

(論文)

アルミニウム熱延における板クラウンセットアップモデルの開発

Development of Set Up Model of Crown Control for Aluminum Hot Finishing Mill



柳 修介*(Ph. D.)
Dr. Shusuke YANAGI



池田昌則**
Masanori IKEDA



國井 弘**
Hiroshi KUNII

Strip crown prediction model and roll thermal profile prediction model have been developed for the aluminum hot finishing mill of Moka works. These models are customized for aluminum hot strip rolling by including the following three aspects. 1)Wide range of rolling force variation. 2)Non contact area between work roll and back up roll caused by combination of small rolling force and decrease bending force. 3)Large thermal crown growth due to long rolling time. These models are adopted for set up calculation of crown control and reduction of variation of strip crown is achieved.

まえがき = 熱延での板クラウン制御の高精度化による平坦度品質の安定化とオペレータ負荷の軽減を目的に、当社のアルミ圧延工場である真岡製造所の熱間仕上げ圧延機を対象に、板クラウンセットアップモデルの開発に取り組んだ。新たに開発したモデルをアルミ熱間仕上げ圧延機の設定計算に適用した結果、圧延機設定の自動化の定着、板クラウンのパラッキ低減などの成果が得られたのでその結果について報告する。

1. アルミ熱間圧延の特徴と板クラウン制御機構

真岡製造所におけるアルミ熱間仕上げ圧延ラインの概要を図1に示す。4スタンドのタンデム圧延機であり、板クラウン制御機構として、F2 から F5 スタンドの上段のバックアップロールに Taper Piston(以下、TP という) ロール(図2)を採用するとともに、各スタンドにワークロールベンダ(図3)が設置されている。

アルミの熱間圧延には、鉄鋼の薄板熱間圧延と比較して以下の特徴がある。

柔らかい純アルミ材から硬質の合金系まで幅広い強

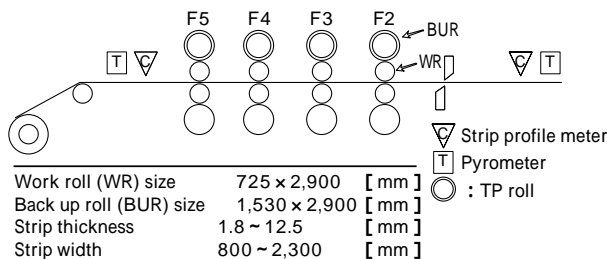


図1 真岡製造所・アルミ熱間仕上げ圧延ライン¹⁾
Fig. 1 Hot finishing mill for aluminum strip in Moka works¹⁾

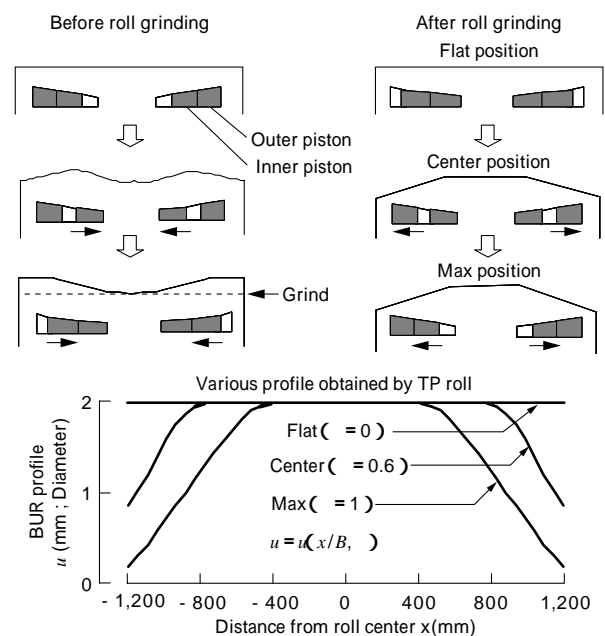


図2 TP ロールによるバックアップロールプロフィールの調整機構²⁾
Fig. 2 Back up roll profile control mechanism of TP roll²⁾

度レンジの材料を圧延し、同一スタンドの圧延荷重は約 300 ~ 3,000ton 強の広範囲で変化する。

圧延時間が長い(1本のコイルの圧延時間は3 ~ 6分)、サーマルクラウン(熱膨張によって形成されるロールプロフィール)が大きく成長する場合がある。鉄鋼の熱延ではロール温度は80 程度であるが、アルミ熱延では120 程度まで上がる場合がある。

およびにより、ワークロールとバックアップロール間に非接触の領域が形成される場合がある。ディクリーズベンダ(図3)が多用される。

*技術開発本部 材料研究所 **アルミ・銅カンパニー 真岡製造所 技術部

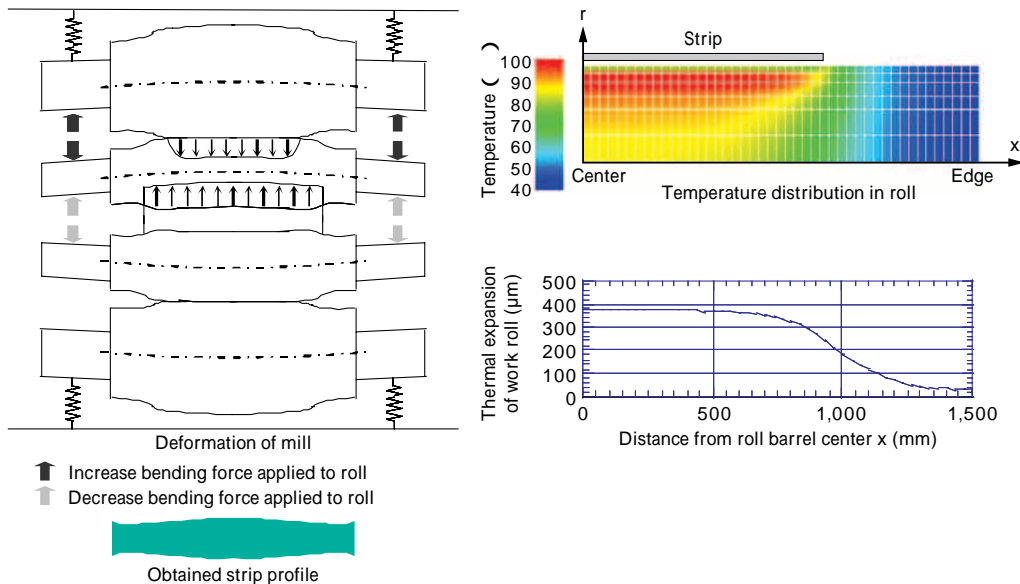


図3 圧延機の変形およびワークロールのサーマルクラウン
 Fig. 3 Deformation of rolling mill (left) and work roll thermal profile (right)

ロールの磨耗はないが、ロールコーティングの状態により摩擦係数が時々刻々と変化する。

これらのアルミ熱延の特徴を考慮して、板クラウンセットアップモデルの開発を行った。

2. 板クラウンセットアップモデル

圧延機の変形およびサーマルクラウンの概略を図3に示す。板クラウンは、圧延機の変形とロールプロフィールから決定される。ここでは、仕上げ設定計算に使用する板クラウン予測モデル、サーマルクラウン予測モデル、および板クラウンの予測誤差を実圧延データから推定してモデルを修正するために用いる影響係数の誤差モデルについて紹介する。

2.1 板クラウン予測モデル

圧延機の変形を解析して板クラウンを求める手法としては分割モデル³⁾が一般的であり、オンライン計算には、分割モデルによる数値計算結果を簡易式で表現する簡易モデルが使用されてきた。また、近年の計算機能力の向上により、オンラインで分割モデルを実行する例もある。ここでは、既設のプロセスコンピュータの使用を前提とし、その計算能力を考慮して、式(1)～(3)に示す簡易式によるオンライン用板クラウン予測モデルを作成した。

$$\frac{C_n}{H_n} = \frac{C_{M,n}}{H_n} + \frac{C_{n-1}}{H_{n-1}} \dots\dots\dots(1)$$

ここで、 C_n は n スタンドの出側板クラウン、 H_n は n スタンド出側板厚、 $C_{M,n}$ は n スタンドのメカニカルクラウン（圧延材とワークロール間の荷重分布を均一として得られる板クラウン）、 η_n は転写率、 $\eta_n = 1 - \eta_{n-1}$ は板クラウン比率の遺伝係数を表す。

アルミ熱延における種々の圧延条件に対し、分割モデルによる数値計算で C_M を求め、得られた結果を圧延荷重 P 、ワークロールベンディング力 F_B などの影響因子で重回帰式(2)のように表現した⁴⁾。

$$C_M = \eta_P \cdot P + \eta_{F_B} \cdot F_B + \eta_{C_W} \cdot C_W + \eta_{C_B} \cdot C_B + \eta_{C_H} \cdot C_H \dots\dots(2)$$

$\eta_P, \eta_{F_B}, \eta_{C_W}, \eta_{C_B}, \eta_{C_H}$ はそれぞれ、圧延荷重 P 、ワークロールベンディング F_B 、ワークロールイニシャルクラウン C_{rW} 、バックアップロールクラウン C_{rB} 、サーマルクラウン C_{rH} の影響係数を表す。イニシャルクラウンが放物線状であるのに対しサーマルクラウンは台形状となるため、板クラウンに与える影響は異なると考え、別の影響係数で表現した。各影響係数は、板幅 W 、圧延荷重 P 、基準のワークロール径 D_W と偏差 ΔD_W の比、および TP ロールのプロファイルを表すパラメータ（フラットの場合、 $\Delta D_W = 0$ 、中間位置の場合 $\Delta D_W = 0.6$ 、MAX 位置の場合 $\Delta D_W = 1$ ）の多項式で表現し、係数 η_{ijkl} はメカニカルクラウン C_M の数値計算結果を重回帰して求めた。

$$C_M = \sum_{i=0}^1 \sum_{k=0}^1 \sum_{j=0}^2 \sum_{l=0}^2 \eta_{ijkl} \cdot W^i \cdot P^j \cdot \left(\frac{\Delta D_W}{D_W}\right)^k \cdot \dots\dots\dots(3)$$

分割モデルでメカニカルクラウン C_M を求める場合、ワークロールとバックアップロール間の非接触の領域やディクリーズベンダの影響も考慮した。

圧延荷重、板幅、ワークロールベンディング力とメカニカルクラウンの関係について、分割モデルおよび作成した簡易モデルで計算した結果を図4に示す。従来の簡易モデル⁴⁾よりも多くの因子を考慮するとともに、高次の項を入れることで、板幅、荷重、ロールプロフィールの幅広い範囲で厳密解である分割モデルの計算結果を近似できた。

式(1)における板クラウン比率遺伝係数 η_n は、の理論計算値を幾何学因子 $\eta_n = D_W^{0.5} h^{1.5} / W^2$ (h は出側板厚) で整理し(図5⁵⁾)、その結果を数式で表現した。数式モデル作成にあたっては、材料強度による η_n の変化を考慮した。

2.2 サーマルクラウン予測モデル⁶⁾

ワークロールのサーマルクラウン計算法としては、直接差分法⁷⁾によりロール内の軸方向および半径方向の温度分布を計算した上、温度分布を半径方向に積分して熱膨張量を求めた。アルミ熱延ではワークロールのシフトは行われないため、左右対称を仮定してロールの1/2の

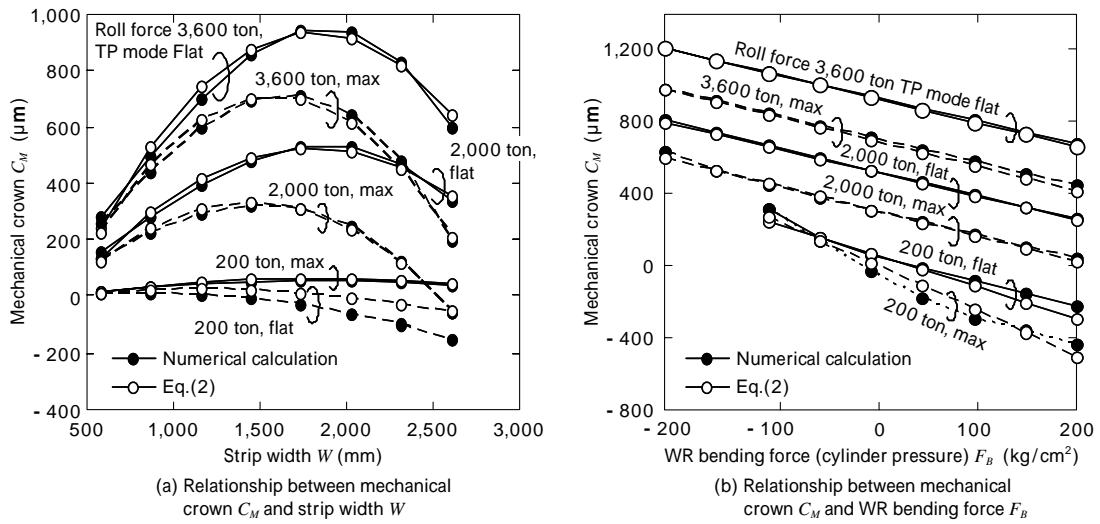


図4 分割モデルと簡易モデル(式(2))によるメカニカルクラウンの計算結果の比較
Fig. 4 Comparison of calculated mechanical crowns

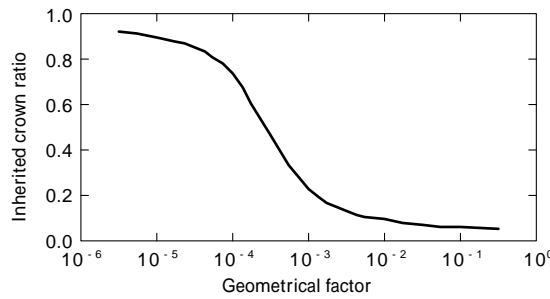


図5 板クラウン比率遺伝係数⁵⁾
Fig. 5 Dependence of inherited crown ratio on geometrical factor⁵⁾

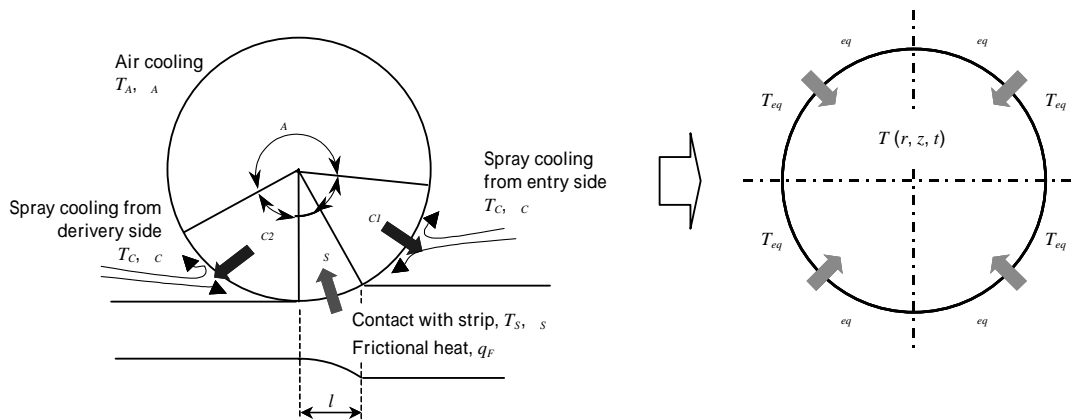


図6 ロール周囲の境界条件
Fig. 6 Boundary conditions around work roll surface

領域を計算対象とした。

ロール周囲の境界条件は、ロール周方向の複数の領域の境界条件を平均化して等価熱伝達境界として取扱う。等価熱伝達境界では、各領域の熱伝達率 i および境界温度 T_i から、式(4)で等価熱伝達率 eq および等価境界温度 T_{eq} を求めて、 $eq(T_{eq} - T_R)$ (T_R はロール表面温度)によってロール表面からの熱移動を与えて内部の温度分布を計算する。

$$eq = \frac{\sum_{i=1}^I i_i}{2} \dots\dots\dots (4)$$

$$T_{eq} = \frac{\sum_{i=1}^I i_i T_i}{2 \cdot eq}$$

ロール周囲の境界は、圧延材との接触、クーラントによる冷却、および空冷の3種類に分け、それぞれの境界ごとに熱伝達率を規定した(図6)。

アルミ熱延では、表面品質と目標温度を両立させるためクーラントの流量が明細によって大幅に異なる。同様に、パススケジュールも明細により大きく異なる。このため、サーマルクラウンを精度よく計算するには、材料とロール間の熱伝達率 s 、およびクーラントへの抜熱の熱伝達率 c の同定が重要である。熱伝達率 c は、レイノルズ数 Re の0.5乗程度に比例する実験式が一般的であり⁸⁾、ここでは、クーラントの流速がクーラント流量に比例するとして、クーラント流量 Q の関数として与えた。

$$c = 800 + 79 \times Q^{0.58} [\text{kcal}/(\text{m}^2 \cdot \text{h} \cdot \text{)}] \dots \dots \dots (5)$$

材料への熱伝達率 s については、式(6)で与えられる定常状態での熱バランスの式をもとに決定した。

$$\begin{aligned} (T_s - \bar{T}_R) l \cdot R + q_F \cdot l \cdot R = & (T_R - T_C) S_C (R + l) \\ & + (T_R - T_A) S_A (R + l) \dots \dots \dots (6) \end{aligned}$$

ここで、 \bar{T}_R はロールの半径方向の平均温度、 q_F は摩擦発熱、 R および l は圧延時間およびパス間時間、 S_C 、 S_A は水冷および空冷の弧長を表す。式(6)の左辺はロールへの単位幅あたりの入熱の合計、右辺は単位幅当りの抜熱の合計である。式(6)において未知量は s と \bar{T}_R である。アルミ熱延では同一の明細が連続して圧延される場合が多いので、同じ明細の圧延が完了した時点ではロールの平均温度は圧延条件で決まるほぼ一定の値に収れんしていると考えられる。そこで、ロール平均温度 \bar{T}_R を測定すれば、材料熱伝達率 s を求めることができる。ロールの温度は、圧延直後はロール表面付近に蓄熱があるが、アルミ熱延用に使用される 700mm 程度のロール径であれば、圧延完了から 10 分程度経ると熱伝導により半径方向の温度分布がほぼ均一になり、表面温度を平均温度に代替できることを確認した(図7)。そこで、種々の明細で圧延後のロール表面温度を測定し、式(6)より s を求めた。その上で、図8に示されるように s が接触弧長 l (l_0 は基準の接触弧長) で整理できることを見出し、 s を実機のデータから決定されるパラメータ A_0 、 A_1 を含む数式で表現した。

$$s = A_0 + A_1 (l/l_0)^{0.65} \dots \dots \dots (7)$$

従来は、スタンドごとに固定値で与えられていた s を式(7)のように数式化することで、パススケジュールや

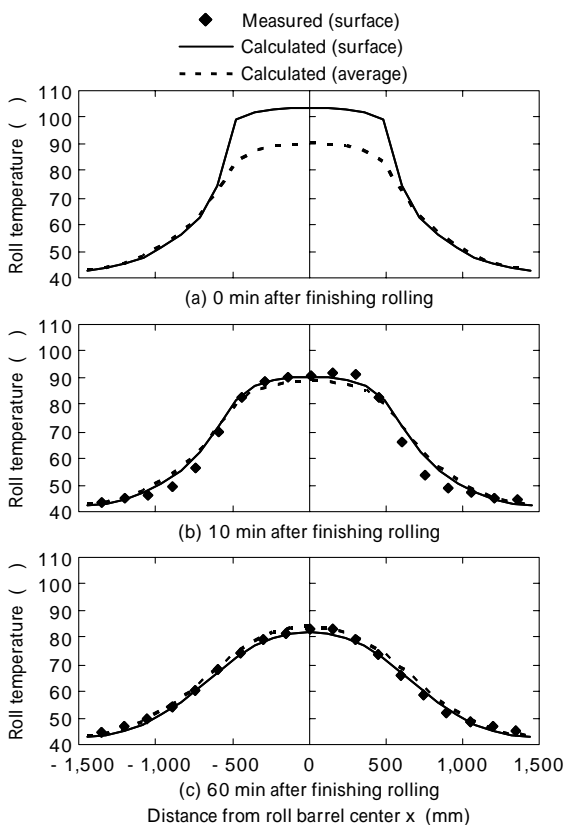


図7 圧延完了直後から1時間後までのワークロール温度の推移
Fig. 7 Transition of work roll temperature after completion of one cycle of rolling campaign

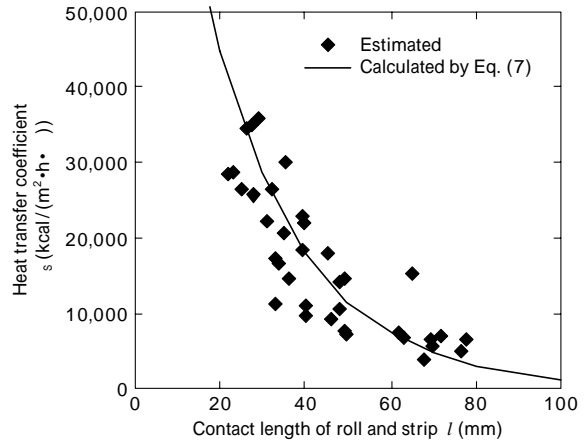


図8 ワークロールと材料間の熱伝達率 s の推定結果
Fig. 8 Estimated heat transfer coefficient s between strip and work roll

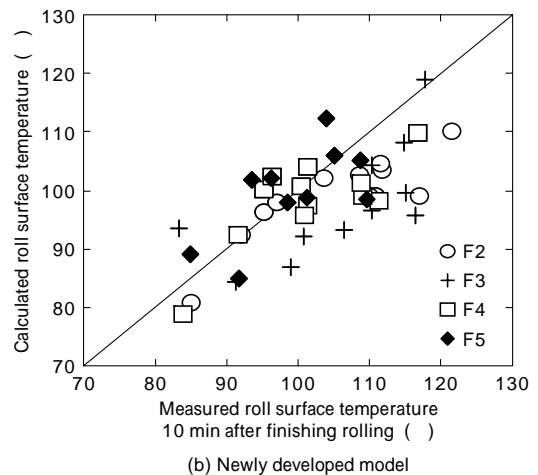
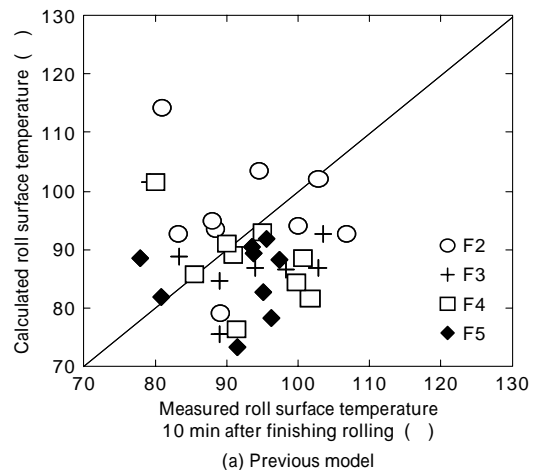
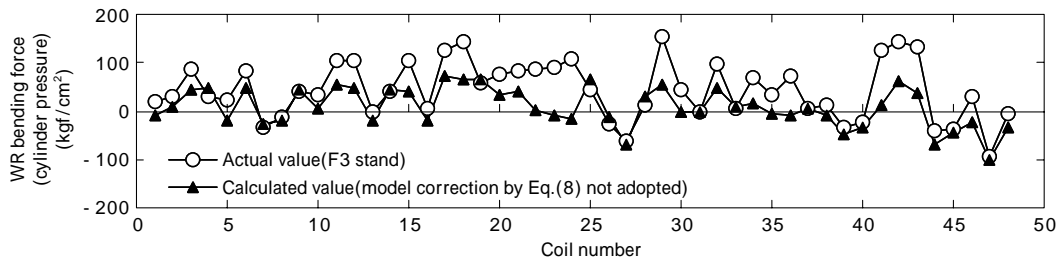


図9 ワークロール温度の予測精度
Fig. 9 Comparison between measured and calculated work roll temperature

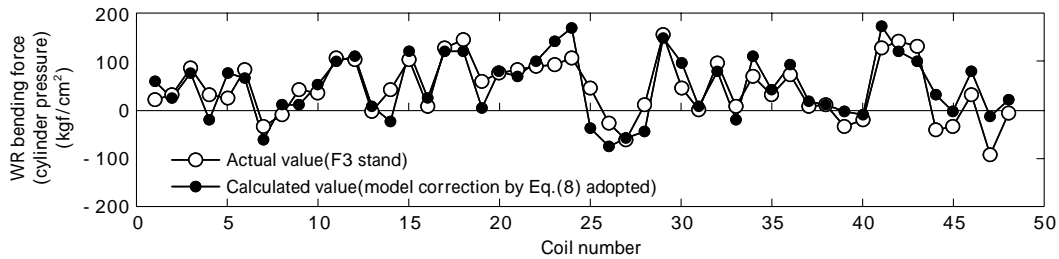
クーラント流量が明細ごとに大きく異なるアルミ熱延ミルにおいても、すべてのスタンドで精度良くロール温度を計算できることを確認した(図9)。なお、サーマルクラウン計算は、一本あたりの圧延時間が3~6分程度であること考慮し、圧延最中、パス間とも30秒ごとに起動して、最新のロールの状態を追跡するようにした。

2.3 影響係数の誤差モデル

鉄鋼の圧延では、板クラウンの実測結果と予測結果に差がある場合、その差をもっぱらロールプロファイルの



(a) Calculated work roll bending force using mechanical crown expressed by Eq. (2)



(b) Calculated work roll bending force using mechanical crown expressed by Eq.(8)

図10 影響係数の誤差モデルの導入によるベンダ予測精度向上のシミュレーション結果

Fig.10 Comparison of actual WR bending force obtained in actual mill operation and calculated value of offline simulation

推定誤差ととらえ、板クラウンの予測誤差をロール影響係数で除した上、一定割合で各スタンドに配分する方法が提案されている⁹⁾。しかし、アルミ熱延の場合ロール磨耗がないことと、前述のようにサーマルクラウンの精度を向上させたことにより、ロールプロフィールの推定誤差は小さいと判断し、影響係数を修正することとした。さらに、板クラウンの制御精度向上よりもむしろベンダ設定の的中率の向上を主眼とし、板クラウンの計算誤差ではなくベンダの計算誤差(モデルによる計算値とオペレータによる実績値との差)をもとに、影響係数を修正する方法を検討した。

まず、実圧延ではスタンド間の形状がフラットになるようにオペレータがベンダを操作していることから、オペレータによる介入後は理想的な板クラウンスケジュールが実現されていると考える。また、転写率や遺伝係数についても、現状のモデルの使用を前提とする。これらの前提のもとでは、式(1)のメカニカルクラウンは影響係数の調整前後で変わらない。そこで、影響係数の修正前のモデルによるベンダの計算値 F_B とオペレータによる修正後のベンダの実績値 F_B^* を使い、以下の式を満足するように各影響係数の修正量 p, B などを決定すれば、モデルによる計算によって正しいベンダ値(すなわち、オペレータ介入後のベンダ実績値 F_B^*) が予測できるはずである。

$$C_M = p \cdot P + B \cdot F_B + C_{CW} \cdot C_{rW} + C_B \cdot C_{rB} + C_{CH} \cdot C_{rH}$$

$$= (p + p) \cdot P + (B + B) \cdot F_B + (C_{CW} + C_{CW}) \cdot C_{rW} \dots (8)$$

$$+ (C_B + C_B) \cdot C_{rB} + (C_{CH} + C_{CH}) \cdot C_{rH}$$

式(8)を書換えると、

$$p \cdot P + B \cdot (F_B^* - F_B) + C_{CW} \cdot C_{rW} + C_B \cdot C_{rB} + C_{CH} \cdot C_{rH} = 0 \dots (9)$$

各スタンドごとに、種々の圧延チャンスにおける式(9)の残差 S_i を求め、その二乗和を最小にするように影響係数の修正量 p, B, \dots を決定する。

今回は、荷重影響係数の誤差 p とサーマルクラウン

影響係数の誤差 CH のみ考慮し、 p, CH を次のように圧延因子の多項式で表現し、最小二乗法によって係数 $p_{00}, p_{01}, \dots, p_{10}, p_{11}, \dots$ を決定した。

$$p = p_{00} + p_{10} \cdot P + p_{01} \cdot W + p_{11} \cdot P \cdot W \dots (10)$$

$$CH = p_{00} + p_{01} \cdot W + p_{02} \cdot W^2$$

ただし、係数調整に使用するデータについては、板クラウンの実績値が目標範囲内にあるデータだけを選択し、影響係数の調整によりベンダの的中率の向上と圧延後に得られる板クラウン精度を両立できるよう配慮した。図10にシミュレーション結果を示すが、影響係数の調整によりベンダの計算値()が実績値()から大きく外れる場合がなくなり、ベンダの設定精度向上が期待できることを確認した。

3. 実ラインへの適用結果と考察

開発した板クラウンセットアップモデルを熱延仕上げミルの設定計算に適用した。設定計算では、まずドラフトスケジュールの設定計算により、パススケジュールと圧延荷重が計算される。ついで、板クラウンの目標値を実現するためのベンダ力が計算される。

図11に実圧延への適用結果を示す。明細ごとに規定された目標板クラウンを実現するように、ベンダの設定計算が行われるが、先端部のベンダの実績値はほぼ設定値と一致し、かつ板クラウンも目標値とほぼ一致しており、本モデルの適用により適切なベンダ設定が行われていることを確認した。

開発したモデルのベンダ設定計算への適用率ならびに板クラウンのパラッキの推移を図12に示す。モデル更新前は、オペレータは計算機によるベンダ設定計算に頼らずに手でベンダを設定していたが、モデルの更新・調整とともに徐々にベンダ設定計算の適用率が向上した。この結果はモデル精度の向上により設定計算の信頼度が上がったことによると考えられる。また、ベンダ設定計算の適用率の向上とともに、板クラウンのパラッキ

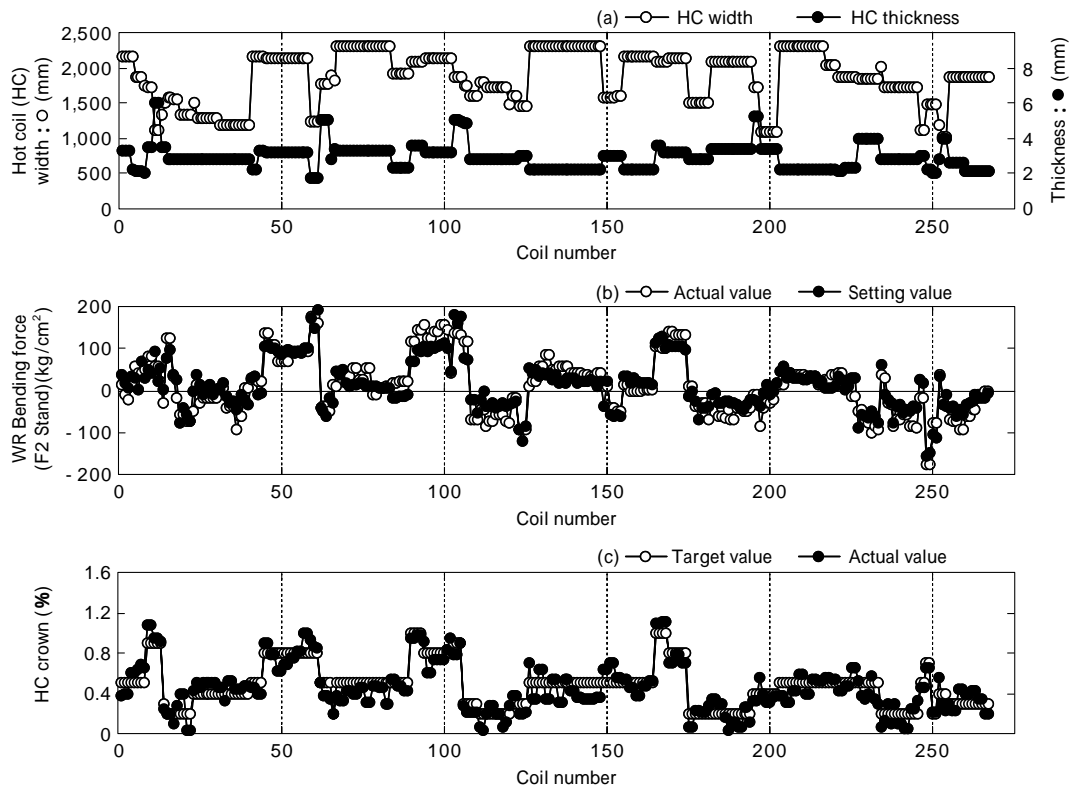


図11 板クラウンセットアップモデルの実機適用結果
Fig.11 Result of adoption of new strip crown model for online setting calculation

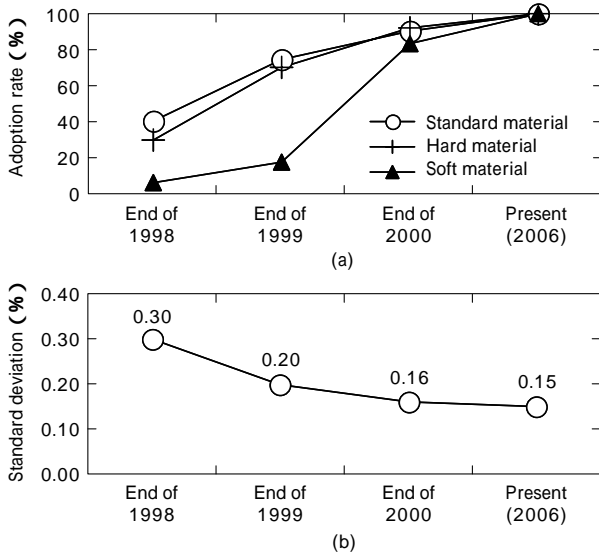


図12 開発した板クラウンセットアップモデルのベンダ設定計算への適用率 (F2, F3 スタンド) [a]と熱延板の板クラウン率の推移 [b]
Fig.12 Adoption rate of new crown model for online setting calculation of F2 and F3 stand (a) and standard deviation of hot coil strip crown (b)

(板クラウン比率の目標値と実績値の差)の縮小が確認された。この結果は、計算機による設定計算の採用により、従来はオペレータごとに異なっていた圧延方法が統

一化されたためと考えられる。

むすび=アルミ熱延の特徴を考慮した板クラウンセットアップモデルを作成し、実圧延に適用した。その結果、ワークロールベンダの計算精度が向上し、セットアップ計算の自動化が進み、安定した圧延操作が可能となった。また、オペレータごとの圧延方法の違いに起因する操業条件の変動が縮小され、板クラウンのパラツキを低減することができた。板クラウンのパラツキの低減は、下工程である冷間圧延時における絞りなどの圧延トラブルの低減に大きく寄与した。

参考文献

- 1) 宮本勝広：R&D 神戸製鋼技報，Vol.45, No.3 (1995) p.51.
- 2) 藤本高幸ほか：石川島播磨技報，Vol.30, No.5 (1990) p.367.
- 3) K. N. Shonet et al. : JISI, (1968-11) p.1088.
- 4) 瀬川佑二郎ほか：塑性と加工，Vol.20, No.217, (1979) p.119.
- 5) 松本紘美：圧延理論部会30周年記念シンポジウム資料，(1985-3) p.155.
- 6) 岩脇 章ほか：石川島播磨技報，Vol. 17, No.2 (1977) p.95.
- 7) 大中逸雄：コンピュータ伝熱，(1985)，p.43，丸善．
- 8) 日本機械学会編：伝熱工学資料 (第4版) (1997) p.60.
- 9) 公開特許：2002-172407.