研究論文

軟質心材を有するハイブリッド FRP サンドイッチ
円筒殻の軸圧縮座屈

邊 吾一*, 太田 浩**, 植村 益次***

(1986年2月20日受付)

Axial Compressive Bucklings of Hybrid FRP Sandwich Circular
Cylinders with Soft Core

O. BYON,* H. OHTA** and M. UEMURA***

(Received February 20, 1986)

The buckling of hybrid FRP sandwich circular cylinders under axial compression was analysed, which had both faces with different elastic orthotropies and thicknesses and orthotropic core. In a particular case of sandwich cylinders with soft core having low shear rigidity, an explicit expression for buckling load with axially symmetric mode could be presented. In order to verify the above analysis, experiments were carried out on the three kinds of hybrid sandwich cylinders which have aluminum inner face, filament-wound or aluminum outer face and polyurethane formed core, which would be useful for the low-temperature liquid container. It was found that the buckling took place in shear mode in core with almost the same values as predicted in the analysis.

1. ま え が き

サンドイッチ円筒殻構造は、軽量化が最大限要求される航空、宇宙機構造に最も多く用いられてきた。近年、軽量化思想の普及、構造物の多機能化に対する要求と繊維強化複合材料の発達などにより、表面材と心材に各種の材料を組み合わせたハイブリッド FRP サンドイッチ円筒殻構造が建築、船舶、車両などの一般構造物の分野にも広く用いられるようになったが、たんに力学性能だけでなく、断熱、遮音特性に対する要求のため軟質心材を有する場合が多く、低温液体燃料容器としての実用も考えられる。

本報告では、異なる直交異方性と板厚を有する内外表面材と、心材も異方性材からなるハイブリッド FRP サンドイッチ円筒殻を取り上げ、軸圧縮負荷を受ける場合の座屈強度の一般式を解析的に明らかにし、外表板に

GFRP の FW 材、内表板に Al 合金材、心材に発泡材のハイブリッド FRP サンドイッチ円筒殻についての実験結果との比較、検討を行なった上で、ハイブリッド FRP サンドイッチ円筒殻の構造設計に有益な指針を得ようとするものである。

サンドイッチ円筒殻に関する従来の研究の大部分は内外表板および心材も等方性に関する研究であり、その集録報告¹⁾のみを示すが、軟質心材の場合の研究は少なく、繊維強化複合材料の発達とともに内外表板が同種同厚の直交異方性材からなるサンドイッチ円筒殻に関する研究も⁴⁻⁶⁾あることを付言する。

2. 軸圧縮座屈解析

2.1 基礎式

異なる板厚、直交異方性を有する内外表板材と、心材も直交異方性材からなる一般的なハイブリッド複合材サンドイッチ円筒殻の諸式を以下記述する。Fig.1 に示すように心材の中央面に基準面をとり、軸、周および半径方向の座標を x, y, z とし、変位成分をそれぞれ u, v, w とおく。さらに内外表板内の変位成分を u_i, v_i, w (下添字 $i=1$ は外表板, $i=2$ は内表板) とし、それらの板厚を t_{fi} とおくと、内外表板の各部における歪と

*-*** 日本大学生産工学部(275 習志野市泉町 1-2-1)

Coll. of Ind. Technol., Nihon University, 1-2-1, Izumi-cho, Narashino 275, Japan

* G. BEN 助教授 Associate Professor, ** 大学院生 Graduate Student, *** 教授 Professor

Fig.1 Coordinate and geometry of hybrid FRP sandwich circular cylinder.

変位の関係式は次式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_{xi} &= \frac{\partial u_i}{\partial x} = \frac{\partial u}{\partial x} \mp \frac{t_c}{2} \frac{\partial \beta_x}{\partial x} \\ &\quad - \left(z \mp \frac{t_c}{2} \right) \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \\ \varepsilon_{yi} &= \frac{\partial v_i}{\partial y} = \frac{\partial v}{\partial y} \mp \frac{t_c}{2} \frac{\partial \beta_y}{\partial y} \\ &\quad - \left(z \mp \frac{t_c}{2} \right) \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + \frac{w}{R} \\ \gamma_{xyi} &= \frac{\partial u_i}{\partial y} + \frac{\partial v_i}{\partial x} = \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \\ &\quad \mp \frac{t_c}{2} \left(\frac{\partial \beta_x}{\partial y} + \frac{\partial \beta_y}{\partial x} \right) \\ &\quad - 2 \left(z \mp \frac{t_c}{2} \right) \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

式(1)中の複符号は $i=1$ (外表板, $t_c/2 \leq z \leq t_c/2 + t_{f1}$) のときに上符号, $i=2$ (内表板, $-t_c/2 - t_{f2} \leq z \leq -t_c/2$) のときに下符号である。厚さ t_c の軟質心材部 ($-t_c/2 \leq z \leq t_c/2$) 自身の x, y 方向の回転変形を β_x, β_y とし、曲げによる成分を合わせると、心材部全体の剪断歪は次式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} \gamma_{xz} &= \beta_x - \partial w / \partial x \\ \gamma_{yz} &= \beta_y - \partial w / \partial y \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

内外表板を十分薄肉とし、それ自体の曲げ剛性を無視できるとすれば、表板の歪成分 ($\varepsilon_{xi}, \varepsilon_{yi}, \gamma_{xyi}$) と応力成分 ($\sigma_{xi}, \sigma_{yi}, \tau_{xyi}$) はフックの法則より

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_{xi} &= (\sigma_{xi} - \nu_{xi} \sigma_{yi}) / E_{xi} \\ \varepsilon_{yi} &= (\sigma_{yi} - \nu_{yi} \sigma_{xi}) / E_{yi} \\ \gamma_{xyi} &= \tau_{xyi} / G_{xyi} \quad (i=1, 2) \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

となる。ここで (E_{xi}, ν_{xi}) , (E_{yi}, ν_{yi}) はそれぞれ x, y 方向のヤング率、ポアソン比であり、 G_{xyi} は面内の剪断弾性係数である。一方、心材の剪断歪 (γ_{xz}, γ_{yz}) と心材の応力 (τ_{xz}, τ_{yz}) はそれぞれの剪断弾性係数を (G_{xz}, G_{yz}) とすると、

Fig.2 Forces and moments per unit width acting on the sandwich shell element.

$$\left. \begin{aligned} \gamma_{xz} &= \tau_{xz} / G_{xz} \\ \gamma_{yz} &= \tau_{yz} / G_{yz} \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

となる。Fig.2 に示すように、($N_x, N_y, N_{xy}, Q_{xz}, Q_{yz}$) と (M_x, M_y, M_{xy}) をサンドイッチ円筒殻全体としての合力および合モーメント成分とすると

$$\left. \begin{aligned} [N_x, M_x] &= \left\{ \begin{aligned} &\int_{t_c/2}^{t_c/2+t_{f1}} \sigma_{x1} [1, -z] dz \\ &+ \int_{-t_c/2-t_{f2}}^{-t_c/2} \sigma_{x2} [1, -z] dz \end{aligned} \right. \\ [N_y, M_y] &= \left\{ \begin{aligned} &\int_{t_c/2}^{t_c/2+t_{f1}} \sigma_{y1} [1, -z] dz \\ &+ \int_{-t_c/2-t_{f2}}^{-t_c/2} \sigma_{y2} [1, -z] dz \end{aligned} \right. \\ [N_{xy}, M_{xy}] &= \left\{ \begin{aligned} &\int_{t_c/2}^{t_c/2+t_{f1}} \tau_{xy1} [1, -z] dz \\ &+ \int_{-t_c/2-t_{f2}}^{-t_c/2} \tau_{xy2} [1, -z] dz \end{aligned} \right. \\ [Q_{xz}, Q_{yz}] &= \int_{-t_c/2}^{t_c/2} [\tau_{xz}, \tau_{yz}] dz \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

となり、式(1)、式(2)を式(3)と式(4)に代入して求めた応力成分を式(5)に代入すれば、合力、合モーメントと変位、回転角の関係式が得られるが、ここでは紙面の都合上 N_x, M_x の成分についてのみを一例として以下に示す。

$$\left. \begin{aligned} N_x &= (E_{x1}' + E_{x2}') \frac{\partial u}{\partial x} + (E_{x1}' \nu_{y1} + E_{x2}' \nu_{y2}) \\ &\quad \times \left(\frac{\partial v}{\partial y} + \frac{w}{R} \right) + \frac{t_c}{2} (E_{x2}' - E_{x1}') \frac{\partial \beta_x}{\partial x} \\ &\quad + \frac{t_c}{2} (E_{x2}' \nu_{y2} - E_{x1}' \nu_{y1}) \frac{\partial \beta_y}{\partial y} \end{aligned} \right\}$$

$$\begin{aligned}
 & + \frac{1}{2}(E_{x2}'t_{f2} - E_{x1}'t_{f1}) \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \\
 & + \frac{1}{2}(E_{x2}'\nu_{y2}t_{f2} - E_{x1}'\nu_{y1}t_{f1}) \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \\
 M_x = & \frac{1}{2}(E_{x2}'h_2 - E_{x1}'h_1) \frac{\partial u}{\partial x} \\
 & + \frac{1}{2}(E_{x2}'\nu_{y2}h_2 - E_{x1}'\nu_{y1}h_1) \left(\frac{\partial v}{\partial y} + \frac{w}{R} \right) \\
 & + \frac{t_c}{4}(E_{x2}'h_2 + E_{x1}'h_1) \frac{\partial \beta_x}{\partial x} \\
 & + \frac{t_c}{4}(E_{x2}'\nu_{y2}h_2 + E_{x1}'\nu_{y1}h_1) \frac{\partial \beta_y}{\partial y} \\
 & + \frac{1}{4}(E_{x1}'t_{f1}h_1 + E_{x2}'t_{f2}h_2) \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \\
 & + \frac{1}{4}(E_{x1}'\nu_{y1}t_{f1}h_1 + E_{x2}'\nu_{y2}t_{f2}h_2) \frac{\partial^2 w}{\partial y^2}
 \end{aligned} \quad (6)$$

ここで,

$$\begin{aligned}
 [E_{xi}', E_{yi}'] &= [E_{xi}, E_{yi}] t_{fi} / (1 - \nu_{xi}\nu_{yi}) \\
 G_{xyi}' &= G_{xyi} t_{fi}, \quad h_i = t_{fi} + t_c
 \end{aligned} \quad (7)$$

である。式(6)と(7)において、 $E_{x1}' = E_{x2}'$, $E_{y1}' = E_{y2}'$, $G_{xy1}' = G_{xy2}'$, $h_1 = h_2$ とおけば、同種同厚の内外表板を有する異方性サンドイッチ円筒殻の基礎式²⁾と同じ結果となる。次に R を軸心から基準面までの半径、 N_{x0} を単位幅当りの軸圧縮荷重とおくと、Fig.2を用いて次のサンドイッチ円筒殻のつり合い方程式が得られる。

$$\begin{aligned}
 & \partial N_x / \partial x + \partial N_{xy} / \partial y = 0, \quad \partial N_{xy} / \partial x + \partial N_y / \partial y = 0 \\
 & \partial Q_x / \partial x + \partial Q_y / \partial y + N_y / R = -N_{x0} \partial^2 w / \partial x^2 \\
 & Q_x = \partial M_x / \partial x + \partial M_{xy} / \partial y, \quad Q_y = \partial M_{xy} / \partial x + \partial M_y / \partial y
 \end{aligned} \quad (8)$$

2.2 圧縮座屈荷重の解析

両端の境界条件として単純支持の場合を考え、 L を円筒殻の長さ、 m と n を x, y 方向の波数とすると、基準面上の変位成分 u, v, w と心材の回転角 β_x, β_y は次式で与えられる。

$$\begin{aligned}
 u &= u_{mn} \cos(m\pi x/L) \sin(ny/R) \\
 v &= v_{mn} \sin(m\pi x/L) \cos(ny/R) \\
 w &= w_{mn} \sin(m\pi x/L) \sin(ny/R) \\
 \beta_x &= \beta_{xmn} \cos(m\pi x/L) \sin(ny/R) \\
 \beta_y &= \beta_{ymn} \sin(m\pi x/L) \cos(ny/R)
 \end{aligned} \quad (9)$$

式(9)を式(6)に代入し、その結果を式(8)に代入すると、変位係数に関する次の5元1次の斉次方程式を得る。

$$\begin{aligned}
 & \underbrace{\begin{matrix} u_{mn} & v_{mn} & w_{mn} & \beta_{xmn} & \beta_{ymn} \end{matrix}}_{=0} \quad (10) \\
 & \begin{pmatrix} t_c M N (E_{x2}'\nu_{y2} - E_{x1}'\nu_{y1} + G_{xy2}' - G_{xy1}')/2 & t_c N^2 (E_{y2}' - E_{y1}')/2 + t_c M^2 (G_{xy2}' - G_{xy1}')/2 & G_{xy} t_c N + t_c N (E_{x2}' - E_{x1}')/(2R) & t_c M N (G_{xy1}'h_1 + G_{xy2}'h_2 + E_{x1}'\nu_{y1}h_1 + E_{x2}'\nu_{y2}h_2)/4 & t_c (E_{y1}'h_1 + E_{y2}'h_2)N^2/4 + t_c (G_{xy1}'h_1 + G_{xy2}'h_2)M^2/4 + G_{xy} t_c \\ t_c M^2 (E_{x2}' - E_{x1}')/2 + t_c N^2 (G_{xy2}' - G_{xy1}')/2 & t_c M N (E_{x2}'\nu_{y2} - E_{x1}'\nu_{y1} + G_{xy2}' - G_{xy1}')/2 & G_{xy} t_c M + t_c M (E_{x2}'\nu_{y2} - E_{x1}'\nu_{y1})/(2R) & t_c (E_{x1}'h_1 + E_{x2}'h_2)M^2/4 + t_c (G_{xy1}'h_1 + G_{xy2}'h_2)N^2/4 + G_{xy} t_c \\ G_{xy} t_c M + t_c M (E_{x2}'\nu_{y2} - E_{x1}'\nu_{y1})/(2R) & t_c M N (E_{x2}'\nu_{y2} - E_{x1}'\nu_{y1} + G_{xy2}' - G_{xy1}')/2 & -G_{xy} t_c M^2 - G_{xy} t_c N^2 - (E_{y1}' + E_{y2}')/R^2 + N^2 (E_{x2}'t_{f2} - E_{x1}'t_{f1})/(2R) + M^2 (E_{x2}'\nu_{y2}t_{f2} - E_{x1}'\nu_{y1}t_{f1})/(2R) + M^2 N (E_{x2}'\nu_{y2}t_{f2} - E_{x1}'\nu_{y1}t_{f1}) \\ -M (E_{x1}'\nu_{y1} + E_{x2}'\nu_{y2})/R + M^2 (E_{x2}'t_{f2} - E_{x1}'t_{f1}) & -M (E_{x1}'\nu_{y1} + E_{x2}'\nu_{y2})/R + M^2 (E_{x2}'t_{f2} - E_{x1}'t_{f1}) & -M (E_{x2}'\nu_{y2}h_2 - E_{x1}'\nu_{y1}h_1)/(2R) + M^2 (E_{x1}'t_{f1}h_1 + E_{x2}'t_{f2}h_2)/4 + M^2 N (E_{x1}'\nu_{y1}h_1 + E_{x2}'\nu_{y2}h_2) & -M (E_{x2}'h_2 - E_{x1}'h_1)/(2R) + N^2 (E_{x1}'t_{f1}h_1 + E_{x2}'t_{f2}h_2)/4 + M^2 N (E_{x1}'\nu_{y1}t_{f1}h_1 + E_{x2}'\nu_{y2}t_{f2}h_2) & -N (E_{y2}'h_2 - E_{y1}'h_1)/(2R) + N^2 (E_{x1}'t_{f1}h_1 + E_{x2}'t_{f2}h_2)/4 + M^2 N (E_{x1}'\nu_{y1}t_{f1}h_1 + E_{x2}'\nu_{y2}t_{f2}h_2) & +2G_{xy} t_c M \\ -M (E_{x1}'\nu_{y1} + E_{x2}'\nu_{y2})/R + M^2 (E_{x2}'t_{f2} - E_{x1}'t_{f1}) & -M (E_{x1}'\nu_{y1} + E_{x2}'\nu_{y2})/R + M^2 (E_{x2}'t_{f2} - E_{x1}'t_{f1}) & -M (E_{x2}'\nu_{y2}h_2 - E_{x1}'\nu_{y1}h_1)/(2R) + M^2 (E_{x1}'t_{f1}h_1 + E_{x2}'t_{f2}h_2)/4 + M^2 N (E_{x1}'\nu_{y1}h_1 + E_{x2}'\nu_{y2}h_2) & -M (E_{x2}'h_2 - E_{x1}'h_1)/(2R) + N^2 (E_{x1}'t_{f1}h_1 + E_{x2}'t_{f2}h_2)/4 + M^2 N (E_{x1}'\nu_{y1}t_{f1}h_1 + E_{x2}'\nu_{y2}t_{f2}h_2) & -N (E_{y2}'h_2 - E_{y1}'h_1)/(2R) + N^2 (E_{x1}'t_{f1}h_1 + E_{x2}'t_{f2}h_2)/4 + M^2 N (E_{x1}'\nu_{y1}t_{f1}h_1 + E_{x2}'\nu_{y2}t_{f2}h_2) & +2G_{xy} t_c M \\ -M (E_{x1}'\nu_{y1} + E_{x2}'\nu_{y2})/R + M^2 (E_{x2}'t_{f2} - E_{x1}'t_{f1}) & -M (E_{x1}'\nu_{y1} + E_{x2}'\nu_{y2})/R + M^2 (E_{x2}'t_{f2} - E_{x1}'t_{f1}) & -M (E_{x2}'\nu_{y2}h_2 - E_{x1}'\nu_{y1}h_1)/(2R) + M^2 (E_{x1}'t_{f1}h_1 + E_{x2}'t_{f2}h_2)/4 + M^2 N (E_{x1}'\nu_{y1}h_1 + E_{x2}'\nu_{y2}h_2) & -M (E_{x2}'h_2 - E_{x1}'h_1)/(2R) + N^2 (E_{x1}'t_{f1}h_1 + E_{x2}'t_{f2}h_2)/4 + M^2 N (E_{x1}'\nu_{y1}t_{f1}h_1 + E_{x2}'\nu_{y2}t_{f2}h_2) & -N (E_{y2}'h_2 - E_{y1}'h_1)/(2R) + N^2 (E_{x1}'t_{f1}h_1 + E_{x2}'t_{f2}h_2)/4 + M^2 N (E_{x1}'\nu_{y1}t_{f1}h_1 + E_{x2}'\nu_{y2}t_{f2}h_2) & +2G_{xy} t_c M \end{pmatrix} \begin{pmatrix} u_{mn} \\ v_{mn} \\ w_{mn} \\ \beta_{xmn} \\ \beta_{ymn} \end{pmatrix} = 0
 \end{aligned}$$

ここで $M=m\pi/L$, $N=n/R$ であり, 行列式の (1, 4), (1, 5), ..., (5, 1), (5, 2)などの項は, 内外表板が同一厚さで同質ならば, 直交異方性材の場合でもゼロとなる. 任意の正数 (M , N) の組合せに対して, 式(10)の係数行列式をゼロにする単位幅当りの軸圧縮荷重 N_{x0} のなかで最も小さい固有値が単位幅当りの座屈荷重 N_{cr} となる.

軟質心材を有するハイブリッド FRP サンドイッチ円筒殻においては, 軸対称変形 ($N=0$) を伴う座屈荷重が小さいと予想されるので

$$\left. \begin{aligned} L_x' &= \frac{E_{x1}' + E_{x2}'}{\sqrt{E_{x1}' E_{x2}'}}, L_x = \frac{E_{x1} t_{f1} + E_{x2} t_{f2}}{\sqrt{E_{x1}' E_{x2}'}}, \\ L_y' &= \frac{E_{y1}' + E_{y2}'}{\sqrt{E_{x1}' E_{x2}'}}, L_y = \frac{E_{y1} t_{f1} + E_{y2} t_{f2}}{\sqrt{E_{x1}' E_{x2}'}}, \\ L_{xy}' &= \frac{E_{x1}' \nu_{y1}' + E_{x2}' \nu_{y2}'}{\sqrt{E_{x1}' E_{x2}'}}, L_c = \frac{RG_{xz}}{\sqrt{E_{x1}' E_{x2}'}}, \\ h &= (h_1 + h_2)/2, \lambda = RM = m\pi(R/L) \\ N_{cr} &= Kh(E_{x1} t_{f1} + E_{x2} t_{f2})/R \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

と定義すると, 座屈係数 K は次式で与えられる.

$$\left. \begin{aligned} K &= \frac{L_c}{L_x(L_x' L_c + \lambda^2 h/R)} \\ &\times \left[\frac{\lambda^2 h}{R} + \frac{L_y}{L_c} + 2(\nu_{y1} - \nu_{y2}) \right. \\ &\left. + (L_x' L_y' - L_{xy}'^2) \frac{R}{h \lambda^2} \right] \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

式(12)の λ に関する K の最小値を求めると,

$$\left. \begin{aligned} \textcircled{1} \quad &1 + 2(\nu_{y1} - \nu_{y2}) L_c/L_y \leq 0 \text{ の場合と} \\ \textcircled{2} \quad &1 + 2(\nu_{y1} - \nu_{y2}) L_c/L_y > 0 \text{ で, かつ} \\ &\sqrt{\frac{L_y}{L_x' L_c^2}} - \sqrt{\frac{L_y}{L_y + 2(\nu_{y1} - \nu_{y2}) L_c}} < 0 \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

の場合は,

$$\lambda^2 = \frac{(L_x' L_y' - L_{xy}'^2) \left[1 + \sqrt{1 + \frac{L_x'}{L_x' L_y' - L_{xy}'^2} \{L_x' L_c^2 - L_y - 2(\nu_{y1} - \nu_{y2}) L_c\}} \right]}{L_x' L_c^2 \left(\frac{h}{R} \right) \left[1 - \frac{L_y + 2(\nu_{y1} - \nu_{y2}) L_c}{L_x' L_c^2} \right]} \quad (14)$$

の軸方向波数に対して, 座屈係数 K が最小となる. さらに

$$\left. \begin{aligned} \textcircled{3} \quad &1 + 2(\nu_{y1} - \nu_{y2}) L_c/L_y > 0 \text{ で} \\ &\sqrt{\frac{L_y}{L_x' L_c^2}} - \sqrt{\frac{L_y}{L_y + 2(\nu_{y1} - \nu_{y2}) L_c}} \geq 0 \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

の場合は,

$$\lambda^2 \rightarrow \infty \quad (16)$$

に対して, 座屈係数 K は最小となるが, K の最小値は次式のように心材の剪断剛性に比例し, 剪断座屈に対応するものである.

$$K_{\min} = G_{xz} R / (E_{x1} t_{f1} + E_{x2} t_{f2}) \quad (17)$$

内外表板が同種同厚の等方性材料からなるサンドイッチ円筒殻の場合, 表板のヤング率とポアソン比を E_f , ν_f , 板厚を t_f , 心材の剪断弾性係数と厚さを G_c と t_c とおくと, 式(11)の $L_x' = L_y' = 2$, $L_x = L_y = 2(1 - \nu_f^2)$, $L_{xy}' = 2\nu_f$, $L_c = RG_c(1 - \nu_f^2)/E_f t_f$, $h = t_f + t_c$ となり, 式(12)~(15)の結果はすべて等方性サンドイッチの諸式³⁾と等しくなる.

2.3 数値計算結果

本報告では, 軟質心材を有するハイブリッド FRP サンドイッチ円筒殻に限定しているので, 軸対称座屈の場合の数値計算結果を示す. 数値計算例としては, 後述の実験結果との比較のため内表板を Al 合金 ($E_{x2} = E_{y2} = 68.6 \text{ GPa}$, $\nu_{x2} = \nu_{y2} = 0.3$) に限定し, 外表板を①GFRP・FW 材 ($E_{x1} = E_T = 12.7 \text{ GPa}$, $E_{y1} = E_L = 45.1 \text{ GPa}$, $\nu_{y1} = \nu_L = 0.216$, $\nu_f = 0.6$), ②CFRP・FW 材 ($E_{x1} = E_T = 8.17 \text{ GPa}$, $E_{y1} = E_L = 137 \text{ GPa}$, $\nu_{y1} = \nu_L = 0.316$, $\nu_f = 0.6$) および③Al 合金の3種類の場合を考え, おおのについて内外表板の板厚比 $t_{f1}/t_{f2} = 0.5, 1.0, 2.0$ の3種としたときの座屈係数 K と剛性比 $\xi = E_{x2} t_{f2}/RG_{xz}$ の関係を Fig.3~5 にそれぞれ示す.

これらの図から, 剛性比 ξ が 0.5 程度より大きくなるにつれて座屈係数 K は低下するが, 矢印で示した ξ の値は式(15)から求まる値で, 剛性比 ξ がこの値以上になると軸方向波数 $m \rightarrow \infty$ となり, 座屈値は ξ に対して直線的に低下することがわかる. これは心材の剪断座屈と称する座屈変形に対応している. さらにこの剪断座屈を開始する剛性比の値は, 内外表板の板厚比が大きくなるほど小さくなる.

次に, 心材の剪断弾性係数 G_{xz} が大きくなり, 剛性比 ξ が 0.2~0.3 よりも小さくなる

と, 座屈係数はほとんど一定値となる. この場合の両表板が心材を介して一体となって作用し, これは肉厚方向の歪分布が直線的とする円筒殻の古典的な座屈理論での座屈波形の場合に対応する.

通常考えられるサンドイッチ円筒殻の形状寸法 $t_{f2}/R = 1/50 \sim 1/1000$ の値に対して, 内外表板として前述の材料を用い, 心材としてポリウレタンフォーム (PUF) 材を用いたハイブリッド FRP サンドイッチ円筒殻は,

Fig.3 Relationship between K and λ with a parameter $t_{f1}/t_{f2}=0.5$.

Fig.4 Relationship between K and λ with a parameter $t_{f1}/t_{f2}=1.0$.

Fig.5 Relationship between K and λ with a parameter $t_{f1}/t_{f2}=2.0$.

剛性比 $\xi=28\sim 1.4$ となり、心材の剪断座屈を呈することになる。

3. 実 験

3.1 実験要領と結果

軸圧縮実験を行なったハイブリッド FRP サンドイッチ円筒殻の構成材料と板厚を Table 1 に示すが、円筒殻の長さ L はすべて 910 mm、外径 $d=392$ mm であり、

Fig.6 Photograph of specimen G06-P10-A02 after buckling.

Table 1 Comparison of experimental buckling load with analytical ones.

No.	Symbols	Outerface thickness (mm)	Core thickness (mm)	Surface thickness (mm)	Experimental value (kN)	Analytical value (kN)
1	A01-P10-A02	Al 0.2	PUF 10	Al 0.2	66.7	56.4
2	G06-P10-A02	GFRP 0.6	PUF 10	Al 0.2	65.9	57.4
3	G06-P15-A03	GFRP 0.6	PUF 15	Al 0.3	91.2	84.0

Fig.7 Relation between compressive load and axial shortening.

両端の支持条件は、たんに平端板に接した単純支持に近い状態である。負荷装置としてはオートグラフ(容量 98 kN)を用い、試験体に様な負荷が作用していることを確かめるために、試験体の 10 カ所の表裏に歪ゲージを貼りつけ、また軸縮み量を求めるためにオートグラフのクロスヘッドの左右 2 カ所にダイヤルゲージを取り付け実験を行なった。

軸圧縮負荷を増していくと、局部的に多少内外表板の凸凹が見られるが、座屈荷重で突然大音響を発して座屈し、荷重は降下する。Fig.6 に一例として G06-P10-A02 試験体の座屈後の写真を示す。Fig.7 に各試験体の軸圧縮荷重と軸縮みの関係を示す。同図より、サンドイッチ円筒殻の圧縮剛性の大きさは構成材の軸方向の剛性値に対応しており、各試験体の挙動は座屈直前まで弾性的であった。

3.2 実験結果と数値計算結果の比較、検討

軸圧縮座屈荷重の実験値と構成材料の材料定数、厚さと円筒殻の外径等のデータを基にして得られた数値計算結果の値を比較して、両者を前述の Table 1 にともに示す。

同表より、本実験で用いたサンドイッチ円筒殻の構成材の材料定数と形状寸法はすべて式(15)の条件を満足するため心材の剪断座屈となり、座屈荷重は式(17)で示したように心材の PUF の剪断剛性に比例して大きくなる。

数値計算結果は実験値よりも若干小さくなるが、両者は大体一致しており、数値計算に用いた PUF 材の剪断弾性係数 $G_{xz}=1.9 \text{ MPa}$ をより正確に見積もれば、両者はさらに近づくと考えられる。

薄肉モノコック円筒殻において軸圧縮荷重でダイヤモンド波形等の座屈波形を呈する実験値は、初期不整の影響

により、解析値の $1/2 \sim 1/3$ 程度であると言われている。しかし、本実験でのサンドイッチ円筒殻の場合においては心材の厚さが大きいこと、また座屈様式が心材の剪断座屈であるので初期不整の影響は小さくなり、両者はよく一致したと思われる。

4. 結 論

異なる板厚、異方性材である内外表板と、心材は軟質でかつ異方性を有する一般的なハイブリッド FRP サンドイッチ円筒殻の軸圧縮座屈について解析と実験を行ない、以下の事柄が明らかになった。

1) ハイブリッド FRP サンドイッチ円筒殻の非対称座屈荷重を求める行列式を示し、その具体例として軟質心材の場合に予想される軸対称座屈荷重の explicit な解析式を誘導した。

2) 軟質厚肉心材をもつハイブリッド FRP サンドイッチ円筒殻は、低温液体燃料容器として実用が考えられるが、内表板に Al 合金、外表板に GFRP, CFRP の FW 材と Al 合金の 3 種類を用いた場合の軸対称座屈荷重は、剛性比 $\xi = E_{xz} t_{f2} / RG_{xz} < 0.2 \sim 0.3$ の範囲でほとんど一定値となり、円筒殻の古典的座屈荷重となる。また剛性比 $\xi > 0.3$ と増大するにつれて、座屈値は低下し、ある ξ の値で座屈荷重は心材の剪断剛性にのみ比例する心材の剪断座屈となる。そして剪断座屈に移るときの剛性比の値は、内外表板の板厚比が大きくなるほど小さくなる。

3) 解析結果を検証するために、軟質心材としては PUF 材を用いた 3 種類のサンドイッチ円筒殻について軸圧縮実験をしたが、すべて心材の剪断型の軸対称座屈を呈し、実験値は解析値とはほぼ一致した。

4) 本報告では、軸対称座屈応力の式のみを explicit な形で表示したが、非軸対称座屈応力の式についても同様な表示を行なうことが可能であり、あわせてそのような座屈様式を呈すると思われる試験体についての実験値との比較、検討を今後の課題としたい。

なお、本研究は昭和 60 年度文部省科研費一般研究(c)(課題番号 60550044)の補助による。

参 考 文 献

- 1) たとえば、C.R.C. Japan : *Handbook of Structural Stability*, Corona Publ., Tokyo (1971), pp. 4-166.
- 2) 林 毅編：複合材料工学，日科技連，東京

- (1971), p. 749.
- 3) 林 毅編：軽構造の理論とその応用(下巻)，日
科技連，東京 (1966)，p. 67.
- 4) C.W. Bert, W.C. Crisman & G.M. Nordby :
AIAA J., 7, 2 (1969), 250.
- 5) C.D. Reese & C.W. Bert : *J. Aircr.*, 6, 6
(1969), 515.
- 6) N.F. Dow & B.W. Rosen : *AIAA J.*, 4, 3
(1966), 481.