

# シームレスラインパイプの強度評価法に関する一考察

技術報告

八木 明\*・清水高治\*・十河泰雄\*・中村勝治\*<sup>2</sup>

## Transvers and Longitudinal Yield Strength of Hot-rolled Seamless Linepipe

Akira YAGI, Takaharu SHIMIZU, Yasuo SOGO and Katuharu NAKAMURA

### Synopsis:

The transverse yield strengths of hot-rolled seamless linepipes were studied with respect to the different test methods, including the tensile tests with cold-flattened strap and unflattened round specimens. These results were compared with the longitudinal yield strength and the yield strength obtained by the ring expansion test, and were discussed in relation to yielding of a pipe under triaxial stress state. The following conclusions are reached from the experimental results and discussion.

- (1) There is little difference between the longitudinal and transverse tensile properties of hot-rolled seamless linepipe.
- (2) The cold-flattened strap specimen does not represent the true material properties, because of the pipe-size effect on the yield strength.
- (3) The transverse yield strength, which is obtained with the cold-flattened strap specimen, can be well explained with the combination of work-hardening and the Bauschinger effect.
- (4) As for the hot-rolled seamless linepipe, the use of longitudinal tensile specimens should be recommended as the most reliable practical method for the purpose of quality control.

**Key words:** low alloy steel; strength; seamless linepipe; cold working; work hardening; bauschinger effect.

## 1. 緒 言

一般に石油、天然ガス等の輸送用ラインパイプは、降伏点設計で使用される。したがって、ラインパイプの強度はパイプ円周方向（以下、T方向と記す。）の降伏強度が基準となる。ラインパイプのT方向降伏強度の決定法については、AGA（米国ガス協会）の要請によりバッテリー研究所で行われた研究がある<sup>1)</sup>。この研究では、内圧容器試験、リングエキスパンション試験、偏平板状引張および丸棒引張試験等を比較検討し、T方向降伏強度を実パイプと各種小型引張試験との相関で論じている。しかしながら、供試材として使用された大部分の鋼管はシームレス鋼管と製造法が異なる溶接管であり鋼管寸法も大径が多いためバッテリーにおける研究結果をそのまま小径の熱間圧延したシームレスラインパイプ（以下、シームレスラインパイプと記す。）に適用するには問題があ

る。

一方、API規格 5L<sup>2)</sup>ではシームレスラインパイプに対しては、客先の要求がなければパイプ軸方向（以下、L方向と記す。）引張試験を行うよう規定しているが、最近シームレスラインパイプ材に対してもその強度評価法としてT方向引張試験を要求されることが多くなってきた。API規格では、T方向引張試験法として全厚板状引張、丸棒引張試験およびリングエキスパンション試験を規定しており、試験片に対する人工的な時効処理や熱処理および熱間偏平は禁止している。鋼管のT方向引張試験は、一般に冷間偏平により平板展開した試験片を使用して実施されるが、この場合の引張特性（特に降伏強度）は偏平の影響を受けパイプの状態の真の強度は得られにくい。

本報告では、シームレスラインパイプのT方向引張特性を評価するに当たって、まず引張特性のT方向とL方

昭和 61 年 4 月 本会講演大会にて発表 昭和 62 年 6 月 22 日 受付 (Received June 22, 1987)

\* 新日本製鉄(株)八幡技術研究部 (Yawata R & D Lab., Nippon Steel Corp., 1-1-1 Edamitsu Yahatahigashi-ku kitakyushu 805)

\*<sup>2</sup> 新日本製鉄(株)八幡製鉄所 (Yawata Works, Nippon Steel Corp.)

向の異方性を調査し、偏平T方向引張試験の問題点を明らかにした。さらに、シームレス鋼管のT方向引張特性の変化に対しては偏平に伴う加工硬化とバウシinger効果の影響が大きいと考え、丸棒試験片の引張と圧縮-引張試験により偏平後のT方向降伏強度の推定を試みた。また、偏平のないL方向降伏強度を基準としたT方向降伏強度の変化をこの推定結果と比較検討した。

## 2. 実験方法

実験に使用した鋼管は、プレスロールピアサー、2基のエロンゲータミル、プラグミル、リーラミルおよびサイザーミルからなるシームレス鋼管製造プロセスで圧延した。圧延後、API規格に適合するように焼入れ-焼もどしや焼ならしの熱処理を実施した。降伏強度は、試験片の標点距離の伸びを精密伸び計で測定し、伸びが0.5%のときの荷重から算出した。

### 2.1 引張特性の評価方法

冷間偏平の影響を偏平T方向引張とL方向引張試験お

よびリングエキスパンション試験により調査した。T方向とL方向引張試験はAPI規格X46~X70グレードの鋼で、リングエキスパンション試験はTable 1に示す鋼により行つた。リングエキスパンション試験は、ローラーチェーン式の周長測定器が0.5%伸びを示すときの肉厚  $P(\text{kgf/cm}^2)$  と外径  $D(\text{mm})$ 、肉厚  $t(\text{mm})$  からBARLOW式、 $\sigma = PD/2t$ にて降伏強度を求めた。

### 2.2 T方向とL方向の異方性の調査

冷間偏平後に焼入れ-焼もどしや焼ならしの熱処理を行い加工の影響を取り除いた試験片および冷間偏平を全く行わない丸棒試験片によりT方向とL方向の異方性を調べた。Table 2, Fig. 1およびTable 3, Fig. 2にそれぞれの供試材と実験方法を示す。

### 2.3 圧縮-引張試験

Fig. 3に示す丸棒試験片(a)を鋼管のL方向より切り出し、圧縮治具(b)にて10%まで圧縮ひずみを付与した。この場合のL方向のひずみ量は、試験片平行部の直径の変化から算出した。引張試験は、ひずみ付与後

Table 1. Samples for ring expansion tests.

Steel	Pipe dimension	Chemical composition (wt%)							Manufacturing process
		C	Si	Mn	P	S	Nb	V	
R1	16 inch $\phi \times 10.31 \text{ mm}$	0.14	0.19	1.36	0.016	0.006	0.04	0.05	Normalized Normalized Normalized Quenched & tempered
R2	16 inch $\phi \times 9.52 \text{ mm}$	0.15	0.19	1.38	0.012	0.003	0.05	0.06	
R3	14 inch $\phi \times 12.7 \text{ mm}$	0.13	0.19	1.27	0.009	0.004	0.03	0.04	
R4	16 inch $\phi \times 10.31 \text{ mm}$	0.08	0.19	1.28	0.013	0.005	—	0.04	

Table 2. Sample pipe for the experiments evaluating cold-flattening effect.

Steel	Pipe dimension	C	Si	Mn	P	S	Nb	(wt%)
S	8- $\frac{5}{8}$ inch $\phi \times 12.7 \sim 25.4 \text{ mm}$	0.10	0.24	1.27	0.016	0.001	0.05	

Table 3. Samples for tensile tests with unflattened small round specimens.

Steel	Chemical composition (wt%)							Manufacturing process
	C	Si	Mn	P	S	Nb	Mo	
EA	0.10	0.24	1.27	0.016	0.001	0.05	—	As Rolled Normalized Quenched & tempered Quenched & tempered Quenched & tempered
EN	0.10	0.24	1.27	0.016	0.001	0.05	—	
EQ	0.10	0.24	1.27	0.016	0.001	0.05	—	
F	0.06	0.20	1.27	0.016	0.004	0.04	0.29	
B	0.08	0.17	1.38	0.015	0.004	0.04	0.07	Quenched & laboratory-tempered (at different temperature)
B1	0.08	0.17	1.38	0.015	0.004	0.04	0.07	
B2	0.08	0.17	1.38	0.015	0.004	0.04	0.07	
B3	0.08	0.17	1.38	0.015	0.004	0.04	0.07	
B4	0.08	0.17	1.38	0.015	0.004	0.04	0.07	Quenched & tempered
U1	0.07	0.24	1.25	0.010	0.001	0.03	0.19	

Table 4. Samples for compression-tension tests.

Steel	Chemical composition (wt%)										Manufacturing process
	C	Si	Mn	P	S	Al	Nb	Mo	Ti	B	
C1	0.10	0.24	1.27	0.016	0.001	0.026	0.05	—	—	—	Normalized Quenched & tempered Quenched & tempered Quenched & tempered
C2	0.10	0.24	1.27	0.016	0.001	0.026	0.05	—	—	—	
C3	0.06	0.20	1.27	0.015	0.004	0.020	0.04	0.29	—	—	
C4	0.08	0.17	1.38	0.015	0.004	0.031	0.04	0.07	0.019	0.0011	

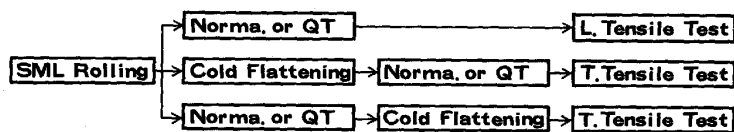


Fig. 1. Experimental procedure.

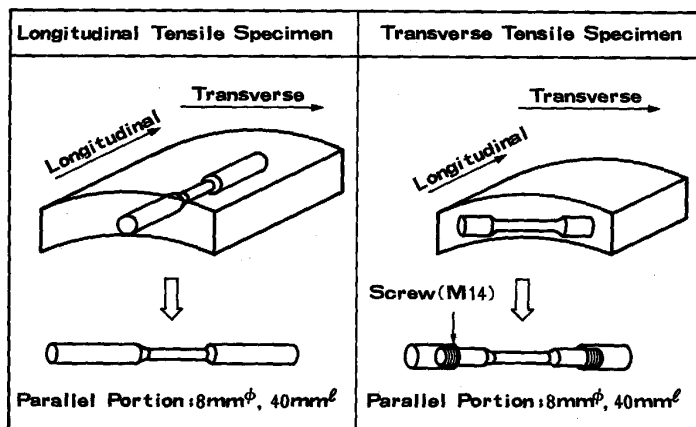


Fig. 2. Specimen preparation procedure.

平行部を 10 mmφ まで研削したものをを用いて荷重-ひずみ曲線を求めた。Table 4 に供試材を示す。

### 3. 実験結果

#### 3.1 引張特性に及ぼす冷間偏平の影響

外径 8 インチから 16 インチのシームレスラインパイプを用いて、冷間偏平板状試験片による T 方向引張試験と偏平のない L 方向引張試験を実施し比較した。その結果を Fig. 4 に示す。横軸は、鋼管寸法を肉厚と外径の比、 $t/D$  で示している。 $t/D$  が約 5% 以上の T 方向降伏強度は L 方向降伏強度より明らかに高い値を示す。引張強度は、 $t/D$  にあまり影響されず T 方向と L 方向の差は認められない。したがって、降伏比も降伏強度と同様な変化を示す。これらの傾向は、「冷間偏平板状試験片では、実管特性より低い降伏強度が得られる」との大径管における実験結果<sup>1)</sup>と異なる。この点については後で詳細に述べるが、冷間偏平による加工硬化が径が小さくなるほど顕著になることによる。

ここで、偏平 T 方向降伏強度の変化の基準として L 方向降伏強度の値を用いたことの妥当性について検討する。鋼管の状態では T 方向降伏強度が測定できるリングエキスパンション試験と偏平 T 方向引張および L 方向引張試験結果を比較した。Table 5 にそれぞれの引張特性、Fig. 5 に応力-ひずみ曲線の一例を示す。リングエキスパンション試験と L 方向引張試験では、同様な応力-ひずみ曲線を示し、降伏強度も同程度の値が得られている。一方、T 方向引張試験では応力-ひずみ曲線はかなり形

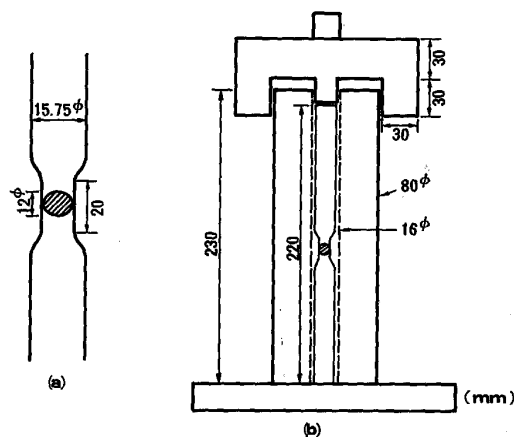
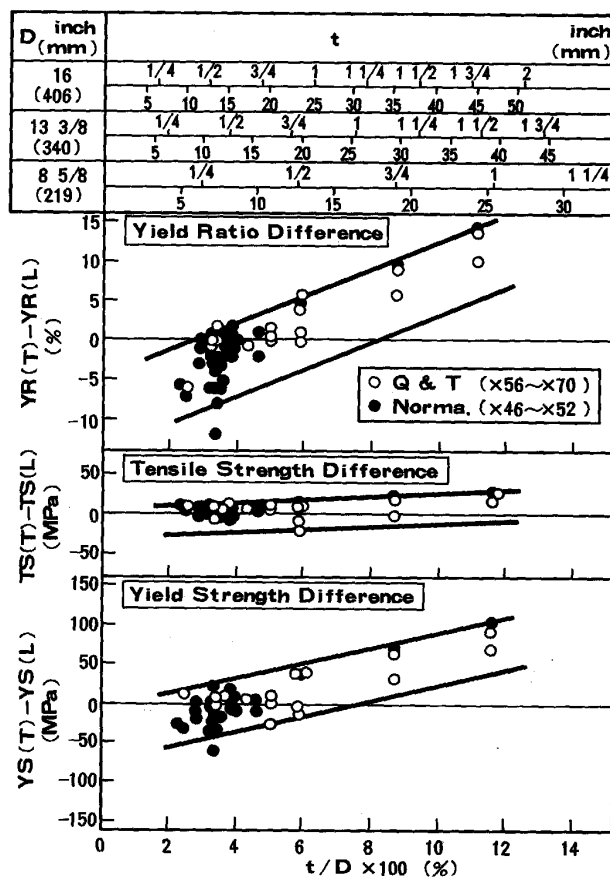


Fig. 3. Dimensions of specimen (a) and compression test fixture (b).

Fig. 4. Effect of  $t/D$  on the tensile properties (Comparison of longitudinal and flattened transverse).

状が異なっており降伏強度は前二者に比べて低い。鋼管の  $t/D$  が小さいことを考慮するとこの結果は、Fig. 4

の結果と一致している。すなわち、シームレスラインパイプのL方向降伏強度は実パイプのT方向降伏強度の値とほぼ一致することが確認された。また、応力-ひずみ曲線の変化は冷間加工の程度に対応すると考えられるので、冷間偏平によるT方向降伏強度は偏平による冷間加工量つまりパイプ形状の影響を受けることが推察される。

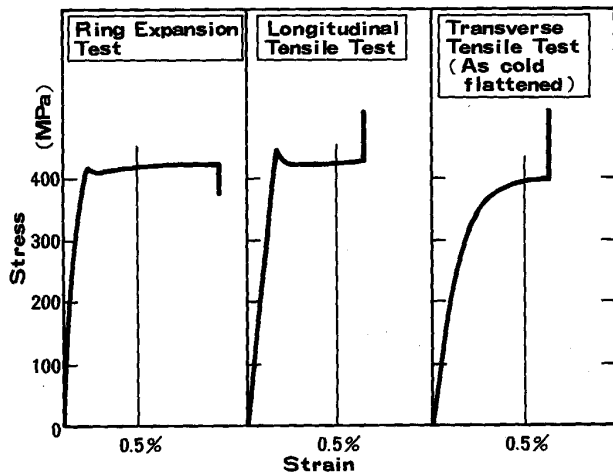


Fig. 5. Comparison of stress-strain curves (R1).

### 3.2 引張特性のT方向とL方向の異方性

シームレス圧延工程では、材料は数種類の圧延機で加工され、半径方向、T方向、L方向へ複雑なひずみ履歴を受ける。特に、プレスロールピアサーでは穿孔中に圧縮応力が働き材料の品質改善効果が大きいとの報告もある<sup>3)</sup>。さらに、最終のサイジング工程の前に850~950°Cとかなりの高温に再加熱され、圧延の仕上温度も800°C以上となる。また、焼入れ-焼もどしや焼ならし等の熱処理も実施される。これらの理由で、シームレス鋼管は圧延鋼板に比較して機械的性質の異方性は小さいと考えられる。Fig. 6は、熱処理前に偏平を行った試験片と通常の偏平後のT方向引張試験およびL方向引張試験結果を比較したものである。引張強度には差が認められないが、通常の偏平T方向引張りの降伏強度は他の降伏強度と明らかに差がみられ、 $t/D$ が大きくなるほどその差が大きくなる傾向を示す。また、偏平後に熱処理を行い冷間加工の影響を除去したT方向引張りではL方向引張りとはほぼ同じ降伏強度が得られている。これらの事実は、偏平T方向引張りとはL方向引張りの降伏強度の差 (Fig. 4) がほぼ冷間偏平効果に相当することを示唆する。Fig. 7, 8は実パイプ (圧延まま材および熱処

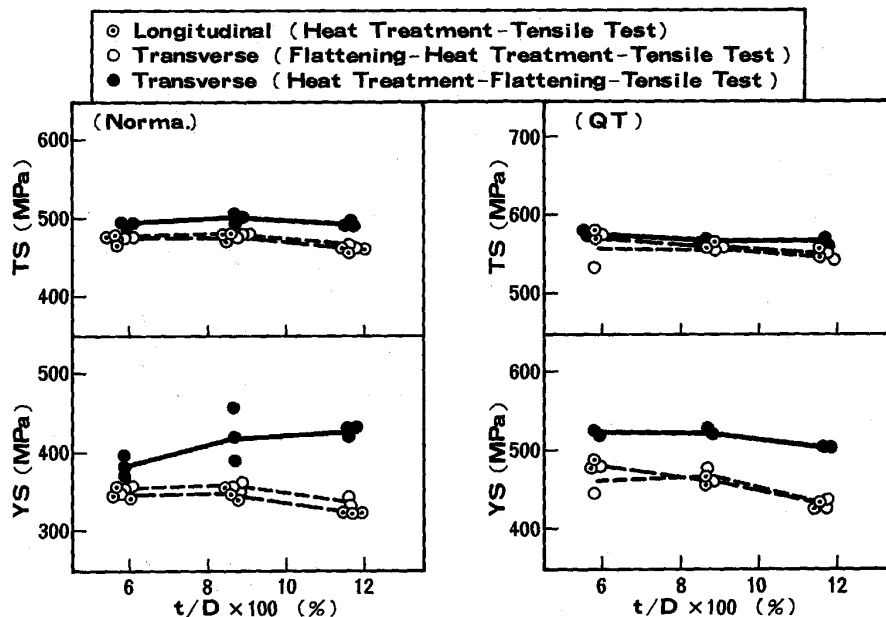


Fig. 6. Effect of  $t/D$  on the tensile properties.

Table 5. Comparison of ring expansion test and API type tensile test.

(MPa)

Steel	Pipe dimension ( $t/D$ )	Longitudinal tensile test		Transverse tensile test (flattened)		Ring expansion test	$\Delta YS$	
		YS(L)	TS(L)	YS(T)	TS(T)	YS(R)	(T)-(L)	(T)-(R)
R1	16 inch $\phi \times 10.31$ mm $t$ (2.8%)	415	537	386	543	409	-29	-23
R2	16 inch $\phi \times 9.52$ mm $t$ (2.4%)	415	553	392	563	414	-23	-22
R3	14 inch $\phi \times 12.7$ mm $t$ (3.7%)	392	512	376	523	408	-16	-32
R4	16 inch $\phi \times 10.31$ mm $t$ (2.6%)	462	560	468	568	479	6	-11

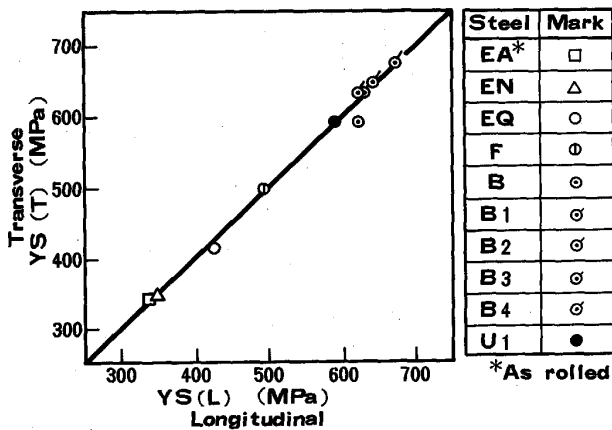


Fig. 7. Comparison of longitudinal and transverse yield strengths.

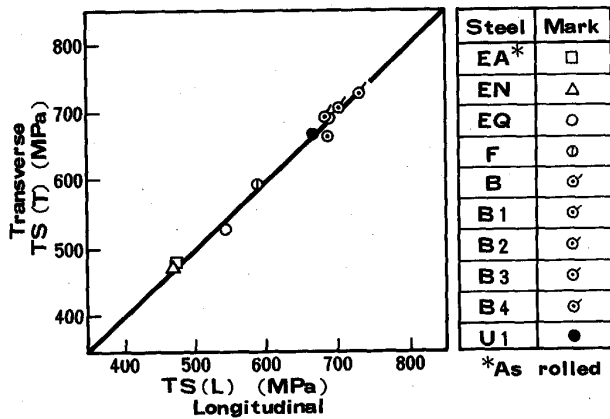


Fig. 8. Comparison of longitudinal and transverse tensile strengths.

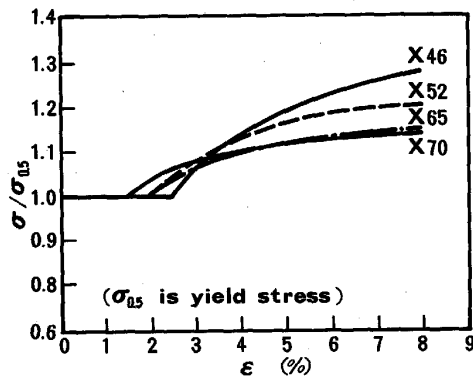


Fig. 9. Work-hardening properties.

理材) から切り出したままの状態でのT方向とL方向の引張特性を比較するため行った丸棒引張試験の結果である。(前述の方法では、冷間加工と熱処理の組合せ効果が現れる懸念がある。) 同図より、シームレスラインパイプでは引張特性のT方向とL方向の差はほとんど無いことが確認された。

### 3.3 ラインパイプ材の加工硬化およびバウシinger効果

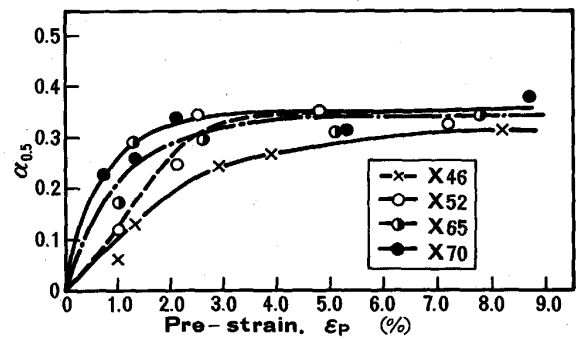


Fig. 10. Bauschinger effect coefficient.

Fig. 3と同じ形状の丸棒引張試験片より求めた各鋼の処女材の応力-ひずみ曲線を Fig. 9に示す。同図から、加工硬化は高強度鋼の方が低強度鋼に比べて小さいひずみ量から始まるが、加工硬化率は低強度鋼ほど大きくなることわかる。Fig. 10は、圧縮-引張試験から求めたバウシinger効果率  $\alpha_{0.5}$ <sup>4)</sup> と予ひずみの関係である。 $\alpha_{0.5}$ は、次式で定義されている。

$$\alpha_{0.5} = (\sigma_{\epsilon_P+0.5} - \sigma_{0.5(\epsilon_P)}) / \sigma_{\epsilon_P+0.5} \dots\dots\dots (1)$$

ここで、 $\epsilon_P$ : 予ひずみ量、 $\sigma_{\epsilon_P+0.5}$ : 処女材の応力-ひずみ曲線におけるひずみ量  $(\epsilon_P+0.5)\%$  に対応する応力、 $\sigma_{0.5(\epsilon_P)}$ : 予ひずみ材の降伏応力

Fig. 10から、 $\alpha_{0.5}$ は予ひずみ量の小さい領域では増加が大きいが予ひずみ量が3%以上では飽和する。鋼種別にみると、 $\alpha_{0.5}$ は高強度鋼の方が低強度鋼に比べて大きい。

## 4. 考 察

### 4.1 加工硬化およびバウシinger効果からの偏平T方向降伏強度の推定

冷間偏平を行った板状試験片でT方向降伏強度を決定した場合は、明らかに偏平前の降伏強度と異なる結果が得られる。この冷間偏平の影響は大きく、 $t/D$ の大きい鋼管では約100MPaにも達する(Fig. 4)。一般に、大径管では冷間偏平試験片を使用した場合は、実管特性に比べて低い強度が得られる<sup>1)</sup>。しかし本研究においては、比較的径の小さい鋼管では冷間偏平試験片の方が高い降伏強度を示すことが明らかになった。このように、一見相反する現象のように思われる冷間偏平効果も、次のように加工硬化とバウシinger効果を組み合わせて考えるとよく理解できる。

パイプを冷間偏平した場合のひずみ量は、肉厚方向で変化する。Fig. 11は、パイプの一部が理想的な冷間偏平を受けた場合のひずみ量の変化を示したものである。すなわち、パイプの肉厚中心部からX離れた位置のひ

ずみ量は次式で示される.

$$\epsilon(X) = 2X / (D - t) \dots\dots\dots (2)$$

ここで,  $D$ : パイプ外径,  $t$ : 肉厚

供試材の加工硬化特性とバウシinger効果特性があらかじめわかっているならば(2)式を用いて偏平後の降伏強度の上昇または低下の推定が可能となる. パイプ肉厚中心より内表面側の偏平後の降伏強度は, 引張り-引張りのひずみ履歴となるので, Fig. 9 より偏平ひずみ  $\epsilon_p + 0.5\%$  に相当する応力となる. 一方, 外表面側の偏平後の降伏強度は, 圧縮-引張りのひずみ履歴となるためバウシinger効果を受ける. この効果は, Fig. 9 の  $\sigma_{\epsilon_p + 0.5}$  と Fig. 3 の  $\alpha_{0.5}$  の値を(1)式に代入することによって求められる. このようにして求めたパイプ肉厚方向の予ひずみ量と降伏応力の変化の計算結果を X52 の例で Fig. 12 に示す. 内外面の肉厚方向のひずみ量は, 肉厚中心からの距離に一对一に対応する ((2)式) ことから, 全厚試験片の降伏強度は降伏応力の全肉厚における平均値として推定できる. すなわち, おおのこの  $t, D$  に対して Fig. 12 の外面から内面までの  $2X / (D - t)$  の平均値として求まる. Fig. 13 にそれぞれの鋼種に対して, 種々の  $t, D$  について推定した結果を示す. 同図から,  $t / (D - t)$  の小さい領域 (大径管) では冷間偏平による降伏強度の低下が起こり, 逆に  $t / (D - t)$  の大きい領域 (中, 小径管) では降伏強度の上昇が認められる. これは,  $t$

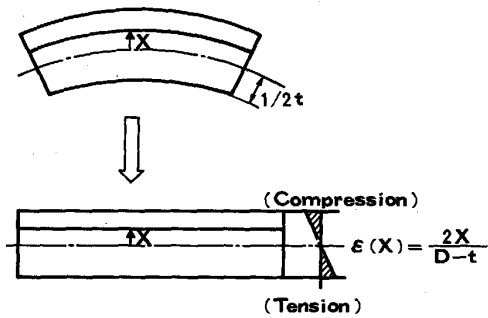


Fig. 11. Strain distribution after cold-flattening.

$t / (D - t)$  の小さい (偏平ひずみ量の小さい) 領域ではバウシinger効果の方が加工硬化より大きい降伏強度は低下する. 一方, 偏平ひずみ量がある値以上になるとひずみ量に対するバウシinger効果率  $\alpha_{0.5}$  の値は飽和する (Fig. 10) のに対し, 加工硬化の影響は大きくなるため降伏強度が上昇するものと理解できる. また,  $t / (D - t)$  の小さい領域では高強度材ほど降伏強度の低下が大きく,  $t / (D - t)$  の大きい領域では逆に低強度材の方が降伏強度の上昇は大きくなる傾向がみられる. これは, 高強度材は低強度材に比べてバウシinger効果率が大きい加工硬化率は小さいことによる. Fig. 13 に, 偏平のないL方向引張特性を基準としたT方向引張りにおける降伏強度の変化も併せて示した. L方向引張りを基準としたT方向降伏強度の変化は, 推定値に比べて若干高い結果となつてはいるが,  $t / (D - t)$  に対する変化および強度の影響については推定値と同じ挙動を示すことがわ

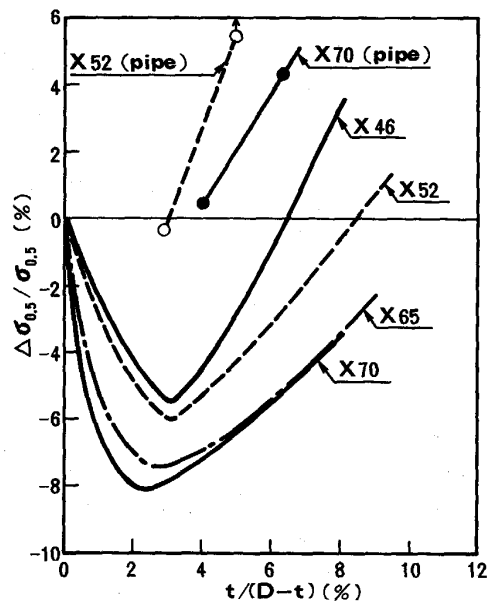


Fig. 13. Estimation of full thickness  $\sigma_{0.5}$  for given  $t$  and  $D$ .

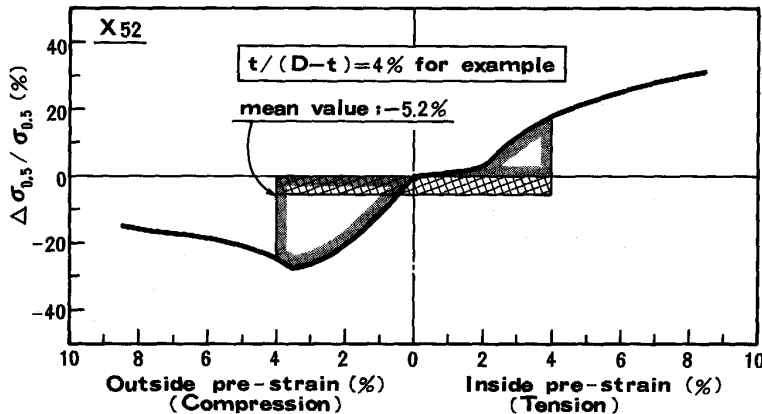


Fig. 12. Estimation of  $\sigma_{0.5}$  distribution (through-thickness).

かる。偏平T方向引張りによる降伏強度の変化が推定値に比べて相対的に高くなった原因としては、冷間偏平時のオーバーベンディングあるいは繰返し曲げによる加工硬化量の増大等が考えられる。

#### 4・2 三軸応力下のパイプラインの降伏条件

パイプラインの設計に関する計算式として、 $t/D < 1/30$  の薄肉材に対しては BARLOW の式(3)、 $t/D > 1/10$  の厚肉材に対しては FAUPEL の式(4)がよく使われる。

$$\sigma_\theta = PD/2t \quad \dots\dots\dots (3)$$

ここで、 $\sigma_\theta$  : T方向応力、 $P$  : 内圧

$$\sigma_\theta = \sqrt{3} P [b^2/a^2 / (b^2/a^2 - 1)] \quad \dots\dots\dots (4)$$

ここで、 $a$  : 内半径、 $b$  : 外半径

臨界条件はパイプラインの降伏であり、理論的にはT方向応力  $\sigma_\theta$  がパイプの降伏応力を超えた場合に降伏が起こることになる。したがって、パイプの半径方向およびL方向の応力がT方向応力に比べて無視できるほど小さければ、(3)、(4)式を適用し、設計条件としてT方向降伏応力を用いることは正しい。しかしながら、内圧のかかったパイプラインには三軸応力が作用する。LAMEの厚肉円筒式によれば、パイプラインのT方向応力  $\sigma_\theta$  と半径方向応力  $\sigma_r$  はそれぞれ次式で与えられる。

$$\sigma_\theta = \frac{Pa^2}{b^2 - a^2} \left( 1 + \frac{b^2}{r^2} \right) \quad \dots\dots\dots (5)$$

$$\sigma_r = \frac{Pa^2}{b^2 - a^2} \left( 1 - \frac{b^2}{r^2} \right) \quad \dots\dots\dots (6)$$

ここで、 $r$  : 半径 ( $a \leq r \leq b$ )

また、埋設パイプラインではL方向ひずみが物理的に拘束されるため  $\sigma_l$  が発生する。その条件は

$$E \epsilon_l = \sigma_l - \nu(\sigma_r + \sigma_\theta) = 0 \quad \dots\dots\dots (7)$$

ここで、 $E$  : ヤング率、 $\epsilon_l$  : L方向歪み、 $\nu$  : ポアソン比

したがって、

$$\sigma_l = \nu(\sigma_r + \sigma_\theta) = 2\nu Pa^2 / (b^2 - a^2) \quad \dots\dots\dots (8)$$

三軸応力下の材料の降伏条件は、Von MIESES の条件として次式で表せる。

$$(\sigma_r - \sigma_\theta)^2 + (\sigma_\theta - \sigma_l)^2 + (\sigma_l - \sigma_r)^2 = 2\sigma_y^2 \quad \dots (9)$$

ここで、 $\sigma_y$  : 単軸引張試験における降伏応力

シームレスラインパイプは、前述のようにほぼ等方体と

みなせるので(9)式の精度は高いと言える。(5)、(6)、(8)式を(9)式に代入すると、降伏の臨界圧  $P$  は次式で与えられる。

$$P = \sqrt{2} \sigma_y \left( \frac{b^2 - a^2}{a^2} \right) [6 + 2(2\nu - 1)^2]^{-1/2} \dots\dots (10)$$

三軸応力を考慮し、Von MIESES の降伏条件を適用すれば、シームレスラインパイプの許容内圧  $P$  は単にパイプ材の単軸引張りつまりL方向降伏強度に依存すると考えられる。

## 5. 結 言

シームレスラインパイプのT方向降伏強度について、各種試験法の比較検討を行った。冷間偏平板状引張試験片および無矯正の丸棒引張試験片による試験結果をL方向引張りによる試験結果、リングエキスパンション試験で得られた降伏強度と比較すると共に、三軸応力下におけるパイプの降伏の見地から考察を行った。実験および考察から以下の結果を得た。

(1) シームレスラインパイプでは、T方向とL方向の引張特性の差は小さい。

(2) 冷間偏平した板状T方向引張試験では、パイプサイズによつて降伏強度が変化するため、材料特性を正確に反映しているとは言えない。

(3) 冷間偏平試験片で評価したT方向引張特性は、加工硬化とバウシinger効果の組合せで説明できる。

(4) シームレスラインパイプの強度評価は、偏平のT方向引張りよりL方向引張りの方が適した試験法と言える。

## 文 献

- 1) J. F. KIEFNER, W. A. MAXEY and A. R. DUFFY: The significance of the yield-to-ultimate strength ratio of line pipe materials (1971) [Pipeline Research Committee, American Gas Association]
- 2) API Spec 5L "Line Pipe" (1985年5月)
- 3) S. YOSHIWARA, T. KAWANAMI, K. NAKAJIMA, S. YANAGIMOTO, T. KIMURA and T. GODA: The 25th Mechanical Working and Steel Processing Conference (1983), p. 275
- 4) 中島浩衛, 菊間敏夫, 水谷 渉, 松本紘美: 製鉄研究, 277 (1973), p. 91