

論 文

UDC 621.778.014 : 669.14

角-ダイヤ, 角-オーバルおよび丸-オーバル圧延方式
における変形・負荷特性とその計算法*

斎藤 好弘**・高橋 洋一***・加藤 健三**

Calculation of Spread, Elongation, Effective Roll Radius, Roll Force and Torque
When Rolling in the Square-Diamond, Square-Oval and Round-Oval Passes

Yoshihiro SAITŌ, Yōichi TAKAHASHI, and Kenzo KATŌ

Synopsis:

By means of laboratory hot rolling test of mild steel bars, those characteristic values of the pass rollings shown in the title were measured under the wide range of rolling conditions.

Through the treatment of experimental data, it has been found for each pass sequence that 1) the spread exponent (k) defined to determine spread and elongation of metals may be expressed as a function of shape factor (US), and 2) mean forward slip ($\bar{\phi}$) defined to determine the effective roll radius may be expressed as a function of elongation ($\lambda-1$), and 3) non dimensional roll force (Q) and torque arm coefficient (ϕ) may be expressed as functions of mean roll gap ratio (m).

Making use of these empirical expressions, a new calculation mass-model was presented, which enabled to predict those characteristic values of rolling with very high accuracy for any arbitrary rolling conditions of those pass sequences.

1. ま え が き

条鋼・線材などの孔型圧延における生産性の向上, 圧延エネルギーの節減, 製品の歩留・品質・寸法精度の向上を計るために, 孔型圧延に関する設計・制御技術の発展が望まれているが, それには種々の孔型圧延方式における材料の変形特性(幅広がり, 伸び, 速度または有効ロール半径)および負荷特性(圧延荷重, 圧延トルク)の正確な把握と, 精度の高い一般性のある計算法の確立が不可欠である。本研究では, 棒鋼・線材圧延などの延伸圧延に使われる3種類の代表的な孔型圧延方式を取り上げ, 実験室用小型圧延機による軟鋼の熱間圧延実験によつて, それらの孔型圧延の変形・負荷特性を支配する主要因子を明らかにし, その基本特性を記述するモデル式を求めた。さらにその結果を利用して, 任意の圧延条件に対して圧延後の材料の寸法形状, 速度, 圧延荷重, トルクを実用上十分高い精度で予測し得る計算法を開発した。

2. 変形・負荷の基本特性

2.1 幾何学的諸量の定義

Fig. 1 に本研究で取扱う圧延方式の孔型と圧延前後の材料断面の形状および寸法記号を示す。素材断面はコーナに丸みのある正方形“角”または完全な円“丸”で, 孔型に入る姿勢での高さを H_0 , 幅を $B_0 (=H_0)$, 断面積を F_0 とする。ただし, コーナに丸み(r_s)のある“角”をダイヤに入れる場合は, 辺を延長した完全な“角”の高さと幅をそれぞれ H^* , $B^*(=H^*)$ とする。ダイヤ孔型は頂角に丸み(r_K)のある菱形(頂角 α_K), オーバル孔型は単曲率オーバル(曲率半径 r_{ov})で, 孔型の最大高さを H_1 , 孔型輪郭を水平対称軸まで延長した理論孔型幅を B_K とする。丸みのあるダイヤ孔型の場合, 辺を延長した完全な菱形の高さを H^* とする。圧延後の材料(以後“製品”と呼ぶ)の幅を B_1 , 断面積を F_1 , F_1 のうち F_0 との共通部分の面積を F_c とする。さらに孔型と素材断面の交点から決まる理論接触幅を B_{M0} ,

* 昭和 51 年 11 月本会講演大会にて発表 昭和 52 年 4 月 15 日受付 (April 15, 1977)

** 大阪大学工学部 工博 (Faculty of Engineering, Osaka University, Yamada-kami, Suita 565)

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

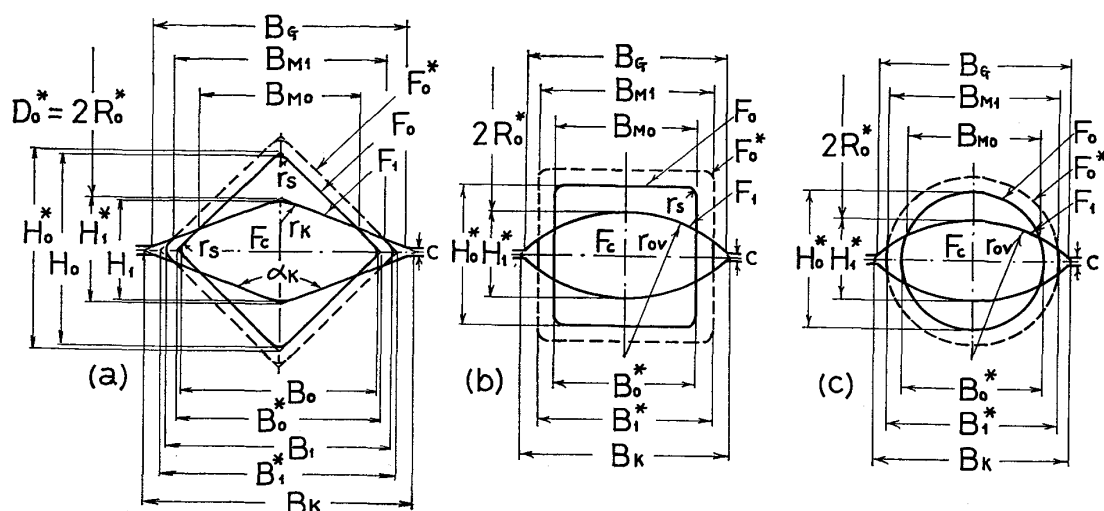


Fig. 1. Designations in the passes:

(a) square-diamond, (b) square-oval, (c) round-oval

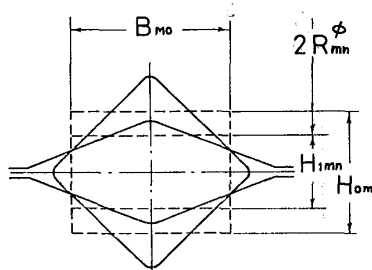
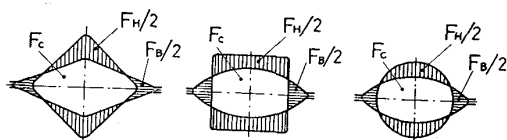


Fig. 2. Equivalent rectangle method to determine the average height of stock and pass.

Fig. 3. Definition of removed area F_H and permissible spreading area F_B for the passes.

実際の接触幅を B_{M1} とする。ロール径は、ピッチ直径を D_P 、 H_1^* に対応する最小直径を $D_0^* = 2R_0^*$ とする。

Fig. 2 は理論接触幅 B_{M0} 内での素材と孔型の平均高さ H_{0m} 、 H_{1mn} の定義を示し、Fig. 3 は素材断面と孔型断面の関係で、孔型により排除される面積を F_H 、孔型が許容できる最大の幅広がり面積を F_B とする。

これらの寸法や面積により、孔型形状、素材と孔型の幾何学的関係、材料の変形などを記述するための次のようなパラメータや形状関数を定義する。

基本パラメータ：

孔型楕円率	$m_K = H_1^*/B_K$
サイドリリーフ係数	$\rho = B_0^*/B_K$
コーナR率	$\zeta = r_s/B_0^*$

孔型充填率

$$\xi = B_1^*/B_K$$

比ロール径

$$\delta = D_P/B_K$$

変形パラメータ：

幅広がり係数†

$$\beta = B_1/B_0$$

面積幅広がり係数

$$\beta_F = F_1/F_C$$

伸び係数

$$\lambda = F_0/F_1 = L_1/L_0$$

形状関数：

$$f(\rho) = B_{M0}/B_K$$

$$g(\rho) = F_0/F_C = \lambda_{\max}$$

$$h^0(\rho) = H_{0m}/B_K$$

$$h^1(\rho) = H_{1mn}/B_K$$

$$u(\rho) = (2/\pi) \tan^{-1}(F_B/F_H)$$

$$s(\rho) = 2l_{dmn}/(H_{0m} + 2B_{M0})$$

$$\left. \begin{aligned} \text{ただし } l_{dmn} &= \sqrt{R_{mn}(H_{0m} - H_{1mn})} \\ R_{mn} &= (D_P - H_{1mn})/2 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (1)$$

関数 f は理論接触幅 B_{M0} を与えるが、Fig. 1 において製品断面 F_1 の輪郭線のうち両側の非接触部の形状が素材断面 F_0 の輪郭を相似的に拡大した形状で近似できるものと仮定すると、製品の接触幅 B_{M1} は

$$B_{M1} = B_K f(\xi) \dots\dots\dots (2)$$

と表わされる。

関数 g は幅広がりを生じないときの伸び係数 $\lambda_{\max}$ を与える。いま F_0 と相似で幅が B_1^* に等しい仮想断面 F_1^* (Fig. 1 の破線) を考えると、前述の非接触部形状に関する仮定を使つて、

$$F_1^* = F_1 g(\xi) \dots\dots\dots (3)$$

と表わされる。一方 F_1^* と F_0 の相似比は、

† 角-オーバル、丸-オーバル圧延では $B_0 = B_0^*$ 、 $B_1 = B_1^*$ (Fig. 1)

Table 1. Experimental conditions.

Pass Sequence	SQUARE - DIAMOND (S-D) SQUARE - OVAL (S-O) ROUND - OVAL (R-O)
Roll (mm)	100 ϕ (JIS-SKD61)
Stock (mm)	13.9 ϕ ($r_s=0.3$), 14.0 $\phi \times 450l$
Rolling Temp. θ ($^{\circ}\text{C}$)	945, 1044, 1143 (± 2) (a)
Rolling Speed N_r (rpm)	50.0
$m_k = H_1^*/B_k$	0.4, 0.6, 0.8 (b)
$\xi = B_1^*/B_k$	$1 \geq \xi > (m_k + 1)/2$

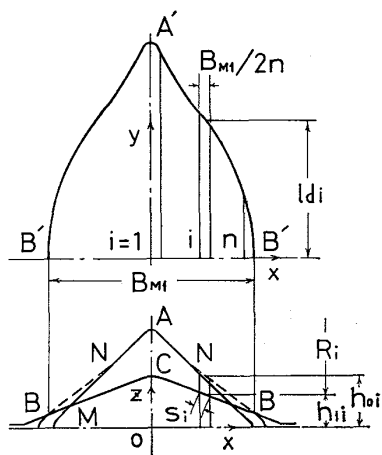


Fig. 4. Construction of projected contact area with allowance for spread in the S-D pass.

$$\beta = B_1/B_0 = B_1^*/B_0^* = \xi/\rho \quad (4)$$

であるから, F_0^* は

$$F_0^* = F_0 \cdot \beta^2 = F_0 (\xi/\rho)^2 \quad (5)$$

とも表わされる. (3), (5) 式を等置し, λ と $g(\rho)$ の定義式を使うと, 重要な関係式,

$$\beta_F = \frac{g(\rho)}{\lambda} = \left(\frac{\xi}{\rho}\right)^2 \frac{g(\rho)}{g(\xi)} \quad (6)$$

が得られる. (6) 式は後に幅広がりや伸びの計算に用いられる.

関数 h^0, h^1 は平均高さ H_{0m}, H_{1mn} を与える. また, 関数 u, s は後に幅広がりやを支配する因子として使われる. 各圧延方式に対するこれらの形状関数の計算法は, 文献 (2) の付録を参照されたい.

有効ロール半径や負荷特性の計算には, さらにロール間隙における接触面の形状を推定し, それに関連した若干の幾何学量を定義する必要がある. Fig. 4 に, 角ダイヤ圧延を例にとつて接触面形状の推定法を示す. 孔型と素材の形状寸法および接触幅 B_{M1} が与えられると, 幅方向の任意の位置 x におけるロール半径 $R(x)$ と材料の出口高さ $2h_1(x)$ は決まるが, 入口高さ $2h_0(x)$ は,

Table 2. Dimensions of roll pass grooves used in the experiments.

B_G : width of groove; $H_K = H_1^* - c$ (see Fig. 1).

Square-Diamond				
m_k	α_k (deg.)	B_g (mm)	$H_k/2$ (mm)	R_o^* (mm)
0.4	136.3	24.37	4.89	45.11
0.6	119.5	21.71	6.33	43.67
0.8	103.4	20.14	7.95	42.05

Square-Oval				
m_k	r_{ov} (mm)	B_g (mm)	$H_k/2$ (mm)	R_o^* (mm)
0.4	14.51	19.71	3.86	46.14
0.6	10.21	17.50	4.95	45.05
0.8	7.96	15.49	6.11	43.89

Round-Oval				
m_k	r_{ov} (mm)	B_g (mm)	$H_k/2$ (mm)	R_o^* (mm)
0.4	13.72	18.79	3.72	46.28
0.6	9.29	16.31	4.84	45.16
0.8	7.64	14.82	5.77	44.23

Table 3. Chemical composition of materials (JIS-SS41).

Stock	C	Si	Mn	P	S	Al
Square	0.18	0.25	0.45	0.018	0.027	0.008
Round	0.17	0.23	0.47	0.021	0.027	0.008

ロール間隙内での幅広がりによる予変形のため, 同じ x での素材高さとは必ずしも一致しない. そこで嚙止めによる投影接触面の実測経験に基づいて, 嚙込み線 $A'B'$ 上での素材の輪郭は ANB のようになると仮定した. すなわち AN では素材の輪郭に一致し, NB では N から B にかけて圧下量が x の一次関数に従つて減少するようにした. ここで N 点は孔型の輪郭線 BC を z 方向に AM 間の平均圧下量の半分つまり $(H_{0m} - H_{1mn})/2$ だけ平行移動した曲線と素材輪郭線 AM との交点で, もし交点が AM 間に 2 つ以上ある場合は M 点に最も

近い点をとる。各圧延方式の $h_0(x)$, $h_1(x)$, $R(x)$ を付録にまとめて示す。

こうして $2h_0(x)$ が決まるので、次に接触幅の半分 $B_{M1}/2$ を n 等分し、第 i 要素の入口高さを $2h_{0i}$ 、出口高さを $2h_{1i}$ 、ロール半径を R_i 、投影接触長を l_{di} 、孔型に沿って測った要素の厚みを s_i として、次の4つの幾何学量を定義した。

$$\text{投影接触面積} \quad F_d = B_{M1} \sum_{i=1}^n l_{di}/n \quad \cdots \cdots (7)$$

$$\text{平均投影接触長} \quad l_{dw} = \frac{\sum_{i=1}^n l_{di}^2}{\sum_{i=1}^n l_{di}} \quad \cdots \cdots (8)$$

$$\text{平均ロール半径} \quad \bar{R} = \frac{\sum_{i=1}^n R_i l_{di} s_i}{\sum_{i=1}^n l_{di} s_i} \quad \cdots \cdots (9)$$

$$\text{平均ロール間隙比} \quad m = \frac{\sum_{i=1}^n m_i}{n} \quad \cdots \cdots (10)$$

$$\text{ただし} \quad l_{di} = \sqrt{2R_i(h_{0i} - h_{1i})}$$

$$m_i = l_{di}/(h_{0i} + h_{1i})$$

2.2 圧延実験

変形・負荷の基本特性を実験的に解明するために、小型圧延機により棒鋼の熱間圧延実験を行なった。Table 1 に圧延条件、Table 2 に用いた孔型の形状と寸法（実測値）を示す。素材は JIS-SS41 (Table 3) の角および丸棒で、熱延丸棒鋼より冷間引抜きにより Table 1 の寸法に加工した。ただし角棒には $r_s = 0.3 \text{ mm}$ のコーナRをつけた。これを圧延機入口に設置した横型管状電気炉（内径 52 mm, $\pm 2^\circ\text{C}$ 均熱帯長さ 300 mm）により、 $\text{Ar} + 10\% \text{H}_2$ ガス雰囲気中で加熱し、炉後端から前方へ押し出してロールに嚙込ませた。目標加熱温度は 950, 1050, 1150 $^\circ\text{C}$ とし、各温度で 30 min 間（均熱時間 15 min）加熱した。加熱後のスケールの厚さは 30–50 μm であつた。圧延温度 θ は、素材に埋め込んだ熱電対により大気中での冷却曲線を求め、素材を炉から押出してから測定点がロールに嚙込まれるまでの約 1.5 sec 間の温度降下を推定して Table 1 のように決定した。

ロールは直径 100 mm の平ロールに $m_K = 0.4, 0.6, 0.8$ の3種類の孔型を研削した。孔型の寸法はプラスチックによるモデル実験¹⁾を参考にして、ロールギャップが 0.2 mm のときに材料が孔型にほぼ充満するように決定した。充満率 ξ は同一孔型に対してロールギャップを変えることにより変化させ、実用上必要な $1 \geq \xi > (m_K + 1)/2$ の範囲をカバーするようにした。

圧延荷重は左右のロールチョックと圧下スクリュウの間に設置した2個の歪ゲージ型ロードセル（容量各 10 t）により、また圧延トルクは減速機とピニオンスタンドの間に取り付けた歪ゲージ型トルクメータにより検出し、ペンレコーダに記録した。ロールネック部（ニードルベ

アリング使用）などでの摩擦による損失トルク T_f はキスロールテストにより、圧延荷重 P と同じ荷重を負荷したときのトルクより評価した。 T_f と P の関係は $P=0$ 付近を除いてほぼ直線関係にあり、

$$T_f = e_0 + e_1 P \quad \cdots \cdots (11)$$

の形でよく表現できた。定数 e_0 , e_1 は各ロールごとに実験期間中随時キスロールテストを行ない、回帰分析して決定した。

材料の伸びは素材の両側面にあらかじめ刻印した間隔 $L_0 = 100 \text{ mm}$ のポイントマークの圧延後の間隔 L_1 をコンパレータで測定して求めた。幅広がり製品をマイクロカッタで圧延方向に直角に切断し、断面を拡大投影機で写しとり、幅 B^* を測定して求めた。ただし、 B^* は製品断面積を変えずに非接触部の形状を Fig. 1 のように素材断面と相似の形状で近似したときの値を用いた。

有効ロール半径は溝内にロール円周を4等分するラインマークを施し、製品上に転写されたマーク間距離から熱膨脹を考慮して求めた。

2.3 実験結果

2.3.1 幅広がりと伸び

幅広がりと伸びを決める基本特性値として、次のような幅広がり指数²⁾ k を用いた。

$$k = \frac{\ln \beta_F}{\ln \lambda_{\max}} = \frac{\ln \beta_F}{\ln g(\rho)} \quad \cdots \cdots (12)$$

k は圧下歪に対する幅広がり歪の割合であるが、もし任意の圧延条件に対して何らかの方法で k が与えられれば、(12) 式と恒等式 $\lambda_{\max} \equiv g(\rho) = \lambda \beta_F$ より β_F を消去して

$$\lambda = g(\rho)^{1-k} \quad \cdots \cdots (13)$$

により λ を、(12) 式と (6) 式より β_F を消去して、

$$\frac{\xi}{\rho} = \sqrt{g(\xi)g(\rho)^{k-1}} \quad \cdots \cdots (14)$$

により ξ または幅広がり係数 $\beta = \xi/\rho$ を計算することができる。

k を圧延実験により求めるには、任意の ρ (素材幅) に対し λ (伸び) を測定して (13) 式を用いるか、 ξ (製品幅) を測定して (14) 式を用いればよいが、測定誤差と (6) 式を導く際に使った製品形状に関する仮定のため2つの方法による k は必ずしも一致しない。そこで (12) 式に恒等式 $g(\rho) = \lambda \beta_F$ を代入して、

$$k = \frac{\ln \beta_F}{\ln \lambda + \ln \beta_F} \quad \cdots \cdots (15)$$

と表わし、これに ρ と ξ の測定値から (6) 式により計算した β_F と λ の測定値を代入して k を求めた。この方法による k は前述の2つの方法による値の間にあり、し

かも測定誤差の影響が入りにくいことを証明できる²⁾。

k を 2.1 で定義した形状関数 $s(\rho)$ と $u(\rho)$ の積:

$$US = u(\rho) \cdot s(\rho) \dots \dots \dots (16)$$

に対してプロットしたところ, Fig. 5 のように圧延方式ごとにほぼ US のみで整理できることがわかった。これは石膏ロールによるプラスチックの孔型圧延の結果²⁾から予想されることである。ただし幅広がりには一般に, 幾何学的因子のほかにロール・材料間の摩擦係数 μ にも依存するから, μ に関係する圧延温度, 圧延速度, ロール材質, 被圧延材の種類およびそれらの表面状態などの影響を受けると考えられる。しかし, 本実験条件下では圧延温度 950~1150°C の範囲で温度による幅広がり量または k の有意差は認められなかった。これは, この温度域で μ が一定というよりはむしろ, μ が十分大きく $\dagger$ sticking friction が支配的になっていて, 多少の μ の変化は幅広がりには影響しないと考える方が自然である。

各圧延方式に対して, ξ の大きい実験点を重視して回帰曲線を引き, それを次のような 4 次多項式で近似した。

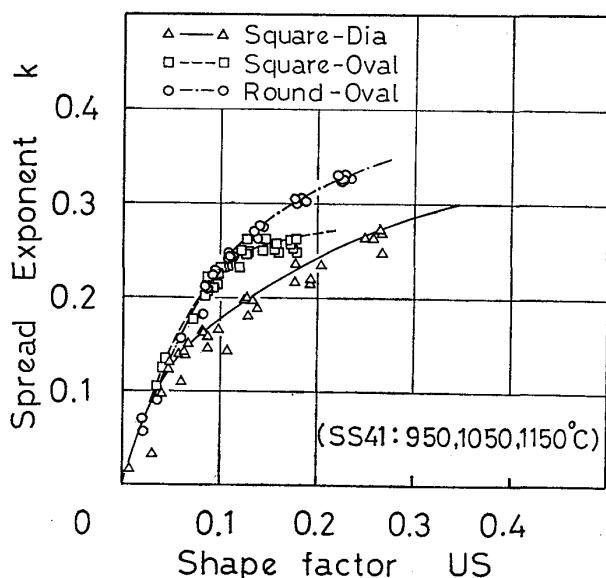


Fig. 5. Spread exponent k (Eq. 15) as a function of shape factor US (Eq. 16).

Table 4. Coefficients of eq. (17) determined by experiment.

	a_0	a_1	a_2	a_3	a_4
S - D	0.0078	3.1501	-20.061	66.427	-80.77
S - O	-0.0009	3.6302	-13.092	-14.571	114.12
R - O	-0.0022	3.3798	-11.491	8.548	19.82

[†] 熱間鋼の μ はおおむね EKELUND の式: $\mu = a(1.05 - 0.0005T)$ により評価できるが, $T = 950 \sim 1150^\circ\text{C}$ では $\mu = 0.52 \sim 0.43$ となる。ただし a は同じ材料の平圧延に対する幅広がり量の測定値と従来の μ を含む幅広がり式²⁾を比較して $a = 0.9$ とした。

$$k = k(US) = \sum_{n=0}^4 a_n (US)^n \dots \dots \dots (17)$$

係数 a_n を Table 4 に示す。

2.3.2 有効ロール半径

ロール回転数が n_r (rps) のときの製品の放出速度 v_1 (mm/sec) を与える圧延特性として有効ロール半径

$$R_E = \frac{v_1}{2\pi n_r} = \frac{l_1}{2\pi} \dots \dots \dots (18)$$

が使われる。ただし, $l_1 = v_1/n_r$ はロール 1 回転につき放出される長さで, 製品上に転写されたロールマークの間隔から知ることができる。この R_E を決定する基本特性値として, 次のような平均先進率 $\bar{\phi}$ を定義した。

$$\bar{\phi} = \frac{R_E}{R} - 1 = \frac{v_1}{\bar{v}} - 1 \dots \dots \dots (19)$$

ここで $\bar{R}$ は (9) 式で定義した平均ロール半径, つまりロールと材料の接触面内の各位置でのロール半径の平均値であり, $\bar{v}$ は $\bar{R}$ に対応する平均ロール周速 ($2\pi n_r \bar{R}$) である。

平圧延の先進率が固着摩擦条件下では圧下歪 ($\ln \lambda_{\max}$) と幅広がり歪 ($\ln \beta_F$) に依存し, 圧下歪の増加とともに増加し, 幅広がり歪の増加とともに減少することから³⁾, 第 1 近似として先進率は伸び歪 $\ln \lambda = \ln \lambda_{\max} - \ln \beta_F$ のみに依存すると推論できる^{††}。この考えを孔型圧延に拡張して, (19) 式の $\bar{\phi}$ を λ に対してプロットし

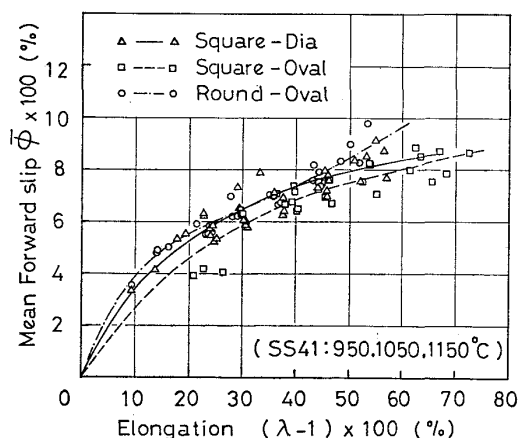


Fig. 6. Mean forward slip $\bar{\phi}$ (Eq. 19) as a function of elongation $\lambda - 1$.

Table 5. Coefficients of eq. (20) determined by experiment.

	b_0	b_1	b_2	b_3	b_4
S - D	0.0008	0.4199	-1.049	1.450	-0.80
S - O	-0.0002	0.3129	-0.498	0.406	-0.12
R - O	0.0001	0.5571	-2.053	3.784	-2.45

^{††} 先進率 ϕ が一般に $X = \ln \lambda_{\max} - C \ln \beta_F$ に依存するとすれば, 未定係数 C は $\ln \lambda = \ln \lambda_{\max} - \ln \beta_F = 0$ (但し $\ln \lambda_{\max} \neq 0$) の時 $\phi = 0$, したがって $X = 0$ でなければならないことから $C = 1$ となる。

たところ、Fig. 6 のように $\bar{\phi}$ はほとんど λ のみに依存することがわかった。圧延方式による差はわずかで、実験した3つの圧延方式の間では特に区別しなくてもよい程度であった。また $\bar{\phi}$ はロール・材料間の摩擦係数を介して圧延温度、圧延速度その他の影響を受けると推測されるが、温度に関しては実験範囲内では、温度の上昇と共に $\bar{\phi}$ は若干小さくなる傾向があるものの、その変化は一般に1%より小さく、ほとんど実験点のバラツキの範囲に入る程度であった。

各圧延方式ごとに $\bar{\phi}$ - λ の回帰曲線を引き、それを次の4次多項式で近似した。

$$\bar{\phi} = \bar{\phi}(\lambda) = \sum_{n=0}^4 b_n (\lambda-1)^n \dots\dots\dots (20)$$

係数 b_n の値を Table 5 に示す。

2.3.3 圧延荷重

圧延荷重 P を決定する基本特性値として、次式で定義される圧延荷重係数（圧力増倍係数） Q を用いた。

$$Q = \frac{P}{F_d k_{fm}} \dots\dots\dots (21)$$

ただし F_d は (7) 式による投影接触面積、 k_{fm} はロール間隙内での材料の平均変形抵抗である。 k_{fm} としてロールを通過する際に受ける圧下歪 ϵ 、変形域内の平均歪速度 $\dot{\epsilon}$ および圧延温度 θ に相当する単軸圧縮平均変形抵抗を用いた。 k_{fm} と ϵ 、 $\dot{\epsilon}$ 、 θ の関係は鉄鋼および非鉄材料に対して多くの研究者により測定され、実験式も求められているが、ここでは志田⁴⁾ による炭素鋼に対する実験式：

$$k_{fm} = \sigma_f \cdot f_m \cdot \left(\frac{\dot{\epsilon}}{10} \right)^{m'} \dots\dots\dots (22)$$

を用いた。 σ_f 、 f_m 、 m' は文献 [4] を参照されたい。

また、 ϵ 、 $\dot{\epsilon}$ は、

$$\epsilon = \ln \lambda_{\max} = \ln g(\rho) \dots\dots\dots (23)$$

$$\dot{\epsilon} = 2\pi N_r R_E (H_{0m} - H_{1mn}) / (60 H_{0m} l_{dmn}) \dots\dots (24)$$

を用いた。ただし N_r はロール回転数 (rpm)、 H_{0m} 、 H_{1mn} 、 l_{dmn} は Fig. 2 と (1) 式の定義によつた。

平圧延からの類推により⁵⁾、 Q を (10) 式の平均ロール間隙比 m に対してプロットしたところ、Fig. 7 のように圧延方式ごとにほぼ m で整理できることがわかった。いずれの圧延方式でも Q は $m=1.2 \sim 1.5$ で極小となり、これ以下ではピーニング効果、以上では接触摩擦によると思われる Q の上昇がみられる。図中には比較のため直径 100 mm の平ロールによる Table 1 の角棒の平圧延(加熱温度 950~1150°C)に対する Q - m 関係[†] を点線で示したが、孔型圧延の Q は常に平圧延より高いことがわかる。特に角-オーバル圧延では m_K の大きい孔型

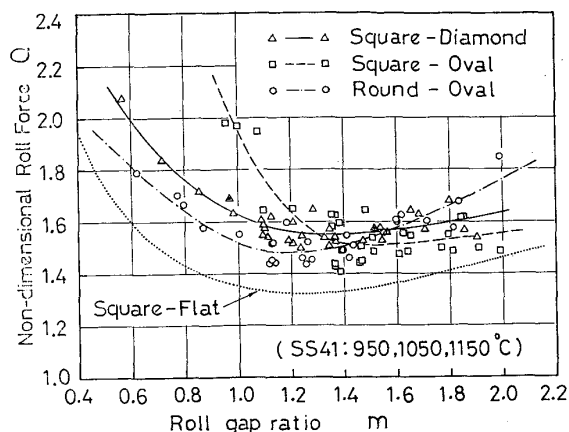


Fig. 7. Non-dimensional roll force Q (Eq. 21) as a function of roll gap ratio m (Eq. 10).

Table 6. Coefficients of eq. (25) determined by experiment.

	C_0	C_1	C_2	C_3	C_4
S - D	-0.520	2.756	-2.118	1.761	-0.253
S - O	-5.222	21.345	-25.224	13.396	-2.345
R - O	-0.668	3.160	-2.595	1.774	-0.150

で圧延したとき、幅方向の圧下率分布が著しく不均一となるが、このような場合 Q も著しく高くなっている。

圧延温度は摩擦係数を介して Q に影響を及ぼすと推測されるが、実験範囲ではほとんど影響はみられなかった。

各圧延方式ごとに回帰曲線を引き、それを次の形の多項式で近似し、そのときの係数を Table 6 に示した。

$$Q = Q(m) = \sum_{n=0}^4 c_n m^{n-2} \dots\dots\dots (25)$$

2.3.4 圧延トルク

トルク計による測定値 T_r から (11) 式による損失トルク T_f を差引けば正味の圧延トルク：

$$G = T_r - T_f \dots\dots\dots (26)$$

が得られる^{††}。圧延トルクを決定する基本特性値として、次式で定義されるトルクアーム係数 ϕ を用いた。

$$\phi = \frac{G}{2Pl_{dw}} \dots\dots\dots (27)$$

ただし、 P は圧延荷重、 l_{dw} は (8) 式による平均投影接触長である。(27) 式の定義によると、圧延圧力 p が接触面内に一様に分布するとき、

$$G = p B_{M1} \sum_{i=1}^n l_{di}^2 / n, \quad P = p B_{M1} \sum_{i=1}^n l_{di} / n$$

となるから、接触面形状のいかにかわからず、 $\phi=0.5$ となる。

[†] F_d 、 m の計算は、Fig. 4 の方法で幅広がり考慮して (7)、(10) 式によつた。

^{††} T_f は T_r の 1~5% 程度であつた。

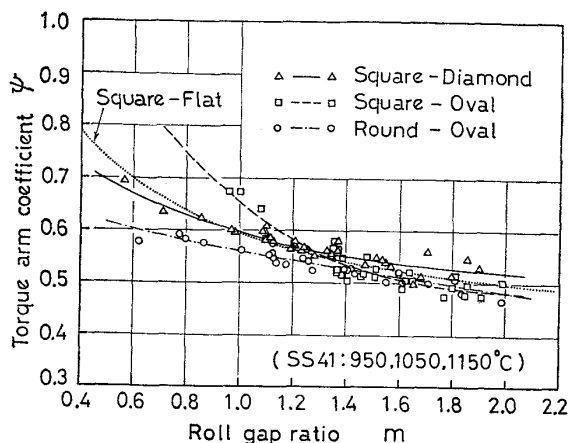


Fig. 8. Torque arm coefficient ψ (Eq. 27) as a function of roll gap ratio m .

Table 7. Coefficients of eq. (28) determined by experiment.

	d_0	d_1	d_2	d_3	d_4
S - D	-0.031	0.165	0.525	-0.090	0.025
S - O	-0.891	3.175	-2.809	1.393	-0.216
R - O	-0.002	0.017	0.628	-0.088	0.005

平圧延からの類推により⁶⁾, ϕ を平均ロール間隙比 m に対してプロットしたところ, Fig. 8 のように, ϕ はほとんど m のみに依存することがわかった. 圧延方式による差は比較的少なく, 図中に比較のため示した角棒の平圧延に対する回帰曲線とほとんど一致する. また圧延温度による有意差はほとんど見られなかった.

各圧延方式ごとに回帰曲線を引き, それを次の形の多項式で近似し, そのときの係数を Table 7 に示した.

$$\phi = \phi(m) = \sum_{n=0}^4 d_n m^{n-2} \dots \dots \dots (28)$$

3. 変形・負荷特性の計算法

2.3 で求めた4つの基本特性の計算式を使うと, その適用範囲内における任意の圧延方式と圧延条件に対し, 変形と負荷を一貫して計算することができる. その計算法を Fig. 9 の流れ図に従って説明する.

(1) 圧延方式, 孔型 (α_K, r_K, r_{ov} etc.), ロール径 D^* , ロール設定 H_1^* , 素材寸法 (B_0^*, r_s), 素材材質

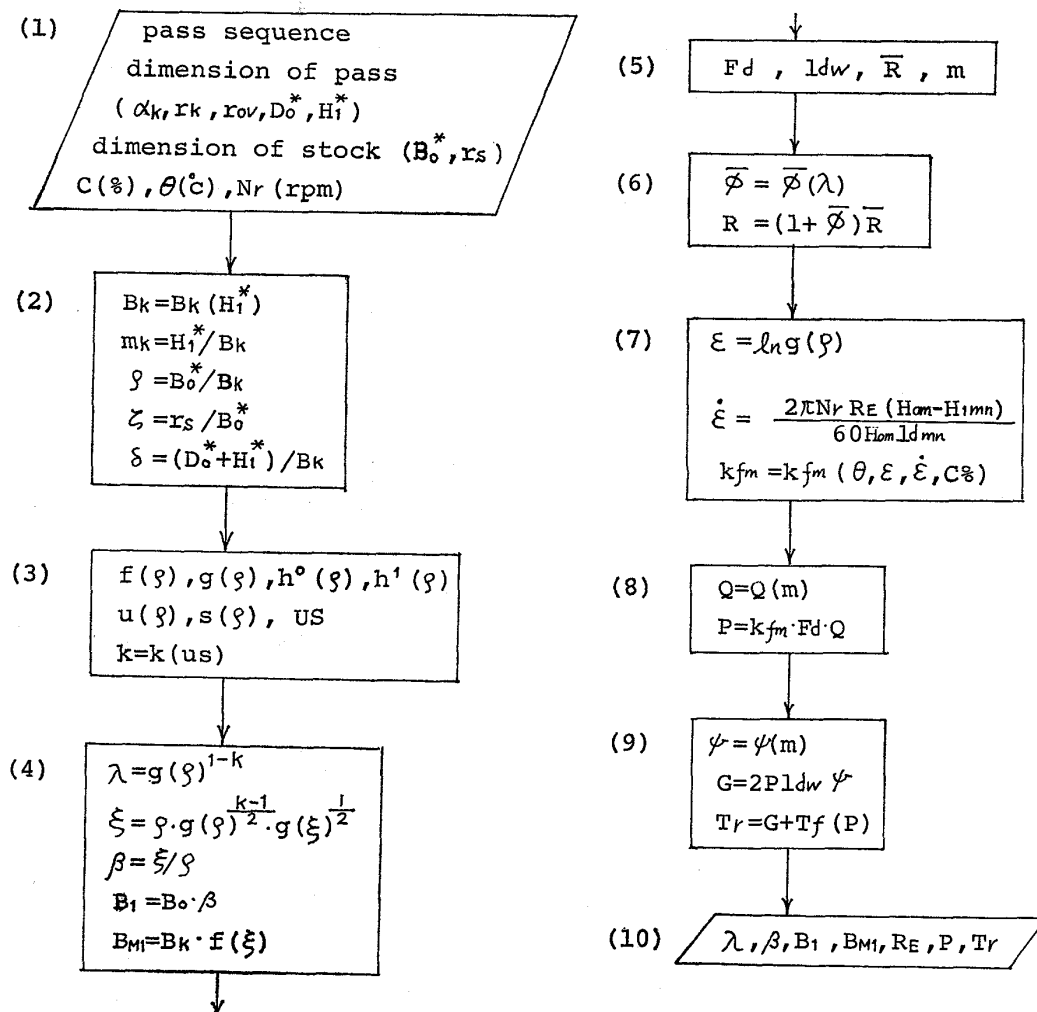


Fig. 9. Computer diagram for calculation of spread, elongation, effective roll radius, roll force and torque in the pass rollings under arbitrary rolling conditions.

(C% etc.), 圧延温度 θ , ロール回転数 N_r を入力

(2) B_K , m_K , ρ , δ , ζ を計算. ただし B_K は,

$$\left. \begin{array}{l} \text{ダイヤ孔型} : B_K = H_1^* \tan(\alpha_K/2) \\ \text{オーバル孔型} : B_K = \sqrt{4r_{ov}H_1^* - H_1^{*2}} \end{array} \right\} \dots\dots (29)$$

(3) 形状関数 $f(\rho)$, $g(\rho)$, $h^0(\rho)$, $h^1(\rho)$, $u(\rho)$, $s(\rho)$ と US を求め, (17) 式により k を計算

(4) k を使って (13) 式により λ を求め, 方程式 (14) を解いて ξ を求める. その結果を使って β , B_1 , B_{M1} を計算.

(5) (7)~(10) 式により F_d , l_{dw} , $\bar{R}$, m を計算

(6) (20) 式により $\bar{\phi}$ を求め, (19) 式により R_E を計算

(7) (22)~(24) 式により k_{fm} を計算

(8) (25) 式により Q を求め, (21) 式により P を計算

(9) (28) 式により ϕ を求め, (27), (26) および (11) 式により T_r を計算

(10) λ , β , B_1 , B_{M1} , R_E , P , T_r を出力

4. 計算結果

本計算法により, Table 3~6 の基本圧延特性値を用いて 2.2 の全実験点に対応する変形と負荷を計算し, 実測値と比較した. Fig. 10~14 にその結果を示す.

これより, 本研究の圧延条件 (Table 1) の範囲内では, 圧延方式, m_K , ξ , 圧延温度のいかんにかかわらず,

β は $\pm 3\%$

λ は $\pm 1.5\%$

R_E は $\pm 1\%$

P , T_r は $\pm 10\%$

以内の精度で計算できることがわかる. この精度は Fig. 9 の (1) に示した最小限の入力データからの推算値とし

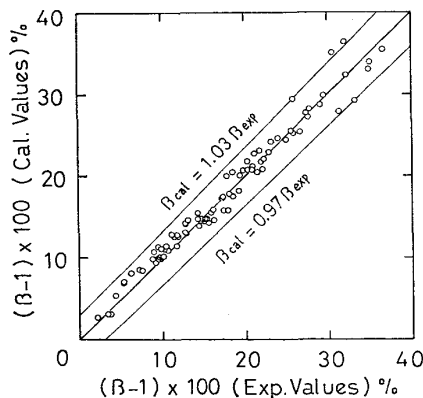


Fig. 10. Comparison of experimental and calculated values of β in the pass rollings.

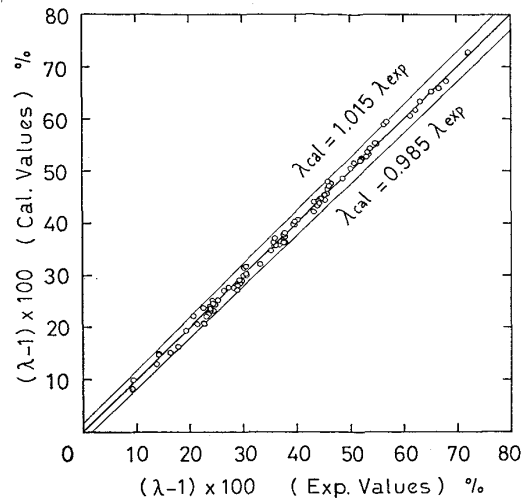


Fig. 11. Comparison of experimental and calculated values of λ in the pass rollings.

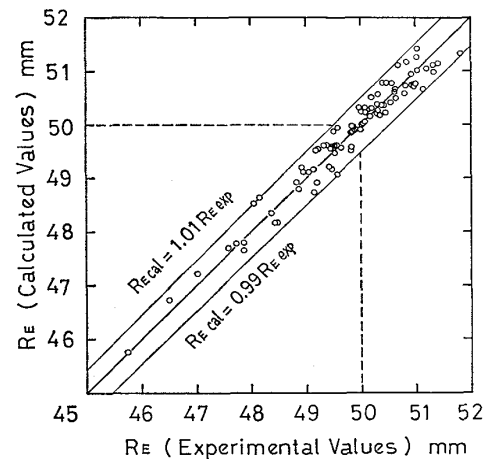


Fig. 12. Comparison of experimental and calculated values of effective roll radius R_E (Eq. 18) in the pass rollings.

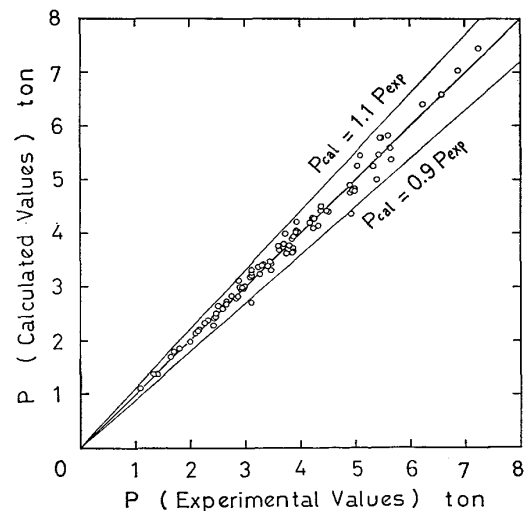


Fig. 13. Comparison of experimental and calculated values of roll force P in the pass rollings.

ては、かなり高いものである。

5. あとがき

線材圧延に使われる代表的な 3 種類の圧延方式について、軟鋼の熱間圧延実験により材料の変形と負荷を広範囲な圧延条件について測定し、その特性を把握した。その主な結果を要約すると、

(1) 幅広がりと伸びを決定する基本特性値である幅広がり指数 (k) は形状係数 (US) の関数で表現できる。その関数は圧延方式に依存する。

(2) 有効ロール半径を決定する基本特性値として定義した平均先進率 ($\bar{\phi}$) は伸び係数 (λ) の関数で表現でき、その関数は圧延方式にあまり依存しない。

(3) 圧延荷重とトルクを決定する基本特性値として定義した圧延荷重係数 (Q) とトルクアーム係数 (ϕ) は新たに導入した平均ロール間隙比 (m) の関数である。ただし、 $Q(m)$ は圧延方式に依存するが、 $\phi(m)$ は圧延方式にあまり依存しない。

(4) $950^{\circ}\sim 1150^{\circ}\text{C}$ の温度範囲では、 k , $\bar{\phi}$, Q , ϕ

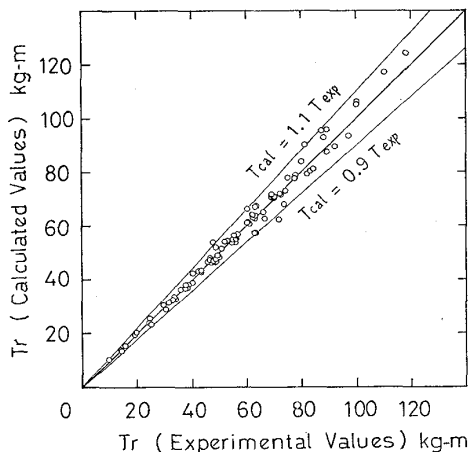


Fig. 14. Comparison of experimental and calculated values of roll torque T_r in the pass rollings.

に及ぼす圧延温度の影響は比較的小さく無視できる。これはこの範囲では摩擦係数が充分大きく、sticking friction が支配的になっているためと思われる。

さらに、これらの基本特性式を用いて、圧延方式孔、型、素材、ロール設定、圧延温度、速度など必要最小限のデータから製品の寸法、速度、圧延荷重、トルクなどを高い精度で計算する方法を示した。ただし、本研究ではロール径に対する素材の寸法の比を一定に保つたので、この比が基本特性に及ぼす影響は明らかでない。また本研究で取扱った以外の圧延方式に対し、前述の (1) ~ (3) の結果が成立つか否かも不明である。これらの点については引続き検討する予定である。なお、幅広がりに関しては従来から多くの計算法⁷⁾⁸⁾が提案されているが、本報告の k - US 実験式による方法が従来の方法と比較して精度と一般性の点で優れているか否かは今の段階では明らかではない。この点についても今後検討する予定である。

終りに、本研究の遂行に際し、山路ふみ子自然科学振興財団より研究助成金をいただき、(株)神戸製鋼所および臨港製鉄(株)より研究資材の提供など御協力をいただいた。また、圧延実験では阪大卒研究生の中川 美君の協力を受けた。これらの方々に厚く感謝の意を表します。

付録 角-ダイヤ、角-オバール、丸-オバール圧延の $h_0(x)$, $h_1(x)$, $R(x)$

Fig. A-1 を参照して各圧延方式の $h_0(x)$, $h_1(x)$ は b_K , m_K , r_K , R_0^* , h_0^* , r_s , b_{M1} , Δh_N が与えられると次の各式により計算できる。ただし、 b_{M1} は $\xi = b_K^*/b_K$ が与えられていれば本文 (2) 式に相当する $b_{M1} = b_K f(\xi)$ により計算でき、 Δh_N は、

$$\Delta h_N = \frac{1}{2} (H_{0m} - H_{1mn}) = b_K [h^0(\rho) - h^1(\rho)]$$

であつて、 $\rho = h_0^*/b_K$ から計算できる。また $h_1^* = b_K m_K$, $r_{ov} = [(h_1^*)^2 + b_K^2]/2h_1^*$ である。

〈角-ダイヤ〉

$$h_1(x) = h_1^* - r_K \sqrt{1 + m_K^2 + \sqrt{r_K^2 - x^2}} \quad (x \leq b_C)$$

$$h_1(x) = h_1^* - m_K x \quad (x > b_C)$$

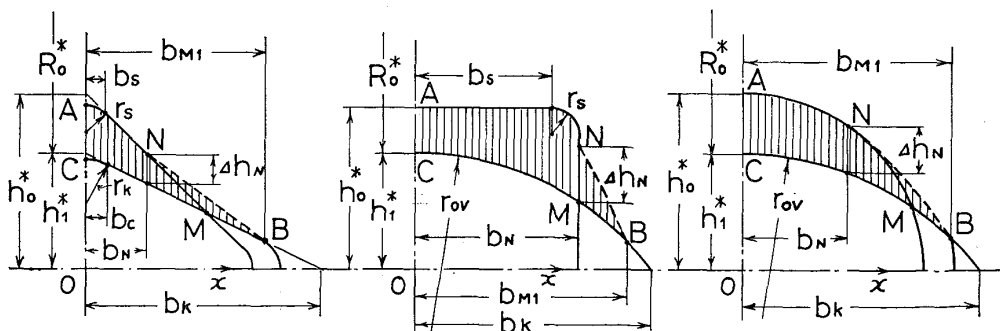


Fig. A-1. Vertical projection of contact surface in each pass rolling (a) square-diamond, (b) square-oval, (c) round-oval

$$\begin{aligned} h_0(x) &= h_0^* - \sqrt{2} r_S + \sqrt{r_S^2 - x^2} & (x \leq b_S) \\ h_0(x) &= h_0^* - x & (b_S < x \leq b_N) \\ h_0(x) &= h_1(x) + \Delta h_N (b_{M1} - x) / (b_{M1} - b_N) & (x > b_N) \end{aligned}$$

ただし,

$$\begin{aligned} b_C &= r_K m_K / \sqrt{1 + m_K^2} \\ b_S &= r_S / \sqrt{2} \\ b_N &= (h_0^* - h_1^* - \Delta h_N) / (1 - m_K) \end{aligned}$$

<角-オーバル>

$$\begin{aligned} h_1(x) &= h_1^* - r_{OV} + \sqrt{r_{OV}^2 - x^2} \\ h_0(x) &= h_0^* & (x \leq b_S) \\ h_0(x) &= b_S + \sqrt{r_S^2 - (x - b_S)^2} & (b_S < x \leq h_0^*) \\ h_0(x) &= h_1(x) + \Delta h_N (b_{M1} - x) / (b_{M1} - b_N) & (x > h_0^*) \end{aligned}$$

ただし, $b_S = h_0^* - r_S$

<丸-オーバル>

$$\begin{aligned} h_1(x) &= h_1^* - r_{OV} + \sqrt{r_{OV}^2 - x^2} \\ h_0(x) &= \sqrt{(h_0^*)^2 - x^2} & (x \leq b_N) \\ h_0(x) &= h_1(x) + \Delta h_N (b_{M1} - x) / (b_{M1} - b_N) & (x > b_N) \end{aligned}$$

ただし, $b_N = \sqrt{\frac{ABCD}{2E}}$

$$A = 2r_{OV} + h_0^* - h_1^* - \Delta h_N$$

$$B = 2r_{OV} - h_0^* - h_1^* - \Delta h_N$$

$$C = h_0^* + h_1^* + \Delta h_N$$

$$D = h_0^* - h_1^* - \Delta h_N$$

$$E = r_{OV} - h_1^* - \Delta h_N$$

また一般に $R(x) = R_0^* + h_1^* - h_1(x)$ が成立つ.

文 献

- 1) 斎藤好弘・森賀幹夫・加藤俊二・内田正二郎・加藤健三: 鉄と鋼, 62 (1976) 14, p. 1833
- 2) 斎藤好弘・森賀幹夫・加藤健三: 鉄と鋼, 63 (1977) 12, p. 1819
- 3) 例えば, Z. WUSATOWSKI: Fundamentals of rolling, (1969), p. 158~182
- 4) 志田 茂: 日立評論, 52 (1970) 8, p. 731
- 5) 斎藤好弘: 塑性と加工, 11 (1970) 117, p. 736
- 6) G. S. NIKITIN, et al.: Stal in English, 3 (1969), p. 298
- 7) 柳本左門: 塑性と加工, 5 (1964) 4, p. 315
- 8) Z. WUSATOWSKI: Fundamentals of rolling, (1969), p. 89 [Pergamon Press]