



UDC 621.771.23.016.2 : 621.785.1 : 681.3

ホットストリップミルの計算機制御

美坂佳助*・高橋亮一*²

Computer Control of Hot Strip Mill

Yoshisuke MISAKA and Ryoichi TAKAHASHI

1. ま え が き

ホットストリップミルの計算機制御が実用段階に入つてからすでに約 20 年が経過し、最近では、その機能は図 1 に示すごとく圧延ラインのほとんどすべ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おり今や、工場運営の頭脳として必須の装置となつている^{1)~15)}。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の高度化にある。

ホットストリップの計算機制御の立場から見てつぎの 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、表 1 に示すように、10 年で約 10 倍となり、数式モデル・制御式の高級化・高精度化を可能とした。また、他の 1 つはマイクロ・コントローラーの出現であり、データフリーウェイ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

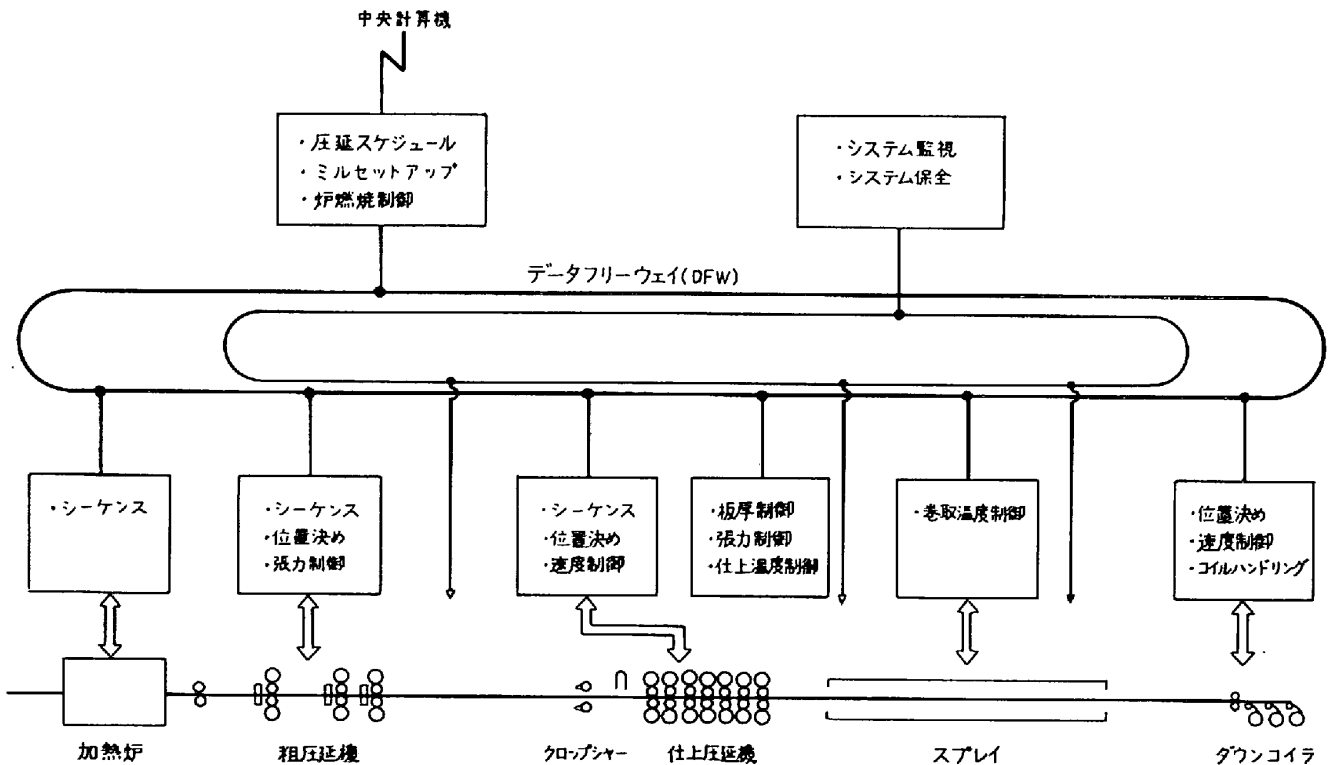


図 1 ホットストリップミル計算機制御システム¹⁹⁾

昭和 56 年 3 月 25 日受付 (Received Mar. 25, 1981) (依頼解説)

* 住友金属工業(株)中央技術研究所 工博 (Central Research Laboratories, Sumitomo Metal Industries, Ltd.)

*² 住友金属工業(株)中央技術研究所 (Central Research Laboratories, Sumitomo Metal Industries, Ltd., 1-3 Nishinagahondori Amagasaki 660)

表 1 制御用計算機の演算速度の高速化
(住金鹿島の例)

設 置 年	1969	1981(リプレース)
メモリサイクル	2 μ s	0.48 μ s
加 算	4.5 μ s	0.48 μ s
掛 算	22.5~38.5 μ s	1.36 μ s

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^{16)~20)}。

一方圧延そのものの研究、特に省エネ・歩留り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。

本報では、このような背景のもとで、最近、改良・開発が積極的になされたつぎの項目について、数式モデルを中心に述べる。

- (1) 加熱炉燃焼制御
- (2) 粗圧延機エッジャーによる幅制御
- (3) 仕上げ圧延機のセットアップ
- (4) 仕上げ圧延機における厚み制御とスタンド間張力制御
- (5) ホットラン冷却制御

2. 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・仕上げ出口温度など)によつ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が、最小限の燃料消費量でこれを実現することが最近極めて強く要請される。過去にも2, 3加熱炉制御の実施例が報告されているが、省エネルギーの観点から近年改めて制御の方法について見直しがなされている。特に、ホットチャージ装入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操炉が極めて複雑となり、これ

に対応すべく新しい観点に立つ計算機制御システムが開発されている。加熱炉制御システムの構成を図2に示し主な機能について以下に説明する。

2.1 スラブ温度計算モデル

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、装入温度及び実績炉温や燃料流量から各時刻での炉内各スラブの温度を計算する必要がある。スラブの場合は厚み方向の1次元伝熱モデルで十分であるので(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。

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

ここで、 c は比熱、 ρ は密度、 λ は熱伝導率、 t は時間、 x は厚み方向座標、 θ はスラブ温度である。スラブ表面からの入熱計算にはガス放射および炉壁放射を一括した総括熱吸収率 ϕ_{CG} を用いるが、これは加熱炉の形状やスラブの位置あるいは輝炎温度などにより変化するためこの決定は必ずしも容易ではない²¹⁾。 ϕ_{CG} を同定するためには、熱伝対を埋め込んだスラブを炉内に装入して昇温過程を測温する必要があるが、最近ではこれを簡便に行える装置も発表されている²²⁾²³⁾。

2.2 抽出目標温度の決定

多くの場合、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、このため圧延ライン上での温度降下をドラフトスケジュール、圧延速度などを考慮して抽出時のスラブ目標温度が決定される。

2.3 抽出ピッチの予測

前述のように最小限の燃料消費により加熱炉の燃焼制御をしたいという場合には、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行われ、かつ、それに従つて実際の圧延が行われること、また、ロール替えなどのあらかじめ定まっている休止の情報の利用はもちろん突発休止時なども再開時刻のすみやかな入力などが望ましい。

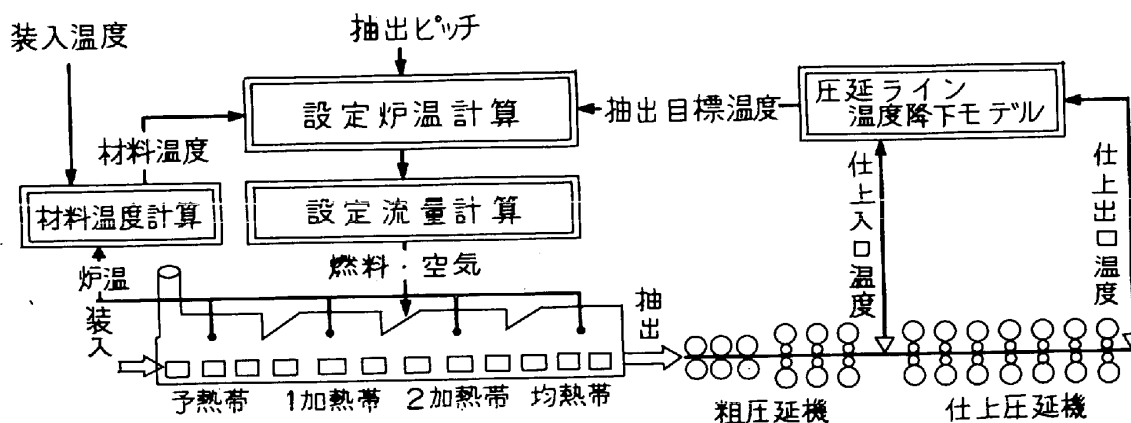


図2 加熱炉制御システム²⁹⁾

2.4 燃焼制御

加熱炉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・目標抽出温度ごとに「最適昇温曲線」(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はずれないように炉温設定し燃料流量をカスケード制御する方法である^{24)~27)}。最近これとは異なる方法で実施されている例を紹介する。

日本鋼管福山の方法は²⁸⁾、スラブを加熱するのに必要な投入熱量を求め、均熱帯の流量を均熱度(スラブの表面温度と中心温度の差で評価する)の制限により決定し、他のゾーンについては抽出口に近いゾーンから順次最大流量を配分していく方法である。

住金鹿島の方法は²⁹⁾、抽出ピッチの変更などの動的な変化に対応できるように、昇温曲線を与えるのではなく、抽出時のスラブが所定の均熱度を持ち、かつ所定温度に加熱できる炉温を時々刻々求めるものである。すなわち、炉内各スラブについて、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て排ガスによる熱損失を減少させるような炉温を決定する。

- (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なものであること

以下を現時点の炉温のもとにおける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 ΔT_i)の線形計画法の問題として解くものである。図3は抽出ピッチの異なるスラブに対するこのようにして求めた炉温設定値およびスラブの昇温曲線である。炉内には寸法・目標抽出温度などの異なつたスラブが混在するので、実際の炉温設定は個々のスラブに対して求めた炉温を平均したものとなる。

3. 粗圧延機エッジャーによる幅制御

連続鋳造機では幅変更を頻繁には行いにくいいため、連

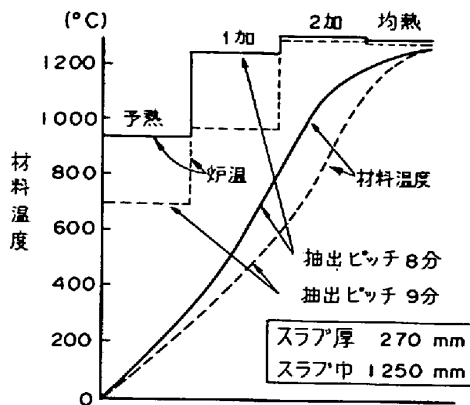


図 3 設定炉温計算の例

鋳スラブの使用量増加に伴いホットストリップミルにおける幅殺し量が増大する方向にあり、かつ、エッジャーの開度設定替えを頻繁に行う必要性が増し、セットアップの重要性が増してきた。また、加熱炉の低温抽出などの省エネルギー操炉によるスキッドマーク(スラブの焼むら)に起因する幅変動また、先後端部のメタルフローの非定常部に発生する幅狭をエッジャーロール開度を操作して制御する必要性が増し自動板幅制御システムの開発が進められている。

3.1 エッジャーロール開度のセットアップ

粗圧延機において、スラブはエッジャーによる垂直圧延(幅圧下)と水平ロールによる圧延を順次受ける。この時の圧延材の変形挙動について、プラスチックによるモデル実験や実機ミルでの測定が行われ、幅拡がり量^{30)~32)}、エッジャーの圧延荷重³³⁾などについての知見は大幅に増大し、エッジャーロールのセットアップ方式は確立したといつてよい。本特集号にもその一つが詳細に述べられているので³⁴⁾、ここでは省略する。ところで、幅圧延時のメタルフローに起因する先後端部の幅狭の量および長さはエッジングのドラフトスケジュールによつて変化することは判つており、後段エッジャーにて幅強

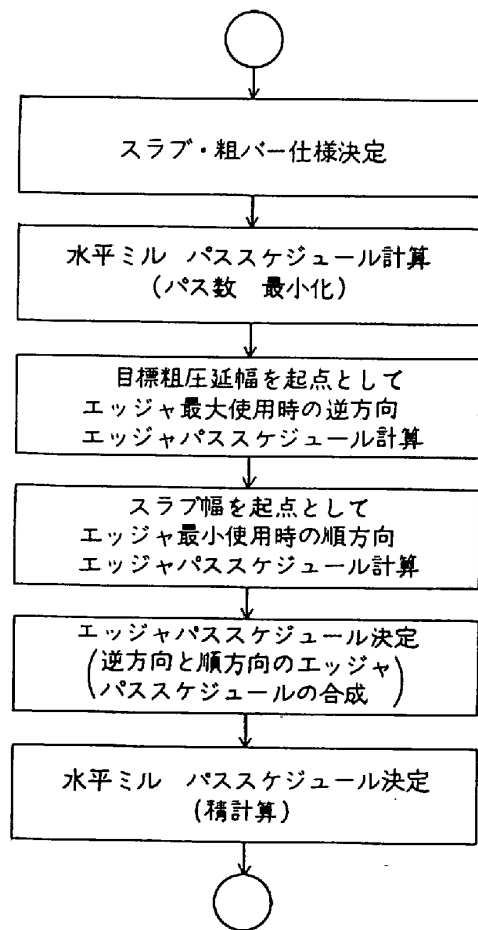


図 4 粗圧延スケジュール¹⁴⁾

圧下する方が幅狭となる長さ・幅狭量ともに減少するとの実験結果にもとづき³⁵⁾、エッジャー荷重、かみ込み角、トルク、座屈の制限の範囲で可能な限り後段エッジャーで幅強下する図4のようなスケジュール計算法を実機に適用している例がある¹⁴⁾。

3.2 エッジャーロール開度による自動板幅制御 (AWC, Automatic Width Control)

圧延材の1コイル内での幅変動は先後端部の幅狭とスキッドマークに起因する変動の2つが主要なものである。

図5は粗圧延終了時の圧延材の先後端幅狭および端部形状の典型例³⁶⁾で、この先後端部幅狭を制御する方法としては Davy united 社よりエッジャーロール開度を先

後端部で開放するパターン制御が提案されており³⁷⁾、同様な方法を適用したとの報告もある³⁸⁾。

また、スキッドマークに対する板幅制御についても適用例が2, 3発表されている。新日鉄大分の例³⁹⁾は粗圧延機最終段のタンデム圧延機 R_3, R_4 のエッジャー E_3, E_4 にロードセルを設置し、 E_3 にてゲージメータ式にて幅偏差を検出し、この信号をフィードフォワードして E_4 開度を操作するものである。住金鹿島では³⁹⁾、図6に示すごとく粗圧延の中間スタンド R_3 の出口に幅計を設置して幅変動を計測し、次段の E_4 エッジャーを操作する方法を採っている。

いずれにしても、エッジング圧延後の水平圧延による幅変動の再生を予測して、エッジャーにより過制御しな

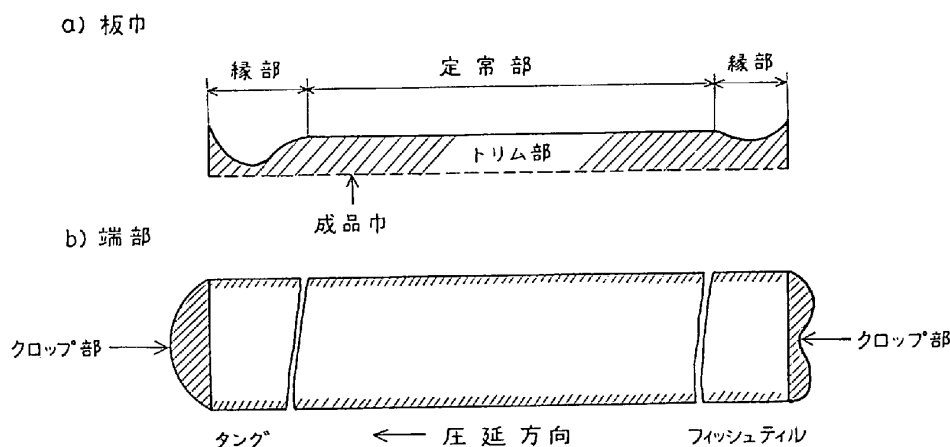


図5 粗圧延後の幅と端部³⁶⁾

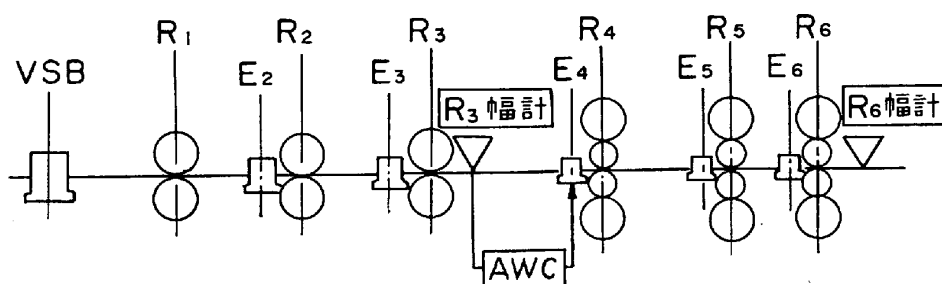


図6 自動板幅制御の例³⁹⁾

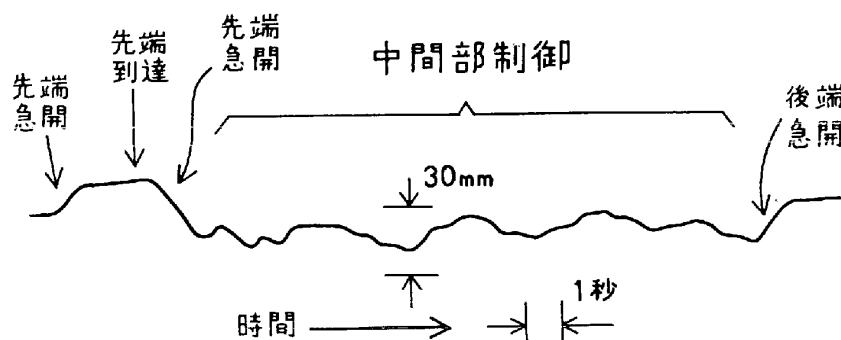


図7 E_4 操作の例 (図8参照)

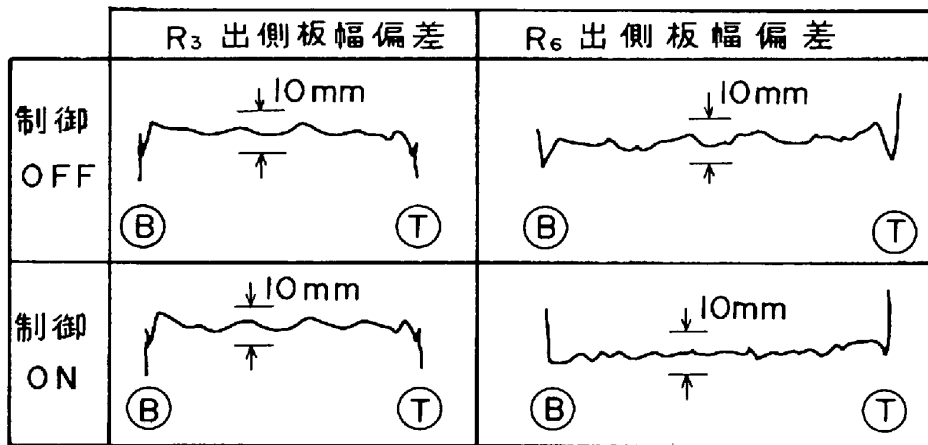


図 8 AWC 実施例³⁹⁾

ければならないので幅変動の予測モデルの精度が問題となる。図 7 に自動板幅制御 (AWC) 適用時の E₄ 開度の操作例を、図 8 にその効果を示すが、先後端幅狭を補償するための動作とスキッドマークを制御するための動作がみられ、先後端部幅狭ならびにスキッドマークによる幅変動ともによく制御されている。

また、先後端部の幅狭についてもプラスチックによるモデル実験などにより数式化が進められており³¹⁾⁴⁰⁾、単なるパターン制御ではなく先後端部の板幅変動に合わせてより精度よく制御することが今後検討されると考えられる。このためには、エッジロール開度の相当急速な操作が必要となるので油圧にて操作されることとなる。

4. 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るとともに、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ィールおよび形状を制御する手法が開発されている。

4.1 ドラフトスケジュールの決定

ドラフトスケジュール (各スタンドの出口厚) は動力曲線 (いわゆる HHT 曲線) を用いて、各スタンドごとの負荷配分を指定することによって決定する方式が多く用いられてきた⁴¹⁾。この方式の欠点は鋼板のプロフィールおよび形状に対する配慮がないため、その時々々の圧延機の状態に応じて負荷配分をオペレータが修正していかなければならないことである。

SIDMAR では CRM が開発したプロフィール・形状を制御できるドラフトスケジュール計算法を採用している⁴²⁾。図 9 に示すごとく、プロフィールを表わす指標 Σ は中央部板厚 H と板端から 40mm の部分の板厚 h_{40} により (2) 式により定義し、形状を表わす指標 ρ は中央部

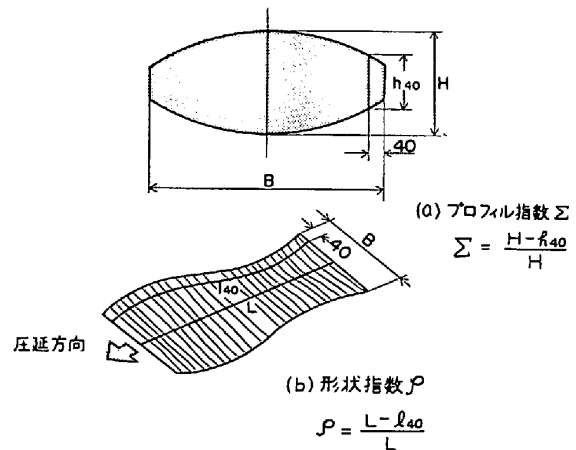


図 9 プロフィール指数・形状指数⁴²⁾

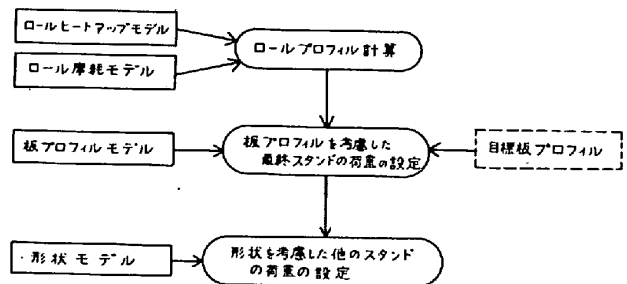


図 10 ドラフトスケジュール計算法⁴²⁾

の伸び L と板端から 40mm の部分の伸び l_{40} により (3) 式により定義している。

$$\Sigma = (H - h_{40}) / H \dots\dots\dots (2)$$

$$\rho = (L - l_{40}) / L \dots\dots\dots (3)$$

板のプロフィールはワークロールおよびバックアップロールのプロフィールと圧延荷重によって定まり、板の形状は各スタンドにおける入口の板のプロフィール・出口の板のプロフィールおよび入口の板の形状によって定まるものであるから、CRM のドラフトスケジュール計算モデルは図 10 に示すようになる。すなわち、①ロールのヒート

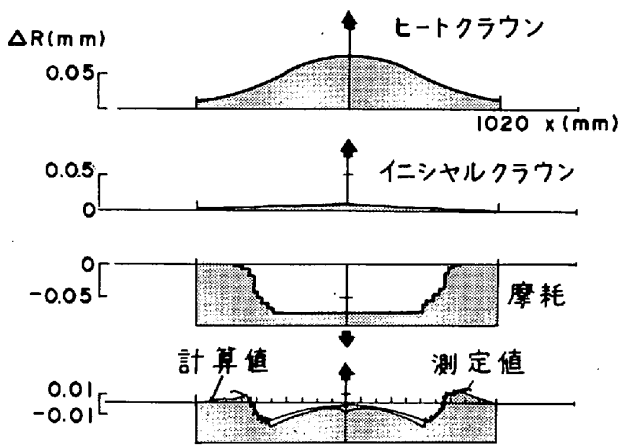


図 11 ロールプロファイルの計算と実績の比較⁴²⁾
(F₆ ロール抜き取り 40 分後の測定)

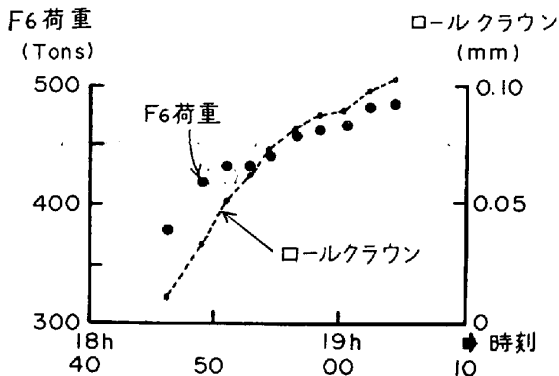


図 12 形状制御結果⁴²⁾ (ロール替直後からの F₆ 荷重変化)

アップと摩耗のモデルよりロールのプロファイルを計算する。②板プロフィール計算モデルを用いて、目標板クラウンが実現できるように最終スタンドの圧延荷重を決める。③他のスタンドに対しては、形状計算モデルを用いて、平坦な鋼板となるように負荷を配分する。図 11 はロールプロフィールの計算結果を示したもので実績とよく一致している。図 12 はこのドラフトスケジュール計算モデルを実機に適用した結果で、ロール替直後からのヒートクラウンの変化と最終スタンドの圧延荷重の変化が示され、ロール替直後のヒートクラウンの急激な変化と、これを補償するために圧延荷重が増大しているのがよくわかる。

川鉄千葉においても同様に負荷配分を変更することにより、図 13 に示すようにロール替直後からつぎのロール替までの間、ほぼ一定の板クラウンに制御することが行われている⁴³⁾。さらに、負荷配分だけでなく粗厚・仕上げ入口温度を変更して板プロフィールを制御する方法⁴⁴⁾、あるいは、ロールの冷却水を操作することによりプロフィールの制御可能範囲を拡げる方法⁴⁵⁾などが発表されている。

4.2 圧延荷重の推定

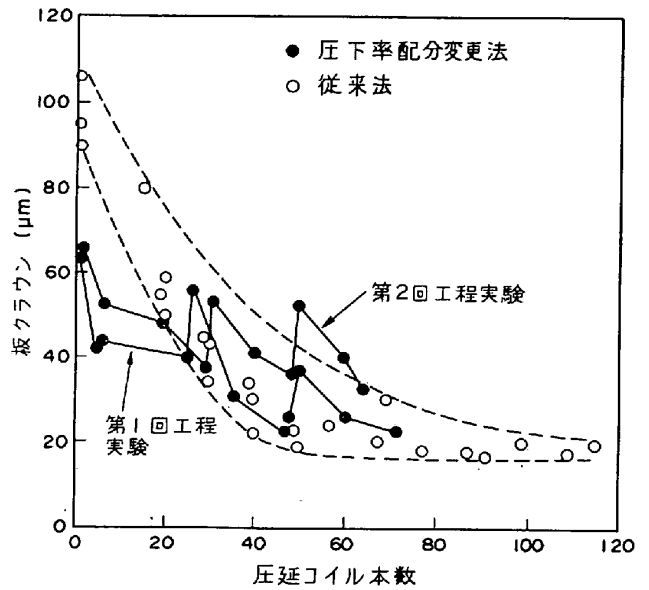


図 13 圧下率配分変更法により得られた板クラウンと従来法により得られた板クラウンとの比較⁴³⁾

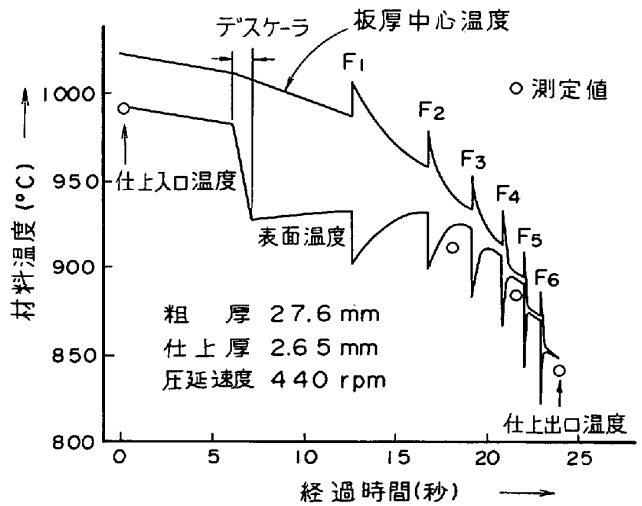


図 14 実測温度と計算温度の比較⁴⁷⁾

圧延荷重の推定に関しては、低温域に対する変形抵抗数式モデルや混合摩耗状態の圧延荷重計算モデルなどが検討され、計算制御に導入されてきた。

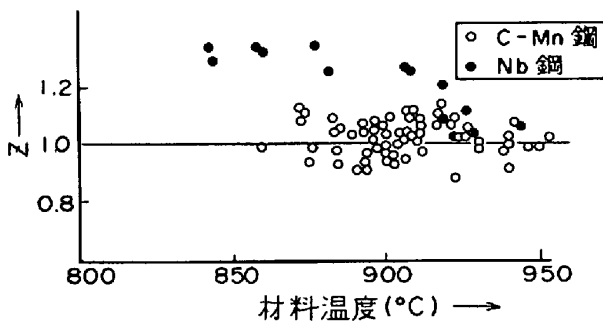
4.2.1 圧延温度の推定⁴⁶⁾

変形抵抗を算出するため、また仕上げ出口温度を制御するためにも材料温度を精度よく推定しなければならない。圧延材の仕上げ圧延での温度降下については、従来のように回帰式を用いるのではなく、板厚方向の1次元熱伝導方程式(4)を表面における境界条件(5)のもとで解くことにより求めるようになってきた。

$$c\rho \frac{\partial \theta}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial \theta}{\partial x} \right) + Q \dots\dots\dots (4)$$

$$-\lambda \frac{\partial \theta}{\partial x} = q \dots\dots\dots (5)$$

ここで、Qは加工熱、qはスラブ表面からの放熱量であ



$$Z = (\text{実測荷重}) / (\text{計算荷重})$$

	C	Mn	Nb
C-Mn鋼	0.03~0.61	0.15~1.31	—
Nb鋼	0.10~0.16	0.70~1.01	0.017~0.025

図 15 圧延荷重の推定精度⁴⁷⁾

り、内訳は対流による熱損失、輻射による熱損失、デスクレーヤ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などである。

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のであるが、実測値ともよく一致する。(計算結果の1例を図14に示す)

4.2.2 変形抵抗の計算

炭素鋼の熱間変形抵抗については志田の式あるいは著者らが Mn などの影響を加味して見直した(6)式に示す式などが報告されている⁴⁷⁾。

$$K_{fm} = (0.916 + 0.18Mn + 0.389V + 0.191Mo + 0.004Ni) \cdot \exp(0.126 - 1.75C + 0.594C^2) + \frac{2851 + 2968C - 1120C^2}{T_k} \cdot \epsilon^{0.21} \cdot \dot{\epsilon}^{0.13} \dots (6)$$

ここで、Cは炭素含有量、Mn、V、Mo、Niについても同様、 T_k は圧延材の絶対温度、 ϵ はひずみ、 $\dot{\epsilon}$ はひずみ速度である。図15は実機にて(6)式の精度を調査したものであるがC-Mn鋼では±10%程度の精度が得られている。しかしながら、Nb鋼の低温域での変形抵抗が十分表現できていない。これはNb鋼の場合は再結晶が抑制されるため累積ひずみの影響が出ているためと考えられ、この方面の研究が活発に進められている⁴⁸⁾⁴⁹⁾。累積効果を考えた場合、(7)式による実績ひずみ ϵ によつて変形抵抗が決定されることになる。

$$\epsilon_i = \alpha_i + \lambda_{i-1} \epsilon_{i-1} \dots (7)$$

ここで、 ϵ_i は*i*パスの実質ひずみ、 α_i は*i*パスの圧下ひずみ、 λ_i は*i*パスでのひずみ残留率である。ひずみ残留率は材料温度、パス間時間、ひずみ量、材量の化学成分によつて変化するが齊藤ら⁴⁸⁾によつて数式化され、図16に示すごとく実験結果ともよく一致することが発表されている。

4.2.3 圧延荷重式

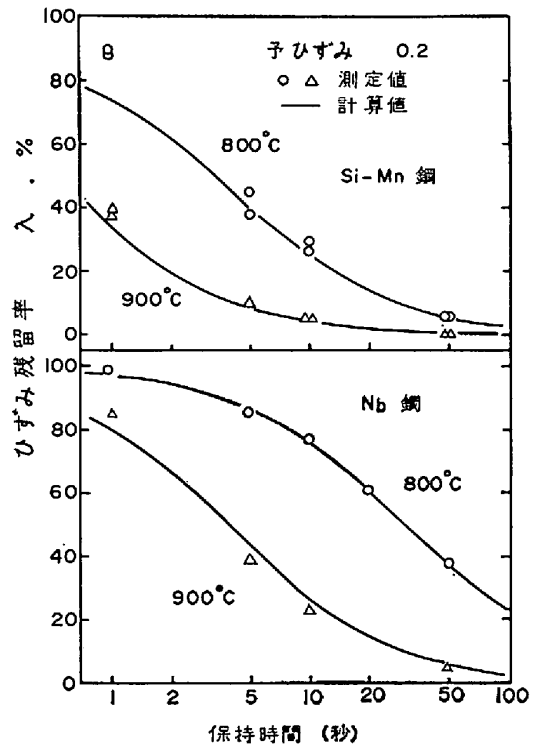


図 16 等温保持中のひずみ残留率の計算値と高温変形実験結果との比較⁴⁸⁾

圧延荷重*P*は(8)式にて計算される。

$$P = 1.15 K_{fm} \cdot b \sqrt{R'} (H-h) Q_p \dots (8)$$

ここで、 K_{fm} は変形抵抗、*b*は板幅、 R' は扁平ロール半径、*H*はスタンド入口板厚、*h*は出口板厚、 Q_p は圧下力関数である。圧下力関数 Q_p としてはSimsの式が使われることが多い。

しかしながら、Simsの式は全面スティック(Stick)状態を前提としたもので、熱間圧延油を使用した圧延ではスリップ(Slip)・スティック両領域の存在する混合摩擦状態となり、Simsの式では十分適用できない。EL-KALAYら⁵⁰⁾は混合摩擦状態にも適用できるオンライン計算可能な圧下力関数 Q_p を報告している。また混合摩擦状態における Q_p の簡略式を作成し、摩擦係数 $\mu = 0.2 \sim 0.3$ で実機によく合うとの報告もある⁵¹⁾。

5. 仕上げ圧延機の板厚制御とスタンド間張力制御

仕上げ圧延機には、種々の自動制御系が設置されているが、このうちでも特に重要なものは板厚制御(AGC: Automatic Gage Control)とスタンド間張力制御であり、最近、より一層の精度向上のために制御は高度化し、これに対応してDDC(Direct Digital Control)化が進んでいる^{52)~55)}。

5.1 板厚制御

ホットストリップミルの場合に通常使用されるAGCの制御方式はゲージメータAGCとXrayモニター

AGC である。前者は、スタンド出口板厚をゲージメータ式により検出して制御しようとするもので、実際には、1 コイルの圧延のトップ部でロール開度 S と圧延荷重 P をロックオン (記憶) し、(9) 式で示される圧延中の (ロックオンした時の板厚からの) ゲージメータ板厚偏差 Δh が零となるようにロール開度 S を操作する制御システムである。

$$\Delta h = \Delta S + \Delta P / M \dots\dots\dots (9)$$

ここで、 $\Delta S = S - S_L$, $\Delta P = P - P_L$, S_L , P_L はそれぞれロックオンした時のロール開度と圧延荷重である。また、Xray モニター AGC は X 線厚み計により目標板厚からの偏差を測定し、ゲージメータ AGC にフィードバックして、ゲージメータ AGC のロックオン板厚 h_L ($h_L = S_L + P_L / M$) と目標板厚との差を補正するものである。

AGC を DDC 化する利点の大きなものは、圧延状態に即したパラメータ設定ができることと高度な制御機能が可能なことである。以下に 2, 3 の例を上げる⁵⁶⁾⁵⁷⁾。

①制御ゲインの圧延条件による変化への対応

ロール間隙変化 ΔS と板厚変化 Δh の関係は (10) 式のごとくミル剛性係数 M と塑性係数 Q によつて変わるのでゲージメータ板厚偏差に対するロール間隙変更信号の制御ゲインをそれに応じて補正する。

$$\Delta h = M / (M + Q) \times \Delta S \dots\dots\dots (10)$$

②絶対値ロックオン

セットアップ計算結果のロール開度と圧延荷重予測値でロックオンすることにより、ゲージメータ AGC の制御基準 (ロックオン板厚 h_L) は目標板厚にできる。

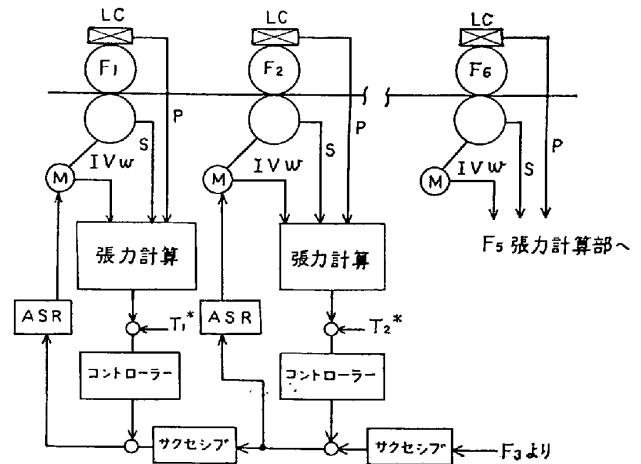
③フィードフォワード AGC

上流側スタンドにて外乱を検出し、下流側スタンドのロール間隙をあらかじめ操作することにより、ロール間隙の応答の遅れを補償する機能である。外乱 (制御しない場合の板厚変動) の予測には、上流スタンドの出口厚変動に起因するものと、スキッドマークなどにより変形抵抗変動に起因するものの両者を考慮しなければならない。

5.2 スタンド間張力制御

通常スタンド間にはルーパが設置されており、まず、この高さを一定に保つべくロール周速が調整される制御システムがある。さらに、ストリップ張力を一定に保つためルーパトルクを調節するシステムがある。最近では、これらの制御についても DDC 化が進み、圧延条件に応じた最適ゲイン設定などきめのこまかい制御が実施されている¹⁵⁾。

スタンド間にルーパを設置せずに、図 17 のごとく圧延電流・圧延トルクなどによりスタンド間張力を演算して、この演算張力に基づいてロール周速度を制御するルーパレス制御が試みられており、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^{58)~60)}。スタンド間張力の演算方法としては種々提案されているが、い



LC: ロードセル, M: モーター, ASR: 速度調節器, P: 圧延反力
T1*: 目標張力, I: 電流, V: 電圧, W: スピード, S: 圧下位置

図 17 ルーパレス張力制御システム⁵⁸⁾

ずれも (11) 式を基本としている。

$$G_i = l_i P_i - R_i T_i + R_{i-1} T_{i-1} \dots\dots\dots (11)$$

ここで、 G は圧延トルク、 P は圧延荷重、 l はトルクアーム係数、 R はロール半径、 T は前方張力、添字 i は i スタンドを表すものである。

6. ホットラン冷却制御

ホットラン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、最近では単に巻き取り温度を目標値に制御するだけでなく、冷却過程も管理されるようになってきている。

ホットラン冷却制御の機能は図 18¹⁴⁾ に示すごとく、仕上げ温度を測定し、所定の巻き取り温度になるように水冷バンクをオンオフ制御するのが一般であるが^{61)~64)}、冷却能力を大きくした最終バンクの直前にも温度計を設置して最終バンクを操作する方法も実施されている⁶⁵⁾。

6.1 鋼板の冷却モデル

ホットランテーブルにおける鋼板の冷却モデルとしては、板厚方向の温度分布を無視した (12) 式が用いられる。

$$-c\rho h \frac{d\theta}{dt} = 2\varepsilon\sigma\{(\theta + 273)^4 - (\theta_a + 273)^4\} + h_w(\theta - \theta_w) \dots\dots\dots (12)$$

ここで、 h は板厚、 ε は輻射率、 σ はステファンボルツマン定数、 θ_a は雰囲気温度、 h_w は水冷による熱伝達係数、 θ_w は水温である。熱伝達係数 h_w の値については多数の報告があるものの⁶⁶⁾、鋼板の温度などによつて沸騰現象が変化するなどがかなり複雑である。また、冷却方式によつても当然、熱伝達係数は違ってくる。その他熱伝達係数に影響を及ぼすものとして、冷却水の水温、水量あるいは隣接するバンク間の冷却水の干渉などがあるが、これらの外乱要素は極力除去することが制御精度の向上には不可欠である。

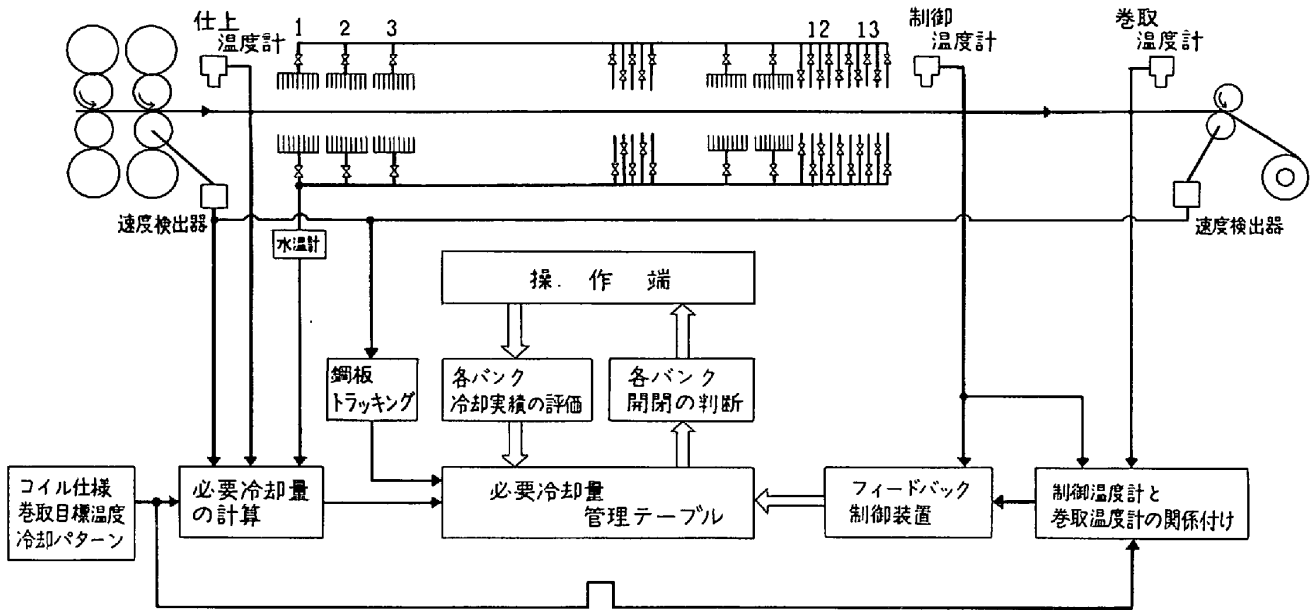


図 18 巻取温度制御システム¹⁴⁾

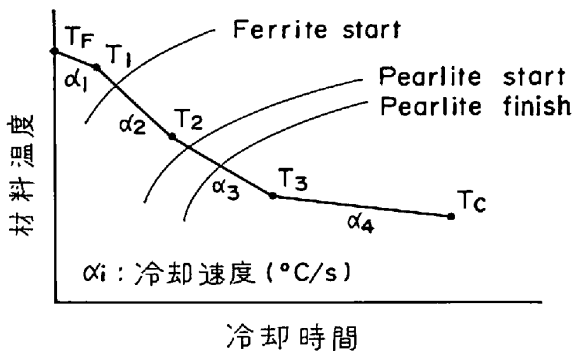


図 19 冷却速度制御⁶⁷⁾

6.2 冷却速度制御

川鉄水島では仕上げ温度から巻き取り温度までの冷却過程を図 19 のごとく制御できると報告している⁶⁷⁾。これを実現するために、水冷ゾーンを長くし、かつ、制御単位を全長にわたって細分化し 103 個の制御単位を設け、制御の方法としては全体を 14 個の制御ゾーンに分割し、各制御ゾーンの入・出口目標温度を計算のうえ、該当制御ゾーンの制御単位 (5~10 個) を目標出口温度にあうようにオンオフ制御する方法を採っている。

7. あとがき

ホットストリップミルの計算機制御について、対象を絞って、数式モデルの考え方を中心に述べてきた。この他にも重要なものとして、生産管理用計算機との結合によるスラブヤードおよびコイルヤードの制御^{14)68)~71)}、加熱炉まわり、粗圧延機・仕上げ圧延機・コイラーまわりの自動化など多数あるが紙面の都合上割愛した。

厳しい経済環境下、計算機制御に対する要求はますます

す厳しく、完全自動化、よりいつその歩留り・品質の向上のためにまだまだ解決しなければならない問題も多く、今後とも研究開発が精力的に進められるであろう。

文 献

- 1) 野坂康雄: 鉄鋼業のコンピュータ・コントロール, (1970), p. 193 [産業図書]
- 2) 岡本豊彦: 鉄と鋼, 57 (1971) 10, p. 127
- 3) G. F. HECK, A. B. BROWN, and J. C. MCFADDEN: Iron Steel Eng. (1972) Apr. p. 44
- 4) C. G. EADES and J. G. LIVESCY: Iron Steel (1972) Oct., p. 490
- 5) J. BARINAGE and L. W. SPADLIN: Iron Steel Eng. (1972) Dec., P. 52
- 6) K. S. KRATZ: Iron Steel Eng. (1974) Sept., p. 41
- 7) C. W. CULLEN and G. P. PETRUS: Iron Steel Eng. (1979) Nov., p. 25
- 8) 黒津亮二, 豊坂秀夫, 伊藤 実, 片岡健二, 峰松隆嗣, 御厨 尚: 川崎製鉄技報, 3 (1971) 3, p. 35
- 9) T. OKAMOTO and K. NISHIZAWA: The Sumitomo Search (1971) 6, p. 21
- 10) 有村 透, 岡戸 充, 鎌田正誠: 日本鋼管技報 (1972) 56, p. 31
- 11) 宮崎義利, 伊藤 裕, 村上 豊, 前原慎一郎, 神崎昌久: 製鉄研究 (1973) 279, p. 42
- 12) 滝沢謙三郎, 今村 弘: 神戸製鋼技報, 24 (1973) 4, p. 22
- 13) 大庭半次, 牧角一弘, 白杉 茂, 宮野泰孝: 東芝レビュー, 30 (1975) 10, p. 768
- 14) 藤井靖治, 笹生宏明, 大高晋一郎, 野間吉之介, 真壁英一, 岩本宗孝: 日本鋼管技報 (1980) 85, p. 19

- 15) 田中英輔, 芦沢誠一, 中田隆正: 神戸製鋼技報, 30 (1980) 4, p. 38
- 16) 久保岳明, 小坂晃義: 日立評論, 58 (1976) 6, p. 17
- 17) 白杉茂ほか: 東芝レビュー, 31 (1976) 11, p. 935
- 18) 辻 順一, 川崎宗男, 浜崎芳治, 小寺嘉一, 渡辺文夫: 三菱電機技報, 51 (1977) 8, p. 519
- 19) 富樫伸行, 白井敏雄, 諸岡泰雄, 増田崇雄: 日立評論, 60 (1978) 7, p. 11
- 20) 川崎宗男, 三浦敬一, 稲本 惇, 小寺嘉一, 山本修: 三菱電機技報, 53 (1973) 3, p. 207
- 21) 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)
- 22) H. H. EMSCHERMANN, B. FUHRMANN, and D. HUHNKE: Stahl u. Eisen, 96 (1976) 25/26, p. 1290
- 23) 阪本喜保, 田村洋一, 横井玉雄, 川野晴雄: 鉄と鋼, 65 (1979), S 273
- 24) F. HOLLANDER and R. L. HUISMAN: Iron Steel Eng. (1972) Sept., p. 43
- 25) R. D. GLATT and F. X. MACEDO: Iron and Steel Intern. (1977) Dec., p. 381
- 26) C. E. PECK: Iron Steel Eng. (1973) Oct., p. 50
- 27) J. C. PRICE: Iron Steel Eng. (1980) Sept., p. 59
- 28) K. YABUUCHI, K. SHIRAISHI, K. KUSUMOTO, M. KAMATA, A. TAKEKOSHI, and H. MURAKAMI: Proc. of International Conference on Steel Rolling, Sept.-Oct. 1980 Vol. 1, p. 151
- 29) 高橋亮一, 川野晴雄, 横井玉雄, 成合靖正, 高力満: 鉄と鋼, 64 (1978), S 252
- 30) 山口道広, 美坂佳助, 河野輝雄, 芝原 隆, 布川剛, 平松照生: 第 29 回塑性加工連合講演会講演論文集 (1978), p. 142
- 31) 岡戸 克, 有泉 孝: 昭和 54 年度塑性加工春季講演会講演論文集 (1979), p. 497
- 32) 長田修次, 荒木省一, 中島浩衛, 神山藤雅, 吉田一: 昭和 54 年度塑性加工春季講演会講演論文集 (1979), p. 489
- 33) 岡戸 克, 中内一郎, 有泉 孝, 日高幸男, 金原理: 昭和 52 年度塑性加工春季講演会講演論文集 (1977), p. 121
- 34) 芝原 隆, 美坂佳助, 河野輝雄, 高力 満, 竹本裕: 鉄と鋼, 67 (1981), p. 15
- 35) 武井弘光, 藪内捷文, 山崎喜政, 岡戸 克, 有泉孝: 昭和 54 年度塑性加工春季講演会講演論文集 (1979), p. 501
- 36) H. WLADIKA, E. NEUSCHÜTZ, and H. THIES: Stahl u. Eisen, 100 (1980) 12, p. 631
- 37) 特許公報出願公告, 昭 47-47223 (1972)
- 38) 瀬涛康德, 武田曠吉: 昭和 52 年度塑性加工春季講演会講演論文集 (1977), p. 117
- 39) 新城昭夫, 布川 剛, 高力 満, 竹本 裕, 河野輝雄, 高橋亮一: 鉄と鋼, 66 (1980), S 966
- 40) 荒木省一, 長田修次, 中島浩衛, 神山藤雅, 吉田一: 昭和 54 年度塑性加工春季講演会講演論文集 (1979), p. 493
- 41) 今井一郎: 日本機械学会誌, 74 (1963) 534, p. 938
- 42) S. WILMOTTE, M. ECONOMOROULOS, R. COLIN, and G. THOMAS: Iron Steel Eng. (1977) Sept., p. 70
- 43) 鎌田征雄, 北村邦雄, 中川吉左衛門, 玉井敏行, 君嶋英彦: 塑性と加工, 21 (1980) 238, p. 990
- 44) 土屋健治, 福田武幸, 若子敦弘, 猪井善生: 鉄と鋼, 61 (1975), S 552
- 45) J. MIGNON, J. VINCIOTTI, and S. WILMOTTE: Proc. of International Conference on Steel Rolling, Sept.-Oct. 1980, Vol. 1, p. 399
- 46) 浜渦修一, 菊間敏夫, 中島浩衛, 細見紀幸: 昭和 55 年度塑性加工春季講演会講演論文集 (1980), p. 53
- 47) 美坂佳助, 横井玉雄, 高橋亮一, 永井 博: 鉄と鋼, 67 (1981), A 53
- 48) 斎藤良行, 榎並禎一, 田中智夫, 井上正敏: 鉄と鋼, 67 (1981), A 45
- 49) 山本定弘, 藤田米章, 大北智良, 大内千秋, 大須賀立美: 鉄と鋼, 67 (1981), A 49
- 50) A. K. E. H. A. EL-KALAY, and L. G. T. SPARLING: JISI (1968) Feb., p. 152
- 51) 寺門良二, 中島明一, 高橋 讓: 鉄と鋼, 65 (1979), S 790
- 52) 三浦 恒, 今道周雄, 稲本 惇: 計測と制御, 11 (1972) 5, p. 41
- 53) 金倉三養基, 大石明良, 小藪俊昭, 谷口政隆, 柿田和俊, 中島興範, 浜崎芳治, 渡辺文夫: 鉄と鋼, 66 (1980), S 299
- 54) 小寺嘉一, 渡辺文夫: 第 22 回自動制御連合講演会 (1979), p. 305
- 55) 今井一郎, 藤田紀久, 大石明良, 安田和詔, 赤時恵, 中島興範, 小寺嘉一, 戸叶秀晴: 鉄と鋼, 66 (1989), S 300
- 56) 平山行夫, 浅田宏一, 山崎雅邦, 石川秀一, 高路勝彦: 日新製鋼技報 (1979) 41, p. 43
- 57) 高橋亮一, 美坂佳助: 塑性と加工, 16 (1975) 168, p. 25
- 58) 今井一郎, 大石明良, 谷口政隆, 中島興範, 田代和幸, 小西政治, 諸岡泰男, 谷藤省也: 鉄と鋼, 66 (1980), S 301
- 59) J. AKAMATSU, R. TERAKADO, Y. ANBE, K. SEKIGUCHI, M. MIYOKAWA, and T. MIYAMOTO: Proc. of International Conference on Steel Rolling, Sept.-Oct. 1980 Vol. 1, p. 410
- 60) A. OISHI, M. KASAI, O. NAKASHIMA, S. KONISHI, M. KAWASAKI, Y. HAMASAKI, and F. WATANABE: Proc. of International Conference on Steel Rolling, Sept.-Oct.

- 1 (1980) p. 418
- 61) *F. HOLLANDER*: *Iron Steel Eng.* (1971) Mar., p. 81
- 62) *H. F. IZZO*: *Iron Steel Eng.* (1972) June., p. 57
- 63) *E. N. HINRICHSSEN*: *Iron Steel Eng.* (1976) Oct., p. 29
- 64) 小野正久, 黒川知明, 平尾文樹, 武田 英: 鉄と鋼, 62 (1976), A57
- 65) *S. WILMOTTE, F. DEGEE, C. V. D. HOVE, and M. ECONOMOPOULOS*: *Proc. of International Conference on Rolling, Sept.-Oct. 1980* Vol. 1, p. 1342
- 66) 日本鉄鋼協会編: 鋼材の強制冷却(1978), p. 206
- 67) 三宅裕史, 西出輝幸, 守谷正一, 池永孝雄, 井上利夫, 高木 清: 川崎製鉄技報, 10 (1978) 1, p. 58
- 68) *A. JAESCHKE, F. SCHRÖDER, and G. SCHWIDESKI*: *International Meeting on Iron and Steel Making*, (1976), 5.3.9
- 69) 近藤 徹, 池田 博, 城田 渉, 名村明教, 江口康二郎, 三宅裕史: 川崎製鉄技報, 10 (1978) 4, p. 59
- 70) 中川 勝, 谷本善男, 騎馬 勝, 高力 満: 住友金属: 30 (1978) 4, p. 113
- 71) 津久井孝史, 岡部久郎, 秋浜雄一, 庄司秋夫, 関幸一, 今井 隆, 石田 康, 明石吉三: 日立評論, 63 (1981) 2, p. 51