

内圧疲労特性向上のための伸管拡管法の開発

住本 大吾*・市原 弘久*

Development of Method of Pipe Expansion with Drawing for Improving the Fatigue Property under Internal Pressure

Daigo SUMIMOTO and Hirohisa ICHIHARA

Synopsis : The fatigue property under internal pressure is the most important property for high-pressure cylinders. Generally, this property is nearly proportional to the tensile strength of the tube so far as the tube is free from material defects and welding defects. However, this property is affected by the residual stress. In the production for high-pressure cylinders, drawing is the most widely employed practice as it ensures high dimensional accuracy and permits the production of tubes of intermediate sizes. In this method, however, the fatigue property is decreased because of the generation of tensile residual stress. To eliminate this tensile residual stress, a method of pipe expansion with drawing by the use of two-stage plug has been developed. This method ensures the compressive residual stress on a stable basis and improves the fatigue limit under internal pressure. As a result, the fatigue limit improved 17% under the conditions of reducing the outside diameter by 10% and the wall thickness by 32.7%, respectively, with 0.5% pipe expansion.

Key words : drawing; forming; tubular product; fatigue; mechanical testing; residual stress.

1. 緒言

近年、パワーショベル、ブルドーザーなどの建設機械用やその他、産業機械に内蔵されている油圧器に使用されるシリンダー用鋼管は、作動効率の向上を図るため使用圧力の高圧化が進んでおり、30MPaを超える圧力で使用されることも稀ではない。これに対処するには厚肉化、高強度化とともに、最重要特性である内圧疲労特性の向上が必要となる。一般に、この特性は内質欠陥、溶接欠陥がないかぎり管の強度にほぼ比例する。しかし、この比例関係は、これらの鋼管を仕上げる際に寸法精度向上のために行われる伸管加工にともなって不可避免的に発生する残留応力によって成り立たなくなる。

今日までに伸管方法については各種検討がなされてきている。例えば、佐藤らは一度縮径された管径をプラグによって10~20%拡管する管の膨らまし引き加工法^{1,4)}により、肉厚および管径の精度が向上することを示している。また、山田らは、10kHz以上の超音波振動を与え管とダイの摩擦力を低減する超音波付加引抜法^{5,6)}によって、優れた管表面の平滑度が得られるとしている。さらには古堅らの仕上平行部に段差を付けしごき効果を与える引抜法⁷⁾、村川らの大径薄肉管の製造には押出しと引抜を同時に行う押出し引抜法⁸⁻¹⁰⁾、樂らのダイを使用しないダイレスフォーミング¹¹⁾などの有効性の研究がなされている。これらはいずれも高寸法精度化、あるいは表面の平滑化、形状

の多様化を目的として行われたものである。一方、管の残留応力に着目した研究としては定型機および矯正機通過後の管に発生する残留応力の解析^{12,13)}が伊丹、春日らによって、また空引き後の解析など^{14,15)}が嶋橋らによって報告されている。他方、引抜き後の疲労強度に関しては管を対象とした研究ではなく、線材の加工度とねじり疲労強度との関係¹⁶⁾が報告されているだけである。しかしながら、これらはいずれも管の耐内圧特性に及ぼす管の残留応力による疲労強度を意図したものではない。

そこで、今回、疲労強度に及ぼす残留応力の観点から、二段プラグを用い、伸管・減肉加工時にひきつづき拡管を同時に行う方法を開発し、各工程における残留応力の挙動を明らかにするとともに、内圧疲労特性に及ぼす残留応力の影響について検討を加えた。

2. 二段プラグによる伸管拡管法による試験方法および条件

2.1 二段プラグによる伸管拡管試験方法

従来の伸管法をFig. 1に、今回試験した二段プラグによる伸管拡管法をFig. 2に示す。従来の伸管法ではダイとプラグを介して管を縮径すると同時に減肉加工を行う。これに対し、二段プラグによる伸管拡管法は基本的にはダイとプラグを介して伸管するのは同じであるが、この方法の特徴は伸管部の先端に拡管部を有した二段プラグを用いるこ

とにより、いったん、伸管、縮径が行われた後、ただちに拡管加工が行われることにある。

伸管拡管の開始時はマンドレルでプラグを押し込みながら管を引抜、プラグの拡管部がダイから出た時点でプラグを固定する。この時、プラグの拡管部の直径 D_3 はプラグの減肉部の直径 D_2 よりは大きい、ダイの内径(D_2+2t_2) (t_2 : 減肉部の肉厚) より小さくされているので、プラグの拡管部がダイを通過して所定の位置に固定される際には、拡管部とダイの間の肉厚 t は $t=(D_2+2t_2-D_3)/2$ に減肉されるため、この減肉された部分は試験範囲からは除外した。拡管部を持つプラグが所定の位置に固定された後は、内径 D_1 、肉厚 t_1 の素管が、ダイによって内径 D_2 、肉厚 t_2 に縮径・減肉され、さらに拡管部で内径 D_3 、肉厚 t_3 に加工される。

2.2 試験工程

試験工程は、Fig. 3に示すように、通常の伸管する場合の工程と同じで、伸管機としては引抜能力20 tonの通常の伸管用実験機を使用した。

2.3 試験材

伸管拡管試験にはTable 1に示されている規格JIS G 3445 STKM13C相当の炭素鋼で作られた 外径63.5mm、肉厚5.2mm、長さ5100mmのERW鋼管を素管として用いた。また、化学成分、強度を同じくTable 1に示す。

2.4 試験条件

Table 2に試験条件を示す。条件1~5は肉厚減少率の異なる伸管材で、条件6~7が条件5の伸管減肉材を拡管したものである。拡管率の設計値は0.5%、1.0%の2水準である。なお、ダイ形状はTable 2に記載の内径の他は、入り口テーパ半角13°、ストレート部(所定の内径部の長さ)20mmである。また、プラグ形状は縮径減肉部の径はTable 2に記載のプラグ径の条件1~5の値であり、条件6および条件7は条件5と同じである。拡管部の径は同じくTable 2に記載のプラグ径の条件6および条件7の値である。また、縮径減肉部の長さは100mm、拡管部の長さは20mmである。伸管および伸管拡管時の引抜速度は10 m/minとし、管内外面にりん酸皮膜処理した。

3. 試験結果および考察

3.1 外径および肉厚

Fig. 4に外径変化、Fig. 5に肉厚変化を示す。伸管減肉加工の場合、外径は肉厚減少量が小さい場合には若干、設計値より小さくなっているが、肉厚はほぼ設計値どおりである。伸管拡管の場合、外径は0.5%拡管で実質0.25% (拡管量0.14mm/外径57.0mm)、1.0%拡管では実質0.28% (拡管量0.16mm/外径57.0mm) の拡管率となっており、いずれも設計値にはなっていない。設計拡管率1.0%の場合の肉厚は拡管率0.5%の場合の肉厚より0.02mm薄くなっている。

伸管拡管後の外径および肉厚の変化を以下の解析によっ

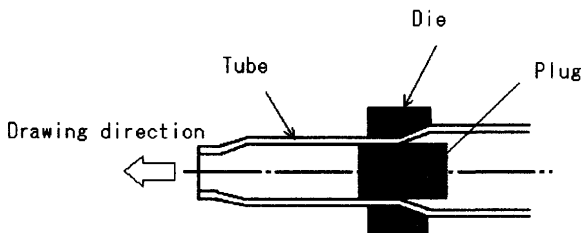


Fig. 1. Method of drawing.

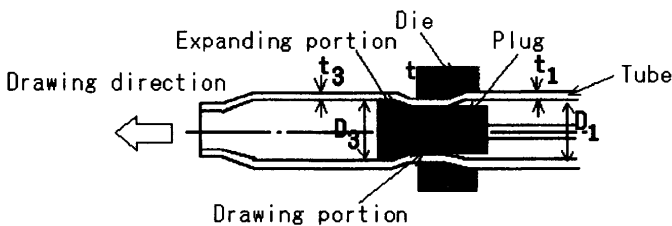


Fig. 2. Method of pipe expansion with drawing.

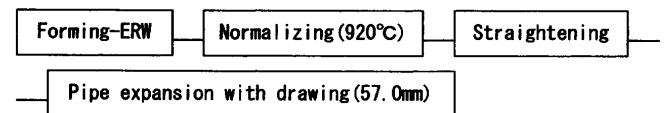


Fig. 3. Process of testing for pipe expansion with drawing.

Table 1. Chemical composition and tensile strength of material.

Chemical Composition(%)									
C	Si	Mn	P	S	Al	Ca	N	O	
0.19	0.153	0.44	0.014	0.0015	0.019	15ppm	43ppm	34ppm	
Tensile strength									
After normalizing					460N/mm ²				
After drawing					680N/mm ²				

Table 2. Test condition.

No.	Reduction of Diameter (%)	Reduction of Wall Thickness(%)	Ratio of expansion	Drawing size Outer Dia. × W.T. mm	Inner Dia. of Die mm	Dia. of Plug mm	Method of drawing
1	10	—	0	57×5.2	57	—	non plug
2	10	15.4	0	57×4.4	57	48.2	plug
3	10	23.1	0	57×4.0	57	49.0	plug
4	10	27.9	0	57×3.75	57	49.5	plug
5	10	32.7	0	57×3.5	57	50.0	plug
6	10	32.7	0.5	57.25×3.5	57	50-50.25	two stage plug
7	10	32.7	1	57.5×3.5	57	50-50.5	two stage plug

て考察した。Fig. 6は解析モデルである。全ひずみ理論¹⁷⁾における応力-ひずみの関係は以下のように表すことができる。

まず、縮径部では

$$\epsilon_1 = (\epsilon_d / \sigma_d) (\sigma_1 - (\sigma_2 + \sigma_3) / 2) \dots\dots\dots (1)$$

$$\epsilon_2 = (\epsilon_d / \sigma_d) (\sigma_2 - (\sigma_3 + \sigma_1) / 2) \dots\dots\dots (2)$$

$$\epsilon_3 = (\epsilon_d / \sigma_d) (\sigma_3 - (\sigma_1 + \sigma_2) / 2) \dots\dots\dots (3)$$

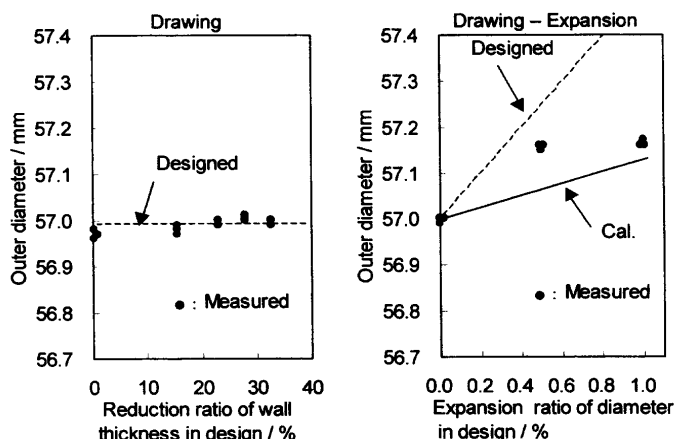


Fig. 4. Outer diameter of tube after drawing and drawing-expansion forming.

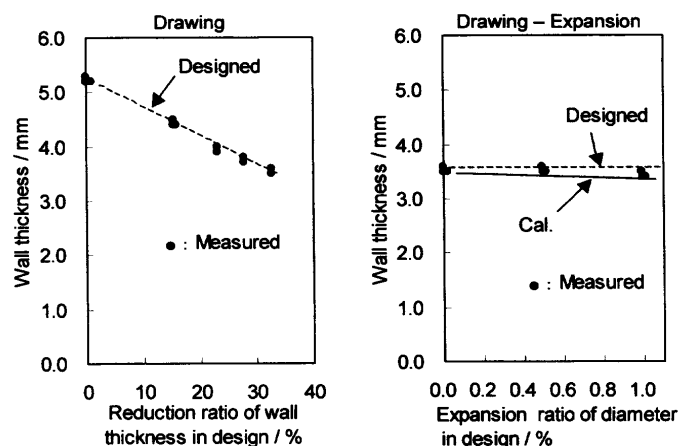


Fig. 5. Wall thickness of tube after drawing and drawing-expansion forming.

である。ここで、 ϵ_1 は縮径部の円周方向歪み、 ϵ_2 は縮径部の軸方向歪み、 ϵ_3 は縮径部の半径方向歪み、 ϵ_d は縮径部の相当塑性歪み、 σ_1 は縮径部の円周方向応力、 σ_2 は縮径部の軸方向応力、 σ_3 は縮径部の半径方向応力、 σ_d は縮径部の相当応力である。一方、

$$\sigma_2 = \mu p \dots\dots\dots (4)$$

$$\sigma_3 = 0 \dots\dots\dots (5)$$

$$\epsilon_1 = \ln((D_1 - t_1) / (D_0 - t_0)) \dots\dots\dots (6)$$

$$\epsilon_3 = \ln(t_1 / t_0) \dots\dots\dots (7)$$

となる。ここで、 p はダイとの面圧、 μ は摩擦係数、 D_0 は素管の外径、 t_0 は素管の肉厚、 D_1 は縮径後の外径、 t_1 は縮径後減肉前の肉厚である。さらに使用した素管の σ_d と ϵ_d との関係は実測結果から、

$$\sigma_d = 540.61 (\epsilon_d)^{0.17} \dots\dots\dots (8)$$

であり、したがって、式(1)~(8)から、 σ_2, t_1 を求めることができる。

次に、減肉部では

$$\epsilon_4 = \ln(t_1 / t_2) \dots\dots\dots (9)$$

である。ここで、 ϵ_4 は減肉部の半径方向歪み、 t_1 は縮径後減肉前の肉厚、 t_2 は減肉部の減肉後の肉厚である。さらに、縮径後、減肉前の σ_4 と ϵ_4 との関係は、実測によれば、

$$\sigma_4 = 742.77 (\epsilon_4)^{0.1} \dots\dots\dots (10)$$

となり、さらに、

$$\sigma_5 = 2 \cdot D_2 \cdot L \cdot \sigma_4 \cdot \mu / t_2 (D_2 - t_2) + \sigma_2 \dots\dots\dots (11)$$

となる。ここで、 σ_4 は減肉部の半径方向応力、 σ_5 は減肉部の軸方向応力、 D_2 は減肉部の外径、 L は減肉部の長さである。

さらに拡管部における歪みと応力との関係は全歪み理論¹⁷⁾によれば、

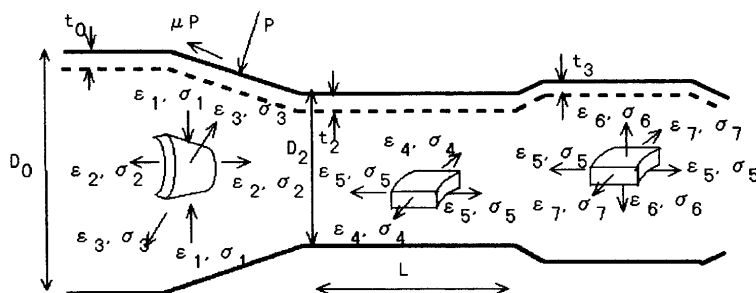


Fig. 6. Simulation model for analysis.

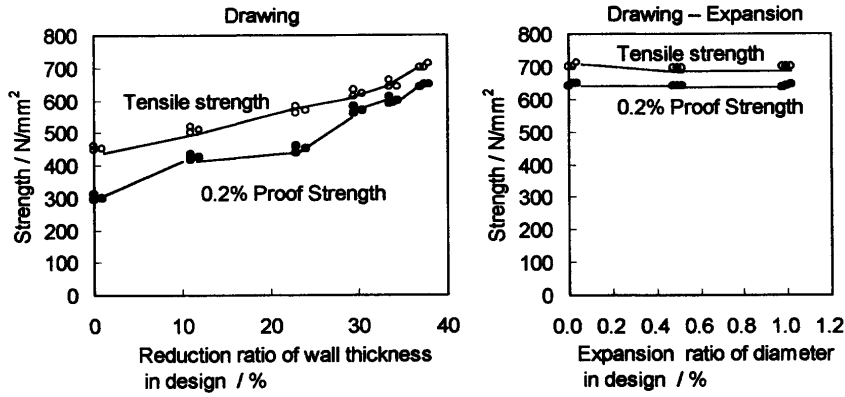


Fig. 7. Tensile strength obtained by tensile testing.

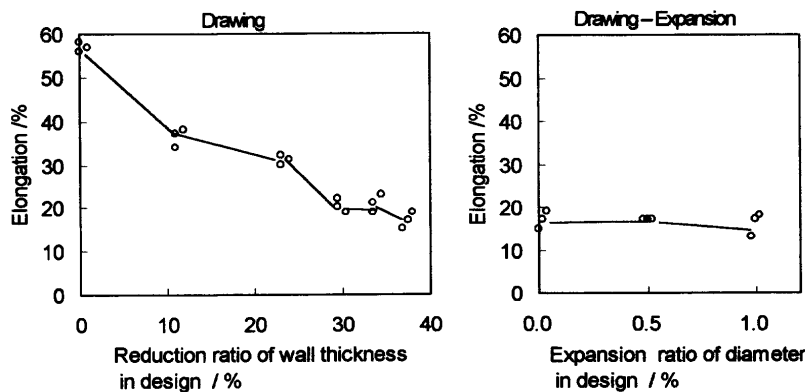


Fig. 8. Elongation obtained by tensile testing.

$$\epsilon_5 = (\epsilon_d / \sigma_e)(\sigma_5 - (\sigma_6 + \sigma_7) / 2) \dots \dots \dots (12)$$

$$\epsilon_6 = (\epsilon_d / \sigma_e)(\sigma_6 - (\sigma_7 + \sigma_5) / 2) \dots \dots \dots (13)$$

$$\epsilon_7 = (\epsilon_d / \sigma_e)(\sigma_7 - (\sigma_5 + \sigma_6) / 2) \dots \dots \dots (14)$$

である。ここで ϵ_5 は拡管部の円周方向歪み、 ϵ_6 は拡管部の軸方向歪み、 ϵ_7 は拡管部の半径方向歪み、 ϵ_e は拡管部の相当塑性歪み、 σ_5 は拡管部 (= 減肉部) の円周方向応力、 σ_6 は拡管部の軸方向歪み、 σ_7 は拡管部の半径方向歪み、 σ_e は拡管部の相当応力である。さらに

$$\epsilon_6 = \ln(t_2 / t_3) \dots \dots \dots (15)$$

である。ここで、 t_3 は拡管部の肉厚である。
 以上の式(9)~(15)から、 t_3 を求めることができる。各式において、りん酸皮膜処理した鋼管の表面とダイスとの間の摩擦係数の実測値 $\mu=0.12$ 、および $D_0=63.5$ mm、 $t_0=5.2$ mm、 $D_2=57$ mm、 $t_2=3.5$ mm、 $\alpha=13^\circ$ として求められた t_3 の値は、拡管率0.5%の場合、3.47 mm、拡管率1.0%の場合、3.44 mmとなる。Fig. 4およびFig. 5に外径と肉厚を示した。肉厚の計算値はほぼ実測値とは一致しており、上記の提案した式を用いれば拡管率が高くなると引抜力による肉厚減少が起こることが予測可能である。一方、計算によれば拡

管率の増加に比例して大きくなるが、実験値はやや趣きを異にしている。この原因としては、全歪理論に立脚して行われており、縮径時および拡管時のスプリングバックを考慮していないことが考えられる。

3.2 引張特性

Fig. 7は伸管材および伸管拡管材の管のまま (JIS Z2201 11号試験片)で行った軸方向の引張強度特性を示す。引張強度は、従来の伸管だけの場合には、減肉率の増加とともに高くなっているが、伸管拡管の場合には拡管率が増加しても伸管後の場合と比べほとんど変化がない。Fig. 8は引張強度と同様、管のままで行った軸方向の伸び特性を示す。強度と同様に芯引の場合は減肉率の増加とともに伸びは低くなっているが、伸管拡管の場合には拡管率が増加しても伸管後の場合と比べほとんど変化がない。この理由は、伸管拡管の場合、拡管率は0.5~1.0%と小さく、引張試験では有意差が現れなかったものと推定できる。

3.3 内圧破断特性

内圧バースト試験で内圧破断特性を調査した。試験は、管の中に水压を負荷し、破断した圧力を測定した。破断応力 σ は式(16)で破断圧力 P から求めた。今回のサイズは、肉厚/外径比が約0.06~0.09と0.1以下であるため、式(16)は平均半径法¹⁸⁾によった。また、破断伸びは破断部の管周長と試験前の管周長から式(17)で求めた。

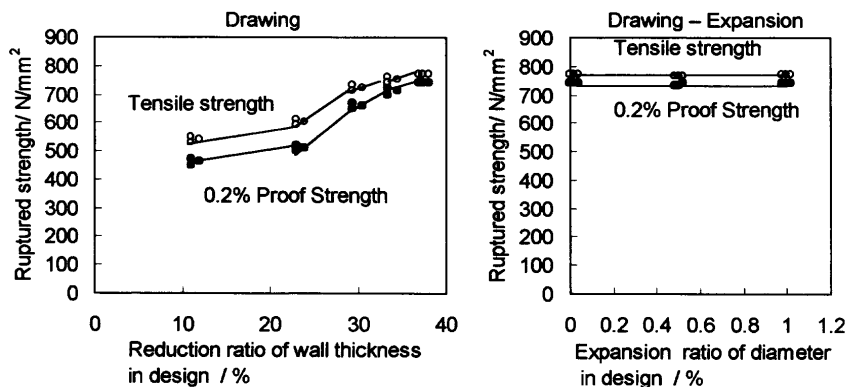


Fig. 9. Ruptured strength obtained by burst test.

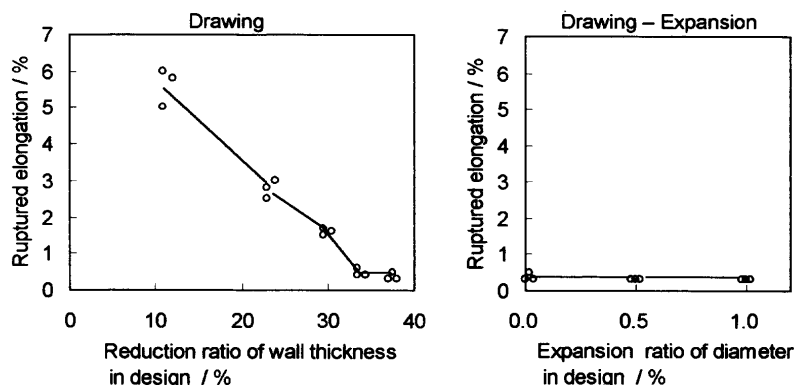


Fig. 10. Ruptured elongation obtained by burst test.

$$\sigma = P(D-t)/2t \dots\dots\dots(16)$$

$$\varepsilon = (L_1/L_0) - 1 \dots\dots\dots(17)$$

ここで σ は破断応力/N/mm², P は破断圧力/MPa, D は管外径/mm, t は管肉厚/mm, L_1 は破断部の管周長/mm, L_0 は試験前の管周長/mmである。

Fig. 9に内圧破断強度特性, Fig.10に内圧破断伸び特性を示す。内圧破断強度, 内圧破断伸びは, 伸管の場合, 減面率の増加とともに変化するが, 伸管拡管の場合, 変化は認められない。これは引張特性の場合の引張強度, 伸びと同様である。

3.4 内圧疲労特性

Fig.11に試験管形状を示す。試験は管に水圧により変動圧を負荷し, 破断した繰返回数を測定した。破断応力は負荷した圧力から式(16)により求めた。Fig.12に疲労試験に用いた圧力波形を示す。内圧疲労試験にはインパルス波を用いることもあるが¹⁹⁾, 本試験では広く採用されているサイン波を用いた。次に試験片の取付法に関しては以下のような検討を行った上で決定した。一般にこのような疲労試験の場合には取付方法が問題となる。すなわち溶接で取付けると溶接熱影響部 (HAZ) に軟化部が生じ, そこから破断する。一方, ねじで取付ける方法はHAZ部が生じない点はよいが, 高圧になるとねじ部から漏れが発生する。そこでJIS B0207メートル細目ねじを基本にねじピッチを短

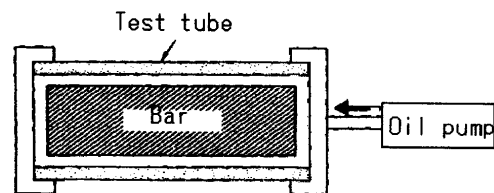


Fig. 11. Method of fatigue test.

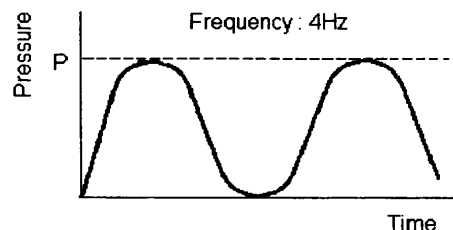


Fig. 12. Testing wave for fatigue test.

く, ねじ高さを高くし, かつエポキシ系接着剤を塗布することで, 最高圧力70 MPaまでの内圧疲労試験を実施した。この結果, 破断は試験管長手方向のほぼ中央部の外表面側から発生しており, 破断方向は管長手方向となっている。

Fig.13に内圧疲労特性を示す。条件5 (拡管なし) と条件6 (設計0.5%拡管) とを比較すると, 拡管することにより内圧疲労限は300 N/mm²から350 N/mm²へと17%向上していることがわかる。また, 破断までの内圧繰返回数も約2倍となっており, 同時伸管拡管法の効果が現れている。

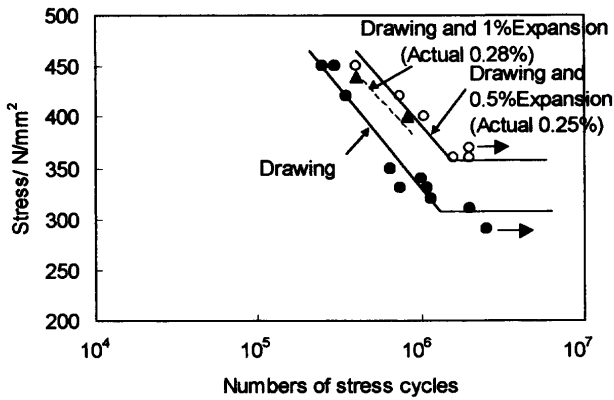


Fig. 13. Fatigue property.

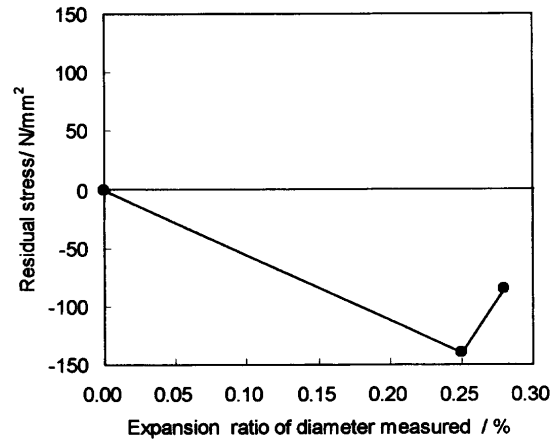


Fig. 16. Residual stress of circumferential direction after drawing and expansion.

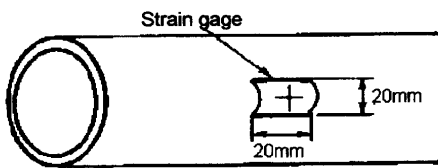


Fig. 14. Method for measurement of residual stress after drawing and drawing-expansion forming.

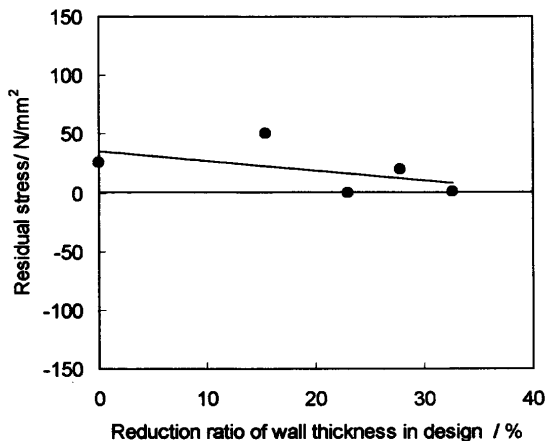


Fig. 15. Residual stress of circumferential direction after drawing.

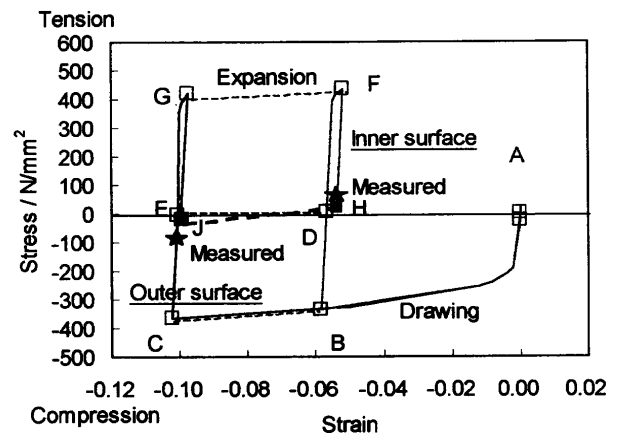


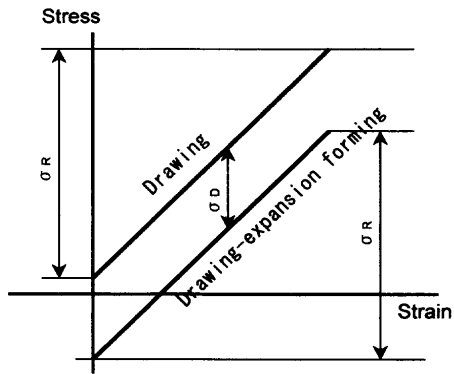
Fig. 17. Hysteresis of surface stress of circumferential direction.

これがすべて強度上昇によると仮定すると、一般に言われる〔引張強度＝疲労限×2〕から引張強度で100 N/mm²に相当する。一方、条件6（設計1%拡管）では条件5より、疲労強度は低下している。

この結果を考察するために残留応力を調査した。Fig.14に残留応力の測定方法²⁰⁻²⁴⁾を示す。外表面の20×20 mmに歪ゲージを貼り、切断前後の歪み変化を測定し、管円周方向の残留応力を求めた。Fig.15に伸管の場合の、Fig.16に伸管拡管の場合の管外面円周方向残留応力を示す。伸管後、残留応力は管径減少量が大きくなると値は小さくなるが、引張方向の応力となっている。一方、伸管拡管すると、0.5%（実質0.25%）拡管の場合では円周方向残留応力は圧縮応力となっている。1%拡管（実質0.28%）材では絶対値は小さくなるが、やはり圧縮応力となる。1%拡管（実質0.28%）材で絶対値は小さくなっているのは、肉厚減少

が大きくなり、長手方向への歪みの影響が増加するためと考えられる。

Fig.17は外内表面円周方向の応力履歴を解析したものである。ただし、スプリングバックの際には中立軸の応力が零になるものにしてある。円周方向の歪みと応力とを表す点はA点から出発し、伸管後は減肉されているので外表面の歪みは内表面のそれより大きくなる。すなわち、伸管、減肉中のの応力と歪みの関係を式(8)から求めて図示すれば、伸管終了時の内表面はB点、外表面はC点に達する。その後は、スプリングバックし、それぞれD点およびE点となる。そして、ひきつづき拡管時の応力と歪みの関係を式(10)から求めれば、D点はF点に、E点はG点に達し、その後、スプリングバックし、F点はH点に、G点はJ点となる。このようにG点の応力よりF点の応力の方が大きくなるために、最終的には外面側には圧縮、内面側には引張りの応力が残留することになる。Fig.18は繰返し内圧を負荷した場合の残留応力の影響を模式的に示したものである。破断は外表面側から発生しているの、外面側に圧縮の残留応力が存在すれば、同じ内圧でも残留応力が存在していない場合と比べ、圧縮の残留応力により、円周方向変



σ_R : Amplitude of circumferential stress by fatigue test
 σ_D : Difference of circumferential tensile stress

Fig. 18. Influence of residual stress of circumferential direction on fatigue property.

動応力の平均応力を低下させ、内圧疲労特性が向上すると考えられる。Fig.13に示したように、拡管材の疲労強度が伸管・減肉材より高いのはこの理由によるものである。

4. 結言

シリンダー用鋼管の高圧化に必要な最重要特性である内圧疲労特性を向上させる方法として、二段プラグを使用した伸管拡管法を開発した。以下に主な結論を示す。

(1) 開発した伸管拡管法で実質0.25%拡管したものを調査した結果、内圧疲労限が17%向上し、破断までの内圧繰返回数も約2倍に延びた。

(2) 伸管拡管することで引張特性、内圧破断特性は伸管後の場合と比べ変化していない。

(3) 内圧疲労試験の破断が外表面側から発生していることから、伸管拡管により円周方向に圧縮の残留応力が働

き、円周方向変動応力の平均応力を低下させ、内圧疲労特性が向上すると考えられる。

文 献

- 1) S.Satou: *Proc. 42th Jpn. Joint Conf. Technol. Plast.*, (1991), 151.
- 2) S.Satou: *Proc. 43th Jpn. Joint Conf. Technol. Plast.*, (1992), 387.
- 3) S.Satou: *Proc. 44th Jpn. Joint Conf. Technol. Plast.*, (1993), 399.
- 4) S.Satou: *Proc. 46th Jpn. Joint Conf. Technol. Plast.*, (1995), 295.
- 5) K.Yamada, M.Nakagiri, M.Inoue and E.Shimabayashi: *Proc. 1997 Jpn. Spring Conf. Technol. Plast.*, (1997), 51.
- 6) M.Jin, P.Kaewtatip, T.Takanishi and M.Murakawa: *Proc. 48th Jpn. Joint Conf. Technol. Plast.*, (1997), 47.
- 7) M.Furugen, Y.Imamura and H.Choba: *Proc. 1995 Jpn. Spring Conf. Technol. Plast.*, (1995), 103.
- 8) M.Murakawa, N.Koga, A.Matsuzaki and Y.Ookawa: *Proc. 42th Jpn. Joint Conf. Technol. Plast.*, (1991), 155.
- 9) M.Jin, N.Koga, M.Murakawa and T.Kumagai: *Proc. 46th Jpn. Joint Conf. Technol. Plast.*, (1995), 293.
- 10) M.Jin, N.Koga, M.Murakawa and T.Kumagai: *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, **37** (1996), 1095.
- 11) G.Ki, E.Chou, K.Obata, H.Sekiguchi and S.Kimura: *Proc. 42th Jpn. Joint Conf. Technol. Plast.*, (1991), 147.
- 12) Y.Itami and M.Ataka: *Proc. 1990 Jpn. Spring Conf. Technol. Plast.*, (1990), 163.
- 13) Y.Kasuga and T.Jimma: *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, **31** (1990), 1420.
- 14) Y.Shimahashi, M.Sugimoto, Y.Tanaka and S.Fujii: *Proc. 1995 Jpn. Spring Conf. Technol. Plast.*, (1995), 105.
- 15) K.Yoshida, C.Kobayashi, S.Yamada, Y.Takemoto and K.Kudoh: *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, **34** (1993), 946.
- 16) N.Inakazu: *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, **27** (1986), 514.
- 17) 新編塑性加工学, 大矢根守哉監修, 養賢堂, 東京, (1990), 155.
- 18) 機械工学便覧, 日本機械学会編, 丸善, 東京, (1993), A4-71.
- 19) Y.Toyama, M.Yamamoto, S.Morimoto and T.Furumai: *Sumitomo Met.*, **40** (1988), 289.
- 20) M.Kiuchi and K.Shintani: *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, **28** (1987), 972.
- 21) M.Kiuchi and K.Shintani: *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, **30** (1989), 532.
- 22) M.Kiuchi and K.Shintani: *Seisan-Kenkyu*, **36** (1984), 544.
- 23) M.Kiuchi and K.Shintani: *Seisan-Kenkyu*, **37** (1985), 213.
- 24) M.Kiuchi and K.Shintani: *Seisan-Kenkyu*, **38** (1986), 129.