

論・報 文

大径管 UO 成形の塑性力学的解析

Mechanics of Large Diameter U-O Pipe Forming

阿 部 英 夫*

Hideo Abe

中 川 吉左工門**

Kichizaemon Nakagawa

Synopsis:

A mechanics of U-O pipe forming has been investigated theoretically and experimentally by the U-O model forming test of 150 mm and 20in pipe diameter.

The calculated values of gap of U-formed plate edges are in good agreement with the experiment. Owing to friction between tools and plate in O-forming, the circumferential distribution of compressive strain of O-formed plate is not uniform. With the friction taken into consideration, the calculated values of seam gap of O-formed plate are in fair agreement with the experiment. The increase in the parameter $\lambda_E = (\text{pipe dia.} \times \text{yield stress}) / (\text{Young's modulus} \times \text{thickness})$ of bending severity enlarges the O-seam gap. When $\lambda_E \leq 0.25$ and the residual compressive strain of O-formed plate is 0.3%, the O-seam gap can be constrained sufficiently small. The roundness of O-formed pipe is less than 2% in case of the pipe having $\lambda_E \leq 0.25$, under optimum crimping conditions i.e. radius of crimping tool $= 0.35 \times \text{pipe dia.}$, crimping length $= 0.1 \times \text{plate width}$, residual compressive strain $= 0.25\%$ and O-forming force $= (2 \times \text{thickness} \times \text{pipe length} \times \text{yield stress})$.

1. まえがき

UO方式で大径溶接鋼管を造管する方法は、1951年米国USスチール社で初めて採用されて以来、欧米では17基稼動している¹⁾。日本においても1960年日本鋼管㈱が採用して以来、新日本製鉄㈱、住友金属工業㈱、当社でも採用されすでに5基稼動している。

このように古くから工業生産され、生産技術はほぼ確立されているにもかかわらず、その塑性力

学的な研究はわずかしかない^{2,3)}。ただ小寸法の円環のUO成形についての戸沢、川田らの一連の研究⁴⁾が貴重な資料といえる。当社においても本年2月より生産を開始したが、それに先立ち本生産での成形条件の決定の資料とするために、直径150mmおよび20inのモデルUO成形実験装置を試作し、力学的な検討を行ったので報告する。

2. 成形過程

まずUO成形過程での板の変形挙動について説

* 技術研究所加工研究室

** 技術研究所加工研究室室長

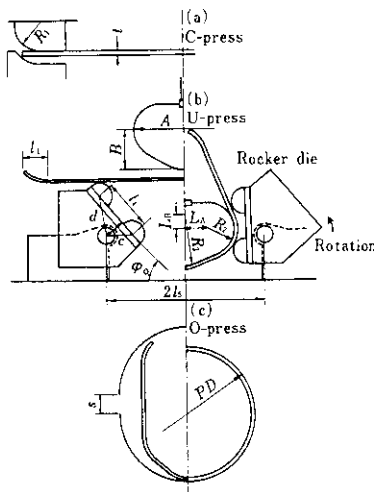


Fig. 1 Process of U-O forming

明する。Fig. 1 に示すように(a)端曲げ (Cプレス), (b)U成形, (c)O成形の3工程からなる。O成形された板は溶接後、管の形状寸法精度を得るため拡管されるが、本報告ではこれには触れず、C-U-Oの3工程について検討する。

厚板工場から運ばれた厚板を、O成形での圧縮率、拡管工程での拡管率をあらかじめ見込んだ板幅に切削し、溶接のための開先加工をする。この板の端部だけを管半径近くまで曲げる。端曲げされた板は Fig. 1 (b) に示すように複円筒形状のUポンチと内側に回転する左右1対のロッカーダイによってU形状に曲げられる。ポンチが板を介して内側のダイを押すことにより生じるモーメントにより、ロッカーダイは内側に回転する機構になっている。U形状に曲げられた板は Fig. 1 (c) に示す上下金型になじみながらO形状に曲げられる。ほぼ全域O金型になじんだのち、さらに圧縮することにより管円周方向に圧縮応力加わり、除荷時のスプリングバックがコントロールされる。管円周方向各部の変形履歴を単純化して考えると、端曲げまたはU成形で曲げられた部分は管半径まで曲げもどされたのち、圧縮変形を受ける。他の部分は管半径まで曲げられたのち圧縮変形を受ける。ただしO成形途中で腰折れ状に管半径より小さな半径に曲げられたのち、管半径まで

曲げもどされたあとで圧縮変形を受ける部分もあり、この腰折れ状変形は材料特性、板厚、端曲げ条件などの影響を受ける。

3. 単純曲げ理論による解析

3.1 記号

本論文で用いる主な記号を列記する。

PD : 管外径

M : 曲げモーメント

t : 板厚

F : 軸力

σ : 応力

ϵ : ひずみ

ρ : 曲げ半径

ρ' : 除荷スプリングバック後の曲げ半径

ϵ_o : O成形負荷時の板厚中央面圧縮歪

ϵ_o' : O成形除荷後の板厚中央面圧縮歪

η : 板厚中央面からの距離

σ_e : 降伏応力

E : ヤング率

D : 加工硬化係数

$\epsilon_f - \epsilon_o$: 降伏伸び ($\epsilon_o = \sigma_e / E$)

k : バウシinger効果係数

3.2 基礎式

UO成形の力学的挙動を単純曲げ理論により解析する。

応力と歪の関係式は降伏伸び、バウシinger効果を考慮し、加工硬化は歪に対し直線硬化を仮定する。Fig. 2 を参照し次式を得る。

処女材に対し

$$\left. \begin{aligned} \sigma &= E \cdot \epsilon & |\epsilon| < \epsilon_o \\ \sigma &= \sigma_e & \epsilon_o < |\epsilon| < \epsilon_f \\ \sigma &= D \cdot \epsilon + \sigma_e - D \cdot \epsilon_f & \epsilon_f < |\epsilon| \end{aligned} \right\} \dots\dots(1)$$

逆負荷を受ける場合は(2)式のように計算される。たとえば Fig. 2 のBCに対しては、

$$\left. \begin{aligned} \sigma &= D \cdot (\epsilon - \epsilon_B) + \sigma_B \\ \sigma_B &= -(1-k) \cdot \sigma_A, \quad \epsilon_B = \epsilon_A - \frac{2-k}{E} \cdot \sigma_A \end{aligned} \right\} \dots\dots(2)$$

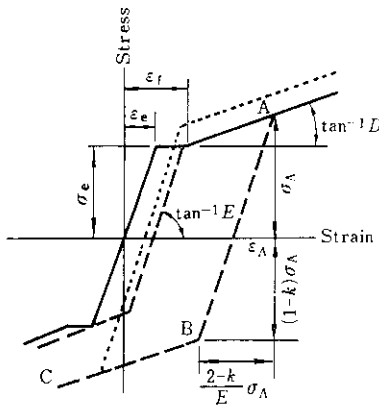


Fig. 2 Stress strain diagram

半径 ρ に曲げられたときの板中央面から η の位置の曲げ歪 ε は (3), (3)' 式で与えられる。

軸力を伴わない曲げ変形の場合

$$\varepsilon = \eta / \rho \quad \dots\dots\dots (3)$$

曲げ変形後圧縮を受ける場合、板厚中央面の圧縮歪を ε_c とすれば

$$\varepsilon = \varepsilon_c + (1 + \varepsilon_c) \cdot \frac{\eta}{\rho} \quad \dots\dots\dots (3)'$$

曲げモーメント M , 軸力 F は, (4), (5) 式で計算される。

$$M = \int_{-\frac{t}{2}}^{\frac{t}{2}} \sigma(\eta) \cdot \eta \, d\eta \quad \dots\dots\dots (4)$$

$$F = \int_{-\frac{t}{2}}^{\frac{t}{2}} \sigma(\eta) \cdot d\eta \quad \dots\dots\dots (5)$$

(2) 式におけるバウシinger効果係数 k は予変形歪 ε_p の関数として Jamieson ら⁵⁾ の式 (6) を採用する。

$$k = \frac{\varepsilon_p}{m_1 + m_2 \varepsilon_p} \quad \dots\dots\dots (6)$$

(ただし m_1, m_2 は材料定数)

また計算の一部では簡単化のために k を予変形歪に依存しない定数として計算した。

管円周方向位置および板厚方向位置で、造管過

程での歪履歴が異なる。各工程での曲げ半径 ρ_i (添字は工程を表わす) を与え, (3), (3)' 式で歪が計算される。その歪の履歴を考慮しながら (1), (2) 式で応力が計算される。応力を (4) 式に代入して曲げモーメント, 軸力が (4), (5) 式で計算される。除荷スプリングバック後の曲率は (8) 式で計算される⁶⁾。

$$\frac{1}{\rho'} = \frac{1}{\rho} + \frac{F}{E(1 + \varepsilon_c'') t \rho} - \frac{12M}{E(1 + \varepsilon_c'') t^3} \quad \dots\dots\dots (8)$$

ただし,

$$\varepsilon_c'' \equiv \varepsilon_c - F/E \cdot t \quad \dots\dots\dots (9)$$

3.3 U 成形力の計算

U 成形力を次の仮定で計算する。

- (1) 板はUポンチと接している部分のみ変形して他の部分は剛体とみなす。
- (2) Uポンチから離れる点の板の曲げモーメントは、この点のUポンチ曲率に板を曲げるに必要な曲げモーメント (M_0 , (4) 式で計算される) に等しく、ダイス反力と釣り合うものとする。

板とポンチ・ダイスの接触状態を考えると、3者の幾何的な関係により10のケースが可能である。その代表例5つの幾何的な関係を Fig. 3 に示す。成形力の計算は Fig. 3 (e) についてのみ説明する。

Uポンチと板の接触角 φ_1 を成形の進行を表わすパラメータとして導入する。板がUポンチから離れる点およびロッカーダイ回転中心のまわりのモーメントの釣り合いから、ダイス反力 N_1, N_2 が求まる。

$$N_2 = M_0 \cdot \cos \varphi_1 / (L_3 + \chi \cdot L_4) \quad \dots\dots\dots (10)$$

$$N_1 = \chi \cdot N_2 \quad \dots\dots\dots (11)$$

ポンチ力 P は N_1, N_2 およびその摩擦係数 μ $N_1, \mu N_2$ の垂直成分の和として与えられる。

$$P = 2(N_1 + N_2) \cdot (\cos \varphi_1 + \mu \sin \varphi_1) \quad \dots\dots\dots (12)$$

ストローク Y は Fig. 3 (e) の幾何的な関係より

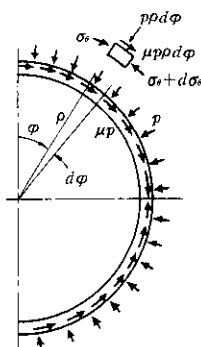


Fig. 5 Friction between tool and plate in O-forming

に、O金型と板の間の摩擦の存在により、 ϵ_ϕ の不均一分布を生じる。Fig. 5に示すように、管の外側から均一な圧力 p が加わり、円周方向に摩擦 μp が加わるものとする。円周方向の力の釣り合いから(18)式を得る。

$$2\mu p \rho d\phi - t \cdot d\sigma_\phi = 0 \quad \dots\dots\dots(18)$$

O成形荷重 P_0 は p 、 μp の鉛直方向成分の和であるから

$$P_0 = 2(1 + \mu) \cdot \rho p \quad \dots\dots\dots(19)$$

境界条件

$$[\sigma_\phi]_{\phi=\frac{\pi}{2}} = P_0/2t \quad \dots\dots\dots(20)$$

(18)～(20)式より圧縮応力 σ_ϕ の分布が ϕ の関数として求まり(21)式を得る。

$$\sigma_\phi = \frac{p\rho}{t} \cdot \{2\mu\phi + 1 - (\pi - 1)\mu\} \quad \dots\dots\dots(21)$$

円周方向各部分で(21)式を満足するように圧縮歪 ϵ_ϕ を計算する。この ϵ_ϕ の分布を考慮し、O成形除荷後の板形状を計算する。O成形除荷後の板端のすき間をOシームギャップと呼ぶことにす

る。

4. 供試材および実験方法

4.1 供試材

実験に供した材料は、板厚1.6～13mm、降伏点35～100kg/mm²の熱延鋼板および厚鋼板である。供試材の機械的性質をTable 1に示す。

Table 1 Mechanical properties of plate

	t	YS	TS	El	YE
Steel 1	1.6	54.3	64.2	25	2.2
2	2.0	49.8	59.5	28	2.0
3	3.2	35.5	52.6	32	1.0
4	3.3	60.6	73.0	20	0.0
5	4.4	94.9	109.7	20	0.0
6	6.1	48.5	64.0	32	1.6
7	8.9	42.1	61.5	36	0.4
8	9.5	52.0	58.7	37	3.2
9	9.7	54.2	61.9	36	2.7
10	9.2	51.7	60.2	38	2.8
11	9.3	46.4	60.8	38	1.5
12	9.7	50.7	59.1	36	3.3
13	13.3	46.0	56.0	43	2.7

t : Thickness (mm)

YS: Yield stress (kg/mm²)

TS: Tensile strength (kg/mm²)

El: Elongation (%)

YE: Yield elongation (%)

4.2 実験方法

実験はまず直径150mmφのUOモデル成形について行い、その実験結果をもとに直径20in用の金型を製作した。おもな金型諸元をTable 2に示す。使用した機械は、直径150mmについては

Table 2 Specifications of tools in U-O forming test

PD	L	2R ₁ /PD	2L ₁ /PD	A/PD	2B/PD	2R ₂ /PD	2R ₃ /PD	l ₄ (mm)
150mm	200	0.9～2.7	0～0.23	0.5～0.9	0.5～1.0	0.1～0.9	0.3～0.9	36～63
20in	600	0.55～0.87	0～0.2	0.7	0.5～0.6	0.3～0.5	0.45～0.7	230～410

Symbols: See Fig. 1

50 t 万能試験機, または 100 t 油圧プレス, 直径 20 in については 650 t 油圧プレス, または 1000 t 圧縮試験機である。試験片は剪断後切削加工により所定の寸法に仕上げた。板幅は圧縮率 2% に設定した。潤滑はすべて日本工作油 #620 を使用した。

5. 実験および計算結果とその検討

5.1 スプリングバックにおよぼす条件, 材質の影響

曲げ加工除荷時のスプリングバックによる形状変化については多くの報告⁷⁾があり, 曲げ条件や材料特性の影響も明らかにされている。ここではこれらの報告にあまり公表されていない点を中心に計算結果を示すにとどめる。材料の板厚, 降伏点, 曲げ半径はスプリングバックを支配する第 1 要因であり, $\lambda_E = 2\rho \cdot \sigma_e / t \cdot E$ の値が小さいほどスプリングバックは大きい。 λ_E の値は, 板厚中央付近の弾性領域の板厚全体に対して占める割合を示す。3 節で示した曲げ理論式で, 降伏伸びを無視し, 軸力を伴わず, 一方向に曲げた場合に限定すると, スプリングバックは簡単に次式で表わせる⁷⁾。

$$\eta = 1 - \frac{\rho}{\rho'} = 1 - \left(1 - \frac{D}{E} \right) \cdot \left(1 - \frac{3}{2} \cdot \lambda_E + \frac{1}{2} \lambda_E^3 \right) \quad \dots\dots(22)$$

U 成形における曲げ部分のスプリングバックも降伏伸びを無視すれば (22) 式を適用でき, Fig. 6 に示すように実験結果と比較的よく一致する。曲げあるいは曲げもどし後軸圧縮力を加えると, 曲げ成形時の不均一応力分布が均一になり, スプリングバック η が減少する。この圧縮歪と η , 降伏点の関係を Fig. 7 に示す。同図から明らかなように, ある値以上の圧縮歪を加えても η は変化せず, その臨界の圧縮歪は降伏点が高いほど大きい。曲げもどし後の η は, 曲げおよび曲げもどしの曲率 ($1/\rho_1, 1/\rho_2$) の条件により複雑な挙動を示す。

η におよぼす降伏伸び, 加工硬化係数の影響は

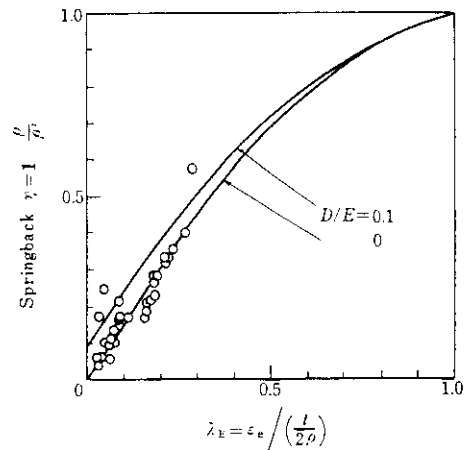


Fig. 6 Relation between springback and parameter λ_E of bending severity in U-forming

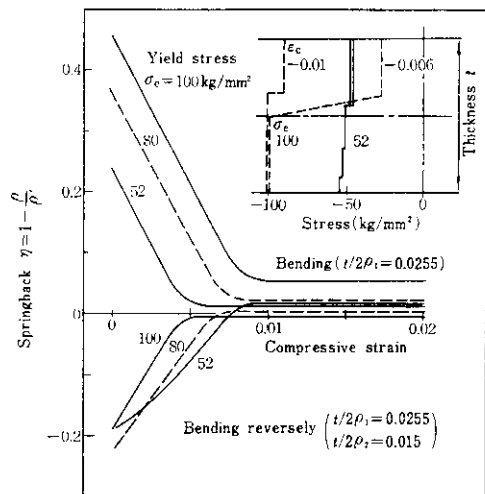


Fig. 7 Effects of yield stress σ_e and compressive strain ϵ_e on springback η

材料の強度への影響として理解できる。すなわち, 他の材料定数が同じなら, 降伏伸びが大きいほど, 加工硬化域にはいつからの材料強度が低くなり, したがって η も小さく, 曲げ加工歪が小さいほどその影響は大きい。加工硬化係数 D が大きいほど材料強度が高くなり, したがって η が大きく, 曲げ加工歪が大きいほどその影響は顕著である。

曲げもどしや軸圧縮力をうける場合, 逆方向負荷をうけるためバウシinger 現象が生じ, η にも

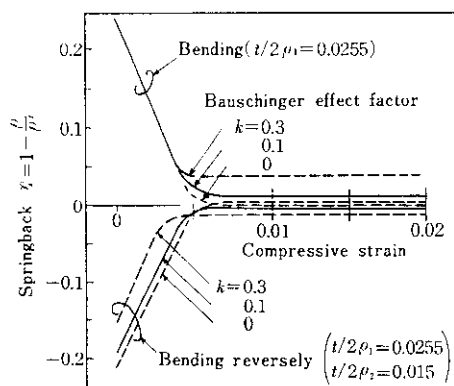


Fig. 8 Effect of Bauschinger effect factor k on springback η

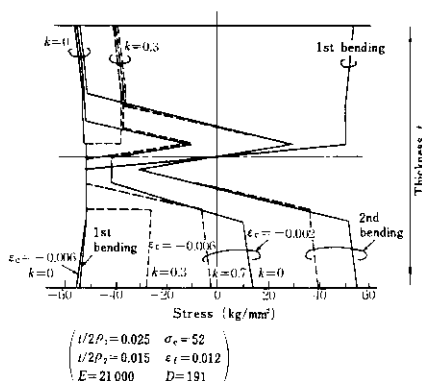


Fig. 9 Effect of Bauschinger effect factor k on the stress distribution in compressing after 2nd bending

影響をおよぼす。 η および曲げもどし時の応力分布におよぼすバウシンガー効果係数 k の影響を Fig. 8, Fig. 9 に示す。曲げもどしがない場合、圧縮歪 ϵ_c が小さい範囲では、 k の影響が小さく、 ϵ_c が大きくなると、曲げ時に引張側の部分が逆方向荷重の塑性域にはいり、その際のバウシンガー効果により、それがない場合に比し応力分布が不均一になり η が大きくなる。曲げもどしがある場合、曲げもどし負荷時の内外表面近傍の応力は、バウシンガー効果のためこれがない場合に比し小さくなる。したがってバウシンガー効果が大きいほどスプリングバック（ゴー）が小さい。しかし曲げもどし後の圧縮歪が大きくなると、曲げもどし時に引張側にあった材料が再びバウシンガ

ー効果をうけ、それがない場合に比し応力分布が不均一になり、スプリングバック（ゴー）が大きい。

5.2 U 成形カーストローク

3章3節で示した方法で計算したU成形カーストロークの関係の一例を、実験値と比較して Fig. 10 に示す。同図において成形力が不連続的に変化するの、Fig. 3 に示すように板とUボ

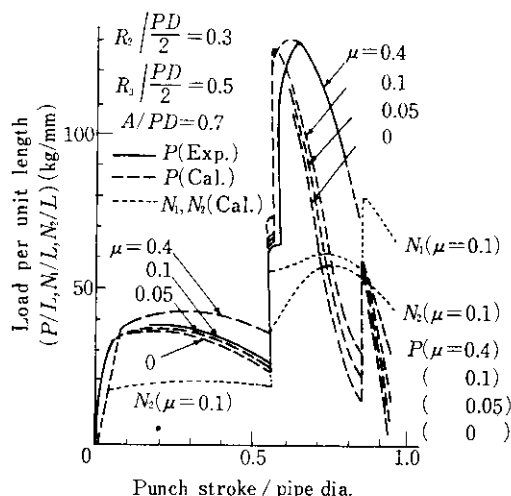


Fig. 10 Punch stroke-load diagram in U-forming

ンチとダイスの接触状態が変化し、曲げモーメントの腕の長さが不連続的に変化するためである。成形初期では摩擦係数 $\mu = 0.1$ の計算値と実験値がよく一致する。成形後期では成形ストロークで両者に差を生じる。これは3章3節の仮定(1)によるものと考えられる。しかし最大成形力の実験値と計算値の差は小さく、プレス力の見積り、工具の強度計算に用いるには実用上十分な精度と考えられる。

5.3 U 成形形状

U成形除荷時のスプリングバックが大きいと、次工程のO成形金型に装入できなくなり、逆にスプリングバックを必要以上に小さくすると、その

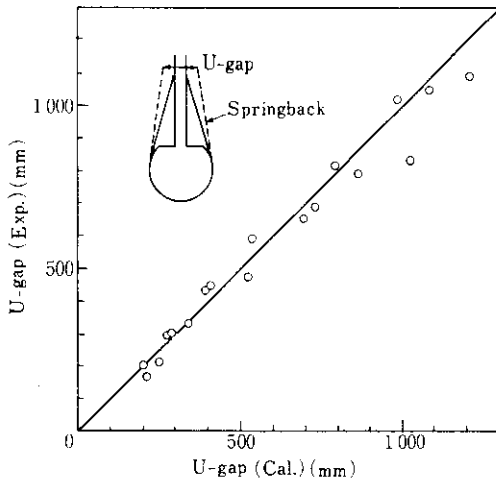


Fig. 11 Comparison between experimental and calculated data of U-gap after springback in U-forming

加工歪の増加による管の機械的性質を劣化させる。適正なU成形条件を設定するために、U成形除荷時のスプリングバックを予測する必要がある。3章4節に示した方法でU成形除荷後の板先端の距離Uギャップを計算し、実験値と比較してFig. 11に示す。同図より両者は比較的良く一致し、推定精度は約10%程度である。本計算により、U成形形状におよぼす板厚、材料特性、Uポンチ形状寸法の影響について検討することができる。

5.4 O成形後のシームギャップ

O成形後のOシームギャップは次工程のタック溶接するに十分小さく抑える必要がある。管径に比し板厚が薄く、また降伏点が高い材料では、スプリングバックが大きいので、Oシームギャップが過大になる危険性がある。そこで3章5節で示す方法で、U成形した板を管径まで曲げもどしたのち、円周方向に均一な圧縮歪 ϵ_c を加えたと仮定し、Oシームギャップを計算した。Oシームギャップと ϵ_c の関係の一例をFig. 12に示す。 ϵ_c の増加に伴ないOシームギャップは減少し、直径150mmのとき実験値と計算値は比較的良く一致する。直径20inの場合実験値が計算値よりかなり大きな値を示す。CおよびU成形で変形をうけな

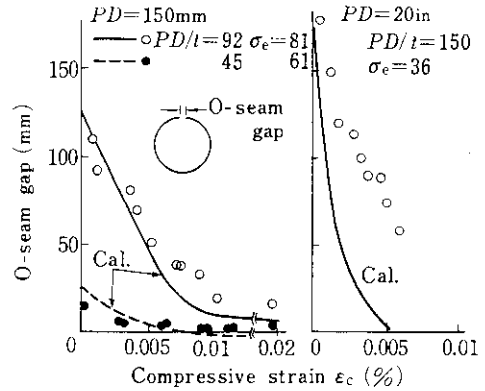


Fig. 12 Effect of compressive strain ϵ_c on the O-seam gap after springback in U-forming

いが、O成形途中で管径より大きな曲率まで曲げられ、ふたたび曲げもどされる部分があり、計算上はこれを無視している。これを考慮すると両者の差はなお大きくなる。両者の差の原因の一つは、円周方向の圧縮歪の不均一分布によるものと考えられる。これは板とO型との摩擦の存在によるもので川田ら⁹⁾によってすでに指摘されている。そこで円周方向の ϵ_c の不均一分布を3章5節の方法で計算する。

O成形圧縮過程における材料の応力と歪の関係をも乗硬化式 $\sigma = C \cdot \epsilon^n$ で近似すると、(21)式より圧縮歪 ϵ_c は次式で与えられる。

$$\epsilon_c = \{P \cdot PD (2\mu\varphi + 1 - (\pi - 1)\mu) / 2ct\}^{1/n} \quad \dots\dots\dots (23)$$

いっぽう、U成形した板の内面に塑性歪ゲージを貼り歪を測定し、曲率変化の測定値から計算した曲げ歪を補正し圧縮歪を求めた。実験値と(23)式による計算値をFig. 13に示す。同図からかなり大きな圧縮歪の不均一分布が存在することがわかる。またFig. 13には管径40inの実機O成形でのデータも示す。これは極端に大きな圧縮を加えた場合の除荷後の残留圧縮歪であり、その不均一分布が確認される。(23)式から、管径、摩擦係数が大きいほど ϵ_c の不均一性は大きいことがわかる。

(22)式で計算される不均一圧縮応力分布を考慮してOシームギャップを計算する。円周方向位置

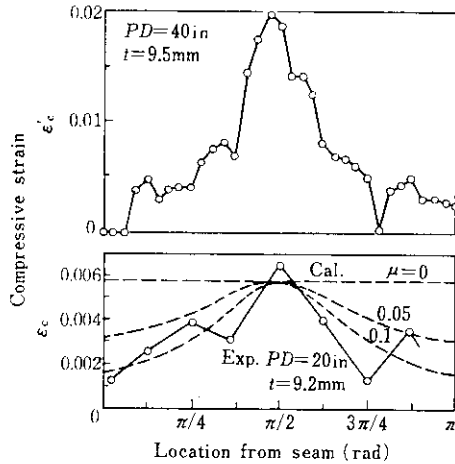


Fig. 13 Non-uniform distribution of circumferential compressive strain ϵ_c in O-forming

φ に対し、(22) 式の圧縮応力 σ_θ を満足するように圧縮歪 ϵ_c を繰返し修正計算により求め、この ϵ_c を用い円周方向各部分の除荷スプリングバック後の曲率分布を Fig. 14 に示す。降伏点で無次元化した O 成形荷重 $K_p = P_0/2tL\sigma_c = 0.6$ の場合、摩擦係数 $\mu = 0$ でも円周方向の曲率分布は管径から大きくずれ、かつ不均一に分布する。 $K_p = 1.0$, $\mu = 0$ のとき曲率分布は均一であり、管径に近い値を示すが、摩擦が存在し $K_p = 1.0$, $\mu = 0.1$ のとき曲率はかなり不均一に分布する。

O 金型と材料の摩擦を考慮して計算した O 成形

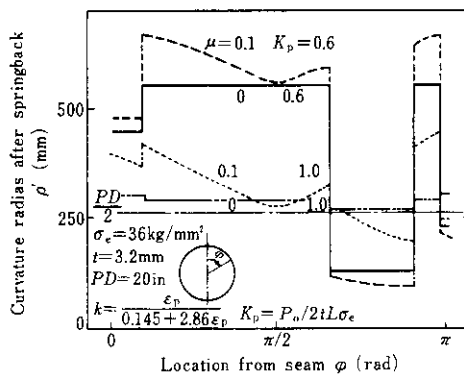


Fig. 14 Effect of non-uniform distribution of compressive strain on the curvature radius after springback in O-forming

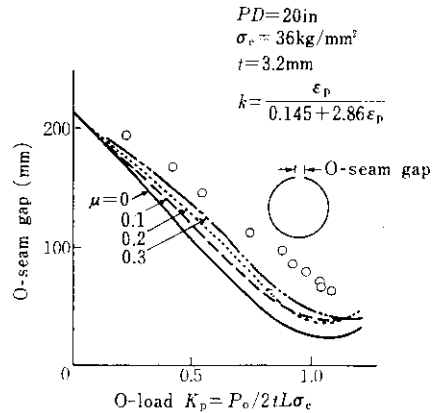


Fig. 15 Effect of friction between tool and plate on the O-seam gap after spring-back in O-forming

後の円周方向曲率分布から O シームギャップを求め、これと K_p , μ の関係を実験値と比較して Fig. 15 に示す。 μ が大きいほど O シームギャップは大きくなり、計算値は実験値に近づき、O 成形荷重 K_p が 1.0 以上になると、荷重の増加に伴ない O シームギャップが増大する。これは圧縮歪の増加に伴ない曲げもどしを受ける部分のスプリングゴアの減少と、他の部分のスプリングバックの減少、および圧縮不均一分布のバランスの結果である。このように O 成形荷重の増大に伴ない O シームギャップが増大するのは、実験上でもよく経験する現象であり、O 成形途中で腰折れ状に変形する部分が多いほどこの現象は現われる。

5.5 O 成形途中の成形形状

今までの解析では、O 成形途中での成形形状を無視し、C, U ポンチ形状に曲げられたのち管径まで曲げもどされ、圧縮されると仮定して計算した。しかし、成形条件によってはこれを無視できない程度になり、O 成形途中で管径より大きな曲率まで曲げられる部分が多くなる。これは O 成形除荷時のスプリングゴアが大きくなり、O シームギャップを小さくするので有利であるが、造管後の機械的性質を考える場合重要になる。川田ら⁹⁾によれば、U ポンチ幅 A が小さいほど腰折れ状に変形しやすく、クリンピングをしない場合 $A/PD \leq 0.8$ で腰折れ変形をする。その他の要因

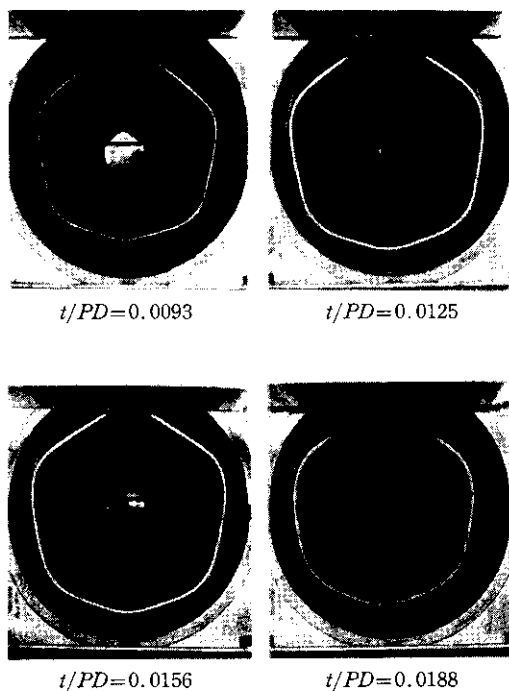


Photo. 1 Effect of thickness/pipe dia. on the shape of bending locally in O-forming

として板厚，クリンピング長さと曲率が小さいほど，降伏伸びが大きいほど腰折状に変形しやすい。Photo. 1 に，O成形途中形状の板厚による差を示す。腰折変形部が上金型に接した状態の写真であり，この時点で最大曲率を示す。Fig. 16

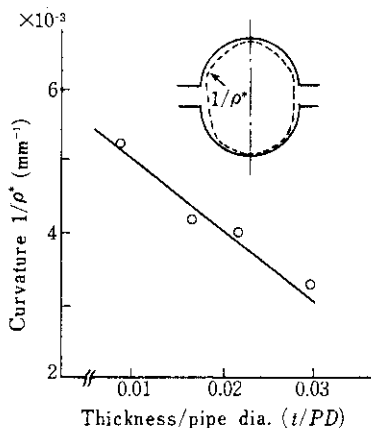


Fig. 16 Effect of plate thickness on the curvature $1/\rho^*$ of bending locally in O-forming

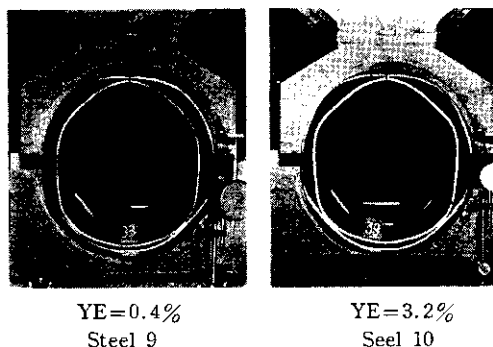


Photo. 2 Effect of yield elongation on the shape of bending locally in O-forming

に示すように，この最大曲率は板厚にほぼ比例する。Photo. 2 には降伏伸びの影響を，Fig. 17 にはOシームギャップと降伏点，板厚，降伏伸びの関係を示す。Photo. 2 より明らかなように，降伏伸びが大きな材料10は，それが小さい材料9より腰折状の変形が大きい。この部分はO成形除荷時にスプリングオーバーするので，Fig. 17 に示すように，材料9は10に比し降伏点が高いのに逆にOシームギャップが大きくなる。通常は降伏点が高いほど，板厚が薄いほどOシームギャップは大きくなる。Fig. 17 より $\lambda_E = PD \cdot \sigma_e / E \cdot t \leq 0.25$ であれば，残留圧縮率0.3%程度でOシームギャップを十分小さく抑えることができる。

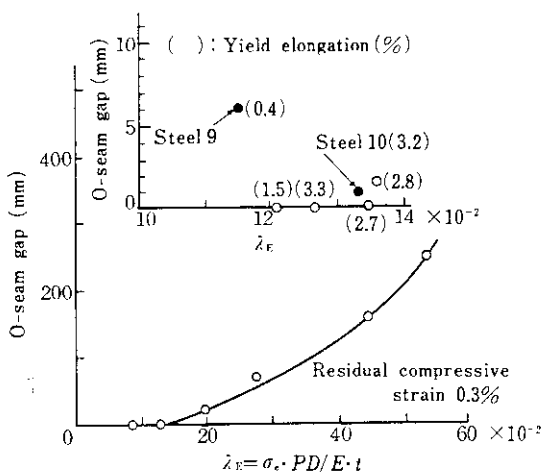


Fig. 17 Effects of yield stress, yield elongation and thickness on the O-seam gap after springback in O-forming

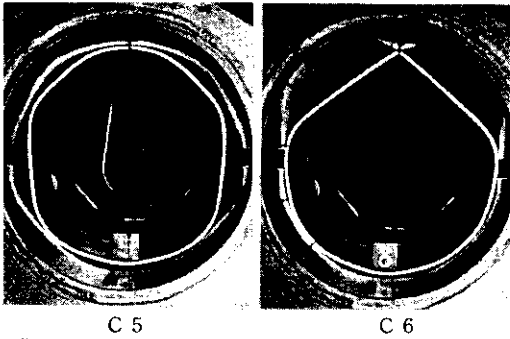


Photo. 3 Effect of crimping conditions on the shape of bending locally in O-forming (C5, 6; see Table 3)

Photo. 3 にO成形途中形状のクリンピングの有無による差を示す。クリンピングをしない場合は下金型に近い部分で腰折状に変形し、それが成形の進行に伴ない上の方に移行し、大部分の場所で管径より大きな曲率に曲げられたのち曲げもどされる。クリンピングをした場合は、U成形曲げ部とクリンピング部のほぼ中間で腰折状に変形し、管径より大きな曲率に曲げられる部分は、この近傍に限られる。このようにクリンピング条件によるO成形途中の過程の差が、Oシームギャップにも影響をおよぼす。Fig. 18 に圧縮率によるOシームギャップの変化に対するクリンピング条件の影響を示す。クリンピングをしない場合、またはクリンピング高さ H_c が小さい場合は、圧縮過程にはいる前からOシームギャップが0になっ

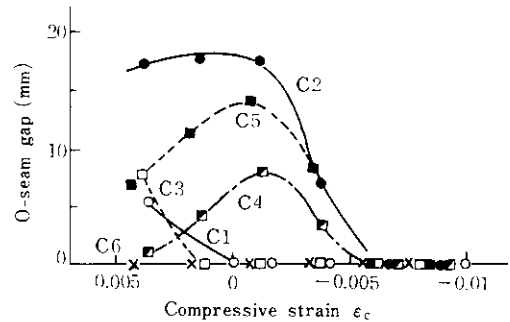
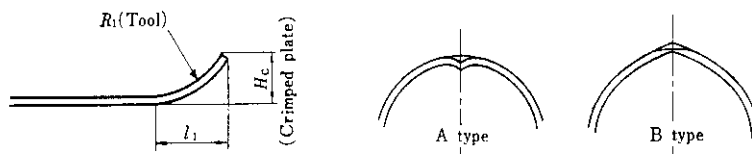


Fig. 18 Effect of crimping conditions on the O-seam gap after springback in O-forming (C1~6; see Table 3)

ている。クリンピング高さ H_c が大きい場合、圧縮過程にはいる前にすでに曲げもどしを受ける部分の変形が終り、スプリングゴアは増加しない。他の部分がO金型になじむので、この部分のスプリングバックのため、成形の進行に伴ないスプリングバックが減少し、Oシームギャップはふたたび減少する。このようにOシームギャップを小さく抑えるためには、クリンピング高さ H_c を小さくしたほうが有利であるが、O成形後のシーム部近傍の形状については必ずしも当たらない。Table 3 にクリンピング条件とシーム部近傍の形状不良の関係を示す。同表からクリンピング半径 $2R_1/PD$

Table 3 Effect of crimping conditions on the shape of O-formed pipe

	$2R_1/PD$	$2l_1/\pi PD$	H_c	Results
C 1	0.5	0.09	20	Bad (A type)
C 2	0.5	0.14	40	Bad (A type)
C 3	0.7	0.12	21	Very good
C 4	0.7	0.15	35	Good
C 5	0.7	0.17	46	Good
C 6	0	0	0	Bad (B type)



≈ 0.7 , 長さ $2l_1/\pi \cdot PD \approx 0.1$ 程度が適正な条件であると思われる。

5-6 O 成形荷重と管精度

O 成形後の管の真円度を高めるのに必要な O 成形荷重については、戸沢ら¹⁰⁾ が (24) 式を提案している。

$$\left. \begin{aligned} P_0 &= 2tL\sigma_m \\ \sigma_m &= \frac{C}{1+n} \cdot \left(\frac{2}{\sqrt{3}}\right)^{1+n} \cdot \left(\frac{t}{2\rho}\right)^n \\ \sigma &= C \cdot \epsilon^n \end{aligned} \right\} \dots (24)$$

材料の応力-歪の関係を n 乗硬化式で近似しているが、U O 成形のように成形歪が小さい範囲ではこの近似度が悪く、また降伏伸びがある材料では適用が難しい。そこで境ら¹⁾ が示したように (25) 式で無次元化した O 成形荷重 K_p を定義する。

$$K_p = P_0 / 2tL\sigma_e \dots (25)$$

Fig. 19 に K_p と O 成形除荷後の残留圧縮歪 ϵ'_e 、真円度 $(d_1 - d_2)/PD$ の関係を示す。残留圧縮歪 ϵ'_e は初期板幅を決定する量である。 $\lambda_E \leq 0.25$ を対象とし、 $\epsilon'_e = 0.25\%$ に初期板幅を設定し、 $K_p = 1.0$ の荷重を与えれば、真円度 2% 以下の管が得られる。

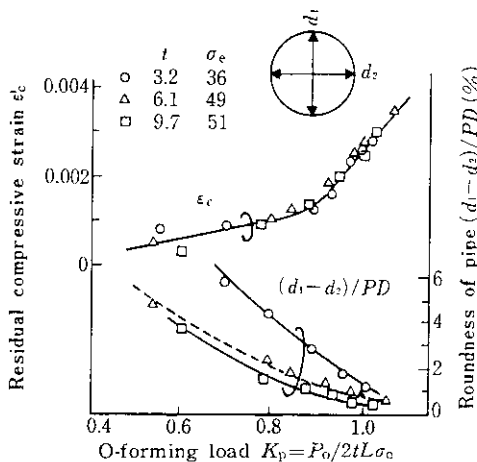


Fig. 19 Relation between O-forming load, residual compressive strain (ϵ'_e) and roundness of pipe after O-formed

6. む す び

大径管 U O 成形の力学的挙動について、単純曲げ理論による解析と実験の結果、次の結論を得た。

(1) U 成形力-ストロークの関係の計算式を導いた。その計算結果は実用上十分な精度で実験結果と一致する。

(2) U 成形負荷時の板と U ポンチの接触角補正係数を導入し、除荷スプリングバック後の U ギャップを予測する計算式を導いた。予測精度は 10% 以内である。

(3) O 成形において、工具、材料間の摩擦の存在による円周方向不均圧縮歪分布を理論的および実験的に明らかにした。

(4) 円周方向に圧縮歪 ϵ_e が均一であるとし、O 成形除荷後の O シームギャップを計算した結果、直径 150mm のとき実験結果と一致するが、20in の場合両者に差が生じる。 ϵ_e の不均一分布を考慮すれば、この差はかなり是正される。

(5) O シームギャップは λ_E が大きいほど大きく、 $\lambda_E \leq 0.25$ であれば残留圧縮率 $\epsilon'_e = 0.3\%$ 程度で実用上十分小さく、O シームギャップを抑えることができる。

(6) O 成形途中の腰折状変形は、U ポンチ幅、板厚、クリンピング長ささと曲率が小さいほど、また降伏伸びが大きな材料ほど生じやすい。

(7) O シームギャップ、O 成形後のシーム部近傍の形状を考慮すれば、クリンピング半径 $2R_1/PD \approx 0.7$ 、長さ $2l_1/\pi \cdot PD \approx 0.1$ が適正条件である。

(8) $\lambda_E \leq 0.2$ の管を対象とし、残留圧縮率 0.25% に初期板幅を設定し、 $K_p = 1.0$ の O 成形荷重を与えれば、真円度 2% 以下の管が得られる。

本研究にあたり、千葉大学川田助教授にご教示をいただいた。数値計算プログラムにおいては、千葉製鉄所システム課市原氏の協力を得た。また造管課には貴重な資料と有益な討論を、鋼構造研究所原主任研究員には実験に協力していただいた。関係各位に深く感謝の意を表する。

参 考 文 献

- 1) 境：第23回西山記念技術講座前刷，(1974)，186
- 2) 阿部，中川：昭和49年度塑性加工春季講演会論文集，(1974)，291
- 3) 中島ほか：昭和49年度塑性加工春季講演会論文集，(1974)，287
- 4) 馬場，戸沢，川田：塑性と加工，13 (1972) 132, 33
- 5) R. M. Jamieson, J. E. Hood : JISI, 209 (1971) 1, 46
- 6) 益田：薄板の曲げ加工，(1958)，111，〔誠文堂新光社〕
- 7) 戸沢：日本機械学会誌，68 (1965) 559, 1090
- 8) 戸沢，川田：第19回塑性加工連合講演会論文集，(1968)，265
- 9) 戸沢，川田：昭和49年度塑性加工春季講演会論文集，(1974)，283
- 10) Y. Tozawa, K. Kawada : Proc. 12th. International Machine Tool Design and Research Conference, (1972), 355

