

(79) 薄板の壓延理論

東洋鋁鋼K.K. 桑原康長
同上 ○久能一郎

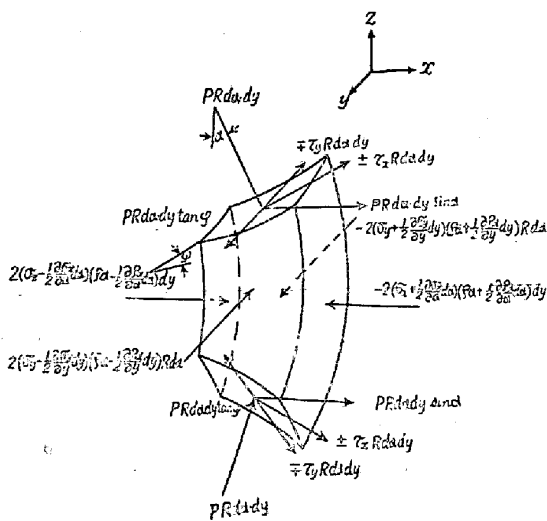
I. 緒言

薄板の壓延理論に關する研究には種々のものがあるが其の基本的概念より、(1) Von Karman¹⁾, Trinks²⁾, Tselikov³⁾, Nadai⁴⁾等の如く壓延板内の垂直面を主應力面と考えるもの(2)覺前氏⁵⁾の双曲線と楕圓の曲線群を主應力面とするもの(3) Orowan⁶⁾の微小挾角を有する二平面板の壓縮理論より出發したものの三者である。

筆者はロール面に直交する圓群を考え摩擦に依る剪斷應力の影響を入れた塑性條件を用いて壓延理論を誘導し更に幅の擴りロールの偏平變形に就て検討を行つた。

II. ロール間隙に作用する力と基礎方程式

ロール間隙に作用する力は第1圖の如きものでロールに直交する圓弧に挾まれた微小柱の平衡を考える。



第 1 圖

圖に於てロール半径を R, ロールに直交する圓の半径を rho, ロール中心線と任意點の挾む角を alpha, y 軸とロール面の傾角を phi とし、ロール動徑方向の壓力を p(壓縮應力を正), x 軸方向の應力を sigma_x, y 軸方向の應力を sigma_y とする。x 及 y 軸方向の平衡より

$$\left. \begin{aligned} \partial(\sigma_x \cdot \rho \cdot \alpha) / \partial \alpha &= -R(p \sin \alpha \pm \tau_x \cos \alpha) \\ \partial(\sigma_y \cdot \rho \cdot \alpha) / \partial y &= \mp \tau_y / (\rho \cdot \alpha) \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

x 軸方向式の中の複號はロール入口側負、出口側正で y 軸方向式の中の複號は擴りの時負で縮の時正である。

圓柱ロールの場合は phi = 0 で partial(rho * alpha) / partial y = 0 となるから (1)式は次の如くなる。

$$\left. \begin{aligned} \partial(\sigma_x \cdot \rho \cdot \alpha) / \partial \alpha &= -R(p \sin \alpha \pm \tau \cos \alpha) \\ \partial \sigma_y / \partial y &= \mp \tau / (\rho \cdot \alpha) \end{aligned} \right\} \quad (1)'$$

III. 塑性條件

一般に三次元塑性状態にある金属の塑性條件はエネルギー説に依れば主應力に關して、引張試験の塑性變形應力を S_0 とすると

$$\sigma_1 - \sigma_3 = 2 / \sqrt{3} \cdot \sqrt{S_0^2 - e_y^2 / c^2}$$

で表わされる。但し e_y は y 軸方向にして c は塑性常數である。壓延の場合に上式を sigma_x + p = kappa S_0 = S なる型に表すことゝすると薄板の場合には中央部の e_y は拘束せられて零となり kappa の値は 1.15 となる。幅擴を生じて居る處では kappa は 1~1.15 の値となり板の端で 1 となる。

次に塑性條件として剪斷應力の作用する時には

$$\sigma_x + p = \sqrt{S^2 - 4\tau^2}$$

であり tau の値として微小角を挾む二平面板の壓縮に關する Nadai の理論を迂りの場合に擴大すると任意角 theta の點に於て tau = -mu p theta / alpha なる故

$$\sigma_x + p = S \sqrt{1 - (2\mu p / S)^2 (\theta / \alpha)^2}$$

となる。之を 2alpha 全域に平均すると

$$\begin{aligned} \sigma_x + p &= S / (2\alpha) \int_{-\alpha}^{\alpha} \sqrt{1 - (2\mu p / S)^2 (\theta / \alpha)^2} d\theta \\ &= (S/2) (\sqrt{1 - a^2} + \sin^{-1} a / a) = Sw = S_0 \kappa w = K \end{aligned} \quad (2)$$

となる。但し

$$w = (1/2) (\sqrt{1 - a^2} + \sin^{-1} a / a), \quad a = 2\mu p / S$$

である。

此の塑性條件と應力平衡式(1)と組合せれば壓力分布は求められる筈であるが積分は困難である故 kappa, w を一定として積分し漸次近似解を得る様にする。材料とロールが違つて居る時には a = 0 ~ 1 で迂り得ない時には a = 1 となる。w の値は a = 0 の時 1 にして、a = 1 の時 0.875 となる。

IV. 基礎方程式の解(幅廣を生じない場合)

幅擴りを生じない場合には e_y = 0 となり sigma_y = (sigma_x - p) / 2 は一定となり二次元的に解き得る。初の板厚を H_0, 出口の厚さ H_1, 任意點の厚を h とすると幾何學的關係より sin alpha = h / R, cos alpha = 1 - h^2 / (2R^2), beta = sqrt(H_1 / R), rho = h / (2 sin alpha) = (alpha^2 + 1 / beta^2) R / (2 alpha), d rho / d alpha = (alpha^2 - beta^2) R / (2 alpha^2) となる。(1) 式の x 方向式に上の値を代入整理すると

$$(\alpha^2 + \beta^2) dp / d\alpha = 2K\alpha \pm 2\tau(1 - \alpha^2/2) \quad (3)$$

となる。

1) 迂りの場合

ロールと板の間に迂りを起して居り乾き摩擦の法則の成立する場合で $\tau = \mu p$ なる関係がある。(3) 式より

$$(\alpha^2 + \beta^2) dp/d\alpha = 2K\alpha \pm 2\mu p(1 - \alpha^2/2) \quad (4)$$

(4) 式を解くと

$$\left. \begin{aligned} \text{cap.} &= K \left[A + \int_0^\alpha \{2\alpha/(\alpha^2 + \beta^2)\} e^{\mp \mu f(\alpha)} d\alpha \right] e^{\pm \mu f(\alpha)} \\ f(\alpha) &= -\alpha + \{(2 + \beta^2)/\beta\} \tan^{-1}(\alpha/\beta) \\ K &= 1520 S_0 \end{aligned} \right\} (5)$$

A は積分常數にして入口及び出口の張力條件より求められる。(5) 式に於て $\tan^{-1}(\alpha/\beta) \doteq \alpha/\beta = z$ と近似し $z = \tan v$, $z\mu/\beta = \tau$ とおくと

$$p = K \left[A + z \{(\mp \tau v - 1) e^{\mp \tau v}\} / \tau^2 \right] e^{\pm \tau v} \quad (6)$$

となり Nadai の解と同じ形となる。

2) 迂り得ない場合

ロールと板の間の摩擦に依る剪断應力が次第に大となり $\mu p = S/z$, 即ち $\alpha = 1$ となると板は迂り得なくなり $\tau = S/z$ と一定になる。(3) 式より

$$(\alpha^2 + \beta^2) dp/d\alpha = zK\alpha \pm S(1 - \alpha^2/z) \quad (7)$$

となり解は

$$\left. \begin{aligned} p &= K \left[A' + \ln(\alpha^2 + \beta^2) \right] \pm (S/z) f(\alpha) \\ f(\alpha) &= -\alpha + \{(z + \beta^2)/\beta^2\} \tan^{-1}(\alpha/\beta) \\ K &= 0.785 S \end{aligned} \right\} (8)$$

となる A' は積分常數にして迂り得なくなる點の境界條件より求められる。

V. 幅擴りに對する考察

幅擴りを生じて居る板の端部の應力分布を考えてみると板の端 $y=0$ では $\sigma_y = 0$ にして $\kappa = 1$ である。板の中央に向うに従つて $\sigma_y \cdot p$ 共に増大し $\sigma_y = (1/2)(\sigma_x - p)$ になると $\epsilon_y = 0$ となり擴りは出来なくなる。(1) 式の y 軸方向の平衡より $\tau = \mu p$ とすると $\partial(\sigma_y \cdot \rho \cdot \alpha) / \partial y = \mp p(\tan \phi + \mu) = \mu' p$ となる。圓柱ロールでは $\partial \sigma_y / \partial y = \mp (\mu p) / (\rho \alpha)$ となる。p を y 軸方向に平均し p_{ym} とすれば

$$\sigma_y = \mp (\mu p_{ym} \cdot y) / \rho \alpha \doteq \mp (2\mu p_{ym} \cdot y) / h \quad (9)$$

$\epsilon_y = 0$ となる點を y_c とすれば

$$y_c = \mp h(-p_{ym} + K/z) / (z\mu p_{ym}) \quad (10)$$

となる。従つて幅擴りは板の幅 b が $b > 2y_c$ の場合と $b < 2y_c$ の場合で異なる。

1) $b > 2y_c$, 幅の廣い場合

幅方向の歪 ϵ_y の平均を $\bar{\epsilon}_y$ とし厚み方向の歪を ϵ_z とすると

$$\bar{\epsilon}_y = \int_0^{y_c} \epsilon_y dy / y_c = +(c/2)(p_{ym} - K/2),$$

$$\epsilon_z = -(c/4)(d_{ym} + K5/2)$$

である故

$$\begin{aligned} db/dh &= (2\bar{\epsilon}_y \cdot y_c) / (\epsilon_z \cdot h) = \\ &= \pm 2(d_{ym}/K - 1/z)^2 / \{\mu(p_{ym}/K)(p_{ym}/K + 5/2)\} \end{aligned} \quad (11)$$

2) $b < 2y_c$, 幅の狭い場合

同様にして

$$\begin{aligned} db/dh &= \epsilon_z [1/z - (p_{ym}/K)(1 \mp \mu b/zh)] / \\ &= [(p_{ym}/K)(1 \mp \mu b/zh) + 1] \times (b/h) \end{aligned} \quad (12)$$

(11)(12) 式中の符號は擴りの場合負にして縮の場合正である。幅の廣いストリップの冷間壓延の時の實測値と上式と比較せる處極めて良く一致した。

VI. ロール偏平變形に關する實驗

實際の四段冷間壓延機を突然停止せしめ其の接觸部を低融合金に埋込研磨後コンパレータにて實測した結果 Hitchcock⁷⁾ の鍛造鋼ロールに對する式と極めて良く一致した。

VII. 各種壓延理論との比較

從來の各種壓延理論に就て塑性學的な比較を簡単に試みる事とする。

1. 主應力面の選定と塑性條件

主應力面の選定に就ては前述の通りであるが Orowan 及び筆者以外はロールと板の間の摩擦力を考慮し乍ら剪断應力の塑性條件に及ぼす影響を無視する矛盾を有して居る。冷間壓延の場合には其の差は小であるが迂り得ない時には相當大になり剪断應力を考慮したものの方が 0.785S と小さくなつて居る。然し剪断應力の値に關する Nadai の壓縮理論は検討を要する。

2. 摩擦力垂直分力の取扱

Trinks 等の如く摩擦力の垂直分力を塑性條件中に入れているものと Nadai の如く考慮しないものを比較するに、摩擦係數が小で接觸角の小さい冷間壓延の場合は其の差は少いが熱間壓延では相當大となる。然し乍ら剪断應力を板の内部迄考へた場合には其の影響は約 1/3 となる。

3. 摩擦法則

塑性變形の場合の摩擦法則は極めて複雑であるが、Orowan, Nadai, 筆者は摩擦力が材料の剪断抵抗に等しくなると迂り得ないと云う所謂 Sticking の概念を入れている。

4. 幾何學的近似

微分方程式を解き得る形にする爲に各種の近似が行わ

れているが Trinks 等はロール面を拋物線に覺前氏は双曲線に近似してある。

VIII. 結 論

1. ロール面に直交する圓弧上の應力平衡より剪斷應力を考慮した壓延理論式を誘導し他の壓延理論との比較を行った。
2. 幅擴りの近似解を示し實測値との比較を行った。
3. ロール偏平變形に關する Hitchcock の式は冷間壓延にて良く一致する事を示した。

参 考 文 献

- 1) Karman, Th.: Z. ang. Math. u. Mech., vol 5, 1925, p. 139—41 "On the theory of rolling."
- 2) Trinks, W.: Blast Furnace and Steel Plant, vol, 25, 1937. p. 285, "The mechanics of cold rolling."
- 3) Tselikov, A. I.: Metallurg., No. 6, 1939, p. 61—76, "Effect of external friction and tension on the metal on the rolls in rolling."
- 4) Nadai, A.: Journal of Applied mechanics, p. A54—A62, Amerc. Soc. Mech. Eng., June, 1939, "The forces required for rolling steel strip under tension."
- 5) 覺前陸夫: 日本機械學會論文集, 16 卷, 55 號, p. 59—63. "板壓延における應力の計算"
- 6) Orowan, E.: Proc. I. Mech. E., vol 150, 1943, No. 4. p. 140—67, "The calculation of roll pressure in hot and Cold flat rolling."
- 7) Hitchcock: American Society of Mechanical Engineers Research Publication, 1935, "Roll neck bearings."

(80) 異方性珪素鋼帶製造實驗

川崎製鐵 K.K. 工 今 井 光 雄

異方性珪素鋼帶の工業的重要さについては今更改めて云う迄もない事であるが、現在我が國では極く一部の會社で試作程度に製造せられていると聞いている。實際の數字については知る可くもないけれども、私の實驗結果を發表して何かの御参考になれば幸と考へ、許可を得て發表する。工業的の實驗である故に、設備の不完全さのために、高温熱處理が出来なかつたのが残念ではあつたが致し方がなかつた。方針としては次の項目に重點を置いて實驗を行った。

- ① 一回強冷間壓延法
- ② 二回強冷間壓延法
- ③ 強冷間加工率と、中間燒鈍後の弱冷間加工率と仕上燒鈍溫度の磁化回轉力に與える影響

先ず實驗に使用した材料の化學成分を下に示す。

C%	Si%	Mn%	P%	S%	Cu%	Cr%
0.059	2.617	0.08	0.020	0.008	0.32	0.043

熱間壓延後の鋼帶は厚さ 2.8m/m、幅 100m/m、重量約 50kg であつた。この鋼帶を 850°C 6 時間保持の密閉燒鈍を行つて後酸洗を行い、次の厚さ迄強冷間壓延を行つた。

強冷間加工率

- | | | |
|--------------|------------------|-------|
| ① 一回強冷間壓延 | 2.8m/m → 0.35m/m | 87.5% |
| ② i) 二回強冷間壓延 | 2.8m/m → 0.70m/m | 75% |
| ii) " | 2.8m/m → 0.98m/m | 65% |
| iii) " | 2.8m/m → 1.40m/m | 50% |

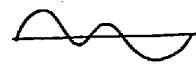
①の試料は 900°C 5hr 保持の中間燒鈍を行つた後直に弱冷間加工を行い、②の試料は 900°C 5hr 保持の中間燒鈍後、更に各試料は強冷間加工を行つて、0.35m/m 迄壓延した。此の時の冷間加工率は②i)が 50% ②ii)が 65% ②iii)が 75% であつて、②i)と②iii)は加工率の順序が逆になつてゐるに過ぎない。之等②の試料は再度 900°C 5hr 保持の中間燒鈍を行つた。中間燒鈍はすべて水素氣流中で行われた。

中間燒鈍の終了した珪素鋼帶は、次の 6 種類の弱冷間加工を行い、主方位結晶粒の選擇的粗大化への寄與と同時に、仕上燒鈍溫度と弱冷間加工率との相關性を實驗した。

弱冷間加工率	0.5%	1%	1.5%	2%	3%	4%
仕上燒鈍溫度	750°C	800°C	850°C	900°C	950°C	1000°C

即ち 36 種類の弱冷間加工率及び仕上燒鈍溫度の相違した實驗材料の磁化廻轉力を測定した。仕上燒鈍は少くとも 1000°C 以上の方が良好である事は、既に實驗済みであつて、別の機會に其の理由を發表し度いと考へているが現在 1000°C 以上で熱處理の出来る工業用電氣爐乃至、瓦斯爐の設備がないので、熱處理は 1000°C に止めた。

強冷間壓延のみでは磁化回轉力曲線は



の形を示し、熱處理後は

