



技術資料

薄鋼板圧延における各種の形状・クラウン制御法の発展

川 並 高 雄*・松 本 絃 美*

Development of Various Methods of Shape and Crown Control in Strip Rolling

Takao KAWANAMI and Hiromi MATSUMOTO

1. はじめに

ストリップの圧延において、板クラウン（幅方向の板厚分布）および板形状（平坦度）は圧延機の発展の歴史において最大の関心が払われてきた。すなわち、古くは 4 high ミル、センジマーミルの出現は、形状の問題を解決して小形の強力な圧延機を実現したものであり¹⁾、また近年の HC ミル²⁾は形状の問題を直接の目的として作業性および成品品質の向上をはかつたものである。

この問題は理論的背景だけでなく、圧延機の設計、形状・クラウンの検出端、およびこれらをシステム化した総合技術などに関連し、この技術全体にわたって解説することは筆者らの手にあまるところである。さいわいなことに、このことについては最近鈴木氏³⁾および小久保氏⁴⁾による解説が発表されており、参照してほしい。

一方、当社（新日本製鉄）は鉄鋼圧延における形状・クラウン制御の重要性を認識し、HC ミルの冷延への導入⁵⁾、熱延における同形式ミルを用いたクラウン制御⁶⁾、ダブルショックベンダーの導入⁷⁾、あるいは大クラウンバックアップロール法の実施⁷⁾など、近年のこの分野の技術発展にいささかの寄与をしてきた。筆者らは、冷延および熱延におけるこれらの技術開発において、主として理論研究を通じて関与し、社内技術の体系化に関心を持ってきた。したがって、関連技術者諸兄に供するところがあるとすればこの点であろうと考え、本報では形状・クラウン制御における基本的原理について説明し、それにもとづいて最近の各種技術を相互に比較しながら説明する。

2. 形状・クラウン制御の目的

2.1 冷延における形状制御の目的

ロールベンダーが使用される以前は、平坦な成品に圧延するためには、ロールカーブの選定、ロール冷却の調

整、圧延スケジュールの調整などの方法がとられていたが、いずれも応答が遅く不満足なものであつたり、板厚精度と矛盾するものであり、効率のよい形状制御方法が求められていた。形状制御性の良い圧延機を用いれば、良好な形状の成品に圧延できることは第 1 の効果であることはもちろんであるが、これとはうらはらに作業性が著しく向上することも見逃せない。これについては、ロールベンダーが初めて導入された（1961）頃の議論⁸⁾において、(1) 再矯正のコストダウンなどの直接効果、(2) ロール組み替え直後のサーマルクラウンの小さい時も通常の圧下がとれること、(3) 同一ロールカーブで広範囲の寸法の材料が圧延でき、(4) ロール組み替えが少なくなることがあげられている。

現在ではロールベンダーはすでに一般的になつているが、HC ミルのようにさらに強力な制御機構を用いる場合にも、上のことは同様に期待できる。この場合はさらに、(5) 1 パスあたりの圧下率を大きくしても形状不良にならないため、パス回数を大幅に少なくできること、(6) 小径のワークロール(WR)を用いることができ、エッジドロップが減少すること⁹⁾も形状制御の効果と言えよう。さらに最近では完全連続圧延¹⁰⁾が一般化しつつあり、この場合異寸法材の接続部近くにおける厚さ変更および幅変更を効率良く行うために形状制御機能が重要になる。

2.2 熱延におけるクラウン制御の目的

熱延の場合も形状は同様に重要であり、熱延成品形状のため、あるいは通板性の観点からコイル先端部の形状を良好にすることが望まれる。熱延の場合はさらに板クラウンを制御することが重要である。板クラウンに関して熱延成品に対する要求は、歩留りの観点からできるだけ均一な厚さにすることが求められる場合と¹¹⁾、次工程の作業を容易にするために適当な大きさの凸クラウン（中央で厚く、板端で薄いもの）が求められる場合¹¹⁾があつて成品によつて異なる。

昭和 57 年 8 月 25 日受付 (Received Aug. 25, 1982) (依頼技術資料)

* 新日本製鉄(株)生産技術研究所 (Process Technology R & D Laboratories, Nippon Steel Corp., 1-1-1 Edamitsu Yawatahigashi-ku Kitakyushu 805)

板クラウンの変動する第1の理由は、ロール摩耗およびサーマルクラウンであり、これらの変動を吸収して一定の板クラウンに圧延することが望まれる⁷⁾¹¹⁾¹²⁾¹³⁾。また板クラウンは成品の寸法によっても変わるため、従来は何種類かのカーブのロールを常備しておき、同一のカーブのロールで圧延できる成品ごとにまとめて圧延し、さらにその中でも広幅のものから狭幅の成品と順次圧延するという方法 (coffin schedule と呼ばれている)²¹⁾ がとられてきた。このような制限をなくすためには、クラウン制御技術は必須であり、ロールの異常摩耗対策も含めスケジュールフリー圧延⁷⁾を行うことは熱延における作業性向上に大いに寄与するであろう。

3. 形状・クラウン制御の理論的背景

3.1 ロール変形と「メカニカル板クラウン」

形状・クラウンはロール系の3次元的な変形と密接な関係を持つており、ロール系の変形条件と材料の変形条件の連立解として現象が説明される。この関係は板厚に関するミルストレッチと圧延荷重式との関係と同様であるが、幅方向に分布を持つた量が対象であり、それぞれの条件式、特に材料の変形条件が著しく複雑になる。ここではまず理論的に比較的明解なロール変形条件についてまとめておく。

図1に4 high ミルを例にとつて、ワークロール(WR)に幅方向に分布する荷重(単位幅あたり) $p(x)$ がかかっている時の様子を示す。目的はWRの材料側表面の変形形状(特にロールバイト出口の) $y(x)$ を求めることであり、近似解ではあるが、かなりの精度で計算できる。

まずWRの軸心の変形形状 $y_w(x)$ を求めるためには、ロールを円柱梁として扱う材料力学的な方法が用いられる。モデルの概要をまとめると²¹⁾、

(1) 円柱梁の変形は曲げ変形と剪断変形を考慮する。

(2) 2ロール間の荷重 $q(x)$ はその場所の2ロールの軸心の接近量のみで決まるとして、平面歪み弾性解¹⁴⁾²³⁾を用いる。

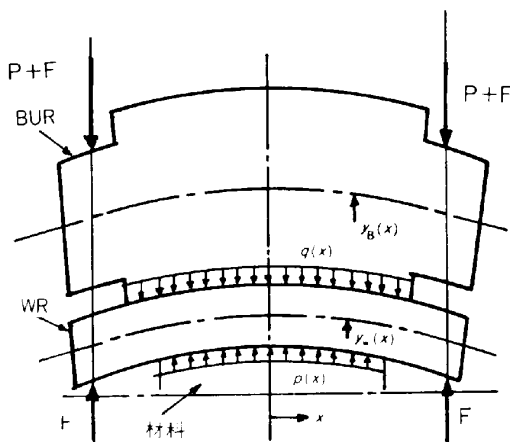


図1 ロール変形のモデル

これよりロール間の荷重分布 $q(x)$ を消去すると、ロール変形のグリーン関数(影響係数とも呼ばれる)を $K_w(x, \xi)$ 、ロールベンダーなどによる変形を $f_w(x)$ と書けば

$$y_w(x) = \int K_w(x, \xi) p(\xi) d\xi + f_w(x) \dots\dots\dots (1)$$

と表すことができる。

4 high ミルの場合、 $q(x)$ を消去して解を求める方法は大別して微分方程式を解く方法と、軸方向にいくつかの区間に分割して各分割区間内の q の値を未知数として解く分割モデル¹⁵⁾ (Discrete element approach¹⁶⁾) と呼ばれる方法がある。前者は解析的にグリーン関数を求めるため、数式の誘導が複雑であり、STONEら¹⁷⁾、塩崎¹⁸⁾、戸沢ら¹⁹⁾の方法があるが、剪断変形を無視したり、あるいはバックアップロール(BUR)のたわみを近似的に扱ったりして解いている。筆者らはこのような方法でも正確に解を求めることが可能なことを示したが²⁰⁾、6 high ミルのような複雑な系の場合にも適用するためには分割モデルが有力である。

分割モデルはマトリックス演算であるため、計算精度を確保するためには若干計算時間が余計にかかるが、ロジックが簡明なために物理モデルを忠実に取り扱える。この方法はSHOHETら²¹⁾によつて4 high ミルの場合にはほぼ完成されたモデルが提出され、その後HCミルの解析²²⁾、センジマーミルの解析³⁰⁾などにも応用され、また左右の非対称解析も容易である²³⁾。これらは必ずしも解を式(1)のように表しておらず、ロール間の荷重分布を未知数として残したまま材料の条件式とあわせて解く方法がとられているが、 $p(x)$ が与えられれば $y_w(x)$ が求められるという意味では本質的には同じであるため、後の説明のため軸心変形を式(1)のように表したものである。なお筆者らの方法⁶⁾はロール段数によらずロール間荷重分布を消去して式(1)の $K_w(x, \xi)$ を求めるものであるが、ロール変形の物理モデルは同じである。

さて、このような軸心変形計算モデルの精度については、O'CONNORら¹⁶⁾あるいはWILMOTTEら²⁴⁾がBURに均一荷重がかかった時の弾性解と比較して材料力学的な方法で十分精度が高いと報告しており、また有村ら²⁵⁾は有限要素法による解とも比較している。なおこれらの文献ではポアソン比効果による補正をしており、最近のモデル²⁶⁾でも考慮されていることが報告されているが、前記WILMOTTEら²⁴⁾によれば無視できると思われる。ロール間荷重のモデルについては、有村ら²⁵⁾は3次元的に取り扱うモデルを提出しているが、2次元モデルとの比較はされていない。剪断変形の影響は戸沢ら¹⁹⁾が計算しているが曲げに比べて無視できないようである。

次に、WRの材料側表面は前記ポアソン比効果だけでなく、ロール扁平のために $y_w(x)$ とは異なる。SHOHETらのモデル²¹⁾ではロール扁平を2次元的に取り

扱っていたが、板端近くの急激な板厚変化（エッジドロップ）を説明するためには次式のように3次元的な取り扱いが必要である。

$$y_s(x) = \int K_s(x, \xi) p(\xi) d\xi \dots\dots\dots (2)$$

ロール扁平のグリーン関数 K_s を求める方法として、KUHN ら²⁷⁾、戸沢ら¹⁹⁾は半無限弾性体上の集中荷重による変形解³¹⁾を重ね合わせる方法を提出した。これは本来円柱の変形解を用いるべきものであり、筆者ら²⁸⁾、水野²⁹⁾による補正法が提出されているが十分な根拠は得られていない。なおロールバイト出口がロール直下より下流側にずれることが知られており²⁴⁾²⁸⁾、このことの補正も必要であるが、この扱いは2次元的なものにとどまっている。

以上、文献中心の説明になったが、ロール変形のモデルについて全体的に展望したものがないのでこの機会に整理したものである。要は扁平変形計算の多少の誤差を除いて、比較的高精度の計算が可能であると言える。

さて、WR の材料側表面の形状は、式(1)、(2)およびWR カーブを加えて得られるから、板厚分布 $h(x)$ は

$$h(x) = \int K(x, \xi) p(\xi) d\xi + f(x) \dots\dots\dots (3)$$

なる形で与えられる。ここで $p(x)$ は本来は初めに述べたように材料の条件と連立させて解かねばならないものである。しかしながら、後に述べるように材料の条件は複雑であり、特にオンライン計算モデルにはとり込みにくい。そこで本報では、材料条件としては実験結果を活用した簡易法を用いる方法を提出することにして、ここではそれに対応するロール変形条件の表し方を説明する。

このために、材料条件とは独立にロール変形条件を表すことを考える。このような条件式としては最も単純に式(3)における荷重分布を均一として板厚分布を計算する。ここで材料側条件と独立とは言つても、板幅、平均的な圧下率、全荷重などの条件は与えるものとし、幅方向の荷重分布 $p(x)$ を変えることに関する条件には無関係として計算するわけである。現実には $p(x)$ は均一ではないから、このようにして求めた板厚分布 $h(x)$ は仮想上のものであるが、例えば全荷重レベルのロール変形への影響、ロールペンディング力Fやロールカーブの影響など、材料条件とは独立に、ロール変形条件としてどうなるかを見る上では最適の量であり、また後に説明するように実用上は $h(x)$ の計算のみで役立つ場合も多い。

$h(x)$ をさらに簡易的に表すために、この板厚分布から決まる板クラウン（中央と板端での値の差）を

$$C = h(0) - h(b/2) \quad (b \text{ は板幅}) \dots\dots\dots (4)$$

と書くことにする。Cはこのようにして求めた仮想的な板クラウンであるが、きわめて有用な概念であり、ロー

ル変形条件のみを考慮して求めた板クラウンという意味で以後仮にメカニカル板クラウンと呼ぶことにする[†]。

3.2 材料側の条件式

ここでは現象を定性的に理解するために2次元理論を拡張したモデルを用いて説明する。すなわち SHOHEI ら²¹⁾は、幅方向の各場所 x における $p(x)$ がその場所の圧下率、張力などの条件のみで決まるとし、通常の平面歪み条件下での圧延荷重式を用いて決める方法を示している。ここで張力分布は幅方向の長さの差を弾性的に変形させて見かけ上長さが均一になるような分布を考えると考えるわけである。このような2次元モデルは幅方向の材料相互間に働く剪断応力の効果を無視しており、3次元理論との対比が必要であるが、実験事実を比較的良好に説明することができる³³⁾³⁴⁾。

このモデルにおいて張力分布のはたす役割は重要である。すなわち、幅方向のある場所で、たとえばその部分の入側板厚が他の場所より大きいなどの理由で、伸びが大きくなる状況を考える。すると図2に示すように、その部分の張力が小さくなるため荷重が大きくなつてロール変形（特にロール扁平）が大きくなり、結果的に伸びはそれほど大きくなり⁴⁵⁾。このような作用は制御理論における負のフィードバック作用と類似しており、伸び（長さ）の分布を均一にさせる効果のあることから、筆者ら³⁴⁾は張力によるフィードバック効果と呼んでいる。実際に張力のフィードバックを考慮して計算してみると、この効果は非常に大きく、伸びの不均一はほとんどの場合弾性歪みのオーダーでおさまっており、この値は冷延の場合次のように実際の形状と合致することがわかる。

すなわち、我が国では、形状の評価を、波の高さ a 対波の長さ λ の比 a/λ （急しゆん度と呼ばれている³⁵⁾）で表すことが多いが、これは長さの相対差 $\Delta\epsilon = \Delta l/l$ (l : 長さ、 Δl : 長さの中央と板端での差) と PEARSON の式³⁵⁾³⁶⁾で関係づけられる。

$$\Delta\epsilon = (\pi a/2\lambda)^2 \dots\dots\dots (5)$$

これより、例えば軽度の形状不良として $a/\lambda = 2\%$ の時を考えると、これは長さの相対差にして $\Delta\epsilon = 0.1\%$ しかなく、張力のフィードバックを考えて初めて説明でき

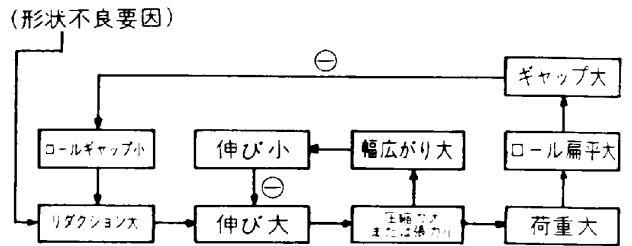


図2 張力のフィードバックループの説明⁴⁶⁾

† 2 high ミルのロールクラウンに等価という意味では等価ロールクラウンと呼ぶのがわかりやすいが、ロール全副長にわたるクラウンと誤解されるし、慣用されている符号も逆である。

る。

冷延の場合は少なくとも主な関心事である形状についてはほぼこのモデルで説明できるが、熱延の場合はさらに幅方向のメタルフローを考える必要がある。すなわち幅方向の歪みを無視すると長さの相対差 $J\varepsilon$ は板クラウンと密接に関係し、簡単な計算で $J\varepsilon$ は、板クラウン C_h 対板厚 h の比 C_h/h と入側のクラウン対板厚比 C_H/H との偏差に等しいことがわかる³⁷⁾³⁸⁾。

$$J\varepsilon \left(= \frac{Jl}{l} \right) = \frac{C_h}{h} - \frac{C_H}{H} \dots\dots\dots (6)$$

しかしながら、実験によつてクラウン対板厚比 C_h/h の変化と、形状 $J\varepsilon$ との関係性を求めると、 C_h/h が変わつても $J\varepsilon$ はそれほど大きくなり、板厚の厚い場合はクラウンを変えても形状は平坦である場合も多い³⁹⁾⁶⁾⁸⁾。これは幅方向のメタルフローの存在を証明するもので、冷延の場合にも量的には少ないが式(6)からはずれることが報告されている¹⁶⁾⁴¹⁾。筆者らは幅方向のメタルフローを考慮したモデル³³⁾⁴⁰⁾によつてこの現象を説明したが、それによると、ほぼ

$$J\varepsilon = \xi \cdot \left(\frac{C_h}{h} - \frac{C_H}{H} \right) (0 \leq \xi \leq 1) \dots\dots\dots (7)$$

なる直線関係のあることがわかつた³⁹⁾。栗津原ら⁶⁸⁾もアルミ圧延実験でこの関係を認めており、幾何学条件と ξ の関係を求めている。ただし、SHOHET ら³⁹⁾は式(6)にしたがつて伸びの不均一 $J\varepsilon$ は生じるが、 $J\varepsilon$ が座屈限界内では波に現れないとして、対応するクラウン対板厚比の許容変化範囲を示している。したがつて幅方向のメタルフローの有る場合も一定の限界内は形状は平坦であり、それ以上のぶんが式(7)にしたがつて波になるとする式を用いる者も多い⁸⁾⁶⁹⁾。

いずれにしてもこの関係を理論計算だけで予測するのは危険であり、当社は石川島播磨重工業⁶⁾ および日立製作所⁴²⁾とそれぞれ共同研究を行い、種々の寸法比条件下での形状 $J\varepsilon$ とクラウン対板厚比の変化との関係を熱延実験で明らかにした。図3に ξ と幾何学条件の関係を示す⁶⁾⁴²⁾。

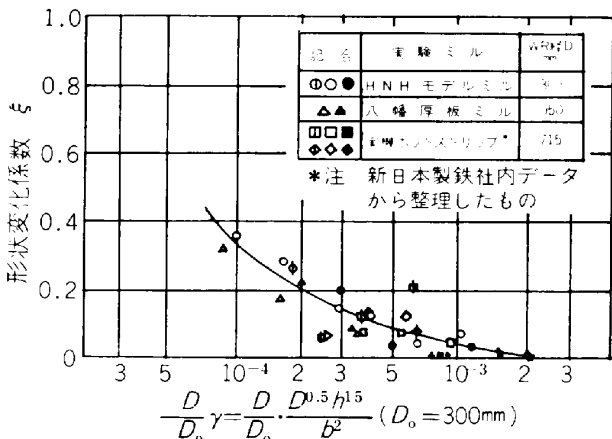


図3 係数 ξ の相似則⁶⁾

幅方向のメタルフローの影響を、もう一度図2に帰つて検討してみよう。この場合は伸びの大きい部分は圧縮応力が高くなるから、ロール扁平を大きくしてロールを押し戻すだけでなく、材料自身が幅方向に逃げることを意味する。したがつてメタルフローを考慮しない場合に比べて若干伸びの不均一は小さくなるが、それよりも板厚分布が容易に変わることの方が重要である。

このことを正確に計算するには幅方向のメタルフローを考慮したモデルが必要である。この方法としては、2次元の理論を拡張した筆者らの方法³³⁾⁴⁰⁾および3次元理論による石川らの方法³²⁾があるがまだ一般には用いられていない。実用的には幅方向の相互作用を全く無視して材料の塑性ばねのみ考慮する方法⁶⁹⁾も用いられており、このような方法で少なくとも板厚分布は比較的正確に推定できると報告されている。冷間圧延では張力のフィードバックを考慮することが必要であつたことと一貫性がないが、張力分布による C_H/H を維持しようとする作用が幅方向のメタルフローによつてほとんどなくなるためかもしれない。

ただし実際には張力のフィードバックが重要になる薄手材の場合は形状不良が生じやすいため、ほぼ C_H/H が維持されるような圧延になつてゐることを指摘したい。厳密に C_H/H が維持される場合は材料側の条件式のモデルとしてどんなものを用いても $p(x)$ はほぼ均一であろう。この時は出側クラウン C_h はメカニカル板クラウン C に等しい²⁾⁴³⁾。既に述べたように C の計算は比較的精度が高いから、形状が大幅に悪くない限り板クラウン C_h は C に近いわけで、さらに材料のばね剛性を考慮していくらかでも精度をあげた計算値を用いれば誤差はかなり小さいであろう。

上の議論が成り立つためには前段のパスでの計算誤差が蓄積しては困る。これについては入側クラウン C_H が出側クラウン C_h に及ぼす影響が小さければよい。図4にこの影響係数 $\eta = \partial C_h / \partial C_H$ (筆者らはこれをクラウン

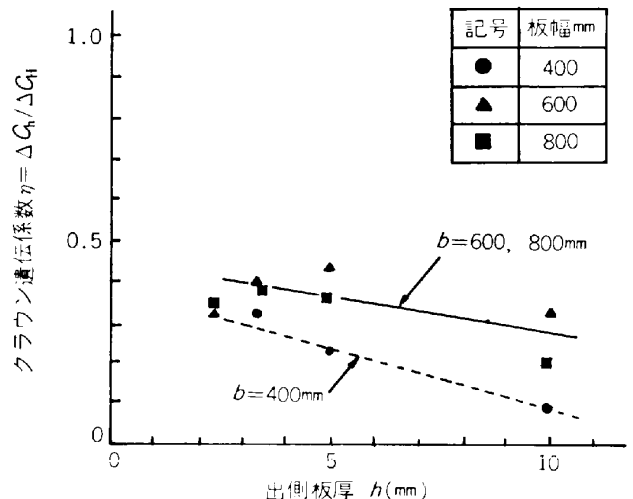


図4 クラウン遺伝係数の実験結果⁶⁾

遺伝係数と呼んでいる。)の⁴⁾実験値を示す。このように η は小さいから、2~3パスほど圧力分布が均一な圧延($C_h=C$)を行えばそれまでの計算誤差の影響は小さくなり、 C の計算さえ正しく行えば板クラウンを正しく推定できることがわかる。

4. 各種の形状・クラウン制御法

4.1 展 望

既に述べたようにロールベンダーが導入される以前においても形状・クラウン制御は何らかの方法で行う必要があり、文献¹⁷⁾²⁷⁾⁴⁴⁾にもいくつかの方法が紹介されている。しかしながらSTONEら¹⁷⁾が述べているように、これらはいずれも作業性が悪く、圧延機自身に形状・クラウン制御機能を持たせることによつて、圧延作業における種々の制約を除くことが望まれていた。

もちろん、現在においてもこれらの方法をすべて棄てることは疑問である。すなわち制御性の大きい圧延機はそれだけ複雑なものになるし、従来作業性が悪いという評価を受けていた方法も制御技術の進歩によつて実作業に取り入れることも可能だからである。例えばSABATINIら⁴⁵⁾⁴⁶⁾はAGCの良好な作動を前提として、張力を変えて形状制御(ロールベンダーと併用)をするフィードバックシステムを提案している。また土屋ら¹¹⁾はロールプリヒート法、仕上の負荷配分または全負荷の変更によるホットストリップのクラウン制御を試み、さらに鎌田ら¹²⁾は仕上げ負荷配分変更によつて同一ロールスケジュール内の板クラウンをほぼ一定にできると報告している。サーマルクラウン制御についても最近では強力なロール冷却⁴⁷⁾あるいは加熱⁴⁸⁾方法も研究され、一方オンラインでサーマルクラウンを予測計算し、セットアップを変える状況に到っている¹³⁾⁴⁹⁾。このような方法が可能になつたのは主としてコンピュータコントロールおよび計測技術の進歩に負うものであるが、今後とも圧延機の制御機能を補つたり、あるいは有効活用をはかる上で重要な研究課題である。

さて次に圧延機自身の形状制御機能に目を転じよう。この目的を最初に達成し大きな成功をおさめたものとしてはセンジマーミル¹⁾⁵⁰⁾をあげなければならないが、これについてはいまさら説明する必要もなからう。同様に薄手、硬質材を冷延するために小径WRの場合にも形状制御の可能なミルとして、MKWミル⁵¹⁾が比較的早くから実用されている。これは4 highミル形式であるが、WRは小径でBURに対して圧延方向にオフセットされており、一方WR胴部を別の支持ロールで水平方向に支え、この力を変えてWRの水平方向のたわみを制御するものである。水平方向のたわみを変えるために間接ドライブする時の駆動トルクによる水平力を利用する方法も実用されており、Taylorミルと名付けられている⁵²⁾。これらはいずれも極薄材あるいは特殊硬質材の冷

延を目的にしており、当社ではセンジマーミルをステンレスおよび電磁鋼の冷延に用いているだけである。ただ最近ではこれらを普通鋼用量産ミルに適用することを目的に新しい設計を取り入れた研究も行われている⁵³⁾⁵⁴⁾。

ロールベンダーはWRベンダーとBURベンダーとがあり¹⁷⁾、前者はさらに上下WRのショックを互いに離す方向に油圧力をかけるインクリースベンダー(Increase bender)と、その逆方向に力がかかるディクリースベンダー(Decrease bender)とがある。インクリース、ディクリースの呼称は当時の技術者が、ロールベンダーはロールのメカニカルクラウンを変えるものである、との発想をしていたようで¹⁸⁾⁹⁾、その凸クラウンを増、あるいは減ずるところからつけられたものと思われる。これについては別の呼び方もあつたが²¹⁾⁵⁵⁾現在では上記の呼び方が(少なくとも我が国では)一般的であるように思う⁵⁵⁾⁵⁶⁾。ロールベンダーの解析はSTONEら¹⁷⁾、塩崎¹⁸⁾、SHOHETら²¹⁾⁵⁷⁾が行つており、ロール径対胴長比が比較的大きい薄鋼板圧延の場合はBURベンダーはあまり効果がないと思われる¹⁸⁾²¹⁾⁵⁷⁾。ロールベンダーの能力はショックに加える力によつて決まり、これは本質的にはロールネックの疲労強度およびロール間接触応力が高くなることによるスポーリングが限界を与えるが⁵⁷⁾、現実にはベアリング寿命、ショック強度、油圧システムのメンテナンス性などの機械設計技術にも依存する⁵⁸⁾⁵⁷⁾。1963年に稼動した80インチ冷延ミルでは、インクリース、ディクリースとも約110 t/chock (WR径584 mm)まで加えられる強力なベンダーを備えていたことが報告されている⁹⁾。現在当社の冷延ミルの例を上げると54インチミルで、WR径580 mmの場合65 t/chock、同400 mmの場合34 t/chockであり、前述のミルに比べて小さな値になつている。最近発表されたダブルショックベンダー(DCB)⁹⁾⁵⁶⁾はWRショックを2重にすることによつて強力なベンディング力をつけることを目的にしたものである。当社では熱延ミルで既存ミルを改造した例があり、WR径(公称)760 mmの68インチミルで最大128 t/chockの能力がある。特に改造の場合は既存ミルの制約のため単純な比較は危険であるが、参考のためにWR径819 mmの90インチミルにおける他のメーカーによる改造例では90 t/chockである。ただし新設した66インチミル(WR径600 mm)ではDCBではないが65 t/chockの仕様である。これはロール径の相違を考えればほぼDCBの値に相当するもので、ベンダーの設計思想はメーカーによつて異なるようである。

ロールベンダーの導入は大きな成果をおさめたが、制御機能としては十分とは言えず、特に狭幅材に対する制御性が悪い。これに対して梶原ら²⁾は図5(a)に示す構造のHCミルを提出した。これは、6 highミルの中間ロール(IMR)を上下点対称にシフトさせることによつて、WR胴部を支持する幅を変えるものである。このミ

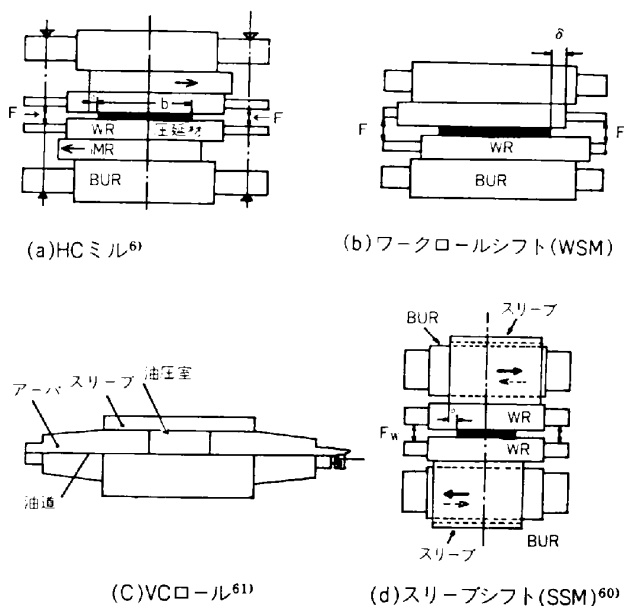


図 5 各種クラウン制御ミル

ルは 1974 年に冷延ミルとして実機化されたが理論上も実績においても非常に良好な形状制御機能を持つていることが示され⁵⁾、急速に普及しつつある。また熱延でのクラウン制御に応用することも研究され⁶⁾⁴²⁾、1982 年に稼動した当社の熱延仕上げミルにはこの形式のミルが採用されている。4 high ミル形式で同様の性能を持たせる目的で、BUR または WR を軸方向にシフトする方法が特許になっているが⁵⁸⁾、原理的にはほとんど同一と考えてよい。特に図 5(b) に示す Work-roll Shift Mill (WSM と略記) は設備的にもあまり複雑にならず、また WR と材料の相対位置を変えられることを直接応用することが考えられる。すなわち、鎌田ら¹²⁾は板端近くの WR カーブを台形状(ゆるいテーパ)にすることによって、熱延時のエッジドロップを少なくする方法を提案した。この方法を種々の板幅の場合にも用いるために、WR をシフトすれば台形カーブ部を板端に一致させることができ⁷⁰⁾、また HC ミルとの併用も可能である。WR 胴部を支持する幅を板幅に近づけることによって、ロールベンダーの機能が拡大するという HC ミルからの発想²⁾は種々の応用を生み、BUR 胴に段⁶⁾あるいは chamfer⁵⁹⁾をつけて BUR の有効胴長を短くする方法、および大きな凸クラウンをつけた BUR を用いる方法⁷⁾が報告されている。図 5(d) は筆者らが研究中の Sleeve Shift Mill (SSM と略記)⁶⁰⁾を示す。これは 4 high ミルの BUR 胴部にかぶせたスリーブを軸方向に動かすものであり、HC ミルと同一の原理によるものである。

益井ら⁶¹⁾⁶²⁾はロールカーブ自体を可変にするというユニークな方法を提出した。このために図 5(c) に示すように、ロールにスリーブを焼きばめし、ロールとスリーブの間にロール軸端とつながる油圧室を設け、油の圧力を変えることによってスリーブのふくらみを可変にし

た。このロールは Variable crown (VC) ロールと名付けられており、1977 年に 2 high のホットスキンプラスに、1979 年に 4 high コンビネーションミルの BUR に応用され、また冷延、熱延のタンドムミルで操業試験を行つていると報告されている。VC ロールは既存ミルのロールと置き換えることが容易であるという特長があり、当社でも最近 2 high ホットスキンプラスで使用している。

最後にロールスキュー (skew) 法も見逃すことができない。これはロール軸を圧延方向に対して skew した(斜めの)状態にするとロールクラウンをつけたのと同じ効果があることを利用するもので、文献¹⁷⁾によればプラスチックの圧延などに古くから利用されており、またロールチョックとハウジング間にくさびを入れてロールをスキューさせることも現実に行われていたようである。今、直径がそれぞれ D_1 、 D_2 の 2 本の剛体ロールが軸心が平行状態から φ ラジアンだけスキューして接しているとする。この時両ロールは 1 点で接しているが、この接点から軸方向に距離 x だけ離れた場所の 2 ロール間の最小間隙 $g(x)$ は、CARRIER ら⁶³⁾によれば、近似的に次式で表される。

$$g(x) = \frac{x^2 \varphi^2}{D_1 + D_2} \quad (\varphi \ll 1) \dots\dots\dots (8)$$

このようにロールスキューは 2 ロール間のギャップ形状に対して放物線形状のロールクラウンと等価であるから、スキュー角 φ を変えればロールクラウンが変わつたのと同じ効果が得られる。SINGER ら⁴⁴⁾は小型の 4 high ミルで BUR をスキューする冷延実験を行い、形状制御機能はあるが、ロール軸方向に圧延荷重の 6% のスラスト力が生じることを報告した。その後しばらくロールスキューに関する実験研究は発表されていないが、最近河野ら⁶⁴⁾は熱延仕上げミルで上下 WR をスキューさせて圧延し、 $\varphi=0.5$ 度、圧延荷重 1000t の時、約 150t のスラスト力が生じたことを報告している。これに対して WR と BUR は平行にしたまま上下のロール群の間でスキュー角 φ を生じさせるというアイデアも提出されており⁶⁵⁾⁶⁶⁾、ロールスキュー法にも再度関心が向けられている。

4.2 計算条件

当社では近年あいついで 2 つの熱延ミルをリプレースする計画が進められた。この際仕上げミルにどの形式の圧延機を採用するかが種々の観点から議論されたが、その中でクラウン制御機能が重要視されたのは言うまでもない。このため理論計算によつて各種ミルの相互比較を行つた。実際にどのミルを選ぶかは投資効率を考慮すべき問題であり、またクラウン制御機能以外の得失のあることは指摘せねばならないが、あえて筆者らの考えを提出する理由は、各ミルの前提条件にある程度の不確定さがあるにもかかわらず、クラウン制御機能についてはほぼ

表 1 共通計算条件

項 目	WR		IMR	BUR
	600	700		
支 点 間 隔 (mm)	3 050		3 050	3 050
胴 長 (mm)	1 820		1 820	1 820
径 (mmφ)	600	700	700	1 430
ロールベンダー (t/chock)	±65	±95	—	—

ロールのメカニカルクラウンはすべてフラット

正しく特徴を示すことができたと思っており、またこのような比較はつねに議論になるはずと考えたからである。

比較対象としたミルは上に展望したものから熱延仕上げミルとして実現性の高いと思われるものを選んだ。表 1 に前提とした共通仕様を、表 2 に各ミルの制御機能の制限条件を示す。WR 径はロールシフト型のもの、および VC ミルは小径の 600 mm とし、その他は 700 mm とした。ロールベンダーの強さは当社の最新の実績を参考に 600 mm 径の時 ±60 t/chock (正号インクリース)、700 mm 径の場合はロール径の 2.5 乗に比例するとし、±95 t/chock とした。強力ベンダーは、参考のために DCB などの手段でインクリースベンディング力が 1.5 倍までかけられる場合を仮定して比較した。

SSM はスリーブの移動可能量を増すため、BUR の条件が表 1 に示したものと異なっており、胴長 2390 mm、支点間距離 3 400 mm とし、スリーブ長は 1 650 mm である。HC、SSM においては、IMR 端またはスリーブ端が板幅より内側にならないとしたが、これは一つの目安にすぎない。WSM は WR 端の位置を板端から 45 mm の位置に制限し、板の蛇行によつてロールからはずれるのを防止した。またロールベンディング力の作用点は WR シフトと共に移動するとした。

VC ミルでは文献⁽⁶⁾を参考にして BUR カーブが平坦から図 6 に示す形まで変えられるとした。中空スリーブのために、WR との接触部で扁平変形が中実ロールに

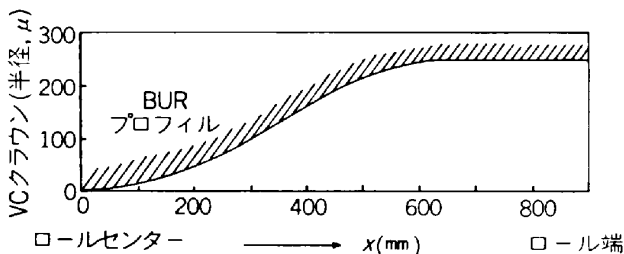


図 6 VC ロールの可変クラウン

表 2 各ミルのロール径と制御機能の制約条件

ミル形式	4 Hi	強力ベンダー	HC	SSM	WSM	VC
WR 径 (mmφ)	700	700	600	600	600	600
特殊クラウン制御端	ベンダー	強力ベンダー	IMR シフト	スリーブシフト	WR シフト	BUR の可変クラウン
上記制御範囲	±95 t/chock	+143 t, -95 t	δ ≥ 0	δ ≥ 0	δ ≥ 45 mm	BUR クラウン 500 μmφ

比べて大きくなり VC クラウンの効果はいくぶん割引かれると思うが、ここでは中実ロールとして計算した。

クラウン制御範囲を比較するパラメータとして、各制御端の限界条件におけるメカニカル板クラウン(板端から 68 mm 点で定義) C を計算する。これは材料条件と独立にロール変形を計算するもので、圧延機自身の変形条件を表しているからここでの目的には最適である。ただし圧延荷重は与える必要があるので、一応 F 4 スタンドを想定し、厚さ 5.52 mm から 3.16 mm まで圧延する場合を例にとつて単位幅荷重を 1 860 t/m (600 mm 径) および 2 000 t/m (700 mm 径) とした。

4.3 計算結果

図 7 に各種ミルのメカニカル板クラウンの範囲を示す。板幅は計算の分割精度の都合上、③幅は 914 mm、④、⑤幅はそれぞれ 1 219, 1 524 mm とした。

結果を要約すると次のように言える。

- (1) ロールベンダーだけではかなり強力なものを用いてもメカニカルロールカーブをつけないとゼロクラウンは得られず、また狭幅材の制御範囲が狭い。
- (2) VC ロールはインクリースベンダーと同程度の機能を持つているがやはり狭幅材の制御範囲が狭い。
- (3) WSM はシフト範囲が狭いためゼロクラウンが得られないが、狭幅材に対する制御機能は大きい。
- (4) HC、SSM はすべての板幅にわたつて望ましい板クラウン範囲である。SSM が HC と同じ機能を持つ

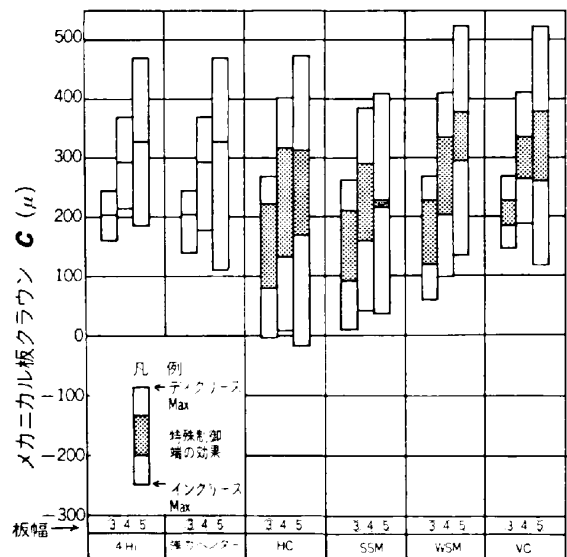


図 7 各種ミルのクラウン制御範囲 (○内は板幅 (300 mm 単位))

ためには BUR 長をもつと長くする必要がある。

5. 冷延における複合伸び制御

熱延の場合、形状および板厚分布についてはすべて中央と端部の差という1個の数で代表させてきた。これはそれ以上詳しく検討しても有効な制御手段が無いためであつて、例えば WILMOTTE ら²⁴⁾は等面積放物線 (equi-area parabola) で板厚分布を近似して板クラウンを定義しているが1個の数で代表させるという点では本質的な差はない。

これに対して、冷延の場合は形状不良の形態が、単なる端伸びあるいは中伸びだけでなく、その共存あるいは1/4幅部に生じる quarter buckle などの複雑な波が生じ²⁷⁾、古くから重要な問題であつた。SABATINI ら⁴⁵⁾⁴⁶⁾は幅方向の伸び(張力)の分布を4次式で近似し、その係数がゼロになるように制御するという卓越したアイデアを提出している。当時は形状制御端はロールベンダーしか無かつたわけであるが、ロールベンダー以前の制御方法、すなわち張力を変える(圧延荷重が変わる)方法と併用することによつて2つの自由度を持つた制御を可能にしたわけである。張力を変えることは板厚精度に対する影響が大きいと思われ、この方法はあまり一般化していないようである。

現在は HC ミルと VC ミルによる方法が提案されている。安田ら²³⁾は HC ミルがロールベンダーと IMR シフトの2つの制御端を備えており、これらの形状に及ぼす影響パターンが異なることを利用して複合伸び制御を行う方法を示した。彼らは形状を独自の方法で表示しているが、自由度は2であり、本質的には SABATINI らと等価である。当社と日立製作所との共同研究⁵⁾では、形状の表示は4次式近似を変換したものをを用い、安田らの考えを取り入れて HC ミルにおける複合伸び制御法を実証した。ただし板摺ら⁶⁷⁾の報告によると、WR の径対胴長比が大きい場合は複合伸び制御機能は小さく、ロール冷却制御との併用が望ましいと述べられている。

VC ミルでは、VC ロールのふくらみが中央部に偏つており、ロールベンダーによるロール変形とパターンが異なることを利用してかなり広範囲の複合伸び制御機能のあることが理論計算で示されている⁶¹⁾。ただし、全体的に中端伸びの共存する領域に偏つているため、この方法も完全な解答とは言えない。

複合伸びについてはこのように新しい制御機能を持つた圧延機の出現により、作業性の良い制御法が可能になつたが、なお十分とは言えず、特に薄手広幅材の時はサーマルクラウンに対する考慮も含め、より自由度の大きい制御技術の開発が望まれる。

6. おわりに

以上、筆者らの行つている研究の性格上、ソフトおよ

びハード共、基礎的な技術を中心に説明した。このため、実際操業における制御に関する問題(例えばコンピュータコントロールにおける理論の応用、各種検出端など)、およびその実績データについてはほとんど触れていない。検出端については小久保氏⁴⁾の解説が詳しいが、その他の問題については別にまとまつた解説が望まれる。

また本報で扱つた内容についても、解説としてはかなり筆者らの主観でまとめたきらいはある。これは個々の思想や方法を単に並記するだけでは、いたずらに日頃の不勉強を露呈するだけの結果になるのを恐れたからでもあるが、百家争鳴のこの分野で議論の焦点をいささかでも明らかにできたことを願うものである。

個々の思想や提案の参照にあつては、手もとにある文献を読み返した程度であり、不適當なものや見落としがあるかと思われる。識者の御批判をお願いしたい。ただ、今回あらためて気がつくことは、基礎技術上の重要な思想の多くは、主として BISRA の技術者を中心に、既に1960年代に原形が提出されていたことである。これに対して近年の技術の参照はほとんど我が国のものになっているが、これはあながち筆者らの不勉強のためだけではないと信じている。

文 献

- 1) E. C. LARKE: The Rolling of Strip Sheet and Plate (1957) [Chapman & Hall], または同: 板材の圧延 [コロナ社]
- 2) 梶原利幸, 藤野伸弘, 西 英俊, 志田 茂: 日立評論, 56 (1974) 10, p. 919
- 3) 鈴木 弘: 日本機械学会誌, 82 (1979) 724, p. 258
- 4) 小久保一郎: 第76・77回西山記念技術講座(日本鉄鋼協会編) (1981)
- 5) 浅村 峻, 井上直温, 山口 進, 永沼洋一, 蔵田喜輝: 製鉄研究 (1981) 304, p. 37
- 6) 中島浩衛, 菊間敏夫, 松本紘美, 増田一郎: 製鉄研究 (1979) 299, p. 92
- 7) 笹田 昊, 寺門良二, 渡辺 英一, 若子敦弘, 坦田 修, 藤田紀久, 杉田公義: 製鉄研究 (1981) 304, p. 4
- 8) 高島義昭, 鎌田章博, 寺川雅智, 平世和雄, 木崎皖司, 江森 隆, 本城 恒, 原 勉: 石川島播磨技報, 19 (1979) 3, p. 133
- 9) R. A. SOMERVILLE: Iron Steel Eng., (1965) Aug. p. 83
- 10) 池上平治, 岡本照三: 日本金属学会報, 13 (1974) 6, p. 417
- 11) 土屋健二, 福田武幸, 若子敦弘, 猪井善生: 鉄と鋼, 61 (1975), S 552
- 12) 鎌田征雄, 北村邦雄, 片岡健二, 中川吉左衛門: 川崎製鉄技報, 11 (1979) 1, p. 78
- 13) M. ECONOMOPOULOS, R. COLIN, J. MIGNON, and S. WILMOTTE: CRM, 37 (1973) Dec., p. 23
- 14) ROARK: Formulas for Stress and Strain (1958) [McGraw Hill]
- 15) 鈴木 弘, 河野輝雄: 第19回塑性加工連合講演

- 会論文集 (1968), p. 225
- 16) *H. W. O'CONNOR and A. S. WEINSTEIN*: ASME, 71-WA/Prod-13 (1971)
 - 17) *M. D. STONE and R. GRAY*: Iron Steel Eng. (1965) Aug., p. 73
 - 18) 塩崎宏行: 塑性と加工, 9 (1968) 88, p. 315
 - 19) 戸沢康寿, 上田雅信: 塑性と加工, 11 (1970) 108 p. 29
 - 20) 中島浩衛, 松本紘美: 第 21 回塑性加工連合講演会論文集 (1970), p. 159
 - 21) *K. N. SHOHET and N. A. TOWNSEND*: JISI, 206 (1968) 11, p. 1088
 - 22) 梶原利幸, 西 英俊: 第 25 回塑性加工連合講演会論文集 (1974), p. 201
 - 23) 安田健一, 志田 茂: 塑性と加工, 22(1981)244, p. 460
 - 24) *S. WILMOTTE, J. MIGNON, and M. ECONOMOPOULOS*: CRM, 30 (1972), p. 11
 - 25) 有村 透, 岡戸 克, 藤田文夫: 鉄と鋼, 63 (1977) 9, A119
 - 26) *J. V. POPLAWSKI, and D. A. SECCOMBE*: Int. Conf. on Steel Rolling, (1980), p. 611
 - 27) *H. A. KUHN and A. S. WEINSTEIN*: J. Eng. for Industry (1970), p. 453
 - 28) 中島浩衛, 松本紘美: 第 24 回塑性加工連合講演会論文集 (1973), p. 29
 - 29) 水野高爾: 第 30 回塑性加工連合講演会論文集, (1979), p. 85
 - 30) 水田篤男, 山口喜弘: 昭和 55 年春季塑性加工講演会論文集 (1980), p. 57
 - 31) *S. P. TIMOSHENKO and J. N. GOODIER*: Theory of Elasticity, 3rd ed. (1970), p. 398 [McGraw-Hill]
 - 32) 石川孝司, 中村雅勇, 戸沢康寿: 塑性と加工, 21 (1980) 237, p. 902
 - 33) 松本紘美, 中島浩衛, 菊間敏夫, 上堀雄司: 塑性と加工, 発表予定
 - 34) 中島浩衛, 松本紘美, 上堀雄司: 昭和 47 年春季塑性加工講演会論文集 (1972), p. 173
 - 35) 原口成人, 梶原利幸, 秦 和宣: 日本機械学会誌 73 (1970) 616, p. 643
 - 36) *W. K. J. PEARSON*: J. Inst. Met., 93 (1964/5), p. 169
 - 37) *J. G. WISTREICH*: JISI (1968) Dec., p. 1203
 - 38) *K. N. SHOHET and N. A. TOWNSEND*: JISI (1971) Oct., p. 769
 - 39) 中島浩衛, 菊間敏夫, 松本紘美, 増田一郎, 三原誠, 塩田久仁夫: 昭和 49 年春季塑性加工講演会論文集, (1974), p. 307
 - 40) 中島浩衛, 菊間敏夫, 松本紘美, 上堀雄司, 増田一郎: 第 24 回塑性加工連合講演会論文集, (1973), p. 25
 - 41) *G. P. BERMSMANN*: Iron Steel Eng. (1972) Mar., p. 67
 - 42) 中島浩衛, 菊間敏夫, 梶原利幸, 谷口哲二, 木村智明, 中西恒夫: 日立評論, 61 (1979) 9, p. 1
 - 43) 新谷定彦, 本城 恒, 小出誠二, 加藤寿彦, 小島精也: 塑性と加工, 18 (1977) 198, p. 566
 - 44) *A. R. E. SINGER, J. J. O'BRIEN*: JISI (1962) Dec., p. 1003
 - 45) *B. SABATINI and K. A. YEOMANS*: JISI (1968) Dec., p. 1207
 - 46) *B. SABATINI, J. W. WOODCOCK, and K. A. YEOMANS*: JISI (1968) Dec., p. 1214
 - 47) *J. MIGNON, J. VINCIOTTI, and S. WILMOTTE*: Int. Conf. on Steel Rolling (1980), p. 399
 - 48) *R. SPARTHMAN and O. PAWELSKI*: 同上, p. 796
 - 49) *L. CHEFNEUX, J. MIGNON, and S. WILMOTTE*: CRM, 58 (1981) June, p. 3
 - 50) Iron Steel Eng. (1980) Nov., p. 31
 - 51) *S. RITTINGHAUS and O. SCHULTE*: Stahl Eisen, 98 (1978) 5, p. 194
 - 52) *O. P. BALLINTINE and L. H. TAYLOR*: Iron Steel Eng. (1975) Mar., p. 35
 - 53) 川並高雄, 大森舜二, 藤原俊郎, 塚本頼彦, 阿高松男, 梶原哲雄, 山本普康: 昭和 57 年春季塑性加工講演会論文集 (1982), p. 85
 - 54) 敏本 紘, 渡辺 一, 岡戸 克, 塩崎宏行, 木崎皖司: 同上, p. 1
 - 55) 阿高松男, 鈴木 弘: 塑性と加工, 13 (1972) 143 p. 960
 - 56) 本城 恒, 木崎皖司, 宮阪清人, 東藤久盛: 石川島播磨技報, 21 (1981) 5, p. 457
 - 57) *K. N. SHOHET*: JISI (1970) Jan., p. 41
 - 58) 日立製作所特公昭 51-7635, 同 54-41996
 - 59) 升田貞和, 大西良弘, 平沢猛志, 権田 暁, 市之瀬弘之, 中村丈人: 第 32 回塑性加工連合講演会論文集 (1981), p. 141
 - 60) 中島浩衛, 河原田実, 菊間敏夫, 松本紘美, 小川茂, 上堀雄司: 昭和 56 年春季塑性加工講演会論文集 (1981), p. 55
 - 61) 原 千里, 山田純造, 広岡栄司, 滝川敏二, 益井健, 安井栄蔵: 住友金属, 33 (1981) 3, p. 313
 - 62) *T. KURASHIGE, Y. MASUKO, T. MASUI, and E. YASUI*: Int. Conf. on Steel Rolling (1980), p. 521
 - 63) *G. F. CARRIER, R. I. PROVIDENCE*: J. Appl. Mech. (1950) Dec., p. 446
 - 64) 河野輝雄, 布川 剛, 山本和也, 平松照生, 本城基: 鉄と鋼, 67 (1981) 4, S347
 - 65) 三菱重工特開昭 55-64908
 - 66) 中島浩衛, 日野裕之, 森本磨巖雄, 大森舜二, 中沢 吉, 塚本頼彦: 第 33 回塑性加工連合講演会論文集 (1982), 発表予定
 - 67) 中島浩衛, 大矢 清, 松本紘美, 板摺康宏: 昭和 55 年春季塑性加工講演会論文集 (1980), p. 101
 - 68) 栗津原博, 安田健一, 志田 茂, 梶原利幸: 昭和 52 年春季塑性加工講演会論文集 (1977), p. 25
 - 69) 瀬川佑二郎, 坪田一哉, 井上正敏, 本城 恒, 樋口均一, 江森隆: 塑性と加工, 20 (1979) 217, p. 119
 - 70) 国戸 克, 富田省吾, 宇田川辰郎, 柴山 裕: 第 32 回塑性加工連合講演会論文集 (1981), p. 133