



熱間薄板圧延における鋼板蛇行制御技術の開発

鷲北 芳郎*・伊勢居 良仁*・武衛 康彦*²・斉藤 憲幸*²

Development of Walking Control Technology in Hot Strip Rolling

Yoshiro WASHIKITA, Yoshito ISEI, Yasuhiko BUEI and Noriyuki SAITO

Synopsis : This paper describes walking control suppressing the lateral unstable movement of the strip in a hot strip finishing mill. The conventional method for controlling walking is well known as “load difference method”, in which the measured load difference between the drive and operator sides of the rolling stand is fed back to the roll gap slant reference. However, analyzing the relationship between the feedback control gains of load difference and control effects, we found that the conventional method had a defect that the control effect extremely decreased, as the strip width became wide. Therefore, we developed a new control method that the manipulated value of the roll gap slant was determined based on the strip position measured by a newly developed measuring instrument. In this method, because the strip position sensor is equipped at the entry side of the controlled rolling stand with some distance, the measured strip position is not equal to that at the rolling stand, which is the controlled variable. We overcome the difficulty by applying the model predictive control having the function to predict a future value of the controlled variable and optimizing the manipulated value of the roll gap slant. The effectiveness of the new control method has been demonstrated in an actual plant.

Key words : walking; control system; model predictive control; strip position; load difference; hot strip rolling.

1. 緒言

熱間薄板仕上圧延において、鋼板尾端部が圧延機を抜ける際に蛇行し、蛇行した鋼板がサイドガイドとの接触によって座屈して折れ込み、下流圧延機において、いわゆる絞り込みが発生することがある。このような蛇行による絞り込みが発生すると、ロール疵起因の余剰品の発生、突発ロール替えによるロール原単位の悪化や生産性の阻害など、多くの問題が生じる。

絞り込みを防止する蛇行制御として、従来、鋼板が蛇行すると、寄った側の荷重が増加し、反対側の荷重が減少するという差荷重の変化を検出してレベリングにフィードバックする差荷重方式が用いられている¹⁻⁶⁾。本方法では、圧延機に通常設置されている荷重計をセンサーとして用いるので、容易に制御系を構成できるというメリットがある。このため、制御ゲインや制御開始タイミングについて様々な検討がなされてきている¹⁻⁴⁾。

しかし、差荷重方式が常用されるようになった現状においても、未だ蛇行問題が解決したとはいえない。その理由の一つとして、蛇行を生じる原因が圧延前のウエッジ（幅方向の板厚の非対称性）である場合、蛇行と差荷重の極性にアンマッチが生じ、本来とるべき方向と逆方向のレベリング操作をしてしまう場合があることが挙げられる⁵⁾。こ

れは差荷重方式の圧延特性上の問題点であるが、圧延前ウエッジの差荷重への影響は、蛇行の差荷重への影響よりも小さいことが報告されており⁶⁾、差荷重方式による蛇行抑制効果が得られてもよいように思われる。

この問題を解明するため、著者らは、圧下装置の応答遅れなども考慮して、制御ゲインと制御効果の関係を解析した。差荷重方式の制御ゲインは、レベリングから差荷重への影響係数の逆数が理想であり、制御遅れも制御誤差もなくレベリングにフィードバックできれば、制御された見かけ上の平行剛性は無限大となる²⁾。しかし、圧下装置の応答遅れや影響係数の推定誤差も考慮すると、実用上のゲイン設定はその理想値より小さくしなければならない。その影響を解析したところ、鋼板が広幅になるほど制御効果が極端に減少するという制御特性上の問題も存在することを究明した。

一方、差荷重方式と異なる方法として、蛇行計を設置し、その検出値に基づいてレベリングを操作する蛇行量検出方式の蛇行制御も検討されている⁷⁻⁹⁾。しかし、仕上スタンド間は非常に狭く設置スペースが制約されることに加え、蒸気下の悪環境であり、安定測定に問題があるため熱間薄板仕上圧延では実用化されていなかった。

そこで、スタンド間の悪環境下でも高精度測定が可能な蛇行計を開発し、熱間薄板仕上圧延への適用を可能にした。

平成20年6月25日受付 平成20年8月20日受理 (Received on June 25, 2008; Accepted on Aug. 20, 2008)

* 住友金属工業(株)総合技術研究所 (Corporate Research & Development Laboratories, Sumitomo Metal Industries, Ltd., 3 Hikari Kashima 314-0014)

*2 住友金属工業(株)鋼板・建材カンパニー (Steel Sheet, Plate & Structural Steel Company, Sumitomo Metal Industries, Ltd.)

また、蛇行量検出方式では、上述した差荷重方式のような圧延特性上、制御特性上の問題はないが、鋼板が回転しながら並進しているため、蛇行計の蛇行量検出値が、制御量である圧延機位置の蛇行量と異なるという問題がある。この問題を解決するため、モデルを用いて制御量の未来値を予測する機能を有するモデル予測制御理論¹⁰⁾を適用し、レベリング操作量を最適化する制御方法を開発した。

本稿では、従来の差荷重方式の制御特性上の問題点を説明した後、新開発した蛇行量検出方式の蛇行制御の特徴を示し、最後に、実機適用結果を述べる。

2. 蛇行現象の数式モデル

速度 v で並進する鋼板の時刻 t における圧延機入側での回転角速度を $\omega(t)$ とすると、圧延機から距離 x (下流方向を正とする) の位置での蛇行量は、並進運動と回転運動の合成式で(1)式のように表される¹¹⁾。

$$y(x,t) = -x \int_0^t \omega(t) dt + v \int_0^t \int_0^t \omega(t) dt dt \dots\dots\dots(1)$$

これより、圧延機入側で距離 L 離れた位置の蛇行量 $y_s(t)$ 、圧延機位置の蛇行量 $y(t)$ は、それぞれ(2)、(3)式となる。

$$y_s(t) = L \int_0^t \omega(t) dt + v \int_0^t \int_0^t \omega(t) dt dt \dots\dots\dots(2)$$

$$y(t) = v \int_0^t \int_0^t \omega(t) dt dt \dots\dots\dots(3)$$

また、回転角速度は鋼板の幅方向速度分布率 η に比例し、 η を幅方向非対称要因の線形和で表すと(4)式を得る。

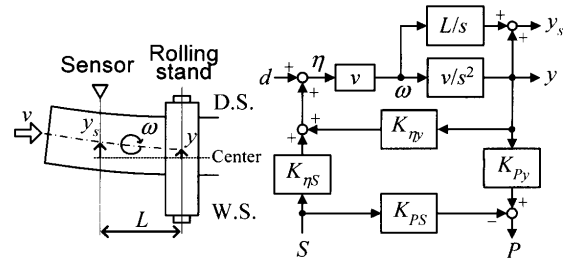
$$\omega = v\eta = v \cdot (K_{\eta y} \cdot y + K_{\eta S} \cdot S + d) \dots\dots\dots(4)$$

ここで、 S はレベリング量、 d は外乱、 K_{BA} は A から B への影響係数である。さらに、蛇行とレベリングによる差荷重変化を(5)式のように線形式で表す。

$$P = K_{Py} \cdot y - K_{PS} \cdot S \dots\dots\dots(5)$$

(2)~(5)式をラプラス変換 (ラプラシアンを s とする) してまとめると、蛇行現象のブロック線図は、Fig. 1 のようになる。

- この制御対象の特徴は、次の3点である。
- ・二重積分があるため、立ち上がりは遅い。
 - ・蛇行量から角速度への正帰還ループがあるため、蛇行し始めると指数関数的に発散する不安定系である。
 - ・実際に蛇行が問題になるほど増大するのは、圧延機入側の拘束力が無くなる時間帯、すなわち、上流圧延機の尾端オフから当該圧延機の尾端オフまでであり、制御の対象となる時間が短い。したがって、尾端オフ時の蛇行制御では定常応答が無いため、一般的に制御で最も重要視



y_s : Measured strip centerline deviation (+:D.S., -:W.S.)
 y : Strip centerline deviation at rolling stand (+:D.S., -:W.S.)
 η : Velocity distribution rate (+:faster at D.S.)
 ω : Angular velocity of strip
 L : Distance between sensor and rolling stand
 v : Entry speed of strip
 d : Disturbance
 S : Roll gap difference (D.S. - W.S.)
 P : Load difference (D.S. - W.S.)
 K_{BA} : Influence coefficient from A to B

Fig. 1. Block diagram of walking phenomenon.

される安定性より、速応性が重要になる。

3. 差荷重方式の問題点

従来、鋼板が蛇行すると、寄った側の荷重が増加し、反対側の荷重が減少するという差荷重変化を検出して、レベリングにフィードバックする差荷重方式の蛇行制御が用いられている¹⁻⁶⁾。本章では、差荷重方式の制御特性上の問題点を明らかにする。

差荷重方式のフィードバック補償器としては、安定解析により比例・微分制御が提案されているが¹⁾、差荷重検出値には、ノイズやロール偏芯などの高周波変動が存在し、また鋼板尾端オフ時の制御では、フィルタで高周波成分を除去するほどの制御時間もないため、(6)式のように比例制御のみとする。このとき、外乱から圧延機位置蛇行量までの伝達関数は、(7)式となる。

$$S = -C_{SP} \cdot P \dots\dots\dots(6)$$

$$y = \frac{v^2}{s^2 + F(C_{SP})} d \dots\dots\dots(7)$$

ここで、伝達関数の分母多項式の定数項 $F(C_{SP})$ は制御ゲイン C_{SP} の関数であり、(8)式で表される。

$$F(C_{SP}) = \left(-\frac{K_{\eta S} K_{Py}}{K_{PS}^2} - K_{\eta y} - \frac{K_{\eta S} K_{Py}}{K_{PS}} \right) \cdot v^2 \dots\dots\dots(8)$$

(7)式のような分母多項式に1次の項のない2次系のステップ応答は、 F が0以下の時は、 y は単調に発散する不安定系、 F が0より大きい時は、 y は振動するが発散しない安定限界となり¹²⁾、比例制御だけでは安定化できない。しかし、尾端部の蛇行制御に限定すれば、制御時間が短い

ので、安定限界で蛇行量が小さくできれば問題はない。(8)式より、安定限界となるためには、比例ゲインは、 $C_{SP} < 1/K_{PS}$ を満足しなくてはならないことがわかる。また、安定限界域では、 y の振幅は F に反比例するので、 $C_{SP} < 1/K_{PS}$ の範囲で F を大きくすることが望ましい。

制御ゲイン C_{SP} と F の関係(8)式のグラフをFig. 2に示す。 $C_{SP}=0$ (無制御)のときは、 F は負であり、不安定である。 $C_{SP} < 1/K_{PS}$ の範囲では、 F は C_{SP} に対して単調増加であるので、 $C_{SP} \rightarrow 1/K_{PS}$ とすれば $F \rightarrow \infty$ となり、 y の振幅は0に漸近し、見かけ上の平行剛性は無限大²⁾となる。しかし、実際には圧下装置の応答遅れなどが存在するので、 $C_{SP} = 1/K_{PS}$ とすることはできない。また、 K_{PS} に推定誤差があっても制御ゲインは $1/K_{PS}$ の真値を越えないようにしなければならないので、実際の制御ゲインは $1/K_{PS}$ の真値より小さくなっている。そこで、制御ゲイン C_{SP} を $0 \rightarrow 1/K_{PS}$ と動かしたときの制御効果の増加率が問題となるが、 F は C_{SP} に対して双曲線関数であるため非線形性が強く、安定限界域に入るまでは制御効果がほとんど得られない。

双曲線関数 $F(C_{SP})$ の漸近線への漸近度合は、(8)式の分子 $K_{\eta S} K_{Py} / K_{PS}^2$ の大ききで決まり、分子が小さいほど漸近線へ漸近し、安定限界域となる制御ゲインの範囲が狭くなる。Fig. 3は、分子を構成する各要素と板幅の関係を計算した結果である。レベリング量から差荷重への影響係数 K_{PS} は、ロールバレル長に占める鋼板の板幅の割合が大きい広幅材ほど大きい。また、レベリング量から速度分布率への影響係数 $K_{\eta S}$ は、広幅材ほど小さい。これらのことから、分子 $K_{\eta S} K_{Py} / K_{PS}^2$ は、板幅が広くなるほど極端に小さ

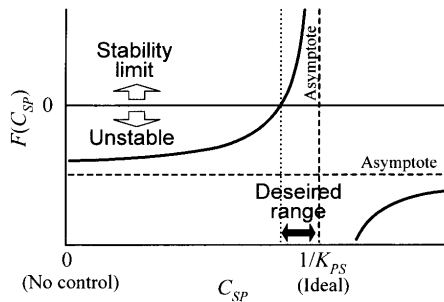


Fig. 2. Schematic diagram of $F(C_{SP})$.

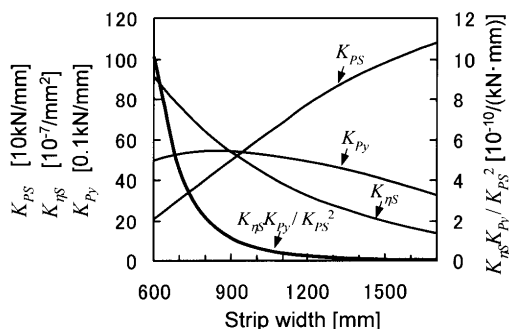


Fig. 3. Relationship between strip width and numerator of $F(C_{SP})$.

くなる。

Fig. 4は、板幅のみが異なる鋼板に対して、圧下位置の応答遅れや制御周期なども考慮して、制御ゲインと蛇行制御効果の関係をシミュレーションした結果である。板幅が広くなるほど双曲線関数 $F(C_{SP})$ の漸近線への漸近度合が強くなるため、制御効果が得られる制御ゲインの設定範囲が極端に狭くなる。また、制御ゲインが理想値の $1/K_{PS}$ を越えると不安定になってしまうため、安定余裕も考慮に入れた実用上の制御ゲイン設定範囲では、差荷重方式は板幅が広くなるほど制御効果が極端に小さくなるという制御特性上の問題がある。

4. 蛇行量検出方式の開発

従来の差荷重方式では、前章で述べた制御特性上の問題や、緒言で述べた圧延特性上の問題のため、十分な制御効果は得られない。そこで、蛇行計によって鋼板蛇行量を測定し、その測定値に基づいてレベリング操作量を決定する蛇行量検出方式の蛇行制御を開発した。本章では、熱延仕上スタンド間でも安定測定が可能な新開発蛇行計と、制御方法の特徴を述べる。

4.1 スタンド間蛇行計

蛇行量検出方式の蛇行制御を実現するためには、絞り込みが発生する圧延機の上流スタンド間において、高精度、かつ安定した蛇行量測定を行う必要がある。Table 1にスタンド間蛇行計に要求される仕様を示す。応答速度と測定精度は、最も鋼板速度の速い最終スタンド間において、絞り込みが防止できるように決定した。

仕上スタンド間は非常に狭く設置スペースが制約されることに加え、圧延時に生じる霧状水滴やヒュームにより測

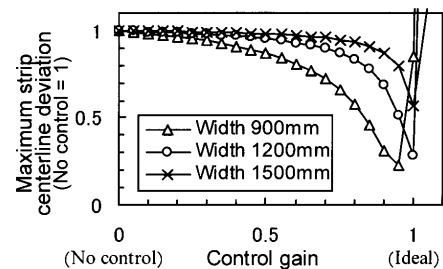


Fig. 4. Relationships between feedback control gains of load difference and control effects.

Table 1. Specification of strip position sensor.

Item	Specification	
	Required	Developed
Strip width	650~1650mm	650~1650mm
Strip temperature	700~1000°C	700~1000°C
Strip pass-line variation	±200mm	±500mm
Measurement range	±200mm	±200mm
Accuracy	±10mm (2σ)	±6.4mm (2σ)
Response	~20msec	12msec

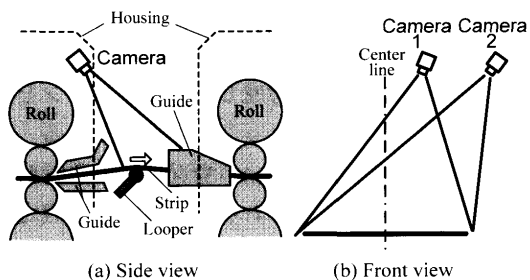


Fig. 5. Layout of interstand strip position sensor.

定視野が阻害される。そこで、高速な2次元CCDカメラで赤熱する高温鋼板の画像を撮影し、画像処理により鋼板蛇行量を測定するコンパクト、かつ、信頼性の高いスタンド間蛇行計を開発した。Fig. 5にスタンド間蛇行計の装置構成を示す。使用したCCDカメラの解像度は幅方向767画素×長手方向580画素、幅方向分解能は約2.5mm/画素であり、長手方向画素100ラインを部分的に読み出すことにより1sあたり最大200画像を出力可能であり、高速な画像処理の適用により、12ms毎に蛇行測定値を出力する。また、広範囲の鋼板温度に対応すべく、CCDカメラの感度は、仕上圧延温度に応じて自動的に設定している。各CCDカメラは、粉塵防止および冷却機能を備えた環境BOX内に収納されており、劣悪な環境であるスタンド間においても、数ヶ月毎のレンズ清掃のみで連続運用が可能である。

この蛇行計の特徴は、2台のCCDカメラを用いたステレオ立体視によるパスライン補正と、複数走査線での鋼板エッジ検出の2点である。

ステレオ立体視は、ルーパの角度変動や、無張力で通板される最尾端部においてパスラインが変動した場合でも、2台のカメラの視野角の差からパスライン変動量を算出することにより、鋼板位置を正確に求めることができる¹³⁾。また、本方法を適用することにより、カメラをライン中央に設置する必要がなくなり、既存配管との干渉などにより設置スペースが制約される圧延機ハウジング内への設置が可能となった。

つぎに、撮影画像から鋼板エッジ位置を検出する方法について説明する。熱延仕上スタンド間においては、霧状水滴やヒュームにより、鋼板エッジの一部が遮られる場合がある。この対策として、2次元CCDカメラの特徴を活用し、Fig. 6に示すように複数走査線での鋼板エッジ検出に基づき鋼板エッジ線を推定する方式を採用した。各走査線上のエッジは、微分強度が最大となる位置により検出し、全ての走査線上的のエッジ検出結果に関する回帰直線を最小自乗法により求め、鋼板エッジ線とする。そして、画面上にあらかじめ設定した長手方向位置での鋼板エッジ線の座標をエッジ測定値とすることにより、エッジ検出分解能を1mm以下に向上した。

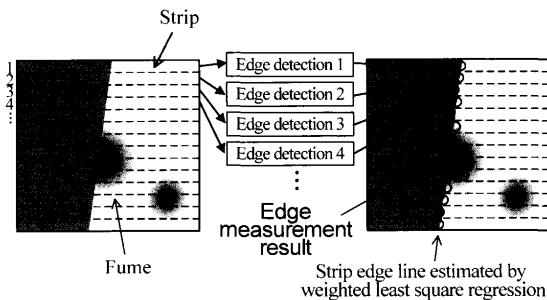


Fig. 6. Edge measurement method.

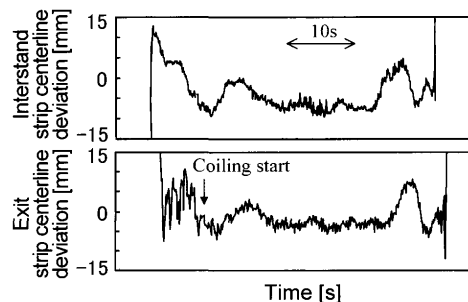


Fig. 7. Example of strip centerline measurement.

ここで、最小自乗法によりエッジ線を求める場合、ヒュームによって一部の走査線上的のエッジ検出位置誤差が大きくなると、その影響を受けてエッジ線がずれる原因となる。そこで、ヒューム発生部のエッジ部微分強度は、正常部に比べて小さくなることに着目し、回帰直線の計算には微分強度を重率とした重み付き最小自乗法を用いた。本計算方法により、微分強度が低いヒューム発生部のエッジ検出位置よりも、微分強度の大きい正常部のエッジ検出位置の近傍を回帰直線が通るように計算され、ヒュームの影響を受けにくいエッジ検出が可能となる。

また、各走査線の微分強度の総和は、鋼板エッジ線の推定精度の指標として用いることができる。そこで、本蛇行計は、微分強度の総和が予め設定した閾値以下の場合には、蛇行制御器への測定値出力を中止することにより、異常な制御がおこなわれる危険性を回避している。

スタンド間蛇行計の測定精度を評価した結果を示す。鋼板に張力が付与されている時の蛇行は、鋼板自体の曲りが支配的であるため、スタンド間と仕上出側で同じ挙動を示す。このことを利用して、最終スタンド間に設置された蛇行計と、既設の仕上出側の光学式板幅計の測定値を比較した。Fig. 7は1コイル圧延中の測定例である。ダウンコイラーに鋼板の先端が到達し張力が付与された後は、両測定値はほぼ一致した値を示しており、良好に測定できていることがわかる。

複数の幅が異なる鋼板について、両測定値を比較した結果をFig. 8に示す。両測定値の差は $2\sigma=6.4\text{mm}$ であり、蛇行制御に要求される測定精度を確保している。

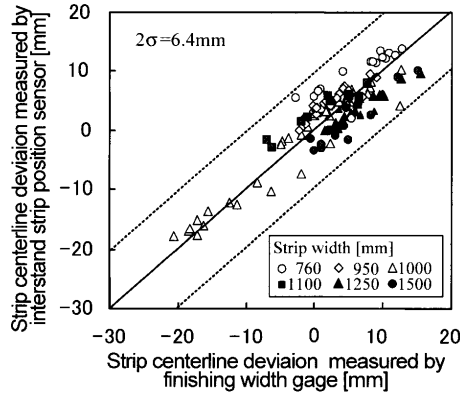


Fig. 8. Comparison of strip centerline deviation measured by interstand strip position sensor with one measured by finishing width gage.

4.2 蛇行計の設置位置

蛇行量検出方式では、圧延機入側に設置された蛇行計で検出した蛇行量に基づいて圧延機のレベリングを操作する。この際、鋼板尾端の蛇行計オフから圧延機オフ（制御終了）までは蛇行量が測定できないため、蛇行計オフ時点のレベリング操作量をホールドすることになる。したがって、スタンド間における蛇行計の設置位置が重要であり、適切位置をシミュレーションにより検討した。

シミュレーションでは、上流側圧延機の尾端オフから外乱を与え、下流側圧延機位置の蛇行量を±15mm以内に抑えるための最小制御ゲインを計算するとともに、そのときのレベリング操作量の最大値を求めた。ここで、制御系は最も簡単な比例制御で検討した。一般には、一定目標値に定常位置偏差無く追従させるには積分器を含んだ制御系が必要であるが¹⁴⁾、尾端部の蛇行制御では圧延機の尾端オフで制御が終了するため定常応答が無く、速応性が重視されるからである。外乱としては、レベリング設定不良に相当する一定値外乱と、尾端部のキャンパーに相当するランプ状外乱の2種類を想定し、外乱の大きさは両者の時間平均値が等しくなるように与えた。

スタンド間距離を1で正規化した蛇行計から下流側圧延機までの距離と制御ゲイン、レベリング操作量の関係をFig. 9に示す。ランプ状外乱の場合、蛇行計が上流圧延機に近いと、レベリング操作量をホールドする時間が長くなる影響が大きく、蛇行を±15mm以内に抑える制御ゲインが見つからなかった（図中のプロットの無い部分）。また、蛇行計が下流圧延機に近づくにつれて、後述する制御量の微分値をフィードバックする効果が小さくなるため、レベリング操作量は大きくなる。したがって、蛇行計を下流圧延機に近づけすぎると好ましくない。さらに、制御ゲインが小さいほどモデル化誤差の影響に強い制御系であることを考慮すると、蛇行計は、レベリングを操作する下流側圧延機よりスタンド間距離の1/3~1/2上流側に設置するのが望ましい。

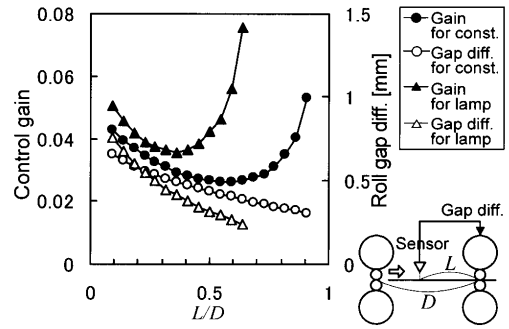


Fig. 9. Relationships between sensor location and control effects.

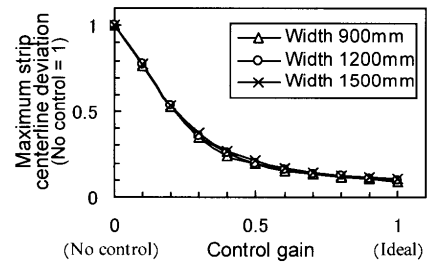


Fig. 10. Relationships between feedback control gains of strip centerline deviation and control effects.

4.3 蛇行量検出方式の制御特性

蛇行計で検出された蛇行計位置の蛇行量 y_s と、圧延機位置の蛇行量 y との関係は、(2)、(3)式より

$$y_s = \left(\frac{L}{v} s + 1 \right) \cdot y \dots\dots\dots (9)$$

となる。したがって、蛇行量検出方式では、レベリング操作の制御ループ内に、制御量である圧延機位置蛇行量の微分情報を自然に取り込むことになり、速応性に優れた制御系を構成できる。

比例制御(10)式の制御効果を差荷重方式と比較する。

$$S = -C_{Sy} \cdot y_s \dots\dots\dots (10)$$

外乱から圧延機位置の蛇行量までの伝達関数は、

$$y = \frac{v^2}{s^2 + vLK_{\eta S}C_{Sy}s + v^2(K_{\eta S}C_{Sy} - K_{\eta y})} d \dots\dots\dots (11)$$

となり、比例ゲインが、 $C_{Sy} > K_{\eta y} / K_{\eta S}$ であれば安定である。このとき、外乱 d に対する定常位置偏差は、 $1 / (K_{\eta S}C_{Sy} - K_{\eta y})$ となり、積分器を含んでいないので0にはならないが、 C_{Sy} に対して単調減少である。伝達関数の分母多項式の係数は、差荷重方式の場合は比例ゲインの双曲線関数であったのに対し、蛇行量検出方式では比例ゲインに関して線形となるため、制御ゲインと制御効果の関係が差荷重方式のように急激に変化することがない。

Fig.10は、蛇行計をスタンド間の中央に設置した場合の、蛇行量検出方式の場合の制御ゲインと制御効果の関係をシ

ミュレーションした結果である。差荷重方式の Fig. 4 と比べて、板幅によらず、小さい制御ゲイン域でも制御ゲインにほぼ比例した制御効果が得られており、差荷重方式より優れた制御方式であることがわかる。

4.4 モデル予測制御理論の適用

蛇行量検出方式は差荷重方式より優れた制御方式であるが、鋼板は回転しながら並進するため、制御量である圧延機位置の蛇行量を測定できているわけではない。蛇行計位置の蛇行量から圧延機位置の蛇行量への伝達関数は、板厚制御¹⁵⁾の場合の無駄時間要素ではなく、(9)式からわかるように、一次遅れ要素である。逆に言えば、蛇行計で検出した蛇行量は、圧延機位置の蛇行量より急峻になる。そこで、蛇行計で検出した蛇行量 y_s から圧延機位置の蛇行量 y を予測し、その予測値を最適化するようにレベリング量 S を求めるモデル予測制御¹⁰⁾を適用する。

Fig. 1において、 $z=\dot{y}$ とおき、 $\dot{d}=0$ と仮定し、周期 τ で離散化すると、つぎの離散時間系状態方程式を得る。

$$x[k+1]=A \cdot x[k]+B \cdot S[k] \dots\dots\dots(12)$$

$$y[k]=C \cdot x[k] \dots\dots\dots(13)$$

ただし、

$$x[k]=[y[k] \ z[k] \ d[k]]^T \dots\dots\dots(14)$$

$$A = \begin{bmatrix} 1 & \tau & 0 \\ \omega^2 K_{\eta y} & 1 & \omega^2 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad B = \begin{bmatrix} 0 \\ \omega^2 K_{\eta S} \\ 0 \end{bmatrix}, \quad C = [1 \ 0 \ 0] \dots\dots(15)$$

である。(12)、(13)式より、現ステップ k より j ステップ後の圧延機位置の蛇行量は、(16)式で予測できる。

$$\hat{y}[k+j]=CA^j x[k] + \sum_{i=0}^{j-1} CA^{j-i-1} B \cdot S[k+i] \dots\dots\dots(16)$$

\hat{y} の評価区間をステップ $k+p \sim k+q$ にとり、評価関数を

$$J[k]=\frac{1}{q-p+1} \sum_{j=p}^q \hat{y}[k+j]^2 + r \cdot S[k]^2 \dots\dots\dots(17)$$

とおくと、(17)式を最小にする現ステップ k の最適レベリング操作量は、(18)式で与えられる。

$$S[k]=-\frac{G^T H}{G^T G + r(q-p+1)} x[k] \dots\dots\dots(18)$$

$$H \equiv \begin{bmatrix} CA^p \\ CA^{p+1} \\ \vdots \\ CA^q \end{bmatrix}, \quad G \equiv \begin{bmatrix} CA^{p-1} B \\ CA^p B \\ \vdots \\ CA^{q-1} B \end{bmatrix} \dots\dots\dots(19)$$

ここで、 r は設計パラメータである。さらに、(9)式より

$$y_s = y + \frac{L}{v} z \dots\dots\dots(20)$$

であるので、これを(18)式に代入すると、検出できない y

の代わりに、検出値 y_s を用いた制御則(21)式を得る。

$$S[k]=-\frac{G^T H}{G^T G + r(q-p+1)} \begin{bmatrix} 1 & -L/v & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} y_s[k] \\ z[k] \\ d[k] \end{bmatrix} \dots\dots\dots(21)$$

制御則(21)式のうち、 z と d は直接検出できないので、最小次元オブザーバ¹⁶⁾による推定値を用いる。

モデル予測制御では、モデルによる予測機能により、検出値 y_s と制御量 y が異なる問題を自然に解消できる。また、モデル予測制御を適用したもう一つの理由は、評価区間の妥当性と実装の容易性である。制御系の良し悪しを表す評価関数が最小になるように制御則を構築する最適制御としては、最適レギュレータ¹⁷⁾が最もよく知られている。最適レギュレータでは、一般に、評価区間は制御開始時間から無限時間までとするが、定常状態がない尾端部の蛇行制御には不適である。評価区間の終端を有限時間にした最適レギュレータも考えられるが、制御則が時変になるため実装が容易ではない。モデル予測制御は、任意の有限時間帯を評価区間に設定でき、(21)式に示すように時不変の制御則が得られるので、尾端部の蛇行制御には好適である。

具体的な評価区間は、シミュレーションにより検討した。まず、現在時刻から評価開始時刻までの時間 $t_1=p\tau$ と蛇行制御効果の関係をFig.11(a)に示す。横軸は、鋼板のスタンド間移動時間 T で正規化して表示している。 t_1 が、蛇行計から圧延機までの鋼板移動時間 L/v 以下の場合、制御効果はほぼ一定である。これは、蛇行量が測定された蛇行計直下にある点が、圧延機位置に移動したときの蛇行量は、その移動時間内のレベリング操作の影響をあまり受けないことを意味している。すなわち、制御対象の持つ二重積分による応答遅れが、蛇行計から圧延機までの移動時間よりも長い場合、レベリング操作は主に蛇行計より上流に存在する点に対して効果を表すことになる。したがって、 t_1 を L/v より短くしてもレベリング操作量が大きくなるだけで、制御効果はあまり変わらないので、 t_1 は蛇行計から圧延機までの鋼板移動時間 L/v くらいが妥当と考えられる。

つぎに、 t_1 を上記のように定めた場合の、評価区間の長さ $t_2=(q-p)\tau$ と蛇行制御効果の関係をFig.11(b)に示す。シ

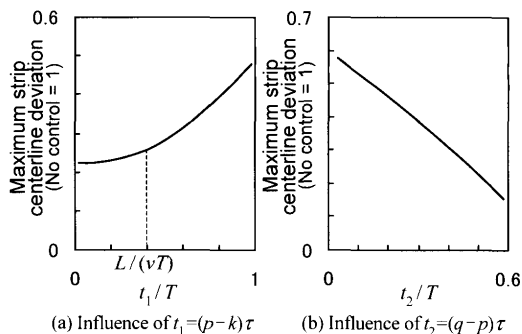


Fig. 11. Relationships between evaluation period of model predictive control and control effects.

ミュレーションではモデル予測誤差がないので、評価区間 t_2 を長くするほど制御効果が大きくなる。しかし、評価区間を長くすると、想定していない外乱の変化やモデル予測誤差の影響を大きく受けることになるので、実際には制御効果に応じて調整する必要がある。

5. 実機適用結果

レベリング設定不良などの圧延機左右の非対称性外乱が、鋼板回転角速度に与える影響は、板厚が薄いほど大きい。また、板厚が薄いと、鋼板が蛇行してサイドガイドに接触したときに座屈しやすい。そこで、7スタンド連続式熱延仕上ミルにおいて、板厚が薄くなる後段の4つのスタンド間に蛇行計を設置し、モデル予測制御を用いた蛇行量検出方式の蛇行制御を実施した。(21)式で与えられるモデル予測制御の最適制御ゲインは、鋼板の圧延開始前に、それぞれの製造条件に応じて、プロセスコンピュータで計算して設定するように構成した。制御実施例を差荷重方式と比較してFig.12に示す。

従来方法である差荷重方式の場合は、蛇行が増大する前から蛇行以外の要因で差荷重が変動している。これによる制御誤動作を避けるため、本例では ± 100 kNのデッドバンドを付与している。これと3章で述べた制御特性上の問題点のため、レベリング量は最終的には約0.3 mm動いているにもかかわらず、蛇行は抑制できていない。一方、蛇行量検出方式では、蛇行量の増大とともに時間遅れなくレベリングを操作することにより、蛇行を抑制できている。

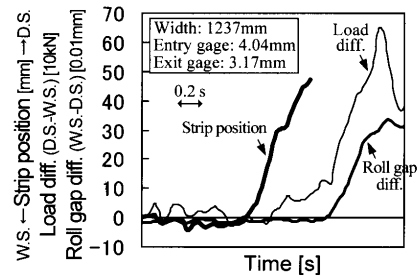
尾端部における絞り込み発生率の改善率をFig.13に示す。ここでは、鋼板とサイドガイドが接触した場合の全てを絞り込みとしてカウントした。トータルで集計した場合と、板幅1100 mmを境界として狭幅材、広幅材別に集計した場合とを示す。差荷重方式では、3章の解析結果の通り、広幅材に対する効果が小さく、絞り込み発生率はトータルで85%にしか低減していない。一方、新方法では板幅の影響は小さく、絞り込み発生率はトータルで22%に低減している。

6. 結言

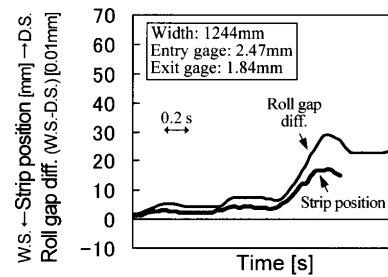
熱間薄板仕上圧延における鋼板蛇行制御技術について研究開発し、以下の結果を得た。

(1) 従来の差荷重方式では、鋼板の板幅が広がるほど、制御効果が得られる制御ゲイン設定範囲が狭くなるため、安定余裕を考慮した実用上のゲイン設定のもとでは、制御効果が極端に小さくなる。

(2) 蛇行量検出方式における蛇行計設置位置は、レベリングを操作する下流側圧延機よりスタンド間距離の



(a) Conventional method



(b) Newly developed method

Fig. 12. Examples of walking control.

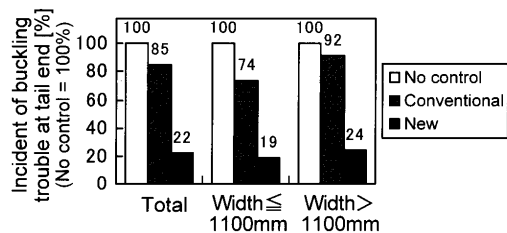


Fig. 13. Comparison of incidence of buckling trouble at tail end.

1/3~1/2 上流側が望ましい。

(3) 蛇行量検出方式では、制御ゲインの増加とともに速やかに制御効果が増大する。また、制御ループ内に自然に制御量の微分情報が入るため、速応性に優れた制御ができる。

(4) 蛇行量検出方式において、圧延機位置蛇行量と蛇行計の検出値が一致しないことを解決する手法として、蛇行計位置から圧延機位置までの蛇行量の変化を予測してレベリング操作量を最適化するモデル予測制御が有効である。

(5) 悪環境下でも高精度安定測定可能なスタンド間蛇行計と、モデル予測制御を用いた蛇行量検出方式の蛇行制御の開発により、絞り込み発生率を22%に低減した。

さらなる蛇行抑制のためには、上流スタンドのレベリング操作が下流スタンドに与える影響を考慮し、複数スタンドを対象とした、より高次の制御ロジックを開発することが考えられる。また、フィードバック制御では応答に限界があるため、蛇行の原因となる外乱を推定または検出してフィードフォワード制御することが効果的である。今後、これらの制御方法について研究を進めたい。

文 献

- 1) H.Nakajima, T.Kikuma, H.Matsumoto, T.Kajiwara, T.Kimura, M.Tagawa, I.Masuda and K.Yoshimoto: Proc. of 31st Jpn. Joint Conf. for Technol. of Plast., JSTP, Tokyo, (1980), 471.
- 2) T.Kimura and M.Tagawa: *The Hitachi Hyoron*, **65** (1983), No. 2, 25.
- 3) M.Yamashita, H.Yoshida, K.Iwanaga, M.Okada and T.Kukizaki: *CAMP-ISIJ*, **10** (1997), 1101.
- 4) A.Ishii, S.Ogawa and K.Yamada: *CAMP-ISIJ*, **18** (2005), 1164.
- 5) Y.Furukawa, S.Fujii and H.Taoka: *Tetsu-to-Hagané*, **78** (1992), T141.
- 6) K.Ozaki, M.Tagawa, H.Asada, S.Hashimoto, N.Murata and K.Naito: Proc. of 34th Jpn. Joint Conf. for Technol. of Plast., JSTP, Tokyo, (1983), 201.
- 7) H.Kuwano and N.Takahashi: *Ishikawajima-Harima Eng. Rev.*, **26** (1986), No. 1, 35.
- 8) S.Kubota, E.Takeda, S.Taniguchi, H.Miura, H.Kato, K.Sato, I.Fujishima and H.Kuwano: *Ishikawajima-Harima Eng. Rev.*, **26** (1986), No. 2, 126.
- 9) S.Kubota, E.Takeda, S.Taniguchi, H.Miura, N.Takahashi and H.Kuwano: *Tetsu-to-Hagané*, **72** (1986), S1226.
- 10) S. Masuda: *J. Soc. Instrum. Control Eng.*, **39** (2000), No. 5, 326.
- 11) H.Nakajima, T.Kikuma, H.Matsumoto, T.Kajiwara, T.Kimura and M.Tagawa: Proc. of 1980 Jpn. Spring Conf. for Technol. of Plast., JSTP, Tokyo, (1980), 61.
- 12) 堀 洋一, 大西公平: 制御工学の基礎, 丸善, 東京, (1997), 90.
- 13) 出口光一郎: 画像と空間—コンピュータビジョンの幾何学—, 昭晃堂, 東京, (1991), 142.
- 14) 近藤文治, 前田和夫, 岩貞継夫, 坪根治広: 基礎制御工学, 森北出版, 東京, (1977), 118.
- 15) 高橋亮一: 鉄鋼業における制御, コロナ社, 東京, (2002), 101.
- 16) G.Gopinath: *Bell Syst. Tech. J.*, **50** (1971), 1063.
- 17) 土谷武士, 江上 正: 現代制御工学, 産業図書, 東京, (2000), 17.