

討14 厚肉 U O 鋼管 成形 に関する 研究

新日鉄・君津
生産研

杉村 重幸，
〇河野 彪

白田 松男，

広川 登志男

1. 緒 言

近年，世界的傾向として石油，天然ガスを寒冷地や深海に依存する度合いが強まっている。これらの輸送手段として高張力厚肉 U O 鋼管の需要が増大しつつある。この様な高張力化，厚肉化に伴ない C，U，O 各成形工程における所要成形力は著しく増大し，従来と同じ成形方法を採用する限り，巨大な設備を要する事となる。これまでも U O 成形法に関して種々の報告がなされているが^{1)～6)}筆者らは高張力厚肉 U O 鋼管 (X65/32～40mm) を対象に，C，U，O 成形特性に影響を及ぼす諸因子について検討を行なってきた。その結果，比較的小さな成形力で良好な形状の U O 鋼管を成形する方法 (効率的成形法) を見出す事ができたので，その概要について述べる。

2. O 成形 及び C，U 条件 の影響⁶⁾

2.1 実験方法

実機の 1/2 モデル実験機を用い，表 1 に示す材料を 381mmφ 及び 609.6mmφ のパイプに成形した。成形条件として，C 成形でのクリンプ長さ比 (c)，U 成形でのポンチ比 (a)，ボトム平均ポンチ比 (a')，扁平比 (b) を変化させ O 成形力は一定とした。ここで O 成形力は O 形状の良否の判定を容易にするため理論値 ($2 \cdot t \cdot \sigma_e$) の 60% 程度とした。

2.2 実験結果

2.2.1 O 形状 及び C，U 条件 の影響

- (1) ビーキング (またはシームアングル) 低減にはクリンプ比 c を増大する事が非常に効果的である。(図 2)
- (2) シームギャップに対する主要因は U パンチ形状 (ポンチ比 a と扁平比 b の組合せ) であり，a 大かつ b < 1 のパンチ ($a' \geq 1$) がギャップ確保に必須である。また同時にクリンプ比 c を増大させる事もギャップ確保に有効である。(図 2) なお，扁平比 b を変える事によつて他の形状特性値に影響を与えずにシームギャップコントロールが可能となる。
- (3) 真円度に対する要因はポンチ比 a であり a を大きくする事が有効である。(図 2)

2.2.2 O 成形 中の 変形 様式 及び C・U 条件 の影響

写真 1 に示す様に成形中の変形様式は大別すると 4 つの型に分類できる。これまでも下なじみ型，腰折れ型は戸澤ら¹⁾によつて報

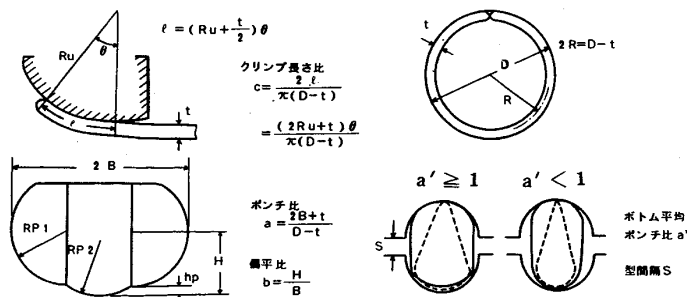


図 1 記号の説明

表 1 供試材の機械的性質

材料	板厚 (mm)	YS (kg/mm ²)	TS (kg/mm ²)	YR (%)	F (kg/mm ²)	E/E	R/pe (x10 ⁻²)
							D=381mm D=609.6mm
C	19.7	47.6	62.6	76	33.0	0.0016	4.31 7.03
D	19.8	54.6	63.2	86	≧0	≧0	4.94 8.06

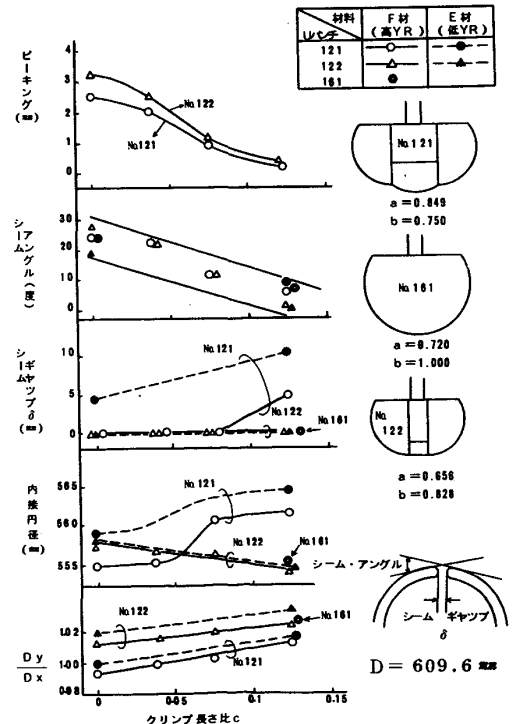


図 2 O 形状 及び C，U 条件 の影響

告されていたが、クリンプ比 c を新たに付け加えた条件で実験した結果、 c 及び a が大の時に上下なじみ型という新しい変形様式が現われた。図3にクリンプ長さ比 c による金型接触角の変化を示す。 $c = 0$ では a' の値に関わらず下なじみ型もしくは準なじみ型であるが、 c を増大するに従つて $a' \geq 1$ では典型的な腰折れ型に変化するが $a' < 1$ では腰折れ型は生

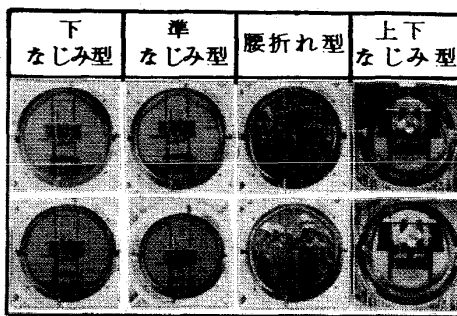


写真1 代表的変形様式

じずらい。更に c が 0.2 程度まで増大すると腰折れ部がクリンプ域に達し $a \geq 1$, $a' < 1$ 両方ともに上下なじみ型に移行する。この様な O 成形中の 4 つの変形様式と C, U 条件の関係、及び各変形様式と O 形状の関係をまとめたのが図4である。 $a' < 1$ ではシームギャップが得られないため良好な形状の得られる領域は存在しないが、 $a' \geq 1$ では腰折れ型変形様式の 1 部と上下なじみ型変形様式において O 形状の良好な領域が存在する。

2・3 まとめ

C, U 条件によつて O 形状及び O 変形様式は大きな影響を受けるが、良好な O 形状を得るためには c 大なる C 成形、 a 大かつ $b < 1$ ($a' \geq 1$) なる U 成形を行なう事が必要である。また b を変える事によつてシームギャップコントロールが可能となる。この様な U O 成形をする事によつて所要 O 成形力を低減させる事ができると考えられる。

3. 効率的 C 成形法⁶⁾について

C 成形の目的として良好な O 形状を得るためのクリンプ長さの増大化を前節で挙げたが、材料端部に残存する未変形帯長さ (ℓ_F) を極力小さくすることも重要である。ここでは効率的な ℓ_F 低減法について述べる。

3・1 理論及び実験による検討

下記の仮定に基づいた C 成形モデル (図5) から、成形力 P は (1) 式で表わされる。

(仮定) ①材料と下ダイの接触点 D より内側 (左側) 部分の作用力、モーメントを無視する。② B C 間の材料は上ダイに十分ななじみ、かつ B C, C E 間は直線と見なす。③材料と上ダイ間の相対的すべりは無いものとする。

$$P = P_D + P_E = \frac{M}{L} + \frac{M}{\ell_F} \cdot \frac{\cos(\varphi_E - \nu)}{\cos(\varphi_E - \theta - \nu)} \dots (1)$$

$$= f(M, \ell_F, L, \varphi_E, \theta, \nu)$$

従つて成形力を低減させるためには L , θ (クリンプ長さ比に相当) を大きくし、 $\varphi_E - \theta = \nu$ とする事が有効である。 $\ell_F = 1$ とした時の成形力に及ぼす L , ℓ ($= (R_u + \sqrt{2}) \times \theta$) の影響を理論計算により求めた。その結果を図6に示すが、 L を増大する事による成形力低減効果は非常に大きい。この計算結果は実験結果と定性的に一致している。(図7)

3・3 まとめ

上下ダイ半径やその相対的位置関係を適切に選択する事によつて

	D(mm)	a'	a	b
●	38.1	< 1	0.895	1.0
○	609.6	≧ 1	0.849	0.75

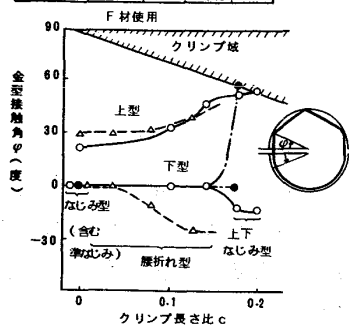


図3 クリンプによる金型接触角の変化

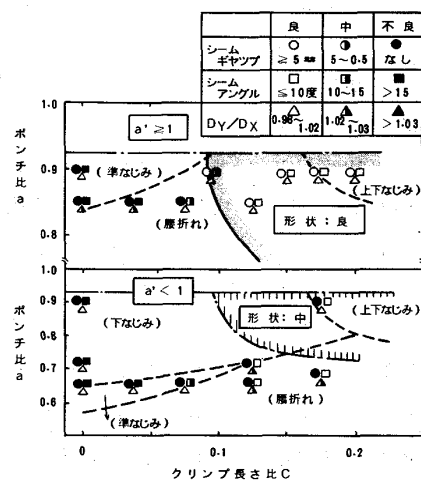


図4 C, U条件とO形状及び変形様式

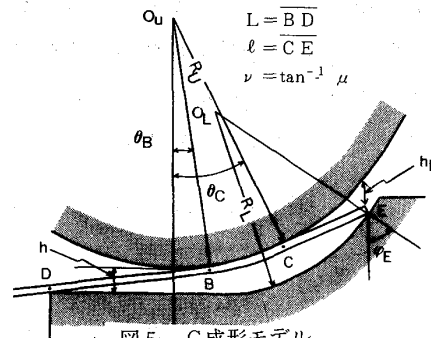
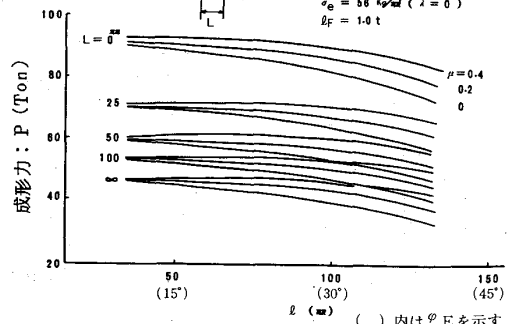


図5 C成形モデル

$$L = \overline{BD}$$

$$l = \overline{CE}$$

$$\nu = \tan^{-1} \mu$$

図6 Pと ℓ , Lの関係(計算例)

Lを大きくし、更に上ダイへの材料の捲付け角（クリンプ長さ比に相当）を大きくすればより小さな成形力で ℓ_F を低減させる事ができる。

4. U成形力の支配要因について⁶⁾

これまでにロッカーダイ方式（パーソンタイプ）のU成形力支配要因について2, 3の報告^{2), 3), 5)}がなされているが、ここでは特に、成形中の摩擦の方向が変化する事に着目し、理論と実験両面から検討した。

4・1 理論式

理論検討を行なうに当つて、次の3つの仮定を設けた。(1)材料はパンチになじみ、直線部の弾性変形は無視する。(2)単純曲げ理論による。(3)材料とシュー間の摩擦のみを考慮し、他については無視した。なお、計算はロッカーダイ回転中の工程(3'rd Stage)についてのみ行なつた。

本理論式はシューと材料間における摩擦方向の変化を考慮した点が特徴であるが、この摩擦方向の判別はパンチが微小距離降下した時の材料とシュー間の相対すべりを幾何学的に計算する事によつて容易に可能となる。図9は成形中の摩擦方向の変化を理論と実験によつて求めたものである。理論計算結果と実験結果は良く一致し、成形初期と後期では摩擦の向きが逆転する。この摩擦方向の変化を考慮に入れる事によつて成形力は次式で求められる。

$$P_Y = 2(P_{BY} + P_{CY}) \dots \dots (2)$$

ただし、

$$P_{BY} = P_B (\cos \varphi_B + K_B \cdot \mu_B \cdot \sin \varphi_B)$$

$$P_{CY} = P_C (\cos \varphi_C + K_C \cdot \mu_C \cdot \sin \varphi_C)$$

ここで、 K_B, K_C

摩擦力が $\left\{ \begin{array}{l} \text{シューに対して上向き} \\ \text{働かない} \\ \text{シューに対して下向き} \end{array} \right\}$ の場合 $\left\{ \begin{array}{l} K_B = K_C = -1 \\ K_B = K_C = 0 \\ K_B = K_C = +1 \end{array} \right\}$ となる。

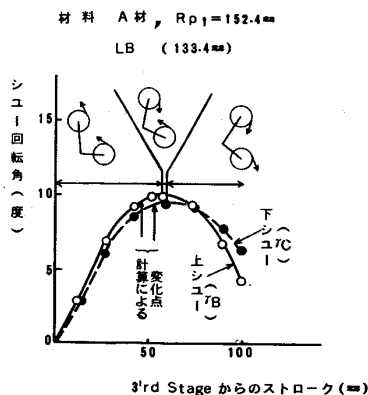


図9 シュー回転角と摩擦方向

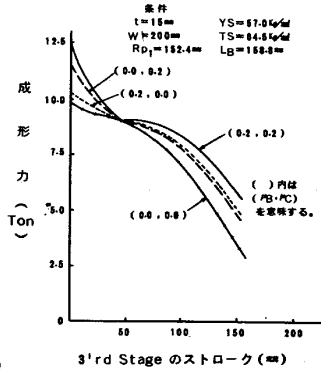


図10 μ と P_Y の関係

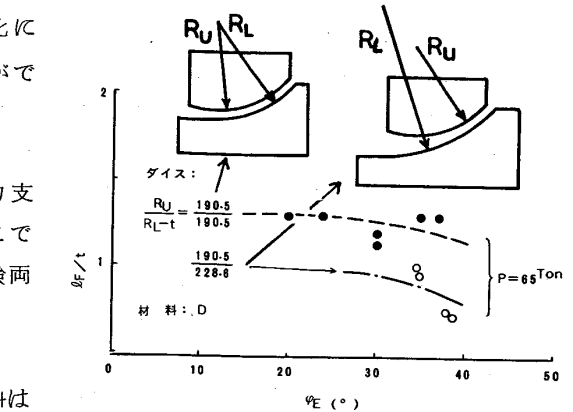


図7 φ_E, R_U, R_L と ℓ_F の関係

表2 材料の寸法と材料特性

№	板厚 (mm)	板幅 (mm)	Y S (kg/mm ²)	T S (kg/mm ²)
A	1.7.7	200	5.5.7	6.4.7
B	15.0	200	5.7.0	6.4.5

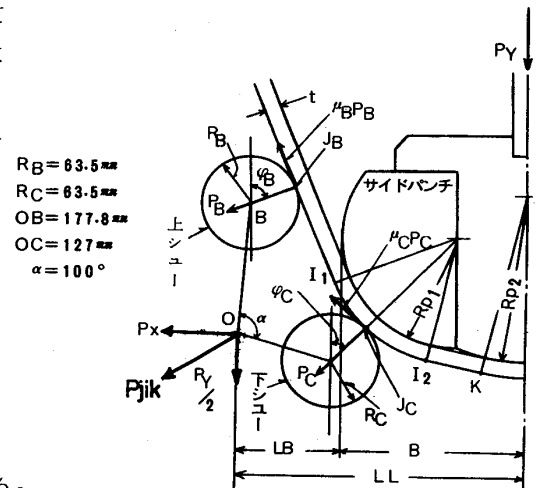


図8 ロッカーダイとパンチの

幾何学的関係

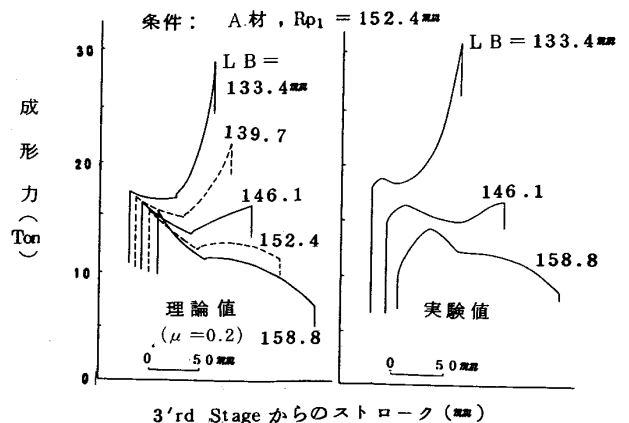


図11 LBと P_Y の関係

4・2 成形力支配要因の検討

上記理論式を用い、成形力の支配要因、即ち摩擦係数 μ 、LB、 R_{P1} について検討し、更に $\frac{1}{2}$ モデル実験機にて検証を行なった。

(1) 摩擦係数の影響：図10は各シユアの摩擦係数 μ_B 、 μ_C を0.0もしくは0.2に変えた時の成形力～ストローク曲線を理論計算によつて求めたものである。下シユアの摩擦係数を低減する事によつて成形初期における成形力は効率良く減少する。この事は実験によつても確認された。

(2) L_B の影響：図11に示す様に計算結果と実験結果は良く一致し、従来より云われている様に⁵⁾同一パンチであれば L_B を大きくする事によつて成形力は減少し、ストロークは増加する。

(3) R_{P1} の影響： L_B の大小によつて R_{P1} と P_{max} の関係は逆転する。即ち、 L_B が小さい場合は R_{P1} を大きくするに従つて P_{max} は増大するが、 L_B が大きい場合は逆に R_{P1} を大きくするに従つて P_{max} は減少する。(図12)これは図8におけるモーメントアーム($I_1 J_B$)と ϕ_C の変化によつて説明できる。

(4) 従つて、 R_{P1} 、 L_B を同時に大きくし、更に μ を小さくする事によつて成形力の低減化を計れる。更に R_{P1} を大きくする事はポンチ比 a を大きくする事と対応し、これは2節で述べた様にO形状を良くする条件と一致する。

4・3 まとめ

理論計算結果と実験結果は良く一致しており、本理論式によつてU成形力の支配要因が解析でき、更に図13に示す様にロッカーダイ回転軸に加わる力(P_{jik})、 P_{max} 、及びストロークが求められる。その結果設備能力内でのU成形可能領域が決定でき、最適操業条件を容易に求められる様になつた。

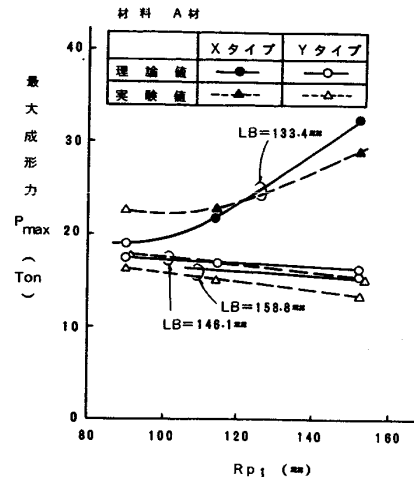
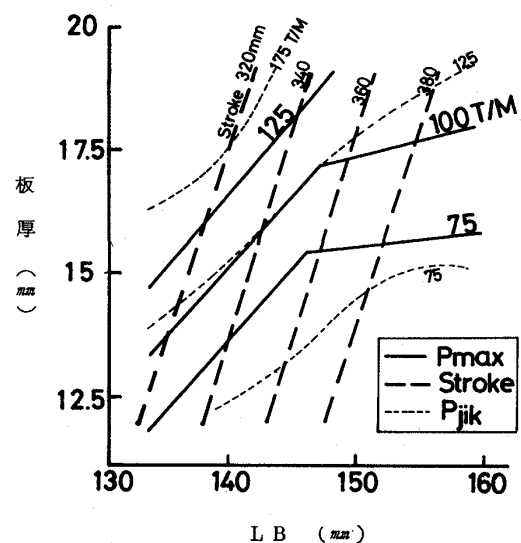
5 結論

C、U、O各成形特性に影響を及ぼす諸因子について検討し、次の結果を得た。O成形において、低成形力で良好な形状を得るためのC、U条件は、(ⅰ)クリンプ長さ比を大きくする、(ⅱ)ポンチ比を大きくする、(ⅲ)扁平比を1より小さくする等であり、これらはC、U成形力を低減させる条件と一致する。従つて、形状と成形効率の両者を満足する効率的成形法が見出されたと言える。

また、本報告はO成形までについての検討結果であるが、今後は拡張矯正機構についての検討を進め、U、O成形を体系的にまとめる必要があると考える。

・参考文献

- 1) 戸澤ほか：塑加連講論(第13,18,19,20,23,24回), 塑加春講論(S49,S50),
- 2) 阿部ほか：塑加春講論(S49), 3) 中島ほか：塑加連講論(第25回), 塑加春講論(S49),
- 4) 福田ほか：塑加春講論(S50), 5) 岡本ほか：塑加春講論(S50),
- 6) 杉村ほか：塑加春講論(S54)第1～3報, 鉄鋼協会(S54秋),

図12 P_{max} と R_{P1} の関係図13 材料板厚とLBにおける最大成形力等高線図
(材料: X 65 相当)