円筒の軸圧壊特性*

藤原 昭文*¹, 橋村 徹*¹Design Considerations Concerning Axial Collapse Characteristics
of Circular Tubes

Akibumi FUJIWARA and Tohru HASHIMURA

Circular tubes are known for their excellent energy absorption capabilities. When they are used in actual structures, some detailed design parameters must be considered. In this study, FEM analysis and compressive axial collapse tests of aluminum alloy tubes were carried out and experimental data from published papers were reviewed. Three main design parameters of circular tubes for the energy absorbing components were derived, i. e., ① σ_m (mean crushing stress) and the effect of the elastic modulus and strain hardening on it; ② η_G (geometric efficiency): crushing distance-to-tube length ratio; and ③ η_L (load efficiency): mean crushing stress-to-peak stress ratio.

Key Words: Buckling, Plasticity, FEM, Circular Tubes, Axial Collapse, Mean Crushing Stress, Geometric Efficiency, Load Efficiency, Elastic Modulus, Strain Hardening Ratio

1. 緒 言

自動車を中心とした輸送用機器の衝突時の安全性確保, 損傷低減のためのエネルギー吸収部材として円筒や角筒を利用する試みがある。

エネルギー吸収部材としての性能は, エネルギー吸収量が重要であることはもちろんのこと, 過大反力発生防止のために最大荷重の低減および有効スペース確保のために部材長の低減も重要である。

以上のことから一般には, Magee ら⁽¹⁾ が示すように以下の三つのパラメータの検討が必要と考えられる。

1. 平均圧壊応力 σ_m
2. 幾何効率 η_G (圧壊限界変位 u_{cr} と部材長 h の比, すなわち, u_{cr}/h)
3. 荷重効率 η_L (平均圧壊応力 σ_m と中間ピーク応力の最大値 σ_1 との比, すなわち, σ_m/σ_1)

上記の項目について後述するように種々の理論式や実験式の提案がなされているが, 以下に示すような問題がある。

①平均圧壊応力については, すでに, 剛完全塑性モデルにより理論解が与えられているが, 加工硬化する材料では, どのような流動応力が剛完全塑性モデルの降伏応力すなわち等価降伏応力に相当するかが明確にはされていない。また, 弾性率が平均圧壊応力に与える影響も必ずしも明確になっていない。

②荷重効率の公表資料が少ないようである。

③幾何効率に関する公表データが少ないようである。

そこで, アルミニウム合金を用いた実験, FEM 解析および既存の公表データの整理を行い, アルミニウム合金と炭素鋼の円筒を対象として, 弾性率の影響範囲, 等価降伏応力の算定法および荷重効率と幾何効率の特性等を明らかにすることを試みた。

記 号

E : 弾性率
 ν : ポアソン比
 σ_y : 降伏応力
 ρ : 密度
 r : 肉厚平均半径
 t : 肉厚
 R : 径厚比

* 原稿受付 1997 年 1 月 9 日。

*¹ 正員, (株)神戸製鋼所アルミ・銅事業本部 (〒651-2271 神戸市西区高塚台 1-5-5)。

- h : 部材長
 u : 圧壊変位
 u_{cr} : 圧壊限界変位
 σ_m : 平均圧壊応力
 σ_0 : 初期ピーク応力
 σ_1 : 中間ピーク応力の最大値
 η_G : 幾何効率 (u_{cr}/h)
 η_L : 荷重効率 (σ_m/σ_1)
 S : 流動(真)応力
 S_7 : 7%(真)ひずみ時の流動(真)応力
 e_p : 塑性(真)ひずみ
 σ_f : 剛完全塑性モデルに置換した場合の降伏応力であり、等価降伏応力と呼ぶことにする。
 λ : 軸対称座屈形態における座屈半波長
 ε_{av} : 平均公称膜ひずみ
 e_{av} : 平均真膜ひずみ

2. 平均圧壊応力, 幾何効率 および荷重効率

円筒の軸圧壊時の変位 u を部材長 h で無次元化した無次元変位と荷重を円筒の初期断面積で除したみかけの応力の関係を表示すれば、一般的には、図1のように、最初に大きな応力のピーク σ_0 が発生し、以後、中間ピーク応力 $\sigma_1, \sigma_3, \sigma_2, \dots$ を発生させながら応力の増減を繰返し、最終的には無次元圧壊限界変位 u_{cr}/h に到達し、急速に応力が上昇する。

ここで、Magee ら⁽¹⁾と同様に、着目すべき値として、幾何効率 η_G 、荷重効率 η_L および平均圧壊応力 σ_m を考え以下に定義する。

$$\eta_G = \varepsilon_{cr} = \frac{u_{cr}}{h} \quad \dots\dots\dots (1)$$

Fig. 1 The relation between non-dimensional displacement and stress of circular tube under axial compression

$$\eta_L = \frac{\sigma_m}{\sigma_1} \quad \dots\dots\dots (2)$$

$$\sigma_m = \frac{\int \sigma \cdot d\varepsilon}{\varepsilon_{cr}} \quad \dots\dots\dots (3)$$

本報では、無次元圧壊限界変位は変形末期に応力が無次元変位に関して単調増加となる領域で、中間ピーク応力の最大値 σ_1 と同一応力値となる無次元変位量で定義している。また、図1における最大応力は σ_0 であるが、過大応力発生防止のため、初期不整の付与⁽²⁾や部分的な加熱による過時効により、この最初の最大応力を消滅させて利用されることが多い。また、Magee ら⁽¹⁾は中間ピーク応力の平均値を最大応力として用いて η_L を定義しているが、中間ピーク応力の中には極めて小さい場合があり、それを考慮すべきか否かの問題がある。以上より、ここでは中間ピーク応力の最大値 σ_1 を最大応力として荷重効率を定義した。

3. 圧壊試験の概要

アルミニウム合金 6061-T4 の直径 21 mm の押出丸棒から引張試験片と円筒試験体を作成した。引張試験結果から求めた物性値を表1に示す。表1における σ_y , σ_b , E はそれぞれ降伏応力(0.2%耐力), 引張強度および弾性率であり、 S は真応力表示の流動応力、 e_p は真ひずみ表示の塑性ひずみである。

円筒試験体の形状は外径 21 mm, 長さ 48 mm の一定値とし、肉厚を 0.15 から 2.4 mm まで変化させた。試験には 100 トン引張圧縮万能試験機を用い、無次元変位換算で 0.003/s の一定速度で変位制御の負荷を行った。変位はクロスヘッド間距離をダイヤルゲージで測定した。なお試験体は下部クロスヘッド上の圧盤に載置するのみであり、試験体長さが径に比べて十分短いことから、長柱形の座屈形態を防止するための拘束ジグは用いていない。

肉厚を肉厚平均半径で無次元化して示した各試験体の形状と圧壊試験結果で得られた、引張強度で無次元化した無次元平均圧壊応力 σ_m/σ_b 、荷重効率 η_L 、幾何効率 η_G を表2に示す。なお、表2中の R は後述する。

4. FEM による円筒の圧壊解析の概要

FEM 解析により、肉厚平均半径 $r=20$ mm, 長さ $h=120$ mm の円筒の軸圧壊時の平均圧壊応力と荷重効率を求めた。解析には動的陽解法コードである LS-DYNA 3D を用いた。解析対象領域については、軸 (z) 方向の対称と周方向の 1/6 対称を仮定し、周方向には 15、軸方向には 40 の要素分割を行った。用いた

要素は4節点シェル要素である。このモデルの概要を図2に示す。なお、この1/6対称のモデルでは軸対称と三次、六次、…の非軸対称座屈形態が解析できることになる。

なお、軸対称、二次、四次、…の座屈形態が解析可能となる周方向90°(1/4対称)モデルを用い $0.015 \leq t/r \leq 0.24$ の範囲で解析も行ったが、①平均圧壊応力は結果的には上記の1/6対称モデルの解と一致した。また、②1/4対称モデルでは軸対称と四次の座屈形態、1/6対称モデルでは軸対称と三次、六次の座屈形態が得られたが、必ずしも薄肉になるにつれて高次の座屈形態となる明確な規則性は得られなかった。上記①、②の現象は「薄肉になるほど高次の座屈形態が得られ、また、同じ形状ならば高次の座屈形態のほうが平均圧壊応力が高い」という実験結果とは一致していない。したがって、FEM解析結果には座屈形態に起因する誤差が含まれると考えられるが、ここでは、その誤差は小さいと仮定し図2の周方向1/6対称モデルを用いることにした。

図2においてAB上の各節点では $\theta=0^\circ$ 面に対称、DC上では $\theta=60^\circ$ 面に対称、BC上では $z=0$ 面に対称の境界条件を与えている。また、AD上の各節点で、剛体を介して10 m/sの一定速度で z 方向の負の方向

に一樣の強制変位を与えた。

なお、解析においては座屈後の円筒壁どうしの接触および円筒壁と载荷用剛体との接触も考慮している。

ただし、計算時間の短縮のため、全長の1/3にまで圧縮した時点で解析を打ち切り、平均圧壊応力と荷重効率を求めた。

解析に用いた肉厚平均径で無次元化した肉厚と物性値を表3に示す。表3においては、流動真応力と塑性真ひずみの線形の硬化関係を仮定し、材料値はすべて σ_y で無次元化して示しているが、実際の計算ではすべての材料の降伏応力 σ_y を 206 MN/m^2 の一定値とし、弾性率 E 、加工硬化係数 H' を変化させている。

また、動的解法で定義が必要となる密度 ρ については、アルミニウム合金の E/ρ が炭素鋼のそれとほぼ等しいことから、いずれの解析条件においても E/ρ が $2.6 \times 10^7 \text{ m}^2/\text{s}^2$ の一定値となるように ρ を定めた。

弾性率 E と σ_y の関係は、炭素鋼程度から耐力に比較して弾性率の低い超々ジュラルミン程度のアルミニウム合金までの範囲を想定し、弾性率の影響を調べる目的で選んだものである。また、加工硬化率については剛完全塑性モデルに置き換える場合の等価降伏応力 σ_f を調べるために2条件を設定し、 $H'/\sigma_y=1$ は加工硬化が無視しうる場合、 $H'/\sigma_y=10$ はそれが顕著な場合と考えた。

5. 平均圧壊応力に与える弾性率と加工硬化の影響

5・1 従来の研究 平均圧壊応力は従来より剛完全塑性モデルにより理論式が与えられ、軸対称座屈形態に対しては、Alexander⁽³⁾、非軸対称座屈に対しては、Pugsley ら⁽⁴⁾⁽⁵⁾、Johnson ら⁽⁶⁾ の解がある。

Table 1 Material properties of 6061-T 4

Yield stress	:	$\sigma_y = 123 \text{ MN/m}^2$
Tensile strength	:	$\sigma_b = 262 \text{ MN/m}^2$
Elastic modulus	:	$E = 68600 \text{ MN/m}^2$
Strain hardening characteristics :		
$S/\sigma_y = (1 + 95.4 \epsilon_e)^{0.320}$		

Table 2 The experimental results of axial compression of circular tubes

t/r	R	σ_m / σ_b	η_L	η_G
0.0144	0.206	0.16	0.761	0.77
0.0241	0.123	0.21	0.719	0.78
0.0358	0.0827	0.26	0.611	0.82
0.0587	0.0504	0.38	0.665	0.73
0.105	0.0282	0.605	0.722	0.78
0.163	0.0182	0.89	0.79	0.71
0.187	0.0158	1.00	0.84	0.675
0.216	0.0137	1.08	0.88	0.58
0.258	0.0115	1.15	0.92	0.51

Fig.2 Geometry and boundary conditions

これらの式が実験値に比べ低めの値を与えるという問題に対して改良が加えられ、特に、部材長の100%が潰れうる、すなわち、 $\eta_0=1$ という従来の剛完全塑性モデルの仮定を修正することにより、実験値に近い値が得られるようになっており、例えば、軸対称座屈形態では、都井⁽⁷⁾による次の修正 Alexander 式がある。

$$\frac{\sigma_m}{\sigma_f} = 1.85 \cdot \left(\frac{t}{r} \right)^{1/2} \quad (4)$$

なお、ここで、 σ_f は剛完全塑性モデルにおける降伏応力であり、等価降伏応力と呼ぶことにする。

また、非軸対称座屈形態では、Abramowicz ら⁽⁸⁾による次の修正 Wierzbicki 式等がある。

$$\frac{\sigma_m}{\sigma_f} = 4.99 \cdot \left(\frac{t}{r} \right)^{2/3} \quad (5)$$

以上の剛完全塑性モデルに基づき種々の実験結果の整理^{(1)(3)(4)(6)~(8)}が行われている。その多くは等価降伏応力 σ_f として σ_b を選び、また、アルミニウム合金や炭素鋼という弾性率の差をも考慮する必要がないという考えに立脚したものが多く、前述の都井⁽⁷⁾のように σ_f として σ_y を選ぶ場合もある。

また、Magee ら⁽¹⁾は σ_f として σ_b を用いているが、アルミニウム合金と鋼とで異なる t/r と σ_m/σ_f の関係式を提唱している。

さらにまた、Mahmood ら⁽⁹⁾は以下のように弾性率が平均圧壊応力に直接影響するという考えを示している。

$$\frac{\sigma_m}{\sigma_f} = \gamma \cdot \sqrt{R'} \quad (6)$$

$$R' = \frac{E}{\sigma_f} \left(\frac{t}{r} \right) \quad (7)$$

ただし、 γ は t/r に依存する定数である。

式(7)の R' は以下に示すように、座屈応力と等価降伏応力の比に比例する。

円筒の軸圧縮による弾性座屈応力 σ_{eu} は以下で与えられる⁽¹⁰⁾。

$$\sigma_{eu} = E \cdot \frac{1}{\sqrt{3(1-\nu^2)}} \cdot \left(\frac{t}{r} \right) \quad (8)$$

ここで、径厚比 R を異なる材料間での比較が可能となるように、等価降伏応力と座屈応力の比 σ_f/σ_{eu} と定義すれば、 R は以下となる。

$$R = \sqrt{3(1-\nu^2)} \cdot \left(\frac{\sigma_f}{E} \right) \cdot \left(\frac{r}{t} \right) \quad (9)$$

式(7)と式(9)の比較から、 $R' = \{3(1-\nu^2)\}^{1/2}/R$ となることがわかる。

以上に示したように、物性値に関する考え方は必ずしも確定しているとはいえない。そこで、まず、平均圧壊応力に与える弾性率と加工硬化の影響を調べることにする。

5.2 弾性率の影響 まず、FEM 解析結果から加工硬化が無視しうる $H'/\sigma_y=1$ の場合について、 σ_f を σ_y として、 t/r と σ_m/σ_y の関係を図3に示す。

図3では、 t/r の小さい領域で E/σ_y の低下により σ_m が低下する影響が見受けられるが、 $t/r \geq 0.01$ では、 E/σ_y にほぼ無関係に t/r と σ_m/σ_y の関係が得られることがわかる。

次に、 $1/R = \sigma_{eu}/\sigma_y$ と σ_m/σ_y の関係を図4に示す。図4では $1 < 1/R < 100$ の範囲では、 E/σ_y の異なる場合の結果をまとめて表示できないが、 $1/R \leq 1$ では、 E/σ_y が異なる場合も $1/R$ のみで σ_m/σ_y が決定される傾向にあることがわかる。なお、 $1/R \leq 1$ は弾性座屈範囲にある形状を示すことから、この領域では弾性率が無次元平均圧壊応力の支配要因となることが納得できる。

5.3 加工硬化の影響 ここでは、加工硬化のある材料の等価降伏応力 σ_f の決定法を検討する。

Fig. 3 The relation between non-dimensional thickness and non-dimensional mean crushing stress by FEM analysis

Table 3 Material properties and thickness-radius ratio for FEM analysis

Non-dimensional thickness
(t/r): 0.000322 ~ 0.4
Non-dimensional strain hardening ratio
(H'/σ_y): 1, 10
Non-dimensional elastic modulus
(E/σ_y): 1000, 333, 111

まず、FEM 解析結果を $\sigma_f = \sigma_y$ として、 $E/\sigma_y = 1000$ の場合の、 $H'/\sigma_y = 1$ と 10 の場合を比較して図 5 に示す。図 5 より、 H'/σ_y の大小により厚肉側で σ_m/σ_y に差を生じることになり、加工硬化する材料の σ_f をいかに選ぶかが重要な問題であることがわかる。

ここで、発生ひずみの大きさから、 σ_f の決定を試みる。

図 6 に Alexander⁽³⁾ による剛完全塑性モデルの軸対称座屈形態での変形状態を示す。図 6 では 1 波長ずつ順次圧壊が進むことが想定されており、細線が変形前、破線が変形後の状態、ABC、AB'C が圧壊途中の状態、 ϕ が折れ角、 λ が半波長を示す。彼は外側のみに突出する変形状態(ABC)での荷重変位関係と内側のみに突出する場合(AB'C)のそのの平均値を真の荷

Fig. 4 The relation between $1/R = \sigma_{eu}/\sigma_y$ and non-dimensional mean crushing stress by FEM analysis

Fig. 5 The effect of strain hardening coefficient on the relation between non-dimensional thickness and non-dimensional mean crushing stress by FEM analysis

重変位関係としており、そこでは、座屈半波長 λ として以下の値を与えている。

$$\lambda = 0.953 \times \sqrt{2rt} \quad (10)$$

実験で得られる圧壊後の変形状態の外径は元のそれより大きく、また、内径は元のそれより小さい。そこで、ここでは、半波長は式(10)のまま、図 6 に実線で示した、内側と外側に均等に突出する DEF の変形状態が現実と仮定する。この場合、DEF 間の周方向公称膜(板厚平均)ひずみの絶対値の半波長 λ 間の平均値 ϵ'_{av} は以下となる。

$$\epsilon'_{av} = \frac{\lambda \times \sin \phi}{4 \times r}$$

1 波長の圧壊全工程での ϵ'_{av} の平均値を平均膜ひずみ ϵ_{av} とすれば、

$$\epsilon_{av} = \frac{\int_0^{\pi/2} \epsilon'_{av} d\phi}{\frac{\pi}{2}} = 0.214 \times \sqrt{\frac{t}{r}} \quad (11)$$

が得られる。

したがって、 ϵ_{av} を真ひずみに換算した値 e_{av} を用いて求めた流動応力を等価降伏応力、すなわち、次式とすることが考えられる。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_f &= \sigma_y \times \left(1 + \frac{H'}{\sigma_y} \times e_{av} \right) \\ e_{av} &= \ln \left(1 + 0.214 \sqrt{\frac{t}{r}} \right) \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

なお、非軸対称座屈形態の場合については、上記のような簡単な推定法が見当たらないようなので、ここでは式(12)がそのまま非軸対称座屈形態にも当てはまると仮定して、検討を行う。

式(12)を用いて FEM 解析結果を整理したものが図 7 である。図 7 でわかるように、FEM 解析結果を比較した範囲では、 $H'/\sigma_y = 1$ と 10 の場合がほぼ 1 本の直線で表示できる。したがって、等価降伏応力 σ_f は、式(12)の流動応力によって与えられることがわかる。

Fig. 6 Crushing behavior by rigid plastic model (Axi-symmetric mode)

また、上記方法による整理結果は都井による修正 Alexander 式に比べてわずかに大きいが良好に一致している。

5・4 実験による等価降伏応力 ここでは、アルミニウム合金の例としては著者らのものを用い、炭素鋼の例としては都井らの実験結果⁽¹¹⁾を用いて、本等価降伏応力の選定法の妥当性を調べる。

都井ら⁽¹¹⁾は、加工硬化特性を含めた物性値を表4に示す形で与えている。

著者らのアルミニウム合金と都井ら⁽¹¹⁾の炭素鋼の結果について、各 t/r に応じて式(11)の平均膜ひずみから求めた流動応力を σ_f とし、この値で実験による σ_m を無次元化して、 t/r との関係を示せば、図8となる。

図8より、実験結果においても炭素鋼とアルミニウム合金における t/r と σ_m/σ_f の関係が1本の直線で表示可能となり、FEM 解析の結果で示したように、ここで設定した等価降伏応力を用いれば、炭素鋼とアルミニウム合金のデータが統一して表示できることがわかる。さらにまた、上記により整理した実験結果は都

井による修正 Alexander 式に比べて、若干こう配は大きいが良好に一致している。

また、図7、8の比較となるが、FEM 解析の整理結果が実験の整理結果と良好に一致することもわかる。

なお、通常円筒の実験で用いられる t/r の範囲は0.025~0.25が多い。これに相当する平均膜ひずみは式(11)より、0.03~0.11程度である。そこで、このひずみ範囲の平均値である $\epsilon_p \approx e_p = 0.07$ のひずみにおける流動応力を S_f とする。この S_f を σ_b で無次元化して種々のアルミニウム合金(6061-T4, 6063-T5, 6N01-T4, -T5, -T6)および炭素鋼(IF鋼, アルミキルド鋼, SS400, 780 MN/m²鋼)で降伏比 $YR = \sigma_y/\sigma_b$ (σ_y は0.2%耐力を採用)との関係を調べると図9となる。図9でわかるように、炭素鋼もアルミニウム合金のいずれも YR の増大とともに S_f/σ_b が増大するが、その範囲は0.9~1.07と比較的狭く、かつ、1、すなわち、 S_f が引張強度と同程度であることがわかる。このことから、通常の実験範囲においては、等価降伏応力 σ_f として、 σ_b が採用されることが多いことの妥当性が理解される。

6. 幾何効率

式(1)で与えられる円筒の幾何効率 η_G 、いいかえれば、どの程度部材が圧縮可能かについての検討例は少なく、Abramowicz⁽⁸⁾の剛完全塑性モデルでの解析と、Magee ら⁽¹⁾による実験結果の整理式を見受ける程度である。前者では η_G として次式を与えている。

$$\eta_G = 0.86 - 0.402 \times (t/r)^{1/2} \quad \dots\dots\dots (13)$$

ここで、著者らの実験結果を Magee らによる実験結果の整理式⁽¹⁾と式(13)と併せて図10に示す。

Table 4 Material properties of carbon steel by Toi⁽¹¹⁾

Yield stress	$\sigma_b =$	489 MN/m ²
Tensile strength	$\sigma_y =$	301 MN/m ²
Elastic modulus	$E =$	206000 MN/m ²
Strain Hardening characteristic:		
$S/\sigma_y = 2.62(0.00733 + e_p)^{0.196}$

Fig. 7 The relation between non-dimensional thickness and mean crushing stress when the later was normalized by σ_f (FEM)

Fig. 8 The relation between non-dimensional thickness and mean crushing stress when the later was normalized by σ_f (exp.)

図10より、 $t/r \leq 0.1$ ではAbramowicz⁽⁸⁾の式が実験結果と良好に一致することがわかる。なお、 t/r が大きい場合に上式に比べて著者らの実験結果が小さくなるのは、著者らは、中間ピーク応力の最大値 σ_1 に到達した時点までを圧壊限界とし、より高荷重での変形可能性を無視しており、この影響が厚肉ほど顕著であることによる。このことは、Abramowicz⁽⁸⁾の式が一種の上限を与えるという解釈ができることを示す。

7. 荷重効率

円筒の荷重効率 η_L の定義は式(2)に与えられるがそれに関する検討例としては、Mageeら⁽¹⁾による実験結果の整理と、Mahmoodら⁽⁹⁾による半経験式が見受けられる程度である。ただし、前者では $t/r > 0.03$ 程度で η_L は t/r の増加関数とみなしているが、後者は $0.01 \leq t/r \leq 0.03$ を主たる対象範囲として η_L は t/r

に関して一定もしくは減少関数になると考えているようである。

まず、FEM解析結果の t/r と η_L の関係を図11に示す。図11では、 η_L は $t/r = 0.01$ 程度で極小値を持ち、それより厚肉側でも薄肉側でも η_L が増大することがわかる。

次にMageeら⁽¹⁾の実験式、著者らの実験結果、都井らの実験結果⁽¹¹⁾⁽¹²⁾およびMahmoodら⁽⁹⁾の半実験式を併せて図12に示す。図12において、著者らの6061-T4の実験結果は $t/r = 0.03$ 程度で極小値を持つ。 t/r の小さい側の実験である文献(12)の都井らの

Fig. 9 The relation between yield ratio σ_y/σ_b and non-dimensional 7%-proof stress S_7/σ_b

Fig. 10 The relation between non-dimensional thickness and geometric efficiency η_G

Fig. 11 The relation between non-dimensional thickness and load efficiency η_L (FEM)

Fig. 12 The relation between non-dimensional thickness and load efficiency η_L (exp.)

データは t/r の増大とともに η_L が減少し、 t/r の大きい側の文献(11)の都井らのデータでは、 t/r の増大とともに η_L が増大する傾向にある。これらの傾向は上述の FEM 解析結果と一致する。

以上の Magee ら⁽¹⁾の実験式、Mahmood ら⁽⁹⁾の半経験式および本報における FEM 解析結果と実験データの整理結果をまとめると、 $\eta_L = \sigma_m / \sigma_1$ は $t/r = 0.01 \sim 0.03$ で極小値を持つことになる。この η_L が t/r に関して極小値を持つという現象は定性的には以下によって説明できる。

すなわち、厚肉側では σ_1 は σ_y もしくは σ_f のほぼ一定値に近い値を示し、薄肉側では、 t/r を小さくすれば最終的には σ_1 は式(8)に与える座屈応力 σ_{eu} に近い値を示すと考えられ、その場合には t/r にほぼ比例することになる。一方、 σ_m は式(4)、(5)にあるように、 $(t/r)^{1/2}$ あるいは $(t/r)^{2/3}$ に比例する。したがって、 $\eta_L = \sigma_m / \sigma_1$ は、厚肉側では η_L は t/r の増加関数となり、薄肉側では t/r の減少関数となる。

8. 結 言

円筒の圧壊について、FEM 解析、アルミニウム合金 6061-T4 の圧壊試験および公表データの検討を行い、次の結論を得た。

(1) アルミニウム合金から炭素鋼程度の範囲で、かつ、 $t/r \geq 0.01$ の範囲では、弾性率の平均圧壊応力に与える影響は小さい。

ただし、弾性座屈となる領域では、径厚比、すなわち、 σ_y / σ_{eu} が平均圧壊応力を決定する物性値となる。

(2) ここで用いた FEM 解析の範囲($0.0025 \leq t/r \leq 0.2$)および実験データの範囲($0.014 \leq t/r \leq 0.2$)において、従来の剛完全塑性モデルにより、加工硬化材料

の平均圧壊応力を推定するために用いる等価降伏応力は、式(11)で示す平均膜ひずみにおける流動応力によって求めることができる。

(3) 上記等価降伏応力を用いれば、実験による平均圧壊応力と FEM 解析によるそれが都井による修正 Alexander 式と良好に一致する。さらにまた、アルミニウム合金と炭素鋼が統一して表示可能となる。

(4) 幾何効率については Abramowicz の式が実験結果に一致する。

(5) 荷重効率は $t/r = 0.01 \sim 0.03$ 程度で極小値を持ち、それより t/r が大きくなっても、小さくなくても増大する。

文 献

- (1) Magee, C. L. and Thornton, P. H., *SAE Paper*, No. 780434(1978).
- (2) 例えば、山屋雅敏・谷正紀、三菱重工技報、8-1(1971), 124-130.
- (3) Alexander, J. M., *Q. J. Mech. Appl. Math.*, **13**, Pt. 1(1960), 10-15.
- (4) Pugsley, A. and Macaulay, M., *Q. J. Mech. Appl. Math.*, **13**, Pt. 1(1960), 1-9.
- (5) Pugsley, A. G., *Q. J. Mech. Appl. Math.*, **32**, Pt. 1(1979), 1-7.
- (6) Johnson, W., Soden, P. D. and Al-Hassani, S. T. S., *J. Strain Analysis*, **12**-4(1977), 317-330.
- (7) 都井裕, 日本造船学会論文集, 157(1985), 416-424.
- (8) Abramowicz, W. and Jones, N., *Int. J. Impact. Eng.*, **2**-3(1984), 263-281.
- (9) Mahmood, H. F. and Paluszny, A., *SAE Paper*, No. 840727(1984).
- (10) 例えば、長柱研究委員会編、弾性安定要覧、(1960)、コロナ社。
- (11) 都井裕・井根達比占, 日本造船学会論文集, No. 164(1988), 406-419.
- (12) 都井裕・弓削康平・小畑和彦, 日本造船学会論文集, No. 160(1986), 296-305.