FW 圧力容器の力学的特性*

(第2報, 材料非線形性を考慮した耐圧強度)

飯 田 一**, 植 村 益 次***
Hajime HIDA, Masuji UEMURA**Key Words:** Fracture, Composite Materials, Structural Analysis, CFRP, Filament-Winding, Pressure Vessel, Initial Failure, Ultimate Fracture

1. は じ め に

最近, 発展してきたフィラメント・ワインディング (FW) 法による繊維強化複合材料は, 圧力容器, パイプなどの構造物への応用で注目されているが, 破壊強度の予測については未だ十分でない. 著者らは以前にFW法による圧力容器を積層理論に基づき, カップリング効果を考慮した幾何学的非線形問題として, 有限要素法による解析法を示し, 東京大学宇宙航空研究所で製作した2種のロケットチャンバ用圧力容器の変形・ひずみについての実験結果と比較検討して良い一致を得た^{(1)~(3)}. またその後, アングルプライ積層材の破壊強度を一方向強化材の基礎材料特性に基づき検討し, CFRP アングルプライ積層材の引張り実験, およびCFRP・FW円筒の内圧実験により確認した⁽⁴⁾⁽⁵⁾. とくに初期破損から最終破壊にわたっての解析を行い, 初期破損後も耐荷能力があるが, CFRP円筒容器では耐荷能の増加は小さいことを明らかにした.

本報では, 繊維の巻き角度がドームに沿って異なる一体巻きFW圧力容器について, 幾何学的非線形性を含め材料非線形性を考慮して積層膜理論により, 初期破損から最終破壊までの挙動を, 上述の解析法に基づき荷重増分法で解析した. その結果, 口金具の近くで初期破損, 最終破壊を起こし得ることが分かり, 実験結果とも合致した結果を得たので報告する.

2. FW圧力容器の材料非線形性を考慮した強度解析法

FW圧力容器を回転シェルとして考える. 一方向強化材の基礎材料特性のうち, せん断応力とせん断ひずみの間の関係式については非線形性を考慮して, 初期破損後最終破壊に至るまでの挙動を解析する方法を述

べる. ここでは一応積層膜理論に基づくが, ドーム変形の幾何学的非線形も考慮して解析した⁽³⁾.

2.1 要素特性 著者らが前報⁽³⁾で曲げを考慮した有限要素法による計算結果や実験を行った結果によればヘリカル巻き等張力曲面容器では, ドーム部両端近くの不連続部を除いては, 曲げモーメントの発生量が少ない. そこで, 本報では材料非線形の導入を主眼とし, 薄肉を考慮して, 積層膜理論を用いて解析する. すなわち, 回転シェルの図1に示すように対称軸に直角な平面で切り, 切頭円すい要素に分割してモデル化を行い基礎式を作るが, ドーム形状, ドーム上の繊維の子午線方向に対する角度 (ω) および肉厚 (h) の求め方は, 前報⁽³⁾で述べたので省略する.

まず, 一方向強化材の応力-ひずみ非線形関係を増分区間では線形と考え, 次式で与える.

$$\begin{Bmatrix} \Delta\sigma_L \\ \Delta\sigma_T \\ \Delta\tau_{LT} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} E_L' & \nu_L E_T' & 0 \\ \nu_L E_T' & E_T' & 0 \\ 0 & 0 & G_{LT}(\gamma_{LT}) \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \Delta\varepsilon_L \\ \Delta\varepsilon_T \\ \Delta\gamma_{LT} \end{Bmatrix} \quad \dots\dots\dots(1)$$

ここで, $\Delta\sigma_L$, $\Delta\sigma_T$, $\Delta\tau_{LT}$; $\Delta\varepsilon_L$, $\Delta\varepsilon_T$, $\Delta\gamma_{LT}$ は繊維方向, 繊維と直角方向およびせん断方向のそれぞれ応力増分, ひずみ増分であり, $E_L' = E_L / (1 - \nu_L \nu_T)$, $E_T' = E_T / (1 - \nu_L \nu_T)$, そして E_L , E_T ; ν_L , ν_T はそれぞれ繊維方向および繊維に直角方向の縦弾性係数, ポ

図1 切頭円すい要素と変位成分

* 昭和57年10月1日 北陸信越支部信越地方講演会において論文講演として講演, 原稿受付 昭和57年5月6日.

** 正員, 信州大学繊維学部 (〒386 上田市常田 3-15-1).

*** 正員, 東京大学工学部 (〒113 東京都文京区本郷 7-3-1).

アソン比である。また繊維方向横弾性係数 $G_{LT}(\gamma_{LT})$ は、後述の図3(c)に示すように $\tau_{LT}-\gamma_{LT}$ の非線形関係のこう配で γ_{LT} の関数であり、荷重増分を加える前の状態での γ_{LT} 値に対応する値である。

一体ヘリカル巻き圧力容器のドーム部は子午線との交角 $+\omega$ および $-\omega$ の等厚層が交互に中央面に対して逆対称的に偶数積層されたアングルプライ積層部であり、応力増分-ひずみ増分関係は、両層の L - T 座標に関する式(1)をドームの構造主軸の子午線方向(s)-周方向(θ)座標に変換した後、 $+\omega$ 、 $-\omega$ の両層を合算し次式で与えられる。

$$\begin{Bmatrix} \Delta\sigma_s \\ \Delta\sigma_\theta \\ \Delta\tau_{s\theta} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} E_{11}^{(\omega)} & E_{12}^{(\omega)} & 0 \\ E_{12}^{(\omega)} & E_{22}^{(\omega)} & 0 \\ 0 & 0 & E_{66}^{(\omega)} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \Delta\varepsilon_s \\ \Delta\varepsilon_\theta \\ \Delta\gamma_{s\theta} \end{Bmatrix} \quad \dots\dots\dots (2)$$

ここで、 $l = \cos \omega$ 、 $m = \sin \omega$ を用いると

$$\left. \begin{aligned} E_{11}^{(\omega)} &= E_L' l^4 + 2(\nu_T E_L' + 2G_{LT}) l^2 m^2 + E_T' m^4 \\ E_{22}^{(\omega)} &= E_L' m^4 + 2(\nu_T E_L' + 2G_{LT}) l^2 m^2 + E_T' l^4 \\ E_{66}^{(\omega)} &= (E_L' + E_T' - 2\nu_T E_L' - 2G_{LT}) l^2 m^2 + G_{LT}(l^4 + m^4) \\ E_{12}^{(\omega)} &= (E_L' + E_T' - 4G_{LT}) l^2 m^2 + \nu_T E_L'(l^4 + m^4) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (3)$$

圧力容器の中央円筒部は、アングルプライ積層部の上にさらに周巻きが重量積層されており、その層の $E_{ij}^{(\omega)}$ の値は、式(3)で $\omega = 90^\circ$ と置けばよい。

式(2)を肉厚方向に積分することにより、構造主軸に関連する膜力増分($\Delta N_s, \Delta N_\theta, \Delta N_{s\theta}$)-ひずみ増分($\Delta\varepsilon_s, \Delta\varepsilon_\theta, \Delta\gamma_{s\theta}$)関係は次式となる。

$$\begin{Bmatrix} \Delta N_s \\ \Delta N_\theta \\ \Delta N_{s\theta} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & 0 \\ A_{12} & A_{22} & 0 \\ 0 & 0 & A_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \Delta\varepsilon_s \\ \Delta\varepsilon_\theta \\ \Delta\gamma_{s\theta} \end{Bmatrix} \quad \dots\dots\dots (4)$$

ここで、

$$A_{ij} = E_{ij}^{(\omega)} h + E_{ij}^{(90^\circ)} t \quad \dots\dots\dots (5)$$

h : アングルプライ層厚、 t : 周巻き層厚、一様内圧の場合には軸対称性により $\Delta N_{s\theta} = \Delta\gamma_{s\theta} = 0$ である。

次に通常の方法により、ひずみエネルギー増分を、要素両端節点(i, j)の軸方向および半径方向の変位と回転の増分形 $[\Delta\bar{u}_i, \Delta\bar{w}_i, \Delta(d\bar{w}/ds)_i, \Delta\bar{u}_j, \Delta\bar{w}_j, \Delta(d\bar{w}/ds)_j]$ (図1参照)で表すことにより要素剛性マトリックスは求められる。これから構造全体の剛性マトリックスも通常の方法により求める。荷重増分法を用いて幾何学的非線形を導入している。

2.2 破壊圧力の求め方 荷重増分を順次加えて最終的には破壊の最終圧力を求めるが、まず初期破壊基準、初期破壊後の挙動の仮定および最終破壊基準について述べる。

(1) 初期破壊基準 一方向強化材を基本とする積層構造の初期破壊基準としては、各層を構成する一方向強化材層について次に示す最大応力説を適用する。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_L &\geq F_L \quad (\sigma_L > 0 \text{ のとき}) \\ \sigma_T &\geq F_T \quad (\sigma_T > 0 \text{ のとき}) \\ \sigma_T &\leq -F_T' \quad (\sigma_T < 0 \text{ のとき}) \\ |\tau_{LT}| &\geq F_{LT} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (6)$$

ここで、 F_L : 繊維方向の引張強さ、 F_T : 繊維と直角方向の引張強さ、 F_T' : 繊維と直角方向の圧縮強さ、 F_{LT} : 繊維に沿うせん断強さ。

しかしFW容器は一方向強化材のアングルプライ積層構造であり、一方向強化材では $F_L \gg F_T, F_T', F_{LT}$ なので、内圧を受ける場合一般に F_L で初期破損することではなく、繊維に直角方向の引張応力が F_T に達したとき、またはせん断応力が F_{LT} に達したときに、繊維に沿ってクラックが入り初期破損が生じる。

(2) 初期破損後の仮定 積層構造では、初期破損後に繊維に直角方向の応力 σ_T または繊維方向せん断応力 τ_{LT} の除荷があり、応力分布の再配分が行われ繊維方向の応力 σ_L に転荷される。このように積層構造ではある層の初期破損後もいぜんある程度耐荷能力があるので、初期破損後の解析を Petit の提案した方法⁽⁶⁾を導入して弾性解法を適用できるようにして解析する。

① 繊維と直角方向の引張強さ F_T による初期破損後は、図2に示すように、ひずみ進行と共に σ_T の除荷が行われ、従って E_T, ν_T が初期弾性値の負の値($-\lambda E_T$)をとるものとする。 $\sigma_T = 0$ となった後は、 $E_T = \nu_T = 0$ とする。

図2 初期破損後の弾性係数の変化

② 繊維方向せん断強さ F_{LT} による初期破損後は、同じく τ_{LT} の除荷が行われ、従って G_{LT} が初期弾性値の負の値 ($-\lambda G_{LT}$) をとるものとし、さらに $\tau_{LT}=0$ となった後は、 $G_{LT}=0$ とする。

このような解析法は、次の考え方に基づいている。すなわちある層での繊維に沿うクラックは局部的に発生し、局部的には繊維と直角方向あるいは繊維に沿って耐荷能はなくなる。しかしクラックは統計的に分布しているし、その層では繊維方向には耐荷能があり、また他の層ではクラックのないこともあり、破損進行と共に応力再配分を伴いながら最終破損に至ると考える。上述の除荷の際の傾斜 λ 値については、定量的に未確定であるが、後述の数値計算では一応 $\lambda=1.0$ とした場合⁽⁴⁾を示し、最終破損に至る過程での λ 値の変化・影響については後で考察を加えた。

(3) 最終破損基準 初期破損後の各層の挙動を、上述(2)項の仮定を用いて計算し、次の2種の最終破損基準①②のうちいずれかに達したとき、積層材としてのFW圧力容器は最終的に破損に至るものとする⁽⁴⁾⁽⁵⁾。

① 繊維破損によるモード 応力再配分後に、増大した繊維方向応力が限界値に達する場合として、次の場合を考える。

$$\sigma_L \geq F_L \quad (\sigma_L > 0 \text{ のとき})$$

$$\text{または } \sigma_L \leq -F_L' \quad (\sigma_L < 0 \text{ のとき}) \dots\dots(7)$$

② 繊維破損によらないモード 式(4)において積層全体としてのマトリックス $[A]$ の行列式が0に達し、変形、ひずみが定まらなくなる構造的不安定の限界として次式を考える。

$$\begin{vmatrix} A_{11} & A_{12} & 0 \\ A_{12} & A_{22} & 0 \\ 0 & 0 & A_{66} \end{vmatrix} \leq 0 \dots\dots(8)$$

2.3 一方向強化材の基礎材料特性 まず実験で用いたFW圧力容器の材料のCFRP材(カーボン繊維:トレカ T-300A, 母材:エポキシ樹脂, 繊維容積含有率 $V_f \approx 60\%$)について、基本となる一方向強化材の基礎材料特性として、応力-ひずみ間の材料非線形関係や基礎破壊強さは実験⁽⁴⁾⁽⁵⁾により求めた。繊維方向と繊維に直角方向の引張り実験の結果を図3(a),(b)に示すが、応力-ひずみ関係は破損まで線形である。初期弾性係数 E_L , E_T , ν_L や基礎破壊強さ F_L , F_T の平均値を表1に示す。またせん断特性を求めるため、FW巻き角度 $\pm 45^\circ$ 円筒(半径 r , 肉厚 t , 内圧 p)の内圧実験を行い、次の関係式

$$\tau_{LT} = -\sigma_s/2, \quad \gamma_{LT} = \varepsilon_s - \varepsilon_\theta \dots\dots(9)$$

(a) 繊維方向引張特性

(b) 繊維と直角方向の引張特性

(c) 繊維方向せん断特性

図3 一方向強化CFRP材の引張りおよびせん断特性

ここで, σ_z : 軸向応力 ($=pr/2t$), $\epsilon_s, \epsilon_\theta$: 軸, 周方向ひずみ.

を用いてせん断応力 τ_{LT} -せん断ひずみ γ_{LT} の関係を求めた. この関係は図 3(c) のように非線形関係となり, 解析では非線形関係は三次スプライン補間関数を用いて表示した. 初期の繊維に沿う横弾性係数 G_{LT} や破壊強さ F_{LT} の値を表 1 に示す.

3. 圧力容器についての計算結果とその検討

後述の実験を行ったヘリカル巻き CFRP 製の等張力曲面容器を例にとり, 上述の解析法に従って初期破損から最終破壊に至るまでの応力・ひずみの計算結果を述べ, 考察を行う.

3.1 容器形状, 寸法と使用材料の基礎材料特性

計算に用いた具体的な圧力容器は, 図 4 に示すような M-3H-C ロケットのキックモータとして EXOS (ジキケン) 科学衛星の打ち上げに用いられたヘリカル巻き CFRP 製等張力曲面容器⁽⁷⁾である. 等張力曲面とは, 繊維は張力のみを受け持ち, ドームの測地線に沿って巻かれているとしたとき, 繊維張力が一定となるドーム形状のことであり, 口径比 (r_1/r_0) [r_1 : 口金具外半径, r_0 : 中央円筒部半径] の関数としてだ円関数で与えられる形状である. 容器の主要寸法, 形状および主な切頭円すい要素番号(その位置の巻き角度 ω)を図 5 に

表 1 数値計算に用いた初期弾性係数と破壊強さ

		初期弾性係数 GPa	破壊強さ MPa	摘 要
一方向強化 CFRP 材 $V_f \approx 60\%$	繊維方向引張り特性	$E_L = 125$ ($\nu_L = 0.270$)	$F_L = 1870$	破壊まで線形
	繊維と直角方向引張り特性	$E_T = 8.54$	$F_T = 59.3$	破壊まで線形
	繊維方向せん断特性	$G_{LT} = 5.11$	$F_{LT} = 99.6$	三次スプライン曲線で補間
口金具スカート Al 合金		$E = 70.6$ ($\nu = 0.33$)

図 4 CFRP 製 FW ロケットチャンバー (EXOS-B 科学衛星キックモータ)

示す. なお図中 z 軸を圧力容器の中心軸に対応させてある. 口金具近傍の FW 積層部内面には Al 合金のスカートがある. Al 合金の弾性係数値などは表 1 に示す.

中央円筒部とドーム部にまたがる一体ヘリカル巻き層は, 3 回巻き 6 層積層であり, 円筒部 (ドーム底部) では, 層厚 $h_0 = 2.3$ mm; 繊維の巻き角度 (繊維の子午線方向となす角度) $\omega_0 = \sin^{-1}(r_1/r_0) = 24.9^\circ$ で一定である. 中央円筒部はこのアングルプライ層上にさらに周巻き層 (層厚 $t_0 = 2.4$ mm) で補強積層され, ドーム部にかけて子午線方向 50.5 mm の幅だけ直線的に肉厚を減らしつつ巻かれている.

3.2 開口部口金具スカートの取扱いと境界条件

口金具 Al 合金とドーム部の CFRP 材は完全に接着されていると仮定し, スカート部の面内剛性を積層理論を用いて求めた. しかし圧力負荷進行と共に両者の接着が不完全になる場合を想定して, 接着部の有効半径を考慮した計算を 5.2 節 (1) で後述し, 口金具スカートの容器補強に与える影響をも検討する.

有限要素法による境界条件は, 開口部の半径方向変位を 0 とし, また内圧実験時に盲ふた (蓋) で閉じた開口部が受ける内圧による軸方向の全荷重は, 開口部近くの口金具スカートに直線的圧力として分布負荷させた.

3.3 計算結果とその検討 荷重増分法を用いたが, 初期破損までは, 荷重増分量 $\Delta p = 0.0539$ MPa で, 初期破損後は $\Delta p = 0.0270$ MPa とし計算した. 以下初期破損後の弾性率の低下度 λ を 1.0 一定とした場合の計算例を示す.

(1) 構造主軸方向ひずみ $\epsilon_s, \epsilon_\theta$ の分布 次の 3 種の内圧値の場合, すなわち, ① $p = 5.39$ MPa (55.0 kgf/cm²) の時, ② 解析による初期破損時 [$p_i = 6.21$

図 5 CFRP 等張力曲面圧力容器の形状と測定点位置

MPa [63.3 kgf/cm²] および、③実験による破壊時 [$p_u=7.46$ MPa [76.1 kgf/cm²]] における子午線方向と周方向ひずみ ε_s , ε_θ 計算値の分布を図6に示す。

子午線方向ひずみ ε_s は、ドーム部では等張力曲面形状なので3種の内圧値に対しても比較的一定である。しかし口金具スカートに近づくとき巻き角度 ω が大きくなるので ε_s は急激に大きくなるが、口金具スカートが接着している部分では当然小さく、同様に円筒部での周巻き重畳積層部でも小さくなる。

一方周方向ひずみ ε_θ は、ドーム部では変化は大きくないが、口金具近くでは ω が大きいので、スカートが効いて小さく、円筒部になると ω の減少と周方向応力の増加により当然大きくなる。

(2) 繊維を基準とする応力 σ_L , σ_T の変化 ε_s が大きくなる部分すなわち口金具スカート外周の外隣り(要素75)とその次の外隣り(要素74)を一例として、破壊までの一層内の繊維方向を基準とする応力 (σ_L, σ_T)-内圧 (p) 関係を図7に示す。

まず繊維と直角方向の応力 σ_T による初期破壊 ($F_T=59.3$ MPa として) が、内圧 $p_i=6.21$ MPa の時口金具スカートの外隣り(要素75)で起こり、その後は σ_L の除荷が行われ、応力の再配分により繊維方向応力 σ_T は増加する。次いでその外隣り(要素74)の σ_T が $p=6.63$ MPa で F_T に達し、遅れて初期破壊後の除荷が進行するのが良く分かる。また繊維方向応力 σ_L -内圧 (p) の関係は初期破壊の点で折線として描かれているが、ひずみを横軸にとって示すと滑ら

図6 子午線と周方向のひずみ分布と実験値の比較 ($\lambda=1.0$)

かな、緩やかな上に凸の増加曲線となる。

(3) 応力 σ_L , σ_T の分布 初期破壊時 (F_T 破壊, $p_i=6.21$ MPa) と実験による破壊時 ($p_u=7.46$ MPa) に対応するアングルプライ層と周巻き層の応力分布を図8に示す。

まず図8(a)に示すようにアングルプライ層の σ_T 分布を検討すると、口金具近傍では口金具の補強が効いて小さいが、周巻きを重畳積層した円筒部と口金具スカート外周部で大きく、まずスカート外隣り(要素75)で $\sigma_T=59.3$ MPa に達して初期破壊を起こす。また周巻き層での σ_T は 40~50 MPa 程度でアングルプライ層よりも小さい。また τ_{LT} の分布を検討すると、円筒部で小さく、ドーム部では口金具スカート外周部で大きくなるが、 $|\tau_{LT}|=29.8$ MPa $\ll$ 99.6 MPa なのでせん断破壊はなく、口金具スカート部では口金具の補強効果で当然小さい値になる。

次に図8(b)に示すように σ_L は $F_L(=1870$ MPa) に比べてかなり小さく、アングルプライ層のみのドーム部では等張力曲面なので σ_L はほぼ一定であるが、口金具スカート部では口金具が効いて極めて小さく、円筒部では周巻き層を補強した中央部で周応力を分担して大きくなる。

(4) 破壊の進行 次に内圧 p を順次増加する過

図7 スカート外隣(要素74,75)の初期破壊後の応力変化 ($\lambda=1.0$)

程での初期破損の起こる場所の伝ばの状況を図9に示す。すなわち、まず内圧 $p=6.21$ MPa の時、口金具スカート外隣り（要素75）で F_T による初期破損を起こし、内圧増加と共にドーム部に向かって初期破損は伝ばする。 $p=7.09$ MPa に達すると、円筒部中央（要素1）のアングルプライ層でも F_T による初期破損が発生し、アングルプライ層のみのマトリックス [A] の行列式が0となるが、周巻層が重畳しているの、層全体では構造的に安定で内圧に耐えている。このような状態でアングルプライ層のみの破損がドームの側へ向かって伝ばするが、内圧増加に耐えている。次に $p=7.95$ MPa に達すると、円筒部の周巻きを重畳積層した部分のドーム側端（要素19）でも周巻き層のみの F_T による初期破損を起こし、その層のみの構造的に不安定にもなり、円筒中央に向かって伝ばするが、構造的にはアングルプライ層に支えられている。さらに $p=8.46$ MPa に達すると、円筒中央（要素1, 2）でアングルプライ層と周巻き層の各層ごとを別個に考えると、両層は共に構造的に不安定となるが、重畳積層材としては式(8)による最終破壊ではない。

上述の計算結果は σ_T による初期破損後の弾性率 E_T

図8 初期破損時と実験による破壊時の圧力での応力分布 ($\lambda = 1.0$)

の低下度 λ を 1.0 の一定値と仮定した場合であるが、最終破壊までの挙動は λ の値によると思われるので、5.2 節(1)で λ の影響を後述する。

4. CFRP・FW 圧力容器の内圧破壊試験

FW 圧力容器として高比強度、高比剛性の CFRP を用いてヘリカル巻きで製作した等張力曲面形状のロケットチャンバ(図4)について内圧負荷実験を行った。

4.1 実験要領 内圧実験では、あらかじめ容器内に水を満たした上、開口部は金属板の盲ふたをし、油圧により加圧した。初期破損による微細なクラックによる水もれを防止するため、内面に沿うゴム袋を挿入し、ゴム袋を介して加圧している。二方向ひずみゲージを子午線方向に沿って図5の A, B, C, D の各位置で周方向4箇所に圧力容器の外面に貼付し、段階的に加圧してその都度ひずみ ε_s , ε_θ を測定した。

4.2 試験結果 周方向4箇所の A, B, C, D 各位置についてのひずみ ε_s と ε_θ 平均値をとり、内圧 $p=$

図9 圧力増加に伴う初期破損箇所の移動 ($\lambda = 1.0$)

図10 CFRP ロケットチャンバの内圧破壊後の様相

5.39 MPa の値を一例にそれぞれ○, △印で図6に合
 せ示す. また実験による破壊時(内圧 $p=7.46$ MPa)
 でのひずみ ε_s の測定値を□印で同図に示すが, ε_θ は
 破壊時近くではゲージ破断により測定できなかった.

加圧が進むと局所的な初期破損によるピチピチとい
 う音を連発しながら耐荷をつづける. 破壊は突発的に
 起こるので, 破壊発生場所を確認できなかった. 破壊
 後の様相の写真を図10に示すが, 特に口金部近くが
 ばらばらになっているのが分かり, 破壊発生箇所も口
 金部近くと思われる.

5. 計算結果と内圧試験との比較・検討

5.1 測定ひずみの検討

(1) 破壊前の測定ひずみ $p=5.39$ MPa の時の
 値を一例として図6に示した. 計算ひずみ ε_s , ε_θ は多
 少の相違はあるが, その分布形状など測定ひずみと大
 体合致しているといえる. この多少の不一致は凹凸の
 多い表面にはり付けたゲージの測定精度, 肉厚 h , t ,
 交角 ω などの成形による精度, その他開口部の境界条
 件などの影響によると思われる.

またアングルブライ層上に周巻層を重畳した円筒中
 央部では, A 点の周方向ひずみ ε_θ は大体計算値と合
 っているが, 子午線方向ひずみ ε_s が合わないのは,
 前報⁽³⁾に示したように伸張と曲げとの間のカップリン
 グ効果によるもので, これを考慮すれば, 周巻き補強
 部においても合致するものと思われる.

(2) 実験による破壊時 ($p_u=7.46$ MPa) の測定
 ひずみ ε_s の測定値が周巻き補強部と口金部近くを
 除くドーム部上の範囲で図6に示されているが, ε_s の
 計算値と良く一致している.

5.2 破壊圧力に対する検討

(1) 破壊圧力の不一致の原因の考察 上述の計
 算 ($\lambda=1$ とした場合) によれば, $p=6.21$ MPa で発
 生した口金具スカート外周部での初期破損はドーム部

に伝ばするが, 最終破壊に至らない. この状態は, 実
 験ではひずみ・変形が増大し, ピチピチという局部的
 破損の音響を連発している実験結果と付合する. 次い
 で $p=7.09$ MPa で円筒中央積層部でも初期破損が発
 生し, アングルブライ層のみでは構造不安定となるが,
 積層全体としてはいぜん耐荷能があり最終破壊とはな
 らない. しかし一方実験では, 内圧 $p_u=7.46$ MPa で
 破壊し, 図10に示すように, 初期破損が先行した口
 金具近くから破壊が発生していると思われる. この不
 一致の原因としては次の二点が考えられる.

① 初期破損後の除荷様相を示す λ 値の検討 上
 述の計算では, 初期破損後の除荷時の $\Delta\sigma_T - \Delta\varepsilon_T$ の関
 係は図2に破線で示すように直線的で, そのこう配を
 $-\lambda E_T$ とし, $\lambda=1.0$ と仮定した場合を示した. し
 かし積層構造での各層の初期破損後の除荷の様相は, 図
 2に点線で示すように直線的低下ではなく破損進行と
 共に λ が大きくなり, 急激に低下する非線形的様相を
 呈すると思われ, λ の値をいかにとるかは最終破壊に
 影響すると思われる. そこで, 各種のアングルブライ
 巻き角度 ω の各部位を考え, λ の値を各種変化させて
 検討し, 初期破損した後に, ただちに式(8)の行列式
 が負値となり, 構造的に不安定を呈して最終破壊をする
 限界の λ 値, すなわち λ_i 値を求め図11に示す. す
 なわち $\omega < 35^\circ$, $\omega > 55^\circ$ の範囲の ω 値では λ が大きい
 ほど, また $\omega = 0^\circ, 90^\circ$ に近い領域では λ 値が小さく
 とも初期破損後の耐荷能はなかつたに最終破壊する.
 ω が 45° 近傍では λ が大きくとも初期破損後の耐
 荷能は大きく, 容易に最終破壊しない. 従って口金具
 スカート外周部(要素 75, $\omega = 58.1^\circ$)を例にとると前
 述の $\lambda=1.0$ を含む $\lambda < 1.41$ の場合は, $p_i=6.21$ Ma
 での初期破損後も耐荷能力があるが, $\lambda > 1.41$ の場
 合は初期破損と最終破壊が同時に起こることになる.

このように初期破損後 λ の値が増加すると考えれ
 ば, $p_i=6.21$ MPa での初期破損後, 円筒部では周巻
 き層とアングルブライ層が積層されて耐荷能力がある
 間に, スカート外周部でのアングルブライ層で最終破
 壊が起こり, $p_u=7.46$ MPa 程度の実験による破壊内
 圧が説明できるように思われる.

② 口金具スカート部のヘリカル巻き層との接着は
 くり 上述の計算では口金具スカート部は, ヘリカ
 ル巻き層と完全に接着していると仮定し, 従って Al
 合金スカートの剛性が寄与して, スカート部での初期
 破損は起こらなかった. しかし, 内圧増大と共にスカ
 ート部に接着されたヘリカル巻き層は, 肉厚方向加圧
 によって膨張変形し, 材質の異なる両者間で, スカ
 ート外周部からはくりし, 接着部半径が順次減少するも

図11 初期破損後直ちに最終破壊を呈する限界
 λ 値と巻き角度との関係

表 2 スカート金具接着有効半径の初期破損におよぼす影響

スカート接着部有効半径 R_e mm	初期破損発生位置 スカート外周部		初期破損発生圧力 p_i MPa	$\lambda=1$ とした場合の初期破損後の耐荷能
	要素番号	ヘリカル巻き角度		
172	(75)	$\omega=58.1$	6.21	有
168	(76)	60.5	5.93	有
164	(77)	63.2	5.61	無
160	(78)	66.4	5.61	無
155	(78)	70.2	5.72	無
148	(78)	77.5	5.93	無

のと思われる。そこで接着有効半径 R_e を完全接着の場合の $R_e=172$ mm より順次減らし、6 種類の R_e 値について検討する。負荷初期から R_e は不変として、本文で述べたのと全く同様のプロセスで、 $\lambda=1.0$ と仮定した場合を計算し、初期破損後の耐荷能を検討した結果を表 2 に示す。

R_e の減少と共に、接着しているスカート外周部のヘリカル巻き角度 ω は大きくなるため、図 11 から分るように $R_e=172$ mm、168 mm の場合は、スカート外周部で初期破損が進行した後も耐荷能力があるが、 R_e がさらに小さくなると、スカート外周部で初期破損は起こると同時に最終破壊する。実際は完全接着時の初期破損発生後順次接着有効半径の減少が考えられ、図 10 の破壊様相に示すように最終破壊が口金具近傍にわたって発生したと思われる。

(2) 耐圧強度の向上 一体巻き FW 圧力容器では最終破壊はスカート外周部を含め、巻き角度 ω の大きくなる口金具近傍で発生したが、この近傍は肉厚が増加しても、補強繊維が有効でない配向であり、従ってクロス材の積算等の補強をすれば、一層耐圧強度の

向上が得られるものと思われる。

6. む す び

本文では一様内圧をうけるヘリカル巻き FW 圧力容器について、積層膜理論に基づき、幾何学的非線形を含め材料非線形性を考慮して解析し、初期破損およびその後の最終破壊強度を求める解析法を提示した。実験を行った等張力曲面形状の CFRP-FW ロケットチャンバについて数値計算も行い、破壊試験と比較、検討した。その結果、(1) 発生ひずみの計算値は実験による測定値とは比較的良く一致した。(2) 積層膜理論によっても初期破損が口金具の近くで起こり、初期破損後の除荷様相を考慮すれば最終破壊もその付近で起こり、破壊様相と破壊内圧をだいたい説明することができた。

本報に続いて、材料の非線形特性を考慮した上、不連続点近くに発生する曲げモーメントの影響、積層によるカップリング効果も含めて検討し、合理的な FW 圧力容器構造の最適設計を行いたい。

最後に、種々助言を頂いた東京大学工学部福永久雄氏に感謝致します。

文 献

- (1) 飯田・植村, 材料, **24**-266 (昭 50), 1044.
- (2) 飯田, 日本複合材料学会誌, **4**-4 (昭 53), 163.
- (3) 飯田, 機論, **47**-420, Δ (昭 56), 827.
- (4) 福永・ほか 3 名, 第 9 回 FRP シンポジウム講演論文集, (昭 55-3), 126.
- (5) 福永・ほか 3 名, 第 22 回構造強度に関する講演会講演論文集, (昭 55-7), 96.
- (6) Petit, P. H. and Waddoups, M. E., *J. Compos. Mater.*, **3** (1969), 2.
- (7) 植村・ほか 4 名, 東京大学宇宙航空研究所報告, **15**-4 (昭 54), 821.

討 論

〔質問〕 島村 昭 治 [工業技術院機械技術研究所]
FW 容器の破壊を初期から終期まで解析的に究明した数少ない研究として高く評価する。

1330 ページ左欄 17 行めに示されているように、FW 成形では、肉厚 h , t , 交角 ω などが設計値と差を生ずるのは止むをえないと思うが、参考として h , t , ω および繊維含量が、設計期待値と比べてどの程度の差を示したかを代表的な一、二の例についてお教え頂きたい。

〔回答〕 本実験と同じく設計製作された 2 回巻き 4 層積層のロケットチャンバ用 FW 圧力容器のドーム部の肉厚測定結果を、 $\sin \omega = r_1/r$ (ただし ω : 半径 r

点の繊維の巻き角度, r_1 : 開口部半径) および $h = h_0 r_0 \cos \omega_0 / r \cos \omega$ (ただし h_0, r_0, ω_0 : ドーム底, 円筒

付図 1 ドーム部の肉厚

部との境界、での肉厚、半径、繊維の巻き角度、 h ：半径 r 点の肉厚）より求めた計算値と比較して付図 1 に示す〔本文文献（7）〕。だいたい両者が一致することがわかる。

一体巻きで製作された容器開口部近傍では、繊維が必ずしも開口部金具に接することがないので ω と h は理論値とは多少異なる。

FW 円筒での繊維の巻き角度による繊維の容積含有率の変動は、実験後破壊していない 3 箇所を選んで測定した平均値を○印で付図 2 に示す。巻き角度が大きくなると V_f も大きい値をとる傾向がある。

〔質問〕 清水 翼〔㈱日立製作所機械研究所〕

（1）式（4）を求める場合、積層構造の各層の板厚に対してそれぞれ積分するのか。この場合各層間のせん断応力 τ_{rz} はどのように扱うのか。

（2）本計算における最終破壊基準が式（7）、（8）の 2 とおりあるが、実験との比較における計算では、このいずれでもないというように書かれている。この場合の判定法を示していただきたい。

（3）FRP 材のひずみ計測では使用するひずみゲージの絶縁ベースが補強効果をもち、正しいひずみが計測されないといわれるが、本実験ではどのような配慮がなされたか。

（4） F_L に比べて F_T の値が非常に小さいこと及び初期破壊のもつ意味が必ずしも明確でないように思われることから、最終破壊荷重のみを目標として F_T を無視した計算はできないか。

〔回答〕（1）本文のように積層膜理論によった場合の面内剛性や FEM で曲げ解析した場合〔本文文献（3）〕の曲げ剛性は肉厚方向に積分して求めた。曲げモーメントの発生する口金具部など不連続部では層間せん断応力が発生するので、著者の一人らは耐圧円筒で τ_{rz} を肉厚方向に分割し FEM で解析しているので参照されたい（付 1）。

（2）式（7）あるいは（8）のいずれでもないということではなくて、本計算では最終破壊は式（8）によって起こっている。ただ理論と実験との比較に際し

付図 2 繊維の容積含有率

（付 1）福永・植村，材料，28-315（昭 54），1146。

て口金具スカートとヘリカル層との接着が不完全となったり、初期破壊後の除荷様相を示す λ 値が大きくなると考えれば理論値が実験圧力値と一致することを説明したわけである。

（3）本文表 1 に示すごとく FRP の剛性が大きくなれば、ご指摘のようなことはあまりないと思われ、FRP ではひずみゲージが多用されている。

（4）FW 圧力容器製品の使用目的等によるが、長期に使用し、安全性が重視されるときは σ_T , τ_{LT} によりピチピチという破損音を発し、応力再配分を伴う初期破壊が設計基準になる。しかしロケットチャンバのように短時間一度きりのみ使用する場合は最終破壊が設計基準となり、初期破壊後の解析には本論文の他に、 $E_m \rightarrow 0$ に近付けて解析する方法（付 2）や F_L のみによる網目理論などが多用される。

〔質問〕 宮入 裕夫〔東京医科歯科大学〕

内圧をうける FW 圧力容器の破壊挙動に関し、理論的な検討を行った報告として大変有意義なものと考えられる。以下気のついたことを列挙させて頂く。

（1）初期破壊基準として最大応力説の適用を行っておられるが、二軸応力下の FW 容器に関し、実験的な結果があったらご提示頂きたい。

（2）FW 圧力容器の破壊部位と破壊後の力学的挙動に関し、ご意見を伺わせて頂きたい。

（3）FW 圧力容器の口金近傍の破壊では曲げモーメントの発生を考慮しなければならないと思うがいかがか。

（4）FW 圧力容器の耐圧強度の向上について肉厚の増加のみではその補強効果のないことを指摘されているがクロス材の使用で具体的な方法または考え方をご指示頂きたい。

〔回答〕（1）内圧による二軸応力下の FW 容器の実験結果としては、著者の一人らにより、CFRP-FW 円筒の内圧実験で得られた結果があるので参照されたい（付 3）。その論文では、6 種類の巻き角度（ $\pm 35^\circ$, $\pm 45^\circ$, $\pm 52.5^\circ$, $\pm 55^\circ$, $\pm 60^\circ$, $\pm 80^\circ$ ）の積層円筒について、内圧増加に伴う応力-ひずみの関係を、すなわち、初期破壊後、最終破壊までの挙動の実験結果を、本報と同じ方法で求めた解析結果と合せて示されている。 $\omega(=\theta) = \pm 35^\circ$ の場合を一例として付図 3 に示す。

（2）FW 圧力容器の破壊部位と破壊後の力学的挙動は、一般的に言えば、圧力容器の形状と巻き方、巻き角度、積層厚等によって異なるので一言では言えな

（付 2）山脇・植村，材料，19-206（昭 45），968；21-223（昭 47），330。

（付 3）Uemura, M. and Fukunaga, H., J. Compos. Mater., 15 (1981), 462。

付図 3 ±35° 円筒

い、FW円筒圧力容器については(付3)を参照願うとして、本容器での破損部位と破損後の力学的挙動に関して述べる。ヘリカル巻きのドーム部では、開口部近くでの繊維の巻き角度が大きく、繊維が周方向になり、子午線方向の強度が不足するため口金具スカートで補強している。従ってスカートの剛性が寄与するので初期破損はスカート外周部(繊維の巻き角度 $\omega = 58.1^\circ$)で起こり、円筒部に向かって伝播する。等張力膜面形状での本実験では、初期破損後の除荷様相を示す ϵ 値の増加とスカートの接着はく離によりスカー

ト外周部で最終破壊が起こったと考えられる。

(3) 本文でたびたび述べたように口金具部とか円筒とドームとの境界部など不連続部には、曲げモーメントが発生するがドーム部は一般に小さい。そこで口金具部ではスカート金具で補強し、境界部は周巻きを補強巻きし、FW部への影響を緩和したわけである。本文は幾何学的および材料的非線形と初期破損後の解析など複雑な解析のためとりあえず積層膜理論によったが、現在積層によるカップリング効果も含めて不連続点近くに発生する曲げモーメントの影響を解析中である。

(4) 本文 5.2(2) 項で述べたように開口部近くには有効な補強が必要であると考えている。従って繊維と直角方向の応力 σ_r はスカート外周部で大きいので、その周辺へのヘリカル層にクロス材のてん付積層等の補強をすれば、耐圧強度の向上が得られるのではないかと考える。クロス材等の補強も考慮した最適設計法を著者の一人らがすでに発表しているので参照されたい(付4)。

(付4) 福永・植村, 日本航空宇宙学会誌, 29-331 (昭 56), 439.

49 巻 444 号, A 編 (昭 58-8) 正誤表

執筆者名	ページ	欄	行	誤	正
山田 實ほか	897	行列式		$\bar{W} = \frac{ab}{2b}$	$\bar{W} = \frac{ab}{24}$
	898	〃	l_2 の式	$\eta \quad 2\eta \quad -\eta$	$-\eta \quad 2\eta \quad -\eta$
菅野良弘ほか	963	式 (33)		$+\tilde{Q}_{i,j+1,l}\{(-4/E_{et,j}$	$+\tilde{Q}_{i,j+1}\{(-4/E_{et,j}$
	965		下 3	一点鎖点は	一点鎖線は
岸田路也ほか	971	式 (8)		$+\mu_{i+1/2}^* f_{i+3/2}\}$	$+\mu_{i+1/2}^* f_{i+1/2}\}$
高久田 和夫	981	式 (23)		$U_{k,v}^{(u)}$	$U_{k,v}^{(u)}$
深津鋼次ほか	1001	式 (11)		$-n\bar{v}_0/\{1+1/(2n\alpha)\}$	$-n\bar{v}_0/\{1+1/(2n\alpha)\}$