高設計係数下で運用される鋼管の曲げ破断限界に関する
有限要素解析を用いた評価手法三津谷 維基^{*1}Evaluation method with finite-element analysis for
bending rupture limit of line pipe with high design factorMasaki MITSUYA^{*1}^{*1} Tokyo Gas Co., Ltd.

1-5-20 Kaigan, Minato-ku, Tokyo 105-8527, Japan

Received 17 August 2015

Abstract

This study focused on ruptures due to bending deformation of steel pipe that is operated with a high design factor. The design factor refers to the ratio of the hoop stress from internal pressure to the yield strength of pipe material. Bending experiments were conducted on steel pipes with a high design factor, and the failure mode was investigated. Ruptures occurred on the tensile side of the pipes and were accompanied by local reduction of the wall thickness (i.e., necking), which indicated strain localization. To evaluate the deformability of the pipes, a method based on finite-element analysis (FEA) was developed to predict the displacement at the rupture. The yield surface shape and true stress-strain relationship after uniform elongation had to be defined based on the actual properties of the bend material. The yield condition under the biaxial stress condition was measured with the biaxial tensile test and approximated with Hill's yield function. The true stress-strain relationship, including after uniform elongation, was determined by the inverse calibration method. Rupture by bending was predicted under these conditions. In contrast, the von Mises yield criterion, which is commonly used in cases of elastic-plastic FEA, overestimated the deformability; the true stress-strain relationship assumed by linear extrapolation after uniform elongation could not simulate the rupture. The FEA showed that rupture is dominated not by the fracture criterion of the material but by the initiation of strain localization, which is a deformation characteristic of the material. These ruptures are due to the rapid increase in local strain after the initiation of strain localization, which causes the fracture criterion to suddenly be reached.

Key words : Line pipe, Deformability, Bending, Rupture, Finite-element analysis, Yield surface, Bi-axial tensile test, True stress-strain relationship, Necking, Strain localization

1. 緒 言

液化化地区へ高圧パイプラインを埋設する際には、液化化した地盤の側方流動により鋼管に曲げ変形が生じた場合等においても、漏洩に至らないことを確認する必要がある(日本ガス協会, 2001). そのためには、埋設される鋼管の曲げ変形時の漏洩限界を把握する必要がある. 直管の場合には、破壊形態は設計係数により変化することが知られている. 設計係数(内圧による周方向応力/材料の規格最小降伏応力)が 0.4 以下の場合には腹側の座屈部にて割れが生じる(Miki et al., 2000). このモードに至る場合については、多数の実験結果を回帰した限界曲げ角度の算定式が提案されている(日本ガス協会, 2001). これに対し設計係数が 0.4 より大きい場合には、引張負荷を受ける曲げ背側にて破断(以下、背側破断とする)が生じる場合がある. この背側破断は、曲げ引張側に生じるネッキング、すなわち、板厚の局所的な減少により引き起こされる破壊形態である(Yatabe et al., 2003). この背側破断については、実管試験を除いて、破断限界を定量的に評価する手法はこれまでに提案されていない.

直管の背側破断と同様の破壊形態が生じるケースとして、高周波ベンド鋼管(高周波誘導加熱による熱間曲げ

により製造された曲管)の外曲げ変形が挙げられる。この場合には、曲げ引張側にあたるベントの内弧にて、ネッキングを伴う引張破断が生じる。高周波ベンド鋼管の外曲げ変形時の破断については、多数の実験に基づく経験的な評価式が提案されている(日本ガス協会, 2001)だけでなく、近年では、有限要素解析によりその破断限界を再現する手法が提案されている(三津谷, 2014)。この有限要素解析を用いた既往検討では、降伏曲面および一様伸び以降の真応力-真ひずみ(対数塑性ひずみ)関係を、実際の材料挙動を正確に表現するように設定することで、曲げ変形時の破断限界が精度良く再現できることが報告されている。本稿では、高周波ベンド鋼管を対象としたこの有限要素解析手法を、高設計係数下で運用される直管の曲げ変形へ適用し、背側破断が生じる限界変形量を再現しうるかを明らかにする。2章にて高設計係数下での直管の曲げ試験により破断限界を把握する。3章にて有限要素解析の入力条件を定め、4章にて実管試験の再現性など有限要素解析結果について示す。

なお、本稿は実際の材料挙動を精緻に与えることで実現象の再現を目指したものであるが、ありとあらゆる材料挙動を精緻に与えることは意図していない。得られた知見の実設計等への適用を意識し、一般的に用いられる簡便な入力条件を前提とした上で、変更を加えるべき最低限の材料挙動のみに着目する。

2. 実管曲げ試験

2・1 供試材と試験手法

表1に示す3鋼種のAPI 5L X65グレードのUOE鋼管を対象とし、実管曲げ試験を実施した。Pipe-Bは、加工硬化特性に劣る鋼管を試験研究用途のため製造したものである。各供試材の強度特性を表2に、公称応力-公称ひずみ関係を図1にSpecimen testとして示す。これらは、管軸方向が引張方向になるよう採取した全厚平板引張試験片により得られた結果である。試験片厚さは元厚のまま、幅は38.1 mm、平行部長さは165 mmとした。図1の横軸は、標点間距離を160 mmとした場合の公称ひずみである。表2の降伏応力(0.2%オフセット耐力)と一様伸びは、試験片の平行部中央に貼り付けたひずみゲージの値である。表1に示すようにPipe-AとPipe-Bはグレード・外径・板厚が同一の鋼管であるが、図1に示すように公称応力-公称ひずみ関係が大きく異なる。

図2に曲げ試験前の状況を示す。試験中は水による内圧を付与し、その値は表1に示すように設計係数0.7程度とした。天頂を0°とした場合、Pipe-AとBについては縦シームが80°位置に、Pipe-Cについては135°位置に来るよう試験体をセットした。試験体の端部近傍(Pipe-AとPipe-Bは中央を基準として±1800 mm位置、Pipe-Cは±1700 mm位置)に角度計を取り付けた。試験中はこの角度計により得られた曲げ角度と荷重を計測した。

また、Pipe-Aと同一ロットの鋼管における管軸方向の強度分布を図3に示す。これは、全長11 mの鋼管の軸方向に沿って全厚平板引張試験片を28本採取した結果である。試験片採取位置はいずれも縦シームから80°位置である。この図の結果から、降伏応力の標準偏差は8.59 MPa、引張強さの標準偏差は5.84 MPaだった。これらの値を2倍し、それぞれの平均値で除すと、降伏応力は0.0374、引張強さは0.0209であった。つまり、降伏応力については3.7%程度、引張強さについては2.1%程度のばらつきが1本の管内に存在していた。

Table 1 Test pipes

	Outer diameter [mm]	Wall thickness [mm]	Internal pressure [MPa]	Design factor*
Pipe-A	610.0	17.5	18.0	0.70
Pipe-B	610.0	17.5	18.0	0.70
Pipe-C	610.0	15.1	16.0	0.72

* Hoop stress / Specified minimum yield stress

Table 2 Mechanical properties

	Yield strength [MPa]	Tensile strength [MPa]	Yield ratio	Uniform elongation
Pipe-A	487.1	569.0	0.86	0.111
Pipe-B	554.6	608.3	0.91	0.048
Pipe-C	478.5	554.6	0.88	0.080

Fig. 1 Nominal stress-strain curve of test pipes

Fig. 2 Experimental setup

Fig. 3 Frequency distribution of yield/tensile strength (Pipe-A)

2・2 試験結果

試験により得られた荷重-曲げ角度関係を図4に示す. 試験後の供試体全景を図5の左側に, これらに示すように, 曲げ腹側に局所的な座屈部が生じ, その反対側の背側にて破断が生じた. 破断時の曲げ角度は, Pipe-Aが 67.4° , Pipe-Bが 26.0° , Pipe-Cが 30.3° であった. 破断に至った部位の断面写真を図5の右側に示す. これに示すように, 破断部には局所的な板厚の減少, すなわち, ネッキングが見られた.

前述のように, Pipe AとBは材料特性は異なるが, 同一のグレード・口径・板厚・内圧である. これらについて実管曲げ試験を行うと限界曲げ角度に2.6倍の差が生じた. このことから, 背側破断時の限界曲げ角度には材料特性が大きな影響を与えることが示された.

Fig. 4 Relationship between load and bending angle

Fig. 5 Picture of bending experiment after rupture. This rupture was accompanied by strain localization, which indicates local reduction of the wall thickness.

3. 有限要素解析による背側破断の再現

高周波ベンド鋼管における外曲げ変形時の引張側破断に係わる既往検討(三津谷, 2014)では, 降伏曲面および一様伸び以降の応力-ひずみ関係を実際の材料挙動を正確に表現するように設定することで, 曲げ変形時の破断限界が精度良く再現できることが報告されている. この知見に基づき, 3・1 では降伏曲面を, 3・2 では応力-ひずみ関係をそれぞれ材料試験を元に設定する. その他の入力条件については3・3で述べる. これらを用いた有限要素解析の結果, 具体的には, 実管試験で得られた背側破断限界の再現性を4章で述べる.

3・1 降伏曲面

3・1・1 二軸バルジ試験による測定

本稿ではサーボ制御円管バルジ試験機を用いて軸力と内圧を付加する試験方法(以下, 二軸バルジ試験)により降伏曲面を決定する(菅原, 桑原, 2013). 二軸バルジ試験は, 供試材から切り出し作製した円管に, 内圧と引張負荷を同時に作用させることで二軸負荷を与える試験である. 試験中に生じる円管の膨らみ形状や拡張量の情報を加味し, 軸方向と周方向の応力とひずみを随時算定する. これを試験機制御に随時フィードバックすることで目標とする応力比の二軸負荷を継続的に与えるものである.

Pipe-A～Cのパイプライン鋼から、外径 56 mm、板厚 1 mm、長さ 230 mm の円管を採取し、これを二軸バルジ試験に用いた。採取手順は以下①～④に示す通りである。①鋼管から数十 cm 角の瓦状鋼板を切り出し。②両面からプレスによりフラットニング加工。③板の両側から板厚 1 mm まで減厚加工。④円管形状に丸め溶接。なお、製作した円管試験片の管軸方向および管周方向は、試験片を採取した鋼管の管軸方向および管軸方向に一致させた。上記の試験片採取プロセスでは②と④で 2 回の曲げ冷間加工を受ける。板曲げ加工では、曲げ外面と曲げ板厚中心の長さの差が内外面に生じるひずみとなるため、④の過程で内外面に $\pm 1.8\%$ の周方向ひずみが生じる。このため、本検討で主に着目している管軸方向には内外面に $\pm 0.9\%$ 程度のひずみが生じる。この値は、後述する二軸バルジ試験時に付与されるひずみに比べて十分小さいことや、そもそもとして曲げ中立軸ではひずみが生じないことから、試験片の採取プロセスで生じる塑性ひずみが試験結果に与える影響は小さいと判断した。

二軸バルジ試験では、管軸方向と管周方向の応力比が、10:3 と 10:5 となるよう線形応力負荷を与えた。管軸方向の応力が管周方向の応力よりも大きいという試験条件は、実管試験で破断部が辿った応力経路に対応させたものである。図 6 に示す模式図のように、鋼管の曲げ試験では、最初に内圧負荷による管周方向応力が生じ、その後曲げ負荷により管軸方向応力が生じるため、曲げ背側に位置する破断部の管軸方向応力は管周方向応力より

Fig. 6 Schematic of stress pass during pipe bending experiment. Longitudinal stress at ruptured part is greater than circumferential stress.

Fig. 7 Yield surface under plane stress condition. The bi-axial yield stress of these materials is smaller than that from the von Mises yield function. Hill's yield function is used to express these bi-axial tensile test results.

も大きくなる．この想定 of 妥当性については後の有限要素解析結果にて確認する．

二軸バルジ試験の結果を図 7 に示す．相当塑性ひずみのレベルごとに降伏曲面上のプロットが得られるが，図 7 はこれらを管軸方向への単軸引張試験で得られた各相当塑性ひずみレベルにおける応力値で正規化した結果である．図 7 に示すように，黒の実線で示す von Mises の降伏関数よりも内側に測定結果のプロットが位置している．つまり，二軸応力が負荷された場合には，単軸の引張試験結果と von Mises の降伏関数から予測される条件よりも，小さな応力で降伏が生じ塑性ひずみが増加することを示している．

3・1・2 Hill の降伏曲面による関数化

上記のように，パイプライン鋼の降伏条件は von Mises の降伏関数では記述できない場合がある．また，薄板のプレス加工の分野では，von Mises の降伏関数では薄板の形成限界を再現することはできず，多軸応力状態における材料の降伏関数を正しく与える必要があることが知られている(Banabic et al., 2010)(Kuwabara, 2007)．これらのことから，本稿では，材料試験により二軸応力状態における降伏条件を取得し，別の降伏関数を導入することとした．

様々な材料の降伏条件を表現可能が高度な降伏関数が近年提案されている(Yoshida et al., 2013)が，これらは高次の降伏関数であり多くの材料定数を材料試験等から定める必要がある．本章で対象としている鋼管曲げ変形時の破断については，以下に述べるように，高次の降伏関数を用いずとも再現可能と考えられることから，von Mises の降伏関数の単純な拡張である Hill の降伏関数(Hill, 1948)を用いることとした．

Hill の降伏関数は低次の降伏関数であるため，鋼材のあらゆる応力状態における降伏条件を表現するには適していない．つまり，ある特定の応力状態における降伏曲面を正しく記述できたとしても，他の応力状態についてはその限りではない．しかし，本検討で対象としている鋼管曲げ背側の破断については，前述のように破断部は軸方向と周方向共に引張応力を受け，なおかつ，管軸方向応力が管周方向よりも大きいと考えられる，すなわち，評価したい部位の応力状態がある程度限定されていることから，このような条件についてのみ降伏条件を表現できれば十分と考えられる．Hill の降伏関数はこれを実現可能であり，極めてシンプルな関数であることからこれを採用した．Hill の降伏関数は式 (1) で表される．

$$F(\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + G(\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + H(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + 2L\sigma_{23}^2 + 2M\sigma_{31}^2 + 2N\sigma_{12}^2 = \sigma_f^2 \quad (1)$$

ここで， σ_f は相当応力である． F, G, H, L, M, N は，以下の式(2)～(7)で表される．

$$F = \frac{1}{2} \left(\frac{1}{R_{22}^2} + \frac{1}{R_{33}^2} - \frac{1}{R_{11}^2} \right)^2 \quad (2)$$

$$G = \frac{1}{2} \left(\frac{1}{R_{33}^2} + \frac{1}{R_{11}^2} - \frac{1}{R_{22}^2} \right)^2 \quad (3)$$

$$H = \frac{1}{2} \left(\frac{1}{R_{11}^2} + \frac{1}{R_{22}^2} - \frac{1}{R_{33}^2} \right)^2 \quad (4)$$

$$L = \frac{3}{2R_{23}^2} \quad (5)$$

$$M = \frac{3}{2R_{13}^2} \quad (6)$$

$$N = \frac{3}{2R_{12}^2} \quad (7)$$

上記の $R_{11}, R_{22}, R_{33}, R_{12}, R_{23}, R_{13}$ は Hill の降伏関数の形状を表すパラメータであり，全て 1 の場合には，von Mises の降伏関数と一致する．例えば R_{11} は σ_{11} 軸と降伏曲面の交点を意味する．その材料の降伏曲面が Hill の降伏関数で完全に表現できると仮定した場合には，1 方向単軸引張時の降伏応力比 (1 方向降伏応力の相当応力に対する比) を意味する．

本稿では、管軸方向を1方向、管周方向を2方向、板厚方向を3方向とする。図7に示す二軸バルジ試験結果から Hill の降伏関数のパラメータを定めるにあたり、 R_{22} のみを1以外に変化させることとした。すなわち、 R_{22} の値を変化させて二軸バルジ試験で得られた図7のプロットを近似した。図7に灰実線で示すように、Pipe-Aについては $R_{22}=1.3$ 、Pipe-Bについては $R_{22}=1.2$ 、Pipe-Cについては $R_{22}=1.4$ とすることで二軸バルジ試験の結果を表現することができる。これらの値を用いた Hill の降伏関数を以降に示す引張破断挙動の再現に用いることとした。

なお、上記手順により定められた R_{22} の値は、2方向すなわち管周方向に単軸負荷を付与した場合の、実材料の降伏応力比を表しているわけではないことに留意する必要がある。前述のように、Hill の降伏関数は低次の降伏関数であるため、あらゆる応力状態の降伏曲面を精緻に表現できるわけではない。本検討で R_{22} の値を定めるのに用いた二軸バルジ試験は管軸方向と管周方向の応力比が 10:5 や 10:3 といった二軸応力であり、管周方向への単軸引張応力の場合（応力比にすると 0:10）とは大きく異なる。そのため、得られた R_{22} は、実材料における管周方向の降伏応力比を表していない。参考として、Pipe-A を対象に、管軸方向と管周方向のそれぞれから採取した丸棒試験片を用い引張試験を実施したところ、管軸方向の降伏応力（0.2% オフセット耐力）は 465.0 MPa、管周方向は 475.8 MPa であった。これらの比は 1.023 であり、上記 Hill の降伏関数における応力比 R_{22} の値 1.3 とは明らかに異なる値であった。前述のように、破断部は管軸方向と管周方向の二軸応力が作用するため、管周方向への単軸負荷時の降伏応力を有限要素解析上の入力条件として精緻に与える必要はない。

3・1・3 異方性を表すパラメータと単軸引張試験結果の関係

前項では、二軸バルジ試験の結果から、降伏曲面の異方性を表す Hill のパラメータ R_{22} を決定したが、単軸引張試験の結果から R_{22} の値をある程度推定できれば有用である。そこで、前項で得られた Hill のパラメータ R_{22} と、Pipe-A～C の各材料について別途実施した単軸丸棒引張試験により得られた破断部の扁平形状の対比を本項にて行う。

丸棒引張試験により得られた破断部を管軸方向から撮影した様子を図8に示す。各丸棒引張試験片は、試験片長手方向、すなわち、引張負荷方向が、鋼管の管軸方向になるよう採取したものである。試験前の平行部の直径は 6.4 mm である。図8に示すように破断部は真円ではなく扁平が見られた。

次に、試験前から破断までに生じた、鋼管板厚方向（図8の縦方向）への収縮量と鋼管周方向（図8の横方向）への収縮量の比を破断部扁平量 r と定義する。1 より大きいほど扁平が顕著であることを意味する。この値は薄板材の引張試験で得られるランクフォード値 r と本質的に同じ値である。

ひずみ増分方向の降伏曲面に対する法線性から、ランクフォード値 r は単軸応力状態における降伏曲面の傾き a と式(8)のように関連づけられる。

$$a = 1 + r \quad (8)$$

$\sigma_{33}=0$ の σ_{11} - σ_{22} 平面において、 σ_{11} のみを負荷した場合の降伏曲面の傾き a は式(9)で表される。式(9)では、 σ_{22} が Hill の降伏関数である式(1)で表されるものとし、簡単のためせん断応力成分は無視した。 σ_{11} に代入した値は、降伏曲面と σ_{11} 軸の交点、すなわち、Hill の降伏関数を仮定した場合における単軸引張時の降伏応力であり、式(1)に $\sigma_{22}=\sigma_{33}=0$ を代入して得られる。

$$a = \left. \frac{\partial \sigma_{22}}{\partial \sigma_{11}} \right|_{\sigma_{11} = \frac{\sigma_f}{\sqrt{G+H}}, \sigma_{33}=0} = \frac{G+H}{H} \quad (9)$$

式(9)は単軸応力状態を仮定しているが、一様伸び以降ではくびれ部の存在により試験片径方向の応力が生じ、単軸応力状態とはならない。この場合について以下に考察する。丸棒試験片の場合にはくびれ部が存在しても概ね軸対称形状を維持することから、試験片引張方向に直交する2つ方向の応力成分は概ね同程度と考えられる。この前提に立ち $\sigma_{22}=\sigma_{33}$ とすると、 σ_{11} - σ_{22} 平面における降伏曲面の傾き a は式(10)で表される。式(10)において σ_{33} に代入した値は、 $\sigma_{22}=\sigma_{33}$ を式(1)に代入して得られる。

$$a = \left. \frac{\partial \sigma_{22}}{\partial \sigma_{11}} \right|_{\sigma_{33} = -\frac{\sigma_f}{\sqrt{G+H}} + \sigma_{11}} = \frac{G+H}{H} \quad (10)$$

Fig. 8 Cross-sectional shape of uniaxial round bar tensile specimen (Initial diameter = 6.4 mm)

Fig. 9 Relationship between anisotropy parameter and flatness of uniaxial tensile specimen

式(10)の右辺は式(9)の右辺と一致している．このことから，丸棒試験片であれば，降伏曲面の傾きはくびれ部の有無に依存しない．つまり，丸棒試験片のくびれ部に生じている応力は，降伏曲面の観点からは単軸負荷と同等と言える．

次に，式(10)に式(3)と式(4)を代入し， $R_{11}=R_{33}=1$ とすると，降伏曲面の傾き a と Hill の降伏関数パラメータ R_{22} の間には式(11)の関係が成立する．さらに，式(8)を代入することで， R_{22} とランクフォード値 r の関係は式(12)のように表される．

$$a = 2R_{22}^2 \quad (11)$$

$$R_{22} = \sqrt{\frac{1+r}{2}} \quad (12)$$

前述のように，破断部扁平量 r' はランクフォード値 r と本質的に同じ値であることから，式(12)の r を r' に読みかえることで，Hill の降伏関数におけるパラメータ R_{22} と破断部扁平量 r' の関係が求められる．

式(12)の関係を図 9 に破線で示す．また，二軸バルジ試験で得られた R_{22} と図 8 で示した丸棒引張試験片の破断部扁平量 r' の関係を図 9 にプロットで示す．図中の実線はプロットを直線近似したものである．図 9 のプロットを近似した実線と破線はいずれも右上がりとなっていることから，丸棒引張試験時の断面扁平が顕著である材料ほど， R_{22} が大きくなる傾向が得られた．丸棒引張試験片で見られた断面の扁平は，鋼管製造時の圧延過程に起因するものであると考えられることから，鋼管製造時の圧延過程が，今回の供試材において R_{22} が 1 より大きな値となった要因であると言える．

なお，図 9 において，実験値であるプロットと理論値である破線に乖離が見られた理由として，以下の 2 つが挙げられる．1 つ目は，3・1・2 で述べたように，実材料の降伏曲面は Hill の降伏関数では表現しきれない場合があるが，上記理論的考察は Hill の降伏関数を前提としている点，2 つ目は，丸棒引張試験においてくびれ部の形状が完全には軸対称でなく，試験片引張方向に直交する 2 つ方向の応力成分に違いが生じることの影響が上記理論的考察に加味されていない点である．

3・2 真応力-真ひずみ関係

前章で示したように，実管試験で見られた背側破断はネッキングを伴う破壊であるため，これを再現するためには，一様伸び以降の大ひずみ域における真応力-真ひずみ（対数塑性ひずみ）関係を入力として定める必要がある．本稿では，逆解析を用いることで一様伸び以降を含めた材料の真応力-真ひずみ関係を求めることとした．具体的には，単軸引張試験により計測された破断までの公称応力-公称ひずみ（標点間ひずみ）関係が再現されるよう，真応力-真ひずみ関係を繰り返し計算により定めた．逆解析に用いた有限要素モデルを図 10 に示す．対称性を考慮し，試験片の 1/4 のみモデル化した．モデル化には，三次元ソリッド要素（8 節点，低減積分）を用いた．既往知見(三津谷, 2014)に基づき板厚方向の分割数は 15 とし，変形部の各要素の辺の長さが 1:1:1 になるようメッシュ分割を行った．本逆解析では，前項でパラメータを決定した Hill の降伏曲面を用いた．以降に示す有限要素解析では，汎用ソフトウェア Abaqus/Standard 6.13 を用いた．逆解析により得られた公称応力-公称ひずみ関係を

Fig. 10 Finite element model for inverse calibration

Fig. 11 True stress-strain curve obtained by inverse calibration

図 1 に示す。これに用いた真応力-真ひずみ関係を図 11 に Inverse calibration として示す。この真応力-真ひずみ関係を用いることで、図 1 に示すように、単軸引張に対する応答が、極めて忠実に再現される。

3・3 有限要素解析条件

実管曲げ試験の再現に用いた有限要素解析モデルを図 12 に示す。モデル化には、三次元ソリッド要素 (8 節点、低減積分) を用いた。破断に至る部位については板厚方向の分割数を 15 とし、各辺の長さが板厚方向:管軸方向:管周方向=1:1:3 となるよう分割した。前項で述べた平板引張試験の場合には、管周方向に対応する試験片幅方向への収縮変形が生じるのに対し、鋼管の場合にはこれが顕著でないことから管周方向の分割を粗くすることとした。なお、曲げ変形を付与するために鋼管両端に接続した治具 (図 2) は、十分に剛な梁でモデル化した (図 12)。

図 13 に材料特性の配置を示す。1つの有限要素モデル内に3種類の材料特性を配置した。まず破断が生じる曲げ引張側については、前項および前々項で得られた降伏曲面と真応力-真ひずみ関係をそのまま定義した。これに対し、曲げ圧縮側については降伏曲面を一般的な von Mises の降伏関数で記述することとした。図 7 で示したように二軸バルジ試験で得られた降伏曲面は管軸方向と管周方向に引張応力を受けた場合の特性であり、図 6 に示すように鋼管の曲げ腹側にて圧縮応力を受けた場合の応力パスとは異なる。緒言で述べたように、本稿では得られた知見の実設計等への適用を意識し、一般的に用いられる簡易な入力条件を前提とした上で、変更を加えるべき最低限の材料挙動のみに着目している。このような観点から、曲げ腹側については von Mises の降伏関数を用いることとした。

Fig. 12 Three dimensional finite-element model for bending simulation

Fig. 13 Material arrangement for finite-element analysis. Hill's yield function obtained by the bi-axial tensile tests was applied on tension side. von Mises's yield function was applied on compression side. A strength difference of 0.5% was assumed on compression side to simulate the buckling position observed in the experiments.

また、曲げ圧縮側には実験で見られた座屈位置を再現するため 0.5 % の強度差を有する 2 種類の材料特性を配置した。曲げ試験の座屈位置は、試験に供する鋼管が有する形状不整や強度のばらつきに依存するため、同じロットの鋼管を用いた場合でも試験の度に変わると考えられる。このような確率論的な振る舞いは鋼管が有する不均一性に起因するものであり、本稿の主題である、実際に起こった現象を再現するためにどのような材料特性に着目すべきか、とは別の議論となる。そのため、本稿では実験で見られた座屈位置を踏まえ、これを再現するよう曲げ圧縮側に強度差を設けることとした。強度差としては 0.5 % を仮定した。前述のように Pipe-A は鋼管全域にて 3.7 % 程度の降伏応力のばらつきを有しており、これより小さい 0.5 % という値は局部的に存在する値である。

4. 有限要素解析結果

4・1 実管試験の再現

有限要素解析により得られた荷重-曲げ角度関係を図 14 にオレンジの実線で示す。この図に示すように、有限要素解析結果は、最大荷重に加えて、それ以降破断までの応答を精緻に再現している。相当塑性ひずみの分布を示した変形図を図 15 に示す。この図における相当塑性ひずみの最大値は 1.0 である。有限要素解析と実管試験により得られた変形は、曲げ背側にネッキングが生じているという点で類似している。このように、本有限要素解析手法では、破断に至った部位に見られたネッキングを再現することができた。

破断に至った部位の相当塑性ひずみと曲げ角度の関係を図 14 にオレンジの破線で示す。この相当塑性ひずみは、板厚中央における局所的な値である。この図に示すように、相当塑性ひずみは破断の直前で急激に増加している。鋼材における延性破壊の発生限界は、一般に相当塑性ひずみを用いて表現される(Rice and Tracey, 1969)(Toyoda et al., 2001)が、本稿で対象とする鋼管曲げ変形時の破断については、相当塑性ひずみがいくつになったら破壊が生じるかといった、具体的な材料の破壊限界値の設定は、構造物としての破断限界に影響を及ぼさない。その一例を表 3 に示す。相当塑性ひずみの限界値を 0.8 とした場合と 0.5 とした場合とで、有限要素解析により得られる限界曲げ角度はほとんど変化しない。つまり、延性破壊の発生限界ではなく、材料の変形特性が構造物としての破断限界を支配していることがこの結果から明らかとなった。また、表 3 に示す有限要素解析により得られた限界曲げ角度は、実験結果と良く一致した。以上のように、高設計係数下で運用される鋼管の曲げ変形時における背側破断限界を精度良く再現できた。

Fig. 14 Relationship between load and bending angle obtained by FEA. It was accomplished that deformation behavior until rupture was precisely simulated by the FEA. Equivalent plastic strain that is local strain at the ruptured part rapidly increased just before the rupture.

Fig. 15 Deformation shape obtained by finite element analysis. It was able to simulate the strain localization that was observed on the bending experiment.

Table 3 Critical bending angle at rupture. The equivalent plastic strain that is assumed fracture criterion negligibly affected the predicted critical bending angle because the local strain rapidly increases. This result suggests that the rupture is dominated not by the fracture criterion of material but by the initiation of strain localization that is a deformation characteristic of the material.

	Experiment	Finite element analysis	
		Equivalent plastic strain = 0.5	Equivalent plastic strain = 0.8
Pipe-A	67.4 deg.	63.4 deg.	64.0 deg.
Pipe-B	26.0 deg.	24.4 deg.	24.7 deg.
Pipe-C	30.3 deg.	29.0 deg.	29.4 deg.

4・2 二軸バルジ試験条件の妥当性確認

本節では、3・1 節で述べた二軸バルジ試験条件、すなわち、管軸方向応力が管周方向応力よりも大きい場合にのみ着目したことの妥当性について補足する。実管曲げ試験の再現解析により得られた、破断に至った部位の周方向応力と軸方向応力の関係を図 16 に示す。これらの応力は板厚中央の値である。図 16 に示すように、概ね軸方向応力が周方向応力よりも大きくなっている。これは前述の二軸バルジ試験で降伏曲面を取得した条件と同一である。このことから、二軸バルジ試験を元に設定した降伏曲面は、破断に至った部位の変形計算に適用可能である。

Fig. 16 Stress pass at ruptured part until equivalent plastic strain is 0.3. The longitudinal stress remained greater than the circumferential stress during the experiment. Therefore, the yield surface determined by the bi-axial tensile tests shown in Fig. 7 is applicable to simulation of the rupture observed in the bending experiments.

4・3 着目した入力条件が再現精度に与える影響

本稿では降伏曲面と一樣伸び以降の真応力-真ひずみ関係に着目することで、実管試験で見られた曲げ引張側の破断を精度良く再現することができた。本節では、これら二つが解析結果に及ぼす影響について述べる。

4・3・1 降伏曲面

降伏曲面として von Mises を用いた場合の有限要素解析結果を図 17 に von Mises, Inverse calibration として示す。実線は荷重-曲げ角度関係、破線は相当背塑性ひずみ-曲げ角度関係である。なお、実管試験の再現を目的として 4・1 で述べた有限要素解析結果は、Hill, Inverse calibration として図 17 に併記してある。Pipe-C では降伏曲面として von Mises を用いた場合でも算定される破断限界に顕著な変化は見られなかったが、Pipe-A では 100 deg. まで変形を付与しても急激なひずみの増加は生じなかった、すなわち、破断は発現しなかった。これらのことから、降伏曲面が破断の発現に影響を与える場合があり、破断を再現するためには降伏曲面を実際の材料挙動を正確に表現するように決定する必要がある。

Fig. 17 Effect of yield surface and true stress-strain relationship on critical bending angle

4・3・2 一様伸び以降の真応力-真ひずみ関係

一様伸び以降の真応力-真ひずみ関係を線形外挿により与えた場合の真応力-真ひずみ関係を図 11 に Linear extrapolation として示す. なお, 各ケースの降伏曲面は, 4・1 で示した実管試験の再現と同様, 図 7 でパラメータを決定した Hill の降伏関数を用いた. 結果を図 17 に Hill, Linear extrapolation として示す. これに示すように, 一様伸び以降の真応力-真ひずみ関係を直線で外挿した場合にはひずみの急激な増加は生じなかった, すなわち, 破断は発現しなかった. このことから, 破断を再現するためには一様伸び以降の真応力-真ひずみ関係を実際の材料挙動を正確に表現するように決定する必要がある.

5. まとめ

高設計係数下で運用される鋼管を対象とし, 曲げ変形が生じた場合の引張側破断に対する評価手法を提案した.

- ・ 設計係数 0.7 前後の内圧を付与した実管曲げ試験を 3 体実施し, いずれも曲げ引張側で破断が生じた. 破断部の断面を確認したところ, いずれも板厚の局所的な減少, すなわち, ネッキングを伴う破壊形態であった.
- ・ 降伏曲面および一様伸び以降の真応力-真ひずみ関係を材料に即し設定した有限要素解析により, 引張側破断が生じるまでの変形量, すなわち限界曲げ角度が精度良く再現できることを示した. 降伏曲面は二軸バルジ試験により, 真応力-真ひずみ関係は逆解析により定めた.
- ・ 引張側破断が生じる際には局所的な板厚の減少が急激に進行するため, 材料そのものの破壊限界は構造としての破断限界に大きな影響は与えず, 材料の変形特性が構造としての破断限界を支配することを示した.

謝 辞

本研究の遂行に際し有用なアドバイスを頂きました栗飯原周二教授, 有限要素解析の実施をサポート頂きました毛塚貴美子氏に御礼申し上げます.

文 献

- Banabic, D., Barlat, F., Cazacu, O. and Kuwabara, T., Advances in anisotropy and formability, International Journal of Material Forming, Vol. 3 (2010), pp. 165-189.
- Hill, R., A Theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals, Proceedings of the Royal Society of London, Series A, Mathematical and Physical Sciences, Vol. 193 (1948), pp. 281-297.
- 日本ガス協会, 高圧ガス導管液化耐震設計指針 (2001).
- Kuwabara, T., Advances in experiments in metal sheets and tubes in support of constitutive modeling and forming

simulations, *International Journal of Plasticity*, Vol. 23, No. 3 (2007), pp. 385-419.

Miki, C., Oguchi, N., Uchida, T., Suganuma, A. and Inoue, T., Deformation and fracture properties of straight steel pipe with internal pressure under uniaxial compressive and bending load, 12th World Conference on Earthquake Engineering (2000).

三津谷維基, 高周波ベンド鋼管の曲げ破断限界評価, 溶接構造シンポジウム (2014).

Rice, J. R. and Tracey, D. A., On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 17 (1969), pp. 201-217.

菅原史法, 桑原利彦, 金属板材の大ひずみ二軸応力-ひずみ曲線の連続測定を可能とする二軸バルジ試験機の開発, 塑性と加工, Vol. 54, No. 624 (2013), pp. 57-63.

Toyoda, M., Ohata, M., Yokota, M., Yasuda, O. and Hirono, M., Criterion for ductile cracking for the evaluation of steel structure under large scale cyclic loading, *Proceedings of the 20th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, Rio de Janeiro, Brazil, OMAE01/MAT-3103 (2001).

Yatabe, H., Masuda, T. and Toyoda, M., The effect of design factor on the large-deformation behavior of X80 pipe subjected to bending, *Journal of Pipeline Integrity*, Vol. 2, No. 3 (2003), pp. 167-180.

Yoshida, F., Hamasaki, H. and Uemori, T., A user-friendly 3D yield function to describe anisotropy of steel sheets, *International Journal of Plasticity*, Vol. 45 (2013), pp. 119-139.

References

Banabic, D., Barlat, F., Cazacu, O. and Kuwabara, T., Advances in anisotropy and formability, *International Journal of Material Forming*, Vol. 3 (2010), pp. 165-189.

Hill, R., A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals, *Proceedings of the Royal Society of London, Series A, Mathematical and Physical Sciences*, Vol. 193 (1948), pp. 281-297.

Japan Gas Association, Guideline for design of high pressure gas pipeline against soil liquefaction in earthquake (2001) (in Japanese).

Kuwabara, T., Advances in experiments in metal sheets and tubes in support of constitutive modeling and forming simulations, *International Journal of Plasticity*, Vol. 23, No. 3 (2007), pp. 385-419.

Miki, C., Oguchi, N., Uchida, T., Suganuma, A. and Inoue, T., Deformation and fracture properties of straight steel pipe with internal pressure under uniaxial compressive and bending load, 12th World Conference on Earthquake Engineering (2000).

Mitsuya, M., Rupture prediction for induction bends under opening mode bending, *Yosetsu-kozo Symposium* (2014) (in Japanese).

Rice, J. R. and Tracey, D. A., On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 17 (1969), pp. 201-217.

Sugawara, S. and Kuwabara, T., Development of a multiaxial tube expansion testing machine that enables the continuous measurement of large-strain biaxial stress-strain curves of sheet metal, *Journal of Japan Society for Technology of Plasticity*, Vol. 54, No. 624 (2013), pp. 57-63.

Toyoda, M., Ohata, M., Yokota, M., Yasuda, O. and Hirono, M., Criterion for ductile cracking for the evaluation of steel structure under large scale cyclic loading, *Proceedings of the 20th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, Rio de Janeiro, Brazil, OMAE01/MAT-3103 (2001).

Yatabe, H., Masuda, T. and Toyoda, M., The effect of design factor on the large-deformation behavior of X80 pipe subjected to bending, *Journal of Pipeline Integrity*, Vol. 2, No. 3 (2003), pp. 167-180.

Yoshida, F., Hamasaki, H. and Uemori, T., A user-friendly 3D yield function to describe anisotropy of steel sheets, *International Journal of Plasticity*, Vol. 45 (2013), pp. 119-139.