

博士論文

ホットストリップミルのランアウトテーブルにおける
鋼板冷却制御に関する研究

中川 繁政

2011年 9月 22日

奈良先端科学技術大学院大学
情報科学研究科 情報システム学専攻

本論文は奈良先端科学技術大学院大学情報科学研究科に
博士(工学) 授与の要件として提出した博士論文である。

中川 繁政

審査委員：

杉本 謙二 教授 (主指導教員)

湊 小太郎 教授 (副指導教員)

平田 健太郎 准教授 (副指導教員)

ホットストリップミルのランアウトテーブルにおける 鋼板冷却制御に関する研究*

中川 繁政

内容梗概

鉄鋼製造においてホットストリップミルは熱延鋼板を製造する基幹工程であり、その中でもランアウトテーブル (ROT) における冷却は鋼板の機械的特性を左右する重要な工程である。このため、ROT で冷却される鋼板温度を高精度に制御する技術が必要で、モデルに基づいた計算機制御や制御理論の適用による高精度化に関して、さまざまな研究が行われている。

本論文では、制御工学の実応用の観点から、ホットストリップミルの ROT における鋼板冷却制御に関して、プロセスモデリング、内部状態計測とその制御応用、制御系の安定性解析並びにモデルに即した制御系設計について考察する。

まず最初に、計算機制御においてはプロセスのモデリングが不可欠であり、ROT の巻取温度制御について、物理モデルを基にしたプロセスのモデリングとモデルに基づいたダイナミック制御について述べる。ダイナミック制御を用いたフィードバック制御方法を提案し、実プラントでの効果を示す。

次に、ROT 冷却の注水環境下で鋼板温度が直接計測できる場合に、冷却過程の内部状態である鋼板温度情報を有効活用するフィードフォワード制御方法を提案する。

また、鋼板の冷却履歴を緻密に制御するために、急冷停止温度、中間空冷時間及び巻取温度を同時に制御する手法を提示する。

*奈良先端科学技術大学院大学 情報科学研究科 情報システム学専攻 博士論文, NAIST-IS-DD0861203, 2011 年 9 月 22 日.

最後に、遷移沸騰領域における冷却制御の安定性解析と制御系設計について考察する。ここでは、プロセスゲインが鋼板温度に依存するという前提のもとで、制御系を非線形状態空間モデルで表現する。また、近年注目を浴びている多項式二乗和 (Sum Of Squares) を用いた安定性解析を行い、遷移沸騰領域では PI 制御器の比例ゲインを低目に抑える必要があることを示す。更に、SOS の手法を用いて局所制御器を設計する手法を提案し、数値例にてその効果を示す。

キーワード

ホットストリップミル, 巻取温度制御, 冷却履歴制御, フィードバック制御, 多項式二乗和, 局所制御器

Studies on Cooling Control of Hot Rolled Strip on Run-out Table in Hot Strip Mill *

Shigemasa Nakagawa

Abstract

In manufacturing steel sheet, hot strip mill is a key process. Especially, the cooling process on the run-out table in the hot strip mill is very important since the quality of the strip greatly depends on the cooling process between the last stand in the finishing mill and the coilers. Therefore, the control technology that controls the temperature of the strip in high accuracy is necessary. Hence various researches about high accurate temperature control of the strip by applications of model-based computer control and advanced control theory have been performed.

In this thesis, process modelling, in-situ measurement of the process state and its control application, stability analysis and model based controller design for cooling control of hot rolled strip on the run-out table are considered from the viewpoint of the real application of the control engineering.

First, process modelling and the dynamic control based on the model are described for coiling temperature control of the strip on the run-out table since process modelling is necessary for computer control. Then, a new feedback control method without recourse to vernier banks, which is constructed by using the dynamic control function, is proposed, and the effectiveness of the proposed method is shown by operation results of the actual plant.

*Doctoral Dissertation, Department of Information Systems, Graduate School of Information Science, Nara Institute of Science and Technology, NAIST-IS-DD0861203, September 22, 2011.

Secondly, when the temperature of the strip cooled by water in cooling banks can be measured, a new feedforward control using the temperature information effectively as a state of cooling process is proposed.

Thirdly, dynamic control of cooling pattern of the strip on the run-out table is proposed. Water cooling stop temperature, air cooling period and coiling temperature of the strip are controlled simultaneously by the proposed method.

Finally, stability analysis and controller design of cooling control in the transition boiling region are studied. Considering that the cooling process gain is dependent on the strip temperature in the transition boiling region, the cooling process of the strip is expressed via a nonlinear state space form. The stability of cooling control is analyzed by applying the sum of squares (SOS) technique to this model. Simulation results show that the gain of PI controller should be reduced as target temperatures become smaller in the transition boiling region. By furthermore applying the SOS technique, a local controller is designed as state feedback, and the effectiveness of the proposed controller is shown by simulation results.

Keywords:

hot strip mill, coiling temperature control, cooling pattern control, feedback control, sum of squares, local controller

目次

1. はじめに	1
1.1 研究背景	1
1.2 研究目的	5
1.3 本論文の構成	7
2. 鋼板の巻取温度制御	8
2.1 はじめに	8
2.2 ランアウトテーブル冷却設備	8
2.3 鋼板温度計算モデル	10
2.4 ダイナミック制御	12
2.4.1 制御点トラッキング	13
2.4.2 冷却装置設定計算	15
2.5 巻取温度フィードバック制御	18
2.5.1 従来制御方法の問題点	18
2.5.2 非バーニアバンク方式のフィードバック制御	20
2.5.3 適用効果	25
2.6 本章のまとめ	25
3. 冷却帯内鋼板温度計を用いた巻取温度のフィードフォワード制御	26
3.1 はじめに	26
3.2 従来の巻取温度制御の問題点	27
3.3 冷却帯内鋼板温度計を用いたフィードフォワード制御	28
3.3.1 ファウンテン・パイロメーター	29
3.3.2 冷却帯内鋼板温度情報に基づくフィードフォワード制御	32
3.3.3 実機制御結果	38
3.3.4 適用効果	41
3.4 本章のまとめ	43

4. 鋼板の冷却履歴制御	44
4.1 はじめに	44
4.2 ROTにおける鋼板の冷却履歴制御	44
4.2.1 ダイナミック冷却履歴制御	45
4.3 実機適用結果	48
4.3.1 実機制御結果	48
4.3.2 適用効果	51
4.4 本章のまとめ	53
5. 遷移沸騰領域における冷却制御の安定性解析と制御系設計	54
5.1 はじめに	54
5.2 鋼板冷却における遷移沸騰熱伝達	55
5.2.1 遷移沸騰熱伝達モデル	55
5.2.2 遷移沸騰領域における冷却制御の課題	60
5.3 冷却制御のモデリング	61
5.4 安定性解析	64
5.4.1 安定性解析の手法	64
5.4.2 数値実験による安定化ゲインの限界評価	66
5.5 制御系設計	72
5.5.1 局所制御器	73
5.5.2 数値実験による局所制御器の評価	76
5.6 本章のまとめ	82
6. おわりに	84
謝辞	86
参考文献	87
付録	91
A. 補題 [24]	91

B. 状態依存型 LMI に対する SOS 緩和 [24]	91
C. 系 5.2 の証明	92

目 次

1	ホットストリップミルのミルライン概要 (鹿島製鉄所)	1
2	コイル状に巻き取られた熱延鋼板 (ホットコイル)	1
3	ランアウトテーブル冷却設備	2
4	鋼板の水冷状況	2
5	ホットストリップミルの制御システムの構成	3
6	ランアウトテーブルにおける鋼板冷却制御の計算機制御の構成 . .	3
7	ホットストリップミルの ROT 冷却設備の概要 (鹿島製鉄所)	9
8	冷却バンク内の上下面冷却ヘッダーの概要	9
9	鋼板表面での境界条件	11
10	計算温度と実績温度との比較 (N=334, 板厚:3 ~ 5mm)	12
11	制御点トラッキング	14
12	制御点に対する巻取温度予測	15
13	ダイナミック制御の機能構成	18
14	バーニアバンクを用いた従来型の巻取温度フィードバック制御 . .	19
15	鋼板水冷における沸騰曲線	19
16	連続する同一条件における過冷却発生例	20
17	非バーニアバンク方式のフィードバック制御	21
18	ステップ応答の結果	22
19	ステップ応答のシミュレーション結果から求めた時定数とむだ時間	22
20	提案方法によるフィードバック制御の実機適用結果	23
21	提案方法の実機適用結果 (先端部における CT 高目外れの場合) . .	24
22	巻取温度精度の比較	25
23	巻取温度フィードバック制御の適用結果	28
24	ファウンテン・パイロメーター	29
25	ファウンテン・パイロメーターの配置	30
26	ファウンテン・パイロメーターによる鋼板温度測定結果と計算温 度の比較	31
27	ファウンテン・パイロメーターを用いた FF 制御	33

28	制御点の制御偏差に対するフィードバック制御機能	33
29	巻取温度予測精度の比較	34
30	ファウンテン・パイロメーターを用いたFF制御の機能構成	35
31	IT, FP21 及び FP22 に対する平滑処理の概要	35
32	FP-FF 制御の実機適用結果 (温度外乱が有った場合)	38
33	温度外乱が有った場合の従来制御の結果	39
34	FP-FF 制御の結果 (従来制御適用時との比較)	40
35	提案方法による巻取温度精度の改善 (一般材との比較)	42
36	巻取温度精度の推移 (590MPa ハイテン材)	43
37	冷却履歴制御の概念	45
38	加速圧延時における冷却履歴制御	46
39	冷却履歴制御と従来巻取温度制御との比較 (板厚 3.7mm)	49
40	冷却履歴制御実施時の水冷ゾーンの変化 (板厚 3.7mm)	50
41	冷却履歴制御の実機制御例 (板厚 2.3mm)	51
42	巻取温度制御と冷却履歴制御の比較 (590MPa 級ハイテン, 板厚 2.0mm)	52
43	590MPa 級ハイテンの引張強度のばらつきの比較	52
44	鋼板水冷時の沸騰状態の模式図	55
45	遷移沸騰熱伝達モデルの概要	56
46	遷移沸騰熱伝達モデルによる温度計算結果と実績温度の対比	58
47	提案モデルによる水冷熱伝達係数の計算値 (W=1 として換算した値)	59
48	計算巻取温度と実績巻取温度の比較 (鋼板のミドル部の平均温度)	60
49	ブロック線図	62
50	各 γ に対する K_{\max} と CT_{aim} の関係	68
51	鋼板温度の時間応答 ($CT_{\text{aim}} = 450$)	69
52	鋼板温度の時間応答 ($CT_{\text{aim}} = 500$)	69
53	K_{\max} vs CT_{aim} for different T_{MHF} values ($\gamma = 1$)	71
54	K_{\max} vs CT_{aim} for different β values ($\gamma = 1$)	71
55	数値実験結果 (2 次項までの局所制御器の場合)	79

56	数値実験結果 (目標変更に対する応答)	80
57	局所制御器のゲイン変化 (2次項までの局所制御器の場合)	81
58	数値実験結果 (目標変更に対する応答)	82

表目次

1	ファウンテン・パイロメーターの仕様	30
2	平滑処理のゲイン	36
3	提案方法による巻取温度精度の向上	41
4	シミュレーション・パラメータ	66
5	数値実験の計算機環境	67
6	最大安定化ゲイン ($CT_{aim}=450$)	67
7	最大安定化ゲイン ($\gamma=30$)	68
8	計算結果 (P_0, P_1, P_2)	78
9	計算結果 (K_0, K_1, K_2)	79
10	P_0	81
11	K_0	81

記号

\mathbb{R} : 実数全体の集合

M^T : 行列 M の転置

$M > 0$: 対称行列 M が正定 (positive definite)

$M \geq 0$: 対称行列 M が半正定 (positive semidefinite)

$M < 0$: 対称行列 M が負定 (negative definite)

$M \leq 0$: 対称行列 M が半負定 (negative semidefinite)

$\|\cdot\|$: ノルム

max : 最大

min : 最小

$\arg \min_j \{f(j)\}$: $f(j)$ を最小にする引数

mpm : $1\text{mpm} = 1\text{m}/\text{min}$

1. はじめに

1.1 研究背景

鉄鋼製造におけるホットストリップミルは、加熱された約 270mm 厚のスラブと呼ばれる鋼片を圧延ロールで上下に挟んで圧延し、最終的に最小 1.2mm まで薄くした後に、冷却装置で所定の温度まで冷却し、最後にコイル状に巻き取る設備である (図 1)。ホットストリップミルで製造される熱延鋼板 (図 2) は、自動車や家電、建材などにそのまま使用されるほか、次工程であるコールドストリップミルの母材となる。

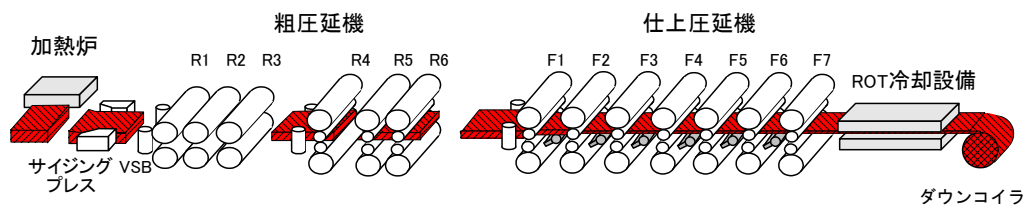


図 1 ホットストリップミルのミルライン概要 (鹿島製鉄所)



図 2 コイル状に巻き取られた熱延鋼板 (ホットコイル)

ホットストリップミルにおいて、仕上圧延機出口に設置されているランアウト

テーブル (ROT : Run-out Table) 冷却設備 (図 3) における鋼板冷却は, 熱延鋼板の機械特性を左右する非常に重要な工程である .



図 3 ランアウトテーブル冷却設備



図 4 鋼板の水冷状況

顧客からの鉄鋼製品に対する品質要求は, 近年, ますます厳しくなっており, 熱延鋼板についても, 高品質安定製造の観点から, ランアウトテーブルにおける鋼板冷却の高精度化が強く求められている .

ホットストリップミルは製鉄所の基幹工程であるため, 高生産性と高品質の両立が求められており, 早くから計算機制御が導入されてきた [1, 2] . 図 5 に鹿島製鉄所のホットストリップミルの制御システムの構成を示すが, 主要な設備毎にプロセスコンピュータ (プロコン) が配置され, プロセスのモデルに基づいた計算機制御が行われている . ランアウトテーブルにおける鋼板冷却についても, 冷却制御専用のプロセスコンピュータを設け, モデルベース制御が行われる (図 6) .

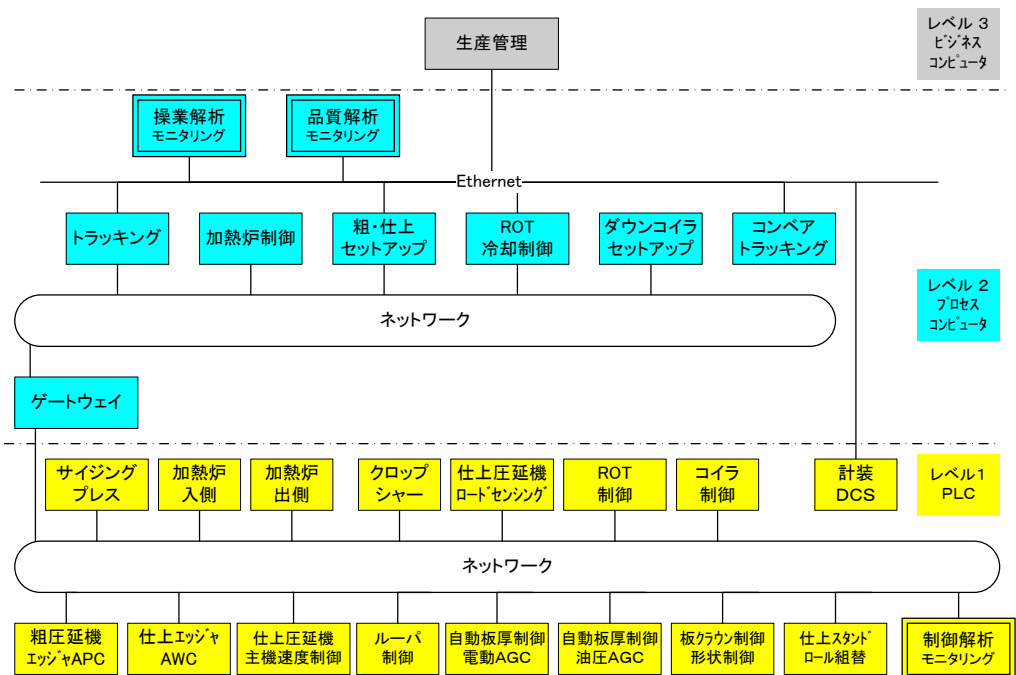


図5 ホットストリップミルの制御システムの構成

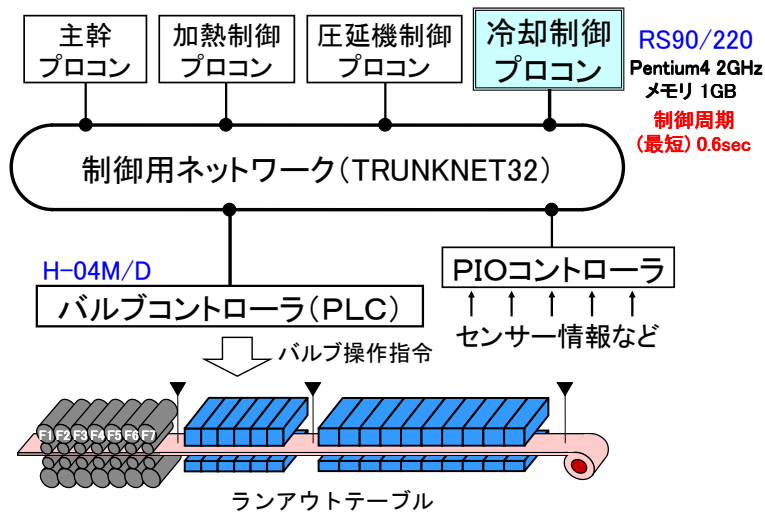


図6 ランアウトテーブルにおける鋼板冷却制御の計算機制御の構成

熱延鋼板の機械特性を安定させるには、ランアウトテーブルにおける鋼板冷却において、巻取温度を目標温度に高精度に制御することが必要である。また、近年、地球温暖化対策としてCO₂削減が大きな問題となっており、鉄鋼製品の代表である自動車用の薄鋼板についても、車体の軽量化の観点から、高強度で加工性の良い高張力鋼板(以下、ハイテン材)のニーズが増えてきている。このため、加工性と強度を両立させた、より優れた機械的特性を持った鋼板を製造する目的で、ランアウトテーブル上での鋼板の温度降下履歴を精密に制御することが、求められるようになってきた。

ランアウトテーブルにおける鋼板冷却として、巻取温度を高精度に制御する、あるいは、鋼板の温度降下履歴を精密に制御するため、従来より各種の取り組みがなされてきた。

ランアウトテーブルにおける鋼板の冷却制御は、鋼板の温度予測に基づく制御がベースとなっている[3]。鋼板の全長に渡って巻取温度を目標温度に制御するためには、鋼板上に一定間隔で配置される仮想的なサンプリング点(制御点と呼ぶ)に対する予測巻取温度が目標巻取温度と一致するように、ランアウトテーブル冷却装置の設定計算を行なう方式が広く用いられている[2]。この制御方式は、鋼板温度の予測モデルに基づいたモデルベース制御の一種である。

モデルベース制御では、プロセスモデルの予測精度が重要であり、ランアウトテーブルにおける鋼板冷却においても、冷却過程における鋼板温度の予測精度を高めるため、従来より各種の取り組みがなされてきた。例えば、冷却過程における熱伝達係数の推定に、カルマンフィルタの適用を行った研究[4]やニューラルネットワークの適用を行った研究[5]がなされている。また、プレートミルにおける厚鋼板の場合ではあるが、シミュレーテッドアニーリング法を用いる熱伝達係数推定方法も提案されている[6]。

一方、実際のプラント操業においては、各種の外乱により、鋼板温度計算値と鋼板温度測定値との間の誤差の発生は不可避であるため、実績巻取温度が目標巻取温度に一致するようにフィードバック制御が併せて実施される。この巻取温度の制御偏差に基づくフィードバック制御には、巻取温度計にできるだけ近接した冷却バンクをフィードバック専用の冷却バンク(バーニアバンクと称される)とし

て使用する方法が通常行われている [7, 8, 9] .

しかしながら，バーニアバンクを用いた巻取温度のフィードバック制御は，ランアウトテーブル冷却設備の終端の冷却バンクで水冷を行うため，特に目標巻取温度が遷移沸騰領域にある場合には，安定した冷却が難しく，実機適用が難しいという課題がある．成田ら [13, 14] は，遷移沸騰領域での水冷に関し，熱伝達係数の不安定な領域で巻取温度制御を行なおうとしたとき，見かけ上の制御ゲインが増大し，実質的には制御不安定となり，巻取温度が大きく変動すると指摘している．また，このバーニアバンク方式では，巻取温度の制御偏差を解消するアクチュエータ能力を確保するため，プリセット制御において，予め冷却バンクの半数を注水状態にしておく必要がある．このため，ハイテン材などのように目標巻取温度が遷移沸騰領域にある低温巻取材（目標巻取温度が 550 以下を指す）では，冷却不安定なところでプリセットの水冷を行うことになり，鋼板先端部の温度外れが大きくなりやすいという問題点がある．

一方，ランアウトテーブルにおける鋼板の温度降下履歴を制御する 1 つの方法として，ランアウトテーブル上の中間温度に対する目標値を設定し，中間温度計以降での空冷時間および巻取温度を制御する方法がある [8] . この方法では，鋼板速度が変化すると中間温度計位置までの到達時間が変化することになり，金属組織に与える影響の大きい変態終了までの時間軸上の温度降下履歴を一定にするには，鋼板速度を一定に保つなどの操業上の強い制約がある．このため，鋼板速度の大幅な加減速や仕上圧延機出側での冷却開始温度の変動に対しても，急冷停止温度，中間空冷時間が一定に保たれ，かつ，巻取温度も高精度に管理できる制御方法の開発が望まれていた．

1.2 研究目的

本論文では，前節で述べた背景を鑑み，ランアウトテーブルにおける鋼板冷却制御を高精度化する実用的な制御手法を提案するとともに，遷移沸騰領域における冷却制御の安定性解析と制御系設計について考察する．

研究目的の第 1 は，ランアウトテーブルにおける鋼板冷却制御を高精度化する実用的な制御手法を提示することにある．鋼板水冷制御の基本はモデルに基づい

た予測制御であるので，高精度化を実現するには，実績巻取温度を目標巻取温度に一致させるフィードバック制御機能が必要である．そこで，ハイテン材などの低温巻取材に対しても実機適用が可能となるように，フィードバック専用のバーニアバンクを用いずに，鋼板冷却のダイナミック制御を活用して，ROT冷却装置全体でフィードバック制御を行う実用的な制御方法を提案する．本方法は，鋼板先端部分には有効ではないが，ダイナミック制御において，冷却制御モデルが狙う目標値を，巻取温度の制御偏差に基づいてリアルタイムに修正する点に特徴がある．また，冷却途中の鋼板温度が直接計測できる場合には，鋼板測温値を冷却過程の内部状態のリアルタイム計測値として鋼板温度計算モデルに取り込み，巻取温度の予測誤差を小さくすることができる．そこで，本田ら [32] により開発された冷却途中の鋼板温度を高精度に測温できる冷却帯内鋼板温度計（ファウンテン・パイロメーター）を用いて，冷却水量をフィードフォワード調整する制御手法を提案する．冷却途中の鋼板温度を直接測定し，鋼板温度計算モデルに取り込むことで，予測モデルの巻取温度予測誤差の影響を小さくでき，鋼板先端部から適用することができるので，鋼板先端部の温度外れ低減にも非常に有効である．また，巻取温度だけではなく，急冷停止温度，中間空冷時間をも同時に制御するダイナミック冷却履歴制御について提案する．

研究目的の第2は，遷移沸騰領域における冷却制御について，システム制御論の観点から安定性解析を行って，安定化ゲインの鋼板温度に対する特性を明らかにするとともに，モデルに基づく制御系設計を行うことである．遷移沸騰領域における冷却制御では，鋼板表面温度の低下により熱流束が急激に増大する．成田ら [13] は，見かけ上の制御ゲインの増大に伴い制御系が不安定となることが精度悪化につながっていると考察しているが，現象の定性的な理解にとどまっておらず，プロセスゲインが状態量のひとつである温度に依存するという非線形挙動のモデル化や安定性解析等の定量的な検討は行われてこなかった．一方，システム制御理論の分野では，非線形システムの安定性解析や制御系設計に有効な手法として多項式二乗和 (Sum Of Squares) を用いた方法が近年開発されてきている [24, 26, 25, 27, 28] ．Prajna ら [24] による非線形システムの制御系設計方法の開発，加藤ら [25] による状態依存むだ時間系に対する安定性解析への応用，青木ら

[27] や市原ら [28] によるゲインスケジューリング制御への応用などがその一例である．そこで，冷却工程のプロセスゲインが鋼板温度に依存するという前提のもとで，冷却プロセスを状態依存型の状態空間モデルで表現し，多項式二乗和の手法を用いて安定性解析を行う．また，多項式二乗和の手法を用いて，状態フィードバック型の制御系設計について提案する．

1.3 本論文の構成

本論文の構成は以下の通りである．まず，2章では，ホットストリップミルのランアウトテーブルにおける鋼板冷却として，鋼板の巻取温度制御を取り上げ，オンライン計算機制御として実現するための制御方式，ダイナミック制御について説明する．巻取温度が遷移沸騰領域にある場合にもフィードバック制御が適用できるように，ダイナミック制御機能を活用した非バーニアバンク方式の制御方法を提案する．3章では，ランアウトテーブル冷却の注水環境下における冷却帯内鋼板温度計を用いた巻取温度のフィードフォワード制御手法を提案し，提案手法の有効性を実機適用例にて示す．4章では，巻取温度だけではなく，冷却過程における鋼板の温度降下履歴を緻密に制御するために，急冷停止温度，中間空冷時間および巻取温度を同時に制御するダイナミック冷却履歴制御の方法を提示する．5章では，遷移沸騰熱伝達モデルについて述べた後に，遷移沸騰領域での冷却制御のモデリングについて記す．続いて，多項式二乗和に基づく手法を用いて冷却制御の安定性解析を行ない，数値実験にもとづき，遷移沸騰領域でのパラメータ変化と安定化限界ゲインの関係について述べる．また，多項式二乗和の方法を用いて状態フィードバック型の局所制御器を設計する方法を提案し，数値例にてその効果を示す．最後の6章では本論文のまとめを行う．

2. 鋼板の巻取温度制御

2.1 はじめに

本章では、ホットストリップミルのランアウトテーブル冷却による鋼板の巻取温度制御に関して、計算機制御によるプロセスの自動制御を推進する際に、第一に必要なプロセスのモデリングと、モデルに基づいた計算機制御におけるダイナミックな設定制御（以下、ダイナミック制御）について述べる。

また、ダイナミック制御の仕組みを活用して、巻取温度の制御偏差をフィードバック制御する手法を提案する。従来、フィードバック制御専用の冷却バンク（以下、バーニアバンク）を設けて巻取温度の制御偏差に応じてPI制御する手法が広く用いられてきたが、この方法は、目標巻取温度が遷移沸騰領域にあるような低温巻取材に対しては、冷却制御が不安定になり（成田ら [13, 14]）、実機適用が困難であった。提案方式は、バーニアバンクを設けずに、ダイナミック制御を活用して、ROT冷却装置全体でフィードバック制御を行うため、制御モデルが狙う目標値を、巻取温度の制御偏差に基づいてリアルタイムに修正する点に特徴がある（以下、これを非バーニアバンク方式と称する）。

本章の構成は以下のとおりである。2.2節では、ホットストリップミルのランアウトテーブル冷却設備について説明する。2.3節では、冷却過程における鋼板温度計算モデルについて述べる。2.4節では、巻取温度のダイナミック制御について述べる。2.5節では、非バーニアバンク方式の巻取温度のフィードバック制御を提案し、提案手法の有効性を実機適用例にて示す。2.6節で本章のまとめとする。

なお、本論文では、目標巻取温度が550 未満のものを低温巻取材と呼ぶこととする。

2.2 ランアウトテーブル冷却設備

図7に鹿島製鉄所のホットストリップミルの仕上圧延機から巻取機までの設備概略を示す。仕上圧延機で熱間圧延された鋼板は、多数の冷却装置から構成され

る ROT 冷却設備にて目標温度まで冷却された後，巻取機で巻き取られる．

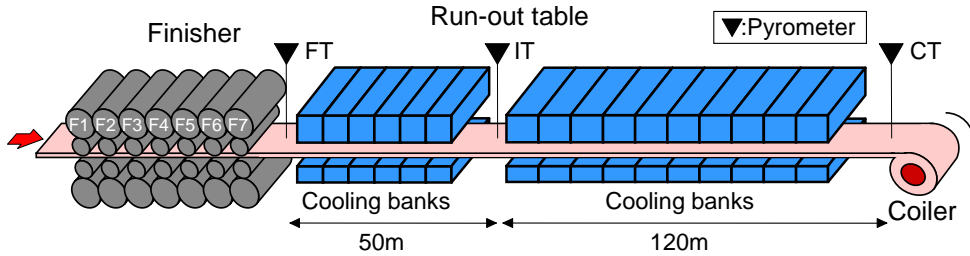


図 7 ホットストリップミルの ROT 冷却設備の概要 (鹿島製鉄所)

図 8 に示すように，ランアウトテーブル冷却装置は多数の冷却ヘッダーから構成され，冷却ヘッダーには制御バルブ（開閉バルブ）が取り付けられており，プロセス制御用計算機内の制御モデルの指令によりこのバルブが開閉操作される．なお，バルブは全部で 348 個設置されており，ON(注水)/OFF(無注水) 動作のみ可能で，流量の調整はできない．また，制御バルブに対応させて，ROT 上の区間を 133 個のバルブセクションに分割している．

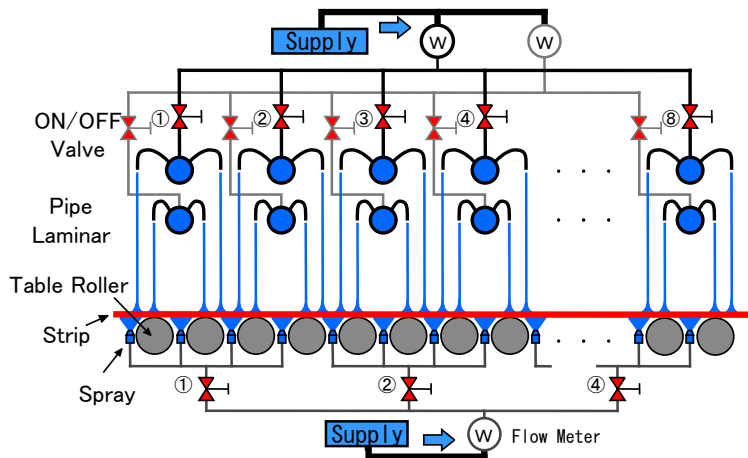


図 8 冷却バンク内の上下面冷却ヘッダーの概要

また，1つの給水配管から冷却水を供給される冷却ヘッダー群をバンクと呼ぶ構成単位で表す．近接冷却が6バンク構成，遠方冷却が10バンク構成であり，各バンクは鋼板の上面側を冷却する上バンクと下面側を冷却する下バンクからなる．

各冷却バンクへの冷却水の供給は、近接冷却バンクは給水ポンプから直接供給され、遠方冷却バンクについては高架水槽を經由して供給される。近接冷却バンクの最大冷却水量は約 13000m³/h、遠方冷却バンクは約 16000m³/h であり、全体では約 29000m³/h である。

また、仕上圧延機の出口には仕上出口温度計 (FT)、ROT 冷却設備の途中に中間温度計 (IT)、巻取機前には巻取温度計 (CT) が設置されており、鋼板の全長に渡って幅方向中央部の上面温度を測定することができる。

2.3 鋼板温度計算モデル

ROT 上の冷却過程における鋼板温度は、(1) 式に示す板厚方向 1 次元熱伝導方程式により表わされる [8]。

$$c(T)\rho\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda(T)\frac{\partial T}{\partial x} \right) \quad (1)$$

ここで、 T は鋼板温度 (°C)、 x は板厚方向位置 (m)、 t は時間 (s)、 c は比熱 (J/kg°C)、 ρ は密度 (kg/m³)、 λ は熱伝導率 (W/m°C)、である。

鋼板の上面および下面における境界条件は、以下のように与えられる。

$$-\lambda(T)\frac{\partial T}{\partial x}\Big|_{x=h/2} = q_{wu} + q_c + q_r \quad (2)$$

$$-\lambda(T)\frac{\partial T}{\partial x}\Big|_{x=-h/2} = -(q_{wd} + q_c + q_r) \quad (3)$$

ここで、 h は板厚 (m)、 q_{wu} 、 q_{wd} は上面および下面の水冷却熱流束 (W/m²)、 q_c は対流熱流束 (W/m²)、 q_r は輻射熱流束 (W/m²)、である。

(2) 式、(3) 式の水冷却・対流・輻射の熱流束 (図 9) は、次のようにモデル化した。

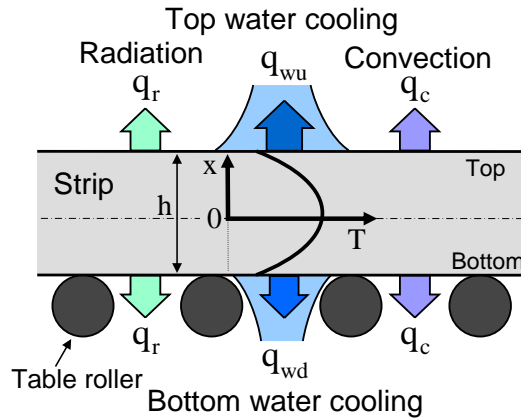


図 9 鋼板表面での境界条件

$$q_{wu} = aW_u^b V^e \{1 - c(T_w - d)\} z_{ui} \quad (4)$$

$$q_{wd} = fW_d^g \{1 - c(T_w - d)\} z_{di} \quad (5)$$

$$q_c = H_a(T_s - T_a) \quad (6)$$

$$q_r = \sigma \epsilon \left\{ \left(\frac{T_s + 273}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_a + 273}{100} \right)^4 \right\} \quad (7)$$

ここで、 H_a は対流熱伝達係数 ($\text{W}/\text{m}^2\text{°C}$)、 T_s は鋼板表面温度 (°C)、 T_a は雰囲気温度 (°C)、 σ はステファンボルツマン定数、 ϵ は放射率 (-)、 W_u, W_d は上面および下面の水量密度 ($\text{m}^3/\text{m}^2\text{s}$)、 T_w は冷却水温 (°C)、 V は鋼板速度 (m/s)、 z_{ui}, z_{di} は上面および下面の冷却能補正係数 (-)、 i は冷却バンク番号、 $a \sim g$ は係数、である。

熱流束の算出に用いるパラメータは、鋼種・鋼板寸法・温度条件などにより冷却特性が異なるため、数十種類のパラメータ群を用意しておき、条件に応じて設定する。

鋼板温度の予測計算は、(1) 式を有限差分法にてオンラインで解くことにより行う。また、鋼板の比熱、熱伝導率については、鋼種に対応した物性値テーブルを用意しておき、温度に応じてこれを参照する。

また、ROT 上の鋼板温度変化の予測を行うためには、鋼板温度計算モデルに対して、個別の境界条件を与える区間(以下、ゾーンと記す)を設定する必要がある。温度計算精度を上げるためには、ゾーン長をできるだけ短縮する方が望ましいが、プロセス制御用計算機の演算負荷や冷却バンクの構成を勘案し、ROT 全体を 46 ゾーンに分割した。

上記の鋼板温度計算モデルを用い、仕上出口温度計実績値を初期温度として計算した中間温度計算値と巻取温度計算値の計算精度の一例を図 10 に示す。中間温度の計算精度は $\sigma = 7.2$ ，巻取温度の計算精度は $\sigma = 10.1$ であり、広範囲に渡り高精度な温度計算が可能である。なお、従来はプロセス制御用計算機の演算能力に限界があったため、オンライン制御中に有限差分法を用いてリアルタイムに解を求めることは困難であり、上下面对称などの仮定を設けた上で、近似的な温度予測用の数式モデルを用いていた [8] 。

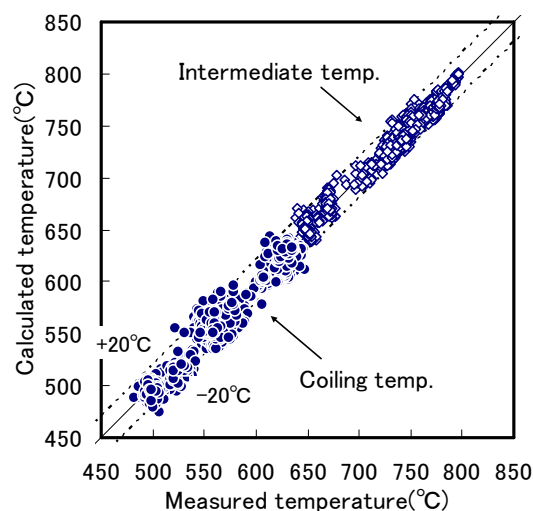


図 10 計算温度と実績温度との比較 (N=334, 板厚:3 ~ 5mm)

2.4 ダイナミック制御

ホットストリップミルのランアウトテーブルにおける鋼板冷却制御の目的は、巻取温度計位置で鋼板長手方向の温度を目標温度に制御することで、所定の機械

特性を備えた鋼板を造り込むことである。鋼板冷却制御の基本的な動作は、前章の鋼板温度計算モデルを用いて鋼板の巻取温度を予測し、この予測温度が目標温度と一致するように冷却装置を操作するものである。

仕上圧延機で圧延された鋼板は、加熱炉内での焼きむらに起因するスキッドマークなど長手方向温度変動を持ち、圧延速度の加減速を伴いながら高速でROTを通過するが、操作する冷却装置は広範囲(約170m)に分布しているため、巻取温度の制御には鋼板と冷却装置の位置関係を正確に把握し、各時点の状況に適した冷却装置の設定を時々刻々行うことが求められる。このため、鋼板上に複数の仮想的な制御点を設け、制御点の位置を正確にトラッキングしつつ、各制御点の温度予測計算を行い、この結果に基づき冷却装置の設定を行う。この制御方法は冷却装置の設定を連続的に行うことから、ダイナミック制御¹と呼んでいる(文献[2])。

2.4.1 制御点トラッキング

ダイナミック制御では、鋼板を等間隔に分割し、各部位に仮想的な制御点を設ける。制御点はダイナミック制御モデルの起動と共に仕上出口温度計直下に生成され、鋼板の進行と共に移動するが、各制御点の生成および位置の変化を追跡するのが、制御点トラッキングの役割である(図11)。なお、制御点の間隔は一定長で、鋼板の最高速度に応じて約4m~16mで設定している。

¹これに対し、冷却装置の初期設定を行う制御をプリセット制御と呼ぶ。

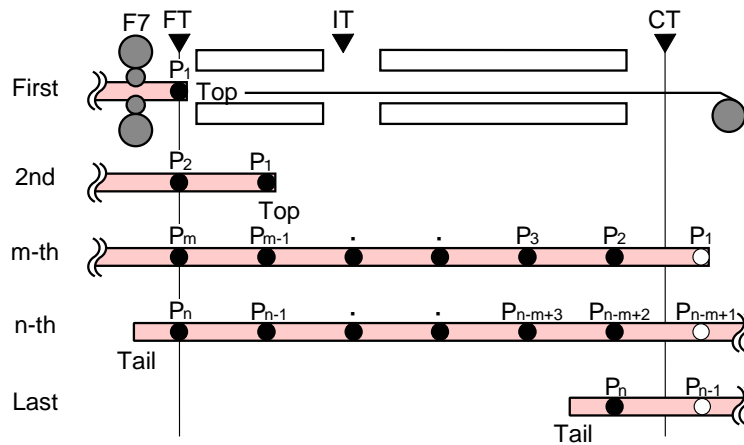


図 11 制御点トラッキング

制御点の温度計算は、制御点が生成されたタイミングで取り込んだ仕上出口温度実績を初期温度として、ダイナミック制御の起動毎に制御点の位置と冷却装置の設定状況から現時点の制御点の温度（現在計算温度）を計算する。

また、冷却装置の設定計算を行う目的から、ROT 上の複数の制御点が、現在の冷却装置設定のもとで、巻取温度計に到達する時点の鋼板温度を予測計算する（図 12）。

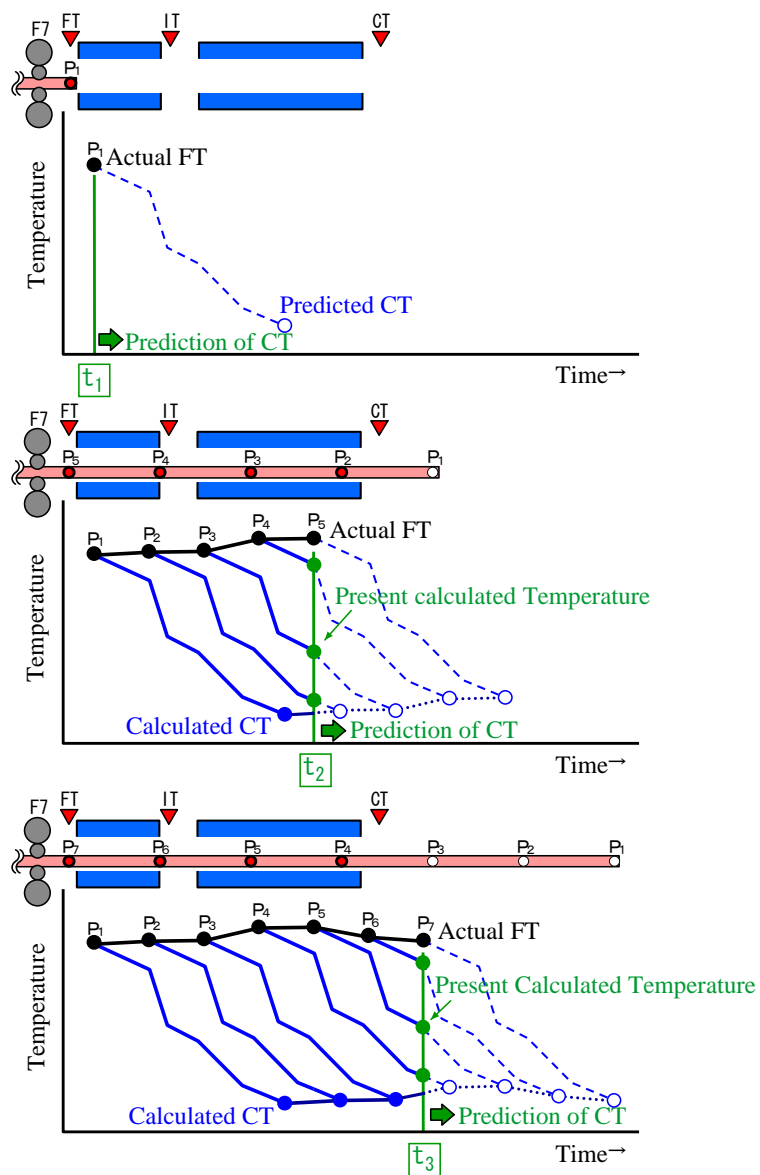


図 12 制御点に対する巻取温度予測

2.4.2 冷却装置設定計算

制御点が巻取温度計に到達する時点の予測温度から冷却装置設定計算を行う方法について説明する。この設定計算は、演算回数が多いため、以下の簡略式を用

いて演算を行う。

まず，(4)～(7) 式より上下面の平均熱流束を (8) 式のように熱伝達係数 H で表わし，また表面温度 T_s についても上下面の平均値とする。

$$H(T_s - T_w) = \frac{q_{wu} + q_{wd}}{2} + q_c + q_r \quad (8)$$

また，厚み方向温度分布を無視して鋼板の初期温度を T_0 とすると，時間 t 後の厚み方向平均温度 T_m は (9) 式のように表される。

$$T_m = \exp\left(-\frac{2H}{c\rho h}t\right)(T_0 - T_w) + T_w \quad (9)$$

これより，

$$\ln \frac{T_m - T_w}{T_0 - T_w} = -\frac{2H}{c\rho h}t \quad (10)$$

となる。ここで，

$$\ln \frac{T_m - T_w}{T_0 - T_w} \approx \ln \frac{T_m}{T_0} \quad (11)$$

と近似すれば，次の式を得る。

$$\ln T_0 - \ln T_m = \frac{2H}{c\rho h}t \quad (12)$$

(12) 式の右辺の $(2H/c\rho h)t$ は，時間 t 間で鋼板温度を T_0 から T_m まで冷却するのに必要な冷却能力を表している。

そこで，現在の冷却装置設定を基準に考え，そこから新たに N 個の制御バルブをバルブ操作優先順にしたがって ON または OFF にする場合の冷却能力 $K(N)$ を次のように考える。

$$K(N) = \sum_{j=1}^N \frac{2H_{v(j)}^*}{c\rho h} t_{s(v(j))}^* \quad (13)$$

ここで， $v(j)$ はバルブ操作優先順にしたがってこの後 j 番目に操作するバルブ番号， $s(v(j))$ は $v(j)$ が属するバルブセクション番号， $H_{v(j)}^*$ は $v(j)$ のバルブ ON 時熱伝達係数， $t_{s(v(j))}^*$ はバルブセクション $s(v(j))$ の通過時間，である。なお， $H_{v(j)}^*$ ， $t_{s(v(j))}^*$ は前述の制御点温度計算で算出した値を使用する。

次に、現在の冷却装置設定状況（バルブ操作優先順にしたがって ON になっている制御バルブ数を $P(\geq 0)$ とする）をもとにした巻取温度予測値 CT_{cal} と巻取温度目標値 CT_{aim} （モデル目標値：ダイナミック制御にて制御モデルが狙う巻取温度の目標値のこと）に差がある場合を考える．この場合、巻取温度予測値 CT_{cal} を巻取温度目標値 CT_{aim} に一致させるために必要な冷却能力の修正量 ΔK は、

$$\Delta K = \ln CT_{cal} - \ln CT_{aim} \quad (14)$$

で表される．したがって、巻取温度予測値 CT_{cal} を巻取温度目標値 CT_{aim} に一致させるのに必要な制御バルブ操作数 N は、 $|\Delta K| \div K(N)$ となる条件から求める．なお、 $\Delta K > 0$ の場合、 N は ON にするバルブ操作数、 $\Delta K < 0$ の場合、 N は OFF にするバルブ操作数である．

N が決まれば、バルブ操作優先順に従い N 個のバルブを操作することで、制御点に対する冷却装置設定が求められる．なお、この設定計算は簡略式による誤差があるため、巻取温度の予測値と目標値の差が十分小さくなるまで、 $P \leftarrow P \pm N$ として、冷却装置設定計算と巻取温度予測計算を繰り返す．

ダイナミック制御は、図 13 に示すように、制御点トラッキング機能、各制御点の温度計算機能、冷却装置設定機能から構成される．冷却装置設定機能は、各制御点の冷却装置設定を、冷却装置毎の設定値に平滑処理するとともに、バルブの応答遅れ補償を行うものである．

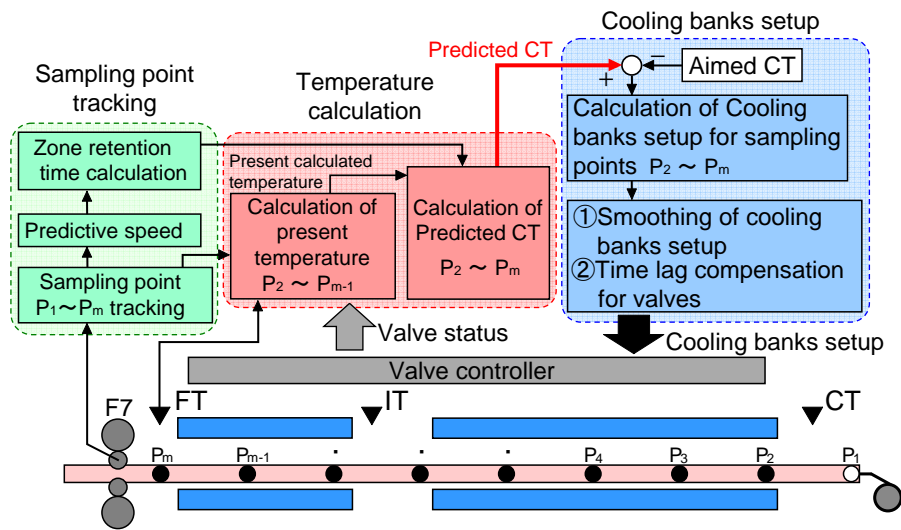


図 13 ダイナミック制御の機能構成

制御モデルの基本的な動作は、巻取温度計算値が目標温度と一致するように冷却装置を操作することであるが、ダイナミック制御モデルはこの動作を鋼板上の全ての制御点に対して時々刻々実施する。

2.5 巻取温度フィードバック制御

前述のダイナミック制御は、鋼板温度の予測計算結果に基づいた制御を行うため、予測誤差に起因する制御偏差の発生は避けられない。鋼板温度計算モデルの高精度化には限界があるため、巻取温度の制御偏差を低減する手段として、巻取温度計の実績値に基づくフィードバック制御が導入されている²。

2.5.1 従来制御方法の問題点

従来から行われているフィードバック制御方法 [7, 8, 9] は、図 14 に示すように冷却装置の最後段にフィードバック専用のバーニアバンクを設け、予めこのバー

²予測誤差を補償する別な方法として、学習制御による方法がある。但し、学習制御は当該材には効かなく、次材以降の鋼板冷却の際に予測誤差が補償される。

ニアバンクの半分を使って冷却しておき，目標値と実績値の偏差に応じて注水量を調整するものである．

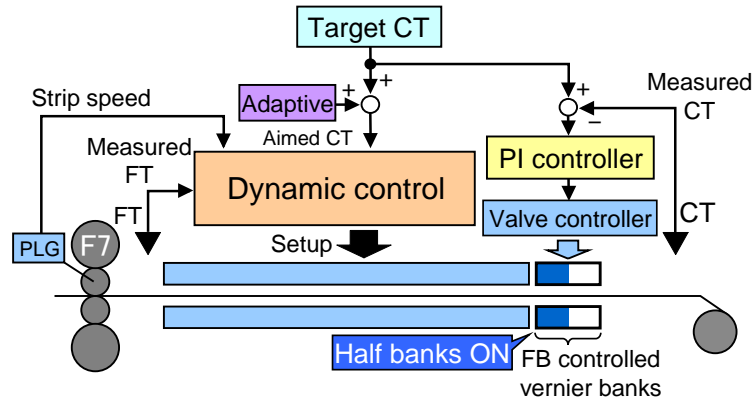


図 14 バーニアバンクを用いた従来型の巻取温度フィードバック制御

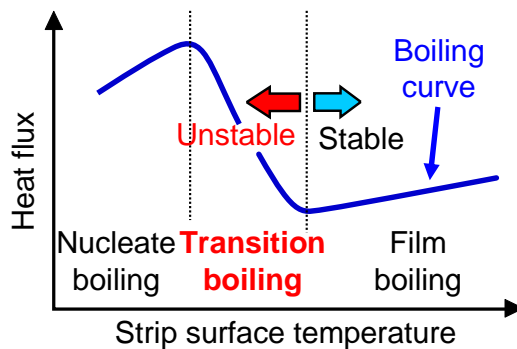


図 15 鋼板水冷における沸騰曲線

この方式は，むだ時間を短くし，フィードバック制御の応答性を向上させるためには優れた構成になっているが，ROT 冷却装置の最後段でフィードバック制御を行うことになる．このため，高張力鋼板などの低温巻取材に対しては，安定して冷却することが難しい遷移沸騰領域 (図 15) で，バーニアバンクの半数を使って予め冷却することになる．このため，冷却が不安定となり，鋼板の先端部分の巻取温度がばらつくとともに (図 16)，熱流束が大きく変化する遷移沸騰領域で

注水量のフィードバック動作を行うことで、逆に制御精度の悪化を招くことがしばしば発生した。

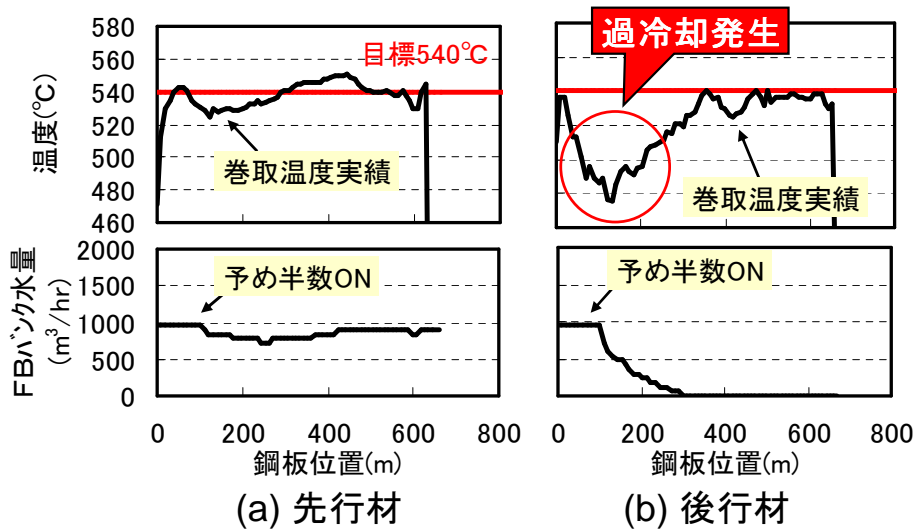


図 16 連続する同一条件における過冷却発生例

2.5.2 非バーニアバンク方式のフィードバック制御

そこで、バーニアバンクを設けずに、ダイナミック制御における巻取温度目標値(モデル目標値) CT_{aim} を制御偏差に基づき、比例積分動作にて修正するフィードバック制御方法を開発した(図 17)。

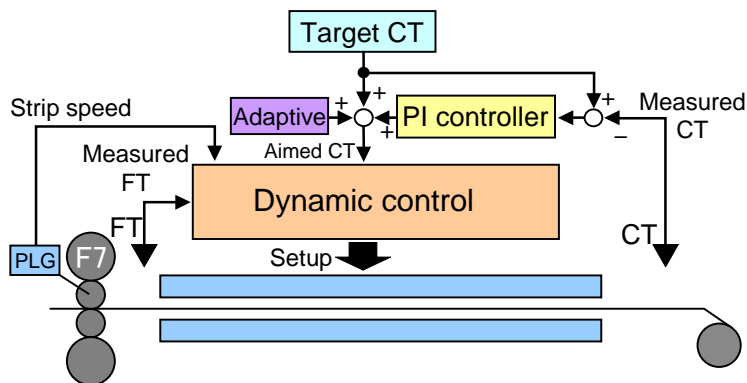


図 17 非バーニアバンク方式のフィードバック制御

$$CT_{aim}(t) = CT_{target} + \Delta CT_{adapt} + \Delta CT_{FB}(t) \quad (15)$$

$$\Delta CT_{FB}(t) = K_P(CT_{target} - CT_{act}(t)) + K_I \int_0^t (CT_{target} - CT_{act}(\tau)) d\tau \quad (16)$$

ここで、 CT_{target} は目標巻取温度、 ΔCT_{adapt} は鋼板冷却後の学習制御による補正量、 ΔCT_{FB} はフィードバック制御による巻取温度モデル目標値の補正量、 CT_{act} は巻取温度実績値、 K_P は比例ゲイン、 K_I は積分ゲイン、である。

この方式では、制御偏差に対して操作できる冷却バンクが必ずしも巻取温度計に近い位置にあるとは限らないため、従来方法に比べむだ時間が長くなる点はあるが、ダイナミック制御を通して冷却装置の操作を行うため、予め最後段で冷却を実施する必要がなく、最も温度精度要求の厳しい高張力鋼板などの低温巻取材に対しても安定的にフィードバック制御を行うことができる。さらに、制御偏差に対する操作量制限もないといった利点を有する。

ダイナミック制御におけるモデル目標値をステップ状に変更した場合の巻取温度計算値の応答を図 18 に示す。図 18 から分かるように、巻取温度のダイナミック制御系は、下記のむだ時間 + 一次遅れ系として近似できる。

$$G(s) = \frac{K}{1 + T_D s} e^{-Ls} \quad (17)$$

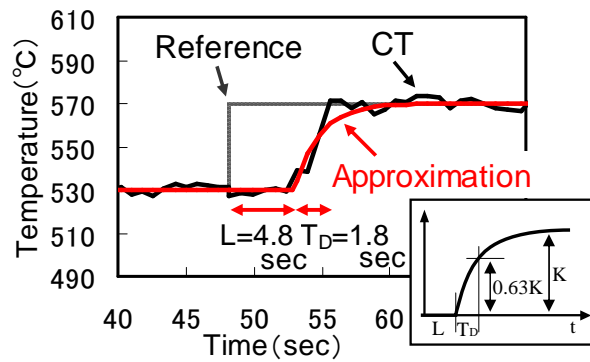


図 18 ステップ応答の結果

各種条件において，ダイナミック制御のモデル目標値変更に関する数値実験を行った結果，むだ時間 L と時定数 T_D について，図 19 の結果を得た．なお，操作する冷却バンクは操業条件によって異なり，むだ時間が変化することになるため，むだ時間が比較的大きなデータを選定した．図 19 より，むだ時間 L は，

$$L = L_1 - L_2 V \quad (18)$$

と概ね鋼板速度 V で整理でき，時定数 T_D はほぼ一定 ($T_D = 2$) で変化しないことがわかった．

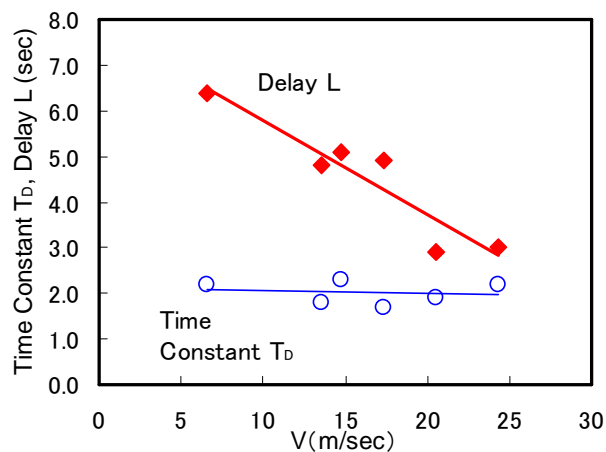


図 19 ステップ応答のシミュレーション結果から求めた時定数とむだ時間

そこで、モデル目標値を修正するフィードバック制御の制御ゲインは、ステップ状目標値変化に対する行過ぎなしの場合の調整則 [10] に従い、

$$K_P = \frac{0.35T_D}{K(L_1 - L_2V)} \quad (19)$$

$$K_I = \frac{0.3}{K(L_1 - L_2V)} \quad (20)$$

のように鋼板速度 V に応じて決定するようにした。ここで、 $L_1 = 7.8457$ 、 $L_2 = 0.204$ 、 $K = 1$ である。

提案方法によるフィードバック制御の実機適用例を図 20 に示す。目標巻取温度 560 の例であるが、先端部の実績巻取温度が低目に外れたため、フィードバック制御によってモデル目標値が高目方向に修正され、ダイナミック制御がモデル目標値の高目修正に応じて冷却水量を低下させている。これより、先端部の低目外れが徐々に修正され、中央部以降では目標巻取温度に制御できていることがわかる。

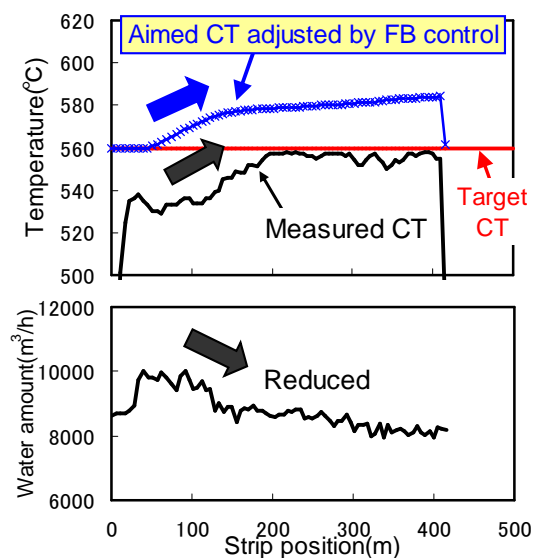


図 20 提案方法によるフィードバック制御の実機適用結果

先端部で巻取温度が高目に外れた場合の、巻取温度制御例を図 21 に示す。鋼板速度の大幅な変化(先端部からミドル部にかけて 190mpm 増速)に対して、総冷却水量を加速に見合った形で調整し、先端部での巻取温度が高目外れに対しては、フィードバック制御機能によるフィードバック冷却水量(提案方法のフィードバック制御によるモデル目標値の修正量を冷却水量に換算して表示)を漸次増加させることで巻取温度を目標値に制御している。

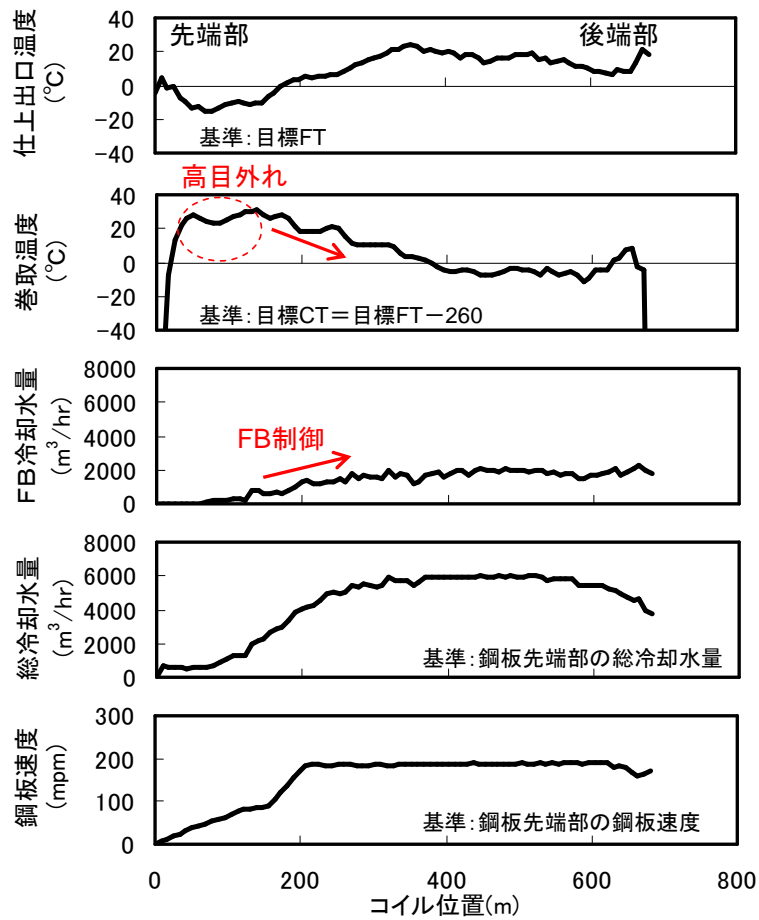


図 21 提案方法の実機適用結果(先端部における CT 高目外れの場合)

2.5.3 適用効果

図 22 に、巻取温度の ± 20 長さ適中率³の比較を示す。提案した非バーニアバンク型のフィードバック制御を導入した冷却制御モデルの適用により、巻取温度の ± 20 長さ適中率は、従来に比較して 5.5% 向上し 96.1% となった。また、適中率の向上により、巻取温度の温度外れ材が大幅に低減した。

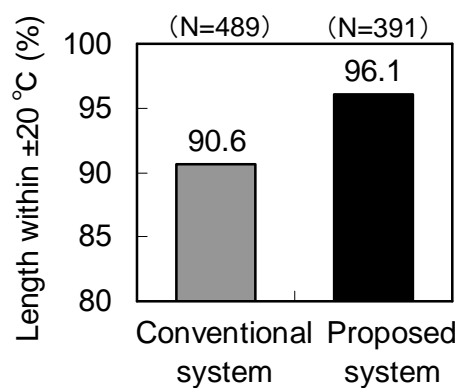


図 22 巻取温度精度の比較

2.6 本章のまとめ

本章では、ホットストリップミルのランアウトテーブル冷却による鋼板の巻取温度制御に関して、計算機制御によるプロセスの自動制御を推進する際に、必要となるプロセスモデリングと、モデルに基づいたダイナミック制御について述べた。また、ダイナミック制御の仕組みを活用した非バーニアバンク方式の巻取温度フィードバック制御を提案した。提案手法による実プラントでの制御結果を示し、巻取温度の ± 20 長さ適中率向上に効果が有ったことを示した。

³冷却される鋼板の全長に対して、巻取温度が目標温度の ± 20 以内に入っている鋼板の長さの比率を表す。なお、通常、巻取温度は板幅中央部の鋼板温度が巻取温度計にて測温される。

3. 冷却帯内鋼板温度計を用いた巻取温度のフィードフォワード制御

3.1 はじめに

前章では、ホットストリップミルのランアウトテーブルにおける鋼板冷却に関して、モデルに基づいた計算機制御の基本機能としてダイナミック制御について述べたが、ダイナミック制御の基本は予測モデルに基づいた設定計算である。したがって、予測モデルの誤差や外乱に対しては、ダイナミック制御は有効ではない。前章の2.5節で、ダイナミック制御の枠組みを利用しながら、巻取温度の制御偏差を解消する方法を提案し、低温巻取材にも実機適用可能な実用的な方法であることを述べたが、鋼板先端部での温度外れや突発的な外乱には有効ではない。

本章では、ROTにおける冷却中の鋼板温度が直接計測できる場合、すなわち、鋼板冷却のダイナミック制御において、ROT上の鋼板に一定間隔に設けた制御点の温度が、冷却過程の内部状態として計測できる場合に、その温度情報を用いて、巻取温度のフィードフォワード制御を行う手法を提案する。

熱延ハイテン材の製造に際しては、巻取温度が遷移沸騰領域にあることが多い。遷移沸騰領域での冷却は、鋼板表面での水冷熱伝達率変化が大きく [9, 14]、予測モデルの予測精度悪化から、巻取温度の制御精度も一般材に比較すると劣る。

ハイテン材に対する制御精度を改善するためには、1) 予測モデルの精度向上を図る、2) 巻取温度制御偏差に基づくフィードバック制御の向上を図る、などの対策が考えられる。前者の対策では、水冷熱伝達率の厳密モデル化が取り組まれてきた [15]。しかしながら、この対策では、予測モデルで考慮できない外乱があった場合には、対応ができない。

また、後者の対策としては、遷移沸騰領域においても巻取温度のフィードバック制御が実機適用できるように、前章で非バーニアバンク方式のフィードバック制御を提案した。この方法により、予測モデルの誤差が存在する場合にも、巻取温度の制御偏差に基づくフィードバック制御により巻取温度を目標値に制御していくことが可能となったが、鋼板の先端部分に対しては、フィードバック制御を行なうことができないので、先端部分での温度外れに対しては有効でないという

問題点が残る。

そこで、本田らが開発した、冷却帯内の注水環境下にある鋼板温度を直接測定する新しい温度計(ファウンテン・パイロメーター)[16]を用いて、その測温情報に基づいて巻取温度をフィードフォワード制御(FF制御と略記)する方法の開発に取り組んだ。冷却途中の鋼板温度を直接測定し、冷却過程の内部状態のリアルタイム計測値として鋼板温度計算モデルに取り込むことで、予測モデルの巻取温度予測誤差の影響を小さくできる。また、開発したフィードフォワード制御は鋼板先端部から適用することができ、鋼板先端部の温度外れ低減にも非常に有効である。

本章の構成は以下のとおりである。まず、3.2節では、従来の巻取温度制御における問題点を述べる。3.3節では、3.2節の問題点を解決するための方法として、冷却帯内鋼板温度計を用いた巻取温度のフィードフォワード制御について提案する。また、提案手法の有効性を実機適用例にて示す。3.4節で本章のまとめとする。

3.2 従来の巻取温度制御の問題点

巻取温度制御は、2章で記したように巻取温度予測計算に基づく予測制御が基本である。この制御方式が有効に機能するには、鋼板温度計算モデルの予測精度が高いことが前提となる。

しかしながら、ハイテン材の目標巻取温度は遷移沸騰領域にあるのが一般的であり、遷移沸騰領域においては、冷却条件や表面性状あるいは鋼板形状などの要因で水冷熱伝達率が大きく変動するため、巻取温度の予測精度が悪く、温度外れ(巻取温度が目標温度の許容管理範囲から外れること)による歩留低下が問題となっていた。

ハイテン材などの低温巻取材の温度外れを低減するため、2章に記載した、非バーニアバンク方式の巻取温度フィードバック制御を開発して、実機適用してきたが、この方法は巻取温度制御偏差をダイナミック制御の巻取温度目標値にフィードバックするものなので、図 23 に示すように鋼板の先端部分における、温度目標値からの偏差に対しては、対応できないという問題点があった。

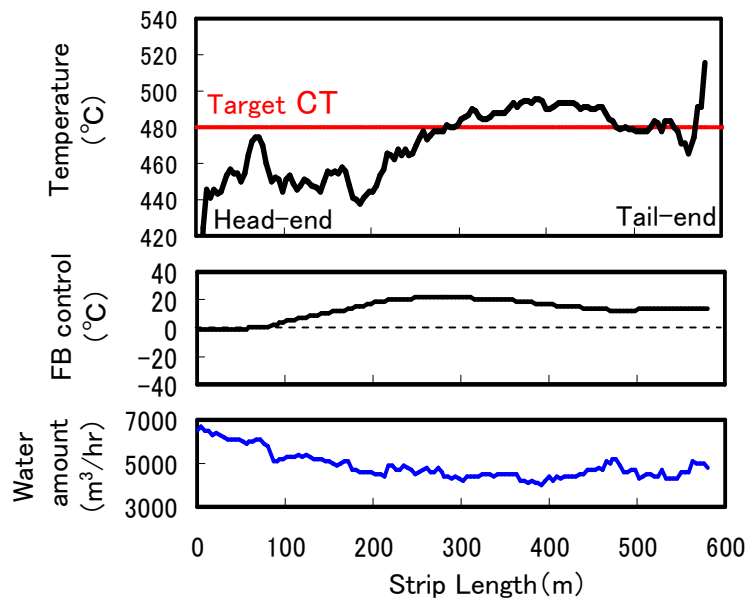


図 23 巻取温度フィードバック制御の適用結果

また、冷却過程における各種の温度外乱が発生した場合でも、冷却途中で鋼板温度を測温することができないので、温度外乱に速やかに対応することができなかった。

さらにまた、冬期の冷却水温低下時には、巻取温度の予測精度が悪化して、巻取温度制御精度が低迷し、特にハイテン材などの低温巻取材で温度外れ材の増加をもたらしていた。

以上のように、従来の巻取温度制御では、ハイテン材などの低温巻取材に対して、十分な制御精度を保證することができなかった。

3.3 冷却帯内鋼板温度計を用いたフィードフォワード制御

2章で説明したダイナミック制御は、巻取温度予測に基づいて、その予測値が目標温度と一致するように冷却装置をダイナミックに調整するものであるが、各種の外乱や物性値の誤差などが影響し、鋼板の計算温度と実績温度が一致しない

場合も発生する．計算温度と実績温度の誤差が大きい場合には，そのままダイナミック制御を行なっても，実績巻取温度は目標値にならない．

そこで，注水環境下にある鋼板温度が直接測温できるファウンテン・パイロメーター [16] を冷却バンクに設置するとともに，遠方冷却バンク内のファウンテン・パイロメーターを用いたフィードフォワード制御を開発し，巻取温度制御精度の改善を行った．特に，ハイテン材などの低温巻取材に対しては，歩留向上，品質安定化の観点から，巻取温度の精度改善ニーズが強くあり，開発した方法は，ハイテン材の精度向上に非常に有効な制御手法である．

3.3.1 ファウンテン・パイロメーター

冷却バンク内の注水環境下においても鋼板温度が高精度に測温可能な温度計ファウンテン・パイロメーターが本田らにより開発された．図 24 にファウンテン・パイロメーターの構造を，表 1 にその仕様を示す．

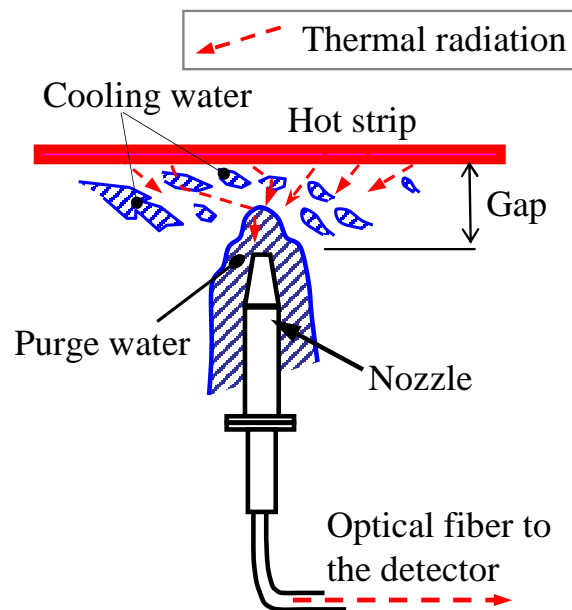


図 24 ファウンテン・パイロメーター

表 1 ファウンテン・パイロメーターの仕様

Type	FP1	FP2
Wavelength	~ 0.83 μ m	1.1 μ m
Temperature	500 ~ 1200°C	360 ~ 800°C
Responsiveness	10ms	20ms
Setting position	before IT	between IT and CT
Notation	FP11,FP12,FP13,FP14	FP21,FP22

冷却装置内では、大量の冷却水の水滴などにより熱放射光が散乱，吸収されるため，通常の放射温度計では鋼板の熱放射光を安定的に検出することが難しい．そこで，パージ水により熱放射光の光路を安定化させ，錯乱する熱放射光を捉えるとともに，水の透過率の高い波長の熱放射光を選択的に検出することで，熱放射光の吸収に対処している．

ファウンテン・パイロメーターには近接バンク用の FP1 と遠方バンク用の FP2 の 2 種類あり，FP1 の検出波長は ~ 0.83 μ m ，FP2 の検出波長は 1.1 μ m である．FP1 は近接バンク内に 4 ヶ所 (FP11,FP12,FP13,FP14) ，FP2 は遠方バンク内の 2 ヶ所 (FP21,FP22) に設置している (図 25) ．

なお，本章では，FT,IT,CT,FP11 ~ 14,FP21,FP22 の記号は，温度計そのもの，あるいは，これらの温度計位置における鋼板温度を意味するものとする．また，温度計位置における鋼板温度を意味する場合，必要に応じて実績値または計算値を意味する添字 (cal,act) を付けることとする．

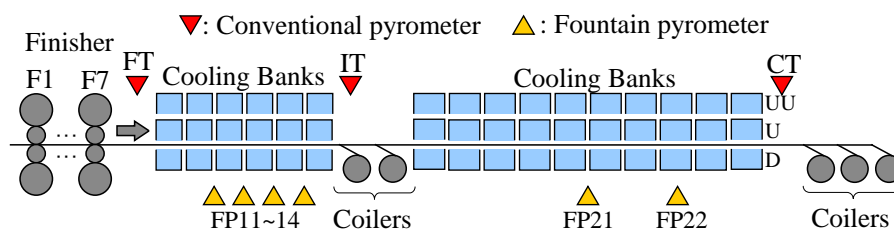


図 25 ファウンテン・パイロメーターの配置

ファウンテン・パイロメーターによる温度測定状況の一例を図 26 に示す。従来、注水環境下にある冷却バンク内での鋼板温度を直接知ることはできなかったが、ファウンテン・パイロメーターにより鋼板温度が直接測温できるようになり、仕上出口温度変化・圧延速度変化・冷却水量増減などに応じて、冷却過程中の鋼板温度がどのように変化するのが直接的に把握できるようになった。

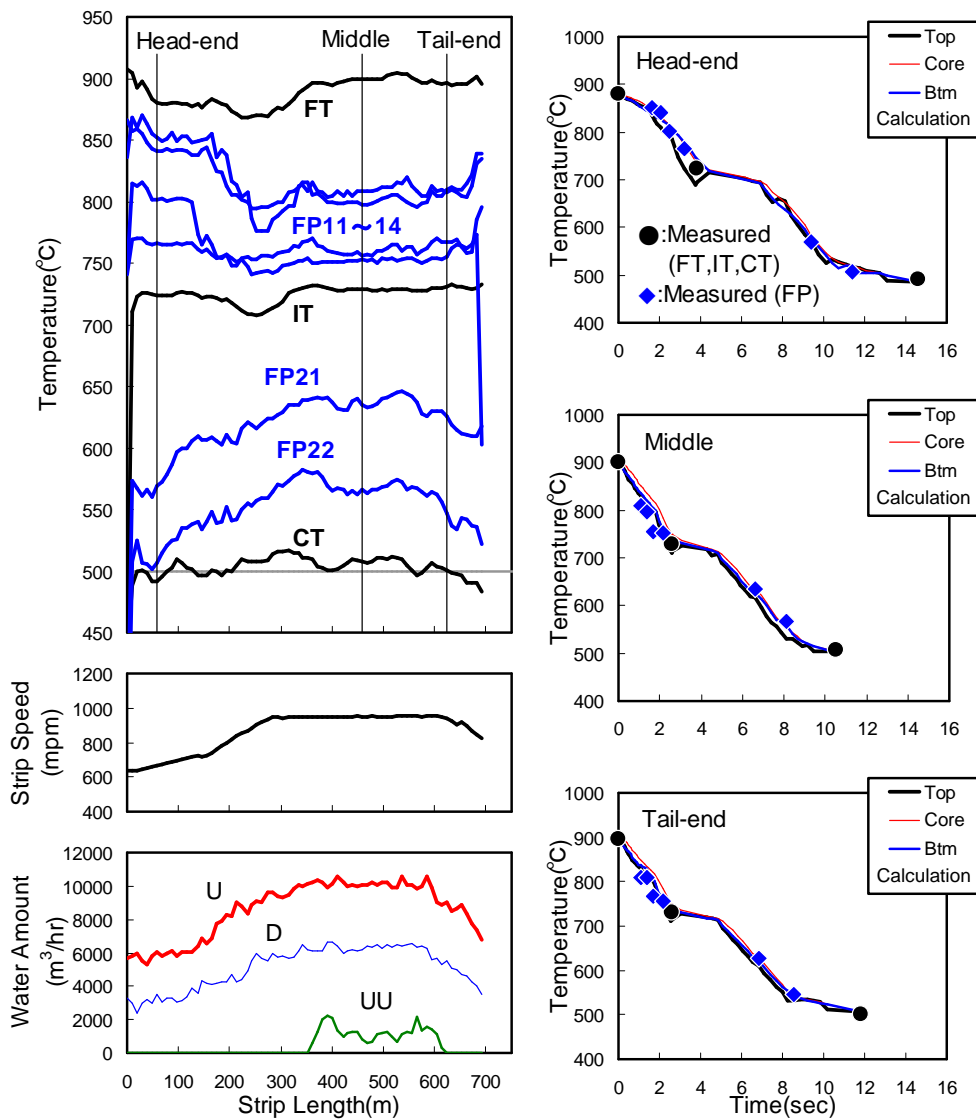


図 26 ファウンテン・パイロメーターによる鋼板温度測定結果と計算温度の比較

近接冷却バンクおよび遠方冷却バンクにファウンテン・パイロメーターを複数箇所設置することにより、従来に比較して、温度実績データが多点に渡って利用できるため、鋼板温度計算モデルのパラメータ調整も、より高精度に行なえるようになった。

図 26 の右側に、2.3 節で説明した鋼板温度計算モデルを用い、仕上出口温度実績値を初期温度として計算した鋼板温度の温度降下計算結果および温度測定結果 (FT,FP11 ~ FP14,IT,FP21,FP22,CT) の対比を示す。本例では、先端部、中央部、尾端部とも、鋼板温度計算値が、冷却過程の各位置における温度計測定値ときわめてよく一致していることがわかる。

図 26 の例では、鋼板温度計算モデルによる巻取温度予測の精度が高いため、従来の巻取温度制御でも問題はないが、低温巻取材では、水冷熱流束が急変する遷移沸騰領域で冷却を行なうことになるため、鋼板温度計算モデルの温度予測精度が悪化し、結果的に従来の巻取温度制御では、低温巻取材の制御精度が低迷していた。特に、目標巻取温度の低いハイテン材では顕著であり、ハイテン材の温度外れ低減が製造現場の大きな課題であった。そこで、特にハイテン材での温度外れを低減するために、ファウンテン・パイロメーターによる測温結果を活用する新しい制御方法を考案した。

3.3.2 冷却帯内鋼板温度情報に基づくフィードフォワード制御

本制御方法は、2 章で説明したダイナミック制御機能に、ファウンテン・パイロメーターの測温結果をリアルタイムに取り込み、ファウンテン・パイロメーターによる FF 制御を多段階に適用して、巻取温度制御精度の向上を図るものである。

図 27(a) に従来の IT-CT 間のダイナミック制御の概念図を示す。この場合、IT-CT 間では、従来型の放射温度計による実績中間温度を用いて、巻取温度を予測し、この予測巻取温度が目標巻取温度と一致するように冷却装置の設定計算が行なわれる。しかしながら、ダイナミック制御は制御区間出側の温度予測値が目標に一致するように冷却装置を制御する構造であるため、巻取温度の予測誤差の分だけ制御偏差が生じることになる。なお、この制御偏差の解消は、前章で説明したフィードバック制御機能により、巻取温度計を通過した制御点の制御偏差をも

とに ROT 上に存在する制御点の目標値を修正して事後的に対応することになる (図 28)。

巻取温度が高い一般材では温度予測誤差は小さいので、従来の制御方法でも問題は無いが、低温巻取材では温度予測誤差が大きく、従来方法では限界があった。

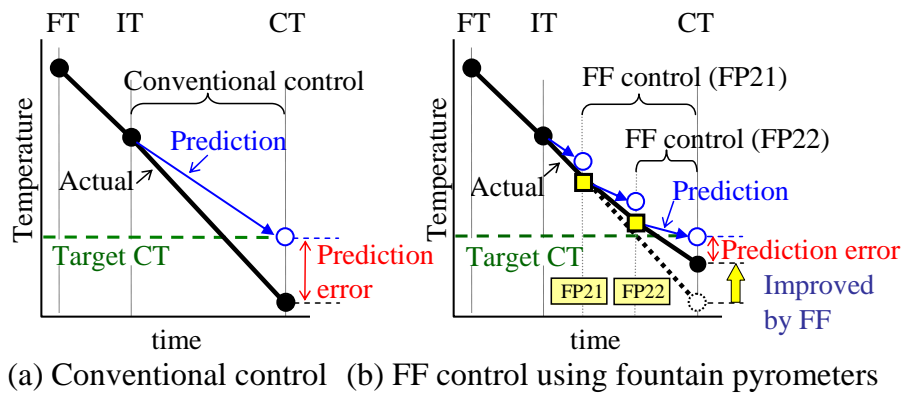


図 27 ファウンテン・パイロメーターを用いた FF 制御

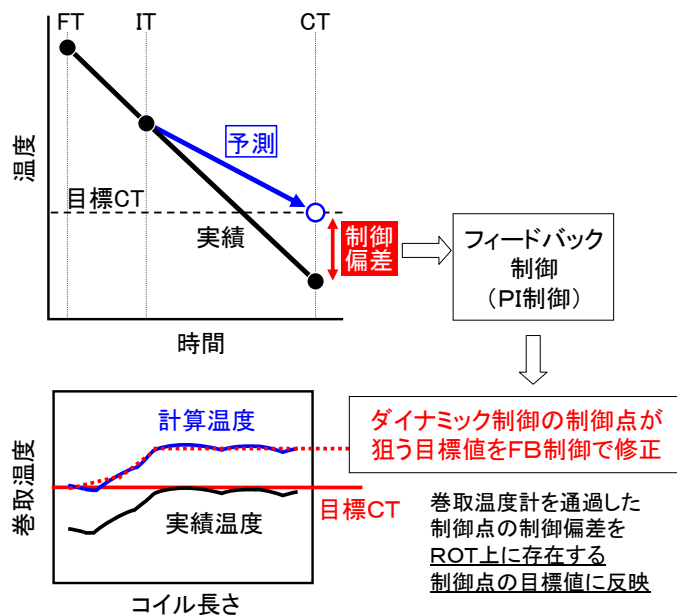


図 28 制御点の制御偏差に対するフィードバック制御機能

そこで、図 27(b) に示すように、IT-CT 間のファウンテン・パイロメーターの測温結果を取り込み、FP21-CT 間および FP22-CT 間でファウンテン・パイロメーターの測温結果に基づく FF 制御を 2 段階に渡って実施するようにした。

ファウンテン・パイロメーターの測温結果に基づく FF 制御では、ファウンテン・パイロメーターの測定値を起点に巻取温度を予測し直すため、巻取温度の予測精度が向上する（なお、実際にはノイズ対策もあり、後述するように測定値と計算値との平滑処理した値を起点としている）。そして、この予測値が目標巻取温度に近づくように FF 制御区間内の冷却装置の調整を行なう。

図 29 に、IT 実績温度を起点に計算した巻取温度予測精度 (Case1) と、FP21 実績温度を起点に計算した巻取温度予測精度 (Case2) の比較を示す。予測誤差の標準偏差 に関して、Case1 の場合は 13.6 ，Case2 の場合は 8.8 で、Case2 では予測温度のばらつきが Case1 に比較して約 35% 小さくなっている。これより、巻取温度の予測精度を上げるには、遠方バンク内で鋼板温度を直接測温することがきわめて有効であることがわかる。

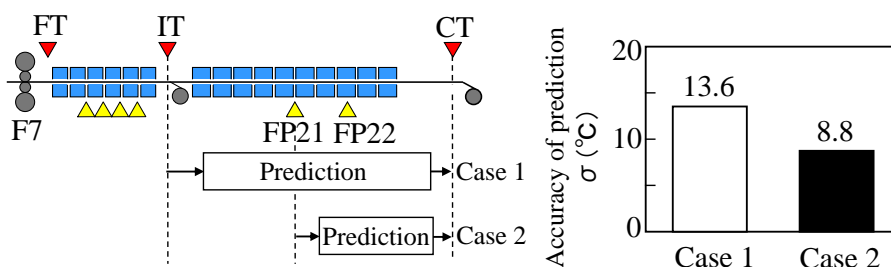


図 29 巻取温度予測精度の比較

実機の制御機能構成を図 30 に示す。ファウンテン・パイロメーター設置により、FP21-CT 間および FP22-CT 間に新たに制御機能を構築した。以下では、この制御機能をファウンテン・パイロメーターを用いたフィードフォワード制御 (FP-FF 制御と略す) と呼ぶ。ROT 冷却装置には、制御バルブ (ON/OFF バルブ) が 348 個あり、この操作指令を最短約 0.6 秒周期でバルブコントローラに出力しているが、FP21 を用いた FF 制御にて操作するバルブ数は 132 個、FP22 を用いた FF 制御にて操作するバルブ数は 53 個である。

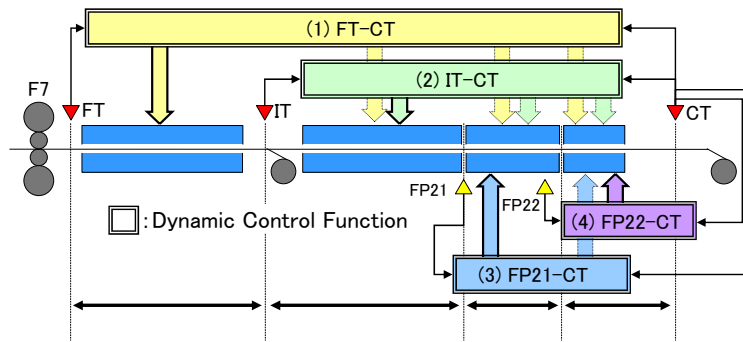


図 30 ファウンテン・パイロメーターを用いた FF 制御の機能構成

FP-FF 制御は、ファウンテン・パイロメーターの測温値を起点に制御区間内の鋼板温度予測を実施しているが、実際には、測定ノイズなども考慮し、以下の平滑処理を行っている (図 31)。

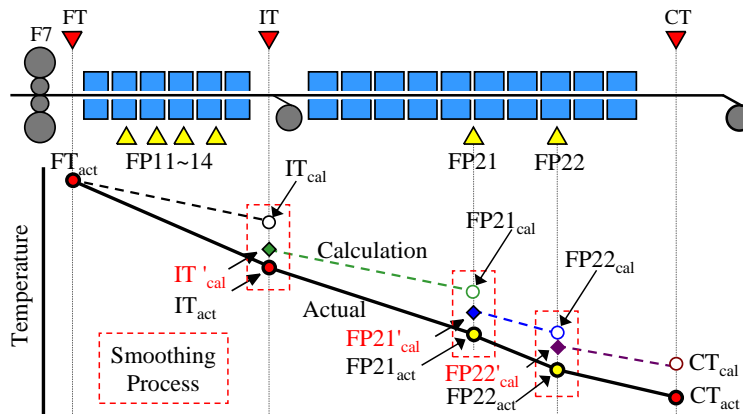


図 31 IT, FP21 及び FP22 に対する平滑処理の概要

$$FP21'_{cal} = G_{21}FP21_{act} + (1 - G_{21})FP21_{cal} \quad (21)$$

$$FP22'_{cal} = G_{22}FP22_{act} + (1 - G_{22})FP22_{cal} \quad (22)$$

FP-FF 制御では，平滑処理した値 $FP21'_{cal}$ ， $FP22'_{cal}$ を起点として，冷却装置の設定計算を行なう．実機適用している平滑係数を表 2 に示す．鋼板温度が低下するに従って鋼板表面に起因する局所的で高周波の温度変動が現われやすくなり，下流側の平滑係数を小さくしている．

表 2 平滑処理のゲイン

Smoothing gain	Value
G_{21}	0.3 ~ 0.5
G_{22}	0.2 ~ 0.4

FP-FF 制御によるバルブ ON/OFF 設定について説明する．

ここでは，FP21 を起点に計算した巻取温度予測値 CT_{cal} が目標巻取温度 CT_{aim} の許容範囲よりも外れた場合を想定し， CT_{cal} が CT_{aim} と一致するために必要な冷却装置のバルブ操作数 N_{FF21} の算出方法を説明する．なお，ここでは，制御点 P の時刻 t における起点 X からの巻取温度予測値を $CT_{cal}(P; t; X)$ と表わす．また，制御点 P は FP21-FP22 間にあるとし，目標温度の許容範囲を $\varepsilon (= 3^\circ\text{C})$ とする．

(A1) $CT_{cal}(P; t; FP21) \geq CT_{aim} + \varepsilon$ の場合

OFF から ON にするバルブ操作数 N_{FF21} を次式から求める．

$$N_{FF21} = \arg \min_N \left| \sum_{j=1}^N \frac{2H_{v(j)}}{c\rho h} t_{s(v(j))} - \ln \frac{CT_{cal}(P; t; FP21)}{CT_{aim}} \right| \quad (23)$$

(A2) $CT_{cal}(P; t; FP21) \leq CT_{aim} - \varepsilon$ の場合

ON から OFF にするバルブ操作数 N_{FF21} を次式から求める．

$$N_{FF21} = \arg \min_N \left| \sum_{j=1}^N \frac{2H_{v(j)}}{c\rho h} t_{s(v(j))} - \ln \frac{CT_{aim}}{CT_{cal}(P; t; FP21)} \right| \quad (24)$$

(A3) $|CT_{cal}(P; t; FP21) - CT_{aim}| < \varepsilon$ の場合

$$N_{FF21} = 0 \quad (25)$$

上記 (A1) ~ (A3) にて求めたバルブ操作数 N_{FF21} 個だけ，バルブ操作優先順に従って制御バルブを操作する．

$FP22$ を用いた FF 制御の場合も同様に，FP22-CT 間にある制御点 P に対して，バルブ操作数 N_{FF22} を以下のように求める．

(B1) $CT_{cal}(P; t; FP22) \geq CT_{aim} + \varepsilon$ の場合

OFF から ON にするバルブ操作数 N_{FF22} を次式から求める．

$$N_{FF22} = \arg \min_N \left| \sum_{j=1}^N \frac{2H_{v(j)}}{c\rho h} t_{s(v(j))} - \ln \frac{CT_{cal}(P; t; FP22)}{CT_{aim}} \right| \quad (26)$$

(B2) $CT_{cal}(P; t; FP22) \leq CT_{aim} - \varepsilon$ の場合

ON から OFF にするバルブ操作数 N_{FF22} を次式から求める．

$$N_{FF22} = \arg \min_N \left| \sum_{j=1}^N \frac{2H_{v(j)}}{c\rho h} t_{s(v(j))} - \ln \frac{CT_{aim}}{CT_{cal}(P; t; FP22)} \right| \quad (27)$$

(B3) $|CT_{cal}(P; t; FP22) - CT_{aim}| < \varepsilon$ の場合

$$N_{FF22} = 0 \quad (28)$$

上記 (B1) ~ (B3) にて求めたバルブ操作数 N_{FF22} 個だけ，バルブ操作優先順に従って制御バルブを操作する．

上記の説明では，特定の制御点 P について記したが，実際には ROT 上には複数の制御点 P_k が存在するため，それぞれの制御点に対するバルブ操作指令を編集処理して，バルブコントローラに指令を送信する．

3.3.3 実機制御結果

実機制御例を図 32 に示す。この例は、板厚 4.26mm で目標巻取温度が 450 の材料に対して、中間温度計 (IT) 通過後に温度外乱が発生した例で、鋼板の先端部分から鋼板全長の約 1/7 から約 1/4 にかけて約 30 の急激な温度低下が FP21 にて検出されたものである。この急激な温度変化に対して、FP21 を用いた FF 制御 (FP21 を起点に計算した巻取温度予測値が目標温度の許容範囲に入るようにバルブ操作数を算出) が働き、結果的に FP21 ~ CT 間の冷却バンクの冷却水量が FF 制御により約 600m³/h 減ぜられたことで、外乱による温度変動が CT では抑制されている。本例の巻取温度 ± 20 長さ適中率は 100% である。

比較として、FF 制御を行わなかった場合 (従来制御) の例 (板厚 4.26mm, 目標巻取温度 450) を図 33 に示す。従来制御では、FF 制御を行わないので、FP21 で検出された温度変動がそのまま CT の温度変動となっている (巻取温度 ± 20 長さ適中率は 79%)。

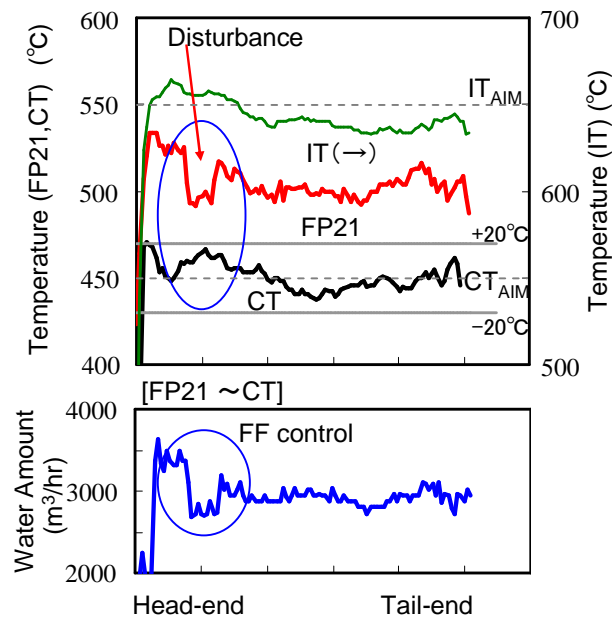


図 32 FP-FF 制御の実機適用結果 (温度外乱があった場合)

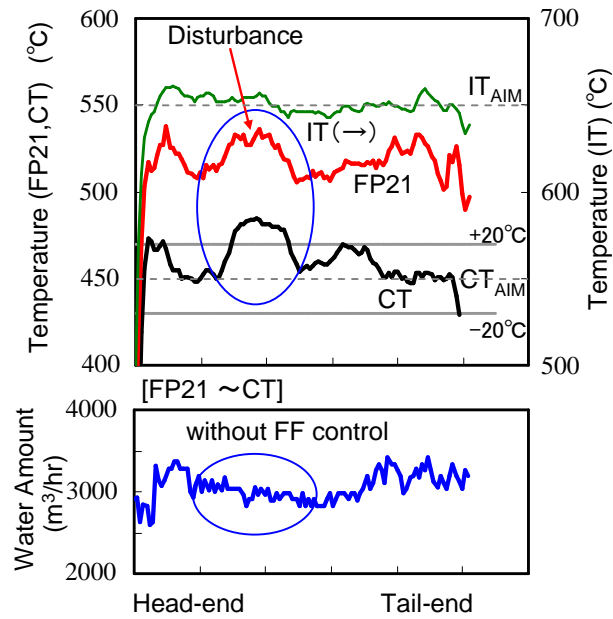


図 33 温度外乱が有った場合の従来制御の結果

また，図 34 は板厚 5.91mm，目標巻取温度 520 で圧延速度が一定の場合の実機制御例である．本例は，加速圧延による水量変化がなく，FF 制御による冷却水量変化状況がわかりやすい例である．なお，FP21，FP22 の平滑係数は，それぞれ $G_{21}=0.5$ ， $G_{22}=0.2$ としている．

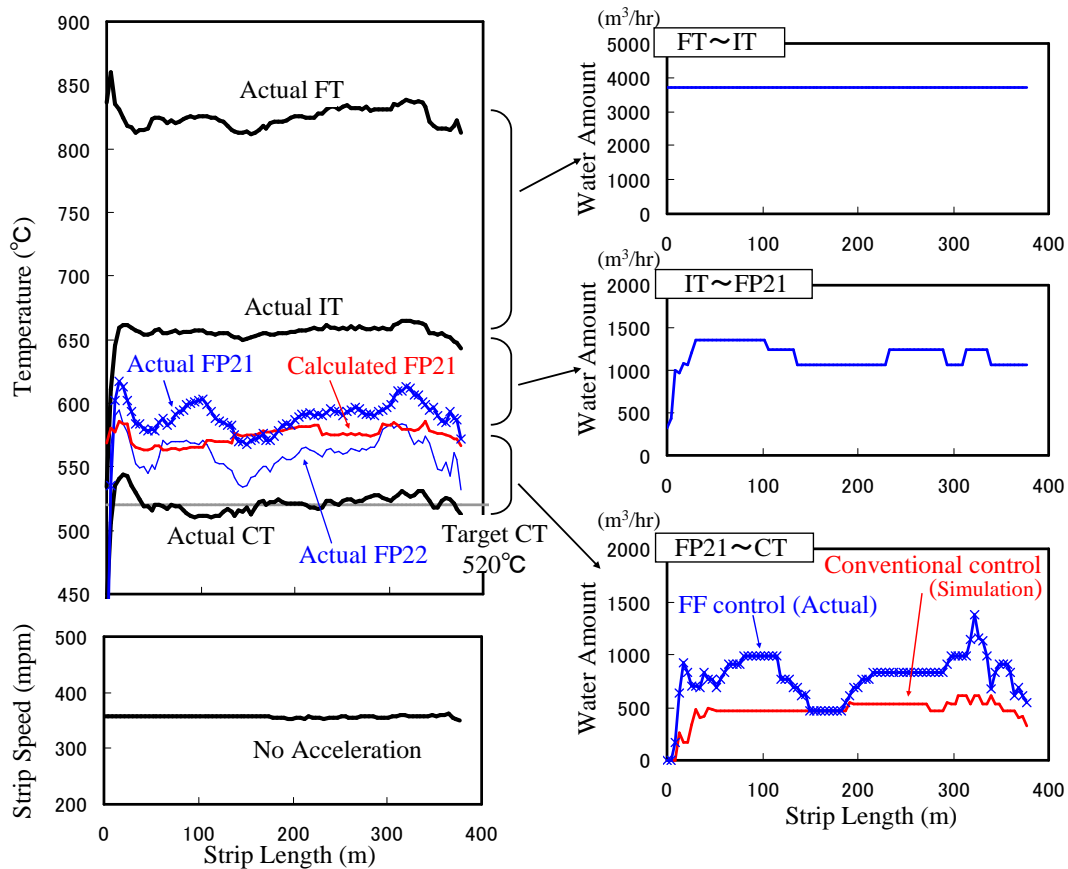


図 34 FP-FF 制御の結果 (従来制御適用時との比較)

FT-IT 間の冷却水量は鋼板の全長に渡って変化がないが、これは近接冷却バンクのバルブ操作優先順が低く設定されているためである。冷却水量が一定なので、実績中間温度は実績仕上出口温度と同様の変動を示している。

また、IT-FP21 間の冷却水量については、実績中間温度の先端部および尾端部における温度変動に対応した操作が行なわれている。この際、鋼板温度予測計算モデルによる FP21 位置における鋼板温度 (図中の Calculated FP21) は、鋼板の先端から尾端にかけて概ね一定となるように予測計算がなされている。しかしながら、実際に FP21 で测温された鋼板温度 (図中の Actual FP21) は、鋼板温度予測計算モデルで予測された温度 (図中の Calculated FP21) より、中央部の一部を除いて約 30~40 高い状況にあり、このため FP21 を用いた FF 制御により、FT21

～CT間の冷却水量の調整が行なわれ、実績巻取温度がほぼ全長に渡って目標値に制御されていることがわかる(巻取温度 ± 20 長さ適中率は98.8%)。

FF制御を行わなかった場合の冷却水量をシミュレーション計算で求めた結果を図中に併記しているが、両者の差をみれば、FP21によるFF制御により、先端部～100 m位置の間および200 m位置～尾端部の間ではFF動作で約2倍の冷却水量に修正することで、巻取温度を目標温度の520 に制御できていることがわかる。

なお、本例においてITがほぼ一定であるにもかかわらず、FP21で温度変動が出ているのは、多様な添加元素を含む鋼種にみられる相変態による発熱の影響などが推定原因として考えられる。

以上のように、注水環境下にある鋼板温度をファウンテン・パイロメーターで直接測温し、提案手法によるFF制御を行えば、外乱などによる温度変化にも即応でき、また、鋼板先端部における、温度目標値からの偏差の低減にも非常に効果があることを実機適用結果にて確認した。

3.3.4 適用効果

ファウンテン・パイロメーターを用いたFF制御は、ハイテン材を中心とした目標巻取温度550 未満の低温巻取材を対象に重点的に適用している。

Hot coils		Improved percentage of strip length within $\pm 20^{\circ}\text{C}$
High strength	440MPa	5.8%
steel	590MPa	9.7%
Lower temperature coiling steel		6.4%

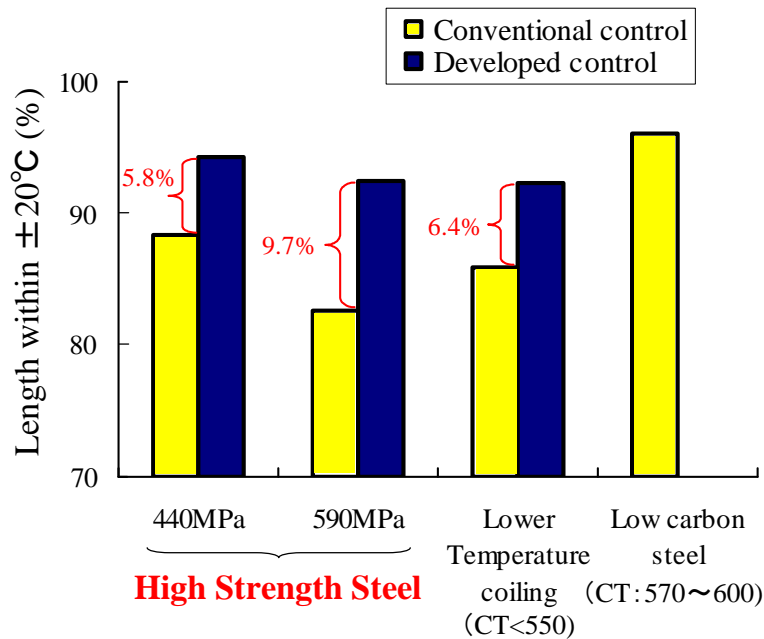


図 35 提案方法による巻取温度精度の改善 (一般材との比較)

表 3 に、ファウンテン・パイロメーターを用いた FF 制御適用による巻取温度制御の精度改善状況を示す。数値は、対象とする材料における、提案制御の導入前後における巻取温度 ± 20 長さ適中率の平均値の差である。ファウンテン・パイロメーターを用いた FF 制御の導入により、440MPa 級ハイテン材の巻取温度 ± 20 長さ適中率は 5.8% 向上し、590MPa 級ハイテン材については 9.8% 向上し、また低温巻取材全体では 6.4% 向上した。図 35 に示すように、従来、590MPa 級ハイテン材については特に制御精度が悪く、温度外れによる歩留低下が問題となっていたが、提案制御により一般材と同等の制御精度を達成し、歩留改善に寄与した。

また、従来は冬期の水温低下時に巻取温度予測精度が低下して制御精度が大幅に悪化していたが、ファウンテン・パイロメーターを用いた FF 制御の導入後は、水温低下の状況下においても冷却途中で鋼板温度を直接測温した結果に基づき注水冷却ヘッダーの FF 調整が行なえるようになり、図 36 に示すように冬期の水温低下時においても制御精度が高精度に維持できるようになった。

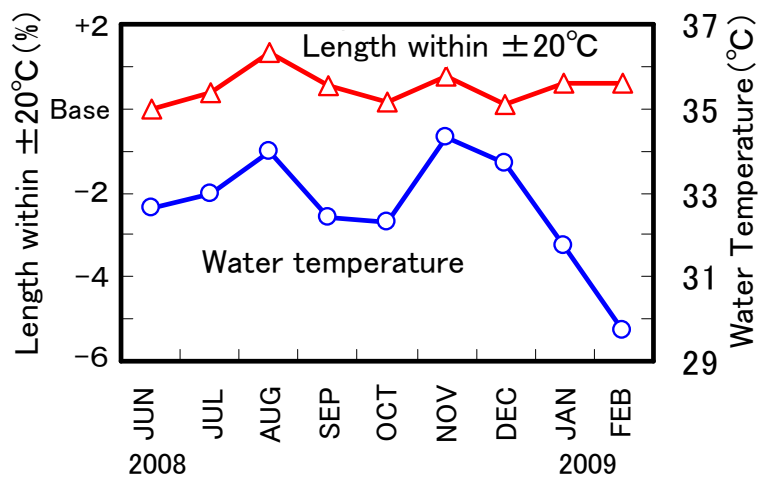


図 36 巻取温度精度の推移 (590MPa ハイテン材)

3.4 本章のまとめ

本章では、ROTにおける冷却中の鋼板温度が直接計測できる場合、すなわち、鋼板冷却のダイナミック制御において、ROT上の鋼板に一定間隔に設けた制御点の温度が、冷却過程の内部状態として計測できる場合に、その温度情報を用いて、巻取温度のフィードフォワード制御を行う手法について述べた。冷却途中で鋼板温度をファウンテン・パイロメーターで直接测温し、この测温値を用いて温度予測計算を行なうことで、より高精度な巻取温度予測が可能となる。また、ファウンテン・パイロメーターの测温値に基づいて、注水冷却ヘッダー数を調節するフィードフォワード制御手法を提示した。従来、鋼板先端部の温度外れを低減する有効な方法がなかったが、提案手法は先端部に対しても有効であり、また、温度外乱に対しても即応できる利点を有する。

4. 鋼板の冷却履歴制御

4.1 はじめに

2章, 3章では, ランアウトテーブルにおける鋼板冷却制御として, 鋼板の巻取温度を制御するための制御手法について考察した.

本章では, ランアウトテーブルにおける鋼板の冷却履歴制御として, 巻取温度だけでなく, 冷却過程における鋼板の温度降下履歴を緻密に制御する方法, すなわち, 急冷停止温度, 中間空冷時間および巻取温度を同時に制御する方法について提案する.

提案方法は, 2章で述べたモデルに基づくダイナミック制御の枠組みを利用して, 鋼板速度の大幅な加減速や仕上圧延機出側での冷却開始温度の変動に対しても, 急冷停止温度, 中間空冷時間が一定に保たれ, かつ, 巻取温度も高精度に管理できる実用的な制御方法である.

本章の構成は以下のとおりである. まず, 4.2節では, 冷却過程における鋼板のダイナミック冷却履歴制御について提案する. 4.3節では, 提案手法の実機制御結果ならびに適用効果について述べる. 4.4節で本章のまとめとする.

4.2 ROTにおける鋼板の冷却履歴制御

鋼板の冷却制御においては, 鋼板の金属組織を積極的に制御し, より優れた機械特性を持った製品を製造するため, 巻取温度だけでなく ROT 上の温度降下履歴を制御することが求められる [8, 11].

図 37 に冷却履歴制御の概念を示す. 通常の巻取温度だけを制御する方法 (巻取温度制御) では, 必ずしも望ましい金属組織を得ることができないが, 冷却履歴制御では, 望ましい金属組織が得られるような温度降下履歴を辿ることができるように, 巻取温度だけでなく急冷停止温度と中間空冷時間も同時に制御する.

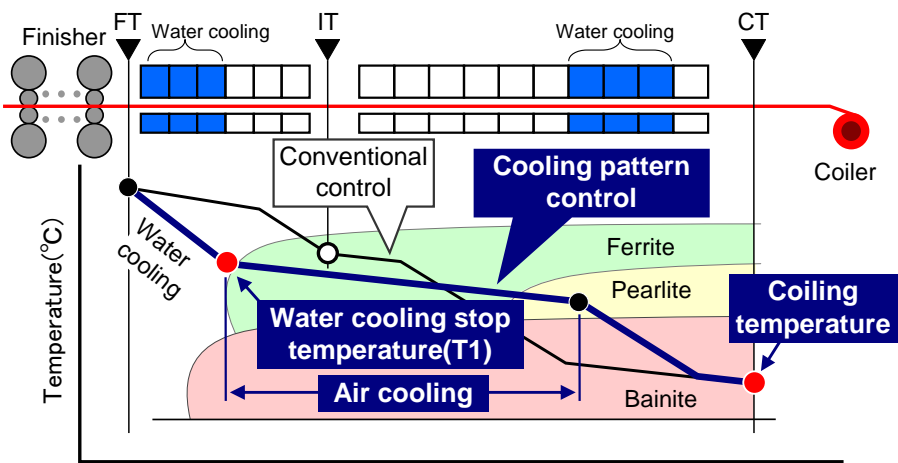


図 37 冷却履歴制御の概念

本章では、鋼板速度の大幅な加減速があっても、鋼板の温度降下履歴を高精度に制御できる手法を提案する。以下では、提案手法をダイナミック冷却履歴制御と称す。

4.2.1 ダイナミック冷却履歴制御

ホットストリップミルの仕上圧延では、通常、加速圧延を行うため、ROT冷却中に鋼板速度が変化する。そのため、速度変化に対して仕上出口から中間空冷終了までの温度降下履歴が変化しないように冷却装置を適切に制御する必要がある。

ダイナミック冷却履歴制御は、2章のダイナミック制御を活用し、仕上出口温度の変動や鋼板速度の加減速に対しても、図 38 に示すように各制御点の温度降下履歴を所定のパターンに保ち、かつ、巻取温度を目標温度に制御するものである。以下では、 j 番目のバルブセクションの終端位置を L_j と表し、また、バルブセクション通過時間を t_j で表す。

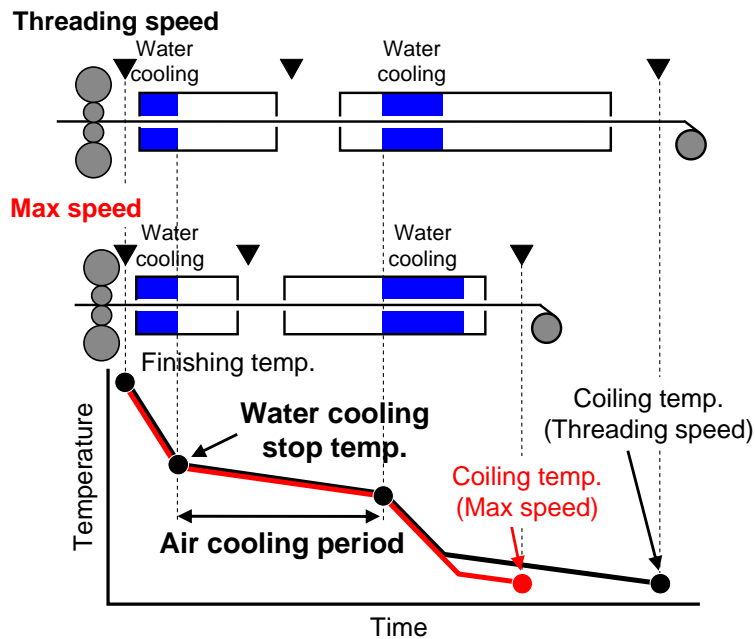


図 38 加速遅延時における冷却履歴制御

最初に、仕上出口温度計直下で生成された制御点に対する冷却装置設定計算方法を示す。

[Step 1] 急冷停止位置の決定

鋼板の仕上出口温度実績値 FT_{act} を初期温度として、鋼板速度の今後の予測パターンをもとに、冷却装置の最大冷却能力で水冷した時の鋼板温度予測計算を行う。この温度降下計算結果から、鋼板温度が目標急冷停止温度 $T1_{aim}$ になる ROT 上の位置 POS_{T1} を求める。これより、 POS_{T1} に最も近いバルブセクションの終端位置 L_{j^*} を求め、これを急冷停止位置 POS_{T1}^* とする。すなわち、

$$j^* = \arg \min_j |POS_{T1} - L_j| \quad (29)$$

$$POS_{T1}^* = L_{j^*} \quad (30)$$

制御点の冷却装置設定としては、急冷停止位置 POS_{T1}^* までの間は、制御バルブを ON にする。

[Step 2] 中間空冷停止位置の決定

急冷停止位置 POS_{T1}^* からの目標中間空冷時間 t_{AC} が確保可能な，中間空冷停止位置 POS_{AC}^* を以下のように決定する．

$$m^* = \min \left\{ m; \sum_{k=j^*+1}^m t_k \geq t_{AC} \right\} \quad (31)$$

$$POS_{AC}^* = L_{m^*} \quad (32)$$

制御点の冷却装置設定としては，急冷停止位置 POS_{T1}^* から POS_{AC}^* までの間は，制御バルブを OFF にする．

[Step 3] 中間空冷停止位置以降の冷却装置設定

中間空冷停止位置 POS_{AC}^* 以降の冷却装置を用い，巻取温度予測値 CT_{cal} が巻取温度目標値 CT_{aim} に一致するような冷却装置設定を 2.5 節に記載の方法で算出する．また，2.5 節で説明した巻取温度フィードバック制御を併用する．

仕上出口温度計直下の制御点以外の制御点については，制御点の位置に応じて，以下のように行う．

(1) 中間空冷前の水冷中の制御点

[Step 1] 当該制御点の現在計算温度 T_{cal} を初期温度として，鋼板速度の今後の予測パターンをもとに，冷却装置の最大冷却能力で水冷した時の鋼板温度予測計算を行う．この温度降下計算結果から，鋼板温度が目標急冷停止温度 $T1_{aim}$ になる ROT 上の位置 POS_{T1} を求める．これより， POS_{T1} に最も近いバルブセクションの終端位置 L_{j^*} を求め，これを急冷停止位置 POS_{T1}^* とする．制御点の冷却装置設定としては，制御点の現在位置から急冷停止位置 POS_{T1}^* までの間は，制御バルブを ON にする [Step 2] [Step 3] は上記と同じ．

(2) 中間空冷中の制御点

[Step 2] 当該制御点の現在位置から制御点が属するバルブセクション番号 p を求める．また，制御点が急冷停止位置 POS_{T1}^* を通過した後，現時点までの中間空冷時間実績値 $t_{AC,act}$ を求める．当該制御点に対して，目標中間空冷時間 t_{AC} が確保される中間空冷停止位置 POS_{AC}^* を以下のように決定する．

$$m^* = \min \left\{ m; \sum_{k=p}^m t_k \geq t_{AC} - t_{AC,act} \right\} \quad (33)$$

$$POS_{AC}^* = L_m^* \quad (34)$$

制御点の冷却装置設定としては，制御点の現在位置から POS_{AC}^* までの間は，制御バルブを OFF にする [Step 3] は上記と同じ。

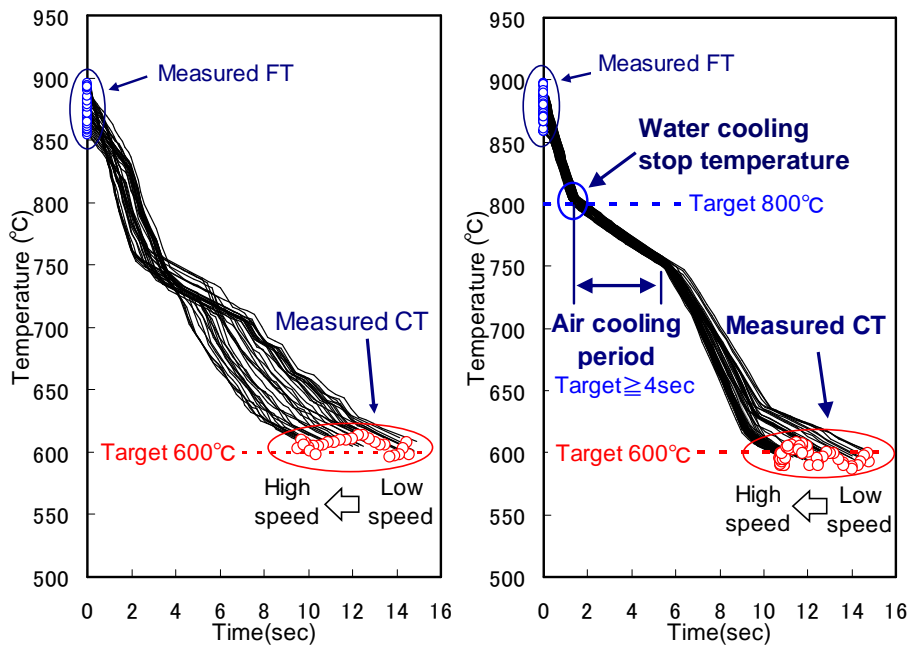
(3) 中間空冷以降の制御点

[Step 3] 当該制御点の現在位置以降の冷却装置を用い，巻取温度予測値 CT_{cal} が巻取温度目標値 CT_{aim} に一致するような冷却装置設定を 2.4 節に記載の方法で算出する．また，2.5 節で説明した巻取温度フィードバック制御を併用する．

4.3 実機適用結果

4.3.1 実機制御結果

実機制御例を図 39 に示す．図 39 は，各制御点の仕上出口温度実績値，巻取温度実績値，および，その間の温度降下履歴を示したもので，(a) は通常の巻取温度制御，(b) がダイナミック冷却履歴制御を行ったものである (目標巻取温度は共に 600)．冷却履歴制御では，目標急冷停止温度 800 ，目標中間空冷時間 4s 以上としている．



(a) Coiling temperature control (b) Cooling pattern control

図 39 冷却履歴制御と従来の巻取温度制御との比較 (板厚 3.7mm)

ダイナミック冷却履歴制御により，所定の温度降下履歴が得られ，各制御点 ($N = 74$) の急冷停止温度精度は $\bar{x} = 796.6$ ， $\sigma = 2.7$ ，中間空冷時間は $\bar{x} = 4.4\text{s}$ (全制御点で 4s 以上確保)，巻取温度精度は $\bar{x} = 596.3$ ， $\sigma = 5.3$ (± 20 長さ適中率 100%) であり，高精度な冷却履歴制御が実現できている．

また，図 40 に冷却履歴制御実施材の鋼板温度，鋼板速度および制御バルブの ON/OFF 状態を示す．鋼板速度は，先端部の 10.8m/s から最高速度の 15.4m/s まで加速 (第 1 加速率 0.13m/s²，第 2 加速率 0.41m/s²) され，また尾端部で急激に減速 (減速率 0.85m/s²) されているが，ダイナミック冷却履歴制御によって，急冷停止温度・中間空冷時間・巻取温度が一定に保たれるよう，速度変化に応じて，第 1 段の水冷部長さが変化し，同時に，中間空冷時間を確保するよう第 2 段の水冷部の開始位置および終了位置が適切に調整されていることがわかる．

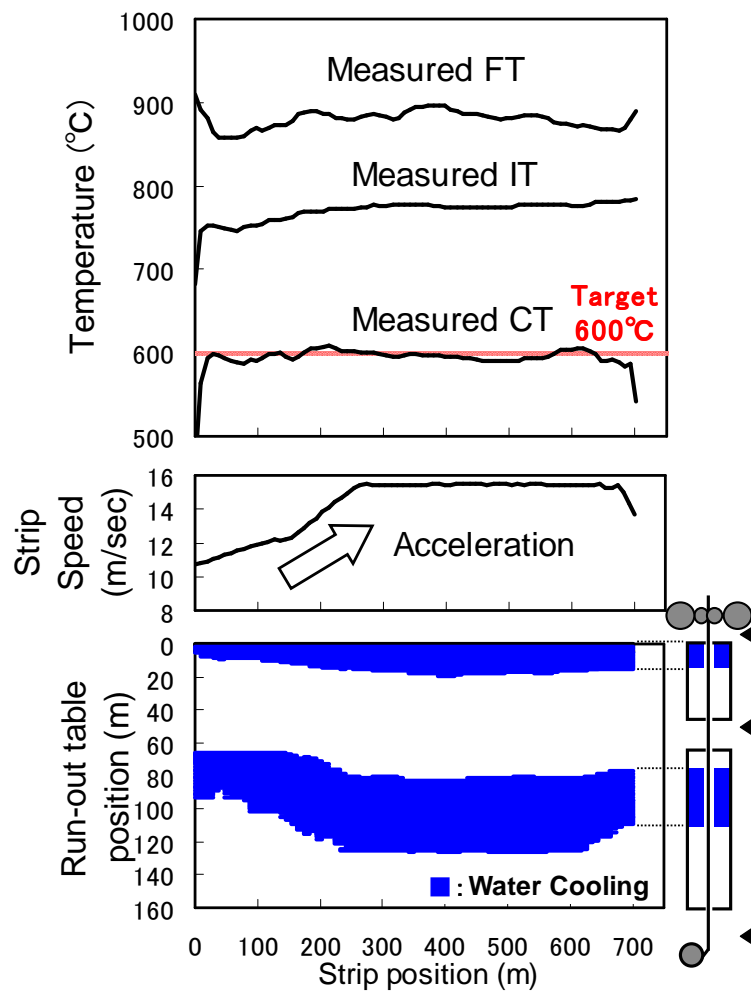


図 40 冷却履歴制御実施時の水冷ゾーンの変化 (板厚 3.7mm)

中間空冷時間を長めにとった冷却履歴制御の実機制御例を図 41 に示す。この図は各制御点に対する FT ~ CT 間の温度計測定値と温度降下履歴の計算結果を、FT 目標値を基準とした温度降下量に換算して図示したものである。冷却履歴制御の目標値は急冷停止温度が降下量 130 ，中間空冷時間が 10s，巻取温度が降下量 460 であるが、それぞれ目標通りに精度良く制御されている。

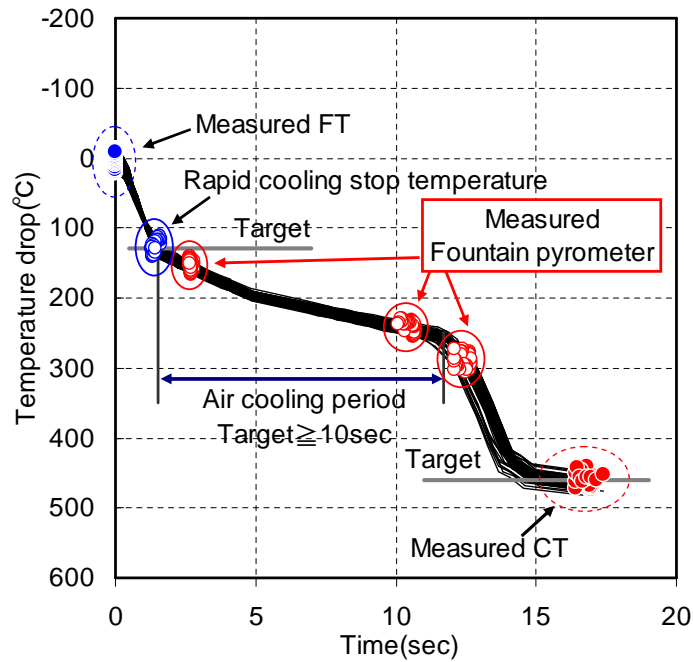


図 41 冷却履歴制御の実機制御例 (板厚 2.3mm)

4.3.2 適用効果

590MPa 級ハイテン (板厚 2.0mm) に冷却履歴制御を適用した場合の結果を従来型の巻取温度制御例とともに図 42 に示す。また、冷却履歴制御を適用した 590MPa 級ハイテンの引張強さのばらつきを、従来制御を適用した場合と比較した結果を図 43 に示す。冷却履歴制御の適用により、フェライト粒が整粒化され、従来制御に比較して、引張強さのばらつきが低減した。

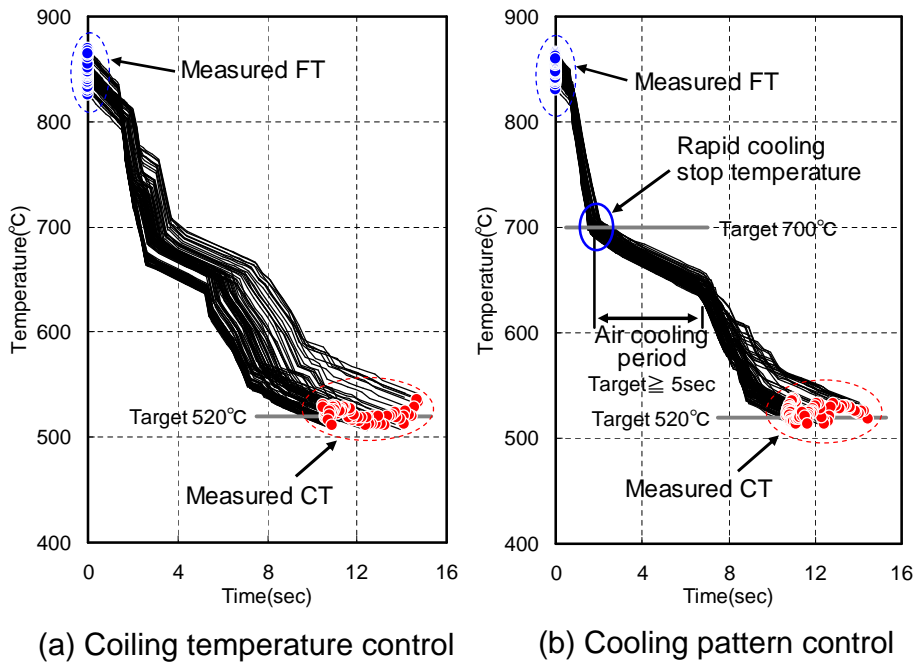


図 42 巻取温度制御と冷却履歴制御の比較 (590MPa 級ハイテン，板厚 2.0mm)

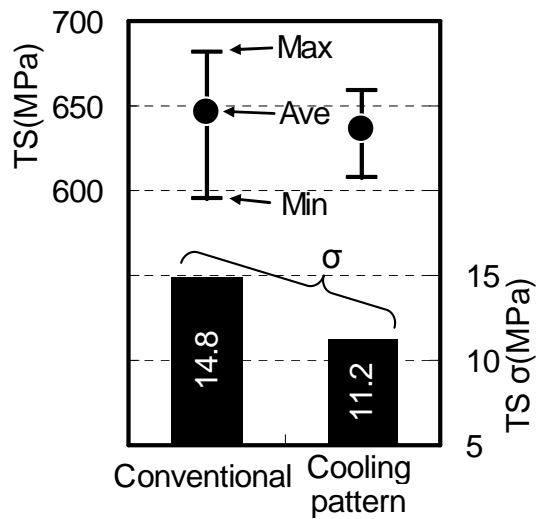


図 43 590MPa 級ハイテンの引張強度のばらつきの比較

4.4 本章のまとめ

本章では、ランアウトテーブルにおける鋼板の冷却履歴制御として、鋼板の巻取温度だけではなく、冷却過程における鋼板の温度降下履歴を緻密に制御する方法、すなわち、急冷停止温度、中間空冷時間及び巻取温度を同時に制御するダイナミック冷却履歴制御について述べた。ダイナミック冷却履歴制御により、鋼板速度の大幅な加減速や仕上圧延機出側での冷却開始温度の変動に対しても、鋼板の温度降下履歴を高精度に制御することが可能となった。また、ダイナミック冷却履歴制御を行うことで、鋼板の機械的特性のばらつきを低減できることを確認した。

5. 遷移沸騰領域における冷却制御の安定性解析と制御系設計

5.1 はじめに

前章までのランアウトテーブルにおける鋼板冷却制御では，プロセスモデルとして物理的なモデル，すなわち，伝熱モデルを用いて，水冷による鋼板温度を予測しながら，冷却装置の設定計算を行ってきた．

本章では，前章までとは立場を変え，制御理論的な観点から，冷却制御について考察する．ここでは，遷移沸騰領域における冷却制御に関して，フィードバック制御の閉ループ系を取り扱うため，非線形状態方程式を用いてプロセスのモデリングを行い，安定性解析ならびに制御系設計を行う．

遷移沸騰領域における鋼板水冷では，鋼板表面での水冷熱伝達率変化が，それ以上の温度域（膜沸騰領域）に比べて大きく変化し [13, 14]，制御精度が悪化することが，従来より問題とされてきた．成田ら [13] は，見かけ上の制御ゲインの増大に伴い制御系が不安定となることが精度悪化につながっていると考察している．しかしながら，これまでは現象の定性的な理解にとどまっており，プロセスゲインが状態量のひとつである温度に依存するという非線形挙動のモデル化や安定性解析等の定量的な検討は行われてこなかった．

一方，非線形システムの安定性解析や制御系設計においては，多項式二乗和 (SOS: Sum Of Squares) を用いた方法が有効な手法として近年注目を浴びている．そこで，ここでは，冷却工程のプロセスゲインが鋼板温度に依存するという前提のもとで，冷却制御の非線形状態空間モデルを導き，SOS の手法を用いて遷移沸騰領域における冷却制御の安定性解析を行い，また，SOS の手法を用いて局所制御器 [24] による制御系設計を行なう．

本章の構成は以下のとおりである．まず，5.2 節では，遷移沸騰熱伝達の概要とそのモデルについて述べ，遷移沸騰領域での冷却制御の課題を示す．5.3 節では，遷移沸騰領域での冷却制御のモデリングについて記す．5.4 節では，多項式二乗和に基づく方法を用いて冷却制御の安定性解析を行なう．また，数値実験による冷却制御の安定性解析結果を示し，遷移沸騰領域でのパラメータ変化と安定

化限界ゲインの関係について述べる．5.5 節では，多項式二乗和の手法を用いて，状態フィードバックによる局所制御器を設計する手法について提案する．5.6 節で本章のまとめとする．

5.2 鋼板冷却における遷移沸騰熱伝達

本節では，鋼板冷却における遷移沸騰熱伝達の概要とそのモデル化について説明した後，本研究の動機付けとして，目標巻取温度が遷移沸騰領域にあるような低温巻取材での冷却制御の課題について述べる．

5.2.1 遷移沸騰熱伝達モデル

鋼板が冷却される際の水冷却熱流束は，2 章の図 15 に示す沸騰曲線から分かるように，膜沸騰状態から遷移沸騰状態に推移すると急激に増加する．これは，鋼板表面全体で鋼板と冷却水の間蒸気膜が存在する膜沸騰状態では水冷却熱伝達率がほぼ一定で熱流束変化が少ないのに対し，蒸気膜が部分的に崩壊する遷移沸騰状態では現象が非定常になり，水冷却熱流束の大幅な変動が生じることに起因する(図 44)．

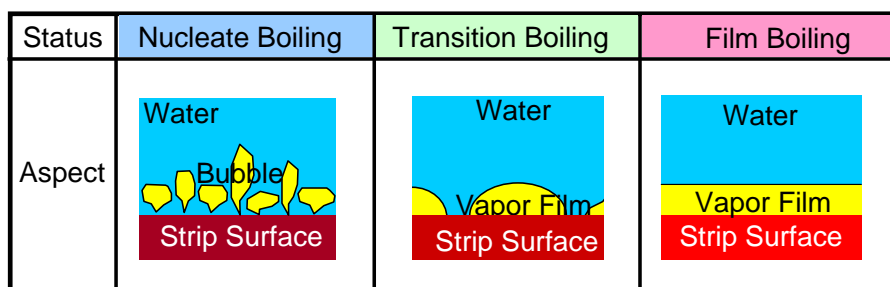


図 44 鋼板水冷時の沸騰状態の模式図

そこで，水冷却熱流束については，冷却過程の沸騰熱伝達機構に着目して，次のようなモデルを考える(図 45)．以下では，上表面の水冷却熱流束 q_{wu} についてのみ

記すが，下表面についても同様である⁴．なお， u は上面を表す添え字とする．

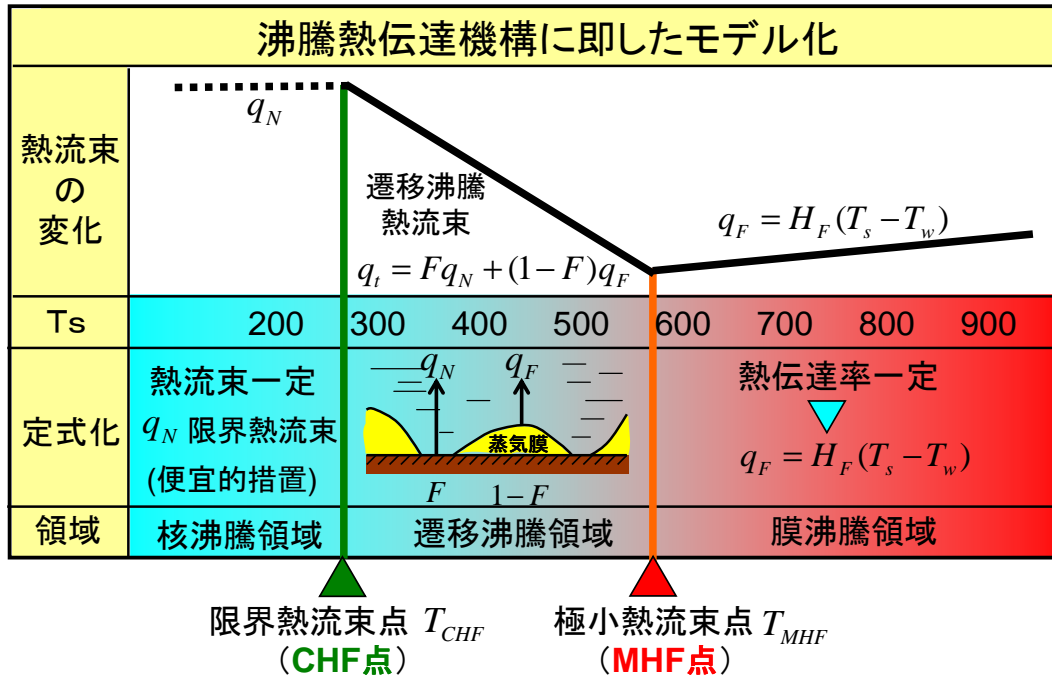


図 45 遷移沸騰熱伝達モデルの概要

水冷熱流束が極小になる温度を極小熱流束 (MHF:Minimum Heat Flux) 点と呼び，このときの温度を T_{MHF} で表す．また水冷熱流束が極大になる温度を限界熱流束 (CHF:Critical Heat Flux) 点と呼び，このときの温度を T_{CHF} で表す．これらは，Dhir-Puroit の定式化 [30] に従い，サブクール度 ΔT_{SUB} を用いて，以下のよう
にモデル化できる．

$$\Delta T_{SUB} = T_{SAT} - T_w \quad (35)$$

$$T_{MHF} = T_{m0} + T_{m1} \Delta T_{SUB} \quad (36)$$

$$T_{CHF} = T_{c0} + T_{c1} \Delta T_{SUB} \quad (37)$$

⁴ただし，下表面の場合には，上表面の (39) 式，(40) 式の中に出てくる V^e は用いない．

ここで、 T_{SAT} 、 T_w はそれぞれ冷却水飽和温度、冷却水温度、 T_{m0} 、 T_{m1} 、 T_{c0} 、 T_{c1} はMHF点温度及びCHF点温度に係わる定数である。

(A) 膜沸騰領域 ($T_s \geq T_{MHF}$)

$$q_{wu} = q_{F,u} = H_{F,u}(T_{s,u} - T_w) \quad (38)$$

$$H_{F,u} = b_u W_u^{c_u} V^e (1 + r \Delta T_{SUB})^{-1} \quad (39)$$

ここで、 $H_{F,u}$ は膜沸騰領域での水冷熱伝達率、 W_u は冷却水量密度、 b_u 、 c_u 、 e 、 r は膜沸騰領域での水冷熱伝達率に係わる定数である。

(B) 核沸騰領域 ($T_s \leq T_{CHF}$)

通常、目標巻取温度はこの温度範囲外にあるので、ここでは $T_s = T_{CHF}$ における限界熱流束の算出のみに使用する。

$$q_{wu} = q_{N,u} = a_u W_u^{c_u} V^e \quad (40)$$

ここで、 a_u は限界熱流束に係わる定数である。

(C) 遷移沸騰領域 ($T_{CHF} < T_s < T_{MHF}$)

固液接触の空間平均に関する Kalinin らの考え方 [31] に従い、固液接触面積割合 F_u を用いて、以下のように考える。

$$q_{wu} = q_{t,u} = F_u q_{N,u} + (1 - F_u) q_{F,u}|_{T_{s,u}=T_{MHF}} \quad (41)$$

$$F_u = \frac{T_{MHF} - T_{s,u}}{T_{MHF} - T_{CHF}} \quad (42)$$

水冷熱流束については、鋼板の表面温度に応じて、膜沸騰領域では (38) 式を、遷移沸騰領域では (41) 式を用いる。

水冷熱伝達率 h_{wu} は、水冷熱流束 q_{wu} より求められる。

$$h_{wu} = q_{wu} / (T_{s,u} - T_w) \quad (43)$$

冷却過程における鋼板温度は，熱伝導方程式 (1) を境界条件 (2) 式，(3) 式のもとで，有限差分法を用いて解くことにより，計算することができる．

上記に提案した遷移沸騰熱伝達率モデルを用いて，仕上圧延機出側温度 FT を初期温度として，中間温度 IT および巻取温度 CT を計算した例 (板厚 4.54mm, 目標巻取温度 430) を図 46 に示す．

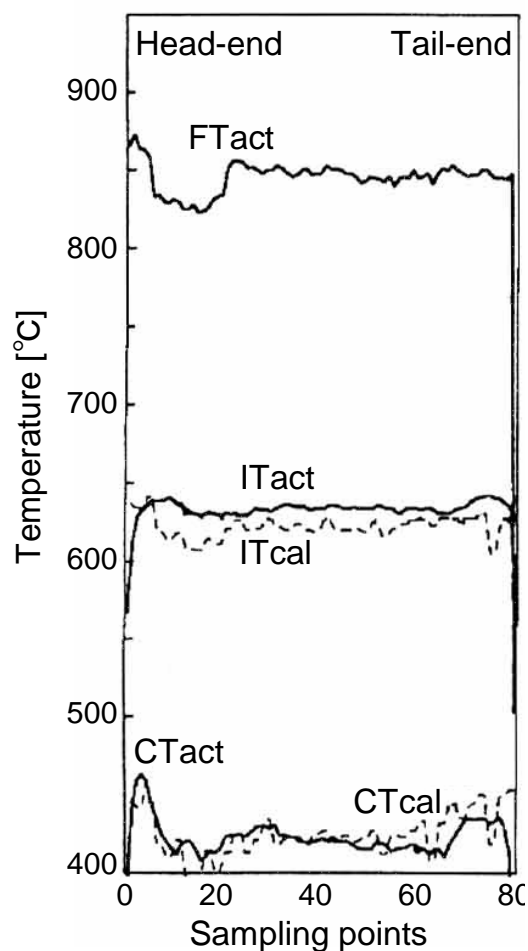


図 46 遷移沸騰熱伝達モデルによる温度計算結果と実績温度の対比

中間温度計算値 IT_{cal} ，巻取温度計算値 CT_{cal} とともに，それぞれ中間温度実績値 IT_{act} ，巻取温度実績値 CT_{act} に全長に渡って概ね一致していることが分かる．また，本提案モデルによる水冷熱伝達率の変化を図 47 に示す．

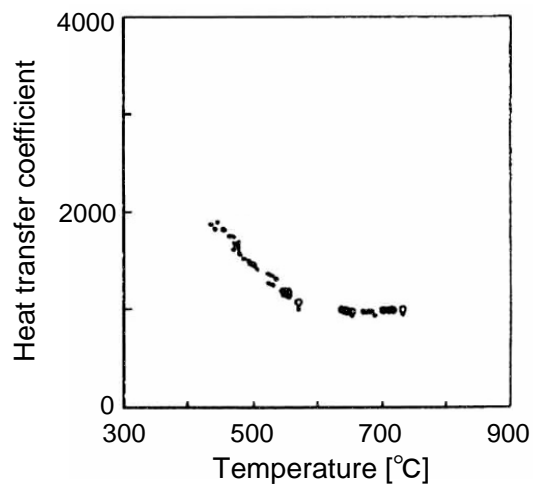


図 47 提案モデルによる水冷熱伝達係数の計算値 ($W=1$ として換算した値)

遷移沸騰領域での鋼板冷却に際し，鋼板表面温度の低下にともない水冷熱伝達率が高くなるモデルになっていることが図 47 から分かる．なお，図 47 中の水冷熱伝達率は冷却水量密度を $W = 1$ に換算したもので表している．

さらに実機試験の結果として，提案モデルを用いた巻取温度計算値と巻取温度実績値の比較を図 48 に示す．ここで，図 48 中のプロットは計算値，実績値ともコイル中央部の平均値としている．冷却水温 $T_W = 38$ のオフラインデータによる結果，および， $T_W = 33$ の実機試験結果データとも，巻取温度計算値が概ね ± 20 の精度で計算できていることが分かる．(実機試験結果に対する計算温度偏差の $\bar{x} = 5.7$ ， $\sigma = 10.6$) ．

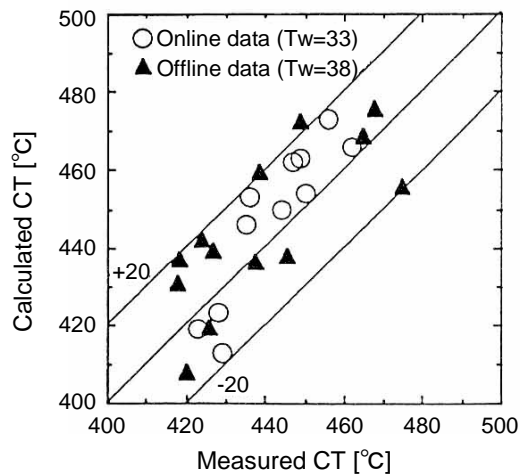


図 48 計算巻取温度と実績巻取温度の比較 (鋼板のミドル部の平均温度)

5.2.2 遷移沸騰領域における冷却制御の課題

遷移沸騰領域においては、図 47 から分かるように鋼板冷却に際して水冷熱伝達率が大きく変化する。このため、目標巻取温度が遷移沸騰領域にある低温巻取材では巻取温度制御精度が悪化する [12, 13, 14, 20]。

このため、成田ら [13, 14] は、低温での巻取温度制御を可能とするため、300 ~ 500 の温度領域でも従来の温度領域 (500 ~ 700) と同じ冷却能を持つ緩冷却装置の開発を行なっている。

一方、制御方法の工夫による対策としては、2 に記したように、遷移沸騰領域での水冷の不安定性を回避する目的で、バーニアバンク型のフィードバック制御 [22] を用いずに、鋼板冷却のダイナミック制御が狙う目標値を巻取温度偏差 (= 目標巻取温度 - 実績巻取温度) に基づき PI 制御する方法がある。しかしながら、この方法は巻取温度によるフィードバック制御をダイナミック制御の目標値修正を通して間接的に行うため、応答性の面では問題がある。

本来、実績巻取温度を用いたフィードバック制御には、応答性の面からは、バーニアバンク型が望ましく、実際、目標巻取温度が膜沸騰領域にある場合 (概ね 550 以上の場合) には、バーニアバンク型のフィードバック制御が実用化されてい

る [22, 23] .

したがって、目標巻取温度が遷移沸騰領域にあるような低温巻取材に対して、バーニアバンク型のフィードバック制御を適用し巻取温度制御の高精度化を図るには、遷移沸騰領域での鋼板冷却に関して、鋼板温度に依存した冷却制御のモデリングを行い、遷移沸騰冷却におけるプロセスゲインと制御系安定性の関係を明らかにすることが必要である。

5.3 冷却制御のモデリング

前節では、遷移沸騰熱伝達モデル (41),(42),(43) について説明したが、本節では、次節で行う安定性解析の準備として、遷移沸騰領域における冷却制御に関し、非線形状態方程式によるモデリングを行う。

鋼板温度に関しては巻取温度計位置での鋼板温度に着目し、鋼板温度の内部温度分布については代表点 1 点で集中化できるものとする。また、熱流束あるいは熱伝達率については、上下面の平均値で考えるものとする [2] .

上記の前提で、仕上出口温度からの温度降下量に着目して冷却制御のモデリングを行なう。ここでは、Hinrichsen ら [7] にて取り上げられている冷却スプレーが集中化した制御系を考えることとする。制御系のブロック線図を図 49 に示す。冷却工程を一次遅れ系のプロセスと考え、冷却工程による温度降下量が目標温度降下量となるように PI 制御器にて冷却スプレーバルブを制御する系である。ただし、移送遅れのむだ時間 T_d については、冷却帯内の注水環境下で鋼板温度を高精度に測温できる温度計 (ファウンテン・パイロメーター) の開発 [32] 等によって近年ますますむだ時間を低減できる方向にあり、ここでは $T_d = 0$ とする。

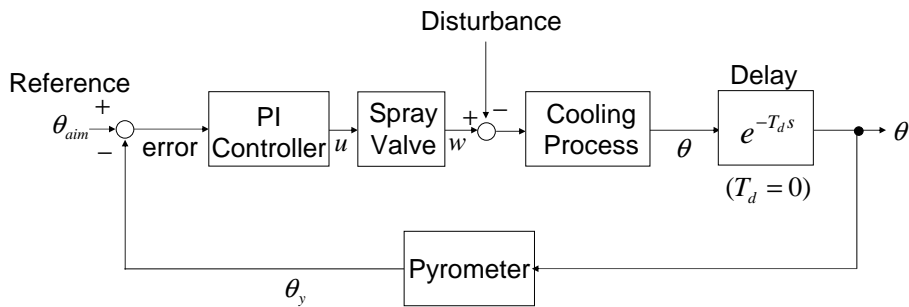


図 49 ブロック線図

膜沸騰領域の水冷却熱伝達率の変化は遷移沸騰領域のそれに比べてかなり小さいので、一定と近似してよい。これは以下の (44) 式のプロセスゲイン K_C を固定値にとることに相当する [7]。一方、本章では遷移沸騰領域での鋼板冷却を考えるので、(41) 式に基づいて、プロセスゲイン K_C を次のようにモデル化する。

$$K_C = K_C(\theta) = \beta(\theta - \theta_{\text{MHF}}) + \alpha_0 \quad (\theta > \theta_{\text{MHF}}) \quad (44)$$

ここで、 θ は鋼板温度の仕上温度 FT からの温度降下量、 θ_{MHF} は仕上温度 FT からの温度降下量で表現した鋼板の MHF 点、 $\alpha_0 > 0$ は MHF 点でのプロセスゲインに相当するパラメータ、 $\beta > 0$ はプロセスゲインの温度依存性を表すパラメータである。

プロセスゲイン K_C を用いて、冷却工程の特性を次式で表す。

$$\frac{d}{dt}\theta(t) = \frac{1}{T_C} \{K_C(\theta)(w(t) - d(t)) - \theta(t)\} \quad (45)$$

ここで、 w は冷却水量、 d は外乱、 T_C は冷却工程の時定数である。

温度計の特性を次式で表す。

$$\frac{d}{dt}\theta_y(t) = \frac{1}{T_Y} (K_Y\theta(t) - \theta_y(t)) \quad (46)$$

ここで、 θ_y は鋼板温度の仕上温度からの温度降下量計測値、 K_Y 、 T_Y はそれぞれ温度計特性のゲイン及び時定数である。

冷却スプレーバルブの特性を次式で表す。

$$\frac{d}{dt}w(t) = \frac{1}{T_V} (K_V u(t) - w(t)) \quad (47)$$

ここで、 u は PI 制御器の出力、 K_V 、 T_V はそれぞれバルブ特性のゲイン及び時定数である。

PI 制御器を次式で表現する。

$$u(t) = K_P \left\{ (\theta_{\text{aim}} - \theta_y(t)) + \frac{1}{T_I} \int_0^t (\theta_{\text{aim}} - \theta_y(\tau)) d\tau \right\} \quad (48)$$

ここで、 θ_{aim} は仕上温度からの温度降下量で表現した鋼板の目標温度、 K_P 、 T_I はそれぞれ PI 制御器の比例ゲイン及び時定数である。なお、鋼板の目標温度が遷移沸騰領域にある場合 (目標温度 < MHF 点) について検討するので、 $\theta_{\text{aim}} > \theta_{\text{MHF}}$ である。また、 $g = 1/T_I$ とする。

このとき、平衡点からの偏差を考え、状態量 $x(t) = [x_1(t), x_2(t), x_3(t), x_4(t)]^T \in \mathbb{R}^4$ を以下のようにとる。

$$x_1(t) = w(t) - \frac{\theta_{\text{aim}}}{K_Y K^*} \quad (49)$$

$$x_2(t) = \theta(t) - \frac{\theta_{\text{aim}}}{K_Y} \quad (50)$$

$$x_3(t) = \theta_y(t) - \theta_{\text{aim}} \quad (51)$$

$$x_4(t) = \int_0^t (\theta_y(\tau) - \theta_{\text{aim}}) d\tau + \frac{\theta_{\text{aim}}}{g K_V K_P K_Y K^*} \quad (52)$$

ここで、

$$K^* = \beta \left(\frac{\theta_{\text{aim}}}{K_Y} - \theta_{\text{MHF}} \right) + \alpha_0 \quad (53)$$

である。

このとき、次式のような非線形状態空間モデルを導くことができる。

$$\frac{d}{dt} x(t) = A(x)x(t) + E(x)d(t) \quad (54)$$

ここに、 $A(x)$ 、 $E(x)$ は x に依存した行列で、それぞれ (55) 式、(56) 式で与えられる。

$$A(x) = \begin{bmatrix} -\frac{1}{T_V} & 0 & -\frac{K_V K_P}{T_V} & -\frac{K_V K_P}{T_V T_I} \\ \frac{K^* + \beta x_2}{T_C} & \frac{\beta \theta_{\text{aim}} - K_Y K^*}{T_C K_Y K^*} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{K_Y}{T_Y} & -\frac{1}{T_Y} & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \end{bmatrix} \quad (55)$$

$$E(x) = \begin{bmatrix} 0 \\ -\frac{K^* + \beta x_2}{T_C} \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (56)$$

5.4 安定性解析

5.4.1 安定性解析の手法

本小節では，前節の冷却制御のモデリングに基づき，遷移沸騰領域における冷却制御の安定性解析を行う．

以下では，フィードバック制御系の安定性を考察するため，次のシステムを考える．

$$\frac{d}{dt}x(t) = A(x)x(t) \quad (57)$$

ここに， $A(x)$ は (55) 式のような x の成分の多項式行列である．

一般に，(57) 式のような非線形システムに対して大域的な Lyapunov 関数を見つけることは容易ではないため，Prajna らによる多項式二乗和による局所安定解析法 [24, 25] を適用する．

【定義 5.1】 ベクトル変数 $z = [z_1, \dots, z_p]^T$ に対するスカラー関数 $\varphi(z)$ が

$$\varphi(z) = \sum_{j=1}^N \phi_j(z)^2, \quad \phi_j(z) : z_1, \dots, z_p \text{ の多項式} \quad (58)$$

のように表されるとき，多項式二乗和 (SOS:Sum Of Squares) であるという．

多項式 $\varphi(z)$ が SOS であるとき，明らかに $\varphi(z) \geq 0$ である．

このとき，以下の定理が Prajna らの局所安定性解析の結果 [24] より得られる．

【定理 5.1】 領域 X を関数 $g(\cdot)$ と正数 γ を用いて以下のように定める．

$$g(x) = (\gamma^2 - \|x\|^2)/\gamma^2 \quad (59)$$

$$X \equiv \{x \in \mathbb{R}^n \mid g(x) > 0\} \quad (60)$$

このとき，システム (57) の解 x について，

$$V(x) - \epsilon_1 \|x\|^2 - \sigma_1(x)g(x) \quad (61)$$

$$- \sum_{i=1}^n \frac{\partial V(x)}{\partial x_i} \dot{x}_i - \epsilon_2 \|x\|^2 - \sigma_2(x)g(x) \quad (62)$$

がともに SOS となるような関数 $V(\cdot)$ ，定数 $\epsilon_1 > 0$ ， $\epsilon_2 > 0$ 及び SOS 関数 $\sigma_1(\cdot)$ ， $\sigma_2(\cdot)$ が存在するならば，領域 X においてシステム (57) の原点は局所漸近安定である．

(証明) (61) 式が SOS であることより，ある $f_1(x), f_2(x), \dots, f_m(x)$ が存在して

$$V(x) - \epsilon_1 \|x\|^2 - \sigma_1(x)g(x) = \sum_{i=1}^m f_i(x)^2 \quad (63)$$

と書くことができる．これより，

$$V(x) = \sum_{i=1}^m f_i(x)^2 + \epsilon_1 \|x\|^2 + \sigma_1(x)g(x) \quad (64)$$

$g(x) > 0$ ($\forall x \in X$) であり， $\sigma_1(x)$ は SOS 関数なので， $\sigma_1(x)g(x) \geq 0$ ($\forall x \in X$) が成り立ち，また， $\epsilon_1 > 0$ であるので，

$$V(x) > 0, \forall x \in X, x \neq 0 \quad (65)$$

である．

また，(62) 式が SOS であることより，同様にして，下記を得る．

$$\sum_{i=1}^n \frac{\partial V(x)}{\partial x_i} \dot{x}_i < 0, \forall x \in X, x \neq 0 \quad (66)$$

(66) 式の左辺は，システム (57) の解軌道に沿った $V(x)$ の時間微分であり，(65) 式，(66) 式より，関数 $V(x)$ は領域 X において Lyapunov 関数となっている．(66) 式から $\dot{V}(x)$ は負定であるので，システム (57) の原点は領域 X において局所漸近安定である．

□

以下の安定性解析では，計算上の複雑さを減らすために Lyapunov 関数のクラスを二次形式に限定する．このとき，以下の系が導かれる．

【系 5.2】 システム (57) と領域 X (60) が与えられているとする．このとき，対称行列 P ，定数 $\epsilon_1 > 0$ ， $\epsilon_2 > 0$ ，SOS 関数 $\sigma_1(\cdot)$ ， $\sigma_2(\cdot)$ が存在し，以下の条件を満足するものとする．

$$x^T P x - \epsilon_1 \|x\|^2 - \sigma_1(x)g(x) \text{ は SOS,} \quad (67)$$

$$-x^T \{A(x)^T P + P A(x)\} x - \epsilon_2 \|x\|^2 - \sigma_2(x)g(x) \text{ は SOS.} \quad (68)$$

このとき，システム (57) の原点は領域 X において局所漸近安定である．

(証明) 付録 C を参照．

□

5.4.2 数値実験による安定化ゲインの限界評価

本小節では，前節で述べた多項式二乗和を用いた安定性解析の数値実験結果について述べる．具体的には遷移沸騰領域における冷却制御の安定限界を求める数値シミュレーションの結果について考察する．

数値実験は，MATLAB，多項式二乗和のための数値解析ツール SOSTOOLS[34] および SeDuMi[35] を用いて実施した．数値実験のパラメータを表 4 に示す．また，数値実験に用いた計算機環境を表 5 に示す．

表 4 シミュレーション・パラメータ

β	0.222	FT	850	K_V	1.0
α_0	22.2	T_{MHF}	600	T_V	0.5
T_I	10	θ_{MHF}	250	K_Y	1.0
T_C	5.0	T_d	0.0	T_Y	1.0

表 5 数値実験の計算機環境

CPU	Intel Core i7 CPU 870 2.93GHz
Memory	3.24 Gbyte
OS	Windows XP Professional Ver. 2002 SP3
MATLAB	Ver. 7.5.0
SOSTOOLS	Ver. 2.00
SeDuMi	Ver. 1.1

目標温度 θ_{aim} は目標巻取温度 CT_{aim} から決定される．固定した積分時間 T_I に対して，安定化ゲイン K_P の最大値 K_{max} を系 5.2 に基づく多項式二乗和を用いた安定性解析により計算した．

条件 $(CT_{\text{aim}}, \gamma) = (450, 30)$ の場合には， $K_{\text{max}} = 0.15$ が得られ，以下のような Lyapunov 関数 $V(x)$ が見つかった．

$$V(x) = x^T P x, \quad (69)$$

$$P = \begin{bmatrix} 95.88 & 13.27 & -6.90 & 7.24 \\ 13.27 & 3.04 & -0.93 & 1.42 \\ -6.90 & -0.93 & 2.88 & -0.33 \\ 7.24 & 1.42 & -0.33 & 1.93 \end{bmatrix}. \quad (70)$$

パラメータ γ の K_{max} に対する影響を表 6 に示す．目標巻取温度 CT_{aim} を 450 に固定して， γ の値を 1 から 30 に変化させた．パラメータ γ は領域 X の大きさを決定するので，プロセスゲインがより広い範囲で変動する条件の下で安定性を保証するには許容ゲインの最大値は小さくせねばならないことが分かる．

表 6 最大安定化ゲイン ($CT_{\text{aim}}=450$)

γ	1	5	10	15	30
K_{max}	0.183	0.175	0.170	0.165	0.150

次に CT_{aim} と K_{max} の関係を調べた結果を表 7 に示す．目標巻取温度 CT_{aim} が増加するにつれ，MHF 点に近づくのでプロセスゲインの値は小さくなる．したがって，相対的に大きな比例ゲインを用いることができる．

表 7 最大安定化ゲイン ($\gamma=30$)

CT_{aim}	450	475	500	525	550
K_{max}	0.150	0.159	0.168	0.179	0.188

目標巻取温度 CT_{aim} 及びパラメータ γ を変化させた場合の K_{max} を図 50 に示す．目標巻取温度 CT_{aim} が低いほど，また， γ を大きく取れば， K_{max} が小さくなることが分かる．

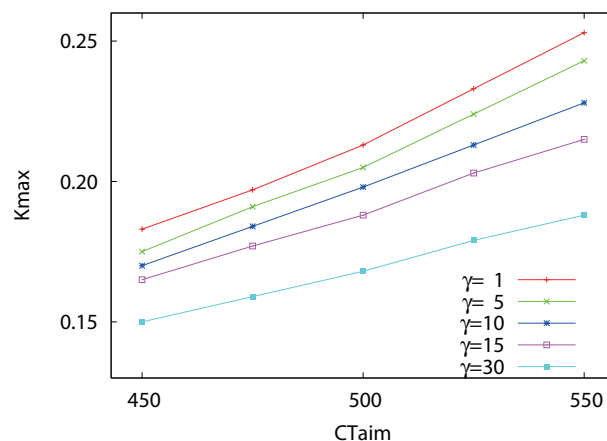
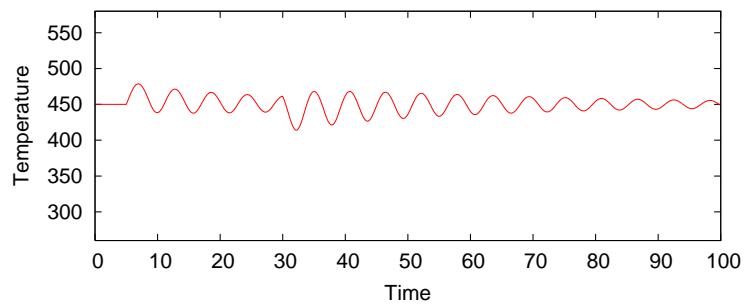


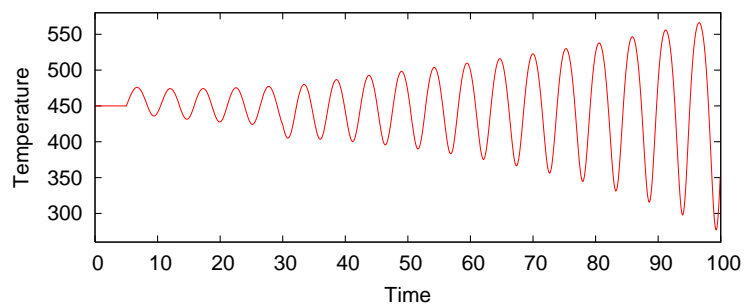
図 50 各 γ に対する K_{max} と CT_{aim} の関係

目標巻取温度 $CT_{aim} = 450$ で，ステップ状の外乱が 5 ～ 30sec の間に印加された場合の応答を数値シミュレーションにより求めた．比例ゲイン K_P を限界ゲイン ($\gamma = 1$ の場合の K_{max}) の 0.9 倍及び 1.1 倍とした場合の数値実験結果を図 51 の (a)(b) に示す．比例ゲイン K_P を限界ゲインの 1.1 倍とした場合には，制御系が不安定になる．また，同じゲインを目標巻取温度 $CT_{aim} = 500$ の場合に用いた結果を図 52 に示すが，この場合には応答は不安定とはならない．これらの結果より，得られた安定化ゲインの評価は妥当で，保守的すぎないことがいえる．

以上より，目標巻取温度が遷移沸騰領域にある場合には，目標巻取温度が低くなるほどPI制御器の比例ゲインを低目に抑える必要があることが分かる．



(a) $K_P=0.9 \cdot K_{\max}$



(b) $K_P=1.1 \cdot K_{\max}$

図 51 鋼板温度の時間応答 ($CT_{\text{aim}} = 450$)

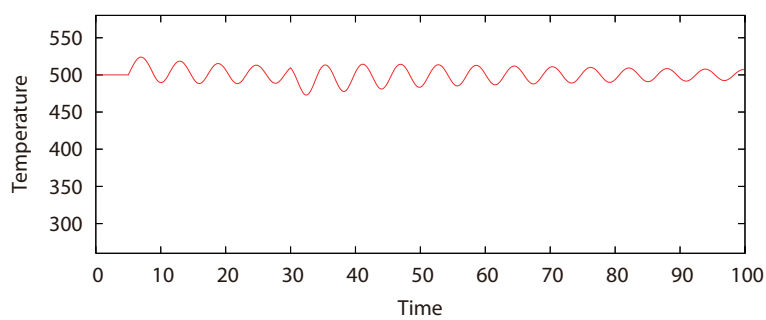
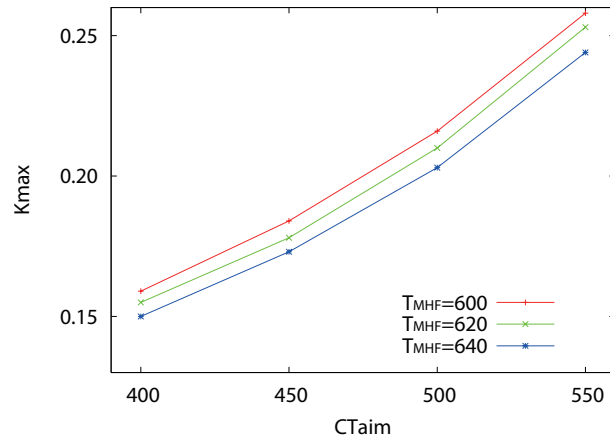


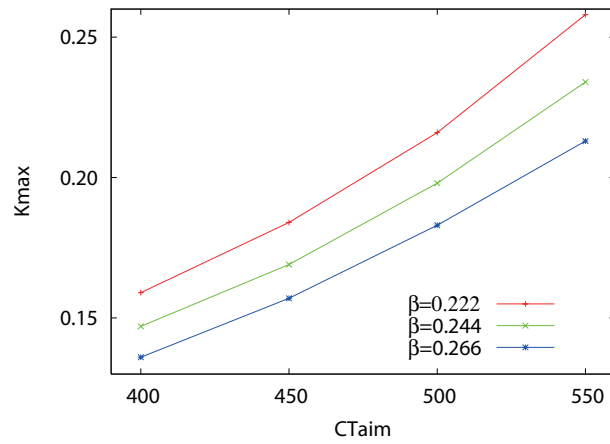
図 52 鋼板温度の時間応答 ($CT_{\text{aim}} = 500$)

冷却工程のプロセスゲイン K_C は (44) 式でモデル化されているので，MHF 点 $T_{\text{MHF}} (= FT - \theta_{\text{MHF}})$ に依存する．MHF 点 T_{MHF} が高くなれば， K_{max} の値は図 53 に示すように CT_{aim} の各点で小さくなる．

また，プロセスゲイン K_C の変化はパラメータ β に依存するので， β に対する CT_{aim} と K_{max} の関係を図示したものを図 54 に示す．パラメータ β が大きくなるほど， K_{max} は小さくなることがわかる．パラメータ β はプロセスゲインの温度依存性の度合を表すものと考えることができるので，鋼種による鋼板表面性状などが原因で，プロセスゲインの温度依存性が高くなった場合には制御ゲインをより小さくする必要が出てくる．



☒ 53 K_{\max} vs CT_{aim} for different T_{MHF} values ($\gamma = 1$)



☒ 54 K_{\max} vs CT_{aim} for different β values ($\gamma = 1$)

5.5 制御系設計

本節では，多項式二乗和の手法を用いて，状態フィードバックによる局所制御器を設計する手法について考察する．

本節では，次のような状態依存型の状態空間モデルを検討の対象にする．

$$\begin{cases} \dot{x}_p = A_p(x_p)x_p + B_p u + E_p(x_p)d \\ y = C_p x_p \end{cases} \quad (71)$$

$$\begin{bmatrix} A_p & B_p & E_p \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{1}{T_V} & 0 & 0 \\ \frac{K_C(x_2)}{T_C} & -\frac{1}{T_C} + \frac{w^* \tilde{K}_C(x_2)}{T_C} & 0 \\ 0 & \frac{K_Y}{T_Y} & -\frac{1}{T_Y} \end{bmatrix} \begin{array}{c} \left| \frac{K_Y}{T_V} \right. \\ \left| 0 \right. \\ \left| 0 \right. \end{array} \begin{array}{c} \left| 0 \right. \\ \left| -\frac{K_C(x_2)}{T_C} \right. \\ \left| 0 \right. \end{array} \quad (72)$$

$$C_p = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (73)$$

$$x_p = \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \\ x_3 \end{bmatrix} \quad (74)$$

ここで， x_p は状態変数ベクトルで， x_1 は冷却水量に関する状態変数， x_2 は鋼板温度の降下量に関する状態変数， x_3 は鋼板温度の降下量計測値に関する状態変数であり，これらの状態変数は平衡点からの偏差で表す．

$$x_1(t) = w(t) - w^* \quad (75)$$

$$x_2(t) = \theta(t) - \theta^* \quad (76)$$

$$x_3(t) = \theta_y(t) - \theta_y^* \quad (77)$$

ここで， w^* ， θ^* ， θ_y^* は w ， θ ， θ_y の平衡点を表し， $\theta^* = \frac{\theta_{aim}}{K_Y}$ ， $\theta_y^* = \theta_{aim}$ である．また， u は操作量， y は観測量， d は外乱である．

$K_C(\cdot)$ は冷却工程のプロセスゲインで， x_2 の適当な次数の多項式で表現する．例えば，一次多項式で表す場合には，(44) 式および (76) 式から以下のように表すことができる．但し， $\theta^* + x_2 > \theta_{MHF}$ ．

$$K_C(x_2) = \beta x_2 + \beta(\theta^* - \theta_{MHF}) + \alpha_0 \quad (78)$$

また, $\tilde{K}_C(x_2)$ を以下の式で与える .

$$\tilde{K}_C(x_2) = (K_C(x_2) - K_C(0))/x_2 \quad (79)$$

なお, $K_C(x_2)$ は x_2 の多項式としているので, $\tilde{K}_C(x_2)$ も x_2 の多項式である . $K_C(x_2)$ が (78) 式の場合には, $\tilde{K}_C(x_2) = \beta$ である .

以下では, $d = 0$ とし, 目標値 w_r に追従させるために積分器を含めた拡大系を考える .

$$\dot{x}_s = e(t) \equiv w_r(t) - y(t) \quad (80)$$

このとき, 拡大系は次のようになる .

$$\begin{cases} \dot{x}_e = A_e(x_e)x_e + B_{1e}w_r + B_{2e}u \\ z = C_{1e}x_e \end{cases} \quad (81)$$

$$\begin{bmatrix} A_e & B_{1e} & B_{2e} \end{bmatrix} = \left[\begin{array}{cc|c|c} A_p(x_p) & 0 & 0 & B_p \\ -C_p & 0 & 1 & 0 \end{array} \right] \quad (82)$$

$$C_{1e} = \begin{bmatrix} 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (83)$$

$$x_e = \begin{bmatrix} x_p \\ x_s \end{bmatrix} \quad (84)$$

5.5.1 局所制御器

Prajna らによる局所制御器の結果 [24] を用いる . 本小節では, 次のような状態依存型のシステムを考える ($x \in \mathbb{R}^n$, $u \in \mathbb{R}^m$) .

$$\dot{x} = A(x)x + B(x)u \quad (85)$$

ここで, $A(x)$, $B(x)$ は x の多項式行列とする . また, $A_j(x)$ は $A(x)$ の j 番目の行ベクトルとし, $J = \{j_1, \dots, j_l\}$ は $B(x)$ の行ベクトルが零となる行インデックスの集合で, $\tilde{x} = (x_{j_1}, \dots, x_{j_l})$ とする .

【命題 5.3】 領域 X を正数 γ と関数 $g(\cdot)$ を用いて以下のように定める .

$$g(x) = (\gamma^2 - \|x\|^2)/\gamma^2 \quad (86)$$

$$X \equiv \{x \in \mathbb{R}^n \mid g(x) > 0\} \quad (87)$$

このとき , システム (85) に対して , $n \times n$ の対称な多項式行列 $P(\tilde{x})$, $m \times n$ の多項式行列 $K(x)$, 定数 $\epsilon_1 > 0$, $\epsilon_2 > 0$, 及び , SOS 関数 $\sigma_1(x, v)$, $\sigma_2(x, v)$ ($v \in \mathbb{R}^n$) が存在して ,

$$v^T (P(\tilde{x}) - \epsilon_1 I) v - \sigma_1(x, v) g(x) \quad (88)$$

$$\begin{aligned} & - v^T \left\{ P(\tilde{x}) A^T(x) + A(x) P(\tilde{x}) + K^T(x) B^T(x) + B(x) K(x) \right. \\ & \quad \left. - \sum_{j \in J} \frac{\partial P}{\partial x_j}(\tilde{x}) (A_j(x) x) + \epsilon_2 I \right\} v - \sigma_2(x, v) g(x) \quad (89) \end{aligned}$$

がともに変数 v と x に関して SOS であるとする . このとき , システム (85) を領域 X において局所漸近安定化する制御器 (局所制御器) は ,

$$u(x) = K(x) P^{-1}(\tilde{x}) x \quad (90)$$

で与えられる .

(証明) 基本的には文献 [24] の結果に基づく .

(88) 式が SOS であるので , 状態依存型の線形行列不等式に SOS 緩和に関する結果 (付録 B) を用いれば , $P(\tilde{x}) - \epsilon_1 I$ は半正定である . $\epsilon_1 I$ が正定であることは明らかなので , $P(\tilde{x})$ は正定である . したがって , $P^{-1}(\tilde{x})$ が存在し , $P^{-1}(\tilde{x})$ はまた正定である . ここでスカラ関数 $V(x)$ を

$$V(x) \equiv x^T P^{-1}(\tilde{x}) x \quad (91)$$

で定義する .

このとき , $V(x)$ が閉ループ系

$$\dot{x} = [A(x) + B(x) K(x) P^{-1}(\tilde{x})] x \quad (92)$$

の Lyapunov 関数であることを以下で示す .

$P^{-1}(\tilde{x})$ は正定であるから , $V(x)$ が正定 , すなわち

$$V(x) > 0, \forall x \in X, x \neq 0 \quad (93)$$

であることは明らか .

$$\begin{aligned} \frac{d}{dt}V(x(t)) &= \sum_{j=1}^n \frac{\partial V(x)}{\partial x_j} \dot{x}_j \\ &= x^T \left[\sum_{j \in J} \frac{\partial P^{-1}}{\partial x_j}(\tilde{x})(A_j(x)x) + [A(x) + B(x)K(x)P^{-1}(\tilde{x})]^T P^{-1}(\tilde{x}) \right. \\ &\quad \left. + P^{-1}(\tilde{x})[A(x) + B(x)K(x)P^{-1}(\tilde{x})] \right] x \quad (94) \end{aligned}$$

(89) 式が SOS であることより , $\forall v \in \mathbb{R}^n, \forall x \in X$ に対して ,

$$\begin{aligned} -v^T \left\{ P(\tilde{x})A^T(x) + A(x)P(\tilde{x}) + K^T(x)B^T(x) + B(x)K(x) \right. \\ \left. - \sum_{j \in J} \frac{\partial P}{\partial x_j}(\tilde{x})(A_j(x)x) + \epsilon_2 I \right\} v \geq 0 \quad (95) \end{aligned}$$

したがって ,

$$-P(\tilde{x})A^T(x) - A(x)P(\tilde{x}) - K^T(x)B^T(x) - B(x)K(x) + \sum_{j \in J} \frac{\partial P}{\partial x_j}(\tilde{x})(A_j(x)x) - \epsilon_2 I \geq 0 \quad (96)$$

$\epsilon_2 I$ は正定であるから ,

$$-P(\tilde{x})A^T(x) - A(x)P(\tilde{x}) - K^T(x)B^T(x) - B(x)K(x) + \sum_{j \in J} \frac{\partial P}{\partial x_j}(\tilde{x})(A_j(x)x) > 0 \quad (97)$$

であり , よって ,

$$P(\tilde{x})A^T(x) + A(x)P(\tilde{x}) + K^T(x)B^T(x) + B(x)K(x) - \sum_{j \in J} \frac{\partial P}{\partial x_j}(\tilde{x})(A_j(x)x) < 0 \quad (98)$$

である .

左右から正定な $P^{-1}(\tilde{x})$ を掛ければ ,

$$A^T(x)P^{-1}(\tilde{x})+P^{-1}(\tilde{x})A(x)+P^{-1}(\tilde{x})K^T(x)B^T(x)P^{-1}(\tilde{x})+P^{-1}(\tilde{x})B(x)K(x)P^{-1}(\tilde{x}) \\ - P^{-1}(\tilde{x}) \sum_{j \in J} \frac{\partial P}{\partial x_j}(\tilde{x})(A_j(x)x)P^{-1}(\tilde{x}) < 0 \quad (99)$$

付録 (A) の補題を用いれば ,

$$P^{-1}(\tilde{x}) \sum_{j \in J} \frac{\partial P}{\partial x_j}(\tilde{x})(A_j(x)x)P^{-1}(\tilde{x}) = - \sum_{j \in J} \frac{\partial P^{-1}}{\partial x_j}(\tilde{x})(A_j(x)x) \quad (100)$$

となる .

したがって ,

$$\sum_{j \in J} \frac{\partial P^{-1}}{\partial x_j}(\tilde{x})(A_j(x)x) + [A(x) + B(x)K(x)P^{-1}(\tilde{x})]^T P^{-1}(\tilde{x}) \\ + P^{-1}(\tilde{x})[A(x) + B(x)K(x)P^{-1}(\tilde{x})] < 0 \quad (101)$$

を得る .

(94) 式と (101) 式から , 以下を得る .

$$\frac{d}{dt}V(x(t)) < 0, \forall x \in X, x \neq 0 \quad (102)$$

(102) 式の左辺は , 閉ループ系 (92) の解軌道に沿った $V(x)$ の時間微分であり , (93) 式 , (102) 式より , スカラ関数 $V(x)$ は , 領域 X において Lyapunov 関数となっている . (102) 式から $\dot{V}(x)$ は負定であるので , システム (85) に制御器として (90) 式を適用した閉ループ系 (92) の原点は領域 X において局所漸近安定である .

□

5.5.2 数値実験による局所制御器の評価

本小節では , 拡大系 (81) に対して , 目標値が $w_r \equiv 0$ である場合を想定し , $B_{1e}w_r$ の項を除いた次のシステムを考える .

$$\dot{x}_e = A_e(x_e)x_e + B_{2e}u \quad (103)$$

上記のシステムに対し，前小節の方法で局所制御器のゲイン

$$F(x_e) = K(x_e)P^{-1}(\tilde{x}_e) \quad (104)$$

を求める．

$J = \{2, 3, 4\}$ であるが， $A_e(x_e)$ に含まれる変数が x_2 のみであることから， $P(\tilde{x}_e)$ ， $K(x_e)$ は簡単に x_2 の次数 2 までの多項式行列とした．

$$P(\tilde{x}_e) = P_0 + x_2P_1 + x_2^2P_2 \quad (105)$$

$$K(x_e) = K_0 + x_2K_1 + x_2^2K_2 \quad (106)$$

P_0 ， K_0 は線形モデルを前提にした制御系設計手法で決定し，その後， x_2 の変化を反映する P_1 ， P_2 ， K_1 ， K_2 を多項式二乗和を用いた局所制御器の設計手法で決定する．

すなわち， $\forall v \in \mathbb{R}^4$ ， $\forall x_e \in \mathbb{R}^4$ に対して，

$$v^T \left\{ (P_0 + x_2P_1 + x_2^2P_2) - \epsilon_1 I \right\} v - \sigma_1(x_e, v)g(x_e) \quad (107)$$

$$\begin{aligned} & - v^T \left\{ (P_0 + x_2P_1 + x_2^2P_2)A_e^T(x_e) + A_e(x_e)(P_0 + x_2P_1 + x_2^2P_2) \right. \\ & \quad \left. + (K_0 + x_2K_1 + x_2^2K_2)^T B_{2e}^T + B_{2e}(K_0 + x_2K_1 + x_2^2K_2) \right. \\ & \quad \left. - \sum_{j \in J} \frac{\partial}{\partial x_j} (P_0 + x_2P_1 + x_2^2P_2)(A_{ej}(x_e)x_e) + \epsilon_2 I \right\} v - \sigma_2(x_e, v)g(x_e) \quad (108) \end{aligned}$$

が共に SOS となるような対称行列 $P_1 \in \mathbb{R}^{4 \times 4}$ ， $P_2 \in \mathbb{R}^{4 \times 4}$ ，行列 $K_1 \in \mathbb{R}^{1 \times 4}$ ， $K_2 \in \mathbb{R}^{1 \times 4}$ ，正の定数 ϵ_1 ， ϵ_2 ，及び，SOS 関数 $\sigma_1(x_e, v)$ ， $\sigma_2(x_e, v)$ を SOSTOOLS を用いて求める．

なお， $P_0 \in \mathbb{R}^{4 \times 4}$ ， $K_0 \in \mathbb{R}^{1 \times 4}$ は，拡大系 (81) の原点近傍での線形化モデル

$$\begin{cases} \dot{x}_e = \hat{A}_e x_e + B_{1e}w + B_{2e}u \\ z = C_{1e}x_e \end{cases} \quad (109)$$

に対して，線形モデルを前提にした制御系設計手法で決定する．なお， \hat{A}_e は $A_e(x_e)$ の原点 $x_e = 0$ での値を表す定数行列である．

ここでは，代表的な手法として，下記の線形行列不等式 (LMI)[40] を解き， \mathcal{H}_∞ 状態フィードバック制御ゲインとして P_0 ， K_0 を決めた．

$$\begin{bmatrix} \hat{A}_e P_0 + P_0 \hat{A}_e^T + B_{2e} K_0 + K_0^T B_{2e}^T & P_0 C_{1e}^T & B_{1e} \\ C_{1e} P_0 & -\tilde{\gamma} I & 0 \\ B_{1e}^T & 0 & -\tilde{\gamma} I \end{bmatrix} < 0 \quad (110)$$

$$P_0 > 0 \quad (111)$$

(110) 式，(111) 式の LMI (但し， $\tilde{\gamma} = 1$ とした) を解いて求めた P_0 ， K_0 をもとにして，SOSTOOLS で求めた P_1 ， P_2 ， K_1 ， K_2 の一例を表 8，表 9 に示す．なお，冷却工程のプロセスゲイン K_C については， x_2 の一次多項式 (78) で変化するものとし，パラメータについては表 4 の値を使用した．

表 8 計算結果 (P_0 ， P_1 ， P_2)

	P_0	P_1	P_2
$P_i(1, 1)$.93598e+1	-.19582e-3	.58585e-2
$P_i(1, 2)$	-.63103e+0	.13836e-3	-.35998e-2
$P_i(1, 3)$	-.14200e+1	.10392e-2	.43289e-3
$P_i(1, 4)$	-.23900e+0	.10621e-3	.12358e-4
$P_i(2, 2)$.12709e+2	.10007e-2	.48397e-3
$P_i(2, 3)$	-.61505e+0	.36717e-3	-.39040e-4
$P_i(2, 4)$.16696e+1	-.24153e-4	-.12742e-3
$P_i(3, 3)$.30042e+1	-.32774e-3	.23857e-3
$P_i(3, 4)$.12626e+1	-.14552e-3	-.27546e-5
$P_i(4, 4)$.10206e+1	-.22231e-3	.18996e-3

表 9 計算結果 (K_0, K_1, K_2)

	K_0	K_1	K_2
$K_i(1, 1)$.71923e+1	.81158e-3	-.53296e+0
$K_i(1, 2)$	-.52388e+2	-.16446e+0	-.10456e-1
$K_i(1, 3)$	-.15941e+1	.81176e-3	-.19326e-3
$K_i(1, 4)$	-.80964e+0	.44142e-2	-.55701e-3

P_0, K_0 をもとにして, 提案方法にて 2 次項までの局所制御器を求め, 制御シミュレーションを行った. 図 55 に, 目標をステップ変更した場合の数値実験結果として, 2 次項までの局所制御器による応答とプロセスゲイン K_C の変化を示す. また, 図 56 に, 2 次項までの局所制御器による応答と線形モデルで求めたゲイン $K_0 P_0^{-1}$ の応答との比較を示す.

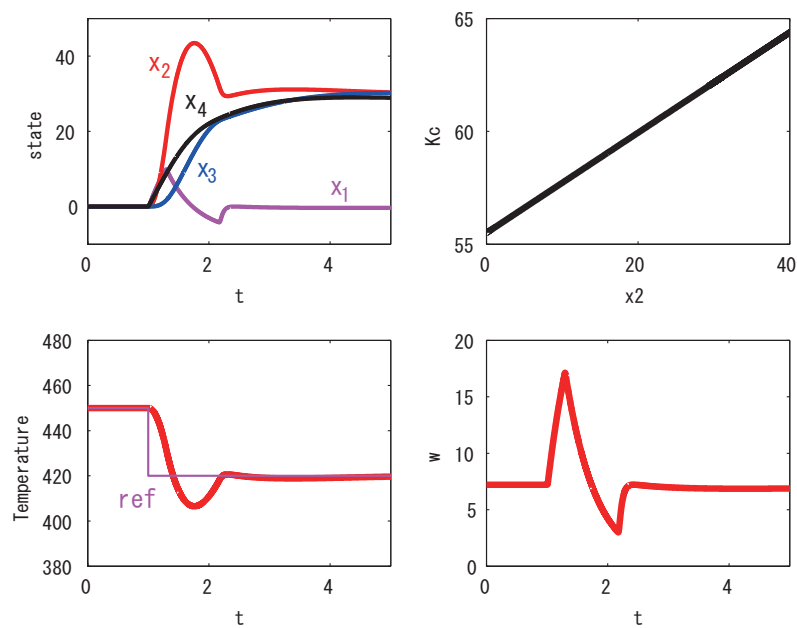


図 55 数値実験結果 (2 次項までの局所制御器の場合)

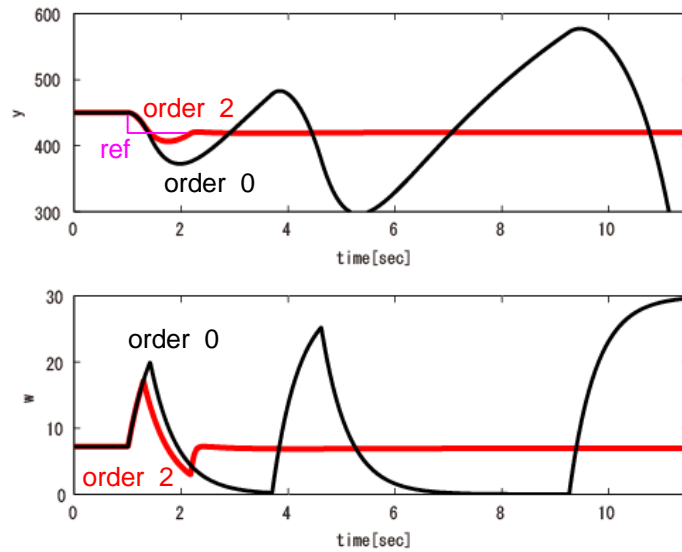


図 56 数値実験結果 (目標変更に対する応答)

図 56 において，線形モデルにて求めたゲイン $K_0 P_0^{-1}$ では応答にハンチングが発生しているが，2 次項までの局所制御器 $(K_0 + x_2 K_1 + x_2^2 K_2)(P_0 + x_2 P_1 + x_2^2 P_2)^{-1}$ を用いた場合にはハンチングが発生することなく速やかに目標変更に対応できている．これより，プロセスゲインが大きく変化する場合には，局所制御器が有効であることが分かる．なお，数値シミュレーションに際しては，スプレーへの指令については上下限を設け，下限は 0 としている．

また，2 次項までの局所制御器のゲイン変化を図 57 に示す． F_1 から F_4 まで，状態変数 x_2 に応じて非線形にゲインが変化していることが分かる．

上記の数値例における設計方針は，線形近似での \mathcal{H}_∞ 性能を求めながら，非線形での安定性も確保することを狙いとするもので，自然なものである．

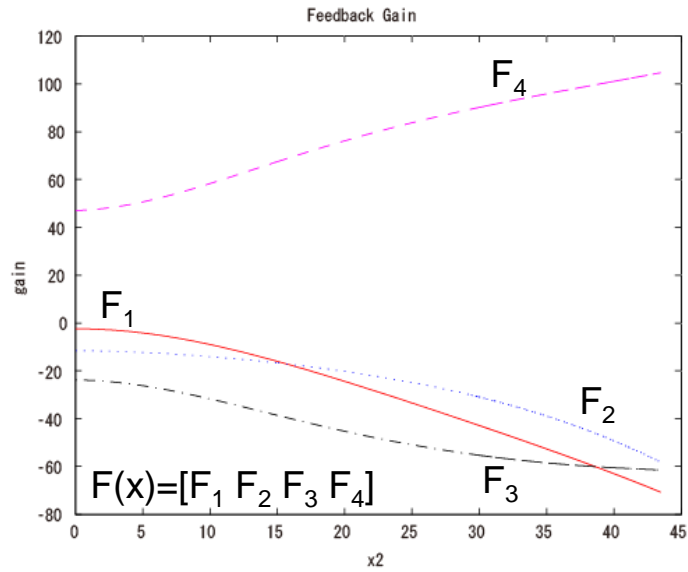


図 57 局所制御器のゲイン変化 (2 次項までの局所制御器の場合)

表 10 P_0

	$P_0(\cdot, 1)$	$P_0(\cdot, 2)$	$P_0(\cdot, 3)$	$P_0(\cdot, 4)$
$P_0(1, \cdot)$.28719e+0	-.85406e+0	-.54973e+0	.34255e+0
$P_0(2, \cdot)$	-.85406e+0	.17336e+2	.65808e+1	.89634e+1
$P_0(3, \cdot)$	-.54973e+0	.65808e+1	.94143e+1	.39405e+1
$P_0(4, \cdot)$.34255e+0	.89634e+1	.39405e+1	.13718e+2

表 11 K_0

	$K_0(\cdot, 1)$	$K_0(\cdot, 2)$	$K_0(\cdot, 3)$	$K_0(\cdot, 4)$
$K_0(1, \cdot)$.81399e-1	-.68789e+0	-.11585e+1	.81126e-1

別の数値例として, 表 10, 表 11 に示す P_0, K_0 をもとにして, 1 次項までの局所制御器 $(K_0 + x_2 K_1)(P_0 + x_2 P_1)^{-1}$, 2 次項までの局所制御器 $(K_0 + x_2 K_1 +$

$x_2^2 K_2)(P_0 + x_2 P_1 + x_2^2 P_2)^{-1}$ を求めて、数値シミュレーションを行った結果を図 58 に示す。

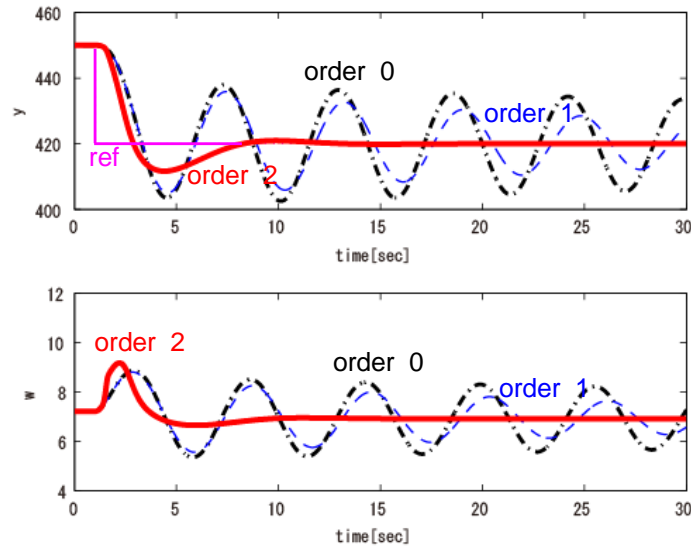


図 58 数値実験結果 (目標変更に対する応答)

ゲイン $K_0 P_0^{-1}$ では応答が振動的であるが、2次項までの局所制御器 $(K_0 + x_2 K_1 + x_2^2 K_2)(P_0 + x_2 P_1 + x_2^2 P_2)^{-1}$ を用いた場合には振動を抑えながら速やかに目標変更に対応できている。また、1次項までの局所制御器 $(K_0 + x_2 K_1)(P_0 + x_2 P_1)^{-1}$ でも振動の抑制に改善は見られるが、2次項までの局所制御器の方が制御性能が優れていることが分かる。

以上の数値実験の結果より、プロセスゲインが(78)式の形で状態変数に応じて変化する場合には、局所制御器(2次)の適用が有効であることが分かる。

5.6 本章のまとめ

本章では、遷移沸騰領域における冷却制御をプロセスゲインが鋼板温度で変化する非線形状態空間モデルで表現し、多項式二乗和を用いた安定性解析を行った。目標温度が遷移沸騰領域にある場合には、目標温度が低くなるほどPI制御器の比例ゲインを低目に抑える必要があることを数値実験結果とともに示した。

また，多項式二乗和を用いた局所制御器による状態フィードバック制御系設計法を提案した．数値実験より，プロセスゲインが状態変数に応じて変化するような場合には，局所制御器の適用が有効であることが確かめられた．

沸騰曲線全体を，より高次の非線形関数で近似した，適用範囲の広いモデルに基づく局所制御器の検討や遷移沸騰熱伝達のパラメータ変動に対するロバスト性を考慮に入れた制御系設計の検討，ならびに局所制御器の実用化研究は今後の課題である．

6. おわりに

本論文では、ホットストリップミルのランアウトテーブルにおける鋼板冷却制御の高精度化に関する実用的な制御手法を提案するとともに、遷移沸騰領域における冷却制御の安定性解析と制御系設計について考察した。

2章では、ホットストリップミルのランアウトテーブルにおける鋼板冷却制御として、巻取温度制御を取り上げた。モデルに基づいた予測制御が基本となっており、巻取温度制御をオンライン計算機制御として実現するための制御方式であるダイナミック制御について述べた。予測制御に基づく巻取温度制御の高精度化を実現するには、フィードバック制御機能の併用が必要であり、巻取温度が遷移沸騰領域にあるハイテン材などの低温巻取材に対してもフィードバック制御が実機適用可能となるように、バーニアバンクを用いずに鋼板冷却のダイナミック制御を活用して、ランアウトテーブル冷却装置全体でフィードバック制御を行う実用的な制御方法を提案し、実プラントでその効果を評価した。

3章では、冷却装置内の注水環境の下で鋼板温度が直接計測できる場合に、鋼板測温値を冷却過程の内部状態のリアルタイム計測値として鋼板温度計算モデルに取り込むことで、巻取温度予測誤差を小さくし、巻取温度をフィードフォワード制御する方法を提示した。この制御方式は、鋼板先端部から適用することができるので、鋼板先端部の温度外れ低減に有効であり、また、巻取温度が低く遷移沸騰領域にあるようなハイテン材に対しても、冷却途中での温度変動を検知して冷却水量の調整が行えるのでハイテン材の高精度化に効果を有することを実機で確認した。

4章では、ホットストリップミルのランアウトテーブルにおける鋼板冷却制御として、冷却履歴温度制御を取り上げた。鋼板の巻取温度だけではなく、冷却過程における鋼板の温度降下履歴を緻密に制御するために、急冷停止温度、中間空冷時間および巻取温度を同時に制御するダイナミック冷却履歴制御について提案した。提案方法は、モデルに基づくダイナミック制御の枠組みを利用して、鋼板速度の大幅な加減速や仕上圧延機出側での冷却開始温度の変動に対しても、鋼板の温度降下履歴を鋼板の全長に渡って緻密に管理できる実用的な制御方法であり、鋼板の機械特性のばらつきが低減することを実機で確認した。

5章では、遷移沸騰領域における冷却制御の安定性解析と制御系設計について考察した。冷却のプロセスゲインが鋼板温度に依存するという前提のもとで、冷却制御系を非線形状態空間モデルで表現し、多項式二乗和の手法を用いて安定性解析を行った。数値実験にて、目標温度に対応した安定限界ゲインを求めた結果、目標温度が遷移沸騰領域にある場合には目標温度が低くなるほどPI制御器の比例ゲインを低目に抑える必要があることを明らかにした。また、モデルに基づいた制御系設計を行うために、多項式二乗和の手法を用いて状態フィードバック型の局所制御器を設計する手法を提案し、数値例にて局所制御器の効果を示した。プロセスゲインを高次多項式で近似した場合の局所制御器の検討、遷移沸騰熱伝達パラメータの変動に対してロバストな局所制御器の検討、ならびに局所制御器の実用化研究は今後の課題である。

謝辞

本論文の審査をして頂きました奈良先端科学技術大学院大学 情報科学研究科 知能システム制御研究室 杉本謙二教授，生命機能計測学研究室 湊小太郎教授，知能システム制御研究室 平田健太郎准教授に対しまして，厚く御礼申し上げます。

杉本教授には，筆者に入学の機会を与えていただき，また入学後は暖かいご指導と励ましをいただきまして深く感謝いたします。また，副指導教員をしていただきました湊教授におかれましては，論文に関する貴重なご助言を頂きました。お忙しい中にもかかわらずご指導いただきましたことを感謝致します。平田准教授におかれましては，多項式二乗和による安定性解析および制御系設計に関する研究に関しまして，終始，非常に有益なご指導とご討議を賜りました。心より感謝致します。

知能システム制御研究室の皆様におかれましても，筆者の勤務の関係でなかなか研究室には顔を出せないなか，様々な場面で気を遣って頂き，お礼申しあげます。また，秘書の林英子様には，事務手続き等に関して，サポートして頂き，厚く御礼申し上げます。

本研究の遂行にあたり，住友金属工業(株)での実用化研究の機会を与えて頂くと共に，ご指導とご支援を賜りました住友金属工業(株)常務執行役員総合技術研究所長 赤羽裕氏，総合技術研究所副所長 佐々木保氏に心より感謝の意を表します。また，筆者が入社以来，鉄鋼プロセス制御の研究開発を進めるに際して，有益なご指導とご鞭撻を頂きました大阪大学大学院工学研究科教授 高橋亮一博士，アイエス情報システム(株)取締役システム・サービス本部長 大島和郎氏，住友金属工業(株)情報システム部長 大井俊哉博士，鹿島製鉄所制御部長 木村和喜博士に心よりお礼申し上げます。

また，本研究を進めるに当たり，製鉄所の現場プロセスへの実用化研究を住友金属工業(株)総合技術研究所において共に進めてきた橘久好氏，本田達朗氏，ならびに研究遂行に際してお世話になった鹿島製鉄所の方々に厚くお礼申し上げます。

最後に，常に心の支えとなった家族に心より感謝の意を表します。

参考文献

- [1] 野坂康夫編：鉄鋼業のコンピュータ・コントロール，産業図書（1970）
- [2] 高橋亮一：鉄鋼業における制御，コロナ社（2002）
- [3] F. Hollander: Design and control for advanced runout table processing, Iron and Steel Engineer, Vol. 48, No. 3, pp. 81-92 (1971)
- [4] 福島賢也，辻勇一，西尾充弘：カルマンフィルターを用いた高精度巻取温度制御，鉄と鋼，Vol. 72, No. 4，p. S337 (1986)
- [5] 竹森祐一，古川洋一，早川義一，藤井省三：ニューラルネットワークを用いた熱延巻取温度制御の開発，CAMP-ISIJ，Vol. 4，p. 1386 (1991)
- [6] 杉山賢司，上野博則，若狭和式，土岐正弘，赤瀬裕：鋼板水冷工程の熱伝達係数推定法，計測自動制御学会論文集，Vol. 43, No. 3，pp. 234-238 (2007)
- [7] E. N. Hinrichsen: Hot strip mill runout table cooling - A system view of control, operation, and equipment, Iron and Steel Engineer, Vol. 53, No. 10, pp. 29-34 (1976)
- [8] R. Takahashi, K. Oshima, T. Nunokawa and H. Tachibana: Computer control of hot strip coiling temperature with curtain wall cooling apparatus, Process Control in the Steel Industry, Preprint, pp. 455-468, Sep. 11/12 (1986)
- [9] 今成宏幸，藤山裕昭：熱間薄板圧延における巻取り温度制御，電学論D，Vol. 125, No. 12，pp. 1105-1112 (2005)
- [10] K. L. Chien, J. A. Hrones and J. B. Reswick: On the automatic control of generalized passive systems, Trans. ASME, Vol. 74, pp. 175-185 (1952)
- [11] 大島和郎，橘久好，永田全三，小松原望，尼崎順三，石橋義則：熱延ランアウトテーブル冷却制御技術の開発，CAMP-ISIJ，Vol. 7，pp. 416-419 (1994)

- [12] 中川繁政, 橘久好: ホットストリップミルにおける鋼板の高精度ダイナミック冷却履歴制御, 計測自動制御学会論文集, Vol. 45, No. 4, pp. 233-240 (2009)
- [13] 成田斉, 秋山俊一, 大和田浩, 堀雅司, 寺本豊和: 緩冷却ノズルの開発 (緩冷却を用いた高精度巻取温度制御 第2報), CAMP-ISIJ, Vol. 6, p. 1442 (1993)
- [14] 成田斉, 加藤智之, 秋山俊一, 大和田浩, 見崎裕之, 寺本豊和: 緩冷却を用いた高精度巻取温度制御, CAMP-ISIJ, Vol. 7, pp. 431-434 (1994)
- [15] 三原紀章, 菊地隆也, 井出直彦, 山本正治: 熱間圧延における巻取温度制御技術, 電気学会金属産業研究会予稿集, Vol. 97, No. 11, pp. 17-21 (1997)
- [16] T. Honda, S. Nakagawa, C. Uematsu, H. Tachibana, Y. Buei and K. Sakagami: Newly developed fountain pyrometer for a running hot strip in the cooling banks of a hot strip mill, ICCAS-SICE2009 Proceedings CD-ROM, pp. 2774-2777, Fukuoka 2009
- [17] 日本鉄鋼協会編: 鋼材の強制冷却, 日本鉄鋼協会 (1978)
- [18] 笠松浩二, 時高信浩, 渡辺勉, 小田桐繁: 熱延巻取温度制御システムの改善, CAMP-ISIJ, Vol. 7, pp. 427-430 (1994)
- [19] T. Tsukuda, Y. Nishida, T. Shirasaki, S. Nishino, H. Hasegawa, M. Kobayashi, K. Doi and T. Okuno: Development of cooling control technology on hot strip mill, Proceedings of the 10th International Conference on Steel Rolling, pp. 507-512 (2010)
- [20] 加藤智之, 網野和文, 富山政治, 秋山俊一, 堀雅司, 柏崎吉弥: 熱延冷却制御システムの開発 (緩冷却を用いた高精度巻取温度制御 - 1), CAMP-ISIJ, Vol. 6, p. 1441 (1993)
- [21] 時高信浩, 渡辺勉: 巻取温度制御システムの開発, 電気学会金属産業研究会資料, MID-93-3, pp. 21-27 (1993)

- [22] M. Ono, T. Kurokawa, F. Hirao, E. Takeda and K. Nakano: The computer control system of hot strip coiling temperature, IFAC 7th World Congress, pp. 159-166 (1978)
- [23] 高橋亮一, 大島和郎, 橘秀文, 本城基, 山本章生, 木村俊一, 蔵町利雄: ホットラン冷却制御システムの開発, 鉄と鋼, Vol. 71, No. 12, p. S1152 (1985)
- [24] S. Prajna, A. Papachristodoulou and F. Wu: Nonlinear control synthesis by sum of squares optimization: A Lyapunov-based approach, Proceedings of the Asian Control Conference, 1, WM3 (2004)
- [25] 加藤健一, 平田健太郎, 杉本謙二: 状態依存むだ時間系の非線形モデル表現とSOS解析, システム制御情報学会論文誌, Vol. 21, No. 4, pp. 103-110 (2008)
- [26] 大石泰章: 2乗和多項式に基づくロバスト制御系設計, SICE セミナー「実践的な制御系設計 - (ポスト)ロバスト制御の最前線 -」テキスト, pp. 71-88 (2007)
- [27] 青木卓也, 高見勲, 大石泰章: 2乗和多項式に基づくクレーンのゲインスケジュールド制御, 計測自動制御学会論文集, Vol. 45, No. 4, pp. 208-214 (2009)
- [28] 市原裕之, 川田昌克: SOSに基づくアクロボットのゲインスケジューリング制御 - 姿勢制御実験による検証 -, 計測自動制御学会論文集, Vol. 46, No. 7, pp. 373-382 (2010)
- [29] 市原裕之: 二乗和に基づく制御系解析・設計, システム/制御/情報, Vol. 55, No. 5, pp. 174-180 (2011)
- [30] V. K. Dhir and G. P. Purohit: Subcooled film-boiling heat transfer from sphere, Nucl. Eng. Des., Vol. 47, No. 1, pp. 49-66 (1978)
- [31] E. K. Kalinin, I. I. Berlin and V. V. Kostiouk: Transition boiling heat transfer, Adv Heat Transf, Vol. 18, pp. 241-323 (1987)

- [32] 本田達朗, 植松千尋, 橘久好, 中川繁政, 武衛康彦, 阪上浩一, 木村和喜, 高橋秀之: 熱延冷却帯内の注水環境下における鋼板温度計測技術 (ファウンテン・パイロメーター) の開発, 鉄と鋼, Vol. 96, No. 10, pp. 592-600 (2010)
- [33] 中川繁政, 橘久好, 本田達朗, 植松千尋: 熱延冷却帯内の注水環境下における鋼板温度測定手段を用いた巻取温度制御, 計測自動制御学会論文集, Vol. 46, No. 8, pp. 463-471 (2010)
- [34] S. Prajna, A. Papachristodoulou and P. A. Parrilo: Introducing SOSTOOLS: A general purpose sum of squares programming solver, Proceedings of IEEE CDC, pp. 741-746 (2002)
- [35] J. F. Sturm: Using SeDuMi 1.02, a MATLAB toolbox for optimization over symmetric cones, Optimization Methods and Software, Vol. 11, No. 12, pp. 625-653 (1999)
- [36] 中川繁政, 平田健太郎, 杉本謙二: 遷移沸騰領域における冷却制御のモデリングと SOS 解析, SICE 制御部門第 1 回プラントモデリングシンポジウム資料, pp. 57-60 (2010)
- [37] 中川繁政, 木村和喜, 西村秀典: 鉄鋼プロセスにおけるネットワーク化された制御システム, 計測と制御, Vol. 47, No. 8, pp. 686-691 (2008)
- [38] 太田快人: システム制御のための数学 (1) —線形代数編—; コロナ社 (2000)
- [39] 井村順一: システム制御のための安定論; コロナ社 (2000)
- [40] 藤森篤: ロバスト制御; コロナ社 (2001)
- [41] 劉康志: 線形ロバスト制御; コロナ社 (2002)
- [42] 岩崎徹也: LMI と制御; 昭晃堂 (1997)

付録

A. 補題 [24]

【補題 A.1】 任意の x に対して正則で対称な多項式行列 $P(x)$ に対して,

$$\frac{\partial P}{\partial x_i}(x) = -P(x) \frac{\partial P^{-1}}{\partial x_i}(x) P(x) \quad (112)$$

B. 状態依存型 LMI に対する SOS 緩和 [24]

【命題 A.2】 $F_i(x)$ ($i = 0, 1, \dots, m$) を $N \times N$ の $x \in \mathbb{R}^n$ に関する対称な多項式行列とし, 領域 X が多項式不等式 $g_l \geq 0$ ($l = 1, \dots, s$) を用いて, 以下のように表されたとする.

$$X \equiv \{x \in \mathbb{R}^n \mid g_l(x) \geq 0 \ (l = 1, \dots, s)\} \quad (113)$$

このとき, $v \in \mathbb{R}^N$ に関する次数が 2 の SOS 関数 $\sigma_l(x, v)$ ($l = 1, \dots, s$) 及び係数 c_i ($i = 1, \dots, m$) が存在して,

$$v^T (F_0(x) + \sum_{i=1}^m c_i F_i(x)) v - \sum_{l=1}^s \sigma_l(x, v) g_l(x) \quad (114)$$

が SOS となるならば, c_i ($i = 1, \dots, m$) は, 状態依存型の線形行列不等式 (LMI: Linear Matrix Inequality)

$$F_0(x) + \sum_{i=1}^m c_i F_i(x) \geq 0, \quad \forall x \in X \quad (115)$$

の解である.

C. 系 5.2 の証明

(証明) スカラ関数 $V(x)$ を次のように定義する .

$$V(x) = x^T P x \quad (116)$$

このとき , (67) 式から以下を得る .

$$V(x) > 0, \forall x \in X, x \neq 0 \quad (117)$$

さらに ,

$$\dot{V}(x) = \sum_{i=1}^n \frac{\partial V(x)}{\partial x_i} \dot{x}_i = x^T \{A(x)^T P + P A(x)\} x \quad (118)$$

したがって , (68) 式から以下を得る .

$$\sum_{i=1}^n \frac{\partial V(x)}{\partial x_i} \dot{x}_i < 0, \forall x \in X, x \neq 0. \quad (119)$$

(119) 式の左辺は , システム (57) の解軌道に沿った $V(x)$ の時間微分である . したがって , (117) 式と (119) 式から , $V(x)$ は領域 X における Lyapunov 関数で , (119) 式から $\dot{V}(x)$ は負定であるので , システム (57) の原点は領域 X において局所漸近安定である .

□

主要研究業績

学術論文誌 (査読有り)

1. 中川繁政, 橋久好: ホットストリップミルにおける鋼板の高精度ダイナミック冷却履歴制御; 計測自動制御学会論文集, Vol. 45, No. 4, pp. 233-240 (2009)
【第2章, 第4章に関連】
2. 中川繁政, 橋久好, 本田達朗, 植松千尋: 熱延冷却帯内の注水環境下における鋼板温度測定手段を用いた巻取温度制御; 計測自動制御学会論文集, Vol. 46, No. 8, pp. 463-471 (2010)
【第3章に関連】
3. 本田達朗, 植松千尋, 橋久好, 中川繁政, 武衛康彦, 阪上浩一, 木村和喜, 高橋秀之: 熱延冷却帯内の注水環境下における鋼板温度計測技術 (ファウンテン・パイロメーター) の開発; 鉄と鋼, Vol. 96, No. 10, pp. 592-600 (2010)
【第3章に関連】
4. 中川繁政, 平田健太郎, 杉本謙二: 遷移沸騰領域における冷却制御のモデリングと安定性解析; 計測自動制御学会論文集 (投稿中)
【第5章に関連】

国際会議 (査読有り)

1. Shigemasa Nakagawa, Tatsuro Honda, Hisayoshi Tachibana, Chihiro Uematsu, Yasuhiko Buei and Koichi Sakagami: Coiling Temperature Control using Fountain Pyrometers in a Hot Strip Mill; ICROS-SICE International Joint Conference 2009, pp. 2778-2783, Fukuoka, Japan, August (2009)
【第3章に関連】
2. Tatsuro Honda, Shigemasa Nakagawa, Chihiro Uematsu, Hisayoshi Tachibana, Yasuhiko Buei and Koichi Sakagami: Newly Developed Fountain Pyrometer

for a Running Hot Strip in the Cooling Banks of a Hot Strip Mill; ICROS-SICE International Joint Conference 2009, pp. 2774-2777, Fukuoka, Japan, August (2009)

【第3章に関連】

3. Shigemasa Nakagawa, Kentaro Hirata and Kenji Sugimoto: SOS Analysis of Cooling Control of Hot Strips in Transition Boiling Region; SICE Annual Conference 2010, pp. 127-130, Taipei, Taiwan, August (2010)

【第5章に関連】

国内会議

1. 中川繁政, 橘久好: ホットストリップミルにおける鋼板の冷却制御; 計測自動制御学会 第8回制御部門大会, 064-1-2, 京都大学 (吉田キャンパス), 3月5~7日 (2008)

【第2章, 第4章に関連】

2. 中川繁政, 橘久好, 本田達朗, 植松千尋, 武衛康彦, 阪上浩一, 高橋秀之, 木村和喜: ファウンテン・パイロメーターを用いた熱延巻取温度制御; 日本鉄鋼協会 生産技術部門 第143回制御技術部会資料, 制技 143-1-3, 新日本製鐵 (株) 大分製鐵所, 6月17~18日 (2010)

【第3章に関連】

3. 本田達朗, 中川繁政, 植松千尋, 橘久好, 武衛康彦, 阪上浩一: 熱延冷却帯内測温技術 (ファウンテン・パイロメーター) の開発; 電気学会金属産業研究会, MID-10-15, pp. 1-4, 広島市文化財団アステールプラザ, 9月17日 (2010)

【第3章に関連】

4. 中川繁政, 平田健太郎, 杉本謙二: 遷移沸騰領域における冷却制御のモデリングと SOS 解析; 計測自動制御学会制御部門第1回プラントモデリングシンポジウム, pp. 57-60, 電気通信大学, 4月16日 (2010)

【第5章に関連】

5. 中川繁政, 平田健太郎, 杉本謙二: 遷移沸騰領域における冷却制御の制御系設計; 第 55 回 システム制御情報学会 研究発表講演会 (SCI'11), pp. 65-66, 大阪大学コンベンションセンター, 5 月 17~19 日 (2011)
【第 5 章に関連】

受賞

1. 中川繁政, 橘久好: (社) 計測自動制御学会産業応用部門技術賞, ホットストリップミルにおける鋼板冷却制御システムの開発, 2008 年 10 月
【第 2 章に関連】
2. 本田達朗, 中川繁政, 植松千尋, 橘久好, 武衛康彦, 阪上浩一: (社) 計測自動制御学会関西支部技術賞, 熱延ランアウトテーブル冷却帯内での新温度計測・制御技術の開発, 2010 年 1 月
【第 3 章に関連】
3. 中川繁政: (社) 日本鉄鋼協会第 143 回制御技術部会最優秀講演賞, ファウンテン・パイロメーターを用いた熱延巻取温度制御, 2010 年 6 月
【第 3 章に関連】
4. 本田達朗, 中川繁政, 植松千尋, 橘久好, 武衛康彦, 阪上浩一: (公社) 計測自動制御学会技術賞, 熱延冷却帯内の注水環境下における鋼板温度計測技術の開発と高張力鋼板製造への応用, 2011 年 9 月
【第 3 章に関連】
5. 中川繁政, 橘久好: (社) 計測自動制御学会技術賞, ホットストリップミルにおける鋼板の高精度ダイナミック冷却履歴制御, 2010 年 8 月
【第 4 章に関連】

その他の研究業績

学術論文誌 (査読有り)

1. 木村和喜, 中川繁政, 原口昭彦, 三浦寛昭: ホットストリップミルにおける高精度板厚制御技術の開発; 鉄と鋼, Vol. 79, No. 3, pp. 352-359 (1993)

国際会議 (査読有り)

1. Shigemasa Nakagawa, Hiroaki Miura, Shunji Fukushima and Junzo Amasaki: Gauge Control System for Hot Strip Finishing Mill; Proceedings of the 29th Conference on Decision and Control, pp. 1573-1578, Honolulu, December (1990)
2. Yoshiaki Nakagawa, Shigemasa Nakagawa, Manabu Kano and Takashi Tanizaki: Quality improvement of steel products by using multivariate data analysis; SICE Annual Conference 2007, pp. 2428-2432, Takamatsu, Japan, September (2007)

国内会議

1. 中川繁政, 中川義明, 谷崎隆士, 加納学: 定性的品質の定量化に基づく統計的手法による鉄鋼製品品質改善; 計測自動制御学会 第8回制御部門大会, 074-1-3, 京都大学 (吉田キャンパス), 3月5~7日 (2008)
2. 中川繁政, 木村和喜, 斉藤憲幸, 岡田淳司: 鉄鋼プロセスにおけるネットワーク化された制御システム; 第54回 システム制御情報学会 研究発表講演会 (SCI'10), pp. 681-682, 京都リサーチパーク, 5月19~21日 (2010)
3. 杉本謙二, 中川繁政, 平田健太郎: フィードバック誤差学習の蓄積による Just-in-time 制御; 第54回 システム制御情報学会 研究発表講演会 (SCI'10), pp. 473-474, 京都リサーチパーク, 5月19~21日 (2010)

4. 中川繁政, 北和昭, 岡田誠司, 児嶋次郎, 城島健一郎, 矢澤武男, 若松弘宣, 河野美智雄: 厚板工場における連続式加熱炉の自動燃焼制御モデルの開発; 日本鉄鋼協会 第 133 回圧延理論部会, 圧理 133-5, J F E スチール (株) 東日本製鉄所 (千葉地区), 12 月 9 ~ 10 日 (2010)
5. 片岡荘太, 杉本謙二, 中川繁政: プレフィルタ統合型 Just-In-Time 制御; 計測自動制御学会 関西支部平成 22 年度シンポジウム 若手研究特別発表会, pp. 81-82, 常翔学園 大阪センター, 1 月 18 日 (2011)

解説

1. 高橋亮一, 中川繁政, 一宮隆行: 鉄鋼製造プロセスにおけるロバスト制御; 計測と制御, Vol. 30, No. 8, pp. 669-674 (1991)
2. 中川繁政, 木村和喜, 西村秀典: 鉄鋼プロセスにおけるネットワーク化された制御システム; 計測と制御, Vol. 47, No. 8, pp. 686-691 (2008)
3. 中川繁政, 鷲北芳郎, 岸真友: 鉄鋼プラントにおけるモデル予測制御とプラント運転データを活用した計算機制御; 計測と制御, Vol. 47, No. 11, pp. 941-947 (2008)

技術報告

1. 中川繁政, 谷崎隆士, 中川義明, 加納学: 多変量解析を用いた統計的手法による鉄鋼製品の品質改善技術; 計測と制御, Vol. 48, No. 2, pp. 206-210 (2009)

特許

1. 中川繁政, 焼田幸彦, 橘久好: 熱延鋼板の巻取温度制御方法; 特許登録第 3480366 号

2. 中川繁政: 鋼板の冷却方法および装置; 特許登録第 2833474 号
3. 中川繁政: 連続式加熱炉の炉温制御方法; 特許登録第 3297741 号
4. 中川繁政, 南康司, 原口昭彦: テーパー鋼板の製造方法; 特許登録第 2803573 号
5. 中川繁政, 加賀祐司, 杉本重明: クラスタ圧延機の形状制御方法; 特許登録第 3116853 号
6. 中川繁政, 中川義明, 加納学: 製造条件計算方法, 品質調整方法, 鉄鋼製造方法, 製造条件計算装置, 品質調整システム, 及びコンピュータプログラム; 特許登録第 4613751 号
7. 中川繁政, 田淵正人, 中島勝則: シリコン単結晶の酸素濃度制御方法及びその装置; 特許登録第 3733881 号
8. 中川繁政, 田淵正人, 中島勝則: シリコン単結晶中の酸素濃度制御ガイダンス方法及びその装置; 特許登録第 3760816 号

受賞

1. 高橋亮一, 中川繁政, 一宮隆行, 的場祥行: (社) 計測自動制御学会技術賞, 鉄鋼製造プロセスへの制御理論の適用, 1992 年 7 月
2. 中川繁政, 中川義明, 谷崎隆士, 加納学: (社) 計測自動制御学会技術賞, 多変量解析を用いた統計的手法による鉄鋼製品の品質改善技術, 2008 年 8 月