ヘリカル巻き FW 円筒の破壊強度*

(1 引張強度)

山 脇 弘 一** 植 村 益 次***

The Fracture Strength of Helical-Wound Composite Cylinder

(1 Tensile Strength)

by

Koichi YAMAWAKI and Masuji UEMURA

(Institute of Space and Aeronautical Science, University of Tokyo, Tokyo)

The fracture strength of helical-wound composite cylinder under axial tension is discussed. The three-dimensional elastic stress components on the planes which do not intersect the fibers are analysed by use of the in-plane stress components in each layer. Then, in order to determine the tensile strength, they are related to the three kinds of fundamental strength of unidirectional fiber-reinforced composites obtained experimentally.

The axial tension tests are carried out on glass-epoxy cylindrical composites which are helically wound at various sorts of winding angle. The experimental results on fracture strength including elastic moduli are found to be in good agreement with the analytical results which take into account the yielding of matrix before fracture.

Based on the similar concept discussed here, the fracture strength under torsion and internal pressure can also be analysed showing good agreements with experimental results and they will be reported in the forthcoming papers.

(Received Oct. 29, 1969)

1 は し が き

多方向に巻いたフィラメント・ワインディング材の強度を解析する方法として大別すると次の3方法があげられる。

- (1) Netting analysis による方法
- (2) 現象論的表示式による方法
- (3) 破壊メカニズムの分類による方法

(1)の Netting analysis は外力に対して、せんいのみが負担し、母材は力の伝達にのみ寄与するという考えであるが、たとえば一方向に巻いたFW円筒の諸強度においても明かなように、その破壊メカニズムはさまざまであり、せんいが引張破壊する場合は、引張りがほぼせんい方向にのみ作用するという非常に限られた場合だけである。また多方向に巻いた場合でもある限られた巻き角度と負荷の種類に対しては、せんいの引張りが有効であるが、巻き角度が 0° から 90° にわたる広範囲の破壊を、Netting analysis で一貫して説明することは難かしいと思われる。

(2)の現象論的表示法は、Mises の法則を直交異方性板に拡張したもので Tsai¹⁾ 等はこの式に基づいて解析を進め、かなり良い一致をえているようで設計上有用ではあるが、ただこの方法では、破壊様相や破壊メカニズムを考慮することなく現象論的に破壊強度を予想しているに過ぎない。

(3)の方法は、FW 材の基礎的な破壊メカニズムとして、せんい方向引張(圧縮)破壊、せんいに沿うせん断破壊、せんいに垂直な方向の引張り(はがれ)破壊等に分類し、FW 材積層板の各構成層の応力成分が上述のいずれかの基礎強度に達したとき、破壊が生じるという考え方である。この概念は(1)、(2)に比して、より厳密な方法であると考え、筆者らは、この考えに基づいてまず FW 材の²⁾基本的強度を実験的に求め、また一方向巻き円筒の強度について解析および実験を行ない両者の結果を比較して良好な一致を得た。

本文では、斜交的にヘリカルに巻いたFW円筒の引張強度について、(3)の破壊メカニズムの立場から各構成層内の応力解析をすすめるとともに実験を行なって両者の比較検討を行なう。

2 解 析

* 原稿受理 昭和44年10月29日

** 東京大学大学院 東京都文京区本郷

*** 正 会 員 東京大学宇宙航空研究所 東京都目黒区駒場

2・1 ヘリカル巻き各層内の応力成分

ヘリカル巻き FW 円筒の強度の検討についても、ある外力の下での各層内の応力成分を解析し、一方向巻きの場合と同様の解析手続きをふめば良い。

ただ単層の場合と異なり、たとえばヘリカル巻き 2 重層板に 1 軸応力（たとえば引張応力 σ_x ）が作用しても個々の層内での応力状態は必ずしも同じでない。複合積層材について一応弾性解析を行なうが、実際には破壊前に母材の降伏や部分的なせんいとの分離があり、せんいの耐荷が増して応力の再配分がある、この状態での塑性応力分布は、弾性応力計算式で E_m （母材のヤング係数）、 C （複合材の contiguity factor） $\rightarrow 0$ として推定できるものと考ええる。

Fig. 1. Helical-wound layers under external stresses σ_x, σ_y and τ_{xy} .

Fig. 1 のようにヘリカル巻き円筒に $\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}$ を負荷した場合、 $\langle 1 \rangle$ および $\langle 2 \rangle$ の各層の (x, y) 方向の応力状態を求めよう。まず $\langle 1 \rangle$ 層と $\langle 2 \rangle$ 層は、同質同厚とし巻き角度が x 軸に関して $\pm \alpha$ とすれば、次の諸式がなりたつ。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_x &= \frac{\sigma_{x1} + \sigma_{x2}}{2} \\ \sigma_y &= \frac{\sigma_{y1} + \sigma_{y2}}{2} \\ \tau_{xy} &= \frac{\tau_{xy1} + \tau_{xy2}}{2} \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

また $\langle 1 \rangle$ 層と $\langle 2 \rangle$ 層の間には相互にすべりはなく諸ひずみ量は同じであるとすれば、ヘリカル巻き FW 材の剛性解析で示したように

$$\left. \begin{aligned} \epsilon_{x1} - \epsilon_{x2} &= \frac{\sigma_{x1}}{E_{x0}} - \frac{\nu_{y0}}{E_{y0}} \sigma_{y1} - \chi_0 \tau_{xy1} - \frac{\sigma_{x2}}{E_{x0}} \\ &\quad + \frac{\nu_{y0}}{E_{y0}} \sigma_{y2} - \chi_0 \tau_{xy2} = 0 \\ \epsilon_{y1} - \epsilon_{y2} &= -\frac{\nu_{x0}}{E_{x0}} \sigma_{x1} + \frac{\sigma_{y1}}{E_{y0}} - \phi_0 \tau_{xy1} + \frac{\nu_{x0}}{E_{x0}} \sigma_{x2} \\ &\quad - \frac{\sigma_{y2}}{E_{y0}} - \phi_0 \tau_{xy2} = 0 \\ \gamma_{xy1} - \gamma_{xy2} &= -\chi_0 \sigma_{x1} - \phi_0 \sigma_{y1} + \frac{\tau_{xy1}}{G_{xy0}} \\ &\quad - \chi_0 \sigma_{x2} - \phi_0 \sigma_{y2} - \frac{\tau_{xy2}}{G_{xy0}} = 0 \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

がなりたつ。ただし添字 1, 2 は各 $\langle 1 \rangle$ 層, $\langle 2 \rangle$ 層をあらわす。また諸記号は、

σ ; 直応力 τ ; せん断応力
 ϵ ; 直ひずみ γ ; せん断ひずみ

であり、 $E_{x0}, E_{y0}, \dots$ は次のように表わせる。

$$\left. \begin{aligned} \frac{1}{E_{x0}} &= \frac{\cos^4 \alpha}{E_L} + \frac{\sin^4 \alpha}{E_T} + \left(\frac{1}{G_{LT}} - \frac{2\nu_L}{E_L} \right) \cdot \sin^2 \alpha \cdot \cos^2 \alpha \\ \frac{1}{E_{y0}} &= \frac{\sin^4 \alpha}{E_L} + \frac{\cos^4 \alpha}{E_T} + \left(\frac{1}{G_{LT}} - \frac{2\nu_T}{E_T} \right) \cdot \sin^2 \alpha \cdot \cos^2 \alpha \\ \frac{1}{G_{xy0}} &= \left(\frac{1+\nu_L}{E_L} + \frac{1+\nu_T}{E_T} \right) \sin^2 2\alpha + \frac{1}{G_{LT}} \cdot \cos^2 2\alpha \\ \frac{\nu_{x0}}{E_{x0}} &= \frac{\nu_{y0}}{E_{y0}} = -\frac{\nu_L}{E_L} (\cos^4 \alpha + \sin^4 \alpha) \\ &\quad + \left(\frac{1}{G_{LT}} - \frac{1}{E_L} - \frac{1}{E_T} \right) \sin^2 \alpha \cdot \cos^2 \alpha \\ \chi_0 &= \left\{ \left[\frac{1}{G_{LT}} - \frac{2(1+\nu_L)}{E_L} \right] \cos^2 \alpha - \left[\frac{1}{G_{LT}} - \frac{2(1+\nu_T)}{E_T} \right] \sin^2 \alpha \right\} \sin \alpha \cdot \cos \alpha \\ \phi_0 &= \left\{ \left[\frac{1}{G_{LT}} - \frac{2(1+\nu_L)}{E_L} \right] \sin^2 \alpha - \left[\frac{1}{G_{LT}} - \frac{2(1+\nu_T)}{E_T} \right] \cos^2 \alpha \right\} \sin \alpha \cdot \cos \alpha \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

ただし

E_L ; L —方向のヤング率

E_T ; T —方向のヤング率

G_{LT} ; L — T 方向のせん断弾性係数

ν_L ; L —方向の応力に対するポアソン比

ν_T ; T —方向の応力に対するポアソン比

α ; 巻き角度

ここで、 $E_{x0}, \dots$ 等は一枚の直交異方性板について、せんい方向が x 軸と角度 α であるときの主軸方向の諸弾性係数をあらわし、 χ_0, ϕ_0 は重ね合わせによる所謂、せん断歪曲係数 (Shear distortion coefficient) である。

次に (1), (2) 式より各層面内応力 $\sigma_{xi}, \sigma_{yi}, \tau_{xyi}$ を $\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}$ で表わすと次のようになる。

$$\begin{bmatrix} \sigma_{xi} \\ \sigma_{yi} \\ \tau_{xyi} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & \pm M \\ 0 & 1 & \pm N \\ \pm \chi_0 G_{xy0} & \pm \phi_0 G_{xy0} & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{bmatrix} \quad (4)$$

$i = 1, 2$

ただし

$$\begin{aligned} M &= \frac{(\chi_0 + \phi_0 \nu_{y0}) E_{x0}}{1 - \nu_{x0} \nu_{y0}} & \text{符号} \pm \text{は} \\ N &= \frac{(\phi_0 + \chi_0 \nu_{x0}) E_{y0}}{1 - \nu_{x0} \nu_{y0}} & \begin{cases} i=1 \text{ のとき上符号} \\ i=2 \text{ のとき下符号} \end{cases} \end{aligned}$$

(4) 式より、FW 材に諸応力を負荷した場合各層内の面内諸応力をただちに求めることができる。

2・2 単軸引張応力の場合の各構成層内の応力分布

いま1例として x 軸方向にのみ引張応力 σ_x を作作用させた場合を考えると、 $\langle 1 \rangle$ 層、 $\langle 2 \rangle$ 層に働く諸応力は(4)式より $\sigma_y = \tau_{xy} = 0$ において、

$$\begin{aligned}\sigma_{x1} &= \sigma_x \\ \sigma_{y1} &= 0 \\ \tau_{xy1} &= \pm \chi_0 G_{xy0} \cdot \sigma_x\end{aligned}\quad (5)$$

となる。これよりヘリカル巻きによって各層に面内せん断応力 τ_{xy1} の内部応力が生じることがわかる。

さて巨視的にみて、外力により各層に分担される面内応力が求められたので、次に各層内でせんいを含む任意の面に関する3次元的な応力成分を求めよう。すなわち構成層の (x, y, z) 座標で求めた(4)の諸応力をFig. 2に示すようなせんいを含む任意の面についての、 (x', y', z') 座標で表わすと、次のように書きあらわせる。 $\langle 1 \rangle$ 、 $\langle 2 \rangle$ 層は x 軸に関して対称なので符号の相違を考えればよく、ここでは $\langle 1 \rangle$ 層のみについて示す。

$$\sigma_{x'1} = \sigma_{x1} \cos^2 \alpha_1 + 2 \tau_{xy1} \cos \alpha_1 \cos \beta_1 \quad (6)$$

$$\sigma_{y'1} = \sigma_{x1} \sin^2 \alpha_2 + 2 \tau_{xy1} \cos \alpha_2 \cos \beta_2 \quad (7)$$

$$\sigma_{z'1} = \sigma_{x1} \cos^2 \alpha_3 + 2 \tau_{xy1} \cos \alpha_3 \cos \beta_3 \quad (8)$$

$$\begin{aligned}\tau_{x'y'1} &= \sigma_{x1} \cos \alpha_1 \cdot \cos \alpha_2 + \tau_{xy1} (\cos \alpha_1 \cos \beta_2 \\ &\quad + \cos \alpha_2 \cos \beta_1)\end{aligned}\quad (9)$$

$$\begin{aligned}\tau_{y'z'1} &= \sigma_{x1} \cos \alpha_2 \cos \alpha_3 + \tau_{xy1} (\cos \alpha_2 \cos \beta_3 \\ &\quad + \cos \alpha_3 \cos \beta_2)\end{aligned}\quad (10)$$

$\langle 2 \rangle$ 層の場合は $\langle 1 \rangle$ 層と全く対称で、応力の絶対値は等しいので、以後 $\sigma_{x'1}, \dots, \tau_{x'y'1}, \dots$ の添字の“1”は総べて省略することにする。

ただし、Fig. 2にも示すように各軸は、

z' 軸：任意のせんいを含む面と y, z 平面との交線
 x' 軸：このせんいを含む面上で z' 軸に垂直な方向
 y' 軸：右手直交座標系による x', z' 両軸に垂直な方向

Fig. 2. Coordinate system (x', y', z') for analysis of stress components with regard to a plane which contains fibers.

であり、 $\alpha_1, \beta_1, \dots$ 等は (x, y, z) 座標軸と (x', y', z') 座標軸との間の角度である。Table I にその関係を示す。

Table I. Angle between (x, y, z) and (x', y', z') coordinates.

	x	y	z
x'	$\alpha_1 = \theta$	$\beta_1 = \cos^{-1}(\sin \theta \cos \phi)$	$\gamma_1 = \cos^{-1}(\sin \theta \sin \phi)$
y'	$\alpha_2 = \frac{\pi}{2} + \theta$	$\beta_2 = \cos^{-1}(\cos \theta \cos \phi)$	$\gamma_2 = \cos^{-1}(\cos \theta \sin \phi)$
z'	$\alpha_3 = \frac{\pi}{2}$	$\beta_3 = \frac{\pi}{2} + \phi$	$\gamma_3 = \phi$

これらの値を(6)式に代入し、(5)式も(6)式に代入して整理する。

$$\sigma_{x'} = \sigma_x (\cos^2 \theta + \chi_0 G_{xy0} \sin 2\theta \cos \phi) \quad (11)$$

$$\sigma_{y'} = \sigma_x (\sin^2 \theta - \chi_0 G_{xy0} \sin 2\theta \cos \phi) \quad (12)$$

$$\sigma_{z'} = 0 \quad (13)$$

$$\tau_{x'y'} = \sigma_x (-\sin \theta \cos \theta + \chi_0 G_{xy0} \cos 2\theta \cdot \cos \phi) \quad (14)$$

$$\tau_{y'z'} = \sigma_x \chi_0 G_{xy0} \sin \theta \sin \phi \quad (15)$$

となる。ただしある巻き角度 α のもとで、 θ を ϕ 、あるいは θ と ϕ の間には次の関係式がなりたつ。³⁾

$$\cos \phi = \frac{\tan \theta}{\tan \alpha}, \quad \cos \psi = \frac{\cos \alpha}{\cos \theta} \quad (16)$$

$\cos \theta \leq 1$ であるから、せんいを横切らない面では、 $\tan \theta \leq \tan \alpha$ 、または $\theta \leq \alpha$ の関係がある。

一方、軸引張りによる場合について基礎となる破壊メカニズムとしてFig. 3に示すような方向の次の3つの破壊様相を考える。

Fig. 3. Definition of fundamental strength: F_L, F_T and $F_{LT, \phi}$

- (1) せんい方向の引張破壊 F_L
- (2) せんい〜母材間の分離破壊 F_T
- (3) せんい〜母材間のせん断破壊 $F_{LT, \phi}$

これら3つの破壊様相に相当する応力成分は、(11)~(15)で表わせる。すなわち、 $\sigma_{x'}(\psi=0)$ 、 $\sigma_{y'}$ 、 $\sigma_{z'}$ は F_L 、 F_T 、 F_T に対応し、 $\tau_{x'y'}$ 、 $\tau_{y'z'}$ は $F_{LT, \phi}$ に対応する。これより各破壊のメカニズムの限界式を求めてみよう。

(1) F_L

(1)の破壊に相当する応力成分は、(11)式の $\sigma_{x'}$ において、せんい方向、すなわち $\psi=0$ の x' 軸方向と一致

しなければならない。したがって(11)式で $\phi=0$, $\theta=\alpha$ とおいた場合である。

$[\sigma_x']_{\theta=\alpha \rightarrow F_L}$, $\sigma_x \rightarrow F_x$ とおけば、引張強度 F_x は次式で与えられる。

$$F_x = F_L / (\cos^2 \alpha + \chi_0 G_{xy0} \sin 2\alpha) \quad (17)$$

(2) F_T

(2)の破壊メカニズムに相当するのは(12)式の $\sigma_{y'}$ であるから、 $\sigma_{y'} \rightarrow F_T$ とおき、引張強度は θ (あるいは ϕ) に対する最小値で表せるから、次式で表わされる。

$$F_x = [F_T / (\sin^2 \theta - \chi_0 G_{xy0} \sin 2\theta \cdot \cos \phi)]_{\min} \quad (18)$$

ここで $\sigma_{y'}$ については、 θ についての最大値を検討する必要があるが、(12)式に(16)式の関係代入し $\theta \leq \alpha$ の関係を用いると、 $\theta = \alpha$, すなわち、 $\phi = 0$ の場合に $\sigma_{y'}$ は最大値をとることがわかる。したがって、引張強度は

$$F_x = F_T / (\sin^2 \alpha - \chi_0 G_{xy0} \sin 2\alpha) \quad (19)$$

となる。

(3) $F_{LT, \phi}$

(3)の破壊メカニズムに相当するのはせんいを含む面内の最大せん断応力であるが、ここでは一応2成分である(14)式の $\tau_{x'y'}$, (15)式の $\tau_{y'z'}$, をとり上げ $\tau_{x'y'} \rightarrow F_{LT, \phi}$, $\tau_{y'z'} \rightarrow F_{LT, \phi}$ とおき、引張強度は θ (あるいは ϕ) に対する最小値をとり、次式で表わされる。

(14)式より、

$$F_x = [F_{LT, \phi} / (-\sin \theta \cos \theta + \chi_0 G_{xy0} \cos 2\theta \cos \phi)]_{\min} \quad (20)$$

(15)式より

$$F_x = [F_{LT, \phi} / \chi_0 G_{xy0} \sin \theta \sin \phi]_{\min} \quad (21)$$

前と同様にある巻き角度 α のもとで F_x の最小値を求めればよいが、 $F_{LT, \phi}$ はせんい方向とせん断方向のなす角 ϕ (Fig. 3 参照) やせん断面に作用する垂直圧縮応力 (σ_c) の影響をうけて一定値でないので、後述するように各種の θ のもとで、(20), (21)式を検討する必要がある。

σ_x のみならず内圧・ねじりにより σ_y , τ_{xy} などが負荷される場合の強度についても全く同様な考え方によって求められる。

2・3 一方向強化材の基礎的破壊強度

3種の破壊メカニズムに対応する一方向強化材の基礎的強度、 F_L , F_T , $F_{LT, \phi}$ の値については、別報で詳細に記述したので、ここではそれらの実験結果に基づいて以下に述べるような強度、および実験式を採用したことを述べるに止める。

(1) F_L

F_L に関しては良く知られているように、複合法則による次式がわれわれの実験結果と良く合致している。

$$F_L = F_f \cdot V_f \quad (22)$$

ただし

F_f ; 硝子せんいの引張強度 (200 kg/mm²)

V_f ; せんい体積含有率

(2) F_T

F_T に関しては、実験ではバラツキが多く、試験片製作時の取り扱いの影響もあり、多少低い値をとり次のような値をとる。

$$F_T = 0.8 \sim 1.5 \text{ (kg/mm}^2\text{)} \quad (23)$$

(3) $F_{LT, \phi}$

$F_{LT, \phi}$ に関しては、せん断方向 (ϕ) によって、せん断強度が異なる。別報の結果を参照して次のような実験式で表わされる。

$$F_{LT, \phi} = 4 - \left(\frac{\phi^\circ}{90^\circ} \right) - \frac{\sigma_c}{4} \text{ (kg/mm}^2\text{)} \quad (24)$$

ただし $0^\circ \leq \phi^\circ \leq 90^\circ$, σ_c ; せん断面に働らく垂直圧縮応力

以上、ある巻き角度 α の値のもとで、引張強度は、(22)~(24)式を各(17), (19), (20), (21)式に代入して求められ、そのうち F_x の最も小さい値をとる様式で引張破壊することになる。

3 実験要領

ファイラメント・ワインディング材の基礎的破壊強度に基づいて、ヘリカル巻き円筒の引張強度の理論的解析を行なったが、それを実験的に確かめるため、基礎的破壊強度を求めた場合と同じ成形条件で作られた FW 円筒試験片について、以下に述べるような試験方法で実験を行なった。

(1) 試験片の成形条件

(成形) 日東紡強化プラスチック研究所

(樹脂) Epikote 828 (Shell)

(ロービング) 日東紡 GYR-60-FWE

(管の内径) 75 mm ϕ

(肉厚) 約 1 mm

(硝子体積含有率) V_f ; 39~57.5%

Fig. 4. Axial tensile specimen of helical-wound composite cylinder.

(巻き角度) α ; 30° ($V_f=39\%$), 45° , 55° , 75° (53%), 90° (58%)

(2) 実験要領

Fig. 4 に示すように円筒の両端部を補強し, 治具をはめこみ, ボルト締めをして, 軸方向に引張る. 試験片中央部の相対する 2 点にひずみゲージを貼付し, 円筒主軸方向のひずみを測定した.

4 軸引張実験結果と理論解析式との比較検討

4.1 剛性 (弾性係数)

ヘリカル巻き FW 円筒の場合には, 一方向巻きの場合と異なり, 積層したことによっておこる内部応力の影響, たとえば χ_0 , ψ_0 , G_{xy0} 等の剛性に関する係数が強度にも影響を与える. すでにヘリカル巻き FW 材の剛性に関しては, 解析を行ない実験と比較して良好な結果をえている⁴⁾. 本文は破壊強度が主題であるが, 破壊前に剛性試験も行なったので序に剛性についても検討しておく. 円筒主軸方向のヤング率, ポアソン比は次式で与えられる.

$$\begin{aligned}\frac{1}{E_x} &= \frac{1}{E_{x0}} - \chi_0^2 G_{xy0} \\ \frac{1}{E_y} &= \frac{1}{E_{y0}} - \psi_0^2 G_{xy0} \\ \frac{\nu_x}{E_x} &= \frac{\nu_y}{E_y} = \frac{\nu_{x0}}{E_{x0}} + \chi_0 \psi_0 G_{xy0}\end{aligned}\quad (25)$$

ただし $\frac{\nu_{x0}}{E_{x0}} = \frac{\nu_{y0}}{E_{y0}}$ がなりたつ.

(3)式で示される E_{x0} , E_{y0} , ν_{x0} , G_{xy0} などを求めるのに必要な E_L , E_T , ν_L , G_{LT} などは前報の方法によって求められるが, その際, 素材の剛性値としては次に示す値を用い, contiguity factor $C=0.2$ とした.

$$\left. \begin{aligned}E_f &= 7\,000 \text{ kg/mm}^2, \nu_f = 0.23 \\ E_m &= 300 \text{ kg/mm}^2, \nu_m = 0.36\end{aligned} \right\} \quad (26)$$

これらの諸式により計算した主軸方向の弾性係数の計算値を, ガラスせんい容積含有率 V_f に対して Fig. 5, 6 に示す. 円筒軸引張試験とリング試験によって

Fig. 5. Comparison of experimental and analytical values on Young's moduli E_x and E_y of helical-wound composite cylinders.

Fig. 6. Comparison of experimental and analytical values on Poisson's ratios ν_x and ν_y of helical-wound composite cylinders.

求めた実験値も Fig. 5, 6 に合わせ示すが, 両者は良く一致し, 筆者らの弾性係数の求め方の有用性が確認できた.

4.2 破壊強度

上述の弾性係数の検討によって, 弾性計算式(2)式が実験結果と良く合うことを確認した. そこでさらに全体の破壊前に, F_T , $F_{LT, \phi}$ の基礎強度値が低いために母材が降伏ないし塑性変形し, 複合材内に応力の再配分が行なわれることを考慮して塑性応力分布を求め, 基礎的強度と対応させて x 軸方向引張りによる破壊応力 F_x を(17)~(21)式によって求めた.

基礎的強度として $F_L = (2)$ 式, $F_T = 2 \text{ kg/mm}^2$, $F_{LT, \phi} = (24)$ 式を用いて求めた限界曲線, すなわち $F_x \sim \alpha$ 関係を Fig. 7 に示す. 実線は弾性的の場合で, (26)式の常数値と, 弾性係数計算式中の contiguity factor $C=0.2$ を用いて求めたものである. 破線は $E_m=0$, $C=0.1$, 鎖線は $E_m \approx 0$, $C=0$ として母材が破損し, せんい樹脂の拘束度が減少し, 塑性応力状態を推定した限界曲線である.

ここで $F_{LT, \phi}$ に対応する F_x は, (15)式の $F_{LT, \phi}$ の値を用いて, (20), (21)式で検討する必要がある. まず $\tau_{xy'}$ に対応する F_x について, (20)式の F_x を最小にするような $\theta(\phi, \psi) \sim \alpha$ の関係を数値計算で求めた結

Fig. 7. Tensile strength of helical-wound composite cylinders.

Fig. 8. Relationship between θ, ϕ, ψ and winding angle α , which give the minimum value of F_x in the case of shear fracture due to $\tau_{xy'}$.

果を Fig. 8 に示し、この関係を用いて求めた $F_x \sim \alpha$ の関係が Fig. 7 に示されている。また $\tau_{xy'}$ に対応する F_x についても、同様な解析手順で求められるが、一般に $\tau_{xy'}$, $\sigma_{y'} = \sigma_T$ による限界値よりも高い限界値を与える。ただ $\alpha = 20^\circ \sim 35^\circ$ の範囲において、塑性状態に相当する③ ($E_m \approx 0, C = 0$) の場合は、 F_x の限界値は②式によって低くなるので、この場合のみ Fig. 7 に記入しておいた。

またすでに発表した³⁾一方向巻き FW 円筒の軸引張りによる場合の F_x の解析と実験結果も、比較のために Fig. 7 にそれぞれ点線と×印で示してある。

Fig. 7 を見れば、ヘリカル巻き FW 円筒の引張強度は、破壊前の母材損傷を考慮した解析値と良く一致しており、上述の解析法がきわめて有用であることがわかる。

すなわち巻き角度 α が $0^\circ \sim 10^\circ$ の範囲では、破壊メカニズム(1)のせんい引張破壊が生じる。 $\alpha \approx 10^\circ \sim 45^\circ$ の範囲では、(3)のせんいを含む面内でのせん断界面破壊が生じ、特に $\alpha \approx 10^\circ \sim 35^\circ$ では $\tau_{xy'}$ による破壊、 $\alpha \approx 35^\circ \sim 45^\circ$ では $\tau_{x'y'}$ による破壊が生じていると思われる。 $\alpha \approx 45^\circ \sim 90^\circ$ では、(2)のせんいと直角方向の分離破壊が生じ、破壊前の母材の塑性を考慮しても $\sigma_{y'}$ 値は余り変わらず、限界曲線も余り変化しないことは注目値する。実際の破壊面や破壊様相もこれらの破壊メカニズムとだいたい良く符合しており、巻き角度 α によって破壊メカニズムが異なることが、一方向巻きの場合と同様に説明できる。また従来複合材料強度の指針となっている一方向強化材のせんい方向の引張破壊は、 α の小さいごくわずかの範囲でしか生じないことは注意すべきである。

次に一方向巻き強度の場合と比較して見よう。一方向巻きの単層の場合には、交差した積層間相互の干渉がないので、せんいを含む面に関する弾性応力成分で破壊応力が検討でき、Fig. 7 に示すように×印と点線との一致はきわめて良好である。Fig. 7 でも明らかに α が大きくなると、一方向巻きもヘリカル巻き

もともに円筒軸方向引張破壊は、せんいと直角方向の引張りできまり、実験結果も一致している。しかし、 α が小さくなると、一方向巻きとヘリカル巻きの差が著しくなる。その差は約 2—4 倍程度にもなる。これは、この領域では、せんいと母材間のせん断界面破壊が支配的であるが、①式からも明らかなように、重ね合わせの拘束によって生じる $\chi_0 G_{xy0}$ 等の剛性因数が限界値を大きくする働きをする。すなわち一方向のフィラメントに沿うせん断に対して、これと交差する他方向のフィラメントが抵抗することを示している。

このような一方向巻きとヘリカル巻きの破壊強度の実験値との比較は Jackson らによって得られており、Fig. 7 と全く同様の傾向が得られているが、本文のような考え方によって説明できるようである。

α がごく小さい領域は、せんい方向と引張方向がほぼ一致し、引張破壊はせんいの引張破壊によるが、ヘリカル巻きの場合には一方向巻きの場合と異なり巻き角度 α の増加とともに F_x が減少する傾向にあることは注目すべきである。これもヘリカル巻きでの積層効果によって、軸引張応力 σ_x に対して少し傾いたせんい方向応力がより増加することによるものである。

5 結 び

本研究はフィラメント・ワインディング法による積層複合材において、積層面内の外荷重のもとでの破壊を考えており、積層厚は薄いものとして、層間のせん断力とか厚さ方向の応力分布等は考えていない。

本文での実験のように比較的薄肉であり、周方向に連続な円筒形状の場合には、本文で述べたような考察によって軸引張りによる破壊強度を良く説明できるようである。ただ積層板の強度解析は、本来厳密には 3 次元考察をすることが望ましいと考える。

また本文では全般的な破壊前に母材の樹脂は容易に塑性変形し、母材が破壊しかかってもせんい材が荷重を分担し、応力の再配分が行なわれると考えているが、この場合の塑性応力分布は、弾性応力計算式において母材剛性 E_m を $E_m \rightarrow 0$ とし、複合材としての continuity factor C を $C \rightarrow 0$ とすることによって推定したが、破壊時応力を良く説明できるようである。厳密には将来塑性応力解析が望ましいと考えている。またせんいを含む面内のせん断破壊は $\tau_{xy'}$ と $\tau_{y'x'}$ の 2 成分で考えたが、次報以後には最大せん断応力で論ずる。

本文では単軸引張りの場合について述べたが、ねじ・内圧負荷による破壊も、破壊前の塑性応力状態を考慮することによって、同じように一貫して良く説明でき、次報で報告したいと思う。

最後に試験片の製作に協力していただいた日東紡強化プラスチック研究所の方々に謝意を表します。

(昭和44年7月3日 複合材料シンポジウム講演会にて講演(日本材

料学会, 日本航空宇宙学会共催))

(1969).

参 考 文 献

- 1) Tsai, S. W., Strength Characteristics of Composite Materials, NASA CR-224 (1965).
- 2) 山脇弘一, 植村益次, 材料, **19**, 968 (1970).
- 3) 植村益次, 山脇弘一, 日本航空宇宙学会誌, **17**, No. 182

- 4) 植村益次, 山脇弘一, 阿部慎蔵, 井山向史, 東大宇宙航空研究所報告, **4**, 3(B), 448 (1968).
- 5) Jackson, P.W., and D. Cratchly, J. Mech. Phys. Solids, **14**, 49 (1966).
- 6) 山脇弘一, 植村益次, 日本材料学会, 日本航空宇宙学会共催複合材料シンポジウム (1969)