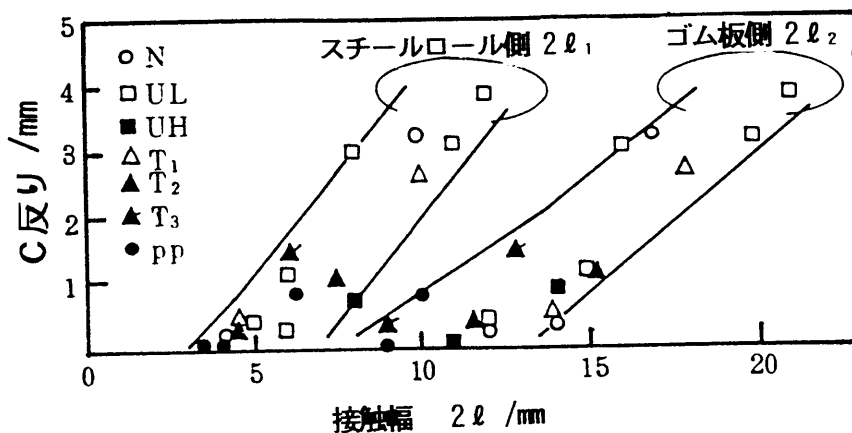


Fig. 6.12 接触幅とC反りの測定結果
(250mmφロール, P=20, 40N/mm)

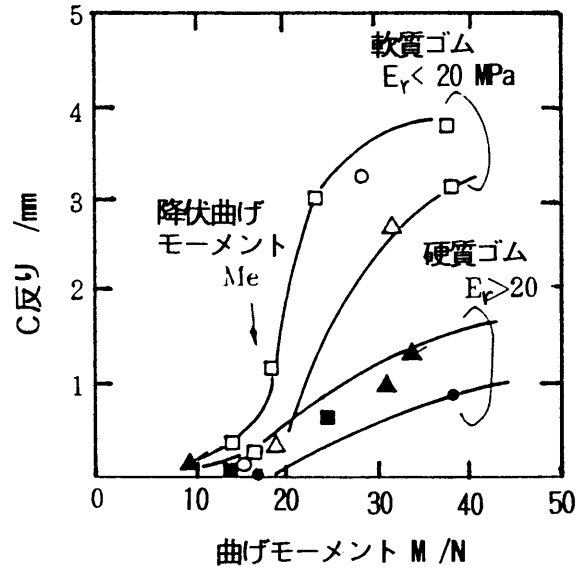


Fig. 6.13 上下ロールの接触幅の差から求めた曲げモーメントとC反り、鋼板の降伏曲げモーメントとの比較

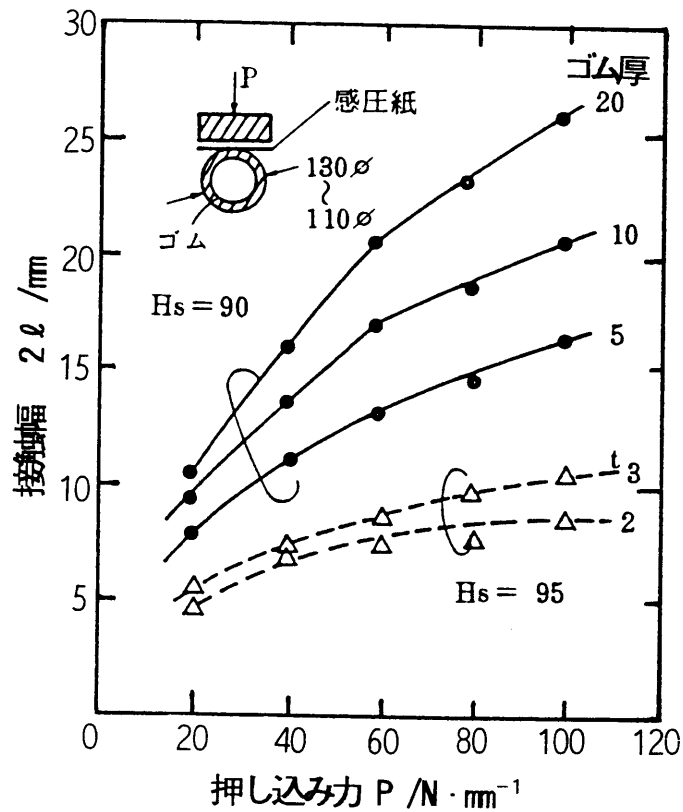


Fig. 6.14 ゴムロール側接触幅に及ぼすゴム厚、押し込み荷重の関係 (ロール径 110~130 mmφ, ゴム種類 UL, UH)

この関係を両対数グラフにプロットすると、接触幅 L は、

$$L \propto \begin{cases} t^{0.3-0.4} P^{0.3} & (\text{シヨア硬度 } H_s = 95 \text{ のとき}) \\ t^{0.3-0.4} P^{0.5} & (\text{シヨア硬度 } H_s = 90 \text{ のとき}) \end{cases} \quad (6.13)$$

と求められる。理論解析結果は (6.12) 式から

$$L \propto t^{1/3} P^{1/3}$$

なので、ほぼ両者の関係は一致しており、比例係数自体も理論の 1~2 倍の範囲に入っている。

(2) 幅反りの抑制実験

以上のように C 反り抑制には接触幅を小さくすることが重要であることが明確になった。つぎに実機での C 反りの具体的な抑制条件を見出すため、ロール径 $D=250$ mm ϕ の圧延機で系統的な実験をおこなった。この条件は実機のロール径 310/300mm ϕ より小さくいので、C 反りについて少し厳しい側の評価となっている。

ゴム種類を変えて、押し込み力と C 反りの関係の形を求めてデータを整理した。Fig. 6.15 には、ゴム厚さの影響、Fig. 6.16 にはゴムの弾性係数、Fig. 6.17 には、ゴムロール側のロール径の影響を示す。いずれの実験でも、押し込み力を大にすると最終的には C 反りが発生してしまうが、C 反り発生を条件を選ぶことで遅らせることができる。

C 反りが発生しはじめる押し込み力 P が大きいほど、通電ロールと板の接触状態が安定するので望ましい条件である。ゴム厚さについての Fig. 6.15 からはゴム厚さが薄い方が良く、Fig. 6.16 からはゴムが硬い方が良い。ゴムロール側のロール径が小さいのも高い押し込み力 P が得られ、望ましい条件となる。

このように前の 6.1.4 項で曲げモーメント低減に効果のあると考えた条件がすべて実験で確かめられた。ただし、理論で求めた (6.12) 式では、これらの 3 要因の曲げモーメントに及ぼす影響係数が同じになる結果を得ているが、実験ではゴム硬度、弾性係数 E_r を大にするのが最も効果的であった。

ゴム材質を硬くすると、C 反り発生は少なくなるが、硬いゴムでは、板に異物が乗った場合に押し疵になりやすい。このため、PP と表示した材質の場合は、押し込み力 P の広い範囲で C 反りが発生しないが、硬すぎるため、実用には供せない。

カタログデータとして示されているゴムの弾性係数があまり信用できないので、ゴムロール圧延法でロール押し込み量 δ と押し込み力 P の関係を Fig. 6.18 のように測定し、その平均的な傾きから、見かけのバネ定数 k を求めた。このバネ定数と

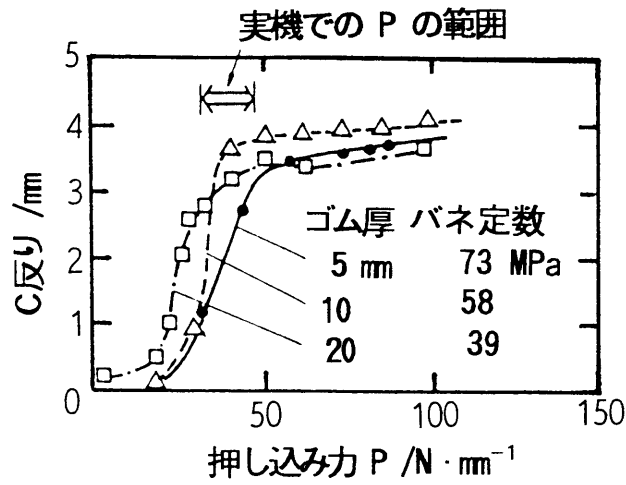


Fig. 6.15 ゴム厚さとC反りの実験
(軟質ウレタン UL, $H_s=90$, $E_r=14\text{MPa}$)

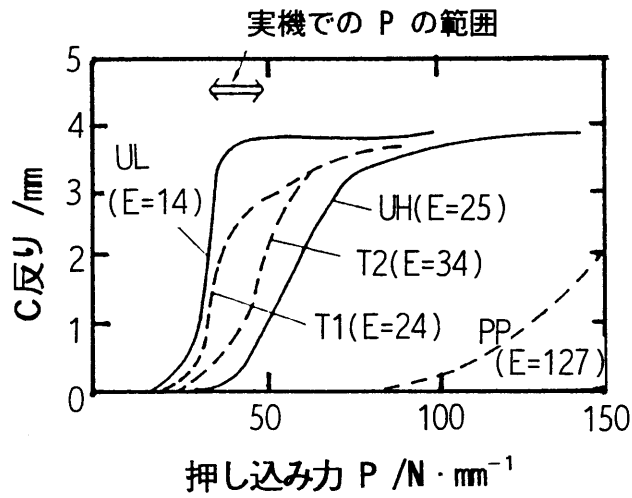


Fig. 6.16 ゴムの硬さとC反りの実験

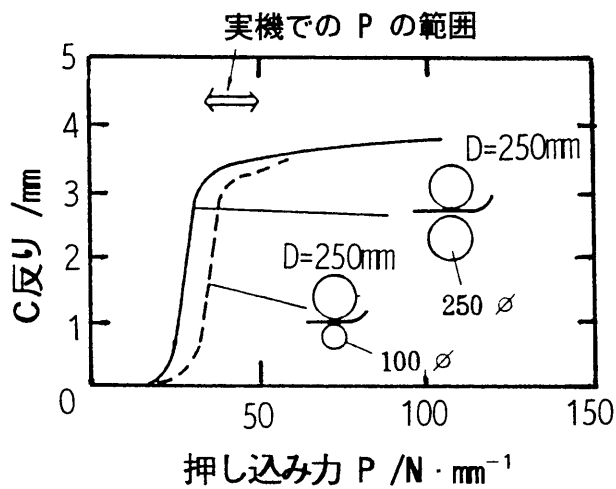


Fig. 6.17 ゴム側ロール径とC反りの実験
(ネオプレンゴム N, $E_r=8\text{MPa}$)

押し込み力の関係をプロットすると, Fig. 6.19のように比例関係が見られるようになる. めっき電流の伝導に必要な押し込み力を確保し, C反りが小さい条件も満たす条件を, この見かけのバネ定数で表すと $k > 100$ MPaの範囲である.

カタログに示している弾性係数を一応, 正とすると $E_r \approx 25$ MPa より上, ショア硬度で95以上が, この条件にはいい, T2, Uh, T3, PPのゴムがこれに適合する. ただし, PP では硬すぎる.

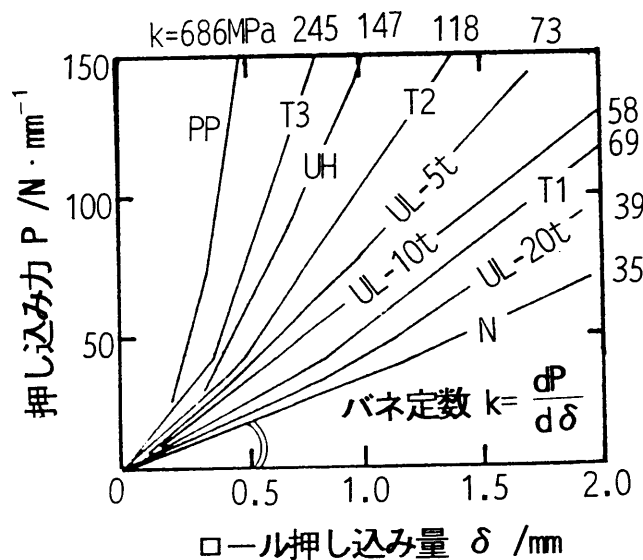


Fig. 6.18 各種ゴム材質のバネ定数

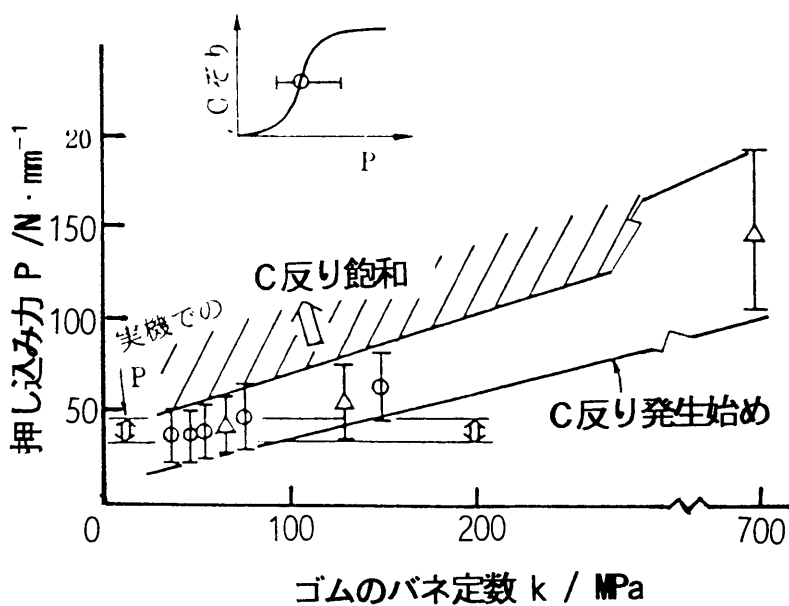


Fig. 6.19 ゴムのバネ定数とC反り発生範囲

6.1.6 むすび

横型の電気めっきラインで発生する幅反りは、ゴムロールと通電ロールのわずかな接触幅の間で鋼板が塑性曲げを受けて、長手反りとなり、その反りが幅反りの形に現れたものである。

長手方向の曲げ変形が塑性変形域に入らないようにすれば、幅反りは防止できる。通電ロールの径を大径にできない場合は、ゴムを硬質化し、ゴム厚さを小にすると、ゴムロールと通電ロール間の接触幅が短くなるために、ゴムロールによって発生する曲げモーメントが小さくなる。この曲げモーメントを塑性曲げモーメント以下にできれば幅反り問題は解決する。

6.2 ロール曲げで発生する腰折れ

6.2.1 はじめに

連続焼鈍ラインや表面処理ラインなどの連続プロセッシングラインは多数のロールで構成され、板は、ほとんどすべてのロールで90～180°の角度に曲げを受けている。このロール曲げの影響を多方面から検討しておく必要がある。

本項では、焼鈍のまま調質圧延されない鋼板を扱うラインでは、必ず検討しておく必要のある腰折れ発生現象を検討し、腰折れ発生モデル、腰折れ発生限界ロール径などについて考察した。

腰折れとは、焼鈍後の未調質圧延材や、調質圧延材であっても時効して降伏点伸びが出ている板を、小径のロールで曲げた時に円筒にならず多角形状に曲がってしまう現象である。角の頂点だけが折れ曲がって、残りの辺の部分が未変形のまま残る。一度、腰折れが発生すると、折れた部分と未変形部分の硬さが異なるために、後にどのような加工をしても均一な変形にならず、腰折れの模様が強調されるだけで、救済できない欠陥となる。

6.2.2 腰折れについての知見

腰折れの発生限界については、Burns らの研究³⁾がある。彼らは、コイル状態で焼鈍した板を各種の条件で巻き戻す実験をおこない、腰折れについて次の結果を得ている。

1)降伏点伸びのある鋼板に腰折れが発生する。

2)板表面ひずみ(曲げひずみ+通板張力によるひずみ)を ε_s とし、降伏ひずみを

ε_0 ($=\sigma_0/E$, ここで σ_0 は材料の降伏点, E :弾性係数) とすると,

$$\varepsilon_s \leq 2\varepsilon_0 \quad (6.14)$$

が、腰折れが発生しない条件である。

つまり、ラインのロール径、鋼板巻き取りリール径などを鋼板が降伏する径の2倍以上に大径化することを要求している。鋼板降伏応力の代表値を210MPa程度として、ラインのロール径の目安を、通板予定の最大板厚の1000倍程度にすべきであることを示している。

(6.14)式の腰折れ発生条件は、操業現場の感覚と一致しているが、一部の鋼種、Si-semi-killed鋼系材料の連続焼鈍では、限界式より少ないひずみで腰折れが発生

する場合がある。また (6.14) 式の物理的意味が明確でない。そこで、腰折れの再現実験をおこない、塑性力学的な点から発生限界を明確化しようと試みた。

6.2.3 供試材および実験方法

(1) 供試材

供試材は、溶鋼鍋の代表成分 $C = 0.06\text{mass}\%$ の Capped 鋼の箱型焼鈍材で、前項で議論した腰折れの発生しやすい Si-semi-killed 鋼とは Si を除くと成分的に近い鋼種である。

焼鈍ずみのコイルから、ひずみを加えないように切り出したのでコイルの巻き癖がついている。巻き癖の曲率半径 R_0 が 286 mm であったので、初期曲率 κ_0 は、 $\kappa_0 = 1/R_0 = 3.5\text{m}^{-1}$ である。

板幅の両端付近のリム層部分を切り捨て、幅中央付近だけを試験に供した。

引張試験は、JIS 5 号試験片を用いて引張速度 5 mm/min で測定した。主な機械的性質を下表に示す。

Table 6.3 供試材の主な特性

板厚 h (2a)	初期曲率 κ_0	上降伏点 σ_{e-up}	下降伏点 σ_{e-low}	降伏点伸び YP-El	降伏曲率 κ_e
0.5mm	3.5m^{-1}	250MPa	235MPa	2%	4.6m^{-1}

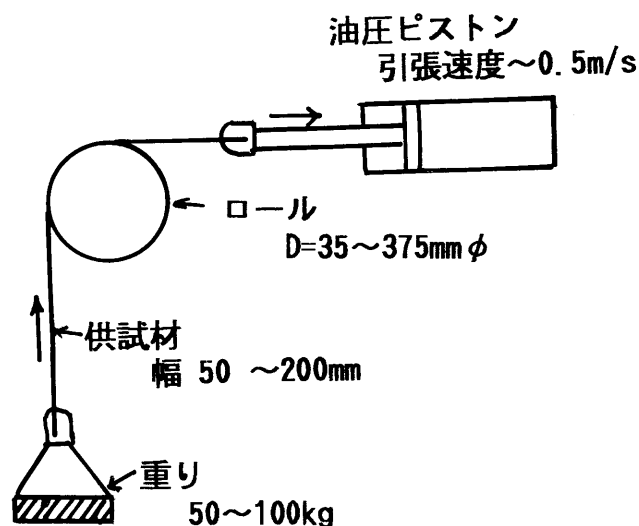


Fig. 6.20 実験装置

上降伏点は、試験条件に敏感で、材料の真の特性とは見なしがたいところがあり、下降伏点 $\sigma_{e-1,0w}$ を材料の真の降伏応力 σ_e と考えた⁴⁾。また、後の議論でも、下降伏点の方が曲げ変形には本質的な役割をはたすことが示されるので降伏曲率 κ_e は、単軸引張の下降伏応力 σ_e を採用して、

$$\kappa_e = \sigma_e / aE, \quad (6.15)$$

と定義した。降伏曲げモーメントは、

$$M_e = 2\sigma_e a^2 / 3 \quad (6.16)$$

である。ここで、 a は板厚の半分で $a=h/2$ 。

上降伏点 σ_{e-up} から計算する降伏曲率、曲げモーメントは、(6.15)(6.16)式において、 σ_e を σ_{e-up} にいかえ、それぞれ κ_e' 、 M_e' としておく。

【脚注】降伏条件について

広幅板のロール曲げにおける降伏条件は、幅変化がロールで拘束されるので平面ひずみ条件となり、降伏しにくくなると考えられる。一方、板端付近では、幅の拘束が無いために単軸引張の降伏条件に近くなる。腰折れは板幅のどこに出ても欠陥となるので、より降伏しやすい単軸応力での降伏条件で検討することにした。

(2) 腰折れ発生のシミュレーション実験

実験装置を Fig. 6.20 に示す。板幅 50 mmに切り出した試験片に、所定の重りをぶら下げ油圧ピストンで引き上げるだけの単純な装置なので、張力、ロール径は容易に変えられる。単位面積あたりの張力 σ_t を 20MPaとし、ロール径 D (半径 R)を 35 ~ 375 mmの範囲で変えた。

供試材が初期曲率 κ_0 を持っているため曲げ方向により、実質の曲げ曲率が異なる。加工曲率を κ とすると、板厚 h が薄いので、

$$\kappa = 1/R \pm \kappa_0$$

となる。初期反りと逆方向に曲げる時は κ_0 が加わるために、実質の加工曲率が大きくなり、曲げはきつくなる。初期反りと同じ方向曲げるときは、緩くなる。

6.2.4 実験結果

ロール径を変化させ、腰折れ発生有無を調べた結果を Fig. 6.21 に示す。この図では、加工曲率 κ と腰折れのピッチ λ (腰折れ模様間の距離)の関係で整理している。加工曲率については、下降伏応力 σ_e から求めた降伏曲率 κ_e で無次元化した

曲率係数 $K (= \kappa / \kappa_0)$ を用いている。

①腰折れは、 $K \approx 1.7$ の条件で発生している。

② $K > 2$ では明瞭な腰折れになっている。

③ロール径を小さくすると、腰折れのピッチは細くなるが、変形部分が連続的につながることはなく、腰折れははっきり見える。

④腰折れのある板に伸び率 2% の調質圧延をかけても、腰折れ模様は消えない。

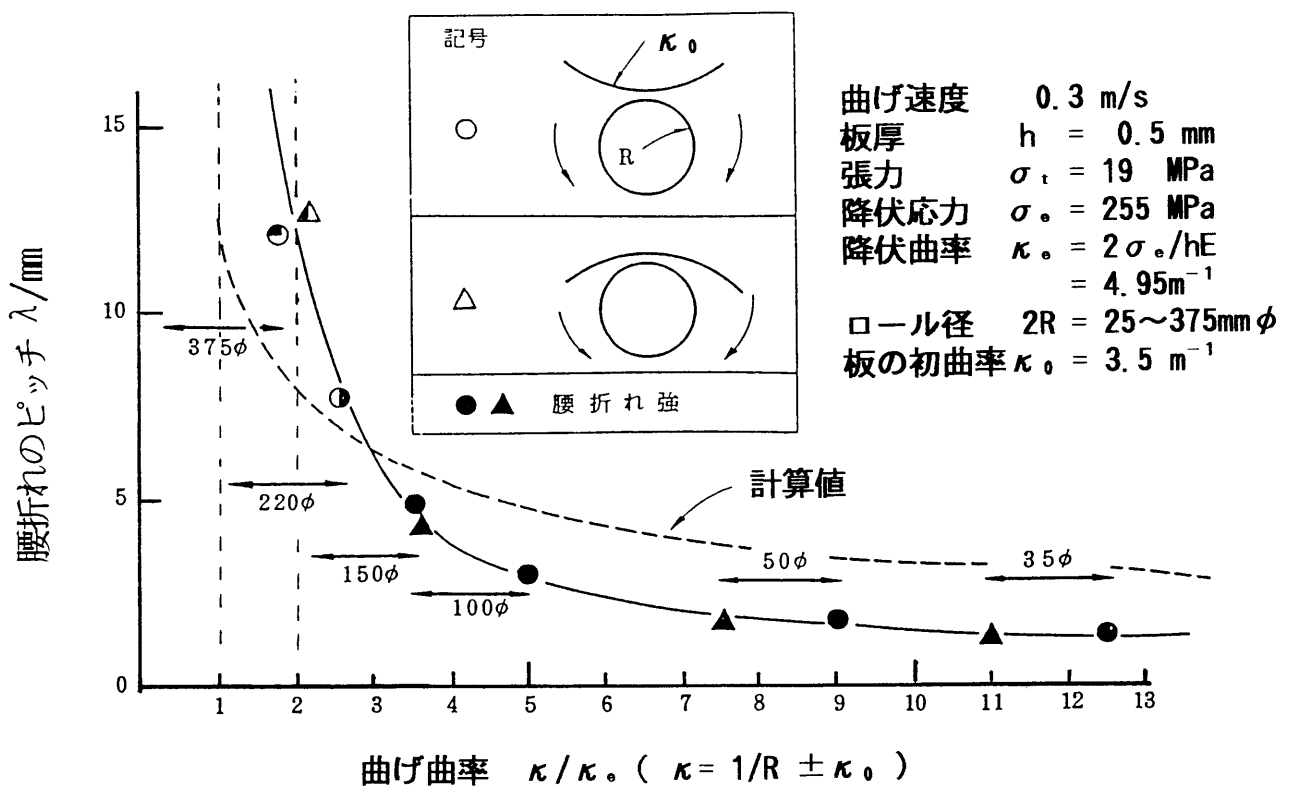


Fig. 6.21 腰折れの発生有無と腰折れのピッチと曲げ曲率の関係

6.2.5 腰折れの発生モデル

(1) 腰折れが発生したときの曲げモーメント

Fig. 6.22のように、板が下からロールに垂直に供給されているとし、すでに腰折れが発生しているモデルを考える。図の(a)において、水平面の点1が腰折れを起こし塑性ヒンジ(その部分だけが自由に折れ曲がる)となったとする。ロールが回転して板が進行してゆくとき、点1の腰折れ部分が折れ曲がって曲率を稼いでしまうと、点1以下水平面までの部分は、曲がる必要がなくなってロールから浮き上がり直線的に行き過ぎることができるであろう。

点1が水平面より θ だけ進んだ場合を考える。点1を引っ張っている張力 $h\sigma_t$ が、ロールと板が接し始める水平面の点2に及ぼす曲げモーメント M_t （単位幅当たり）は、張力が垂直となす角度が θ なので、張力の水平成分が $h\sigma_t\theta$ となり、モーメントアームとなる点12の距離 l が、 $l \cong R\theta$ なので、

$$M_t \cong l(h\sigma_t)\theta = \sigma_t h l^2 / R \quad (6.17)$$

となる。

一方、焼鈍のままで塑性変形していない板を降伏させるに必要な曲げモーメントは、上降伏点 σ_{e-u_p} から計算される降伏曲げモーメント M_e' を用いて、単位幅あたり、

$$M_e' = 2\sigma_{e-u_p} a^2 / 3 = \sigma_{e-u_p} h^2 / 6 \quad (6.18)$$

である。ここで、張力があると降伏モーメントが低下する影響は無視した。

板が曲がらずに進む長さ、すなわち点12間の距離 l が小さい間は、 $M_t < M_e'$ であるが、 M_t は l の二乗で大きくなるので、どこかで $M_t = M_e'$ の条件になる。その時の点12間の距離 l は、(6.17)式と(6.18)式より

$$l \cong \sqrt{Rh\sigma_{e-u_p} / 6\sigma_t} \quad (6.19)$$

と求められる。

この式の意味は、板は l 長さ以上ロールから浮き上がっておれないことを示している。また、一度、腰折れで塑性ヒンジを生じると、本来曲がり始めるべきの水平面（接触点）から l 離れた位置まで塑性ヒンジが進まないと、接触点の板の曲げモーメントが上降伏点で決まる曲げモーメントに達しないことも示している。

(2) 曲率の飛び移り現象

Fig. 6.23において、曲げモーメント M を徐々に大きくしていく場合を考える。下降伏応力から求められるA点（ κ_e, M_e ）を過ぎても、 M が M_e' を越えるまでは、板は降伏しないので曲げモーメントは弾性解の直線上を増加していく。

B点（ κ_e', M_e' ）に達すると板の最表面の曲げ応力は材料の上降伏点を越える。一旦、降伏を始めると転位の増殖が加速度的に起こり、板は下降伏点に相当する応力しか支えられなくなる。板の最表面から板内部にかけて下降伏点への飛び移りが生ずるとすると、板の応力ひずみ状態は、図中の点線で示した下降伏応力で計算される曲げモーメント線上のC点に飛び移ることになる。C点の曲率 κ_c は、降伏後の下降伏点から計算されるゆるい傾きの関係式

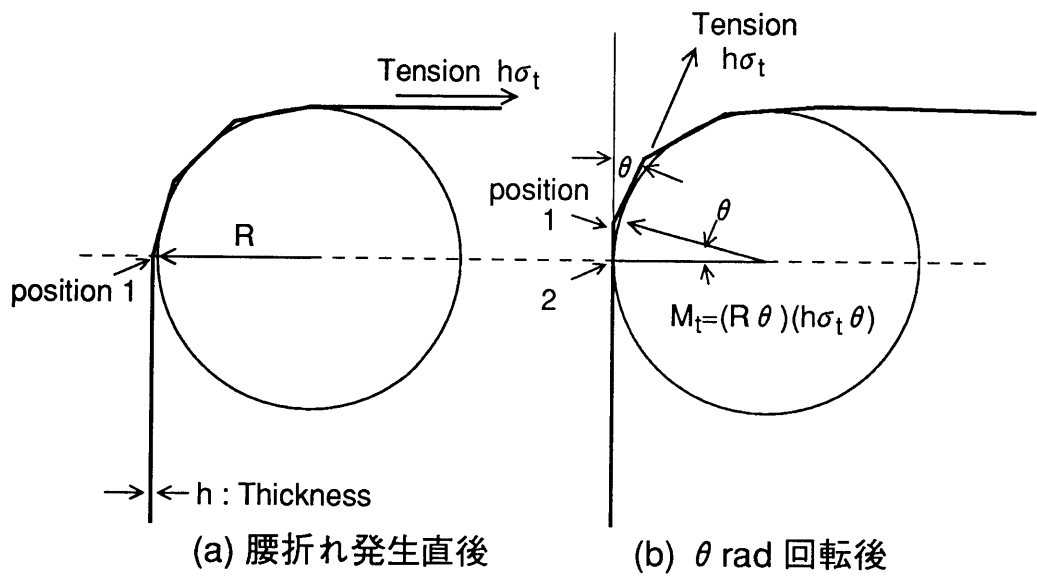


Fig. 6.22 腰折れ発生モデル

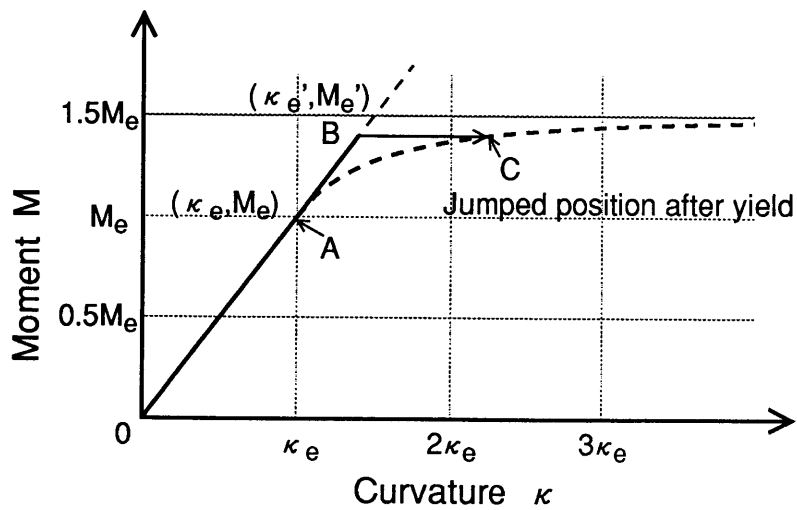


Fig. 6.23 上下降伏点のある材料における曲率の飛び移り現象

$$M = M_e (1.5 - 0.5(\kappa_e / \kappa_c)^2), \quad (6.20)$$

と(6.18)式の曲げモーメント M_e' が等しくなる条件から求められるので、 M_e' が $1.5M_e$ に近づくとつれて、 κ_c は非常に大きくなる。

特に(6.18)式において、上降伏点が下降伏点の 1.5倍以上、

$$\sigma_{e-up} \geq 1.5 \sigma_e \quad (6.21)$$

になる場合には、 κ を無限大にしても、(6.20)式の曲げモーメント M は、降伏を開始したときの曲げモーメント M_e' よりも小さい。これは、降伏を始めると力を加えなくても、一気に折れ曲がることを意味しており、 κ が無限大というのは、板厚中央部分までひずみが及ぶ、折れ曲がり状態になることを示している。

(3) 腰折れの発生ピッチ

上降伏点を持つ材料では $\sigma_{e-up} > \sigma_e$ であるから一気に曲がる性質を持つ。このような板をロールに巻き付けた場合、腰折れが周期的に発生する可能性がある。

Fig. 6.22(b) において(6.19)式の長さ l だけ接触点より行き過ぎてから、板表面の曲げ応力が上降伏点を越える。(6.20), (6.21) 式で議論したように、上降伏点で決まる曲げモーメント M_e' を越えるとたん、点2の曲率は一気に大きくなり折れ曲がる。つまり、Fig. 6.22(a) の状態にもどる。曲がった部分が、ロール曲率で決まる曲がり量以上の変形量を稼いでしまうと、しばらく、板は曲がる必要がなくなり、また板は接触点で曲がらず降伏曲げモーメントに達する l 分だけ進む、つまり、腰折れは(6.19)式の l をピッチとして周期的に発生すると考えられる。

長さ l を周期的な腰折れのピッチ λ と書き直して、

$$\lambda \approx \sqrt{\frac{Rh \sigma_{e-up}}{6 \sigma_t}} \quad (6.22)$$

と求められる。

Fig. 6.21に(6.22)式から求めた腰折れのピッチを図示する。実験の λ のほうが、曲率に対する変化が急である。細部までの一致はよくないが、定性的には傾向があっていると言える。

6.2.6 腰折れの発生するロール径

文献(1)より未調質圧延材を腰折れさせないで通板するロール条件は、通板張力が小さいとし、(6.14)式をロール曲率 κ_r の形に直して、

$$\kappa_r \leq 2 \kappa_e \quad (6.23)$$

である。Fig. 6.21 では、 $\kappa_r \geq 1.7 \kappa_e$ で腰折れが発生していたので (6.23) 式はかなり正しい評価式であるが、腰折れ発生限界を楽観的に見すぎている。

前項で議論した上下降伏点のある板の曲率・曲げモーメント線図、Fig. 6.23をもとに、腰折れ発生限界のロール曲率 κ_r は次のように整理できる。

(1) $\kappa_r < \kappa_e$ の場合

板は弾性変形の範囲にはいっているので、腰折れはでない。

(2) $\kappa_e \leq \kappa_r < \kappa_e'$ の場合

板表面の曲げ応力は下降伏点を越えているが、上降伏点以下であり、焼鈍後の板の残留応力はほとんど0であるので、この範囲では腰折れはでないと考えられる。

(3) $\kappa_e' \leq \kappa_r < 1.5 \kappa_e$ 且つ、 $\sigma_e < \sigma_{e-u_p} < 1.5 \sigma_e$ の場合

この範囲では、板表面応力が上降伏点を越えるので、Fig. 6.23の曲げモーメント線図において、B点からC点への飛び移りを起こす。板の一部の曲率が大きくなると、残りの板曲率が小さくても、ロールに巻きつくことができる。つまり、腰折れ状態となる。ただし、 $\kappa_r < 1.5 \kappa_e$ の範囲では、腰折れ部(C点)の曲率は有限の大きさに止まるので、腰折れの程度としては弱い可能性がある。

(4) $1.5 \kappa_e \leq \kappa_e' \leq \kappa_r$ の場合

板の上降伏点が(6.21)式の条件 $\sigma_{e-u_p} \geq 1.5 \sigma_e$ を満たしており、板表面応力が上降伏点を越える条件なので、(6.21)式以下の議論のように曲率が無限大に飛び移ろうとするので、腰折れが顕著に発生する条件となる。

6.2.7 上降伏点に関する検討

本研究の結論では、腰折れの発生とその強さについては、降伏点の本質的であり (σ_{e-u_p} と $1.5 \sigma_e$ の大小関係)、降伏点伸びについては、特に関係はないという結果であった。しかし、経験では、腰折れが強くなるのは降伏点伸びが大の板であり、上降伏点と下降伏点の大きさの差とはあまり相関がないことが知られている。この理論と実際の相違点を次のように考えた。

これまでの議論では、上降伏点 σ_{e-u_p} は暗黙の内に引張試験で得た値としていたが、上降伏点の値として、ロール曲げのように応力集中の少ない変形で、同じ値を使ってよいかは議論の必要なところである。転位論では、上降伏点から下降伏点に移るには、可動転位を増殖させる必要があり、転位増殖の機会を減らすと上降伏点は大きくなることが知られている。経験上でも、上降伏点は引張試験片の肩部の形

状をなだらかにすると大きくなることも知られている⁵⁾。これらの知見など、引張試験で得る上降伏点は、ロール曲げ時に板表面が降伏を開始する上降伏点を反映しておらず、小さめの評価となっていると推定される。逆に、引張試験では、降伏点伸び ϵ_{e-up} が、ロール曲げにおける上降伏点/ 下降伏点の比を反映しており、これが腰折れの強さと降伏点伸びの相関関係に繋がっていると考えられる。

また、曲率が $1.5\kappa_e \leq \kappa_r$ であっても、 $\sigma_{e-up} \geq 1.5 \sigma_e$ でないと早めに、Fig. 6.23 の下降伏点から計算される曲率・曲げモーメント線図に移るので腰折れは強くでない可能性がある。しかし Fig. 6.21 の実験では、曲率を大にすると腰折れが顕著になった。このことから、上下降伏点のある鋼板の曲げ変形では、簡単に $\sigma_{e-up} \geq 1.5 \sigma_e$ を満たすように上降伏点が高くなっていると推定できる。

下降伏点については、すでに可動転位がある状態なので引張試験とロール曲げ変形での値に差はないと考えられる。

6.2.8 むすび

- (1) 腰折れは下降伏点できまる降伏曲率 κ_e の 1.5 倍程度以上の曲率に板を曲げたときに、発生しはじめる。
- (2) 腰折れの発生は、降伏を開始したときに、上降伏点から下降伏点に応力が低下する現象に起因する。特に上降伏点が下降伏点の 1.5 倍以上の鋼板において、腰折れが顕著となる可能性が高い。
- (3) 腰折れのピッチ λ は、上降伏点 σ_{e-up} を用いて次の式で表される。

$$\lambda \approx \sqrt{\frac{Rh\sigma_{e-up}}{6\sigma_t}}$$

- (4) 引張試験で得る上降伏点は曲げ変形時の上降伏点を過小評価する可能性がある。

第 6 章の参考文献

- 1) 総田良之, 益居健, 安藤功司: 平3 春塑加講論(1991)p685-688
- 2) 曾田長一郎: 塑性と加工, 10-107(1969) P853-862
- 3) R. S. Burns, H. Latour: Limiting Factors for Prevention of Coil Breaks, Blast furnace and Steel Plant for December, (1981), p. 1182-1188
- 4) 中西不二夫, 佐藤和郎: 材料力学, (1970), p. 6 [岩波全書]
- 5) 周藤悦郎: ストレッチャ・ストレイン, (1970)[日本金属学会]

第7章 総括

本研究では、鋼板の製造プロセスで生じる微小塑性変形に起因する諸問題を、塑性力学的な観点から検討し、その対応策を見出そうとした。

数%以下の小さいひずみ量であっても、鋼材の形状には大きく影響する。需要家にとっては鋼板加工時の生産性を低下させ、また、製造者側にとっても、連続化したプロセッシングラインの作業能率を低下させるなどの悪影響を及ぼす。

これらの問題解決のための基礎として、まず、ローラレベラとテンションレベラにおける形状矯正技術の研究をおこない、つづいて、その応用篇としてパイプの曲がり矯正用のレベラの研究をおこなった。そして、これらの研究で得られた知見を基に、薄鋼板製造用の連続化プロセッシングラインにおける微小変形、微小ひずみに起因する各種の問題の解析とその解決策を検討した。

以下には、本研究で得られた結論を総括する。

第2章 ローラレベラにおける形状矯正

ローラレベラで矯正能力の不足、条切り後の板反りなどの不具合現象の多くは、板幅方向の矯正曲率が不均一なため発生する。矯正曲率を目標値におさめ、且つ、幅方向均一な曲率を得るために必要な、ロール位置と曲率、矯正荷重とロールたわみなどの関係を研究した。

形状不良のある板を幅方向に平面を保って曲げ矯正すれば、板幅全体の応力の釣り合いから付加的な長手方向応力が発生し、このために板が伸び縮みし、局部ひずみに起因する形状不良が矯正できると考えられる。解析的な考察から、矯正後の板の急峻度は加工曲率の平方根に反比例する、つまり曲率を大にすると大きい形状不良まで矯正できることが導かれた。

矯正中の板のひずみと矯正荷重を実測し、矯正条件と荷重、曲率など関係を求め、実験回帰式を作成した。また、ロール毎の矯正荷重と曲率の関係からロールたわみ量を推定した。

板曲率とロール位置の関係は、板が弾性変形するとして曲率を計算した結果にはほぼ等しい。レベラのロール間距離を l_0 とし、両隣ロールに対する中央ロールの押し込み量を δ とすると、中央ロール部の板曲率 κ は、

$$\kappa = 6\delta / l_0^2$$

と表される。

ロール位置と曲率の関係がこのように簡単な式で求められたので、レベラのミルスプリング定数を考慮し、レベラの設定条件から、矯正荷重、曲率など計算する数式モデルを試作してみた。ミルスプリング定数の信頼性が高まれば、実用に耐える数値モデルが作れる。

板厚の大きい板の矯正では、レベラロールに過大トルクがかかり、レベラ能力が発揮できなくなるトルク循環と呼ばれる現象が発生する。この原因が、板とロールの微小な速度差に起因して発生していると考え、その大きさを求めるモデル式を見出した。付加的トルクは、板厚、摩擦係数に比例し、ロール間隔に反比例し、最大曲率係数にもほぼ比例する。レベラ条件にもよるが、10mmの板のローラ矯正では、本来の矯正に必要なトルク（材料の変形エネルギーから求めた）の十倍程度以上の付加的トルクが発生すると推定される。

第3章 テンションレベラにおける矯正技術

極薄鋼板の形状矯正に用いられるテンションレベラの技術について、理論的および実験的な検討結果をまとめた。応力とひずみの弾塑性解析を Tresca の降伏条件のもとでおこない、伸び率、長手方向反り、幅反り、残留応力などを計算した。

Trescaの降伏条件では、幅方向応力が、長手方向応力の釣り合い式に含まれないため、応力の計算が分離してできる。この結果、Mises の降伏条件を用いた場合に比べて収束計算が大幅に簡略化できる。降伏条件の違いを、1本ロール曲げや2本ロールによる曲げ・逆曲げを例に、実験と数値計算で比較し、ほぼ、両者が一致することを確かめた。ここで求めた Tresca の降伏条件による数値計算プログラムを連続化プロセッシングラインでの幅反り問題の解析手段として用いた。

第4章 パイプ用レベラにおける矯正技術

パイプの曲がりやローラレベラ方式の繰り返し曲げで矯正する方法を検討した。

板材のローラレベラ矯正との本質的な差はないが、管が中空であるために加工曲率を大にすると、薄肉、高強度の管では真円度が劣化することを考慮する必要がある。この条件を除くと、レベラ方式の矯正では初期曲がりなどの外乱の影響が少ない安定した曲がり矯正が可能となる。

管の外径を絞りながら曲げる絞り曲げ法を、管の円周方向に圧縮応力が発生し、その応力で管断面の長手方向引張側が降伏しやすくなると仮定して理論モデル化した。絞り曲げでは、小さい曲げモーメントで降伏し、ロール位置のわずかの違いで大きく曲率が変化するので、繰り返し曲げは不都合となり、従来どうりのタークス

ヘッド矯正法(1回の絞り曲げ)が適してくる。

ロールの設定位置と管の曲率の関係を、管内面にひずみゲージを貼りつけた試験をおこない求めた。その関係式は、板のローラレベラで求めた曲率 κ とロール押し込み量 δ の関係式 $\kappa = 6\delta/l_0^2$ と同じであった。このことは、レベリング中の管は、弾性的にロール間を通過するとして曲率を求めるのと同等で、数学的には3次の自然スプライン関数として与えられる。

管用レベラ通過後の残留曲率のばらつきは、ロール設定位置と材料の降伏応力のばらつきの影響が大きい。また、5スタンドよりも7スタンドの矯正機のほうがばらつきが小さくなる。

第5章 連続焼鈍ラインにおける微小ひずみの影響

連続焼鈍ラインは多数のロールからなる巨大な設備で、高温度で軟質化した板がロールに接触する影響は無視できない。

5.1 項では、炉内で発生するヒートバックルと呼ばれる絞り込み疵について検討した。この疵は、板の蛇行防止用にロールにつけている凸クラウンが主原因で発生すると考えられた。疵の発生モデルとして、凸クラウンロールの回転により幅中央部が圧縮されて板にしわが発生する段階と、そのしわがロール上に気泡のように取り残されて塑性変形し疵となる段階から成り立っていると仮定し、疵発生限界張力を定式化した。疵は張力が高くなると発生する。

その限界張力 σ_{t-cr} は、[(板厚×降伏応力)/(クラウンのテーパ角度×摩擦係数×テーパ部の板幅)]の二乗に比例すると求められた。例えば板厚が薄くなると、発生限界張力が小さくなり通板が困難になることが示される。この関係式を用いると、薄物・広幅の材料の通板には、クラウンのテーパ角度をどのように変えれば良いかなどの指針が得られる。

5.2 項では、連続焼鈍ラインのロールと通板張力が、材質にどう影響するかを検討した。高温で軟質化した板にとって連続焼鈍ラインは一種のテンションレベラとして働く。ライン通板で板に入る塑性ひずみをテンションレベラの理論を用いて求め、そのひずみ量が板の材質、特に板の延性に及ぼす影響は実験で求めた。その結果、高い張力でラインを通すとひずみがロール毎に累積してゆく条件となり、材質劣化が大きくなること、ロール径と板の降伏点で決まる特定の張力以下の低張力で通板すると、事実上、無ひずみ状態で焼鈍ができることが見出された。この結果は、透過電子顕微鏡による転位観察で裏付けられた。

材質劣化代(全伸びの劣化代)は、炉内で導入されるひずみ1%当たり、全伸びで3%程度と推定された。

第6章 プロセッシングラインで発生する形状不良現象

6.1項で、横型の電気めっきラインで板幅方向に反りが発生する問題の原因と対策を検討した。めっき電流を板に流すための通電ロールに板が押しつけられて、板が塑性変形して長手反りとなり、それがライン上で幅反りとして現れている。

板は通電ロールとゴムロールの間に挟まれている。このゴムロールと板の接触幅状態を解析し、曲げ変形が塑性変形域に入らない条件を検討した。通電ロールを弾性曲げに近づくように大径化するのが最も確実な方法であるが、大径にできない場合は、ゴム変形で発生する曲げモーメントが、塑性曲げモーメントを越えないように、ゴム変形が少なくなるような対策を取ることが、有効となる。

6.2項では、調質圧延前の上下降伏点のある鋼板に発生する腰折れ現象を塑性力学的な観点から検討した。曲率と曲げモーメント線図における飛び跳ね現象の考察から、腰折れは、板の上降伏点で求まる曲げモーメントが下降伏点から求まる曲げモーメント M_0 の1.5倍以上になるときに強く出ると考えられる。上降伏点が下降伏点の1.5倍以上になる条件は、曲げ変形のようにノッチ効果の少ない加工では容易に実現すると考えられるので、この条件を腰折れ発生ロール径で見ると、下降伏点から計算できる降伏曲率 κ_0 の1.5倍以上の加工曲率となる小径側のロールで、腰折れが発生すると考えられる。いままでの操業経験では、降伏曲率の2倍以上といわれていたが、本研究の発生限界のほうが、より大径側から発生しはじめることになる。

腰折れの発生ピッチを曲げモーメントの飛び跳ね現象をモデル化して求めてみた。ロール径が小さいほど、張力が大きいほどピッチが細くなるなど、実験結果を定性的に説明する式が得られた。

なお、本章の後ろに、付録として、鋼板の形状問題に関する共通事項をつけた。

付録Aには、極薄鋼板の形状、特に反り測定法の標準化のために、操業現場で用いられている吊し反りや、小切りしたときの板端の跳ね上がり高さ、矯正理論で用いられる汎用的な指標である曲率との関係を検討した内容を記述している。

操業現場の反り指標は測定が容易で、現場管理的には十分な精度を持っているなどの利点はあるが、試験片寸法、板厚が異なる指標は直接的に比較できないし、また、幅反りと長手反りが干渉しているなどの問題点を含んでいる。付録Aに示した

ように、無拘束状態の曲率に現場的な指標を換算することが出来るので、これらの換算式は、今後現場データをもとに製造工程の改善などをおこなう際の道具に役立つであろう。

付録B には、研究対象とした鋼板の板厚内の残留応力の測定データを参考資料として記述した。微小変形、特に板反りを扱う場合には、板厚内残留応力の有無が大きく影響する。ぶりき系極薄鋼板の調質圧延後の板表面には、材料の降伏応力の半分程度の圧縮の残留応力があり、圧縮側の変形に対して降伏し易くなっている。このため、残留応力を無視した単純曲げでは弾性曲げのはずのロールでも巻き癖がつくことになり、形状不良をまねく原因の一つになっている。これらのデータは、今後の形状問題を扱うための基礎データとして役立つと考えられる。

以上、本研究では矯正技術をもとに、鉄鋼製造プロセス、特に連続化プロセスラインにおける諸問題を、微小ひずみ、微小塑性変形という立場で検討し、対応策を検討した。検討した幾つかの問題の原因を明らかにし、対応策を提案することができたが、このような研究を始めてみると、微小塑性変形にまつわる数多くの問題が、未検討のまま残されていることが痛感される。

付録A 反りの測定技術

A.1 はじめに

薄鋼板，特に缶用のぶりき系列の極薄鋼板は，1 m角程度の切り板で出荷され，その状態で印刷・塗装されることが多いため，平坦度に対する需要家からの要求はきびしい。

平坦度の悪い板，つまり形状不良には，Fig. A.1 に示す局所的な膜ひずみ差に起因する狭義の形状不良と，板厚内残留応力の表裏差に起因する板反りがある。局部ひずみ起因の形状不良は，コイル準備ラインやめっきラインにテンションレベラが設置されて改善されてきたが，板反りは，テンションレベラに反り低減能力がないこともあり，相変わらず歩留り低下の大きい原因の一つとなっている。

板反りはオンラインで検出する有効な手段がないため，Fig. A.2 Fig. A.3 に示す方法で，各工程ごとに試験片を抜き取り評価している。これらの反り指標は，工程管理のための品質指標としては，問題なく使えても，薄鋼板では，重力の影響を大きく受け，板厚や試験片寸法が異なる場合の測定値は直接比較できない。また，板幅方向の反りと長手方向反りが共存する場合，これらの反り指標のままでは，後工程で発生する不都合が予測できないなどの欠陥をもっている。

本研究では，これらの操業現場でおこなわれている反り測定法から，重力，試験片寸法，幅反りの影響を分離し，無拘束状態の曲率で表すことを試み，これらの反り指標間の関係を式，もしくはグラフ化して表現した。また，需要家で最終製品寸法に小切り（ブランク）した後での板反りと出荷段階の切り板（以下では大板）の反り指標との関係も求めた。

A.2 曲率測定

A.2.1 曲率の定義

反りの評価指標としては曲率を用いるのが，もっとも汎用性がある。板曲率を均一として，Fig. A.4 に示すように基準線上に置いた弦の長さ 2ℓ と弧状の板のたわみの反り高さ δ に幾何学的な関係を適用することにより，（板厚を無視して）

$$\kappa = 2\delta / (\ell^2 + \delta^2) \approx 2\delta / \ell^2 \quad (\text{A.1})$$

と曲率が求まる。本項で扱う範囲の曲率では， $\delta \ll \ell$ である。

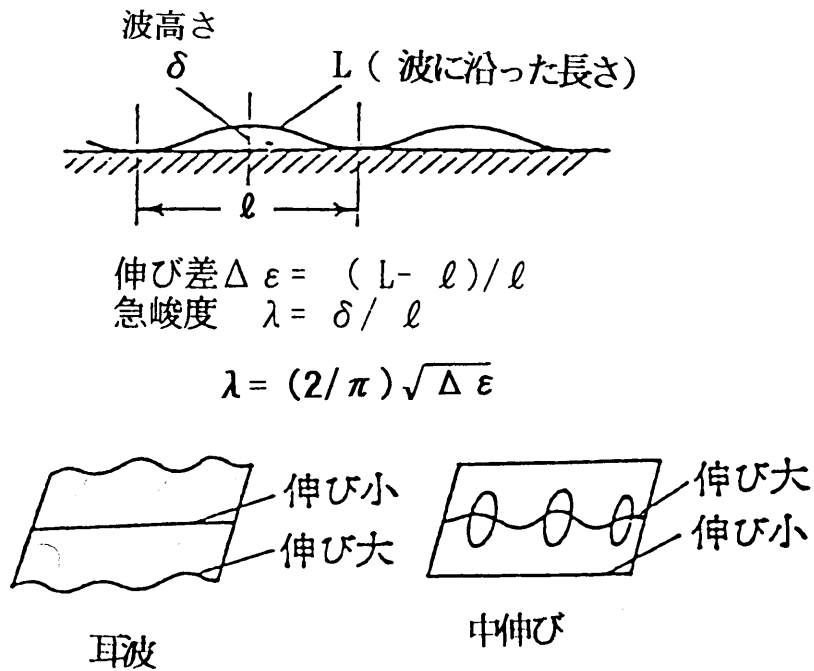


Fig. A.1 板の凹凸の表示 (波高さと急峻度) 1)

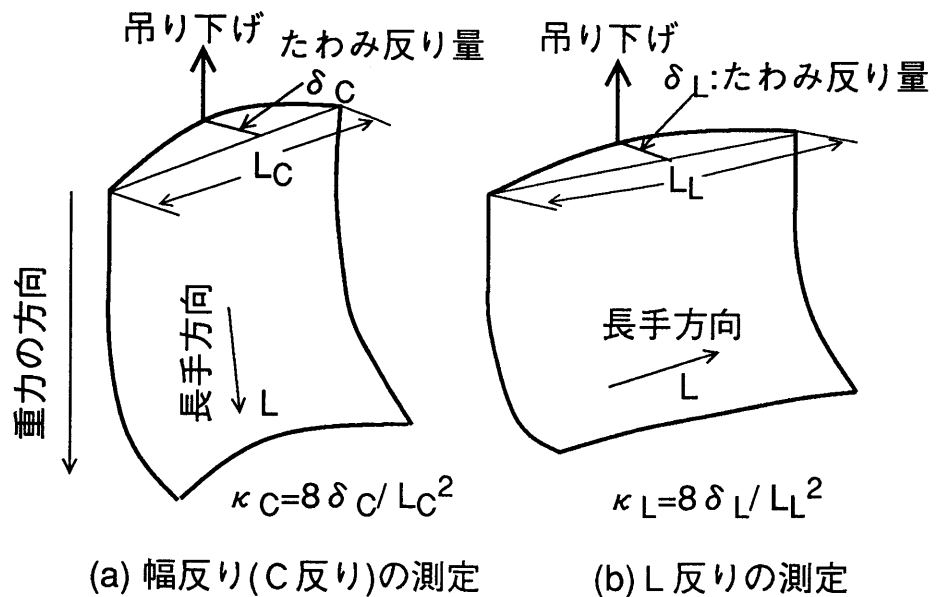


Fig. A.2 大板でのたわみ反り量の測定方法

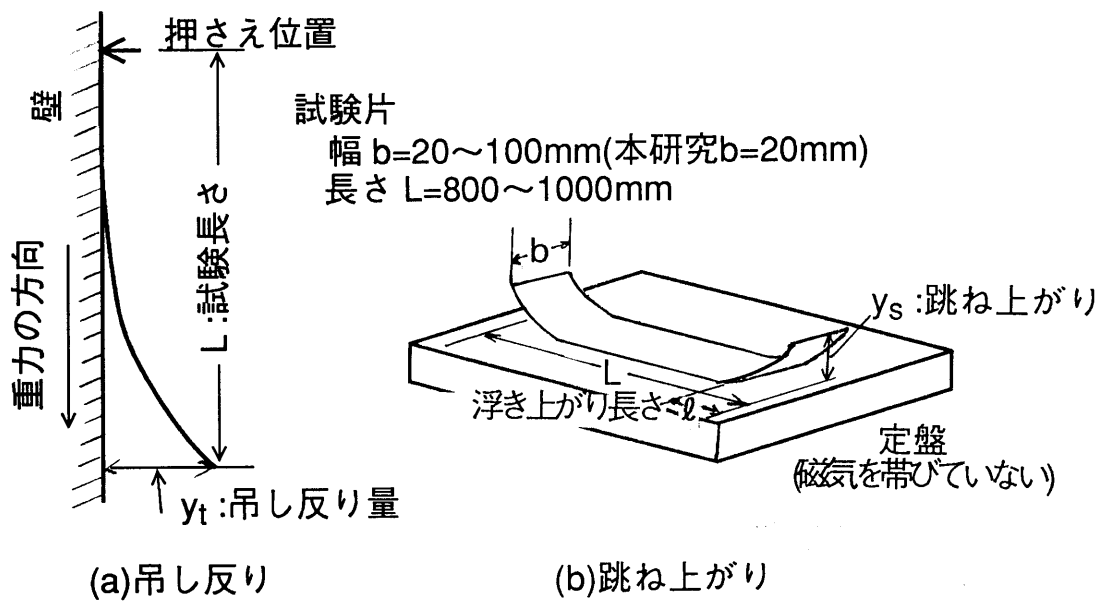


Fig. A.3 短冊片による反り測定

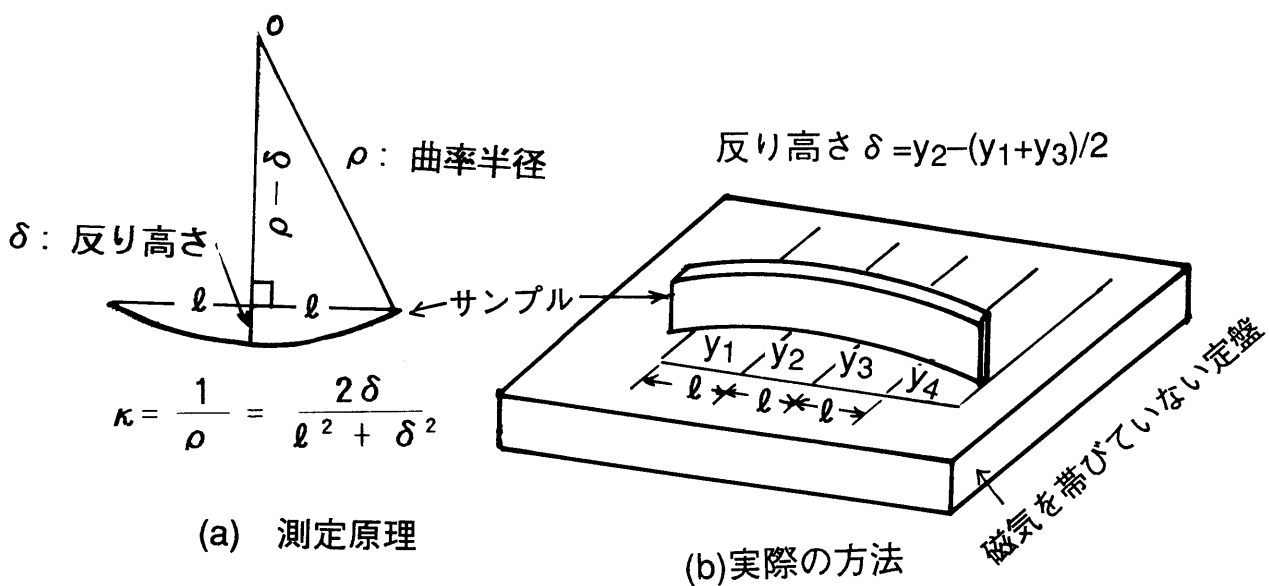


Fig. A.4 本研究で用いた反り高さ，曲率の測定法

A.2.2 曲率測定の実際

極薄板の曲率測定では、板の剛性が小さいので、測定の信頼性を上げるためには次のような配慮が必要である。

(1) 試験片の切り出し

幅20mm程度の短冊片を長手方向、幅方向別に切り出す。切り出しの際には、バリが少ない良く切れるシェアを用いる。幅をあまり狭くすると、剪断時に振じれが出やすくなり望ましくなく、幅が広すぎると幅方向の反りの影響がでてくる。

ぶりき系材料の曲率測定では経験上、試験片幅を 20 mm前後にすると、幅方向の影響も無視できて、扱いやすい。

(2) 板内の曲げモーメント解放

滑らかで平坦でガラス板のように磁気をおびない板を用意し、短冊試験片を直角に立てて、反り高さ δ を測定する。

ただし、ぶりき系極薄鋼板では、板の剛性が小さいので、板を立てても板と床の間の摩擦のため、板内の応力は解放されない。床との摩擦の影響を少なくするために、試験片を軽く持ち上げて、床上に何度か落とすことを繰り返すなどの手法を用いる。また、ガラス板に振動を与えるのも有効である。

(3) そり高さの読み取り

極薄板では、このように試験片を自由落下させる測り方を取らざるを得ないために、弦の長さ 2ℓ と反り高さ δ が直読できる位置に試験片を置けるとは限らない。そのため、Fig. A. 4bのようにガラス板にグラフ用紙を貼り付け、間隔 ℓ とした縦方向基準線で座標 y_1, y_2, y_3 を読み取り反り高さを $\delta = y_2 - (y_1 + y_3)/2$ で求める。試験片を落とすとき、 y_1 と y_3 が同程度の値になるようにし、曲率を計算する。

試験片長さ $L \approx 1\text{m}$ 程度の場合で、高さ y の読み取り精度を 1mm とすると、反り高さ δ の精度は $\Delta\delta \approx 2\text{mm}$ 程度。 $\ell \approx L/2 \sim 500\text{mm}$ なので (A.1) 式に入れて曲率の精度は $\Delta\kappa \approx 1.6 \times 10^{-5}/\text{mm}$ (曲率半径 60m) 程度まで検出できる。ぶりき系鋼板の主要用途である飲料缶のブランク寸法 $L = 200\text{mm}$ では $\Delta\delta \approx 1\text{mm} \times (200/1000)^2 = 0.08\text{mm}$ 程度の反り高さの差が検出できることになり、出荷品の品質測定用としての精度は十分である。

A.2.3 曲率の一般的な計算式

(A.1)式の曲率計算式は、弦の midpoint からの高さを測定する時には厳密解となるが、

基準線に対して斜めに置かれた試験片の場合、傾きが大きいと誤差が大きくなる。また、反った板の端面写真をとり、その座標をデジタイザなどで読み取って、曲率分布を求める場合などのように任意の座標から曲率を求めるのには不適當な式である。

任意の3点の座標から、曲率を求める一般式を求めた。

3点の座標を (X_1, Y_1) , (X_2, Y_2) , (X_3, Y_3) とし, $X_{12}=X_1-X_2$, $X_{23}=X_2-X_3$, $X_{31}=X_3-X_1$, $Y_{12}=Y_1-Y_2$, $Y_{23}=Y_2-Y_3$, $Y_{31}=Y_3-Y_1$ とおく。

この3点を通る円弧の中心座標 (X_0, Y_0) は、次の式で書ける。

$$X_0 = \frac{(X_1^2 Y_{23} + X_2^2 Y_{31} + X_3^2 Y_{12} - Y_{12} Y_{23} Y_{31})}{2(X_1 Y_{23} + X_2 Y_{31} + X_3 Y_{12})} \quad (\text{A. 2a})$$

$$Y_0 = \frac{(Y_1^2 X_{23} + Y_2^2 X_{31} + Y_3^2 X_{12} - X_{12} X_{23} X_{31})}{2(Y_1 X_{23} + Y_2 X_{31} + Y_3 X_{12})} \quad (\text{A. 2b})$$

この円の中心から、任意の測定点までの距離の逆数として曲率 κ が、

$$\kappa = 1 / \sqrt{(X_1 - X_0)^2 + (Y_1 - Y_0)^2} \quad (\text{A. 3})$$

と求められる。

また、実際には曲率測定の際のばらつきを減らすために、Fig. A. 4b で座標読み取りを4点とし、その座標から3点ずつ4組の座標を抜きだして曲率を4ヶ求めて平均することをおこなっている。

A.3 大板のたわみ反りと無拘束時の反りの関係

曲率は物理的意味が明確で、反りを表現する汎用的な指標であるが、実際の操業現場ではほとんど使われていない。この理由は、試験片の置き方に注意を要すること、反り高さ δ が直読出来ず3点の座標から計算で求める必要があること、曲率 κ まで計算しないと、反り高さ δ のままでは試験片長さの影響が大きく使いにくいことなどに原因があると考えられる。逆に、曲率が現場的な指標になりにくいからこそ、各種の現場的な反りの評価指標を曲率へ変換する必要がある。

A.3.1 2方向曲げにおける曲率と曲げモーメントの関係

薄板の長手方向(L方向)を x , 幅方向(C方向)を y とする。前章の短冊試験片で求めた曲率は、ほぼすべての拘束を無くしたときの曲率と見なせるので、この曲率を残留曲率 κ_0 と定義する。長手方向, 幅方向を区別する場合は、 κ_{L0} , κ_{C0} と記

す。

拘束されていない板に、単位幅あたり M_x , M_y の曲げモーメントを作用させた後の曲率 κ_x , κ_y は、板の断面2次モーメントを $I (= h^3/12$, ここで h は板厚) として、次のように書ける。

$$\kappa_x = \kappa_{L0} + (M_x - \nu M_y) / EI \quad , \quad (A.4a)$$

$$\kappa_y = \kappa_{C0} + (M_y - \nu M_x) / EI \quad . \quad (A.4b)$$

式より、一方向の外力を与えて曲げようとしても、必ず、それに直角方向の曲がりに変化がでることが理解できる。また、床に置いた大板の中央部のように自重で $\kappa_x = \kappa_y = 0$ と平坦になった板内部には(A.4) 式の左辺= 0 を満たすように曲げモーメントが発生することがわかる。板を小切りして拘束をはぶき、 $M_x = M_y = 0$ とするときの曲率が κ_{L0} , κ_{C0} である。

A.3.2 ロール間での反り検出の可能性

(A.4) 式から製造ライン内でロール間距離が大きく、張力だけがかかった縦パス部分における C 反りと無拘束時の曲率 κ_{L0} , κ_{C0} の関係を求めることができる。この状態は、長手方向には張力のために伸ばされて、 $\kappa_x = 0$ となるが、幅方向には自由に変形できて、 $M_y = 0$ が実現した状態と考えられる。 $\kappa_x = 0$, $M_y = 0$, を(A.4) 式に代入して、ライン上の幅反り κ_y が、次のように求められる。

$$\kappa_y = \kappa_{C0} + \nu \kappa_{L0} \quad . \quad (A.5)$$

この式はオンラインで測定した C 反り (κ_y) から、無拘束時の反りを検出できる可能性を示しているが、残念ながら κ_{L0} と κ_{C0} の関係をライン上で求める方法が知られていない。反り検出ができないことが、反りをオンライン制御できない最大の理由となっている。

通常は κ_{L0} の方が大きいので $\kappa_{C0} \sim 0$ とすれば、 $\kappa_{L0} \doteq \kappa_y / \nu \doteq 3\kappa_y$ となる。オンラインで C 反り κ_y が観測されると、切り板にした時の L 反りはその 3 倍程度になると推定できる。操業現場でオペレータが、オンライン上での C 反りを見て、ライン条件の善し悪しを判断しているのは、この原理によっている。

A.3.3 大板のたわみ反りから無拘束時の曲率への換算

Fig. A.2 に示す大板を吊り下げてその上端でのたわみ反り量を測る方法が操業現場では採用されている。板寸法の影響を除くためにたわみ反り量を曲率に直す。

大板寸法を長手方向 L_L 幅 L_c とし、たわみ反り量をそれぞれ δ_L, δ_c とすると (A.1) 式で $l = L/2$ なので、大板の曲率は、

$$\kappa_L = 8\delta_L/L_L^2, \quad \kappa_c = 8\delta_c/L_c^2 \quad (\text{A.6})$$

で求められる。

Fig. A.2 の測定で板は、重力方向には曲げ伸ばされて、曲率が0近くになり、水平方向の曲げモーメントは重力と直交しているので解放された状態となっている。したがって、上記のライン上の幅反りを求める(A.5) 式が成立する。

吊り下げで測定したL 方向たわみ(鉛直線方向を幅方向に吊す)の曲率を κ_L と無拘束で測定した曲率 κ_{L0}, κ_{c0} の関係は、

$$\kappa_L = \kappa_{L0} + \nu \kappa_{c0} \quad (\text{A.7a})$$

同様に、重力の方向が板幅方向になるように吊り下げ、 κ_c は、

$$\kappa_c = \kappa_{c0} + \nu \kappa_{L0} \quad (\text{A.7b})$$

となる。(A.7) 式を κ_{L0}, κ_{c0} について整理すると、

$$\kappa_{L0} = (\kappa_L - \nu \kappa_c) / (1 - \nu^2) \doteq 1.1 \kappa_L - 0.33 \kappa_c \quad (\text{A.8a})$$

$$\kappa_{c0} = (\kappa_c - \nu \kappa_L) / (1 - \nu^2) \doteq 1.1 \kappa_c - 0.33 \kappa_L \quad (\text{A.8b})$$

の結果を得る。

Fig. A.2 で、大板の反りを求める方法は、Fig. A.4 の短冊片による測定に比べると、試験片を短冊に切り出す手間もなく、定盤との摩擦も考えずに反りが測定でき、しかもたわみ量が直読できるメリットがあるので、操業現場では広く使われてきた。しかし、これまで、反りの大きい板の測定値については、後に検討する吊し反りや板端の跳ね上がりとの対応が付かない欠点があるとされていた。(A.8) 式からこの原因は、測定している反りと直角方向の反りの影響が3割もあるためとわかる。したがって、(A.8) 式を使用して無拘束時の曲率に換算してしまえば、このような問題もなく汎用的に使える指標となるであろう。

A.4 板端の跳ね上がり

板端に跳ね上がりがあると、需要家での塗装・印刷工程などで不都合を生じる。操業現場では大板から幅100 mm程度の短冊片を切り出し Fig. A.3b のように測定している。鋼板の向け先によっては、客先でのブランク寸法に切断して確認する。

自重の影響を受けていない板の曲率 κ_0 (初期曲率, L, Cの方向を問わない) と、板を床においたときに板端が跳ね上がり y_s の関係を材料力学²⁾ を用いて検討した。

A.4.1 理論解析

Fig. A.5 に示すように板厚 h 、長さ $L(= 2\ell)$ 、初期曲率 κ_0 の板を下側が凸になるようにして水平な床においた場合を考える。この板端が跳ね上がる向きを、上反り、曲率の正と定義する。

板の左端直下の床位置を座標の原点として、 x 軸を右向きに、 y 軸を床からの高さ方向にとる。板のたわみ位置は x の関数 $y(x)$ としてあらわされ、左端位置は $y(0) = y_s$ である。床から浮いている板の片側長さを ℓ とすると $x = \ell$ で、 $y(\ell) = 0$ となって板が床に接する。 $\ell \leq L/2$ の条件を満たす。

板曲率 $\kappa = \kappa(x)$ と板のたわみ曲線の関係は、たわみがサンプル長 L に比べて小さいとして、

$$\kappa(x) = d^2y/dx^2 / \sqrt{1+(dy/dx)^2} \approx d^2y/dx^2 \quad (\text{A.9})$$

である。

ω を単位面積当たりにかかる重力、 D を単位幅あたりの板剛性とする。板の密度を ρ 、重力の加速度を g として厚さ h の板の ω は、

$$\omega = \rho gh \quad (\text{A.10})$$

試験片の幅を小さくし、横方向の拘束が無視できるようにすると、

$$D = EI = Eh^3/12 \quad (\text{A.11})$$

(幅が広く、横方向にたわみ変形ができない場合は、 E の代わりに $E/(1-\nu^2)$ を使用するが、その場合でも板の端付近は自由に変形できるので、板端の跳ね上がりについては E のままでよい)

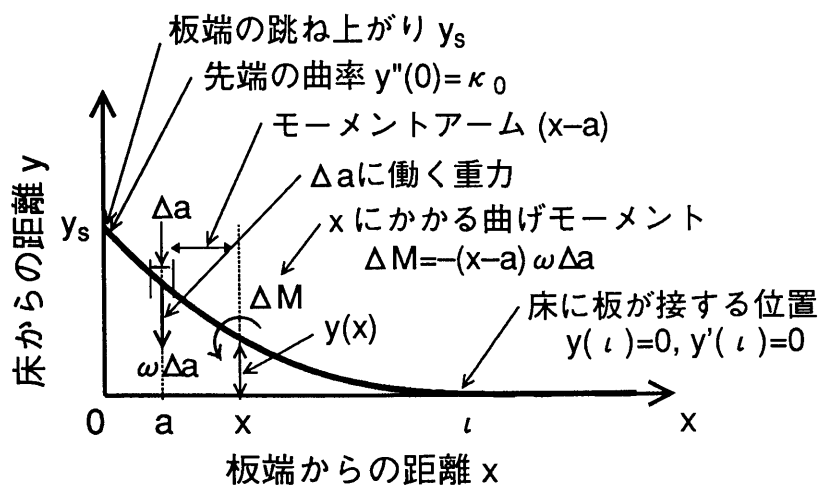


Fig. A.5 床上の反りある板に働く重力と曲げモーメント

Fig. A.5 において、板端から a の距離にある微小部分 Δa 部に働く重力 $\omega \Delta a$ が、板端から x の位置の部分の板におよぼす曲げモーメント ΔM は、曲率を小さくする方向に働くので負号をつけて、

$$\begin{aligned} 0 \leq a \leq x \leq l \quad \text{では,} \\ \Delta M = -(x-a)\omega \Delta a \quad , \quad (A.12) \\ 0 \leq x \leq a \leq l \quad \text{では,} \\ \Delta M = 0 \quad . \end{aligned}$$

したがって、 a について、 $0 \sim l$ の範囲で積分すると、

$$\begin{aligned} M(x) &= \int_0^l dM = \int_0^x dM + \int_x^l dM = -\omega \int_0^x (x-a) da \\ &= -\omega x^2/2 \quad . \quad (A.13) \end{aligned}$$

$x=0$ の先端では、自重の影響を受けないので曲率 $\kappa(x)$ は、

$$\kappa(x) = \kappa_0 + M(x)/D \quad , \quad (A.14)$$

である。 $\kappa(x) = d^2y/dx^2$ であり、 $d^2y/dx^2 = y''(x)$ と表記して、

$$y''(x) = \kappa_0 - \alpha x^2/2 \quad . \quad (A.15)$$

$$\text{ここで, } \alpha = \omega/D = 12\rho g/Eh^2 \text{ とおいた.} \quad (A.16)$$

(A.15)式を2回積分すると、積分定数を C_1, C_2 として、

$$y'(x) = C_1 + \kappa_0 x - \alpha x^3/6 \quad . \quad (A.17)$$

$$y(x) = C_2 + C_1 x + \kappa_0 x^2/2 - \alpha x^4/24 \quad . \quad (A.18)$$

境界条件は、 $x=0$ の左端で曲率 κ_0 と跳ね上がり y_s が与えられて、

$$y''(0) = \kappa_0, \quad y(0) = y_s \quad . \quad (A.19)$$

$x=l$ で床に接する場合の境界条件は、

$$y(l) = 0, \quad y'(l) = 0 \quad , \quad (A.20)$$

である。

これらの条件から、積分定数 $C_1, C_2 (=y_s)$ が、

$$C_1 = l(\alpha l^2/6 - \kappa_0) \quad , \quad (A.21a)$$

$$y_s = C_2 = (\kappa_0 l^2/2)(1 - \alpha l^2/4\kappa_0) \quad , \quad (A.21b)$$

と求められる。(A.18)式に代入して、板のたわみ曲線は、

$$\begin{aligned} y(x) &= (\kappa_0 l^2/2)(1 - \alpha l^2/4\kappa_0) + l(\alpha l^2/6 - \kappa_0)x \\ &\quad + \kappa_0 x^2/2 - \alpha x^4/24 \quad (A.22) \end{aligned}$$

なる4次式で与えられる。 $l < x < L$ の右側範囲のたわみ曲線は (A.22) 式の x を、 $L-x$ で置き換えることで得られる。

重力を受けないときの板端の跳ね上がりは $y_s = \kappa_0 l^2 / 2$ なので、(A.21)式から重力により $(1 - \alpha l^2 / 4\kappa_0)$ なる係数分だけ跳ね上がりが小さくなることが示されている。

ところで、床からの浮き上がり長さ l は、板長さ L が小さいうちは $l = L/2$ であるが、 L を大としても l は大きくなるわけでない。床が平らであるため、板が床に接した時の境界条件に曲率は負になれないという条件 $y''(l) \geq 0$ がつく。この境界条件を(A.15)式に入れて、板が床より浮き上がる最大長さ l_m が、

$$l_m = \sqrt{2\kappa_0 / \alpha} = h \sqrt{E\kappa_0 / 6\rho g} \quad (\text{A.23})$$

と求まる。したがって、板長さ $L \geq 2l_m$ では、板の左右端が l_m の範囲だけ跳ね上がり、中央部 $L - 2l_m$ 長さが床になじんだたわみ曲線となる。板端の跳ね上がり y_s は、(A.21)式において、 $l = l_m$ を代入して、

$$y_s = \kappa_0^2 / 2\alpha = (Eh^2 / 24\rho g) \kappa_0^2, \quad (\text{A.24})$$

なる一定値となる。

(A.21)、(A.24)式を薄鋼板の具体的な数値で求めてみる。

板が短く $L \leq 2l_m = 4.24 \times 10^4 h \sqrt{\kappa_0}$ の時、長さをmm単位として

$$y_s = (L^2 / 8) \kappa_0 (1 - L^2 / 8l_m^2) \quad (\text{mm}). \quad (\text{A.25})$$

板が長く $L \geq 2l_m = 4.24 \times 10^4 h \sqrt{\kappa_0}$ のときは、(ぶりき系鋼板の板厚、反り範囲では500mmもあればこの条件を満たす。)

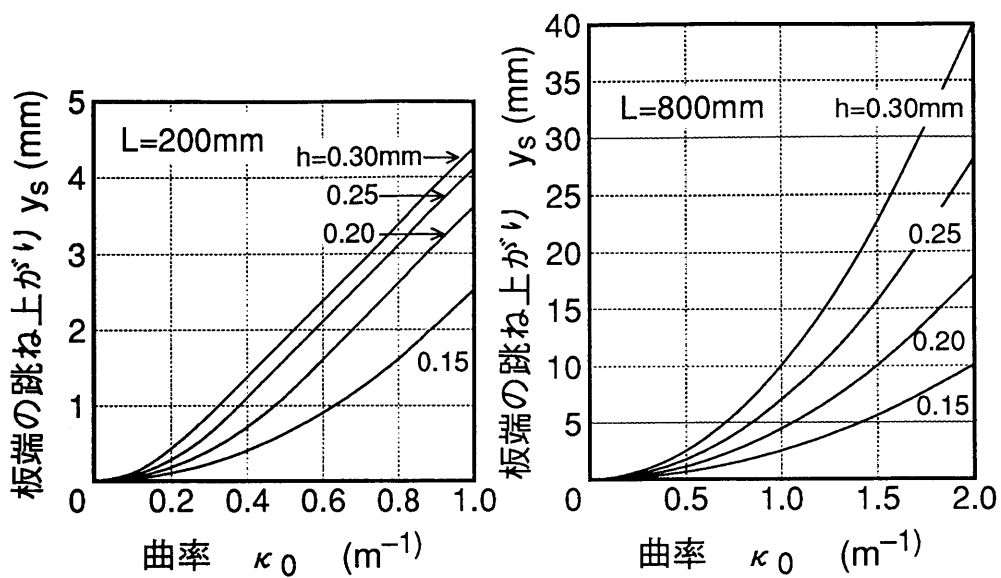
$$y_s = 1.12 \times 10^8 h^2 \kappa_0^2 \quad (\text{mm}) \quad (\text{A.26})$$

これらの式により、製造現場の大板で測定した跳ね上がり y_s と、ユーザで小切りした時の、いわゆるブランク反りの関係に対応がつけられる。

Fig. A.6 には、曲率 κ_0 に対する跳ね上がり y_s を代表的な板厚について計算して示す。Fig. A.7 には板長さ L と跳ね上がり y_s の関係の計算結果を示す。

A.4.2 実測値との比較

板厚 $h = 0.32 \text{ mm}$ と 0.28 mm の初期反りのある鋼板から、幅 20 mm x 長さ 700 mm の短冊状試験片を切り出し、水平においたガラス板上で、Fig. A.5の方法で板端の跳ね上がりを測定した。また、同一試験片の曲率を Fig. A.4の方法で求めた。Fig. A.8に測定結果を示す。実測で得た y_s と κ_0 の関係は、理論解析の(A.26)式に非常に近く、解析結果が妥当なことが示されている。



(a) 試験片が短い場合

(b) 試験片が長い場合

Fig. A.6 板端の跳ね上がり と 曲率の関係 (計算結果)

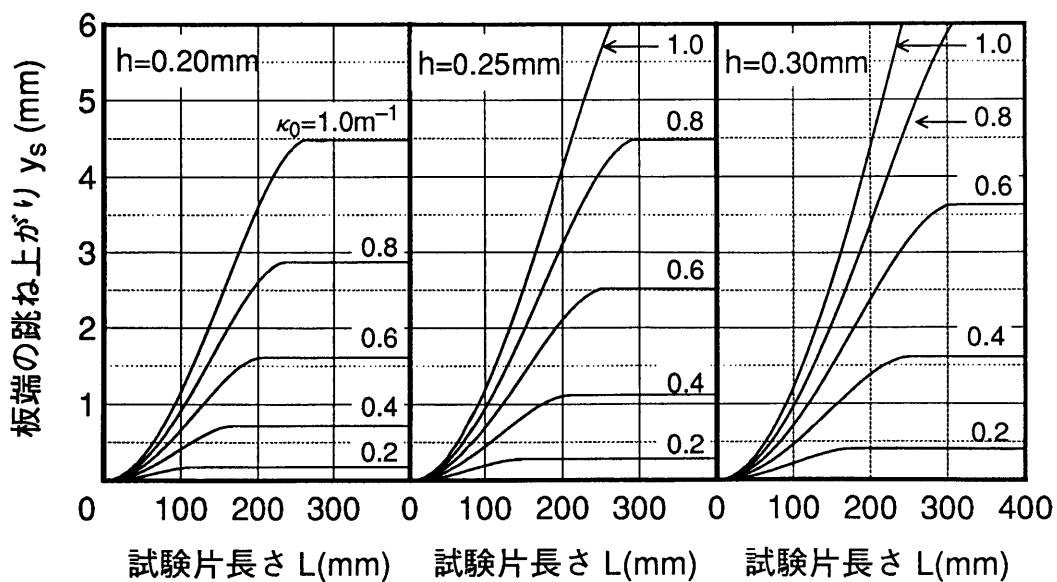


Fig. A.7 板端の跳ね上がり と 板長さの関係 (計算結果)

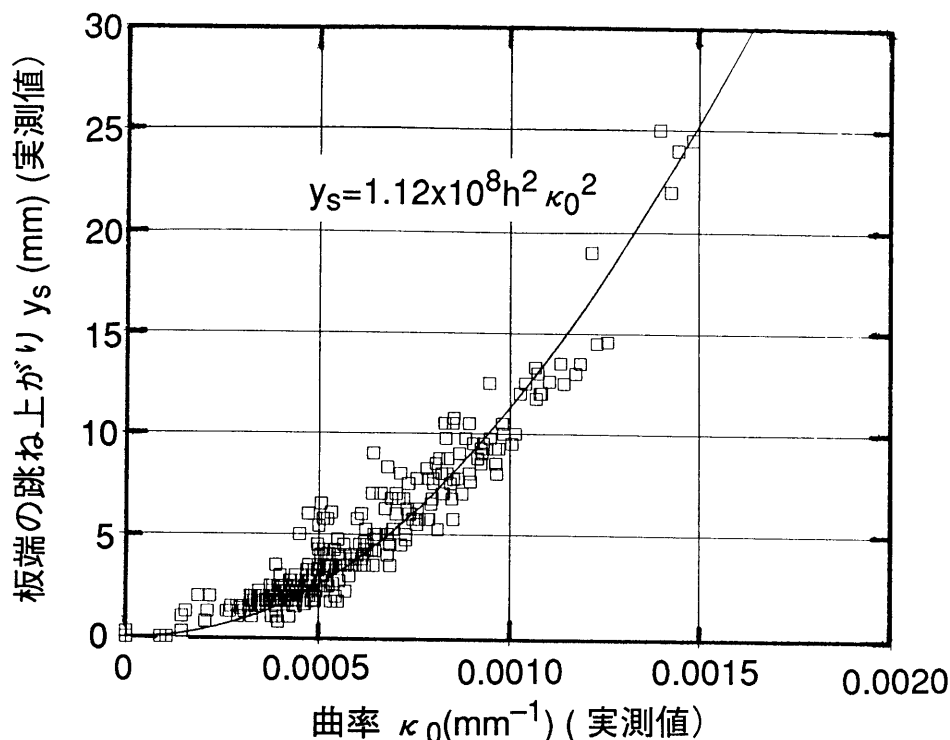


Fig. A.8 板端の跳ね上がりと曲率の関係
 (試験片寸法 $h=0.315\text{mm}$, $L=700\text{--}900\text{mm}$, $b=20\text{mm}$ での実測値)

A.5. 吊し反り

鋼板に塗装・印刷などをおこなう際、板端が跳ね上がっていると不都合を生じるので、板端の跳ね上がりを鋼板取引規格の指標とすることが多いが、この値は、前章で議論したように曲率の二乗に比例する量であり、曲率が小さい側の変化を見逃しやすいので、製造工程の管理指標としては使いにくい。

短冊状に切り出した試験片を、垂直の壁に沿って吊し、先端と壁の間隔を反り量とする吊し反り法(Fig. A. 2a) で求めた指標は、試験片長さが1m程度あると、長さに依存しないことが経験的にわかっており、また、反りが小さくても敏感に検出できるため、この方法が製造工程の反りの管理指標として、使われることが多い。

この吊し反り法で求めた反り量と、重力の影響を受けない曲率との関係を弾性理論で解析した。

線材では曲がりや振じれ測定に吊し下げ法が行われており、たわみが大きい場合も含めて重力の影響を除いた曲率の解析法が提案されている³⁾。

A. 5.1 理論モデル

Fig. A. 9に示す方法で板厚 h で初期曲率 κ_0 の板を垂直に吊した場合を考える。板を壁に固定する点を原点として、 x 軸を下向きにとり、 y 軸を壁からの距離にとる。板先端の x 座標を L とする。

本解析では、反り量が試験片の長さ比べて小さいとする。たわみが小さいので板に沿った長さも L に等しいとできる。吊した板のたわみは x の函数として $y(x)$ であらわされる。先端の反り量 $y(L)$ を y_t とする。 ω を単位面積当たりにかかる重力、 D を単位幅あたりの板剛性とする。 ω 、 D は前項の(A. 10)(A. 11)式である。

Fig. A. 9において、原点から x 、壁より $y(x)$ 離れた位置を考える。板端から a の距離にある微小部分 Δa 部の重力 $\omega \Delta a$ は、 x 軸の方向を向いているので、曲げモーメントの腕の長さは、 y 軸方向の高さの差 $y(a)-y(x)$ となる。したがって、 a 点の微小部分 Δa が x の位置におよぼす曲げモーメント ΔM は、

$0 \leq x \leq a \leq L$ では、

$$\Delta M = -(y(a)-y(x)) \omega \Delta a \quad , \quad (A. 27)$$

$0 \leq a \leq x \leq L$ では、

$$\Delta M = 0 \quad ,$$

である。

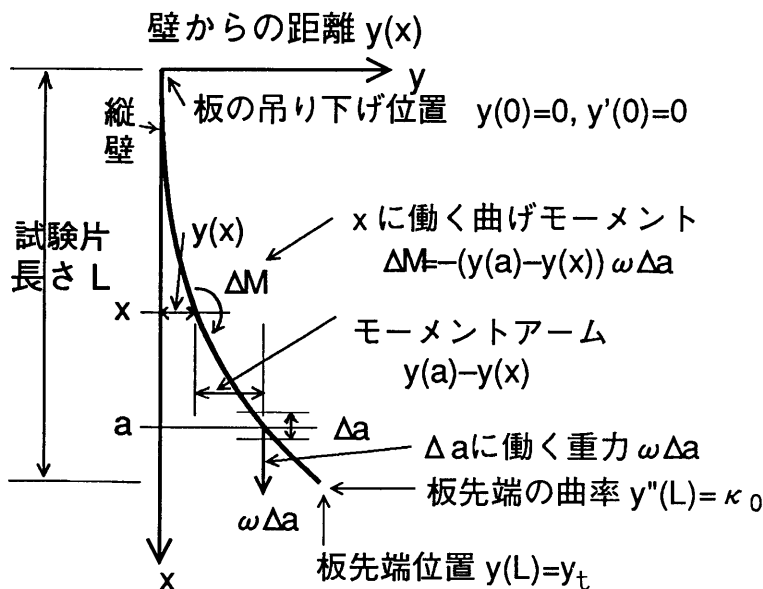


Fig. A. 9 吊り下げた板に働く重力と曲げモーメント

曲げモーメントは曲率を小さくする方向に働くので負としている。

aについて、0 ~ L の範囲で積分すると、

$$M(x) = \int_0^L dM = \int_0^x dM + \int_x^L dM = -\omega \int_x^L (y(a) - y(x)) da \quad (\text{A. 28})$$

前項の跳ね上がりの解析と同様に $y''(x)$, $y'(x)$ を定義する。x = Lの先端では自重の影響を受けないので曲率 $\kappa(L) = \kappa_0$ であるから、

$$\kappa(x) = \kappa_0 + M(x)/D \quad (\text{A. 29})$$

たわみが小さく $\kappa(x) = y''(x)$ なので、

$$y''(x) = \kappa_0 - (\omega/D) \int_x^L (y(x) - y(a)) da \quad (\text{A. 30})$$

となる。境界条件は、板の先端 x=L と固定端 x=0 で、

$$\begin{aligned} y''(L) &= \kappa_0, & y(L) &= y_t, \\ y(0) &= 0, & y'(0) &= 0 \end{aligned} \quad (\text{A. 31})$$

である。y(L) = y_t は境界条件というより、他の3条件が決まると、自動的に決まるものである。つまり、 κ_0 の式で表現される。

固定端で曲率 $y''(0) = 0$ になるかどうかは議論の必要なところである。結論からいうと、境界条件に $y''(0) = 0$ を加え、x=0 から出発してたわみ曲線 $y(x)$ を逐次近似法を使った数値的な方法で求めていくと恒等的に $y(x) = 0$ となり x=Lの先端側の境界条件を満たさなくなる。つまり、 $y''(0)$ には小さくても値を入れない限り、先端が壁から離れなくなる。この物理的意味は、固定端近くの板を大きな力で真下に引張っても、モーメントアームが小さいために曲率を完全な0にはできず、小さい曲率が残ることを示している。

この(A.30)式では、前項の床においた板と違って、求めるべき自分自身のたわみ曲線を曲げモーメントの中に含んでいるので、簡単には積分できないが、この式のままでも、初期曲率 κ_0 と先端の吊し反り y_t が比例するという重要な結論を導くことができる。

いま、(A.30)式の方程式と(A.31)の境界条件を満たす解 $y(x)$ が得られたとする。次に、 κ_0 と異なる曲率 $\kappa_1 (= c\kappa_0)$ を持つ板を吊したときのたわみ曲線を $g(x)$ とすると、 $g(x)$ は次の式を満たす。

$$g''(x) = c\kappa_0 - (\omega/D) \int_x^L (g(x) - g(a)) da \quad (\text{A. 32})$$

一般に微分可能な任意の函数 $f(x)$ では、 c を比例係数として $[cf(x)]'' = cf''(x)$, $\int cf(x)dx = c \int f(x)dx$ であるから、(A. 30)式の両辺に c を乗じた式と(A. 32)式を比較することで、

$$g(x) = cy(x) \quad (\text{A. 33})$$

となる。(A. 31)式から $g''(L) = \kappa_1 = c\kappa_0$, $g(L) = cy_1$ となり、曲率が c 倍になると、吊し反りの測定値も c 倍になる。つまり、吊し反りの測定値は、試験片寸法が同じ (ω, D, L が同じ) であれば板の曲率に比例するという結論を得る。

$$y_1 \propto \kappa_0 \quad (\text{A. 34})$$

A. 5.2 数値解析

次に具体的に(A. 30)式を解いたたわみ曲線を求めてみる。式には微分項と積分項が含まれ、扱いにくいので、積分項をなくすために、式の両辺を x について微分して、微分方程式の形にする。

$$y'''(x) + (\omega/D)(x-L)y'(x) = 0 \quad (\text{A. 35})$$

この3次の微分方程式は、 $xy'(x)$ の項を含むために、解析的には解けないが、Runge-Kutta 法などの数値的な解析法⁴⁾では容易に求めることができる。

微分方程式の境界条件は(A. 31)式であるが、解を求めるための3個の条件の2個は、 $x=0$ 側で与えられ、 $y(0)=0$, $y'(0)=0$ であるが、残りは板先端の $x=L$ 側で与えられ、 $y''(L) = \kappa_0$ となるので $y''(0)$ に適当な初期値をいれて $y''(L) = \kappa_0$ になるような工夫が必要となる。この計算は一見、面倒なようであるが、実際は(A. 34)式を導くときの結論として、初期曲率 κ_0 にたわみ曲線 $y(x)$ は単純比例するので、初期値を仮に $y''(0)=1$ として (A. 35) 式を数値的に解いて $y(x)$ を求める。 $y''(L) = A$ になったとすると、仮の初期値で得た $y(x)$ に κ_0/A を乗じたものが正解となる。

Fig. A. 10に、初期曲率 $\kappa_0 = 1 \times 10^{-3}/\text{mm}$ のとき、板厚 h と試験片を吊す長さ L を変えて求めた理論計算結果を示す。

試験片長さが 100mm程度の短い範囲は、重力の影響をほとんど受けず、曲率と反り値の関係は、幾何学的に決まる、

$$y_1 = (L^2/2) \kappa_0 \quad (\text{A. 36})$$

の関係となっている。

試験片長さ L が大きくなると、 L に依存せず、板厚だけに関係して吊し反り y_1

が決まる。 y_t が L に対して飽和する位置を L_{min} とすると、 $L_{min} \approx 3000 h$ (mm 単位) 程度である。

L に対して飽和した曲率 κ_0 と吊し反り y_t の関係を Fig. A. 10 から読み取り、その回帰式を作ると、長さを mm 単位として、

$$y_t \approx 4.75 \times 10^5 h^{4/3} \kappa_0 \quad (\text{mm}), \quad L > 3000h \text{ の範囲} \quad (\text{A. 37})$$

と書ける。微分方程式の係数 ω/D は mm^{-3} と長さの-3乗の次元をもっているので、

$$l^3 = D/\omega = Eh^2/12\rho g \quad (\text{A. 38})$$

なる長さ l を導入すると、(A. 37) 式は、

$$y_t \approx 1.28 l^2 \kappa_0 \quad (\text{mm}) \quad (\text{A. 39})$$

と簡潔な式で表現でき、 L が短いときの(A. 36)式と相似的な式となる。この回帰式の精度が非常に高いので、(A. 35)式の微分方程式において、 L を大にした極限として(A. 39)式が解析的に得られると予測したが、今回の検討では、解を見いだすことができなかった。

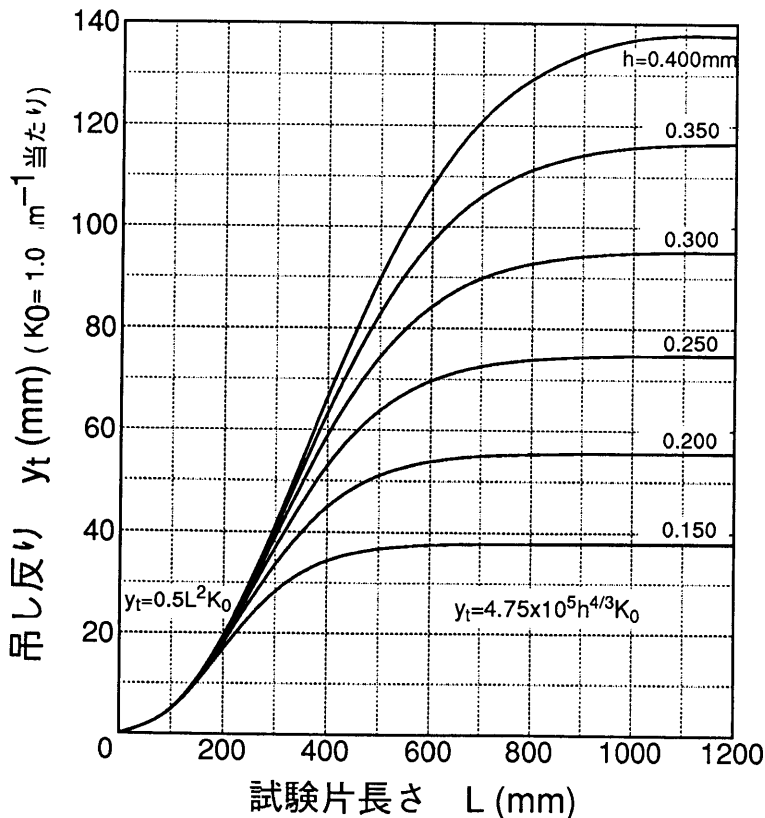


Fig. A. 10 吊し反りと試験片長さ

A.5.3 実測による確認

板厚 $h=0.315\text{mm}$ で初期反りのある鋼板から幅 20mm x長さ 700mm の短冊状試験片を切り出した。磁気をおびていない垂直の柱に沿って試験片をぶら下げ板端の反り量 y_t を測定した。また、同じ短冊試験片について Fig. A. 4の方法で曲率も測定している。

Fig. A. 11に実測で得た y_t と κ_0 の関係を示す。両者の比例係数は、実測値の回帰式から求めると 1.0×10^5 、(A. 37)式に $h=0.315$ を入れると、 1.02×10^5 となり、両者はほとんど一致している。

Fig. A. 12は試験片の長さ L を変えて y_t を測定したもので、数値計算で求めた理論値との比較を示し、Fig. A. 13には $L=700\text{mm}$ で板厚を2水準変えて、たわみ曲線 $y(X)$ を実測した結果と理論計算値との比較を示す。いずれの結果でも、理論との一致は非常によく、前項のモデルで計算した吊し反り値の計算結果は妥当と考えられる。

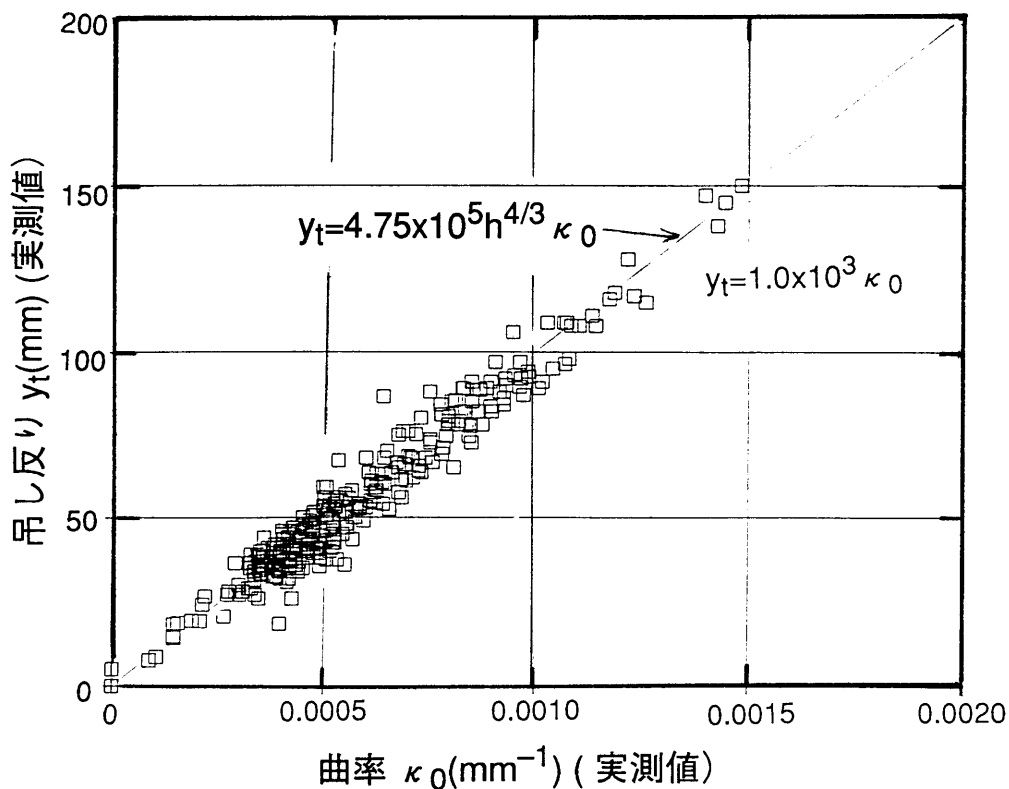


Fig. A. 11 吊し反りと曲率の関係 (実測値)
(試験片寸法 $h=0.315\text{mm}$, $L=700\text{--}900\text{mm}$, $b=20\text{mm}$ での実測値)

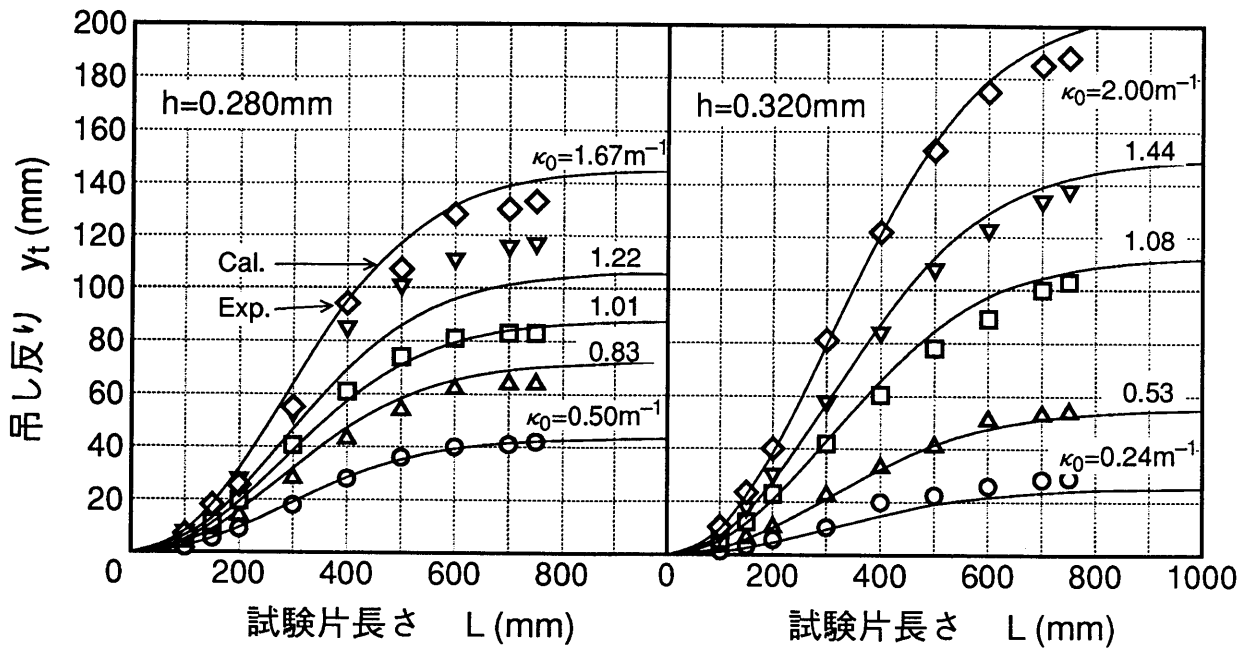


Fig. A.12 吊し反りと試験片長さの関係, 理論値と実験値の比較
 (曲率は短冊片で測定, 吊り下げ長さを変えて y_t を測定)

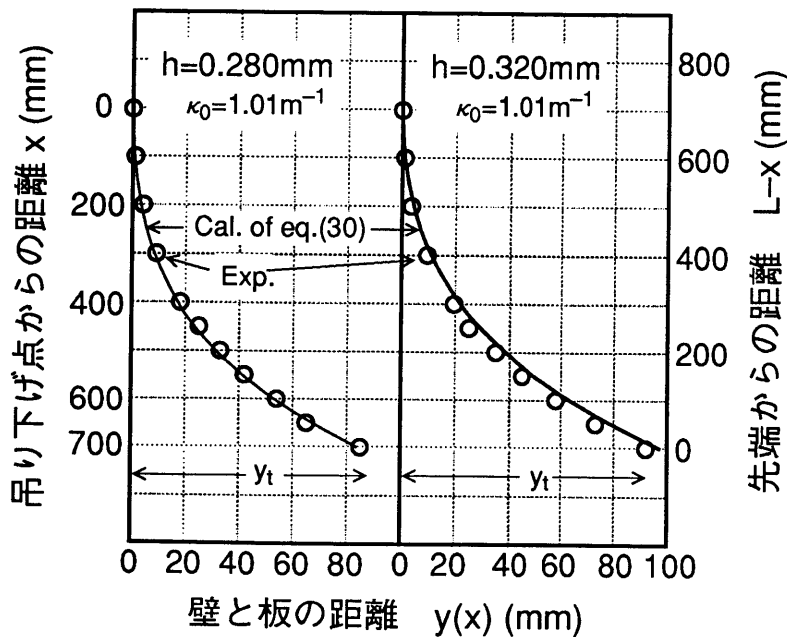


Fig. A.13 吊し反り試験におけるたわみ曲線 (理論と実験の比較)
 (30)式で $y(x)$ を計算, 試験片幅20mm, 長さ $L=700$ mm

A.6 反り評価指標間の関係

これまでの結果で、操業現場で用いられる反り指標と曲率との関係が求まったので、以下、これらの関係を現場で応用できる形に整理し、図表化を試みた。

A.6.1 大板で求めた反り指標と短冊片で求めた反り指標の比較

大板で測定するたわみ反りは、直角方向の反りの影響を受け(A.8)式の関係になることをA.3.3項で考察した。この結論の妥当性を製造ラインの反り管理データで検証した。

板厚0.18~0.25mmの飲料缶用鋼板で、材質規格はT-4CA, T-5CAの調質圧延材の約70コイル分である。大板の試験片寸法は $L_L = 650\text{mm}$, $L_C = 800\sim 950\text{mm}$ で、たわみ反りはFig.A.2のように大板で測定し、mm単位のままで表現する。同時に短冊片による吊し反り値も求めている。

長手方向の吊し反りは、板幅中央部からと板の両端から幅100mm長さ $L=650\text{mm}$ の試験片を合計3枚切り出し、試験長さ $L=600\text{mm}$ で、Fig.A.3aのように測定している。C方向の反りは、幅100mmの短冊片を幅方向に切り出し、吊り下げ長さは $L_C = 750\sim 900\text{mm}$ で測定している。

大板のたわみ反り値 δ_L , δ_C から(A.6)式を用いて、大板での曲率 κ_L , κ_C を求めた。解析の対象とした製造ラインの試験片寸法は $L_L = 650\text{mm}$ で、標準的な寸法(800~1000mm)や、板幅(L_C)に比べてかなり短いため曲率にしないと、 δ_L のままでは、他の値との比較ができない。吊し反り値も、試験片が短いので、Fig.A.10を用いて求めた。吊し反りで得た曲率を κ_{L0-t} (3点の平均), κ_{C0-t} とする。

Fig.A.14に両者の関係をL,C方向別に整理して示す。L反りについて、短冊片の吊し反りの κ_{L0-t} と大板のたわみ反りの κ_L はほぼ1:1の関係にあるが、C反りについては短冊片の κ_{C0-t} と大板の κ_C は全く相関がない。

大板で測定するたわみ反り値は、A.3項で議論したようにL,C方向のお互いの反りを消して測定する方法であり、L反りがC反りより大きいため、C反り測定値にその影響が大きく現れたものである。L反りについては、C反りが小さいので、大板のままの反りをつかっても、ほぼ短冊片の値になることを示している。

これに対して(A.8)式に従って、大板で得た曲率からお互いの拘束を補正した曲率 κ_{L0} , κ_{C0} と吊し反りの曲率 κ_{L0-t} , κ_{C0-t} の関係をFig.A.15に示す。C反りはばらつきが大きいが、全体としてほぼ吊し反りの曲率 κ_{C0-t} と干渉を補正した後の曲

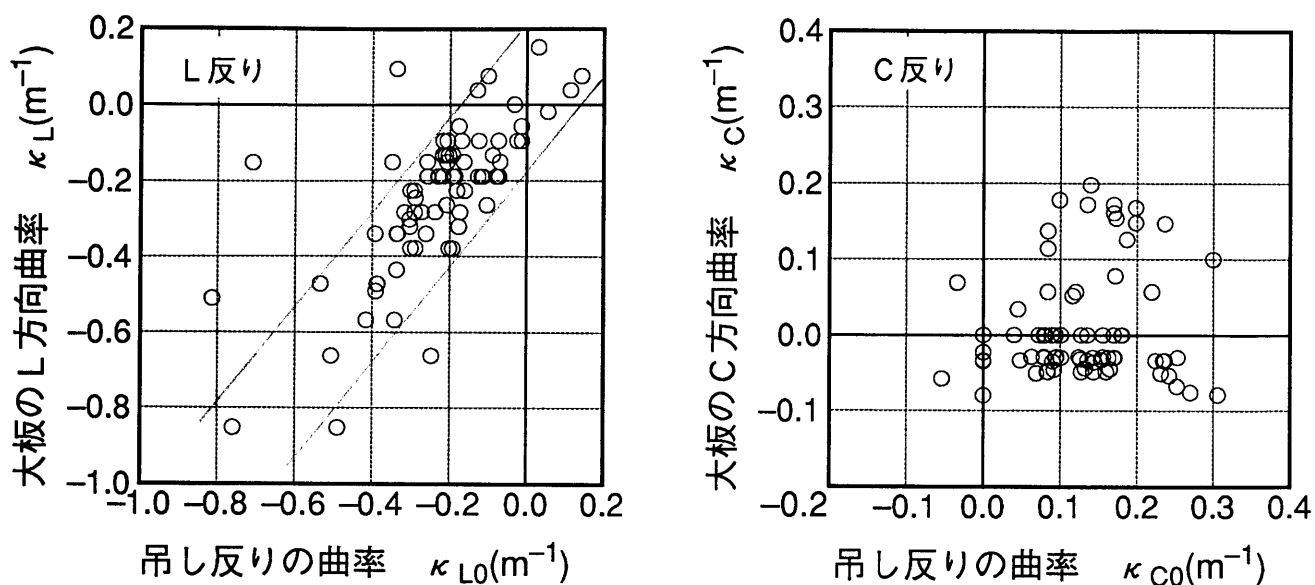


Fig. A. 14 大板から得た曲率と吊し反りから得た曲率の比較
(L 反り, C 反り間の干渉がある場合)

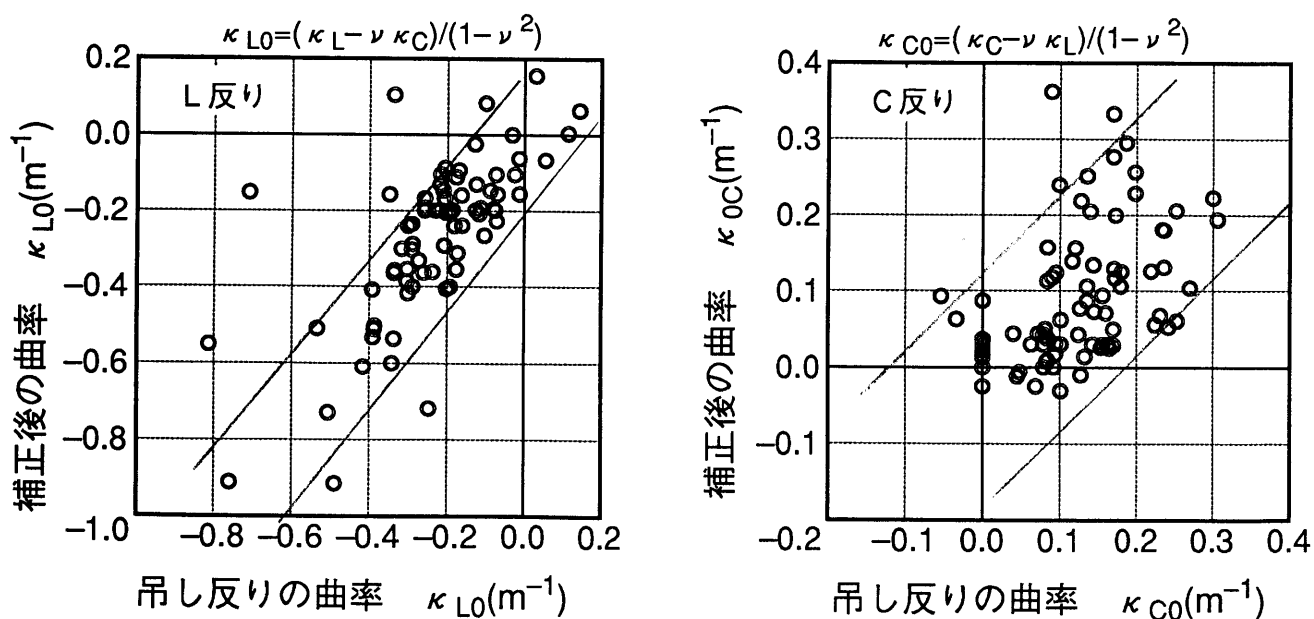


Fig. A. 15 補正後の大板曲率と吊し反りから得た曲率の比較

率 κ_{c0} が 1:1の比例関係に乗ってくる。L反りは補正前とほとんど変わらない。

以上の結果から、(A.8)式でL反り、C反りが混在している時の補正が妥当であることが確かめられた。

C反りのばらつきは、理論の不備というより、板幅方向に均一な円弧となっていないC反りを(L反りが幅位置で変動している),均一として扱っているためであろう。したがって、C反りを大板で求めることは、全体としては良くても、ばらつきが大きいので実用上は短冊片で反りを求める必要があることを示している。

操業現場的には、大板で測定したたわみ反り値(mm単位) のままで、無拘束時のたわみ反りを求めたい場合が多い。飲料缶用途の注文では大板寸法が幅、長さが同程度の正方形に近いので、次のような簡易式が成立する。無拘束時のたわみ反りを δ_0 (mm)として、

$$\text{L反りは } \delta_{L0} = 1.1\delta_L - 0.3\delta_c \quad (\text{A.40})$$

$$\text{C反りは } \delta_{c0} = 1.1\delta_c - 0.3\delta_L \quad (\text{A.41})$$

実際ラインで得られるデータでは、C方向たわみ δ_c が小さい場合が多いので、(A.41)式は、

$$\text{C反りは } \delta_{c0} \approx -0.3\delta_L \quad (\text{mm}) \quad (\text{A.42})$$

となり、L反りの反対方向にその1/3のC反りが現れると考えておけばよい。(試験片が短い時の簡易式は、後のA.6.3項で議論する)

A.6.2 吊し反りと板端の跳ね上がりの関係

(1) 大板における板端の跳ね上がり

試験片が長い(1 m程度) 時、跳ね上がり y_s と曲率の関係(A.26)式、吊し反り y_t と曲率の関係(A.37)式から曲率 κ_0 を消去すると、

$$y_s = 4.96 \times 10^{-4} h^{-2/3} y_t^2 \quad (\text{A.43})$$

となり、操業現場で使用している反りの指標間の関係が求められる。結果を Fig. A.16に示す。

大板状態での板端の跳ね上がりが問題にされる場合は、この(A.43)式、もしくは Fig. A.16 をもとにして、吊し反り値 y_t で管理すれば良い。

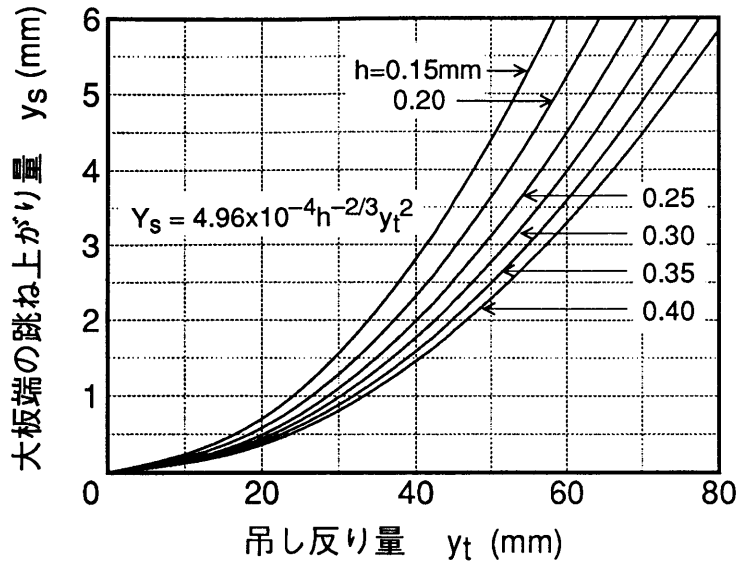


Fig. A.16 吊し反りと大板の端の跳ね上がりの関係
(試験片長さ 800mm 以上)

(2) ブランク後の板端の跳ね上がり

ブランクに切断後の板端跳ね上がりは、試験片が短い場合の跳ね上がり (A.25) 式を用いる。重力で板が床になじんでしまうかどうかの判定条件が必要なので、簡単な式になりにくいので、ブランク寸法 L=200mm の例だけを計算して、Fig. A.17 に示す。

ブランク後で、跳ね上がりを 0.5mm 高さに抑えようとするとき、吊し反りで 20mm 程度以下を目標にして管理すれば十分であることがわかる。

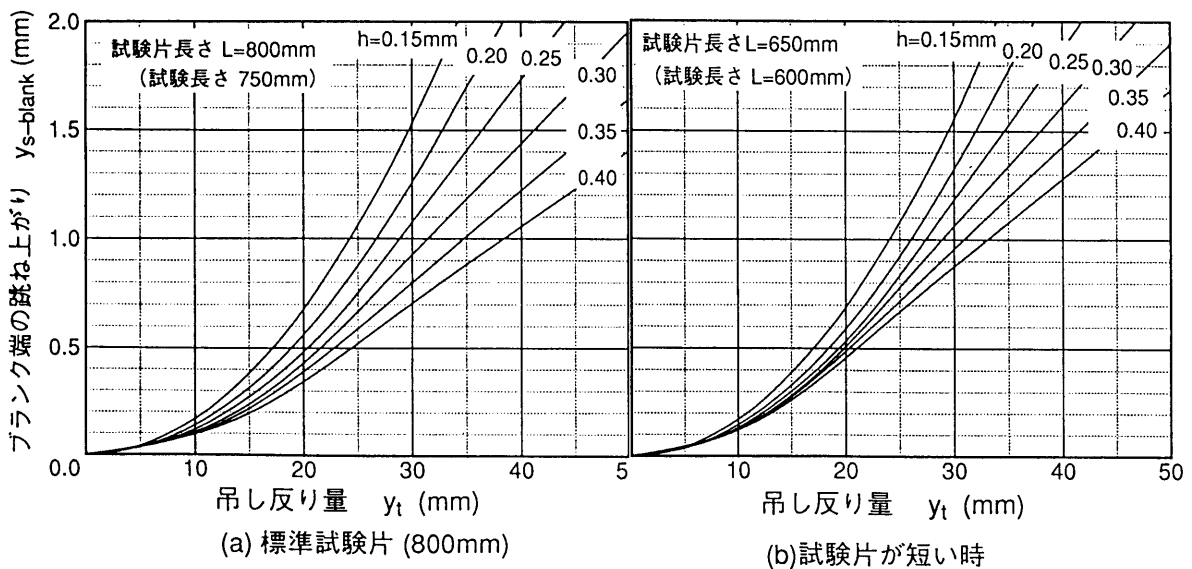


Fig. A.17 吊し反りとブランク反りの関係(ブランク長さ 200mm)

A.6.3 短い試験片を使用した時の標準試験値への換算

試験片を製造ラインで採取する場合で、長手方向の試験片長 L_L がラインの構造上自由にならない場合がある。このような場合、曲率に換算してしまえば、板厚や幅、長さで影響を受ける現場的な反り指標より理論的には 使いやすいはずであるが、操業現場的には手間の問題もあり、多数のデータが揃う標準的な試験片寸法で求めた反り指標に換算できれば、そちらのほうが望ましいであろう。

標準的な大板の長さを $L_L = 800\text{mm}$, 1000mm し、それより短い寸法として $L_L = 650\text{mm}$ を例にとって反り指標の影響を求めた。

(1) たわみ反り

たわみ反りの測定は(A.6) 式の円弧近似で求まるので、試験片長さの二乗に依存する。650mm の場合のたわみ反り量 δ_{L-650} を 800mm, 1000mmのたわみ反り量 δ_{L-800} , δ_{L-1000} に換算するには、

$$\begin{aligned} \delta_{L-800} &= 1.52 \delta_{L-650} \\ \delta_{L-1000} &= 2.37 \delta_{L-650} \end{aligned} \quad (\text{A.44})$$

となり、試験片長さの影響は非常に影響が大きい。

ブランク反りとたわみ反りの関係を、650 mm長さと800 mm長さの試験片について求め、Fig. A.18に示した。

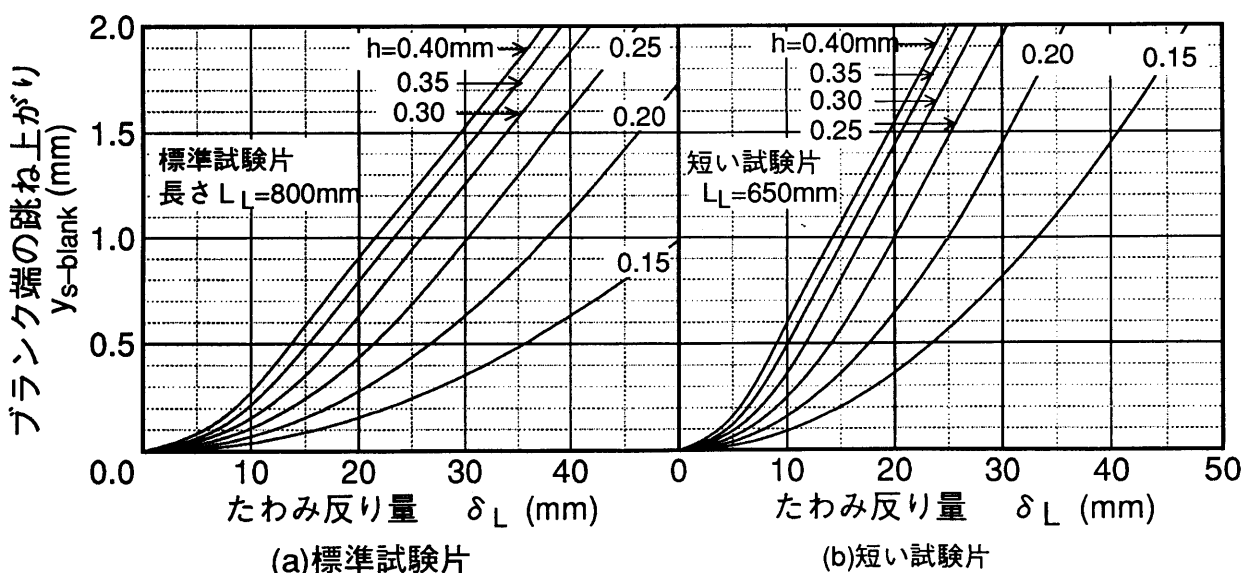


Fig. A.18 たわみ反りとブランク材の跳ね上がりの関係
(ブランク長さ $L=200\text{mm}$)

標準的な大板を無拘束状態にしたときのC方向のたわみ反り δ_{c0} は、短い大板のL方向たわみ反り δ_{L-650} の値に、(A.42)式を適用して、

$$\begin{aligned}\delta_{c0-800} &\cong -0.50 \delta_{L-650} \quad (\text{mm}) \\ \delta_{c0-1000} &\cong -0.78 \delta_{L-650} \quad (\text{mm})\end{aligned}\quad (\text{A.45})$$

と求まる。L反り値の半分以上が、無拘束でのC反り値に現れることになる。つまり、650 mm長の大板で測定するたわみ反りが大きいと、後工程で短冊片にした評価で、C反りが大とのクレームをうける可能性があることをこの式は示している。

(2) 吊し反りの比較

吊し反りは試験片長が 800 mm 程度あれば、ぶりき系鋼板の板厚範囲では長さの影響をほとんど考える必要がなくなる。

吊し反りに及ぼす試験片長さの影響を計算した Fig. A.10 から、試験片長さ毎に吊し反りを読み取って換算係数とし、Table A.1 および Fig. A.19 に結果を示す。試験片を吊すための掴み部の長さの 50mm を引いてある。短い試験片で測定した値に表の換算数値をかければ、標準的長さの試験片の値になることを示している。参考までに、他の反り指標も表にまとめた。換算係数 1.0は換算不要であることを示す。

吊し反りは、板厚 0.2mm以下では換算が実質上不要であり、板厚 0.25mm~0.3 mm の範囲で、短い試験片の場合、安全を見て10% 大きいと考えておけば十分であろう。

Fig. A.20 にはたわみ反りとブランク反りの関係を示す。両者は直線関係にあるが比例係数が板厚毎に異なる。

Fig. A.17(b)には吊し反りとブランク反りの関係を示している。板厚0.25mmまでは標準片とほとんど差がない。

Table A.1 短い試験片で得た反り指標の標準試験片への換算

板厚	吊し反り y_t		たわみ反り δ		板端の跳ね上がり(大板, ブランク共)
	600=>750	600=>950	650=>800	650=>1000	
0.15	1.01	1.01	1.52	2.37	1.00
0.20	1.03	1.03	1.52	2.37	1.00
0.25	1.06	1.07	1.52	2.37	1.00
0.30	1.10	1.13	1.52	2.37	1.00
0.35	1.15	1.19	1.52	2.37	1.00
0.40	1.19	1.26	1.52	2.37	1.00

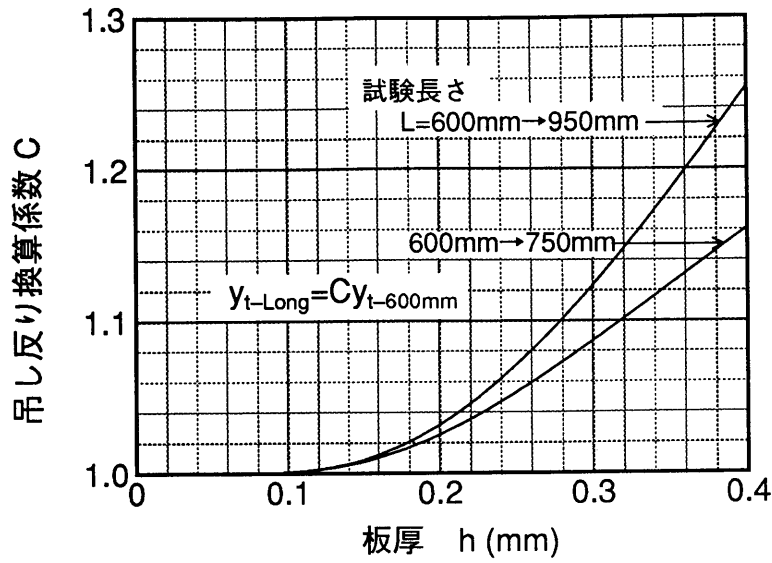


Fig. A.19 短い試験片で得た吊し反り試験値の換算

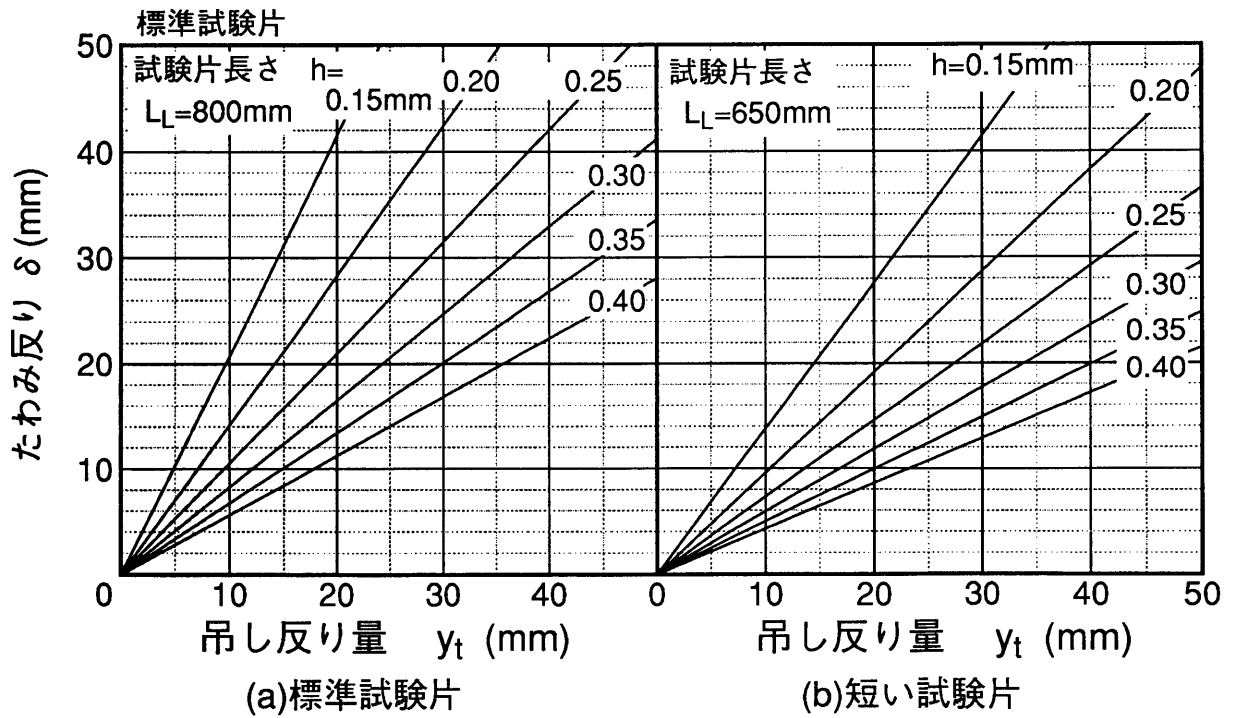


Fig. A.20 吊し反りとたわみ反りの関係
(吊し反り試験長さ はつかみ部分 -50mmとする)

A.6.4 大板のままの吊し反りと短冊試験片での吊し反りの比較

吊し反りを短冊片ではなく、大板のまま測定する場合もあるので検討した。

吊し反りを大板の下端中央部で測定するものとし、長手方向が鉛直になるように吊り上げた場合を考える。幅方向の反りが小さいと重力の方向と幅反りは、高さ方向のどの位置でもほぼ直交するので、幅反りへ重力の寄与はなく、また、長手方向の曲げモーメントも幅反りの影響を受けないので、短冊片の計算結果がそのまま成立する。しかし、幅たわみが大きいと、板幅が大きくなると、長手反りのため鉛直線から外れる板の下端側では、重力の影響を受けて幅方向に曲げ戻される可能性がでてくる。幅方向の変形に曲げ戻されて幅方向曲率が0になると、平面ひずみ条件となる。この条件では、吊し反りの結論である(A.38)(A.39)式でEの代わりに $E/(1-\nu^2)$ と置き換えれば、短冊片の計算式がそのまま使える。これは、吊し反り値に $(1-\nu^2)^{-2/3} \approx 1.06$ を乗じることである。

この反り値を大板で求める際の問題は、実際には、上記の拘束の問題よりも、幅位置でL反りが異なることの方が重要である。板幅中心と板端付近のL反りは、巻き取りコイル内径部では特に差が大きく、極端な例では板端での吊し反りが10mm程度で、板中央部では100mmを越える場合もある。大板の吊し反り値は、幅位置で平均化した反り値しか見ていないので、需要家で小切りされた後の反りが予測できないことを注意して、使用すべきである。

A.7 まとめ

薄鋼板の製造現場で用いられている各種の板反り評価指標を、材料力学の理論を用いて曲率で表した。これにより、需要家で小切りされた後に発生する反り高さと、操業現場でつかっている各種反り指標との関係を定量的に表すことができるようになった。

短冊試験片で無拘束状態にした板の曲率を κ_{L0} 、 κ_{C0} とすると、操業現場で使っている反り測定値の関係をまとめると次のように整理できる。長さをmm、曲率を mm^{-1} 単位とする。

(1) 大板のたわみ反りと短冊片の曲率比較

大板寸法を $L_L \times L_c$ とし、直角方向の反りが0になるようにして、測ったたわみ反りを δ_L 、 δ_c とする。拘束状態の曲率は、

$$\kappa_L = 8\delta_L/L^2, \quad \kappa_c = 8\delta_c/L_c^2 \quad (a)$$

無拘束の短冊片の曲率と大板の曲率の関係は、

$$\begin{aligned} \kappa_{L0} &= (\kappa_L - \nu \kappa_c) / (1 - \nu^2) \approx 1.1\kappa_L - 0.33\kappa_c \\ \kappa_{c0} &= (\kappa_c - \nu \kappa_L) / (1 - \nu^2) \approx 1.1\kappa_c - 0.33\kappa_L \end{aligned} \quad (b)$$

となる。ある方向の反りが大きいとき、それと直角方向の反り値には注意を要す。大板のC反りは補正をおこなってもばらつきが大きい。

(2) 板端の跳ね上がり y_s と曲率 κ_0 (Fig. A. 6)

缶用ブランク寸法 $L \approx 200$ mm程度の場合の板端の跳ね上がり y_s は、 $\ell_m = 2.12 \times 10^4 h \sqrt{\kappa_0}$ を板端の浮き上がり長さとし、

$$y_s = (L^2/8) \kappa_0 (1 - L^2/8\ell_m^2) \quad (c)$$

y_s の上限は補正項を無視して $(L^2/8) \kappa_0$ 程度と考えておけばよい。通常出荷する際の大板寸法のとときの板端の跳ね上がりは、

$$y_s = 1.12 \times 10^8 h^2 \kappa_0^2 \quad (\text{mm}) \quad (d)$$

(3) 吊し反り値と曲率の関係 (Fig. A. 10)

短冊片を壁に沿って吊り下げるときの反り量 y_t と曲率の関係は試験片長さ L が $L \geq 3000h$ 程度のとき、(0.3mm厚で900mm長以上)

$$y_t = 4.75 \times 10^5 h^{4/3} \kappa_0 \quad (\text{mm}) \quad (e)$$

と求められる。大板での吊し反りは、幅反りが小なら上式に近い。

(4) 跳ね上がり と吊し反り値の関係 (Fig. A. 16)

跳ね上がり y_s と吊し反り y_t の関係は、長い試験片のとき

$$y_s = 4.96 \times 10^{-4} h^{-2/3} y_t^2 \quad (f)$$

(5) ブランク反りとの関係 (Fig. A. 17, Fig. A. 18)

飲料缶用の $L=200$ mm のブランク後の板端の跳ね上がり y_{s-b1k} と、短冊片の L 方向吊し反りの関係は Fig. A. 17 である。試験片が短い場合も示したが板厚0.30mmまでは差が少ない。たわみ反りの評価値 δ と $L=200$ mm のブランクの板端跳ね上がりの関係は Fig. A. 18 に示す。試験片が短い場合たわみ反り δ は試験片長さの二乗に影響されるので、大幅に変わる。

(6) たわみ反りと吊し反りの関係 (Fig. A. 20)

この二つの指標は理論的に、曲率に比例するが、たわみ反りは試験片長さの影響を受けることに注意する必要がある。また、大板の測定では、直角方向の反りの影響をうけるので、C反りについては、グラフは適用できない。

参考文献

- 1)日本塑性加工学会編：日比野文雄ほか著，矯正加工，(1992)，9
- 2)大橋義夫：“材料力学”(1976) 『培風館』
- 3)須藤忠三，浅川基男，平2 春塑加講論(1990)，p567-570
- 4)山内二郎，森口繁一，一松信共編，電子計算機による数値解析法
(1965)，p128 『培風館』

付録B 製造工程別にみた極薄鋼板の残留応力

B.1. はじめに

鋼板加工にともなう残留応力は、変形が均一でないかぎり発生する現象である。中伸び、耳波などの形状不良は、板全体としての残留応力の不均一で発生し、反りは板表裏面の残留応力不均一で発生する。残留応力が板表裏面でバランスして反りの無い板であっても、応力自体が大きいと、テレビのシャドウマスク用鋼板のように腐食液でエッチングして使用される用途では、使用に差し支える反りが発生してしまう。

このように残留応力は形状問題のいろいろな場面にでてくる重要因子であるが¹⁾、測定に手間がかかることもあり、冷延鋼板、とりわけぶりき系列のような極薄鋼板の残留応力についての報告はそれほど多くない^{2) 3)}。本章は、極薄鋼板の基礎データの蓄積を目的にして、標準的な製造工程における残留応力の測定結果を集めたものである。

B.2 残留応力測定法

(1) 残留応力計算

残留応力は、板厚除去法を用いて測定した。本項は米谷¹⁾による残留応力の計算方法にしたがった。

板厚:h, 板厚除去量(研磨量): a, 板曲率: $\kappa(a)$, 残留応力 ; $\sigma(a)$ 弾性係数:E とする。

Fig. B.1 において、残留応力のある板の片面を厚さa だけ除去すると、除去された層の応力が解放されるために、残りの板厚 (h-a)分に曲げモーメントを及ぼし板が反ってゆく。

板厚方向の座標軸を zとし、板表面から zの位置にある dz の層を除去すると、その層が残りの板部分に及ぼす単位幅当たりの曲げモーメント dM はモーメントアームを l とすると、 $dM = l \sigma(z) dz$ となる。 l は zの位置から、残り(h-a) 部の板厚中心までの距離なので、

$$l = (h-z) - (h-a)/2 = (h+a)/2 - z \quad (B.1)$$

したがって、a まで除去したときの曲げモーメント M(a) は、

$$M(a) = \int \sigma(x) [(h+a)/2 - z] dz \quad (B.2)$$

と求められる。(h-a)部の断面2次モーメントは、 $I = (h-a)^3/12$ なので、 $M(a)$ が生じることによる板反りの曲率 $\kappa(a)$ は、

$$\kappa(a) = M(a)/EI \quad (B.3)$$

以上をまとめると、板厚をaだけ除去したときの曲率と残留応力は、

$$\kappa(a) = \frac{12}{E(h-a)^3} \int_0^a \sigma(z) \left(\frac{h+a}{2} - z \right) dz \quad (B.4)$$

なる関係で結ばれる。

(B.4)式の両辺をaで微分した結果に、部分積分をおこなうことで曲率 $\kappa(a)$ から残留応力 $\sigma(a)$ を求める式が得られる¹⁾。

$$\sigma(a) = \frac{E}{6} \left[(h-a)^2 \frac{d\kappa}{da} - 4(h-a)\kappa + 2 \int_0^a \kappa dz \right] \quad (B.5)$$

曲率の正負は、除去した面が凸になる場合を正とし、引張応力を正とする。

(2) 測定手順

測定手順を Fig. B. 2に示す。ぶりき系列の鋼板は厚さが 150~300 μm と薄いため、ひずみゲージを試験片に貼りつけて曲率変化を測定する方法が使えないが、逆に小さい残留応力で大きく板が反るため、曲率を試験片の反り高さから測定するのは容易となる。

測定対象の供試材から2枚の試験片を切り出し、1枚は表側、残りは裏側から片面ずつ研磨して、板厚中心までの残留応力を測定する。試験片にひずみが入らないように注意深くあつかい、板厚研磨を細かくおこなえば再現性のある測定ができる。

(3) 板厚除去

板厚除去はひずみが入らない腐食液による化学研磨法でおこなった。腐食液(化学研磨液)は、研磨速度が大きく、また、鏡面状態に研磨できて、扱いやすいものとして、 H_3PO_4 と過酸化水素水(35% H_2O_2 水溶液)を1:1の混合液を用いた。

・化学研磨時の注意事項

- ①試験片を液中に立て、研磨面が垂直になるようにして、研磨にともなう気泡が板表面全体から均一に発生する状態にする。時々、試験片の上下を入れ換える。
- ②研磨液の温度が上がってくるので、研磨液を水冷しておく。
- ③研磨した試験片は空気に触れさせないように素早く引き上げ、流水中で洗う。

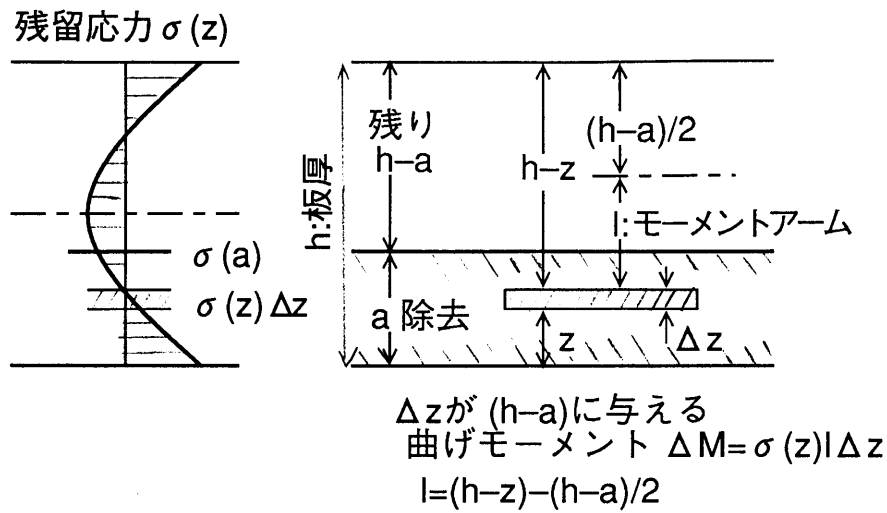


Fig. B.1 板厚除去による残留応力測定法¹⁾

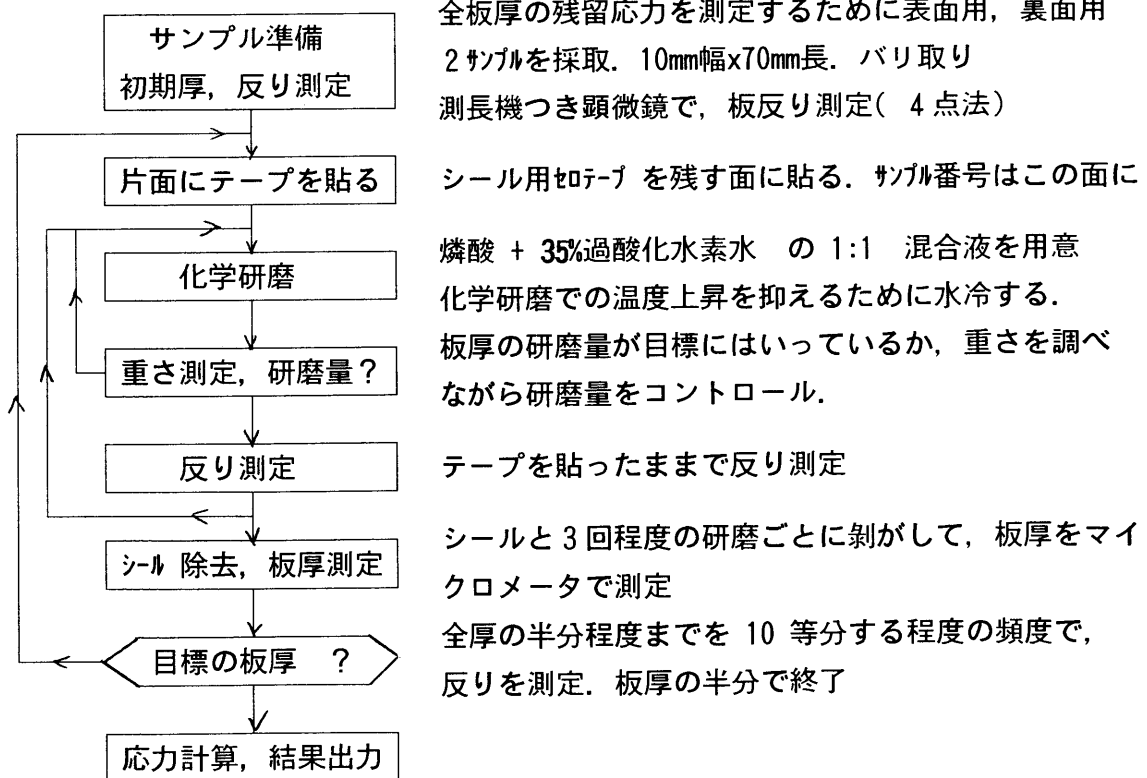


Fig. B.2 残留応力の測定手順

・板厚の測定

板厚は、1/1000 mm単位まで読み取る必要があるが、通常、マイクロメータの保証精度は1/200mm程度であるし、しかも、研磨途中で片面シール用のセロテープを貼った状態では正確な値が得られない。そこで、板厚が均一に研磨されているとして、試験片の重量を測定して研磨量を計算で求める方法を用いた。2～4回の研磨ごとにシール用テープを貼り替えることにし、その時にマイクロメータで板厚を測定して、重量法による測定誤差の補正をおこなった。

(4) 反り測定

試験片の曲率は、x, y 座標が読み取れる測長器付きの顕微鏡を用いて、たわんだ試験片のエッジの座標を測定した。試験片が円弧の一部として3点の座標から曲率を計算する。実際の測定では測定点を増やして4点とし、4測定点から3点ずつ4組を抜き取って曲率を計算する方法(付録A.2.3項)で、測定値の誤差の平均化をおこなった。

(5) 残留応力の計算

板厚研磨量 a とそのときの曲率 $\kappa(a)$ の実測値をもとに (B.5)式を用いて残留応力 $\sigma(a)$ を求める。式の第3項の積分は台形公式を用いて求めた。

第1項の微分項は、3点を通る2次式として Lagrange の補間式を用いて求めた。Lagrange の補間式では、3点の座標を (x_i, y_i) , $i=0, 1, 2$ とすると、この3点を通る2次式が、次のように書ける。

$$y = \frac{(x-x_1)(x-x_2)}{(x_0-x_1)(x_0-x_2)} y_0 + \frac{(x-x_0)(x-x_2)}{(x_1-x_0)(x_1-x_2)} y_1 + \frac{(x-x_0)(x-x_1)}{(x_2-x_0)(x_2-x_1)} y_2$$

3点の中央 x_2 における微分係数 $y'(x_2)$ は、 $h_1=x_1-x_0$, $h_2=x_2-x_1$ とおいて、

$$y'(x_2) = \frac{1}{h_1+h_2} \left[\frac{h_2}{h_1} (y_1-y_0) + \frac{h_1}{h_2} (y_2-y_1) \right] \quad (\text{B.6})$$

と与えられるので、この式を微分項とした。

B.3. 製造工程別にみた残留応力分布

以下には、ぶりき系列の極薄鋼板の残留応力の板厚内分布の測定例を示す。断らないかぎり、板幅の中央部から試験片を切り出し、長手方向の残留応力の分布を求めている。

(1) 冷間圧延材(Fig. B. 3)

冷間圧延をしたままのフルハード材の残留応力は、鋼種、板厚、圧延方法に依存せずほとんど同形である。板表面の近くだけに数十 MPaの圧縮応力があるだけで、板内部にはほとんど残留応力が存在しない。

また、幅方向の残留応力も一部測定したが、長手方向とほぼ同様の傾向を示した。異径ロール(120 mmφ/400mmφ) を用いて、0.8 mmから 0.2mmまで3パスで圧延した例も示したが、異径ロールだからといって特に残留応力は変化していないようである。

この冷間圧延材の残留応力分布については、圧下条件(ロール径の大小、圧下率の大小など) を変化させ、集合組織との関連を検討した、米谷らによる詳細な研究がある⁴⁾。

(2) 焼鈍材(Fig. B. 4)

焼鈍材は±30MPa 程度の小さい残留応力があるだけである。箱型焼鈍材(BAF材) の残留応力は、一部測定誤差と思われるばらつきがあるだけで、全体としてはほとんど残留応力はない。

(3) 調質圧延材(Fig. B. 5)

調質圧延では、板の降伏応力に比べて、無視できない大きさの圧縮の残留応力が板表面にある。幅方向についての測定例もほぼ長手方向と同じ傾向を示す。

表層応力は硬い板を調質圧延するほど大きい。板の降伏応力と板表面の圧縮応力の絶対値の関係をグラフにすると、Fig. B. 6 のように、降伏応力に比例する傾向を示す。板表面圧縮応力は、降伏応力の半分程度となるようである。

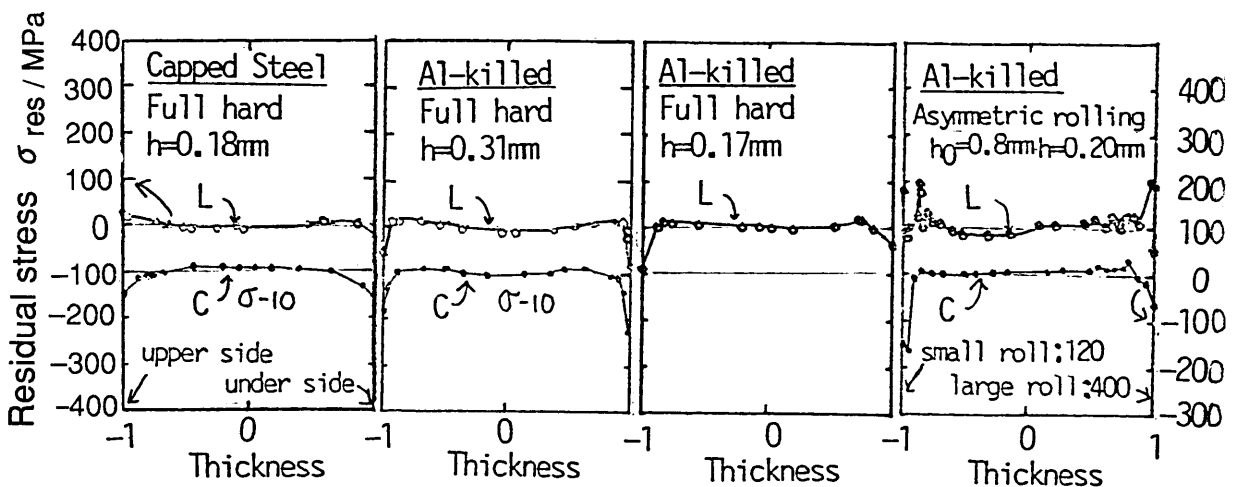


Fig. B. 3 冷間圧延材(フルハード材) の残留応力

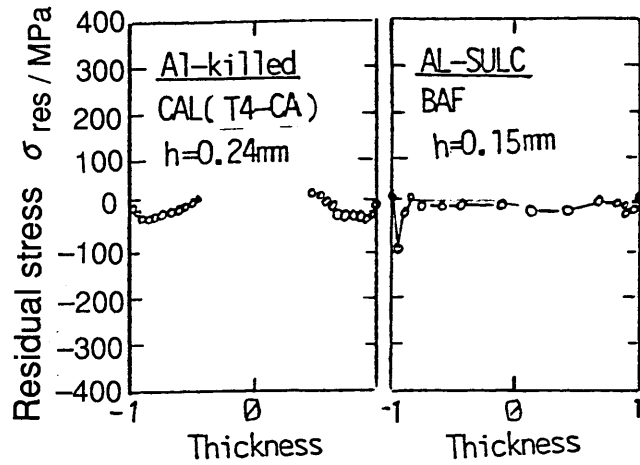


Fig B.4 焼鈍材の残留応力

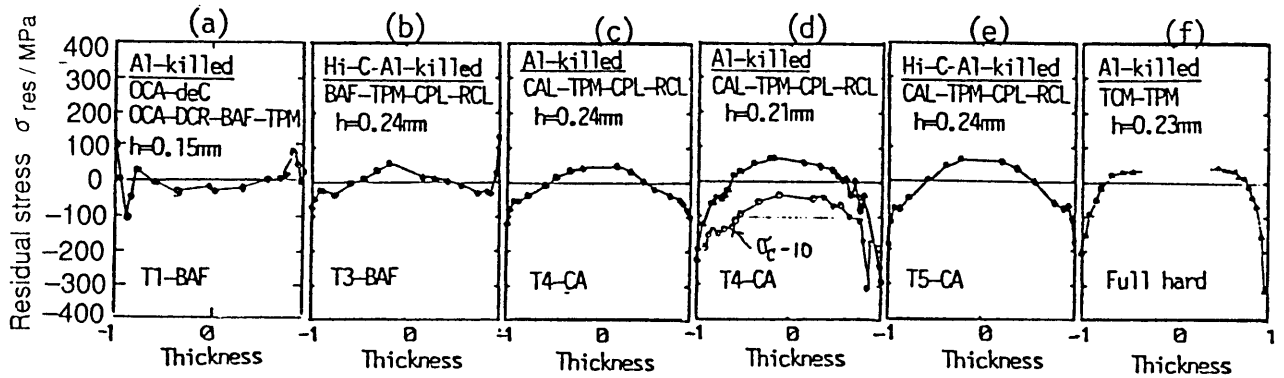


Fig. B.5 調質圧延材の残留応力と各種経由工程

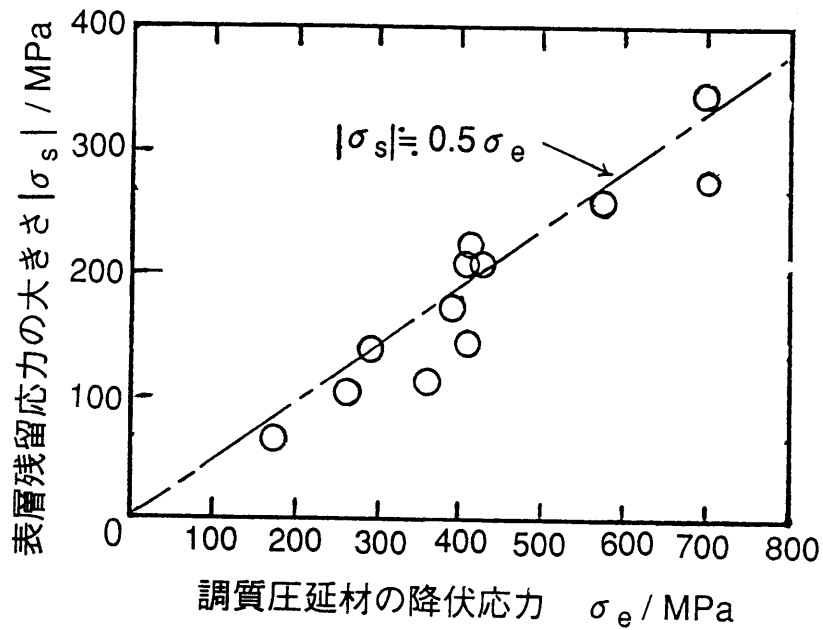


Fig. B.6 板表面の圧縮残留応力と材料の降伏応力の関係

(4) 2回冷延材(DCR材) (Fig. B. 7)

ぶりき系列の JIS規格で T-5(降伏応力 $\sigma_s \approx 400\text{MPa}$) を越える硬さの鋼板は、T-4 ($\sigma_s \approx 350\text{MPa}$) クラスの鋼板に圧下率 15 ~30% の冷間圧延(Double Cold Rolling) を施し製造する。この圧延には、通常 2 スタンドの調質圧延機を用いる。この製造工程中の鋼板を途中で抜き取って残留応力を測定した。

圧下率の高い 1 パス目の残留応力は、冷間圧延のままのフルハード材の残留応力分布に似て、残留応力は非常に小さいが、 2 パス目の形状調整と板に粗度をつける圧延パス後では、Fig. B. 5 のように大きい残留応力となる。

つまり、圧延での残留応力は、板厚全体が変形する圧下率の高い状態では残留応力が小さく、スキンパス圧延と呼ばれる軽圧下の調質圧延をおこなうと残留応力が大きくなる。

この測定例では、サンプル採取までのロールで曲げ変形を受けて、板表面の圧縮残留応力が引張側に折れ曲がっている。(圧延スタンド出側のパスラインを決めるロールは対象材の板厚、降伏応力からの単純計算では弾性範囲のロール径となっているが、板に残留応力があれば塑性変形域にはいるロール径)

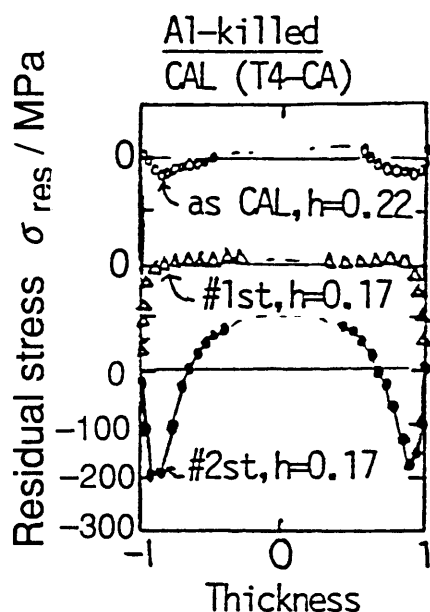


Fig. B. 7 2回冷延材(DCR材) のスタンド間の残留応力変化

(5) テンションレベラ後の板(Fig. B. 8)

テンションレベラ後の残留応力は、調質圧延のままの残留応力よりも大きくなる。

この板に低張力でローラレベラをかけると、従来の知見⁵⁾が示すように、残留応力は小さくなる。

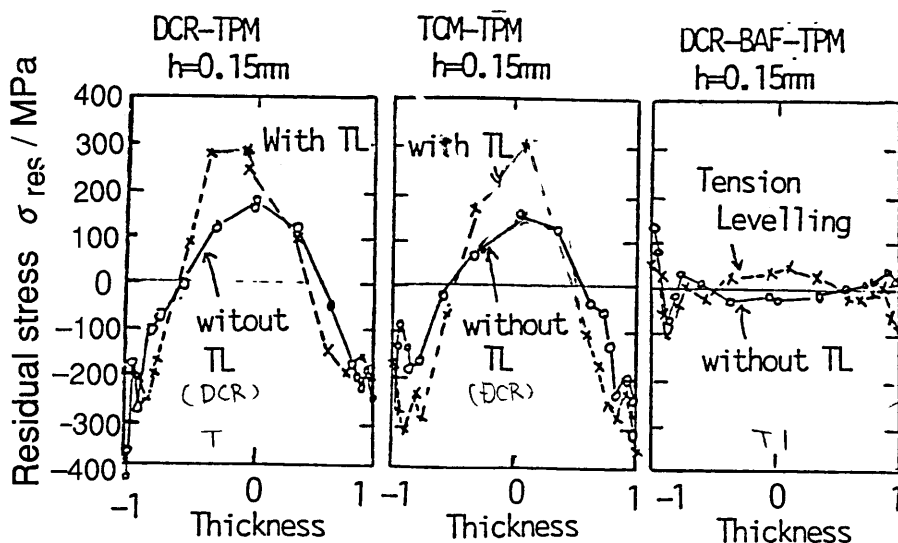


Fig. B.8 テンションレベラによる残留応力の変化

(6) 調質圧延中の挙動(Fig. B. 9)

調質圧延中に発生する L 反りの原因をあきらかにするため、噛み止めサンプルを作り、各部位での長手方向残留応力の変化を測定した¹⁾。

圧延機入側のほとんど残留応力の無い状態①が、調質圧延することで表面に圧縮応力が残る状態となる。この Fig. B. 9 の例では、図の④と⑤で板表面が塑性変形したことが読み取れる。つまり、出側パスラインを変えるロールで板反りが変化することがわかる。

この例では、調質圧延で反りが発生しなかったが、実際の調質圧延では、上下ロールの磨耗が大きく異なると、表裏面に粗度差ができて反りが発生することが知られている。そこで、巻き取り後の残留応力と板の粗度の関係を調べた。Fig. B. 10 の横軸は粗度で、(ある高さ以上の山が単位長さ当たり何個なるかを示したもの。本図では、PPI 単位 $>0.6\mu\text{m}$ の山/インチ)，縦軸は表層残留応力の圧縮応力部分を、板厚中心に及ぼす曲げモーメントの形にして整理したものである。図の結果は、粗度が大になると表層の残留応力による曲げモーメントが大きくなることを示しており、調質圧延では、板表裏面の粗度に差がでないように操業する必要があることが、残留応力の測定結果からも裏付けられる。

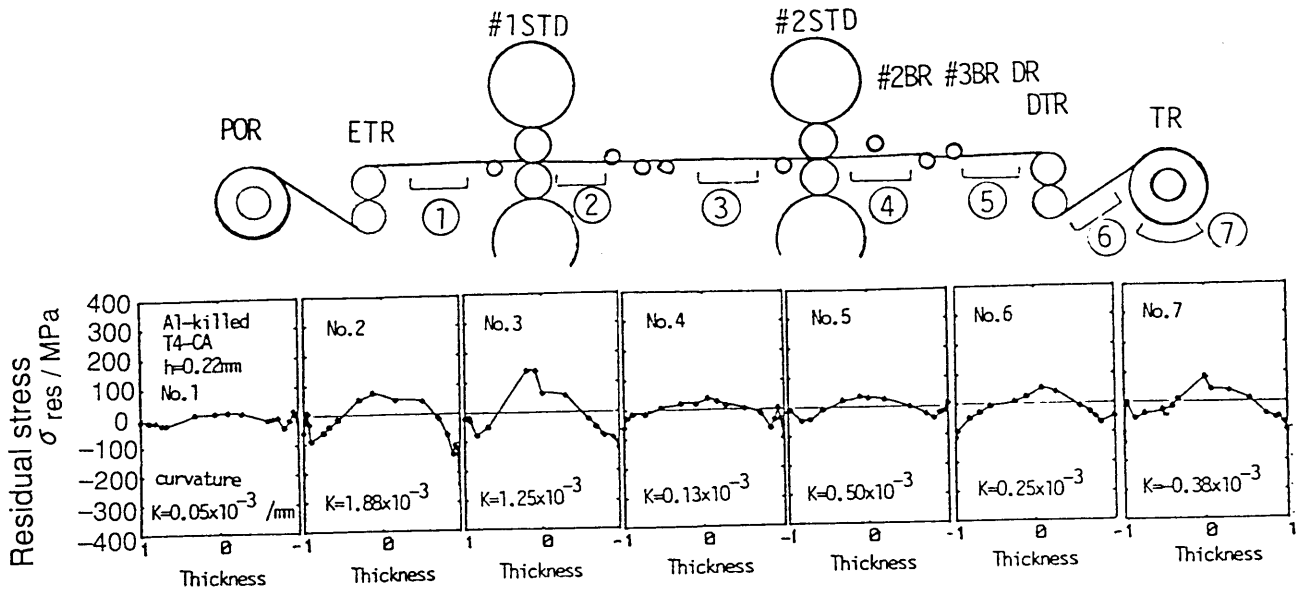


Fig. B.9 調質圧延での残留応力変化

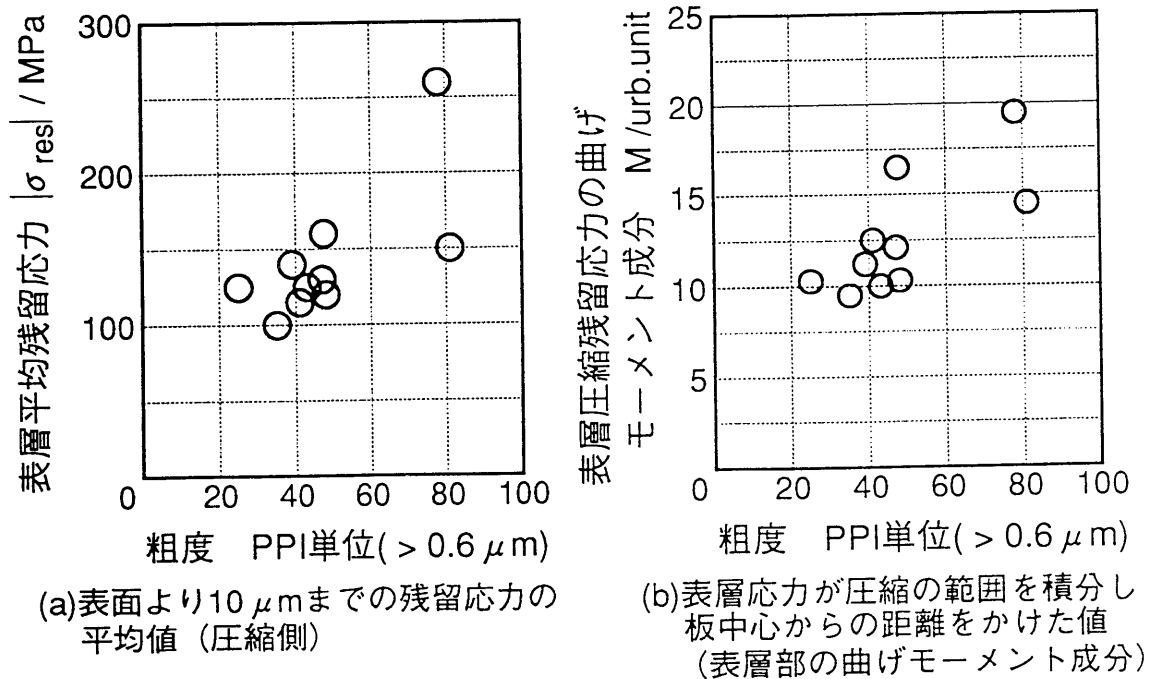


Fig. B.10 調質圧延後粗度と表層残留応力の平均、曲げモーメント成分 (DCR材, $\sigma_e = 500 \sim 600 \text{MPa}$, $h = 0.16 \sim 0.18 \text{mm}$)

B.4. 簡易残留応力測定法

残留応力の板厚内の分布を調べるのは、非常に手間のかかる方法であり、操業現場で工程管理や出荷管理には、使いにくい。日比野は簡易的な残留応力測定法として、一定の板厚研磨量での反り高さで比較する方法を提案している⁶⁾。出荷材のように同じ工程、同じ板厚の残留応力を比較するには、十分実用に耐える方法である。

しかし、この方法は、板厚研磨が化学腐食液の温度の違いなどで目標より行き過

ぎてしまった場合などは、試験が無駄になってしまうし、板厚の違う試験片で得た値の比較ができない。

そこで、残留応力の分布を Fig. B. 11 のように放物線型の 2 次式であると仮定して、(B. 4) 式を用いて板厚研磨量と板反り・曲率の関係式を求めた。

板の表裏面の残留応力を σ_s とする。仮定した残留応力分布 $\sigma(z)$ は、板厚全体としての応力が、0 という条件から、

$$\sigma(z) = \sigma_s \left[6 \left(\frac{z}{h} \right) \left(\frac{z}{h} - 1 \right) + 1 \right] \quad (\text{B. 7})$$

と与えられるので、(B. 4) 式に代入して整理すると、

$$\kappa(a) = \frac{6 \sigma_s a}{E h^2} \quad (\text{B. 8})$$

となり、研磨量 a に対して曲率 $\kappa(a)$ が単純比例する結果を得る。研磨側が凹になるときは、 $\sigma_s < 0$ となり、表層は圧縮応力である。

長さ L の試験片のたわみ高さ δ に換算すると $\kappa = 8 \delta / L^2$ なので、 σ_s と δ の関係が、

$$\sigma_s = 1.33 E \left(\frac{h^2 \delta}{L^2 a} \right), \text{ または } \delta = 0.75 a \left(\frac{L^2 \sigma_s}{h^2 E} \right) \quad (\text{B. 9})$$

と求められる。

板厚の何分の 1 かを研磨して板反りを比較する簡易測定法では、板厚研磨量がばらつくデータをどのように評価すべきか解釈に困り、再試験せざるを得なかったが、本式を用いれば、研磨量 a にばらつきがあっても、表層残留応力の値 σ_s の形にして、材料の残留応力が評価できる。

(B. 7) 式に $z/h = 0.5$ を代入すると板厚中心の残留応力 σ_c が求まり、その大きさは $-\sigma_s / 2$ で表層応力の半分で逆向となっている。従って、板表面から板中心までの残留応力の変化量を σ_m とすると、 $\sigma_m = 1.5 |\sigma_s|$ となる。

Fig. B. 12 には、研磨量 a を板厚の $1/3$ ($=a/h$) とし、縦軸は (B. 9) 式を用いた簡易測定法で求めた残留応力の変化量 σ_m 、横軸は (B. 5) 式を用いて板厚内分布を求め、残留応力の変化量を $\sigma_m = |\sigma_{\text{center}} - \sigma_s|$ として求めた結果を示す。冷間圧延材のように表層だけに残留応力のある場合の一致は悪いが、全体として 2 次曲線に近い調質圧延材、テンションレベラ材などは、ほぼ比例関係にあり、(B. 8)、(B. 9) 式が有用であることを示している。

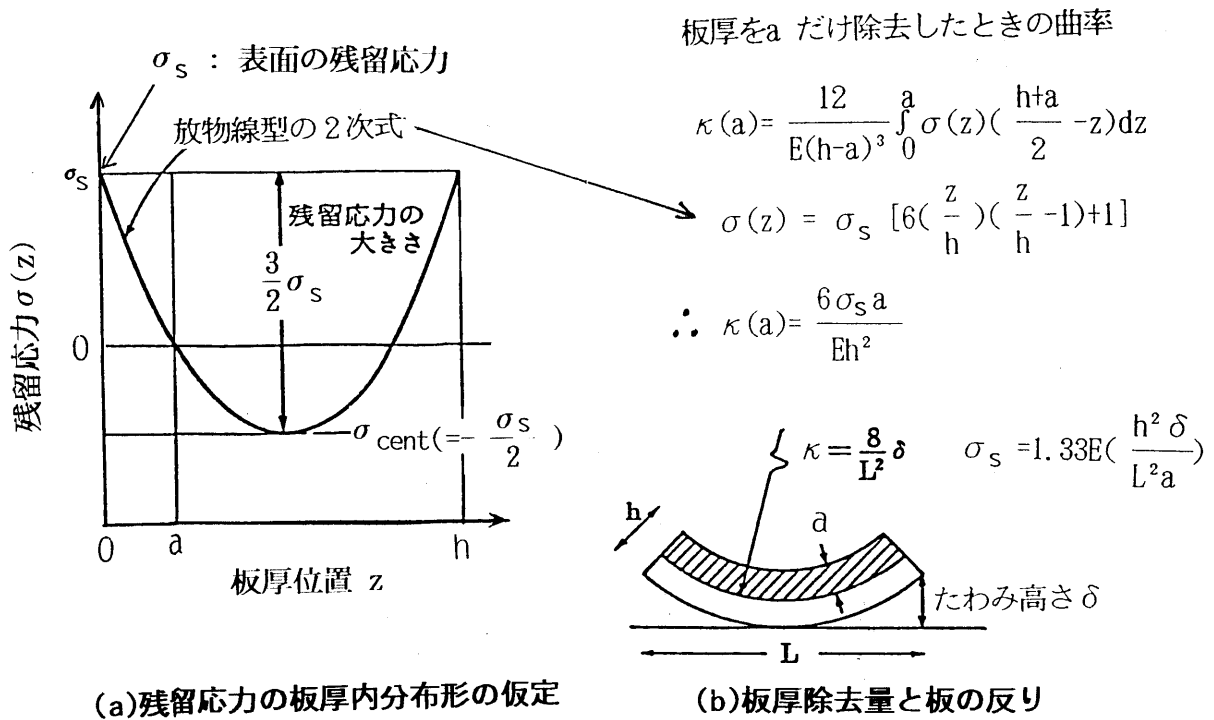


Fig. B.11 残留応力分布を仮定した時の研磨量と反りの関係

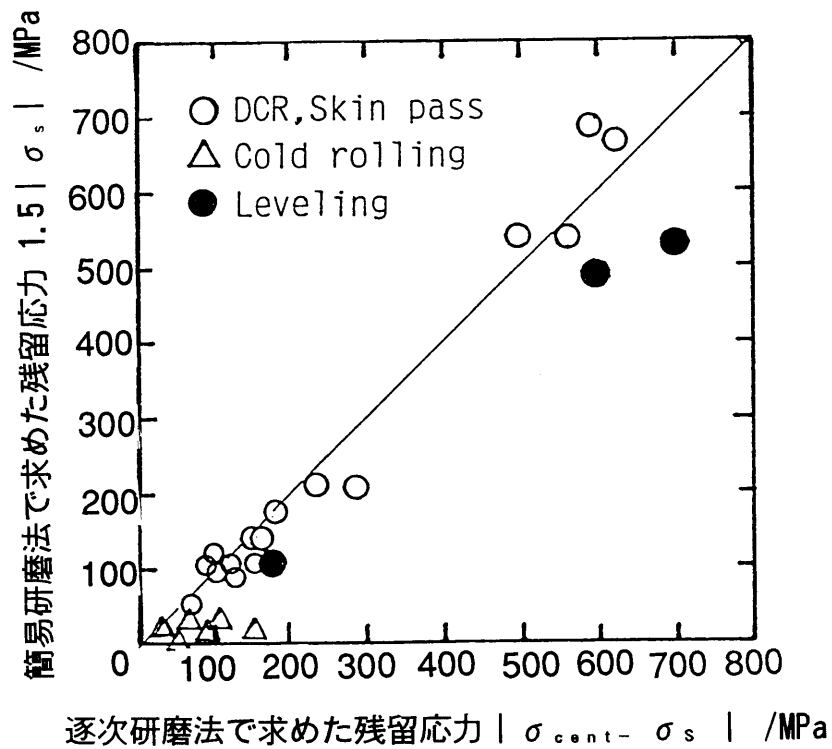


Fig. B.12 簡易測定法と逐次研磨法で求めた残留応力変化量の比較

B.5. むすび

ぶりき系列極薄鋼板の各製造工程における板厚内の残留応力分布の測定結果をまとめた。

- (1) 焼鈍後, および, 冷間圧延後の板の残留応力は小さい。
- (2) 調質圧延後, およびテンションレベラ後の板の残留応力は大きい。この残留応力のため, 通常では塑性変形しない範囲のロール径であっても, 塑性変形するようになり, 板反りが発生する。
- (3) 板厚研磨量を一定にして反りを比較する簡易的な残留応力評価法から, 残留応力の絶対値を求める方法を得た。本関係式は, 適用範囲が極薄板に限らないので, 金型用極厚鋼板のような 500mm厚の材料を切削加工するときの反り発生量の推定式としても使える。

参考文献

- 1)米谷茂: 残留応力の発生と対策 (1981), 50 [養賢堂]
- 2)的場哲, 阿高松男, 瀧文男, 酒本義嗣, : 鉄と鋼, 72, (1986)S381
- 3)長谷川浩, 田中和夫, 福山敏, 田口輝彦, 古賀守: CAMP-ISIJ, 5, (1992), 1487-1491
- 4)米谷茂, 今井克哉, 能登谷久公: 日本金属学会誌, 54(1990), 1120-1130
- 5)日比野文雄, 国井明彦: 塑性と加工, 11-116(1970), 635-644
- 6)日比野文雄: 塑性と加工, 22-248(1981), 869-874

謝 辞

本研究を進めるにあたって、終始全面的な御指導と御教示を賜りました名古屋大学工学部材料プロセス工学科教授 神馬敬 博士に深く感謝の意を表します。

また、論文のまとめにあたって名古屋大学工学部機械工学科教授 近藤一義 博士、材料機能工学科教授 宮田隆司 博士、材料プロセス工学科教授 石川孝司 博士には御懇切な指導をいただきました。末尾を借りて感謝の意を表します。

筆者に、塑性加工という学問・技術分野に目を開く機会を与え、育てて下さった日本鉄鋼協会部長 青木至 博士、新日本製鐵技術開発本部主幹研究員 阿高松男 博士には本研究が論文の形になるまで終始励ましていただきました。技術開発本部名古屋技術研究部前部長 岡 賢 氏には本研究を 神馬敬教授の下で進める機会を与えていただき、名古屋技術研究部長 徳永良邦 博士、名古屋製鉄所薄板部長 永広和夫 氏には本論文の発表について種々の御支援をいただきました。

本研究のパイプの矯正技術については当社技術開発本部主任研究員栗山幸久 氏、名古屋技術研究部主任研究員 伊丹美昭 氏との議論から多くの結論を得ました。薄鋼板の板質データについては、日鉄テクノリサーチ(株) 水山弥一郎 氏の御援助を、塑性加工関係のデータについては名古屋技術研究部 研究試験掛 塑性加工グループの皆様にも全面的に協力していただきました。実機におけるデータ類については、名古屋製鐵所 厚板・鋼管部、薄板部、設備部 の多くの方々の御協力で得ました。

皆様の御支援に感謝し、ここに深く御礼申し上げます。

1994. 10. 24

的場 哲