
剛塑性有限要素法によるスラブエッジング圧延の解析

Rigid -Plastic Analysis of Slab Edge Rolling by FEM

二階堂 英幸(Hideyuki Nikaido) 直井 孝之(Takayuki Naoi) 柴田 克巳(Katsumi Shibata) 小坂田 宏造(Kozo Osakada) 森 謙一郎(Ken-ichiro Mori)

要旨：

圧縮性材料の塑性力学を基礎とした剛塑性有限要素法を用いて、スラブエッジング圧延の三次元解析を行った。解析では、被圧延材での加工硬化およびひずみ速度依存性も考慮している。計算結果を、プラスティシンを用いた 6 パス圧延実験結果と比較したところ良い一致がみられた。さらに圧延スケジュールや、ロール径、初期スラブ形状を変えて計算を行い、ドッグボーン形状相違や、荷重、トルク、消費エネルギーについて検討した。

Synopsis：

A three-dimensional deformation in slab edge rolling was analyzed using FEM, based on the upper bound theorem and constitutive equation of the material with compressibility in plastic deformation, and the effect on the deformation by the strain rate and workhardening characteristics of plasticine was examined. Under various conditions of pass schedule, roll diameter and slab width, edge rolling was analyzed, thus making clear the non-steady slab deformation, and the so-called fish-tail formings at the top and tail of the slab, as well as changes of load, and torque and energy consumption in rolling.

(c)JFE Steel Corporation, 2003

本文は次のページから閲覧できます。

剛塑性有限要素法によるスラブエッジング圧延の解析

Rigid-Plastic Analysis of Slab Edge Rolling by FEM

二階堂 英 幸*
Hideyuki Nikaido

直 井 孝 之**
Takayuki Naoi

柴 田 克 巳***
Katsumi Shibata

小坂田 宏 造****
Kozo Osakada

森 謙一郎*****
Ken-ichiro Mori

Synopsis:

A three-dimensional deformation in slab edge rolling was analyzed using FEM, based on the upper bound theorem and constitutive equation of the material with compressibility in plastic deformation, and the effect on the deformation by the strain rate and workhardening characteristics of plasticine was examined.

Under various conditions of pass schedule, roll diameter and slab width, edge rolling was analyzed, thus making clear the non-steady slab deformation, and the so-called fish-tail formings at the top and tail of the slab, as well as changes of load, and torque and energy consumption in rolling.

1. 緒 言

近年、連鑄比率の向上を目的としてスラブから H 形鋼の素材であるビームブランク¹⁾や多サイズ幅の板圧延用素材をエッジング圧延により製造することが志向、現実化され、歩留りの向上および省エネルギーなど数々の点で成果が挙げられている。しかし、このようなエッジング圧延における被圧延材の変形は 3 次元変形のため、従来から用いられている初等解法やすべり線場法など²⁾の 2 次元理論では解析することはできず、これらに代わる精度の高い解析法の開発が望まれている。

現在、圧延変形を 3 次元的に解析する手法として有力視されているものの 1 つに剛塑性有限要素法^{3,4)}がある。剛塑性有限要素法は弾性変形を無視し得るような大きい塑性ひずみを生ずる問題に対

して用いられ、1 回の変形量を大きくとっても誤差の累積が少ないという利点を持っている。そのため、圧延のように、ロールバイト内できわめて大きな塑性変形を生ずる問題に対して有効であると思われる。

森ら⁵⁾は、剛塑性有限要素法に圧縮性材料の塑性力学を導入し、また要素に特別の 6 面体要素を用いて定常エッジング圧延の解析を可能にした。

著者ら⁶⁾は、この手法に改良を加え非定常エッジング圧延の解析を行った。

本論文では被圧延材の加工硬化およびひずみ速度依存性を考慮に入れて解析し、プラスティシン実験の結果と比較、検討を行った。また圧延スケジュール、ロール径、初期スラブ形状を変えたときのスラブの変形挙動について調べ、さらに荷重、トルク、消費エネルギー、歩留りに 대해서 も検討を行った。

* 水島製鉄所企画部設計室
*** 水島製鉄所企画部設計室主査(課長)
***** 京都工業繊維大学工学部助手
〔昭和56年8月21日原稿受付〕

** 水島製鉄所企画部設計室主査(部長)
**** 神戸大学工学部助教授

2. 剛塑性有限要素法の適用

2.1 圧縮性材料の塑性理論

塑性加工の変形解析には、通常(1)式に示す、Misesの降伏条件式が用いられる。

$$\bar{\sigma} = \frac{1}{\sqrt{2}} \{ (\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2) \}^{1/2} \quad \dots\dots\dots (1)$$

$\bar{\sigma}$: 降伏応力

この降伏条件は、材料の降伏が静水圧応力に依存しない、すなわち体積変化を伴わないことを含んでおり、実際の金属の降伏や塑性変形における現象をよく表わしている。

ところが、降伏条件を用いて剛塑性変形を解析する場合、ひずみ速度と偏差応力の関係式(Lévy-Misesの式)しか得られないため、変形状態から応力状態を求めることはできない。これは、上界法によって応力が求まらない原因でもある。有限要素法においては、変形状態から応力状態を求めることが基本的な計算過程となっているので、この点が問題となる。

もし、材料にわずかな圧縮性が存在すれば、この問題は容易に解決される。実際、金属の塑性変形では、大きな塑性変形後における体積変化率は0.2%~1%程度であるので、この程度の体積変化を生じるような基礎式を用いても本質的な問題は生じないであろう。圧縮性がある材料の降伏条件としては、静水圧応力に依存する次の条件式を用いる。

$$\bar{\sigma} = \left[\frac{1}{2} \{ (\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2) \} + g\sigma_m^2 \right]^{1/2} \quad \dots\dots\dots (2)$$

σ_m : 静水圧応力

g : 定数

この降伏曲面は、主応力空間においてFig. 1に示す回転楕円体となる。ここで、 g を0.01程度の小さな値にすれば、体積変化は非常に小さくなりMisesの降伏条件との差はほとんどなくなる。またこの降伏条件は、大矢根ら⁷⁾によって提案された多孔質体の降伏条件において、空孔をわずかに含むときの式と一致する。

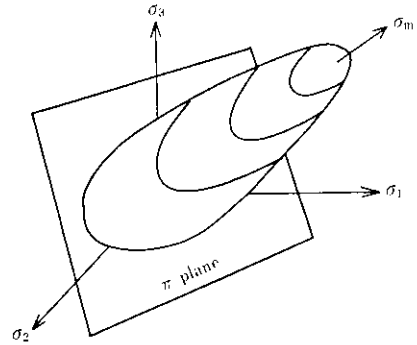


Fig. 1 Yield surface of material with compressibility in plastic deformation

(2)式で示される条件式では、わずかの圧縮性が存在するため、ひずみ速度から応力が次のように求まる。

$$\begin{aligned} \sigma_x &= \bar{\sigma} \left\{ \frac{2}{3} \dot{\epsilon}_x + \left(\frac{1}{g} - \frac{2}{9} \right) \dot{\epsilon}_v \right\} / \dot{\bar{\epsilon}} \\ \sigma_y &= \bar{\sigma} \left\{ \frac{2}{3} \dot{\epsilon}_y + \left(\frac{1}{g} - \frac{2}{9} \right) \dot{\epsilon}_v \right\} / \dot{\bar{\epsilon}} \\ \sigma_z &= \bar{\sigma} \left\{ \frac{2}{3} \dot{\epsilon}_z + \left(\frac{1}{g} - \frac{2}{9} \right) \dot{\epsilon}_v \right\} / \dot{\bar{\epsilon}} \\ \tau_{xy} &= \frac{1}{3} \bar{\sigma} \dot{\gamma}_{xy} / \dot{\bar{\epsilon}} \\ \tau_{yz} &= \frac{1}{3} \bar{\sigma} \dot{\gamma}_{yz} / \dot{\bar{\epsilon}} \\ \tau_{zx} &= \frac{1}{3} \bar{\sigma} \dot{\gamma}_{zx} / \dot{\bar{\epsilon}} \quad \dots\dots\dots (3) \end{aligned}$$

$\dot{\bar{\epsilon}}$: 相当ひずみ速度

$\dot{\epsilon}_v$: 体積ひずみ速度

ただし、上式における相当ひずみ速度 $\dot{\bar{\epsilon}}$ は次のように表わされる。

$$\begin{aligned} \dot{\bar{\epsilon}} &= \left[\frac{2}{9} \{ (\dot{\epsilon}_x - \dot{\epsilon}_y)^2 + (\dot{\epsilon}_y - \dot{\epsilon}_z)^2 + (\dot{\epsilon}_z - \dot{\epsilon}_x)^2 + \frac{3}{2} (\dot{\gamma}_{xy}^2 + \dot{\gamma}_{yz}^2 + \dot{\gamma}_{zx}^2) \} + \frac{1}{g} \dot{\epsilon}_v^2 \right]^{1/2} \quad \dots\dots\dots (4) \end{aligned}$$

圧延加工では熱間および冷間で加工されるのでひずみ速度および加工硬化を考慮できる解析法が望ましい。これらを考慮した応力・ひずみ関係式は通常次のように表わされる。

$$\bar{\sigma} = A \bar{\epsilon}^n \dot{\bar{\epsilon}}^m \quad \dots\dots\dots (5)$$

A : 温度の関数

n : 加工硬化指数

周速とロールと接する節点速度の差で与えられる。したがって、汎関数 Φ は節点速度の関数となる。

$$\Phi = \Phi(U_1, V_1, W_1, \dots, U_N, V_N, W_N) \quad (9)$$

汎関数を最小化する速度場は、 Φ を節点速度で偏微分し 0 とおいた式を解いて求めるのであるが一般にはこれらの式は非線形連立方程式で解析的に解を得ることはできない。そこで、節点速度の初期値の近傍で Taylor 展開し、微小速度増分を逐次数値計算することにより最適速度場を求める Newton-Raphson 法を用いた。

2.4 非定常圧延の取り扱い

非定常エッジング圧延の解析は、Fig. 3(a)に示

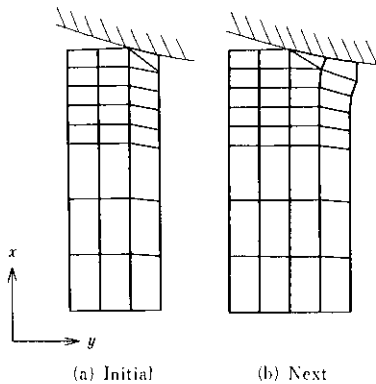


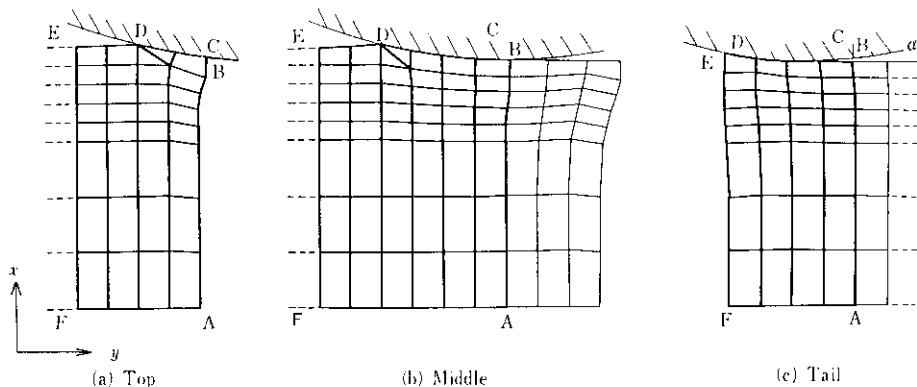
Fig. 3 Discretization of slab for edge rolling into elements

Boundary conditions

$$\begin{aligned} C-D & u/v = -\tan \alpha \\ E-F & u = 0 \quad v = \text{const.} \\ F-A & u = 0 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} A-B & u = v = 0 \quad r = \text{const.} \\ C-D & u/v = -\tan \alpha \\ E-F & u = 0 \quad v = \text{const.} \\ F-A & u = 0 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} A-B & u = v = 0 \quad r = \text{const.} \\ C-D & u/v = -\tan \alpha \\ F-A & u = 0 \end{aligned}$$



α : Angle between tangent and horizontal line at node on the roll

Fig. 5 Regions and boundary conditions for numerical analysis of edge rolling

すように要素が1列だけロールにかみ込まれた状態から行った。以下にその取り扱いを示す。

(1) Fig. 3(a)の状態で汎関数 Φ の最小化を行い、

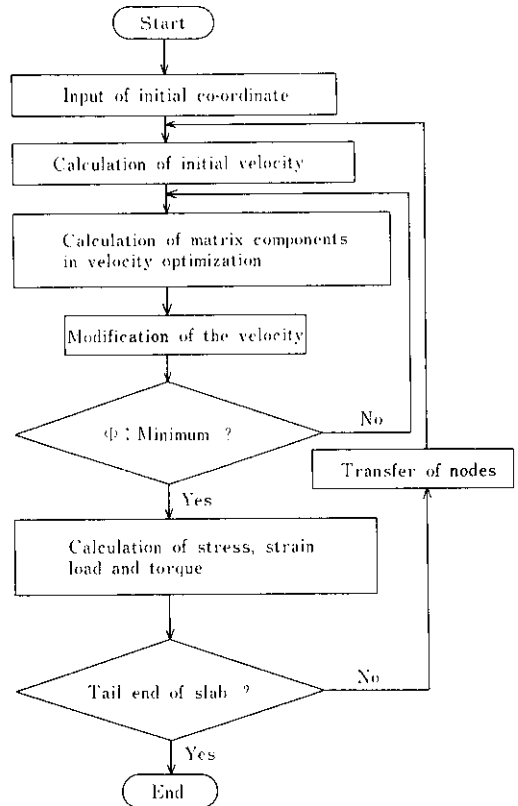


Fig. 4 Flow chart of edge rolling calculation

節点速度の最適解を求める。また、各要素のひずみ、応力、さらには圧延荷重、トルクを計算する。(2) 求められた速度からもう1列だけ要素がかみ込まれるように時間増分 Δt を決め、各節点を移動する。このときの変位ベクトルは x 、 y 、 z 方向の成分を持っており、節点は板幅方向だけでなく板厚方向にも移動する (Fig. 3 (b))。再び汎関数の最小化を行う。

(3) (2)を後端がロール・ギャップから出るまで繰返す。

このときのフローチャートを、Fig. 4に示す。

なお、計算はスラブ断面の $1/4$ 、および圧延方向には Fig. 5に示す塑性変形していると考えられる太線の領域で行った。また、境界条件も Fig. 5に示すとおりである。

3. エッジング圧延の解析

3-1 解析条件

解析はプラスチックスラブの圧延を想定して実施し、①圧延スケジュール、②ロール径、③初期スラブ形状、を系統的に変化させて計算を行った。ロール周速および温度は、いずれの場合とも $v_R=2\text{mm/s}$ 、 $T=20^\circ\text{C}$ に固定し、また摩擦係数は潤滑剤に CaCO_3 を用いたときのそれが約0.45であることから、 $\mu=0.45$ とした。プラスチックの応力・ひずみ関係式には、千々岩ら⁹⁾により求められた(10)式を用いた。

$$\sigma = 1.15 \times 10^{-7} \exp \left(\frac{3530}{273 + T} \right) \epsilon^{0.085} \dot{\epsilon}^{0.12} \quad (\text{kgf/mm}^2) \quad \dots\dots\dots(10)$$

T : 材料温度 ($^\circ\text{C}$)

以下に、①②③の具体的数値を示す。

(1) 圧延スケジュール

圧延スケジュールはTable 1に示すように1回の圧下量 Δh を4mm、6mm、8mmの3種類とし、総圧下量は全て24mmとした。このときのスラブの初期形状は $30t \times 110w\text{mm}$ 、ロール径 D は270mmである。

(2) ロール径

初期スラブ形状を $30t \times 110w\text{mm}$ に固定し、ロール径を270mm、200mm、135mmの3種類に変

えた。このときのロール径と板幅の比 D/W は、Table 2に示すとおりである。また、圧延スケジュールは $8\text{mm} \times 3$ パスである。

(3) 初期スラブ形状

スラブの初期厚さを30mmとし、初期板幅を、110mm、60mm、30mmと変えてTable 3に示すように板厚と板幅の比 t/W を変化させた。なお、ロール径は270mm、圧延スケジュールは $8\text{mm} \times 3$ パスである。

3-2 解析結果とプラスチック実験の比較

プラスチック実験を、3-1(1)の条件および、Table 1(I)の圧延スケジュールで行い、解析結果と比較した。

Fig. 6は、圧延を6パス終了したプラスチックの形状の計算結果を3次元的に示したものである。非定常域におけるドッグボーンの長手方向にわたる断面形状の変化は、Photo. 1に示すプラスチック実験の結果と良く一致している。

Fig. 7(a)に示すスラブの最先(後)端と板幅中央先端部との距離をフィッシュテイル深さ C とする。

Table 1 Analysis condition by changing edging pass schedule

Case	Initial cross section (mm)	Final width (mm)	1 pass reduction (mm)	Number of passes
I	30×110	86	4	6
II			6	4
III			8	3

Table 2 Ratio of roll diameter to width, D/W

Case	D/W	Roll dia. $D(\text{mm})$
I	2.45	270
II	1.82	200
III	1.23	135

Pass schedule : $8\text{mm} \times 3$ passes

Table 3 Ratio of thickness to width, t/W

Case	t/W	$W(\text{mm})$
I	0.27	110
II	0.5	60
III	1	30

Pass schedule : $8\text{mm} \times 3$ passes

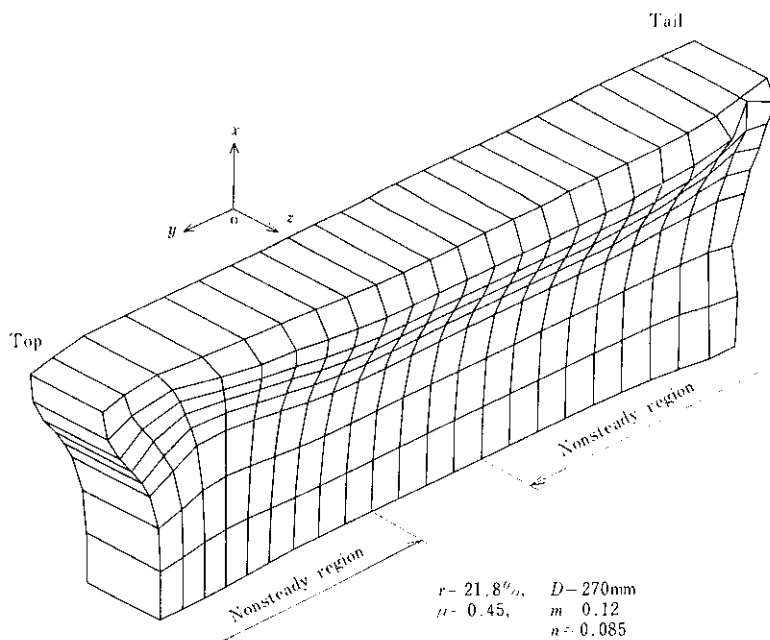


Fig. 6 Calculated three-dimensional figure of elements of edge rolled slab

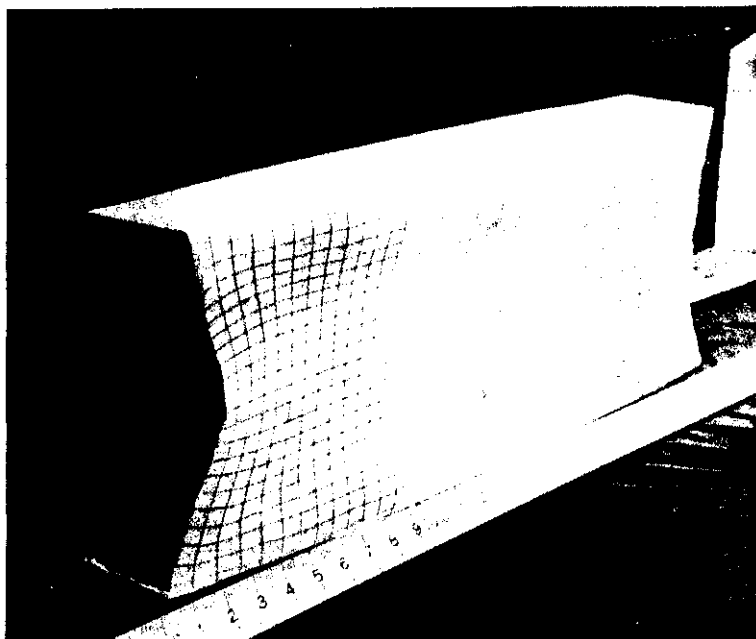


Photo. 1 General view of an edge rolled plasticine slab (4 mm x 6 passes, $D=270\text{mm}$)

Fig. 8に C と全圧下率 r の関係を示す。 C は、先端、後端ともに r に比例して増加しており、計算値と実験値は良く一致している。

定常変形域におけるドッグボーンの最大厚 $B_{\max}$

とロールに接するスラブエッジの板厚 B_1 (Fig. 7 (b))を全圧下率 r に対して示したのが、Fig. 9である。図では、縦軸に初期厚さ B_0 に対する増加率 $B_{\max}/B_0$ 、 B_1/B_0 で示している。 $B_{\max}/B_0$ の

計算値は、すべての r に対して実験値と良く一致

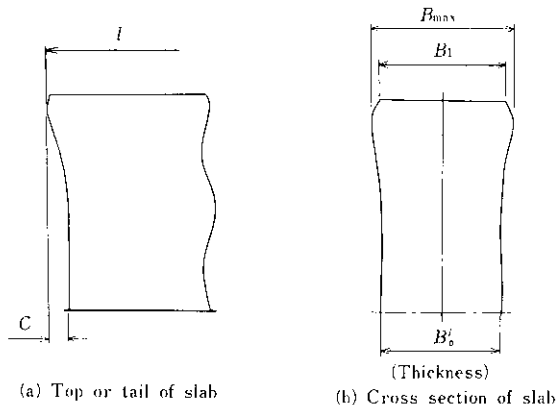


Fig. 7 Slab configuration after rolling

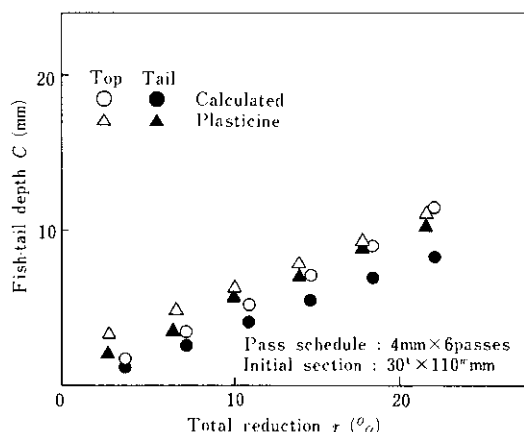


Fig. 8 Relation between fish-tail depth and total reduction

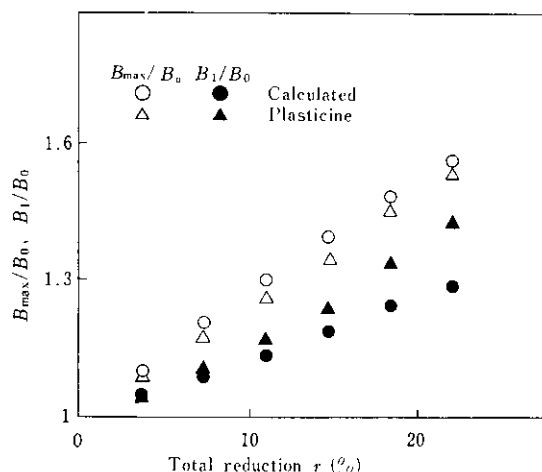


Fig. 9 Slab thickness after edge rolling

している。一方、 B_1/B_0 は r が小さいとき計算値と実験値は良く一致しているが、 r が大きくなると両者に相違が生じ、実験値の方がしだいに大きくなっている。これは、実験では r が大きくなるとプラスチックのエッジ近傍で側面が圧延面に回り込む **folding** が顕著になるのに対し、計算では **folding** を考慮していないことに起因していると思われる。

以上の結果より、ロールとの摩擦境界では計算値と実験値は必ずしも良く一致しているとは言えないが、摩擦境界を離れた領域では両者は良く一致している。したがって、以下のエッジング圧延の解析結果は、実際の変形を比較的精度良くシミュレートしていると考えられる。

3.3 圧延スケジュール、ロール径および初期スラブ形状の変形挙動に及ぼす影響の解析

3.3.1 圧延スケジュールの影響

解析は、Table 1 に示す圧延スケジュールで行った。Fig. 10 にフィッシュテイル深さ C と全圧下率 r の関係を示す。先端、後端の C は r に比例して増加しており、その値は先端の方が大きくなっている。また、 C は圧延スケジュールが変化しているにもかかわらず、同一曲線上にのっており、 r の値によって一義的に決定されることがわかる。

定常変形域における $B_{\max}/B_0$ と r の関係を、Fig. 11 に示す。各圧延スケジュールにおいて $B_{\max}/B_0$ は r にほぼ比例して増加しており、その直線

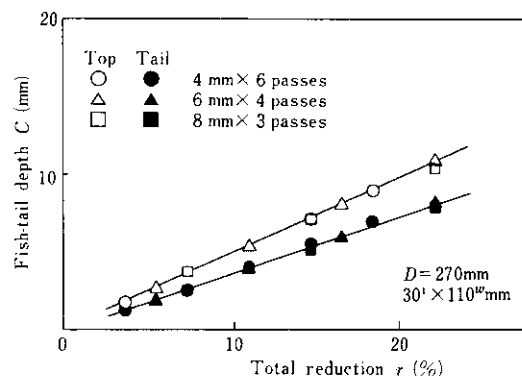


Fig.10 Relation between fish-tail depth and total reduction

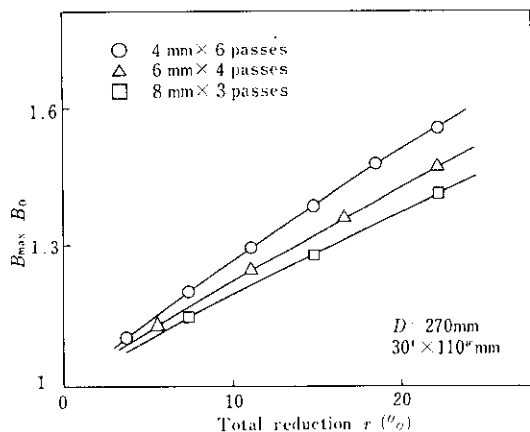


Fig.11 Effect of pass schedule on maximum value of slab thickness

の傾きは一回の圧下率が小さいほど大きくなっている。これは次のように説明される。エッジング圧延では著しく塑性変形する板幅端部が、比較的塑性変形にくい板幅中央部により圧延方向の拘束を受けるため、板厚方向にメタルフローを生じドッグボーンを形成すると考えられる。また、一般に著しく塑性変形する深さの板幅に対する割合は、接触弧長の増減と同じ変化をする。したがって、一回の圧下率が小さい、すなわち接触弧長が小さいとき板幅端部は圧延方向の拘束をより強く受け、 B_{max} は大きくなったものと考えられる。この結果より、 B_{max} を大きくしたい場合には一回の圧下率を小さくしてパス回数を増し、また B_{max} を小さくしたい場合には、一回の圧下率を大きくしてパス回数を減らすのが良い。同様の結果は、柳沢ら¹⁾による実験でも得られている。

Fig. 12 に、圧延後のスラブの最先・後端からの B_{max}/B_0 の変化を示す。スラブの先・後端近傍で B_{max}/B_0 は大きく変化するが、先・後端から離れるとそれぞれの定常値に向って単調に増加する。非定常域においても定常域と同様、一回の圧下率が小さいほど B_{max}/B_0 は大きい。

3-3-2 ロール径の影響

解析条件は、Table 2 に示すとおりである。

Fig. 13 に C と r の関係を示す。後端の C はロール径 D が小さくなるほど大きくなっているが、先端の C は後端のように単調な変化でない。そこで、 C を D に対して示したのが Fig. 14 である。ただ

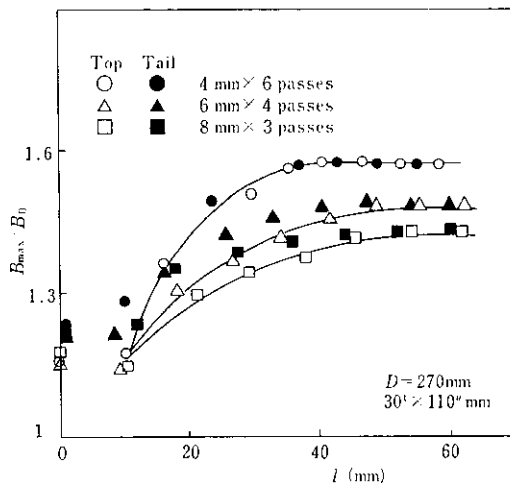


Fig.12 Change of B_{max}/B_0 with the distance l from slab top or tail

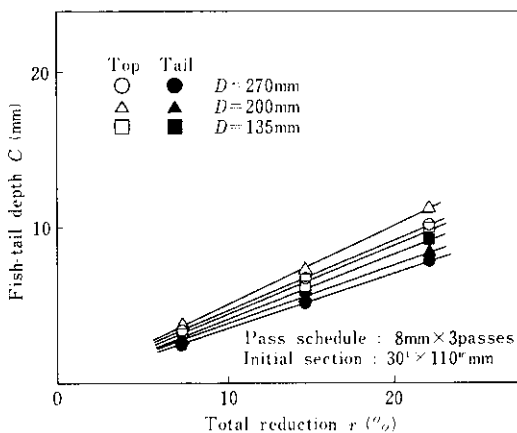


Fig.13 Relation between fish-tail depth and total reduction with roll diameter changed

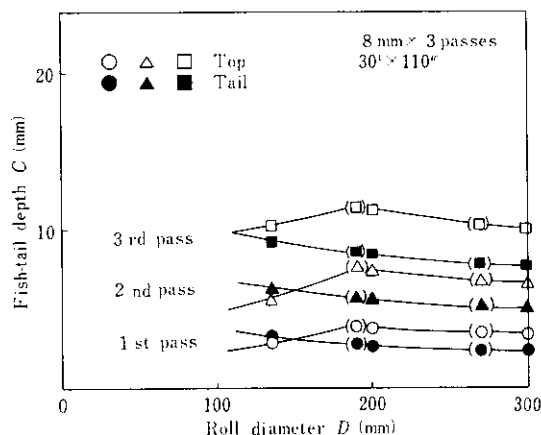


Fig.14 Effect of roll diameter on fish-tail depth

し、図中()はTable 3に示す以外の D について計算を行ったものである。先端の C は、 D/W が約1.7のとき最大値をとっている。

Fig. 15に定常変形域の $B_{\max}/B_0$ と r の関係を示す。 $B_{\max}/B_0$ は r にはほぼ比例して増加しておりその傾きは D が小さくなると大きくなっている。これは、 D が小さいときに接触弧長が小さくなることから、3・3・1の $B_{\max}$ の場合と同様に説明され

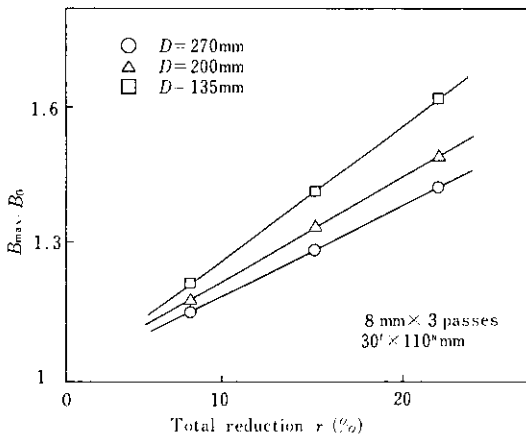


Fig.15 Effect of roll diameter on maximum value of slab thickness

る。Fig. 16には、スラブ最先・後端からの $B_{\max}/B_0$ の変化を示す。

3・3・3 初期スラブ形状の影響

Fig. 17に各パスにおける定常変形域の断面形状を示す。(a)はパス回数が増しても板厚の変化は板幅端部でのみ顕著で、板幅の中央ではほとんど

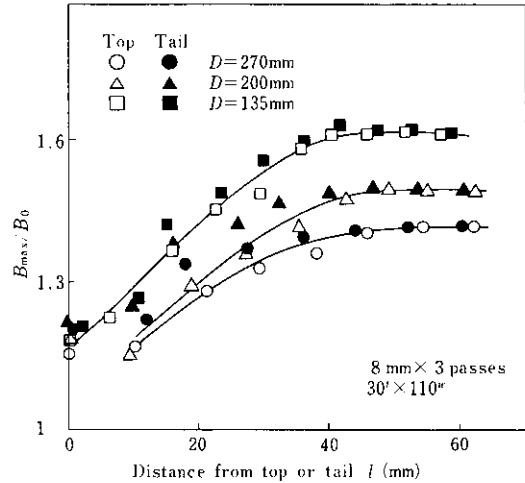


Fig.16 Growth of maximum thickness from top or tail

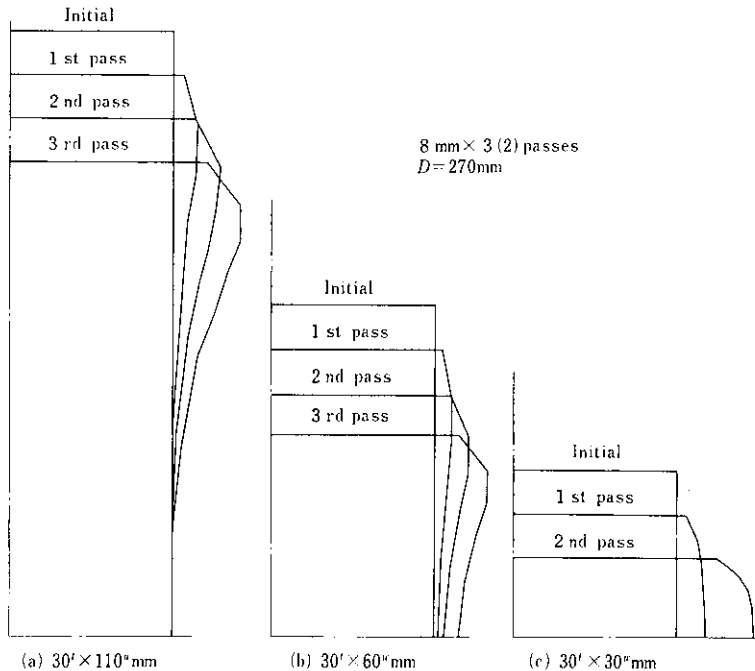


Fig.17 Configurations of cross section of slab

認められない、いわゆるダブルバルジ変形をしている。(b)もダブルバルジ変形であるが、板厚は板幅方向の全ての領域において増加している。しかし、(c)になると変形挙動は異なり、板幅中央の板厚が最も大きく増加するシングルバルジ変形となる。このときの接触弧長は約33mmである。

Fig. 17の断面における最大板厚の増加量 $B_{\max}/B_0$ を r に対して示したのが Fig. 18 である。 $B_{\max}/B_0$ は r にほぼ比例して増加しており、このときの値は初期板幅が大きいときほど大きくなっている。これは、ドッグボーンが生成される原因となる板幅中央部の圧延方向に対する拘束力が、初期板幅の増加にともない大きくなったことに起因していると考えられる。

Fig. 19に B_1/B_0 と板幅中央における板厚増加量 B_0'/B_0 を r に対して示す。(a)では、 B_1/B_0 は r の増加とともに増大するのに対し、 B_0'/B_0 はごくわずかではあるが減少している。(b)では、 B_1/B_0 と B_0'/B_0 はほぼ同じ値で増加しているが、 $t/W=1$ の(c)では両者の値が逆転して B_0'/B_0 の方が B_1/B_0 よりも大きくなっている。

3.4 荷重、トルク、エネルギー消散率

Fig. 20に3.3における各場合の圧延荷重 P を示す。(a)(b)(c)とも P は r が増加するとともに増大している。初期スラブ形状 $30' \times 110''$ のエッジング圧延(a)(b)では、1回の圧下率が小さいときまた D が小さいとき P は小さくなっている。一方、

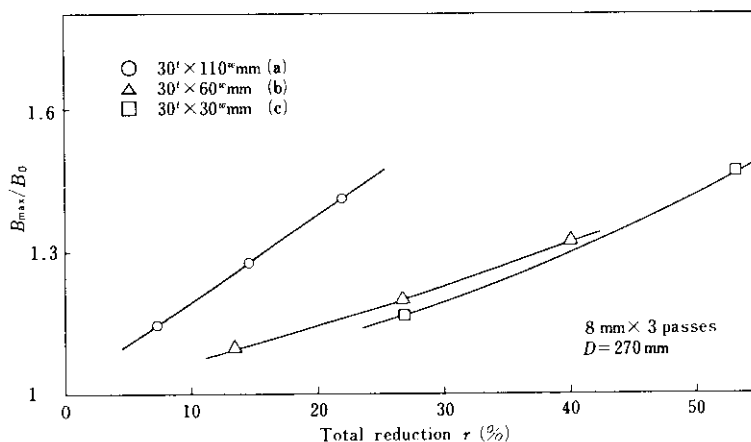


Fig. 18 Effect of initial slab shape on maximum thickness

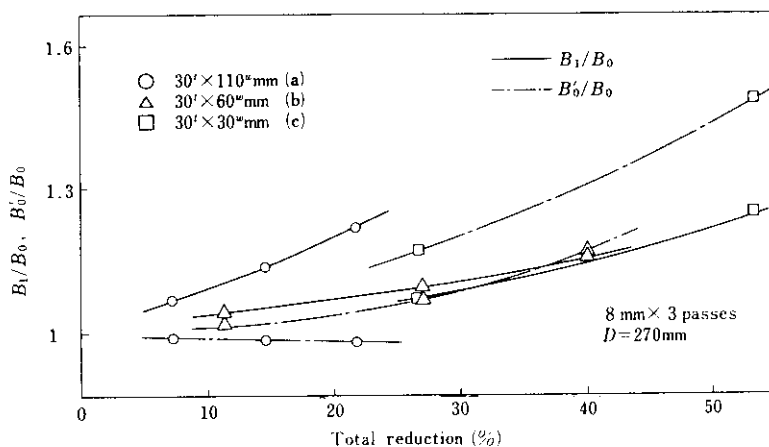


Fig. 19 Change in slab configuration after edge rolling

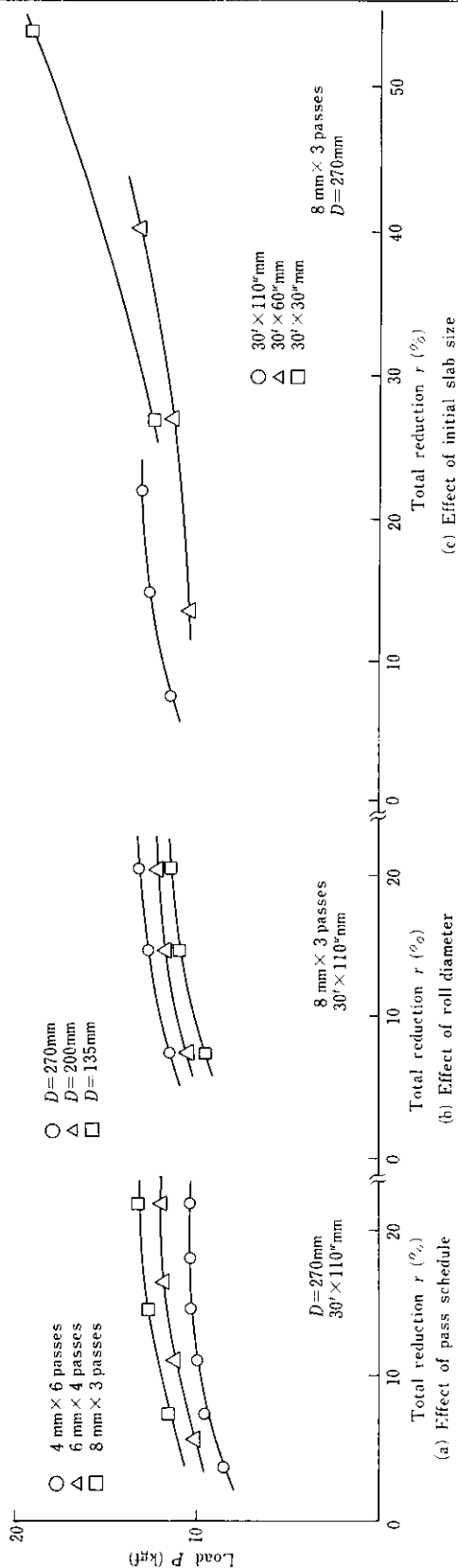


Fig.20 Rolling load at each pass

初期スラブ形状が変化した(c)の場合(c)荷重は全圧下率 r に対してほぼ1本の曲線上にのっている。

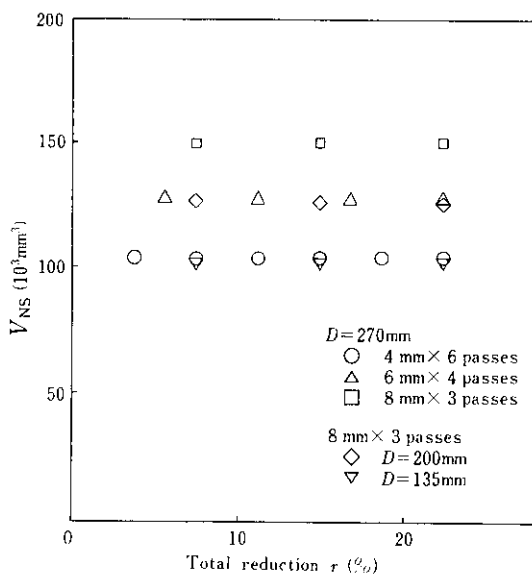
Fig. 21 にはトルクを示す。荷重と全圧下率の関係と良く似た変化を示している。

エネルギー消散率 $\dot{W}$ と全圧下率 r の関係を **Fig. 22** に示す。(a)では一回の圧下率が小さくなると $\dot{W}$ は小さくなっている。しかし、ロール径を変化させた場合、 $\dot{W}$ はロール径が小さいときに大きくなっている。これは、ロール径が小さいとき $B_{\max}/B_0$ は大きく、ロールバイト内での塑性ひずみ速度が大きいことに起因していると考えられる。初期スラブ形状が変化した場合、初期板幅の広い $30' \times 110\text{ mm}$ の $\dot{W}$ は r が小さいにもかかわらず大きな値をとっている。

以上の結果より、エッジング圧延では、荷重、トルクの低減に1回の圧下率を小さくすることおよびロール径を小さくすることが有効である。しかし、エネルギーから見た場合、ロール径の大きい方がエネルギーは小さいという結果が得られている。したがって、ロール径を決定する際には、圧延機的能力だけでなくエッジング圧延により得たい形状、消費エネルギーなどの点を総合的に判断する必要がある。

3.5 圧延歩留り

非定常変形域^(注)の体積は、圧延歩留り向上の点から非常に重要である。**Fig. 23** に先端の非定常

Fig.23 Change in volume, V_{NS} , of non-steady part

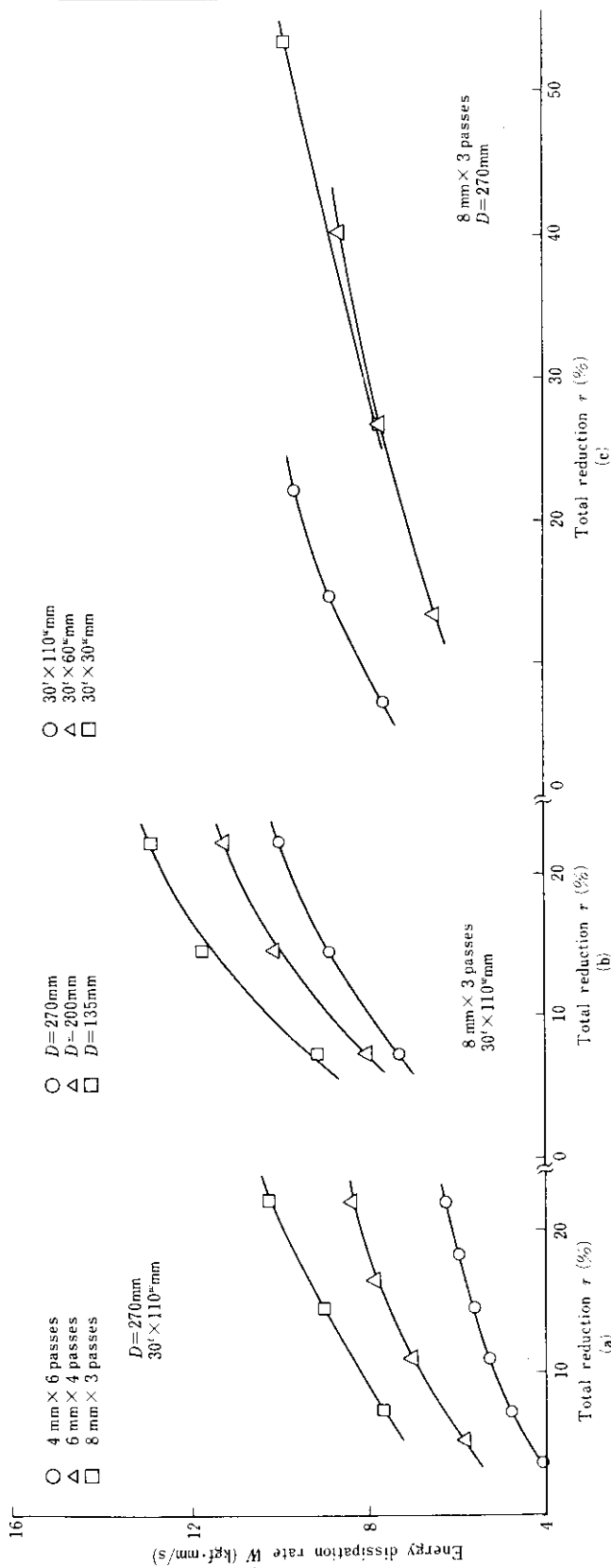


Fig. 22 Relation between energy dissipation rate and total reduction

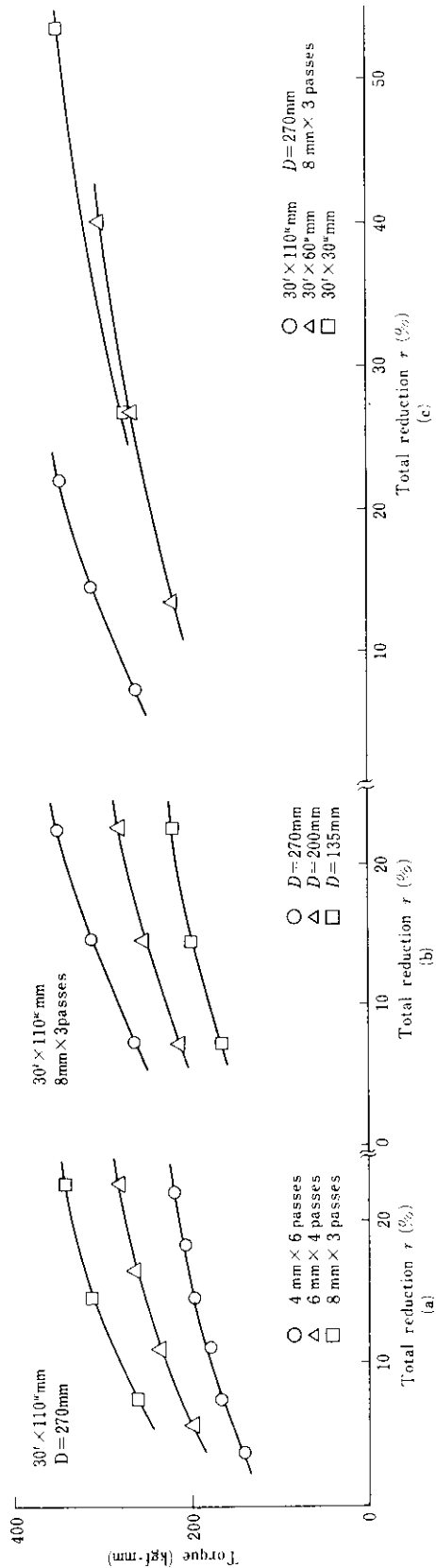


Fig. 21 Rolling torque at each pass

域の体積 $V_{N.S}$ と圧下率の関係を示す。 $V_{N.S}$ はパス回数が増加しているにもかかわらず一定値をとっており、一度圧延されて非定常域となった領域は次の圧延においても非定常域となることを示している。このときの $V_{N.S}$ の値は、 D かまたは一回の圧下量が小さいとき、すなわち接触弧長が小さいとき小さくなっている。したがって、エッジング圧延のみの圧延で $V_{N.S}$ を小さくし圧延歩留りを向上させるには、接触弧長を小さくすることが有効である。

4. 結 言

加工硬化、ひずみ速度依存性、ロールと素材の相対すべり、張力を考慮した剛塑性有限要素法を用いて非定常エッジング圧延の解析を行い、次の結果を得た。

(1) プラスティシンの応力・ひずみ関係式を用いて解析を行った結果は、プラスティシンによる実験値と良く一致した。したがって、鋼の応力・ひ

ずみ関係式を用いることにより鋼の圧延のシミュレーションも可能と考えられる。

(2) エッジング圧延では、スラブ断面はダブルバルジ形状となり、そのときの最大板厚は接触弧長の減少にともない大きくなる。

(3) ダブルバルジ変形するエッジング圧延では、荷重およびトルクの低減に1回の圧下率を小さくすることならびにロール径を小さくすることが効果的であるが、エネルギーの低減にはロール径を大きくすることが良い。

(4) エッジング圧延において、先後端の非定常域の体積を小さくし圧延歩留りを向上させるには、接触弧長を小さくすることが有効である。

今後、鋼の応力・ひずみ関係式を用いて解析を行い、鋼材を用いた実験との対応により解析モデルの精度を向上させるとともに、不均一温度分布が存在するときの変形挙動についても解析する。さらには、エッジング圧延により得られたドッグボーンを平圧延したときの幅戻り特性についても検討を試みる。

参 考 文 献

- 1) 柳沢ら：塑性と加工, 21 (1980) 235, 696
- 2) 例えば日本鉄鋼協会：圧延理論とその応用, (1970), [誠文堂新光社]
- 3) 森ら：塑性加工連合講演会論文集 (1980), 439
- 4) 小林ら：塑性と加工, 14 (1973) 153, 770
- 5) 小田, 森ら：塑性加工春季講演会論文集, (1980), 211
- 6) 二階堂ら：塑性加工春季講演会論文集, (1981), 167
- 7) S.Shima and M.Oyane: Int.J.Mechanical Science, 18 (1976), 285
- 8) 富田：第26回塑性加工学講座 (1981), 80
- 9) 千々岩ら：鉄と鋼, 66 (1980) 5, 48

注) 先後端から B_{max} , B_1 などのすべての変形量が定常値に達する点までの体積