

知能圧延機の圧延設定・制御技術の開発と実用化

Set-up and Control Technology of NSSMC Intelligent Mill

小川 茂*	山田 健二	大塚 貴之
Shigeru OGAWA	Kenji YAMADA	Takayuki OTSUKA
井上 剛	若月 邦彦	空尾 謙嗣
Tsuyoshi INOUE	Kunihiko WAKATSUKI	Kenji SORAO
竹下 幸一郎	池田 佳士郎	中川 大輔
Koichiro TAKESHITA	Keishiro IKEDA	Daisuke NAKAGAWA

抄 録

圧延荷重分布をリアルタイムに検知して制御できる知能圧延機を厚板矯正機 (Oita Plate Leveler : OPL) として実用化するための操業ソフトウェアおよび設定・制御技術を開発した。分割補強ロール (BUR) 位置の零点調整手続きについては作業ロール (WR) の水平たわみを極小にする分割 BUR 荷重分布すなわち零調荷重をラグランジェの未定乗数法を用いて演算し、当該零調荷重を実現するための効率的な分割 BUR 位置調整方法を開発した。圧延中の形状制御に関しては、被矯正材のオフセンター量と温度分布を考慮し、冷却後の平坦度と残留応力分布を所望の値にすることのできる形状制御方法を開発し実用化した。最後に一連の知能圧延機開発研究によってもたらされた形状制御理論の進歩と今後の課題について整理した。

Abstract

Operational scheme and flatness control algorithm with related mathematical models are developed for OPL (Oita Plate Leveler) which is a large scale embodiment of the NSSMC Intelligent Mill (NIM); NIM is a new concept rolling mill which can estimate and control roll force distribution across the width acting between the work roll (WR) and the rolled material. For zero adjustment procedure of individual position control system of divided back-up rolls (BURs), force distribution of the BURs minimizing the WR horizontal deflection is calculated by means of Lagrange's method of undetermined multipliers, and systematic way of realizing the target BUR force distribution is developed. Considering plan view inclination and temperature distribution of inlet material, flatness control algorithm is developed and practiced to obtain desired flatness as well as residual stress of the rolled material after cooling. Concluding research and development of NIM, contributions to flatness control theory for flat products and future tasks are pointed out.

1. 緒 言

従来の板圧延における形状制御すなわち平坦度制御は、要求される板厚分布の制御精度が極めて厳しいりこともあって、計算機による設定機能のみでは十分な制御精度が得られず、圧延機後面の形状検出装置によって形状の乱れを実測して圧延機の形状制御装置にフィードバックすることが必要となっている。このような仕組みのシステムの場合、圧延機から形状検出装置までの材料の移送時間が制御上の無駄時間となるので、外乱が発生して形状が乱れてからこれを修正するまでに圧延された材料には形状不良が残

る上、無駄時間の存在が応答の早い制御を阻むため十分な形状制御が実現できない場合が多く、歩留低下や形状矯正のための工程の増加による生産性の低下が避けられない。

以上のような従来型の圧延機システムの問題を根本的に解決すべく、圧延機自身が形状検出機能を有する新しいコンセプトの新型知能圧延機が提案され²⁾、実機薄板ミル規模のプロトタイプミルを用いて、圧延荷重分布推定機能に基づく形状検出・制御システムが構築され実証されている³⁾。さらに厚板精整ラインにおける形状矯正工程の生産性向上および機能向上を狙って、最大圧延幅 5500mm の厚板矯正機 OPL (Oita Plate Leveler) として知能圧延機を

* 技術開発本部 顧問 工博 千葉県富津市新富 20-1 〒293-8511

適用するミルハードウェア検討が実施され実機化されている⁴⁾。

知能圧延機は従来の圧延機とは全く異なるコンセプトの圧延機であり、従来の圧延機の設定・制御技術を適用することができない。そこでここでは知能圧延機専用の操業ソフトウェアおよび設定・制御技術を新たに開発し、OPLに実装したので報告する⁵⁾。

2. OPLの主要設備仕様⁴⁾

OPLの圧延条件を表1に示す。矯正対象となる厚鋼板は、板厚10～65mm、板幅1400～5500mm、板長6.0～63.5mである。OPLは新日鐵住金(株)大分製鉄所厚板工場剪断ラインの最上流に設置され、冷却床から払い出された剪断前の大板を0.2%の極軽圧下率で圧延して形状を矯正する。OPLのロール寸法を表2に、その基本構造を図1に示す。OPLとして採用した知能圧延機は圧延材～ワークロール(WR)間に作用する圧延荷重分布をリアルタイムに推定して制御する機能を有する圧延機であり、圧延荷重分布は板形状を強く反映しているので時間遅れのない形状検出および制御が可能なが従来機の圧延機にない特徴である。

WR直径は330mm、胴長は6010mmである。上バックアップロール(BUR)は圧延荷重分布推定のため個別ロードセルを配した直径550mmの分割BURとなっており、クラスタ角41°で、入側9個、出側10個、合計19個を千鳥配置しており、さらに上分割BURは形状制御のため油圧サーボで個別偏心軸の角度調整を行う方式の個別圧下制御機構を有している。なお各分割BURの胴長は320mmであるが、入側と出側のBURを合わせて分割BURは幅方向に295mmピッチで配置されている。各分割BURの最大荷重は2.74MNであり圧延機全体としての鉛直方向の最大圧延荷重は37.2MNである。

下BURは上BURと幾何学的に上下対称に配置されて

表1 OPLの圧延条件
Rolling conditions for OPL

Item	Specification	
Plate size	Thickness	10 - 65 mm
	Width	1400 - 5500 mm
	Length	6 - 63.5 m
Plate temperature	R.T. - 250 °C	
Reduction	0.2 %	
Rolling speed	10 - 120 m/min	
Control interval	30 ms	

表2 OPLのロール寸法
Roll dimensions of OPL

	WR	BUR (×19)
Diameter (mm)	330	550
Barrel length (mm)	6010	320
Chock span (mm)	6690	-

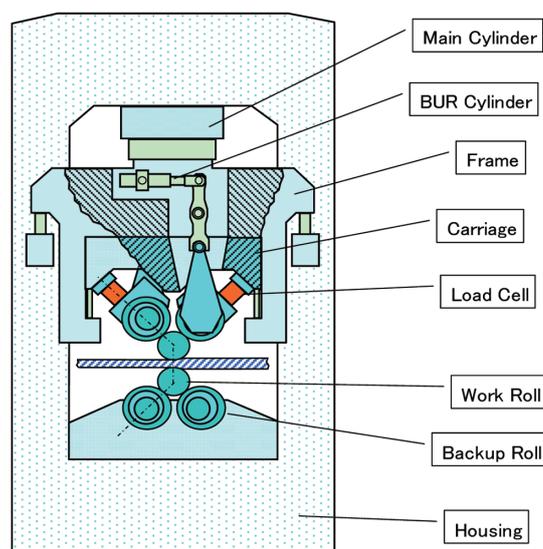


図1 OPLの基本構造
Schematic view of OPL

いる。形状検出・制御機能は上BUR系で実現するため、下BURにはロードセルおよび個別圧下機能はないが、入側および出側それぞれ共通の偏心軸による下WRたわみ補償機能を有する。

3. OPLの設定・制御技術の開発

3.1 分割BUR位置の零点調整機能

Sendzimir圧延機のような従来のクラスタ型圧延機の場合、幅方向に並んだ分割BURには共通軸があり⁶⁾、この軸がBUR位置の基準となるため分割BUR位置の零点調整は不要である。しかしながらOPLの場合、上BUR系は、各分割BURに作用する荷重を正確に測定するため共通軸を配することは許されない。もちろん幅方向に並んだ各分割BURはWRに対する相対位置が同じになるように設計、製作されるが、個別の偏心軸とこれを支持するショック、そしてロードセルもすべて個別に配備されるため、これらの寸法誤差の蓄積によって各分割BURの位置に誤差を生ずることになる。

そこで通常の4Hiミルや6Hiミルの圧下位置零点調整にならってOPLでもキスロール締め込みによる分割BUR位置の零点調整を実施することにした。このとき4Hiミル等の場合は作業側(WS)・駆動側(DS)の圧下装置を均等荷重で締め込むので、知能圧延機の場合も各分割BUR均等荷重が基本と考えた。しかしながらOPLの場合、分割BURが入側9個、出側10個に千鳥配置となっているので、全ての分割BURに同じ荷重を負荷すると、WRに作用する水平方向荷重のバランスがとれなくなるため、そのような負荷を与えることは不可能である。そこでBUR荷重合計を2等分し、入側、出側それぞれの分割BURに均等荷重を負荷することを考える。OPLの場合、例えば、入側BURに各980kN、出側BURに各882kN負荷すること

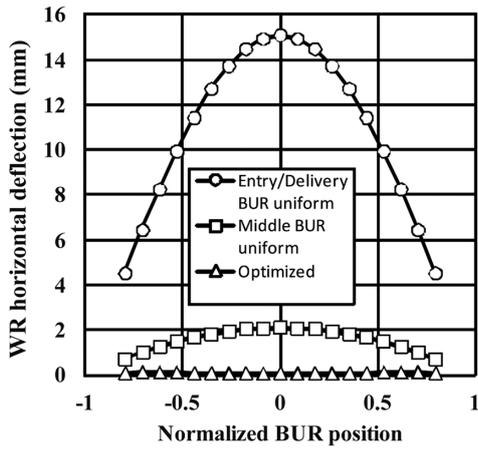


図2 OPLのWR水平たわみ(合計BUR荷重17.64MN)
WR horizontal deflection for OPL with total BUR force 17.64 MN

にすれば分割BUR荷重合計17.64MNでWRに作用する水平荷重はバランスがとれる。

このような入側、出側それぞれ均等荷重という考え方はWRに作用する水平方向荷重バランスのみに配慮して直感的に決めたものであるが、OPLのWRのように直径に比べて胴長が著しく長いロールを使用するにあたってはWRの水平方向たわみが過大になる懸念が残る。そこで上記負荷に対してWRの水平方向たわみを計算した。結果を図2に示す。WR水平たわみが中央部で15mm程度と非常に大きくなるのがわかる。なお図2の横軸はWRの支点間距離の1/2で規格化した各分割BUR中心位置を示している。この15mmの水平たわみはロールギャップ誤差としては約0.34mmとなるので形状制御の観点からは見過ごすことのできない大きな誤差である。

そこで、分割BUR荷重分布を調整して、OPLの分割BUR位置零点調整時のWR水平たわみを小さくすることを考える。図2に見たように入側・出側BUR均等荷重とした場合に大きなWR水平たわみが発生するのは、入側分割BUR荷重980kN、出側分割BUR荷重882kNとなっており、WR胴部中央の任意の領域を切り出して考えた場合、入側の水平方向力が常に大きくなるためと考えられる。

そこで、入側9個の分割BUR荷重は980kNのまま、出側10個の分割BURのうち中央部8個の分割BUR荷重を980kN、両端に位置する分割BURの荷重をその1/2の490kNとする荷重分布を考える。この荷重分布であれば入側、出側の荷重合計は平衡条件を満足し、WR中央部の任意の領域を切り出しても水平方向力に大きな不平衡を生じることはないのでWR水平たわみが小さくすると推測される。計算結果を図2に併せて示す。予想通り当該荷重分布によってWR水平たわみは2mm程度にまで小さくなっている。しかしながら、OPLは製品の形状矯正を目的とし、圧延材の先端部から良好な形状制御を行うことが求められるので、零調時のWR水平たわみはさらに小さくすること

が望まれる。

そこで、WR水平たわみを極小化する分割BUR荷重分布を理論的に求めることを考える。 i 番目の分割BURの荷重を q_i とすると、既に述べてきたようにWRの水平方向の力およびモーメントの平衡条件が成立するので q_i は次式を満足しなければならない。

$$T_i^x q_i = 0, \quad z_i T_{(0)}^x q_i = 0 \quad (1)$$

ここで、 $T_i^x = \cos \theta_i$ で θ_i は i 番目の分割BURとWRとの共通法線方向を圧延方向で定義した x 軸から反時計回りに見た角度、 z_i は i 番目の分割BUR中心の幅方向位置を示す z 座標(原点はミルセンター)である。本論文では重複添字に対する総和規約を採用するが、()付きの添字は総和規約を無視する。

また前記した直感的に求めた分割BUR荷重を基準分割BUR荷重 \bar{q}_i として、これをベースとしてWRたわみを極小化する分割BUR荷重を求めることを考える場合、鉛直方向の力およびモーメントは変化しないようにすべきであり、求めるべき分割BUR荷重 q_i は $T_i^y = \sin \theta_i$ として次式を満足しなければならない。

$$T_i^y q_i = T_i^y \bar{q}_i, \quad z_i T_{(0)}^y q_i = z_i T_{(0)}^y \bar{q}_i \quad (2)$$

その上でWRの水平たわみ極小条件を導入する。分割BUR荷重 q_i による上WRの水平たわみ x_i^{WT} は、梁曲げ理論から与えられるWRの変形マトリクス^{7,8)}を K_{ij}^{WT} とするとき次式で与えられる。

$$x_i^{WT} = -K_{ij}^{WT} T_{(0)}^x q_j \quad (3)$$

WRたわみ評価の基準としてNo.1分割BURの x 方向位置とNo. N 分割BUR($N=19$)の x 方向位置を結ぶ直線を採用し、この基準線からのWR水平たわみの相対値、すなわち次式の絶対値を最小化することを考える。

$$[K_{ij}^H - (a_i K_{ij}^H + b_i K_{Nj}^H)] \cdot q_j \quad (4)$$

ここで、 $K_{ij}^H = K_{ij}^{WT} T_{(0)}^x$ 、 $a_i = (z_N - z_i) / (z_N - z_1)$ 、 $b_i = (z_i - z_1) / (z_N - z_1)$ である。

式(1)、(2)で与えられる拘束条件のもと、式(4)で与えられるWRたわみの相対値と、基準分割BUR荷重との差異を極小化することは、次の関数 F の停留問題となる。

$$F = \frac{1}{2} [\bar{K}_{ij}^H q_j \bar{K}_{ij}^H q_k] + \frac{1}{2} w_i \left\{ (q_i - \bar{q}_i) / \bar{q}_{(0)} \right\}^2 + \lambda_m \left(T_i^m q_i - Q^m \right) \quad (5)$$

ここで、 $\bar{K}_{ij}^H q_j$ は式(4)、 $T_i^m q_i = Q^m$ ($m=1, 2, 3, 4$)は式(1)、(2)の、それぞれ簡略表現であり、式(5)の右辺第2項の w_i は基準分割BUR荷重にどれほど忠実な分割BUR荷重分布とするかを調節する重み係数である。また λ_m ($m=1, 2, 3, 4$)は、式(1)、(2)の拘束条件を導入するためのLagrangeの未定乗数である。式(5)の関数 F の q_i および λ_m に関する停留条件から得られる連立一次方程式を解くことで、基準分割BUR荷重をベースとしつつもWR水平たわみを抑制できる分割BUR荷重分布が求められる。

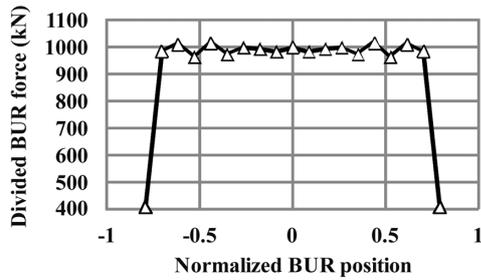


図3 最適化された零調用の分割 BUR 荷重分布
Optimized BUR forces for zero adjustment procedure

以上述べた手法を用い、前記した中央部均等荷重分布を基準分割 BUR 荷重分布とし、この基準値に対する重み係数を $w_i=1.0$ ($i=2, \dots, 18$), $w_1=w_{19}=0.03$ として WR 水平たわみを極小化する分割 BUR 荷重を求めた。図2に結果として得られた WR 水平たわみ、図3には分割 BUR 荷重分布を示す。図3に見られるように WR 水平たわみを極小化する分割 BUR 荷重分布は基準とした中央部均等分布より不規則な分布形態を示しているが、図2に見られる WR 水平たわみは大幅に小さくなっており、最大でも約 0.13mm に抑えることができている。0.13mm の水平たわみはロールギャップ誤差に換算すると約 0.03 μm となり、形状制御の観点からも無視できるレベルである。

次にこの荷重分布を分割 BUR 位置零点調整時の目標分割 BUR 荷重 q_i^0 として、これを OPL で実現する作業方法について考える。

まず全ての分割 BUR 位置を機械的中立位置に設定し、上下 WR キスロール状態で予め設定した全体荷重 (BUR 荷重の合計値で上記の例では 17.64MN) まで WS・DS 一对の主圧下装置を用いて締め込み、分割 BUR 荷重の現在値 q_i ($i=1, \dots, 19$) を得る。なお主圧下装置とは図1に示すように上 BUR キャリッジを支える上フレーム全体の位置を制御する油圧圧下装置である。

次に分割 BUR の個別圧下位置を調整して零調荷重分布 q_i^0 を実現するのであるが、特定の分割 BUR の圧下位置を操作しても WR たわみ変化および分割 BUR を支持しているキャリッジ・フレームの変形を通じて他の分割 BUR の荷重も変化するので、19 個の分割 BUR の圧下位置を 1 個ずつ手で調整して正確に目標荷重分布 q_i^0 を実現するのは著しく効率の悪い作業となる。そこで、ここでは OPL のロール変形等を考慮して全ての分割 BUR 位置を一気に操作して目標荷重分布を実現するアルゴリズムを開発した。なお以下の OPL 変形のモデル化は後述する形状制御ロジックと共通する部分が多いのでやや詳しく述べておく。

上分割 BUR の個別圧下位置が u_i 、上分割 BUR 荷重が q_i のときの上分割 BUR の WR～BUR 共通法線方向の変位を反映した上分割 BUR 位置 u_i^{BT} は次式で表現される³⁾。

$$u_i^{BT} = K_{ij}^{BT} (q_j - q_j^0) - (u_i + U_i^0) \quad (6)$$

ここで、 K_{ij}^{BT} は上分割 BUR の変形マトリクス、 U_i^0 は零調

条件 ($u_i=0, q_i=q_i^0$) 時の分割 BUR の絶対位置を表している。なお K_{ij}^{BT} および U_i^0 の同定方法については後述する。

WR～BUR 共通法線方向の上 WR たわみ u_i^{WT} は式 (3) で表される水平方向たわみ x_i^{WT} と鉛直方向たわみ y_i^{WT} を合成して次式で与えられる。

$$u_i^{WT} = T_{(0)}^x x_i^{WT} + T_{(0)}^y y_i^{WT} \quad (7)$$

ここで WR の鉛直方向たわみ y_i^{WT} は上下 WR 間に作用する荷重分布を p_i とするとき次式で計算される。

$$y_i^{WT} = K_{ij}^{WT} (p_j - T_{(0)}^y q_j) + c^y z_i + d^y \quad (8)$$

ここで c^y, d^y は鉛直方向の剛体変位を表すパラメータである。上下 WR 間に作用する荷重分布は下ロール系と上ロール系との適合条件によって決定されるが、下ロール系から上 WR までを等価 2Hi ミル⁷⁾ 表現して当該ロール変形マトリクスを K_{ij}^{WT} と表現すると式 (8) は次式のように表現することができる。

$$y_i^{WT} = -K_{ij}^{WT} T_{(0)}^y q_j + f_i \quad (9)$$

なお式 (9) を得る過程については次節において説明を補足する。

上分割 BUR と上 WR との変位の適合条件は次式で与えられる。

$$K_{ij}^{TT} q_j = u_i^{WT} - u_i^{BT} + C_i^{WT} \quad (10)$$

ここで、 K_{ij}^{TT} はロール偏平変形マトリクス⁹⁾、 C_i^{WT} は上 WR プロフィールを表す。

以上の方程式系より、分割 BUR 個別圧下位置変化 Δu_i を与えたときの分割 BUR 荷重変化 Δq_i を次のようにして求める。式 (6) の分割 BUR の変位計算式より Δu_i および Δq_i の変化量を前提とした分割 BUR 位置変化 Δu_i^{BT} は次式で計算される。

$$\Delta u_i^{BT} = K_{ij}^{BT} \Delta q_j - \Delta u_i \quad (11)$$

式 (7) に式 (3) および式 (9) を代入し相対変化のみ抽出すると WR のたわみ変化量 Δu_i^{WT} は次式で計算される。

$$\Delta u_i^{WT} = - (T_{(0)}^x K_{ij}^{WT} T_{(0)}^x + T_{(0)}^y K_{ij}^{WT} T_{(0)}^y) \Delta q_j \quad (12)$$

また式 (10) の上 WR～BUR 変位適合条件の相対値表現は次式のように表現される。

$$K_{ij}^{TT} \Delta q_j = \Delta u_i^{WT} - \Delta u_i^{BT} \quad (13)$$

式 (13) に式 (11), (12) を代入すると、次の Δu_i と Δq_i との関係式を得る。

$$\Delta u_i = (T_{(0)}^x K_{ij}^{WT} T_{(0)}^x + T_{(0)}^y K_{ij}^{WT} T_{(0)}^y + K_{ij}^{BT} + K_{ij}^{TT}) \Delta q_j \quad (14)$$

したがって、分割 BUR 荷重の現在値 q_i から目標零調荷重 q_i^0 を実現するための分割 BUR 変位 Δu_i は、式 (14) に $\Delta q_i = q_i^0 - q_i$ を代入することで求められる。

このようにして求められた Δu_i を出力すると、式 (14) の () 内のマトリクスすなわち式 (14) 右辺の Δq_i の係数マトリクスが正確であれば目標零調荷重 q_i^0 が一回の分割 BUR 位置修正で実現されることになるが、現実的には () 内のマトリクスにも誤差がありミル変形特性にも若干の非線形性があるので一回の修正で q_i^0 が正確に実現される可能性は低い。しかしながら、 Δq_i の係数マトリクスに多少誤差

があっても式(14)で計算される Δu_i を出力することで分割BUR荷重は着実に q_i^0 に近づいて行くので、これを数回繰り返すことで目標零調荷重 q_i^0 が実現できる。

なお分割BUR位置零調は後述するミル変形特性同定を実施する前、例えば、圧延機を新しく設置した直後にも実施しなければならず、その場合は式(14)中の K_{ij}^{BT} は未知である。このような場合でも、式(14)における Δq_i の係数マトリクスの要因の中ではWR一本のみのたわみ変形特性を表す $T_{(i)}^x K_{ij}^{WT} T_{(j)}^x$ が最も大きな要因であり、これはWR寸法だけで計算できる。そして残りの項は、下ロール系に上WRを合わせた等価2Hiたわみ特性、上分割BUR変形特性、ロール間偏平変形特性を表すマトリクスであり、何れもWR一本のたわみ剛性に比べればはるかに剛性の高いものばかりであるので式(14)中の Δq_i の係数マトリクス全体に占める割合は小さい。

したがって、これらについては、例えば全体圧下で締め込んだ時の剛性から対角項のみを近似的に求めて代入することでも Δq_i の係数マトリクスとしてはかなり良い近似値が得られる。実際、このような係数マトリクスの近似値を用いても実績としては5回程度の Δu_i の修正値出力で目標零調荷重 q_i^0 がほぼ正確に実現でき、WR水平たわみは0.1mm程度に抑えることができている。OPLの場合、分割BUR位置制御の制御周期は30msであるので、5回の修正は150msで完了する。すなわち以上のような手法を用いることにより、手動調整では1時間かかっても実現できないような高い精度の目標零調荷重設定が極めて短時間で実現できている。

さて以上のようにして、キスロール締め込み状態で目標零調荷重を実現した後、分割BUR個別圧下位置 u_i を零リセットし、分割BUR荷重設定の僅かな誤差も解消するため零調荷重 q_i^0 を分割BUR荷重 q_i の現在値で更新する。その結果、式(6)より $u_i^{BT} = -U_i^0$ となり、式(10)より U_i^0 の値を計算することができ、分割BUR位置の零点調整手続きが完了する。

3.2 上分割BUR変形特性の同定手法

ここでは式(6)で定義される上分割BUR変形マトリクス K_{ij}^{BT} の同定方法について考える。これは通常の圧延機のミル剛性に相当するものであり、個別ロードセルと個別圧下位置制御機構を有する分割BUR構成によってマトリクス表現されたミル変形特性と解釈することができる。この変形マトリクスは、通常のミル剛性の場合と同様に、分割BUR変形はもちろんのこと、軸受、ロードセル、キャリッジ、フレーム、ハウジング等の荷重を受ける部材の変形の総体として決まるものであり、個々の部材の個性を反映しているため、設計データから理論的かつ高精度に求めることは不可能であり、基本的にキスロール締め込みテストを通じて同定すべきものである。

知能圧延機プロトタイプミル³⁾の場合、キスロール締め込み状態で各分割BUR圧下位置を個別に操作して分割BUR位置と分割BUR荷重を測定し、下BURと上下WRを等価2Hiミル化することで、上WRと接している上分割BURの負荷状態の絶対位置を求めて変形マトリクス K_{ij}^{BT} を同定している³⁾。このようにプロトタイプミルの場合は、下BURが両端支持梁でモデル化できる一体ロールであったため、下BURを基準として上分割BURの変形特性を同定することができたが、OPLの場合は、下BUR系も上BUR系と同様に分割ロール形式を採用しており、その変形特性が不明であるため、これを基準として上分割BURの変形マトリクスを同定することは不可能である。

そこで次のように考えた。下分割BURの変形特性は未知であるが、上分割BUR変形特性同定のためには上WRのたわみが計算できればよい。上WRの水平方向たわみは式(3)、鉛直方向たわみは式(8)で計算できるが、式(8)右辺における上下WR間荷重分布 p_i が未知である。 p_i の値は次式で与えられる下WRとの適合条件から決められる。

$$K_{ij}^f p_j = y_i^{WB} - y_i^{WT} + C_i^{WT} + C_i^{WB} \quad (15)$$

ここで K_{ij}^f は上下WR間ロール偏平変形マトリクス、 C_i^{WB} は下WRプロフィール、 y_i^{WB} は下WRたわみであり、下WR～下分割BUR間に作用する荷重分布を r_i とするとき次式で計算される。

$$y_i^{WB} = K_{ij}^{WB} (T_{(j)}^y r_j - p_j) \quad (16)$$

下WRは下分割BURに接しているため、本来、式(16)においては下分割BURの変形に対応する剛体変位成分が含まれているが、ここでは下分割BUR変形起因の剛体変位成分も上分割BUR変形特性に含めると約束することで式(16)において剛体変位成分を省略することにする。この約束は上分割BURのみで形状制御のみならず板厚制御も実施するOPL制御形態を考慮すると、むしろ必然であることが理解される。

ここで、式(16)において r_i が既知であれば式(16)は通常の4HiミルのBURのたわみ計算式と全く同じ形になっていることがわかる。そこで、上分割BUR変形特性同定時の特別措置として、上分割BURと同様の個別ロードセルを有する分割BURを下分割BURとして組み込み、キスロール締め込みテストを実施することにすれば r_i を実測することができる。この作業形態を前提とすれば、式(8)、式(16)のたわみ計算式と式(15)の適合条件式とから p_i を消去し、式(9)で表される等価2Hiミルの計算式を導くことができ、プロトタイプミルと同様の上分割BUR変形特性同定手法を採用することが可能となる。

3.3 形状制御システム

3.3.1 OPL形状制御の基本アルゴリズム

OPL形状制御システムの主要アルゴリズムを図4に示す。まず上分割BURの個別圧下位置 u_i および荷重の測定

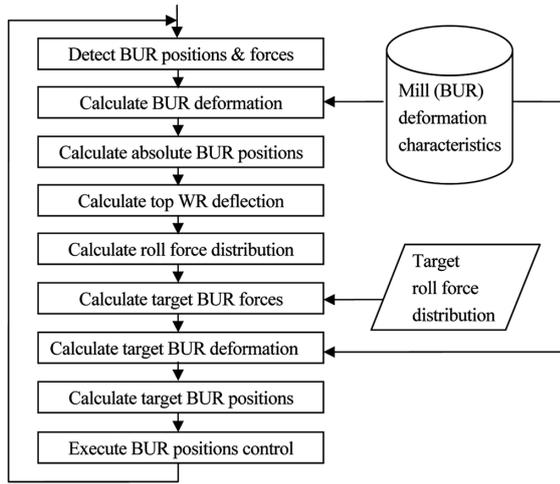


図4 OPLの形状制御アルゴリズム
Flatness control algorithm for OPL

値 q_i から予め同定しておいた分割 BUR 変形特性を用いて分割 BUR 変位量を演算し分割 BUR の絶対位置 u_i^{BT} を式(6)によって算出する。次に式(10)で表される WR と分割 BUR との適合条件より上 WR たわみ u_i^{WT} を計算する。そして上 WR たわみ計算値 u_i^{WT} と分割 BUR 荷重測定値 q_i とから圧延荷重分布の現在値 p_i を演算する。

具体的には、式(7)に式(3)および式(8)を代入すると、 p_i および c^y , d^y に関する連立方程式が得られる。これを次式で表される上 WR の鉛直方向の力およびモーメントの平衡条件式を合わせて解くことで圧延荷重分布 p_i が求められる。

$$I_i(p_i - T_{(0)}^y q_i) + F_w^y + F_D^y = 0 \quad (17)$$

$$z_i(p_i - T_{(0)}^y q_i) + a(F_w^y + F_D^y)/2 = 0 \quad (18)$$

ここで、 F_w^y , F_D^y はそれぞれ作業側 (WS) と駆動側 (DS) の鉛直方向 WR ベンディング力でインクリース側を正と定義、 a は WR の支点間距離、 I_i は成分がすべて1のベクトルである。

次に目標とする圧延荷重分布 p_i^G を実現するための分割 BUR 荷重分布目標値 q_i^G の計算方法について詳述する。圧延荷重分布目標値 p_i^G は幅方向均一分布が基本であるが、後述するように被矯正材の温度分布による熱ひずみ補償や変形抵抗分布を考慮することで幅方向分布を持った値となる。分割 BUR 荷重分布目標値 q_i^G は、 p_i^G と、これに対応する上 WR 鉛直たわみ目標値 y_i^G を実現するように決める。すなわち次式の上 WR 鉛直たわみ計算式が基本方程式となる。

$$K_{ij}^{WT} T_{(0)}^y q_j^G - c^y z_i - d^y = -y_i^G + K_{ij}^{WT} p_j^G \quad (19)$$

上式は、式(8)の上 WR たわみ計算式に $y_i^{WT} = y_i^G$, $p_i = p_i^G$, $q_i = q_i^G$ を代入して、未知数を含む項を左辺に移したものである。ここで、上 WR 鉛直たわみ目標値 y_i^G は、圧延荷重分布現在値 p_i の演算過程で計算された上 WR 鉛直たわみをベースとして、圧延荷重の現在値 p_i から目標値 p_i^G への変化がロール変形におよぼす影響を考慮して決める。

分割 BUR 荷重分布目標値 q_i^G は、式(19)に加えて以下に示す上 WR の水平方向および鉛直方向の力およびモーメントの平衡条件式を満足しなければならない。

$$I_i T_{(0)}^x q_i^G = F_w^x + F_D^x \quad (20)$$

$$z_i T_{(0)}^x q_i^G = a(F_w^x - F_D^x)/2 \quad (21)$$

$$I_i T_{(0)}^y q_i^G = I_i p_i^G + F_w^y + F_D^y \quad (22)$$

$$z_i T_{(0)}^y q_i^G = z_i p_i^G + a(F_w^y - F_D^y)/2 \quad (23)$$

ここで、 F_w^x , F_D^x は、それぞれ WS と DS の水平方向 WR ベンディング力で圧延方向の力を正と定義している。式(19)～(23)の方程式系を q_i^G および c^y , d^y について解くことにより分割 BUR 荷重分布目標値 q_i^G を求めることができる。

q_i^G が得られた後、分割 BUR 変形特性を用いて分割 BUR 変位量を計算し、上 WR 鉛直たわみ目標値 y_i^G を実現する目標分割 BUR 位置 u_i^G として分割 BUR 位置制御量 $\Delta u_i = u_i^G - u_i$ を演算する。この手続きは、零調作業において式(14)を用いて所望の Δq_i を実現するための分割 BUR 位置制御量 Δu_i を計算する手続きに類似である。そして最後に制御ゲインを考慮して分割 BUR 位置制御を実施して形状制御の1ループが完了し、以下この繰り返しとなる。

3.3.2 被矯正材のセンタリング精度の問題と解決策

OPL では冷却床から払い出された圧延板のセンタリング精度が不十分でオフセンター量が先端から尾端にかけて100～200mm程度変化する斜行状態で板が進入してることがある。板長さは最大63mにもなり、これをセンタリングするためのサイドガイドを新たに設置するのはコスト的に現実的でないと判断されたので、ここでは斜行状態のまま矯正するシステムを構築した。すなわち OPL 入側において被矯正材の板幅とオフセンター量を常時測定し、これをトラッキングして OPL 圧延位置の板幅およびオフセンター量を推定しつつ形状制御を実施する。具体的には第3.3.1項で説明した形状制御アルゴリズムの中で、板幅およびオフセンター量の実測値を OPL ロールバイト位置にトラッキングした後、圧延荷重分布の現在値 p_i および目標値 p_i^G の計算の際に考慮すればよい。

3.3.3 被矯正材の温度分布補償機能

OPL は冷却床出側に設置されており、長時間休止後の立ち上げ時を除いて、被矯正材は室温よりは高い温度で OPL に到達する。しかも冷却床の表面は、様々なサイズと温度の圧延板から熱を受けてきた履歴を有し、不均一な温度分布となっていることが多いため、これに接触してきた冷却床出側の被矯正材は一般に不均一な温度分布となっている。したがって OPL の形状制御システムでは、このような温度分布を有する被矯正材の形状矯正対策が必要となる。

特に幅方向に温度偏差を有する被矯正材を矯正する場合、OPL で完全に形状フラットに矯正したとすると、その後、被矯正材が常温まで冷却されると温度分布が均一になるの

で、OPL 矯正時点の温度分布による熱ひずみが解放される。その結果、矯正時の不均一温度分布が残留応力に変化して内在するか、または座屈して形状不良として顕在化することになる。このような事態を避けるため、OPL 入側において被矯正材の温度分布を測定し、その温度分布に対応した熱ひずみを OPL によって予め補償する形状制御システムを開発した。

被矯正材の線膨張係数を α 、被矯正材の板幅を b 、被矯正材の存在する範囲を各分割 BUR に対応する幅方向要素に分割した要素幅を Δz_i ($i=M_D, \dots, M_W$)、被矯正材の温度分布を各要素幅で平均化した温度を T_i 、とするとき、温度 T_R を基準とする被矯正材の熱ひずみの分布 $\Delta \varepsilon_i$ は次式で与えられる。

$$\Delta \varepsilon_i = \alpha (T_i - T_R) = \alpha \cdot \Delta T_i \quad (24)$$

被矯正材が室温にまで冷却され、外力零の状態では解放されるひずみは、幅方向の積分平均が零でなければならないので、式 (24) において T_R を T_i の積分平均、すなわち

$$T_R = \Delta z_i T_i / b \quad (25)$$

としたものになる。したがって式 (24) のひずみ (以下では平均値からの差分という意味で伸びひずみ差と呼称する) が解放されて形状フラットとなるためには OPL 矯正時に式 (24) と同じ伸びひずみ差を与えておけばよいことがわかる。

式 (19) で表現したように OPL では所望の圧延荷重分布 p_i^G を実現することを通じて形状制御を行う。したがって上記のように形状フラットではなく式 (24) で表現される伸びひずみ差 $\Delta \varepsilon_i$ を与えることを目的とする場合、その伸びひずみ差に対応する圧延荷重分布を目標値として与えてやればよい。

二次元圧延理論によると、圧延張力の影響を考慮した圧延荷重 P_i は圧下率の小さい条件では次式のような簡易式で計算される¹⁰⁾。

$$P_i = Q_p \ell_d [k_i - \{\delta \sigma_{\beta} + (1 - \delta) \sigma_{bi}\}] \quad (26)$$

ここで、 Q_p は圧下力関数、 ℓ_d は投影接触弧長、 k_i は平均変形抵抗、 σ_{β} は出側張力、 σ_{bi} は入側張力、 δ は張力影響の配分を決めるパラメータである。

また伸びひずみ差は張力のフィードバック効果を通じて次式で張力分布と対応づけられる⁷⁾。

$$\sigma_{\beta} = \sigma_{bi} = -E \Delta \varepsilon_i \quad (27)$$

ここで、 E は圧延材のヤング率であり、平均張力は零としている。式 (27) を式 (26) に代入し、式 (24) を考慮すると次式を得る。

$$p_i = Q_p \ell_d [k_i + E \alpha \Delta T_i] \quad (28)$$

式 (28) で与えられる p_i を式 (19) で利用する圧延荷重分布目標値 p_i^G として採用することで OPL 矯正以降の冷却で発生する熱ひずみを予め補償することが可能となる。

さて式 (28) で被矯正材の温度分布影響を考えると、温度が平均変形抵抗 k_i に与える影響も考慮するべきであ

る。温間圧延であっても温度が変形抵抗に与える影響があることは OPL 自身の圧延荷重実績からも確認することができ、OPL の圧延温度範囲では温度影響はほぼ線形関係で近似できることがわかった。すなわち、室温 T_r に対応する変形抵抗を k_r とするとき、任意の温度 T_i に対する変形抵抗 k_i は影響係数を β として次式で表される。

$$k_i = k_r - \beta (T_i - T_r) \quad (29)$$

したがって、被矯正材の平均温度 T_R に対する変形抵抗 k_R は、

$$k_R = k_r - \beta (T_R - T_r) \quad (30)$$

で計算され、 T_R を基準とする温度分布 $\Delta T_i = T_i - T_R$ に対応する変形抵抗分布 k_i は式 (29)、(30) から k_r を消去して次式で計算される。

$$k_i = k_R - \beta \cdot \Delta T_i \quad (31)$$

式 (31) を式 (28) に代入すると次式を得る。

$$p_i = Q_p \ell_d [k_R + E (\alpha - \frac{\beta}{E}) \Delta T_i] = Q_p \ell_d [k_R + E \bar{\alpha} \Delta T_i] \quad (32)$$

ここで、 $\bar{\alpha} = \alpha - \beta/E$ であり、これは温度が変形抵抗におよぼす影響も考慮した線膨張係数と見なすことができる。

例えば、板厚 20mm で降伏応力 350MPa の厚鋼板の場合、 $\alpha = 1.30 \times 10^{-5}/K$ に対して、OPL の圧延荷重実績から $\beta/E = 0.45 \times 10^{-5}/K$ であったので、 $\bar{\alpha} = 0.85 \times 10^{-5}/K$ となる。つまり変形抵抗におよぼす温度の影響が熱ひずみ補償項を緩和させる効果を有することがわかる。

以上のことから、被矯正材の温度分布を OPL の入側で測定し、そのデータを時々刻々 OPL 位置にトラッキングして圧延中の幅方向温度分布に対して式 (32) を用いて目標圧延荷重分布を計算して制御に用いることにより、幅方向の温度分布、そしてその長手方向変化の影響をも補償することが可能となる。

4. リアルタイム形状制御技術の実用化

以上説明してきた OPL の設定、制御に関する開発技術を実装した。圧延中は、OPL 入側において常時、被矯正材の温度分布そして板幅およびオフセンター量を測定し、ロールバイト位置までトラッキングして制御入力とする。OPL では、常時、分割 BUR 位置および分割 BUR 荷重を測定して図 4 に示した形状制御アルゴリズムにしたがって制御周期 30ms で分割 BUR 位置制御を実行する。

図 5 には板厚 12mm、板幅 5200mm の厚鋼板を矯正した際の分割 BUR 荷重分布と圧延荷重分布推定値の実績値をそれぞれ被矯正材の先端から 0.5m、3.0m、5.4m、7.6m、10.0m、12.4m の位置で示している。OPL による圧延矯正は被矯正材の板厚分布に沿って WR を曲げ、幅方向に原則均等圧下を与えることにより成立するので、分割 BUR 荷重分布は、WR 各位置に必要とされる曲げモーメントを与えるため、図 5 (a) に示すように一般に不均一な分布となる。一方、圧延荷重分布は図 5 (b) に示すように幅方向にほぼ

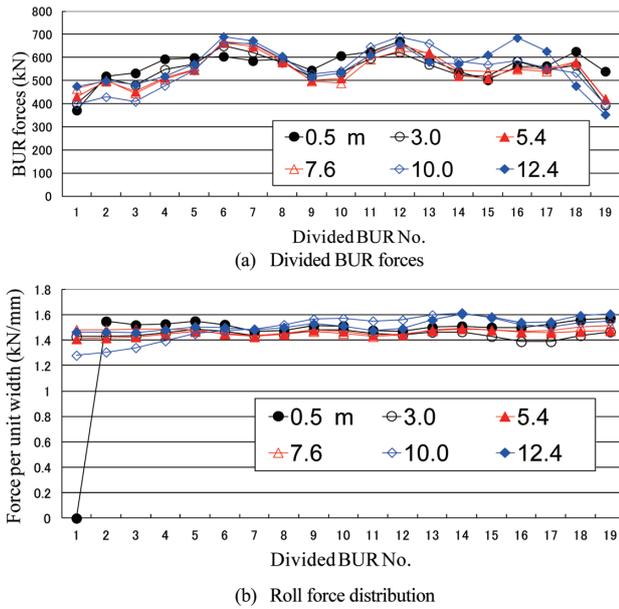


図5 圧延荷重分布制御の実績例
A result of control of roll force distribution
(12 mm thickness × 5200 mm width)

均一に制御される。このような結果から、例えば、測定値である分割 BUR 荷重を直接観察しながらオペレータが手動で分割 BUR 位置を調整するような作業形態をとることは不可能であり、これまで示したような自動制御理論およびロジックが OPL には不可欠であることが理解される。

ところで図5(b)に示す 0.5m 位置の圧延荷重分布において圧延ライン駆動側 (DS) の No.1 分割 BUR に対応する圧延荷重が零になっているが、これは、第 3.3.2 項で述べたように、冷却床で払い出された被矯正材が斜行して OPL に進入してきており、先端部では No.1 分割 BUR の下になかったものが、3.0m までには No.1 分割 BUR の下に板端部が入ってきていることを表している。このように被矯正材が斜行して板端部が分割 BUR の境界を横切るような状況となっても形状制御は正常に動作していることが確認できる。

図6には当該材のオフセンター量の推移と、対応する鉛直方向 WR ベンディング力と水平方向 WR ベンディング力の推移を示している。オフセンター量の定義は圧延ライン作業側 (WS) を正としており、図6より先端部は WS、尾端部は DS へと約 100mm 斜行していることがわかる。またこれに対応して特に鉛直ベンディング力は WS と DS とで逆方向の変化を示しており、分割 BUR による形状制御を正常に補完していることがわかる。このようにすべての分割 BUR の位置に被矯正材が存在する状況となる広幅材の場合は WR ベンダーを形状制御に活用することになる。この場合、式 (19) の条件式が 19 個存在し式 (20) ~ (23) の条件式を合わせて 23 個の条件式が存在するので、分割 BUR 荷重 q_i^G の他、鉛直方向および水平方向 WR ベンディング力 $F_W^x, F_D^x, F_W^y, F_D^y$ を未知数として式 (19) ~ (23)

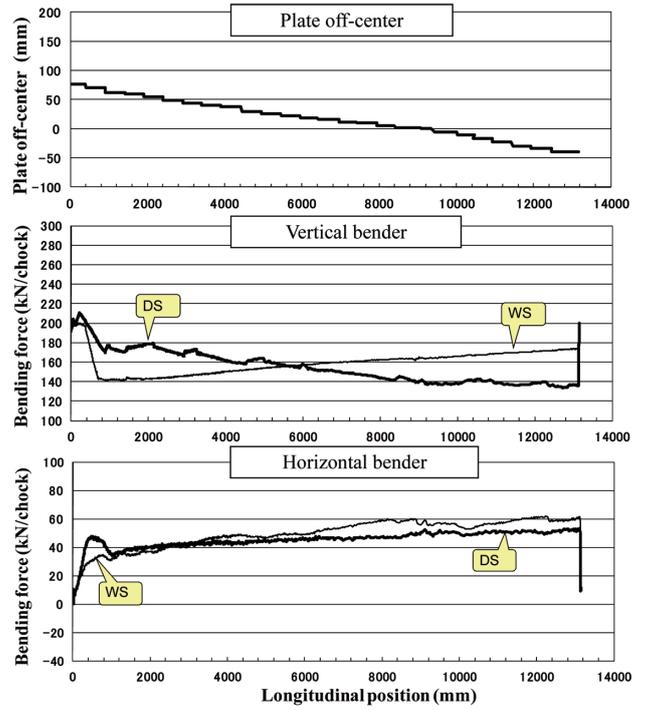


図6 オフセンター量と WR ベンディング力の実績
Plate off-center and corresponding WR bender behavior
(12 mm thickness × 5200 mm width)

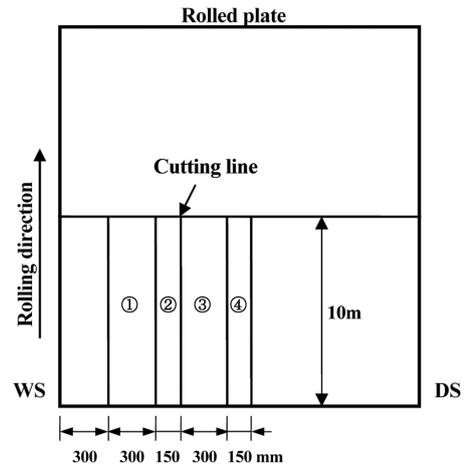
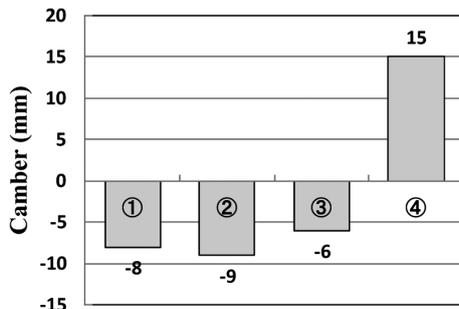


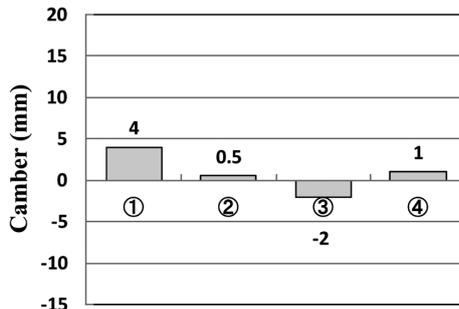
図7 条切りサンプルの切り出し方法
Sampling description for residual stress measurement

の方程式系を解くことができ WR ベンダーの制御出力も併せて求めることができる。

第 3.3.3 項で示した被矯正材の温度分布補償機能の効果を調査するため、OPL 矯正後、常温に冷却された板厚 21.5mm、板幅 2550mm、降伏応力 350MPa の厚鋼板に対して、図7に示すように尾端部近傍を長さ 10m に切断した後、板端部 300mm を除いて、①、③が 300mm 幅、②、④が 150mm 幅の 4 条の条切りサンプルを切り出し、それぞれのキャンバーを測定した。ここで 300mm 幅と 150mm 幅の条を交互に切り出しているのは、OPL の分割 BUR が 295mm ピッチで配備されているため、分割 BUR ピッチに依存しないデータを得る意図に基づくものである。またこ



(a) Without temperature compensation



(b) With temperature compensation

図8 条切り後キャンバーの測定結果
Cammers measured after slitting out samples

の条切りは幅方向に並んだ複数のガストーチで4条のサンプルを一気に切断する方式であり、切断時に不均一に熱ひずみが入る可能性は極めて小さいことを予め確認している。

条切りキャンバー測定結果を図8に示す。温度分布補償機能を使用しなかった図8(a)では10m長さあたり10mm前後のキャンバーが測定されたが、温度分布補償機能を使用して形状制御した図8(b)では最大で4mmのキャンバーとなっており、温度分布補償機能が効果を発揮していると判断される。条切りキャンバーの発生原因は切断前の大板状態で存在する長手方向残留応力の幅方向分布と考えられ、条切りキャンバーが大幅に小さくなっていることは、矯正後の大板状態で残留応力が低減していることを意味している。

また図9にはOPLによる平坦度改善効果の一例を示している。図9は長手方向に板厚変化のあるLP (Longitudinally Profiled) 鋼板をOPL出側に位置する形状計で測定した結果を鳥瞰図で示している。

図9の上図はOPL矯正を実施しなかったLP鋼板の形状を示している。LP鋼板は板厚変化に起因して冷却床出側の形状が良くないものが多く、また板厚差が存在するため、これをコールドレベラーで矯正することも容易ではない。一方、OPLでは矯正がWRの直下の長手方向1点で実施されるため、ローラーレベラーの場合のように加工度が板厚変化によって変動する問題もなく、LP鋼板の板厚変化に沿って形状矯正することができる。その結果、図9下図に示すようにLP鋼板の場合も良好な形状矯正を実施する

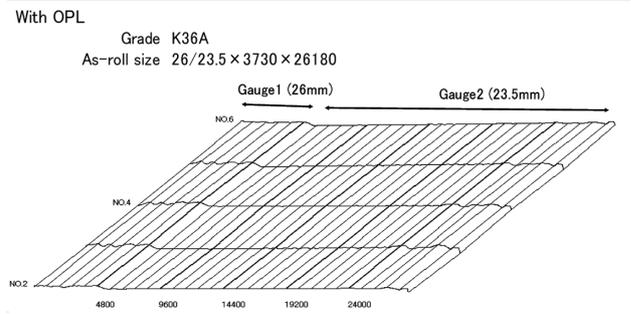
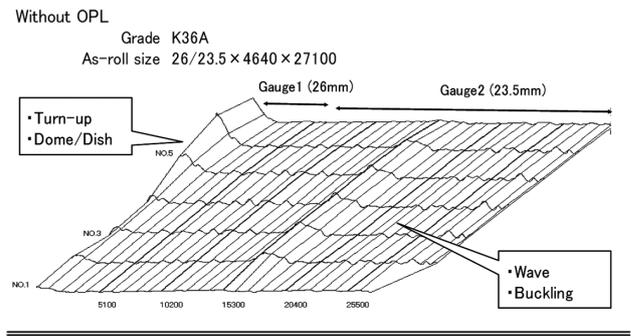


図9 LP鋼板に対する形状制御結果の例
Leveling performance for longitudinally profiled plate

ことができている。

5. 圧延理論から見た知能圧延機開発研究の意義と今後の課題

知能圧延機の開発研究は前章までに記したOPLの実用化で一段落したが、ここに至るまでの一連の知能圧延機開発研究の意義を特に形状制御に関する圧延理論の観点から整理しておく。

5.1 形状制御理論から見た知能圧延機開発研究の意義

5.1.1 入側形状の影響

冷間圧延において入側形状が出側形状に大きな影響をおよぼさないことはラボ実験によって確認されていた¹⁾が、入側形状が圧延荷重分布にも影響をおよぼさないことについては形状制御理論における重要な仮説となっていた²⁾。この仮説を知能圧延機特有の圧延荷重分布検知機能によって初めて検証することができた。

具体的データを図10に示す。これはWR直径80mm、7分割BURの知能圧延機パイロットミルで、板厚1mm、板幅380mmの耳波、フラット、中波形状の軟鋼板を、分割BUR位置を固定した状態で圧下率2%で圧延して、分割BUR荷重分布および圧延後の板形状を測定したものである。図より入側形状にかかわらず出側形状および分割BUR荷重はほぼ同じ分布を示していることが確認できる³⁾。分割BUR位置および分割BUR荷重分布が同じであるということは、本論文第3.3.1項で述べた圧延荷重分布演算方法からわかるように、圧延荷重分布が同じであることを示しており、この結果より、入側形状はロールバイト内の力学的状態に影響を与えていないことが理解できる。

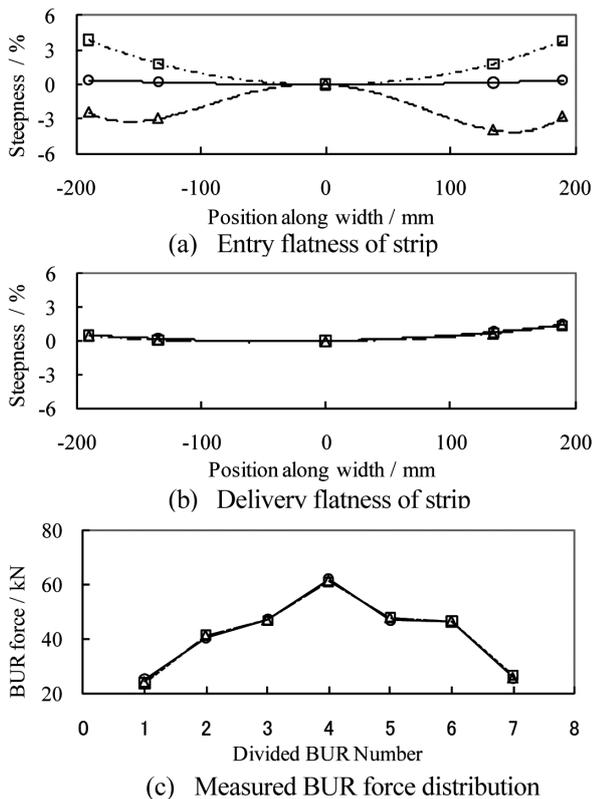


図 10 NIM パイロットミルにおける入側形状が出側形状および分割 BUR 荷重分布におよぼす影響²⁾
Effect of entry strip flatness on delivery strip flatness and BUR force distribution obtained by NIM pilot mill²⁾

この原理により知能圧延機では入側形状を測定することなく所望の出側形状を得ることができているのである。すなわち圧延材の変形抵抗が板幅方向に均一であれば、幅方向均一な圧延荷重分布を目標として制御することで入側形状にかかわらず出側形状フラットが得られる。

5.1.2 圧下率（伸び率）と入側形状の関係

入側形状として鋼板に存在する伸びひずみ差を圧延によって解消して形状矯正するには、常識的には、入側形状として鋼板に存在する伸びひずみ差よりも大きな伸び率すなわち圧下率を与える必要があると推測されるが、知能圧延機の実験結果によって、入側形状に対応する伸びひずみ差よりも小さい伸び率でも形状矯正が可能であることが確認された。

図 11 には WR 直径 200mm, 7分割 BUR の知能圧延機プロトタイプミルによって、板厚 8.9mm, 板幅 1635mm の鋼板を伸び率 0.2% で圧延した際の入側急峻度と出側急峻度を示している。図から急峻度で 5% を超える著しい形状不良を有する鋼板を僅かな伸び率で圧延することで急峻度約 0.3% のほぼフラットな形状が得られている³⁾。このときの入側形状にはうねり（全波）成分も含まれているので、これを除いて正味の伸びひずみ差を算出すると約 0.4% であった。つまり入側形状に対応する伸びひずみ差の約 1/2 の伸び率で圧延することにより良好な形状矯正が実現でき

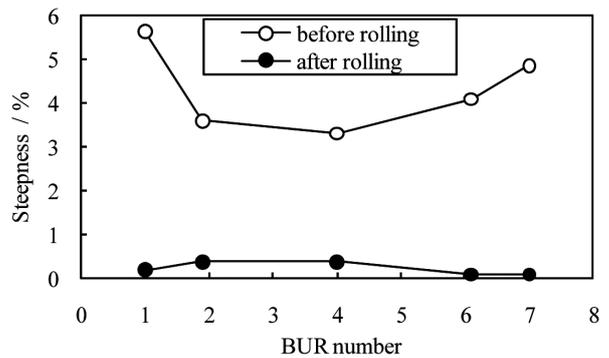


図 11 NIM プロトタイプミルにおける形状矯正実績³⁾
Flatness of a rolled plate before rolling and after rolling rolled by NIM prototype mill³⁾

ていることになる。またこのときの知能圧延機の分割 BUR 位置条件は、同サイズの入側形状フラットな鋼板を出側形状フラットに圧延する条件と全く同じであった。この実験結果は、入側形状が出側形状および圧延荷重に影響をおよぼさないという原理が、極めて小さい伸び率の圧延でも成立することを示している。

板幅 1000mm 以上の鋼板を圧延する従来の商用圧延機では、入側板厚分布に対してメカニカル板クラウンを高精度で相似形状に制御することが困難であるので、伸び率 0.2% 以下の極軽圧下圧延を安定的に実現することは一般に困難である。これは圧下量が小さいと入側板厚分布と圧延時のロールギャップ分布すなわちメカニカル板クラウンとの不整合の幅方向分布が相対的に大きく、圧下量が小さくなる幅方向位置の圧延材が塑性変形しなくなるため、全体として伸び率が出ず圧延が成立しないためである。したがって圧延荷重分布の検知・制御機能を有する知能圧延機特有の機能によって、初めてこのような極軽圧下圧延でも入側形状が出側形状に影響をおよぼさないことを確認することができたと言える。

このことは知能圧延機による形状矯正技術が、ローラーレベラーによる形状矯正に比べて、特に高張力鋼板の形状矯正で有利になることを示唆している。すなわちローラーレベラーの場合、塑性変形領域を板厚方向に一定割合以上にするため被矯正材表面には降伏ひずみの 3~5 倍のひずみを与える必要があり、高張力鋼板では降伏ひずみが大きくなるため矯正による材質劣化が著しくなる。一方、知能圧延機の場合は被矯正材の降伏ひずみとは関係なく極軽圧下圧延で矯正できるため矯正による材質劣化は小さくなる。

5.1.3 張力のフィードバック効果の定量的証明

知能圧延機では圧延中の圧延荷重分布をリアルタイムに直接制御することができるので、出側形状と圧延荷重との対応を確認することも可能である。圧延荷重分布の変化と出側形状の変化は式 (27) で示した張力のフィードバック効果の考え方を利用して演算しているが、この方法で正確

に出側形状を制御できることが、本論文第3.3.3項で述べた温度分布補償機能を含め、多くの圧延実績で確認されている。すなわち張力のフィードバック効果という仮説が定量的にも正しいことが知能圧延機の開発研究を通じて証明されたと考えている。

5.2 形状制御理論に関する今後の課題

上記したように知能圧延機開発研究によって、入側形状が出側形状および圧延荷重分布に影響をおよぼさないこと、そしてこのことが入側形状に対応する伸びひずみ差よりもはるかに小さい伸び率の圧延でも成立することが確認された。このことは入側形状として鋼板に存在する伸びひずみ差がロールバイト入口でほぼ完全に解消され、ロールバイト内部の力学的状態に一切影響を与えないことを意味していると考えられる。

この結論は、知能圧延機の圧延実績による状況証拠から導出されたものであるが、この現象を圧延の基本メカニズムとして直接的に証明することは今後の圧延理論研究の重要な課題と考える。

6. 結 言

圧延機自身による形状検出・制御機能を有する新形式知能圧延機を実機厚板矯正機（OPL）として実用化するため

の操業ソフトウェアおよび形状制御技術を開発し実装した結果、冷却床から斜行状態で進入してくる厚鋼板、温度分布を有する厚鋼板、さらには長手方向板厚変化のあるLP鋼板をも良好に形状矯正可能な技術を実用化することができた。

また一連の知能圧延機開発研究によってもたらされた形状制御理論の進歩と今後の課題についても整理した。

参照文献

- 1) 鈴木弘：塑性と加工. 20 (217), 83 (1979)
- 2) 小川茂 ほか：塑性と加工. 52 (609), 1094 (2011)
- 3) 小川茂 ほか：塑性と加工. 52 (609), 1099 (2011)
- 4) 小川茂 ほか：日本鉄鋼協会 第131回圧延理論部会資料. 圧理 131-14, (2009)
- 5) 小川茂 ほか：鉄と鋼. 100 (12), 1490 (2014)
- 6) 鈴木弘：塑性と加工. 23 (263), 1123 (1982)
- 7) 松本紘美 ほか：塑性と加工. 23 (263), 1201 (1982)
- 8) 日本塑性加工学会編：塑性加工便覧. 東京, コロナ社, 2006, p. 21
- 9) 戸澤康寿 ほか：塑性と加工. 11 (108), 29 (1970)
- 10) 日本鉄鋼協会圧延理論部会編：板圧延の理論と実際. 東京, 日本鉄鋼協会, 1984, p. 36
- 11) 中島浩衛 他：鉄と鋼. 59 (2), A33 (1973)



小川 茂 Shigeru OGAWA
技術開発本部 顧問 工博
千葉県富津市新富20-1 〒293-8511



空尾謙嗣 Kenji SORAO
技術開発本部 人事室 主幹



山田健二 Kenji YAMADA
プロセス研究所 一貫プロセス研究部
首席主幹研究員



竹下幸一郎 Koichiro TAKESHITA
大分製鉄所
設備部 中央整備室長



大塚貴之 Takayuki OTSUKA
プロセス研究所 一貫プロセス研究部
主幹研究員 Ph.D.



池田佳士郎 Keishiro IKEDA
大分製鉄所
厚板部 厚板技術室 主幹



井上 剛 Tsuyoshi INOUE
プロセス研究所 圧延研究部 首席主幹研究員



中川大輔 Daisuke NAKAGAWA
大分製鉄所
厚板部 厚板課長



若月邦彦 Kunihiko WAKATSUKI
日鉄住金総研(株)
調査研究事業部 鉄鋼技術部 研究主幹