

一様外圧を受ける耐圧補強円筒殻の全体圧壊強度 に関する検討 (第2報)

正員 森 鼻 英 征* 正員 山 内 裕*
正員 井 上 和 也* 中 村 和 博**
竹 中 誠** 馬 場 金 司***

Research on General Instability of Cylindrical Shells Reinforced by Ring Stiffeners
under Uniform Pressure (2nd Report)

by Hideyuki Morihana, *Member* Yutaka Yamauchi, *Member*
Kazuya Inoue, *Member* Kazuhiro Nakamura,
Makoto Takenaka, Kin-ji Baba

Summary

General instability is one of the most important subjects of cylindrical shells reinforced by ring stiffeners under uniform pressure. Recently, based on the application of nonlinear analysis using the finite element method, and more reliable collapse tests using models manufactured with high fabrication technique and of uniform material characteristics, the study to review the design procedure, which were based on the experimental works of collapse tests using a number of scale models, has been carried out.

Since pressure hulls of deep diving submersibles are usually welded structures, the welding distortion is inevitable, which might have a large influence on collapse strength. The authors have presented the elasto-plastic analysis using three dimensional finite element in the first report to estimate collapse pressure reduction of general instability by initial imperfection.

To investigate the influence of initial imperfection of complex mode and that on the overall structure, however, more effective method is required instead of the three dimensional analysis.

In the present paper, the authors propose the elasto-plastic analysis using the quasiasymmetric finite element, which represents the deformation of stiffened shells by Fourier series. The analytical results compared with those obtained from the current full three-dimensional analysis show a good agreement. Furthermore, the authors investigate the influence of initial imperfection on the collapse strength of scale models, which are machined or welded, by comparing the results of the theoretical analysis and those of experimental test.

1. 緒 言

外圧を受ける耐圧補強円筒殻の全体圧壊強度については徳川の研究¹⁾が世界的によく知られており徳川の解析式を基本として模型圧壊試験によって初期不整の影響、弾塑性挙動の影響に対する修正を加えた推定手法が各種提案されている。一方、これまでの実験研究的な手法に対し最近の有限要素法を用いた非線形解析手法の適用並びに均一な材

料性能及び高度な加工精度の確保による信頼性の高い圧壊試験技術をベースとし、より合理的な設計手法を確立するために山本らの研究²⁾に代表されるような新しい視点に立った各種の研究が実施されている^{3),4)}。著者らも有限要素法を用いた非線形解析コードを開発し初期不整の極めて少ない真円形状の模型による圧壊試験との比較により解析コードの妥当性の検証、円筒端部拘束状態の圧壊強度への影響について検討し第1報⁵⁾として報告した。

一般の耐圧補強円筒殻は通常溶接構造であり溶接による初期不整は避けがたい。このような初期不整は圧壊強度をかなり低下させるので設計にあたっては初期不整を考慮して構造寸法を決定する必要がある。著者らは第1報で3次

* 三菱重工業(株) 神戸造船所
** 三菱重工業(株) 高砂研究所
*** 三菱重工業(株) システム技術部

元殻要素を用いた簡易モデルによって初期不整の影響を推定する方法を提案したが、全体構造の解析及び複雑な初期不整モードに対する検討を行うにはさらに効率の良い解析コードが必要となる。著者らはこのような観点から変形を円周方向に任意のフーリエ級数で表わすことにより円周方向の要素分割を不要とした準軸対称殻要素を用いた弾塑性大変形解析コードを開発し妥当性を検証したのち模型試験との比較を行ったので以下に報告する。

2. 解析手法

2.1 初期不整を有する構造物の変形

軸対称殻のひずみは次のように定義される。

$$\varepsilon = \varepsilon_L + \frac{1}{2} \varepsilon_{NL} \quad (1)$$

ここで、 ε_L は線形ひずみ、 ε_{NL} は非線形ひずみを表わす。ひずみを次のように作用素により表示する。 U を変位とすると

$$\varepsilon_L = L_L(U)$$

$$\varepsilon_{NL} = L_{NL}(U)$$

ここで、 $L_{NL}(\cdot)$ は対称な双1次形式 $L_{LL}(\cdot, \cdot)$ により表わすことができる。

$$L_{NL}(U) = L_{LL}(U, U)$$

$$L_{LL}(U, V) = L_{LL}(V, U)$$

$$L_{LL}(a_1 U_1 + a_2 U_2, V) = a_1 L_{LL}(U_1, V) + a_2 L_{LL}(U_2, V) \quad (2)$$

したがって、

$$\varepsilon = L_L(U) + \frac{1}{2} L_{LL}(U, U)$$

となる。

変形の定義を Fig. 1 に示すように記述する座標系を Ω_P 上に選ぶことにより平衡状態を表わす。

初期不整 Δ を有する軸対称殻の変形 U によるひずみを考えるとひずみは次式となる。

$$\varepsilon = L_L(U) + L_{LL}(U, \Delta) + \frac{1}{2} L_{LL}(U, U) \quad (3)$$

ここで変位を(4)式のようにフーリエ級数によって表わ

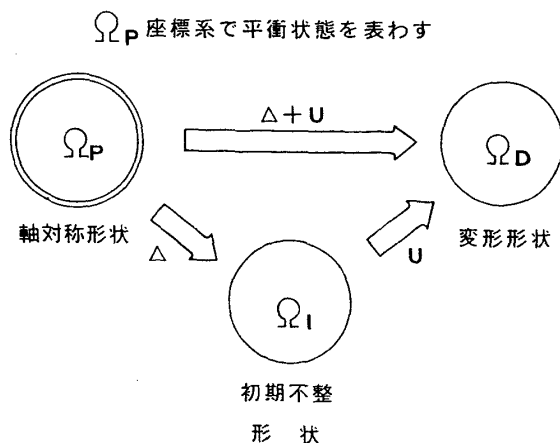


Fig. 1 Definition of Displacement

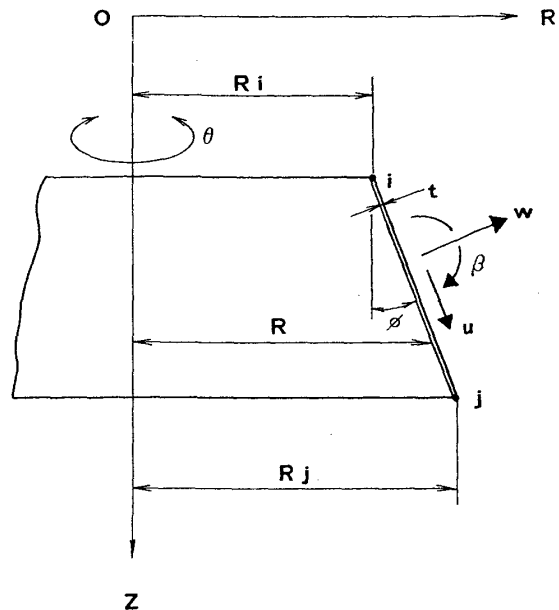


Fig. 2 Coordinate of Quasi-Axisymmetric Element

す。

$$\left. \begin{aligned} u &= \sum_n u_n \cos n\theta, \quad v = \sum_n v_n \sin n\theta \\ w &= \sum_n w_n \cos n\theta, \quad \beta = \sum_n \beta_n \cos n\theta \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

要素の座標系を Fig. 2 に示す。

次に初期変位 U_0 、初期応力 σ_0 における変形を考えるとひずみ増分は次のようになる。

$$\Delta \varepsilon = \varepsilon_1 + \frac{1}{2} \varepsilon_2 \quad (5)$$

$$\varepsilon_1 = L_L(U) + L_{LL}(U_0, U) + L_{LL}(\Delta, U)$$

$$\varepsilon_2 = L_{LL}(U, U)$$

したがって、ポテンシャルエネルギー増分 $\Delta \Pi$ は次式で表わせる。

$$\begin{aligned} \Delta \Pi &= \left[\sigma_0 + \frac{1}{2} D \Delta \varepsilon, \Delta \varepsilon \right] - (f + f_0, U) \\ &= \langle \sigma_0, \varepsilon_1 \rangle + \frac{1}{2} \langle \sigma_0, \varepsilon_2 \rangle \\ &\quad + \frac{1}{2} \langle D \varepsilon_1, \varepsilon_1 \rangle + \frac{1}{2} \langle D \varepsilon_1, \varepsilon_2 \rangle \\ &\quad + \frac{1}{8} \langle D \varepsilon_2, \varepsilon_2 \rangle - (f + f_0, U) \end{aligned} \quad (6)$$

ここで、

$$\langle a, b \rangle = \iiint abr \, d\theta ds dt$$

$$(a, b) = \iint abr \, d\theta ds$$

$D = D(\sigma)$: ひずみ-応力行列

したがって(6)式を変分することにより初期不整を考慮した平衡方程式を得ることができる。

2.2 非線形解法

弾塑性大変形解析は非線形であるため、効率的な解法が

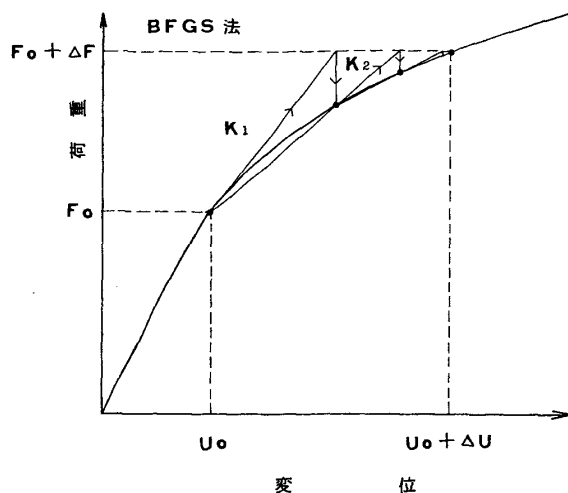


Fig. 3 Outline of BFGS Method

必要となる。一般的にはニュートン・ラフソン法や修正ニュートン法も適用されているが、ここでは擬ニュートン法の1種であるBFGS (Broyden, Fletcher, Goldfarb, Shanno) 法を適用した。これは割線法であり、Fig. 3のような反復過程となる。

反復 n の剛性を $[K_n]$ とすると、 $[K_n]^{-1}$ を $[K_{n-1}]^{-1}$ と変位増分 δ_n 及び残差 γ_n から次式により評価する。

$$[K_n]^{-1} = ([I] - \{W_n\}\{V_n\}^T)[K_{n-1}]^{-1} / ([I] + \{V_n\}\{W_n\}^T) \quad (7)$$

ここで、

$$\{V_n\} = -C_n[K_{n-1}]\{\delta_n\} - \{\gamma_n\}$$

$$C_n^2 = \{\delta_n\}^T \{\gamma_n\} / \{\delta_n\}^T [K_{n-1}] \{\delta_n\}$$

$$\{W_n\} = \{\delta_n\} / \{\delta_n\}^T \{\gamma_n\}$$

$$\{\delta_n\} = \{\Delta U_n\} - \{\Delta U_{n-1}\}$$

$$\{\gamma_n\} = \{f(U_0 + \Delta U_n)\} - \{f(U_0 + \Delta U_{n-1})\}$$

この手法では計算時間を必要とする剛性の $L \cdot U$ 分解は初期の反復時だけである。また、割線法であるため修正ニュートン法に比べて収束オーダが大きくなり反復回数も少ない。

3. 解析コードの検証

初期不整を有する耐圧補強円筒殻の全体圧壊強度について3次元殻要素 (第1報) と準軸対称殻要素による弾塑性大変形解析結果の比較を全長が無限でフレーム間距離が等間隔の補強円筒殻について行った。解析対象は著者らの第1報の模型 W-1 に準じたモデル (外直径 1,000 mm, 円筒部板厚 5 mm, フレーム心距 100 mm) とし材料性能については W-1 と同様 (0.2% 耐力 57.3 kgf/mm², ヤング率 22,000 kgf/mm²) とした。初期不整は円周方向に3波、軸方向に一樣のモードを仮定し3次元殻要素による解析では対称性を考慮して円周方向に60度の範囲をモデル化した。解析結果を Fig. 4 に示すが準軸対称殻要素と3次元殻要素による解析結果は良好な一致を示すことがわかる。さら

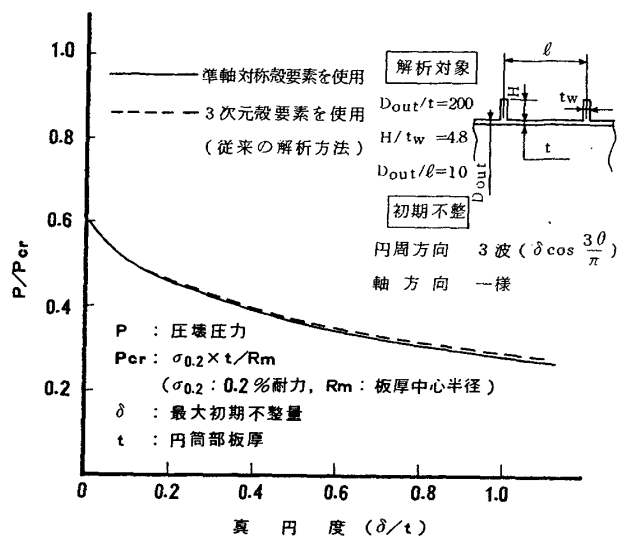


Fig. 4 Comparison of Collapse Pressure Reduction by Initial Imperfection based on the Authors' Analysis and Current 3-Dimensional Analysis

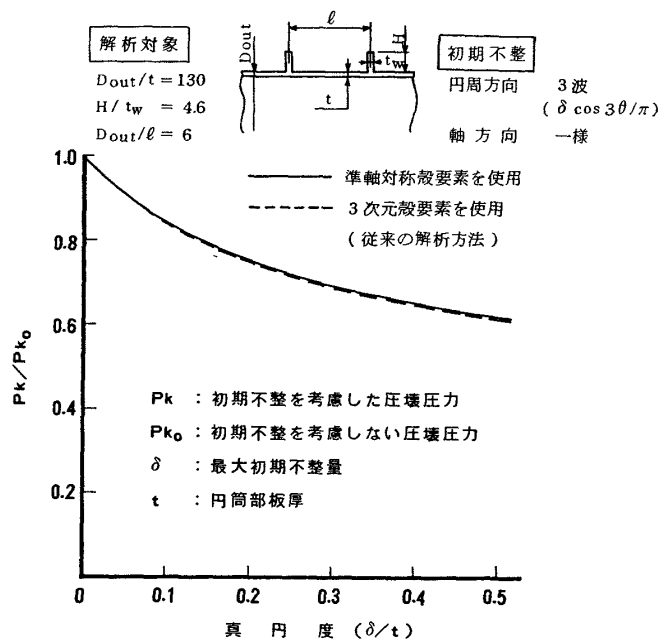


Fig. 5 Comparison of Collapse Pressure Reduction by Initial Imperfection based on the Authors' Analysis and Current 3-Dimensional Analysis

に円筒殻の形状が異なる場合について山本らの研究²⁾の模型 (外直径 980 mm, 円筒部板厚 7.5 mm, フレーム心距 163 mm, フレーム高さ 38 mm × 厚さ 8.2 mm) についても初期不整による圧壊強度の低下現象について解析したが山本らの3次元殻要素による初期不整の影響解析結果と準軸対称殻による解析結果は Fig. 5 に示すように極めて良好な一致を示した。同様の模型について代表的な圧力と変位の関係を Fig. 6 に示す。圧壊直前の圧力と変位の関係に若干の相違が認められるものの3次元殻要素と準軸対称殻要素による解析結果は良好な一致を示している。

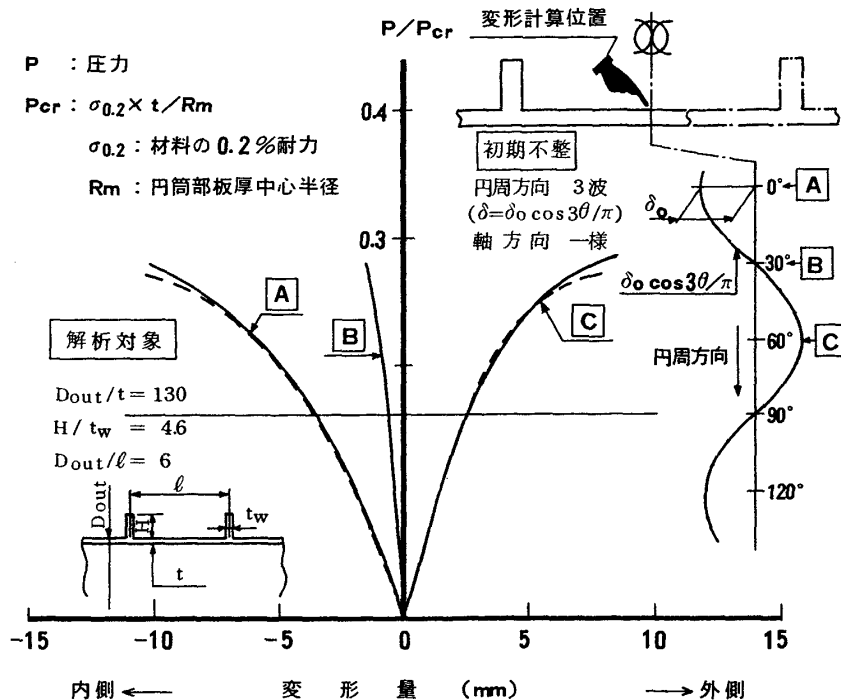


Fig. 6 Comparison of Pressure-Deformation Relationship based on Authors' Analysis and Current 3-Dimensional Analysis.

準軸対称殻要素を使用することにより初期不整による圧壊強度の低下状況と円筒の全長との関係を比較的容易に求めることができる。解析対象として外直径 980 mm, 円筒部板厚 7.5 mm, フレーム心距 163 mm, フレーム高さ 32 mm, 厚さ 8.2 mm で全長が 1,470 mm (外直径 \times 1.5) 及び 980 mm (外直径 \times 1.0) の 2 種類のモデルに対して初期不整による低下状況を調査した。なお初期不整は円周方向についてはそれぞれのモデルの圧壊モード (全長/外直径 = 1.5 の場合は 3 波, 1.0 の場合は 4 波) と同様のモードとし軸方向には一様とした。なお解析対象は対称性を考慮して全長の 1/2 とした。今回のモデルの場合 Fig. 7 に示すように直径/全長 = 1.0 と 1.5 で初期不整による圧壊強度の低下状況に相違が認められることがわかった。

以上のように今回開発した準軸対称殻要素による弾塑性大変形解析が従来の 3 次元殻要素による解析と同様の精度を有することが検証された。一方計算時間については前述の全長 \times 1/2 モデルの場合, 荷重 1 ステップの計算に必要な CPU 時間は 3 次元殻要素を用いると準軸対称殻要素に対して約 7 倍必要であることがわかった。両者の計算時間の比較を Table. 1 に示す。

4. 模型試験

4.1 模型の概要

解析手法の妥当性を確認するため初期不整及び残留応力のない機械加工模型 (M-3) を 1 体, 溶接によるひずみの影響を調査するため溶接模型 (W-3) を 1 体製作した。機

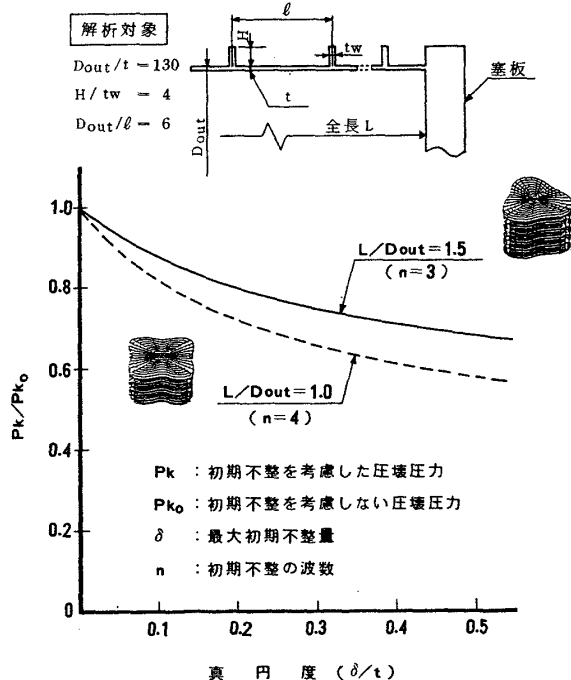


Fig. 7 Relationship of Collapse Pressure Reduction and Overall Length of Cylindrical Shell

械加工模型は外直径 500 mm, 円筒部板厚 2.5 mm, 溶接模型は外直径 1000 mm, 円筒部板厚 5.0 mm, 全長/外直径比を約 2 としフレーム心距及びフレーム厚さについても第 1 報の模型と同様にした。フレーム高さについては模型を真円と仮定した場合に全体圧壊圧力が胴板板圧壊圧力よりわ

Table.1 Comparison of Calculation Efficiency of Author's Analysis and Current 3-Dimensional Analysis

使用要素	要素数	節点数	(※1) 計算時間 比	(※2) 解析対象
3次元殻要素	1200	1300	7.5	
準軸対称殻要素	140	150	1	

※1 計算時間 : 荷重ステップ1ステップに要する計算時間

※2 解析対象 : 塞ぎ板を含む全体モデル (解析は全長の1/2)

ずかに低くなるよう設定した。また模型の材料は第1報の模型と同様 60 kgf/mm² 級高張力鋼 (HT 60) とした。模型の概要を Table. 2 に概略構造を Fig. 8 に示す。

4.2 形状及び材料性能

圧壊試験に先立ち模型の板厚及び真円度計測を実施した。板厚計測は超音波厚み計を使用して行ったが機械加工模型の円筒部板厚は計画寸法の 2.5 mm に対して誤差が -0.05 ~ +0.08 mm, 溶接模型は計画寸法の 5.0 mm に対して -0.1 ~ +0.1 mm の範囲であった。真円度については機械加工模型が Holt の真円度で円筒部板厚の 5 % 以下, 溶接模型では最大 60 % 程度であった。真円度計測結果を Table. 3 に示す。

使用材料の機械的性質は圧縮時の 0.2 % 耐力が 56 ~ 57 kgf/cm² であり機械加工模型と溶接模型で顕著な相違は認められなかった。それぞれの応力-ひずみ関係を Fig. 9 及び Fig. 10 に示す。

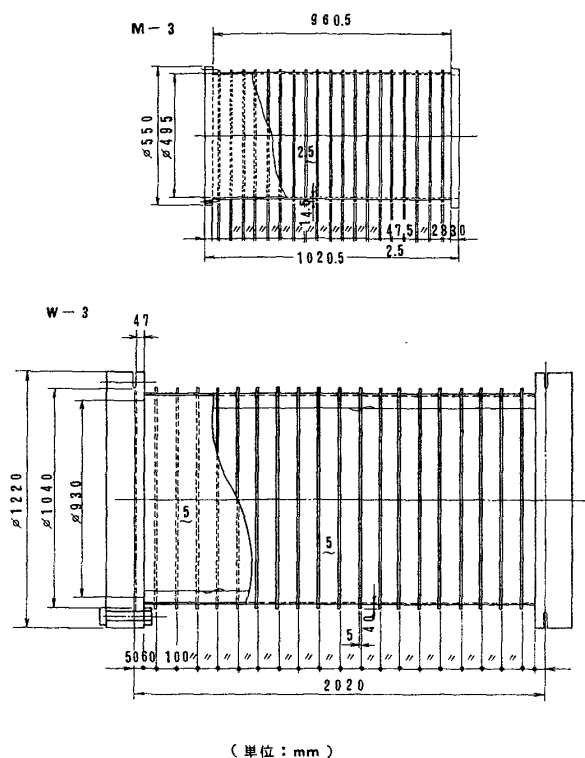


Fig. 8 Models for Collapse Test

4.3 圧壊試験

圧壊試験は模型の両端に塞ぎ板を取付けて試験タンク内に設置した後, 模型の外部から徐々に加圧を行った。圧壊に到る途中段階で圧力を一定に保持しひずみゲージによって模型のひずみを計測した。圧壊はいずれの模型も音響を伴い瞬時に生じ円周方向の波数 4 の全体圧壊を生じた。圧

Table.2 Experimental Models for Collapse Test

模 型 番 号			M - 3	W - 3	W - 1 ^{*3}
製 造 方 式			機 械 加 工	溶 接 組 立	溶 接 組 立
使用材料	円 筒 部	種 別	60kg f/mm ² 級 調質高張力鋼	60kg f/mm ² 級 調質高張力鋼	60kg f/mm ² 級 調質高張力鋼
	補強フレーム	種 別	60kg f/mm ² 級 調質高張力鋼	60kg f/mm ² 級 調質高張力鋼	60kg f/mm ² 級 調質高張力鋼
形状寸法	外 径	Do (mm)	500.0	1000.0	1000.0
	板 厚	t (mm)	2.5	5.0	5.0
	全 長	L (mm)	960.5	1920.0	1920.0
	平 均 径	Dm (mm)	497.5	995.0	995.0
	フレームスペース	ℓ (mm)	50.0	100.0	100.0
	フレーム型式		F. B. (外) ^{*1}	F. B. (外) ^{*1}	F. B. (外) ^{*1}
	フレーム寸法 ^{*2}	(mm)	14.5 × 2.5	40 × 5	24 × 5

*1 : 外面付を示す。

*3 : 第1報で報告したもの。

*2 : 高さ×板厚を示す。

Table. 3 Result of Circularity Measurement

(単位: %)				
模 型	e_s	e_w	e_f	e_h
M - 3	5.6	9.6	1.2	2.9
W - 3	6.3	10.4	1.5	5.9

(円筒部板厚との比率で示す)

- e_s : 中心位置の補正を行った実測値 (修正実測値) の平均値 (R_m) と
各々の修正実測値の偏差の最大値
- e_w : 予想圧壊波数を n としたとき, $R_m \pi / n$ で表示される円弧内での
修正実測値の最大値と最小値の差の最大値の $1/2$ (Windenberg &
Trilling の真円度)
- e_f : 修正実測値を調和分析した場合の予想圧壊波数 n 次のフーリエ係数
の二乗の和の平方根
- e_h : 予想圧壊波数を n としたとき, $R_m \pi / n$ の長さの部分円弧の範囲
内の最大の凹入量 (Holt の真円度)

壊状況を Table. 4 に, 圧壊後の形状及び外観を Fig. 11 に示す。

圧壊に到るまで機械加工模型ではフレーム間中央の内面と外面のひずみがほぼ直線的に増加し圧壊直前に急激なひずみの流れが認められたのに対し溶接模型では初期の圧力から非線型挙動が発生している。圧力とひずみの関係を Fig. 12 及び Fig. 13 に示すが第 1 報の機械加工模型及び溶接模型と同様の傾向を示した。周方向のひずみ分布をみると機械加工模型では圧壊圧力である 80 kgf/cm^2 で 4 波のひずみ波形が認められたのに対し, 溶接模型では圧壊圧力 63.5 kgf/cm^2 に対して圧力 50 kgf/cm^2 附近から周方向に 3~4 波のひずみ波形が認められた。Fig. 14 及び Fig. 15 にひずみ分布を示す。

5. 圧壊試験解析結果

準軸対称要素による解析方法の妥当性を検証するため初期不整が極めて小さい機械加工模型 M-3 に対して圧壊強度の解析を行った。材料の応力-ひずみ関係は Fig. 9 の試験結果をもとに Ramberg-Osgood-Hill の応力-ひずみ関係式を整理して計算に使用した。計算に使用した応力-ひずみ関係式を (8) 式に示す。

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + 0.002 \left(\frac{\sigma}{\sigma_{0.2}} \right)^m \quad (8)$$

 ε : ひずみ, σ : 応力 E : ヤング率 ($=22,500 \text{ kgf/mm}^2$) $\sigma_{0.2}$: 0.2% 耐力 (56.4 kgf/mm^2) m : 材料定数 ($=47.13$)

圧壊強度解析結果を Fig. 16 に示す。機械加工模型 M-3 について解析結果と試験結果は極めて良好な一致を示した。なお, 模型端部は試験時の状態を再現するため塞ぎ板

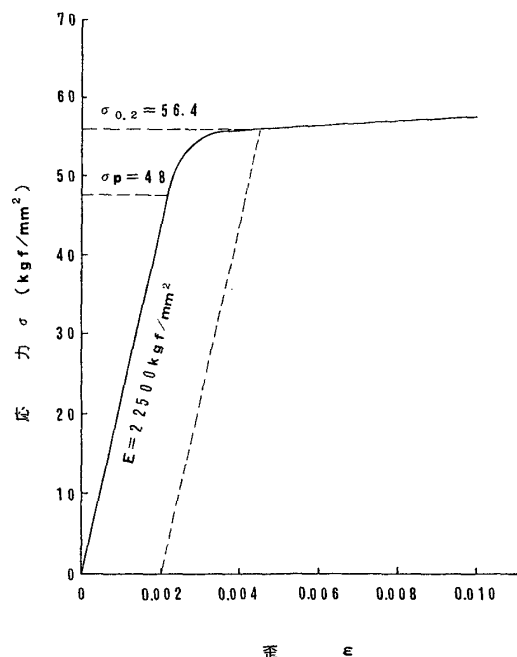


Fig. 9 Stress and Strain Relationship (Machined Model M-3)

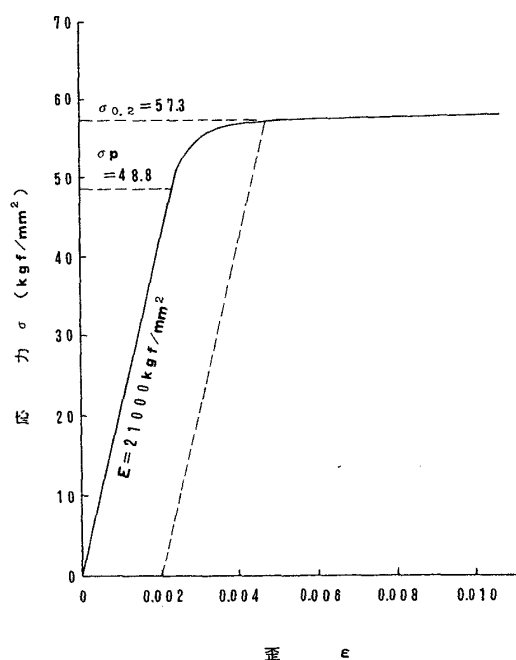


Fig. 10 Stress and Strain Relationship (Welded Model W-3)

を含めてモデル化した。

次に初期不整の影響を解析するため溶接模型 W-3 及び第 1 報で試験結果を含めて詳細を報告した W-1 (フレーム高さ 24 mm, 他の寸法は W-3 と同様) について解析を行った。初期不整の影響を調査するうえで真円度の評価が重要となる。従来から真円度については Windenberg, Holt をはじめとし各種提案されているが著者らは Holt の真円度



Fig. 11 Collapsed Models

Table. 4 Collapse Test Result

項目		模型番号	M-3	W-3
模型 寸法	外直径 (mm)		500	1000
	胴板板厚 (mm)		2.5	5
	全長 (mm)		960.5	1920
	フレームスペース (mm)		50	100
	フレーム寸法 (mm)		14.5×2.5	40×5
製造方法			機械加工	溶接組立
圧壊圧力 (kgf/cm ²)			80.0	63.5
周方向の波数			4	4
圧壊状況			周方向位置40°においてほぼ全長にわたる凹入が認められた。	周方向位置190°付近に全長のほぼ3/4にわたる凹入が認められた。
圧壊様式			全体圧壊	全体圧壊

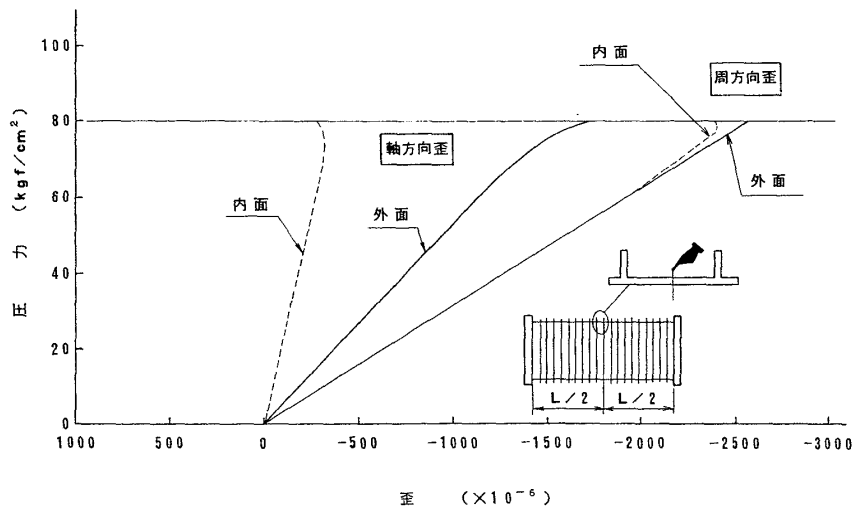


Fig. 12 Relation between Pressure and Strain (Machined Model M-3)

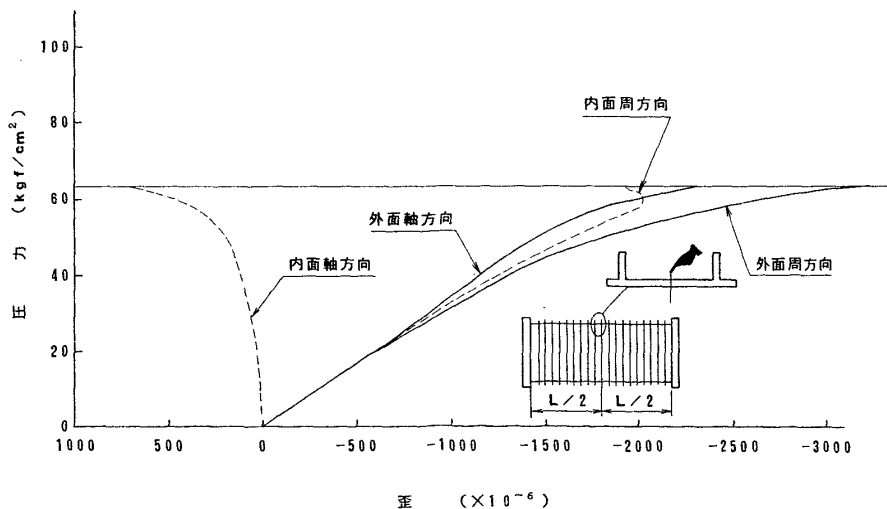


Fig. 13 Relation between Pressure and Strain (Welded Model W-3)

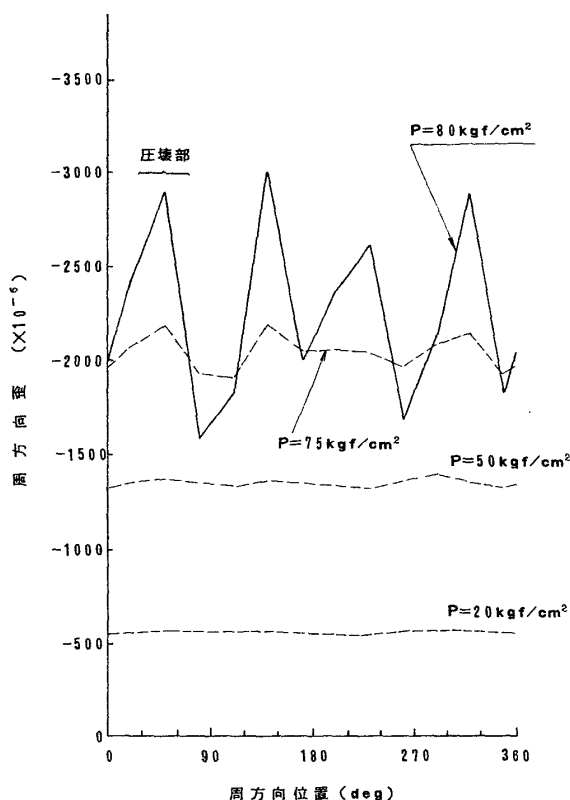


Fig. 14 Circumferential Strain Distribution (Machined Model M-3)

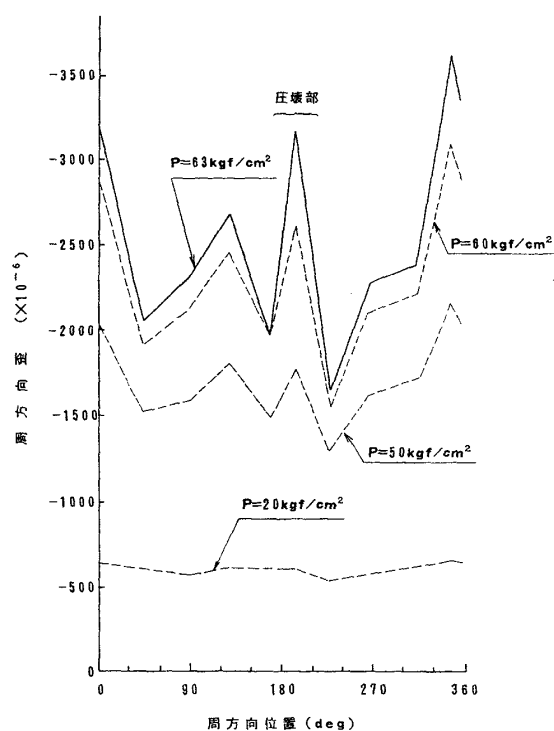


Fig. 15 Circumferential Strain Distribution (Welded Model W-3)

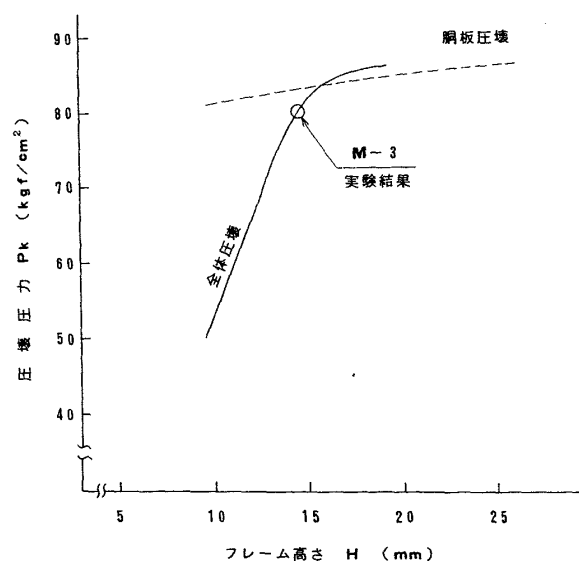


Fig. 16 Comparison of Analysis and Collapse Test (Machined Model M-3)

及び調和分析を応用した真円度について検討した。Table. 5に模型 W-1 及び W-3 の真円度解析結果を示す。調和分析を応用した真円度については全体圧壊モードと関連がある 2 次, 3 次, 4 次のフーリエ係数の二乗の和の平方根と円筒部板厚の比率で示した。いずれの模型の場合も圧壊波数に対応した範囲内の最大凹入量を評価する Holt の真円度の方が調和分析よりも大きくなっている。調和分析に

Table. 5 Circularity Measurement of Welded Models

模 型	(単位: %)				
	調 和 分 析			Holt	
	e_F			e_H	
	2次	3次	4次	n=3	n=4
W-1 (第1報)	1.4	2.2	1.1	6.8	5.9
W-3	3.4	1.6	1.5	6.1	5.9

(円筒部板厚と初期不正量の比率を示す)

については模型 W-1 の場合は圧壊モードである 3 次の係数が最大となっているのに対し W-3 の場合は 2 次の係数が最も大きい。

準軸対称殻要素を用いた弾塑性大変形解析法を用いて初期不整の影響を調査するために解析モデルは対称性を考慮して模型の全長の 1/2 とし端部の塞ぎ板はそのままモデル化した。また、初期不整については解析に際し次の要領で取扱った。

(1) Holt の真円度から求められる圧壊波数 3 波または 4 波に対応する初期不整については円周方向に 3 波または 4 波の規則的な初期不整が存在するものと仮定した。

(2) 調和分析による真円度から求められる各次数の初期不整はそれぞれの次数に対応する波数の初期不整が単独

または同時に存在すると仮定した。

なお、いずれの場合も軸方向に初期不整は一様に分布すると仮定した。

解析結果を模型 W-1 について Fig. 17 に、W-3 について Fig. 18 に、解析結果の比較を Table. 6 に示す。以上の解析結果から次のことがいえる。

(1) 模型 W-1 については、調和分析から得られた最大初期不整の次数と圧壊波数が一致しており調和分析による真円度を用いることにより圧壊圧力は実験値と解析値が良好な一致を示した。

(2) 模型 W-3 については、調和分析から得られた最大初期不整の次数が 2 であるのに対し圧壊波数は 4 波と異

なる結果となった。調和分析による 4 次の初期不整を単独に考慮しても圧壊強度解析値は実験値よりかなり高く両者は一致しなかった。

(3) 模型 W-3 について 2 次の初期不整を前項の 4 次の初期不整に加えることにより圧壊強度解析値が低下し実験値にほぼ近い (誤差約 5%) 結果が得られた。

(4) Holt の初期不整で評価すると、圧壊強度解析値は実験値より低くなった。

以上から初期不整の全体圧壊強度への影響を調査するために調和分析を用いる場合、単に圧壊波数に相当する次数の係数のみに注目すると実際よりも高い推定結果が得られる可能性があり特に 2 波の初期不整のように円周方向のかなり広い範囲にわたる初期不整については注意が必要となる。一方、Holt の方法で初期不整を評価すれば圧壊波数の範囲内での最大凹入を評価することになるので実際の圧壊圧力と同等または実際よりも低い圧壊圧力推定値が得られると考えられる。

6. 結 言

一様外圧を受ける耐圧補強円筒殻の全体圧壊強度に対する初期不整の影響を調査するために変形を円周方向にフーリエ級数展開して取扱うことのできる準軸対称殻要素を使用した弾塑性大変形解析コードを開発し従来の解析結果との比較及び模型による圧壊試験結果に対する解析を行った。得られた結果及び考察を以下に示す。

(1) 準軸対称殻要素による解析結果は従来の解析結果と極めて良好な一致を示し、また模型試験結果に対する解析では圧壊波数と異なる初期不整モードの影響についても取扱うことが可能であり耐圧補強円筒殻の全体圧壊強度調査に対して本解析手法が有効であることがわかった。

(2) 本解析手法を用いることにより円周方向の要素分割を省略できるので従来の 3 次元殻要素を用いた解析よりもかなり計算効率の高い解析が可能となった。

(3) 全体圧壊強度に及ぼす初期不整の影響について本

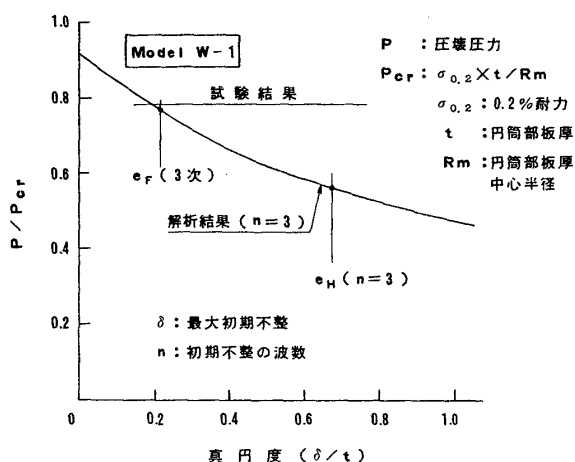


Fig. 17 Collapse Pressure Analysis by Authors' Method (Model W-1)

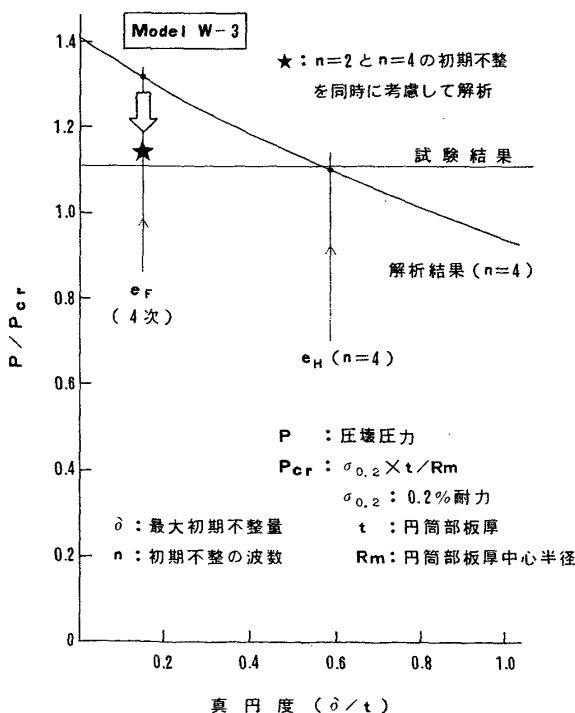


Fig. 18 Collapse Pressure Analysis by Authors' Method (Model W-3)

Table. 6 Collapse Pressure Analysis for Welded Models by Authors' Method

模 型	解析で考慮した初期不整		圧壊圧力 (P/P _{cr})		
	δ ₀ /t	波数 (n)	解析結果	実験結果	
W - 1	0.6 8	3	0.5 7	0.7 8	
	0.2 2	3	0.7 7		
W - 3	0.5 9	4	1.1 0	1.1 1	
	0.1 5	4	1.3 1		
	0.34(n=2)	2 及び 4	1.1 4		
	0.15(n=4)				

$$P_{cr} = \sigma_{0.2} \times t / R_m$$

(σ_{0.2}: 0.2%耐力, t: 円筒部板厚, R_m: 円筒部板厚中心半径)

手法による解析から次の知見が得られた。

(a) 初期不整を調和分析して評価する場合、圧壊波数に対応する次数のみに注目すると圧壊強度を実際よりも高く評価する可能性がある。著者らの検討では調和分析による各次数の初期不整のうち圧壊波数に対応するものが顕著である場合は圧壊強度の推定値と実験値は良好な一致を示したが、模型 W-3 のように $n=2$ の初期不整が圧壊波数に対応する 3 次または 4 次の初期不整量の約 2 倍の場合は 2 次の初期不整まで解析で考慮することにより推定値は実験値に近い値となった。

(b) 圧壊波数に対応する範囲内での初期の凹入量を評価する Holt の真円度を用いた場合は圧壊強度は実験値より低くなった。実際の初期不整は必ずしも規則的ではないが解析では円周方向に規則的な波形を仮定していることがこの原因と考えられる。

(4) 準軸対称殻要素は補強円筒殻の変形をフーリエ級数展開して取扱うことから初期不整を調和分析して評価したところ必ずしも圧壊波数に対応する次数の初期不整のみでは評価できないことがわかった。一方、調和分析と異なる Holt の方法では解析上の取扱から圧壊強度を過少評価する可能性がある。初期不整の影響については現在は圧壊試験例が少なく今後さらに検討していく必要があるが、設計及び工作に対する初期不整の概括的な指針については工

作手順と初期不整の関係を含めて今後検討していく必要がある。

本研究の実施に際し、有益な御指導及び御助言をいただいた山本善之東京大学名誉教授、本間康之東京農工大学名誉教授、大坪英臣東京大学教授、並びに防衛庁技術研究本部高木栄二郎主任研究官に謝意を表する。特に初期不整の影響調査については山本善之名誉教授の御示唆によるところが大きく深く御礼申し上げる次第である。

参 考 文 献

- 1) Tokugawa, T.: Model experiments on the elastic stability of closed and cross-stiffened circular cylinders under uniform external pressure, 昭和 4 年 11 月, 造船協会雑纂第 92 号
- 2) Yamamoto, Y. et al.: General Instability of Ringstiffened Cylindrical Shells under External Pressure, Marine Structures Vol. 2, No. 2, 1989
- 3) 本間康之他: 外圧を受ける補強円筒殻の全体的圧潰, 昭和 62 年 12 月, 日本造船学会論文集 第 162 号
- 4) 大坪英臣他: 補強円筒殻の全体圧壊と有効幅の検討, 昭和 63 年 12 月, 日本造船学会論文集 第 164 号
- 5) 横田公男他: 一様外圧を受ける耐圧補強円筒殻の全体圧壊強度に関する検討(第 1 報), 昭和 60 年 12 月, 日本造船学会論文集 第 158 号