

フィラメント・ワインディング材の剛性について

植村 益次・山脇 弘一
阿部 慎蔵・井山 向史

概 要

フィラメント・ワインディング(FW)法によるせんい強化プラスチック材は、高比引張り強度・製作の容易さなどの利点が多く、ロケット・チャンバーなどに用いられようとしている。しかし剛性が低い欠点があり、FW構造の設計に際しては、剛性を検討しておく必要がある。以上の観点から、本文では、FW複合材料において、せんいと母材の両素材弾性常数から出発して、一方向強化ロービング材の弾性常数を簡単に求め、さらにFW法によって製作されるヘリカル巻き構造やヘリカル巻き+パラレル巻き併用構造などの面内弾性常数を求める計算をし、剛性向上のための各種の考察を行なった。さらにこれらの解析式が実用に供し得るかどうかを検討するために、ガラスせんいとエポキシ樹脂からなる各種のFW試験片を製作し、各種の実験を行なって弾性常数について計算値と比較した結果、良好な合致が得られた。

1. ま え が き

フィラメント・ワインディング(FW)材の面内応力による比引張り強度が大きく、任意形状のものが一体巻き手法で製作される利点に注目して、宇宙工学部門ではロケット・チャンバーに応用され、軽量化や飛しよう性能の向上に貢献しようとしている。ただ弾性係数なし剛性値が金属材料に比べて低い欠点があり、アメリカでは、Polaris, Scout, Minuteman など大型ロケット上段に適用されることが多い。我々の研究所でも上段ロケットや球型チャンバーにFW材を適用するための開発的研究が進みつつあり[1][2]、科学技術庁宇宙開発本部にも同様な計画がある[1][2]。

さてFW材によってロケット・チャンバーを設計する際には、まず基礎的にFW材の剛性と強度や接合強度[3]について十分に理解しておく必要がある。本文ではまずFW材の求め方について解析式を提示すると共に、FW法によるガラスせんい強化エポキシ樹脂について、一方向ロービング材やFW円筒試験片などで、ガラスせんい含有率、巻き角度、巻き方などを種々変えて各種剛性試験を行ない、両者の比較検討をした結果について述べる。

記 号

X, Y ; せんい方向とそれに直角方向の座標

x, y ; シリンダの軸方向と周方向の座標

添字“ L ”“ T ”; せんい(X)方向と直角(Y)方向の諸量を示す。

添字“ f ”“ m ”; せんい(ガラス)、母材(樹脂)に関する諸量を示す。

添字“ c ”“ h ”; 複合材全体、ヘリカル巻き層に関する諸量を示す。

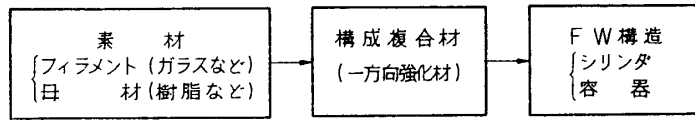
E ; ヤング係数, G ; せん断剛性係数, ν ; ポアソン比, σ ; 直応力, τ ; せん断応力, ε ; 直ひずみ, γ ; せん断ひずみ, α ; FWの巻き角度, θ ; 引張り方向と複合材主軸方向

との角度.

V_f, V_m ; せんい, 母材の容積含有率.

2. 一方向強化複合材 (構成複合材) の剛性

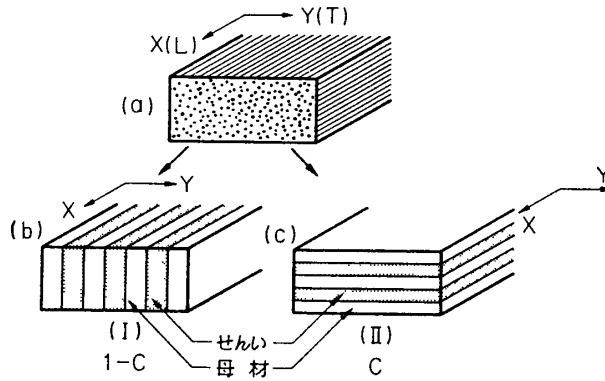
FW による複合材の弾性常数 (剛性) 値は, 第 1 図に示すような順序で求められる. すなわち素材の剛性が与えられ, 一方向強化材である構成複合材の剛性が求められると, 任意の巻き角度による FW 構造の剛性が得られる. したがってまず基礎となる一方向強化ローピング材について検討する. ここではガラスせんいとエポキシ樹脂の複合材について実験するが, 各種のせんい補強材に適用できることはもちろんである. これらのせんい補強複合材は, 巨視的には直交異方性板と見なされ, 弾性主軸に関する弾性常数を検討する.



第 1 図 FW 構造の剛性値を求める順序

2.1 弾性常数の表示式

せんいの含有率が少ない (粗な) 場合には, せんいが完全に母材によって取り囲まれているとして, 第 2 図に示すように, (a) の一方向強化材は, (b) のようにモデル化して考えてもよい. この場合には, せんい方向 (L) と直角方向 (T) に関する弾性常数は次式で与えられる.



第 2 図 一方向強化材のモデル化

$$\left. \begin{aligned} E_L^I &= E_f V_f + E_m (1 - V_f) \\ E_T^I &= E_f E_m / \{ E_m V_f + E_f (1 - V_f) \} \\ \nu_L^I &= \nu_f V_f + \nu_m (1 - V_f) \\ \nu_T^I &= \nu_L^I (E_T^I / E_L^I) \\ G_{LT}^I &= G_f G_m / \{ G_m V_f + G_f (1 - V_f) \} \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

ここで $G_f = E_f / 2(1 + \nu_f)$, $G_m = E_m / 2(1 + \nu_m)$

せんい方向の引張り剛性 E_L^I については, いわゆる混合法則が成り立ち, せんいの misalignment factor $K (0.9 < K < 1)$ をかけると, 大体実験結果と合致するようである [4].

しかし FW チャンバーのように高剛性のせんい含有率が高くなると, せんいは薄い樹脂層

を介してお互に接触するようになり、contiguous になる。せんい樹脂の接着・摩擦などせん断による荷重伝達部が多くなり、せんい材が横方向の変形に対する抵抗にも寄与するようになる。したがって第2(b)図のようにモデル化することは疑問であり、事実 E_T, G_{LT} の実験値は、(1)式で与えられる計算値よりも大きくなる [4][5][6]。 E_L については (2)式と大差なく混合法則が成り立つので、ここでは E_T, ν_L, G_{LT} について検討した結果を述べる。

理論的解析法としては、均質・等方性材料の内に異種材料が埋蔵された heterogeneous な物質を弾性論で解けばよいが、せんい含有率が高いときには厳密解を得ることがきわめてむずかしい。そこで変分原理によって弾性常数の上限・下限を求める試み [7] もあるが、両限は隔っており実用に適さない。せんいの断面形や配列を仮定して近似的に解析する試みが [5][8][9] あるが、実験値と符合するまでに至っていない。弾性論による解析は、内部応力の大きさや分布を与え、微視的に破壊のメカニズムを検討するのにきわめて有用であるが、これらの解析は基本的仮定として、両材は Hooke の法則に従い、共に均質・等方で互に密に接着しており、せんいはある方向に配列され、寸法と形状は一様と考えている。しかし実際には解析で考慮されない重要な因子、たとえば

- (a) フィラメント材の表面や内部での不規則性と欠陥
- (b) 製作法による残留応力の存在
- (c) 切断したフィラメントの存在
- (d) 非接着面の存在

などがあって、実験値は理論値と一致しないと思われる。そこで実験的因子を導入して理論式で無視された諸効果を修正する試みがある。たとえば Tsai [4] は Hashin の解析式 [5] に基づき、実際の複合材は (i) 全せんいが隔離されている材料が $(1-c) \times 100\%$ ($0 < c < 1$) と (ii) せんいと樹脂を取り替えて、全せんいが contiguous (連続的) である材料が $c \times 100\%$ ずつ占めているとし、 $c \cong 0.2$ をとれば、実験値とかなり合うことを示した。しかし筆者らの実験 [11] によれば、 c をせんい含有率に無関係に一定と考えては、実験結果と合致しないので、次に述べるように弾性常数に対する簡単な経験式を提示する次第である。

せんいの含有率が高くなるにつれて、せんいと樹脂の相互干渉が多くなると思われる。いま一方向強化材は、第2図(b)(c)に示すような(I)、(II)の材料が何割かずつ占めていると考える。(I)のモデルについては、(1)式で述べたが、(II)のモデルについての弾性常数は次式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} E_L^{II} &= E_T^{II} = E_f V_f + E_m(1 - V_f) \\ \nu_L^{II} &= \frac{\nu_f E_f V_f + \nu_m E_m(1 - V_f)}{\frac{E_f V_f}{1 - \nu_f^2} + \frac{E_m(1 - V_f)}{1 - \nu_m^2}} \\ G_{LT}^{II} &= G_f V_f + G_m(1 - V_f) \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

全体の複合材としては、Tsai [4] の考えと似て、(II)のモデルが c ($0 \leq c \leq 1$, contiguity factor)、(I)のモデルが $(1-c)$ の割合いで存在しているとすると、弾性常数は次式で表わされる。ただしここでは c はせんい含有率 V_f と共に増加し、 V_f の関数と考える。

$$\left. \begin{aligned} E_L &= (1-c)E_L^I + cE_L^{II} = E_L^I = E_L^{II} \\ E_T &= (1-c)E_T^I + cE_T^{II} \\ G_{LT} &= (1-c)G_{LT}^I + cG_{LT}^{II} \\ \nu_L &= (1-c)\nu_L^I + c\nu_L^{II} \\ \nu_T &= \nu_L(E_T/E_L) \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

せんい方向のヤング係数 E_L は c に無関係で、混合法則が成り立つ。

以上提案した経験式を実験的に確かめるために、一方向巻き FW 円筒について次に述べるように実験を行なったが、さらに一般のヘリカル巻き FW 円筒についても実験を行ない、これらの経験式が便利なることを示す。

2.2 一方向巻き FW 円筒の剛性実験と解析式との比較

(1) 試験片

ガラスせんい; 日東紡ロービング GYR-60

樹脂; エポキシ樹脂, Shell Epikote 828

せんい含有率 V_f ; 約 35%~約 65%

円筒内径 75 mm, 円筒肉厚 約 1.5 mm

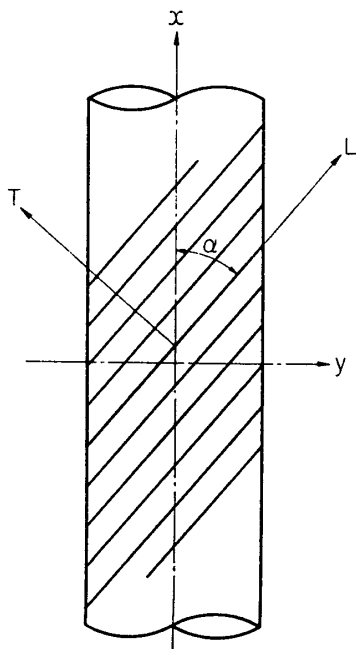
巻き角度 α ; 20°, 45°, 65°, 87° の 4 種類

$$\left. \begin{aligned} E_f &= 7,000 \text{ kg/mm}^2, & \nu_f &= 0.23, & G_f &= 2,850 \text{ kg/mm}^2 \\ E_m &= 300 \text{ kg/mm}^2, & \nu_m &= 0.36, & G_m &= 110 \text{ kg/mm}^2 \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

V_f は、加熱炉にて樹脂分を焼却し、重量計量によって求めた。

(2) 実験値とその検討

第3図に示すような一方向巻き FW 円筒の軸方向に、引張り・圧縮試験を行なうと共に、ねじり試験を行ない、抵抗線ひずみ計を貼付し、円筒主軸に関する弾性常数を測定した。 E_y を求めるために NOL リング試験も試みたが、リング試験は応力分布が均一にならないで弾性常数を求めるのに不適当である。そこで E_y は α の補角での試験片の E_x の実験値から V_f による修正をして求めた。これらの実験値を第1表の左欄に示し、次に示す換算式によってせんい方向に関する弾性常数に換算した値を第1表の右欄に示す。



第3図 一方向巻き
FW 円筒材

$$\left. \begin{aligned} \frac{1}{E_L} &= \frac{1}{\cos 4\alpha} \left[\frac{\cos^4 \alpha}{E_x} \cdot \frac{(3 \cos 2\alpha - 2)}{\cos 2\alpha} + \frac{\sin^4 \alpha}{E_y} \cdot \frac{(3 \cos 2\alpha + 2)}{\cos 2\alpha} \right. \\ &\quad \left. - \left(\frac{1}{G_{xy}} - \frac{2\nu_x}{E_x} \right) \sin^2 \alpha \cos^2 \alpha \right] \\ \frac{1}{E_T} &= \frac{1}{\cos 4\alpha} \left[\frac{\sin^4 \alpha}{E_x} \cdot \frac{(3 \cos 2\alpha + 2)}{\cos 2\alpha} + \frac{\cos^4 \alpha}{E_y} \cdot \frac{(3 \cos 2\alpha - 2)}{\cos 2\alpha} \right. \\ &\quad \left. - \left(\frac{1}{G_{xy}} - \frac{2\nu_x}{E_x} \right) \sin^2 \alpha \cos^2 \alpha \right] \end{aligned} \right\}$$

表1 一方巻き FW 材の弾性常数実験値

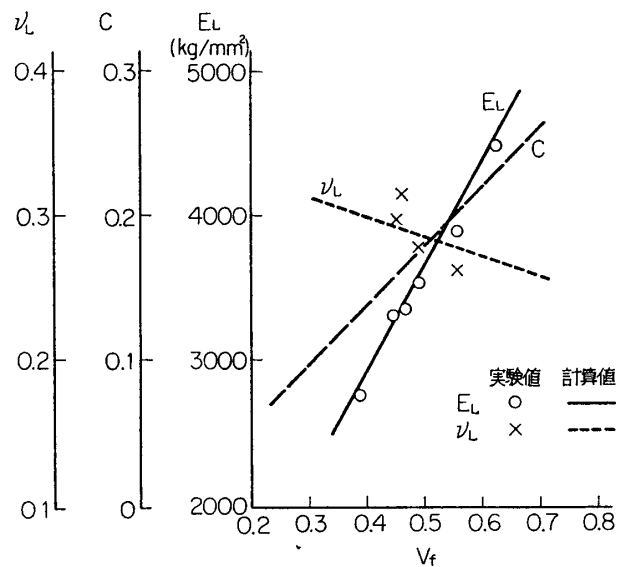
巻き角度 $\alpha(^{\circ})$	ガラス せんい 含有率 $V_f(\%)$	シリンダ主軸に関する値				せんい方向に関する値			
		E_x (kg/mm ²)	E_y (kg/mm ²)	G_{xy} (kg/mm ²)	ν_x	E_L (kg/mm ²)	E_T (kg/mm ²)	G_{LT} (kg/mm ²)	ν_L
25°	38.6	1,500	727	410	0.429	2,756	699	329	0.368
	48.9	1,970	1,100	594	0.378	3,530	1,074	469	0.277
45	44.85	1,107	1,107	635	0.331	3,305	920	416	0.297
	62.5	1,700	1,700	1,017	0.325	4,492	1,520	631	0.251
65	46.5	950	1,700	512	0.236	3,350	906	391	0.316
	55.5	1,285	2,200	685	0.224	3,888	1,330	529	0.261
87° (90°)	51.6	1,116	—	—	—	—	1,116	—	—
	65.2	1,662	—	—	—	—	1,662	—	—

$$\left. \begin{aligned} \frac{1}{G_{LT}} &= \frac{1}{\cos 4\alpha} \left[- \left(\frac{1+\nu_x}{E_x} + \frac{1+\nu_y}{E_y} \right) \sin^2 2\alpha + \frac{1}{G_{xy}} \cos^2 2\alpha \right] \\ \frac{\nu_L}{E_L} &= \frac{\nu_T}{E_T} = \frac{1}{\cos 4\alpha} \left[\frac{\nu_y}{E_y} (\cos^4 \alpha + \sin^4 \alpha - 4 \sin^2 \alpha \cos^2 \alpha) \right. \\ &\quad \left. - \left(\frac{1}{G_{xy}} - \frac{1}{E_x} - \frac{1}{E_y} \right) \sin^2 \alpha \cos^2 \alpha \right] \end{aligned} \right\} (5)$$

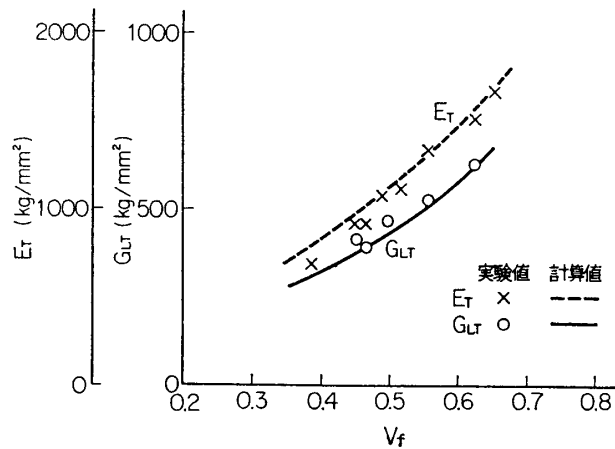
ただし, $\cos 2\alpha, \cos 4\alpha \neq 0$

実験を行なった $\alpha=45^{\circ}$ の場合には, (5)式によれないので, E_L は混合法則による値を用い, E_T は実験値から求めて表1右欄に示してある。

実験値から求めたこれらの E_L, ν_L および E_T, G_{LT} の値を V_f に対してそれぞれ第4図, 第5図に示す。さて contiguity factor c はせんい含有率が増すと共に, 大きな値をとると思



第4図 $c \sim V_f$ の関係と, E_L, ν_L の V_f による変化

第5図 E_T , G_{LT} の V_f による変化

われ、ここでは第4図に示すように、 c は V_f の一次関数と考えた。

$$c = 0.2(V_f - V_m) + 0.175 \quad (6)$$

(4)式の素材剛性値を用いて E_L , E_T , ……などを(1)(2)(3)式から計算し、第4図、第5図に実験値と比較して示す。

μ_L の実験値は実験精度の都合上ばらつくが、その他全般はきわめてよい合致を示している。普通 E_T , G_{LT} は V_f の増加と共に、直線的以上に増大するが[8]、本実験でも同様な結果が得られている。我々の実験値を Tsai の式 ($c=0.2$) で計算すると、第4, 5図のような良好な合致は得られなかった。その他後述するように、ヘリカル巻き FW 材の弾性常数も、ここで述べた方法で求めた E_L , E_T などに基づいて検討すると、実験値とよく合っており、弾性常数の見当をつけるのに簡単で有益であろう。ただ c の物理的な意義をさらに厳密に裏付ける必要があるように思われる。

3. ヘリカル巻き FW 材の剛性

ヘリカル巻き FW 材は、第6図に示すように、円筒主軸 (x 軸) と $\pm\alpha$ の巻き角度をもつ2層が積層された直交異方性板と見なすことができる。前章で各層、すなわち一方向強化材の主軸方向の弾性常数を求める式を提示したので、これらに基づいてヘリカル巻き材の弾性常数を検討する。

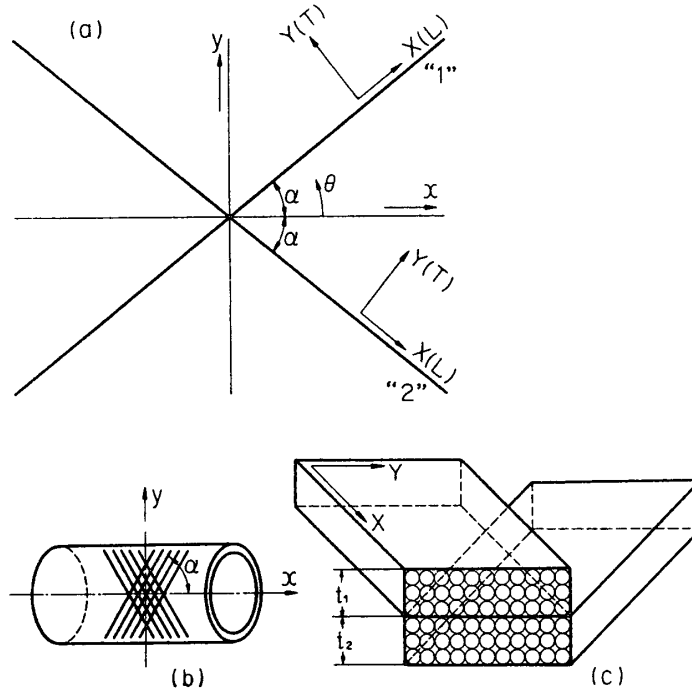
3.1 主軸方向弾性常数の解析式

第6図に示すように、巻き角度 α の FW 法で作られた円筒においては、弾性主軸は軸方向 (x)、周方向 (y) である。 $+\alpha$ 層を“1”層、 $-\alpha$ 層を“2”層とすれば、両層共に $X(L)$, $Y(T)$ 軸を主軸とする直交異方性板と見なされ、両層が接着されたと考え、次のように直交異方性理論で円筒主軸方向の弾性常数を求めた結果を簡単に示すが、すでに Greszezuk が求めていた [11][12]。

解析に当たって次のように仮定する。

- ① “1” “2” 層は同質で、同じ巻き角度と層厚をもつ。

$$t_1 = t_2 \quad (7)$$



第6図 ヘリカル巻きFW材

- ② “1”“2”層の応力と全体の複合材応力との間には、次の関係式がある。

$$\sigma_x = (\sigma_{x1} + \sigma_{x2})/2, \quad \sigma_y = (\sigma_{y1} + \sigma_{y2})/2, \quad \tau_{xy} = (\tau_{xy1} + \tau_{xy2})/2 \quad (8)$$

- ③ “1”“2”層間には相互のすべりはない。

$$\varepsilon_x = \varepsilon_{x1} = \varepsilon_{x2}, \quad \varepsilon_y = \varepsilon_{y1} = \varepsilon_{y2}, \quad \gamma_{xy} = \gamma_{xy1} = \gamma_{xy2} \quad (9)$$

直交異方性板と見なした各層での X , Y 方向の応力～ひずみ関係は

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_{xi} &= (\sigma_{xi}/E_L) - \nu_T(\sigma_{yi}/E_T) \\ \varepsilon_{yi} &= (\sigma_{yi}/E_T) - \nu_L(\sigma_{xi}/E_L) \\ \gamma_{xyi} &= \tau_{xyi}/G_{LT}, \quad (i=1, 2) \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

であり、各層について、せんい主軸 X , Y 方向と円筒主軸 x , y 方向との間で、応力とひずみの座標変換を行なえば、

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{xi} &= \cos^2 \alpha \cdot \sigma_{xi} + \sin^2 \alpha \cdot \sigma_{yi} \mp 2 \sin \alpha \cdot \cos \alpha \cdot \tau_{xyi} \\ \varepsilon_{xi} &= \cos^2 \alpha \cdot \varepsilon_{xi} + \sin^2 \alpha \cdot \varepsilon_{yi} \mp \sin \alpha \cdot \cos \alpha \cdot \gamma_{xyi} \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

($i=1, 2$, $i=1$ ……上符号, $i=2$ ……下符号)

となり、(10)式に代入すれば、各層の x , y 方向の応力～ひずみ関係は次のようになる。

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_{xi} &= (\sigma_{xi}/\bar{E}_x) - \bar{\nu}_y(\sigma_{xi}/\bar{E}_y) \mp \chi \tau_{xyi} \\ \varepsilon_{yi} &= (\sigma_{yi}/\bar{E}_y) - \bar{\nu}_x(\sigma_{xi}/\bar{E}_x) \mp \Psi \tau_{xyi} \\ \gamma_{xyi} &= (\tau_{xyi}/\bar{G}_{xy}) \mp \chi \sigma_{xi} \mp \Psi \sigma_{yi} \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

ここで

$$\left. \frac{1}{\bar{E}_x} = \frac{\cos^4 \alpha}{E_L} + \frac{\sin^4 \alpha}{E_T} + \left(\frac{1}{G_{LT}} - \frac{2\nu_L}{E_L} \right) \sin^2 \alpha \cos^2 \alpha \right\}$$

$$\left. \begin{aligned}
 \frac{1}{\bar{E}_y} &= \frac{\sin^4 \alpha}{E_L} + \frac{\cos^4 \alpha}{E_T} + \left(\frac{1}{G_{LT}} - \frac{2\nu_L}{E_L} \right) \sin^2 \alpha \cos^2 \alpha \\
 \frac{1}{\bar{G}_{xy}} &= \left(\frac{1+\nu_L}{E_L} + \frac{1+\nu_T}{E_T} \right) \sin^2 2\alpha + \frac{1}{G_{LT}} \cos^2 2\alpha \\
 \frac{\bar{\nu}_x}{\bar{E}_x} &= \frac{\bar{\nu}_y}{\bar{E}_y} = \frac{\nu_L}{E_L} (\cos^4 \alpha + \sin^4 \alpha) + \left(\frac{1}{G_{LT}} - \frac{1}{E_L} - \frac{1}{E_T} \right) \frac{\sin^2 2\alpha}{4} \\
 \chi &= \left[\frac{\sin^2 \alpha}{E_T} - \frac{\cos^2 \alpha}{E_L} + \frac{1}{2} \left(\frac{1}{G_{LT}} - \frac{2\nu_L}{E_L} \right) \cos 2\alpha \right] \sin 2\alpha \\
 \Psi &= \left[\frac{\cos^2 \alpha}{E_T} - \frac{\sin^2 \alpha}{E_L} - \frac{1}{2} \left(\frac{1}{G_{LT}} - \frac{2\nu_L}{E_L} \right) \cos 2\alpha \right] \sin 2\alpha
 \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

“—”を付した弾性常数は、各層を1枚の直交異方性板と見なしたときの円筒主軸 x , y 方向の各層の弾性常数に相当する [13]。 χ , Ψ は等方性板あるいは $\alpha=0(90^\circ)$ の場合には恒等的に0であるが、各層には x , y 主軸に関するせん断応力によって主軸方向に直ひずみを生じ、あるいは直応力によってせん断ひずみを生ずることを意味する。

さてヘリカル巻き複合材を一枚の直交異方性板と見なしたときの応力～ひずみ関係を

$$\left. \begin{aligned}
 \varepsilon_x &= (\sigma_x/E_x) - \nu_y(\sigma_y/E_y) \\
 \varepsilon_y &= (\sigma_y/E_y) - \nu_x(\sigma_x/E_x) \\
 \gamma_{xy} &= \tau_{xy}/G_{xy}
 \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

で表わしたとき、FW材の弾性常数は、(13)式の関係を用いて結局次式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned}
 1/E_x &= 1/\bar{E}_x - \chi^2 \bar{G}_{xy} \\
 1/E_y &= 1/\bar{E}_y - \Psi^2 \bar{G}_{xy} \\
 \nu_x/E_x &= \nu_y/E_y = (\bar{\nu}_x/\bar{E}_x) + \chi\Psi \bar{G}_{xy} \\
 \frac{1}{G_{xy}} &= \frac{1}{\bar{G}_{xy}} - \frac{\chi(\chi + \Psi \bar{\nu}_y)}{1 - \bar{\nu}_x \bar{\nu}_y} \bar{E}_x - \frac{\Psi(\Psi + \chi \bar{\nu}_x)}{1 - \bar{\nu}_x \bar{\nu}_y} \bar{E}_y
 \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

ヘリカル巻きFW材の弾性常数としては、(12)式ではなく、(15)式を用いるべきことに注意しなければならない。

3.2 ヘリカル巻き材の剛性試験

我々の研究室で行なった実験結果 [6] を述べ、上述の計算式との比較検討を行なう。

(1) 試験片

円筒内径 100mm, 肉厚 約 1.5mm

ガラスせんい; 日東紡ロービング GYR-60, 2 plies

樹脂; エポキシ樹脂, Shell Epikote 828 (硬化剤 HHPA)

せんい含有率 V_f ; 約 0.5

巻き角度 α ; 35° , 55° , 75° の3種類

(2) 実験結果とその検討

これらの円筒試験片について、①引張り、②圧縮、③ねじり、④曲げ、⑤内圧などによる各種の試験を行なって、 x , y 軸に関する弾性常数を測定した結果を表2に示し、平均値をとって巻き角度 α に対する変化を第7図に示す。

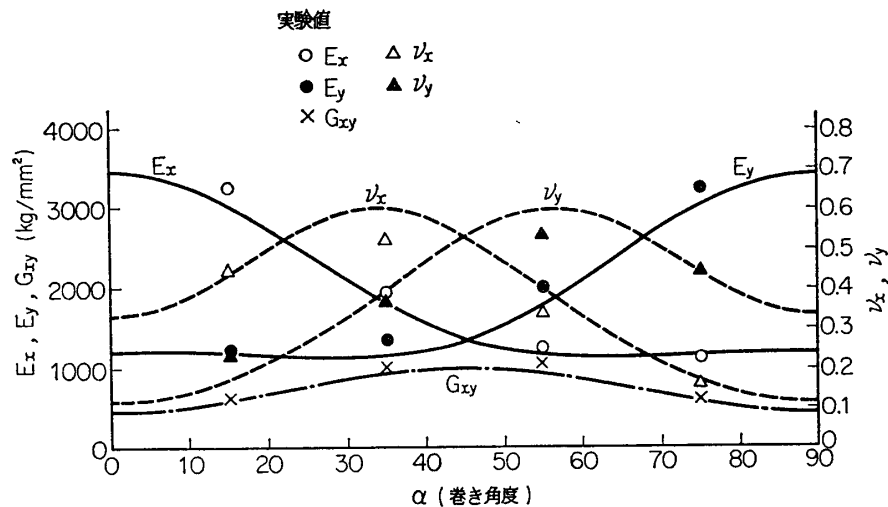
表2 ヘリカル巻きFW材の剛性実験結果

試験種目	E_x (kg/mm ²)	E_y (kg/mm ²)	ν_x	ν_y	G_{xy} (kg/mm ²)
巻き角度 $\alpha=35^\circ$					
引張り	2,050		0.507		
圧縮	1,930		0.516		
曲げ	1,980		0.535		
ねじり					1,019
内圧		1,370			
平均値	1,987	1,370	0.519	0.358	1,019
$\alpha=55^\circ$					
引張り	1,303		0.335		
圧縮	1,250		0.341		
曲げ	1,332		0.337		
ねじり					1,070
内圧		2,020			
平均値	1,292	2,020	0.338	0.529	1,070
$\alpha=75^\circ$					
引張り	1,030		0.153		
圧縮	1,186		0.163		
曲げ	1,157		0.148		
ねじり					624
内圧		3,550			
平均値	1,124	3,550	0.550	0.486	624

$$E_L = 3450 \text{ kg/mm}^2 \quad \nu_L = 0.33$$

$$E_T = 1223 \text{ kg/mm}^2 \quad \nu_T = 0.12$$

$$G_{LT} = 442 \text{ kg/mm}^2$$



第7図 ヘリカル巻きFW材の弾性常数と巻き角度の関係

一方計算値としては、(4)式と同じ素材剛性値を用い、 $c=0.2$ として、(3)式によって一方向強化材(構成複合材)の剛性値を計算すると、次のようになる。

$$\left. \begin{aligned} E_L &= 3,450 \text{ kg/mm}^2, E_T = 1,223 \text{ kg/mm}^2, G_{LT} = 442 \text{ kg/mm}^2 \\ \nu_L &= 0.33, \nu_T = 0.12 \end{aligned} \right\} \quad (16)$$

これらの値を(13)、(15)式に代入してヘリカル巻き FW 材の主軸方向の弾性常数を、巻き角度 α の関数として計算して求め、第7図に計算曲線として示す。これからあらゆる巻き角度 α の範囲で、実験値と計算値はかなりよく一致していることがわかる。

3.3 ヘリカル巻き材の弾性常数の方向性

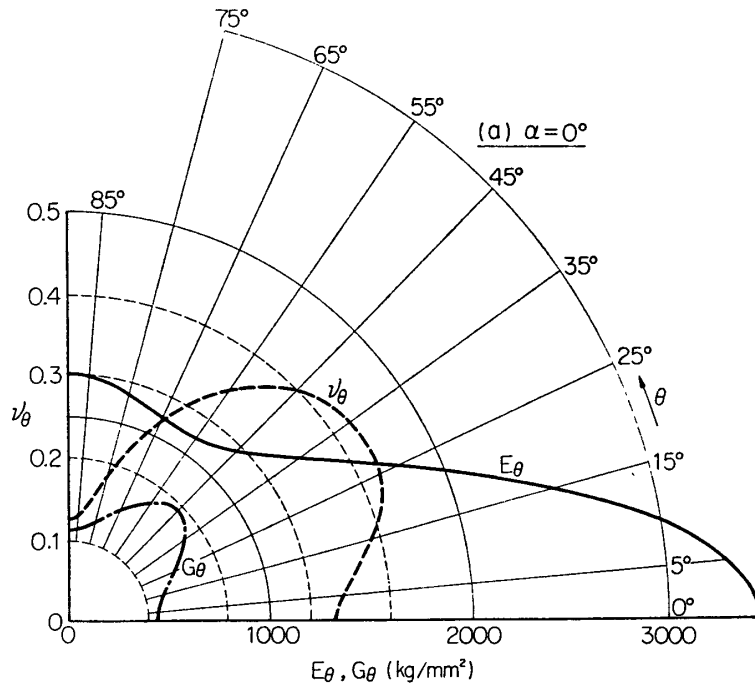
ヘリカル巻きの FW 材を直交異方性板とみて、主軸方向 (x, y) の弾性常数がわかれば、主軸から任意の方向 θ の弾性常数の分布は、(13)式と同形の式から求められる。ただし(13)式で、 $L \rightarrow x, T \rightarrow y, \alpha \rightarrow \theta$ とおいたもので、 $\bar{E}_x \rightarrow E_\theta, \bar{G}_{xy} \rightarrow G_\theta, \bar{\nu}_x \rightarrow \nu_\theta$ となる。いま一例として3種の巻き角度 $\alpha=0^\circ, 25^\circ, 45^\circ$ の場合について、直交異方性板としての方向性を極線図にして、それぞれ第8(a),(b),(c)図に示す。

主要な E_θ, G_θ について考える。 $\alpha=0^\circ$ (x 軸方向のみの強化材) では、 $E_{\theta=0}(E_L)$ はきわめて大きく、 $E_{\theta=90}(E_T)$ は小さく、 G_θ は $\theta=45^\circ$ で最大となり、 $G_{\theta=0}$ は小さい。しかし $\alpha=45^\circ$ では、 E_θ は 45° 方向に大きく、 G_θ は反対に 45° 方向に小さく、 $\alpha=0^\circ$ の場合と逆の傾向をもつようになる。

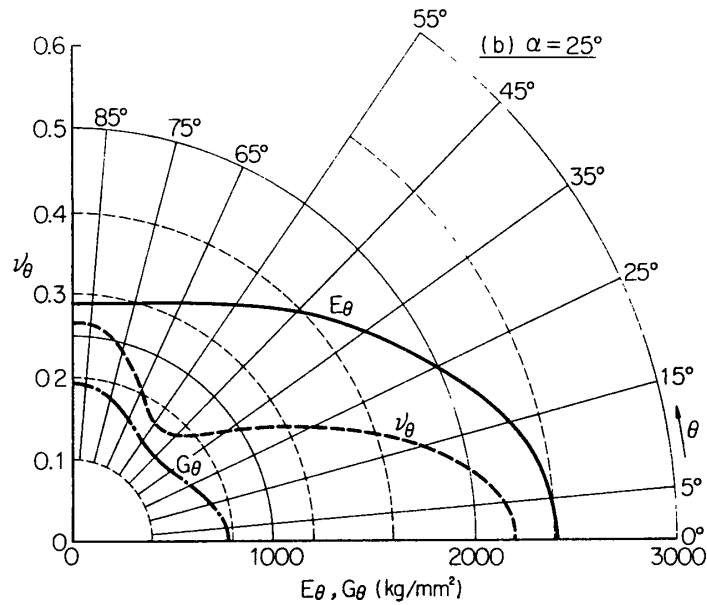
$\alpha=0^\circ$ の場合に、 $\theta=90^\circ$ 以外で E_θ が極小値をもち、一見奇異に感ぜられるが、(13)式より θ に対する極値条件を検討すると、

$$G_{LT} \geq E_L/2(1+\nu_L) \text{ あるいは } G_{LT} \leq E_T/2(1+\nu_T) \quad (17)$$

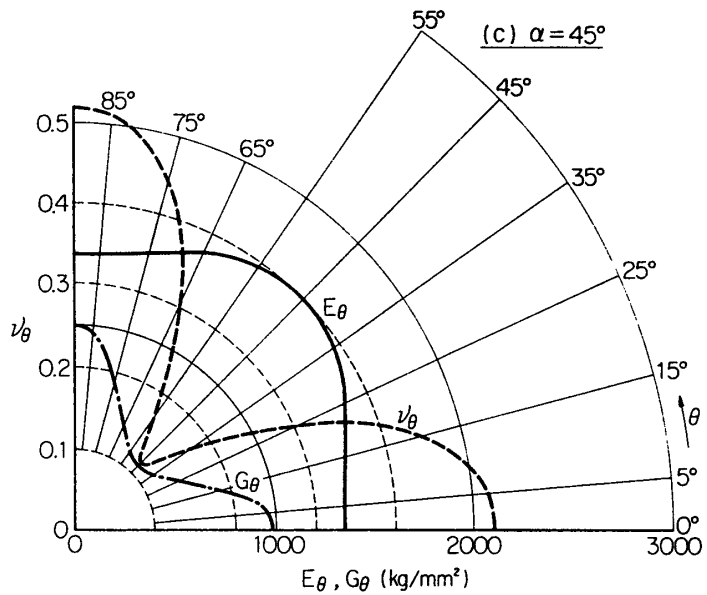
の場合には、極小値が存在し得ることになる。せんい強化の FW 材では(17)式の後者の条



第8図(a) ヘリカル巻き材の弾性常数の方向性



第8図(b) ヘリカル巻き材の弾性常数の方向性



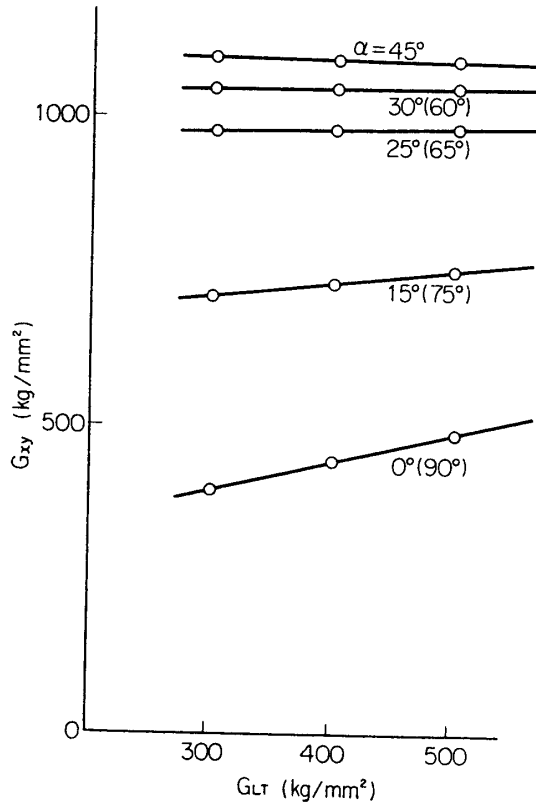
第8図(c) ヘリカル巻き材の弾性常数の方向性

件を満足しているわけである。FW材を構造部材に使用するときには、作用する外力の種類と方向を考え、異方性や方向性を考慮して巻き角度を決定する必要がある。

3.4 構成複合材の剛性がヘリカル巻き円筒の剛性に及ぼす影響

構成複合材である一方向強化材の剛性は、第4, 5図に見られるように高剛性のせんい含有率に依存することはもちろんであるが、せんい素材の剛性にも依存することは(1)~(3)式から明らかである。さて構成複合材が与えられると、ヘリカル巻きFW構造の剛性がどのように変わるかは、巻き角度にも依存し、これらの影響を明らかにしておくことは設計上必要である。

いま構成複合材の剛性が(16)式で与えられる場合を一例として示す。これらの諸弾性常数値の近傍で、各弾性常数値のみを変化させる。たとえば第9図に示すように、 G_{LT} 以外を一定にして、 G_{LT} をかなりの範囲で変化させた

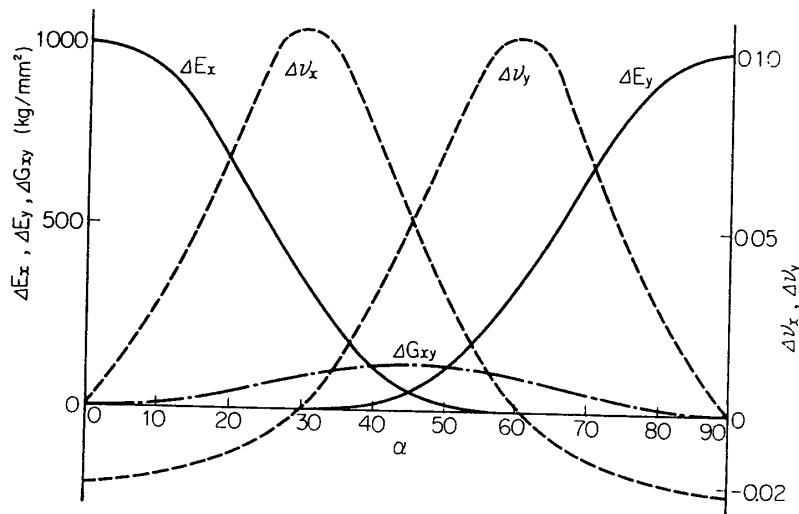


第9図 G_{LT} の変化による G_{xy} の変化
 ($E_L=3,540 \text{ kg/mm}^2$, $E_T=1,223 \text{ kg/mm}^2$,
 $\nu_L=0.33$, $\nu_T=0.12$ として)

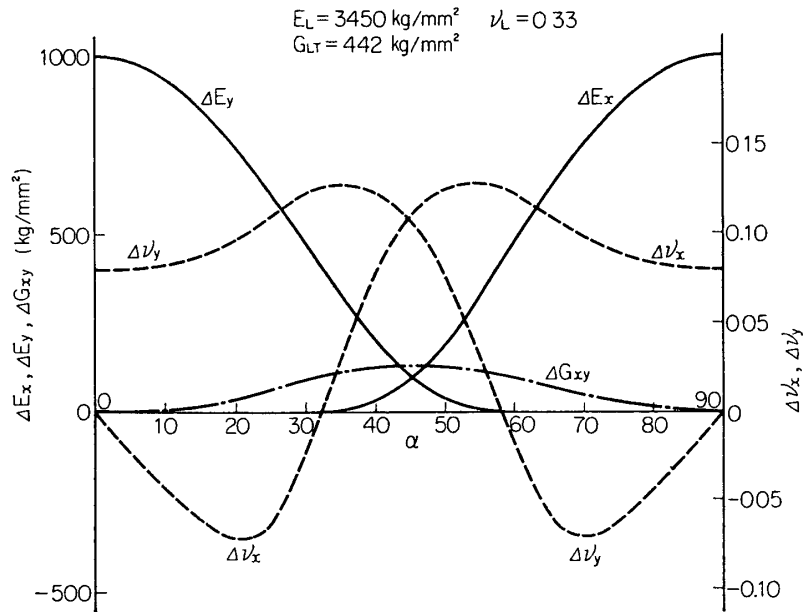
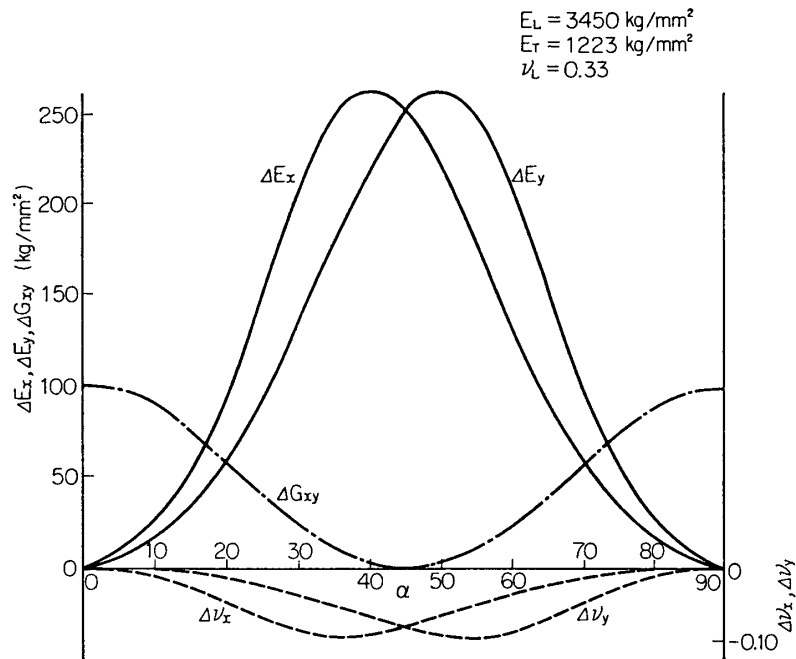
ときの、円筒主軸方向の弾性常数はほとんど直線的に変化する。そこで最も影響の大きいと思われる E_L , E_T , G_{LT} を(16)式の近傍において、単独に変化させたときの円筒主軸方向の弾性常数の変化を、巻き角度 α に対してそれぞれ第10(a), (b), (c)図に示す。

これによると、巻き角度 α によっても、また変化を与える構成複合材の弾性常数によっても、影響を受けるFW 円筒主軸方向の弾性常数の種類や値が著しく異なることがわかる。たとえばロケットボディあるいはチャンバーのように軸(x)方向の剛性 E_x を増したときには、 $\alpha \neq 0$ では E_L を増すことはもちろんであるが、 $\alpha=45^\circ$ 付近だと E_L は効果はなく、 G_{LT} を増すように配慮することが必要である。 α がさらに大きくなれば E_T を増すことが有効である。このような観点から、FW 構造の最適設計には、外力の種類を考えて、巻き角度や構成複合材の剛性の選択に考察を加える必要がある。

$E_T = 1223 \text{ kg/mm}^2$ $\nu_L = 0.33$
 $G_{LT} = 442 \text{ kg/mm}^2$

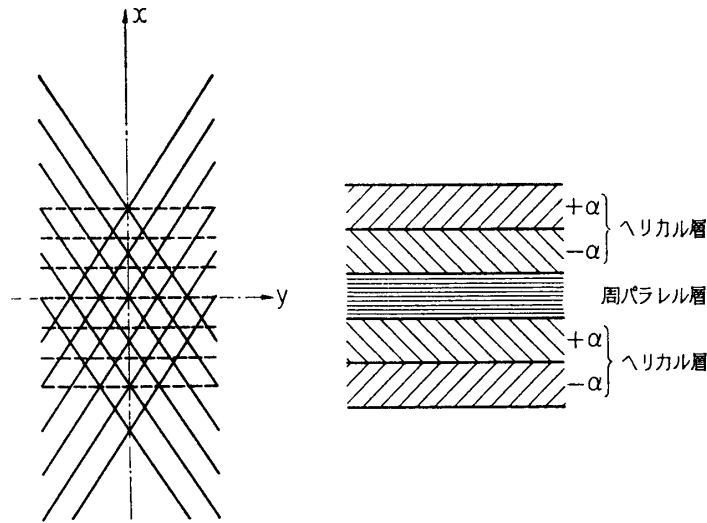


第10図(a) E_L を $1,000 \text{ kg/mm}^2$ 増した場合の諸弾性常数の変化

第10図(b) E_T を $1,000 \text{ kg/mm}^2$ 増した場合の諸弾性常数の変化第10図(c) G_{LT} を 100 kg/mm^2 増した場合の諸弾性常数の変化

4. ヘリカル巻きと周平行巻きの複合材

ヘリカル巻きの場合よりも、種々の方向のワインディングを組み合わせた方が、各種の破壊メカニズムに対する抵抗を増し、強度の観点から望ましい。ここでは第11図に示すようにロケット・チャンバーによく用いられるヘリカル巻きと周方向平行巻きを併用した場合の弾性常数の式を示しておく。



第11図 ヘリカル巻きと周パラレル巻きの複合材

4.1 弾性常数の解析式

ヘリカル巻きのみの場合の弾性常数 E_x, E_y, \dots [(15)式] と、パラレル巻き(一方向強化材)のみ弾性常数 E_L, E_T, \dots [(3)式] を用い、外力をうけたときに両層は相互にすべりや相対的なずれをおこさないと考え、3.1節と同様に直交異方性理論で解析すると、次式で示される[6]。これも既に Greszczuk[11] が求めていた式と一致する。

$$\left. \begin{aligned}
 E_{cx} &= E_x' + E_T' - \frac{(\nu_x E_y' + \nu_T E_L')^2}{(E_y' + E_L')} \\
 E_{cy} &= E_y' + E_L' - \frac{(\nu_x E_y' + \nu_T E_L')^2}{(E_x' + E_T')} \\
 \nu_{cx} &= \frac{\nu_x E_y' + \nu_T E_L'}{E_y' + E_L'} \\
 \nu_{cy} &= \frac{\nu_y E_x' + \nu_L E_T'}{E_x' + E_T'} \\
 G_{cxy} &= G_{xy} t_h + G_{LT} t_p
 \end{aligned} \right\} \quad (17)$$

ここで

$$\left. \begin{aligned}
 E_x' &= E_x t_h / (1 - \nu_x \nu_y), & E_y' &= E_y t_h / (1 - \nu_x \nu_y) \\
 E_L' &= E_L t_p / (1 - \nu_L \nu_T), & E_T' &= E_T t_p / (1 - \nu_L \nu_T)
 \end{aligned} \right\} \quad (18)$$

t_h ; ヘリカル巻き層厚の全厚に対する割合
 $t_p = 1 - t_h$

もちろん $\nu_{cy} = \nu_{cx} E_{cy} / E_{cx}$ の関係が成り立つ。

4.2 剛性試験

我々の研究室で行なった実験結果[6]を述べ、上述の計算式との比較検討を行なう。

(1) 試験片

円筒内径 100mm, 肉厚 約 1.5mm

ガラスせんい; 日東紡ロービング GYR-60

ヘリカル巻き 2 plies, パラレル巻き 1 ply

$t_h=0.8, t_p=0.2$

ヘリカル巻き角度 α ; 35°, 40°, 45° の3種類

樹脂; エポキシ樹脂, Shell Epikote 828

せんい含有率 V_f ; 0.60~0.65

(2) 実験結果とその検討

これらの円筒試験片について, ①引張り, ②ねじりの試験を行ない, 円筒主軸に関する E_x, ν_x, G_{xy} のみを測定した結果を, 平均値にして表3に示し, 上述の計算式による値と比較する. 素材剛性値は(4)式と同じである.

表3 ヘリカル巻き+パラレル巻き FW 複合材の弾性常数

ヘリカル 巻き角度 $\alpha(^{\circ})$	ガラスせん いの含有率 $V_f(\%)$	C	計 算 値			実 験 値		
			E_x (kg/mm ²)	ν_x	G_{xy} (kg/mm ²)	E_x (kg/mm ²)	ν_x	G_{xy} (kg/mm ²)
35°	50	0.215	2,312	0.450	1,084	2,285	0.318	1,210
40	65	0.235	2,242	0.417	1,200	2,250	0.341	1,200
45	65	0.235	2,019	0.386	1,247	1,996	0.307	1,280

表3から, E_x, G_{xy} についてはかなりよく合致しているが, ν_x については計算値よりも実験値が低い値が出た. 試験片取材の不備も考えられるが, ヘリカル巻きするときも幾分実験値が低かったので, 何か原因があるのか検討中である.

5. む す び

以上, フィラメント・ワインディング法によるせんい強化材によって, ロケット・チャンパーなどの実際構造を製作する場合に, 問題となる面内剛性の求め方について述べた. 主としてガラスせんい補強のエポキシ樹脂複合材について試験片を製作し, 実験を行なって提案した計算式とよく合致することを確認した.

FW 材は剛性が低い欠点があり, 弾性常数値を検討する必要があることはもちろんであるが, FW チャンパーの耐圧性については当然引張り強さなどの強度が問題となる. 強度についても考察・実験をまとめつつあり, 近い将来に報告するつもりである.

なお末筆ながら, FW 試験片の製作を担当された日東紡強化プラスチック研究所の方々に厚く感謝の意を表します.

1968年6月26日 航空力学部

参 考 文 献

- [1] 宇宙航空工学における FRP シンポジウム(第1回), 東大宇宙航空研究所.(昭.42.1.12~13)
 森 大吉郎・植村益次・河田幸三: 大型 FRP ロケット・円筒チャンパー (500φ) の内圧試験結果について.
 森 大吉郎・河田幸三・植村益次: 480φ FW 球型チャンパーの試験結果について.
 竹中幸彦: 科学技術庁のロケット計画と FRP.

- [2] 宇宙航空工学における FRP シンポジウム (第2回), 東大宇宙航空研究所 (昭.42.12.7~8)
植村益次・河田幸三・森 大吉郎・岩田正明・深井 誠: 大型 FW 一体巻きロケット・チャンパーの内圧試験結果.
植村益次・河田幸三・森 大吉郎・加山 昭: 500 ϕ FRP ロケット・チャンパーの接手強度について.
竹中幸彦: 実用人口衛星計画と FRP.
- [3] 植村益次・阿部慎蔵・井山向史: FW 材の接手強度, 東大宇宙航空研究所報告, 第4巻第1号(A) (昭.43.1) 65.
- [4] S. W. Tsai: Structural Behavior of Composite Materials, NASA CR-71 (1964/7).
- [5] Z. Hashin and B. W. Rosen: The Elastic Moduli of Fiber-Reinforced Materials, Jour. Appl. Mech., E. 31, 2 (1964/6) 223.
- [6] 植村益次・阿部慎蔵・井山向史・山脇弘一: フィラメント・ワインディング・シリンダーの各種剛性, 第10回宇宙技術講演会 (昭.42.1.28).
- [7] B. Paul: Prediction of Elastic Constants of Multi-Phase Materials, Trans, AIME, 218 (1960) 36.
- [8] L. B. Greszczuk: Theoretical and Experimental Studies on Properties and Behavior of Filamentary Composites, Proc. 21th Ann. Meeting of S. P. I., Sec. 8-A (1966/2).
- [9] J. M. Whitney and M. B. Riley: Elastic Properties of Fiber Reinforced Composite Materials, AIAA Jour. Vol. 4, No. 9 (1966/9) 1537.
- [10] 植村益次・井山向史・山脇弘一: 一方向巻き FW 材の強度と剛性について, 構造の軽量化に関するシンポジウム (昭.42.11.29).
- [11] L. B. Greszczuk: Rep. No. SM-45849, Missile & Space System Div., Douglas Aircraft Co., Inc., (1965/1).
- [12] M. F. Card: Experiments to Determine Elastic Moduli for Filament-Wound Cylinders, NASA TN D-3110 (1965/11).
- [13] 林 毅: 直交異方性板の弾性係数と剛性について, 日本航空学会誌, 第8巻 第79号 (昭.16.11) 1131.