

厚板圧延における高精度圧延技術

升田 貞和*・平沢 猛志*・市之瀬弘之*²
平部 謙二*³・小川 幸文*³・鎌田 正誠*³

Accurate Rolling Techniques in Plate Rolling

Sadakazu MASUDA, Takeshi HIRASAWA, Hiroyuki ICHINOSE
Kenji HIRABE, Yukifumi OGAWA, and Masamoto KAMATA

Synopsis:

Intensive efforts have been taken to improve yield ratio and quality of products in plate rolling. It concerns with mainly production of flat and rectangular plates by application of accurate rolling techniques. In this paper, fundamental study of crown or shape, camber, and plane view of plate is carried out by experiments and numerical simulations. Following rolling techniques have been developed respectively:

- (1) A pressure control of work roll bender by chamfered back-up roll,
- (2) An automatic transverse leveling adjustment system at interpass (ATLAS) by hydraulic screw-down,
- (3) Dog bone rolling method (DBR) by high speed and long stroke hydraulic screwdown.

At present, these techniques have been applied at a plate mill in Fukuyama works and it is confirmed that yield ratio is improved.

1. 緒 言

近年、厚板圧延においても歩留り向上及び製品の高品質化（高精度化）への関心が高まっております。フラットで矩形な圧延形状を得ようとする高精度圧延技術に対する研究、実機適用が数多く行われつつある¹⁾。

福山厚板においても、昭和 50 年以來 5 年間に於いて、5% 強の歩留り向上が種々の技術によりもたらされて来ており、昭和 55 年 1~9 月平均 90.8% の高い歩留りを示している。しかし、より一層の歩留り向上、製品々質に対する厳しい要求に対処するために、圧延機本体及び付帯設備すなわちハードの整備と計測技術及び制御技術すなわちソフトの整備によるハードとソフトのうまくマッチした高精度圧延技術が必要と考えられる。

圧延技術として、取り組むべき問題点を以下に示す、

- (1) 厚み精度の向上、板クラウンの減少による厚みロスの低減、

- (2) 板キャンパー、幅異形の防止及び幅精度の向上による幅ロスの低減、

- (3) 平面形状の改善によるクロップロスの低減、

- (4) 板平坦度不良の防止による圧延不良の防止及び製品の高品質化、等の問題が上げられる。

本報では、板クラウン（板平坦度）、板キャンパー、平面形状の問題を取り上げ、モデル実験、シミュレーション計算を中心に基礎的な検討を進め、これらの問題点を解決するための技術を開発し、実機への適用を進めている状況を報告する。

なお、本報で用いたモデル実験は、主として、ジュラルミンロール（ヤング率：7000 kg/mm²）と硬鉛板（4 wt% Sb, 平均変形抵抗：約 3.5 kg/mm²）を用いており、ロール剛性と圧延材変形抵抗を熱間圧延のその比率に近づけ、板プロフィール、板形状に関するモデル実験としての相似性が十分であることが確認されている²⁾。

昭和 55 年 10 月本会講演大会にて発表 昭和 56 年 3 月 9 日受付 (Received Mar. 9, 1981)

* 日本鋼管(株)技術研究所福山研究所 (Fukuyama Laboratories, Technical Research Center, Nippon Kokan K.K., 1 Kokan-cho Fukuyama 721)

*² 日本鋼管(株)技術研究所福山研究所 Ph. D. (Fukuyama Laboratories, Technical Research Center, Nippon Kokan K.K.)

*³ 日本鋼管(株)福山製鉄所 (Fukuyama Works, Nippon Kokan K.K.)

この時のモデル比は福山厚板の 1/13.5 である。また、シミュレーションモデルは、当社で開発した対称及び非対称 4 段ロール弾性変形モデル³⁾を用いた。

2. 板クラウン・板平坦度の向上

製品クラウンを減少させることは歩留り向上の大きな要素である。しかし、板クラウンと板平坦度は密接な相関を持ち、むやみに最終製品クラウンのみを減少させることは板平坦度不良を生じさせることになり、かえって歩留りロスを生じさせることにもなりかねない。そこで、板平坦度不良を生じさせない製品クラウン減少技術の開発が必要となる。

2.1 平坦度不良に関する基礎特性

著者らは、既に平坦度不良に関する基礎特性として、平坦度不良発生限界、比率クラウン変化と急峻度の関係等をモデル実験により解明している⁴⁾⁵⁾。以下にその要旨を示す。

2.1.1 平坦度不良発生限界

Fig. 1 に平坦度不良発生模式図と平坦度不良に関する 2 つのパラメータを示す。平坦度不良とは板幅中央部と端部の伸びの違いによつて発生し、比率クラウン変化で整理できる。Fig. 2 は平坦度良の切板を 1 パス圧延した後の平坦度不良発生状況を、比率クラウン変化と出側板厚で整理した一例である。出側板厚が厚くなるほど平坦度不良発生限界値は大きくなり、その傾向は耳波域の方が若干大きい。板幅は狭い方が限界値は大きくなる。全体的に見て、厚板仕上げ段階では、比率クラウン変化 ± 0.5% が平坦度不良発生限界と考えられる。

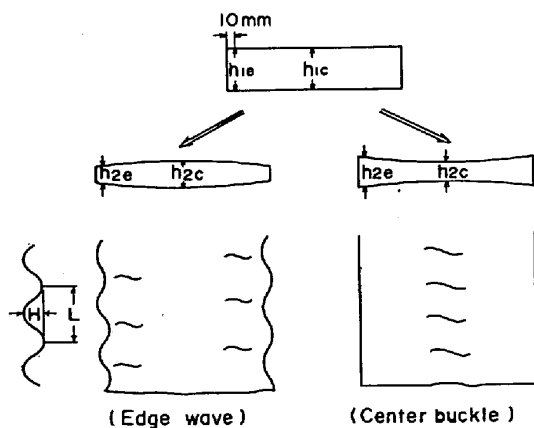


Plate crown $Cr = hc - he$
 Variation of plate crown ratio

$$\Delta \frac{Cr}{h} = \left(\frac{Cr_1}{h_1} - \frac{Cr_2}{h_2} \right) \times 100 [\%]$$

 Plate shape $\lambda = \frac{H}{L} \times 100 [\%]$

Fig. 1. Definition of plate crown and shape.

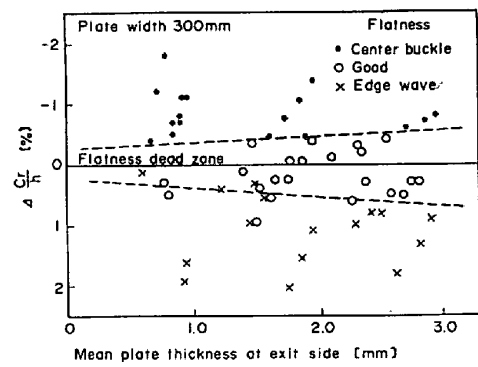


Fig. 2. Critical curve of flatness defect.

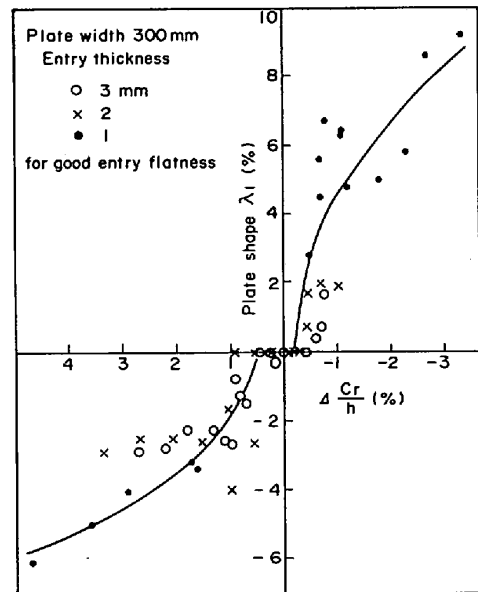


Fig. 3. Relationship between $\Delta Cr/H$ and plate shape.

2.1.2 比率クラウン変化と急峻度の関係

Fig. 3 に平坦度良の切板の 1 パス圧延した後の比率クラウン変化と急峻度の関係を示す。圧延材の幅方向塑性流動がないと仮定すると、比率クラウン変化と急峻度の関係は (3) 式で表される⁶⁾。

$$\lambda = \pm 2/\pi \cdot \sqrt{|\Delta Cr/H|} \times 100 \dots \dots \dots (3)$$

本実験値を (4) 式⁷⁾ で回帰すると Table 1 に示す結果を得た。

$$\lambda = a \cdot \sqrt{|\Delta Cr/H - b|} \dots \dots \dots (4)$$

ここで、 a 値は形状換算係数であり理論値は 6.37 である、 b 値は不感帯比率クラウン % で上述の平坦度不良発生限界を意味する。傾向的には、 a 値は板厚が薄くなると大きくなりその傾向は耳波域の方が若干大きい。中伸域と耳波域の違いは a 値は中伸域、 b 値は耳波域の方が大きい。これらの結果より、圧延材の幅方向塑性流動は板厚が厚い方が大きく、耳波域の方が起こりやすい。

1 パス圧延後で急峻度 λ_1 を有する圧延材を更に圧延

Table 1. Regression coefficients of Eq.(4) for good entry flatness.

Entry thickness (mm)		1	2	3	Total	
Width 300 mm	Center buckle zone	a	4.42	2.50	1.45	4.91
		b	—	0.18	0.14	0.18
	Edge wave zone	a	3.30	1.43	1.93	2.90
		b	0.72	—	0.14	0.51
Width 240 mm	Center buckle zone	a	4.33	1.46	2.72	4.19
		b	0.31	0.32	0.16	0.38
	Edge wave zone	a	3.14	2.34	2.68	3.12
		b	0.14	0.18	0.43	0.42

し2パス目のクラウン率と急峻度 λ_2 を測定した。最初の形状良の時のクラウン率との比率クラウン変化と λ_2 の関係を見ると Fig. 3 のようなよい相関は認められなかつた。すなわち、一度平坦度不良が発生すると元のクラウン率一定に戻しても必ずしも形状が良に戻るとは限らないことがわかる。同じデータを1パス目と2パス目の急峻度変化 $\Delta\lambda (= \lambda_2 - \lambda_1)$ と2パス目の比率クラウン変化で整理すると、1パス目の形状にかかわらずよい相関を示した。1パス目の結果と同様に(4)式で回帰した結果、a 値に関しては、ほぼ理論値に近い値を得た。全体的に板厚が薄くなつたことも影響していると思われるがそれ以上に大きな値を示しており、一度平坦度不良が発生すると比率クラウン変化に対する急峻度変化が敏感になることがわかる。

2.2 板クラウン・板平坦度制御法

以上の基礎特性より、平坦度不良を発生させずに板クラウンを小さくするには、比率クラウン変化を $\pm 0.5\%$ 以内になるように圧延し、かつ板クラウン制御を行えばよいわけである。しかし、圧延能率、圧延荷重予測精度、板クラウン制御能力等の問題より必ずしもそのような圧延は可能ではない。そこで、圧延荷重変動に対して板クラウン変化が小さくかつ板クラウン制御能力が大きくなる方法として、チャンファーバックアップロール(チャンファーBR)及びワークロール(WR)ベンダー圧力制御法が有効であると考えた。

2.2.1 チャンファーBRによる効果

Fig. 4にチャンファーBR及びクラウンBRによる圧延荷重に対する板クラウン変化を示す。チャンファーBRの方が圧延荷重に対する板クラウン変化が鈍感である。すなわち、チャンファーBRを用いることにより、ロール横剛性が大きくなり平坦度不良を発生させない圧

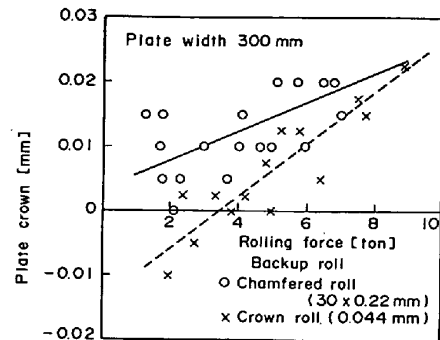


Fig. 4. Relationship between rolling force and plate crown.

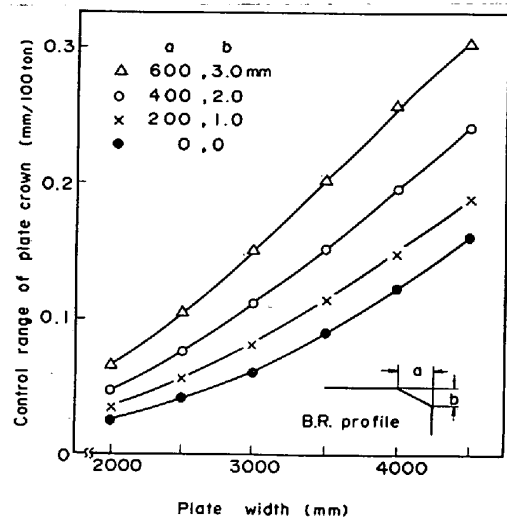


Fig. 5. Effect of chamfered BR on control range of plate crown by WR bender in numerical simulation.

延荷重変動幅が大きくなる。

板クラウン減少効果については、シミュレーション計算⁶⁾及びモデル実験により確認しており、チャンファー量が大きくなる程板クラウン減少効果は大きくなる。板幅は広い程板クラウン減少効果は大きい。

2.2.2 WRベンダー圧力制御法

Fig. 5に福山厚板ミルにおける、WRベンダーによる板クラウン制御能力を示す。チャンファー量が大きくなるに伴い従来の制御能力が大幅に向上する。このことより、チャンファーBRのみで防止しきれない狭幅材や大きな圧延荷重変動に対しても、WRベンダー圧力制御を行うことにより平坦度不良の発生しない圧延が可能と考えられる。

WRベンダー制御法を以下に簡単に示す。ロール摩擦、ヒートクラウンを除けば、板クラウン Cr は(5)式で表される。

$$Cr = K(B) \cdot P - C(B) - \alpha(B, P) \cdot P_B \dots\dots (5)$$

P : 圧延荷重, B : 板幅, P_B : WRベンダー力

$K(B)$: ロールペンディング係数

$C(B)$: ロールイニシャルクラウン

$\alpha(B, P)$: WR ベンダー制御係数

$K(B)$, $C(B)$, $\alpha(B, P)$ はミル仕様が決めればそれぞれ板幅, 圧延荷重の関数として決定され, (5)式より所定の板クラウンに対する WR ベンダー力が板幅, 圧延荷重の関数として与えられる. よつて, WR ベンダー力を圧延荷重を入力として制御すればよく, チャンファー BR を用いた WR ベンダー圧力制御により, $K(B)$ が小さく, $\alpha(B, P)$ が大きくなることにより, かなり自由度の高い圧延スケジュールが可能となり, 同時に製品板クラウン減少も可能である. なお, 通常 BR を用いた WR ベンダー圧力制御を行おうとすれば, 非常に大きなベンダー力が必要となり軸受強度等の問題より実際には不可能である.

2.3 福山厚板ミルへの適用

2.3.1 チャンファー BR の適用

チャンファー量は, シミュレーション計算により, 最大圧延幅において大きな負クラウンを発生せず, ロールのスポーリングを起こさないように応力集中を小さくすることを考え, $400 \times 2.0 \text{ mm}$ のチャンファー量を決めテーパー開始部に大きな曲率を付け, 昭和 53 年 3 月より福山厚板仕上げミルに適用した. なお, チャンファー BR の適用に当たり従来の BR クラウンを 0 mm にした.

Fig. 6 に平坦度不良発生状況を示す. 縦軸はクラウン率一定スケジュールからの最終パスにおける圧延荷重偏差 (ΔP) を最終板厚 (H_n) で割った値である. 図中の破線がクラウン BR, 実線がチャンファー BR の平坦度不良発生限界を表し, チャンファー BR の方が平坦度良の領域が広く平坦度不良発生防止効果が認められる.

Fig. 7 にチャンファー BR の板クラウン減少効果を示す. 板幅 3000 mm 以上で大きな板クラウン減少効果が認められ, 本効果のみにより歩留りが約 0.3% 向上した.

BR 摩耗を比較すると, チャンファー BR は本質的にはフラットロールであり, クラウン BR に比べ絶対摩耗量, 摩耗クラウン共に減少した. 従つて, クラウン BR では摩耗クラウンを WR クラウンで補正する必要があったがチャンファー BR ではほとんど必要なく, BR 組み替え周期も長くすることが可能となつた.

2.3.2 WR ベンダーの適用

WR ベンダー圧力は, ロールスリップ, 軸受強度などより制限され, 片ポスト当たり 100 t から 200 t が可能である. 本 WR ベンダー圧力範囲により, 平坦度不良を発生させない板クラウン制御を行うことにより, 歩留

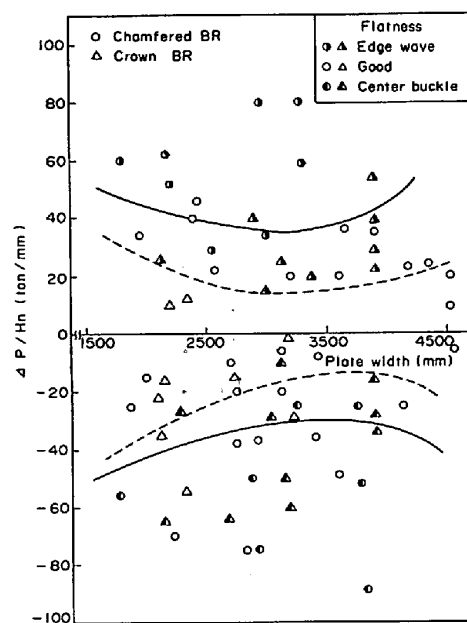


Fig. 6. Effect of chamfered BR on plate shape at Fukuyama plate mill.

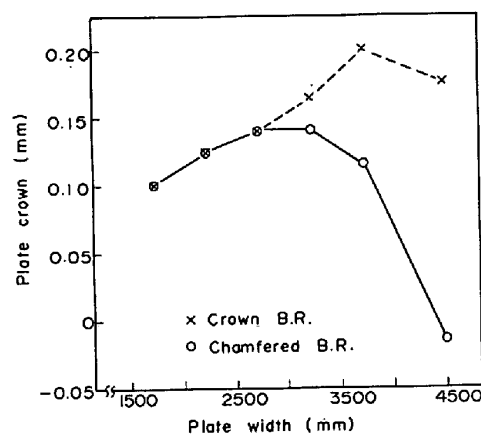


Fig. 7. Effect of chamfered BR on plate crown at Fukuyama plate mill.

りは更に 0.5% 向上すると考えられ, 現在実機適用の検討を進めている.

3. 板キャンパー防止技術

キャンパーとは鋼板の横曲がりであり, 板キャンパーの防止はそのもの自体が大きな歩留り向上要素であると共に, 板幅精度の向上, 平面形状の矩形化などの他の技術への影響も大きなものがある.

3.1 キャンパー発生要因

圧延中のキャンパー発生は鋼板の幅方向左右での伸びの不均一によるもので, 発生要因はこの幅方向左右の不均一を生じさせるものであり, 圧延機による要因と圧延素材による要因に大別される. 以下にそれらの主な要因

を示す。実際にはこれらの中の多くの要因が複雑に絡み合っている場合が多い。

- (1) 圧延機による要因
 - レベリング不良
 - 左右ロール径不均一 (偏摩耗, 偏熱)
 - サイドガイド設定不良 } (進入角不良, オフセ
 - ローラーテーブル走行異常 } (ンター)
 - キーパープレートのガタ (スラスト方向)
 - チョックのガタ (圧延方向)
 - オフセット量左右偏差
 - ミル剛性左右偏差
 - 幅方向冷却能, 潤滑性不均一
- (2) 圧延素材による要因
 - 板温度幅方向不均一
 - 表面状態の幅方向不均一
 - 先端直角度不良
 - 素材ウエッジ
 - 素材キャンバー

Fig. 8 にキャンバー発生模式図を示す。

3.2 キャンバー発生特性¹⁰⁾

3.2.1 モデル実験結果

Fig. 9 にレベリング不良圧延におけるキャンバー発生傾向の一例を示す。レベリング不良量にほぼ比例したキャンバー発生が認められ、板厚が薄くなるとキャンバー量は板厚比以上に大きくなる。圧下率に対する依存性はほとんどないか若干の負の依存性を示す (左右の圧下率差のみを考えた場合には正の依存性を示すはずである)。

その他の要因として、素材ウエッジ、オフセンター、進入角不良、素材直角度不良においてもキャンバー発生が認められた。

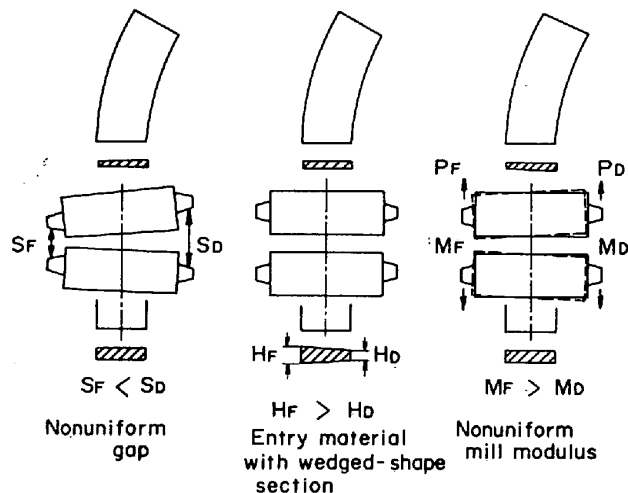


Fig. 8. Examples of factors affecting camber.

3.2.2 横流れ率

モデル実験におけるキャンバーの板厚依存性、圧下率依存性の結果より、圧下率差がすべて伸びの差 (円弧状の曲がり) として現れず幅方向への材料の流れで緩和されると考えられる。この緩和率を横流れ率と称する。横流れ率の考え方、求め方を Fig. 10, Fig. 11 に示す。直線的な圧下率分布で、伸び差は一律な円弧状の曲がりとして現れると仮定している。最大伸び、最小伸びは平均圧下率からの差が横流れ率 α だけ緩和され (6), (7) 式で表される。横流れ率は $0 \leq \alpha \leq 1$ の値を取り、 $\alpha=0$ とは圧延材の横流れがなく伸びはすべて各部の圧下率で決まる、 $\alpha=1$ とは完全な横流れが起こり伸びはすべて平均伸びとなり曲がり生じない。横流れ率は (12), (13) 式を用い各実験値より求めた。Fig. 12 にその結果の一例を示す。図中の実線は本実験より求めた横流れ率実験

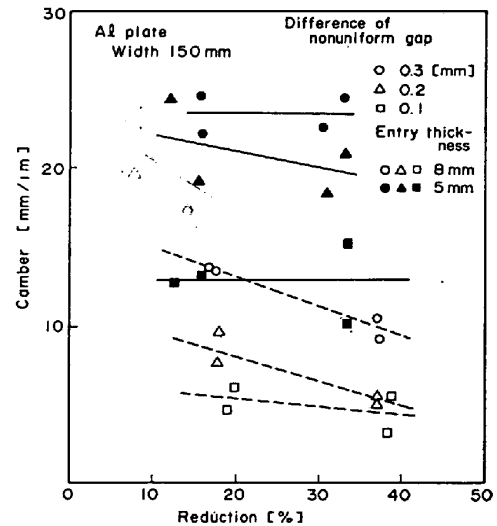
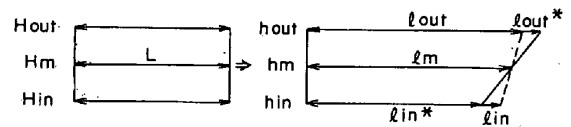


Fig. 9. Experimental rolling at tapered gap.



H_m, h_m : Entry and exit thickness at mean reduction
 H_{out}, h_{out} : Entry and exit thickness at maximum reduction
 H_{in}, h_{in} : Entry and exit thickness at minimum reduction
 $l^* = L \times H/h$, L : Length before rolling
 l_m : Mean length after rolling ($= L \times H_m/h_m$)
 l_{out} : Maximum length after rolling
 l_{in} : Minimum length after rolling
 α : Lateral flow ratio

$$l_{out} = L \left\{ \frac{H_m}{h_m} + (1-\alpha) \left(\frac{H_{out}}{h_{out}} - \frac{H_m}{h_m} \right) \right\} \text{----- (6)}$$

$$l_{in} = L \left\{ \frac{H_m}{h_m} + (1-\alpha) \left(\frac{H_{in}}{h_{in}} - \frac{H_m}{h_m} \right) \right\} \text{----- (7)}$$

$0 \leq \alpha \leq 1$

Fig. 10. Definition of lateral flow ratio.

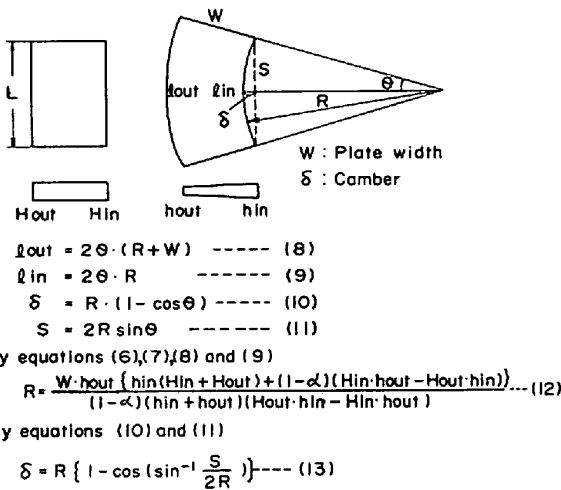


Fig. 11. Calculation method of lateral flow ratio.

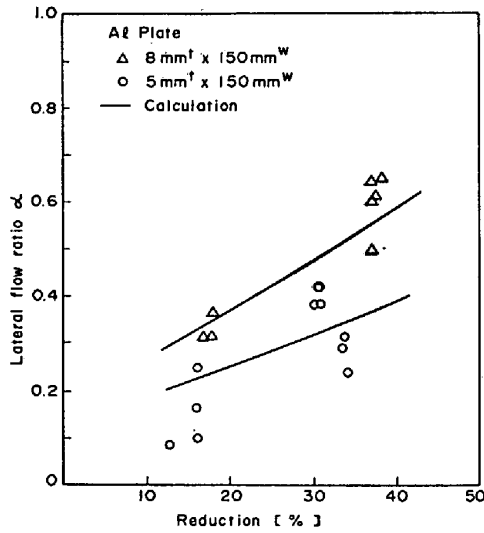


Fig. 12. Experimental results of lateral flow ratio.

式によるもので、本実験式はモデル比を介して実機相当の値として作ったものであり、厚板、熱延に対して適用でき(14)式で表される。

〔横流れ率実験式〕

$$\alpha = r^3 - a \cdot r^2 + a \cdot r + \frac{1}{10} a \cdot (1 - r^3 + a \cdot r^2 - a \cdot r)$$

$$a = 0.03 \cdot H(1 + W/10000)$$

..... (14)

α : 横流れ率 r : 圧下率

H : 入側板厚 [mm], W : 板幅 [mm]

3.2.3 シミュレーション計算

非対称4段ロール弾性変形モデルと上記の横流れ率を用いてキャンパー発生量のシミュレーション計算が可能となった。Table. 2 に厚板ミル仕様(入側板厚 15 mm, 出側板厚 13 mm, 板幅 3000 mm)での各要因における計算結果を示す。キャンパー量は各要因量とほぼ比例関係にある。各要因の影響度を比較するに当たり各

Table 2. Factors affecting camber in numerical simulation.

Factors	Camber (mm/10m)	Possible range at a mill	
		Factor	Camber (mm/10m)
Difference of leveling	0.25mm	56	0.1 mm
	0.50	113	
Wedge of entry material	0.25mm	47	0.1 mm
	0.50	94	
Difference of plate temperature	25°C	7	30°C
	50	14	
Difference of mill modulus	5.6 %	17	10 %
	13.9	46	
Offcenter	100 mm	12	1.0mm

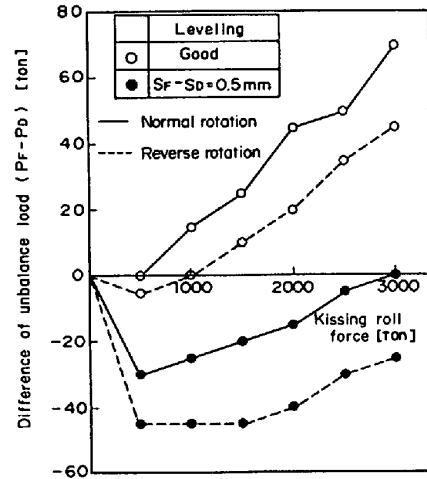


Fig. 13. Relationship between kissing roll force and difference of unbalance load at Fukuyama plate mill.

要因における起こり得る要因量が問題となるが、一般的な値を与えると、ミル剛性左右偏差、レベリング不良の影響度が大きい。これらは1パスでの結果であるが、多パスの場合には単位長さ当たりのキャンパー量としての重ね合わせが可能である。このことはモデル実験により確認された。

3.3 実機要因調査

ミル特性として影響度の大きいのはレベリング精度とミル剛性左右偏差である。レベリング精度に関しては、電動圧下機構ではスクリーネージ精度が問題になるが油圧々下機構ではかなりの精度が期待できる。

一方、ミル剛性左右偏差はキスロールによる Drive 側と Free 側の差荷重より測定でき、ミル剛性左右偏差がある場合にはキスロール荷重が増すに伴い差荷重も増加する。Fig. 13 に福山厚板仕上ミルでのキスロール試

験結果を示す。レベリング不良の影響が顕著に現れている。また、明らかにミル剛性左右偏差が認められ Free 側が約 4% 大きな値を示している。更に、正逆転での有意差も認められる。そこで、圧延方法を正転のみ、逆転のみ、レバース圧延の正転仕上げ、逆転仕上げ、レベリング不良圧延として、それぞれのキャンパー発生状況を調べた結果、明らかにキャンパーの量、方向に有意差が認められた。これらの原因は明確ではないが各部のガタやオフセットなどによる接触条件の違いによると考えられる¹¹⁾。

3.4 パス間自動レベリング法 (ATLAS)

キャンパーを防止する基本的な方法は、キャンパー発生要因である圧延機や圧延素材の左右非対称性をすべてなくすことである。しかし、前述のようなすべての要因を正確に把握し完全になくすことは非常に困難である。ただし、キャンパー発生要因を把握すること及び保全上のメンテナンスを強化することにより、ある程度のキャンパー低減効果を上げている。更に、より積極的な制御として有効と考えられる防止法は、そのミルにおける影響度の大きな要因を把握し正確にとらえられる要因により制御することである。福山厚板ミルにおいてはミル剛性左右偏差及び正逆転の差が明らかであり影響度も大きい。そこで、左右剛性差及び正逆転の差分をあらかじめレベリング調整としてそれぞれのパスの予測圧延荷重に基づいて与え、更に実圧延荷重による補正を行う自動パス間レベリング法 (Automatic Transverse Leveling Adjustment System at interpass: ATLAS) が有効な手段となり得る。この場合、パス間で迅速かつ正確なレベリング調整が可能な油圧々下機構が必要となる。Table 3 に Fig. 13 より求めたミル特性に対しての具体的なレベリング調整量の一例を示す。

従来キャンパー代は平均 20mm ほどあつたが、キャ

Table 3. An example of leveling adjustment by ATLAS.

Pass No.	Entry thickness (mm)	Exit thickness (mm)	Predicted rolling force(ton)	Leveling adjustment at free side(mm)
1	56.8	43.7	3900	0.21 up
2	43.7	32.9	4137	0
3	32.9	24.2	4363	0.12 up
4	24.2	17.9	4637	0.08 down
5	17.9	14.8	3224	0.01 down
6	14.8	13.1	2124	0.19 down
7	13.1	12.1	1531	0.05 up

(Odd pass: Normal rotation, Even pass: Reverse rotation)

ンパー要因の把握などにより約 5mm キャンパー代を小さくすることができ歩留りで約 0.15% の効果を上げている。更に、現在自動パス間レベリング法のシステム化を進めており、歩留り約 0.35% の向上が期待できる。

4. 平面形状制御(DBR法)

圧延材の板幅センターとエッジ及び圧延先後端と中央部での塑性流動の違いにより生じる先後端クロップ (フィシュテール, タング), 幅異形 (たいこ, つづみ) を改善し圧延後の成品平面形状を矩形に近づけることは大きな歩留り向上となる。

4.1 DBR (Dog Bone Rolling) 法とは

通常の厚板圧延における平面形状はスラブ厚, 圧下比, 幅出し比などにより種々のクロップ, 幅異形状を示す。DBR 法とはこれらのクロップ, 幅異形を生じさせないようにあらかじめ断面形状を長手方向あるいは幅方向に変化させるものである¹²⁾。Fig. 14 にタングクロップを改善する DBR 法の一例を示す。DB 形状は Fig. 14 に示すような形状ばかりではなく、フィシュテールクロップに対しては中央部に凸部を有する形状も考えられる。このような種々の DB 形状を得るには、圧延中の圧下制御が複雑化しかつ圧下速度の高速化及び大ストローク化が必要となる。

4.2 DBR 法の基礎特性

モデル実験により DBR 法の基礎特性を調査した¹³⁾。

4.2.1 DB 形状の非対称による影響

DB 形状が非対称になるとキャンパー発生の危険性があるので、種々の非対称 DB 形状を作り圧延後のキャンパー発生傾向を調べた。板厚が厚く、部分的な非対称性のため、非対称 DB 形状は直接的にはキャンパー発生に対して大きな影響を与えない。しかし、平面形状の非対

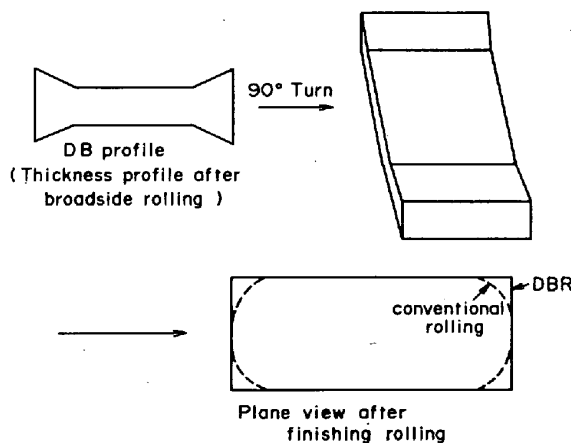


Fig. 14. Principle of DBR to improve top and bottom crop.

称を招きクロップロスを大きくする場合があります、圧下制御の高精度化が必要となる。

4.2.2 DB 部圧下方法と平面形状の関係

DB 部の圧下方法として Fig. 15 に示す3種類が考えられそれぞれの圧下方法による Top, Bottom 部クロップ形状の差を調べた。一般に、1パス圧下によるクロップ量の T, B 比率は約 4 : 6 になると言われており、DB 部圧下においてもその傾向は認められる。圧下 a の場合には1パス目の B 部に DB 部の影響が多く現れ最終形状にもその影響が残る、TB 部の非対称を招く。一方、DB 部をレバース 2パス圧下する場合、DB 高さで2等分する圧下 b においては2パス目の影響が大きくなる、よつて、圧下 c のように DB 部断面積を2等分する圧下方法が TB 部形状を対称にするにはよい。

4.2.3 最適 DB 量の検討

Fig. 16 にクロップ量、DB 量の定義を示す。

Table 4 に代表サイズにおける通常圧延時のクロップ量と矩形に近づけるのに必要な DB 量を示す。クロップ形状はすべてタング形状を示しており、幅出し比が小さくスラブ厚が厚い (全圧下量が多い) ほどクロップ量は大きく、よつて大きな DB 量が必要となる。

以後、大きな DB 量が必要な幅出し不要材を対象として、切削加工により種々の DB 材を作り DB 量とクロップロスの関係を調べた。なお、DB 長さ L はほぼ一定値とした。Fig. 17 にその結果を示す。通常圧延はすべて大きなタング形状を示しているが、DB 量が増すに伴いフィッシュテール形状に移行する、この移行点ないし若干フィッシュテールぎみの時が最もクロップロスが小さくなる。Fig. 18 に DB 量とクロップ形状の一例を示す。最

適 DB 量はスラブ厚 (仕上げ厚)、板幅の影響を受け、スラブ厚が厚く全圧下が大きい程板幅が広い程大きくなる。これらは通常圧延時のクロップ形状及び圧延材の幅方向塑性流動により決定される。

DB 形状において圧延材の幅方向塑性流動が変化しないと仮定すると、最適 DB 体積 ($=S \cdot l$) は通常圧延時クロップの矩形に足りない体積 ($=S_0 \cdot t$) と一致する。この仮定による計算最適 DB 断面積 $S^*(=S_0 \cdot t/l)$ を各サイズについて Fig. 17 中に示す。スラブ厚・幅共小さい程、実験値と計算値の最適 DB 量の比が大きくなる。

Table 4. Crop shape and required DB profile at typical rolling conditions by experiments.

Slab thickness, Plate thickness (mm)	Gross ratio (Plate width) (mm)	Crop shape by conventional rolling		Required DB profile	
		CL (mm)	Cw (mm)	L (mm)	ΔH (mm)
135 ↓ 15.0	1.0 (3000)	700	400	400	10~15
	1.0 (2000)	800	300	300	10~15
	2.0 (4000)	200	250	250	3~5
	1.3 (4000)	300	250	250	3~5
250 ↓ 20.0	1.0 (3000)	800	500	450	15~20
	1.0 (2000)	800	400	450	15~20
	2.0 (4000)	150	250	250	2~3
	1.3 (4000)	350	300	250	5
400 ↓ 50.0	1.0 (3000)	500	550	600	20
	1.0 (2000)	650	500	600	20~25
	2.0 (4000)	150	200	200	2~3
	1.3 (4000)	400	650	650	5

(Slab size: 2000^x3000^t)

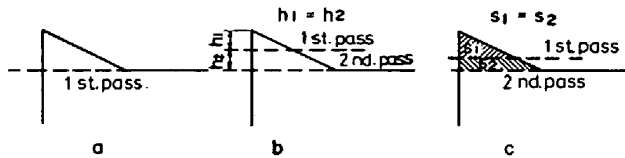


Fig. 15. Three rolling conditions of DB zone.

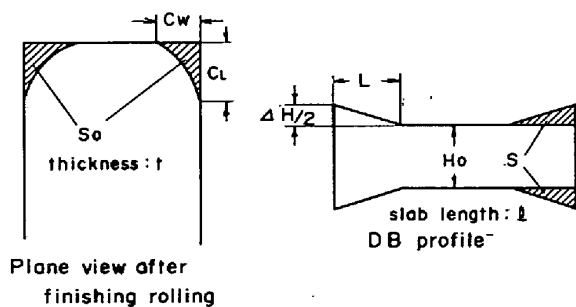


Fig. 16. Definition of plane view and DB profile.

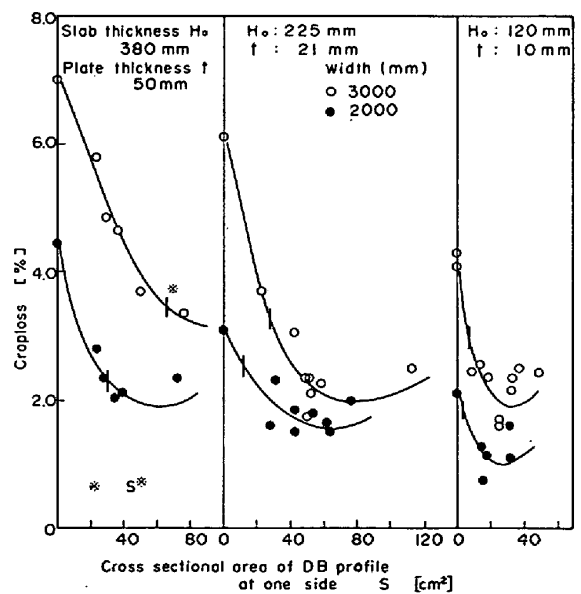


Fig. 17. Relationship between cross sectional area of DB profile and cropploss.

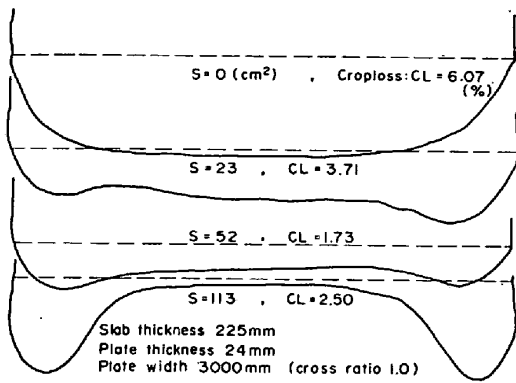


Fig. 18. Effect of DBR on crop shape by experiments.

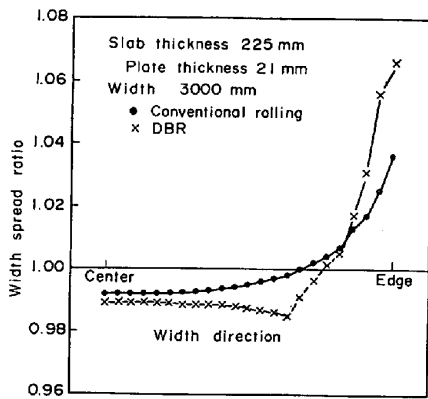


Fig. 19. Transverse distribution of width spread ratio.

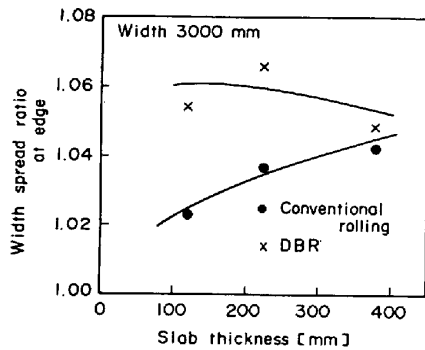


Fig. 20. Relationship between slab thickness and width spread ratio at edge.

Fig. 19 に通常圧延及び DBR における各部の幅拡がり率分布の一例を示す。DBR では伸び率の大きな幅端部はより幅拡がり起こし DB 部付け根付近は逆に幅狭まりを起こす。これは伸び率差による圧延材の幅方向塑性流動を示している。幅端部の幅拡がり係数とスラブ厚の関係性を Fig. 20 に示す。通常圧延ではスラブ厚・幅共大きい程幅拡がり率は大きくなる。しかし、DB 形状を付した時の幅拡がり率の増加はスラブ厚・幅共小さい程大きくなる。このことがスラブ厚・幅共小さい程実験値と計

算値の最適 DB 量の比が大きくなっている理由である。

以上より、最適 DB 量は通常圧延時のクロープ形状を予測し体積一定則より計算最適 DB 量を求め、更に DB 量による幅方向塑性流動補正を行って求めねばならない。

4.2.4 DBR 法における幅精度

DBR 法を行うことにより通常圧延時と違つた幅挙動をすると考えられ、以下の3点について検討を行つた。

- (1) DB 成形時の伸び量
- (2) DB 部圧下時の幅拡がり量
- (3) DB 部圧下時の幅端部折れ込み量

DB 成形時の伸び量は DB 量、スラブ厚・幅などの影響をほとんど受けず体積一定則より式(15)で与えられる。

$$DB \text{ 成形後長さ} = \frac{\text{成形前全断面積} - DB \text{ 断面積}}{DB \text{ 材中央部厚み}} \dots\dots\dots (15)$$

DB 部圧下時の幅拡がり量は DB 断面積とほぼ比例関係にあり、その増加率は DB 材中央部厚みが薄い程大きい。板幅の影響はほとんど認められない。DB 部圧下時の幅拡がり量 ΔW は式(16)で表される。

$$\Delta W = 1.428 \cdot S / H_0 + 0.0232 \cdot H_0 + 1.0 \dots\dots\dots (16)$$

S : DB 断面積 (片側) [mm²]
H₀ : DB 材中央部厚み [mm]

DB 部圧下時の幅端部折れ込み量は DB 部の存在によりスラブ厚が厚い場合には DB 断面積の増加に伴い幅端部折れ込み量も若干増加する、しかし、スラブ厚が薄くなるとそれ程影響を受けなくなる。

以上の結果より、DB 形状の決定において、DB 量による幅拡がり増加分をあらかじめ予測する必要がある。

4.3 DBR 法の実機適用

DBR 法の実機適用に当たり当然高速大ストロークの油圧々下機構が必要となる。必要圧下速度は DB 長さ L = 500 mm, DB 高さ ΔH = 20 mm, 圧延速度 = 1 m/s として 40 mm/s となる。有効ストロークも 20 mm 以上必要である。よつて、背圧型のストローク 50 mm の油圧シリンダーを用いる。Fig. 21 に圧延荷重とシリンダー圧下速度の関係を示す。圧下速度 40 mm/s 以上を得られる圧延荷重範囲は

- Mode 1 (Back pressure : 140 kg/cm²) : 700 ~ 2 600 t
- Mode 2 (Back pressure : 15 kg/cm²) : 1 300 ~ 3 250 t

である。上記荷重制限とトルク限界より求まる福山厚板における限界圧下量とモデル実験より求めた必要最大 DB 高さを比較すると、Mode 1 において大部分の DB 形状が 1 回圧下で成形可能となる。

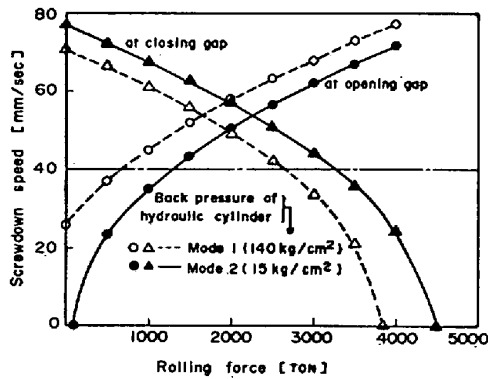


Fig. 21. Relationship between rolling force and screwdown speed.

なお、本油圧下機構は昭和 57 年 4 月に福山厚板粗ミルにおいて稼動を始める予定であり、DBR 法が適用されることにより 2% 強の歩留り向上が期待できる。

5. 結 言

厚板圧延の歩留り向上に対する問題点として、板クラウン (板平坦度)、板キャンパー、平面形状を取り上げ、モデル実験、シミュレーション計算を中心に検討を行い、以下に示す結果を得た。

(1) 板平坦度不良発生限界は厚板仕上げ段階においては比率クラウン変化で約 $\pm 0.5\%$ である。

(2) いったん平坦度不良が発生すると比率クラウン変化に対する急峻度変化は敏感になり、元のクラウン率一定に戻しても必ずしも平坦度は良にならない。

(3) チャンファー BR を用いることにより、ロール横剛性、WR ベンダー制御能力、板クラウン減少効果が向上し、板平坦度不良を発生させない板クラウン制御が可能となり、歩留りが約 0.8% 向上する。なお、現在 WR ベンダー強化を検討中である。

(4) 板キャンパー発生に対して横流れ率を導入し、種々の要因に対するキャンパー量を求めることを可能にした。

(5) 板キャンパー防止に関しては、ミルの固有値が

問題になるが、福山厚板ミルにおいてはミル剛性左右偏差及び正逆転の差をレベリング補正する自動パス間レベリング法 (ATLAS) を開発した。本手法は現在システム化を推進中であり、歩留り約 0.5% の向上となる。

(6) 平面形状制御法として、クランプ・幅異形を生じさせないようにあらかじめ初期断面形状を修正する DBR 法を開発した。

(7) 最適 DB 量は通常圧延時の平面形状予測、DB 形状による幅方向塑性流動補正及び DB 部圧下による幅拡がり補正により決定されることを明らかにした。

(8) DBR 法の実機適用に当たり、高速大ストローク (圧下速度: 40 mm/s, ストローク: 50 mm) の油圧下下の仕様を決定し、昭和 57 年 4 月稼動を予定しており、歩留り 2.0% 強の向上が見込める。

文 献

- 1) たとえば、柳沢忠昭, 三芳 純, 坪田一哉, 菊川裕幸, 池谷尚弘, 磯山 茂, 旭 一郎, 馬場和史: 川崎製鉄技報, 11 (1979), p. 168
- 2) 日本鉄鋼協会共同研究会: 第 59 回圧延理論部会 (1977) (私信)
- 3) 有村 透, 岡戸 克, 藤田文夫: 鉄と鋼, 63 (1977), A119
- 4) 日本鉄鋼協会共同研究会: 第 60 回圧延理論部会 (1978) (私信)
- 5) 升田貞和, 平沢猛志, 市之瀬弘之: 鉄と鋼, 65 (1979), S300
- 6) 塩崎宏行: IHI 技報, 別冊第 2 号 (1969), p. 44
- 7) 日本鉄鋼協会共同研究会: 第 55 回圧延理論部会 (1976) IHI, 川崎製鉄 (株) (私信)
- 8) 升田貞和, 平沢猛志, 市之瀬弘之, 田中明広, 鎌田正誠, 平部謙二: 鉄と鋼, 66 (1980), A169
- 9) 中川師夫: 日立評論, 50 (1968), p. 562
- 10) 升田貞和, 平沢猛志, 市之瀬弘之, 岡戸 克: 鉄と鋼, 64 (1978), S698
- 11) G. E. Wood and D. P. Ivacheff: Iron Steel Eng. (1977), p. 65
- 12) 日本鋼管: 特開昭 52-57061
- 13) 日本鉄鋼協会共同研究会: 第 66 回圧延理論部会 (1980) (私信)