
高張力中径電縫鋼管製造時の機械的性質におよぼすバウシンガー効果の影響

The Bauschinger Effect on the Mechanical Properties of Electric Resistance Welded High Strength Line Pipe

横山 栄一(Eiichi Yokoyama) 大坪 宏(Hiroshi Otsubo) 山県 光邦(Mitsukuni Yamagata) 杉本 巖城(Iwaki Sugimoto)

要旨：

中径電縫鋼管 API 5LX X60 (18"φ×6.35mm)を対象に素材コイル強度の予ひずみ依存性、成形過程中的機械的性質の変化を調査した。コイル幅を変えた造管実験を行い圧縮ひずみ量の影響を調査し、板厚方向強度分布を測定するとともに計算によりその推定を行った。結果は次のとおり要約できる。1)くりかえし変形後の降伏条件式は最後の圧縮ひずみ量さえ考慮すればバウシンガー効果係数、相当ひずみ量を用いて表示できる。2)管の降伏強度はフィンパス、サイザーでの圧縮ひずみ量によってかなり影響を受け、計算によってもコイル幅の影響を予測できる。また、今後の高張力鋼管の降伏強度設計に有益な指標を得ることができた。

Synopsis：

Effects of pre-strain in hot-rolled sheet on the Bauschinger effect and mechanical properties of the sheet in various pipe forming processes have been investigated using ERW high strength line pipe specified by API as X60 (18inφ×6.35mm). The effect of compressive strain has been interpreted in terms of the results of tensile, burst hydrostatic, and ring expansion tests. The distribution of yield strength through wall thickness is measured using thinly-sliced specimen taken from flattened pipe and calculated using the results of compression-tension test and tension-compression-tension test. The results are as follows: 1) Yielding condition after cyclic tensile and compressive prestraining is obtained by introducing the Bauschinger effect factor and equivalent strain corresponding to the work hardening in single stress-strain curve. 2) Yield strength decreases remarkably with decrease of the curvature in pipe forming processes and is affected considerably by the compressive strain the fin pass and sizing rolls. 3) Variation of yield strength of pipe due to compressive strain in forming processes can be estimated from the calculated distribution of the yield strength.

本文は次のページから閲覧できます。

UDC 621.774.2 : 539.4 : 539.389.2
669.14.018.292-462.2 : 621.643.2

高張力中径電縫鋼管製造時の機械的性質 におよぼすバウシinger効果の影響

The Bauschinger Effect on the Mechanical Properties of
Electric Resistance Welded High Strength Line Pipe

横 山 栄 一*

Eiichi Yokoyama

大 坪 宏**

Hiroshi Otsubo

山 県 光 邦***

Mitsukuni Yamagata

杉 本 巖 城****

Iwaki Sugimoto

Synopsis :

Effects of pre-strain in hot-rolled sheet on the Bauschinger effect and mechanical properties of the sheet in various pipe forming processes have been investigated using ERW high strength line pipe specified by API as X60 (18in ϕ ×6.35mm). The effect of compressive strain has been interpreted in terms of the results of tensile, burst hydrostatic, and ring expansion tests. The distribution of yield strength through wall thickness is measured using thinly-sliced specimen taken from flattened pipe and calculated using the results of compression-tension test and tension-compression-tension test.

The results are as follows :

- 1) Yielding condition after cyclic tensile and compressive prestraining is obtained by introducing the Bauschinger effect factor and equivalent strain corresponding to the work hardening in single stress-strain curve.
- 2) Yield strength decreases remarkably with decrease of the curvature in pipe forming processes and is affected considerably by the compressive strain in fin pass and sizing rolls.
- 3) Variation of yield strength of pipe due to compressive strain in forming processes can be estimated from the calculated distribution of the yield strength.

1. 緒 言

従来一般に製造されていた中径電縫鋼管はその用途、性質からいっても普通材が多く、引張試験片を作製するときの平板展開における加工硬化が大きいため、バウシinger効果による降伏強度の

低下量を見逃すことができた。しかし最近の石油、天然ガスラインパイプの需要の増大はめざましく、中径電縫鋼管も高張力化の方向へ進むにともなってバウシinger効果の影響は無視できなくなってきた¹⁻⁵⁾。したがってこの種の鋼管を製造するにあたり、素材の決定ならびに適切な造管条件を得るためには、造管過程や板状試験片を採取

* 技術研究所知多研究室主任研究員

*** 技術研究所知多研究室室長

** 技術研究所知多研究室

**** 知多工場造管部第一鋼管課掛長

するときのひずみ量と降伏強度の関係を定量的に把握する必要がある。

そこでバウシinger効果の影響が大きいと考えられる比較的 t/D (t :肉厚, D :管外径)の小さい高張力中径電縫鋼管 API 5LX X60(18in ϕ ×6.35mm)を対象に,

- (1) バウシinger効果を考慮した降伏条件式
 - (2) 鋼管成形過程中のひずみ履歴, 機械的性質の変化
 - (3) 降伏強度におよぼす造管法の影響
- などについて調査した。

2. 実験方法

2.1 供試材

供試素材コイル (API 5LX X60 相当品, 造管寸法 18in ϕ ×6.35mm) の化学成分および機械的性質を Table 1 に, その顕微鏡組織を Photo. 1 に示す。

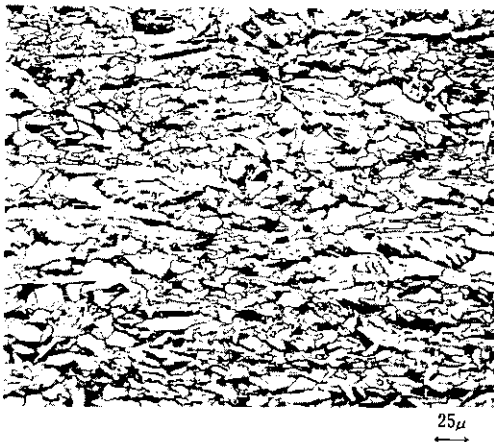


Photo. 1 Microstructure of hot-rolled sheet

2.2 降伏強度の予ひずみ依存性

バウシinger効果の実験には一般に丸棒もしくは

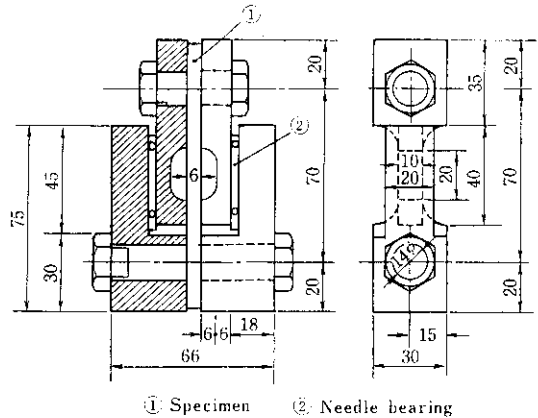


Fig. 1 Specimen attaching jig for compression test

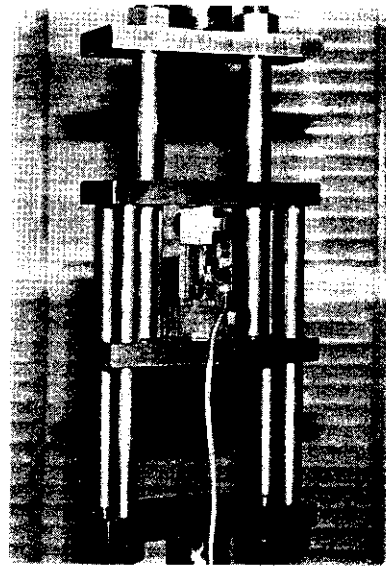


Photo. 2 Compression test device

Table 1 Chemical compositions and mechanical properties of hot-rolled sheet

Grade	Pipe size (mm)	Chemical compositions (wt %)							Mechanical properties		
		C	Si	Mn	P	S	Al	Nb	Y. S. * (kg/mm ²)	T. S. (kg/mm ²)	El. (%)
API 5LX X60	18in ϕ ×6.35t	0.16	0.17	1.12	0.014	0.009	0.025	0.033	56.2	67.3	28.1

(*: at 0.5% total strain)

Y.S. : Yield strength

T.S. : Tensile strength

El. : Elongation

は円筒状試験片が用いられるが、電縫鋼管の素材は板厚が薄くその測定は非常に困難である。このため大橋ら⁶⁾の実験を参考にして Fig. 1 および Photo. 2 に示すような特殊な圧縮治具を製作し、Fig. 2 に示す寸法の板状試験片にとりつけ、島津製作所製オートグラフ (IS-10T) により試験速度 2mm/min で圧縮-引張、および引張-圧縮-引張試験を行った。

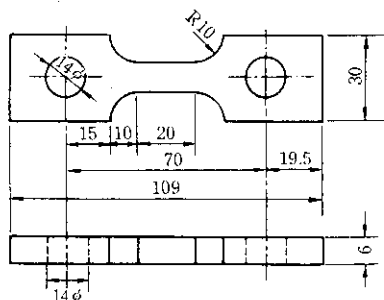


Fig. 2 Specimen for compression and tension test

2.3 成形過程中的ひずみ履歴および機械的性質の変化

各ロールスタンド間でのひずみ変化量は、管内面側についてはあらかじめバスライン上で板幅中心部に 100mm 間隔のケガキ線を入れることにより、管外面側については外周長の変化より測定した。また製管曲げコイルの平板展開後の API 規格引張試験により機械的性質の変化を調査した。

2.4 降伏強度におよぼす造管法の影響

バウシンガー効果による降伏強度の低下を極力避けるためには、フィンパス、サイザーでの圧縮ひずみ履歴を考慮した造管方法が必要であり、同一チャージ、同一強度のコイルについてサイドトリミング後のコイル幅を 1445mm (以下 A 造管法という)、および 1464mm (以下 B 造管法という) にして造管したときの降伏強度を (1) 平板展開後の引張試験、(2) パースト水圧試験、(3) リングエキスパンション試験により比較した。

2.5 板厚方向強度分布

A, B 造管法による 2 種類の管を平板展開後、板厚方向に 6 等分し Fig. 3 に示す小型研削試験片を作製し、オートグラフにより引張速度 1mm/min で引張試験を行った。

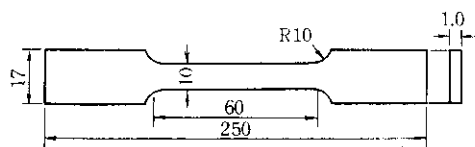


Fig. 3 Thinly sliced specimen for tension test

3. 実験結果

3.1 降伏強度の予ひずみ依存性

Fig. 4 に圧縮後の応力-ひずみ曲線を示す。0.5% 耐力で表わした降伏強度は圧縮予ひずみ 2.5% 付近で最小値をとり、さらに予ひずみが増すにつれてわずかながらしだいに上昇する。

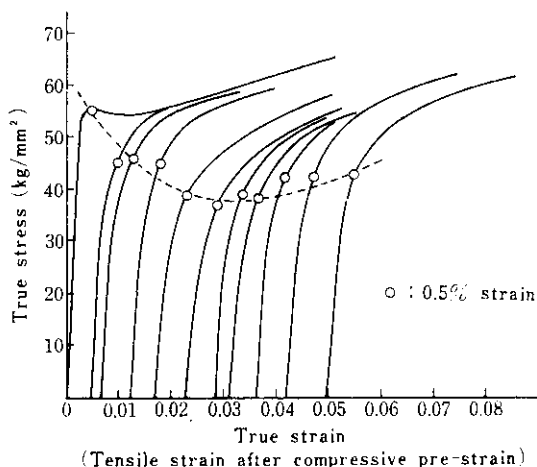


Fig. 4 Tensile stress-strain curve after compression test

Fig. 5 に引張-圧縮後の応力-ひずみ曲線を示す。引張-圧縮-引張試験においても、圧縮-引張試験の場合と同様の傾向が見られた。したがってくりかえし予ひずみを与えたあとの0.5%耐力の推定に際しては、くりかえしひずみ履歴による加工硬化をいかに評価するかが重要な問題となる。

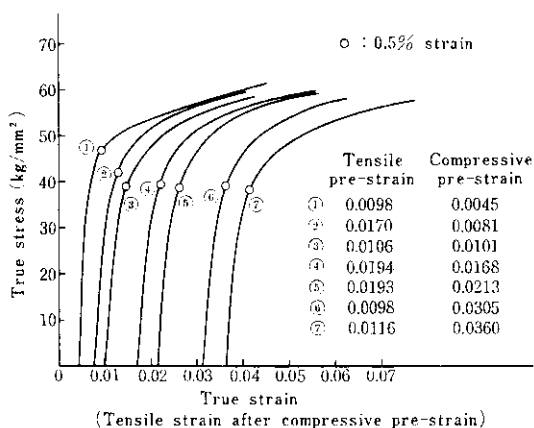


Fig. 5 Tensile stress-strain curve after tension and compression test

3.2 成形過程中的ひずみ変化量および機械的性質の変化

Fig. 6 に各ロールスタンド間での円周方向、軸方向のひずみ変化量を示す。一般に t/D の

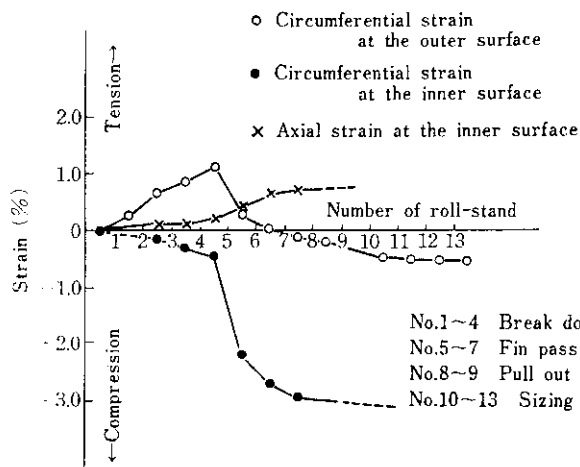


Fig. 6 Variations of strain in pipe-forming processes

小さい管では、エッジの坐屈現象を防止するためにフィンパスでの絞りを大きくしており、このためフィンパスロールにはいて円周方向の圧縮ひずみが急激に増加している。また軸方向の伸びひずみは成形が進むにつれてしだいに増加している。

Fig. 7 に成形過程中的 t/D の変化にともなう

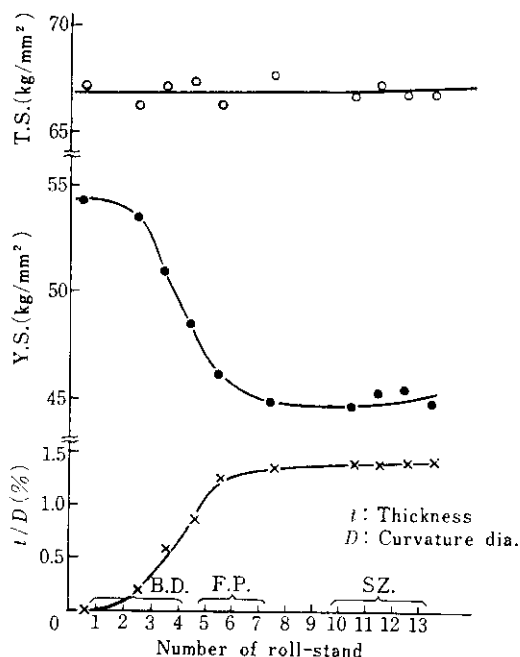


Fig. 7 Variations of mechanical properties with t/D in pipe-forming processes

機械的性質の変化を示す。引張強度 (T.S.) の変化はほとんどないが、0.5%耐力 (Y.S.) は平板展開時のバウシinger効果により著しく低下している。

3.3 降伏強度におよぼす造管法の影響

Fig. 8 に A, B 造管法による成形過程中的の管外面側ひずみ変化量を示す。サイザー後の圧縮変形量は A 造管法では約 1.7% であるのに対し、B 造管法ではフィンパスおよびサイザーでの絞りをより大きくきかすことにより約 3.0% と A 造管法にくらべて約 1.3% 圧縮ひずみ量を大きくして造管した。これより「サイザー前」、「サイザー後」、

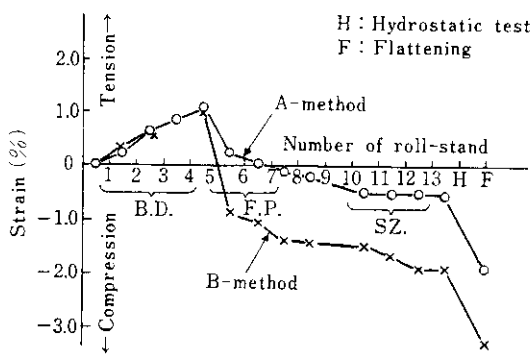


Fig. 8 Variations of circumferential strain at the outer surface in A and B producing methods

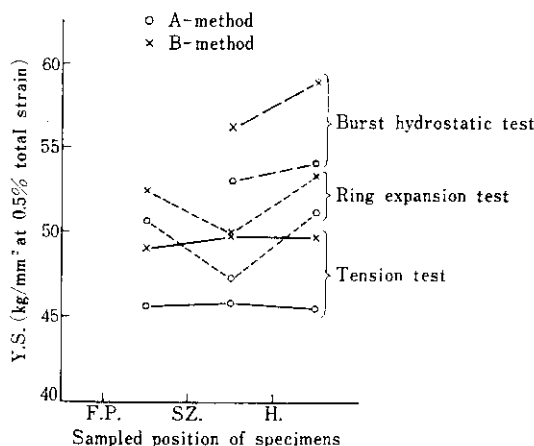


Fig. 9 Effect of producing methods on the yield-strength of pipe

「水圧試験後」からサンプル管を採取し、各種試験法による降伏強度を比較したのが Fig. 9 である。A 造管法にくらべて B 造管法では板状試験片の降伏強度で約 3~4 kg/mm²、リングエキスパンション試験およびバースト水圧試験による内圧降伏強度で約 2~3 kg/mm² 上昇している。なお応力状態の差によって降伏条件が異なるために、内圧降伏強度はリングエキスパンション試験値にくらべてバースト水圧試験値のほうが約 3~6 kg/mm² 高くなっている。

Fig. 10 に A, B 造管法によるサイザー後の管についての板厚方向降伏強度分布を示す。管内面側では平板展開時の加工硬化により⁷⁾、A 造管法で約 58 kg/mm²、B 造管法で約 61 kg/mm² と素材コイル強度よりも上昇しているのに対し、管外面側ではバウシinger効果の影響を受けて、A 造管法で約 45 kg/mm²、B 造管法で約 48 kg/mm² と著しく低下している。なお板厚のままの API 規格板状試験片の引張試験結果と同様に、A 造管法より B 造管法のほうが全体に降伏強度分布が高くなっている。

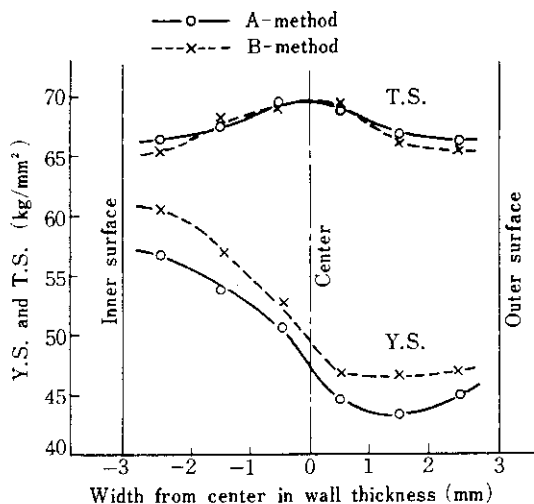


Fig. 10 Distribution of strength in wall thickness locations in the flattened specimens

4. 結果の考察

4.1 バウシinger効果を考慮した降伏条件式の算出

4.1.1 1回目のバウシinger効果

バウシinger効果係数を(1)式および Fig. 11のように定義する。

$$\text{BEF} = \frac{\sigma_{0.005}}{\sigma_{0.03} + 0.005} \quad \dots\dots\dots(1)$$

BEFは Fig. 12に示すように圧縮予ひずみが大きくなるとほとんどある値に飽和する傾向にあることから、中島ら⁹⁾の考え方を参考に(2)式の近似式を導入し、

$$\text{BEF} = \frac{K_1 + \epsilon_c^2}{K_1 + K_2 \epsilon_c^2} \quad \dots\dots\dots(2)$$

最小自乗法により計算した結果をあわせて実線で Fig. 12に示す。これより(2)式はバウシinger効果の予ひずみ依存性を表わすのに良好な式であることが認められる。

次に圧縮後の引張における応力-ひずみ曲線は(3)式で表わされると仮定する。

$$\left. \begin{aligned} \sigma &= E \cdot \epsilon \quad (\epsilon < \epsilon_0) \\ &= K_0 \cdot \epsilon^n \quad (\epsilon \geq \epsilon_0) \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots(3)$$

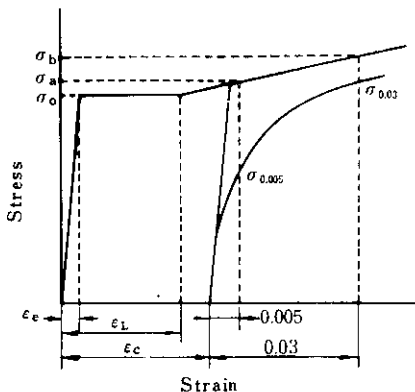


Fig. 11 Schematic definition of reverse stress-strain curve

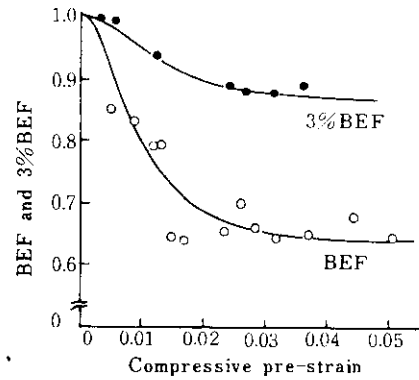


Fig. 12 Effect of compressive pre-strain on the Bauschinger effect factor in compression-tension test

ここで

E : ヤング率

K_0 : 定数

ϵ_0 : 弾性限ひずみ

n : n 乗加工硬化指数

である。

(3)式の K_0 , n を決定するために 3% BEF を定義したとき、Fig. 12に示すように 3% BEF は(4)式の近似式で表示できることがわかる。

$$3\% \text{BEF} \left(= \frac{\sigma_{0.03}}{\sigma_b(\epsilon_c + 0.03)} \right) = \frac{K_3 + \epsilon_c^2}{K_3 + K_4 \epsilon_c^2} \quad \dots\dots\dots(4)$$

4.1.2 2回目のバウシinger効果

引張-圧縮-引張試験においては、引張変形後の圧縮変形で1回目のバウシinger効果が起こり、次の引張試験で2回目のバウシinger効果が起こる。管外面側は造管から平板展開までに引張-圧縮-引張のひずみ履歴を受けるため、くりかえし変形下のバウシinger効果を定量的に把握する必要がある。

いま Fig. 13で表わされるようなくりかえし変形下の応力-ひずみ曲線において、1回目の引張における塑性変形エネルギー W_I と次の圧縮での塑性変形エネルギー W_{II} は(5)式で表わされる。

$$W_I = \int_{\epsilon_1}^{0-\epsilon_1} d\epsilon, \quad W_{II} = \int_{\epsilon_1}^{\epsilon_2} d\epsilon \quad \dots\dots\dots(5)$$

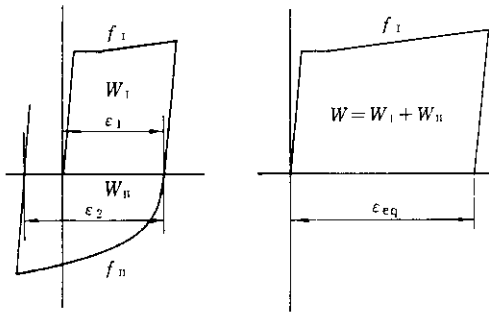


Fig. 13 Definition of equivalent strain ϵ_{eq} in stress-strain curve after Taira et al⁹⁾

ここで、 f_I , f_{II} の変形でなされた塑性変形エネルギーの和に等しい塑性変形エネルギー W を与える f_I での変形量を ϵ_{eq} とすれば W は次式で表わされる。

$$W = W_I + W_{II} = \int_{f_I}^{0-\epsilon_I} f_I d\epsilon + \int_{f_{II}}^{0-\epsilon_{II}} f_{II} d\epsilon = \int_{f_I}^{0-\epsilon_{eq}} f_I d\epsilon \quad (6)$$

平ら⁹⁾ は ϵ_{eq} を X 線回折の結果から (7) 式のように表わし、

$$\epsilon_{eq} = \sqrt{\epsilon_I^2 + \epsilon_{II}^2 + \dots + \epsilon_n^2} \quad (7)$$

ϵ_{eq} の導入により、2 回目のバウシinger 効果も 1 回目のバウシinger 効果と同様に評価できると述べている。そこで 2 回目のバウシinger 効果係数と、3% バウシinger 効果係数を (8) 式のように定義し、(2), (4) 式と同様に表わされるものと仮定する。

$$\left. \begin{aligned} BBF' &= \frac{\sigma_{0.005}}{\sigma_{0.005}(\epsilon_{eq} + 0.005)} = \frac{K_1 + \epsilon_c^2}{K_1 + K_2 \epsilon_c^2} \\ 3\%BF' &= \frac{\sigma_{0.03}}{\sigma_{0.03}(\epsilon_{eq} + 0.03)} = \frac{K_3 + \epsilon_c^2}{K_3 + K_4 \epsilon_c^2} \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

(ϵ_c : 最後の圧縮ひずみ)

これより (8) 式の $K_1 \sim K_4$ に、1 回目のバウシinger 効果から求めた $K_1 \sim K_4$ を代入して求めた計算値と実測値を Fig. 14 に示す。計算値と実測値は多少のバラツキはあるがよく一致しており、圧縮-引張試験により $K_1 \sim K_4$ を決定すれば、くりかえし変形を受けたあとでも ϵ_{eq} および

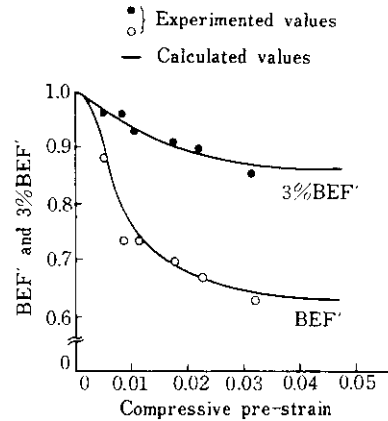


Fig. 14 Effect of compressive pre-strain on the Bauschinger effect factor by using equivalent strain ϵ_{eq} in tension-compression-tension test

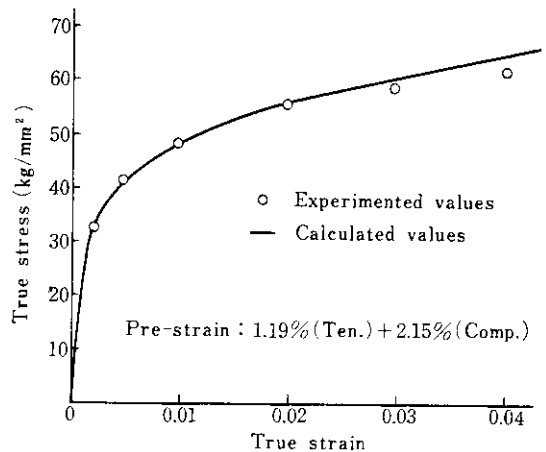


Fig. 15 Comparison between experimented and calculated tensile stress-strain curve after tensile and compressive pre-straining

最後の圧縮ひずみさえ考慮すれば、その降伏強度を推定することができる。Fig. 15 に引張-圧縮後の引張試験における応力-ひずみ曲線の実測値と、(2), (4), (8) 式から計算により求めた (3) 式の $\sigma = K_0 \cdot \epsilon^n$ の関係を示す。計算値はひずみが大きくなると実測値よりやや高くなるが、ほぼ一致しており、上述した方法によりバウシinger 効果のひずみ依存性を定量的に評価できる。

4.2 内圧降伏強度におよぼす応力状態の影響

内圧降伏強度はバースト水圧試験値 ($=X_B$) のほうがリングエキスパンション試験値 ($=X_R$) に比べて約3~6 kg/mm² 高くなっている。これらの内圧試験における応力状態は、バースト水圧試験では両端に鏡板をとりつけた「両端閉じ」の状態では内圧が管軸方向にも作用しており、リングエキスパンション試験では管軸方向に応力を受けない「両端開き」の状態である。いま円筒坐標の応力成分を σ_z (管軸方向), σ_θ (円周方向), σ_r (半径方向) としたとき, σ_z はそれぞれ (9), (10) 式で表わされる。

(a) バースト水圧試験の場合

$$\sigma_z = \frac{1}{2} (\sigma_r + \sigma_\theta) \quad \dots\dots\dots (9)$$

(b) リングエキスパンション試験の場合

$$\sigma_z = 0 \quad \dots\dots\dots (10)$$

いま単軸引張降伏応力を Y としたとき, 内圧による鋼管の降伏条件が Von Mises の最大せん断エネルギー説に従うものと仮定すれば^{10,11)} (11) 式が成立する。

$$\begin{aligned} 2Y^2 &= (\sigma_r - \sigma_\theta)^2 + (\sigma_\theta - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_r)^2 \\ &= \frac{2}{3} (\sigma_\theta - \sigma_r)^2 + 2 \left[\frac{1}{2} (\sigma_r + \sigma_\theta) - \sigma_z \right]^2 \end{aligned} \quad \dots\dots\dots (11)$$

また本実験材のような t/D の小さい薄肉円筒管においては $\sigma_r \div 0$ であるから, (9), (10), (11) 式より,

$$\left. \begin{aligned} \sigma_\theta &= X_B = \frac{2}{\sqrt{3}} Y \\ \sigma_\theta &= X_R = Y \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots (12)$$

となり理論的には

$$m = \frac{X_B}{X_R} \div 1.154 \quad \dots\dots\dots (13)$$

の差が生じる。しかしながら本実験結果によれば, サイザー後 $m \div 1.07$, 水圧試験後 $m \div 1.13$ となっているのは,

- (1) 鋼管に内在する残留応力
- (2) バウシinger効果による板厚方向強度分布差

(3) 半径方向の応力

などの影響を受けるためと考えられる。

4.3 造管法の差による板厚方向降伏強度分布の推定

中径電縫鋼管の造管から平板展開引張試験までの加工履歴を単純化すると, ブレックダウン, フィンパスでの曲げ変形 → フィンパス, サイザーでの圧縮変形 → 平板展開時の曲げもどし変形 → 引張試験となる。曲げおよび曲げもどし変形を均一曲げ変形, フィンパス, サイザーでの圧縮変形を均一圧縮変形とし, 両者とも軸方向のひずみがゼロの平面ひずみ状態と仮定する。このとき Fig. 16 に示すように板厚方向で大別して3つの部分に分解でき, (a)では引張-圧縮-引張, (b)では圧縮-引張, (c)では圧縮-引張-引張の塑性ひずみ履歴を受ける。

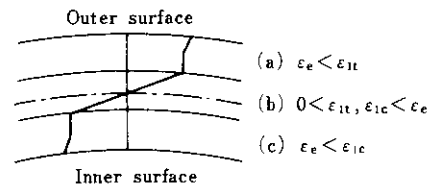


Fig. 16 Schematic definition of strain distribution in wall thickness locations of pipe

いま処女材の応力-ひずみ関係式を

$$f_I(\bar{\epsilon}) = \sigma_0 + N\bar{\epsilon} \quad (\epsilon_L \leq \bar{\epsilon}) \quad \dots\dots\dots (14)$$

バウシinger効果を考慮した応力-ひずみ関係式を

$$f_{II}(\bar{\epsilon}) = K_0 \bar{\epsilon}^n \quad (\epsilon_{st} \leq \bar{\epsilon}) \quad \dots\dots\dots (15)$$

としたとき (ここで $\bar{\epsilon}$: 相当ひずみ, N : 直線硬化式で近似したときの加工硬化係数)

$$\left. \begin{aligned} f_{II(0.005)} &= f_I(\epsilon_{eq} + 0.005) \text{ BEF} \\ f_{II(0.03)} &= f_I(\epsilon_{eq} + 0.03) \text{ 3\% BEF} \\ \epsilon_{eq} &= \sqrt{\sum_{i=1}^i \epsilon_i^2} \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots (16)$$

であり, 戸沢ら¹²⁾による予変形を受けたあとの降伏条件式を適用すれば(注: 文末補遺参照), 0.5% 耐力は (17) 式で表わすことができる。

$$\bar{\sigma}_{0.005} = \frac{f_I (\epsilon_{eq} + \bar{\epsilon}) + f_{II} (\bar{\epsilon})}{2} - \frac{\sqrt{3}}{2} \frac{f_I (\epsilon_{eq} + \bar{\epsilon}) - f_{II} (\bar{\epsilon})}{2} \quad \dots\dots\dots (17)$$

(17) 式を変形すると0.5%耐力は(18)式で表わせる。

$$\bar{\sigma}_{0.005} = f_I (\epsilon_{eq} + 0.005) \cdot \frac{2 - \sqrt{3} + (2 + \sqrt{3}) \text{BEF}}{4} \quad \dots\dots\dots (18)$$

したがってそれぞれの領域では、(19)、(20)、(21)の関係式が成立する。

(a)領域 ($\epsilon_s < \epsilon_{1t}$)

$$\left. \begin{aligned} \text{BEF} &= \frac{K_1 + (\bar{\epsilon}_{2c} + \bar{\epsilon}_{3c})^2}{K_1 + K_2(\bar{\epsilon}_{2c} + \bar{\epsilon}_{3c})^2} \\ \epsilon_{eq} &= \sqrt{(\bar{\epsilon}_{1t})^2 + (\bar{\epsilon}_{2c} + \bar{\epsilon}_{3c})^2} \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots (19)$$

(b)領域 ($0 < \epsilon_{1t}$, $\epsilon_{1c} < \epsilon_s$)

$$\left. \begin{aligned} \text{BEF} &= \frac{K_1 + \bar{\epsilon}_{2c}^2}{K_1 + K_2 \bar{\epsilon}_{2c}^2} \\ \epsilon_{eq} &= \bar{\epsilon}_{2c} \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots (20)$$

(c)領域 ($\epsilon_s < \epsilon_{1c}$)

$$\left. \begin{aligned} \epsilon_{eq} &= \bar{\epsilon}_{1c} + \bar{\epsilon}_{2c} \\ \bar{\epsilon} &= \bar{\epsilon}_{3t} + 0.005 \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots (21)$$

ここで

$\bar{\epsilon}_t$: 相当引張ひずみ

$\bar{\epsilon}_c$: 相当圧縮ひずみ

添字 1: ブレイクダウン、フィンパスでの曲げ変形

添字 2: フィンパス、サイザーでの圧縮変形

添字 3: 平板展開時の曲げもどし変形

(ただし上記数値はすべて絶対値で表示)

したがって引張試験における0.5%耐力は(a),

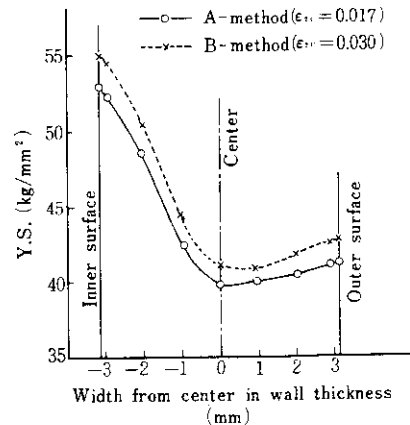


Fig. 17 Calculated values of yield strength in wall thickness locations

(b)領域では(19)、(20)式を(18)式に代入することにより、(c)領域では(16)、(21)式より $f_{II}(0.005)$ 、 $f_{II}(0.03)$ を求め $\bar{\sigma} = K_0 \bar{\epsilon}^n$ の K_0 、 n を決定すれば(17)式より算出することができる。Table 2に計算に使用する数値を示す。

以上の計算式を用いてA、B造管法による板厚方向降伏強度分布の計算結果をFig. 17に示す。計算値は実測値にくらべてかなり低い、分布傾向はほぼ相似しており、フィンパス、サイザーでの圧縮変形量をA造管法の約1.7%とするよりも、B造管法の約3.0%にしたほうがバウシinger効果に対しては良い造管条件であることが証明される。

5. 結 言

バウシinger効果の影響が比較的大きい高張力中径電縫鋼管 API 5LX X60 (18inφ×6.35mm)を対象に降伏強度の予ひずみ依存性、ひずみ履歴を考慮した造管法によるバウシinger効果減少対策について調査したところ次の結果が得られた。

(1) バウシinger効果係数 BEF は

Table 2 Values used for calculating the yield strengths in wall thickness locations

σ_L	ϵ_0	ϵ_L	N	σ_0	K_1	K_2	K_3	K_4
54.0	0.0027	0.018	296	49.1	1.19×10^{-4}	1.583	4.298×10^{-4}	1.221

$$BEF = (K_1 + \epsilon_c^2) / (K_1 + K_2 \epsilon_c^2)$$

$$3\%BEF = (K_3 + \epsilon_c^2) / (K_3 + K_4 \epsilon_c^2)$$

なる近似式で表示することができ、各種圧縮ひずみ後の応力-ひずみ関係を指数関数化することができた。

- (2) $\epsilon_{eq} = \sqrt{\epsilon_1^2 + \epsilon_2^2 + \dots + \epsilon_n^2}$ なるひずみ量を導入することにより、2回目のBEF、3%BEFも同様に表示でき、最後のバウシinger効果さえ考慮すれば、くりかえし変形後の予ひずみ依存性を算出することができた。
- (3) サイドトリミング後のコイル幅を約20mm大きくし、フィンパス、サイザーでの圧縮変形量を約1.3%大きくして造管したところ、板状試験片での降伏強度は約3~4 kg/mm²、内圧降伏強度は約2~3 kg/mm²上昇した。
- (4) 平板展開後の板厚方向降伏強度分布を測定したところ、管内面側の加工硬化、管外面側のバウシinger効果のために両者に約13~15 kg/mm²の差が見られた。
- (5) 応力状態の差によって降伏条件が異なるために、内圧降伏強度はリングエキスパンション試験値にくらべてバースト水圧試験値のほうが約3~6 kg/mm²高い値が得られた。

以上、バウシinger効果を考慮した降伏条件式の算出により、造管ひずみ履歴と板厚方向降伏強度分布の関係を半定量的に把握でき、今後の高張力中径電縫鋼管の降伏強度設計に有益な指標を得ることができた。

なお本実験の遂行にあたり、リングエキスパンション試験測定にご協力くださいました住友金属工業㈱和歌山製鉄所試験課関係各位の皆様に厚くお礼申し上げます。

〔補遺〕

A-1 降伏条件式

戸沢ら¹²⁾は予変形を受けたあとの降伏条件式として(1)'式を提案している。

$$\bar{\sigma}_a = A + B \cos \alpha + C \cos^2 \alpha \dots\dots\dots (1)'$$

ここで α ：偏差応力場において予変形ベクトル方向を0°とした場合の反時計回りの応力ベクトルの回転角

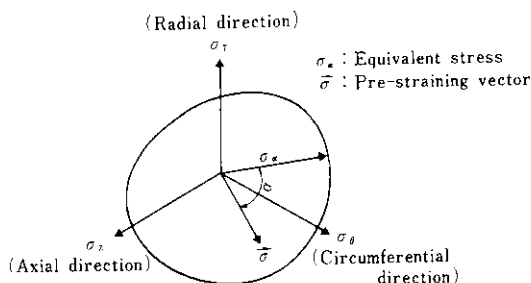


Fig. A-1 Subsequent yield surface on the π plane after pre-straining

A：降伏曲面の大きさを表わす係数

B：バウシinger効果の大きさを表わす係数

C：降伏曲面の形状変化を表わす係数

(1)'式を π 平面上に図示するとFig. A-1のようになる。降伏曲面の形状変化を無視すると、

$$\bar{\sigma}_a = A + B \cos \alpha \dots\dots\dots (2)'$$

$$\therefore \begin{cases} \alpha = 0^\circ \text{ のとき } A + B = f_I(\epsilon_{eq} + \bar{\epsilon}) \\ \alpha = 180^\circ \text{ のとき } A - B = f_{II}(\bar{\epsilon}) \end{cases} \dots\dots\dots (3)'$$

円周方向平板展開引張試験においては、平面ひずみの仮定のもとでは $\alpha = 210^\circ$ となるから、

$$\bar{\sigma} = \frac{f_I(\epsilon_{eq} + \bar{\epsilon}) + f_{II}(\bar{\epsilon})}{2} - \frac{\sqrt{3}}{2} \frac{f_I(\epsilon_{eq} + \bar{\epsilon}) - f_{II}(\bar{\epsilon})}{2} \dots\dots\dots (4)'$$

$BEF = f_{II}(0.005) / f_I(\epsilon_{eq} + 0.005)$ であるから、0.5%耐力は、

$$\bar{\sigma}_{0.005} = f_I(\epsilon_{eq} + 0.005) \cdot \frac{2 - \sqrt{3} + (2 + \sqrt{3})BEF}{4} \dots\dots\dots (5)'$$

となる。

A-2 相当塑性ひずみ

相当ひずみはVon Mises型で表わされ、(6)'式となる。

$$\bar{\epsilon} = \sqrt{\frac{2}{3}(\epsilon_r^2 + \epsilon_\theta^2 + \epsilon_z^2)} \quad \dots\dots(6)' \quad \text{あるから,}$$

$$\text{平面ひずみの仮定により, } \epsilon_z = 0, \epsilon_\theta = -\epsilon_r \text{ で} \quad \bar{\epsilon} = \frac{2}{\sqrt{3}} \epsilon_\theta \quad \dots\dots(7)'$$

参 考 文 献

- 1) A. H. Aronson, M. Korchynsky and L. J. Mihelich : Welding Research Supplement, (1969) 11, 473s
- 2) T. C. Harrison, R. T. Weiner and G. D. Fearnough : J. Iron & Steel Inst., (1972) 5, 334
- 3) R. M. Jamieson and J. E. Hood : J. Iron & Steel Inst., (1971) 1, 46
- 4) R. V. Milligan, W. H. Koo and T. E. Davidson : Trans. Amer. Soc. Mechanical Eng., (1966) 6, 480
- 5) 五弓, 岸, 和田 : 日本金属学会誌, **34** (1970) 2, 155
- 6) 大橋, 川嶋 : 日本機械学会論文集, **35** (1969) 274, 1177
- 7) 長谷部, 京極, 古賀, 北川, 岡沢 : 住友金属, **23** (1971) 3, 283
- 8) 中島, 菊間, 水谷, 松本 : 製鉄研究, (1973) 277, 91
- 9) T. Taira, T. Otsuka and Y. Ishida : Mechanical Working and Steel Processing XI (Proceeding of 15th Mechanical Working and Steel Processing Conference), (1973), 33
- 10) J. F. Kiefer and A. R. Duffy : Res. Rep. to NG 18 Comittee of the Am. Gas. Assoc., (1958) Sep.
- 11) 長谷部, 京極, 高橋, 矢村, 岡沢 : 住友金属, **24** (1972) 2, 67
- 12) 戸沢, 白井 : 鉄と鋼, **59** (1973) 11, 204