

分塊圧延時のクロップロス予測モデルと その最小化問題への適用

津田 統*・水田篤男*・山口喜弘*²・大砂 寛*

朝永満男*³・斎藤俊二*³・土井健司*⁴

A Mathematical Model of Crop Loss and Its Applications to Minimizing Crop Loss in Slabbing and Blooming

Osamu TSUDA, Atsuo MIZUTA, Yoshihiro YAMAGUCHI, Hiroshi OSUNA,
Mitsuo TOMONAGA, Shunji SAITO, and Kenji DOI

Synopsis:

To formulate an optimum condition for minimizing crop loss in slabbing and blooming, the crop calculation program has been constructed on the basis of the model tests for plasticine and hot steel. In slabbing, it is shown that the influence of each factor of ingot size, ingot end profile, and rolling schedule upon crop loss formation changes in different ways according to the choice of their combination by use of the crop calculation program. The optimum rolling condition also depends upon the production mix of slabs.

The crop calculation program is applicable to minimize crop loss in blooming, as well. It is shown that most of crop loss is formed in the earlier stage of rolling schedule before the groove rolling pass, and that the influence of reduction at each pass on the change of crop loss decreases in proportion to the increase of pass number.

1. 緒 言

分塊圧延工程で発生するスラブまたはブルーム先後端の圧延クロップロスの削減は、分塊比率が低下する傾向にあるとはいえいまだ重要な課題である。クロップロスに関する技術的な問題として、クロップロスの形成過程とその制御技術の面で二つの問題が残されているように思われる。

第一の問題は分塊工程の各圧延パスでの鋼塊端部変形挙動を追跡調査することにより、圧延諸要因が最終的なクロップロスにどの程度の定量的な影響を及ぼすかを明らかにすることである。しかし鋼塊端部の変形様式がきわめて複雑であるために、これまでは主として実験的手段による解明がなされてきた。例えば馬場ら¹⁾、また生

嶋ら²⁾はクロップロスに及ぼす鋼塊寸法および鋼塊形状・パススケジュール・操業条件等の影響について報告しているが、クロップロスの総合的な定量化モデルの確立には到っていない。この定量化モデルとしては野木らが最初であり、これによつて第二の問題への端緒も開かれたように思われる。第二の問題は分塊圧延諸条件の可変因子を積極的に変えることにより総合的なクロップロスの最小化をはかつていくことである。ところで、総合的なクロップロス最小化問題を技術的な基盤の上で取り扱うためには、従来の実験的手法に変わるべきより有効な体系的な手法を確立する必要がある。

以上の問題に共通して必要とされていることは精度の高いクロップロス予測モデルを作成することである。このためには分塊圧延工程における多くの制御因子と制約

昭和 56 年 3 月 16 日受付 (Received Mar. 16, 1981)

* (株)神戸製鋼所中央研究所 (Central Research Laboratory, Kobe Steel, Ltd., 1-3-18 Wakino-hama-cho Chuo-ku Kobe 651)

*² (株)神戸製鋼所中央研究所 工博 (Central Research Laboratory, Kobe Steel, Ltd.)

*³ (株)神戸製鋼所加古川製鉄所 (Kakogawa Works, Kobe Steel, Ltd.)

*⁴ (株)神戸製鋼所神戸製鉄所 (Kobe Works, Kobe Steel, Ltd.)

条件をクロップロス予測モデルに組み入れなければならないが、このようなモデル化の試みは現在までのところ余りなされていない。

本論ではスラブ分塊圧延時の鋼塊端部形状の変形問題に関する実験的検討に基づいて独自のクロップロス予測モデルを作成し、上述の総合的なクロップロス最小化問題への適用を行った。さらに、このようなクロップロス最小化手法の応用としてブルーム分塊圧延でのクロップロス低減方法についても検討した。

2. クロップロス予測モデル†

2.1 実験方法

鋼塊端部形状の圧延による変形状態を調べるために、Table 1 に示されるモデル圧延機および小型圧延機を用いてプラスチックおよび加熱された鋼片試料を圧延した。圧延試料は平坦な端面を有するブロックを用いた。

また、クロップロス予測モデルの検証を行うために、プラスチック試料とモデル圧延機を用いて実圧延のシミュレーション実験を行った。さらに鋼塊底部のウェル形状の影響を調査するために、Fig. 1 に示される台形形状ウェルを有するプラスチック試料を圧延しクロップロス予測モデルによる推定値と比較した。

Table 1. Conditions for model tests.

Rolling mill	Universal type mill	Hot rolling mill
Material	Plasticine	Plain carbon steel
Roll dimension	132 ϕ (H-mill) 104 ϕ (V-mill)	60 ϕ , 90 ϕ , 120 ϕ , 150 ϕ
Roll material	Plaster	S40C, SCM2
Rolling speed	120 mm/sec	120 to 300 mm/sec
Size ratio	1 : 10	1 : 8.8 to 22
Lubricant	CaCO ₃ powder	No lubricant
Temperature	Room temperature	1000 to 1200 °C A _r atmosphere

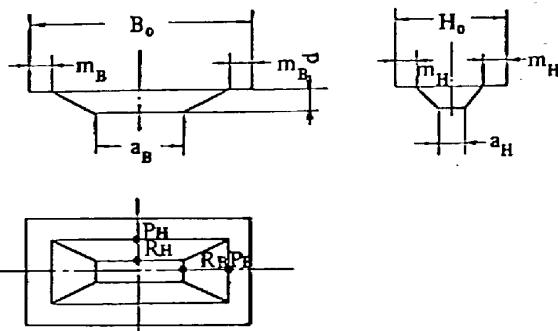


Fig. 1. Bump shape at the bottom of an ingot.

† 第2章で用いられる変数記号は、本文末尾にまとめられている。

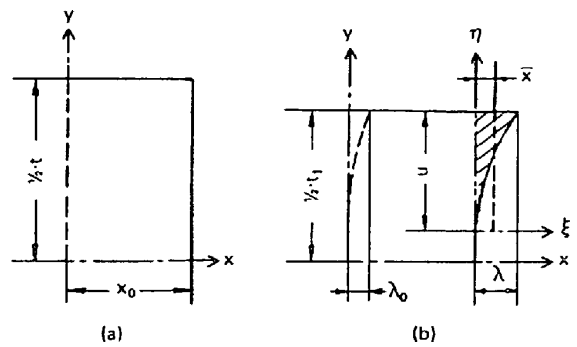


Fig. 2 Schematic diagram of deflection of a rolled slab end : (a) before rolling and (b) after rolling

2.2 クロップロス予測モデルの作成

(a) 平坦な端面を有する試料端部の1パス圧延時の変形

Fig. 2 に示される平坦な端面の変形状態は次式で近似できる。

$$\left. \begin{aligned} 0 \leq y < t_1/2 - u, \quad \xi = 0 \\ t_1/2 - u \leq y \leq t_1/2, \quad \xi = \lambda \cdot (\eta/u)^\nu \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (1)$$

ここで、 λ, u, ν は熱間鋼の実験式(2)~(4)で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} t/R = t_0/R, \quad \lambda/l_d = 0.27 \cdot (t/t_0 - 0.5) \\ t_0/R < t/R \leq 3, \quad \lambda/l_d = 0.24 \cdot (t/R - t_0/R) / (3 - t_0/R) + 0.135 \\ t/R > 3, \quad \lambda/l_d = 0.375 \text{ (以上しりぬけ端)} \\ t/R \leq 3, \quad \lambda/l_d = 0.24 \cdot (t/R - t_0/R) / (3 - t_0/R) \\ t/R < 3, \quad \lambda/l_d = 0.24 \text{ (以上かみこみ端)} \\ t_1/t_0 \leq 2.5, \quad u = 0.5 \cdot t_1; \quad t_1/t_0 > 2.5, \quad u = 1.25 \cdot t_0 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (2)$$

$$\left. \begin{aligned} t/R \leq 2, \quad \nu = 0.575 \cdot t/R + 0.85; \\ t/R > 2, \quad \nu = 2 \text{ (しりぬけ端)} \\ t/R \leq 2, \quad \nu = 0.325 \cdot t/R + 0.85; \\ t/R > 2, \quad \nu = 1.5 \text{ (かみこみ端)} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (3)$$

ただし、

$$t_0/R = 1.39 \cdot l_d/R + 0.186 \dots\dots\dots (4)$$

また、予測モデルの検証に用いるプラスチックについても同様の実験式を導いた⁴⁾が、ここでは省略する。

(1)式より1パス圧延後に形成される単位幅当たりのクロップロス (Fig. 2 (b) の斜線部) は次式より求まる。

$$W_c = 2 \cdot \rho \cdot \lambda \cdot u / (1 + \nu) \dots\dots\dots (5)$$

(b) スラブ端部におけるメタルフロー式

プラスチック試料のメタルフロー観察結果では、端面から距離 x_0 の内部における垂直断面の圧延後の変形

形状は、(1)式においてλの代わりに

$$\lambda_0 = \lambda \cdot \exp(-k \cdot x_0) \dots\dots\dots (7)$$

とすることにより得られる。(Fig. 2 参照) ここで、k はメタルフローに関する係数パラメータであり入側厚および圧下量などに依存する⁴⁾が、本モデルではクロップロス、クロップ長さおよびメカニカルパイプ長さの予測精度を維持するために修正係数として用いられる。

端部形状が平坦な端面でない場合にも(7)式の関係を用いるために、等価長さ \bar{x} を次式で導いた。

$$\bar{x} = \frac{2}{U'^2} \cdot \int_0^{U'} \xi(\eta) \cdot \eta \cdot d\eta \dots\dots\dots (8)$$

ここで U' は前パス圧延後の圧下浸透位置であるが、Fig. 2(b)の例では U' = u である。なお、ウェル付端部におけるウェル部の等価長さ \bar{x}_w も(8)式で算出する。等価長さ \bar{x} を用いることにより(7)式は次式に改められる。

$$\lambda_0 = \lambda \cdot \exp\{-k \cdot (x_0 + \bar{x})\} \dots\dots\dots (9)$$

(c) スラブ端部形状の数式モデル

Fig. 3 に示されたスラブ端部形状の近似式として以下の関係式を用いる。

$$\left. \begin{aligned} 0 \leq y < t_1/2 - U, & \quad x = x_0 \\ t_1/2 - U \leq y \leq t_1/2 - U + C, & \\ x = x_0 + a \cdot \{(y - t_1/2 + U + C_p - C)^n & \\ - (C_p - C)^n\} & \dots\dots\dots (10) \\ t_1/2 - U + C \leq y \leq t_1/2, & \\ x = x_0 + l_e + \beta \cdot (t_1/2 - y)^m & \end{aligned} \right\}$$

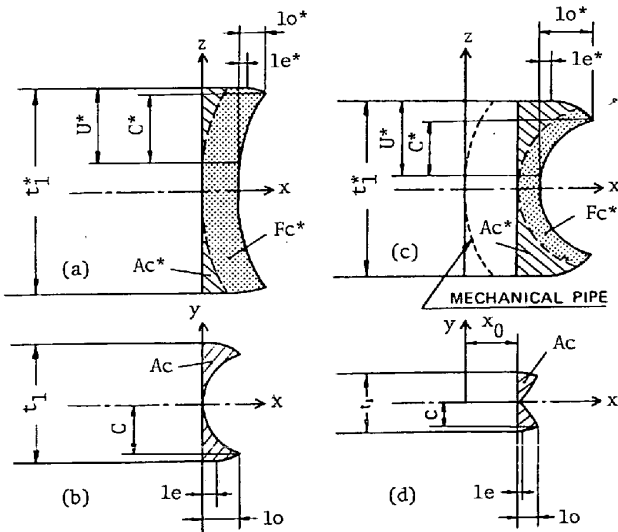


Fig. 3. Configurations of the slab ends without bump : (a) plane view and (b) longitudinal cross section view before the appearance of a mechanical pipe, and (c) plane view and (d) longitudinal cross section view after the appearance of a mechanical pipe.

$$l_0 = a \cdot \{C_p^n - (C_p - C)^n\} = l_e + \beta \cdot (U - C)^m \dots (11)$$

$$U = \min\{\max(u, U'), t_1/2\} \dots\dots\dots (12)$$

$$l_e = \min(l_0, \alpha \cdot U) \dots\dots\dots (13)$$

ここでプラスチックによるモデル実験に基づき以下の仮定を行つた。

$$m = 0.5 ; \alpha = 0.15 \dots\dots\dots (14)$$

$$x_0 = 0 ; C_p = C ; A_c / (l_0 \cdot t_0) = \text{Const.}$$

$$\text{(メカニカルパイプ発生前)} \dots\dots\dots (15 a)$$

$$n = 0.5 ; C_p = \text{Const.} ; a = \text{Const.}$$

$$\text{(メカニカルパイプ発生後)} \dots\dots\dots (15 b)$$

また、Cの変化に関して

$$l_0 \leq \alpha \cdot U, C = U ; l_0 > \alpha \cdot U,$$

$$C = U - \{\min(U, U') - \min(U, C')\} - y_f \dots (16)$$

$$\left. \begin{aligned} \beta' \neq 0, & \quad y_f = \max[(l_f / \beta')^{1/m}, \\ l_f \cdot \{1 + (m \cdot \beta')^2 \cdot (U' - C')^{2 \cdot (m-1)} - 1/2\}] & \dots (17) \\ \beta' = 0, & \quad y_f = (l_f / U)^{1/m} \cdot U \end{aligned} \right\}$$

ただし、しりぬけ端では $y_f = 0$ である。上式において、 l_f はスラブ端部の開口部外面長さの増加量であるが、投影接触弧長の半分に先進率を乗じた長さに等しいと仮定する。すなわち、

$$l_f = 1/8 \cdot (3 + t/t_1) \cdot l_d \dots\dots\dots (18)$$

以上の(10)~(18)式により、スラブ端部形状を記述する場合の独立変数は1個だけとなる。この独立変数としてメカニカルパイプ発生の前後で l_0 および x_0 を選ぶものとする。

(d) ウェル付端部の変形モデル

ウェル付端部においては、ウェル部を(8)式より求められる等価長さ \bar{x}_w で代表させ、ウェル・本体間のメタル移動量によりクロップロスの補正を行うことがウェルなしの場合と異なる点である。Fig. 4(b) に示すPおよびR点の変位が次式で表されるものとする。

$$\delta_P = \delta_c \cdot \{(y_P - t_1/2 + U) / C\}^2 \dots\dots\dots (19)$$

$$\delta_R = \delta_c \cdot \{(y_R - t_1/2 + U) / C\}^2 \cdot \exp(-k_w \cdot \bar{x}_w) \dots\dots\dots (20)$$

ここで、 δ_c は(16)式より求められる。また、 \bar{x}_w に対する係数 k_w は(7)式のkに等しい。上式によりP、R点の位置が定まるのでFig. 4(c)、(d)の操作によりウェルから本体へのメタルの移動量 l_w が次式で計算できる。

$$l_w = (l_0 - t_1/t \cdot l'_0 - l_{sft}) \cdot \{1 - \exp(-k_w \cdot \bar{x}_w)\} \dots\dots\dots (21)$$

(e) クロップロス体積計算

クロップロスの体積計算は次の関係式を用いる。

$$\frac{V_c - F_s \cdot x_0 - A_c^* \cdot t_1}{F_c^* \cdot t_1} = k_\phi \cdot \frac{A_c}{l_0 \cdot t_1} \dots\dots\dots (22)$$

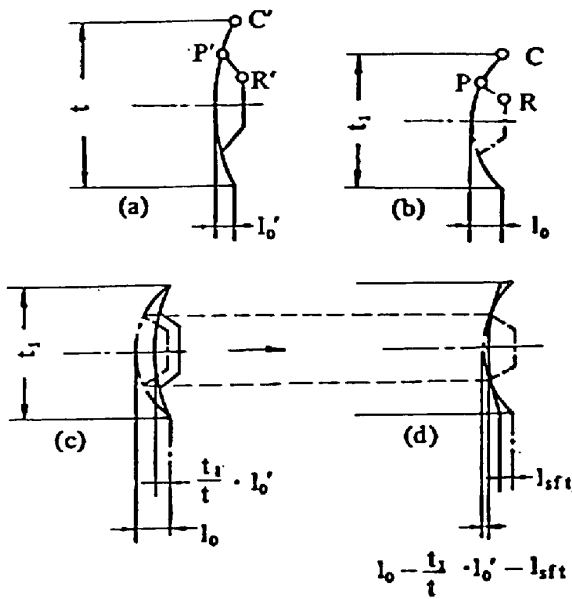


Fig. 4. Deflection of the slab end with the bump : (a) before rolling, (b) after rolling, (c) superposed configuration of (a) with reduction of t_1/t upon (b), and (d) the superposed (a) shifted by l_{sft} until it meets across the curve of (b) at the point P.

ここで、 A_c^* 、 F_s^* は Fig. 3 (a) または (c) に示された面積で、Z方向の開口部断面形状 x^* が、後に述べる体積バランスの関係から決定されれば容易に算出できる。また開口部の充満度に関する係数 k_ϕ は近似的に1と考えられる。

(f) クロップロス重量計算

(9)式のメタルフロー関係を用いて各圧延パスでのクロップロスを計算することができる。すなわち、

$$W_c = W_c^* + 2 \cdot \int_0^{t^*/2} w_c \cdot \exp\{-k \cdot (x^{*'} + \bar{x})\} \cdot dz - \rho \cdot F_s \cdot l_w \dots (23)$$

ここで、 $x^{*'}$ は圧延前のZ方向開口部断面形状であり、また l_w はウェルなしの時、 $l_w = 0$ である。

(g) 体積バランスの条件

(23)式の W_c と(22)式の V_c の間には

$$W_c = \rho \cdot V_c \dots (24)$$

の関係がなければならないので、これよりZ方向の開口部断面形状 x^* が定められる。同様に、Fig. 3(b)または(d)における面内での体積バランス条件より前述した独立変数 l_0 または、 x_0 が求められる。

2.3 クロップロス予測モデルの計算フローチャート

Fig. 5 にフローチャートを示す。クロップロスの計算は図中の点線に囲まれた部分で、各パスごとに W_c 、 V_c を計算し(24)式の判定により体積一定の条件を満すラブ端部形状を定める。この時クロップ長さ L_c およびメ

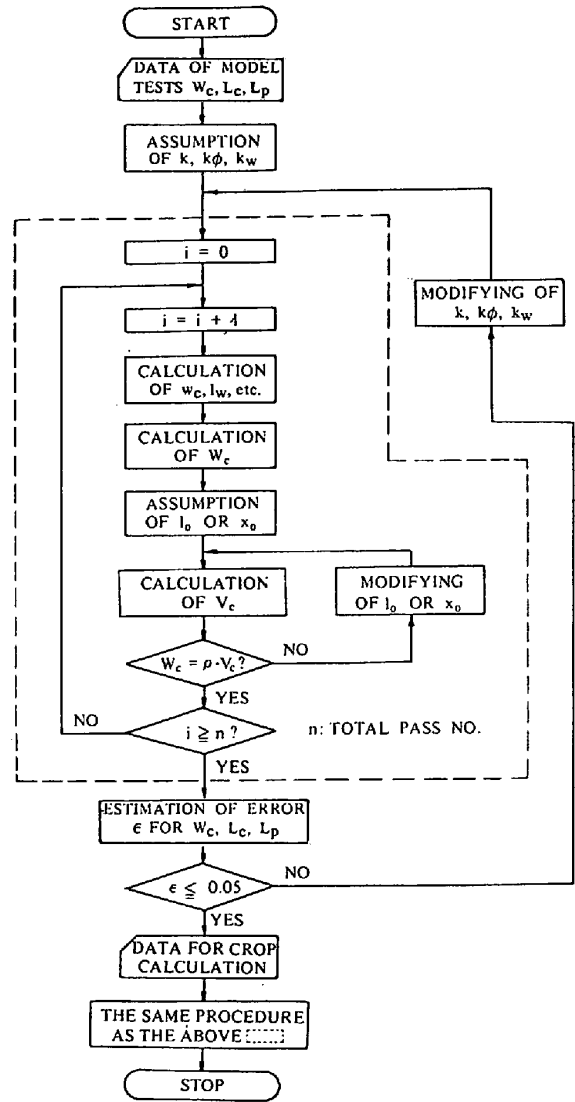


Fig. 5. Flow chart of the crop calculation program.

カニカルパイプ長さ L_p は次式で与えられる。

$$L_c = x_0 + l_0 + x^* + l_w^* \dots (25)$$

$$L_p = x_0 + l_0 + x^* \quad \text{または} \quad L_p = x_0 + x^* + l_w^* \dots (26)$$

なお、鋼塊断面寸法が著しく異なる場合、 W_c 、 L_c および L_p の予測値のモデル実験における実測値に対する対誤差が5%以内になるように、係数 k を修正し、以後の計算を行った。

2.4 クロップロス予測モデルの検証

予測モデルの精度を検証するために、Table 2 に示される鋼塊を用いてクロップロスの実測を行った。Fig. 6~8 にメカニカルパイプ長さ、クロップ長さおよびクロップロスの実測値と予測値の比較を行った。クロップ長さについては予測値が実測値を上まわっているが、メカニカルパイプ長さはかなりよい一致がみられる。またクロップロスの予測値は実測値の平均に近い値を示している。Fig. 9 に4種類の条件におけるクロップロスの実測

Table 2. Dimensions of ingots.

Ingot	Thickness	Width	Height
30ton	759/867	2192/2264	2700
31ton	860/910	2208/2232	2500

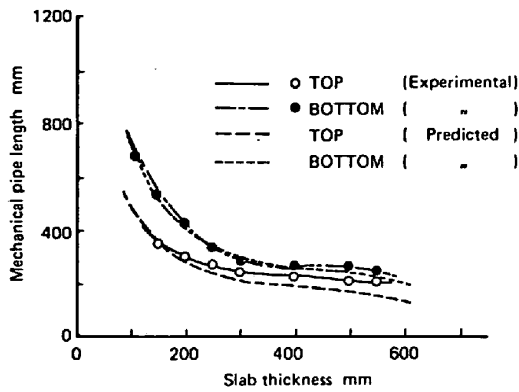


Fig. 6. Comparison between predicted mechanical pipe lengths and experimental ones for 30 t ingots. (2 100^W slab)

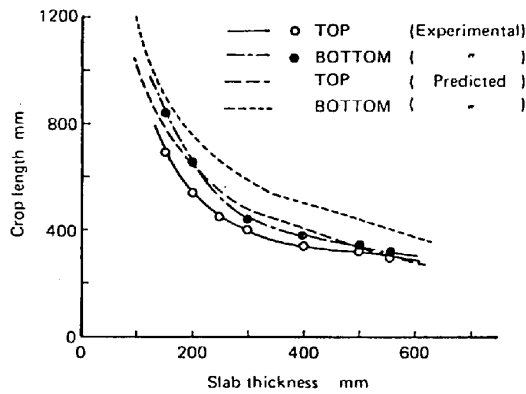


Fig. 7. Comparison between predicted crop lengths and experimental ones for 30 t ingots. (2 100^W slab)

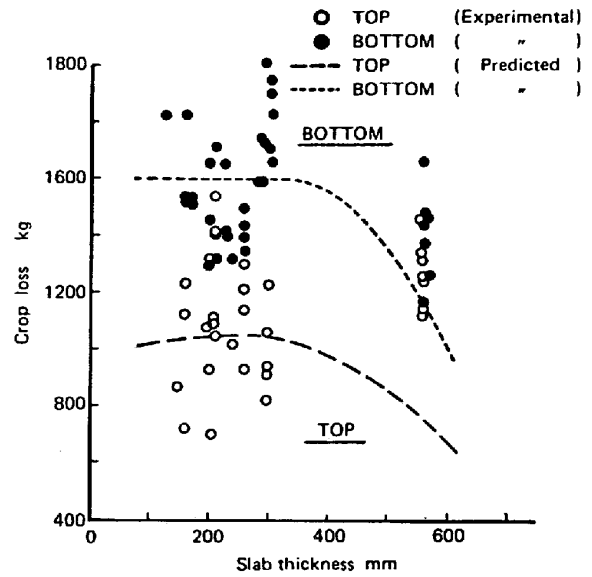


Fig. 8. Comparison between predicted crop losses and experimental ones for 30 t ingots. (2 100^W slab)

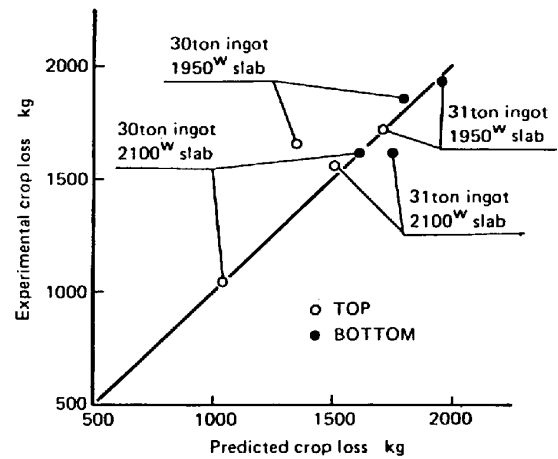


Fig. 9. Correlation of a predicted crop loss to an experimental crop loss.

Table 3. Variation of crop loss of 22 t ingots for the increment of each factor by 100 mm.

Factor	Results of the simulation tests	Actual data in the slabbing mill	Predicted values
Initial thickness H_0	2.0%		0.99%
Initial width B_0	2.0		1.43
Reduction in thickness per pass Δh		-0.5%	-0.45
Reduction in width at the earlier stage of rolling ΔB_1		0.67	0.62
Reduction in width at the latter stage of rolling ΔB_2		0.17	0.11
Gap size in the thickness direction m_H when $2 \cdot m_H + a_H = \text{const.}$	1.2		1.12
Gap size in the width direction m_B when $2 \cdot m_B + a_B = \text{const.}$	0.80		1.39
Convexity of the bump d	-0.14		-0.39

The five articles from the top show the values for flat ended specimens.

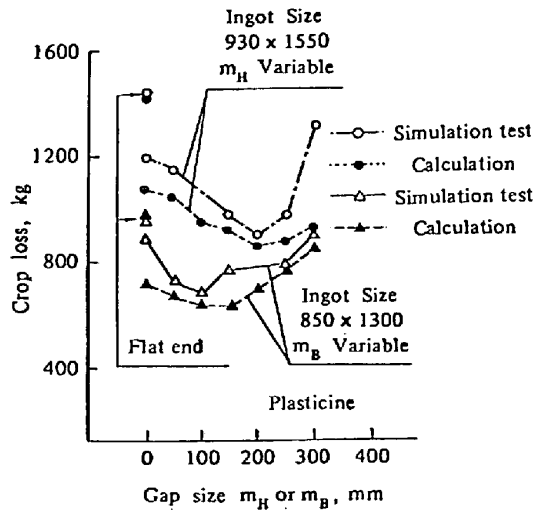


Fig. 10. Comparison between predicted and experimental crop loss for specimens with bump. (The values here have been translated to the actual ingot size.)

値と予測値の対応を調べたが結果はかなり良好であると言える。

次にウェル付端部のクロップロス予測精度を検証するために Fig. 10 にプラスチックによる実験結果との対応を調べた。予測値は実験値より低目になっているが傾向的にはほぼ対応していることがわかる。また Table 3 に各圧延因子のクロップロスに及ぼす影響係数を比較したが、圧下量の影響に関しては、実鋼塊の圧延データと同程度の数値が得られた。

3. クロップロスの総合的な最小化手法

次にクロップロス予測モデルを用いて総合的な最小化問題の一般的な手法を考える。全鋼塊についてのクロップロスの総和 W_T を最小化する問題は次式で表される。

$$W_T = \sum_i \sum_j f_{ij} \cdot \min\{W_{ij}(P)\} \longrightarrow \text{minimum} \quad \dots\dots\dots (27)$$

ここで、 f_{ij} : 鋼塊 i からスラブ j を生産する比率、
 P : パススケジュールを表す記号、 $W_{ij}(P)$: 鋼塊 i からスラブ j をパススケジュール P を用いて圧延する場合のクロップロス、 i : 鋼塊の種類を表す添字、 j : スラブの種類を表す添字

上式は二重の最小化問題を含んでおり、一般には数多くの制約条件の下で最小化をはかる必要がある。しかし、圧延条件因子の変化が比較的小さい場合、(27)式は

$$W_T = \sum_i \sum_j f_{ij} \cdot \Delta W_{ij}(P) \\ = \sum_i \sum_j f_{ij} \cdot \left\{ \sum_k \frac{\partial W_{ij}(P)}{\partial x_k} \cdot \Delta x_k \right\}$$

$$+ \sum_k \sum_l \frac{\partial^2 W_{ij}(P)}{\partial x_k \cdot \partial x_l} \cdot \Delta x_k \cdot \Delta x_l \longrightarrow \text{minimum} \quad \dots\dots\dots (28)$$

と変形できる。ただし

x_k : k 番目の圧延条件因子、 Δ 記号 : 基準状態からの偏差量を表す、 k, l : 圧延条件因子を表わす添字、

圧延条件因子としては、鋼塊諸元・スラブ寸法・圧下量配分・幅圧下時期・パス回数などクロップロスに影響を及ぼすすべての因子が含まれる。

(28)式を二次形式で表したのは2つの因子の間の相互作用を考慮したものである。同式の各項の微係数はクロップロス予測モデルにより導くことができるので、クロップロスの総合的な最小化手法として次のように一般化することができる。

(手順1) W_T を最小化する問題において一つの基準状態を定め、その周りで互いに独立な圧延条件因子 x_k を単独または2つの組み合わせで少しずつ変化させ、クロップロス予測モデルにより W_T を計算し、その変化率から各 x_k の一次および二次の影響係数および2つの因子の相互影響係数を求める。

(手順2) W_T を最小化する際の制約条件を整理し、上で求めた影響係数を各項の微係数とする偏差量 ΔW_T を表す(28)式を導く。

(手順3) 上式は2次形式であり、制約条件が線形であれば最終的に線形方程式を解くことにより最小化条件を求めることが可能である。制約条件に非線形が含まれていれば非線形問題となる⁹⁾が、多くの場合制約条件は線形として与えることができる。

上述のように一般的な手法として手順1を含んでいるために、生産比率の変動や最適化条件の変更に対して総合的な結論を得やすいところがこの方法の特徴である。この点を次の最小化問題について見てみよう。すなわち Table 4 の基準状態において Table 5 に示すいずれか

Table 4. Original condition of a basic study on minimizing crop loss.

		(mm)	
Ingot size	773/855 x 1450/1510		
Bump shape	d = 120, $m_H = 10$, $m_B = 10$, $a_H = 419.3$, $a_B = 1047.3$		
Slab size	Small slab 190 x 1380	Large slab 210 x 1300	
Rolling schedule	$\Delta B_1 = 0$ $\Delta h = 65$	$\Delta B_1 = 200$ $\Delta h = 70$	

Table 5. Three typical cases to minimize crop loss in a basic study.

Case	Variables	Constraints
I	H_0, B_0	$H_0 \cdot B_0 = \text{Const.}$ and the difference of $H_0 \geq -30\text{mm.}$
II	m_H, d	$2m_H + a_H = \text{Const.}$
III	$m_B, \Delta B_1$	$2m_B + a_B = \text{Const.}$

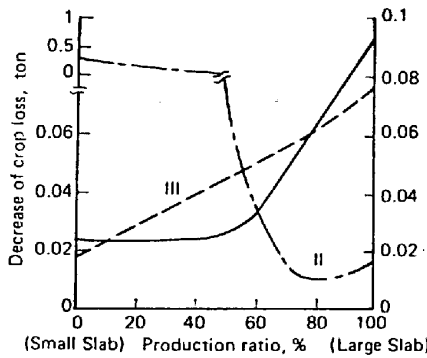


Fig. 11. Decrease of crop loss for the optimum conditions of Case I, II and III.

の最適化条件を選び総合的なクロップロスの最小化をはかる問題に対して、上述の手法を適用すると Fig. 11 に示される結果が得られる。これにより明らかなことは最適化条件の選択がスラブの生産比率に大きく依存するという点である。このようにクロップロス予測モデルを基にした上述の一般的手法によつてきわめて明確な形で最小化問題が解かれる。

4. ブルーム分塊圧延におけるクロップロス予測モデルの適用

4.1 クロップロス予測モデルの活用

クロップロス予測モデルの活用としてブルーム分塊におけるクロップロスの低減問題を検討する。Table 6 に対象鋼塊を、Fig. 12 にパススケジュールを示す。Fig. 13 に Rolling Schedule A におけるクロップロスの変

Table 6. Comparison of sizes of an actual ingot and a model test specimen for plasticine.

Ingot size	Practical rolling		Model test	
	Thickness	Width	Thickness	Width
Top end of 6ton ingot	747mm	747mm	67mm	67mm
Bottom end of 11ton ingot	830mm	1050mm	71mm	90mm

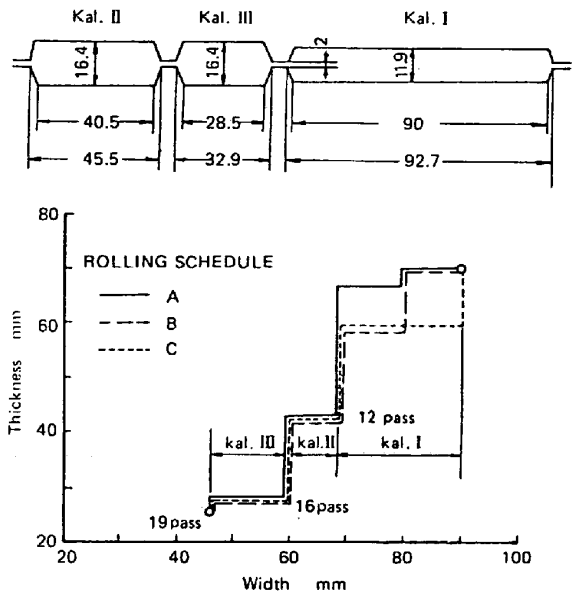


Fig. 12. Rolling schedule in model test for 11 t ingot.

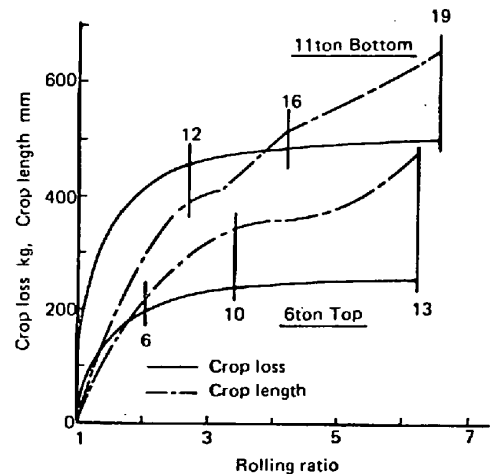


Fig. 13. Changes of crop losses and crop lengths in bloom rolling for 11 t ingot. (Numbers mean pass times).

化を示すが、ボックス・カリバーへの充満の影響を考慮しなければならない6パス目(6 t 鋼塊)および12パス目(11 t 鋼塊)までに、クロップロス重量としてはそれぞれ78%および91%が発生しており、このようなパス・スケジュールの大部分が平圧延とみなされる圧延条件では、本予測モデルをブルーム分塊圧延に適用することが可能である。

4.2 プラスティシンによる実験条件

一方プラスティシンによるブルーム分塊圧延のシミュレーション実験を行い、予測モデルによる検討結果と比較した。Table 6 にモデル実験における試料寸法を示しておいた。プラスティシンでは幅拡がり特性が実鋼塊と

異なるためにホックスカリバーで過充填が生じ完全なシミュレーション実験を行うことが難しい。そこでカリバーパスの過充填を避けるために、プラスチック試料のコーナー部を5mmずつ切り取る方法を用いた。この方法のクロップロスへの影響は予備的な検討により約11%の減少効果が見られた。

4.3 ブルーム分塊圧延におけるクロップロスに及ぼす圧延条件の影響

Fig. 14 にパススケジュールの違いによるクロップロスの相違についてモデル実験による結果を示した。Fig. 12 における三つのパススケジュールの中で第1パスで広面側を圧延するパスCが最もよい結果になっていることがわかる。これはスラブ分塊圧延においても見られることである。この結果は、クロップロス予測モデルの結果とも一致した。

次に6tおよび11t鋼塊に対してクロップロス予測モデルを適用し、Table 7 に示される影響係数を得た。この中鋼塊寸法の影響について Fig. 15 に示す。定性的に予測モデルとモデル実験の結果が対応していることがわかる。

また6t鋼塊について各パスの圧下量に対するクロッ

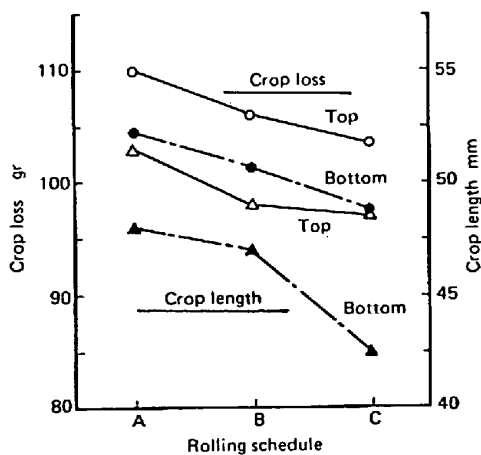


Fig. 14. Comparison of crop loss and crop length in respect of rolling schedules for 11 t ingot.

Table 7. Influence of rolling factors on crop loss in blooming by calculation.

Condition	Top of 6ton ingot	Bottom of 11ton ingot
for the increase of reduction per pass by 10mm	-0.18%	-0.080%
for the decrease of ingot cross-section area by 10 ⁴ mm	-0.11%	-0.078%
for the increase of roll diameter by 100mm	-0.13%	-0.068%

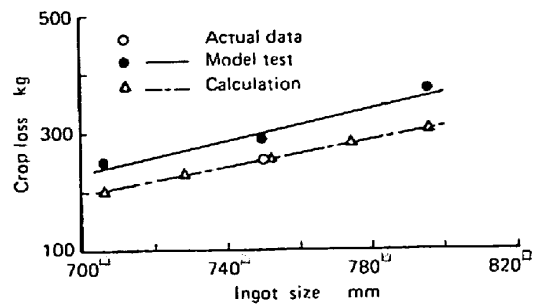


Fig. 15. Relationship between ingot size and crop loss for the top end of 6 t ingot.

プロス減少率を予測モデルから求めると、

$$y_n = 2.66 \times 10^{-3} - 1.52 \times 10^{-4} \cdot n \text{ \% / mm} \dots\dots\dots (29)$$

ここで、 y_n は n パス目における圧下量の増加に伴うクロップロスの減少量であるが、初期パスに近づくほど改善効果が大きくなることを表している。

同様に 11 t 鋼塊において各圧延パスの圧下量のクロップロス重量に及ぼす影響を Fig. 16 に示す。これより以下のことが明らかになった。

- (1) 圧下量を増大させることによる歩留り改善効果は、断面積の大きい鋼塊ボトム側で著しい。
- (2) 奇数パスでほとんど圧下を行っていないパスでは、圧下量の増大はかえってクロップロスを助長する。
- (3) 同一圧下量であれば前段パス程圧下量の増減に対する影響が大きい。

これらの調査結果は、パススケジュールの適正化、鋼塊断面寸法の変更、ミル・パワー増強に対する検討などに用いられた。

5. 考察および結論

5.1 クロップロス予測モデルの一般的精度

本論で述べたクロップロス予測モデルの特徴は

- (a) スラブ端部形状の数式モデル
- (b) クロップロス計算におけるメタルフロー式の利用
- (c) 各パスでの体積バランス条件の考慮
- (d) 実測値との対応をとるための修正係数

である。この中(b)項のメタルフロー式は(d)項の修正係数の適正化によつて精度を維持することができ、したがつてクロップロスはモデル実験などとの併用によつて一般的に精度が確保できる。また変形における体積一定の条件を満足させるために(c)項が考慮されており、これは(a)項の数式モデルに外形的な妥当性を与えるものである。したがつて予測モデルの一般的精度はスラブ端部形状の数式モデルの中で(17)式などの変形特性式の精

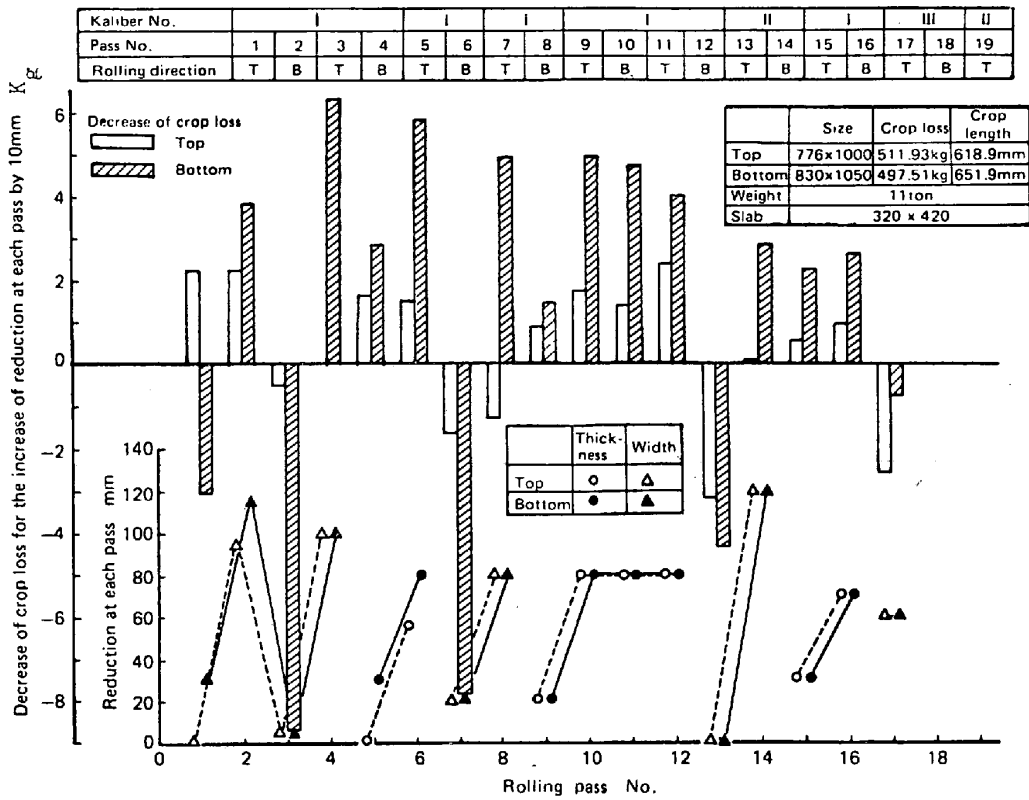


Fig. 16. Influence of reduction at each pass on crop loss for 11 t ingot.

度に依存していることがわかる。特に2・4における問題としてメカニカルパイプ長さと比較しクロップ長さの精度がよくなかった理由として、平パスによるフィッシュテール部の延伸に対する変形モデル式が不十分であったためと思われる。この面でのモデル式の改善と共に、ウェル付端部のクロップロスの予測精度を高めることが今後の課題である。

なお、実鋼塊における温度分布の影響についてもモデル的な検討を行ったが、通常の圧延条件での温度分布の影響を無視したことによるクロップロスの予測誤差は数%以内と推定される。

5.2 クロップロス予測モデルの利点と活用

クロップロス予測モデル活用の利点は言うまでもなく従来の実験的手法にはない決定論的なクロップロス最小化手法を取り得ることである。この要点はクロップロス予測モデルによる影響係数の算出であるが、本論で述べた影響係数による解析手法は、個々の圧延条件因子の影響を互いに分離し単独の効果として観察できるだけでなく、それらを組み合わせてクロップロスを適正に制御する上できわめて有用である。しかし後者の点に関しては従来の実験的手法ではしばしば見落されがちであった。今後、予測モデルの精度向上と共に活用範囲の拡大が望まれる。

6. 結 言

プラスチックおよび熱間鋼によるモデル実験に基づいてクロップロス予測モデルを確立し、これをスラブ及びブルーム材に適用して以下の結論を得た。

(1) 本予測モデルを用いて総合的なクロップロス最小化問題に対する一般的手法を明らかにした。これを適用することによつて、クロップロス最小化条件がスラブ生産比率に大きく影響されることが明らかになった。

(2) 本予測モデルをパススケジュールの大部分が平圧延とみなされるブルーム分塊圧延に応用し、クロップロスに及ぼす圧延諸因子の影響を明らかにした。特に圧下量の変化に対するクロップロスの増減傾向が各パスの圧下量の大きさにも依存することが分かった。

終わりに本研究を遂行するにあたり、実験の大部分を担当していただいた中央研究所、柚垣英則氏に厚く感謝いたします。

記 号

- A_c : スラブ端部における開口部の断面積
- a : スラブ端部の内表面形状を表す係数
- a_B, a_H : 台形状ウェル頂部の幅および厚み方向寸法
- B_0 : 鋼塊幅寸法
- C : 鋼塊端部の角点から圧下浸透位置までの深さ
- C_p : メカニカルパイプ発生時における C の値

- d : 台形状ウエルの高さ
 F_c : スラブ端部における開口部の射影面積
 F_s : 圧延後のスラブ断面積
 H_0 : 鋼塊厚み寸法
 k : メタルフローに関する係数パラメータ. W_c , L_c および L_p の予測精度を高めるために修正係数として用いられる.
 k_w : 鋼塊本体とウエル部の間のメタルフローに関する係数パラメータ. $k_w = k$ とする.
 k_ϕ : スラブ端部の開口部の材料充満率を規定する係数パラメータ. $k_\phi = 1$ とする.
 L_c : クロップ長さ
 L_p : メカニカルパイプ長さ
 l_d : 投影接触弧長
 l_e : スラブ端部の外表面形状における直線部の長さ
 l_f : かみこみ端における開口部の外表面長さの増加量
 l_o : スラブ端部の開口部長さ
 l_{sft} : ウエル付端部における鋼塊角点とウエル根元点との相対変位量
 l_w : ウエル部から鋼塊本体へのメタルの移動量
 m : スラブ端部の外表面形状を表すべき指数
 m_B , m_H : 幅および厚さ方向ウエルギャップ量
 n : スラブ端部の内表面形状を表すべき指数
 P_B , P_H : 幅および厚さ方向ウエル根元点 (P点)
 R : ロール半径
 R_B , R_H : 幅および厚さ方向ウエル頂部角点 (R点)
 t , t_1 : 入側および出側スラブ寸法 (y方向)
 t_0 : 平坦な端面を有するスラブが圧延後も平坦な端面形状を保つ場合の入側スラブ寸法 (y方向)
 U : 多パス圧延後の圧下浸透位置
 u : 1パス圧延時の圧下浸透深さ
 V_c : クロップロス
 W_c : クロップロス
 w_c : 1パス圧延時の単位幅当たりのクロップロス
 x, y, z : 圧延方向, 圧下方向およびそれらに垂直な方向の座標
 x_0 : スラブ端部の中心部断面における折れ込み長さ
 \bar{x} : スラブ端部の開口部断面積を本体部に等価換算した時の長さ
 \bar{x}_w : ウエル部体積を本体部に等価換算した時の長さ
 y_f : 外表面長さの増加量 l_f に対する垂直変位量
 y_P, y_R : P点およびR点のy座標
 α : l_e と U を関係づける係数
 β : スラブ端部の外表面形状を表す係数
 $\delta_C, \delta_P, \delta_R$: 鋼塊角点, P点およびR点のy方向変位
 ε : W_c, L_c および L_p の予測精度 (相対誤差)
 λ : 平坦な端面の1パス圧延時の変形量
 λ_0 : スラブ端面より x_0 の位置における断面の変形量
 ν : 平坦な端面の1パス圧延時の変形形状を表すべき指数
 ρ : 密度
 ξ, η : 等価長さを求める場合の局所座標系
 $\Delta B_1, \Delta B_2$: スラブ分塊圧延における前段パスでの総幅圧下量および後段パスでの総幅圧下量
 Δh : 1パスあたりの厚み方向圧下量
* 記号 : z方向における量を表す
' 記号 : 前回パスにおける値を表す

文 献

- 1) 馬場善祿: 塑性と加工, 5 (1964), p. 17
- 2) 生嶋栄次, 平次猛志, 中内一郎, 撰待吉雄, 山岸静直: 日本鋼管技報, (1974) 64, p. 1
- 3) 野木 茂, 山田 潔, 武田和也, 杉本要一: 鉄と鋼, 62 (1976), S 161
- 4) O. TSUDA, Y. YAMAGUCHI, A. MIZUTA, H. OSUNA, H. YUGAKI, I. HIROSE, and S. SAITO: Proc. of International Conference on Steel Rolling, Sept.-Oct. 1980, Vol. 1, p. 169
- 5) J. KOWALIK and M. R. OSBORNE: 非線形最適化問題 (1970), p. 6 [培風館]