油井管の大圧縮軸応力下での圧潰圧力の計算式*

三 牧 雅 子^{*1}, 玉 野 敏 隆^{*2}
三 牧 敏 太 郎^{*3}, 谷 貴 幸^{*4}Collapse Pressure Formula under Excessive Compressive Axial Stress
for Commercial CasingMasako MIMAKI^{*5}, Toshitaka TAMANO,
Toshitaro MIMAKI and Takayuki TANI^{*5} Department of Production and Information Systems Engineering, Tokyo Metropolitan Institute of Technology,
6-6 Asahigaoka, Hino-shi, Tokyo, 191-0065 Japan

Problems such as casing collapse and so on are apt to occur in a steam injection well for enhanced oil recovery, since the well casing is subjected to compressive axial stress more than the yield stress of the material at the elevated temperature during the steam injection. However, the collapse pressure has not been evaluated under the excessive compressive axial stress. We conducted collapse tests under the axial stress state and derived an empirical collapse pressure formula considering expansion of the outside diameter of the casing and work-hardening of the yield stress due to the excessive axial stress. As estimate by the derived formula can give moderately accurate coincidence with experiment, so estimation of collapse pressure be ready in whole axial stress state including previously proposed formulas under ordinary and excessive tensile axial stress states.

Key Words: Experimental Stress Analysis, Combined Stress, Plasticity, Statistical Treatment, Collapse Pressure, Casing

1. 緒 言

油井ストリングに作用する主な外力は、外圧と軸方向応力である。軸方向応力に対する安全係数は 1.8 程度が用いられているため、油井管の主要性能の一つである圧潰圧力に関する従来解析⁽¹⁾⁽²⁾では、軸応力比(軸応力/降伏応力)は-0.2(圧縮)~0.7(引張)であり、降伏応力近傍の大軸応力下での実験・解析の例は限られている。

近年、油層の強制回収技術として蒸気注入法が多用されており、同法を用いる油井の油井管には、蒸気注入時に降伏応力を越える圧縮軸応力が、原油生産時に降伏応力に近い引張軸応力が作用するため⁽³⁾、大軸応力下における油井管の圧潰圧力の解明が望まれている。これに応じて、加工硬化域の引張軸応力下(以下で、大

引張とも呼ぶ)の圧潰圧力の実験結果(試験体数 $N = 10$)と実験解析による計算式が報告されている⁽⁴⁾。

本報では、未だ報告例の見られない加工硬化域の圧縮軸応力下(以下で、大圧縮とも呼ぶ)の圧潰圧力に関して、実験結果($N = 6$)、従来式の外挿性評価を示すとともに、大圧縮による外径の拡がりや降伏応力の加工硬化などを考慮した計算式を報告する。

2. 油井管の特性値と大圧縮軸応力下の圧潰実験

約 12m の油井管は連結され数 km 長さのストリングとして使用されている。土層による外圧に加えて、ストリングが泥水中に吊り下げられているため、下部では浮力による圧縮軸応力が、上部では下方の油井管重量による引張軸応力が作用しており、ほぼ全長が二軸応力状態になっている。

通常の油井では軸応力は降伏応力以下であるが、約 350℃ の蒸気注入を行う油井では、熱膨張による管軸方向の伸びが拘束されるため、降伏応力を越える値の熱応力が圧縮軸応力として作用する。

* 原稿受付 2004 年 4 月 12 日。

^{*1} 正員、都立科学技術大学工学部(☎ 191-0065 日野市旭ヶ丘 6-6)。^{*2} 正員、工学院大学工学部(☎ 163-8677 東京都新宿区西新宿 1-24-2)。^{*3} 正員、筑波技術短期大学聴覚部機械工学科(☎ 305-0005 つくば市天久保 4-3-15)。^{*4} 筑波技術短期大学聴覚部機械工学科。
E-mail: mmimaki@jcom.home.ne.jp

2・1 油井管の特性値 油井管は外径 D 、肉厚 t 、降伏応力 σ_Y 、引張強さ σ_B であり、軸応力 σ_Z の作用下にある。ここで、 σ_Y は米国石油協会 (API) 規格による全ひずみ 0.5 % での流動応力であり、ヤング率 E (206 GPa)、ポアソン比 ν (0.3) とし、軸応力比 σ_Z/σ_Y 、外径-肉厚比 D/t である。

2・2 解析に用いる降伏応力 次の4つを用いる。

(1) 軸方向引張降伏応力 σ_{YH} : API 規格の降伏応力である。圧潰圧力の理論式と引張軸応力比に用いる。

(2) 軸方向圧縮降伏応力 σ_{YC} : 0.35~0.46 C % の炭素鋼では、 $\sigma_{YC} \approx 1.065 \sigma_Y$ とした計算値である⁽⁵⁾。なお、 σ_B も同じ比とする。圧縮軸応力比に用いる。

(3) 周方向圧縮降伏応力 $\sigma_{Y\theta}$: 冷間回転矯正された油井管の降伏応力は異方性があり、 $\sigma_{Y\theta} \approx 1.05 \sigma_Y$ とした計算値である⁽¹⁾。理論式を除く塑性圧潰圧力の計算式に用いる。供試した API グレードの K-55 は異方性がある。

(4) 圧潰時の軸方向降伏応力 σ_{YH} : 大軸応力により加工硬化した値である。大引張では、 $\sigma_Y \leq \sigma_{YH} < \sigma_B$ 、大圧縮では、 $\sigma_{YC} \leq \sigma_{YH} < \sigma_B$ の範囲において、最良の圧潰圧力の計算精度 (計算値 / 実験値) を与える回帰分析による値である。 $\sigma_{Y\theta}$ の加工硬化比も同値とする。大引張と大圧縮の圧潰圧力の計算式に用いる。

2・3 供試管と二軸圧潰の試験方法 供試した API 油井管は $D = 177.8$ mm (規格値) であり、応力-ひずみ (S-S) 特性は、K-55 は降伏伸びを明瞭に示す加工硬化型、グレード C-95 は鋭い降伏点をもつ完全弾塑性型である。ここで、グレード名につづく数字は σ_Y の

Fig. 1 Test specimen under biaxial loading

Table 1 Collapse pressure of K-55 under excessive compressive axial stress

No	1	2	3
D/t	22.0	19.3	17.1
σ_Y [MPa]	465	415	415
σ_B [MPa]	799	755	755
σ_Z/σ_Y	-1.07	-1.11	-1.13
σ_Z/σ_{YC}	-1.00	-1.04	-1.06
λ_Z^* [%]	-0.56	-0.75	-0.94
P_{EXP} [MPa]	29.0	35.8	47.7

規格最小値 (K-55 では、 $\sigma_Y = 55$ KSI = 379 MPa) である。

試験片の形状を図 1 に示す。試験片の両端は中実の軸応力負荷用治具に溶接されており、試験片長 $L_0 = 1067$ 、全長 2 800 mm である。

二軸試験の負荷経路は、まず、試験片に所定の圧縮軸応力 σ_Z を負荷し、その値を一定に保持しながら外圧を負荷する。昇圧に伴い、 σ_Z と外圧との組み合わせ負荷状態での二軸圧潰が生じる。なお、負荷により生ずる軸方向変位 (λ_Z 、 λ_P : 軸応力による変位、外圧による伸び) は制御しなかった。試験後の試験片の伸び λ_Z^* を圧潰時の塑性変形 (縮み、伸び [%]) とした。

2・4 大圧縮軸応力下の圧潰実験結果 大圧縮である $\sigma_Z \approx \sigma_{YC}$ における、K-55 と C-95 の実験結果を表 1 と表 2 に示す。表中で、 P_{EXP} : 圧潰圧力の実験値である。

3. 圧潰圧力の従来式の外挿性評価

理想鋼管 (完全弾塑性、不整要因なし) の圧潰様式には塑性圧潰と弾性圧潰があり、それぞれ外圧のみでの単軸圧潰圧力と二軸圧潰圧力がある。通常軸応力比 (-0.2~0.7) においては、実験解析による計算式や FEM などを用いた良好な解析結果が報告されている⁽¹⁾⁽²⁾。

ここでは、大圧縮での実験値に対する、従来式の外挿適用における精度評価を通して解析・定式化の指針を検討する。解析では実測値 (形状と材料特性) を用いる。

3・1 理論式⁽⁶⁾とその計算精度 降伏応力が σ_Y の理想鋼管の圧潰圧力である。

3・1・1 理論式 塑性圧潰圧力は厚肉円筒の周方向降伏開始圧力が近似値として用いられている。降伏開始圧力の単軸値 P_{YO} 、二軸値 P_{YA} の理論式を示す。

$$P_{YO} = 2 \sigma_Y (D/t - 1) / (D/t)^2 \quad (1)$$

$$P_{YA} = P_{YO} [\{ 1 - 0.75 (\sigma_Z / \sigma_Y)^2 \}^{1/2} - 0.5 (\sigma_Z / \sigma_Y)] \quad (2)$$

弾性圧潰圧力は軸応力の影響を受けないので、単軸値 P_{EO} = 二軸値 P_{EA} である。

Table 2 Collapse pressure of C-95 under excessive compressive axial stress

No	4	5	6
D/t	21.1	19.3	15.7
σ_Y [MPa]	729	728	702
σ_B [MPa]	815	816	786
σ_Z/σ_Y	-1.01	-0.99	-0.97
σ_Z/σ_{YC}	-0.95	-0.93	-0.92
λ_Z^* [%]	-1.13	-0.84	-0.56
P_{EXP} [MPa]	43.9	52.8	79.0

$$P_{EO} = P_{EA} = 2E / (1 - \nu^2) / \{D / t (D / t - 1)^2\} \quad (3)$$

圧潰圧力 P_{CA} は次式で求められる。

$$P_{CA} = \min(P_{YA}, P_{EA}) \quad (4)$$

3・1・2 圧潰様式と計算精度 供試管の実測値を用いた理論値 P_{CA} と大引張の実験値⁽⁴⁾を含む P_{EXP} との比較を図2に示す。 P_{CA} の楕円部分は P_{YA} 、直線部分は P_{EA} である。[記号]横軸： σ_z / σ_y 、(●, ▲, ■印)：K-55(大圧縮は表1のNo. 1~3)、(○, △, □印)：C-95(大圧縮は表2のNo. 4~6)であり、 P_{CA} と P_{EXP} を結ぶ破線は対応関係を示している。

(1) 油井管の圧潰様式：図2より、

①通常軸応力：軸応力の全範囲で P_{YA} の場合と、圧縮軸応力側より、 $P_{EA} \rightarrow P_{YA}$ と遷移する場合がある。

②大引張軸応力：塑性圧潰する。圧潰時は $P_{YA} \ll P_{EA}$ なので、応力状態は全面降伏状態と考えられる。

③大圧縮軸応力：低強度(K-55)の管と高強度(C-95)の厚肉管は、圧潰様式の遷移領域($P_{YA} \approx P_{EA}$)での圧潰とみなせるので、降伏開始に近い部分降伏状態での塑性圧潰と考えられる。一方、高強度の薄肉管(表2のNo. 4と5)は弾性圧潰するが、 λ_z^* が-1%程度なので、軸方向応力は加工硬化域にある。

(2) 計算精度(P_{CA}/P_{EXP})：平均値 μ と標準偏差 S を示す。平均誤差率は10%程度であるが、 S が大き過ぎるので、理論式の適用は無理である。

$\mu = 1.095$, $S = 0.223$ ($N = 6$, 大圧縮軸応力)

3・1・3 計算精度に関する考察 図2に示した理論値と実験値との差異の原因と考察を示す。

(1) 通常軸応力：実験値が理論値より小さいのは、製造上の不整要因の影響である⁽¹⁾。主な不整要因は、

u ：外径の真円度[%]、 e ：肉厚の偏肉率[%]、 σ_R ：周方向残留応力[MPa]であり、 u と e は測定値の(最大値-最小値)/平均値の%表示である。

(2) 大引張軸応力：実験値は理論値よりかなり大きい。ミーゼスの降伏条件式に従う P_{YA} は $\sigma_z = \sigma_y$ で $P_{YA} = 0$ であるのに、 $\sigma_z > \sigma_y$ において $P_{EXP} > 0$ となる理由は、大引張による降伏応力の加工硬化である⁽⁴⁾。

(3) 大圧縮軸応力：大引張と同様に、加工硬化により $\sigma_{YH} \geq \sigma_{YC}$ となるので、実験値は理論値より大きいはずである。しかし、結果は逆である。大引張とは異なる圧潰圧力を低下させる要因がある。

3・2 通常軸応力下の計算式⁽¹⁾とその計算精度

通常軸応力下での計算式として、圧潰様式の区別が不要で、降伏応力の異方性(式(1)で $\sigma_Y \rightarrow \sigma_{Y\theta}$ の置換)と不整要因とを考慮した式(5)が優れている。ここで、 P_{EST} ：二軸圧潰圧力、 P_{GA} ：二軸全面降伏圧力、 H ：不整要因の影響を表すパラメータである。式(5)の通常軸応力下の実験値に対する計算精度(P_{EST}/P_{EXP})の μ と S を示すが、実用上は十分である。

$\mu = 1.005$, $S = 0.064$ ($N = 261$, 通常軸応力)

なお、不整要因の平均値は $u = 0.146\%$, $e = 5.44\%$, $\sigma_R / \sigma_Y = -0.138$ である。

$$\begin{aligned} P_{GA} &= P_{YA} \{1 + 1.47 / (D / t - 1)\} \\ H &= 0.0808 u + 0.00114 e - 0.1412 (\sigma_R / \sigma_{Y\theta}) \\ P_{EST} &= 0.5 (P_{GA} + P_{EA}) \\ &\quad - \{0.25 (P_{GA} - P_{EA})^2 + P_{GA} P_{EA} H\}^{1/2} \\ &\quad \dots\dots\dots (5) \end{aligned}$$

式(5)の大圧縮への外挿適用値 P_{EST} と P_{EXP} との比較を図3に、計算精度を以下に示す。

$\mu = 1.037$, $S = 0.145$ ($N = 6$, 大圧縮軸応力)

[記号]●印：K-55(大圧縮)、○印：C-95(大圧縮)、□印： $\sigma_z / \sigma_{YC} \approx -0.1$ の実験値、破線：誤差率=10%であり、これらは以下の図に共通である。

Fig.2 Collapse mode and comparison of experiment with theoretical collapse pressure

Fig.3 Comparison of experiment with empirical collapse pressure formula (Eq.5)

図3と μ より、式(5)は大圧縮にも適用できるとも考えられるが、 S が大き過ぎる。なお、図中の□印より、通常軸応力下では、良く推定できることが解る。

3.3 大引張軸応力下の計算式⁽⁴⁾とその計算精度

大引張の計算式は式(5)を基にし、 σ_y を加工硬化した降伏応力 σ_{yH} に置換することで導かれている。大引張の式の内挿である大引張と、外挿となる大圧縮における P_{EST} と P_{EXP} との比較を図4に、各々の計算精度を以下に示す。

$\mu = 0.922$, $S = 0.116$ ($N = 10$, 大引張軸応力)

$\mu = 1.374$, $S = 0.254$ ($N = 6$, 大圧縮軸応力)

[記号] ▲印: K-55(大引張), △印: C-95(大引張)であり、以下の図に共通である。

図4と計算精度より、大引張の P_{EXP} はほぼ良好に推定できるが、大圧縮の P_{EXP} (●, ○印)に対しては過大推定であり、外挿適用はとても無理である。その理由は、大引張の式は全面降伏状態での塑性圧潰を前提にしているが、大圧縮における塑性圧潰は部分降伏状態で起きるからである。また、 $P_{EST} > P_{EXP}$ より、加工硬化比は(大圧縮) < (大引張)との示唆が得られる。

3.4 従来式の外挿適用から得られた指針

(1) 大圧縮での実験値は理論値より低い。圧潰圧力を低下させる要因がある(4.1節参照)。

(2) 大圧縮では、降伏開始圧力に近い部分降伏状態での塑性圧潰と弾性圧潰が起きるが、いずれも軸方向応力は加工硬化域にある。

(3) 加工硬化比は(大圧縮) < (大引張)である。

4. 大圧縮軸応力下の圧潰圧力の計算式

解析に用いるデータは大圧縮(表1, 表2)と通常軸応力下($\sigma_z / \sigma_{yc} \approx -0.1$)の合計 $N = 49$ である。データを追加したのは、単軸近傍への接続性を考慮するた

Fig.4 Comparison of experiment with empirical collapse pressure formula⁽⁴⁾

めである。

4.1 圧潰圧力の低下要因 降伏開始圧力の式(1)より、圧潰圧力を低下させる要因は D/t であり、 D/t が大きくなれば圧潰圧力は低下する。

管の外径は、引張では減少し圧縮では増加する。塑性変形では体積変化はないので、初期体積(下添字 0) = 大圧縮での体積(縮み = $-\lambda$ %/100)は式(6)で表される。 $t_0 \ll D_0$ なので $t = t_0$ と近似すると、式(7)となり、大圧縮では $D/t > D_0/t_0$ となる。

$$\pi t_0 (D_0 + t_0) L_0 = \pi t (D + t) L_0 (1 - \lambda) \quad (6)$$

$$D/t \approx (D_0/t_0) (1 + \lambda) + \lambda \quad (7)$$

負荷(軸応力と外圧)時における管軸方向の変形挙動を単純化し、 λ を推定する。

(1) λ_z, λ_p (軸応力による変位、外圧による伸び)の挙動: 二軸圧潰試験(引張⁽¹⁾と圧縮)における λ の挙動を模式図5に示す。[記号]太実線、実線: 軸応力比の大、小、網掛線: λ_p の近似モデルである。

図5より、いずれも昇圧に伴い λ_p が生じる。軸応力比が小(実線)の場合は、 λ_p は小さい。軸応力比が大(左・右の太実線)になると、昇圧中に変位は生ずるが、圧潰の直前に起きる大きな塑性変形が λ_p の大部分を占める。この挙動を図中の網掛線のように、「圧潰が起きるまでは λ_z のみであり、圧潰の瞬時に昇圧中の変位も含めた λ_p が生じる」と近似する。

この仮定より、式(7)に用いる $\lambda = \lambda_z$ となり、圧潰時の塑性変形 $\lambda_z^* = \pm \lambda_z + \lambda_p$ と単純化できる。

(2) λ_z, λ_p の推定値: 軸応力比と λ_z^* との関係を図6に示す。[記号]横軸: |軸応力比|, 実線(上, 下): λ_z^* の絶対値の大きい平均値(表3参照)である。

図6より、 λ_z^* はばらついているが、|軸応力比| > 0.9 では一定値と近似できそうである。なお、ばらつきの理由として、① λ_z のS-S特性への依存、② λ_p が D/t や σ_z に依るという測定結果⁽¹⁾が考えられる。

Fig.5 Schematic axial displacement under biaxial loading

ここでは、2つの実線で示すように「大軸応力下では、形状や応力などの条件によらず、大引張では $(\lambda_z + \lambda_p)$ 、大圧縮では $(-\lambda_z + \lambda_p)$ で一定値」と近似する。

安全側の推定を行うため、表3に示す λ_z^* の絶対値の大きい平均値をとると、 λ_z^* は大引張 $(7.19 = \lambda_z + \lambda_p)$ 、大圧縮 $(-0.84 = -\lambda_z + \lambda_p)$ となり、 $\lambda_z = 4.0\%$ 、 $\lambda_p = 3.2\%$ を得る。

(3) $\lambda (= \lambda_z)$ のシミュレーション：後述する大圧縮の計算式(10)で、 $\lambda = 1 \sim 8\%$ (0.5%きざみ)のシミュレーションを行い、 $\lambda = 6\%$ で最良の計算精度($\mu = 1.003$, $S = 0.054$; $N = 6$)が得られた。

(4) λ の推定値：異なる手法で求めた2つの λ 値(4, 6%)は大差ないので、平均値 $\lambda = 5\%$ を式(7)に用いる。 $\lambda = 5\%$ とした大圧縮の計算精度を示すが、実用上は十分である。

$\mu = 1.013$, $S = 0.054$ ($N = 6$, 大圧縮軸応力)

$\mu = 0.977$, $S = 0.049$ ($N = 49$, 全圧縮軸応力)

次いで、「塑性圧潰時は降伏開始に近い部分降伏状態」との応力状態は、降伏開始圧力 P_{Y0} で近似し大圧縮の計算式(10)に用いる。

4.2 圧潰時の軸方向降伏応力 σ_{YH} 前節で得た $\lambda = 5\%$ は加工硬化域である。大引張の計算式⁽⁴⁾と同じ定式(8)を用いた回帰分析により、大圧縮により加工硬化した降伏応力 σ_{YH} を定式化する。探索範囲において、最良の計算精度を与える降伏応力が σ_{YH} である。定式的前提を示すが、(1)～(3)は文献[4]と同じである。

Table 3 Average displacement at collapse under excessive axial stress

λ_z^* [%]	Tension	Compression
K-55	3.16 ($N = 5$)	-0.75 ($N = 3$)
C-95	7.19 ($N = 5$)	-0.84 ($N = 3$)

Fig.6 Displacement at collapse vs. axial stress ratio

(1) 応力因子(σ_{YC} , σ_B , σ_Z)と形状因子(D/t)を用いる。

(2) 完全弾塑性に漸近する。

(3) 単軸近傍($\sigma_Z/\sigma_{YC} \approx -0.1$)に外挿できる。

(4) 軸応力比の範囲は $-1.15 \leq \sigma_Z/\sigma_{YC} \leq 0$ とする。

(5) σ_{YH} の探索範囲は $\sigma_{YC} \leq \sigma_{YH} < \sigma_B$ とする。

回帰式(8)の関数形について述べる。ここで、 $\Delta\sigma_Y$ は加工硬化による降伏応力の増分である。

① z の関数形： $z = 0$ では、 $\tanh(z) = 0$ ($\Delta\sigma_Y = 0$)となり、(2)完全弾塑性($\sigma_{YC} = \sigma_B$)と(3)単軸($\sigma_Z = 0$)への外挿を満足する。

② 双曲線関数：大圧縮($\sigma_Z = \sigma_{YC}$)での $\tanh(z)$ の値は K-55 ($\sigma_B/\sigma_{YC} \approx 1.77$)で 0.66, C-95 ($\sigma_B/\sigma_{YC} \approx 1.12$)で 0.12 であり、 $\Delta\sigma_Y$ の大小関係を表すことができる。

$$\begin{aligned} \sigma_{YH} &= \sigma_{YC} + \Delta\sigma_Y \\ \Delta\sigma_Y / \sigma_{YC} &= \tanh(z) [A_1 (\sigma_Z / \sigma_{YC}) \{1 + A_2 / (D/t)\}] \\ &\quad + \tanh(z) [A_3 (\sigma_Z / \sigma_B) \{1 + A_4 / (D/t)\}] \\ z &= \sigma_Z \{ (1/\sigma_{YC}) - (1/\sigma_B) \} (\sigma_B / \sigma_{YC}) \end{aligned} \quad \dots\dots\dots (8)$$

式(8)の回帰係数 A_i を示す。

$A_1 = -6.01$, $A_2 = -15.81$, $A_3 = 9.16$, $A_4 = -14.87$

4.3 σ_{YH} に関する考察 大圧縮と大引張による加工硬化特性を図7に示す。[記号] 横軸： $|\lambda_z^*|$ 、実線：大引張の回帰式である。

共分散分析により、要因(大圧縮、大引張)効果と回帰係数の一様性を検定する。特性値である加工硬化比のデータ構造は式(9)で表す。ここで、 m : 平均値、 α_i : 要因効果、 B : 回帰係数、 ε : 誤差である。なお、 i :

Fig.7 Estimate of work-hardening ratio vs. displacement at collapse under excessive axial stress

要因, $j = \text{各 } i \text{ で } 1 \sim N_i \text{ (データ数) である.}$

$$\sigma_{YH} / \sigma_{YC} = m + \alpha_i + B |\lambda_z^* \epsilon_{ij}| + \epsilon_{ij} \quad (9)$$

検定結果: ① α の F 値 $= [0.3(K-55), 4.3(C-95)] < F(1, 5, 5\%) = 6.6$ より, 要因(大圧縮, 大引張)は有意ではない. ② B の F 値 $= [0.3(K-55), 1.9(C-95)] < F(1, 4, 5\%) = 7.7$ より, B は要因によらず一様として良い. ③ これより, 大圧縮と大引張の加工硬化特性に有意差はないと言える.

図 7 に見るように, K-55(加工硬化型)の加工硬化比が(大圧縮: ●印) < (大引張: ▲印)となるのは, 負荷時の塑性変形の最大値が大圧縮では $|\lambda_z|$, 大引張では $|\lambda_z + \lambda_p|$ のためである(図 5 参照). なお, 大引張の式は外径の縮み(P_{EST} の上昇要因)を考慮していないが, 全面降伏圧力 $P_{GA} (= 1.08 P_{YA})$ を用いていることが, その代理変数にもなっていると考えられる.

4.4 大圧縮軸応力下の計算式とその計算精度

4.4.1 計算式 計算手順を示す.

- (1) 式(7)で $\lambda = 0.05$ とし, D/t を補正する.
- (2) 式(8)で σ_{YH} を求める. 加工硬化した周方向圧縮降伏応力 $\sigma_{Y\theta}^* = \sigma_{Y\theta} (\sigma_{YH} / \sigma_{YC})$ とする.
- (3) 大圧縮の計算式(10)で圧潰圧力 P_{EST} を求める.

$$\begin{aligned} P_{YO} &= 2 \sigma_{Y\theta}^* (D/t - 1) / (D/t)^2 \\ P_{YA} &= P_{YO} [\{ 1 - 0.75 (\sigma_z / \sigma_{YH})^2 \}^{1/2} - 0.5 (\sigma_z / \sigma_{YH})] \\ H &= 0.0808 u + 0.00114 e - 0.1412 (\sigma_R / \sigma_{Y\theta}^*) \\ P_{EST} &= 0.5 (P_{YA} + P_{EA}) \\ &\quad - \{ 0.25 (P_{YA} - P_{EA})^2 + P_{YA} P_{EA} H \}^{1/2} \\ &\quad \dots\dots (10) \end{aligned}$$

4.4.2 計算精度と評価 大圧縮の計算式(10)の P_{EST} と P_{EXP} との比較を図 8 に, 計算精度を再記しその評価を以下に示す.

Fig. 8 Comparison of experiment with empirical collapse pressure (Eq. 10) under excessive compressive axial stress

$\mu = 1.013, S = 0.054$ ($N = 6$, 大圧縮軸応力)

$\mu = 0.977, S = 0.049$ ($N = 49$, 全圧縮軸応力)

(1) 計算精度: データ数は限られているが, 計算精度はほぼ十分である. 外挿適用した①通常軸応力の式に比べて, S が $1/3$ 程度になり, ②大引張の式に比べて, μ と S は大幅に向上している.

(2) 単軸近傍への接続性: 図 8 より, 全圧縮軸応力下で, 誤差率 $\leq 10\%$ であり, 良く推定できている. これより, 通常軸応力下へ接続している.

(3) 評価: 実用上はほぼ十分な計算式と評価する.

5. 結 言

加工硬化域の圧縮軸応力下(大圧縮)における油井管の二軸圧潰圧力の実験結果($N = 6$)を示し, その計算式を導いた. 得られた知見などを示す.

(1) 大圧縮での圧潰圧力: 大引張軸応力下と異なり, 実験値は理論値より小さい. 圧潰圧力を低下させる主な要因は, 大圧縮による外径の拡がりである. また, 部分降伏状態での塑性圧潰と弾性圧潰が起きるが, いずれも軸方向応力は加工硬化域にある.

(2) 加工硬化比: (大圧縮) < (大引張) である. その理由は負荷時の塑性変形の最大値によると考えられる.

(3) 計算精度(計算値/実験値): 平均値 $= 1.013$, 標準偏差 $= 0.054$ であり, 実用上はほぼ十分である.

(4) 本計算式により, 大圧縮~通常軸応力~大引張の全軸応力下での圧潰圧力の計算式が揃うという実用性が得られる.

参 考 文 献

- (1) 玉野敏隆, 井上靖介, 三牧敏太郎, 油井用鋼管の二軸圧潰強度とその推定式, 塑性と加工, 30-338 (1989), 385-390.
- (2) 玉野敏隆, 三村裕幸, 油井用鋼管の有限要素法解析, 塑性と加工, 30-344 (1989), 1290-1295.
- (3) Mimaki, T., et al.: A Tentative Criterion for Gas Seal Tightness of Premium Connection under Thermal Mechanical Cycle., Drilling Symposium, ASME ETCE(1987), 49-55.
- (4) 三牧敏太郎, 水沼晋, 玉野敏隆, 柳本左門, 油井管の加工硬化域での圧潰強度とその計算式, 塑性と加工, 37-429(1996), 1041-1047.
- (5) 日本金属学会・日本鉄鋼協会編, 鉄鋼材料便覧, 396 (1967), 丸善
- (6) 石油技術協会編, 油井・パイプライン用鋼管ハンドブック, 68-69, (1992), 石油技術協会