CFRPで補強された鋼製円筒の 軸圧縮による非線形弾性座屈性状

辻岡　晃[1]・松本　幸大[2]・Bhetwal Krishna Kumar[3]

[1]日本建築学会　正会員　豊橋技術科学大学　大学院生（〒441-8580 愛知県豊橋市天伯町字雲雀ヶ丘1-1）
a123536@edu.imc.tut.ac.jp

[2]正会員　豊橋技術科学大学　准教授（〒441-8580愛知県豊橋市天伯町字雲雀ヶ丘1-1）
y-matsum@ace.tut.ac.jp

[3] Kantipur City College, Assistant Professor
(Putalisadak, Kathmandu Nepal)
hod_civil@kcc.edu.np

近年，長期利用されるシェル容器や圧力容器等へのCFRPの利用が注目されている．CFRPを用いることで，長寿命で高強度かつ軽量な構造物を作ることができ，持続型社会へ寄与できると考えられる．筆者らは，鋼製円筒構造物側板の両面を一方向CFRP板材で積層補強することによる，弾性座屈性状と顕著な補強効果が期待できることを示してきた．しかし，両面補強の場合，既設構造への利用は実用的に困難を伴う．以上のことを踏まえ，本研究では軸圧を受ける鋼製円筒構造物に対して，外面からのCFRP補強を想定し，両面補強との関係を考察すると共に，座屈性状と補強効果，また，形状初期不整による座屈耐力の低下特性と最適繊維配向角を明らかにする．

Key Words :*steel cylinder, axial compression, CFRP, reinforcement*

1.　序論

既設の貯蔵容器のような薄肉円筒シェルの軽量化や長寿命化の観点から，耐久性に優れ，軽量かつ高強度なFRP（Fiber Reinforced Polymer：繊維補強樹脂）材料への注目が高まっている．しかし，FRP 材料は従来使用されている鋼材や鉄筋コンクリートに比べて材料コストが高いため，最適設計による可能な限りの材料効率化が必要となる．また，厳密な最適設計を行えば，施工においても高い精度が要求される．これは，シェル構造の座屈耐力が設計で想定する理想的な形態との相違（以下，形状初期不整）に非常に敏感で，そこから生ずる座屈耐力の低下の程度（以下，形状初期不整敏感性）が他の構造に比して大きいからである．この形状初期不整は，生産・施工工程，あるいは，使用に伴うダメージの蓄積等によって生ずるものである．したがって，シェル構造の実設計においては，予めそれらについて十分に配慮・検討することが求められる．航空産業分野等では，最終確認として実物を用いた実験が行われることが多いが，特に建設産業分野では，受注生産が多いことに加え，規模の大きさや地震などの外力条件の不確定性を多く含むこともあり，そうした実験の実施は極めて困難である．このことから，シェル構造の設計にあたっては，形状初期不整を考慮した座屈荷重の検討が不可欠となる．

山田ら [1]) は，軸圧を受ける FRP 積層円筒シェルを対象に体積含有率や繊維配向角をパラメータとして，線形座屈解析，RS 座屈解析，形状初期不整を考慮した非線形座屈解析の三つの解析法を導入し，異方性円筒シェルの座屈性状について考察を行っている．その中で，異方性材料を積層した円筒シェルの座屈問題は，繊維配向角に大きく影響されることが報告されている．すなわち，最適な繊維配向角を求めることは材料の効率化に大きく貢献する可能性があるといえる．しかし，様々な繊維配向角における形状初期不整が最適解に与える影響や形状初期不整敏感性に関する分析が不十分であり，線形座屈値だけでは，危険な構造物を設計しかねない．

一方で，東日本大震災後，長期保存用シェル容器へのCFRPの利用が注目されている．また，想定される応力増加に即し，既設の鋼製タンクを補強するための簡便な工法として，その表面をCFRP積層補強することも考えられる．既往の研究[2]) において，鋼製シェル壁体の両面を一方向CFRP板材で積層補強することによる，座屈性

状と顕著な補強効果が示されている．しかし，両面補強の場合，既設のタンクへの利用は，実用的に困難を伴う．

以上のことを踏まえ，本研究では，軸圧を受ける場合の外面のみをCFRPにより補強した鋼製円筒シェルの座屈性状及び補強効果を明らかにすることを目的とする．そこで，等方性材料である鋼製円筒シェルとそれを外面のみCFRP補強したモデルを構築し，繊維配向角θとCFRP補強厚 t_{cf} をパラメータとした非線形座屈解析を実施する．その中で，積層構成や初期不整が非線形弾性座屈値及び座屈性状に与える影響を無補強と補強，さらには，両面補強と外面補強とを比較する形で分析する．次に，並行して線形座屈解析及びRS座屈解析を行い，座屈値と座屈モードの整合性を分析する．

2. 解析モデル

本研究では，厚さ t_s ＝4mmの鋼製円筒シェルを図1(b)に示すように外面から補強する場合を対象とする．既往の研究[1-4]における形状係数を参考に，形状は長径比 L/R = 0.512，径厚比 R/t_s=405としている．CFRP補強厚 t_{cf} と繊維配向角 θ をパラメータとして解析を実施する．材料定数及び各モデルとパラメータは表1，2に示す．

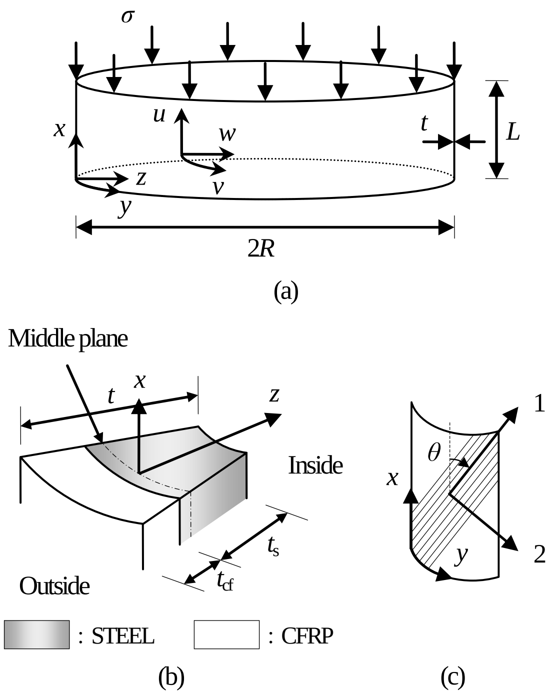


図１　解析モデル

また，既往の研究[2)]との比較を行うため，CFRP補強材の繊維配向角θは1軸と定義し，図1(c)のように円筒座標系のx軸からy軸に向かって，x軸と1軸のなす角をθと定義する．

表1　材料定数

材種	弾性係数 E[GPa]	ポアソン比 ν[-]	体積含有率 V[-]
Steel	205	0.30	―
Carbon Fiber	235	0.30	0.50
Polymer	3.5	0.34	0.50

表2　解析モデルとパラメータ

Model	t_s [mm]	t_{cf} [mm]	繊維配向角θ[°]	
0.5-FS	4	0.5	線形・RS	0°, 5°, 10°, 15°, ⋯ , 90°
			非線形	0°, 20°, 30°, 45°, 70°, 90°
1-FS		1	線形・RS	0°, 5°, 10°, 15°, ⋯ , 90°
			非線形	0°, 20°, 30°, 45°, 70°, 90°
2-FS		2	線形・RS	0°, 5°, 10°, 15°, ⋯ , 90°
			非線形	0°, 20°, 30°, 45°, 70°, 90°

3. 解析手法

(1) 繊維積層補強のモデル化

図2に示すような一様な軸圧 σ を受ける長さ L，曲率半径 R，シェル厚 t の円筒シェルモデルを考える．円筒座標系(x, y, z)に対応する中立面の変位を(u, v, w)とする．本研究では，曲率半径が非常に大きく，浅いシェルを想定した．積層材料としての材料定数を求める方法としては，式(1)のHalpin-Tsai方程式を用いる．

$$
\begin{aligned}
&E_1 = V_f E_f + V_p E_p \ , \ E_2 = \frac{1+\xi\eta V_f}{1-\eta V_f} E_p \\
&G_{12} = \frac{1+\xi\eta V_f}{1-\eta V_f} G_p \\
&\nu_{12} = V_f \nu_f + V_p \nu_p \ , \ \nu_{21} = \frac{E_2}{E_1}\nu_{12}
\end{aligned} \tag{1}
$$

ここに，樹脂(polymer)の添え字をｐ，繊維(fiber)の添え字をｆで定義している．E_1，E_2は積層材料の弾性係数，E_p，E_fはそれぞれ樹脂と繊維の弾性係数である．V_p，V_fはそれぞれ樹脂と繊維の体積含有率，ν_p，ν_f はそれぞれ樹脂と繊維のポアソン比である．また，ξ は半経験的なパラメータでありξ=2，$\eta = \{(E_f/E_p)-1\}/\{(E_f/E_p)+\xi\}$としている．さらに，$G_{12}$は積層材料のせん断弾性係数であり，$\xi = 1 + 40 V_f^{10}$，$\eta = \{(G_f/G_p)-1\}/\{(G_f/G_p)+\xi\}$としている．

１方向繊維補強板（ラミナ）の構成則は式(2)を用いる．

$$
\begin{aligned}
\begin{Bmatrix} \bar{\sigma}_x \\ \bar{\sigma}_y \\ \bar{\sigma}_{xy} \end{Bmatrix}
&= \begin{bmatrix} \bar{Q}_{11} & \bar{Q}_{12} & 0 \\ \bar{Q}_{12} & \bar{Q}_{22} & 0 \\ 0 & 0 & \bar{Q}_{66} \end{bmatrix}
\begin{Bmatrix} \bar{\varepsilon}_x \\ \bar{\varepsilon}_y \\ \bar{\varepsilon}_{xy} \end{Bmatrix} \\
&= \left[\bar{Q}_{ij}\right] \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ 2\varepsilon_{xy} \end{Bmatrix} + z\left[\bar{Q}_{ij}\right] \begin{Bmatrix} \kappa_x \\ \kappa_y \\ 2\kappa_{xy} \end{Bmatrix}
\end{aligned} \tag{2}
$$

ここに，$Q_{11} = E_1/(1-\nu_{12}\nu_{21})$，$Q_{12} = \nu_{12}E_2/(1-\nu_{12}\nu_{21})$，$Q_{22} = E_2/(1-\nu_{12}\nu_{21})$，$Q_{66} = G_{12}$である．また，$\left(\bar{\sigma}_x, \bar{\sigma}_y, \bar{\sigma}_{xy}\right)$，$\left(\bar{\varepsilon}_x, \bar{\varepsilon}_y, \bar{\varepsilon}_{xy}\right)$はそれぞれ，円筒座標系

におけるラミナの主応力と歪である．そして，$\left(\varepsilon_x,\varepsilon_y,\varepsilon_{xy}\right)$，$\left(\kappa_x,\kappa_y,\kappa_{xy}\right)$はそれぞれ，円筒座標系における面内歪と曲げ歪である．ラミナを積層した積層板としての構成則は，古典積層理論に基づく式(3)とした．

$$\begin{Bmatrix} n_x \\ n_y \\ n_{xy} \\ m_x \\ m_y \\ m_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & A_{16} & B_{11} & B_{12} & B_{16} \\ A_{12} & A_{22} & A_{26} & B_{12} & B_{22} & B_{26} \\ A_{16} & A_{26} & A_{66} & B_{16} & B_{26} & B_{66} \\ B_{11} & B_{12} & B_{16} & D_{11} & D_{12} & D_{16} \\ B_{12} & B_{26} & B_{26} & D_{12} & D_{22} & D_{26} \\ B_{16} & B_{26} & B_{66} & D_{16} & D_{26} & D_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ 2\varepsilon_{xy} \\ \kappa_x \\ \kappa_y \\ 2\kappa_{xy} \end{Bmatrix} \tag{3}$$

ここに，n_x，n_y，n_{xy} は面内合応力，m_x，m_y，m_{xy} は合応力としての曲げモーメント，A_{ij}は面内剛性，B_{ij}はカップリング剛性，D_{ij}は曲げ剛性である．

(2) 非線形座屈解析法

(1)におけるトータルポテンシャルエネルギは式(4)のように表すことができる．

$$\begin{aligned} \Pi &= \Pi_M + \Pi_B + \Pi_\lambda \\ \Pi_M &= \frac{1}{2}\int_0^{2\pi R}\int_0^L \left(n_x\varepsilon_x + n_y\varepsilon_y + 2n_{xy}\varepsilon_{xy}\right)dxdy \\ \Pi_B &= \frac{1}{2}\int_0^{2\pi R}\int_0^L \left(m_x\kappa_x + m_y\kappa_y + 2m_{xy}\kappa_{xy}\right)dxdy \\ \Pi_\lambda &= \int_0^{2\pi R}\int_0^L \left\{-\left(-\sigma\right)t\frac{\partial u}{\partial x}\right\}dxdy \end{aligned} \tag{4}$$

ここに，Π_M は面内歪エネルギ，Π_B は曲げ歪エネルギ，Π_λ は外力ポテンシャルエネルギである．境界条件は古典的な単純支持とし，変位によって表現された式(5)を用いる．

$$w=0\ ,\ \frac{\partial^2 w}{\partial x^2}=0\ ,\ \frac{\partial u}{\partial x}=0\ ,\ v=0\ ,\ at:0\ ,\ L \tag{5}$$

変位関数は，形状初期不整を考慮した，式(5)の境界条件を満たす重調和関数の線形和で表された式(6)を用いる．

$$\begin{aligned} u &= \frac{Lt}{R}\sum_i\sum_j u_{i,j}\cos\left(\frac{iy}{R}\right)\cos\left(\frac{j\pi x}{L}\right) \\ v &= \frac{Lt}{R}\sum_i\sum_j v_{i,j}\sin\left(\frac{iy}{R}\right)\sin\left(\frac{j\pi x}{L}\right) \\ w &= t\sum_i\sum_j w_{i,j}\cos\left(\frac{iy}{R}\right)\sin\left(\frac{j\pi x}{L}\right) \\ w_0 &= t\sum_b\sum_f w^0_{b,f}\cos\left(\frac{by}{R}\right)\sin\left(\frac{f\pi x}{L}\right) \end{aligned} \tag{6}$$

ここに，u_{ij}, v_{ij}, w_{ij} は無次元の未定係数，i は周方向波数，j は軸方向半波数である．w_0は形状初期不整であり，周方向波数を b，軸方向半波数を f とし，本研究では $f=1$ としている．また，歪－変位関係式には，形状初期不整を考慮した，式(7)に示すDMV(Donnell-Mushtari-Vlasov)型を採用する．

$$\begin{aligned} \varepsilon_x &= \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial w^0}{\partial x}\frac{\partial w}{\partial x} + \frac{1}{2}\left(\frac{\partial w}{\partial x}\right)^2 \\ \varepsilon_y &= \frac{\partial v}{\partial y} - \frac{w}{R} + \frac{\partial w^0}{\partial y}\frac{\partial w}{\partial y} + \frac{1}{2}\left(\frac{\partial w}{\partial y}\right)^2 \\ \varepsilon_{xy} &= \frac{1}{2}\left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial w^0}{\partial x}\frac{\partial w}{\partial y} + \frac{\partial w^0}{\partial y}\frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial w}{\partial x}\frac{\partial w}{\partial y}\right) \\ \kappa_x &= -\frac{\partial^2 w}{\partial x^2}\ ,\ \kappa_y = -\frac{\partial^2 w}{\partial y^2}\ ,\ \kappa_{xy} = -\frac{\partial^2 w}{\partial x\partial y} \end{aligned} \tag{7}$$

式(4)～(7)よりトータルポテンシャルエネルギΠを求め，式(8)の停留条件を採用すると，非線形方程式が得られる．これに，増分法とNewton-Raphson法を併用し，逐次的に十分な精度の収束解を求める．

$$\frac{\partial\Pi}{\partial\bar{u}_{i,j}} = \frac{\partial\Pi}{\partial\bar{v}_{i,j}} = \frac{\partial\Pi}{\partial\bar{w}_{i,j}} = 0 \tag{8}$$

(3) 線形座屈解析法及びRS座屈解析法

境界条件は式(5)を用いる．変位関数は，式(6)を用いるが，線形和とはせず，初期不整 w_0 の項も考慮しない．式(3)において，座屈前平衡状態での面内応力は，膜応力解として式(9)により与えられる．

$$n^E_x = -\sigma t\ ,\ n^E_y = n^E_{xy} = 0 \tag{9}$$

座屈前平衡状態における変位 u_E に対し，座屈後平衡状態における変位を(u_E+u_d)とする．この時のトータルポテンシャルエネルギ変化量は式(10)となる．

$$\begin{aligned} \Delta\Pi &= \Pi\left(u^E+u^d\right) - \Pi\left(u^E\right) \\ &\equiv \Pi_1 + \Pi_2 + \Pi_3 + \Pi_4 \end{aligned} \tag{10}$$

ただし，Π の下付き添字 1, 2, 3, 4 は変位増分 u_dに対する次数である．$U_d=0$は座屈前平衡状態を表すため，$\delta\Pi_1=0$, Π_3, Π_4 は高次であるとして無視する．したがって，式(10)の2次成分が式(11)の線形座屈方程式となる．この解より線形座屈値 p_{cm}(=σ_{cm}×断面積)が求まる．

$$\delta\Pi_2 = \delta\left\{U_{2b} + U_{2m} + \sigma_{cm}\left(\frac{\partial V^x_{2m}}{\partial\sigma} + \frac{\partial V^y_{2m}}{\partial\sigma}\right)\right\} = 0 \tag{11}$$

ここに，U_{2b}は面内歪エネルギ，U_{2m}は曲げ歪エネルギ，V^x_{2m}, V^y_{2m} は軸方向及び周方向面内歪エネルギである．また，座屈後のモードのカップリングや初期不整の影響により無効になることから，式(11)から周方向面内歪エネルギV^y_{2m} , 面内歪エネルギU_{2m} を削除すると式(12)の座屈方程式が得られる．これがRS座屈解析法の式であり，この解よりRS座屈値 p^*_{cm}(=σ^*_{cm}×断面積)が求まる．

$$\delta\left\{U_{2b} + \sigma^*_{cm}\left(\frac{\partial V^x_{2m}}{\partial\sigma}\right)\right\} = 0 \tag{12}$$

4. 解析結果

図2にCFRP補強厚t_{cf}の非線形弾性座屈下限値p^0_{min}への影響を示す．横軸はCFRP補強厚t_{cf}[mm]，縦軸は非線形弾性座屈下限値p^0_{min}[MN]である．この結果より，θによる差はほとんどなく，CFRP補強厚t_{cf}ごとにほぼ同様の挙動を示していることが分かる．非線形弾性座屈下限値p^0_{min}の増減の傾向を見ると，t_{cf} = 0～0.5mm間は勾配が大きく補強効果が大きいことが分かる．それに比べ，t_{cf} = 0.5～2mm間は勾配が小さく補強効果が小さいことが分かる．これより，少しの補強によっても弾性座屈値を増加させる高い効果が得られ，CFRP補強厚t_{cf}の増加に伴い，さらなる効果が得られることが分かる．

図3に繊維配向角θの非線形弾性座屈下限値p^0_{min}への影響を示す．横軸は繊維配向角θ[°]，縦軸は非線形弾性座屈下限値p^0_{min}[MN]である．この結果より，θを軸方向から周方向に配するに伴ってθ = 0°～70°付近までは，弾性座屈値が減少する傾向にある．しかし，θ = 70°～90°付近では増加する傾向にある．既往の研究[4)]において，θを軸方向から周方向に配するに伴って，座屈耐力を向上するリングスチフナ効果は増加するのに対し，座屈耐力の低下を抑制する縦スチフナ効果は減少することが示されている．つまり，θ = 0°～70°付近では，縦スチフナ効果の減少の影響が大きく，弾性座屈値が減少し，θ = 70°～90°付近では，リングスチフナ効果の増加の影響が大きく，弾性座屈値が増加したと考えられる．

図4にSTEELと各補強モデルのθ=0°における荷重変位曲線を示す．横軸は形状初期不整と面外変形の和を鋼製円筒シェル厚t_sで正規化した値$\left(w^0_{b,1}+w_{b,1}\right)/t_s$，縦軸は荷重$p$[MN]である．この結果より，変位が増加すると，荷重は一定の値に収束していることが分かる．また，収束する位置によってモードが異なり，STEELは3つ，0.5-FSと1-FSは2つ，2-FSは1つのモードを有していると推測できる．これは，補強することで，STEELの形状初期不整が小さい場合のモードが拘束され，軸方向半波数が減少したと考えられる．さらに，表3において，2-FSのθ=0°は他のモデルに比べ，軸方向の面内剛性及び曲げ剛性に関わるA_{11}，A_{12}，及びD_{11}，D_{12}の値が高いことが分かる．このことから，2-FSは軸方向半波数が1波のモードに限定されたと考えられる．

図5にSTEELと2-FSのθ = 0°，45°，90°における軸方向増分変位モードを示す．この図は，軸方向の面外変形を1000倍にして表現したものである．横軸は面外への増分変位の二乗和平方で正規化した成分をz方向の座標系で表したもの，縦軸はx方向座標値である．この結果より，b)は他のモデルとは異なり，半波数1と3のモードが卓越していることが分かる．これは，2-FSの中でも，θ = 0°が最も剛性が高いことから，モード変化が生じたと考え

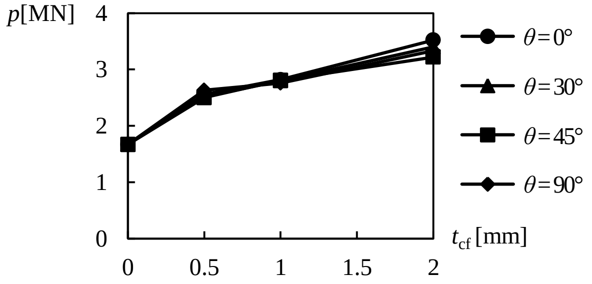


図2　非線形弾性座屈下限値の補強厚による影響

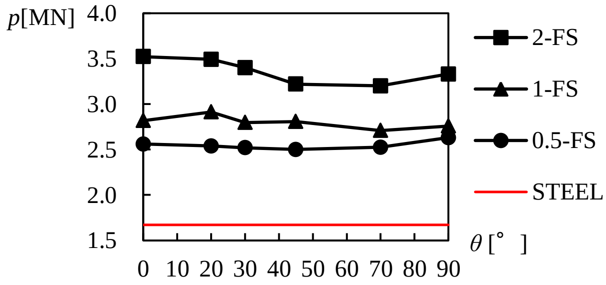
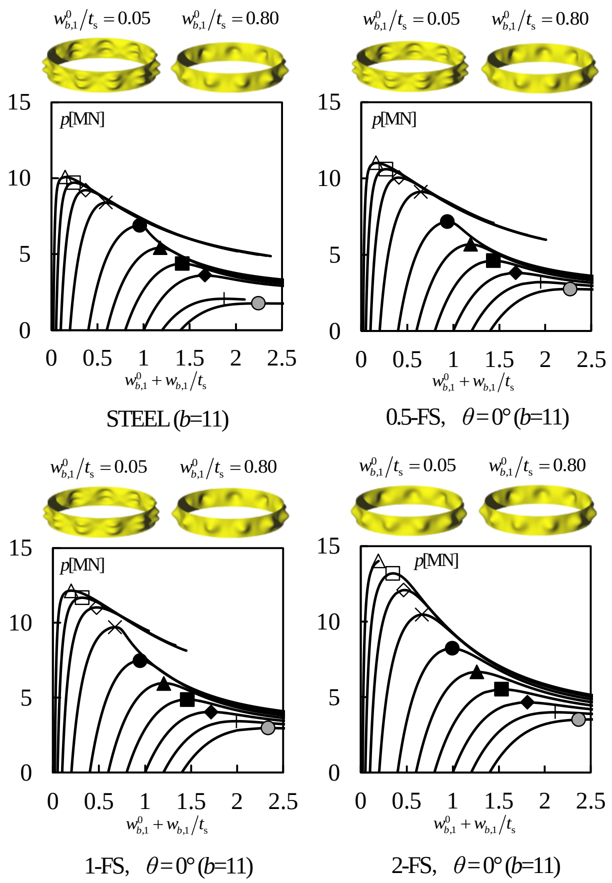


図3　非線形弾性座屈下限値の繊維配向角による影響



$w^0_{b,1}/t_s$	0.00	0.02	0.05	0.10	0.20
	○	△	□	◇	×
	0.40	0.60	0.80	1.00	1.20
	●	▲	■	◆	＋
	1.40	1.60	1.80	2.00	
	●(灰)	▲(灰)	■(灰)	◆(灰)	

図4　荷重変位曲線

られる．また，c)は，a)の全体モードの形状と似ている．これは，$\theta=45°$ が周方向と軸方向の剛性が等しい疑似等方性の性質を示すためと考えられる．

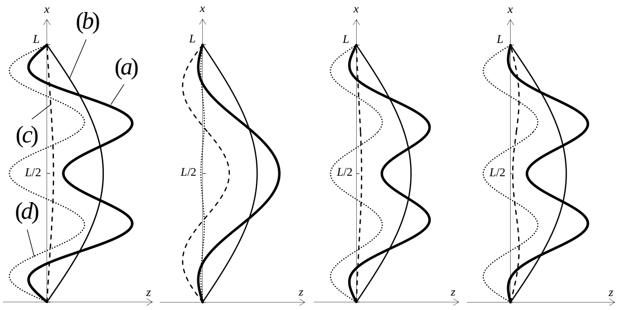
図6に各解析方法の座屈値をモデルごとにまとめたものを示す．この図において，非線形弾性座屈解析は各繊維配向角 θ の中で非線形弾性座屈下限値 p^0_{min} を有する座屈荷重スペクトルを示したものである．横軸は繊維配向角 θ[°]，縦軸は座屈荷重[MN]である．この結果より，線形弾性座屈解析値は $\theta=30°$付近で最大となる傾向にあり，その傾向は t_{cf} の増加に伴って顕著となる．RS座屈値 p^*_{cm} 及び p^0_{min} は，$\theta=90°$で最大となる傾向にある．既往の両面補強に関する研究において，線形弾性座屈値 p_{cm} は繊維配向角 $\theta=35°$で最大となり，RS座屈値は $\theta=90°$で最大となることが明らかにされている．既往の研究のデータを，両面を1mmずつ補強したものを例として，補強厚 t_{cf} が等しい2-FSのグラフに合わせて示してある．これより，線形弾性座屈解析の結果は少し起伏が大きくなるものの，RS座屈解析の結果は酷似していることが分かる．よって，座屈値の特性に大きな相違は生じないといえる．また，p^*_{cm} は任意の θ において，p^0_{min} とあまり対応しないが，形状初期不整 $w^0_{b,1}/t_s$ =1.00～1.20における非線形弾性座屈値とは概ね対応する傾向にある．この傾向は既往の研究においても見られており，この点からも大きな相違は生じないといえる．

図7に形状初期不整敏感性を示す．ここで，形状初期不整敏感性とは，非線形弾性座屈下限値 p^0_{min} を線形弾性座屈値 p_{cm} で除した形状初期不整による座屈値低下の度合いを表すものと定義する．横軸は繊維配向角θ [°]，縦軸は形状初期不整敏感性 $p^0_{\mathrm{min}}/p_{\mathrm{cm}}$ である．この結果より，CFRP補強厚 t_{cf} の増加に伴い，鈍感になることが分かる．しかし，θ 間の勾配が増加することから，繊維配向角 θ に対しては敏感になることが分かる．また，いずれの補強モデルにおいても $\theta=30°$で最も敏感となる．

図8に軸方向の形状初期不整の許容値に対する検討結果を示す．この図は，建築工事標準仕様書[5]の柱の曲がりの限界許容値 $L/1000$ を参考に形状初期不整の許容値を算定し，その形状初期不整における各モデルをまとめたものである．横軸は繊維配向角 θ [°]，縦軸は座屈荷重[MN]である．この結果より，形状初期不整を $w^0_{b,1}/t_s=$ 0.20以下に抑えれば，CFRP補強厚 t_{cf} = 2mmにおいて各 θ で完全形状の鋼製円筒シェルの約80%の弾性座屈値を得ることが分かる．また，形状初期不整 $w^0_{b,1}/t_s$ = 0.20の鋼製円筒シェルに対する効果を，CFRPの重量も考慮すると，約12.8%の重量増加で弾性座屈耐力が1.8倍になることが分かる．しかし，図中において着色された部分は鋼材（降伏応力235MPa）の塑性域となり，完全形状の鋼製円筒シェルに対する補強効果が約78%（p = 9.57MN）を超えると降伏が先行する可能性がある．

表3　面内剛性と曲げ剛性の比較

		面内剛性 [MN/m]		曲げ剛性 [Nm]	
		A_{11}	A_{12}	D_{11}	D_{12}
STEEL		901	270	1201	360
$\theta=0°$	0.5-FS	961	272	1491	373
	1-FS	1022	275	1885	394
	2-FS	1142	279	3034	473



a) STEEL　　b) $\theta=0°$　　c) $\theta=45°$　　d) $\theta=90°$

$$(a)\sum_i\sum_j w_{i,j}\sin\left(j\pi x/L\right)\quad,\quad(b)\sum_i\sum_j w_{i,1}\sin\left(\pi x/L\right)$$

$$(c)\sum_i\sum_j w_{i,3}\sin\left(3\pi x/L\right)\quad,\quad(d)\sum_i\sum_j w_{i,5}\sin\left(5\pi x/L\right)$$

図5　軸方向増分変位モード$\left(w^0_{11,1}/t_s=0.02\right)$

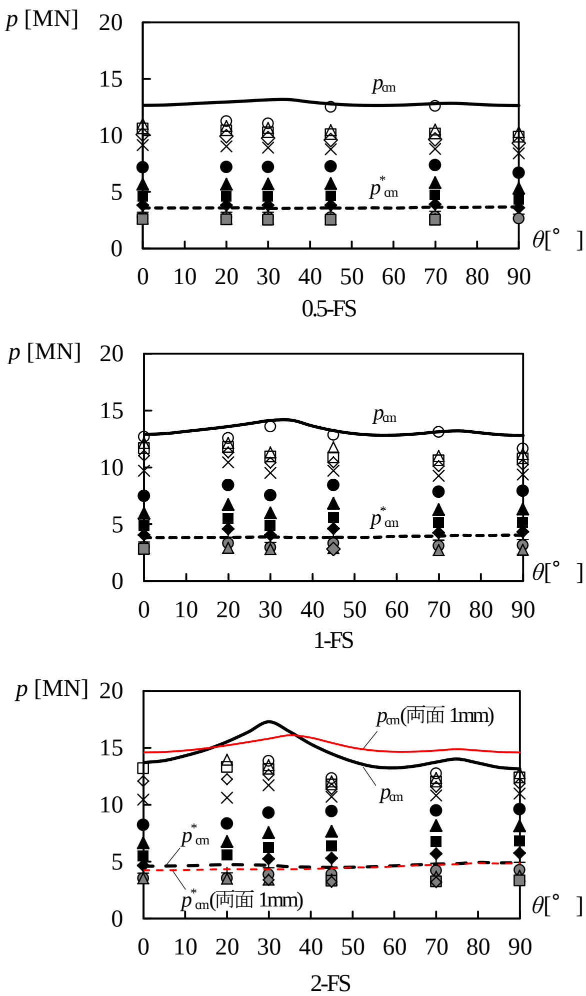


図6　座屈値と繊維配向角

5. 結論

本研究では，軸圧縮を受ける外面をCFRPで補強した鋼製円筒シェルに対し解析を行い，以下のことを明らかにした．

- 弾性座屈値は形状初期不整に対し，CFRP補強厚t_{cf}の増加に伴い鈍感となるが，繊維配向角θに対してはより敏感となる傾向にある．
- 形状初期不整を$w_{b,1}^0 / t_s = 0.20$に抑えられている状態であれば，2mmのCFRP補強により，12.8%（約1/8）の重量増加に対して，完全形状の鋼製円筒シェルの約80%に相当する補強効果を得る．しかし，補強効果が約78%を超えると弾性座屈よりも鋼材の降伏が先行する．
- 弾性座屈値の特性や座屈性状に関し，総補強厚が等しければ，両面補強と外面補強に大きな相違は生じない．

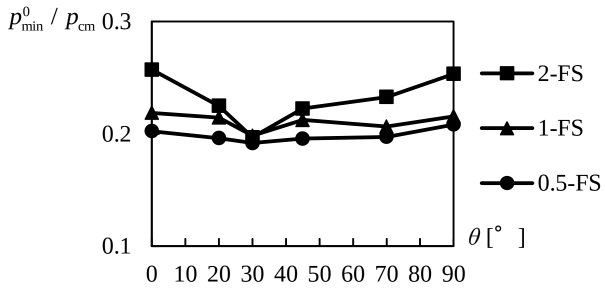


図 7　形状初期不整敏感性

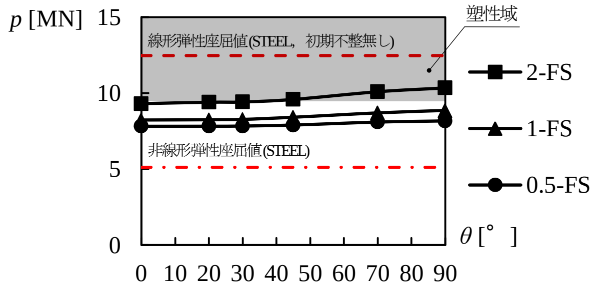


図 8　$w_{b,1}^0/t_s$ ≦0.20 の範囲での座屈耐力の検討結果

参考文献

1) Matsumoto, K., Yamada, S., Wang, H.T. and Croll, J.G.A : Buckling and reduced stiffness criteria for FRP cylindrical shells under compression, Proceedings of Asia-Pacific Conference on FRP in Structures, Vol. 1, pp.465-470, 2007
2) Krishna Kumar Bhetwal, Seishi Yamada, Yukihiro Matsumoto and G.A.Croll : Nonlinear Elastic Buckling of CFRP Reinforced Steel Cylinders under Axial Compression, Journal of Civil Engineering and Architecture, ISSN 1934-7359 , USA, Volume 6, No.8 (Serial No.57), pp.933-943, 2012
3) Yamada, S. and Croll, J.G.A. : Contributions to understanding the behavior of axially compressed cylinders, Journal of Applied Mechanics, ASME, Vol.66, pp.299-309,1999
4) 定岡元気：側圧を受ける FRP 積層円筒シェルの非線形座屈性状，豊橋技術科学大学大学院修士論文，2012
5) 日本建築学会：建築工事標準仕様書 JASS 6 鉄骨工事，技報堂出版

NONLINEAR ELASTIC BUCKLING BEHAVIOR OF CFRP REINFORCED STEEL CYLINDERS UNDER AXIAL COMPRESSION

Akira TSUJIOKA, Yukihiro MATSUMOTO and BHETWAL KRISHNA KUMAR

In recent years, the use of CFRP has been widely introduced by various researchers. For example, CFRP is used to the high pressure vessel or shell tank. Recently, the authors have presented their research on the buckling behavior of thin-walled steel cylindrical shells subjected to the axial pressure and made clear the effect of the CFRP, when they are reinforced externally and internally. However, method of reinforcing both surfaces is difficult for the existing structures. Based on these, in this paper, the effect of CFRP reinforcements on external surface under axial compression has been studied through three kinds of analytical procedures; the linear Eigen value analysis, the RS (reduced stiffness) analysis and the fully nonlinear numerical analysis. Firstly, nonlinear elastic buckling behavior and the effects of CFRP reinforcement are investigated. Secondly, effects of initial geometric imperfection on the lower buckling load carrying capacity obtained by RS criterion are made clear. Finally, this paper shows the optimum fiber orientation angle for desigh CFRP reinforced steel cylinder.