

# コーナ一部を有する熱可塑性 CFRP 構造物の強度設計に関する研究

## Structural design of CFRTP focused on the strength of curved section

東京大学大学院 工学系研究科 システム創成学専攻  
37-116313 後藤壮滋  
指導教員 高橋淳 教授

Key Words: CFRTP, Optimum structural design, Corner of structure, Interlaminar strength, FEM

### 1. 序論

環境問題が深刻化する中で、近年、自動車の軽量化による燃費向上を目的として、高速成形が可能であり生産コストが安い CFRTP (Carbon Fiber Reinforced Thermoplastics) の車体への適用が検討されている。CFRTP は鉄鋼やアルミニウムと比較して比強度・比剛性に優れるという利点を持つ。しかし CFRTP は新材料であり、構造物の弱点となりやすい湾曲構造に関して、強度や破壊モードが明らかになっていない。

したがって本研究では、CFRTP の L 型試験片引っ張り試験により、湾曲部の強度測定手法の確立を試みる。また、その結果から CFRTP を用いて湾曲構造を持つ部材を設計する際の指針を示す。

### 2. L 型試験片引っ張り試験概要

#### 2.1 本研究で使用した材料・基材

本研究では、FRP の強化繊維として炭素繊維(CF)を、樹脂として熱可塑性樹脂の中でも汎用性の高いポリプロピレン(PP)を使用した。また、繊維方向や繊維の体積含有率による結果への影響を検討するために、UD 材(変性 PP を用いたものと無変性 PP を用いたものの 2 種類)、CTT 材(カットされた UD テープが面内にランダムに配置されており、等方性を示す基材)、CMT 材(6 mm 程度の繊維がランダムに配置されており、等方性を示す基材)の 4 種類の基材を用いた。以後、変性 PP を用いた UD 材は UD1、無変性 PP を用いた UD 材は UD2 と表記する。なお、UD 材および CTT 材に関しては、繊維は三菱レイヨン製、樹脂は東洋紡製、CMT 材に関しては樹脂・繊維とも東レ製である。

#### 2.2 実験と応力算出の理論式

本研究では、Fig.1 の左の図のような L 型試験片に引っ張り荷重をかける試験を行った。この L 型の試験片に関して、UD 材は円弧と垂直方向にプリプレグテープを積層することで、CTT 材および CMT 材については、スタンピング成形を行うことで作成した。また、層間剥離の可視化のために、試験片の側面を白く着色した。なお引っ張り速度は 1 mm/min に設定した。

Fig.1 の右の図の力学モデルから、本実験で発生する層間引っ張り応力  $\sigma_r$  と円弧方向応力  $\sigma_\theta$  の算出式

を求めると(1)、(2)式のようになる[1][2]。

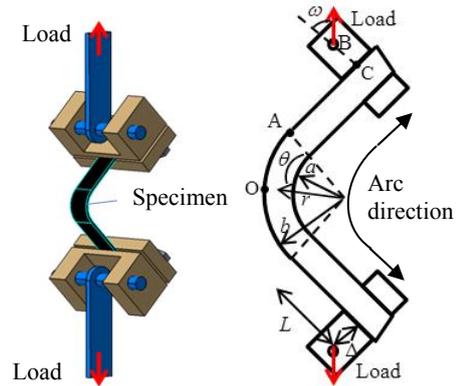


Fig. 1 L 型試験片引っ張り試験の概念図(左)と各幾何学パラメータ(右)

$$\sigma_r = \frac{P}{rwg_1} \left[ \left( \frac{r}{b} \right)^\beta + c^\beta \left( \frac{b}{r} \right)^\beta - 1 - c^\beta \right] \sin(\theta + \omega)$$

$$- \frac{P \left( L \cos \omega - \frac{1}{2} (a+b) \sin \omega - \left( \Delta + \frac{t}{2} \right) \sin \omega \right)}{b^2 w g}$$
(1)

$$\times \left[ 1 - \frac{1-c^{k+1}}{1-c^{2k}} \left( \frac{r}{b} \right)^{k-1} - \frac{1-c^{k-1}}{1-c^{2k}} c^{k+1} \left( \frac{b}{r} \right)^{k+1} \right]$$

$$\sigma_\theta = \frac{P}{rwg_1} \left[ (1+\beta) \left( \frac{r}{b} \right)^\beta + (1-\beta) c^\beta \left( \frac{b}{r} \right)^\beta - 1 - c^\beta \right]$$

$$\times \sin(\theta + \omega)$$

$$- \frac{P \left( L \cos \omega - \frac{1}{2} (a+b) \sin \omega - \left( \Delta + \frac{t}{2} \right) \sin \omega \right)}{b^2 w g}$$
(2)

$$\times \left[ 1 - \frac{1-c^{k+1}}{1-c^{2k}} k \left( \frac{r}{b} \right)^{k-1} + \frac{1-c^{k-1}}{1-c^{2k}} c^{k+1} k \left( \frac{b}{r} \right)^{k+1} \right]$$

ただし、各文字は以下の値を表す。

$w$  : 試験片の幅,  $t$  : 試験片の厚さ,  $a$  : 湾曲部の内側の曲率半径,  $b$  : 湾曲部の外側の曲率半径 ( $= a+t$ ),  $\theta$  : 円弧と平坦部との接点 A から円弧の中央部 O までの角度 ( $= \pi/4$ ),  $\omega$  : 荷重点 B とそこから試験片の表面に下ろした垂

線の足 C との距離,  $L$  : 点 AC 間の距離,  $r$  : 湾曲部内の任意の点の曲率半径 ( $a \square r \square b$ ) (Fig.1 の右の図を参照),  $G_{r\theta}$  : 層間せん断弾性率,  $E_\theta$  : 円弧方向の弾性率,  $E_r$  : 円弧方向と垂直な方向の弾性率,  $\nu_{r\theta}$  : ポアソン比

$$k = \sqrt{\frac{E_\theta}{E_r}} \quad (3)$$

$$c = \frac{a}{b} \quad (4)$$

$$\beta = \sqrt{1 + \frac{E_\theta}{E_r}(1 - 2\nu_{r\theta}) + \frac{E_\theta}{G_{r\theta}}} \quad (5)$$

$$g_1 = \frac{2}{\beta} (1 - c^\beta) + (1 + c^\beta) \log c \quad (6)$$

$$g = \frac{1 - c^2}{2} - \frac{k}{k+1} \frac{(1 - c^{k+1})^2}{1 - c^{2k}} + \frac{kc^2}{k-1} \frac{(1 - c^{k-1})^2}{1 - c^{2k}} \quad (7)$$

### 3. 試験結果

Fig.2 は実験から得られた荷重変位線図の一例である。これと同様に, どの試験片も破壊点において荷重が低下した。

Fig.3 は破壊時の試験片の写真である。なお, これらは同一の試験片ではない。基材の種類や曲率半径により, Fig.3 の左のように層間剥離が起こるもの, 中央のように表面で圧縮破壊が起こるもの, 右のように表面で引っ張り破壊が起こるものの 3 種類の破壊モードに分類することができた。それぞれの結果を Table.1 に示す。なお, 表の中の数字は, その破壊モードが起こった試験片の内側曲率半径を表し, 単位は mm である。この結果から, 内側曲率半径が小さい湾曲部を持つ試験片は層間剥離が, 大きい試験片は表面の圧縮破壊や引っ張り破壊が初期破壊として起こりやすいことが分かる。

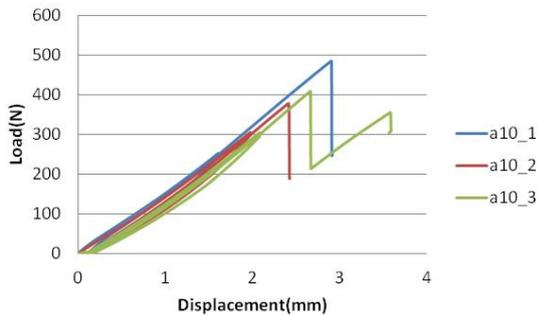


Fig. 2 L 型試験片引っ張り試験の荷重変位線図

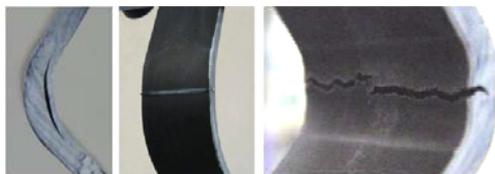


Fig. 3 破壊が起こった試験片の写真

Table.1 破壊モードと内側曲率半径のまとめ

	UD1	UD2	CTT	CMT
Delamination	10	20	3,5,10,15	3,5
Compressive failure	15,20		15	
Tensile failure				5,10

### 4. 応力算出

従来は, (1)および(2)に荷重と試験片の幾何学パラメータを代入して応力を算出していた。しかし本実験では試験片が有限変形するため,  $a$  や  $\omega$  などの試験片の幾何学パラメータが, 実験前と変わっている。したがって本研究では, その有限変形を考慮して応力算出を行う。

#### 4.1 FEM による算出

実験を模擬した 1/2 モデルを Fig.4 のように作成した。青い部分は試験片の形状を, 線で描かれた部分は治具を模擬している。また, 奥行き方向は平面ひずみ状態であるとし, 2 次元ソリッドを用いた。

Fig.5 は, このモデルに UD1 の材料物性データを適用して算出した荷重変位線図と, 実験で得た荷重変位線図を比較した図である。よく一致していることが分かる。どの基材においてもよく一致したため, 作成したモデルは実験を再現できているといえる。

このモデルを用いることで, 各試験片に, 破壊時に発生する  $\sigma_r$  および  $\sigma_\theta$  (コンター図は Fig.6) を算出することができる。層間剥離は  $\sigma_r$  によって, 円弧方向の圧縮破壊および引っ張り破壊は  $\sigma_\theta$  によって起こるため, それぞれの破壊モードに対応する応力が, その基材の強度となる。基材ごとに強度を算出した結果を, 層間引っ張り強度を  $S_r$ , 円弧方向強度を  $S_\theta$  として Table.2 にまとめた。ただし  $S_\theta$  は, UD1, UD2 および CTT 材に関しては圧縮強度を, CMT 材に関しては引っ張り強度を表す。

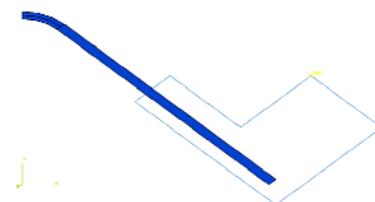


Fig.4 実験の再現モデル

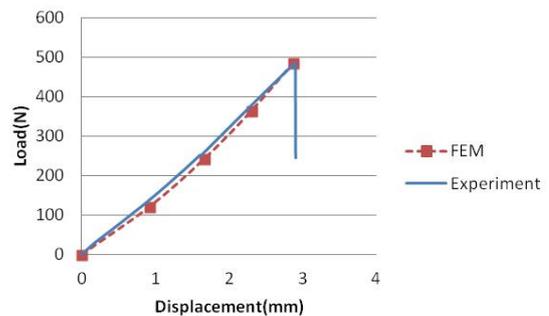


Fig.5 実験結果と FEM の荷重変位線図の結果の比較

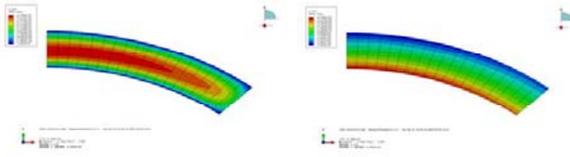


Fig.6 FEMでの湾曲部にかかる層間引張り応力(左)と円弧方向応力(右)のコンター図

Table.2 層間引張り強度と円弧方向強度のまとめ

	UD1	UD2	CTT	CMT
$S_r$ (MPa)	22.9	2.5	11.1	22.0
$S_\theta$ (MPa)	715.6	Not observed	239.9	329.7

#### 4.2 補正式を用いた算出

FEM を用いず理論式のみで計算を行うために、変形をモデル化して、試験片の幾何学パラメータ補正式を導出する。

引張り試験により L 型試験片の幾何学パラメータの内変化するものは  $L$ ,  $a$ ,  $b$ ,  $t$ ,  $\theta$ ,  $\omega$  である。そのうち  $L$  と  $t$  は変化が微小であり、一定であるとする。また、Fig.7 のように、E を円弧の中心、F を円の中心、G を円弧の端部、H 治具の根元、I を EF, GH を延長した線の交点とし、以下の 3 点を仮定する。

- ①変形後も、GH は円弧 EG と接する
- ②GH は常に一直線である
- ③IH の長さは一定である

実験で得られる引張り変位を  $\delta$  とおくと、これらの仮定により、(8)から(10)式が得られる。

$$\omega' = \frac{\pi}{2} - \theta' \quad (8)$$

$$R' = \frac{R}{\tan \theta'} \quad (9)$$

$$\begin{aligned} (R+L)\sin \omega + \left(\Delta + \frac{t}{2}\right)\cos \omega + \frac{\delta}{2} \\ = (R+L)\sin \omega' + \left(\Delta + \frac{t}{2}\right)\cos \omega' \end{aligned} \quad (10)$$

ただし、

$$R = a + \frac{t}{2} = b - \frac{t}{2} \quad (11)$$

とおいた。また、変形後のパラメータには元のパラメータの文字に'をつけて表した。

Fig.8 および Fig.9 は、補正せず元の幾何学パラメータを用いて応力を算出した結果、FEM による応力算出結果および補正式を用いて破壊点の応力を算出した結果を比較したグラフである。なお、このグラフは UD1 の結果を示している。UD1, UD2, CTT 材については、補正式を用いると FEM とよく一致した結果が得られた。したがって補正式の妥当性が示されている。CMT 材に関しては、補正して算出した応力が FEM の結果と合致しなかった。これは、実験や FEM の結果から、CMT 材では、GH の部分が一直線ではなく治具の端部を支点にして曲がって

おり、仮定②を満たさなかったことが要因だと考えられる。CMT 材のように曲げ弾性率が小さい材料に関しては、実験の際に  $L$  の値を大きく取ることによって GH の部分の曲げ変形を防ぐことができ、(8)から(10)の補正式と(1)(2)の応力算出式を用いて正確に材料の強度評価を行うことができると考えられる。

L 型試験片引張り試験は、湾曲部における材料の層間引張り強度および円弧方向強度を測定でき、その部分の物性を把握する上で有用な実験手法である。本研究で導出した補正式を利用することで、有限変形を起こしても正確に強度を評価でき、試験法として利用できると思われる。

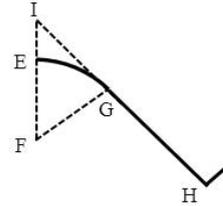


Fig.7 L 型試験片のモデル化

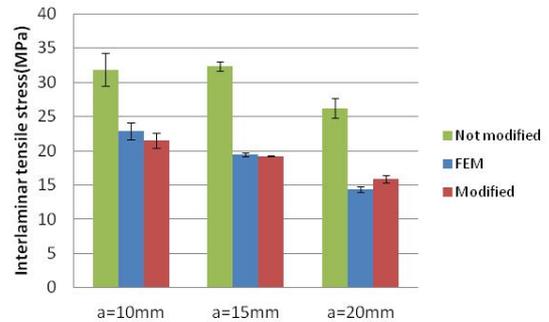


Fig.8 FEM, 補正がない場合および補正した場合における、算出された層間引張り応力値の比較

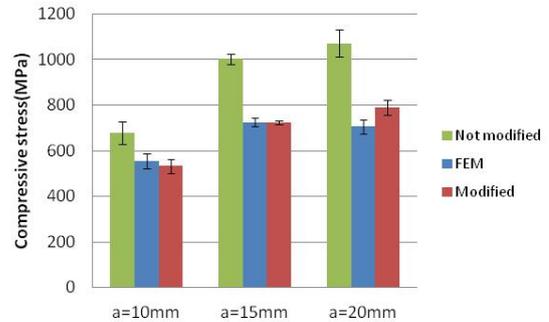


Fig.9 FEM, 補正がない場合および補正した場合における、算出された圧縮応力値の比較

#### 5. 考察

破壊モードについては、どの基材も内側曲率半径が小さいうちは層間剥離が起こり、大きくなると層間剥離以外の破壊が起こった。層間剥離が起こると期待される曲げ強度よりも小さな荷重で壊れるので、設計時には、このようなことが起こらない曲率半径を選択することで、材料の性能を使い切る、つまり CFRTP の特性を活かした、軽量な設計が可能となると考えられる。

層間引張り強度を見ると、どの基材も使われている樹脂単体の引張り強度より低い値を示した。また、UD 材に関しては、変性の有無による界面接

着性の違いで 10 倍程度の差が出た。Fig.10 は UD1 と UD2 の剥離面を、SEM を用いて観察した画像である。接着性の良い UD1 は繊維に樹脂が残っているが、接着性が悪い UD2 は繊維にほとんど樹脂が残っていない。以上の点を踏まえると、層間引っ張り強度には、樹脂と繊維の界面接着性が影響していると考えられる。つまり、接着性が高い材料は層間引っ張り強度も高く、接着性が低い材料は層間引っ張り強度も低いと考えられる。

円弧方向の強度に関しては、ほぼ 3 点曲げの結果と同じ値を示した。やや高い値を示しているのは、3 点曲げで問題視されている圧子下の応力集中がなく、純曲げ時の強度を測定したためだと考えられる。

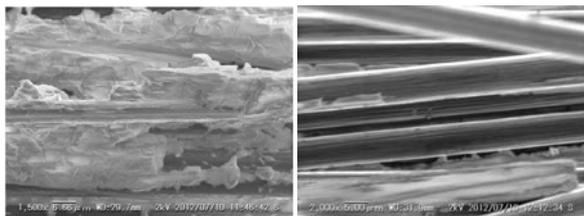


Fig.10 UD1 の剥離面(左)と UD2 の剥離面の SEM 画像

## 6. 構造物の設計への応用

湾曲部に荷重や曲げモーメントがかかると、 $\sigma_r$  と  $\sigma_\theta$  が同時に発生する。湾曲部が初期破壊で層間剥離するか圧縮(引っ張り)破壊するかは、その値の比と材料特性で決まる。

Fig.11 の青線は、L 型試験片に引っ張り荷重をかけた際に形状が変形しないものとして、(1)(2)から求めた最大  $\sigma_r$  と最大圧縮  $\sigma_\theta$  の比と、内側曲率半径の関係を表したグラフである。なお、材料は UD1 とし、板厚は 2 mm としている。 $\sigma_r / \sigma_\theta$  の値が大きいほど剥離しやすく小さいほど剥離しにくいため、実験結果同様、曲率半径が大きくなると湾曲部は層間剥離しにくくなるのが分かる。

実験結果から、UD1 の(層間引っ張り強度)/(圧縮強度)の値は 0.032 である。この値より小さい  $\sigma_r / \sigma_\theta$  を持つ曲率半径の湾曲部を作ると層間剥離が、それ以上の湾曲部は圧縮破壊が起こる。グラフから、UD1 に関しては、15 mm 以上の内側曲率半径を持つ湾曲部を設計すれば剥離しないことが分かる。その他の基材の結果も Table.3 にまとめた。

また、Fig.11 の赤線は、変形した場合の湾曲部に発生する  $\sigma_r / \sigma_\theta$  を FEM で計算してプロットしたグラフである。この結果から、有限変形をした方が  $\sigma_r / \sigma_\theta$  の値が小さくなり、変形していない場合に比べ小さい曲率半径の湾曲部であっても層間剥離しないことが分かる。したがって、変形しない場合を想定して湾曲部を層間剥離しないよう設計すれば、荷重によって変形しても層間剥離することはない、すなわち安全側の設計が可能となる。

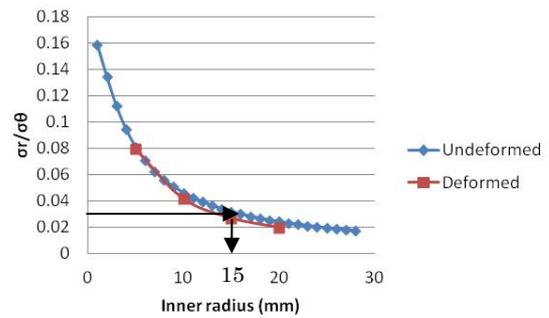


Fig.11  $\sigma_r / \sigma_\theta$  と内側曲率半径の関係

Table.3 各基材における剥離しない最小の内側曲率半径

	UD1	CTT	CMT
a (mm)	15	14	6

## 7. 結論

本研究では、湾曲型の CFRTP の強度評価・設計方法を提案した。その結果以下の結論が得られた。

- 湾曲部分の曲率半径が小さくなると、相対的に層間応力が高くなるため、曲げ破壊よりも先に層間剥離が生じる。つまり、期待される曲げ強度よりも小さな荷重で壊れるので、設計時には、このようなことが起こらない曲率半径を選択することで、材料の性能を使い切る、つまり軽量の設計が可能となる。
- 本研究で用いた「L 型試験片引っ張り試験」を、湾曲部の曲率半径を変えた試験を行うことで、破壊モードを変えることができる。また、従来の応力算出式および本研究で導出した補正式を用いることで、層間引っ張り強度と曲げ強度を測定することができる。
- 層間引っ張り強度と曲げ強度の比は、材料固有の値である。有限変形を考慮しない場合、これらの比を用いることで、層間剥離を起こさない湾曲部の曲率半径を容易に知ることができる。
- 湾曲部が有限変形を起こした場合、より湾曲部が初期破壊で層間剥離しにくくなる。したがって、湾曲部を有する構造物を設計する場合は、有限変形をしない場合を想定して曲率半径を決めれば、有限変形を起こしても層間剥離が起きない、すなわち安全側の設計が可能となる。

## 謝辞

本研究は経済産業省-NEDO プロジェクト「サステナブルハイパーコンポジット技術の開発」(平成 20~24 年)の一環として行われたものであり、関係各位に謝意を表します。

## 参考文献

- [1] Jackson, W. C. and Martin, R. H., "An Interlaminar Tensile Strength Specimen", Composite Materials: Testing and Design (Eleventh Volume), ASTM STP 1206. E, T. Camponeschi, Jr., Ed, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1993, pp.333-354.
- [2] Lekhnitskii, S. G., "Anisotropic Plates", Gordon and Breach Science Publishers, New York, 1968, pp.95-101.