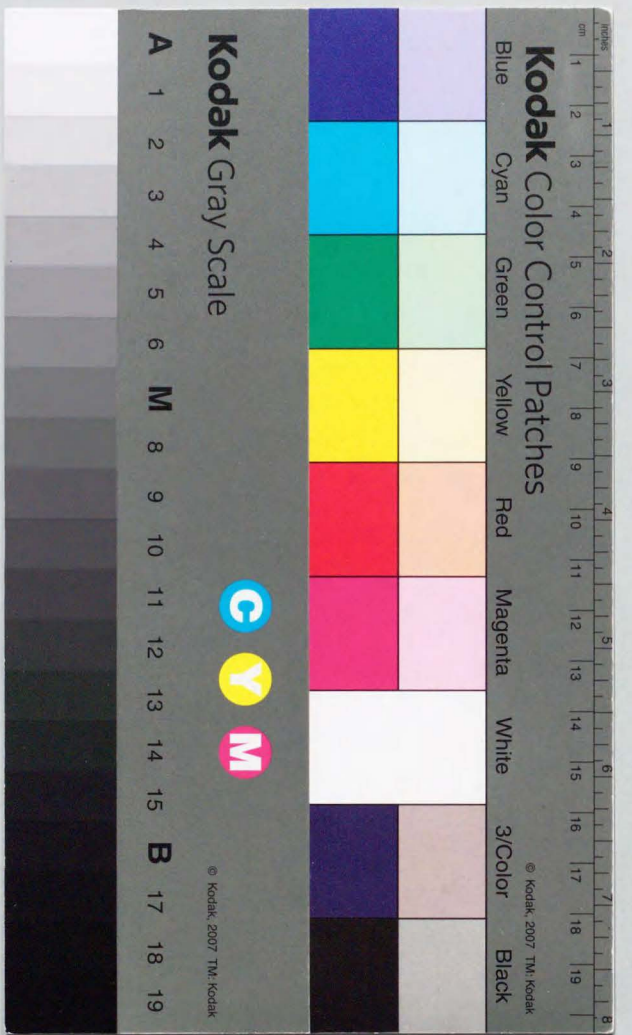


薄板三延における
形状・プロファイル制御
に関する研究

昭和三十九年



目 次

	頁
第1章 序 論	
1.1 研究の背景	1
1.2 基礎的な研究のレビュー	3
1.2.1 ロールプロフィール（初期研削、熱膨張、摩耗） について	4
1.2.2 圧延機の弾性系の変形について	6
1.2.3 材料の変形特性について	7
1.2.4 形状・プロフィール解析モデルについて	10
1.3 形状・プロフィール制御法、制御圧延機についての 開発研究のレビュー	13
1.4 本論文の目的	14
1.5 各章の概要	16
第2章 実用的な形状・プロフィール推定モデルの開発	
2.1 まえがき	19
2.2 記 号	20
2.3 モデルを構成する基礎式	
2.3.1 ロール変形要素	22
2.3.2 材料変形要素	26
2.3.2.1 横流れ係数、形状変化係数の考え方	27
2.3.2.2 板端部の応力、歪み状態について	30
2.3.2.3 張力フィードバックを含んだ塑性係数	38
2.3.3 ロール間の接触適合式	41
2.3.4 ロールと材料の接触適合式	42
2.3.5 力およびモーメントの釣り合い式	42
2.4 モデル化	
2.4.1 連立方程式の構成	43
2.4.2 モデルの連立方程式の形	46
2.4.3 ロール間、ロール・材料間の 接触・非接触の判定について	48
2.4.4 張力分布の圧延荷重への影響について	51
2.5 張力フィードバック効果の線形化の妥当性について	52

2.6	形状(平坦度)と歪み分布について(形状不感帯)	54
2.7	この章のまとめ	55

第3章 薄板圧延の状・プロフィールへの特性に及ぼす圧延の基本的な要因について

3.1	まえがき	57
3.2	材料特性について	59
3.2.1	材料の変形抵抗	59
3.2.2	形状変化係数	61
3.2.3	板端部の平面応力状態の影響範囲	63
3.2.4	材料の縦弾性率	65
3.2.5	板厚の影響	66
3.2.6	圧延素材のプロフィールの影響	67
3.3	圧延機弾性系の要因の影響について	
3.3.1	ロール直径の影響	69
3.3.2	板幅・ロール胴長比の影響について	70
3.3.3	ロールの縦弾性係数の影響	72
3.4	板プロフィール推定の簡略式について	73
3.5	この章のまとめ	76

第4章 既存の形状制御装置・方法の特性について

4.1	まえがき	78
4.2	作業ロールベンダの特性	79
4.3	ロールプロフィールの影響	82
4.3.1	2次曲線的なロールプロフィールの影響	83
4.3.2	テーパ状のロールクラウンの影響	84
4.4	6段圧延機の特性	86
4.4.1	中間ロールシフトの効果	87
4.4.2	ロール寸法による影響	88
4.4.3	圧延荷重によるプロフィール変化への ロールシフトの効果	89
4.5	この章のまとめ	90

第5章 タンデム圧延での形状・プロフィール特性

5.1	まえがき	92
5.2	タンデムミル形状・プロフィールシミュレーションモデル の考え方	93
5.3	熱間タンデム圧延における 形状・プロフィールシミュレーション	96
5.3.1	タンデム熱間圧延での 板プロフィールの変化の解析例	97
5.3.2	作業ロールベンダによるプロフィール制御効果	98
5.3.3	ベアクロスミルの適用スタンド についてのシミュレーション	100
5.4	冷間タンデム圧延機における形状・プロフィール制御の シミュレーション	101
5.5	この章のまとめ	103

第6章 張力分布を制御することによる形状制御法(TDC)の開発

6.1	まえがき	105
6.2	ロール変形解析モデルによる張力分布の影響の解析	107
6.3	張力分布付加方法の検討	108
6.4	実験圧延機による形状制御効果の検討	111
6.5	実機に組み込むTDC装置	116
6.6	実機における形状制御特性	118
6.7	考察	122
6.8	この章のまとめ	123

第7章 ロール水平曲げを利用した新型圧延機(FFCミル)の開発

7.1	まえがき	125
7.2	水平方向のたわみによるロールギャップの分布の 制御の可能性の検討	127
7.3	実機に組み込んだ水平方向曲げ機構	135
7.4	実機における形状制御特性	139
7.5	作業ロール径小化によるエッジドロップ減少効果	136
7.6	考察	148
7.7	この章のまとめ	149

第8章 冷間圧延におけるプロフィール制御方法の開発

8.1	まえがき	151
8.2	実験圧延機による板端部プロフィール制御の可能性の実験	152
8.2.1	ロールシフトの効果	154
8.2.2	圧下率によるプロフィール変化の影響	155
8.2.3	多パスにロールシフトを適用したときの プロフィール変化	157
8.2.4	原板のプロフィールの影響	159
8.2.5	ロールギャップ転写率	161
8.2.6	実験の考察	162
8.3	形状・プロフィール推定モデルによる事前検討	164
8.4	実機における特性	
8.4.1	実機に組み込んだ作業ロールシフト装置	168
8.4.2	実機圧延機におけるプロフィール制御効果	169
8.5	考察	175
8.6	この章のまとめ	177

第9章 多変数制御の考え方を導入した汎用的な形状制御ロジックの開発

9.1	まえがき	179
9.2	形状評価関数	180
9.3	形状制御デバイスの操作量の演算システム	181
9.4	実圧延機への適用	185
9.5	この章のまとめ	188

第10章 総括

謝辞	194
----	-----

参考文献	195
------	-----

公表論文	200
------	-----

第1章
序論

第1章

序 論

【概要】

この章では、板圧延における形状とプロフィールの実態と、これを制御するための過去の研究についてのレビューを行い、本論文の目的を明らかにする。

1.1 研究の背景

近年の鉄鋼業における発展は圧延技術に注目すると、特に薄板圧延技術・理論の進歩に負うところが大きい。1920年代に実現した熱間圧延の連続化^{1) 2)} (タンデム化)による飛躍的な製造能率の向上は、1930年代のアメリカ鉄鋼業の発展を引き起こした。また引きつぎ冷間圧延機のタンデム化の時代を迎え、薄鋼板の大量生産の時代へとつながっていった。これらの技術は、1950年代後半には日本に完全に移植され、その後のコンピュータ制御、完全連続ミルに代表されるマスプロダクション化の徹底、各種板厚制御技術、形状、断面プロフィール制御等の高品質化技術は、日本においてその主な発達成し遂げられたと言っても過言ではない。特に形状(平坦度)・プロフ

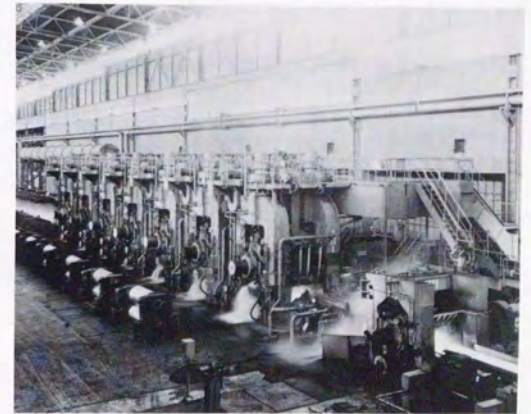


写真 1.1 熱間タンデム圧延機

イルの制御技術に関してのこの10数年間の研究、開発は目をみはるものがあり、最近の圧延機更新の局面においてまた新たな発展が予想される。

板圧延のプロフィール・形状の要因に対する研究、検討は古くから行われている。効率的な圧延の可能な連続式の圧延機（タンデムミル）では、圧延中の板の安定性が重要な要因となる。この方式の圧延機の最初の成功は、各スタンドのロールギャップ形状の適切な設定を見付けだし、板の断面プロフィールを凸形状にすること、圧延機列後段になって板厚が薄くなるに従ってこのプロフィールを徐々に小さくし、板の安定性を確保できたことによって達成された^{1) 2)}。これは、各々のスタンドでのロールギャップ形状変化すなわち、材料の断面プロフィール変化と、長手方向の圧延歪みの幅方向分布の関係を見だし、形状（平坦度）の安定性と、板の幅方向の安定度（通板性）を確保させる条件が設定できたことによるものである。それと同時期に開発された4段圧延機は、これらの条件をより制御し易いものであった³⁾。またその後の種々の操業努力、研究によって、ロールベンダの適用や、ロールプロフィールの最適化、パススケジュール、サイクル構成の適性化などによって、より安定した操業が得られるようになった。

連続圧延機は、近代の工業の発達に対応した大量生産に適したものであったため、鉄鋼業を中心に広く普及し、1970年代には冷間圧延で前の工程である酸洗ラインと直結して、完全に連続した操業を行う圧延ラインの実現を見ている。このような圧延機では、圧延ロールを頻繁に交換することはラインの特質を減ずることになり、圧延機自体にプロフィール・形状制御能力を有する必要があるため、形状・プロフィールに関して1970年代後半から活発な研究開発が行われてきた。

しかしながら、最近の板製品の断面プロフィール、平坦度に対する要求は、用途の多様化、後工程の自動化率の向上等に伴って年々厳しくなっている。例えば、タンデム圧延機の安定性の条件であった凸クラウンの量に対する要求は数年前の数

分の1（熱間圧延材の板幅中央と板端から25mmの位置の板厚差で30 μ m程度以下など）にまで小さくなって、圧延安定性を満足させる他の手段を必要とする様にまでなっている。また、形状（平坦度）についても、冷間圧延材の急峻度（波高さと波長の比）で0.2%以下の高品質材の要求が増えるなど製造条件は益々厳しくなりつつあり、1980年代では、より能力の高いプロフィール・形状の制御を目的とした各種の新しい形式のミルの開発、導入が活発化するに至っている。更に、形状、断面プロフィール計測システムが採用されてきており、これらの新しい圧延機が形状・プロフィール制御を含めて自動で操業されはじめている。

これらの技術の幾つかはアルミニウムを代表とする非鉄金属の圧延から移植されたものもあるが、近年は逆に鉄鋼薄板圧延を対象に開発された技術が非鉄金属の圧延に適用され始めており、薄板圧延においては鉄鋼の技術がリード役を担っている感がある。

以下に近年までの主な形状・プロフィールに対する研究・開発の状況を概観し、本研究の位置付けを明らかにしたい。

1.2 基礎的な研究のレビュー

薄板圧延では、主要な寸法は板厚、幅であり、特に板厚については他の鉄鋼製品に比べて、製品精度の絶対値は桁違いに厳しい。また、板厚が薄いために一般に圧延荷重が大きく、このため、圧延面圧によるロールの弾性変形が、製品寸法精度に影響する程度となり、この問題を複雑化してきたと推察される。このように、圧延荷重が負荷される（圧延される）前の両作業ロールの間のギャップと、負荷後のそれとは異なる。圧延時のロールギャップは言うなれば、材料の塑性変形との連立によって決定されるものであり、これに影響する因子は種々のものが考えられる。これらの因子に対する基礎的な研究は以下に概略を紹介するように、幅広く行われて

きた。

1.2.1 ロールプロフィール（初期研削、熱膨張、摩耗） について

圧延ロールによって材料を圧延する際、両ロール間のギャップ形状が製品の断面プロフィールを決定するものであるが、ロールと材料の間の面圧が大きく、ロール自体が弾性変形し、圧延前のロールギャップと異なるギャップ形状となっている。板圧延の場合、このロールの弾性変形によるロールギャップ変化量が製品寸法、断面プロフィールに影響する量となる。しかしながら、元のロールプロフィールはギャップ形状を決定する最も大きな要因であり、通常は圧延する材料の幅や変形抵抗（圧延荷重）等を考慮して、研削によって予めロールに適当なプロフィールを与えておき、安定した圧延が行えるように配慮している。この予め与えておくロールプロフィールをロールメカニカルクラウンと呼んでいる。冷間圧延機ではこのメカニカルクラウンとして直径当たり数10~300 μ m程度の中高の2次曲線または3角関数曲線で与える。

形状・プロフィールの実機における実態およびその管理の仕方などは、既にタンデム圧延機が稼働した直後に、A I S E (American Institute of Steel Engineers) を中心にまとめられている。また、通常の4段圧延機でスチールフォイルを圧延する際に、ワークロールどうしの非圧延部での接触を防止するためにもロールプロフィールは重要な役割を果す⁴⁾。

圧延の進行にともなって、ロールプロフィールは材料自体の温度、圧延時に発生する加工熱、摩擦熱によるロールの熱膨張によって変化し、ロール間のギャップ分布に影響する。これはサーマルクラウンと呼ばれており、時間の経過に従って直径当たり ~200 μ m 程度の鍋底型の凸プロフィールとなる。この熱膨張によるロールプ

ロフィルの変化、その制御方法などについては、既に筆者等が中心になって研究が終了しており⁵⁾、ロールを予め暖めておく方法、ロール冷却水をロール胴長方向に分布させて噴射する方法など現状の操作に取り入れられている。

更に、材料の加工中に発生する滑り、高温高圧によってロール表面が摩耗し⁶⁾、ロールプロフィールを変化させる。この量は、圧延条

件等によって異なるが熱間圧延では数10~数100 μ m で、通常の圧延機ではこのプロフィール変化には殆ど対応できず、同一ロールでの圧延中には、材料幅を徐々に狭くするなどの、特別な圧延順序を設定する必要がある。これを Narrow down サイクル構成と呼んでいるが、さらに、ロール組み替え直後には安定したロールサーマルクラウンや表面状態が形成されておらず、これらを形成するためのダミー材の圧延がサイクル初めに組まれることが有る。この場合は徐々に板幅を広くする。このため全体の板幅構成が西洋の棺桶形となることから、これをコフィンスケジュールとも呼ぶ。これらのダミー材を極力少なくするために予め与えるロールメカニカルクラウンは、熱膨張、摩耗が安定した状態で安定な圧延が可能のように与える必要がある。しかしながら、摩耗はメカニズムに未解明の部分が多く、これを定量化するには経験的な要素を強く要する要因である。熱間圧延ではロール摩耗によるプロフィールの変化に対する形状・プロフィール制御能力が要求されるため、板厚が厚いことも相まって冷間圧延に比べて大きな制御能力の装置が必要である。

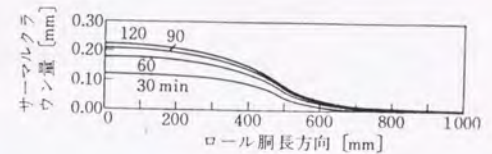
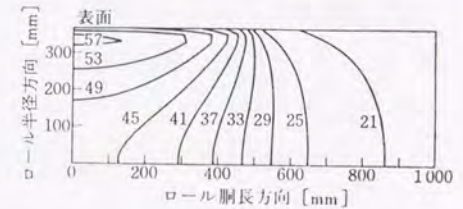


図 1.1 作業ロール内の温度分布と熱膨張分布の解析例⁵⁾

また、熱間圧延においてこの摩擦を均一化するために、ワークロールを軸方向に繰返しシフトする方法が開発されているが⁷⁾、上下ワークロールの摩擦の仕方が異なること、均一化するためのシフトパターンを圧延条件によって変える必要があること⁸⁾等、摩擦のメカニズムに基本的に関係する検討項目が残されている。更に、ロールを圧延機に組み込んだままロール表面を研削する方法も開発されているが、現状では実機への導入は見られておらず、今後の発展に期待したい。

近年になって、ロールプロフィールを積極的に制御する方法が開発されて来ている。これらは、3次曲線的なプロフィールを付けたロールを軸方向にシフトして圧延材の幅部分に相当する部分の見掛けのロールプロフィールを変化させる方法^{9) 10)}、油圧などによってロールプロフィールを直接弾性的に変形させる方法¹¹⁾などである。これらの制御装置は比較的容易な圧延機改造で導入可能なものであり、既存のロールベンダなどの制御装置と組み合わせることによって有力な形状・プロフィール制御システムを構成できると推定でき、これらの装置の制御能力の定量的な評価が重要になってくる。

1.2.2 圧延機の弾性系の変形について

圧延ロールは材料の変形によって発生する圧延圧力分布によって弾性的に変形しロールギャップ形状に影響する。この弾性変形はロールの寸法や、圧延機形式によって大きく影響を受ける。最近の薄板圧延機は4段または6段の圧延機が一般的であるが、Hertz変形で知られている積み重ねたロール間の接触変形、ワークロールの圧延荷重による材料側の表面変形や、各ロールの軸芯変形などがロールギャップ形状に影響する。これらを組み合わせたモデルが種々開発されている。

初期の例として Stone ら¹²⁾ はロールの弾性変形をばねで表現したばねモデルと呼ばれる解析モデルを開発している。このモデルは、4段ロール形式を対象とし

ており、バックアップロールを半無限体とし、ワークロールがこれにめり込むモデルを考え、接触面の弾性変形を線形化している。また、解析的に解を得るため、接触面圧を均一分布と近似している。その後、この種のモデルはコンピュータの発達とともに、主に日本において、有限要素法などによって各弾性変形要素が確認されて^{13) 14)}、より精度の高いものになってきている¹⁵⁾。

更に、全体の変形を有限要素法、境界要素法で解くモデル^{16) 17)}も開発され、よりモデル化の自由度を増す方向にある。本論文においても、第2章でこの種のモデルについて詳述する。

また、ゼンジミアミルに代表される12段、20段のクラスタータイプの圧延機に対しても同様な解析モデルが開発されて来ている。¹⁸⁾

1.2.3 材料の変形特性について

熱間圧延では粗圧延機列、仕上げ圧延機列によって板厚は1/100程度になるが、板断面プロフィールは相似形ではなく、平均板厚に対する板幅方向の板厚分布は両圧延機列で大幅に変化している。平均板厚に対する板厚分布の比率の変化は、圧延歪みの分布を生じ、一般に伸び歪みの分布を生ずる。しかしながら、圧延歪みの分布がそのまま長手方向の伸び歪み分布とはならず、幅方向の歪みが発生するために相当緩和された分布となり、比較的板厚分布が圧延によって変化することが観察されている。これに対し、冷間圧延では板端部の領域を除いて、平均板厚に対する板厚分布の比率は殆ど変化しないと言われている。

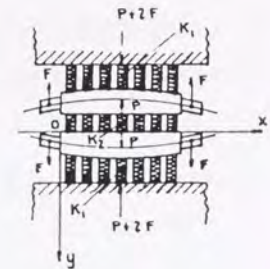


図 1.2 Stone のばねモデル¹²⁾

また、実験圧延等で1回当たりの圧延量を少なくして、多くの回数を圧延すると各圧延での圧延荷重を小さな値に保つことができ、ロールの弾性変形を小さくできる関係から板厚の板幅方向の分布を小さくできるが、形状（平坦度）は板幅中央が若干伸びた中伸び形状になることが多い。これは、板端部付近の材料は幅方向にも塑性変形しやすいが、板幅中央付近では平面歪み状態に近い変形をするため、板端部の長手方向の伸びが中央部に比べて少なくなることによるためである。

これらの例のように、圧延条件や、材料特性による3次元的な塑性変形特性が、形状・プロフィールに影響する重要な因子となる。

この3次元的な変形は、板端部での平面応力状態から、板幅中央部の平面歪み状態への応力歪み状態の変化に起因するものと、圧延中の比率断面プロフィール（平均板厚に対する板幅方向の板厚分布）が変化した時に生ずるものが考えられるが、前者については、エッジドロップの形成として鈴木らが¹⁹⁾、後者については、中島ら²⁰⁾が伸びの拘束によるものとして実験的に確認している。

材料の3次元塑性変形を直接解明するモデルとして、幅方向への材料流れを差分法で解いて、前記のロールの変形モデルと組み合わせた解析が戸澤ら²¹⁾によって行われ、平坦度、プロフィールに影響するロールギャップ内、ロールギャップ近傍での材料の挙動が理論的に明らかにされた。また、板面の張力分布を直接測定する方法²²⁾²³⁾、ロール面圧分布を測定する方法²⁴⁾などによっても実験的に解明が試みられている。この3次元的な材料変形は、簡略化した形で前節でのモ

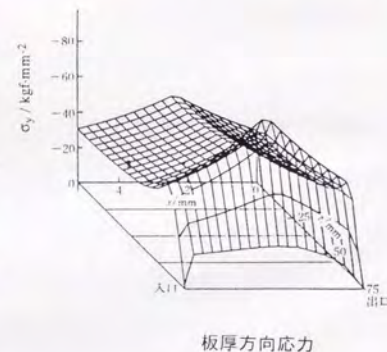


図 1.3 圧延圧力分布の解析例²¹⁾

デルに組み込まれる例が多い²⁵⁾。

板厚が大きいときは、圧延長手方向の伸びに若干の板幅方向の分布を生じても、残留歪みとして吸収できてしまい、形状不良（座屈）を生じない場合がある。これは材料の座屈限界という特性（板幅、張力などの境界条件も影響する）によるもので、熱間圧延でのプロフィール制御の多くはこの特性を生かして行われている。この特性は、実験的に確かめられている例²⁶⁾²⁷⁾もあるが、有限要素法、エネルギー法によって圧延歪みの分布と平坦度の大きさ、座屈モードの解析なども行われて²²⁾²⁸⁾、解析的に確認されつつある。この関係に関しては、さらに今後の検討が必要であろう。

1.2.4 形状・プロフィール解析モデルについて

前節、前々節での圧延機の弾性変形と材料の変形特性とを連立させて、圧延後の板の形状・プロフィールを推定する解析モデルが開発されている。これらのモデルの開発目的は2つあると考えられる。1つは形状・プロフィール欠陥の3次元の塑性変形による要因、特性を明らかにし、他の1つは形状・プロフィールを制御する方法の特性を明らかにし、新しい制御方法を開発することである。前者の目的のためには、より厳密な3次元の塑性解析が必要であるが、後者のためには、材料の変形に関しては比較的厳密性を欠いても、効率良く解析できることが必要となる。

Stone²⁶⁾ は圧延荷重の幅方向分布を均一としてロールの弾性変形を解き、4段圧延機による板プロフィールの変化を解析している。この解析では熱間圧延の板厚の厚いときの状況はほぼ表せるが、熱間圧延の後段や冷間圧延でのプロフィール変化とはかけ離れた結果となる。その後、プロフィールの変化に伴う圧下率の幅方向分布による圧延荷重の板幅方向分布を導入したモデルが開発されたが、状況は大きくは変わらなかった。この種のモデルはロール弾性系の変形のみを解析するのと同等と考えられ、容易に解が得られるため、圧延機の形状・プロフィール制御能力の相対的な比較などには現在でも多く用いられているが、形状・プロフィールの定量的な評価には殆ど無力であると言って良い。

実際の圧延によるプロフィールが上記のような解析で表せない理由として、材料の歪み応力状態に大きく影響する張力フィードバックの考え方が提案された。板厚歪みの幅方向分布によって圧延方向の歪みの幅方向分布が生じ、この分布がある量を越えると座屈を生じ、形状不良を発生させる訳であるが、この圧延方向歪みの分布による張力分布がロールギャップ出口に発生し、圧延荷重の板幅方向分布を引き起こし、板厚歪み分布を小さくするように作用する。これが張力のフィードバックの

考え方であり、この作用をモデルに有効に取り入れることによって、定量的な形状・プロフィールの推定ができると考えられる。この作用を導入した従来のモデルではほとんどが、圧延荷重への張力の影響を取り込むのに収束計算を必要としている。即ち、仮定した張力分布のもとに圧延荷重分布とロール変形の解析を行い、その結果から得られた板厚歪みから、圧延方向歪みを推定し、張力分布に変換、両張力分布が一致するまで仮定の張力分布を修正、収束計算を繰り返す方法である。板厚方向歪み分布と圧延方向歪み分布の関係を適切に与えれば、この方法によって実際の圧延で得られると同じ程度のプロフィール変化や、形状変化が得られる。しかしながら、この解析は収束が非常に不安定で、仮定した張力分布を次の収束計算のために修正する場合に注意深く変更する必要がある、非常に多くの収束回数を要するものである。また、板厚歪みが大きな分布をもつような場合には、更に収束が難しくなる場合があり、条件を大きく変えた解析は行われていないのが実状である。

材料の3次元の変形を差分法で解いて、ロールの弾性変形との連立解を求めるモデルは前節のように、戸澤ら²⁴⁾ によって開発されている。このモデルでは、張力のフィードバックの収束に加えて、幅方向の境界条件としての幅形状についても収束で求めており、ロールギャップ内の材料を2次元的に分割していることと相俟って解析時間は更に長くなっている。

松本ら²⁵⁾ は、板厚方向歪みと圧延方向歪みの関係を、剪断歪みとの関係で表すモデルを開発している。このモデルによれば、ある1つのパラメータでこれらの歪みの関係を様々な圧延条件に対して表し得るとしているが、板端部については更に他の仮定を設けており、このモデルによる解析結果が必ずしも実際のプロフィール・形状変化と一致していない。また、収束計算を要するため前述のモデルと同様に長い計算時間を要するものであり、多くの条件を容易に解析する目的には向いていないと言える。

また近年、剛塑性有限要素法とロールの弾性変形連成モデルが開発されている^{16) 17)}。これらのモデルでは、少ない仮定の元に材料の3次元的な変形が解析できるので、第1の目的であるプロフィール・形状に影響する3次元的な塑性変形の基礎的な特性を検討するのに有力なものである。しかしながら、解析時間が非常に長いため、第2の目的に必要な圧延機形式を頻繁に変えたり、多くの条件での解析は不可能で、その目的のためには効率の良い解析モデルが必要とされる。

筆者は、板厚方向歪みと圧延方向歪みとの関係を仮定して、張力フィードバックを含めて圧延荷重をテラ展開して線形化した塑性曲線を用い、ロールの弾性変形と連立させてプロフィール・形状を求めるモデルを開発した。この方法によれば、一回の連立方程式を解くことで、張力フィードバックを含めた圧延荷重の分布と、板プロフィール・形状が解析可能で、非常に短い計算時間しか必要とせず、容易に種々の条件の解析が可能である。

また、平面応力状態の影響範囲を設定することによって板端部での応力状態を考慮することが可能となり、板端部に特有な現象であったエッジドロップの解析が定量的に行えるモデルとなった。このようなモデル化によって材料変形の部分について非常に効率的な解析ができるため、ロール弾性変形の複雑な多段圧延機を対象とした場合も、ロール弾性系を細かく解くモデルとしてもトータルとしての効率はさほど落ちず、第2の目的として最適なモデルであると考えられる。このモデルの内容については第2章で詳述する。

これらのような、材料の3次元的な変形特性を仮定して解くモデルと、これを厳密に解くモデルとは互いにそれらの役割を分担するものであり、厳密モデルで得られた材料変形特性を有効に簡易モデルに取り込むなどの交流が必要であると考えられる。

1.3 形状・プロフィール制御法、制御圧延機 についての開発研究のレビュー

以上のような基礎的な研究は、形状・プロフィールを変化させる要因の定量的な評価を可能にし、その評価のもとに新しい制御方式、新しい圧延機形態の開発を促したとすることができる。

1960年代に開発された強力ベンダ(ダブルショックベンダ)²⁹⁾はロールの弾性変形を強力で制御しようとするものであり、1970年代初めに開発された中間ロールを軸方向にシフトさせる機構を持つ6段圧延機³⁰⁾は、ロールの弾性変形の要因であるバックアップロールとワークロールの接触面圧分布を制御し得る機構を持つ圧延機をより根本的な発想から開発したものである。この圧延機が開発が契機となって、その後種々の制御圧延機が開発された。スリーブシフトミル³¹⁾、バリアブルクラウンロール¹⁰⁾などは見掛けのロールプロフィールを変化させる方法を取ってはいるが、ワークロールとバックアップロールの接触状況を変化させるという意味で6段ミルと同様の思想のもとに開発されたものであるといえる。また、上下ワークロール・バックアップロールを対にしてたがいなそれらの軸をクロスさせるベアクロスミル³²⁾ワークロールシフトミル⁸⁾は見掛けのロールプロフィールを変化させて、直接圧延に寄与しているロールギャッププロフィールを変化させる方法であり、圧延中の張力の板幅方向の

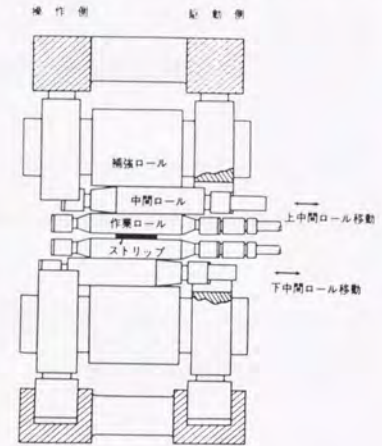


図 1.4 6段圧延機 (HCミル)³⁰⁾

分布を制御して形状を制御しようとする方法 (TDC)³³⁾、ワークロールの横たわみを制御するミル (FFCミル)³⁴⁾などは異なる要因を追及したものである。

また、このような新しい圧延機、制御装置を自動で制御するための形状・プロフィール検出器の開発も活発である。形状に関しては、顕在形状を測定するための非接触のセンサが³⁵⁾、潜在形状 (張力が加えられたラインの中では座屈を起こさない場合の形状) を測定する接触式のセンサ³⁶⁾などが開発された。プロフィールに関しては、基本的にX線などを用いた非接触の板厚センサを板幅方向にスキャンする形式の測定器が採用されている。

形状・プロフィール測定器の出力を適切に処理して、形状・プロフィール制御装置を自動操作するロジックについての研究も、各種の圧延機を実操業に採用する場合には不可欠なものであり、幾つかの研究が発表されている^{37) 38)}。しかしながらこれらは、板幅方向の特定な位置 (板幅中央、板端部、板幅1/4) の形状計の出力のみを用いて形状を評価しているため、同時に制御に使用できる制御装置は2個に限られてしまい、更に多くの制御機器をもつ圧延機にはそのままでは適用できないものである。

1.4 本論文の目的

前節までで概観した過去の研究における問題点を以下に列挙する。

- ①形状・プロフィールの推定モデルにおいては、ロールの弾性変形に関してはほぼ完成の域にあると考えられるが、材料に変形に関しては、非常に時間のかかる差分法、有限要素法などの基礎的な特性解析を行うモデルと、材料の変形特性に仮定を導入して簡略化したモデルでも非常に長い収束計算を要するモデルしかなく、形状・プロフィール制御方法の検討を行うには効率的ではなかった。

- ②材料の変形に関して従来の仮定を導入した簡略化したモデルでは、板端部の変形特性によるエッジドロップの定量的な推定は行えなかった。
- ③従来の形状・プロフィール制御装置は殆どがロールの弾性変形を利用するものであり、質的、量的に十分な制御効果の期待できないものが多かった。
- ④今後複合化すると予想される、形状・プロフィール制御システムにたいして適切な制御ロジックが開発されてこなかった。

また、近年の薄板製品に対する品質要求のうち、形状・プロフィールに関するものは次のように厳しくなっている。

- (イ) 板プロフィールは従来圧延のし易さなどから、適度な凸クラウンが許されていたが、ユーザーでの加工・使用条件の厳格化によって殆ど平坦なプロフィールの要求が増え始めている。

$$(\text{板幅中央板厚} - \text{板端部25mm板厚}) / \text{板厚} = 4 \sim 5\% \rightarrow 2 \sim 3\%$$

$$(\text{板端部25mm板厚} - \text{板端部15mm板厚}) / \text{板厚} = 2\% \rightarrow 1\%$$

- (ロ) 製品形状については、従来等級別に管理し出荷していたが、ユーザの加工条件の厳格化、加工歩留りの向上の要求から、平坦度の高い製品が一般化しつつある。

$$\text{急峻度 (波高/波長)} = 0.5\% \text{ 以下} \rightarrow 0.2\% \text{ 以下}$$

このような、過去の研究の状況、薄板圧延の製品品質に対する要求などから、本研究の目的を以下のものとした。

- (1) 適切な仮定の元に、効率的かつ定量的に圧延薄板の形状・プロフィールが推定できるモデルを開発する。
- (2) 適切な仮定の元に、エッジドロップを定量的に推定できるモデルとする。

- (3) このモデルを用いて、形状・プロフィールに影響する因子の特性と、従来の形状・プロフィール制御装置の能力を評価し、新しい装置の開発の指針とする。
- (4) 製品の品質要求に対応するため、上の指針と、モデルを有効に利用して、新しい形式の形状・プロフィール制御装置を開発する。
(新しい制御要素を加えた圧延機、冷間圧延でのプロフィール制御など。)
- (5) 組み合わせる制御装置の数が多い場合も対応できる、汎用的な形状・プロフィール制御システムを構築する。

1.5 各章の概要

前節で設定した目的に則して、2章以降を以下のように構成した。

第2章 実用的な形状・プロフィールの推定モデルの開発について述べる。

特に、実際の形状・プロフィールの変化を定量的に推定するためには、材料の3次元的な変形と関連する張力フィードバック効果を有効に働かせる必要があり、この効果を効率良く解析に取り込む方法を示した。さらに、板端部の応力歪み状態の考察から、エッジドロップを発生させる変形特性をモデルに取り込む方法を示した。このモデルによって、種々の条件における形状・エッジドロップを含むプロフィールの定量的な解析が可能となった。また、この方法の妥当性について他の方法と比較して考察を加えた。

第3章 形状・プロフィール推定モデルを用いて、薄板圧延に於ける形状・プロフィールに影響する種々の要因について、定量的に検討した。この検討によって、

形状・プロフィール制御にたいする有効な指針が得られた。

第4章 既存の形状制御装置・方法の特性を第2章で開発したモデルによる解析で明らかにした。特に、既存の形状・プロフィール制御装置では、第3章での解析で明らかとなった圧延時の種々の変動要因によるプロフィール変化を十分には制御しきれないことを示し、より制御能力の大きな新しい制御装置の必要性を明らかにした。

第5章 タンデムミルにおける形状、プロフィール特性を、第2章で開発したモデルを適切な仮定を設定して用いてタンデム圧延機に拡張したモデルによって解析し、熱間タンデム圧延機における作業ロールベンダの効果、制御能力の大きな制御デバイスとして、ベアクロスミルの適用スタンド数の検討、冷間タンデム圧延機における作業ロールベンダの効果の検討を行った。これらの検討によって、実機における制御の考え方に対する指針が得られた。

第6章 張力の板幅方向の分布を制御することによる形状制御の可能性の検討結果、実機に組み込んだ装置の特性について述べた。張力分布を利用する方法については、張力による直接的な塑性変形の存在や、張力分布のロールギャップ近傍での変化の挙動が大きく影響することなど、複雑な要因が多いため今後更に検討が必要であろう。

第7章 新しい形式の形状制御ミルとして、従来積極的には制御に用いられていなかった、作業ロールの横たわみを利用した圧延機（FFCミル）の開発について述べた。実圧延機への組み込みに際して、第2章で開発したモデルによる解

析によって定量的な仕様を決定するなど、事前検討の重要性を示した。本圧延機形式は、従来形式の圧延機に小径の作業ロールを組み込む有力な手段として位置付けられる。

第8章 新しい形式のプロフィール制御ミルとして、ワークロールの軸芯方向のシフトによるロールプロフィールの変化を利用した冷間圧延機の開発について述べた。特に板端部付近のプロフィール（エッジドロップ）の制御に有効であることを実験的に示した。また、この実験によって、冷間圧延時の板端部付近の3次元的な変形挙動を実験的に解明し、この要因に対するモデルの定数の推定を行った。

第9章 板圧延の形状特性を考慮した新しい形状の評価関数を提案し、多変数制御の考え方を導入した汎用性のある形状・プロフィール制御ロジックを開発した経緯について述べた。このロジックによれば、複数の形状制御機器を同時に制御でき、より高度化する製品ニーズに対応した圧延機改造、新制御手段の導入などに対応可能となる。

第10章 以上の章を総括し、板圧延の形状・プロフィール制御に関する研究開発の今後の展望について検討した。

第2章

実用的な形状・プロフィール 推定モデル

第2章

実用的な形状・プロフィール 推定モデル

【概要】

本研究で解析手段としたモデルの詳細を述べ、特に既存の同様なモデルとの違いを明らかにする。ロール弾性系の線形性に合わせて、材料の変形についても3次元的な変形を近似的に取り入れて、線形化した。この方法によって、種々の形状・プロフィールの解析が非常に効率的にでき、圧延機形式、形状制御装置の検討に有効に用いられる。

2.1 まえがき

既にロール変形解析を基本とした形状・プロフィール推定モデルが種々開発されている。ロール変形に関しては、有限要素法や、境界要素法によって個々の変形要素、圧延機全体としての変形などが解析¹³⁾ ¹⁴⁾されて、若干の修正を施すことによってほぼ従来の弾性理論が適用できることが確認されている。これらの成果を元に、材料の変形と圧延機の弾性変形を連立させて、圧延材料の形状・プロフィールを推定するモデルが作成されている¹⁵⁾ ²⁴⁾。材料の3次元的な変形を直接解析するモデルはもとより、材料の変形を簡略化したモデルにおいても、材料の変形および圧延荷重の板幅方向分布の解析において、形状の乱れによって生ずるロールギャップ入り口、出口での張力分布の圧延荷重の板幅方向の分布に対する影響を、繰り返し収束法によって求めなければならず、非常に長い解析時間を要している。このため、各種圧延機形式の比較や、形状制御機器の特性の解析など、多くのケースの解析を行うことは事実上困難であった。

このような背景の下に、筆者は材料の3次元的な変形を比較的簡単に扱えるように、張力分布の影響を1次近似によって線形化して、ロール系の弾性変形と同様に扱い、繰返し法を用いることなしに同様の解析を可能としたモデルを提案した。以下本章ではこのモデルについて詳述する。

2.2 記号

ここで、本章で用いる記号を記す。

記号	記号の意味	単位
A	: ロール胴部の断面積	(mm ²)
A _n	: ロールネック部の断面積	(mm ²)
D	: ロールの直径	(mm)
E	: ロール材のヤング率	(kg/mm ²)
E _s	: 圧延材のヤング率	(kg/mm ²)
ν	: ロール材のポアソン比	(-)
G	: ロール材の捩り剛性率	(kg/mm ²)
G ^l , G ^r	: 左、右のロール支点の剛体変位	(mm)
H	: ロールギャップ入り口板厚	(mm)
h	: ロールギャップ出口板厚	(mm)
H	: ロールギャップ入り口平均板厚	(mm)
h	: ロールギャップ出口平均板厚	(mm)
I	: ロール胴部の断面2次モーメント	(mm ⁴)
I _n	: ロールネックの断面2次モーメント	(mm ⁴)
サフィックス i	: 圧延機のロール番号	
サフィックス j	: ロール胴長方向要素番号	
サフィックス k	: 同上	
J	: ワークロールベンダー力 (チョック当たり)	(kg)
k	: 圧延材料の剪断変形抵抗	(kg/mm ²)
L	: ロールの支点間距離	(mm)
ℓ	: 荷重付加位置	(mm)
ℓ _d	: ロールと材料の接触弧長さ	(mm)

P	: 圧延荷重 (線荷重)	(kg/mm)
p	: 圧延荷重面圧力	(kg/mm ²)
R	: ロールの半径	(mm)
R'	: 偏平後ロール半径	(mm)
t _b	: 後方張力	(kg/mm ²)
t _f	: 前方張力	(kg/mm ²)
W	: 板幅	(mm)
w	: ロール接触面圧が付加されるロール周方向幅	(mm)
x	: 圧延長手方向座標	(mm)
y	: 圧延板鉛直方向座標	(mm)
z	: ロール軸方向座標	(mm)
Y _a	: ロール軸芯変位	(mm)
Y _{s^u}	: ロール胴長上表面変位	(mm)
Y _{s^l}	: ロール胴長下表面変位	(mm)
α	: 形状変化係数 (圧延方向伸び歪み偏差/板厚歪み偏差)	

図 2.1 に圧延機の寸法関係を示す。

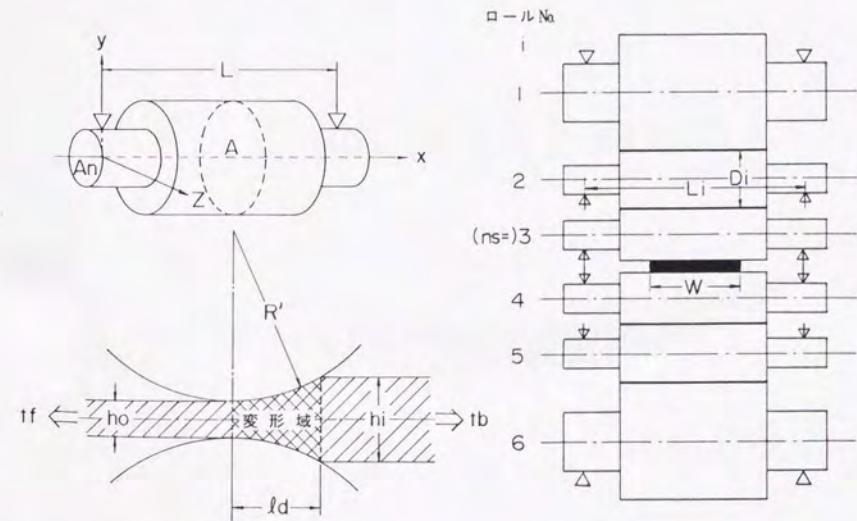


図 2.1 圧延モデルの寸法関係

2.3 モデルを構成する基礎式

2.3.1 ロール変形要素

ロール変形に関しては、弾性変形理論、弾性梁変形理論を基礎にしており、既存の他のモデルと大差ないものであるが、以下に概略を示す。

(1) ロール曲り変形

ごく一般的な弾性梁理論から導き出せる式を用いている。ただし、点対称のミル（ロールシフトミル等）や、左右非対称の現象をも取り扱うため、とくにバックアップロールに関してはネック部分の変形も考慮してある。

L をロール支点間距離、 L_n をロール支持点とロール胴端との距離、 $L_m = L - L_n$ 、 I_a 、 I_{an} をそれぞれロール胴部、ロールネック部の断面2次モーメントとすると、ロール支持点から l の位置に P の荷重が付加されたときの z 位置での軸芯変位は次式で表される。

$$Y_a = - \frac{P \cdot (L - l) \cdot L^2 \cdot \left\{ \frac{1}{6} \cdot \left(\frac{z}{L} \right)^3 + a_3 \cdot \frac{z}{L} + a_4 \right\}}{E \cdot I_a} \quad (l \leq z) \quad (2.1)$$

$$Y_a = - \frac{P \cdot l \cdot L^2 \cdot \left\{ \frac{1}{6} \cdot \left(\frac{z}{L} \right)^3 - \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{z}{L} \right)^2 + a_5 \cdot \frac{z}{L} + a_6 \right\}}{E \cdot I_a} \quad (z \leq l) \quad (2.2)$$

$$a_3 = - \frac{l}{L - l} \cdot \left\{ \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{l}{L} \right)^2 - \frac{l}{L} + a_5 \right\} - \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{l}{L} \right)^2 \quad a_4 = \frac{1}{3} \cdot \left(\frac{L_n}{L} \right)^3 \cdot \left(1 - \frac{I_a}{I_{an}} \right)$$

$$a_5 = \frac{L_m}{L} \cdot \left(\frac{L_m}{2 \cdot L} - 1 \right) \cdot \left(\frac{I_a}{I_{an}} - 1 \right) + a_7 \cdot \frac{I_a}{I_{an}} \quad a_6 = - \frac{1}{6} \cdot \left(\frac{l}{L} \right)^2 - a_4 \cdot \frac{L - l}{L}$$

$$a_7 = - \frac{1}{3} - a_8 \quad a_8 = \left(\frac{I_{an}}{I_n} - 1 \right) \cdot \left(\frac{L_m}{L} \right)^2 \cdot \left(\frac{1}{2} - \frac{1}{3} \cdot \frac{L_m}{L} \right) + a_6 \cdot \frac{I_{an}}{I_a}$$

(2) ロール剪断変形

特にロール径が胴長に匹敵するくらい大きい控えロールの場合などは、剪断力による剪断変形量が曲がり変形に対して無視できない量となる。この変位は剪断応力に比例して次式で与えられる。

$$Y_a = P \cdot \frac{z \cdot \left(1 - \frac{l}{L} \right)}{A \cdot G} \quad (l \leq z) \quad (2.3)$$

$$Y_a = P \cdot \frac{l \cdot \left(1 - \frac{z}{L} \right)}{A \cdot G} \quad (z \leq l) \quad (2.4)$$

ここに、 A はロールの断面積、 G はロールの横弾性係数である。

(3) ポアソン比変形

曲がりモーメントが発生すると、曲がり軸を中心として曲がりの内外にそれぞれ引っ張り圧縮変形が生ずる。このため、ロール軸芯はロール直径方向に引っ張り圧縮変形のポアソン比分の変形が生ずる。即ちモーメントに比例した軸芯変形が曲がり変形と逆方向に起こると考えられる。

$$Y_a = - P \cdot \frac{R^2 \cdot \nu \cdot A_m}{2 \cdot E \cdot I_a} \quad (2.5)$$

$$A_m = \left(1 - \frac{l}{L} \right) \cdot z \quad (l \leq z)$$

$$A_m = \left(1 - \frac{z}{L} \right) \cdot l \quad (z \leq l)$$

(4) ロール表面へこみ変形

ロールを半無限体と仮定して、表面に加えられた分布荷重による表面の変形は、戸澤、石川によって解析解が得られている。³⁹⁾

$$Y_s = \frac{1-\nu^2}{\pi \cdot E} \cdot p \cdot \left\{ w \cdot \log_e \frac{\sqrt{w^2 + (z-l + \frac{\Delta l}{2})^2} + z-l + \Delta l}{\sqrt{w^2 + (z-l - \frac{\Delta l}{2})^2} + z-l - \Delta l} \right. \\ \left. + (z-l + \frac{\Delta l}{2}) \cdot \log_e \frac{\sqrt{w^2 + (z-l + \frac{\Delta l}{2})^2} + w}{|z-l + \frac{\Delta l}{2}|} \right. \\ \left. - (z-l - \frac{\Delta l}{2}) \cdot \log_e \frac{\sqrt{w^2 + (z-l - \frac{\Delta l}{2})^2} + w}{|z-l - \frac{\Delta l}{2}|} \right\} \quad (2.6)$$

ここに、 w はロールどうしの接触の場合には Hertz の 2 円筒の接触理論から得られる接触幅、ロールと圧延材料の間の接触の場合には接触弧長、 Δl は面圧 p が加えられているロール胴長方向の幅である。

また、ロールと圧延材料の間の接触面圧分布については、フリクションヒルを考慮したほうがより厳密であるが、均一分布としたときとの差は余り大きくない。この値の有限大きさのロールへの適用の可否については、種々の検討が加えられており、上式の修正や⁴⁰⁾、より簡便な式の提案⁴¹⁾などがされている。また、ロール胴端付近の変形についても種々の検討がなされている。ロール表面偏平変形の板プロフィールへの影響について、木原らは境界要素法のモデルによって検討を加えており^{14) 17)}、若干の偏平分布や偏平の絶対値の違いはあまり影響しないことを明らかにしている。しかしながら、ロール胴端部近くでは端部効果が考えられ、ロール胴長と板幅がほぼ同じ場合にはこれを考慮する必要があることも明らかにしている。

ここでは、簡便のためにロール胴端部の効果は導入せず、上式を胴長方向に積分して得られる平均のロール偏平量が 2 円筒の接触の場合の Hertz の軸芯接近量か

ら導出される偏平量になるように、修正係数 c を掛けて用いることとした。

$$C \cdot \int_0^{l_B} Y_s(z) \cdot dz = Y_{\text{Hertz}}$$

ロール端部の変形状況をモデルに反映させることは、より厳密にプロフィール、形状の推定を行うときに必要となり、今後の課題として考えなければならない。

2.3.2 材料変形要素

前章で述べたように、熱間圧延ではほぼ矩形断面のスラブが粗圧延機群、仕上げ圧延機群にて多数の圧延パスによって厚さ約1/100の薄板に加工される。この製品の断面プロフィールは必ずしも素材スラブのそれと相似ではなく、圧延の条件、圧延機の特長などによって種々の断面となる。この形態については古くから調査されている。また、冷間圧延においては、熱間圧延された原板のプロフィールと冷延後のプロフィールの板厚との比が一定になると考えられていたが、Bernsmann⁽²⁾は熱間圧延後と、冷間圧延後のプロフィールを実測して、冷間圧延でも板幅方向の塑性変形が存在すること、その量は長手方向歪み偏差の数倍となることを報告している。

このような材料の3次元変形は形鋼や、パイプの圧延では常識であるが、薄板圧延時にも板厚方向の変形によって板幅方向へもいくらかの塑性変形が生じ、これが形状(平坦度)を大きく乱さずに断面プロフィールの変化を可能にしていることが推定される。

この関係を中島ら⁽²⁰⁾は実験的に明らかにしている。それによれば、板厚方向の歪に幅方向の分布が生じて、圧延前後で幅方向の各部分が連続体としてつながっており互いに変形を拘束しあうため、非連続体で考えた時よりも板厚(圧延)歪の幅方向分布は大きくならないこと、その拘束の影響は単に圧延方向の残留歪のみでなく、幅方向の歪にも影響していることが明らかにされている。また、板幅方向に板厚分布の生じにくいような、少ない圧下量の圧延を繰り返した後に、板幅中央部に圧縮の残留歪が生じやすくなっていることは、板端部付近では特に幅方向への3次元変形がし易いことを示唆している。これらの事実から、板端部のように連続の条件が急激に変わる状況や、圧延歪みが分布をする場合には完全な平面歪状態は成立せず、3次元の塑性変形を考慮する必要があることが推察できる。この関係に

ついては応力状態を3次的に調べる必要があり、Siebel⁽⁴³⁾はロール面圧を直接測定する実験で応力分布を求めている。これによれば、板端部の影響は板厚、圧延条件などで異なることが推定される。

この3次元変形の影響をロール変形モデルに導入して、形状・プロフィールを定量的に解析する試みが近年行われて始めている。戸澤、石川ら⁽²¹⁾は、差分法を用いた3次元の圧延変形解析で、松本ら⁽²⁵⁾は、板端部の3次元の塑性変形を単純化の仮定のもとに簡略的にロール変形解析に導入している。

しかしながら、これらの解析は一般に繰り返し収束法によって解を得る方法によるものであり、収束条件の取り方が圧延条件によって異なるなどの複雑さ、解析時間が非常に長いといった困難さがあり、多くの条件の解析を必要とする各種の問題に対して実際の適用が難しかった。

本論文で扱うモデルでは、簡略化した3次元変形の考察によって、材料の塑性曲線に張力分布のフィードバック効果を線形化して含め、これらの問題を解決している。ここで、張力フィードバックの線形化とこれを含んだ塑性曲線の導出を行う。

2.3.2.1 横流れ係数、形状変化係数の考え方

弾性歪を無視すれば、体積一定則から、 x を圧延長き方向、 y を板厚方向、 z を板幅方向すると、

$$\epsilon_x + \epsilon_y + \epsilon_z = 0 \quad (2.7)$$

また降伏条件より、

$$(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 = 6k^2$$

であるから、

$$\sigma_y = \frac{(\sigma_z + \sigma_x) - \sqrt{3 \cdot \left\{ (2 \cdot k)^2 - (\sigma_z - \sigma_x)^2 \right\}}}{2} \quad (2.8)$$

また、Levy, Mises の関係式より、

$$\varepsilon_z = \varepsilon_y \cdot \frac{2\sigma_z - \sigma_x - \sigma_y}{2\sigma_y - \sigma_z - \sigma_x}$$

となるから、(2.8) 式を代入して、

$$\begin{aligned} \varepsilon_z &= -\frac{\varepsilon_y}{2} \cdot \frac{\sqrt{3} \cdot (\sigma_z - \sigma_x) + \sqrt{(2k)^2 - (\sigma_z - \sigma_x)^2}}{\sqrt{(2k)^2 - (\sigma_z - \sigma_x)^2}} \\ &= -\frac{\varepsilon_y}{2} \cdot \left\{ 1 + \frac{\sqrt{3} \cdot (\sigma_z - \sigma_x)}{\sqrt{(2k)^2 - (\sigma_z - \sigma_x)^2}} \right\} \end{aligned} \quad (2.9)$$

が得られる。

板幅方向の一部の圧延歪みが、平均歪みよりも $\Delta \varepsilon_y$ だけ大きいとし、このとき圧延方向の歪み偏差 $\Delta \varepsilon_x$ が発生したとすると、この偏差による圧延方向の応力分布 $\Delta \sigma_x$ は縦弾性係数を E_s として、

$$\Delta \sigma_x = -E_s \cdot \Delta \varepsilon_x \quad (2.10)$$

で表される。薄板圧延の場合、板端部付近を除いて殆ど平面歪み状態と考えて良いから、

$$\begin{aligned} \sigma_y &= -2 \cdot k + \sigma_x \\ \sigma_z &= -k + \sigma_x \end{aligned} \quad (2.11)$$

いま、板厚方向歪みが幅方向の一部で $\Delta \varepsilon_y$ だけ変化したとき、圧延方向の歪みが $\Delta \varepsilon_x$ 、板厚方向の垂直応力が $\Delta \sigma_y$ だけ変化したとする。

(1) この歪みの変化に対して σ_z が変化しないとしたとき

このとき、(2.9) 式に (2.10)、(2.11) を代入して、

$$\begin{aligned} \varepsilon_z + \Delta \varepsilon_z &= -\frac{\varepsilon_y + \Delta \varepsilon_y}{2} \cdot \left\{ 1 + \frac{\sqrt{3} \cdot (\sigma_z - \sigma_x - \Delta \sigma_x)}{\sqrt{(2k)^2 - (\sigma_z - \sigma_x - \Delta \sigma_x)^2}} \right\} \\ &= -\frac{\varepsilon_y + \Delta \varepsilon_y}{2} \cdot \left\{ 1 - \frac{\sqrt{3} \cdot (k + \Delta \sigma_x)}{\sqrt{(2k)^2 - (k + \Delta \sigma_x)^2}} \right\} \\ &= -\frac{\varepsilon_y + \Delta \varepsilon_y}{2} \cdot \left\{ 1 - \frac{\sqrt{3} \cdot (k - E \cdot \Delta \varepsilon_x)}{\sqrt{(2k)^2 - (k - E \cdot \Delta \varepsilon_x)^2}} \right\} \end{aligned} \quad (2.12)$$

となる。また、基準状態が平面歪みであるから、

$$\varepsilon_z = 0, \quad \Delta \varepsilon_x + \Delta \varepsilon_y + \Delta \varepsilon_z = 0$$

となり、

$$\Delta \varepsilon_x + \Delta \varepsilon_y = \frac{\varepsilon_y + \Delta \varepsilon_y}{2} \cdot \left\{ 1 - \frac{\sqrt{3} \cdot (k - E \cdot \Delta \varepsilon_x)}{\sqrt{(2k)^2 - (k - E \cdot \Delta \varepsilon_x)^2}} \right\} \quad (2.13)$$

が得られる。 $\Delta \varepsilon_x$ 、 $\Delta \varepsilon_y$ が ε_y にくらべて充分小さい場合（板圧延の場合は妥当）、2次以上の微小項を省略してこれを解くと、

$$\Delta \varepsilon_x = -\frac{1}{2 - \varepsilon_y \cdot \frac{E_s}{k}} \cdot \Delta \varepsilon_y \quad (2.14)$$

が得られる。

(2) $\Delta \varepsilon_y$ について、 σ_z が変化するとき

この極端な場合が、完全な平面歪みの場合であるが、このときは、

$$\Delta \varepsilon_x = -\Delta \varepsilon_y \quad (2.15)$$

となる。

現実にはこの両者の中間的な挙動をとるはずである。すなわち、

$$\begin{aligned} \Delta \varepsilon_x &= -\alpha \cdot \Delta \varepsilon_y \\ \Delta \varepsilon_z &= -\Delta \varepsilon_x - \Delta \varepsilon_y = -(1-\alpha) \cdot \Delta \varepsilon_y = -\beta \cdot \Delta \varepsilon_y \end{aligned} \quad (2.16)$$

なる α または、 β が存在する。

ここに、

$$\begin{aligned} \frac{1}{2 - \frac{E_s}{k} \cdot \varepsilon_y} &\leq \alpha \leq 1.0 \\ 0 \leq \beta &\leq \frac{-\frac{E_s}{k} \cdot \varepsilon_y}{2 - \frac{E_s}{k} \cdot \varepsilon_y} \end{aligned} \quad (2.17)$$

これらの値は完全な平面歪み状態からの逸脱を表すものであり、(2.16) 式の関係から、 β を横流れ係数と呼ぶことにする。また、 α は板厚歪みと圧延方向歪み偏差（形状）の関係を表すものであることから、形状変化係数と呼ぶことにする。これらの値は圧延条件、材料の変形抵抗などによって決まる値であり、3次元的な変形解析、実験結果の解析などから求めるべきであろう。

2.3.2.2 板端部の応力、歪み状態について

次に板端部の応力状態について考察する。板端部では板幅方向の垂直応力は無いため、平面応力状態であると考えて良い。また、ロールギャップ内では、

板厚方向の歪み、圧延長手方向の歪みが、ロールギャップの形状、幅方向の他の部分の変形によって規定されると考えられる。これらの状態を考慮して、板端部での応力状態が推定できる。

Levy, Mises の関係から、平面応力の場合 $\sigma_z = 0$ として、

$$d\varepsilon_x = d\lambda \cdot (2\sigma_x - \sigma_y)$$

$$d\varepsilon_y = d\lambda \cdot (2\sigma_y - \sigma_x)$$

$$d\varepsilon_z = d\lambda \cdot (-\sigma_x - \sigma_y)$$

となるが、これから、

$$d\varepsilon_x = d\varepsilon_y \cdot \frac{2\sigma_x - \sigma_y}{2\sigma_y - \sigma_x} \quad (2.18)$$

$$d\varepsilon_z = d\varepsilon_y \cdot \frac{-\sigma_x - \sigma_y}{2\sigma_y - \sigma_x} \quad (2.19)$$

が得られる。

また、平面応力状態 ($\sigma_z = 0$) における Mises の降伏条件

$$\sigma_x^2 - \sigma_x \sigma_y + \sigma_y^2 = 3k^2 \quad (2.20)$$

から、圧延での応力状態を考慮して、

$$\sigma_y = \frac{\sigma_x - \sqrt{3 \cdot \{(2k)^2 - \sigma_x^2\}}}{2} \quad (2.21)$$

が得られる。

平面応力状態の降伏条件を平面歪み状態の降伏条件と比較して図2.2に示す。これから分かるように、板端部（平面応力状態）では、圧延方向応力 σ_x が正（引張）のときの圧延面圧 σ_y の変化は平面歪みのときと同じようになるが、負（圧

縮)のときは面圧はほぼ一定となり、平面歪みのときの挙動と大きく異なる。この状況を圧延ロールギャップ内での応力分布で考察すると、図2.3の様になる。これらの状況から、圧延荷重 p 、平均圧延方向応力 σ_{xm} を近似的に表すと表2.1のようになる。

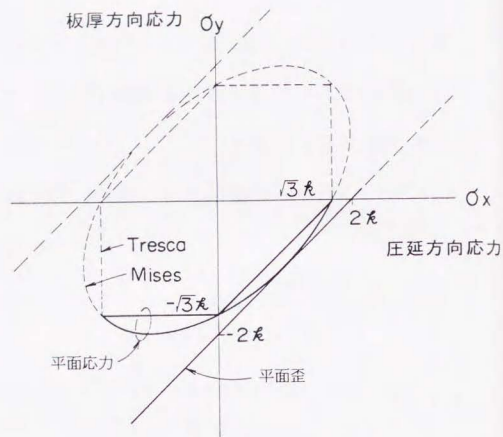


図 2.2 圧延における降伏条件式

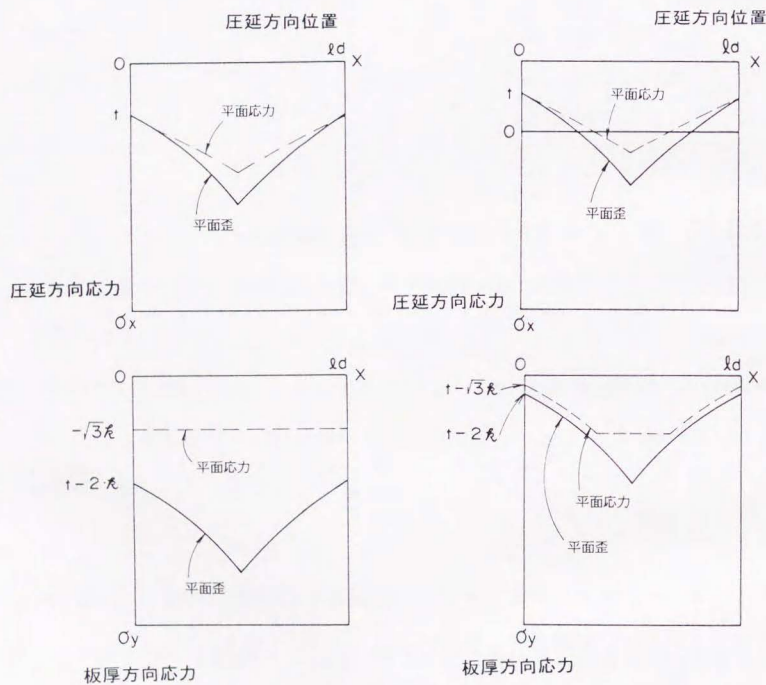


図 2.3 圧延方向応力分布と圧延圧力分布の平面歪み、平面応力状態での比較

表 2.1 平面歪み状態と平面応力状態での圧延荷重と圧延方向応力の概略値

	平面歪み状態	平面応力状態
張力		
引張	$p = (d \cdot Q_p \cdot (2k - t))$ (2.22)	$p \approx \sqrt{3} \cdot k \cdot f \cdot d \cdot \frac{h \cdot t^2}{(\sqrt{3} \cdot k - t) \cdot \mu}$; $(\sqrt{3} \cdot k - t) \cdot \frac{\mu \cdot f \cdot d}{2 \cdot h} > t$
	$\sigma_{xm} = Q_p \cdot t - (Q_p - 1) \cdot 2 \cdot k$ (2.23)	又は $\approx (\sqrt{3} \cdot k - t) \cdot \left\{ \frac{\mu \cdot f \cdot d^2}{4 \cdot h} + f \cdot d \right\}$; $(\sqrt{3} \cdot k - t) \cdot \frac{\mu \cdot f \cdot d}{2 \cdot h} \leq t$ (2.26)
圧縮		$p = \sqrt{3} \cdot k \cdot f \cdot d$ (2.27)
		$\sigma_{xm} \approx t - \frac{p \cdot \mu}{4 \cdot h}$ (2.28)
張力		
引張	$p = (d \cdot Q_p \cdot (2k - t))$ (2.24)	$p \approx \sqrt{3} \cdot k \cdot f \cdot d \cdot \frac{2 \cdot h \cdot t^2}{\sqrt{3} \cdot k}$; $\frac{\sqrt{3} \cdot k \cdot f \cdot d}{4 \cdot h} > t$
	$\sigma_{xm} = t - (Q_p - 1) \cdot 2 \cdot k$ (2.25)	又は $\approx \sqrt{3} \cdot k \cdot \left(\frac{f \cdot d^2}{8 \cdot h} + f \cdot d \right) - t \cdot f \cdot d$; $\frac{\sqrt{3} \cdot k \cdot f \cdot d}{4 \cdot h} \leq t$ (2.29)
圧縮		$p = \sqrt{3} \cdot k \cdot f \cdot d$ (2.30)
		$\sigma_{xm} \approx t - \frac{\sqrt{3} \cdot k \cdot f \cdot d}{8 \cdot h}$ (2.31)

ここに p : 単位幅圧延荷重 t : ロールギャップ入り出口平均張力

σ_{xm} : 平均圧延方向応力 h : 板厚

$l \cdot d$: ロール接触弧長 k : 剪断変形抵抗

μ : 摩擦係数 Q_p : 圧延荷重関数

板端部の板厚歪み、圧延方向歪みが板幅中央部と同じであると仮定すると、幅方向歪みは殆ど0と考えられるから、(2.18)式によって、 $\sigma_x = -\sigma_y$ が得られ、(2.20)式より、 $\sigma_x = -\sigma_y = k$ が得られる。これは板端部に大きな板厚歪みの違いがなければ、板端部では圧延長手方向応力が引張応力になることを示している。板端部では一般的に板厚歪みが平均の歪みと異なっているため、この解は一般的ではない。しかしながら板端部で引張応力になり易く、エッジクラックなどの発生が起こり易いことが理解できる。

また、板端部の板厚方向歪みが平均歪みよりも大きいときに、圧延方向歪みが平均歪みと等しくなることも推定できる。

圧延方向歪みが平均歪みと等しく、圧延後の張力分布が生じない状況を基準状態と考える。この状態でのロールギャップ入り口、出口に与えられる圧延方向応力は平均張力と考えて良いから、圧延方向応力 σ_{xm0} は式(2.28)または(2.31)において、圧延荷重への張力の影響を考慮して、

$$t \approx \frac{2 \cdot t_b + t_f}{3}$$

として求められる。また、板厚方向の平均応力 σ_{ym0} は p/ld で与えられる。これらの応力を用いると、圧延方向の平均歪み ϵ_{xm} が与えられると、基準状態で板端部の板厚方向歪み ϵ_{y0} が次式によって得られる。

$$\epsilon_{y0} = \epsilon_{xm} \cdot \frac{2 \cdot \sigma_{ym0} - \sigma_{xm0}}{2 \cdot \sigma_{xm0} - \sigma_{ym0}} \quad (2.32)$$

即ち、板端部では上式の歪みが与えられたときに、張力分布を生じないで圧延方向の歪みが板幅全体の平均の歪みと同じとなる。

さて、板端部の板厚歪みが $\Delta \epsilon_y$ だけ変化したときの圧延方向歪みの変化を $\Delta \epsilon_x$ とすると、ロールギャップ出口の張力分布は $-\Delta \epsilon_x \cdot E_s$ だけ変化する。こ

の変化が、ロールギャップ入り口にも同じように起こっているとすると、ロールギャップ内の圧延方向応力はほぼ $-\Delta \epsilon_x \cdot E_s$ だけ変化すると考えられる。また、張力 $t - \Delta \epsilon \cdot E_s$ が正(引張)のとき、板厚方向応力も近似的に同じ値だけ変化するとして良い。これから式(2.32)は、

$$\epsilon_{y0} + \Delta \epsilon_y = (\epsilon_{xm} + \Delta \epsilon_x) \cdot \frac{2 \cdot \sigma_{ym0} - \sigma_{xm0} - \Delta \epsilon_x \cdot E_s}{2 \cdot \sigma_{xm0} - \sigma_{ym0} - \Delta \epsilon_x \cdot E_s}$$

となる。これを $\Delta \epsilon_x$ について解くと

$$\Delta \epsilon_x = \frac{-A + \sqrt{A^2 - 4 \cdot B}}{2}$$

$$\approx -B$$

$$= -\Delta \epsilon_y \cdot \frac{2 \cdot \sigma_{xm0} - \sigma_{ym0}}{E_s}$$

$$A \equiv -\frac{2 \cdot \sigma_{ym0} - \sigma_{xm0}}{E_s} - \epsilon_{y0} - \Delta \epsilon_y - \epsilon_{xm}$$

$$B \equiv \Delta \epsilon_y \cdot \frac{2 \cdot \sigma_{xm0} - \sigma_{ym0}}{E_s}$$

(2.33)

張力が負(圧縮)の場合は、板厚方向応力の変化がないとして、同様の結果が得られる。

よって、板端部における形状変化係数 α_e が得られる。

$$\alpha_e = -\frac{\Delta \epsilon_x}{\Delta \epsilon_y} \approx \frac{2 \cdot \sigma_{xm0} - \sigma_{ym0}}{E_s} \quad (2.34)$$

実際の圧延での板端部近傍の応力状態を考察すると、平面応力状態は板端部でしか成り立たず、板端部から板幅中央に向かって徐々に平面歪み状態に推移していると考えられる。即ち、板端部からの距離を z として、 $z < l_g$ で平面応力状態の影響があるとすると、平面応力状態と平面歪み状態との混合状態を示す次のような $g(z)$ が考えられる。

$$\alpha = \alpha_c \cdot \{1 - g(z)\} + \alpha_e \cdot g(z) \quad (2.35)$$

$$g(z) = 1 \quad : z = 0$$

$$0 < g(z) < 1 \quad : 0 < z < l_g$$

$$g(z) = 0 \quad : l_g \leq z$$

ここに、 α_c は板幅中央部付近での α である。

この関数は、厳密には3次元の塑性変形解析により決定すべきであるが、現在のところ完全な解析は不可能であるため、実験などによって決定することが良いと考えられる。

式(2.16)、(2.34)は、板厚歪み偏差 $\Delta \epsilon_y$ と張力分布偏差 $\Delta \epsilon_x \cdot E_s$ が線形の関係で表されることを示しており、張力のフィードバック効果を容易に材料の変形解析に取り込め、効率の良い解析が可能となることが分かる。

松本ら²⁵⁾は、板幅方向の垂直応力 σ_z の変化が、張力の板幅方向の分布 σ_x の変化に等しいと仮定し(応力状態が平面歪み)、完全な平面歪みからの差が材料の剪断歪みによって引き起こされているとして、幅方向の歪みを解析しているのは異なり、ここでの考え方は横流れが張力分布 σ_x に比例すると仮定して、垂直応力 (σ_x , σ_y , σ_z) のみの関係から幅方向の塑性変形を導き出していることになる。また松本らの解析では、横流れに対する係数が圧延条件などの要因をふくんだ式の形をして入るのにたいし、本モデルでの係数は解析的には求まっていない。

しかしながら、松本らのモデルの場合においても、板端部での応力-歪み状態についての仮定が必要であり、松本らのモデルと本論文でのモデルとは本質的には、材料の横流れを表す係数をどのように与えるかが異なると考えられる。

本論文での横流れ係数は、系統的な実験結果を材料寸法、圧延条件などの要因で分析し、より普遍的な式の形で示すべきであろう。

本モデルによれば圧延板厚歪みの偏差と幅方向歪み偏差が線形の関係となり、松本らのモデルなどが繰り返し法によって、収束解を求める必要があるのに比べて、材料の変形の解析が非常に取り扱い易く、解析時間が非常に短くなり、横流れ係数を実験で求めなければならないとしても、実際面での利益は非常に大きいと考えられる。

2.3.2.3 張力フィードバックを含んだ塑性係数

圧延方向の歪みが板幅方向の分布を生じたときに、この歪みがすべて弾性歪みとして圧延後の板内に残留すると考えると、この歪みは圧延方向の張力の板幅方向の分布として現れる。この張力分布はロールギャップでの圧延荷重分布に影響する。この効果は板厚歪みに依存し、圧延伸び歪みを均一化、即ち張力の分布を均一化するように働き、張力の分布が圧延荷重分布に負帰還的に影響するように働く。この効果を張力分布のフィードバック効果と呼ぶ。

圧延荷重 $P_s(z)$ の変化は他の条件が同じであれば、一次項のみを考慮すると板厚、張力の変化によって次のように表される。

$$\begin{aligned} \Delta P_s(z) &= \frac{\partial P_s}{\partial h} \cdot \Delta h + \frac{\partial P_s}{\partial t} \cdot \Delta t \\ &= \left(\frac{\partial P_s}{\partial h} + \frac{\partial P_s}{\partial t} \cdot \frac{\partial t}{\partial h} \right) \cdot \Delta h \end{aligned} \quad (2.36)$$

基準板厚歪みを、

$$\varepsilon_{y0}(z) = \{1 - g(z)\} \cdot \varepsilon_{ym} + g(z) \cdot \varepsilon_{ye0} \quad (2.37)$$

とすると、基準板厚 $h_0'(z)$ は

$$\begin{aligned} h_0'(z) &= h_i(z) \cdot \exp(\varepsilon_{y0}(z)) \\ &= h_i(z) \cdot (1 - \varepsilon_{y0}(z)) \end{aligned}$$

で与えられる。

板厚をこの基準板厚からの偏差で考えると

$$h_0(z) = h_0'(z) + \Delta h_0(z) \quad (2.38)$$

となる。基準状態のときに、圧延方向歪みが平均歪みになるという定義を考慮すると、(2.33)式に代入して、

$$\Delta \varepsilon_x(z) = -\alpha(z) \cdot \frac{\Delta h_0(z)}{h_i(z)} \quad (2.39)$$

の関係が得られる。また、圧延後板厚の基準板厚からの差による張力変化は(2.39)式より、

$$\frac{\partial t}{\partial h} = E_s \cdot \alpha(z) \cdot \frac{1}{h_i(z)}$$

となり、(2.36)式は

$$\frac{d P_s}{d h} = \frac{\partial P_s}{\partial h} + \frac{\partial P_s}{\partial t} \cdot E_s \cdot \alpha(z) \cdot \frac{1}{h_i(z)} \quad (2.40)$$

と書ける。ここに、 $\partial P_s / \partial h$ 、 $\partial P_s / \partial t$ は圧延理論または表2.1の式を用いて求められる値である。この関係を用いて、張力のフィードバックを考慮した圧延荷重と板厚の関係式が得られる。

$$P_s(z) = P_s'(z) + \frac{d P_s}{d h} \cdot \{h_0(z) - h_0'(z)\} \quad (2.41)$$

ここに、 $P_s'(z)$ は、板厚が基準板厚 $h_0'(z)$ 、張力が平均張力 ($t = t_m$) のときの圧延荷重である。この式から逆に

$$h_0(z) = \frac{\{P_s(z) - P_s'(z)\}}{\frac{d P_s}{d h}} + h_0'(z) \quad (2.42)$$

が得られ、材料の変形を張力フィードバックも含めて、ロールの変形と同様にバネモデル化できる。この張力フィードバックを含めて線形化した塑性曲線の関係を図2.4に示す。

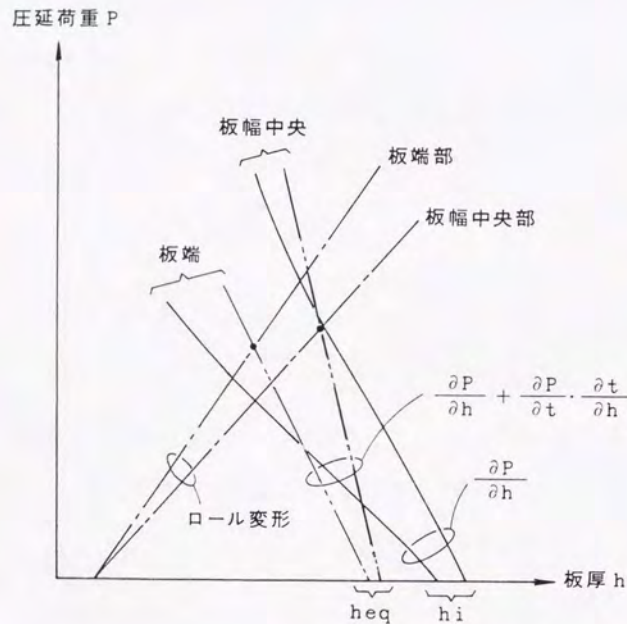


図 2.4 張力フィードバックを考慮した塑性曲線の線形化
(h_{eq} は直線化したときの見掛けの入側板厚)

2.3.3 ロール間の接触適合式

第 i , $i+1$ ロールが相互に接触している条件は次式で表される。

$$Y_{S_i}^L(z) = Y_{S_{i+1}}^U(z) \quad (2.43)$$

ここに $Y_{S_i}^L(x)$ は第 i ロールの下表面変位で、

$$Y_{S_i}^L(z) = \int_0^{L_B} P_{i,i+1}(s) \cdot \{C_{S_i}(z,s) + C_{a_i}(z,s)\} ds - \int_0^{L_B} P_{i-1,i}(s) \cdot C_{a_i}(z,s) ds + Cr_i(z) + \frac{G_i^{left}}{L_i} + \frac{G_i^{right} \cdot (L_i - z)}{L_i} \quad (2.44)$$

また、 $Y_{S_{i+1}}^U(z)$ は第 $i+1$ ロールの上表面変位で、

$$Y_{S_{i+1}}^U(z) = - \int_0^{L_B} P_{i,i+1}(s) \cdot \{C_{S_{i+1}}(z,s) + C_{a_{i+1}}(z,s)\} ds + \int_0^{L_B} P_{i+1,i+2}(s) \cdot C_{a_{i+1}}(z,s) ds - Cr_{i+1}(z) + \frac{G_{i+1}^{left}}{L_{i+1}} + \frac{G_{i+1}^{right} \cdot (L_{i+1} - z)}{L_{i+1}} \quad (2.45)$$

$P_{i,i+1}(s)$ はロール軸方向位置 s における第 i , 第 $i+1$ ロール間の接触線荷重、 $C_{S_i}(z, s)$ はロール軸方向 s の位置に単位線荷重が与えられたときのロール軸方向位置 z でのロール表面偏平変形で式(2.6)によって求められる。

$C_{a_i}(z, s)$ はロール軸方向 s の位置に単位線荷重が与えられたときのロール軸方向 z の位置でのロール軸変形で式(2.1)～(2.5)によって求められる。

$Cr_i(z)$ はロール軸方向 z の位置の半径当たりのロールクラウン量、 G_i^{left} ,

G_i^{right} はそれぞれ第 i ロールの左(left)、右(right)支持部の剛体変位、

L_i は第 i ロールの左右支持点間の長さである。

2.3.4 ロールと材料の接触適合式

ロール胴長方向の圧延材があるところでは、ロールギャップ分布が圧延後の板厚分布に一致する必要がある、次の関係が成り立つ。

$$Y_{S_{ns}^L}(z) - Y_{S_{ns+1}^U}(z) = h_0(z) \quad (2.46)$$

ここに ns 、 $ns+1$ はそれぞれ上ワークロール、下ワークロールを示す番号である。上下ワークロールの板のないところで、ロールが接触しあうところでは(2.43)式が成立する。

2.3.5 力およびモーメントの釣り合い。

第 i ロールのショックあたりのベンダー力を J_i とすると、第 i ロールでの力の釣り合いは次式で表される。

$$\int_0^{l_a} P_{i,i+1}(z) dz = \int_0^{l_a} P_{i-1,i}(z) dz + 2 J_i \quad (2.47)$$

また、左側支点回りのモーメントの釣り合いは次式である。

$$\int_0^{l_a} z \cdot P_{i,i+1}(z) dz = \int_0^{l_a} z \cdot P_{i-1,i}(z) dz + L_i \cdot J_i \quad (2.48)$$

2.4 モデル化

2.4.1 連立方程式の構成

以上の式を連立

させて解くために、図2.5のようにモデルを胴長方向に有限個の要素に分割したモデルとし、各式を次のように離散化して、有限個の連立方程式を作る。

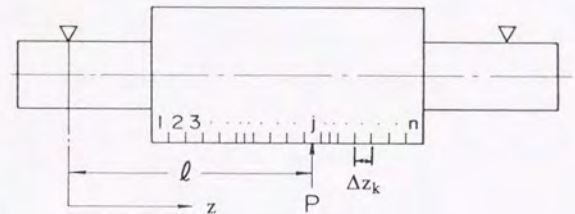


図 2.5 離散化のためのロール分割

$$f(z_k) \cdot P_{i,j,k} \cdot \Delta z_k \equiv \int_{z_k - \frac{\Delta z_k}{2}}^{z_k + \frac{\Delta z_k}{2}} f(z) \cdot P_{i,j}(z) \cdot dz$$

式(2.44)、(2.45)を離散化する。

$$\begin{aligned} Y_{S_i^L} = & \sum_{k=1}^m P_{i,i+1,k} \cdot (C_{S_{i,j,k}} + C_{a_{i,j,k}}) \cdot \Delta z_k \\ & - \sum_{k=1}^m P_{i,i-1,k} \cdot C_{a_{i,j,k}} \cdot \Delta z_k + C_{r_{i,j}} \\ & + \frac{G_i^{\text{left}} \cdot z_j}{L_i} + \frac{G_i^{\text{right}} \cdot (L_i - z_j)}{L_i} \end{aligned} \quad (2.49)$$

$$\begin{aligned} Y_{S_{i+1}^U} = & - \sum_{k=1}^m P_{i,i+1,k} \cdot (C_{S_{i+1,j,k}} + C_{a_{i+1,j,k}}) \cdot \Delta z_k \\ & + \sum_{k=1}^m P_{i+1,i+2,k} \cdot C_{a_{i+1,j,k}} \cdot \Delta z_k - C_{r_{i+1,j}} \\ & + \frac{G_{i+1}^{\text{left}} \cdot z_j}{L_{i+1}} + \frac{G_{i+1}^{\text{right}} \cdot (L_{i+1} - z_j)}{L_{i+1}} \end{aligned} \quad (2.50)$$

(2.43) 式にいて、

$$\begin{aligned} & \sum_{k=1}^m P_{i,i+1,k} \cdot (C_{S_{i,j,k}} + C_{a_{i,j,k}}) \cdot \Delta z_k \\ & - \sum_{k=1}^m P_{i,i-1,k} \cdot C_{a_{i,j,k}} \cdot \Delta z_k + C_{r_{i,j}} \\ & + \frac{G_i^{\text{left}} \cdot z_j}{L_i} + \frac{G_i^{\text{right}} \cdot (L_i - z_j)}{L_i} \\ & = - \sum_{k=1}^m P_{i,i+1,k} \cdot (C_{S_{i+1,j,k}} + C_{a_{i+1,j,k}}) \cdot \Delta z_k \\ & + \sum_{k=1}^m P_{i+1,i+2,k} \cdot C_{a_{i+1,j,k}} \cdot \Delta z_k - C_{r_{i+1,j}} \\ & + \frac{G_{i+1}^{\text{left}} \cdot z_j}{L_{i+1}} + \frac{G_{i+1}^{\text{right}} \cdot (L_{i+1} - z_j)}{L_{i+1}} \end{aligned}$$

となり、

$$\begin{aligned} & - \sum_{k=1}^m P_{i,i-1,k} \cdot C_{a_{i,j,k}} \cdot \Delta z_k \\ & + \sum_{k=1}^m P_{i,i+1,k} \cdot (C_{S_{i,j,k}} + C_{a_{i,j,k}} + C_{S_{i+1,j,k}} + C_{a_{i+1,j,k}}) \cdot \Delta z_k \\ & - \sum_{k=1}^m P_{i+1,i+2,k} \cdot C_{a_{i+1,j,k}} \cdot \Delta z_k \\ & + \frac{G_i^{\text{left}} \cdot z_j}{L_i} + \frac{G_i^{\text{right}} \cdot (L_i - z_j)}{L_i} - \frac{G_{i+1}^{\text{left}} \cdot z_j}{L_{i+1}} - \frac{G_{i+1}^{\text{right}} \cdot (L_{i+1} - z_j)}{L_{i+1}} \\ & = - C_{r_{i,j}} - C_{r_{i+1,j}} \end{aligned} \quad (2.51)$$

が得られる。また (2.47)、(2.48) 式を離散化して、

$$\sum_{k=1}^m P_{i-1,i,k} \cdot \Delta z_k - \sum_{k=1}^m P_{i,i+1,k} \cdot \Delta z_k = 2 \cdot J_i \quad (2.52)$$

$$\sum_{k=1}^m z_k \cdot P_{i-1,i,k} \cdot \Delta z_k - \sum_{k=1}^m z_k \cdot P_{i,i+1,k} \cdot \Delta z_k = L_i \cdot J_i \quad (2.53)$$

ワークロールの材料と接している部分では (2.42) 式から、

$$h_{0j} = \frac{P_{S_j} - P_{S_j}'}{\left(\frac{dP_S}{dh}\right)_j} + h_{0j}' \quad (2.54)$$

であり、(2.46) 式に代入して、

$$\begin{aligned} & - \sum_{k=1}^m P_{ns,ns-1,k} \cdot C_{a_{ns,j,k}} \cdot \Delta z_k + \sum_{k=1}^m P_{S_k} \cdot (C_{S_{ns,j,k}} + C_{a_{ns,j,k}} + C_{S_{ns+1,j,k}} + C_{a_{ns+1,j,k}}) \cdot \Delta z_k \\ & - \frac{P_{S_j}}{\left(\frac{dP_S}{dh}\right)_j} - \sum_{k=1}^m P_{ns+1,ns+2,k} \cdot C_{a_{ns+1,j,k}} \cdot \Delta z_k \\ & + \frac{G_{ns}^{\text{left}} \cdot z_j}{L_{ns}} + \frac{G_{ns}^{\text{right}} \cdot (L_{ns} - z_j)}{L_{ns}} - \frac{G_{ns+1}^{\text{left}} \cdot z_j}{L_{ns+1}} - \frac{G_{ns+1}^{\text{right}} \cdot (L_{ns+1} - z_j)}{L_{ns+1}} \\ & = - C_{r_{ns,j}} - C_{r_{ns+1,j}} + h_{0j} - \frac{P_{S_j}'}{\left(\frac{dP_S}{dh}\right)_j} \end{aligned} \quad (2.55)$$

(2.51) ~ (2.55) 式によって $P_{i,j,k}$ 、 P_{S_j} 、 G_i^{left} 、 G_i^{right} を未知数とする連立方程式が得られた。

2.4.2 モデルの連立方程式の形

図 2.6 に 4 段圧延機を対象にしたモデルの概要を示す。

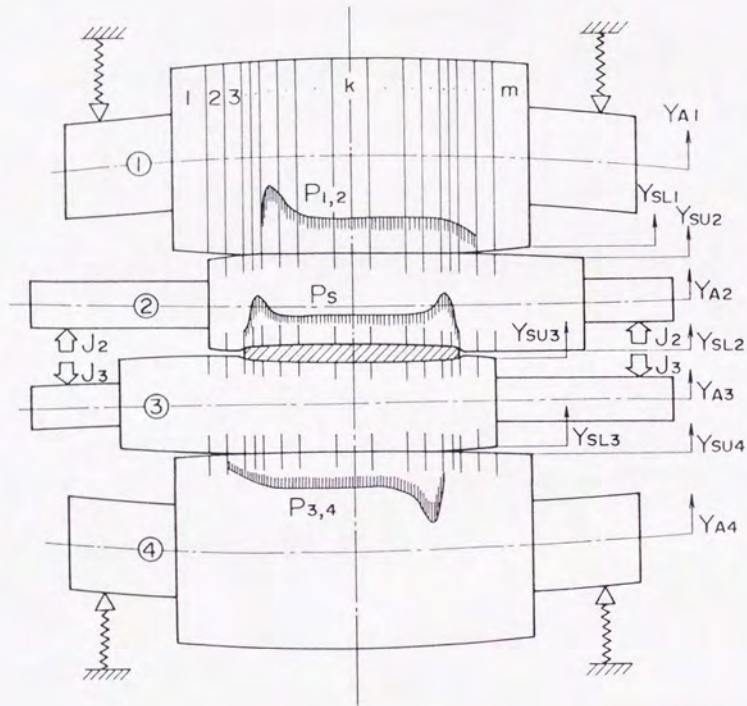


図 2.6 4 段圧延機モデルの概略

これを解く連立方程式をマトリックスの形で次に示す。

$$A \cdot B = C$$

ここで

$$A = \begin{bmatrix} \dots & \dots & \cdot & \cdot & \dots & \cdot & \cdot \\ (Cs_1+Ca_1+Cs_2+Ca_2) \cdot \Delta z & -Ca_2 \cdot \Delta z & 0 & z/L (L-z) & 0 & 0 \\ \dots & \dots & \cdot & \cdot & /L & \cdot & \cdot \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ -Ca_2 \cdot \Delta z & (Cs_2+Ca_2+Cs_3+Ca_3) \cdot \Delta z & -Ca_3 \cdot \Delta z & z/L (L-z) & -z/L (-L+z) \\ \dots & -\delta_{j,k} \cdot l / (dp/dh) & \dots & \cdot & /L & \dots & /L \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ \cdot & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ 0 & -Ca_3 \cdot \Delta z & (Cs_3+Ca_3+Cs_4+Ca_4) \cdot \Delta z & 0 & 0 & z/L (L-z) \\ \cdot & \dots & \dots & \cdot & \cdot & \dots & /L \\ \Delta z & -\Delta z & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \Delta z & -\Delta z & 0 & 0 & 0 & 0 \\ z \cdot \Delta z & -z \cdot \Delta z & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & z \cdot \Delta z & -z \cdot \Delta z & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (2.56)$$

$$B = (P_{1,2,k}, P_{s,k}, P_{3,4,k}, G_2^l, G_2^r, G_3^l, G_3^r)^T \quad (2.57)$$

$$C = (-Cr_{1,k} - Cr_{2,k}, -Cr_{2,k} - Cr_{3,k} - (Gap + ho' - Ps' / (dp/dh))_k, -Cr_{3,k} - Cr_{4,k}, 2 \cdot J_2, -2 \cdot J_3, L_2 \cdot J_2, -L_3 \cdot J_3)^T \quad (2.58)$$

となる。ここで Cs_i, Ca_i には (j, k) 、および $\Delta z, z$ には k のサフィックスがつく。また、 $\delta_{j,k}$ はクロネッカーのデルタである。

2.4.3 ロール間、ロール・材料間の接触・非接触の判定について

隣合うロールどうしの接触・非接触は、面圧Pの解の負（引っ張り力）

を0にして、各ロールの表面変位を式(2.44)、(2.45)によって求めて、両ロールの変位の差が正であるときを非接触として判定する。非接触の要素は上の連立方程式から除外して新たにマトリックスを作成、全要素が接触要素となるまでこの解析を繰り返す。また、同時に平均板厚が所定の値となるようにロールギャップを収束させる。通常数回の繰り返しで収束する。

また、ロール表面へこみ変形の非線形性を導入したいときは、繰り返し毎に接触変形の係数の計算を各繰り返し時の面圧を用いて行う。

以上の解析の流れを図2.7に示す。

ここでの解析方法でも分か

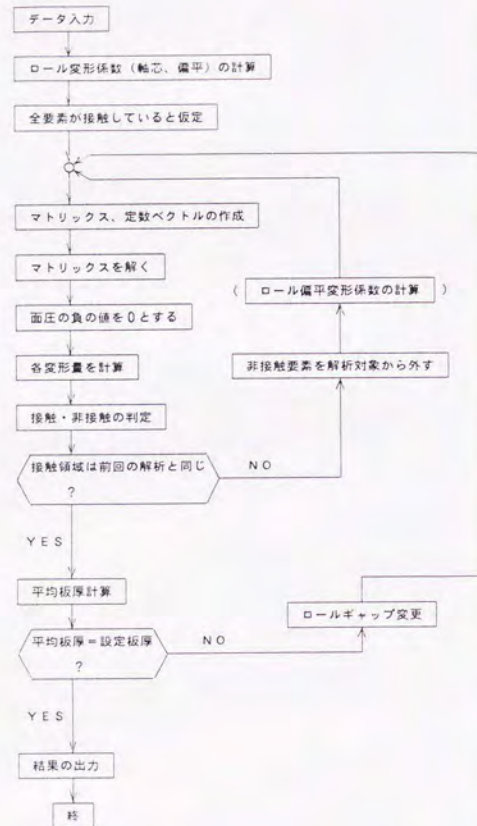


図 2.7 解析の概略フローチャート

るように、ロール弾性系の変形だけでも接触・非接触を判定する非線形な繰り返し解析であり、他のモデルのように張力のフィードバック効果の非線形を更に導入すると、収束解を得るのに非常に多くの繰り返し回数を要することになり、計算時間を費やすため、実質的にたくさんな条件における解析は不可能となる。

しかしながら、本方法では材料の変形に関しても張力のフィードバック効果を線形化してマトリックスの中に導入しているため、材料変形に関しては特別な繰り返し計算を要せず、非常に短時間に解が得られる。図2.8、2.9に解析結果の例を示す。とくに、板端部での平面応力状態の影響領域 l_g を適切に与えることによって、3次元的な圧延解析によって求められた圧延荷重分布²¹⁾と同様の結果が得られることが分かる。

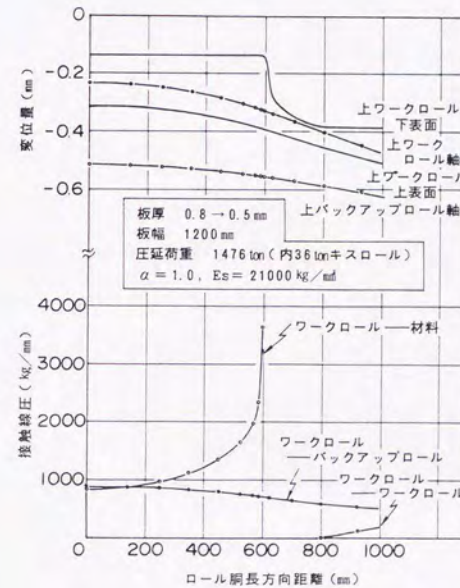


図 2.8 解析結果の例 (ロール変位と面圧分布)

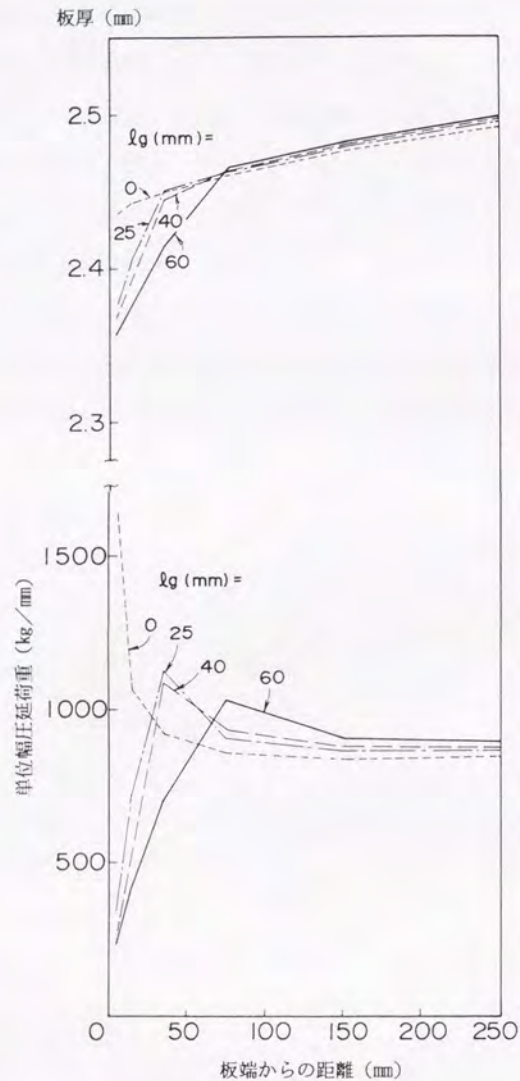


図 2.9 解析結果の例 (板端部付近の板厚分布と圧延荷重分布)

2.4.4 張力分布の圧延荷重への影響について

張力分布の圧延荷重分布への影響については、平均的な張力の平均的な圧延荷重への影響 (2次元圧延理論での張力の効果) とは異なると考えられるため、各種の実験、3次元解析などから推定する必要がある。戸澤ら²¹⁾ は差分法で幅方向の変形を考慮した板圧延モデルを作成しているが、このモデルでは中立点位置が板幅方向に分布をもち、ロールギャップ出口での板速度が分布をもつことになる結果が得られている。これは、ロールギャップ入り口の張力分布が圧延中の変形に影響されないと仮定している為である。この仮定では前のパスで崩れた形状が圧延されるとき、張力分布が次のパスでのロールギャップ入り側の張力分布になるということになり、多パスの圧延では形状がパス毎に耳波、中伸びと交互に変化する結果となってしまう、現実の形状の推移とは異なってしまう。その後の実験⁴⁴⁾ で、入り口の張力分布の出口でのプロフィール・形状への影響はほとんど無いこと、ロールギャップ入り口で張力分布が急激に変化していることが示され、入り口の張力分布が出口の張力分布の形と同じになると仮定して、中立点位置が幅方向に一様であると仮定したモデル²⁵⁾ の方が妥当であると推定される。これは、中立点の位置が幅方向に余り大きな分布を持たないような変形が、材料の変形エネルギーを小さくすること、即ち、このような変形がより安定な変形であることを示唆している。

本モデルにおいても同様な仮定を取り入れることとし、式 (2.36) の $\partial P_s / \partial t$ にロールギャップ入り口、出口で同時に張力が変化したときの圧延荷重の変化を適用する。即ち

$$\frac{\partial P_s}{\partial t} = \frac{P_s(t_{bm} + \Delta t_b, t_{fm} + \Delta t_f) - P_s(t_{bm}, t_{fm})}{\Delta t} \quad (2.59)$$

張力分布が非常に大きい場合、特に圧縮の張力が大きい場合は、平均張力が与えられている場合でも弾性変形安定上その部分が平坦を保つことが不可能となり、座屈を生ずる。これが形状または平坦度不良で、形状不良を生ずると、板幅方向のその部分の圧縮応力が座屈を保つに必要なだけの非常に小さな値になってしまう。この現象をモデルに取り入れると、圧延荷重の分布への張力フィードバック効果の繰り返し解析の非線形性が大きくなり、収束性が著しく損なわれるため、本モデルではこの非線形性も取り入れていない。実作業上、大きな形状不良を発生させることは希で、そのような状況の解析は、制御特性の比較等の一般的な目的ではあまり実用的ではないと考えられる。

2.5 張力フィードバック効果の線形化の妥当性について

さて前節にて仮定した線形化した張力フィードバック効果の解の精度・解析時間への影響について、従来行われていた繰り返し収束法による解析と比較する。

繰り返し収束法による解法では、圧延荷重分布は連立方程式の外で求め、この分布を前提として、ロール相互の接触圧力分布（とロールの剛体変位）のみを求める。張力分布の圧延荷重への影響は、収束計算の直前の回の解析結果から得られる板厚分布から式(2.16)、(2.34)、(2.35)によって前方張力分布 $t_{f_m} + \Delta t_f(x)$ を求め、

$$\int_0^w \Delta t_b(z) \cdot H(z) \cdot dz = \int_0^w \Delta t_f(z) \cdot h(z) \cdot dz = 0 \quad (2.60)$$

$$\Delta t_f(z) = \Delta t_b(z) \quad (2.61)$$

と仮定して、後方張力分布 $t_{b_m} + \Delta t_b(x)$ を決定し、各要素での圧延荷重計算に取り込む。圧延歪み ϵ_x の変化に対する張力分布の変化が非常に大きいため、

このロジックは収束性が非常に悪く、収束ゲイン ζ を熱間圧延の場合で 0.1、冷間圧延の場合で 0.01 以下とする必要がある。即ち、前の繰り返し時に用いた張力分布を $t_f'(x)$ とした時、

$$t_f(z) = t_f'(z) + \zeta \cdot (\Delta t_f(z) - \Delta t_f'(z))$$

として次の収束計算の圧延荷重を決めなければ収束せず、収束回数も多くを要する。

図 2.6 に板断面プロフィール、圧延長手方向歪みの幅方向分布についての両方法の比較を示す。これらから分かるように、両方法の解析結果には大差が認められない。また、従来の方法に比べて線形簡略化した方法では繰り返し計算回数は殆ど α の値によらず、1/10 以下の解析時間で解が得られる。

以上から、あまり形状が大きく乱れないような、圧延中に歪みの分布がすべて残留歪みとなる状況のシミュレーションや、制御方法の比較などの通常の解析を対象とする場合には、本論文での方法が非常に有効であり、形状の非常に悪くなった時の、形状・プロフィールの非線形挙動を明らかにするときなどの限られた目的の時に、特に収束法の適用価値があると考えられる。

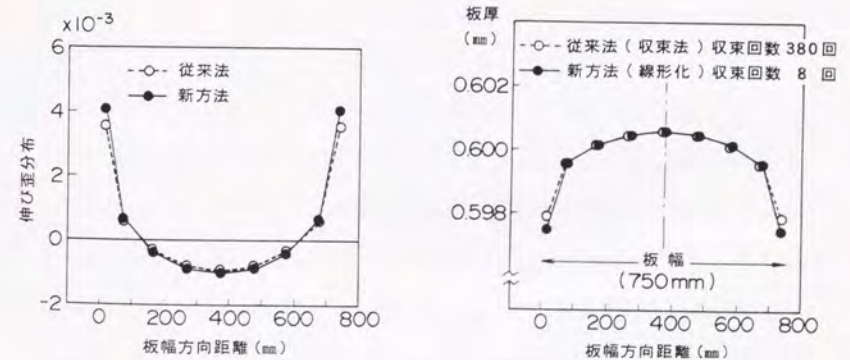


図 2.10 本論文の方法による解析と従来法（繰り返し収束法）による解析の比較

2.6 形状(平坦度)と歪み分布について(形状不感帯)

板幅方向に圧延伸び歪みが分布しても、必ずしも平坦度不良を発生するわけではなく、歪み分布の量、分布の形、板厚、板幅などによって影響を受けることは、種々の実験によって認められているが、これは、歪み量が座屈限界に達するかどうかで決まるものであることが確認されている。特に、この値は形状を乱さないでプロフィールを制御するときの限界を表すものとなるため、実際面では重要な量であり、ある程度の理論的な考察が必要である。

板幅中央に幅 b にわたって、均一に $\Delta \epsilon_x$ の歪み分布が生じたときの座屈限界は、

$$\Delta \epsilon_x < \frac{2}{3} \cdot \pi^2 \cdot \left(\frac{h}{b}\right)^2 \quad (2.62)$$

で表される。すなわちこの量以下の歪み分布が発生しても、見掛けの形状は乱れないで平坦を保っていることになる。Shohet はこの歪みの範囲をアルミニウム、ステンレススチールの圧延実験結果から次のように表している²⁶⁾。

$$-40 \left(\frac{h}{W}\right)^2 < (\epsilon_{he} - \epsilon_{hc}) < 80 \left(\frac{h}{W}\right)^2 \quad (2.63)$$

これによれば、中伸びの方が耳波よりも小さな歪み分布で発生することになる。しかしながら、座屈限界は長手方向歪み偏差 $\Delta \epsilon_x$ で表すべきであり、板厚歪み偏差と長手方向歪み偏差との関係(横流れ係数または形状変化係数)が明らかにされていないが、Shohet らの論文では明らかにされていない。この関係を明らかにしたうえで、座屈限界を表すべきであるが、ここでは、かれらの実験がアルミニウムの冷間圧延が主であることを考慮して、形状変化係数 $\alpha = 1$ である

と考えるとしても良いとする。

現実の歪み分布は均一ではなく簡単には比較できないが、Shohet の式の中伸びの値を用いると、式(2.62)に相当する b は約 $W/6$ と推定できる。また、同様に耳波の場合の歪み分布幅 b は約 $W/8.5$ となる。中伸びの場合は耳波の場合に比べて、伸び歪みの大きくなる幅が広く比較的均一であり、幾何学的な条件による座屈し易さの考察からも耳波、中伸びで幅 b が異なることが推定できるが、第2章で議論した板端部付近での幅方向の変形のし易さもこの傾向を説明する要因と考えられる。また、升田ら⁴⁴⁾、辻らも同様の実験⁴⁵⁾を行っているが、同様に形状変化係数と、座屈限界に用いる伸び歪みを明確に分けて考えておらず、そのまま用いることはできない。

以下この論文中では、平均張力 t_m を考慮して形状に現れない(顕在形状不良を生じない)範囲の歪み分布の値を Shohet の式を修正した(2.64)式で表すものとする。

$$-40 \left(\frac{h}{W}\right)^2 - \frac{t_m}{E_s} < (\epsilon_{he} - \epsilon_{hc}) < 40 \left(\frac{h}{W}\right)^2 + \frac{t_m}{E_s} \quad (2.64)$$

2.7 この章のまとめ

形状・プロフィールに影響するロール弾性系の変形因子、材料の変形特性について考察し、これらを数式モデル化した。これらを組み合わせて、圧延機の変形、材料の変形を連立させて解く形状・プロフィール推定モデルを作成した。このモデルは材料の3次元的な変形をも線形化して、ロールの弾性変形と同列に取り扱えるものである。従来のモデルが材料の変形を繰り返し計算によっているため、計算時間が長い、取束させるためのノウハウを要するなど、計算の効率が非常に悪かったのに比べ、本モデルによれば、ロールギャップの取束のための数回の繰り返し計算のみで

結果が得られるため効率が良く、結果の精度も安定している。また、板端部の応力状態についての考察もしており、従来この種のモデルでは推定が難しかった板端部のプロファイルであるエッジドロップの推定も可能である。

以下この論文では、形状・プロファイルの解析にはこの章で開発したモデルを用いることとする。

第3章

薄板圧延機の 形状・プロファイル特性に及ぼす 圧延の基本的な要因について

第3章

薄板圧延機の 形状・プロフィール特性に及ぼす 圧延の基本的な要因について

【概要】

前章で開発した形状・プロフィール推定モデルを用いて、基本的な圧延の影響因子の定量化を行い、薄板圧延における形状・プロフィールの特性を明らかにする。

形状・プロフィールへの材料自体の影響としては、材料の幅、厚さの寸法の影響と、変形抵抗値、弾性率、3次元的な塑性変形のしやすさ、原板のプロフィールといった材料自体の特性の影響に分けて考えられる。また、ロール弾性系の影響については圧延機形式の影響が大きいが、この章では最も一般的な4段圧延機を対象にして、ロール寸法と材料寸法の影響、ロールの弾性係数の影響について検討した。この結果、材料の圧延中における横流れを表す、形状変化係数の影響、ロール直径、ロールプロフィールの影響が大きいたことが明らかとなった。

さらにここでの解析を参考にして、オンラインで用いるためのプロフィールの簡略推定式について考察を加えた。作業ロールベンダなどの主だった従来方式の形状制御手段の特性については後の章で検討を加える。

3.1 まえがき

板圧延の形状・プロフィールにおよぼす影響因子は、第1章で紹介したように種々のものがあり、それぞれ互いに影響しあっているため、これを制御する方法を考える場合には、系統的な解析によってこれらの影響が定量的に把握されていることが必要である。この目的で、この章では要因を圧延対象材料に属するものと、圧延

機の弾性変形に起因するものに分けて評価する。評価方法として前章で開発した形状・プロフィール解析モデルによる解析を用い、鉄鋼業にて広く用いられている4段圧延機による圧延における形状・プロフィール特性を明らかにするため、解析の条件を、表3.1に示すように定めた。

表3.1 解析条件

ロール直径	作業ロール	200~【750】 mm
	控えロール	750~【1,500】 mm
ロール胴長		1,000~【2,000】 mm
板幅		0.5~【0.75】~0.9 × ロール胴長
圧延荷重(単位幅)		0.3~【0.5】~0.7 ton/mm
作業ロールベンダ力		【0】~20 ton/chock
ロール縦弾性率		10,000~【21,000】~40,000 kg/mm ²
材料縦弾性率		2,000~【4,000】~20,000 kg/mm ²

【】は基準条件。

また、形状を表すのに、板幅方向の1/4、および端部の圧延歪み ϵ_q 、 ϵ_e と板幅中央の圧延歪み ϵ_c との差 $\Delta\epsilon_q$ 、 $\Delta\epsilon_e$ を求め、これを2次元表示した。

$$\Delta\epsilon_e = \epsilon_e - \epsilon_c$$

$$\Delta\epsilon_q = \epsilon_q - \epsilon_c$$

この2次元表示と、板幅方向の伸び歪み分布の関係を図3.1に示す。この表示によれば、 $\Delta\epsilon_e$ の正負は板端部が波打つ耳波、板幅中央部がバックリングを起こす中伸びを、 $\Delta\epsilon_q$ の正負は板幅1/4の部分がバックリングするク

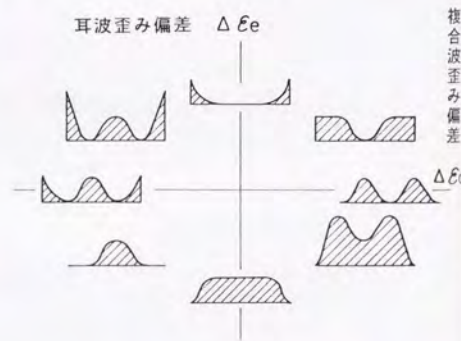


図3.1 形状の2次元表示

ォータバックリング、耳波と中伸びが同時に発生する複合波を表すことになる。

3.2 材料特性について

材料特性としては、圧延荷重および圧延の塑性曲線を左右する変形抵抗と、張力のフィードバック効果を構成する形状変化係数、縦弾性率、板端部の平面応力状態の影響範囲、および素材の断面プロフィールとが考えられる。これらはどれも板厚や、圧延条件によって決まるべきものであるが、ここでは単純に他の条件が同じときの各因子の形状・プロフィールへの影響を明らかにする。また、板端部の変形については、第8章で詳述する。

3.2.1 材料の変形抵抗

他の条件が同じで変形抵抗だけが異なる場合は、圧延荷重が異なる値となることになる。ここでは、圧延荷重のみを変えて、他の条件が同じとして変形抵抗の違いによる影響を考察する。

図3.2に圧延荷重が0.5Ton/mmを中心に±20%変わったときの比率クラウンの変化を冷間圧延、熱間圧延の場合をパラメータにして示す。

材料の板厚、形状変化係数が異なる影響によって、熱間圧延と冷間圧延でプロフィールの変化の量が違っているが、圧延荷重の変化によってプロフィールはほぼ線

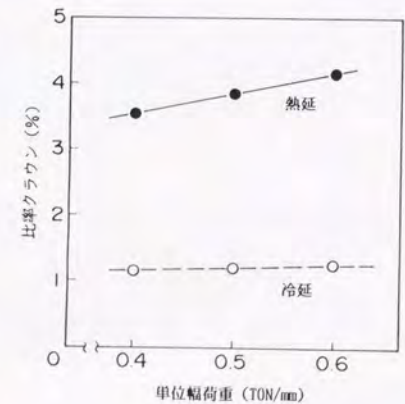


図3.2 圧延荷重の変化による板クラウンの変化 (圧延荷重変化 0.4~0.6 Ton/mm)

形に変化することが分かる。即ち、ロール弾性系の変形はほぼ圧延荷重に対して線形の関係となり、材料のプロファイルは弾性系の変形に強く依存していることが推測される。

図 3.3 にこの場合の圧延荷重の板幅方向分布を示すが、冷間圧延、熱間圧延で変化の量は異なるが、それぞれの分布の変化はほぼ線形であることが分かる。また、形状の変化を2次元表示した結果を図 3.4 に示す。これから解るように、熱間圧延、冷間圧延で横流れを表す形状変化係数が異なるにもかかわらず、ほぼ同等の形状変化が生じていることがわかる。

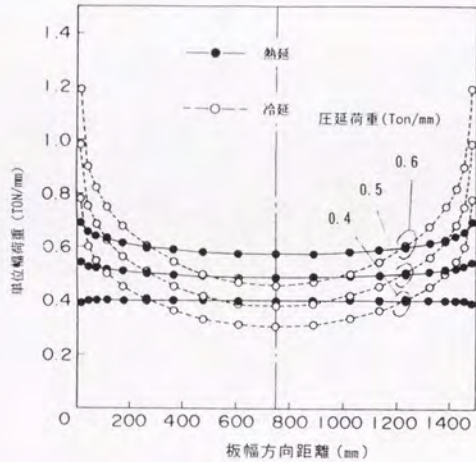


図 3.3 圧延荷重の変化による圧延荷重分布の変化 (圧延荷重変化 0.4~0.6 Ton/mm)

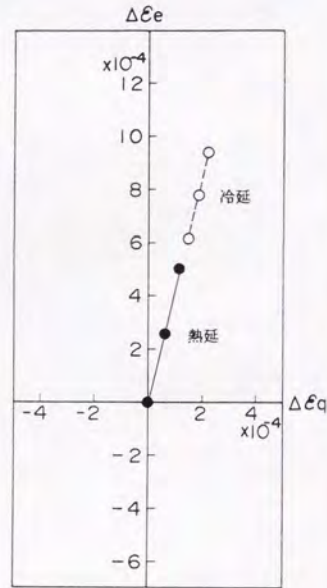


図 3.4 圧延荷重変化による形状変化 (圧延荷重変化 0.4~0.6 Ton/mm)

3.2.2 形状変化係数

形状変化係数は材料自体および、圧延条件によって決まる特性と考えられるが、ここでは一般的な傾向を確認するために、他の条件を一定にしてこの係数のみを広く変えて解析してみる。この係数は張力フィードバックの効果を直接決めるものであり、形状・プロファイルのシミュレーションに非常に重要な要因である。

図 3.5 に形状変化係数 α を変えて解析したプロファイルを示す。形状変化係数 0、即ち、張力のフィードバックを考慮しないときは、非常に大きい板厚分布が生じ、熱間圧延機の場合に近い状況となり、 α を大きくして行くに従って、板断面プロファイルは圧延前の比率クラウンと等しい値になるようなプロファイルに近ずき、冷間圧延の場合の状況になって行く。

図 3.6 に α が 0、0.1 の場合のロール軸芯、表面の変位の解析結果を示す。これから分かるように、張力のフィードバックによるロール変形の変化はロール表面変形によるものが大半である。

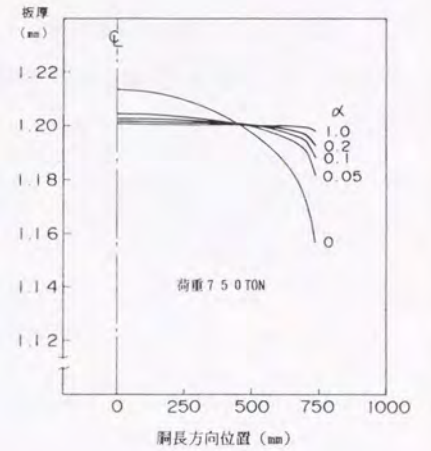


図 3.5 形状変化係数の板厚分布への影響

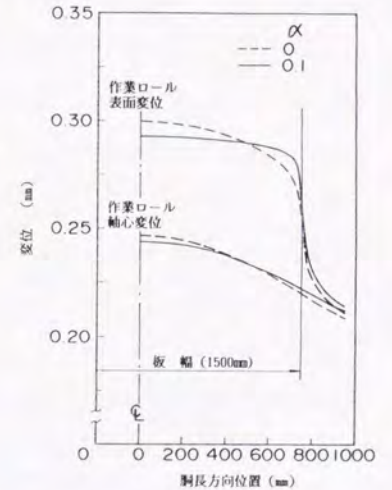


図 3.6 ロール変形要素への形状変化係数の影響の違い

図3.7 に形状変化係数の比率クラウン変化 $\Delta h/h$ 、および伸び率偏差の変化 $\Delta \epsilon_e$ に及ぼす影響を示す。この結果から判るように、横流れの形状・プロフィールへの影響は大きく、圧延条件、板寸法、材料特性などの要因が複雑に影響していると考えられ、その同定については実際の圧延におけるプロフィール変化と、解析のそれとを比較して決定する方法や、プロフィール変化と伸び率偏差の比を測定する方法などによるのが妥当であろう。中島ら⁴⁶⁾ は、形状変化係数をこの方法によって求めている。図3.8 にその結果を示す。しかしながら、伸び率偏差の推定を座屈状態の板の急峻度から求めているため、座屈限界内の歪み偏差については測定不可能であり、この結果についてはさらに検討の必要がある。

板クラウン/板厚比

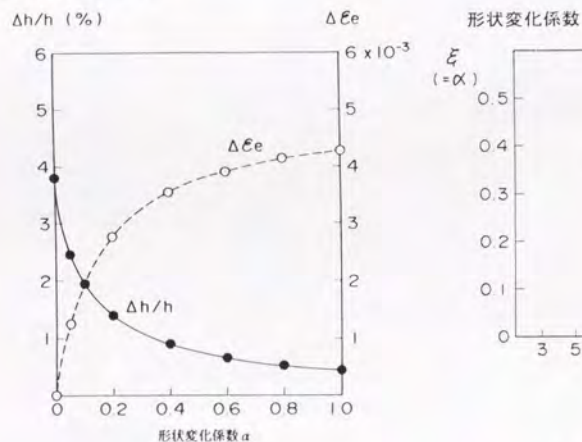


図 3.7 形状変化係数の比率クラウン、形状への影響

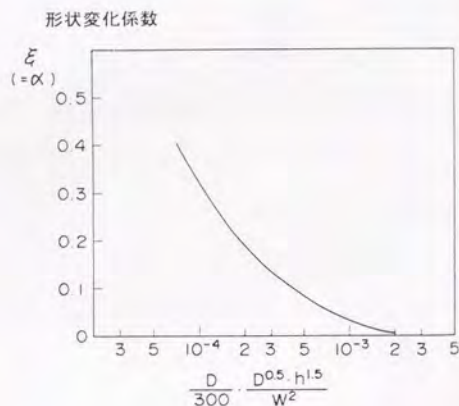


図 3.8 形状変化係数の例⁴⁶⁾

3.2.3 板端部の平面応力状態の影響範囲

特に板端部での変形は、エッジドロップと呼ばれる板厚の急減に影響を及ぼす大きな要因の一つである。厳密にこの変形を推定するためには、第2章で詳述したように3次元的な変形解析を行う必要があるが、第2章で展開したように板端部の平面応力状態の影響が板端からある範囲に及ぶと仮定して、この影響をモデルに取り入れることができる。

この影響の度合いを表す $g(z)$ として2次曲線を考え、この影響する範囲 l_g を 0~150 mmと変化させたとき、入り側が平坦なプロフィールの板に発生するエッジドロップの解析結果を図3.9に示す。この結果から分かるように、平面応力状態の影響を考えなくても ($l_g = 0$) ロールの表面偏平の分布によって、ある程度のエッジドロップが発生するが、実際のエッジドロップの量に比べて非常に小さく、 $g(z)$ の範囲を与えるに従って、エッジドロップが大きくなり、適切な $g(z)$ を与えれば現実的なエッジドロップを推定することが可能であると推定される。また、圧延荷重分布は、図2.8から分かるように、 $l_g = 0$ では板端部で圧下率が大きくなり、張力フィードバックの影響も有って、板端部で大きくなる分布が得られる。しかしながら、適切な $g(z)$ を与えることによって $g(z)$ が 0 でない範囲で圧延荷重が急激に減少し、板端部で板幅中央部の約半分となるような分布が得られる。この分布は比較的厳密な3次元変形解析や、実測で得られている分布に近い結果であり、このような $g(z)$ を与えることによって、板厚分布、圧延荷重分布ともに現実的な解が得られるであろうことが推定できる。

この $g(z)$ の推定については、解析的な方法で求めることも最近の3次元的な圧延解析によって可能であろうが、これを実験的に推定した結果を、エッジドロップの制御法についてと共に第8章にて議論する。

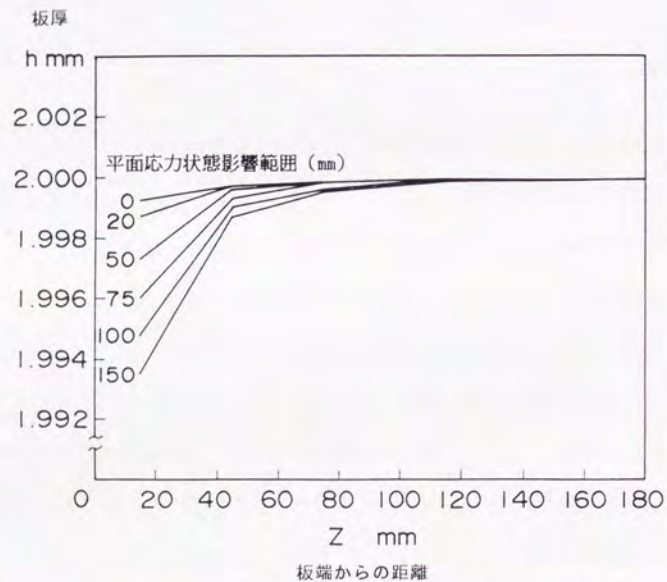


図 3.9 平面応力影響範囲のエッジドロップへの影響
(入側プロファイル平坦の場合)

3.2.4 材料の縦弾性率

非鉄材料と鉄鋼材料の比較をするときや、熱間圧延のように温度によって材料特性が変化するときの形状・プロファイルの問題を取り扱うときなどには、材料の変形抵抗のみでなく、弾性係数も考慮に入れる必要がある。材料の弾性率の形状・プロファイルへの影響の仕方は以下のように考えられる。

材料の縦弾性率はクラウン比率が変化し、長手方向の歪み分布が生じたときの、歪み分布と張力分布との間の比例係数であるから、張力のフィードバックによってプロファイルの変化へ影響する仕方は形状変化係数 α と同じであるが、形状に対しては、形状変化係数が板厚歪みに対して長手方向歪みを決める係数であり直接形状に影響するのに対し、材料の弾性率はプロファイルの変化を通してしか影響しない。

図 3.10 に 図 3.4 と同じ条件での解析結果を示す。この場合の形状はプロファイル比率の変化に一定の α を掛けた値であり、その変化はプロファイル変化と同じ変化となり、縦弾性率が異なる場合でもその関係は同じである。しかしながら、張力の値は縦弾性率に比例するため、プロファイルへの張力フィードバックの影響は、縦弾性率が小さくなると小さくなる。

この結果から、縦弾性率の小さい熱間圧延でのプロファイル変更が冷間圧延に比べて容易であること、チタ

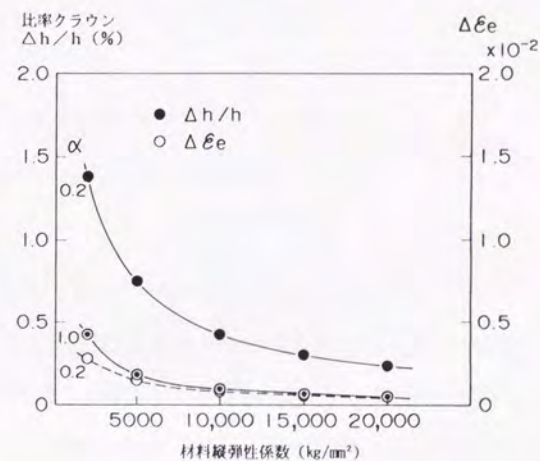


図 3.10 材料の縦弾性係数の比率クラウンへの影響

ンなどの縦弾性率の異なる非鉄材料の形状・プロフィール制御特性が鉄鋼材料の場合と異なることなどが理解できる。また、特に熱間圧延の場合には、圧延温度に応じた適切な弾性率を用いる必要があることも分かる。鉄鋼材料の熱間圧延における温度範囲での縦弾性率の値は、共振法などで測定されるが、図3.11にその測定例を示す。

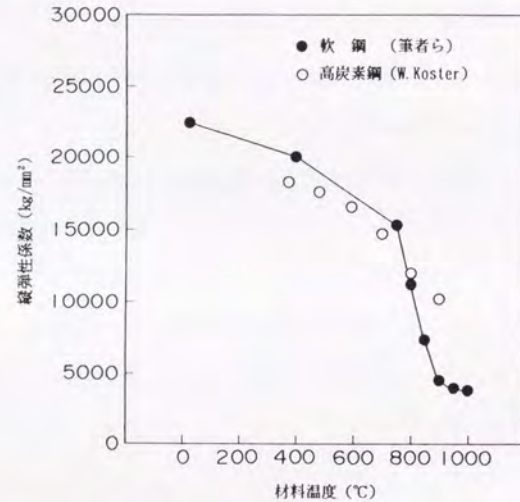


図 3.11 材料の縦弾性係数の測定例

3.2.5 板厚の影響

圧延材の板厚の影響を調べるため、圧下量を一定にして、出側板厚を変化させたときの圧延後の板クラウンを形状変化係数 α をパラメータにして図3.12に示す。これから分かるように、形状変化係数が0のときは、板厚が薄く（2mm以下）ならない限り、圧延後の板クラウンへの板厚の影響は小さいが、形状変化係数が0でないときは板厚の影響が非常に大きく、張力フィードバックの効果が比率クラウン（板クラウン/板厚）の変化（圧下率分布の変化）に依存しているこ

とが示される。

この関係については、第3.4節で考察する。

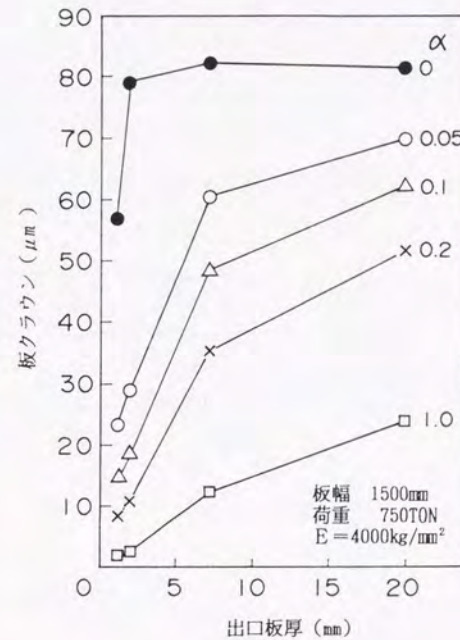


図 3.12 板厚の板クラウンへの影響

3.2.6 圧延素材のプロフィルの影響

材料の特性の一つとして、素材の断面プロフィールがあるが、特に冷間圧延での素材は熱間圧延されたものであるため、熱間圧延の条件や、冷間圧延前に板端部を切り取る等の条件によって、素材の断面プロフィールは異なる。ここでは、素材の断面プロフィールを2次曲線で近似して、板幅中央と板端部での板厚偏差として0.05, 0.10 mm（板クラウン比率2%, 4%）与えたときの圧延後のプロフィールへ

の影響を解析した。前の解析で分かるように、圧延後のプロフィールへは形状変化係数 α や、材料の縦弾性率が影響するため、これらをパラメータにして解析した結果を 図 3.13 に示す。

各 α におけるプロフィール変化はほぼ直線的で、また、 $\alpha = 0$ のときのプロフィールに対する各 α でのプロフィールの比は、入り口のプロフィールによらずほぼ一定と考えて良い。

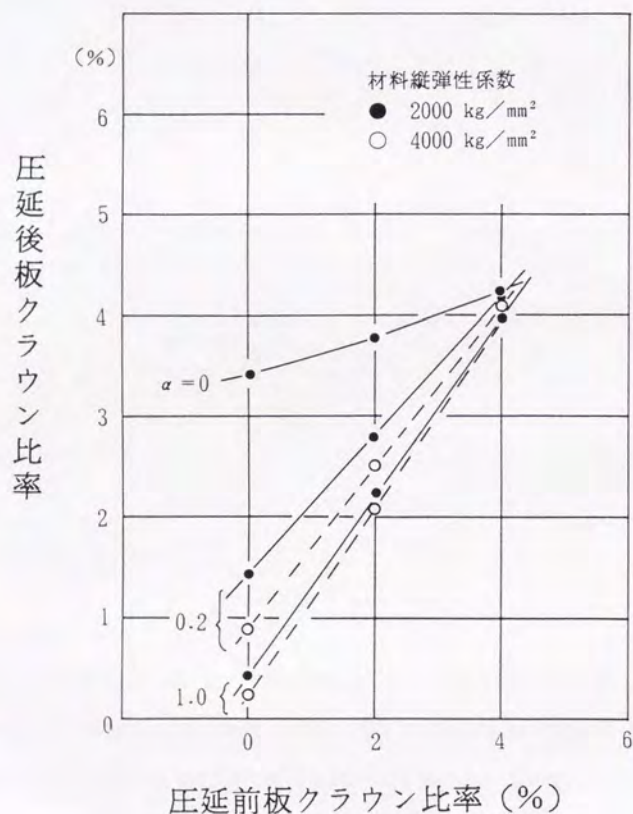


図 3.13 圧延前の板クラウンの圧延後板クラウンへの影響

3.3 圧延機弾性系の要因の影響について

3.3.1 ロール直径の影響

図 3.14 に他の条件を 表 3.1 の基準条件に固定した場合に圧延荷重の変化に対する形状変化の解析結果を、作業ロール直径、控えロール直径をパラメータにして $\Delta \epsilon e - \Delta \epsilon q$ 平面に示す。この結果から分かるように、ロール直径によって形状の変化する範囲が変化する。特に作業ロールの径が変化する場合は直径が小さくなると複合波の変化特性（横軸方向の変化）が逆転し、控えロールが変化したときはその特性が余り変わらないのと対照的である。

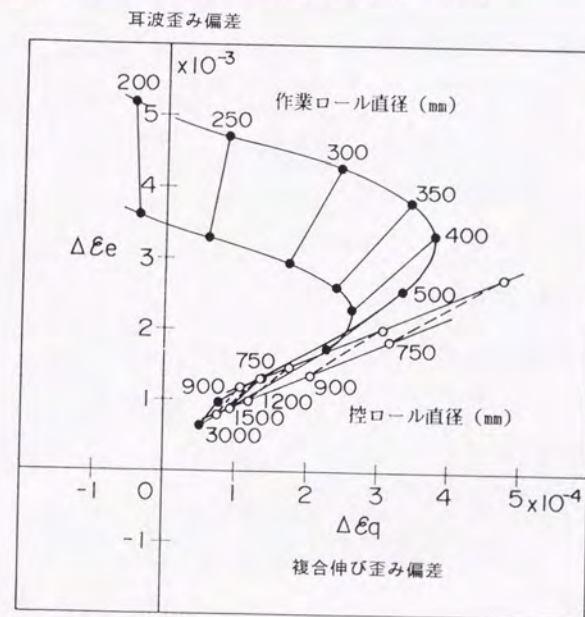


図 3.14 ロール直径の板形状への影響

これは、直径が小さい場合には容易に作業ロールが曲がるため、圧延荷重分布の影響を大きく受け、高次曲線的に曲がり易くなるのに対し、直径が大きい場合は2次曲線的な単純な曲がりとなるためである。

ここでの解析条件では、特性の大きく変化する作業ロール直径は約500mm となり、通常の4段圧延機が安定した圧延を行うのに適したものであることを示唆している。このような観点から安定な圧延の可能な最小のロール径を選択する方法を検討することが必要であろう。

3.3.2 板幅・ロール胴長比の影響について

(1) 板プロフィルの板幅による変化

図3.15 に単位幅当たりの圧延荷重、および圧延荷重の絶対値を一定としたときの、板プロフィルの板幅による変化を、板厚、形状変化係数 α をパラメータにして示す。形状変化係数が0のときは、板プロフィルは板厚による影響は小さいが、これはプロフィル変化による圧延荷重の板幅方向分布が、圧下率の分布にのみ依存し、圧延荷重の分布の板厚による違いは大きくないためである。これにたいして、形状変化係数が0でないときは、板プロフィル変化への板厚の影響は大きく、張力のフィードバック効果がプロフィル比率（板プロフィル/板厚）変化に大きく依存するためであることが

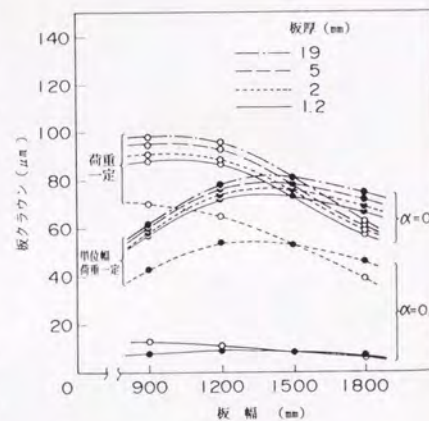


図 3.15 板幅の板クラウンへの影響

わかる。

この関係について3.4節で考察する。

(2) 板プロフィルのロール胴長による変化

図3.16 に単位幅当たりの圧延荷重を一定にしたとき（圧延荷重は板幅に比例する）、および、圧延荷重の絶対値を一定にしたときの板幅の違いによるプロフィルの変化をロール胴長をパラメータにして示す。単位幅当たりの圧延荷重が一定のとき、板幅が小さいときは圧延荷重が小さく、作業ロールの変形が小さいが、板幅が大きくなると圧延荷重は大きくなり、作業ロールの変形は大きくなると考えられる。しかしながら、ある程度以上に幅が広くなると作業ロー

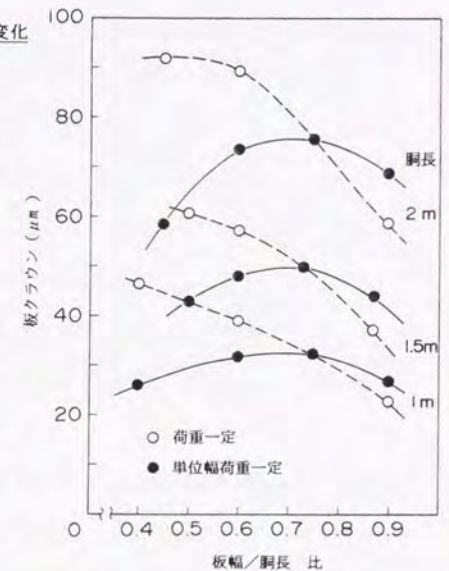


図 3.16 板幅/胴長比の板クラウンへの影響

ル、控えロールの接触面圧の板幅の外側の部分の比率が小さくなり、中程度以下の幅のときに板との接触面圧分布とロール間の接触面圧分布が大きく異なって、板幅から外側のロール間接触面圧の割合が大きいのにに対して、作業ロールの変形はむしろ小さくなる。この圧延荷重の絶対値の変化と、ロール接触面圧と圧延荷重の幅方向の分布の仕方の両方の影響で、中くらいの幅のときに板プロフィルが大きくなる結果となると推察できる。圧延荷重の絶対値が一定の場合に、板幅/胴長比が大きいためのほうが板厚分布が小さくなる結果からもこの状況が推定できる。

また、これらの解析ではすべての条件でロール径は同一としたため、圧延荷重は

胴長に比例することから、同じ板幅/胴長比でも、ロール変形は胴長にほぼ比例することが図からわかる。

(3) ロール径/胴長比を一定にしたときの板クラウン

図 3.17 にロール径/胴長比を一定にするようなロール寸法のための、板プロフィールの板幅/胴長比による変化を、ロール胴長をパラメータにして示す。これからわかるように、胴長が異なる場合でもほとんどの場合、板クラウンは大きくは変わらず、ほぼ同じ量になるが、これはロール曲がり変形が、ロール径の3乗に反比例、胴長の2乗に比例、圧延荷重に比例し、圧延荷重が胴長に比例するように与えられているためであると考えられる。

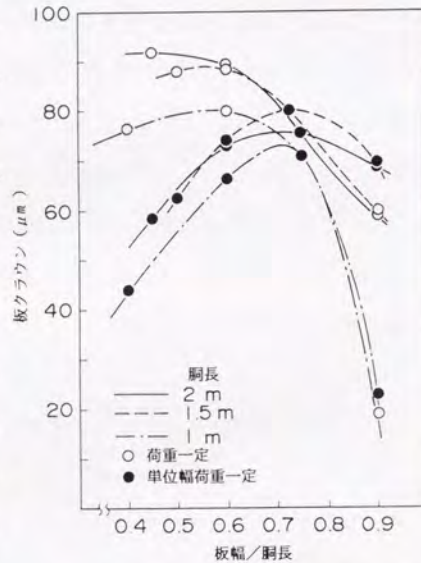


図 3.17 板幅/胴長比の板クラウンへの影響 (ロール径/胴長比一定)

3.3.3 ロールの縦弾性係数の影響

近年、堅い材料や、非常に薄い製品などの圧延が要求され、ロールの材質も種々のものが開発されて来ている。超硬ロールなどは縦弾性率 $4 \times 10^4 \text{ kg/mm}^2$ 程度のもも既に製造されて、クラスタ圧延機などでの圧延特性が実験されている。ここでは、従来タイプの圧延機にこのような堅い材料で作られた作業ロールを適用したときの、形状制御特性への影響をシミュレートした。

図 3.18 に圧延荷重が 0.2 ton/mm 変化したときの板プロフィールの変化量のロー

ルの縦弾性率による変化を、形状変化係数 α をパラメータにして示す。

横流れ係数が0のとき(張力フィードバックがないとき)は、ロール変形が作業ロールの縦弾性率に反比例するため、板プロフィールはそのまま縦弾性率に依存するが、形状変化係数が0でないときは、張力フィードバックの効果が作業ロールの変形に大きく影響するため、板プロフィールの変化への影響は小さくなっている。この関係については次の節で議論する。

控えロールの縦弾性率が変化したときのプロフィール変化は、作業ロールの

場合に比べて小さいが、同様の傾向にある。また、形状変化係数 $\alpha \neq 0$ のときのプロフィール変化は $\alpha = 0$ のときに比べて小さいが、変化の傾向は同様で、作業ロールの弾性率が変化したときの変化と異なる。この解析では条件を単純化するため、圧延荷重を一定としているが、実際には圧延荷重は作業ロールの縦弾性率に依存するため、必ずしもここでの結果とは一致しないと考えられる。

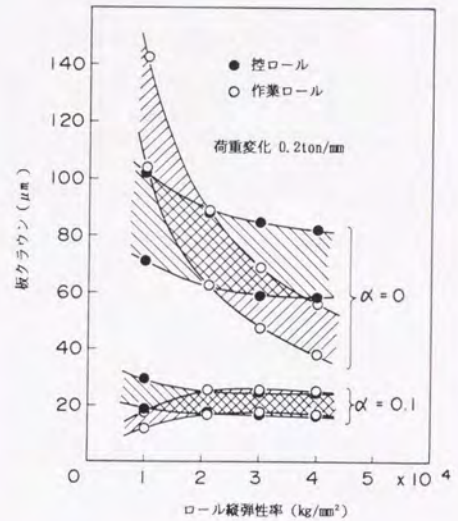


図 3.18 ロールの縦弾性率の板クラウンへの影響

3.4 板プロフィール推定の簡略式について

実機のオンラインモデルにプロフィールの推定モデルを導入するには、第2章のモデルでは複雑すぎるため、より簡略化したモデルが必要である。張力のフィードバックを考えない場合のロールの変形に関しては、第2章の梁の理論などを考慮して容

易に回帰式を作ることができる。張力のフィードバックの影響については、第2章での考察を用いて物理的な関係を考慮した回帰式を作ることが望ましい。ここでは、3.2, 3.3節の解析結果を用いて、張力のフィードバックの影響についての簡略化モデルの考え方を示す。同時に、このモデルの展開で張力フィードバックの影響についての影響因子の傾向が理解できると考えられる。

張力フィードバックによる張力偏差の量を Δt で表すと、圧延荷重分布偏差の量 Δp は、

$$\Delta p \approx \Delta t \cdot l d$$

となる。この量によるロール系の変形し易さを A とすると、圧延前後の板プロフィールは簡略化して、

$$Cr_i = Cr_i' - A \cdot \Delta p \quad (3.1)$$

で表される。ここに、 Cr_i' は張力フィードバックがない条件（形状変化係数 $\alpha = 0$ ）で解析した板プロフィールである。形状変化による張力分布は、第2章の考察から、プロフィール比率の変化と形状変化係数 α 、材料の縦弾性率 E_s によって簡略的に、

$$\Delta t = E_s \cdot \alpha \cdot \left(\frac{Cr_i}{h_i} - \frac{Cr_{i-1}}{H_i} \right) \quad (3.2)$$

で表される。これから、

$$Cr_i = \frac{Cr_i' + A \cdot l d \cdot E_s \cdot \alpha \cdot \frac{Cr_{i-1}}{H_i}}{1 + A \cdot l d \cdot E_s \cdot \alpha \cdot \frac{1}{h_i}} \quad (3.3)$$

となる。

即ち、プロフィールに関しては材料の縦弾性係数 E_s 、横流れ係数 α 、ロールの変形のし易さ A 、ロール接触弧長 $l d$ は同様な効果を持つことが推定される。図3.6 からわかるように、張力フィードバックは作業ロールの表面偏平変形へ影響する割合が最も大きい。単位幅荷重が胴長方向の幅 100mm の範囲に加えられたときの、戸澤の式(1.3)による作業ロール偏平量が接触弧長によって変化する結果の一例を図3.19に示す。これから、作業ロールの偏平は材料とロールの間の接触弧長の平方根にほぼ逆比例することがわかる。

図3.20に、板幅当たりの作業ロール軸芯変形、作業ロール表面変形から推定される A の軸変形成分、表面変形成分の板幅による変化を示す。これから、板幅に影響されるのは作業ロール軸芯変形成分のみであり、ロール表面変形は接触弧長にのみ依存することが推定される。

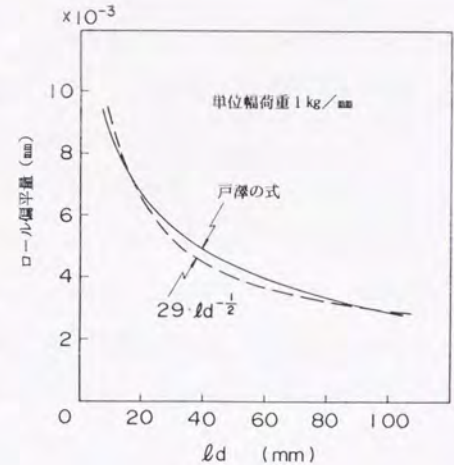


図 3.19 ロール偏平量への接触弧長の影響

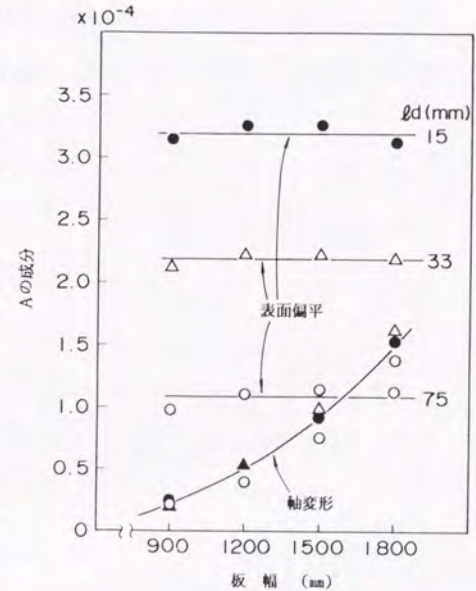


図 3.20 A の成分の板幅依存性

以上の考察から、張力フィードバックによるロールの変形し易さAは、

$$A = f(W) + \frac{a}{\sqrt{td}}$$

とすれば良いと考えられる。図3.21にこの関数で回帰した例を示す。ここで、 $f(W)$ 、 a はロール寸法の関数になると考えられる。

張力フィードバックのないときのクラウンCri'は圧延荷重、板幅、ロール寸法、ロール縦弾性率、板厚の関数で回帰でき、 A 、 $f(W)$ はここでの方法によ

って推定できるから、材料の縦弾性係数 E_s 、横流れ係数 α の物理的なデータがあれば、式(3.3)式によって、圧延後の板プロフィールが簡略的に表される。

3.5 この章のまとめ

第2章で開発したモデルを用いて、形状・プロフィールに影響する因子についての定量的な検討を行った。適切な材料変形特性を導入することによって、エッジドロップを含むプロフィール、形状の推定が可能なが示された。この解析によっておおむね以下の項目が明らかにされた。

- (1) 材料特性で形状・プロフィールに関係して最も影響の大きい要因は、張力フィードバックに関するもので、形状変化係数、平面応力影響領域、材料の縦弾性係数である。
- (2) ロール弾性系で形状・プロフィールに最も影響のある要因は、作業ロール

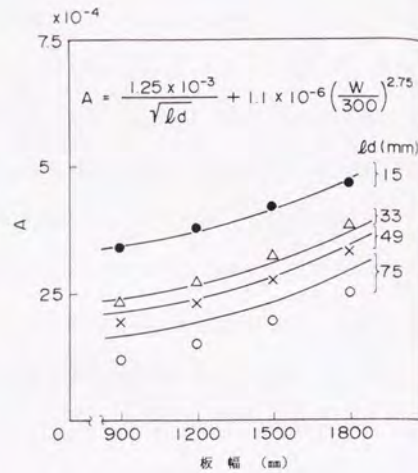


図 3.21 Aの簡易式の回帰例
(プロット:元のA)

径であり、この大小によって他の要因の変化に対する形状・プロフィールの変化の仕方は大きく影響される。

- (3) ごく普通で使用されている4段圧延機のロール寸法は、形状の安定性の上からも適当なものであることが推定できる。
- (4) 板幅、圧延荷重などの変化に形状・プロフィールが影響を大きく受けることも明らかとなった。このため、厳しくなる一方の薄板製品に対する品質ニーズを満足するためには、強力な形状制御デバイスが必要である。

以上のような結果からも、第6章以降にのべるような近年における新形式の圧延機、形状制御方法の開発の背景が理解できる。

また、ここでの解析結果を参考にして、オンラインで用いるプロフィールの簡略推定式の、特に張力フィードバックの取り扱いについて考察した。これによって、

- (5) 張力フィードバックに影響する要因は、材料特性として形状変化係数、材料の縦弾性率が同等であり、ロール弾性系の要因としてロール表面偏平が大きく影響する。

ロール弾性系の特性、材料の縦弾性率はほぼ厳密に推定可能であるが、とくに影響の大きい形状変化係数が既存のデータでは不十分であり、系統的に実験、解析による検討が行われる必要があると指摘できる。

第4章

既存の形状制御装置・方法
の特性について

第4章

既存の形状制御装置・方法 の特性について

【概要】

第2章で開発したモデルを用いて、既存の形状・プロフィール制御装置、方法として作業ロールベンダ、ロールプロフィール変更、6段圧延機の定量的な比較検討を行った。この解析によってこれら既存の装置では、比較的単純な形状の修正のみが可能であることなどの既存の装置の限界が明らかとなり、次章以降の新しい形式の制御方法が望まれた一因が理解できる。また、第2章で開発したモデルが、制御方法の選択・比較のために必要不可欠であることが示された。

4.1 まえがき

板圧延における形状・プロフィールに対する研究開発は第1章でレビューしたように古くから行われており、とくにロールを弾性的に変形させるロールベンダ装置は、比較的容易に組み込めることから、広く採用されている。また、ロール摩耗、熱膨張を相殺するために、圧延条件によって種々のロールプロフィールにロールを研削するノウハウは常識的な作業方法と考えられていたが、近年更に制御能力の大きい圧延機、制御装置が開発され、その必要性が少なくなっている場合もある。本章では、第2章で開発したモデルを用いて、ロールベンダ装置に代表される、既存の形状・プロフィール制御装置の特性について解析・検討し、新しい制御装置の必要性が求められた背景を理解する参考としたい。また、これらの解析結果は、新たな制御装置の制御特性を既存の装置と比較し、導入検討を行う際の定量的なデータとして有効なものである。

表 4.1 にこの章での解析条件を示す。作業ロールの弾性変形に直接影響する作業ロール直径、材料の板幅、ロールの縦弾性率をパラメタとして変化させた。

表 4.1 解析条件

ロール直径	作業ロール	200~【750】~900 mm
	控えロール	1,500 mm
ロール胴長		2,000 mm
板幅		0.45~【0.75】~0.9 × ロール胴長
圧延荷重 (単位幅)		0.5 ton/mm
作業ロールベンダ力		【0】~50 ton/chock
ロール縦弾性率		10,000~【21,000】~40,000 kg/mm ²
材料縦弾性率		4,000 kg/mm ²

【】は基準条件。

4.2 作業ロールベンダの特性

4段圧延機においては、圧延機の構造上、板をロール間に通す作業などのために上作業ロールを上控えロールに押し付けておく装置が必要で、これをロールバランス装置と呼んでいた。これは上作業ロールの軸箱に油圧シリンダを組み込んで、下作業ロール軸箱または、ハウジングに力を加えて上作業ロールを持ち上げるものである。この持ち上げ力はせいぜい作業ロール、作業ロール軸箱を持ち上げる大きさであり、作業ロールに曲げ変形を起こさせるには十分な大きさではなかった。このシリンダを大きくし、または作動圧力を大きくし、軸受けのベアリング耐荷重を大きくすることによってロールを弾性変形させるだけの能力を得ることができる。このようなロールベンダについては、Shohet ら⁴⁷⁾ が、ロール変形ばねモデルを用いた解析でその有用性を発表している。このなかでは控えロールベンダについても議論されているが、ロール直径と胴長の比がほぼ1であるような弾性体を曲げるた

めの油圧力の大きさや、曲げトルクアーム長さを大きくするための装置が複雑になるなどの問題があり、現状では機構も比較的簡単である作業ロールベンダが一般的である。

また、近年作業ロールベアリングへの負荷を軽減し、効率的に曲げモーメントを加えられる、ダブルチョックベンダが開発されている。この装置は、ロール軸端に純モーメントを加えられる機能を有しているが、一般的な形状制御特性としては従来の作業ロールベンダを強力にしたものと考えられる。²⁹⁾

更に、作業ロールを水平方向に曲げて形状制御に利用する方法も開発されているが、この装置については、後の章で詳述する。

(1) 作業ロール直径の影響

図 4.1 に作業ロールベンダを加えたときの板厚の板幅方向分布を、作業ロール直径をパラメタにして示す。

また、図 4.2 に各ロール直径におけるベンダ力の変化による形状を $\Delta \epsilon q$, $\Delta \epsilon e$ 平面で示す。この結果からわかる

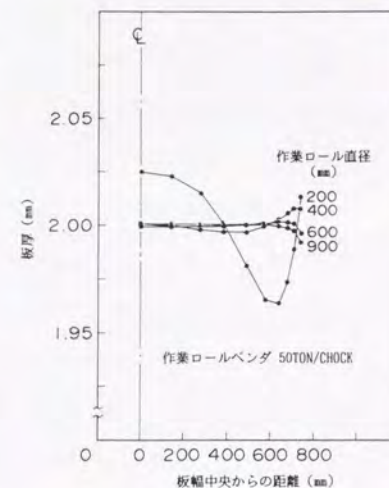


図 4.1 作業ロールベンダを加えたときの板厚分布へのロール径の影響

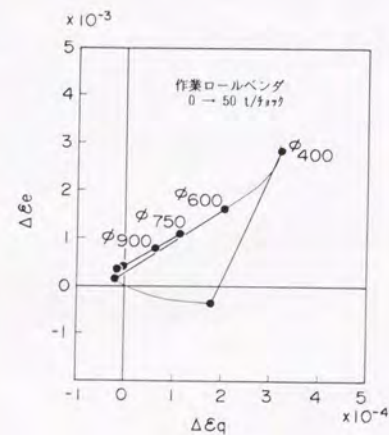


図 4.2 ロール径によるベンダ効果の違い

ように、ロール直径が極端に小さくなると作業ロールベンダの効果は不安定になり、複合形状を発生させるようなクラウン変化となる。この傾向は、第3章の板幅が異なる場合の結果と比較してみると分かるように、小径のロールが控えロールと圧延材料に挟まれた状態で、作業ロールベンダのモーメントをうけて、変極点をもつ4次曲線のような曲がり変形をすることによるものであり、第3章の圧延荷重が変化したときの形状変化の特性と同様である。このような変形が生ずると、耳波・中伸び形状に対して、作業ロールベンダは殆ど無力または、ロール直径の大きい場合と逆の傾向になるなど不安定な制御特性となる。このことは、作業ロールベンダを主たる形状制御手段とする場合には、安定した形状制御特性を得るためにロール直径の選択が重要であることを示唆している。

(2) 板幅の影響

図4.3 に作業ロールベンダによる板クラウンの板幅による変化を、形状変化係数 α をパラメータにして示す。また、図4.4 にこのときの作業ロールベンダの効果を板厚、 α をパラメータにして示す。これから分かるように、作業ロールベンダの効果は板幅とほぼ線形の関係にあり、 $\alpha = 0$ のときには板厚にはあまり影響されない事がわかる。 α が0でないときの板厚の影響は 第3章-4 で考察したように、張力フィードバックの効果が板厚の関数となることで説明で

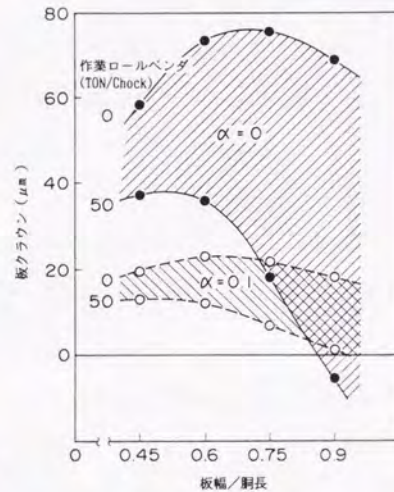


図 4.3 作業ロールベンダ効果への板幅の影響

き、これはプロフィール・形状制御装置の特性とは独立に考えて良い。

以上から分かるように、作業ロールベンダの効果は板幅が狭くなるとその効果が小さくなり、狭い幅の材料に対しては他の制御手段

の適用が必要である。また、作業ロールベンダによる制御特性は一つの材料に対して $\Delta \epsilon q - \Delta \epsilon e$ 平面上で直線ではしか表されず、比較的単純な中高-中低のプロフィール制御、または耳波-中伸びの形状制御にしか有効でないことがわかる。また、この特性は作業ロール直径によって異なり、小径にすると制御範囲が広がるが、あまり小径にすると圧延荷重の変化や作業ロールベンダの操作によってかえって複雑な形状・プロフィールを作ってしまうようになり、操業の安定上望ましくないことが推定される。

ここでの解析条件では、このような複雑な形状を発生させない最小の作業ロール直径の胴長比は約 0.25 (胴長2,000mm) であった。

4.3 ロールプロフィールの影響

ロールプロフィールは板厚分布に直接影響する要因として非常に大きなものであるが、逆に敏感であるため適切に制御することが難しい。熱間圧延の場合には、ロール摩耗が大きいことによって圧延の進行に伴って圧延は比較的安定化して行くが、冷間圧延の場合には状況は異なり、ロール組み込み時のロールプロフィール(ロール研削によって得られるメカニカルクラウン)が、形状の安定に非常に重要な要因と

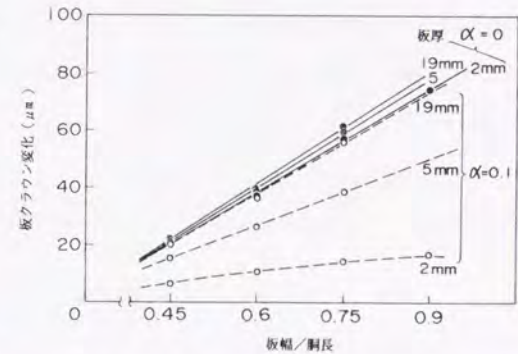


図 4.4 作業ロールベンダ効果の板幅依存性に及ぼす α 、板厚の影響

なる。また、ロールの熱膨張によってもロールプロフィールが変化し、ロールの冷却によって形状の制御が行われている。このロールプロフィールの形状・プロフィールへの影響を解析した。

4.3.1 2次曲線的なロールプロフィールの影響

図4.5 に作業ロールプロフィール、控えロールプロフィールが変化したときの板クラウンの変化を示す。 α が0のとき、作業ロールプロフィール変化によるロールギャップの変化はほぼ全部板クラウンに変換されているのに対して、控えロールプロフィールの変化による板プロフィールの変化は約5分の1になっている。これは作業ロールプロフィールが直接材料と接触するロールギャップと、控えロールの接触状況への両方に影響するのに対して、控えロールプロフィールは後者のみに影響するためである。

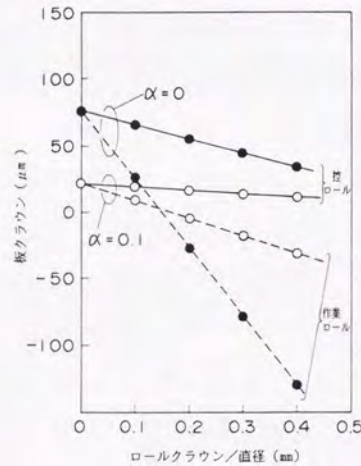


図 4.5 ロールクラウンの板クラウンへの影響

モデルの上で作業ロールの材料側のプロフィールのみを変化させたときの板クラウンの変化の解析結果を図4.6に示すが(この変化によるプロフィール・形状制御は近年開発されたベアクロスミルによって実現されている。)、ほぼロールギャップ分布変化の85%が板プロフィールに転写していることから、作業ロールプロフィールの影響は、これらの2つの影響を加え合わせたもので表されることがわかる。

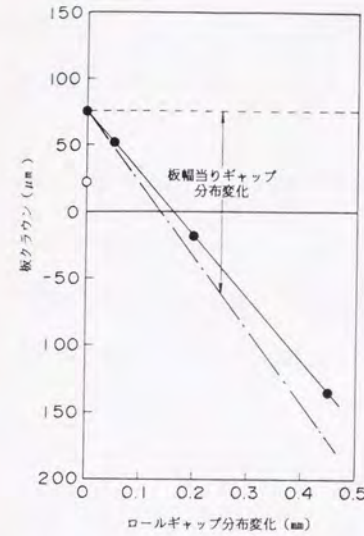


図 4.6 作業ロールの材料側プロフィール変化による板クラウンの変化

図4.7 に作業ロールプロフィールの作業ロールベンダの効果への影響を示すが、この条件では、作業ロールと控えロールの接触状態への作業ロールクラウンの影響は非常に小さく、作業ロールベンダの効果への影響はほとんどない。

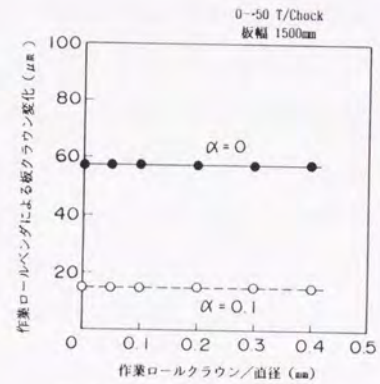


図 4.7 作業ロールベンダ効果の作業ロールクラウンによる影響

4.3.2 テーパ状のロールクラウンの影響

ロールプロフィールとして他の一般的な形として、ロール胴端部の半径をテーパ状に小さくするロールチャンファがある。この控えロールチャンファの長さを変化させたときの板クラウンの変化を、作業ロールベンダの効果と共に図4.8に示す。これからわかるように、控えロールチャンファによって、板クラウンが小さくできるだけだけでなく、作業ロールベンダの効果が拡大され、板幅が狭いときに長いチャンファを控えロールに与えた時には、2倍以上の拡大効果がある。

圧延荷重の変化に対する板クラウンの変化へのチャンファの影響を図4.9に

示す。これから、チャンファが長くなる
と圧延荷重の変化に対する板クラウン
の変化は基準圧延荷重のときの板クラウン
に比例して小さくなる。これらの結果から、
控えロール直径の影響についての第2章の
解析結果を考え合わせると、控えロールの
存在が4段圧延機における形状を安定させ
る条件であると同時に、作業ロールベンダ
の効果を制限しているものであると考える
ことができる。この特性は中間ロールを軸
方向にシフトする6段圧延機の機構の有
用性を示唆するものであり、この効果に
ついては次の節で評価する。

この控えロールチャンファを大きくする
方法は、一時、実機にも適用されたが、
板幅の変化に対応ができず、板幅によ
っては凹クラウンになってしまい制御不
可能となるなどの場合があることから、
現在ではほとんど適用されていない。し
かしながら、最近、控えロールプロフ
イルを変化できるロールの開発などによ
って、ここでの解析の効果が制御に使
われ始めている。

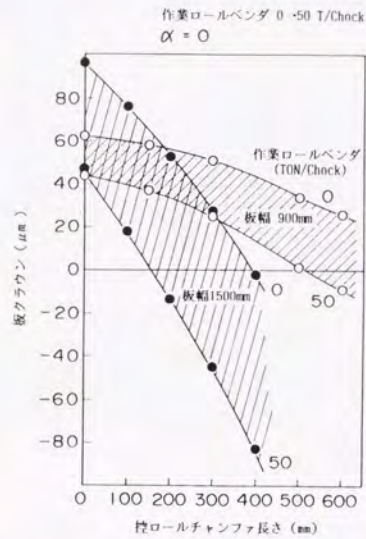


図 4.8 控えロールチャンファ長さによる板クラウン変化 (ベンダ効果への影響)

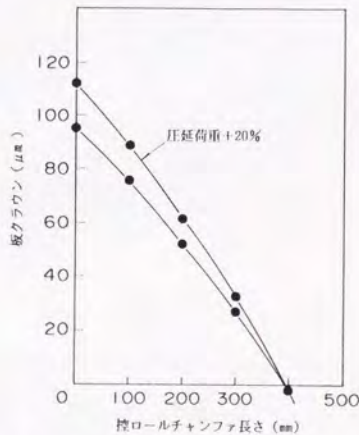


図 4.9 控えロールチャンファ長さによる板クラウン変化 (圧延荷重変化によるクラウン変化への影響)

また、作業ロールチャンファを板端に当たる部分まで入れた場合には、板プロフ
イルに直接大きな効果があると考えられるが、これについては第8章で詳述する。

4.4 6段圧延機の特長

この圧延機は1970年代に(株)日
立製作所によって開発された圧延機であ
り³⁰⁾、中間ロールを軸方向に水平にシ
フトする機構を有することを特徴にして
いる。この種の機構は既にセンジミアミ
ルに開発当初から組み込まれているもの
であるが、6段圧延機の場合、圧延荷重
の変化に対する形状の安定性を向上させ
ることを目的とし、作業ロールベンダの
効果を助長するような使い方をする点で
センジミアミルにおける中間ロールシフ

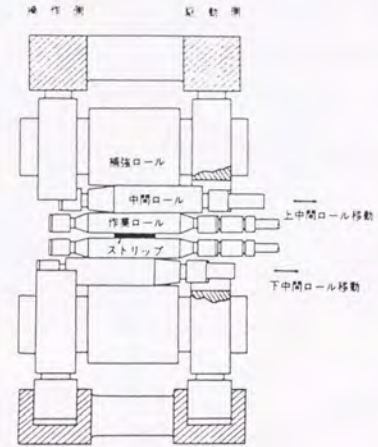


図 4.10 6段圧延機 (HCミル) の概略

トの効果とは異なると言って良い。この
形式の圧延機は既に製鉄会社を始め広く採用されて、従来形式の4段圧延機に對
しての優位性を示している。

この圧延機の特長を、従来形式の圧延機と比較して第2章で開発したモデルによ
って評価した結果を以下に述べる。このような同じ解析方法を用いた検討は、他形式
の圧延機的能力を比較する際に基本的な手段であり、この種のモデルの開発の主目
的と言える。

表 4.2 に評価した圧延機の仕様、および圧延条件を示す。中間ロールシフト
量は、中間ロールの胴端部が板端部に到達する量を上限と考えた。

表 4.2 解析条件

ロール直径	作業ロール	400~【750】 mm
	中間ロール	400~【800】 mm
	控えロール	1,500 mm
ロール胴長		2,000 mm
板幅		0.45~【0.75】~0.9 × ロール胴長
圧延荷重(単位幅)		【0.5】~0.6 ton/mm
作業ロールベンダ力		【0】~50 ton/chock
中間ロールベンダ力		【0】~50 ton/chock
中間シフト量		【0】~(ロール胴長-板幅)/2
ロール縦弾性率		21,000 kg/mm ²
材料縦弾性率		4,000 kg/mm ²

【】は基準条件。

4.4.1 中間ロールシフトの効果

図 4.11 に中間ロールシフトによる板クラウンの変化を、板幅、作業ロールベンダ力をパラメタにして示す。これから分かるように、中間ロールシフトによって、直接板クラウンが変化するのみならず、作業ロールベンダの効果も変化しているのが分かる。これによれば、特に板幅が狭くなったときもロールシフトした場合は作業ロールベンダの効果はシフトしない場合に比べて約2倍の効果

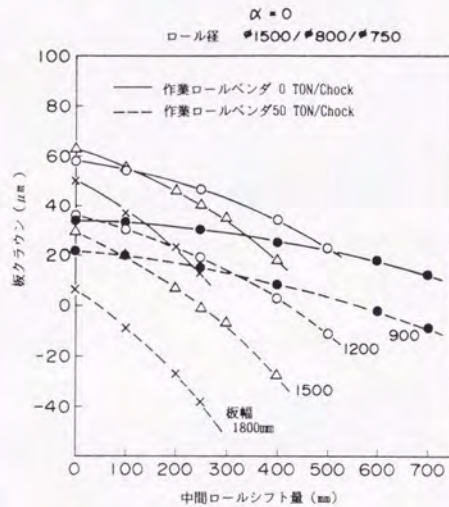


図 4.11 中間ロールシフトによる板クラウン変化

を示すことが認められ、通常の4段圧延機での狭い幅の圧延時のベンダによるプロフィール・形状制御の弱点を解決しているといえる。

この制御範囲は冷間圧延、熱間圧延の形状制御範囲としては十分な量であると考えられるが、特に熱間圧延におけるプロフィール制御を対象にした場合は、十分な制御量であるとは言えない。これは、この形式の圧延機でも、形状プロフィール制御は作業ロールの弾性変形を通して行っているため、プロフィール制御に必要な大きなロールギャップ分布の変化を得ることが難しいことによるものであると理解できる。また、冷間圧延でも発生するエッジドロップのように比較的急峻なプロフィールの変化には、ロール弾性変形の制御では対応が難しいと考えられる。このような要求に対する制御方法は後の章で詳述する、直接作業ロールのプロフィールを制御する方法が有効である。

4.4.2 ロール寸法による影響

図 4.12 に作業ロール・中間ロールの直径の作業ロールベンダ・中間ロールベンダの効果への影響についての解析例を示す。作業ロール直径の作業ロールベンダへ、中間ロール直径の中間ロールベンダへの影響は大きく、直径の二乗に反比例するような影響を示すと考えられる。これに対し、作業ロール直径の中間ロールベンダへお

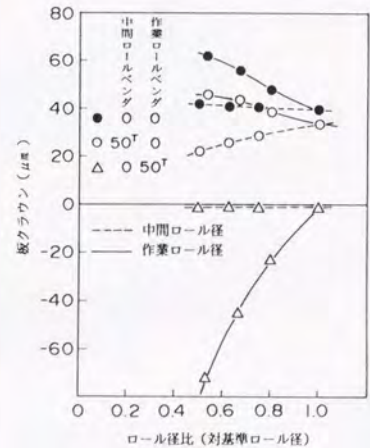


図 4.12 ロール寸法比によるロールベンダの効果の変化

よびその逆への影響は殆ど認められず、ロールベンダの効果は、ベンダ力を加えられるロールの直径にのみ影響されると考えて良い。また、この図から、作業ロール直径による、板クラウンの変化は大きい、中間ロール直径の影響は非常に小さいこともわかる。

4.4.3 圧延荷重変化によるプロフィール変化への ロールシフトの効果

図4.13 に圧延荷重の変化による板クラウンの変化が、中間ロールシフトによって変化する様子を示す。前節の控えロールのチャンファと同様の圧延荷重変化に対する板クラウン変化が小さくなる効果が、種々の板幅に対して、板幅に応じた中間ロールシフトを与えることによって得られる。

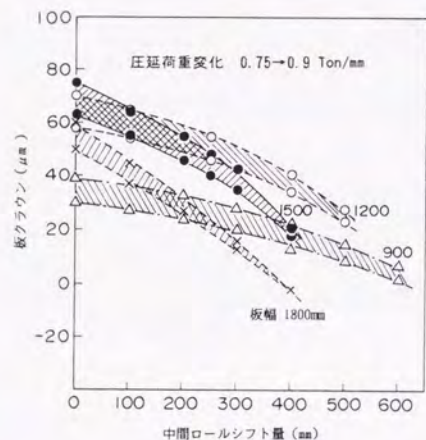


図 4.13 中間ロールシフトによる板クラウン変化
(圧延荷重変化による変化への効果)

4.5 この章のまとめ

第2章で開発したモデルを用いて、従来から用いられている形状制御装置、形状安定化技術、および近年開発された形状制御圧延機の制御特性を解析した。この結果以下の項目が明らかとなった。

- (1) これらの制御装置は主としてロール弾性変形を制御するものであり、作業ロールの寸法によってほぼその特性が規定されてしまう。
- (2) 通常のロール変形を介したプロフィールの制御は、量的に多くを望めない。
- (3) 通常のロール変形を介して板幅方向の形状を任意に制御することは、質的に(複合形状対応)難しい。
- (4) ロールプロフィールを直接変化させることができれば、特に作業ロールのばあいは大きな形状・プロフィール制御能力が期待できる。

要 因

圧延荷重変化 0.2 TON/mm
 素材クラウン変化 2 %
 作業ロールクラウン変化 100 μm
 控えロールクラウン変化 100 μm

作業ロールベンダ 50 TON/Chock
 控えロールベンダ 100 TON/Chock
 中間ロールシフト 板端部まで

トータル変動量
 トータル制御量

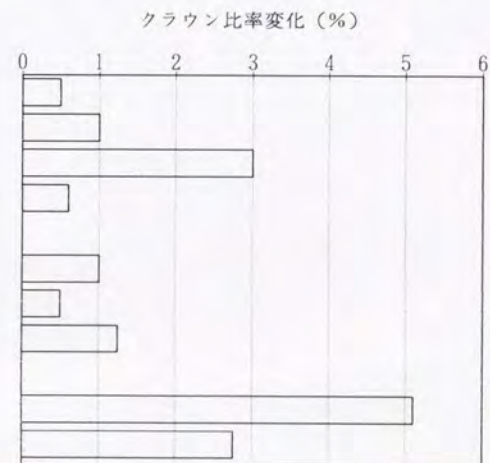


図4.13 変動要因と制御装置によるプロフィール変化の比較

前章での解析による、圧延時に発生する種々の変動要因が重なり合ったときの圧延板のプロファイルの変化と、この章での解析による比較的制御能力の大きい既存の制御装置（6段圧延機）による制御範囲の比較を 図 4.13 に示す。

これから分かるように、変動要因によるトータルの板クラウン変化量にたいして、比較的制御能力の大きな装置によるトータルの制御能力はほぼ半分である。このため、主としてロール弾性系の変形を利用する、従来の形状・プロファイル制御装置のみでは最近の高度な製品ニーズに対応することが難しくなっていることがわかる。

このような背景の下で、種々の新しい形状・プロファイル制御装置が開発されているが、特にそれらを採用し、使いこなす立場の鉄鋼会社にとっては、それらの圧延機、制御装置の能力評価を客観的に行う必要があり、この手段として第 2 章で開発したモデルは不可欠なものであると言える。

第 5 章

タンデム圧延での プロファイル・形状特性

第5章

タンDEM圧延での プロフィール・形状特性

【概要】

鉄鋼の大量生産用の圧延機は現在ほとんどがタンDEM圧延機となっており、形状・プロフィール制御の方法や、制御圧延機、制御機器の導入に際しては、それらの適用に最も適したスタンドの選択、多スタンドでのそれらの効果の定量化が、非常に重要になってくる。そのためは、適切なタンDEMミルにおける形状・プロフィールのシミュレーションを行う必要がある。本章では前章までにて用いたモデルのタンDEMミルへの適用方法と、若干の解析例によって、タンDEMミルでの形状・プロフィール特性を検討した。この検討によって、単スタンドミルでは十分でない制御能力を、タンDEMミルでの重ね合わせ効果を期待しても、従来の制御方法のみでは十分な制御を期待することは難しいことを明らかにした。

5.1 まえがき

薄板圧延機のタンDEM化によって圧延能率の向上が実現されたが、圧延の安定性に対して圧延条件に制約があること、圧延パス数がスタンド数に限定されること、圧延速度が板厚に逆比例するといった制約などから、形状・プロフィールの制御、管理はむしろ難しくなったと言っても過言ではない。熱間圧延ではロールプロフィール（熱膨張、摩耗）を安定させるために、各サイクルの初めに、プロフィールの製品要求を満足しないダミー圧延を行う必要がある。これは、ロール表面肌の安定性を確保するといった考え方もあるが、圧延安定に対するロールプロフィール、ロール変形の定量的な推定が難しいことにも一因があると考えられる。また、熱間圧延、冷間圧延でのプロフィール、エッジドロップの形成は、パススケジュールの適正化によっ

でも減少できると考えられる。しかしながら、近年まではタンデム圧延機におけるミルセットアップにおいて、形状・プロファイルの適正化が可能なモデルが必要なこと、圧延の安定性をも成り立たせる必要があるなどの制約に対して、オペレータの経験による操作に頼ってきた。

この章では、上のような状況を打開するため、まずオフラインにてタンデムミルでの形状・プロファイル変化を推定できるモデルを作成し、解析に必要な仮定、条件を設定して、タンデムミルでのプロファイル・形状の特性を明らかにした。この結果は今後オンラインに用いる、より簡易なモデルや、実機での制御ロジックの開発に結び付けたい。

5.2 タンデムミルでの形状・プロファイル シミュレーションモデルの考え方

タンデム圧延でのプロファイル・形状のシミュレーションは、多数のスタンドの影響が重なり合うため、統一された適切な仮定がモデルに適用されないと、矛盾した結果となる。例えば、張力フィードバック効果を考慮しなければ、前スタンドの影響は非常に小さくなってしまい、ほとんど最終スタンドの影響のみが製品の形状・プロファイルに反映される結果となる。また、張力フィードバックの効果を考慮しても、前のスタンド出口の張力分布がそのまま次のスタンドのロールギャップ入り口の張力分布としての効果をもつと仮定すると、各スタンドでの形状またはプロファイルの変化が、次のスタンドでの形状・プロファイルの変化を逆にするように働き、スタンド毎に交互に逆方向のプロファイル・形状変化となるような結果となる。

このような解析結果はほとんどの場合、張力フィードバックの働きを適確に取り入れることによって解消できると考えられる。

圧延前の形状即ち張力分布と圧延後の形状またはプロファイル変化についての検討

は多く行われて来ている。ロールギャップ入り口での形状はほとんど出口での形状に影響を与えないという実験結果⁴⁸⁾や、第2、3章で参照した3次元解析をによると、張力分布がロールギャップ入り口・出口でほとんど同じとしなければ、出口での材料速度の板幅方向分布が非常に大きくなってしまい、現実の圧延状況と合わないという結果が得られている。

ロールギャップ出口に発生している張力分布とロールギャップから離れたところでの張力分布との関係については、張力分布が何によって発生しているかによって見解が別れるところである。一つの考え方はロールギャップ出口の張力分布が圧延後の伸び歪み分布偏差と同じであると考えられるものであり、他の一つは張力分布はロールギャップ内の塑性変形状態によって発生させられ、圧延後の材料は局所的に塑性変形させられていると考えるものである。前者の場合はロールギャップ近くと離れたところでの張力分布はほとんど同じであると考えられることができるが、後者の場合はサンブナンの定理⁴⁹⁾によって、ロールギャップ近傍に発生した張力分布は急速に減衰してしまうと考えられる。

後者の考え方を示唆する解析として、ロールギャップに相当する部分に外力または変位の分布を与えた条件で有限要素法を用いて応力分布の長手方向位置での変化を解析した例⁵⁰⁾などがあるが、定常圧延の場合にはロールギャップの外では、ロールギャップ内で加えられた伸び歪み分布（残留歪み分布）は圧延方向に均一であると考えて良いが、これらの解析では、張力分布に大きく影響する解析上での初期条件として、残留歪み状態が与えられていないため、ロールギャップ近傍と離れた場所での張力分布が異なる結果、即ちサンブナンの定理そのものを証明した解析になっていると考えられる。

これに対して、圧延状況を考察すると、圧延された後の板内の残留歪みは、定常圧延状態であれば圧延長手方向で均一であると考えられ、この残留歪みの分布によ

る座屈現象である形状不良の発生状況も、座屈発生の境界条件となるロールギャップまたはデフレクター近傍を除いてほぼ均一であることから、残留歪み、または張力分布が圧延長手方向で均一であることが推定できる。

即ち、圧延された後の板の状況は、歪み分布に相当する長さの差をもった幅の狭い要素を、総ての要素の長さが弾性範囲内で均一な長さになるようにそれぞれに張力を加え、その状態をつなぎ合わせた状態と同じであると推定できる。これによれば、座屈を発生しない弾性条件内では、平均の張力を変化させても張力分布の形は変わらず、また、長手方向にも分布の変化は生じないことになる。

張力フィードバックの作用は、伸びの多い部分に圧縮の張力分布、少ない所に引張りが発生して伸びの分布をより均一にするように働き、系全体を安定化していると考えられ、定常圧延状態では張力分布は圧延の伸びの幅方向分布にほぼ等しいと推察される。

以上のような考察から以下のことが推測される。

ロールギャップ出口での張力分布は、スタンド間を通してほぼ均一であるが、張力分布を発生させている圧延長さ方向歪みの幅方向位置における偏差は、通常の薄板圧延のロールギャップ内での圧延塑性歪みに比べると非常に小さく、次のスタンドのロールギャップ入り口付近で塑性変形が開始されると同時にその影響は無視できる程度のもとなってしまう、先進率が幅方向に均一となるような安定化の現象として、ロールギャップ入り口の張力分布は出口の分布とほぼ同じになると考えられる。この入り口の張力分布の前スタンドへの影響はサンプナンの定理によって殆ど無いと考えられる。しかしながら、非常に大きな形状不良が入り口にある場合には、その圧延歪み偏差への影響は無視できない可能性もあり、今後の検討が必要であろう。

即ち、あまり大きな形状不良の生じない実機条件をシミュレートするタンデム圧

延機モデルでは、平均張力と圧延後のプロフィールだけが次のパスの入り側条件として継続すると仮定すれば良いこととなる。

$$t_{f m, ist} = t_{b m, ist+1}$$

$$h_{0 i, ist} = h_{i i, ist}$$

さて、この条件だけを満足させれば良いとすれば、タンデム圧延のシミュレーションは単スタンドのシミュレーションを繰り返すモデルを作成することで容易に行うことができる。また、座屈が発生しているか否かで張力分布が異なると推定されるため、張力フィードバックの作用の仕方は形状が見掛け上平坦であるとき（潜在形状）と、目視できる場合（顕在形状）とで異なると考えられるが、ここでは潜在形状での作用の仕方として考えることとする。

5.3 熱間タンデム圧延の 形状・プロフィールシミュレーション

冷間圧延などの熱間圧延の後の工程では、製品の断面プロフィールを大きく修正することは難しくなることから、熱間圧延機では断面プロフィールの制御が重要視されている。ここでは、第2章で開発したモデルを用いて、熱間タンデム圧延機のプロフィール制御能力についてのシミュレーションを行う。

対象としたタンデム熱間圧延機の主な仕様を表5.1に示す。解析の仮定として、横流れ係数 α と材料の縦弾性率を圧延材料の温度、寸法から図3.8、図3.11を参照して表5.2のように決めた。なお平面応力影響範囲はここでは考慮しないこととした。またパススケジュールも表5.2に示すように決めた。

表 5.1 シミュレーションの対象とした圧延機の主な仕様

控えロール寸法：直径 1500 × 胴長 2,000 mm
作業ロール寸法：直径 750 × 胴長 2,000 mm
スタンド数 : 7
圧延荷重 : 最大 2000 ton
形状制御デバイス 作業ロールベンダ : 50 ton/chock
ロールクロス角度 : 最大 1°
(ベアクロスミルを対象)

表 5.2 解析の仮定およびバススケジュール

スタンドNo.	1	2	3	4	5	6	7
形状変化係数 (α)	0.001	0.01	0.02	0.03	0.05	0.07	0.10
材料縦弾性率 (kg/mm^2)	3,000	3,500	4,000	4,000	4,000	4,500	5,000
板幅 (mm)	1500						
板厚 (mm)	34.0	23.4	14.7	10.3	7.0	4.9	3.5
圧延荷重 (ton)	1919	1710	1598	1335	1226	1153	637

5.3.1 タンデム熱間圧延での板プロフィールの変化の解析例

図 5.1 にプロフィール・形状制御装置を操作しないときの、各スタンドでの板厚分布の解析例を示す。プロフィールの変化の様子が解るように、板幅中央の板厚からの偏差を表した。第 3 章での要因解析から解るように、圧延荷重、形状変化係数、板厚の影響で、後段スタンドに行くに従って板クラウンは小さくなっている。板端部の板厚分布、エッジドロップの量は実際の量よりも小さいが、平面応力の影響を考慮すれば、更に大きなエッジドロップの発生が解析でき、実操業で測定される板断面プロフィールに近くなると考えられる。

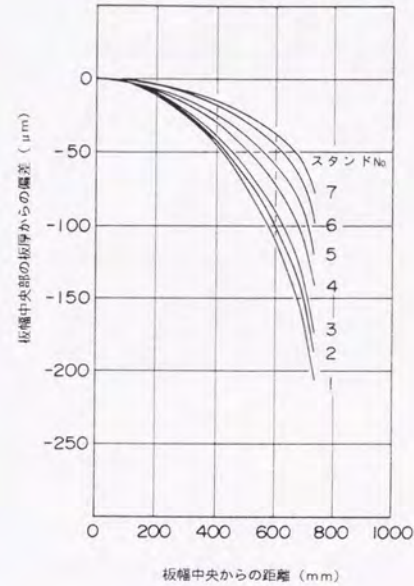


図 5.1 熱間タンデムミルにおける板断面プロフィールの変化 (解析例)

5.3.2 作業ロールベンダによるプロフィール制御効果

まず、作業ロールベンダの各スタンドの板クラウンへの影響についてのシミュレーション結果を図 5.2 に示す。

これから分かるように、ベンダ適用スタンドでの板クラウンの変化は前段ほど大きいですが、その下流スタンドへの影響はむしろ後段スタンドの方が大きく、最終スタンド板プロフィールへ影響するのは第 4~7 スタ

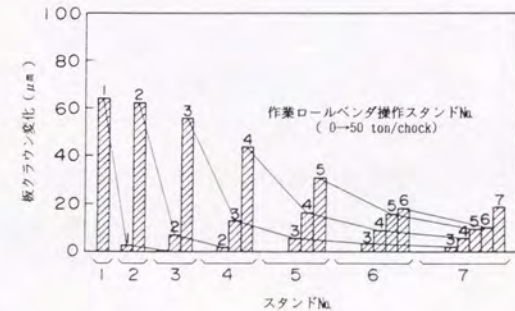


図 5.2 熱間タンデムミルにおける作業ロールベンダの効果 (適用スタンドの影響)

ンドの作業ロールベンダ操作であることがわかる。平坦度を考慮しなければ製品の
プロフィール制御は後段で行うほ
うが効率的である。

熱間圧延ではあるスタンドで
のプロフィール・形状制御装置の
操作によって、比較的大きなプ
ロフィール変化が得られるため、
このプロフィール変化による次の
スタンドでの形状変化への影響
も大きく現れる。このため、プ
ロフィールを制御する場合に、操
作スタンドの形状だけではなく、

そのプロフィール変化による後方のスタンドの形状変化をも考慮して操作量を決定す
る必要がある。

図5.3 にスタンド間形状が潜在形状（見た目に平坦）である範囲での最大の作
業ロールベンダ力（50ton/chock 以下）を全スタンドにて操作したときの、板クラ
ウンの変化を示す。全スタンドでの操作にもかかわらず、最終的には 25 μ m のク
ラウン減少（約 30% 減）しか得られず、圧延中の条件の変化を見込んで作業ロー
ルベンダの操作量に余裕を見込まなければならないことをも考慮して、プロフィール
制御の量としては十分ではなく、この条件では制御能力の大きい他の方法の併用が
必要であることがわかる。

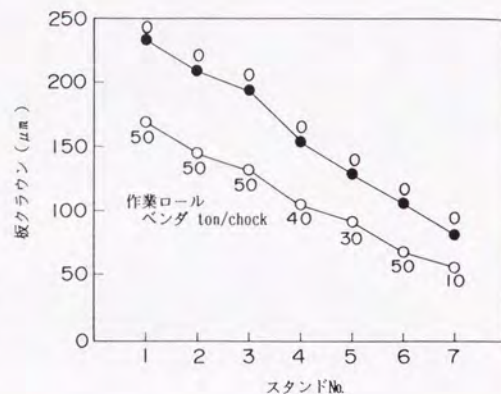


図 5.3 熱間タンデムミルにおける作業ロールベンダの効果
（多スタンドの総合効果）

5.3.3 ペアクロスミルの適用スタンド についてのシミュレーション

次に、制御能力の大きい装置の一つとしてペアクロスミルの適用スタン
ドの検討の解析結果の例を 図 5.4 に示す。ペアクロスミルは上控えロールと作
業ロール、下控えロールと作業ロールをそれぞれ対にして水平面内でクロスさせ、
ロールギャップ分布を直接変化さ
せるもので、1 度程度の角度のク
ロスで相当大きなロールギャップ
分布の変化が得られる。

同図中にスタンド間、および最
終スタンド出側の形状を平坦に保
つ範囲内での板クラウンの制御範
囲を示しているが、第 5～7 スタ
ンドに適用したときの最終板クラ
ウンの制御範囲は、第 4～7 スタ

ンドに適用したときと比べて約 1/2 しか得られず、第 4 スタンドへの適用が非常
に効率的であることが推定できる。これは、座屈限界範囲の歪み偏差が板厚の二乗
に比例し、クラウンの絶対値はクラウン比率一定で考えて板厚に比例することから、
形状を平坦に保つ範囲内での板クラウンの変化量は板厚の 3 乗に比例することによ
るものである。（実際には形状変化係数 α が板厚に依存するため、さらに板厚依
存性は大きい。）

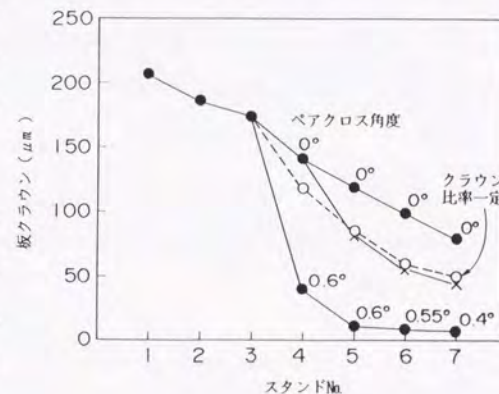


図 5.4 ペアクロスミルの適用スタンドの効果

5.4 冷間タンデム圧延機の形状・プロフィール制御のシミュレーション

冷間タンデム圧延機においても熱間圧延機と同様に前のスタンドでの張力分布、すなわち入り口の形状が出口に影響しないという仮定が成り立つとすれば、材料の塑性変形特性である形状変化係数を変えるだけで同様にシミュレーションが行えると考えられる。冷間圧延では板幅全体の断面プロフィールを変化させることは難しいと言われているが、形状の制御は種々の手段によって実現化されている。この節では冷間タンデム圧延機における形状制御手段として作業ロールベンダの特性の解析について述べる。

圧延機寸法を表5.1と同様として、圧延条件、形状変化係数を表5.4に示すように決めた。

表5.4 圧延解析条件

スタンド No.	原板	1	2	3	4	5
板幅	1,500 mm					
板厚 (mm)	3.2	2.0	1.2	0.72	0.50	0.45
圧延荷重 (ton)		1500.	1300.	1100.	900.	750.
張力 (kg/mm ²)		3.0	10.0	15.0	20.0	12.0
材料の縦弾性係数		全スタンド 21,000 kg/mm ²				
形状変化係数 (α)		0.90	0.90	0.95	0.95	0.95
作業ロールベンダ力 (ton/chock)		各スタンド 0~50 ton/chock				

ここでは、形状制御のシミュレーションの例を示すが、冷間圧延機にても板プロフィールの制御が可能であることを示す、板端部のプロフィール（エッジドロップ）の制御に関しては、後の章で詳述するため、板端部の塑性変形特性 $g(z)$ については考慮しないこととする。

図5.5に作業ロールベンダの適用スタンドの板クラウン変化への効果について

の解析結果を示す。

前スタンドではその変化は大きい、せいぜい $1\mu\text{m}$ 以下であり、クラウン制御はほとんど不可能であるという、従来より経験的に言われていたことがシミュレートされている。また、形状変化係数 α が熱間圧延に比べて大きいことから、前のスタンドでのクラウン変化は後ろのスタンドまで影響し、熱間圧延での場合とは異なる。

作業ロールベンダの操作による各スタンドでの形状の変化を図5.6に示す。同じベンダ操作量に対する形状の変化は後ろのスタンドほど大きく、また形状の変化はほとんどベンダを操作したスタンドでしか起こらず、実圧延機で観察される現象と一致している。これは、形状変化係数が熱間圧延に比べて大きく、次のスタンドの形状変化に影響する板クラウンの変化が熱間圧延に比べて非常に小さいためである。また、熱間圧延でのプロフィール制御のように多スタンドの重ね合わせ効果は期待できないため、種々の形態の形状

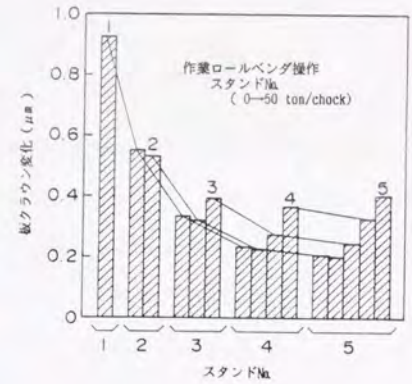


図5.5 冷間タンデムミルでの作業ロールベンダの効果 (適用スタンドの板クラウン変化への効果)

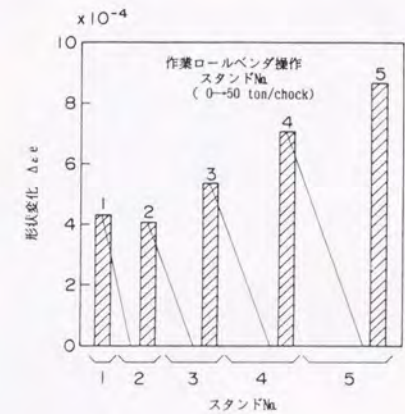


図5.6 冷間タンデムミルでの作業ロールベンダの効果 (適用スタンドの板形状変化への効果)

を最終スタンドだけで制御しなければならず、多機能の形状制御装置が要求されることが推測できる。

5.5 この章のまとめ

第2章で開発したプロフィール・形状推定モデルを、タンDEM圧延機でのプロフィール・形状特性を表す連続条件を設定して、タンDEM圧延機でのプロフィール・形状推定モデルに拡張した。このモデルによる解析によって以下の項目が明らかとなった。

- (1) 適切な形状変化係数、材料の縦弾性率などを適用することで、実タンDEM圧延機でのプロフィール・形状変化の特性を表すことが確認された。
- (2) このモデルによってプロフィール・形状制御装置の適切な適用スタンドの検討などが定量的に行え、工学的に有意義な情報が得られることがわかった。
- (3) 熱間圧延では、プロフィールの制御効果は中間スタンドの影響が大きく、形状に対しては最終スタンドでの制御機器の操作量のみでなく、最終スタンドまでのプロフィール変化にも影響されるため、形状・プロフィールの制御を関連させて考える必要がある。即ち、タンDEMミルでの多スタンドの組み合わせ効果がある程度期待できる。しかしながら、プロフィール制御を行うには非常に効果の大きい装置の導入が必要であり、形状制御には質的に高い制御能力が要求される。
- (4) 冷間圧延では、板端部を除いてプロフィールの制御は難しい。前スタンドの制御機器の効果は後方スタンドへはほとんど影響しない

ため、形状制御は最終スタンドで行う必要があり、質的・量的に大きな制御能力をもった装置が必要である。

即ち、熱間圧延、冷間圧延共に従来の制御装置より量的、質的に高いものが要求されることが明らかにされた。

また、実圧延機でのプロフィール・形状の変化の関係（形状変化係数）の定量化については、従来の研究では座屈限界との関係が明確に分離されているとは言えず、改めて検討の必要があると考えられる。圧延前後の形状の相関の有無についても系統的な考察が必要であり、今後、3次元的な塑性変形解析などの基礎的な研究に期待したい。