

簡易液圧バルジ試験法による鋼管の成形性評価

桑原 利彦*・森口 恭介*²

Formability Evaluation of Steel Tubes Using a Simplified Hydraulic Bulging Test

Toshihiko KUWABARA and Kyosuke MORIGUCHI

Synopsis : A simple testing device for evaluating the formability of metal tubes is proposed. In this testing device a tubular specimen is subjected to internal hydraulic pressure to bulge freely with both ends sealed simply using O-rings; thus it bulges under a near uniaxial tension stress state in the circumferential direction. Formability tests using the hydraulic bulging device are performed for eight kinds of electric resistance welded tubes with different mechanical properties, thickness and manufacturing processes. The manufacturing processes of the tubes are classified into three groups: as-rolled, as-rolled and normalized and cold-drawn and normalized. It is found that the uniformity of initial thickness distribution of the tubes significantly depends on the manufacturing process and that the more uniform the thickness, the higher the formability (the limit strain in the circumferential direction) of the tube. The cold-drawn and normalized tubes exhibit anomalous bulging behavior; they do not bulge axisymmetrically and do not burst at the center of the tube. The anomalous behavior of the cold drawn and normalized tubes is successfully reproduced by a FEM analysis taking account of the inhomogeneous thickness and work hardening characteristics of the tube.

Key words: hydroforming; welded tubular product; plastic deformation; formability; mechanical testing; simulation.

1. 緒論

軽量かつ高剛性な自動車部品の製造技術としてチューブハイドロフォーミング (THF) が活用されている^{1,2)}。THFを有効活用するためには、成形条件の適否の判定手法と管材の成形限界の判定手法を確立することが肝要である。前者に関しては、軸押し量と内圧を2次元座標にとって成形可能範囲として示すことが、成形条件の適否判定の指標としてよく用いられる³⁾。後者に関しては、管材の延性限界を簡便に測定する試験法として、リング引張試験⁴⁾、へん平試験⁵⁾、押し広げ試験⁶⁾などがJIS規格化されている。しかし、管材加工の現場では、これらの試験法はおもに溶接不良の判定法として用いられている。これらの試験法が、液圧負荷時の管材の成形限界ひずみを正しく評価することに適しているかどうかを見極めるには、さらなる検討が必要である。

鋼管の成形限界ひずみの良否を判定する上で、留意すべき事項がある。それは、THFで用いられる鋼管の多くは、一次成形 (造管工程) において、ロール成形や矯正による予変形や電縫溶接による焼入れ硬化などを受けるため、円周方向の機械的性質や肉厚が不均一になる点である。このような一次成形に起因する不均一が、その後の二次成形における管材の成形性に及ぼす影響を明らかにした研究報告

は少なく、自由バルジ変形に及ぼす初期偏肉の影響を実験^{7,8)}およびFEMシミュレーション⁹⁾により検討した研究報告があるのみである。

本研究では、THFで用いられる管材の成形限界指標の一つとして、自由バルジ変形における円周方向の成形限界ひずみに着目し、これを評価するための簡易バルジ試験法を提案する。そして、肉厚および機械的性質の不均一が管材の成形限界に及ぼす影響を実験的に明らかにする。さらに、冷牽後焼準した鋼管のバルジ成形試験において、バルジ成形後の形状が非軸対称になり、管の中央から外れた位置において最も膨らみ破断に至る、という特異な変形挙動が観察された。そこで、上述のような不均一を有する管材をモデル化して、バルジ成形のFEM解析を行い、実験で観察されたような特異なバルジ変形が再現可能かどうかを検証した結果もあわせて報告する。

2. 簡易液圧バルジ試験機による成形限界評価試験法

2.1 試験機概要

本研究で考案した簡易液圧バルジ試験機の構造をFig. 1に示す。本試験機は、円管試験片の両端にかぶさる上下の金型と、両金型を連結する中子の3部品から構成されてい

平成17年7月20日受付 平成17年8月31日受理 (Received on July 20, 2005; Accepted on Aug. 31, 2005)

* 東京農工大学大学院共生科学技術研究部物質機能科学部門 (Division of Advanced Materials Science and Technology, Graduate School, Institute of Symbiotic Science and Technology, Tokyo University of Agriculture and Technology, 2-24-16 Nakacho Koganei-shi Tokyo 184-8588)

*² 東京農工大学大学院機械システム工学専攻 (Graduate School of Engineering, Department of Mechanical Systems Engineering, Tokyo University of Agriculture and Technology)

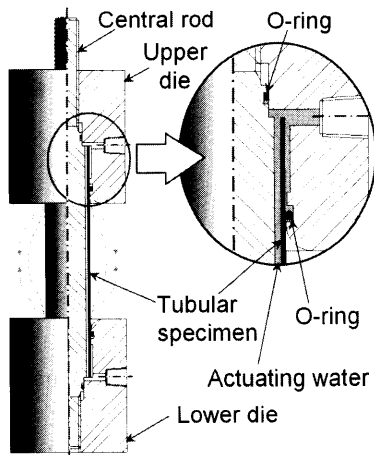


Fig. 1. Schematic of hydraulic bulge testing apparatus for a tubular specimen.

Table 1. Specifications of electric resistance welded tubes.

No.	Materials	Pre-forming history	Thickness t_N / mm
1	STKM11A	as-rolled	1.8
2	STKM11A	as-rolled and normalized	1.8
3	STKM11A	cold-drawn and normalized	1.8
4	STKM11A	cold-drawn and normalized	1.2
5	STKM12B	as-rolled	1.8
6	STKM13B	as-rolled and normalized	1.6
7	STKM13A	cold-drawn and normalized	1.2
8	SUS430	as-rolled	1.5

る。円管試験片の両端は、その外側壁がOリングでシールされるのみで、金型との機械的締結はなされない¹⁰⁾。従って、本試験機において円管試験片に内圧を荷した場合、両端閉じの管材に内圧を荷したときに発生するような管軸方向の引張力は作用せず、円周方向の単軸引張に近い応力状態で円管試験片の成形限界ひずみが測定できることが、本試験法の特長である。

2.2 供試材

供試材として、8種類の電縫鋼管を用いた。各供試材の材質、肉厚、造管方法をまとめてTable 1に示す。造管方法別に見ると、ロール成形材(as-rolled: No. 1, 5, 8), ロール成形焼準材(as-rolled and normalized: No. 2, 6), 冷牽焼準材(cold-drawn and normalized: No. 3, 4, 7)の3種類に分類される。No. 1, 2, 3は材質がSTKM11A, 肉厚が1.8mmと共通であるが、造管方法が各々異なる。No. 4~8は材質、造管方法、肉厚ともに異なる。

供試材の寸法は、外径 D_0 が 38.1 mm, 長さ L が 200 mm である。供試材の試験部長さ L_0 (Oリング間の距離) は、自由バルジ変形における成形限界(破裂時における内圧と最大外径)が無限長円管とほぼ等しくなる条件 $L_0/D_0 \geq 3^{11)}$ を考慮して、120 mm と決定した。試験機の構造上、 L_0 は

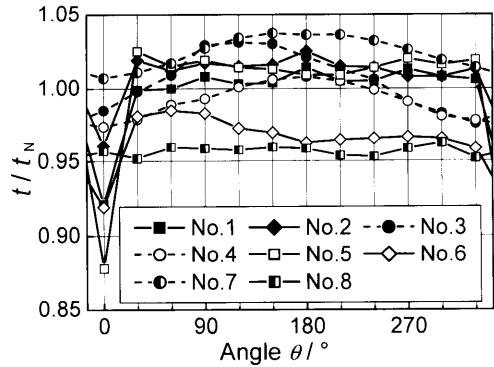


Fig. 2. Initial thickness distribution of specimens. t : measured thickness; t_N : nominal thickness.

試験中一定に保持される。

各供試材の円周方向の初期肉厚分布を Fig. 2 に示す。 $\theta=0^\circ$ は電縫部もしくは最も肉厚の薄い箇所にとっている。ロール成形材およびロール成形焼準材では、No. 8 を例外として、電縫部において局所的に肉厚が減少しているが、冷牽焼準材では肉厚が均一化されている。

2.3 成形限界ひずみの測定方法

破断部を含まない箇所で、供試材の最大外径をノギスにより測定し、得られた円周方向真ひずみ ϵ_θ^* を成形限界ひずみと定義した。1材種につき5本の試験片を用いて成形限界ひずみを測定した。

3. 理論解析

本試験法では、内圧負荷に伴い試験片中央部が膨らむため、円周方向の単軸引張応力状態とはならず、管軸方向にも応力が発生する。後者の前者に対する比率を概算するため、以下に示す初等解析を行った。

解析モデルとして等方性の薄肉円管を仮定し、半径方向応力を無視した平面応力状態とみなす。内圧 P が作用する円管の中央部微小要素に関する力の釣合い式から、管軸方向および円周方向の真応力 $\sigma_\phi, \sigma_\theta$ は次式より計算される。

$$\sigma_\phi = \frac{P(D^2 - D_0^2)}{4Dt}, \quad \sigma_\theta = \frac{PD}{2t} \dots\dots\dots (1)$$

ここで、 D_0, D は変形前および変形中の外径、 t は変形中の肉厚である。応力比 $\gamma = \sigma_\phi / \sigma_\theta$ は、円周方向対数塑性ひずみ ϵ_θ^p の関数として次式のように導出される。

$$\gamma = \frac{\sigma_\phi}{\sigma_\theta} = \frac{1 - \exp(-2\epsilon_\theta^p)}{2} \dots\dots\dots (2)$$

$$\epsilon_\theta^p = \ln \frac{D}{D_0} \dots\dots\dots (3)$$

以上の関係式を用いて、ひずみ増分理論に基づく剛塑性解析を行った。解析は円周方向の塑性ひずみ増分を入力値とし、相当応力-相当塑性ひずみ曲線は、STKM11A の引

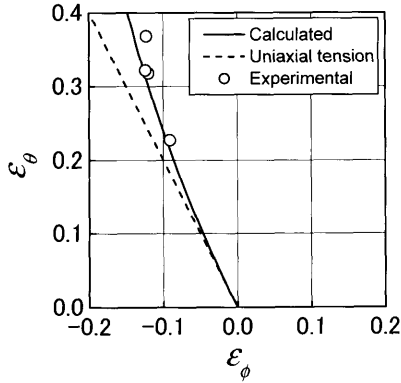


Fig. 3. Calculated strain path compared with observed forming limit strains for specimens No. 1 to 4.

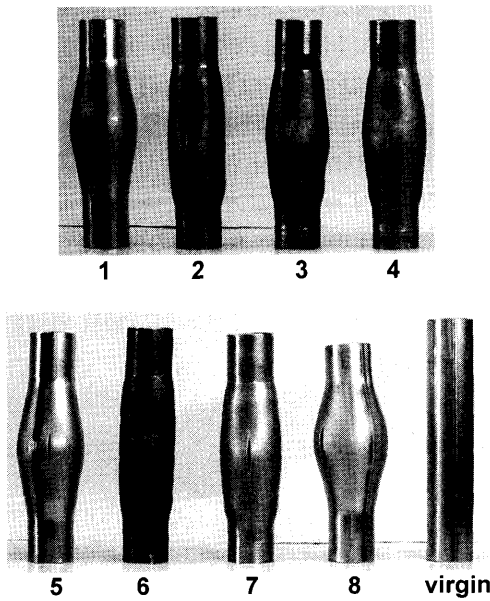


Fig. 4. Fractured specimens.

張試験から測定された加工硬化特性を参考値として、 $\bar{\sigma}=600(0.001+\bar{\epsilon}^p)^{0.2}$ (MPa)と仮定した。ひずみ経路の計算結果と、供試材No. 1~4の破断時におけるひずみの測定値との比較をFig. 3に示す。両者はよい一致を示している。また破断時($\bar{\epsilon}^p=0.3\sim 0.4$)の応力比 $\gamma=\sigma_\phi/\sigma_\theta$ は0.3程度である。

以上の解析結果より、本試験法における管材の変形履歴は、式(1)、(2)から概ね予測可能であることがわかった。

4. 実験結果と考察

各供試材の破断後の外観写真をFig. 4に示す。Oリングからの液もれもなく、すべての供試材を破断させることができた。これより、Fig. 1のような簡易な構造でも、成形性評価試験機として十分な機能を備えていることが確認された。

各供試材の円周方向真ひずみ ϵ_θ^* (成形限界ひずみ) お

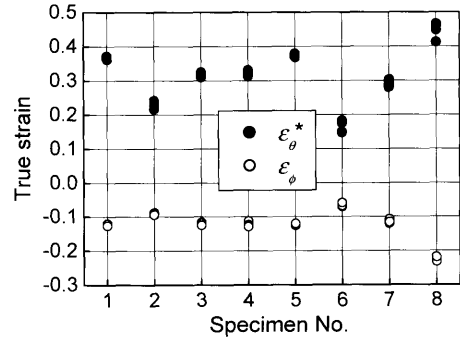


Fig. 5. Measured forming limit strains.

よび管軸方向真ひずみ ϵ_ϕ の測定結果をFig. 5に示す。1材種につき5本の試験片の成形限界ひずみを測定し、そのすべての測定値をFig. 5にプロットしているが、測定値のばらつきは小さく、再現性は良好である。成形限界ひずみが最も大きくなった供試材はロール成形材(No. 1, 5, 8)であり、これに冷牽焼準材(No. 3, 4, 7)が続き、成形限界ひずみが最も小さいのはロール成形焼準材(No. 2, 6)であった。

このように、造管方法と円周方向成形限界ひずみの間に相関が確認された。その理由を考察するために、各供試材における、液圧バルジ試験前後の肉厚の変化と破断が生じた位置を詳細に観察した。その結果をFig. 6に示す。横軸は、電縫部を0°としたときの円周方向位置を示す。ロール成形材(同図(a))は、電縫部において初期肉厚が最も薄い。電縫部は、焼入れ硬化の影響で、バルジ成形前後の肉厚変化はほとんどなく、電縫部以外の肉厚が一様に薄くなり、電縫部に隣接する位置で破断した(ただしNo. 8は例外であり、電縫部から円周方向に90°以上離れた位置で破断した)。ロール成形焼準材(同図(b))は、電縫部の初期肉厚が最も薄く、バルジ成形においても電縫部で破断した。冷牽焼準材(同図(c))は、電縫部における減肉は解消され、バルジ成形においては初期肉厚が最も薄い部分で破断した。

供試材の初期肉厚の最小値 t_{min} と平均肉厚 t_{ave} の比 t_{min}/t_{ave} と成形限界ひずみ ϵ_θ^* の関係で整理した結果をFig. 7に示す。ここで、ロール成形材の t_{min} は、電縫部(焼入れ硬化のため破断しない)以外の部分における肉厚の最小値を用いた。Fig. 7より、 t_{min}/t_{ave} が1に近いほど成形限界ひずみは大きくなり、肉厚が均一な素管ほど成形限界が向上することがわかった。

5. 肉厚および機械的性質の不均一が自由バルジ変形挙動に及ぼす影響

前節の実験において、冷牽焼準鋼管において、特異な自由バルジ変形挙動が観察された。すなわち、Fig. 8に示すように、バルジ成形初期において非軸対称的に膨らみ始め、かつ管中央部から外れた位置において管が最も膨らみ、破

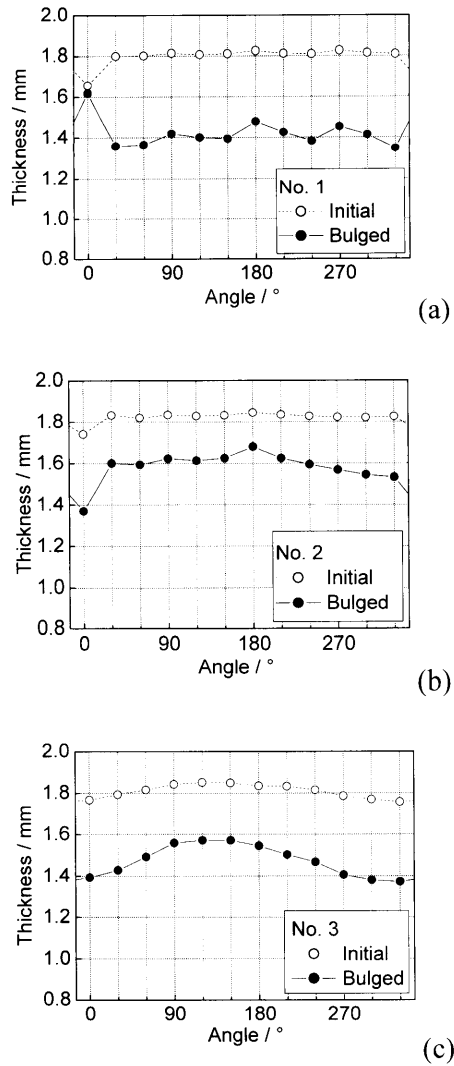


Fig. 6. Comparison of thickness distribution between initial and bulged tubes for (a) as-rolled, (b) as-rolled and normalized and (c) cold-drawn and normalized tubes.

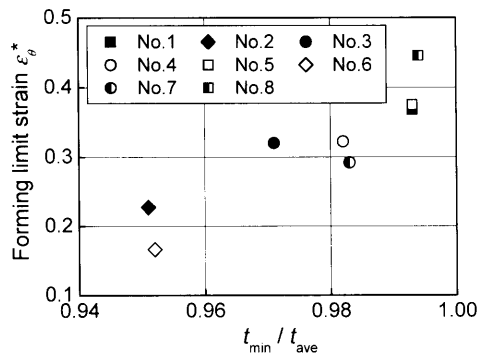


Fig. 7. Relationship between the circumferential forming limit strain and the ratio of minimum thickness to average thickness of tubular specimens.

漸に至った。本節では、冷牽焼準鋼管のこのような特異な変形挙動の原因を解明するため、機械的性質および肉厚の不均一を詳細に測定する。さらに、それらの不均一をモデル化して、有限要素解析を行い、上述のような冷牽焼準鋼



Fig. 8. Bulge formed shape of a cold-drawn and normalized specimen (No. 3).

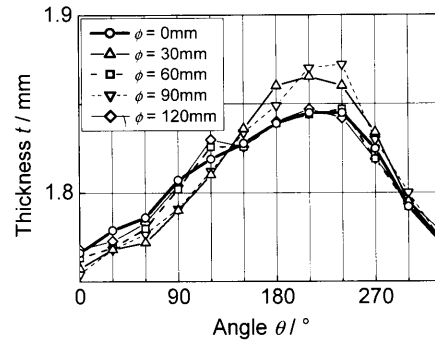


Fig. 9. Initial thickness distribution in the circumferential direction of a cold-drawn and normalized specimen (No. 3).

管の特異な変形挙動を再現できるかどうか検証した。

5.1 供試材

供試材として冷牽焼準鋼管 No. 3 (全長 180 mm, 試験部長さ 120 mm) を用いた。管軸方向座標 ϕ = 一定位置における、円周方向の初期肉厚分布を Fig. 9 に示す (最薄肉部を $\theta=0^\circ$ とする)。円周方向の肉厚の分布傾向は、管軸方向位置によらずほぼ同じである。

円周方向座標 θ = 一定位置における管軸方向初期肉厚分布を Fig. 10 に示す。詳細な測定の結果、幅 20 mm、ピッチ 60 mm のらせん状帯域において、肉厚が局所的に増加していることが確認された (図中 ●)。

そこで、次式によって偏肉率 λ を定義する。

$$\lambda = \frac{t_{\max} - t_{\min}}{t_{\text{ave}}} \dots\dots\dots (3)$$

ここで t_{\max} , t_{\min} , t_{ave} はそれぞれ肉厚の最大値、最小値、平均値である。5 本の No. 3 試験片のうちの 1 本について、円周方向に 12 分割 (30° 間隔)、管軸方向に 25 分割 (5 mm 間隔) して、各分割部の肉厚を測定した。その結果、円周方向の平均偏肉率は $\lambda_\theta = 5.2\%$ 、管軸方向の平均偏肉率 $\lambda_\phi = 1.5\%$ であった。

素管を円周方向に 12 等分して短冊状の引張試験片を製作し、標点距離 25 mm の伸び計を取り付けて、短冊状試験片の引張試験を行った。チャック間距離は 120 mm とした。測定された真応力-対数ひずみ曲線を Fig. 11 に示す。図中の θ の値は、試験片が切り出された円周方向の位置を表しており、Fig. 9 と同様に最薄肉部を $\theta=0^\circ$ としている。また、各短冊試験片において伸び計を取り付けた位置は、Fig. 10 中の破線枠で示されている。すなわち、 $\theta=60^\circ$ の試験片が

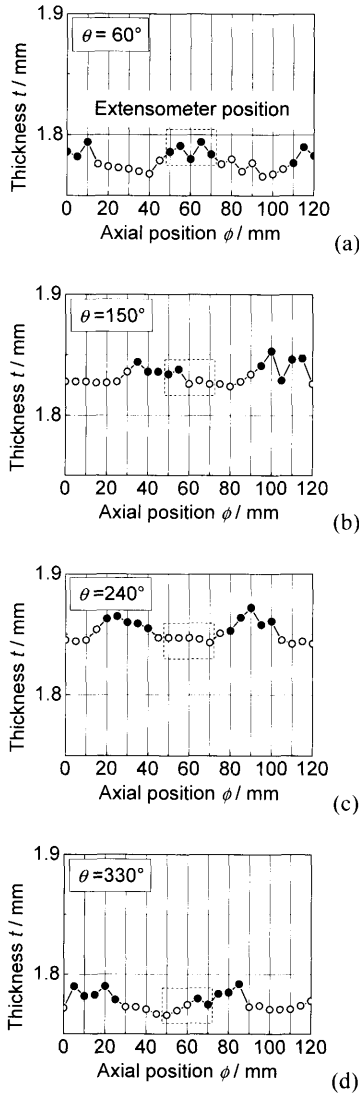


Fig. 10. Initial thickness distribution of a cold-drawn and normalized specimen (No. 3) in the axial direction. Wall thickness was found to be locally increased at the positions indicated by ● marks.

らは増肉部の、 $\theta=240^\circ$ の試験片からは非増肉部分の、 $\theta=150, 330^\circ$ の試験片からは増肉部と非増肉部を同時に含んだ材料部分の加工硬化特性が測定されている。Fig.11より、増肉部($\theta=60^\circ$)において降伏伸びが最も小さく、かつ塑性流動応力が最も大きいことがわかる。これは、矯正工程において増肉部が予ひずみを受けて加工硬化したことの証左と考える。実際、それと反対側の非増肉部($\theta=240^\circ$)では、降伏伸びが最も大きくかつ塑性流動応力が最も小さい。すなわち、非増肉部の材料は、矯正工程において予ひずみを受けていないか、予ひずみ受けていたとしても、増肉部に比べて加工硬化の度合いは小さいことを示している。 $\theta=150^\circ$ および 330° に位置する試験片は、ひずみの測定区間に増肉部の一部が含まれているため、塑性流動応力も増肉部と非増肉部の中間に位置している。

5.2 液圧バルジ成形試験とひずみ測定

円周方向偏肉率 $\lambda_\theta=4.2\%$ のNo. 3試験片に、円周方向

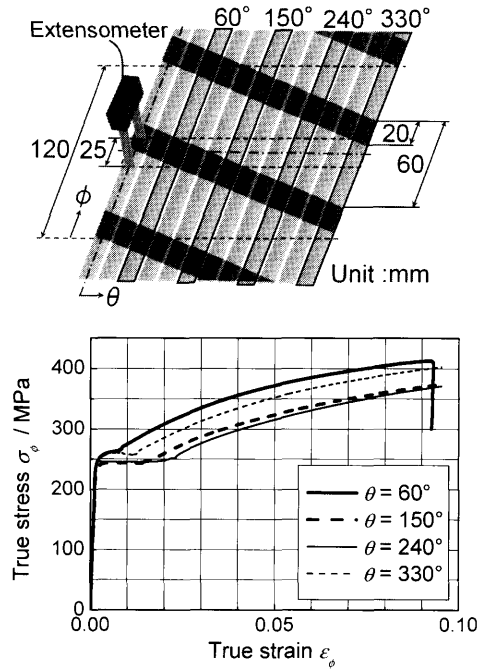


Fig. 11. Stress-strain curves observed for tensile specimens cut from a tubular specimen at different circumferential positions.

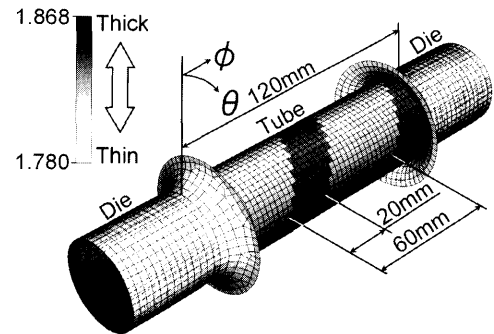


Fig. 12. FEM model (thickness distribution of a tube).

管軸方向ともに5mm間隔のケガキ線を描き、最大外径部の円周方向真ひずみ ϵ_θ が約20%に至るまで自由バルジ変形させ、試験前後のケガキ線間隔の変化から円周方向真ひずみ ϵ_θ を測定した。

5.3 液圧バルジ成形のFEMシミュレーション

5.3.1 解析モデル

解析には、ABAQUS/Standard Ver. 6.3を用いた。解析モデルをFig.12に示す。金型(Die)を剛体シェル要素で、管材(Tube)を3次元シェル要素(肉厚方向の積分点は7個)で構成した。管材は全長200mm、試験部長さ120mm、外径38.1mmとし、管表面と金型の間隔は0.2mmに設定した。1要素の1辺が2.5mmとなるように円周方向(θ)に48分割、管軸方向(ϕ)に80分割した。

今回の解析モデルでは、機械的性質と肉厚の不均一を再現した。まず機械的性質については、Fig.12に示すように、造管時にらせん状に予ひずみを受けた部分(増肉部)とそ

れ以外の部分（非増肉部）の2種類に大別し、前者に属する要素については、Fig.11中の $\theta=60^\circ$ において測定された加工硬化式を、後者に属する要素については、Fig.11中の $\theta=240^\circ$ において測定された加工硬化式を設定した。次に初期肉厚の不均一については、Fig.13のように設定した。同図(a)および(b)は、各々円周方向および管軸方向の肉厚分布の設定例を示す。各図において、増肉部を●で示す。円周方向には 15° （2要素）ずつ、24水準の肉厚を設定した。管軸方向の肉厚のばらつきは増肉部と非増肉部の2水準とし、増肉部の肉厚は非増肉部よりも1.5%だけ厚肉に設定した。結果として、 $\theta=0^\circ$ の非増肉部が最薄肉(1.780 mm)、 $\theta=180^\circ$ の増肉部が最厚肉(1.868 mm)となった。

5.3.2 境界条件

実際の液圧バルジ試験機においては、管材の一端は変位せず、他端のみが試験部に引き込まれてバルジ変形を生じた。そこで、解析モデルの変位の境界条件は、実験と同様に、金型（剛体）を空間固定、管材は一端を空間固定する。荷重の境界条件は、管材の変形部の要素に内圧を負荷し、実験と同様に管中央部の円周方向ひずみが20%程度に至るまで自由バルジ変形させた。管材と金型の接触面の摩擦係数はゼロとした。

5.3.3 解析条件

肉厚と機械的性質の不均一を次の3通りの組合せでモデル化し、それらの不均一が管の変形に及ぼす影響を検証した。

- FEM 1: 肉厚および機械的性質ともに不均一
- FEM 2: 肉厚は均一(1.8 mm)、機械的性質のみ不均一
- FEM 3: 機械的性質は均一 (Fig.11中の $\theta=60^\circ$ において測定された加工硬化式を使用)、肉厚のみ不均一

5.4 結果と考察

自由バルジ変形後の試験片の外観と肉厚分布の計算結果をFig.14に示す。らせん状増肉部に沿って減肉と張出しが抑制されており、Fig. 8に示したような特異なバルジ形状が、おおよそ再現できていることが確認できる。

実験値と計算値の一致の度合いをより定量的に比較するために、円周方向位置6箇所における円周方向真ひずみ ε_θ の測定値と有限要素解析による計算値を比較した。結果をFig.15に示す。

まず ε_θ の測定値を検証する。 ε_θ の測定値は○および●で示されている。ここで●は、Fig.10と同様に、増肉部で測定された ε_θ を、○は非増肉部で測定された ε_θ を示している。いずれの円周方向座標においても、 ε_θ が最大になるのは非増肉部であり、増肉部の ε_θ は非増肉部のそれより小さい。これは、増肉部において材料が局部的に加工硬化したためと考える。以上要するに、増肉部の位置によっては、管中央部が最も膨らむとは限らないことがわかった。

次に、FEM 1~3の計算結果を検証する。図中、増肉部におけるFEM 1~3の計算値はそれぞれ▲、▽、◆で示さ

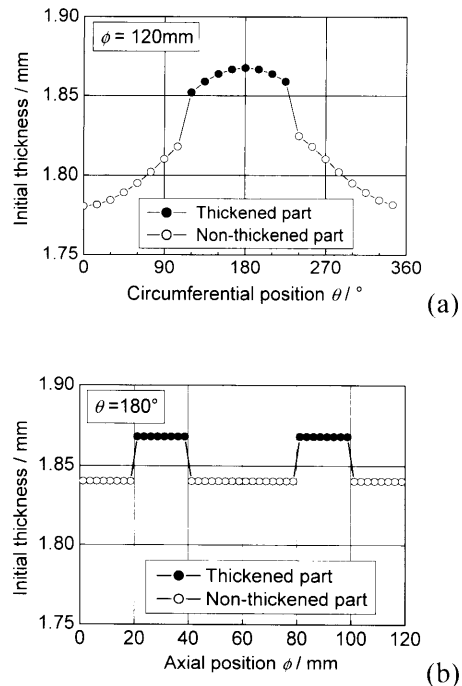


Fig. 13. Thickness distribution in the (a) circumferential and (b) axial directions of a tube assumed in the FEM analysis.

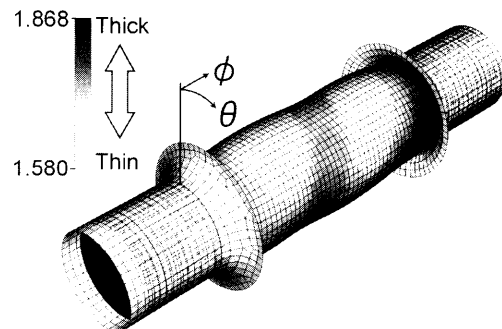


Fig. 14. Deformed shape and thickness distribution of a free bulged tube calculated using FE code.

れている。機械的性質の不均一を考慮したFEM 1およびFEM 2の計算値はほぼ一致しており、かつ増肉部で ε_θ の増加が抑制されている実験値の傾向もよく再現できている。一方、肉厚の不均一のみを考慮したFEM 3では、増肉部において ε_θ の発達が抑制され、非増肉部において ε_θ が大きく増大する傾向が再現できていない。以上のことから、冷牽焼準鋼管の特異な自由バルジ変形は、機械的性質の不均一による影響が大きく、肉厚の不均一の影響はそれに比べて小さいといえる。

6. 結論

管材の成形限界を簡便に測定するための材料試験法を確立することを目的として、簡易液圧バルジ試験機を考案・製作した(Fig. 1)。そして、材質、肉厚、造管工程の異なる8種類の電縫鋼管を対象として、成形限界試験を行った。

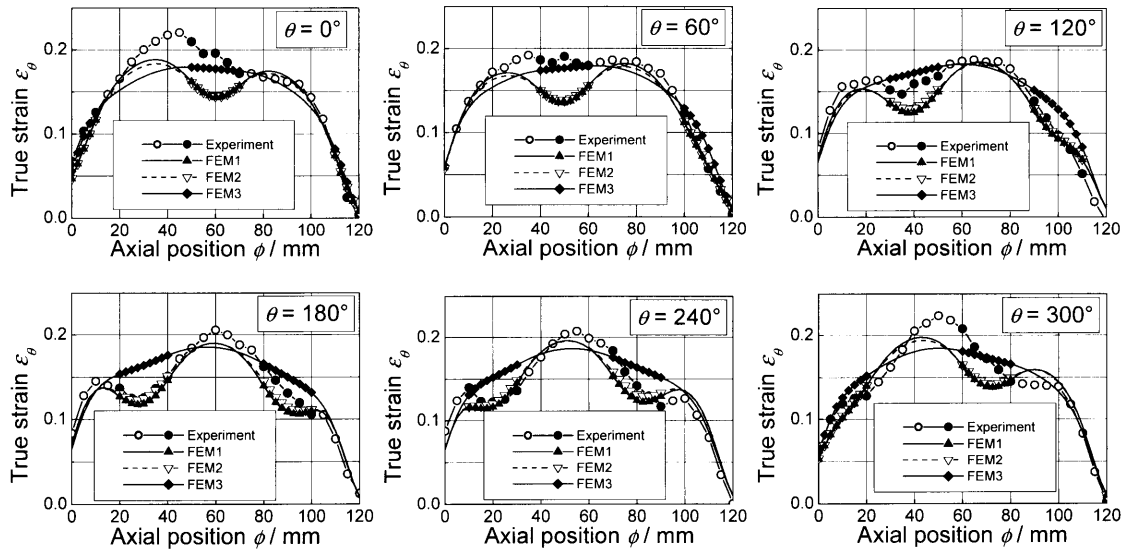


Fig. 15. Comparison of circumferential true strains between measurement and finite element analyses, FEM 1, 2 and 3. FEM 1: nonuniformity both in thickness and mechanical properties are taken into account; FEM 2: thickness is assumed to be uniform (1.8 mm) but nonuniformity in mechanical properties is taken into account; FEM 3: mechanical properties are assumed to be uniform, but nonuniformity in thickness is taken into account.

その結果、以下の知見を得た。

(1) 本液圧バルジ試験機により、8種類すべての供試材を破断させることができた。液圧のシール部であるリングからの液もれもなく、本液圧バルジ試験機は、管材の成形限界を評価する試験機として十分な機能を備えていることが確認された。

(2) 造管工程により、管材の肉厚分布の均一性が異なることがわかった。そして、肉厚が均一な素管ほど成形限界が向上することが明らかとなった。

(3) 冷牽焼準鋼管のバルジ試験において、非軸対称形状にバルジ変形し、かつ管中央部から外れた位置で管が最も膨らみ破断に至るといふ、特異な変形挙動が観察された。

(4) 有限要素法による解析の結果、(3)で観察された冷牽焼準鋼管の特異なバルジ変形は、供試材の機械的性質および肉厚の不均一をモデル化することにより、定性的に再現可能であることを立証した。

本研究は、日本鉄鋼協会 管工学フォーラム・鋼管部会

共同で実施中の「鋼管の成形性評価試験に関する研究会」の研究の一貫として行われた。貴重な御議論、御意見を頂いた委員各位に深甚なる謝意を表します。

文 献

- 1) S.Fuchizawa: *Tetsu-to-Hagané*, **90** (2004), 451.
- 2) H.Abe: *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, **45** (2004), 92.
- 3) Y.Kuriyama: *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, **45** (2004), 715.
- 4) JIS Z2241 Method of tensile test for metallic materials, JIS Z2201 Test pieces for tensile test for metallic materials.
- 5) JIS G3445 Carbon steel tubes for machine structural purposes, 8.
- 6) JIS G3461 Carbon steel boiler and heat exchanger tubes, 8.
- 7) A.Shirayori, S.Fichizawa, H.Saitoh and M.Narasaki: Proc. 49th Jpn. Joint Conf. Technol. Plasticity, (1998), 293.
- 8) A.Shirayori, Y.Kitamura, S.Fichizawa and M. Narasaki: Proc. 54th Jpn. Joint Conf. Technol. Plasticity, (2003), 335.
- 9) A.Shirayori, H.Satoh, S.Fichizawa and M.Narasaki: Proc. 52th Jpn. Joint Conf. Technol. Plasticity, (2001), 25.
- 10) E.A.Davis: *J. Appl. Mech., Trans. Am. Soc. Mech. Eng.*, **67** (1945), A13.
- 11) S.Fuchizawa and H.Takeyama: *J. Jpn Soc. Prec. Eng.*, **45** (1979), 106.