

論文 / 著書情報
Article / Book Information

題目(和文)	ペアクロス圧延機による冷延鋼板のエッジドロップ制御に関する研究
Title(English)	
著者(和文)	梶原哲雄
Author(English)	
出典(和文)	学位:博士(工学), 学位授与機関:東京工業大学, 報告番号:乙第3188号, 授与年月日:1998年5月31日, 学位の種別:論文博士, 審査員:
Citation(English)	Degree:Doctor (Engineering), Conferring organization: Tokyo Institute of Technology, Report number:乙第3188号, Conferred date:1998/5/31, Degree Type:Thesis doctor, Examiner:
学位種別(和文)	博士論文
Type(English)	Doctoral Thesis

ペアクロス圧延機による冷延鋼板の エッジドロップ制御に関する研究

梶 原 哲 雄

目 次

記号の説明

主な用語の説明

第1章	緒論	1
1.1	高機能クラウン・形状制御圧延機の発展	4
1.2	クラウン・形状の解析理論の発展	8
1.3	本研究の目的	10
1.4	本論文の構成	12
	参考文献	15
第2章	薄板の冷間クロス圧延の負荷特性	17
2.1	緒言	17
2.2	冷間クロス圧延における摩擦係数特性の検討	18
2.2.1	摩擦係数の異方性の考え方	18
2.2.2	螺旋研磨ロールによる圧延実験	19
2.2.3	アルミニウム円柱の圧縮・すべり実験	21
2.3	クロス圧延理論への摩擦係数異方性の導入	24
2.3.1	前提	24
2.3.2	基礎式	24
2.3.3	数値解法	25
2.3.4	変形抵抗と摩擦係数の計算法	27
2.4	冷間クロス圧延実験と解析結果	29
2.4.1	実験条件	30
2.4.2	実験結果	31
2.4.3	変形抵抗と摩擦係数の計算結果	33
2.4.4	実機スラスト係数の推定	38
2.4.5	考察	40
2.5	結言	46
	参考文献	47

第3章 冷間クロス圧延における鋼板の三次元変形特性	48
3.1 緒言	48
3.2 板の三次元変形の解析モデル	49
3.2.1 解析の前提	49
3.2.2 基礎式	50
3.2.3 数値解法	57
3.3 ロール変形の解析モデル	63
3.3.1 軸心たわみの解法	63
3.3.2 WRの扁平変形の計算式	65
3.3.3 板変形とロール変形の連成解析	68
3.4 解析結果	70
3.4.1 狭幅板の実験値や計算値との比較	70
3.4.2 広幅板の場合	77
3.4.3 弾塑性FEMによる解析結果との比較	82
3.5 モデル圧延実験による検証	88
3.5.1 実験	88
3.5.2 実験結果と解析結果の比較	89
3.6 結言	107
参考文献	108
第4章 冷延鋼板のエッジドロップに及ぼす圧延条件の影響	110
4.1 緒言	110
4.2 エッジドロップ発生特性の解析	111
4.2.1 ロール軸心たわみ	111
4.2.2 エッジドロップの発生特性	114
4.2.3 エッジドロップ特性に及ぼす圧延条件の影響	118
4.3 クラウン転写率とクラウン遺伝係数	123
4.3.1 クラウン転写率	123
4.3.2 クラウン遺伝係数	126
4.4 結言	129
参考文献	130

第5章	ベアクロス圧延機の実機圧延特性	1 3 1
5. 1	緒言	1 3 1
5. 2	実機タンDEM圧延設備	1 3 1
5. 3	実機負荷特性	1 3 6
5. 4	実機クロス圧延によるエッジドロップ制御特性	1 3 9
5. 4. 1	母板板厚プロフィルの影響	1 3 9
5. 4. 2	クラウン転写率とクラウン遺伝係数	1 4 6
5. 4. 3	クロス角制御の効果	1 4 9
5. 5	結言	1 5 6
	参考文献	1 5 7
第6章	結論	1 5 8
6. 1	薄板の冷間クロス圧延の負荷特性	1 5 8
6. 2	冷間クロス圧延における鋼板の三次元変形特性	1 5 9
6. 3	冷延鋼板のエッジドロップに及ぼす圧延条件の影響	1 6 0
6. 4	ベアクロス圧延機の実機圧延特性	1 6 1
付録 1	ベアクロス圧延機のクラウン制御原理	1 6 3
付録 2	板クラウン比率変化と形状の関係	1 6 5
付録 3	分割モデル解法におけるロールのたわみ係数	1 6 7
謝辞		1 7 1

記号の説明

本論文で用いる主な記号を以下に示す。なお、これ以外のものについては、その記号を使用する個所で、説明している。

[ロール]

D_w	: 圧延ロール直径	D_B	: 補強ロール直径
R_w	: 圧延ロールの半径	R'	: 偏平変形後の圧延ロールの等価曲率半径
E	: ヤング率	ν	: ポアソン比
θ	: クロス角 (ロール交差角の $1/2$)		
V_R	: 圧延ロールの周速度		
	V_{RX}	: ロールの圧延方向速度成分	
	V_{RZ}	: ロールの板幅方向速度成分	

[板関係]

Ψ	: 工具の研磨方向からとった工具と被加工材とのすべり角		
ψ	: 圧延方向からとった板とロールのすべり角		
Φ	: ロールの研磨方向と円周方向のなす角		
ϕ	: 垂直面からとったロール表面法線の角度 (圧延圧力角)		
$\Delta\phi$	: ロールの偏平変形による ϕ の変形前からの変化量		
V	: 板の速度	V_x, V_z	: 板の圧延方向速度成分, 板幅方向速度成分
H_0	: 入口板厚	H_1	: 出口板厚
h	: ロールバイト内の板厚	l_d	: 板とロールの接触投影長
B	: 板幅	ΔB	: 全幅広がり量
Δw	: 板幅各位置の幅方向移動量	r_e	: 圧下率
σ	: 板の一軸変形抵抗	k	: 板のせん断降伏応力
μ	: 摩擦係数, 摩擦応力と垂直圧力の比		
	μ_r	: 板がロール周方向に滑る場合の摩擦係数	
	μ_w	: 板がロール軸方向に滑る場合の摩擦係数	
	μ_x	: 摩擦応力の圧延方向成分と圧延圧力の比	
	μ_z	: 摩擦応力の板幅方向成分と圧延圧力の比	

[圧延特性]

P_0	: 全圧延荷重	P	: 単位幅圧延荷重
F_t	: スラスト力	T	: 圧延トルク
p	: 圧延圧力	f_s	: 先進率
μ_T	: スラスト係数 (スラスト力/圧延荷重)		

[応力・ひずみ]

$\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$	: 板内の圧延方向, 板厚方向, 板幅方向の各応力
$\sigma_{xe}, \sigma_{ye}, \sigma_{ze}$	: 出口の圧延方向, 板厚方向, 板幅方向の各応力
σ_b, σ_f	: 入口面, 出口面の分布張力
σ_{bo}, σ_{fo}	: 入口面, 出口面の平均張力 (外力)
$\tau_{xy}, \tau_{yz}, \tau_{zx}$	: 板内の各せん断応力
τ_x, τ_z	: 板面に働く圧延方向, 板幅方向の摩擦応力
$\varepsilon_x, \varepsilon_y, \varepsilon_z$	: 圧延によって生じた三方向ひずみ
$d\varepsilon_x, d\varepsilon_y, d\varepsilon_z$	: 圧延中の三方向ひずみ増分
γ_{yz}, γ_{zx}	: 板のせん断ひずみ
$d\gamma_{yz}, d\gamma_{zx}$	: 板内のせん断ひずみ増分
$\varepsilon_{xm}, \varepsilon_{xm'}, \varepsilon_m$	: 出口の平均張力条件を満たす圧延の平均伸びひずみ
η	: 板内の幅広がり係数 ($= -d\varepsilon_z / d\varepsilon_y$)

[クラウン・形状]

C_H, C_h	: 圧延前, 圧延後の板クラウン (中央板厚-各部板厚)
$\Delta \varepsilon_h$	: 板クラウン比率の変化量 ($C_h/H_1 - C_H/H_0$)
λ	: 板の急峻度 (%)
$\Delta \varepsilon_s$	: 圧延で生じた伸びひずみ偏差
C_P	: クラウン転写率 (ロール間隙プロファイルが板厚プロファイルに移る割合)
C_T	: クラウン遺伝係数 (圧延前の板厚プロファイルの圧延後への影響度)

[座標]

x	: 圧延板の出口面から入口方向にとった座標 (上からの投影平面上にて)
x'	: 圧延板の出口面から入口方向にとった座標 (ロールとの接触面の展開平面上にて)
y	: 圧延板の板厚中心から板厚方向にとった座標
z	: 圧延板の板幅中心から板幅方向にとった座標
z_e	: 板幅端面から板幅中心方向にとった距離

主な用語の説明

板厚プロフィール： 圧延方向に垂直な断面（板幅方向）の板厚分布をさす。板幅中央の板厚を基準にして板厚偏差分布で表示することが多い。本論文が対象とする板幅端部付近の板厚プロフィールを特別にエッジプロフィールと呼ぶことがある。

板厚偏差： 板幅中央の板厚を基準にした板幅方向の板厚偏差で、板幅中央の板厚よりも厚い場合を正值にとる。

板クラウン： 板幅中央板厚と特定の板幅方向位置の板厚差で定義されるが、板厚偏差とは逆に中央板厚より特定位置の板厚が薄い場合を正值にとるのが慣例である。表示方法は板幅端部からの距離を用いて、例えば C h 25（板幅端部から 25mm の位置）のように表わされる。

エッジドロップ： 板幅方向位置の特定の 2 点の板厚差で定義し、板幅端部からの距離を用いて、例えば E 25-10 のように表示する。エッジドロップは、板幅中央側の板厚より外側の板厚が薄い場合を正值にとる。

形状： 直接的には板の平坦度をさすが、平坦度と対応する板内の圧延方向の伸びひずみ偏差も総称して形状と呼ぶことが多い。本論文でも、両者を併せて形状と呼んでいる。平坦度が悪化した位置を指して、端伸び (Edge wave)、中伸び (Center buckle)、クォータ伸び (Quarter buckle) 中端伸び (Center buckle with waviness) と形状不良を種類分けする。

急峻度： 板の平坦度を表わす指標で長手方向の波の高さと波のピッチとの比を百分率 (%) で表示する。

伸びひずみ偏差： 圧延で生じた圧延方向の伸びひずみの平均値と板幅方向各位置の伸びひずみの偏差である。これらは弾性ひずみのオーダで出口の分布張力と対応する。業界内では、I-unit (1×10^{-5}) 単位がよく用いられる。

クラウン転写率：変形前の圧延ロール間隙の板幅方向分布(ロール間隙プロフィール)が，板厚プロフィールに転写する割合をさす．具体的には，圧延条件を固定して，ロール間隙プロフィールの変化量に対する板厚プロフィールの変化量の比率として計算する．

クラウン遺伝係数：圧延前の板厚プロフィールが圧延後の板厚プロフィールに及ぼす影響度を表わしたもので，圧延前の板厚分布が圧延後のものに残る現象を，あたかも親から子への遺伝に似ているとして名づけられた．具体的には圧延条件を固定して，圧延前の板厚プロフィールの変化量に対する圧延後の板厚プロフィールの変化量の比率として計算する．

クラウン遺伝係数が 1.0 とは，次の状態の場合である．

圧延後の板厚プロフィール＝（1－圧下率）×圧延前の板厚プロフィール

第1章 緒 論

1960年代における日本の経済発展とともに、鉄鋼業界にも大量生産に合致した大型・高速のタンデム圧延機の導入が進み、長手方向の板厚均一化を対象とした自動板厚制御システム¹⁾や計算機による自動設定制御技術も併せて導入され、圧延理論の活用の重要性が認識されるようになった。自動設定制御技術と圧延理論の発展、更には設備の大型化により生産性とともに製品の寸法精度（特に長手方向の板厚均一性）は大幅に向上したが、板幅方向の板厚精度（クラウン）や形状精度の飛躍的向上の実現には、更に10数年の年月が必要であった。この間、我国におけるクラウン・形状の理論研究²⁾や高機能クラウン・形状制御圧延機³⁾の発展は著しく、現在の日本の高い圧延技術水準を支えている。

しかし、最近の欧米、アジア諸国における新鋭設備の導入や国内のバブル経済の破綻により、圧延製品は品質・コスト競争に突入し、表1.1に示すように高生産性、高強度化や更なる歩留まり追求など高品質・低コスト化への動き⁴⁾が益々強まっている。高能率化のための高圧下・高荷重圧延によるロールの弾性変形の増大とともに、極限の歩留まり追求の要求から、クラウンやエッジドロップ（板幅端部付近での急激な板厚減少）など板幅方向の板厚精度の問題が再び浮上してきている。

冷間圧延で製造される自動車や家電製品、缶材などの薄鋼板に要求される特性のうち、最も基本的なものは図1.1に示す形状（平坦度）・寸法精度である。このうち、形状は冷間圧延後でもテンションレベラやスキンプラス圧延などの後処理工程で矯正が可能であり、これらの矯正設備は実際にも多く使用されている。一方、寸法精度とは、板幅精度、長手方向や板幅方向の板厚均一精度、更には板の長手方向真直精度などをさすが、これらは圧延後の矯正は困難であるため、薄板圧延工程で多くの制御が行われている。特に、薄板における長手方向や板幅方向の板厚精度は、圧延製品だけでなくそれを使用する最終製品の歩留りや精度、更には製造工程の自動化にも重大な影響を及ぼすため、現在でも最も重要かつ基本的な制御対象である。薄板冷間圧延では、板幅端部付近でのみ生じる材料の幅方向流れのため、エッジドロップだけが増大し、板幅端部の切り落としによる歩留り低下だけでなく、後工程（例えばスキンプラス圧延）での板破断の原因や最終製品製造の自動化の障害にもなるなど、弊害も顕在化しており、その改善手段の開発が重要となった。

本研究は、これらの背景のもとに、精密なクラウン・形状の解析理論と実験による冷間鋼板のエッジドロップ特性の定量的解明と、新しい制御手段の研究を行ったものである。

表 1. 1 薄鋼板の圧延に係わる寸法形状品質と操業技術の課題⁴⁾

用 途	趨 勢	品 質 課 題	操 業 課 題
自動車・電気 部品用薄鋼板	高強度化 薄物化 極低炭素鋼化 表面処理化	板厚精度 長手方向精度 板幅方向精度 平坦度 表面性状 疵 清浄性 粗度	高能率 高速 高歩留り 強圧下 低原単位 板厚精度 表面性状
メッキ用鋼板	薄物化	板厚精度 長手方向精度 板幅方向精度 平坦度 反り形状 表面性状 疵 清浄性 粗度 硬度	+ 高張力高速圧延 - 低張力安定圧延
ステンレス鋼板	薄物化	表面性状 光沢度 白色度 疵 板厚精度 圧延方向精度 幅方向精度 平坦度	
電磁鋼板	電磁特性 薄物化	板厚精度 平坦度 表面粗度	
電子部品用 薄鋼板	高強度化 薄物化	板厚精度 長手方向精度 板幅方向精度 平坦度 反り形状 残留応力 表面性状	

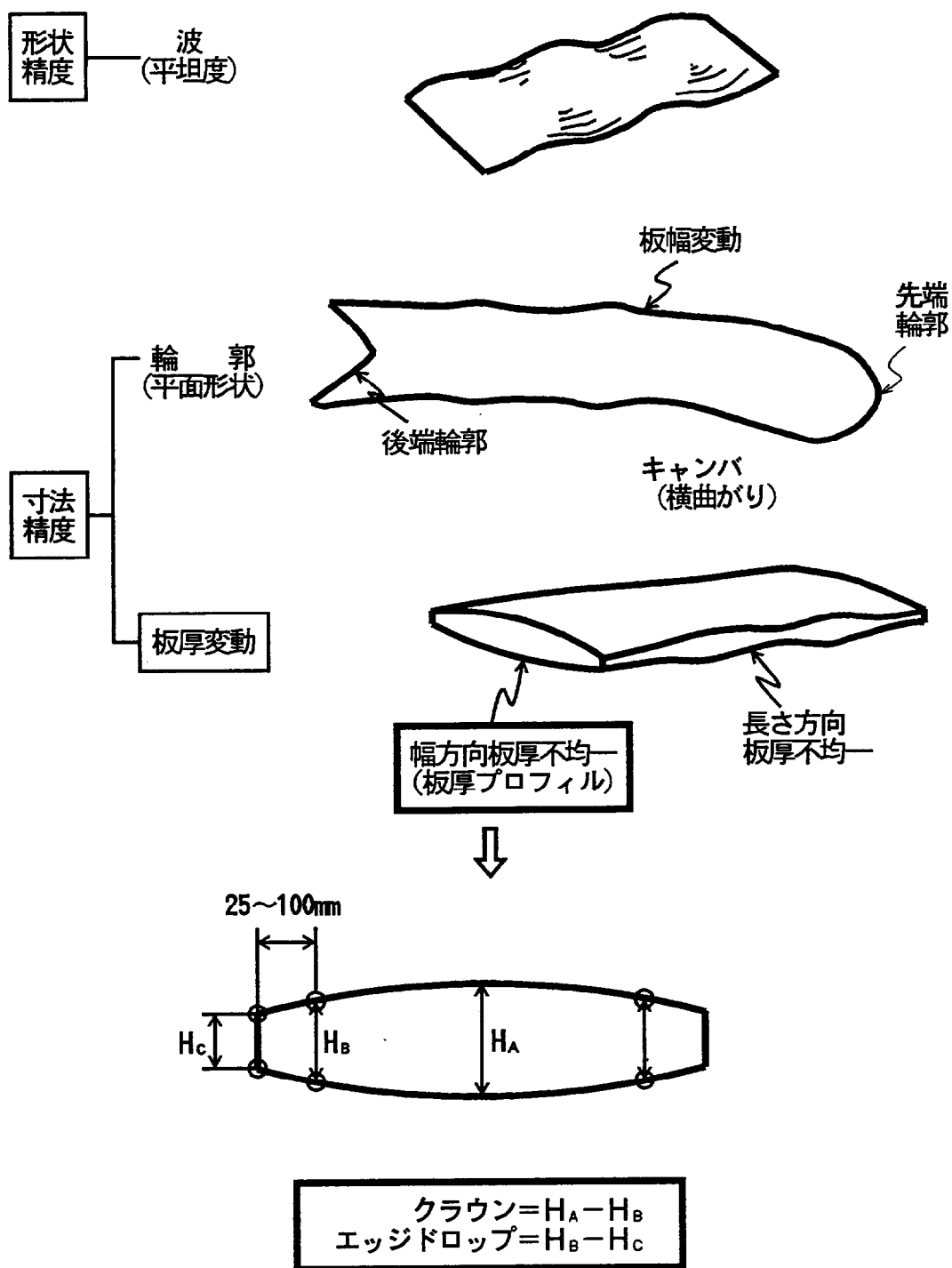


図1.1 圧延板の形状・寸法精度

1.1 高機能クラウン・形状制御圧延機的发展

板幅方向の板厚不均一は古くからロールのたわみの問題と認識され、量産圧延機としては初めて作業ロール（WR）のたわみを制御する目的でロールベンディング装置（1960）が開発された^{5) 6)}。これは装置そのものだけでなく、圧延荷重によるロールのたわみを外力で積極的に制御するという思想面からも画期的なもので、以後急速に普及しすべての圧延機に標準装備されるようになった。このハード技術によってロールのたわみやロール間隙を制御するという長年の夢の実現に触発されて、1970年代以降、日本を中心に相次いで高機能クラウン・形状制御圧延機と呼ばれる新型圧延機やロールの開発が行われ、圧延の技術革新が進められた。

図1.2はその代表的なものであり、制御手段で分類すると次のようになる³⁾。

(1) ロールベンド法

量産用のクラウン・形状制御圧延機として最初に実用化したのが、WRの両端に垂直方向の曲げ力を与え圧延荷重によるWRたわみを抑制する①WRベンディング（WRB）である。しかし、胴長とロール径の比が大きくなると曲げ効果が板中央に及ばなくなること、ネック軸受の負荷容量、ロール強度およびチョック強度などからベンディング力が制限される問題がある。そこで曲げ効果を高めるため、ロールチョックを2分割しそれぞれのチョックに独立してベンディング力を加える②ダブルチョックベンダ（DCB）⁷⁾、WRを曲がりやすくするため補強ロールに大きなクラウンをつけた③NBCM（New Backup roll Crowning Mill）⁸⁾も開発されている。ロールを水平面内で曲げると支持ロールに押し付けられた際に垂直面内でロール間隙差が生じるのを利用した④FFCミル（Flatness Flexible Control Mill）⁹⁾や、小径WRを水平方向に曲げて板に働くロールからの摩擦力の向きを変え、幅流れや単位幅圧延荷重分布を変えて、エッジドロップを小さくする⑤MEミル（Minimum Edge-drop Mill）¹⁰⁾も開発された。

(2) ロールシフト法

6段圧延機の間中ロール（IMR）を軸方向にシフトし、WRたわみを抑制するとともにWRベンディング効果を大きくした⑥HCミル（High Crown Mill）¹¹⁾が1970年代前半に出現し、冷間圧延を中心に国内外に普及している。この応用として、4段圧延機でWRを互いに軸方向にシフトする⑦WRS（Work Roll Shift）ミル¹²⁾があり、主にロールの摩耗やヒートクラウンの分散に効果がある。また、WRの一方端をテーパ状に加工しロールをシフトして板端をテーパ部で圧延する方法（Tapered Work Roll Shift）¹³⁾は本研究の対象であるエッジドロップ制御にも使われている。IMRまたはWRに三次曲線状のカーブをつけてロールを上下で点対称にシフトする⑧CVCミル（Continuous Variable Crown Mill）¹⁴⁾もある。

(3) ロールクラウンアジャスト法

BUR自体の表面プロファイルを可変にしてWRのたわみを制御しようとするものに、アーバーに焼嵌めしたスリーブの膨脹量を油圧で制御する⑨VCロール (Variable Crown Roll)¹⁵⁾、油圧の代わりにロール両端部に挿入したテーパピストンの移動でスリーブの膨脹量を制御する⑩TPロール(Taper Piston Roll)¹⁶⁾、クランク状の偏心軸に複数のころがり軸受を嵌合したものをスリーブに内蔵し、偏心軸の位相を変えてクラウンモードを制御する⑫MCロール(Multi Crown Roll)¹⁷⁾ などが開発されている。小径WRをクラスタ構造で支持する圧延機で複数のころがり軸受を直接BURにし、個々の押出し量を、内輪内部の偏心ブッシュの位相を変えて制御する⑬CRミル (Cluster type Rolling Mill)¹⁸⁾ はステンレス鋼板の冷間圧延に多く用いられている。

(4) ロールクロス法

ロール同士をクロスさせると、交点を原点としてロール間隙がほぼ放物線状に開口する。WR間隙の開口量はクロスさせる方式やロールサイズによって異なるが、1例として図1.3に示すように、わずかなクロス角で大きなWR間隙プロファイルの制御量が得られる特徴がある。このメカニズムを利用してクラウンを制御する構想は古くからあった¹⁹⁾ が、ロール間で発生する巨大なスラスト力が問題であった。⑬ペアクロス圧延機 (PCミル=Pair Cross Mill)²⁰⁾ は、ロールスラスト力の発生源を板とWR間だけになるようWRとBURを平行にし、かつ上下のペアロールを圧延板面内でクロスすれば、スラスト力が設計可能なレベルになることを解明して開発されたもので、国内外の熱間圧延設備に普及している。

これらのハード面の進歩と並行して、1968年、Shohet & Townsend⁶⁾ は板を長手方向に短冊状に分割して、それぞれに二次元(板幅方向には平面ひずみ条件とした)圧延理論を適用し、分割モデルによる4段圧延機のロール変形の解析と連成して、熱間圧延における厚板のクラウン・形状に対するロールベンディング効果の解析を行った。この方法は板の変形解析に二次元圧延理論を用いている問題はあるが、計算論理が極めて明快で計算機に適した解法であったため急速に普及・発展し、以後の形状・クラウン制御システムや高機能新型圧延機の開発を支える理論計算の重要なツールになった。ただし、本研究で対象とするエッジドロップなどの詳細な評価には、十分とは言えない(1.2節参照)。

筆者は、これらの高機能圧延機のうち、開発に参画したMCロール、CRミル、PCミルのクラウン・形状制御性能の理論解明や実験検証に携わってきた^{21)~23)}。本論文は、これらの研究を発展させ、特に冷間鋼板のエッジドロップと形状について、その発生特性の解明と制御手段の研究を行ったものである。

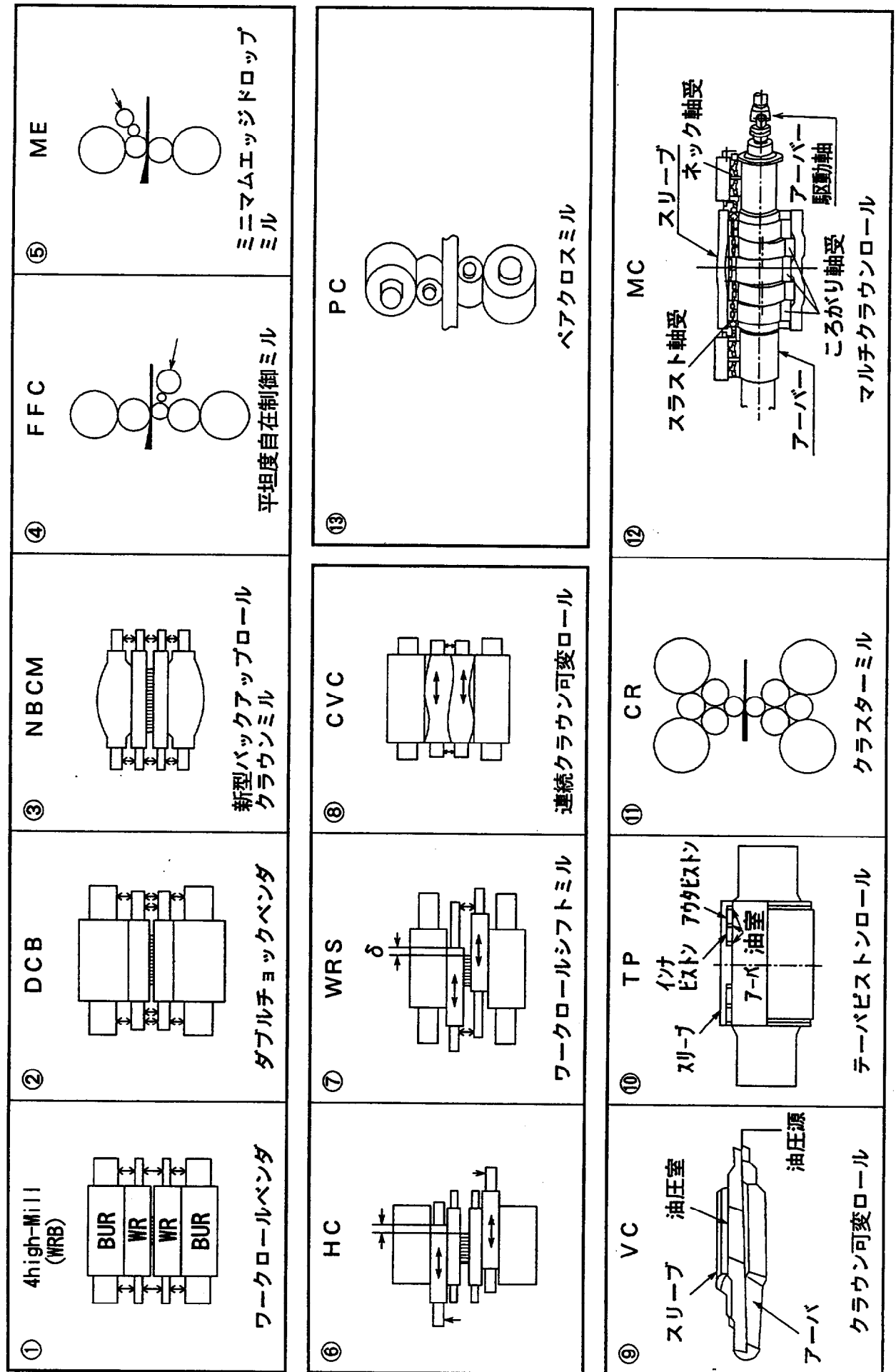


図 1. 2 各種板形状制御圧延機、装置³⁾

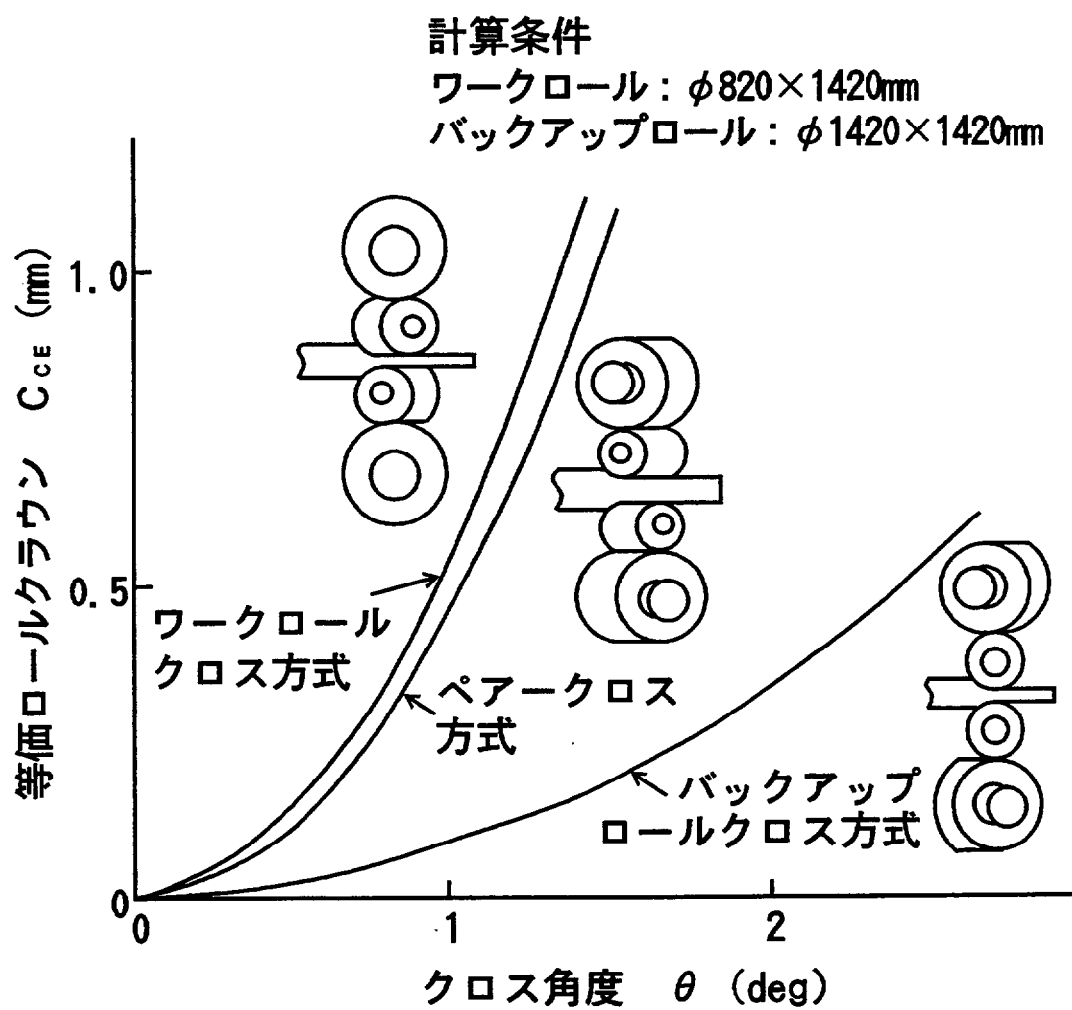


図1.3 各種ロールクロス方式と制御クラウン量

1.2 クラウン・形状の解析理論の発展

本研究の題目でもあるエッジドロップは、圧延された鋼板の板幅方向の板厚分布のうち板端からせいぜい25～100mmまでの領域での急激な板厚減少をさし、板厚プロフィールと呼ぶ全体の板厚分布の代表値であるクラウンに対し、エッジクラウンと呼ばれることもある。すなわち、エッジドロップの解析理論はクラウン・形状の解析理論と同じであり、得られる板厚プロフィールや伸びひずみ偏差のうちどの部分の解析精度を重要視するかで解析モデルが若干変わってくる程度である。従来からエッジドロップは、板からの圧延ロールへの負荷領域が板幅分しかないため、ロールの板幅端部付近の偏平変形（凹み変形）量が急激に減少（すなわちロール間隙が減少）すること、及び板幅端部での材料の幅方向流れによる単位幅圧延荷重の低下がこの周辺の偏平変形量を減少させることの相乗効果により増大していることが知られている。従って、エッジドロップの解析では、板端付近の幅流れと板と接するWRの表面プロフィールの精密な取り扱いが重要と考えられている。

このような板厚プロフィールの解析に、計算機を用いて圧延機の弾性変形条件と板の塑性変形条件を満足する連成解を求める方法を示したのは塩崎²⁴⁾と前述のShohet & Townsendである。前者は板の塑性変形解析に二次元モデルを用い、前後方の分布張力の影響やロールのせん断変形も無視しているため実際に得られる板厚プロフィールを説明できない。一方、後者は、板の塑性変形に二次元モデルを使用していることやロールの変形影響係数に集中荷重による解を使用している以外は、ほぼ現在も使用できる形態を整えている。

薄板のクラウン・形状に対して板の幅流れの重要性が認識され、計算機を用いた本格的な現象解明研究は、1970年代に開始されている。当初は、板厚方向に均一変形を仮定したスラブ法によるものが中心で、まず鈴木ら²⁵⁾による三次元変形解析が知られている。また戸澤ら²⁶⁾は、より精密な近似的三次元解析モデルを提出し、池田ら²⁷⁾は更に仮定を少なくして解析している。しかし、いずれも数値計算技術の問題からか、実機サイズの板の解析やロール弾性変形との連成解析には至っていない。

このため、戸澤らは三次元変形解析モデルに簡易化したものを使用し、ロール弾性変形との連成解析²⁸⁾を行っている。松本ら²⁹⁾は、三次元変形解析の計算技術や計算効率の問題に対し、二次元モデルに板の幅流れの影響を簡易的に導入した二次元拡張モデルを提出している。筆者は、三次元変形解析の計算技術の問題は、境界値問題を初期値問題として解くため収束性が悪くなる点にあることに着目し、流線上の幅方向ひずみ増分を幅流れ関数で仮定し、幅方向力の釣合い式を各流線上の幅流れ関数の比例定数の連立一次方程式に変換して解く方法を提出した³⁰⁾。これらの方法は計算効率がよく板全体のクラウン解析には有効であるが、板幅端部での幅流れの精密解析が重要なエッジドロップの現象解明に

は、必ずしも十分とは言えない。

1980年代に入ると、計算機の急速な進歩と普及により板の三次元変形を少ない仮定で厳密に解析できる剛塑性FEMの適用が、熱延を中心に進められた。解法には、ラグランジュ乗数法³¹⁾、ペナルティ法³²⁾、圧縮材料特性法³³⁾などが提出され、薄板圧延の各種現象解明に適用されつつある。しかし、冷間圧延のように降伏応力が高い板に対しても、本来弾性変形域である入口域や出口域の材料も剛塑性体として扱う問題のほかに、数値計算に長時間を要するなど実用面での問題もかかえている。

もう一方のロールの弾性変形のうちWRの偏平変形は、戸澤ら³⁴⁾のWRを半無限体とした解析を始めに、円柱としての補正項を加えた解析^{35, 36)}、更には弾性FEM³⁷⁾を使用する方法が提出されている。多段ロールのたわみは、Shohetらの分割モデル解法⁶⁾が一般化され、ほとんどの解析に使用されている。ロールの弾性変形に関しては、荷重分布が与えられればほぼ正しい解が得られる状況にあると考えられる。

以上に述べたクラウン・形状に関する連成解析法は表1.2のようになる³⁸⁾。

表1.2 各種連成解析手法の構成³⁸⁾

	WRたわみの 取扱い	WRと被圧延材間の 偏平変形取扱い	被圧延材の塑性変形の 取扱い
Shohet et al(1968)	分割モデル	——	二次元スラブ法
松本ほか (1982)	分割モデル	修正半無限体式	二次元スラブ法 (拡張)
戸澤ほか (1982)	分割モデル	半無限体式	三次元スラブ法 (簡易化)
梶原ほか (1990)	分割モデル	修正半無限体式	三次元スラブ法 (幅流れ関数)
山田ほか (1990)	分割モデル	修正半無限体式	三次元剛塑性FEM(圧縮特性法)
豊島ほか (1990)	分割モデル	半無限体式	三次元剛塑性FEM(ペナルティ法)
柳本ほか (1990)	分割モデル	三次元弾性FEM	三次元剛塑性FEM(ラグランジュ乗数法)
本 研 究	分割モデル	修正半無限体式	三次元スラブ法

1.3 本研究の目的

表1.3に示すように、冷延は熱延に比べ板厚が薄く、変形抵抗も高い。板厚プロフィール制御も、板幅全域（クラウン）を対象とする熱延と異なり、冷延では板幅端部のエッジドロップが主対象である。このため、ロールの曲げや全長にわたるロールクラウンは、エッジドロップの低減にはあまり効かないと考えられ、圧延ロールの一方端をテーパ加工し、この部分で板幅端部を圧延するよう、上下点対象に配置した圧延機（T-WRSミル）^{39) 40)}や、圧延前の板を幅圧延して板幅端部の板厚を厚くしておく方法が開発⁴¹⁾されている。前者は、特殊加工ロールの使用と位置合わせのためのロールシフトが必須であるが、シフト速度が遅く連続圧延では位置合わせまでに圧延した先後端の板厚精度が悪くなる欠点があり、応答性に優れた方法が望まれる。後者は、板が座屈するため薄板には適用できない。

筆者は、（熱延用）ペアクロス圧延機で珪素鋼板のクラウンを小さくするよう圧延すると、付随的にエッジドロップも減少する傾向⁴²⁾になることに着目した。図1.4に示すようにペアクロス圧延機は基本的に4段圧延機で、WRとこれを支承するBURは平行を保ち、これをペアロールとして上下のペアロール同士を圧延板面内で互いにクロスさせるものである。クロス角はペアロール同士の交差角の1/2で定義されるが、実用上の必要クロス角は最大でも1.5度以下である。すなわち、連続圧延において、コイル間で変更すべきクロス角は極めて小さく、所要時間も数秒で良く応答性に優れている。しかし、冷間圧延でクロス圧延を行った実績はなく、しかもペアクロス圧延機の冷延鋼板のエッジドロップ低減手段としての有効性も確認されていない。

本研究では、ペアクロス圧延機の冷間圧延への適用の可能性とその有効性を探り、クラウン制御と同様に、操作が容易で、かつ応答性と汎用性に優れた新しいエッジドロップ制御手段を提出することを目的とし、まず

- (1) 冷間クロス圧延の負荷特性の解明
- (2) 冷間クロス圧延における鋼板の三次元変形特性とエッジドロップ特性の解明
- (3) エッジドロップに及ぼす各種圧延条件の影響の解明

を目指して研究を進めた。この基礎として、鋼板のエッジドロップ特性の理論解明を行うため、三次元スラブ法の課題であった解析精度と境界値問題としての収束性に対し、仮定を極力少なくし、かつ条件式や境界条件を差分式化して連立一次方程式として解く方法を提出し、計算の高精度化、効率化と安定化を図っている。

次いでこれらの成果に基づいて建設した実機冷間タンデム圧延機で

- (4) 冷延ペアクロス圧延機の実機圧延特性とエッジドロップ低減効果の実証
- を行った。本論文は、これらの内容をまとめたものである。

表 1.3 熱延と冷延の特徴比較

	熱 間 圧 延	冷 間 圧 延
製 品 板 厚	1.2～2.0mm	0.2～3mm
平均変形抵抗	100～200MPa	300～700MPa
張 力	0～10MPa	50～200MPa
摩 擦 係 数	0.3前後	0.05前後
幅方向板厚偏差 目 標	板厚の3～6% 3%以下(50μm以下)	板厚の2～4% 1%以下(10μm以下)
板厚プロファイル 幅方向	放物線状(厚物) 	エッジドロップ形 

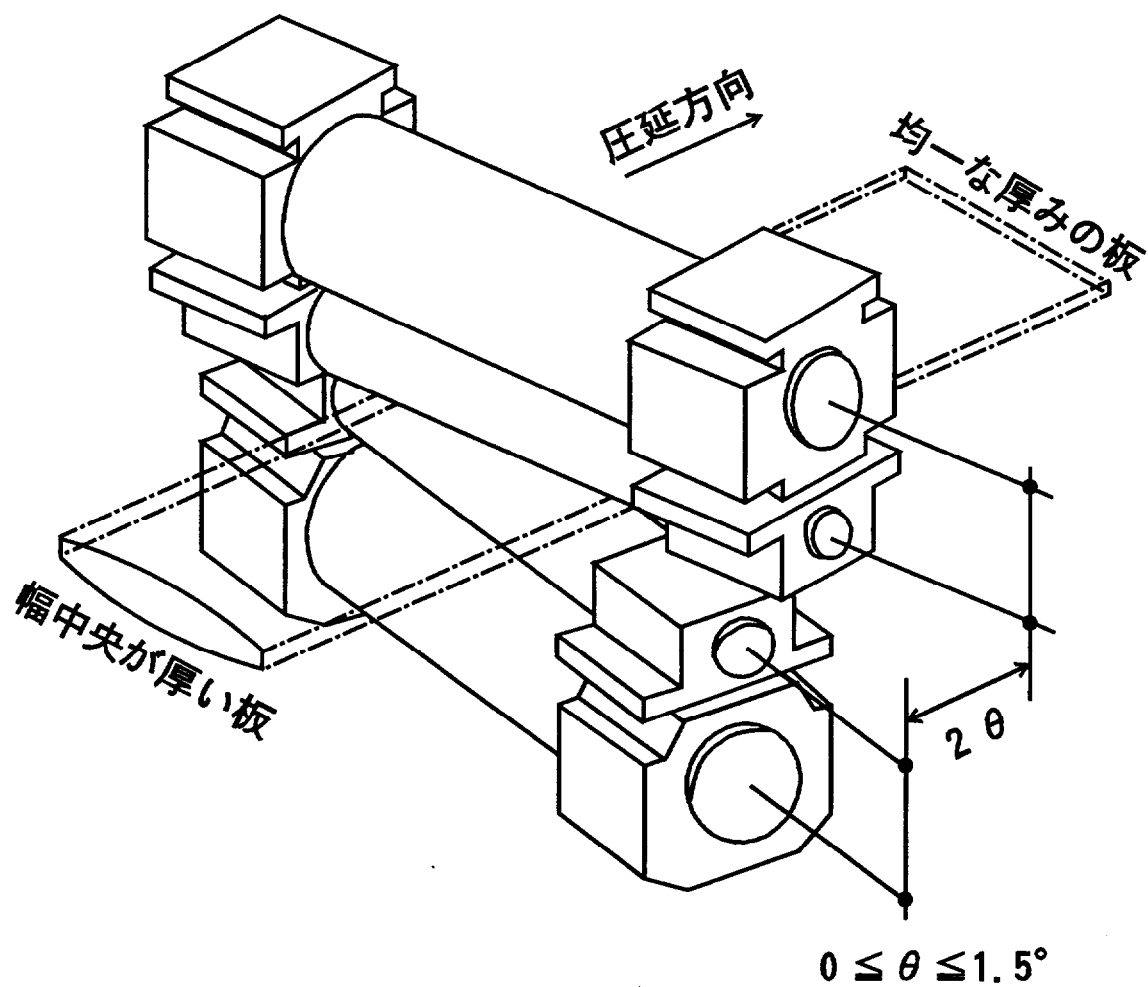


図1.4 ペアクロス圧延機のロール構成

1.4 本論文の構成

本論文は、「ペアクロス圧延機による冷延鋼板のエッジドロップ低減に関する研究」をまとめたものであり、6章から構成されている。本論文の各章の概要は次のとおりである。

第1章「緒論」では、ペアクロス圧延機を冷間圧延におけるエッジドロップ低減手段とするための本研究の背景と必要性、およびその目的を述べた。

第2章「薄板の冷間クロス圧延の負荷特性」では、ペアクロス圧延機を冷間圧延に適用する可能性を探るため、冷間クロス圧延の負荷特性の実験と解析結果を行った。

クロス圧延では、圧延方向だけでなく板幅方向にもロールと板のすべりが生じるため、すべり方向によって摩擦係数が異なる異方性の存在を指摘し、その特性式を仮説として提出した。この特性式を組み込んで、二次元均一変形理論（スラブ法）に基づいた冷間クロス圧延の理論解析モデルを作成した。モデル圧延機による実験と解析から、ロールバイト内では摩擦係数の異方性はあるが絶対値が小さく、スラスト力は最大限に見積もっても、設備設計上問題ない値に抑えられることを明らかにした。また、圧延荷重や先進率に及ぼすクロス角の影響はなく、基本的な圧延制御は従来の平行ロールの圧延機と変わらないことを示した。本検討の結果、冷延用ペアクロス圧延機の適正な設計値の見積り方法や、制御の考え方が明快になった。

第3章「冷間クロス圧延における鋼板の三次元変形特性」では、冷延鋼板のエッジドロップ発生特性を解明し、ペアクロス圧延機による制御の有効性や設計指針を得るための解析モデルを提出した。まず高精度かつ高効率な圧延鋼板の三次元変形の解析手法として、前章で導いた摩擦係数の異方性特性式を組み込んだ三次元スラブ法を開発し、圧延方向および板幅方向の力の釣合い式、せん断応力表示式を差分式化し連立一次方程式として解く方法を提案した。また、境界条件として板の出口位置における圧延板の三方向拘束状態を考察し、板の形状（伸びひずみの板幅位置の偏差）と出口の分布張力の関係式（板の等価弾性係数）を導出した。次に、ロール群の弾性変形解析と連成して、エッジドロップや形状の解析法も提出した。これらの解析法の有効性は、他のスラブ法による計算結果、三次元弾塑性FEMによる計算結果、およびモデル圧延機による鋼板の圧延実験結果と計算結果の比較により確認した。

本章での検討により、冷間圧延における薄鋼板の三次元変形特性やエッジドロップの解析法を提案し、ペアクロス圧延機でクロス角を変えて圧延するときのエッジドロップ量、伸びひずみ偏差や板幅端部付近の幅流れなど、計算によって得られた鋼板の変形特性が実験的に検証され、その有効性が確認できた。更に、この解析法により実機サイズの板まで効率よく、しかも安定して解が得られることも確認できた。

第4章「冷延鋼板のエッジドロップに及ぼす圧延条件の影響」では、実機的设计指針を明らかにするため、3章で提出した解析モデルを用いて、エッジドロップの基本特性を検討した。まず、ペアクロス圧延機の大きなクラウン制御能力により、実機でも板厚プロファイルはエッジアップ状にまで変化することを確認し、次にエッジドロップやロール間隙分布が板厚分布に移る割合（クラウン転写率）に及ぼす板厚、圧延ロール径、圧下率など各種圧延条件の影響を明らかにした。その結果として、エッジドロップの発生領域やクラウン転写率は板厚が厚いほど大きくなり、タンデム冷間圧延機では、前段でエッジドロップ制御するのが有効であることを示した。更に、実機で想定される範囲では、圧延ロール径はエッジドロップ特性にあまり影響せず、ペアクロス圧延機のようにクラウン制御能力が大きい圧延機では、圧延ロール径の選択に自由度が広がることも明らかにし、実機設計の指針が得られた。

第5章「ペアクロス圧延機の実機圧延特性」では、新たに建設した実機冷間タンデム圧延機（5スタンド）の前段3スタンドをペアクロス圧延機として、圧延特性とエッジドロップ低減効果の検証を行った。圧延特性に関しては、圧延荷重や圧延トルクのクロス角依存性はほとんど無く、スラスト係数もロール粗度によって異なるが、最大でも6%程度であり、理論予測どおりであった。エッジドロップ低減効果については、前段3スタンドのクロス角制御によって断面がほぼ矩形な鋼板を製造できることを実証した。また、3章で提出した解析モデルによるクラウン転写率およびクラウン遺伝係数を用いると、実機のエッジドロップも簡易式で予測可能であり、今後のエッジドロップ制御のための数式モデルとして使用できる可能性があることを示した。

第6章「結論」では、本研究で得られた成果を総括した。

第1章 参考文献

- 1) W. C. F. Hesselnerh & R. B. Sims : Proc. Instn. Mech. Engrs. 166 (1952), 75.
- 2) 中島浩衛 : 鉄と鋼, 79-3 (1993), 31.
- 3) 中野恒夫 : 同上, 79-3 (1993), 80.
- 4) 鍵田征雄 : 東京工業大学学位論文, (1991), 5.
- 5) M. D. Stone & R. Gray : Iron Steel Engr., Aug. (1965), 73.
- 6) Shohet, K. N. & Townsend, N. A. : J. Iron Steel Inst., 206-11 (1968), 1088.
- 7) 本城恒・木崎皖司・宮坂清人 : 塑性と加工, 23-263 (1982), 1132 .
- 8) 渡辺英一・本郷政信・西本正則・徳永幹恵 : 塑性と加工, 23-263 (1982), 1139.
- 9) 鍛本紘・塩崎宏行・藤田文夫・木崎皖司・佐藤一幸 : 塑性と加工, 23-263 (1982), 1259.
- 10) 倉橋隆郎・早稻田孝・中村充・貞広真二・加藤平二 : 塑性と加工, 31 (1990), 632.
- 11) 梶原利幸・藤野伸弘・西英俊・志田茂 : 日立評論, 56 (1974), 919.
- 12) 中西恒夫・杉山徳治・飯田芳彦・西村貞夫・栗津原博 : 日立評論, 67 (1985), 275.
- 13) 北村邦夫・鍵田征雄・菅沼七三雄・中西敏彦・豊島貢 : 川鉄技報, 23-4 (1991), 265.
- 14) K. Klama : Stahl u. Eisen, 104-22 (1984), 1167.
- 15) 原千里・山田純造・広岡栄司・滝川敏二・益居健・安居栄蔵 : 住友金属, 33 (1981), 313.
- 16) 加藤平二・関剛・二反田正夫・樋口均一 : 石播技報, 26-6 (1986), 360.
- 17) 橋本正一・梶原哲雄・松田裕 : 三菱重工技報, 34-5 (1997), 362.
- 18) 中野恒夫 : 140回塑性加工シンポジウムテキスト, (1992). 37.
- 19) Singer, A. R. E & O' Brien J. J. : J. Iron Steel Inst., Dec. (1962), 1003.
- 20) 大森舜二・塚本頼彦・日野裕之・中島浩衛・中沢吉 : 塑性と加工, 28-321 (1987), 1067.
- 21) 橋本正一・梶原哲雄・柳沢栄一・松田裕 : 塑性と加工, 38-440 (1997), 1032.
- 22) 川並高雄・山本普康・橋本一義・中野恒夫・大森舜二・梶原哲雄 : 三菱重工技報, 21-6 (1984), 851
- 23) 大森舜二・梶原哲雄・葉山安信・西崎純一・岩谷浄 : 塑性と加工, 29-325 (1988), 123.
- 24) 塩崎宏行 : 塑性と加工, 9-88 (1968), 315.
- 25) 鈴木弘・都築信男・津田統 : 機講論, 710-2 (1971), 241.
- 26) 戸澤康壽・中村雅勇・石川孝司 : 塑性と加工, 17 (1976), 37.

- 27) 池田充宏・松本紘美・川並高雄：37回塑加連講論，(1986)， 1.
- 28) 戸澤康壽・石川孝司・岩田徳利：塑性と加工， 23-263 (1982)， 1181.
- 29) 松本紘美・中島浩衛・菊間敏夫・上掘雄二：塑性と加工， 23-263 (1982)， 1201.
- 30) 梶原哲雄・大森舜二・荒谷博史・小川幸保：平 2 塑加春講論，(1990)， 73.
- 31) 柳本潤・木内学：41回塑加連講論，(1990)， 67.
- 32) 豊島史郎・池田昌則：41回塑加連講論，(1990)， 71.
- 33) 山田健二・小川茂・阿高松男・菊間敏夫：41回塑加連講論，(1990)， 63.
- 34) 戸澤康壽・上田雅信：塑性と加工， 11-108 (1970)， 29.
- 35) 中島浩衛・松本紘美：24回塑加連講論，(1973)， 29.
- 36) 河野輝雄・長谷登・西野隆夫：住友金属， 32-3(1980)， 277.
- 37) 柳本潤・木内学：塑性と加工， 32-367 (1991)， 1007.
- 38) 柳本潤：塑性と加工， 33-372 (1992)， 13.
- 39) 福武諄・釜瀬敏秀・実川正治・社領武・尾崎大介・藤田文夫：NKK技報， 134 (1991)，
36.
- 40) 北村邦雄・竹林克浩・鍵田征雄・菅沼七三雄：CAMP-ISIJ， Vol. 5(1992)， 479.
- 41) 田添信広・松沼世津雄・河村国夫・五十嵐泰生・岡田浩幸：CAMP-ISIJ， Vol. 5(1992)，
475.
- 42) Nishibayashi, S., Hatae, S., Haga, M. & Hirase, K. : Iron Steel Engr., Oct
(1986)， 49.

第2章 薄板の冷間クロス圧延の負荷特性

2.1 緒言

強力なクラウン制御能力を有するペアクロス圧延機¹⁾は、多くの熱間仕上げ圧延ラインに導入され、その性能も実証されている²⁾が、冷間圧延での実績は全くない。ペアクロス圧延機では、ロールをすべて平行に配置した通常の圧延機とは異なり、板の進行方向と圧延ロールの周速方向がクロス角だけずれている。このため、圧延中の板とロールのすべり方向は圧延方向からずれ、板幅方向にもすべり成分が発生する。

ロールをクロスすることにより発生するロール間の放物線状の間隙分布を、板幅方向の板厚分布(以下、板厚プロファイルと呼ぶ)の制御に利用する発想は古くからあり、1932年に特許³⁾が出され、1960年にはSingerら⁴⁾が小型の圧延機で冷間圧延実験を行っている。これらは、それぞれ補強ロールだけをクロスする方式や、圧延ロールだけをクロスする方式であったが、Stoneら⁵⁾はSingerらの実験結果から、ロールクロス方式はスラスト力が大きく、金属圧延分野での実用的なクラウン制御方法としては成立しないだろうと述べている。このスラスト力は、圧延ロールと補強ロールが互いにクロスする場合のものであり、ペアクロス圧延機では、圧延ロールと補強ロールを平行にして、このスラスト力の発生を無くしている¹⁾。しかし、板とロールの間でも、類似の現象が生じるであろうことは容易に想像される。

筆者らは、クロス圧延では、摩擦応力の板幅方向成分が板の表裏面で互いに逆向きであるため、熱間圧延では板がせん断変形してスラスト力の発生を抑制していることを示した⁶⁾。しかし、冷間圧延では板厚が薄く変形抵抗も高いため、この効果は期待できず、スラスト力だけでなく圧延荷重や先進率などにもクロス角の影響が現れることが懸念された。

本章では、ペアクロス圧延機を冷間圧延へ適用するに当たって、冷間クロス圧延の負荷特性を解明し、適正設計値の見積り方法や基本的な圧延制御の考え方を明快にすることを目的とする。このため、板とロールのすべり方向が摩擦係数に及ぼす影響をモデル実験で調べ、この特性を考慮したクロス圧延の負荷特性の解析モデルを提出する。更に、モデル圧延機による実験結果と解析結果に基づいて、冷間クロス圧延特性を検討し、熱間クロス圧延との比較についても若干述べる。

2.2 冷間クロス圧延における摩擦係数特性の検討

2.2.1 摩擦係数の異方性の考え方

クロス圧延では、図2.1に示すように、ロール周速 V_R と板の速度 V の方向は巨視的にはクロス角 θ だけずれているため、ロールバイト内で板とロール間に幅方向すべり成分が存在する。ロールは周方向に研磨されているため、粗さのうねりは周方向よりもロール軸方向の方が大きい。また、板とロールの速度差が大きい遅進域入口では、すべり方向はほとんど周速方向に近いので、ショットブラスト加工ロールのように粗さの方向性がない場合でも、板表面には周速方向の微細溝が発生する。この後、板とロールの速度差が減少しすべり方向がより板幅方向を向くと、掘り起こしやならし加工のため摩擦係数が増大する可能性がある。本報では、これを摩擦係数の異方性と呼び、研磨方向を周方向から傾けた螺旋研磨ロールによる平行ロール圧延実験とアルミニウム円柱の圧縮・すべり実験で検討した。

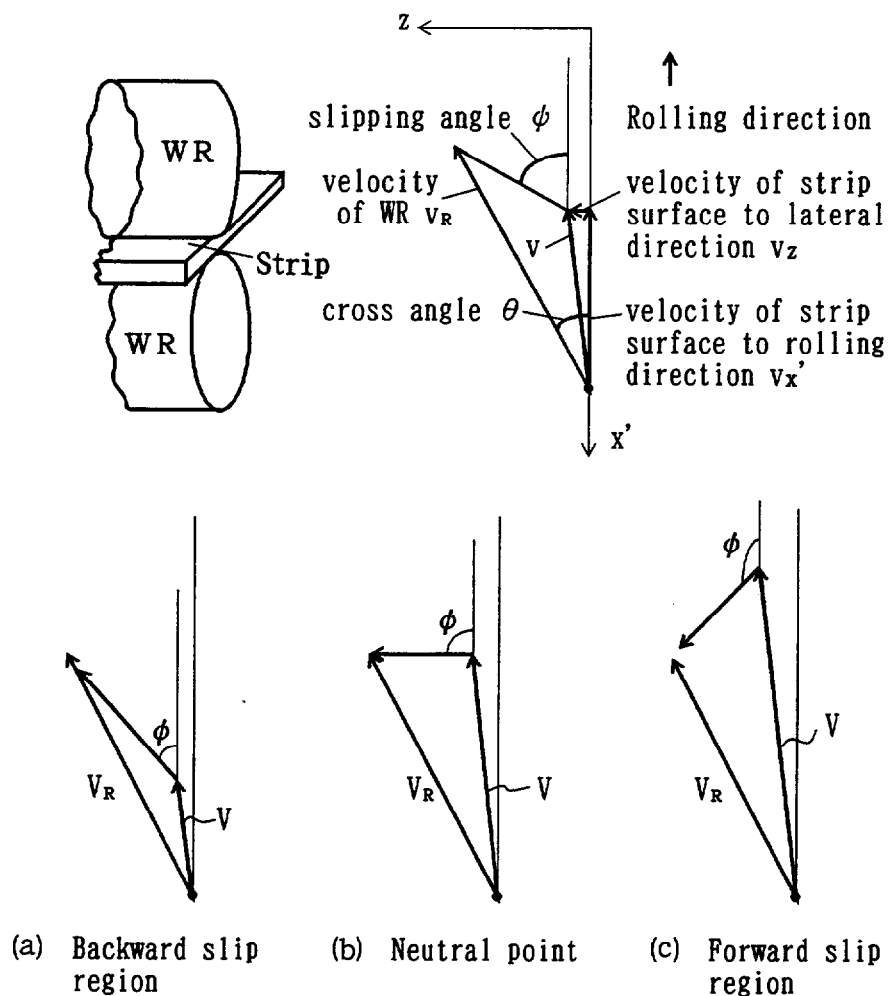


図2.1 クロス圧延におけるロールと板のすべり角

〔本図は板とロールの接触面を展開したものであるため、
 $x'z$ 面は xz 面に対し圧力角 ϕ だけ傾いている。〕

2.2.2 螺旋研磨ロールによる圧延実験

圧延状態で、研磨方向とすべり方向が異なる場合の摩擦係数の変化特性を調べるため、図2.2示すような螺旋研磨ロールを用いて、表2.1の条件で平行ロール圧延実験を行った。なお、ロール粗度は、レプリカ法を用いて研磨目に対して直角方向に測定した。潤滑は、動粘度がそれぞれ、30, 100mm²/s (40℃) の鉱油系圧延油をロールと板に塗付する2条件とした。圧延の摩擦係数は、後述する解析方法で圧延荷重と先進率から逆算して求めた。

表 2.1 斜め研磨ロールを用いた平行ロール圧延の実験条件

Mill type	: 2 Hi mill	Strip	: SPCC 1.0 ^t ×30 ^w mm
WR	: φ100×120mm	Reduction in thickness	: 20%
Grinding angle Φ	: 0, 25, 50, 90deg	Front/back tension	: 0/0MPa
WR roughness	: 2.4~2.8 _{μm} Rmax	Rolling speed	: 12m/min
		Lubrication	: mineral oil
			30, 100mm ² /s(40℃), neat

図2.3に、ロール研磨方向の円周方向からの角度Φと摩擦係数の関係を示す。平行ロール圧延であるので、板とロールのすべり角は0°（遅進域）、または180°（先進域）であるが、Φが大きくなるにつれ摩擦係数は増大し、次第に飽和する傾向がある。これは、圧延材とのすべり方向に対し、ロール研磨目の角度Φが大きくなると摩擦抵抗が大きくなること、及び研磨目にトラップされた圧延油の導入量が増加し、高粘度油ほど摩擦係数の低下が大きいことが合わさった結果と考えられる。この実験から、冷間圧延ではロールの研磨方向とすべり方向が異なると、摩擦係数の異方性が顕在化することが確認できた。

(注) 圧延後のロールは表面を研削加工し、所定の軸方向プロフィール（ロールクラウン）と粗度に仕上げて再使用する。圧延業界では、この作業を研磨と呼ぶことが多いため本論文でも、研磨で統一した。

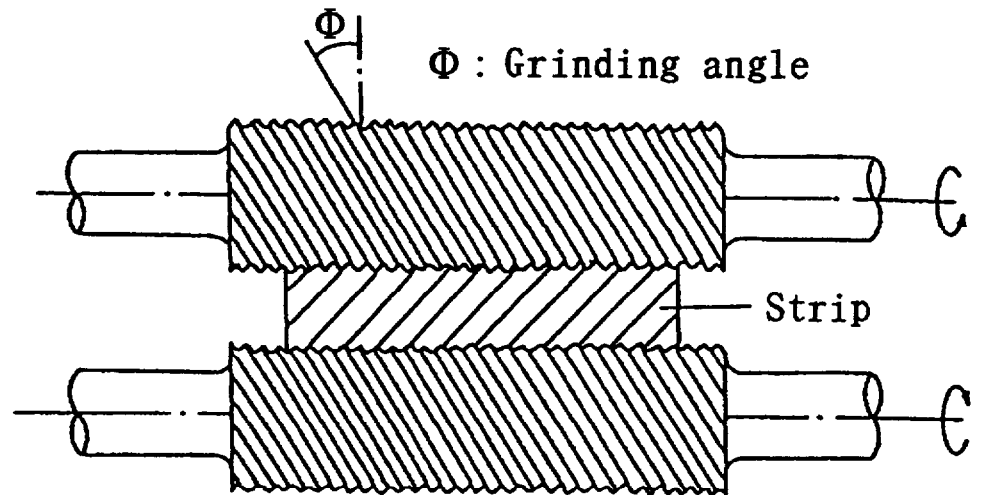


図 2. 2 斜め研磨ロールを用いた平行圧延

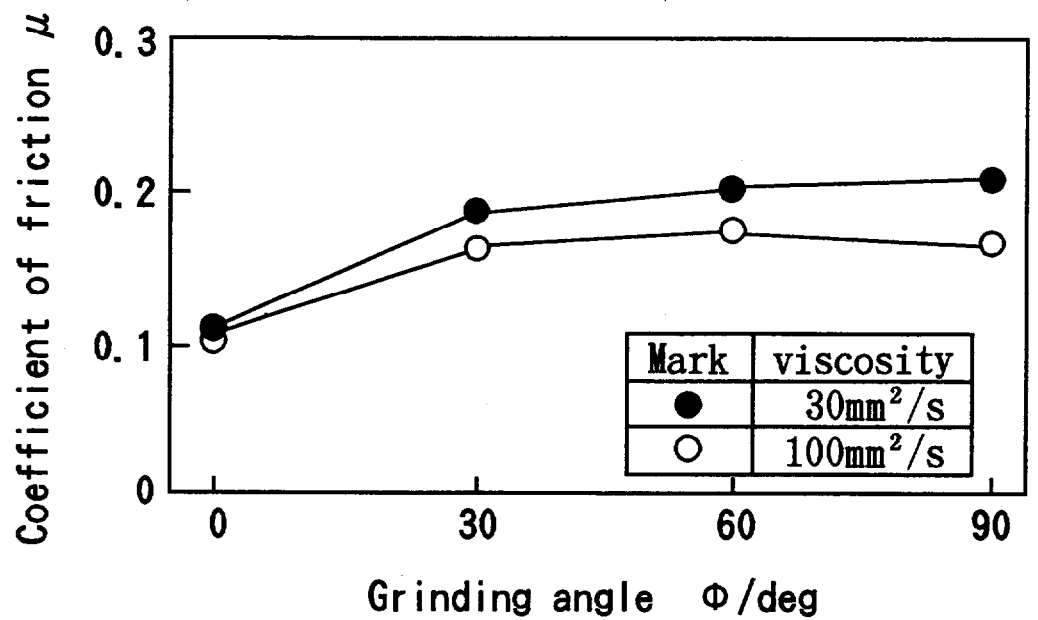


図 2. 3 平行ロール圧延でのロール研磨角と摩擦係数の関係

2.2.3 アルミニウム円柱の圧縮・すべり実験

ロールバイト内でのロール表面と板の間のすべりの状態を模擬して、図2.4に示す方法で純アルミニウム焼鈍材(A1050-0)の円柱の圧縮・すべり実験を行った。

試験片と圧縮工具表面には、動粘度が $100\text{mm}^2/\text{s}$ (50°C)の鉱油系圧延油の原液を塗付し、所定の圧縮塑性ひずみを付与した状態で横押し力 F を与え、すべり始めの横押し力を測定した。摩擦係数は $F/2P$ として求めた。

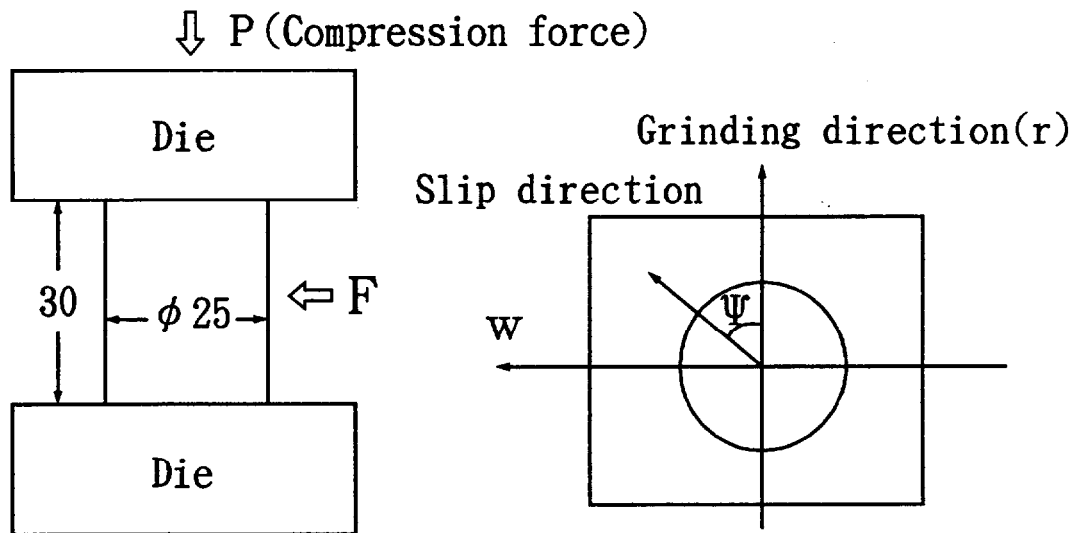


図2.4 種々のすべり角での摩擦係数の測定方法

圧縮工具は一方向に研磨したものと、鏡面仕上げのものを使用し、研磨方向とすべり方向の角度 Ψ を $0^\circ \sim 90^\circ$ まで数段階変えて実験した。図2.5は圧縮工具の粗度プロフィールであり、それぞれ0.3, 3, $10\mu\text{mRz}$ である。

図2.6にすべり角 Ψ と摩擦係数の関係を示す。摩擦係数は、すべり角が大きくなるにつれ滑らかに増大し、研磨方向にすべる場合とこれに直角方向にすべる場合とでは2倍前後の違いが認められる。また、鏡面研磨したものは Ψ によらず低いレベルになっており、摩擦係数に表面の粗さに関連する塑性流動が関与していると推定される。

ここで、摩擦応力が研磨方向(r 方向)及び直角方向(w 方向)のすべり成分に比例して発生し、その比例定数 μ_r 、 μ_w が異なると仮定する。垂直圧力を p とすると

$$\left. \begin{aligned} \tau_r &= \mu_r \cdot p \cdot \cos\Psi \\ \tau_w &= \mu_w \cdot p \cdot \sin\Psi \end{aligned} \right\} \quad (2.1)$$

これから、すべり方向の摩擦応力 τ_Ψ を求めると、

$$\tau_\Psi = p \{ \mu_r + (\mu_w - \mu_r) \sin^2\Psi \} \quad (2.2)$$

すなわち、実験で測定した摩擦係数は、

$$\mu = \mu_r + (\mu_w - \mu_r) \sin^2 \Psi \quad (2.3)$$

のように表される。図2.6の実線は、すべり角が 0° と 90° のときの摩擦係数を μ_r 、 μ_w として式(2.3)で求めた値であり、ほぼ実験値の変化特性を表している。

熱間圧延に対するクロス圧延解析モデル⁶⁾では、摩擦応力は、図2.1に示す板とロールの速度ベクトルから求まるすべり方向に働くと考え、これから求まるスラスト力や断面のせん断ずれ変形について実験値との対応を得ている。しかし、本報の摩擦係数の異方性モデルが成立すると仮定すると、この解析モデルは使用できない。摩擦応力の作用方向は、式(2.4)により表示される。

$$\phi' = \tan^{-1}(\tau_w/\tau_r) = \tan^{-1}(\mu_w/\mu_r \cdot \tan \phi) \quad (2.4)$$

すなわち、 $\mu_r = \mu_w$ の場合以外は $\phi' \neq \phi$ であり、実験のように $\mu_r < \mu_w$ とすると、摩擦応力の作用方向はすべり方向よりもより板幅方向を向くことになる。

ところで、熱間圧延の場合に摩擦係数の異方性が問題とならなかったのは次の理由によると考えられる。熱間圧延では、潤滑を行っても圧延の摩擦係数は0.2前後で、冷間圧延に比べ高いレベルにある。しかも、ロールバイト内ではフリクションヒルのため圧延圧力が増大するが、摩擦応力は板のせん断降伏応力を越えることができないため、大部分の領域で付着摩擦⁷⁾状態となる。すなわち、熱延ではすべり方向にかかわらず摩擦応力がせん断降伏応力になっており、異方性が消えていると考えられる。

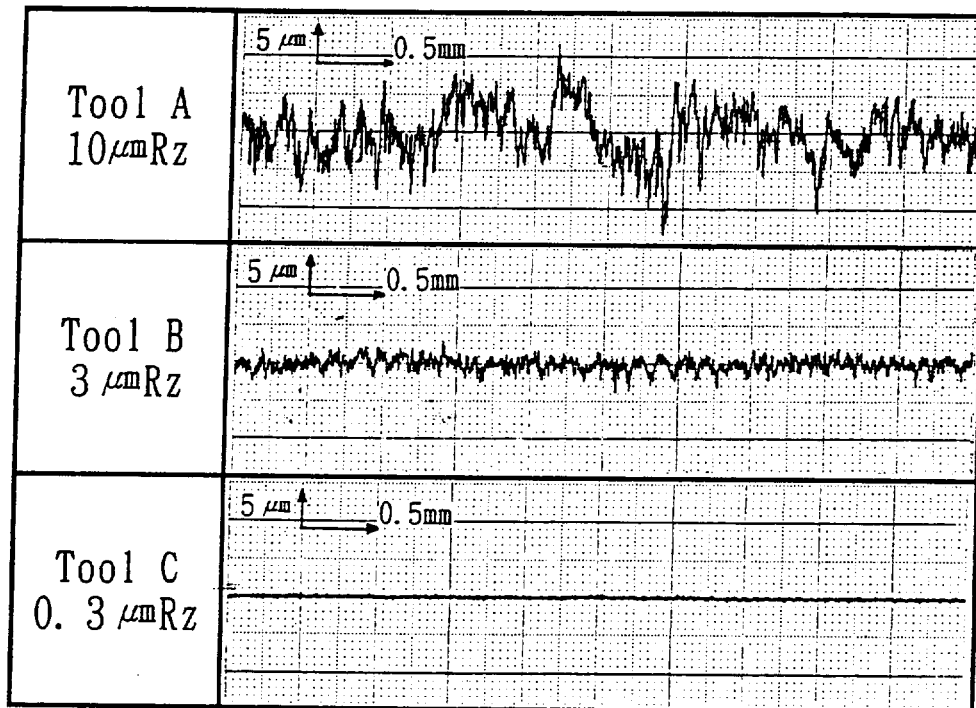


図2.5 アルミニウム円柱の圧縮・すべり実験に使用した工具粗さ形状

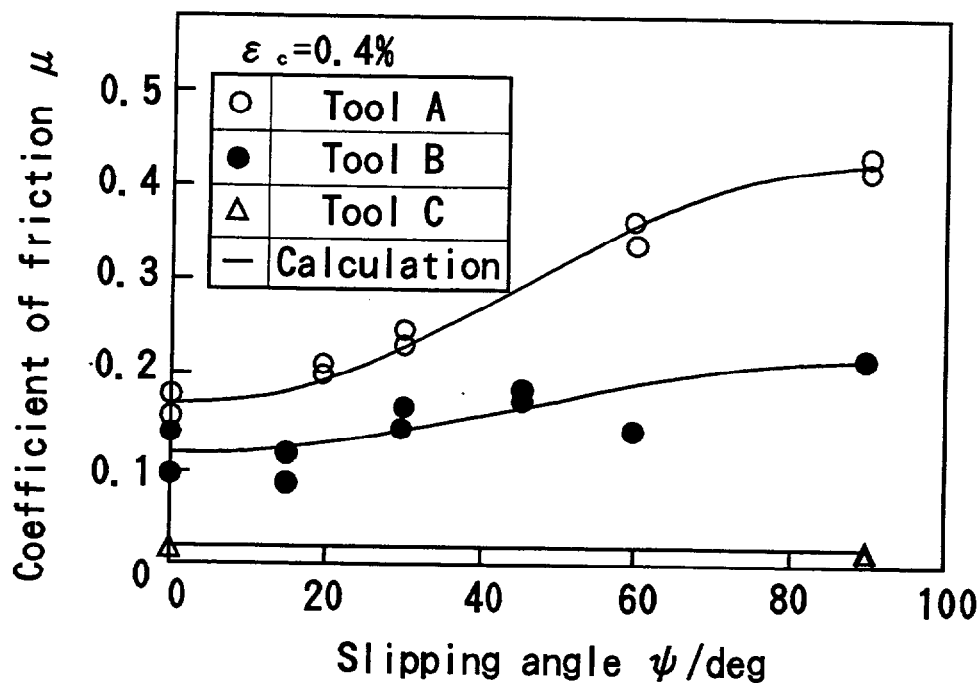


図2.6 被加工材と圧縮工具のすべり条件下での摩擦係数の異方性特性

2.3 クロス圧延理論への摩擦係数異方性の導入

2.3.1 前 提

ここでは、薄板の冷間クロス圧延の負荷特性を対象とし、次の前提をおく。

- (1) 応力、変形は板厚方向に一様である。
- (2) ロールバイト内全域でクーロン摩擦則が成立する。ただし、式(2.1)で表示される摩擦係数の異方性を用いる。
- (3) 板の断面は板幅方向にずれ変形をするが、板幅方向の垂直ひずみを無視する。
- (4) ロール偏平は、Hitchcockの式⁸⁾を用いる。

2.3.2 基礎式

図2.7に示すモデルにおいて、圧延方向と板厚方向の応力釣合いは次式で表される。

$$d(h\sigma_x)/dx + 2p \cdot \tan\phi - 2\tau_x = 0 \quad (2.5)$$

$$\sigma_y = -p - \tau_x \tan\phi \quad (2.6)$$

r 、 w をロールの周方向と軸方向として、圧延方向(x)と板幅方向(z)の圧延圧力に対する摩擦応力比 μ_x 、 μ_z を表示する。

$$\left. \begin{aligned} \mu_x &= \mu_r \cos(\phi - \theta) \cos\theta - \mu_w \sin(\phi - \theta) \sin\theta \\ \mu_z &= \mu_r \cos(\phi - \theta) \sin\theta + \mu_w \sin(\phi - \theta) \cos\theta \end{aligned} \right\} \quad (2.7)$$

μ_r 、 μ_w はそれぞれロールの周方向とその直角方向にすべる場合の摩擦係数であり、 x 、 z 方向の摩擦応力は次式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} \tau_x &= \mu_x \cdot p \\ \tau_z &= \mu_z \cdot p \end{aligned} \right\} \quad (2.8)$$

また、降伏条件は次式で近似する。

$$(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 4\tau_z^2 = 4k^2 \quad (2.9)$$

k : 板のせん断降伏応力

板とロールのすべり角 ϕ は、図2.1に示すようにロール周速と板の表面速度のベクトルから次式で与えられる。

$$\tan\phi = \frac{v_R \sin\theta - v_z}{v_R \cos\theta - v_x / \cos\phi} \quad (2.10)$$

ここに、 v_x 、 v_z は板表面の圧延方向と板幅方向速度である。 v_z は幅流れがない場合にも板幅方向摩擦応力 τ_z により、図2.7のように断面がずれ変形することによって生じる。

図2.7で板が圧延方向に進むとき、板幅方向のせん断ひずみ増分 $d\gamma_{xz}$ はLevy-Misesの式から次式で与えられる。

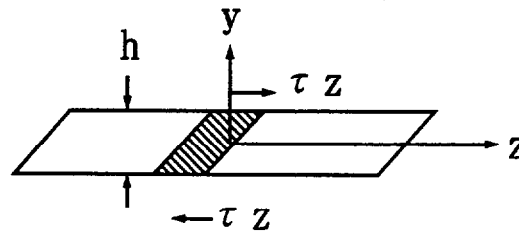
$$d\gamma_{yz} = \frac{4\tau_z}{\sigma_y - \sigma_x} d\epsilon_y \quad (2.11)$$

このとき、板表面の板幅方向速度は、

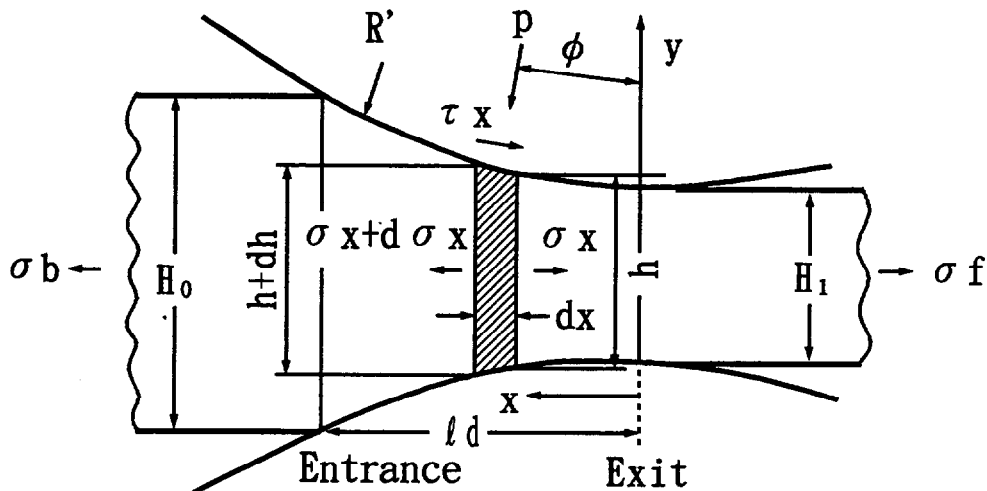
$$v_z = -\frac{1}{2} h \cdot \frac{d\gamma_{yz}}{dx} \cdot v_x = -\frac{2H_0 \cdot v_0 \cdot \tau_z}{\sigma_y - \sigma_x} \frac{d\epsilon_y}{dx} \quad (2.12)$$

以上の諸式において、基本変数 σ_x , σ_y , p , τ_x , τ_z は、式(2.5), (2.6), (2.8), (2.9) の5式より決定される。ここで式(2.8)の μ_x , μ_z にはすべり角 ϕ が含まれるが、 ϕ , v_z は式(2.10), (2.12)を満たすように繰返し演算で定める。なお、式(2.12)右辺の圧下ひずみ増分 $d\epsilon_y$ は、ロール間隙 h についての幾何学的条件から与えられる。

ところで、式(2.7), (2.8), (2.10), (2.12) からわかるように、すべり角 ϕ や v_z , τ_z はそれぞれが互いに関連している。また、バイト内では板の変形抵抗はひずみ硬化により増大し、摩擦係数もすべり角に応じて変化する。すなわち、圧延方向の各点における応力や変形を解析的に求めることはできない。このため次に述べる数値解法を用いた。



(a) Vertical section to rolling direction



(b) Vertical section to lateral direction

図2.7 クロス圧延の解析に用いるモデルと記号

2.3.3 数値解法

圧延の応力，ずれ変形やすべり角を求めるため，板を圧延方向に区間分割し，区間内の圧延圧力 p と摩擦応力 τ_x ， τ_z は一定，降伏条件は区間の中央で成立すると仮定する。ここで区間 i の出口側の圧延方向応力 σ_{xii} を既知として，入口側の応力 σ_{xi} とすべり角 ϕ_i を求める。区間の長さを Δx ，入口側と出口側の板厚を h_i ， h_{ii} ，代表応力を σ_x とする。

$$\sigma_x = (\sigma_{xi} + \sigma_{xii})/2 \quad (2.13)$$

$$d(h\sigma_x) = 2h_i\sigma_x - (h_i + h_{ii})\sigma_{xii} \quad (2.14)$$

式 (2.6)(2.8)(2.14) を式 (2.5) に適用し整理する。ただし，薄板の冷間圧延を対象とするので，圧延圧力角 ϕ は小さく， ϕ に関する二次の項は無視する。

$$\sigma_x = \frac{\Delta x(\tan\phi - \mu_x)}{h_i} \sigma_y + \frac{h_i + h_{ii}}{2h_i} \sigma_{xii} \quad (2.15)$$

式 (2.8) と (2.15) を降伏条件式 (2.9) に代入すると σ_x に関する2次方程式となるから， $\sigma_x > \sigma_y$ の条件で容易に解くことができる。

ただし，摩擦応力比の μ_x ， μ_z は式 (2.7) に示すように板のすべり角 ϕ の関数であるため，次の逐次近似法で収束演算を行っている。すなわち， ϕ の初期値として式 (2.10) で板のずれ変形を無視したときの値 ($v_z = 0$) を用いると μ_x ， μ_z の初期値も決まり，降伏条件式から σ_x ， σ_y が求まる。区間を通過する材料の板厚方向ひずみ増分は，式 (2.16) のように表されるから，

$$\frac{d\varepsilon_y}{dx} = \frac{1}{\Delta x} \ln \frac{h_i}{h_{ii}} \quad (2.16)$$

新たなすべり角 ϕ は式 (2.12) の v_z を用いて計算できる。この収束演算は冷延での v_z が微小であるため，2～3回で収束する。この演算を出口面から入口面に向かって区間を進めながら繰り返す。出口面の区間では，出口側の境界条件として， $\sigma_{xii} = \sigma_i$ が与えられている。

これら一連の計算では，ロール周速 v_R やロールの偏平後の曲率半径 R' も仮定値であり，それぞれ次式を満足するまで繰り返し演算を実行する。

$$\sigma_{xi(x=l_d)} = \sigma_b \quad (2.17)$$

$$R' = R_w \left\{ 1 + \frac{16(1-\nu^2)P}{\pi E(H_0 - H_1)} \right\} \quad (2.18)$$

ここに， E ， ν はロールのヤング率，ポアソン比， P は単位幅圧延荷重である。

圧延荷重や圧延トルク及びロールスラスト力はそれぞれ次式で求められる。

$$P = - \int_0^{\ell_d} \sigma_y dx \quad (2.19)$$

$$T = R_w \int_0^{\ell_d} [\{\mu_r p \cos(\phi - \theta) \cos \Delta \phi + p \sin \Delta \phi\} / \cos \phi] dx \quad (2.20)$$

$$F_t = \int_0^{\ell_d} \mu_w p \sin(\phi - \theta) / \cos \phi \cdot dx \quad (2.21)$$

ここで、圧延トルクの計算には若干の仮定を用いている。 $\Delta \phi$ はロールが偏平変形したため、圧延圧力の作用方向がロール中心の方向からずれた角度を意味する。ロールが偏平変形すると接触投影長 ℓ_d は長くなり、板の出口面もロール直下よりも出口側に移動する。Hitchcockと同様に圧延圧力を接触投影長中心に関し対称と考えると、入口と出口のロールの凹み量は同じになる。この関係を用いると、出口面の移動量 Δx_{ex} と $\Delta \phi$ が次式で与えられる。

$$\Delta x_{ex} = \frac{1}{2} \left\{ \frac{R_w(H_0 - H_1)}{\ell_d} - \ell_d \right\} \quad (2.22)$$

$$\Delta \phi = \frac{\Delta x_{ex} + x}{R_w} - \phi \quad (2.23)$$

2.3.4 変形抵抗と摩擦係数の計算法

圧延時の摩擦係数を実験で直接求めるのは極めて難しく、また、クーロン摩擦が厳密に成立する保証もないため、圧延の解析では摩擦係数を調整係数的に使用することが多い。本研究では、クロス圧延における摩擦係数の異方性を対象としているので、 μ_r 、 μ_w を同時に決める必要がある。このため、先進率に加えて μ_w の影響が大きいロールスラスト力も使用するが、ロールスラスト力は圧延荷重の影響も受けるため、圧延荷重に一致するように変形抵抗も調整係数に加えた。変形抵抗式は、ひずみ硬化を考慮し次式とした。

$$\sigma = A(\varepsilon + \varepsilon_0)^n \quad (2.24)$$

$$k = \sigma / \sqrt{3} \quad (2.25)$$

ε : 圧延板の相当ひずみ ε_0 , A : 定数

圧延実験で測定した圧延荷重、先進率とロールスラスト力に対し、計算値がこれらに一致するよう式(2.24)の比例定数 A 、式(2.7)中の μ_r 、 μ_w を変数として調整した。そのフローチャートを図2.8に示す。

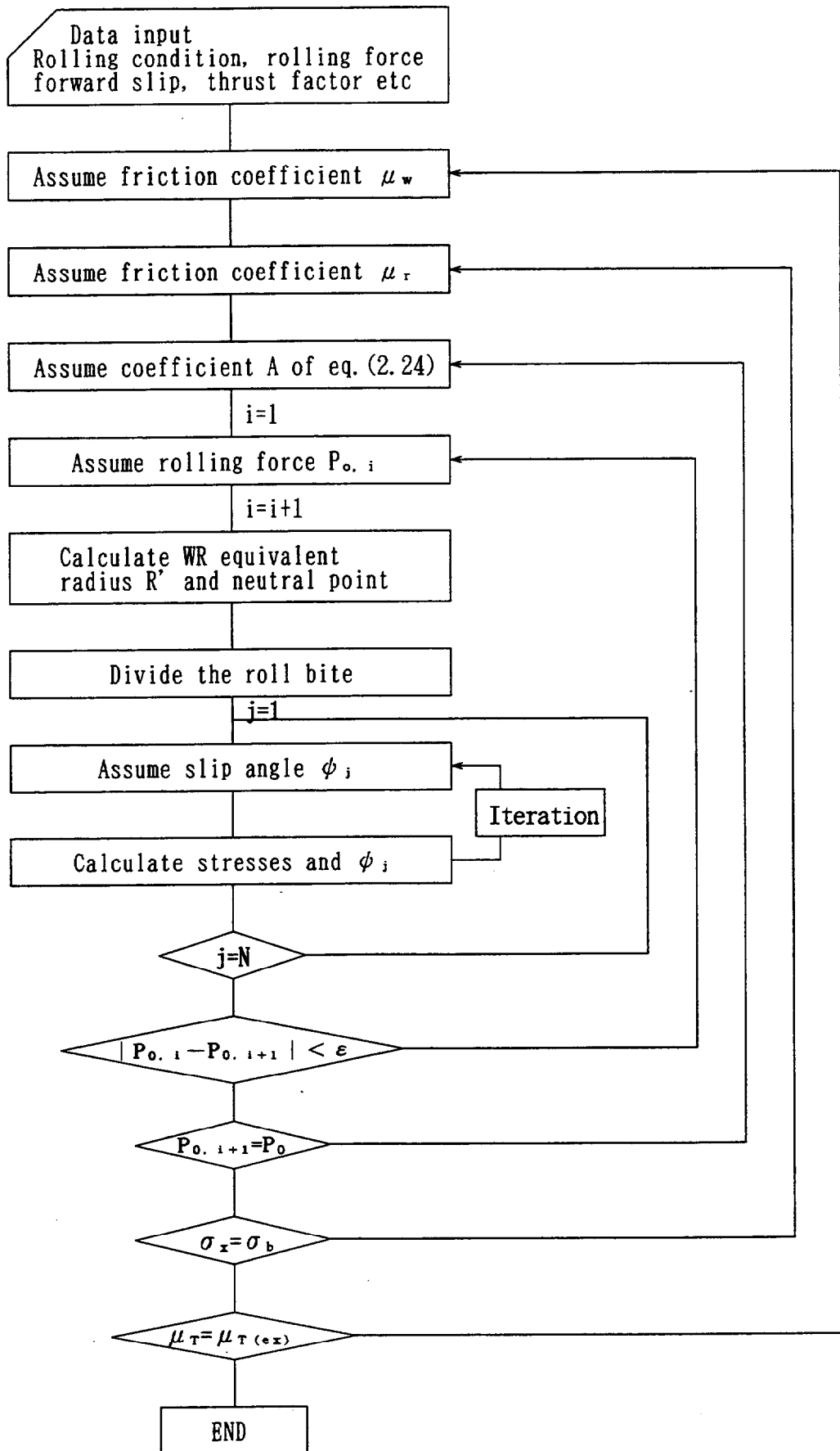
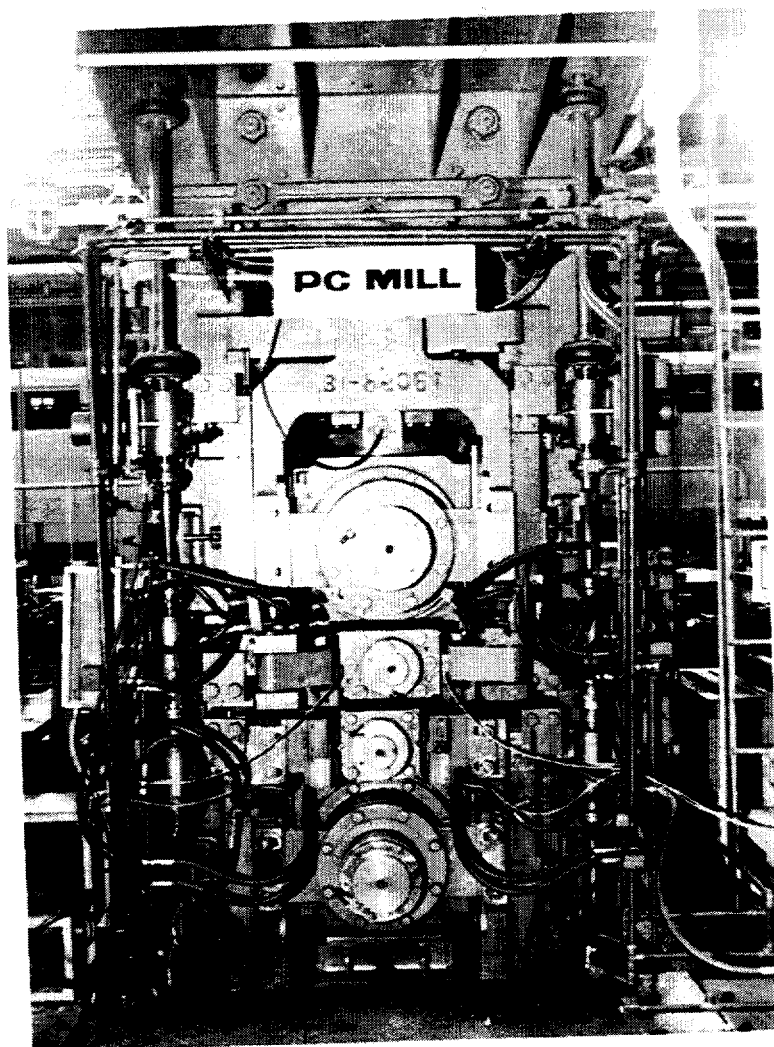


図 2. 8 摩擦係数 μ_w , μ_r と変形抵抗式の係数 A の計算フローチャート

2.4 冷間クロス圧延実験と解析結果

前節で示したように、冷間クロス圧延の圧延負荷特性を特徴づける要因の1つが、摩擦係数の異方性の存在にある可能性がある。しかし、圧延中のこの現象を、直接的に測定することは極めて難しい。そこで、図2.9に示すモデルペアクロス圧延機(A)を用いて、薄鋼板の冷間クロス圧延を行い、得られた圧延の基本的データから理論により計算する方法で検討した。



2.4.1 実験条件

圧延実験条件を表2.2に示す。実験に使用するモデル圧延機は実機の約1/3であるが、WR径は $\phi 256\text{mm}$ で実機の約1/2と若干大きめである。クロス角は $0\sim 1^\circ$ までとし、速度は 50m/min で一定とした。実機の圧延条件に比べると、圧延速度が約1/6、WR径が1/2で潤滑性が悪くなることを懸念し、圧延油は動粘度が $100\text{mm}^2/\text{s}$ (50°C)の鉱油系のものの3%エマルションを用いた。供試材はSPCCの 1mm と 2mm 厚さのコイルを使用し、圧下率は30%で一定とした。

この実験では、圧延荷重はBURの軸受箱とハウジング間に設置したロードセルにて、ロールスラスト力はWRの作業側端に設けたスラスト軸受を内蔵する軸受箱とこれを保持するハウジング間に設置したロードセルにて測定している。先進率はWRの胴長中央部に1ヶ所ハンドグラインダーで小さな傷を入れ、圧延後の板に転写されたピッチ ℓ_p とロール周長 ℓ_R から次式で求めた。

$$f_s = \left(\frac{\ell_P}{\ell_R} - 1 \right) \times 100 \quad (\%) \quad (2.26)$$

更に、解析モデルと計算値の妥当性を検証する目的で、上下WRの駆動軸にひずみゲージを貼付し、圧延トルクも同時に測定した。また、摩擦係数はWRの表面粗度の影響を受けるため、最大粗さ $R_{\max}$ が $1\mu\text{m}$ と $3\mu\text{m}$ に研磨してその影響も調べた。

表2.2 モデルペアクロス圧延機Aでのクロス圧延の実験条件

WR	: $\phi 256 \times 610^L \times 1100^L \text{mm}$	Strip	: SPCC
BUR	: $\phi 580 \times 610^L \times 1100^L \text{mm}$		$1.0^t \times 300^w \text{mm}$
WR roughness			$2.0^t \times 300^w \text{mm}$
	$1\mu\text{m } R_{\max}(\text{grinding})$	Reduction	: 30%
	$3\mu\text{m } R_{\max}(\quad \quad)$	Unit tension	: $\sigma_b 49\text{MPa}$
Lubrication	: mineral oil		$\sigma_f 98\text{MPa}$
	$100\text{mm}^2/\text{s}$ at 50°C	Rolling speed	: 50m/min
	3%Emulsion	Cross angle	: $0\sim 1.0\text{deg}$

2.4.2 実験結果

図2.10と図2.11に実験で得られた圧延荷重、先進率とクロス角の関係を示す。圧延荷重は、クロス角を大きくするとわずかに増加する傾向のものがあるが、ほぼ一定とみなせる程度である。また、同じ板厚のものでも圧延荷重はWRの表面粗度が粗い方が大きく、摩擦係数が大きくなっていると考えられる。先進率も圧延荷重と同様クロス角の影響をほとんど受けない。板厚が2mm, WR粗度が $3\mu\text{m}$ の場合のみ先進率がクロス角とともに増加しているように見えるが、他の条件のものと傾向が異なっており、潤滑等の条件に違いがあった可能性があるものの原因は明らかでない。しかし、いずれの先進率も2%以下であり、高粘度の圧延油の使用によって実機に近い条件が再現できていると考えられる。

一方、図2.12に示すスラスト係数（ロールスラスト力／圧延荷重）はクロス角が大きくなるにつれ増加するが、次第に飽和する傾向がある。これは、アルミニウム板の無潤滑圧延や鋼板の熱間圧延でスラスト係数がクロス角にほぼ比例して増加する現象⁶⁾とは大いに異なっている。熱延では圧延方向すべりの摩擦係数が0.3前後にあるにもかかわらず、クロス角が 1° でのスラスト係数が5%程度と低くなる主原因は、板の表裏面に互いに逆向きに働く板幅方向の摩擦応力成分によって断面がずれ変形し、板幅方向の摩擦応力成分が小さくなるためである。冷延実験では潤滑油を使用しているにもかかわらず、クロス角が 1° でのスラスト係数は大きいもので5%程度と熱延と同レベルであり、熱延と冷延では断面のずれ変形量だけでなく摩擦係数の特性自体も異なっていることが推察される。

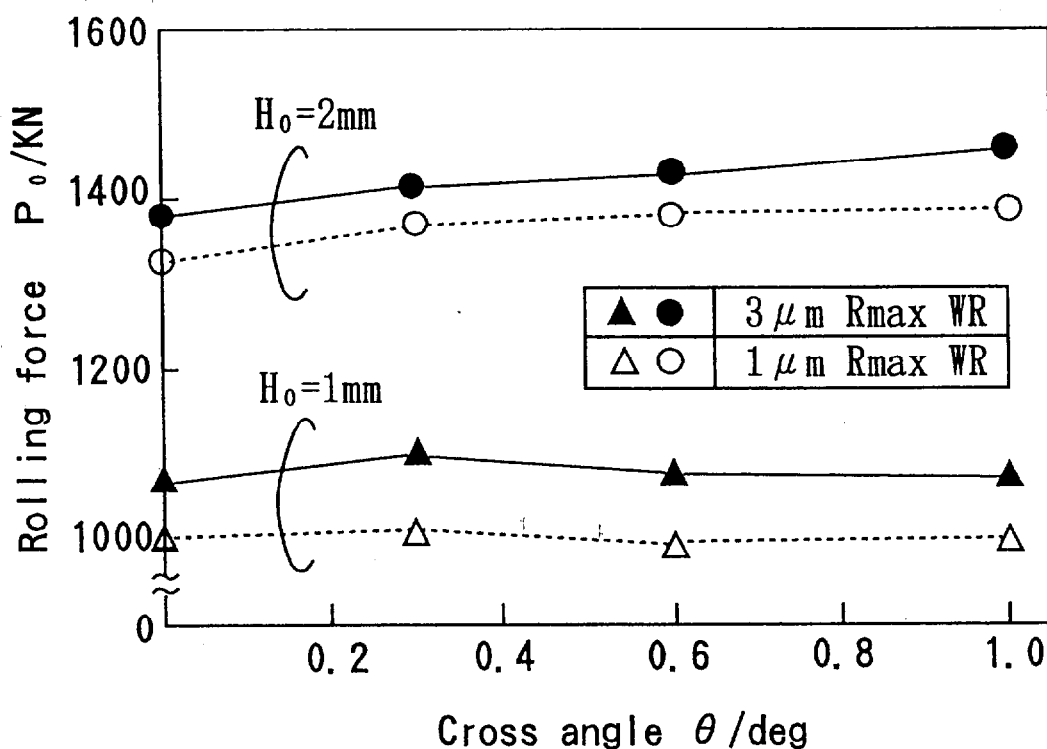


図2.10 実験で得られたクロス角と圧延荷重の関係

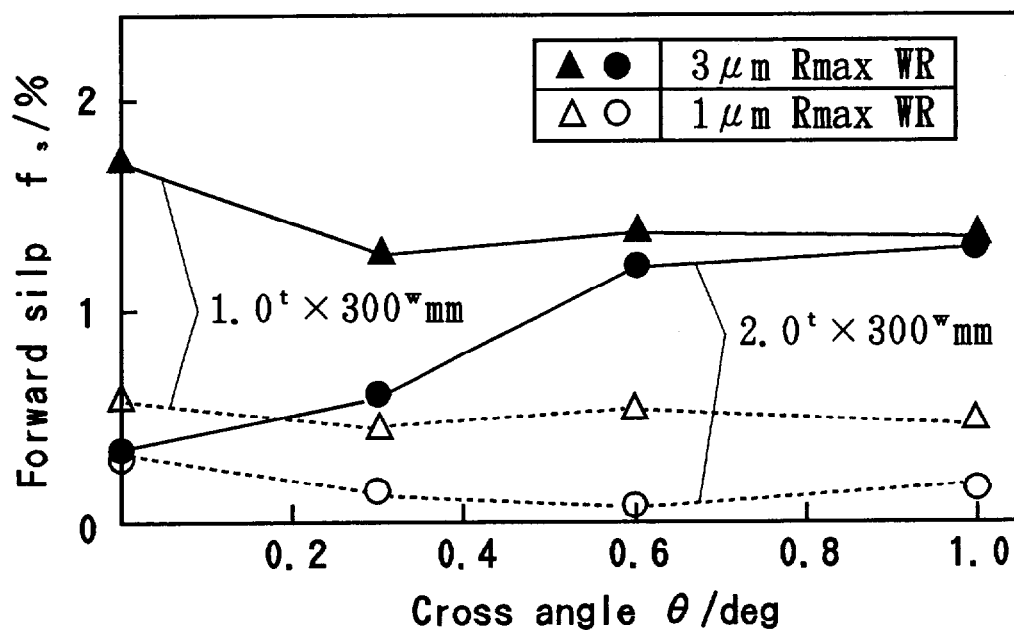


図 2.11 実験で得られたクロス角と先進率の関係

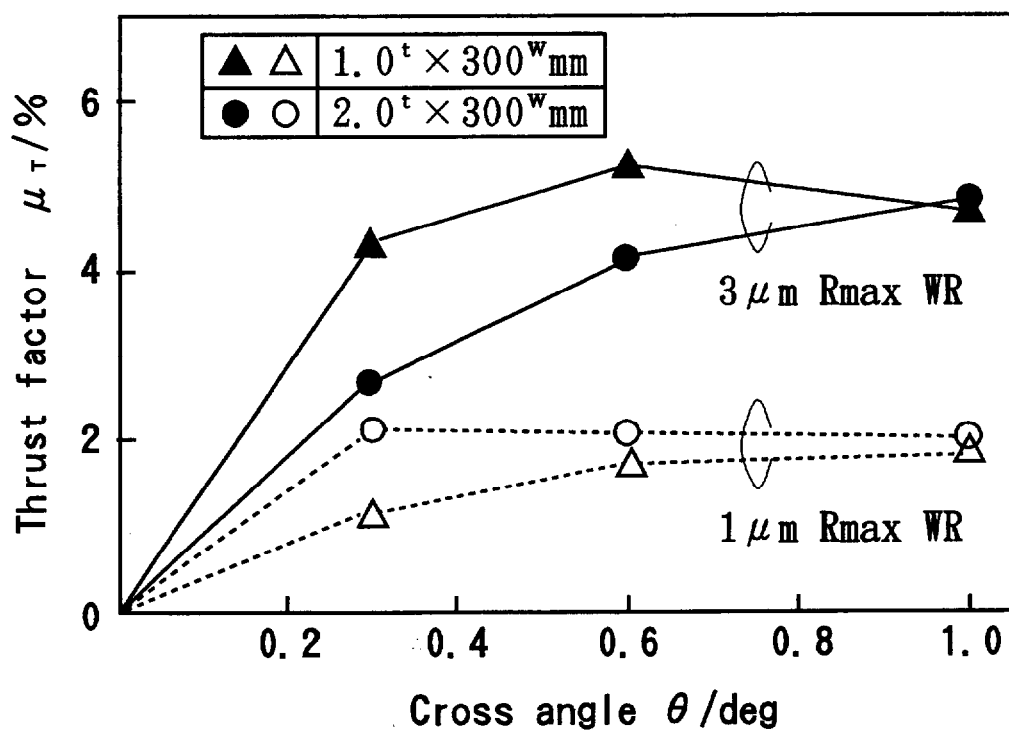


図 2.12 実験で得られたクロス角とスラスト係数の関係

2.4.3 変形抵抗と摩擦係数の計算結果

実験結果から、冷間クロス圧延の摩擦特性と解析モデルの妥当性を検討するため、圧延板の変形抵抗と摩擦係数の計算を行った。計算する変形抵抗は式(2.24)の比例定数 A 、摩擦係数は式(2.7)中の μ_r と μ_w で、これに対応する実験値は圧延荷重、先進率及びスラスト係数である。なお、式(2.24)中の ε_0 と n はそれぞれ母板の圧延引張法で求めた0.003と0.214を用いている。

図2.13に変形抵抗式の比例定数 A の計算値を示す。実験では、クロス角は1本のコイル内で順次変更しているが、ロール粗度や板厚を変えた条件はそれぞれ別のコイルを用いている。計算した変形抵抗式の比例定数 A はばらつきはあるものの、クロス角に対してほぼ一定と見なせる。ロール粗度や板厚を変えた条件では、ややばらつきが大きく、解析モデルの精度以外に圧延荷重や先進率の測定精度の影響も考えられる。しかし、絶対値としては図2.14に示すように、供試材で測定した A 値が650MPa付近にあるのに対し、計算値は650~700MPaの間にあり解析モデルが完全ではないことを示しているが、それでもばらつきは6%程度であり、計算値は実用的には概ね妥当な値と思われる。

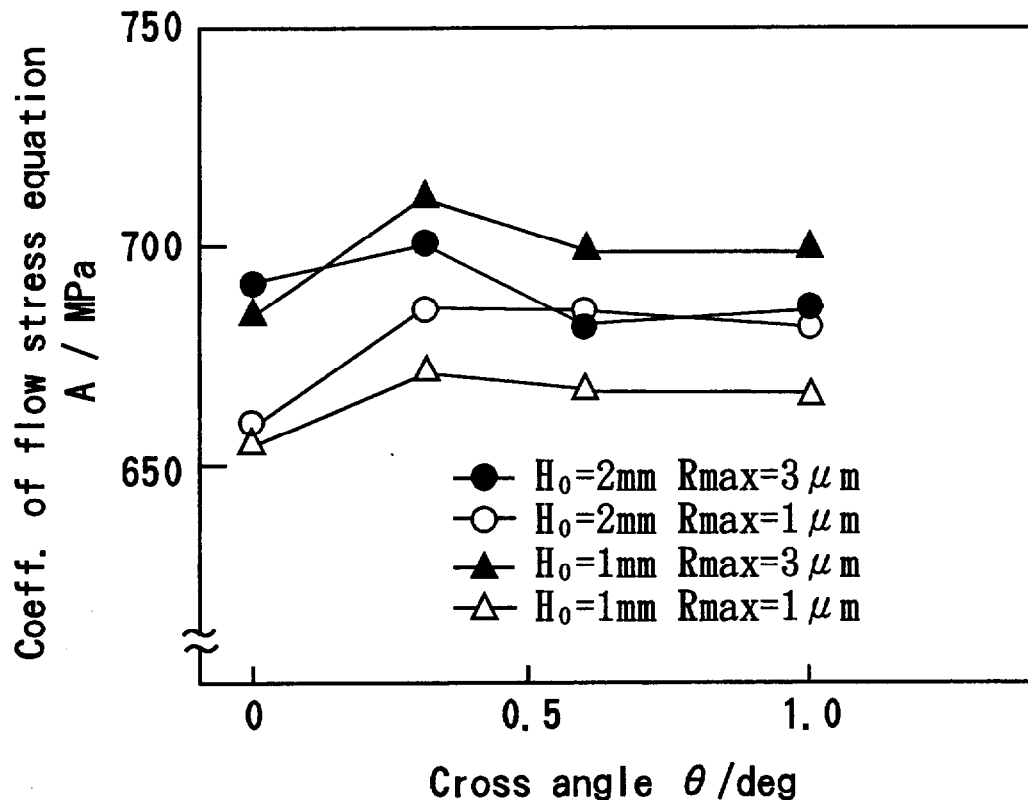
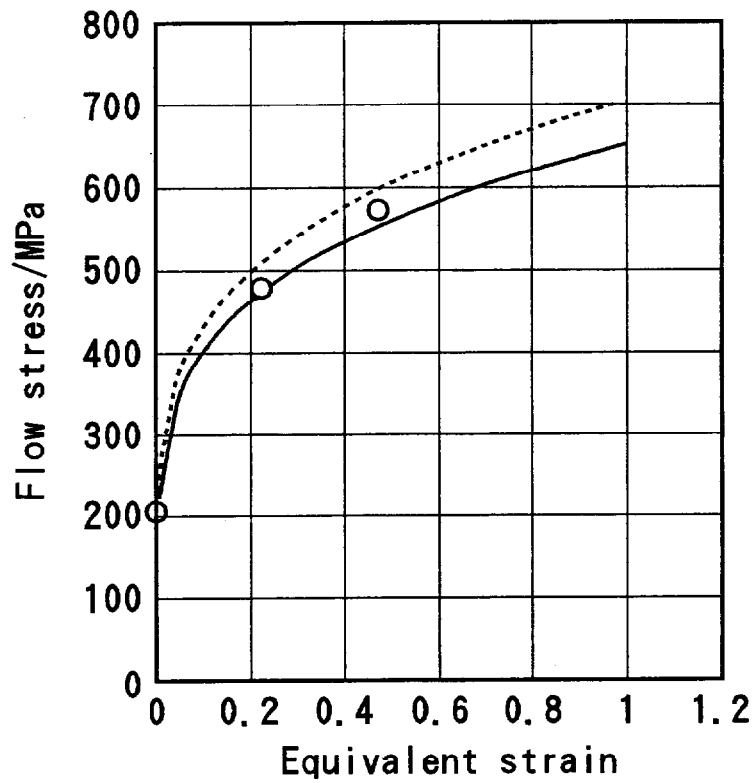
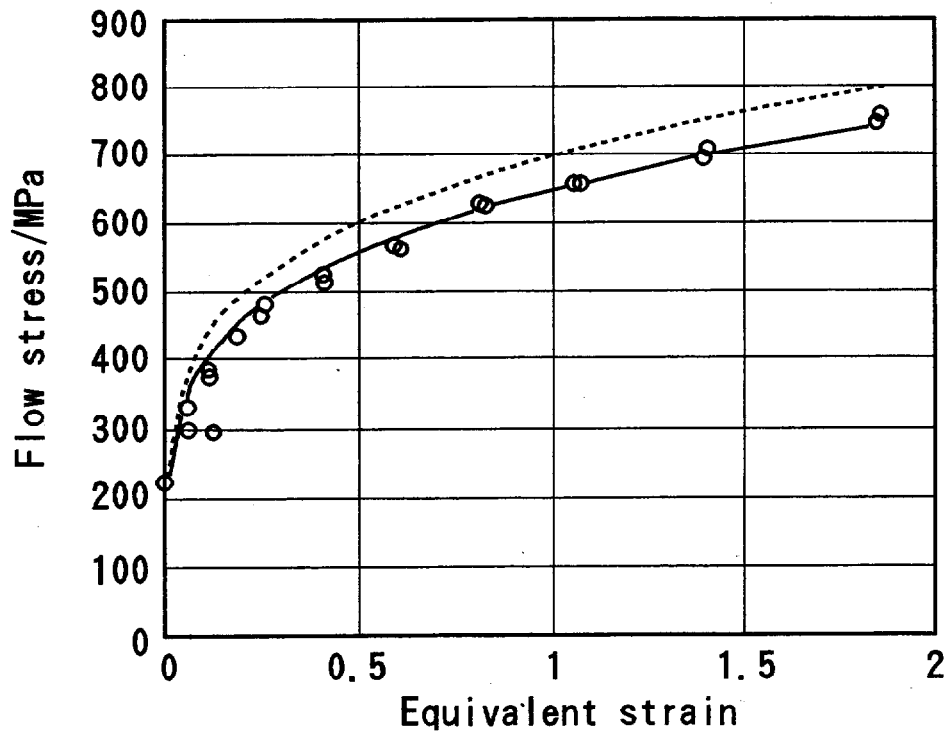


図2.13 実験データから計算した変形抵抗式の係数 A

— $A=650\text{MPa}$ $A=700\text{MPa}$ $\circ$ experiments



(a) 供試材から抜き出し（一部）



(b) 客先提出値（材質は同じであるが供試材ではない）

図 2.14 圧延引張法で求めた変形抵抗の実測値と計算（係数 A ）で求めた変形抵抗の比較

図2.15と図2.16は、同時に計算した板がWR周方向にすべる場合と軸方向にすべる場合の摩擦係数 μ_r 、 μ_w である。同じ板厚ではWR粗度が粗い方が境界潤滑面が広がるため、同じWR粗度では噛み込み角が大きい板厚が厚い方が入口油膜厚さが減少するため、周方向すべりの摩擦係数 μ_r はともに大きくなっており、圧延潤滑の定性論的にも妥当な結果である。また、絶対値は0.02から0.04の間にあり、タンデム冷間圧延では高速となる後段スタンドでの摩擦係数のレベルであり、実験で先進率が小さくなっていたことと対応する。一方、板がWR軸方向にすべる場合の摩擦係数 μ_w は、WR粗度の影響を顕著に受け、クロス角が 1° の場合でみるとWR粗度 R_{max} が $1\mu m$ のとき約0.05、 $3\mu m$ のとき約0.13と2倍以上異なっている。この比率は図2.12の実測スラスト係数の比率とほぼ等しく、スラスト係数が軸方向すべりの摩擦係数にほぼ支配されていることがわかる。更に、軸方向すべりの摩擦係数は、周方向すべりの摩擦係数に対し、2～7倍のレベルにあり異方性の存在は明らかである。ところで、計算した μ_w はクロス角が大きくなるにつれ減少するものとほぼ一定のものがある。本来、軸方向すべりの摩擦係数 μ_w も μ_r と同様に、クロス角によらず一定のはずである。スラスト力はWRの軸端で測定しているが、スラスト力によるWRの弾性変形レベルの軸方向移動に対し、BURや軸受箱など各部の摩擦抵抗（ヒステリシス）があるため、 μ_w が変化したものは計測精度にからんでいる可能性が強い。ここでは、クロス圧延では周方向すべりよりも軸方向すべりの摩擦係数が大きい摩擦係数の異方性が顕在化すること、及びWR軸方向へのすべりに対する摩擦係数がスラスト係数を支配していることが明らかになったことで満足すべきであろう。

図2.17は、変形抵抗式（2.24）の係数Aや摩擦係数 μ_r 、 μ_w を計算したときに、これらの値を用いて式（2.20）で同時に計算した圧延トルクと実測値の比較である。圧下率や張力などの圧延条件をそろえているため、実測値は板厚1mmと2mmで2段階に分かれる程度であるが、計算値は良く対応している。すなわち、計算変形抵抗値と実測値の比較、計算した圧延トルクと実測値の比較から、本解析モデルは圧延条件の影響をわずかに受け完全とは言えないが、そのばらつきは小さく、実用性はあると考えられる。

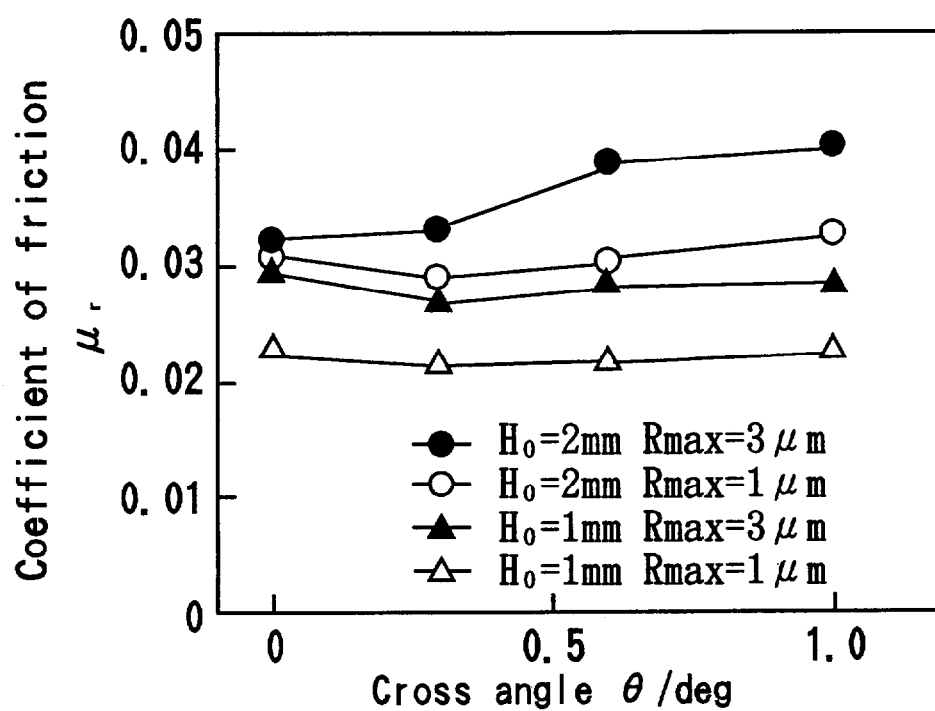


図 2.15 実験データから計算した摩擦係数 μ_r

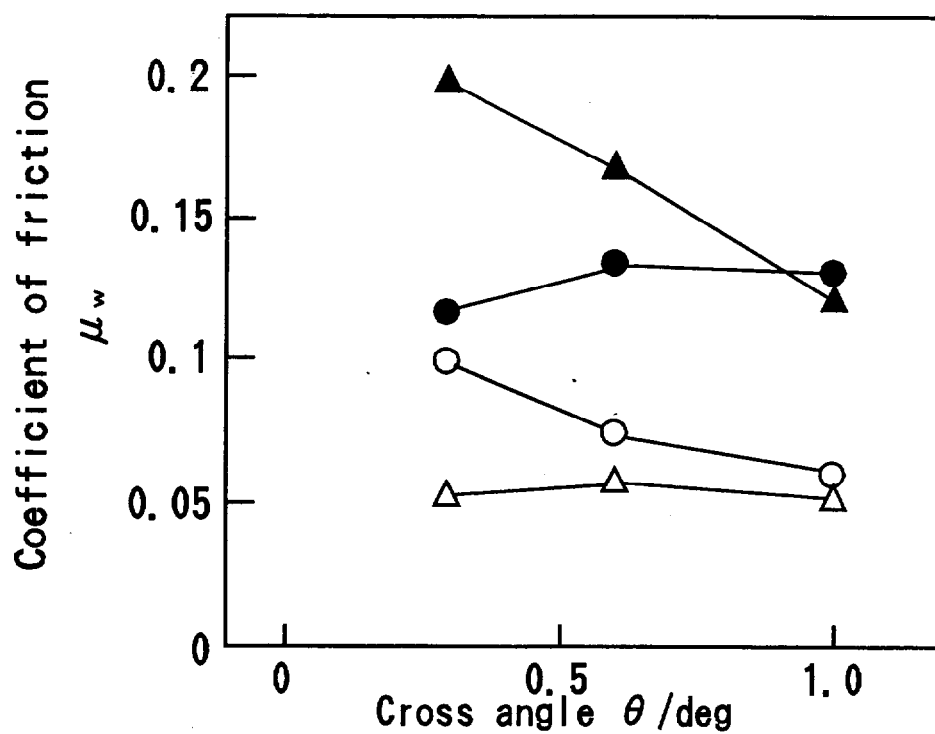


図 2.16 実験データから計算した摩擦係数 μ_w

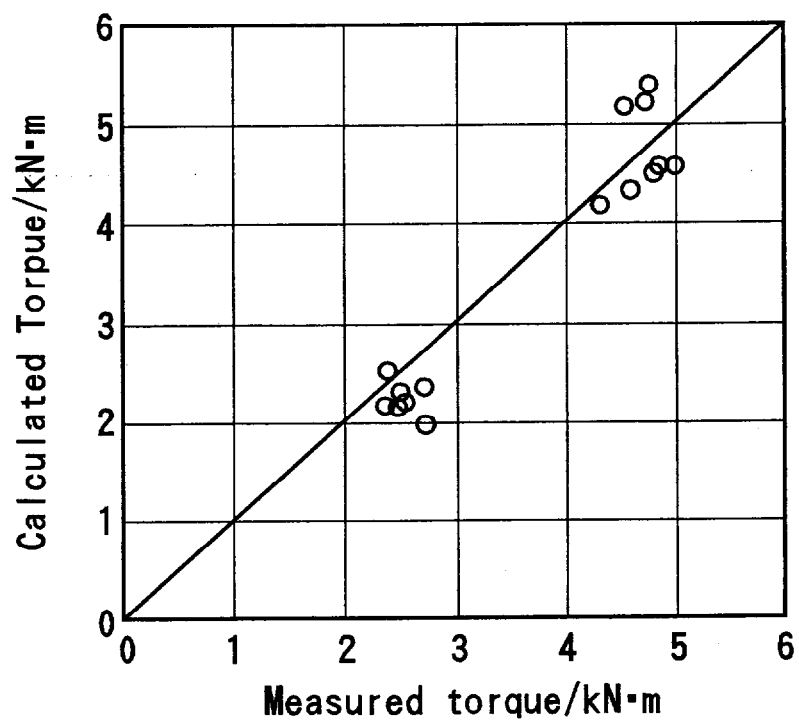


図2.17 計算した圧延トルクと実測トルクの比較

2.4.4 スラスト係数の推定

ペアクロス圧延機の基本設計では、スラスト力の予測は軸受寿命や保持部材強度の点から重要である。図2.18は摩擦係数の異方性がスラスト係数に及ぼす影響を調べるため、表2.2の板厚が2mmの場合の実験条件に対し、WR軸方向すべりの摩擦係数 μ_w を広範囲に変化させて計算した結果である。なお、周方向すべりの摩擦係数 μ_r は、図2.15のように0.03の付近にあり、しかも、スラスト力に大きくは影響を及ぼさないため0.03で一定とした。図2.18に示すように、本章で提出した摩擦係数の異方性モデルを用いると、スラスト係数は実験結果（図中●印）と同様に、クロス角を大きくすると漸増し、次第に飽和する傾向を示す。更に、スラスト係数は、摩擦係数の異方性の強さ、すなわちWR軸方向すべりの摩擦係数 μ_w の大きさに比例して増大することも示しており、モデル圧延実験で、WRの粗度を粗くするとスラスト係数が大きくなったことと対応している。

このように、本章で提出した冷間クロス圧延の負荷特性の解析モデルは、圧延ロールに働くスラスト力に対し、実用上の精度では十分予測可能と思われる。実用上の最大クロス角を 1° とすると、スラスト係数はWR軸方向すべりの摩擦係数 μ_w の約30%程度になっており、 μ_w を無潤滑状態に近い0.2としてもスラスト係数は圧延荷重の6～7%程度と推定でき、設備設計上は問題にならない値である。

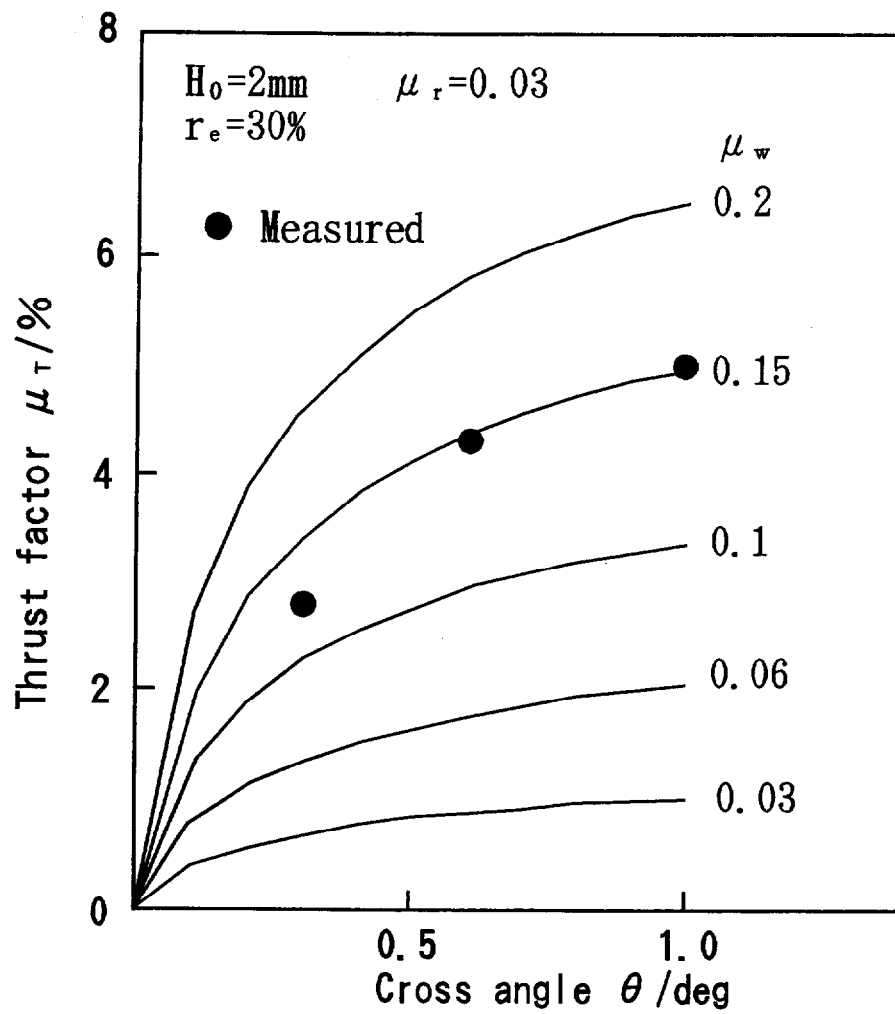


図2.18 摩擦係数の異方性を用いて計算したクロス角とスラスト係数の関係

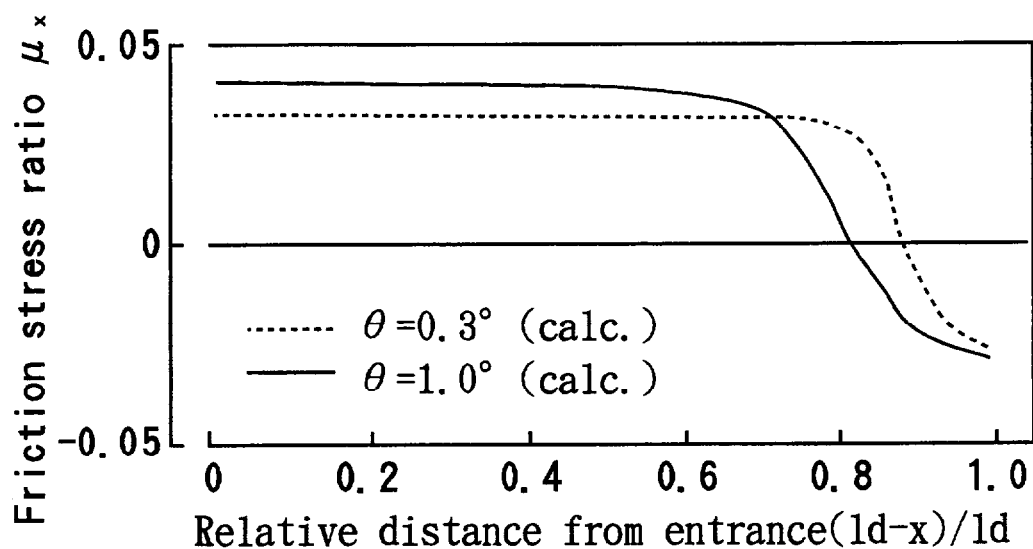
2.4.5 考 察

(1) 圧延特性へのクロス角の影響

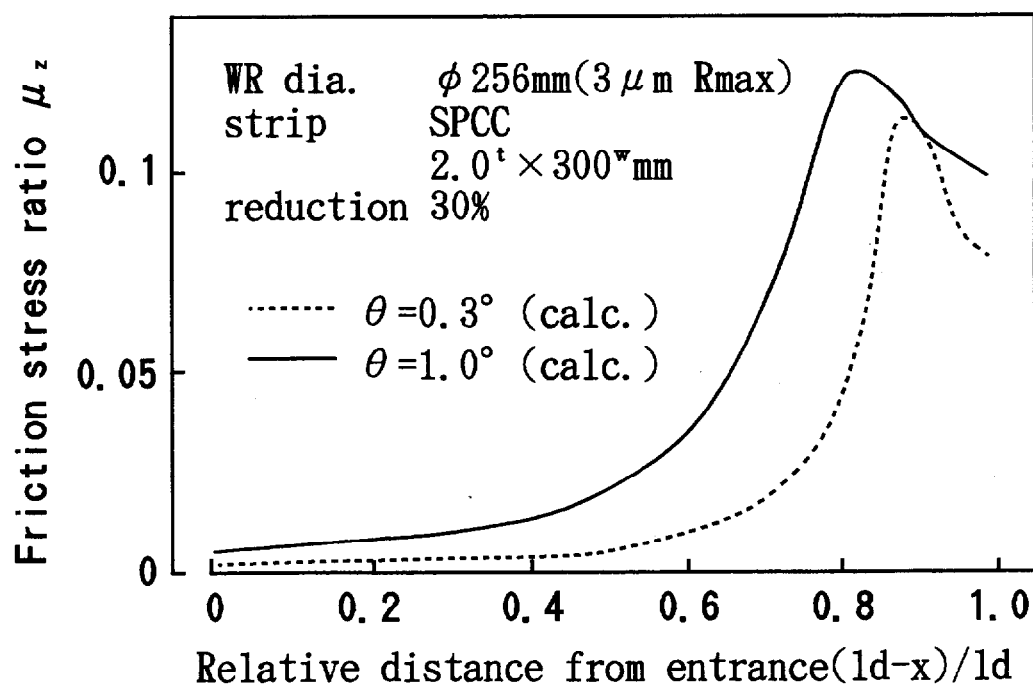
圧延荷重や先進率は、クロス角とともにスラスト力が大きくなってもあまり変化しなかった。この理由を調べるため、変形抵抗と摩擦係数の計算過程で得られた、ロールバイト内での摩擦応力比分布を図2.19に示す。同図(a)は、板の圧延方向の摩擦応力比 μ_x の分布、同図(b)は板幅方向の摩擦応力比 μ_y の分布である。遅進域と呼ばれる板の入口側では、板とロールの速度差が大きく、すべり方向もほとんど圧延方向に近いので、圧延方向の摩擦応力比 μ_x は一定になっている。中立点の近傍では、圧延方向の摩擦応力比が急激に減少し、中立点を境に符号が反転している。これは板とロールの速度差が小さいため、すべり方向が板幅方向（90°）に近づくため、クロス角が0.3°と1°でこの傾向は変わらない。平行ロール圧延では、すべり方向が圧延方向であるので、摩擦応力比は一定で中立点前後で符号が逆転するだけである。すなわち、圧延荷重や先進率を支配する入口から大部分の領域では、クロス圧延でも圧延方向の摩擦応力比は一定であること、及び中立点の近傍では摩擦応力比は中立点に関し点対称に近い分布をし、板に働く圧延方向の摩擦応力を相殺し合っていることによって、先進率や圧延荷重が変化しないことが理解される。

一方、図2.19(b)の板幅方向の摩擦応力比 μ_y は、入口側で小さく、中立点付近で最大値をとる。これも板とロールのすべり方向が、入口域で圧延方向、中立点で板幅方向を向くためである。また、すべり角はクロス角が大きいほど板幅方向に向くため、クロス角が0.3°の場合に比べ1°の方が全域で摩擦応力比が大きくなっており、スラスト係数がクロス角とともに増加する理由も理解できる。更に、図2.18ではスラスト係数はWR軸方向すべりの摩擦係数 μ_r の30%程度であったが、この理由も図2.19(b)のように入口域で板幅方向摩擦応力が小さいためと考えられる。

以上の検討から、冷間クロス圧延においては、圧延荷重や先進率などの負荷特性は、従来の平行ロール圧延と同じで、スラスト力についてのみ配慮すれば良いと結論できる。



(a) Friction stress ratio μ_x slipping to rolling direction.



(b) Friction stress ratio μ_z slipping to lateral direction.

図2.19 計算した摩擦応力比 μ_x , μ_z の圧延方向分布

(2) 熱延と冷延のスラスト係数特性の違いについて

図2.20に、モデルペアクロス圧延機(A)で焼鈍アルミニウムを無潤滑で圧延したときの実測スラスト係数¹⁾、及び熱延を想定したスラスト係数の計算値⁶⁾を示す。解析モデルは摩擦係数の異方性がない以外は本研究のものと同一である。熱延では、板幅方向の摩擦応力によって断面が板幅方向にせん断変形するためスラスト力の緩和効果が大きく、せん断変形を無視するとスラスト力を3倍程度高めに評価する。

図2.21は、熱延と冷延のスラスト力特性の違いを調べるため、変形抵抗値と摩擦係数（異方性なし）のみを変えて計算したクロス角とスラスト係数の関係である。熱延のスラスト係数はクロス角に比例して増加するのに対し、冷延では次第に飽和に近づく傾向が認められる。また、冷延では板幅方向のせん断変形を無視しても、これを考慮した場合とほとんど差がないことがわかる。

図2.22と図2.23はこの原因を調べるため、ロールバイト内での板表面の板幅方向へのずれ量、および板とロールのすべり角の圧延方向分布を調べたものである。板幅方向へのずれ変形量、はいずれもクロス角に比例している。また、熱延の方が8倍程度変形量が大きくなっており、板がロールに追従しやすいことがわかる。これは、摩擦係数が高く圧延圧力分布（フリクションヒル）が強まるため、板幅方向の摩擦応力と変形抵抗値の比が相対的に大きくなるためと考えられる。この変形の影響を受け、熱延での板とロールのすべり角は圧延方向（0°、180°）からあまりずれておらず、中立点で不連続に近い変化をしている。一方、冷延では圧延の摩擦係数が小さく変形抵抗も高いため、板幅方向せん断変形が小さく、板はロールに追従しない。このため、板とロールのすべり角は中立点前後でも滑らかに変化している。スラスト力は式（2.21）からわかるように $p \sin(\phi - \theta)$ に比例する。 ϕ が0°や180°付近にある熱延では $\sin(\phi - \theta)$ がクロス角に比例するのに対し、 ϕ が90°前後になる領域を広く含む冷延では、スラスト係数がクロス角の増加につれ頭打ちになる傾向になることが定性的に理解できる（ p はクロス角に依存しない）。

しかし、このモデルではスラスト係数が完全に飽和することはない。なお、本論文では触れていないが、冷間クロス圧延を行うと鋼板の表面光沢が著しく向上する⁹⁾ことも明らかになっている。この現象も、表面の掘り起こしやならし加工に類する塑性流動という点で、摩擦係数の異方性と密接な関係にあることは明白であり、今後、圧延バイト内での潤滑メカニズム、スラスト力の発生特性（飽和現象）の詳細解明などの研究が必要であろう。

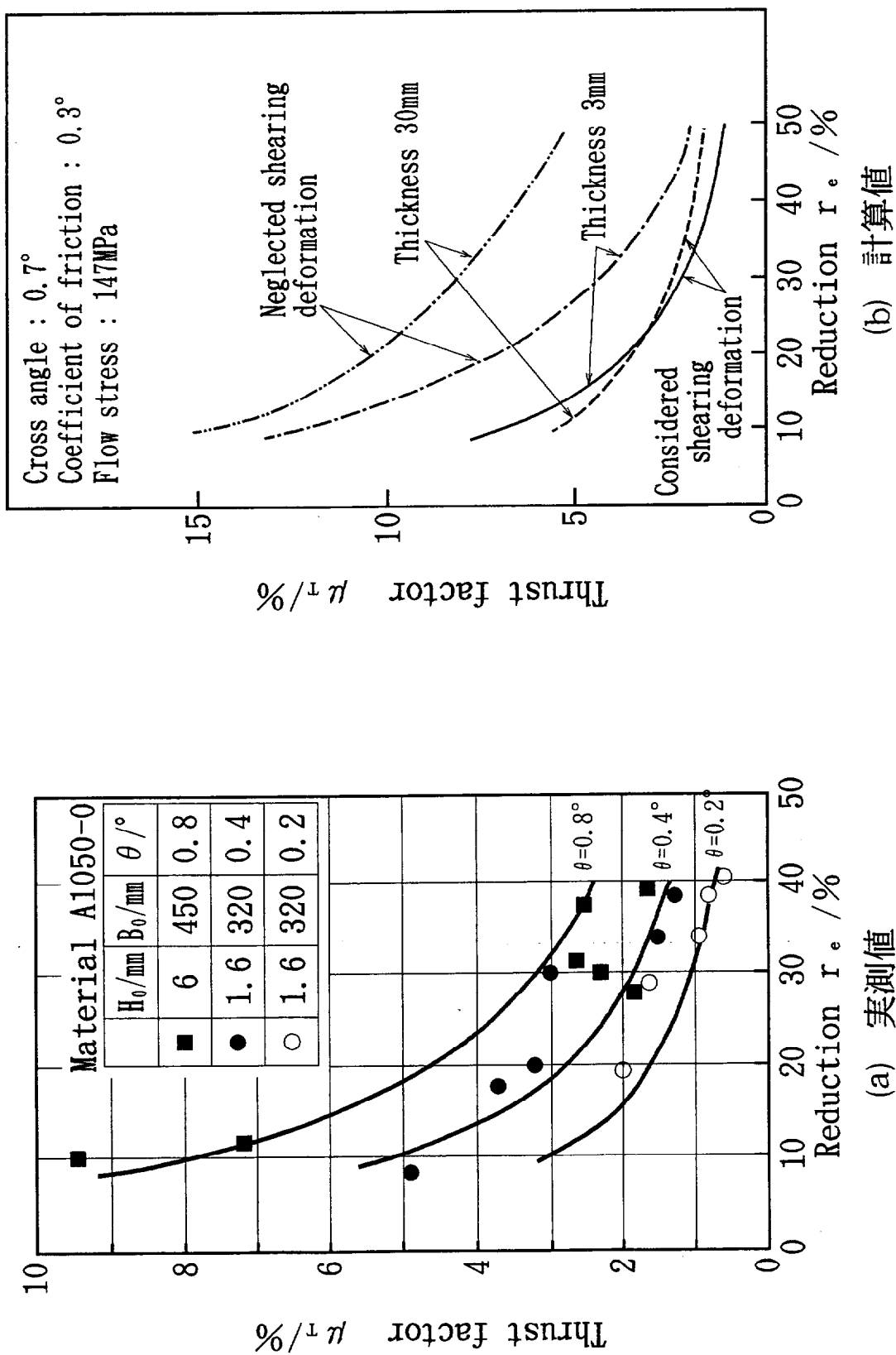


図 2.20 無潤滑クロス圧延におけるスラスト係数の実測値と計算値

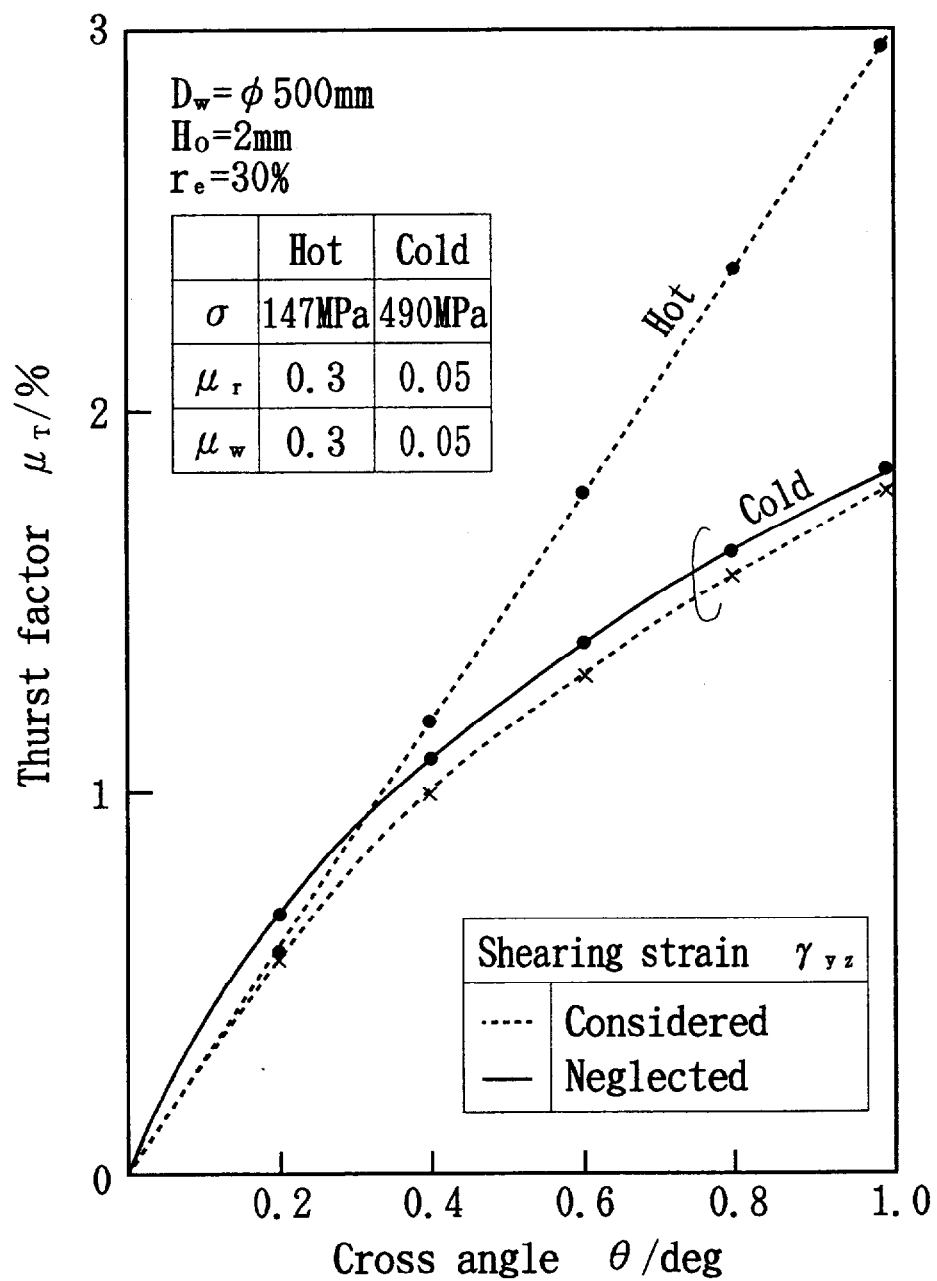


図 2.21 熱延と冷延のスラスト係数特性の計算値

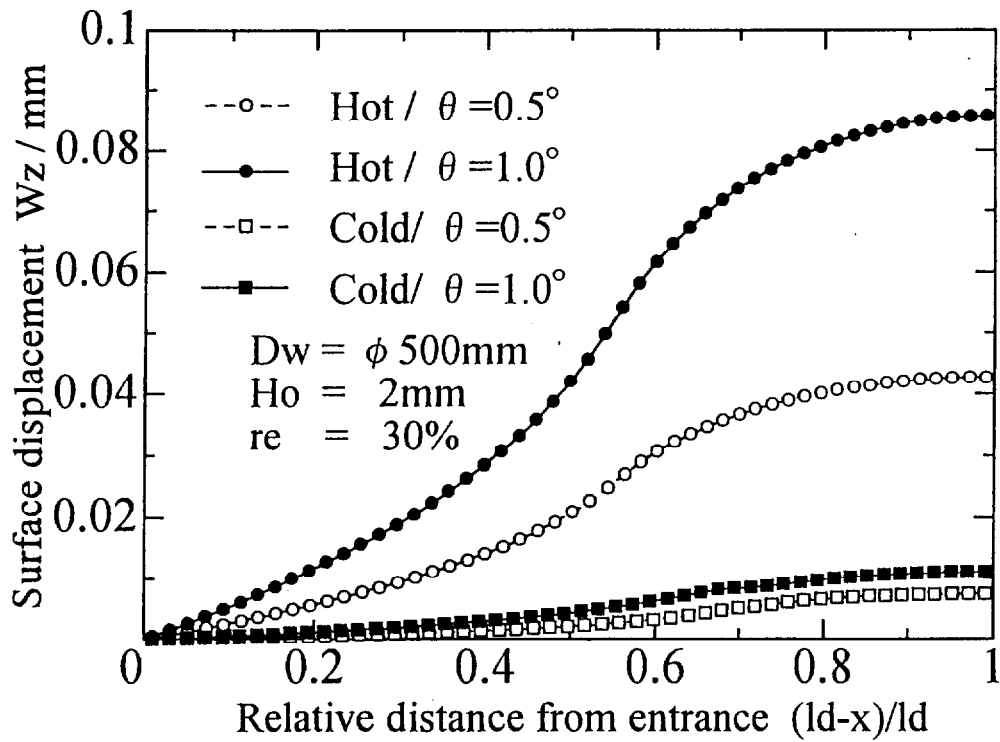


図 2.22 熱延と冷延における板表面の幅方向ずれ変形量

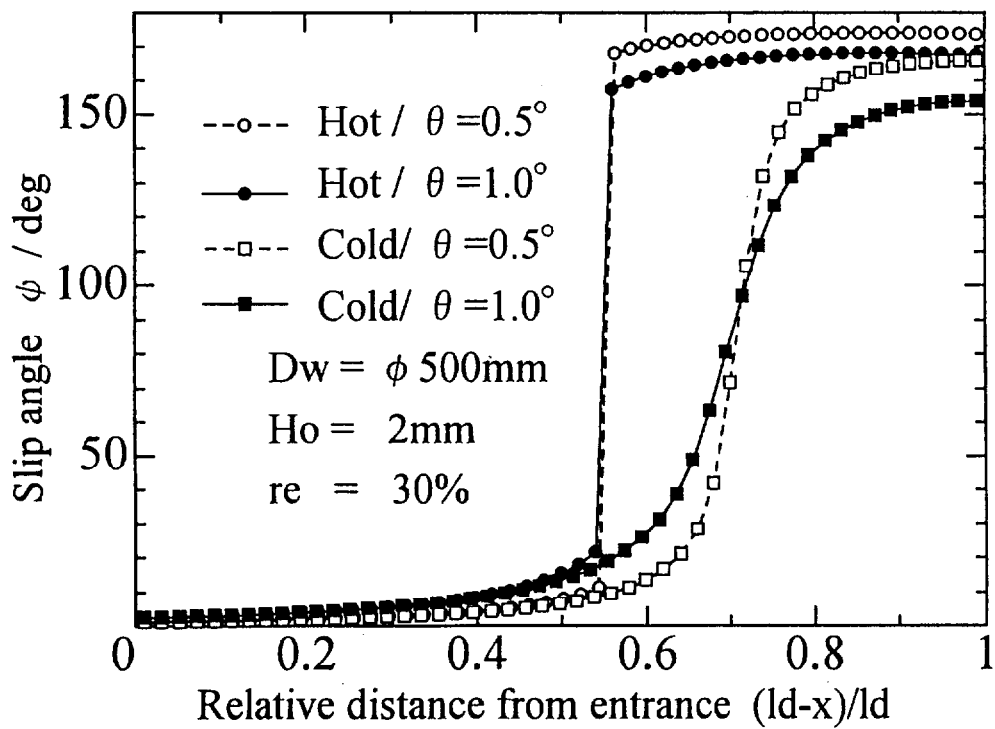


図 2.23 熱延と冷延での板のロールのすべり角分布

2.5 結 言

ペアクロス圧延機を冷間圧延に適用するにあたって、冷間クロス圧延特性を解明し、適正設計値の見積り方法や基本的な制御の考え方を明快にすることを目的に、冷間クロス圧延の負荷特性の検討を行った。

まず、冷間圧延でのロールバイト内で、板がロールの研磨方向（ほぼ圧延方向）にすべる場合と直角方向（ほぼ板幅方向）にすべる場合とでは、摩擦係数が異なる異方性が存在することを指摘し、モデル実験と圧延実験でその特性を調べた。その結果として、

- (1) 圧延では、板がロールの研磨方向にすべる場合よりも直角方向にすべる場合の方が摩擦係数が大きく、その度合いはロール粗度が粗い場合の方が強くなることを示した。その原因として、板のすべり方向がロールの研磨方向からそれる場合には板の表面の掘り起こしやならし加工に類する塑性流動が関与していると推定した。
- (2) 圧延における摩擦係数の異方性に対し、摩擦応力がロール研磨方向および直角方向のすべり成分に比例し、その比例定数が異なると仮定してその特性式を導出した。その計算結果は、工具の研磨方向に対するすべり角が摩擦係数に及ぼす影響を調べた実験結果に良く一致することを示した。

次に、冷間クロス圧延の負荷特性に対し、板厚方向に均一変形、板幅方向に平面ひずみを仮定し、摩擦係数の異方性特性式を組み込んだ解析モデル、および圧延実験結果から摩擦特性や変形抵抗を計算するモデルを提出した。その結果として

- (3) モデル圧延機での圧延実験で得られた圧延荷重、先進率、スラスト力から計算した板の変形抵抗や圧延トルクは、合理的な数値であることを確認し、同時に計算した摩擦係数から、冷間圧延でも異方性が存在していることを示した。
- (4) 冷間圧延では摩擦係数の異方性はあるが絶対値が小さく、ロールに働くスラスト力は最大限に見積もっても圧延荷重の6～7%程度で、設計可能な数値に抑えられることを解析により示した。
- (5) 圧延荷重、先進率、圧延トルクなどの圧延負荷は、ほとんどクロス角の影響を受けず、基本的な圧延制御は従来の平行ロールの圧延機と変わらないことを示した。
- (6) 熱間圧延では、板がせん断変形によってロールに追従しやすいため、スラスト力は緩和されクロス角にほぼ比例する特性を示すが、冷間圧延ではせん断変形が小さくクロス角の増加とともに飽和する特性になることを、理論的に説明した。

本検討により、ペアクロス圧延機の冷間圧延への適用は可能であることを示し、冷延用ペアクロス圧延機の適正設計値の見積り方法や制御の考え方が明快になった。

第2章 参考文献

- 1) 大森舜二・塚本頼彦・日野裕之・中島浩衛・中沢吉：塑性と加工，28-312 (1987)，1067.
- 2) Nishibayashi, S., Hatae, S., Haga, M. & Hirase, K. : Iron Steel Engr., Oct. (1986), 49.
- 3) A.T.E.Keller : U.S.Patent No1860931, May (1932).
- 4) A.R.E.Singer & J.J.O'Brien : J. Iron Steel Inst., Dec.(1962), 1003.
- 5) M.D.Stone & R.Gray : Iron Steel Engr., Aug.(1965), 73.
- 6) 大森舜二・梶原哲雄・田浦良治・貞広真二・松本紘美：塑性と加工，28-323 (1987)，1259.
- 7) 日本鉄鋼協会編：板圧延の理論と実際，(1984)，6.
- 8) 例えば 同上，39.
- 9) 山本秀男・富澤淳・金子亨・梶原哲雄・古元秀昭・林寛治：塑性と加工，37-431 (1996)，1340.

第3章 冷間クロス圧延における 鋼板の三次元変形特性

3.1 緒言

本章では、ペアクロス圧延機のエッジドロップ低減性能を評価するため、まず薄板の形状・クラウンの理論解析モデルを提出する。薄板の冷間圧延といえども板幅端面は自由境界面であり、この近傍では圧延中に板幅方向にも塑性流動（幅流れ）を生じ、前後方の分布張力が引張りになるため単位幅圧延荷重は中央にくらべ大幅に低下する。薄板圧延でエッジドロップが発生する主原因は、圧延ロールへの負荷領域が板幅分しかないため荷重の不連続点近傍で偏平変形が急激に減少し、このロールプロファイルが板厚分布になるためである。板幅端部での幅流れによる単位幅圧延荷重の低下は、この偏平変形差を増幅するものであるが、両者は板厚分布を介して互いに関連しあっている。従って、エッジドロップの定量解析には、板幅端部での幅流れを表現できる三次元変形解析とロール群の弾性変形解析を連成することが不可欠である。

板の三次元変形を考慮した圧延荷重分布の解析は、熱延を中心に剛塑性FEM^{1)~5)}の適用が進められている。しかし、ほぼ弾性変形域である入口の未圧延領域やロールバイトを抜けた出口域まで剛塑性体として取扱う問題のほかに、数値計算に長時間を要するなど実用面での問題もかかえている。この方法にくらべ、比較的計算効率が良い初等解法（スラブ法）による理論研究^{6)~8)}も報告されている。特に戸澤ら⁷⁾や池田ら⁸⁾は仮定を少なくした近似的三次元解析を行っているが、両者とも、圧延ロールは剛体で、実験室レベルの幅狭の板の解析にとどまっている。本来、この問題は板幅方向の変位や応力に関する境界値問題（圧延方向の応力についても同様）である。両者とも、一方端の境界値を仮定して前進解法で他方端まで計算し、これが境界値に一致するまで仮定値を修正して計算を繰り返す初期値問題として解くため収束性が悪いこと、および戸澤らは、境界条件にも近似があるため広幅の板では誤差が累積し易いことなどが原因と考えられる。

もう一方のロールの弾性変形のうち、WR表面の偏平変形は戸澤ら⁹⁾のWRを半無限体とした解析を始め、円柱としての補正項を加えた解析^{10)・11)}、更には弾性FEM¹²⁾を使用する方法も提出されている。また、多段ロールのたわみやロール間の接触線圧分布などはShohet & Townsendによる分割モデル解法¹³⁾が一般化されており、ロールの弾性変形に関しては必要な解は得られる状況にある。ただし、圧延荷重に影響を及ぼす板とロールの接触長を求めるためのWRの偏平曲率半径については、相変わらずHitchcockの式¹⁴⁾が使用されており、

上述の偏平変形の解析とは整合がとれていない。

この観点から、本章では冷延鋼板の三次元変形に対し、スラブ法の基本であるロールバイト内での圧延方向と板幅方向の応力釣合い式、せん断応力の表示式および境界条件式を差分表示し、連立一次方程式に変換して全域の応力を同時にマトリクス解法で求める高効率かつ安定な解析法を開発した。WRと板の接触長についても、偏平変形の解析で得られる変位からロールバイト内の圧延方向プロフィールを三つの円弧で近似する方法を提案した。更に、前章で仮説として定式化した摩擦係数の異方性ととも、出口付近の分布張力の考察から誘導した板の弾性拘束の影響式も新たに導入した。これらの理論解析モデルの精度は、戸澤らの実験結果や解析結果^{15)・16)}、三次元弾塑性FEMによる計算結果およびモデルペアクロス圧延機による実験結果との比較によって検証した。

本研究の本来の目的であるペアクロス圧延機のエッジドロップ制御性能の確認は、上述のモデル圧延機による圧延実験により行った。特に、ペアクロス圧延機ではロール間隙プロフィールは放物線状に変化するため、エッジドロップだけが成長する薄板の冷間圧延への有効性の論議には、ロール間隙プロフィールの板厚プロフィールへの転写特性と形状への影響が重要であり、実験結果と解析結果に基づいて考察を行った。

3.2 板の三次元変形の解析モデル

ロールの弾性変形と連成して冷延鋼板のエッジドロップ特性を理論的に解明するには、精密で計算効率の良い板の三次元変形の解析モデルが必要である。対象が薄板の冷間圧延であり板とWR間の摩擦係数も小さいことを考慮すれば、スラブ法の最大の特徴である板厚方向への均一変形の仮定はさほど無理なものとは思われない¹⁷⁾。この立場から、従来の精密な三次元スラブ法解析の課題である計算効率と解析の安定性の改善を図ることにした。筆者は、既にクーロン摩擦域と付着摩擦域が混在する熱延板の三次元変形に対し、板幅方向の合力釣合い式を長手方向にスリット分割した各要素の幅流れ係数の連立一次方程式に変換して解くマトリクス解法¹⁸⁾を提案している。本解析は、このモデルをより精密化するため板幅方向にも応力釣合い式を導入することとした。

3.2.1 解析の前提

以下の解析では、スラブ法を基本に次の前提を置く。

- (1) 応力や変形は板厚方向には一様とする。
- (2) 冷間圧延では板とWR間の摩擦係数が小さいため、板幅方向摩擦応力による断面の幅方向せん断変形も無視する¹⁷⁾。
- (3) 出口面における圧延方向応力は板の速度が板幅方向に一定になる条件と板に作用する

三方向応力による弾性変形の影響を考慮する。

- (4) 板の入口面と出口面が幅方向に変化することによる影響は接触長の変化として応力釣合いでは考慮するが、入出口面で付加的に発生するせん断応力は無視する。
- (5) 板は板幅中央に対し点対称変形するものとし、左右の非対称は無視する。

3.2.2 基礎式

図3.1に圧延中の微小要素に働く各応力を示す。解析では、条件式を圧延全面の各応力の線形方程式に置換して解く方法を用いる。

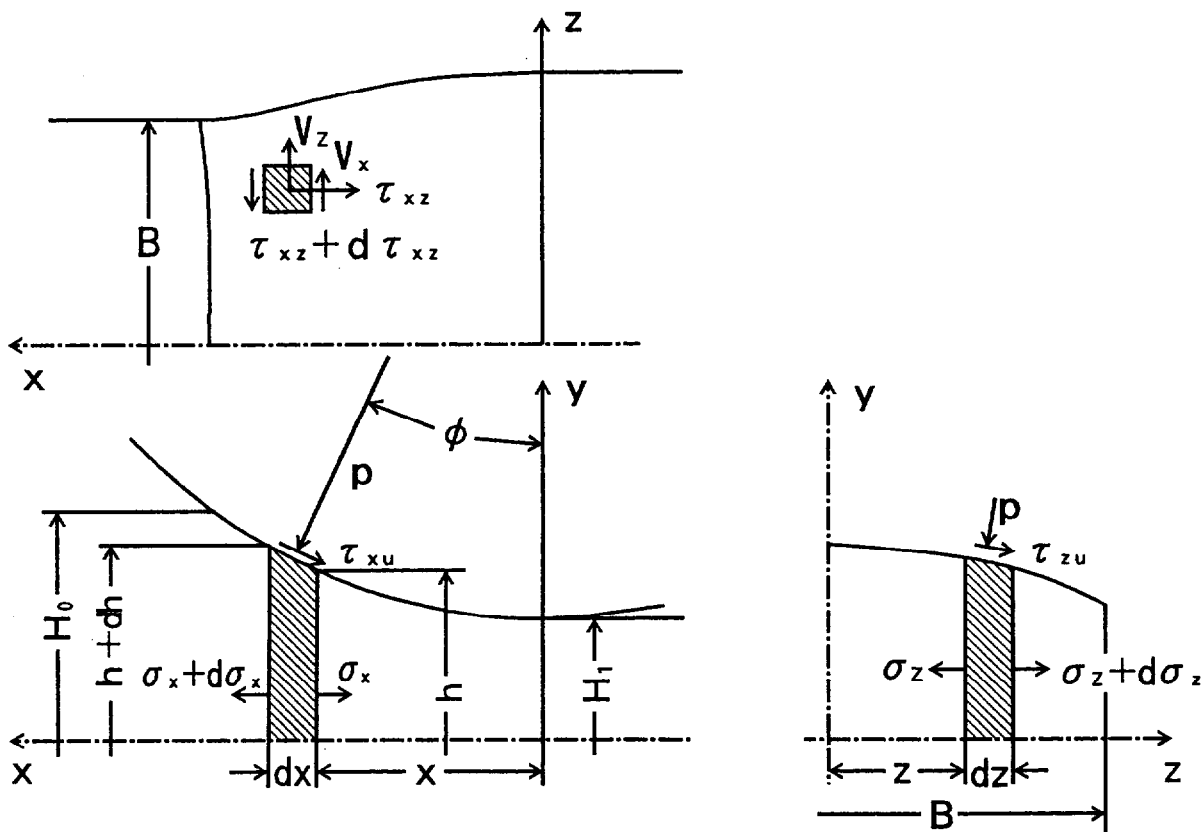


図3.1 板変形の解析に用いる記号と基本モデル

1) 力の条件式

クロス圧延も対象に含め、板の上下面でロールとのすべり方向、すなわち摩擦応力成分が異なることを考慮する。圧延方向の力の釣合いは次式で表される。

$$\frac{\partial}{\partial x}(h\sigma_x) - \frac{\partial}{\partial z}(h\tau_{zx}) + 2p\tan\phi - (\tau_{xU} + \tau_{xL}) = 0 \quad (3.1)$$

厳密には圧延圧力 p も上下面で異なるはずであるが、影響が小さいと考慮して無視している。

板幅方向の力の釣合いも同様に次式となる。

$$\frac{\partial}{\partial z}(h\sigma_z) - \frac{\partial}{\partial x}(h\tau_{xz}) + \frac{\partial h}{\partial z} \cdot p + (\tau_{zU} + \tau_{zL}) = 0 \quad (3.2)$$

サフィックス U は板の上面、 L は下面を意味する。

2) Misesの降伏条件

$$(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 = 6\bar{\tau}^2 \quad (3.3)$$

$$\bar{\tau}^2 = k^2 - \tau_{xy}^2 - \tau_{yz}^2 - \tau_{zx}^2 \quad (3.4)$$

3) ひずみの増分式とせん断応力の表示式

板のせん断ひずみの増分には、幅方向位置で圧延方向の速度が異なることによる回転成分も考慮する。座標軸 x の方向が圧延方向と逆向きであるから

$$d\gamma_{zx} = -\frac{dx}{v_x} \left(\frac{\partial v_x}{\partial z} - \frac{\partial v_z}{\partial x} \right) \quad (3.5)$$

また、各ひずみ増分と偏差応力の関係は次式を用いる。ここに、 σ'_x , σ'_y , σ'_z は、偏差応力である。

$$\frac{d\varepsilon_x}{\sigma'_x} = \frac{d\varepsilon_y}{\sigma'_y} = \frac{d\varepsilon_z}{\sigma'_z} = \frac{d\gamma_{zx}}{2\tau_{zx}} \quad (3.6)$$

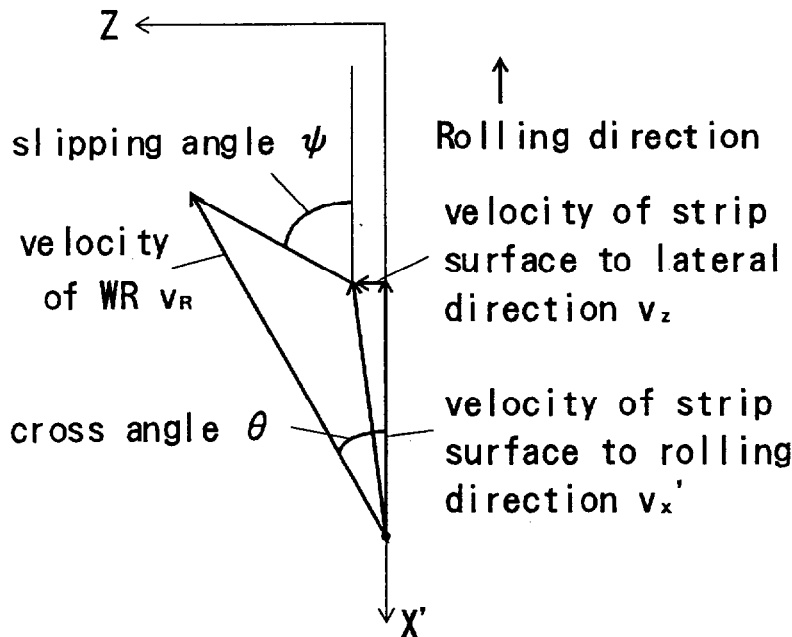


図3.2 クロス圧延における板とWRのすべり角 ψ

4) 摩擦係数の異方性を考慮した摩擦応力

クロス圧延では上下のWRの軸心は水平面内にあり、板幅方向軸に対してクロス角 θ だけ傾けて、回転対称に配置されている。ロール周速の板幅方向成分は上下で逆向きである。

$$v_{R_x} = v_R \cos \theta \quad (3.7)$$

$$v_{R_z} = v_R \sin \theta \quad (3.8)$$

図3.2に示す板とロールのすべり角は次式で与えられる。

$$\phi_U = \tan^{-1} \left(\frac{v_{R_z} - v_z}{v_{R_x} - v_x} \right) \quad (3.9)$$

$$\phi_L = \tan^{-1} \left(\frac{-v_{R_z} - v_z}{v_{R_x} - v_x} \right) \quad (3.10)$$

前章では、板とロールのすべり方向が板幅方向に向かうほど摩擦係数が大きくなる異方性の存在を解明し、次式で表現した。

$$\left. \begin{aligned} \mu_x &= \mu_r \cos(\phi - \theta) \cos \theta - \mu_w \sin(\phi - \theta) \sin \theta \\ \mu_z &= \mu_r \sin(\phi - \theta) \sin \theta + \mu_w \sin(\phi - \theta) \cos \theta \end{aligned} \right\} \quad (3.11)$$

ここに、 μ_r と μ_w はそれぞれ板がWR周方向にすべる場合とWR軸方向にすべる場合の摩擦係数であり、モデル圧延実験では $\mu_w > \mu_r$ であった。また、 μ_x 、 μ_z は、それぞれ摩擦応力の圧延方向と板幅方向の成分と圧延圧力の比である。クロス角 θ は 1° 前後であるので、圧延方向を周方向に近似すると

$$\left. \begin{aligned} \mu_x &\approx \mu_r \cos \phi \\ \mu_z &\approx \mu_w \sin \phi \end{aligned} \right\} \quad (3.12)$$

と表すことができる。摩擦応力はクーロンの摩擦法則に従うものとする。

$$\left. \begin{aligned} \tau_x &= \mu_x \cdot p = \mu_r \cdot p \cos \phi \\ \tau_z &= \mu_z \cdot p = \mu_w \cdot p \sin \phi \end{aligned} \right\} \quad (3.13)$$

なお、ここでは板内の三方向のせん断応力のうち τ_{xy} と τ_{yz} は表面に作用する摩擦応力から生じるものと考え、表裏面の点対称性から

$$\tau_{xy} = 0 \quad (3.14)$$

$$\tau_{yz} = \tau_z \quad (3.15)$$

と近似した。

5) 三方向垂直応力の関係式とせん断応力の表示式

以上の基礎式で用いられる未知数は三方向垂直応力、せん断応力 τ_{xx} と板及びロールの速度である。ただし、板速度のうち出口の速度は与えている。二次式を含む条件式を未知数の擬似線形方程式に変換するとともに、未知数を削減して計算効率を上げることを考える。新しい未知数として、板内の微小要素における板厚方向ひずみ増分に対する板幅方向ひずみ増分の比に負号を付けたものを幅広がり係数として導入する。

$$\eta = -d\varepsilon_z/d\varepsilon_y \quad (3.16)$$

上式を式(3.6)に適用し、更に式(3.3)に代入して三方向垂直応力の関係を求めると次式を得る。

$$\sigma_y = \sigma_x - (2 - \eta) \cdot \bar{\tau} / \bar{\eta} \quad (3.17)$$

$$\sigma_z = \sigma_x - (1 - 2\eta) \cdot \bar{\tau} / \bar{\eta} \quad (3.18)$$

$$\text{ここに, } \bar{\eta} = (1 - \eta + \eta^2)^{1/2} \quad (3.19)$$

薄板の冷間圧延であるので幅流れは小さく、 η は1の近傍にある。また、戸澤らの解析結果を参考にすれば、 τ_{zx} は板のせん断降伏応力に比べ小さい⁷⁾。このため、以後に述べる数値解析では $\bar{\tau}$ と $\bar{\eta}$ に関しては、収束演算の1回前の各せん断応力と幅広がり係数を用いて定数と見なすことにする。従って、三方向の垂直応力のうち σ_y 、 σ_z は他の未知数である σ_x と η の擬似線形式となり、Misesの降伏条件式は線形式に変換されたことになる。

次に、これらの関係式を用いてせん断応力 τ_{zx} を求める。板厚方向応力の偏差応力は、

$$\sigma'_y = \sigma_y - \frac{1}{3}(\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z) = -\frac{\bar{\tau}}{\bar{\eta}} \quad (3.20)$$

式(3.5)、(3.6)を用いると次の表示式を得る。

$$\tau_{zx} = \frac{\bar{\tau}}{2\bar{\eta}} \frac{dx}{d\varepsilon_y} \cdot \frac{1}{v_x} \left(\frac{\partial v_x}{\partial z} - \frac{\partial v_z}{\partial x} \right) \quad (3.21)$$

6) 出口の分布張力

薄板がロールバイトの出口及び出口遠方で平坦を保つことを前提とすれば、圧延前を含む出口以前で生じた各板幅方向位置での伸びひずみ偏差は、出口での板の弾性変形で吸収されねばならない。ここでの出口とは、明確にはロールバイト出口面から微小長さ内側までの弾性回復域を意味し、塑性変形域と弾性回復域の境界の応力にはサフィックスeを付す。なお、簡易化のため弾性回復域での板とロールの摩擦応力は無視する。

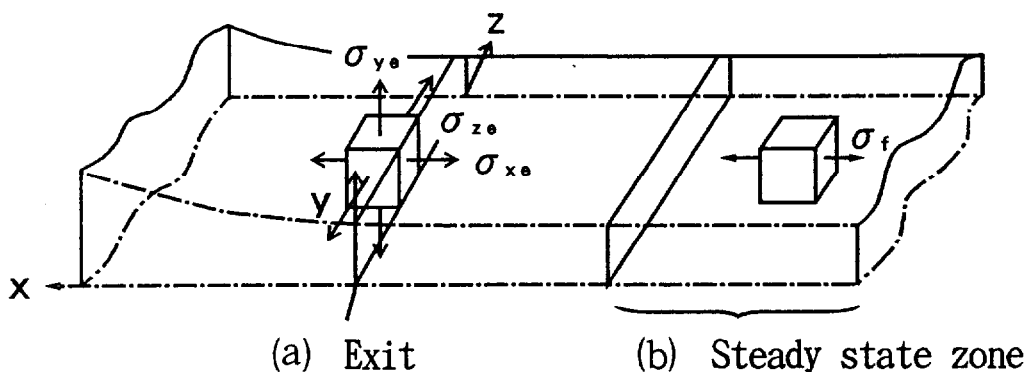


図3.3 ロール出口と出口遠方における板の応力状態

従来から、ロールバイト内の圧延圧力分布を決定づける出口の分布張力は出口遠方の分布張力に等しいという前提が用いられている¹³⁾。出口遠方では圧延方向にのみ伸びひずみ偏差がある一軸応力状態と考えられるから、

$$\sigma_f = E(\varepsilon_{xm} - \varepsilon_x - \varepsilon_b) \quad (3.22)$$

σ_f : 出口遠方での分布張力 (圧延方向応力)

ε_{xm} : 出口遠方での張力の合力条件を満たす平均伸びひずみ

ε_x : 圧延で生じた各板幅方向位置での伸びひずみ

ε_b : ロールバイト入口までに生じた、もしくは板がもっていた伸びひずみ偏差

しかし、実際に圧延圧力分布を決定づけるのは図 3.3 に示す出口の弾塑性境界部の分布張力 σ_{xe} であり、この部分には三方向の応力が存在している¹⁹⁾。これらの応力は降伏条件を満たしてはいるが、ひずみ増分はなく便宜上幅流れは拘束されていると考える。弾性回復域では、圧延圧力や板幅方向応力が急激に開放され分布張力も急変するが、この領域でも圧延方向の伸びひずみ偏差は弾性変形で吸収され、板の速度は板幅方向には一定であると仮定する。これは、面外変形が自由な出口遠方よりも、ロールで拘束されている弾性回復域の方が大きな伸びひずみ偏差まで吸収できると考えるためである。

圧延方向の弾性ひずみは、圧延圧力 (板厚方向応力) や板幅方向応力によっても生じるため、出口での圧延方向応力 σ_{xe} は出口遠方の分布張力 σ_f とは異なる。すなわち、

$$\sigma_{xe} - \nu(\sigma_{ye} + \sigma_{ze}) = E(\varepsilon_{xme} - \varepsilon_x - \varepsilon_b) \quad (3.23)$$

ε_{xme} : 平均伸びひずみ ν : 板のポアソン比

これらの応力は降伏条件をも満たすから、式 (3.17), (3.18) を $\eta = 0$ として上式に代入すると次の σ_{xe} の表示式が得られる。

$$\sigma_{xe} = \frac{E}{1-2\nu} (\varepsilon_{xme} - \varepsilon_x - \varepsilon_b) - \frac{3\nu}{1-2\nu} \bar{\tau} \quad (3.24)$$

前述したように $\bar{\tau}$ はせん断応力の影響はあるものの、板幅方向にはほぼ一定と近似できる。

このため、新たに

$$\varepsilon'_{xm} = \varepsilon_{xme} - 3\nu \cdot \bar{\tau}/E \quad (3.25)$$

とおくと次式に変換できる。

$$\sigma_{xe} = \frac{E}{1-2\nu} (\varepsilon'_{xm} - \varepsilon_x - \varepsilon_b) \quad (3.26)$$

これは、式 (3.22) に示した出口遠方の分布張力 σ_f と全く同形であり、ロールバイト出口においては拘束応力の影響を受けて板のヤング率があたかも $E/(1-2\nu)$ であるような挙動をすることを考えることもできる。従って、本報では出口の境界条件として式 (3.26) が近似的に成立するものとした。なお、式 (3.26) を条件式として適用する際には ε'_{xm} も未知数になるため次のように変形して使用する。出口には平均引張応力が σ_f となる外力が作

用している。

$$\sigma_{xe} = \frac{E}{1-2\nu}(\varepsilon_m - \varepsilon_x - \varepsilon_b) + \sigma_{fo} \quad (3.27)$$

$$\varepsilon_m = \int_0^{\frac{B}{2}} \varepsilon_x \cdot H_1 dz / \int_0^{\frac{B}{2}} H_1 dz \quad (3.28)$$

σ_{fo} : 出口側の平均ユニット張力

H_1 : 出口の板厚

式(3.27)の右辺の第1項の合力積分値は0でなければならないから、式(3.28)の ε_m の表示式が得られる。

7) 入口の分布張力

入口側も出口の分布張力の影響を受けて張力が分布する。しかし、この分布張力を決定づけるメカニズムは出側とは異なると考える。圧延においては体積速度一定則が成立するが、これは必ずしも入口における板の圧延方向速度が板幅位置によらず一定であることを意味しない。入口側の圧延方向応力は遠方から入口面に近づくにつれ板幅方向で急激に分布が強まることが知られている²⁰⁾が、この分布張力による圧延方向弾性ひずみ分は、入口での速度が変わっていなければ体積速度一定は保てない。逆に入口速度が一定でなければならないとすると、各板幅位置で時間とともに弾性ひずみの累積分だけ入口での材料のだぶつきや不足が増し、定常状態が存在しないという矛盾を生じるためである。すなわち、入口側では弾性ひずみ程度の圧延方向速度の不均一は存在し得るし、ロールバイト内の塑性変形の不均一の方が圧倒的に大きいから、入口での分布張力はロールバイト内の塑性変形の条件の方から決められていると考えられる。

前述したように出口での分布張力 σ_x は式(3.27)で与えられるから、式(3.1)の圧延方向の力の釣合いを満たすよう入口の分布張力 σ_b が生じていると考えるわけである。この分布張力 σ_b の合力も外力と釣合わねばならない。

$$\int_0^{B/2} \sigma_b \cdot H_0 dz / \int_0^{B/2} H_0 dz = \sigma_{bo} \quad (3.29)$$

B : 板幅

H_0 : 入口の板厚

出口における張力 σ_x を与えても、ロールと板の表面速度が一致する中立点位置が変わると、摩擦応力の作用方向が変わることによって σ_b も変化する。従って、数値計算では出口の板速度を既知としているから、式(3.29)はロールの周速を決定する条件式になる。

ところで、戸澤らは最初の三次元スラブ法の報告⁷⁾において、前後方の分布張力はそれぞれ入口面、中立点、出口面で板の圧延方向速度が板幅方向には一定である条件から決まるという条件を採用している。

$$\int_{x_n}^{\ell_d} d\varepsilon_x + \varepsilon_{xe1} = a_1 \quad (3.30)$$

$$\int_0^{x_n} d\varepsilon_x + \varepsilon_{xe2} = a_2 \quad (3.31)$$

$$\sigma_b = E \cdot \varepsilon_{xe1} \quad (3.32)$$

$$\sigma_f = E \cdot \varepsilon_{xe2} \quad (\sigma_{xe} = \sigma_f \text{ のモデル}) \quad (3.33)$$

a_1, a_2 : 定数

$\varepsilon_{xe1}, \varepsilon_{xe2}$: 入口, 出口での板の圧延方向弾性ひずみ

式 (3.30) と (3.31) を加えて, ε_{xe2} を表示すると, このモデルの問題が明らかになる。

$$\varepsilon_{xe2} = a_1 + a_2 - \varepsilon_{xe1} - \int_0^{\ell_d} d\varepsilon_x \quad (3.34)$$

長手方向に伸びひずみ偏差のない平坦な板を, 入口無限遠方から送り出すと, ロールバイト入口に近づくまでは張力や速度は板幅位置では均一である。

この板がロールバイト入口に近づき, バイト内の圧延条件に対応して入口に分布張力が現れたとすると, この張力に対応する弾性ひずみが ε_{xe1} であるから, その後のロールバイト内の塑性変形で生じた伸びひずみ偏差による速度不均一を, 出口の弾性ひずみ ε_{xe2} と分担して吸収していることになる。すなわち, ロールバイト内で生じる塑性伸びひずみ偏差を補うよう, 入口から流入する板の体積速度, すなわち弾性変形を除いたときの速度が幅方向に分布することになる。これは, 入口遠方で板を供給する条件と異なっており, 定常状態を想定しているにもかかわらず, 時間とともに入口では板幅位置ごとに材料の不足やだぶつきが増すことになる。

なお, 理由は後述するが, この張力モデルの相違は, 板厚プロフィルの予測精度にはほとんど影響せず, 提出された計算結果の有益性を損なうものではないことを注記しておく。

8) 入口予変形の取り扱い

従来から薄板の熱間圧延では板幅寸法精度の観点からロールバイト外の変形の研究が行われ, ロールバイト入口ではネッキング状の幅縮みを生じる場合があることが明らかになっている。これは, 入口の分布張力による塑性変形の結果であり入口予変形と呼ばれている。

一方, 薄板の冷間圧延でも, 極端な中伸び圧延を行うと入口の分布張力による相当応力が板幅端部で板の降伏応力を越えて, わずかな予変形を生じる場合がある。この変形を生じるのは板幅端部のロールバイト入口の直近で, しかも板幅端部付近であるので降伏条件には次の仮定を用いた。

$$\text{板幅方向応力} \quad \sigma_z = 0 \quad (3.35)$$

$$\text{板厚方向応力} \quad \sigma_y = \beta \cdot \sigma_{yent} \quad (3.36)$$

$$\sigma_b^2 - \sigma_b \cdot \sigma_y + \sigma_y^2 = \sigma_{eq}^2 \quad (3.37)$$

σ_{yent} : 噛み込み点内側の板厚方向応力

β : σ_{yent} の入口直近応力への影響係数

ここで、入口予変形に、ロールバイト内の板厚方向応力の影響を導入することの理論的根拠は明確ではないが、 $\beta = 0$ とすると入口遠方、 $\beta = 1$ とすると近似的に噛み込み点の降伏条件を表すことから、入口直近はこの中間にあることの表現法として一応の理解はできよう。ただし、以後の本論文の解析では、 β を決定する根拠も持っていないためとりあえず $\beta = 0$ としている。

実際の計算においては、板の変形抵抗式にはひずみ硬化型の式 (2.24) を使用しており、相当応力 σ_{eq} になる伸びひずみを求め、圧延による伸びひずみとの和を ε_x として式 (3.26) で出側張力と適合させた。

9) その他の境界条件

板幅端部は自由境界面であるから、垂直応力とせん断応力は存在しない。

$$z = B/2 \text{ において} \quad \sigma_z = \tau_{zx} = 0 \quad (3.38)$$

また、板は左右対称の変形を仮定しているから、対称軸上にせん断応力は存在しない。

$$z = 0 \text{ において} \quad \tau_{zx} = 0 \quad (3.39)$$

3.2.3 数値解法

幅広がり係数 η を未知数に加えることによって、独立な未知応力は σ_x と τ_{xx} になる。ロールの周速 V_R も独立な未知数であるが、これは仮定値で与えておき、各未知数の収束演算の過程で入口の分布張力の合力条件を満たすように仮定値を逐次変更する。三種類の未知数 σ_x , η , τ_{xx} に対応する条件式は、それぞれ (3.1), (3.2), (3.21), (3.27) である。図 3.4 に示すように、ロールバイト内の板を微小要素に分割し、それぞれの要素や流線上に各条件式を差分化して適用すると各未知数に対する連立一次方程式が得られる。この際ロール表面の圧延方向のプロフィルと入口と出口の板厚プロフィルは与えられており、これから各要素の板厚は既知になる。また、出口の分布張力の合力条件を満足するための平均伸びひずみ ε_m も未知数に加え、式 (3.28) をその条件式としている。

従来は、境界条件が与えられた位置から流線方向や板幅方向に前進しながら応力・変形を求め、他端の条件を満たすまで仮定値を修正する方法が用いられているが、ここで提出する方法では全条件式と境界条件式を連立一次方程式として解くため短時間に安定して解を得ることが出来る点で実用的な価値は大きい。以下、主要な差分式化について示す。

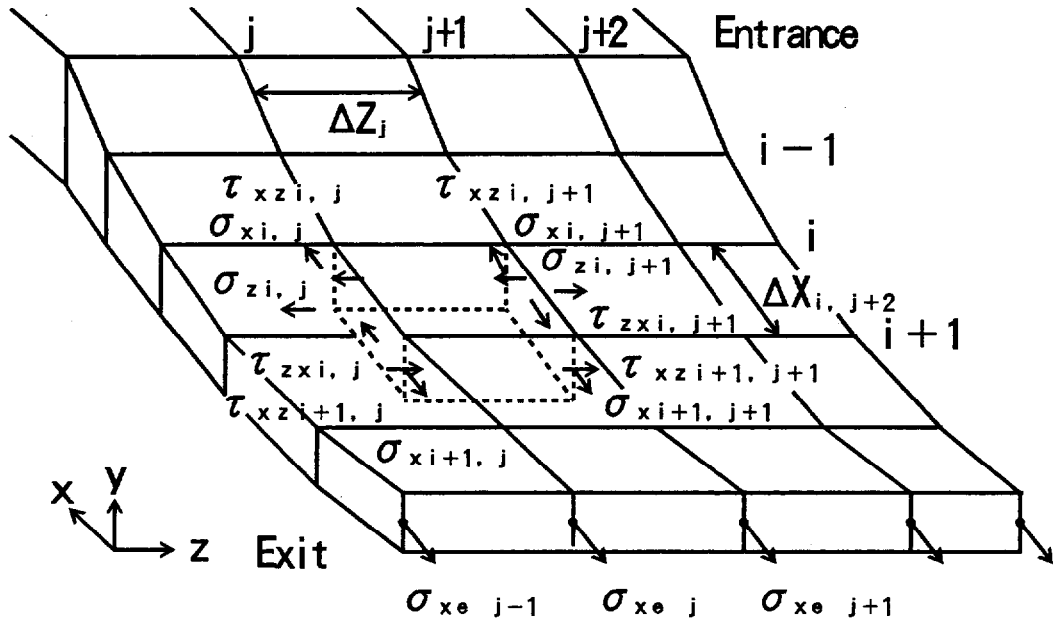


図3.4 数値計算を行う際の板の分割要素

(1) 力の釣合い式の差分式化

図3.4における流線 j 上の圧延方向の力の釣合い式 (3.1) の各項を x 方向には $(i + \frac{1}{2}, j)$ 点, z 方向には $(i + \frac{1}{2}, j + \frac{1}{2})$ 点で次のように差分式化した。

$$\frac{\partial}{\partial x}(h\sigma_x) = \frac{1}{\Delta X_{i,j}}(h_{i,j} \cdot \sigma_{xi,j} - h_{i+1,j} \cdot \sigma_{xi+1,j}) \quad (3.40)$$

$$\frac{\partial}{\partial z}(h\tau_{zx}) = \frac{1}{2\Delta Z_j}\{(h_{i,j+1} + h_{i+1,j+1})\tau_{zxi,j+1} - (h_{i,j} + h_{i+1,j})\tau_{zxi,j}\} \quad (3.41)$$

$$2p \tan \phi = -\left\{(\sigma_{xi,j} + \sigma_{xi+1,j}) - \frac{2(2 - \eta_{i,j})}{\bar{\eta}_{i,j}} \bar{\tau}_{i,j}\right\} \tan \phi_{i,j} \quad (3.42)$$

ここで、摩擦応力の表示式が問題になる。この応力は式 (3.13) に示すように圧延圧力の一次式の形式をとるが、板とロールのすべり角 ϕ の影響が大きい。薄板圧延が対象であることを考えると、幅広がり係数 η はほとんどの領域で微小であり、板のすべり角 ϕ に及ぼす η の影響は小さい。すなわち、 η を含めた未知数やロール速度 V_R などの収束演算の過程で、前回値の η を用いて計算した板の速度 $\bar{v}_x$, $\bar{v}_z$ を用いても大きな問題は生じない。このため次の置換を行った。

$$\sin \phi = (v_{Rz} - v_z) / \bar{v} \quad (3.43)$$

$$\cos \phi = (v_{Rx} - \bar{v}_x) / \bar{v} \quad (3.44)$$

$$\bar{v} = \left\{ (v_{Rx} - \bar{v}_x)^2 + (v_{Rz} - \bar{v}_z)^2 \right\}^{1/2} \quad (3.45)$$

$$\tau_x = -\frac{\mu_r(v_{Rx} - \bar{v}_x)}{\bar{v}} \left\{ \sigma_x - \frac{2-\eta}{\bar{\eta}} \bar{\tau} \right\} \quad (3.46)$$

$$\begin{aligned} \tau_z &= -\frac{\mu_w(v_{Rz} - v_z)}{\bar{v}} \cdot \sigma_y \\ &= -\frac{\mu_w \cdot v_{Rz}}{\bar{v}} \left(\sigma_x - \frac{2-\eta}{\bar{\eta}} \bar{\tau} \right) + \frac{\mu_w \cdot \bar{\sigma}_y}{\bar{v}} v_z \end{aligned} \quad (3.47)$$

板の幅方向速度 v_z は、流線上の分割区間での板幅方向ひずみ増分を板幅中央から積分して得られる幅広がり増分 Δw_z と圧延方向速度 v_x で表され、

$$\Delta w_{zi+1,j} = -\frac{1}{2} \sum_{m=1}^{j-1} \left(\eta_{i,m} \ell n \frac{h_{i+1,m}}{h_{i,m}} + \eta_{i,m+1} \ell n \frac{h_{i+1,m+1}}{h_{i,m+1}} \right) \Delta z_m \quad (3.48)$$

$$v_{zi,j} = \bar{v}_{xi,j} \cdot \Delta w_{zi,j} / \Delta x_{i,j} \quad (3.49)$$

の如く、幅広がり係数 η の擬似線形式となる。一方、圧延方向速度は出口での速度 v_{ext} を既知量として与えているから、着目点から出口までの圧延方向ひずみ増分を用いて表されるが、前回値の η を用いて既知量としているため、線形式化は行わない。

$$\Delta \varepsilon_{xi,j} = \sum_{\ell=1}^n -(1 - \eta_{\ell,j}) \ell n \frac{h_{\ell+1,j}}{h_{\ell,j}} \quad (3.50)$$

$$\bar{v}_{xi,j} = v_{ext} / e^{\Delta \varepsilon_{xi,j}} \quad (3.51)$$

また、板の表裏面ではすべり角 ϕ が異なるため摩擦応力 τ_x , τ_z も異なるが、板幅方向のずれ変形が無視できるため、式 (3.45) の $\bar{v}$ の表示式においてロールの板幅方向速度 v_{Rz} の符号のみを反転させれば良い。 v_{Rz} の符号を反転させた速度を $\bar{v}$ とすると式 (3.1) の摩擦応力の項は次式になる。

$$\tau_{xU} + \tau_{xL} = -\left(\frac{1}{\bar{v}_{i,j}} + \frac{1}{\bar{v}'_{i,j}} \right) \mu_r (v_{Rx} - \bar{v}_{xi,j}) \left\{ \frac{1}{2} (\sigma_{xi,j} + \sigma_{xi+1,j}) - \frac{2-\eta_{i,j}}{\bar{\eta}_{i,j}} \bar{\tau}_{i,j} \right\} \quad (3.52)$$

同様に板幅方向の釣合い式 (3.2) を $(i + \frac{1}{2}, j + \frac{1}{2})$ 点で差分式化する。

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial z} (h \sigma_z) &= \frac{1}{4 \Delta z_j} \left\{ (h_{i,j+1} + h_{i+1,j+1}) \left(\sigma_{xi,j+1} + \sigma_{xi+1,j+1} - \frac{2(1-2\eta_{i,j+1})}{\bar{\eta}_{i,j+1}} \bar{\tau}_{i,j+1} \right) \right. \\ &\quad \left. - (h_{i,j} + h_{i+1,j}) \left(\sigma_{xi,j} + \sigma_{xi+1,j} - \frac{2(1-2\eta_{i,j})}{\bar{\eta}_{i,j}} \bar{\tau}_{i,j} \right) \right\} \end{aligned} \quad (3.53)$$

$$\frac{\partial}{\partial x} (h \tau_{xz}) = \frac{1}{\Delta x_{i,j} + \Delta x_{i,j+1}} \{ h_{i,j} \cdot \tau_{xzi,j} + h_{i,j+1} \cdot \tau_{xzi,j+1} - h_{i+1,j} \cdot \tau_{xzi+1,j} - h_{i+1,j+1} \cdot \tau_{xzi+1,j+1} \} \quad (3.54)$$

$$\text{ただし, } \tau_{xzi,j} = \frac{1}{2} (\tau_{xzi-1,j} + \tau_{xzi,j}) \quad (3.55)$$

とし、入口面と出口面の τ_{xz} は内部から直線外挿して求める。

$$\begin{aligned} \frac{\partial h}{\partial z} \cdot p = & -\frac{1}{8\Delta z_j} (h_{i,j+1} + h_{i+1,j+1} - h_{i,j} - h_{i+1,j}) \\ & \times \left\{ \sigma_{xi,j+1} + \sigma_{xi+1,j+1} + \sigma_{xi,j} + \sigma_{xi+1,j} - \frac{2(2-\eta_{i,j})}{\bar{\eta}_{i,j}} \cdot \bar{\tau}_{i,j} - \frac{2(2-\eta_{i,j+1})}{\bar{\eta}_{i,j+1}} \cdot \bar{\tau}_{i,j+1} \right\} \end{aligned} \quad (3.56)$$

$$\begin{aligned} \tau_{zU} + \tau_{zL} = & \frac{1}{4} \mu_w \cdot v_{Rz} \left(\frac{1}{\bar{v}'_{i,j}} - \frac{1}{\bar{v}_{i,j}} \right) \left\{ \sigma_{xi,j} + \sigma_{xi+1,j} - \frac{2(2-\eta_{i,j})}{\bar{\eta}_{i,j}} \bar{\tau}_{i,j} \right\} \\ & + \frac{1}{4} \mu_w \cdot v_{Rz} \left(\frac{1}{\bar{v}'_{i,j+1}} - \frac{1}{\bar{v}_{i,j+1}} \right) \left\{ \sigma_{xi,j+1} + \sigma_{xi+1,j+1} - \frac{2(2-\eta_{i,j+1})}{\bar{\eta}_{i,j+1}} \bar{\tau}_{i,j+1} \right\} \\ & + \frac{1}{2} \mu_w \cdot \bar{\sigma}_{yi,j} \cdot \left(\frac{1}{\bar{v}_{i,j}} + \frac{1}{\bar{v}'_{i,j}} \right) v_{zi,j} \\ & + \frac{1}{2} \mu_w \cdot \bar{\sigma}_{yi,j+1} \cdot \left(\frac{1}{\bar{v}_{i,j+1}} + \frac{1}{\bar{v}'_{i,j+1}} \right) v_{zi,j+1} \end{aligned} \quad (3.57)$$

v_z は式(3.48)と(3.49)に示したように幅広がり係数の一次式で表される。

2) せん断応力 τ_{zx} の差分式化

板の幅流れによる要素のゆがみに対応するせん断応力 $\tau_{zxi,j}$ は、流線 j 上の i 点から $i+1$ 点までの区間に作用する。流線 j 上で板が i 点から $i+1$ 点に進むときの板の幅方向速度 $v_{xi,j}$ と幅方向変位増分 $\Delta w_{xi+1,j}$ は式(3.48), (3.49)で与えられている。この関係を用いて式(3.21)の各項を差分式化する。すなわち、着目位置は $(i + \frac{1}{2}, j)$ である。

$$\frac{\partial v_x}{\partial z} = \frac{\Delta z_j - \Delta z_{j-1}}{\Delta z_{j-1} \cdot \Delta z_j} \bar{v}_{xi,j} + \frac{\Delta z_j^2 \cdot \bar{v}_{xi,j-1} + \Delta z_{j-1}^2 \cdot \bar{v}_{xi,j+1}}{\Delta z_j \cdot \Delta z_{j-1} (\Delta z_j + \Delta z_{j+1})} \quad (3.58)$$

$$-\frac{\partial v_z}{\partial x} = (\bar{v}_{xi,j} \cdot \Delta w_{xi+1,j} - \bar{v}_{xi-1,j} \cdot \Delta w_{xi,j}) / \Delta x_{i,j}^2 \quad (3.59)$$

$$d\varepsilon_{yi,j} = \ell n \frac{h_{i,j}}{h_{i+1,j}} \quad (3.60)$$

$$\tau_{zxi,j} = \frac{\bar{\tau}_{i,j}}{2\bar{\eta}_{i,j} \cdot d\varepsilon_{yi,j}} \cdot \frac{\Delta x_{i,j}}{\bar{v}_{xi,j}} \left(\frac{\partial v_x}{\partial z} - \frac{\partial v_z}{\partial x} \right) \quad (3.61)$$

(注) 数値解析において σ_x , τ_{zx} , v_x は各流線上の分割点で、 σ_z , τ_{xz} , $\bar{\tau}$, η , v_z は各流線上の分割区間内では一様として定義している。圧延による幅広がり量は、隣合う流線間距離に比べ微小であるため、 Δz の圧延方向の変化は無視した。なお、 Δx については接触投影長が各流線毎に異なり、長手方向分割も均一である必要はないため、圧延方向と板幅方向の変化を考慮している。

3) 数値計算方法

式(3.1)は全流線の分割区間、式(3.2)は全要素、式(3.21)は板幅中央と板幅端部を除いた流線の分割区間に適用する。流線の数 m 、流線上の分割区間数を n とすると未知数 σ_x 、 η 、 τ_{zx} と条件式の数は表3.1のようになる。

表3.1 三次元変形解析における未知変数と条件式の数

Variable	Number of variable	Number of equation		Number of boundary condition	
σ_x	$m(n+1)$	Eq. (3.1)	$m \cdot n$	Eq. (3.27)	m
η	$m \cdot n$	Eq. (3.2)	$(m-1) \cdot n$	Eq. (3.38)	n
τ_{zx}	$m \cdot n$	Eq. (3.21)	$(m-2) \cdot n$	Eq. (3.38)(3.39)	$2n$
ε_m	1	Eq. (3.28)	1	0	
m : Number of flow line in numerical calculation n : Number of element to rolling direction					

すなわち、これらは全未知数に関する連立一次方程式となる。これらの係数行列は ε_m に対する条件式を除けばバンド行列になるため、本解析ではガウスの掃き出し法を用いて解いている。

具体的には、出口の板厚分布を固定して要素分割を行った後、全区間の幅広がり係数 η を仮定する。 η の仮定値は前回の仮定値に連立一次方程式を解いて得られた値との差を1以上の収束パラメータで除して加えたものである。収束パラメータを小さくすると解析が振動したり発散する場合があるため、薄板の場合は10~100を使用する。板の速度を出口面で与えると、流線上の区間での板厚方向ひずみ増分と幅広がり係数から全点の圧延方向速度の仮定値が決まる。連立一次方程式を解くと入口面の分布張力と出口面の分布張力はそれぞれ $\sigma_{x1,j}$ 、 $\sigma_{xn+1,j}$ として求まるが、入口面では合力条件を満たしていない。これを満足するためのロール周速は、収束計算ごとに入口面の分布張力の合力条件を満たすよう補正した入口張力と出口張力を用いて、板幅中央の流線の圧延応力計算にて求めた。

前述したように、これらの条件式は線形式化するために、多くの前回値を仮定値として使用しているため、これらが収束するまで係数行列を修正して繰返し計算を行う。このフローチャートを図3.5に示す。

注) 冷延での薄板とは1mm以下であり、熱延母板2~6mmを圧延する前段のスタンドの場合は、収束パラメータは1を使っても十分安定解が得られる。

Program:STRIP

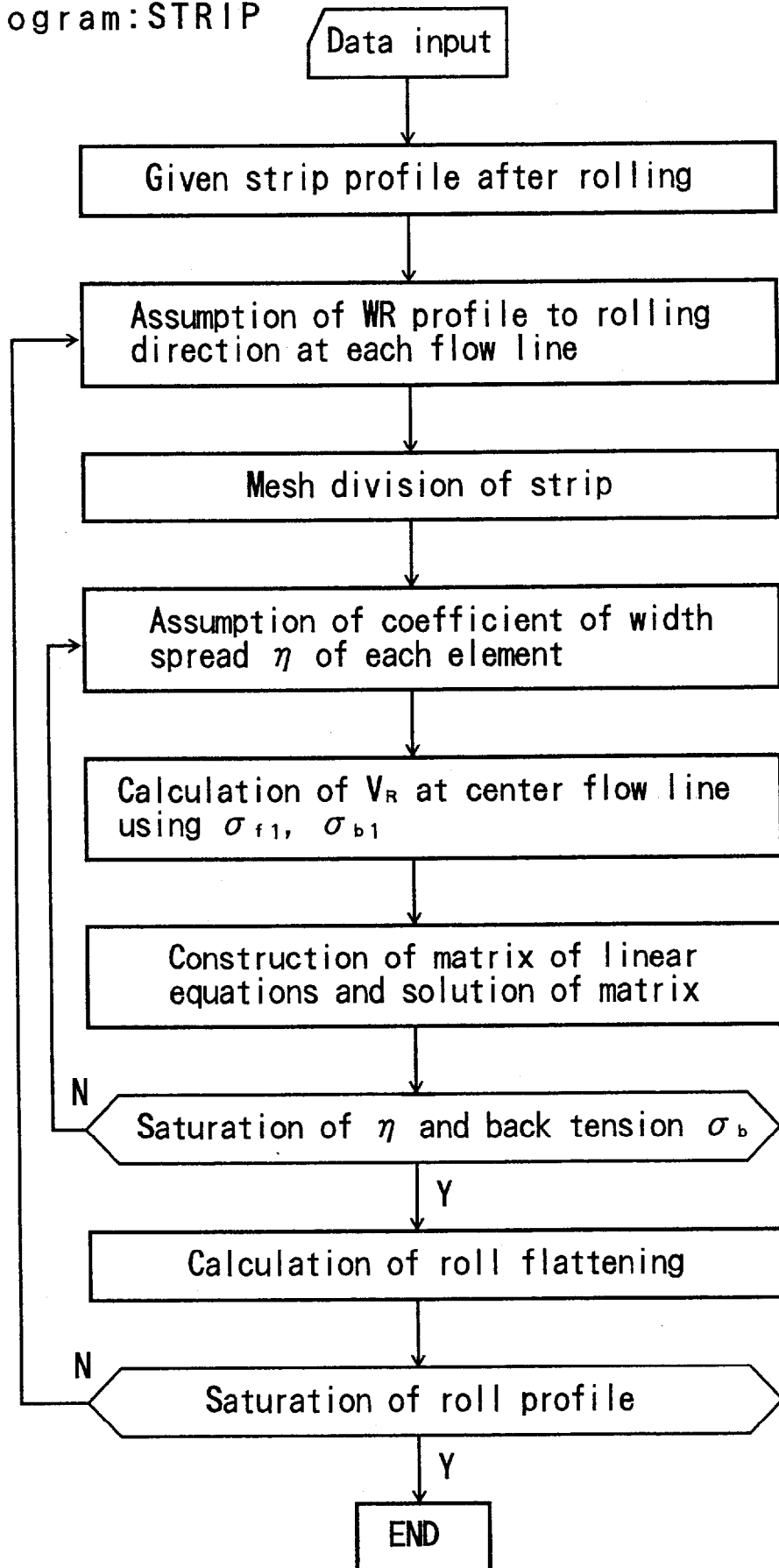


図 3. 5 板の三次元変形のマトリクス解法のフローチャート

3.3 ロール変形の解析モデル

従来から、圧延後の板厚分布や形状の解析には、ロール群の軸心たわみの他に圧延ロール表面の偏平変形の軸方向分布が重要視され、多くの計算モデルが提案されている。このうちロール軸心たわみについては、Shohetらの分割モデル解法¹³⁾が一般化されており、板からの圧延荷重分布が与えられれば、ほぼ正しい解が得られる状況にあると考えられる。圧延ロール表面の偏平変形に対しても、圧延ロールを半無限体と見なした戸澤らの解⁹⁾に円柱としての補正項を加えた近似解^{10) 11)}が提出されている。しかし、圧延荷重への重要な影響因子である接触長に対しては、依然としてHitchcockの偏平曲率半径式¹⁴⁾が用いられており、偏平変形解との適合性に問題がある。特に、偏平変形解はその着目点だけでなく、その周辺の分布荷重の影響も考慮しているのに対し、偏平曲率半径式はロール軸方向の無限長にわたって着目点と同じ荷重が作用しているモデルであり、対象とする板幅端部付近の精度に問題を含んでいる。以下に本解析で使用するそれぞれの解析モデルを説明する。

3.3.1 軸心たわみの解法

ロール軸心たわみに対する分割モデル解法とは、基本的にはロールたわみの影響係数を用いたマトリクス解法である。Shohet¹³⁾らの提出したモデルでは、4段圧延機の補強ロールと圧延ロールをそれぞれ両端を単純支持された梁と見なし、胴長の各分割点に単位集中荷重が作用するときの各分割点のたわみを影響係数として用いている。図3.6は、本研究の計算モデルであり、ロールのたわみ影響係数として荷重点が単位線圧で、隣合う代表点の線圧が0である三角形分布の線圧が作用するときの着目点の軸心たわみを用いている。具体的な計算式は付録3を参照されたい。

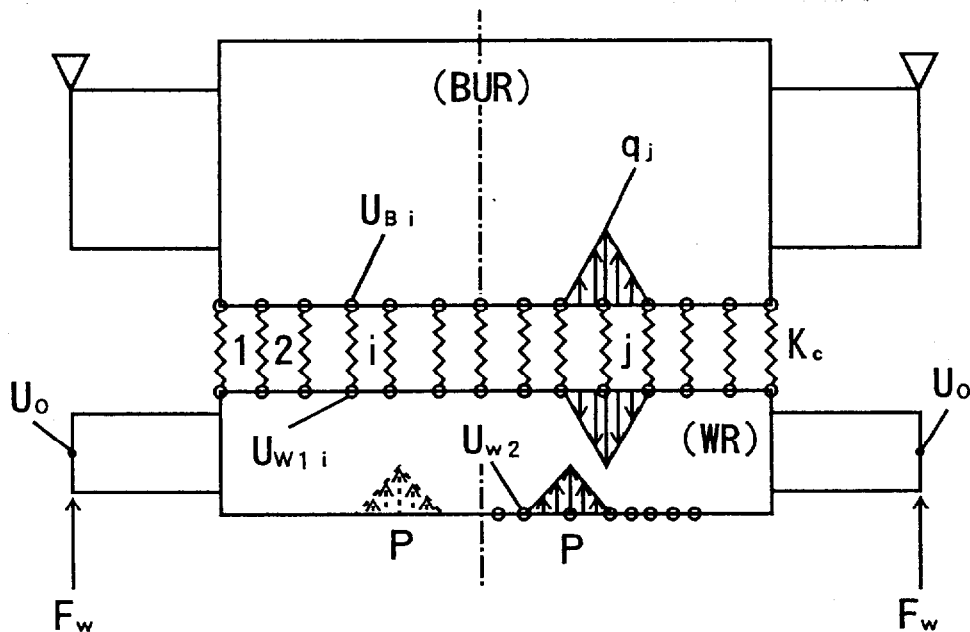


図3.6 ロール変形の計算モデル

図3.6において、ロール間の分割点 j に $q_j=1$ の接触線圧が作用するときの着目点 i のたわみを $A_{i,j}$ とする。これを用いると圧延ロールと補強ロールのたわみによる表面プロフィールは次式で表される。ロールたわみは、図3.6において上方への変位を正值にとっている。

$$U_B = A_{22}^B \cdot q - C_B \quad (3.62)$$

$$U_{W1} = A_{12}^W \cdot P - A_{11}^W \cdot q + C_{W1} + U_0 \quad (3.63)$$

$$U_{W2} = A_{22}^W \cdot P - A_{21}^W \cdot q - C_{W2} + U_0 \quad (3.64)$$

ここに、 P : 単位幅圧延荷重ベクトル

q : ロール間接触線圧ベクトル

C : ロールの半径クラウンベクトル

(最小径を基準に膨らみ側を正にとったもの)

A : 曲げたわみとせん断たわみを加えたロールのたわみ影響
係数マトリクス

U_0 : 圧延ロールの剛体変位

サフィックスの B は補強ロール、 W は圧延ロールを意味する。サフィックスの数字は、図3.6において1がロール上面、2がロール下面を示し、例えば A_{12} はロール下面(2)の線圧によるロール上面(1)のたわみ影響係数としている。圧延ロールのたわみ係数を分けるのは、ロール間の接触領域と板との接触領域(板幅)が異なるため、分割点がロールの上下面で変わるためである。

この計算では、板からの単位幅圧延荷重ベクトル P やロールの半径クラウンベクトル C は与えられるため、求めるのはロール間接触線圧 q と圧延ロールの剛体変位 U_0 になる。まず、補強ロールと圧延ロールが各着目点で接触しているとすると、次の条件式が得られる。

$$U_B - U_{W1} = -K_C \cdot q \quad (3.65)$$

これに式(3.62)、(3.63)を代入し、整理すると次式を得る。

$$(A_{22}^B + A_{11}^W + K_C)q - U_0 = A_{12}^W \cdot P + C_B + C_{W1} \quad (3.66)$$

これは、ロール間接触線圧 q と WR の剛体変位 U_0 の連立1次方程式である。

ここに K_C はロール同士の軸心接近コンプライアンスベクトルであり、 L_{00} により次式で与えられる²⁴⁾。 R_1 、 R_2 をそれぞれロール半径として

$$K_C = K_1 \ell n(2R_1) + K_2 \ell n(2R_2) + \frac{1}{2} (K_1 + K_2) \left(\ell n \frac{4B}{q} - 1 \right) \quad (3.67)$$

$$B = \frac{1}{2(K_1 + K_2)} \left[\left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right) + \left(\frac{K_1}{R_1^2} + \frac{K_2}{R_2^2} \right) q \right] \quad (3.68)$$

$$K_i = \frac{2(1 - \nu_i^2)}{\pi E_i} \quad (i = 1, 2) \quad (3.69)$$

また、WRの剛体変位に対応する条件式は、WRに作用する力の釣合いである。単位幅圧延荷重は、板の左右で対称として片側で与えられていることを考慮している。

$$\sum_j \frac{1}{2} q_j (\Delta z_j + \Delta z_{j-1}) = 2F_w + \sum_j P_j (\Delta z'_j + \Delta z'_{j-1}) \quad (3.70)$$

F_w : 圧延ロールのベンディング力

Δz : ロール間接触域の分割幅

$\Delta z'$: 板との接触域の分割幅

式(3.66)は、ロール同士の接触部の代表点数 (q の個数) の接触条件式、(3.70)は1個で、 q 、 U_0 に関する連立一次方程式である。これは、ガウスの掃き出し法を用いて容易に解くことが出来る。ただし、得られた q が部分的に負値になった場合は、ロール同士が離れているとしてその絶対値が最も大きい点に対し、式(3.66)の代わりに

$$q_j = 0 \quad (3.71)$$

を条件式として再計算し、 q が負値になる点がなくなるまで繰り返す。板厚プロフィールに関与するWR面側のたわみは式(3.64)により計算できる。

3.3.2 WRの偏平変形の計算式

板とWRが有限幅で接触し、この面に分布圧延圧力が作用することを考慮した偏平変形式として、WRを半無限体と見なして表面への集中荷重による弾性変形解を積分した式が戸澤らにより提出された⁹⁾。ただし、この式では圧延圧力は圧延方向には均一としている。その後、中島らはWRが円柱であることを考慮して半無限体式に補正項を加えた近似式(3.72)を提出しており、その精度も検証されている¹⁰⁾。

$$u = \frac{1 - \nu^2}{\pi E} p \left(\frac{1}{\sqrt{x^2 + z^2}} - \frac{1}{\sqrt{d^2 + z^2}} \right) \quad (3.72)$$

x, z : 荷重点からのロール周方向、軸方向距離

d : D_w/e , D_w : WR直径, e : 自然対数の底

しかし、これらの式は板の出口位置の偏平変形のロール軸方向分布に適用されているだけで、ロール周方向すなわち圧延方向のロールプロフィールや接触長に対してはほとんど論

議されていない。本解析では、板の三次元変形の計算から板の流線上の分割区間全点で圧延圧力 p が得られている。式 (3.72) を用いて図 3.7 の如く接触長内に 5 点、入口と出口の外側に各 1 点の着目点の偏平変形量を計算し、連続する 3 点の変形量から入口域、中央域、出口域をそれぞれ個別の円弧として曲率半径を求めた。

図 3.8 は、軸方向には無限長で均一で圧延方向にのみ変化する圧延圧力を想定し、WR と板との接触長内に屋根形分布の圧力が作用したときの変形後のプロフィールから接触長を求めた結果で、Hitchcock の式による接触長との比率で示している。なお、単位幅圧延荷重は、偏平変形がないときに 5.9 KN/mm であるが、接触長に比例して増加するとしている。

なお、ロール軸方向の無限長にわたって単位線集中荷重が作用するときのロール表面の偏平変形解は、中島らにより次式で与えられている²¹⁾。

$$u = \frac{2(1-\nu^2)}{\pi E} \ell_n \left| \frac{D_w}{e \cdot x} \right| \quad (3.73)$$

式 (3.72) は $-\infty < z < \infty$ で、 z に関して積分して得られる変形解が (3.73) に一致するように求められたものであり、図 3.8 も式 (3.73) を使用して計算した結果である。図 3.8 には (a) 偏平変形量からロールプロフィールを単一円弧近似したモデルによるもの (b) ロールプロフィールを 3 領域で個別に円弧近似した本報のモデルによるもの (c) 着目点を増し、着目点間の変位を直線で結んだモデルによるものをそれぞれ示している。理論的に近似度が最も良いと考えられる (c) と同様に、(a) や提出した本モデル (b) の値はフリクションヒルのピークが高くなるほど増加するが、(a) や (b) は小さい側にずれている。しかし、理論的に最も近い (c) と本モデル (b) の差はせいぜい 5 % 以内であり、しかもフリクションヒルの高さを示す α に対する変化傾向はほとんど同じであることより、本モデルは十分実用性があると考えられる。

また、本モデルによる結果と Hitchcock の式との差も小さいように見えるが、これは荷重条件を Hitchcock の前提条件にしたためと考えている。このことは、本モデルは Hitchcock の前提条件に近い板幅中央付近では Hitchcock の式にほぼ近く、荷重の不連続性が問題となる板幅端部では、その近傍の荷重の影響を偏平変形を通して考慮していることから、合理性をもっていると言えよう。

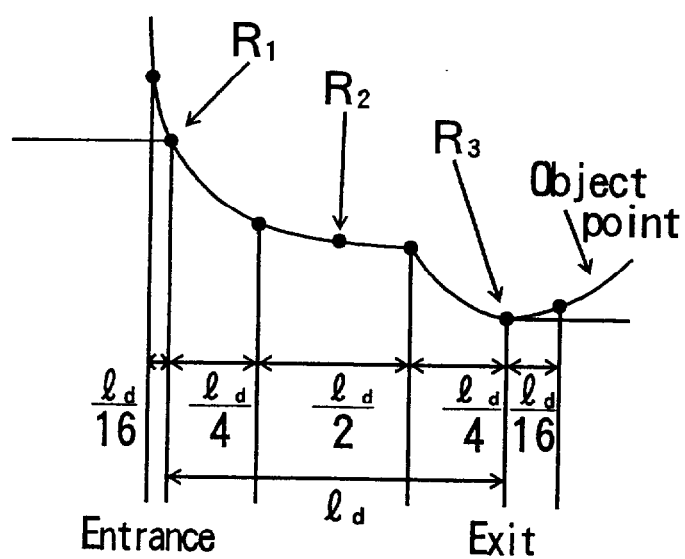


図 3.7 ロール偏平変形後の表面プロフィルのモデル化

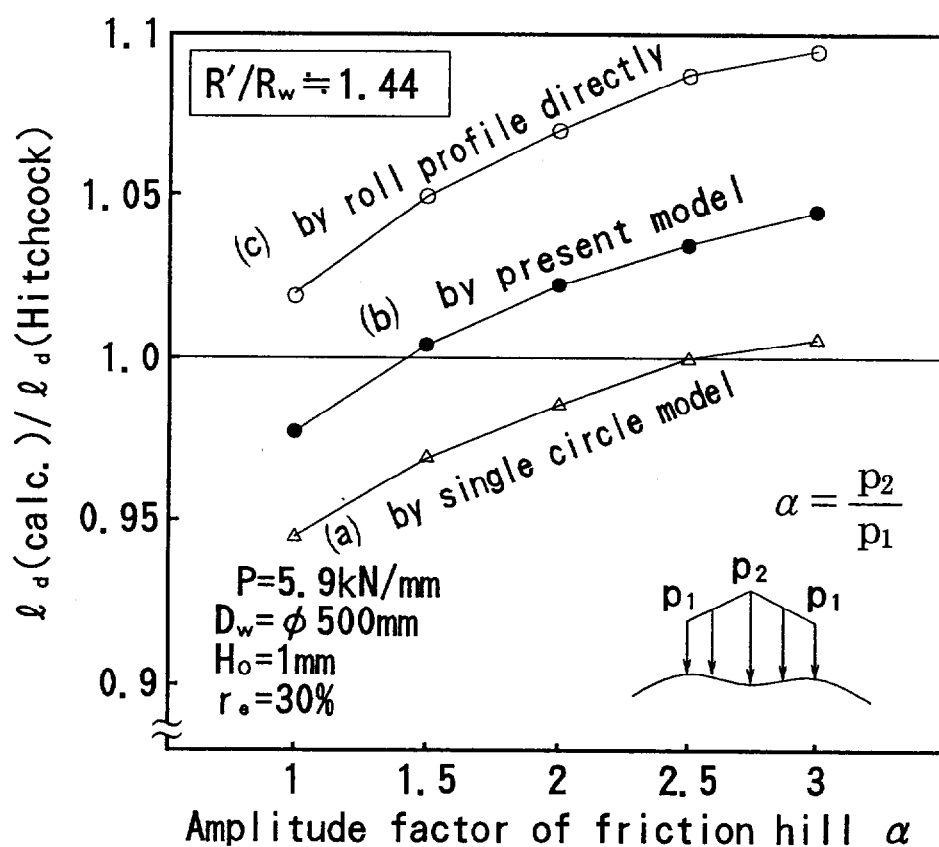


図 3.8 数種の方法で計算した接触投影長とHitchcockの式の値との比較

3.3.3 板変形とロール変形の連成解析

本解析は、圧延後の板厚の板幅方向分布（板厚プロファイル）と平坦度を高精度で予測することによって、エッジドロップのない板を得るための圧延機や圧延条件の適正な設定値を求めることを目的としている。

圧延後の板厚プロファイルは、弾性復元レベルの変形を無視すれば圧延荷重によって変形した上下のWRの間隙プロファイルに一致する。すなわち、板厚プロファイルの解析とは、板の塑性変形条件とロール変形条件の連立解を求める作業である。この数値解析の原形は、1968年に相次いで発表された塩崎²³⁾及びShohet¹³⁾らの方法に見られる。両者は、板変形に対し板幅方向への材料流れを無視していること、塩崎は分布張力をも無視しているとなど解析の前提には多くの問題があるが、ロール変形条件と板変形条件を連立して解くという思想は明確に示されており、その後の解析技術の発展に道すじを付けた功績は大きいと言える。

ところで、Shohetらは4段圧延機の変形と板変形を連立する方法として、単位幅圧延荷重、WRとBUR間の接触線圧及びWRの剛体変位量を未知数とする連立一次方程式を解くマトリクス解法を提案している。しかし、板変形に対し幅方向の材料流れまで考慮すると、単位幅圧延荷重と板厚プロファイルの関係を線形式で表現するのは極めて困難である。このため、本研究では最も単純な方法であるTry & Error法を使用した。すなわち、板変形の解析では圧延後の板厚プロファイルを仮定して単位幅圧延荷重分布を求め、次にロール変形の解析では単位幅圧延荷重分布を与えてロール間隙プロファイルすなわち板厚プロファイルを計算する。この結果を用いて板厚プロファイルの仮定値を修正し、同じ計算を繰返し、板厚プロファイルの仮定値と計算値が一致するまで収束計算する方法である。このフローチャートを図3.9に示す。

Program: PCMILL

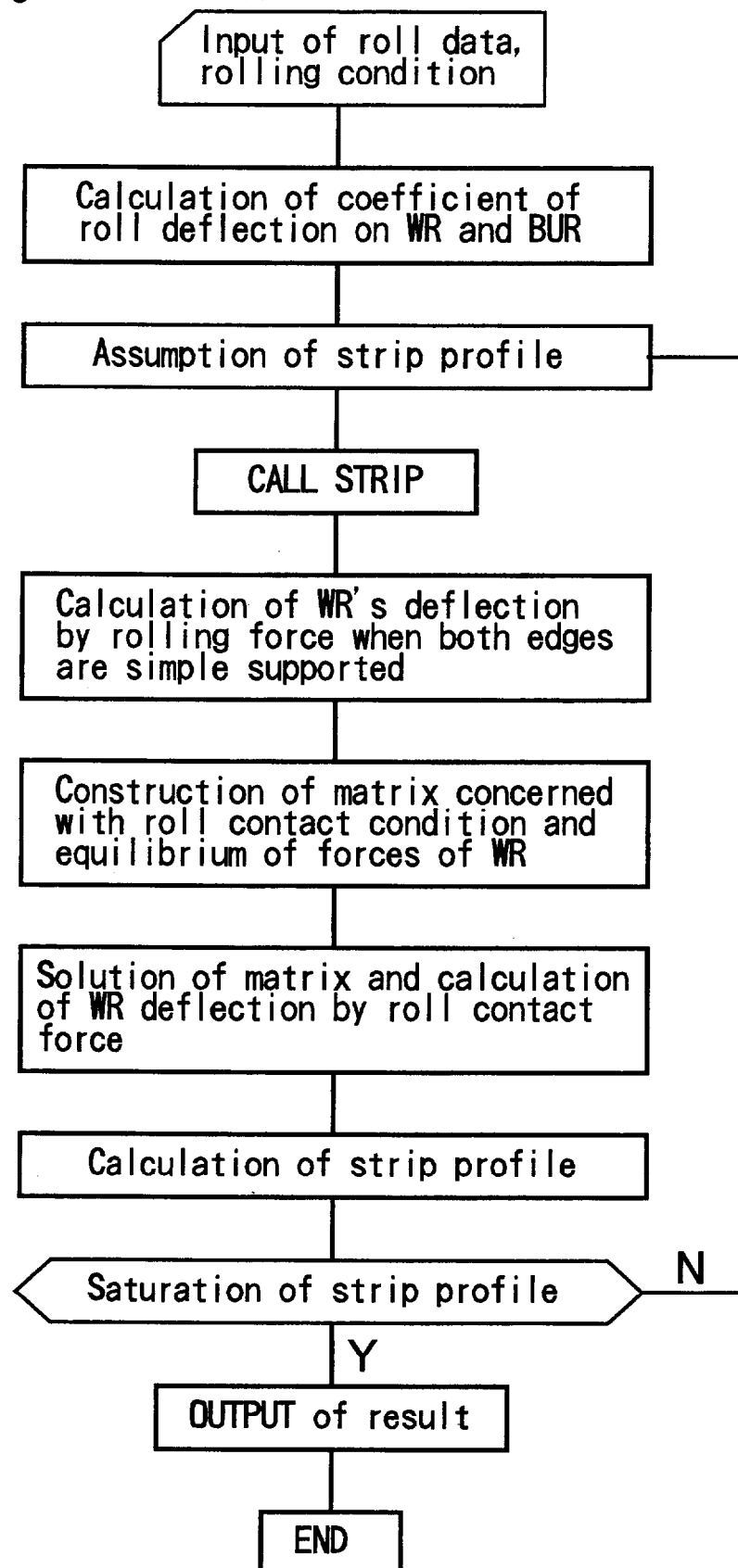


図3.9 ロール変形と板変形を連成した板厚プロフィルの計算フローチャート

3.4 解析結果

本解析の精度を検討するため、まず石川ら¹⁶⁾の狭幅板の幅広がりに対する実験値と解析結果及び同じ条件で計算した池田らの結果⁸⁾と本解析結果を比較する。この解析はいずれも三次元スラブ法によるものである。次に、クロス圧延の場合についても検討するため、ロールの幾何学配置まで考慮した三次元弾塑性有限要素法による計算結果と本解析結果とを比較する。なお、これらの解析では全てロールは剛体としており、摩擦係数の異方性はないものとしている。なお、ロール変形、板の弾性変形、摩擦係数の異方性の影響は、次節の実験結果との比較で論じることにする。

3.4.1 狭幅板の実験値や計算値との比較

石川らは、直径が $\phi 200\text{mm}$ の圧延ロールをもつ2段圧延機で、厚さ 2mm の鋼板を圧延しているが、板幅は $3\sim 30\text{mm}$ と極めて狭い。これらの結果に対し、石川らや池田らはそれぞれが開発した三次元スラブ法による解析結果を示し、板幅と幅広がり量の関係の傾向が良く一致していると述べている。表3.2に彼らと同じ計算条件、図3.10に幅広がり量の計算結果を示す。本計算の場合、板幅 20mm 未満の場合は後方の分布張力が振動して収束しなかった。この原因は板幅が狭いほど幅広がり量が大きいため、後方の分布張力の変動の影響を大きく受けるためと考えられる。本解析では、収束計算で1回前に得られた幅広がり量をそのまま次の計算の仮定値として使用しており、仮定する流線形状の修正量を極端に小さくすれば収束すると考えられる。しかし、本解析は、少なくとも板幅が板厚の100倍以上ある実機冷間圧延を想定しており、この現象は重要な問題ではないと考える。

図3.10に示すように、本モデルによる計算値は石川らと池田らの計算値とほぼ同様であり、板幅が広くなるほど幅広がり量が減少する傾向は実験値によく一致している。

表3.2 冷間圧延実験に対する幅広がり量の計算条件¹⁶⁾

WR diameter	$\phi 200\text{mm}$	Flow stress	250MPa
Inlet thickness	2.0mm	Friction coefficient	0.1
Strip width	20~50mm	Front tension	0
Reduction	16.3%	Back tension	0

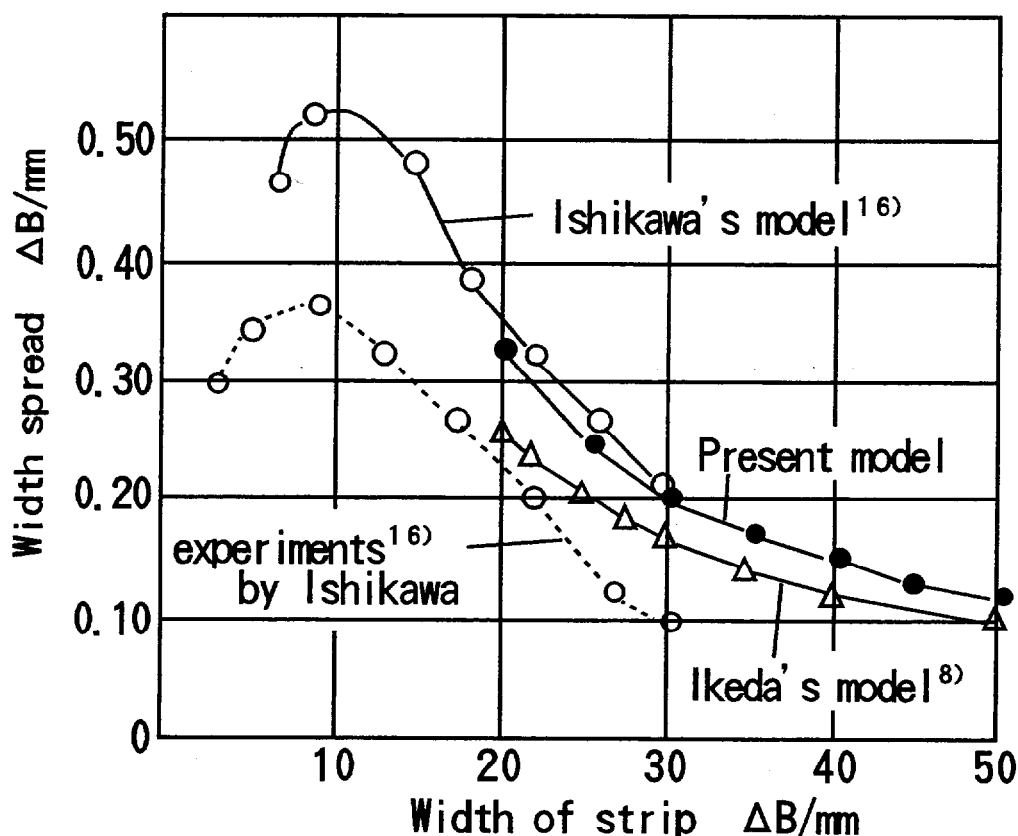


図3.10 幅広がり量に及ぼす板幅の影響の各モデルによる計算結果の比較

図3.11(a)から同図(d)は、板幅が30mmの場合のロールバイト内の各応力 σ_y , σ_z , σ_x , τ_{zx} の三次元分布を示したものである。本解析も含めて三方向応力 σ_y , σ_z , σ_x の分布は板幅中央から端部に向かって緩やかに減少しており、絶対値もほぼ一致している。本解析結果のフリクションヒルが池田らの解析に比べ緩やかに見えるのは、池田らが中立点近傍を細分割して計算しているためと思われる（本報は中立点を含む要素も同じ大きさで取り扱っている）。

これに対し、図3.11(d)に示す板幅方向のせん断応力 τ_{zx} は戸澤らの結果に対し、池田らと本モデルの結果が大きく異なっている。三者ともせん断応力は入口から出口に向かうにつれ符号が反転しているが、池田らや本解析が入口に近い側で反転しているのに対し、戸澤らは中央付近である。更に、本来自由端面で τ_{zx} が0であるべき板幅端部で、戸澤らの結果は最大値を生じている。これは、戸澤らがせん断ひずみを流線の圧延方向からの傾斜として取り扱ったためと考えられる。

一方、池田らと本解析を比較すると前述した狭幅材の収束性の問題から、本解析の方が結果に凹凸があるが、中立点付近（ $x \approx 2.0\text{mm}$ ）で一度 τ_{zx} が正の方向に落ち込むこと、最

大せん断応力は端部から1つ内側の流線上で生じていること、 τ_{xx} の符号の反転点が入口側にあることなど極めて近い結果になっている。これは、戸澤らに比べせん断ひずみ増分や境界条件を正確に取り込んだためと考える。

しかし、池田らが述べているように、境界値問題を初期値問題の解法を用いて解く方法では、初期値の仮定値を適正にとらないと計算が不安定になる課題があるようで、戸澤らや池田らは、ここで比較した精密なスラブ法による実機サイズの板の解析はもちろん、ロール変形との連成解析の報告は見あたらない。

また、戸澤らの解析は、せん断ひずみの取扱いにも問題があると述べたが、この仮定が他の解析結果に及ぼす影響、特に板幅端部での板の変形や荷重分布に及ぼす影響は、これらの文献だけでは不明であり、エッジドロップ解析への適用性には疑問が残る。

これに対し、本解析は境界条件を極力実際に近づけ、仮定も少なくし、しかもマトリクス解法で境界条件も方程式系に組み込んでおり、実機サイズの板に対しても計算効率が良い安定して解が得られること、及びロール変形との連成解析も容易に行えることなど実用上の価値は大きいと考える。

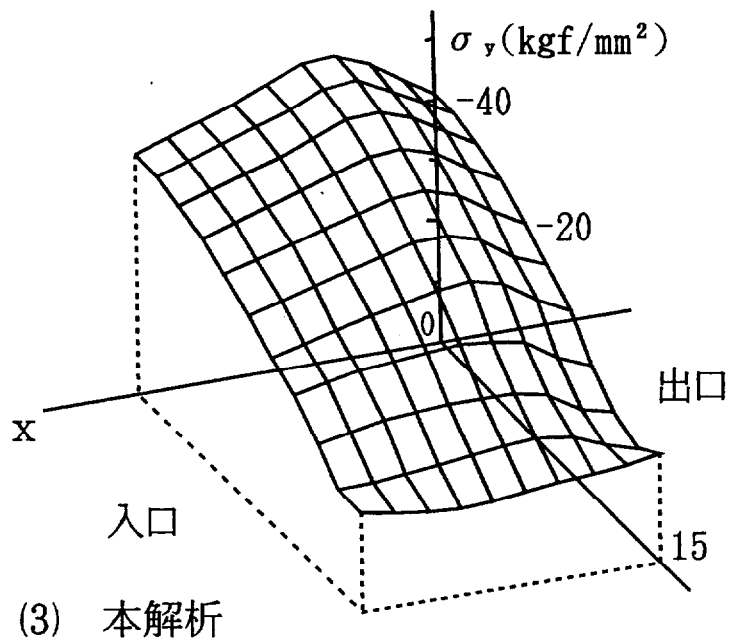
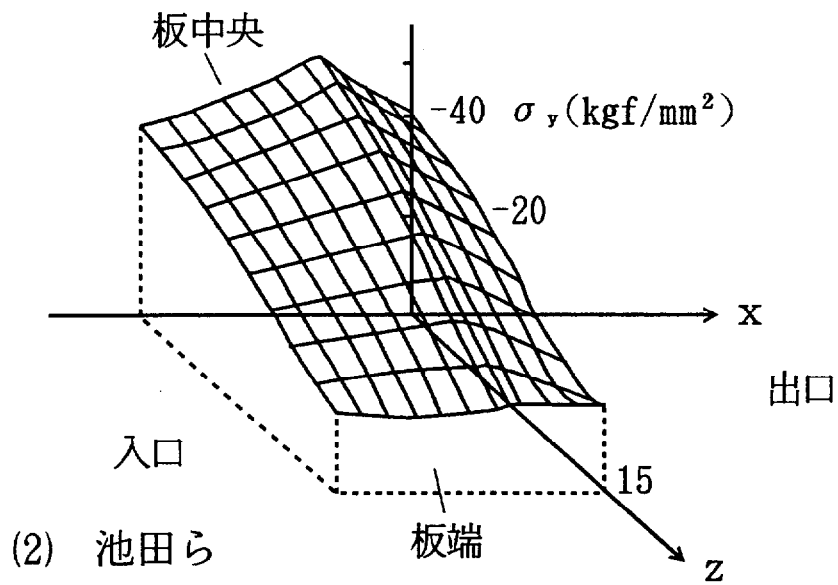
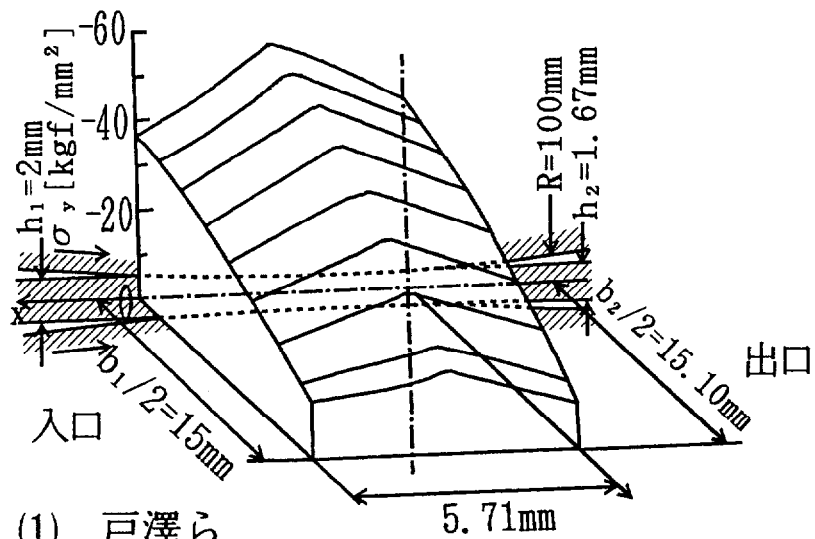


図3.11(a) 他のスラブ法解析結果との比較 (σ_y)

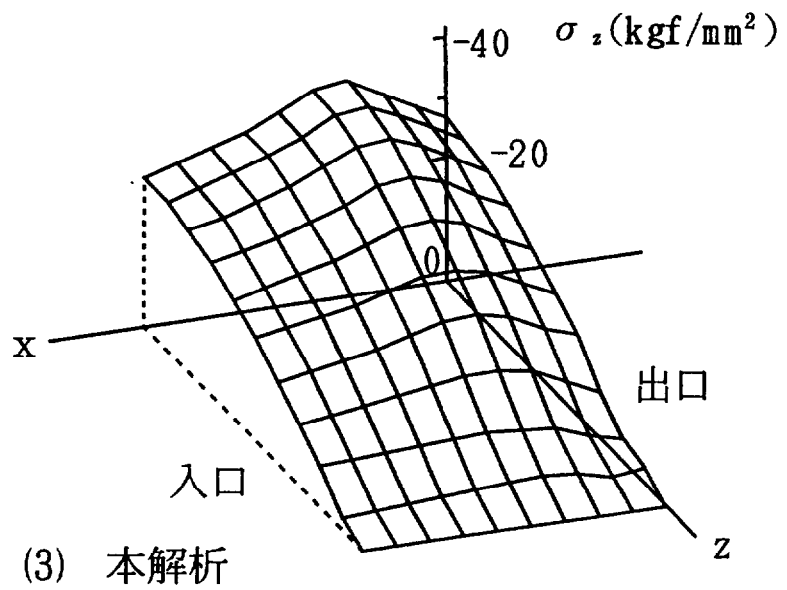
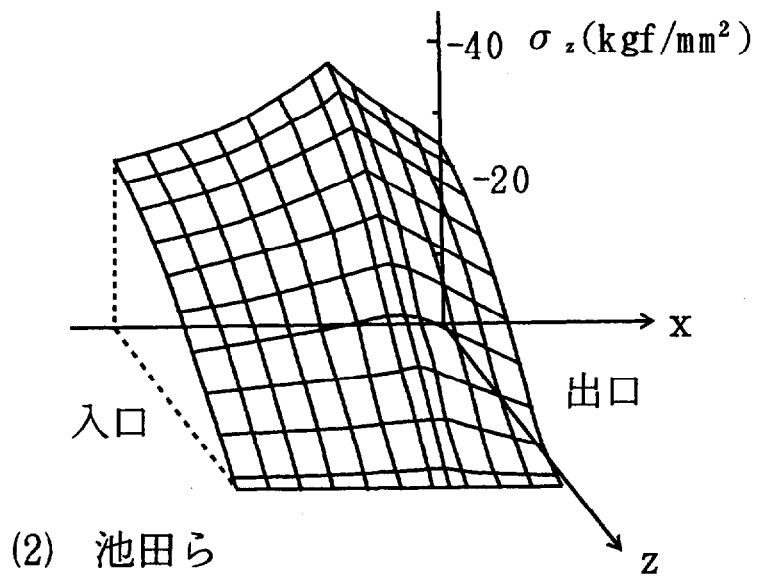
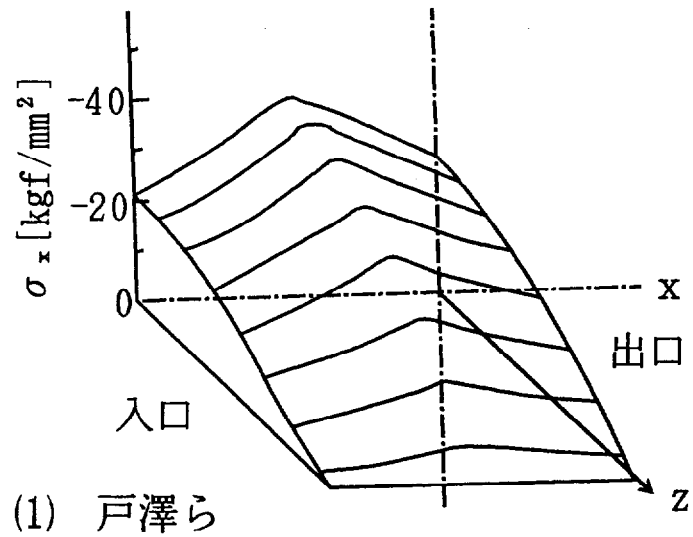


図3.11(b) 他のスラブ法解析結果とその比較 (σ_z)

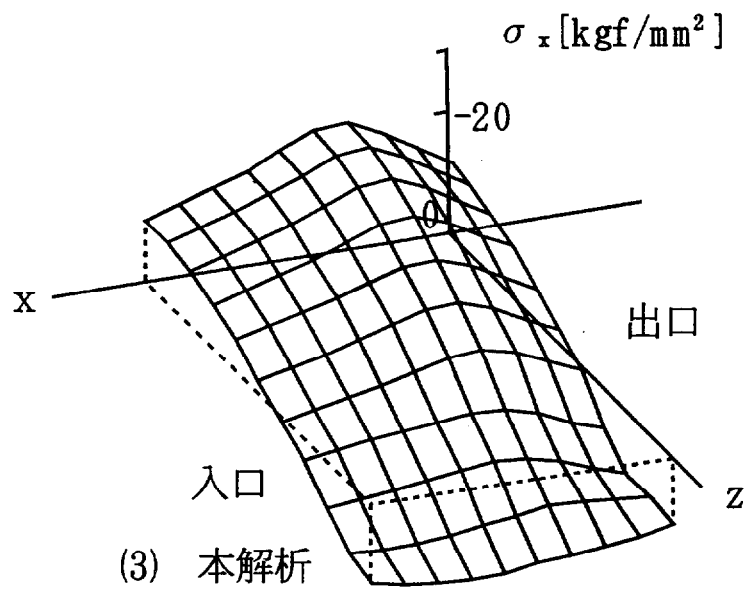
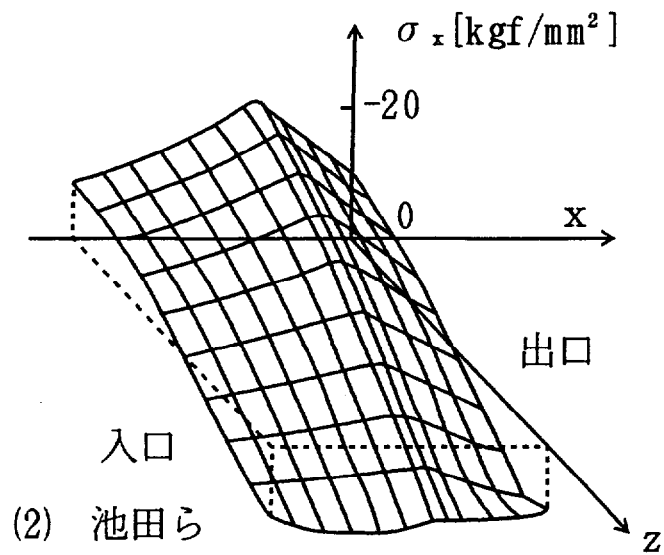
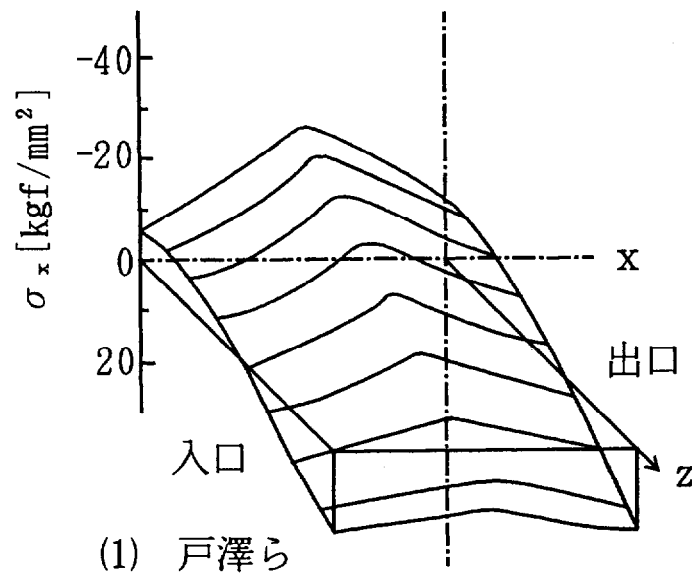
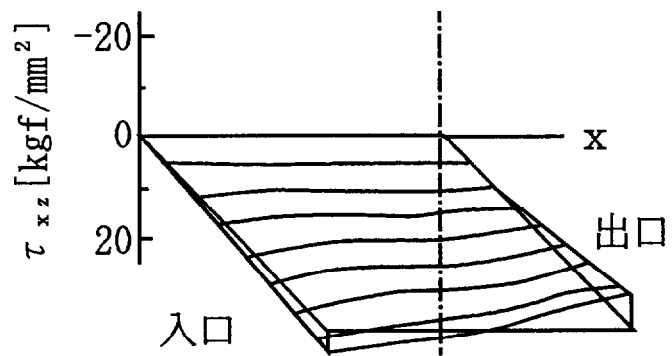
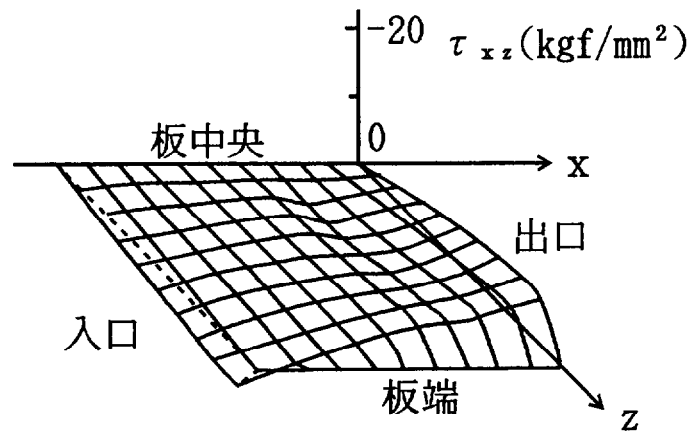


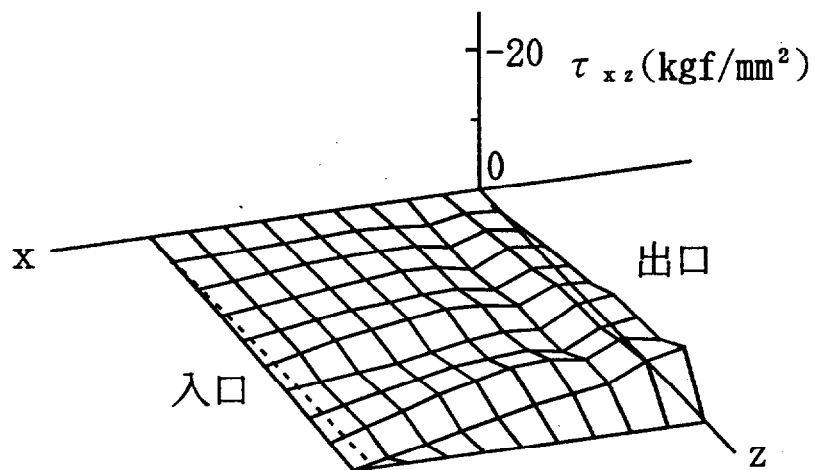
図3.11(c) 他のスラブ法解析結果との比較 (σ_x)



(1) 戸澤ら



(2) 池田ら



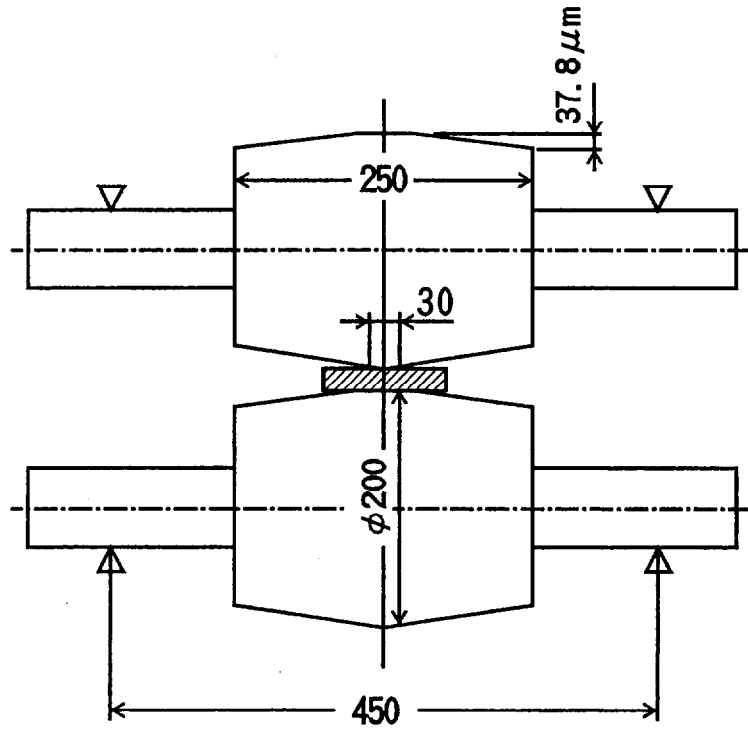
(3) 本解析

図3.11(d) 他のスラブ法解析結果とその比較 (τ_{xz})

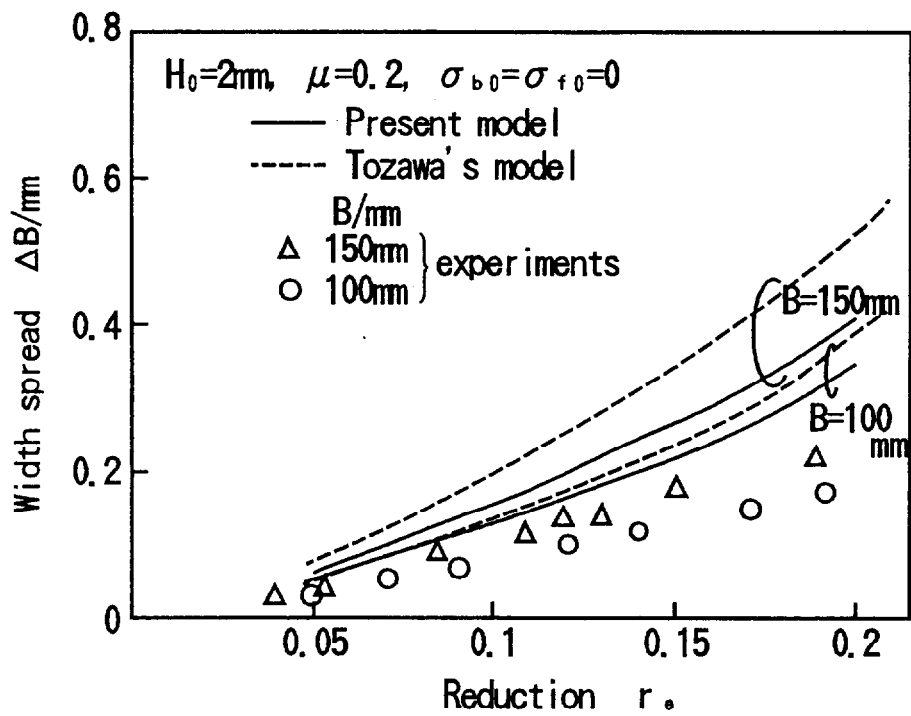
3.4.2 広幅板の場合

実際の圧延では、同じ板幅の圧延であってもロールのたわみに起因する板厚分布によって幅広がり量が異なる。この観点から、戸澤らの広幅の板に対する実験¹⁵⁾をシミュレート計算した。圧延機は図3.12(a)に示すクラウニングのWRをもつ2Hiミルである。

図3.12(b)に圧下率と幅広がり量の関係について、実験値と本解析による計算値および戸澤らの改良した三次元解析の計算結果¹⁵⁾を併せて示す。圧下率が大きくなるにつれ、幅広がり量が増加する傾向に対し、戸澤らの解析結果や本解析モデルによる計算結果は、ともに実験値に良く一致している。戸澤らの解析の絶対値は実験値に対し2倍程度大きくなっているが、本計算では板幅の影響も含めてより実験値に近づいている。二つの解析の基本的な相違は、幅広がり係数の圧延方向分布の取り扱いである。戸澤らは、前述の精密な三次元解析モデルを簡易化するため、幅広がり係数は板幅方向には変化するが圧延方向には一定と仮定し、板幅方向は合力の釣合いを条件式としている。これに対し、本解析では、これも全域で未知数として自由度をもたせ、板幅方向にも応力釣合い式を用いて力学条件に忠実に従うようにしたため、流線が実際に近づいたものと推定する。しかし、図3.10も含めて幅広がり量の計算値が実験値に比べて大きい問題は残っている。これは、解析で摩擦係数を0.2と大きくしたり、変形抵抗を一定とするなどの前提を用いており、実際の圧延条件との対応が十分とれていないことが原因となっている可能性も考えられるが、これ以上の追求は困難である。



(a) 戸澤らが冷間圧延実験に用いた2段圧延機



(b) ロールの弾性変形を考慮して計算した幅広がり量の実験値との比較

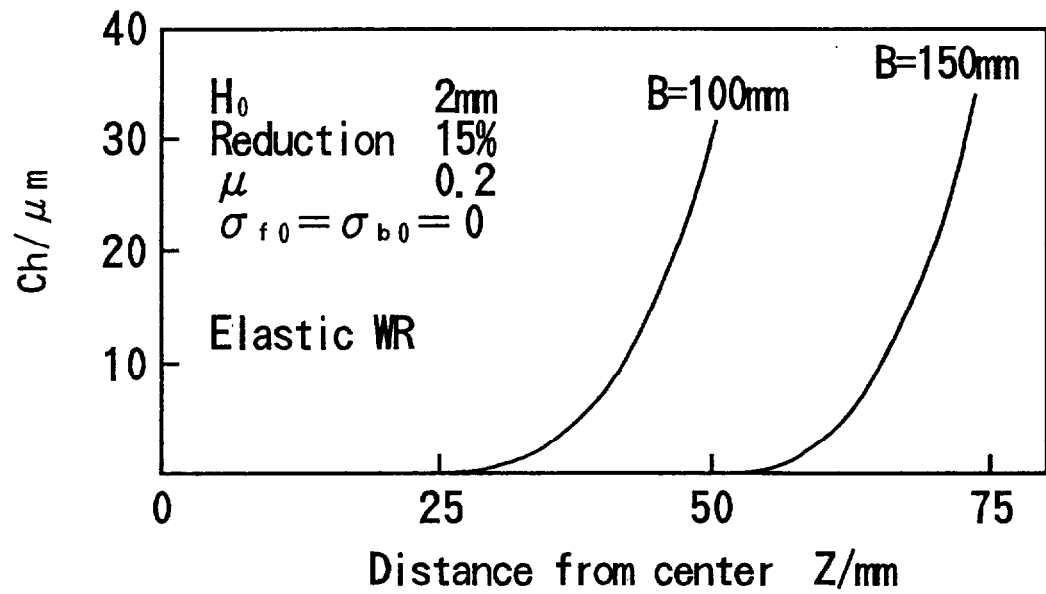
図3.12 広幅板の実験結果との比較

図3.13にWRを剛体とした場合と弾性体とした場合の板厚分布と単位幅圧延荷重分布の計算結果を示す。WRが剛体の場合はWRをストレートとしており、当然圧延後の板厚は全幅で一定であるが、WRが弾性体の場合は表面の偏平変形とロール軸心の曲がりによって板幅端部で急激に板厚が減少する（エッジドロップ）分布になっている。単位幅圧延荷重分布は、この板厚プロファイルの違いの影響が大きく現れている。同図(b)に示すように、剛体ロールの場合、単位幅圧延荷重は板幅端部に向かって単調に減少するのに対し、弾性ロールの場合は板幅端部付近で極大値をもつ分布となる。図3.14は、このときの板の各幅方向位置の幅流れ量である。板厚が均一な場合は、板は内部から緩やかに幅広がりをするが、エッジドロップを生じると、その領域で急激に幅広がりし、それよりも内側では幅縮みをするような形態となっている。

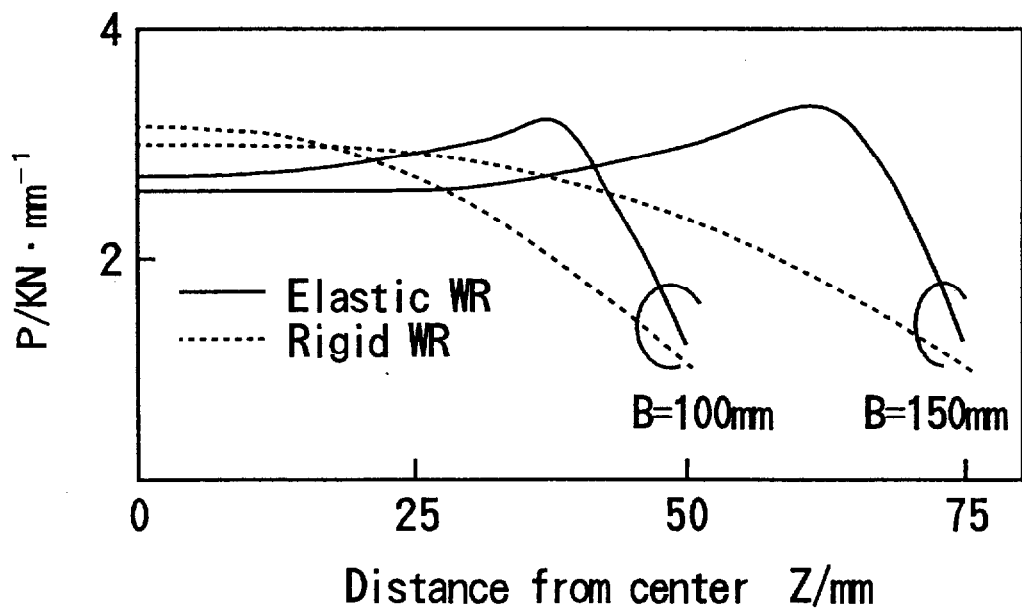
これは、板幅端部でのロールの偏平変形の減少によって、板が余分に圧下されるため、圧延方向の分布張力が低下し幅方向流れが増すが、内側はその外側の板のロールからの摩擦抵抗力の累積によって、逆に幅縮みになるためと考えられる。すなわち、単位幅圧延荷重のピークは、圧下ひずみの増加と幅流れによる伸びひずみ増加に対する緩和のからみによって、圧延方向伸びが極大になった点に生じることになる。これより内側では幅流れは微小で、一般的な薄板冷間圧延の特徴とされる幅方向平面ひずみ条件に近い状態が形成され、圧延前の板クラウン比率（板厚偏差／板厚）がほぼ保たれる。

図3.15は、出口の板の弾性拘束の影響を調べたもので、従来の出口遠方における分布張力を出口張力とする場合と本モデルの比較に行ったものである。数値計算上は従来モデルに対し、本モデルは出口での板の縦弾性係数に $1/(1-2\nu)$ 倍したもの、遠方ではそのままの値を使用する。次節でも述べるが、出口における分布張力は、両モデルでほとんど差がない。この分布張力は、ロールに作用する単位幅圧延荷重を決定づける性格を持っており、板厚分布も差を生じていない。ただし、出口遠方の分布張力は当然のことながら従来モデルに比べ $(1-2\nu)$ 倍された値、すなわち、ポアソン比 ν を0.3とすると伸びひずみ偏差は40%に圧縮されることになる。

すなわち、出口の板の弾性拘束は板厚分布にはほとんど影響しないが、形状変化（伸びひずみ偏差）を抑制するよう働いていることが示された。



(a) Thickness distribution of strip



(b) Rolling force per unit

図3.13 板厚分布と単位幅圧延荷重分布の計算値

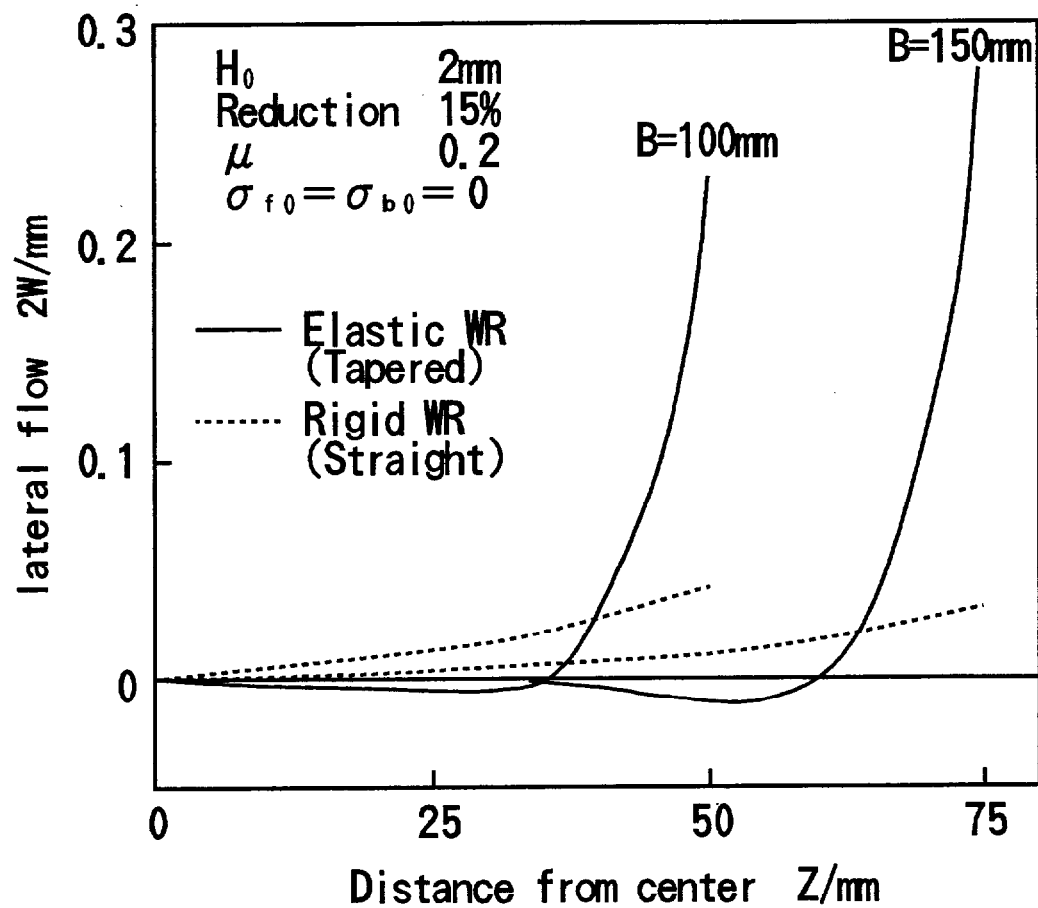


図3.14 板幅各位置での幅流れ分布の計算値

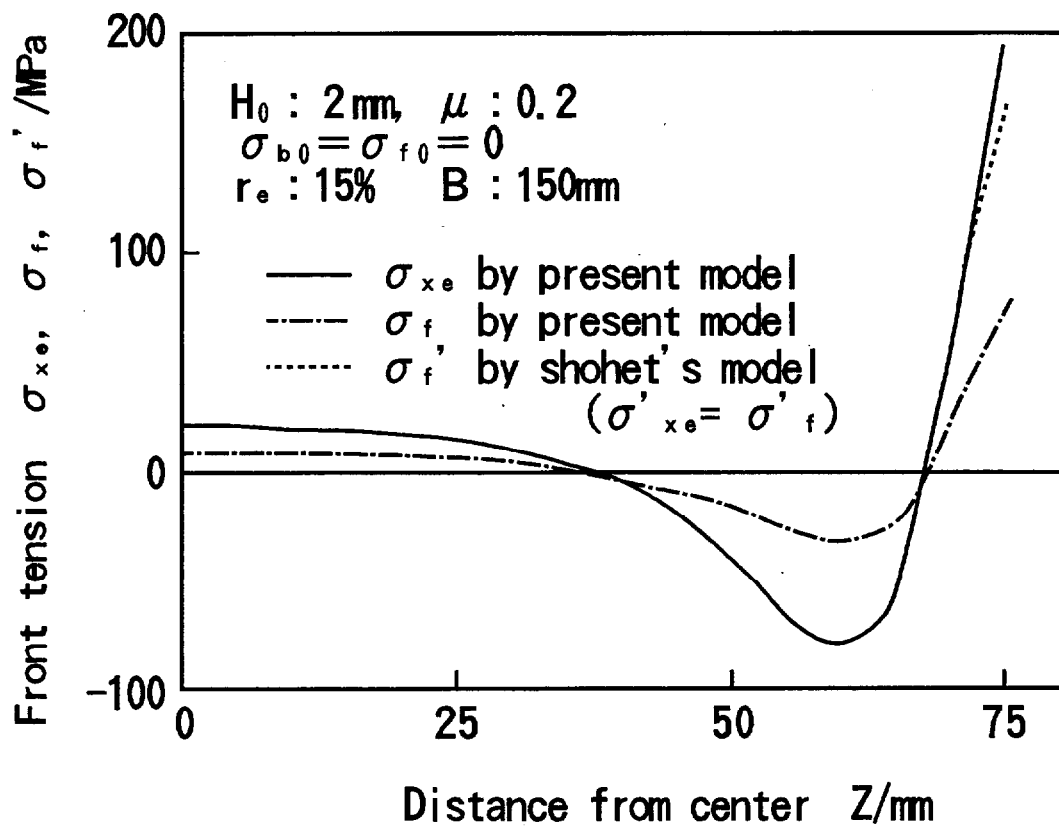


図3.15 計算した前方張力分布

3.4.3 弾塑性FEMによる解析結果との比較

(1) FEMモデルの概要と精度検証

三次元変形の解析に先立ち、弾塑性FEMの適正分割幅を決定するため、二次元モデルでの比較を行った。比較対象は、入・出側の板の弾性変形を考慮したOrwanモデル²⁴⁾のスラブ法の解である。三次元変形の計算条件は表3.3であるが、二次元モデルは板幅のみ単位幅とし、幅方向を平面ひずみ条件として圧延方向の分割幅の影響を調べた。

図3.16に示すように、圧延圧力分布は板の分割幅を小さくするとFEMとスラブ法の解は近づいている。本条件の場合0.9mmとすれば、両者はほぼ一致するが、三次元解析では計算時間が膨大になる関係上、分割幅は2.25mmに決めた。

図3.17に三次元変形解析モデルの概要を示す。解析には汎用の解析コードNIKE3Dを一部改造し、次の条件で使用した。

- ① ロールは剛体とし、被圧延材には8節点アイソパラメトリック要素を用いた。
- ② クロス圧延の場合は、ロール幾何学的配置も考慮した全体モデルとし、入出口の張力は、圧延材（ソリッド要素）の前後に弾性シェルを接続し、その端部に節点力として与えた。

表3.3 弾塑性FEMとの比較に用いたクロス圧延の解析条件

WR diameter	500mm	Cross angle	0° , 0.6°
Strip	6.0 ^t × 600 ^w mm	Friction coefficient	0.05
Reduction	35%	Young's modulus	206GPa
Back tension	49MPa	Poisson's ratio	0.3
Front tension	151MPa	Flow stress	196+980 ϵ_{eq} MPa

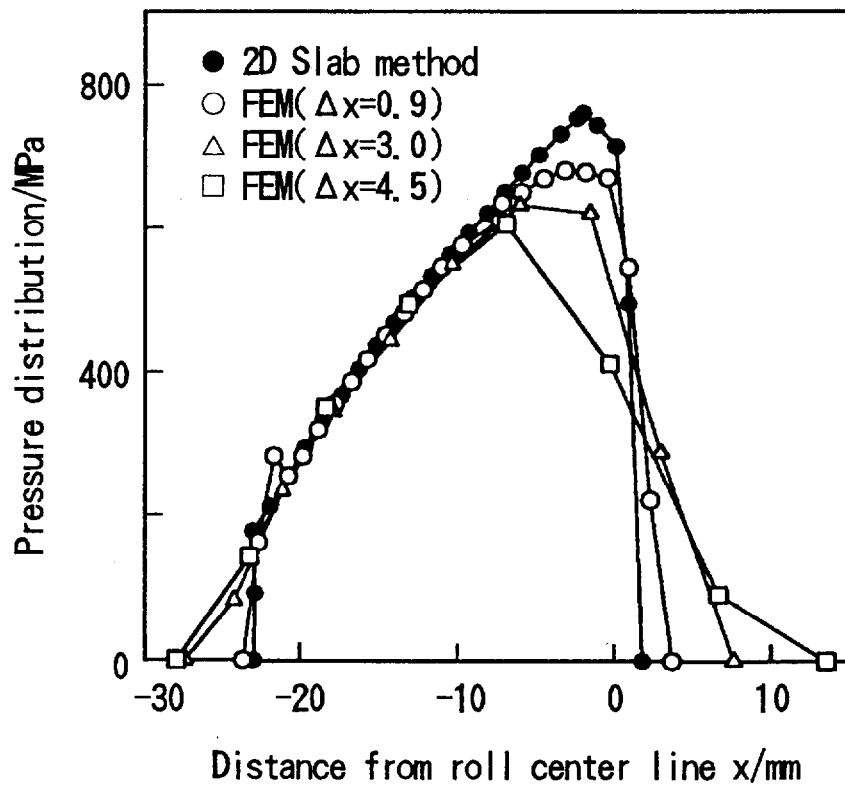


図 3.16 弾塑性FEM解析と二次元スラブ法による圧延圧力分布の比較

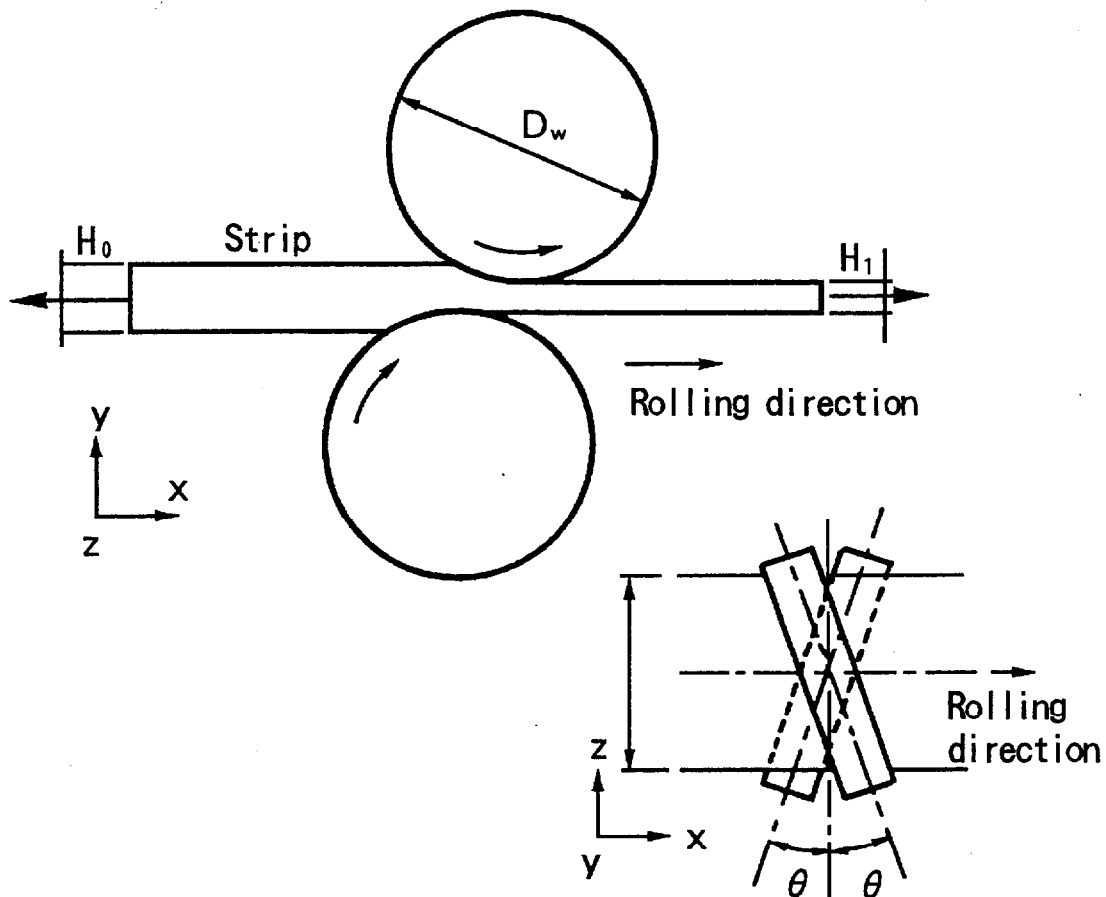


図 3.17 弾塑性FEMによるクロス圧延の計算モデル(ロールの幾何学配置も考慮している)

(2) 解析結果の比較

図3.18に、平行ロール圧延($\theta = 0^\circ$)とクロス圧延($\theta = 0.6^\circ$)時の単位幅圧延荷重分布を示す。いずれの場合も、板幅中央から端部に向かって荷重が減少するモードは一致しているが、クロス圧延の場合に本モデルの方が荷重減少が大きい。図3.19は入出口における張力分布である。いずれも板幅端部で高い引張応力となるモードで、圧延荷重分布と対応している。この場合も、クロス圧延時の方が本モデルとFEMの差が大きい。平行ロール圧延の場合は、圧延荷重や張力分布が良く一致していることから、この差は入口における予変形の影響が大きいと推定する。ロールは剛体としているから、クロス圧延では板厚分布が端部に向かって放物線状に厚くなる。 D_w をWR直径とし、板幅中心から z 離れた点の板厚は次式で与えられる。

$$H = 2z^2 \tan^2 \theta / D_w + H_{z=0} \quad (3.74)$$

板幅端部では圧延方向の伸びが不足するため、平行ロール圧延よりも分布張力が高くなり、局部的に降伏応力を越えて予変形を生じている。FEMでは、この変形も三次元応力状態で取扱えるのに対し、本モデルは板幅方向応力を無視している。この影響で、本モデルの方がこの領域での分布張力を高めに、その結果、単位幅圧延荷重が低めになったと考えられる。なお、本解析では、入口の降伏条件に対する入口での板厚方向応力の影響係数 β は0とした。

図3.20は、板幅端部付近の幅流れ挙動である。図の縦軸は、流線の幅方向位置であるが、各位置の幅流れ量は縦軸の目盛りに対し100倍して表示している。平行ロール圧延でも板厚分布がフラットであるため、端部の分布張力は大きい。この影響で、板は入口部で幅縮みを生じた後幅広がりになるモードになっている。本モデルでも、この変形挙動は良く現れており、FEM結果に一致している。ただし、本モデルは入口での予変形による幅縮みの補正は行っていないため、クロス圧延ではFEM結果に対し、平行移動した形になっている。

以上の比較結果から、入口で予変形を生じる条件に対しては解析精度が悪くなる可能性は残るが、全体的にはFEMによる計算値ともほぼ一致しており、本章の解析モデルの妥当性は確認できたと考える。更に、本モデルはロールの幾何学配置は無視しているが、これを考慮したFEM解析結果と良好な対応が得られたことから、クロス圧延でもロールの幾何学配置自体は、解析結果にほとんど影響を及ぼさない^{2.5)}と思われる。

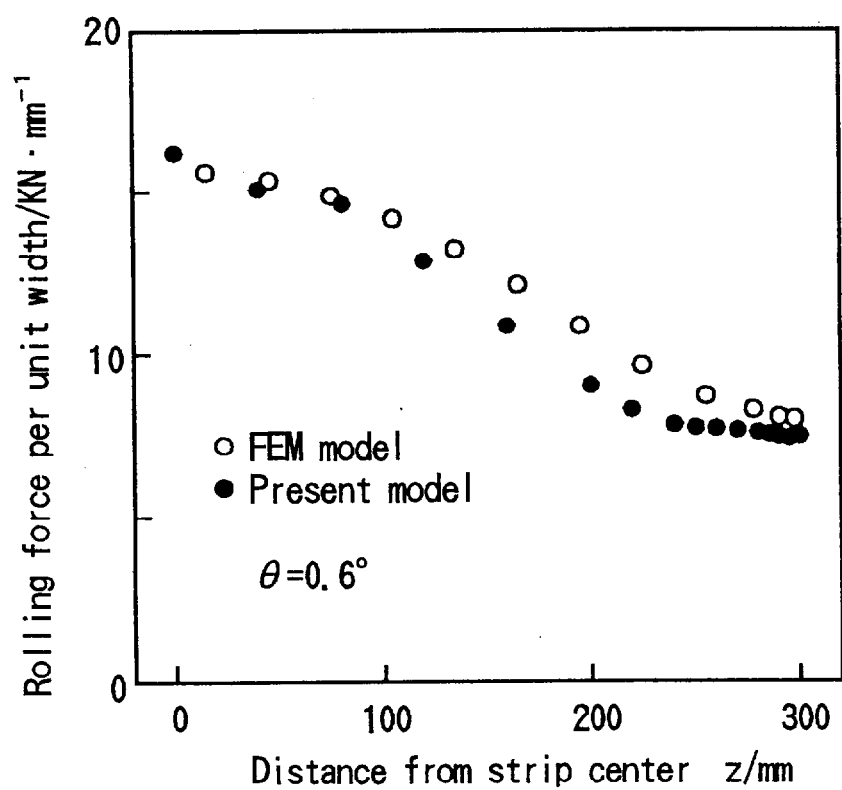
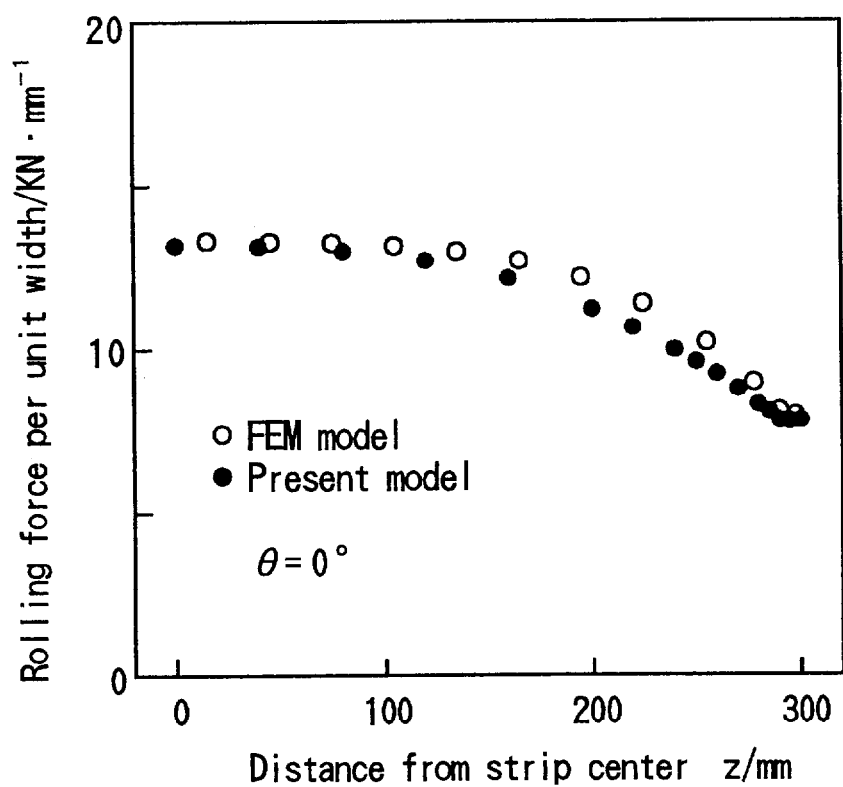


図 3.18 本モデルと弾塑性 F E M 解析による単位幅圧延荷重の比較
(クロス角 0° , 0.6° の場合)

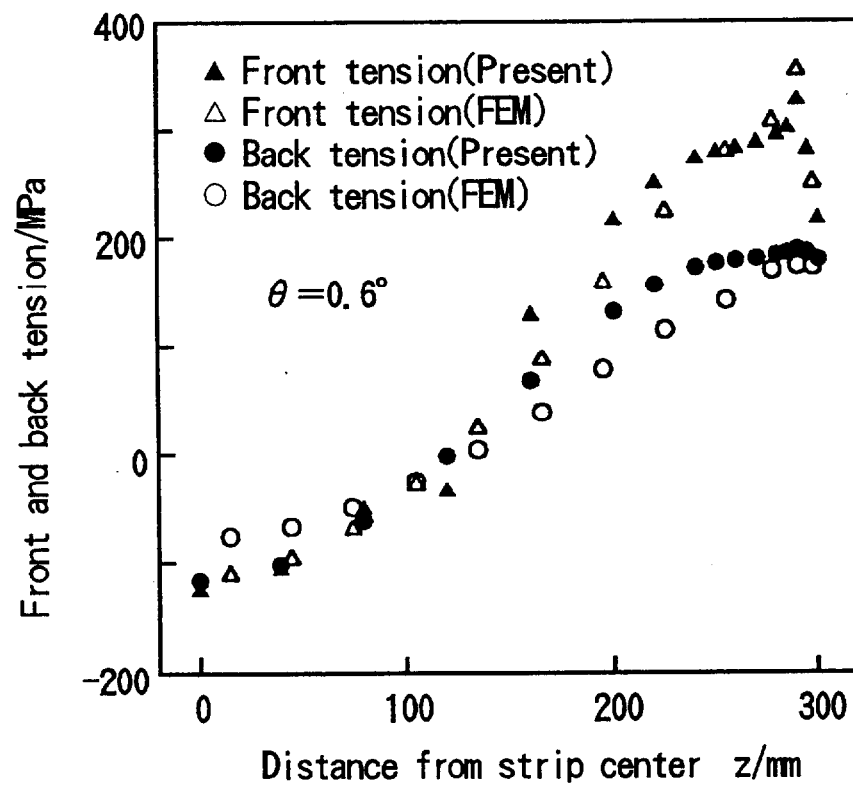
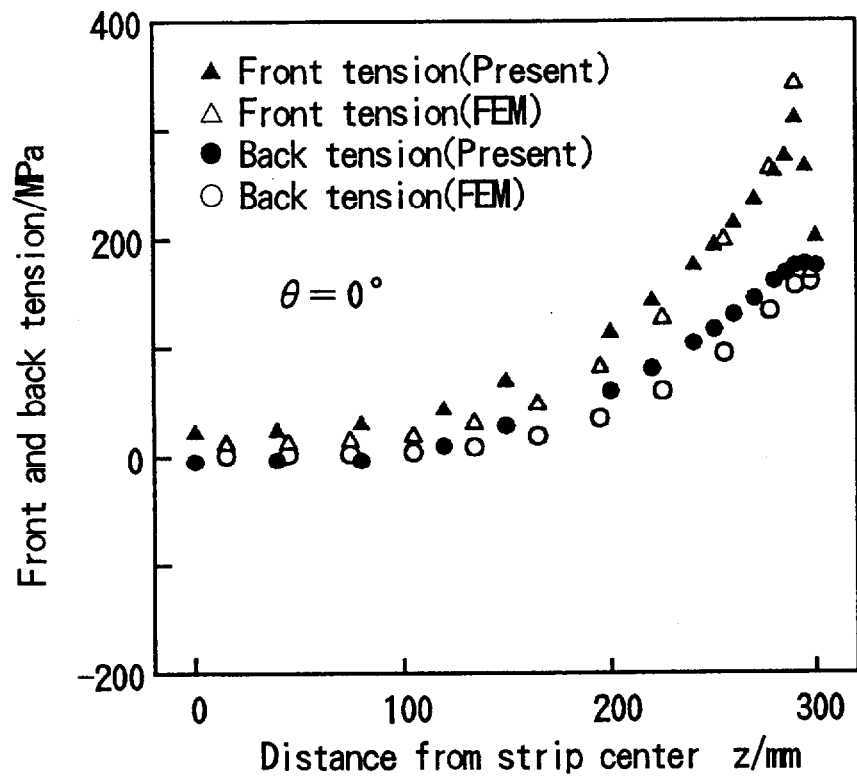


図3.19 本モデルと弾塑性FEMによる前後方張力分布の比較
(クロス角 0° , 0.6° の場合)

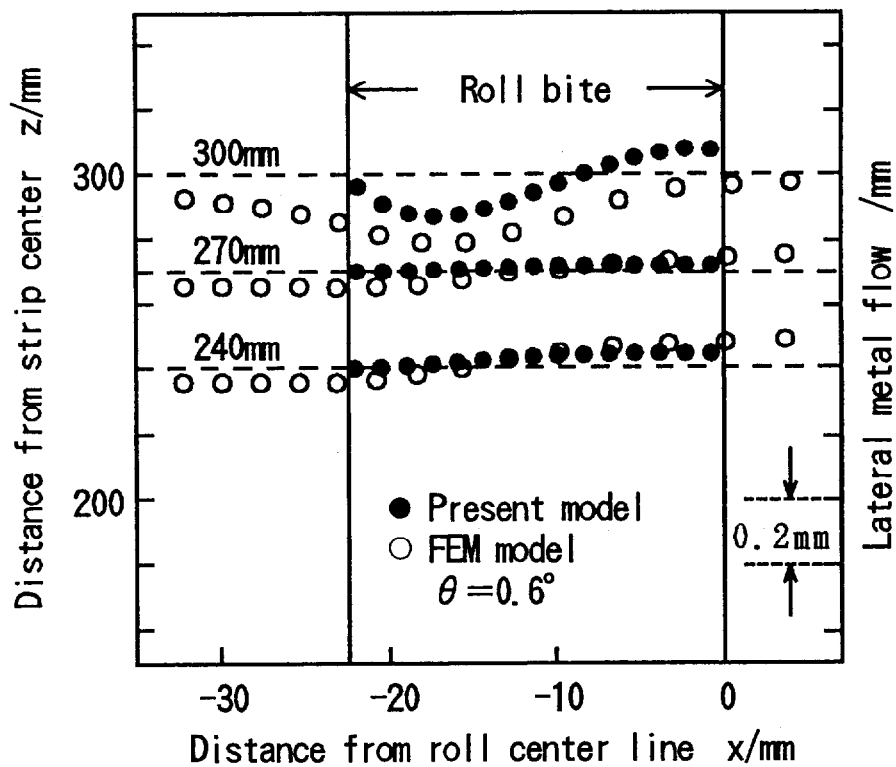
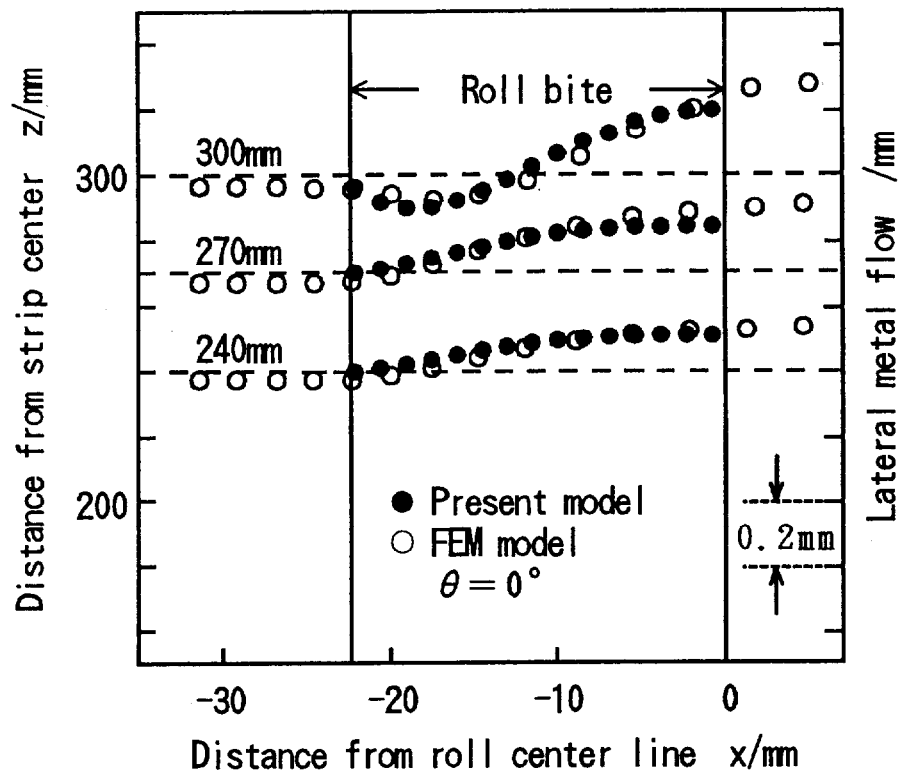


図3.20 本モデルと弾塑性FEMによる幅流れ分布の比較
(クロス角 0° , 0.6° の場合)

3.5 モデル圧延実験による検証

3.5.1 実験

既に提出した冷間薄板圧延における板厚プロフィールや平坦度を解析する三次元解析モデルの精度検証と、ペアクロス圧延機のエッジドロップ制御能力を調べるため、モデルペアロス圧延機を用いて圧延実験を行った。

実験では、圧延後の板厚プロフィールや平坦度とともにロールバイト内での板とロールのすべりの軌跡^{26) 27)} (以下シュリンプマークと呼ぶ) を用いて板幅端部付近の幅流れ分布も測定した。

(1) 実験条件

実験では、ミル剛性やWR径が異なる場合のペアクロス圧延機による板厚プロフィールや平坦度の変化特性も調べるため、二種類のモデルペアロス圧延機を用いた。二つの圧延機の主仕様を表3.4に、実験条件を表3.5にそれぞれ示す。

圧延後の板厚プロフィールは、接触走行式のプロフィールメータとマイクロメータで測定した。板の形状は、約1m長さに切り出したサンプルを定盤上に置き、各板幅位置での長手方向うねりを非接触変位計で測定した。伸びひずみはうねり曲線を数値積分して得られる実際の長さ ℓ_1 と直線距離 ℓ_0 を用いて式(3.75)で算出し、その後式(3.76)で急峻度に換算した。

$$\varepsilon_x = (\ell_1 - \ell_0) / \ell_0 \quad (3.75)$$

$$\left. \begin{aligned} \lambda &= \left(\frac{2}{\pi} \right) \sqrt{\varepsilon_x - \varepsilon_c} \times 100 & (\varepsilon_x \geq \varepsilon_c) \\ \lambda &= - \left(\frac{2}{\pi} \right) \sqrt{\varepsilon_c - \varepsilon_x} \times 100 & (\varepsilon_x \leq \varepsilon_c) \end{aligned} \right\} \quad (3.76)$$

ε_c : 板幅中央の伸びひずみ

λ : 各点の急峻度 (%)

(2) 幅流れ分布の測定

圧延のロールバイト内で、板が入口から出口に向かって進むとき、ロールクロスや幅流れによって板とロールが相対的に板幅方向にずれると、すべりの軌跡は図3.21(b)に示すような形となる。板の速度がロール周速よりも遅い遅進域では、すべりの軌跡は板の進行方向に向かって付くが、両者の速度が逆転する先進域では、逆向きになる。この形から、以下シュリンプマークと呼ぶことにする。

シュリンプマークの幅は、板とロールがロールバイト内で相対的に板幅方向にずれた量になる。クロス圧延では、元来、板の進行方向とロールの周速方向がクロス角 θ 分ずれており、幾何学的なずれ量は、

$$\Delta w_c = \ell_d \cdot \tan \theta \quad (3.77)$$

ℓ_d : 板とロールの接触長

であるから、測定値からこの値を差し引いた値が幅流れ量になる。

シュリンプマークは通常の研磨ロールでは現れないので、実験ではロール表面にダイヤモンド砥石で打痕を付けて圧延した。図3.21(a)は板表面の顕微鏡写真の1例であり、予想通りの鮮明なシュリンプマークが認められた。この方法では、板幅端部の微小領域まで幅流れ分布の測定が可能であり、圧延のミクロな現象の解明に有効な手段になると考えられる。

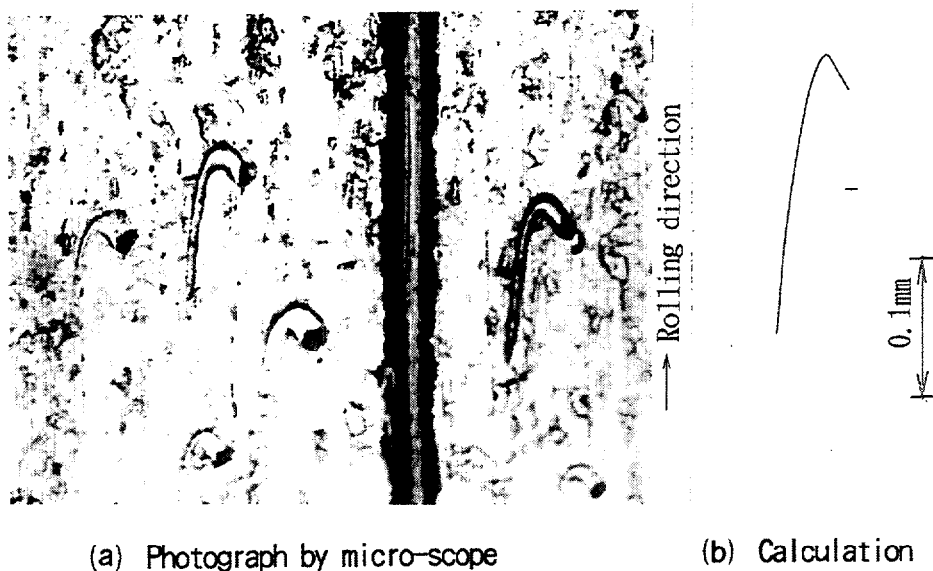


図3.21 ミルBで圧延した板表面のシュリンプマーク（圧下率20%，クロス角1°）

3.5.2 実験結果と解析結果の比較

本項では、圧延板の三次元変形の解析モデルに導入した摩擦係数の異方性と出口での板の弾性変形およびクロス角が、板厚プロファイルや平坦度に及ぼす影響を実験値と比較しながら検討する。また、圧延中の幅流れについても検討する。

(1) 板厚プロファイルへの影響

表3.5に示すように、モデル圧延機Aでは板厚2mm、板幅400mmの冷延鋼板(SPCC)を用い圧下率30%で圧延した。板厚プロファイルはクロス角が小さい場合はエッジドロップ形であったが、クロス角を大きくしてゆくと次第にエッジドロップが小さくなり、最後には板幅

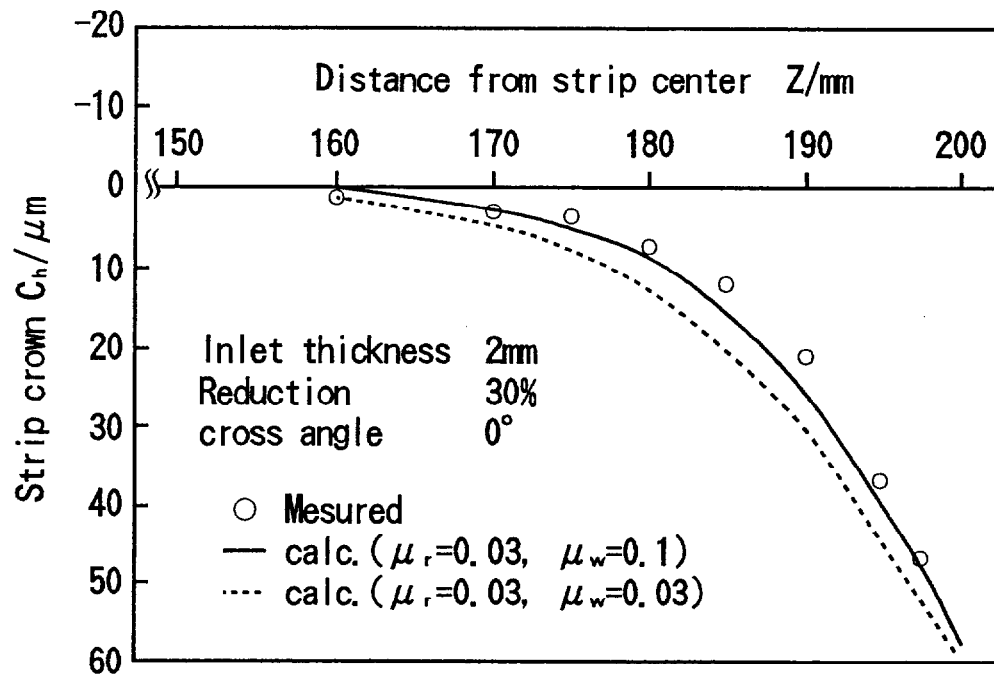
表3.4 モデルペアクロス圧延機の主仕様

	Mill A	Mill B
Drive	WR	BUR
Work roll	φ256×610t×1100tmm	φ105×400t×850tmm
Back up roll	φ580×610t×1100tmm	φ350×400t×850tmm
Cross angle	Max 1.5 °	Max 1.5°
Rolling force	Max 1960KN	Max 784KN
Thrust force	Max 225KN	Max 49KN
Rolling speed	Max 100mpm	Max 1000mpm

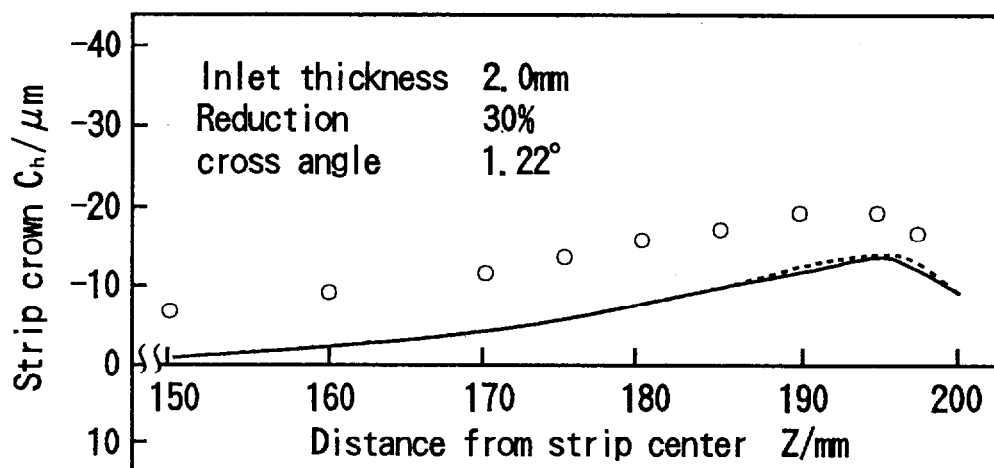
表3.5 モデル圧延機でのクロス圧延条件

	Mill A	Mill B
Strip	SPCC 2.0t×400*mm	SPCC-SD 1.0t×300*mm
Reduction	30%	20, 30%
Cross angle	0 ~1.22°	0 ~1.2°
Front tension	98MPa	140MPa
Back tension	49MPa	65MPa
Rolling speed	10mpm	1mpm
WR bender	4.9KN/chock	4.9KN/chock
WR roughness	0.1μmRa	0.1μmRa
Lubrication	Mineral oil 100mm ² /S (50°C) 3%Emulsion	Mineral oil 100mm ² /S (40°C) Neat oil

中央部よりも板幅端部の方が板厚が厚いエッジアップ形にまで変化した。形状もこのプロフィールの変化に対応して、端伸びから中伸びになった。前章で示したように、研磨方向の摩擦係数 μ_r はほぼ0.03であり、直角方向の摩擦係数 μ_w はこの約3倍であった。このため、ここでは $\mu_r=0.03$ 、 μ_w は0.03と0.1として計算した板厚プロフィールを比較した結果を図3.22に示す。図3.22(a)では板厚は板幅端部40mmの点から減り始め、20mm付近から急激に減少している。図3.22(b)では板厚は50mm以上内側から緩やかに増大しており、両者で板厚プロフィールの変化領域が異なっている。図中の実線は摩擦係数の異方性を考慮した場合、破



(a) In case thickness profile is edge-drop type.



(b) In case thickness profile is edge-rise type.

図3.22 板厚プロフィールの計算値に及ぼす摩擦係数の異方性の影響

線は無視した場合の計算値である。なお、出口における板の弾性変形の影響は図示できないほど小さかった。

エッジドロップを生じた場合は、摩擦係数の異方性を考慮すると実測値に近づき、これを見無視するとエッジドロップを大きめに計算する。一方、エッジアップを生じる場合は両者にほとんど差がなく、しかも実測値をかなり下回っている。

この原因を考察するため、実測した板厚プロフィールを用いて摩擦係数の異方性が単位幅圧延荷重分布に及ぼす影響を計算した結果を図3.23に示す。板厚プロフィールがエッジドロップ形になった場合、単位幅圧延荷重は板幅端部付近で極大値をとるが、その値は摩擦係数の異方性が強いほど大きくなっている。これは、板幅端部付近での材料の幅広がりに対し、板幅方向すべりの摩擦抵抗力が大きいほど幅広がりが抑制され、この部分の伸びひずみ偏差が拡大し、分布張力が圧縮側に大きくなるためと考えられる。極端なエッジアップ形となった場合、入口側の板幅端部では高い引張りの分布張力によって予変形が生じる条件になっていた。この変形による伸びひずみ偏差が分布張力を支配するため、ロールバイト内での摩擦係数の異方性の影響が現れにくくなったと推定する。

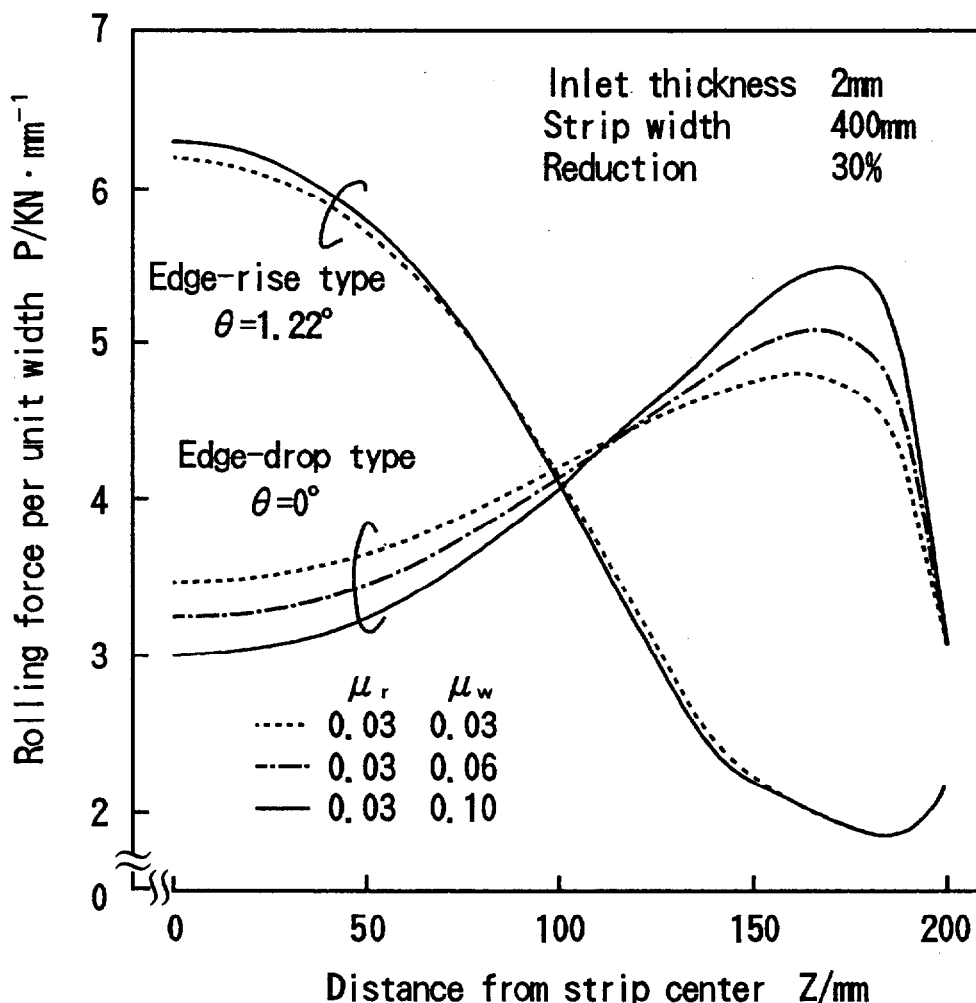


図3.23 摩擦係数の異方性と板厚プロフィールが単位幅圧延荷重分布に及ぼす影響

このように、圧延条件によって影響度の違いはあるが、板厚プロファイルを解析的に予測するには、摩擦係数の異方性の影響も考慮した方が良いようである。図3.22(a)はクロス角が 0° の平行ロール圧延であり、この場合に摩擦係数の異方性の影響が現れているが、実用上の精度の点からは、影響度は小さいと言える。

図3.24と図3.25にミルAとミルBでクロス角を変えて圧延したときの板幅端部の板厚プロファイルの実測値と計算値を併せて示す。計算では、摩擦係数の異方性や出口の板の弾性変形の影響も考慮している。図中の μ_r 、 μ_w は板がそれぞれロール研磨方向にすべる場合とロール軸方向にすべる場合の摩擦係数であり、 μ_w は概ね μ_r の3倍程度とした。いずれの圧延機においてもクロス角を大きくしてゆくと板厚プロファイルはエッジドロップ形からエッジアップ形にまで変化しており、ペアクロス圧延機が大きな制御能力を持っていることがわかる。エッジドロップを生じる領域は板幅端部から10～30mmと狭いのに対し、エッジアップとなった場合は40～80mmと4倍近く広がっている。

また、この領域は板厚が厚いミルAの方が2倍程度広く、板厚にほぼ比例しているように見える。すなわち、板厚プロファイルを変更できる領域は板厚に比例しており、大きくとも板幅端部から板厚の40倍以内であると思われる。

計算値も実測値とほぼ同様な傾向を示す。エッジアップを生じる場合は既に述べたように、入口予変形の取り扱い精度の問題から実測値と対応は良くないが、それでも二つの圧延機に対して誤差は $10\mu\text{m}$ 以内に入っており、実用上の精度はもっていることがわかる。

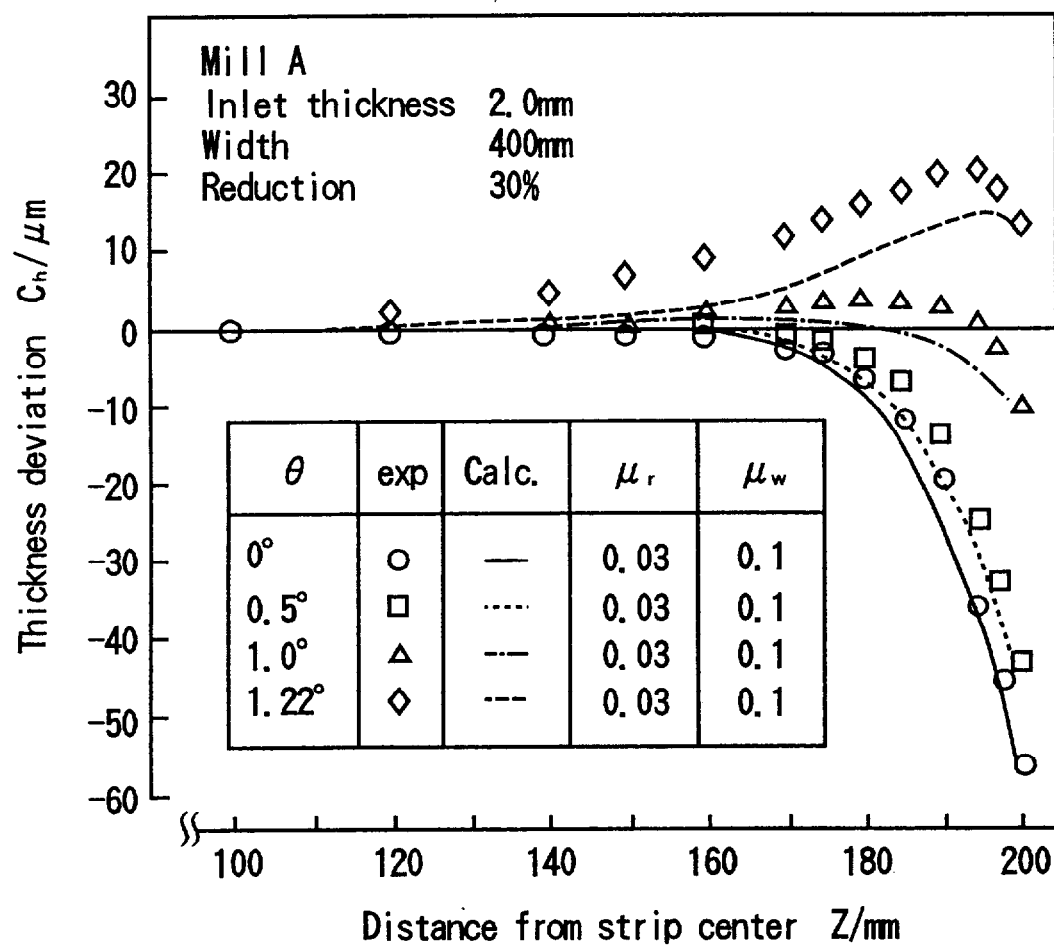


図3.24 板厚プロフィールに及ぼすクロス角の影響及び計算値と実測値の比較（ミルA）

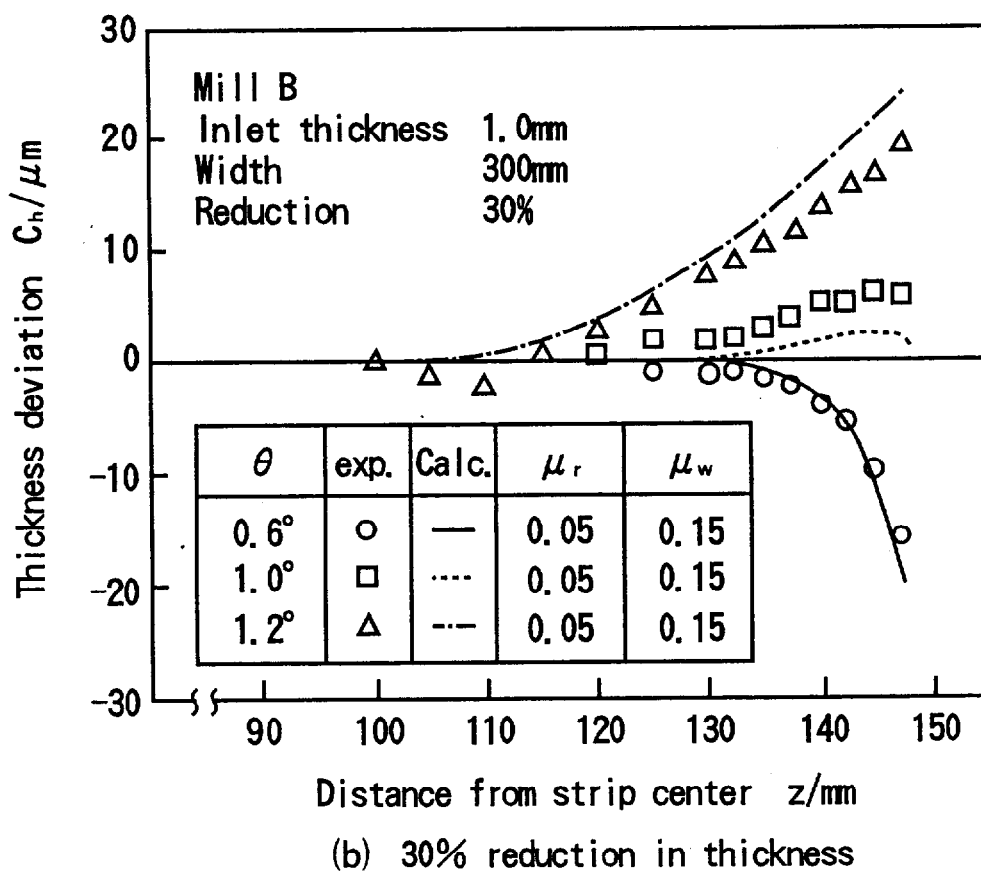
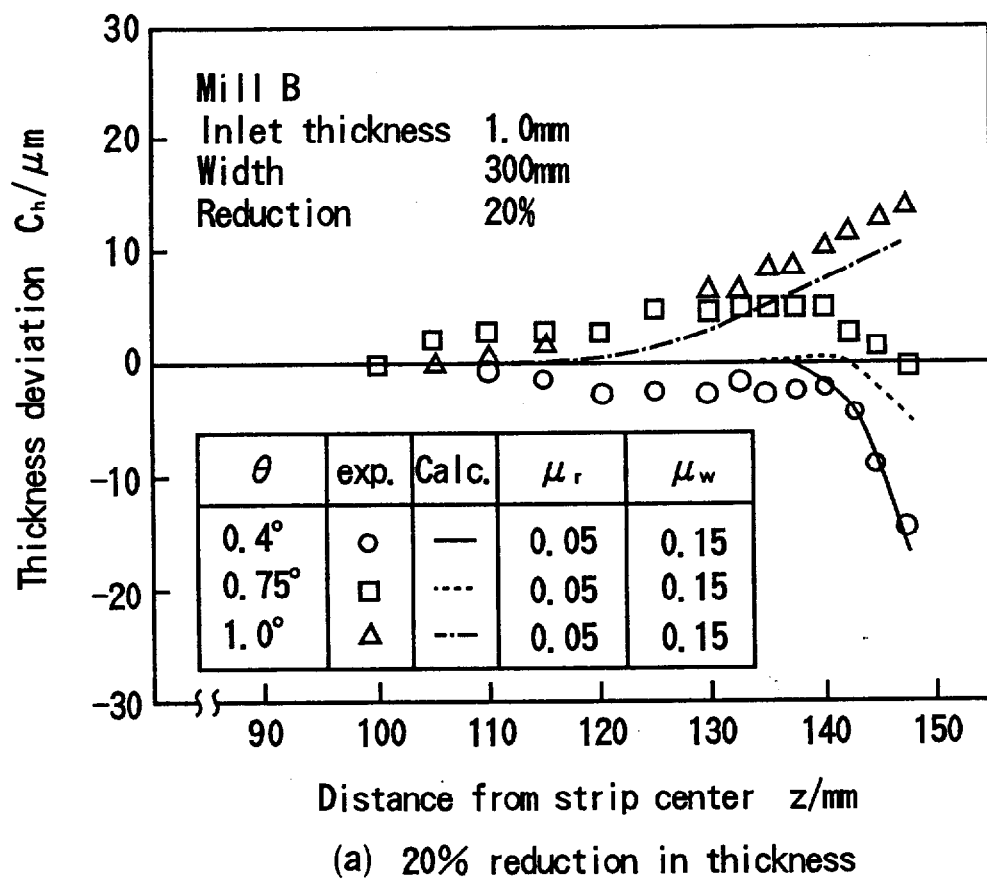


図3.25 板厚プロフィールに及ぼすクロス角の影響及び計算値と実測値の比較（ミルB）

図3.26に、二つの圧延機におけるエッジドロップの変化特性を示す。両圧延機では、板厚が2mm、1mmと異なっているため、本図に限っては相似性の点からミルAでは板端から20mmと5mmの点、ミルBでは10mmと2.5mmの点の板厚差をエッジドロップと定義した。ペアクロス圧延機では、クロス角を大きくしてゆくとロール間隙は板幅中央から端部に向かって放物線状に開口する。図中の横軸の ΔC_E は、エッジドロップの定義点間の開口量差であり、次式で求められる。

$$\Delta C_E = 2(z_2^2 - z_1^2) \tan^2 \theta / D \quad (3.80)$$

z_1, z_2 : エッジドロップを定義する内側と外側の点の板幅中央からの距離

D : ワークロール直径

図中の直線は、 ΔC_E が完全に板に転写される場合のエッジドロップの変化特性である。両圧延機ともエッジドロップの変化勾配は直線の勾配よりも若干大きく、ロール開口量差の転写率が1を越えているように見える。

この原因を調べるため、クロス角変更に伴うロール間隙プロフィールの変化量が、板厚プロフィールに変わる割合をクラウン転写率 C_p とし、図3.27に両圧延機における C_p の板幅方向分布を示す。クラウン転写率は、板幅中央部ではほとんど0で、板幅端部で急激に大きくなる分布をもつ。また、クロス角が大きくなると、ロール間隙プロフィールが転写される領域が内部にまで広がる傾向も良くわかる。これは、図3.24や図3.25で、板厚プロフィールが極端にエッジアップ状になった場合に対応している。

また、同図からわかるように、板幅端部におけるクラウン転写率は、ミルAの方がミルBの2倍程度大きい。転写率は、ロール間隙プロフィールによって板厚プロフィールを変えようとする際に、板内の分布張力が大きくなって板厚プロフィールの変化に抵抗する作用の度合いを表すもので、板厚が厚いほど、ミルの横剛性が高いほど大きくなる性質がある。一般にこの作用は張力フィードバック効果とも呼ばれる。本実験の場合、ミルAの方がロール径や板厚ともミルBよりも大きく、この条件に合致している。

ところで、図3.27でエッジドロップの変化量がロール開口量の変化量と同程度になった原因は、エッジドロップを定義した二点間のクラウン転写率の違いによると考えられる。クラウン転写率の基準値は、板幅中央と板幅各位置のロールギャップ偏差のロールクロスによる変化量であり、式(3.80)の ΔC_E よりは大きな値になっている。外側の着目点のクラウン転写率は0.3~0.5であるのに対し、内側の着目点では0.1~0.3であり、外側のクラウン転写率が高い。すなわち、大きなロール開口量が外側ほど良く転写されるため、転写された量の差がたまたま二点間のロール開口量の差になったと考えるべきであって、必ずしも一般的な性質とは言えない。

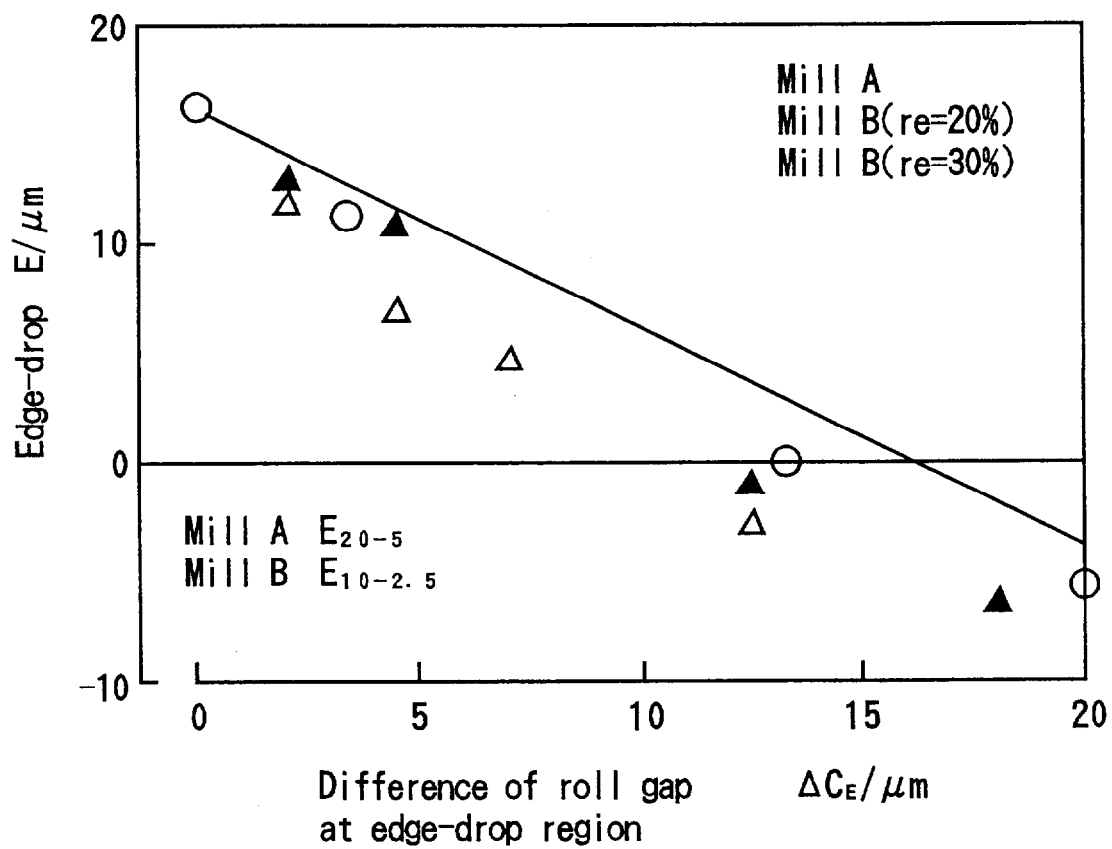
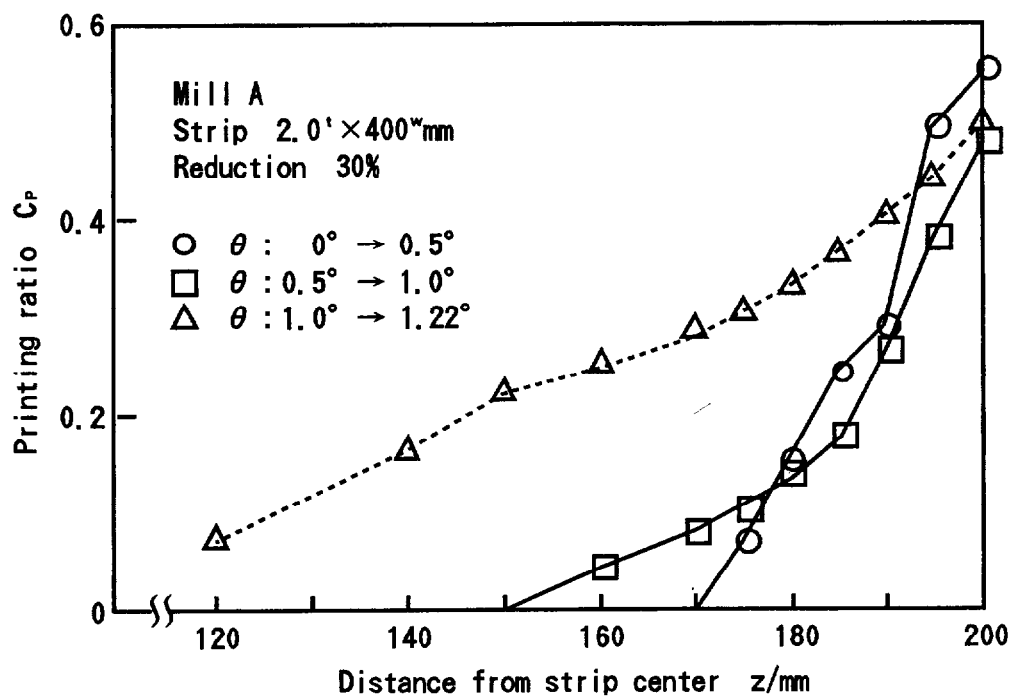
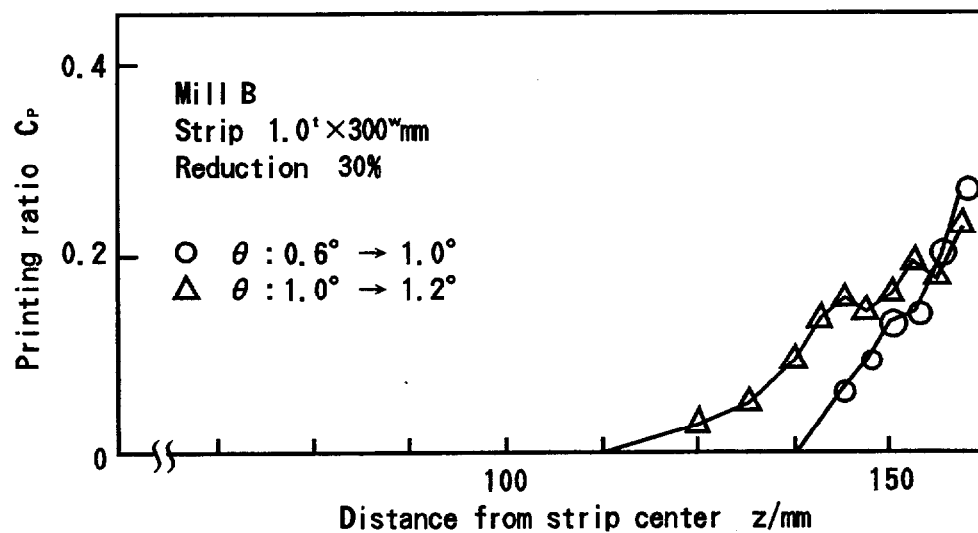


図3.26 エッジドロップ領域のロール開口量差とエッジドロップ量の関係



(a) In case rolled by Mill A



(b) In case rolled by Mill B

図3.27 ロールクロス角が変化したときのロールギャッププロフィルの板厚プロフィルへの転写率

(2) 形状に及ぼす影響

冷間薄板圧延において、板厚プロフィールを変更することに対する制約は、平坦度の悪化である。ここでは、解析モデルで提出した出口の板の弾性拘束による見かけのヤング率の増加が形状に及ぼす影響を考察し、形状変化に及ぼすエッジドロップ制御の影響についても検討する。

図 3.28 に、ミル A で圧延した板の急峻度と計算値の比較を示す。計算値はそれぞれ摩擦係数の異方性と出口での板の弾性拘束の影響を示している。板形状の計算値には、板の弾性拘束の影響が強く現れており、これを考慮すると実測値に近づくことがわかる。摩擦係数の異方性を考慮すると、急峻度はわずかに大きくなるもののその影響は微小である。

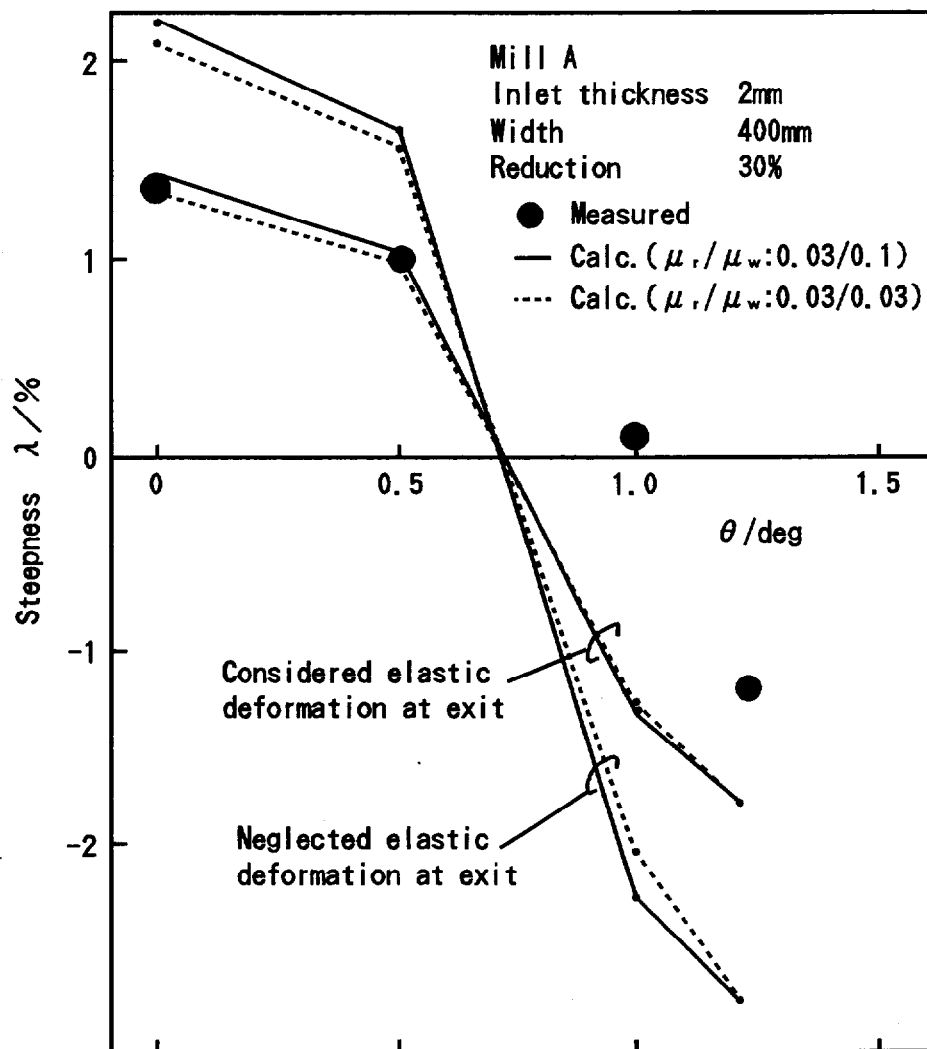


図 3.28 板の平坦度の計算値に及ぼす板の弾性変形と摩擦係数異方性の関係

松本²⁸⁾は、熱延における張力フィードバック効果の考察から、入口や出口の分布張力はロールバイト内の塑性変形条件から決まり、外部の条件には依らないとし、板のヤング率を変えた計算で証明している。一方、出口の板が平坦である場合は、ロールバイト内で生じた伸びひずみ偏差が板の弾性変形で吸収されていると考えて良い。両者の観点に立てば、板のヤング率が高い場合には、塑性変形条件から決まる分布張力になるよう伸びひずみ偏差の発生が抑制されねばならない。すなわち、式(3.26)で示したように、出口の板のヤング率はあたかも実際の $1/(1-2\nu)$ 倍の挙動をすると考えられるから、伸びひずみ偏差の計算値は出口の弾性拘束の影響を無視した場合に比べ $(1-2\nu)$ 倍に圧縮される。ポアソン比 ν を0.3とすると、式(3.76)から急峻度は0.63倍になるはずであり、二つの計算結果はほぼそのようになっている。更に、図3.22では板厚プロフィールに板の出口の弾性拘束の影響がほとんど見られなかったが、単位幅圧延荷重分布を決定づける分布張力が、出口の条件で変わらないと考えればこの結果も理解できる。

図3.29にミルBで圧延した板の急峻度の実測値と計算値の比較を示す。圧下率は20%と30%であるが、いずれも計算値は実測値と良く一致している。すなわち、従来の出口での板の弾性拘束を考慮しないモデルでは、板厚プロフィールはほとんど差がなくても、急峻度は実際よりも1.6倍程度大きめに評価することになる。

以上の結果は、板の形状は圧延される材料のヤング率が低いほど変化し易いことを示しており、鋼に比べアルミニウムの方が形状変化係数²⁹⁾(板クラウン比率の変化量が伸びひずみ偏差に変わる割合)が大きいという感覚³⁰⁾に理論的な根拠を与えるものである。

図3.30は、益居らによるVCロールの形状制御特性の実験値と計算値の比較結果である³¹⁾。板の変形解析に、実験係数的な幅流れ係数を用いた拡張二次元モデルを使用している問題はある³²⁾が、出口の分布張力は出口遠方の分布張力に等しいとする従来のモデルであり、計算急峻度が実験値を上回る傾向が認められる。図中の*印を付けた値は、実測急峻度と計算値の比率である。本モデルに従えば、この値は0.63となるはずである。一点を除くとこの比率は0.61~0.8であり、出口での板の弾性拘束を考慮すれば計算値が実測値に近づくことを示しており、定性的に本モデルの考え方を支持する結果であると思われる。

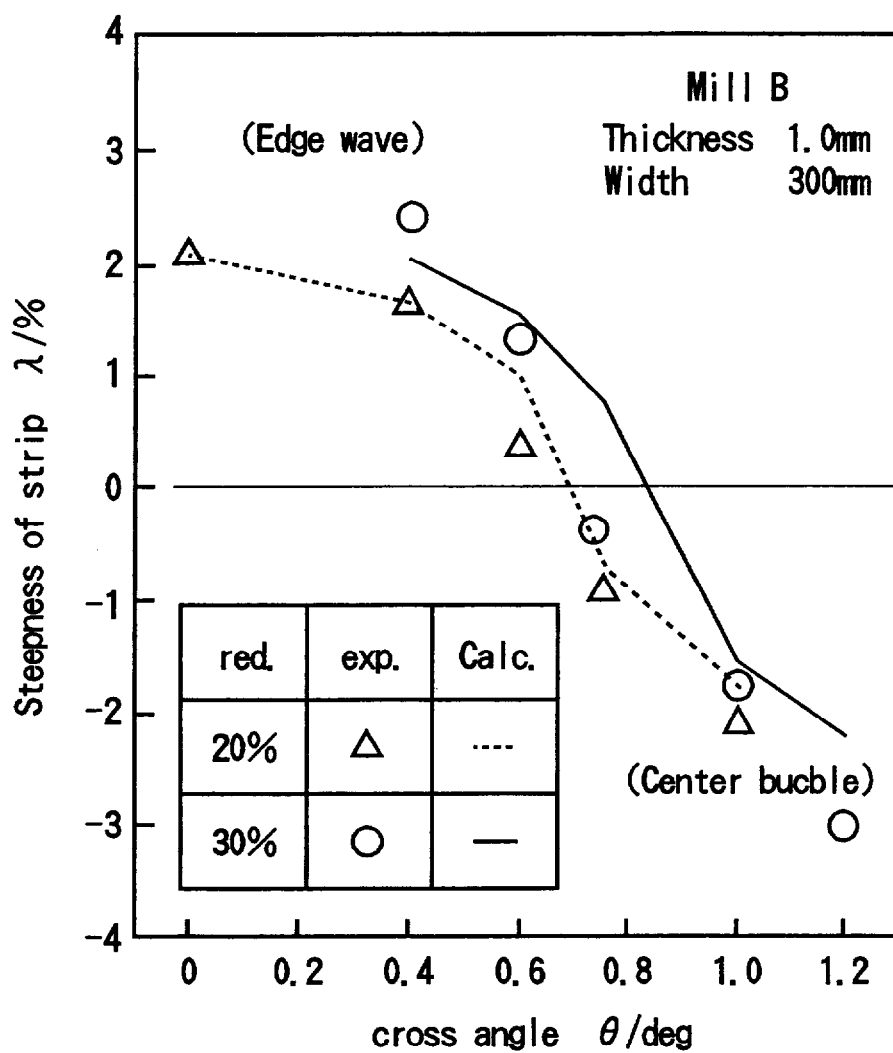


図 3.29 板の平坦度の計算値と実測値の比較

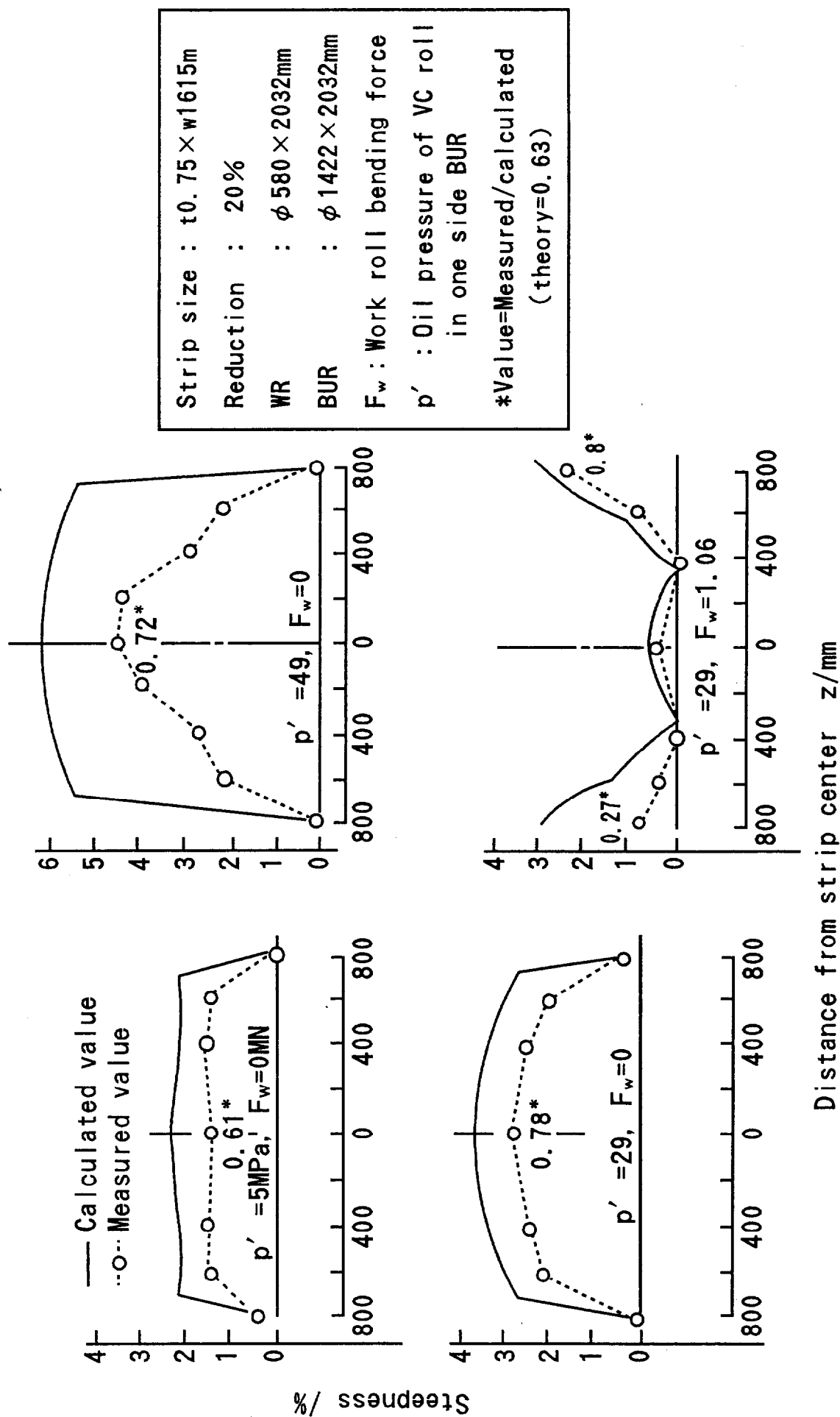


図 3.30 従来の出口の境界条件を用いた急峻度の計算値と実機VCロールでの実測値の比較³¹⁾

図3.31は、ミルBによる板幅端部5～25mm点における圧延前後の板クラウン比率の変化量と伸びひずみ偏差の関係である。この図において、板クラウン比率変化量が正值の場合はエッジドロップ、負値の場合はエッジアップを示し、伸びひずみ偏差が正值の場合は端伸び、負値の場合は中伸びを意味する。同図に示すように、これらの変化特性を示す曲線の勾配は、端伸びの場合よりも中伸びの方が小さくなっている。すなわち、板の形状が中伸びになると、板クラウン比率が大きく変化しても、端伸びの場合ほどには形状(平坦度)が変化しないことを示している。これは、極端にエッジアップになるような圧延では、入口で圧延前にわずかな予変形が生じ、この変形による伸びひずみが圧延による伸びひずみの不足(負の伸びひずみ偏差)を緩和するよう作用するためと考えられる。

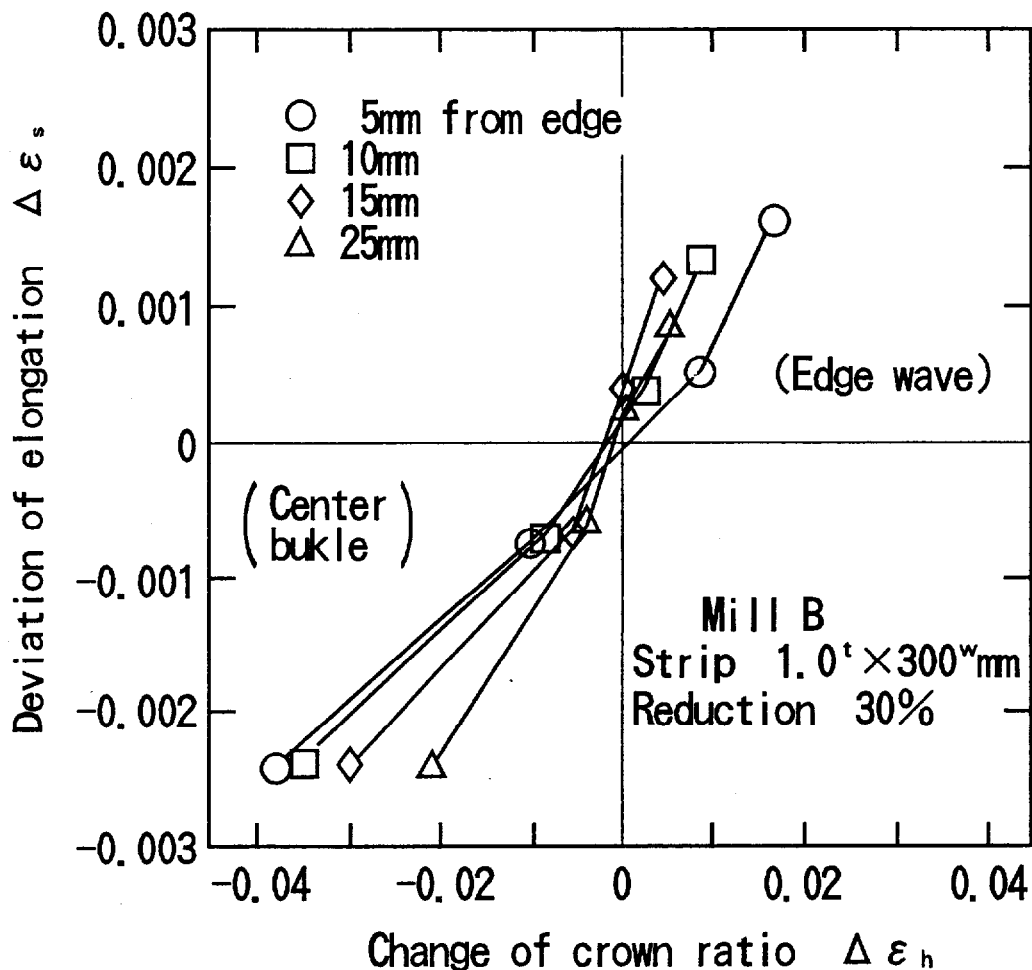


図3.31 モデル圧延機(B)で圧延した板の幅端部領域の板クラウン比率変化量と伸びひずみ偏差の関係

図3.31の曲線の勾配 $d\epsilon_s/d\epsilon_h$ は、板クラウン比率の変化量が伸びひずみ偏差に変わる割合で、一般には形状変化係数と呼ばれている。従来、薄板の冷間圧延では、この形状変化係数は1に近く、平坦度が悪化するため板厚プロファイルは変更できないと考えられてきた。しかし、これは板幅端部から数10mm以上内部に入った部分を対象にする場合であり、エッジドロップを対象とする領域では幅流れによって形状変化係数は小さくなる。図3.32の例では、板幅端部から25mmの点で形状変化係数は0.1~0.2であり、操業上の急峻度制約を考慮しても、エッジドロップの大幅な改善は可能であると考えられる。例えば、図3.25に示したクロス角を変更した圧延実験においても、極端にエッジアップとなった1例（Mill B クロス角1.2°）を除けば急峻度は±2%以内で、しかも十分な板厚プロファイルの制御効果が得られている。

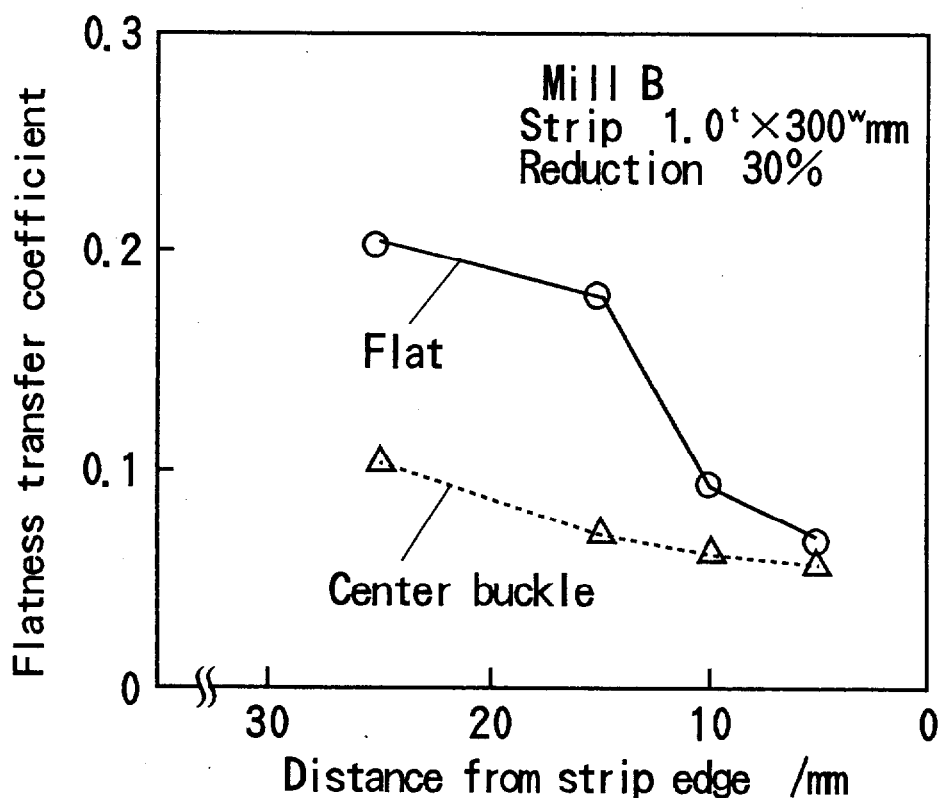


図3.32 モデル圧延機(B)で圧延した板の幅端部領域の形状変化係数の分布

(3) 幅流れ特性

ミルBでの圧延実験では、シュリンプマーク法による板の幅流れ分布も測定した。

図3.32に、その実測値と計算値を示す。エッジドロップを生じたクロス角が 0.6° の場合は、板幅端部から10mmの点から急激な幅広がりを生じている。これは、板厚プロフィールの変化モードと完全に対応しており、板クラウン比率変化による伸びひずみの偏差を幅広がりでも緩和していること、及び計算値もこの状態を良く表現していることがわかる。わずかにエッジアップとなったクロス角が 1° の場合には、板幅端部から20mmの領域で均一に近い幅縮みが、極端なエッジアップとなったクロス角が 1.2° の場合は、40mmの位置から外側に向かって幅縮み量が増している。これらも、板厚プロフィールの変化領域とほぼ対応している。幅流れの絶対量に対しては、計算値は実測値に一致しているとは言えないが、クロス角を変更することによる幅流れモードの変化特性はシミュレートできており、冷延でも幅流れによる形状変化に対する緩和効果があることが理論的にも確認できた。

以上の検討結果から、冷間圧延では幅流れが発生する板幅端部近傍でのみ、ロール間隙プロフィールの転写が容易に生じ、しかも形状の悪化も緩和されていることが明らかになった。このことは、ロール間隙を板幅中心から放物線状に広げるペアクロス圧延機でも冷延板のエッジドロップを大幅に改善できることを示すもので、ペアクロス圧延機が新しいエッジドロップ低減手段として有力であることが、実験や解析結果からも実証された。

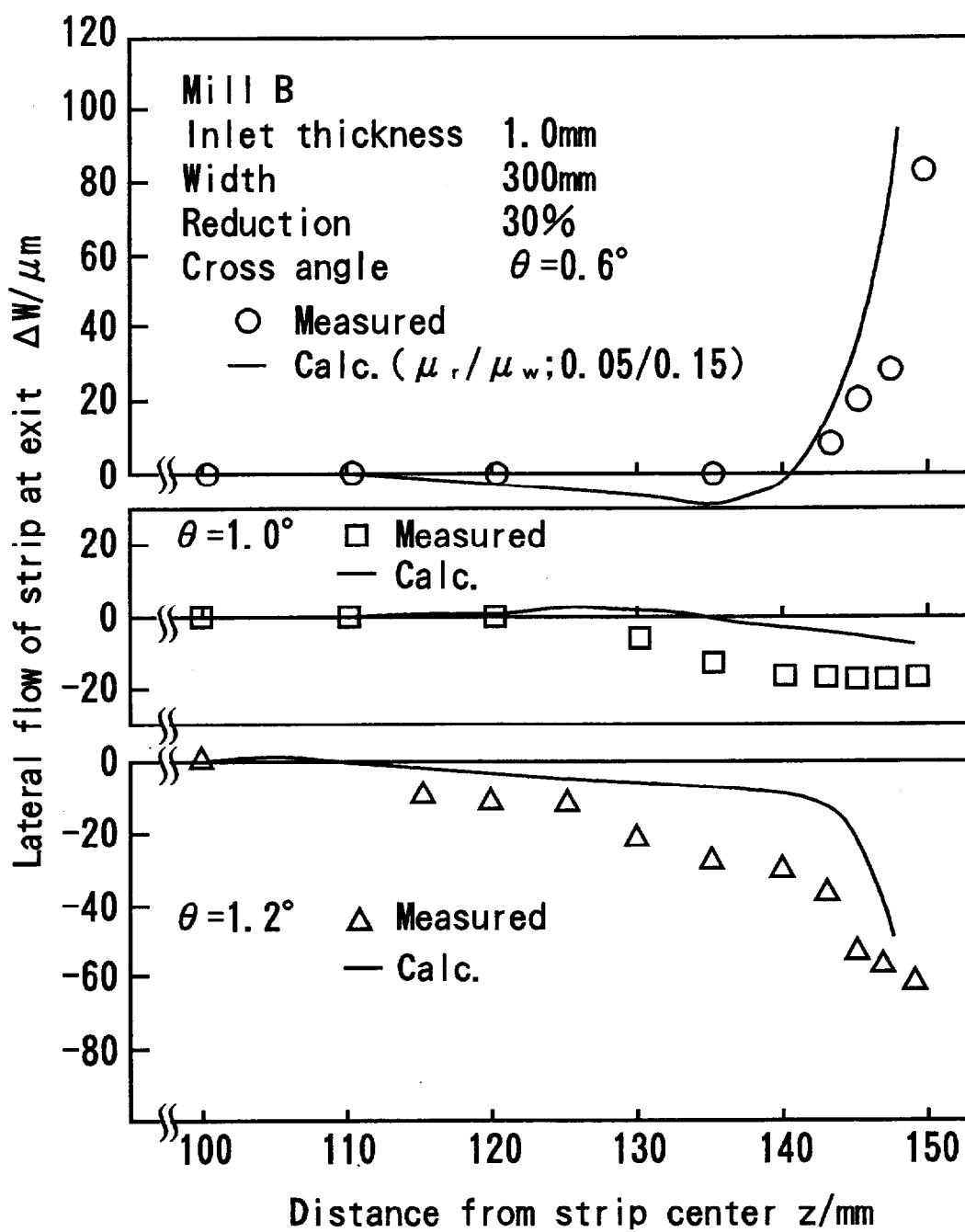


図 3.33 モデル圧延機(B)で圧延した板の幅流れ分布の実測値と計算値の比較

3.6 結言

冷間圧延における薄鋼板のエッジドロップ制御に関し、その発生特性を解明し、ペアクロス圧延機の有効性を検討するため、冷延鋼板の三次元変形やエッジドロップの解析法を提案した。すなわち、

- (1) 板の三次元変形に対し、スラブ法を基本にした解法として、圧延方向および板幅方向の応力釣合い式、せん断ひずみ増分とせん断応力の関係式をそれぞれ差分表示し連立一次方程式として解く方法を提案し、実機サイズの広幅の板まで効率よく、安定して解を得られることを確認した。
- (2) 板の三次元変形解析と、分割モデルによるロール群の弾性変形解析を連成して、冷延鋼板のエッジドロップや形状の解析モデルを提出した。戸澤らの実験値や計算値、三次元弾塑性FEMによる計算値、およびモデル圧延機での実験結果と、モデルによる計算結果を比較し、解析モデルの有効性を確認した。

次に、これを摩擦係数に異方性がある場合やクロス圧延に応用し、以下の結果を得た。

- (3) 板厚プロファイルの計算値には、摩擦係数の異方性の影響が現れるが、程度は小さい。
- (4) クロス圧延でも、薄鋼板の変形特性に及ぼすロールの三次元配置の影響はほとんどなく、エッジドロップの解析においては、ロールクロスに伴うロール間隙プロファイルの変化とロールの周速方向を考慮するだけで良い。

また、境界条件に関連して、ロールバイト出口における板の三方向弾性拘束の影響を考慮し、出口の分布張力と圧延で生じた伸びひずみ偏差（形状）の関係の近似式を提出した。すなわち、

- (5) 出口での弾性拘束を考慮した分布張力と伸びひずみ偏差の関係は、一軸応力モデルで等価なヤング率を $E/(1-2\nu)$ として、近似的に表現できることを示した。
- (6) このモデルを用いた板厚プロファイルの計算値は、出口での拘束を無視した従来モデルによるものと変わらないが、伸びひずみ偏差は出口での拘束度（等価ヤング率）に逆比例して抑制されることを明らかにした。このモデルによる伸びひずみ偏差（形状）の計算値は、モデル圧延機での実験値とよく一致することを示した。

本章での検討により、冷間圧延における薄鋼板の三次元変形特性やエッジドロップの解析法を提案し、ペアクロス圧延機でクロス角を変えて圧延するときのエッジドロップ量、伸びひずみ偏差や板幅端部付近の幅流れなど、計算によって得られた鋼板の変形特性が実験的に検証され、その有効性が確認できた。

第3章 参考文献

- 1) 柳本潤・木内学：41回塑加連講論，(1990)，67.
- 2) 豊島史郎・池田昌則：同上，(1990)，71.
- 3) 山田健二：小川茂・阿高松男・菊間敏夫：同上，(1990)，63.
- 4) 渋谷聰・直井孝之・二階堂英幸・柴田克己：33回塑加連講論，(1982)，55.
- 5) 井口貴朗・鍵田征雄：40回塑加連講論，(1989)，129.
- 6) 鈴木弘・都築信男・津田統：機講論，710-2 (1971)，241.
- 7) 戸澤康壽・中村雅勇・石川孝司：塑性と加工，17-180 (1976)，37.
- 8) 池田充宏・松本絃美・川並高雄：37回塑加連講論，(1986)，1.
- 9) 戸澤康壽・上田雅信：塑性と加工，11-108 (1970)，29.
- 10) 中島浩衛・松本絃美：24回塑加連講論，(1973)，29.
- 11) 河野輝雄・長谷登・西野隆夫：住友金属，32-3(1980)，277.
- 12) 柳本潤・木内学：塑性と加工，32-367 (1991)，1007.
- 13) Shohet, K.N. & Townsend, N.A. : J. Iron Steel Inst., 206-11 (1968)，1088.
- 14) 例えば，日本鉄鋼協会編：板圧延の理論と実際，(1984)，39.
- 15) 戸澤康壽・石川孝司・岩田徳利：塑性と加工，23-263 (1982)，1181.
- 16) 石川孝司・中村雅勇・戸澤康壽：同上，17-191 (1976)，980.
- 17) 古元秀昭・梶原哲雄・森本和夫・林寛治，金子亨：平4春塑加講論，(1992)，73.
- 18) 梶原哲雄・大森舜二・荒谷博史・小川幸保：平2春塑加講論，(1990)，725.
- 19) 湯川信樹・石川孝司・戸澤康壽：塑性と加工，28-312 (1987)，28.
- 20) 戸澤康壽・中村雅勇・加藤隆・石川孝司・伊藤泰成：塑性と加工，22-249 (1981)，1030.
- 21) Loo, T.T. : J. Appl. Mec., 25-1 (1958)，122.
- 22) 中島浩衛・松本絃美：昭48春塑加工講論，(1973)，25.
- 23) 塩崎宏行：塑性と加工，9-88 (1968)，315.
- 24) 日本鉄鋼協会編：板圧延の理論と実際，(1984)，22.
- 25) 柳本潤・木内学・西山泰行：塑性と加工，36-410 (1995)，254.
- 26) Capus, J.M. & Cockcroft, M.G. : J. Inst. Met., 90 (1961-62)，289.
- 27) Matsumoto, H., Tsukamoto, H., Hatae H. & Hino, H. : Advanced Technology of Plasticity, Vol. II (1984)，1382.
- 28) 松本絃美：東京大学学位論文，(1987)，58.

- 29) 中島浩衛・菊間敏夫・松本紘美・粟津原博・木村智明・志田茂・梶原利幸：塑性と加工, 23-263 (1982), 1172.
- 30) 杉江明士・木村紘・小倉正紀・益居健・滝川敏二：住友軽金属技報, 28-2 (1987), 30.
- 31) 益居健・富澤淳・八尋昭人：塑性と加工, 31-351 (1990), 515.
- 32) 河野輝雄・美坂佳助：鉄と鋼, 67-15 (1981), 286.

第4章 冷延鋼板のエッジドロップに及ぼす

圧延条件の影響

4.1 緒言

一般に、冷延鋼板の製造では、タンデム圧延機列で熱延母材を一気に製品板厚にまで圧延する。最終製品として板幅全域にわたって板厚が均一な矩形断面鋼板を製造するために、冷延鋼板のエッジドロップ低減のための研究は、多くの製鉄所で行われているが^{1)~5)}、そのほとんどはテーパ付きWRシフト圧延機²⁾によるもので、モデル実験や実機テストが中心である。しかし、このような技術を導入するにあたっては、タンデム圧延機列の各スタンドにおけるエッジドロップの発生特性およびその遺伝特性(後段への影響)⁶⁾を十分に把握し、最も効果的なスタンド配置を決めておく必要がある。また、圧延機の設計のためには、圧延機側の条件がエッジドロップに及ぼす影響の把握も重要である。

前章では、三次元スラブ法による冷間クロス圧延時の鋼板の三次元変形解析と、分割モデル解法によるロールの弾性変形解析とを連成して、形状と板厚プロフィルの理論解析モデルを構築した。また、モデル圧延機や文献での実験データ^{7)~9)}および三次元弾塑性FEMによる計算結果との比較を行い、解析モデルの有効性を検証した。更に、ペアクロス圧延機は、冷間薄板圧延において強力なエッジドロップ制御能力を持っていることも確認でき、新しいエッジドロップ低減手段になると結論した。

本章では、エッジドロップ制御手段として、タンデム冷間圧延機列にペアクロス圧延機を効果的に配置するため、各スタンドでの圧延条件を含むよう広範囲な計算条件を設定し、前述の理論解析モデルによる計算により検討した。この中でエッジドロップの発生特性については、ペアクロス圧延機がWR間隙プロフィルの制御能力が大きく、WRの軸心たわみをほぼ補償できることを考慮し、板の三次元変形とWR表面の偏平変形による基本特性を調べた。また、圧延前の板厚プロフィルやWR間隙プロフィルが圧延後の板厚プロフィルに及ぼす影響度をクラウン遺伝係数やクラウン転写率の形で求め、圧延条件や圧延機特性の影響を検討した。

4.2 エッジドロップ発生特性の解析

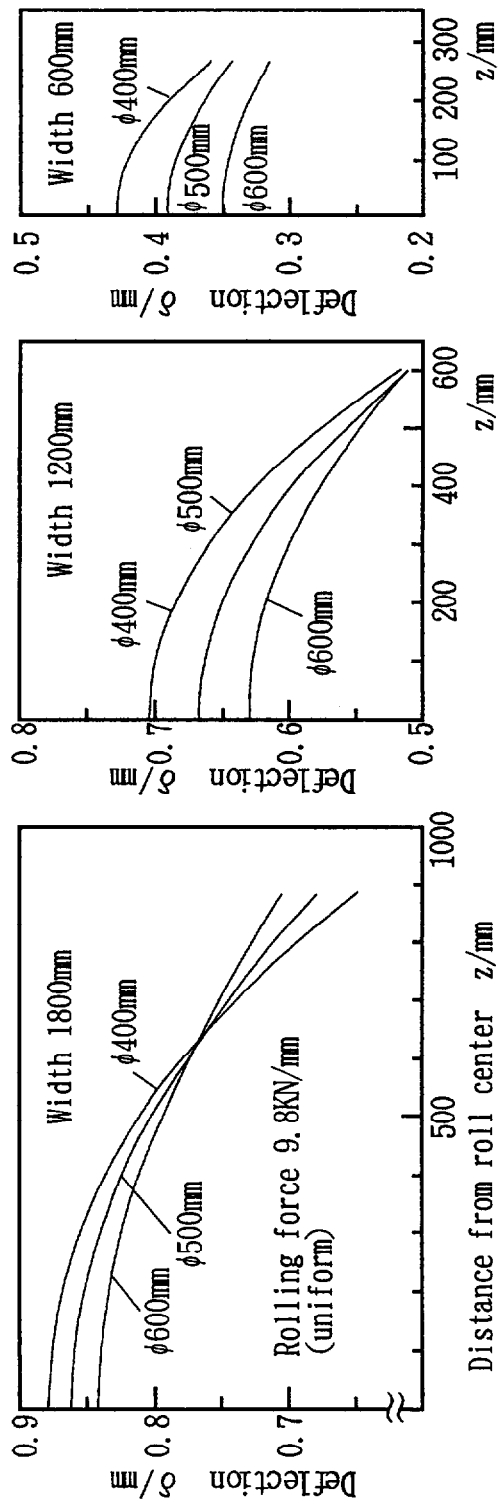
ロール弾性変形の観点からエッジドロップの発生原因を考えると、直接的にはWRの軸心たわみと表面の偏平変形によるWR間隙プロフィルの不均一が挙げられる。ペアクロス圧延機では、クロス角を変更することにより放物線状のWR間隙プロフィルを大きく制御できるため、エッジドロップに及ぼすロール軸心たわみの影響は最小に押さえることができると考えられる。しかし、WRの軸心たわみは実際には二次曲線ではないため、エッジドロップ発生特性の解析に先立ちロールクロスによる軸心たわみの補償精度を調べた。

4.2.1 ロール軸心たわみ

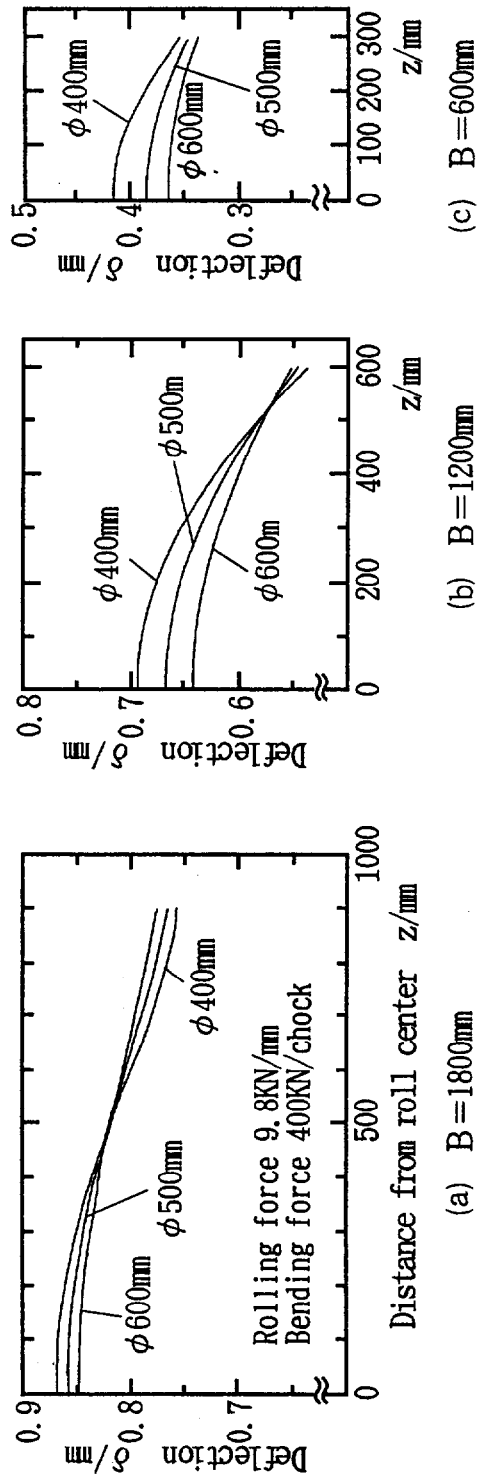
図4.1は、実機を想定した表4.1の条件で、板を圧延するロールの位置に等分布荷重が作用するときの圧延ロールの軸心たわみの計算値である。図4.2は各板幅範囲内の軸心たわみの計算値と、計算値を最小二乗法で放物線近似した曲線との誤差である。圧延ロール径は $\phi 400 \sim \phi 600 \text{mm}$ であるが、誤差は板幅が広く、ロールベンディング力が大きい方が大きくなる傾向にあることがわかる。しかし、板幅端部付近を除けば誤差は $10 \mu \text{m}$ 程度であり、板幅端部ではこれよりも若干大きくなるが、エッジドロップに対しては低減する方向である。従って、ペアクロス圧延機では圧延条件ごとに適正なクロス角を設定すればロール軸心たわみをほぼ補償し、ロール間隙プロフィルを均一にすることができると考えられる。エッジドロップ低減のためには、WRの軸心たわみを補償して、WRを真直に近くするのが最適とは言えないが、本章では基本的な状態としてロールの軸心たわみを無視し、クロス角も 0° としてロールの表面偏平と板の三次元変形のみを考慮してエッジドロップ特性を検討する。その結果は、軸心たわみを補償する能力があれば任意形式の圧延機に共通する一般的な特性になると考えられる。

表4.1 実機を想定したペアクロス圧延機の
軸心たわみの計算条件

Back up roll	: $\phi 1400 \times 2000 \ell \times 3200 \ell \text{mm}$
Work roll	: $\phi 400, \phi 500, \phi 600 \times 2000 \ell \text{mm}$
Rolling force	: 9.8KN/mm (uniform)
Width	: $600, 1200, 1800 \text{mm}$
WR bending force	: $0 \text{KN}, 400 \text{KN/chock}$
WR crown	: 0mm/diameter
Young's modulus	: 206GPa



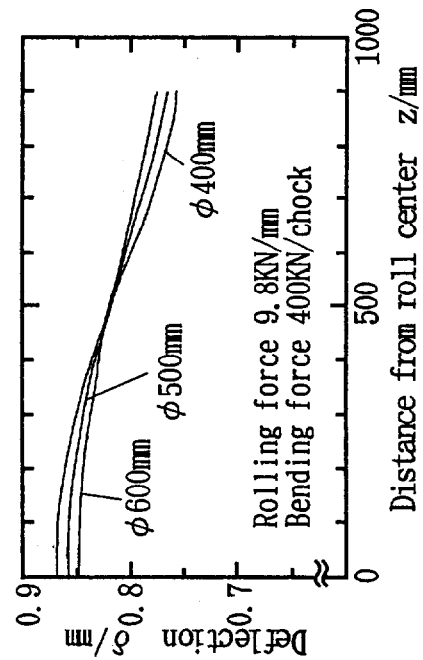
(1) ロールベンディング力がない場合



(a) B=1800mm

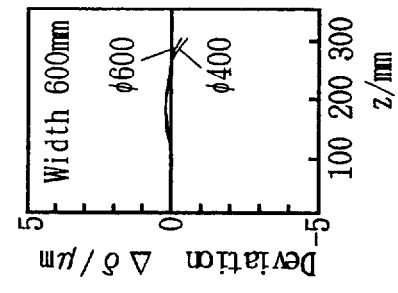
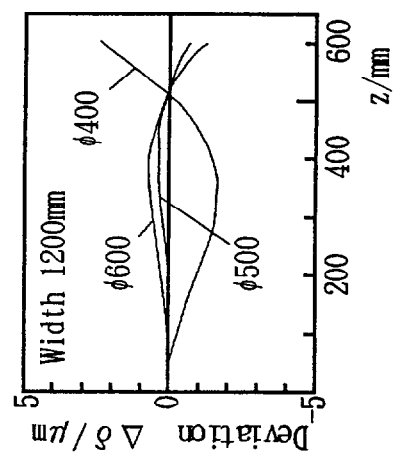
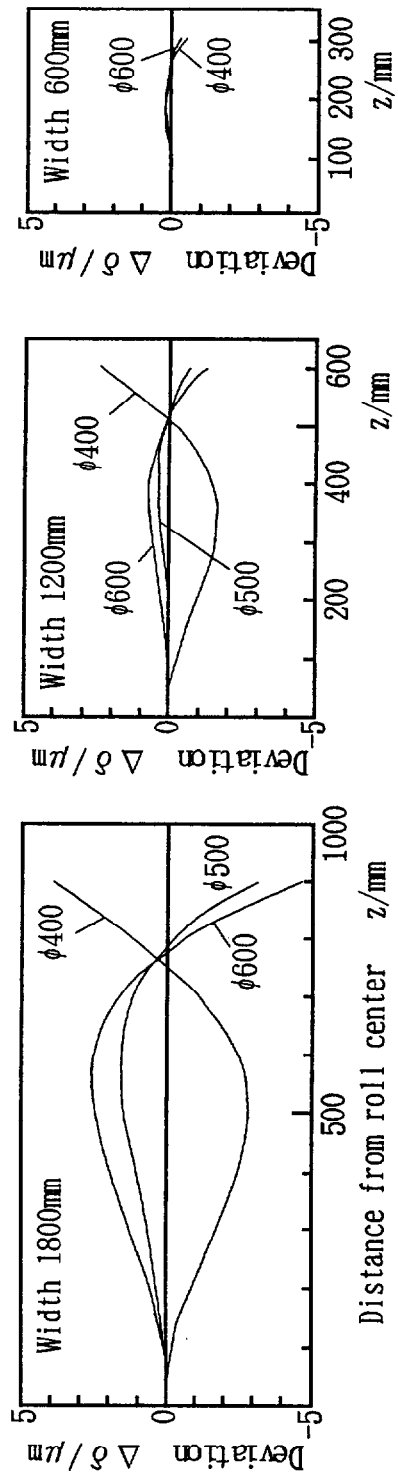
(b) B=1200mm

(c) B=600mm

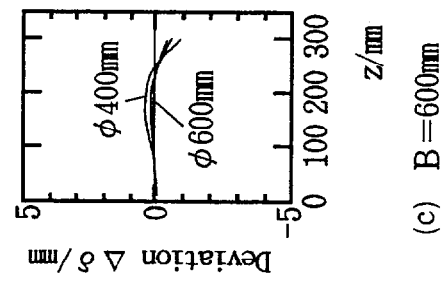
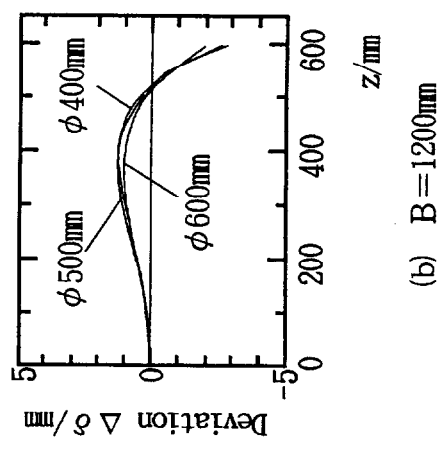
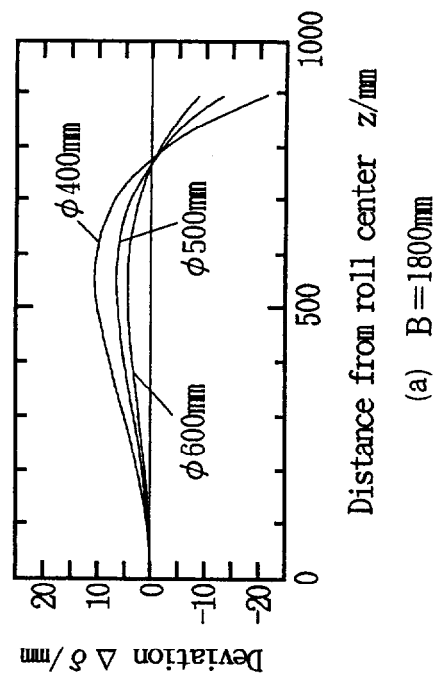


(2) ロールベンディング力400kNの場合

図 4.1 等分布圧延荷重とロールベンディング力によるPCミルのWR軸心たわみ



(1) ロールベンドイング力がない場合



(2) ロールベンドイング力400KNの場合

図 4.2 PCミルのWR軸心たわみと放物線近似した曲線の偏差

4.2.2 エッジドロップの発生特性

図4.3は、表4.2の条件でロールの軸心たわみを補償したときの基本的なエッジドロップの発生特性を調べるのに先立ち、表4.1に示す実機サイズの圧延機（WR径や圧延条件は表4.2の基準条件と同じ）のロール変形まで考慮して計算した板厚プロフィールである。ロールクロス角は 0.25° から 0.87° まで変えているが、ロール間隙の偏差はクロス角が 0.25° の場合に対しそれぞれ4倍、8倍、12倍と大きくしたものである。図4.3から分かるように、板厚プロフィールは板幅端面から約40mmまでの領域では大きく変化しているが、これより内側では全く変わっていない。また、クロス角が 0.25° の場合は典型的なエッジドロップ形になっているのに対し、 0.87° の場合はわずかにエッジアップ形になっており、実機でもクロス角によって大幅にエッジドロップが変化することを示している。ロールが変形する前のロール間隙プロフィールは、板幅中央と端部の偏差が $27\mu\text{m}$ (0.25°) と $332\mu\text{m}$ (0.87°) と大きく異なっているにもかかわらず、このような板厚プロフィールになるのは、前章で述べたモデル実験と同様に、クラウン転写が板幅端部以外では生じないためと考えられる。

図4.4は、 0.25° の低クロス角圧延時と 0.87° の高クロス角圧延時の板厚プロフィールに關与する、圧延ロールの軸心たわみ、ロール表面の偏平変形、ロール間隙分布を板幅中央を基準にして示したものである。ロールの軸心たわみとロール間隙プロフィールの方向は二つの条件で変わっていないが、ロール表面の偏平変形は両者の偏差を補うように変化していることがわかる。また、エッジドロップは、両者の偏差をロール表面の偏平変形で補償できない場合に顕著になることも理解できる。中央部全域でロール間隙プロフィールの転写が生じないのは、ロール軸心たわみも含めたロール間隙プロフィールが板厚プロフィールに移ろうとするときの板の圧縮剛性（抵抗）よりも、ロール表面の偏平変形に対する剛性が弱いと考えられる。すなわち、図4.5に示すように、(a)単位幅圧延荷重分布や(b)前後方張力分布は、クロス角に対応して大きく変化し、ロールの偏平変形を生じさせている。前章で示したように、伸びひずみ偏差と分布張力は比例関係にある。図から最大張力差は約500MPaであり、等価ヤング率で割ると約1/1000程度になる。幅流れを無視すれば、この値はその点の板厚偏差／板厚に等しく、本条件の場合の板厚偏差は $1.4\mu\text{m}$ になる。すなわち、ほとんど板厚偏差が生じないことが理解できる。

このようにロール軸心たわみや変形前のロール間隙プロフィールが変わっても、中央部の板厚プロフィールは変わらず、端部のエッジドロップ量のみが変化するだけである。従って、圧延条件がエッジドロップ発生特性に及ぼす影響を調べる際には、ロールの軸心たわみを無視して条件をそろえることで、特性の把握が容易になると考えられる。

表4.2 冷延鋼板のエッジドロップ発生特性の計算条件

WR diameter (D_w)	: 300, 400, 500*, 600mm
Strip thickness (H_0)	: 1.0, 2.0*, 4.0, 6.0mm
Strip width (B)	: 600, 900, 1200*, 1500mm
Reduction (r_e)	: 10, 20, 30*, 40%
flow stress (σ)	: 294, 490*, 686, 882MPa
(constant)	
back/front tension	: 49/49, 98/98*, 147/147, 196/196MPa
(σ_{b0}/σ_{f0})	
Friction coefficient	: 0.05/0.15
(μ_r/μ_w)	
Strip profile	: flat before rolling
WR deflection	: neglected (flat)
The sign* means standard value.	

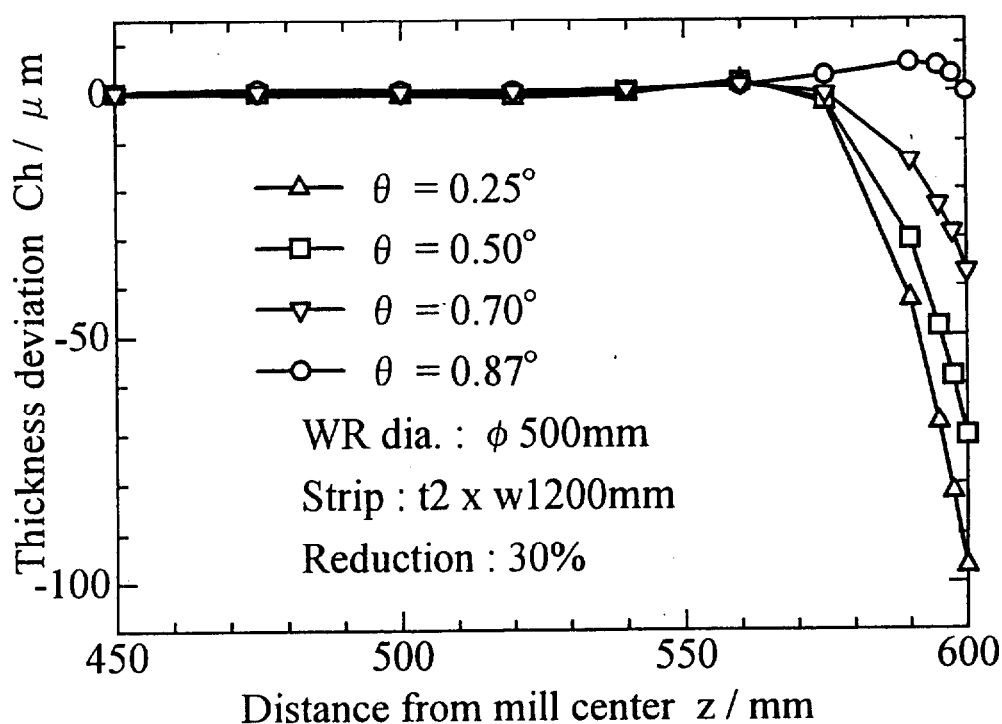
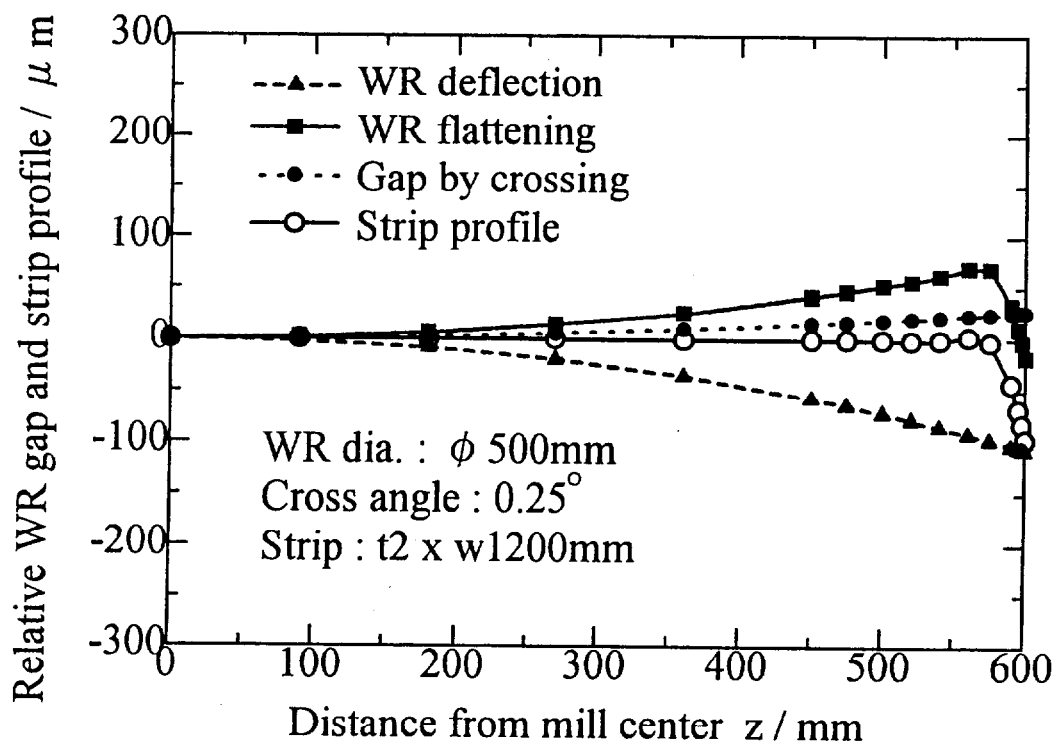
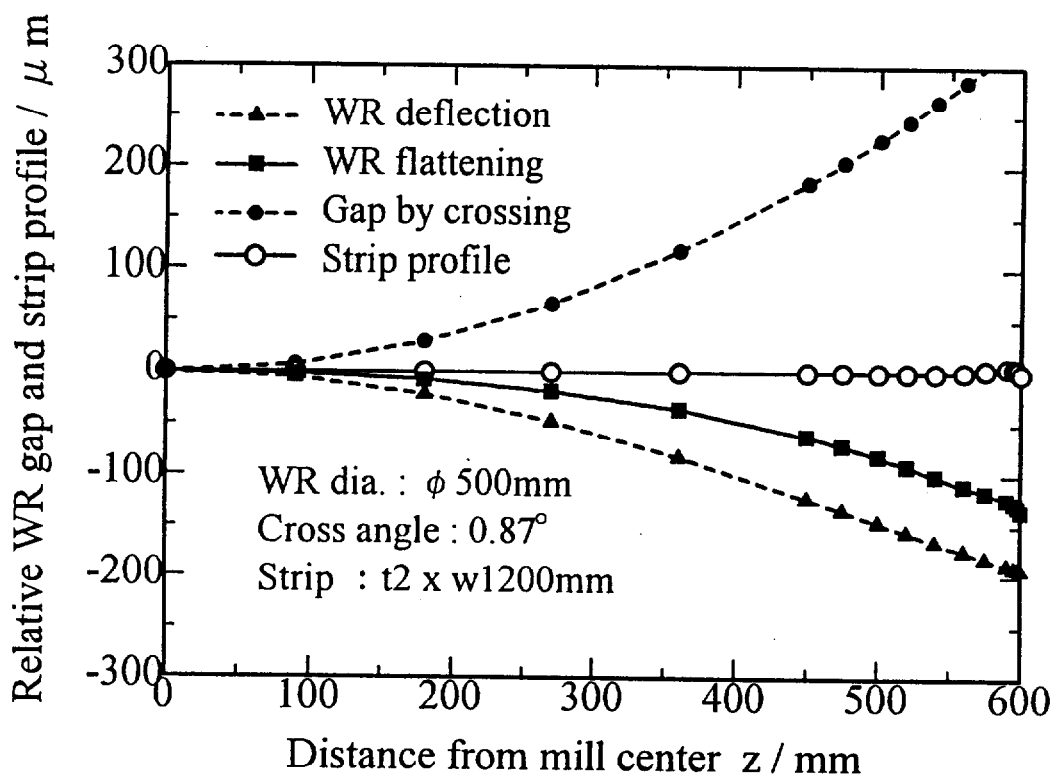


図4.3 クロス角による板厚プロファイルの変化

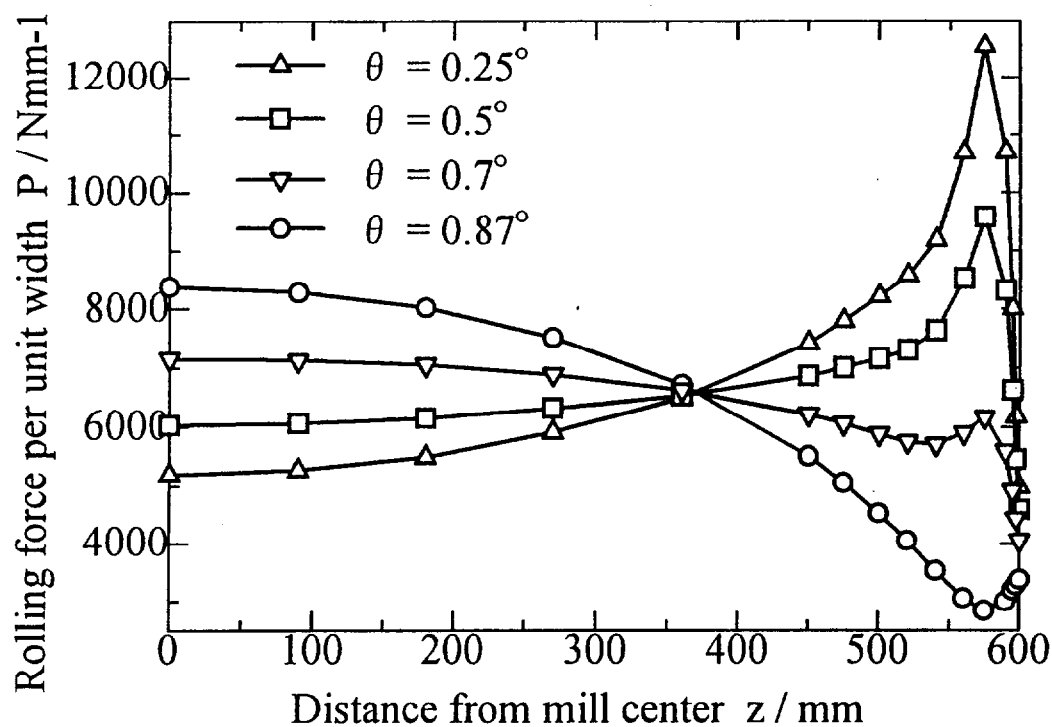


(a) 低クロス角時の板厚偏差の各成分

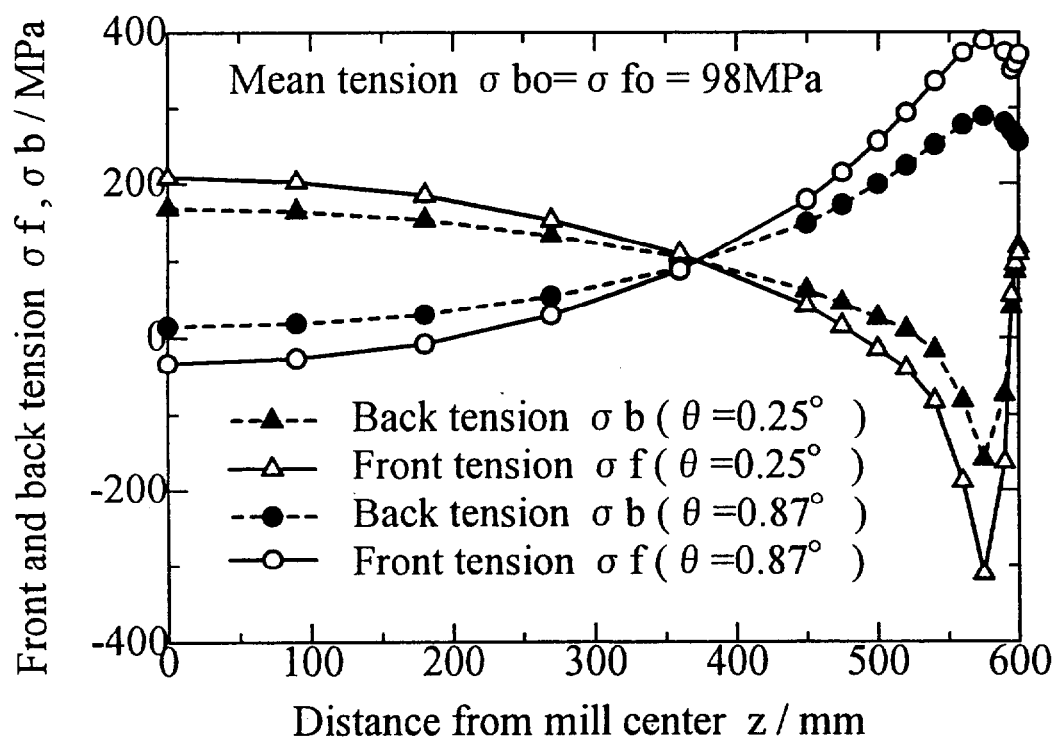


(b) 高クロス角時の板厚偏差の各成分

図 4.4 板厚偏差を生じる各ロール間隙成分



(a) クロス角による単位幅圧延荷重分布の違い



(b) クロス角による前後方張力分布の変化

図 4.5 クロス角による圧延荷重分布と張力分布の変化

4.2.3 エッジドロップ特性に及ぼす圧延条件の影響

エッジドロップに影響を及ぼす圧延因子は多くのものがあるが、ここでは、(a)板厚、(b)ロール径、(c)板幅、(d)圧下率、(e)変形抵抗、(f)張力の影響について検討する。計算条件は表4.2のとおりである。なお、摩擦係数は、異方性を考慮しており、ロール周方向にすべる場合 (μ_r) とロール軸方向にすべる場合 (μ_w) をそれぞれ0.05, 0.15としている。各因子の影響を調べる際には、他の因子を表4.2の*印で示した基準値に固定し、対象因子のみをパラメータとして変化させた。計算結果は、図4.6と図4.7に示しているが、板幅中央の板厚を基準とした板厚偏差を平均単位幅圧延荷重で割った値を規格化板厚偏差と定義しており、(絶対)板厚偏差と区別している。

なお、前述した理由から、計算ではロール軸心たわみは無視しているが、本条件がエッジドロップ低減のための最適条件ではないことを注記しておきたい。なぜならば、変形後のロール間隙プロフィールには、ロール軸心たわみとともにロールの偏平変形によるものが含まれており、偏平変形プロフィールの2次曲線成分もロールクロスによる補償対象になるからである。

(1) 板厚の影響

図4.6(a)上段に示すように、エッジドロップを生じる領域は板厚が薄いほど狭くなり、概ね板厚の15～20倍の範囲になっている。ロールの軸心たわみは無視しているから、ロールの偏平変形によるロール間隙プロフィールがこの領域でのみ転写されていることになる。

図4.6(a)下段は着目点ごとの規格化板厚偏差と板厚の関係である。板厚が厚いほど規格化板厚偏差も大きくなるが、次第に一定値に近づく。これは、エッジドロップの発生領域が板厚の15～20倍であるのに対し、絶対距離で指定した着目点の相対位置が板厚が厚いほど板端に近づくこと、及び板端での板厚偏差がほぼ圧延荷重に比例するためと考えられる。また、図中にはロールのクロス角は1°であるが、ロール間隙プロフィールは軸方向に均一と想定して計算した規格化板厚偏差も示した。規格化板厚偏差は端部になるほどクロス角が1°の方がわずかに大きくなるものの、実用上の10mm付近の板厚偏差にはほとんど影響しないことがわかる。すなわち、冷延におけるエッジドロップに対するクロス圧延の効果は、ロールクロスにより創生されるロール間隙プロフィールにより生じており、ロールと板の速度方向が異なっていることの影響はほとんどないと言える。

(2) ロール径の影響

一般にエッジドロップ低減には、小径の圧延ロールを使用し、圧延荷重低減を行うのが有効である。図4.6(b)上段はロール径を $\phi 300\sim 600\text{mm}$ まで変えたときの板厚偏差プロフィールである。板厚が2mmと一定であるので、エッジドロップの開始位置はほとんど同じで、

ロール径が小さいほど板厚偏差は小さくなっている。図4.6(b)下段は、規格化板厚偏差とロール径の関係であるが、ロール径が小さい方がわずかに規格化板厚偏差が小さくなるものの、ほとんど一定と見なせる。すなわち、板厚偏差は圧延荷重に比例しており、規格化板厚偏差で整理すればロール径の影響はないと言える。

このことは、ペアクロス圧延機のように大きなクラウン制御能力をもつ圧延機では、WR径の選択に自由度が広がることを意味する。なぜならば、ロール間隙プロファイルの制御能力が弱い圧延機でエッジドロップを低減しようとする、圧延荷重を小さくしてロールの弾性たわみを抑制するためWR径を小径にする必要があるが、ロールの弾性たわみを補償できればその制約はなく、むしろ圧延の安定性や操業コスト等の観点からロール径が選択できるからである。

(3) 板幅の影響

図4.6(c)上段に示すように、板幅以外の圧延条件をそろえると板厚偏差プロファイルは図示できない程度に無関係になった。これは板幅が600～1500mmと広いのに対し、エッジドロップ領域がせいぜい板厚の15～20倍(30～40mm)であるため、中央付近の圧延圧力が端部のロール偏平に及ぼす影響が小さいためと考えられる。図4.6(c)下段では、板幅が小さくなるとわずかに規格化板厚偏差が減少しているが、これもほぼ一定と見なせる。

注) ここでは、WRは(中間ロールや)補強ロールで支承されており、ロールの軸心たわみは或る程度拘束されることを想定している。圧延荷重低減は主としてロールの偏平変形の抑制を通して、エッジドロップの低減効果を生むと考えられる。

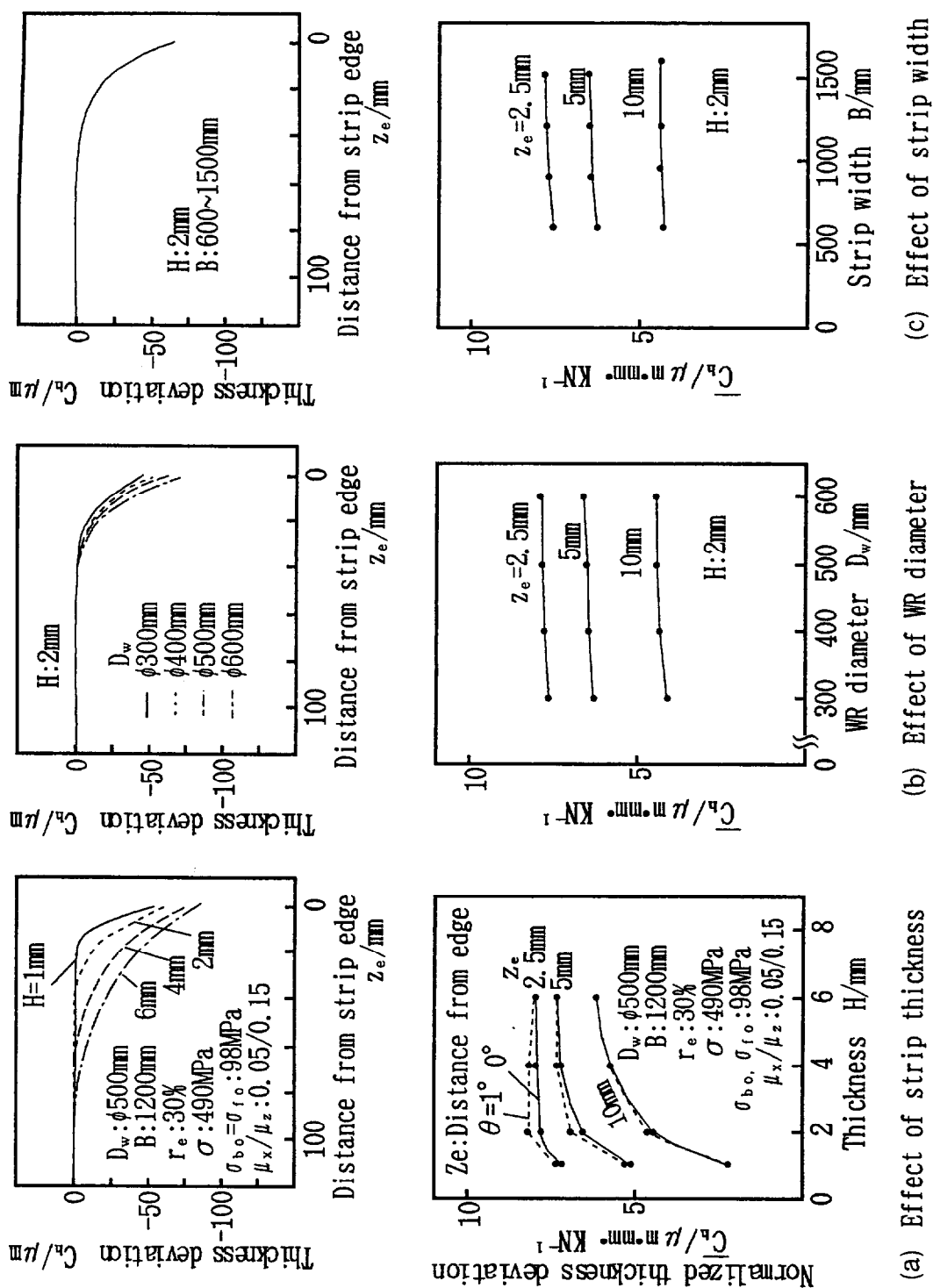


図 4.6 板厚・WR径・板幅が絶対板厚偏差と規格化板厚偏差に及ぼす影響

(4) 圧下率の影響

図4.7(a)上段に示すように、エッジドロップを生じる領域は圧下率が低いと狭くなる。このため、図4.7(a)下段の規格化板厚偏差も着目点が板端から内部に入るほど、圧下率の影響が現れている。しかし、板端に最も近い2.5mmの位置では、圧下率によらずほぼ一定である。圧下率が低いほどエッジドロップ領域が狭くなるのは、圧下率に比例して発生しようとする幅方向流れに対し、圧延荷重（摩擦抵抗力）は圧下率の比ほどには増加しないため、相対的に低い圧下率ほど摩擦抵抗力が大きく、板端付近まで平面ひずみの状況になり易いためであろう。

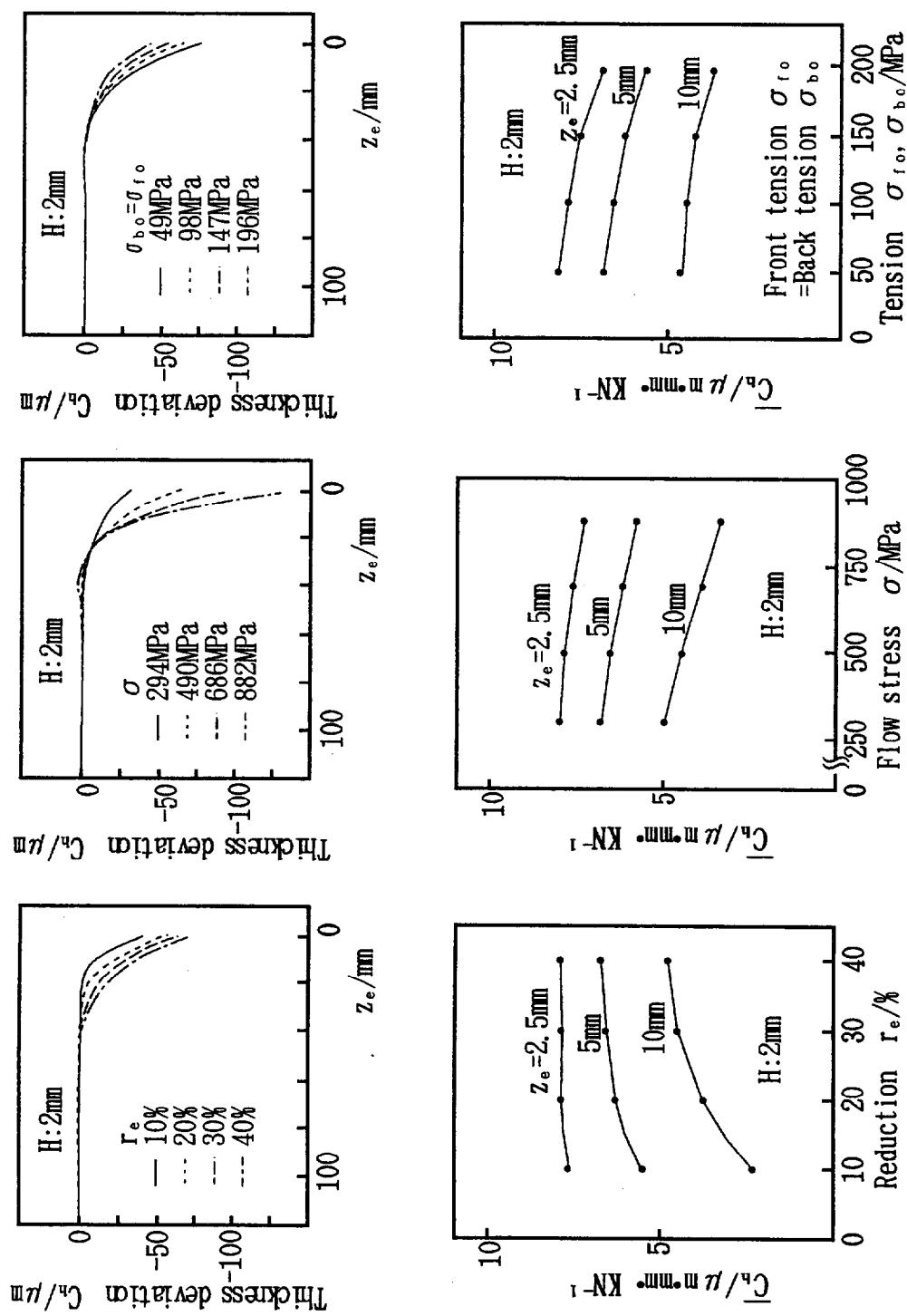
(5) 変形抵抗の影響

圧延荷重に最も影響を及ぼすのは変形抵抗である。本計算の場合、変形抵抗を3倍にすると、圧延荷重は4.7倍になった。図4.7(b)上段に示すように板厚偏差プロファイルは変形抵抗が294MPaと低い場合には、熱間圧延板のように板端まで緩やかな減少となるのに対し、変形抵抗が高いと板端で急激に減少する典型的なエッジドロップ型になる。これは、板厚が薄くなる場合や圧下率が低くなる場合に類似であり、変形抵抗が高いほど板端での摩擦抵抗が相対的に増すためと考えられる。この結果、図4.7(b)下段の規格化板厚偏差も変形抵抗の増大とともに減少している。

(6) 張力の影響

本計算では、前後方の張力を同じとした。図4.7(c)上段に示すように、板厚偏差は張力を高くすると小さくなるが、エッジドロップ領域は変わらない。また、図4.7(c)下段の規格化板厚偏差も張力とともに小さくなっており、単に張力による荷重低下以上にエッジドロップが小さくなることがわかる。これは、板幅端部は自由境界面の影響で分布張力が変化しないのに対し、内部は全体張力の影響で張力が高くなり、端部で荷重が高く中央部で低い、すなわち、偏平変形差を小さくする方向に圧延荷重分布が変化するためと考えられる。

以上の結果から、板厚が薄くなるほど、変形抵抗が高くなるほど、圧下率が低くなるほどエッジドロップの発生領域は狭くなる。これは、タンデム冷間圧延では後段に相当する。また、ロール径や張力はエッジドロップ発生領域にはあまり関与せず、その大きさにのみ影響することがわかる。当然のことながら、板幅は端部の局所的な板厚プロファイルには影響を及ぼさない。



(a) Effect of reduction in thickness (b) Effect of flow stress (c) Effect of tension

図 4.7 圧下率、変形抵抗、張力が絶対板厚偏差と規格化板厚偏差に及ぼす影響

4.3 クラウン転写率とクラウン遺伝係数

4.3.1 クラウン転写率

ペアクロス圧延機では、ロールクロスによって創生される任意の大きさの放物線状ロール間隙プロフィールがエッジドロップ改善効果をもつが、ロール群の曲げ剛性によって効果が異なる。

ここでは、表4.1に示す仕様の実機サイズ圧延機について、BURとWRのたわみもすべて考慮し、クロス角を変えたときのロール間隙の偏差が板厚偏差に変わる割合をクラウン転写率 C_P として計算し、その特性を調べた。

$$C_P(z) = \frac{\Delta C_h(z)}{\Delta C_R(z)} \quad (4.1)$$

ΔC_h : 圧延後の板厚偏差の変化量

ΔC_R : ロール間隙偏差の変化量

z : ロール胴長中心からの距離

図4.8は、等分布圧延荷重によって発生する板幅中央と板幅端部位置のWRの軸心たわみ差（板幅中央位置のロールたわみを基準とした相対たわみ）とクラウン転写率の関係である。クラウン転写率は、板幅が1200mmの板を圧下率30%で圧延するときのもので、全条件とも圧延荷重による軸心たわみを相殺するクロス角と、板幅端部のロール間隙偏差がそれよりも50 μ m増えるクロス角とした場合の圧延後の板厚偏差プロフィールから計算している。また、横軸は、ロール群の曲げ剛性（の逆数）を表す指標として、板厚が2mmの場合の圧延荷重による相対たわみ値を用いており、この値が大きいほど板幅内でロール群が曲がり易いことを意味する。なお、 $\delta = 0 \mu$ m上の値は、ロール曲げ剛性を無限大としたときの計算値である。同図に示すように、想定した実機サイズの圧延機に限定すると、ロール群の曲げ剛性によってクラウン転写率は曲げ剛性を無限大とした場合に比べ約20%程度低下すること、及び実機で想定したWR径の範囲ではロール径の影響はほとんどなくほぼ板厚に支配されていることがわかる。

図4.9は、板厚、圧下率、変形抵抗を変えたときの板端付近のクラウン転写率分布を示したものである。ペアクロス圧延機では、板幅中央からロール間隙プロフィールが変わるにもかかわらず、この転写は板幅端部でしか生じておらず、冷延板ではエッジドロップのみが低減されることを示している。この図から、クラウン転写率はほとんど板厚に支配されており、圧下率や変形抵抗による影響はわずかであることがわかる。また、ロール間隙プロフィールの転写は板厚が厚いほど内部まで生じ、転写率も大きいことから、タンデム冷延設備では前段でエッジドロップ低減を図るのが有効であることもわかる。

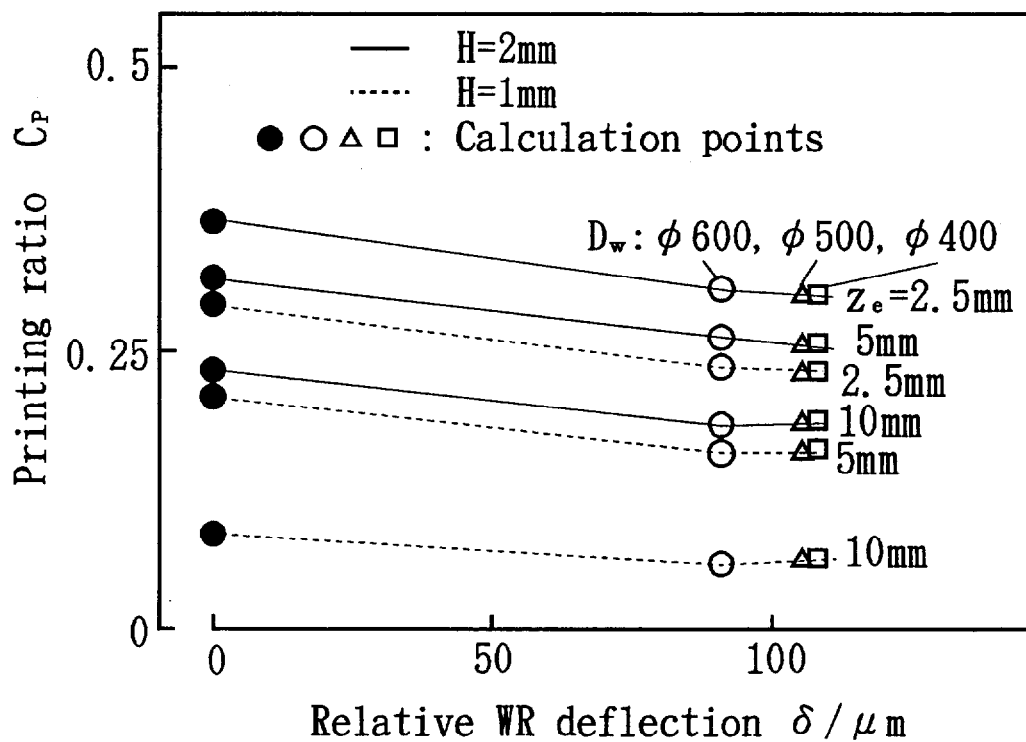


図 4. 8 計算した板幅端部付近のクラウン転写率と
圧延荷重による相対ロールたわみの関係

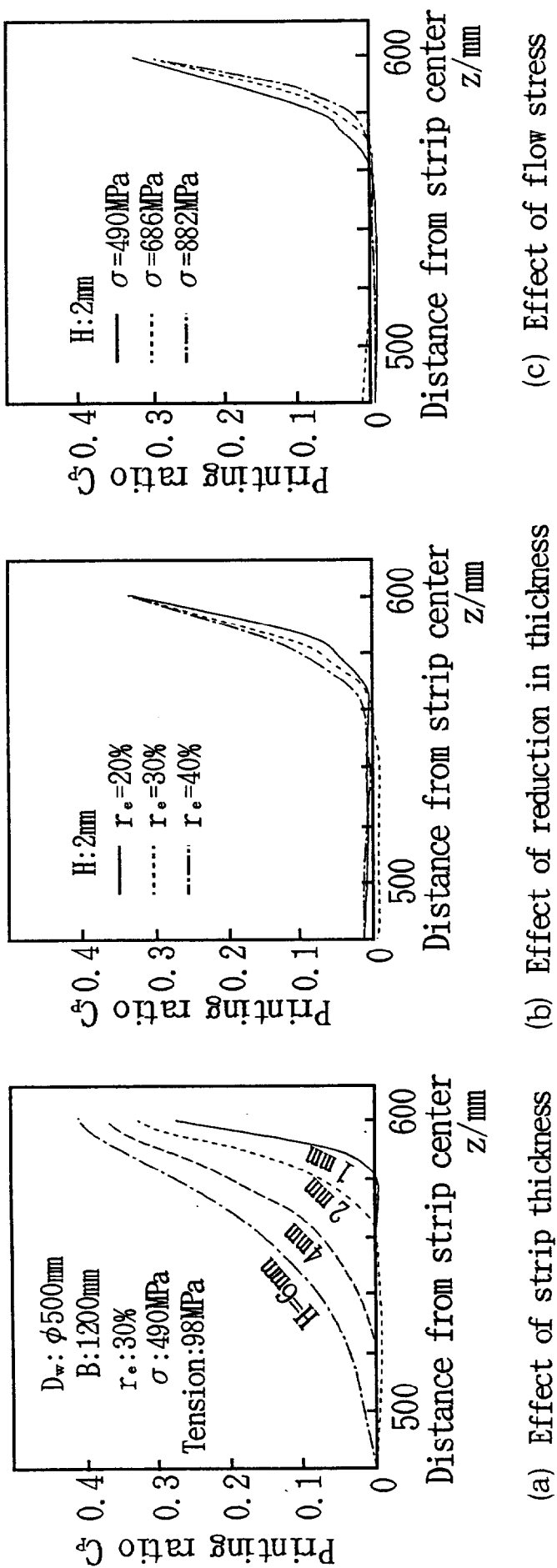


図4.9 ロール群の弾性たわみも考慮して計算したクラウン転写率に及ぼす

板厚, 圧下率, 変形抵抗の影響

4.3.2 クラウン遺伝係数

タンデム冷間圧延後でも、板には母材の板厚偏差プロフィールが残っており、この現象を板クラウンの遺伝と呼んでいる。一方、エッジドロップは前段で改善しても後段での圧延で再び悪化することも知られており、両者は相反する現象のように見える。後者は、後段圧延機でのロール間隙プロフィールの転写によるものである。ここでは圧延前の板厚偏差プロフィールが圧延後の板厚偏差プロフィールに及ぼす影響度を式(4.2)で示すクラウン遺伝係数として定義し、その特性を調べた。本計算も表4.1の仕様の圧延機でロールたわみを考慮している。

$$C_T(z) = \frac{\Delta C_h(z)}{(1 - r_e)\Delta C_H(z)} \quad (4.2)$$

ΔC_H : 圧延前の板厚偏差の変化量

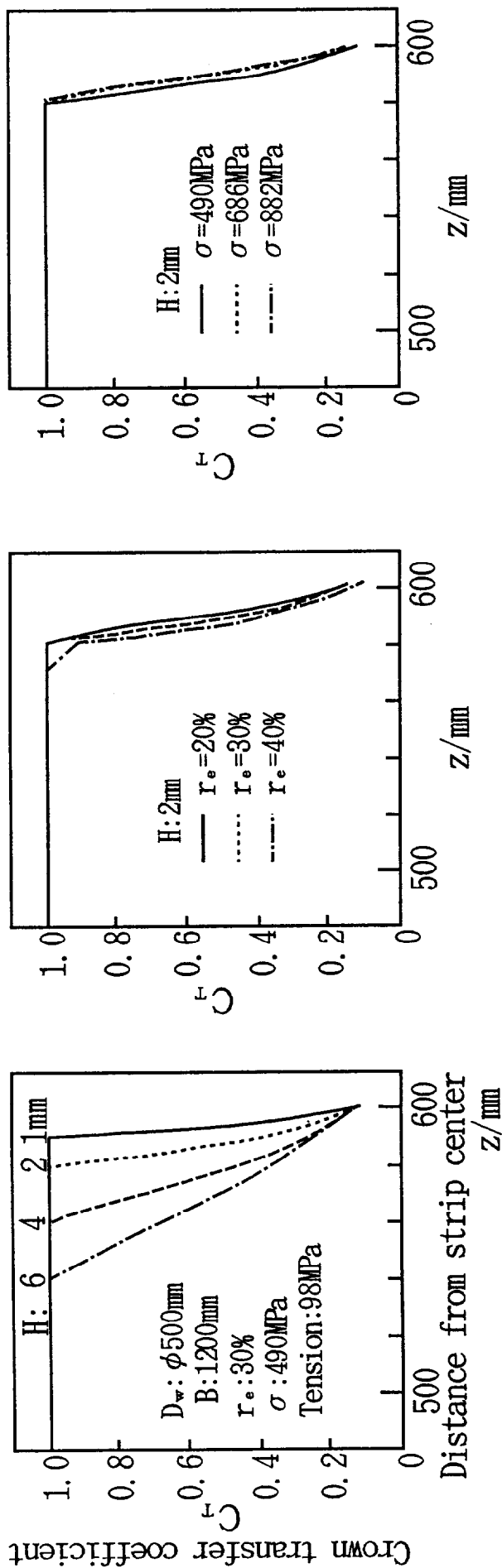
ΔC_h : 圧延後の板厚偏差の変化量

r_e : 圧下率 (絶対値)

図4.10はクラウン遺伝係数の板幅方向分布に及ぼす板厚、圧下率、変形抵抗の影響を示したものである。計算では、圧延前の板厚偏差プロフィールとして、板端から板厚の20倍の位置から3次曲線状に板厚が減少し、板端で板厚の4～5%薄くなるものと、板厚偏差がないものの圧延後の板厚偏差プロフィールからクラウン遺伝係数を計算した。クラウン遺伝係数は、板端から板厚の約10倍の点でほとんど1になっている。これより内側では計算上は1以上になった点もあったが、板厚偏差が微小であることとクラウン遺伝係数は1を越えないとの考えから頭打ちとした。実際には、各板幅位置での圧延前の板厚偏差は圧延後の全位置の板厚偏差に影響を及ぼすため、一点での変化量からみたクラウン遺伝係数が1を越える場合もあるのであろう。しかし、板幅端部付近では、クラウン遺伝係数が急激に低下することは明らかである。図4.10からもわかるように、クラウン遺伝係数もクラウン転写率と同様に板厚の影響が最も大きく、圧下率や変形抵抗にはほとんど依存しない。

図4.11は、WR径の影響を示したもので、WR径が大きくなるとクラウン遺伝率はわずかに低下する。図4.8に示したように、圧延機のロールたわみはロール径が小さい方がわずかに大きく、張力フィードバック効果により板クラウン比率を保とうとする作用が相対的に大きくなるためであるが、 $\phi 400 \sim \phi 600\text{mm}$ ではほとんど変わらないと考えても良い程度である。

すなわち、実機サイズでは、クラウン転写率やクラウン遺伝係数は、ロール径が $\phi 400 \sim \phi 600\text{mm}$ の範囲ではほぼ同じと言える。



(a) Effect of strip thickness (b) Effect of reduction in thickness (c) Effect of flow stress

図4.10 ロール群の弾性たわみも考慮して計算した板幅端部付近のクラウン遺伝係数に及ぼす

板厚, 圧下率, 変形抵抗の影響

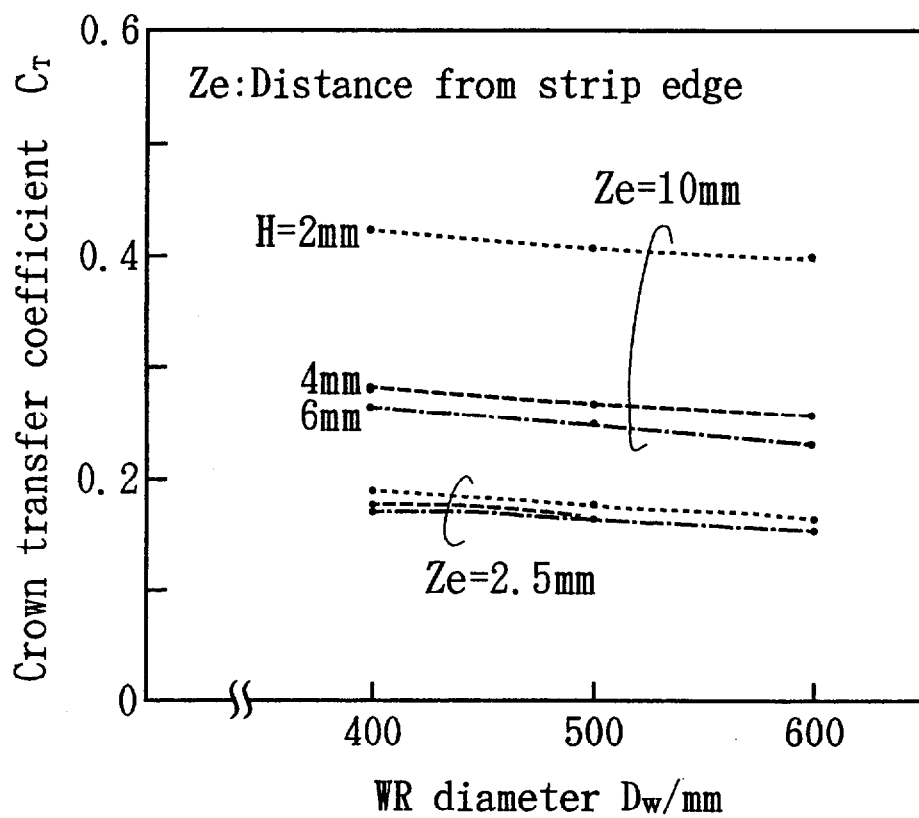


図4.11 板幅端部付近のクラウン遺伝係数とWR径の関係

4.4 結 言

冷間薄板圧延におけるエッジドロップの発生特性と遺伝特性に及ぼす圧延条件の影響について、前章で提出したエッジドロップの解析モデルを用いて検討した。

まず、エッジドロップの基本特性について、以下の結果が得られた。

- (1) エッジドロップの発生領域は板厚が厚いほど、圧下率が高いほど、変形抵抗が小さいほど広くなる傾向がある。特に、板厚の影響が大きく、発生領域は概ね入側板厚の15～20倍である。
- (2) ロール間隙プロフィールを変えたとき、その量が板厚プロフィールに転写する割合、すなわちクラウン転写率は、板厚が厚いほど大きくなる。しかし、圧下率や変形抵抗がクラウン転写率に及ぼす影響は小さい。また、圧延前の板厚プロフィールが圧延後の板厚プロフィールに残る割合、すなわち、クラウン遺伝係数が弱まる領域も板厚が厚いほど広く、圧下率や変形抵抗の影響は小さい。

次に、エッジドロップに及ぼすWR径の影響について検討し、次の結果を得た。

- (3) 実機で想定されるWR径の範囲（ $\phi 400 \sim \phi 600 \text{mm}$ ）内では、エッジドロップ量、クラウン転写率、クラウン遺伝係数に及ぼすWR径の影響は小さい。

また、ペアクロス圧延機のエッジドロップ制御能力について、

- (4) 実機を想定した圧延機では、WRの軸心たわみは放物線に近く、ペアクロス圧延機では、ロールクロスによりWRの軸心たわみを補償できる。また、実機サイズの板に対しても、ペアクロス圧延機のクロス角を変更するだけで、板厚プロフィールは大きく変化し、ほぼエッジドロップのない板を製造できることを示した。

これらの特性から、冷間タンデム圧延設備でのエッジドロップ制御は、板厚が厚く、圧下率が大きく、加工硬化も進んでいない前段スタンドで実施するのが効果的であること、ペアクロス圧延機はその能力を十分保有していること、そのWR径は実用範囲内ではエッジドロップに及ぼす影響は小さく、圧延の安定性などの操業面からの選択で良いことなど、実機の設計指針が得られた。

第4章 参考文献

- 1) 福武諄・釜瀬敏秀・実川正治・社領武・尾崎大介・藤田文夫：NKK技報，134（1991），36.
- 2) 北村邦雄・鏈田征雄・菅沼七三雄・中西敏彦・豊島貢：川鉄技報，23-4（1991），265.
- 3) 北村邦雄・竹林克浩・鏈田征雄・菅沼七三雄：CAMP-ISIJ，Vol.5（1992），479.
- 4) 小野智睦・植木茂・西出輝幸・黒田茂・待留誠・富田浩樹：CAMP-ISIJ，Vol.5（1992），483.
- 5) 四本松雅彦・稗田一元・井上昭彦・青木浩司：CAMP-ISIJ，Vol.5（1992），491.
- 6) 中島浩衛・菊間敏夫・松本紘美・栗津原博・木村智明・志田茂・梶原利幸：塑性と加工，23-263（1982），1172.
- 7) 石川孝司・中村雅勇・戸澤康壽：塑性と加工，17-191（1976），980.
- 8) 戸澤康壽・石川孝司・岩田徳利：塑性と加工，23-263（1982），1181.
- 9) 益居健・富澤淳・八尋昭人：塑性と加工，31-351（1990），515.

第5章 ペアクロス圧延機の実機圧延特性

5.1 緒言

前章までの研究により、ペアクロス圧延機の冷間圧延への適用について基本的には大きな障害がないこと、エッジドロップの低減能力も大きくエッジプロファイルをエッジアップ状にまで制御できること、冷間圧延でのエッジドロップの制御は板厚が厚い領域、すなわちタンデム冷間圧延機列の前段で行うほど効果が大きいことを明らかにし、ペアクロス圧延機がタンデム冷間圧延における新しいエッジドロップ低減手段になりうることを確認した。この結果に基づき、冷間圧延としては世界ではじめて前段3スタンドにペアクロス圧延機を導入して住友金属工業(株) 鹿島製鉄所 新薄板工場第2冷間圧延設備(2KCM=No2 Kashima Cold tandem Millと略す)を建設した¹⁾。

実機における本格的なエッジドロップ制御に関しては、テーパー付きWRシフト圧延機の適用例が報告されている^{2)・3)}。この方法では、WRの板に対するテーパー部の位置を適正にすれば大きな効果が得られることはよく知られているが、連続式冷間圧延の場合の板幅変更に対応するための圧延中のWRシフト速度が1～2mm/secと遅く、WRの位置設定に数10秒も要することや、WRの特殊加工が必要なことが欠点である。これに対し、冷間圧延用ペアクロス圧延機は、圧延中にクロス角を変更できる走間クロス角変更装置を新たに設置しており、その速度が約0.07°/sec程度のためクロス角の変更は数秒で完了すること、およびWRも通常のもので使用できることなどの利点がある。

本章では、この設備の概要を紹介するとともに、冷間クロス圧延の実機負荷特性がモデル圧延実験と理論解析結果から予測した特性と変わらないことを検証した。次いで、数種類のクラウンをもつ熱延母材をペアクロス圧延機のクロス角を変えて圧延し、エッジドロップやクラウンに及ぼすクロス角の影響を調べるとともに、第3章で提出した形状・クラウンの理論解析モデルの有効性の検証を行った。また同じ熱延母材を用いて、ペアクロス圧延機のクロス角や後段圧延機での形状を変えて圧延したときのエッジドロップやクラウンの低減特性を調査し、板幅端部まで板厚がほぼ一定の矩形断面鋼板の製造が可能なことを実証した。

5.2 実機タンデム圧延設備

図5.1に示す2KCMは、5スタンド完全連続式圧延機であり、1993年4月に営業運転を開始した。酸洗されたコイル搬入装置から始まり、2つのペイオフリール、コイル溶接機、

ループカーを経て、5スタンドのタンデム冷間圧延機および連続巻き取り用のカラーゼリールで構成されている。

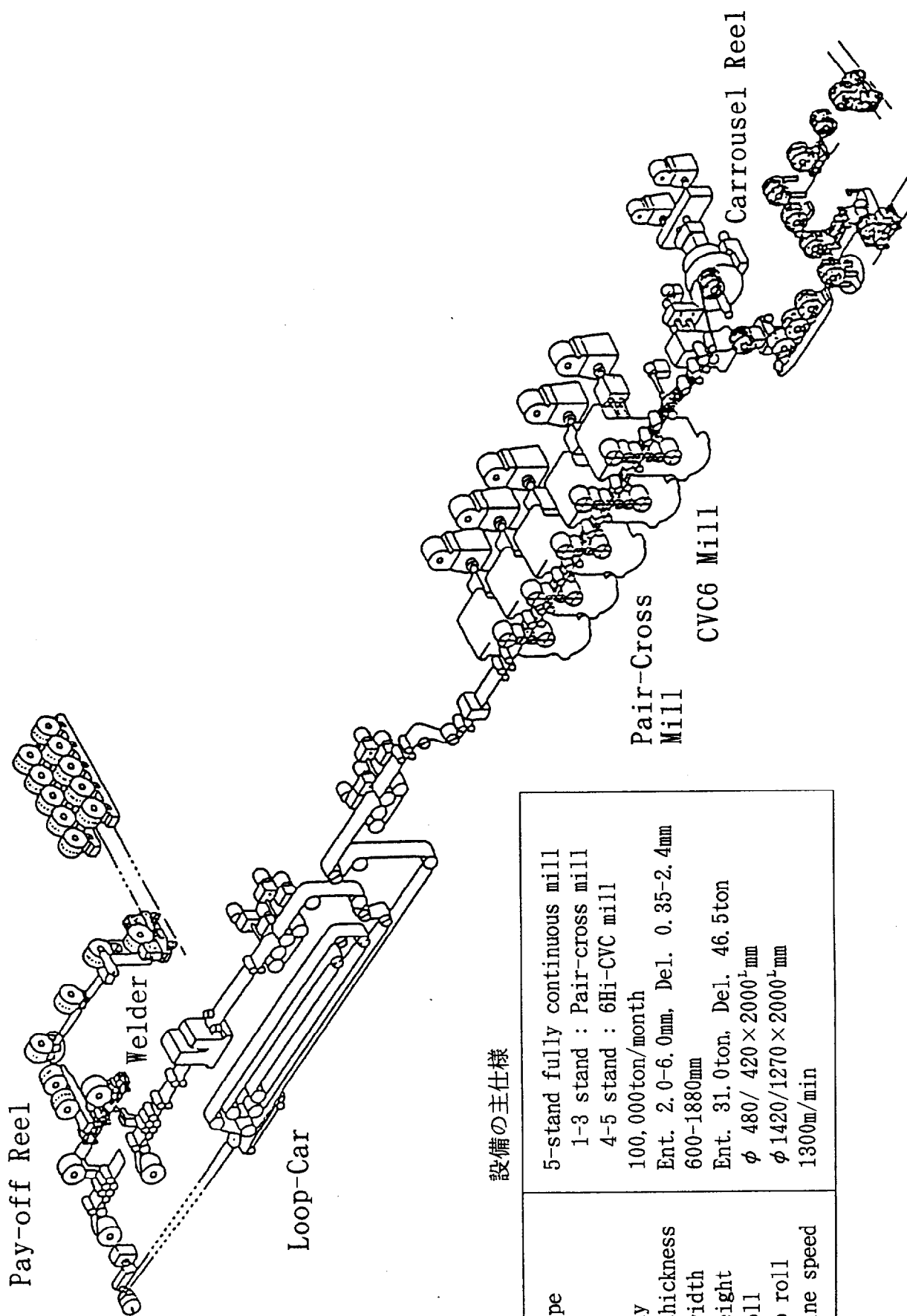
本設備での製品構成は、板厚が0.5～1mm程度の鋼板が中心であるため、これまでの検討より、前段3スタンドでエッジドロップ制御を行えば、板厚が薄く変形抵抗が大きくなる後段2スタンドでは板クラウン遺伝が大きいため十分な効果が得られると考えられる。このことから、前段3スタンドをエッジドロップ制御を狙ったペアクロス圧延機、後段2スタンドは形状制御性に優れる6Hi-CVC圧延機という設備構成とした。更に、ペアクロス圧延機は6段圧延機に比べロール間のヘルツ面圧の点でも有利であり、かつ、十分なロールたわみ補償能力を有していることから、ワークロール駆動が可能な範囲で小径化($\phi 480 \sim 420\text{mm}$)することによって前段での高圧下圧延を可能にした。

実機ペアクロス圧延機の構造を図5.2に示す。クロス角 θ は、圧延機上部のクロスモータによりウォームギヤを介してバックアップロール及びワークロールのチョックを側面からクロスヘッドで押すことにより $0 \sim 1.2^\circ$ の範囲で無段階に変更可能である。クロスヘッドは最高 2mm/sec の速度、及び $\pm 20\mu\text{m}$ の精度で駆動される。

連続式圧延機においては、寸法、材質等の仕様が異なる鋼板を溶接して連続的に圧延するため、その接続点でロールギャップ、スタンド間張力と共にクロス角も迅速に変更する必要がある。圧延荷重を負荷した状態でクロス角変更を行うために、表5.1、図5.3に示すように、円筒コロを放物線状に配列し、上下のバックアップロールチョックとミルハウジング（圧下装置）間の摺動抵抗を減少させる平面軸受を開発した。実機No.1スタンドでの、走間クロス角変更の実施例を図5.4に示す。入、出側板厚変更部（接続点）通過前後で、 10MN 以上の圧延荷重が負荷されたままスムーズなクロス角変更が約5秒で行われていることが分かる。

表5.1 走間クロス角変更装置用平面軸受の主仕様

Bearing type	3 × 3 cylindrical roller bearings arranged in radial direction
Roller size	$\phi 40 \times 43^L\text{mm}$
Number of roller	126
External dimensions	$600 \times 930 \times 120\text{mm}$
Standard static load	24MN



設備の主仕様

Mill type	5-stand fully continuous mill 1-3 stand : Pair-cross mill 4-5 stand : 6Hi-CVC mill
Capacity	100,000ton/month
Strip thickness	Ent. 2.0-6.0mm, Del. 0.35-2.4mm
Strip width	600-1880mm
Coil weight	Ent. 31.0ton, Del. 46.5ton
Work roll	φ 480/ 420×2000 ¹ mm
Back up roll	φ 1420/1270×2000 ¹ mm
Max. line speed	1300m/min

図5.1 住金鹿島製鉄所 第2冷間圧延設備の概観図

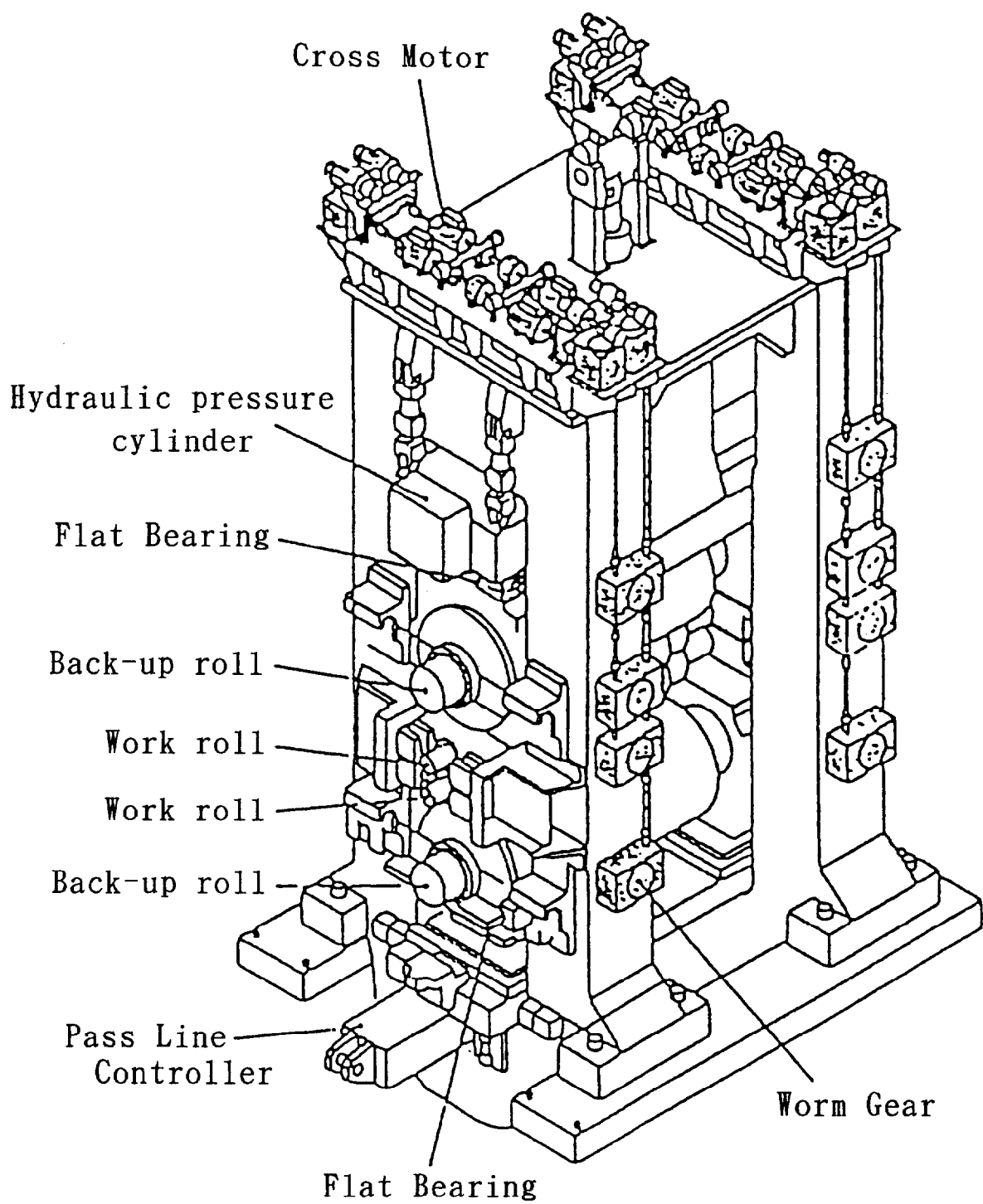


図5.2 冷間圧延用ペアクロス圧延機概念図

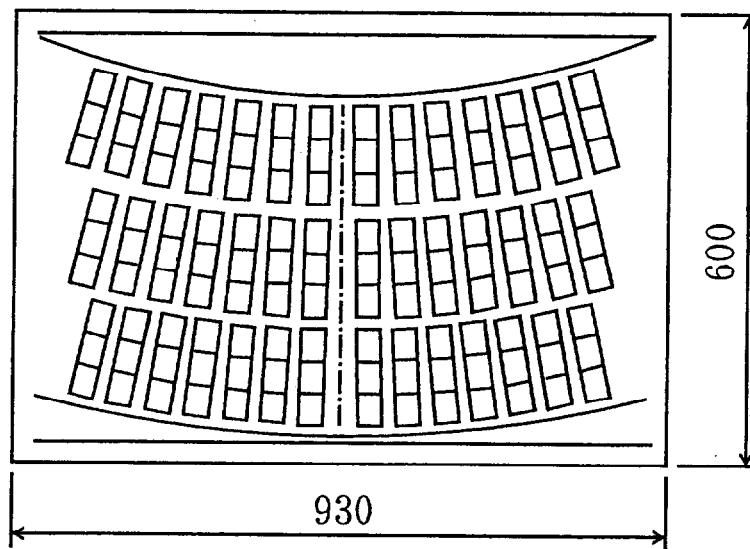


図5.3 走間クロス角変更装置用平面軸受

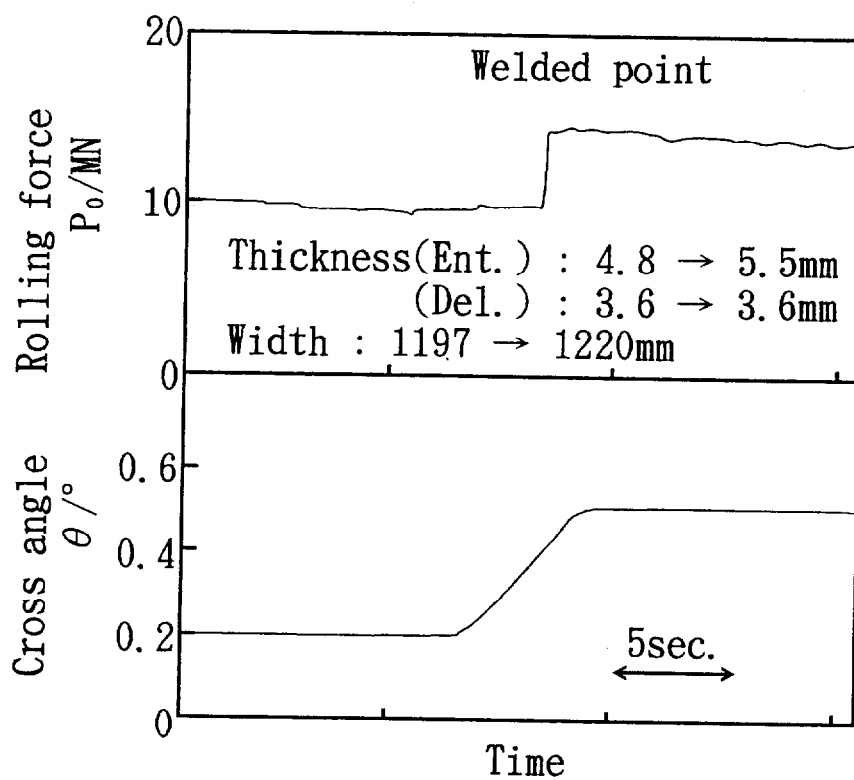


図5.4 第1スタンドにおける板の溶接点での走間クロス角変更結果

5.3 実機負荷特性

実機ペアクロス圧延機での負荷特性について、表5.2に示す条件で圧延を行い、圧延荷重、圧延トルク、ロールスラスト力を測定した。圧延トルクはスピンドルに貼り付けた歪ゲージにより、また、スラスト力は予め油圧シリンダの押し付け力で較正したワークロールチョックのスラスト受け車輪のリンク部（図5.5参照）に貼り付けた歪ゲージ出力から求めた。クロス角は各条件毎に、No.1～3スタンドについて同一角度に設定し、No.1～3スタンドで同時にスラスト力を測定した。

図5.6にクロス角に対する圧延荷重、圧延トルク、スラスト係数（ロールスラスト力／圧延荷重）の関係を示す。圧延荷重、圧延トルクに関してクロス角の依存性は極めて小さく、モデル試験による結果と同様に、実用上はクロス角の変化に対して圧延荷重、圧延トルクは一定と見なして良い。また、クロス圧延により圧延材の表面光沢が向上することがモデル試験により確認されており⁴⁾、タンデム圧延において前段スタンドでクロス圧延を行った場合に後段スタンドでの摩擦係数低下等も考えられたが、前段スタンドのクロス角変更に伴う後段スタンドでの圧延荷重、圧延トルクの変動は発生していない。一方、スラスト係数についても、モデル実験で確認したように、クロス角の増加に伴いスラスト係数は増加し、クロス角 $0.3\sim 0.5^{\circ}$ 付近で飽和する傾向を示す。この時の最大スラスト係数は、ロール粗度 0.1 及び $0.25\mu\text{mRa}$ で各々 $2\sim 3\%$ 及び $5\sim 6\%$ 程度であり、設備上問題の無い値である。

残念ながら、本実験は連続圧延のため正確な先進率の測定ができず、第2章で作成した摩擦係数の異方性の逆解析は行っていない。しかし、図2.16のスラスト係数の予測結果を参照すると、ロール軸方向すべりの摩擦係数は 0.1 ($Ra=0.1\mu\text{m}$) から 0.15 ($Ra=0.25\mu\text{m}$) 付近にありそうである。

表5.2 冷間クロス圧延の負荷特性の実験条件

Strip	Low carbon steel, $4.2^t \times 840^w \text{mm}$
Roll roughness	$0.10, 0.25\mu\text{mRa}$
Cross angle θ	$0\sim 0.1^{\circ}$
Reduction	30% (No.1-3 stand)
Rolling speed	18m/min (No.1 stand)

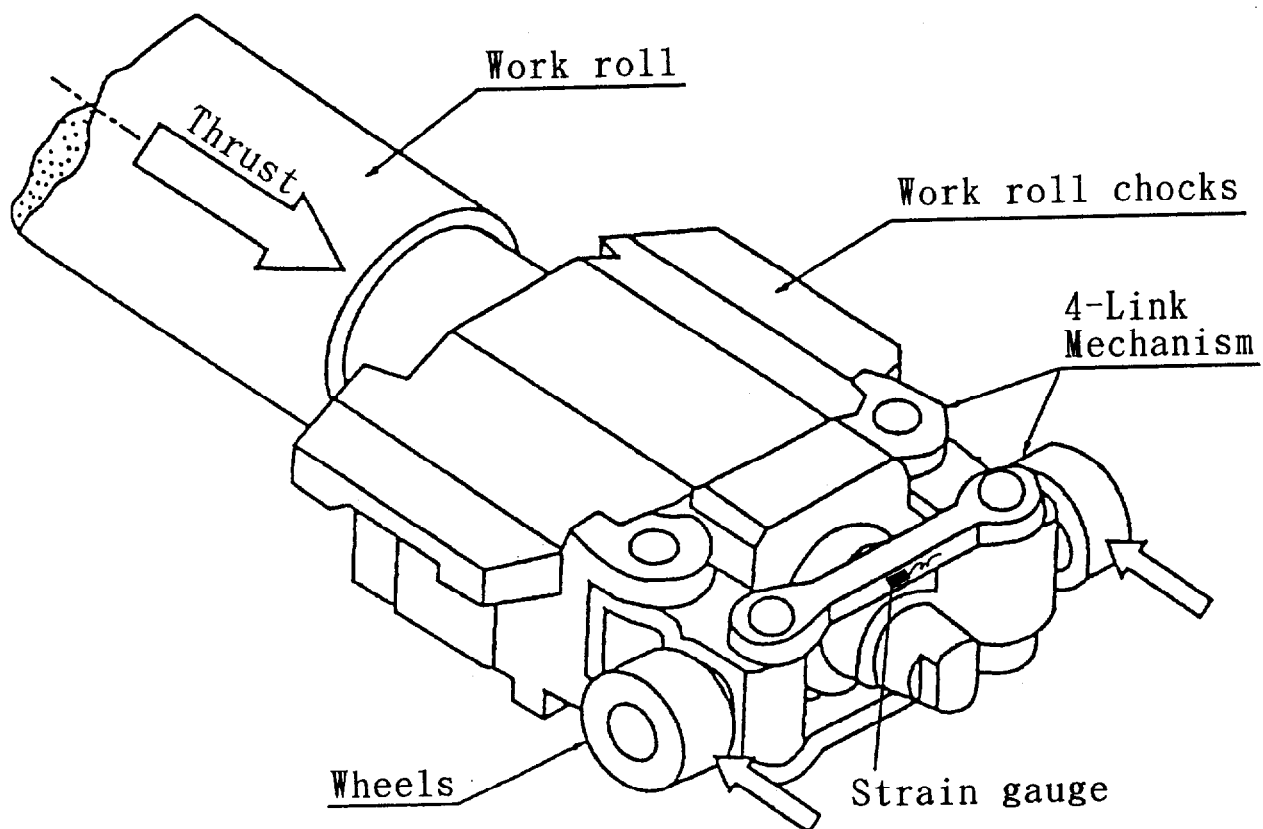
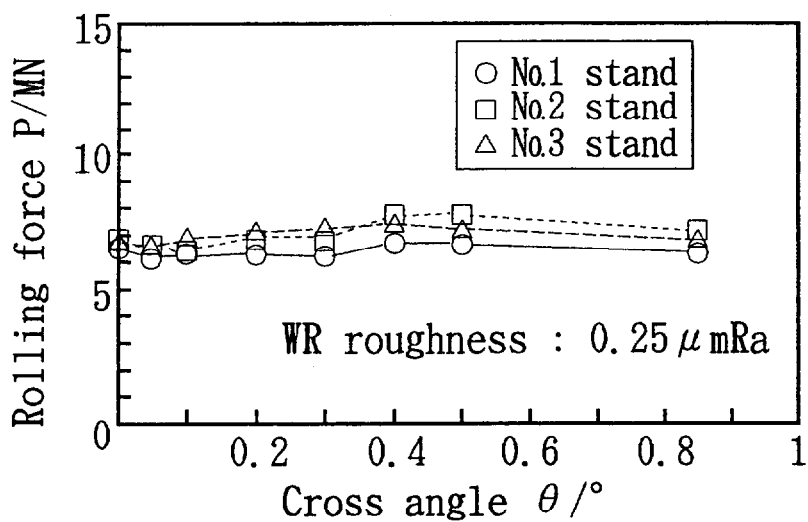
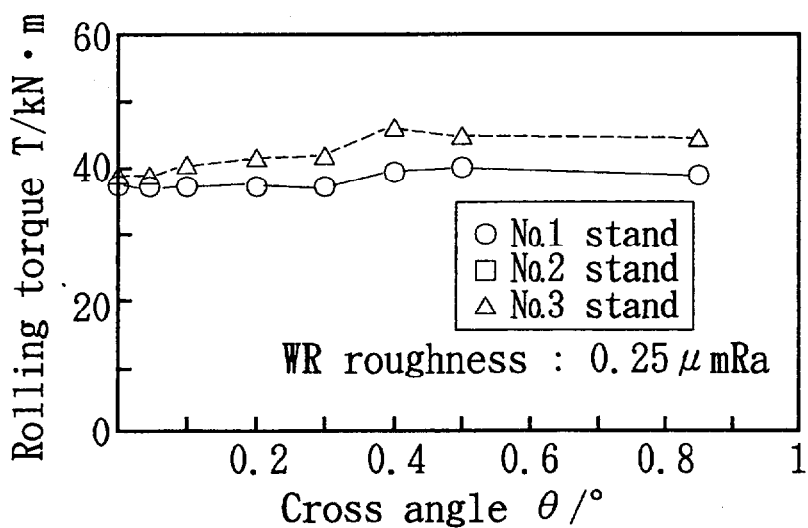


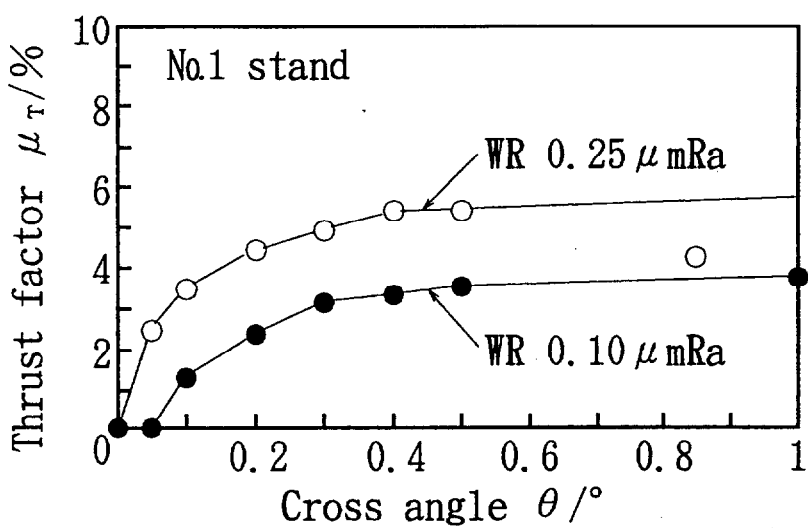
図5.5 WRのスラスト力保持機構 (BURも同様)



(a) Rolling force P



(b) Rolling torque T



(b) Thrust factor μ_τ

図5.6 実機における圧延荷重・圧延トルク・スラスト係数とクロス角の関係

5.4 実機クロス圧延によるエッジドロップ制御特性

冷間圧延設備では、熱間圧延ラインから供給される多種類の母板を更に薄く圧延する。熱間圧延では、クラウン制御を行ってもロール摩耗やヒートクラウン、変形抵抗などの変動によって狙いのクラウンに対し数 $10\mu\text{m}$ のばらつきが生じることは良く知られている。本節では、まずこのようにクラウンにばらつきをもつ熱延母板がペアクロス圧延機で圧延後の板厚プロファイルに及ぼす影響、次いで各スタンドのクロス角がエッジドロップ制御性能に及ぼす影響を調査した。

5.4.1 母板板厚プロファイルの影響

4種類の板厚プロファイルをもつ熱延母材を高クロス角と低クロス角の2条件で圧延し、途中で噛み止めをして各スタンド後の板厚プロファイルを測定した。圧延条件を表5.3に示す。母板は 4.5mm 厚さで板幅 1150mm であるが、図5.7に示すように板幅端部の板厚偏差は $16\sim 46\mu\text{m}$ (50mm 点)とばらついている。実験では、クラウンが最も小さいもの (CASE 1) と最も大きいもの (CASE 2) を高クロス角で、その中間にあるもの (CASE 3, CASE 4) を低クロス角で圧延した。

表 5.3 母板クラウンの影響調査のための圧延条件

Stand No		1	2	3	4	5
Mill type		Pair cross mill			6Hi CVC mill	
Roll size		WR : $\phi 480 \times 2000^L \times 3200^L \text{ mm}$ BUR : $\phi 1400 \times 2000^L \times 3200^L \text{ mm}$			_____	
Reduction		30%	30%	30%	25%	2 %
Cross angle	CASE 1	0.62°	0.54°	0.41°	(Strip shape) Flat	
	CASE 2	0.62°	0.54°	0.41°		
	CASE 3	0.28°	0.21°	0 °		
	CASE 4	0.28°	0.21°	0 °		
Strip		Low carbon steel 4.5mm ^t × 1150 ^w mm				
Speed		30mpm at exit No5 stand				

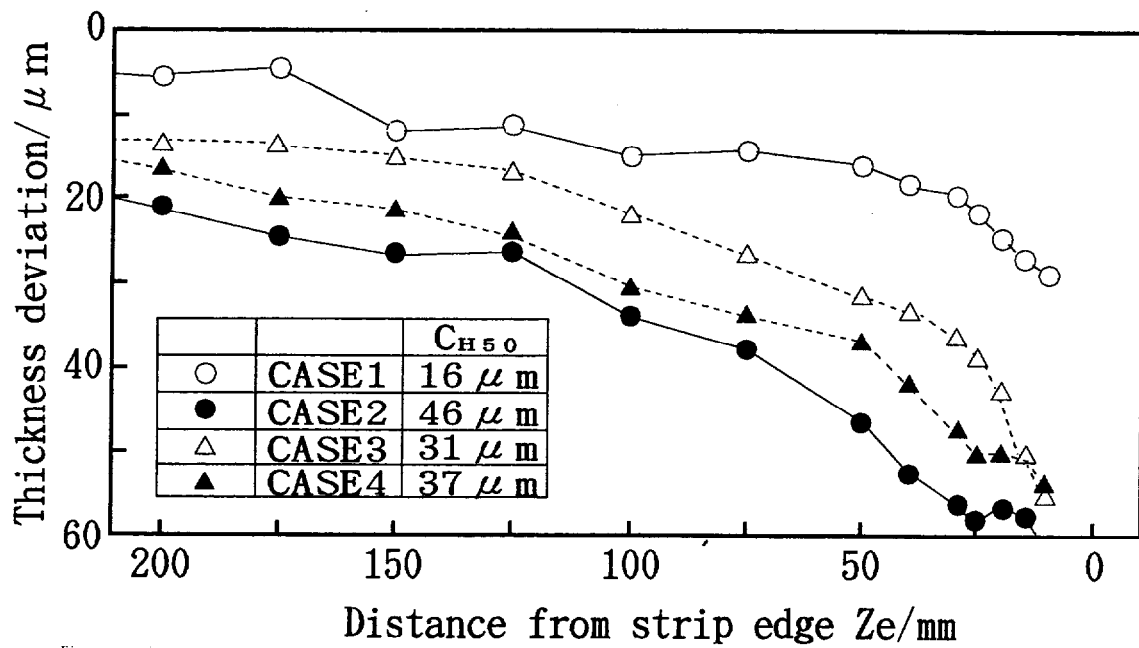


図5.7 母板板厚プロフィルの影響調査実験に用いた板の板厚偏差

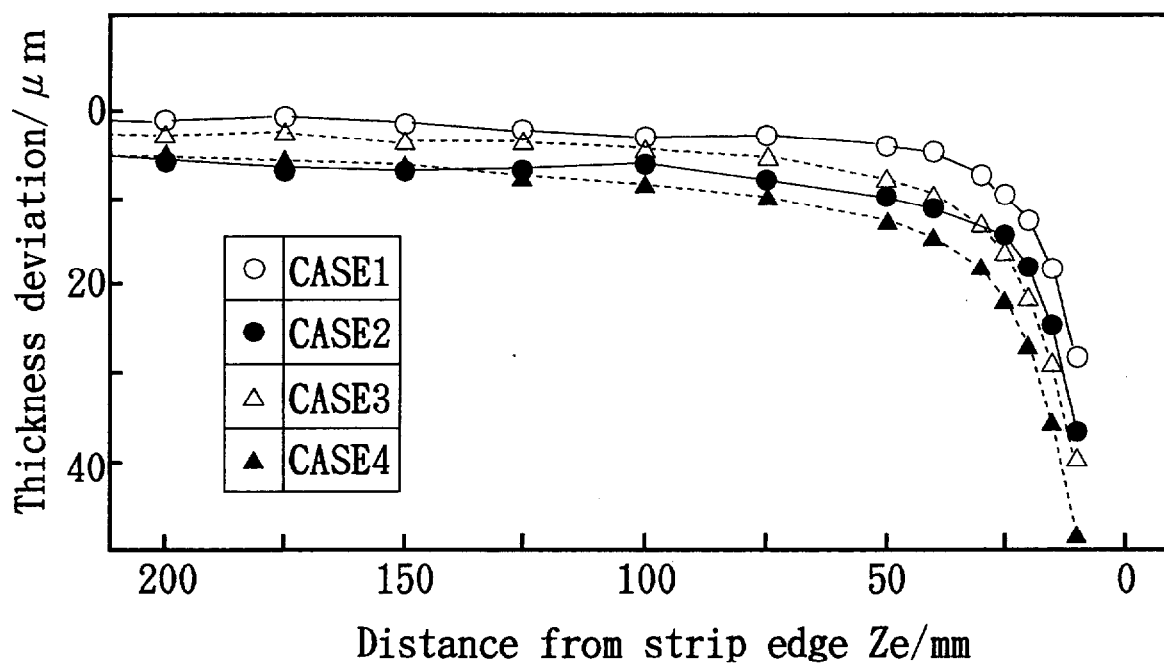
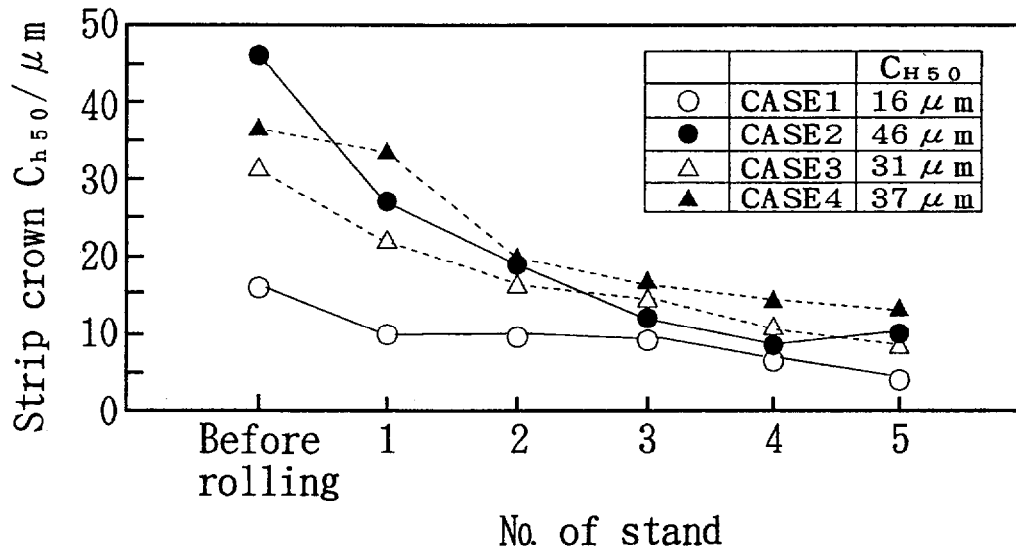
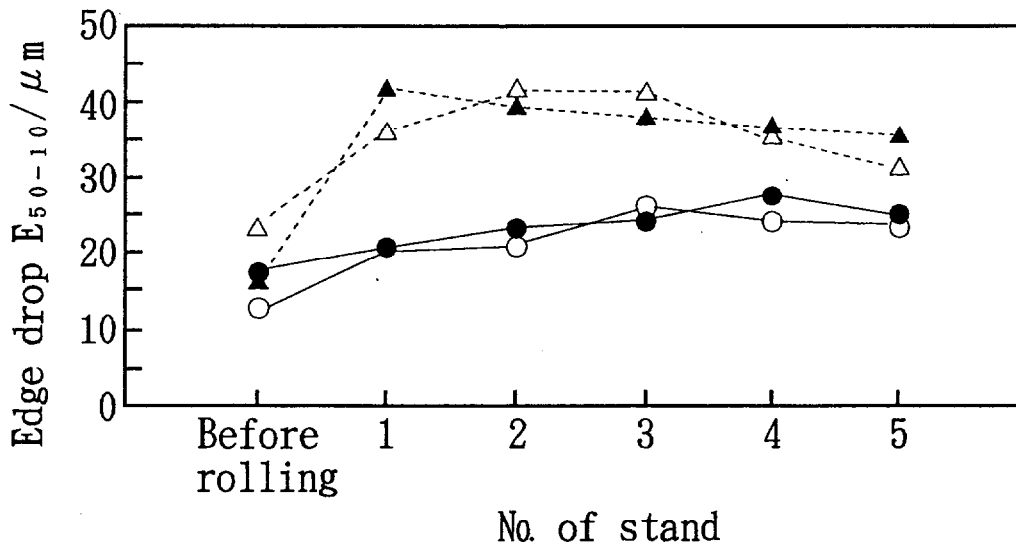


図5.8 5スタンド圧延後の板幅端部の板厚プロフィル

図5.8は、5スタンド圧延後の板幅端部の板厚プロフィールである。ロールクロス角の設定値を同じにした条件では、板プロフィールはエッジドロップ部まで母材クラウンの影響が残っている（図5.8中の○—●および△—▲印の比較）。これを板クラウンとエッジドロップに分けて表示したのが図5.9である。板クラウンは、板幅中央と板幅端部から50mm点の板厚差 C_{h50} 、エッジドロップは50mm点と10mm点の板厚差 E_{50-10} と定義している。



(a) Strip crown C_{h50}



(b) Edge drop E_{50-10}

図5.9 5スタンド圧延におけるクラウン C_{h50} とエッジドロップ E_{50-10} の推移

50mm点のクラウン C_{50} は、5スタンド圧延後にもかかわらず、母板クラウンの影響が強く現れている。ただし、最も大きな母板クラウンをもつ板を高クロス角で圧延したCASE 2だけは例外的な挙動を示している。この理由は、母板の板厚が4.5mmと厚いため、No. 1スタンドではロール間隙プロフィールが板に転写される領域が180mm近くもあり、50mm点もその範囲内にあるため、クラウンも改善されたものと考えられる。同じクロス角条件で圧延したCASE 1の場合よりも改善量が大きいのは、CASE 2の方が母板クラウンが大きく、クロス圧延した際の板の形状がより中伸びぎみになり、このことがロール間隙プロフィールの転写領域や転写率を拡大させたためと推定する。一方、エッジドロップ E_{50-10} は、No. 1スタンド圧延後から高クロス角圧延のCASE 1、CASE 2と低クロス角圧延のCASE 3、CASE 4に2分され、しかも、母板クラウンの影響を全く受けていない。このことは、エッジドロップに対しては熱延母板の板厚プロフィールは遺伝せず、ほとんどが冷延で創生されることを意味しており、冷延でのエッジドロップ制御の妥当性を示すものである。更に、エッジドロップが冷延での圧延条件で決まり、母板の板厚プロフィールに影響されないことは、母板の材質（圧延荷重）やサイズだけでペアクロス圧延機のクロス角を設定できることになり、クロス角制御に対する実用面からの価値を高める知見である。

図5.10(a)と図5.10(b)に、高クロス角で圧延したとき（CASE 1）と低クロス角で圧延したとき（CASE 3）の板幅端部位置の板厚プロフィールの推移を実測値と計算値で示す。なお、No. 4スタンドとNo. 5スタンドはペアクロス圧延機と形式が異なる6Hi CVC圧延機で、しかも他社製のものであるため、板厚プロフィールの計算は行っていない。

同図(a)と(b)を比較すると、いずれもエッジドロップ形の板厚プロフィールであるが、低クロス角で圧延したものの方が端部での板厚減少が大きく、ペアクロス圧延機がエッジドロップ低減に有効に働いていることがわかる。このことは、図5.9(b)のエッジドロップ E_{50-10} の圧延スタンドごとの推移からも明らかであるが、本研究で目的とした矩形断面鋼板にまでは至っていない。この点については、本実験がNo. 1スタンドは高クロス角圧延ではあるがNo. 2～3スタンドのクロス角は大きくしていないため、次項にて更に実験を続行する。

図中には実測値とともに、三次元スラブ法による板厚プロフィールの計算結果も併記している。板厚プロフィールの計算には、摩擦係数と変形抵抗が必要であるが、次の手順により決定した。(1) No.1スタンドの研磨方向摩擦係数 μ_r を0.05として実測圧延荷重に一致するよう変形抵抗式(5.1)の係数Aを決定(CASE 3)。

$$\sigma = A(\varepsilon + \varepsilon_0 + 0.0429)^{0.27} \quad (5.1)$$

ε_0 : 圧延前に与えた予ひずみ (No. 1スタンドでは0)

(2) 変形抵抗式の係数Aを固定して、No.2, No.3スタンドの実測圧延荷重に一致するように圧延方向の摩擦係数を決定 (CASE 3 について)。

(3) 変形抵抗式の係数A, 研磨方向の摩擦係数 μ_r を固定して各スタンドのスラスト係数 (CASE 1 の条件) に一致するように, 直角方向摩擦係数 μ_w を決定。

これまでの計算は第2章で提出した二次元クロス圧延の負荷解析モデルを使用した。

(4) 各スタンドの研磨方向と直角方向の摩擦係数 μ_r , μ_w を固定して, 三次元スラブ法にてそれぞれの圧延条件での実測圧延荷重に一致するよう式(5.1)の比例定数Aを再度決定。

以上の手順で決定した値を表5.4に示す。

表5.4 板厚プロファイルの解析に用いた諸数値

Stand	Friction coefficient		Coefficient A of eq. (5.1)	
	μ_r	μ_w	CASE 1	CASE 3
1	0.05	0.125	559 (MPa)	578 (MPa)
2	0.067	0.16	580	585
3	0.030	0.10	574	587

これらの結果に示すように, No.1スタンドの研磨方向摩擦係数 (μ_r) を0.05に固定したため, すべての数値がこの影響を受ける問題はあるが, 直角方向の摩擦係数 (μ_w) は, 概ね研磨方向摩擦係数の2.5~3倍程度であり, 異方性が存在しているようである。また, 変形抵抗式 (5.1) の係数Aもばらつきはあるが, ほぼ一定値であり, 妥当な値である。

板厚プロファイルの計算値は高クロス角圧延, 低クロス角圧延ともに, 実測値と良く一致しており, 実機サイズの板の圧延に対しても提出した解析モデルは実用上十分な精度をもっていることがわかる。

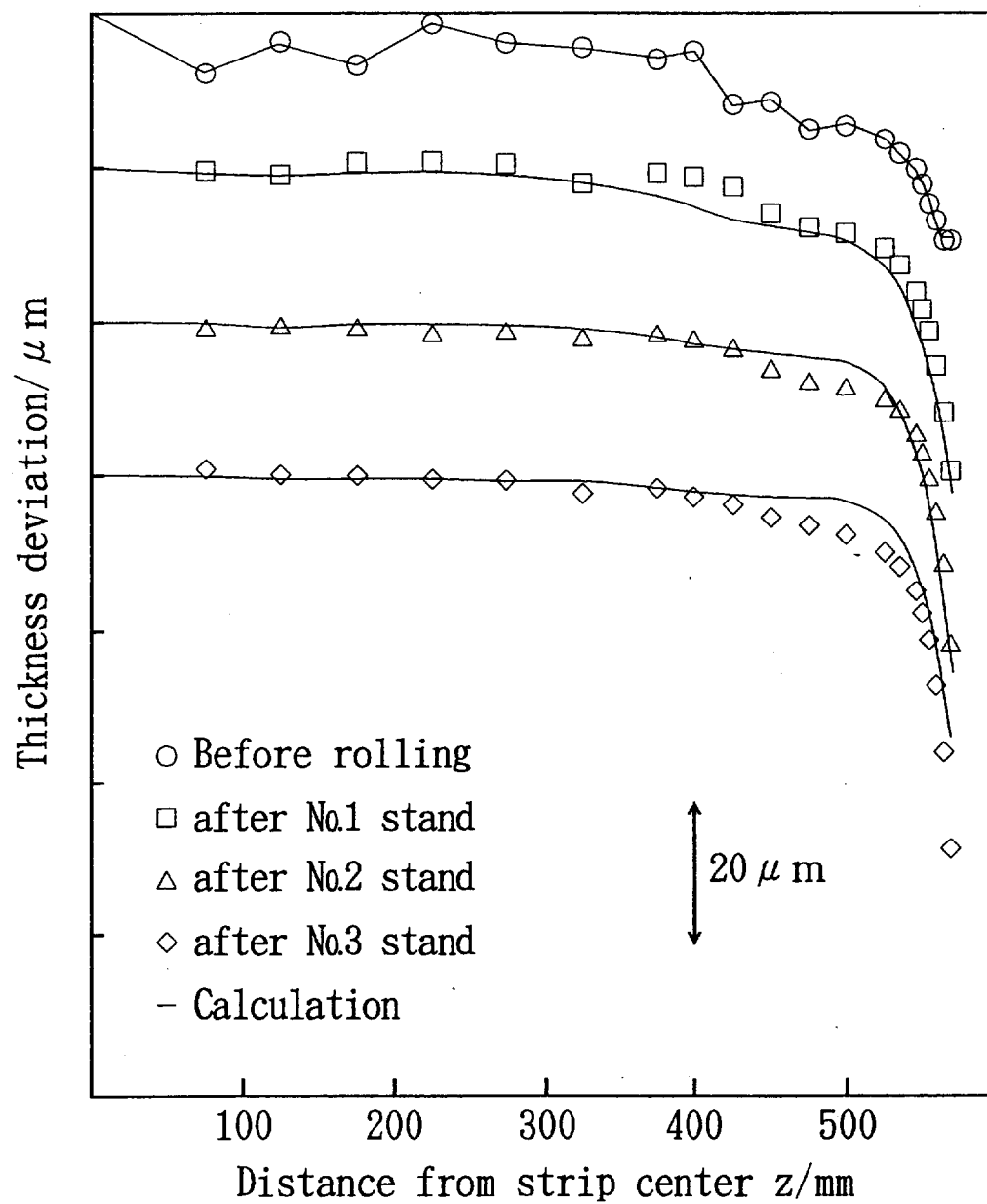


図 5.10(a) 高クロス角で圧延したときの板幅端部の板厚プロフィルの
実測値と計算値の比較 (CASE 1)

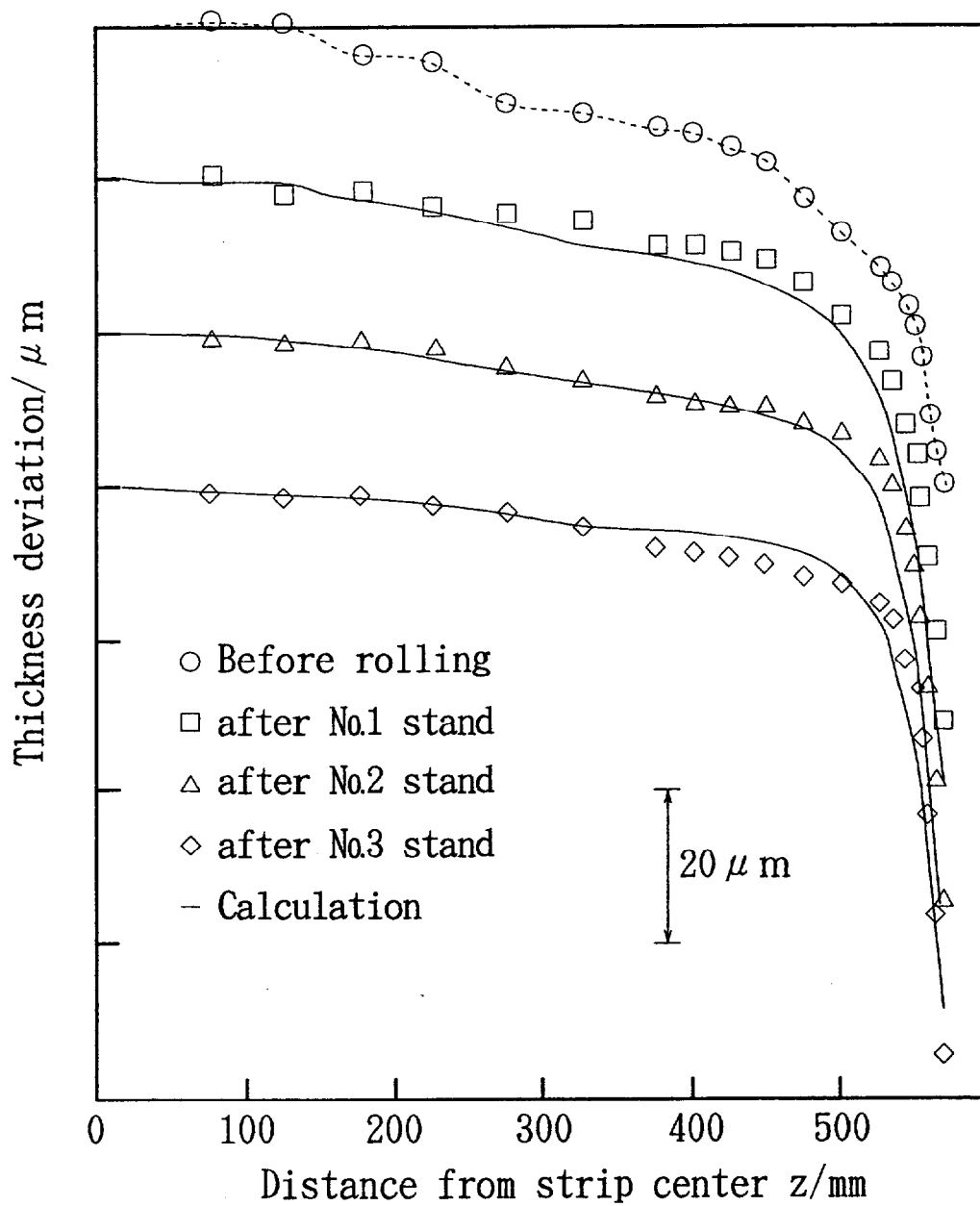


図5.10(b) 低クロス角で圧延したときの板幅端部の板厚プロファイルの
実測値と計算値の比較 (CASE 3)

5.4.2 クラウン転写率とクラウン遺伝係数

ペアクロス圧延機を用いて、鋼板のエッジドロップ低減を図るに際しては、ロールクロス効果を精度良く、しかも効率的に予測できることが望まれる。第3章で提出したモデルは、有限要素法や従来のスラブ法モデルに比べ計算を効率化、高精度化してはいるが、オンラインで直接使用できるレベルではない。

池田ら⁵⁾は、テーパWRでの圧延における圧延後の板のエッジドロップ量の予測に、クラウン転写率とクラウン遺伝係数（池田らはロールプロフィール転写率、エッジドロップ率遺伝係数と呼び若干定義も変えている）を用いる方法を提出し、実測値とほぼ一致すると述べている。

すなわち、式(4.1)と式(4.2)で表されるクラウン転写率 C_P とクラウン遺伝係数 C_T を用いると、各スタンド後の板厚偏差の改善量は近似的に次式で表される。

$$\Delta C_{hi} = \sum_{k=1}^i C_{Pk} \cdot \Delta C_{Rk} \prod_{j=k+1}^i C_{Tj} \quad (5.2)$$

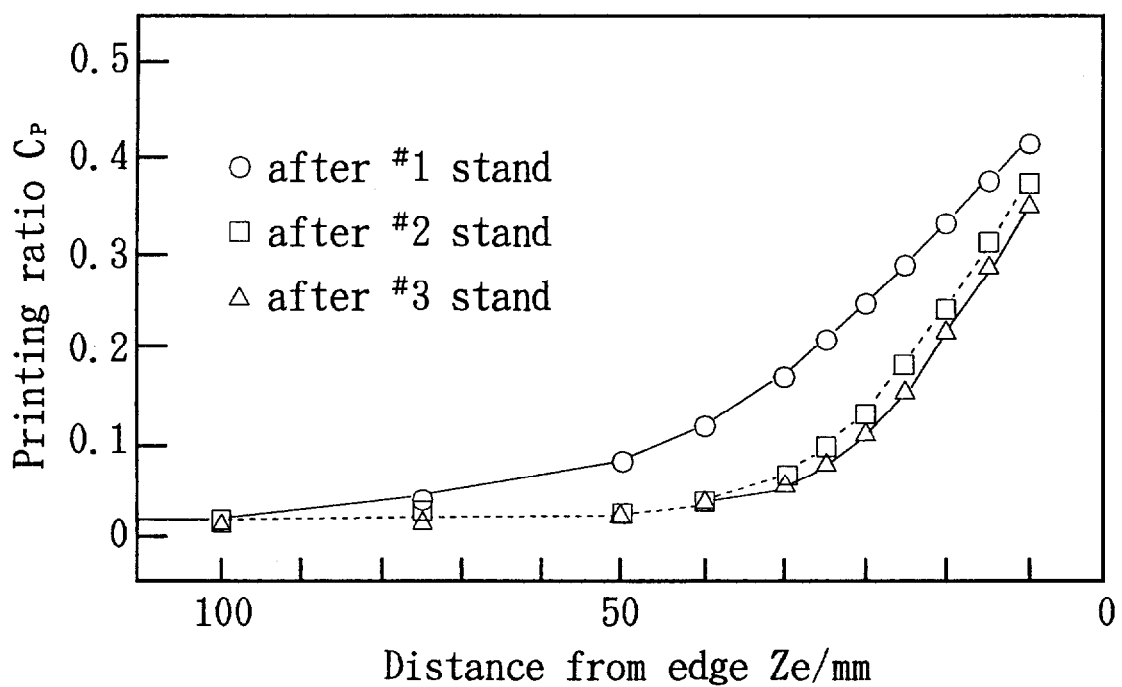
ΔC_h : 基準値に対する板厚偏差の改善量

ΔC_R : ロール間隙偏差の基準条件との差

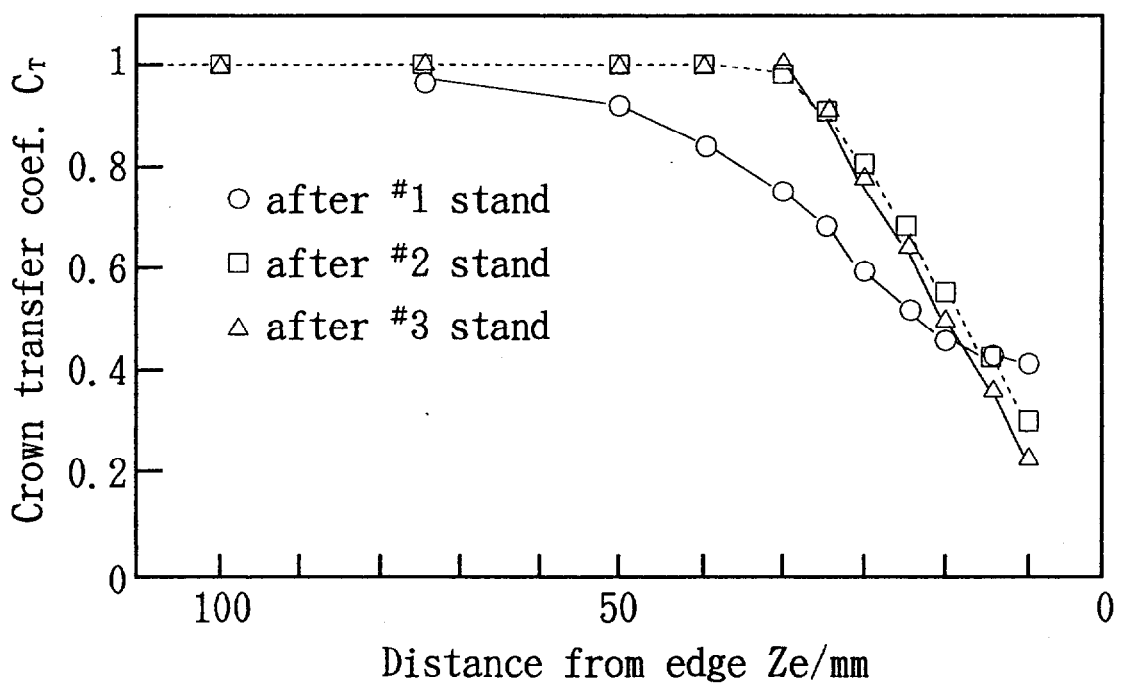
これを用いて具体的に表5.3の条件での実験結果との比較を行った。まず、CASE3の各スタンド入側の板厚プロフィールの実測値を用いて、計算したクラウン転写率とクラウン遺伝係数を図5.11に示す。なお、クラウン転写率の計算では、ロール間隙プロフィールを2水準変えて板厚プロフィールの偏差を求める必要があるため、基準のクロス角はCASE1の高クロス角、もう1水準はロール間隙偏差がその1/2になるようクロス角を下げた計算した。また、クラウン遺伝係数の計算は、基準のクロス角はCASE1の高クロス角に固定し、入側の板厚偏差を実測値と実測値の1/2にする場合について計算した。

この図から、板厚が厚いNo.1スタンドではクラウン転写率が大きく、クラウン遺伝係数が小さくなっており、前章で予測した傾向が現れている。なお、No.2スタンドとNo.3スタンドではクラウン転写率やクラウン遺伝係数に差が認められなかった。この原因は明らかではないが、入側板厚が3.2mmと2.2mmと差が小さいこと、及び研磨方向の摩擦係数 μ_r がNo.3スタンドの方がNo.2スタンドの半分程度まで低くなっていることが要因として考えられる。

図5.12は各スタンドの基準値としてCASE3の値を $\bar{C}_{hi}$ としてこれに式(5.2)の改善量を加えたものと実測値の比較結果である。予測値は必ずしも実測値に一致しているとは言えないが、その誤差は10 μ m程度である。



(a) Printing ratio C_P



(b) Crown transfer coefficient C_T

図5.11 計算により求めた実機圧延条件でのクラウン転写率とクラウン遺伝係数

現時点ではエッジドロップに関しては予測設定制御（プリセット）が用いられるが，将来的にはオンラインでの実測によるフィードバック制御へ向かうと考えられる。このときには，オンライン制御モデルは不可欠であり，このような簡易な方法でもかなりの精度で予測できることは重要な知見であり，エッジドロップのオンライン制御を容易にするものと言えよう。

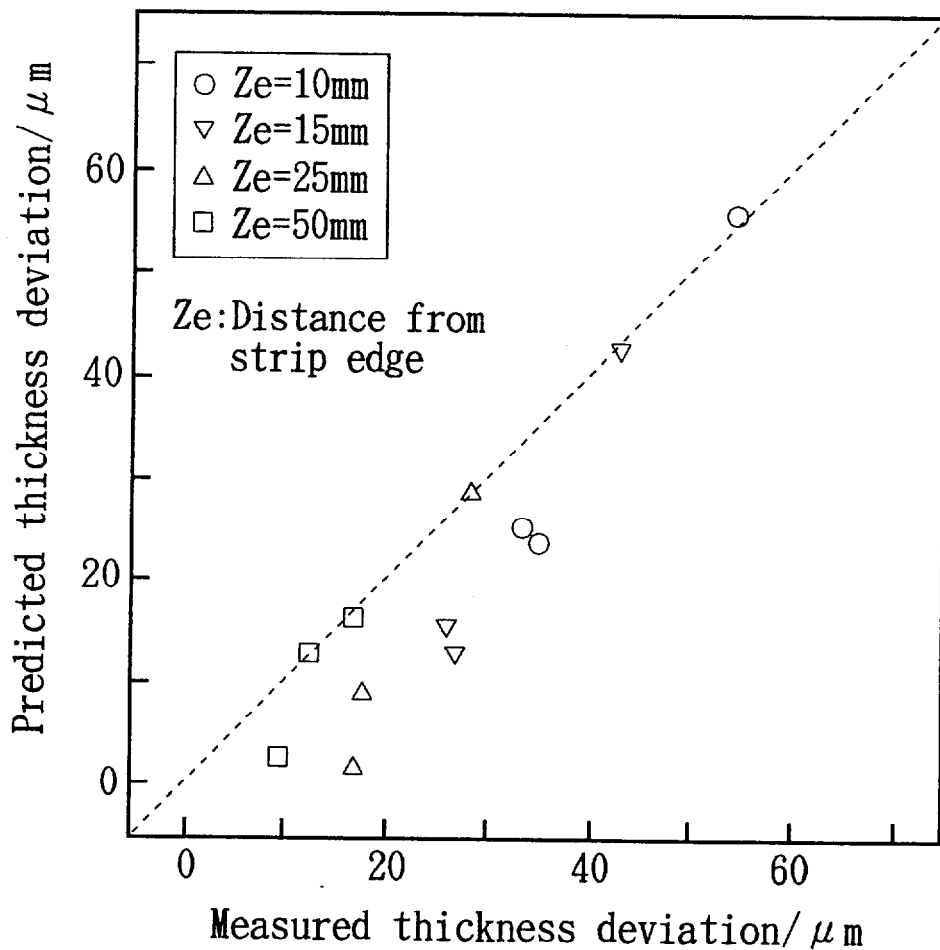


図5.12 クラウン転写率とクラウン遺伝係数を用いて簡易的に予測した板幅端部の板厚偏差

5.4.3 クロス角制御の効果

母板クラウンとクロス角を変えた実機圧延実験で、ペアクロス圧延機が鋼板のエッジドロップ低減に大きな能力をもっていることが確認できた。しかし、エッジドロップ制御の究極の目的である矩形断面鋼板の製造までには至っていない。前述の実験では、No.2スタンドやNo.3スタンドのクロス角を小さめに設定しており、形状は平坦に近い条件となっていた。しかし、モデル圧延機での実験では、板厚プロフィールがエッジアップ状にまで変化するときの形状は中伸びであり、実機でも通板に支障がない範囲での中伸び圧延まで行えば、大幅なエッジドロップ低減が可能と考えられる。

表5.5は、前段3スタンドのクロス角とNo.4スタンド（6Hi CVCミル）での板形状の組合せを変えた実験条件である。この実験でも、途中スタンド出口での板厚プロフィールを測定するため、低速で圧延し噛み止めを行っている。CASE1は、目視評価ではあるが安定通板が可能な最大中伸び条件、CASE5はロールたわみを補償する程度のクロス角を付けたもので形状は平坦に近い条件、CASE6はクロス角が 0° の条件で端伸び条件である。また、CASE2～CASE4は高クロス角圧延を行うスタンドを全3スタンドからNo.1スタンドだけまでに変えたものである。

表5.5 クロス角制御効果の実験条件

Strip Reduction Rolling speed		Low carbon steel, 4.0→1.1 ^t ×1200 ^{mm} No.1-3 stand : 30%, No.4 stand : 20% No.5 stand : 1% (Dull roll) 50m/min (No.5 stand)				
Stand	No.1	No.2	No.3	No.4	No.5	
Case	Cross angle /°			Aimed strip shape		
1	0.60	0.75	0.71	Center buckle	Flat (Auto)	
2	0.60	0.75	0.71	Flat		
3	0.60	0.75	0.50	Flat		
4	0.60	0.40	0.50	Flat		
5 *	0.35	0.40	0.50	Flat		
6	0	0	0	Edge wave		

*) Case 5 is conventional value.

図5.13に代表的な条件での板厚プロフィルのスタンドごとの推移を示す。クロス角が小さく、形状を平坦狙いとした(b)CASE 5 と、クロス角が 0° で端伸び条件の(c)CASE 6 では板幅端部で大きなエッジドロップを生じている。これに対し、高クロス角で形状を中伸び条件とした(a)CASE 1 ではNa 2 スタンドからエッジアップ形の板厚プロフィルになり、最終スタンドでもエッジドロップはほとんど発生せず、矩形断面プロフィルになっている。図5.14は、それぞれの条件に対応する形状の測定結果であるが、Na 4 スタンドのものは測定していない。CASE 1, CASE 6 は当初の予定通り、Na 1～Na 3 スタンドまでそれぞれ中伸びと端伸びになっており、Na 3 スタンドで急峻度が2%(100 I-unit)をやや越える程度になっている。また、CASE 5 は、平坦狙いであったが、Na 2, Na 3 スタンドで弱い中伸びになっている。これらは、実操業のオペレータが通板可能と判断したレベルであり、モデル実験時に設定した安定通板限界の急峻度を2%とすることと対応している。

本実験では、板厚が4.0mmのものを5スタンドで1.1mmにまで圧延したが、前段3スタンドで急峻度2%程度の中伸び形状に圧延すれば、後段2スタンドで通常の圧延を行っても断面がほぼ矩形のエッジドロップレス鋼板を製造できることが実証された。

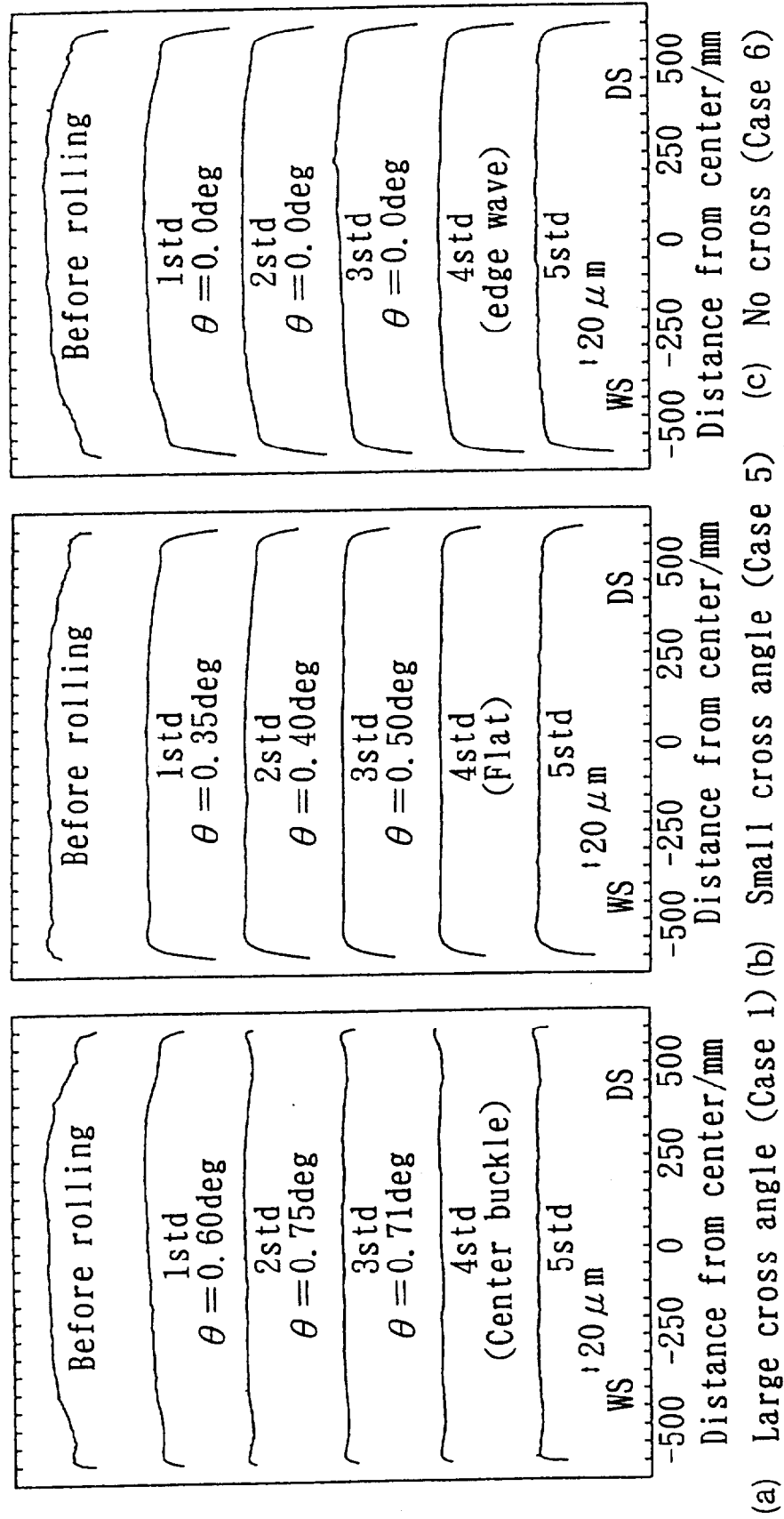


図5.13 各テスト条件における板厚プロファイルの推移 (4.0'→1.1'×1150mm)

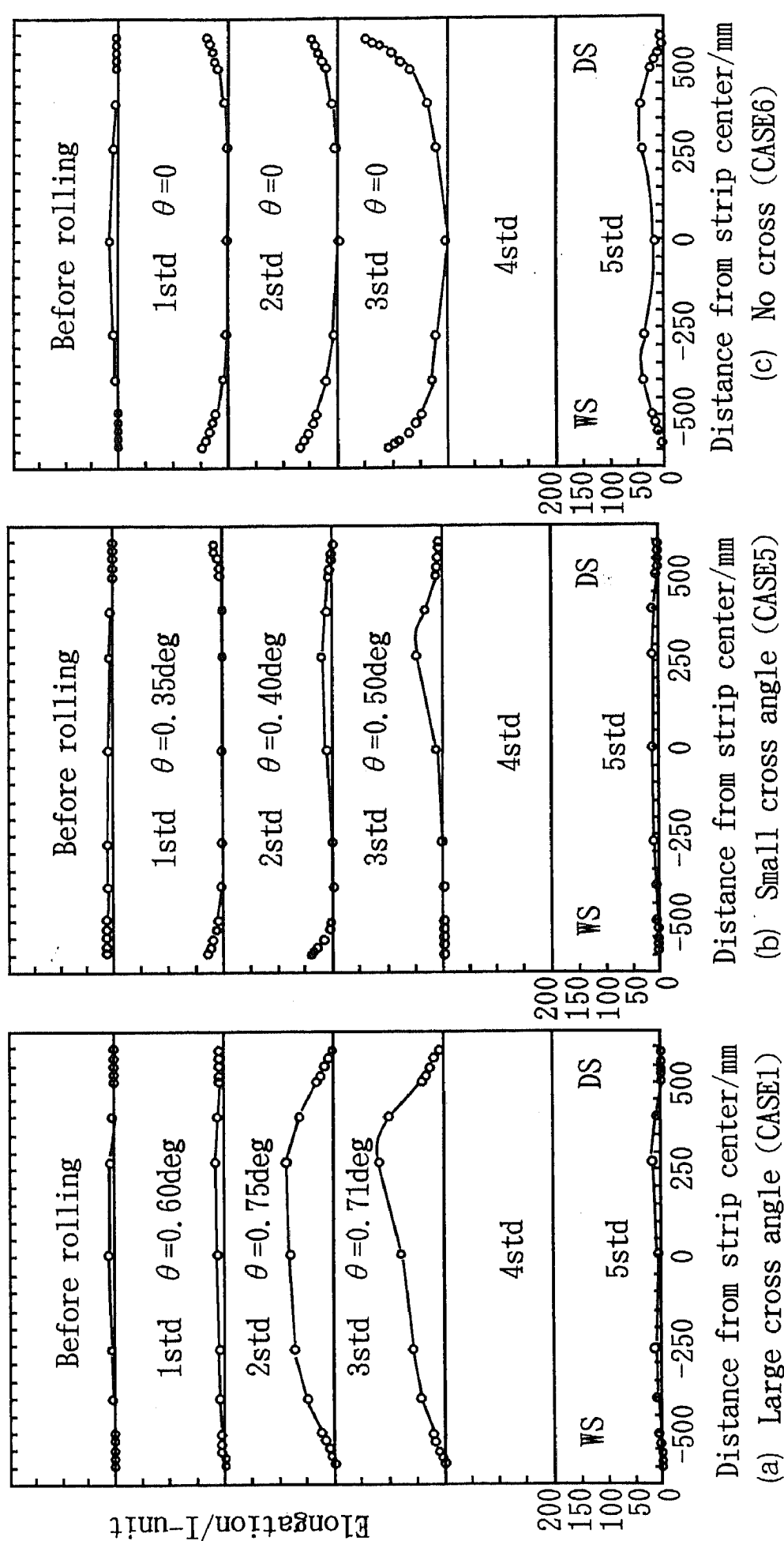


図5.14 各テスト条件における板形状 (伸びびずみ差) の推移 ($4.0' \rightarrow 1.1' \times 1150\text{mm}$)

図5.15は、各条件で圧延したエッジドロップの推移を示したものである。なお、本実験ではエッジドロップは板端から100mmと10mm点の板厚差 E_{100-10} としている。図中●印は高クロス角（相当）条件で圧延したもの、○印は低クロス角（相当）で通常の条件である。図からわかるように、No.1スタンドで高クロス圧延をするとその時点でのエッジドロップは増大しない（CASE 1～CASE 4 とCASE 5 の比較）程度であるが、No.2スタンドも高クロス角圧延するとエッジアップ状になる（CASE 1～CASE 3）のに対し、低クロス角圧延の場合は、エッジドロップが回復している（CASE4）。この傾向は、No.3スタンドのクロス角条件でも同様（CASE 1, CASE 2 とCASE 3 の比較）であるが、エッジドロップの回復度合は次第に小さくなり、No.4スタンドでの高クロス角相当圧延と通常圧延（CASE 1 とCASE 2 の比較）では、その差は極めて小さくなっている。

ところで、この実験ではNo.1スタンドに比べNo.2スタンドでエッジドロップが大きく改善されたように見える。この原因は、No.1スタンドのクロス角をNo.2スタンドのクロス角よりも小さく設定したためと考えている。No.1スタンドでは板厚は厚いが、入側の張力が弱く、形状を極端な中伸びにすると蛇行などの不安定の状態になり易い。No.2スタンド以後は前後方のスタンドとの速度調整で高張力にでき、入口側、出口側ともみかけの形状は平坦で、しかも通板位置が拘束されるためクロス角が大きくとれ、このような結果になったと思われる。

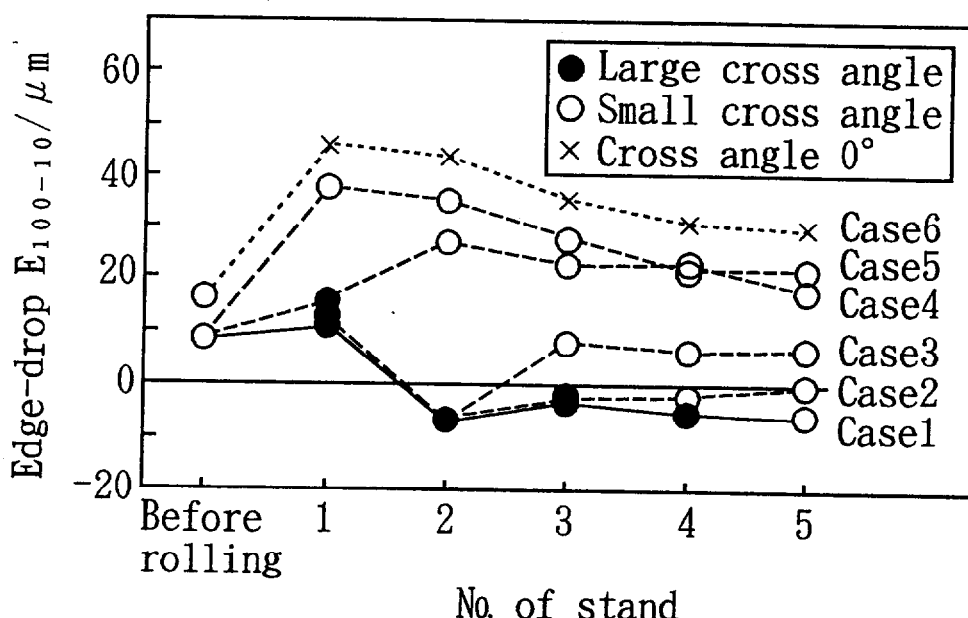


図5.15 各クロス角条件で圧延した板のエッジドロップの推移

図5.16にNo 5 スタンド出側での板幅中央と板幅端部から 5, 10, 25, 50mmの各位置での板厚偏差を圧延条件ごとに示す。全スタンドの板形状を平坦とした従来レベルの条件（CASE 5）に比べ、No 1 スタンドから下流に向かって1 スタンドずつ高クロス角圧延を増したCASE 4 からCASE 1 の順に板クラウンは低減している。高クロス角圧延を行ったスタンドがNo 1 のみやNo 1 とNo 2 スタンドと少ないと内部のクラウンは低減するが、端部ではエッジドロップが生じている（CASE 4, CASE3）。一方、No 3 スタンドまで高クロス角圧延を行ったCASE 2 はCASE 3 に比べ内部のクラウンは変化せず、エッジドロップ部のクラウン C_{h5} や C_{h10} だけが減少している。すなわち、板厚が厚い前段で高クロス角圧延を行えば、変形領域が板厚に比例するため、比較的内部のクラウンまで改善されるが、スタンドを通過するごとに板厚が薄くなるため、後段では変形領域が狭く、エッジ部のみが改善されることがわかる。

この図により、前段3 スタンドのクロス角制御により板幅端部 5 mm位置での板厚偏差が $5\mu\text{m}$ 程度の矩形断面鋼板の製造が可能であることが改めて理解できる。

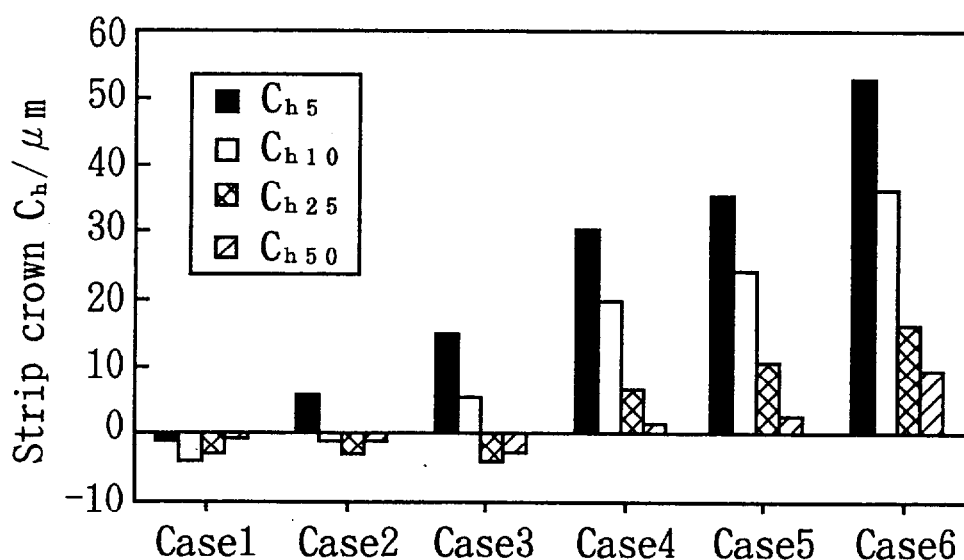


図5.16 板幅端部各位置のクラウンに及ぼす各圧延条件（クロス圧延スタンド）の影響

図5.17は、母板と5スタンド圧延後の板クラウン比率をクロス角が0°の場合(CASE6)と高クロス角圧延(CASE1)について示したものである。なお、クラウン比率は次式(5.3)で定義している。

$$\gamma = \frac{H_c - H_z}{H_c} \times 100 \quad (\%) \quad (5.3)$$

H_c : 板幅中央の板厚

H_z : 板幅方向位置 z での板厚

高クロス角圧延では、圧延後のもののクラウン比率が板端から約150mmの領域で改善されているのに対し、クロス角が0°のものは板端から約50mmの領域でクラウン比率が悪化している。クラウン比率の変化領域と母板板厚の比はそれぞれ、38倍、13倍であり、モデル実験で得られた中伸びのとき40倍、端伸びのとき10～15倍と一致している。すなわち、実機サイズの板幅においても板幅端部の幅流れはモデル実験と同じ領域で生じていることから、エッジドロップに及ぼす板幅の影響はほとんど無視できることを意味しており、第4章での検討結果を裏付けている。

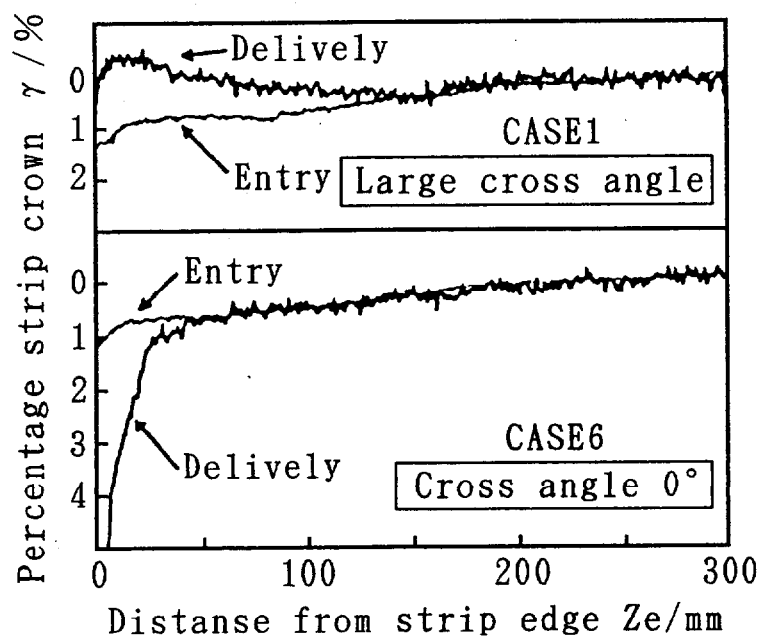


図5.17 高クロス角圧延と平行圧延での圧延前後のクラウン比率の変化

5.5 結 言

冷延鋼板のエッジドロップ低減による矩形断面鋼板の製造を目的として、前段3スタンドにペアクロス圧延機を配置した全5スタンドの完全連続式タンデム冷間圧延設備を建設し、実機圧延テストによる検証を行った。

まず、冷間クロス圧延の負荷特性に関し、次の結果が得られた。

- (1) 実機クロス圧延においても、圧延荷重や圧延トルクはクロス角によらずほぼ一定であること、および摩擦係数の異方性が存在していることを確認した。また、スラスト係数は最大でも圧延荷重の6%程度で、設備強度上全く問題にならない値であった。これらは、2章で提出した負荷特性の解析モデルによる予測どおりで、解析モデルの有効性を検証できた。

次に、ペアクロス圧延機のエッジドロップ低減特性に関し、以下の結果を得た。

- (2) クロス圧延を行えば、エッジドロップは減少するが、そのときのクロス角に関連する鋼板の形状によって効果が異なる。すなわち、

クロス圧延後の板の形状を平坦または端伸びにすると、板厚プロファイルはエッジドロップ形になり、プロファイルが変化する領域は板厚の15～20倍の範囲になる。

一方、板の形状を大きな中伸びにすると、板厚プロファイルはエッジアップ形になり、プロファイルが変化する領域は板厚の40倍の範囲まで広がる。

- (3) 前段3スタンドで高クロス角圧延を行い、板の形状を適切な中伸びにすることにより、板幅端部まで板厚偏差がほとんどない矩形断面鋼板が製造できることを実証した。このとき、スタンド間での板の急峻度は2%以下であり、安定して通板が可能であった。

更に、3章で提出したエッジドロップの解析モデルの有効性も検証できた。すなわち、

- (4) 解析モデルによる計算値は、実機テストでの各スタンド後の板厚プロファイルと良く一致した。また、予めこのモデルで計算したクラウン転写率、クラウン遺伝係数を用いると、板幅端部の板厚偏差は概ね予測可能で、今後のオンラインでのエッジドロップ制御の簡易モデルにも有効活用できることを示した。

この設備は住友金属工業(株)鹿島製鉄所殿の主力冷延設備になっており、現在も月産10万トン以上のフル稼働を続けている。

第5章 参考文献

- 1) 野下杲平・松重武彦・西村文生・金子亨・大井俊哉・富澤淳：住友金属，47-1 (1995)，111.
- 2) 福武諄・釜瀬敏秀・実川正治・社領武・尾崎大介・藤田文夫：NKK技報，134 (1991)，36.
- 3) 北村邦雄・鏈田征雄・菅沼七三雄・中西敏彦・豊島貢：川鉄技報，23-4 (1991)，265.
- 4) 山本秀男・富澤淳・金子亨・梶原哲雄・古元秀昭・林寛治：塑性と加工，37-431 (1996)，1340.
- 5) 池田昌則・大池美雄・水田篤男・茱英一真・谷清博・塩釜徹・森謙一郎：44回塑加連講論，(1993)，165.

第6章 結 論

最近の各種工業製品の低コスト化への流れから、薄鋼板の冷間圧延では、高生産性・高品質化・極限の歩留り追求に一層拍車がかかっている。この中で、鋼板の寸法精度の厳密化は高品質化や極限の歩留り追求に不可欠である。一方、高生産性のため高圧下・高荷重圧延を行うと、ロール群の弾性変形の増大によって寸法精度が悪化するため両者の両立は難しく、これらを打開する技術が望まれている。

薄板の冷間圧延における寸法精度は、板幅端部付近の急激な板厚減少(エッジドロップ)の問題がほとんどであるが、ロールベンディングなどの低次のたわみモードでは対処できないと考えられ、WRの一方の端部をテーパ加工し、その部分で板幅端部を圧延する方法や予め幅圧延を行い端部を盛り上げておく方法が実用化されている程度である。これらの方法は特殊なもので欠点も多いため、もっと容易で汎用性のある方法が求められていた。

本研究はこのような背景のもとに行ったもので、熱延で有効性を実証されているペアクロス圧延機の強力なクラウン(ロール間隙プロファイル)制御能力を、冷延鋼板のエッジドロップ制御に適用し、生産性を損なうことなく板厚偏差が小さい矩形断面鋼板の製造手段を開発することを目標とした。このため、本研究では(1)薄板の冷間クロス圧延の負荷特性を解明し、その解析理論により圧延機の適正設計値の見積りを可能にし、(2)三次元スラブ法による薄板の変形解析とロール群の弾性変形解析を連成して、エッジドロップ特性の解明やペアクロス圧延機の性能評価が可能な解析モデルを提案した。続いて、(3)解析モデルにより、冷延鋼板のエッジドロップに及ぼす各種圧延条件の影響を解明し、実機建設のための設計指針を示し、(4)その結果に基づいて、前段3スタンドにペアクロス圧延機を配置したタンデム冷間圧延設備を建設し、エッジドロップが微小な矩形断面鋼板の製造を実現したものである。

以下に本研究で得られた結論を総括する。

6.1 薄板の冷間クロス圧延の負荷特性

ペアクロス圧延機を冷間圧延に適用するにあたって、冷間クロス圧延特性を解明し、適正設計値の見積り方法や基本的な制御の考え方を明快にすることを目的に、冷間クロス圧延の負荷特性の検討を行った。

まず、冷間圧延でのロールバイト内で、板がロールの研磨方向(ほぼ圧延方向)にすべる場合と直角方向(ほぼ板幅方向)にすべる場合とでは、摩擦係数が異なる異方性が存在

することを指摘し、モデル実験と圧延実験での検討により次の結果を得た。

- (1) 圧延では、板がロールの研磨方向にすべる場合よりも直角方向にすべる場合の方が摩擦係数が大きく、その度合いはロール粗度が粗い場合の方が強くなることを示した。その原因として、板のすべり方向がロールの研磨方向からそれる場合には、板表面の掘り起こしやならし加工に類する組成流動が関与していると推定した。
- (2) 圧延における摩擦係数の異方性に対し、摩擦応力がロール研磨方向および直角方向のすべり成分に比例し、その比例定数が異なると仮定してその特性式を提出した。その計算結果は、工具の研磨方向に対するすべり角が、摩擦係数に及ぼす影響を調べた実験結果に良く一致することを示した。

次に、冷間クロス圧延の負荷特性に対し、板厚方向に均一変形、板幅方向に平面ひずみを仮定し、摩擦係数の異方性特性式を組込んだ解析モデル、および圧延実験結果から摩擦特性や変形抵抗を計算するモデルを提出した。その結果として

- (3) モデル圧延機での圧延実験で得られた圧延荷重、先進率、スラスト力から計算した板の変形抵抗や圧延トルクは、合理的な数値であることを確認し、同時に計算した摩擦係数から、冷間圧延でも異方性が存在していることを示した。
- (4) 冷間圧延では摩擦係数の異方性はあるが絶対値が小さく、ロールに働くスラスト力は最大限に見積もっても圧延荷重の6～7%程度で、設計可能な数値に抑えられることを解析により示した。
- (5) 圧延荷重、先進率、圧延トルクなどの圧延負荷は、ほとんどクロス角の影響を受けず、基本的な圧延制御は従来の平行ロールの圧延機と変わらないことを示した。
- (6) 熱間圧延では、板がせん断変形によってロールに追従しやすいため、スラスト力は緩和されクロス角にほぼ比例する特性を示すが、冷間圧延ではせん断変形が小さくクロス角の増加とともに飽和する特性になることを、理論的に説明した。

本検討により、ペアクロス圧延機の冷間圧延への適用は可能であることを示し、冷延用ペアクロス圧延機の適正設計値の見積り方法や制御の考え方が明快になった。

6.2 冷間クロス圧延における鋼板の三次元変形特性

冷間圧延における薄鋼板のエッジドロップ制御に関し、その発生特性を解明し、ペアクロス圧延機の有効性を検討するため、冷延鋼板の三次元変形やエッジドロップの解析法を提案した。すなわち、

- (1) 板の三次元変形に対し、スラブ法を基本にした解法として、圧延方向及び板幅方向の応力釣合い式、せん断ひずみ増分とせん断応力の関係式をそれぞれ差分表示し連立一次方

程式として解く方法を提案し、実機サイズの広幅の板まで効率よく、安定して解が得られることを確認した。

(2) 板の三次元変形解析と、分割モデルによるロール群の弾性変形解析を連成して、冷延鋼板のエッジドロップや形状の解析モデルを提出した。戸澤らの実験値や計算値、三次元弾塑性FEMによる計算値、およびモデル圧延機での実験結果と、モデルによる計算結果を比較し、解析モデルの有効性を確認した。

次に、これを摩擦係数に異方性がある場合やクロス圧延に応用し、以下の結果を得た。

(3) 板厚プロファイルの計算値には、摩擦係数の異方性の影響が現れるが、その程度は小さい。

(4) クロス圧延でも、薄鋼板の変形特性に及ぼすロールの三次元配置の影響はほとんどなく、エッジドロップの解析においては、ロールクロスに伴うロール間隙プロファイルの変化とロールの周速方向を考慮するだけで良い。

また、境界条件に関連して、ロールバイト出口における板の三方向弾性拘束の影響を考慮し、出口の分布張力と圧延で生じた伸びひずみ偏差（形状）の関係の近似式を提出した。

すなわち、

(5) 出口での分布張力と伸びひずみ偏差の関係は、等価なヤング率を $E/(1-2\nu)$ とすることで、近似的に一軸応力状態と同じ取り扱いができることを示した。

(6) このモデルを用いた板厚プロファイルの計算値は、出口での拘束を無視した従来モデルによるものと変わらないが、伸びひずみ偏差は出口での拘束度（等価ヤング率）に逆比例して抑制されることを明らかにした。このモデルによる伸びひずみ偏差（形状）の計算値は、モデル圧延機での実験値とよく一致することを示した。

本章での検討により、冷間圧延における薄鋼板の三次元変形特性やエッジドロップの解析法を提案し、ペアクロス圧延機でクロス角を変えて圧延するときのエッジドロップ量、伸びひずみ偏差や板幅端部付近の幅流れなど、計算によって得られた鋼板の変形特性が実験的に検証され、その有効性が確認できた。

6.3 冷延鋼板のエッジドロップに及ぼす圧延条件の影響

冷間薄板圧延におけるエッジドロップの発生特性と遺伝特性に及ぼす圧延条件の影響について、3章で提出したエッジドロップの解析モデルを用いて検討した。

まず、エッジドロップの基本特性について、以下の結果が得られた。

(1) エッジドロップの発生領域は板厚が厚いほど、圧下率が高いほど、変形抵抗が小さいほど広くなる傾向がある。特に、板厚の影響が大きく、発生領域は概ね入側板厚の15～20倍である。

(2) ロール間隙プロフィールを変えたとき、その量が板厚プロフィールに転写する割合、すなわちクラウン転写率は、板厚が厚いほど大きくなる。しかし、圧下率や変形抵抗がクラウン転写率に及ぼす影響は小さい。また、圧延前の板厚プロフィールが圧延後の板厚プロフィールに残る割合、すなわち、クラウン遺伝係数が弱まる領域も板厚が厚いほど広く、圧下率や変形抵抗の影響は小さい。

次に、エッジドロップに及ぼすWR径の影響について検討し、

(3) 実機で想定されるWR径の範囲（ $\phi 400 \sim \phi 600 \text{mm}$ ）内では、エッジドロップ量、クラウン転写率、クラウン遺伝係数に及ぼすWR径の影響は小さいことを示した。

また、ペアクロス圧延機のエッジドロップ制御能力について、

(4) 実機を想定した圧延機では、WRの軸心たわみは放物線に近く、ペアクロス圧延機では、ロールクロスによりWRの軸心たわみを補償できる。また、実機サイズの板に対しても、ペアクロス圧延機のクロス角を変更するだけで、板厚プロフィールは大きく変化し、ほぼエッジドロップのない板を製造できることを示した。

これらの特性から、冷間タンデム圧延設備でのエッジドロップ制御は、板厚が厚く、圧下率が高く、加工硬化も進んでいない前段スタンドで実施するのが効果的であること、ペアクロス圧延機はその能力を十分保有していること、そのWR径は圧延の安定性などの操業面からの選択で良いことなど、実機的设计指針が得られた。

6.4 ペアクロス圧延機の実機圧延特性

冷延鋼板のエッジドロップ低減による矩形断面鋼板の製造を目的として、前段3スタンドにペアクロス圧延機を設置した全5スタンドの完全連続式タンデム冷間圧延設備を建設し、実機圧延テストによる検証を行った。

まず、冷間クロス圧延の負荷特性に関し、次の結果が得られた。

(1) 実機クロス圧延においても、圧延荷重や圧延トルクはクロス角によらずほぼ一定であること、および摩擦係数の異方性が存在していることを確認した。また、スラスト力は最大でも圧延荷重の6%程度で、設備強度上全く問題にならない値であった。これらは、2章で提出した負荷特性の解析モデルによる予測どおりで、解析モデルの有効性を検証できた。

次に、ペアクロス圧延機のエッジドロップ低減特性に関し、以下の結果を得た。

(2) クロス圧延を行えば、エッジドロップは減少するが、そのときのクロス角に関連する鋼板の形状によって効果が異なる。すなわち、クロス圧延後の板の形状を平坦または端伸びにすると板厚プロフィールはエッジドロップ形になり、プロフィールが変化する領域は板厚

の15～20倍の範囲になる。一方、板の形状を大きな中伸びにすると、板厚プロファイルはエッジアップ形になり、プロファイルが変化する領域は板厚の40倍の範囲まで広がる。

(3) 前段3スタンドで高クロス角圧延をし、板の形状を適切な中伸びにすることにより板幅端部まで板厚偏差がほとんどない矩形断面鋼板が製造できることを実証した。このとき、スタンド間での板の急峻度は2%以下であり、安定通板できる範囲であった。

また、3章で提出したエッジドロップの解析モデルの有効性も検証できた。すなわち、

(4) 解析モデルによる計算値は、実機テストでの各スタンド後の板厚プロファイルとよく一致した。また、予めこのモデルで計算したクラウン転写率、クラウン遺伝係数を用いると、板幅端部の板厚偏差は概ね予測可能で、今後のオンラインでのエッジドロップ制御用の簡易モデルにも有効活用できることを示した。

この設備は住友金属工業(株)鹿島製鉄所殿の主力冷延設備として、月産10万トン以上のフル稼働を続けている。

最後に、今後の展開と課題について述べる。冷間圧延用ベアクロス圧延機は、5章で述べた設備が初号機であるが、本来の目的である鋼板のエッジドロップ低減に効果を発揮し、矩形断面鋼板の製造を続けている。しかし、現時点ではエッジドロップ制御は予測制御の段階であり、より高精度化のためには、オンラインでのエッジドロップ検出とフィードバック制御への移行が必要であろう。このためには、エッジドロップのオンライン予測式が必要であり、3章で提出したエッジドロップ解析モデルを活用し、5章で示した簡易式の高精度化が望まれる。

一方、クロス圧延の基本的現象の解明についても課題は残っている。本研究は、ベアクロス圧延機の冷延での実用化に主眼を置いたため、2章で述べたように、実用面からは十分な精度で圧延負荷を予測できる解析モデルを提出したが、摩擦係数の異方性などに係る潤滑油の挙動にまで立ち入ったものではない。本論文では触れていないが、本研究を進める過程でクロス圧延では鋼板の表面光沢が大幅に向上することが判明している。これらは、いずれもクロス圧延の根幹に係り、しかもクロス圧延を特徴づけるものであるため、その現象の解明は、タンデム圧延によるステンレスなどの高光沢鋼板の製造など、革新的な圧延技術につながる可能性を秘めている。今後のより精密な現象解明研究に期待したい。

付録1 ペアクロス圧延機のクラウン制御原理

ペアクロス圧延機は、基本的には4段圧延機であり、2本のWRをそれぞれ大径のBURで支承している。WRとこれを支承するBURは常に平行に配置されており、これをペアロールとして上下のペアロールを圧延板面内でクロスさせるのがペアクロス圧延機である。

従って、隣り合って互いにクロスするのは上下のWR同士である。図A-1に示すように、ロール同士をロール胴長中央をクロスポイントとしてクロスすると、ロールの中心軸は互いに水平面内でずれ、上下ロールのロール間隙はクロスポイントが最小(S_c)で、板幅端部に向かって開口する。この関係は次のようになる。

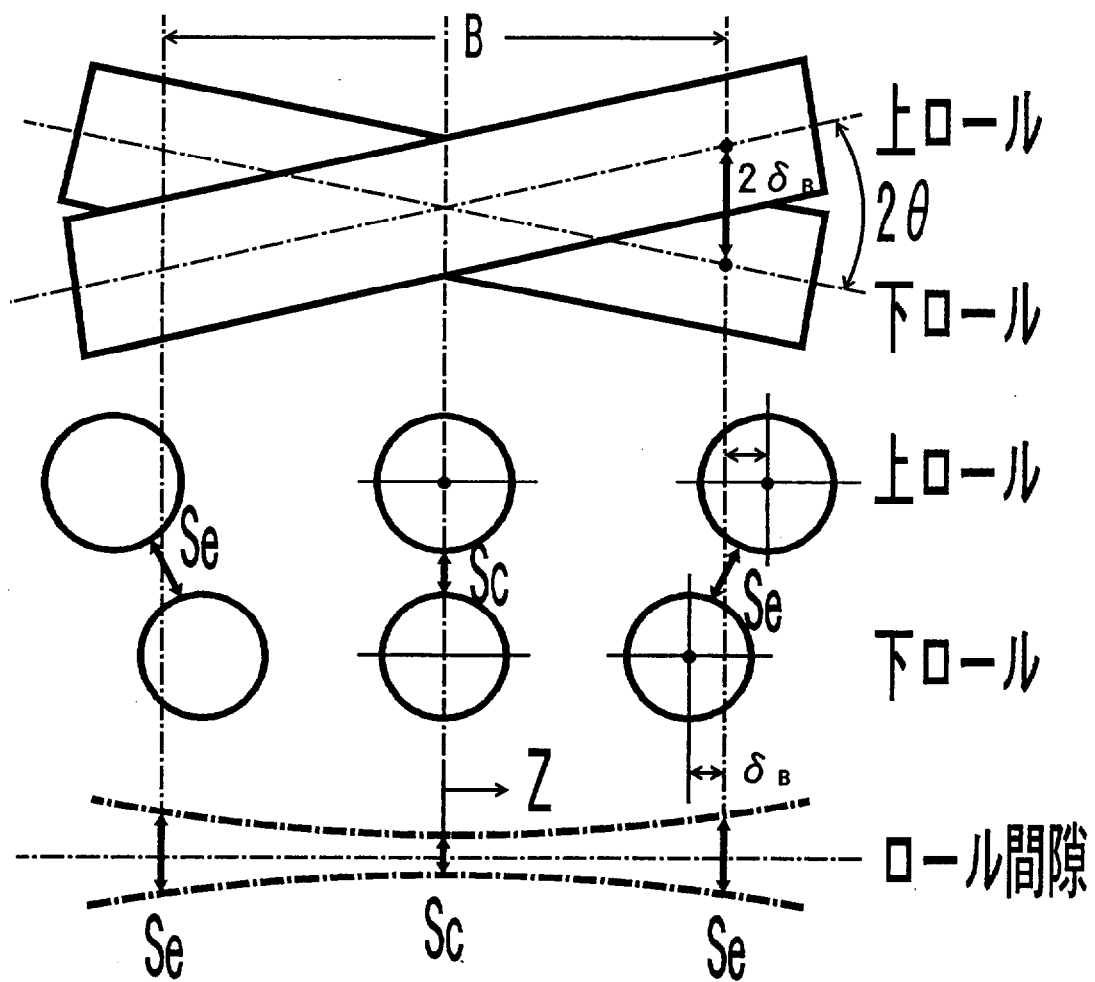
クロスポイントからの距離が z の位置での水平面に投影した上下ロールの中心間距離 2δ は、

$$2\delta = 2z \cdot \tan\theta \quad (\text{A-1})$$

ロール径を D_w 、クロスポイントでのロール間隙を S_c とすると、 z 位置でのロール間隙偏差 S は近似的に次式で表される。 $(D_w \gg S_c)$

$$\begin{aligned} S(z) &= \sqrt{(2\delta)^2 + (D_w + S_c)^2} - (D_w + S_c) \\ &= \frac{2z^2 \cdot \tan^2\theta}{D_w + S_c} \approx \frac{2z^2 \cdot \tan^2\theta}{D_w} \quad (\text{A-2}) \end{aligned}$$

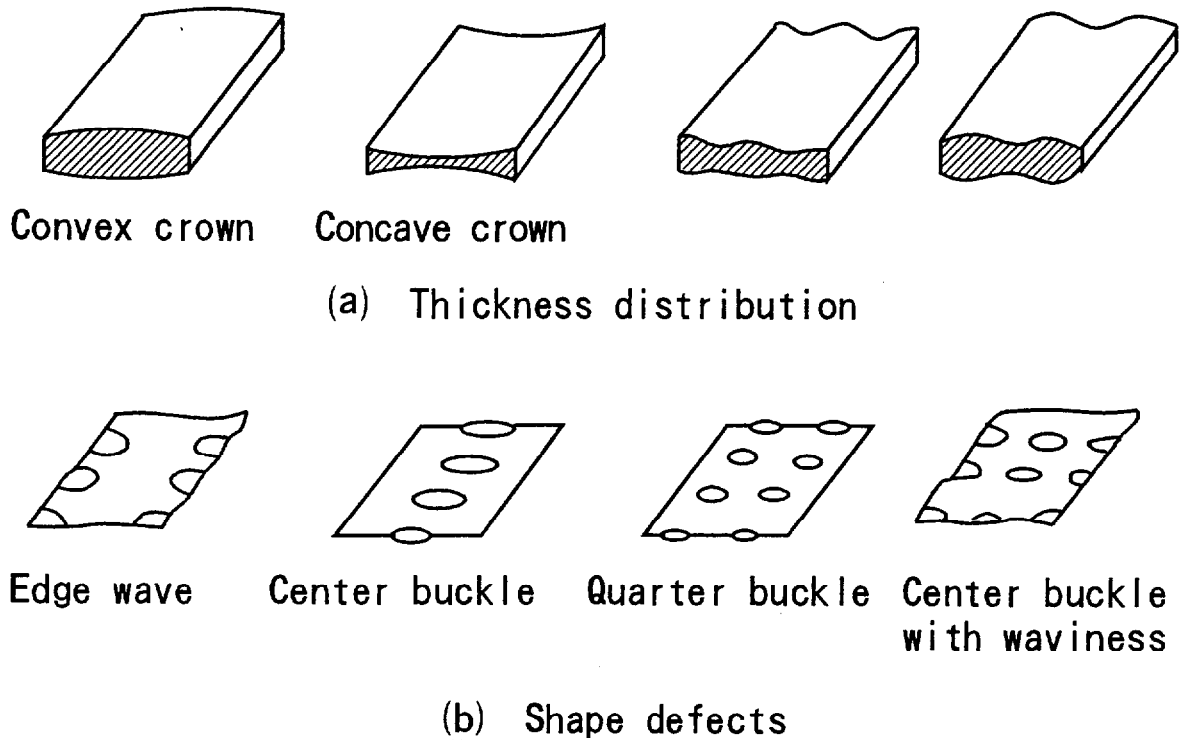
すなわち、ロールクロスをするとクロスポイントを原点として放物線状に開口することになる。



図A-1 ロールクロスによって生じる間隙分布

付録2 板クラウン比率変化と形状の関係

板クラウン比率変化と形状変化は密接な関係があり，第1次近似的に板幅方向の塑性流動を無視すると，図A-2に示すような対応になる。すなわち，クラウン制御と形状制御はどちらもロールの弾性変形を制御して板厚分布を均一に近づける点で共通の技術と言える。



図A-2 圧延後の板厚分布と形状の定性的関係

ここでは簡単のため，圧延による板厚方向ひずみはすべて長手方向の伸びに変わると仮定して，板幅中央板厚 (H_{0c} , H_{1c}) を基準として板幅端部板厚 (H_{0e} , H_{1e}) との板厚偏差 (C_{He} , C_{he}) から伸びひずみ偏差 $\Delta \varepsilon_s$ を求めてみよう。

$$\begin{aligned} \Delta \varepsilon_s &= \ell_n \left(\frac{H_{0e}}{H_{1e}} \right) - \ell_n \left(\frac{H_{0c}}{H_{1c}} \right) = \ell_n \left(\frac{H_{0e}}{H_{0c}} \right) - \ell_n \left(\frac{H_{1e}}{H_{1c}} \right) \\ &= \ell_n \left(\frac{H_{0c} - C_{He}}{H_{0c}} \right) - \ell_n \left(\frac{H_{1c} - C_{he}}{H_{1c}} \right) \approx \frac{C_{he}}{H_{1c}} - \frac{C_{He}}{H_{0c}} = \Delta \varepsilon_h \end{aligned} \quad (A-3)$$

すなわち、板の幅方向流れを無視すると、板クラウン比率の変化量 $\Delta \varepsilon_h$ と伸びひずみ偏差 $\Delta \varepsilon_s$ は同じになる。

次に、伸びひずみ偏差 $\Delta \varepsilon_s$ と急峻度 λ の関係を求めよう。図A-3の示すような波を正弦波と仮定すると、急峻度 λ との関係は次式で近似される。

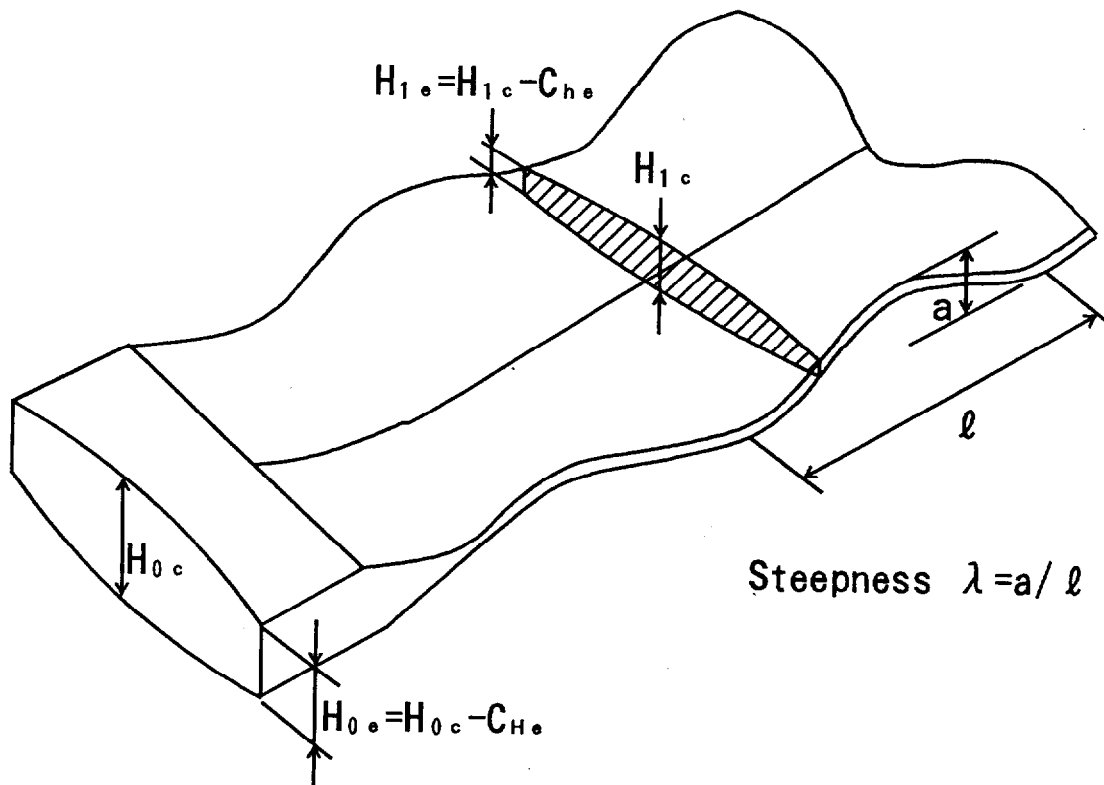
$$\Delta \varepsilon_h \approx \Delta \varepsilon_s = \left(\frac{\pi}{2} \right)^2 (\lambda_e^2 - \lambda_c^2) \quad (A-4)$$

端伸びで $\lambda_c = 0$ とおける場合には、

$$\lambda_e = \frac{2}{\pi} \sqrt{\Delta \varepsilon_s} \quad (A-5)$$

実際には3章で述べるように、板幅端部では板厚偏差 (C_{he}) が生じてもその多くが板幅方向に流れるため、 $\Delta \varepsilon_h \gg \Delta \varepsilon_s$ となる。形状変化係数 ξ とは、両者の変化量の比率を表わすものである。

$$\xi = d\Delta \varepsilon_s / d\Delta \varepsilon_h \quad (A-6)$$



図A-3 形状を表す急峻度の表示 (端伸びの場合)

事例として、平坦な板を厚さ1.0mm，急峻度2%に圧延したときのクラウン変化量を計算する。ここでは、便宜的に形状変化係数が1の場合と0.1の場合を示す。

$$\Delta \varepsilon_s = \left(\frac{\pi}{2}\right)^2 \times \left\{ \left(\frac{2}{100}\right)^2 - (0)^2 \right\} \approx 1 \times 10^{-3} \quad (\text{A-7})$$

$$C_{he} = H_1 \cdot \Delta \varepsilon_s / \xi = \begin{cases} 1.0 \mu\text{m} (\xi = 1) \\ 10 \mu\text{m} (\xi = 0.1) \end{cases} \quad (\text{A-8})$$

すなわち、形状変化係数が小さい場合は、形状を極端に悪化させることなくクラウンを大きく変更することができる。クラウンやエッジドロップ制御を行う際に、形状変化係数が小さい方が良いというのはこの理由による。

付録3 分割モデル解法におけるロールのたわみ係数

3.1 概要

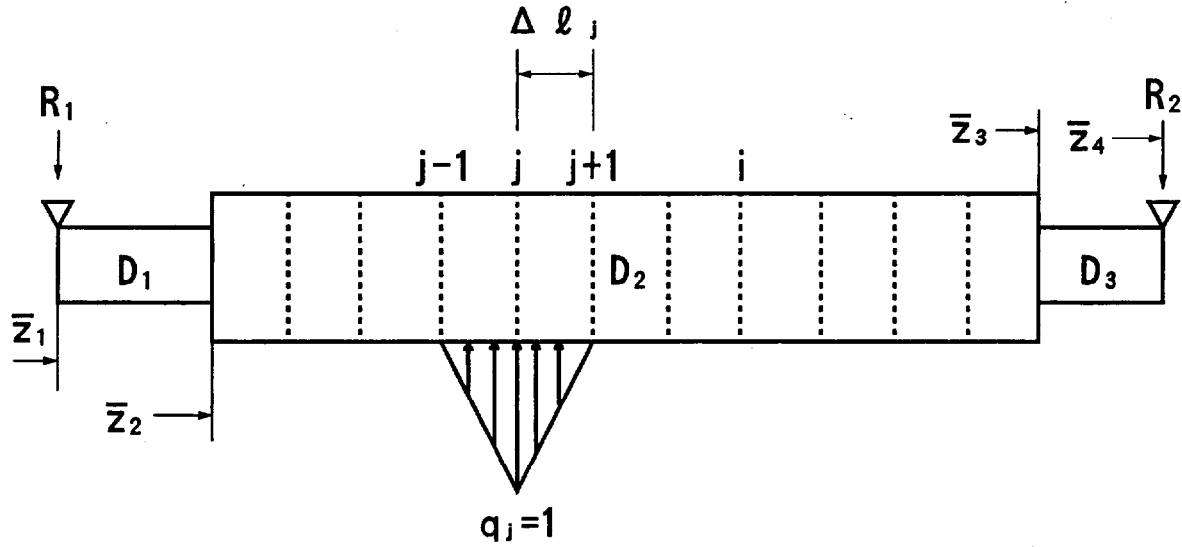
Shohet & Townsendが提出した分割モデル解法¹⁾の原論文では、ロールのたわみ係数は胴長中心を固定としたロール（片持ち梁）の分割点に単位集中荷重が作用する場合の梁の曲げとせん断変形量を用いていた。この方法でもロールの分割を細くすれば良いが、演算時間が長くなる。このため、本論文では図A-4に示すように、両端を単純支持されたロールに分割点を頂点として隣合う分割点で0となる三角形分布の圧力が作用するときのたわみ量をたわみ係数とした。解析上、ロール間の接触線圧は折れ線分布となるので、比較的少ない分割数で接触線圧分布を精度良く近似できる（通常は区間内一定のモデルが多く使われる）。

3.2 たわみ係数の表示式

図A-4に解析に用いる座標と解析モデルを示す。同図の負荷状態において、まず荷重点 j におけるたわみとたわみ角を0として、支点反力 $R_1, q_j(z_1 \leq z \leq z_j), R_2, q_j(z_j \leq z \leq z_4)$ によるたわみを求め、最後に z_1, z_4 のたわみを0とするよう補正する方法を採用する。

まず、支点反力はモーメントの釣合いから次式となる。

$$R_1 = \frac{1}{6} \frac{\Delta \ell_{j-1}(3z_4 - z_{j-1} - 2z_j) + \Delta \ell_j(3z_4 - 2z_j - z_{j+1})}{z_4 - z_1} \quad (\text{A-9})$$



図A-4 ロールのたわみ係数の解析モデル

$$R_2 = \frac{1}{2} (\Delta \ell_{j-1} + \Delta \ell_j) - R_1 \quad (\text{A-10})$$

以下、区間ごとにたわみ係数を求めることとする。

(1) $z_1 \leq z \leq z_j$ の場合

この区間では、支点反力 R_1 と $z_{j-1} \sim z_j$ の間の線圧によるたわみを求める。まず、反力 R_1 によるたわみと $z = z_2$ におけるたわみ角は、

$$y_{i,j}^{(1)} = - \left[\frac{(z_j - z_1)^3}{3EI_2} \left\{ 1 - \frac{3}{2} \left(\frac{z_i - z_1}{z_j - z_1} \right) + \frac{1}{2} \left(\frac{z_i - z_1}{z_j - z_1} \right)^3 \right\} + \frac{4}{3GA_2} (z_j - z_i) \right] R_1 \quad (\text{A-11})$$

$$\phi_2^{(1)} = - \frac{(z_j - z_1)^2}{2EI_2} \left\{ 1 - \left(\frac{z_2 - z_1}{z_j - z_1} \right)^2 \right\} R_1 \quad (\text{A-12})$$

次に、 $z_{j-1} \sim z_j$ 区間の線圧によるたわみと $z = z_2$ におけるたわみ角は、

$$y_{i,j}^{(2)} = \frac{\Delta \ell_{j-1}^4}{30EI} + \frac{2\Delta \ell_{j-1}^2}{9GA_2} + \frac{\Delta \ell_{j-1}^3}{24EI_2} (z_{j-1} - z_i) \quad (\text{A-13})$$

$$\phi_2^{(2)} = \frac{\Delta \ell_{j-1}^3}{24EI_2} \quad (\text{A-14})$$

これから、 $z = z_j$ のたわみとたわみ角を 0 ($A_{i,j} = 0$) としたたわみ係数は次式で得られる。

$$A'_{i,j} = y_{i,j}^{(1)} + y_{i,j}^{(2)} \quad (A-15)$$

ここで、 $z = \bar{z}_1$ におけるたわみ y_1 を求めておく。

$$y_1 = [y_{i,j}^{(1)} + y_{i,j}^{(2)}]_{z_i=\bar{z}_2} + [\phi_2^{(1)} + \phi_2^{(2)}](\bar{z}_2 - \bar{z}_1) - \frac{(\bar{z}_2 - \bar{z}_1)^3}{3EI_1} R_1 - \frac{4(\bar{z}_2 - \bar{z}_1)}{3GA_1} R_1 \quad (A-16)$$

(2) $z_j < z \leq \bar{z}_4$ の場合

この領域は(1)の領域と同様で座標変換だけで良い。まず、支点反力 R_2 によるたわみと、 $z = \bar{z}_3$ におけるたわみ角は、

$$y_{i,j}^{(3)} = - \left[\frac{(\bar{z}_4 - z_j)^3}{3EI_2} \left\{ 1 - \frac{3}{2} \left(\frac{\bar{z}_4 - z_i}{\bar{z}_4 - z_j} \right) + \frac{1}{2} \left(\frac{\bar{z}_4 - z_i}{\bar{z}_4 - z_j} \right)^3 \right\} + \frac{4}{3GA_2} (z_i - z_j) \right] R_2 \quad (A-17)$$

$$\phi_3^{(3)} = \frac{(\bar{z}_4 - z_j)^2}{2EI_2} \left\{ 1 - \left(\frac{\bar{z}_4 - \bar{z}_3}{\bar{z}_4 - z_j} \right)^2 \right\} R_2 \quad (A-18)$$

次に、 $z_j \sim z_{j+1}$ 区間の線圧によるたわみと $z = \bar{z}_3$ におけるたわみ角は、

$$y_{i,j}^{(4)} = \frac{\Delta \ell_j^4}{30EI_2} + \frac{2\Delta \ell_j^2}{9GA_2} + \frac{\Delta \ell_j^3}{24EI_2} (z_i - z_{j-1}) \quad (A-19)$$

$$\phi_3^{(4)} = - \frac{\Delta \ell_j^3}{24EI_2} \quad (A-20)$$

これから $z = z_j$ のたわみ、たわみ角を 0 ($A_{i,j} = 0$) としたたわみ係数は次式で得られる。

$$A'_{i,j} = y_{i,j}^{(3)} + y_{i,j}^{(4)} \quad (A-21)$$

また、 $z = \bar{z}_4$ におけるたわみ y_4 は次式である。

$$y_4 = [y_{i,j}^{(3)} + y_{i,j}^{(4)}]_{z_i=\bar{z}_3} - [\phi_3^{(3)} + \phi_3^{(4)}](\bar{z}_4 - \bar{z}_3) - \frac{(\bar{z}_4 - \bar{z}_3)^3}{3EI_3} R_2 \quad (A-22)$$

(3) たわみ係数の補正

ロールの接触条件式から接触線圧を求める際に用いるロールのたわみ係数は、両端支持のものであり、式 (A-16), (A-22) を用いて補正する。

$$A_{i,j} = A'_{i,j} - y_1 - \frac{\bar{z}_4 - z_i}{\bar{z}_4 - \bar{z}_1} (y_4 - y_1) \quad (\text{A-23})$$

なお、以上の式中に用いたロールの断面二次モーメント、断面積は次式である。

$$I_1 = \frac{\pi}{64} D_1^4 \quad A_1 = \frac{\pi}{4} D_1^2$$

$$I_2 = \frac{\pi}{64} D_2^4 \quad A_2 = \frac{\pi}{4} D_2^2$$

$$I_3 = \frac{\pi}{64} D_3^4 \quad A_3 = \frac{\pi}{4} D_3^2$$

E, G : ロールのヤング率, 横弾性係数

(4) 着目点 z_i が $z_{j-1} < z_i < z_{j+1}$ の場合の補足

ロール間の接触線圧を求めるための接触条件式を構成する場合は、図A-4に示すように着目点はロールの分割区間の両端となるため、場合分けは(1)と(2)で良い。しかし、板厚プロファイルを求めるため、WRの軸心たわみを計算するときには、板とロール間の接触部の分割とロール間の分割は別になっているため、負荷領域内に着目点が存在する場合がある。このときは、式 (A-13), (A-19) に代えて、それぞれ次式を用いる。

$$y_{i,j}^{(2)} = \frac{\Delta \ell_{j-1}^4}{30EI_2} \left\{ 1 - \frac{5}{4} \cdot \frac{z_i - z_{j-1}}{\Delta \ell_{j-1}} + \frac{1}{4} \cdot \frac{(z_i - z_{j-1})^5}{\Delta \ell_{j-1}^5} \right\} + \frac{2}{9GA_2} \left\{ \Delta \ell_{j-1}^2 - \frac{(z_i - z_{j-1})^3}{\Delta \ell_{j-1}} \right\} \quad (\text{A-13}')$$

$$y_{i,j}^{(4)} = \frac{\Delta \ell_j^4}{30EI_2} \left\{ 1 - \frac{5}{4} \cdot \frac{z_{j+1} - z_i}{\Delta \ell_j} + \frac{1}{4} \cdot \frac{(z_{j+1} - z_i)^5}{\Delta \ell_j^5} \right\} + \frac{2}{9GA_2} \left\{ \Delta \ell_j^2 - \frac{(z_{j+1} - z_i)^3}{\Delta \ell_j} \right\} \quad (\text{A-19}')$$

謝 辞

本研究をまとめるに当たり、懇切なる御指導と御教示を賜りました 東京工業大学 教授 加藤和典博士に深く感謝の意を表します。また有益なる御助言と御教示をいただきました 東京工業大学教授 吉川昌範博士，同じく舟橋宏明博士，東京工業大学助教授 帯川利之博士，同じく大竹尚登博士に厚く御礼申し上げます。

本研究の開始を指示され，御指導と御鞭撻を賜りました三菱重工業株式会社 広島製作所 安積富夫副所長(現 菱重製鉄エンジニアリング株式会社取締役社長)，同じく 岸 治副所長(現 株式会社リョーセンエンジニアズ取締役社長)に厚く御礼申し上げます。本研究の発表を許可され，御鞭撻を賜りました 三菱重工業株式会社 技術本部 広島研究所所長 柳謙一博士(現 九州大学教授)に深く感謝いたします。更に，本研究の対象設備である(熱間圧延用)ベアクロス圧延機の開発研究の開始当初から，本研究の基礎となるロールクロス圧延の理論研究の機会を与えていただいた 三菱重工業株式会社 技術本部 広島研究所技師長 大森舜二博士(現 福岡工業大学教授)，広島研究所所長 塚本顕彦博士，広島製作所主管 日野裕之博士(現 広島工業大学教授)に深く謝意を表します。

本研究の遂行にあたり，広島製作所 製鉄機械設計部 柴富信博部長，同主管 中野恒夫氏(現 三菱商事(株)技術顧問)には多大なる御指導を賜りましたことを深く感謝いたします。

本研究は，製鉄機械設計部主査 橋本正一博士(現 米国三菱重工業(株)重機械事業部長)，同部主査 林寛治氏，同部主任 松田裕氏，広島研究所主任 古元秀昭博士ほか多くの方々の御協力のもとに遂行されました。また，冷延ベアクロス圧延機の実機化にあたっては，住友金属工業株式会社鹿島製鉄所，総合技術研究所の方々には，基礎実験，実機テストの遂行や結果に対する有益な討議を通して，本研究の発展に多大なる御協力をいただきました。ここに厚く御礼申し上げます。