



Title	熱間連続圧延機の計算機制御のための数式モデルの開発と制御理論の応用に関する研究
Author(s)	高橋, 亮一
Citation	大阪大学, 1989, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://hdl.handle.net/11094/1826
rights	
Note	

The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA

<https://ir.library.osaka-u.ac.jp/>

The University of Osaka

熱間連続圧延機の計算機制御のための
数式モデルの開発と
制御理論の応用に関する研究

工54
20
8724

高 橋 亮 一

254
20
8724

熱間連続圧延機の計算機制御のための 数式モデルの開発と 制御理論の応用に関する研究

高 橋 亮 一

目 次

第1章 緒 論	1
1. 1 本研究の背景と目的	1
1. 2 ホットストリップミルの概要	2
1. 3 ホットストリップミルの計算機制御の概要	5
1. 4 従来研究の概観と本研究の位置づけ	7
1. 5 本研究の意義	1 3
1. 6 本研究の概要	1 4
第2章 連続加熱炉の燃焼制御	1 6
2. 1 緒 言	1 6
2. 2 制御システムの構成	1 7
2. 3 材料温度計算モデル	1 8
2. 4 目標抽出温度計算モデル	2 0
2. 5 抽出ピッチの予測	2 2
2. 6 燃焼制御	2 3
2. 7 制御結果	2 8
2. 8 結 言	3 0
2. 9 記 号	3 2
第3章 鋼板の厚み制御	3 3
3. 1 緒 言	3 3
3. 2 ゲージメータ厚み制御	3 4
3. 3 フィードフォワード制御	3 8
3. 4 結 言	4 5
3. 5 記 号	4 6

第4章	スタンド間張力制御	4 7
4. 1	緒 言	4 7
4. 2	制御対象の記述	4 9
4. 3	非干渉化制御	5 1
4. 4	シミュレーション	5 5
4. 5	実機適用結果	5 8
4. 6	結 言	5 9
4. 7	記 号	6 0
第5章	鋼板のプロフィル制御	6 1
5. 1	緒 言	6 1
5. 2	板プロフィル・平坦度制御装置の概要	6 2
5. 3	板プロフィル制御	6 4
5. 3. 1	ロールプロフィル計算モデル	6 4
5. 3. 2	板プロフィル計算モデル	6 8
5. 3. 3	V C ロール・ロールベンダの設定計算	7 8
5. 3. 4	制御結果	8 0
5. 4	平坦度制御	8 2
5. 5	スケジュールフリー圧延	8 3
5. 6	結 言	8 4
5. 7	記 号	8 5
第6章	鋼板の冷却制御	8 8
6. 1	緒 言	8 8
6. 2	設備概要	8 9
6. 2. 1	冷却装置	8 9
6. 2. 2	制御システム	9 0

6. 3	制御モデル	-----	9 2
6. 3. 1	材料温度計算モデル	-----	9 2
6. 3. 2	制御機能	-----	9 8
6. 4	制御結果	-----	1 0 2
6. 5	結 言	-----	1 0 5
6. 6	記 号	-----	1 0 6
第 7 章	結 論	-----	1 0 7
	謝 辞	-----	1 1 2
	参考文献	-----	1 1 3
	本論文に関連した発表論文	-----	1 2 0

第 1 章 緒 論

第1章 緒 論

1. 1 本研究の背景と目的

本論文は熱間連続圧延機，主としてホットストリップミルの計算機制御のための数式モデルの開発と自動制御系設計の研究に関するものである。本論に入る前に，簡単に本研究の背景と目的について述べる。

ホットストリップミルは，熱延鋼板を1日1万2千トン程度圧延する鋼板製品の大半が通過する基幹プロセスである。鉄鋼製造プロセスの中でも，最終製品の品質に直結するこのプロセスには1960年代から計算機による自動制御が導入され，生産性向上，歩留り・原単位等の製造諸元の向上，品質向上などに効果を発揮してきている。さらに最近は高品質，多品種小ロット，短納期など需要家ニーズの高度化に伴い，制御技術の重要度が益々増加してきている。

このような状況から，ホットストリップミルに携わる技術者にとっては，熱間圧延の加熱・圧延・冷却の各プロセスの現象を表す厳密な数式モデルの開発と，この数式モデルを用いたより高精度な自動制御システムの構築は重要課題である。

一方，1960年代に展開されたいわゆる現代制御理論の研究は，欧米において宇宙・軍事関係に適用された応用例があるが，実プラントへの応用例は少なく，「現代制御理論は本当に役に立つのか？」という疑問を表明する技術者も少なくなかった。しかしながら，圧延プロセスでは，例えば，タンデム圧延機は変数間に相互干渉がある多変数系であるため必然的に多変数制御系として扱わなければならない系であり，現代制御理論の適用が期待されていた。

本研究は以上のような背景のもとに，圧延プロセス，特に，熱間連続圧延プロセスの計算機制御に関する技術課題を制御工学の観点からとらえ，リアルタイム制御に適用可能なプロセスの数式モデルを開発し，このプロセスの数式モデルを踏まえて，制御理論に基づく計算機制御技術を確立することにより，制御理論の実プロセスへの適用のための技術的・学術的基礎を確立することを目的とする。

1. 2 ホットストリップミルの概要

圧延プロセスの代表例が図1.1に示す熱延鋼板を圧延するホットストリップミル（熱延ミル）である。図は住友金属鹿島製鉄所のホットストリップミルを示したものであるが、全長約600mに及ぶこのプロセスでは、約20～30ト（代表寸法 1250mm幅×270mm厚×10m長）の鋼片（スラブ）が4基の加熱炉で1200℃前後に加熱され、粗圧延機列で30～50mmの粗厚に圧延された後、7スタンドタンデムの仕上圧延機列にて最高20m/sの速度で1.2～25.4mmの製品厚に圧延され、約180mの冷却ゾーンで550℃前後に冷却されてコイルに巻取られる。

ホットストリップミルは日本国内で16ミル（全世界で約150ミル）存在し、年間約4千万t（粗鋼生産高の約40%）の熱延鋼板を生産している。熱延鋼板はそれ自体が製品となるだけでなく、冷延鋼板・メッキ鋼板・溶接パイプ製品などの母材として用いられる¹⁾。

ホットストリップミルの主な製造諸元（住友金属鹿島製鉄所 昭和62年12月）はつぎのとおりである。

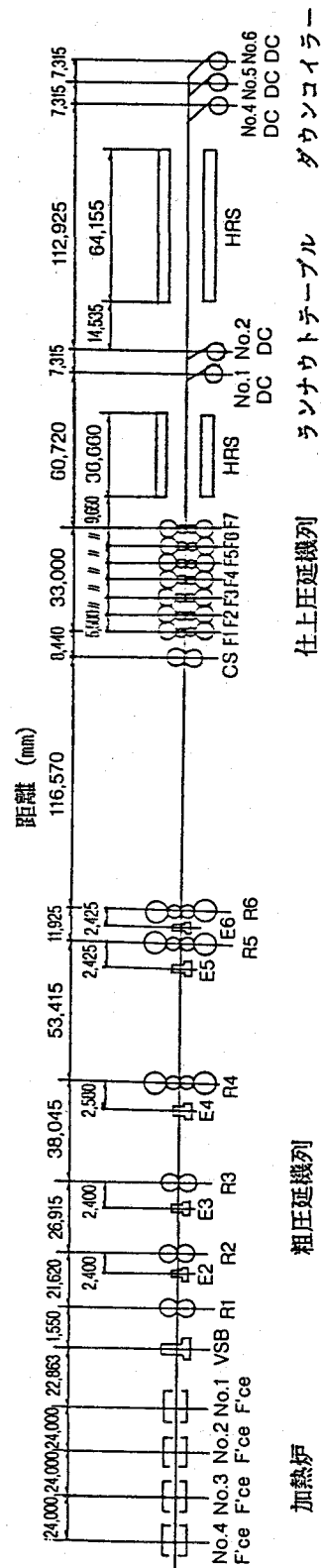
・ 圧延量	381×10 ³ ト／月	
・ コイル単重	20.8 ト	（スラブ1枚当りの平均重量）
・ 圧延歩留り	98.7 %	（装入スラブと製品コイルの重量比率）
・ 燃料原単位	218×10 ³ Kcal/ト	（材料1ト当りの燃料消費量）

このような大量生産ミルであるが、最近の状況はユーザーニーズの多様化により多品種・小ロット化が進み平均ロット本数は2コイル程度となっている。さらに、燃料使用量を抑制するため連続鑄造で鑄込んだ直後の熱片を直接加熱炉に装入すること（これをホットチャージあるいはダイレクトチャージという）が行われるが、この場合連続鑄造機とホットストリップミルの生産能率（Ton/Hour 単位時間当りの生産トン数）が一致せず、通常はホットストリップミルの生産能率の方が大きい。ため、スラブヤード（置場）に貯蔵された常温のスラブ（冷片）も同時に加熱し、熱片と冷片を交互に圧延しなければならないことになる。このため、加熱炉の操業は複雑を極め、かつ、圧延機側から見れば1コイル毎に寸法・材質・温度の異なる材料を圧延することになり、これを如何に円滑に精度良く圧延するかが重要な課題

となっている。

一方、製品に要求される品質精度は益々厳しいものとなっており、寸法については板幅中央部の板厚ばかりでなく板幅方向の厚み分布についても高精度なものが要求され、また、機械的性質についても仕様は多様化・厳格化したため、高精度で広範囲の冷却温度が要求される。しかしながら、小ロット化、あるいは、燃料使用量削減のための過均熱の抑制は品質精度上からは全く反する方向であり、これら操業条件の変化と高精度な品質要求を両立させるための制御技術の開発が必要とされる。

以上の課題を解決するため本研究では、燃料使用量削減のための加熱炉の燃焼制御、仕上げ圧延機における板厚制御とタンデム圧延機であるため板厚制御により付随的に発生するスタンド間張力変動の制御、板プロフィール（板幅方向の板厚分布）の制御、及び機械的性質を決める冷却温度制御の開発を行い、高精度、高能率、低コストなホットストリップミルの実現に寄与することを目的とした。



F'ce: 加熱炉
 VSB: パーチカル・スケール・ブレーカ
 R: 粗圧延機
 E: エッジヤ
 CS: クロップ・シヤ
 F: 仕上圧延機
 HRS: ホットランスポレー
 DC: ダウンコイラ

図 1.1 ホットストリップミルのレイアウト (住友金属鹿島)

1. 3 ホットストリップミルの計算機制御の概要

ホットストリップミルの計算機制御が実用段階に入ってから既に約20年が経過し^{2), 3)}, 最近では, その機能は図1.2に示すように圧延ラインのほとんど全ての範囲に及び生産性の向上, 歩留り・原単位などの製造諸元の向上, 品質向上, 省力などに大きな効果を上げてきており, 今や工場運営の頭脳として必須の装置となっている. このような発展を支えたのはコンピュータハードウェアの急速な進展と継続的に展開されるアプリケーションソフトウェアの高度化にある.

ホットストリップミルの計算機制御では, つぎの2点がハードウェアの進展として特に重要である. 1つは演算速度の高速化であり, 数式モデル・制御方式の高級化・高精度化を可能とした. また, 他の1つはマイクロ・コントローラの出現であり, ローカルエリアネットワーク(LAN)という通信手段ともあいまって, 制御システムの分散化を促進し, これにより機能の調整・拡張・改善が比較的容易に行えるようになった.

一方, 圧延そのものの研究, 特に省エネルギー・歩留り向上・品質向上に関する研究が進展し, これに伴って計算機が管轄する機能も逐年拡大している.

図1.3はホットストリップミルを制御するための計算機系の構成を示すが, 生産管理用のメインフレームコンピュータにリンクされた個別の制御機能を果たす十台前後のミニコンピュータ群から成り立っている. このミニコンピュータ群に組み込まれた数式モデル・制御ロジックからの指令値に基づき, さらにその下位にある十数台のシーケンサ群によりプラントが制御されている.

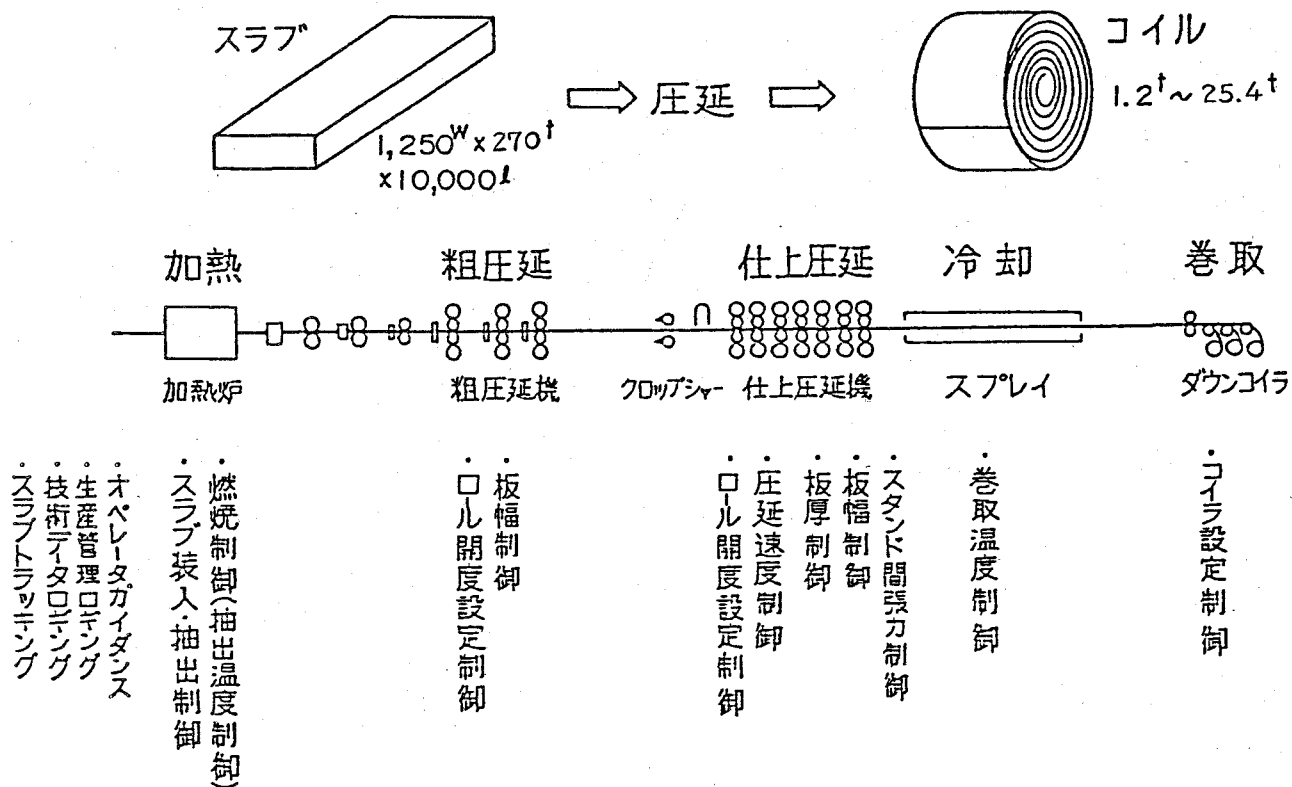


図 1.2 ホットストリップミル計算機制御システムの機能

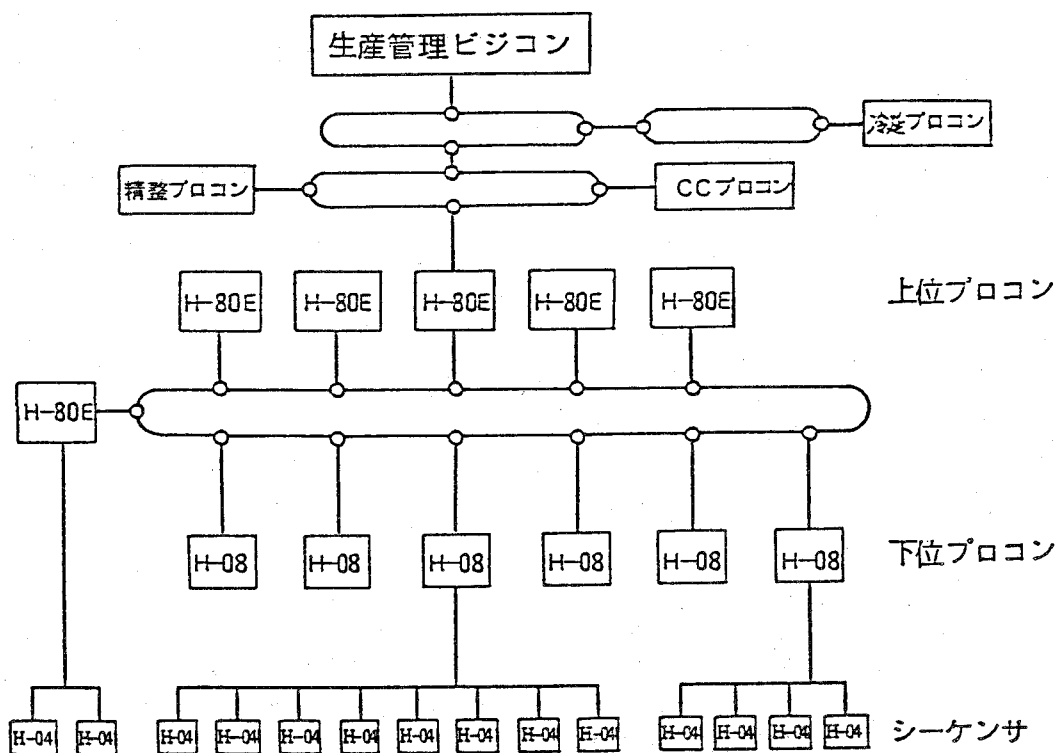


図 1.3 ホットストリップミル計算機制御システムの構成 (住友金属鹿島)

1. 4 従来研究の概観と本研究の位置づけ

本研究では、高品質、多品種・小ロット、短納期など需要家ニーズの高度化に対応し、かつ、歩留り・燃料消費量など製造諸元の向上を達成するため、ホットストリップミルの計算機制御の機能の中の下記の項目を取り上げた。

- ・加熱炉燃焼制御
- ・仕上げ圧延機のセットアップ
- ・仕上げ圧延機における厚み制御とスタンド間張力制御
- ・ランナウトテーブルにおける冷却温度制御

すなわち、多品種・小ロット化したため次々に変わる製造条件（材質・製造寸法・狙い温度など）に対応できる仕上げ圧延機のセットアップモデルを開発し、また、多様に変化する加熱条件の変化に対応し、かつ、燃料消費量を減少させる加熱炉燃焼制御を開発した。品質については、寸法精度と機械的性質に直接係わる圧延後の冷却温度精度が特に重要であり、これらの精度向上を達成するために、仕上げ圧延機における厚み制御と張力制御、及び、ランナウトテーブルにおける冷却温度制御の開発を行った。

以下において上記に示したホットストリップミルの計算機制御の主要な項目について、数式モデル・制御ロジックの従来状況を概観し⁴⁾、本研究の位置づけを明らかにする。

(1) 加熱炉燃焼制御

加熱炉燃焼制御の目的は、装入されるスラブを圧延条件（製品寸法・材質・仕上げ出口温度）によって定まる目標温度に加熱して、圧延ピッチに合わせて圧延ラインに供給することにある。さらに、抽出時のスラブの焼けむらを防止するため極力均熱化することが品質上望ましい。一方、燃料消費量低減のためには過均熱は避けるべきであり、品質と省エネルギーの相反する両方の目的を満足させる制御が必要とされる。

過去にも2, 3加熱炉制御の実施例が報告されているが^{5), 6)}、1970年代のオイルショックにより、最小限の燃料消費量で制御することが極めて強く要請されるよう

になり、従来の自動制御は全て手動に切り替えられてしまったのが実状であった。

本来、加熱炉制御は分布定数形として取り扱われるべきであるが、厚み、あるいは、目標抽出温度が種々異なるスラブが混在すること、また、抽出ピッチが絶えず変化するなど外乱要因が大きく、実時間でこれらに十分対応するのは難しい。このため、燃焼制御の方法として、従来から多く実施されているのは、スラブの寸法・在炉時間・目標温度ごとのいくつかの標準条件に対する「昇温曲線」（スラブの炉内位置とスラブの温度の関係を示す曲線）をあらかじめ定めておき、スラブ温度がこの昇温曲線から外れないように炉温を操作するものであった⁷⁾。

このような方法では、抽出ピッチの変動などにより各帯の炉温は大きく変動する。とくに、装入側の炉温は必要以上に高い炉温になることがあり、煙突に直結した装入側の炉温が高くなれば、排ガスによる熱損出が増大し省エネルギーの面から好ましくない。

そこで、省エネルギーの観点から改めて制御の方法について見直しがなされる必要があった。特に、ホットチャージ装入（連続鑄造されたスラブを高温のまま直接加熱炉に装入する操業形態）がなされる場合には冷材と同時にさまざまな装入温度の温材が炉内に混在することになるなど繰炉が極めて複雑となり、これに対応すべく新しい観点到立つ計算機制御システムの開発が期待されていた。

本研究で提案した制御方法は、あらかじめ「昇温曲線」を与えるのではなく、スラブ温度については抽出時の温度のみに注目し、抽出時までにスラブが所定温度に達するように加熱し、かつ、排ガスによる熱損出が最小となる炉温を一定周期毎に決定していく制御方式である。すなわち、現時点の炉温が今後とも継続するものと仮定し、予定した抽出ピッチでスラブが炉内を移動するとして抽出時のスラブ温度を予測したうえで、現時点の炉温近傍の微小変動の問題として線形化し、各帯の炉温変更量を変数とし、排ガスによる熱損出最小を評価関数とする線形計画法の問題として解く。

本制御法を住友金属鹿島製鉄所のホットストリップミルの連続加熱炉において実用化し、この結果、自動制御を適用した加熱炉の燃料消費量は手動繰炉の加熱炉と比較して、鋼材1 t 当り約1万kcalの省エネルギー効果があることを確認した。

(2) 仕上げ圧延機のセットアップ

仕上げ圧延では、6～7スタンドのタンデム圧延にて最終製品厚まで圧延するので、ロールギャップの設定およびロール周速の設定は製品の品質・操業の安定のために極めて重要である。圧延荷重の推定精度向上のための検討が精力的になされとともに、各スタンドの負荷配分を変更することにより鋼板のプロファイル（板幅方向の板厚分布）を制御する手法が開発されている^{8)・9)}。

しかしながら、負荷配分の変更による鋼板のプロファイルの制御にはプロファイルの変更可能量に限界があり、近年、6 H i（6段）ミル・P C（ベアクロス）ミル・V C（Variable Crown）ロール・ロールベンダ等プロファイル制御手段の開発が進められ¹⁰⁾、これを用いた板プロファイル・平坦度制御のための数式モデルの開発が必要となった。

板プロファイルはロールの弾性変形を計算することにより求めるが、これを精度良く計算するには、張力応力の幅方向分布を考慮して圧延荷重の幅方向分布を求める必要がある。従来提案されている板プロファイル計算モデルでは張力応力の幅方向分布を繰り返し計算により求めるため、計算時間が長くなりリアルタイム制御には適用できない。このため、リアルタイム制御には板クラウン（板幅中央部と端部の板厚差）のみに着目した簡略式¹¹⁾、あるいは、圧延荷重の幅方向分布を一様と考えた数式モデル¹²⁾が用いられているが、これではロールの摩耗や熱膨張などによる板プロファイルの複雑な変化を表すことができないという問題があった。このため、リアルタイム制御に適用可能な高精度な板プロファイル計算モデルの開発が必要とされた。

本研究では、板プロファイル制御を実現するため、ロールの熱膨張・摩耗及び板プロファイルをリアルタイムで計算できる板プロファイル数式モデルを導き、その精度を実機データにより検証した。この数式モデルを用いて、狙いの板プロファイルを得るためのロールベンダーなどのプロファイル制御手段の設定値を決定するとともに、平坦度計のフィードバック信号にもとづいて平坦度を制御する板プロファイル・平坦度制御法を開発した。

本制御方法を、V C（Variable Crown）ロール・強力ワークロールベンダ・ワークロールシフト装置を仕上げ圧延機後段3スタンドに設置した住友金属工業和歌山

製鉄所・鹿島製鉄所のホットストリップミルに適用した結果、板クラウン精度向上、圧延制約緩和に大きな成果をあげた。

(3) 仕上げ圧延機における厚み制御

仕上げ圧延機における自動制御のうちでも特に重要なものは板厚制御（AGC：Automatic Gauge Control）とスタンド間張力制御である。

ホットストリップミルの厚み制御における鋼板の厚み検出法としてはむだ時間が不可避となる厚み計を用いるのではなく、圧延機自体をいわば厚み計とし、圧下位置（無負荷時のロール間隙）と圧延荷重からロール間隙を出た直後の厚みを演算により求める方法（このようにして求めた演算板厚をゲージメータ板厚という）がBISRA（英国鉄鋼公社）により開発され¹³⁾、現在広く利用されている。

しかしながら、ゲージメータ板厚を用いた制御では圧延する材料により制御系の動特性が変化するため、当時のWired Logicのアナログ回路では全ての圧延材に対して最適に調整することは不可能であった。より一層の板厚精度向上のために制御系のDDC（Direct Digital Control）化が進められたが、圧延条件の変化に対して制御ゲインを如何に調整するかの指針が求められていた。

本研究では、圧延材の寸法・材質など圧延条件の変化と厚み制御系の動特性変化の関係を明らかにし、これらの状況変化の影響を考慮して常に最適ゲインにゲイン設定するゲインスケジューリングの手法を導き、実機において厚み変動を測定してその効果を確認した。

さらに、圧下位置制御系の応答遅れを補償するため、上流スタンドでの圧延荷重変動を検出することにより、下流スタンドで発生する板厚変動を予測する数式モデルを導き、この数式モデルをもとに予測した外乱予測値を用いて下流スタンドをフィードフォワード制御する手法を開発し、板厚精度を大幅に向上させた。

このフィードフォワード制御則は、既知外乱のある場合の最適レギュレータ問題の解として導出でき、予見した将来の外乱予測値を指数関数で表される重みを掛けて平均化処理したものであることを示した。また、これを周波数領域でみれば操作端の位相遅れを全周波数域で補償しようとするものであることを示した。

(4) 仕上げ圧延機におけるスタンド間張力制御

ホットストリップミルのスタンド間張力を制御する方法としてはスタンド間にルーパーを配置し、ルーパーの角度を計測して上流・下流スタンド間の速度アンバランスを検出してロール周速度を操作するとともに、ルーパーの駆動トルクを操作して所定のスタンド間張力を与えるようにするのが一般的である。この方法においては、ルーパーの慣性モーメントとスタンド間張力変動がほぼ比例関係にあるため、慣性モーメントを下げるべく低慣性電動機、あるいは、油圧アクチュエータ¹⁴⁾の開発が進められた。しかしながら、2つの制御量、ルーパー角度とスタンド間張力には相互干渉があり、この点を考慮しなければ制御性能に限界があることになる。

一方、近年、スタンド間にルーパーを設置せずに、圧延電流・圧延トルク等によりスタンド間張力を演算して、この演算結果に基づいてロール周速度を制御するルーパーレス制御が試みられ、仕上げ圧延機の前段スタンドでの実施例が報告されている^{15), 16)}。この方式を3スタンド以上のスタンド間張力制御に適用しようとした場合、必然的に相互干渉が生じこれを解決しなければ十分な効果は発揮できない。いずれにしろ、多スタンドミルのスタンド間張力制御については多変数制御系としての制御方法が必要とされた。

多入力多出力の相互干渉のある制御系に対する周波数領域における制御系設計手法として Rosenbrock¹⁷⁾ によって逆ナイキスト配列法 (Inverse Nyquist Array method) が提案されている。この手法は、前置補償器 (クロスコントローラ) をうまく選ぶことによって、クロスコントローラを含めた見かけ上の制御対象の相互干渉をなるべく取り除き (伝達関数行列の疑似対角化)、この疑似対角化された伝達関数行列に対して1入力1出力制御系の設計手法を用いて、各ループの制御器 (メインコントローラ) の設計を行うものである。

本研究では、住友金属小倉製鉄所棒鋼ミルの粗圧延機列を制御対象として、多変数制御系の周波数領域における制御系設計手法の適用を試みた。この制御対象の場合、クロスコントローラとして定常状態において制御対象を対角化する定数行列を選べば、メインコントローラからみたクロスコントローラを含めた見かけ上の制御対象の伝達関数行列は全ての周波数領域において対角優勢となっていることを示し

た。この結果、1入力1出力系に対して設計したメインコントローラを用いても、干渉による悪影響のない安定な制御系となることをシミュレーションによって示すとともに、実機においてその効果を確認した。

(5) ランナウトテーブルにおける冷却制御

ランナウトテーブルでの冷却条件の鋼板の機械的性質に及ぼす影響は大きく、最近では、単に巻取温度を目標値に制御するだけでなく、冷却過程をも管理することが要請されるようになってきている^{18),19)}。

ランナウトテーブルにおける冷却制御は加熱炉制御と同様に、元来、分布定数系であるが、リアルタイム制御ではこのような取扱は不可能なので、実際には、仕上げ出口温度をあるサンプル周期で測定し、当該サンプリング点が所定の巻取温度になるように水冷ゾーン中の実際に注水するヘッダーを決定するのが一般的である²⁰⁾。

この方法では、数式モデルを用いたフィードフォワード制御が主体となるが、ランナウトテーブル上の冷却時間はきわめて短く熱伝導方程式を差分法で数値計算していたのでは間に合わない。このため従来は、比熱の温度依存性、あるいは、板厚方向の温度分布を無視するなどの近似がなされていたが、このような方法では当然ながら計算温度に誤差を生じていた。また、水冷バンクのオンオフ制御ではオンオフによる量子化誤差も生じることとなり改善の必要があった。

本研究では、材料の冷却過程を高精度で、かつ、リアルタイムで計算できる数式モデルを導き、熱伝導方程式の厳密解と比較するとともに実機での測定値によってその精度を検証した。この数式モデルを用いて、仕上げ圧延機出側において温度測定したサンプリング点のランナウトテーブル上での温度推移を計算するとともに、当該サンプリング点の位置をトラッキングし、この位置と温度の状態量に基づいて、サンプリング周期毎に当該サンプリング点の巻取温度を予測し、この予測値によって冷却装置（バルブの ON/OFF, 冷却水の流量）をフィードフォワード制御する冷却制御法を開発した。

本冷却制御システムの稼働により、広範囲な狙い温度に対する巻取温度的中率は飛躍的に向上し、冷却履歴も含めた高精度な巻取温度制御が可能となった。

1. 5 本研究の意義

本研究においては、加熱、圧延、冷却にわたる圧延ライン各プロセスの制御、具体的には、

- (1)連続加熱炉の燃焼制御
- (2)鋼板の厚み制御
- (3)スタンド間張力制御
- (4)鋼板のプロフィル制御
- (5)鋼板の冷却制御

に対し現象を厳密に表すリアルタイム制御に適用可能な数式モデルを開発し、プロセスの数式モデルと制御理論に基づく計算機制御技術を確立し、高精度自動制御システムを構築した。要するに、本研究はプロセスの数式モデルをもとに、制御理論の鉄鋼圧延プロセスにおける適用の具体例を示し、実プロセスで効果を上げることにより、その後の多くの制御理論の実プロセスへの適用の研究・開発の先駆的役割を果たした。

1. 6 本研究の概要

第1章では本研究が必要とされる背景や目的について述べるとともに、従来の研究を展望し、本研究の位置づけを明らかにした。

第2章から第6章では熱間連続圧延プロセスにおける自動制御につき、プロセスの数式モデルと制御するために使われた手法について述べる。

第2章では、連続加熱炉の燃焼制御について述べる。連続加熱炉の燃焼制御では、連続的に装入される鋼片を所定温度に加熱するのに際し、燃料消費量を出来るだけ少なくする必要がある。これを実現するために、炉内各帯の温度設定値を線形計画法にてもとめる手法について述べる。

第3章では、鋼板の厚み制御について述べる。鋼板の厚み制御では、圧延材の寸法・材質などにより厚み制御系の最適ゲインが変化するので、これらの影響を考慮してゲイン設定するゲインスケジューリング法について述べる。さらに、連続（タンデム）圧延であることからスタンド間の材料移送時間を利用して、上流側スタンドでの外乱検出値により下流側スタンドへフィードフォワード制御することによりロール間隙の応答の遅れを補償する手法について述べる。

第4章では、スタンド間張力制御について述べる。スタンド間張力制御では、スタンド間に働く張力をロール周速度を操作量として制御しようとするすると相互干渉のある制御系となるので、クロスコントローラにより疑似対角化を行い非干渉化を実現する手法について述べる。

第5章では、鋼板のプロフィル制御について述べる。鋼板のプロフィル制御では、板プロフィルをリアルタイムで計算できるように繰り返し計算を必要としない数式モデルを導き、これを用いて狙い板クラウンにするためのVCロール圧力・ロールベンド力を決定する板プロフィル・平坦度制御法について述べる。

第6章では、鋼板の冷却制御について述べる。鋼板の冷却制御では、鋼板の温度をリアルタイムで計算するための数式モデル導き、仕上げ圧延機出側において温度測定したサンプリング点の温度履歴を数式モデルにより計算するとともに、当該サンプリング点の位置をトラッキングし、この位置と温度の状態量に基づいて冷却装置をフィードフォワード制御する方法について述べる。

第7章では、各章で得られた主要な結論を総括して取りまとめる。

第 2 章 連続加熱炉の燃焼制御

第2章 連続加熱炉の燃焼制御

2.1 緒言

加熱炉制御の目的は連続的に装入される鋼片（スラブ）を圧延条件（製品寸法・材質・圧延寸法など）によって定まる目標温度に加熱して、圧延ラインの要求するピッチに合わせて抽出することにある。さらに、抽出時のスラブの焼けむらを防止するため極力均熱化することが品質上望ましい。一方、燃料消費量低減のためには過均熱は避けるべきであり、品質と省エネルギーの相反する両方の目的を満足させる制御が必要とされる。制御系に対する外乱としては、加熱されるスラブの厚み変動、抽出時の目標加熱温度の変動、圧延ピッチの変動、さらに近年のホットチャージプロセス（連続鋳造されたスラブを高温のまま直接加熱炉に装入する操業形態）では装入温度の変動がある。

従来の加熱炉制御の方法は、あらかじめ「昇温曲線」を与えてこの「昇温曲線」に沿うように加熱することを基本にしていたが、このような方法では、抽出ピッチの変動などにより各帯の炉温は大きく変動する（特に炉尻側の炉温が不必要に変動する）ことになり、排ガスによる熱損出が増大し省エネルギーの面から好ましくない。

ここで提案した制御方法は、あらかじめ「昇温曲線」を与えるのではなく、スラブ温度については抽出時の温度のみに注目し、抽出時までにスラブが所定温度に達するように加熱し、かつ、排ガスによる熱損出が最小となる炉温を一定周期毎に決定していく制御方式である。すなわち、現時点の炉温が今後とも継続するものと仮定し、予定した抽出ピッチでスラブが炉内を移動するとして抽出時のスラブ温度を予測したうえで、現時点の炉温近傍の微小変動の問題として線形化し、各帯の炉温変更量を変数とし、炉尻側の炉温最小を評価関数とする線形計画法の問題として解く。

本制御法を住友金属鹿島製鉄所のホットストリップミルの連続加熱炉において実用化し、この結果、自動制御を適用した加熱炉の燃料消費量は手動操炉の加熱炉と比較して、鋼材1 t 当たり約1万kcalの省エネルギー効果があることを確認した。

2. 2 制御システムの構成

著者らが開発したホットストリップミルの加熱炉制御システムは図2.1に示すごとく、次の機能から構成される。

- (1) 装入温度計算モデル CCマシン（連続鑄造機）から加熱炉までのトラックタイムからホットチャージ（熱片）の装入温度を伝熱計算する。
- (2) スラブ温度計算モデル 加熱炉内各帯の炉温実績をもとに、炉内全スラブの温度を3分毎に計算する。
- (3) 目標抽出温度計算モデル 粗圧延機あるいは仕上げ圧延機出口目標温度及び製品寸法から圧延ラインにおける材料温度降下モデルを用いて、加熱炉抽出時の目標温度を計算する。

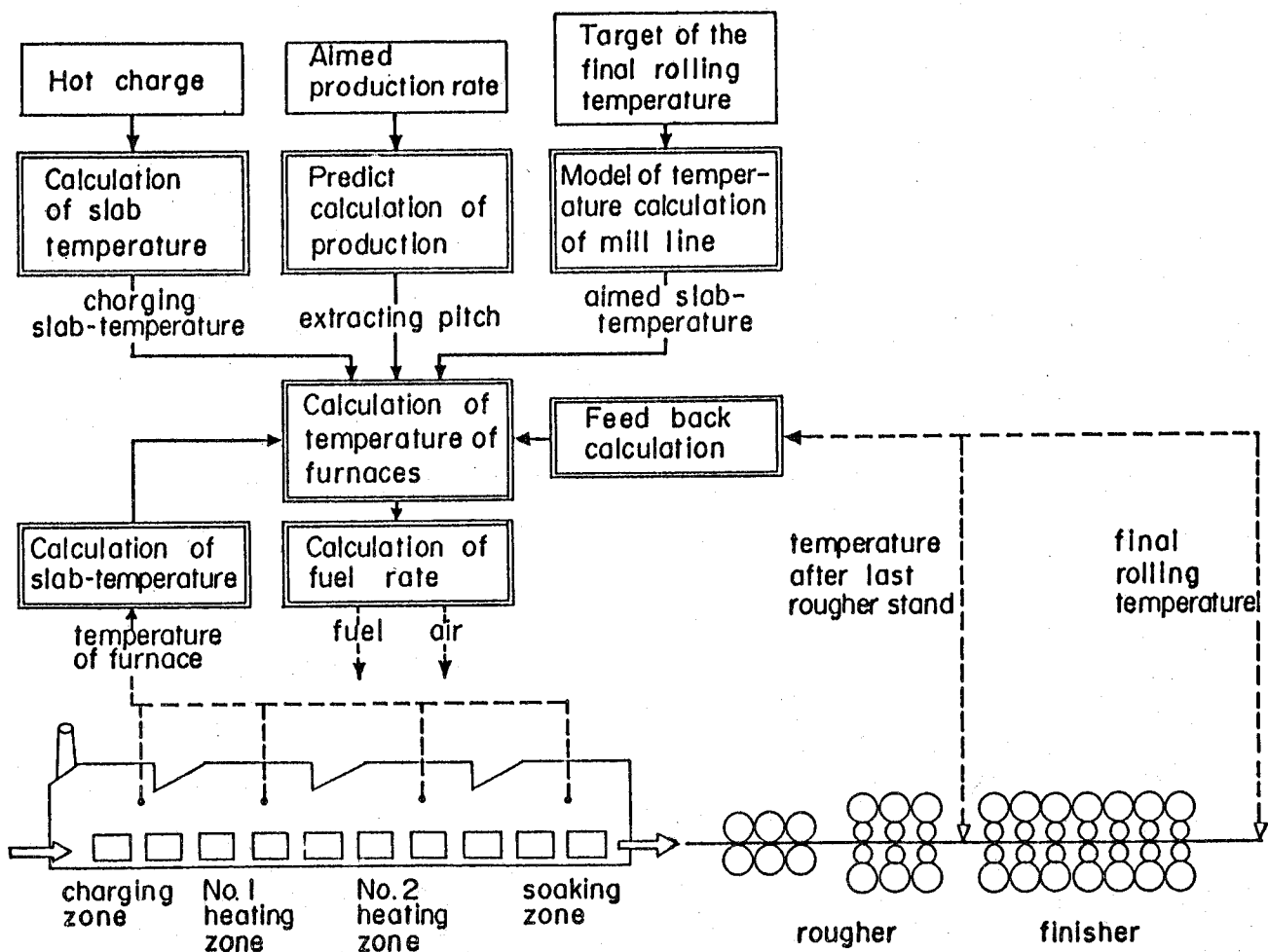


図 2.1 加熱炉計算機制御システムの構成

- (4) 抽出ピッチ予測モデル 圧延スケジュール及び目標圧延量により加熱炉からのスラブ抽出ピッチを予測する。
- (5) 設定炉温計算モデル スラブを目標値に加熱し、かつ、燃料使用量を最小にする加熱炉各帯の炉温設定値を求める。
- (6) 燃料流量設定モデル 炉温を設定値にするための燃料流量及び空気流量を算出する。
- (7) フィードバック計算 圧延ラインにおける材料温度測定値をもとに目標抽出温度を修正する。

2. 3 材料温度計算モデル

加熱炉制御でまず必要になるのは、当然ながら在炉中のスラブの温度の把握であり、装入温度および実績炉温から各時刻での炉内各スラブの温度を計算する。スラブの場合は厚み方向の1次元伝熱モデル(2.1)式を差分法にて解くことにより求めるのが普通である¹⁾。

$$c \rho \frac{\partial \theta}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\kappa \frac{\partial \theta}{\partial x} \right) \quad (2.1)$$

スラブ表面における境界条件は燃焼ガスからのガス輻射、輝炎輻射及び、炉壁からの固体輻射を一括して総括熱吸収率 Φ_{CG} として取り扱う。

$$\kappa \frac{\partial \theta}{\partial x} = Q \quad (2.2)$$

ここで、

$$Q = 4.88 \Phi_{CG} \left\{ \left(\frac{T_F + 273}{100} \right)^4 - \left(\frac{\theta_s + 273}{100} \right)^4 \right\} \quad (2.3)$$

また、スラブ中心における境界条件は

$$\kappa \frac{\partial \theta}{\partial x} = 0 \quad (2.4)$$

とする。ここで、 θ はスラブ温度、 c は比熱、 ρ は密度、 κ は熱伝導率、 t は時間、 x は厚み方向座標、 θ_s はスラブ表面温度、 T_F は炉温、 Φ_{CG} は総括熱吸収率である。

上記の熱伝導方程式は図 2.2 に示すごとくスラブ厚み方向に 4 分割した位置の温度 θ_s , θ_q , θ_c について差分法にて解かれ、炉内各スラブの温度は 3 分毎に炉温実績値をもとに計算される。図 2.3 は炉内のスラブの加熱過程（スラブ装入からの経過時間と材料温度との関係）の計算結果を測定結果と比較したものでよく一致していることがわかる。ここで、炉内におけるスラブの加熱過程の温度計測については、耐熱型データロガー²⁾を使用した。

$$\theta_s' = \theta_s + \frac{2}{\rho c} (Q \cdot \Delta x + K (\theta_q - \theta_s)) \frac{\Delta t}{\Delta x^2}$$

$$\theta_q' = \theta_q + \frac{K}{\rho c} (\theta_s + \theta_c - 2\theta_q) \frac{\Delta t}{\Delta x^2}$$

$$\theta_c' = \theta_c + \frac{2K}{\rho c} (\theta_q - \theta_c) \frac{\Delta t}{\Delta x^2}$$

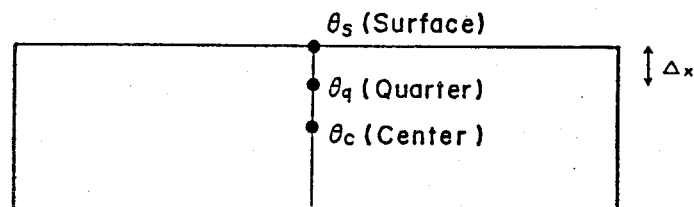


図 2.2 材料温度計算モデル

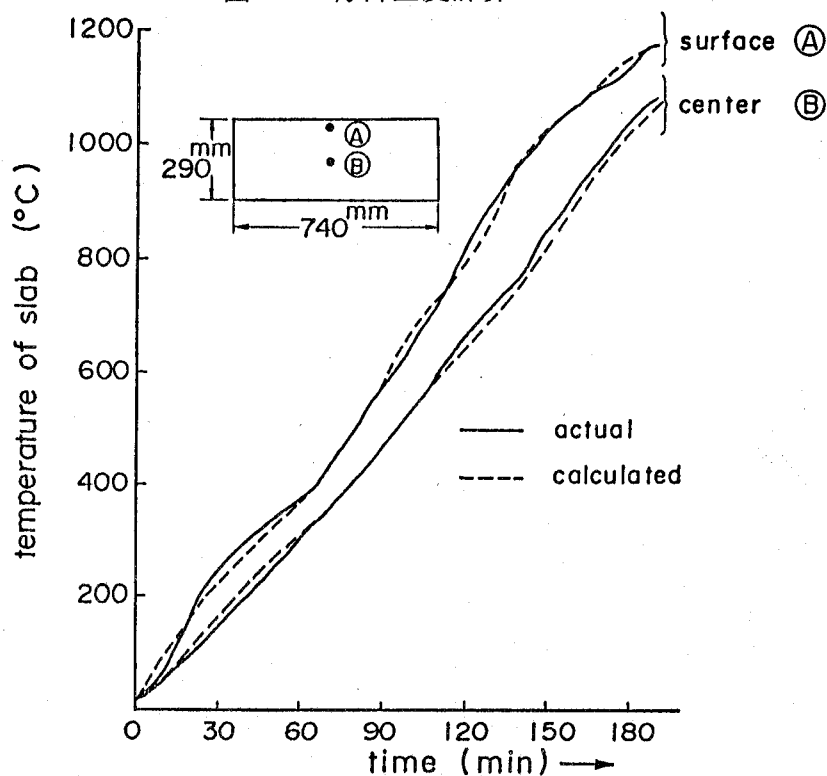


図 2.3 材料温度の計算値と測定値の比較（加熱炉内）

2. 4 目標抽出温度計算モデル

冶金的見地から圧延材の仕上げ出口温度が所定範囲に収まることが必要で、このため粗圧延機・仕上圧延機での温度降下を考慮して抽出時のスラブ目標温度が決定される。

圧延材の温度降下については、厚み方向の1次元熱伝導方程式(2.5)を表面における境界条件(2.6)のもとで解くことにより求める。

$$c \rho \frac{\partial \theta}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\kappa \frac{\partial \theta}{\partial x} \right) + Q \quad (2.5)$$

$$-\kappa \frac{\partial \theta}{\partial x} = q \quad (2.6)$$

ここで、 Q は加工熱、 q はスラブ表面からの放熱量であり、内訳は対流による熱損失、輻射による熱損失、デスケラーおよびスタンド間スプレーによる水冷の熱損失、ロールへの接触伝熱である。

上記の熱伝導方程式を差分法にて解いて圧延温度を算出する。加熱炉抽出から仕上げ圧延機出口までの材料温度(表面温度、中心温度、及び厚み方向平均温度)の計算結果の1例を図2.4に示すが、実測値(表面温度)とよく一致する。図2.5は1ロールチャンス(ロール替えから次のロール替えまで)における各コイル(製品厚み1.2~6.0 mm)に対して加熱炉抽出温度計算値から温度降下モデルにより求めた粗圧延機出口温度・仕上げ圧延機出口温度の計算値と測定値の比較を示すが、 $\pm 10^{\circ}\text{C}$ 程度でよく一致していることがわかる。

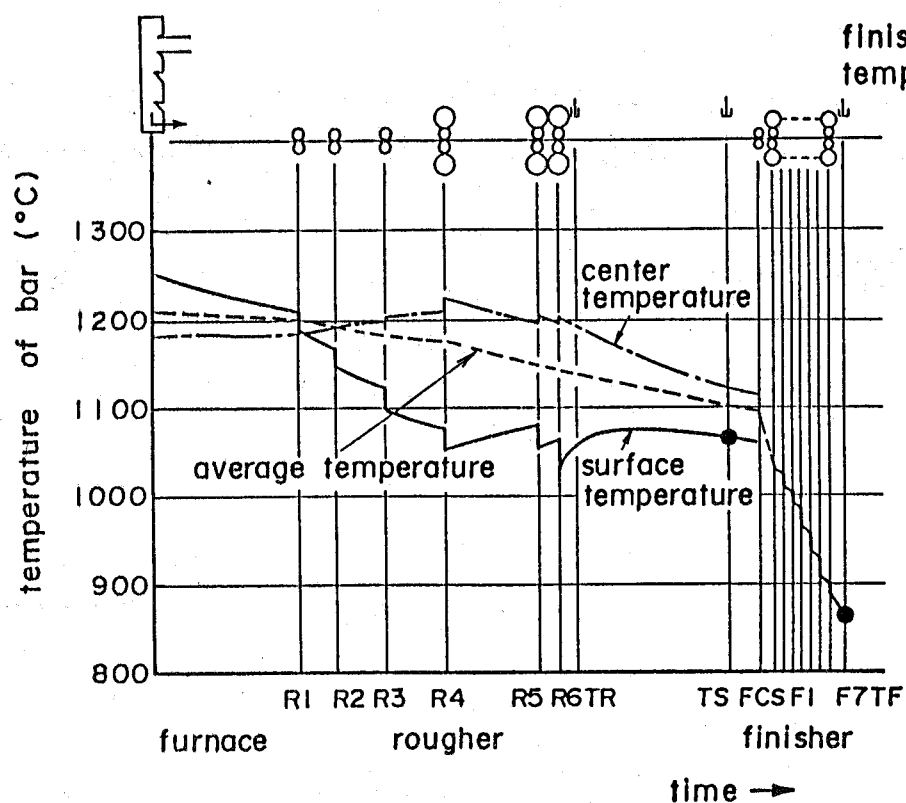


図 2.4 加熱炉抽出後の圧延ラインにおける材料温度

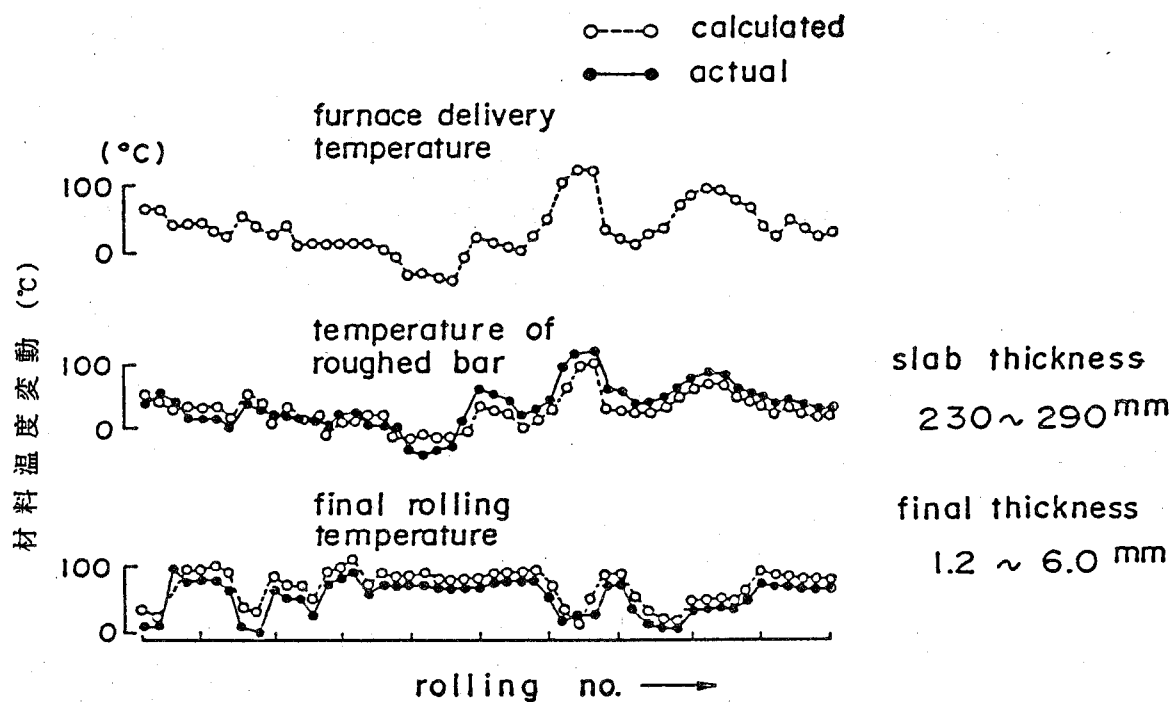


図 2.5 圧延ライン（粗出口・仕上げ出口）における

材料温度の計算値と測定値の比較

2. 5 抽出ピッチの予測

過均熱になることなく抽出時に目標温度に達するように加熱するためには、スラブが炉内を通過していく速度を予測することが極めて重要である。このため、各スラブの圧延ピッチの予測が正確におこなわれ、かつ、それに従って実際の圧延が行われることが必要である。

図2.6にスラブ抽出ピッチ予測モデルの概要を示す。1シフトの目標圧延量、ロール替えなどの休止予定をCRTキーボードから入力する。圧延スケジュールは生産管理用計算機からのデータリンケージにより与えられているので、目標圧延量を達成するためのスラブ抽出ピッチが計算できる。この計算された抽出ピッチから各々のスラブの各帯における滞留時間が求められる。もし、圧延トラブルなどの予定外の休止が発生した場合は、直ちに復旧予定時間がキーインされなければならない。この情報によりスラブの滞留予定時間が修正される。

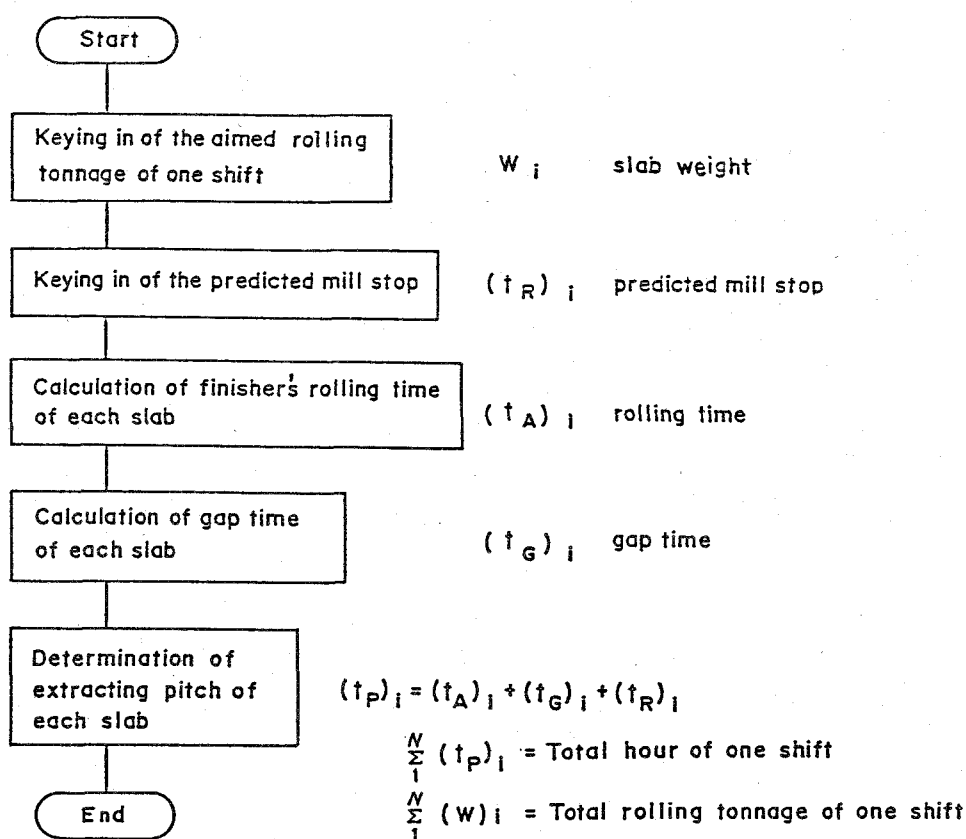


図 2.6 抽出ピッチ決定の考え方

2. 6 燃焼制御

加熱炉制御は分布定数形として取り扱われるべきであるが、上記のごとく厚み、あるいは、目標抽出温度が種々異なるスラブが混在すること、また、抽出ピッチが絶えず変化するなど外乱要因が大きく、実時間でこれらに十分対応するのは難しい。

このため、燃焼制御の方法として、従来から多く実施されているのは、スラブの寸法・在炉時間・目標温度ごとのいくつかの標準条件に対する「昇温曲線」（スラブの炉内位置とスラブの温度の関係を示す曲線）をあらかじめ定めておき、スラブ温度がこの昇温曲線から外れないように炉温を操作するものであった^{3), 4), 5), 6)}。

このような方法では、抽出ピッチの変動などにより各帯の炉温は大きく変動する。とくに、装入側の炉温は必要以上に高い炉温になることがあり、煙突に直結した装入側の炉温が高くなれば、排ガスによる熱損出が増大し省エネルギーの面から好ましくない。

そこで、あらかじめ「昇温曲線」を与えるのではなく、スラブ温度については抽出時の温度のみに注目し、抽出時までにはスラブが所定温度に達するように加熱し、かつ、排ガスによる熱損出が最小となる炉温を時々刻々と決定する制御方式を適用した。すなわち、炉内各スラブに対して、下記の制約条件を満足し、かつ、炉尻側（装入側）炉温を可能な限り下げる炉温を求める。

- (1) 抽出時のスラブの厚み方向平均温度が目標値以上
- (2) 抽出時のスラブの均熱度が目標以上（スラブの表面と中心の温度差が所定値以下という制約と置き換える）
- (3) 各帯の炉温が実現可能

以上のことを、現時点の炉温が今後とも継続するものと仮定し、予定した抽出ピッチでスラブが炉内を移動するとして抽出時のスラブ温度を予測したうえで、現時点の炉温近傍の微小変動の問題として線形化し、4変数（各帯の炉温変更量）の線形計画法の問題として解く。すなわち、制限条件式(2.7), (2.8), (2.9), (2.10)

[抽出時の厚み方向平均温度]

$$\theta_m^0 + \frac{\delta \theta_m}{\delta T_1} \Delta T_1 + \frac{\delta \theta_m}{\delta T_2} \Delta T_2 + \frac{\delta \theta_m}{\delta T_3} \Delta T_3 + \frac{\delta \theta_m}{\delta T_4} \Delta T_4 \geq \theta_m^{aim} \quad (2.7)$$

[抽出時の均熱度（表面と中心の温度差）]

$$\theta_{sc}^0 + \frac{\delta \theta_{sc}}{\delta T_1} \Delta T_1 + \frac{\delta \theta_{sc}}{\delta T_2} \Delta T_2 + \frac{\delta \theta_{sc}}{\delta T_3} \Delta T_3 + \frac{\delta \theta_{sc}}{\delta T_4} \Delta T_4 \leq \theta_{sc}^{aim} \quad (2.8)$$

[ゾーン間温度差制限]

$$-(T_i^0 + \Delta T_i) + (T_{i+1}^0 + \Delta T_{i+1}) \leq \tau_{i,i+1} \quad (2.9)$$

[炉温の上下限]

$$T_i^{min} \leq T_i^0 + \Delta T_i \leq T_i^{max} \quad (2.10)$$

のもとで、次の評価関数 z を最小とする炉温変更量 ΔT_i を求める。

$$z = w_1 \Delta T_1 + w_2 \Delta T_2 + w_3 \Delta T_3 + w_4 \Delta T_4 \rightarrow \text{minimum} \quad (2.11)$$

$$(w_1 \gg w_2 \gg w_3 \gg w_4)$$

ここで、 θ_m^0 および θ_{sc}^0 は現時点の炉温 T_i^0 が継続した場合に予測される抽出時の厚み方向平均温度及び表面と中心の温度差であり、 θ_m^{aim} 、 θ_{sc}^{aim} はそれぞれの目標値である。また $\delta \theta_m / \delta T_i$ 、 $\delta \theta_{sc} / \delta T_i$ は第 i ゾーンの炉温の変更による変化率であり、炉温を微小変化させて抽出時点までのスラブ温度を(2.1)～(2.4)式を使って予測計算することによって求める。

すなわち、

$$\frac{\delta \theta_m}{\delta T_i} = \frac{\theta_m(T_i = T_i^0 + \Delta T_i) - \theta_m(T_i = T_i^0)}{\Delta T_i} \quad (2.12)$$

また、 $\tau_{i,i+1}$ は第 i ゾーンと第 $i+1$ ゾーン間で実現可能な炉温差、 T_i^{max} 、 T_i^{min} は第 i ゾーンの炉温の上限と下限である。

評価関数(2.11)式の係数 w_i については、 $w_1 \gg w_2 \gg w_3 \gg w_4$ とすることにより、(2.7)～(2.10)式の制約条件のもとで炉尻側（装入側）炉温を極力下げようような炉温を求める。このように、サンプリング周期2～3分毎に各スラブに対する炉温変更量を求めることを繰り返す。図2.7に本方式による設定炉温計算例及び材料昇温過程（加熱炉装入口からの距離に対する設定炉温及び材料温度の関係）を示す。図2.7(a)は抽出ピッチが8分と9分の場合の計算値の比較であり、図2.7(b)は

装入温度が25℃（冷片）と500℃（熱片）の場合の計算値の比較である。

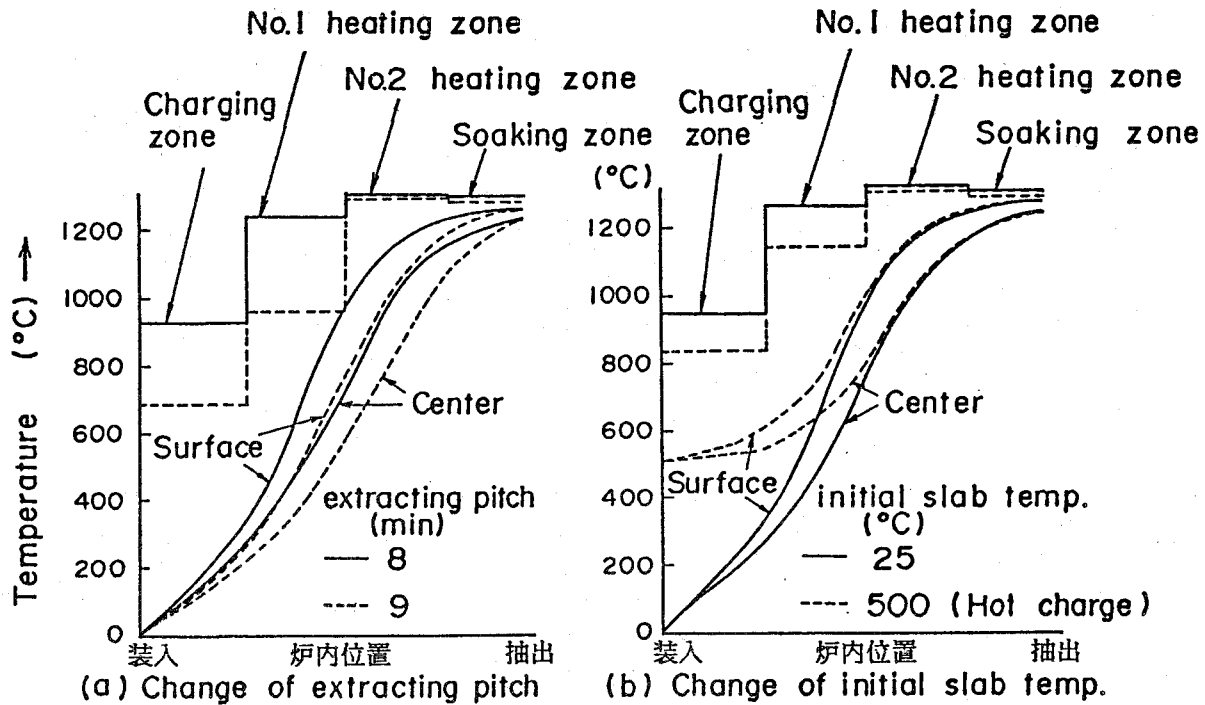


図 2.7 設定炉温計算例と材料昇温過程

ところで、通常は加熱炉内の各スラブの厚み、あるいは目標抽出温度は異なっている。そこで、炉内各スラブに対する平均的な炉温変更量 ΔT_i ($i=1, 2, 3, 4$) を求める必要がある。いま、 $\Delta T_i^{(k)}$ ($i=1, 2, 3, 4$) を第 k 番目のスラブに対して (2.7)～(2.11) 式によって求めた炉温変更量とすると、このスラブの抽出時の目標値からの偏差 ε_k はつぎのようになる。

$$\varepsilon_k = \sum_{i=1}^4 \frac{\delta \theta_m^{(k)}}{\delta T_i} (\Delta T_i - \Delta T_i^{(k)}) \quad (2.13)$$

ここで、第 1 ゾーンに存在する全スラブに対する偏差 ε_k の総和が零となるようにする。このとき、

$$\begin{aligned}\sum_k \varepsilon_k &= \sum_k \sum_{j=1}^4 \frac{\delta \theta_m^{(k)}}{\delta T_j} (\Delta T_j - \Delta T_j^{(k)}) \\ &= \sum_{j=1}^4 \sum_k \frac{\delta \theta_m^{(k)}}{\delta T_j} (\Delta T_j - \Delta T_j^{(k)}) = 0\end{aligned}\quad (2.14)$$

であるから，第 i ゾーンの炉温変更量 ΔT_i はつぎのようになる．

$$\Delta T_i = \sum_k \frac{\delta \theta_m^{(k)}}{\delta T_i} \Delta T_i^{(k)} \bigg/ \sum_k \frac{\delta \theta_m^{(k)}}{\delta T_i} \quad (2.15)$$

ゆえに，第 i ゾーンの設定炉温 T_i はつぎのようになる．

$$T_i = T_i^0 + \sum_k \frac{\delta \theta_m^{(k)}}{\delta T_i} \Delta T_i^{(k)} \bigg/ \sum_k \frac{\delta \theta_m^{(k)}}{\delta T_i} \quad (i=1, 2, 3, 4) \quad (2.16)$$

以上に述べてきた設定炉温計算方法のフローチャートを図 2.8 に示す．

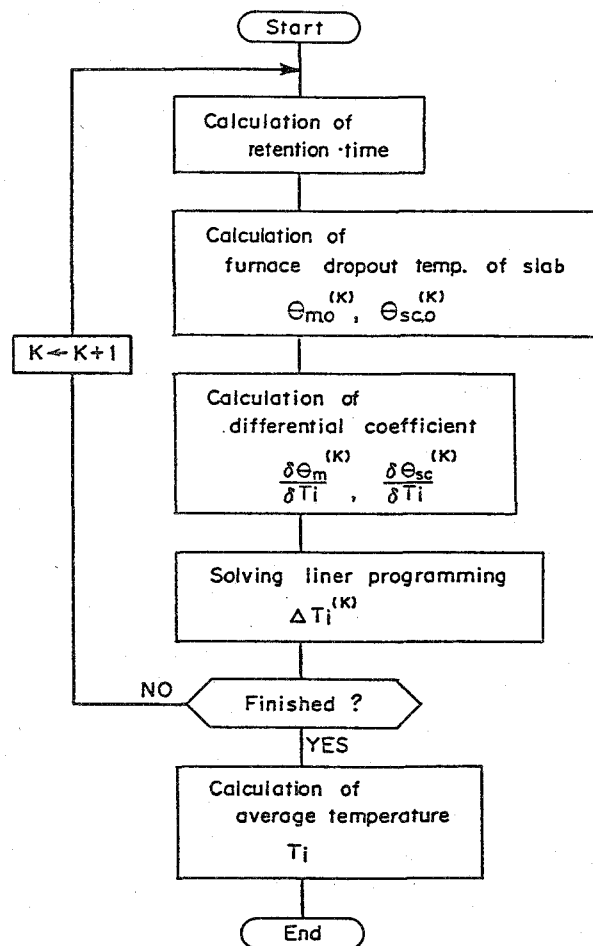
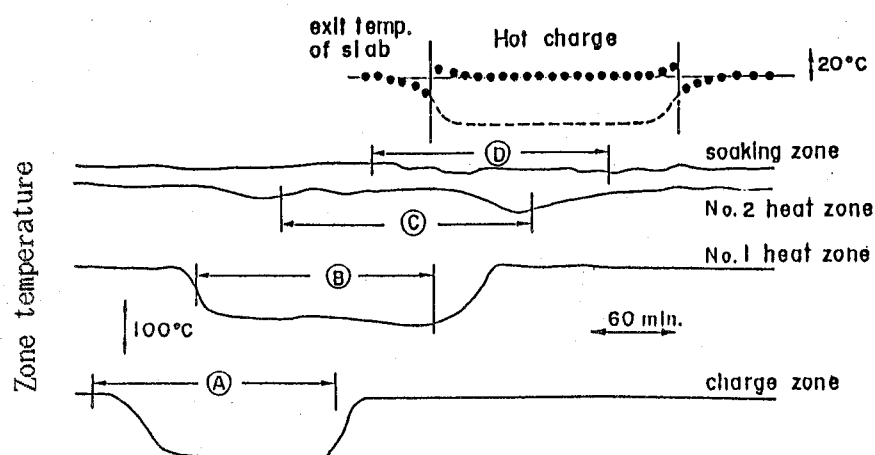
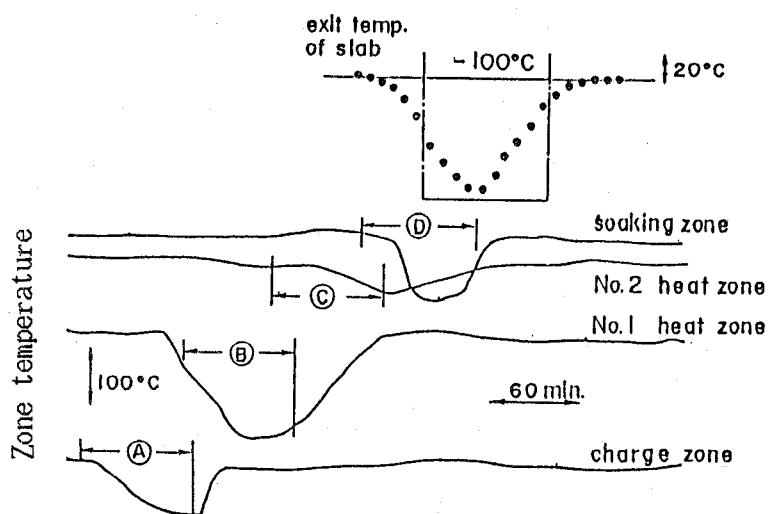


図 2.8 設定炉温計算のフローチャート

図 2.9 には、異なった条件のスラブが混在する場合の炉温設定のシミュレーション結果を示す。図 2.9 (a) は熱片 (500℃) が装入された場合の各ゾーンの炉温の動きと抽出温度で、①の部分で予熱帯に熱片が順次20本装入され、②の部分で第1加熱帯に入り、③の部分で第2加熱帯に入り、④の部分で均熱帯に入った後、順次抽出される。図より、熱片に対しては、予熱帯・第1加熱帯の炉温を下げて、抽出温度を±15℃に制御していることがわかる。図 2.9 (b) は、目標抽出温度が100℃低いものが10本装入された場合で、この場合も、極力、予熱帯・第1加熱帯の炉温を下げているが、内外温度差を確保するためにはある程度以上は下げられず、均熱帯の炉温を下げる結果になっている。



(a) (Ordinary → Hot charge)



(b) (ordinary → -50°C exit temp.)

図 2.9 設定炉温計算のシミュレーション結果

2. 7 制御結果

ホットチャージ材（装入温度約500℃）と通常の冷片（装入温度40℃）の混在した場合のスラブ抽出温度の制御結果を図2.10に示すが、抽出温度は目標値に対して±15℃の偏差に制御されている。

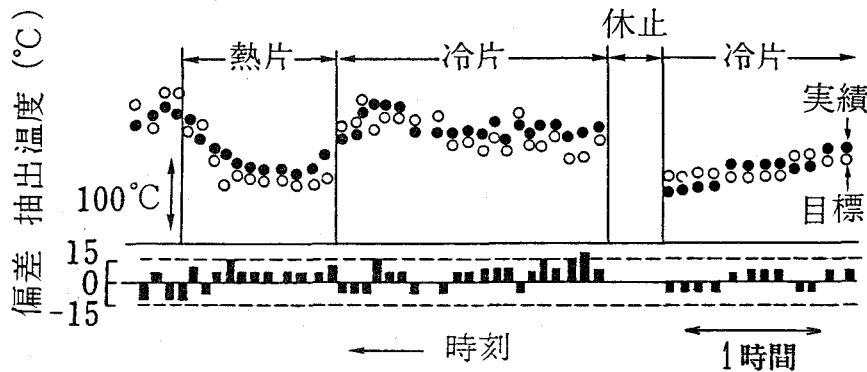


図 2.10 自動制御時における抽出温度の目標値からの偏差

図2.11の制御例は冷片とホットチャージ材の境界に休止（圧延機のロール替えなどのためスラブの抽出を停止する）がある場合の第2加熱帯および均熱帯の炉温と燃料流量を示してある。休止後再開1本目となるホットチャージ材は時刻Aで第2加熱帯に入り、時刻Bで均熱帯に入り、時刻Cで均熱帯の先頭に達して休止となり、時刻Dで抽出される。このようなスラブの動きに対応して、第2加熱帯では時刻Bで燃料流量を減少させて時刻Cから始まる休止に備えているのがわかる。

また、図2.12には自動制御と手動操作の炉を同一タイミングで比較する実験をした時の均熱帯の炉温と燃料流量の動きを示す。この実験の結果、自動制御を適用した加熱炉の燃料消費量は手動操縦炉の加熱炉と比較して、鋼材1 t 当り約1万kcal（約4％）の省エネルギー効果があることが確認できた。

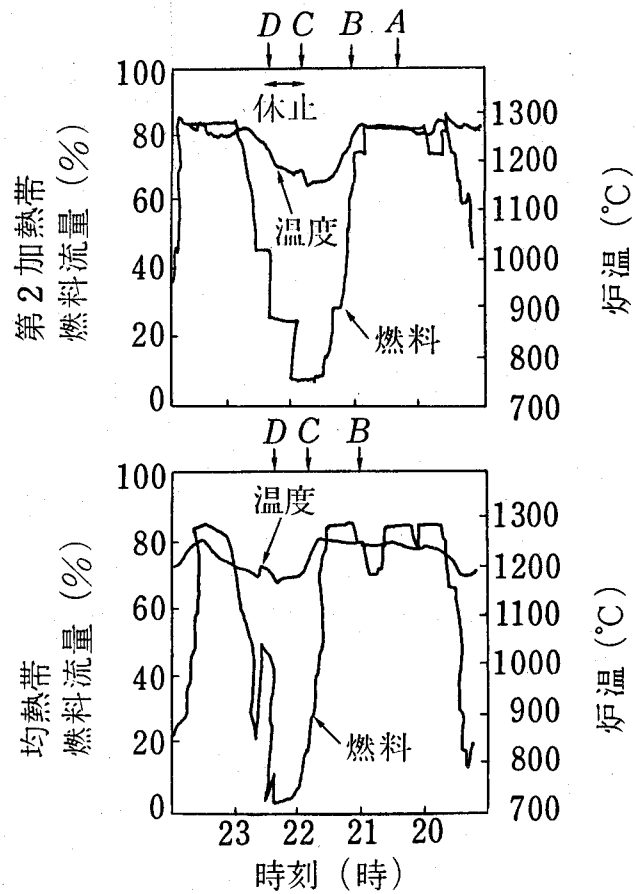


図 2.11 自動制御時の炉温と燃料流量の変化 (予定休止の場合)

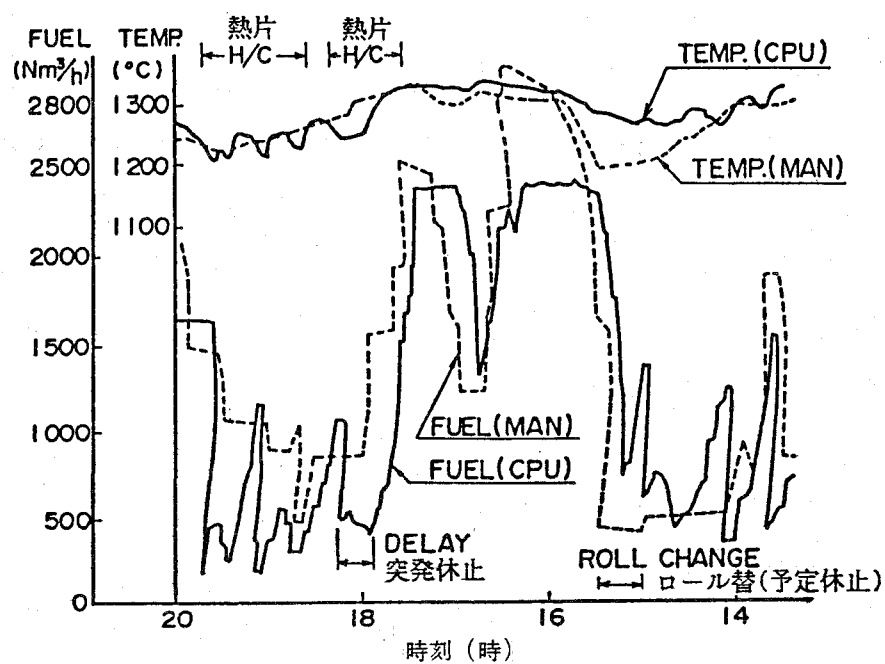


図 2.12 自動制御と手動操炉の比較 (均熱帯の炉温と燃料流量)

2. 8 結 言

抽出時のスラブ温度を所定値にし、かつ、排ガスによる熱損出を最小にするように炉内各帯の炉温を線形計画法により設定する連続加熱炉の燃焼制御法を確立した。

従来の方法では、あらかじめ「昇温曲線」を与えていたが、このような方法では、抽出ピッチの変動などにより各帯の炉温は大きく変動する（特に炉尻側の炉温が不必要に変動する）ことになり、排ガスによる熱損出が増大し省エネルギーの面から好ましくない。

ここで提案した制御方法は、あらかじめ「昇温曲線」を与えるのではなく、スラブ温度については抽出時の温度のみに注目し、抽出時までにスラブが所定温度に達するように加熱し、かつ、排ガスによる熱損出が最小となる炉温を線形計画法により時々刻々と決定する制御方式である。すなわち、炉内各スラブに対して、下記の制約条件を満足し、かつ、炉尻側炉温を可能な限り下げる炉温を求める。

- (1) 抽出時のスラブの厚み方向平均温度が目標値以上
- (2) 抽出時のスラブの均熱度が目標以上（スラブの表面と中心の温度差が所定値以下）
- (3) 各帯の炉温が実現可能

以上のことを、現時点の炉温が今後とも継続するものと仮定し、予定した抽出ピッチでスラブが炉内を移動するとして抽出時のスラブ温度を予測したうえで、現時点の炉温近傍の微小変動の問題として線形化し、4変数（各帯の炉温変更量）の線形計画法の問題として解く。

本制御法を実プロセスに適用した結果、ホットチャージ材（装入温度約500℃）と通常の冷片（装入温度40℃）の混在した場合であっても、抽出温度は目標値に対して±15℃の偏差に制御されている。また、自動制御を適用した加熱炉の燃料消費量は手動操炉の加熱炉と比較して、鋼材1 t 当り約1万kcalの省エネルギー効果があることを確認した。本制御システムは1977年より住友金属鹿島製鉄所のホットストリップミルの連続加熱炉において実用化し、所期の効果を発揮し順調に稼働している。

ホットストリップミルの連続加熱炉燃焼制御に適用した上述の手法の特徴は、偏微分方程式系、すなわち、分布定数系を材料温度分布と炉内位置を初期状態量として、現在の操作量（炉温）を保持した場合の終端値（抽出時の材料温度分布）を予測し、該操作量の微小変動の問題として線形化することにより線形計画法（Linear Programming）として定式化したことである。

この手法はピレットの連続加熱炉にも適用されたほか¹⁰⁾、同様のプロセスに順次適用拡大され¹¹⁾、その手法の有効性が示された。さらに、評価関数(2.11)式を燃料消費量と直接結び付けようとする試みがなされ^{12), 13)}、ある程度の成果を挙げているものの必ずしも満足できるものでなく、今後の検討課題である。

なお、本論文ではスラブの温度を1次元の熱伝導方程式をもとに計算し均熱度をスラブの表面温度と中心温度の差によって評価したが、最近では計算機の演算速度の高速化により厚み方向と長さ方向の2次元の熱伝導の計算がリアルタイムで可能となった。この場合でも、スキッド（加熱炉内で材料を支えるビーム）に接触した部分の厚み方向平均温度とその影響のない部分の厚み方向平均温度の温度差を均熱度の評価とすることにより本論文の手法がそのまま適用されている。

2. 9 記 号

c : 比熱 ($\text{Kcal}/\text{Kg}^\circ\text{C}$)

q : 材料表面からの放熱量 ($\text{Kcal}/\text{m}^2\text{h}$)

Q : 塑性変形によって発生する加工熱 ($\text{Kcal}/\text{m}^3\text{h}$)

t : 時間 (h)

T_F : 炉温 ($^\circ\text{C}$)

T_i^0 : 第 i ゾーンの現時点における炉温 (基準炉温) ($^\circ\text{C}$)

ΔT_i : 第 i ゾーンの炉温変更量 ($^\circ\text{C}$)

x : 厚み方向座標 (m)

θ : 材料温度 ($^\circ\text{C}$)

$\theta_s, \theta_q, \theta_c$: 材料表面温度, 表面と中心の中間点温度, 中心温度 ($^\circ\text{C}$)

$\theta_m^0, \theta_{sc}^0$: 現時点の炉温が継続した場合に予測される抽出時の厚み方向平均温度
及び表面と中心の温度差 ($^\circ\text{C}$)

$\theta_m^{aim}, \theta_{sc}^{aim}$: 抽出時の厚み方向平均温度及び表面と中心の温度差の目標値 ($^\circ\text{C}$)

$\delta \theta_m / \delta T_i, \delta \theta_{sc} / \delta T_i$: 第 i ゾーンの炉温の変更による抽出時の厚み方向平
均温度及び表面と中心の温度差の変化率 ($^\circ\text{C}/^\circ\text{C}$)

κ : 熱伝導率 ($\text{Kcal}/\text{m h }^\circ\text{C}$)

ρ : 密度 (Kg/m^3)

Φ_{CG} : 総括熱吸収率 (—)

第 3 章 鋼板の厚み制御

第3章 鋼板の厚み制御

3.1 緒言

ホットストリップミルの厚み制御における鋼板の厚み検出法としてはむだ時間が不可避となる厚み計を用いるのではなく、圧延機自体をいわば厚み計とし、圧下位置（無負荷時のロール間隙）と圧延荷重からロール間隙を出た直後の厚みを演算により求める方法（このようにして求めた演算板厚をゲージメータ板厚という）が広く利用されている。このような演算による板厚測定方法は BISRA (British Iron and Steel Research Association) によって提案され、通常の厚み計と区別するため Gaugemeter と名付けられた¹⁾。この方式は Davy and United Engineering Co. Ltd. によって実操業に導入され自動厚み制御装置として完成した^{2), 3)}。

一方、ロール間隙の操作の高速化については、ワードレオナードからサイリスタレオナードへの移行など電動機制御法の発展による着実な進歩がみられたが、近年ではサーボバルブを使用する位置制御式油圧圧下装置の開発・導入が進みこの点に関する飛躍的進歩が達成された。

本章では、圧延材の寸法・材質など圧延条件の変化と厚み制御系の動特性変化の関係を明らかにし、これらの状況変化の影響を考慮して常に最適ゲインにゲイン設定するゲインスケジューリングの手法を導き、実機において厚み変動を測定してその効果を確認した。

さらに、連続（タンデム）圧延機において上流スタンドでの圧延荷重変動を検出することにより、下流スタンドで発生する板厚変動を予測する数式モデルを導き、この数式モデルをもとに予測した外乱予測値を用いて下流スタンドをフィードフォワード制御する手法を開発し、板厚精度を大幅に向上させた。

このフィードフォワード制御則は、既知外乱のある場合の最適レギュレータ問題の解として導出でき、予見した将来の外乱予測値を指数関数で表される重みを掛けて平均化処理したものを操作指令としていることを示した。また、これを周波数領域でみれば操作端の位相遅れを全周波数域で補償しようとするものであることを示した。

3. 2 ゲージメータ厚み制御

圧延機の出口板厚 h は無負荷時のロール間隙 S と圧延荷重 P とを検出することにより (3.1) 式にて求められる (図 3.1)。

$$h = S + \frac{P}{M} \quad (3.1)$$

(3.1) 式の h をゲージメータ厚, M をミル剛性係数という。

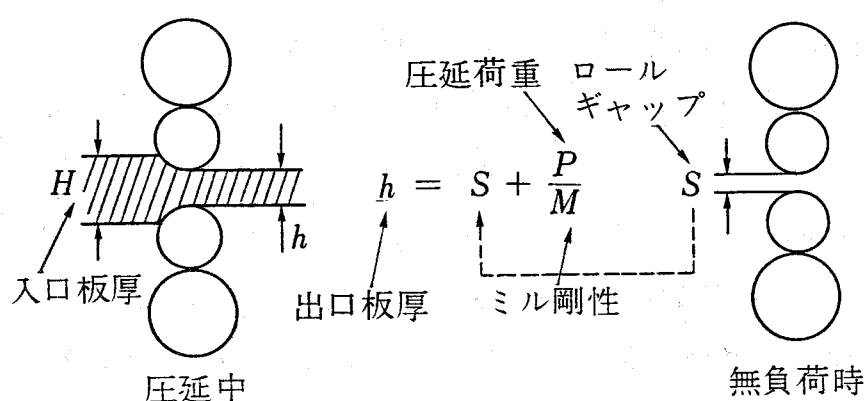


図 3.1 'Gaugemeter' による板厚検出

図 3.2 はゲージメータによる演算板厚と X-ray 厚み計による検出板厚を比較するため、圧延途中でロール間隙 S を故意に変動させたものだが、両者はよく一致している。なお、両者の差が徐々に変化しているのは、無負荷時のロール間隙 S を実際には圧下ネジの移動量をもって代用するため、ロールの熱膨張によりロール間隙が変化するためと考えられる。

ロールの摩耗、熱膨張などによるロール間隙の変化が正しく (3.1) 式に反映されないため、ゲージメータ厚の絶対精度はよくない。したがって、ゲージメータは材料先端を基準点としてそこからの板厚の変化の検出に利用される。すなわち、(3.2) 式である。

$$\Delta h = \Delta S + \frac{\Delta P}{M} \quad (3.2)$$

$$\Delta S = S - S_L, \quad \Delta P = P - P_L$$

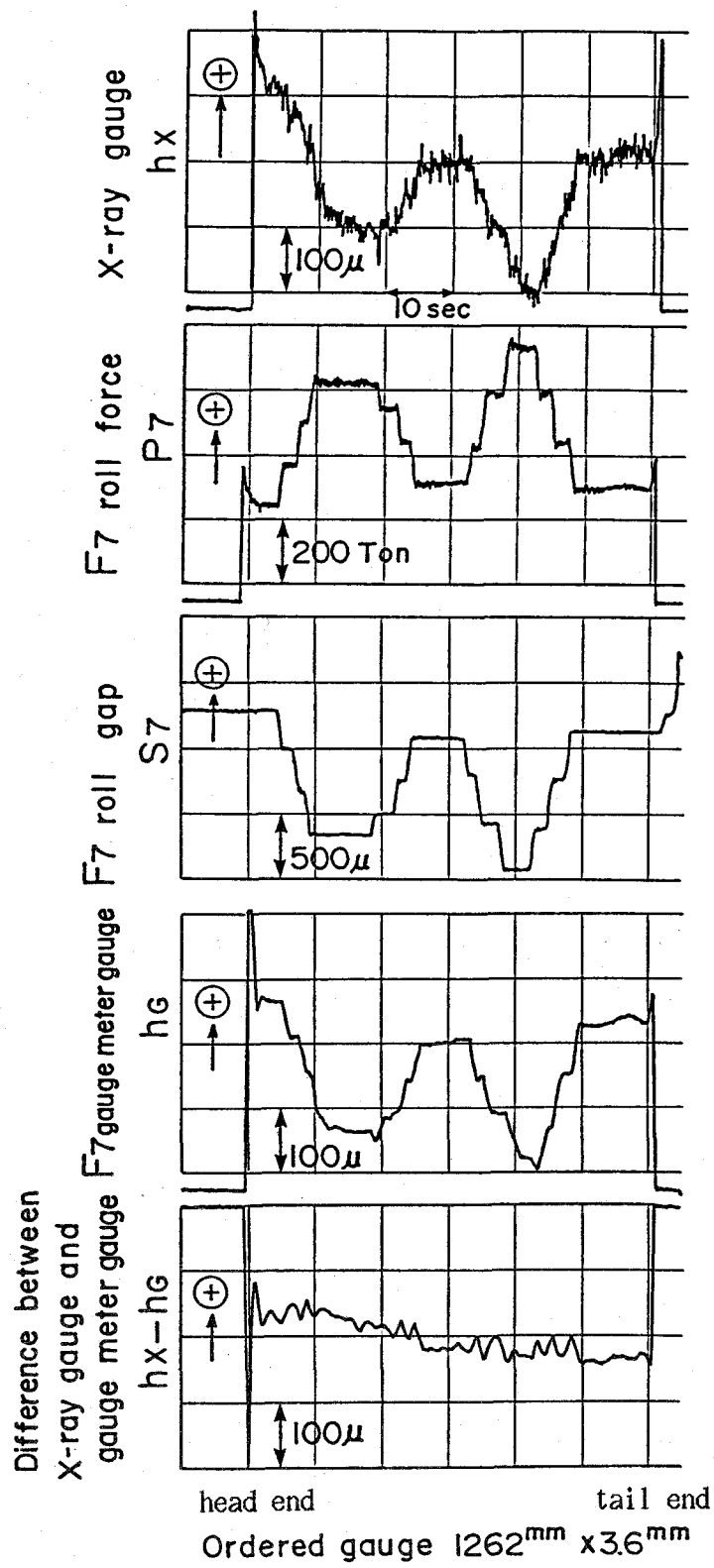


図 3.2 X-ray 厚み計とゲージメータによる検出板厚との比較

ただし、 S_L 、 P_L は材料先端圧延直後の時点における S と P であり、これらの基準点を定めて制御することをロックオンという。ところで、 ΔS だけの圧下変化があると圧延荷重は (3.3) 式で与えられる量だけ変化する。

$$\Delta P = - \frac{MQ}{M+Q} \Delta S \quad (3.3)$$

ここで、 Q は塑性係数といわれ、 $Q = -\partial P / \partial h$ で定義されるものであり、材料の硬さや厚みによって変化する。(3.2)、(3.3) 式にもとづいて厚み制御系をブロック線図で表現したのが図 3.3 である。図 3.3 において、 K_p はゲージメータ板厚偏差から圧下電動機への圧下速度指令を求める比例ゲイン、 $G_v(s)$ は圧下電動機 of 速度制御系の伝達関数であり、固有振動数 ω_n の 2 次遅れで表現する。 ΔP_d は入口板厚変動、加熱時の焼けむらなどに起因する荷重外乱である。

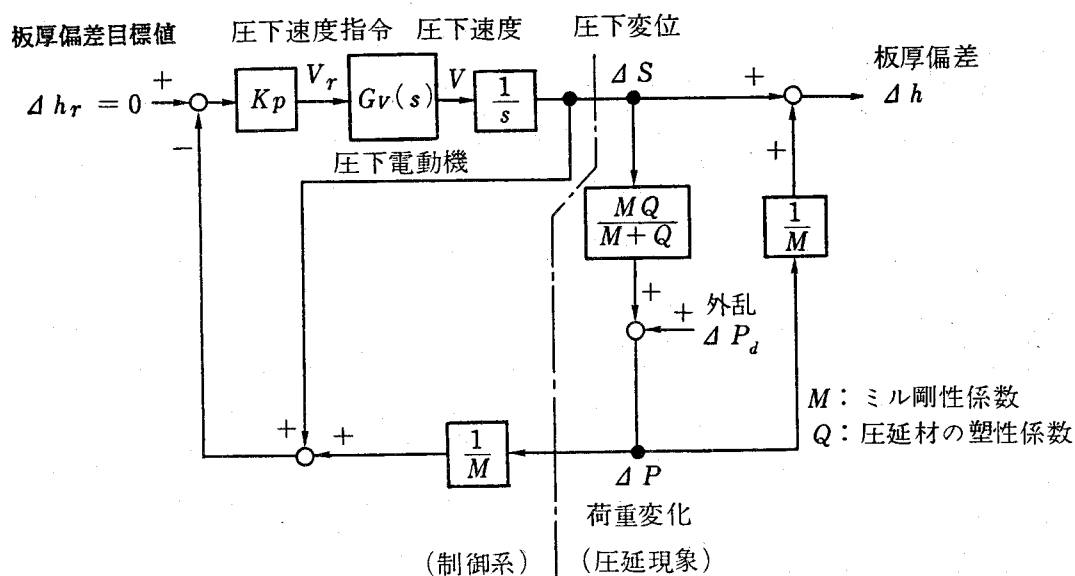


図 3.3 ゲージメータ AGC (板厚制御系) のブロック線図

図 3.3 のブロック線図はパラメータ K を (3.4) 式のように定義するとき、図 3.4 のブロック線図に等価変換できることは容易に示される。ここで、 $\Delta h_d = \Delta P_d / M$ とした。

$$K = K_p \frac{M}{M+Q} \quad (3.4)$$

ゆえに、図 3.3 のゲージメータ厚み制御系のステップ応答はパラメータ K によって整理できて図 3.5 に示されるようになる。

図 3.4 の制御系において、ゲイン余裕 15dB 程度にゲイン調整すると、
 $K = 0.3 \omega_n$ すなわち、

$$K_p = 0.3 \omega_n \frac{M+Q}{M} \quad (3.5)$$

となり、材料ごとにミル剛性係数 M 、塑性係数 Q を求めて (3.5) 式によりゲイン K_p を設定することになる。圧延条件により (3.5) 式により求めた制御ゲインは数倍も異なっており、ゲインスケジューリングの必要性が理解できる。図 3.6 は実機において、制御ゲインの設定値を変化させて厚み変動を測定し、その効果を調べたものでゲインスケジューリングの効果が確認できた。

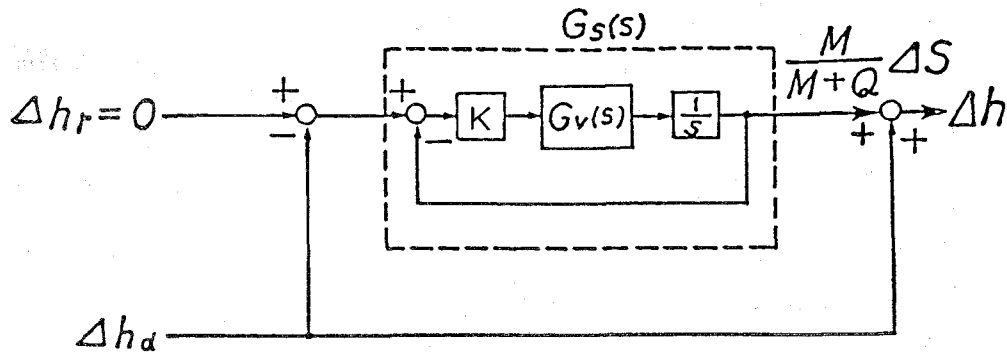


図 3.4 ゲージメータ AGC の等価ブロック線図

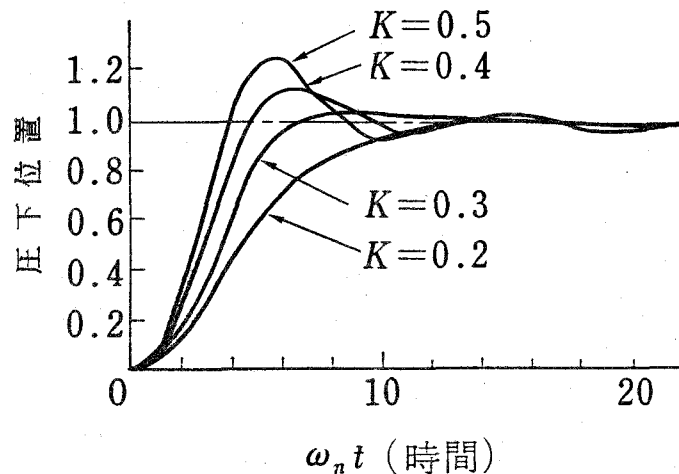
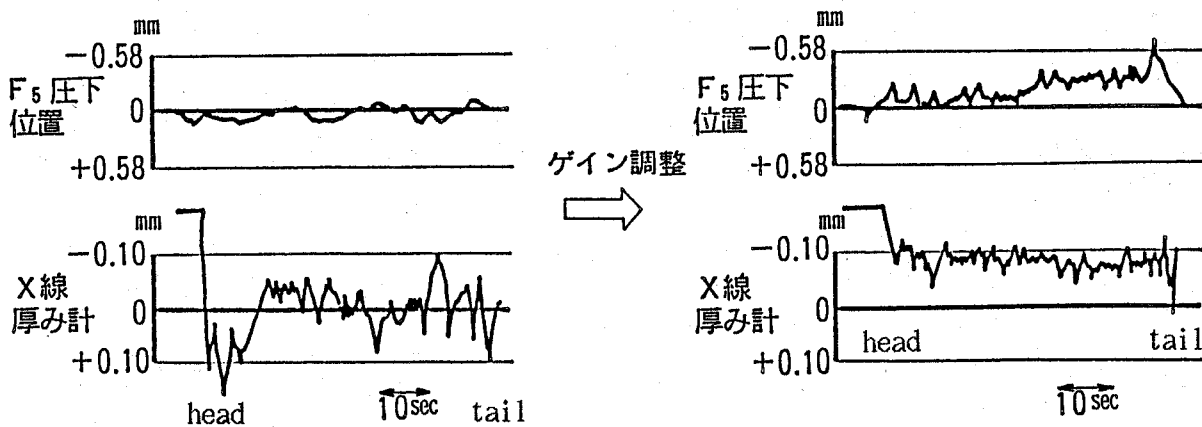


図 3.5 圧下位置制御系 ($G_s(s)$) のステップ応答

〔実機適用結果〕



サイズ幅 1604mm×厚 9.50mm(F₅仕上)

図 3.6 ゲインスケジューリングの効果

3. 3 フィードフォワード制御

ホットストリップミルの仕上げ圧延機では6～7スタンドの連続圧延にて製品厚まで一気に圧延する。この場合、温度むらに起因する圧延荷重変動は各スタンドを伝播するので、上流スタンドでの圧延荷重検出値にもとづき下流スタンドをフィードフォワード制御できる(図3.7)。

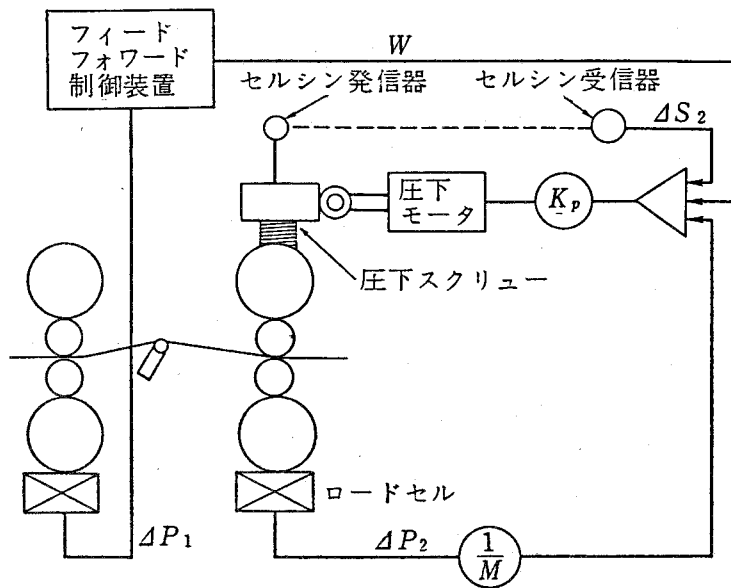


図 3.7 フィードフォワード AGC の構成

(1) 外乱の予測⁵⁾

図3.7のごとく2スタンドの組合せについて考える。上流スタンドの圧下を固定し、圧延荷重の変動 ΔP_1 を測定することにより、当該スタンド出口板厚変動と材料温度変動を求め、下流スタンドで発生する板厚外乱 Δh_d を推定する。

圧延荷重 P は変形抵抗 K_m 、板幅 b 、接触弧長 l_d 、圧下力関数 Q_p により、

(3.6)式で表される。

$$P = K_m b l_d Q_p \quad (3.6)$$

ここで、 l_d 、 Q_p は入口板厚 H 、出口板厚 h の関数である。よって、圧延荷重変動 ΔP は入口板厚変動 ΔH 、出口板厚変動 Δh 、変形抵抗変動 ΔK_m によって、

(3.7)式で表される。

$$\Delta P = \frac{\partial P}{\partial H} \Delta H + \frac{\partial P}{\partial h} \Delta h + \frac{\partial P}{\partial K_m} \Delta K_m \quad (3.7)$$

さらに、圧下 S を固定しているので $\Delta S = 0$ であるから、(3.2)式より、

$$\Delta h = \frac{1}{M} \Delta P \quad (3.8)$$

(3.7)、(3.8)式より、

$$\Delta h = \frac{1}{M+Q} \left[\frac{\partial P}{\partial H} \Delta H + \frac{\partial P}{\partial K_m} \Delta K_m \right] \quad (3.9)$$

ところで、板厚変動の主要因は加熱炉における焼けむら（スキッドマークといわれる）であるから、上流スタンドにおける材料の変形抵抗の変動が下流スタンドにおいても同じ比率で発生すると考えてよい。さらに、上流スタンドの入口板厚の変動を無視すれば、(3.7)、(3.8)式より、

$$\Delta K_{m2} = \frac{K_{m2}}{K_{m1}} \Delta K_{m1} = \frac{K_{m2}}{K_{m1}} \frac{1 + Q_1/M_1}{(\partial P / \partial K_m)_1} \Delta P_1 \quad (3.10)$$

ここで、添字1は上流スタンド、添字2は下流スタンドを意味する。

ゆえに、下流スタンドで発生する板厚外乱 Δh_d は(3.9)式に(3.10)式を代入することにより、つぎの(3.11)式により推定できることがわかる。

$$\Delta h_d(t+t_D) = \frac{1}{M_2 + Q_2} \left[\left(\frac{\partial P}{\partial H} \right)_2 \frac{1}{M_1} + \frac{K_{m2} (\partial P / \partial K_m)_2}{K_{m1} (\partial P / \partial K_m)_1} \left(1 + \frac{Q_1}{M_1} \right) \right] \Delta P_1(t)$$

$$= \frac{1}{M_2 + Q_2} \left[\left(\frac{\partial P}{\partial H} \right)_2 \frac{1}{M_1} + \frac{P_2}{P_1} \left(1 + \frac{Q_1}{M_1} \right) \right] \Delta P_1(t) \quad (3.11)$$

ここで、 $\partial P / \partial H$ は圧延荷重の入口板厚についての偏微分係数、 t_D は上流スタンドから下流スタンドへの圧延材の伝播時間であり、(3.11)式によって現時刻 t より t_D だけ未来の外乱 $\Delta h_d (= \Delta P_d / M)$ が予知できるわけである。

(2) 制御方法

簡単のため、圧下電動機の動特性 $G_v(s)$ を無視すれば、図3.3の制御系は(3.12)式で表現できる。

$$\begin{aligned} \frac{d}{dt} \Delta S(t) &= - \frac{M}{M+Q} K_p \Delta S(t) + K_p w(t) - K_p \Delta h_d(t) \\ \Delta h(t) &= \frac{M}{M+Q} \Delta S(t) + \Delta h_d(t) \end{aligned} \quad (3.12)$$

ここで、新しく加えられた制御入力 w としては、評価関数 J を最小とするものを求める。

$$J = \int_0^{\infty} (\Delta h^2(\tau) + r w^2(\tau)) d\tau \quad r > 0 \quad (3.13)$$

(3.12), (3.13)式は既知外乱 Δh_d のある場合の最適レギュレータの問題となり、最適制御則 w_{OPT} はつぎのようになる⁶⁾。

$$w_{opt}(t) = - \frac{1}{r} K_p (f \Delta S(t) - g(t)) \quad (3.14)$$

$$2 \frac{M}{M+Q} K_p f + \frac{1}{r} K_p^2 f^2 - \left(\frac{M}{M+Q} \right)^2 = 0 \quad (3.15)$$

$$\begin{aligned} \frac{d}{dt} g(t) &= \left(- \frac{M}{M+Q} K_p + \frac{1}{r} K_p^2 f \right) g(t) \\ &\quad - K_p f \Delta h_d(t) + \frac{M}{M+Q} \Delta h_d(t) \end{aligned} \quad (3.16)$$

よって,

$$w_{opt}(t) = \left[-\frac{M}{M+Q} \Delta S(t) - K \int_0^{\infty} \exp(-K\tau) \Delta h_d(t+\tau) d\tau \right] \times (\delta - 1) \quad (3.17)$$

ここで,

$$K = \frac{M}{M+Q} K_p \delta, \quad \delta^2 = 1 + \frac{1}{r} \quad (3.18)$$

wを(3.17)式のようにするとき図3.3を図3.8のように書き換えると圧下指令uはつぎのようになる.

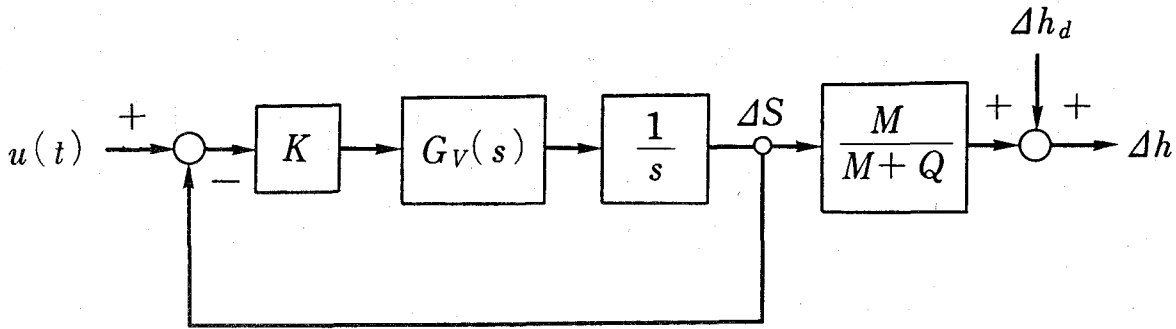


図 3.8 ゲージメータ AGC の等価ブロック線図

$$u(t) = -\frac{M+Q}{M} \left[\int_0^{\infty} K \exp(-K\tau) \Delta h_d(t+\tau) d\tau - \frac{1}{\delta} \int_0^{\infty} K \exp(-K\tau) (\Delta h_d(t+\tau) - \Delta h_d(t)) d\tau \right] \quad (3.19)$$

ここで, $\delta \gg 1$ として第2項を無視すると

$$u(t) = -\frac{M+Q}{M} \int_0^{\infty} K \exp(-K\tau) \Delta h_d(t+\tau) d\tau \quad (3.20)$$

結局, 現時刻 t から将来の外乱 $\Delta h_d(\tau)$ を $K \exp(-K\tau)$ で重みづけた平均値 (3.20) 式を圧下指令とするフィードフォワード制御が得られる.

ところで, 実際には時刻 t から $t + t_D$ までの外乱しか予測できないので,

$\tau > t_D$ については

$$\Delta h_d(t+\tau) = \Delta h_d(t+t_D) \quad (3.21)$$

と仮定する.

ここで, ゲイン K とスタンド間の伝播時間 (予測時間) t_D について,

$$K t_D > 3 \quad (3.22)$$

の関係があり、かつ、外乱 $\Delta h_d(t)$ について変動が有界であり、

$$|\Delta h_d(t+\tau) - \Delta h_d(t+t_D)| < B \text{ (定数)} \quad (\tau > t_D) \quad (3.23)$$

が満足されていれば、

$$\left| \int_{t_D}^{\infty} K \exp(-K\tau) (\Delta h_d(t+\tau) - \Delta h_d(t+t_D)) d\tau \right| \leq B \exp(-K t_D) \quad (3.24)$$

であるから、上記(3.21)式の仮定は妥当なものである。

また、(3.18)式で与えられるゲイン K については、圧下電動機の動特性 $G_U(s)$ を無視したためのもので、実際には、 $G_U(s)$ は固有振動数 ω_n の 2 次遅れ系で表現され、ゲイン K は前節の結果より、 $K = 0.3\omega_n$ に設定する。サイリスタレオナード方式の電動圧下であれば $\omega_n = 20 \text{ rad/sec}$ 程度であるから、スタンド間伝播時間 t_D が 0.5 秒以上であれば(3.22)式は成立する。

(3) フィードフォワード制御の特性

上記で求めたフィードフォワード制御法の特性について検討してみる。

(i) ステップ応答 上流スタンドでステップ状に温度が変化した場合のシミュレーション結果を図 3.9 に示す。フィードフォワード制御の場合、外乱が下流スタンドに到達する前に圧下をあらかじめ変化させて板厚偏差 Δh を最小限に抑えている。

(ii) 周波数応答 図 3.8 における圧下変化指令 u から圧下変化 ΔS への周波数伝達関数は(3.25)式のようになり、角周波数 ω に対して $\tan^{-1}(\omega/K)$ だけ位相が遅れる。

$$G_S(j\omega) \simeq \frac{K}{K + j\omega} \quad (3.25)$$

一方、(3.20)式より目標圧下変化 $\Delta S_c = -(M+Q)/M \cdot \Delta h_d$ から指令値 u への周波数伝達関数は(3.26)式となり、 $\tan^{-1}(\omega/K)$ だけ位相を進める。

$$G_F(j\omega) \simeq \frac{K}{K - j\omega} \quad (3.26)$$

この結果、フィードフォワード制御の場合の目標圧下変化 ΔS_c から圧下変化 ΔS

への周波数伝達関数は(3.27)式となり、全ての角周波数 ω について位相遅れをもたない。

$$G_S(j\omega) \cdot G_F(j\omega) \simeq \frac{K^2}{K^2 + \omega^2} \quad (3.27)$$

この様子を図3.10の周波数応答に示す。

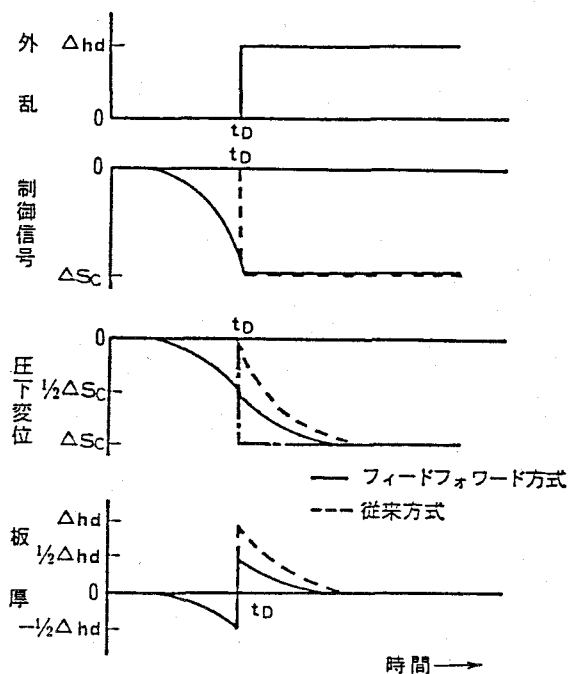


図 3.9 フィードフォワードAGCのステップ応答

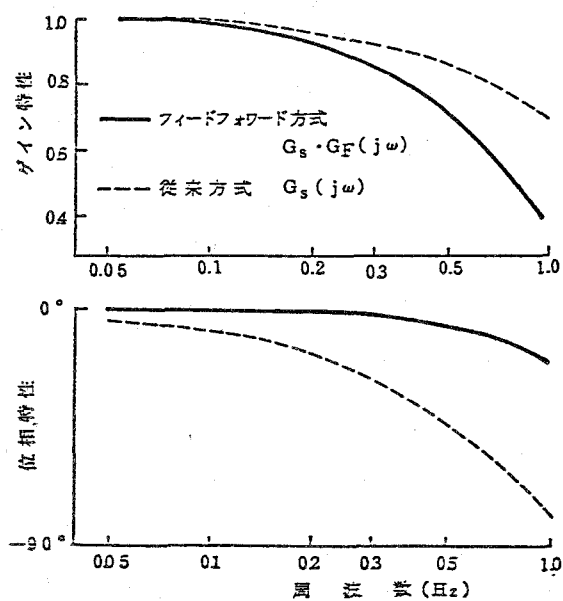


図 3.10 フィードフォワードAGCの周波数特性

(4) 実機での適用結果

ホットストリップミル仕上げ圧延機群の第4スタンドの圧延荷重を検出して、第5スタンドの圧下をフィードフォワード制御した実機適用例を図3.11に示すが、板厚偏差が大幅に改善されていることがわかる。

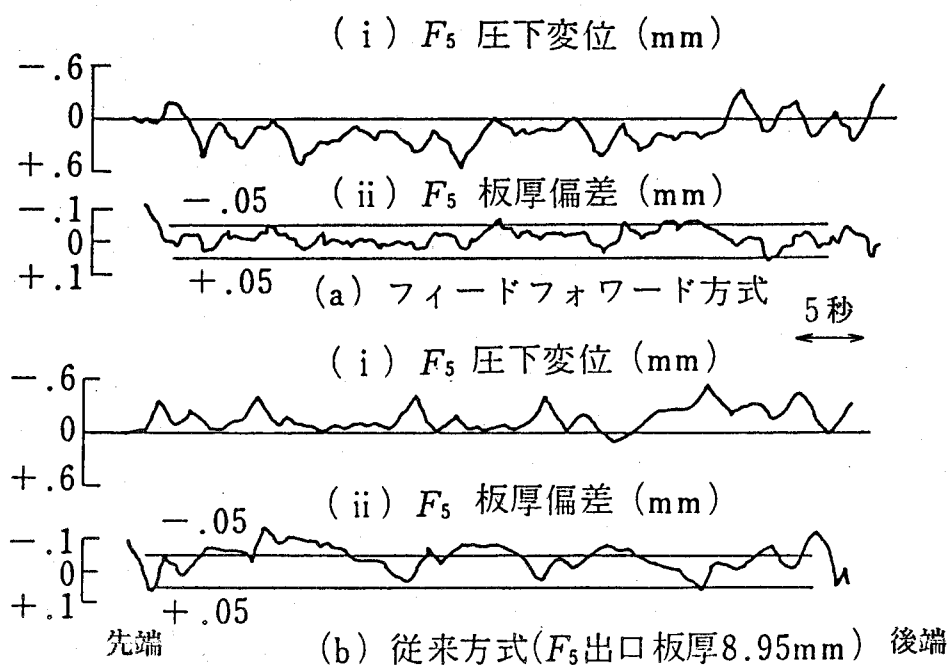


図 3.11 フィードフォワードAGCの実機適用例 (仕上げ厚み 8.95mm)

3. 4 結 言

圧延材の寸法・材質などにより厚み制御系の最適ゲインが数倍も変化するので、これらの影響を考慮してゲイン設定するゲインスケジューリングの手法について述べ、実機において厚み変動を測定し、その効果を確認した。

つぎに、連続（タンデム）圧延のスタンド間の材料移送時間を利用して、スタンドを伝播する温度むらに起因する圧延荷重変動を上流スタンドでの圧延荷重測定値によって検出し、下流スタンドへフィードフォワード制御する手法について述べた。このフィードフォワード制御則は、既知外乱のある場合の最適レギュレータ問題の解として導出でき、予見した将来の外乱予測値を指数関数で表される重みを掛けて平均化処理したものであることを示した。また、これを周波数領域でみれば操作端の位相遅れを全周波数域で補償しようとするものであることを示した。

なお、この結果は早勢ら⁷⁾の目標値の未来値を利用する追従制御の理論を実プロセスに適用したことになっていることが後日判明した。

以上のごとく、ゲインスケジューリング手法によって圧下制御系の応答性を改善し、さらに外乱の予測値に基づくフィードフォワード制御を実用化することにより、圧下制御系の応答の遅れを補償して板厚精度を大幅に向上させることができた。

3. 5 記 号

b : 板幅 (mm)

$G_F(s)$: フィードフォワード信号発生器の伝達関数

$G_S(s)$: 圧下制御系の伝達関数

$G_U(s)$: 圧下電動機の世界制御系の伝達関数

M : ミル剛性係数 (ton/mm)

H : 入口板厚 (mm)

h : 出口板厚 (mm)

Δh_d : 板厚外乱 ($\Delta h_d = \Delta P_d / M$) (mm)

K : 圧下偏差から圧下速度指令を求める比例ゲイン ((mm/s)/mm)

K_n : 変形抵抗 (Kg/mm²)

K_p : ゲージメータ板厚偏差から圧下速度指令を求める比例ゲイン ((mm/s)/mm)

l_d : 接触弧長 (mm)

P : 圧延荷重 (ton)

P_L : 圧延荷重のロックオン値 (ton)

ΔP_d : 荷重外乱 (ton)

Q : 塑性係数 ($Q = -\partial P / \partial h$) (ton/mm)

Q_p : 圧下力関数 (-)

r : 評価関数の重み係数

S : 無負荷時のロール間隙 (圧下ということにする) (mm)

S_L : 無負荷時のロール間隙のロックオン値 (mm)

t_D : 上流スタンドから下流スタンドへの圧延材の伝播時間 (s)

u : 圧下制御系に対する圧下指令信号

w : AGC (板厚制御系) に新たに付加された制御入力

ω : 角周波数 (rad/s)

ω_n : 圧下電動機の世界制御系を表す2次遅れの伝達関数の固有振動数 (rad/s)

第4章 スタンド間張力制御

第4章 スタンド間張力制御

4.1 緒言

連続（タンデム）圧延ではスタンド間張力が寸法精度に大きな影響を与える。スタンド間張力の検出方法としては圧延電流や圧延荷重から張力を演算する方法の実施例も多いが^{1), 2), 3)}、ここでは、住友金属小倉製鉄所棒鋼ミル（図4.1）の粗圧延機列で実施しているロールチョックに作用する力を直接検出して制御する方法（図4.2）について述べる。対象となった棒鋼ミルは8スタンドであるが、簡単のため4スタンドの仮想ミルについて議論する^{4), 5)}。この制御系は、スタンド間に働く張力を制御量とし、ロール周速度を操作量とする相互干渉のある多入力多出力制御系となる。

多入力多出力制御系に対する周波数領域における制御系設計手法として Rosenbrock⁶⁾ によって提案されたのが、逆ナイキスト配列法（Inverse Nyquist Array method）である。この手法は、前置補償器（クロスコントローラ）をうまく選ぶことによって、クロスコントローラを含めた見かけ上の制御対象の相互干渉をできるだけ取り除き（伝達関数行列の疑似対角化）、この疑似対角化された伝達関数行列に対して1入力1出力制御系の設計手法を用いて、各ループの制御器（メインコントローラ）の設計を行うものである。

本章で取り扱う制御対象の場合、クロスコントローラとして定常状態において制御対象を対角化する定数行列を選べば、メインコントローラからみたクロスコントローラを含めた見かけ上の制御対象の伝達関数行列は全ての周波数領域において対角優勢となっていることを示した。この結果、1入力1出力系に対して設計したメインコントローラを用いても、干渉による悪影響のない安定な制御系となることをシミュレーションによって示すとともに、実機においてその効果を確認した。

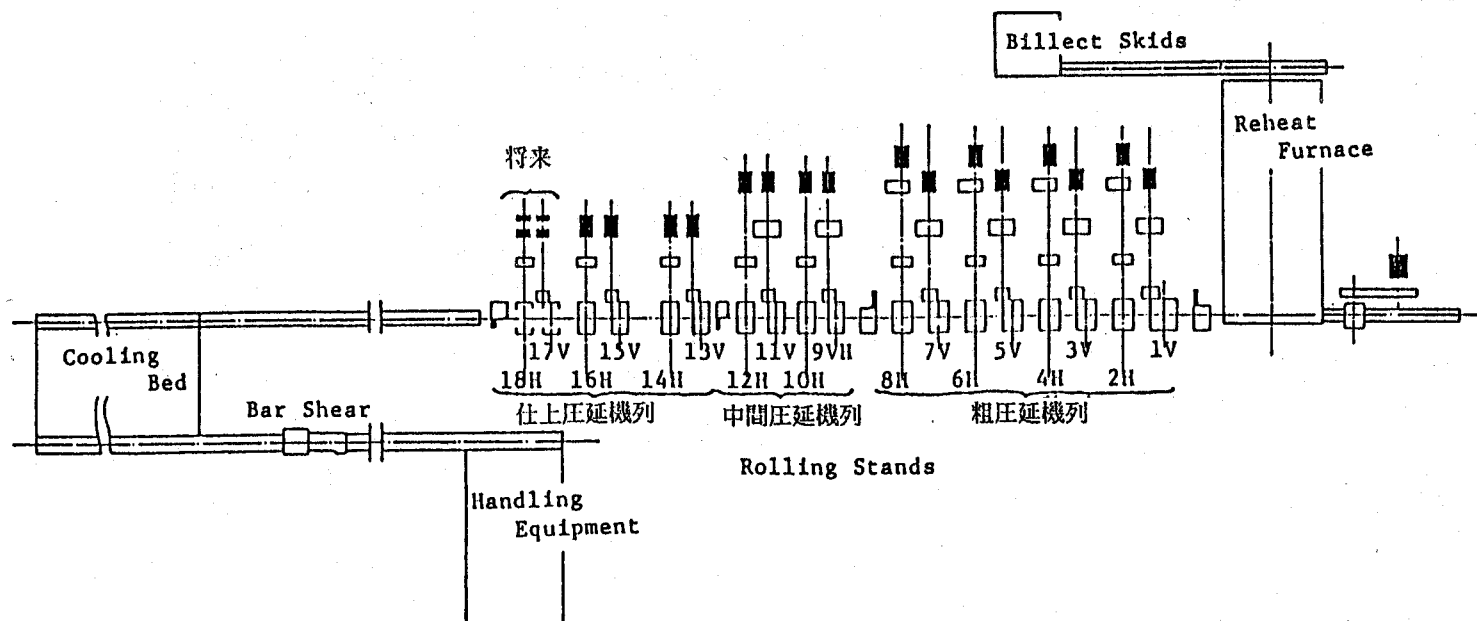


図 4.1 棒鋼ミルのレイアウト（住友金属小倉）

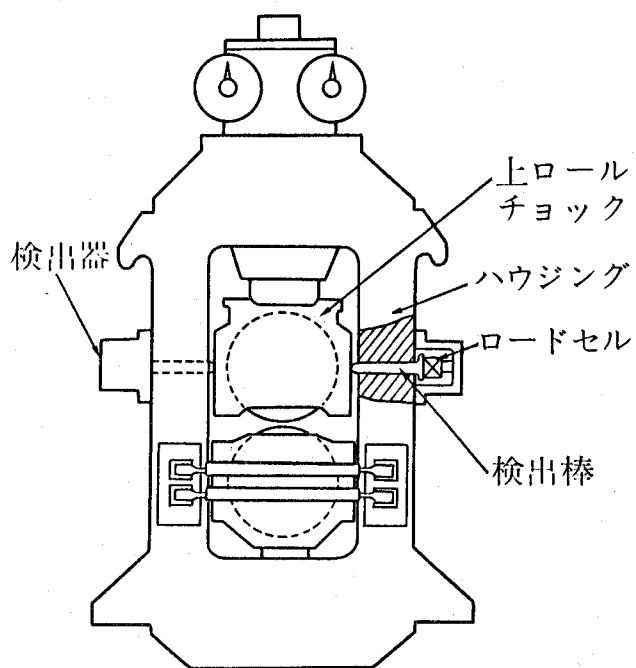


図 4.2 直接張力検出装置

4. 2 制御対象の記述

第 i スタンドと第 $i+1$ スタンド間の張力 σ_i は第 i スタンド出側材料速度 v_{fi} と第 $i+1$ スタンド入側材料速度 v_{bi+1} により (4.1) 式のように表せる. (図 4.3)

$$\begin{aligned}\sigma_i(t) &= \frac{E}{L} \int_0^t (v_{bi+1}(\tau) - v_{fi}(\tau)) d\tau \\ &= \frac{E}{L} \int_0^t (B_{i+1}(\tau) V_{i+1}(\tau) - F_i(\tau) V_i(\tau)) d\tau \quad (4.1)\end{aligned}$$

ここで, E は材料のヤング率, L はスタンド間距離, V はロール周速度である. また, B, F は後進係数・先進係数と呼ばれ, 材料の入側・出側速度とロール周速度の比を表しており, 前方・後方張力により (4.2) 式のごとく変化する.

$$\begin{aligned}F_i &= F_i^0 (1 + K_b \sigma_{i-1} + K_f \sigma_i) \\ B_i &= B_i^0 (1 + K_b \sigma_{i-1} + K_f \sigma_i)\end{aligned} \quad (4.2)$$

ここで, F_i^0, B_i^0 は無張力時の先進係数, 後進係数を表し, K_f, K_b は張力による先進係数, 後進係数の変化率を表す.

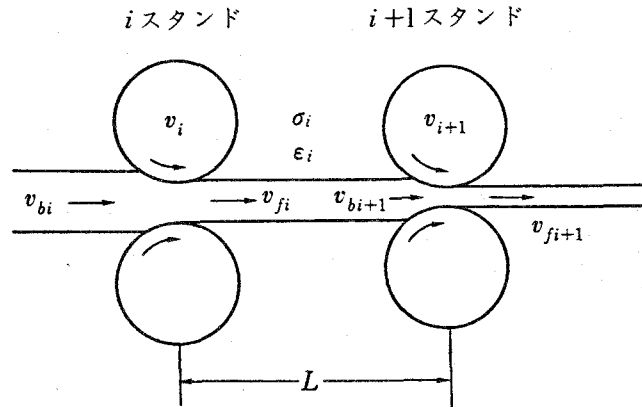


図 4.3 連続圧延におけるスタンド間張力発生機構

いま、基準ロール周速度 V_i^0 にて平衡状態

$$B_{i+1}^0 V_{i+1}^0 = F_i^0 V_i^0 \quad (4.3)$$

が成立するとするとき、

$$V_i = V_i^0 (1 + \Delta V_i / V_i^0) \quad (4.4)$$

として(4.1)式に代入すれば、

$$\begin{aligned} \frac{d\sigma_i}{dt} &= \frac{E}{L} \{ B_{i+1}^0 (1 + K_b \sigma_i + K_f \sigma_{i+1}) (V_{i+1}^0 + \Delta V_{i+1}) \\ &\quad - F_i^0 (1 + K_b \sigma_{i-1} + K_f \sigma_i) (V_i^0 + \Delta V_i) \} \\ &= \frac{E}{L} F_i^0 V_i^0 \{ -K_b \sigma_{i-1} + (K_b - K_f) \sigma_i + K_f \sigma_{i+1} \\ &\quad - \Delta V_i / V_i^0 + \Delta V_{i+1} / V_{i+1}^0 \} \\ &\quad + \frac{E}{L} F_i^0 V_i^0 K_b (\Delta V_{i+1} / V_{i+1}^0 \sigma_i - \Delta V_i / V_i^0 \sigma_{i-1}) \\ &\quad + \frac{E}{L} F_i^0 V_i^0 K_f (\Delta V_{i+1} / V_{i+1}^0 \sigma_{i+1} - \Delta V_i / V_i^0 \sigma_i) \quad (4.5) \end{aligned}$$

となる。ここで、第2、第3項を微小項として省略するとつぎの線形モデルを得る。

$$\begin{aligned} \frac{d\sigma_i}{dt} &= \frac{E}{L} F_i^0 V_i^0 \{ -K_b \sigma_{i-1} + (K_b - K_f) \sigma_i + K_f \sigma_{i+1} \\ &\quad - \Delta V_i / V_i^0 + \Delta V_{i+1} / V_{i+1}^0 \} \quad (4.6) \end{aligned}$$

これを行列表現すれば、

$$\begin{aligned} \frac{d}{dt} \sigma(t) &= A \sigma(t) + B v(t) \\ \sigma(t) &= [\sigma_1(t), \sigma_2(t), \sigma_3(t)]^t \\ v(t) &= [v_1(t), v_2(t), v_3(t)]^t \\ A &= \begin{bmatrix} p_1 & 0 & 0 \\ 0 & p_2 & 0 \\ 0 & 0 & p_3 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} K_b - K_f & K_f & 0 \\ -K_b & K_b - K_f & K_f \\ 0 & -K_b & K_b - K_f \end{bmatrix} \quad (4.7) \\ B &= \begin{bmatrix} p_1 & 0 & 0 \\ 0 & p_2 & 0 \\ 0 & 0 & p_3 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} -1 & 1 & 0 \\ 0 & -1 & 1 \\ 0 & 0 & -1 \end{bmatrix} \end{aligned}$$

ここで,

$$v_i(t) = \frac{\Delta V_i(t)}{V_i^0}, \quad p_i = \frac{E}{L} F_i^0 V_i^0 \quad (4.8)$$

とした。また、第4スタンドはピボットスタンドとし、ロール周速度は変化させないので、 $v_4(t)=0$ 。よって、張力系の伝達関数行列 $G_T(s)$ は(4.7)式より、

$$G_T(s) = (sI - A)^{-1} B \quad (4.9)$$

となる。また、駆動電動機の世界制御系の伝達関数行列 $G_U(s)$ を(4.10)式に示すように2次遅れ要素 $g(s)$ を対角要素とする対角行列で表す。

$$G_U(s) = \text{diag} \{ g(s), g(s), g(s) \} \quad (4.10)$$

ここで,

$$g(s) = \frac{\omega_n^2}{s^2 + 2\zeta\omega_n s + \omega_n^2} \quad (\omega_n = 20 \text{ rad/sec}, \zeta = 0.7) \quad (4.11)$$

4.3 非干渉化制御

制御系の構成を図4.4に示すが、各スタンド間の張力を制御量とし、各スタンドのロール周速度を操作量とする相互干渉のある3入力3出力制御系となる。

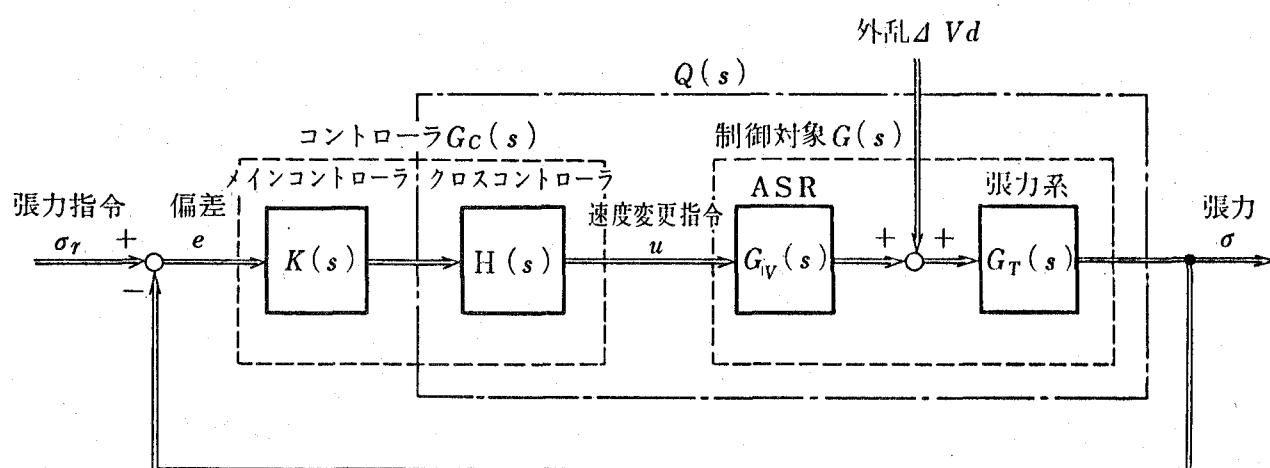


図 4.4 張力制御系のブロック線図

制御系を非干渉化するため、制御対象 $G(s) = G_T(s)G_U(s)$ の前にクロスコントローラ $H(s)$ を置いて、メインコントローラ $K(s)$ からみた制御対象 $Q(s) = G(s) \cdot H(s)$ を極力相互干渉のないもの、すなわち、対角行列に近いものになるようにする（疑似対角化）。ここでは、クロスコントローラとして、 s に依存しないゲイン行列 H とし定常状態（ $\omega = 0$ ）において制御対象を対角化できるもの、すなわち、 $G(0)H = I$ となるように選ぶ。つまり、クロスコントローラ H を(4.12)式のように設定する。

$$H = G(0)^{-1} = \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 0 & 1 & 1 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} K_b - K_f & K_f & 0 \\ -K_b & K_b - K_f & K_f \\ 0 & -K_b & K_b - K_f \end{bmatrix} \quad (4.12)$$

このとき、 $Q(j\omega)$ の対角要素 $q_{ii}(j\omega)$ を中心とする半径 $\beta_i(j\omega)$ の円盤が ω が 0 から ∞ まで変わるときの軌跡（ゲルシュゴリン帯）を図 4.5 に示す。

ここで、

$$\beta_i(j\omega) = \sum_{l \neq i} |q_{il}(j\omega)| \quad (4.13)$$

図より、ゲルシュゴリン帯は原点をふくまない。すなわち、任意の角周波数に対して対角優勢

$$|q_{ii}(j\omega)| > \beta_i(j\omega) \quad (4.14)$$

が成立しており、 $Q(s)$ はほぼ対角化されている。

メインコントローラ $K(s)$ として、1 入力 1 出力制御系（すなわち、2 スタンドミル相当）に対して設計した P I 制御器 $k(s)$ を対角要素とする対角行列(4.15)式とする。

$$K(s) = \text{diag} \{k(s), k(s), k(s)\} \quad (4.15)$$

$$k(s) = K_p \left(1 + \frac{1}{s T_i} \right) \quad (4.16)$$

ここで、比例ゲイン $K_p = 0.21$ 、積分時間 $T_i = 0.025 \text{ sec}$ は 1 入力 1 出力系のゲイン余有が約 10 dB となるように設定した。

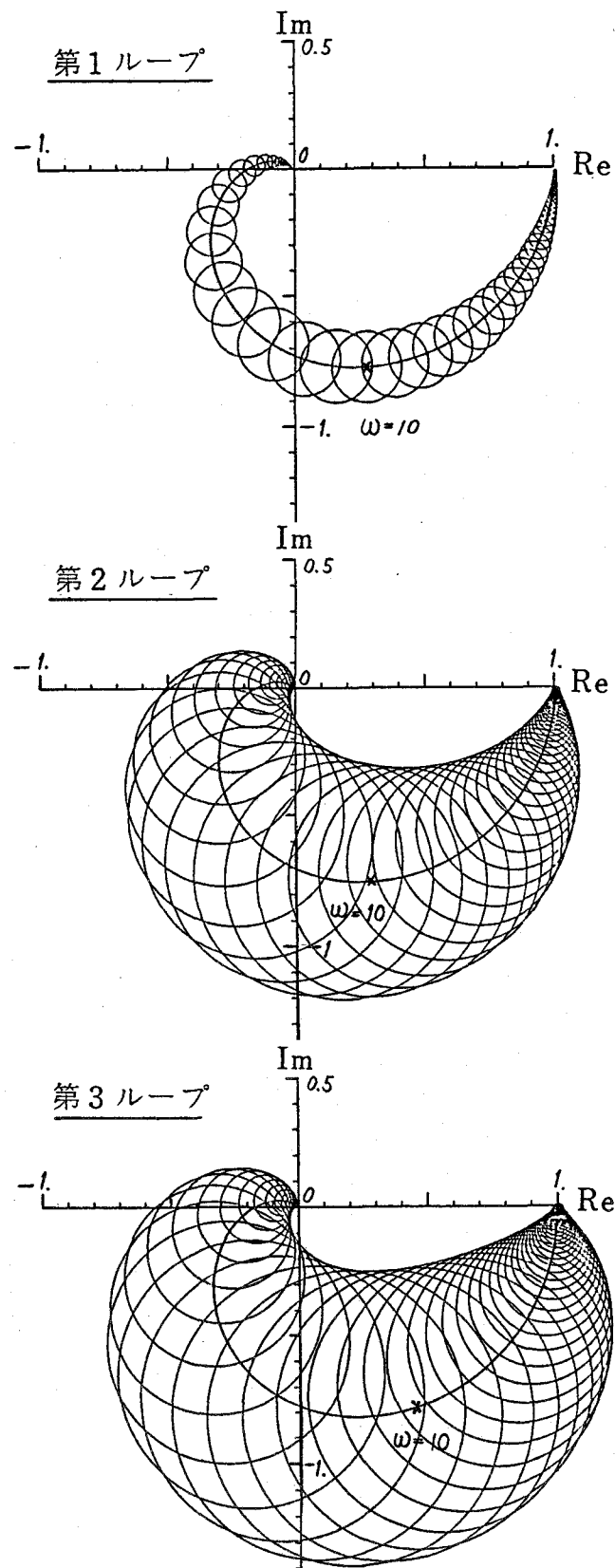


図 4.5 制御対象のゲルシュゴリン帯 ($Q(j\omega) = G(j\omega) \cdot H$)

このとき、中心 $k(j\omega)q_{ii}(j\omega)$ 、半径 $\alpha_i(j\omega)$ の円盤の ω が 0 から ∞ まで変わる
 ときの軌跡（ゲルシュゴリン帯）を示したものが図 4.6 である。図より、クロスコ
 ントローラを含めた制御対象 $Q(s)$ の各要素について (4.17) 式が成立することが
 わかる。

$$|1 + k(j\omega)q_{ii}(j\omega)| > \alpha_i(j\omega) \quad (i=1, 2, 3) \quad (4.17)$$

ここで、

$$\alpha_i(j\omega) = \sum_{l \neq i} |k(j\omega)q_{il}(j\omega)| \quad (4.18)$$

ゆえに、荒木⁷⁾の結果を用いれば、

$$|k(j\omega)\hat{q}_i(j\omega) - k(j\omega)q_{ii}(j\omega)| < \alpha_i(j\omega) \quad (i=1, 2, 3) \quad (4.19)$$

が成立する。ここで、 $\hat{q}_i(j\omega)$ は第 i ループ以外のループを要素 $k(s)$ で閉じた場合
 の第 i ループの周波数特性である。(4.19) 式より、 $\hat{q}_i(j\omega)$ が対角要素 $q_{ii}(j\omega)$
 に十分近いことを示している。

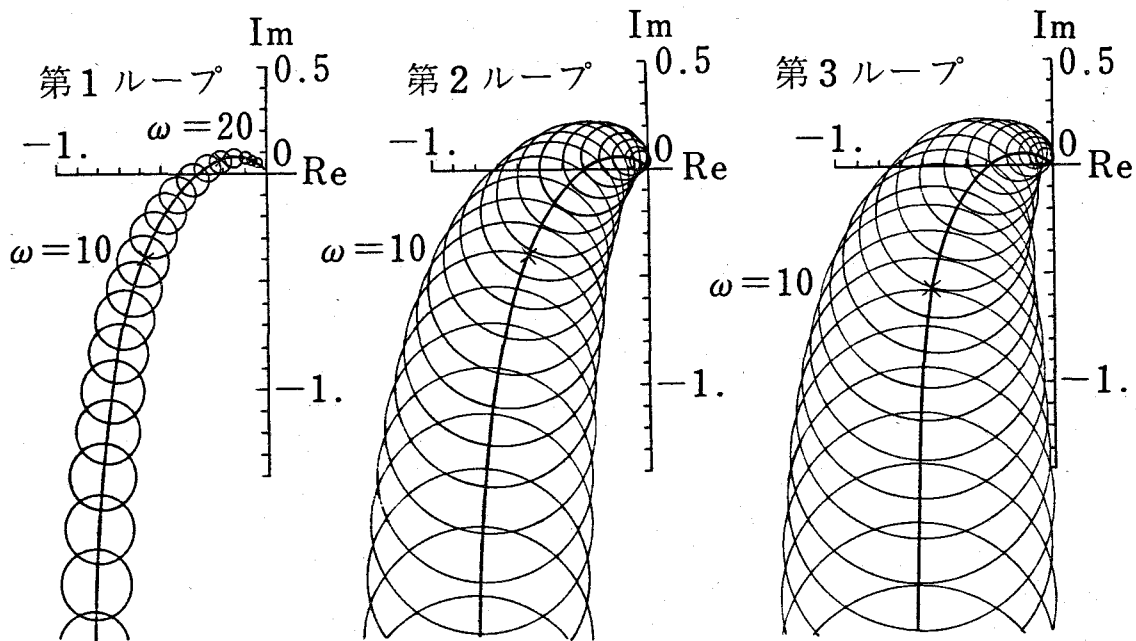


図 4.6 開ループ伝達関数のゲルシュゴリン帯

4. 4 シミュレーション

クロスコントローラを(4.12)式のようにして、かつ、第1スタンドに+2.5%の速度誤差があった場合のスタンド間張力 σ_i とロール周速度変更比率 v_i の変動のシミュレーション結果を図4.7に示すが、干渉による悪影響は少なく安定に制御されていることがわかる。

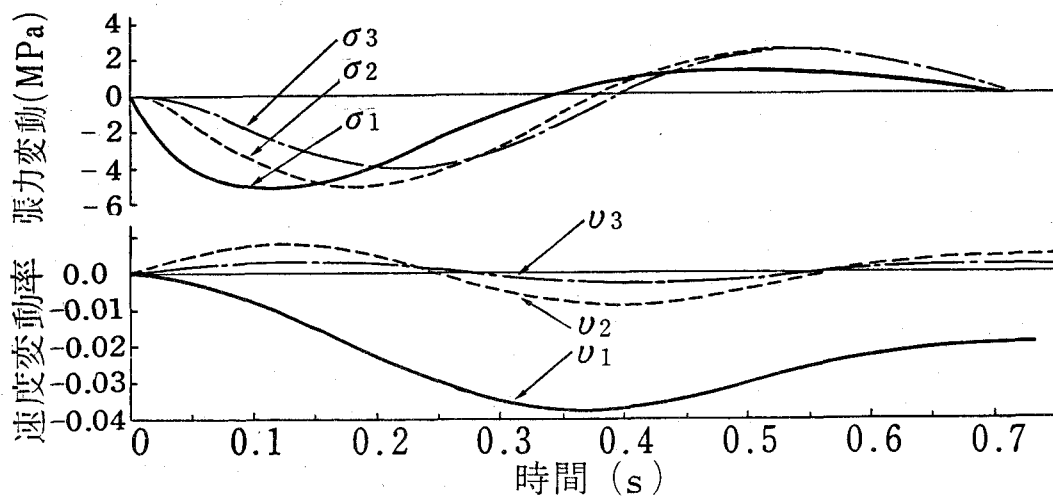


図 4.7 非干渉制御の場合の張力変動のシミュレーション結果

前節(4.12)式のクロスコントローラHは張力の相互干渉の補正とサクセシブ速度補正とに分解できる。

$$H = \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 0 & 1 & 1 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} K_b - K_f & K_f & 0 \\ -K_b & K_b - K_f & K_f \\ 0 & -K_b & K_b - K_f \end{bmatrix} \quad (4.20)$$

[サクセシブ速度補正] [張力の相互干渉の補正]

ここで、サクセシブ速度補正というのは、ロール周速度を変更する場合には当該スタンドの上流スタンドについても同じ比率でロール周速度を変更しなければならないことを表しており、従来より考慮されていたものである。

いま、張力の相互干渉を無視して制御系を設計した場合にどのような不都合が起こるかについて検討する。この場合でも、サクセシブ速度補正を考慮するのは当然であるから、クロスコントローラとしてはつぎのようにすることにする。

$$H^* = \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 0 & 1 & 1 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} K_b - K_f & 0 & 0 \\ 0 & K_b - K_f & 0 \\ 0 & 0 & K_b - K_f \end{bmatrix} \quad (4.21)$$

このときのメインコントローラからみた制御対象 $Q^*(s) = G(s)H^*$ のゲルシュタイン帯を図4.8に示す。第3ループにおいて、明らかに対角優勢になっていない。メインコントローラを(4.15)式の $K(s)$ として、図4.7と同様に+2.5%のステップ状の速度変動が起こった場合のシミュレーション結果を図4.9に示すが、相互干渉のため不安定になっていることがわかる。

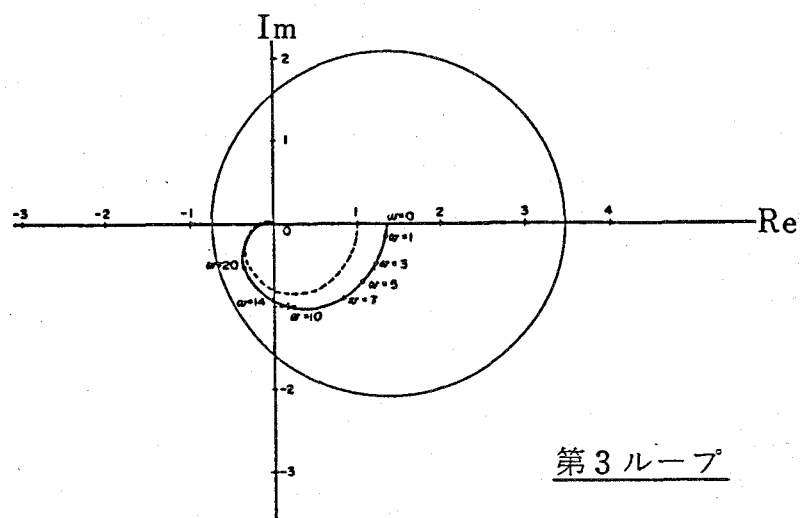
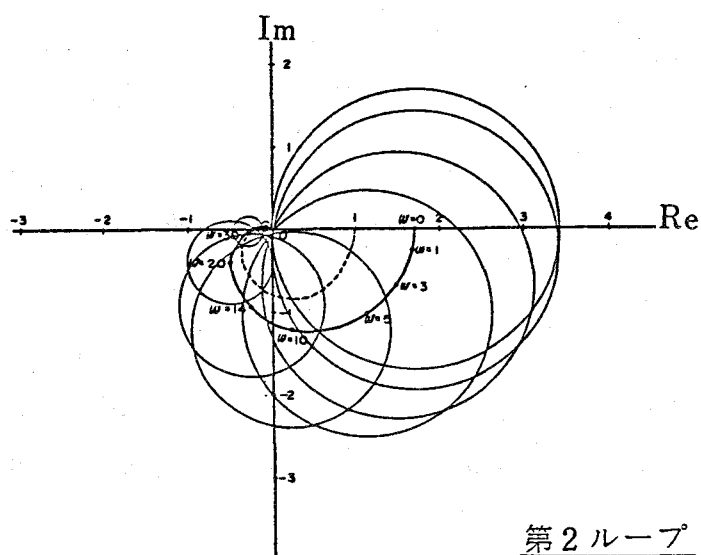
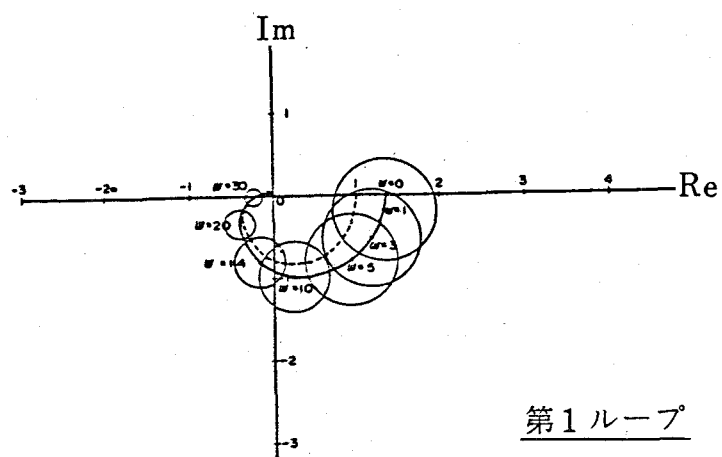


図 4.8 相互干渉を無視した場合の

制御対象のゲルシュゴリン帯 ($Q(j\omega) = G(j\omega) \cdot H^*$)

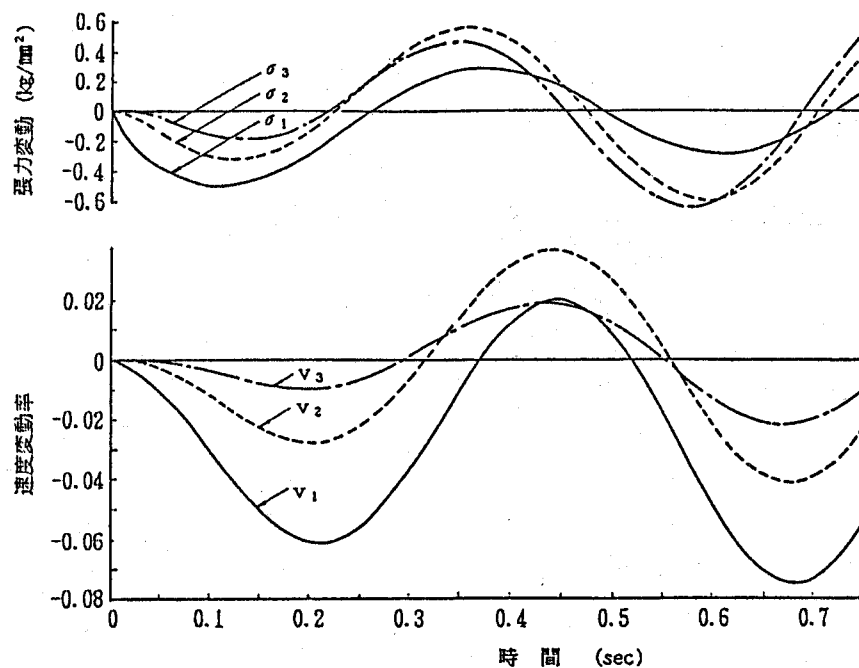


図 4.9 相互干渉を無視した場合の張力変動のシミュレーション結果

4. 5 実機適用結果

図 4.10 は実機における張力制御結果の一例であるが、制御入の場合、全長にわたって張力変動が $\pm 0.1 \text{ kg/mm}^2$ ($\pm 1 \text{ MPa}$) になるような制御が実施されていることがわかる。

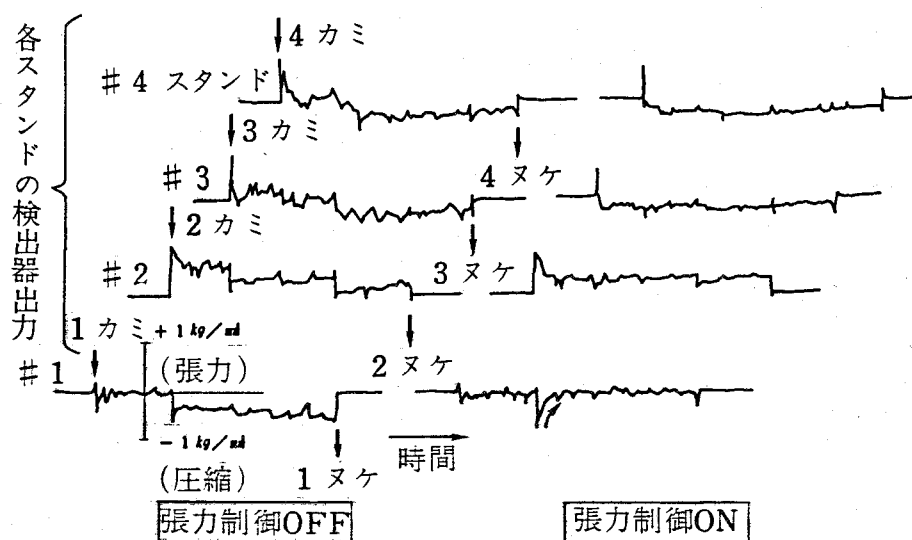


図 4.10 非干渉化制御の実施例

4. 6 結 言

住友金属小倉製鉄所棒鋼ミルの粗圧延機列で実施しているロールチョックに作用する力を直接検出してスタンド間張力を制御する方法について述べた。この制御系は、スタンド間に働く張力を制御量とし、ロール周速度を操作量とする相互干渉のある多入力多出力制御系となるので、クロスコントローラにより非干渉化を行った。

すなわち、制御対象の前にクロスコントローラを置いて、メインコントローラからみたクロスコントローラを含めた制御対象の伝達関数行列を対角行列に近いものになるようにするわけである（疑似対角化）。

この制御系の場合、クロスコントローラとして、定常状態において制御対象を対角化できるものを選べば、メインコントローラ からみたクロスコントローラを含めた制御対象の伝達関数行列は対角優勢となっており、ほぼ非干渉化されていることを示した。さらに、このクロスコントローラにより、干渉による悪影響は少なく安定に制御されることをシミュレーションにて示した。

本報告で導出されたクロスコントローラと等価なものが実機に適用され、効果を発揮することを確認した。

ここで述べたスタンド間張力をクロスコントローラによって疑似対角化して制御する手法は、その後、ホットストリップミルのルーパー制御（制御量：ルーパー角度とスタンド間張力、操作量：ロール周速度とルーパートルク）に適用されたことが小寺ら¹⁰⁾によって報告されている。

4. 7 記 号

B : 後進係数 ; 材料の入側速度とロール周速度の比 (-)

E : 材料のヤング率 (Kg/mm²)

F : 先進係数 ; 材料の出側速度とロール周速度の比 (-)

G(s) : 制御対象の伝達関数行列 ; $G(s) = G_T(s) G_U(s)$

G_T(s) : 張力系の伝達関数行列

G_U(s) : 駆動電動機 of 速度制御系の伝達関数行列

K_b : 入側張力による先進係数及び後進係数の変化率 (Kg/mm²)⁻¹

K(s) : メインコントローラの伝達関数行列

k(s) : メインコントローラの伝達関数行列 K(s) の対角要素

K_r : 出側張力による先進係数及び後進係数の変化率 (Kg/mm²)⁻¹

L : スタンド間距離 (mm)

H(s) : クロスコントローラの伝達関数行列

Q(s) : メインコントローラからみたクロスコントローラを含めた制御対象の伝達関数行列

q_{ij}(s) : 伝達関数行列 Q(s) の (i , j) 要素

V : ロール周速度 (mm/s)

v : ロール周速度の基準状態からの変化率 (-)

v_{bi} : 第 i スタンド出側材料速度 (mm/s)

v_{ri} : 第 i スタンド出側材料速度 (mm/s)

σ_i : 第 i スタンドと第 i+1 スタンド間のスタンド間張力 (Kg/mm²)

ω : 角周波数 (rad/s)

ω_n : 駆動電動機 of 速度制御系を表す 2 次遅れの伝達関数の固有振動数 (rad/s)

添字 i : 第 i スタンドを表す添字

添字 0 : 無張力時 (基準状態) を表す添字

第 5 章 鋼板のプロフィル制御

第5章 鋼板のプロフィール制御

5.1 緒言

ホットストリップミルの板プロフィール（板幅方向の厚み分布）はロールのプロフィールと圧延荷重によるロールのたわみによって決まる。このため、従来は、ロールのイニシャルカーブを数種類用意し、圧延材によって使い分ける（チャンス制約という）ことにより板プロフィールを調整してきた。また、圧延の進行にしたがってロールの熱膨張や摩耗によりロールのプロフィールが変化する。これによる板プロフィールの変化を考慮して、ロール替え直後は狭幅材を数コイル圧延してロールをヒートアップさせ、その後は広幅材から狭幅材へ順次移行（ナローダウンという）約100コイル圧延した時点でロール替えするというように材料の圧延順を制約してきた。

しかしながら、近年、多品種・小ロット・短納期の需要家要求が高まるにつれ、上述のごとき圧延順・圧延チャンス制約を排除する（スケジュールフリー圧延という）ことが要請されるようになった。このスケジュールフリー圧延を実施するためには、ロールカーブを統一し、ロールの熱膨張や摩耗が進んでも常に狙いの板プロフィールが実現できる板プロフィール制御が重要な要素技術である。

ホットストリップミルにおける板プロフィール制御を実現するため、ロールの熱膨張・摩耗及び板プロフィールをリアルタイムで計算できる板プロフィール数式モデルを導き、その精度を実機データにより検証した。この数式モデルを用いて、狙いの板プロフィールを得るためのロールベンダーなどのプロフィール制御手段の設定値を決定するとともに、平坦度計のフィードバック信号にもとづいて平坦度を制御する板プロフィール・平坦度制御法を開発した。

本制御方法を、V C（Variable Crown）ロール・強力ワークロールベンダ・ワークロールシフト装置を仕上げ圧延機後段3スタンドに設置した住友金属工業和歌山製鉄所・鹿島製鉄所のホットストリップミルに適用した結果、板クラウン精度向上、圧延制約緩和に大きな成果をあげた。

5. 2 板プロフィール・平坦度制御装置の概要

鹿島製鉄所における板プロフィール・平坦度制御装置の概要は次のとおり（図5.1，表5.1）。

表 5.1 プロフィール制御装置の概略仕様

Stand	F ₁	F ₂	F ₃	F ₄	F ₅	F ₆	F ₇
Work roll shift (stroke)	not applied				400 mm		
VC roll (Variable crown range)	not applied				0.46 mm/dia		
Work roll bender	76 ton/chock				170 ton/chock		

- ・ ロールシフト：ロールを軸方向に移動させる機構
- ・ VCロール：スリーブロールのアーバとスリーブの間に油を封入しその油圧を変えることによりロールの膨らみ形状（ロール母線形状）を可変としたロール
- ・ ロールベンダ：ロールチョック間に力を加えてロールのたわみを制御する機構

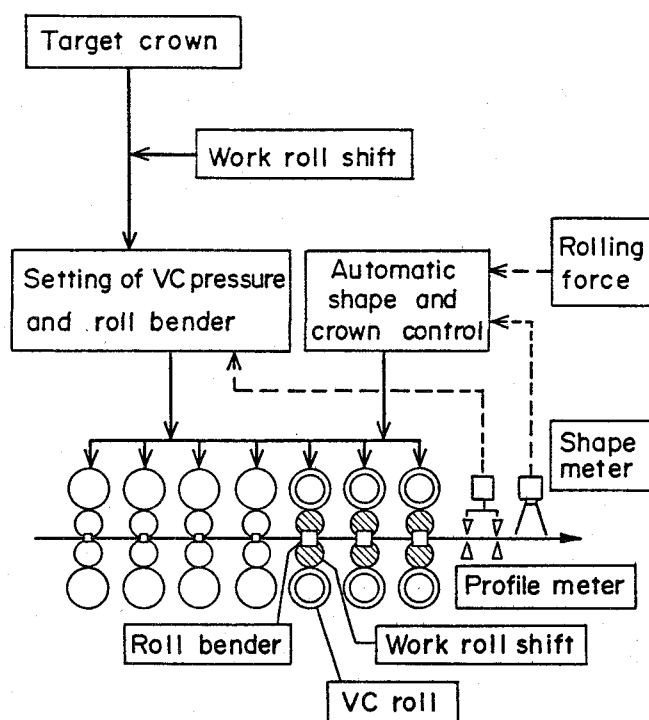


図 5.1 板プロフィール・平坦度制御システム

(1) VC ロール¹⁾・強力ワークロールベンダ・ワークロールシフトを仕上圧延機
後段3スタンドに設置

(2) X線走査型板プロフィール計・光学式平坦度計を仕上圧延機出口に設置

(3) 板プロフィール・平坦度制御のためのプロセスコンピュータを増設

ここで、平坦度計は当社独自開発のもので、測定原理はつぎのとおりである。すな
わち、Ar (アルゴン) イオンレーザー光束を3分割し、振動ミラーで斜め方向よ
り鋼板上に走査照射する。この鋼板上の3本の光束像を高速走査型テレビカメラで
撮影することにより鋼板の高さ方向変位を測定し、平坦度を演算するものである²⁾。

(図5.2)

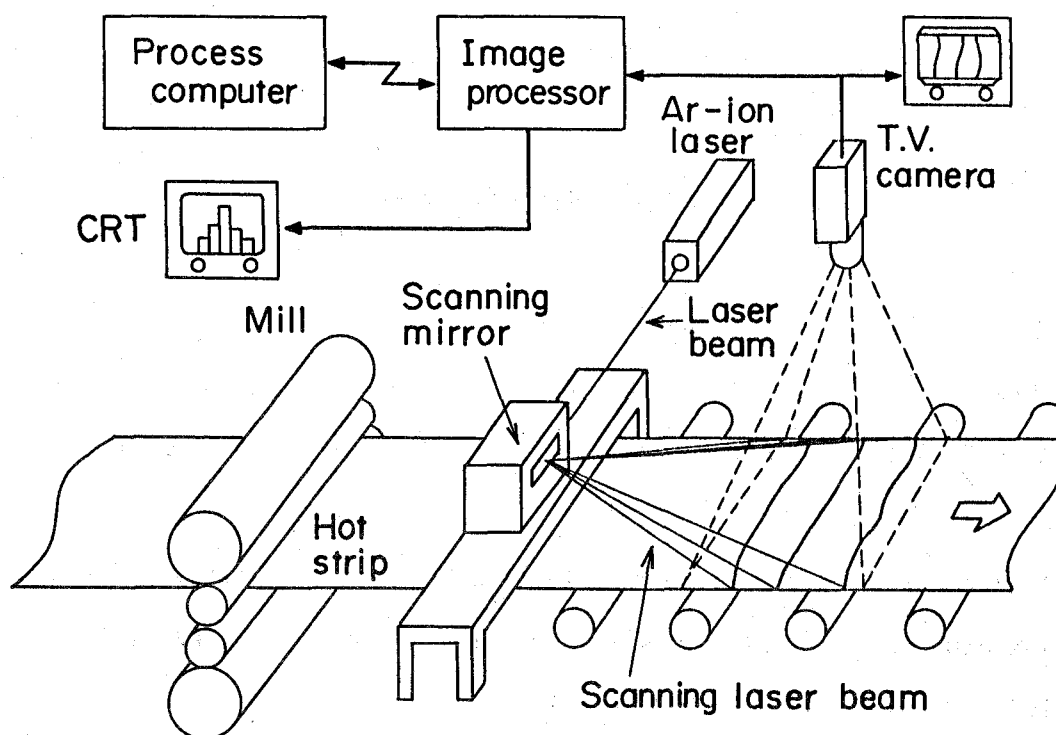


図 5.2 平坦度計の構成

5.3 板プロフィール制御

仕上圧延機の設定計算モデルのフローチャートを図5.3に示す。圧延荷重を推定してロールギャップとロール周速度を決定する以外に、所望の板プロフィールを実現させるためには、ロールプロフィールを推定することによりロールシフト量を決定し、板プロフィールを精度良く予測することによりVCロール圧力・ロールベンド力を設定することが必要となる。

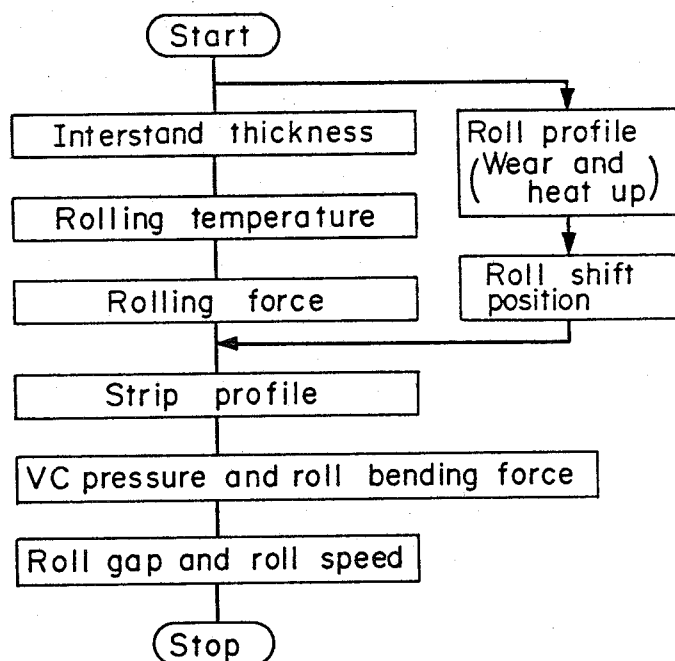


図 5.3 仕上げミル設定計算のフローチャート

5.3.1 ロールプロフィール計算モデル

ロールのプロフィールについてはイニシャルロールカーブの他に、ワークロールのヒートアップ（熱膨張）と摩耗及びVCロールのふくらみについて考慮した。

(1) ワークロールのヒートアップ³⁾

圧延材からの入熱によりワークロールは熱膨張する。この現象を(5.1)～(5.3)式の軸対称2次元（ロール胴長方向と半径方向）熱伝導方式にて表し、これを差分法にて解く。

$$c_p \rho \frac{\partial \theta}{\partial t} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(\kappa r \frac{\partial \theta}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\kappa \frac{\partial \theta}{\partial z} \right) \quad (5.1)$$

境界条件

ロール表面において

$$-\kappa \frac{\partial \theta}{\partial r} = h_w (\theta - \theta_0) - q_s \cdot \delta(z) \quad (5.2)$$

ロール端部において

$$-\kappa \frac{\partial \theta}{\partial z} = h_z (\theta - \theta_0) \quad (5.3)$$

ここで、 θ はロール温度、 t は時間、 r は半径方向座標、 z は胴長方向座標、 c は比熱、 ρ は密度、 κ は熱伝導率、 θ_0 は雰囲気温度、 h_w 、 h_z は熱伝達率である。 q_s は圧延材からの熱流束であり、圧延材とロールとの接触を半無限体の接触と考えて求める。 $\delta(z)$ は圧延材との接触部で1、非接触部で0となる関数である。(5.1)式にて求めたロール温度をもとにロールの熱膨張プロファイル $C_H(z)$ を(5.4)式にて求める。

$$C_H(z) = \frac{4}{R} (1 + \nu) \alpha \int_0^R (\theta - \theta_0) r dr \quad (5.4)$$

ここで、 ν はポアソン比、 α は線膨張率、 R はロール半径である。

(2) ワークロールの摩耗プロファイル

ロールの摩耗は単位幅当りの圧延荷重と圧延材との接触回数に依存するとして、摩耗プロファイル $C_W(z)$ を(5.5)式にて表し、係数 A_W をロール摩耗の実測データにより求めた。

$$C_W(z) = A_W \sum_k \frac{Q_k}{B_k} \frac{L_k}{2\pi R} \delta_k(z) \quad (5.5)$$

ここで、 Q は圧延荷重、 L は圧延長さ、 B は板幅、添字 k は k 番目の圧延材を表わす添字である。

ロール替後のワークロールの摩耗プロファイルの実測値と計算値の比較を図5.4に示す。図はロール摩耗分散を目的としてロールをシフトしたスタンドの例であるが実測値と計算値は良く一致している。

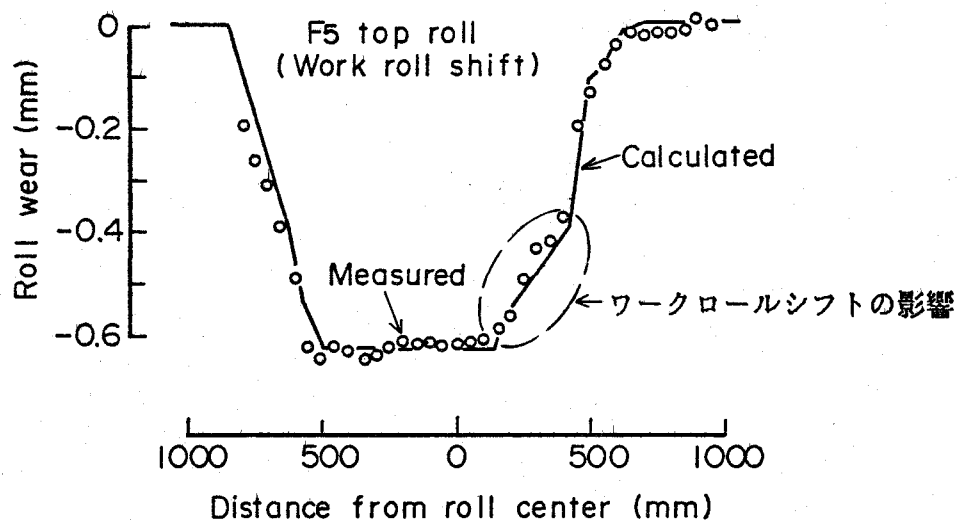


図 5.4 ワークロール摩耗プロファイルの計算値と測定値の比較

(3) VCロールのふくらみ形状

VCロールのふくらみ形状については、シェル厚一定な円筒シェルの変形と考えれば、ふくらみ量 $C_v(z)$ は微分方程式(5.6)で表せる⁴⁾。

$$\frac{d^4}{dz^4} C_v(z) + 4\zeta^4 C_v(z) = 4\zeta^4 \frac{R_B^2}{E h_v} p_v \quad (5.6)$$

$$\zeta^4 = \frac{3(1-\nu^2)}{R_B^2 h_v^2}$$

ここで、 R_B はバックアップロール半径、 E はヤング率、 h_v はスリーブ厚、 p_v はVCロール圧力、 $2l_v$ は受圧長さ、 ζ は減衰係数である。

この方程式を受圧室端部 ($z = l_v$) における境界条件

$$C_v(l_v) = \frac{d}{dz} C_v(l_v) = 0 \quad (5.7)$$

と、 z に関して偶関数であることを用いて解けば、ふくらみ量 $C_v(z)$ の解析解として(5.8)式が得られる。

$$C_v(z) = \left[1 - \frac{\cosh(\zeta l_v) \sin(\zeta l_v) + \sinh(\zeta l_v) \cos(\zeta l_v)}{\cosh(\zeta l_v) \sinh(\zeta l_v) + \cos(\zeta l_v) \sin(\zeta l_v)} \cosh(\zeta z) \cos(\zeta z) \right. \\ \left. - \frac{\cosh(\zeta l_v) \sin(\zeta l_v) - \sinh(\zeta l_v) \cos(\zeta l_v)}{\cosh(\zeta l_v) \sinh(\zeta l_v) + \cos(\zeta l_v) \sin(\zeta l_v)} \sinh(\zeta z) \sin(\zeta z) \right] \frac{R_B^2}{E h_v} p_v \quad (5.8)$$

図5.5は冷延レバースミルに導入されたVCロール（ロール径1447mm，ロール胴長2007mm）のふくらみ量の実測値と計算値の比較であるが両者はかなり良く一致している。

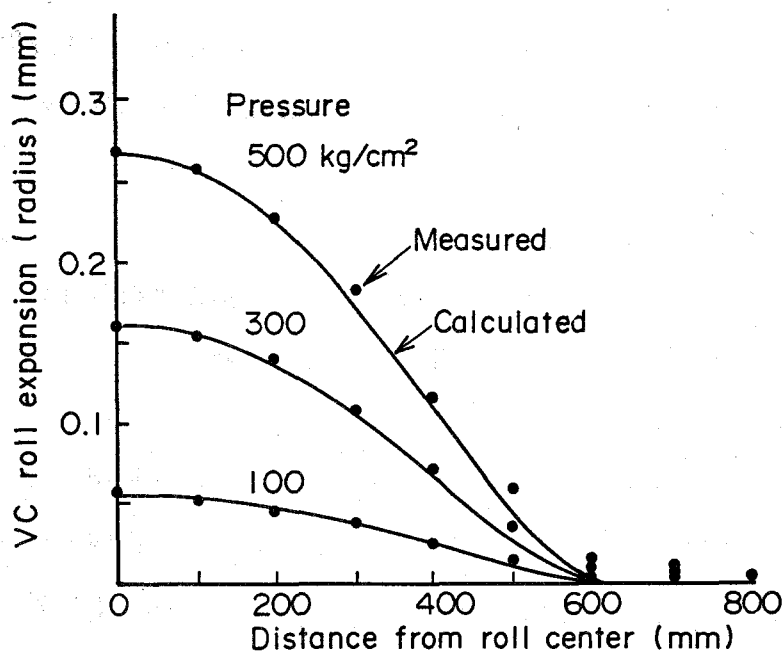


図 5.5 VCロールの膨らみ量の計算値と測定値の比較

5.3.2 板プロフィール計算モデル

板プロフィールのリアルタイム制御への適用を目的として、Shohetら⁵⁾の分割モデルをもとに、高精度、かつ、リアルタイム処理可能な板プロフィール計算モデルを導いた。

板プロフィールを精度良く計算するには、張力応力の幅方向分布を考慮し、圧延荷重の幅方向分布を求める必要がある。従来提案されている板プロフィール計算モデル⁶⁾では張力応力分布を繰り返し計算するため、計算時間が長くなりリアルタイム制御には適用できない。このため、リアルタイム制御には板クラウン（板幅中央部と端部の板厚差）のみに着目した簡略式⁷⁾が用いられているが、これではロールの摩耗や熱膨張などによる板プロフィールの複雑な変化を表すことができない。

著者らの方法は圧延荷重の幅方向分布を出入口厚分布・前後方張力応力分布の1次式で表わすことにより、張力応力分布の影響をも含めた連立1次方程式を導びき、繰り返し計算することなく出口板厚分布・圧延荷重分布を求めるものである。

(1) ロール変形モデル

ワークロールシフトミルを対象とするので、ロール間接触荷重はロールバレル中心に関して左右対称ではないが、接触荷重の上下平均値

$$p = (p^U + p^D) / 2 \quad (5.9)$$

に着目すれば左右対称となる。そこでロールバレル中心から片側 1/2 を細分割し圧延荷重・ロール間接触荷重のロール軸方向の分布を各分割区間内では一様とみなし、ロールバレル中心より第 i 番目の分割区間におけるロール間の単位幅当りの接触荷重を $p(i)$ 、圧延材からワークロールにかかる単位幅当りの圧延荷重を $q(i)$ 、出口板厚を $h(i)$ 、分割区間幅を Δz_i とするとき、つぎの(5.10)(5.11)式が成り立つ。

(図 5.6)

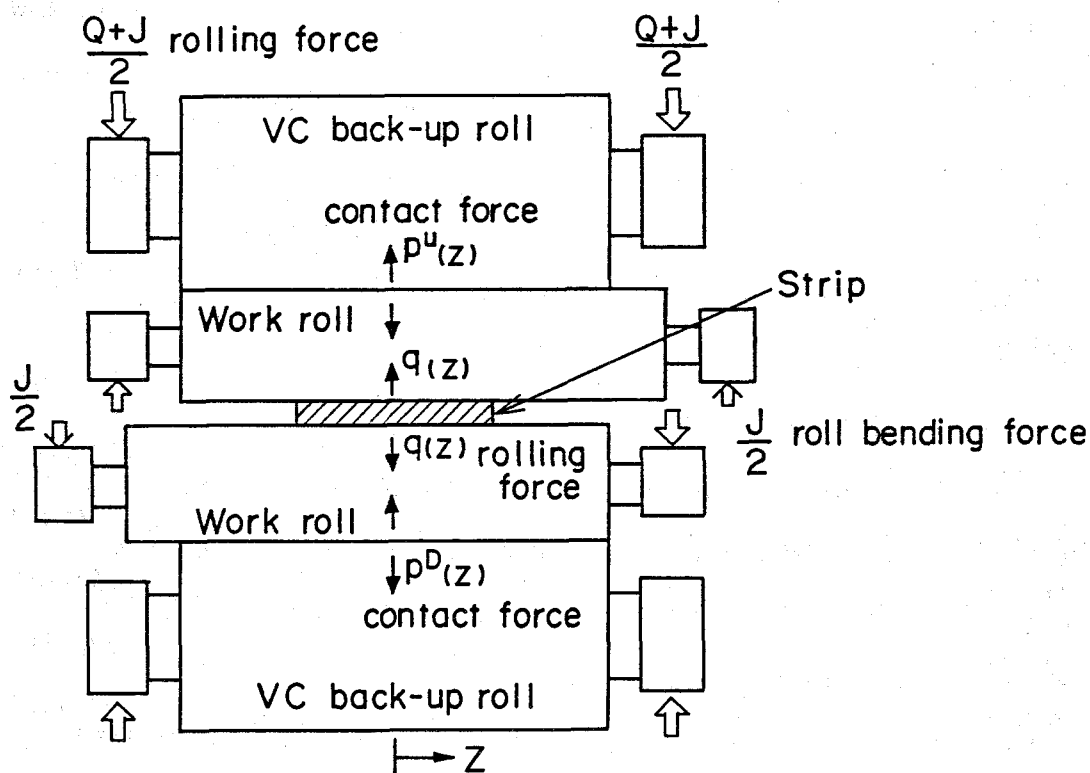


図 5.6 4 段圧延機の弾性変形モデル

[ワークロールとバックアップロールの接触部の変位の適合条件]

接触部においてワークロールの母線形状とバックアップロールの母線形状が一致するという条件より,

$$\begin{aligned}
 & -\sum_j p(j) \{ \alpha_B(i, j) + \alpha_W(i, j) \} \Delta z_j - \frac{1}{K} p(i) \\
 & \quad + \sum_j q(j) \alpha_W(i, j) \Delta z_j + K_W - \frac{1}{2} S \\
 & = \frac{1}{M_H} \frac{Q+J}{2} - \frac{1}{2} (R_{CW}(i) + R_{CB}(i)) \quad (5.10)
 \end{aligned}$$

[ワークロールと圧延材の接触部の変位の適合条件]

圧延材と接触する部分のワークロールの母線形状が幅方向の板厚分布になることから,

$$\frac{h(i)}{2} = -\sum_j p(j) \alpha_w(i, j) \Delta z_j + \sum_j q(j) \{ \alpha_w(i, j) \Delta z_j + a_r(i, j) \} + K_w - \frac{1}{2} R_{cw}(i) \quad (5.11)$$

ここで、 J はワークロールベンド力、 K_w はワークロール剛体変位、 M_H はハウジング・圧下系の剛性係数、 S は圧下位置（バックアップロール支持点間距離の変位）である。 $R_c(i)$ はロールのプロファイルであり、上下ロールの平均値、 $\alpha(i, j)$ はロールの軸心変位の影響係数であり、これも上下ロールの平均値、添字 W, B はそれぞれワークロールとバックアップロールを表す。

このロール軸心変位の影響係数 $\alpha_w(i, j)$, $\alpha_b(i, j)$ については、Shohetらの論文⁵⁾あるいは日本鉄鋼協会編の解説⁷⁾に詳細に記述されているが、ロールのたわみをロール軸受部を支持点とする両端自由梁の変位と考え、第 j 分割区間に単位荷重を加えた時の第 i 分割区間での曲げとせん断による梁の変位の和として求められ、ロール径、ロール胴長などの関数となる。

また、 $a_r(i, j)$ は圧延荷重によるワークロール表面の偏平変形の影響係数であり、戸澤ら⁸⁾はワークロールを半無限弾性体と考え、第 j 分割区間に単位荷重を加えた時の第 i 分割区間でのロール表面変位を求めている。しかしながら、ワークロールを半無限弾性体とみなせるのは接触荷重の作用する領域、すなわち、接触弧長及び板幅がロール半径及びロール胴長に比較して、それぞれ十分小さいことが必要であるが、実際には板幅はロール胴長と比較できる程度の大きさでありこの仮定は成り立たない。これに関しては、河野ら⁶⁾に従い半無限弾性体のロール半径に等しい深さの点の変位を求め、半無限弾性体表面の変位からこのロール半径に等しい深さの点の変位分だけ補正することにした。また、 K はロール間のばね定数で $K^{-1} = 3.1 \times 10^{-4} \text{ mm/(Kg/mm)}$ とした。

(2) 圧延荷重の幅方向分布⁹⁾

単位幅圧延荷重 $q(i)$ を入口厚 $H(i)$, 出口厚 $h(i)$, 入口張力応力 $\sigma_b(i)$, 出口張力応力 $\sigma_f(i)$ により (5.12) 式のように表す.

$$\begin{aligned} q(i) - q_c = & \frac{\partial q}{\partial h} (h(i) - h_c) + \frac{\partial q}{\partial H} (H(i) - H_c) \\ & + \frac{\partial q}{\partial \sigma_f} (\sigma_f(i) - \sigma_{fc}) + \frac{\partial q}{\partial \sigma_b} (\sigma_b(i) - \sigma_{bc}) \end{aligned} \quad (5.12)$$

ここで, 添字 c は板幅中央部の値を表し, 偏微分係数 $\partial q / \partial h$, $\partial q / \partial H$, $\partial q / \partial \sigma_f$, $\partial q / \partial \sigma_b$ は Sims の式に張力の補正を加えたものより導くことができる. ところで, 出口張力応力分布 $\sigma_f(i)$ は伸び歪み偏差 $\Delta \varepsilon_1(i)$ (Δ は板幅中央部との差を表す), 板厚方向歪み偏差 $\Delta \varepsilon_h(i)$ により (5.13) 式で表わせる.

$$\begin{aligned} \sigma_f(i) - \sigma_{fc} = & -E_p \Delta \varepsilon_1(i) \\ = & -E_p \eta(i) \{ \Delta \varepsilon_1^{(-)}(i) - \Delta \varepsilon_h(i) \} \end{aligned} \quad (5.13)$$

ここで, E_p は圧延材のヤング率, $\Delta \varepsilon_1^{(-)}(i)$ は入口での伸び歪み偏差, η は栗津原¹⁰⁾らが提案した塑性流れ係数であり, 伸び歪み偏差 $\Delta \varepsilon_1$ と板厚歪み偏差 $\Delta \varepsilon_h$ の比 $\eta = -\Delta \varepsilon_1 / \Delta \varepsilon_h$ として定義される.

また, 松本ら¹¹⁾に従い, 中立点 (圧延材の速度がロール周速度と一致する点) の位置が板幅方向にほぼ一定となるよう入口張力応力分布と出口張力応力分布は等しいとし,

$$\sigma_b(i) - \sigma_{bc} = \sigma_f(i) - \sigma_{fc} \quad (5.14)$$

さらに, $\Delta \varepsilon_h$ について,

$$\begin{aligned} \Delta \varepsilon_h(i) = & \ln \left(\frac{h(i)}{H(i)} \right) - \ln \left(\frac{h_c}{H_c} \right) \\ = & \ln \left(\frac{h(i)}{h_c} \right) - \ln \left(\frac{H(i)}{H_c} \right) \quad \approx \quad \frac{h(i)}{h_c} - \frac{H(i)}{H_c} \end{aligned} \quad (5.15)$$

とすると, (5.11) ~ (5.15) 式よりワークロールと圧延材の接触部の変位の適合条件 (5.16) 式を得る.

$$\begin{aligned}
& -\sum_j p(j) \alpha_w(i, j) \Delta z_j + \sum_j q(j) \{ \alpha_w(i, j) \Delta z_j + a_r(i, j) \} \\
& - \frac{1}{2} \frac{q(j) - q(1)}{\frac{\partial q}{\partial h} + \frac{1}{h_c} \left(\frac{\partial q}{\partial \sigma_f} + \frac{\partial q}{\partial \sigma_b} \right) E_P \eta(i)} + K_w \\
& = -\frac{1}{2} \left[R_{cw}(i) + \frac{\frac{\partial q}{\partial h} h_c - \frac{\partial q}{\partial H} (H(i) - H_c) + \left(\frac{\partial q}{\partial \sigma_f} + \frac{\partial q}{\partial \sigma_b} \right) E_P \eta(i) \left(\frac{H(i)}{H_c} + \Delta \varepsilon_1^{(-)} \right)}{\frac{\partial q}{\partial h} + \frac{1}{h_c} \left(\frac{\partial q}{\partial \sigma_f} + \frac{\partial q}{\partial \sigma_b} \right) E_P \eta(i)} \right]
\end{aligned}
\tag{5.16}$$

塑性流れ係数 η については河野ら⁶⁾に従い、板幅／接触弧長 (B/l_d) をパラメータとして計算板プロフィールが実績板プロフィールに一致するように調整したが、図 5.7 に示すごとく従来報告されている数値よりかなり高い数値となっている。また、河野らは塑性流れ係数 η を板幅方向に一様な値としているが、ここでは板幅端部における圧延材の変形挙動を表すため板幅端部で減少する分布を持たせた。アルミ板 (幅 1000mm × 厚 5mm) を実機ミルにて圧延して、伸び歪み偏差 $\Delta \varepsilon_1$ と厚み歪み偏差 $\Delta \varepsilon_h$ を測定することにより塑性流れ係数 η の幅方向分布を求めたものを図 5.8 に示すが、板幅端部約 100mm の範囲において減少していることがわかる。塑性流れ係数の板幅端部での変化と接触弧長・板厚・板幅などとの関係、幅広がりとの関係など 3 次元の変形挙動解析は今後の研究課題である。

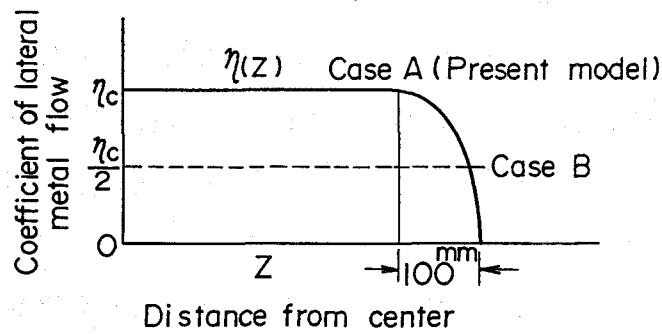
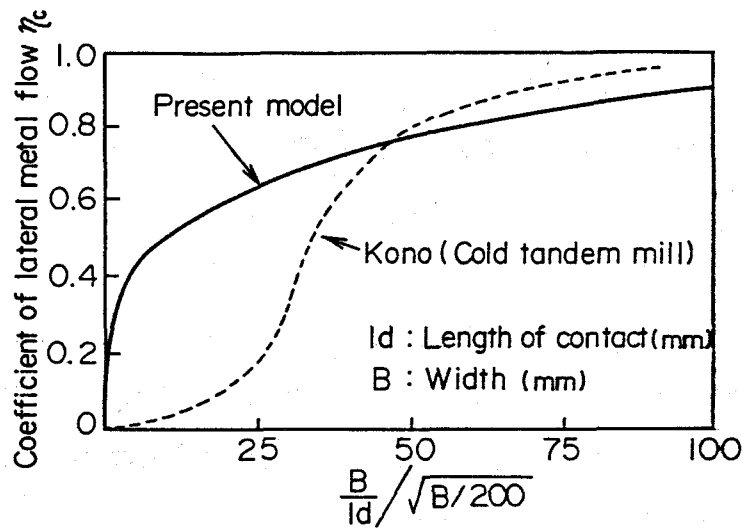


図 5.7 塑性流れ係数

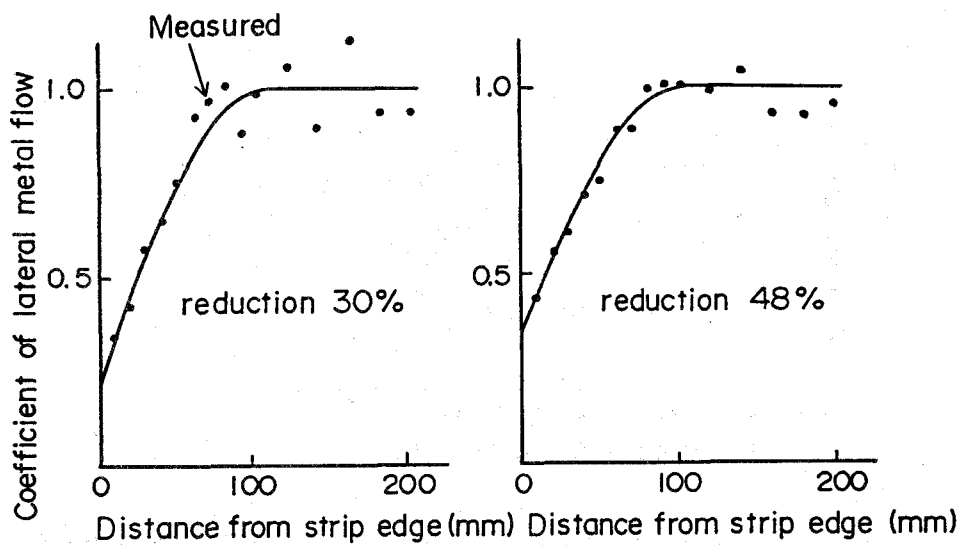


図 5.8 塑性流れ係数の測定結果

(3) 板プロフィルの計算方法

適合条件(5.10), (5.16)式と力の釣り合い条件

$$\sum_j p(j) \Delta z_j = (Q + J) / 2 \quad (5.17)$$

$$\sum_j q(j) \Delta z_j = Q / 2 \quad (5.18)$$

を連立させて、未知数 $p(i)$, $q(i)$, K_w , S について解き、これを(5.11)式に代入することにより出口板厚分布 $h(i)$ を計算できる。上記計算方法によって、上流スタンドから順次出口板厚分布を計算していく。

本計算手法をリアルタイム制御に適用するに際し、板幅方向の分布については、板幅中心から片側1/2の材料との接触部には等間隔に13点、材料と非接触のロール部には1点の分割点を取った。この場合、演算処理能力約1 MIPS(1秒間に100万回の命令を実行)のプロセス制御用ミニコンピュータにて、7スタンド分の板プロフィル計算を約4.5秒で実行できる。図5.9は河野らの張力応力分布を繰り返し計算により求める手法による板プロフィル計算結果(ロールバレル片側を20分割)と本方法による計算結果との比較を示すが、両者はほぼ完全に一致している。なお、この場合の計算時間は本方法により約1/100に短縮できた。

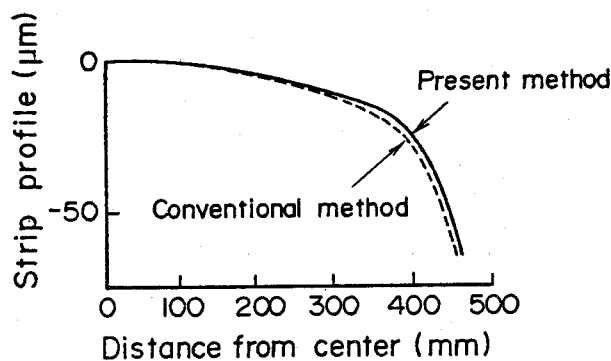


図 5.9 リアルタイムモデルと従来法によるプロフィル計算結果の比較

(対象サイズ 952mm×3.5mm)

(4) 板プロフィール計算モデルの精度

図5.10はF₅～F₇3スタンドのVCロール圧力・ロールベンド力を図中の①②③④のごとく各々最大値・最小値に変化させた場合の板プロフィール・板クラウン（エッジ25mm；板幅中央部の板厚と板幅端部から25mm部分の板厚との差）の測定値と計算値の比較を示したものであるが、両者はよく一致しており計算モデルの精度が良好であることを示している。

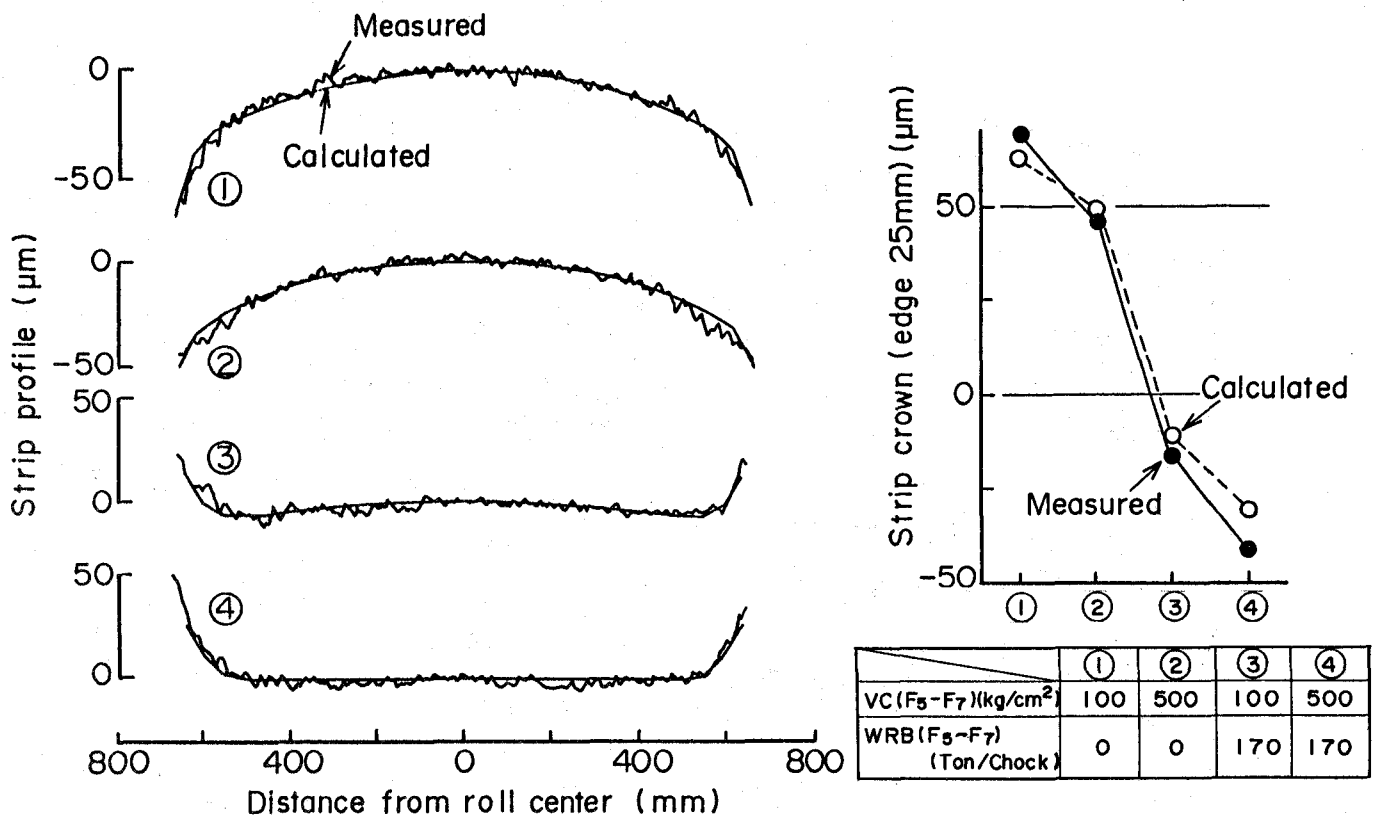


図 5.10 板プロフィールの計算値と測定値の比較

(対象サイズ 1365mm×4.2mm)

図5.10の①と④の圧延条件において、塑性流れ係数を図5.7のCaseA, CaseB及びCaseC ($\eta = 0$), CaseD ($\eta = 1$)とした場合の板プロフィールの計算結果と測定値との比較を図5.11に示すが、CaseA（本方式）が測定値と最もよく一致している。さらに、図5.12には板プロフィール制御をしない圧延チャンスにおける板クラウン変化を計算値とともに示すが $\pm 20 \mu\text{m}$ の精度で計算値と測定値は一致している。

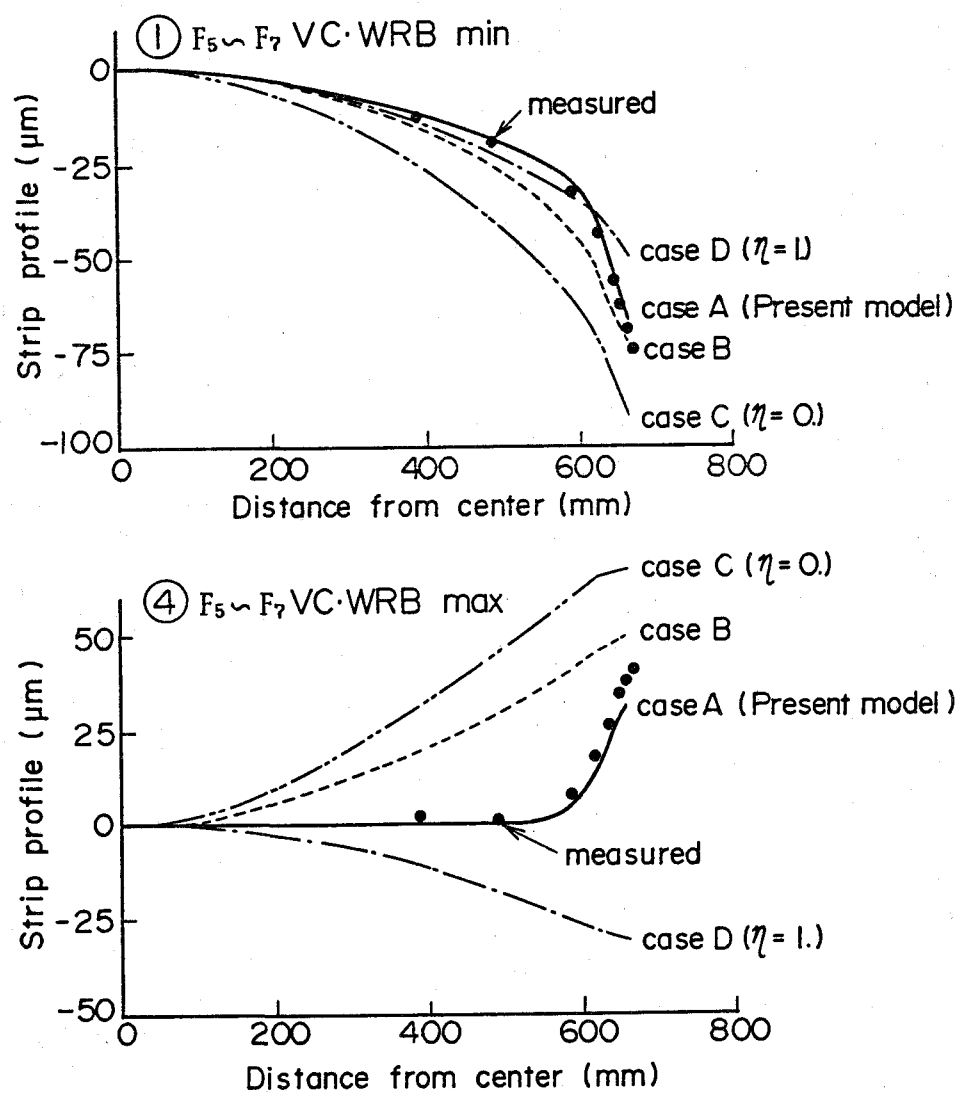


図 5.11 塑性流れ係数と板プロフィール計算値の関係

(対象サイズ 1365mm×4.2mm)

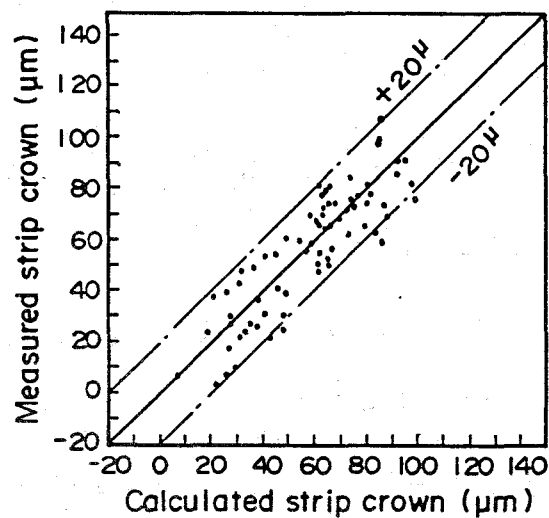
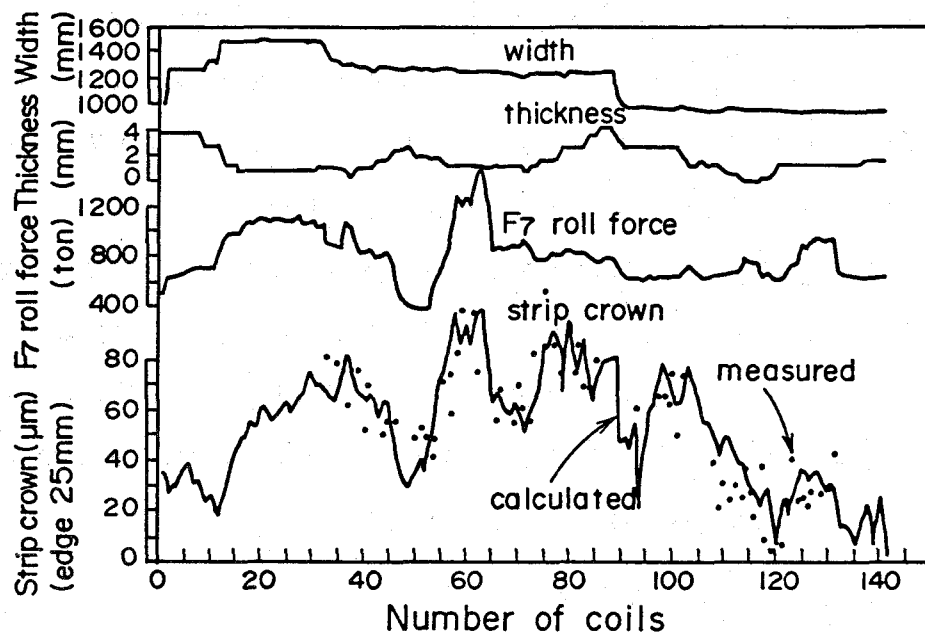


図 5.12 ロールチャンス（ロール替えからロール替えまで）での
板クラウン（エッジ 25mm）推移の計算結果と測定結果の比較（制御オフ）

5.3.3 VCロール・ロールベンダの設定計算

VCロール圧力・ロールベンド力の設定計算のフローチャートを図5.13に示す。まず初期設定条件に対する板クラウン予測値 c_R^0 を求めるとともに、該予測値近傍における出口板クラウンへの影響係数 α_J , α_U , α_H を(5.10), (5.16), (5.17), (5.18)式より求める。このとき、出口板クラウン c_R は(5.19)式で表わせる。

$$c_R = c_R^0 + \alpha_J \Delta J + \alpha_U \Delta p_U + \alpha_H \Delta C_R \quad (5.19)$$

ここで、 C_R は入口板クラウン、記号 Δ は初期設定値からの変化量を表す。

つぎに、板クラウン予測値 c_R^0 近傍における板クラウン推定簡略式(5.19)をもとに、板クラウン狙い値を実現し、かつ、平坦度が許容範囲に入るようなVCロール圧力・ロールベンド力を下流側スタンドから順次決定していく。

ところで、鋼板の平坦不良は圧延による長手方向伸びの幅方向不均一によって生じ、急峻度 λ (=波高さ/ピッチ)によって平坦の度合を表す。いま板幅中央部における伸び長さを1、板幅端部における伸び長さの板幅中央部との差を Δl とし、板の波形状を正弦波とすると、急峻度 λ と伸び差率 $\Delta l / 1$ 、及び、伸び歪み偏差 $\Delta \varepsilon_1$ について(5.20)式の関係が成り立つことが知られている。

$$\Delta \varepsilon_1 = \frac{\Delta l}{1} = \left(\frac{\pi}{2} \right)^2 \lambda^2 \quad (5.20)$$

さらに、伸び歪み偏差 $\Delta \varepsilon_1$ と板クラウンの関係については、塑性流れ係数 η の定義と(5.15)式より、板幅端部における入口板厚を H_e 、出口板厚を h_e とすると、

$$\begin{aligned} \Delta \varepsilon_1 &= -\eta \quad \Delta \varepsilon_h = -\eta \left(\frac{h_e}{h_c} - \frac{H_e}{H_c} \right) = \eta \left(\frac{h_c - h_e}{h_c} - \frac{H_c - H_e}{H_c} \right) \\ &= \eta \left(\frac{C_R}{h_c} - \frac{C_R}{H_c} \right) \end{aligned} \quad (5.21)$$

となる。よって、(5.20), (5.21)式より、平坦条件として急峻度を許容値 λ_{max} 以下にするためには板クラウン比率の変化を

$$-\left(\frac{\pi}{2} \lambda_{max} \right)^2 \leq \eta \left(\frac{C_R}{h_c} - \frac{C_R}{H_c} \right) \leq \left(\frac{\pi}{2} \lambda_{max} \right)^2 \quad (5.22)$$

にて制約すればよい。すなわち、下流側スタンドから順次上流側スタンドの板クラウンを決定していくに際し、(5.22)式が成り立つように入力板クラウン C_R を求め

ればよい。なお、急峻度の許容値 λ_{max} については実機にて目視観察して限界を求め 2.5%とした。

入口板クラウン C_R が定まれば初期値からの変化量 ΔC_R を求め、(5.19)式より、VC ロール圧力とロールベンド力を決定することができる。ここで、VC ロール圧力とロールベンド力は同じ比率で変化させることとした。

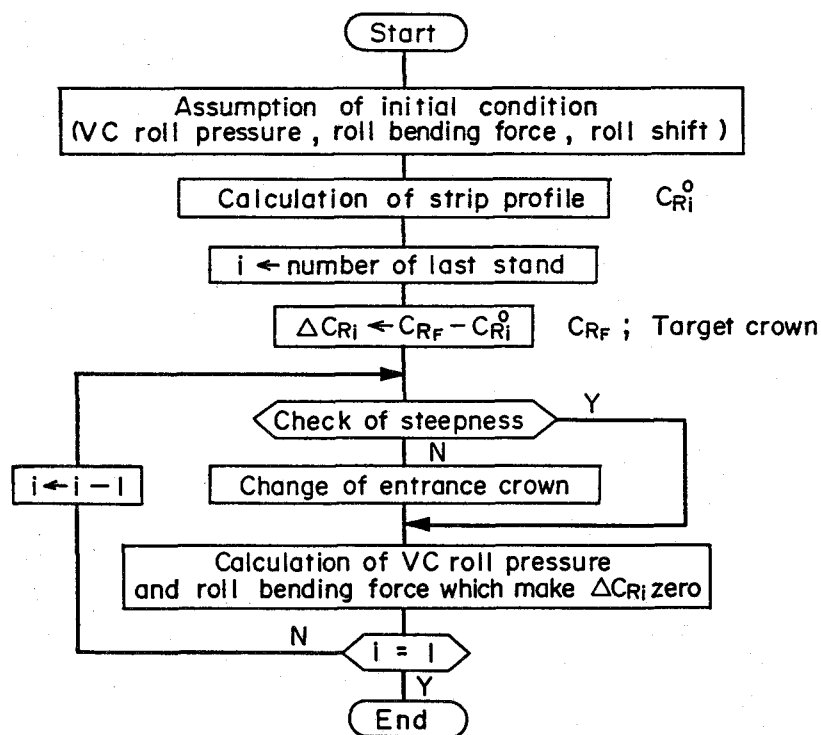


図 5.13 VC ロール・ロールベンド設定計算のフローチャート

5.3.4 制御結果

制御結果の1例を図5.14に示す。図には板クラウン狙い値を $60\mu\text{m}$ と $30\mu\text{m}$ とした場合のVCロール圧力、ロールベンド力、板プロフィールを示すが、VCロール圧力・ロールベンド力を操作することにより狙いクラウンに制御できていることがわかる。

図5.15は板クラウン狙い値を一定とした圧延チャンスにおける制御結果であり、コイル毎の圧延荷重、ロールベンド力、VCロール圧力を示すが、製造条件が変わり圧延荷重が変化しているにも係わらず板クラウンは $\pm 10\mu\text{m}$ 以内の偏差に制御されていることがわかる。また、図5.16には板クラウン狙い値が変化する圧延チャンスにおける板クラウン狙い値に対する板クラウン実績値の関係を示すが $\pm 20\mu\text{m}$ 以内の偏差に制御できていることがわかる。

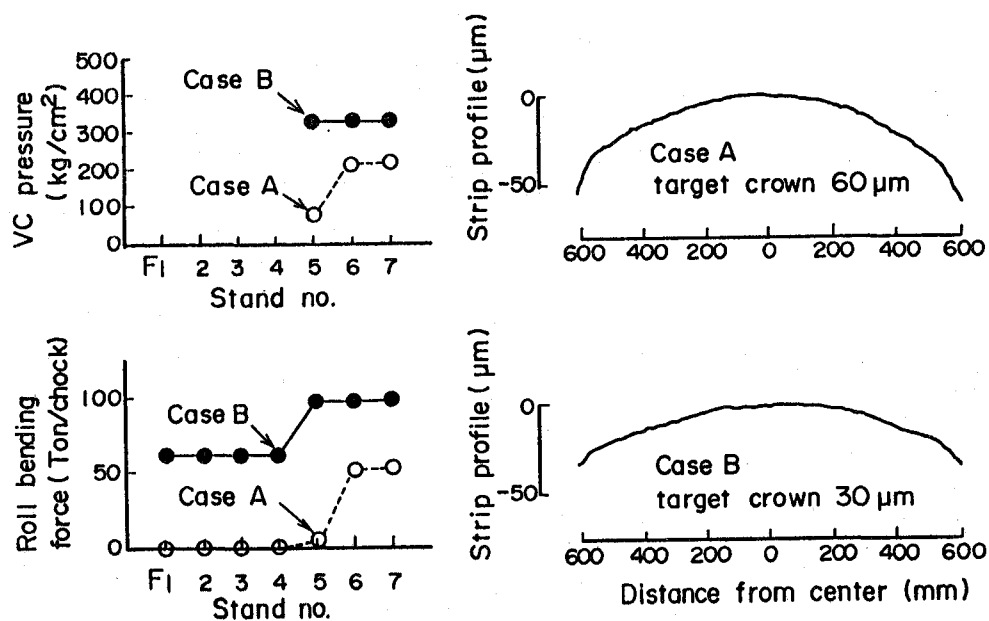


図 5.14 板クラウン制御実施例

(対象サイズ $1250\text{mm} \times 2.3\text{mm}$)

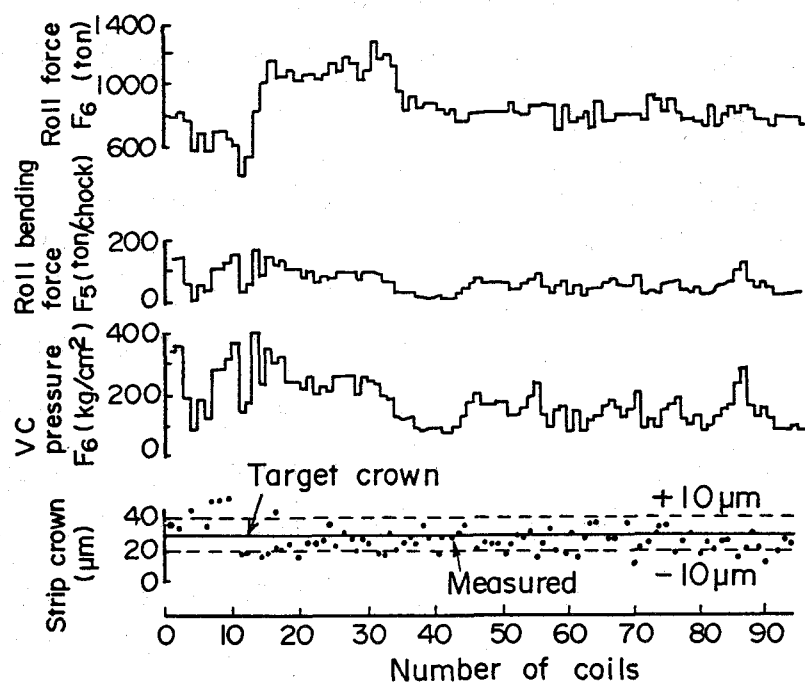


図 5.15 板クラウン制御実施例 — ロールチャンスにおける板クラウン変動

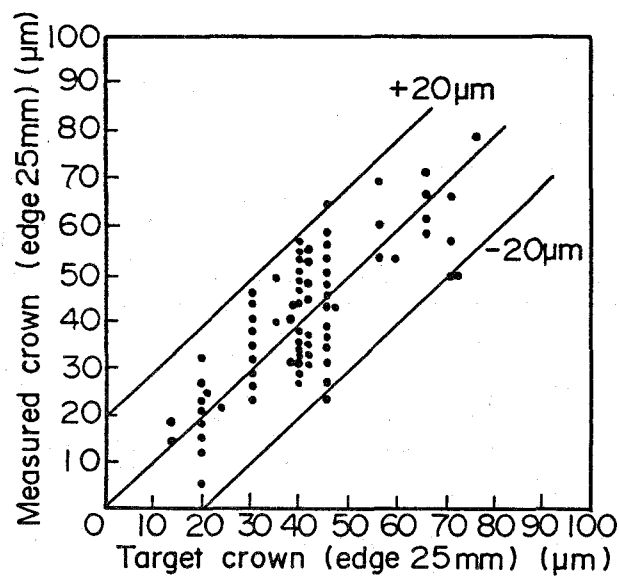


図 5.16 板クラウン精度 (制御実施結果)

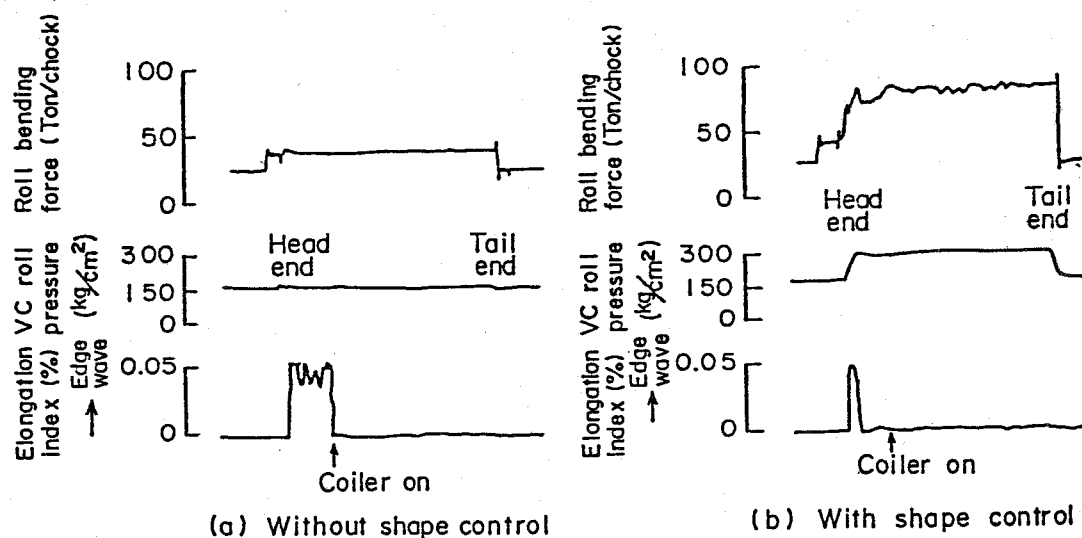
5. 4 平坦度制御

平坦度制御は平坦度計出力信号を比例積分してV Cロール圧力・ロールベンド力を操作するが、このとき板厚に影響を与えないように(5.23)式にもとづいて圧下も同時に操作する。

$$\Delta h = \Delta S + \frac{\Delta P_{LC} - \Delta J}{M} + \frac{\Delta J}{M_J} - \beta_B K_V \Delta p_V - \beta_W \Delta C_H \quad (5.23)$$

ここで、記号 Δ はコイル先端部の基準値からの偏差を表わしており、 P_{LC} はロードセル検出荷重、 J はロールベンド力、 C_H はヒートアップ(熱膨張)によるワークロールクラウン、 M は圧延荷重に対する剛性係数、 M_J はロールベンド力に対する剛性係数、 β_W 、 β_B はそれぞれワークロール、バックアップロールクラウンのロールギャップに与える影響係数、 K_V はV Cロール圧力によるバックアップロールクラウンの変化率である。但し、ロールクラウンとはロール胴長中央部とロール端部の径差をいう。

制御実施例におけるロールベンド力、V Cロール圧力、平坦度を図5.17に示すが、図(b)の平坦度制御を実施した場合はコイル先端で発生した平坦不良は速やかに修正されている。なお、図(a)の平坦度制御をしない場合においても、コイラー噛込み後はコイラーと仕上げスタンド間の張力によって平坦不良は潜在化し検出されていない。



size : 1259mm x 2.50mm

図 5.17 平坦度制御実施例

5. 5 スケジュールフリー圧延

鹿島製鉄所では省エネルギーを目的として、No. 3 C C（連続鋳造マシン）とホットストリップミルを直結化し、高温スラブを直接熱片専用加熱炉に装入する操業形態となっている。この際両者の生産能力差を補うため、No. 3 C Cスラブと他のC Cで鋳込まれたスラブを混合して圧延することになる。これを円滑に実施し、さらに注文の小ロット短納期化に対応するため、スケジュールフリー圧延が重要な技術課題となる。これへの対応として板プロフィール・平坦度制御システムを開発し、スケジュール制約を緩和することが可能となった。

図5.18に示す例では、板厚・板幅の移行制約、同一幅連続圧延本数制約を大幅に緩和しても、板クラウンは狙い値 $\pm 20 \mu\text{m}$ 以内に制御できる。図には同一幅連続圧延時（第31本目のコイル）とロール替直前（第105本目のコイル）の板プロフィールを示すが、ハイスポット（異常突起）のない良好なプロフィールとなっている。なお、この時ロール摩耗を分散させるために1コイル圧延毎に50mmずつワークロールをシフトさせた。

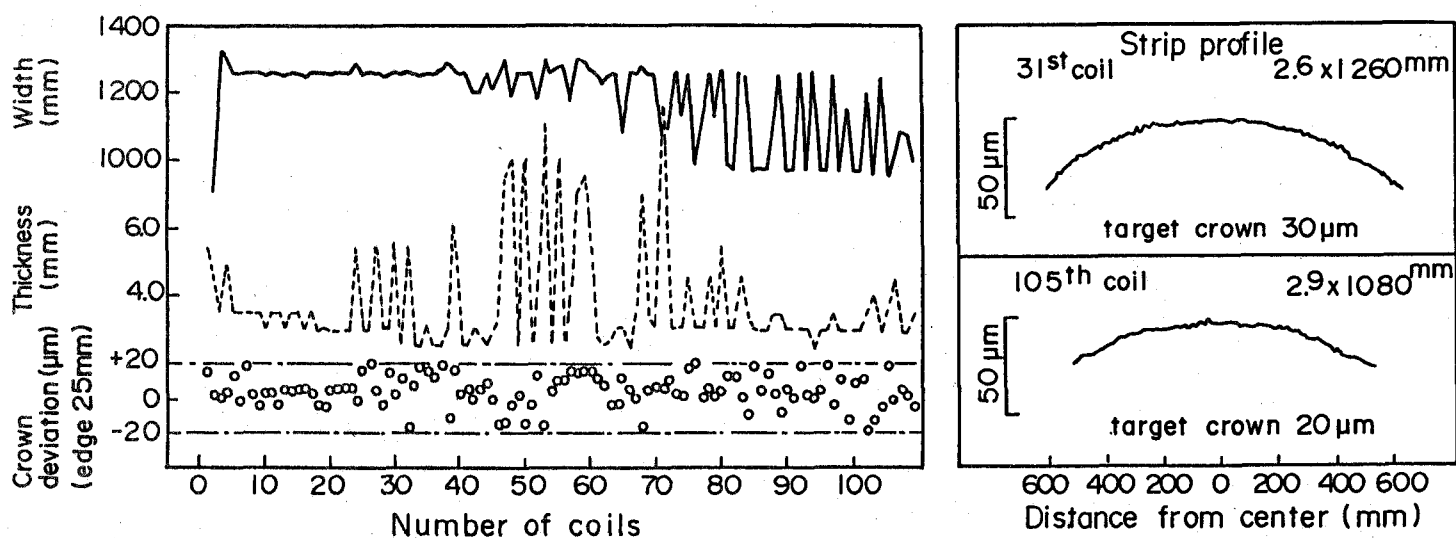


図 5.18 スケジュールフリー圧延時における板クラウン制御実施例

5. 6 結 言

ホットストリップミルにおけるロールの熱膨張プロフィール・摩耗プロフィール・V C ロールのふくらみ及び板プロフィールをリアルタイム制御に適用可能な時間で計算できる高精度板プロフィール数式モデルを導き、この数式モデルを用いた板プロフィール・平坦度制御法を開発し、住友金属工業和歌山製鉄所・鹿島製鉄所に適用した。

本制御システムは仕上ミル後段3スタンドに設置されたV C ロール・強力ワークロールベンダ・ワークロールシフト装置と、仕上ミル出口に設置された板プロフィール計・平坦度計及びこれらを制御するプロセスコンピュータからなり、つぎの機能を有する。

- (1)狙い板クラウンにするためのV C ロール圧力・ロールベンド力を決定するプリセット制御
- (2)ロール摩耗・ヒートアップ（熱膨張）を分散させるためのワークロールシフト量を決定するプリセット制御
- (3)圧延中の平坦度計出力信号にもとづいてV C ロール圧力・ロールベント力を操作するダイナミック制御

本システムの実用化により板クラウン精度向上、圧延制約緩和に大きな成果をあげ、品質向上、省エネルギーに寄与している。

5. 7 記 号

A_w : ロール摩耗係数 ($\text{mm}/(\text{Kg}/\text{mm})$)

$a_f(i, j)$: 圧延荷重によるワークロール表面の偏平変形の影響係数; 第 j 分割区間に単位荷重を加えた時の第 i 分割区間の変位 ($\text{mm}/(\text{Kg}/\text{mm})$)

B_k : 第 k 番目の圧延材の板幅 (mm)

C_H : ワークロールの熱膨張プロフィール (mm)

C_R : 入口板クラウン (入口板厚の板幅中央部における値と板幅端部における値との差) (mm)

C_U : V C バックアップロールの油圧による膨張プロフィール (mm)

C_w : ワークロールの摩耗プロフィール (mm)

c : 比熱 ($\text{Kcal}/\text{Kg}^\circ\text{C}$)

c_R : 出口板クラウン (出口板厚の板幅中央部における値と板幅端部における値との差) (mm)

E : ロールのヤング率 (Kg/mm^2)

E_P : 圧延材のヤング率 (Kg/mm^2)

$H(i)$: 入口板厚の幅方向分布 (mm)

$h(i)$: 出口板厚の幅方向分布 (mm)

h_U : V C バックアップロールのスリーブ厚 (mm)

h_w : ロール表面における熱伝達率 ($\text{Kcal}/\text{m}^2 \text{h}^\circ\text{C}$)

h_z : ロール端部における熱伝達率 ($\text{Kcal}/\text{m}^2 \text{h}^\circ\text{C}$)

J : ワークロールベンド力 (Kg)

K : ワークロールとバックアップロール間のばね定数 ($(\text{Kg}/\text{mm})/\text{mm}$)

K_U : V C バックアップロールの油圧圧力変化のロールクラウン変化に与える影響係数 ($\text{mm}/(\text{Kg}/\text{mm}^2)$)

K_w : ワークロール剛体変位 (mm)

L_k : 第 k 番目の圧延材の圧延長さ (m)

l_d : 接触弧長 (mm)

l_U : V C バックアップロールの油圧受圧長/2 (mm)

M_H : ハウジング・圧下系の剛性係数 (Kg/mm)

M_J : ロールベンド力に対するロール系を含めた全体の剛性係数 (Kg/mm)

M : 圧延荷重に対するロール系を含めた全体の剛性係数 (Kg/mm)

P_{LC} : ロードセル検出荷重 (Kg)

$p(i)$: バックアップロールとワークロール間の接触荷重分布の上下ロールの平均値

$$p = (p^U + p^D) / 2 \quad (\text{Kg/mm})$$

$p^D(i)$: 下バックアップロールと下ワークロール間の接触荷重分布 (Kg/mm)

$p^U(i)$: 上バックアップロールと上ワークロール間の接触荷重分布 (Kg/mm)

p_v : VCバックアップロールの油圧圧力 (Kg/mm²)

$q(i)$: 圧延材からワークロールにかかる単位幅当りの圧延荷重分布 (Kg/mm)

q_s : 圧延材からロールへの熱流束 (Kcal/m²h)

Q : 圧延荷重 (Kg)

Q_k : 第 k 番目の圧延材の圧延荷重 (Kg)

r : ロール半径方向の座標 (m)

R : ロール半径 (m)

R_B : バックアップロール半径 (mm)

$R_{CB}(i)$: バックアップロールのプロフィル (上下ロールの平均値) (mm)

$R_{CW}(i)$: ワークロールのプロフィル (上下ロールの平均値) (mm)

S : 圧下位置 (バックアップロール支持点間距離の変位) (mm)

t : 時間 (h)

z : ロール胴長方向の座標 (m)

$\Delta z(i)$: ロール胴長方向の分割区間幅 (mm)

α : ロールの線膨張率 (—)

$\alpha_B(i, j)$: バックアップロールの軸心変位の影響係数 ; 第 j 分割区間に単位荷重を加えた時の第 i 分割区間の変位 (mm/Kg)

$\alpha_W(i, j)$: ワークロールの軸心変位の影響係数 ; 第 j 分割区間に単位荷重を加えた時の第 i 分割区間の変位 (mm/Kg)

α_H : 入口板クラウン変化の出口板クラウン変化に与える影響係数 (mm/mm)

α_J : ワークロールベンド力変化の出口板クラウン変化に与える影響係数 (mm/Kg)

α_U : VCバックアップロール油圧圧力変化の出口板クラウン変化に与える影響係数
(mm/(Kg/mm²))

β_B : バックアップロールクラウン変化のロール間隙変化に与える影響係数 (mm/mm)

β_W : ワークロールクラウン変化のロール間隙変化に与える影響係数 (mm/mm)

δ : 圧延材とロールとの接触部で1, 非接触部で0となる関数 (-)

ε : 輻射率 (-)

$\Delta \varepsilon_h(i)$: 板厚方向歪の幅方向分布; 板幅中央部における値からの偏差 (-)

$\Delta \varepsilon_l(i)$: 伸び歪の幅方向分布; 板幅中央部における値からの偏差 (-)

$\Delta \varepsilon_l^{(-)}(i)$: 入口での伸び歪の幅方向分布; 板幅中央部における値からの偏差 (-)

ζ : 円筒シェルの減衰係数 (1/mm)

$\eta(i)$: 塑性流れ係数の幅方向分布 (-)

θ : ロール温度 (°C)

θ_0 : 雰囲気温度 (°C)

κ : 熱伝導率 (Kcal/m h °C)

λ : 急峻度; 鋼板の平坦度を表す指標で波高さとピッチの比 (-)

λ_{max} : 急峻度の許容限界値 (-)

ν : ポアソン比 (-)

ρ : 密度 (Kg/m³)

$\sigma_b(i)$: 入口張力応力の幅方向分布 (Kg/mm²)

$\sigma_f(i)$: 出口張力応力の幅方向分布 (Kg/mm²)

添字 c: 板幅中央部における値を表す添字

添字 e: 板幅端部における値を表す添字

第 6 章 鋼板の冷却制御

第6章 鋼板の冷却制御

6.1 緒言

近年、各種の鋼の機械特性の仕様は、多様化し、またより厳格化してきている。例えば、自動車産業において使用される高張力鋼に対しては単に引張強度のみならず、延性や加工性が求められるようになってきている。このような要求を満たすために、ランナウトテーブル (Run Out Table) における冷却制御はより重要性を増し、広範囲の狙い温度に高精度で制御しなければならない。

広範囲にわたる冷却温度を生産性を損なうことなく実現するためには、ランナウトテーブルにおける冷却能力を改善することが不可欠である。この目的のために、膜状ラミナー流を形成する高性能冷却装置 Curtain Wall Cooling 装置 (以下CWCと略す) を住友金属鹿島製鉄所のホットストリップミルに設置した。

冷却制御システムについては、高精度な制御を実現するためには鋼板の温度を推定できる計算モデルが必要であるが、熱伝導方程式をリアルタイムで解くことは現状のプロセス制御用計算機では困難である。これを解決するため、材料の冷却過程をリアルタイムで計算できる数式モデルを導き、厳密解と比較するとともに実機での測定値によってその精度を検証した。

この数式モデルを用いて、仕上げ圧延機出側において温度測定したサンプリング点のランナウトテーブル上での温度推移を計算するとともに、当該サンプリング点の位置をトラッキングし、この位置と温度の状態量に基づいて、サンプリング周期毎に当該サンプリング点の巻取温度を予測し、この予測値によって冷却装置 (バルブの ON/OFF, 冷却水の流量) をフィードフォワード制御する冷却制御法を開発した。

本冷却制御システムの稼働により、広範囲な狙い温度に対する巻取温度的中率は飛躍的に向上し、冷却履歴も含めた高精度な巻取温度制御が可能となった。

6.2 設備概要

6.2.1 冷却装置¹⁾

CWCヘッダーの構造を図6.1に示す。冷却水は内筒に供給され、その上部に開けられた多数の孔よりヘッダー内に流れ込み、間隔 20 mm・幅 2000 mm の矩形のノズルを通過して膜状のラミナー流が形成される。膜状のラミナー流は水や蒸気の層を貫通して直接鋼板の表面に衝突するので、熱伝達率は大きく、通常のサイフォン管ラミナー冷却法（以下、管ラミナーという）に比較しても約2倍の冷却能力がある。

図6.2にCWCの冷却水量と平均熱伝達率の関係を実機にて調査した結果を示す。図より冷却水量を膜状のラミナー流が形成される範囲内（ $2 \sim 3.5 \text{ m}^3 / \text{m} \cdot \text{min}$ ）で変更することにより、熱伝達率を $2000 \sim 3500 \text{ Kcal} / \text{m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$ の広い範囲で変化させられることがわかる。

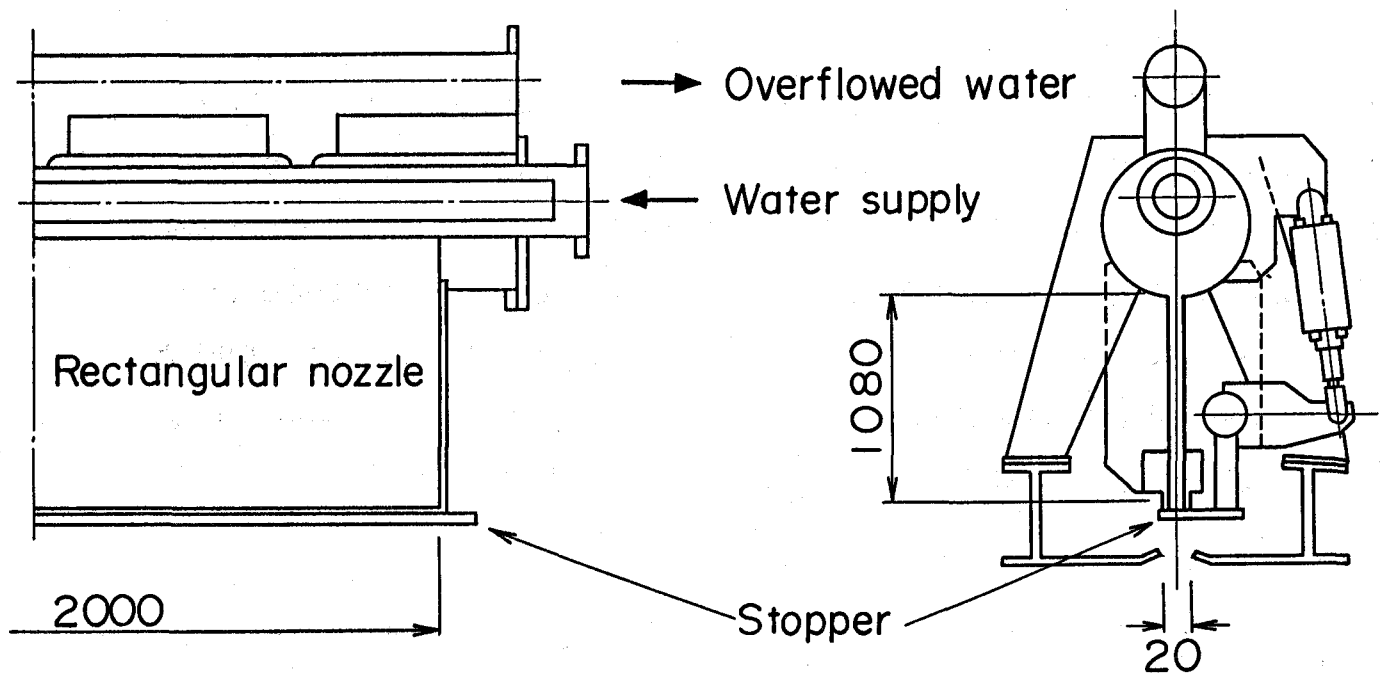


図 6.1 CWC (Curtain Wall Cooling) ヘッダーの構造

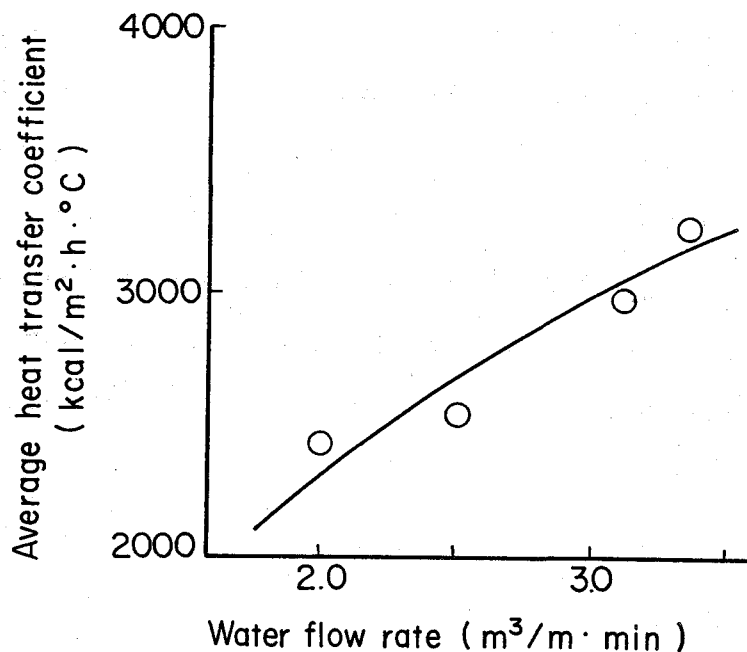


図 6.2 C W C ヘッドにおける冷却水量と熱伝達率の関係

6.2.2 制御システム

鹿島製鉄所ホットストリップミルのランナウトテーブルのレイアウトを図 6.3 に示す。上部冷却としては 8 バンク (15 ヘッダー) の C W C, 6 バンクの従来形管ラミナーが設置されており (C W C 間の相互の干渉を避けるため, C W C を使用したバンクと管ラミナーを使用したバンクを交互に配置している), 下部冷却としてはスプレーノズルが設置されている。

温度計については, 各々つぎの機能を果たすべく 3 台の温度計が設置されている。

- (i) 仕上出口温度計 (F T) 冷却開始温度の測定
- (ii) 中間温度計 (I T) 冷却履歴の監視・制御
- (iii) 巻取温度計 (C T) 冷却結果の温度測定

鋼板の走行速度は仕上最終スタンドワークロール及びダウンコイラーのマンドレル回転数により測定される。

各ヘッダーの開閉のためにはON/OFFバルブが設置されているが^{2), 3), 4), 5), 6)}, ON/OFFの量子化誤差のためヘッダーの開閉のみでは微細に巻取温度を制御することは難しいので, 注水量の連続変更による制御を行う^{7), 8), 9)}. ヘッダー当りの冷却能力の変更範囲が大きいCWCによる冷却の場合には, 特に, この注水量の連続変更による制御は効果的である. ランナウトテーブルの冷却ゾーン全体におけるヘッダー数は相当多くなるため, ヘッダー毎にバルブを取り付けていたのではメンテナンス上問題がある. このため, 数ヘッダーをまとめてバンクという単位とし, バンク毎にバルブを取り付けon/offあるいは流量調整する方法が採られる. 各バンクには電磁流量計と流量調節弁が給水管に設置されて流量が制御されている.

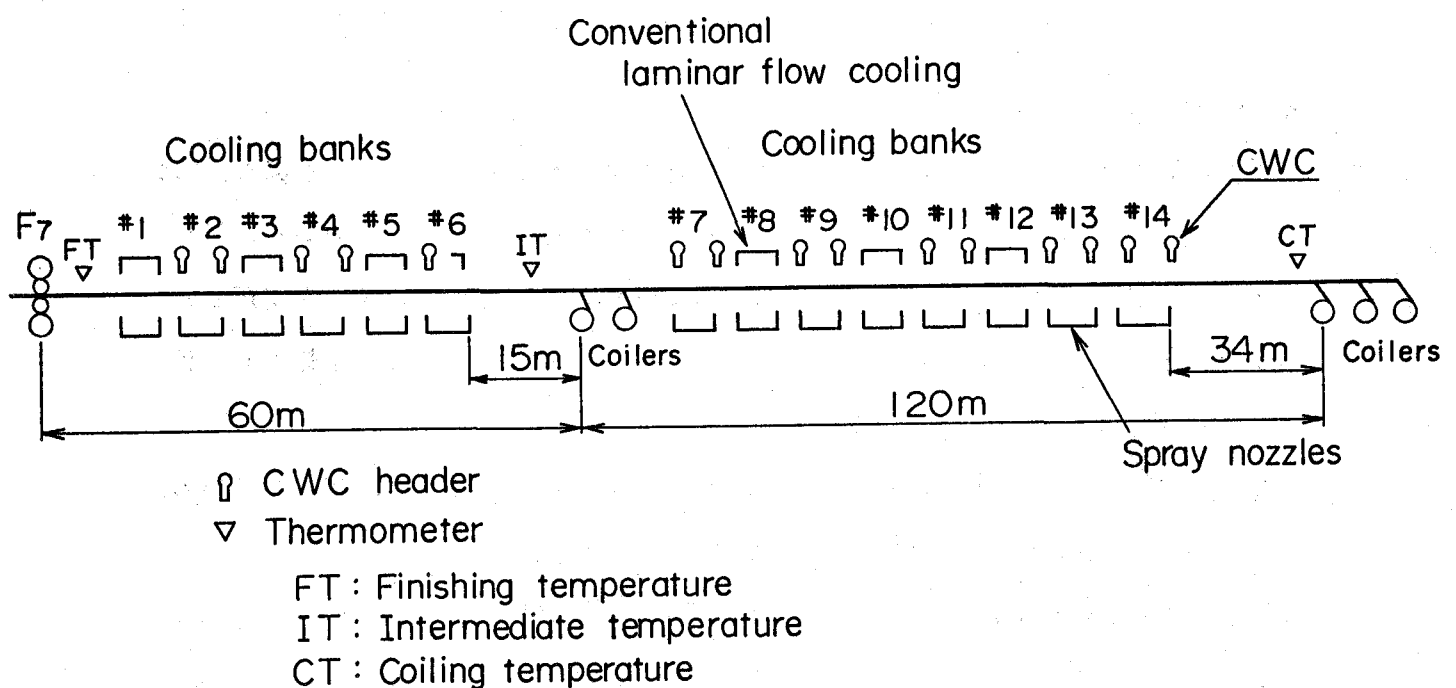


図 6.3 ランナウトテーブル冷却設備の概要 (住友金属鹿島)

6. 3 制御モデル

ランナウトテーブルにおける鋼板の冷却制御は冷却ヘッダの ON/OFF あるいは冷却水の流量を操作して、鋼板表面における熱伝達率を変化させることにより所定の巻取温度（冷却履歴）を得んとするものであり、当然ながら、鋼板の温度を表す熱伝導方程式とその境界条件である冷却水の熱伝達率の数式モデルが必要となる。鋼板の厚みは幅・長さと比較して十分小さいので幅方向・長手方向（圧延方向）の熱伝導は無視できて、板厚方向一次元の熱伝導を考慮すればよい。

しかしながら、ランナウトテーブルにおける材料の走行速度は最高約20m/秒、通過時間は最短約10秒となるため、熱伝導方程式をリアルタイムで解くことは現状のプロセス制御用計算機では困難である。これを解決するため、材料の冷却過程を簡略にリアルタイムで計算できる数式モデルを導いた。この数式モデルを用いて、仕上圧延機出側において温度測定したサンプリング点の巻取温度を予測計算し、この予測値に基づいて冷却装置（バルブの ON/OFF, 冷却水の流量）をフィードフォワード制御する制御方式を開発した。

6. 3. 1 材料温度計算モデル

(1) リアルタイムモデル（熱伝導方程式の簡略解）

鋼板の温度は(6.1)式に示す板厚方向一次元熱伝導方式により表される。

$$c \rho \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\kappa \frac{\partial T}{\partial x} \right) \quad (6.1)$$

鋼板の表面及び板厚方向中心における境界条件は、上面及び下面の冷却は対称であるとして(6.2), (6.3)式により与える。

$$\text{(表面)} \quad -\kappa \frac{\partial T}{\partial x} = h (T - T_w) \quad (x = d/2) \quad (6.2)$$

$$\text{(中心)} \quad -\kappa \frac{\partial T}{\partial x} = 0 \quad (x = 0) \quad (6.3)$$

ここで、 T は鋼板の温度(℃)、 T_w は水温(℃)、 c は比熱(Kcal/Kg℃)、 ρ は密度(Kg/m³)、 κ は熱伝導度(Kcal/m h℃)、 h は熱伝達率(Kcal/m² h℃)、 d は板厚(m)、 x は板厚方向座標(m)、 t は時間(h)である。

鋼板の厚み方向平均温度をリアルタイムで計算するために、(6.1)～(6.3)式の熱伝導方程式の解析解の近似式を求める。まず、変数分離法にて級数解を求める。

$$T(x, t) = \sum_{i=1}^{\infty} \frac{2h}{hd/2 + \kappa \sin^2(n_i d/2)} \int_0^{d/2} (T_0(\xi) - T_w) \cos\left(\frac{n_i d}{2} \frac{2\xi}{d}\right) d\xi \\ \times \exp\left(-\left(\frac{n_i d}{2}\right)^2 \frac{4at}{d^2}\right) \cos\left(\frac{n_i d}{2} \frac{2x}{d}\right) + T_w \quad (6.4)$$

但し、

$$\frac{n_i d}{2} \tan\left(\frac{n_i d}{2}\right) = \frac{h}{2\kappa} d \quad (6.5)$$

このとき、初期温度分布を厚み方向一様とすれば、

$$T_0(x) = T_0 \quad (6.6)$$

厚み方向平均温度 $T_m(t)$ は(6.4)式より、(6.5)式の関係を用いれば(6.7)式のようになる。

$$T_m(t) = \frac{2}{d} \int_0^{d/2} T(x, t) dx \\ = \sum_{i=1}^{\infty} \frac{hd}{hd/2 + \kappa \sin^2(n_i d/2)} \left(\frac{\sin(n_i d/2)}{n_i d/2}\right)^2 \exp\left(-\left(\frac{n_i d}{2}\right)^2 \frac{4at}{d^2}\right) (T_0 - T_w) + T_w \quad (6.7)$$

また、表面温度 $T_s(t)$ は(6.4)式において $x = d/2$ とし、(6.5)式の関係を用いれば、

$$T_s(t) = \sum_{i=1}^{\infty} \frac{2\kappa}{hd/2 + \kappa \sin^2(n_i d/2)} \sin^2(n_i d/2) \exp\left(-\left(\frac{n_i d}{2}\right)^2 \frac{4at}{d^2}\right) (T_0 - T_w) + T_w \quad (6.8)$$

となる。ところで、ランナウトテーブルでの冷却制御における計算条件では、

$$\frac{hd}{2\kappa} < 1, \quad \frac{4at}{d^2} > 0.05 \quad (6.9)$$

となるが、この範囲では無限級数(6.7)式は第1項のみで十分である。さらに、(6.5)式の $n_i d/2$ の近似解を求めることのより、結局、リアルタイム制御に適用可能な近似式として、つぎの(6.10)～(6.13)式を得る。

$$T_m(t) = f \cdot \exp\left(-g \frac{4at}{d^2}\right) (T_0 - T_w) + T_w \quad (6.10)$$

$$f = 1 - \frac{1}{100} \left(\frac{hd}{2\kappa}\right)^2 \quad (6.11)$$

$$g = \frac{hd}{2\kappa} \left\{ 1 - \frac{1}{3} \left(\frac{hd}{2\kappa}\right) + \frac{1}{14} \left(\frac{hd}{2\kappa}\right)^2 \right\} \quad (6.12)$$

$$T_s(t) = \frac{fg}{hd/(2\kappa)} (T_m(t) - T_w) + T_w \quad (6.13)$$

ここで、 T_m は鋼板の厚み方向平均温度(°C)、 T_0 は鋼板の初期温度(°C)、 a は温度伝導度($a = \kappa / c\rho$)(m^2/h)である。

(2) 熱伝達率の数式モデル

鋼板の表面における熱伝達率 h は輻射、対流、水冷各項の和として(6.14)式にて求める。

$$h = h_e + h_a + \frac{h_{wt} + h_{wb}}{2} \quad (6.14)$$

ここで、輻射による熱伝達率 h_e 、対流による熱伝達率 h_a 、上面水冷による熱伝達率 h_{wt} 、下面水冷による熱伝達率 h_{wb} については鉄鋼協会共同研究会資料¹⁰⁾をもとに実機データにより係数を修正して、それぞれ(6.15)~(6.18)とした。

$$h_e = 4.88 \times 10^{-8} \varepsilon \frac{(T_s + 273)^4 - (T_a + 273)^4}{T_s - T_a} \quad (6.15)$$

$$h_a = 10 \quad (6.16)$$

$$h_{wt} = 7.47 \times 10^6 V^{-0.88} W^{0.425} / (T_s - T_w) \times \{1 - 0.007(T_w - 40)\} \quad (6.17)$$

$$h_{wb} = 1.41 \times 10^7 W^{0.771} / (T_s - T_w) \times \{1 - 0.007(T_w - 40)\} \quad (6.18)$$

ここで、 T_s は鋼板の表面温度(°C)、 T_a は雰囲気温度(°C)、 V は鋼板の走行速度(m/min)、 W は水流密度(m^3/m^2s)、 ε は輻射率である。

また、鋼板の比熱 c 、熱伝導度 κ は化学成分([C]及び[Mn])の関数として与える¹¹⁾。

(3) 計算温度の精度

計算温度の精度を評価するために、同一ロットの鋼板数十コイルについてバルブをオンする水冷バンクの選択（バンクパターンという）を種々の組合せについて行い、この水冷バンクパターンに基づいて水冷するテストを行った。

テスト冷却の結果の一例を図6.4に示す。図には鋼板の長手方向（圧延方向）を一定周期毎にサンプリングした温度測定値と当該サンプリング点のリアルタイム制御用数式モデル(6.10)～(6.18)式による計算値及び仕上スタンド出口における鋼板の走行速度を示す。この例では、水冷バンクのオン・オフをコイル先端部から後端部まで変化させずに冷却したため、中間温度(IT)及び巻取温度(CT)は鋼板の走行速度の加速にともない上昇しているが、仕上出口温度及び材料速度の変化にもかかわらず、計算温度と実績温度の差は極めて少ない。

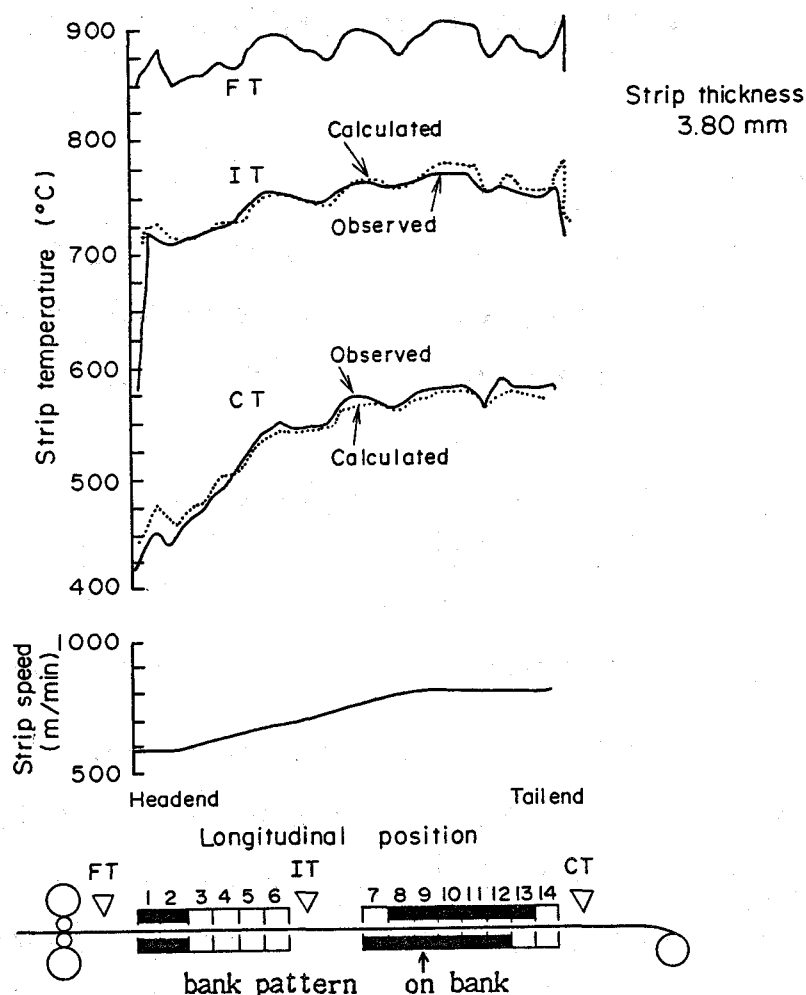


図 6.4 計算温度と測定温度の比較（冷却テスト材）

図 6.5 は温度計間の温度降下の計算値と実績値の比較を示す。各グラフは

(i) 仕上出口温度計から中間温度計

(ii) 中間温度計から巻取温度計

(iii) 仕上出口温度計から巻取温度計

までの温度降下のコイル全長の平均値を示したもので、温度降下の計算値と実測値の差はほぼ $\pm 15^{\circ}\text{C}$ におさまっていることがわかる。この結果より、リアルタイムモデルによる温度計算精度は巻取温度を制御するのに十分であることが示された。

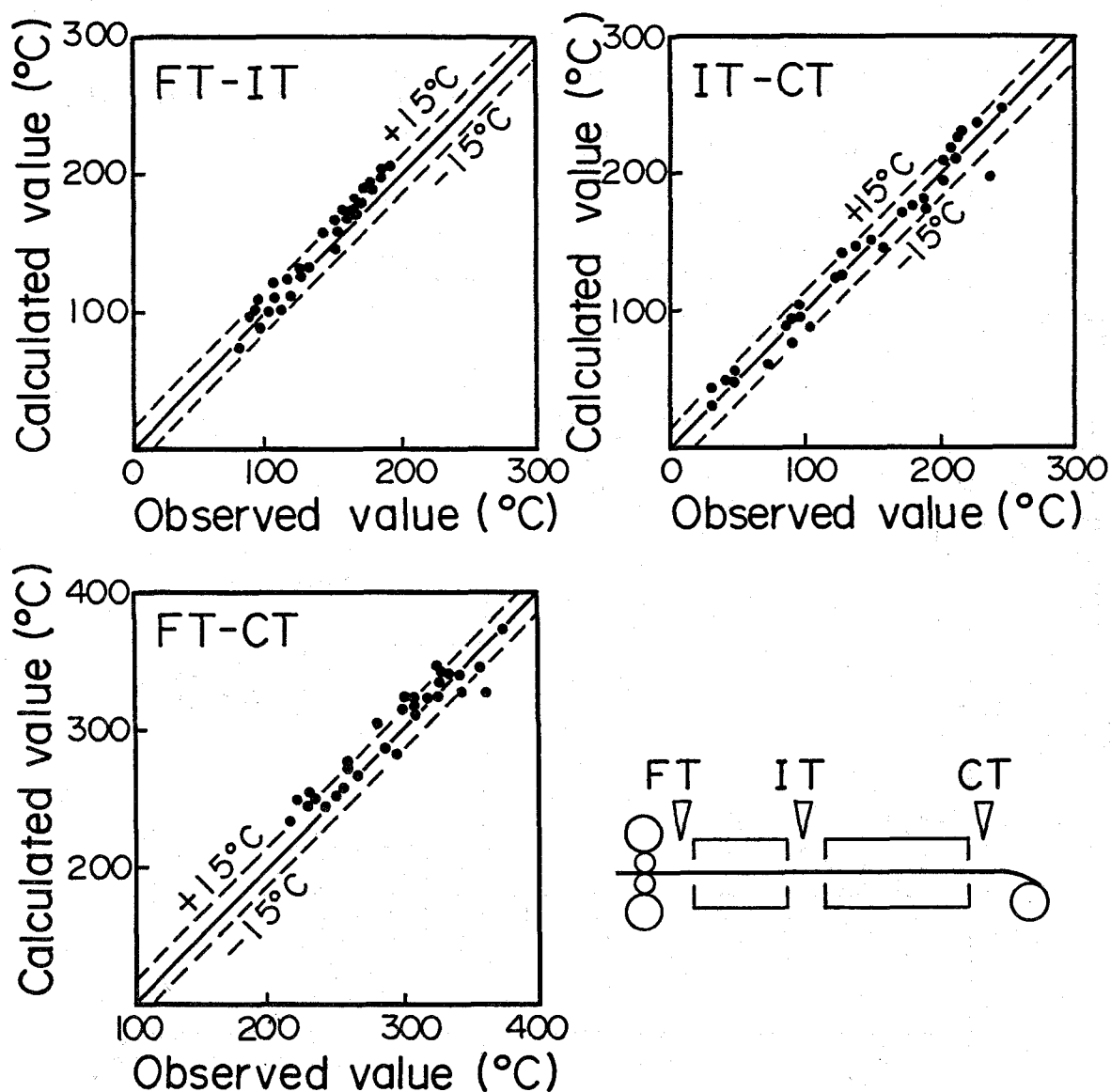


図 6.5 ランナウトテーブルにおける材料の温度降下の計算値と測定値の比較

図 6.6 はリアルタイム制御用数式モデル(6.10)～(6.13)式による温度計算結果と(6.1)～(6.3)式の厳密解及び、中間温度(I T)、巻取温度(C T)の測定値を比較した結果をあらわす。図は板厚 8 mm の鋼板上の一点の表面及び中心の温度の時間変化を示したもので、この鋼板は図中に描かれている水冷バンクパターンのごとく仕上圧延完了後急激に冷却されたため、中心と表面の温度差は約 50℃ にまで至っているが、リアルタイムモデルによる計算値と厳密解に大きな差はなく、リアルタイムモデルが表面及び中心の温度差を正確に計算出来ることを示す。

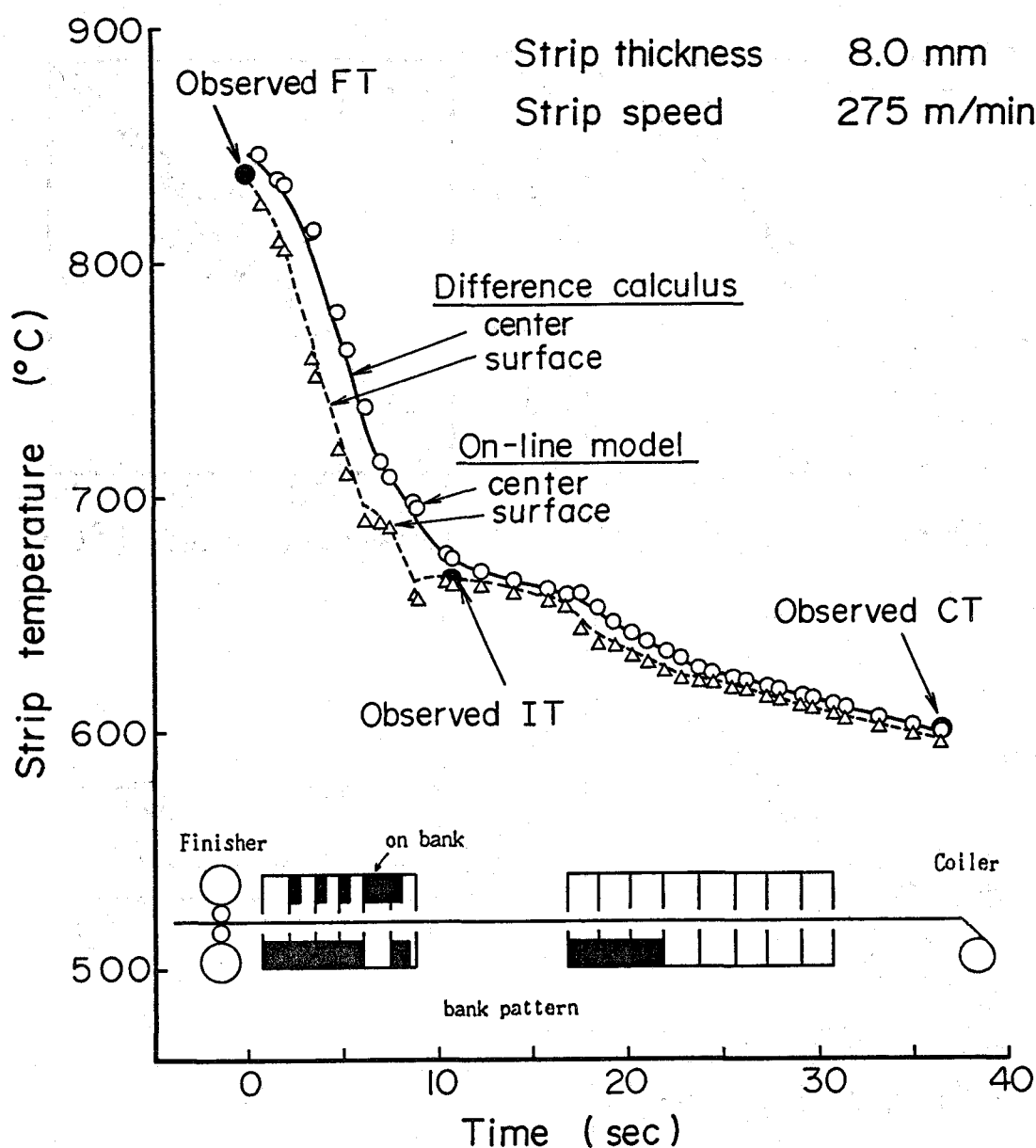


図 6.6 リアルタイム制御用モデルの計算値と厳密解及び測定値との比較

6.3.2 制御機能

制御機能は水冷バンクをあらかじめ設定するプリセット制御と変動に応じて冷却水量を操作するダイナミック制御とからなる。

(1) プリセット制御

プリセット制御は鋼板の先端部に対する水冷バンク（オン・バンク）の選択を行うもので、そのフローチャートを図6.7に示す。

- (i) 水冷バンク（オン・バンク）を初期設定する。
- (ii) 通板速度設定値より各バンクの通過予測時間を計算する。
- (iii) 仕上板厚，化学成分値，予測仕上出口温度を用いて巻取温度を予測する。

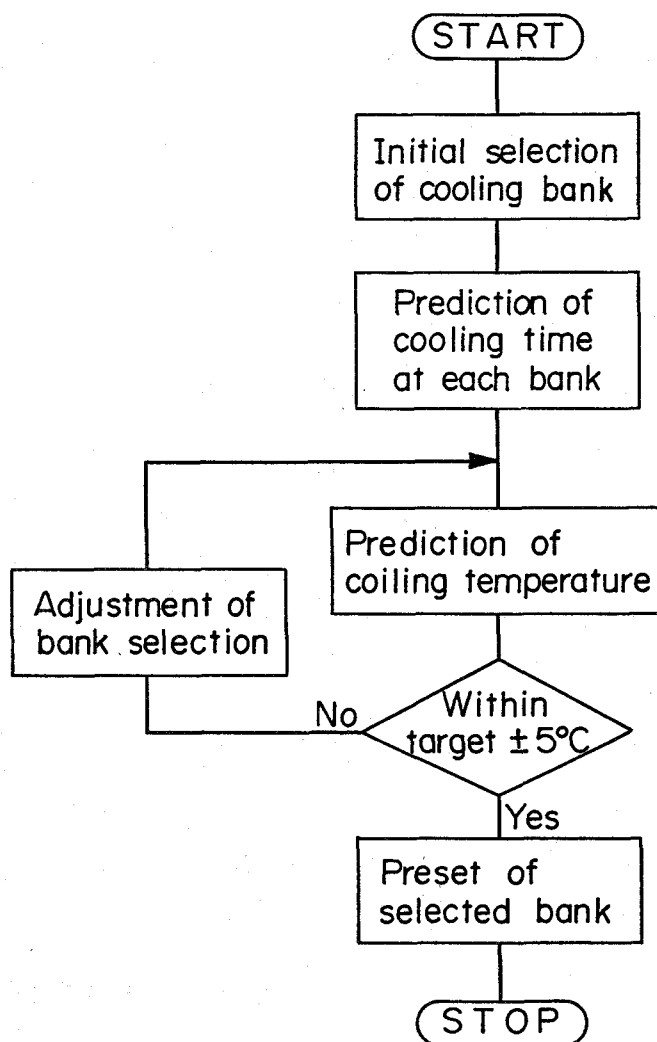


図 6.7 プリセット制御のフローチャート

(iv) 予測巻取温度と目標巻取温度の偏差にもとづいて、あらかじめ定めた優先順に従い水冷バンクを増減する。

(v) 上記(iv)により変更された水冷バンクの選択にもとづき再度巻取温度を予測計算し、予測巻取温度と目標巻取温度の偏差が $\pm 5^{\circ}\text{C}$ 以内に収まっていなければ再度(iv), (v)を繰り返す。

(vi) 最後に、決定された水冷バンク（オン・バンク）が出力される。

(2) ダイナミック制御

鋼板の長手方向の温度変動は主として注水量の連続変更により制御する。

注水量による制御のための関係式をつぎのようにして導く。(6.10)式において、 $f \simeq 1$, $g \simeq h d / 2 \kappa$ とし、かつ、材料温度は水温に比較して十分高温であることより、

$$\begin{aligned} T_m(t) &\simeq \exp\left(-\frac{h d}{2 \kappa} \frac{4 a t}{d^2}\right) (T_0 - T_w) + T_w \\ &\simeq \exp\left(-\frac{h d}{2 \kappa} \frac{4 a t}{d^2}\right) T_0 \end{aligned} \quad (6.19)$$

ゆえに、初期温度 T_0 から時間 t 後に温度 $T_m(t)$ とするために必要とされる熱伝達率 h は(6.20)式で与えられ、

$$h = \frac{1}{t} \cdot \frac{\kappa d}{2 a} \ln\left(\frac{T_0}{T_m(t)}\right) \quad (6.20)$$

この熱伝達率 h を実現するため(6.14)～(6.18)式にもとづいて冷却水量 W を操作する。

鋼板走行速度と仕上げ出口温度の外乱に対するフィードフォワード制御機能の概略は下記の通り。

① 鋼板走行速度変化に対するフィードフォワード制御

鋼板走行速度が変化すれば各バンクの通過時間が変動する。いま、プリセット制御にて決定した第 i バンクの熱伝達率を h_i 、当該バンク通過時間を t_i とするとき、バンク通過時間が t_i^* に変化すれば第 i バンクの熱伝達率の変更量 Δh_i を(6.21)式で求め、

$$\Delta h_i = \left(\frac{t_i}{t_i^*} - 1 \right) h_i \quad (6.21)$$

これを実現すべく第 i バンクの冷却水量を(6.14)～(6.18)式にもとづいて操作する。

② 仕上げ出口温度変動に対するフィードフォワード制御

仕上げ出口温度変動の影響を打ち消すために、特定のバンクの冷却水量を変更する。サンプリング点毎の仕上げ出口温度測定値をもとに温度計算モデル(6.10)～(6.13)式にて第 i バンク出口温度 T_i^* を予測し、プリセット制御にて決定した当該バンク出口温度 T_i と比較し、この差にもとづいて熱伝達率の変更量 Δh_i を(6.22)式により求め、これを実現すべく第 i バンクの冷却水量を(6.14)～(6.18)式にもとづいて操作する。

$$\Delta h_i = \frac{1}{t_i} \cdot \frac{\kappa d}{2a} \ln \left(\frac{T_i^*}{T_i} \right) \quad (6.22)$$

CWCヘッダの水量変更による熱伝達率の制御範囲は大きいものの、プリセット制御で選択されたバンクの水量を変更するだけでは巻取温度を制御するのが困難な場合もある。このため、リアルタイム温度計算モデルにて巻取温度の予測を行い、必要に応じて以下のようにバンク選択を調整する。

- (i) 図6.8に示すように鋼板の長手方向に一定長間隔でサンプリング測定された仕上げ出口温度を初期値として各サンプリング点の現在の温度が計算される。この際、各バンク実績水量と鋼板の実績走行速度が用いられる。
- (ii) 鋼板の走行速度の予測値と冷却水量の予測値を用いて各サンプリング点の巻取温度が予測される。
- (iii) 予測巻取温度と目標値との偏差より各サンプリング点についての修正冷却能が計算される。
- (iv) そして各サンプリング点に対するバンク選択修正値が求められる。
- (v) 上記の計算がランナウトテーブル上の全サンプリング点に対して行われ、その結果を平滑することによって最終的なバンク選択が決定され、出力される。

最後に数式モデルによる計算結果と実績値の誤差分を補償するため最下流側の2つのバンクの水量が巻取温度測定値と目標巻取温度との偏差に応じて変更される。

以上に述べたダイナミック制御の機能の全体を図6.9に示す。

(3) 冷却履歴制御

巻取温度は製品の機械特性に影響する最も重要な要因であるが、鋼板のランナウトテーブル上における冷却履歴もまた重要である¹²⁾。

本システムは単に巻取温度のみならず中間温度、中間部空冷時間も同時に制御する冷却履歴制御の機能を有するが、これは上述のごとく、ランナウトテーブル上の全てのサンプリング点について各時刻における当該サンプリング点の位置と温度を状態変数として巻取温度までの冷却過程を常時予測計算するモデルであることから実現可能な機能である。

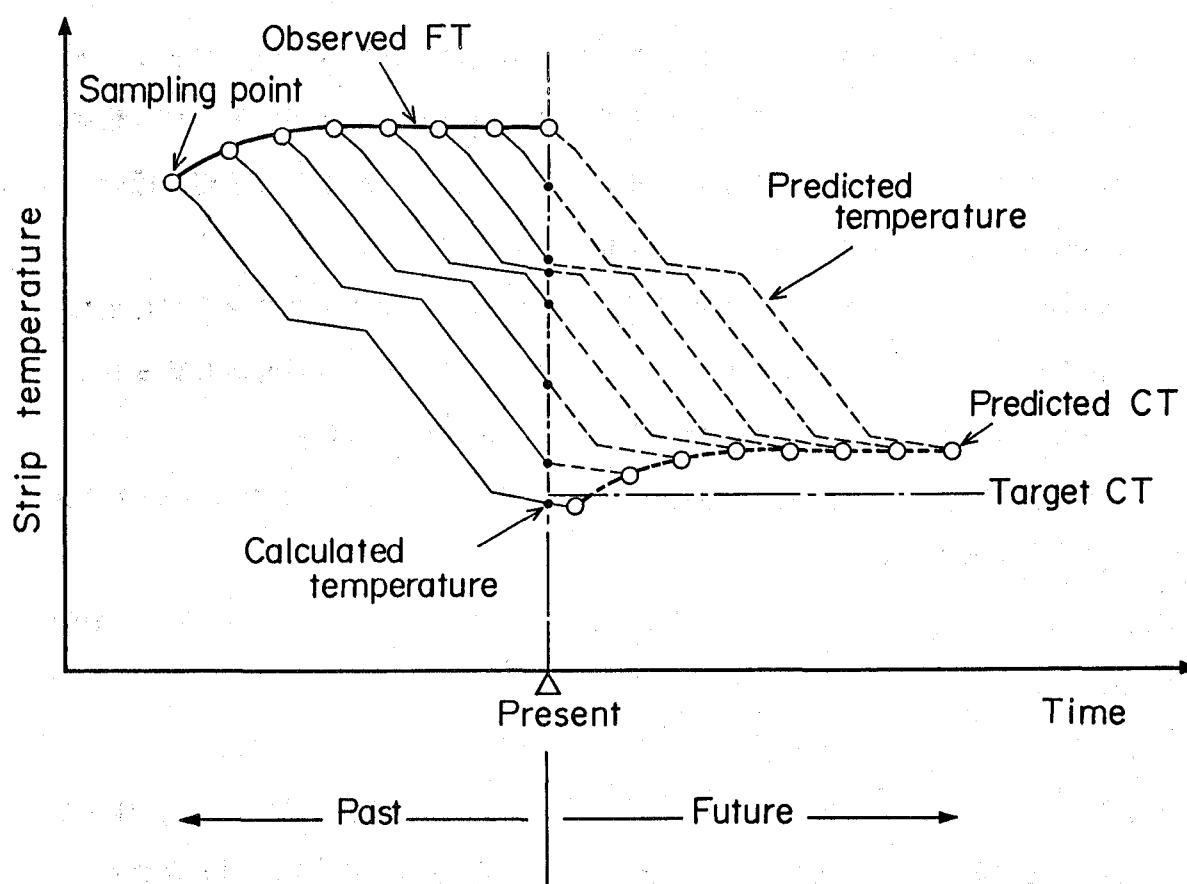


図 6.8 ダイナミック制御における材料温度予測方法

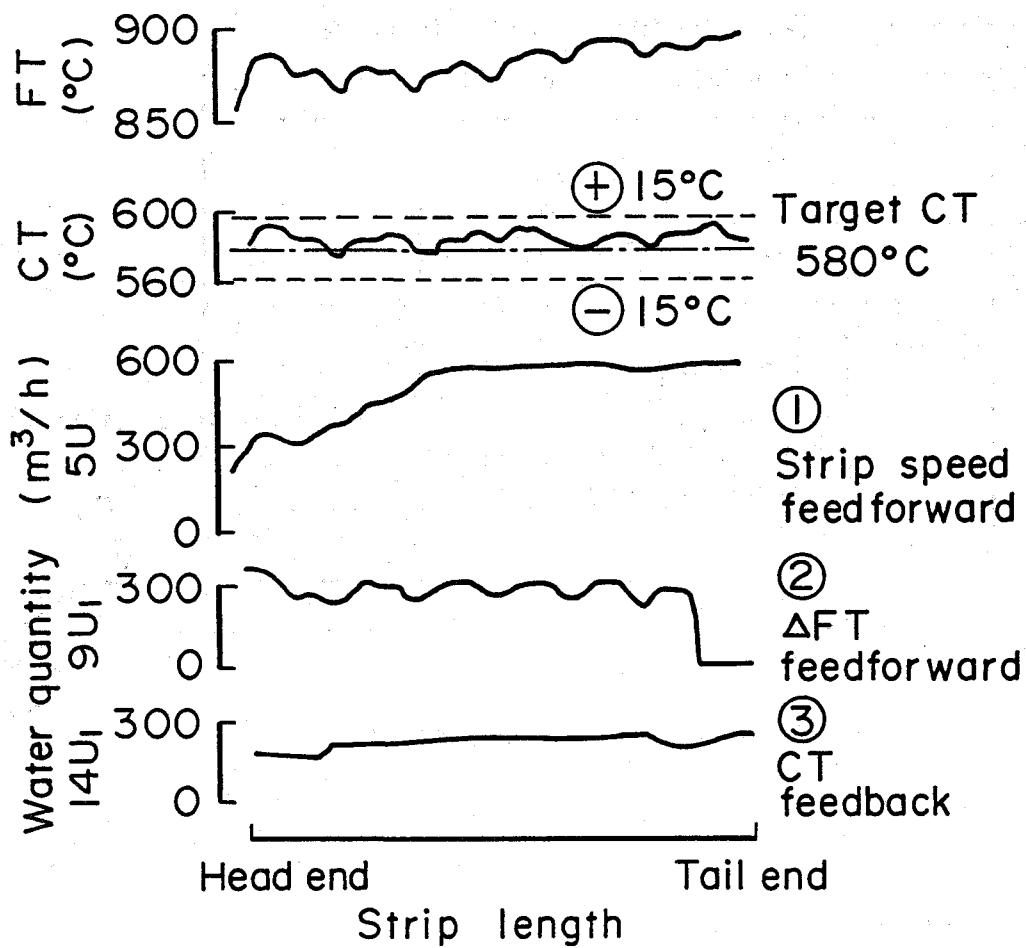


図 6.10 流量制御による冷却制御実施例

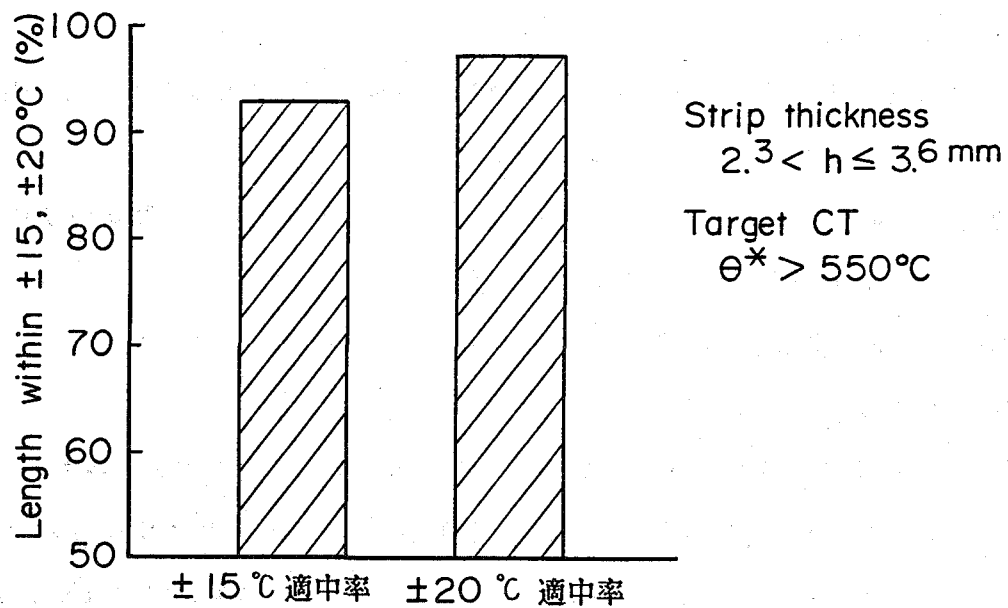


図 6.11 巻取温度的中精度

また、図 6.12 は冷却履歴制御の結果であるが、巻取温度（狙い 560℃），中間温度（狙い 720℃），中間部空冷時間（狙い 5.0 秒）が各々精度良く制御されており，目標とする冷却履歴が実現できることを示している。

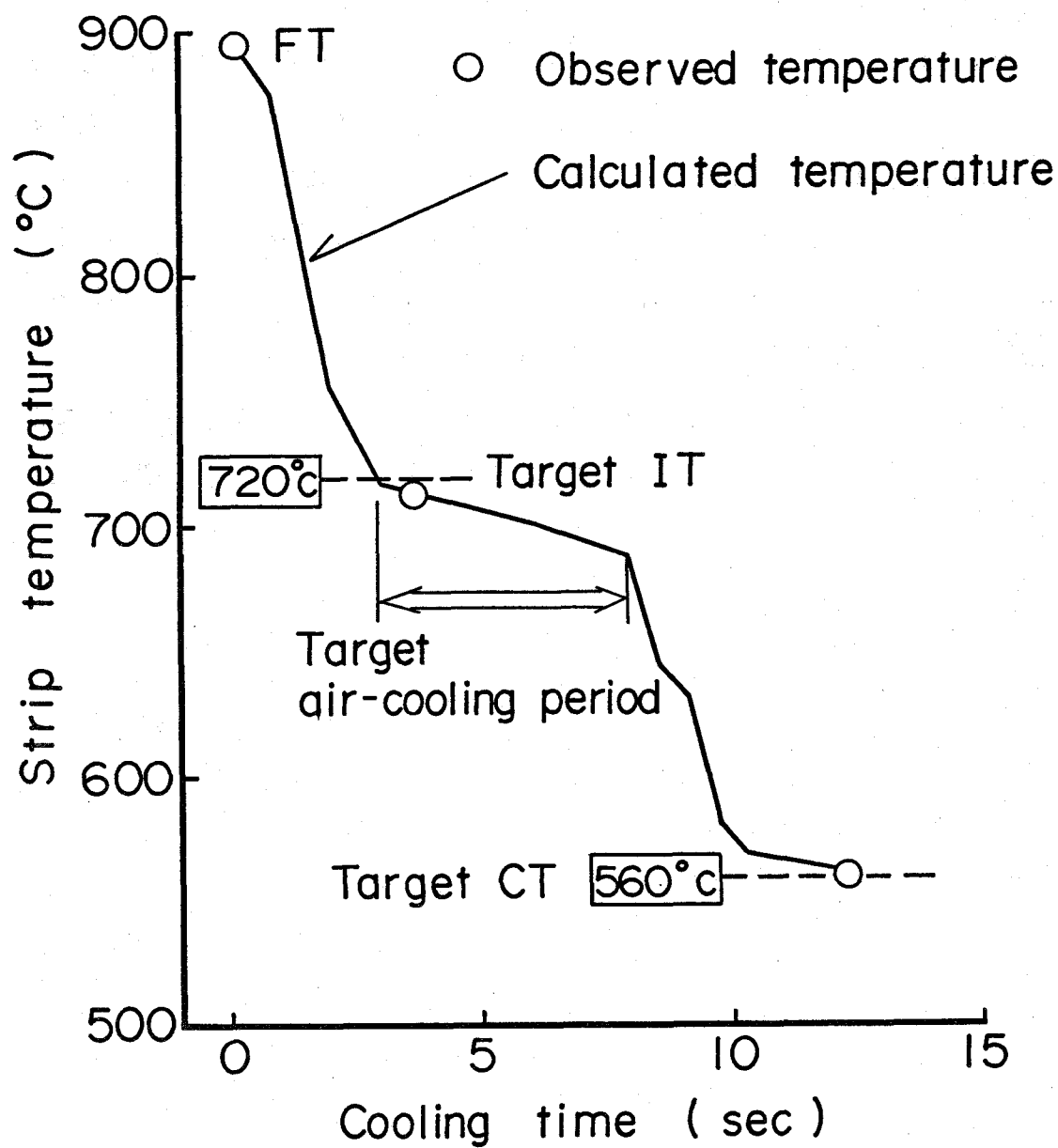


図 6.12 冷却履歴制御実施例

6. 5 結 言

リアルタイム制御に適用可能な材料温度計算モデルを導き、この数式モデルにもとづいて、膜状ラミナー流を形成する高性能冷却装置の注水流量を操作するランナウトテーブルにおける冷却制御システムを開発した。

本制御システムで用いた制御手法は、鋼板の温度をリアルタイムで計算するための数式モデルを導き、仕上げ圧延機出側において温度測定したサンプリング点の温度履歴を数式モデルにより計算するとともに、当該サンプリング点の位置をトラッキングし、この位置と温度の状態量に基づいて、サンプリング周期毎に冷却状態を予測し、この予測値によって冷却装置をフィードフォワード制御する。この結果、冷却履歴も含めた高精度な巻取温度制御が可能となった。

本制御システムは1984年7月より鹿島製鉄所のホットストリップミルにおいて順調に稼働しており、広範囲な狙い温度に対する巻取温度の制御精度は飛躍的に向上した。

6. 6 記 号

a : 温度伝導度 (m^2/h)

c : 比熱 ($\text{Kcal}/\text{Kg}^\circ\text{C}$)

d : 板厚 (m)

h : 熱伝達率 ($\text{Kcal}/\text{m}^2\text{h}^\circ\text{C}$)

h_a, h_e : 対流による熱伝達率, 輻射による熱伝達率 ($\text{Kcal}/\text{m}^2\text{h}^\circ\text{C}$)

h_{wt}, h_{wb} : 上面水冷による熱伝達率, 下面水冷による熱伝達率 ($\text{Kcal}/\text{m}^2\text{h}^\circ\text{C}$)

h_i : 第 i バンクの熱伝達率 ($\text{Kcal}/\text{m}^2\text{h}^\circ\text{C}$)

Δh_i : 第 i バンクの熱伝達率の変更量 ($\text{Kcal}/\text{m}^2\text{h}^\circ\text{C}$)

t : 時間 (h)

t_i : 第 i バンクの通過時間 (h)

T : 鋼板の温度 ($^\circ\text{C}$)

T_a : 雰囲気温度 ($^\circ\text{C}$)

T_i : 第 i バンク出口における鋼板の温度 ($^\circ\text{C}$)

T_m, T_s, T_0 : 鋼板の厚み方向平均温度, 鋼板の表面温度, 鋼板の初期温度 ($^\circ\text{C}$)

T_w : 水温 ($^\circ\text{C}$)

x : 厚み方向座標 (m)

V : 鋼板の走行速度 (m/min)

W : 水流密度 ($\text{m}^3/\text{m}^2\text{s}$)

ε : 輻射率 (—)

κ : 熱伝導率 ($\text{Kcal}/\text{m h}^\circ\text{C}$)

ρ : 密度 (Kg/m^3)

第 7 章 結 論

第7章 結 論

本研究は、鉄鋼製造プロセスの中でも、最終製品の品質に直結する基幹プロセスである圧延プロセス、特に、熱間連続圧延プロセスについて、リアルタイム制御に適用可能なプロセスの数式モデルを開発するとともに、この数式モデルと制御理論に基づく新しい制御方法による計算機制御システムを実現し、制御性能の向上に多大の効果をもたらした。それにより、制御理論の実プロセスへの適用のための技術的・学術的基礎を確立した。

得られた結果は各章に要約しているが、ここではその主な結論を以下に総括することにする。

(1) 本研究の背景と目的及び位置づけ

第1章においては、本研究が必要とされる背景や目的について述べた。また、加熱、圧延、冷却にわたるホットストリップミルの圧延ライン各プロセスの制御について従来の研究を展望し、本研究の位置づけを明らかにした。

(2) 連続加熱炉の燃焼制御

第2章においては、抽出時のスラブ温度を所定値にし、かつ、排ガスによる熱損出を最小にするように炉内各帯の炉温を設定する連続加熱炉の燃焼制御法を確立した。

ここで提案した制御方法は、従来の方法のごとくあらかじめ「昇温曲線」を与えるのではなく、スラブ温度については抽出時の温度のみに注目し、抽出時までにスラブが所定温度に達するように加熱し、かつ、排ガスによる熱損出が最小となる炉温を線形計画法により時々刻々と決定する制御方式である。

すなわち、材料温度分布と炉内位置を初期状態量として、現在の操作量（炉温）を保持した場合の終端値（抽出時の材料温度分布）を予測し、該操作量の微小変動の問題として線形化することにより線形計画法の問題として定式化するものである。

本制御法をホットストリップミルの連続加熱炉に適用した結果、スラブの抽出温

度は目標値に対して $\pm 15^{\circ}\text{C}$ の偏差に制御され、かつ、自動制御を適用した加熱炉の燃料消費量は手動操炉の加熱炉と比較して、鋼材1 t 当り約1 万kcal (約4 %) の省エネルギー効果があることを確認した。

この手法はピレットの連続加熱炉にも適用されたほか、他のプロセスにも順次適用拡大され、その手法の有効性が示された。

(3) 鋼板の厚み制御

第3章においては、ホットストリップミルの厚み制御系について、圧延材の寸法・材質などにより数倍も変化する制御系の最適ゲインの設定法(ゲインスケジューリング)について述べ、実機においてその効果を確認した。

つぎに、連続(タンデム)圧延のスタンド間の材料移送時間を利用して、スタンドを伝播する温度むらに起因する板厚変動を上流スタンドでの圧延荷重測定値によって検出し、下流スタンドへフィードフォワード制御する手法について述べた。

このフィードフォワード制御則は、既知外乱のある場合の最適レギュレータ問題の解として導出でき、予見した将来の外乱予測値を指数関数で表される重みを掛けて平均化処理したものであることを示した。また、これを周波数領域でみれば操作端の位相遅れを全周波数域で補償しようとするものであることを示した。

(4) スタンド間張力制御

第4章においては、棒鋼ミルの粗圧延機列で実施しているロールチョックに作用する力を直接検出してスタンド間張力を制御する方法について述べた。この制御系は、スタンド間に働く張力を制御量とし、ロール周速度を操作量とする相互干渉のある多入力多出力制御系となるので、制御対象の前にクロスコントローラを置いて、クロスコントローラを含めた制御対象の伝達関数行列を対角行列に近いもの(疑似対角化)することにより、非干渉化を行った。

この制御系の場合、クロスコントローラとして、定常状態において制御対象を対角化できるものを選べば、メインコントローラ からみたクロスコントローラを含めた制御対象の伝達関数行列は対角優勢となっており、ほぼ非干渉化されていること

を示した。

本報告で導出されたクロスコントローラと等価なものが住友金属小倉製鉄所棒鋼ミルの粗圧延機列に適用された。

(5) 鋼板のプロファイル制御

第5章においては、ホットストリップミルにおけるロールの熱膨張・摩耗・VCロールのふくらみ及び板プロファイルをリアルタイムで計算できる板プロファイル数式モデルを導き、狙い板クラウンにするためのVCロール圧力・ロールベンド力を決定するとともに、圧延中の平坦度計出力信号にもとづいてVCロール圧力・ロールベント力を操作する板プロファイル・平坦度制御法を開発した。本制御方法を、VCロール・強力ワークロールベンダ・ワークロールシフト装置を仕上ミル後段3スタンドに設置した住友金属工業和歌山製鉄所・鹿島製鉄所のホットストリップミルに適用した結果、板クラウン精度向上、圧延制約緩和に大きな成果をあげた。

(6) 鋼板の冷却制御

第6章においては、リアルタイム制御に適用可能な演算時間の材料温度計算モデルを導き、この数式モデルにもとづいて膜状ラミナー流を形成する高性能冷却装置の注水流量を操作するホットストリップミルのランナウトテーブルにおける冷却制御システムを開発した。

本制御システムで用いた制御手法は、鋼板の温度をリアルタイムで計算するための数式モデルを導き、仕上げ圧延機出側において温度測定したサンプリング点の温度履歴を数式モデルにより計算するとともに、当該サンプリング点の位置をトラッキングし、この位置と温度の状態量に基づいて、サンプリング周期毎に冷却状態を予測し、この予測値によって冷却装置をフィードフォワード制御するものである。この結果、冷却履歴も含めた高精度な巻取温度制御が可能となった。

本制御システムを鹿島製鉄所のホットストリップミルに適用した結果、広範囲の狙い温度に対する巻取温度の制御精度は飛躍的に向上した。

(7) 計算機制御の効果

ホットストリップミルは大量生産ミルであり、低コスト・高歩留り・高稼働率の要求が極めて強く、また最近の状況はユーザーニーズの多様化・高度化により高品質、多品種・小ロット・短納期化が進んでいる。このため、加熱炉の操業は熱片と冷片を同時に加熱するなど複雑を極め、また一方、圧延側では1コイル毎に寸法・材質・温度の異なる材料を円滑に、かつ精度良く圧延することが要請され、これに答えることが重要な課題となっている。本研究で対象とした制御機能（加熱炉燃焼制御、板厚制御、スタンド間張力制御、板プロフィール制御、冷却温度制御）はこの要請を満足すべく開発されたものである。

加熱炉燃焼制御の実施例は過去にも報告されていたが、これらは過度の均熱を行うことにより操業の変動を吸収せんとするものであり燃料消費量の大きいものであったがために、1970年代のオイルショックにより最小限の燃料消費量で制御することが極めて強く要請され、また、ホットチャージ操業による熱片・冷片の混合圧延が実施されるに及び、従来の自動制御はすべて手動に切り替えられてしまった。本研究では、省エネルギー及び混合圧延時の繰炉の自動化の観点から改めて制御の方法について見直した結果、熱片・冷片混合圧延がなされ、かつ材料の在炉時間（加熱時間）が変動する場合にも適用でき、また均熱度合の指標も考慮した制御法を開発・実用化し、自動化による省力を達成するとともに、手動繰炉の加熱炉と比較しても省エネルギー効果があることを確認した。

さらに、スケジュール制約（コイル毎の圧延の順序や組合せの制約）の緩和のためには、平坦度を良好に保ちつつ狙いの板プロフィール（板幅方向の板厚分布）を得る板プロフィール制御が重要であり、これを開発・実用化することにより多品種・小ロット生産が可能となり、この結果、加熱炉へのスラブ装入順の制約がなくなるため熱片を加熱炉入側で装入待にして材料温度を低下させることがなくなり、熱片装入温度上昇・熱片比率拡大ができるようになり燃料消費量の大幅削減に寄与できた。

一方、製品の品質精度のうちの寸法については板幅中央部の板厚ばかりでなく板幅方向の厚み分布についても高精度なものが要求され、また、機械的性質についても仕様は多様化・厳格化したため、高精度で広範囲の冷却温度が要求されている。

品質精度の外乱の主要因は加熱炉における抽出温度変動と焼きむら（均熱の度合で決まる）であり，これらの温度変動によって材料硬さが変化し，このため板厚変動，スタンド間張力変動，巻取温度変動が発生する．特に，スタンド間張力については，仕上げ圧延機の如きタンデム圧延では板厚を制御するためにロール間隙を操作すれば必然的にスタンド間張力が変動し，これが板厚制御の外乱となるばかりでなく，板幅の変動，さらに甚だしくは圧延トラブルをも誘発することにもなるためスタンド間張力制御は板厚制御を実施する上での必須技術である．本研究で開発・実用化した板厚制御，スタンド間張力制御，冷却温度制御はこれらの品質精度要請に応えたものである．

上記のごとく本研究では，燃料使用量削減のための加熱炉燃焼制御，仕上げ圧延機における板厚制御とタンデム圧延機であるため板厚制御により付随的に発生するスタンド間張力変動の制御，板プロフィール制御，及び機械的性質を決める冷却温度制御の開発・実用化を行い，熱片と冷片の混合装入や多品種・小ロット化により1コイル毎に寸法・材質・温度の異なる材料を圧延しなければならないという条件にも係わらず，燃料消費量の低減（鋼材1トン当たり約1万Kcalの燃料低減），板厚精度向上（ $\pm 50\mu\text{m}$ 適中率 67%→99%に向上），スタンド間張力変動の抑制（ $\pm 0.2\text{Kg}/\text{mm}^2 \rightarrow \pm 0.1\text{Kg}/\text{mm}^2$ に抑制），板クラウン精度向上（板クラウン適中精度 標準偏差 $\sigma = 15\mu\text{m} \rightarrow \sigma = 10\mu\text{m}$ に減少），巻取温度適中率向上（ $\pm 15^\circ\text{C}$ 適中率 64%→93%に向上）などの効果を上げ，さらにこの結果としてスケジュール制約の緩和（例えば，製品厚の大きく異なる材料を圧延する）ができるようになり，熱片比率（装入スラブに占める熱片の割合）が拡大し燃料消費量の大幅削減に結びつくなど高精度，高能率，低コストなホットストリップミルの実現に寄与した．

以上のように，加熱，圧延，冷却にわたる熱間圧延ライン各プロセスに関する技術課題を制御工学の観点からとらえ，リアルタイム制御に適用可能なプロセスの数式モデルを開発し，このプロセスの数式モデルを踏まえて，制御理論に基づく計算機制御技術を確立することにより，制御理論の実プロセスへの適用のための技術的・学術的基礎を確立するという所期の目的は達成された．

謝 辭

謝 辞

本論文をまとめるにあたり、深い御理解を戴き、論文全般にわたり御懇篤かつ多大なる御教示と、御指導を賜りました大阪大学 木村英紀教授に、心より深く感謝申し上げます。また有益な御助言とご指示を戴きました大阪大学 大路清嗣教授、大川善邦教授、須田信英教授に慎んで厚くお礼申し上げます。特に、須田教授には筆者が大阪大学基礎工学部在学時より御指導を戴きましたこと重ねてお礼申し上げます。

本論文は、筆者が住友金属工業㈱中央技術研究所及び制御技術センターで行ってきた一連の研究をまとめたものでありますが、その間研究内容に関して深い御理解を示され、日頃より御指導を戴きました、元技師長 故 岡本豊彦博士に心より感謝の意を表します。特に、システムエンジニアリング事業本部副本部長 美坂佳助博士、及び制御システム部長 川野晴雄氏には、日頃より研究全般にわたり、御指導・御鞭撻を戴き、ここに厚くお礼申し上げます。

本研究の遂行に当たり、本社鋼板技術部、和歌山製鉄所製板部、鹿島製鉄所薄板部、及びシステムエンジニアリング事業本部の上司の方々及び技術者の方々、並びに研究開発本部の製板関係各研究室の方々には、深い御理解と御協力を戴き、心より感謝の意を表します。

最後に、本研究の基礎検討から、現場プロセスへの適用にいたる全般について、協力を戴いた制御システム部 大島和郎氏、山野勉氏、脇田章夫氏に厚くお礼申し上げます。

参 考 文 献

参 考 文 献

第1章

- 1) 日本鉄鋼協会編：わが国における最近のホットストリップ製造技術（第2版），
日本鉄鋼協会（1987），p. 1/10
- 2) 野坂康雄編：鉄鋼業のコンピュータ・コントロール，産業図書（1970），
p. 193/229
- 3) 岡本豊彦：ホットストリップミルの計算制御，鉄と鋼，57（1971）10，p. 127/
136
- 4) 美坂佳助，高橋亮一：ホットストリップミルの計算機制御，鉄と鋼，67（1981）
15，p. 60/70
- 5) K. Toda, K. Jono, A. Tanaka, K. Takahashi : Computer Control of Hot Strip Mill
Internationale Eisenhuttentagung 1970 "Automatisierung in Huttenwerken"
Dusseldorf
- 6) F. Hollander, R. L. Huisman : Computer Controlled Reheating Furnaces
Optimize Hot Strip Mill Performance, Iron and Steel Engineer, 49（1972）9
p. 43/56
- 7) R. D. Glatt, F. X. Macedo : Computer control of reheating furnaces, Iron and
Steel International, Dec. 1977, P. 381/396
- 8) S. Wilmotte, M. Economopoulos, R. Colin, G. Thomas : New Approach to Computer
Setup of the Hot Strip Mill, Iron and Steel Engineer, 54（1977）9, p. 70/76
- 9) H. Sumi, R. Takahashi, T. Yokoi, Y. Misaka : A Numerical Model and Control of
Plate Crown in the Hot Strip or Plate Rolling, Proceedings of The
First International Conference on Technology of Plasticity, Tokyo
（1984），日本塑性加工学会/精機学会，p. 1360/1365
- 10) 日本鉄鋼協会編：板圧延の理論と実際，日本鉄鋼協会（1984），p. 103/109
- 11) 日本鉄鋼協会編：板圧延の理論と実際，日本鉄鋼協会（1984），p. 101/103

- 12)小川茂, 松本紘美, 浜渦修一, 菊間敏夫: 熱間圧延における板クラウン予測式, 塑性と加工, 25(1984)286, p. 1034/1041
- 13)R. B. Sims: Automatic Gauge Control in Rolling Mills, Journal of the Institute of Metals, 86(1957)58, p. 289/302
- 14)T. Nagai, S. Kubota, R. Takahashi, S. Sawada: Adoption of the hydraulically driven push-up device and loopers in the hot strip mill, Proceedings of International Conference on Steel Rolling, Sept. 29/Oct. 4 1980 Tokyo 日本鉄鋼協会, p. 485/496
- 15)J. Akamatu, R. Terakado, Y. Anbe, K. Sekiguchi, M. Miyokawa, T. Miyamoto: Looper-less Tension Control of Hot Strip Mill Finisher, Proceedings of International Conference on Steel Rolling, Sept. 29/Oct. 4 1980 Tokyo, p. 410/417
- 16)A. Oishi, M. Kasai, O. Nakashima, S. Konishi, M. Kawasaki, Y. Hamasaki, F. Watanabe: New Tension Control System in Finishing Stands of a Hot Strip Mill, Proceedings of International Conference on Steel Rolling, Sept. 29/Oct. 4 1980 Tokyo, p. 418/427
- 17)H. H. Rosenbrock: Computer-aided Control System design, Academic Press (1974)
- 18)三宅裕史, 西出輝幸, 守谷正一, 池永孝雄, 井上利夫, 高木 清: ホットストリップミルにおける制御冷却とその設備, 川崎製鉄技報, 10(1978)1, p. 58/69
- 19)T. Nunokawa, S. Hamamatsu, K. Watanabe, K. Kunishige: Hot rolled high strength steel produced by controlled cooling, presented at the Beijing conference on HSLA steels 85(ASM)
- 20)小野正久, 黒川知明, 平尾文樹, 武田 英: 熱延スプレー冷却制御システム, 鉄と鋼, 62(1976)2, p. A57/A60

第2章

- 1) 連続鋼片加熱炉における伝熱実験と計算方法, 日本鉄鋼協会編(1971)
- 2) 阪本喜保, 田村洋一, 横井玉雄, 川野晴雄: 耐熱型データロガーの開発, 鉄と鋼, 65(1979)4, p. 273
- 3) F. Hollander, R. L. Huisman: Computer Controlled Reheating Furnaces Optimize Hot Strip Mill Performance, Iron and Steel Engineer, 49(1972)9, p. 43/56
- 4) C. E. Peck: Developments in process computer control of slab heating, Iron and Steel Engineer, 50(1973)10, P. 50/60
- 5) R. D. Glatt, F. X. Macedo: Computer control of reheating furnaces, Iron and Steel International, Dec. 1977, P. 381/396
- 6) J. C. Price: Temperature control for slab reheat furnaces, Iron and Steel Engineer, 57(1980)9, P. 59/64
- 7) 高橋亮一, 川野晴雄, 横井玉雄, 成合靖正, 高力満: 連続加熱炉の計算機制御, 鉄と鋼, 64(1978)4, p. 252
- 8) Y. Misaka, R. Takahashi, A. Shinjo, Y. Nariai, M. Kooriki: Computer control of a reheat furnace at Kashima Steel Work's hot strip mill, Iron and Steel Engineer, 59(1982)5, p. 51/55
- 9) 高橋亮一: ホットストリップミル連続加熱炉の計算機制御, シンポジウム 制御理論の実システムへの応用, 計測自動制御学会, 1983, p. 149/154
- 10) M. Ono, T. Makino, H. Kobayashi, Y. Yamauchi: The Computer Control System of Billet Reheating Furnace, IFAC 81 Preprint p. X VIII 135/140
- 11) 小野正久, 横井玉雄, 牧野義: 加熱炉・熱処理炉制御システムのモデリング, 住友金属, 38(1986)4, p. 159/166
- 12) 若宮宣範, 鶴田誠, 住野知子: 鉄鋼プラントにおける加熱炉のシミュレーション解析, 三菱電機技報, 59(1985)4, p. 24/27
- 13) 高橋暢, 馬場和史, 山崎順次郎, 中西輝行, 藤本隆史, 三浦隆義: 鋼片加熱炉計算機制御の開発, 鉄と鋼, 72(1986)4, p. 388

第3章

- 1) R. B. Sims : Automatic Gauge Control in Rolling Mills, Journal of the Institute of Metals, 86(1957)58, p. 289/302
- 2) J. W. Wallace : Fundamentals of Strip Mill Automatic Gage Control Systems, Iron and Steel Engineer, 41(1964)9, p. 193/202
- 3) 三浦 恒, 今道周雄, 稲本 惇 : ホットストリップみるにおけるDDCシステム, 計測と制御, 11(1972)5, p. 41/47
- 4) 高橋亮一, 美坂佳助 : Gagemeter AGC の進歩, 塑性と加工, 16(1975)168, p. 25/31
- 5) 高橋亮一, 美坂佳助 : 熱間連続圧延機の板厚制御方法, 特許公報, 特公昭53-33097(1978)
- 6) M. Athans and P. L. Falb : Optimal Control, p. 801, McGraw Hill(1966)
- 7) 早勢実, 市川邦彦 : 目標値の未来値を最適に利用する追値制御, 計測自動制御学会論文集, 5(1969)1, p. 86/94

第4章

- 1) 原田利夫, 中島浩衛, 岸川官一, 中俣伸一, 渡辺和夫, 山本洋春 : H型鋼連続圧延法の開発, 塑性と加工, 16(1975)168, p. 60/69
- 2) J. Akamatu, R. Terakado, Y. Anbe, K. Sekiguchi, M. Miyokawa, T. Miyamoto : Looperless Tension Control of Hot Strip Mill Finisher, Proceedings of International Conference on Steel Rolling, Sept. 29/Oct. 4 1980 Tokyo, p. 410/417
- 3) A. Oishi, M. Kasai, O. Nakashima, S. Konishi, M. Kawasaki, Y. Hamasaki, F. Watanabe : New Tension Control System in Finishing Stands of a Hot Strip Mill, Proceedings of International Conference on Steel Rolling, Sept. 29/Oct. 4 1980 Tokyo, p. 418/427
- 4) 浅川基男, 近藤勝也, 緒方俊治, 美坂佳助, 松井利光 : 棒鋼ミルの直接張力検出方式による無張力制御システムの開発, 塑性と加工, 20(1979)224, p. 841/849

- 5) 浅川基男：棒鋼，線材圧延におけるスタンド間張力の影響，塑性と加工，20
(1979)225, p. 949/956
- 6) H. H. Rosenbrock：Computer-aided Control System design, Academic Press
(1974)
- 7) 荒木光彦：多変数フィードバック系の伝達関数の評価，計測自動制御学会論文
集, 11(1975)4, p. 463/468
- 8) 高橋亮一：条鋼ミルの多変数制御，实例にもとづく多変数制御に関する研究発
表会資料，SICE関西支部(1978), p. 119/131
- 9) 高橋亮一：鉄鋼圧延プロセスにおける自動制御システム，計測と制御，27
(1988)4, p. 51/58
- 10) 小寺嘉一，渡辺文夫：熱間圧延機ルーバーにおける多変数制御の応用，第22回
自動制御連合講演会(1979), p. 305/306

第5章

- 1) 益居 健，山田純造，長井俊彦，西野隆夫：可変クラウンロールによる板の形
状・プロファイル制御，塑性と加工，23(1982)263, p. 1188/1194
- 2) 松井健一，橋 秀文：熱間圧延用平坦度計の開発，鉄と鋼，72(1986)4, p. 399
- 3) 有村 透，岡戸 克，藤田文夫：圧延ロールのサーマルクラウンの計算方法，
塑性と加工，16(1975)168, p. 44/51
- 4) 浜田 実，森田喜保，新田勝通：一般軸対称かくの強度問題に対する電子計算
機の応用，日本機械学会誌，68(1965)553, p. 9/19
- 5) K. N. Shohet and N. A. Townsend：Roll Bending Method of Crown Control in
Four-High Plate Mills, Journal of The Iron and Steel Institute (1968)
Nov., p. 1088/1098
- 6) 河野輝雄，美坂佳助：コールドタンデムミルにおける板プロファイル・板形状予
測モデル，鉄と鋼，67(1981)15, p. 286/294
- 7) 日本鉄鋼協会編：板圧延の理論と実際，日本鉄鋼協会(1984), p. 89/110

- 8) 戸澤康寿, 上田雅信: ロールの変形形状から圧力分布を求める解析, 塑性と加工, 11(1970)108, p. 29/37
- 9) 高橋亮一, 美坂佳助, 布川剛, 八木英剛, 佐藤哲弘: ホットストリップミルにおけるオンライン板プロフィール計算モデル, 鉄と鋼, 69(1983)5, p. 39
- 10) 栗津原博, 安田健一, 志田 茂, 梶原利幸: 冷間アルミ圧延における圧延材の3次元変形, 昭和52年度塑性加工春季講演会(1977), p. 25/28
- 11) 松本紘美, 中島浩衛, 菊間敏夫, 上堀雄司: 幅方向の変形を考慮した板形状・クラウンの計算方法, 塑性と加工, 23(1982)263, p. 1201/1208
- 12) H. Sumi, R. Takahashi, T. Yokoi, Y. Misaka: A Numerical Model and Control of Plate Crown in the Hot Strip or Plate Rolling, Proceedings of The First International Conference on Technology of Plasticity, Tokyo (1984), 日本塑性加工学会/精機学会, p. 1360/1365
- 13) K. Shoji, H. Miura, E. Takeda, R. Takahashi: Profile and Shape Control in Hot Strip Mill, 4th International Steel Rolling Conference, IRSID(France) 1987, p. A. 21.1/A. 21.6
- 14) 高橋亮一, 布川剛, 武田英: ホットストリップミルにおける板プロフィール平坦度制御, 鉄と鋼, 74(1988)7, p. 206/213

第6章

- 1) 布川剛, 竹本裕, 岩波紀夫, 加藤平二, 樋口均一, 高見章: カーテンウォールクーリング(CWC) 熱間ストリップ用高性能冷却装置の開発, 石川島播磨技報, 21(1981)4, p. 293/299
- 2) F. Hollander: Design and Control for Advanced Runout Table Processing, Iron and Steel Engineer, 48(1971)3, p. 81/92
- 3) H. F. Izzo: A Mathematical Approach to Hot Strip Mill Controlled Cooling, Iron and Steel Engineer, 49(1972)6, p. 57/61
- 4) 小野正久, 黒川知明, 平尾文樹, 武田 英: 熱延スプレー冷却制御システム, 鉄と鋼, 62(1976)2, p. A57/A60

- 5)三宅裕史, 西出輝幸, 守谷正一, 池永孝雄, 井上利夫, 高木 清: ホットストリップミルにおける制御冷却とその設備, 川崎製鉄技報, 10(1978)1, p. 58/69
- 6)T. Hosoe, S. Tanimoto, M. Fukuda, M. Iwamoto, Y. Noma: Simple and High-Accuracy Digital Computer Control of Strip Coil Temperature, IFAC 81 Preprint p. XVIII 153/158
- 7)E. N. Hinrichsen: Hot Strip Mill Runout Table Cooling, Iron and Steel Engineer, 53(1976)10, p. 29/34
- 8)S. Wilmotte, F. Degee, C. Van Den Hove, M. Economopoulos: Improved technology and soft-ware for the control of the coiling temperature in a hot strip mill, Proceedings of International Conference on Steel Rolling, Sept. 29/Oct. 4, 1980 Tokyo, p. 1342/1352
- 9)R. W. Moffat, M. C. Moore, M. J. Robinson, J. D. Ashton: Computer control of hot strip coiling temperature with variable flow laminar sprays, Iron and Steel Engineer, 62(1985)11, p. 21/28
- 10)日本鉄鋼協会編: 鋼材の強制冷却, 日本鉄鋼協会(1978), p. 4/34
- 11)日本鉄鋼協会編: 連続鋼片加熱炉における伝熱実験と計算方法, 日本鉄鋼協会(1971), p. 80/88
- 12)T. Nunokawa, S. Hamamatsu, K. Watanabe, K. Kunishige: Hot rolled high strength steel produced by controlled cooling, presented at the Beijing conference on HSLA steels 85(ASM)
- 13)久保多貞夫, 尼崎順三, 松尾勝次, 高橋亮一, 遠藤忠光: 熱延コイル巻取温度制御の開発, 鉄と鋼, 70(1984)5, p. 139
- 14)R. Takahashi, K. Oshima, T. Nunokawa, H. Tachibana: Computer control of hot strip coiling temperature with curtain wall cooling apparatus, Process Control in the Steel Industry, Sept. 11/12 1986 MEFOS(Sweden), Preprint p. 455/468

本論文に関係した発表論文

本論文に係した発表論文

- (1) 高橋亮一, 美坂佳助: Gaugemeter AGCの進歩, 塑性と加工, 16(1975)168,
p. 25/31
- (2) 美坂佳助, 高橋亮一: ホットストリップミルの計算機制御, 鉄と鋼, 67(1981)
15, p. 60/70
- (3) Y. Misaka, R. Takahashi, A. Shinjo, Y. Nariai, M. Kooriki: Computer control of a
reheat furnace at Kashima Steel works' hot strip mill, Iron and Steel
Engineer, 59(1982)5, p. 51/55
- (4) 高橋亮一: 鉄鋼圧延プロセスにおける自動制御システム, 計測と制御, 27(1988)
4, p. 51/58
- (5) 高橋亮一, 布川剛, 武田英: ホットストリップミルにおける板プロフィール平坦度
制御, 鉄と鋼, 74(1988)7, p. 206/213
- (6) R. Takahashi, K. Oshima, T. Nunokawa, H. Tachibana: Computer control of hot
strip coiling temperature with curtain wall cooling apparatus, Process
Control in the Steel Industry, Sept. 11/12 1986 (Sweden), MEFOS,
Preprint p. 455/468
- (7) R. Takahashi: Hot Strip Dimensional Control, Steel Technology Inter-
national 1988, Sterling Publications Limited (London) (1988), p. 297/300
- (8) T. Nagai, S. Kubota, R. Takahashi, S. Sawada: Adoption of the hydraulically
driven push-up device and loopers in the hot strip mill, Proceedings of
International Conference on Steel Rolling, Sept. 29/Oct. 4 1980 Tokyo,
日本鉄鋼協会, p. 485/496
- (9) H. Sumi, R. Takahashi, T. Yokoi, Y. Misaka: A Numerical Model and Control of
Plate Crown in the Hot Strip or Plate Rolling, Proceedings of The
First International Conference on Technology of Plasticity, Tokyo (1984)
日本塑性加工学会/精機学会, p. 1360/1365

- (10) T. Sibahara, R. Takahashi, T. Nunokawa, S. Kubota : Automatic Width Control System at Roughing Train in Hot Strip Mill, Proceedings of The First International Conference on Technology of Plasticity, Tokyo(1984)
日本塑性加工学会/精機学会, p. 1200/1205
- (11) K. Shoji, H. Miura, E. Takeda, R. Takahashi : Profile and Shape Control in Hot Strip Mill, 4th International Steel Rolling Conference, IRSID(France)
1987, p. A. 21.1/A. 21.6
- (12) 山下了也, 美坂佳助, 長谷登, 高橋亮一 : 熱延フィードフォワードAGCの開発, 住友金属, 28(1976)1, p. 16/21
- (13) 久保多貞夫, 武田英, 山本和也, 高力満, 高橋亮一 : 新鋭化されたホットストリップミル計算機制御システム, 住友金属, 34(1982)2, p. 121/133
- (14) 中田紀夫, 高橋亮一, 布川剛, 武田英, 久保多貞夫, 河野輝雄 : 熱延粗ロール列における自動板幅制御, 住友金属, 36(1984)3, p. 11/23
- (15) 久保多貞夫, 庄司和正, 高橋亮一, 山本章生, 芝原隆 : 熱間圧延ミルの制御技術, 住友金属, 38(1986)4, p. 49/56
- (16) 高輪武志, 高橋亮一, 達脇正雄 : 冷却制御システムのモデリング, 住友金属, 38(1986)4, p. 167/174
- (17) A. Yamashita, Y. Misaka, N. Hase, R. Takahashi : Development of Feedforward AGC for 70" Hot Strip Mill at Kashima Steel Works, The Sumitomo Search, No. 16
November 1976, p. 34/39
- (18) T. Takawa, R. Takahashi, M. Tatsuwaki : Mathematical Model and Control System of Cooling Process, The Sumitomo Search, No. 34, May 1987, p. 79/87