

炭素繊維強化プラスチック複合材料の
面外引張試験方法の研究

原 栄一

博士（工学）

総合研究大学院大学

物理科学研究科

宇宙科学専攻

平成二十一年度

（2009）

目次

第1章 緒論

1.1 研究背景	・・・1
1.1.1 炭素繊維強化プラスチック (CFRP)	・・・1
1.1.2 面外強度と弾性率	・・・3
1.1.3 試験法の標準化	・・・5
1.2 関連する既往の研究	・・・6
1.2.1 面外引張強度	・・・6
1.2.1.1 試験規格	・・・6
1.2.1.2 既往の関連論文	・・・9
1.2.1.3 寸法効果	・・・10
1.2.2 面外引張弾性率	・・・13
1.3 本論文の目的	・・・14
1.4 本論文の構成	・・・15
参考文献	・・・16

第2章 直接負荷法による面外強度試験

2.1 目的	・・・18
2.2 実験	・・・19
2.2.1 供試材料	・・・19
2.2.2 供試体	・・・19
2.2.3 実験方法	・・・21
2.3 面内トランスバース強度に関する Weibull 統計適用	・・・23
2.4 解析	・・・26
2.4.1 有限要素解析	・・・26
2.4.2 有効体積	・・・28
2.4.3 多軸応力状態への破損則適用検討	・・・29
2.5 結果	・・・30
2.5.1 応力分布と破断面	・・・30
2.5.1.1 応力分布	・・・31
2.5.1.2 破断面	・・・36

2.5.2 見かけ強度に及ぼす供試体の寸法と形状の効果	・ ・ ・ 37
2.6 考察	・ ・ ・ 40
2.6.1 面外強度の評価手順	・ ・ ・ 40
2.6.2 スプール形状供試体の面外強度	・ ・ ・ 42
2.6.3 板厚の小さい供試体の強度のばらつきについての考察	・ ・ ・ 46
2.6.3.1 接着位置ずれの影響の評価（円柱形状供試体）	・ ・ ・ 49
2.6.3.2 接着位置ずれの影響の評価（スプール形状供試体）	・ ・ ・ 52
2.6.4 円柱形状供試体のみかけ面外強度	・ ・ ・ 56
2.7 結論	・ ・ ・ 58
参考文献	・ ・ ・ 60

第3章 直接負荷法による面外弾性率試験

3.1 目的	・ ・ ・ 61
3.2 実験	・ ・ ・ 63
3.2.1 供試材料	・ ・ ・ 63
3.2.2 実験方法	・ ・ ・ 67
3.3 解析	・ ・ ・ 68
3.3.1 有限要素解析	・ ・ ・ 68
3.3.2 面外引張弾性率	・ ・ ・ 69
3.4 結果	・ ・ ・ 69
3.4.1 一方向材	・ ・ ・ 69
3.4.2 擬似等方材	・ ・ ・ 71
3.5 考察	・ ・ ・ 74
3.5.1 一方向材の弾性率	・ ・ ・ 74
3.5.2 擬似等方材の弾性率	・ ・ ・ 77
3.5.3 一方向材と擬似等方材の面外引張弾性率	・ ・ ・ 78
3.6 面外引張弾性率を計測する際の指針	・ ・ ・ 79
3.7 結論	・ ・ ・ 79
参考文献	・ ・ ・ 81

第4章 新規面外引張強度試験方法の提案

4.1 目的	・ ・ ・ 82
4.2 実験	・ ・ ・ 83
4.2.1 供試材料	・ ・ ・ 83

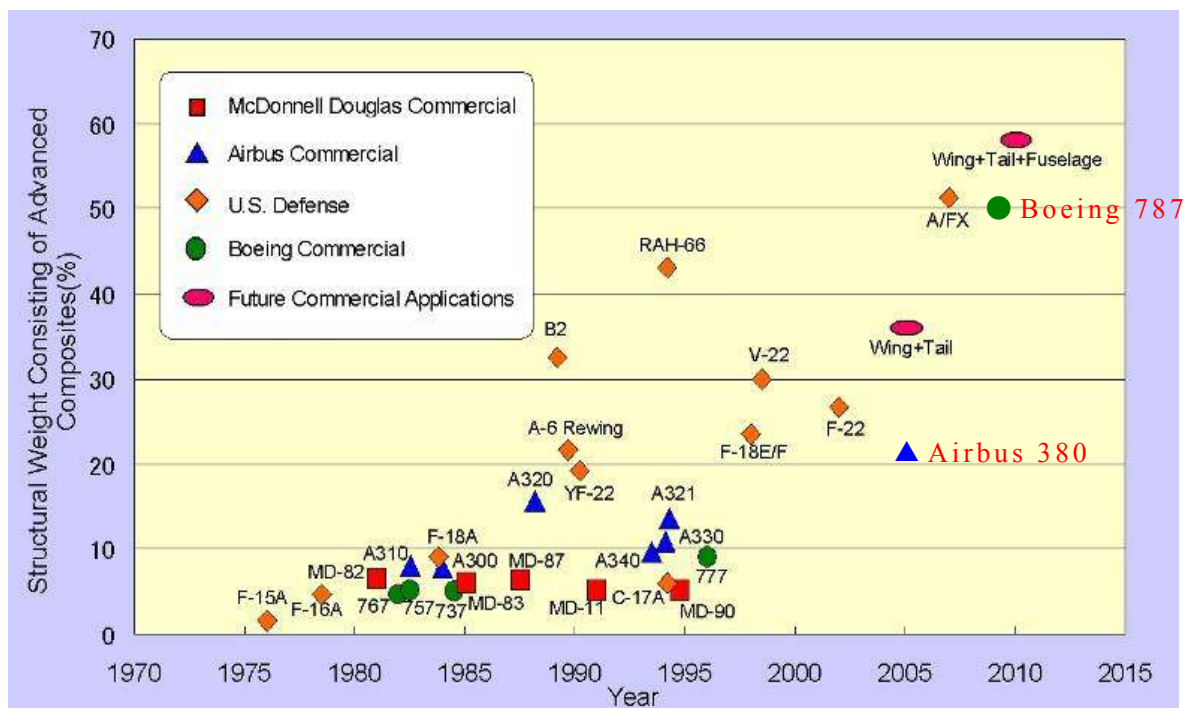
4.2.2 供試体	・ ・ ・ 83
4.2.3 実験方法	・ ・ ・ 84
4.3 解析	・ ・ ・ 85
4.3.1 3点曲げ試験の有効体積	・ ・ ・ 85
4.3.1.1 梁理論による有効体積の算出	・ ・ ・ 86
4.3.1.2 有限要素解析による有効体積の算出	・ ・ ・ 87
4.3.2 3点曲げ試験の有限要素解析	・ ・ ・ 86
4.4 結果	・ ・ ・ 89
4.4.1 実験結果	・ ・ ・ 89
4.4.1.1 実験結果に関する考察	・ ・ ・ 92
4.4.2 有限要素解析結果	・ ・ ・ 95
4.4.2.1 応力分布図	・ ・ ・ 95
4.4.2.2 梁理論による曲げ応力算出式の適用	・ ・ ・ 97
4.5 考察	・ ・ ・ 99
4.5.1 有限要素解析の考察	・ ・ ・ 99
4.5.1.1 応力分布	・ ・ ・ 99
4.5.1.2 梁理論による応力と応力分布図の比較による妥当性	・ ・ ・ 100
4.6 結論	・ ・ ・ 100
参考文献	・ ・ ・ 102
第5章 結論および今後の課題	・ ・ ・ 103
5.1 結言	・ ・ ・ 103
5.2 今後の課題	・ ・ ・ 105
5.2.1 研究課題	・ ・ ・ 105
5.2.2 規格化に関する課題	・ ・ ・ 105
付録A 一方向CFRPの弾性率・強度取得試験について	・ ・ ・ 106
業績のまとめ	・ ・ ・ 111
謝辞	・ ・ ・ 115

第 1 章 緒論

1.1 研究背景

1.1.1 炭素繊維強化プラスチック(CFRP)

炭素繊維強化プラスチック(CFRP : Carbon Fiber Reinforced Plastics)は比強度と比剛性に優れ、航空宇宙分野において一次構造部材に使用されるなど構造軽量化に重要な材料である。民間旅客機における CFRP 等の複合材料の適用率は、最近までの数十年間構造重量の約 10%であったが、現在開発中の Boeing787 では複合材料の適用率は 50%に達する予定である。



(図 1-1 航空機構造重量に占める複合材比率の変遷 出典：邊吾一・石川隆司 共編著 培風館 先進複合材料工学 CD-ROM 版 P27)

また近年では、車両メーカーを含めた一般産業界においても軽量化による燃費低減の観点から環境に配慮した材料として適用されるなど、CFRPの用途は拡大している。

CFRPは高分子材料マトリックスを炭素繊維で強化した材料である。炭素連続繊維を一方向に配置した一方向強化CFRPは、繊維方向と繊維に垂直な方向で力学特性が極端に異なるり、強い「異方性」を示すことが知られている。そのため、一方向強化CFRPをそのまま用いることはあまりなく、一般には、一方向強化の薄い板材(プリプレグ：板厚0.1mm程度)を、繊維方向を変えて積層することによって、短所である面内の繊維直角方向の低強度を補って使われている。積層成形により、広い範囲の力学特性を有する、多方向強化CFRPを得ることができる。この積層の順序と方向をまとめて「積層構成」と呼ぶ。この他に、繊維の束を織物や編み物として組んだ平面織物強化形態や3次元織物強化など多数の強化形態が存在する。(図1-2)

多方向強化CFRPを使用する場合においても、一方向強化CFRPの物性値は設計パラメータとして必要になる。ここで一方向強化CFRPの3軸方向の呼称を定義する。一方向強化CFRPを板状に見立てた場合、面内繊維方向をL方向、板の面に沿い、かつ繊維に直交する方向(面内トランスバース方向)をT方向、板の上下面に垂直の方向(面外方向、板厚方向、層間方向)をZ方向と以下では呼称することにする。

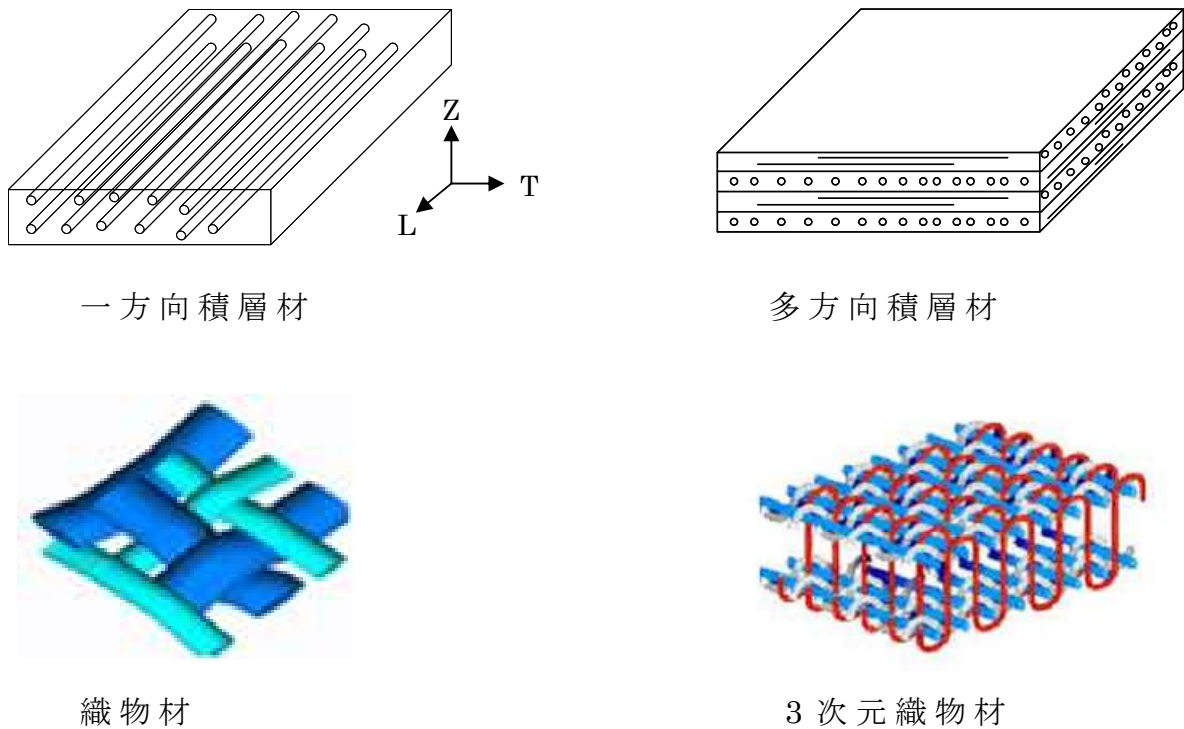


図 1-2 強化形態による複合材料の種類

CFRP の強度や剛性は、一義的には炭素繊維の種類・含有率・積層構成(強化形態)によって決定されるが、靱性や疲労強度等の特性は、高分子マトリックス素材や繊維/マトリックスの界面によっても大きく異なることがある。このように特性を支配するパラメータが多く存在し、強い異方性を示す点が、一般的な金属・セラミックスや高分子材料とは異なる複合材料の特徴である。

1.1.2 面外強度と弾性率

近年、CFRP が民間航空機の一次構造部材にまで適用されるようになり、これまであまり注目されてこなかった板厚方向(面外方向)の力学特性を評価する必要性が指摘されるようになった。その要因は、次の 2 点である。

1)適用の拡大に伴い、厚肉構造に CFRP の積層材料が使用されるようになり、厚肉構造の設計には板厚方向(面外方向)の力学特性

が必要になる、

2)構造信頼性に対する要求が高まり、面外特性も取得する必要性が高まった。

航空メーカーである Northrop の技術者、R.S. Whitehead は複合材構造の強度保証方法に関する論文を発表している[1-1]。この論文テーマの一つに主翼ボックス試験についての記述がある。主翼ボックス試験は、航空機開発段階を示した **Building Block Approach (BBA)** ではサブコンポーネントレベルの試験にあたる。室温・通常湿度 (**Room Temperature Ambient : RTA**) 状態において6体の主翼ボックス・サブコンポーネントレベルの強度試験を実施した結果、想定外の破壊モードを1体の主翼ボックスが示した。この予想外の破壊モードの原因は試験後の調査により、2次荷重による局部座屈モードによるものであることが判明した。局部座屈は面外引張強度に大きく依存することは知られており、面外引張強度に対する注目が集まる端緒となった。同様な局部座屈モードによる破壊は、温度、湿度を変化させた状態 (**Elevated Temperature / Wet : ETW**)での試験や、実大主翼ボックス試験の **RTW** 状態での破壊でも観察された。

積層し成形された複合材料は面外強度を向上させることが困難な材料である。航空機の構造材料として積層複合材料には、面外荷重が燃料圧力などから直接負荷され、さらに間接的に面内荷重からも発生する。複合材料構造を設計・解析を実施する上で、実大構造物において発生する荷重条件を把握することは重要であり、面外荷重は推定が困難な荷重条件の一つである。設計上、面外強度の発生をより少なくすることは必要である。しかし、面外強度と弾性率が定量的に把握されない限り、実大構造物の構造健全性は確認できない。

また、図 1-1 でも示した、複合材を多く使用した **Boeing787** での静強度試験において、主翼と **Center wing box** のジョイント部分に予想よりも低い荷重でダメージが発生し結果として初飛行

が遅延するなど大きな影響があった。これはジョイント部のストリンガーと呼ばれる梁状の部材の形状が原因で応力集中が発生したものであると Boeing により結論づけられ、最終的に応力集中を緩和させるためにストリンガー形状が変更された。[1-2]このストリンガーは、主翼や Center wing box の skin に直角方向（面外方向）に配置されるものであり、skin やジョイント部の剥離や応力集中は面外方向の特性を把握しきれていないことが原因と想定されている。

CFRP の面外特性に関しては、主に層間せん断強度のみに注目が集まってきた。上記のような背景を基に、本研究では、これまで特性の取得が困難とされてきた面外の引張強度及び弾性率に関して取得方法を確立しようとするものである。

1.1.3 試験法の標準化

CFRP は強い異方性を示し、従来にない強度剛性を示すことから、その力学特性の試験方法に関して従来材料とは異なる注意が要求される。従って、CFRP に特有の力学特性評価のための標準的試験方法の確立が強く望まれ、様々な試験方法が JIS (Japanese Industrial Standards)、ISO(英語名は IOS : International Organization for Standardization)、ASTM(American Society for Testing and Materials)等の機関により規格化された。

CFRP に関する力学特性試験法を JIS 規格として制定するには、炭素繊維協会により選出された学識経験者、官庁関係者、業界関係者からなる予備検討委員会が組織され、この委員会からの日本規格協会への提案が基になり規格化案が審議・決定される。予備検討委員会では、適用構造の設計基準・設計法を念頭に置きつつ、国内及び海外の標準試験方法の現状を調査するとともに、標準化が未整備でかつ必要性の高い試験方法と修正が必要と考えられる試験方法については、総当たり試験（ラウンドロビンテスト）など標準化前研究を進め、国内規格案の準備も同時に進められる。

航空・宇宙用の CFRP の検討に関しては、宇宙航空研究開発機構 (JAXA) が積極的に関与する予備検討委員会「先進複合材料の応用的強度試験法の標準化委員会」で検討が進められ、日本工業調査会の化学部会での審議、答申を経て主務大臣(経済産業省)により JIS 規格として制定、官報公示される。本論文の著者は、上記の CFRP の JIS 化に関与しており、その活動を通して本博士研究を構想した。

ISO に関しては、強化プラスチック協会が母体となった「ISO/TC61/SC13」の委員が、国内の成果をもとに、新規検討項目(New Work Item: NWI)の提案を ISO の技術委員会に行って、ISO 標準化のための検討が開始する。なお、TC61/SC13 の TC は Technical Committee の略、61 はプラスチックに関する規格の委員会番号、SC は Sub Committee の略、13 は複合材料に関する規格のサブ委員会番号を示す。ISO 技術委員会では、加盟国から提案された試験法案に対し、加盟各国で構成される試験法制定団体が質疑応答と投票を繰り返して、国際標準試験方法が制定される。日本からの提案が、ISO の国際標準試験法として制定されることは、日本がこれまで蓄積した試験法が国際社会の中で世界標準となり有効に活用されることを意味する。したがって、ISO の国際試験標準を何処の国が提案して成立するかは、産業政策もからむ国の重要戦略にも挙げられている。本年(2009 年)には、ISO 18352:2009 (複合材料の衝撃後残留圧縮 Compression After Impact 試験法)が日本の提案により ISO の試験規格として制定された。

[1-3]

1.2 関連する既往の研究

1.2.1 面外引張強度

1.2.1.1 試験規格

積層複合材料の面外引張強度試験法は、直接負荷法と間接負荷法の2種類に大別される。[1-4] 直接負荷試験方法・間接負荷試験法はそれぞれASTM(American Society for Testing and Materials)により規格化されている。[1-5、1-6] 間接負荷試験法規格では、図1-3に示す試験片を用いた曲がり梁の4点曲げ試験が採用されてる。[1-5]

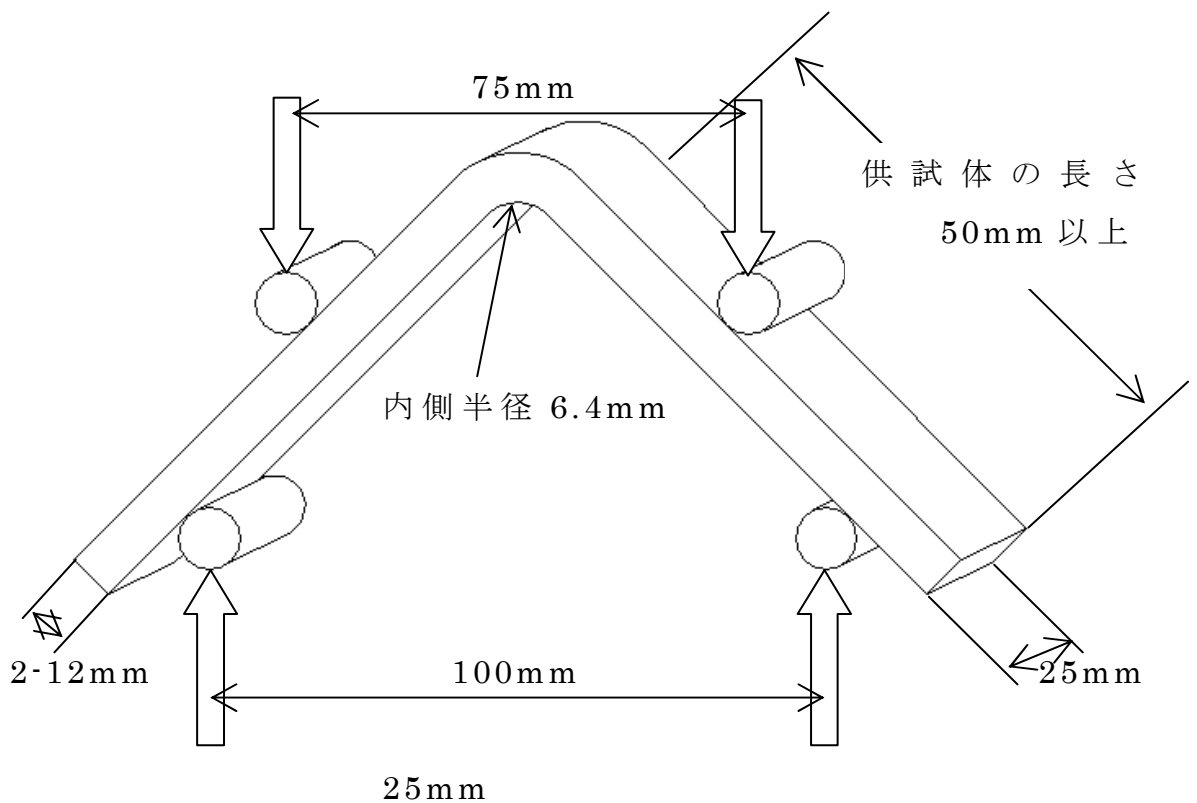


図 1-3 間接負荷試験法の供試体形状

この曲がり梁の試験法を試験規格として採用することは、誰でも何処でも実施しやすいという観点から、以下にのべる理由で問題がある。

- (1) 供試体の製造コストが高い、

(2) 板材等適用部材から切り出した試験片では評価が困難（試験用の材料を別途作らなければならない）、

(3) 曲がり梁特有の残留応力が発生し、この影響排除が困難である。

ASTMの直接負荷法[1-6]は、図1-4に示すもので、この方法にも標準試験法とするには解決すべきいくつかの問題が残されている。

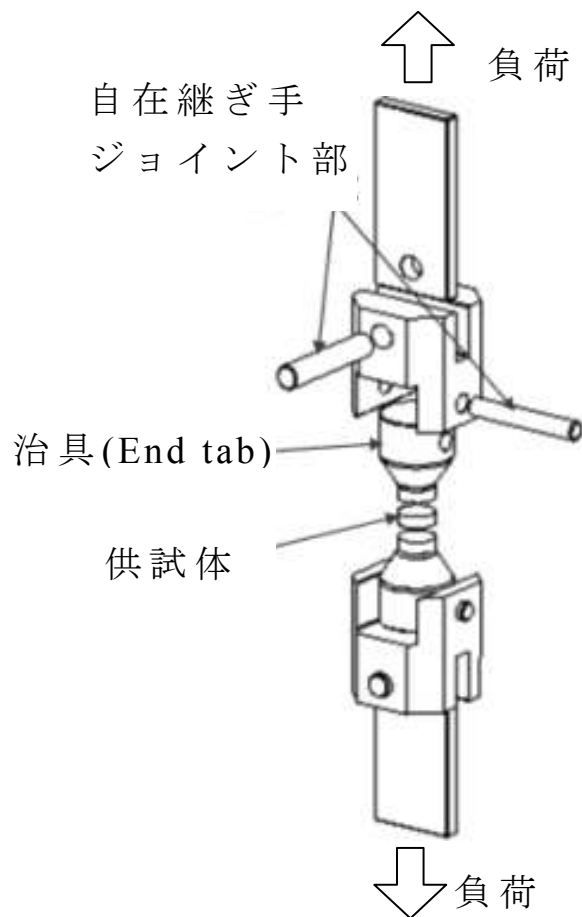


図1-4 直接負荷法の試験セットアップ例

以下、解決すべき課題を列挙する。

(1) 応力集中(局所的高応力)の発生が避けがたいため、破断荷重を断面積で除しただけの見かけの強度のみで評価することができない。

(2) さらに上記の、応力集中の度合いも供試体の寸法、形状により変化するため、同じ材料から製作したASTM規格に適合した供試体でありながら、寸法、形状によって見かけの強度が変化する。

(3) 面外1軸方向の負荷のみであるにもかかわらず、多軸応力状態が発生する。

(4) 一部の供試体の推奨板厚は25mmというものもあり、面内試験規格よりも供試体の製造コストが高い。

(5) 多方向強化積層材料と一方向強化材(UniDirectional材：UD材)とでは力学応答が大きく異なり、面外強度測定にもその影響が推定されているにもかかわらず、両者を区別せず同一の規格が適用されている。

(6) 硬化温度から使用温度への温度効果により積層構成に依存した熱残留応力が発生していると想定されるが、この効果に対する配慮がない。

以上の問題を解決し、積層複合材料の面外特性に関する新規評価技術を提案することが本研究の主たる課題である。

1.2.1.2 既往の関連論文

積層複合材料に関して直接負荷試験法によって面外特性を取得しようとした試みはいくつかある。J.L.Abottら[1-7]は、板厚が25mm以上の織物複合材に対して強度試験を実施(1-5参照)した。実用上は25mmより薄い供試体での試験が求められる上に、複合材特性は成形プロセスに強く依存する。また、厚みが異なる場合には熱残留応力が変化し力学特性が変化する可能性もあり、Abottらの方法は標準試験法とするのは妥当ではないと判断される。

S.Mespouletら[1-8]は、直方体供試体(板厚6mmと12mm)と、四角断面供試体の断面積を板厚中心部で減少させたドッグボーン形状の供試体(板厚17mm)を使用した面外引張強度の試験結果を報告した。ドッグボーン供試体では、接着部での応力集中が緩和されているものの、この論文で検討されたドッグボーン供試体は1種類のみのため、標準試験法として提案するには、試験片形状の最適化が必要であると判断される。この他、W.R.Broughtonら[1-9]は20mm、40mm板厚の一方方向供試体のドッグボーン供試体による面外引張試験結果を報告している。図1-5は上記の報告で用いられた試験片形状・寸法をまとめたものである。

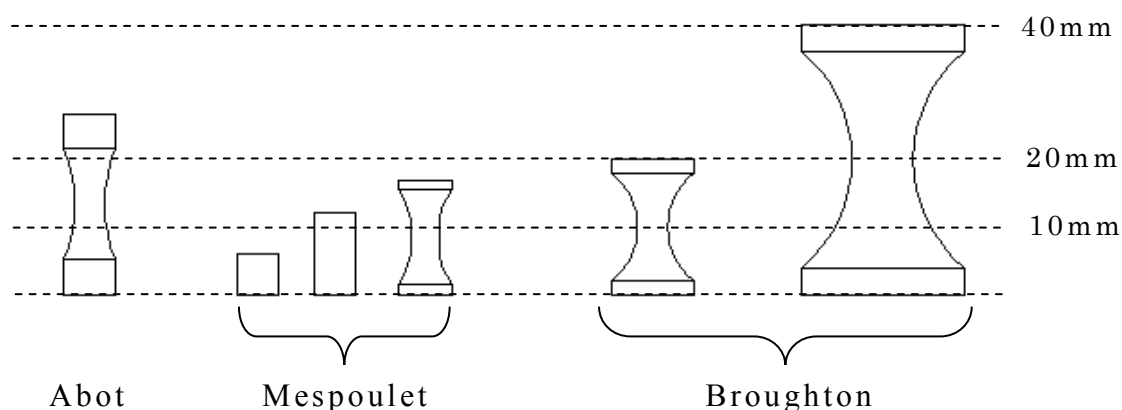


図 1-5 既往の関連論文で示された供試体形状の比較

1.2.1.3 寸法効果

脆性材料の強度は供試体の寸法により変化する。この寸法効果を説明するモデルとして、Weibull[1-10]の最弱リンク説が著名である。Weibull統計とも呼ばれる最弱リンク説とは、一筋に連なった鎖を引っ張ったとき、もっとも弱い鎖が破断することで、鎖が破断すると考えられることから呼称される仮説である。鎖の数が増すと、弱い鎖が含まれる確立がますますため、鎖の破壊は低下中で

起きる。鎖の数を材料の大きさ（体積、表面積）に置き換ると、材料の強度が大きさにも依存することが表現できることになる。Weibullは金属の降伏点、飛散灰寸法の分布、インド木綿の繊維強度、金属の疲労強度などのデータが、この最弱リンク説で説明可能であることを例示した。

Weibull統計の複合材料への適用例も多数報告されている。[1-11、1-12、1-13、1-14] Weibull統計では、高応力が負荷される領域(例えば体積)を有効体積 V_{eff} として定義し、 V_{eff} を強度の支配因子として導入することにより、寸法効果の計算を可能にしている。非一様応力場の場合は、の応力分布を考慮して V_{eff} を計算する必要がある。Daviesは非一様応力分布を示す構造に対する有効体積 V_{eff} を式(1-1)で定義した。[2-8]

$$V_{eff} = \int_V \left(\frac{\sigma}{\sigma_{max}} \right)^m dV \quad (1-1)$$

ここで、 σ_{max} は構造中に発生する最大応力、 σ は任意の位置に於ける応力である。 σ が一様な場合、 σ / σ_{max} は1になる。したがって有効体積 V_{eff} は供試体の体積 V そのものになる

Weibull統計に基づく強度の計算には、 V_{eff} の他にWeibull係数(Weibull modulusあるいはShape parameterと呼ばれる) m 、尺度母数 σ_0 (あるいはlocation parameterと呼ばれる)が必要となり、これらは実験により決定される。O'Brienら[1-15]は、構造の破壊は局所的な破壊が累積した結果として起こると考え破壊確率 $P(\sigma)$ を式(1-2)で与えた。

$$P(\sigma) = 1 - \exp \left\{ - \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^m \left(\frac{V_{eff}}{V_0} \right) \right\}$$

$$= 1 - \exp \left\{ - \left(\sigma / \sigma_0^* \right)^m \right\} \quad (1-2)$$

$$\sigma_0^* = \sigma_0 \left(V_{eff} / V_0 \right)^{-1/m} \quad (1-3)$$

式(1-2)は以下の式(1-4)に変形できる。

$$y = m \ln \sigma + b \quad (1-4)$$

ここで

$$y = \ln \left[\ln \left(\frac{1}{1 - P(\sigma)} \right) \right] \quad (1-5)$$

$$b = -m \ln \sigma_0^* \quad (1-6)$$

例えば十分な数 (N) の供試体の強度データが得られれば、対応する破壊確率 $P(\sigma)$ が求まり、式(1-1)から有効体積が求められる。ワイブル係数 m と尺度母数 σ_0 も実験結果と式(1-4~6)を使って決定できる。実験結果から破壊確率 $P(s)$ を求める方法として O' Brienら [1-16] は、式(1-7)に示すメディアンランク法 (median ranking) を提案した。

$$p(\sigma) = \frac{i - 0.3}{N + 0.4} \quad (1-7)$$

ここで*i*は供試体数*N*体中の*i*番目の強度データ、*N*は供試体全体の数を示す。

Wisnomらの検討[1-17]によれば、GFRP(Glass fiber reinforced plastic)の層間引張強度及び層間せん断強度(ILSS: Inter laminar shear strength)に関する*m*は、13-30の範囲が妥当であり、面内90°引張強度の*m*は13が、ILSSの*m*としては31.5が報告されている。面内90°引張と本研究の面外引張は繊維配置が類似していることから、本研究でもでもWeibull係数が似た値を取ることが予測される。

本研究の供試体は機械加工された表面で構成されており、後述するように表面近くから破断が始まる。表面粗さは、表面欠陥とみなすことが可能であり、強度を支配する因子の一つと考えられる。[1-18] 本研究では議論を簡単にするために、表面加工条件(砥石の粒度#150)を1つに限定し、この議論を排除できる状況下で実験を行った。

1.2.2 面外引張弾性率

積層複合材料の面外引張弾性率の測定方法を規定しているASTM D 7291では、図 1-6 に示すように、積層構成を指定せず、板厚 6mm 以上直径 20mm~28mm の円柱形状供試体の円周側面の板厚中心位置にゲージ長 1.5mm の歪みゲージを貼り付けることを規定している。この規格では、歪みゲージの貼付位置に関しては、第 3 章で示すように歪みゲージの貼り付け数、位置などの指定に曖昧な点がある。特に、一方向強化材は異方性が顕著であり、円柱形状供試体の測定位置(外周の角度)によって歪み量が変化し、ASTM D 7291 で規定された計測位置だけでは正確な弾性率の測定ができないことが想定される。その上、面外引張試験では、弾性率とポアソン比の異なる鋼製 End tab(図 1-6)の使用が避けられず、またや接着層と歪み測定位置とが近接することも避けがたい。そのために、供試体板厚によっては、歪み計測値に大きな誤差が

含まれる可能性も考えられる。

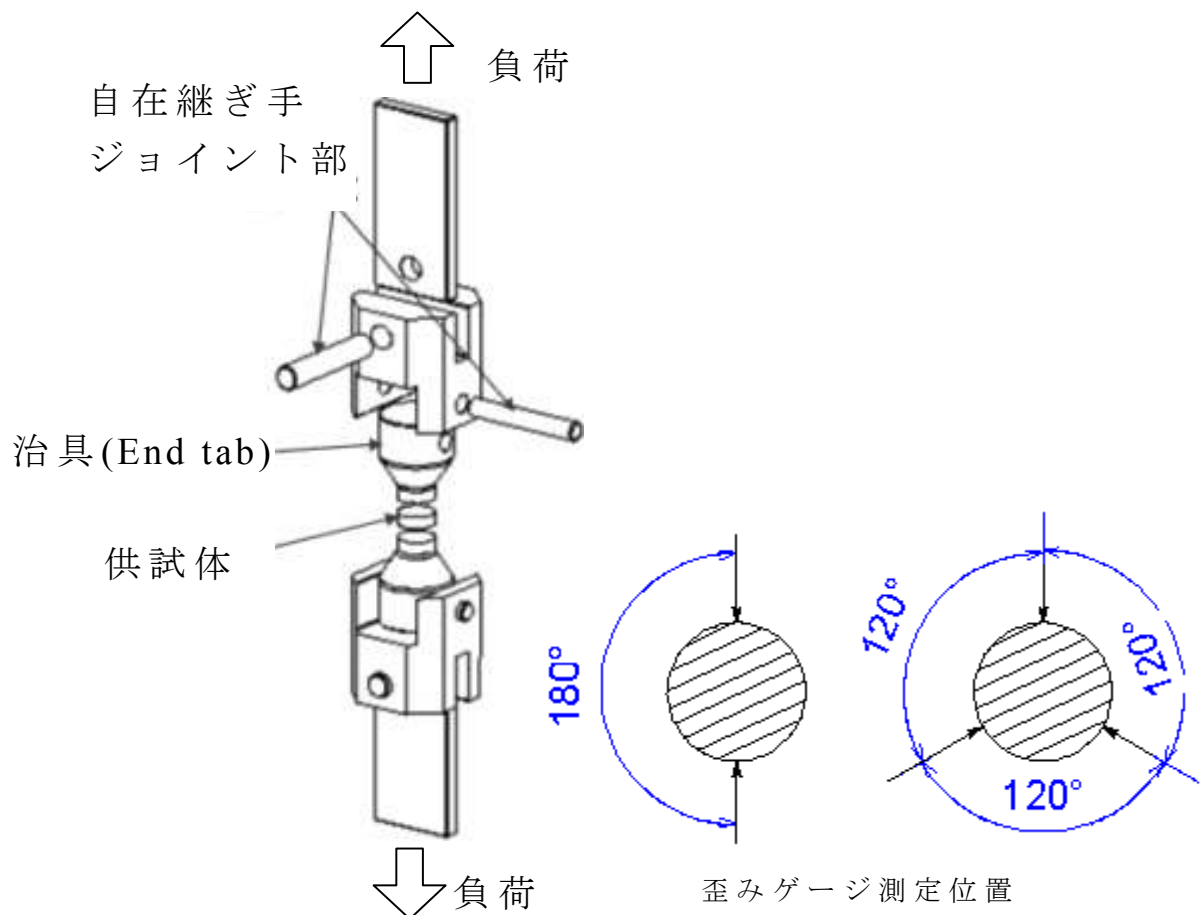


図1-6 ASTM法の試験法の概要と歪み測定位置

1.3 本論文の目的

CFRP 積層板の面外強度は面内繊維強度と比較して大幅に低く、積層構成を変更しても積層板の板厚方向の強度を補うことはできないが、その強度・弾性率を知つことは構造設計上重要である。そこで ASTM からこの面外方向強度を評価するための試験法が規格化された。しかし、標準試験法として採用するには多くの課題点が残されており、本研究では面外力学特性試験法の課題点を

明確にし、問題とされる事項を解決して、より正確な測定を可能にする方法を提案することを目的とする。

1.4 本論文の構成

本論文は CFRP 複合材料の面外強度、弾性率を取得する試験方法を検討したものであり、以下の 5 章より構成される。

第 1 章「緒論」では、本研究の背景と従来の面外引張試験法に関する研究について説明し、従来手法による問題点と課題点を明確にし、本研究における目的を示した。

第 2 章「直接負荷法による面外強度試験」では、最も基礎的な強化形態である一方向積層板の面外引張強度について、実験と有限要素解析から、予測された問題点を明確にし、供試体の形状による効果と寸法による効果を定量的に評価する手法を提案し、その有効性を検証した。

第 3 章「直接負荷法による面外弾性率試験」では、直接負荷方式による一方向材と擬似等方積層材の面外弾性率の取得実験を行うと共に、試験時の応力分布を有限要素解析により求め、弾性率取得上の問題点を検討した。

第 4 章「新規面外引張強度試験方法の提案」では、面外引張強度について面外方向の引張負荷が発生するような曲げ試験を実施し面外引張強度を評価した。さらに第 2 章で取得した直接負荷方式の試験結果と比較し、同等の結果を取得できるか検討した。

第 5 章「結論」では、各章において示された成果を総括し、今後の展開について述べる。

参考文献

- [1-1] R.S. Whitehead, "Certification of Primary Composite Aircraft Structures," Proc. 14th, ICAF (International Committee on Aeronautical Fatigue) Symp., Ottawa, 1987, pp. 585-617.
- [1-2] Dominic Gates, "Boeing 787 wing flaw extends inside plane", The Seattle times, July 30, 2009.
- [1-3] ISO 18352:2009, Carbon-fibre-reinforced plastics -- Determination of compression-after-impact properties at a specified impact-energy level (ISO/TC 61/SC 13).
- [1-4] MIL-HDBK-17, vol.1, 6.8.3.2, pp.6-97-6-102
- [1-5] American Society for Testing and Materials, ASTM D 7291, Standard Test Method for Through-Thickness "Flatwise" Tensile Strength and Elastic Modulus of a Fiber-Reinforced Polymer Matrix Composite Material.
- [1-6] American Society for Testing and Materials, ASTM D 6415, Measuring the Curved Beam Strength of a Fiber-reinforced Polymer-Matrix Composite.
- [1-7] Abot JL, Daniel IM. Through-thickness Mechanical Characterization of Woven Fabric Composites. J. Comp. Mater. 2004;38(7):543-553.
- [1-8] Mespoulet S, Hodgkinson JM, Matthews FL, Hitchings D, Robinson P. Design, development, and implementation of test methods for determination of through thickness properties of laminated composites. *Plastics, Rubber and Composites* 2000;29(9): 496-502.
- [1-9] Lodeiro MJ, Broughton WR, Sims GD. Understanding the limitations of through-thickness test methods. Proceedings of the 4th European Conference on Composites(ECCM/4), Lisbon, 31 August–2 September 1998. p.80-90.

- [1-10] W. Weibull, *Journal of Applied Mechanics*, 18 (1951), 293-237.
- [1-11] R.E. Bullock, *Strength ratios of composite materials in flexure and in tension. J. Compos. Mater.* 8 (1974), pp. 200–206.
- [1-12] Davies DGS. *The statistical approach to engineering design in ceramics. Proceedings of the Britain Ceramic Society* 1973;22:429-452.
- [1-13] Weil NA, Daniel IM. *Analysis of Fracture Probabilities in Nonuniformly Stressed Brittle Materials. J. of the American Ceramic Society* 1964;47:268-274.
- [1-14] Wisnom MR. *Size effects in the testing of Fibre-composite materials. Composites Science and Technology* 1999;59:1937-1957.
- [1-15] Davies DGS. *The statistical approach to engineering design in ceramics. Proceedings of the Britain Ceramic Society* 1973;22:429-452.
- [1-16] T. K. O'Brien and S. A. Salpekar, *NASA/TM-107637* (1992).
- [1-17] Wisnom MR, Jones MI. *Size effects in Interlaminar Tensile and Shear Strength of Unidirectional Glass Fiber/Epoxy. J. of Reinforced Plastics and Composites* 1996;15:2-15.
- [1-18] Kitano A, Yoshioka K, Noguchi K, Matsui J. *Edge finishing effects on transverse cracking of cross-ply CFRP laminates. In: Proc. ICCM9, Vol. V, Madrid, 1993. p. 169–176.*

第2章 直接負荷法による面外強度試験

2.1 目的

CFRP積層板の面外強度を実験的に求める方法はASTMD7291に規定されている。一般に、試験規格として負荷される供試体材料の評定部には、一様かつ一軸負荷された応力状態が求められる。しかし、上記試験規格の供試体には面外引張強度を評価する試験法として、以下に示す望ましくない応力状態が発生していることが知られている。[2-1]

(1) 応力分布が一様でなく、図2-1に示すように局所的に応力集中が発生している。このことは、破断荷重が応力集中部の位置に発生する最大応力に依存することを示唆する。

(2) 上記の応力分布は供試体の形状と寸法により変化する。

(3) 面外方向のみの一軸負荷にもかかわらず多軸応力状態が発生している。

本章では、面外強度時に問題となる上記3点を克服する方法を見出すことを目的とし、実験と有限要素解析を基に考察する。

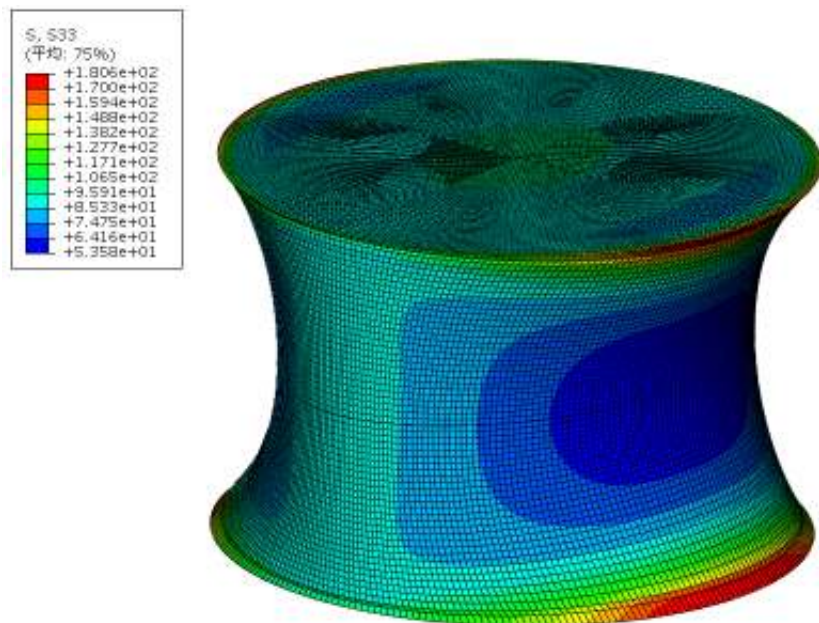


図 2-1 スプール供試体の面外方向応力分布図の一例

2.2 実験

2.2.1 供試材料

CFRPの強化形態としては、最も単純な一方向強化材を供試体として選択した。供試体は、東邦テナックス製IM600/#133一方向繊維強化のプリプレグを120ply層引きそろえて積層して成形した板厚17mmのCFRP母板から切り出して作製した。プリプレグのIM600/#133のIM600は炭素繊維の種類を、#133は180°C硬化タイプのエポキシ樹脂を意味する。このプリプレグの炭素繊維目付は145gr/m²で、1plyあたりのノミナル厚さは0.145mmである。

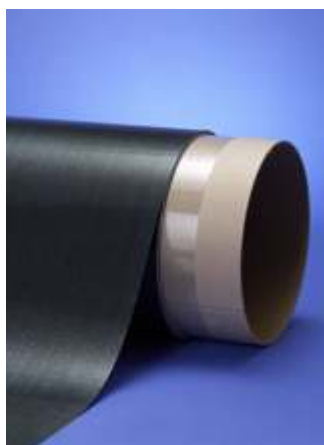


図 2-2 プリプレグロール(出典：東邦テナックス website)

2.2.2 供試体

図 2-3 に示すようなスプール形状の供試体とくびれない円柱形状の供試体を、パラメトリックな検討ができるよう、寸法と形状を変化させて製作した。

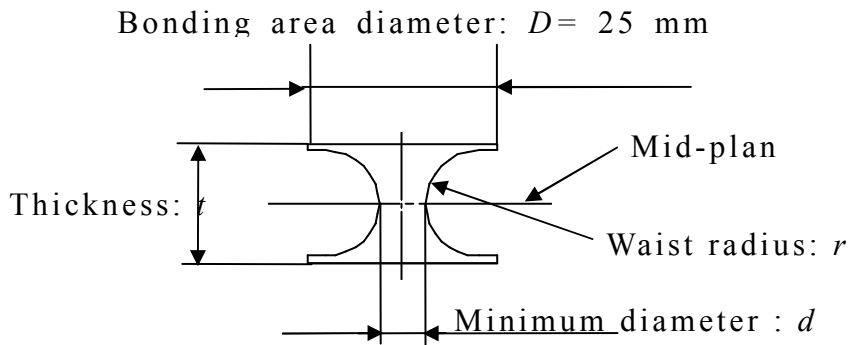


図2-3 スプール形状供試体の形状寸法（板厚 t 、最小断面直径 d 、くびれ半径 r 、接着部直径 $D=25\text{mm}$ ）

スプール形状供試体は、

- (1) 破壊位置を特定（真ん中）し、
- (2) 破断部の応力集中を軽減する

ために選択した形状である。スプール形状供試体は、最大直径 D を 25mm で共通とし、板厚中央部の最小断面直径 d 、供試体板厚 t 、およびくびれ部半径 (weisting radius) r を変化させた。表 2-1 に示すように、 D は 2.0 、 3.0 、 6.25 、 12.5 および 18.75mm の 5 種類、 t は 4 、 8 および 16mm 、の三種類そして r は 1 、 3 および 7mm の 3 種類に変化させて 13 種類の供試体を製作した。供試体の加工に当たり、破壊部である板厚中心部分の材料を一致させる（強度が変わらぬよう）ために、母板の上下面から板厚方向に対称に切削加工して供試体の厚さを変化させた。

表2-1 スプール形状供試体の寸法

板厚 t mm	最小断面直径 d mm	くびれ半径 r mm
4.00	3.00	1.00
4.00	6.25	1.00
4.00	12.5	1.00
4.00	18.8	1.00
8.00	3.00	3.00
8.00	6.25	3.00
8.00	12.5	3.00
8.00	18.8	3.00
16.0	2.00	7.00
16.0	3.00	7.00
16.0	6.25	7.00
16.0	12.5	7.00
16.0	18.8	7.00

一方、円柱形状供試体は8種類製作した。円柱形状供試体に関しては、直径 d を 25mm で共通とし、板厚 t を 1.0、2.0、3.0、4.0、5.0、8.0、12.0 および 16.0mm と変化させた。

2.2.3 実験方法

面外引張強度試験を ASTM D 7291[2-2]に準拠して実施した。供試体と試験治具の構成を図 2-4 に示す。試験は以下の手順に従い実施した。

(1) 母板から機械加工により切り出した供試体を試験治具と接着する。この接着には住友3M製フィルム接着材AF163-2K(厚さ0.1mm)を用いた。この時、供試体を試験治具の軸が一致するよう、円筒ジグに入れて接着を行った。接着時には雰囲気温度120°C・一定圧力を負荷した。

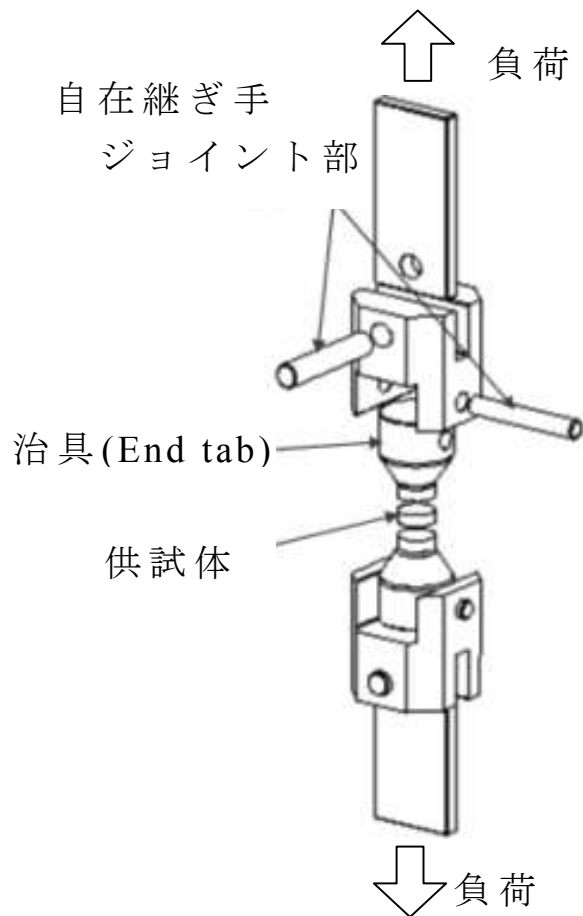


図2-4 直接負荷法の試験セットアップ例

(2) 円筒供試体には、歪みゲージを円周側面の板厚方向真ん中の位置に45°おきに8枚接着し、負荷状態における歪み分布を測定し、材料軸と負荷軸がほぼ一致することを確認した。

(3) 試験治具/供試体を試験機(インストロン8500)に取り付ける。

(4) 0.1mm/minの変位制御で引張荷重を与える。

強度試験後、破断荷重を供試体中心部の最小断面積で除し、見かけ強度 F_{ap} (Apparent failure strength)を計算し、多数のデータを統計処理してWeibull係数 m を算出した。Weibull係数を算出するためには、破断確率 P が必要である。破断確率 P の計算はメディア

ンランク法と最小二乗法を適用して決定した。

2.3 面内トランスバース強度に関する Weibull 統計適用

本研究では多軸応力の影響も検討した。多軸応力状態に破損則を適用するためには、面外強度以外の方向の強度が必要である。これらの強度のうち、面内トランスバース強度 F_T 以外は既にデータがあるため、以下では F_T の評価結果のみについて記す。

3点曲げ試験と面内トランスバース引張試験を実施して F_T に関する Weibull 統計のパラメータを取得した。供試材料は、東邦テナックス製 CFRP プリプレグ IM600/#133 を 16ply 積層してオートクレーブ成形した一方向強化(UD)材である。引張試験に用いた試験片を図 2-5 に示す。

3点曲げ試験と引張試験で得られたと強度 F_T を図 2-6 に、 F_T の平均値を表 2-2 に示す。

面内トランスバース引張試験では、発生応力は一様と想定されるため、有効体積 V_{eff} は評定部の体積に一致し、式(2-1)で与えられる。

$$V_{eff} = Lwt \quad (2-1)$$

ここで L は評定部長さ、 w は供試体幅、 t は供試体板厚である。

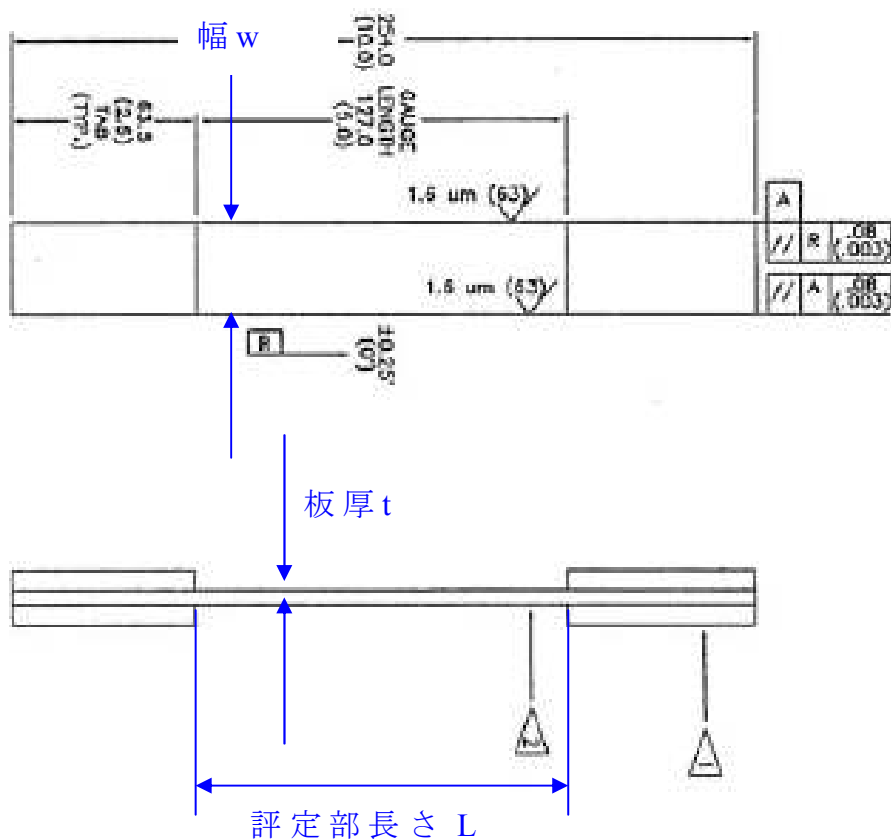


図2-5 一方向CFRPの面内トランスバース強度引張供試体

一方、3点曲げ供試体の有効体積 V_{eff} は、梁理論を前提とすると式(2-2)で与えられる。

$$V_{eff} = \frac{L_s wt}{2(m+1)^2} \quad (2-2)$$

ここで m は Weibull 係数、 L_s は曲げ試験の支点間距離、 w は供試体幅、そして t は板厚である。

Weibull 統計のパラメータは、図 2-6 で与えられる実験結果から算出される。このとき、破断確率 P の計算のためにメディアアンランク法を適用し、Weibull 係数算出には最小 2 乗法を適用した。

破断確率 $P=50\%$ 、有効体積 $V_{\text{eff}}=0.58\text{mm}^3$ の尺度母数 F_{T0} は 138MP であった。また、面内トランスバース強度の Weibull 係数 m_T は 16.4 であった。図 2-6 は面内トランスバース引張り強度と 3 点曲げ強度を有効体積で整理した結果である。

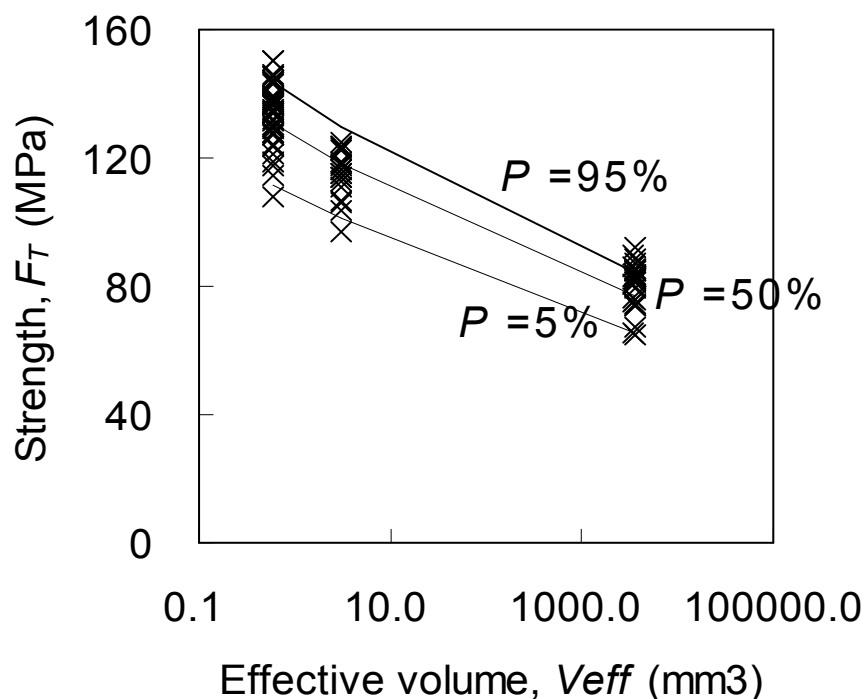


図2-6 一方向CFRPのトランスバース強度と有効体積の関係

表 2-2 面内トランスバース強度取得のための引張試験と 3 点曲げ試験の仕様と結果

	Span (L_s)	Length (L)	Width (w)	Thickness (t)	Number of specimens	Average strength	Effective volume
	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)		(MPa)	(mm^3)
3point-Bending	15	-	10	2.35	41	134.1	0.59
3point-Bending	80	-	10	2.35	20	115	3.12
Tension	-	150	10	2.35	35	81.0	3557

2.4 解析

2.4.1 有限要素解析

面外引張試験時に供試体内に発生する応力分布を評価するため、解析ソフトABAQUSバージョン6を用い、線形弾性体を仮定して有限要素解析を実施した。図2-7に示す供試体の説明図からわかるように、板厚中心面(mid-plane)を鏡面とした面外方向の形状及び荷重条件の対称性から、解析モデルは板厚の半分のみとした。また、試験治具は剛体と仮定し、接着層の治具接着面側に面外方向の一樣な強制変位を与え、接着層外面の面内方向の強制変位量は0とした。

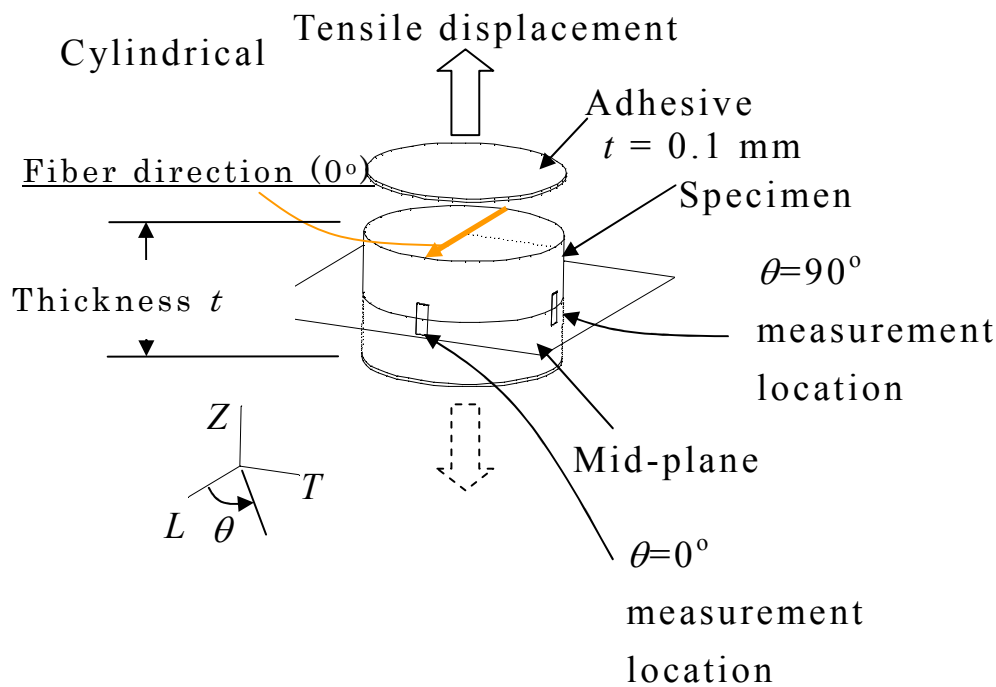


図2-7 円柱形状供試体の強化繊維方向と座標系、中立面の関係に関する説明図

スプール形状供試体の解析モデルは、4節点、4面体の3次元ソリッド要素で構成した。この3次元ソリッド要素は低減積分要素として定義した。従って、各要素に平均応力が計算される。[2-3] 要素寸法は、厚さ0.145mm、面内三角形の一辺は約0.3mmとした。従って、1要素の体積は約0.013mm³である。フィルム接着層の厚さは、メーカーの公称値の0.100mmとした。円柱形状供試体の解析モデルは8節点、6面体の3次元ソリッド要素で構成した。要素寸法は、厚さ0.145mm、面内寸法は約0.3mm～0.5mmとした。

有限要素解析に使用した一方向強化CFRPの弾性率と題意成立測定に用いた準拠試験法[2-4]を表2-3に示す。面外弾性率 E_z は本学位研究での検討課題になっており、測定方法は確定されていない。そこで、本章の段階では、表中に示したように、面外弾性率 E_z は面内トランスバース方向の弾性率 E_T と同じであると仮定した。治具と供試体を結合させた接着層の材料特性には、3M社製フィルム接着材AF163-2Kで引張試験片を作製して実測した、Young率2.75GPa、ポアソン比 $\nu=0.33$ (等方性)を使用した。

表2-3 一方向CFRP IM600/#133の物性値と取得試験方法

Property	IM600/#133	試験方法	N 数
E_L (GPa)	152	SACMA SRM 4R	7
E_T (GPa)	8.21	SACMA SRM 4R	6
G_{LT} (GPa)	4.36	SACMA SRM 7R	5
ν_{LT}	0.334	SACMA SRM 4R	7
E_z (GPa)	8.21	assumption: $E_z=E_T$	-
G_{LZ} (GPa)	3.99	ASTM D 5379	10
G_{TZ} (GPa)	2.52	ASTM D 5379	10
ν_{LZ}	0.346	SACMA SRM 4R	7
ν_{TZ}	0.536	SACMA SRM 4R	6

2.4.2 有効体積

破壊に關与する高応力領域の体積、即ち有効体積 V_{eff} を以下の手順でWeibull統計に従い算出した。全体積 V の供試体に応力分布 σ が負荷された条件でのWeibull確率分布関数 $P(\sigma)$ は、次式(2-3)で与えられる。[2-5]

$$P(\sigma) = 1 - \exp\left[-\int_V \left(\frac{\sigma}{\sigma_0}\right)^m dV\right] \quad (2-3)$$

ここで σ_0 は尺度母数、 m はWeibull係数、 σ は供試体中の応力である。Weibull統計に従う場合の平均強度 σ_m は、次式(2-4)で与えられる。[2-6]

$$\sigma_m = \sigma_0 (V_{eff}/V_0)^{-1/m} \Gamma(1+1/m) \quad (2-4)$$

ここで Γ はガンマ関数である。これより σ_m が V_{eff} と V_0 の比の $-1/m$ に比例するという寸法効果を表す関係が得られる。 V_{eff} は負荷された応力が一様でない場合の破損確率 P の算出に有効である。Davies[2-7]は非一様応力分布を有する構造について有効体積 V_{eff} の算出式(2-5)を定義した。

$$V_{eff} = \int_V \left(\frac{\sigma}{\sigma_{max}}\right)^m dV \quad (2-5)$$

ここで σ_{max} は最大応力、 σ は構造物での応力分布である。 σ が一様な場合、 σ/σ_{max} は1になる。したがって有効体積 V_{eff} は供試体の体積 V そのものになる(式(2-1))。また、 σ_{max} と σ が単純な式で

与えられる時にも、 V_{eff} は簡単な式で与えられる。三点曲げ試験の場合、初等梁理論が適用でき、 V_{eff} は式(2-2)で与えられる。

有限要素解析によって得られた応力分布を適用するには、式(2-5)を離散系に合うように修正が必要である。具体的には、 V_{eff} を式(2-5)から修正した式(2-6)により計算した。

$$V_{eff} = \sum_{i=1}^n \left(\frac{\sigma_{z-i}}{\sigma_{z-max}} \right)^m \Delta V_i \quad (2-6)$$

ここで n は解析モデルの要素数、 i は要素番号、 σ_{z-i} とは i 番目の要素の面外方向応力値、 σ_{z-max} は σ_{z-i} の最大値、 ΔV_i は i 番目の要素の体積である。

なお、異なる有効体積 V_{eff-1} と V_{eff-2} をもつ同じ材料の2つの供試体について、それぞれ強度 F_1 と F_2 を示す場合、式(2-4)から式(2-7)の関係が導出できる。

$$F_1 = F_2 (V_{eff-1} / V_{eff-2})^{-1/m} \quad (2-7)$$

2.4.3 多軸応力状態への破損則適用検討

負荷状態の面外供試体には多軸応力状態が発生する。強度に及ぼす多軸応力の効果を評価するために、本研究では式(2-8)の破損則を基に検討を進めた。

$$\left(\frac{\sigma_L}{F_L} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_T}{F_T} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_z}{F_z} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{LT}}{F_{LT}} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{TZ}}{F_{TZ}} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{zL}}{F_{zL}} \right)^2 = 1 \quad (2-8)$$

ここで繊維方向応力、面内繊維直交方向応力、面外方向応力をそ

れぞれ σ_L 、 σ_T 、 σ_Z と表記し、各せん断応力を τ_{LT} 、 τ_{TZ} 、 τ_Z と表記した。また、L、T、Z の 3 軸方向の引張またはせん断の破断基準強度を F_L 、 F_T 、 F_Z 、 F_{LT} 、 F_{TZ} 、 F_{ZL} と表記した。

本章では一方向強化材のみを扱う。本章の一方向強化材では、繊維方向の破断基準強度 F_L は 2700MPa であり、他の破断基準強度 F_T 、 F_Z (≈ 60 MPa)、 F_{LT} 、 F_{TZ} 、 F_{ZL} (≈ 50 MPa) よりも 10 倍以上高い。従って、式(2-6)の第 1 項は無視した。更に、せん断応力の項については、有限要素解析結果 σ_{Z-max} を示した要素やこれに近い要素のせん断応力値 τ_{LT} 、 τ_{TZ} 、 τ_{ZL} が σ_Z より十分に小さかったため、せん断応力に関する項も無視できるほど小さいと仮定した。この結果、式(2-8)は式(2-9)に単純化できる。

$$\left(\frac{\sigma_T}{F_T}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_z}{F_z}\right)^2 = 1 \quad (2-9)$$

式(2-9)を面外方向の破断基準強度 F_z 、について整理すると式(2-10)になる。

$$F_z = \frac{\sigma_z}{\sqrt{1 - (\sigma_T / F_T)^2}} \quad (2-10)$$

面内トランスバース強度 F_T と破断位置に発生する σ_T 、 σ_Z 、が与えられれば、式(2-10)より一軸負荷状態の面外方向の破断基準強度が算出できる。

2.5 結果

2.5.1 応力分布と破断面

2.5.1.1 応力分布

平均応力 σ_{z-mean} が 5、15 および 30 MPa の場合における、供試体側面で測定したひずみゲージのひずみ分布を図2-8に示す。横軸は歪みゲージの供試体外周の接着位置（図2-7参照）を示し、 0° は繊維が供試体側面に直交する方向を示す。また有限要素解析結果から計算した歪量を図中の実線で示す。有限要素解析結果と実験結果の一致から、供試体に妥当な荷重が負荷されていることがわかる。

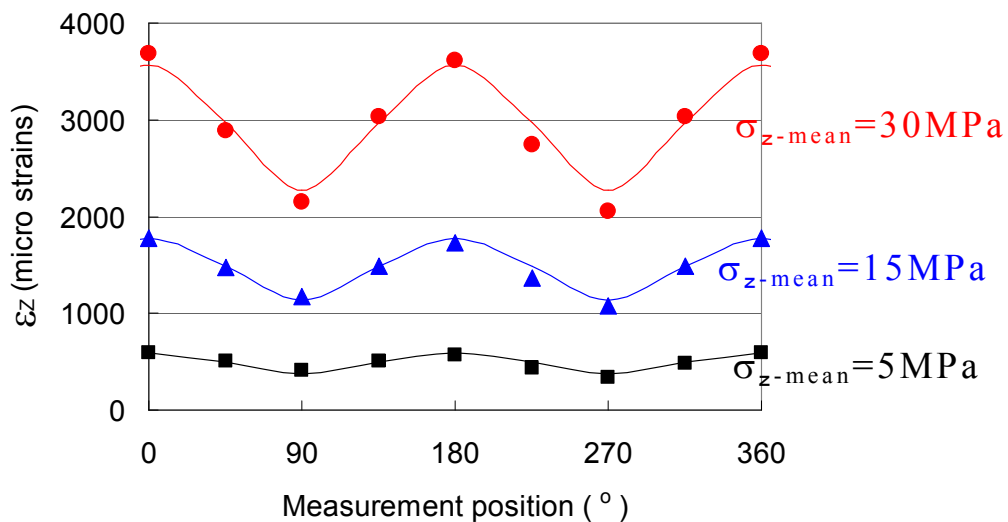
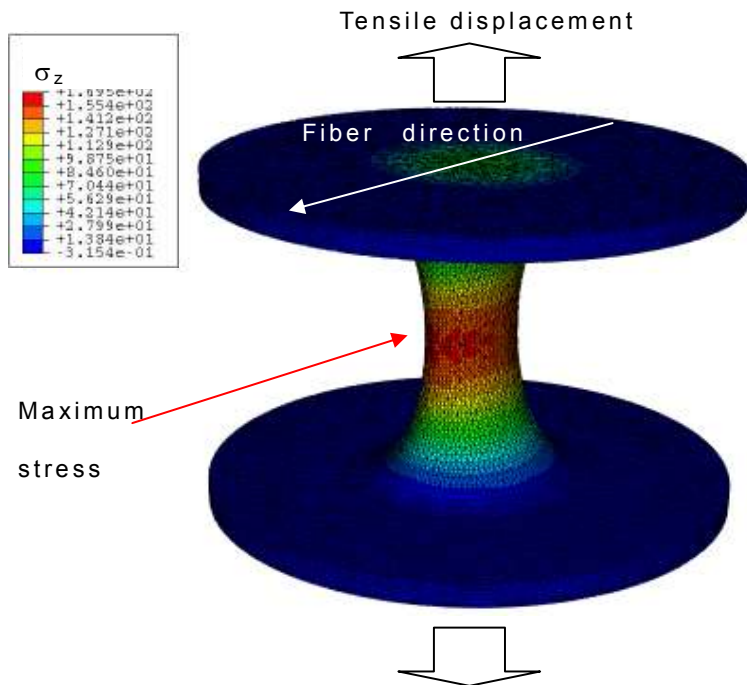


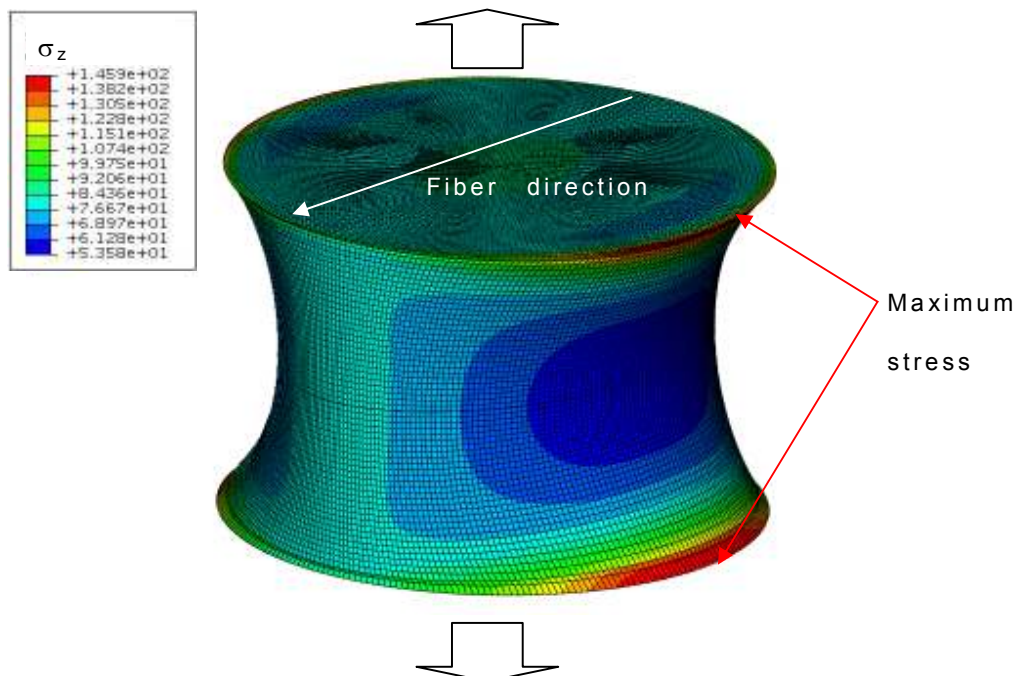
図2-8 一方向CFRPの板厚12mmの円柱形状供試体の側面8箇所測定した歪み量の実験結果と有限要素解析結果の比較（みかけ応力が5MPa、15MPa、30MPaの場合）

スプール形状供試体と円柱形状供試体の有限要素解析結果(面外方向の応力分布図)の一例を図2-9に示す。図中で赤色の領域が最大応力を表す。スプール形状供試体の最大応力は最小直径部分に、円柱形状供試体の最大応力は接着層近傍の 90° 位置に発生し

た。



(a) スプール形状供試体 ($d=6.25$ $t=8$ mm 平均応力 $\sigma_{z-mean} = 119.5$ MPa)



(b) 円柱形状供試体 ($t=8$ mm $\sigma_{z-mean} = 119.5$ and 93.50 MPa)

図2-9 スプール形状供試体(a)と円柱形状供試体(b)の面外方向
応力分布

応力集中の程度を定量的に表すために、最大応力を平均応力で除した応力比 R_z を計算した。スプール形状供試体と円柱形状供試体の R_z を図2-10と図2-11に示す。これらの図から、スプール形状供試体はより小さい最小直径 d の供試体を選択すること、円柱形状供試体はより薄い板厚の供試体を選択することにより最大応力を緩和できることがわかる。

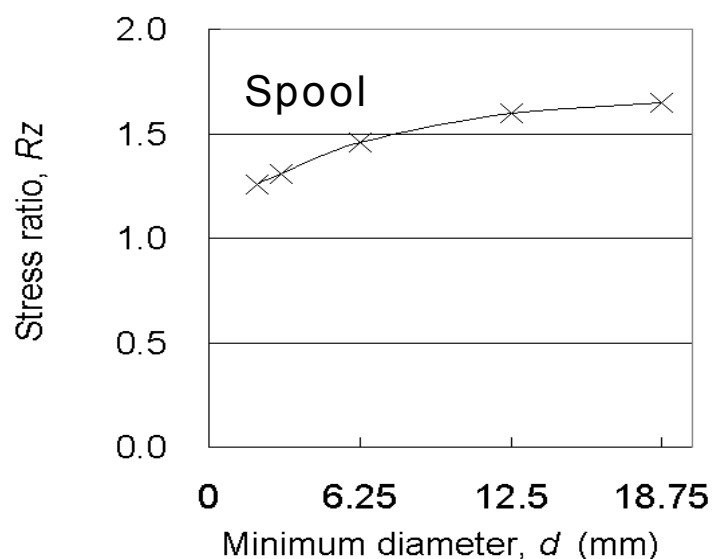


図2-10 スプール形状供試体の有限要素解析結果から算出した応力比 R_z ($= \sigma_{z-max} / \sigma_{z-mean}$) と最小断面直径 d の関係

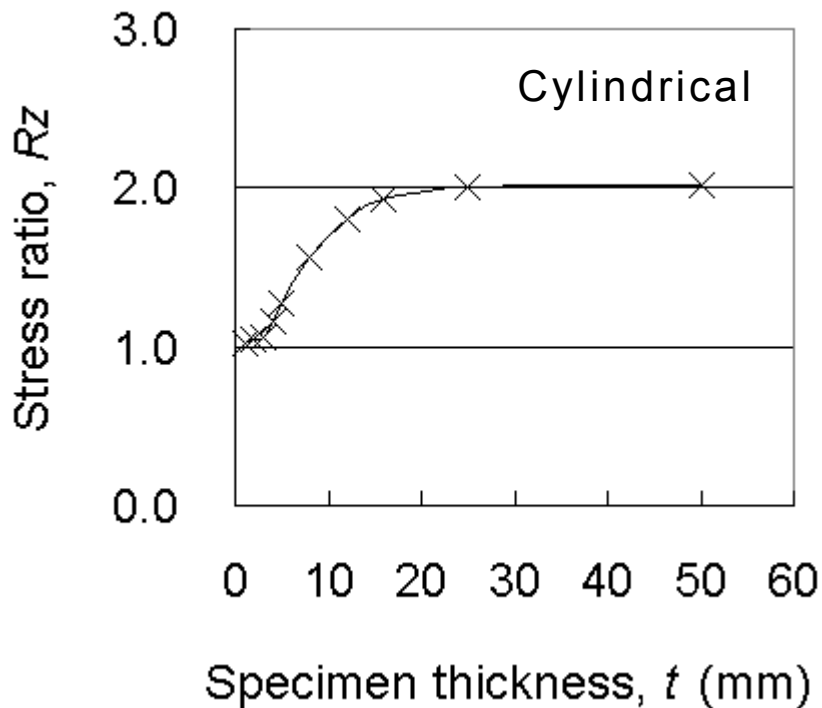


図2-11 円柱形状供試体の有限要素解析結果から算出した応力比 R_z ($= \sigma_{z-\max} / \sigma_{z-\text{mean}}$) と板厚 t の関係

図2-1に示すような引張試験では、一軸負荷にもかかわらず多軸応力状態が発生する。多軸応力状態の指標として、 σ_z が最大値を示した要素に関して、他の応力成分値を最大 σ_z で除した比を表2-4と表2-5に示す。これより、スプール形状供試体は最小直径 d が小さくなると一軸応力状態に近づき、対照的に円柱形状供試体では板厚が薄くなると多軸応力状態が激しくなることが理解できる。

表 2-4 スプール形状供試体 (板厚 t8mm) の多軸応力状態

Diameter of center (mm)	Stress ratio (%)				
	$\sigma_L / \sigma_{Z-max}$	$\sigma_T / \sigma_{Z-max}$	$\tau_{LT} / \sigma_{Z-max}$	$\tau_{LZ} / \sigma_{Z-max}$	$\tau_{TZ} / \sigma_{Z-max}$
3.125	16.0	13.1	4.4	-1.7	2.2
6.25	12.0	25.5	5.9	-1.9	1.1
12.5	9.9	33.0	-0.1	-3.2	0.9
18.75	9.6	38.5	0.0	-3.1	-0.2

表 2-5 円柱形状供試体の多軸応力状態の比較

Thickness (mm)	Stress Ratio (%)				
	$\sigma_L / \sigma_{Z-max}$	$\sigma_T / \sigma_{Z-max}$	$\tau_{LT} / \sigma_{Z-max}$	$\tau_{LZ} / \sigma_{Z-max}$	$\tau_{TZ} / \sigma_{Z-max}$
1	49.8	54.5	0	0	0
2	38.7	54.2	0	0	0
3	25.9	53.5	0	0	0
4	32.3	8.7	-2.1	-1.9	17.4
5	33.5	8.5	-0.3	-0.3	17.3
8	34.2	8.1	-0.3	-0.3	16.7
12	33.7	7.9	-0.3	-0.3	16.1
16	33.3	7.8	-0.3	-0.3	15.8
25	32.8	7.7	-0.3	-0.3	15.5
50	32.6	7.7	0.3	0.3	15.5

2.5.1.2 破断面

スプール形状供試体は想定したとおりに最大応力が発生する最小断面部で破断した。一方、円柱形状供試体は接着層近傍で破断した。この結果は、CFRP供試体内部で破断させるという観点から、円柱形状供試体よりもスプール形状供試体の方が強度評価に適することを示唆する。

円柱供試体に関して、破断がCFRPで起こったかどうかを確認するために、破断面を精査した。円柱形状供試体の典型的な破断例を図2-12に示す。図中(a)は供試体の説明図で、(b)は供試体内部に破断面が発生した時の典型例を、(c)は接着層と供試体の界面での剥離と供試体での破断が混在していた場合の観察結果の説明図である。これらの破断モードの写真を図2-12(d)と図2-12(e)に示す。写真内の白色の矢印は繊維方向を示す。これらの破断面において、黒色の領域は供試体内部の破断面を、ピンク色の領域は接着層と供試体の界面の破断面を示す。図2-12(c)の場合においても、面外応力が高く破断の開始点と想定される90°位置では、破壊はCFRP層内で起こっており、以下では、図2-12(c)の破断モード実験結果についても、試験は成功したと判断した。

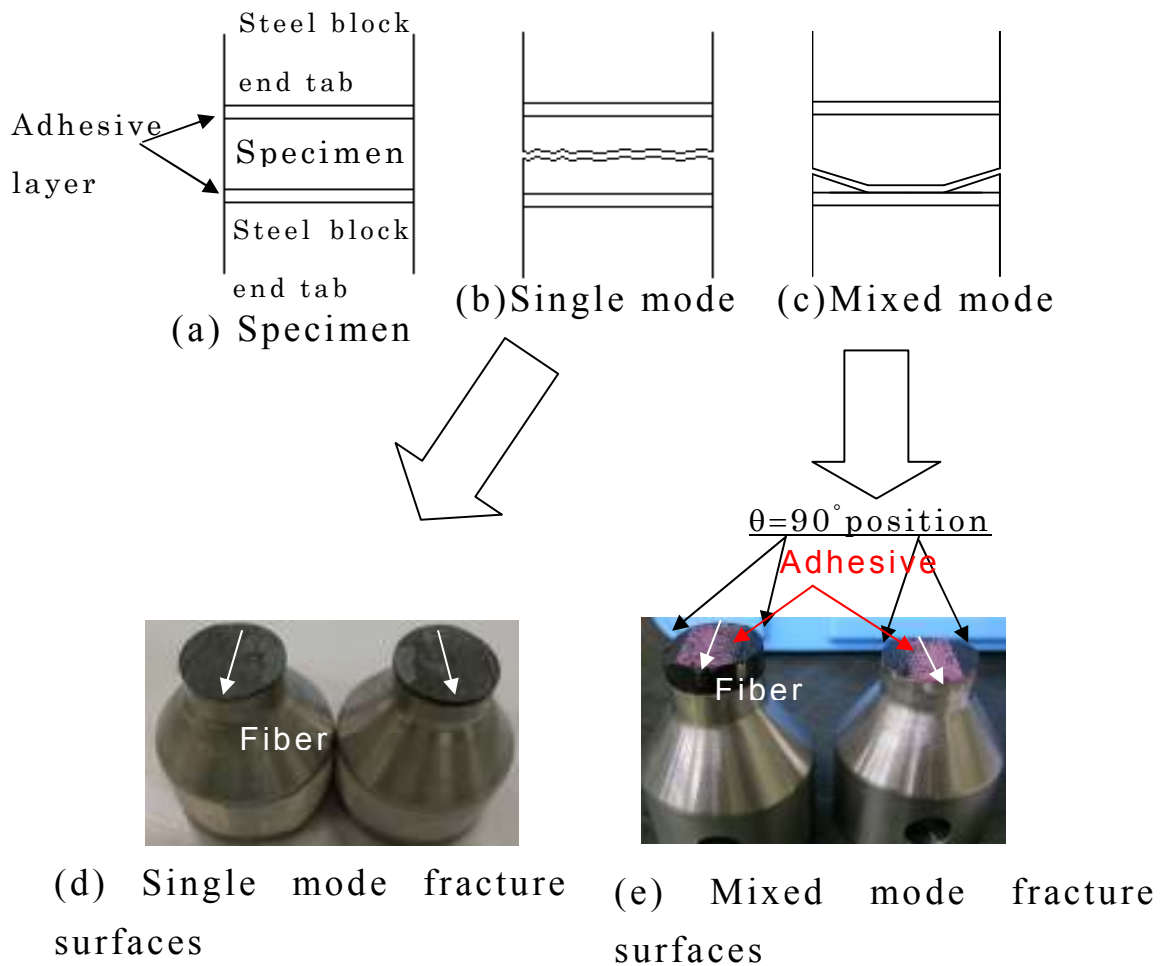


図2-12 円柱形状供試体の典型的な破断例

2.5.2 見かけ強度に及ぼす供試体の寸法と形状の効果

図 2-13 にスプール形状供試体の強度試験結果を示す。さらに、算出したスプール形状供試体の有効体積を表 2-6 に示す。図の縦軸は見かけ強度 F_{ap} 、横軸は最小断面直径 d である。 F_{ap} は破断荷重を最小断面積で除して算出した。図示のように、 F_{ap} は d の減少とともに増加した。この増加傾向の要因は、表 2-4 で示した応力集中の緩和と表 2-6 に示した有効体積の減少である。

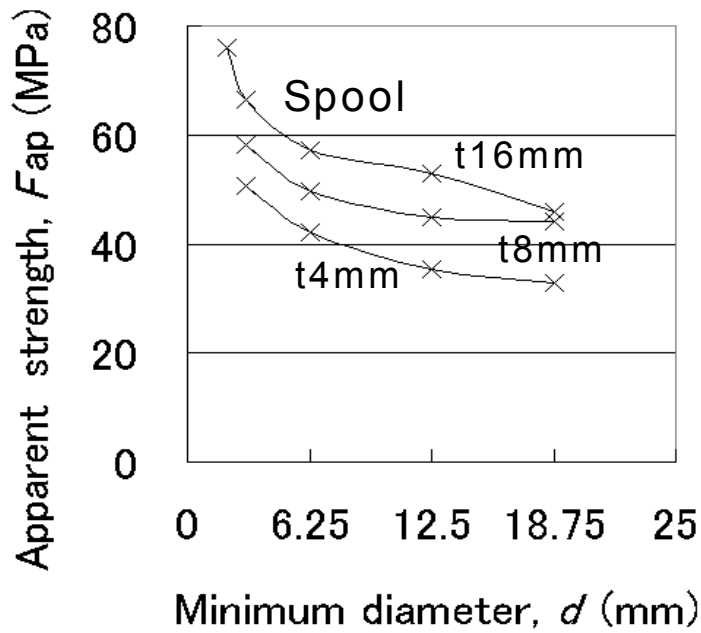


図2-13 スプール形状供試体の見かけ強度の平均値と最小断面直径 d の関係

表2-6 スプール形状供試体の有効体積

板厚 t mm	最小断面直径 d mm	くび れ半 径 r mm	N 数	Weibull 係数 m (-)	有効体積 V_{eff} mm^3
4.00	3.00	1.00	5	-	0.232
4.00	6.25	1.00	6	6.13	0.495
4.00	12.5	1.00	6	11.7	0.995
4.00	18.75	1.00	6	4.76	1.34
8.00	3.00	3.00	5	-	0.741
8.00	6.25	3.00	3	-	2.12
8.00	12.5	3.00	5	-	5.34
8.00	18.75	3.00	4	-	5.46
16.0	2.00	7.00	7	23.8	1.71
16.0	3.00	7.00	7	11.4	2.40
16.0	6.25	7.00	10	13.9	9.39
16.0	12.5	7.00	10	15.5	18.1
16.0	18.75	7.00	9	10.9	21.9

図 2-14 に円柱形状供試体の強度試験結果を示す。図の横軸は板厚 t である。図 2-11 に示したように、薄い板厚の供試体では応力集中が減少する。それにもかかわらず薄い円柱形状供試体の見かけ強度 F_{ap} は低い値を示した。これは表 2-6 に示したように、薄くなるほど多軸応力状態が顕著になるためと想定される。

図 2-13 と図 2-14 を比較すると、スプール形状供試体の見かけ強度は、円柱形状供試体のそれよりも高いことが分かる。これは円柱形状供試体では応力集中と多軸応力状態が厳しいことによる。次節 2.6 では、図 2-13 と図 2-14 で示した傾向について、有効体積、応力集中、多軸応力状態の観点から考察を進める。

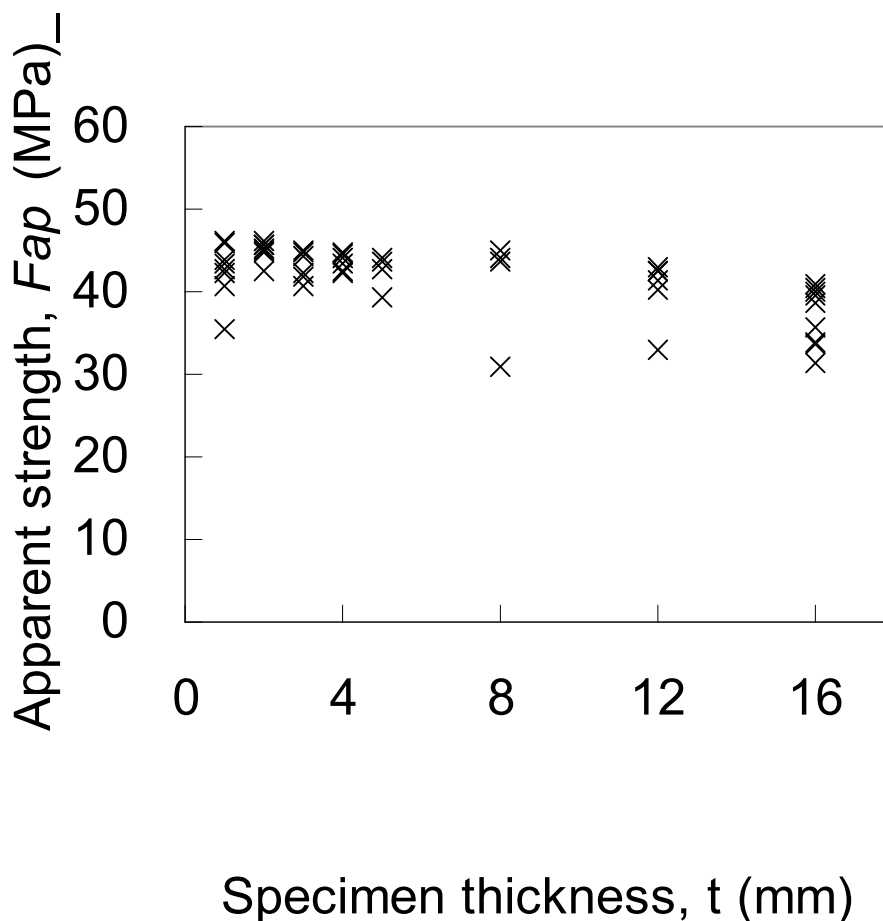


図2-14 円柱形状供試体の見かけ強度と板厚の関係

2.6 考察

2.6.1 面外強度の評価手順

スプール形状供試体に関して、多軸応力状態を考慮した面外引張の破断基準強度 F_Z を、見かけ強度 F_{ap} から算出する手順をフローチャートにして図2-15に示す。

図示のように、実験から取得できるデータは破断荷重を最小断面部の面積で除した見かけ強度 F_{ap} である。同じ形状の供試体の実験を複数実施することで、複数の F_{ap} を取得することが出来る。これらの値からWeibull係数 m_Z を算出する。図2-16は m_Z を算出するために作成したいわゆるWeibullプロットの一例である。一方、有限要素解析から取得できるデータは、各要素に算出される応力値、ならびに実験の見かけ強度 F_{ap} に相当する平均応力 σ_{z-mean} および一要素の体積 ΔV_i である。本研究で実施した有限要素解析は線形弾性解析のため、応力の比は一定である。そのため本研究では、一定歪みを仮定して線形解析を行い、応力比を使って実験時の応力を推定した。有効体積 V_{eff} は、有限要素解析結果と式(2-6)から算出した。また、 m_Z は供試体数6体以上実験を実施した形状からそれぞれ算出した。算出した m_Z を表2-6に示す。 m_Z は供試体の形状や寸法に依らない材料特有の物性値と考えられるが、本研究の実験結果はばらつきが大きい。これは供試体数の不足によるものと考えられ、本章では m_Z の平均値12.68を m_Z の代表値として使用した。

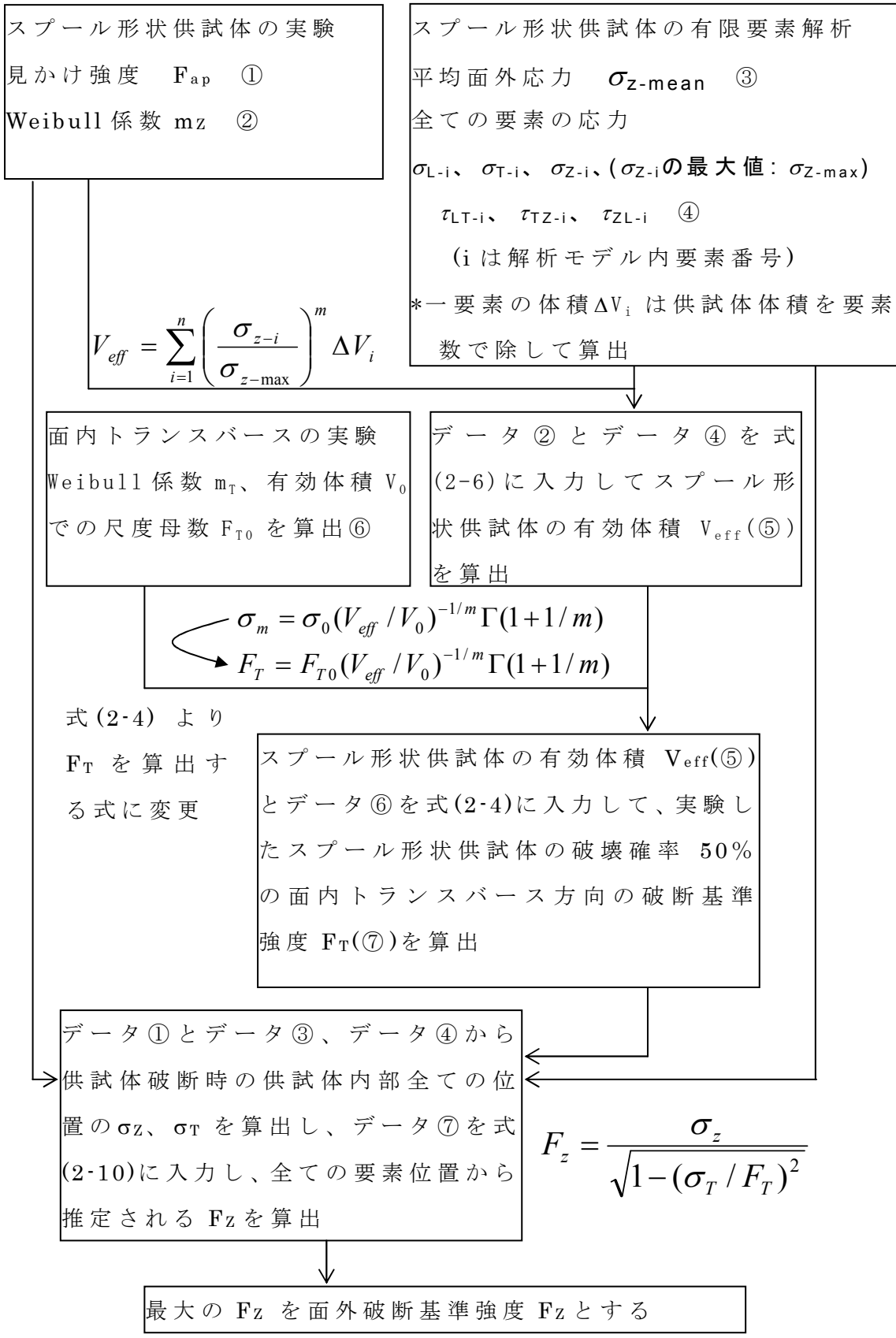


図2-15 面外強度を算出するためのフローチャート

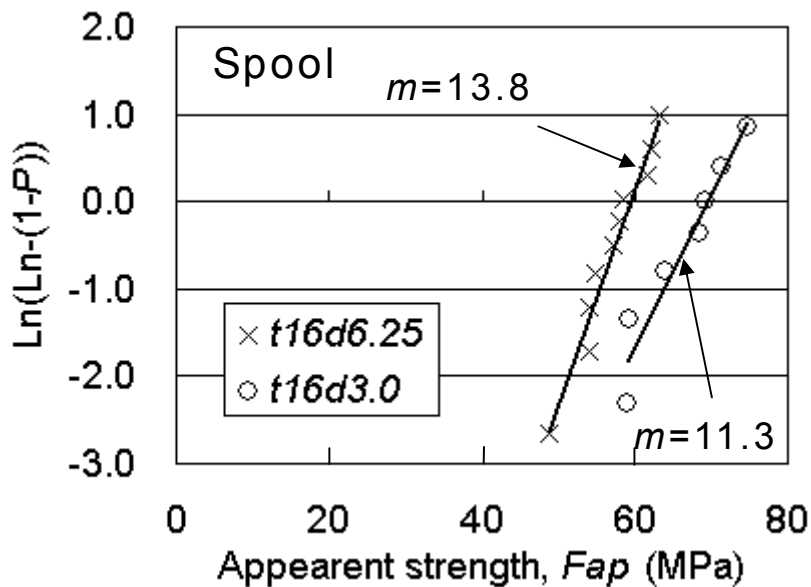


図2-16 スプール形状供試体試験結果の Weibullプロットの例

続いて図2-15に示すように、面内トランスバース強度 F_T を評価した。これは有効体積が変化すると、 F_T も変化すると推定したためである。このために同一材料でUD-CFRPの面内トランスバース引張試験を実施し、面内トランスバース強度に関する Weibull係数 m_T と尺度母数 F_{T0} (V_{eff} が 1mm^3 の時の値) を決定した。この試験の詳細については節2.3に示した。この結果を式(2-2)に代入して任意の有効体積における F_T を求めた。この値を使って、最終的に面外引張強度 F_Z は式(2-8)を用いて算出した。

2.6.2 スプール形状供試体の面外強度

前項(2.6.1)で検討した手順に従い算出したスプール形状供試体の面外引張の破断基準強度 F_Z と有効体積 V_{eff} の関係を図.2-17に示す。この図では破断確率曲線も併せて示した。これらの曲線は

破断確率 P が5%、50%、95%の場合について式(2-1)から算出した結果である。図示のように、これらの曲線は V_{eff} が小さい時を除いて破断基準強度 F_z と一致する傾向を示した。

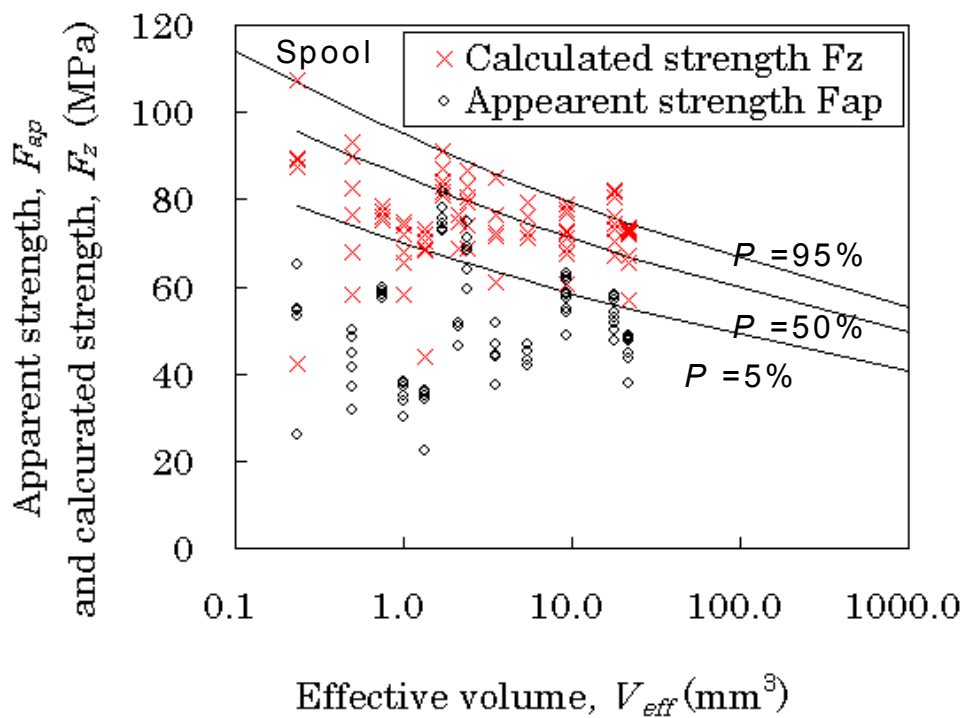


図2-17 スプール形状供試体の見かけ強度 F_{ap} 、破断基準強度 F_z 、推定強度曲線の有効体積との関係

図2-17の赤×と破壊確率曲線を比べると、 V_{eff} が小さい領域における曲線と F_z の一致がよくない。このような結果が得られた原因を実験結果に基づきから考察した。

図2-18は破断基準強度 F_z と有効体積 V_{eff} の関係を全供試体について示したもので、図2-17でまるで示した見かけの強度を省略したものである。

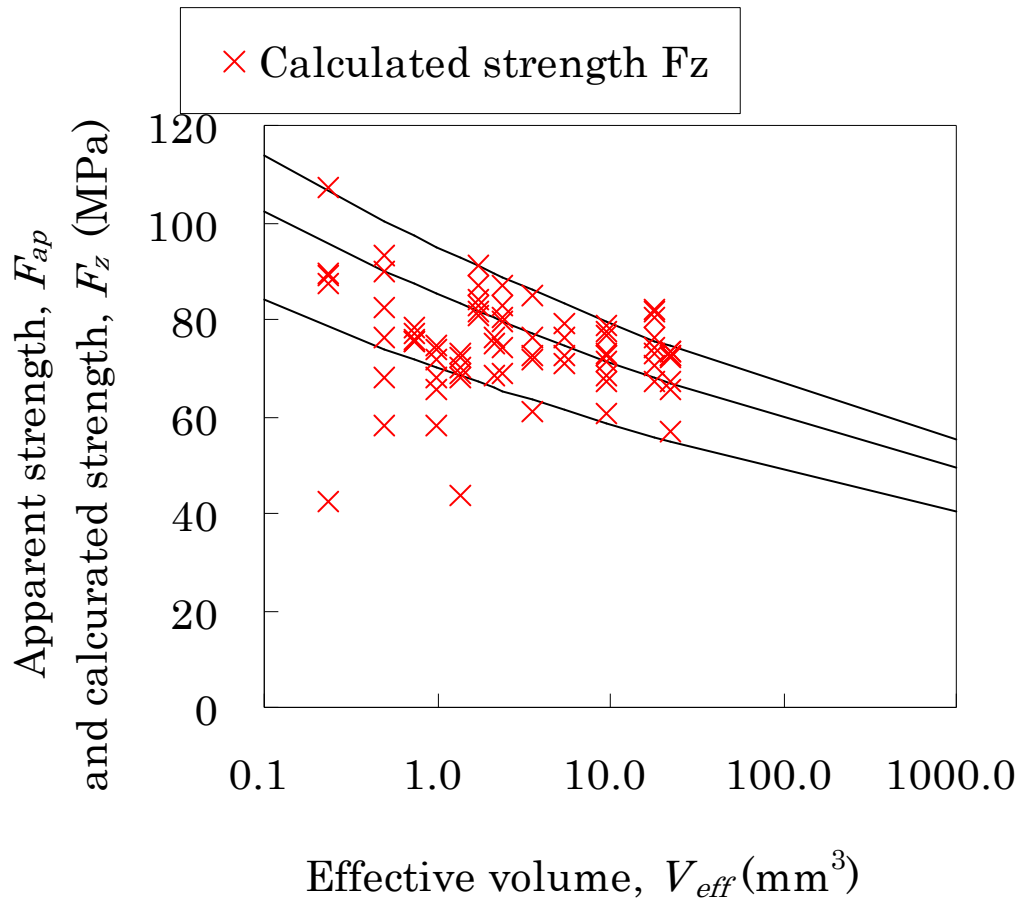


図2-18 スプール形状供試体の破断基準強度 F_z 、推定強度曲線の有効体積との関係

次に、図2-19では、図2-18のデータの中で板厚4mmのスプール形状供試体の実験結果のみを青色で表示し、それとは異なる板厚の実験結果と区別しやすくした。

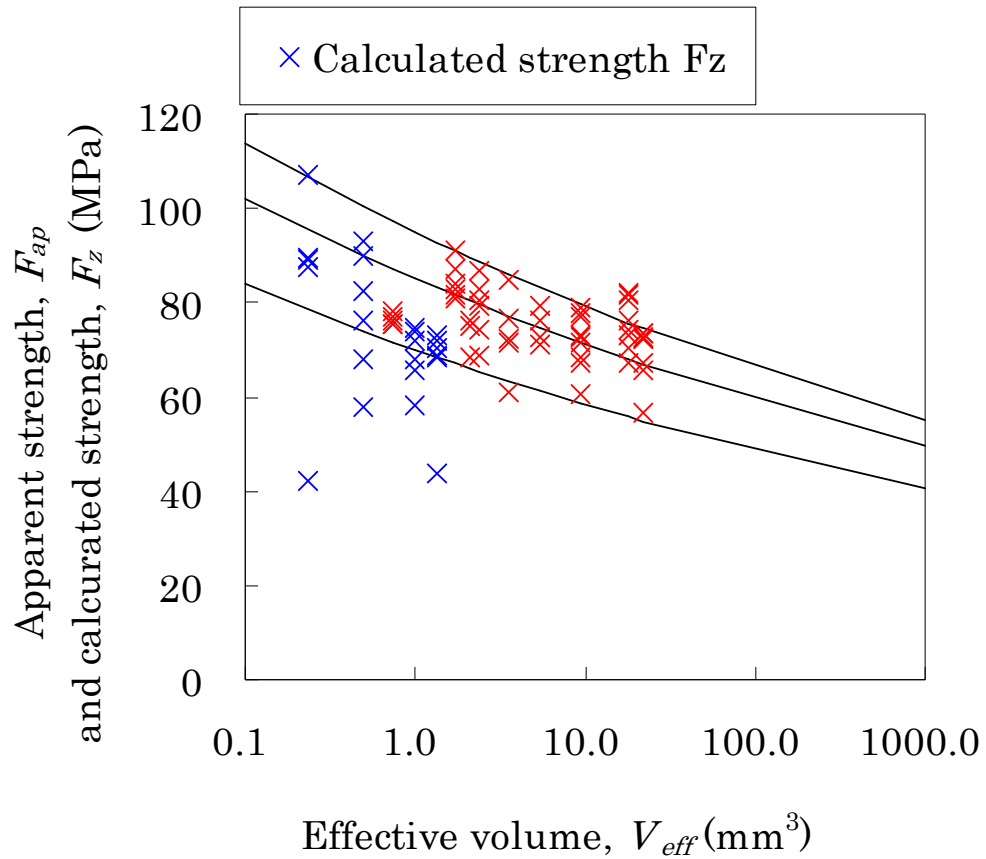


図2-19 スプール形状供試体の破断基準強度 F_z 、推定強度曲線の有効体積との関係（板厚4mmの結果の破断基準強度のみ青色で表示）

図2-19に示すように、板厚の小さい $t4\text{mm}$ のみがバラツキが大きく、破断基準強度 F_z が破断確率の推定曲線から外れている。この結果を強調するために、板厚 $t4\text{mm}$ のデータを除いた結果を図2-20に示す。

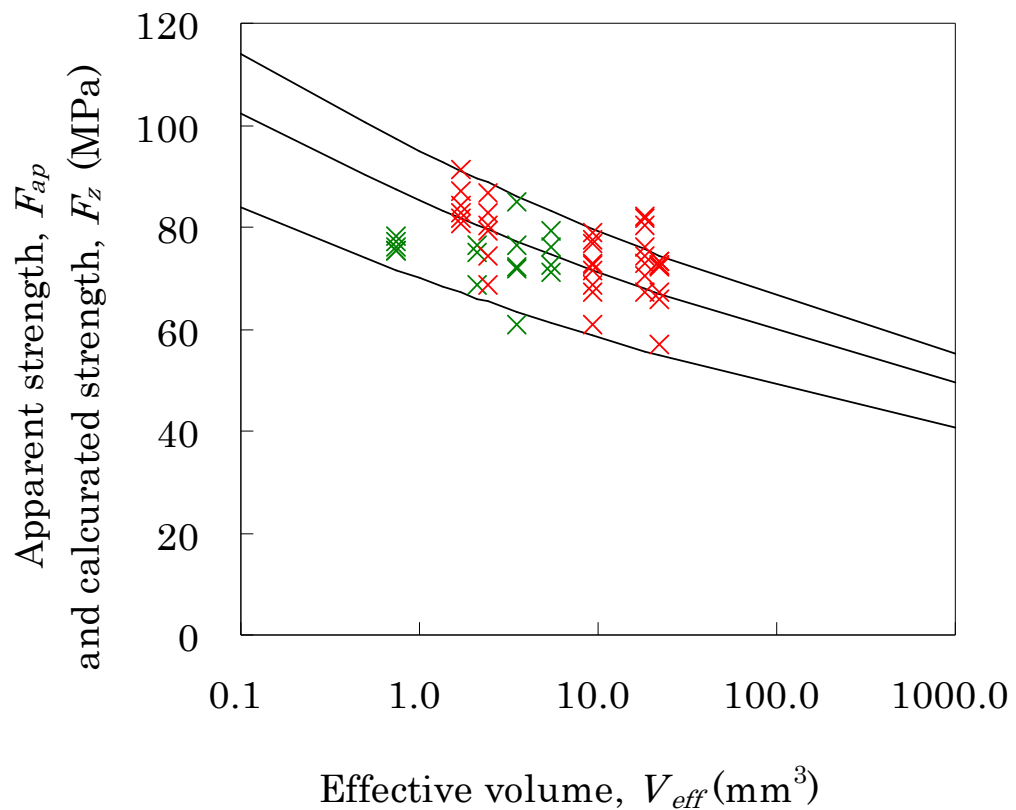


図2-20 スプール形状供試体の破断基準強度 F_z 、推定強度曲線の有効体積との関係（板厚8mmの結果を緑色で表示、板厚16mmの結果を赤色で表示）

2.6.3 板厚の小さい供試体の強度のばらつきについての考察

図2+19に示したように、薄い供試体の強度が大きくばらつき小さい値を示したのは、小さい有効体積の供試体を用いて強度評価試験を実施することの困難さが原因であると推定される。

供試体や試験治具との接着位置が理想的である場合、図2-21に示すように対称的な応力分布が発生する。しかし実際には、わずかながら接着位置には図2-21に示すようなずれが発生する。本研究では、試験片接着時に治具を使用してこのずれを最小限度内に

止めたが、治具の精度内でずれは発生した。これが原因で、図2-22にしめすような荷重のミスアライメントが発生すると考えられる。このずれの絶対量は試験片によらないはずであるが、直径25mmの円柱供試体と、最小断面直径が小さいのスパール形状供試体を比較すると、最小断面部に集中して現れるため、ミスアライメントの影響が後者に顕著に表れることが想定される。さらに、同じスパール形状供試体でも板厚が小さい場合、図2-23に示すように治具を通して負荷される荷重のミスアライメントが相対的に大きくなることも推定される。

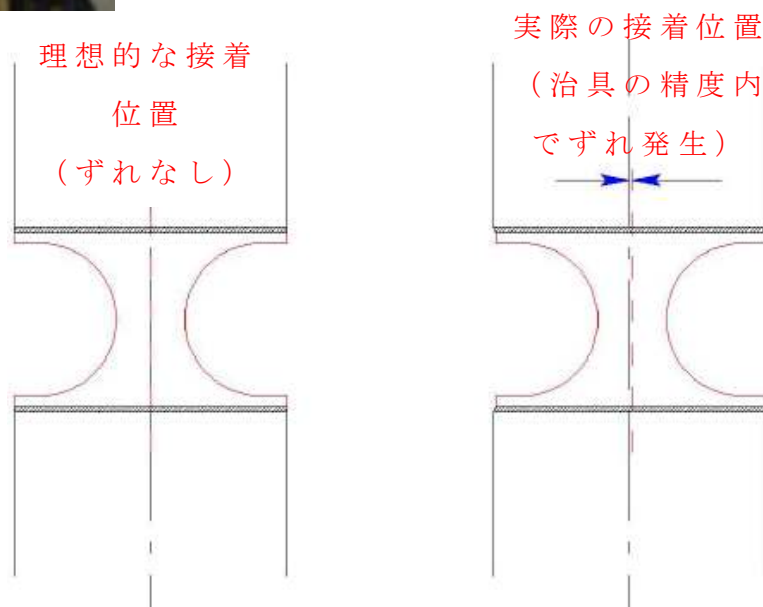


図 2-21 供試体の接着位置について

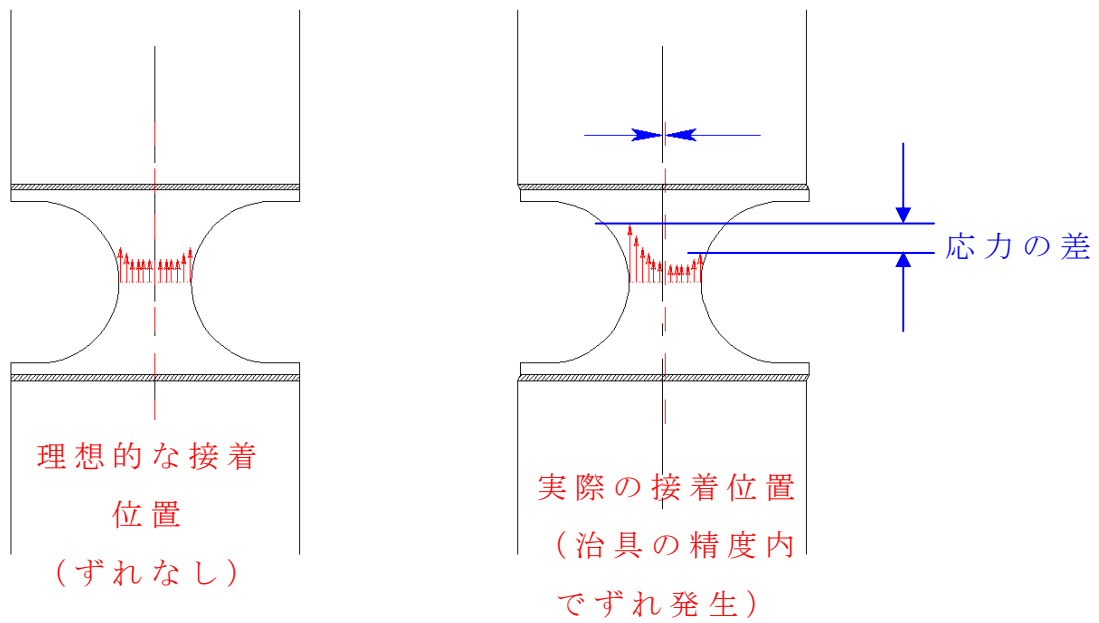


図 2-22 供試体の接着位置のずれによる応力差

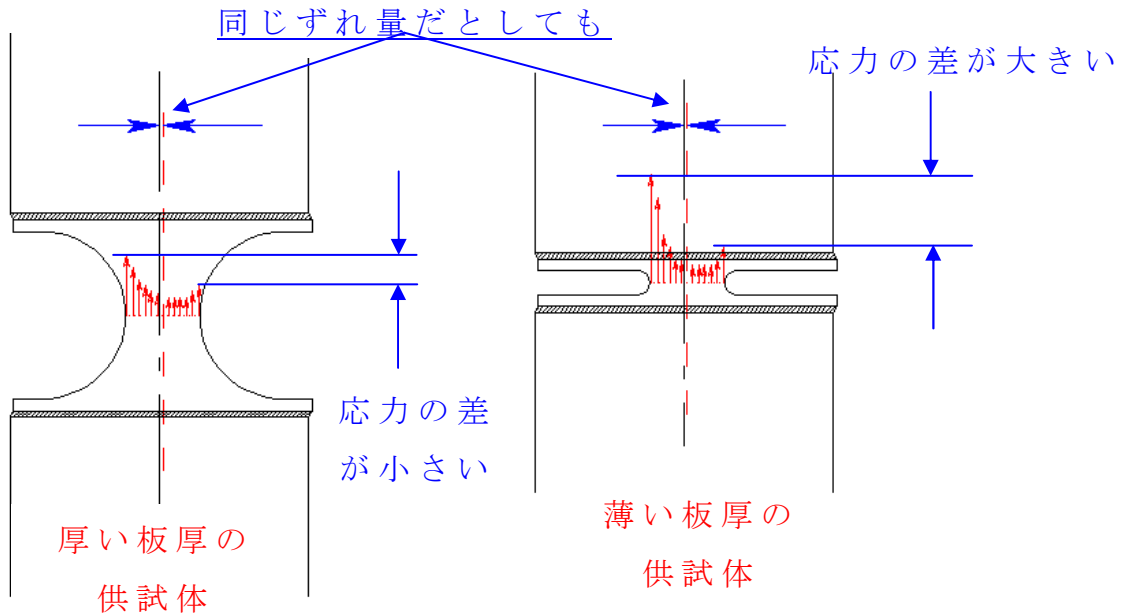


図 2-23 供試体の接着位置のずれによる応力差

2.6.3.1 接着位置ずれの影響の評価（円柱形状供試体）

接着位置のずれが及ぼす応力分布への効果を有限要素解析を用いて定量的に検討した。供試体内の応力分布を直接観察することは困難であるが、歪ゲージによる歪測定は可能である。図2-24は、板厚12mm供試体の負荷時の歪分布である（再掲）。ここで90°測定位置と270°測定位置の歪量を比較すると、面外応力30MPaでの、90°測定位置と270°測定位置の歪量はそれぞれ2155 $\mu\epsilon$ と2050 $\mu\epsilon$ である。両者の歪みは4.9%程度異なる。

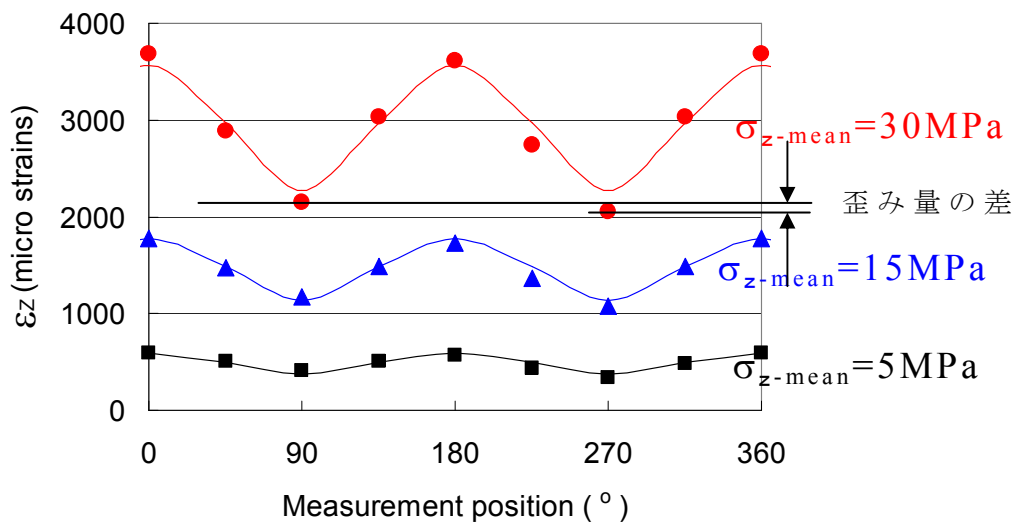


図2-24 一方向CFRPの板厚12mmの円柱形状供試体の側面8箇所測定した歪み量の実験結果と有限要素解析結果の比較（みかけ応力が5MPa、15MPa、30MPaの場合）

このように角度により歪みに差が発生するモデルとして、図2-25に示すような治具の一部と供試体がずれて接着された有限要素モデルを作成した。このずれた治具に面外方向の応力を与えることで、有限要素解析モデルの供試体には非対称な歪分布が発

生ずる。接着のずれと歪みの非対称性の間には比例関係にあると考えられるため、ずれ量を0mm、0.03mm、0.05mm、0.1mmの4種類に変えたの有限要素解析モデルを作成し、検討をおこなった。

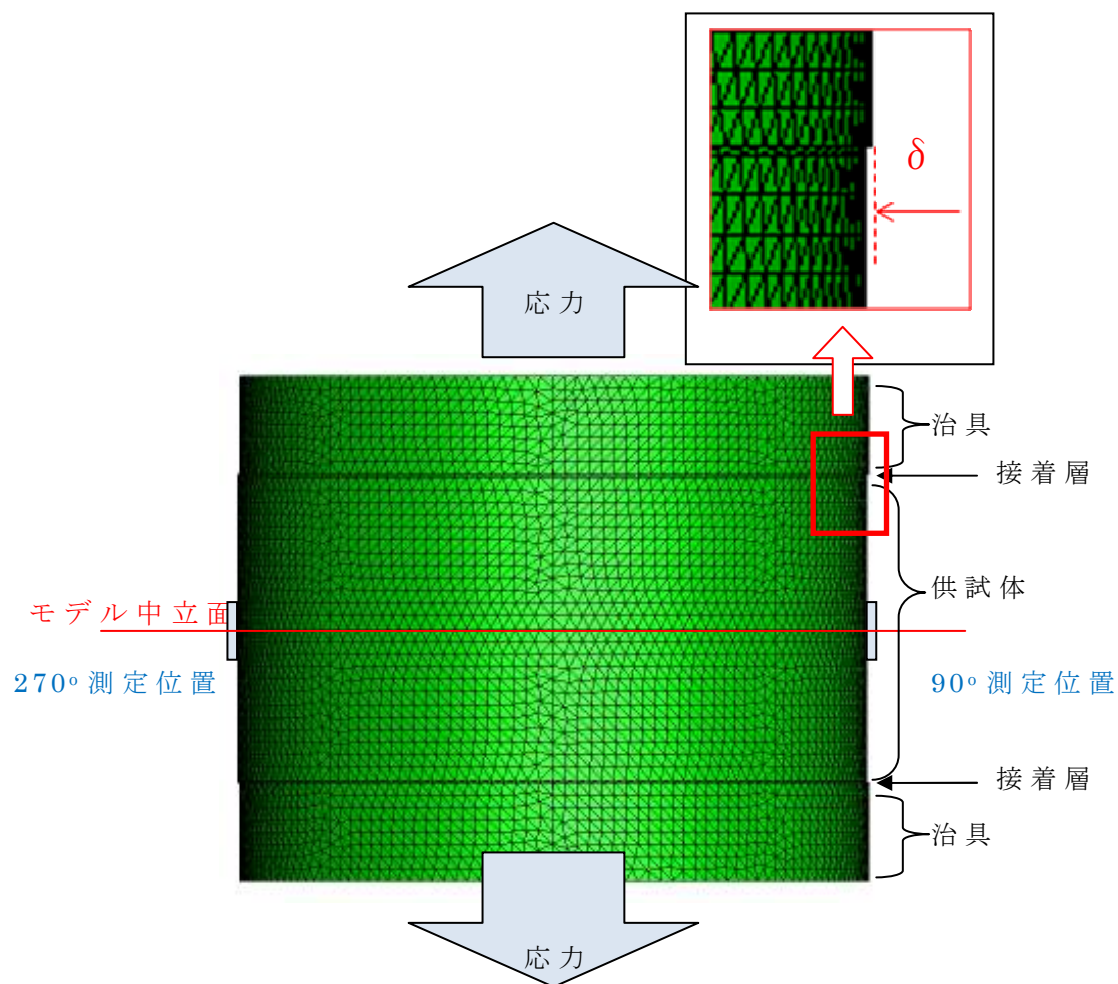


図2-25 供試体と負荷ジグが・ずれたときの効果を計算するために作成した円柱供試体に対する有限要素解析モデル

有限要素解析結果の一例を図2-26に示す。本図から、ずれ量 δ が0.1mmのときには、引張歪みの対称分布からの差の最大値 $\Delta\varepsilon_{z-\max}$ が100マイクロ程度になることがわかる。

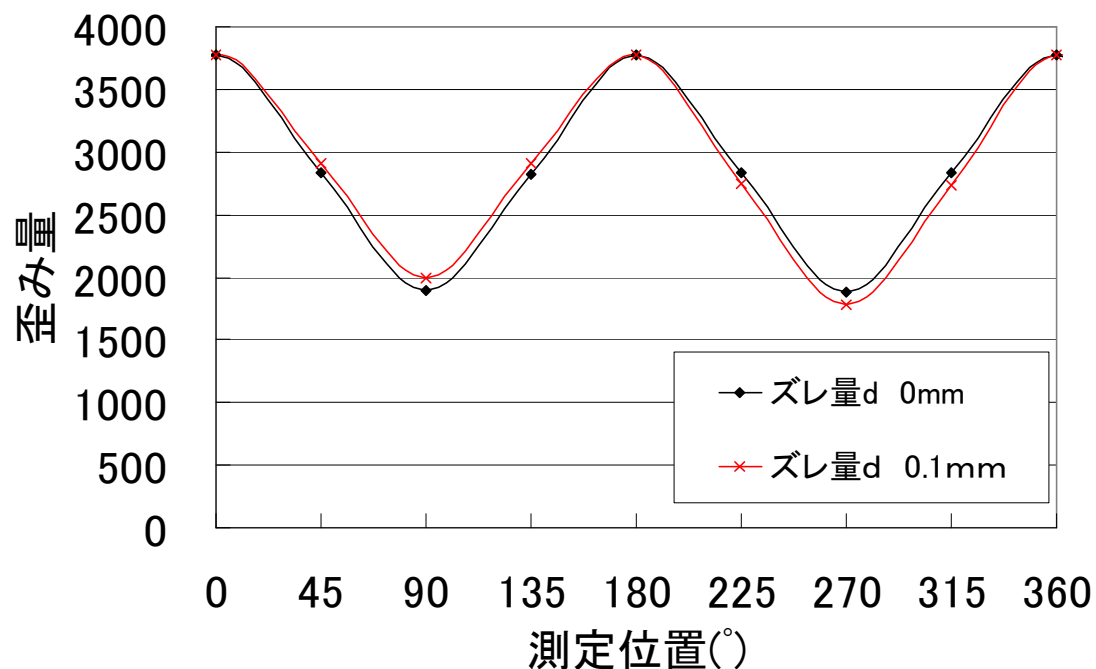


図2-26 一方向CFRPの板厚12mmの円柱形状供試体の側面8箇所
測定した歪み量の有限要素解析結果の比較（ずれ量が0mm、0.1mm
の場合）

図2-27は有限要素解析により求めた d と $\Delta\varepsilon_{z-\max}$ の関係である。本
図より、 δ と $\Delta\varepsilon_{z-\max}$ の間にはほぼ線形関係が成立することが分か
る。また、図2-24に示したように、 $\Delta\varepsilon_{z-\max} / \varepsilon_z$ が約4.9%になる δ は
0.05mmであることが分かる。

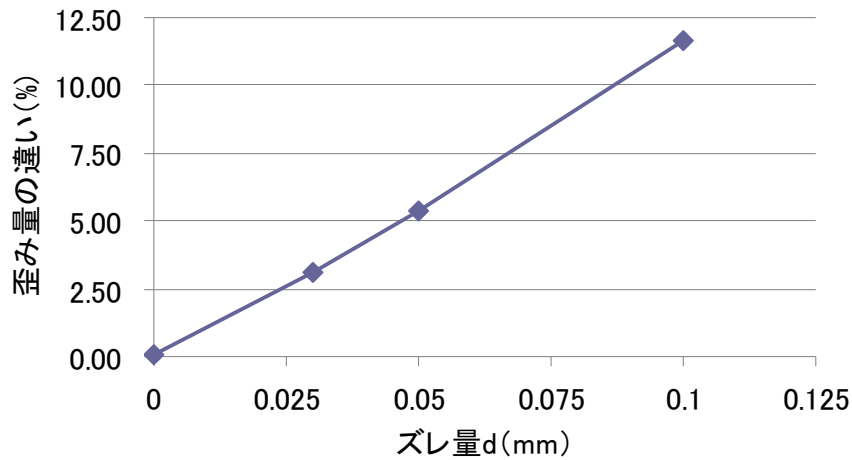


図2-27 有限要素解析結果から算出した90°測定位置と270°測定位置の歪み量の違いとずれ量の関係

2.6.3.2 接着位置ずれの影響の評価（スプール形状供試体）

スプール形状供試体試験における接着ずれの影響を有限要素解析で検討した。円柱形状供試体と同様に、スプール形状供試体に関しても図2-28に示すような治具の一部と供試体がずれて接着された有限要素解析モデルを作成した。

①板厚16mm、中心断面直径6.25mm

②板厚4mm、中心部直径6.25mm

の2種類のスプール形状供試体はについて、

(a)ずれ量0mm

(b)ずれ量0.05mm

(c)ずれ量0.1mm

の合計6ケースの解析を実施した。接着ずれの方向は、円柱形状供試体の有限要素解析と同様に、90°方向から270°方向に供試体がずれた場合を想定した。

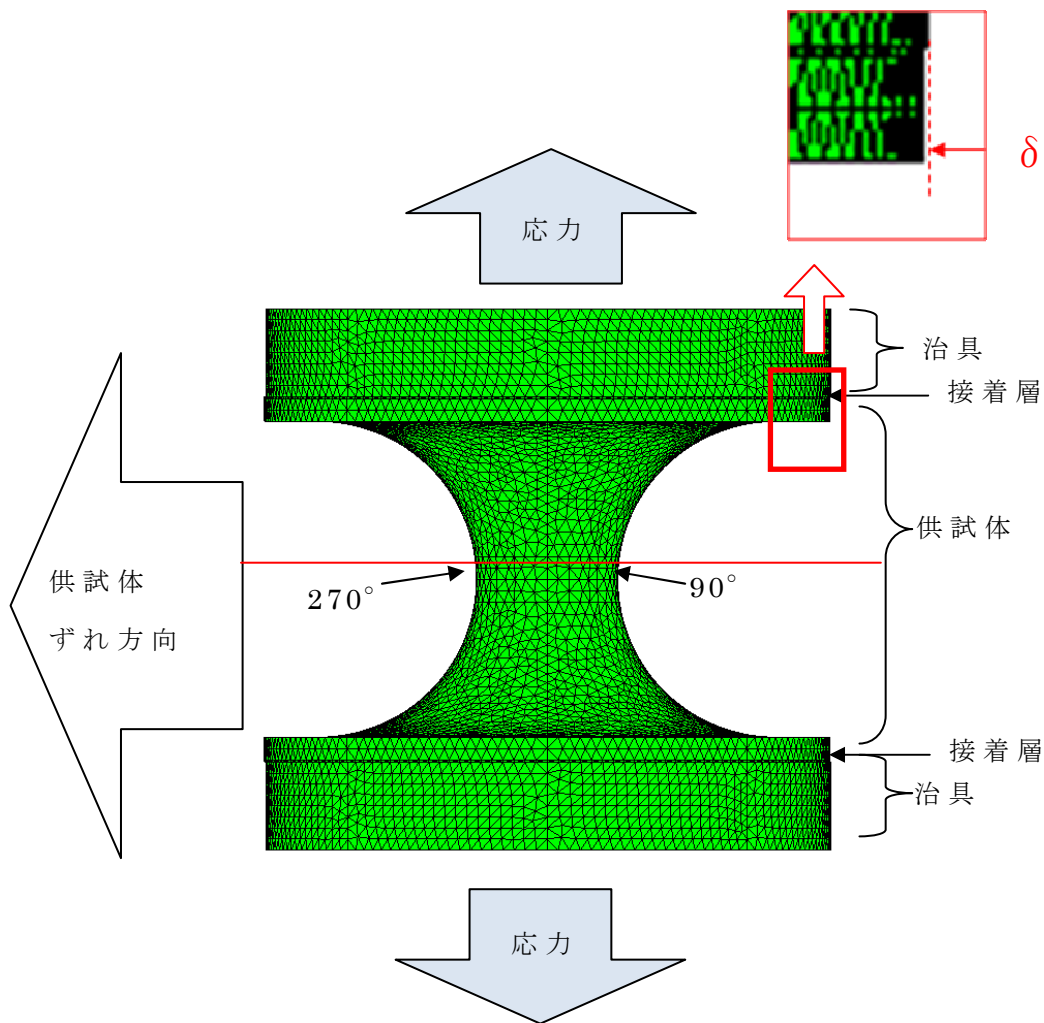


図2-28 接着ずれを考慮したスプール形状供試体の解析モデル例

スプール形状供試体の有限要素解析による面外方向の引張応力の分布を図2-29-a~図2-29-cに示す。ずれがあるため、90°位置側の接着面積が270°位置側よりも増加し、90°位置側の面外応力が高くなっている。これは接着面積の比較から妥当な結果であると考えられる。

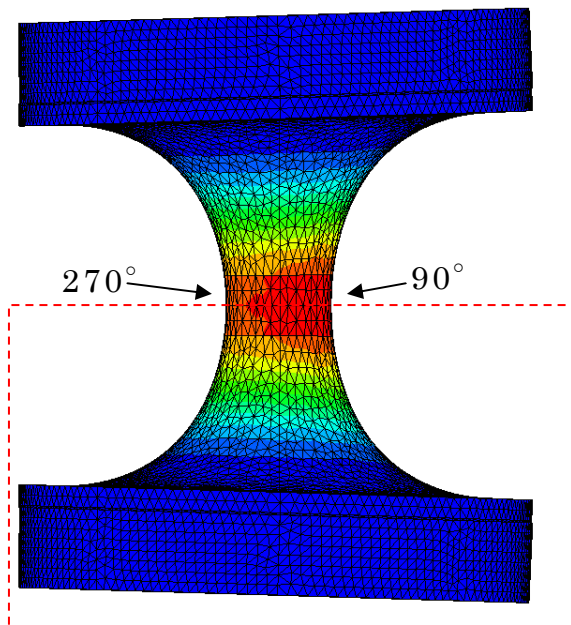


図 2-29-a スプール形状供試体の全体の面外応力分布

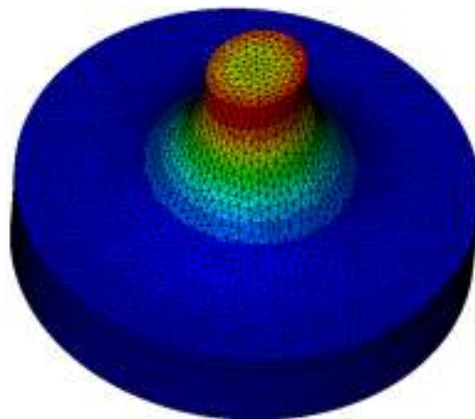


図 2-29-b スプール形状供試体の中立面断面の面外応力分布

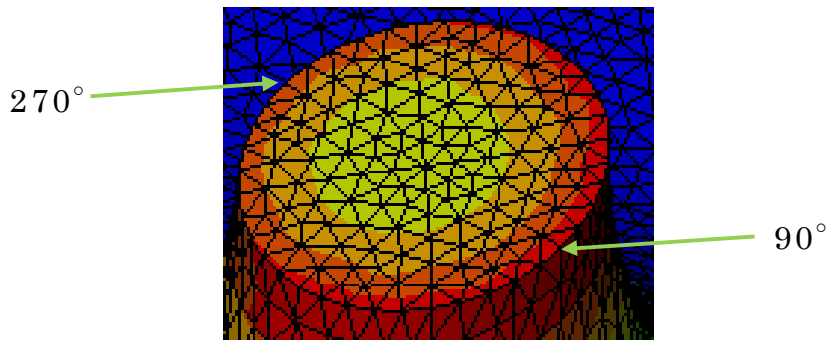
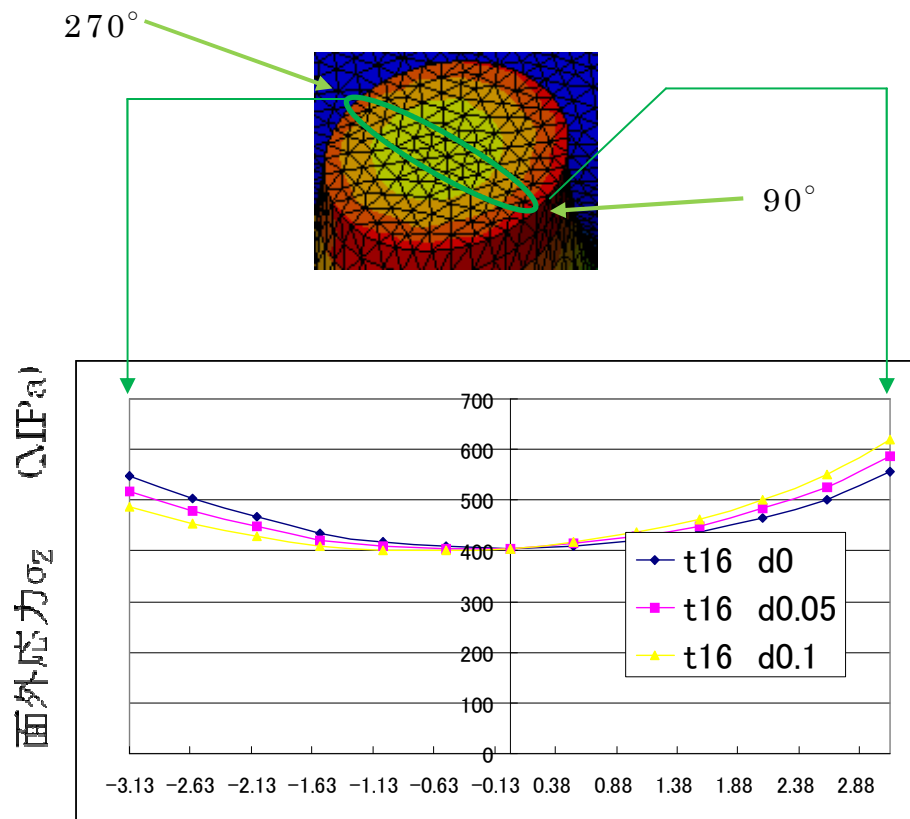


図 2-29-c スプール形状供試体の中立面断面の面外応力分布拡大図

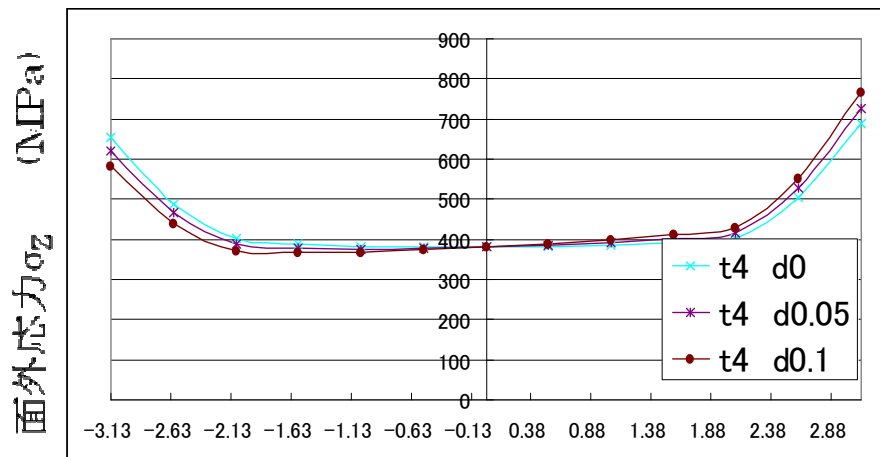
次に、図2-29のような応力分布を用いて、90°位置と270°位置の節点に計算される面外応力を比較した結果が図2-30と31である。



中立面断面の節点位置 (mm)

(-3.125mm…270°位置、3.125mm…90°位置)

図2-30 板厚16mmスプール形状供試体の中立面の面外応力分布



中立面断面の節点位置 (mm)

(-3.125mm…270° 位置、 3.125mm… 90° 位置)

図2-31 板厚4mmスプール形状供試体の中立面の面外応力分布

図2-30、図2-31から、90°位置と270°位置の面外応力に差が発生することが確認できる。さらに90°位置の面外応力と270°位置の面外応力の差は、板厚4mmの供試体の方が顕著になっていることが分かる。

以上の結果から本研究の F_Z の算出方法は板厚で、大きいくびれ半径をもつ供試体の結果を用いると有効であると判断した。

2.6.4 円柱形状供試体のみかけ面外強度

スプール形状供試体に対して2.6.2で得た結果の妥当性を確認するために、前節で求めた F_Z を使って円柱形状供試体の見かけ強度 F_{ap} を算出し、実験結果との比較を行った。円柱形状供試体の F_{ap} を算出するために、二つの応力比を $R_z = \sigma_{z-max}/F_{ap}$ 、 $R_T = \sigma_{T-zmax}/F_{ap}$ 、としてそれぞれ定義する。ここで σ_{z-max} は供試体が破断する時の最大引張応力であり、 σ_{T-zmax} は σ_{z-max} を示した要素で計算される応力 σ_T である。これらの比は線形弾性の有限要素解析結果から容易に算出される。これらの定義を式(2-9)に代入すると以下の式(2-11)が導出される。

$$F_{ap} = \frac{1}{\sqrt{\left(\frac{R_T}{F_T}\right)^2 + \left(\frac{R_z}{F_z}\right)^2}} \quad (2-11)$$

式(2-9)中の F_T と F_z は、2.3節とスプール形状供試体の節(2.6.2)でそれぞれ既に求められている。

図2-24に円柱形状供試体の F_{ap} の推定値を実験結果と併せて示す。図2-25に円柱形状供試体の応力比と有効体積の、供試体板厚との関係を示す。破断確率50%の予測結果と実験結果の平均値は板厚1mmの供試体を除いて一致した。スプール形状供試体の有効体積は 0.2mm^3 から 15mm^3 であったのに対し、円柱形状供試体の有効体積は 3mm^3 から 1000mm^3 であった。有効体積の範囲に隔たりがあるにもかかわらず、スプール形状供試体からの予測は、円柱形状供試体の実験結果とよく一致した。これは本論文で提案した計算過程を含むモデルが、面外引張試験の実験結果を妥当に扱っていることを意味している。

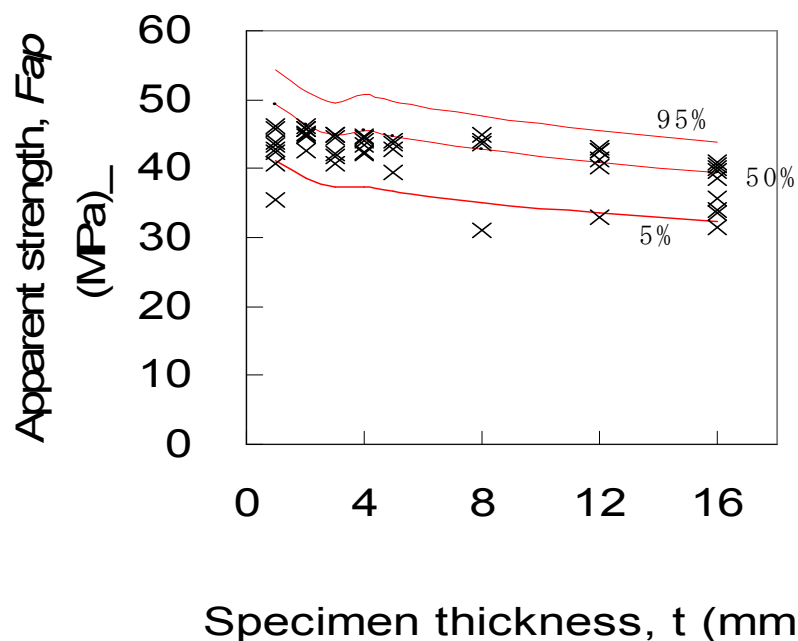


図 2-24 円柱形状供試体の見かけ強度と推定値、供試体板厚の関係

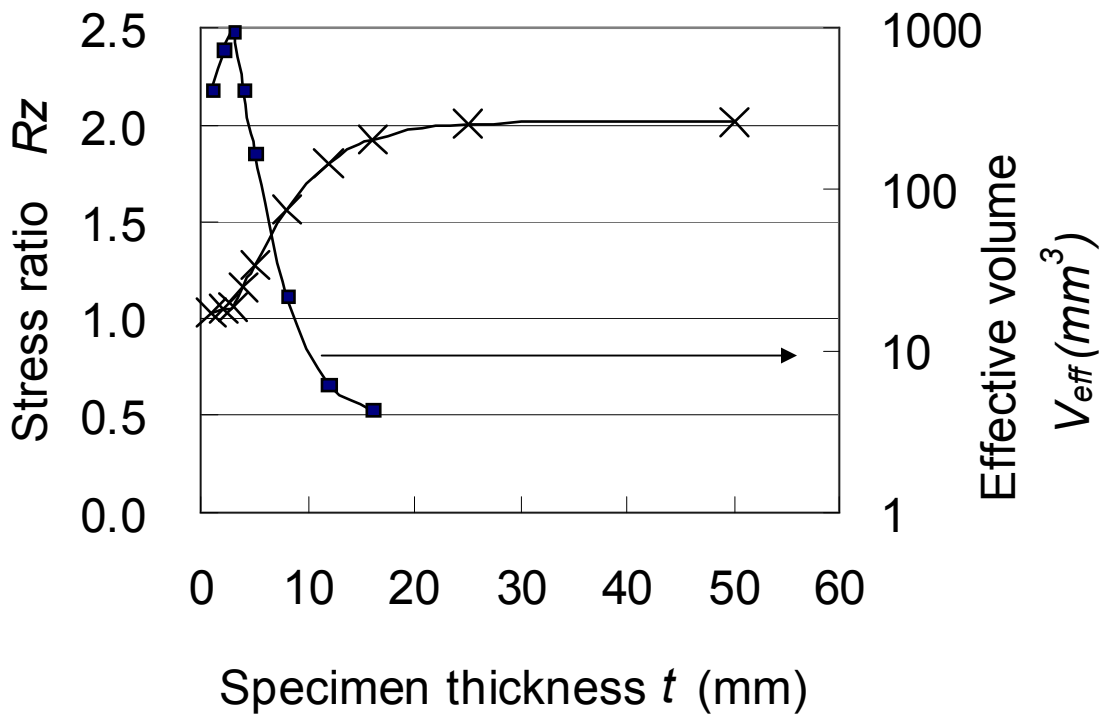


図 2-25 円柱形状供試体の応力比 R_z 、有効体積 V_{eff} と供試体板厚の関係

2.7 結論

一方向CFRPの面外引張強度への形状と寸法効果を、スプール形状供試体と円柱形状供試体の実験と有限要素解析から検討した。多軸応力状態について破損則を適用し、Weibull統計を使用することで、面外引張強度の形状と寸法効果を予測する解析モデルを提案し、有効性を示した。したがって、本章の結果を用いれば、スプール形状供試体あるいは円柱形状供試体を用いた面外引張強度試験から、実構造を設計する際に用いることができる面外強度を決定することが可能である。

本論文の結果をふまえ、著者はCFRPの面外引張強度を取得するために以下の条件を推奨する。

- (1)円柱形状供試体よりもスプール形状供試体を優先する

- (2)板厚で、大きいくびれ半径をもつ供試体を優先する
- (3)より正確な Weibull 係数を取得する

参考文献

- [2-1] 原栄一、横関智弘、八田博志、石川隆司、一方向CFRPの面外引張強度に及ぼす試験片形状の影響、日本複合材料学会論文集、2009; Vol.35、No.5
- [2-2] American Society for Testing and Materials、ASTM D 7291、Standard Test Method for Through-Thickness “Flatwise” Tensile Strength and Elastic Modulus of a Fiber-Reinforced Polymer Matrix Composite Material
- [2-3] ABAQUS instruction manual、Getting start with ABAQUS、4 Using continuum elements、4.1 Element formulation and Integration、4.1.2 Reduced integration
- [2-4] Advanced Composites Database System: JAXA-ACDB; Ver.06-1、<http://www.jaxa-acdb.com/>
- [2-5] W. Weibull、Journal of Applied Mechanics、18 (1951)、293-237.
- [2-6] A.Khalili、K.Kromp . Statistical properties of Weibull estimators. Journal of materials science 1991; 26:6741-6752
- [2-7] Davies DGS. The statistical approach to engineering design in ceramics. Proceedings of the Britain Ceramic Society 1973;22:429-452.

第3章 直接負荷法による面外弾性率試験

3.1 目的

ASTM D 7291 の直接負荷の面外引張試験法 [3-1]では、積層構成を指定せず、図.3-1 に示すような方式で、板厚 6mm 以上直径 20mm~28mm の円柱形状供試体の円周側面の板厚中心位置にゲージ長 1.5mm の歪みゲージを貼り付けることを規定している。また、ゲージの貼付位置に関しては、図 3-2(a)および(b)に示すように、歪みゲージが 2 枚の時には供試体外周角の任意の 180° 毎に、3 枚の時には供試体外周の任意の 120° 毎に貼付することを推奨している。しかし、前章で説明したように、一方向強化材は異方性が顕著であり、円柱形状供試体の測定位置(外周の角度)によって歪み量が大きく変化し、ASTM D 7291 で規定された歪み計測位置だけでは正確な弾性率の測定ができないことが想定される。

本章では、一方向強化 CFRP と擬似積層 CFRP を供試体とし、供試体板厚やラミナー層の厚さ、積層構成、歪みゲージの貼付位置および歪みゲージ長の 5 つの因子が ASTM D 7291 で規定する面外弾性率の計測に及ぼす効果を検討するとともに、得られた知見を基に、面外引張弾性率を計測するために適した試験方法を提案する。

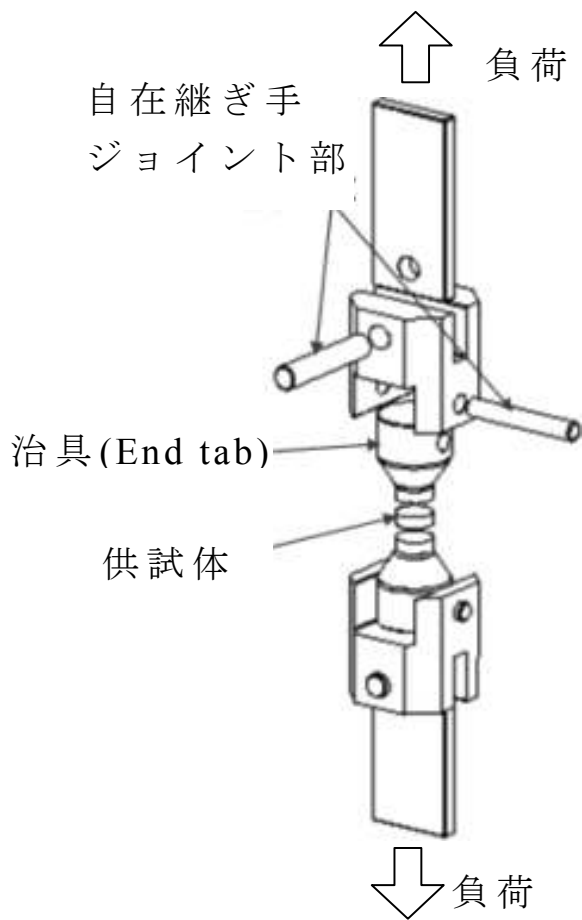


図3-1 直接負荷法の試験セットアップ例

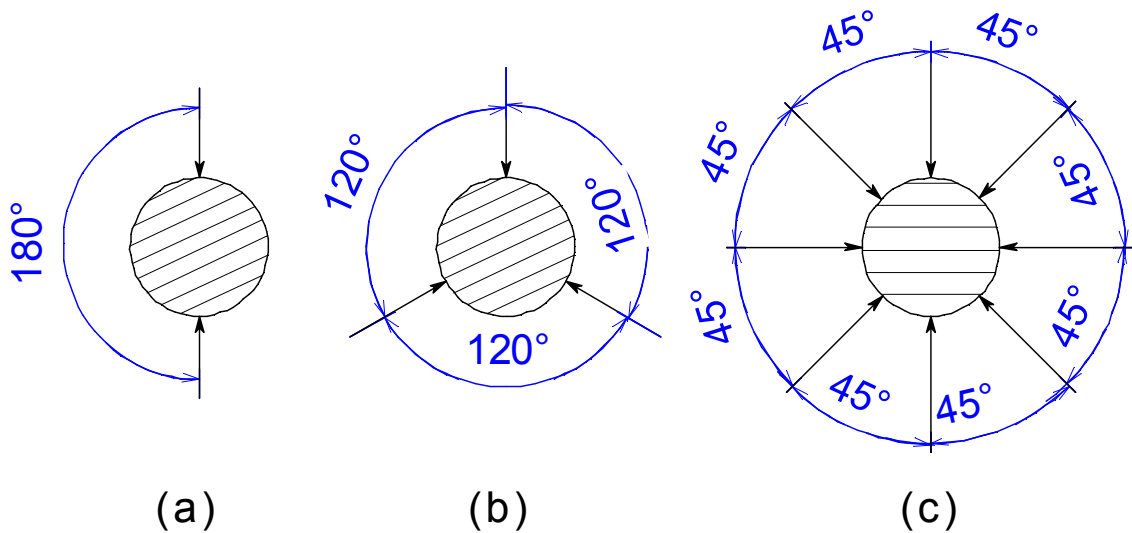


図 3-2 歪み測定位置. (a) と (b)は ASTM D 7291 法による推奨 (c) は本研究で実施した測定位置

3.2.実験

3.2.1 供試材料

供試材料は、東邦テナックス製 CFRP プリプレグ IM600/#133 を積層してオートクレーブ成形した一方向強化(UD)材と疑似等方積層(QI)材である。この CFRP のマトリックス(#133)は 180°C 硬化エポキシで、プリプレグの炭素繊維 (IM600) の目付は 145gr/m²、プリプレグ 1ply のノミナル板厚は 0.145mm、繊維のノミナル体積含有率は 55% である。

供試体は直径(D)25mm の円柱形状で、厚さ 17 mm の UD-CFRP 母板から、表裏面から対称に研磨して厚さを調整した後に、円形に切り出して作製した。ただし、25mm 板厚の供試体については、表裏面の平行度を上げるために、板厚 26mm の母板から切り出した。

既述のように、本研究では、供試体板厚やラミナー層の厚さ、積層構成、歪みゲージの貼付位置および歪みゲージ長の 5 つの因子に関して弾性率測定に及ぼす影響を検討した。

UD 材では、板厚方向弾性率に及ぼす面内異方性の影響とひずみゲージの添付位置の効果及び板厚の影響を検討した。ゲージの添付位置に関しては図 3-3 で角度の指定方法を繊維配向に関連させて定義した。また、厚の影響を明らかにするため、表 3-1 に示すように、UD 材の板厚 t を 4、8、12、16、25mm と 5 段階に変化させた。

表 3-1 供試体仕様、歪みゲージ長、供試体数

Specimen	Specimen thickness (mm)	Stacking sequence	Lamina thickness (mm)	Gage length (mm)	Number of specimens
UD-4	4	UD		2	6
UD-8	8	UD		2	6
UD-12	12	UD		2	6
UD-16	16	UD		2	9
UD-25	25	UD		2	2
QI-145	8	QI	0.145	1	2
				2	2
				3	1
				4	2
QI-580	8	QI	0.58	1	2
				2	3
				3	1
				4	2

“QI-145” は 1ply厚さ 0.145mm の擬似等方積層を示す

QI材では、歪みゲージのゲージ長 l と積層材の一層の厚さ h の関係が計測される弾性率に影響をけんとうした。この l/h の効果を明らかにするために、図 3-4 に示す 4 種類の積層構成と 4 種類の歪みゲージ長の関係を検討した。この効果に関する実験では、表 3-1 に示すように板厚を 8mm で一定とし、一層の厚さを 0.145mm と 0.580 mm の 2 種類に変えた供試体を準備し、長さの異なる歪みゲージ（共和電業製箔歪みゲージ）を接着して実験を行った。用いたゲージ長と型番を表 3-2 に示す。

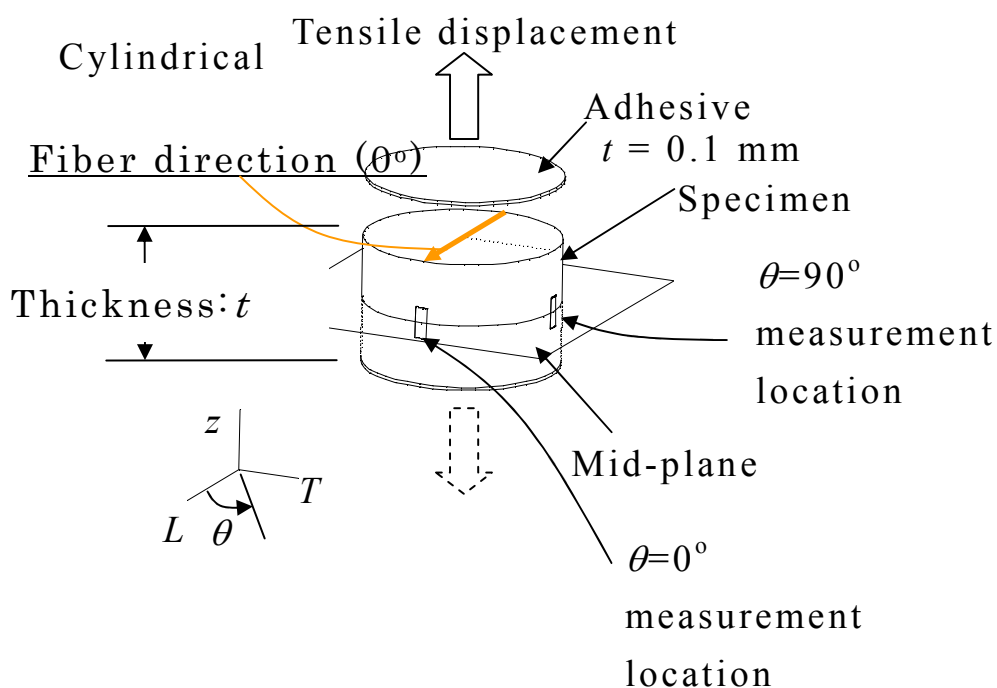


図 3-3 円柱形状供試体の供試体方向と座標系、中立面の関係

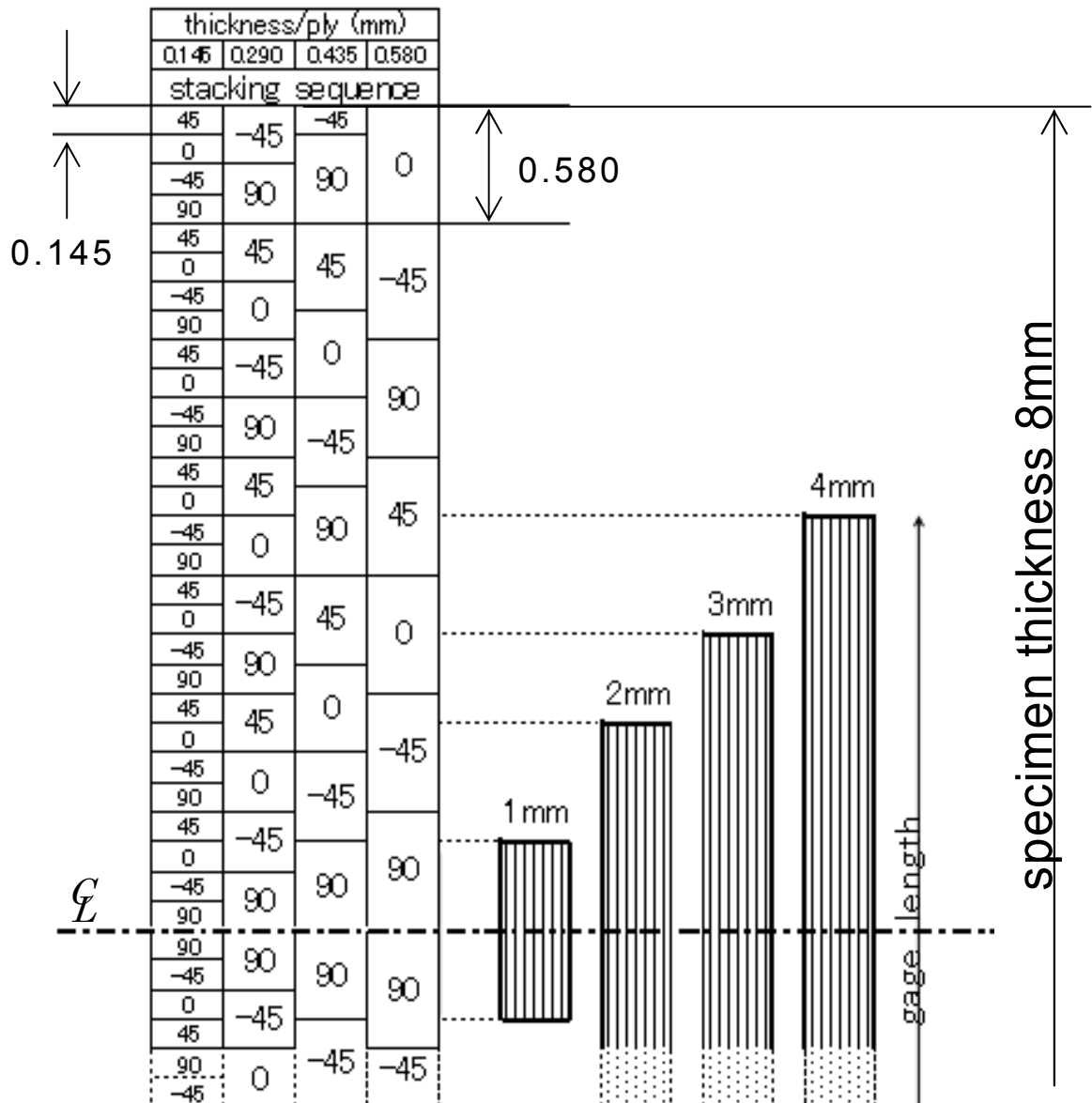


図3-4 擬似等方積層供試体の90°測定位置の積層構成と歪みゲージ接着範囲

表 3-2 Strain gage の仕様

Gage length (mm)	Type number
1	KFG-1-120-C1
2	KFG-2-120-C1
3	KFG-3-120-C1
4	KFG-4N-120-C1

3.2.2 実験方法

ASTM D 7291 に準拠した負荷方式を検討対象とした。供試体と治具構成を図 3-1 に示す。供試体は 3M 社製フィルム接着材 AF163-2K(厚さ:0.1 mm)を使って鋼製の End tab に接着した。試料の中心軸と負荷軸を合わせるために、Pivoting joint を介して End plate に接合し、この End plate を引張試験機(INSTRON 8500)のチャックで把持した。負荷は、一定のクロスヘッド速度 0.1mm/min でおこなった。

ASTM D 7291 では図 3-2 の(a)と(b)で示す方向位置に歪みゲージを添付することを奨励しているが、本研究では添付位置の妥当性を検討するために、図 3-2 (c)に示すように 8 枚の歪みゲージを供試体外周の板厚中心に 45° 間隔に接着して歪みを測定した。試料が直交異方性であることを考慮し、測定精度を向上させるために、(1) 0° 位置と 180° 位置、(2) 45° 位置、135° 位置、225° 位置、及び 315° 位置、(3) 90° 位置と 270° 位置の歪みを等価と見なし、平均値を代表歪みとして弾性率の計算に用いた。

線形の弾性応答を仮定し、荷重方向の法線歪みが 500 μ と 1500 μ のときのノミナル応力の差 $\Delta\sigma$ を対応する歪み量の差 $\Delta\varepsilon=1000\mu$ で除して見かけの面外弾性率を計算した。ここで、見かけの面外弾性率という言葉を用いたのは、この値が例えば一方向強化材では角度によって異なり、通常測定される Young 率とは異なるためである。

3.3. 解析

3.3.1 有限要素解析

商用解析ソフト ABAQUS バージョン 6 を使用し、3次元ソリッド要素を用いた線形弾性解析を実施した。解析モデルは、表 3-1 の供試体の他に、以下に示す形状も作成した。

(1)UD 材で板厚 $t=50\text{mm}$

(2)QI 材で板厚 $t=8\text{mm}$ 、一層厚さ h が 0.29mm と 0.435mm

(3)QI 材で板厚 $t=6, 8, 12, 16\text{mm}$ 、一層厚さ h が 0.58mm 。

解析モデルでは試験治具は剛体と仮定し、供試体と接着層を計算対象とした。また、供試体中立面(図 3-2 の中立面 : mid-plane)を鏡面とした面外方向の対称性を考慮し、解析モデルは板厚の半分のみ作成した。解析モデルは 8 節点、6 面体の 3次元ソリッド要素で構成した。要素寸法は、厚さ 0.145mm 、面内寸法は約 $0.3\text{mm} \sim 0.5\text{mm}$ とした。また、接着層は厚さ 0.10mm とし、接着層の治具接着面側に一様な面外強制変位を与えた。なお 1 モデルの総節点数は 15 万点~27 万点、総要素数は 14 万~26 万要素である。

歪みゲージのゲージ長と同等の節点の変位量から歪み量 ε_Z を算出した。有限要素解析モデルの中立面上の全ての節点に計算される面外反力の合計値と供試体断面積から、平均面外応力 $\sigma_{z\text{-mean}}$ を算出した。この平均面外応力 $\sigma_{z\text{-mean}}$ と歪み量 ε_Z から弾性率を計算した。

有限要素解析の入力値として必要な、一方向強化材の諸弾性率とポアソン比を実験により取得した。試験結果と適用した試験法、及び供試体数を表 3-3 に示す。なお、面内せん断弾性率 (G_{LT}) は JAXA 先進複合材力学特性データベース [3-2] から引用し、面外弾性率 E_Z は E_T と等しいと仮定した。

表3-3 一方向CFRP IM600/#133の物性値と取得試験方法

Property	IM600/#133	試験方法	N 数
E_L (GPa)	152	SACMA SRM 4R	7
E_T (GPa)	8.21	SACMA SRM 4R	6
G_{LT} (GPa)	4.36	SACMA SRM 7R	5
ν_{LT}	0.334	SACMA SRM 4R	7
E_Z (GPa)	8.21	assumption: $E_Z=E_T$	-
G_{LZ} (GPa)	3.99	ASTM D 5379	10
G_{TZ} (GPa)	2.52	ASTM D 5379	10
ν_{LZ}	0.346	SACMA SRM 4R	7
ν_{TZ}	0.536	SACMA SRM 4R	6

治具と供試体の接合に用いた接着層の材料特性に関しては、3M社製フィルム接着材AF163-2Kのみを固めた試験片を作製し、引張試験を行って、引張弾性率2.75GPa及びポアソン比 $\nu=0.33$ (等方性)を得た。接着層も弾性体として設定した。

3.3.2 面外引張弾性率

積層板の面外剛性は、Gudmunson らによる三次元積層理論[3-3]により容易に得られる。この三次元積層理論による計算値は、無限大の断面積を仮定した場合の面外方向の弾性率である。この値は、後の実験値と比較するための参照値として計算した。単層板の面外引張弾性率は表 3-3 に示したように 8.21GPa であるが、三次元積層理論に適用して求めた擬似等方積層の面外弾性率は、11.0 GPa であった。

3.4. 結果

3.4.1 一方向材

板厚 t が 12mm の UD 材供試体に平均応力 σ_{Z_mean} が 5MPa、15MPa、あるいは 30MPa 負荷された時、側面中立上の歪みを長さ 2mm の

歪みゲージで測定した結果を図 3-5 に示す。 図中の実線は対応する有限要素解析結果である。計測された歪みは有限要素解析結果とほぼ一致しており、実験時に供試体に軸ずれのない、妥当な負荷が加えられたことが確認できる。

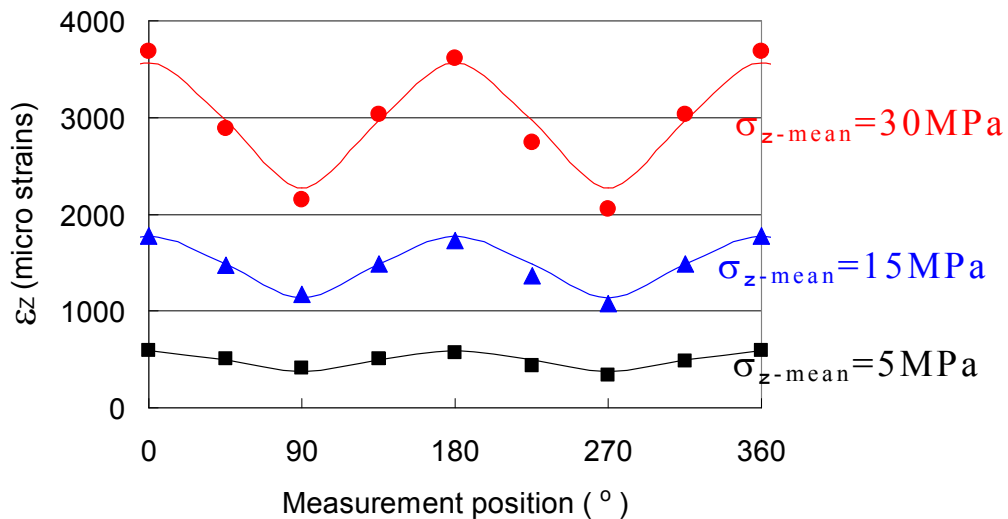


図 3-5 一方向CFRPの板厚12mmの円柱形状供試体の側面8箇所測定した歪み量の実験結果と有限要素解析結果の比較（みかけ応力が5MPa、15MPa、30MPaの場合）

図 3-5 のような歪みで $\sigma_{z\text{-mean}}$ を除して得られる見かけの面外引張弾性率 E_{ap} を、計測位置毎に供試体の板厚 t の関数として図 3-6 に示す。実線の有限要素解析結果のみで示されているが、 t が 50mm の UD材では、どの計測位置であっても表 3-3 で定義した材料物性値 8.21GPa と同じ E_{ap} が得られている。しかし供試体板厚 t が減少すると、 E_{ap} は増加し、板厚 $t=4\text{mm}$ 供試体の 90° 測定位置では、16GPa まで増加することが実験、有限要素解析の両面から確認できる。以上の結果から、直接負荷法による面外引張弾性率の測定にはより厚い供試体が望ましいことがわかる。

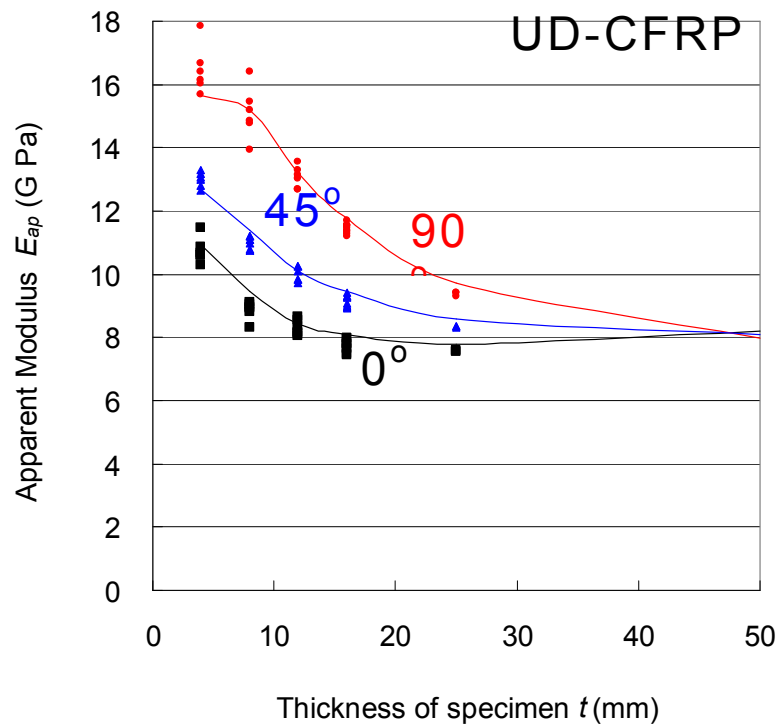
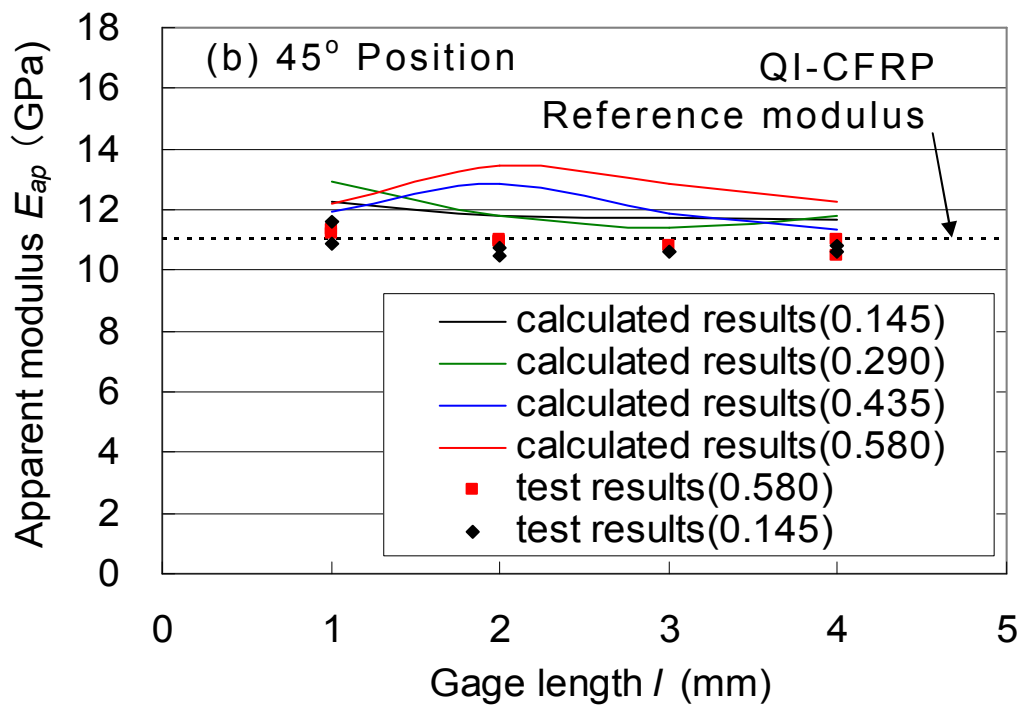
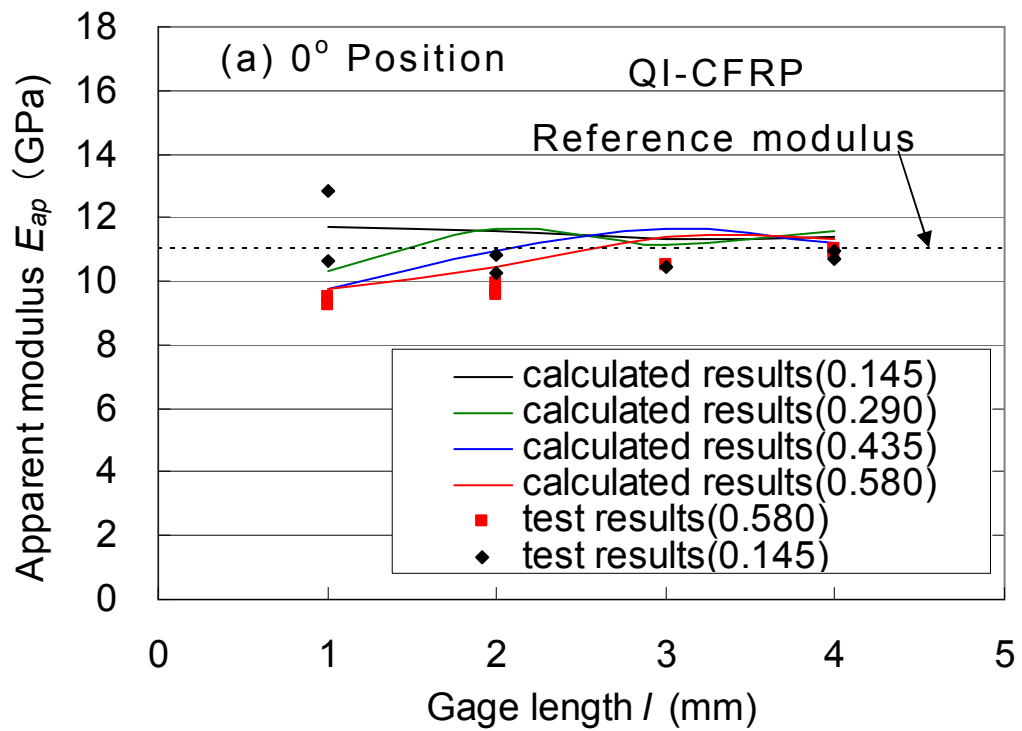


図3-6 各測定位置から取得した一方向CFRPの見かけ弾性率 E_{ap} と板厚の関係。実線は有限要素解析結果から算出した結果

3.4.2 擬似等方材

厚さ t が 8mm の擬似等方材に関して、 0° 、 45° および 90° 位置において長さ 1mm、2mm、3mm および 4mm の歪みゲージで計測された見かけの弾性率 E_{ap} と対応する有限要素解析結果(曲線)を図 3-7 (a)、(b) および (c) にそれぞれ示す。0.145 や 0.580 などの図中の数字は積層構造の 1 層の厚さ h を示している。これらの図で注目したいのは、

- (1) 45° 位置及び 0° 位置では、ほぼ三次元積層理論による弾性率 (11GPa) に近い E_{ap} が評価可能である、
- (2) 構成層が厚いとき (0.58mm) には、 90° 位置で測定される E_{ap} は、理想値 (11 GPa) に比べて大きい、ことである。



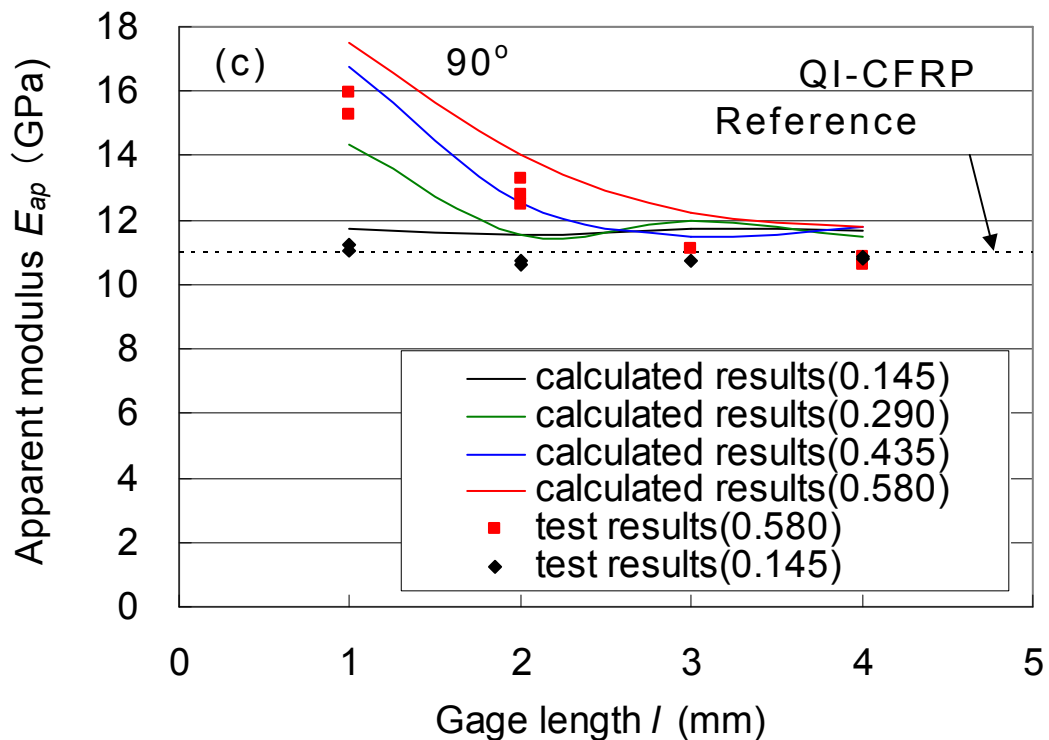


図3-7 擬似等方積層材の見かけ弾性率 E_{ap} と歪みゲージ長の関係（プリプレグ板厚が0.145mm、0.290mm、0.435mm、0.580mmの場合と測定位置が(a) 0°、(b) 45°、(c) 90°の場合）

図3-7 (c)より、(2)の現象は有限要素解析で推定可能なことが分かる。そこで、厚さを変えたときの90°位置において計測される E_{ap} を、有限要素解析により推定してみた。図3-8は層厚さ t を0.580mmとし板厚を変えたときのQI材の E_{ap} を歪みゲージ長 l をパラメータとして推定した結果である。板厚増加に伴い、 E_{ap} は理想弾性率に近づく傾向を示すが、 l の影響の方が顕著であり、ゲージ長が十分に長い $l=4\text{mm}$ 場合にのみ E_{ap} は三次元積層理論による弾性率($E_{ap}=11\text{GPa}$)に近づいた。これより、正確な弾性率の計測には、 l は積層中の1層の厚さ h に比べ7~8倍長い必要があることがわかる。

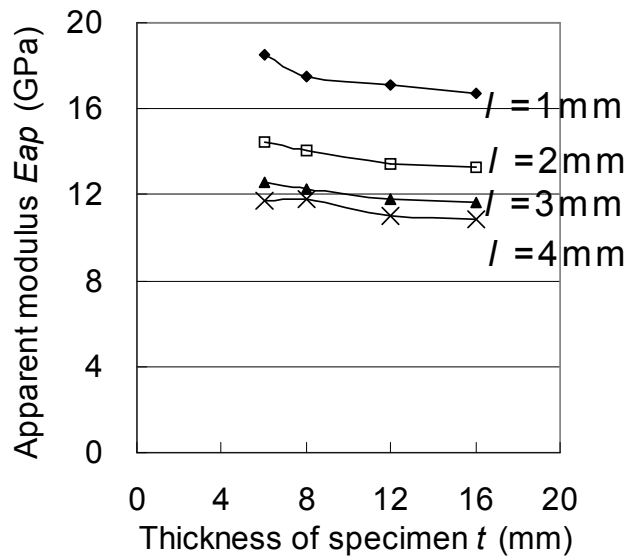


図3-8 プリプレグ板厚0.580mmを共通とし、板厚を変化させた擬似等方CFRPの90°測定位置における見かけ弾性率 E_{ap} の有限要素解析による推定値（歪みゲージ長1mm、2mm、3mm、4mmの場合）

3.5 考察

3.5.1 一方向材の弾性率

UD材においては、90°測定位置で求まる面外弾性率 E_{ap} は0°測定位置の E_{ap} よりも高くなった。この現象の発生機構を明らかにするために、板厚8mmの供試体側面について、0°方向位置と90°方向位置に於ける変位分布を有限要素解析により求め比較した。図3-9は z 方向(荷重方向)変位 ΔL の分布の計算結果である。横軸は中立面から荷重方向(z 軸)の距離で、 $z=0$ mmは中立面上の位置を、 $z=4$ mmは供試体と接着層の界面を、そして $z=4.1$ mmは接着層と治具(End tub)との境界面の位置を示す。長さ2mmのゲージで計測される歪みは、図3-9の横軸1mmの位置における変位を長さ1mmで除した値に相当する。図示のように、 $\theta=90^\circ$ 、

$z = 1\text{mm}$ に於ける変位は $\theta = 0^\circ$ 、 $z = 1\text{mm}$ 位置の変位より小さい。この変位の差は、 0° 位置の変位曲線が直線に近いのに対し、 90° 位置の変位曲線では接着層範囲 ($4\text{mm} \sim 4.1\text{mm}$) の変位が顕著に大きくなっているより発生している。

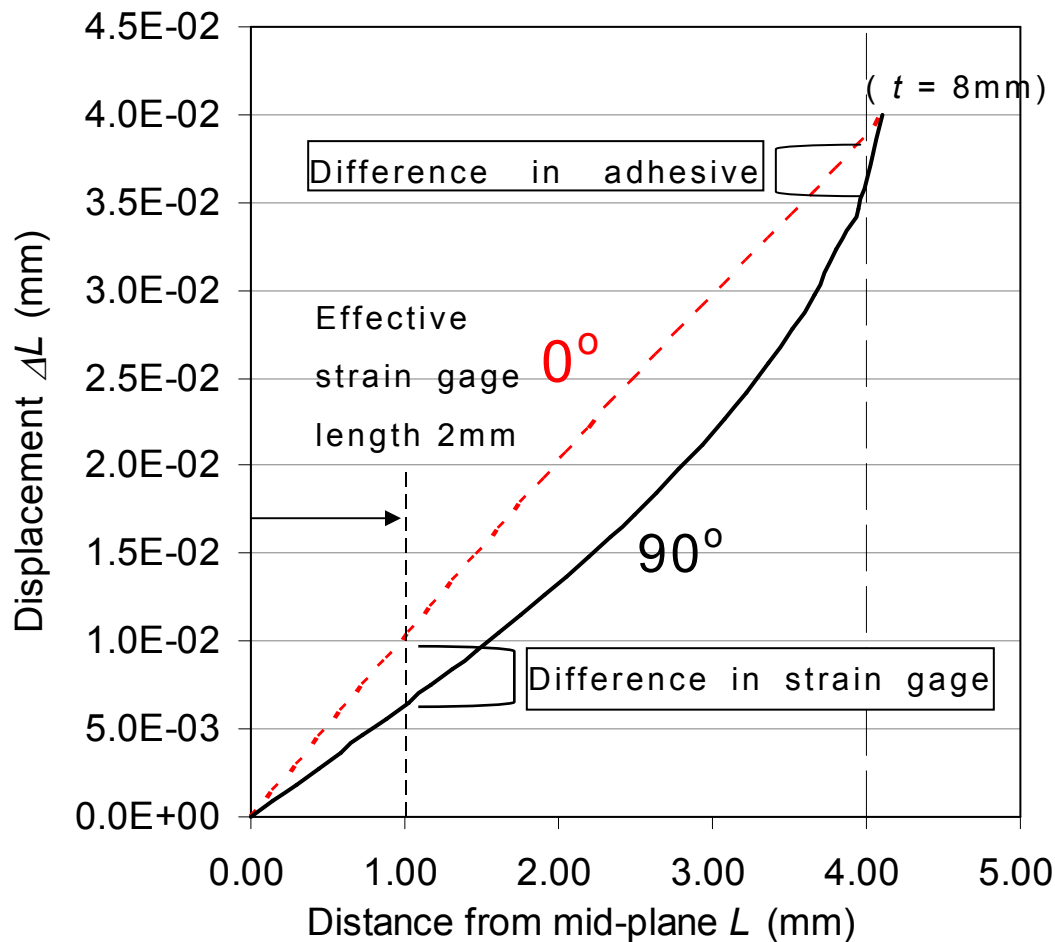


図3-9 一方向CFRPの 0° 測定位置と 90° 測定位置の板厚方向に沿った各節点の変位量の比較（有限要素解析結果）

このように 90° 位置近傍の接着層に大変形が生じる機構を理解するために、供試体全体の変形を観察する。図 3-10 は、板厚 $t = 8\text{mm}$ の UD 材の引張負荷時の変形を 100 倍に拡大して示したものである。UD 材では、ポアソン比効果による収縮が繊維 (0°) 方向では小さく、それに直交する (90°) 方向では大きい。図中の黄色線

と緑線は図 3-3 で定義した L-Z 断面と T-Z 断面の変形をそれぞれ示している。緑線で示した T-Z 断面の大きな変形（径方向の収縮による側面に接する辺の湾曲）は、z 方向に引張負荷した際に発生する、z 方向と T 方向への変形量の比、つまり UD 材の面外方向/面内トランスバース方向の大きなポアソン比による収縮が原因である。即ち、ポアソン比収縮は厚さの中央付近では起こるが、接着層近傍ではジグによる拘束で袖手できないことに起因する。対照的に黄色線で示した L-Z 断面の小さな変形（径方向の収縮が殆ど起こらない）は、z 方向に引張負荷した際に発生する、Z 方向と L 方向への変形量の比、つまり UD 材の面外方向/面内繊維方向の小さなポアソン比が原因である。この結果、本図で分かるように、90°測定位置近傍では側面が大きく湾曲する変形が発生し、図 3-9 に示したように 90°測定位置の接着層近傍で大きな引張変形を生じさせたと推定される。

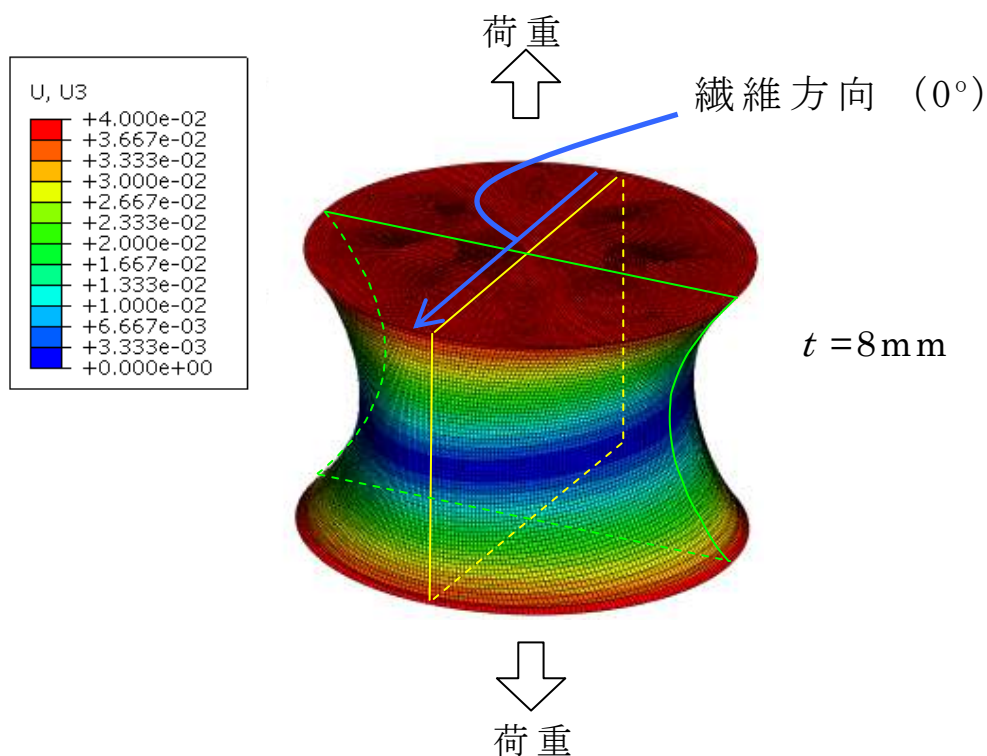


図3-10 板厚8mmの一方向CFRPの円柱形状供試体の面外方向の変位分布

3.5.2 擬似等方材の弾性率

図 3-7(c)によれば、歪みゲージ l が短く、一層あたりの厚さ h が大きいとき、QI 材の 90° 測定位置の E_{ap} は、三次元積層理論による面外弾性率の参考値よりも高くなり、 0° 測定位置の E_{ap} は参考値に近い値が測定された。この現象の発生機構を明らかにするために、板厚 t が 8mm で一層あたりの板厚 h が 0.580mm の QI 材供試体側面について、 0° 測定位置と 90° 測定位置に於ける節点の変位分布 ΔL を有限要素解析から求めた結果を図 3-11 に示す。図 3-7(c)において、歪みゲージ長が小さい $l=1\text{mm}$ と $l=2\text{mm}$ で計測した場合の見かけ弾性率が特に大きく、これらの歪みゲージが接着される範囲は図 3-11 においては $L=0\sim 1\text{mm}$ である。図 3-11 の $L=0\sim 1\text{mm}$ では、 0° 測定位置と 90° 測定位置の節点移動量 ΔL に顕著な差異が認められる。

図 3-4 で繊維配向が確認できるが、ラミナ厚さ $h=0.580\text{mm}$ の試料では、 $0<L<0.58\text{mm}$ の領域は一方向配向の層が占めている。この結果を 3.4.1 で考察した一方向強化材の歪みの角度依存性と比較すると、 0° と 90° 位置で計測される歪みの差は、図 3-5 と同一傾向を示していることに気づく。すなわち、図 3-11 で観察される歪みが 0° 位置では大きく 90° 位置では小さいのは図 3-5 のそれぞれの位置の歪みと同様な傾向を示すため、 E_{ap} は 0° 位置では小さく 90° 位置では大きくなると解釈できる。したがって、図 3-7 で観察された高歪みは一方向強化材の歪みの角度依存性と同一の機構により発生したものといえる。

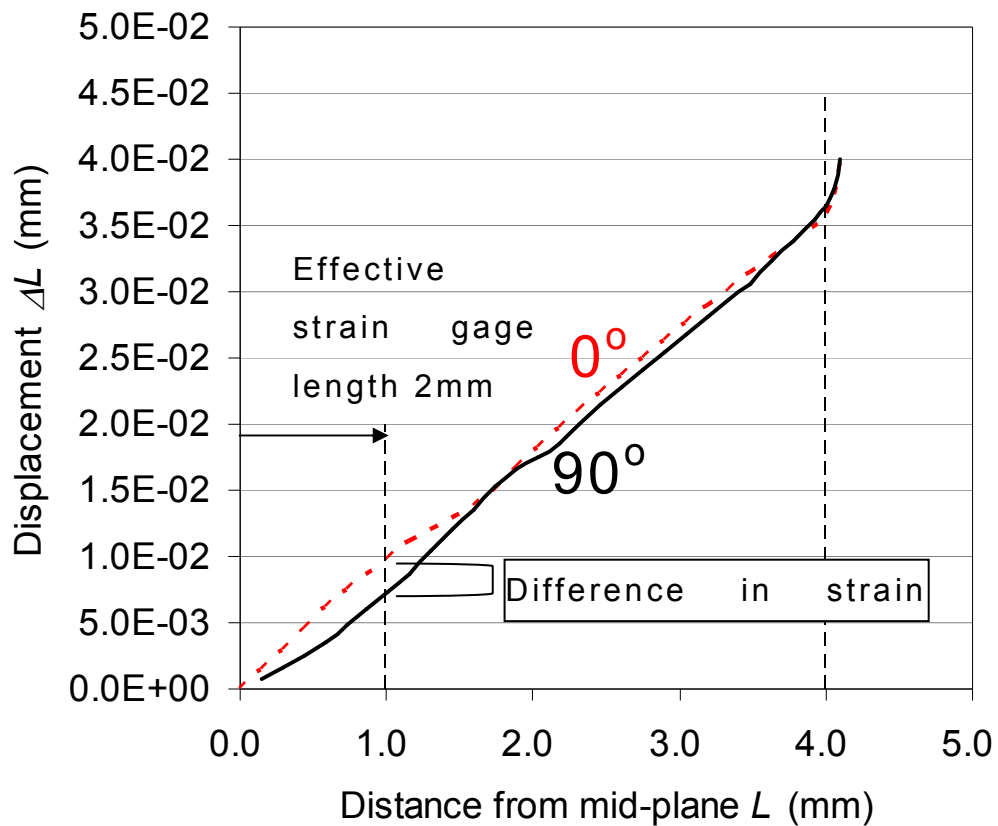


図3-11 擬似等方CFRPの0°測定位置と90°測定位置の板厚方向に沿った各節点の変位量の比較（有限要素解析結果）

3.5.3 一方向材と擬似等方材の面外引張弾性率

本研究で得た一方向強化材の板厚方向の引張弾性率 E_z は 8.2 GPaであったが、擬似等方性材の E_z は 11 GPaと大きく相違した。このように、面内の積層構成により面外の E_z が大きく異なる現象は、通常はあまり知られていないように思われるため、三次元積層理論を使って理論的な確認を行った。即ち、Gudmunsonらによる三次元積層理論 [3-3] に 8ply 擬似等方材 [45/0/-45/90]sym を適用することにより、面外弾性率 E_{z_QISO8} が式(3-1)のように求まる。

$$E_{Z_QISO8} = \frac{E_Z}{1 - \frac{E_Z \{v_{TZ}E_L - v_{LZ}E_T\}^2}{E_L E_T \{E_L + (1 + 2v_{LT})E_T\}}} \quad (3-1)$$

ここで、右辺の弾性率 E_L 、 E_T 、 E_Z とポアソン比 v_{LT} 、 v_{LZ} 、 v_{TZ} は、表 3-3 に示した L 方向を繊維配向方向とする一方向強化材料の値である。式(3-1)右辺を見ると、分母は常に 1 より小さい。即ち、 $E_{Z_QISO8} > E_Z$ である。

3.6 面外引張弾性率を計測する際の指針

これまでの考察に基づき、直接面外試験法を用いた面外引張弾性率の E_z 妥当な試験条件を以下に提案する。

(1) UD 材

(a) 板厚 12mm 以上の供試体を用い、 0° 方向測定位置から算出した弾性率を選択する。

(b) 板厚 8mm 以下の供試体を用いる場合は、有限要素解析を実施し実験結果と比較する。

(c) 有限要素解析を実施しない場合は、本論文の図.3-6 を参照し、予測面外弾性率 E_{ap} と材料特性値 E_z の比を使って補正する。

(2) QI 材

(a) 0° 方向測定位置で求めたみかけ弾性率 E_{ap} を弾性率として採用する。

(b) 8ply 以上の厚さに渡るゲージ長の歪みゲージを選択する。

3.7 結論

本研究は、直接負荷方式の試験方法により CFRP 積層材の面外引張弾性率を取得する方法を提案すること意図したものである。

特に歪みゲージによる歪み測定に焦点を当てて、実験と有限要素解析の両面から計測上の問題点を検討した。この結果、積層構成によって、得られる歪みの角度依存性や板厚依存性に大きな違いが生じ、歪みゲージの長さやゲージを貼る位置に注意が必要なことを明らかにし、理想的な歪みゲージの添付方法を示した。さらに、この結果を基に、妥当な面外引張弾性率を測定するための指針を提案した。

参考文献

[3-1] American Society for Testing and Materials、 ASTM D 7291、 Standard Test Method for Through-Thickness “Flatwise” Tensile Strength and Elastic Modulus of a Fiber-Reinforced Polymer Matrix Composite Material.

[3-2] Advanced Composites Database System: JAXA-ACDB; Ver.06-1、 <http://www.jaxa-acdb.com/>

[3-3] Gudmundson、 P.、 and Zang、 W.、 An analytic model for thermoelastic properties of composite laminates containing transverse matrix cracks、 Journal of solids structures、 1993; Vol.30、 No.23、 pp.3211-3231.

第 4 章 新規面外引張強度試験方法の提案

4.1 目的

第 2 章では、直接引張負荷方式の面外引張強度試験法において、課題とされてきた応力集中や多軸応力状態や有効体積による破断基準強度の変化を、実験と有限要素解析とワイブル統計を組み合わせることによって解決した。しかし、第 2 章の方法では、供試体の準備に手間とコストがかかり、有限要素解析を行わなければ面外引張強度を求められないなど、標準的な試験方法とするには問題が多い。さらに、2.6.3 で考察したように、直接引張試験法には接着位置ずれによる強度のばらつきの発生が避けがたい。このばらつきは、使いやすい薄い供試体ほど大きく、さらなる改良が望まれる。本章では、そのような面外引張強度を求める手法として、より簡便で実施が容易な 3 点曲げ試験を用いた方法を検討する。

3 点曲げ試験は、本論文の第 2 章で面内トランスバース引張強度 F_T を取得するために実施した。この曲げ試験による F_T は、汎用的な直接負荷方式の試験法(SACMA SRM 4R) [4-1]で取得した F_T と実質的に等価であることが、ワイブル統計を用いた検討を介して確認されている[4-2、4-3、4-4]。一方向強化材の板厚方向に直交する断面と面内トランスバース方向に直交する断面とでは、繊維の配向はほぼ同じ構造をもつとみなしてよく、面外引張強度に関しても面内トランスバース引張強度とほぼ同じ結果が得られることが期待される。

一方向強化材の面内トランスバース方向の曲げ試験では、引張破壊が起こることから、従来より曲げ試験が引張強度を測定する方法として用いられてきた。例えば、O'Brien ら[4-3] や Adams ら [4-4] は、一方向強化の Graphite/Epoxy 複合材料の引張試験と曲げ試験結果に統計的な整理を行い、有効体積を導入することにより曲げ強度と引張強度が等価であることを示した。さらに

O'Brien らは、Glass/Epoxy と Carbon/Epoxy を対象にして、試験片幅や支持長の異なる 3 点曲げ強度および 4 点曲げ強度を実施し、強度に及ぼす寸法効果がワイブル統計を使って整理できることを実証した[4-5]。また、著者らは Graphite/Epoxy 一方向強化材の面内トランスバース強度を測定し、O'Brien らと同様な整理が可能であることを確認した。

本章では、一方向強化材に対して、面外 3 点曲げ強度を取得した結果を示し、この結果と第 2 章の直接引張試験による結果が、ワイブル統計を使うことにより統一した解釈ができることを確認する。さらにこの結果を基に、実施が容易な新規面外強度取得方法として、面外 3 点曲げ試験を提案する。本章では一方向強化材に対してのみ検討を行った。

4.2 実験

4.2.1 供試材料

最も基本となる一方向強化材を検討対象とした。供試体材料は、第 2 章や第 3 章と同じである。即ち、東邦テナックス製 IM600/#133 一方向プリプレグの繊維方向をそろえて 120ply 積層し、オートクレーブ成形した厚さ 17mm の母板から切り出した一方向強化の CFRP である。マトリックスのエポキシ樹脂は 180°C 硬化タイプのもので、プリプレグの炭素繊維目付は 145gr/m²、1ply あたりの公称板厚は 0.145mm である。

4.2.2 供試体

板状の曲げ試験供試体を 4 種類作成した。母板からの供試体の切りだし方法を図 4-1 に示す。図中参考のためにスプール形状供試体の切り出し方法も併せて示した。試験片の表面は、直接負荷法の供試体(スプール形状供試体や円柱形状供試体)と同じ粒度の砥石を用いて仕上げた。供試体寸法を表 4-1 に示す。

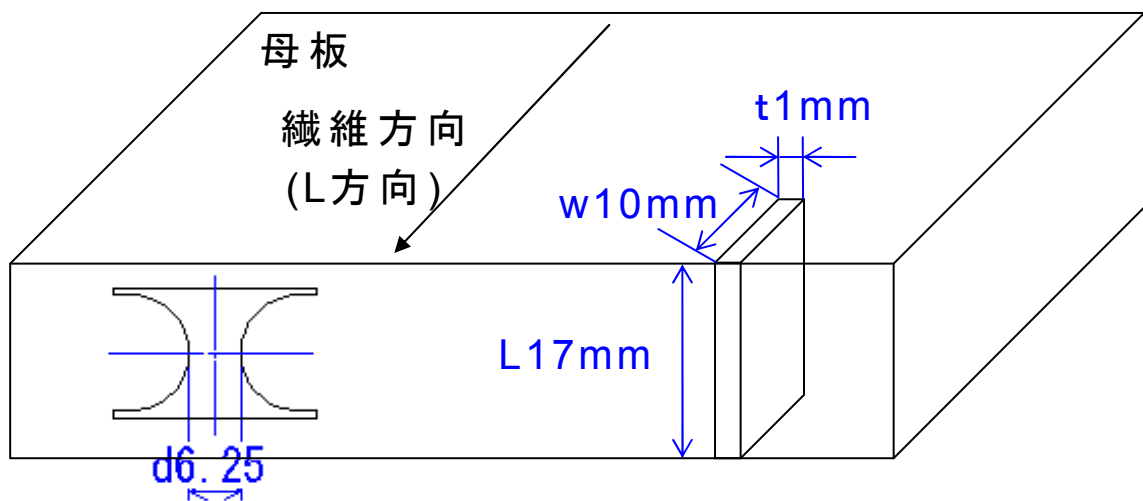


図 4-1CFRP 母板からの供試体の切り出し方
法

表 4-1 三点曲げ供試体の寸法と支持長

供試体名	板厚 t	幅 w	L 長	支持長 L _s
	mm	mm	mm	mm
t2.4w10L _s 8	2.4	10	17	8.0
t2.4w10L _s 15	2.4	10	17	15
t1.0w10L _s 15	1.0	10	17	15
t0.5w10L _s 15	0.5	10	17	15

4.2.3 実験方法

曲げ試験にはインストロン社製電気機械式試験機を使用し、変位速度 1.28 mm/min で負荷した。供試体の支持や曲げを発生させるために使用した治具の圧子および支持具の直径は 4mm とし、支点間距離 L_s は 15mm とした。供試体は一種類につき 13 体作製した。供試体と圧子の位置関係および実験状況を図 4-2 に示す。得られた破断荷重 P を梁理論から導出した曲げ強度の式 (4-1)[4-6] に代入し、見かけ強度 F_{ap} (apparent failure strength) を求めた。

$$F_{app} = \frac{3PL_s}{2wt^2} \quad (4-1)$$

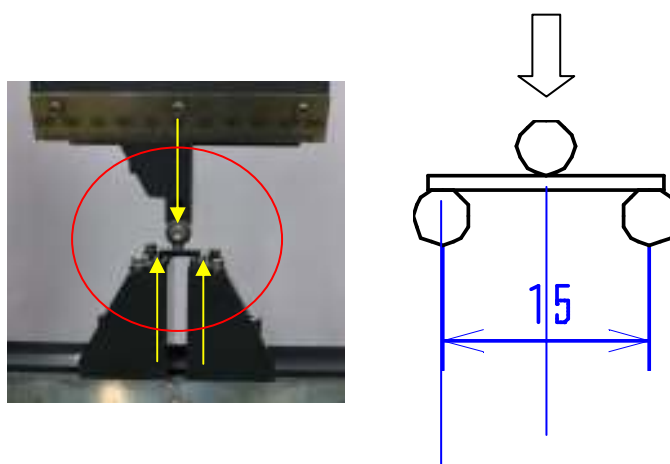


図 4-2 曲げ試験状況

さらに、ワイブル係数 m を F_{ap} から算出した。 m を算出するためには、破断確率 P が必要である。 P の計算のためにメディアンランク法と最小二乗法を適用した。

4.3 解析

4.3.1 3点曲げ試験の有効体積

4.3.1.1 梁理論による有効体積の算出

ワイブル統計における有効体積 V_{eff} は、第 2 章でも記述したように式(4-2)で与えられる。

$$V_{eff} = \int_V \left(\frac{\sigma}{\sigma_{max}} \right)^m dV \quad (4-2)$$

3 点曲げ試験の圧子を中心とした対称を考慮した場合、 V_{eff} は式(4-3)で示される。

$$\frac{V_{eff}}{2} = \int_{\frac{V}{2}} \left(\frac{\sigma}{\sigma_{max}} \right)^m dV \quad (4-3)$$

ここで曲げ供試体内の応力分布が梁理論に近似できると仮定する。このとき、曲げ応力 σ は支点位置で 0、圧子直下の裏側表面で最大 σ_{bmax} となり、中央の支点と曲げ供試体の接する位置を原点とし、曲げ供試体の長さ L 方向位置の任意の点を x 、板厚 t 方向の任意の点を z とする(図 4-2)と、任意の位置の曲げ応力は式(4-4)で示される。

$$\sigma = \frac{z}{\left(\frac{h}{2}\right)} \times \frac{x}{\left(\frac{L_s}{2}\right)} \times \sigma_{bmax} \quad \left(0 \leq x \leq \frac{L_s}{2}, \quad 0 \leq z \leq \frac{h}{2} \right) \quad (4-4)$$

この応力分布の式(4-4)を式(4-2)に代入すると、以下の式(4-4)が導出される。

$$V_{eff} = \frac{Ls \times w \times t}{2(m+1)^2} \quad (4-5)$$

ここで、 L_s は支点間距離、 w は供試体の幅を示す。

4.3.1.2 有限要素解析による有効体積の算出

第2章では、式(4-6)を使って有限要素解析結果と試験結果のワイルブル係数 m から有効体積を算出した。

$$V_{eff} = \sum_{i=1}^n \left(\frac{\sigma_{z-i}}{\sigma_{z-max}} \right)^m \Delta V_i \quad (4-6)$$

曲げ試験供試体に発生する応力分布は、近似的には梁理論によって求めることができる。しかし、特に初等的な梁理論は多くの仮定の下で成立するものであり、より正確な応力分布を有限要素解析により求めた。有限要素法による有効体積は式(4-6)により計算した。本章では、

- ・ 式(4-6)で算出した有効体積を使った直接引張法の面外強度
 - ・ 式(4-6)で算出した有効体積を使った曲げ試験法の面外強度
 - ・ 式(4-5)で算出した有効体積を使ったの曲げ試験法の面外強度
- の3者を比較し、3点曲げ試験法の有効性を検討する。

4.3.2 3点曲げ試験の有限要素解析

有限要素解析は解析ソフト ABAQUS バージョン 6 を用いて実施した。有限要素解析を行ったのは3点曲げ試験の供試体内に発生する応力分布を正確に評価するためで、梁理論から導出した強度計算式(4-1)を適用した場合の誤差を求めた。

解析対象は供試体のみとした。図4-3に解析モデルと材料方向を示す。 L 方向が母板の面外方向になる。

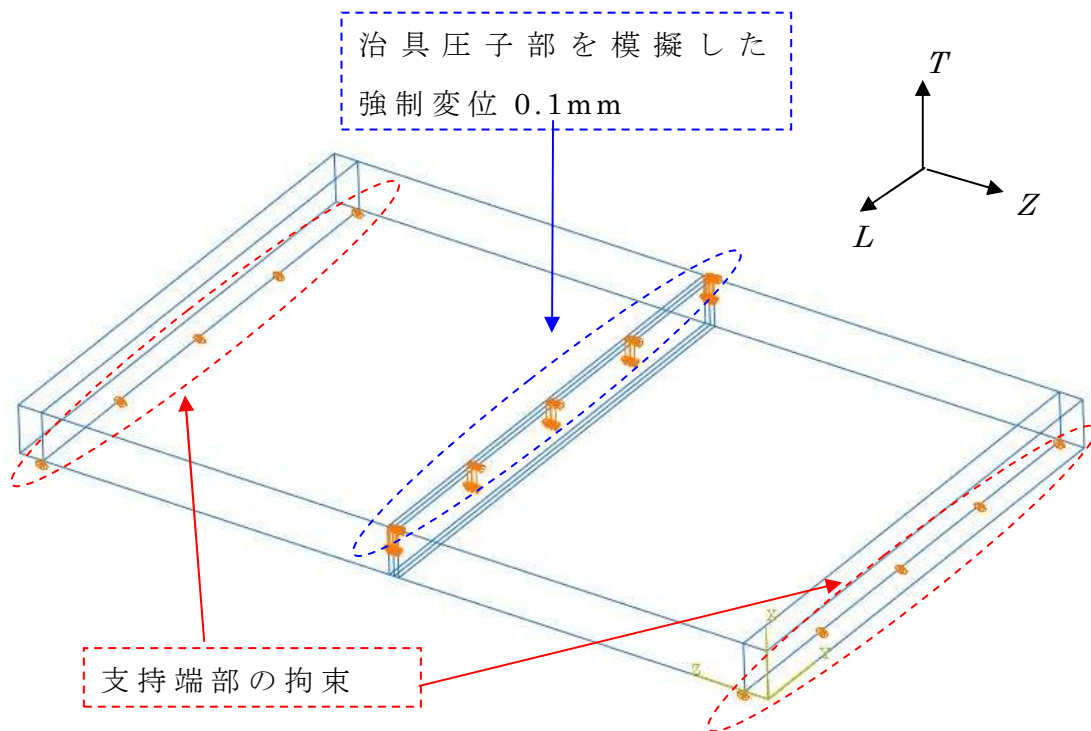


図 4-3 曲げ試験供試体の解析モデル

有限要素解析は、表4-1に示した4種類全てと表4-2で追加した2種類に対して実施した。前者は実験を行った供試体4種類で、後者は解析のみの供試体である。解析モデルは、8節点、6面体の3次元ソリッド要素で構成した。この3次元ソリッド要素としては；

- (1) 1次の低減積分要素として定義した場合
- (2) 2次の要素として定義した場合

の2種類について解析を実施し、両者を比較した。2次要素の方が曲げ試験による要素の変形解析に適していることは明らかであるが、1次の低減積分要素でも2次の要素を近似した解析結果が出力できるかどうかを確認した。各モデルの要素寸法は表4-2に示した。

解析モデルには、以下の境界条件、強制変位を与えた。

- (1) 2つの支点となる線の面外方向を変位量0に拘束。

(2) 試体中心を押す圧子部分は圧子と供試体の接触する $10.2\text{mm} \times$ 幅 b の面を負荷方向に 0.1mm 強制変位。供試体長さ方向は変位量 0 に拘束。

表4-2 解析モデルの寸法と要素寸法

供試体名	板厚	幅	L 長	支持長 L_s	要素の寸法 (mm)	
	t	w			1 次要素	2 次要素
	mm	mm	mm	mm		
t2.4w10Ls8	2.4	10	17	8.0	0.145	0.290
t2.4w10Ls15	2.4	10	17	15	0.145	0.290
t1.0w10Ls15	1.0	10	17	15	0.145	0.145
t0.5w10Ls15	0.5	10	17	15	0.0725	0.145
t0.5w1.0Ls15	0.5	1.0	17	15	0.0725	0.145
t0.5w0.5Ls15	0.5	0.5	17	15	0.0363	0.145

有限要素解析に使用した CFRP の弾性率と準拠試験法を表 4-3 に示す。ここで面内せん断弾性率は JAXA/複合材技術開発センターの力学特性データベースより引用した。面外弾性率 E_z は面内トランスバース方向の弾性率 E_T と同じであると仮定した。

表4-3 一方向CFRP IM600/#133の物性値と取得試験方法

Property	IM600/#133	試験方法	N 数
E_L (GPa)	152	SACMA SRM 4R	7
E_T (GPa)	8.21	SACMA SRM 4R	6
G_{LT} (GPa)	4.36	SACMA SRM 7R	5
ν_{LT}	0.334	SACMA SRM 4R	7
E_z (GPa)	8.21	assumption: $E_z = E_T$	-
G_{LZ} (GPa)	3.99	ASTM D 5379	10
G_{TZ} (GPa)	2.52	ASTM D 5379	10
ν_{LZ}	0.346	SACMA SRM 4R	7
ν_{TZ}	0.536	SACMA SRM 4R	6

解析結果の応力分布図から、曲げ圧子直下における引張応力値を求めた。さらに支持端部の反力合計値を式(4-1)に代入して梁理論からの曲げ応力値を求め両者を比較した。この比較により、梁理論により算出した破断応力値の誤差を見積もった。

4.4 結果

4.4.1 実験結果

曲げ強度試験の結果、破断は全て引張側で発生した。曲げ試験の荷重-変位線図の例を図 4-4 に示す。

曲げ試験で取得した強度平均を表 4-4 に示す。曲げ強度からワイブル係数 m を求めるために、図 4-5 に示す Weibull プロットを作成した結果、 m は 14.3 であった。 m と供試体寸法を式(4-5)に代入して算出した有効体積 V_{eff} は 0.338mm^3 であった。一方、 m と有限要素解析結果を式(4-7)に代入して算出した有効体積 V_{eff} は 0.701mm^3 であった。

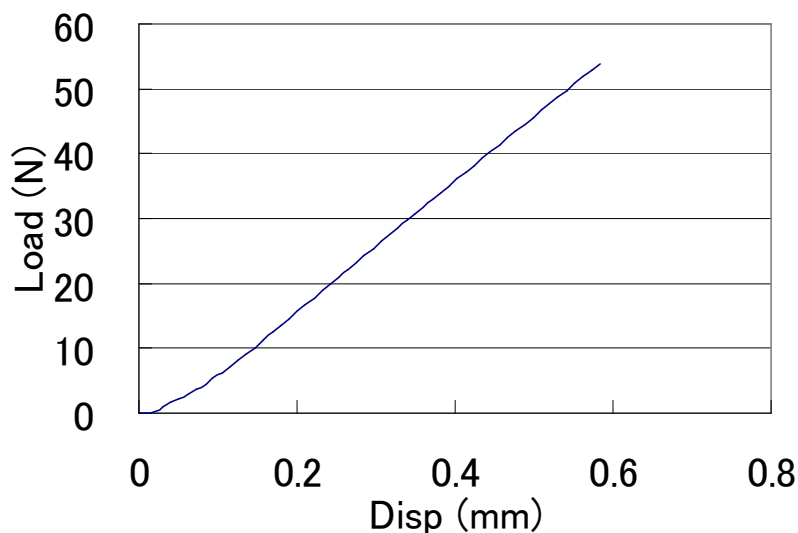
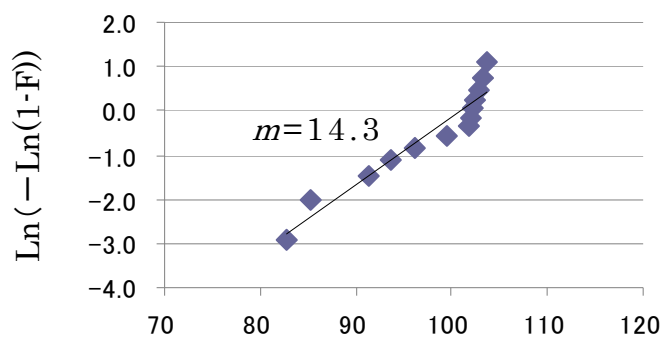


図4-4 3点曲げ試験の荷重-変位線図の一例
(供試体 t1.0w10Ls15)



Apparent strength、 F_{ap} (MPa)

図4-5 曲げ試験結果によるWeibull プロットの例
(供試体 t1.0w10Ls15)

表 4-4 各供試体形状の強度平均

供試体名	強度平均
	MPa
t2.4w10Ls8	121.0
t2.4w10Ls15	104.5
t1.0w10Ls15	100.8
t0.5w10Ls15	106.9

供試体(t1.0w10Ls15)と (t0.5w10Ls15)に関して、3点曲げ試験で取得した面外引張強度と有効体積を、第2章の図2-19に示したスプール形状供試体の結果に併せて図4-6に示す。図中赤で示した曲線は、供試体(t1.0w10Ls15)の3点曲げ試験結果と式(4-5)を使って求めた破壊確率5%、50%、95%の推定値で、青の曲線は、式(4-6)から計算した破壊確率5%、50%、95%の推定値、緑は2章のスプール形状供試体の推定値である。本図より、梁理論を基に有効体積を算出した3点曲げ試験で取得した面外引張強度は直接法で取得したものに比べてやや高い値を示すことが分かる。また、有限要素解析に基づき算出した有効体積が、梁理論を使って算出した有効体積よりも大きかったため、前者の強度は後者に比べて高くなった。

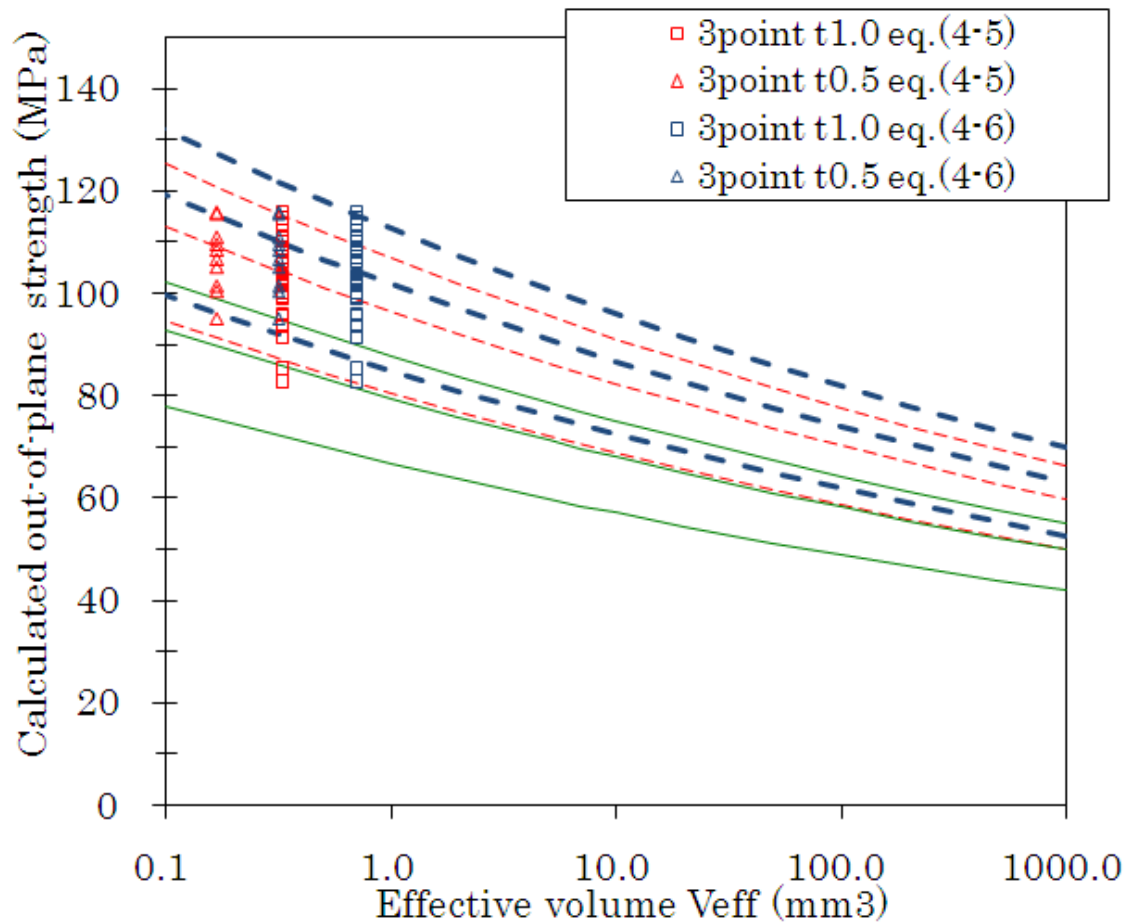


図4-6 3点曲げ試験による面外引張強度（青破線：有限要素解析、赤：梁理論）とスプール形状供試体の直接負荷法による面外引張強度（緑）の有効体積との関係

4.4.1.1 実験結果に関する考察

表 4-4 に各供試体の曲げ強度平均を示した。有効体積の観点から考えると、厚い t2.4mm の供試体は、有効体積が大きく、薄い t1.0mm の供試体よりも低い強度となるはずであるが、表 4-4 に示すように逆に高い強度を示した。曲げ供試体と圧子の位置関係からこの結果を考察する。図 4-7 は各供試体の圧子との位置関係を

示したものである。

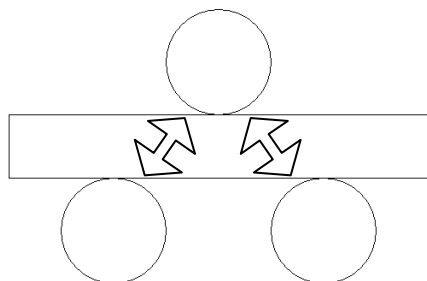


図 4-7(a) $t2.4w10Ls8$

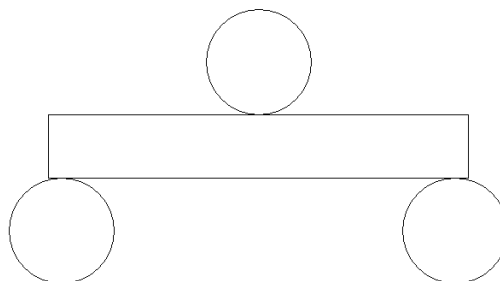


図 4-7(b) $t2.4w10Ls15$

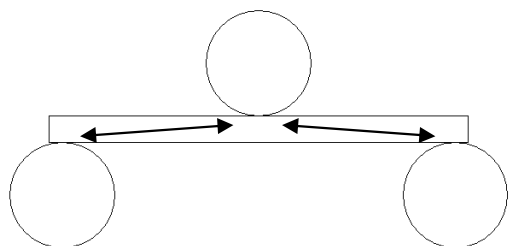


図 4-7(c) $t1.0w10Ls15$

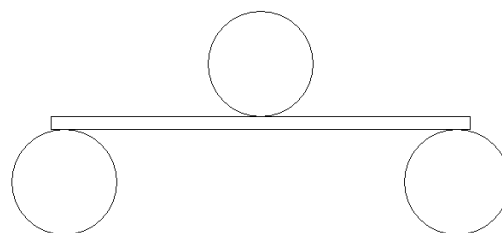


図 4-7(d) $t0.5w10Ls15$

図 4-7(a)の板厚 $t2.4\text{mm}$ 、支持長 $Ls8\text{mm}$ の場合は、供試体を支持する圧子間が短い。圧子による供試体負荷時に、曲げ変形が起これると支持点は内側にずれる。支持長と比較して板厚が厚い場合、基もと短い支持長はさらに短くなる。支持長が短くなると、式(4-1)に示すように、材料の曲げ強度は同じでも、破断荷重は高くなる。一方、板厚の薄い $t1.0\text{mm}$ 、 $t0.5\text{mm}$ の場合は曲げ剛性が低いため、曲げ変形が十分に発生し、梁理論の仮定に近い変形になると考えられる。この差が表 4-4 で支持長と比較して板厚が厚い場合に高い強度を見かけ上示した理由と想定した。以上より、 $t1.0\text{mm}$ 以下の板厚・支持長 15mm 以上の曲げ試験供試体をワイブル統計で取り扱え得る引張強度取得用の形状として選択する。

以上をまとめると以下の結論が得られる。

- (1) 直接引張法で得られた面外引張強度は、2.6.3 で検討した軸ずれの影響により、3点曲げ試験のそれよりも低い傾向がある。
- (2) 3点曲げ試験に梁理論を適用した(式(4-5))有効体積 V_{eff} が、有限要素解析を適用した(式(4-6)) V_{eff} より低くなった原因は、梁理論の仮定にある。梁理論では、荷重を受けて梁が変形したあとも横断面は平面を保ち、梁の縦方向にも直交すると仮定している。しかし、有限要素解析結果を見ると、横断面の変形が発生し、梁理論で無視された面外応力も発生している。
- (3) したがって、より実現象に近く、試験法による軸ずれの影響などを排除している手法は、式(4-6)で算出した有効体積を用いて計算される曲げ試験法の面外強度である。
- (4) 式(4-5)で算出した V_{eff} を用いた曲げ試験による面外強度と(3)項の強度との差は小さく、しかもこの強度は、有限要素解析を用いることなく、試験と簡単な計算のみで算出できるため、汎用的な試験技術として有用である。

実際に「式(4-5)で算出した V_{eff} を使った曲げ試験による面外強度」 σ_b と「式(4-6)で算出した V_{eff} を使った曲げ試験法の面外強度」 σ_f を破壊確率 95%~5%の領域で比較すると、有効体積 1mm^3 では、 σ_b が 85MPa~113MPa で σ_f は 81MPa~107MPa と 80% 重複している。両手法のワイブル係数 m は同一値であるため、この重複の割合は有効体積が変化しても変わらない。

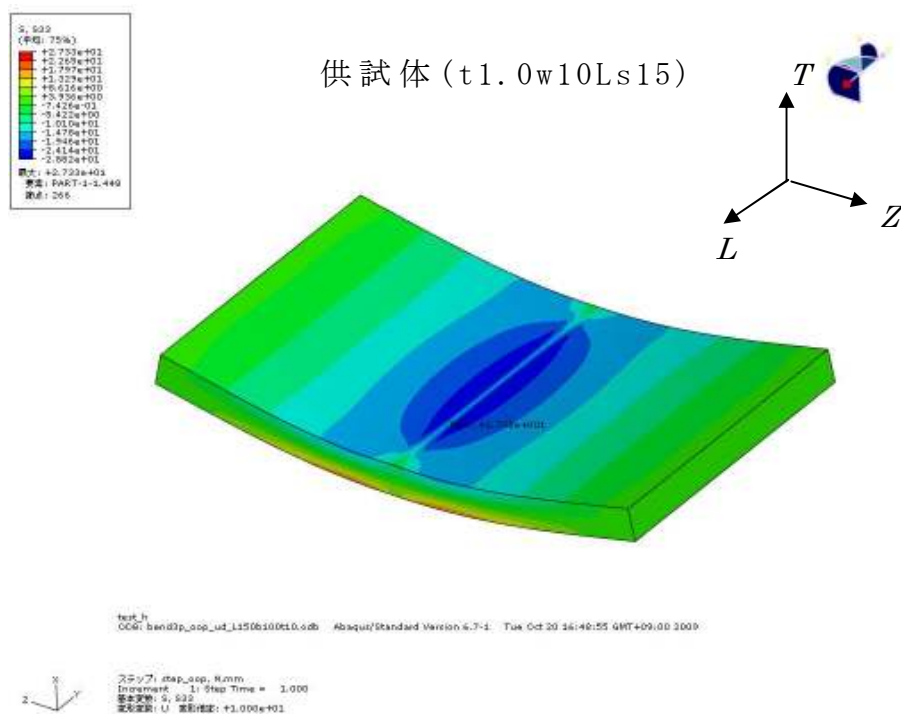
また、梁理論を適用した有効体積は有限要素解析結果を適用した有効体積よりも低くなるため、安全側のデータを示すことになり、実効上問題はない、と考えられる。

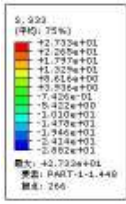
以上から、正確な面外引張強度が要求される場合は有限要素解析結果を実施するが、簡便に試験・データ解析を実施する場合は、梁理論を適用した方法を提案する。

4.4.2 有限要素解析結果

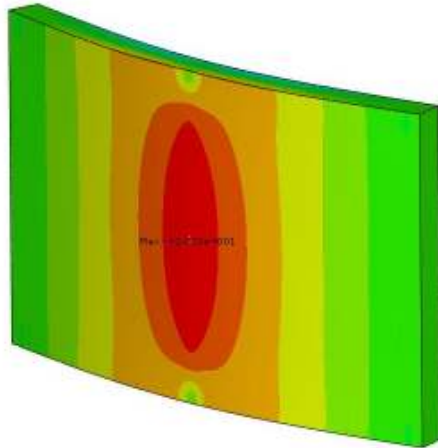
4.4.2.1 応力分布図

図 4-8 に供試体 (t1.0w10Ls15) の 1 次要素の応力分布図を示す。青色が圧縮応力、赤色が引張応力を示す。図 4-8(a) は圧子側からの視点の引張応力分布図である。図 4-8(b) は圧子裏側からの視点の引張応力分布図を示す。





t1.0w10Ls15

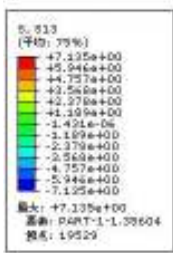


test_h
ODB: band3p_esp_ud_L150b100t10.odb Abaqus/Standard Version 6.7-1 Tue Oct 20 16:48:55 GMT+09:00 2009

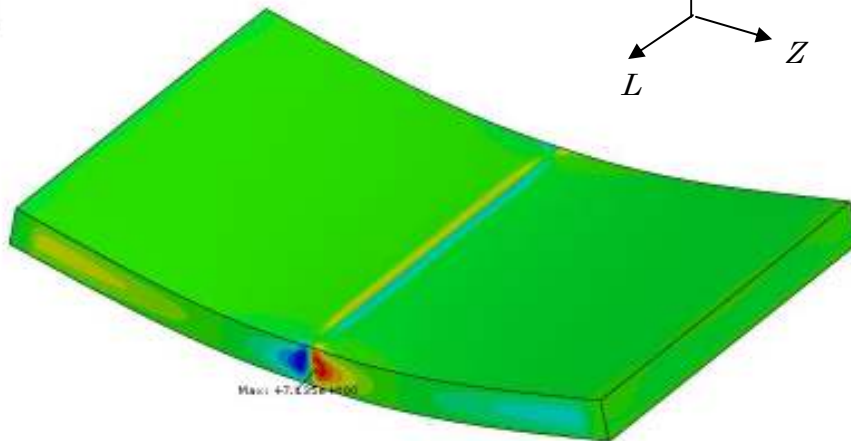
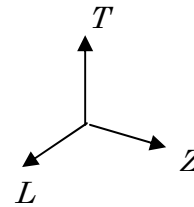


ストップ: step_esp_R.mm
Increment: 1; Step Time = 1.000
要素変数: 5.923
変形変数: U 変形値型: +1.000e+01

図4-8(b) 引張応力分布図 (圧子裏側)



供試体 (t1.0w10Ls15)



test_h
ODB: band3p_esp_ud_L150b100t10.odb Abaqus/Standard Version 6.7-1 Tue Oct 20 16:48:55 GMT+09:00 2009



ストップ: step_esp_R.mm
Increment: 1; Step Time = 1.000
要素変数: 5.513
変形変数: U 変形値型: +1.000e+01

図4-8(c) LZ面のせん断応力分布図

図 4-8(a)と図 4-8(b)は供試体(t2.4w10Ls8)と同様の傾向であった。しかし図 4-8(c)の LZ 面のせん断応力は支持端を起点に発生する応力と、圧子直下から発生する応力という 2 種類の応力が明らかに分かれている。

4.4.2.2 梁理論による曲げ応力算出式の適用

有限要素解析結果を用いて、梁理論にから導出した強度計算式(4-1)に適用することで、梁理論算出値として曲げ応力を算出した。有限要素解析結果の支持端部を模擬した節点には T 方向の反力が出力される。これは実験におけるロードセルの荷重値に相当するものであると考えられる。この反力値を梁理論に代入することで応力値を算出することができる。

さらに図 4-8(a)などで指摘した Z 方向応力分布図から最大値を読み取った。この両者の値から、(応力分布図最大値) / (梁理論算出値) の比を計算した。これは、試験結果の破断荷重を梁理論に適用して強度を算出した場合の、破断位置の応力との比を意味する。

1 次の低減積分要素による結果を表 4-5 に、2 次要素による結果を表 4-6 に示す。支持長 L_s を板厚 t で除した値を試験条件パラメータとして示した。

傾向を把握しやすくするため、支持長が同じ場合の応力の比と支持長 / 板厚の関係を二次要素の結果を使って図 4-9 に示す。支持長 / 板厚が高い方が応力の比は一致することは、梁理論の仮定から合理的である。板厚 t が 1.0mm、0.5mm の場合、応力の比は 120% 以下となる。一方、板厚 t が 2.4mm の場合応力の比は 130% 強となった。これは試験結果の破断荷重を梁理論に適用して強度を算出した場合、30%低い強度を算出することになる。

L_s/t の閾値の設定にはなお検討の余地が残るが、以上より、 $L_s/t=15$ をすることを推奨する。

表 4-5 1 次の低減積分要素による Z 方向引張応力分布図最大値と、支持端の T 方向反力値を梁理論による応力式に適用した場合の比較

供試体名	支持長 / 板厚 Ls / t -	分布図 最大応力 MPa	梁理論算出 応力 MPa	応力の比 -
t2.4w10Ls8	0.240	194	172	1.12
t2.4w10Ls15	6.25	69.2	57.4	1.21
t1.0w10Ls15	15.0	27.3	26.8	1.02
t0.5w10Ls15	30.0	13.9	13.7	1.01
t0.5w1.0Ls15	30.0	11.1	10.9	1.02
t0.5w0.5Ls15	30.0	10.5	10.9	0.96

表 4-6 2 次の要素による Z 方向引張応力分布図最大値と、支持端の T 方向反力値を梁理論による応力式に適用した場合の比較

供試体名	支持長 / 板厚 Ls / t -	分布図 最大応力 MPa	梁理論算出 応力 MPa	応力の比
t2.4w10Ls8	0.240	221	179	1.23
t2.4w10Ls15	6.25	76.6	58.4	1.31
t1.0w10Ls15	15.0	31.9	27.4	1.16
t0.5w10Ls15	30.0	15.8	14.2	1.12
t0.5w1.0Ls15	30.0	12.0	11.3	1.06
t0.5w0.5Ls15	30.0	10.7	11.1	0.96

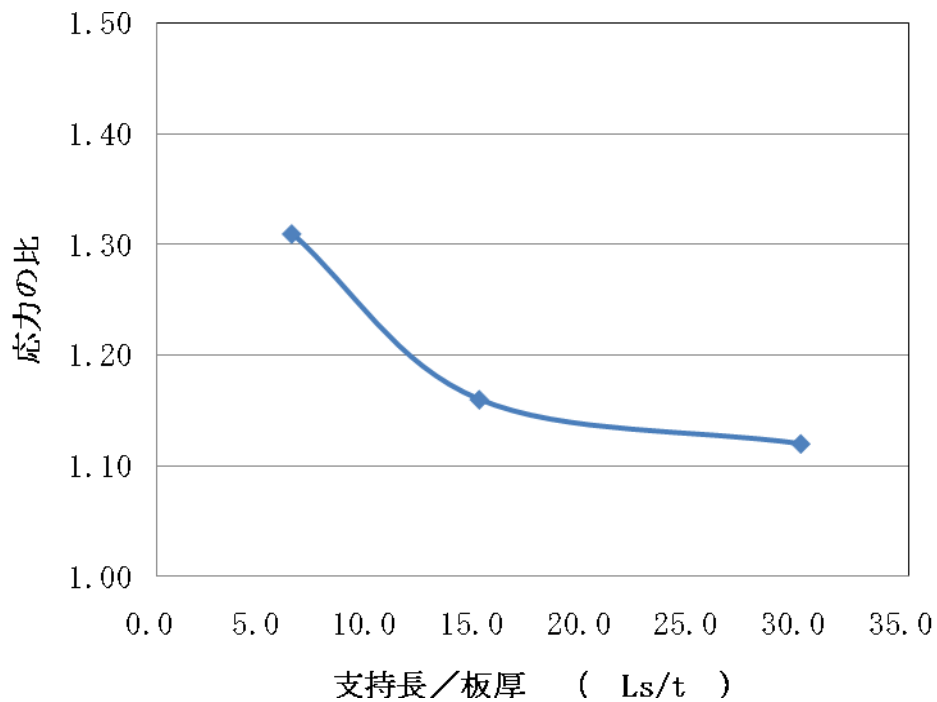


図 4-9 応力の比と支持長／板厚の関係

4.5 考察

4.5.1 有限要素解析の考察

4.5.1.1 応力分布

図 4-8 に供試体 (t1.0w10Ls15) のみの結果を示したが、Z 方向引張応力分布は全ての計算結果において同じ傾向を示した。しかし、せん断応力分布に関しては、板厚 2.4mm の供試体では、支持端から発生していると考えられる、高いせん断応力が破壊開始点付近まで発生していることが見られた。この結果からも、可能な限り Z 方向強度のみを評価するという点から、検討した支持端 L_s の中では板厚 1.0mm 以下の供試体を選択すべきであると結論が得られた。

4.5.1.2 梁理論による応力と応力分布図の比較による妥当性

応力比が 1 に近いときには、梁理論からの算出値が破断開始点の応力に近似するため、供試体形状に妥当性があると考えられる。表 4-5 と 4-6 に示したように、1 次要素、2 次要素いずれも応力比の傾向はほぼ同じであった。もちろん、2 次の要素による有限要素解析がより実際の曲げ試験供試体の応力状態に近似した結果を示していると想定される。

本章で取り上げた形状において、理想的な供試体形状は有限要素解析のみ実施した供試体(t0.5w1.0Ls15)と供試体(t0.5w0.5Ls15)であると考えられる。これらの供試体は、「引張応力分布図の最大値」と「破断荷重を梁理論式に適用した応力値」の比が 110% 以下に抑えられている。

板厚 2.4mm の供試体(t2.4w10Ls8)と供試体(t2.4w10Ls15)の場合には、有限要素解析による最大引張応力は破断荷重に梁理論式を適用した結果に比べて 20%~30% 異なった。この結果からも、板厚 2.4mm の供試体に梁理論式を適用することが物理的意味をもたないことが支持された。

一方、板厚 1mm 以下の供試体(t1.0w10Ls15)と供試体(t0.5w10Ls15)は「応力分布図の最大値」と「梁理論式に適用した応力値」の比が 120% 以下に抑えられ、応力分布も近似していることから、本研究で実施した供試体では供試体(t1.0w10Ls15)、供試体(t0.5w10Ls15)の試験結果が妥当なものであると判断した。

4.6 結論

3点曲げ試験による一方向CFRPの面外引張強度を取得する方法を提案した。第2章で扱った材料と同じ材料から供試体を切りだし、3点曲げ試験を実施し、直接負荷法のスプール形状供試体の検討結果と比較した結果以下の知見を得た。

- (1) 3点曲げ試験は、試験片の製作が容易で、直接引張試験のよ

うに軸ずれ現象を起こす心配もないため、面外引張強度を取得する試験方法として有望である。

(2) 梁理論から算出した有効体積 V_{eff} は、有限要素解析で算出した有効体積は V_{eff} よりも小さく、破壊確率曲線は低強度の方向にずれる。しかし、両者の差は小さく、梁理論から算出した V_{eff} は安全側の結果を示す。

(3) 曲げ試験供試体の板厚・支持長として、本研究で取り扱った材料に関しては、 $t1.0\text{mm}$ 以下、支持長 15mm 以上を推奨する。

(4) 板厚 $t1.0\text{mm}$ 、 $t0.5\text{mm}$ の試験片に関しては、最大面外応力と支持端の反力を有限要素解析と梁理論を使って算出した応力はほぼ一致した。すなわち、板厚 $t1.0$ と $t0.5\text{mm}$ の供試体については、実験結果の破断荷重を梁理論に適用して算出した曲げ強度を、面外引張応力の近似値として使用可能であった。

参考文献

- [4-1] SACMA SRM 4R: Tensile Properties of Oriented Fiber-Resin Composites
- [4-2] M. R. Wisnom、 Composites Science and Technology、 59、 Issue 13 (1999)、 1937-1957.
- [4-3] T. K. O'Brien and S. A. Salpekar、 NASA/TM-107637 (1992).
- [4-4] D. F. Adams、 T. R. King、 D. M. Blackketter、 Composite Science and Technology、 39 (1990)、 341-353.
- [4-5] T. K. O'Brien、 A. D. Chawan、 K. DeMarco、 I. Paris、 Journal of Composites Technology and Research、 25 [1] (2003)、 50-68. (NASA/TM-2001-211030)
- [4-6] 福田博 邊吾一著 複合材料の力学序説、1989、45-46

第 5 章 結論および今後の課題

5.1 結言

本論文は、面外引張強度と面外引張弾性率を評価する現行試験法である ASTM D 7291 の課題点を明確にし、それら課題点を克服する方法を提案することを目的とする。以下に、各章で明らかになった結論を示す。

第 1 章「緒論」では、本研究の背景や規格制定の流れ、既往の研究について要約を述べ、本研究の目的を明らかにした。

第 2 章「直接負荷法による面外強度試験」では、一方向 CFRP の面外引張強度への形状と寸法効果を、スプール形状供試体と円柱形状供試体の実験と有限要素解析から検討した。多軸応力状態について破損則を適用し、Weibull 統計を使用することで、面外引張強度の形状と寸法効果を予測する解析モデルを提案し、有効性を示した。したがって、本章の結果を用いれば、スプール形状供試体あるいは円柱形状供試体を用いた面外引張強度試験から、実構造を設計する際に用いることができる面外強度を決定することが可能である。

第 3 章「直接負荷法による面外弾性率試験」では、直接負荷方式の試験方法により CFRP 積層材の面外引張弾性率を取得する方法を確立することを意図し、特に歪みゲージによる歪み測定に焦点を当てて、実験と有限要素解析の両面から計測上の問題点を検討した。この結果、積層構成によって、得られる歪みの角度依存性や板厚依存性に大きな違いが生じ、歪みゲージの長さやゲージを貼る位置に注意が必要なことを明らかにし、理想的な歪みゲージの添付方法を示した。さらに、この結果を基に、妥当な面外引張弾性率を測定するための指針を提案した。

第4章「新規面外引張強度試験方法の提案」では、3点曲げ試験による一方向CFRPの面外引張強度取得を提案した。第2章で扱った材料と同じ材料から供試体を切りだし、試験を実施し、直接負荷法のスプール形状供試体の検討結果と比較した。さらに3点曲げ試験供試体の有限要素解析を実施し、第4章で実施した複数の曲げ試験供試体から板厚1mm以下、支持端長15mm以上の寸法の供試体が妥当な強度データが得られる供試体であることを確認した。

3点曲げ試験の結果とスプール形状供試体の結果から以下の知見を得た。

(1)3点曲げ供試体の強度はスプール形状供試体の強度よりも数MPa高かった。

(2)3点曲げ供試体とスプール形状供試体の差は、3点曲げ試験のような低い有効体積の領域では設計上無視できる妥当な一致が見られた。

(3)有効体積の高い $V_{\text{eff}}=1,000\text{mm}^3$ の領域では、両試験法の予測強度差が、予測強度平均の10%になり、この減少分を差し引いて設計に使用する必要がある。

高い有効体積領域では検討の余地があるものの、3点曲げ試験による実験と簡単な統計処理で、直接負荷法の実験と有限要素解析を組み合わせた手法を代替できることを確認した。

以上より、現行試験規格の課題点が明らかになり、解決方法が示された。また、面外強度試験法について新規に提案する試験法が有効であることを示した。

5.2 今後の課題

5.2.1 研究課題

(1) 本研究では一方向強化材と疑似等方材に関してのみ検討を行った。しかしながら、直接負荷法は他の積層構成や織物強化の CFRP に対しても適用可能であると想定される。

(2) 新規に提案した 3 点曲げ試験法は、本研究では面外強度取得方法としてのみ検討を行った。曲げ試験法は本来弾性率を求めるのにも有効であるはずであり、弾性率取得方法としての検討も将来課題の一つである。またこの方法は、一方向強化材だけでなく、他の積層構成や織物強化の CFRP に対しても適用可能であることも期待される。

5.2.2 規格化に関する課題

(1) 本研究の成果は、現在航空機用 CFRP を主たる対象として JIS 化を進めている「炭素繊維強化樹脂(CFRP)の試験法の規格化に関する調査委員会」での検討項目に挙げ、JIS 化に関する継続調査を実施することが予定されている。

(2) ISO 国際試験標準化に関しても本研究結果をふまえた 3 点曲げ試験に関する提案を行い、ISO の試験規格として制定されるべく活動を継続する計画である。

付録 A 一方向 CFRP の弾性率・強度取得試験について

本論文の解析に適用した材料物性値を以下に示す。

表 A-1 一方向 CFRP IM600/#133 の弾性率と取得試験方法

Property	IM600/#133	試験方法	N 数
E_L (GPa)	152	SACMA SRM 4R	7
E_T (GPa)	8.21	SACMA SRM 4R	6
G_{LT} (GPa)	4.36	SACMA SRM 7R	5
ν_{LT}	0.334	SACMA SRM 4R	7
E_Z (GPa)	8.21	assumption: $E_Z = E_T$	-
G_{LZ} (GPa)	3.99	ASTM D 5379	10
G_{TZ} (GPa)	2.52	ASTM D 5379	10
ν_{LZ}	0.346	SACMA SRM 4R	7
ν_{TZ}	0.536	SACMA SRM 4R	6

表 A-2 一方向 CFRP IM600/#133 の強度と取得試験方法

Property	IM600/#133	Test method	Number of Specimens
F_L (MPa)	2732	SACMA SRM 4R	7
F_T (MPa)	64.70	SACMA SRM 4R	6
F_{LT} (MPa)	281	SACMA SRM 7R	5
F_{LZ} (MPa)	50.00	ASTM D 5379	10
F_{TZ} (MPa)	48.69	ASTM D 5379	10

上記中、面内せん断弾性率 G_{LT} は複合材データベースより引用したが、2種類の面外方向のせん断弾性率 G_{TZ} と全ての強度は著者自身が取得した。以下では、これらのせん断弾性率及びせん断強度試験について、その手順および得られた応力歪み線図や強度を示す。

(1) G_{LZ} せん断弾性率取得試験

供試体は ASTM D 5379 に準拠した切り欠き形状のもの（イオシペスク供試体）である。試験実施状況を図 A-1 に示す。図中の矢印方向にそれぞれ荷重を与え、供試体中央部に添付した 2 軸直交の歪みゲージにより得られるせん断歪みから弾性率を取得した。得られた応力歪み線図を図 A-2 に示す。応力-歪み線図の初期勾配の 0.2% オフセット線も併せて示す。ASTM D 5379 では 0.2% オフセットラインと応力-歪み線図の交点を 0.2% オフセット強度として報告することを規定している。本試験は 10 体の供試体について実施した。表 A-1 に全ての試験結果をまとめて示す。

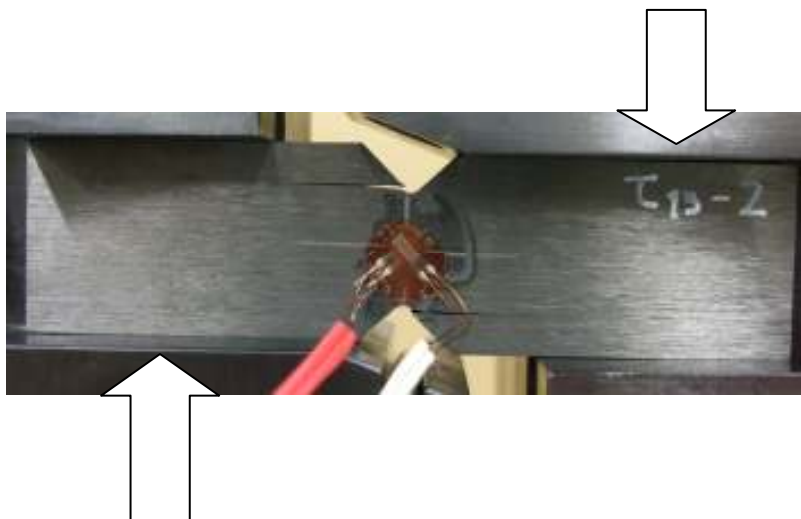


図 A-1 LZ 方向せん断弾性率取得試験状況

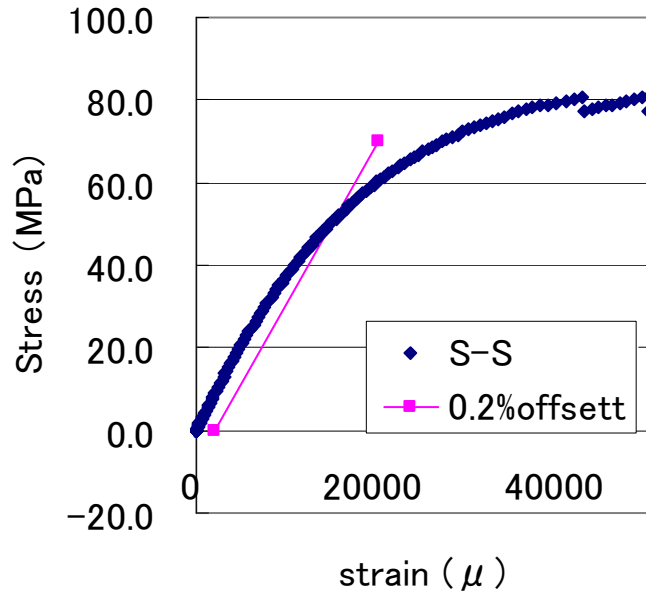


図 A-2 LZ 方向せん断試験 応力-歪み線図

表 A-1 LZ 方向せん断試験 試験結果

#	供試体名	試験時最	せん断強度	F _u の種類	極限せん	せん断弾	G計算の	0.2%オフ
		大荷重	F ^u (MPa)	(τ_{max} ま たは $\tau_{5\%}$)	断ひずみ	性率	歪み範囲	セット強
		P _{max} (kN)			$\gamma^u(\mu\varepsilon)$	G(GPa)	($\mu\varepsilon$)	F ⁰ (MPa)
1	IM600/#133UD_13iosipescu_1	-3.611	80.9	τ_{max}	42324	3.901	1852-6788	50.5
2	IM600/#133UD_13iosipescu_2	-3.692	82.7	τ_{max}	47168	4.014	1739-5713	50.6
3	IM600/#133UD_13iosipescu_3	-3.650	81.9	τ_{max}	45812	4.008	1622-5731	49.6
4	IM600/#133UD_13iosipescu_4	-3.454	77.4	τ_{max}	35184	3.998	1768-5674	49.3
5	IM600/#133UD_13iosipescu_5	-3.727	83.5	τ_{max}	49435	4.033	1742-5771	49.7
6	IM600/#133UD_13iosipescu_6	-3.673	82.3	τ_{max}	46852	3.981	1736-5770	50.4
7	IM600/#133UD_13iosipescu_7	-3.682	82.7	τ_{max}	47654	3.996	1708-5738	49.4
8	IM600/#133UD_13iosipescu_8	-3.672	82.1	τ_{max}	45177	4.003	1717-5770	50.3
9	IM600/#133UD_13iosipescu_9	-3.631	81.3	τ_{max}	43489	3.984	1701-5779	50.2
10	IM600/#133UD_13iosipescu_10	-3.491	78.2	τ_{max}	37359	4.016	1674-5672	50.0
	平均値		81.3			3.993		50.00
	標準偏差		2.0			0.04		0.5
	変動係数(%)		2.5			0.90		0.94

(2) G_{TZ} せん断弾性率取得試験

供試体は ASTM D 5379 に準拠した切り欠き形状（イオシペスク供試体）とした。試験実施状況を図 A-3 に示す。図中の矢印方向にそれぞれ荷重を与え、供試体中央部の歪み量から弾性率を取得する。応力歪み線図を図 A-4 に示す。応力-歪み線図の初期勾配の 0.2% オフセット線も併せて示す。ASTM D 5379 では 0.2% オフセットラインと応力-歪み線図の交点を 0.2% オフセット強度として報告することを規定している。ただし、本試験のように 0.2% オフセットラインと応力-歪み線図の交点がない場合は応力-歪み線図の最大値を強度として報告することを規定している。10 体の供試体について試験を実施した。表 A-2 に試験結果をまとめる。

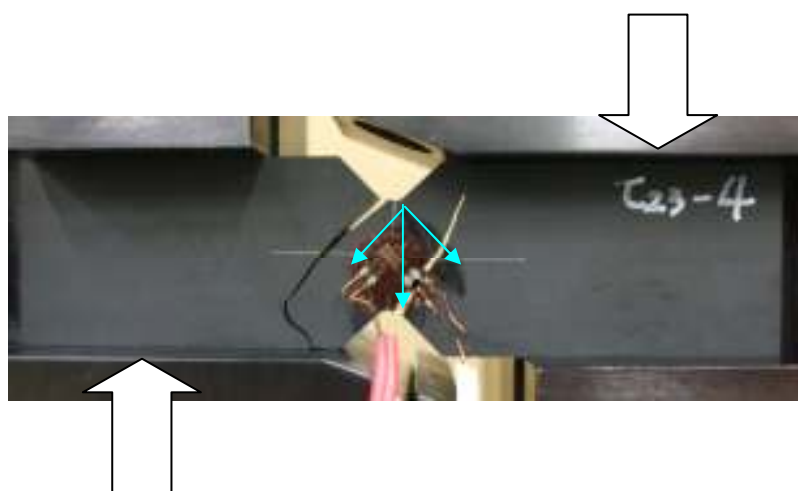


図 A-3 TZ 方向せん断弾性率取得試験状況

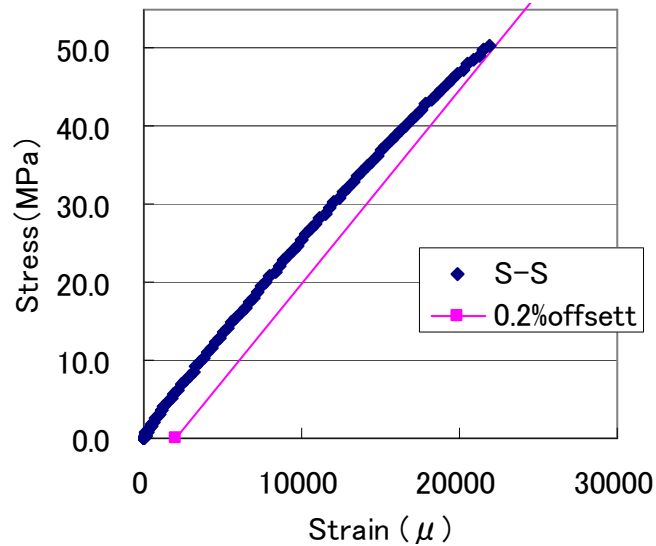


図 A-4 TZ 方向せん断試験 応力-歪み線図

表 A-2 TZ 方向せん断試験 試験結果

#	供試体名	試験時最大荷重	せん断強度	Fuの種別	極限せん断ひずみ	せん断弾性率	G計算の歪み範囲	0.2%オフセット強
		P _{max} (kN)	F ^u (MPa)	(τ_{max} または $\tau_{5\%}$)	$\gamma^u(\mu\epsilon)$	G(GPa)	($\mu\epsilon$)	F ⁰ (MPa)
1	IM600/#133UD_23iosipescu_1	2.321	51.3	τ_{max}	21896	2.493	1725-5880	-
2	IM600/#133UD_23iosipescu_2	2.186	48.2	τ_{max}	20359	2.488	1768-5860	-
3	IM600/#133UD_23iosipescu_3	2.095	47.1	τ_{max}	19870	2.519	1709-5851	-
4	IM600/#133UD_23iosipescu_4	1.771	39.9	τ_{max}	15788	2.496	1835-5847	-
5	IM600/#133UD_23iosipescu_5	2.308	51.5	τ_{max}	21891	2.545	1705-5778	-
6	IM600/#133UD_23iosipescu_6	2.119	47.5	τ_{max}	19886	2.540	1781-5817	-
7	IM600/#133UD_23iosipescu_7	2.272	50.6	τ_{max}	21414	2.558	1716-5743	-
8	IM600/#133UD_23iosipescu_8	2.248	49.9	τ_{max}	20848	2.554	1803-5881	-
9	IM600/#133UD_23iosipescu_9	2.251	49.8	τ_{max}	21309	2.474	1721-5748	-
10	IM600/#133UD_23iosipescu_10	2.284	51.1	τ_{max}	22150	2.490	1812-5828	-
	平均値		48.69			2.516		
	標準偏差		3.48			0.031		
	変動係数(%)		7.15			1.234		

業績のまとめ

1. 査読論文

- 1) 原、横関、八田、石川、一方向CFRPの面外引張強度に及ぼす試験片形状の影響、日本複合材料学会誌、Vol.35、No.6、2009、
- 2) HARA、YOKOZEKI、HATTA、ISHIKAWA、IWAHORI、Effects of geometry and specimen size on out-of-plane tensile strength of aligned CFRP determined by direct tensile method、Composites Part A、(2009年8月投稿、2010年6月受理)
- 3) HARA、YOKOZEKI、HATTA、ISHIKAWA、IWAHORI、CFRP laminate out-of-plane tensile modulus determined by direct loading、(2009年10月投稿、2010年6月受理)

2. 海外発表

- 1) HARA、YOKOZEKI、HATTA、ISHIKAWA、IWAHORI、STUDY OF DIRECT OUT-OF-PLANE TENSILE TEST METHOD FOR CFRP LAMINATES WITH DIFFERENT THICKNESS、ICCM-17、2009
- 2) HARA、YOKOZEKI、HATTA、ISHIKAWA、STUDY OF DIRECT OUT-OF-PLANE TENSILE TEST METHOD FOR CFRP LAMINATES、ICCM-16、2007
- 3) HARA、YOKOZEKI、HATTA、ISHIKAWA、DIRECT OUT-OF-PLANE TENSILE TEST METHOD FOR CFRP LAMINATES、10th Japan International SAMPE Symposium and Exhibition (JISSE-10)、2007
- 4) HARA、YOKOZEKI、HATTA、ISHIKAWA、Study of out-of-plane (Interlaminar) tensile test method for CFRP

Laminates、 the 12th US-Japan Conference on Composite
Materials、 2006

3. 国内口頭発表

- 1) 原、横関、八田、岩堀、石川、一方向CFRPの面外引張強度に及ぼす試験片形状と寸法効果に関するワイブル統計の適用、第34回複合材料シンポジウム、2009
- 2) 原、横関、八田、岩堀、石川、板厚方向引張試験による擬似等方積層板の面外弾性率測定に関する一考察、第33回複合材料シンポジウム、2008
- 3) 原、横関、八田、石川、CFRP複合材の板厚方向引張特性試験方法の検討(その4: 擬似等方性板の板厚方向特性)、第32回複合材料シンポジウム、2007
- 4) 原、横関、八田、石川、CFRP複合材の板厚方向引張特性試験方法の検討(その3)、日本複合材料学会2007年度研究発表講演会、2007
- 5) 原、横関、八田、石川、CFRP複合材の板厚方向引張特性試験方法の検討(その2)、第31回複合材料シンポジウム、2006
- 6) 原、横関、八田、石川、CFRP複合材の板厚方向引張特性試験方法の検討、第30回複合材料シンポジウム、2005
- 7) 原、横関、八田、石川、一方向CFRP複合材の板厚方向引張特性試験方法の検討、日本航空宇宙学会構造強度に関する講演会、2007
- 8) 小笠原、原、一方向CFRPの90°引張り強度における寸法効果について、第46回飛行機シンポジウム、2008

4. JAXA・Research Report、Research Memorandum、公開研究発表会での発表

- 1) 原、横関、八田、石川、炭素繊維強化複合材料の面外引張

- 特性試験方法の検討(その 1)、JAXA-RR06-025、2007
- 2)岩堀、原、横関、八田、石川、CFRP 複合材の板厚方向引張特性試験方法の検討、JAXA・公開研究発表会、2007
- 3)小笠原、原、一方向炭素繊維/エポキシ複合材料の 90°引張り強度における寸法効果について、JAXA-RM-08-007、2008

5.その他の査読論文

- 1)OGASAWARA、ONTA、OGIHARA、YOKOZEKI、HARA、
Torsion fatigue behavior of unidirectional carbon/epoxy
and glass/epoxy composites、Composite structures、vol.90、
2009

謝辞

本研究をまとめるにあたり、終始ご指導ご鞭撻をいただきました八田博志教授に感謝申し上げます。そして論文内容の詳細にわたりご指導頂きました東京大学大学院工学系研究科航空宇宙工学専攻、横関智弘講師に感謝申し上げます。また、多大なご支援を頂きました宇宙航空研究開発機構、石川隆司理事に感謝申し上げます。3名の先生方には多大な時間と労力を割いて頂きました。先生方のご協力なくしてこの研究を進めることは出来ませんでした。

研究室の後藤健准教授、小柳潤助教にはご理解とご協力頂きましたことに感謝の意を表します。また研究室秘書の長坂祐子殿には日頃からご支援を頂きましたことに感謝の意を申し上げます。研究室の皆様にもご協力いただきました。ここに感謝申し上げます。

学位審査にあたり、お忙しい中主査として論文に関し懇切にご指導をくださいました総合研究大学院大学物理科学研究科 小松敬治教授に深く感謝いたします。

航空宇宙技術振興財団の遠藤業務部長、事務局の小原殿にご理解とご支援頂きましたことに感謝の意を表します。また勤務先である宇宙航空研究開発機構、複合材グループの皆様には本研究に関する多くのご協力、ご助言を頂きました。特に複合材グループの永尾陽典グループ長と杉本直チーフマネージャには業務全般に関して、岩堀豊セクションリーダーには弾性率取得試験に関して、小笠原セクションリーダーには強度取得試験に関して、伊藤誠一(前チーフマネージャ)と森本セクションリーダーにはワイブル統計に関して、平野義鎮研究員、吉村彰記研究員には有限要素解析に

関して、ご指導とご支援を頂きました。石田雄一主任研究員、青木卓哉研究員には日頃より様々なご相談をさせていただきました。感謝の意を申し上げます。

日本大学生産工学部、邊吾一教授には学部、修士の学生として日本大学在学時より現在にわたり数多くのご指導ご鞭撻を頂きました。ここに感謝の意を表します。

前職の上司にあたる現、東京大学大学院工学系研究科環境海洋工学専攻/鵜沢潔講師、前職の同僚である、(株)レーザック/布谷勝彦殿、三菱重工業(株)/柳瀬裕丞殿、(株)ジー・エイチ・クラフト/櫻井貴哉殿、平林大輔殿、外沢俊行殿には前職在職時から現在に至るまで多くのご助言とご支援を頂きました。ここに感謝の意を表します。

最後に、長年にわたり経済面、精神面で支えてくださった両親、弟妹に感謝をし、御礼申し上げたいと思います。

平成 22 年