

討13

川崎製鉄 技術研究所 阿部英夫, ○比良隆明, 中川吉左衛門
 千葉製鉄所 山本武司, 小西博典, 坪井潤一郎

1. 緒言

当社では1974年から千葉製鉄所においてUOE鋼管の製造を開始し、以来今日まで安定した操業を続けている。操業に先立ちモデル成形機を用い板の変形挙動の実験および塑性力学的な解析をし、実機でこれを確認し、また昨今需要の増大しつつある厚肉UOE鋼管に対処すべく、現有設備の製造限界についても検討し、造管技術の確立をしてきた。¹⁾ 本資料はC, U, Oプレスとエクステンダーの各成形工程の力学的解析結果をまとめたものである。なお、同様の研究報告は多く発表されている。^{2~5)}

2. 曲げ理論

UOE鋼管の変形は軸力を伴う繰返し曲げ変形であり、これを単純曲げ理論により解析した。材料特性としてはバウシinger効果を考慮し、降伏伸びを有し直線加工硬化として取扱った。紙面の都合上、解析法の詳細は既報にゆずる。

3. Cプレス

シーム部近傍はO成形では十分曲げることが難しいので、予めCプレスによつて端曲げする必要があり、曲げ条件として $(2 \times \text{工具半径}) / \text{管直径}(D) \approx 0.7$, $(2 \times \text{曲げ幅}) / D \approx 0.1$ が適正である。しかし、厚肉管では端まで十分曲げるためには非常に大きな力(P)が必要となる。図1のモデルにおいて成形力Pとピーキング長さ ℓ_p との関係を計算する。同図の点1, 2での塑性降伏曲げモーメントを M_1, M_2 とし、点A, Bにおける反力の垂直成分を P_1, P_2 とすれば

$$M_1 = P_1 \cdot \cos(\nu + \theta_1 - \alpha_1) \cdot \ell_p / \cos(\theta_1 + \nu), \quad M_2 = P_2 \cdot \cos \alpha_2 \cdot \ell_q$$

$$P = P_1 + P_2, \quad \nu = \tan^{-1} \mu, \quad P_1 = N_1 \cdot \cos(\theta_1 + \nu) / \cos \nu, \quad P_2 = N_2 \quad \dots \dots \dots (1)$$

摩擦力の方向は、変形過程により変化するので、ダイと板端Aとの接触点Aの成形の進行に伴う水平方向変位Xと曲げ角 θ との関係を計算した結果、図2を得た。同図で $dx/d\theta > 0$ のときの摩擦力の方向は図1に一致し、 $dx/d\theta < 0$ のときは逆向きとなるが、厚肉管の成形限界の検討には図1のように計算すればよい。(1)式によりPと ℓ_p との関係を計算した結果を図3に示す。同図で実線は板が十分ポンチになじみながらA点のみの反力で成形されている状態を示す。破線はA, B两点から反力をうけている状態を示す。後者の場合、非常に大きな成形力を要するので、厚肉管の場合、ダイス形状、オフセット量(上下金型中心の水平方向ずらし量)を前者の状態を保つようにすることが成形力を小さく、造管限界を拡大するのに重要である。

ダイス長さを短くし、単位長さ当たりの成形力を増し、造管限界を拡大することも可能である。成形力が小さい材料に対しては、ポンチとダイとのクリアランスの不均一さが最小になるようにオフセット量を設定し、板が上下金型に十分なじむようにするのが製品管のシーム近傍の形状精度を改善するのに有効である。

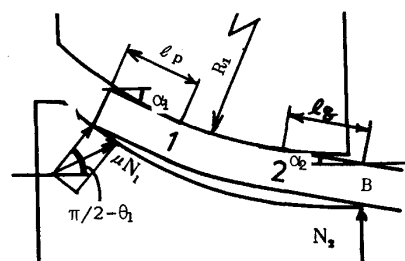


図1 Cプレスにおける板の変形模式図

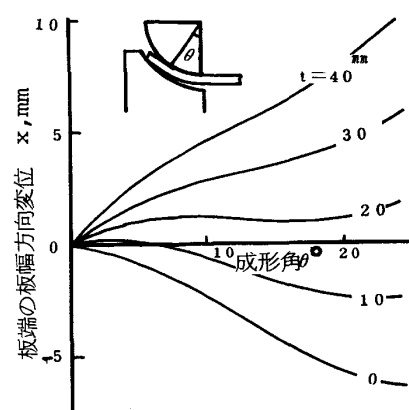


図2 成形角と板端変位との関係

4. Uプレス

VersionタイプのU成形において板と工具との接触状態は種々のケースが存在するがその一例を図4に示す。同図においてポンチと板との接触角(φ_1)を成形の進行をあらわすパラメータとして用い、回転モーメントおよび力のつり合いからダイス反力(N_1, N_2)、ポンチ力(P)、成形ストローク(Y)を次式で計算する。Mは板の塑性曲げモーメントを表わす。

$$\left. \begin{aligned} N_1 &= M \cdot \cos \varphi_1 / (L_3 + \chi \cdot L_4), \quad N_2 = \chi \cdot N_1 \\ P &= 2(N_1 + N_2)(\cos \varphi_1 + \mu \sin \varphi_1) \\ Y &= (R_3 + t/2)(1 - \cos \varphi_1) + L_3 \cdot \tan \varphi_1 \\ &\quad - (R_4 + t/2) \cos \varphi_1 - C \sin(\beta - \varphi_1) \\ &\quad + d \sin(\varphi_0 + \alpha) + R_4 + t/2 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (2)$$

ただし、 $\chi \equiv \{a + \mu(H + t/2 + R_4)\} / \{b - \mu(H + t/2 + R_4)\}$

φ_0 ; ロツカーダイ初期傾斜角

図5にP-Y曲線の計算例を示す。ロツカーダイ間隔(X_c)が大きいほどPは小さいがYが大きく遂には板が十分曲がりきらずに素通しの状態となる。 X_c が小さいとYは小さいがPが急激に増大し遂には板と工具がロツキング状態となる。 X_c の変化に伴う最大ストローク(Y^*)、最大成形荷重(P^*)の変化を図6に示す。 P^*, Y^* の両者がそれぞれのプレス仕様を同時に満足し得ない限界がUプレス限界を与える。(2)式による計算値と実測値がよく一致することが確かめられており、 X_c の適正化、造管能力が精度よく算定できる。

5. Oプレス

川田らの解析方法に基づき、O成形過程の板の変形挙動、O成形荷重、O成形後の管形状精度に及ぼすUポンチ形状の影響について計算した結果を報告する。O成形過程の板変形プロファイルの計算と実測結果との比較を図7に示す。板は腰折れ変形を繰返ししながらO金型になじんでいく様子がわかり、計算と実験とは比較的よい一致を示す。この場合のO成形荷重(P)と上下金型隙間(S)との関係を図8に示す。腰折れ変形時にPの減少を繰返ししながら成形が進行する。

本条件で単位長さ当たりO荷重 $1200 \text{ Kg/mm} (= 0.82 t \sigma)$ を加えたときに、O成形で十分曲げられないピーキング長さの計算結果は 113 mm である。O成形で曲げられない部分は、予めCプレスしておく必要があり、実機では端 120 mm をCプレスしている。

図9にO成形後に付与した円周方向圧縮歪(ε_a)と除荷後の曲率分布を示す。 ε_a の増大に伴い形状精度がよくなり、実機では $\varepsilon_a = 0.2 \sim 0.3\%$ 程度の歪を付与しており、それに必要な成形荷重Pは、 $P = (0.9 \sim 1.0) 2 t \cdot \sigma \cdot B$ である。成形荷重と成形ストロークで制御する二方法があるが、後者の方が安定した操業が可能である。

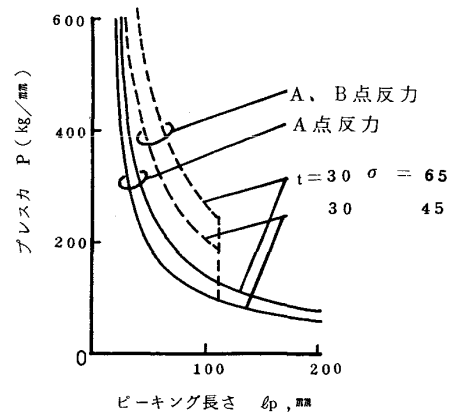


図3 ピーキング長さとプレス力との関係

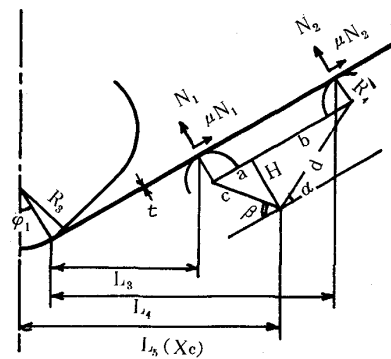


図4 U成形における幾何学的関係の一例

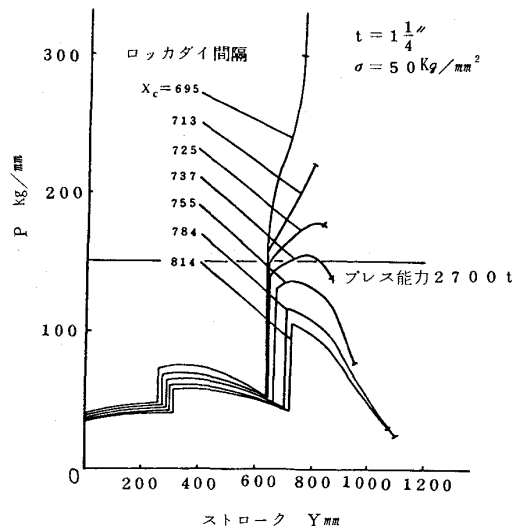


図5 ロツカーダイ間隔を変えた時のストローク・荷重の計算例

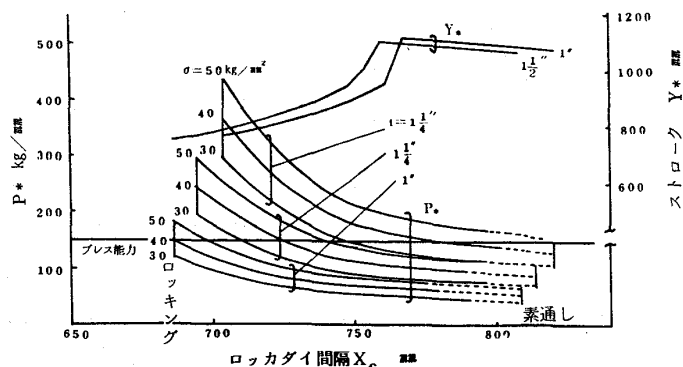


図6 X_c を変化させた時の限界ストローク (Y^*)とU成形最大荷重 (P^*)

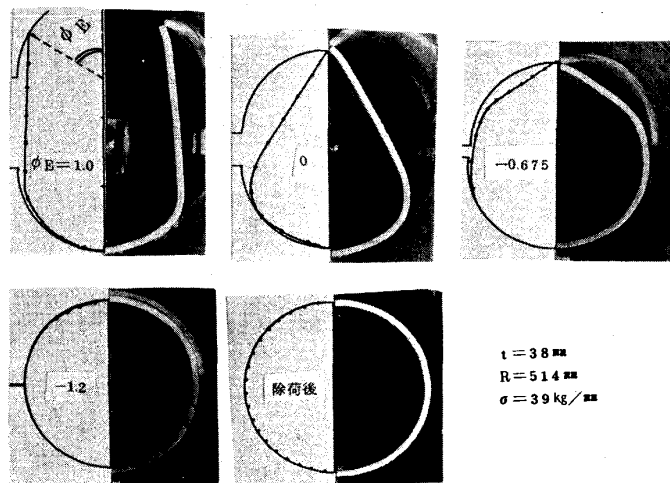


図7 Oプロフィール計算例と実機におけるOプロフィール(同一条件)

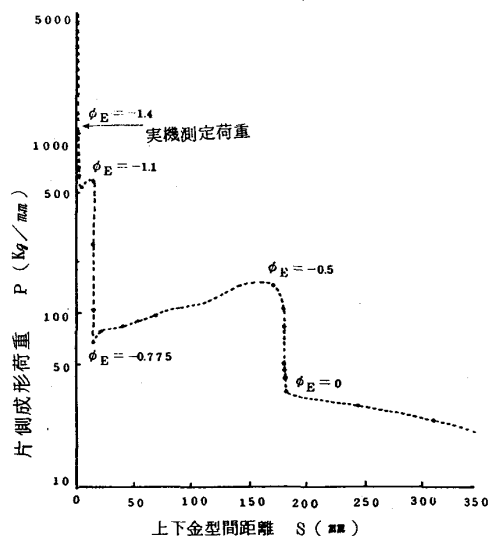


図8 O成形金型間距離 (S)と成形荷重 (P)

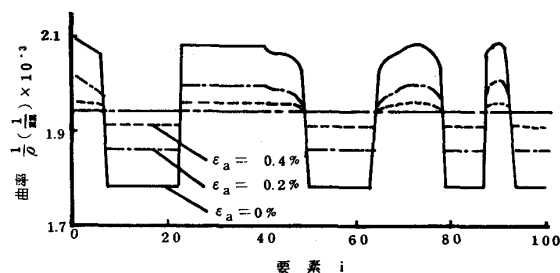
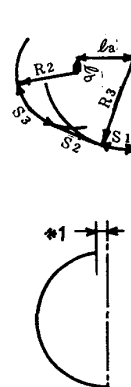


図9 円周方向歪を与えた場合の除荷後の曲率分布

Uボンチ形状がO成形除荷後の管形状(シーム・ギャップと真円度)に及ぼす影響を計算した結果を表1に示す。複円筒ボンチは表1における R_2 , R_3 , l_a , l_b の諸元からなり、同表のNo.1のボンチを標準寸法とし各要因の変化せしめた場合のシーム・ギャップと真円度を計算した。 R_2 , R_3 を大きくするとU成形での曲げ部長さ(S_1 , S_3)が増大し、O成形での曲げ戻し変形部分が多くなるのでタイトシームの傾向が強くなる。しかし、一方真円度は向上する。 l_a を大きくする(ボンチ幅が広い)とタイトシームが軽減し真円度も改善され、腰折れの変形も少ないので一般的には管形状精度が向上する。

表1 Oシームギャップに及ぼすUボンチ形状の影響

諸元	1	2	3	4	5	6	7
R_3	355.6 mm	200.0	500.0	355.6	355.6	355.6	355.6
R_2	241.3 mm	241.3	241.3	200.0	500.0	241.3	241.3
l_a	215.9 mm	215.9	215.9	240.7	57.2	137.2	328.4
l_b	-41.3 mm	114.4	-185.7	-73.4	163.9	-86.5	110.3
S_1	127.2 mm	63.5	214.6	131.8	89.8	78.1	234.7
S_2	187.8 mm	240.8	119.0	197.8	96.4	115.1	327.0
S_3	292.7 mm	302.4	275.5	240.0	659.1	326.1	219.7
シーム状態 (※1)	-15.7 mm	0.89	-48.6	-10.6	-99.6	-17.3	-13.9
シーム荷重	0.85 kg	0	2.8	0.61	5.9	0.98	0.85
真円度	4.7 %	2.9	2.3	3.5	0.4	3.4	1.8



6. メカニカル・エクスパンダー

Maxeyらのメカニカル・エクスパンダーの力学的解析を拡張し、図10に示すように拡張部分の歪の履歴、工具の幾何的關係、レリー弁の減圧速度特性を考慮し、詳細な解析をした。図11にラム圧力(P) - ストローク曲線に及ぼすフィード長(FL)の影響を示す。FLが小さいほどPは低下し、また拡張行程末期においてラムの慣性と残圧のためにオーバーランする現象があり、Pの最大値(Pm)も減少する。従つて厚肉管の場合、FLを小さくすることにより多少拡張能力を増すことができるが、ほとんど管厚、径と降伏強度によつて決まるので、工具長を短くする、油圧を上げるなどの対策が必要となる。またPmは管降伏強度(YS)に強く依存するので、PmからYSの全数検査ができる可能性がある。その精度をチェックした例を図12に示す。管円周方向から採取した引張試験から得た降伏圧力YP(Strap YS)に対し、Pmから求めたYP(Expand YP)の推定精度は、 3σ /平均値で評価すれば $\pm 12\%$ である。

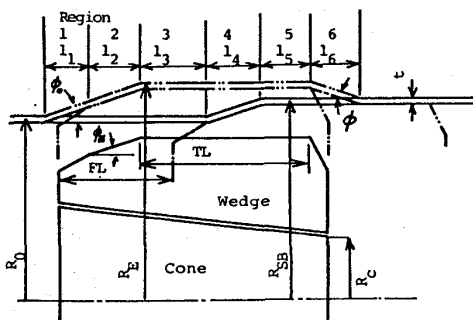


図10 メカニカルエクスパンダーにおける工具とパイプの幾何学的関係

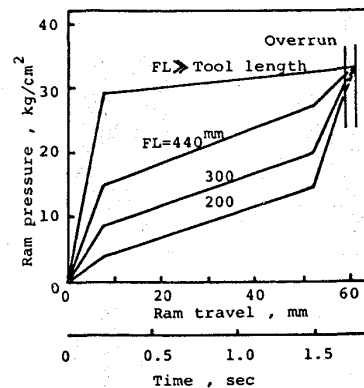


図11 ラム圧力に及ぼすフィード長の影響

7. あとがき

UOE鋼管の成形についての力学的解析結果をまとめた。これらの結果から、各成形工程の成形条件を適正にし、造管技術の確立をしてきた。また現有設備能力を最大限に有効に生かし、最大板厚1.5"のUOE鋼管の造管技術を確立した。UOE鋼管の板の変形挙動は軸力を伴う繰返し曲げ変形であるが、単純曲げ理論により全工程を通して体系的に理論づけられたものとする。

参考文献

- 1) 阿部ほか；川鉄技報，6(1974)4, 489, 鉄と鋼 64, (1978)S266, 第57回塑性加工シンポジウム(1976, 11), 51.
- 2) 中島ほか；25回塑性加工連合講演会(1974), 365, 昭49春塑性加工学会, (1974), 287.
- 3) 岡本ほか；昭50春塑性加工学会, (1975), 298, 同302.
- 4) 三原ほか；鉄と鋼65(1979)4, S285.
- 5) 杉村ほか；鉄と鋼65(1979)11, S264, 昭54春塑性加工学会, (1979), 229. 233.
- 6) 川田ほか；塑性と加工16(1975), 179, 1132. など

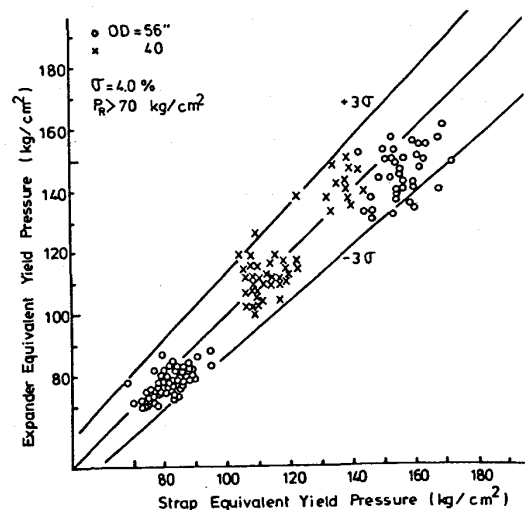


図12 Expand YPとStrap YPの相関