
サイジングプレスによる大幅圧下時のスラブの変形

Deformation of Slab under Heavy Reduction of Width by Sizing Press

比良 隆明(Takaaki Hira) 磯辺 邦夫(Kunio Isobe) 阿部 英夫(Hideo Abe) 二階堂
英幸(Hideyuki Nikaido) 藤津 武(Takeshi Fujitsu) 頭山 奨(Susumu Zuyama)

要旨：

熱間圧延用スラブ幅を鋳造時に集約し、連铸と熱間圧延工程の同期化、連続化を目的に、水島製鉄所において、(株)日立製作所とともに、スラブの大幅圧下が可能な連続プレス式サイジング設備を世界で初めて開発した。当設備は、1987年より稼働を開始し、現在まで順調に操業を続け当初の目標を達成した。本報告ではプレス特有のスラブの変形挙動について述べた。スラブの定常部に関しては、プレス後の粗圧延における幅戻り量を予測するモデルを開発した。また上界法を用いプレス金型とスラブ先後端との接触位置関係とプレス後のスラブ平面形状との関係を明らかにした。さらに粗圧延後のシートバークロップロスを最小にするプレス予成形条件を検討した。

Synopsis：

Kawasaki Steel Corp. and Hitachi Ltd. have first developed the slab sizing press in the world. The sizing press enables us to meet a synchronized operation between continuous casting and hot rolling processes. The equipment has been put into practical operation since 1987 at Mizushima Works. The deformation of slabs by sizing was investigated. The prediction model of width spread of slabs rolled by the first roughing stand after sizing press was developed. Deformation of the slab at leading and tailing ends was analyzed by the upper bound technique to obtain the relationship between the plan view of slab ends and the geometrical conditions. The study was also extended to the effect of press conditions at leading and tailing ends on sheet bar crops after roughing rolling. As result, optimum press condition to minimize a crop loss has been clarified.

(c)JFE Steel Corporation, 2003

本文は次のページから閲覧できます。

Deformation of Slab under Heavy Reduction of Width by Sizing Press



比良 隆明
Takaaki Hira

鉄鋼研究所 プロセス
研究部圧延研究室 主
任研究員(掛長)



磯辺 邦夫
Kunio Isobe

鉄鋼研究所 プロセス
研究部圧延研究室 主
任研究員(課長)



阿部 英夫
Hideo Abe

鉄鋼研究所 薄板研究
部薄板研究室 室長(部
長補)



二階堂 英幸
Hideyuki Nikaido

水島製鉄所 設備部設
計室 主査(掛長)



藤津 武
Takeshi Fujitsu

水島製鉄所 熱間圧延
部熱延技術室



頭山 奨
Susumu Zuyama

水島製鉄所 電気・計装
部電気・計装技術室

要旨

熱間圧延用のスラブ幅を連鋳時に集約し、連鋳と熱間圧延工程の同期化、連続化を目的に、水島製鉄所において、(株)日立製作所とともに、スラブの大幅圧下が可能な連続プレス式サイジング設備を世界で初めて開発した。当設備は、1987年より稼働を開始し、現在まで順調に操業を続け当初の目標を達成した。本報告ではプレス特有のスラブの変形挙動について述べた。スラブの定常部に関しては、プレス後の粗圧延における幅戻り量を予測するモデルを開発した。また上界法を用いプレス金型とスラブ先後端との接触位置関係とプレス後のスラブ平面形状との関係を明らかにした。さらに粗圧延後のシートバークロップロスを最小にするプレス予成形条件を検討した。

Synopsis:

Kawasaki Steel Corp. and Hitachi Ltd. have first developed the slab sizing press in the world. The sizing press enables us to meet a synchronized operation between continuous casting and hot rolling processes. The equipment has been put into practical operation since 1987 at Mizushima Works.

The deformation of slabs by sizing press was investigated. The prediction model of width spread of slabs rolled by the first roughing stand after sizing press was developed. Deformation of the slab at leading and tailing ends was analyzed by the upper bound technique to obtain the relationship between the plan view of slab ends and the geometrical conditions. The study was also extended to the effect of press conditions at leading and tailing ends on sheet bar crops after roughing rolling. As a result, optimum press condition to minimize a crop loss has been clarified.

1 緒 言

熱間圧延用のスラブ幅を連鋳時に集約し、連鋳と熱間圧延工程の同期化、連続化を目的に、水島製鉄所の熱間圧延工場に、スラブの大幅圧下が可能な連続プレス式サイジング設備を世界で最初に設置し、現在まで順調に操業を続けている¹⁾。

これまでスラブの幅を縮小する手段として、堅型ロールによる幅圧延法が一般的であったが、粗圧延時の幅戻りが大きく、先後端の幅不足、クロップロス増大等の問題がある²⁾。本プレスサイジング方法に関しては、剛塑性有限要素法を用い最適金型形状、プレス時の負荷特性について検討されるとともに、スラブの変形について堅型ロールとの比較を行い、プレスサイジング法の有利性が明らかにされている³⁾。

本報告では、プレス方式による実機の1/10モデル実験および実機実験を行い、スラブの変形を調査した結果を中心に述べる。定常

部については、プレス後の粗圧延におけるスラブの幅戻り量を予測するモデルを開発した。非定常部に関しては上界法によりスラブの変形を分類し、モデル実験によりクロップロスを最小にする方法について検討した。

2 プレス方法

Fig. 1 (a) にはスラブのC断面形状、(b) には先後端を予成形プレスする際の平面図、(c) にはクロップの定義をそれぞれ模式的に示してある。なお本報告で用いる各種記号を以下のように定義する。

W_0 : プレス前のスラブ幅 (mm)

W_1 : プレス直後のスラブ幅 (mm)

H_c : プレス直後のスラブ幅中心の厚み (mm)

H_E : プレス直後のスラブ幅端部の厚み (mm)

* 平成元年3月30日原稿受付

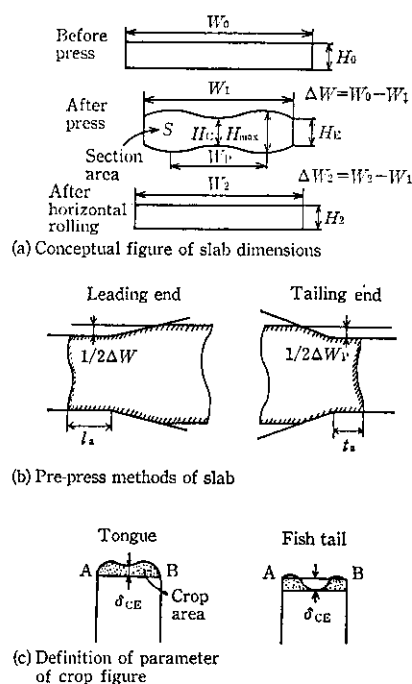


Fig. 1 Definition of parameters

- S : プレス直後のスラブC断面の面積 (mm^2)
 H_2 : プレス後に水平圧延した時のスラブ厚み (mm)
 δ_{CE} : 材料定常幅部とクロップ先端中央部との距離 (mm)
 H_0 : プレス前のスラブ厚み (mm)
 ΔW : $W_0 - W_1$ (mm)
 H_{max} : プレス直後のスラブのドッグボーン最大厚み (mm)
 W_p : プレス直後のスラブのドッグボーンピーク間隔 (mm)
 W_2 : プレス後に水平圧延をした時のスラブ幅 (mm)
 ΔW_2 : $W_2 - W_1$ (mm)
 l_a, t_a : それぞれスラブ先、後端側面と金型平行部との接触長 (mm)

プレス装置の平面図を Fig. 2 に示す。

メインモータからの回転運動は、減速された後、クランクによって金型に直結したインナーブロックの一定周波数の往復運動に変換される。金型が開きつつある間にピンチロールによりスラブが搬送、停止され、所定の金型間隔 W_1 まで幅圧下される。この繰返し

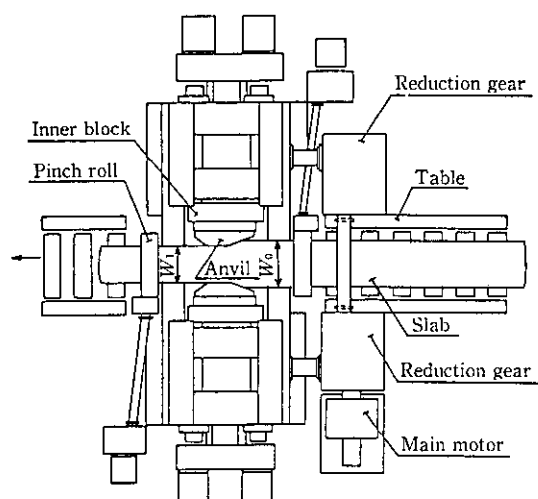


Fig. 2 Outline of sizing press

で順次幅圧下されるが、クロップロス最小化、材料先後端の幅不足の回避、座屈防止等の目的でスラブの先後端を予成形する方法が採用されている^{5,6)}。予成形とはスラブ先後端の側面と金型平行部の接触長 l_a, t_a を所定の値にし、一定量の幅圧下をする方法である。スラブの先端が予成形された後、順次後端に向けてプレスされるが、所定の位置でスラブが先送りされ、後端予成形が行われる。その後、元の位置までスラブが逆送りされ後端までプレスされる。一方、先端から後端まで1方向でプレスされる方法もあり、この場合は後端の予成形は行われない。両者の使い分けについてはプレス条件、スラブサイズによって規定されている。

金型の形状は、Fig. 2 に示すようにスラブの進行方向に対し、入側と出側で所定の角度を有し、その中間に平行部を有する台形状である。

3 スラブ定常部の変形

本章ではスラブの先後端以外の定常部の変形について述べる。

モデル実験として、実機の 1/10 相当の熱間スラブ、プレス装置および粗圧延機を用いた。Table 1 および 2 に実寸法に換算した実験条件を示す。スラブの加熱には、内部を不活性ガスでシールした電気炉を用いた。実機でのプレス条件については、以後必要な時に説明を加える。

Table 1 Experimental conditions (1/10 model)

Specification	Amplitude	80 mm
	Anvil frequency	0.5 Hz
	Entrance angle of anvil	13 degree
	Exit angle of anvil	15 degree
	Parallel length of anvil	510 mm
Condition	Material	SS41
	Heating temperature	1 150°C
	Slab thickness (H_0)	220 mm
	Slab width (W_0)	1 000~1 900 mm
	Quantity of width reduction (ΔW)	100~300 mm
	Pre-press length at leading end (l_a)	0~400 mm
	Pre-press length at tail end (t_a)	0, 300 mm
	Pre-press reduction at tail end (ΔW_p)	0~300 mm

Table 2 Pass schedule of roughing mill*1 (1/10 model)

Pass	R1	R2	R3	R4	R5	R6
Thickness (mm)	220	160	120	90	60	40

*1 Diameter of horizontal roll: 1 460 mmφ

Diameter of edger roll: 1 200 mmφ

3.1 プレス後のスラブ C 断面形状

プレスによって生じるスラブのC断面形状を予測することは、プレス中のパスラインの確保、続く粗圧延時の幅収縮率ならびに粗圧延による幅戻り量の推定のために極めて重要な事項である。

Fig. 3 には測定結果の一例を示す。測定には接触式変位計を用い、スラブの先後端と長手中央部を測定した。スラブの先端は幅中央の板厚が厚いシングルバルジの変形をしているのに対し、定常部と後端ではダブルバルジの変形をしている。後端の場合、後述する後端部の予成形によってその形状は変化する。Fig. 3 より定常部の

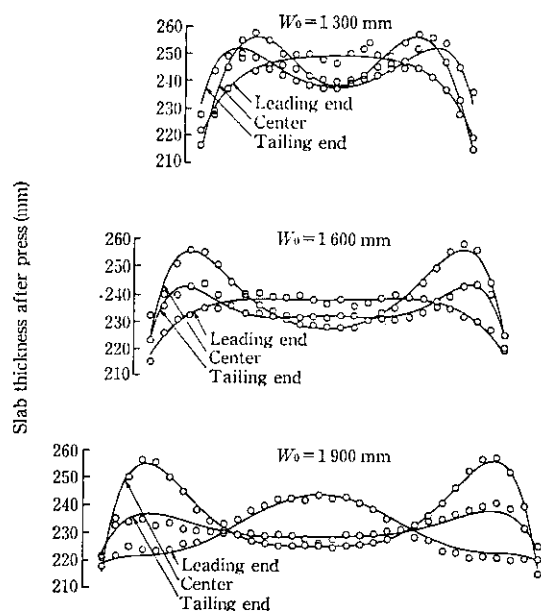


Fig. 3 Thickness distributions of cross section of slabs after press and regression curves ($H_0=220$ mm, $\Delta W=300$ mm)

板厚ピークが最も大きく、粗圧延時の嚙込限界等に強く影響を及ぼす。図中の曲線は次式で示される幅中央部を原点とした幅方向座標 X の偶数次で近似した曲線であり、係数 $\alpha_1 \sim \alpha_4$ は重回帰により求めた。

$$H = \alpha_1 X^6 + \alpha_2 X^4 + \alpha_3 X^2 + \alpha_4 \quad \dots\dots\dots (1)$$

Fig. 3 のように (1) 式は実測値を精度よく表現しており、これにより測定時の異常値（スケール剝離等）のスムージング化、左右非対称形状の補正が行われる。

次節で述べる幅戻り予測式の構築にあたっては、(1) 式より求まるドッグボーンピーク厚み $H_{\max}$ 、ピーク間隔 W_P 、エッジ厚み H_E 、中央厚み H_C を用いた。

3.2 幅戻り予測式

幅プレス後のスラブは Fig. 1 に示したように、粗圧延によって H_2 の厚みまで平圧延される。 H_2 はプレス前のスラブ厚み H_0 と等しいことを基本とするが、 $H_2 \neq H_0$ の場合も考慮した。 H_0 , W_0 , ΔW , H_2 を既知の値として、 W_2 を精度よく予測するモデル式を構築することが目的である。

Fig. 4 には幅戻り予測式の構成の手順を示す。まず (1) 式で得られたプレス後のスラブ断面形状を Fig. 4 のような多角形で近似し、この断面積 S を求める。長手方向に金属の移動がないと仮定すれば、次式で粗圧延後の幅戻り量 ΔW_2 が求まる。

$$\Delta W_2 = \frac{S}{H_2} - W_1 \quad \dots\dots\dots (2)$$

S は (1) 式を幅方向に積分して求まるが、多角形で近似した場合、幾何学的に次式で計算される。

$$S = \frac{1}{4} (W_1 (2H_E + 4H_{\max} - 2H_C) - W_P (H_E + 3H_{\max} - 4H_C)) \quad \dots\dots\dots (3)$$

(1) 式の積分値と (3) 式で求まる S とを比較した結果を Fig. 5 に示す。スラブサイズ、プレス条件にかかわらず両者は非常によく一致する。すなわち、(3) 式中の H_E , $H_{\max}$, H_C , W_P がプレス条件で表現できれば S が求まることになる。とくに $H_{\max}$ は単に S を求めるだけでなく前述のように操業上、有力な情報を与える。

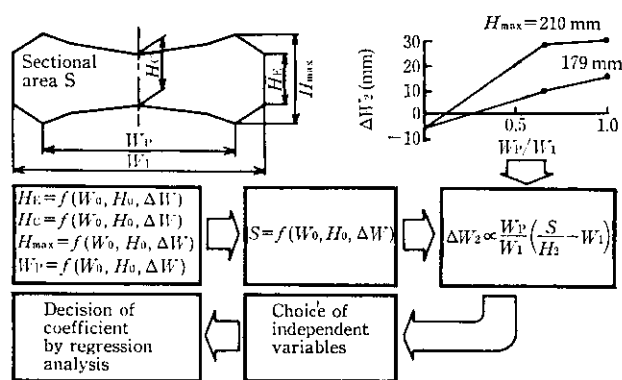


Fig. 4 Configuration of prediction equation of width spread

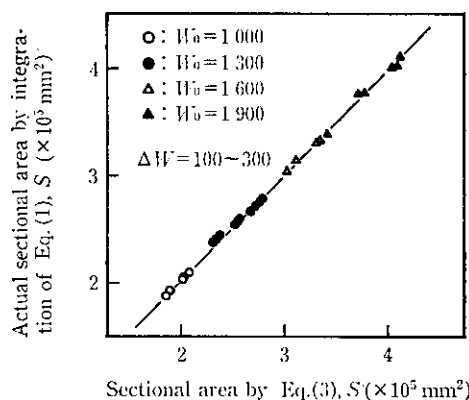


Fig. 5 Prediction of slab sectional area by polygonal approximation

Fig. 4 中に $H_{\max}$, W_P/W_1 を系統的に変化させた人工ドッグボーンスラブを粗圧延した時の幅戻り量 ΔW_2 を示す。一定の $H_{\max}$ の条件でみると、 W_P/W_1 が減少するとともに ΔW_2 は減少する。特に $W_P/W_1=0$ (シングルバルジ変形) では ΔW_2 は負になることがわかる、すなわち、 W_P/W_1 は平圧延時の長手方向と幅方向のメタルフローの配分に強く影響するパラメータと考え、(2) 式を (4) のように補正した。

$$\Delta W_2 = a_0 \cdot \frac{W_P}{W_1} \cdot \left(\frac{S}{H_2} - W_1 \right) \quad \dots\dots\dots (4)$$

ただし、 a_0 は比例定数である。

(3) 式で求めた S を用い、(2), (4) 式による ΔW_2 と実測 ΔW_2 との関係を Fig. 6 および 7 にそれぞれ示す。(4) 式では $a_0=1$ にした。両者ともプレス条件、スラブサイズによらずよい相関がみられるが、 W_P/W_1 で補正した (4) 式の方がより強い相関を示すことが認められる。(4) 式は $H_2=H_0$ を基本にした式であり、 $H_2 \neq H_0$ の場合については以下に説明する。

(1) $H_2 < H_0$ の場合

粗圧延の 1 パス目でプレス前の厚み H_0 より薄く圧延する条件であり、スラブはロールギャップの中で H_0 まで圧下された後に $H_0 - H_2$ だけさらに圧下に加わることになる。したがって $H_0 - H_2$ 相当の圧下による幅広がりを ΔW_d として、これを (4) 式に加えた。 ΔW_d としては比較的精度のよい J.G. Beese の式⁷⁾ を基本とした次式を用いた。

$$\Delta W_d = W_0 \left\{ \left(\frac{H_0}{H_2} \right)^{\beta} - 1 \right\} \quad \dots\dots\dots (5)$$

$$\beta = a_1 \left(\frac{W_0}{H_0} \right)^{a_2} \exp \left(a_3 \cdot \frac{H_0}{\sqrt{R} \cdot (H_0 - H_2)} \right)$$

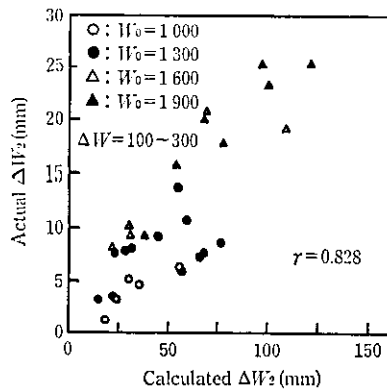


Fig. 6 Relationship between actual width spread and calculated value by Eq. (2)

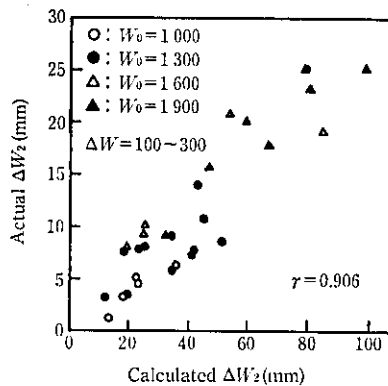


Fig. 7 Relationship between actual width spread and calculated value by Eq. (4)

ただし $a_1 \sim a_3$ は定数, R は粗圧延のワークロール半径である。

(2) $H_2 > H_0$ の場合

ドックボーンを完全に平坦化しない圧延条件であり, 粗圧延機の荷重限界等で実施されることがある。この場合には (4) 式によって計算される ΔW_2 を, 次式で表すように, $H_2 = H_{\max}$ (粗圧延をしない) で $\Delta W_2 = 0$, $H_2 = H_0$ で $\Delta W_2 = \Delta W_{2,(4)}$ 式になるように内挿した。

$$\Delta W_2 = \Delta W_{2,(4)} \cdot \frac{H_{\max} - H_2}{H_{\max} - H_0} \quad (6)$$

以上が幅戻り予測式の基本構成である。

先述したように, プレス後のスラブのC断面を構成するパラメータ H_B , $H_{\max}$, H_C , W_P がプレス条件で表現できれば, 基本式に代入することで幅戻り量 ΔW_2 が予測できる。

モデル実験により, これらのパラメータに及ぼす幅圧下量 ΔW の影響について調査した結果を Fig. 8 に示す。Fig. 8 より近似的に以下の関係が成立する。

$$\left. \begin{aligned} H_B &\div H_0 \left(b_1 \cdot \frac{\Delta W}{W_0} + 1 \right) \\ H_{\max} &\div H_0 \left(b_2 \cdot \frac{\Delta W}{W_0} + 1 \right) \\ H_C &\div H_0 \left(b_3 \cdot \frac{\Delta W}{W_0} + 1 \right) \\ W_P &\div W_0 \left(b_4 \cdot \frac{\Delta W}{H_0} + b_5 \right) \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

ここで, $b_1 \sim b_5$ は定数である。(7), (3), (4) 式を組み合わせることで ΔW_2 が求められる。

母集団を種々変化させた重回帰により, 影響の小さい独立変数を

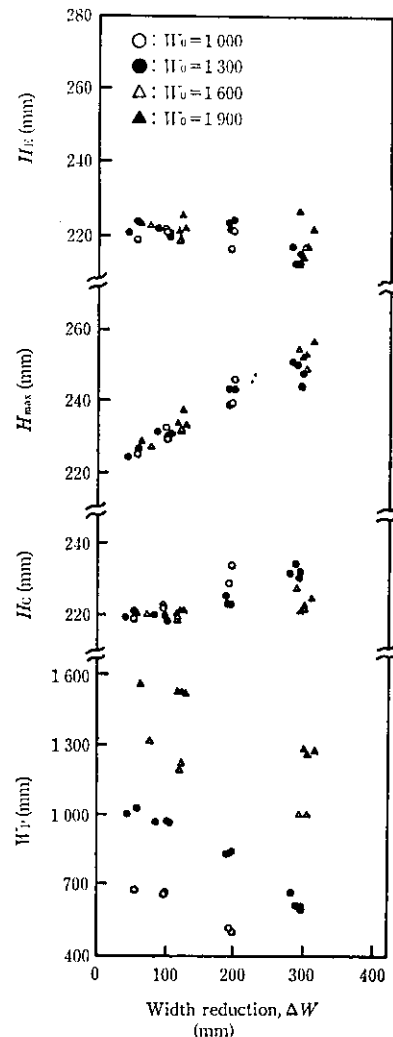


Fig. 8 Effect of width reduction on parameters which constitute a porigon of slab cross section

除去し, さらに (5) 式を考慮すると, プレス後の粗圧延による幅戻り量 ΔW_2 は次式で表される。

$$\begin{aligned} \Delta W_2 &= C_1 \Delta W^{n_1} + C_2 \cdot \frac{\Delta W^{n_2} W_1}{H_0} + C_3 \cdot \frac{\Delta W^{n_3}}{H_0^2 W_1} \\ &+ C_4 \cdot \frac{\Delta W^{n_4}}{H_0^3} + C_5 \cdot \frac{\Delta W^{n_5}}{H_0 W_1} + C_6 \cdot \frac{\Delta W^{n_6}}{H_0} \\ &+ C_7 W_0 \cdot \left\{ \left(\frac{H_0}{H_2} \right)^8 - 1 \right\} \quad (8) \end{aligned}$$

ただし, $C_1 \sim C_7$ は定数, $n_1 \sim n_6$ は正の整数である。

(8) 式は $H_2 \leq H_0$ の場合に用いられる。 $H_2 > H_0$ の場合には, (8) 式の右辺第7項を零とした ΔW_2 を, (6) 式中の $\Delta W_{2,(4)}$ 式の代わりに用いる。

ΔW_2 を無次元化し, 幅圧下効率 η で表すと次式のようになる。

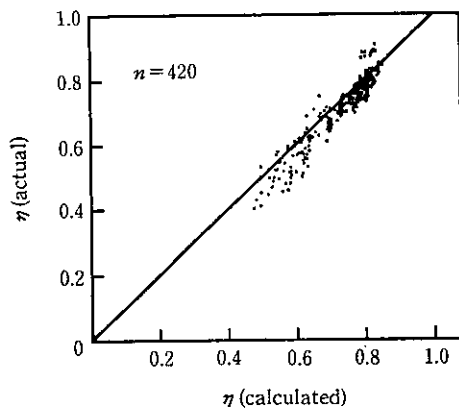
$$\eta = 1 - \frac{\Delta W_2}{\Delta W} \quad (9)$$

つまり ΔW_2 が小さいほど η は大きく, 効率よく幅圧下が行われたことを示す。

実機において Table 3 の条件で幅プレスを行い, 続いて粗圧延を1パス経た後の実測 η と (1) 式によって計算した η との比較を Fig. 9 に示す。粗圧延後のスラブ幅は R_1 後に設置したレーザ測定装置で計測した。これらのデータは (8) 式の係数決定に用いたデータではない。実測値, 計算値ともに高い η を示し, 両者は比較的良好に一致している。 η が低いものは $H_2 < H_0$ すなわち粗圧延でスラ

Table 3 Conditions of actual press test

Specification	Amplitude	100 mm
	Anvil frequency	0.7 Hz
	Entrance angle of anvil	13 degree
	Exit angle of anvil	19 degree
	Parallel length of anvil	450 mm
Condition	Material	Ultra low carbon~high strength steel
	Slab thickness (H_0)	200~240 mm
	Slab width (W_0)	930~1 990 mm
	Width reduction (ΔW)	34~360 mm
	R ₁ roll gap (H_2)	173~239 mm

Fig. 9 Comparison of efficiency of width reduction, η , between actual results and calculated results (420 slabs)

ブ元厚以下まで圧下を加えた条件であり、(8)式の右辺第7項で記述される単純幅広がり量が増加したためである。

以上の諸式は実機の幅プレスセットアップ用のプロセスコンピュータに適用されている。

4 スラブ非定常部の変形

スラブ先後端の予成形パラメータとしては、予成形量と予成形長があげられるが、前者は先後端の幅精度に強く関与するものであり⁹⁾、後者は先後端の平面形状に強い影響を及ぼす。

本章では、上界法によるスラブ先後端の形状解析およびモデル実験によるクロップ形状の変化と、クロップロスを最小にする方法について検討した結果について述べる。

4.1 上界法による解析

スラブ非定常部に及ぼすプレス条件の影響を明らかにするため、長さ L の平金型による平面ひずみ鍛造を想定した上界法による解

析を試みた。

スラブを多角形の剛体要素に分割し、要素間の相対すべりのみで全体の塑性変形が生じると仮定すれば、塑性仕事速度 E は次式で与えられる⁹⁾。

$$E = FV \leq K \Sigma (\Delta V \cdot l) \quad (10)$$

ただし、 K はスラブのせん断降伏応力、 F は加工力、 V は加工速度、 ΔV 、 l はそれぞれ要素間の相対すべり速度および速度不連続線の長さである。

ここでは、スラブ幅 W_0 、金型長 L 、金型端とスラブ端の距離 d (負値は金型の一端がスラブ端から外れた場合) をパラメータとした Fig. 10 に示す5つの変形モードを考えた。図中にはそれぞれのホドグラフも併せて示す。モード1はポンチ押し込みのすべり線場解⁹⁾を単純化したもので、スラブ端部の変形は生じない。モード2、4は、スラブ側端部が相対的に外側 (図中で右側) に移動し、フィッシュテール形状を生ぜしめるモードである。モード3、5では逆にタンク形状になる。

モード1において、要素①、②間と①、③間の l および ΔV はそれぞれ次のようになる。

$$l_{12} = l_{13} = \frac{1}{2} \sqrt{W_0^2 + L^2} \quad (11)$$

$$\Delta V_{12} = \Delta V_{13} = \frac{V}{\cos \delta} = V \cdot \frac{\sqrt{W_0^2 + L^2}}{W_0} \quad (12)$$

(10) 式に代入すると、

$$E = FV \leq KV \cdot \frac{W_0^2 + L^2}{W_0} \quad (13)$$

となる。 K 、 V を一定にすれば、 E を最小にすることは次式で表される加工力 F/K を最小にすることと等価である。

$$\left(\frac{F}{K} \right)_{\text{モード1}} = \frac{W_0^2 + L^2}{W_0} \quad (14)$$

同様にモード2~5の加工力はそれぞれ次のように表される。

$$\left(\frac{F}{K} \right)_{\text{モード2,3}} = \frac{(W_0/2 - p)^2 + (L/2)^2}{W_0/2 - p} \left\{ 1 + \frac{|\cos(\xi + \delta)|}{\cos(\xi - \delta)} + \frac{\sin(2\delta)}{\cos(\xi - \delta)} \sqrt{\frac{(p - q)^2 + (L/2 + d)^2}{(W_0/2 - p)^2 + (L/2)^2}} \right\} \quad (15)$$

$$\left(\frac{F}{K} \right)_{\text{モード4,5}} = \frac{(W_0/2 - q)^2 + (L + d)^2}{W_0/2 - q} \quad (16)$$

ここで、

$$\delta = \cos^{-1} \{ (W_0/2 - p) / \sqrt{(W_0/2 - p)^2 + (L/2)^2} \}$$

$$\xi = \tan^{-1} \{ (p - q) / (L/2 + d) \}$$

である。 p 、 q は各モードにおける加工力を最小にするパラメータであり、(15) 式では直接探索法、(16) 式では q で偏微分することにより求め、加工力を最小にした。

金型位置 d 、金型長 L およびスラブ幅 W_0 を系統的に変化させ、各変形モードにおける F/K の最小値を求め、その中で最も F/K の小さい変形モード (与えられた幾何学的条件で発生するモード) を選択した結果を Fig. 11 に示す。 $d < 0$ で L が小さい場合、モード

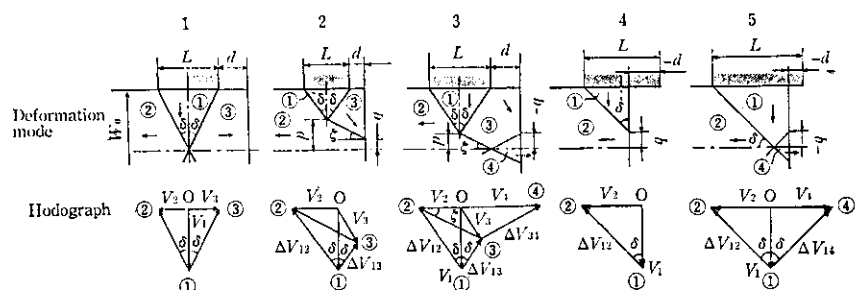


Fig. 10 Classification of slab deformation by upper bound technique

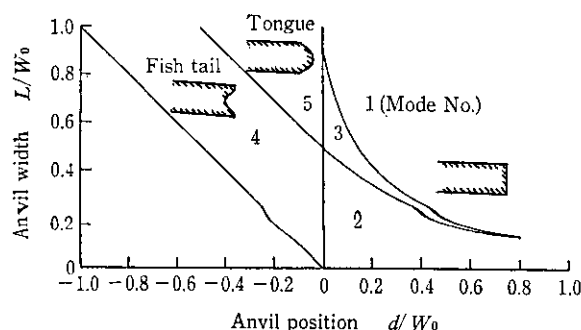


Fig. 11 Relationship between deformation modes and geometrical conditions

4 (フィッシュテール), L が大きいとモード5 (タング) が生じる。 $d > 0$ の場合, L の増加とともにモード2 (フィッシュテール), モード3 (タング), モード1 (端面の変形なし) に変形様式が移行していくことがわかる。

4.2 シートバークロップに及ぼす予成形条件の影響

前節においてプレス後のスラブ先端形状を予測することが可能になった。スラブは, その後, 粗圧延過程で複数回の平圧延とエッジャーによる幅圧下を受け, 仕上圧延機前で先端クロップが切断される。クロップ長は歩留まりに大きな影響を与え, いかにクロップロスを最小にするかがキーポイントである。

実機において粗圧延を終了したシートバーのクロップ形状と, その平均長さとの関係を Fig. 12 に示す。各プロット点は, 仕上圧延機前のクロップシャワーの前面に設置された CCD カメラで採取されたデータを画像処理して求めたものである。横軸は, Fig. 1 に示したように, 定常幅部とクロップとの境界 A, B を結んだ直線とクロップ部幅中央の先端との距離に符号 (正值: フィッシュテール, 負値: タング) を付けた値 δ_{CE} である。縦軸はクロップ面積を幅で除した平均クロップ長である。これらのデータには幅プレス以外の堅ロール (VSB) により幅圧下された条件も含まれているが, 各種条件にかかわらず $\delta_{CE} = 0$ でクロップ長が最小になる V 形状を示すことがわかる。すなわち, $\delta_{CE} = 0$ とすることでクロップロスの最小化を図ることになる。

次に 1/10 モデル実験について述べる。Table 1 の条件で予成形及

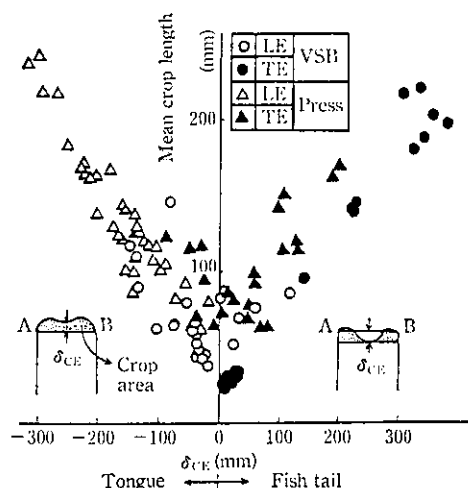


Fig. 12 Relationship between mean crop length of sheet bar and parameter δ_{CE} (Actual press)

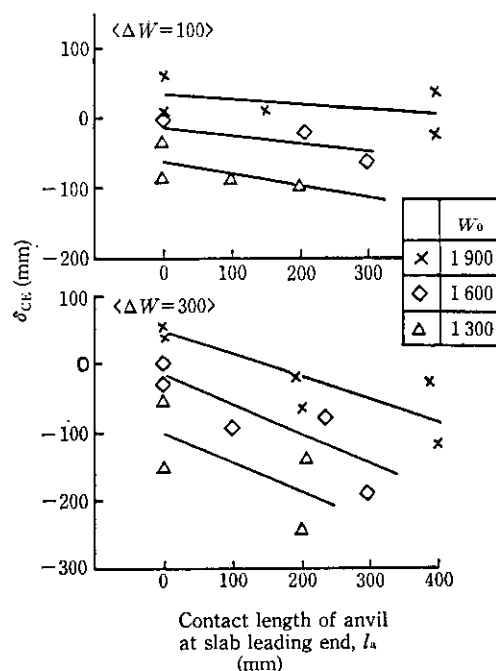


Fig. 13 Effect of pre-press condition at slab leading end on parameter δ_{CE} (1/10 model)

びプレスを行い, 続いて Table 2 の条件で粗圧延し, クロップ形状について調査した。粗圧延時の幅圧下には堅ロール (エッジャー) を用い, 平圧延で幅広がりした量だけを圧下した。つまりプレス後のスラブ幅 W_1 になるようにエッジャー開度を設定した。

粗圧延を 6 パス経たしたシートバーの先端形状を δ_{CE} で表し, これに及ぼす先端予成形長 l_a の影響について Fig. 13 に示す。予成形量は定常部と同じにした。 l_a が増加するとともに δ_{CE} は減少, すなわちタングに移行していく。この現象はスラブ幅 W_0 , 幅圧下量 ΔW に依存せず同一の傾向を示すが, W_0 が小さいほどタングになりやすく, また ΔW が大きいほど l_a に敏感になりタングへの移行を助長する。このことは Fig. 11 に示した金型長とスラブ幅の比 L/W_0 が増加すると, 変形モードがフィッシュテールからタングに移る解析結果と一致し, プレス後の平面形状が粗圧延後も残りやすいことを示唆している。

後端の場合, 予成形後に再度スラブ先端方向からプレスされてくるので, 接触長 l_a の他に, 定常部の幅圧下量 ΔW 以下の範囲では予成形量 ΔW_F を変化させることができる。

Fig. 14 にシートバー後端の δ_{CE} に及ぼす ΔW_F の影響を示す。スラブ幅 W_0 が小さく, 予成形長 l_a が大きいほど δ_{CE} が減少する傾向は先端の場合と同じである。ただし, $|\delta_{CE}|$ は先端に比べて大きく, クロップロスが大きいことを示している。

さて, クロップロスの最小化を図るには $|\delta_{CE}|$ を小さくすることであり, そのためには δ_{CE} を予成形条件とプレス条件で表現することが必要である。予成形時においては Fig. 10 に示すモード 4, 5 の変形が主体的であり, したがって Fig. 11 においてモード 5 から 4 に移行する方向が δ_{CE} を増加させることである。したがって L を一定とすると, d/W_0 を小さくすること, すなわち, l_a , l_e が小さく, W_0 が大きいほど δ_{CE} が増大することであり, これらは δ_{CE} を数式化するための主要なパラメータとなる。一方, Fig. 13, 14 の実験結果より, 先端の場合, ΔW によって l_a の δ_{CE} に及ぼす影響が変化し, 後端では ΔW_F によって δ_{CE} が変化する。これらを考慮して δ_{CE} を次のように表した。

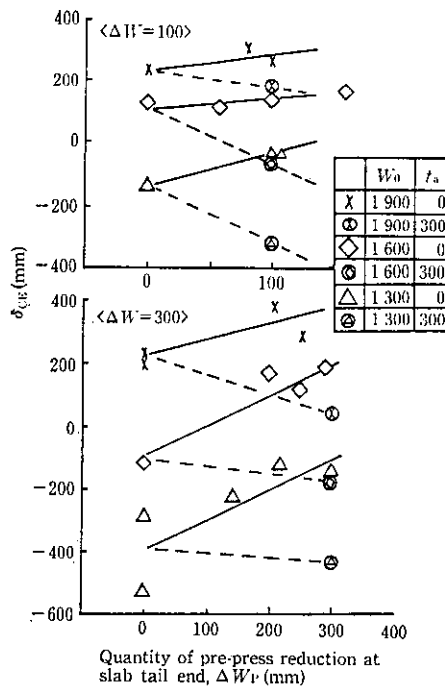


Fig. 14 Effect of pre-press condition at slab tailing end on parameter δ_{CE} (1/10 model)

$$\delta_{CE先} = \left(d_1 \cdot \frac{4W}{W_0} + d_2 \right) l_a + d_3 W_0 + d_4 \dots (17)$$

$$\delta_{CE後} = \left(d_5 \cdot \frac{t_a}{L} + d_6 \right) 4W_P + d_7 4W + d_8 W_0 + d_9 \dots (18)$$

ここで、 $d_1 \sim d_9$ は定数である。重回帰により $d_1 \sim d_9$ を決定した両式による δ_{CE} と実測値との関係を Fig. 15 に示す。先後端とも計算値と実測値は比較的強い相関を示し、クランプ長の予測が可能であることがわかる。(17), (18) 式において $|\delta_{CE}|$ の最小化を図ることで、プレス条件、スラブサイズにマッチした最適予成形条件が求まる。

Fig. 16 には実機におけるクランプロスの推移を示す。幅圧下量は従来の堅ロール方式に比べ、当然ながら増加しているにもかかわらず、上記のクランプ最小化の制御を行うことによりクランプロスの低減が認められる。

5 結 言

水島製鉄所の連鋳一熱延同期化システムの主要設備であるスラブ

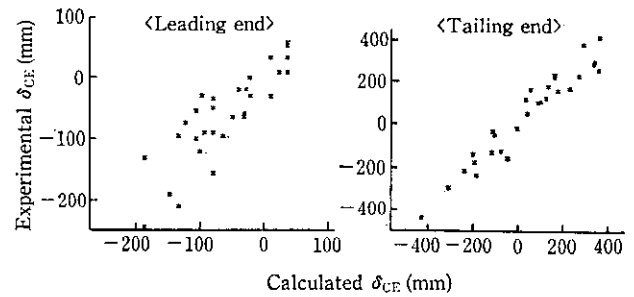


Fig. 15 Comparison of δ_{CE} between experimental and calculated results

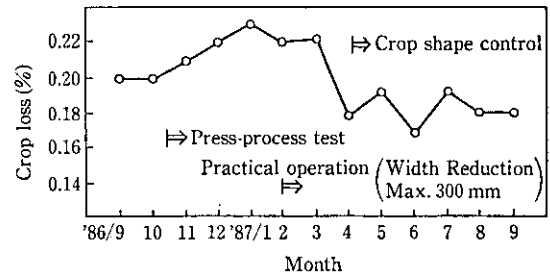


Fig. 16 Trend of crop loss

の幅サイジングプレスに関し、プレス特有のスラブの変形について実験的、理論的な検討を行い、以下の結論を得た。

- (1) プレス後のスラブのC断面は、定常部ではドッグボーン形状でそのピーク高さが高いのに対し、先端非定常部ではシングルバルジに近い形状を呈する。
- (2) プレス後の粗圧延における幅戻り量の予測をするモデルの考え方とモデル式を示し、実用化した。
- (3) スラブの先、後端部を多角形に分割、近似した上界法により、金型とスラブとの接触位置関係が、プレス後のスラブ平面形状に及ぼす影響を明らかにした。
- (4) クランプロスの最小化を目的に、シートバークロップの形状に及ぼすプレス予成形条件について明らかにするとともに、クランプロスを最小にする方法について述べた。

本研究により、ストリップ平均余幅の減少¹⁾およびクランプロスの低減が達成された。

最後にモデル実験を遂行するにあたり尽力をいただいた株式会社日立製作所の二瓶充雄氏に厚く感謝の意を表します。

参 考 文 献

- 1) 直井孝之, 近藤 徹, 阿部英夫, 藤原煌三, 木村智明, 二瓶充雄: 第38回塑性加工連合講演会論文集, (1987), 33
- 2) H. Nikaidō, K. Fujiwara, H. Abe, and M. Nihei: Proceeding of AISE Spring Conference, Cincinnati (USA), (1983)
- 3) 渡辺和雄: 塑性加工, 25 (1984) 277, 75
- 4) 二階堂英幸, 直井孝之, 植木 茂, 藤原煌三, 阿部英夫, 二瓶充雄: 第38回塑性加工連合講演会論文集, (1987), 37
- 5) 比良隆明, 磯辺邦夫, 阿部英夫, 内田秀史, 二瓶充雄: 昭和63年度塑

性加工春季講演会論文集, (1988), 305

- 6) 磯辺邦夫, 比良隆明, 阿部英夫, 二階堂英幸, 植木 茂, 石川好藏: 第39回塑性加工連合講演会論文集, (1988), 601
- 7) J. G. Beese: JISI, 210 (1972) 6, 433
- 8) Johnson & Mellor: Engineering Plasticity, (1973), 421, [Van Nostrand Reinhold Co., Ltd.]
- 9) 山田嘉昭: 塑性力学, (1965), 256, [日刊工業新聞]