

博士論文

メゾ規準に基づく炭素繊維強化プラスチック製  
高圧水素容器の強度評価法に関する研究

竹本 真一郎

# 目次

<b>第1章 序論</b>	<b>6</b>
1・1 本研究の背景と目的	7
1・2 本研究の進め方と構成	14
<b>第2章 本研究における基本事項および既往の評価法</b>	<b>18</b>
2・1 緒言	19
2・2 高圧水素容器	19
2・3 CFRP の特徴	21
2・4 フィラメントワインディング (FW) 工法	22
2・5 古典的 CFRP 構造体強度評価法	25
2・5・1 複合則	25
2・5・2 一方向材の損傷則	28
2・5・3 積層理論	30
2・6 マルチスケール解析	35
2・7 メゾスケールモデルの導入	39
2・8 結言	42
<b>第3章 FW 工法による CFRP 積層構造のメゾスケール引張強度評価</b>	<b>43</b>
3・1 緒言	44
3・2 試験片による二軸引張試験	44
3・2・1 二軸引張治具の検討	44
3・2・2 試験片の作製	48

3・2・3	試験片の二軸引張試験	50
3・2・4	二軸引張試験結果	50
3・2・5	AE 測定による破壊状態の推移の計測	50
3・2・6	X 線 CT 測定による破壊箇所の特定	57
3・3	メゾスケール解析モデルによる強度評価	59
3・3・1	メゾスケールモデル	59
3・3・2	有限要素解析	59
3・3・3	弾性解析結果と実験結果との比較	60
3・3・4	弾塑性解析結果と実験結果との比較	63
3・3・5	樹脂破壊を抑制する引張強度モデル構成因子の検討	67
3・3・6	マトリクス樹脂の引張側ひずみ速度依存性考慮	70
3・3・7	マトリクス樹脂強度の引張/圧縮非対称性考慮	76
3・3・8	繊維束の直交方向破壊クライテリアの検討	79
3・3・9	解析結果まとめ	84
3・4	引張強度モデル構成因子の一般性検証	86
3・4・1	引張試験片モデルのバリエーション	86
3・4・2	交差有無の影響	87
3・4・3	交差角の影響	91
3・4・4	マトリクス樹脂の塑性ひずみの影響	97
3・4・5	一方向の場合	105
3・5	結言	109
第4章 FW 工法による CFRP 積層構造のメゾスケール曲げ強度評価		111

4・1	緒言	112
4・2	試験片による三点曲げ試験	112
4・2・1	試験片の作製	113
4・2・2	試験片の三点曲げ試験	113
4・2・3	三点曲げ試験結果	113
4・2・4	AE 測定による破壊状態の推移の計測	115
4・2・5	X 線 CT 測定による破壊箇所の特	118
4・3	メゾスケール解析モデルによる強度評価	118
4・3・1	メゾスケールモデル	119
4・3・2	有限要素解析	119
4・3・3	引張強度モデル構成因子を考慮した解析結果と 実験結果との比較	121
4・3・4	マトリクス樹脂の粘弾性特性考慮	128
4・3・5	マトリクス樹脂の圧縮側ひずみ速度依存性考慮	130
4・3・6	解析結果まとめと引張強度評価における検証	136
4・4	曲げ強度モデル構成因子の一般性検証	141
4・4・1	曲げ試験片モデルのバリエーション	142
4・4・2	交差有無の影響	143
4・4・3	交差角の影響	152
4・4・4	マトリクス樹脂の塑性ひずみの影響	160
4・4・5	一方向の場合	166
4・4・6	曲げ強度に対する繊維束交差の影響	172
4・4・7	層間剥離の影響	174



4・5 結言	174
<b>第5章 メゾ規準に基づく CFRP 小型圧力容器の強度評価</b>	<b>177</b>
5・1 緒言	178
5・2 検討方法と評価容器のバリエーション	179
5・3 小型圧力容器による水圧破裂試験	181
5・3・1 小型圧力容器の試作	182
5・3・2 水圧破裂試験	184
5・3・3 試験結果	184
5・4 軸対称モデルによるマクロスケール強度評価	196
5・4・1 容器の軸対称モデル	196
5・4・2 有限要素静解析	198
5・4・3 解析結果と実験結果との比較	201
5・5 メゾスケール部分モデルを用いたブーミング解析による強度評価	209
5・5・1 容器のメゾスケール部分モデル	209
5・5・2 有限要素動解析	211
5・5・3 解析結果と実験結果との比較	213
5・6 マルチスケール展開によるマクロ強度構成則の適用性	223
5・6・1 マクロ強度構成則の提案	223
5・6・2 マクロ強度構成則の適用性の検証	230
5・7 結言	235
<b>第6章 結論</b>	<b>238</b>
6・1 本研究のまとめ	239

6・2 今後の展望	241
<b>付録</b>	<b>245</b>
A メゾスケールモデルの事前検討	245
B AE 測定の事前検討	261
C X線 CT 測定の事前検討	263
D 計算に用いた材料物性値	268
E 解析における強制変位の速度	272
F 試験片 熱硬化時の残留ひずみの影響	274
G マトリクス樹脂 ひずみ速度依存性試験	279
H マトリクス樹脂 圧縮試験	287
I 曲げ解析結果の移動平均化処理	293
<b>参考文献</b>	<b>296</b>
<b>謝辞</b>	<b>305</b>

## 第 1 章

### 序論

## 1・1 本研究の背景と目的

低公害、低炭素、脱化石燃料を目指した水素社会の実現のためには、燃料電池自動車<sup>(1)</sup>を低コスト化し、一般ユーザに広く普及させることが必要である。主要構成部品である高圧水素容器は、フィラメントワインディング（以下FW）工法<sup>(2)</sup>により炭素繊維強化プラスチック（Carbon Fiber Reinforced Plastics, 以下CFRP）を積層することで成形されている。

圧力容器<sup>(3)</sup>は、大きく4タイプに分類される（図1-1-1）。

タイプ1は、一般的な鉄製容器である。長年の製造、使用実績から、すでに体系づけられた設計基準、実験評価基準等があり、高圧ガス保安協会の基準等<sup>(4)</sup>で詳細に設定、運用されている。

タイプ2は、鉄製容器に胴部のみ後述するフープ巻きでCFRPの耐圧強度を強化したものである。薄肉理論から、軸方向応力は円周方向応力の1/2であることから、鏡部は鉄の肉厚で持たせる構造になっている。タイプ1に対し、内圧からの円周方向応力を下げることができるので、比較的安価で軽量化が図れる。

タイプ3は、アルミ製ライナー（内側容器）にフルラップでCFRPを積層した容器である。胴部にフープ巻きを鏡部と胴部にヘリカル巻きを施すことで、比較的軽量化しつつ内圧からの円周方向応力と、軸方向応力を下げることができる。水素ステーションの蓄圧器などに適用しつつある。

タイプ4は、ポリプロピレンやナイロンなど主に熱可塑性樹脂のライナー（内側容器）にフルラップでCFRPを積層した容器である。ライナーが軽量であることから、4つのタイプの中で最軽量化であり、かつ、樹脂ライナーの量産しやすさも踏まえ、燃料電池車用高圧水素容器として適用され始めている。

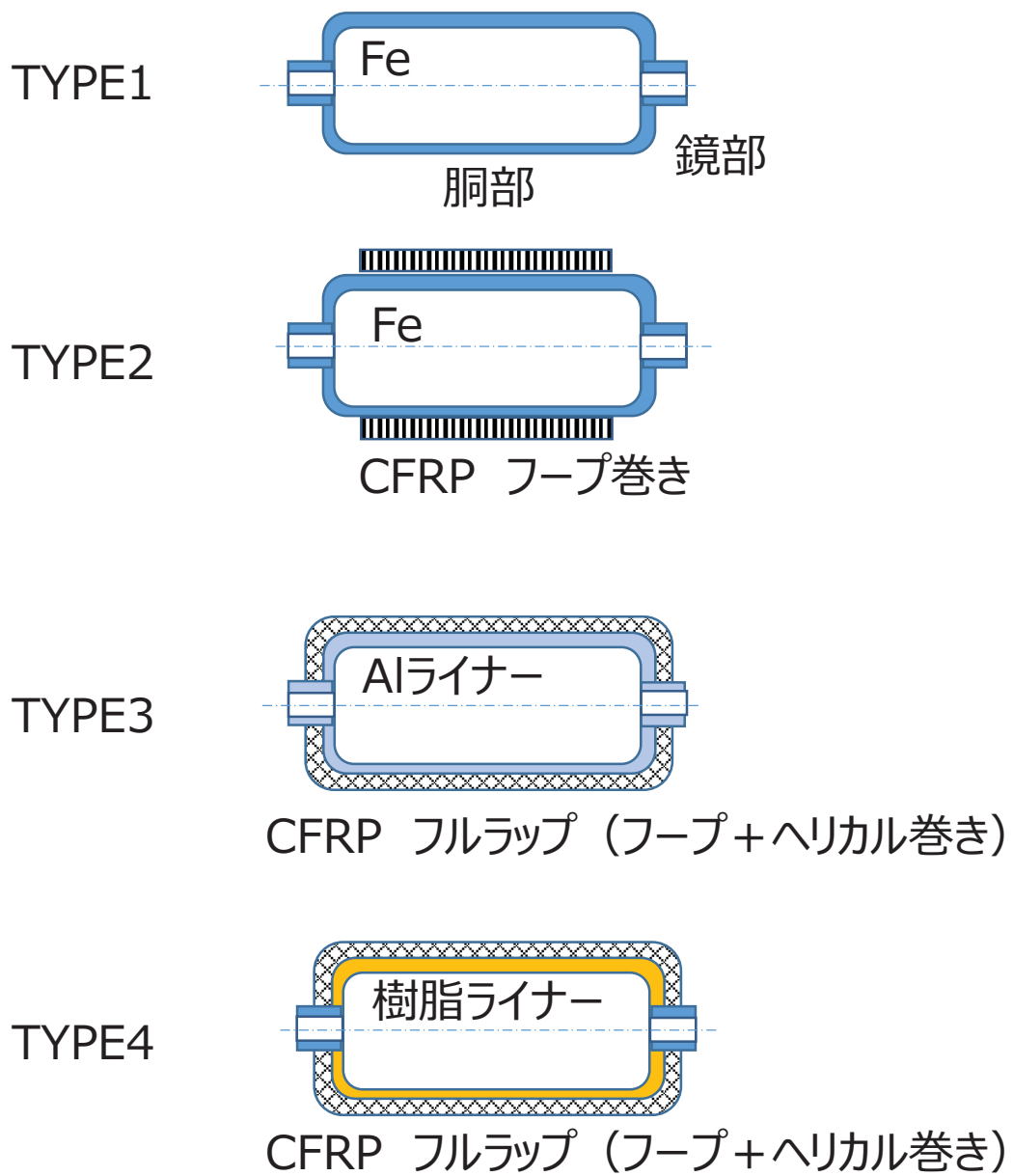


図1-1-1 水素用容器の種類

これらの強度評価を行う上で、タイプ 1 の通常の鉄製容器は、金属材料の特性と、薄肉円筒理論などの材料力学、機械力学の理論計算から一般的な構造部品の設計手法の延長として、強度を評価することが可能である。そのため、容器の設計の式や実験方法、判断などがすでに設計基準<sup>(4)</sup>として確立されている。

金属ライナーと CFRP を併用するタイプ 2 とタイプ 3 は、容器の強度を CFRP と金属との両方で確保している。初期耐圧性であれば、金属部分は塑性変形をし、残りは CFRP で強度で保つことから、CFRP の初期強度設計が正確に行えればよい。しかし、長期使用により、充填と放出の繰り返し圧力がかかる場合は、金属部分に塑性変形と弾性変形との間の繰り返されるヒステリシスが生じることから、破壊モードとして重要なものは、金属ライナーの疲労破壊となっている。そのために製造後にあらかじめ自緊処理で金属部分を塑性域まで変形させておくようなことをしておく。いずれにしても、金属ライナーの疲労破壊強度を検討することが必要であり、これも従来の金属材料の部品設計の延長としてとらえることができる。

それに対し、タイプ 4 は樹脂ライナーが水素を封じ込める役割をするが、樹脂ライナー自体は強度を受け持たない構造、つまり、CFRP そのものが初期耐圧と長期使用による疲労強度両方を受け持つ構造となっている。ただし、CFRP は構成要素である炭素繊維がほとんど塑性変形しないことから、CFRP による疲労破壊というよりも、まず最優先で検討すべきは、CFRP の初期強度を精度よく設計することが重要である。

ここで、CFRP は、炭素繊維とマトリクス樹脂のコンポジットの構造体となっており、まだ世界的にみても、精度よく強度設計できる技術レベルに到達していないのが現状である。その理由は、破壊現象が炭素繊維、マトリクス樹脂、さらに炭素繊維とマトリクス樹脂間と、ミクロ構造の中で発生しているからである。容器全体は、特に FW 工法によって、繊維束間の相対位置関係が複雑に変化している CFRP 積層構造で

成り立っており、単純な試験片から取得したミクロ構造による破壊を代表するマクロな機械物性を当てはめても、容器すべての部位で同様の破壊形態を示さないからである。

現在、水素を高圧で封じ込め、且つ、自動車に搭載するためには、非常に高い信頼性が必要であり、そのため使用環境と使用期間を想定した多くの設計確認試験に合格することで初めて容器の使用が可能になる、高圧ガス保安協会の技術基準<sup>(5)(6)</sup>に基づく認可制度をとっている。タイプ 1 は、明確な設計基準に基づき設計可能であるが、CFRP を使用するタイプ 2, 3, 4 では、解析結果などを提示するものの、最終的には数多くの設計確認試験に合格することで、信頼性を担保する。

試験項目としては、高圧水素容器単体として、破裂試験、常温圧力サイクル試験、使用環境負荷試験、水素ガスサイクル試験等が定められている。さらに自動車等に搭載される際は、容器複数本を組み合わせる使用することから、搭載する状態での複数本による組試験として、常温圧力サイクル試験や破裂試験等が定められている<sup>(5)(6)</sup>。

これら数多くの認可試験に合格するように容器開発が行われるため、実機試験からの試行錯誤的な設計にならざるを得ず、またかなり安全率を付加した設計となるため、認可申請期間を含めると非常に長い開発期間、開発費用、そして認可後生産開始した後も、非常に高価な炭素繊維を必要以上に使用することになる。また、さらに単体試験に合格しても、組試験に合格しなければ、その容器は使えない。そのためにもかなり安全側に設計することになる。つまり、高圧水素容器は非常に高価なものにならざるを得ず、合理的かつ精度よく強度を評価できる設計、解析、評価手法が産業界からも要望されている。

また、このような認可試験は世界各地で各国独自の方式で行われていたことから、2013 年に「水素を燃料とする内燃機関自動車、燃料電池自動車の安全性に関する世界

統一規則 (gtr No.13) 」<sup>(7)</sup> が国連で採択され、以後世界統一規格に基づいた容器開発、市場投入が行われることになった。つまり、日本だけでなく世界中で、CFRP の高压容器を合理的に設計、解析、評価できる手法が必須となる。

gtr 試験の一例として、使用環境負荷試験内容を図 1-1-2 に示す。これまでの国内の技術基準では、数多くの試験項目があったが、複数試験を統合したシーケンシャル試験としたことで、試験項目は統合されて減った。すでに設計手法が確立されたものであれば、確認試験数が大幅に減ったため非常に有効なものとなる。しかし、設計手法が確立されていない現状では、逆に、試験期間が非常に長いことと、複数の試験の強度に対する相互作用が働くことから、トライ&エラーを行う開発期間や設計修正の対応方法も複雑なものとなり、合理的かつ理論的に設計できていないと、開発費や開発期間が逆に増えることになる。

以上述べてきたことから、強度信頼性を確保しつつ CFRP 積層量を最小化することが高压水素容器の低コスト化に直結する。よって、容器の低コスト化と信頼性を両立させるためには、CFRP の正確な強度モデルに基づく、重量低減の最適設計手法を確立することが重要な課題である。また、設計手法が確立できれば認可に必要な試験期間も大幅に短縮が可能と考えられる。よって本研究では、特にタイプ 4 高压水素容器を対象として、内圧からの破裂強度をターゲットにした、CFRP の強度評価手法の構築に取り組む。

CFRP の強度評価に関する多くの研究<sup>(8)(9)</sup>は、CFRP を構成する炭素繊維とマトリクス樹脂を複合則により連続体モデル化する方法論を基軸としている。構造体のマクロ変形評価には有効な手法であるものの、炭素繊維とマトリクス樹脂のミクロ構造に起因する局所的な応力上昇や破損形態を正確に評価することができない。本研究では、



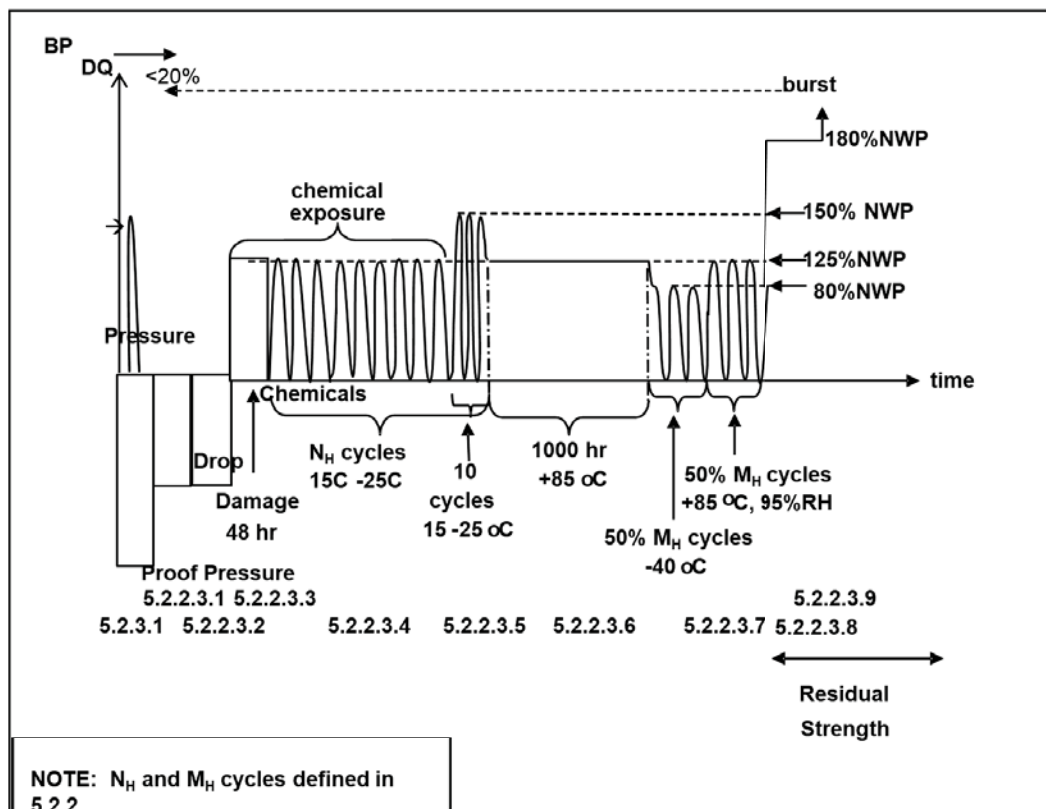


図1-1-2 GTR基準 使用環境負荷試験 参考文献 (7) より引用)

強度モデルの構成因子をまず試験片モデルで明らかにし、強度構成則としてマクロ解析に織り込むことで容器の破裂強度評価の精度向上を行っていく。

ミクロ構造を評価しつつマクロ変形を評価する方法は、代表的なものとして均質化法<sup>(10)</sup>が研究されている。これは、炭素繊維とマトリクス樹脂からなるユニットセルと構造全体とを連成して評価するものであり、構造全体がミクロ構造の繰り返しという同じ均質構造で成り立っていることが前提になっている。実際の部品では、そのような構造体は対象部品が大きくなればなるほど均質構造ではなくなるため、部位ごとの設定をするなど、複雑な解析が必要となってくる。容器の強度評価としては、FW 工法により容器が積層ごとに繊維束の角度を変え、部位ごとに配向状態が刻々と変化する CFRP 構造となっていることから、ミクロ構造よりも繊維束単位のメゾ構造で強度を評価する方が合理的である。本研究では、メゾスケールモデルに均質化法の考え方を取り入れたブーミング解析での検討を行っていく。

これまでに東京大学生産技術研究所吉川研究室では、スーパーコンピュータの大型化、高速化に伴い、大規模並列計算を援用することで実現可能な、炭素繊維束とマトリクス樹脂を別々に評価するメゾスケールモデルによる強度解析手法を提案している。

高圧水素容器への適用については、メゾスケールモデルへの適用の可能性<sup>(11)</sup>、実際の容器に適用する繊維束軌跡の検討<sup>(12)</sup>、そして実際に容器全体に繊維束を積層したメゾスケールモデルでの静解析<sup>(13)</sup>を行ってきた。

また、CFRP 容器を作製する際に発生する残留応力の検討においても、メゾスケールモデルを用いた、熱硬化時の過昇温シミュレーション<sup>(14)</sup>を行い、また積層時の繊維束の開織の影響も検討<sup>(15)</sup>している。

さらに、ジェットエンジンのファンブレードを想定した、メゾスケールモデルによる押し込み解析による、面外からの荷重に対する CFRP の挙動<sup>(16)</sup>を明らかにしてきた。

本研究では、メゾスケールモデルを用い、CFRP を炭素繊維束とマトリクス樹脂とそれぞれ解析評価し、炭素繊維束、マトリクス樹脂、そして繊維束と樹脂間に発生する破壊メカニズムを解明していく。FW 工法で特徴的なヘリカル巻での繊維束交差により発生する局所的応力集中を主要因と仮説を立てることから始め、メゾスケールモデルに基づく強度評価方法論の妥当性を、繊維束を交差させた試験片と小型容器を用いて、有限要素解析と試験結果との照合を通じて示していく。

また、本研究により明らかにする CFRP の破壊強度の予測とその強度評価手法は、繊維束とマトリクス樹脂の各強度モデル構成因子によって生じるものであり、FW 工法のみならず他の工法による CFRP 構造にも共通するものである。よって、本研究成果は、例えば自動車の車体構造などの CFRP 構造体の強度評価にも水平、拡張して展開していく。

## 1・2 本研究の進め方と構成

本研究では、CFRP 製高圧水素容器の合理的な強度評価法を確立することを目的とし、メゾ規準に基づき、炭素繊維束とマトリクス樹脂に生じる破壊に影響する強度構成因子を明らかにする。CFRP の破壊現象は複雑であり、ばらばらに破断するため、破壊後に調査分析することが困難である。そこで、CFRP の繊維束とマトリクス樹脂を別々に評価するメゾスケール解析モデルを作成し、破壊に影響すると想定される強度構成因子を織り込んだ有限要素解析を行う。実験結果と比較検証することにより実験結果との一致を試みる。ここで、解析ならびに実験に用いる材料は、全章にわたっ

て統一した物性値を用い、材料物性の違いによる構成因子の影響度が変わらないようにした。実験結果が一致するという事は、破壊に影響する強度構成因子の仮説が正しいと考えることができる。このような方法で、強度モデルの構成因子を特定していく。

本論文の構成を図 1-2-1 に示す。

まず本章第 1 章にて、本研究の背景、目的、そして進め方と構成を述べる。

次に第 2 章にて、本研究での対象とする、高压水素容器と、CFRP の特徴並びに容器の製造方法である FW 工法を解説する。さらに、既往の強度評価法を述べたのち、メゾスケールモデルによる評価の効果を述べる。

第 3 章では、試験片レベルのメゾスケールモデルを作成し、解析と実験との比較検証を行う。内圧により発生する破裂強度の中で一番重要な破壊モードである引張強度を取り上げる。さらに高压水素容器では、高压に耐えるように角度や厚さを変えた積層を組み合わせた多層構造になっている。そこで積層パターンを変えた場合でも強度に対する構成因子が成り立つかを実験と合わせて検証する。

第 4 章では、試験片レベルのメゾスケールモデル検討において、曲げ強度を取り上げ、引張強度と同様に解析と実験との比較検証を行う。高压水素容器は、円筒の胴部（またはシリンダー部とも呼ぶ）が無限に繋がっている訳ではなく、両端が鏡部（またはドーム部とも呼ぶ）と呼ぶ半球に近い形状で塞がれている。鏡部と胴部の境目には強度の差があるために曲げ応力やせん断応力が発生する場合がある。よって、せん断と引張の複合であり、試験片での評価も容易な曲げ強度に対する強度構成因子を検討する。

第 5 章では、第 3 章、第 4 章で明らかにした強度モデル構成因子が、実部品で適用可能かの検証を行う。実際に、小型圧力容器を試作、破裂試験を行い、解析結果を比

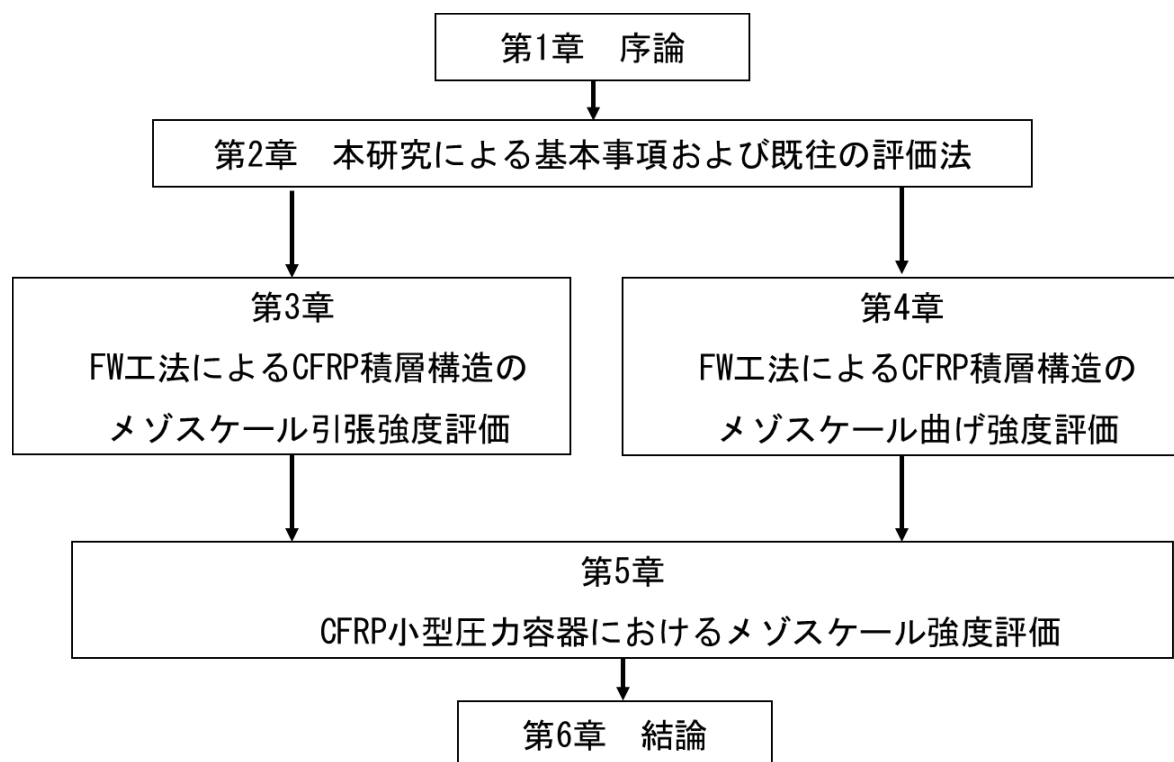


図1-2-1 本論文の構成

較検証する．解析は，小型圧力容器全体をメゾスケールモデルとする試みは，実際の研究でも行われている<sup>(17)</sup>ものの計算規模も膨大となり，まだ静解析が行われている程度である．そこで，従来からの繊維と樹脂を一物性の連続体として表現する，マクロスケールによる軸対称モデルを用いた容器の全体解析と，メゾスケールモデルによる容器の部分解析を併用するズーミング解析手法を提案するとともに，その解析結果と実験結果とを比較検証する．さらに，これらから得られた強度モデル構成因子から，マルチスケール展開による強度構成則を織り込んだマクロ解析手法を提案し，マクロスケールモデルに適用することで，計算負荷を上げずに精度良い圧力容器の強度予測が行えるかどうか検証を行っていく．

最後に第 6 章にて，本研究の結論と今後の展望を述べる．

## 第 2 章

### 本研究における基本事項 および既往の評価法

## 2・1 緒言

本研究では、CFRP 製高圧水素容器の強度評価法の開発を行っていく。それに先駆け、まず、高圧水素容器、CFRP と FW 工法の解説を行う。さらに、既往の CFRP の強度評価法を解説し、高圧水素容器に適用するときの課題、問題点を明らかにする。そして、本研究で主に用いるメゾスケールモデルの特徴や適用等について述べる。

## 2・2 高圧水素容器

水素を貯蔵する高圧水素容器は、現時点で一番有効な蓄圧手段であると考えられる。現在主に開発が行われているのは、燃料電池自動車用常用圧 70 MPa 容器と水素ステーション用常用圧 100MPa 容器である。燃料電池自動車の例として、日産エクストレイル FCV と搭載されている高圧水素容器を図 2-2-1 に示す。また、水素ステーションに高圧水素容器を利用する例<sup>(3)</sup>を図 2-2-2 に示す。水素は密度が低いため、自動車で 500 km 以上の航続距離を得るには、高圧に圧縮して極力多くの水素量を蓄圧することが必要である。そのため容器は高圧に耐えられる設計を行わなければならない。

現在、高圧水素容器の性能、品質を保証するため、内圧による耐压試験を中心に、その他環境変化による繰り返し負荷や温湿度負荷など、厳しい認可取得のための試験が数多く設定されている<sup>(4)(7)(18)</sup>。その認可試験に合格するために、CFRP の合理的設計が必要であるが、まだまだ実験に基づく試行錯誤的設計と安全率設計がされているのが実情であり、合理的設計が行われているとはまだまだ言い難い。

水素用容器の種類と特徴を第 1 章 図 1-1-1 に示す<sup>(3)</sup>。タイプ 1 は、金属容器、タイプ 2 は、金属ライナーの胴部に CFRP で巻いたもの、タイプ 3 は、金属ライナーに CFRP を胴部と両端の球面部である鏡部に全面巻いたもの、タイプ 4 は、樹脂ライナーに CFRP を全面巻いた物である。燃料電池自動車用として、一番軽量でかつ量産しやすい樹脂





図2-2-1 燃料電池車と高圧水素容器

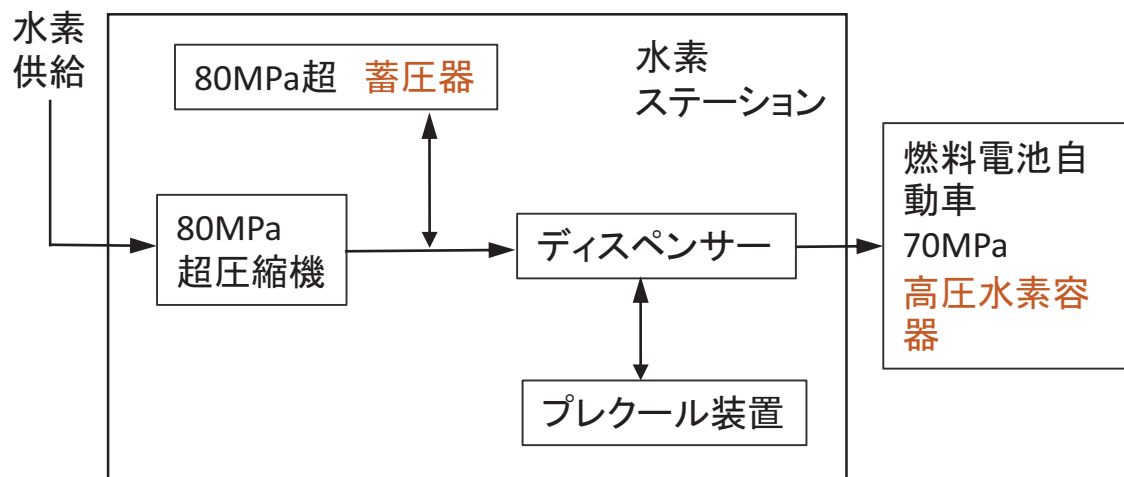


図2-2-2 70MPa級水素ステーションの模式図

ライナーを用いたタイプ 4 が、容器重量を考慮する必要がなく比較的大量生産というより少量生産に向いている水素ステーション用として、アルミライナーを用いたタイプ 3 が、主に開発されている。

これまで開発されてきた容器の強度はタイプ 1, 2, 3 については、金属ライナーの強度の寄与が大きく、ライナーの金属疲労の破壊モードが重要である。それに対し、タイプ 4 は、樹脂ライナーは水素などの内部の気体が外部に流出することを防止するためのバリアの役目を果たしているにすぎず、強度は CFRP 層のみが担っている。よって破壊も CFRP から生じる。タイプ 4 の破壊モードは、容器胴部、鏡部の部位によって、CFRP の積層状態が異なり、破壊モードも胴部の引張、鏡部の引張、曲げと複雑になっていることから、高压水素容器の信頼性という点で、他のタイプと比較しても、CFRP の強度評価手法の確立が非常に重要である。

そこで、本研究の対象は、特に樹脂ライナーに CFRP をフルラップで巻く高压水素容器のタイプ 4 を対象に、容器の破裂強度の予測精度を向上させることを目的に、合理的な強度設計手法を検討する。ただし、第 5 章における実際の容器での実験検証については、試験品を入手しやすいタイプ 3 のアルミライナーを用いたが、評価対象としてはタイプ 4 を想定した CFRP の破壊モードに着目したものである。

本研究では、高压水素容器の耐圧性を確保するため、CFRP の強度を合理的に評価し、圧力容器の強度評価手法を開発する。そして、信頼性を確保しつつ炭素繊維の使用量を最小にすることによって、高压水素容器の低コスト化が達成できると考えられる。

### 2・3 CFRP の特徴

CFRP（炭素繊維強化プラスチック、Carbon Fiber Reinforced Plastics）は、炭素繊維とマトリクス樹脂との複合材料である。

炭素繊維は、プリカーサと呼ばれる化成繊維に高温の熱を加えて炭化させて製造することで、高い引張強度を得ることが出来る。しかし、高温にする電気代が主にコストを占め、非常に高価な材料となっている。そのため、極力使用量を減らすことで、低コスト化を狙うことがまず行うべきことである。

このように高い引張強度を有する炭素繊維を、マトリクス樹脂を保持することで、繊維方向であれば鋼よりも強く軽い材料となる。繊維方向を一方向にそろえたものを一方向材、一方向材を0度と90度と交互に編みこんだものをクロス材と呼ぶ。これらは、繊維方向と繊維直交方向で剛性、強度が大きく異なり、異方性特性を有する。

CFRPで想定される破壊モードを、図2-3-1に示す。繊維束または繊維自体の破断と、マトリクス樹脂が破壊する樹脂クラック、そして繊維束と樹脂の間の界面剥離または繊維と樹脂の間の界面剥離が考えられる。CFRPのメゾあるいはミクロの構造で発生する現象である。

## 2・4 フィラメントワインディング（FW）工法

高圧素容器のCFRPの巻き方は、フィラメントワインディング（FW）工法<sup>(19)</sup>を用いる。直径6-7 $\mu\text{m}$ の炭素繊維が2万4千本あるいは5万本ほどに一繊維束に束ねたものを繊維束と呼び、その繊維束に樹脂を含浸させながらライナーに巻いていく工法である。図2-4-1にその模式図を示す。巻き方は2種類あり、胴部を円周方向に巻くフープ巻きと、軸方向に角度（軸方向に対する角度を交差角と呼ぶ）をつけながら巻いていくヘリカル巻きがある（図2-4-2）。実際に巻いている様子の写真を図2-4-3に示す。

(1) がフープ巻き、(2) がヘリカル巻きである。一筆書きのように一束の繊維束で巻いていくため、通常のクロス材のような互い違いの編み方<sup>(20)</sup>ではなく、階段上に下か

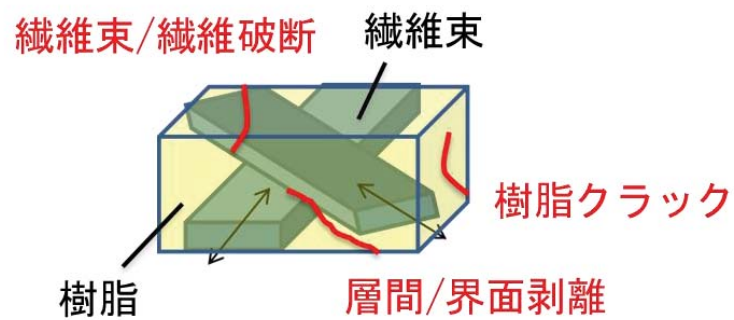


図2-3-1 CFRPで想定される破壊モード

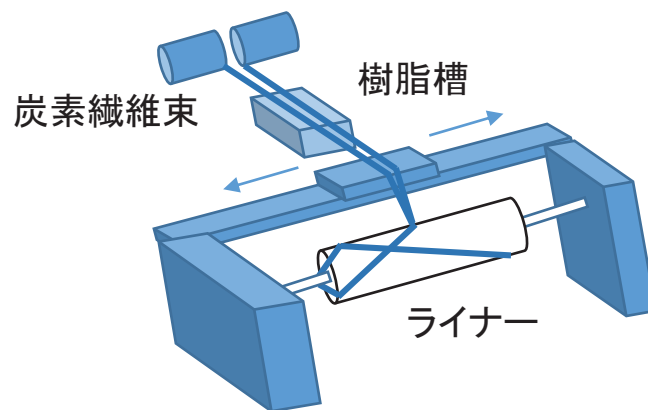


図2-4-1 フィラメントワインディング (FW) 工法

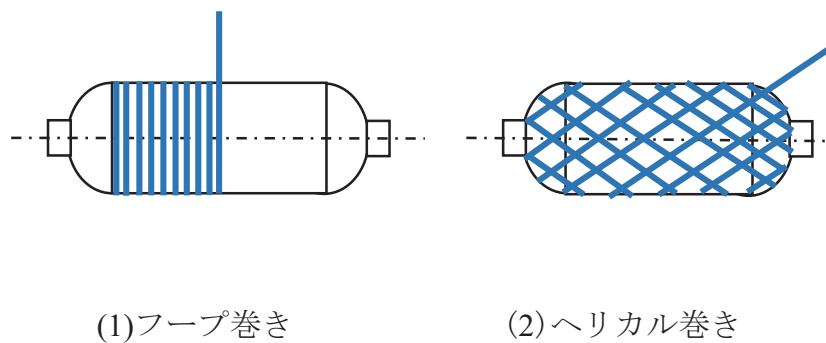


図2-4-2 容器へのCFRP積層方法



(1) フープ巻き



(2) ヘリカル巻き

図2-4-3 FW装置による容器へのCFRP積層

ら上に順番に巻かれていく．これは第 3 章にて，試験片モデルを作成する際に詳細を説明する．

容器以外に，プロペラシャフト，液体輸送用配管，碍子，ゴルフシャフトなど，円筒中空形状の部品に使用される．強度評価としては，配管は容器と同じ内圧による円周方向の引張以外に曲げ<sup>(21)</sup>や横方向の圧縮<sup>(22)</sup>が支配的である．プロペラシャフトはねじり強度や軸方向の圧壊．ゴルフシャフトなどは円筒の曲げ強度が支配的である．また，人工衛星<sup>(23)(24)</sup>などのラティス構造<sup>(25)</sup>など構造部材などにも使われる．円筒での曲げ，ねじり，圧壊や，構造体の強度については，高圧水素容器ではほとんど起こらない破壊モードのため，本研究では検討から除外する．今後，強度評価の対象部品を広げた際に検討していく．

## 2・5 古典的 CFRP 構造体強度評価法

CFRP の強度評価を行う研究は，古くから行われている<sup>(8)</sup>．CFRP の構造は，炭素繊維とマトリクス樹脂の複合材であり，直径 6-7  $\mu\text{m}$  の炭素繊維が 2 万 4 千本あるいは 5 万本集まり，一繊維束 10 mm 幅の中に含まれている．よって，マクロスケールレベルの構造体をすべてモデル化して，メートル級のマクロスケールの部品で全体解析すれば理論的には可能だが，現実的には計算機やメモリの制約から不可能である．そこで従来の手法では，複合則<sup>(2)</sup>といった，繊維と樹脂物性を平均化し，CFRP を一材料の均質な連続体とにおいてモデル化し解析を行っている．また近年では，ミクロスケールの構造が，部品全体にも均質に構成されていると仮定し，ミクロスケールモデルとマクロスケールモデルを連成して解析する均質化法<sup>(10)</sup>などの研究も数多く行われている．

以下に，代表的な既往の CFRP 構造体の強度評価手法を解説する．

### 2・5・1 複合則



一方向材の複合則について以下に説明する．CFRP を解析する一番基本となる手法である．ここで，下記式の添字は，繊維  $f$ ，樹脂  $m$ ，繊維方向  $L$ ，繊維直交方向  $T$  とする．

CFRP の密度  $\rho$  は，繊維の体積含有率を  $V_f$  とすると，質量一定の条件から以下の式で求まる．

$$\rho = V_f \rho_f + (1 - V_f) \rho_m \quad (2.1)$$

一方向材において，繊維方向の弾性率を表現するモデルを Voigt 則<sup>(26)</sup>と呼ぶ．繊維と樹脂の層が並列になる（図 2-5-1）ため，繊維方向の CFRP の縦弾性率  $E_L$  は，繊維方向の繊維の縦弾性率  $E_{fL}$  と，樹脂の縦弾性率  $E_m$  を用い，以下の式で求まる．

$$E_L = V_f E_{fL} + (1 - V_f) E_m \quad (2.2)$$

また，繊維直交方向の弾性率を表現するモデルは Reuss 則<sup>(27)</sup>と呼ばれる．繊維と樹脂の層を直列で考え（図 2-5-1），引張方向の応力が均一になるモデルであり，繊維直交方向の CFRP の縦弾性率  $E_T$  は，繊維直交方向の繊維の縦弾性率  $E_{fT}$  と樹脂の縦弾性率  $E_m$  を用いて，次の式で表される．

$$E_T = \left( \frac{V_f}{E_{fT}} + \frac{1 - V_f}{E_m} \right)^{-1} \quad (2.3)$$

CFRP のポアソン比  $\nu_{LT}$  は，繊維方向に引張を与えたときの繊維と樹脂のひずみが等しくなることから，繊維のポアソン比  $\nu_{fLT}$  と樹脂のポアソン比  $\nu_m$  の和として，以下の式から求まる．

$$\nu_{LT} = V_f \nu_{fLT} + (1 - V_f) \nu_m \quad (2.4)$$

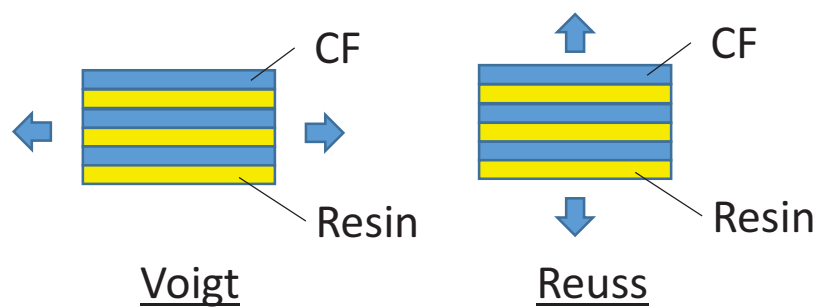


図 2-5-1 CFRPモデル

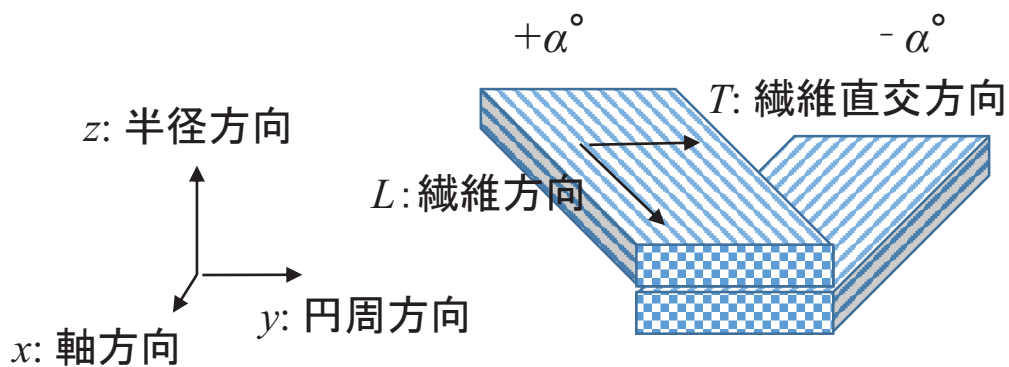


図2-5-2 交差角 $+\alpha^\circ$  ,  $-\alpha^\circ$  で重ねあわせた繊維束

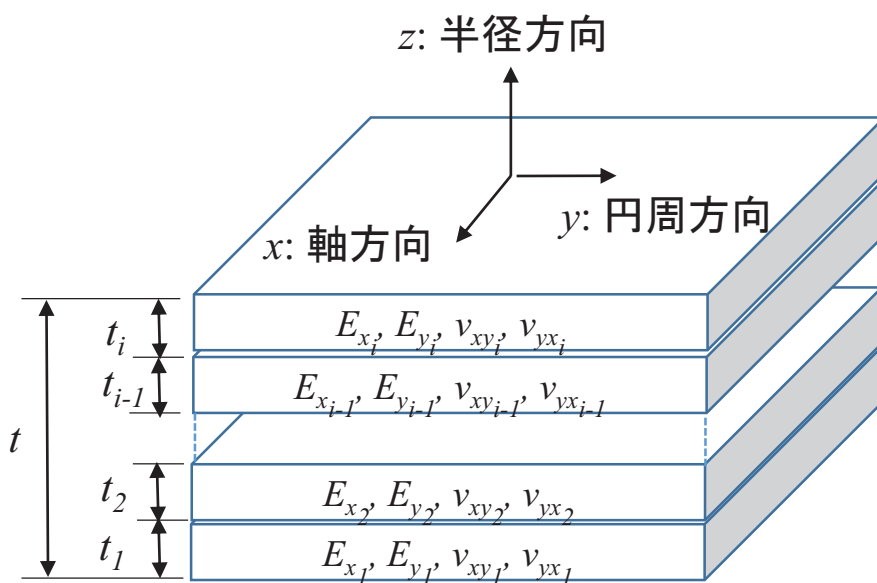


図2-5-3 積層した繊維束の弾性率とポアソン比



横弾性率  $G_{LT}$  は、一方向材は繊維と樹脂のせん断応力が一定になるように変形することから、炭素繊維の横弾性率  $G_{fLT}$  と樹脂の横弾性率  $G_m$  を用いて、繊維直交方向の縦弾性率の式 (2.3) と同様の式から求まる。

$$G_{LT} = \left( \frac{V_f}{G_{fLT}} + \frac{1 - V_f}{G_m} \right)^{-1} \quad (2.5)$$

### 2・5・2 一方向材の損傷則

従来のマクロスケール解析において、CFRP 一方向材に対して一般的に適用されている損傷則について、以下に説明する。

#### (1) Tsai-Wu の損傷則 <sup>(28)</sup>

Tsai-Wu は、複合材料の破壊条件として、次式に示すテンソル形式の破壊曲面を定めた。

$$F_{ij} \sigma_{ij} + F_{ijkl} \sigma_{ij} \sigma_{kl} = 1 \quad (2.6)$$

ここで、 $F_{ij}$  と  $F_{ijkl}$  はそれぞれ 2 階および 4 階のテンソルである。このテンソル  $F_{ij}$  と  $F_{ijkl}$  が損傷パラメータであり、そのテンソル成分は実験により決定する必要がある。

式 (2.6) の左辺第 1 項を除いたものが Tsai-Hill の損傷則<sup>(29)</sup>であり、2 次の応力項で表された損傷則である。Tsai-Hill の損傷則の特徴は、応力の相互作用を考慮したことで、せん断応力の影響が大きな角度域でもよい結果を与える。一方、すべての項が 2 次式のため、引張と圧縮の区別が出来ないという弱点がある。

式 (2.6) は、Tsai-Hill の損傷則の左辺第 1 項にある 1 次の応力項があることで、引張強度と圧縮強度を同時に取り扱える。しかし、1 つの式で表された損傷則であり、どの破壊モードで発生したかを推測できない。

## (2) Chang-Chang の損傷則 <sup>(30)</sup>

Chang-Chang 則は、損傷をマトリクスクラック、せん断破壊、繊維破断の3つの損傷モードを考え、それぞれ損傷モードについて損傷則を定めるところが、Tsai-Wu 則と異なっている。

マトリクスクラックの損傷判定式次のように示される。

$$\left(\frac{\sigma_T}{Y_t}\right)^2 + \frac{\frac{\sigma_{LT}^2}{2G_{LT}} + \frac{3}{4}\alpha\sigma_{LT}^4}{\frac{S_c^2}{2G_{LT}} + \frac{3}{4}\alpha S_c^4} = e_M^2 \quad (2.7)$$

ここで、 $\sigma_T$  は繊維直交方向応力、 $\sigma_{LT}$  は面内せん断応力、 $Y_t$  は繊維直交方向強度、 $G_{LT}$  は横弾性係数、 $S_c$  は面内せん断強度、 $\alpha$  はせん断応力－せん断ひずみ関係における非線形性を表す定数である。 $\alpha=0$  すなわちせん断応力－せん断ひずみ関係が線形の場合には、式 (2.7) は下記のように縮退される。

$$\left(\frac{\sigma_T}{Y_t}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{LT}}{S_c}\right)^2 = e_M^2 \quad (2.8)$$

これらの式において、 $e_M \geq 1$  を満たすとき、マトリクスクラックが発生するとする。

繊維破断とせん断破壊は同一の式で扱い、以下のように示される。

$$\left(\frac{\sigma_L}{X_t}\right)^2 + \frac{\frac{\sigma_{LT}^2}{2G_{LT}} + \frac{3}{4}\alpha\sigma_{LT}^4}{\frac{S_c^2}{2G_{LT}} + \frac{3}{4}\alpha S_c^4} = e_f^2 \quad (2.9)$$

ここで、 $X_t$  は繊維方向強度である。マトリクスクラックと同様に、 $\alpha=0$  のとき、式 (2.9) は以下のように示される。

$$\left(\frac{\sigma_L}{X_t}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{LT}}{S_c}\right)^2 = e_f^2 \quad (2.10)$$

これらの式において、 $e_f \geq 1$  となった場合、繊維破断とせん断破壊が同時に発生するとしている。

この Chang-Chang 則は、連続体モデルにおけるマクロ構造の解析においては、解析ソルバーに実装されるなど、一般的に活用されている。実際に解析する上で、CFRP 試験片試験により、繊維方向、繊維直交方向、面内せん断方向の強度、非線形せん断応力パラメータを把握しておく必要があり、炭素繊維、樹脂の物性から合理的に求めることができない。これらは、破壊する際に参照するパラメータであることから、実際に試験片または実部品において破壊試験を行い、実験結果を解析に組み込むことが必要になる。つまり結果的には実験主体の設計となっている。

### 2・5・3 積層理論

これまで、CFRP の一方向材を連続体にモデル化し、その損傷を検討する方法を述べてきた。ここでは、CFRP の一方向材を、FW 工法により積層される CFRP 容器の直交異方性の連続体モデル化を行う。

実際の CFRP は FW 工法のヘリカル層のように、ある交差角をもって、交差しながら積層する。クロス材の場合も直交であれば 45 度の交差がある。そこで、前項までの一方向材での計算を、ある交差角をもって交差している一組の弾性率とポアソン比を、異方性連続体の一物性に換算する<sup>(31)</sup>。その模式図<sup>(32)</sup>を図 2-5-2 に示す。交差角を  $\alpha$  とすると、交差した 2 層分を一物性とした異方性連続体の軸方向縦弾性率  $E_x$ 、円周方向縦弾性率  $E_y$ 、横弾性率  $G_{xy}$ 、ポアソン比  $\nu_{xy}$  は、一層毎の繊維方向縦弾性率  $E_L$ 、繊維直交方向縦弾性率  $E_T$ 、横弾性率  $G_{LT}$ 、繊維方向ポアソン比  $\nu_L$ 、繊維直交方向ポアソン比  $\nu_T$ 、交差角  $\alpha$  から、以下の式を用いて求めることができる。

$$\frac{1}{E_x} = \frac{1}{E_{x_0}} - M_x^2 \cdot G_{xy_0} \quad (2.11)$$

$$\frac{1}{E_y} = \frac{1}{E_{y_0}} - M_y^2 \cdot G_{xy_0} \quad (2.12)$$

$$\frac{v_{xy}}{E_x} = \frac{v_{yx}}{E_y} = \frac{v_{x_0}}{E_{x_0}} + M_x \cdot M_y \cdot G_{xy_0} \quad (2.13)$$

$$\frac{1}{G_{xy}} = \frac{1}{G_{xy_0}} - \frac{M_x(M_x + M_y v_{y_0})}{1 - v_{x_0} v_{y_0}} E_{x_0} - \frac{M_y(M_y + M_x v_{x_0})}{1 - v_{x_0} v_{y_0}} E_{y_0} \quad (2.14)$$

ここから、

$$\frac{1}{E_{x_0}} = \frac{\cos^4 \alpha}{E_L} + \frac{\sin^4 \alpha}{E_T} + \left( \frac{1}{G_{LT}} - \frac{2v_L}{E_L} \right) + \sin^2 \alpha \cdot \cos^2 \alpha \quad (2.15)$$

$$\frac{1}{E_{y_0}} = \frac{\sin^4 \alpha}{E_L} + \frac{\cos^4 \alpha}{E_T} + \left( \frac{1}{G_{LT}} - \frac{2v_L}{E_L} \right) + \sin^2 \alpha \cdot \cos^2 \alpha \quad (2.16)$$

$$\frac{1}{G_{xy_0}} = \left( \frac{1 + v_L}{E_L} + \frac{1 + v_T}{E_T} \right) \sin^2 2\alpha + \frac{1}{G_{LT}} \cos^2 2\alpha \quad (2.17)$$

$$\frac{v_{x_0}}{E_{x_0}} = \frac{v_L}{E_L} (\cos^4 \alpha + \sin^4 \alpha) + \left( \frac{1}{G_{LT}} - \frac{1}{E_L} - \frac{1}{E_T} \right) \sin^2 \alpha \cdot \cos^2 \alpha \quad (2.18)$$

$$\frac{v_{y_0}}{E_{y_0}} = \frac{v_L}{E_L} (\cos^4 \alpha + \sin^4 \alpha) + \left( \frac{1}{G_{LT}} - \frac{1}{E_L} - \frac{1}{E_T} \right) \sin^2 \alpha \cdot \cos^2 \alpha \quad (2.19)$$

$$M_r = \left[ \frac{\sin^2 \alpha}{E_T} - \frac{\cos^2 \alpha}{E_L} + \frac{1}{2} \left( \frac{1}{G_{LT}} - \frac{2v_L}{E_L} \right) \cos 2\alpha \right] \sin 2\alpha \quad (2.20)$$

$$M_z = \left[ \frac{\cos^2 \alpha}{E_T} - \frac{\sin^2 \alpha}{E_L} + \frac{1}{2} \left( \frac{1}{G_{LT}} - \frac{2v_L}{E_L} \right) \cos 2\alpha \right] \sin 2\alpha \quad (2.21)$$

さらに、CFRP は、交差した 2 層を一物性として扱えるようになったが、CFRP は通常、さらに何層にも重なって出来ている。ここで、何層も積層した CFRP の弾性率、ポアソン比の求め方を示す。単純に弾性率とポアソン比を加算することはできない。直列ばねのように、何層にも積層された隣り合う積層の応力が一致するように求めると以下の式になる<sup>(33)</sup>。ここで、変数の添え字は、図 2-5-3 に示す模式図に示した。

$$E_x = \sum_{i=1}^n \alpha_i \frac{E_{x_i}}{1 - \nu_{xy_i} \nu_{yx_i}} - \frac{\left( \sum_{i=1}^n \alpha_i \frac{E_{x_i} \nu_{yx_i}}{1 - \nu_{xy_i} \nu_{yx_i}} \right)^2}{\sum_{i=1}^n \alpha_i \frac{E_{x_i}}{1 - \nu_{xy_i} \nu_{yx_i}}} \quad (2.22)$$

$$E_y = \sum_{i=1}^n \alpha_i \frac{E_{y_i}}{1 - \nu_{xy_i} \nu_{yx_i}} - \frac{\left( \sum_{i=1}^n \alpha_i \frac{E_{y_i} \nu_{xy_i}}{1 - \nu_{xy_i} \nu_{yx_i}} \right)^2}{\sum_{i=1}^n \alpha_i \frac{E_{y_i}}{1 - \nu_{xy_i} \nu_{yx_i}}} \quad (2.23)$$

ここで、

$$\nu_{xy} = \frac{\sum_{i=1}^n \alpha_i \frac{E_{y_i} \nu_{xy_i}}{1 - \nu_{xy_i} \nu_{yx_i}}}{\sum_{i=1}^n \alpha_i \frac{E_{y_i}}{1 - \nu_{xy_i} \nu_{yx_i}}} \quad (2.24)$$

$$\nu_{yx} = \frac{\sum_{i=1}^n \alpha_i \frac{E_{x_i} \nu_{yx_i}}{1 - \nu_{xy_i} \nu_{yx_i}}}{\sum_{i=1}^n \alpha_i \frac{E_{x_i}}{1 - \nu_{xy_i} \nu_{yx_i}}} \quad (2.25)$$

$$\alpha_i = \frac{t_i}{t} \quad (2.26)$$

$$\frac{\nu_{xy}}{E_x} = \frac{\nu_{yx}}{E_y} \quad (2.27)$$

これらの式 (2.22) ～ (2.27) を用いて、一層ごとの弾性率、ポアソン比から CFRP 複数層を一要素とした場合の弾性率、ポアソン比を求めることができる。しかし、これらの式は、一層毎に一要素としてそれぞれを別層としてモデル化する場合は不要である。解析する上で、複数層のモデルを何層かずつ一要素毎にまとめるときに、この式を適用する。

高圧水素容器のように、両端部が鏡部（ドーム部）の曲面になっている場合は、交差角が軸方向に沿って少しずつ変化する<sup>(34)</sup>。この範囲では、口金部の半径を  $r_0$ 、繊維が通る位置から容器の軸まで垂線を下した距離を  $r$  とすると（図 2-5-4）、交差角は、繊維の子午線（図 2-5-5）からの角度になることから、以下の式が成り立つ<sup>(35)</sup>。

$$\sin\alpha = \frac{r_0}{r} \quad (2.28)$$

よって、軸からの距離  $r$  の位置での鏡部の交差角は式 (2.28) から求まる  $\alpha$  の角度として、上記の式 (2.22) ～ (2.27) から弾性率とポアソン比を求める。

容器の積層による弾性率とポアソン比が求まれば、入力の内圧に対し、応力とひずみを求めればよい。典型的な例として、容器の断面をモデル化する軸対称モデルを作成し、胴部は各積層毎に異なる弾性率を入れて計算を行えばよい。鏡部は、軸方向と半径方向で弾性率が変化するため、軸方向と半径方向の位置毎に弾性率を変えたもので計算を行う<sup>(36)</sup>。

軸対称モデルによる解析は、本研究のメゾスケールモデル解析との比較として行ったので、第 5 章にて詳細検討する。

マクロスケールモデル解析だけでは、ミクロやメゾ構造の強度構成因子が含まれていないため、解析精度を向上させるには、実験主体的に設計を修正する必要がある。また、従来の古典的な解法については、胴部のようにフープ層が均一に巻かれている場合

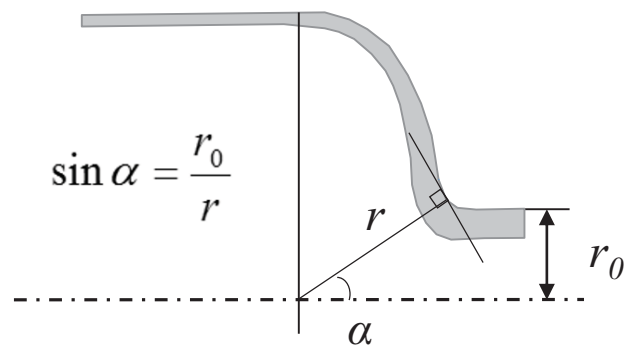


図2-5-4 鏡部（ドーム部）断面での交差角

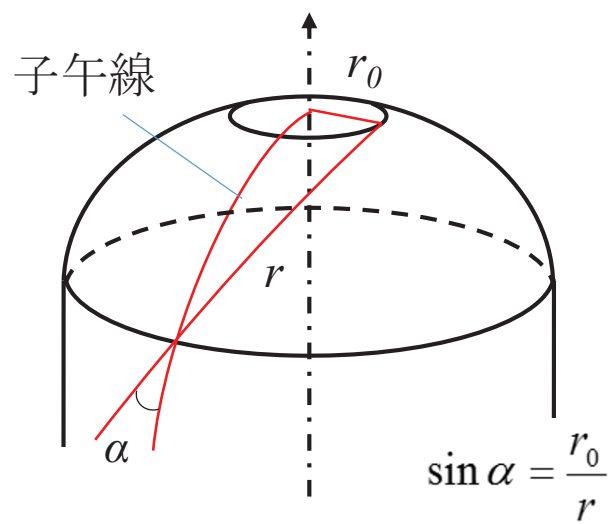


図2-5-5 鏡部（ドーム部）の子午線からみた交差角

は適用可能だが、ヘリカル層のように交差角を有しながら、上下層が入れ替わる交差角を積層まで表現することができない。しかし簡便に計算ができるため、実用上は非常に有効な解析手法である。

そこで、本研究では、第3章、第4章で試験片モデル強度評価により得られたマクロ強度構成則にもとづき、第5章にて、マクロスケールモデルの中に、マクロ強度構成則を組み込む。つまりマルチスケール展開によるマクロ強度構成則によって、どの程度、容器での予測強度が向上するかを検討していく。

## 2・6 マルチスケール解析

すでに述べたように、CFRPの構造は、炭素繊維とマトリクス樹脂の複合材であり、直径6-7 $\mu\text{m}$ の炭素繊維が2万4千本あるいは5万本分、一繊維束10mm幅の中に含まれている。その繊維束を用いて、CFRPのメートル級の容器を製作する。よって、マクロスケールレベル10<sup>-6</sup>mの繊維一本一本の構造体をすべてモデル化して、メートル級のマクロスケールの部品で全体解析すると、厳密解は得られるはずであるが、立体であることから3乗分の10<sup>18</sup>の計算が必要になる。理論的には可能でも、現実的には計算機やメモリの制約から不可能である。

その解決策として、ミクロスケールモデルとマクロスケールモデルを連成させて解を導く、マルチスケール解析が数多く研究されている。特に均質化法<sup>(37)(38)(39)</sup>は、ミクロでの不均質な構造がマクロの部品全体で均質に存在していると仮定し、解を求める。

ミクロ座標系  $y = (y_1, y_2, y_3)$ 、マクロ座標系  $x = (x_1, x_2, x_3)$  と RVE (representative volume element) の模式図<sup>(39)</sup>を図2-6-1に示す。構造体の中にある微小領域におけるミ



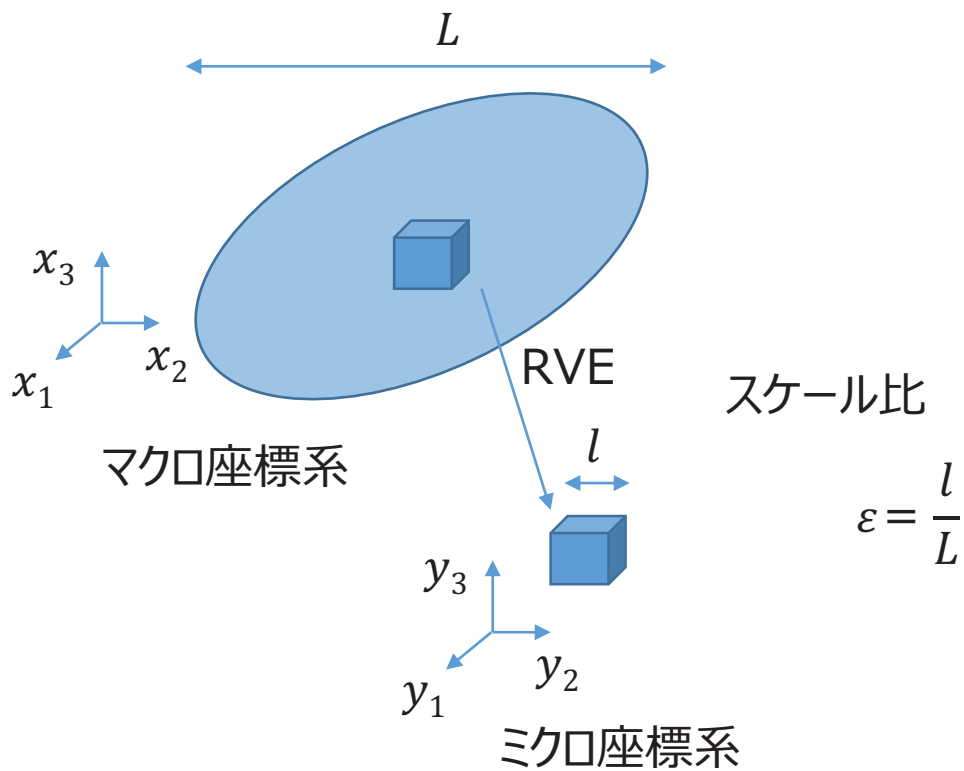


図2-6-1 ミクロ・マクロ座標系とRVE

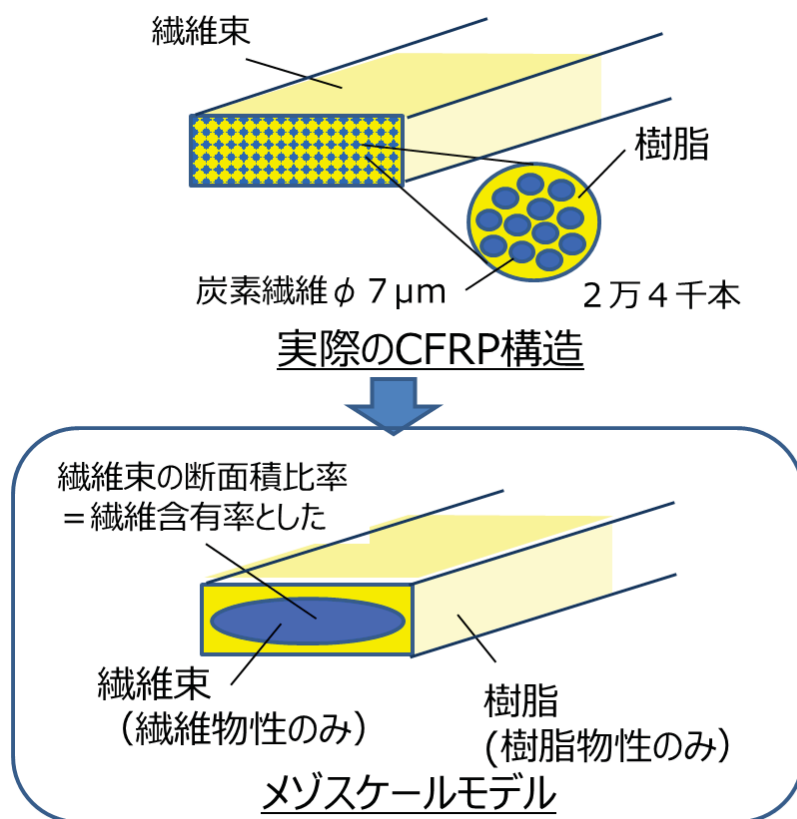


図2-7-1 実際のCFRP構造とメゾスケールモデル

クロの不均質を考え、その微小領域の特性を評価し、その特性から構造体の全体挙動を代表的に表現する<sup>(40)</sup>。この代表的な微小領域を RVE あるいはユニットセルと呼ぶ。

マクロ座標の構造体の代表寸法を  $L$ 、ミクロ座標系の構造体の代表寸法を  $l$  とする。 $L$  と  $l$  の比を

$$\varepsilon = \frac{l}{L} \quad (2.29)$$

とする。ここで  $\varepsilon \ll 1$  である。RVE の領域を  $Y$ 、構造体の領域を  $\Omega$ 、表面力  $t$  が作用する境界を  $\Gamma_t$  とすれば、物体力を考慮した静的問題は、

$$\begin{cases} \operatorname{div} \sigma^\varepsilon + f^\varepsilon = 0 & \text{in } \Omega \\ \sigma^\varepsilon \cdot n = t & \text{on } \Gamma_t \end{cases} \quad (2.30)$$

となる。これを漸近展開式

$$u^\varepsilon = u^\varepsilon(x, y) + \varepsilon u^1(x, y) + \varepsilon^2 u^2(x, y) \quad (2.31)$$

で解くことで、最終的に、

$$\operatorname{div}_y \sigma^0 = 0 \quad \text{in } Y \quad (2.32)$$

と、式 (2.32) の解である応力  $\sigma^0$ 、の RVE 領域の体積平均として定義される。

$$\Sigma = \langle \sigma^0 \rangle \quad (2.33)$$

より、

$$\begin{cases} \operatorname{div}_y \Sigma + \langle f \rangle = 0 & \text{in } \Omega \\ \Sigma \cdot n = t & \text{on } \Gamma_t \end{cases} \quad (2.34)$$

を式 (2.32) と連成して解く<sup>(39)</sup>.

これら均質法を用いる場合、均質化が可能となる条件は、下記の 2 点が満たされる場合である.

(1) RVE の周期性が満足される領域に適用

(2) マクロ場が一様である領域に適用

また、RVE の周期性が満足せずに、局所的に不均一場がある場合の解法として、重合メッシュ法<sup>(41)</sup>がある. 均質化法は、マクロ解析を行った後ミクロ解析を行うのに対し、重合メッシュ法は、ミクロとマクロを同時に連成解析する方法をとる<sup>(42)</sup>.

この均質化法を活用し、1 本の繊維と周りのマトリクス樹脂をミクロスケールでモデル化し、全体を解くことが行われている<sup>(43)(44)</sup>. その際、粘弾性特性を考慮し、計測が困難な繊維の横弾性率を逆算して求める手法<sup>(45)</sup>なども研究されている.

高压水素容器は、FW 工法により繊維束を一筆書きのように、1 束ずつ巻きながら積層していく. よって、積層された繊維束の軌跡は、下層から順番に上の層に重ねられていく. よって、すべての容器の面において角度と高さが変化しており、材料物性が正確には均質にならないため、均質化法を適用するとなると、容器の積層された部位毎に誤差が生じてしまうため、非常に複雑な場合分けをする必要がある. 一方、容器の破裂は、繊維束破断が支配的である. また FW 工法は繊維束の経路で積層が決まる. また繊維束内部は、繊維が繊維束に沿って一方向に配向される. よって、高压水素容器のような FW 工法の部品は、繊維束単位のメゾスケール構造で検討することが合理的と考える.

高圧水素容器を全体メゾスケールモデルで解析評価することが一番有効であるが、現研究段階では、静解析にとどまっており、破壊を評価するための動解析を行うには演算処理方法を大幅に縮小する手法を今後研究していく必要がある。そこで、本研究では、第 5 章において、均質化法の考え方を取り入れたブーミング解析、すなわち容器全体のマクロスケール解析と部分メゾスケール解析との併用による容器の破裂強度の予測精度向上に取り組む。

## 2・7 メゾスケールモデルの導入

本研究では、マクロスケール（メートルレベル）とミクロスケール（ミクロンメートルレベル）の中間に当たる、メゾスケールモデル（ミリメートルレベル）による強度評価手法を提案する。マクロスケールが CFRP を一物性の連続体とし、またミクロスケールは繊維一本レベルを検討することに対し、メゾスケールはその中間の、繊維束を対象とする。マトリクス樹脂を伴った繊維束一束で構成される CFRP 一束は、厚さ 0.5 mm、幅 10 mm 程度で、繊維がレギュラートウで 2 万 4 千本、ラージトウで 5 万本含まれる（図 2-7-1）。この繊維束とマトリクス樹脂をそれぞれ別々に評価し、繊維束、樹脂、そして繊維束と樹脂間に発生する破壊現象を再現できるようにする。そのために、繊維束が楕円断面内に集中的に存在し、その周りにマトリクス樹脂が存在するようなメゾ構造にモデル化する。繊維束の断面積を繊維の体積含有率と同じとすることで、複合則のように繊維の物性、樹脂の物性をそのまま適用して剛性、強度を設定することができるようになる。これらのモデル化により試験片などの実験から求めざるを得ない CFRP 特有の物性値が必要とならず、材料そのものの物性値を用いて、合理的に強度評価が行えるようになる。2・3 節の図 2-3-1 で示すように、繊維束破断、樹脂クラック、層間剥離のような CFRP で想定される破壊モードが、繊維 1 本 1 本のミクロスケ

ールまで微小化しなくても、メゾスケールモデルで十分表現できる<sup>(46)</sup>。またマクロスケールの連続体モデルとなると、このようなメゾ構造の破壊現象の異なる評価が行えない。近年スーパーコンピュータの高速大容量化により、大規模並列計算を援用することで、メゾスケールモデルでも部品レベルでの解析が行えるような環境が整備されてきた。これらから、メゾスケールモデルを用いたコンポジット材の大規模解析は合理的かつ有効と考えられる。

ここで、高圧水素容器に水素を充填した時にかかる内圧に対する破裂強度の検討に必要な、試験片試験項目を検討する。図 2-7-2 下図に示すように、内圧のかかった容器には、胴部に引張応力が発生し、また湾曲している鏡部には引張応力に加え曲げ応力が発生する。想定される破壊モードとしては、胴部や鏡部での破壊が想定されるが、繊維レベルのミクロ構造または繊維束レベルのメゾ構造でみると、図 2-7-2 上図のように、繊維束の破断、樹脂クラック、または繊維束の間の層間剥離が起こっていると推定できる。よって、容器の最弱部位における、メゾ構造での破壊が再現できるような試験片試験及び試験片モデルによる解析が行えればよい。

容器の胴部や鏡部に発生する引張応力、曲げ応力を試験片で再現するため、図 2-7-2 中図のように、試験片サイズの引張試験、曲げ試験および解析を行う。積層状態や境界条件、内圧に相当する荷重負荷条件を適切に与えることにより、容器での CFRP の破壊モードを再現できると考える。

ここで、試験片モデルの引張試験と曲げ試験ではなく、引張試験とせん断試験を行う方が直接解析パラメータを求めることができるという考え方もある。しかし、本研究における試験片モデルでの強度評価の位置づけは、容器にかかる内圧からの破壊強度を想定した CFRP 強度モデルを構築することである。また、せん断試験は、JIS K7079 のような大掛かりな試験片試験、または 3 点曲げ試験の支点間距離を狭めた JIS K7078

## メソスケールモデル

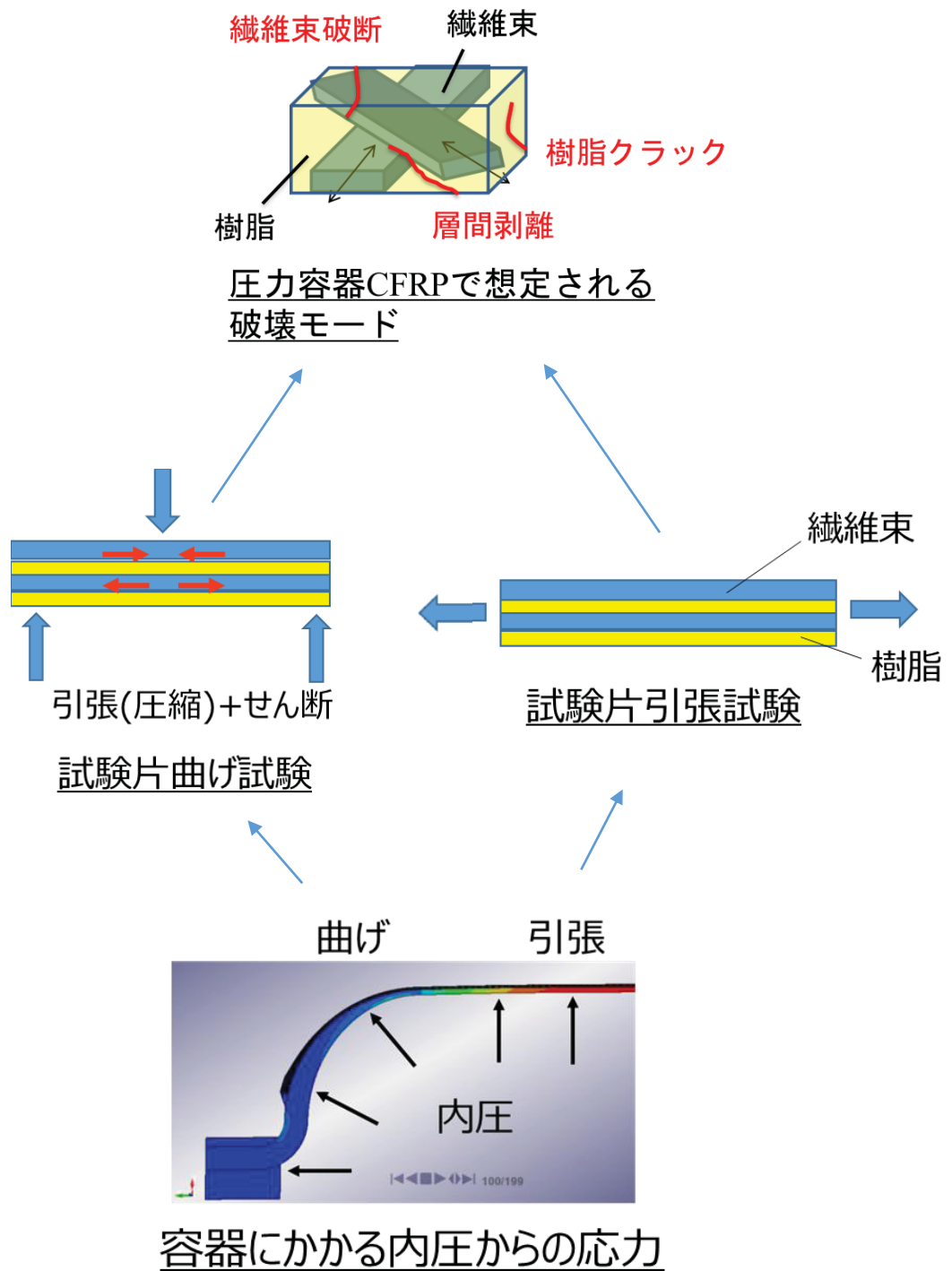


図2-7-2 容器で想定される破壊モードと試験片試験

試験があるが、いずれも層間剥離を起こす可能性が高く、純粋なせん断強度を実験で求めることは難しい。一方、3点曲げ試験は評価が容易である。また、曲げ強度評価の中に、せん断強度と引張、圧縮強度のパラメータを含んでいる。よって、本研究においては、せん断試験ではなく、曲げ試験を行うこととした。

具体的に、高压水素容器の積層状態を評価するための試験片形状、試験片モデルについては、次章以降で説明する。

## 2・8 結言

本章において、まず、高压水素容器、CFRP、FW 工法の概要を説明した。さらに、既往の CFRP の強度評価法として、古典的な積層理論にもとづくマクロスケール連続体モデルでの評価、そしてミクロとマクロを連成してミクロの不均質構造をマクロに均質とした、均質法に代表されるマルチスケール評価を解説した。さらに、高压水素容器での CFRP の強度評価は、既往の評価方法の適用では複雑な場合分けをする必要があり現実的ではないことから、試験片レベルでメゾ構造での破壊モードの検討を行うメゾスケールモデルによる解析評価手法を提案した。

次章以降、本研究において、繊維束とマトリクス樹脂のメゾスケールに着目し、それぞれを別々に評価するメゾ規準に基づく炭素繊維強化プラスチック（CFRP）製高压水素容器の強度評価方法を検討していく。

## 第 3 章

### FW 工法による CFRP 積層構造の メゾスケール引張強度評価



### 3・1 緒言

本章では、FW 工法による CFRP 積層構造のメゾスケール引張強度評価を行う。

具体的には、FW ヘリカル巻きでの繊維束交差により発生する局所的応力集中<sup>(49)</sup>を想定し、メゾスケールモデルに基づく強度評価方法論の妥当性を、繊維束を交差させた試験片に関する有限要素解析と二軸引張試験の結果との照合を通じて示す。

### 3・2 試験片による二軸引張試験

FW 工法によるヘリカル巻き CFRP 層の炭素繊維束/マトリクス樹脂のメゾスケール構造の試験片を作製し、二軸引張試験<sup>(50)</sup>を行う。そのための試験治具、試験片作製、試験の実施内容、試験結果について、本節にて述べる。

試験片の積層パターンとしては、FW 工法による積層を代表させるものとして、繊維束同士が 90 度で交互に交差し、交差部に屈曲すなわちクリンプを有する積層パターンを選定した。90 度が最大の交差部の影響を受けるからである。FW 工法による定義では、交差角は、中心軸からの角度とするため、交差角 +45 度と -45 度で交差されたものと定義づけられる (図 3-2-1) が、本論文においては、鉛直方向の繊維束の引張試験を基本とすることから、一方の繊維束から見た 0 度と 90 度が交差しているとして、「90 度交差試験片」と呼ぶことにする。

通常の CFRP のクロス材は 90 度交差の場合、繊維束同士がそれぞれの交差部で互い違いになる (図 3-2-2(1)) のに対し、FW 工法では一繊維束毎に重ねていくため、階段上に交差していくという特徴を有する (図 3-2-2(2))。

#### 3・2・1 二軸引張治具の検討

本項では、二軸引張試験を行うための治具の検討を行ったので、これを説明する。

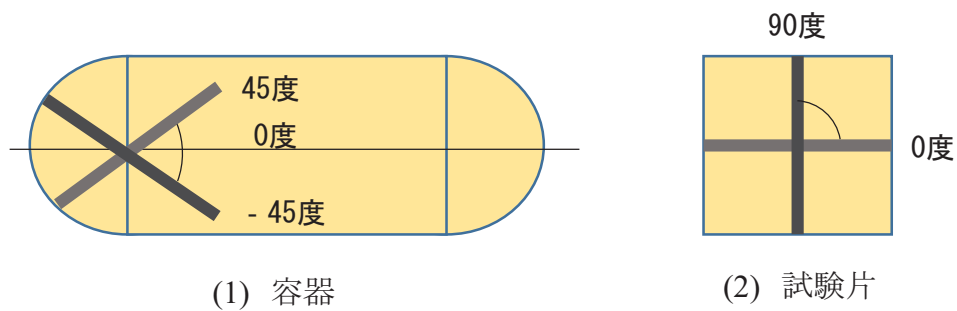


図3-2-1 容器における交差角45度と試験片での90度交差

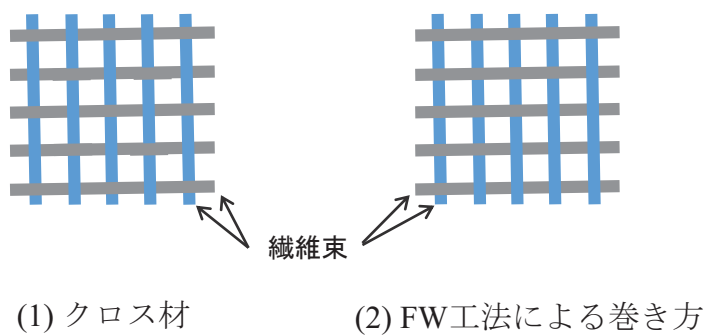


図3-2-2 クロス材とFW工法による巻き方との交差の違い

まず、二軸引張試験を行う目的であるが、実際の CFRP 構造体は、繊維束毎に張力がかかっているため、本章で検討する試験片モデルにおいても、実際の CFRP 構造体を模擬するためには、90 度に交差する繊維束それぞれに張力を付加する必要がある。一軸のみの張力では、もう一方の軸の繊維束が緩み、繊維束同士の応力、ひずみ関係がくずれ、FW 工法の特徴である積層構造の強度を正確に再現できないと考えられる (図 3-2-3)。

二軸引張試験は、数少ないものの、二軸双方に荷重を付加できる試験設備<sup>(49)</sup>は存在し、その研究も行われている<sup>(51)(52)</sup>。一例として JAXA 所有の試験設備<sup>(53)</sup>があるが、本研究で必要な 5 トンレベルの大きな荷重を負荷できない、試験片サイズが限られる、90 度交差以外の角度では試験が行えない等の制約があり、本研究で試験に用いることは難しい。

そこで、試験片試験は、強度モデルの構成因子とクライテリアを求めるため、水平方向繊維束は水平方向への張力を固定しながら鉛直方向に摺動できるようにし、鉛直方向の繊維束を引張る、疑似二軸引張とした。90 度交差試験片上での境界条件を図 3-2-4 に示す。お互いの繊維束の交差部での相対関係から剛性や強度が構成されていると考えられるので、特に容器胴部のような、面内方向に引張荷重がかかる積層構造に対しては、十分模擬できていると考える。

実容器のように繊維束に双方に張力がかかる境界条件における検証は、小型容器試験とその解析との比較照合を行っており、十分に精度よく予測が行えていることを確認した。また、面外方向にも容器には張力が発生するが、円周方向に対し、1/10 に過ぎないため、本研究では考慮しないこととした。これらは第 5 章における軸対称モデ

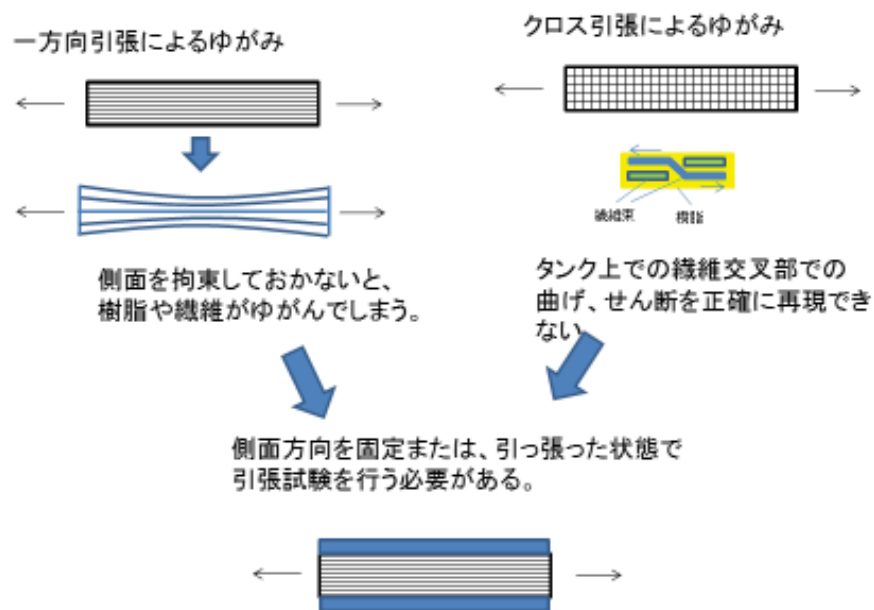


図3-2-3 二軸引張試験の必要性

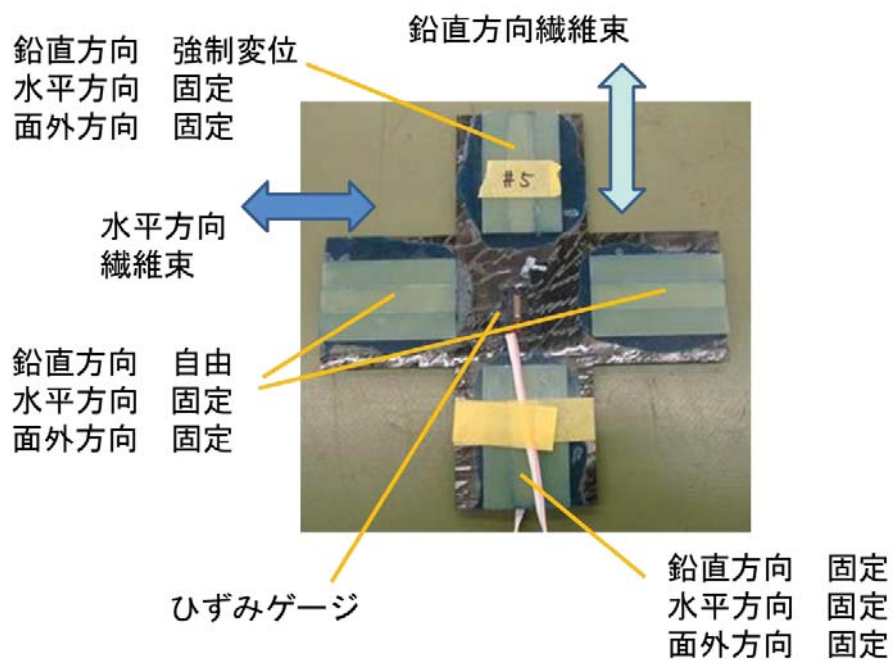


図3-2-4 疑似二軸引張境界条件

ルでの解析結果で詳細を述べる。ただし、鏡部のように曲面を想定する場合は、面外方向も考慮が必要となると考える。

ここで、本研究で作成した、二軸引張冶具の模式図を図 3-2-5 に示す。

繊維束 5 束のうち、中央部の 3 束を水平方向、鉛直方向それぞれ一束ずつのバーで固定する。そして水平方向の固定バーそれぞれが鉛直方向に摺動できるようにする。これにより、鉛直方向に引張方向の変位を与えると、それにあわせ、水平方向の繊維束の張力がある状態のまま、すこしずつ広がりながら、鉛直方向に引っ張られるようになる。このような構造にすることにより、水平方向に一定の張力を与えながら、鉛直に張力を与えるという、擬似的な二軸引張試験<sup>(50)</sup>を行えることができる。

繊維束 5 束のうち、中央部の 3 束に張力を与えたのは、引張試験機の最大負荷の関係から、極力少ない繊維束としたいということと、端部が原因のより発生する局部応力を極力排除したいという理由からである。事前に有限要素解析を行い、3 束分への負荷で中央の交差部に影響なく安定して試験可能となる条件を見出した。また、実際に水平方向の張力の影響も実験で確認しているので、その内容の詳細については、付録 A に記載した。

### 3・2・2 試験片の作製

FW 工法によるヘリカル巻き CFRP 層の炭素繊維束/マトリクス樹脂メゾスケールを代表させるような試験片を作製する。引張試験片仕様を表 3-2-1 に示す。

繊維体積含有率は  $V_f = 55\%$  とし、炭素繊維に東レ T700、マトリクス樹脂に三菱化学 jER828 を使用した。一繊維束の幅は 10 mm、厚さは 0.5 mm である。

容器での積層状態を試験片で再現させるため、マトリクス樹脂を含浸させた繊維束を、容器ライナーに必要な交差角  $\pm 45$  度で巻き付けた後に切り開き、硬化炉で熱硬化

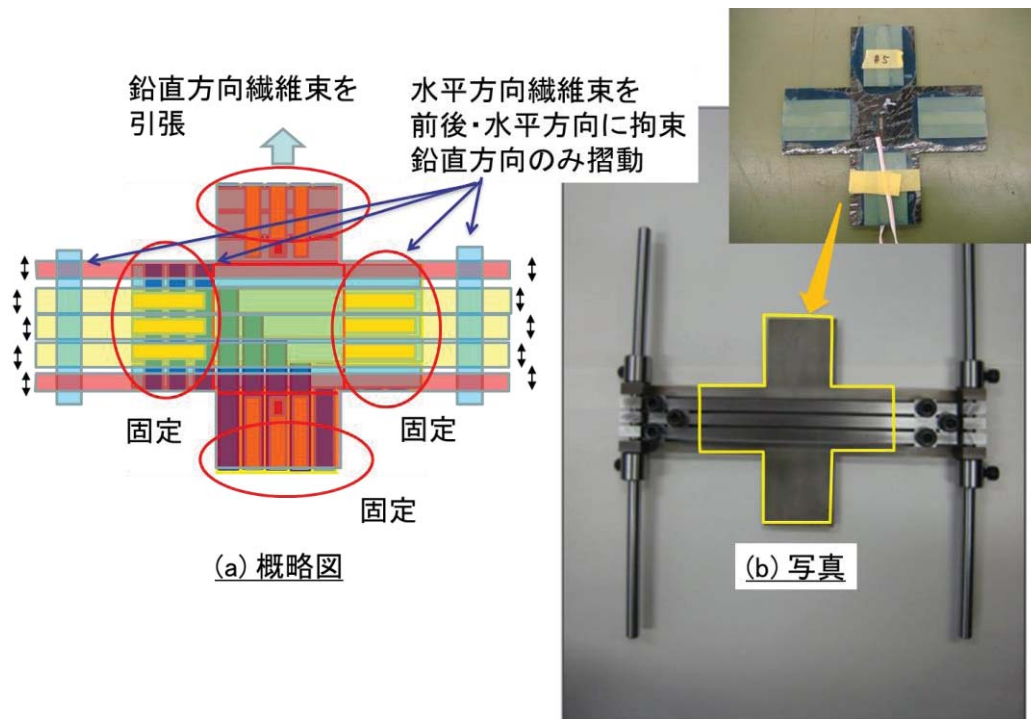


図3-2-5 疑似二軸引張冶具

表3-2-1 引張試験片仕様

材料	繊維 東レT700 繊維束10 × 0.5 樹脂 三菱化学 jER828+日立化成HN2200 +花王カオーライザーNo20 体積比100/80/1に混合
繊維体積含有率	CFRP $V_f$ 55%
硬化時間	80度2時間⇒110度3時間

を行い、90 度の交差となる十字型の試験片に成形した（図 3-2-6）．さらに引張試験機と二軸引張治具に装着する箇所には、GFRP 製のタブを貼り付けた．タブは、鉛直、水平方向繊維束とも中央の3繊維束分を治具に装着し張力が与えられるように、また、繊維束間を拘束しないように繊維束幅に分割したものを貼り付けた．試験片の模式図とその写真を図 3-2-7 に示す．

### 3・2・3 試験片の二軸引張試験

十字型に 90 度に交互に交差し、クリンプを有する試験片（以後 90 度交差試験片と呼ぶ）を用い、二軸引張試験を行う．

試験は、島津製作所製オートグラフ AG-100kNG を用いて行った．静的に強制変位を与えるため、2 mm/min の速度で引張試験を行った．治具で x 方向（水平方向）の繊維束を固定して繊維束の張力を保ったまま y 方向（鉛直方向）に引張荷重を加える、二軸引張破壊試験<sup>(50)</sup>を行った．引張試験の外観の写真を図 3-2-8 に示す．

### 3・2・4 二軸引張試験結果

90 度交差有り試験片を用い、二軸引張試験を実施した結果を図 3-2-9 に示す．

試験片中央部にひずみゲージを貼り付け、負荷荷重と同時にひずみを測定した．実験は試験片 3 本実施し、いずれも引張時の強制変位に対し、ほぼ線形に荷重が増加し、試験片中央部の繊維が交差しクリンプ部で破断が起こり、CFRP が最終破壊した．この時の、ロードセルの引張荷重値は 25kN、ひずみゲージにより測定した y 方向垂直ひずみは  $\varepsilon_y = 1.0 \sim 1.3 \%$  であった．一方向強化の試験片では破壊時に繊維がばらばらになるのに対し、本試験片では破断後も十字形状が保たれていた（図 3-2-10）．

### 3・2・5 AE 測定による破壊状態の推移の計測



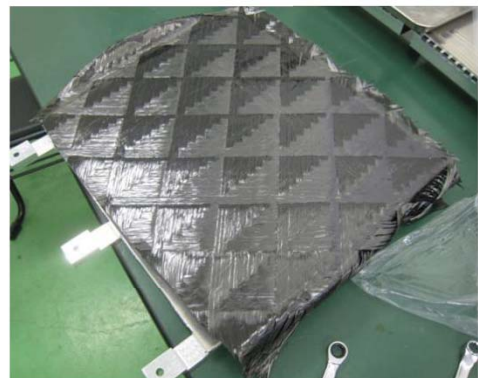
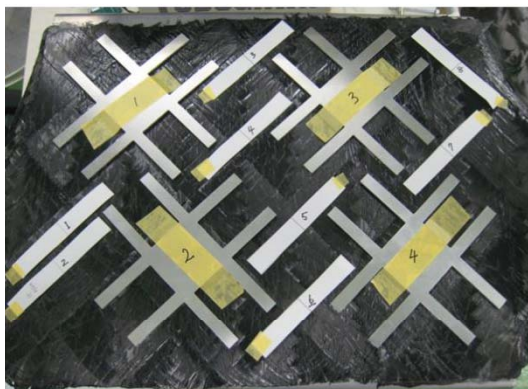
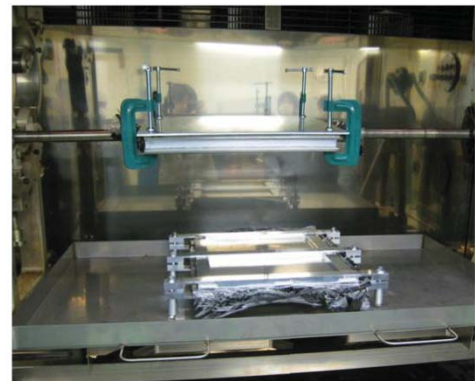
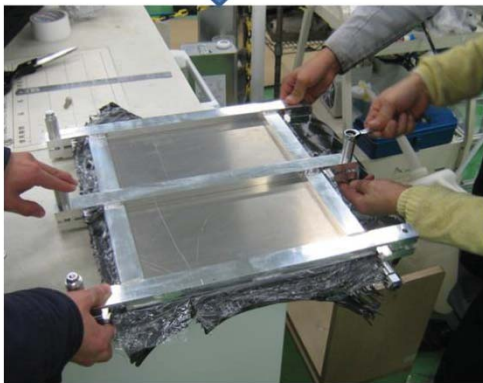
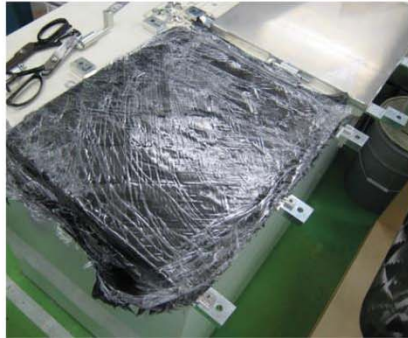


図3-2-6 試験片の試作





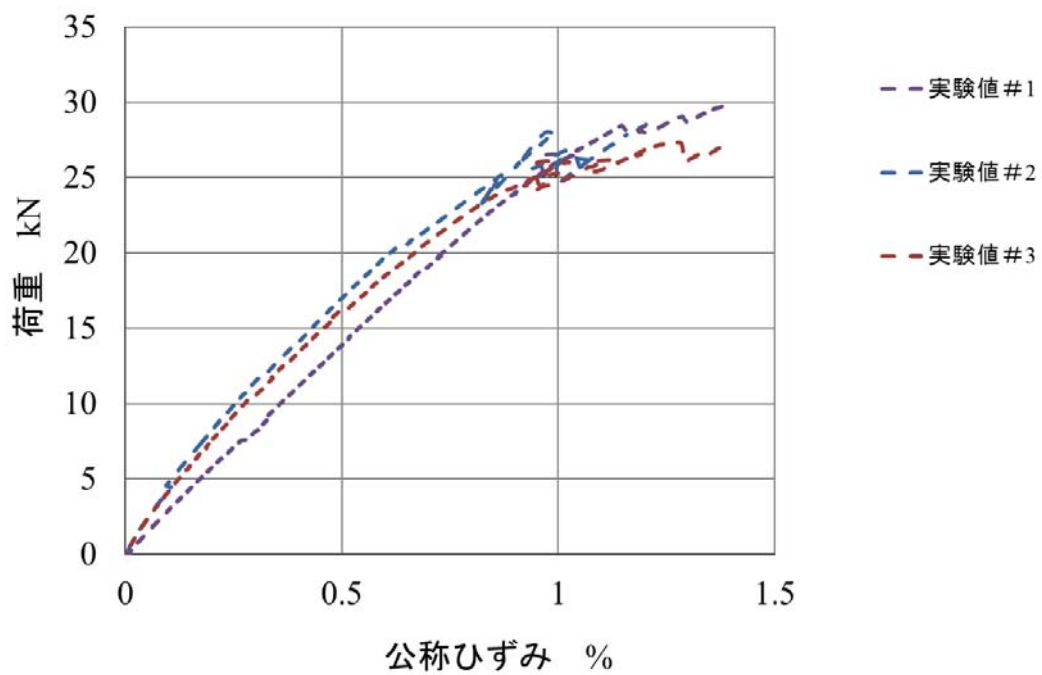


図3-2-9 90度交差（クリンプ有）試験片での引張試験結果

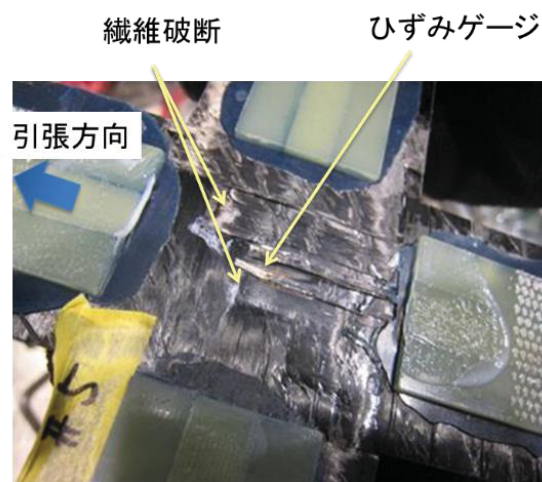


図3-2-10 試験後の試験片破断状態

CFRP は、金属材料とは異なり、コンポジットを構成する繊維、樹脂それぞれが破断、破壊し、最終的に CFRP としての破壊が起きる。破壊形態としては、図 3-2-11 のように樹脂破壊、樹脂と繊維束間の層間剥離、繊維破断が考えられる。つまり、引張試験における荷重、ひずみだけを計測するだけでは、CFRP が破断に至るまでのミクロに生じている破壊現象<sup>(54)</sup>の推移を把握することができない。

そこで、引張試験時に同時に、アコースティックエミッション (AE) 測定を行い、音波特性により CFRP の破壊状態を推定する<sup>(55)</sup>。

まず、繊維束が長手方向一方向の CFRP 試験片を用い、AE 計測値がどのような破壊形態を示すかを予備実験により確かめた。予備実験の詳細については、付録 B に記載した。予備実験の結果から、AE 波形の持続時間、振幅の大小により、樹脂破壊、界面剥離、繊維破断が判別できることが分かった。具体的には、持続時間が短く振幅とも小さいときは「樹脂破壊」、持続時間が長く比較的振幅も大きいときは「界面剥離」、持続時間が短く、振幅が大きいときに「繊維破断」が起きていると判別することができる。

AE 計測器は、エヌエフ回路設計製 AE 計測装置を使用した (図 3-2-12)。90 度交差試験片における引張試験にて AE 計測した結果の一例を図 3-2-13 に示す。下図が引張試験の時間に対する荷重を示しており、26kN で破断した。上図は AE 計測結果であり、横軸が時刻、縦軸が AE イベント数、奥に向かった軸が信号振幅である。上図と下図で時刻を合わせて表示している。時間経過とともに荷重が増えてくるとイベント数が増えてくる。よって破壊が始まったことがわかる。負荷開始後 100 秒付近の中負荷から振幅が大きいものの波形が観測され始め、樹脂が繊維から剥離する破壊が始まったことがわかる。さらに負荷開始後 180 秒付近で、実際にピンと繊維が切れる

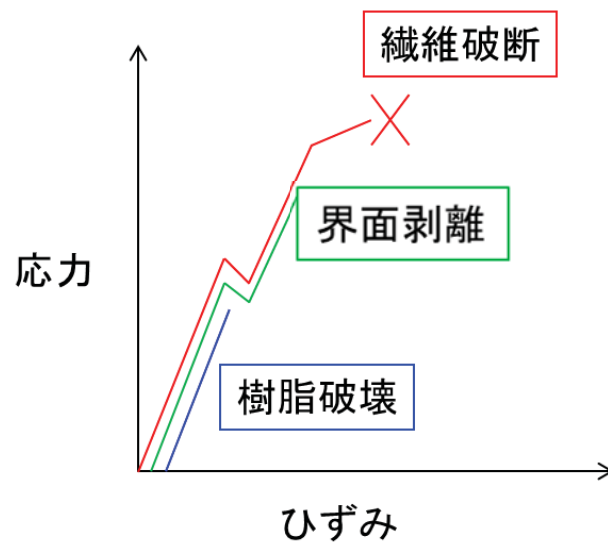


図3-2-11 推定される破壊現象の推移



エヌエフ回路設計製  
Gain30dB  
LPF 1MHz  
HPF 100kHz  
トリガ 20%以上

図3-2-12 アコースティックエミッション (AE) 計測装置

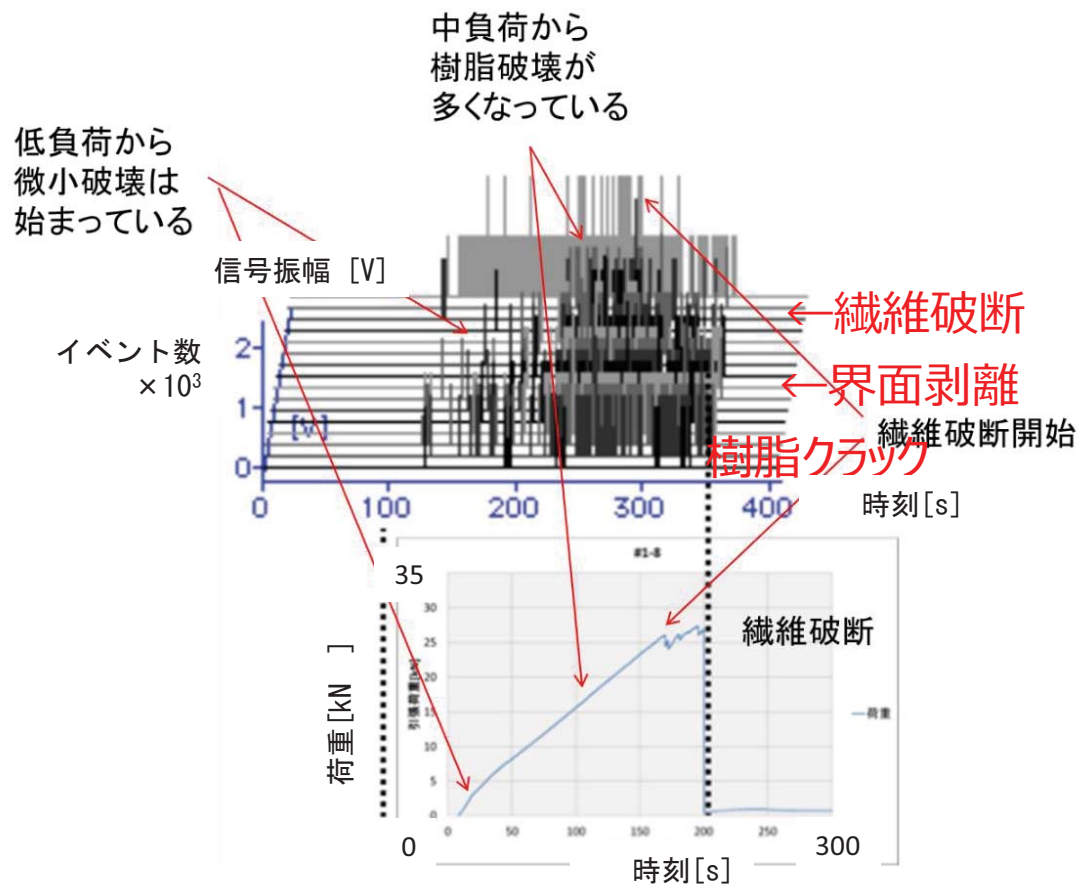


図3-2-13 引張試験時AE計測結果（90度交差（クリンプ有）試験片）



図3-2-14 X線CT計測装置（参考文献（56）より引用）

音が実際に聞こえ、それと同時に大きな AE 振幅値が観測され始める。ちょうど下图の荷重曲線が変動を始めるタイミングと一致している。このときに繊維が切れ始めたということがわかる。

これらの結果から、図 3-2-11 に示すような CFRP の破壊状態が起こっていることが実際に実験で確かめられた。

### 3・2・6 X 線 CT 測定による破壊箇所の特定

CFRP の引張による破壊状態をさらに実際に観察するために、X 線 CT による測定を行った。

測定装置を図 3-2-14 に示す。CFRP の材料成分であるカーボンには X 線を透過しやすいため、低出力で高分解のタイプである GE 社製 Nanotom を使用した。炭素繊維の直径である  $\phi 6 \sim 7 \mu\text{m}$  よりも 10 倍程度分解能があることから、繊維一本一本を計測することが可能である。ただし、トライアルを行った結果、樹脂は大きなボイドは判別できるものの、小さいボイドやクラックまでは判別するまでには至らなかった。今回の試験片試作は、ドライの炭素繊維束に樹脂で含浸させたウェット工法で試作しているが、試験片の強度に関係する交差部などの箇所においては樹脂が完全に含浸されており、判別できるような問題のボイドが無いことを、X 線 CT で確認している。

X 線 CT 計測の事前トライアルについては、付録 C に詳細を示す。

引張を行いながら同時に計測をすることが望ましいが、本装置に引張試験機を組み合わせることができないため、低負荷、中負荷、繊維が破断開始する高負荷、そして CFRP の破断後の各状態までで負荷を止め、その試験片を CT 計測した。

その結果を図 3-2-15 に示す。各負荷までかけた試験片の CT 測定結果の写真を示す。下のグラフは横軸が時刻、縦軸が荷重の引張試験結果である。これに相当する荷重ま



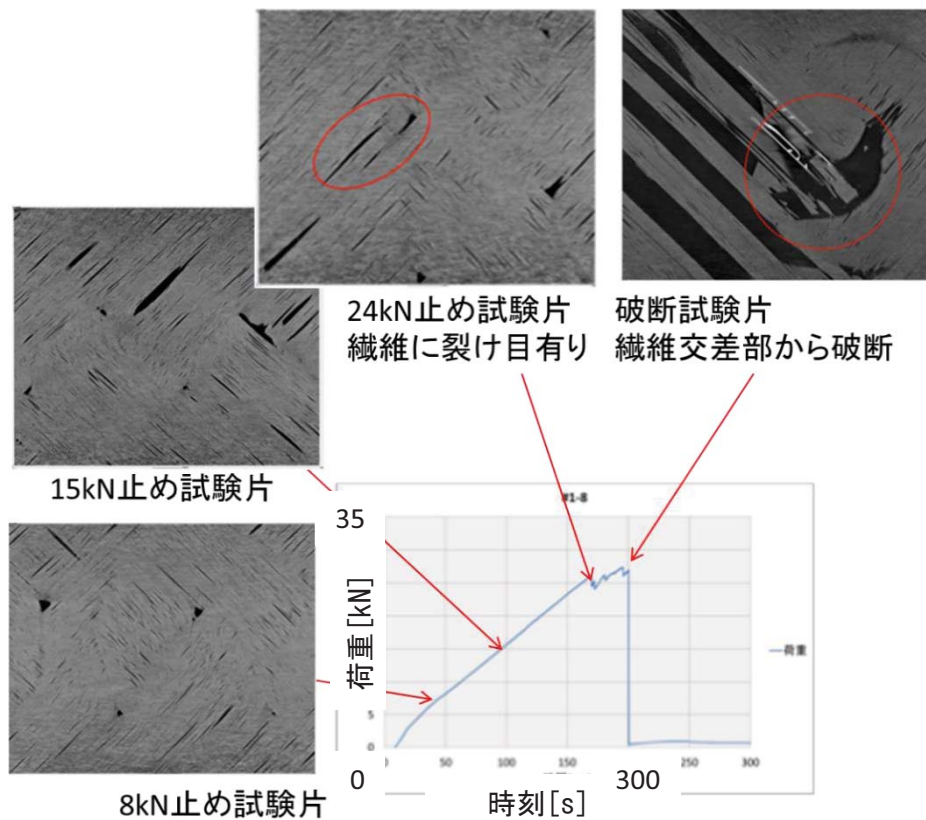


図3-2-15 引張試験 X線CT計測結果  
(90度交差 (クリップ有) 試験片)

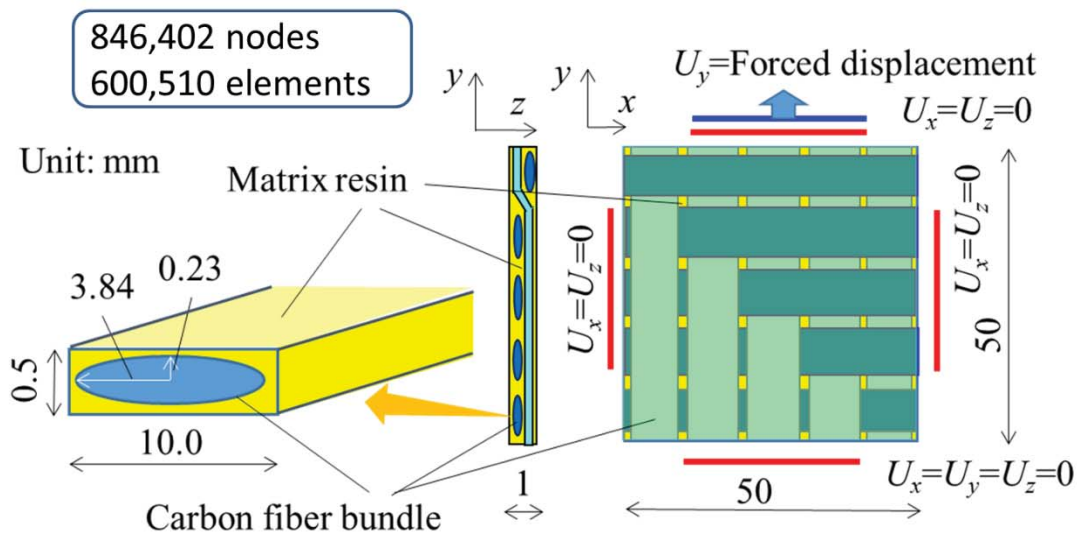


図3-3-1 CFRP一束のメソスケールモデル  
( $V_f = 55\%$ )

図3-3-2 CFRPの90度交差  
(クリップ有)  
引張試験片モデル

で負荷した別の試験片の測定結果を示している．引張荷重 25MPa 付近から非線形性が顕著になるが，そのとき繊維に裂け目が観察され，繊維破断が始まったことが実際に確認することができた．これは前項の AE 計測結果と一致している．また，荷重が抜けて CFRP 全体として破断した試験片を観察すると，破断箇所は，繊維交差のクリンプ部であることも確認することができた．

### 3・3 メゾスケール解析モデルによる強度評価

高圧水素容器の工法である FW ヘリカル巻での繊維束交差により発生する局所的応力集中を想定し，引張に対する，繊維束とマトリクス樹脂を別々に評価するメゾスケールモデルによる有限要素解析を行い，メゾ構造に発生する破壊現象を再現させることでより高精度な強度評価を行う．

#### 3・3・1 メゾスケールモデル

有限要素解析を行うため，CFRP を幅 10 mm，厚さ 0.5 mm のマトリクス樹脂を伴った繊維束として，図 3-3-1 に示す楕円断面の柱状体としてモデル化する．中央部に楕円の繊維が集中し，その周りにマトリクス樹脂が存在するように設定する．実験に合わせ，繊維含有率  $V_f = 55\%$  となるように，また長径端での応力集中の影響を極力小さくするため，楕円の長径を 3.84 mm，短径を 0.23 mm とした．長径，短径を決めるための検討については，付録 A に詳細記載した．

90 度交差有り試験片の中央，50mm 四方の正方形部分のみを図 3-3-2 のように有限要素モデル化する．試験片の厚みは交差する二繊維束分の 1mm とした．

#### 3・3・2 有限要素解析

90 度交差有り試験片のソリッド要素のタイプは，4 面体 10 点テトラメッシュ 2 次要素とした．長径部近傍を細かく分割することで，846,402 節点，600,510 要素となっ

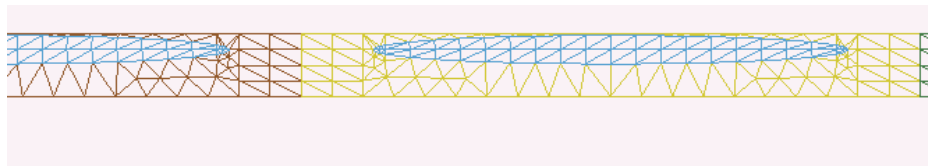


た(図 3-3-3)．図 3-3-2 に示す赤線部分を変位拘束し，青線部分に強制変位を与えた．材料モデルは，①繊維束，樹脂を等方性弾性体，②繊維束を等方性弾性体，樹脂を等方性弾塑性体，③繊維束を異方性弾性体とする 3 種で設定した(図 3-3-4)．繊維束の材料異方性は実測困難である．そこで繊維自体にはサイジング剤等の樹脂があらかじめ含有していることから，5%含有しているとして，縦，横弾性率とポアソン比を算出し，その数値を計算に用いた．モデル形状上，異方性の場合は炭素繊維束の体積含有率は  $95\% \times 55\% = 52.3\%$  となるが，これは次項の解析において，得られた弾性率にほとんど影響しないことを確認している．計算に使用した物性値は付録 D にまとめて示す．

解析ソフトは，LSTC 社 LS-DYNA を用い，線形および非線形有限要素解析を行った．強制変位の加速計算の設定に関しては，付録 E に詳細を示す．計算サーバは東京大学のスーパーコンピュータ富士通製 FX10 を用い，192 コアで③の場合 48 時間を要した．

### 3・3・3 弾性解析結果と実験結果との比較

有限要素解析結果を実験結果と合わせて図 3-3-5 に示す．縦軸が荷重，横軸が公称ひずみであり，破線で示す 3 本の実験結果は，ひずみゲージにより測定した  $y$  方向垂直ひずみ  $\varepsilon_y$  と，引張試験機のロードセルから読み取った荷重値をプロットしたものである．実線で示す有限要素解析結果は，鉛直方向の強制変位量をモデル長さ 50 mm で除した  $y$  方向垂直ひずみ  $\varepsilon_y$  と，固定反力の総和をプロットしたものである．等方性線形モデルの解析結果を青線で示す．この線形解析を解析 A と呼ぶことにする．実験結果と解析結果 A の傾きは一致しており，解析の合理性が確かめられた<sup>(57)</sup>．ここで，実験結果に一部非線形性が現れている．その原因として，1 つ目は，マトリクス樹脂が早期から破壊していることによる非線形性が考えられる．2 つ目は，実験のひ



断面拡大部



炭素繊維束



マトリクス樹脂

図3-3-3 90度交差（クリンプ有）試験片の有限要素モデル

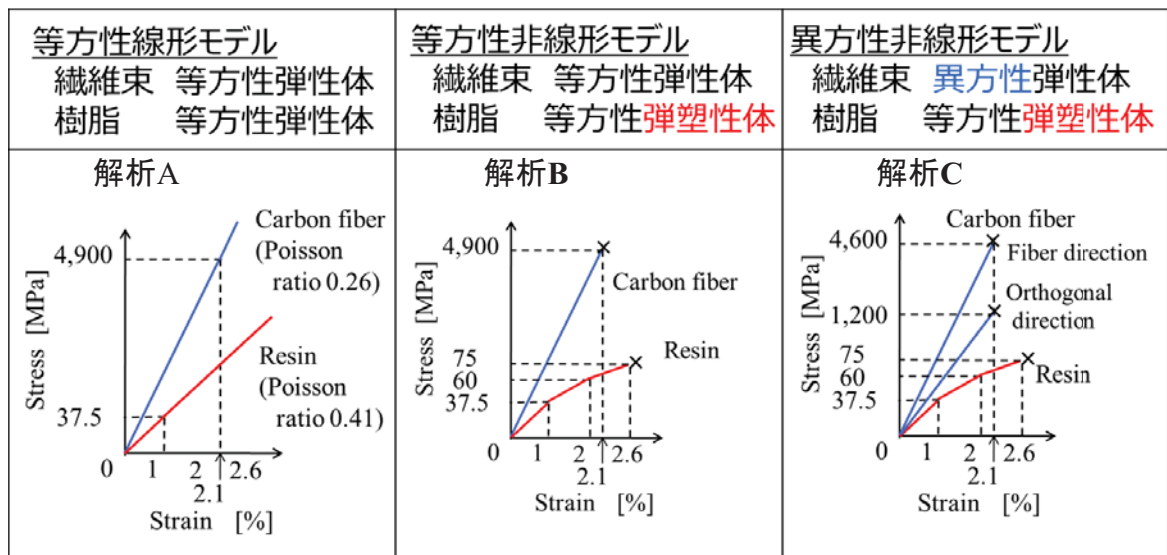


図3-3-4 解析に用いた材料モデル

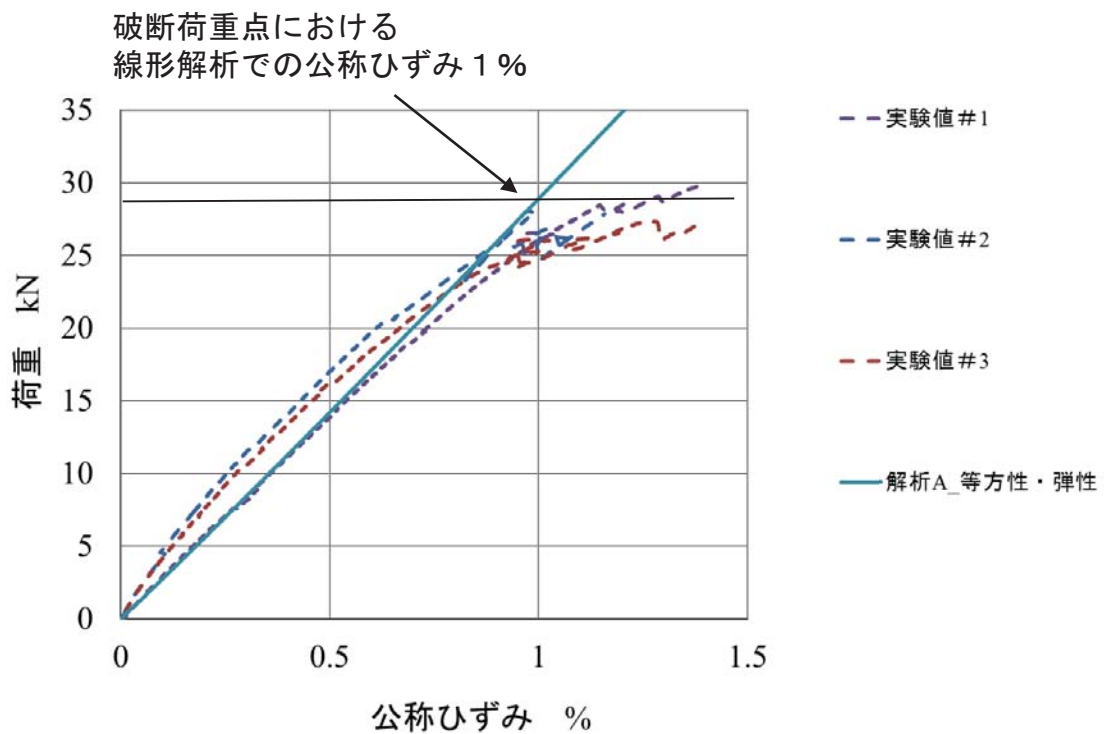


図3-3-5 90度交差（クリンプ有）試験片での引張時  
弾性解析結果と実験結果との比較

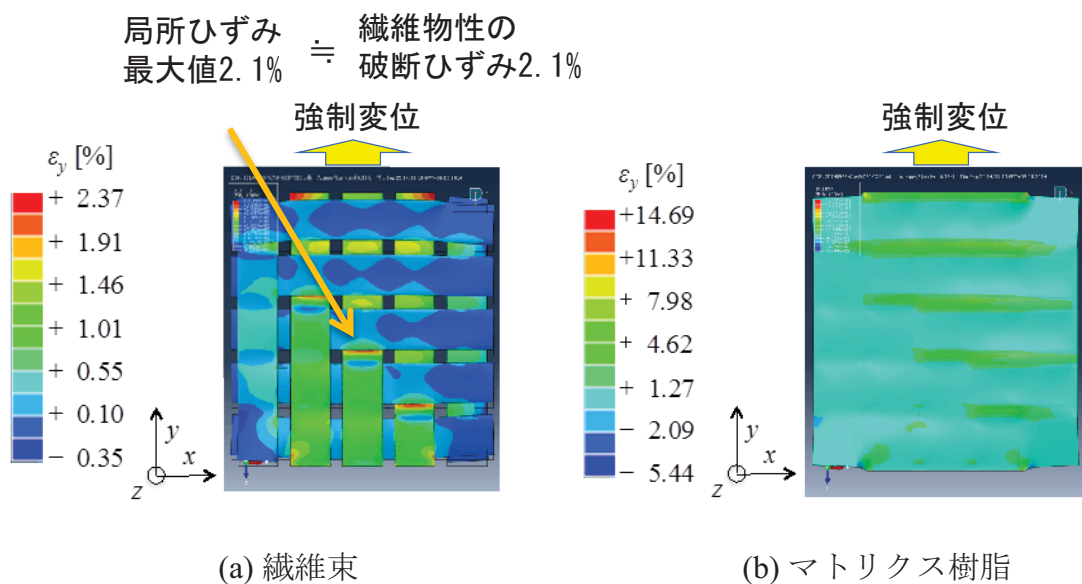


図3-3-6 90度交差（クリンプ有）試験片 引張解析A  
破断荷重点（公称ひずみ 1 %）の  
 $y$ 方向垂直ひずみ $\varepsilon_y$ 分布図  
（強制変位  $U_y = 0.5 \text{ mm}$ ）

ずみは繊維束中央部表面のひずみをひずみゲージにより計測したものをを用いたため、その繊維束の非線形性が現れたと考えられる。解析は強制変位量/試験片長さとしていることから、本来、実験値も強制変位量/試験片長さが望ましい。しかし、この試験において、強制変位量に相当する引張冶具のストローク量のデータを取得したが、冶具のクランプのガタを含んだデータとなり解析と比較できるデータが取得できなかった。今後同様の実験を行う際は、位置センサによる計測などストローク量を正確に取得できるような工夫を行っていく。ただし、第4章の曲げ試験においては、引張冶具を介さない実験条件であったため、計測時のガタ等の影響が少なく、ストロークの計測結果を用いている。

ここで、有限要素解析による、鉛直方向強制変位 0.5 mm のときの繊維束とマトリクス樹脂それぞれの  $y$  方向垂直ひずみ  $\varepsilon_y$  の分布図を図 3-3-6 に示す。この分布図は、実験での破断荷重点における線形解析での公称ひずみ 1% に相当する時刻のものである。この図から、繊維束、マトリクス樹脂双方とも、繊維束交差部近傍で大きなひずみが発生していることがわかる。一方、試験片の破断荷重は 29 kN であった。その荷重が負荷されたときに繊維束交差のクリンプ部で発生する。繊維方向垂直ひずみ ( $y$  方向垂直ひずみ  $\varepsilon_y$ ) の局所の上昇を解析結果により評価したところ、その最大値は 2.1% であった。この値は、図 3-3-5 に示す繊維束の破断ひずみと一致する。これらから、FW 工法によるヘリカル層での CFRP の強度評価は、試験片破断時のひずみゲージ値が 1.0~1.3% 程度であることから、炭素繊維の強度発現率として 50~60% 程度となる。

### 3・3・4 弾塑性解析結果と実験結果との比較

図 3-3-7 に、弾塑性解析結果を示す。横軸に公称ひずみ、縦軸に荷重を、破線、青線は前項の実験値、線形解析結果 A を示している。ここに図 3-3-4 の物性値で計算を行った、等方性非線形モデルの解析結果を橙線で、異方性非線形モデルの解析結果を灰色線で示す。それぞれ解析 B、解析 C と呼ぶことにする。実験では、それぞれ公称ひずみ 1.16%、1.37% で破断したのに対し、解析でもほぼ同様の破壊強度を予測することができた<sup>(58)</sup>。

異方性を考慮すると、繊維直交方向の強度が低下するため、破断ひずみが若干低下した。また、実験に対し、解析の弾性率が負荷の途中から小さくなった。

図 3-3-8 に、破断直前となる、強制変位 0.66 mm 時（公称ひずみ 1.3 %）のときの、解析 B（等方性非線形モデル）の  $y$  方向垂直ひずみ  $\varepsilon_y$  の分布図を示す。(a) に繊維束のみ表示したもの、(b) にマトリクス樹脂のみ表示したものを示す。図 3-3-6 の線形の結果と同様に、繊維束交差部に局所ひずみが発生し、そこから繊維破断が起こっている。一方マトリクス樹脂は繊維破断するときにはかなり破壊が進行している。

図 3-3-9 に、破断直前となる強制変位 0.61mm 時（公称ひずみ 1.18%）のときの解析 C（異方性非線形モデル）の  $y$  方向垂直ひずみ  $\varepsilon_y$  の分布図を図 3-3-8 と同様に (a) 繊維束のみ表示、(b) マトリクス樹脂のみ表示したものを示す。このように、異方性非線形モデルでも等方性モデルと同様、局所ひずみが発生している結果となっている。

等方性、異方性とも破壊を伴う弾塑性解析では、公称ひずみ 0.3%程度から、交差付近の樹脂のひずみが大きくなりはじめ、樹脂の破壊クライテリアを超えるものが出始めるため、少しずつ樹脂破壊が進行し、0.5%付近からは交差付近の樹脂が剥がれ落ちてしまう。その傾きは図 3-3-10 に示すように繊維束のみの場合の傾きと一致することから、その現象を表しているといえる。

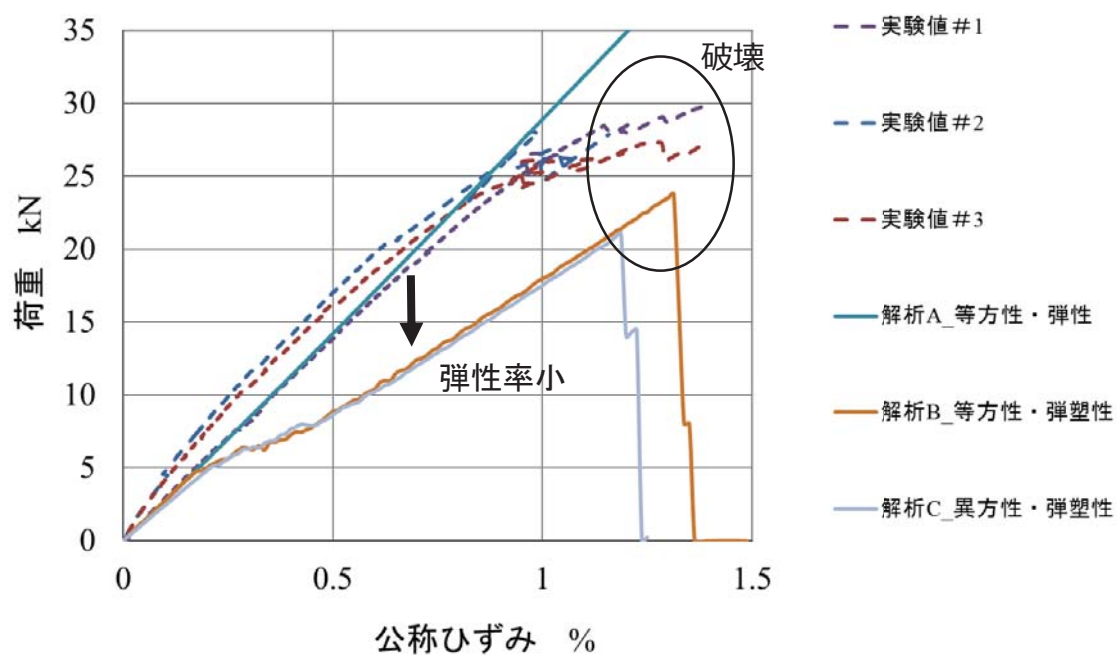


図3-3-7 90度交差（クリンプ有）試験片での引張時弾塑性解析結果と実験結果との比較

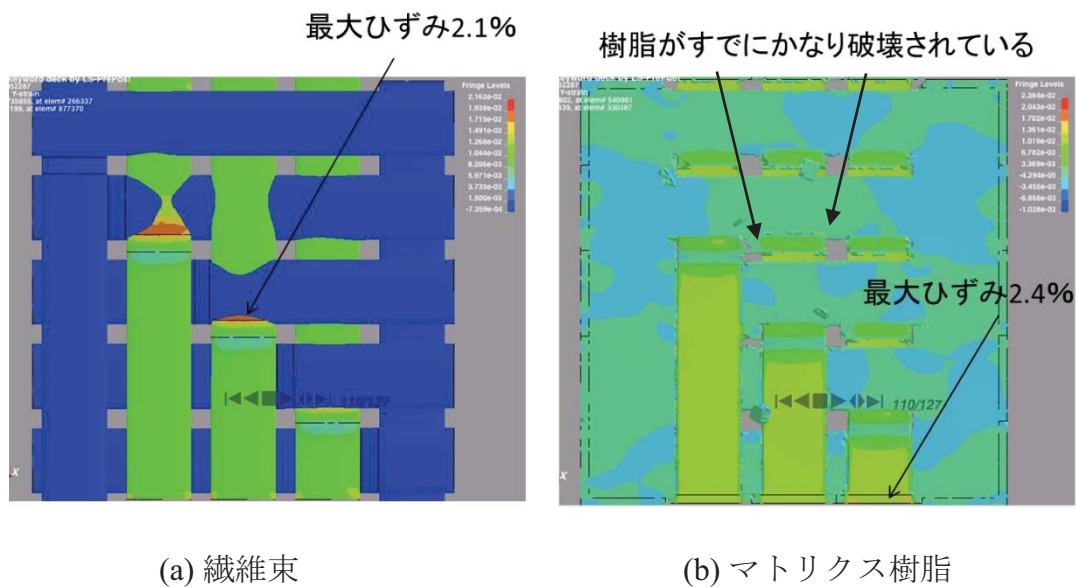
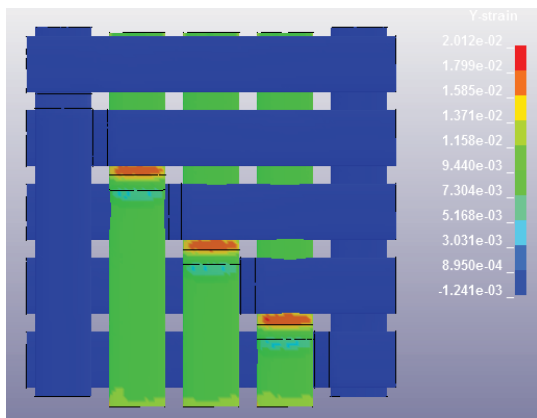
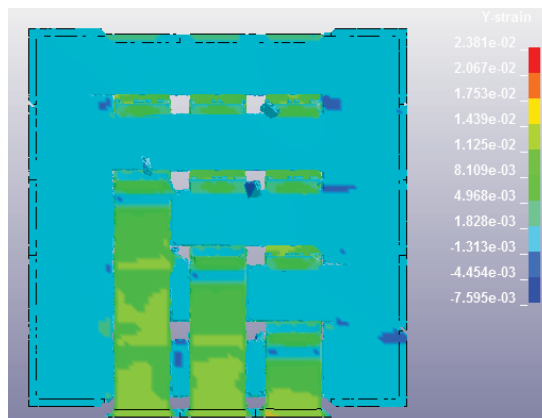


図3-3-8 90度交差（クリンプ有）試験片 引張解析B  
 $y$ 方向垂直ひずみ $\varepsilon_y$ 分布図  
 （強制変位  $U_y = 0.66 \text{ mm}$ ）





(a) 繊維束



(b) マトリクス樹脂

図3-3-9 90度交差（クリンプ有）試験片 引張解析C  
繊維束 $y$ 方向垂直ひずみ $\varepsilon_y$ 分布図  
（強制変位  $U_y = 0.61 \text{ mm}$ ）

繊維束のみの場合の傾き1799kN

(=繊維束弾性率218GPa $\times V_f$ 55% $\times$ 断面積15mm<sup>2</sup>)

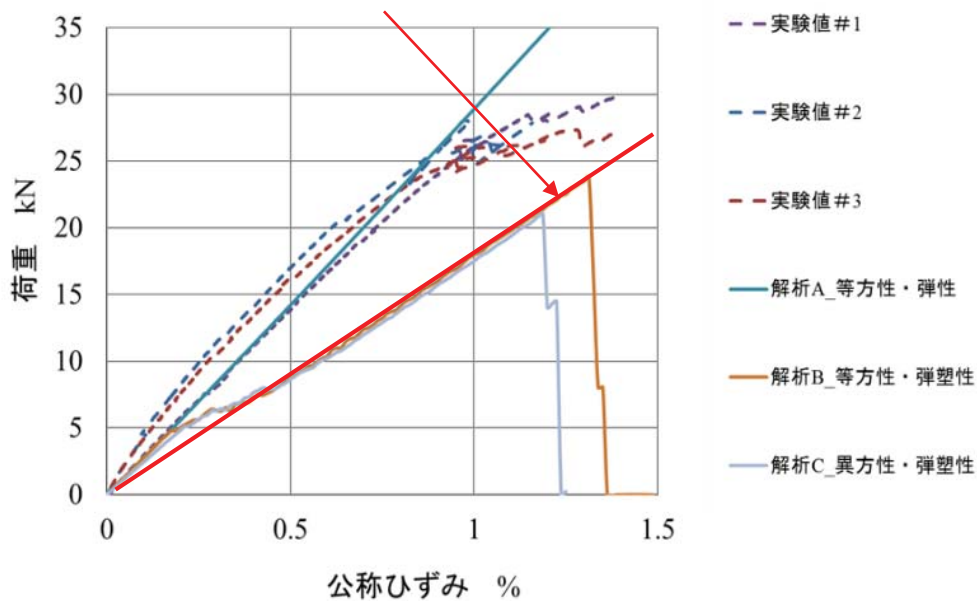


図3-3-10 90度交差（クリンプ有）試験片での引張時  
解析結果と繊維束の弾性率との比較

このように解析では公称ひずみが小さい状態から樹脂破壊による樹脂要素の削除が行われ、CFRP 全体の弾性率が小さくなるが、実際には、樹脂にクラックは入っても圧縮方向への応力を負担することができるはずである。次項以降で、樹脂の破壊特性を精査し、弾性率を改善する。

さらに図 3-3-11 に、有限要素解析で予測した破断直後の  $y$  方向繊維束の破壊状態を、炭素繊維束最大主ひずみ  $\varepsilon_I$  の分布とともに抜き出して示す。(a) の解析 B (等方性非線形モデル) では繊維束が繊維束直行方向に破断面が生じているのに対し、(b) の異方性非線形モデル (解析 C) では繊維方向に沿って破断面が生じる。つまり、繊維束を異方性材料モデルで表すことで、いわゆるトランスバースき裂も表現される。よって、異方性材料モデルは、試験後の破壊形態をより正確に表すことが出来ると思われる<sup>(59)</sup>。

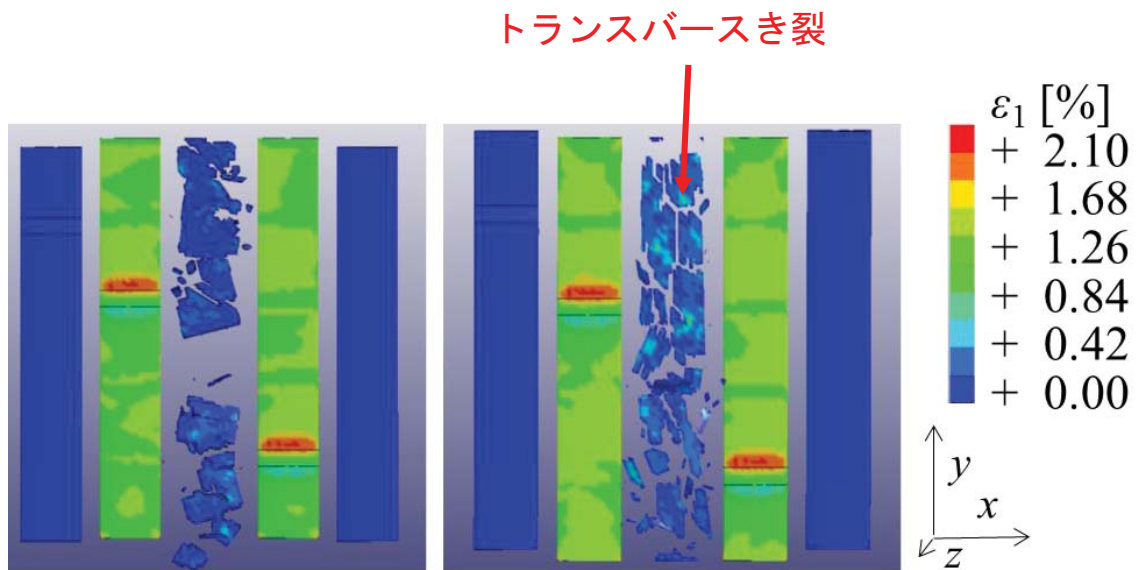
### 3・3・5 樹脂破壊を抑制する引張強度モデル構成因子の検討

これまでの結果から、繊維束とマトリクス樹脂を別々に評価するメゾスケールモデルを用いた異方性非線形モデルを用いた有限要素解析により、強度と破壊形態をより正確に表現できるようになった。しかし、樹脂が早期に破壊を開始することにより、解析では弾性率が小さくなる。よって樹脂破壊を抑制する強度構成因子を検討し、解析と実験とで乖離している弾性率の改善を試みる。

樹脂破壊を抑制する引張強度モデルの構成因子として、以下を抽出した。

- a). 引張時、繊維束交差クリンプ部に樹脂のひずみ速度が局所的に上昇することにより、樹脂のひずみ速度依存性特性から樹脂強度が向上し、樹脂破壊が抑制される<sup>(60)(61)</sup>。
- b). 引張による樹脂破壊後も、き裂が入るのみで圧縮側は応力を伝達する<sup>(62)</sup>。





(a) 引張解析B 等方性非線形モデル (b) 引張解析C 異方性非線形モデル

図3-3-11 解析モデルによる破壊形態の違い  
繊維束最大主ひずみ $\varepsilon_1$ 分布図

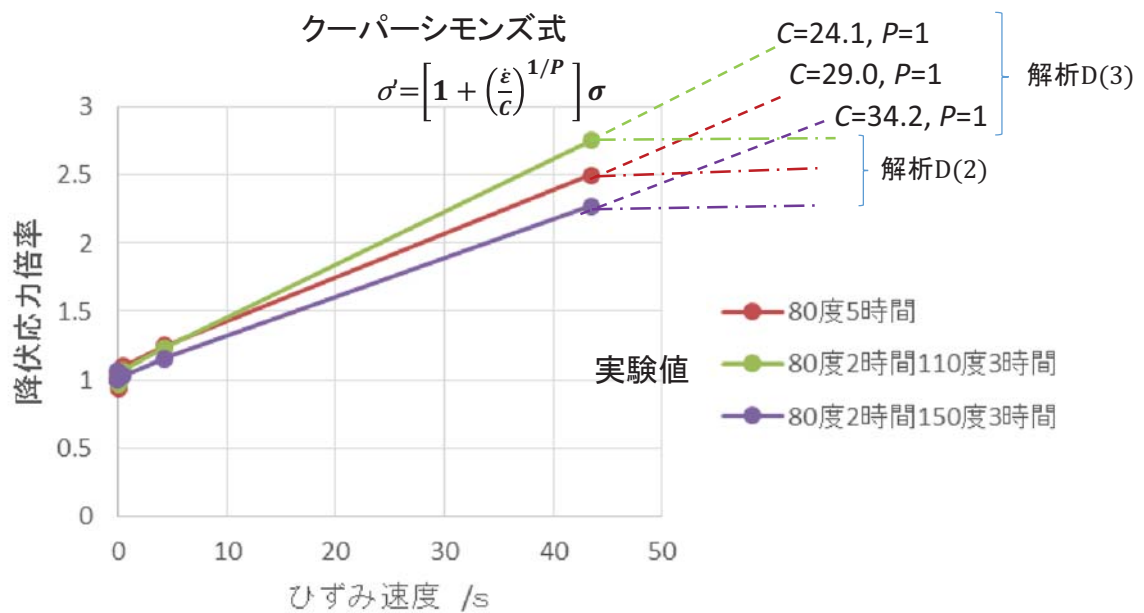


図3-3-12 本研究の樹脂におけるひずみ速度に対する降伏応力倍率

c). 樹脂の温度依存性により，樹脂の強度が変化する<sup>(60)(63)(64)</sup>．

d). 応力 3 軸度特性により，1 軸引張，2 軸引張，せん断状態が変化することで樹脂の強度が変化する<sup>(65)(66)</sup>．

e). 試作での熱硬化で発生した，樹脂の残留ひずみ/応力の影響

ここで，温度が上昇すると本研究で用いているエポキシ樹脂の強度は下がる．引張でエネルギーが負荷されているので，温度変化がないか，温度が上がる方向に向かうと考えると，樹脂破壊を抑制する構成因子とは考えにくい．よって温度の影響である c) については検討から除外することとした．

また，d) については，応力 3 軸度の典型的な各モードについて，2 軸引張はこの第 2 章にて，1 軸引張は 3・4・5 項で，またせん断の影響は，第 3 章の曲げ強度の中で，影響因子となっているかを検討する．

e) については，試作時熱硬化後，常温に戻る際，繊維束はほとんど歪まず，樹脂の圧縮を抑制するため，残留引張ひずみが樹脂に発生する．よって，樹脂破壊を促進させる方向の因子となる．参考文献 (15) では，ミクロ構造での繊維と樹脂間に引張と圧縮の分布が発生するが，マクロ構造で見た場合では全体のひずみとしては大きな影響は無いとの結果になっている．これは，3・2・5 項の試験片では，低負荷の状態では樹脂がわずかに破壊しているが大幅には破壊していない現象と一致する．これは面外方向に応力/ひずみが解放されているからであると考えられる．よって，マクロ構造での残留ひずみの影響は小さいと考え，本研究では検討から除外することとした．ただし，70MPa 高圧水素容器での検討の際には，積層が多く肉厚も 40～50mm 程度と大きく，樹脂の残留ひずみの影響は無視できないと考える．詳細は，付録 F に記載した．

よって、本研究では、a)、b) について CFRP の弾性率に影響する構成因子かどうか、検討を行う。

### 3・3・6 マトリクス樹脂の引張側ひずみ速度依存性考慮

前項で検討した、樹脂破壊を抑制する構成因子として、a) のひずみ速度依存性を検討する。本章では CFRP の引張特性に着目していることから、ひずみ速度も特に引張側の影響について検討を行う。

#### (1) 本研究で用いるマトリクス樹脂のひずみ速度依存性物性値の取得

マトリクス樹脂の材料であるエポキシ樹脂は、ひずみ速度依存性を有し、ひずみ速度が大きいほど降伏応力が大きくなる傾向にある。参考文献 (60) では、ひずみ速度が 100 倍で降伏応力が 10MPa 上がるように、2 乗に比例する特性を示していた。

そこで、本研究に用いているマトリクス樹脂と同じ配合をした材料での試験片を作成し、引張速度を変えた場合の強度や弾性率がどのように変化するかを測定した。実施した樹脂のひずみ速度依存性の試験の詳細については、付録 G に記載する。樹脂を便宜的に金属の材料物性を表すモデルを用いて解析を行うため、降伏応力に相当すると仮定したひずみ 1 %での応力値を、横軸ひずみ速度、縦軸降伏応力の倍率で整理した (図 3-3-12)。その結果、本研究で用いた樹脂は、線形に比例する特性を有していることが分かった。ひずみ速度を表す式は様々ある<sup>(67)</sup>が、簡便で一般的なクーパーシモンズの式<sup>(68)</sup>に係数を調整することで当てはめる<sup>(69)</sup>ことができる。80 度 2 時間⇒110 度 3 時間の硬化時間での実験値の場合は、係数を  $C=24.1$ 、 $P=1$  に、80 度 2 時間⇒150 度 3 時間の硬化時間での実験値は、係数を  $C=34.2$ 、 $P=1$  とすることで近似することができる。これら実験結果から得られたひずみ速度と降伏応力倍率の関係をメゾスケールモデルの有限要素解析に用いる。

## (2) 交差試験片モデル解析におけるひずみ速度の変化

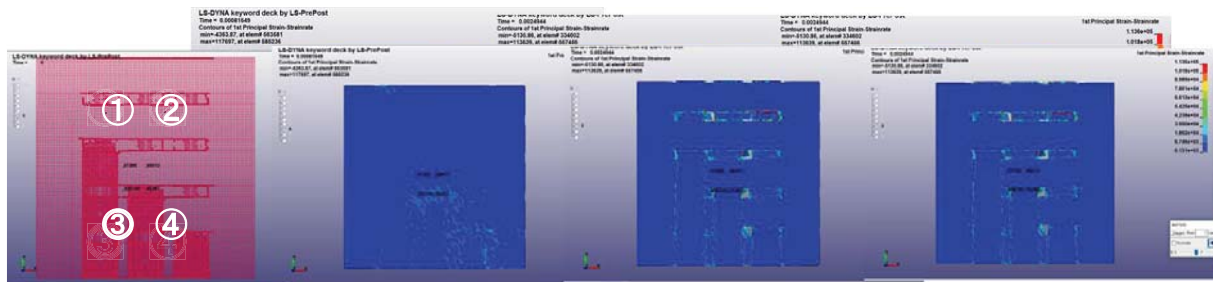
ひずみ速度は、試験片に強制変位を与える速さを試験片長さで除することで平均的なひずみ速度を求めることができる<sup>(70)</sup>。しかし交差部や破壊直前直後における、局所的なひずみ速度の変動については実測することが困難である。そこで本研究では、3・3・4 項の異方性弾塑性を考慮した 90 度交差モデルにおける解析 C の場合の、ひずみ速度の推移を解析結果から分析した。解析 C は、引張速度を 125 mm/s として計算しているため、試験片の長さ 50 mm で除すると平均ひずみ速度としては 2.5 /s となる。その結果を図 3-3-13 に示す。繊維交差部中央部近傍の樹脂表面 4 箇所について、ひずみ速度の推移を横軸時間、縦軸ひずみ速度として出力した。4 点をそれぞれ①、②、③、④で出力している。ひずみ速度は樹脂が破壊され始めると 200,000 /s 程度にまで上昇するため、縦軸のレンジを変えた 3 つのグラフ (0~250,000 /s, 0~20,000 /s, 0~100 /s) で示した。この 3 つのグラフは、同じデータを示している。

平均ひずみ速度 2.5 /s で引張る解析条件の下、樹脂破壊が始まる 0.0008sec からひずみ速度は 10,000 /s に、繊維破断の際には、200,000 /s にまで局部的に上昇している。よって、付録 G での試験結果からわかるように、樹脂のひずみ速度依存性に特徴がある本研究のような材料においては、ひずみ速度の影響は特に考慮すべき構成因子と考えることができる。

## (3) 有限要素解析におけるひずみ速度依存性特性の考慮

交差試験片モデルに、マトリクス樹脂のひずみ速度依存性を考慮したパラメータを入れて、CFRP の弾性率がどのように変化<sup>(71)</sup>するかを確認する。

ここでひとつ問題がある。実際の試験片試験では 2 mm/min と静的にゆっくり強制変位を与えたが、解析においても同じ速度で計算をすると、動解析におけるタイムス



4点のひずみ速度 0.0008秒 樹脂破壊 始まる 0.002秒 かなり破壊進む 0.0053秒 繊維破断

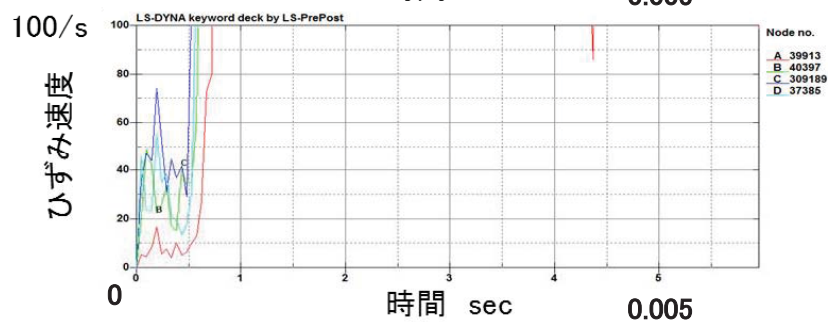
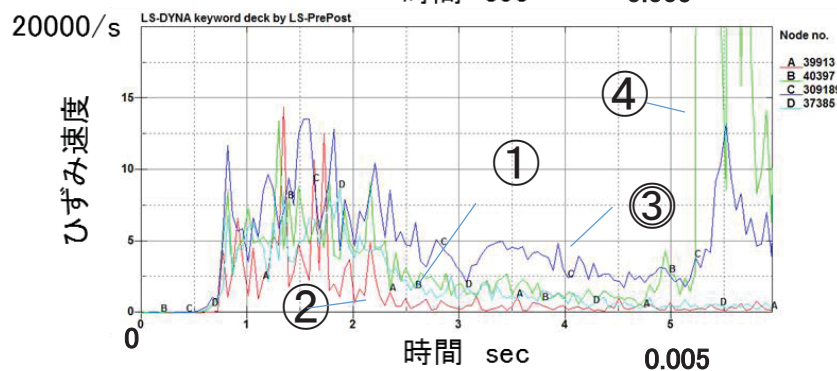
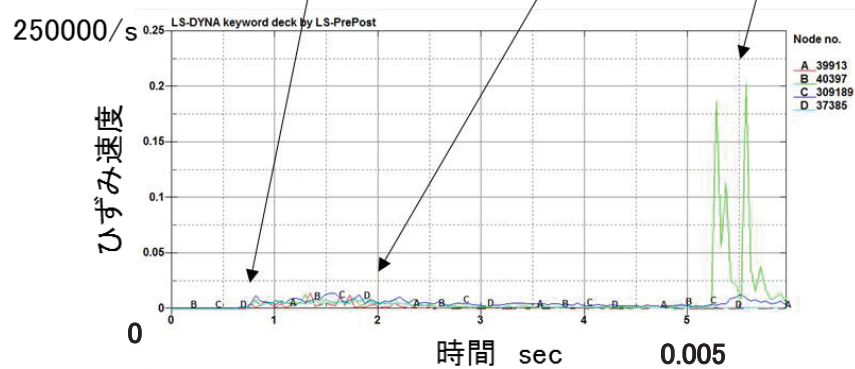


図3-3-13 90度交差（クリンプ有）モデル  
引張解析によるひずみ速度の推移

テップはクーランの式により要素サイズで決まってしまうため、非常に多くの計算時間がかかってしまい、現実的ではない。そこで実験と比較して 7500 倍の 125 mm/s の速さの強制変位を与える条件で計算を行っている。つまり、引張速度の解析と実験との比率の 7500 倍を考慮し、解析ではひずみ速度実験値の 7500 倍で計算しなければならない可能性がある。

そこで 90 度交差試験片モデルにおいて、入力するひずみ速度のパラメータを以下の 3 通りとし、計算結果を比較検証する。

解析 D(1) 引張速度の解析/実験での違い（この仕様では 7500 倍）を考慮し、解析ではひずみ速度実験値を 7500 倍して計算する。

解析 D(2) 解析は実現象をシミュレートしていると考え、実験値そのままの数値を使う。この場合、実験条件を超える場合は、外挿せずに、一定値とする。（図 3-3-12）

解析 D(3) クーパーシモンズの式<sup>(65)</sup>のパラメータ  $C$ ,  $P$  を実験値から求め、実験で得られた測定範囲外は外挿する。（図 3-3-12）

$$\sigma' = \left[ 1 + \left( \frac{\dot{\varepsilon}}{c} \right)^{1/P} \right] \sigma \quad (3.1)$$

ここで、 $\sigma$ : 応力,  $\sigma'$ : ひずみ速度により変化する応力,  $\dot{\varepsilon}$ : ひずみ速度

有限要素解析において入力するマトリクス樹脂の材料物性値は、LS-DYNA のような一般的な解析ソルバーのモデルとして、図 3-3-14 のように弾性率は一定のまま、降伏応力がひずみ速度依存性に応じて大きくなり、塑性ひずみ特性は並行移動するような物性値が設定されている。しかし、本研究で用いたマトリクス樹脂の材料物性は、



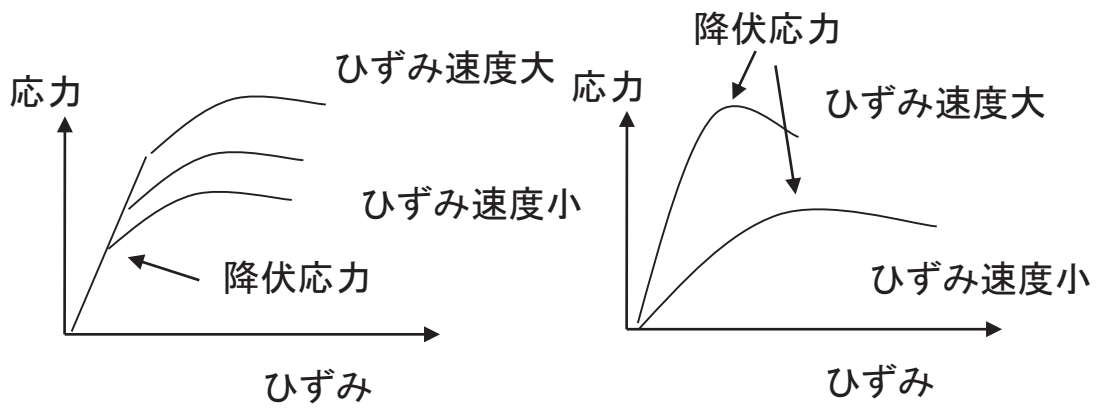


図3-3-14 ひずみ速度依存性特性の一般的解析モデル

図3-3-15 本研究で用いた樹脂のひずみ速度依存性特性

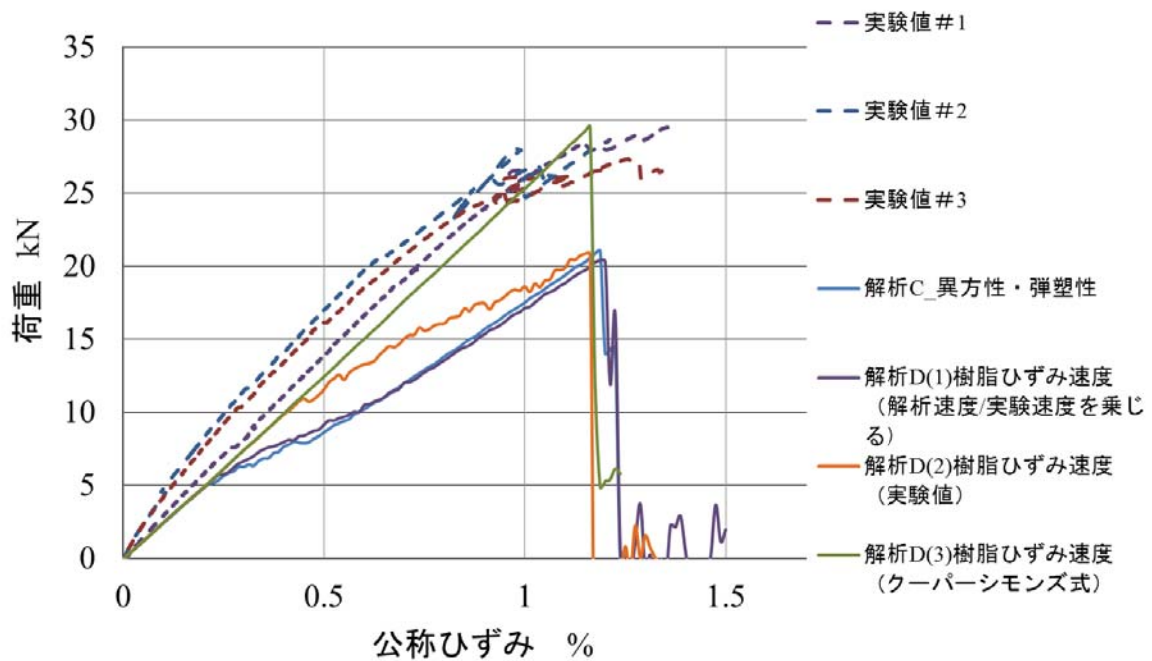


図3-3-16 90度交差（クリンプ有）試験片での引張時樹脂ひずみ速度依存性解析結果と実験結果との比較

付録 G の実験結果で示したように、弾性率もひずみ速度に応じて変化している。すなわち、図 3-3-15 のように、ゴムのような粘弾性特性を有している。粘弾性モデルにてより高精度な樹脂挙動を表現させる方法もあるが、本構成因子により CFRP 最終破壊が予測可能であることから、本研究の目的を達成できると考え、今回は粘弾性モデルとしなかった。実際、本章の引張特性の検討においては、粘弾性特性を考慮せずとも解析結果には影響しない結果となった。この材料物性での解析の差異については、第 4 章にて検討しているので、そこで詳細を述べる。

解析 D (1), (2), (3) の解析結果の比較を図 3-3-16 に示す。横軸は公称ひずみ、縦軸は荷重、実験値は点線、前項までの解析 C も併せて示している。本解析結果の解析 D (1)では、解析 C とほとんど変らない結果となった。図 3-3-12 では、実験値であるひずみ速度  $2 \text{ mm/min} (=0.00066/\text{s})$  も解析での平均ひずみ速度  $125 \text{ mm/s} (=2.5/\text{s})$  も、ひずみ速度の倍率曲線が線形であることから、ひずみ速度の影響を与えない領域であるほぼ倍率 1 の範囲に入っている。このため、実験値そのままの数値を使ってもほぼ影響がないと考えてよいと思われる。

それに対し解析 D (2)では、実験値を用いたひずみ速度の影響によって、弾性率が上昇し、実験結果に近い結果となった。しかしひずみが大きくなってくるとひずみ速度の影響は小さくなり、結局繊維破断が始まるひずみ 1%を超えるとこれまでの弾塑性の解析 C と同じ特性に近づく。これは、図 3-3-13 からわかるように、繊維破断ではひずみ速度が  $200,000/\text{s}$  近くなるのに対し、実験値は図 3-3-12 のように、たかだか  $45/\text{s}$  までしか実験確認できていない<sup>(72)</sup> ためである。

一方、解析 D (3) は、付録 G の実験結果から、クーパーシモンズの式の係数を  $C = 24.1$ ,  $P = 1$  として計算を行った。公称ひずみ 1% を超えるところまで弾性率が高



く、実験値に大分近づいている。よって、ひずみ速度が大きくなってもひずみ速度依存性の影響を計算できるように、クーパーシモンズ式等で実験値よりも外側の範囲に外挿する必要がある。

以上の結果から、ひずみ速度依存性を考慮するうえで、解析 D (3) のように、クーパーシモンズ式等を用い、ひずみ速度試験により取得できる範囲を超えた範囲においても、ひずみ速度依存性を考慮すべきと考える。

### 3・3・7 マトリクス樹脂強度の引張/圧縮非対称性考慮

次に、樹脂破壊を抑制する引張強度モデルの構成因子として、b) のマトリクス樹脂強度の引張/圧縮非対称性を検討する。

CFRP 上にあるマトリクス樹脂が引張により破壊されたとき、解析上は要素を削除して計算を継続する。つまり 3・3・4 項の図 3-3-10 のように、繊維が破断する前から樹脂が破壊、除去されて繊維束がむき出しになり弾性率が小さくなってしまっていた。それに対し、実際の試験片は 3・2・4 項の図 3-2-10 の写真のように、樹脂が剥がれ落ちて繊維だけが露出している状態になっているわけではない。しかし、3・2・5 項の図 3-2-13 の結果からわかるように、AE 計測結果からは、ミクロにみると樹脂に破壊が起こっていることもわかっている。

これらを総合すると、引張により繊維よりも樹脂が先に破壊されてしまっても樹脂は保持されているはずである。き裂状態の観察が可能か、X 線 CT 計測を行ったが、3・2・6 項で述べたように実際には観察することができなかった。

そこで図 3-3-17 のように、「引張方向に引っ張られて樹脂の応力が樹脂強度を越えて破壊しても、き裂が入るだけで樹脂が保持されており、圧縮方向には樹脂が残っているので荷重を受けることができる」との仮説をたてる。樹脂が引張で破壊したと

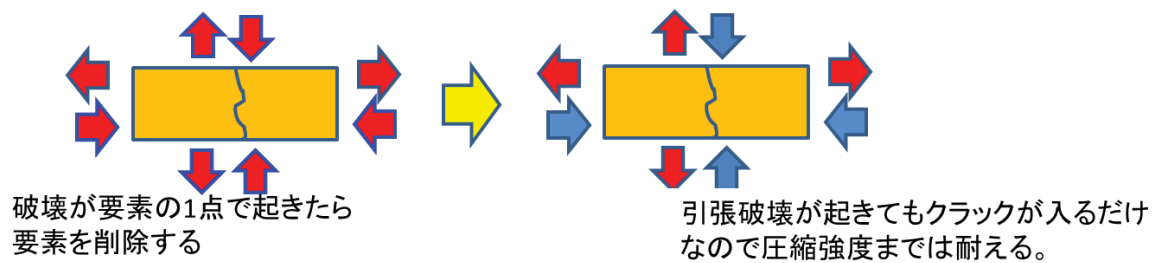


図3-3-17 マトリクス樹脂の破壊状態の仮説

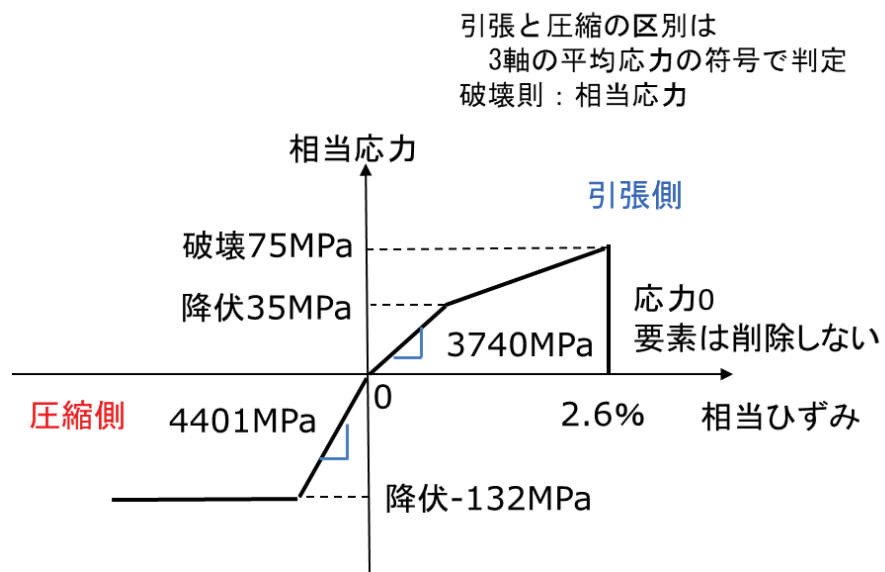


図3-3-18 マトリクス樹脂引張/圧縮非対称性物性モデル

き、引張側の荷重はもはや耐えることができないが、圧縮側の荷重は耐えることができる。このように引張と圧縮の強度が非対称性を表すという構成因子を解析モデルに折込むことで、弾性率の低下抑制に寄与するのかを検討する。

有限要素解析の樹脂の材料物性として、図 3-3-18 のモデルを導入する。マトリクス樹脂の引張特性は、付録 G に示したひずみ速度依存性実験により求めた物性値を、圧縮側の物性値は、樹脂の圧縮試験により求めた物性値を用いることとした。樹脂の圧縮試験については、詳細を付録 H に記載した。引張特性については、実験結果から、弾性率 3740MPa、降伏応力 35MPa、引張強度 75MPa、このときの破断ひずみが 2.6%となる。樹脂は、繊維束の交差の状態から、さまざまな方向に引張と圧縮が生じ、また等方性材料となっている。よって、主応力、主ひずみで評価するのではなく、相当応力、相当ひずみで評価する。解析では、相当破断ひずみの応力 75MPa を超えると引張側の応力を 0 として計算を行う。一方圧縮側は、弾性率は圧縮ひずみ実験結果から、引張とは若干異なり 4401MPa を用いた。降伏応力は圧縮強度実験結果から 132MPa を用いた。また、相当破壊ひずみの応力は降伏後、ほぼ一定もしくは若干応力が下がって、破壊前のひずみで急激に応力が立ち上がる。よって、解析では、相当破壊ひずみの応力は降伏応力と同じ 132MPa として計算を行うこととした。圧縮側の相当破壊ひずみ以上の応力になった場合は、偏差応力を 0 とし、外部から圧縮負荷を受けている応力のみを考慮し、樹脂部材としては応力を受けないことにする。

ここで、相当ひずみで検討する場合、ひずみ値は 3 方向の二乗平均の正のスカラー値となるため、引張と圧縮と区別がつけられない。そこで、3 方向の平均応力を求め、その値の正負によって、引張と圧縮を区別することとした。

以上のように、引張側と圧縮側とで異なるひずみ—応力の特性つまり非対称性を持った樹脂物性として、有限要素解析を行う。解析結果を図 3-3-19 に示す。横軸は公称ひずみ、縦軸は荷重、点線は実験値、実線は解析結果で、解析 C は、3・3・4 項で述べた、異方性弾塑性の結果である。解析 C の条件に引張/圧縮非対称性の樹脂材料物性を織り込んだ結果を解析 E として曲線を記載した。

グラフからわかるように、弾性率は実験値に近づき、また破断ひずみは若干小さい結果となった。これは繊維束交差部に挟まれている樹脂の領域は、繊維束が引っ張られると圧縮になる。よって、引張側で樹脂が破壊しても、圧縮を受けることができるので結果的に弾性率が大きくなり、かつ、低下が抑制されることになっていると推定される。また破断ひずみが小さくなってしまう結果については、繊維が繊維の破断ひずみ 2.1% に相当する応力値に到達したために起こっているからである。つまり、これ以上は樹脂特性を変えて評価しても繊維の強度を超えては CFRP 全体の強度向上にはならないということである。

以上の結果から、交差部には樹脂が圧縮される領域があり、樹脂強度の引張/圧縮非対称性の強度構成因子を考慮することにより、弾性率改善に寄与することが分かった。

### 3・3・8 繊維束の直交方向破壊クライテリアの検討

本研究の試験片モデルは、3・3・4 項において、繊維束に異方性の考え方を導入した。前項までの解析モデルにおいては、繊維束の破壊のクライテリアとして、繊維の破断ひずみを用いてきていた。材料物性値としての繊維の破断ひずみは、繊維方向に引張る場合の破断するひずみ値である。それに対し、繊維直交方向に引っ張ることは困難であり、繊維束直交方向の繊維の破断ひずみを正確に求めることも当然に困難で

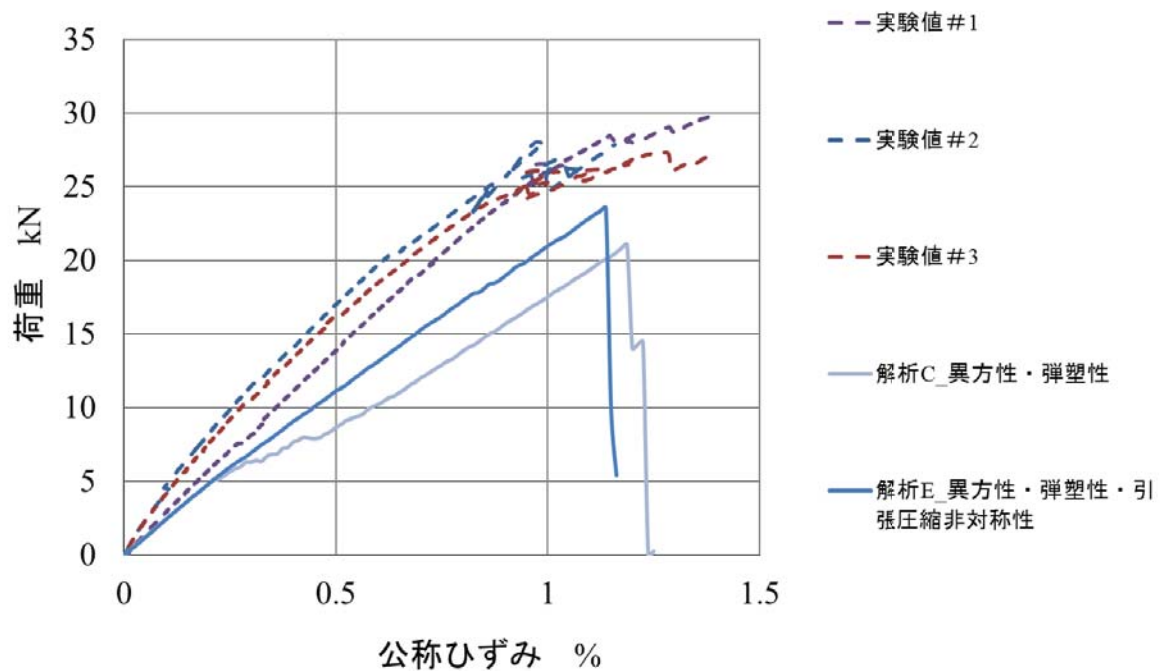


図3-3-19 90度交差（クリンプ有）試験片での引張時  
樹脂引張/圧縮非対称性を考慮した解析結果と実験結果との比較

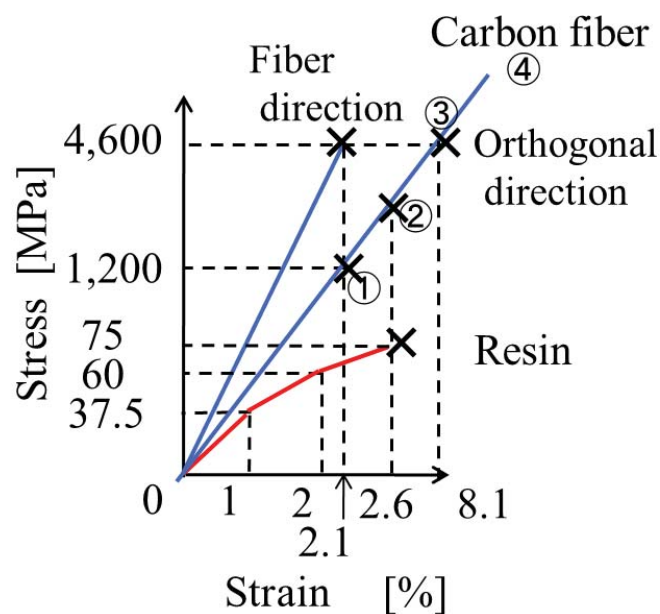


図3-3-20 解析に用いる材料の応力-ひずみ線図  
検討に用いた繊維直交方向の破壊クライテリア

ある。一方 CFRP の状態においては、繊維束直交方向に引っ張ると、繊維の間隔が広がり、実際には樹脂が破壊することで CFRP としての破壊が起こる。3・2・4 項の図 3-2-10 に示した破壊後の写真、3・2・6 項の図 3-2-15 に示した破壊後の X 線 CT の写真を見ると、繊維束直交方向には繊維が裂けて間隔が広がっているように観察される。つまり、メゾスケールとしての繊維束の直交方向破壊クライテリアは繊維自体の物性値を用いるよりも、樹脂の物性値を用いる方が合理的と考えられる。また繊維は樹脂のひずみ分間隔が広がることから、繊維束の部分では、樹脂の応力よりも樹脂の破断ひずみで壊れると解釈できる。

ここで、樹脂の破断ひずみとしてどのような破断ひずみを用いることが適切か、下記の 4 種類について、解析を試みた。この解析においては、樹脂物性の影響が大きく関係することから、3・3・5、3・3・6 項で検討した、ひずみ速度依存性と引張/圧縮非対称性を織り込んだモデルで検討を行った。

繊維束方向破断ひずみ 2.1%、樹脂破断ひずみ 2.6%に対し、

解析 F (1) 繊維束直交方向 破断ひずみ 2.1% (繊維方向と同じ) で破壊

解析 F (2) 繊維束直交方向 破断ひずみ 2.6% (樹脂と同じ) で破壊

解析 F (3) 繊維束直交方向 破断ひずみ 8.1% (繊維方向破断応力 4600MPa 相当) で破壊

解析 F (4) 繊維束直交方向 のクライテリアでは破壊させない

の 4 通りの解析での比較を行った。それぞれの材料物性を材料の応力—ひずみ線図を図 3-3-20 に示す。そして、それらの材料物性値を用いた有限要素解析結果を図 3-3-21 に示す。横軸は公称ひずみ、縦軸は荷重、点線は実験値、実線が解析値である。前項までに述べてきた、解析 C の結果も比較のため、同時に載せている。



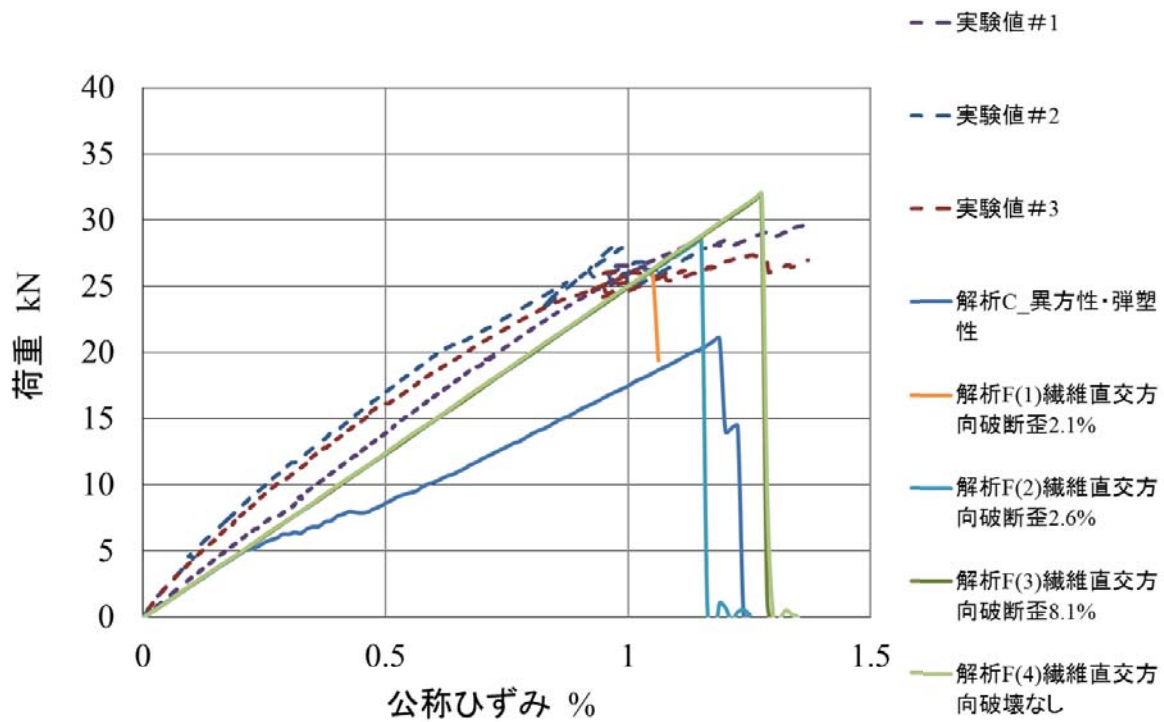


図3-3-21 90度交差（クリンプ有）試験片での引張時  
繊維直交方向破断を考慮した解析結果と実験結果との比較

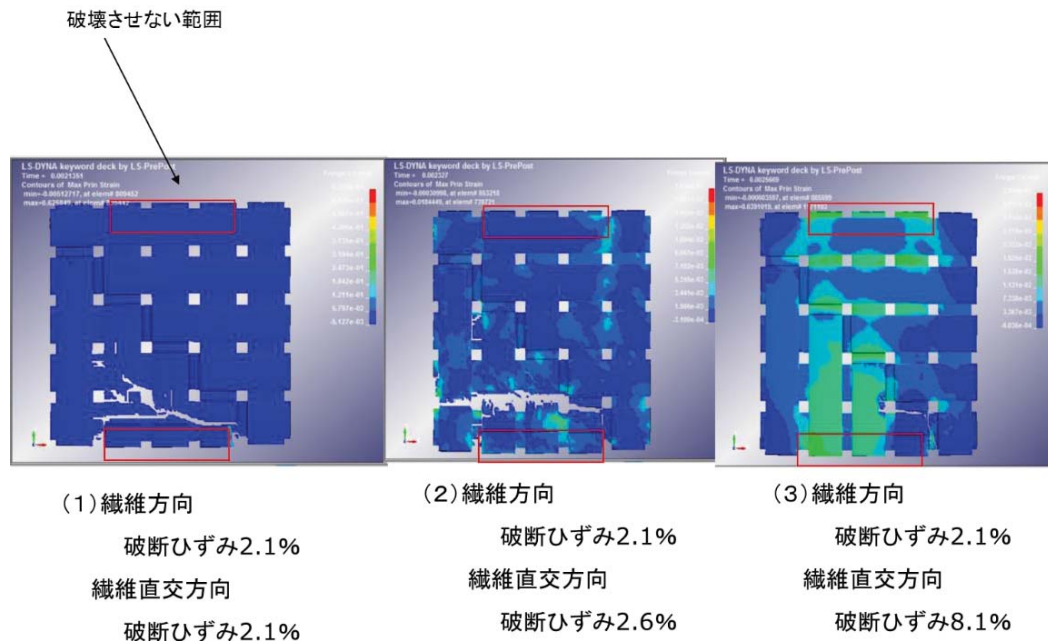


図3-3-22 90度交差（クリンプ有）試験片での  
繊維直交方向破断を考慮した引張解析での  
繊維束最大主ひずみ $\epsilon_1$ 分布図（破壊直後）

解析の結果、いずれの結果も傾きである弾性率は同じとなり、繊維束直交方向の破壊強度の影響はなかった。一方、破壊強度は、繊維束直交方向の破断ひずみが多いほど CFRP としての破壊強度が大きくなることが分かった。しかし解析 F (3) の破断ひずみ 8.1%と解析 F (4) の破壊なしの結果は同じ結果となり、これ以上の破断ひずみの伸びは影響しないことがわかった。実験結果と比較すると、繊維が破断し始める  $x$  軸の公称ひずみ 1.1%付近が解析 F (1) の破断ひずみ 2.1% に、実験での破断の途中の 1.2%付近が解析 F (2) の破断ひずみ 2.6% に、実験での最終破断となる 1.3% 付近が解析 F (3) の破断ひずみ 8.1% に近い結果となった。また、解析 F (1), (2), (3) それぞれの結果の、破壊直後の繊維束の最大主ひずみ  $\varepsilon_I$  分布図を示す。この 90 度交差試験片では、 $y$  方向垂直ひずみ  $\varepsilon_y$  とほぼ同じ値となるため、以後最大主ひずみ  $\varepsilon_I$  で整理する。図 3-3-22 に示す。いずれも繊維束の直交方向にき裂が入っており、繊維束直交方向に破壊が進展している。

つまり、90 度に交差したモデルにおいては、CFRP の強度は、単純に繊維束方向の強度だけではなく、繊維束直交方向の強度が大きく影響しているということになる。繊維の破断が繊維束の一部の弱い繊維から破断し始め、ある確率分布での繊維強度にしたがって、繊維の破壊が進行し、最終的にある本数の繊維が破壊したところで全体の強度が保持できなくなり、CFRP 全体の破壊に至ると考えられる。本研究のメゾスケールモデルの考え方では、繊維は繊維束モデルとして繊維の強度の確率分布<sup>(73)</sup> や繊維一本一本の強度のばらつきは考慮<sup>(74)</sup> していない。このようなミクロ現象を評価することは、ミクロの状態の破壊形態を理解するためには重要と思われるが、最終目的である容器の破裂強度評価を行うためには、実用的な範囲で解析可能なメゾスケールモデルでも十分破壊形態を検討できることを検証している。よって、ちょう



ど樹脂の破断ひずみ 2.6% を考慮することが、実現象を再現しており、かつ解析としても繊維の破断が始まり、CFRP の強度として限界と思われる公称ひずみ値で壊れていることから、合理的であると考えられる。

### 3・3・9 解析結果まとめ

以上検討してきた、90 度交差試験片モデルを用いた、メゾスケール引張強度解析結果についてまとめる。これまで解析してきたバリエーションを表 3-3-1 に示す。この表中の MAT 番号は、解析ソルバーである LS-DYNA の材料物性の入力モデルである。解析の際に、表中に示したように、考慮する強度モデル構成因子を増やしていくことで、実験結果に近づいてきた。結果を図 3-3-23 に示す。解析 A から F に従って、実験値に近づいていくことがわかる。

ところで本研究では、メゾスケールモデルの一束は、実際の繊維束一束の大きさ（幅 10mm 厚さ 0.5mm）に合わせて作成している。モデルをこれ以上大きいサイズにすると、容器における FW の積層による交差が表現できない。現サイズで、破壊前までの弾性率は実験をほぼ再現できているが、破壊が開始されると、実験では徐々に繊維破断が進行するのに対し、解析での繊維束のモデルは、ある要素が破壊クライテリアに達すると、次々に要素間を破壊が伝搬し、一気に破壊が進行してしまう。繊維束を細かく分割するモデルとすれば、それだけ繊維束の破壊も少しずつ進行するように出来るので、特に容器といった実部品の破壊後の挙動をより再現できると思われる。ただし計算時間はさらに増大する。本研究においては、CFRP 最終破壊に達するひずみ、応力を正確に合理的に予測することを目標としていることから、本モデルにおいて、目的は達成できるものとする。今後、破壊後の挙動まで正確に再現するためには、繊維束も細かく分割したモデルを検討することも必要となってくる。

表3-3-1 有限要素解析の材料モデルのバリエーション

	解析	繊維束 CF bundle	マトリクス樹脂 Matrix resin
A	静解析 陰解法	等方性弾性 MAT001	等方性弾性 MAT001
B	動解析 陽解法	等方性弾性 MAT024 最大主ひずみで破壊	等方性弾塑性 MAT024 相当塑性ひずみで破壊
C		異方性弾性MAT002+Add Erosion Vf95%の物性 最大主ひずみで破壊	↑
D		↑	等方性弾塑性 MAT024 ひずみ速度依存性考慮 ひずみ速度によって変化する相当 塑性ひずみで破壊
E		↑	等方性弾塑性 MAT124 引張/圧縮非対称性考慮 引張: 相当塑性ひずみで応力0 圧縮: 相当塑性ひずみで静水圧のみ
F		異方性弾性MAT221 Vf95%の物性 繊維方向ひずみor 繊維直交方向ひずみで破壊	等方性弾塑性 MAT124 引張/圧縮非対称性考慮 and 引張ひずみ速度依存性考慮

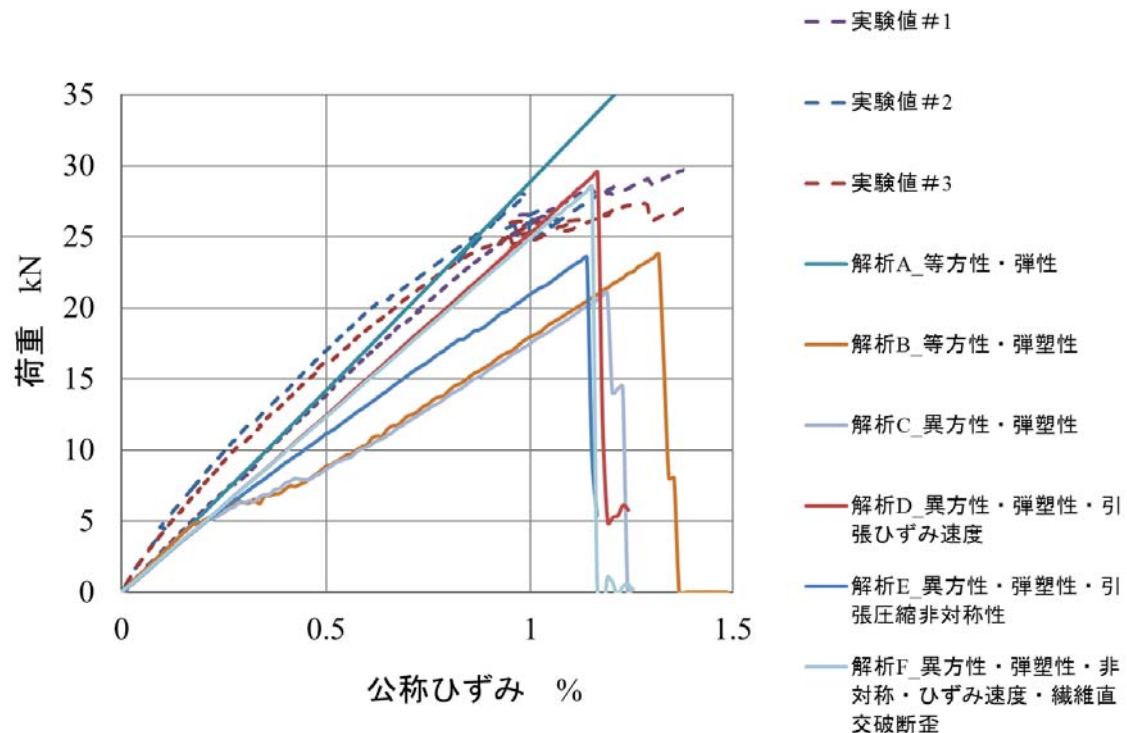


図3-3-23 90度交差（クリップ有）試験片での引張強度モデル構成因子を考慮した解析結果と実験結果との比較

以上をまとめると、CFRP の高圧水素容器に代表されるフィラメントワインディング (FW) 工法のヘリカル層を模擬したクリンプを有する 90 度交差試験片モデルにおいて、

「繊維束異方性」

「樹脂弾塑性」

「樹脂引張側ひずみ速度依存性」

「樹脂強度の引張/圧縮非対称性」

「繊維束の直交方向破壊則として樹脂破断ひずみ」

を考慮することで、弾性率、破壊強度とも、引張特性について実験を再現することができた。よって、これらの引張強度モデルの構成因子が CFRP ヘリカル層の破壊構成則となっているといえる。

### 3・4 引張強度モデル構成因子の一般性検証

3・3 節までは、典型的な形状として、ヘリカル層クリンプを有する 90 度交差試験片モデルについて引張強度モデルに関する影響因子を検討してきた。これに対し、90 度交差でもクリンプのない場合や、交差角度、また、樹脂の塑性ひずみ強度が異なる場合など、引張強度構成因子が一般性を有するものであるか、本節で検証を行う。

#### 3・4・1 引張試験片モデルのバリエーション

本項では、本研究で検討するバリエーションを説明する。

表 3-4-1 に本研究で検討する引張試験片モデルのバリエーションを示す。①90 度交差 (クリンプ有) は、これまでの節で検討してきたモデルである。高圧水素容器の FW 工法における典型的なヘリカル層を想定したものであり、交差によって生じる繊維のせん断の影響を検討するものである。②90 度交差 (クリンプ無) は、交差の影響が無

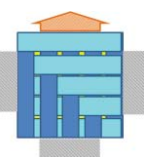
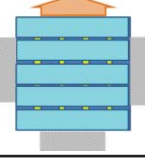
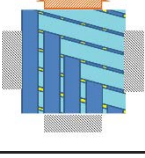
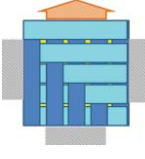

い場合、例えばヘリカル層と別のヘリカル層、またはヘリカル層とフープ層、との層間を想定したものであり、マトリクス樹脂のせん断の影響を検討するものである。③45 度交差（クリンプ有）は、①90 度交差（クリンプ有）に対し、交差角が異なる場合の影響を検討するものである。④90 度交差（クリンプ有）樹脂塑性ひずみ大は、①90 度交差（クリンプ有）モデルに対し、マトリクス樹脂の硬化温度を上げることにより、樹脂の塑性伸びが大となり、それに伴い樹脂の破断ひずみが大となる場合の影響を検討するものである。繊維の強度は変わらなくても樹脂の塑性ひずみを大きくした場合に CFRP 強度がどのように影響するかを確認する。⑤一方向は、高圧水素容器の FW 工法のフープ層を想定したものであり、今回の交差した複雑な試験片モデルに対し、単純なモデルでも成立していることを確認するためのものでもある。これらのバリエーションにおいても、前節まで検討してきた強度構成因子が同様に引張強度に影響することが確認できれば、高圧水素容器などさまざまな積層の組み合わせによる実部品への適用の場合も同様に成り立つと考えてよいと思われる。

#### 3・4・2 交差有無の影響

表 3-4-1 に示す、②90 度交差（クリンプ無）の試験片モデルの試作、実験と解析評価を行い、①90 度交差（クリンプ有）の試験片モデルでの強度モデルの構成因子と同様かどうかを検証する。

試験片モデルの模式図を図 3-4-1 (1) に示す。前面がすべて水平方向への繊維束とし、背面がすべて鉛直方向への繊維束としており、クリンプの無いモデルとした。90 度交差モデルと同様に十字の中央の 50×50 の部分を解析する。また、拘束または強制変位を与える繊維束も中央の 3 繊維束分とし、同様の境界条件としている。解析の拘束条件を図 3-4-1 (2) に示す。鉛直方向は上側が前後、水平拘束で鉛直方向に強制変

表3-4-1 引張試験片モデルのバリエーション

	引張	容器の想定部
①90度交差 (クリンプ有)	 50×50×1	ヘリカル層
②90度交差 (クリンプ無)	 50×50×1	交差角の異なる層間
③45度交差 (クリンプ有)	 50×50×1	ヘリカル層 交差角違い
④90度交差 (クリンプ有) 樹脂塑性ひずみ大	 50×50×1	ヘリカル層 樹脂塑性 (破断) ひずみ違い
⑤一方向	 150×15×1	フープ層

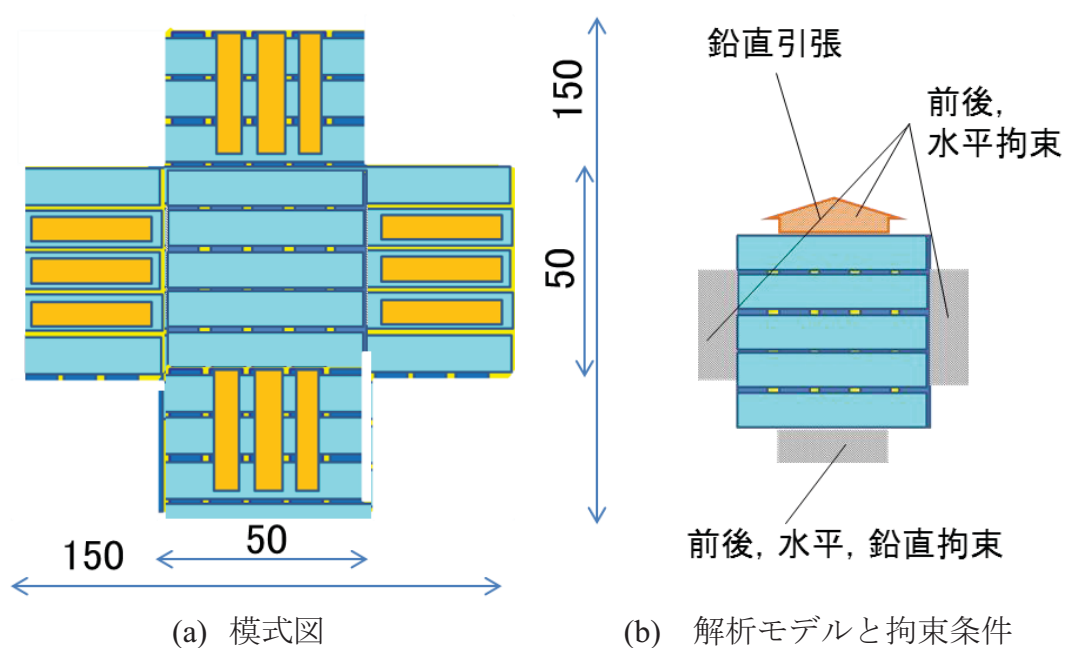


図3-4-1 90度交差 (クリンプ無) 試験片モデル

位で引張り、下側は前後、水平、鉛直と 3 方向を拘束した。また水平方向は、前後、水平方向を拘束し、鉛直方向は摺動できるようにした。

実験に用いた試験片の材料モデルは、90 度交差（クリンプ有）モデル（3・2・2 項表 3-2-1）と同じとした。作製した試験片とその引張試験結果の写真を図 3-4-2 に示す。試験前、破断した試験後、そして試験後の拡大写真を示す。表側が鉛直方向に繊維束が、裏側が水平方向に繊維束が通っている。試験後の繊維束は鉛直方向にささくれるように、破壊した。X 線 CT の写真では、まっすぐ配向された繊維が途中でなくなっており、繊維が破断していることがわかる。

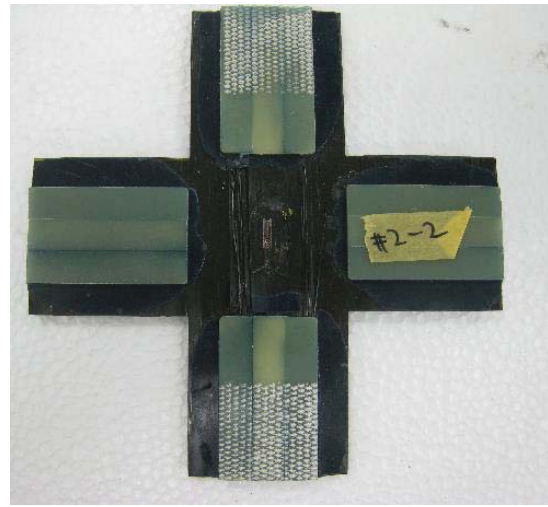
図 3-4-3 に、90 度交差（クリンプ無）モデルに対する荷重－ひずみ線図を示す。横軸は公称ひずみ、縦軸は荷重である。点線が実験値、実線が解析値である。表 3-3-1 に示すものと同じ、解析 A（等方性弾性）、B（等方性弾塑性）、C（異方性弾塑性）、F（異方性弾塑性、樹脂引張/圧縮非対称性、樹脂引張ひずみ速度依存性考慮、繊維直交方向破断ひずみ 2.6%）の結果を示す。前項までに検討してきた 90 度交差（クリンプ有）モデルと同様に、弾塑性の構成因子を考慮しただけでは樹脂破壊が始まるひずみ 0.45% 付近から樹脂破壊が始まり弾性率が低下してしまう。解析 F まで強度構成因子を考慮することで、実験値に近づくことがわかる。また破壊強度は、実験値が塑性変形をし始める 1.5% と完全破壊する 1.9% 近傍の中間の値となった。

図 3-4-4 に破壊直前と破壊直後の繊維束の最大主ひずみ  $\varepsilon_I$  の解析結果を示す。解析において、強制変位を与える鉛直方向の上下両端は一繊維束の幅分は破壊させない範囲を設けている。端部は局所の集中応力が発生し、実物とは異なる挙動で解析上破壊が進行してしまうためである。

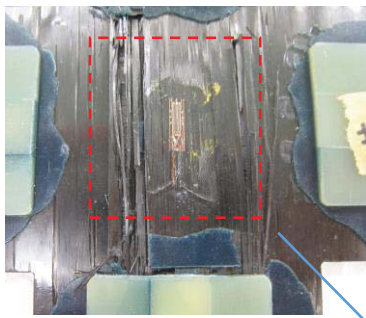




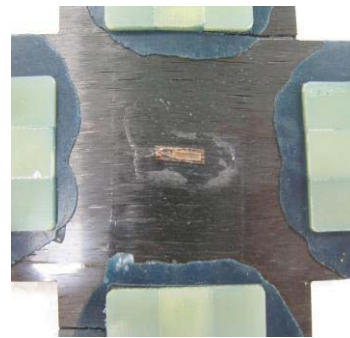
(a) 試験前



(b) 試験後



(c) 試験後(拡大 表側)



(d) 試験後(拡大 裏側)



(e) 破壊箇所のX線CT写真

図3-4-2 90度交差（クリンプ無）引張試験片 試験前後の状態

解析結果から、破壊によって繊維束が繊維直交方向に向かって破壊している。これは繊維直交方向の破壊クライテリアも引張強度モデルの構成因子の大きな要因の一つであることを示している。

図 3-4-5 に 90 度交差（クリンプ無）仕様と 90 度交差（クリンプ有）試験片モデルによる荷重—ひずみ線図の比較を示す。弾塑性のみ考慮した解析 C、弾性率改善を考慮した引張強度モデルの構成因子を織り込んだ解析 F の比較を示す。クリンプが無い場合と有る場合では曲線の傾きが大きく変わらない。つまりクリンプの有無の差があっても弾性率は大きく変わらないということが分かった。交差部は繊維束が屈曲して弾性率が低くなるように思えるが、マトリクス樹脂がひずみ速度により剛性が上がり、結果として全体の弾性率としては下がるような影響を与えないと考えられる。これまで 2 章で示したように、破壊強度を求める工夫は様々な研究者によって提案されているものの、交差部の弾性率にはほとんど言及していない理由は、弾性率がほとんど変化しないからであると思われる。一方、破壊強度においては、本項のクリンプ無は、クリンプによる局所ひずみ集中がないため、クリンプ有に対して、CFRP 破壊強度が大となっている。

以上の結果から、CFRP の高圧水素容器に代表されるフィラメントワインディング (FW) 工法のヘリカル層内のクリンプの無い部位やヘリカル層やフープ層の層間を模擬した 90 度交差（クリンプ無）試験片モデルにおいて、90 度交差（クリンプ有）試験片と同じ引張強度モデルの構成因子を考慮することで、引張特性における弾性率、破壊強度とも、解析で実験をほぼ正確に予測できることがわかった。

### 3・4・3 交差角の影響



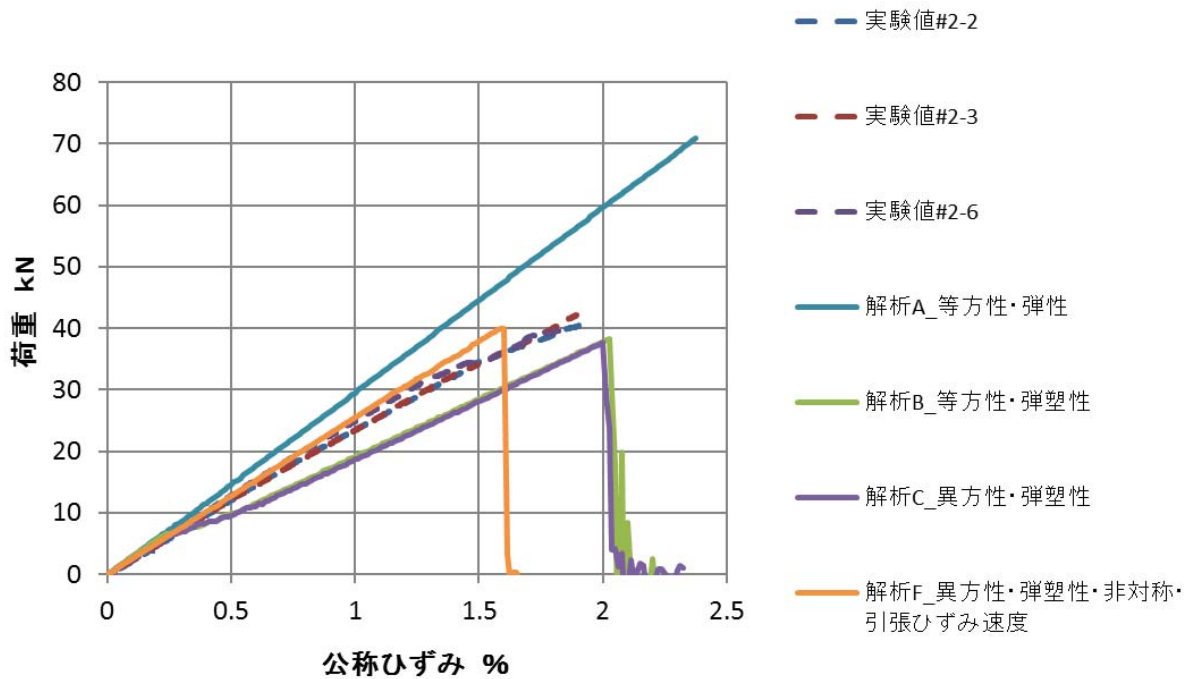


図3-4-3 90度交差（クリップ無）試験片での引張時  
解析結果と実験結果との比較

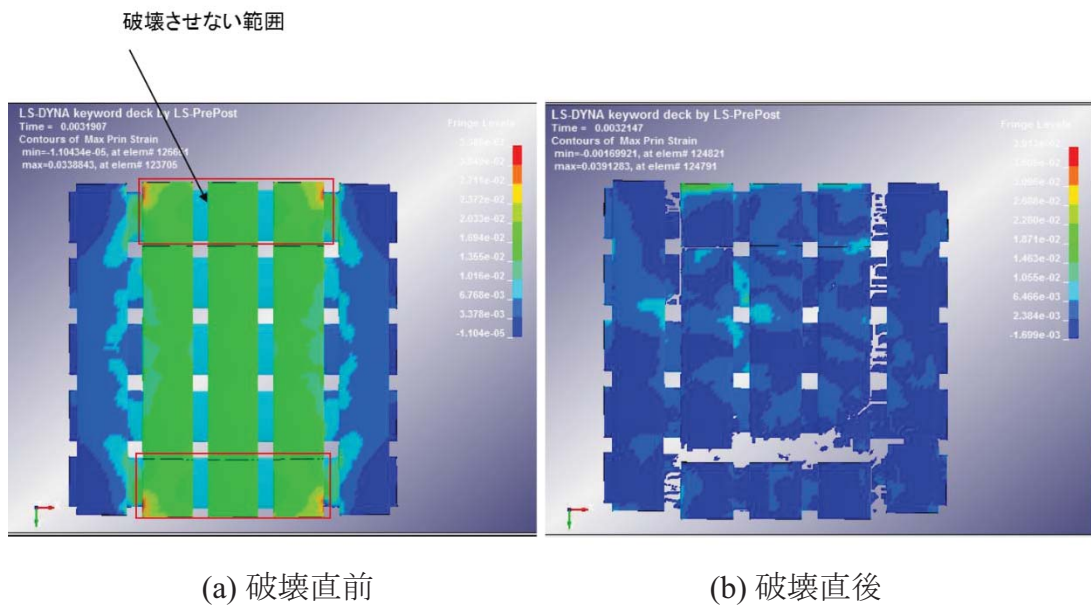


図3-4-4 90度交差（クリップ無）試験片での引張解析  
繊維束最大主ひずみ $\epsilon_1$ 分布図

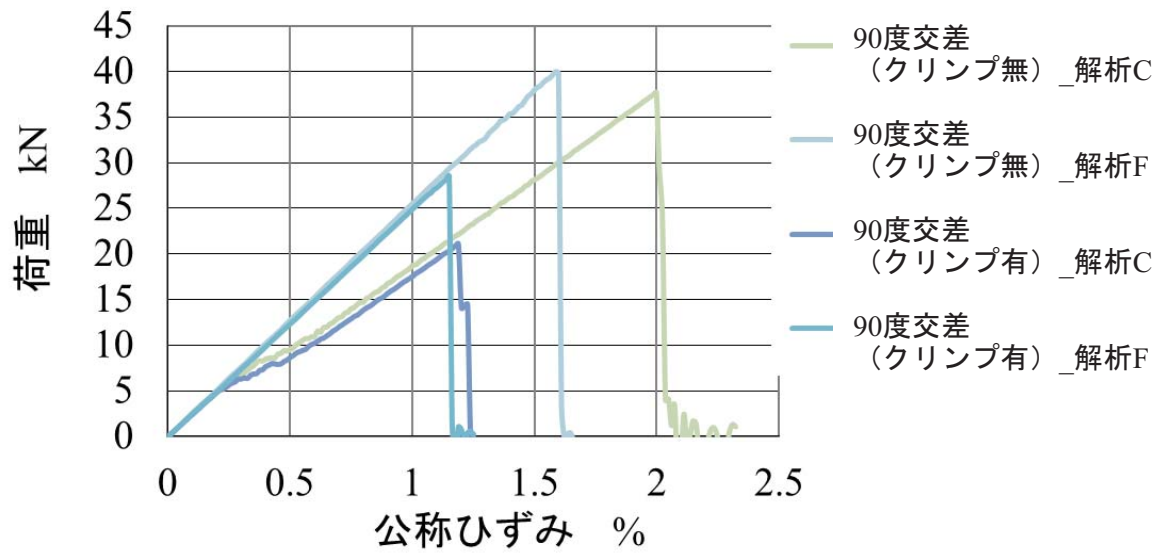
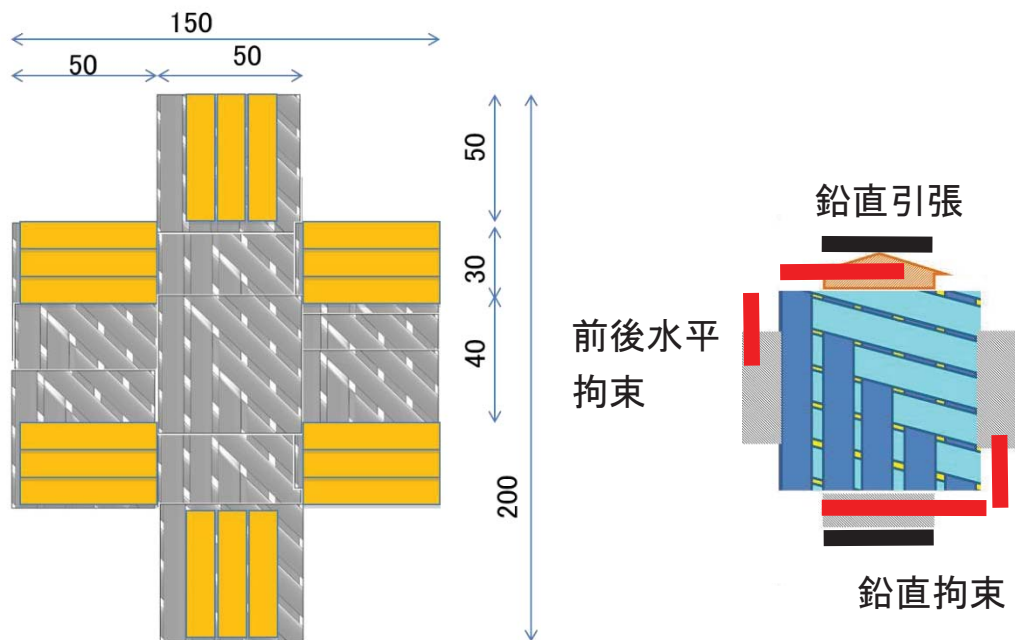


図3-4-5 90度交差（クリープ無）試験片と  
90度交差（クリープ有）試験片の引張解析比較



(a) 模式図

(b) 解析モデルと拘束条件

図3-4-6 45度交差（クリープ有）試験片モデル

表 3-4-1 に示す、③45 度交差（クリンプ有）の試験片モデルの試作、実験と解析評価を行い、①90 度交差（クリンプ有）の試験片モデルにおける引張強度モデルの構成因子と同様かどうかを検証する。

試験片モデルの模式図を図 3-4-6 (1) に示す。鉛直方向の繊維束を垂直に配置し、45 度傾いた繊維束を配置した、中央の交差部を評価するため、水平方向の拘束は水平位置から上下にずらした位置で拘束している。図 3-4-6 (2) に解析時の拘束条件を示す。50×50 の小さい範囲としたため、45 度傾けた繊維束の拘束（赤線部）は鉛直方向までかかっている。

作製した試験片とその引張試験結果の写真を図 3-4-7 に示す。試験前、破断した試験後、そして試験後の拡大写真、さらその部分の X 線 CT を示す。試験後の繊維束は繊維束が交差して屈曲しているクリンプ部で繊維束が破断している。また、X 線 CT により繊維束が交差している方向に繊維が破断していることを確認した。

図 3-4-8 に、45 度交差（クリンプ有）モデルに対する荷重－ひずみ線図を示す。横軸は公称ひずみ、縦軸は荷重である。点線が実験値、実線が解析値である。表 3-3-1 に示すものと同じ、解析 A（等方性弾性）、B（等方性弾塑性）、C（異方性弾塑性）、F（異方性弾塑性、ひずみ速度、引張/圧縮非対称性、繊維直交方向破断ひずみ 2.6%）の結果を示す。交差角が異なっているにもかかわらず、前節までに検討してきた 90 度交差（クリンプ有）モデルと同様、解析 B、C の曲線のように、弾塑性特性を考慮しただけでは、弾性率が低く計算されてしまう。一方、解析 F まで引張強度モデルの構成因子を考慮することで弾性率がほぼ実験値と同じ傾きを表すようになる。また破壊強度は、実験では 1%を超えたところで荷重が一回下がり繊維の破壊が始まったあと、破断するまでのひずみ値の間に、解析による破断ひずみ結果が位置する。本モデルでは、特に解



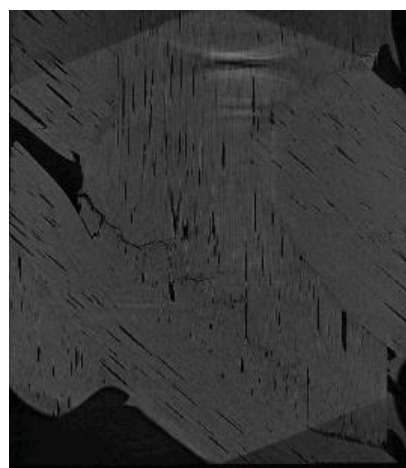
(a) 試験前



(b) 試験後



(c) 試験後(拡大)



(d) 破壊箇所のX線CT写真

図3-4-7 45度交差（クリンプ有）引張試験片 試験前後の状態

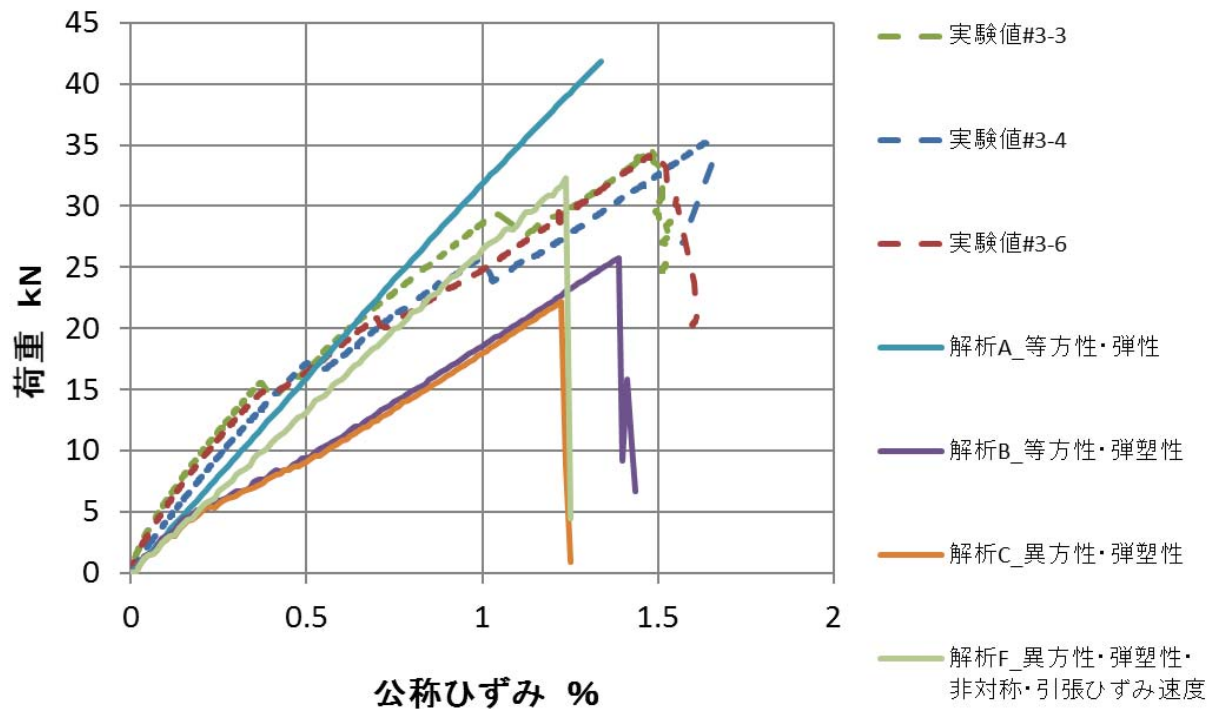


図3-4-8 45度交差（クリンプ有）試験片での引張時  
解析結果と実験結果との比較

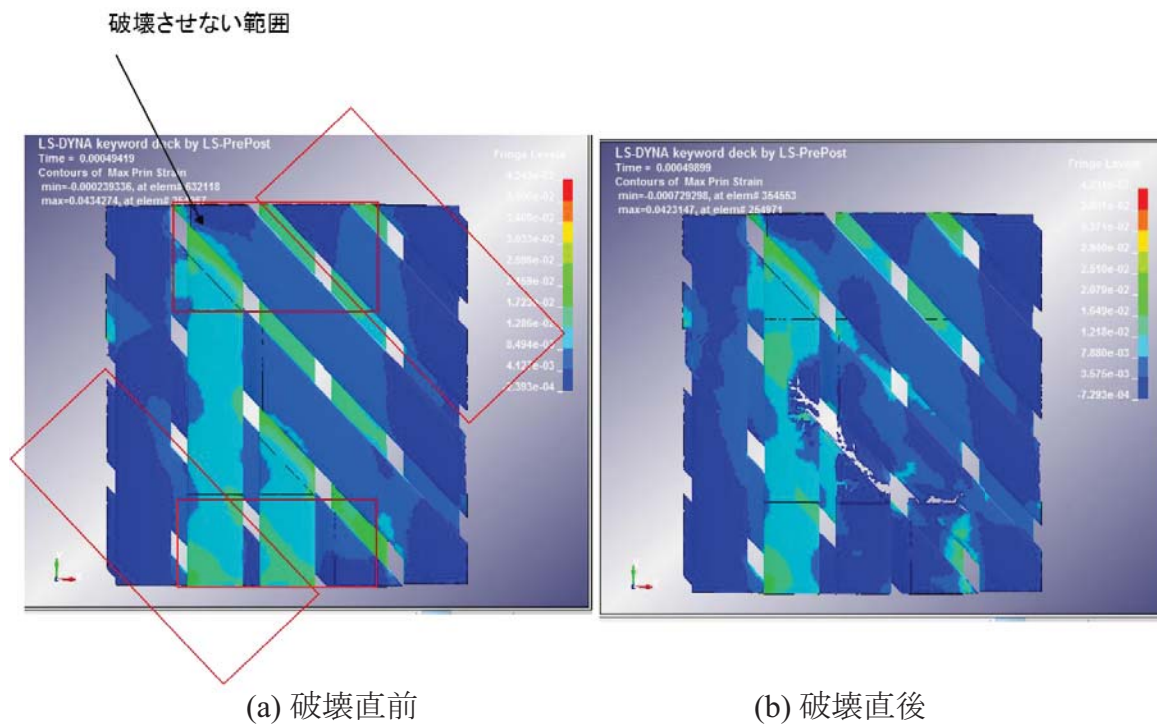


図3-4-9 45度交差（クリンプ有）試験片での引張解析  
繊維束最大主ひずみ $\varepsilon_1$ 分布図



析はモデル上 45 度繊維束がスムーズに繊維直交方向に摺動しないことから局所的なひずみで早期に破壊に至ったと推定した。

さらに図 3-4-9 に破壊直前と破壊直後の繊維束の最大主ひずみ  $\varepsilon_I$  分布の解析結果を示す。解析において、強制変位を与える鉛直方向の上下両端および 45 度方向の両端は、一繊維束分の幅を破壊させない範囲を設けている。端部は局所の集中応力が発生し、実際とは異なる挙動で破壊が進行してしまうためである。破壊によって、繊維束が繊維交差の斜めに向かってき裂が進展している。繊維交差部にひずみが局所的に集中しているためである。

図 3-4-10 に 45 度交差（クリンプ有）と 90 度交差（クリンプ有）試験片モデルによる荷重—ひずみ線図の比較を示す。弾塑性のみ考慮した解析 C、弾性率改善を考慮した引張強度モデルの構成因子を織り込んだ解析 F のそれぞれの比較を示す。交差角が変化しても繊維束引張方向の弾性率にはほとんど影響しないことがわかる。これは前項の 90 度交差（クリンプ無）の結果で、交差自体は弾性率にはほとんど影響しないということと矛盾しない。また強度は 90 度よりも大となり、交差角が小さいほど強度が上がることをわかる。これは、交差による局所ひずみ集中が交差角を小さくするほど小さくなることが理由と考えられる。

以上のように、45 度交差（クリンプ有）は、CFRP の高圧水素容器に代表されるフィラメントワインディング (FW) 工法のヘリカル層の交差角違いの試験片モデルにおいても、90 度交差（クリンプ有）試験片と同じ引張強度モデルの構成因子を考慮することで、引張特性における弾性率、破壊強度とも、解析で実験をほぼ予測できることがわかった。

#### 3・4・4 マトリクス樹脂の塑性ひずみの影響

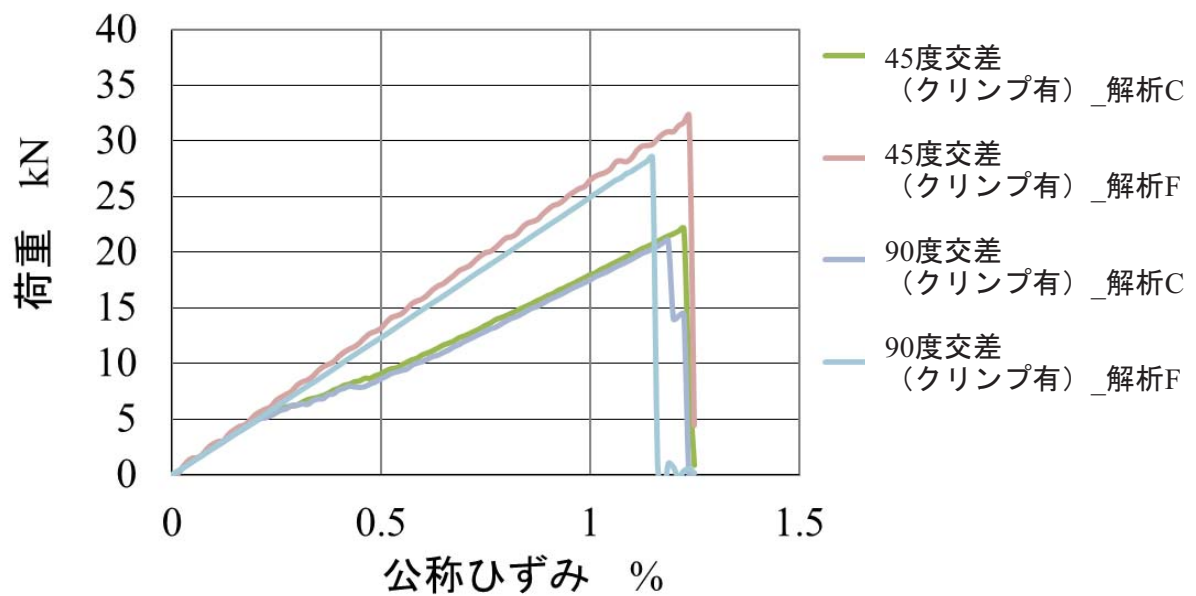


図3-4-10 45度交差（クリンプ有）試験片と  
90度交差（クリンプ有）試験片の引張解析比較

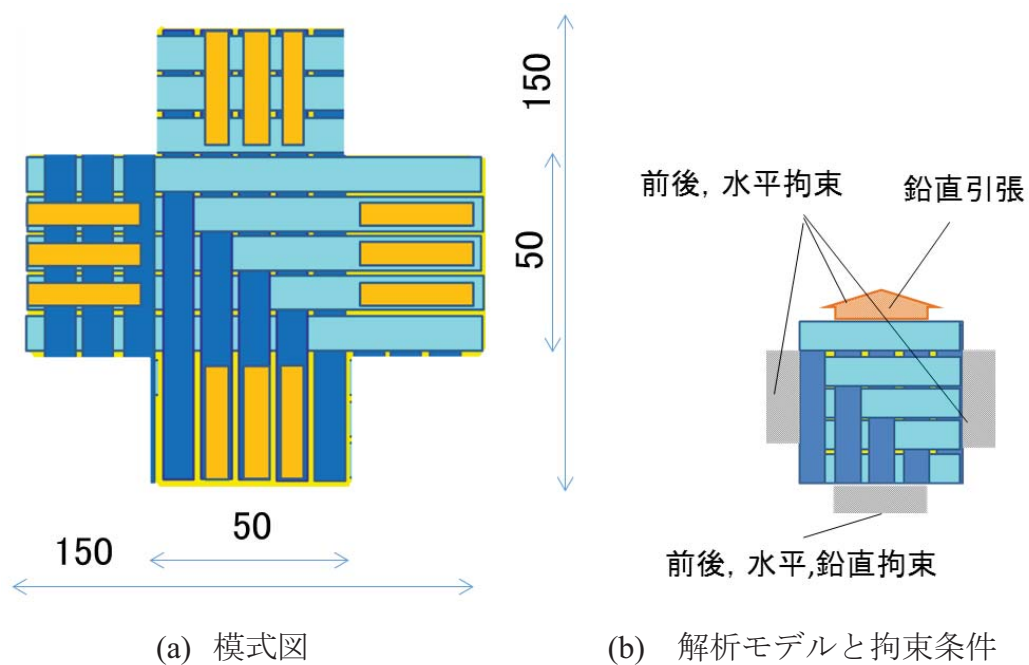


図3-4-11 90度交差（クリンプ有）樹脂塑性ひずみ大  
試験片モデル

表 3-4-1 に示す，④90 度交差（クリンプ有）樹脂塑性ひずみ大の試験片モデルの試作，実験と解析評価を行い，①90 度交差（クリンプ有）の試験片モデルでの引張強度モデルの構成因子と同様かどうかを検証する．硬化温度の影響で，樹脂の塑性伸びが大きくなり，樹脂の破断ひずみもそれに合わせて大きくなる．

試験片モデルの模式図を図 3-4-11 に示す．90 度交差（クリンプ有）試験片と同一であり，材料物性のみ変更している．拘束条件も 90 度交差（クリンプ有）試験片と同じである．表 3-4-2 に実験に用いた試験片仕様を示す．繊維，樹脂の材料は同じだが，硬化条件を 80 度 2 時間⇒110 度 3 時間から 80 度 2 時間⇒150 度 3 時間に変更している．これにより樹脂の硬化が進み，樹脂の塑性ひずみが大となる．図 3-4-12 に材料メーカ（三菱化学（株））から提供頂いた，JIS 試験片によるマトリクス樹脂の応力－ひずみ曲線を示す．破断ひずみは 2.6%から 6.5%へと，繊維の破断ひずみ 2.1%と比較しても大幅に伸びる特性を有するエポキシ樹脂である．

試験片の試験後の写真を図 3-4-13 に示す．また X 線 CT による測定結果も合わせて示す．これまでの試験片と同様に繊維交差部から破断することが分かった．破壊した繊維は樹脂がまとわりついたような少し毛羽立った様子であった．

図 3-4-14 に，90 度交差（クリンプ有）樹脂塑性ひずみ大モデルに対する荷重－ひずみ線図を示す．横軸は公称ひずみ，縦軸は荷重である．点線が実験値，実線が解析値である．表 3-3-1 に示すものと同じ，解析 A（等方性弾性），B（等方性弾塑性），C（異方性弾塑性），F（異方性弾塑性，ひずみ速度，引張/圧縮非対称性，繊維直交方向破断ひずみ 6.5%）の結果を示す．ここでひずみ速度依存性のクーパースモンズの式 (3.1) のパラメータは，付録 G の実験により， $C=34.2$ ， $P=1$  とした．前節までに検討してきた 90 度交差（クリンプ有）モデルと同様に，弾塑性の構成因子を考慮し



表3-4-2 引張試験片仕様（樹脂塑性ひずみ大）

材料	繊維 東レT700 繊維束10 × 0.5 樹脂 三菱化学 jER828+日立化成HN2200 +花王カオーライザーNo20 体積比100/80/1に混合
繊維体積含有率	CFRP $V_f$ 55%
硬化時間	80度2時間⇒150度3時間

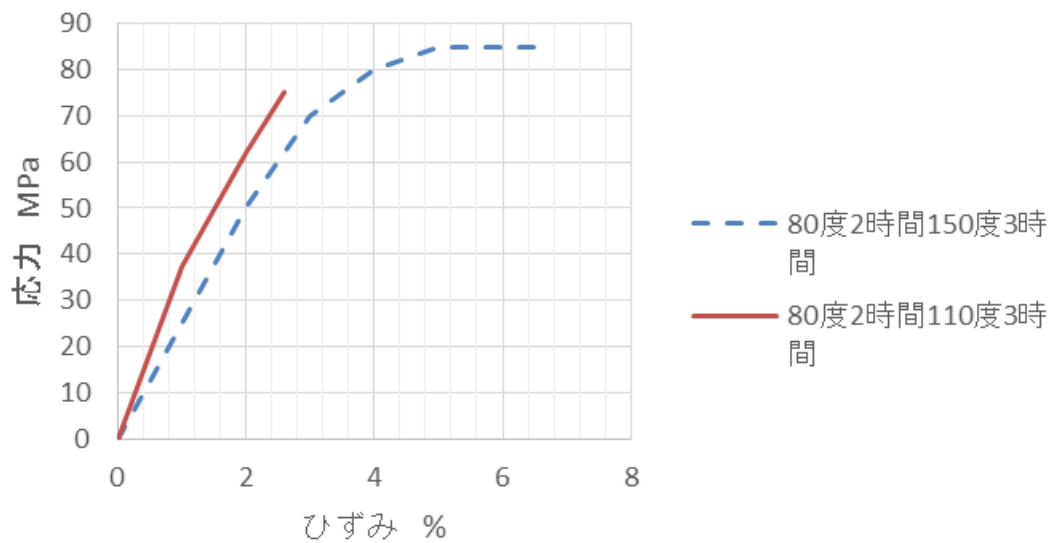
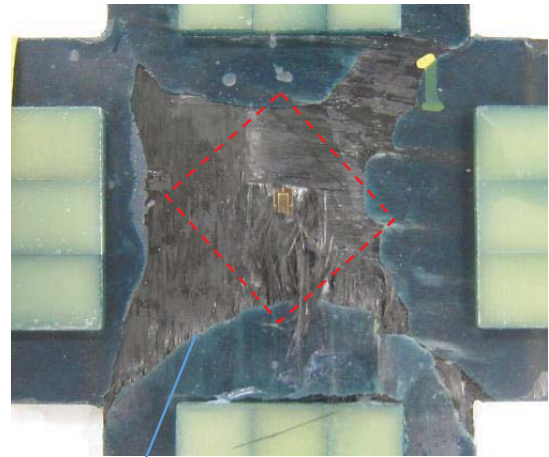


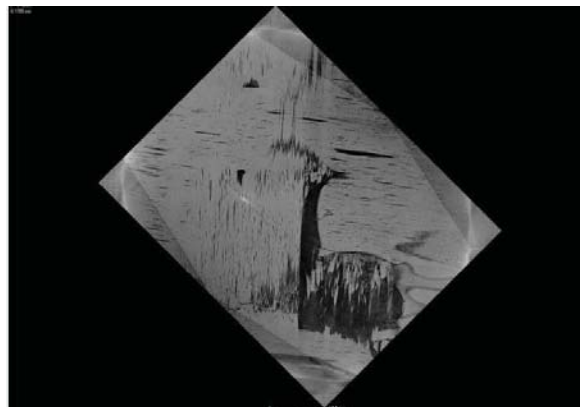
図3-4-12 マトリクス樹脂の物性値（応力－ひずみ線図）  
（三菱化学（株）よりデータ提供）



(a) 試験後



(b) 試験後(拡大)



(c) 破壊箇所のX線CT写真

図3-4-13 90度交差（クリンプ有）樹脂塑性ひずみ大  
引張試験片 試験後の状態

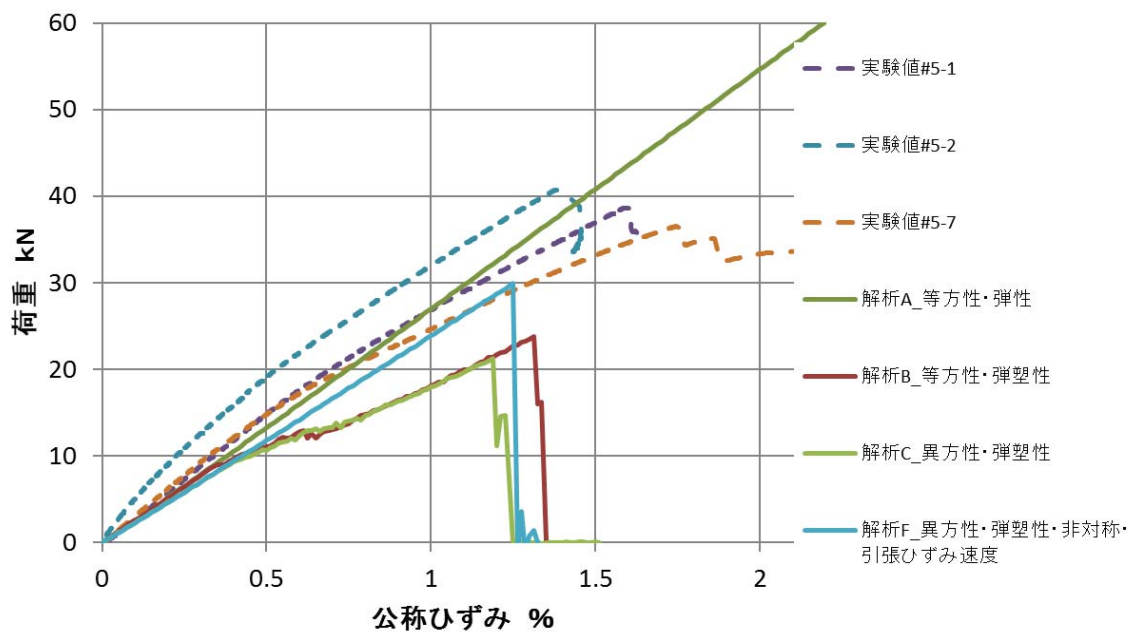
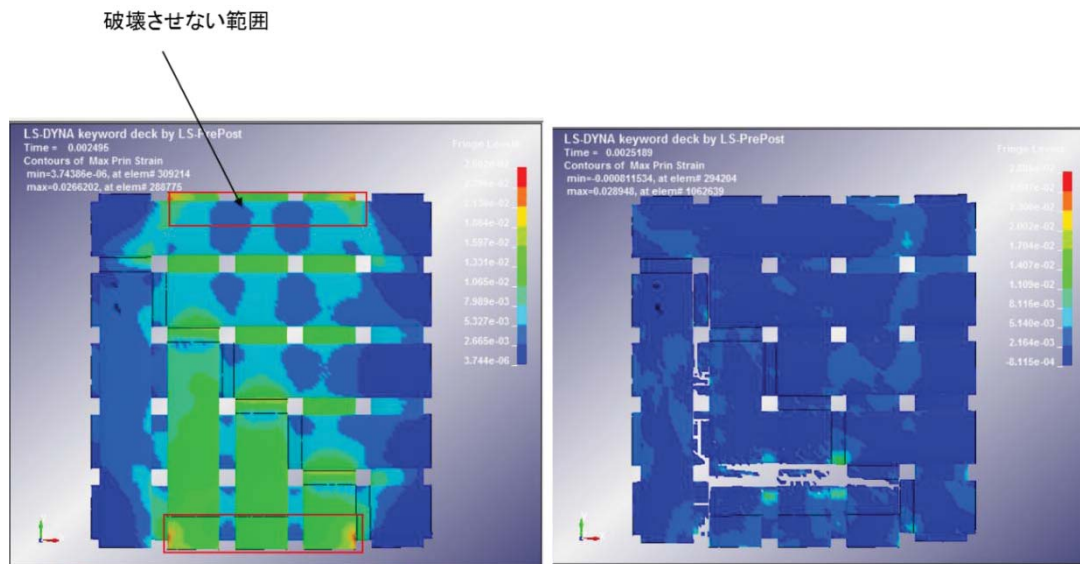


図3-4-14 90度交差（クリンプ有）樹脂塑性ひずみ大試験片  
における引張時解析結果と実験結果との比較



(a) 破壊直前

(b) 破壊直後

図3-4-15 90度交差（クリンプ有）樹脂塑性ひずみ大試験片での  
引張解析 繊維束最大主ひずみ $\epsilon_1$ 分布図

ただけでは、樹脂破壊が始まるひずみ 0.4%付近から弾性率が下がってしまう。解析 F まで構成因子を考慮することで、弾性率が実験値に近づくことも確認できた。しかし、破壊強度については、実験では 1.5%程度まで破断ひずみが向上しているのに対し、解析ではさほど向上しなかった。これは、繊維束が少しずつ壊れるモデル（繊維束モデルの細分化、樹脂の粘弾性特性など）を適用すれば、実験に近い解析結果が得られると考えられる。

図 3-4-15 に破壊直前と破壊直後の繊維束の最大主ひずみ  $\varepsilon_1$  分布の解析結果を示す。他のパターンと同様に繊維直交方向に向けてき裂が進行している。y 方向垂直ひずみ  $\varepsilon_y$  の分布は、90 度交差（クリンプ有）の結果（図 3-3-9）は、繊維交差部の応力集中の影響が大きかったが、それよりも端部に応力が集中する 90 度交差（クリンプ無）（図 3-4-4）の破壊モードに近くなった。相対的に、応力/ひずみ集中の影響よりも繊維強度自体の破壊の影響が大きくなったためと考えられる。

図 3-4-16 に 90 度交差（クリンプ有）樹脂塑性ひずみ大試験片モデルと 90 度交差（クリンプ有）試験片モデルの解析結果の比較を示す。ひずみ速度など弾性率改善を考慮しない解析 C の場合は、塑性ひずみ大の方が樹脂の破壊が開始されるひずみが大きくなることから、弾性率が大きくなっている。しかし、公称ひずみ 1%あたりから樹脂が解析上完全に破壊されてしまうため、結局 1%以上のひずみでは同じ弾性率になり、CFRP としての破壊強度も同じ 1.3%となり、差が表れてこない。それに対し解析 F の場合は、破断ひずみの差が CFRP の破壊強度の差となって現れる。よって解析 F の強度構成因子を考慮しないと、樹脂の塑性ひずみの差による CFRP 強度の差が表れないということがわかった。

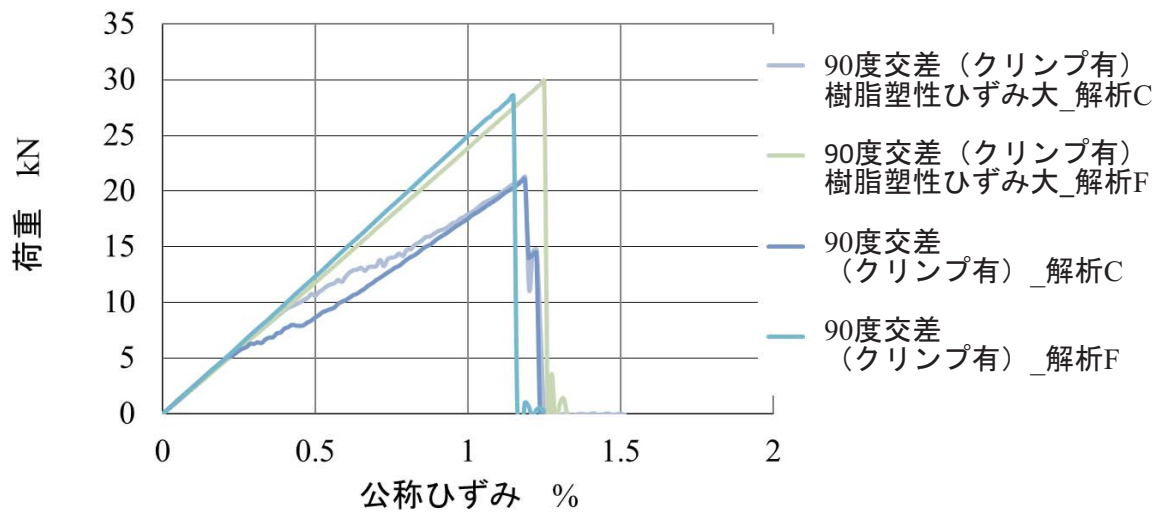
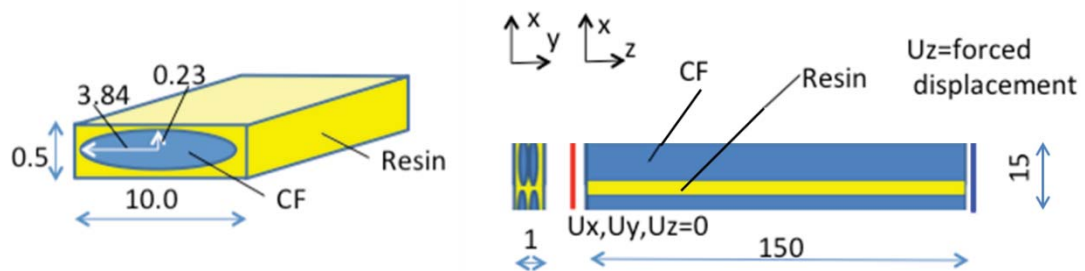


図3-4-16 90度交差（クリープ有）樹脂塑性ひずみ大試験片と  
90度交差（クリープ有）試験片の引張解析比較



(a) 一繊維束のメゾスケールモデル (b) 一方向試験片モデルと拘束条件

図3-4-17 一方向試験片モデル  $V_f = 55\%$

以上のように、CFRP の高圧水素容器に代表されるフィラメントワインディング (FW) 工法のヘリカル層を模擬した 90 度交差（クリンプ有）樹脂塑性ひずみ大試験片モデルにおいて、樹脂の塑性伸びの影響が異なり、破壊モードが若干変化しても、これまでと同様に 90 度交差（クリンプ有）試験片と同じ引張強度モデルの構成因子を考慮することで、引張特性における弾性率、破壊強度とも、解析で実験をほぼ予測できることがわかった。

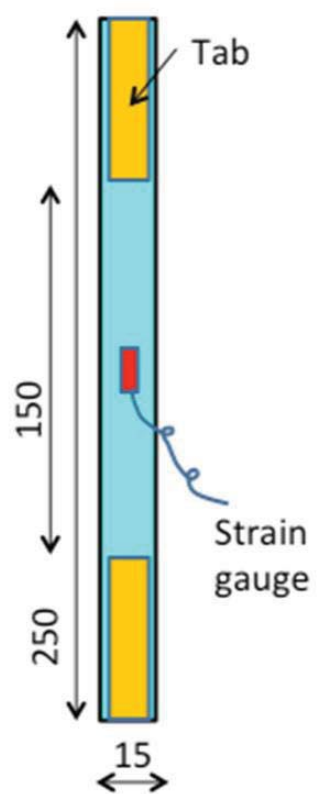
### 3・4・5 一方向の場合

これまでは FW 工法に特有の、高圧水素容器のヘリカル層を想定した、繊維束が交差するような複雑な構造を検討してきた。本項では、高圧水素容器でも単純な積層であるフープ層を想定した、単純な繊維束一方向材でも同様の引張強度モデルの構成因子が引張の破壊強度に影響するかを検証していく。

図 3-4-17 に一方向試験片モデルを示す。一繊維束は図 3-4-17 (a) に示す通り、これまでの交差試験片と同じ幅 10mm、高さ 0.5mm、 $V_f = 55\%$ のメゾスケールモデルである。一方向試験片モデルは、JIS K7165 規格に準じるものとして、幅 15mm、厚み 1mm とした。よって 図 3-4-17 (b) に示すように、高さ 2 層、幅 1.5 層の繊維束で構成した。

材料モデルは 3・2・2 項 表 3-2-1 と同様とする。両端 10mm ずつタブを接着した。

図 3-4-18 に試験片の模式図と、試験片の写真を示す。繊維方向にひずみゲージを貼り付け、荷重、ストローク変位と同時にひずみを測定した。試験による破壊後の写真を図 3-4-19 に示す。交差試験片が破壊されても一見破壊が分からず、X 線 CT での計測が必要であったのに対し、一方向試験片は繊維束がばらばらになり破断する。



(a) 模式図

(b) 写真

図3-4-18 一方向試験片



図3-4-19 一方向試験片 試験後



図 3-4-20 に、一方向試験片モデルに対する荷重－ひずみ線図を示す．横軸は公称ひずみ，縦軸は荷重である．点線が実験値，実線が解析値である．表 3-3-1 に示すものと同じ，解析 A（等方性弾性），B（等方性弾塑性），C（異方性弾塑性），F（異方性弾塑性，ひずみ速度，引張/圧縮非対称性，繊維直交方向破断ひずみ 2.6%）の結果を示す．また，比較のため，連続体モデルによる解析結果も合わせてプロットしている．連続体モデルは繊維束と樹脂の弾性率を  $V_f$  の比率で足し合わせたものを CFRP としての一材料物性とした．繊維方向と繊維直交方向は，繊維束と樹脂の弾性率の足し合わせを，第 2 章の式 (2.2)，式 (2.3) に従って，それぞれ並列と直列により足し合わせた異方性モデルとした．また破壊基準は繊維の 3 方向の主ひずみが破断ひずみ 2.1% を越えたときに要素を削除するとした．

実験と解析はいずれもほぼ同じ弾性率，同じ破壊強度を示している．つまり，繊維束の破断ひずみ 2.1% の構成因子が破壊モードの主要因となっており，他の構成因子を加えても有意差がでてこない．よって，前項までに述べてきた，交差有りや隣り合った層に異なる交差角の繊維束が配置される場合には，繊維束以外の構成因子が，大きく CFRP の弾性率や強度に大きく影響することがわかった．さらに比較した連続体モデルでは同じ繊維の破断ひずみの基準にも関わらず早めに破壊されてしまう．よって繊維束と樹脂を別々に評価するメゾスケールモデルなら，CFRP としての強度において，それぞれ構成している材料物性を正確に反映するものであり，メゾスケールモデルでの評価の合理性が確かめられた．連続体モデルで正確に破壊強度を予測するには，古典的な Tsai-Wu 則<sup>(25)</sup> や Chang-Chang 則<sup>(27)</sup> のように破壊のクライテリアを工夫する必要がある．

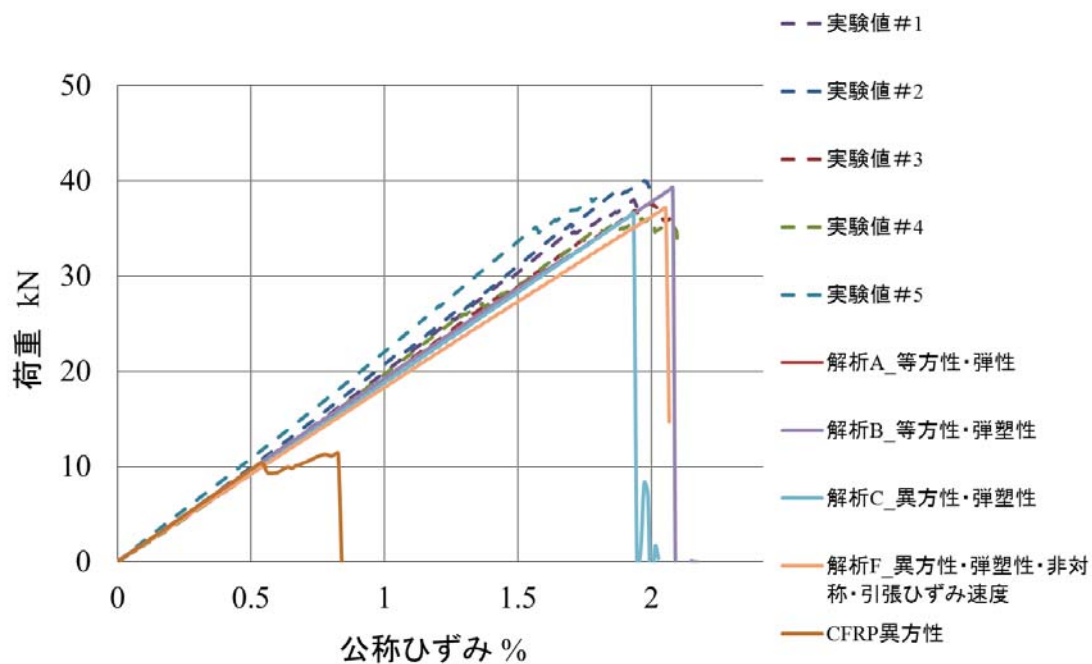


図3-4-20 一方向試験片での引張時  
解析結果と実験結果との比較

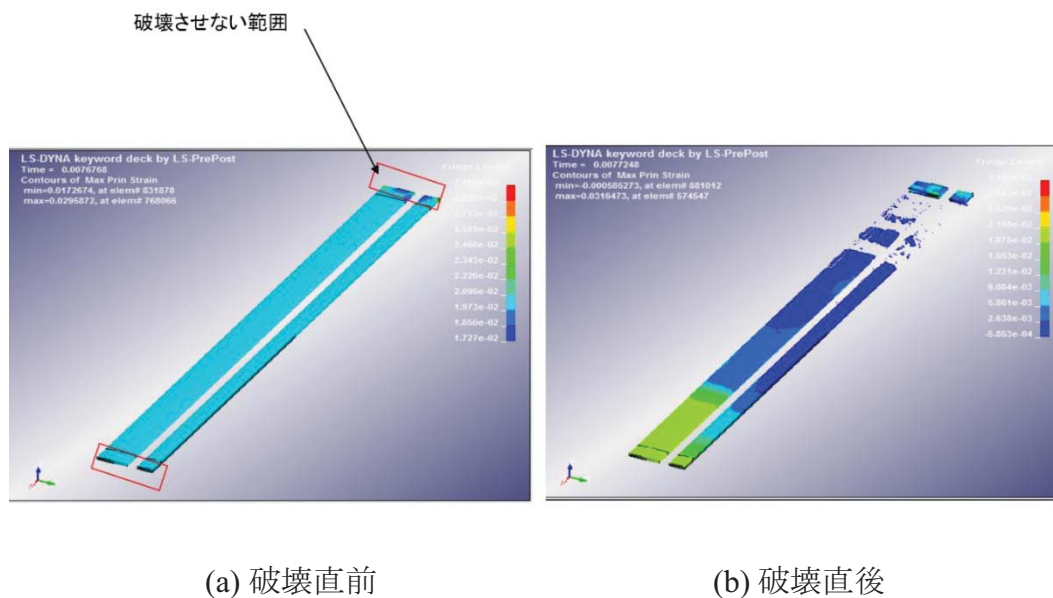


図3-4-21 一方向試験片での引張解析  
繊維束最大主ひずみ $\epsilon_1$  分布図

ここで図 3-4-21 に破壊直前と破壊直後の繊維束の最大主ひずみ  $\varepsilon_I$  分布の解析結果を示す。破壊させない範囲を両端に設けている。特に一方向試験片は応力やひずみが集中する箇所がなく、計算上起こってしまう端部の応力集中が計算上の破壊強度に大きく影響してしまうためである。一箇所の破壊によって一気に繊維束全体に破壊が進行する。これは、図 3-4-19 の写真に示すような実験結果で、繊維がばらばらになってしまうことをよく表している。また実験もタブの接着やクランプがうまく出来ていないと、タブの付け根から破壊してしまうことがよくある。これも解析で両端破壊させない範囲を設定しないと解析でも端部から壊れてしまうのと同様の結果になることがわかった。

以上の結果から、一方向試験片モデルの場合は、繊維の強度や弾性率が破壊モードに支配的で、他の構成因子はあまり影響しない。しかし、90 度交差（クリンプ有）試験片と同じ引張強度モデルの構成因子を考慮しても、一方向試験片つまり高压水素容器のフープ層においても、弾性率、破壊強度とも、引張特性について実験結果を正確に予測することができると考えられる。

### 3・5 結言

CFRP フィラメントワインディング（FW）工法を模擬した試験片モデルについて、ヘリカル層の 90 度交差試験片を中心に、フープ層や積層している状態を想定した試験片モデルについての引張強度に対する実験と解析を検討した。その結果、以下の様な結果が得られた。

炭素繊維束とマトリクス樹脂のメゾ構造を正確に表現するメゾスケール試験片モデルの非線形有限要素動解析を行い、実験と比較照合した。その結果、FW 工法で積層される CFRP 容器の引張強度とその破壊形態を合理的に予測可能なことを示した。

CFRP の引張強度モデルの構成因子は、

「繊維束異方性」，

「樹脂弾塑性」，

「樹脂引張側ひずみ速度依存性」，

「樹脂強度の引張/圧縮非対称性」，

「繊維束の直交方向破壊則として樹脂破断ひずみ」，

が、容器における CFRP 積層の破裂強度の構成則となっていると推定できる。また、これらから、CFRP の強度、剛性は、繊維束だけでなく、樹脂の影響も大きく受けることが分かった。

## 第 4 章

### FW 工法による CFRP 積層構造の メゾスケール曲げ強度評価

#### 4・1 緒言

本章では、FW 工法による CFRP 積層構造のメゾスケール曲げ強度評価を行う。

具体的には、FW ヘリカル巻きでの繊維束交差により発生する局所的応力集中を想定し、メゾスケールモデルに基づく強度評価方法論の妥当性を、繊維束を交差させた試験片に関する有限要素解析と 3 点曲げ試験の結果との照合を通じて示す。

#### 4・2 試験片による 3 点曲げ試験

FW 工法によるヘリカル巻き CFRP 層の炭素繊維束/マトリクス樹脂のメゾスケール構造の試験片を作製し、3 点曲げ試験を行う。そのための試験治具、試験片作製、試験の実施内容、試験結果について、本節にて述べる。

試験片の積層パターンとしては、FW 工法による積層を代表させるものとして、繊維束同士が 90 度で交互に交差し、交差部に屈曲すなわちクリンプを有する積層パターンを選定した。90 度が最大の交差部の影響を受けるからである。引張試験片と同様に、一方の繊維束から見た 0 度と 90 度が交差しているとして、「90 度交差試験片」または「90 度交差（クリンプ有）試験片」と呼ぶことにする。

曲げ評価を行うに当たって、試験片の大きさ（長さ、幅、厚さ）や、3 点曲げと 4 点曲げのどちらがよいか、などモデルの形状や試験条件を事前に決めなければならない。試験は JIS K7074 に準拠することにする。試験片は長さ 100mm、幅 15mm である。試験片の厚さは 0.5mm の 1 層が交差するヘリカル層を想定すると、2 層分の 1mm となる。JIS K7074 より、厚さ 1mm の場合、支点間の長さは 40mm となる。ヘリカル層の交差部分への圧子を加える位置は交差部の中央とし 3 点曲げとした。事前に解析を行い、圧子を与える位置、3 点曲げと 4 点曲げの違い、幅が JIS 規格通り 15mm でクリンプ部の評価が行えるかを確認した。詳細は付録 A（3）に記載している。

#### 4・2・1 試験片の作製

FW 工法によるヘリカル巻き CFRP 層の炭素繊維束/マトリクス樹脂メゾスケールを代表させるような曲げ試験片を作製する。曲げ試験片試作仕様を表 4-2-1 に示す。

繊維含有率は  $V_f=55\%$  とし、炭素繊維に東レ T700、マトリクス樹脂に三菱化学 jER828 を使用した。一繊維束の幅は 10 mm、厚さは 0.5 mm である。引張試験片と同じとした。

容器での積層状態を試験片で再現させるため、マトリクス樹脂を含浸させた繊維束を、容器ライナーに必要な交差角（試験片で 90 度となるような交差角）で巻き付けた後に切り開き、硬化炉で熱硬化を行い、十字型の試験片に成形した。これも第 3 章の図 3-2-6 に示した引張試験片と同様の試作方法であり、切り出す大きさを 100×15 に変えたものである。

#### 4・2・2 試験片の 3 点曲げ試験

90 度に交差した試験片を用い、3 点曲げ試験を行う。

試験は、島津製作所製オートグラフ AG-100kNG を用いて行った。静的に強制変位を試験片の長手方向中央部に与えるため、3 mm/min の速度で圧子に静的負荷を与えた。試験片と接する圧子と支点の曲率半径はそれぞれ R5 と R2 とし、JIS K7074 に準じた。また、支点間距離は 40mm とした。

試験状態の模式図とその外観写真を図 4-2-1 に示す。変位のストロークを測定し、圧子への反力はロードセルで数値を取り込んだ。今回、長手方向にひずみゲージを取り付けたが、長手方向は位置によりひずみが大きく変わり、取付け位置による誤差が大きくなるため、ひずみ測定結果は用いなかった。

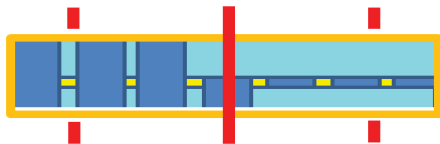
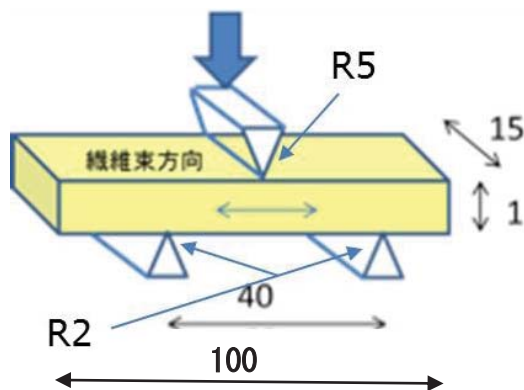
#### 4・2・3 3 点曲げ試験結果

90 度交差（クリンプ有）試験片を用い、3 点曲げ試験を実施した結果を図 4-2-2 に示す。

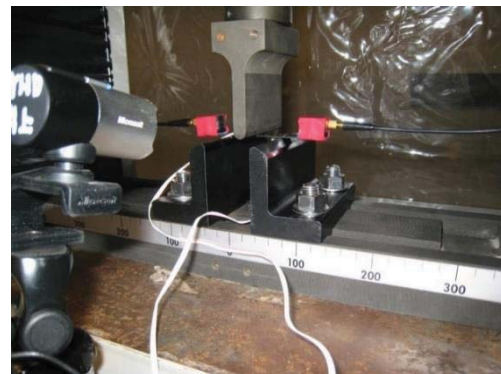


表4-2-1 曲げ試験片仕様

材料	繊維 東レT700 繊維束10 × 0.5 樹脂 三菱化学 jER828+日立化成HN2200 +花王カオーライザーNo20 体積比100/80/1に混合
繊維体積含有率	CFRP $V_f$ 55%
硬化時間	80度2時間⇒110度3時間



(a) 模式図



試験機  
島津製作所オートグラフ  
AG-100kNG  
押し込み速度 3mm/min

(b) 写真

図4-2-1 3点曲げ試験

縦軸は圧子のストローク量である変位を、横軸は圧子の反力をロードセルから読み取った荷重値である。実験は試験片 3 本分実施した。

変位に対し、荷重は線形というよりもなだらかな曲線（非線形）で荷重が増加し、8mm 近傍で荷重が抜けた。3 本の実験データはかなりばらついている。支点に試験片を置き圧子で負荷を与えるという条件とし、試験片自体を固定しなかったためが原因と思われる。試験前と試験後の写真を図 4-2-3 に示す。試験中、試験片は変形し、荷重がなくなった時点で試験片は曲がるが、負荷を除去すると試験片は元に戻り、完全に破断するまでには至らなかった。層間剥離も発生しなかった。

#### 4・2・4 AE 測定による破壊状態の推移の計測

CFRP は、金属材料とは異なり、コンポジットを構成する繊維、樹脂それぞれが破断、破壊し、最終的に CFRP としての破壊が起きる。破壊形態としては、樹脂破壊、繊維破断、そして樹脂と繊維間の界面剥離などが考えられるが、曲げ試験における荷重、ひずみだけを計測するだけでは、CFRP が破断に至るまでのミクロに生じている破壊現象の推移を把握することができない。

そこで、3 点曲げ試験も引張試験と同様に、アコースティックエミッション（AE）測定を行い、音波特性により CFRP の破壊状態を推定する。

AE 計測器は、エヌエフ回路設計製 AE 計測装置を使用した（第 3 章 図 3-2-12）。90 度交差（クリンプ有）試験片における 3 点曲げ試験にて AE 計測した結果の一例を図 4-2-4 に示す。下図が引張試験の変位に対する荷重を示しており、荷重 160N で破断した。上図は AE 計測結果であり、横軸が時刻、縦軸がイベント数、奥の軸が信号振幅である。上図の時刻と下図の変位のタイミングが一致するように表示をしている。

時間経過とともに中負荷あたりから振幅の小さいイベント数が増えてくる。よって樹脂破壊が始まったことがわかる。130N 付近から信号振幅の大きい測定結果が少しづ

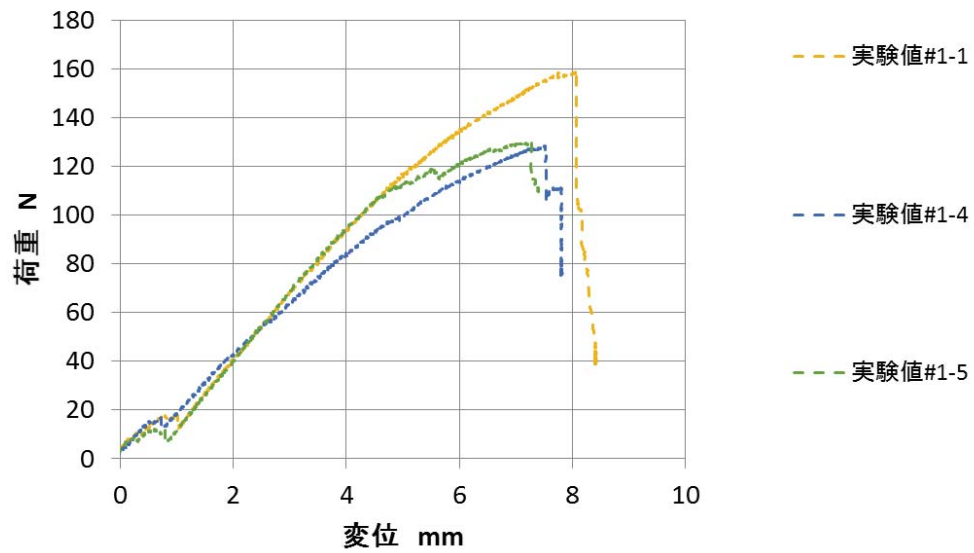


図4-2-2 90度交差（クリンプ有）試験片での3点曲げ試験結果



(a) 試験前



(b) 試験後

図4-2-3 90度交差（クリンプ有）試験片 曲げ試験前後の状態

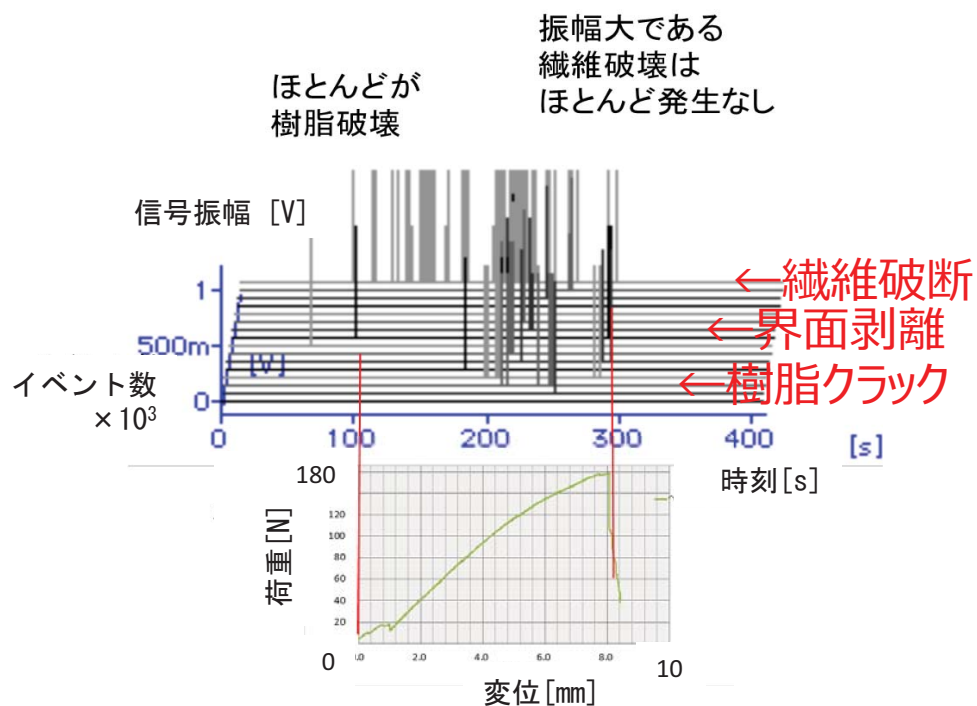


図4-2-4 3点曲げ試験時AE計測結果（90度交差（クリンプ有）試験片）

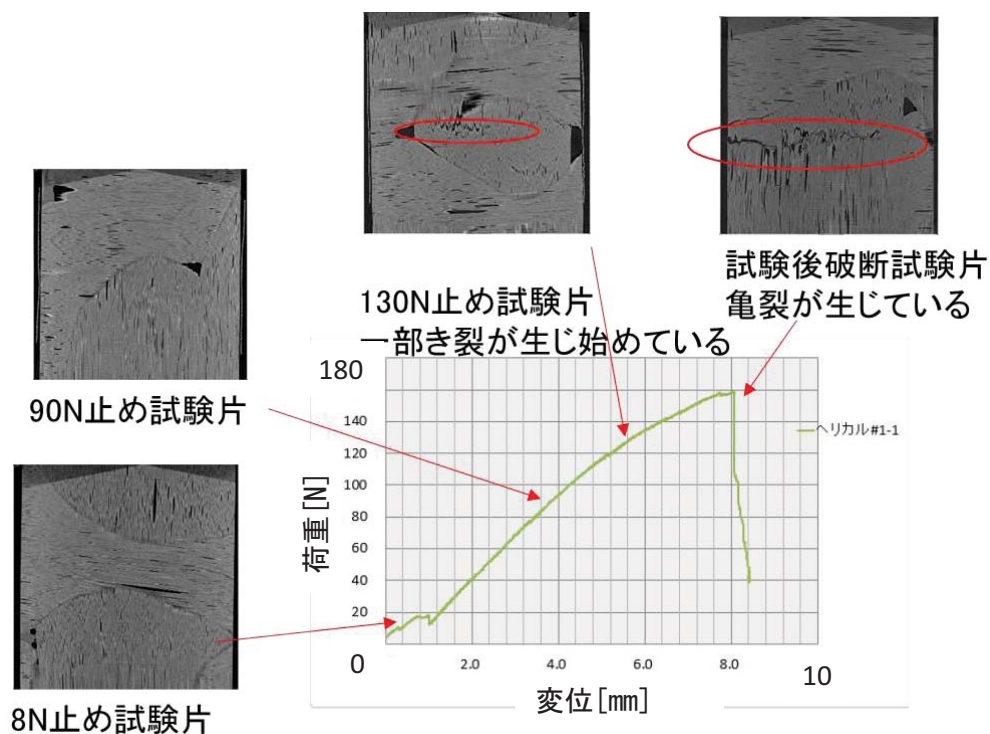


図4-2-5 3点曲げ試験 X線CT計測結果  
（90度交差（クリンプ有）試験片）

つ発生している。最終破断するまで、振幅の大きい繊維破断の音は少ししか発生していないが、やはり繊維破断が少しずつ進行していることがわかる。つまり、曲げの場合は引張と同様に、樹脂破壊が先に発生し始め、繊維の破断が始まり、繊維の破断が増えて、CFRP が破断する。曲げ試験結果は、非線形性を有しているが、樹脂が低負荷から破壊し始めることが大きな理由と考えられる。

#### 4・2・5 X線CT測定による破壊箇所の特 定

CFRP の曲げによる破壊状態をさらに実際に観察するために、X 線 CT による測定も試みた。

測定装置は第3章図3-2-14に示した引張試験片を測定したのと同じGE製Nanotomを使用した。

曲げ試験を行いながら同時に計測をすることが望ましいが、本装置に曲げ試験機を組み合わせることができないため、低負荷、中負荷、繊維が破断開始する高負荷、そしてCFRPの破断後の各状態までの負荷を止めた実験とし、その試験片をCT計測した。

その結果を図4-2-5に示す。各負荷までかけた試験片のCT測定結果の写真を示す。下図のグラフは横軸変位、縦軸が荷重の3点曲げ試験結果である。これに相当する荷重までかけた別の試験片の測定結果を示している。荷重90N付近までは繊維束の損傷はないが、荷重130Nからは繊維束に直交する方向にき裂が入っており、繊維束の破壊が始まっていることがわかった。これは前節のAE計測結果と一致している。また、荷重が抜けてCFRP全体として破断した試験片を観察すると、破断箇所は、繊維と交差している箇所であることも確認することができた。これも引張試験結果と同様であった。

#### 4・3 メゾスケール解析モデルによる強度評価

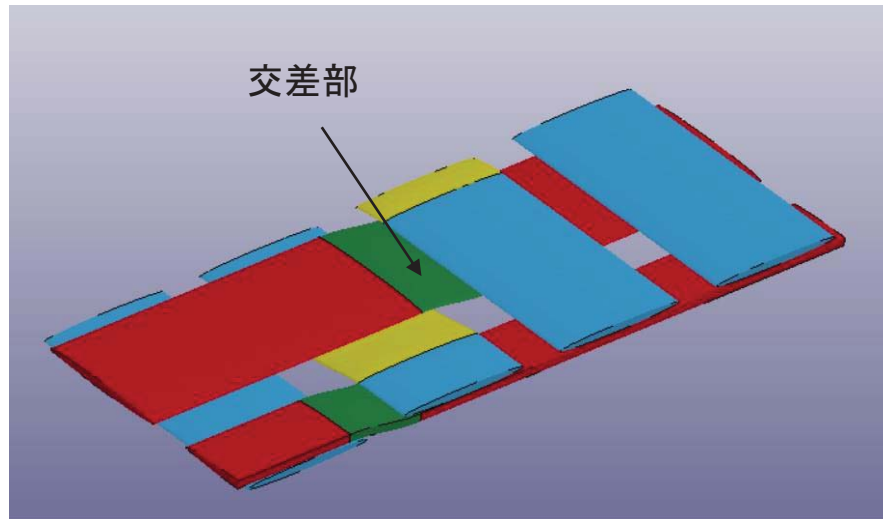
高压水素容器の工法である FW ヘリカル巻での繊維束交差により発生する局所的応力集中を想定し、曲げに対する、繊維束とマトリクス樹脂を別々に評価するメゾスケールモデルによる有限要素解析を行い、ミクロに発生する破壊現象を再現させることでより高精度な強度評価を行う。

#### 4・3・1 メゾスケールモデル

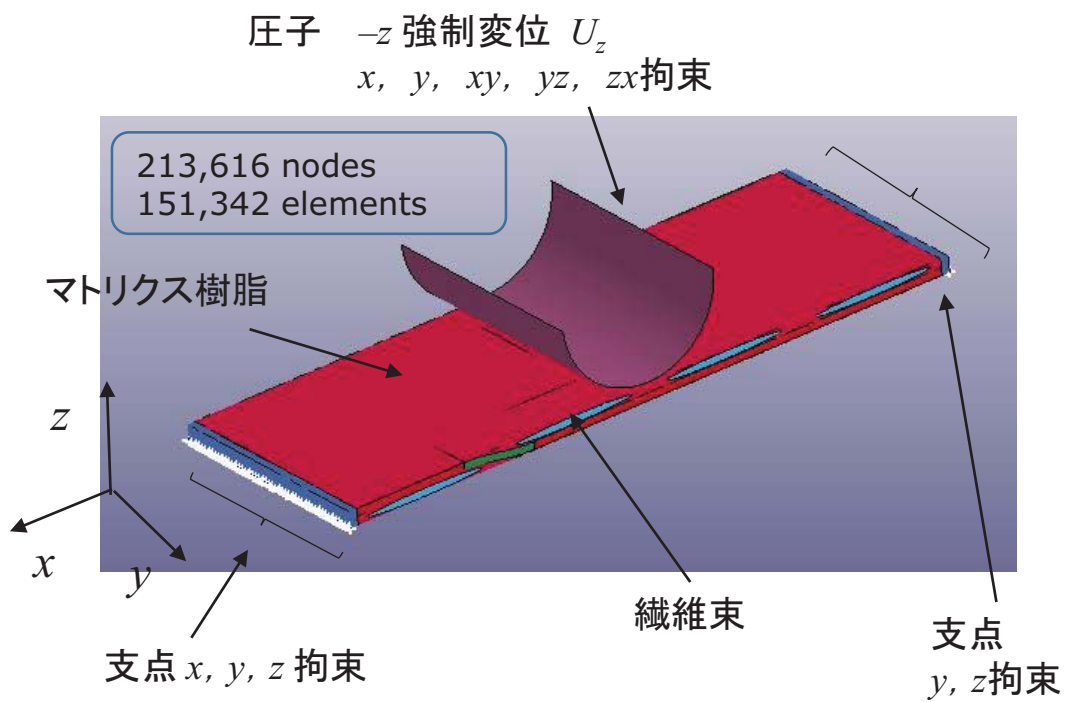
有限要素解析を行うため、曲げ試験片をモデル化する。模式図を図 4-3-1 に示す。幅 10mm、厚さ 0.5mm の一繊維束を第 3 章図 3-3-1 のように楕円断面の柱状体としてモデル化する。実験に合わせ、繊維含有率  $V_f = 55\%$  となるように、また長径端での応力集中の影響を極力小さくするため、楕円の長径を 3.84mm、短径を 0.23mm とした。長径、短径を決めるための検討については、第 3 章の引張試験片モデルと同様であり、付録 A に詳細記載した。この一繊維束分の形状を高さ 2 層、幅 1.5 束分を交差させて、曲げ試験片モデルを図 4-2-1 (a) のように作成する。

実際に作成したモデルを図 4-3-1 に示す。実際の試験片の長さは 100mm、幅は繊維束 1.5 束分の 15mm、厚みは 2 繊維束分の 1mm であるが、試験片モデルは計算負荷を下げるため、長さを支点間距離と同じ 40mm とした。繊維束部分のモデルを図 4-3-1 (a) に示す。中央部には繊維束が交差し、屈曲部すなわちクリンプ部分を有する。図 4-3-1 (b) に全体を示したがその周囲をマトリクス樹脂で囲み、境界は共有節点としてモデル化した。要素はソリッドで 4 面体 10 点テトラメッシュ 2 次要素とし、213,616 節点、151,342 要素となった。圧子による強制変位によって圧子と試験片との接触面が変化していくこと、また破壊が進行すると試験片表面が削除されることから、圧子もシェルによるモデルとした。鉛直下の  $-z$  方向に強制変位を与え、 $x$ ,  $y$ ,  $z$ ,  $xy$ ,  $yz$ ,  $zx$  方向を拘束した。支点はモデルの片端を  $x$ ,  $y$ ,  $z$  拘束、もう一方の片端を  $y$ ,  $z$  拘束とした。

#### 4・3・2 有限要素解析



(a) 繊維束のみ表示



(b) モデル全体

図4-3-1 90度交差（クリンプ有）曲げ試験片モデル



材料モデルは、引張試験片モデルと同じく、①繊維束、樹脂を等方性弾性体、②繊維束を等方性弾性体、樹脂を等方性弾塑性体、③繊維束を異方性弾性体、樹脂を等方性弾塑性体とする 3 種で設定した (第 3 章 図 3-3-4) 。 繊維束の材料異方性についても、引張試験モデルと同様に、サイジング剤等の樹脂があらかじめ 5%含有しているとして、縦、横弾性率とポアソン比を算出し、その数値を計算に用いた。モデル形状上、異方性の場合炭素繊維束の体積含有率は  $95\% \times 55\% = 52.3\%$  となる。計算に使用した物性は付録 D にまとめて示す。

解析ソフトは、LSTC 社 LS-DYNA を用い、線形および非線形有限要素解析を行った。強制変位の加速計算の設定に関しては、付録 E に詳細を示す。計算サーバは東京大学のスーパーコンピュータ富士通製 FX10 を用い、192 コアで③の場合 48 時間を要した。

解析のバリエーションを第 3 章表 3-3-1 に示す。FW 工法によるヘリカル層への曲げ破壊因子として、引張における破壊因子と同じとの仮説をたて、解析 A から解析 F まで、同じバリエーションで検討を行った。

#### 4・3・3 引張強度モデル構成因子を考慮した解析結果と実験結果との比較

有限要素解析結果と実験結果とを合わせた結果を示す。まず、図 4-3-2 に、第 3 章図 3-3-4 に記載した材料物性から求めた、等方性線形モデルによる解析 A、等方性非線形モデルによる解析 B、異方性非線形モデルによる解析 C の結果に対する、荷重—ひずみ関係を示す。

破線で示す 3 本の実験結果は、圧子のストローク変位と、引張試験機のロードセルから読み取った圧子の荷重値をプロットしたものである。実線で示す有限要素解析結果は、鉛直方向の強制変位量に対する、固定反力の総和をプロットしたものである。

等方性線形モデルでの解析 A の結果を赤線で示す。線形解析のため、変位 2mm までとしている。また、等方性非線形モデルでの解析 B の結果を青線、異方性非線形モデル

ルの解析 C の結果を灰色線でプロットした。これらの解析結果は大きく変動している。これは解析モデルを完全拘束している境界条件を設定していないことに起因していると思われる。陽解法による振動解析のため、粘性項を付加すれば計算は振動が抑制されと思われる。しかし、本研究の趣旨として合理的な解析を目指すため、解析を安定化させるための調整の係数は極力織り込まないこととする。しかし変動が大きいと実験との比較が難しい。そこで、解析結果に対しては、10 点移動平均でデータを整理することとした（付録 I）。図 4-3-2 の解析結果を平均化し修正したものを図 4-3-3 に示す。これにより、弾性率と破壊強度が明確になるため、実験と解析以後の曲げによる有限要素解析結果においては、10 点移動平均化したデータを用いることにする。

図 4-3-3 によると、実験結果は、小さい荷重の段階から非線形性が表れている。解析 A の等方性の結果を変位大の方に外挿しているが、変位が 0.8mm のあたりまでしか傾きが一致しない。第 3 章で行った引張評価では、第 3 章図 3-3-5 のように線形に近い傾きであったが、曲げ評価においては粘弾性に近い非線形性を有していることがわかった。これは低負荷状態から樹脂破壊が始まっていることから、これが非線形性を示す特性を表す理由と考えられる。

解析 B, C の非線形解析結果は、変位 2mm 近傍から弾性率が大きく低下している。B, C の等方性と異方性との結果の違いは大きく表れなかった。ここで、解析 C の弾性率が大きく低下を始める変位 2.4mm のときの解析結果のミーゼス応力分布を図 4-3-4 に示す。(1) は樹脂と繊維束の両方を表示したもの、(2) は繊維束のみ表示したものである。(1) によると、圧子が当たっている中央部で、樹脂の要素が削除されていることがわかる。よって樹脂の破壊がすでに始まっている。また (2) によると、繊維束の交差部に大きな応力集中が発生している。よって樹脂の破壊がはじまったことにより、

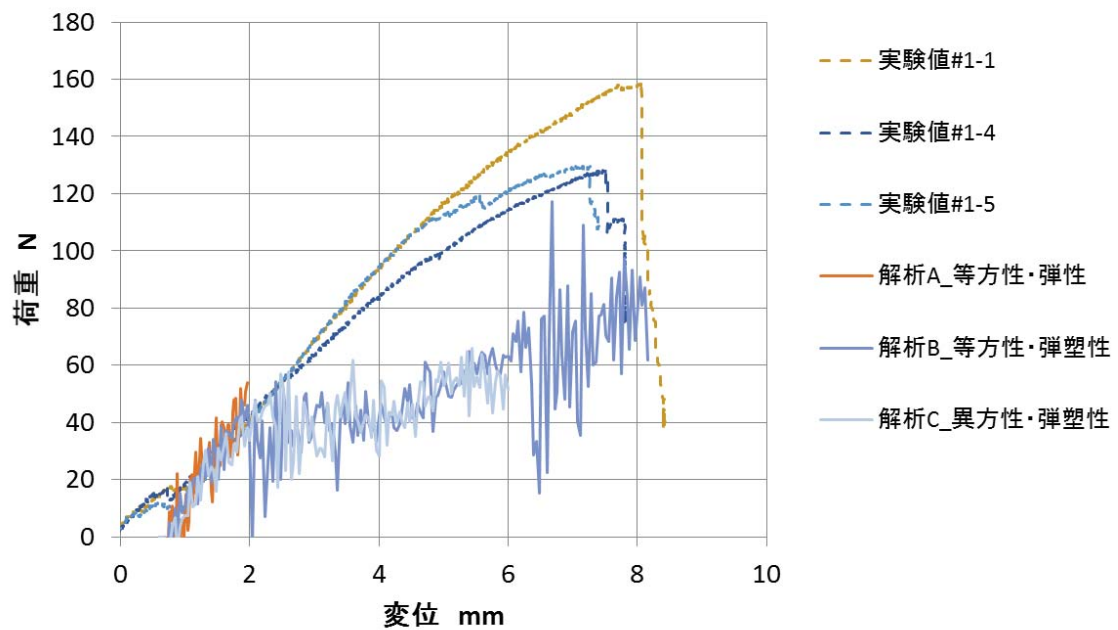


図4-3-2 90度交差（クリンプ有）試験片での3点曲げ時  
解析結果と実験結果との比較

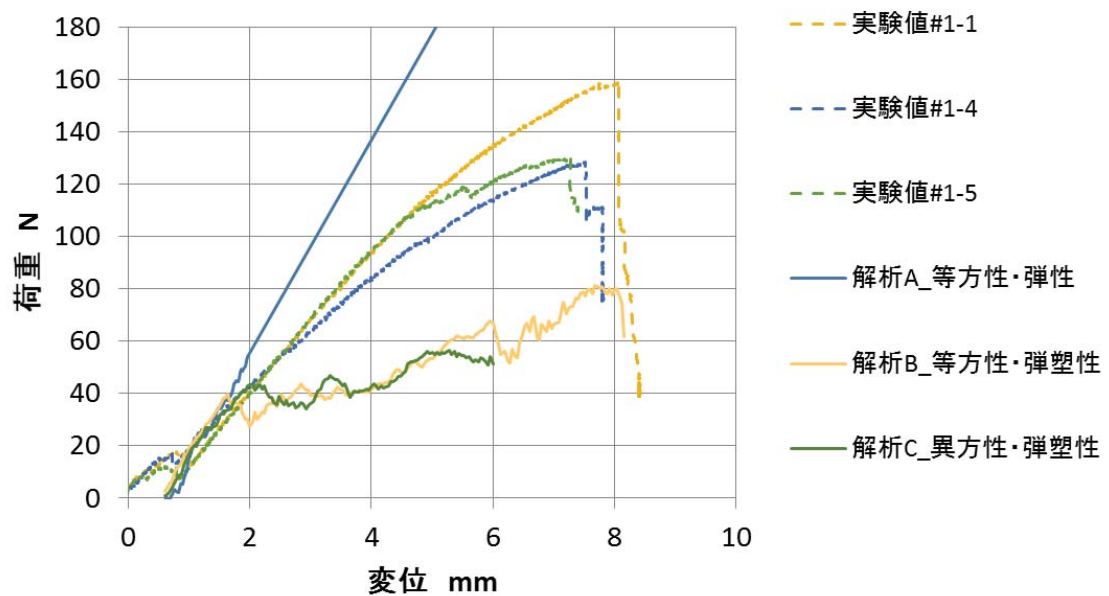
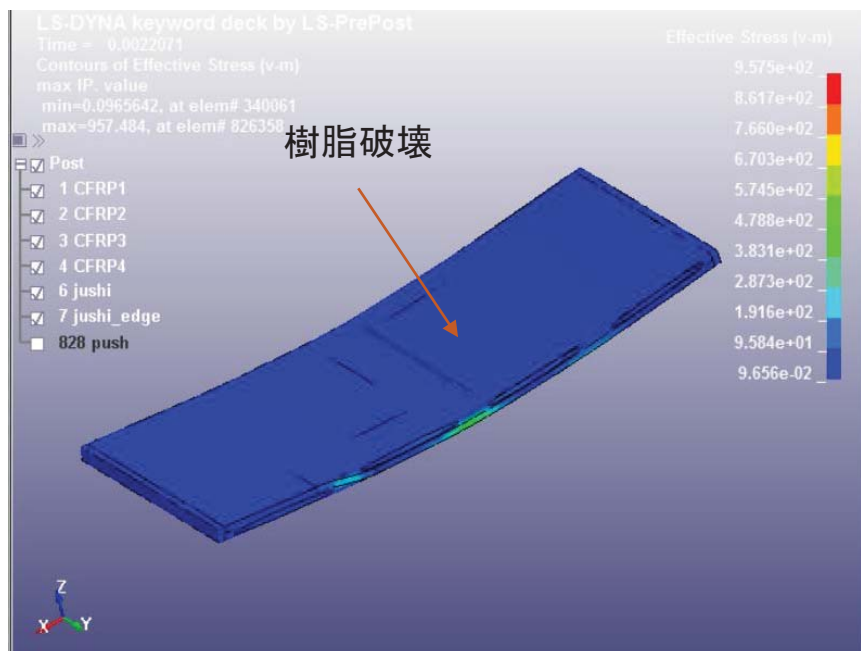
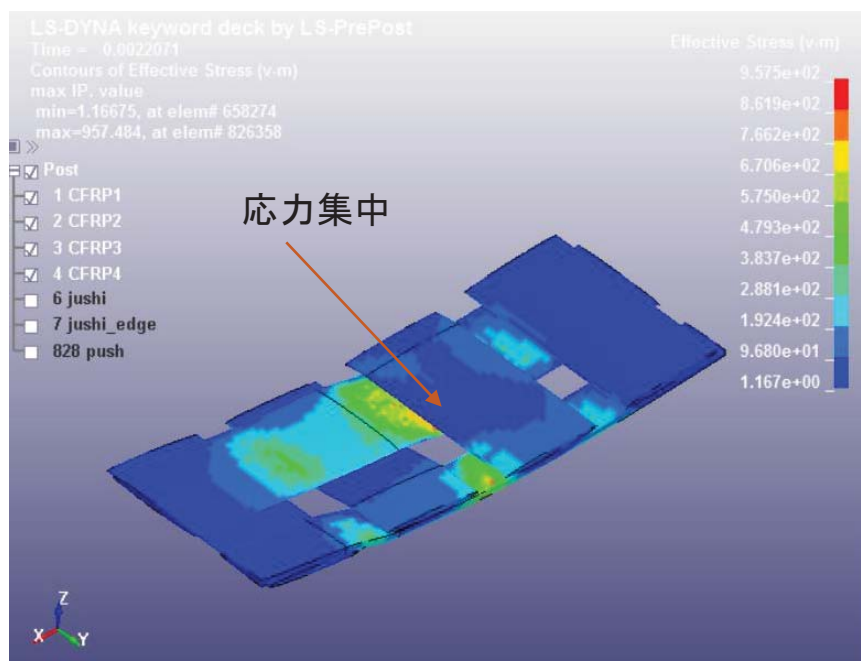


図4-3-3 90度交差（クリンプ有）試験片での3点曲げ時  
解析結果と実験結果との比較  
（10点移動平均により補正後）



(a) 繊維束+マトリクス樹脂



(b) 繊維束

図4-3-4 90度交差（クリンプ有）試験片 曲げ解析  
解析C ミーゼス応力分布（強制変位  $U_z = -2.4\text{mm}$ ）

CFRP 全体としての解析上の弾性率が低下したと考えられる。これは第 3 章の引張評価結果と同様の結果であり、弾性率が低下しない因子を検討する必要がある。

次に第 3 章で検討した、引張強度における破壊要因を織り込んで解析を行う。第 3 章表 3-3-1 の材料モデルで行った解析 D, E, F の結果を実験結果と合わせて図 4-3-5 に示す。破線が実験値、実線が解析値である。解析結果は先ほど述べたように 10 点移動平均化している。解析 D は、実験から得られた引張側のマトリクス樹脂ひずみ速度依存特性を織り込んだ解析結果である。変位 4mm 程度までは実験の曲線とほぼ一致し、そこから急激に荷重が低下している。解析 E は、引張/圧縮非対称性の樹脂特性を織り込んだものである。変位 6mm 程度まで弾性率が低下しない結果となった。しかし、3 つの実験値の下限程度の弾性率であり、若干弾性率が実験値に対し低い。解析 F は、解析 D, E の因子を両方織り込み、さらに、繊維直交方向の破壊のクライテリアを第 3 章の結果を反映して樹脂の破断ひずみと同じ 2.6%とする因子も織り込んだ結果である。解析 F は、解析 D の弾性率改善効果と解析 E の破断ひずみの改善効果の両方が表れている。変位 5mm あたりまで実験値を再現している。

ここで解析 F の CFRP の荷重が低下する変位 5.2mm 近傍の、つまり破断直前直後のミーゼス応力の分布を図 4-3-6 に示す。(a) は CFRP 破断直前の変位 5.16mm のときの繊維束と樹脂を合わせて表示したものである。マトリクス樹脂が破壊されておらず、解析で織り込んだ因子の樹脂の弾性率を上げて破壊が抑制されている効果がみてとれる。(b) はそのときの繊維束のみを表示したものである。交差したクリンプ部の応力集中が起きている。(c) は変位 5.2mm 破断直後の繊維束のみを表示したものである。繊維束が破断している。これらの結果から、マトリクス樹脂の破壊が抑制され、クリンプによる繊維束への応力集中による繊維束破断で CFRP の曲げ破壊が起きている。実際の試験片は変位 8mm 程度まで破壊されず保持されているが、解析では 6mm 程度と、実際の

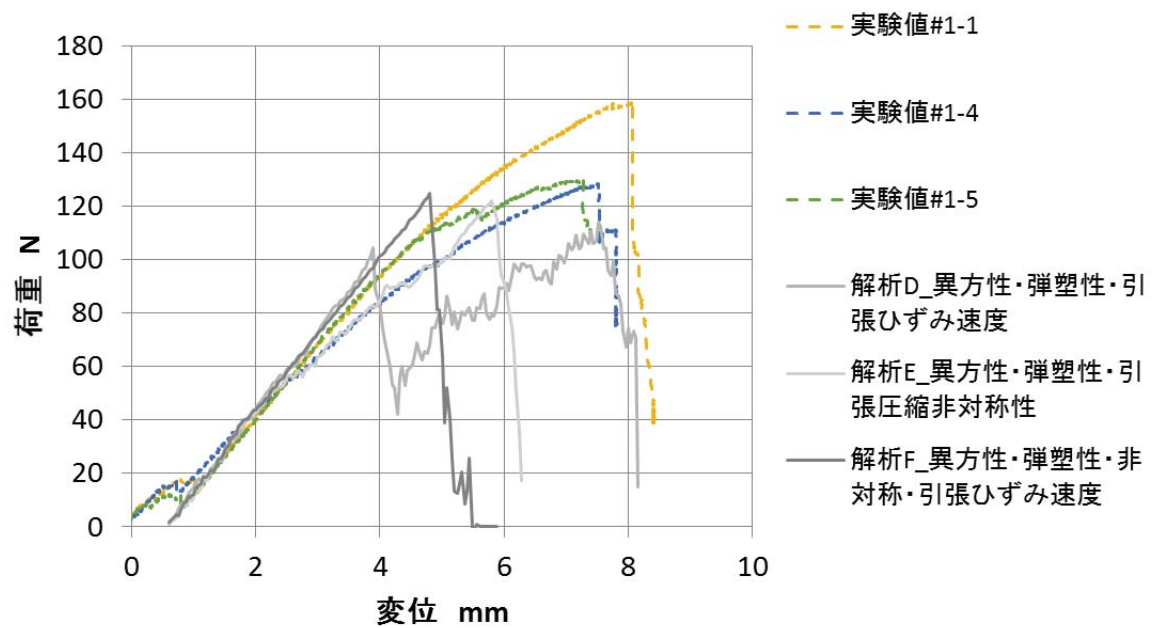
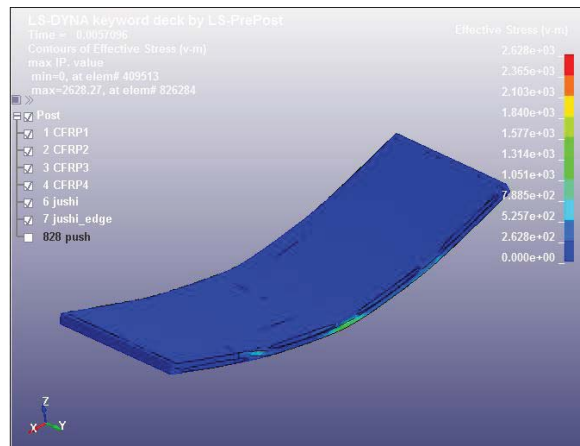
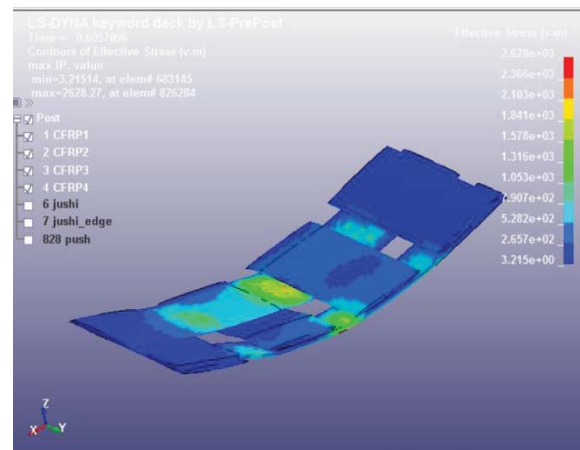


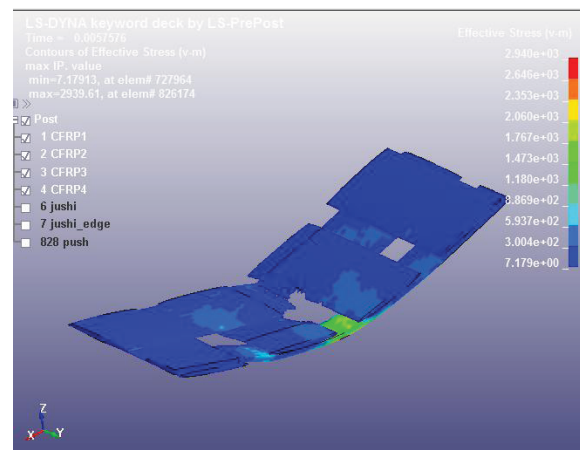
図4-3-5 90度交差（クリンプ有）試験片での3点曲げ時  
引張強度における破壊要因を考慮した  
解析結果と実験結果との比較



(a) 破壊直前（強制変位  $U_z = -5.16\text{mm}$ ） 繊維束+マトリクス樹脂



(b) 破壊直前（強制変位  $U_z = -5.16\text{mm}$ ） 繊維束



(c) 破壊直後（強制変位  $U_z = -5.2\text{mm}$ ） 繊維束

図4-3-6 90度交差（クリンプ有）試験片 曲げ解析  
解析F ミーゼス応力分布



強度の 75%程度で解析では破壊してしまう。曲げの場合は、引張だけではなく、圧縮の影響も考慮しなければならない。そこでさらに圧縮強度に影響すると思われる構成因子を検討した。

#### 4・3・4 マトリクス樹脂の粘弾性特性考慮

圧縮強度に影響する因子として、マトリクス樹脂の粘弾性特性を検討する。

前節において、実験値が線形の部分が少なく、非線形領域が多いことから粘弾性に近い特性を示すことが分かった。また、樹脂のひずみ速度を実験にて測定した結果を付録 G 図 G-3 に示しているが、ひずみ速度が大きくなるほど弾性率が上がり、粘弾性のような特性<sup>(75)</sup>を示している。よって、本節ではマトリクス樹脂の粘弾性特性を織り込むことを考える。

図 4-3-7 に、粘弾性特性を解析に織り込む考え方を示した。左上の図のように、マトリクス樹脂の応力—ひずみ線図の概念図を示すが、ひずみ速度が大きくなるほど降伏応力は大きくなるが、弾性率もそれに合わせて大きくなる特性を示す。左下が実際の測定結果の一例であり、付録 G 図 G-3 から抜粋したグラフである。これまで検討してきた解析 F までのモデルでは、右上のように、ひずみ速度が大きくなるにつれて、降伏応力を大きくし塑性ひずみ曲線を平行移動または、線形的に大きくする一般的なモデルを使用していた。今回は実際のマトリクス樹脂の特性を考慮し、計算上の弾性領域を実際の弾性領域の 1/10 とすることで、同じ解析モデルを使って、ひずみ速度依存性に従って弾性率が大きくなるように、つまり、粘弾性特性を表現できるような簡易的なモデルを適用する。この解析を解析 G とする。粘弾性特性を織り込めば、ひずみ速度が大きいときにマトリクス樹脂の弾性率が大きくなるため、全体の CFRP としての弾性率が大きくなる。

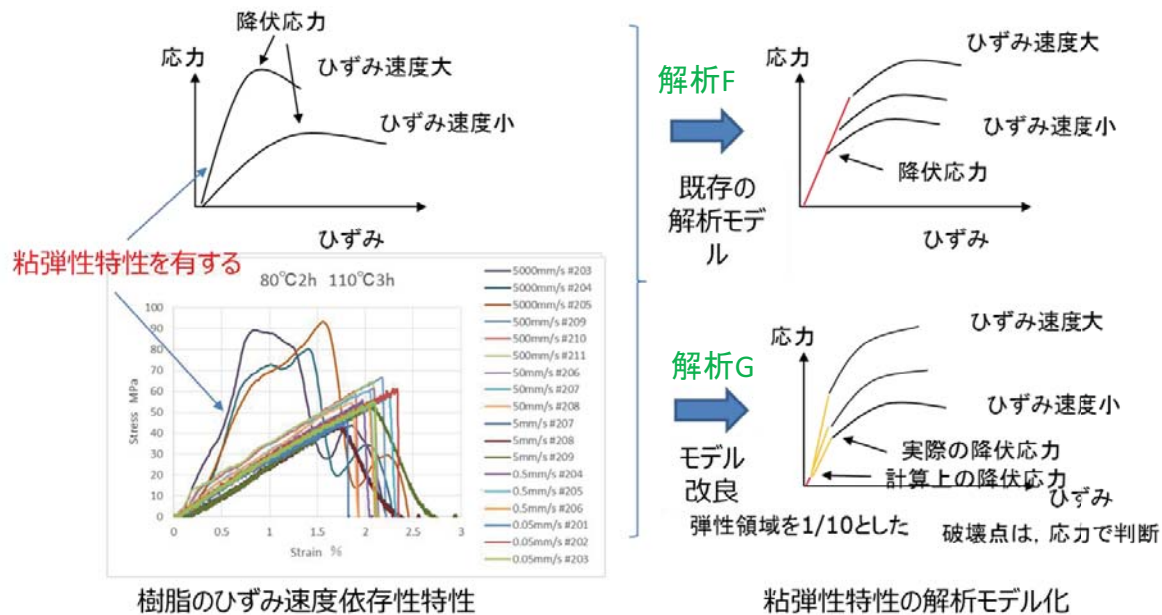
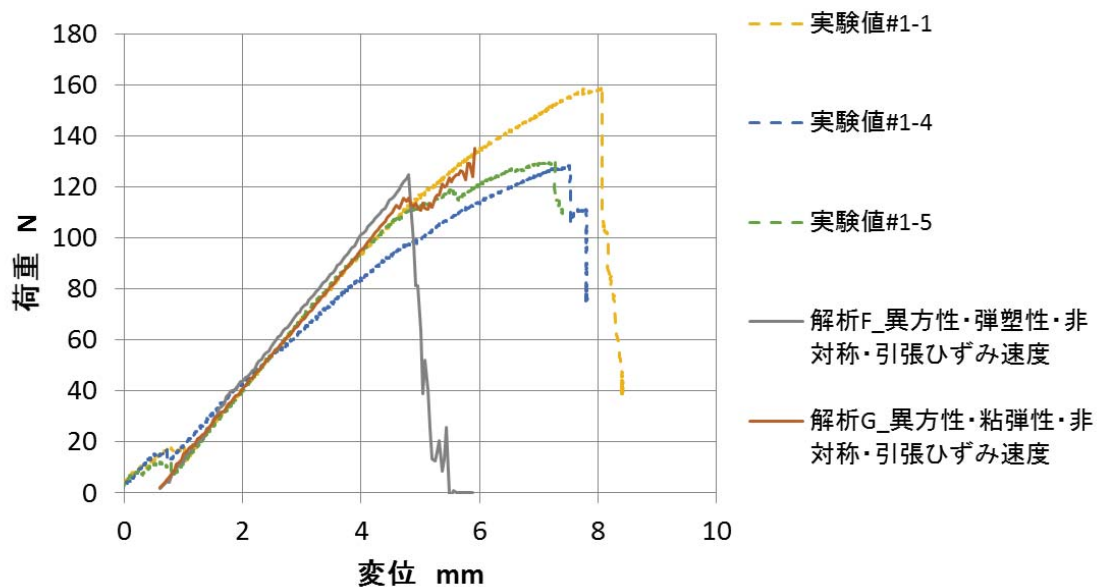


図4-3-7 粘弾性特性の解析モデル化



ここで図 4-3-7 の解析モデルで留意すべき点がある．本研究で用いたモデルは，除荷するとヒステリシスにならず S-S 曲線をそのまま戻るモデルとしている．

本研究では，容器の内圧負荷による一発破裂を想定している．また曲げの解析で起きている振動の原因は，破壊シミュレーションによる急激な要素削除であり，実際に外部からの負荷と除荷が繰り返されているわけではない．また実験においても振動は発生していない．よって，ヒステリシスを入れた解析にモデルとしていなくても影響は無いと考える．

今後，容器の繰り返し加圧変動耐久による強度評価を行うなど，負荷と除荷の影響を考慮すべき検討の際には，粘弾性とヒステリシスを考慮した詳細な粘弾性モデルに修正していく必要がある．

粘弾性特性を織り込んだ，解析 G の結果を図 4-3-8 に示す．ここでは，荷重—変位グラフに解析 F と解析 G を記載した．粘弾性特性を織り込む前の解析 F に対し，特性を織り込んだ後の解析 G は，弾性率はほぼ変わらず，破壊強度が大きくなり，変位 6mm まで強度が向上した．これは，圧子のストローク変位が 6mm 付近から，樹脂の局所的なひずみがひずみ速度大のまま多く発生し，樹脂の降伏応力や破壊強度が一時的に上昇したため，CFRP 全体としての強度が向上したものと考えられる．

ここで図 4-3-9 に，解析 G の破壊直前変位 5.7mm のときの樹脂ひずみ速度の分布を示す．局所的にひずみ速度が増大している点がある．これにより樹脂強度が一時的に大きくなり樹脂破壊を抑制していることがわかる．

#### 4・3・5 マトリクス樹脂の圧縮側ひずみ速度依存性考慮

圧縮強度に影響する構成因子として，さらにマトリクス樹脂の圧縮側ひずみ速度依存性を検討する．

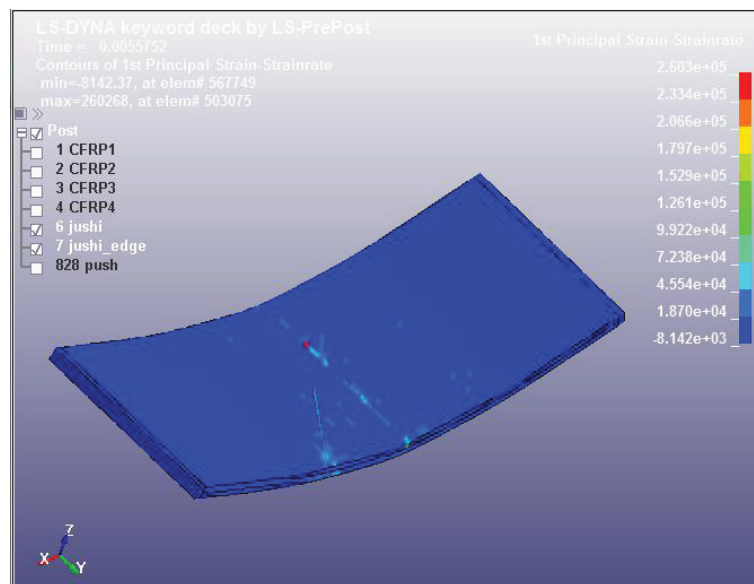


図4-3-9 90度交差（クリンプ有）試験片 曲げ解析  
 解析G ミーゼス応力分布（強制変位  $U_z = -5.7\text{mm}$ ）  
 破壊直前

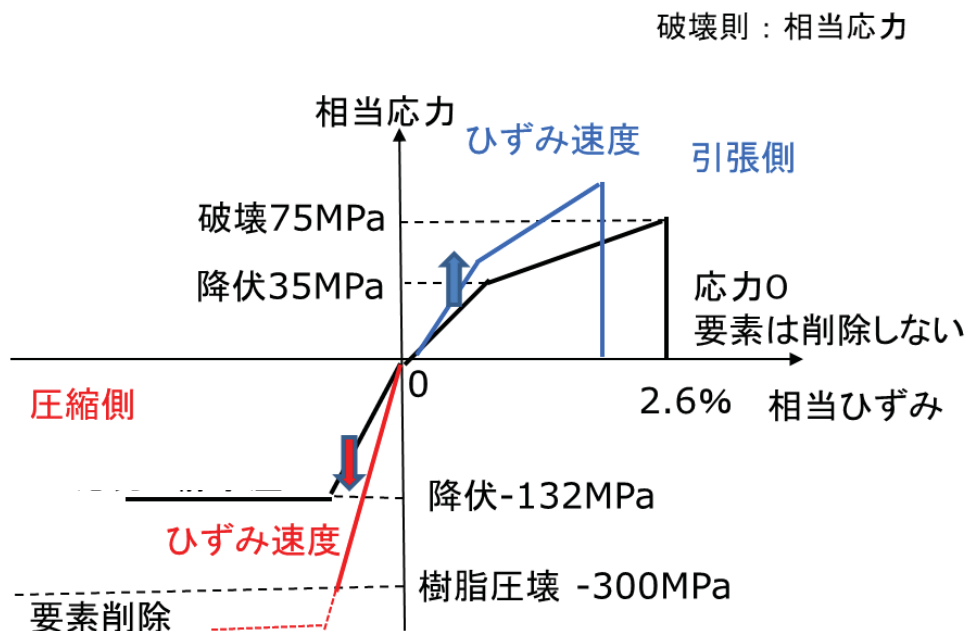


図4-3-10 解析Hで用いるマトリクス樹脂の材料物性モデル

曲げによる負荷に対しては、圧子側には圧縮が、圧子と反対側では引張が働くため、圧縮側にもひずみ速度依存性<sup>(76)</sup>が影響する可能性がある。3・3・6項では、引張側のひずみ速度依存性を考慮した。本項では、圧縮側も考慮した樹脂のひずみ速度依存性を検討する。ただし、実験を行う場合、速度を変えて高速で圧縮させる必要があるが、安定した実験を行うことは難しい。よって、引張側のひずみ速度実験結果を用い、同様の特性を有すると仮定し、圧縮側のひずみ速度依存性を求める。

具体的には、クーパーシモンズ式<sup>(68)</sup>を用いる。本研究で用いているマトリクス樹脂材のひずみ速度実験は、付録 G に記載している。その結果は、第 3 章の図 3-3-12 に示している。この曲線から第 3 章のクーパーシモンズの式 (3.1) の係数  $C$ ,  $P$  を求めると、マトリクス樹脂の硬化条件 80 度 2 時間 110 度 3 時間の曲線より、 $C = 24.1$ ,  $P = 1$  となる。この式を引張側、圧縮側ともに適用することにする。この解析を解析 H とする。

解析 F から解析 H に修正する、マトリクス樹脂の材料物性値（応力—ひずみ線図）の概念図を図 4-3-10 に示す。前節の粘弾性特性も考慮し、引張側は、計算上の降伏応力を実際の降伏応力 75MPa よりも十分に小さい 3.75MPa とし、ひずみ速度 0 のときの静的な物性値である相当破断ひずみ 2.6% のときの引張強度 75MPa を超えると引張側の応力を 0 とする。式 (3.1) に従って、ひずみ速度が上昇するにつれて、応力—ひずみ曲線を大きくしていく。よって、相当破断ひずみ 2.6% に対する引張強度もひずみ速度上昇に合わせて上昇していく。それに対して圧縮側も同様に、計算上の降伏応力 3.75MPa からひずみ速度上昇にあわせ応力—ひずみ曲線を大きくしていく。圧縮側の相当破断ひずみは、付録 H の実験結果よりひずみ速度 0 のとき圧縮側降伏応力と同じ 132MPa とした。ひずみ速度上昇に合わせて同様に応力—ひずみ曲線も大きくしていき、圧縮強度も上昇させる。圧縮強度に到達すると圧縮応力は、圧縮のため 0 とはならず、

応力を受けつづけることになる。実際に有限要素解析を行うと、繊維束が破断し、モデルが大変形を起こし始めても、樹脂が破壊せずに要素がつながった状態が続くと計算が発散してしまう。実部品においても繊維束がばらばらに破壊してしまうと樹脂も繊維束に付着しながら壊れてしまう。そこで、付録 H 図 H-4 の実験から得られた結果に従い、樹脂の圧縮破壊強度である 300MPa 以上の圧縮が生じた場合は、樹脂の要素を削除するようにする。これにより、発散せずに解析しつづけることができる。

本研究で用いているマトリクス樹脂の実験値から求めたクーパーシモンズの式の係数に基づき、引張側と圧縮側のひずみ速度依存性を織り込んだ解析 H の結果を図 4-3-11 に示す。横軸は圧子の変位（ストローク）量、縦軸は圧子の荷重、点線は実験値、実線は解析値で、これまで検討してきた因子を比較のために同時に示している。解析 F は、繊維束の異方性、樹脂の弾塑性特性、引張側実験値のひずみ速度依存性、樹脂の引張/圧縮非対称性、繊維束直交異方性での破壊クライテリアなど第 3 章で引張強度に起因する因子を考慮したもの、解析 G は解析 F にさらに樹脂の粘弾性特性を考慮、そして解析 H は、解析 G にさらに本項で検討した引張側に圧縮側も加えクーパーシモンズの式にて外挿したひずみ速度依存性特性を考慮した結果である。

解析 H は、解析 G に対して弾性率が若干大きくなり、破壊強度も変位 7mm 近傍にまで大きくなり、実験値により近づく結果となった。この時の破壊直前、直後の解析モデルのミーゼス応力の分布図を図 4-3-12 に示す。(a) は、破壊直前の圧子変位 6.80mm の繊維束とマトリクス樹脂を合わせた CFRP でのコンター図である。すでに圧子に押される中央部は樹脂破壊が起きている。(b) は (a) と同じ破壊直前の圧子変位 6.8mm のときの繊維束のみを表示したものである。繊維束の交差部分に応力集中が起きている。(c) は破壊直後の圧子変位 6.88mm のときの CFRP でのコンター図である。中央部の樹脂が完全に割れてしまっている。(d) は (c) と同じ破壊直後の圧子変位 6.88mm の

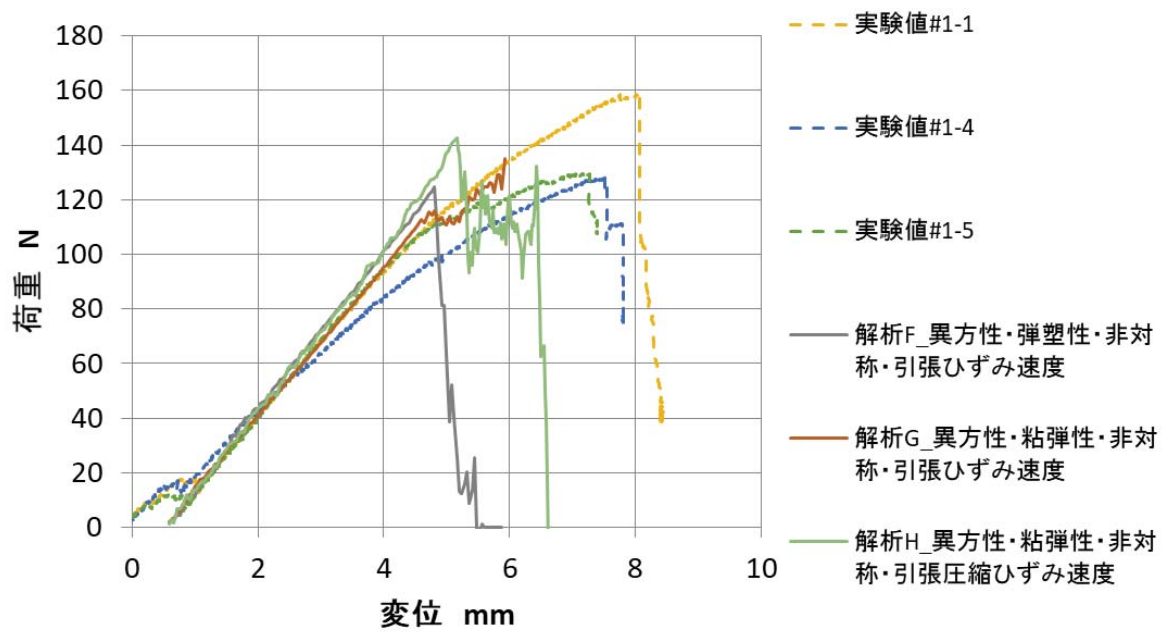
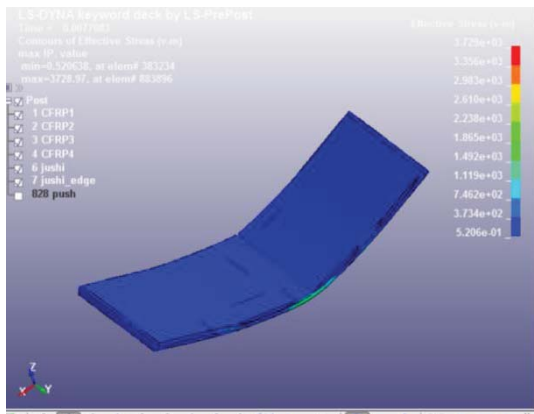
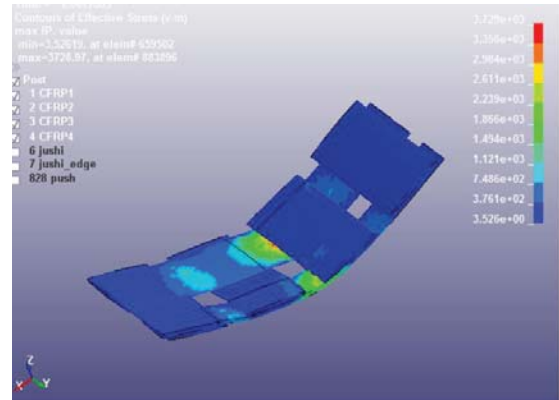


図4-3-11 90度交差（クリンプ有）試験片での3点曲げ時  
引張/圧縮ひずみ速度を考慮した、  
解析結果と実験結果との比較

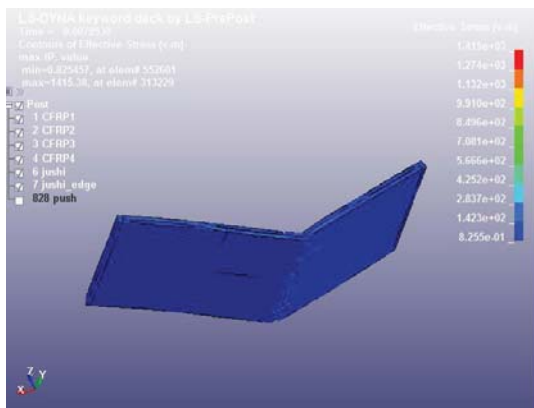




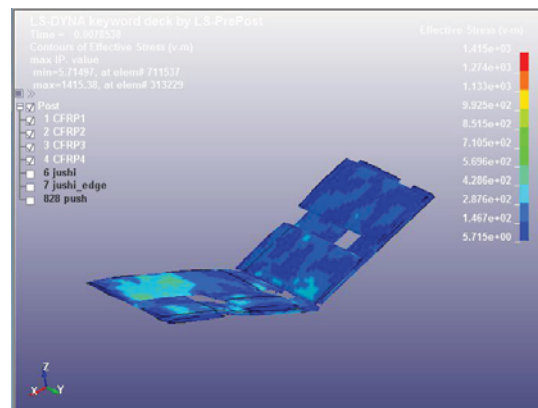
(a) 破壊直前  
(強制変位  $U_z = -6.80\text{mm}$ )  
繊維束+マトリクス樹脂



(b) 破壊直前  
(強制変位  $U_z = -6.80\text{mm}$ )  
繊維束



(c) 破壊直後  
(強制変位  $U_z = -6.88\text{mm}$ )  
繊維束+マトリクス樹脂



(d) 破壊直後  
(強制変位  $U_z = -6.88\text{mm}$ )  
繊維束

図4-3-12 90度交差（クリンプ有）試験片 曲げ解析  
解析H ミーゼス応力分布

ときの繊維束のみを表示したものである。繊維束も破壊されていることがわかる。これらの結果から、破壊現象は、樹脂の破壊が始まり、繊維束への応力/ひずみ集中により、繊維束が破断することで最終的に CFRP が破壊に至っている。これまでの因子を考慮することで、圧縮側もひずみ速度の影響により樹脂の弾性率、降伏応力、破壊強度が大きくなり、樹脂の破壊が遅れることにより、CFRP 全体としても弾性率、破壊強度ともに大きくなり、実部品での実験値をより再現するようになったと思われる。

#### 4・3・6 解析結果まとめと引張強度評価における検証

以上これら検討してきた、90 度交差（クリンプ有）試験片モデルを用いた、メゾスケールの曲げ強度解析結果についてまとめる。これまで解析してきたバリエーションを表 4-3-1 に示す。この表中の MAT 番号は、解析ソルバーである LS-DYNA の材料物性の入力モデルである。解析 A から F までは、第 3 章において、引張強度の因子として検討した項目。そして、解析 G と H は、本章において、圧縮強度の因子として追加した項目である。これまで説明したように、考慮する因子を増やしていくことで、実験結果に近づいた。解析結果をまとめて図 4-3-13 に示す。解析 A から H に従って、実験値に近づいていくことがわかる。

ここで、本章にて追加した引張と圧縮を合わせた曲げ強度モデルの構成因子が、引張強度ではどう影響しているかを検証した。具体的には、引張の有限要素解析を解析 H の条件で行った。その結果を図 4-3-14, 15, 16, 17, 18 に示す。それぞれ、90 度交差（クリンプ有）試験片、90 度交差（クリンプ無）試験片、45 度交差（クリンプ有）試験片、90 度交差（クリンプ有）樹脂塑性ひずみ大試験片、一方向試験片である。いずれも横軸は公称ひずみ、縦軸は引張時の荷重である。解析 F までの結果は、第 3 章の図 3-3-23, 図 3-4-3, 図 3-4-8, 図 3-4-14, 図 3-4-20 と同じデータであり、それらに解析 H の結果を加えた。その結果、いずれも解析 F とほぼ同じ曲線を推移し、破壊するこ

表4-3-1 有限要素解析の材料モデルのバリエーション

	解析	繊維束 CF bundle	マトリクス樹脂 Matrix resin
A	静解析 陰解法	等方性弾性 MAT001	等方性弾性 MAT001
B	動解析 陽解法	等方性弾性 MAT024 最大主ひずみで破壊	等方性弾塑性 MAT024 相当塑性ひずみで破壊
C		異方性弾性MAT002+Add Erosion Vf95%の物性 最大主ひずみで破壊	↑
D		↑	等方性弾塑性 MAT024 ひずみ速度依存性考慮 ひずみ速度によって変化する相当 塑性ひずみで破壊
E		↑	等方性弾塑性 MAT124 引張/圧縮非対称性考慮 引張: 相当塑性ひずみで応力0 圧縮: 相当塑性ひずみで静水圧のみ
F		異方性弾性MAT221 Vf95%の物性 繊維方向ひずみor 繊維直交方向ひずみで破壊	等方性弾塑性 MAT124 引張/圧縮非対称性考慮 and 引張ひずみ速度依存性考慮
G		↑	↑ 引張/圧縮非対称性考慮 and 引張ひずみ速度依存性考慮 and 粘弾性特性考慮
H		↑	↑ 引張/圧縮非対称性考慮 and 引張/圧縮ひずみ速度依存性考慮 and 粘弾性特性考慮

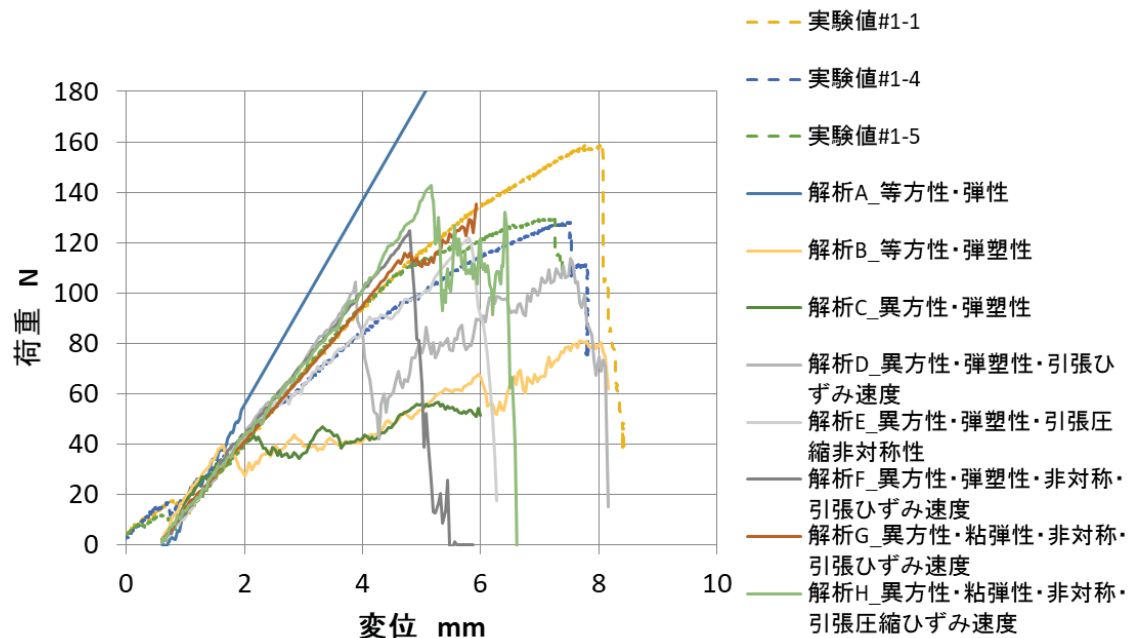


図4-3-13 90度交差（クリンプ有）試験片での  
曲げ強度の構成因子を考慮した解析結果  
と実験結果との比較

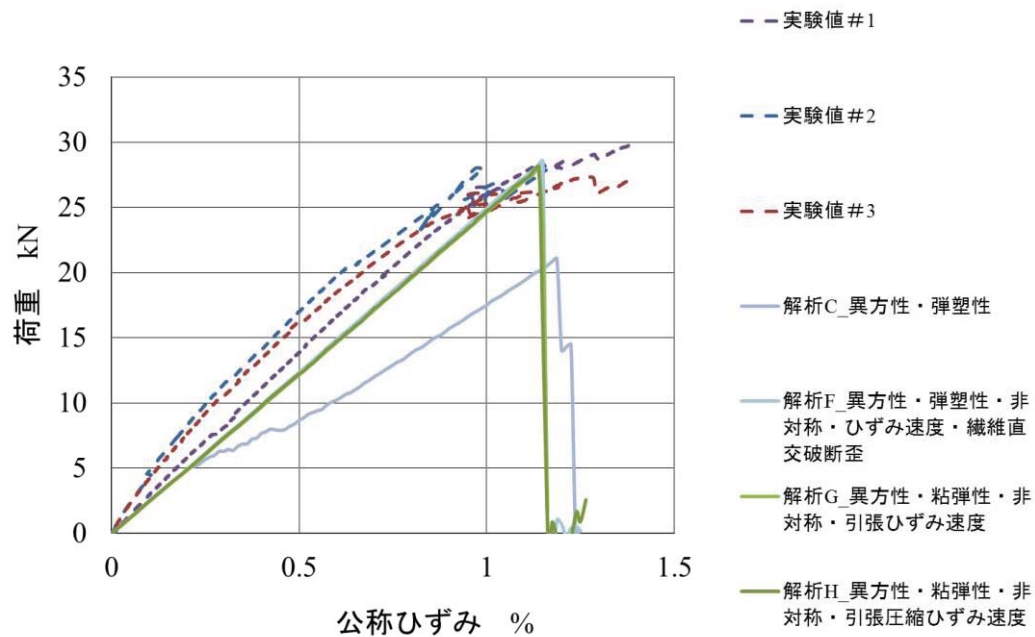


図4-3-14 90度交差（クリンプ有）試験片での引張時，  
曲げ強度の構成因子を考慮した  
解析結果と実験結果との比較

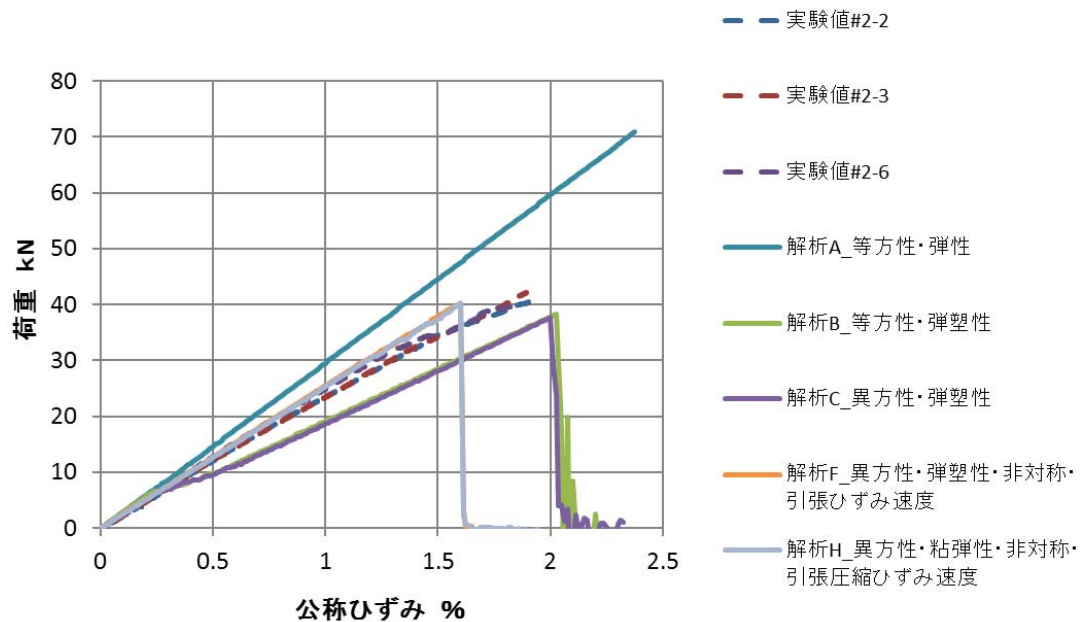


図4-3-15 90度交差（クリンプ無）試験片での引張時，  
曲げ強度の構成因子を考慮した  
解析結果と実験結果との比較

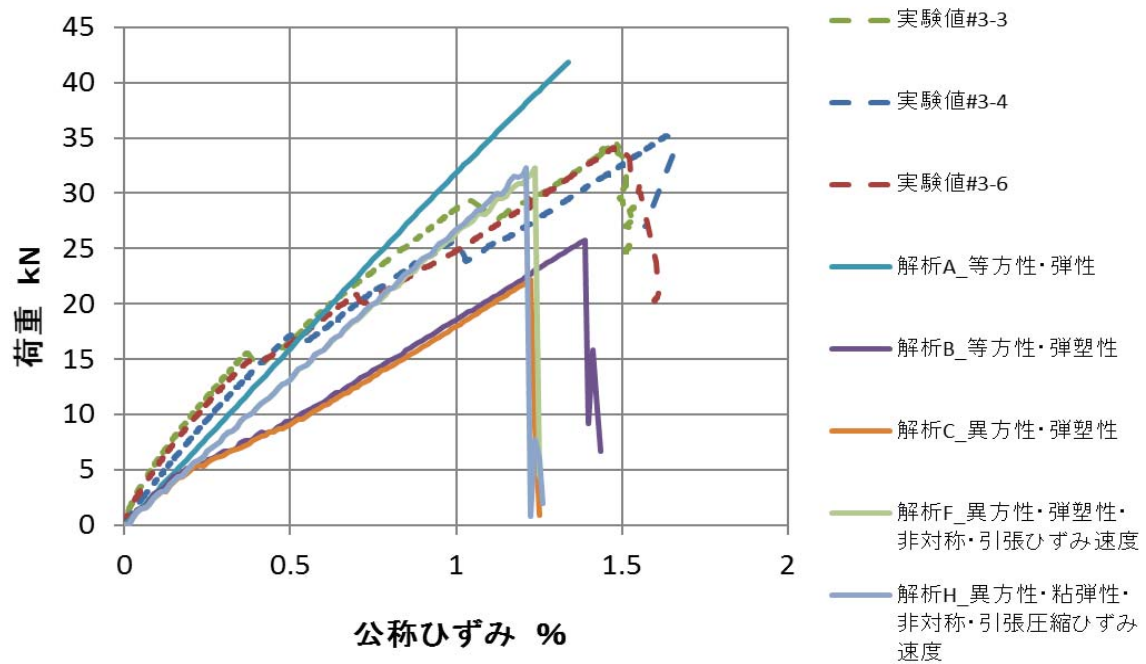


図4-3-16 45度交差（クrimp有）試験片での引張時，  
曲げ強度の構成因子を考慮した解析結果と実験結果との比較

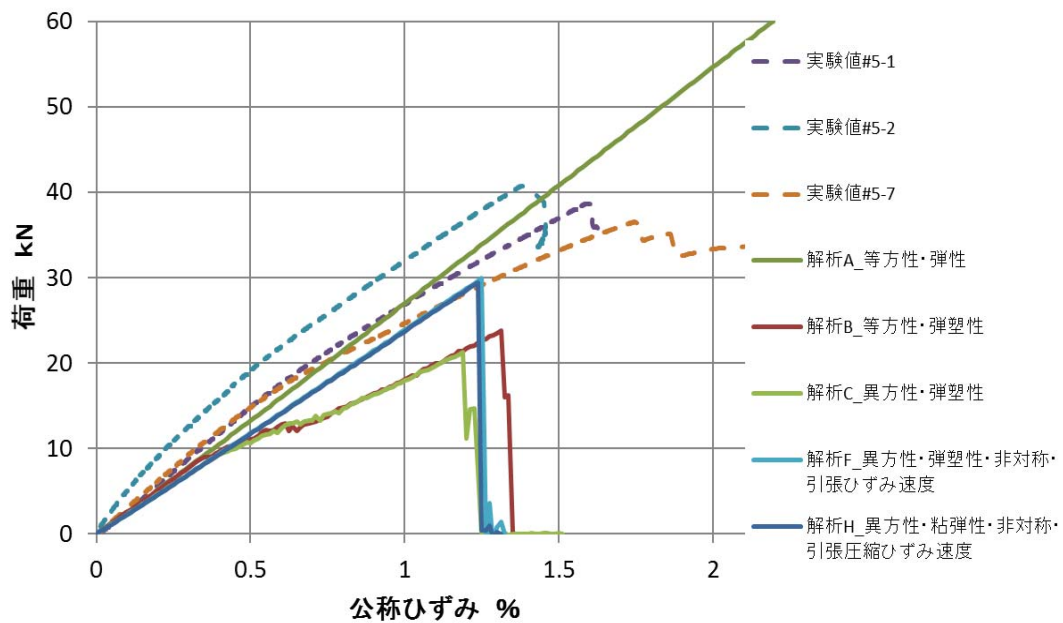


図4-3-17 90度交差（クrimp有）樹脂塑性ひずみ大試験片での引張時，  
曲げ強度の構成因子を考慮した解析結果と実験結果との比較

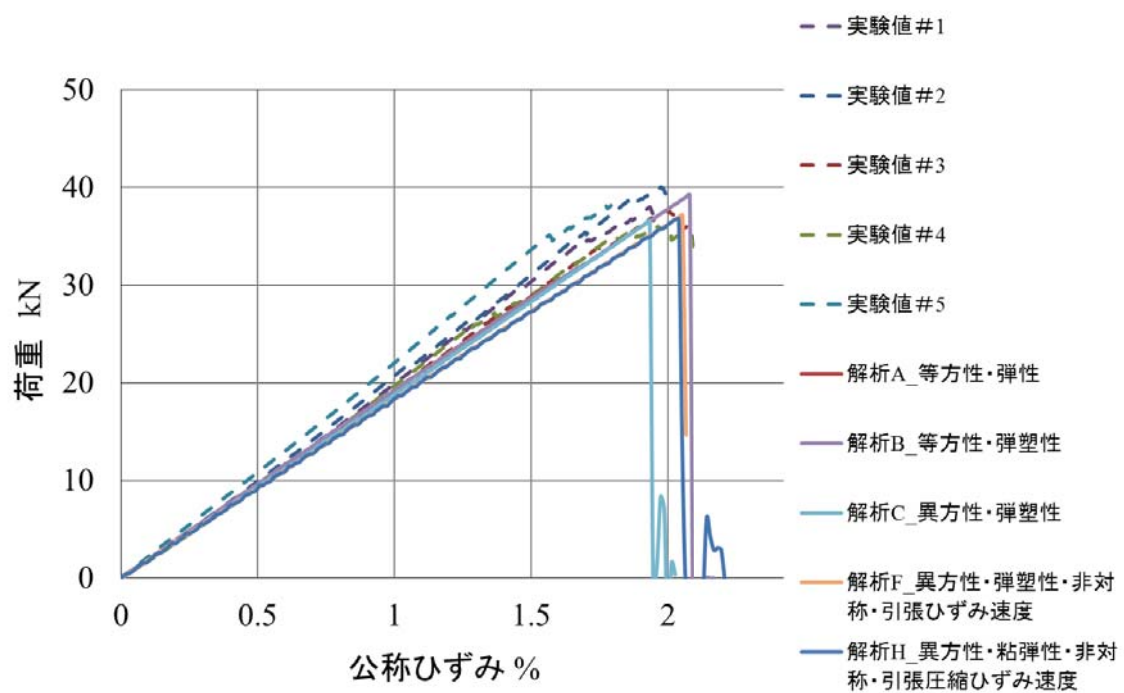


図4-3-18 一方向試験片での引張時、  
曲げ強度の構成因子を考慮した  
解析結果と実験結果との比較

とが分かった。よって、本章で新たに追加した、圧縮強度モデルの構成因子は、引張強度には影響しないことがわかった。逆に言えるのは、引張と圧縮を合わせた曲げ強度モデルの構成因子まで考慮しておけば、曲げ強度と引張強度の両方について実容器を再現できるということである。

以上をまとめると、CFRP の高圧水素容器に代表される FW（フィラメントワインディング）工法のヘリカル層を模擬した 90 度交差（クリンプ有）試験片モデルにおいて、曲げ強度の構成因子として、以下

引張強度の構成因子

「繊維束異方性」

「樹脂弾塑性」

「樹脂引張側ひずみ速度依存性」

「樹脂強度の引張/圧縮非対称性」

「繊維束の直交方向破壊則として樹脂破断ひずみ」

圧縮強度の構成因子

「樹脂粘弾性」

「樹脂圧縮側ひずみ速度依存性」

を考慮することで、弾性率、破壊強度とも、曲げ特性と引張特性について実験を再現できた。特に、「樹脂粘弾性」「圧縮側樹脂ひずみ速度依存性」は曲げ強度モデルにのみ影響する構成因子である。よって、これらの構成因子が CFRP ヘリカル層の破壊構成則となっていると推定できる。

#### 4・4 曲げ強度モデル構成因子の一般性検証



4・3 項までは、典型的な形状として、90 度に交差した試験片モデルについて曲げ強度モデルの構成因子を検討してきた。さらに、交差状態の違いや、交差角度、また、樹脂の強度が異なる場合など、曲げ強度モデル構成因子が一般性を有するものであるか、第 3 章の引張強度評価と同様に、本節では曲げ強度評価について検証を行う。

#### 4・4・1 曲げ試験片モデルのバリエーション

本節では、本研究で検討するバリエーションを説明する。

表 4-4-1 に本研究で検討するバリエーションを示す。①の 90 度交差（クリンプ有）は、これまでの節で検討してきたモデルである。高圧水素容器のフィラメントワインディング (FW) 工法における典型的なヘリカル層を想定したものであり、交差によって生じる繊維のせん断の影響を検討するものである。②の 90 度交差（クリンプ無）は、交差の影響がない場合、例えばヘリカル層と別のヘリカル層またはフープ層との層間を想定したものである。マトリクス樹脂のせん断の影響を検討するものである。③の 45 度交差（クリンプ有）は、①の 90 度交差（クリンプ有）に対し、交差角を変えた場合の影響を検討するものである。④の 90 度交差（クリンプ有）樹脂塑性ひずみ大は、①の 90 度交差（クリンプ有）モデルに対し、マトリクス樹脂の硬化温度を上げることにより、樹脂の塑性伸びが大となり、樹脂の破断ひずみが大きい場合の影響を検討するものである。繊維の強度は変わらなくても樹脂の破断ひずみを大きくした場合に CFRP 強度が向上するかを確認する。⑤の一方は、高圧水素容器の FW 工法のフープ層を想定したものであり、今回の交差した複雑な試験片モデルに対し、単純なモデルでももちろん成立していることを確認するためのものでもある。これらのバリエーションにおいても、前節まで検討してきた強度モデル構成因子が同様に曲げ強度に影響することが確認できれば、高圧水素容器などさまざまな積層の組み合わせによる実部品への適用の場合も同様に成り立つと考えてよいと思われる。

#### 4・4・2 交差有無の影響

表 4-4-1 に示す，②90 度交差（クリンプ無）の試験片モデルの試作，実験と解析評価を行い，①90 度交差（クリンプ有）の試験片モデルでの強度構成因子と同様かどうかを検証する．

試験片モデルを図 4-4-1 に示す．上面がすべて  $y$  方向への繊維束とし，下面がすべて  $x$  方向への繊維束としており，交差部にクリンプが無いモデルとした．(a) に繊維束のみ表示したものを示す．繊維束のまわりにマトリクス樹脂を配し，節点を共有している．(b) に繊維束とマトリクス樹脂とを合わせた CFRP のモデルを示す．また圧子も，試験片モデルと同様にモデル化している．これらの形状を有限要素解析する．

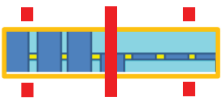
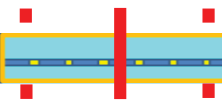
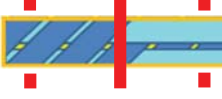
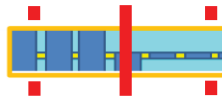

解析の拘束条件は，図 4-3-1 の 90 度交差（クリンプ有）試験片モデルと同様に，圧子は， $x$ ， $y$ ， $xy$ ， $yz$ ， $zx$  方向を拘束しながら，鉛直の  $-z$  方向に強制変位を与える．支点は一端は  $x$ ， $y$ ， $z$  拘束，もう一端は  $y$ ， $z$  拘束とし，たわみと同時に  $x$  方向に試験片が動けるようにした．モデルの大きさは 90 度交差（クリンプ有）試験片モデルと同じく，長さ 40mm，幅 15mm，高さ 1mm で幅方向に繊維 1.5 束分，高さ方向に繊維 2 束分を設けた．要素数は 141,204 要素，節点数は 199,960 節点，テトラ 2 次ソリッド要素である．

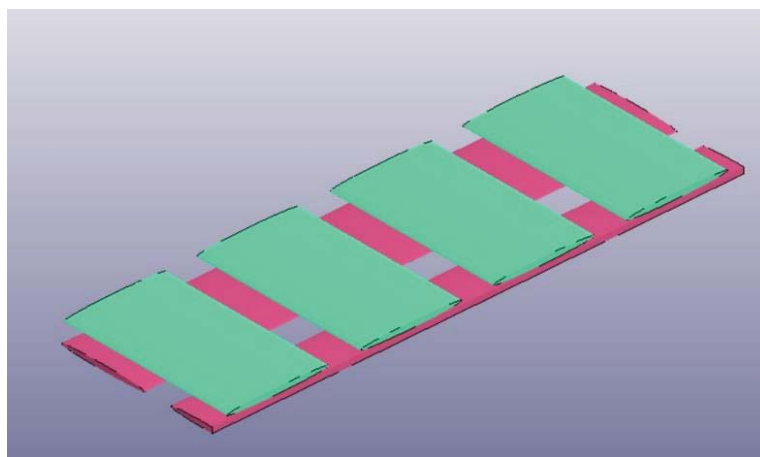
実験に用いた試験片の材料，および，硬化条件，繊維含有率は表 4-2-1 の 90 度交差（クリンプ有）試験片モデルと同じとした．

作製した試験片とその 3 点曲げ試験後の試験片の写真を図 4-4-2 に示す．(a) 試験前の表側，(b) 試験前の裏側，(c) 試験後を示す．表側が鉛直方向に繊維束が，裏側が水平方向に繊維束が通っている．試験によって，試験片は 2 つに折れた．

図 4-4-3 に，90 度交差（クリンプ無）試験片モデルに対する荷重－変位線図を示す．横軸は圧子のストローク変位，縦軸は圧子にかかる反力つまり荷重である．点線が実験

表4-4-1 曲げ試験片モデルのバリエーション

	曲げ	容器の想定部
①90度交差 (クリンプ有)	 40(支点間) × 15 × 1	へリカル層
②90度交差 (クリンプ無)	 40(支点間) × 15 × 1	交差角の異なる 層間
③45度交差 (クリンプ有)	 40(支点間) × 15 × 1	へリカル層 交差角違い
④90度交差 (クリンプ有) 樹脂塑性ひずみ 大	 40(支点間) × 15 × 1	へリカル層 樹脂塑性 (破 断) ひずみ違い
⑤一方向	 40(支点間) × 15 × 1	フープ層



(a) 繊維束のみ表示

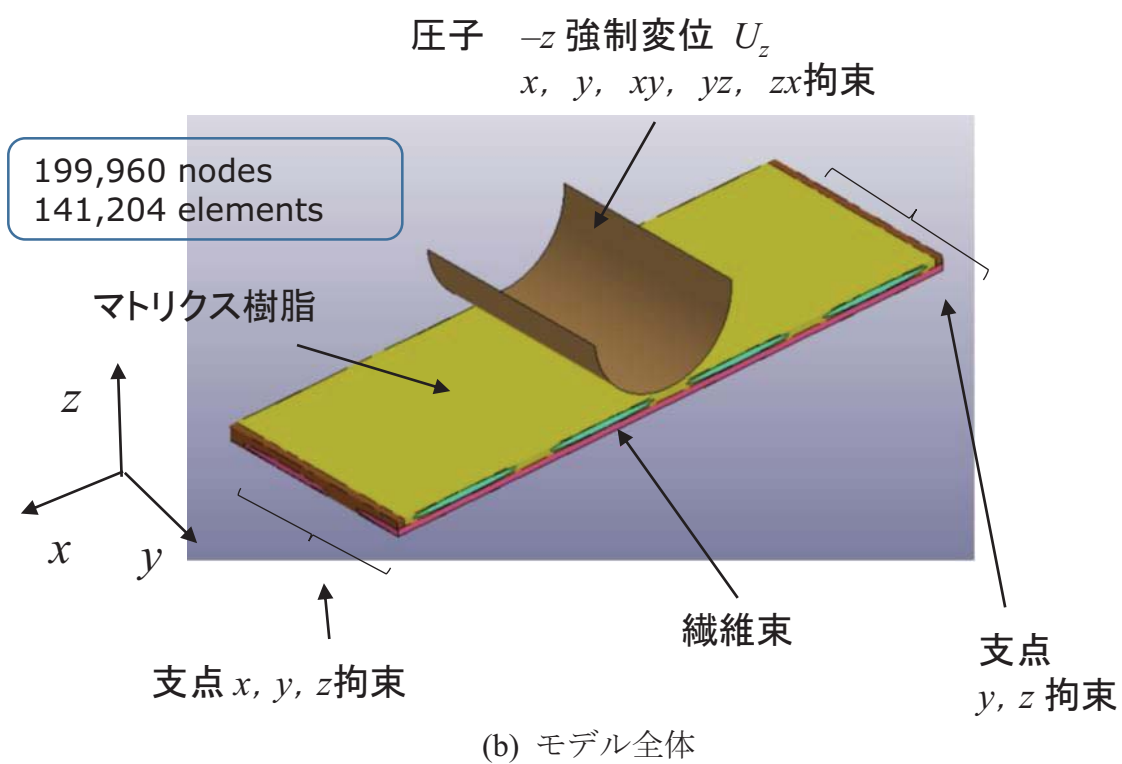
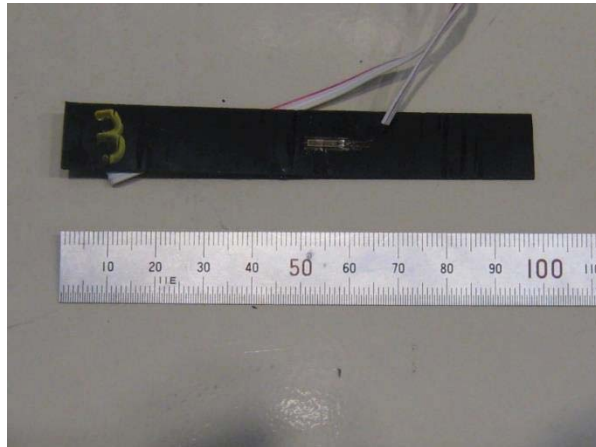
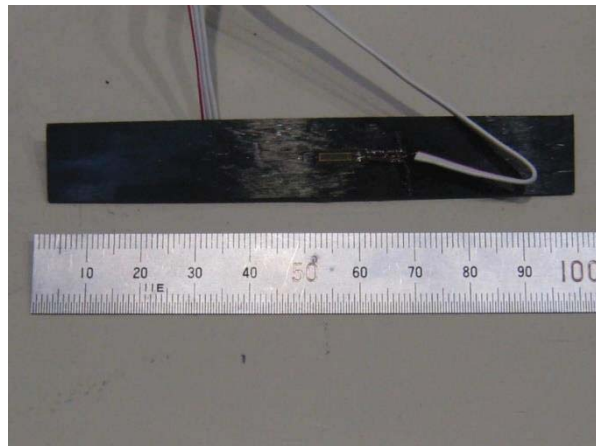


図4-4-1 90度交差（クリンプ無）曲げ試験片モデル



(a) 試験前 表側



(b) 試験前 裏側



(c) 試験後

図4-4-2 90度交差（クリンプ無）曲げ試験片 試験前後の状態

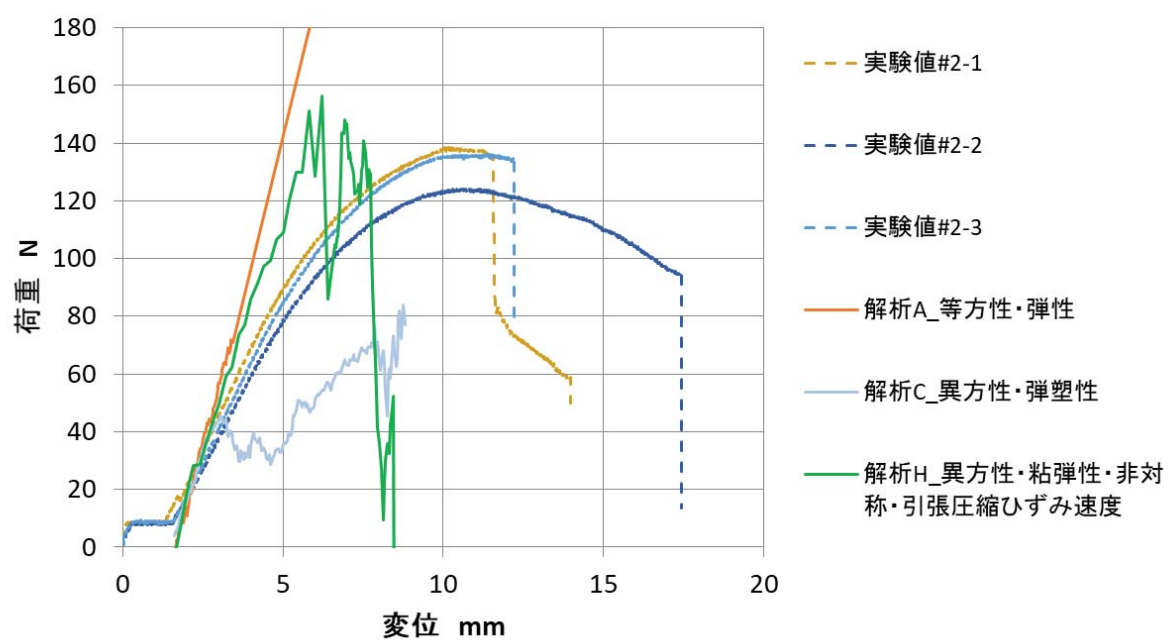


図4-4-3 90度交差（クリンプ無）試験片での3点曲げ時  
解析結果と実験結果との比較

値、実線が解析値である。解析 A（等方性弾性）、C（異方性弾塑性）、H（異方性弾塑性、引張/圧縮ひずみ速度、引張/圧縮非対称性、繊維直交方向破断ひずみ 2.6%、樹脂粘弾性）の曲線を示している。解析 A は、実験値に対して変位が小さいときは傾きである弾性率が一致しているが変位が大きくなるほど離れていく。解析 C は変位 3mm 付近から樹脂が破壊され荷重が小さくなっている。それに対し解析 H は変位が 7.8mm までは若干弾性率が実験値よりも大きいものの解析上の破壊までかなり実験値に近い曲線となっている。実験値は荷重 120~140N 程度で最大値に到達するが、ひずみは 12mm~17mm 程度と破断ひずみが大きくなっている。

実験と解析との差異であるが、要因として、最大応力はほぼ同じとなっていることから、折れ曲がるまで変形した際、繊維束モデルが大きいため、繊維束の端部で局部ひずみ集中が発生してしまっているためと考えられる。また、モデル上も繊維束の端部が実際は繊維一本一本で成り立っているため、最大荷重に到達したあと、繊維が少しずつ破壊されるとこのような挙動を示すはずである。しかし、解析では最大荷重を超えてひずみが伸びることにはならない。これは、メゾスケールモデルが繊維束を一物性としたモデルであり、繊維一本一本をモデル化したミクロスケールモデルとしていないためである。また、本研究では、合理的な強度評価手法を目指すものであり、最大荷重である曲げ強度に到達した後、少しずつ破壊が進行する損傷パラメータを本モデルには入れていない。損傷パラメータは、破壊後確率論的<sup>(74)</sup> 検討するか、実験結果を合わせこむことが必要であり、材料物性から純粋に決まるパラメータとしては今回検討から除外している。よって最大荷重後からの破壊進行を合理的に評価する検討は、今後の課題としたい。

本研究で検討している曲げ強度構成因子については、破壊までの弾性率と破壊に至る最大荷重点を再現していること、また、実際の容器は折れ曲がるほど曲げが発生しな

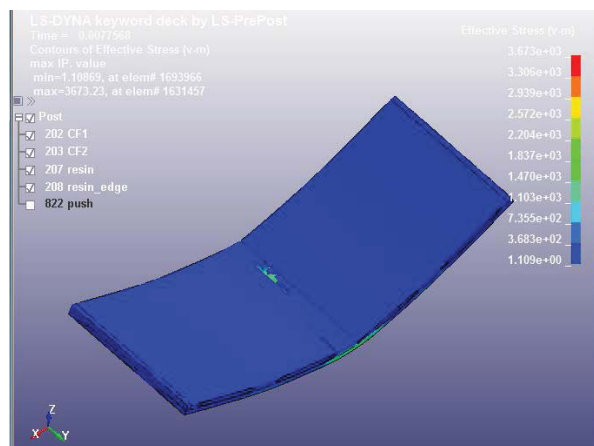


いはずであることから、この 90 度交差（クリンプ無）モデルにおいても強度評価が行えると考えられる。

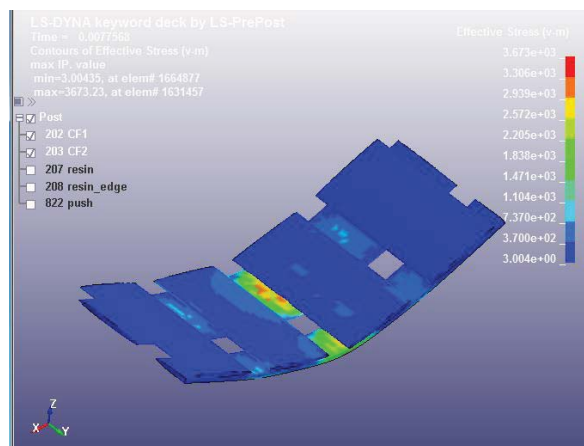
解析 H での破壊直前と破壊直後のミーゼス応力のコンター図を図 4-4-4 に示す。(a) は、破壊直前の圧子変位 7.80mm の時の繊維束とマトリクス樹脂を合わせた CFRP のコンター図である。すでに圧子が当たる +z 側の樹脂が一部破壊されて要素が削除されている。(b) は、(a) と同じ変位の時の繊維束のみを表示している。繊維束は交差していないが、やはり +z 側に y 方向の繊維束があることで、-z 側の x 方向の繊維束に応力が集中している。(c) は破壊後の圧子変位 7.88mm のときの CFRP のコンター図である。樹脂が完全に中央から割れてしまっている。(d) は (c) と同じ変位の時の繊維束のみを表示している。-z 側の繊維束が繊維直交方向に破断している。これらは 90 度交差（クリンプ有）の曲げ解析結果と同様の挙動で、樹脂が先に破壊し、繊維束が破断した時点で CFRP 全体が破壊となっており、同じ破壊モードと考えてよいと思われる。

ここで、交差部クリンプ有無の比較を行う。図 4-4-5 に、表 4-4-1 に示す①90 度交差（クリンプ有）試験片モデルと、②90 度交差（クリンプ無）試験片モデルとの、比較グラフを示す。横軸は圧子の変位（ストローク）、縦軸は圧子の荷重である。実験値と解析 H 同士の曲線をそれぞれ示している。実験値、解析値とも弾性率はほぼ変わらない。破壊に至るまで変位は、交差無しは、交差有りに比べ、実験値では大きくなっているのに対し、解析値では大差ない。

解析モデルの破壊直前の繊維束のコンター図で比較すると、クリンプ有の図 4-3-12(b)も、クリンプ無の図 4-4-4(b)も繊維束中央部の応力集中が起こっている。解析では、実際に計算を可能とするためメゾスケールモデルで表現した繊維束が CFRP の中央に楕円状に集中配置していると仮定して計算している。ところが実部品は繊維がほぼ均等に配置される。クリンプ有の場合は、繊維の方向が交差によって大きく変わる場所



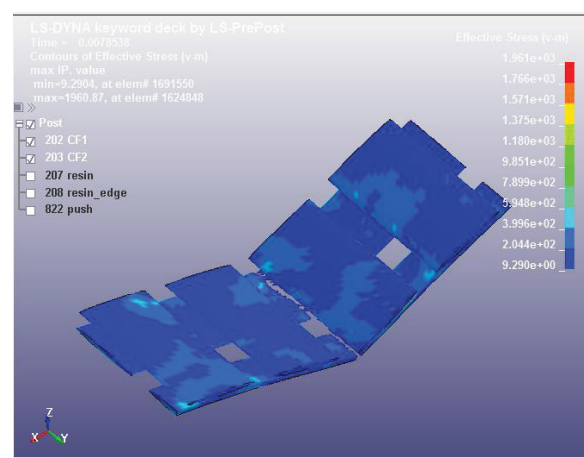
(a) 破壊直前  
(強制変位  $U_z = -7.80\text{mm}$ )  
繊維束+マトリクス樹脂



(b) 破壊直前  
(強制変位  $U_z = -7.80\text{mm}$ )  
繊維束



(c) 破壊直後  
(強制変位  $U_z = -7.88\text{mm}$ )  
繊維束+マトリクス樹脂



(d) 破壊直後  
(強制変位  $U_z = -7.88\text{mm}$ )  
繊維束

図4-4-4 90度交差（クリンプ無）試験片 曲げ解析  
解析H ミーゼス応力分布

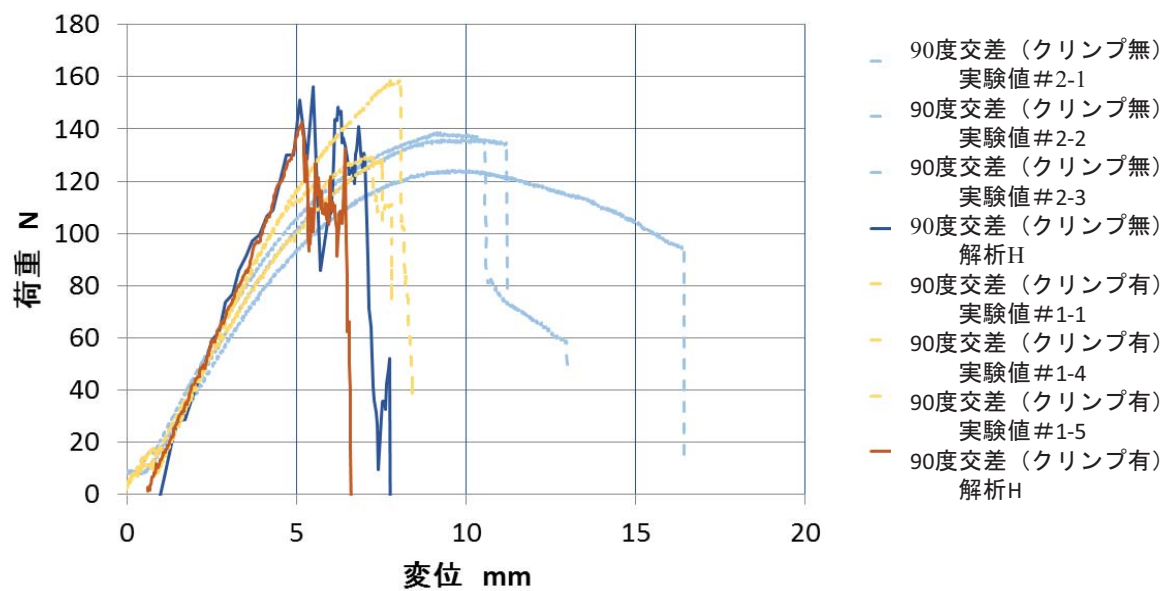


図4-4-5 90度交差（クリンプ無）試験片と90度交差（クリンプ有）  
試験片の3点曲げ解析比較

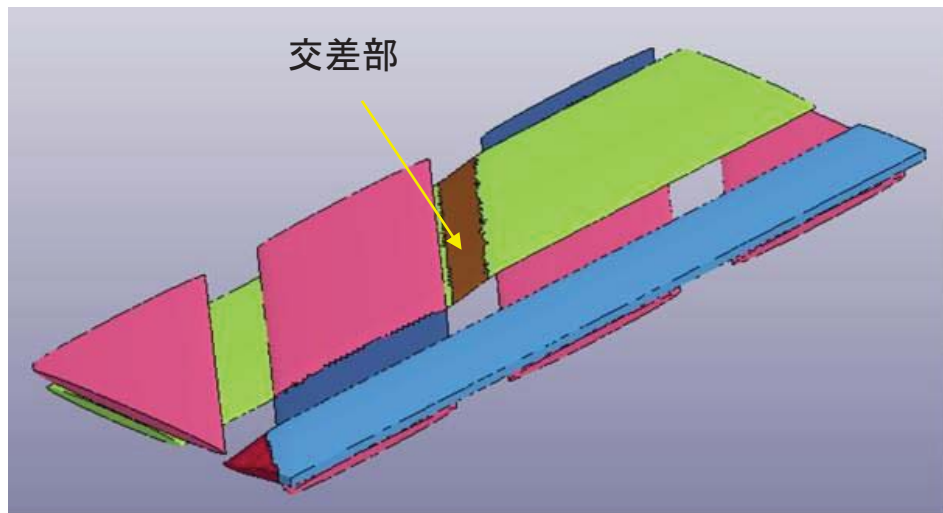
をメゾスケールモデルで表現できているので、実部品を精度よくシミュレートされている。一方、クリンプ無の場合は、実部品は繊維が均等に配置されているところにせん断応力が働くのに対し、メゾスケールモデルでは繊維束と樹脂で物性が大きく異なる箇所にせん断応力が働く。この差が実験と解析とで、CFRP が最大応力から破壊に至るまでの変位つまりひずみが大きく異なる理由と考えられる。メゾスケールモデルを均一場で用いる場合に、モデル化の際注意が必要であると考えられる。しかし最大荷重（最大応力）まではこのままでも十分解析で実験を再現していると考えられるので、高圧水素容器などの耐圧性などを評価する場合は、影響無いと考えられる。

以上のように、90 度交差（クリンプ有）と同様に、CFRP の高圧水素容器に代表される FW 工法のヘリカル層間やフープの層間を模擬した 90 度交差試験片（クリンプ無）モデルにおいて、90 度交差（クリンプ有）試験片と同じ曲げ強度モデルの構成因子を考慮することで、弾性率、破壊強度とも、曲げ特性について実験を解析で正確に予測することができるようになった。

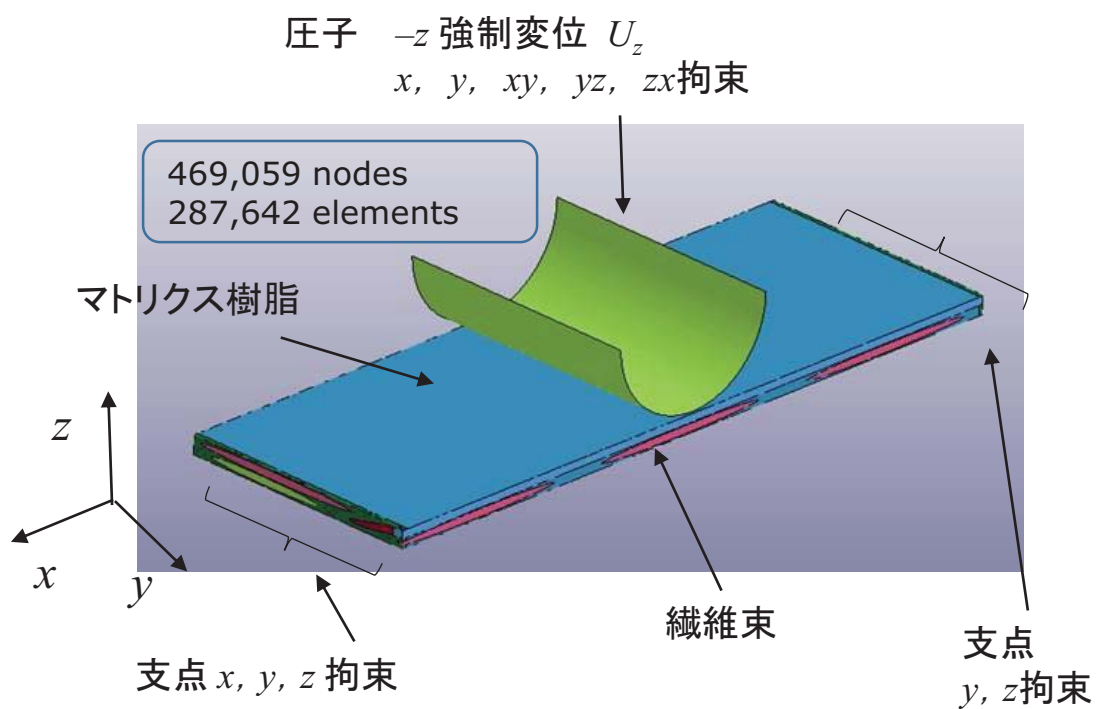
#### 4・4・3 交差角の影響

表 4-3-1 に示す、③の 45 度交差（クリンプ有）の試験片モデルの試作、実験と解析評価を行い、①の 90 度交差（クリンプ有）の試験片モデルでの強度構成因子と同様かどうかを検証する。

試験片モデルの模式図を図 4-4-6 に示す。x 方向に一方向の繊維束と、45 度傾いた繊維束を配置し、中央で交差している部分の強度を評価する。解析の拘束条件は、図 4-3-1 の 90 度交差（クリンプ有）モデルと同様に、圧子は、x, y, xy, yz, zx 方向を拘束しながら、鉛直の z 方向に強制変位を与える。支点は一端を x, y, z 拘束、もう一端は y, z 拘束とし、たわみと同時に x 方向に試験片が動けるようにした。モデルの大きさは 90 度交差モデルと同じく、長さ 40mm、幅 15mm、高さ 1mm で幅方向に繊維 1.5 束



(a) 繊維束のみ表示



(b) モデル全体

図4-4-6 45度交差（クリンプ有）曲げ試験片モデル

分、高さ方向に繊維 2 束分を設けた。節点数は 469,059 節点、要素数は 287, 642 要素、テトラ 2 次ソリッド要素である。

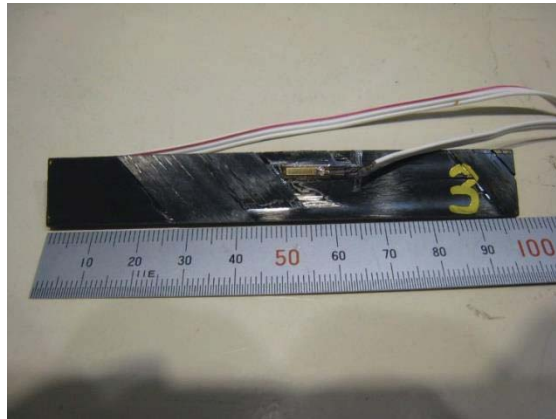
実験に用いた試験片の材料、および、硬化条件、繊維含有率は表 4-2-1 の 90 度交差（クリンプ有）モデルと同じとした。

作製した試験片とその 3 点曲げ試験後の試験片の写真を図 4-4-7 に示す。(a) 試験前、(b) 試験後を示す。試験によって、荷重が抜けるまで負荷をかけたが、試験片は、負荷を抜くとともに外形を保持するように戻った。試験後の破断面を X 線 CT により観察した結果を (c) に示す。45 度に交差しているクリンプ箇所に沿って、繊維が確かに破断していた。しかし、分離するまでの完全破壊には至らなかった。

図 4-4-8 に、45 度交差有りモデルに対する荷重－変位線図を示す。横軸は圧子の変位（ストローク）、縦軸は荷重である。点線が実験値、実線が解析値である。解析 A（等方性弾性）、C（異方性弾塑性）、H（異方性弾塑性、引張/圧縮ひずみ速度考慮（クーパーシモンズ式による）、引張/圧縮非対称性、繊維直交方向破断ひずみ 2.6%、樹脂粘弾性）の曲線を示している。

実験値は N=3 実施したが、試験片 #3-3 と試験片 #3-5、#3-8 とで大きく異なっている。#3-3 は試験片をそのまま支点において負荷を与えたが、圧子の変位が増すほどに試験片が繊維束の 45 度に倣うように 1/4 回転をする挙動を示した。そこで #3-5 と #3-8 は回転方向を規制しながら圧子の変位を与えることとした。

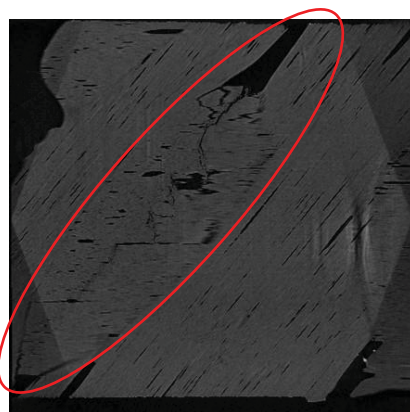
解析 A の結果は、実験値 #3-3 の弾性率と変位が小さい範囲でのみ一致している。解析 C は、変位 3mm 付近からやはり樹脂が破壊し始めて荷重が下がってしまう。それに対し解析 H は、変位 9mm 程度まで荷重が実験値 #3-3 に近い曲線となった。よって、実験により拘束を与えてしまった #3-5 と #3-8 のデータは、拘束部分に圧子とは異なるベクトルに反力が発生して、正確な反力つまり荷重が計測できなかったと推定でき



(a) 試験前



(b) 試験後



(c) 破壊箇所のX線CT写真

図4-4-7 45度交差（クリンプ有）曲げ試験片 試験前後の状態



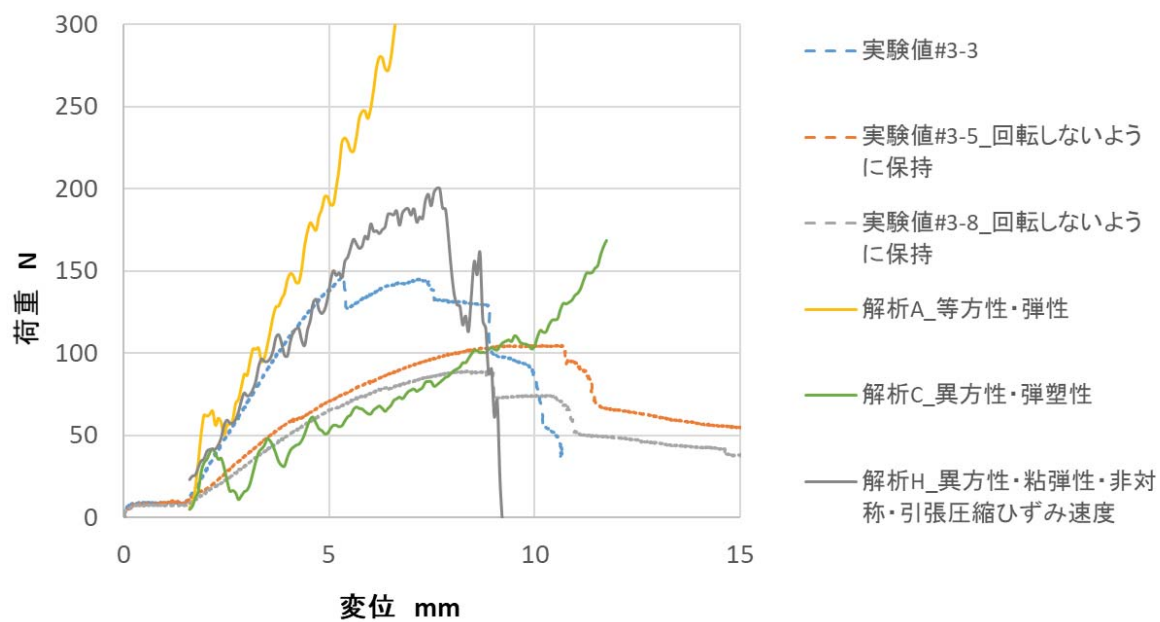
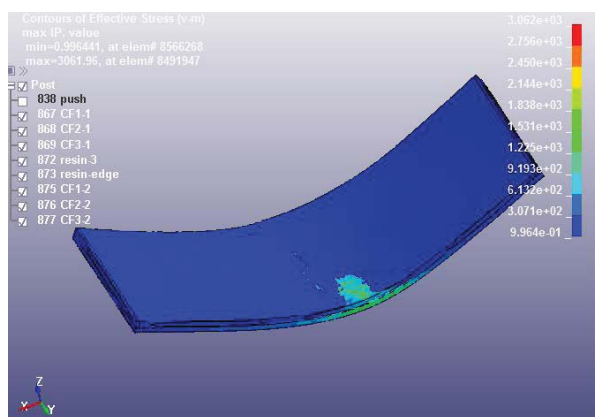


図4-4-8 45度交差（クリンプ有）試験片での3点曲げ時  
解析結果と実験結果との比較

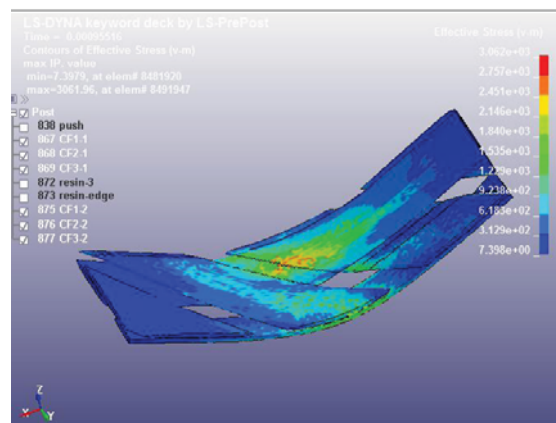
る．よって、実験値 #3-3 と解析値で比較すると、解析 H で実験値をほぼ再現できるといえる．しかし最大荷重が一致しない点については、実験では回転したために荷重が解放されてしまったためと考えられる．今後、実験、解析とも回転に対する拘束条件を同一にすることが必要である．

解析 H での破壊直前と破壊直後のミーゼス応力のコンター図を図 4-4-9 に示す．(a) は、破壊直前の圧子変位 9.20mm の時の繊維束とマトリクス樹脂を合わせた CFRP のコンター図である．すでに圧子が当たる側の樹脂が一部破壊されて要素が削除されており、応力も高くなっている．(b) は、(a) と同じ変位の時の繊維束のみを表示している．45 度の場合でも、繊維束が交差している箇所で応力集中が発生している．(c) は破壊後の圧子変位 9.52mm のときの CFRP のコンター図である．樹脂が完全に中央から割れている．(d) は (c) と同じ変位の時の繊維束のみを表示している．0.5 束の方の繊維束が上部の繊維束に沿って破断している．やはり、これらは 90 度交差有りの曲げ解析結果と同様の挙動で、樹脂が先に破壊し、繊維束が破断した時点で CFRP 全体が破壊となっており、同じ破壊モードと考えてよいと思われる．

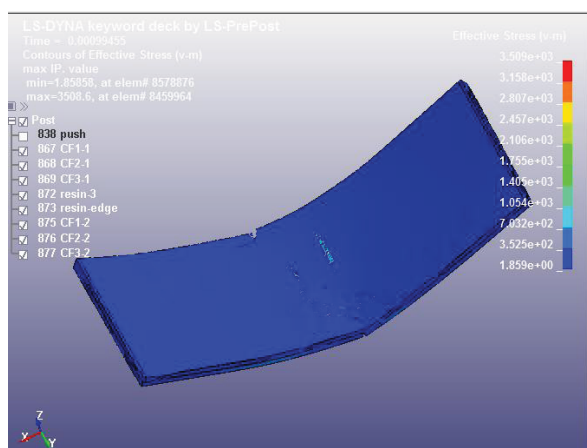
ここで、交差角の大小による比較を行う．図 4-4-10 に、表 4-4-1 に示す①90 度交差（クリンプ有）試験片モデルと、③45 度交差（クリンプ有）試験片モデルとの、比較グラフを示す．横軸は圧子の変位（ストローク）、縦軸は圧子の荷重である．実験値と解析 H 同士の曲線をそれぞれ示している．実験値、解析値とも弾性率はほぼ変わらないが、破壊に至るまで変位は、角度の小さい 45 度のほうが大きい．応力/ひずみ集中がクリンプ部の接線に分布するため、荷重が同じ場合、接線が長いほうが、応力が分散されて強度上有利になる．よって角度の小さい 45 度のほうが、強度が大となっているのはそのような理由のためだと思われる．



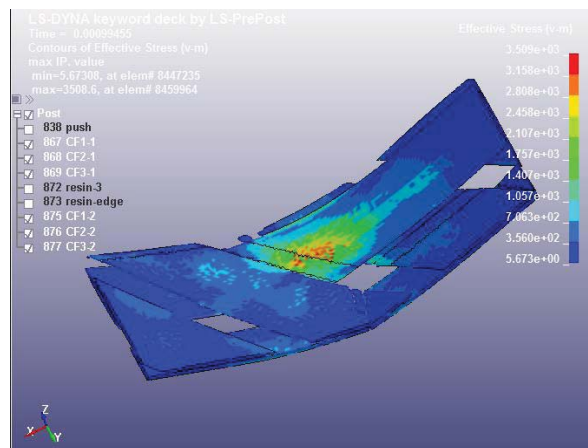
(a) 破壊直前  
 (強制変位  $U_z = -9.20\text{mm}$ )  
 繊維束+マトリクス樹脂



(b) 破壊直前  
 (強制変位  $U_z = -9.20\text{mm}$ )  
 繊維束



(c) 破壊直後  
 (強制変位  $U_z = -9.52\text{mm}$ )  
 繊維束+マトリクス樹脂



(d) 破壊直後  
 (強制変位  $U_z = -9.52\text{mm}$ )  
 繊維束

図4-4-9 45度交差（クリンプ有）試験片 曲げ解析  
 解析H ミーゼス応力分布

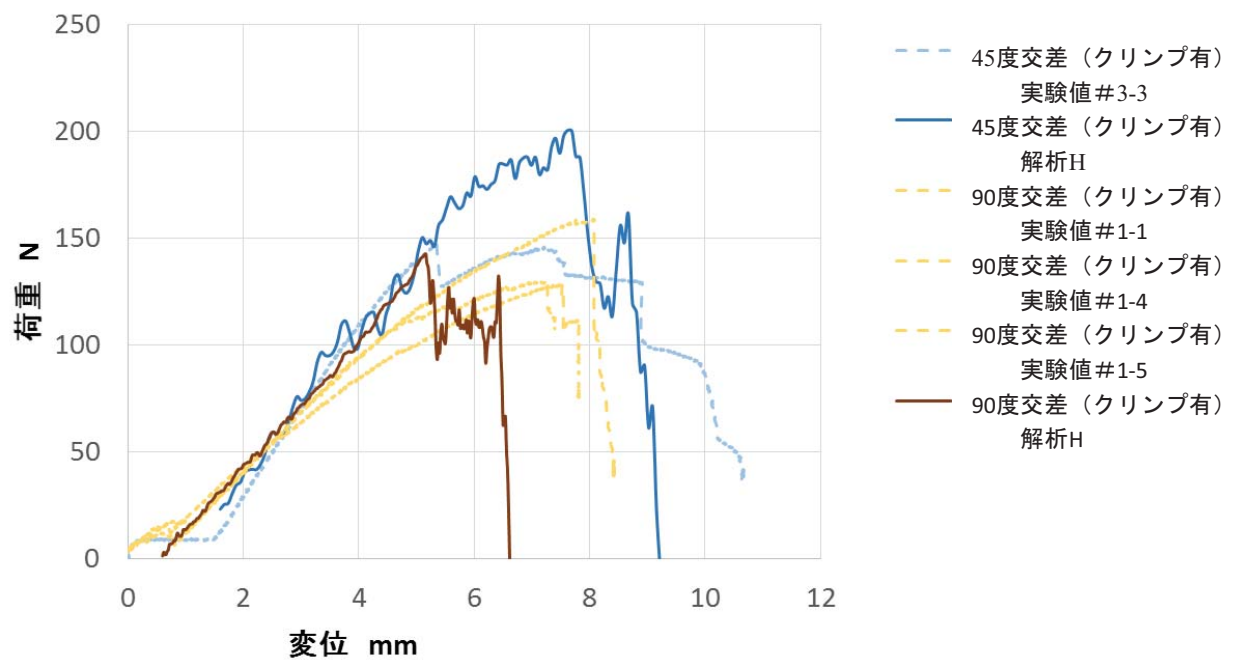


図4-4-10 45度交差（クリンプ有）試験片と  
90度交差（クリンプ有）試験片  
の3点曲げ解析比較

以上のように、CFRP の高圧水素容器に代表される FW 工法のヘリカル層の角度が異なる、45 度交差（クリンプ有）試験片モデルにおいても、90 度交差（クリンプ有）試験片と同じ曲げ強度モデルの構成因子を考慮することで、弾性率、破壊強度とも、曲げ特性について実験を再現できた。

#### 4・4・4 マトリクス樹脂の塑性ひずみの影響

表 4-4-1 に示す、④90 度交差（クリンプ有）樹脂塑性ひずみ大の試験片モデルの試作、実験と解析評価を行い、①90 度交差（クリンプ有）試験片モデルでの強度構成因子と同様かどうかを検証する。硬化温度違いにより、樹脂塑性伸びが大きくなって樹脂の破断ひずみが大きい特性を有する。

試験片モデルは、90 度交差（クリンプ有）試験片と同一（図 4-3-1）であり、材料物性のみ変えている。実験に用いた試験片試作仕様は、第 3 章の表 3-4-2 に記載している。繊維、樹脂の材料は同じだが、硬化条件を後半の 3 時間 110 度から 150 度に変えているため、樹脂の破断ひずみは 2.6% から 6.5% へと繊維の破断ひずみ 2.1% と比較しても、大幅に伸びるマトリクス樹脂となっている。ここでひずみ速度依存性のクーパシモンズの式 (3.1) のパラメータは、付録 G の実験により、 $C=34.2$ 、 $P=1$  とした。拘束条件も 90 度交差（クリンプ有）試験片と同じである。

試験片の試験前後の写真を図 4-4-11(a), (b) に示す。また X 線 CT による測定結果も合わせて (c) に示す。これまでの試験片と同様に繊維交差クリンプ部から破断している。

図 4-4-12 に、90 度交差（クリンプ有）樹脂塑性ひずみ大モデルに対する荷重－変位線図を示す。横軸は圧子の変位（ストローク）、縦軸は荷重である。点線が実験値、実線が解析値である。解析 A（等方性弾性）、C（異方性弾塑性）、H（異方性弾塑性、引張/圧縮ひずみ速度考慮（クーパシモンズ式による）、引張/圧縮非対称性、繊維直交



(a) 試験前



(b) 試験後



(c) 破壊箇所のX線CT写真

図4-4-11 90度交差（クリンプ有）樹脂塑性ひずみ大 曲げ試験片  
試験前後の状態

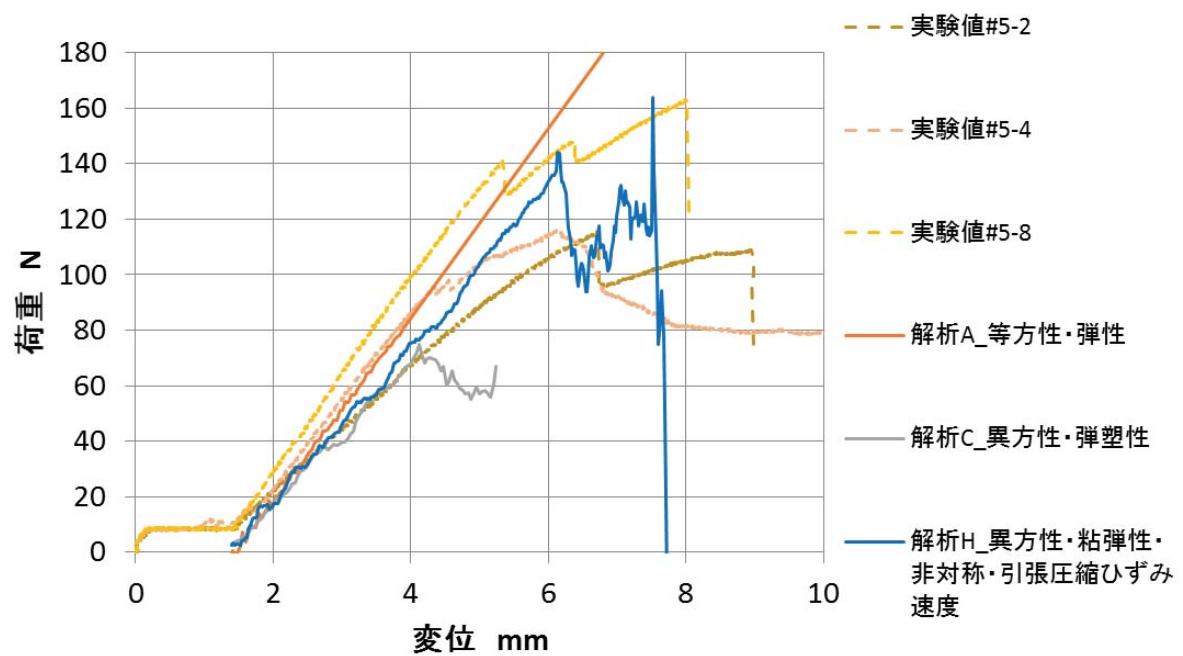


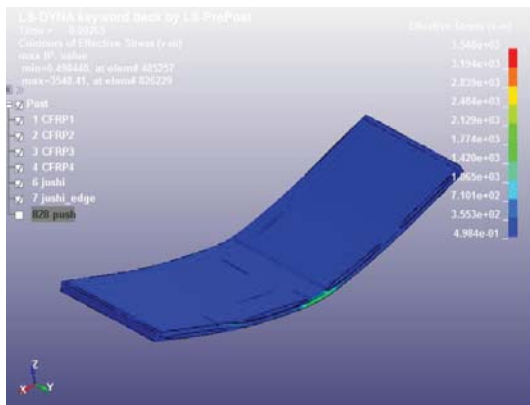
図4-4-12 90度交差（クリンプ有）樹脂塑性ひずみ大試験片での  
3点曲げ時解析結果と実験結果との比較



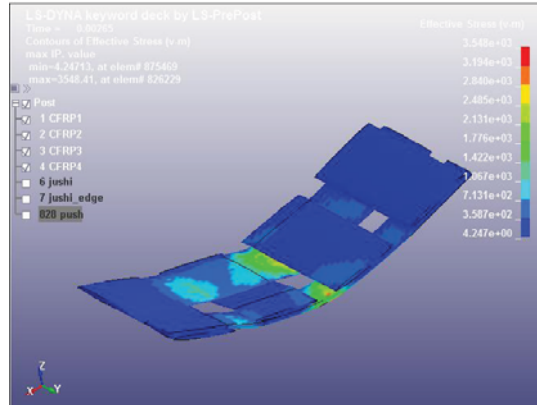
方向破断ひずみ 6.5%，樹脂粘弾性）の曲線を示している．解析 A は実験値の変位が小さいうちは曲線が一致しているが，変位が大きくなるほど序々に離れていく．また解析 C は変位が 4mm を超えると急激に荷重が下がる．解析 H までの構成因子を考慮することで，傾きである弾性率，破壊強度となる変位，荷重も実験値に近くなる．これらの結果から，マトリクス樹脂の塑性ひずみが異なっているにもかかわらず，同様の破壊モードを示すことが確かめられた．

解析 H での破壊直前と破壊直後のミーゼス応力のコンター図を図 4-4-13 に示す．(a) は，破壊直前の圧子変位 6.70mm の時の繊維束とマトリクス樹脂を合わせた CFRP のコンター図である．すでに圧子が当たる側の樹脂が一部破壊されて要素が削除されている．(b) は，(a) と同じ変位の時の繊維束のみを表示している．繊維束は樹脂の破断ひずみの大きさに関わらず，交差部に応力集中が起こっている．(c) は破壊後の圧子変位 7.55mm のときの CFRP のコンター図である．樹脂が完全に中央から割れてしまっている．(d) は(c) と同じ変位の時の繊維束のみを表示している．繊維束が繊維直交方向に沿って破断している．これらは 90 度交差有りの曲げ解析結果と同様の挙動で，樹脂が先に破壊し，繊維束が破断した時点で CFRP 全体が破壊となっており，同じ破壊モードと考えてよいと思われる．

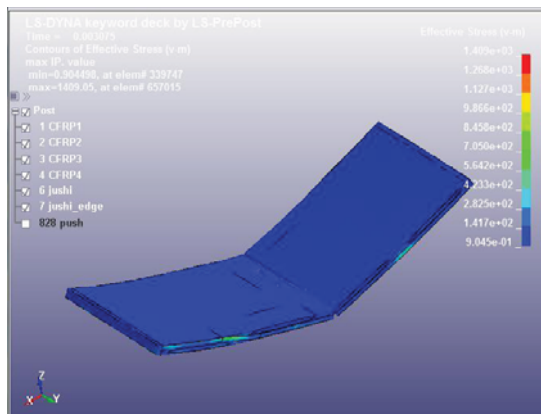
ここで，マトリクス樹脂の塑性ひずみ大小による比較を行う．図 4-4-14 に，表 4-4-1 に示す①90 度交差（クリンプ有）試験片モデル（樹脂破断ひずみ 2.6%）と，④90 度交差（クリンプ有）樹脂塑性ひずみ大試験片モデル（樹脂破断ひずみ 6.5%）との，比較グラフを示す．横軸は圧子の変位（ストローク），縦軸は圧子の荷重である．実験値と解析 H 同士の曲線をそれぞれ載せた．実験値，解析値とも樹脂破断ひずみが大きい 6.5% のほうが，CFRP としての破断ひずみもわずかながら大きくなっている．第 3 章の引張評価では，大きな差はないものの有意差があったが，それに対し，曲げの場合は有意差



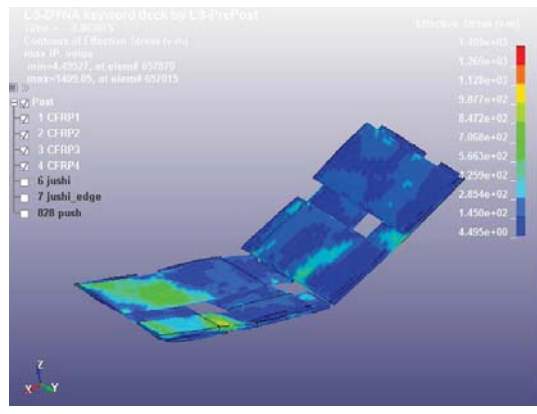
(a) 破壊直前  
(強制変位  $U_z = -6.70\text{mm}$ )  
繊維束+マトリクス樹脂



(b) 破壊直前  
(強制変位  $U_z = -6.70\text{mm}$ )  
繊維束



(c) 破壊直後  
(強制変位  $U_z = -7.55\text{mm}$ )  
繊維束+マトリクス樹脂



(d) 破壊直後  
(強制変位  $U_z = -7.55\text{mm}$ )  
繊維束

図4-4-13 90度交差（クリンプ有）樹脂塑性ひずみ曲げ解析  
解析H ミーゼス応力分布

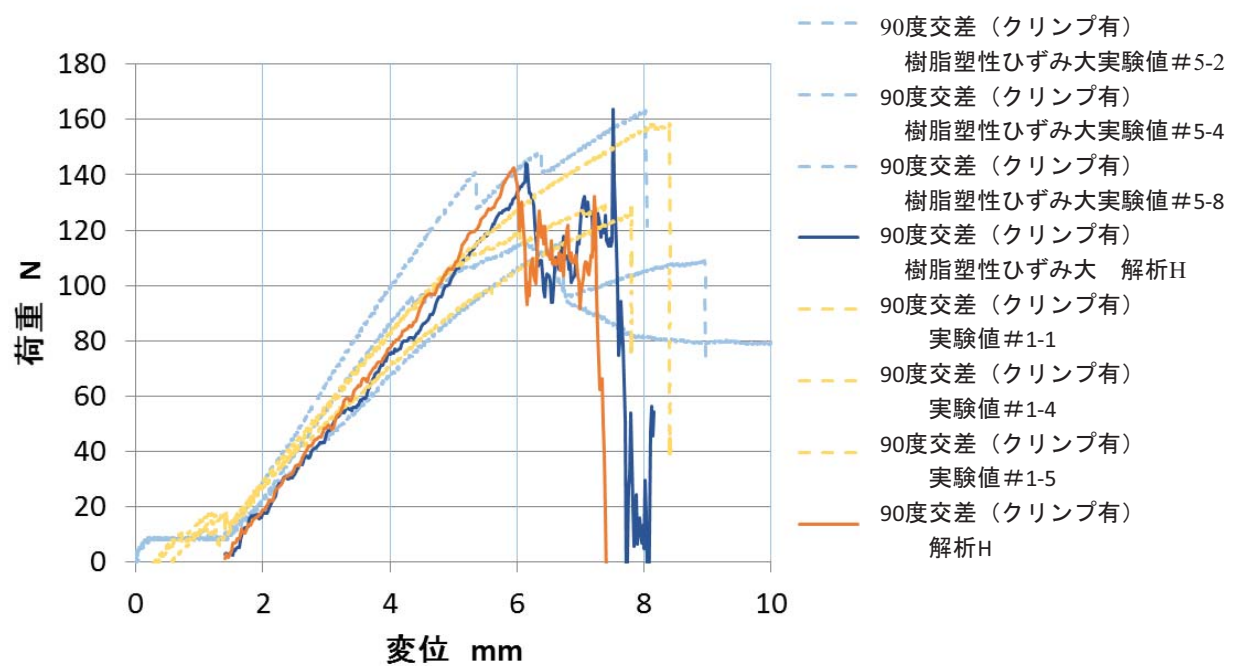


図4-4-14 90度交差 (クリンプ有) 樹脂塑性ひずみ大試験片と  
90度交差 (クリンプ有) 試験片の3点曲げ解析比較

があるまで差があるとはいえない結果となった。引張のように、ひずみが大きくなる場合には樹脂の特性が CFRP 全体の強度への影響を与えられるが、3 点曲げの場合は、特に圧縮側で破壊することを考えると、幾何学的にも、樹脂のひずみが引張ほど大きくならない。これが樹脂の破断ひずみの影響を大きく受けない理由であると考えられる。

以上のように、マトリクス樹脂の塑性ひずみが大きく異なる試験片モデルにおいても、90 度交差（クリンプ有）試験片と同じ曲げ強度モデルの構成因子を考慮することで、弾性率、破壊強度とも、曲げ特性について実験を再現できた。

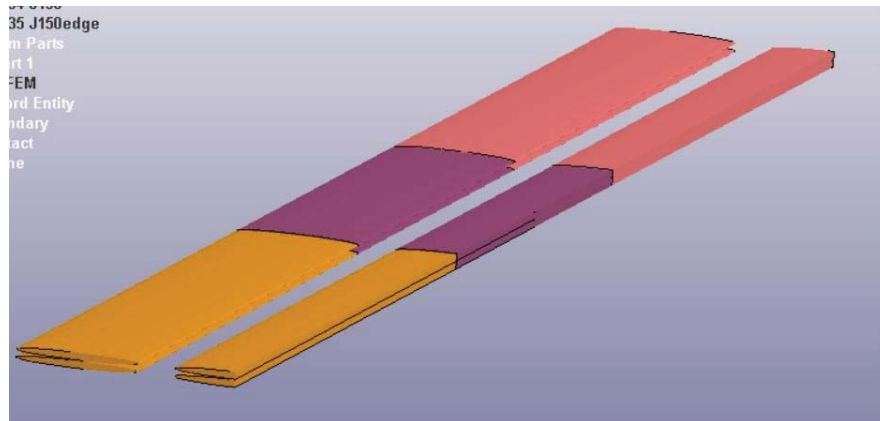
#### 4・4・5 一方向の場合

これまでは FW（フィラメントワインディング）工法に特有の、高圧水素容器のヘリカル層を想定した、繊維が交差するような複雑な構造を検討してきた。本節では、高圧水素容器でも単純な積層であるフープ層を想定した、単純な繊維束一方向材でも同様の強度モデルの構成因子が曲げの破壊強度に影響するかを検証していく。

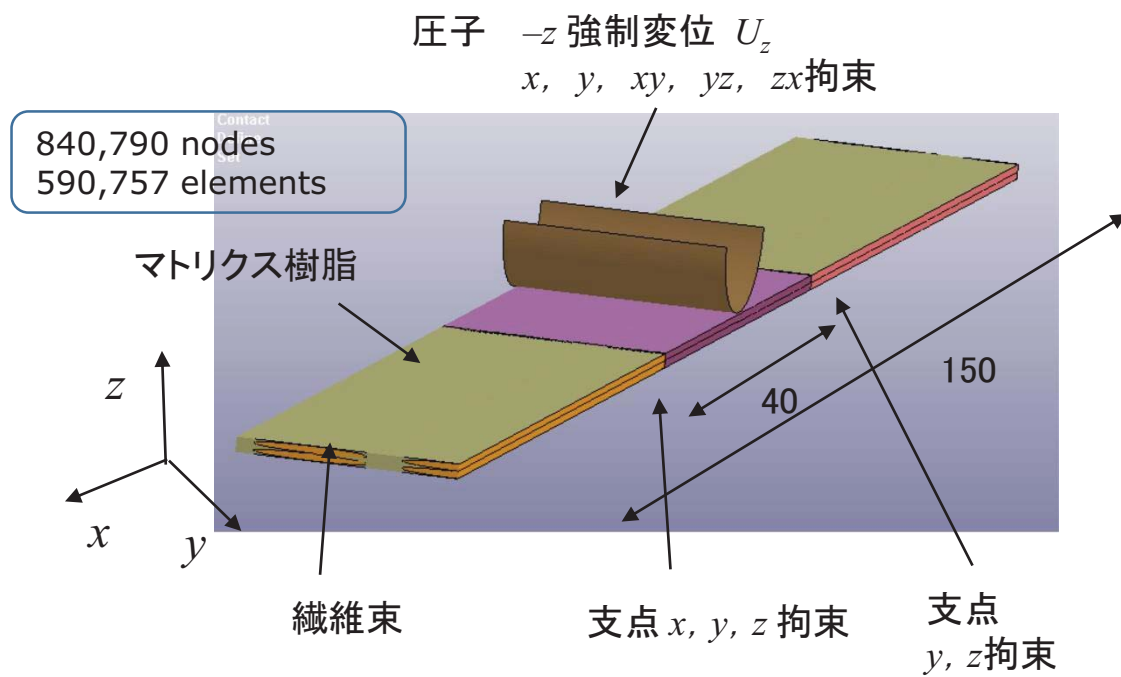
図 4-4-15 に一方向試験片のメゾスケールモデルを示す。一方向試験片モデルは、引張試験片を用いて曲げ試験を行ったため、JIS K7165 規格に準じるものとして、幅 15mm 厚さ 1mm、繊維束は高さ 2 層、幅は 1.5 層としているが、長さが 250mm（その内、両側 50mm はタブ）と長い。今回試験片が長いことによるたわみの影響も無視できないと考え、タブを除いた長さ 150mm×幅 15mm×厚さ 1mm のモデルで解析を行う。

材料物性は表 4-2-1 に示す、これまでの試験片モデルと同様の材料物性とした。両端 10mm ずつタブを接着している。

図 4-4-16 に試験片の写真を示す。(a) 試験前、(b) 試験後、(c)(d)X 線 CT による破断面の観察結果、である。曲げ試験では、試験片は大きく変形するものの、最後まで CFRP 自体は破壊に至らなかった。負荷を戻すと形状も元に戻る。しかし X 線 CT で観察す



(a) 繊維束のみ表示

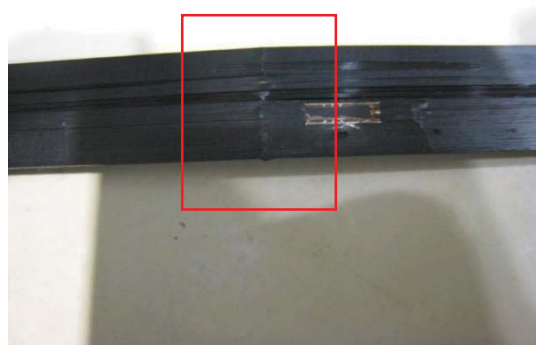


(b) モデル全体

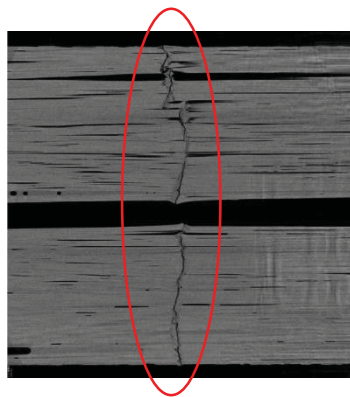
図4-4-15 一方向曲げ試験片モデル



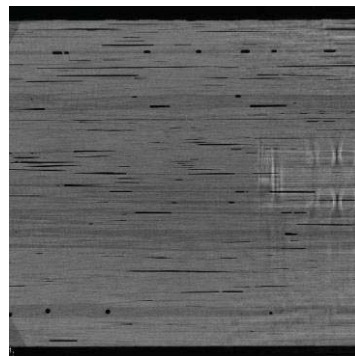
(a) 試験前



(b) 試験後



(c) 破壊箇所のX線CT写真  
圧子側



(d) 破壊箇所のX線CT写真  
圧子と反対側

図4-4-16 一方向 曲げ試験片  
試験前後の状態

ると、(c) の圧子側は繊維が繊維直交方向に破断し、(d) の圧子と反対側は破断していない状態となっていた。

図 4-4-17 に、一方向試験片モデルに対する 3 点曲げによる荷重－変位線図を示す。横軸は圧子の変位（ストローク），縦軸は圧子の荷重である。点線が実験値，実線が解析値である。解析 A（等方性弾性），C（異方性弾塑性），H（異方性弾塑性，引張/圧縮ひずみ速度考慮（クーパーシモンズ式による），引張/圧縮非対称性，繊維直交方向破断ひずみ 2.6%，樹脂粘弾性）の曲線を示している。解析 A，C，H とほぼ同じ傾き（弾性率）で推移するが，解析 C は，変位 2.7mm 近傍で CFRP の破断に至る。それに対し解析 H は変位が 5mm を超えても荷重が落ちない，つまり破壊に至らない。実験は変位 3.5mm 近傍から荷重に負荷が大きくかからなくなるが，完全に荷重が抜けることは無かった。これは先ほどの X 線 CT の結果からもわかるように圧子の反対側の繊維が破断に至っていないからである。

解析 H でのミーゼス応力のコンター図を図 4-4-18 に示す。実験値での破壊強度となる圧子変位 3.5mm の時の繊維束とマトリクス樹脂を合わせた CFRP のコンター図を (a) に，繊維束のみ表示したものを (b) に示す。応力集中は，圧子によって押される中央部の繊維直交方向に生じている。

解析と実験とで，破壊に至る強度つまり荷重が下がる変位が異なる理由であるが，メゾスケールモデルでは，繊維を一部だけ破壊した状態で保持するということができないからである。モデル中の一繊維束内は，解析では要素の一部が破壊と判断して要素の応力を 0 とする，または要素を削除すると周囲の要素に応力低下が連鎖し，一気に破壊に至ってしまう。この現象をモデルで再現するには，メゾスケールの一繊維束をもう少し細かい繊維束に分割するか，ミクロスケールとして繊維一本一本をモデル化する



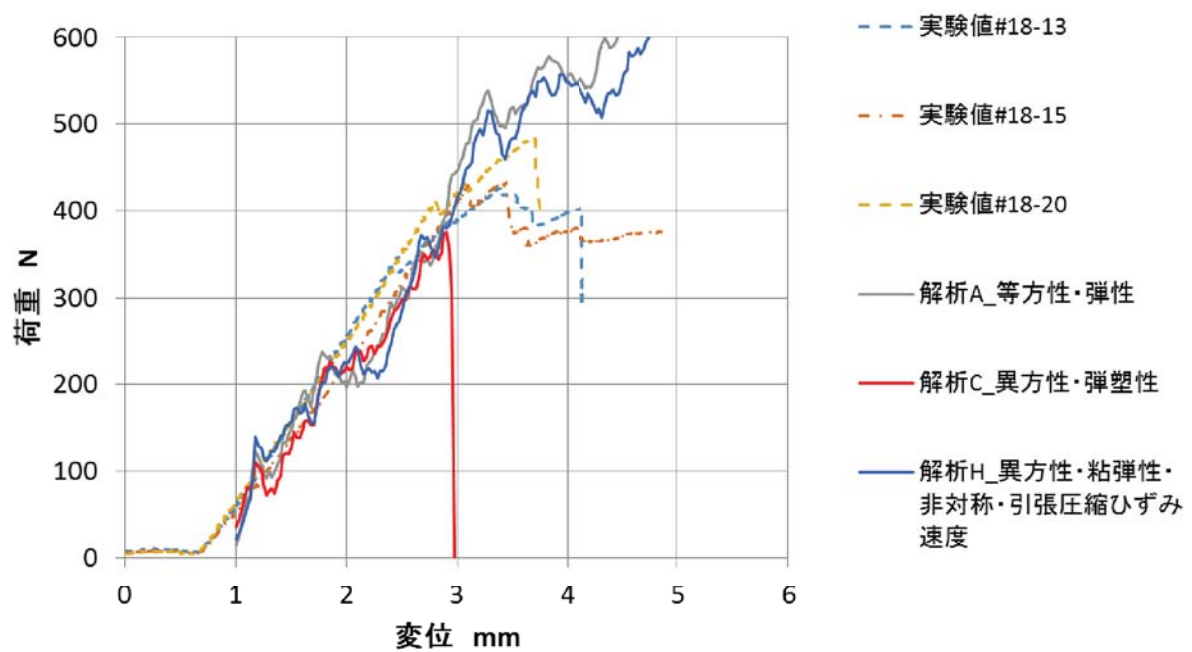
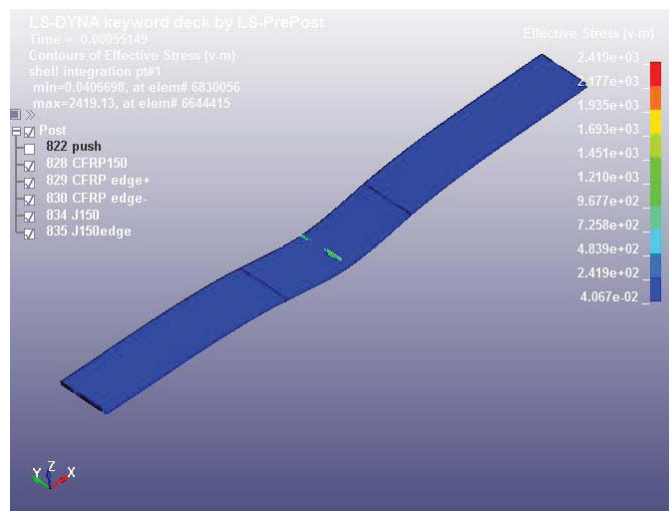
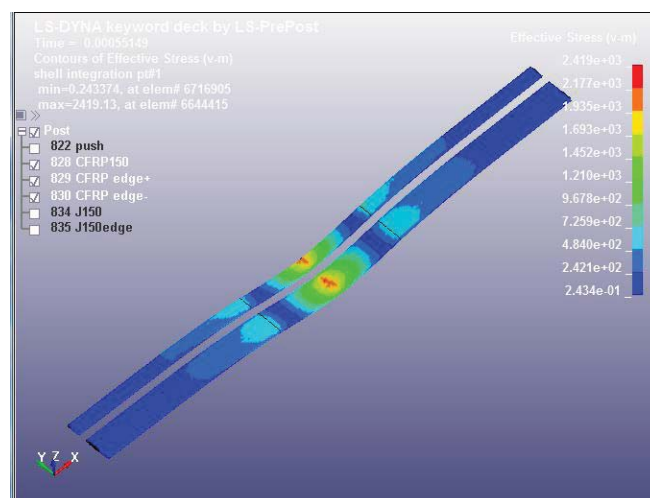


図4-4-17 一方向試験片での3点曲げ時  
解析結果と実験結果との比較



(a) 強制変位  $U_z = -3.50\text{mm}$   
繊維束+マトリクス樹脂



(b) 強制変位  $U_z = -3.50\text{mm}$   
繊維束

図4-4-18 一方向試験片 3点曲げ解析  
解析H ミーゼス応力分布

必要がある．このように一方向材のように応力集中，ひずみ集中が発生しにくい構造体では，繊維を繊維束として代表するメゾスケールだけではモデル化は完全にできない．

しかし，実際には，高圧水素容器のような実部品を取り扱う場合，一方向材のようにまったく均等で局所的な応力やひずみ集中が起きないような部品はまず存在しないと考えられる．存在していてもそれは平均値的な解析を行えばよいので非常に簡単な計算になる．応力集中やひずみ集中によって実部品は早期に破壊してしまう．そこを予測し，実部品の設計にフィードバックすることが本研究の CFRP の強度評価手法の目的でもあるので，実際にはメゾスケールモデルで解析しておけば，実用的な解析負荷の範囲の収まりつつ，必要な部位を正確に計算できると思われる．

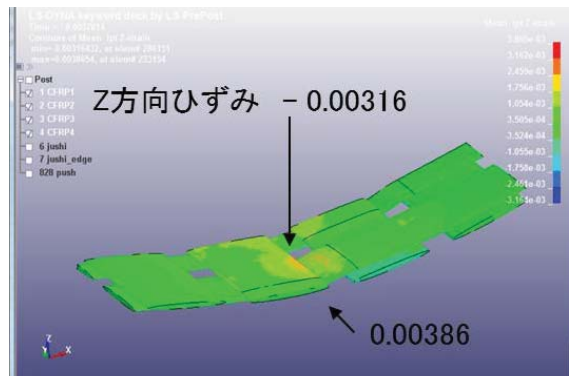
#### 4・4・6 曲げ強度に対する繊維束交差の影響

以上のバリエーションの中で，繊維束交差に対する影響を検討する．

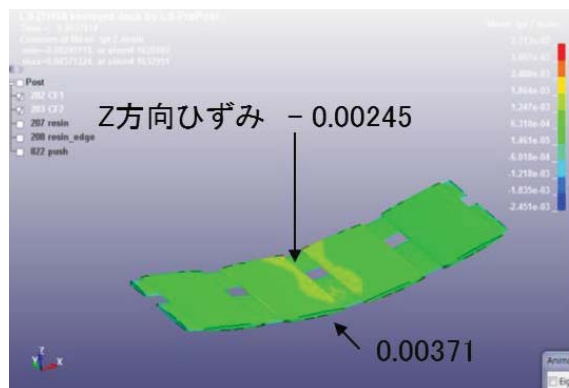
引張強度の場合，繊維束交差による局所ひずみの影響が大きく，CFRP 強度に大きな寄与を与えていることが第 3 章の結果からわかった．しかし，曲げの場合どの程度影響があるか，解析結果を再整理した．

図 4-4-19 に 3 つのバリエーションでの 3mm 変位時の， $z$  方向（鉛直方向）ひずみのコンター図を示す．(a) が 90 度交差（クリンプ有）試験片，(b) が 90 度交差（クリンプ無）試験片，(c) が一方向試験片の解析結果である．いずれもすべての強度構成因子を織り込んだ解析 H の結果を表している．

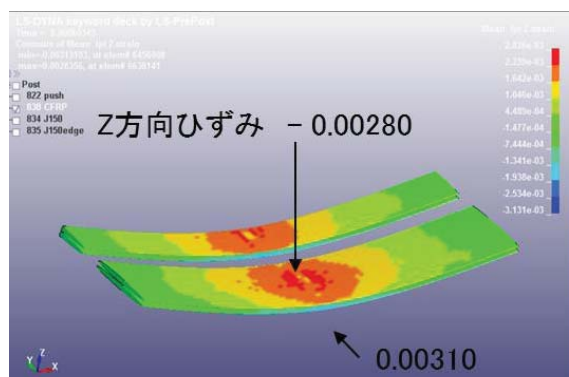
$z$  方向ひずみの繊維束上の $+z$  側（圧子側）の局所的に増加している圧縮ひずみ量と $-z$  側（圧子と反対側）の引張ひずみ量を図中に表している．これらの結果を比較すると，同じ $z$  方向への強制変位量に対し，どれも局所の分布が異なるものの最大値としては，ほぼ同じ値になっている．よって，曲げでは繊維束交差によるひずみ集中の影響



(a) 90度交差（クリンプ有）試験片



(b) 90度交差（クリンプ無）試験片



(c) 一方向試験片

図4-4-19 3点曲げ  $z$ (垂直)方向強制変位3mmのときの  
解析H の  $z$ (鉛直)方向ひずみ分布

は、引張強度と比較して、かなり小さいものとなっている。さらに圧縮側はひずみ速度の影響で樹脂強度が上昇することから、CFRP の曲げ強度が低下しない結果となった。

これらの結果から、曲げ強度の場合、繊維束交差クリンプ部による強度への影響は小さいということがわかった。

#### **4・4・7 層間剥離の影響**

層間剥離は、炭素繊維と樹脂の密着性が低い材料や、3 点曲げでも支点間距離が小的时候には起こる可能性がある。

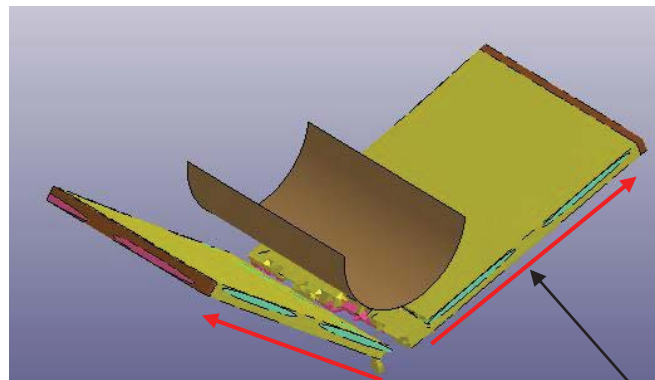
本研究での範囲においては、曲げ強度評価においても、X 線 CT で層間剥離が起こっておらず、樹脂の圧子側の圧縮破壊と、圧子と反対側の樹脂の引張破壊が支配的であると考えている。

また、本メゾスケールモデルは、樹脂が層に沿って凝集破壊が起きることによって、層間剥離を再現させることができる。本研究では、図 4-4-20 に示すように、破壊後、2 つに分離し、赤矢印の方向に破壊が進展する層間剥離の破壊モードは起こらなかった。

ただし、本モデルは繊維束と樹脂間は完全結合（共有節点）としている。今後、炭素繊維と樹脂の密着性が低い原因により起こる界面剥離を考慮する場合には、モデルにおいて、繊維束と樹脂間を Cohesive 要素で表現し、密着性を強度の構成因子に織り込む必要がある。

#### **4・5 結言**

CFRP フィラメントワインディング（FW）工法を模擬した試験片モデルについて、ヘリカル層の 90 度交差試験片を中心に、フープ層や積層している状態を想定した試験片モデルについての曲げ強度に対する実験と解析を検討した。その結果、以下のような結果が得られた。



層間剥離が起こる場合は赤矢印の  
方向に破壊が進行することになる

図4-4-20 破壊後の90度交差（クリンプ無）曲げ解析結果例

炭素繊維束とマトリクス樹脂のメゾ構造を正確に表現するメゾスケール試験片モデルの非線形有限要素動解析を行い、実験と比較照合した。その結果、FW 工法で積層される CFRP 容器の曲げ強度とその破壊形態を合理的に予測可能なことを示した。

CFRP の曲げ強度モデルの構成因子は、

引張強度の構成因子として、

「繊維束異方性」、

「樹脂弾塑性」、

「樹脂引張側ひずみ速度依存性」、

「樹脂強度の引張/圧縮非対称性」、

「繊維束の直交方向破壊則として樹脂破断ひずみ」、

圧縮強度の構成因子として、

「樹脂粘弾性」、

「樹脂圧縮側ひずみ速度依存性」

が、容器における CFRP 積層の破壊構成則となっていると推定できる。これらから、CFRP の強度、剛性は、繊維束だけでなく、樹脂の影響も大きく受けることが分かった。



## 第 5 章

### メゾ規準に基づく CFRP 小型圧力容器の強度評価

## 5・1 緒言

本章では、小型圧力容器を用いた実部品での破壊モードの予測、評価を行う。

第3章、第4章では、FW工法のヘリカル層に着目した繊維束とマトリクス樹脂とのメゾスケール構造による、試験片モデルに対する強度評価を検討してきた。本章では、メゾスケール規準に基づく強度評価手法が、実部品である実容器においても成立するかの検証を行っていく。

メゾスケールモデルを高圧水素容器全体で構築し、解析/評価する研究は、東京大学生産技術研究所吉川研究室にて試みられている<sup>(17)</sup>。しかし、要素数は1,000万を超えるため、コンピュータを活用しても計算負荷が高く、現段階では静解析までにとどまっている。本研究では、動解析により破壊強度を評価してきたことから、高圧水素容器全体のメゾスケールモデルによる動解析を行う検討を始めたが、解析負荷を下げる工夫、または、更なる演算処理能力のあるポスト京コンピュータの環境整備が整うのを待つ必要がある。

本論文では、産業界での適用を想定し、高性能のスーパーコンピュータを極力使用せずに、破壊強度を正確に評価することを検討する。そこで、CFRPを一物性とした連続体モデルによるマクロスケールで評価する軸対称モデルによる簡易的な解析<sup>(77)</sup><sup>(78)</sup>と、第3章、第4章で検討してきた試験片モデル程度までに切り出した積層部分のメゾスケールモデルによる解析を組み合わせたズーミング解析手法を用い、これまでに明らかになった強度モデル構成因子を考慮することで、実容器レベルでの破壊現象を正確に予測評価できることを目指す。また、マルチスケール展開による強度構成則を織り込んだマクロ解析手法を提案し、マクロスケールで計算負荷を上げずに精度良い圧力容器の強度予測が行えるかどうかを検証する。

これら検討においては、実際に小型圧力容器を用い、解析結果と実験結果を照合していくことにより、本研究で提案する強度評価手法を検証していく。

## 5・2 検討方法と評価容器のバリエーション

本節では、実部品である CFRP 小型圧力容器の破裂強度におけるメゾスケール強度評価の検討方法を説明するとともに、実験と解析との比較検証を行った容器のバリエーションを説明する。

図 5-2-1 に、検討方法の概念図を示す。①小型容器部品全体のマクロスケール解析、②マクロスケール解析とその解析から得られた強度最弱部でのメゾスケール部分解析の併用によるズーミング解析手法、さらに③これまでに得られてきた強度モデル構成因子を織り込んだ、マルチスケール展開によるマクロ強度構成則に基づくマクロスケール解析の 3 種類を検討する。それぞれ解析結果と、実小型容器での破裂試験とを比較し、その手法の課題、問題点、解析精度等を検証していく。

まず、容器全体の内圧負荷に対するマクロスケール解析を行う。円筒形状の解析を行う場合に一般的に使用される軸対称モデルを用いて有限要素解析を行う。マクロスケールモデルにおける材料物性値は、ある交差角を有する繊維とマトリクス樹脂とを合わせた CFRP としての平均的な物性値を用い、連続体とする。内圧 0 から、破裂を超える内圧まで付加した時刻歴応答を求める。その解析結果から、強度最弱部位が求まる。そこが破壊起点になると予測できるので、その部分の範囲を限定し、その範囲の中で、繊維束とマトリクス樹脂を別々に評価するメゾスケールモデルによる有限要素解析を行う。ここでメゾスケールモデルでの入力値は、マクロスケール解析で求まるひずみの推移を変位に置き換え、強制変位として用いる。このようにすれば、容器の内圧に相当する強制変位量を容器の一部分として抜き出したメゾスケールモデ

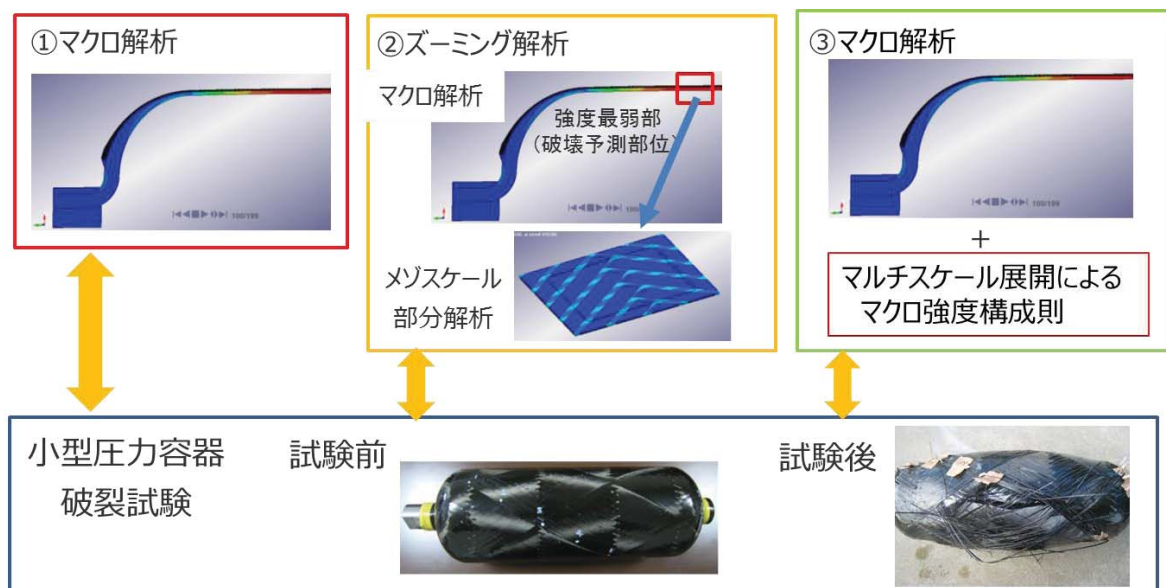


図5-2-1 CFRP小型圧力容器の強度評価検討方法

表5-2-1 小型圧力容器評価のバリエーション

容器1	ヘリカル±30度1mm
容器2	下層フープ0.5mm 上層ヘリカル±30度1mm
容器3	下層ヘリカル±30度1mm 上層フープ0.5mm
容器4	下層ヘリカル±30度1mm 上層フープ1mm

ルの入力値として計算できるので、容器全体のメゾスケールモデル解析を行わなくても、それに相当する精度で繊維束とマトリクス樹脂の間に発生する破壊現象を再現することが出来ると考えられる。また容器のライナー材質がアルミの場合、アルミ自体が非線形特性を有するため、一定の内圧上昇に対しても、CFRP に加わる外力は非線形になる<sup>(79)</sup>。このような外力に対しても、マクロスケールモデルとメゾスケールモデルを関連させて解析することができる利点がある。

次に、本章の手法を検証する実験仕様を説明する。

仕様をまとめたものを表 5-2-1 に示す。タイプ 3<sup>(3)</sup> と呼ばれるアルミ製ライナーに CFRP を積層した小型圧力容器を用いる。容器 1 は、CFRP の積層が交差角 $\pm 30$  度狙いのヘリカル層で上の層と下の層が交差している 2 層のみの仕様、容器 2 は、内層側の 1 層目が円周方向に積層するフープ層、外層側の 2, 3 層目が交差角 $\pm 30$  度狙いのヘリカル層の合計 3 層、容器 3 は、容器 2 の逆で、内層側の 1, 2 層目が交差角 $\pm 30$  度狙いのヘリカル層、3 層目がフープ層である。容器 4 は、内層側の 1, 2 層目が交差角 $\pm 30$  度狙いのヘリカル層、3 層目、4 層目がフープ層であり、容器 3 との違いは、フープ層を 2 層分の 2 倍の厚みにした。ここで交差角の定義は、容器であるため、第 3 章図 3-2-1 のように試験片での角度と混同しないように土をつけることとする。

容器 1 の交差の伴ったヘリカル層で検証することが基本であるが、実際の容器は何層にも積層して内圧負荷に対する強度を保っている。そこで実用の圧力容器を模擬するため、ヘリカル層に対し、その上または下にフープ層がある場合の影響を検討し、これまで第 3, 4 章で明らかになった CFRP に対する強度モデルの構成因子が圧力容器に対する強度に対しても有効かを検証する。

### 5・3 小型圧力容器による水圧破裂試験

本章で提案する解析手法の検証を行うため、小型压力容器による水压破裂試験を行う。

試作、試験内容、そして試験結果について、以下の項にて説明する。

### 5・3・1 小型压力容器の試作

破裂試験を行うための、小型压力容器の試作を行う。

TYPE3 と呼ばれるアルミライナー 外径  $\phi 160$ 、胴部厚さ 2 mm、全長 500 mm を用い、ライナーに FW 装置により、マトリクス樹脂を含浸させながら繊維束（繊維束幅 10mm、厚さ 0.5mm）を積層し、熱処理により硬化させた。小型压力容器のライナー形状を図 5-3-1 に示す。アルミ材質は 6061-T6 で、圧延およびスピニング加工により製作されたものである。また、CFRP を構成する炭素繊維とマトリクス樹脂の材料は、第 3、4 章で用いたものと同じ材料（第 3 章 表 3-2-1 参照）を用いた。

図 5-3-2 に FW 装置により、アルミライナーに積層している状態の写真を示す。(a) がヘリカル層交差角 $\pm 30$ 度を巻いている写真、(b) がフープ層を巻いている写真である。ヘリカル層の交差角は $\pm 30$ 度狙いであるが、外径と繊維束幅からの分割角度と繊維束が滑らない条件等の制約によって角度を完全に任意に設定することはできない。そこで、実験品としては $\pm 30$ 度が一番近い $\pm 28.3815$ 度の設定角によって積層を行った。フープ層は、容器 2、3 は繊維束一積層分狙いであるが、実際の試作条件においては、片道でフープ積層を終わらせることができない。そこで、1 積層分を試作する条件として、送りを 2 倍にし、繊維束 0.5 束を 1 往復巻くという方法とした。容器 4 のフープ 2 積層分は、実際は繊維束 0.5 束を 2 往復巻く。

熱処理条件は、第 3、4 章で行った試験片と同じ条件の、80 度 2 時間⇒110 度 3 時間とした。

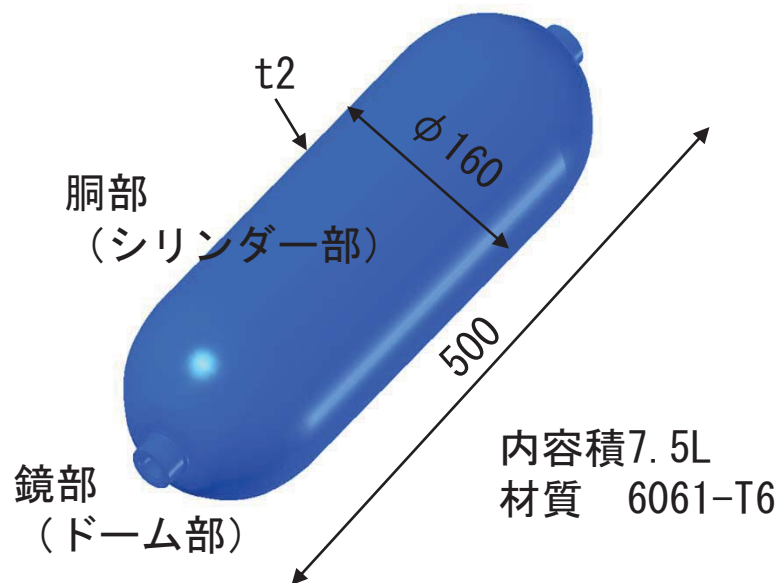


図5-3-1 実験に用いたTYPE3アルミライナー



(a) ヘリカル 30度



(b) フープ

図5-3-2 FW装置による積層状態



完成品の写真を、それぞれ容器 1 を図 5-3-3 (a) に、また、容器 2, 3, 4 をそれぞれ (b), (c), (d) に示す。

### 5・3・2 水圧破裂試験

前項で試作した小型圧力容器の水圧破裂試験を行う。

試験は、口元から水を注入し、圧を加えていく。容器が破裂するまで、水圧による容器の外表面のひずみを計測していく。ひずみゲージは 24ch 分を繊維束の繊維方向に沿って貼り付けた。貼り付け位置を図 5-3-4 に示す。また、ひずみゲージを貼りつけた状態の容器の写真を図 5-3-5 に示す。

### 5・3・3 試験結果

本項では、小型圧力容器の水圧破裂試験結果を示す。

容器 1（ヘリカル 2 層）の試験結果を図 5-3-6 に示す。(a) に破裂試験結果の写真を示す。容器は容器中央部から破裂した。(b) は横軸時系列、縦軸圧力の推移である。水圧は時間をかけて上昇させるようにし、静的負荷で与えた。12MPa で破裂となった。(c) は、横軸時系列、縦軸ひずみ値である。24ch 分のひずみゲージの出力値をプロットしている。途中でひずみが垂直に立ち上がっている測定チャンネル（以下 ch）は、ひずみが断線してしまったものである。11ch, 3ch, 4ch の順でひずみが大となった。ひずみゲージの位置の図を (d) に示す。破裂位置を黄印で示し、またひずみ大の位置を赤印で示す。破裂位置とひずみ大の位置関係はほぼ一致している。

次に容器 2（フープ 1 層、ヘリカル 2 層）の試験結果を図 5-3-7 に示す。(a) は破裂試験結果の写真である。外観である上層は見た目の損傷がないが、分解して観察すると、内層（下層）が軸方向にき裂が走っていることがわかる。特に 5ch の裏あたりのフープ層を中心に損傷を受けていた。(b) は、横軸時系列、縦軸圧力の推移である。26.25MPa で破裂後、10MPa 近傍に一定の圧を保ち、最後に圧が抜ける。これは、最



(a) 容器1



(b) 容器2



(c) 容器3



(d) 容器4

図5-3-3 FW装置による積層状態

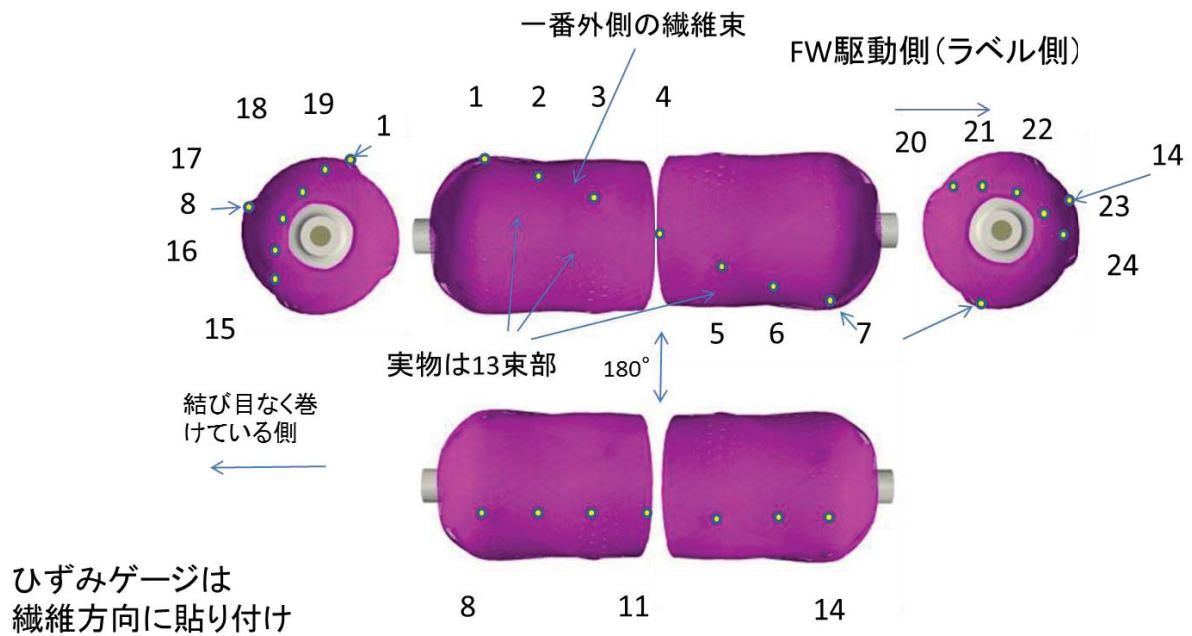


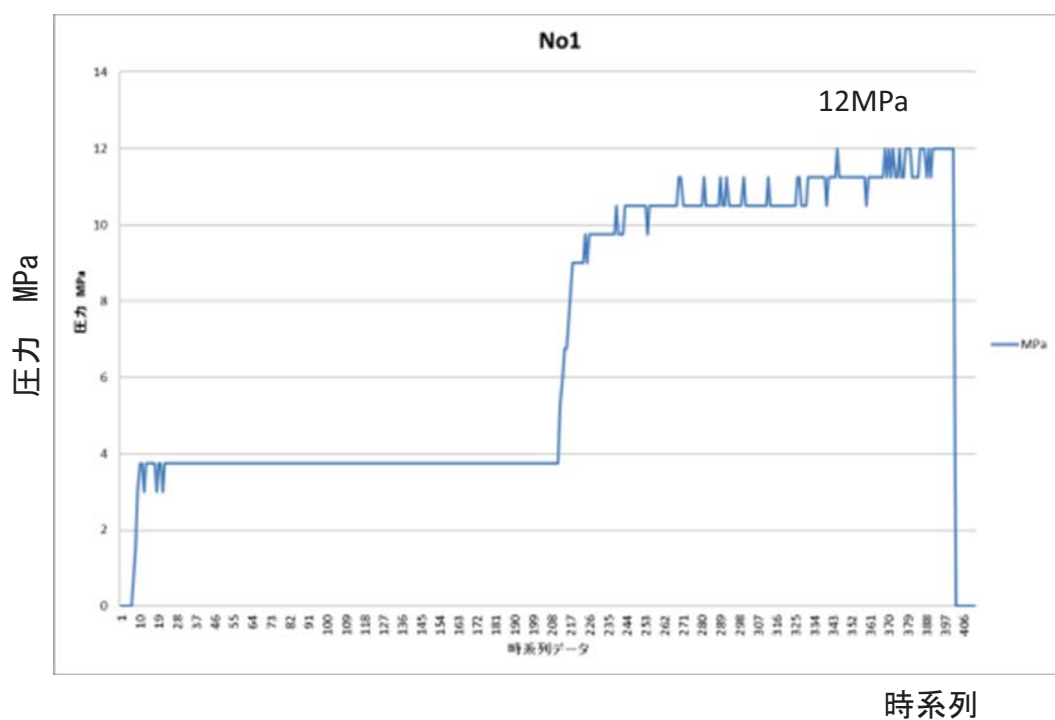
図5-3-4 容器へのひずみゲージ貼り付け位置



図5-3-5 容器にひずみゲージを張った状態



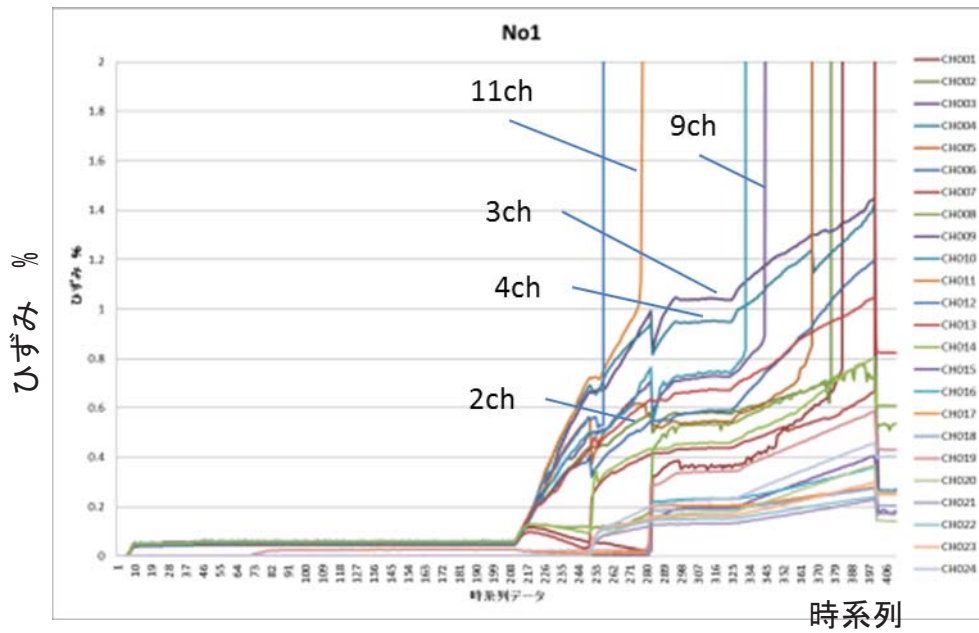
(a) 試験後の状態



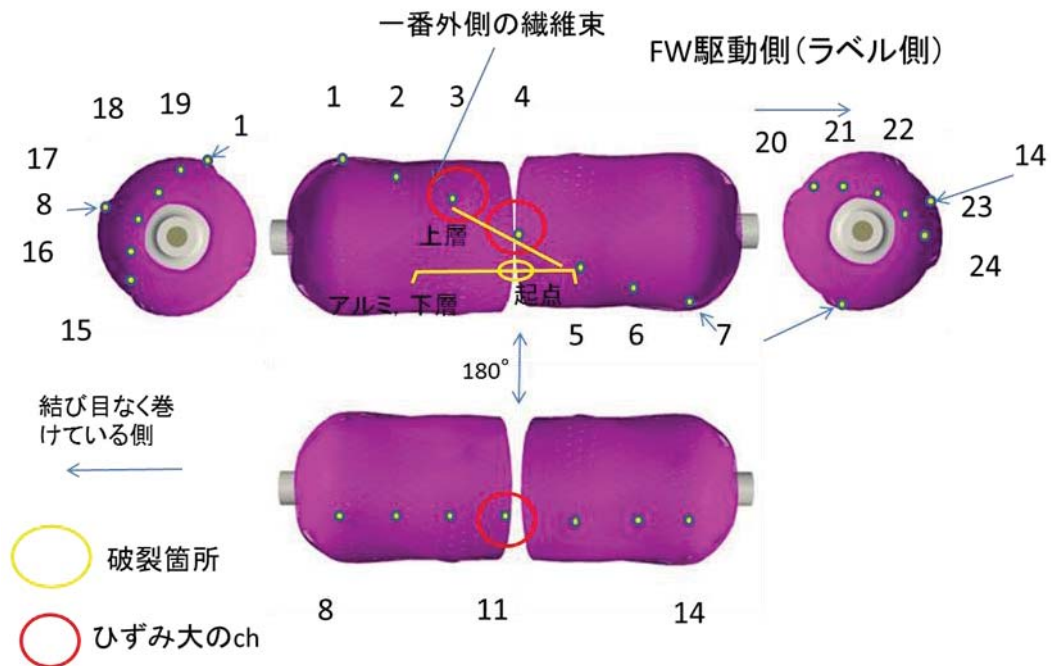
(b) 圧力の推移

図5-3-6 容器1 (ヘリカル2層) 実験結果





(c) ひずみの推移

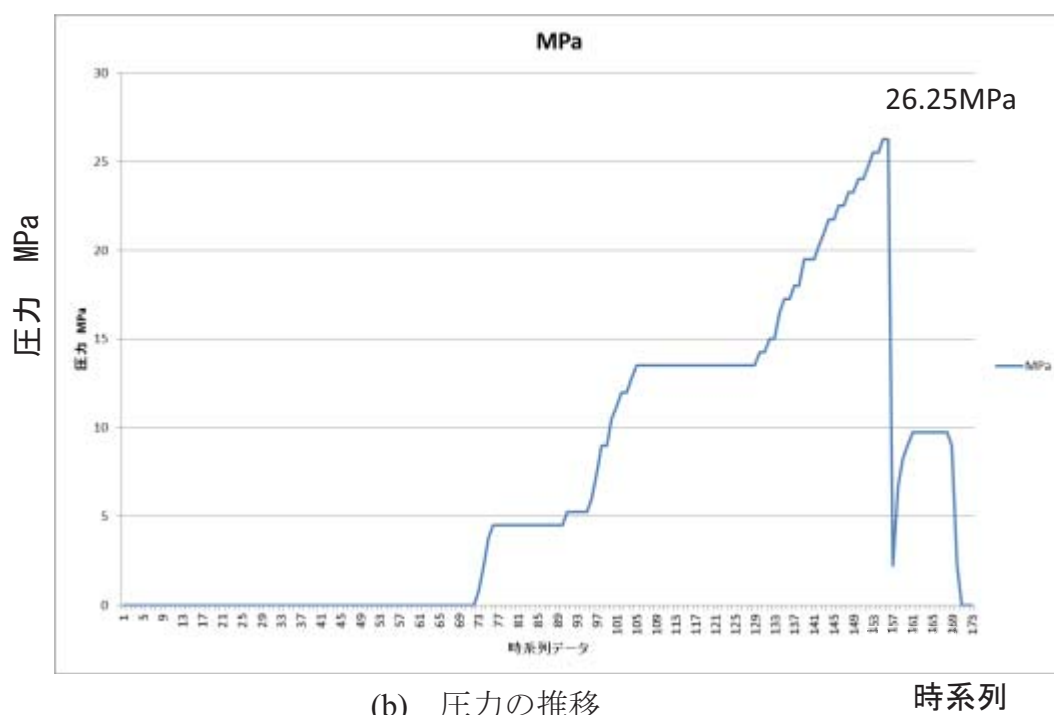


(d) ひずみゲージ位置と破裂位置

図5-3-6 容器1 (ヘリカル2層) 実験結果

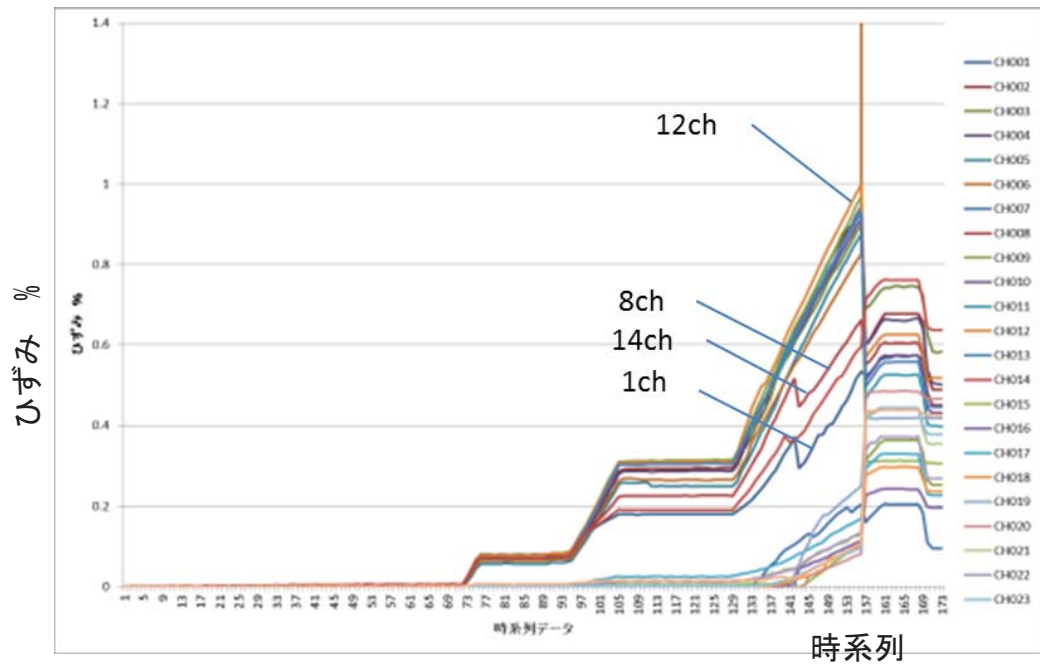


(a) 試験後の状態

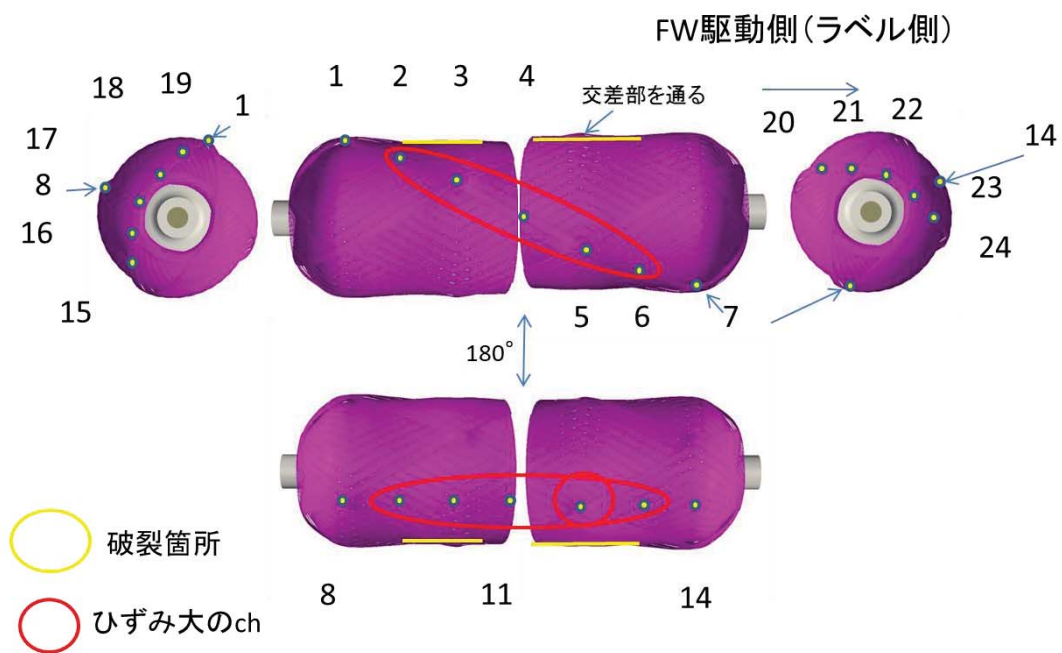


(b) 圧力の推移

図5-3-7 容器2（フープ1層 ヘリカル2層） 実験結果



(c) ひずみの推移



(d) ひずみゲージ位置と破裂位置

図5-3-7 容器2（フープ1層ヘリカル2層） 実験結果



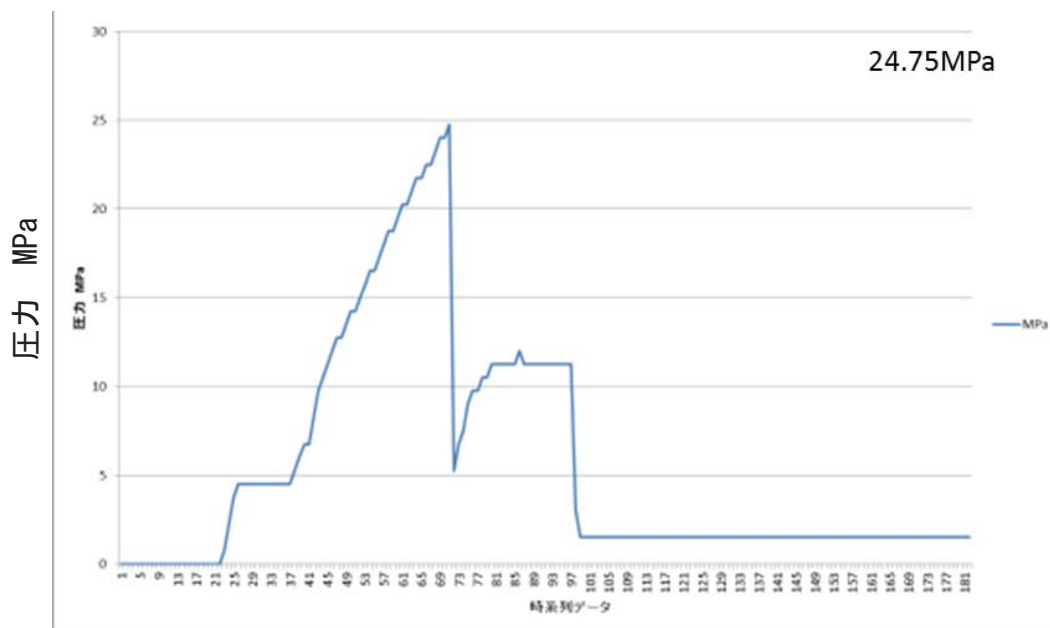
大圧力でフープ層の繊維が破断したあと、アルミライナーの材質が高ひずみであることから、アルミ容器自体はしばらく破壊せずに加圧しても、アルミが膨張することで一定圧のまましばらく保持し、最終的にはアルミの破断ひずみを超えてアルミライナーも破壊されるためである。(c) は、横軸時系列、縦軸ひずみ値である。胴部はほぼ同じ程度のひずみであり、最大が 12ch である。また肩部、鏡部はひずみが小さくなっていた。ひずみゲージの位置の図を (d) に示す。破裂位置を黄印で示し、またひずみ大の位置を赤印で示す。フープ層が下層にあることで全体に破損が広がっていると推定される。

次に容器 3（下層ヘリカル 2 層、上層フープ 1 層）の試験結果を図 5-3-8 に示す。(a) は破裂試験結果の写真である。上層のフープ層がほどけるように破壊している。下層のヘリカル層に沿って、上層のフープ層が破壊していた。下層のヘリカル層は目視で分かるレベルの大きな損傷はなかった。(b) は、横軸時系列、縦軸圧力の推移である。24.75MPa まで一旦上昇し、容器 2 と同様に 12MPa 近傍に圧が低下し、一定を保った後、最終的に破壊に至り、容器 2 と同じような推移となった。(c) は、横軸時系列、縦軸ひずみ値である。ひずみは、4, 5, 9, 10, 11, 12, 13ch が全体的に同じような値で大きくなって破断に至っている。ひずみゲージが切断されていない ch は、低ひずみで一旦推移したのち、遅れて全体が破断している。(d) に、ひずみゲージの位置と、破壊位置を黄印、ひずみ大の位置を赤印で示す。破壊箇所とひずみ大位置はほとんど一致している。

最後に容器 4（下層ヘリカル 2 層、上層フープ 2 層）の試験結果を図 5-3-9 に示す。(a) が破壊後の写真である。アルミ、繊維のフープ、ヘリカル層とも中央部から破壊された。(b) は、横軸時系列、縦軸圧力の推移である。圧力は一定に上昇し、39MPa で破壊に至った。(c) は、横軸時系列、縦軸ひずみ値である。4-5ch, 11-12ch の間の最



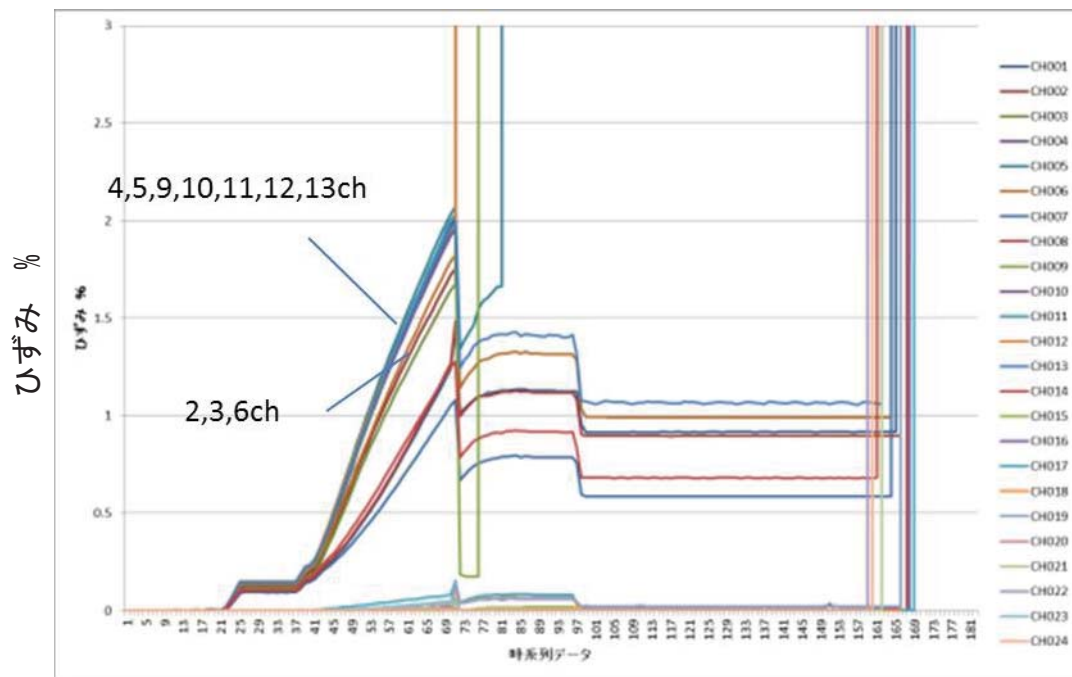
(a) 試験後の状態



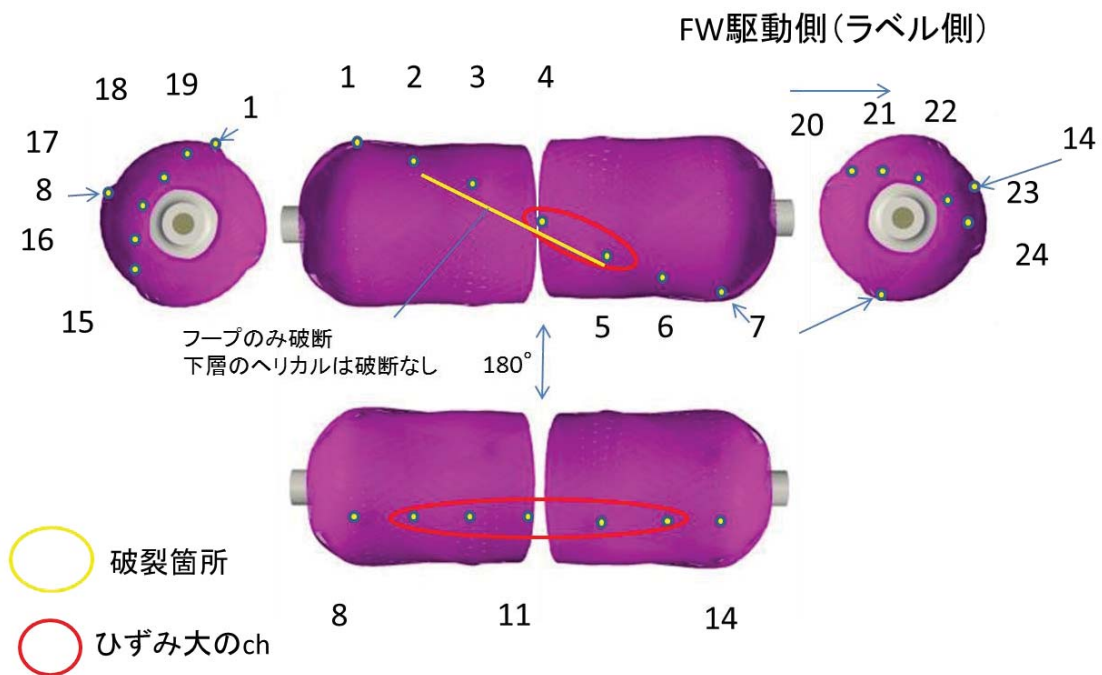
(b) 圧力の推移

時系列

図5-3-8 容器3（ヘリカル2層フープ1層） 実験結果



(c) ひずみの推移 時系列

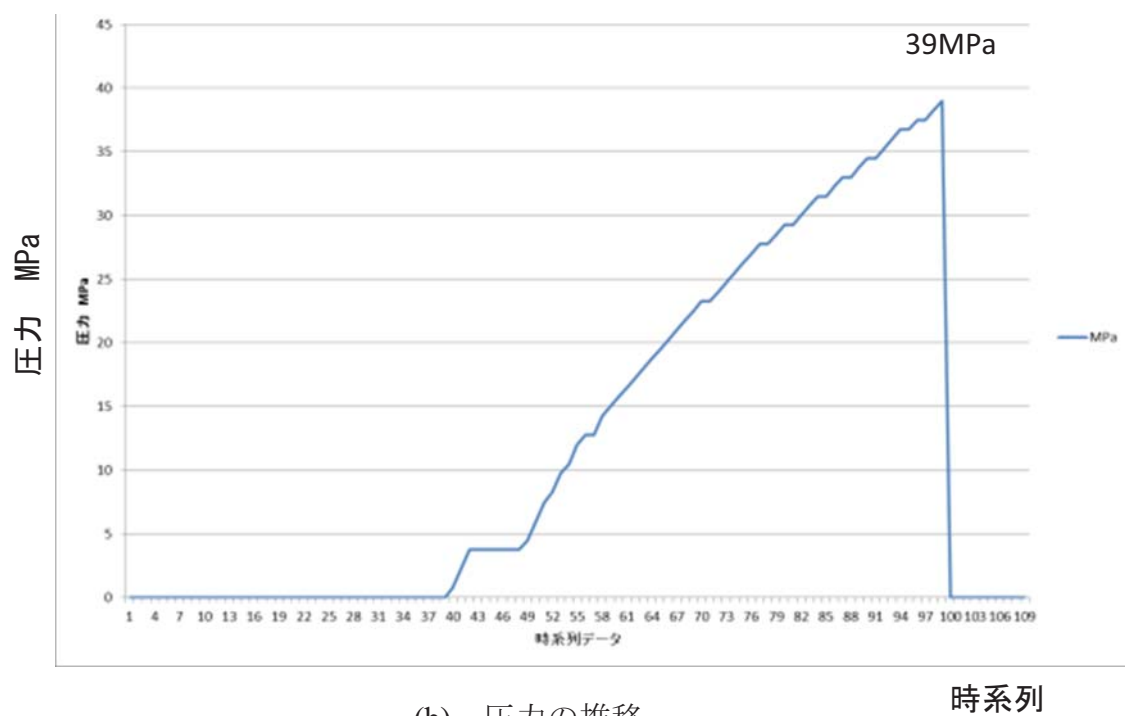


(d) ひずみゲージ位置と破裂位置

図5-3-8 容器3 (ヘリカル2層フープ1層) 実験結果

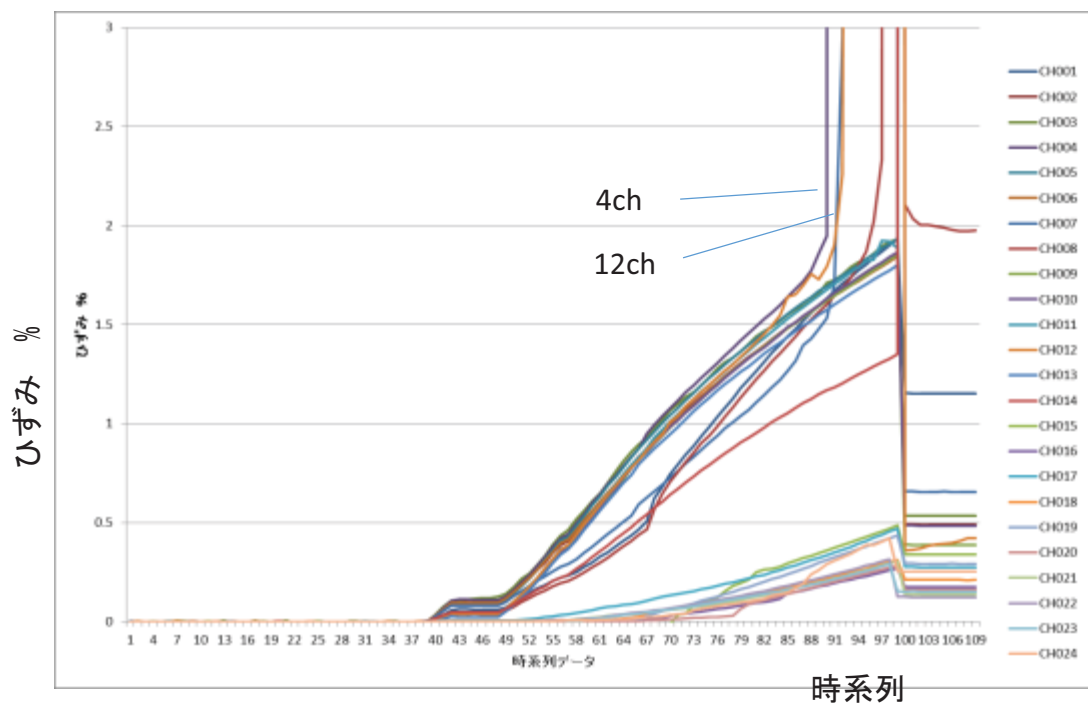


(a) 試験後の状態

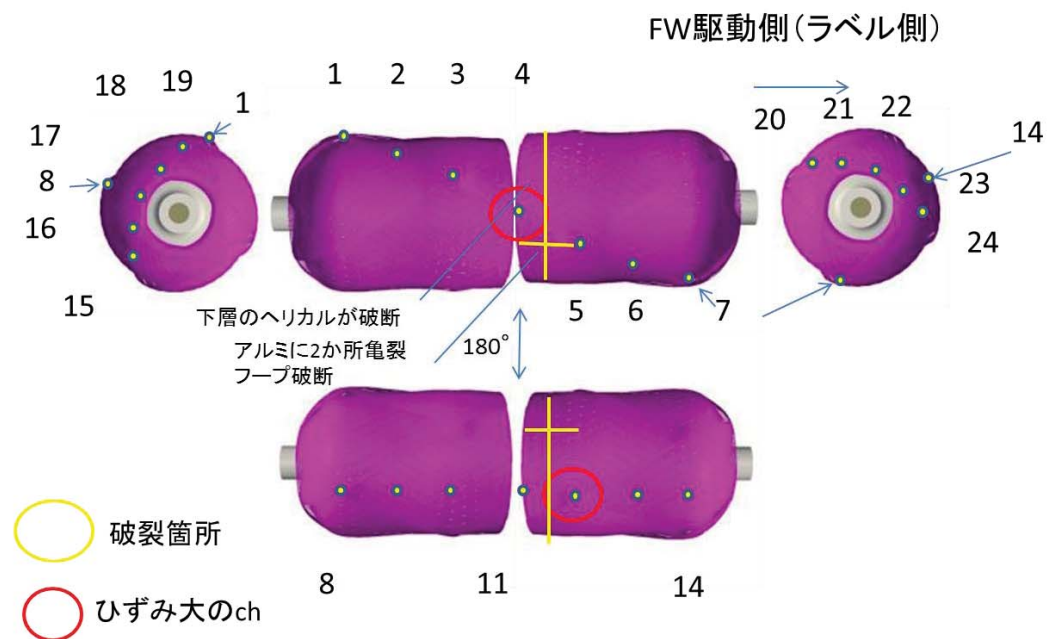


(b) 圧力の推移

図5-3-9 容器4（ヘリカル2層フープ2層） 実験結果



(c) ひずみの推移



(d) ひずみゲージ位置と破裂位置

図5-3-9 容器4 (ヘリカル2層フープ2層) 実験結果

下層ヘリカル層が破断し、2 か所アルミライナーに亀裂が入った。胴部はほぼ同じ程度のひずみで、4, 12ch は途中から急激にひずみが上昇した。アルミライナーが破壊時にひずみが大きくなるように変形したものと思われる。(d) に、ひずみゲージの位置と、破壊位置を黄印、ひずみ大の位置を赤印で示す。やはり、破壊箇所とひずみ大位置は中央部で、ほとんど一致していることがわかる。

これら実験結果は、破壊箇所とひずみ大の位置関係はほぼ一致していることから、ひずみデータの値と破裂圧を用いて、有限要素解析による破壊強度の検証に用いることにする。

#### 5・4 軸対称モデルによるマクロスケール強度評価

小型圧力容器の有限要素解析を行っていく。繊維束と樹脂を一物性とする連続体のマクロスケールモデルにより、容器全体を軸対称モデルで解析する。さらに繊維束と樹脂を別々に評価するメゾスケールモデルにより、容器の部分の破壊解析を行う。本節では、まず、軸対称モデルでの検討内容を説明し、またその段階までの解析結果と実験結果との比較を行うことで、軸対称モデルによる解析の限界を明らかにする。

##### 5・4・1 容器の軸対称モデル

本節では、マクロスケールによる軸対称モデルの作成および条件設定方法について述べる。

容器全体を解析できるよう計算を簡略化するため、材料物性は、繊維と樹脂を一物性連続体とした CFRP としての物性値を用いる。CFRP 物性値は、一般的に検討される第 2 章で説明した複合則<sup>(2)</sup>を用いる。これにより繊維方向、繊維直交方向の密度、弾性率（繊維方向、繊維直交方向）、ポアソン比、せん断係数を、式 (2.1) から (2.5) を用いて求める。



圧力容器は、繊維束をフープまたはヘリカルで巻くことにより積層される。よって、軸対称モデルを作成する場合、各積層位置での繊維束が通る角度によって軸断面における弾性率が変化する。よって、軸方向の位置と半径方向の位置ごとの弾性率が求めれば、あとは入力として内圧に対する荷重を与えることで、解析を行うことができる。

圧力容器の鏡部（ドーム部）の影響は無視できるとし、胴部（シリンダー部）のみを解析する場合は、第2章で説明した、古典的な積層理論式で行える。しかし本研究では、メゾスケールモデルによる容器の部分解析を行うため、入力値である内圧と圧力容器の弾性率から決まる局所的なひずみの時系列の推移を、この軸対称モデルから求めたい。よって、鏡部（ドーム部）も含め、胴部の各位置での弾性率を求め、その入力値と内圧負荷による有限要素解析により各部分のひずみを求める。

ある交差角に対する繊維方向と繊維直交方向の縦弾性率ならびにせん断係数は、 $2 \cdot 5 \cdot 3$  項の式 (2.11) ～ (2.21) によって求める<sup>(35)</sup>。ここで、第3, 4章で取り扱ってきた、繊維束同士が交差して上層と下層が入れ替わるといった詳細までは求めることができないことに注意が必要である。胴部は繊維束の交差角が決まれば、あとは積層による弾性率は $2 \cdot 5 \cdot 3$  項の式 (2.22) ～ (2.27) から求めればよい。これらの式はヘリカル層だけではなく、フープ層も $\pm 90$  度に近い $\pm 87$  度などの交差角を用いて同様に計算を行う。

鏡部（ドーム部）は繊維束が軸中心側のボス外径部に集まることから、積層分の厚みよりも特にボス中心部に近いほど、CFRPの厚みが増すことになる。また巻くごとに繊維束の角度は連続的に変化する<sup>(34)</sup>。巻き角度は、「口金部の半径」と「鏡部（ドーム部）の軸からの距離」から、 $2 \cdot 5 \cdot 3$  項の式 (2.28) を用い、求めることができる。



この式より、 $r$ の位置に対する交差角 $\alpha$ が求まり、この交差角 $\alpha$ から鏡部軸断面におけるCFRPの弾性率等の物性値を求めることができる。

このように軸対称モデルに対し、胴部、鏡部ともそれぞれの積層部位に対する弾性率を求め、モデルの各位置毎に異なる弾性率等の物性値を入力していけばよい。しかし、この方法は手入力の場合非常に手間がかかり、間違いも発生しやすい。東京大学生産技術研究所吉川研究室では、これを自動計算し、特に鏡部の積層の最適化を図る研究を行っている<sup>(36)</sup>。本研究では、その研究内容を織り込んだ、株式会社ASTOM社と共同開発したモデル作成自動計算ソフトウェアFront COMP Tankを用い、軸対称モデルでの有限要素解析を行う。

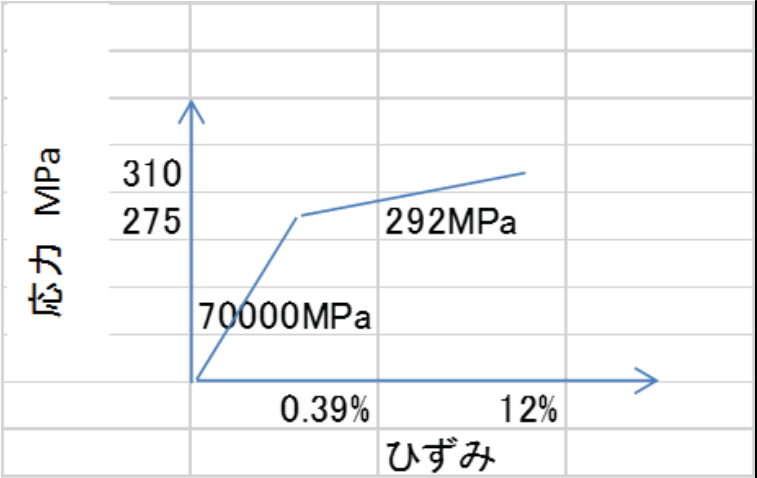
#### 5・4・2 有限要素静解析

本研究で用いた、材料物性値を表5-4-1に示す。CFRPを構成する、炭素繊維とマトリクス樹脂の物性値は線形弾性体とし、ライナー材質であるアルミは、非線形弾塑性体とする。

モデル作成ソフトFront COMP Tankにより作成した容器4（下層ヘリカル2層、上層フープ2層）の解析モデルを、入力条件と合わせて、図5-4-1に示す。テトラメッシュシェルの1次要素で、10,853要素、20444節点となった。容器の口金部の $x$ 方向（半径方向）と容器の半分のモデルの境界面を $y$ 方向（軸方向）を拘束した。また入力の内圧は0MPaから静的に上昇させた。解析ソルバーはLS-DYNAを用い、陰解法による非線形有限要素静解析を行った。8コアの計算機で30分程度であった。

同様に他の容器も同じ条件でモデルを作成した。容器1（ヘリカル2層）は、9,551要素、17,842節点、容器2（下層フープ1層、上層ヘリカル2層）は、10,216要素、19,171節点、容器3（下層ヘリカル2層、上層フープ1層）は、10,216要素、19,171節点となった。

表5-4-1 軸対称モデルで用いた材料物性値

CFRP 弾性体	<p>繊維 弾性率 230,000MPa ポアソン比 0.26 樹脂 弾性率 3,740MPa ポアソン比 0.41 繊維含有率 <math>V_f = 55\%</math> 交差角 <math>\pm 30</math>度</p>
ライナー 弾塑性体	<p>アルミ 弾性率 70,000MPa ポアソン比 0.33</p>  <p>(物性値は参考文献 (80) から参照)</p>
両端プラグ 弾性体	<p>鉄 弾性率 210,000MPa ポアソン比 0.30</p>

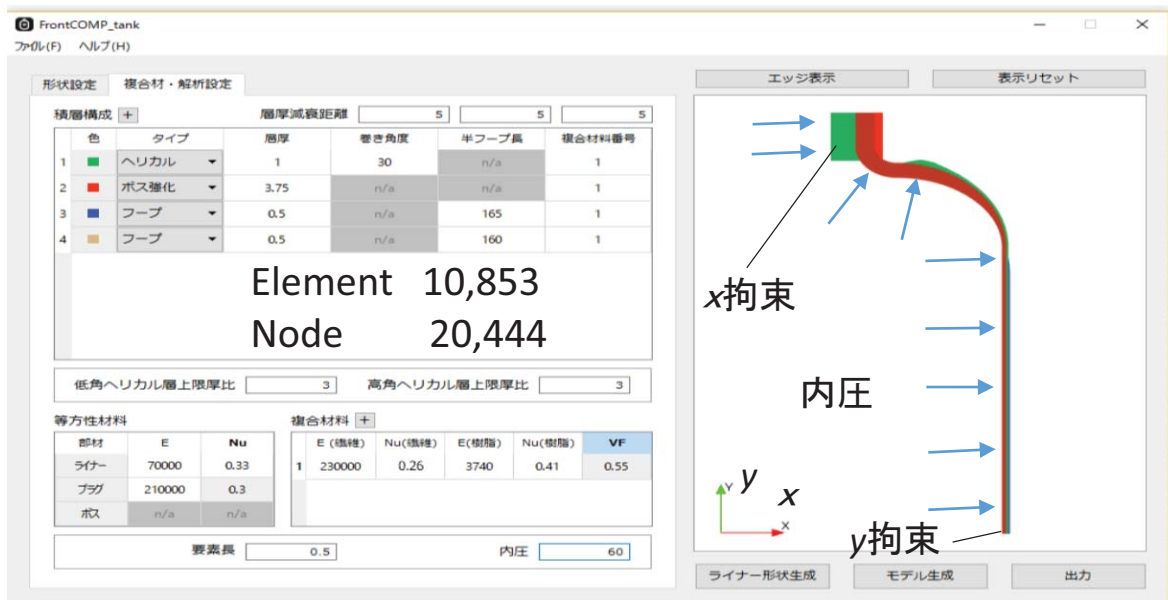
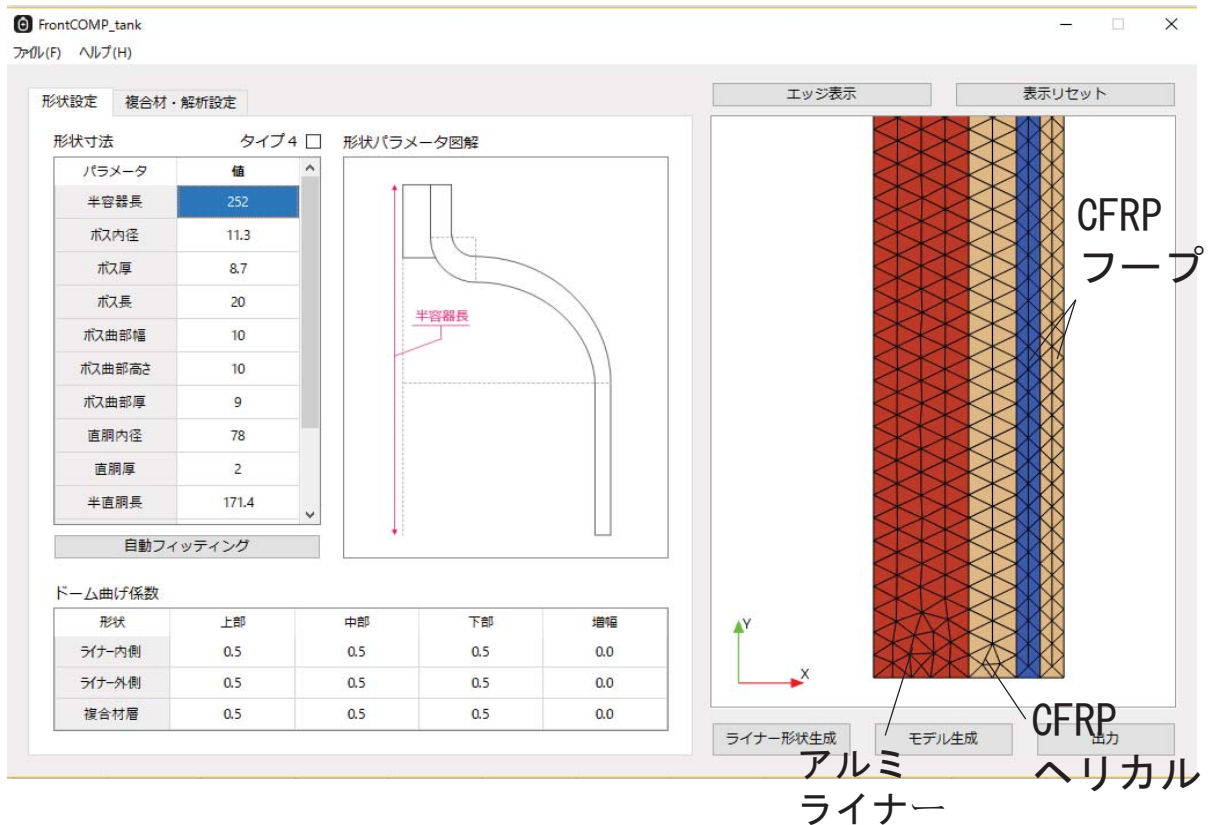


図5-4-1 Front COMP Tankへの容器4入力例と拘束条件

上記解析を行い、軸方向、円周方向、半径方向の最大主ひずみを求めた

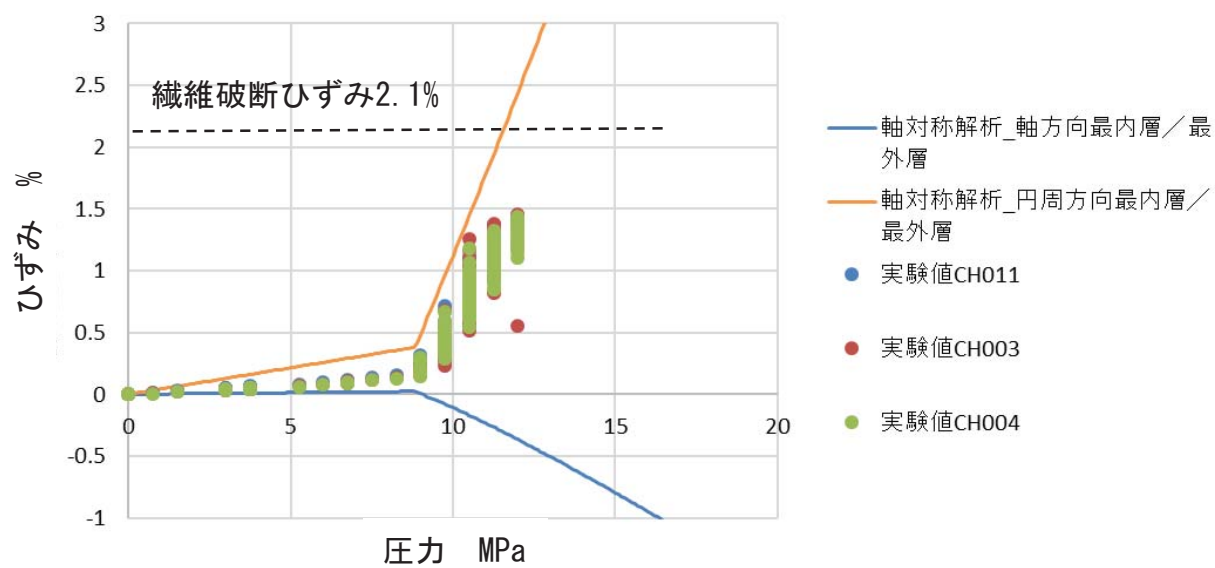
### 5・4・3 解析結果と実験結果との比較

軸対称モデルの解析結果と、水圧破裂試験結果を合わせて示し、比較検証を行い、軸対称モデルでの問題点を明らかにする。

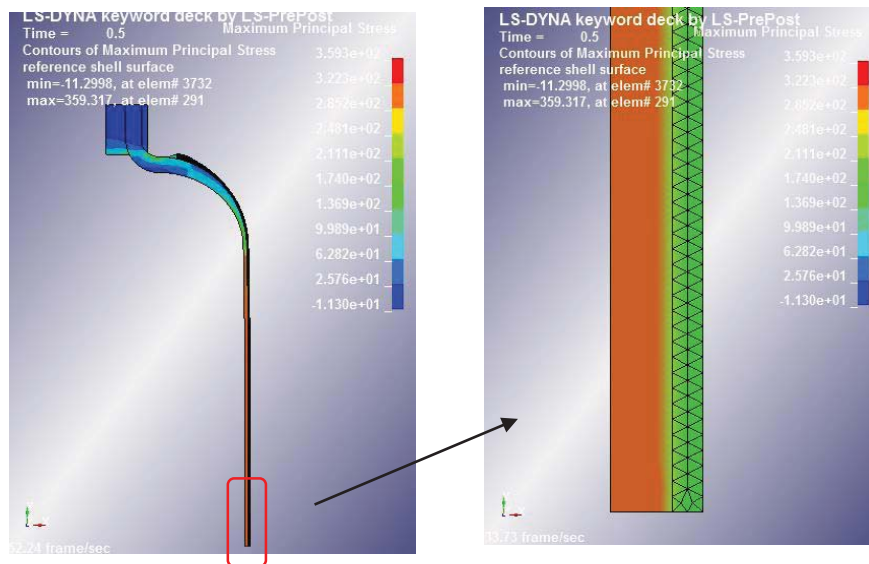
容器 1（ヘリカル 2 層）の解析結果と実験結果との比較を図 5-4-2 に示す。(a) にひずみー圧力線図を示す。横軸が圧力（内側からの水圧）、縦軸がひずみである。実験値は、ひずみの大きい方から 11ch, 3ch, 4ch をプロットした。圧力解析結果は、円周方向、軸方向それぞれ最内層、最外層をプロットした。アルミライナーの非線形材料物性から圧力 9MPa までは圧力、ひずみとも小さい値となっているが、9MPa 以上はアルミの塑性変形領域に入り、急激に圧力、ひずみとも大きくなる。軸方向は圧縮側のひずみとなり、円周方向が引張側の大きなひずみとなる。また、CFRP の積層が 1 層のみと薄いため、最内層、最外層とも同じ曲線となった。

実験結果と解析結果とを比較すると、実験結果の最大値付近が円周方向の最外層の解析結果と一致していることから、ほぼ実験と解析は近い結果となった。圧力 11 MPa を越えると、実験結果はそこでひずみの増加が減り、ひずみ 1.5% 圧力 12MPa で破裂する。一方、解析結果は、圧力に比例してひずみが上昇をし続け、繊維の破断ひずみ 2.1% を CFRP の破壊のクライテリアとすると、圧力はやはり 12MPa となる。この容器 1 の場合は、軸対称モデルの解析でもほぼ実験値を再現することができることがわかった。

(b) に最大主応力の計算結果のコンター図を示す。圧力 10MPa の結果を示している。本章で用いた小型圧力容器は、鏡部（ドーム部）のアルミ肉厚が大きく、胴部（シリンダー部）で応力が大きくなっている。よって、胴部が最弱部位となり、図 5-3-6 の実験結果の胴部中央が破裂していることと一致した。



(a) ひずみ－圧力線図



(b) 最大主応力コンター図 10MPa時

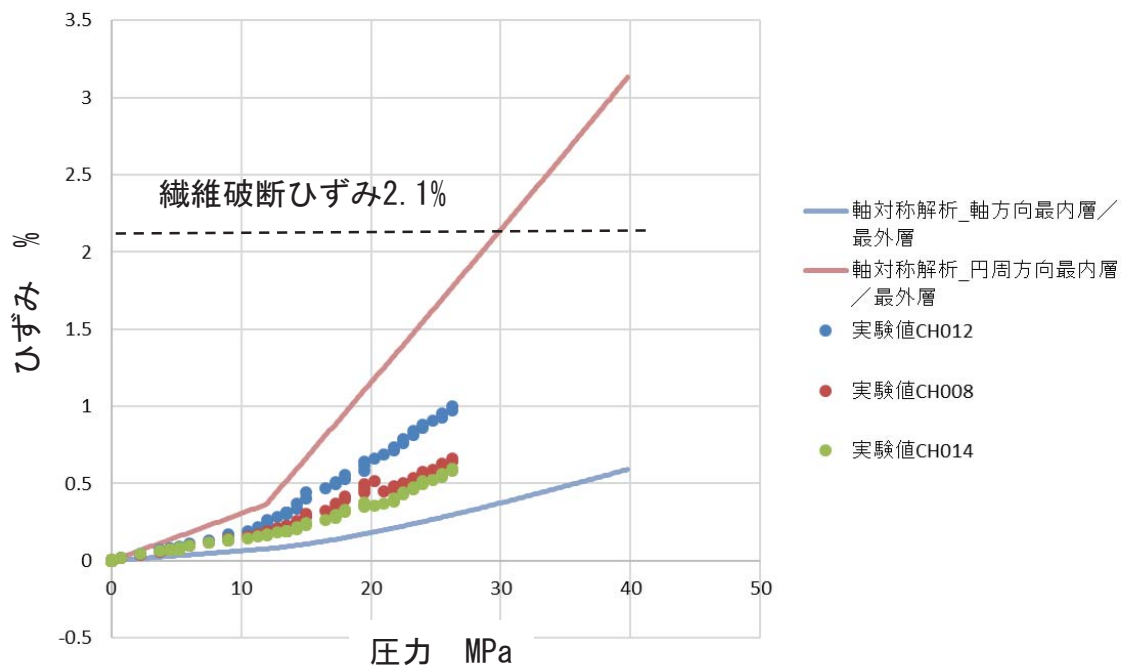
図5-4-2 容器1（ヘリカル2層） 軸対称モデル解析結果

以上の結果から、容器 1 のような、ヘリカル層が 2 層で  $\pi$  t 積層が少ない容器の場合は、マクロスケールによる軸対称モデルでも比較的強度評価が可能であるということが確かめられた。

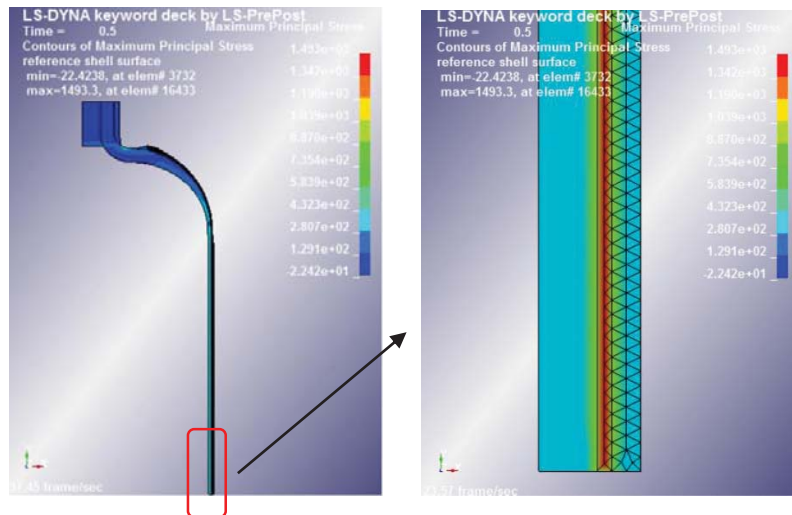
次に、容器 2（下層フープ 1 層，上層ヘリカル 2 層）の解析結果と実験結果との比較を図 5-4-3 に示す。(a) にひずみー圧力線図を示す。横軸が圧力（内側からの水压），縦軸がひずみである。実験値は、ひずみの大きい方から 12ch, 8ch, 14ch をプロットした。解析結果は、円周方向，軸方向それぞれ最内層，最外層をプロットした。アルミライナーの非線形材料物性から圧力 12Pa から，アルミの塑性変形領域に入り，圧力，ひずみが大きくなる。容器 1 の結果と比べて，CFRP で強度を保持している寄与が大きくなるため，アルミの塑性による曲線の変化は容器 1 よりも小さくなっている。容器 2 となると，軸方向も引張側のひずみとなるが，円周方向はさらに引張が大きひずみとなる。また，CFRP の積層は増えるが，最内層，最外層とも同じ曲線上の特性を示している。

実験結果は円周方向の解析結果よりもかなり小さいひずみを表している。これは，上層に貼り付けたひずみの実験値に対し，下層のフープ層のほうがより強度を受け持つことにより，最内層のひずみが大きくなり，最外層のひずみは小さくなるはずである。しかしこのモデルでは最外層のひずみが小さいことまでは結果として出力できていない。また，繊維の破断ひずみ 2.1%を CFRP の破壊のクライテリアとすると，圧力は 30MPa となり，図 5-3-7 に示した実験結果の 26.25MPa に対し，12%程度差がある。

(b) に最大主応力の計算結果のコンター図を示す。圧力 20MPa の結果を示している。最大主応力では，CFRP の最外層の応力が低く，最内層の応力は高くなっている。ひずみの差が小さい分，応力が内外層差を負担している計算となっている。今回のマ



(a) ひずみー圧力線図



(b) 最大主応力コンター図 20MPa時

図5-4-3 容器2（下層フープ1層，上層ヘリカル2層）  
軸対称モデル解析結果



クロススケールモデルの場合、CFRP の最外層と最内層の差について、ひずみと応力の関係が実部品の結果を完全に再現できていない。

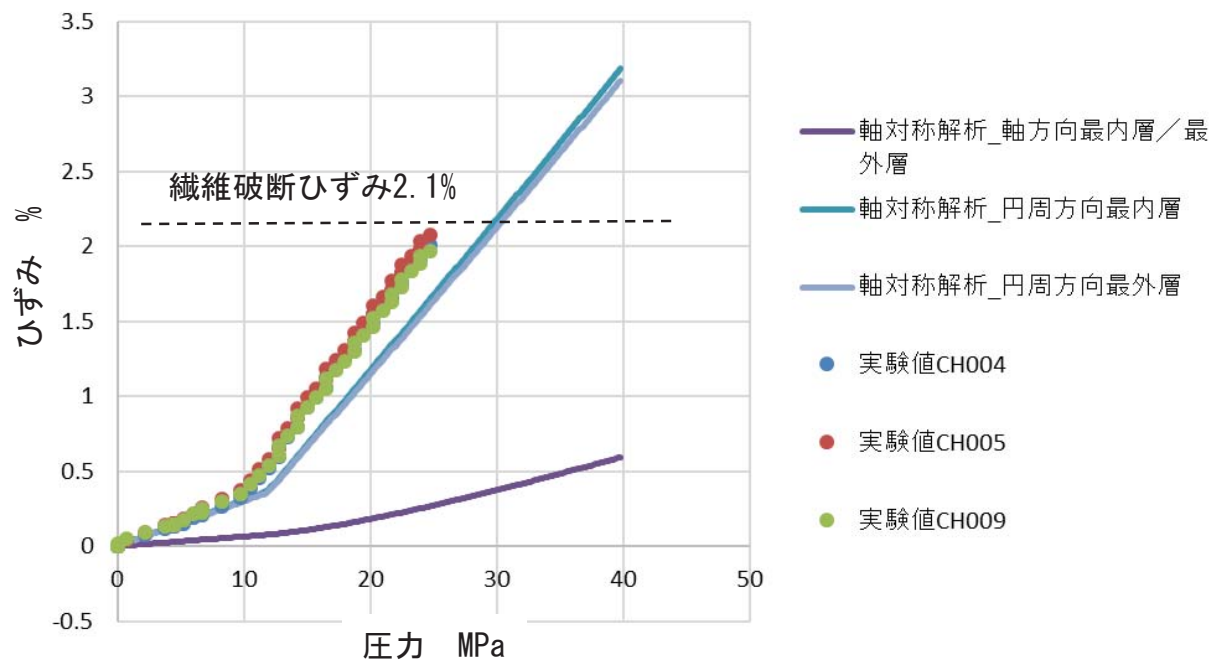
以上の結果から、容器 2 のような、フープ層が下層、ヘリカル層が上層といった、下層での応力分担の寄与が大きい場合、最外層のひずみをマクロスケールによる軸対称モデルでは完全には表現することができず、また、破裂強度も 12%程度乖離があることがわかった。

さらに、容器 3（下層ヘリカル 2 層、上層フープ 1 層）の解析結果と実験結果との比較を図 5-4-4 に示す。(a) にひずみー圧力線図を示す。横軸が圧力（内側からの水压）、縦軸がひずみである。実験値は、ひずみの大きい方から 4ch, 5ch, 9ch をプロットした。解析結果は、円周方向、軸方向それぞれ最内層、最外層をプロットした。アルミライナーの非線形材料物性から圧力 12MPa から、アルミの塑性変形領域に入り、圧力、ひずみが大きくなるのは容器 2 と同様である。円周方向のひずみが、軸方向のひずみよりも大きくなっており、最外層に対し最内層のほうが若干さらにひずみが大きくなっている。

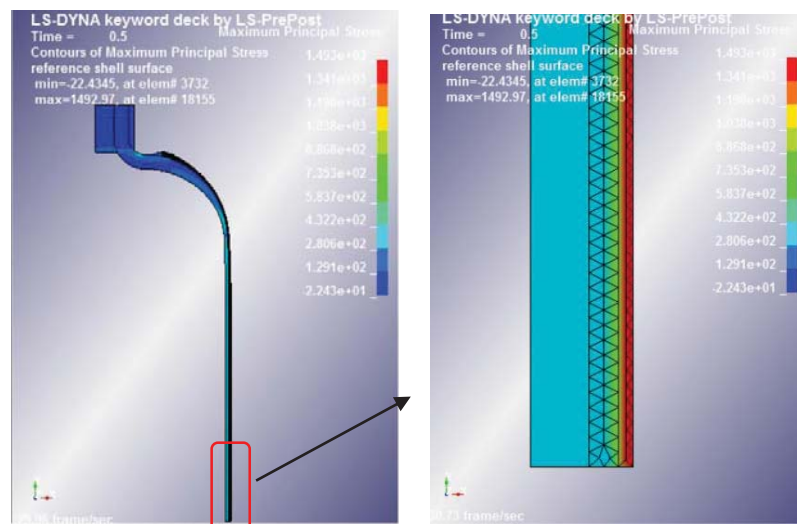
実験結果のほうが、解析結果よりも全体的に大きなひずみ値を示している。繊維の破断ひずみ 2.1% を CFRP の破壊のクライテリアとすると、圧力は 30MPa となり、図 5-3-8 に示した実験結果の 24.75MPa に対し、18%程度差がある。

(b) に最大主応力の計算結果のコンター図を示す。圧力 20MPa の結果を示している。最大主応力では、CFRP の上層(外層)側のフープ層の応力が高く、下層（内層）側のヘリカル層での応力は低くなっている。

以上の結果から、容器 3 のような、ヘリカル層が下層、フープ層が上層といった、上層での応力分担の寄与が大きい場合、最外層のひずみの測定によって、ある程度計



(a) ひずみ－圧力線図



(b) 最大主応力コンター図 20MPa時

図5-4-4 容器3（下層ヘリカル2層，上層フープ1層）  
軸対称モデル解析結果

算結果と合わせることができる。しかし、破裂強度は18%程度乖離があることがわかった。

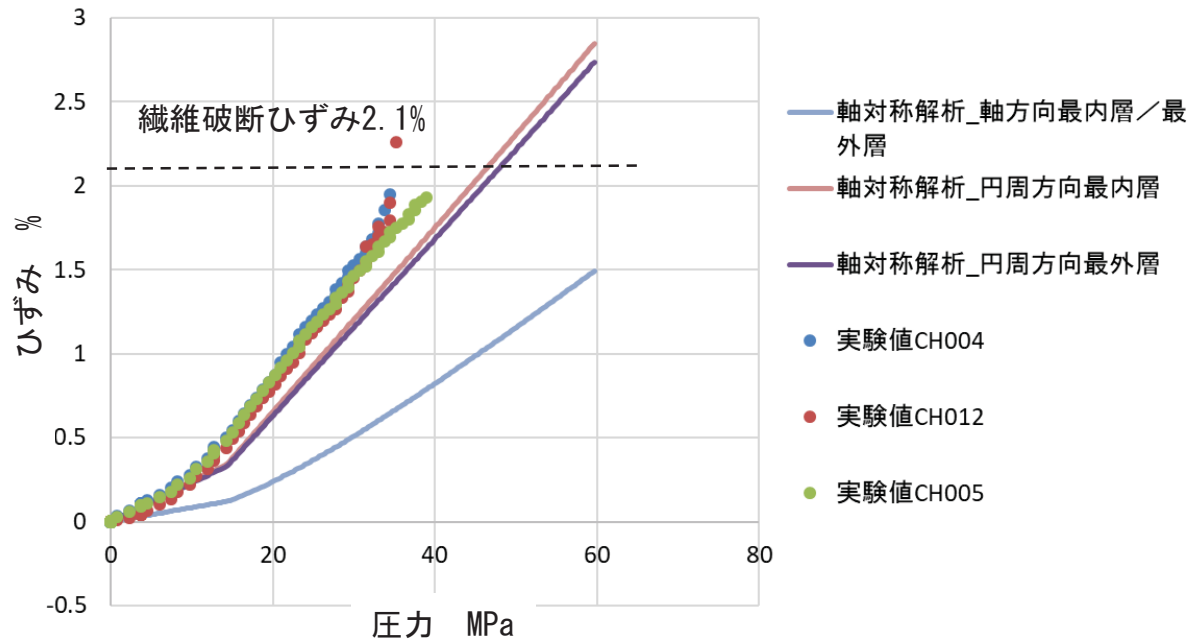
最後に、容器4（下層ヘリカル2層，上層フープ2層）の解析結果と実験結果との比較を図5-4-5に示す。これまでと同様 (a) にひずみー圧力線図を示す。横軸が圧力（内側からの水圧），縦軸がひずみである。実験値は，ひずみの大きい方から4ch, 12ch, 5chをプロットした。解析結果は，円周方向，軸方向それぞれ最内層，最外層をプロットした。アルミライナーの非線形材料物性から圧力15MPaから，アルミの塑性変形領域に入り，圧力，ひずみが大きくなる。円周方向のひずみが，軸方向のひずみよりも大きくなっており，最外層に対し最内層のほうが，若干ひずみが大きくなっている。

実験結果のほうが，解析結果よりもやはり全体的に大きなひずみ値を示している。積層が多くなるほど乖離が大きくなっている。繊維の破断ひずみ2.1%をCFRPの破壊のクライテリアとすると，圧力は46.4MPaとなり，図5-3-9に示した実験結果の39MPaに対し，15%程度差がある。

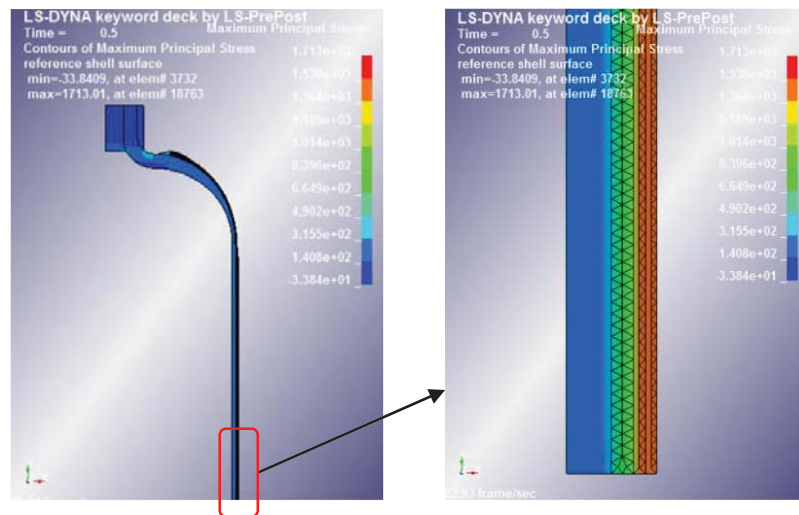
(b) に最大主応力の計算結果のコンター図を示す。圧力30MPaの結果を示している。最大主応力では，容器3と同様にCFRPの上層(外層)側のフープ層の応力が高く，下層（内層）側のヘリカル層での応力は低くなっている。

以上の結果から，容器4のような，ヘリカル層が下層，フープ層が上層2層といった，上層での応力分担の寄与がより大きい場合でも，最外層のひずみの測定によって，ある程度計算結果と合わせることができる。しかし，破裂強度はやはり15%程度乖離があることがわかった。

以上マクロスケールによる軸対称モデルによる有限要素解析結果は，実験結果よりも，破裂強度が10%～20%低い結果となり，積層が増えるほどに誤差が大きくな



(a) ひずみー圧力線図



(b) 最大主応力コンター図 30MPa時

図5-4-5 容器4（下層ヘリカル2層，上層フープ2層）  
軸対称モデル解析結果

るような結果となった。また弾性率も計算値の方が、実験値よりも若干大きい結果となった。この計算手法は計算負荷も小さい、簡便に求めることができる、というメリットがある一方、破壊モードを知ることができない、安全率を 20% 程度以上設けて破壊を予測しなければならない、などの弱点を持っている。よって本研究の目的である、低コスト化のため CFRP 強度を精度よく予測するためには、第 3, 4 章で検討してきたメゾスケールモデルを部分的に組み合わせて、破壊モードの予測も含めて、より精度が向上する解析を行っていく。

### 5・5 メゾスケール部分モデルを用いたブーミング解析による強度評価

前節では、繊維束とマトリクス樹脂からなる CFRP を一物性としたマクロスケールによる軸対称モデルで圧力容器全体の解析を行った。本節では、全体解析結果から求まる最弱部位とひずみの推移から、繊維束とマトリクス樹脂を別々に評価するメゾスケールによる部分モデルで圧力容器のメゾ構造の破壊現象を解析するブーミング解析で、圧力容器における CFRP 強度評価が精度良く予測できるかを検証していく。

#### 5・5・1 容器のメゾスケール部分モデル

繊維束とマトリクス樹脂を別々に評価するメゾスケールモデルを作成する。

図 5-5-1 に、部分解析モデルの考え方を示す。本研究で用いた小型圧力容器は、いずれも容器の胴部（シリンダー部）中央で破裂し、また軸対称モデルでの解析結果も同様に胴部（シリンダー部）が応力最大となる位置であった。そこで、本研究で扱う仕様では、容器胴部（シリンダー部）の中央部の CFRP 積層部分が最弱部位と考え、部分解析を行う。容器全体を解析する軸対称モデルにおいては、容器の軸断面と胴部を拡大した軸断面、赤枠で囲った部分が部分解析をする部分になる。軸対称モデルを用いた容器全体解析により求めた、赤枠部分の円周方向ひずみと軸方向ひずみの時

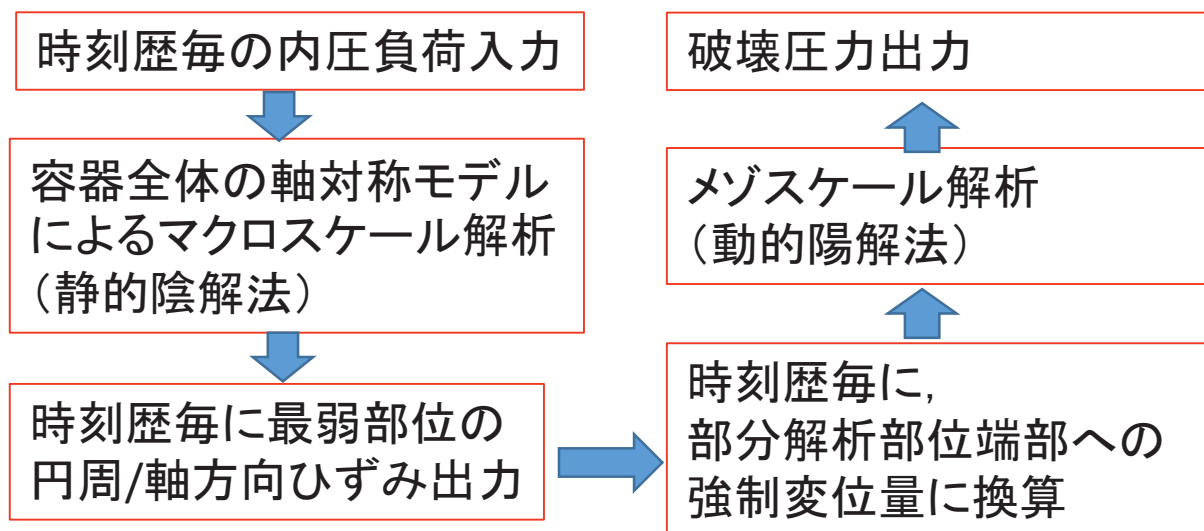
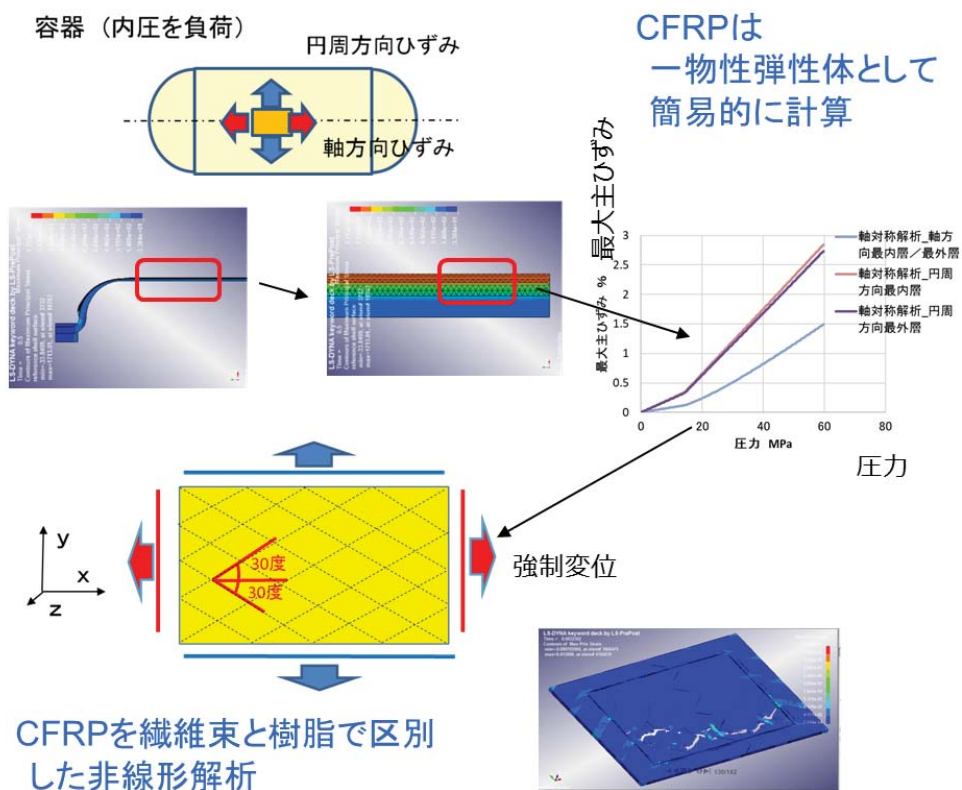


図5-5-1 メゾスケールによる部分解析の考え方

系列を、切り出した部分の端面に強制変位として与え、メゾスケール解析を行う。ひずみから変位への変換は、切り出した部分の長さを掛けることで得られる。本研究では、ヘリカル層で繊維束 4 束分が交差角 $\pm 30$  度（繊維束間の角度は 60 度）で交差しているものを取り扱う。よって、部分解析を行う範囲は、円周方向（ $y$  方向）46.2mm、軸方向（ $x$  方向）80mm とする。

次にメゾスケールモデル化を説明する。第 3 章の図 3-3-1 と同じ、CFRP の幅 10mm、高さ 0.5mm、繊維束の楕円径は長径 3.84mm、短径 0.23mm、繊維含有率  $V_f=55\%$  のメゾスケールモデルとした。作成した容器 4（下層交差角 30 度ヘリカル 2 層、上層フープ 2 層）のモデルを図 5-5-2 に示す。ヘリカル 2 層は上下の層の繊維束を中央部で交差させる。上のフープ 2 層は、円周方向（ $y$  方向）に一方向の繊維束を積層させている。積層間はメゾスケールモデルの特徴であるマトリクス樹脂で構成しているため、接触要素を考える必要がない。このモデルから、容器 1 は下のヘリカル 2 層分のみをモデルとして使用、容器 3 は一番上のフープ層を除いたモデルを使用。容器 2 は容器 3 を天地逆にしたモデルとして解析に用いる。容器 1 に相当するモデルの繊維束のみ表示した図と、容器 4 に相当するモデルの繊維束のみを表示した図も併せて図 5-5-2 に示した。

#### 5・5・2 有限要素動解析

前項で作成したメゾスケールモデルによる部分解析を行う。

材料モデルは、表 5-5-1 のように、第 3、4 章で検討した解析 H に相当する、下記強度構成因子をすべて織り込んだ。

引張強度の構成因子

「繊維束異方性」

「樹脂弾塑性」



繊維束—樹脂のメゾスケールモデル  
 交差角は±30度（繊維束間は60度）  
 $V_f = 55\%$   
 繊維束1束 幅10mm 厚さ0.5mm

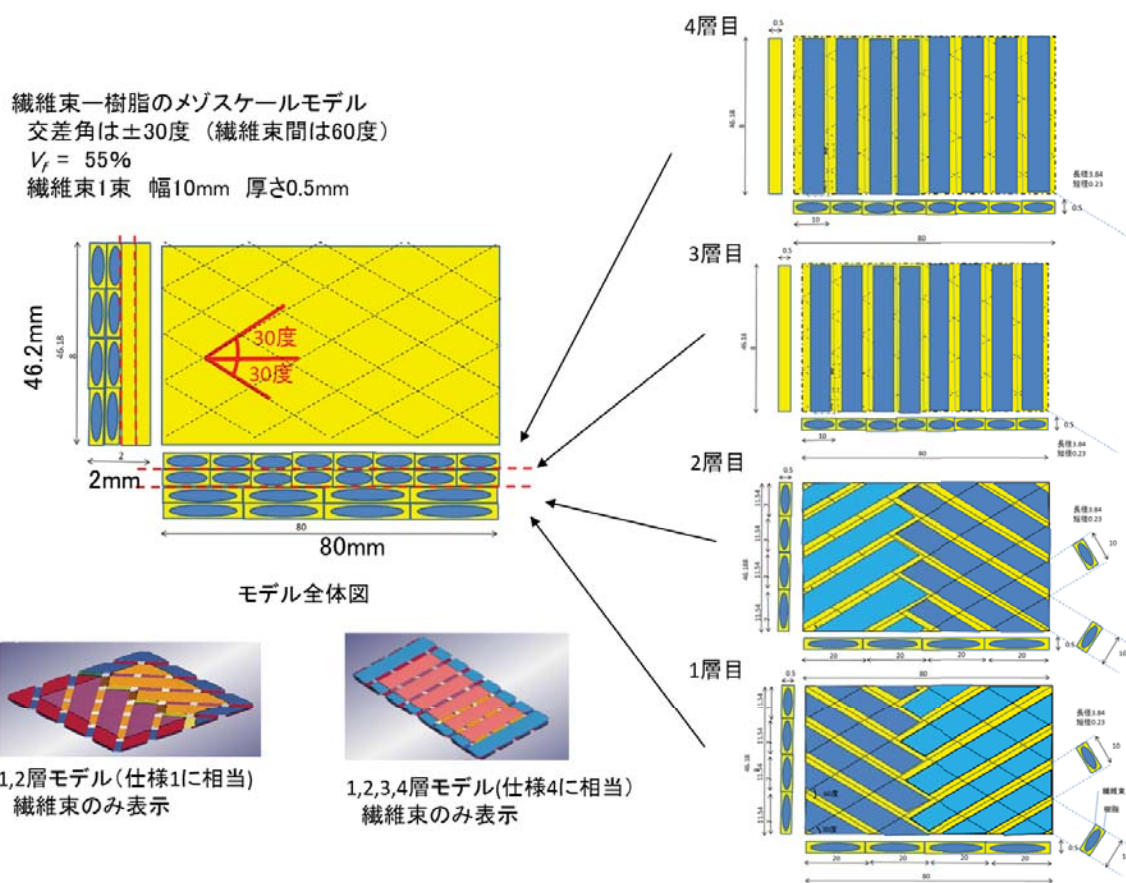


図5-5-2 容器4（ヘリカル2層，フープ2層）のメゾスケールモデル

「樹脂引張側ひずみ速度依存性」

「樹脂引張/圧縮非対称性」

「繊維束の直交方向破壊則として樹脂破断ひずみ」

圧縮強度の構成因子

「樹脂粘弾性」

「樹脂圧縮側ひずみ速度依存性」

また、端部には局所応力が発生するため、繊維束一束分内側（図 5-5-3 の赤点線枠内）は、破壊のクライテリアを超えた場合、応力を 0 とし要素を削除するが、赤点線外側は、応力を 0 にするだけで、要素を削除しないことにする。部分解析モデルにおける拘束条件は、図 5-5-3 に示すように、中央部の交差部分に均等に強制変位を与えるために、軸方向を  $x$  方向、円周方向を  $y$  方向として、 $x$  方向、 $y$  方向とも両端に強制変位を半分ずつ対向するように与える。強制変位の方向に直交する方向は自由とした。容器の半径方向つまり  $z$  方向は、今回は 2 層～4 層と CFRP の積層が少ないため、影響が小さいとして、拘束することとした。残りの  $xy$ ,  $yz$ ,  $zx$  方向についても拘束する。モデルの要素は 2 次 (10 点) テトラメッシュ、要素数と節点数はそれぞれ

容器 1	1,033,956 要素	1,480,278 節点
------	--------------	--------------

容器 2, 3	1,530,251 要素	2,149,325 節点
---------	--------------	--------------

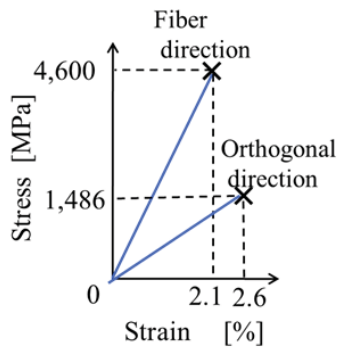
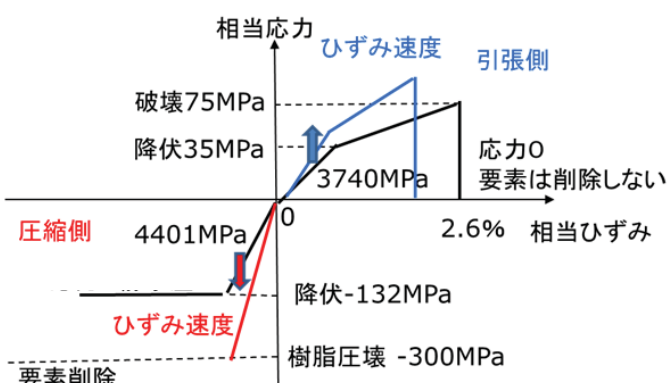
容器 4	2,034,346 要素	2,827,260 節点
------	--------------	--------------

となった。解析ソルバーは LS-DYNA を用い、東京大学スーパーコンピュータ FX10 にて、192 コアで約 72～96 時間程度をかけて陽解法による有限要素動解析した。

### 5・5・3 解析結果と実験結果との比較

メゾスケールモデルによる部分解析結果と、前項までに検討した、軸対称モデルの結果並びに実験結果とを比較検証する。

表5-5-1 メゾスケール部分解析で用いる物性値

<p>繊維束</p>	<p>繊維束異方性 繊維束直交方向の破壊則として 樹脂破断ひずみ</p>  <p>破壊則：主ひずみ (赤点線枠外は判定しない)</p>
<p>マトリクス樹脂</p>	<p>樹脂弾塑性 樹脂引張側ひずみ速度依存性(クーパーシモンズの式) 樹脂引張/圧縮非対称性 樹脂粘弾性 樹脂圧縮側ひずみ速度依存性 (クーパーシモンズの式)</p>  <p>破壊則：相当応力 (赤点線枠外は判定しない)</p>

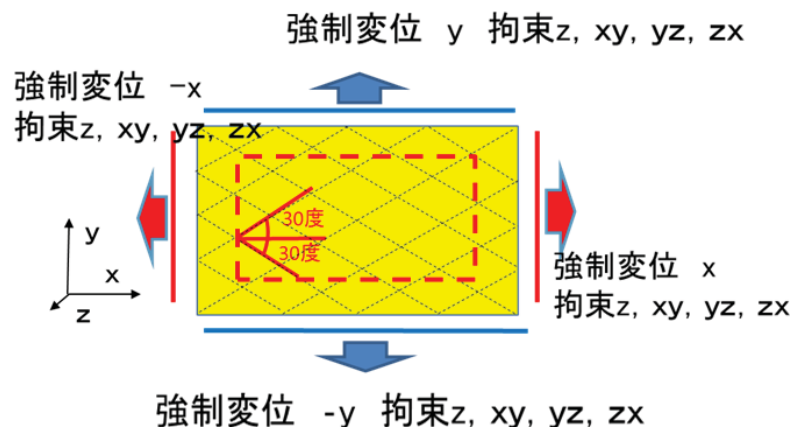


図5-5-3 解析時、要素の削除を行う範囲と拘束条件

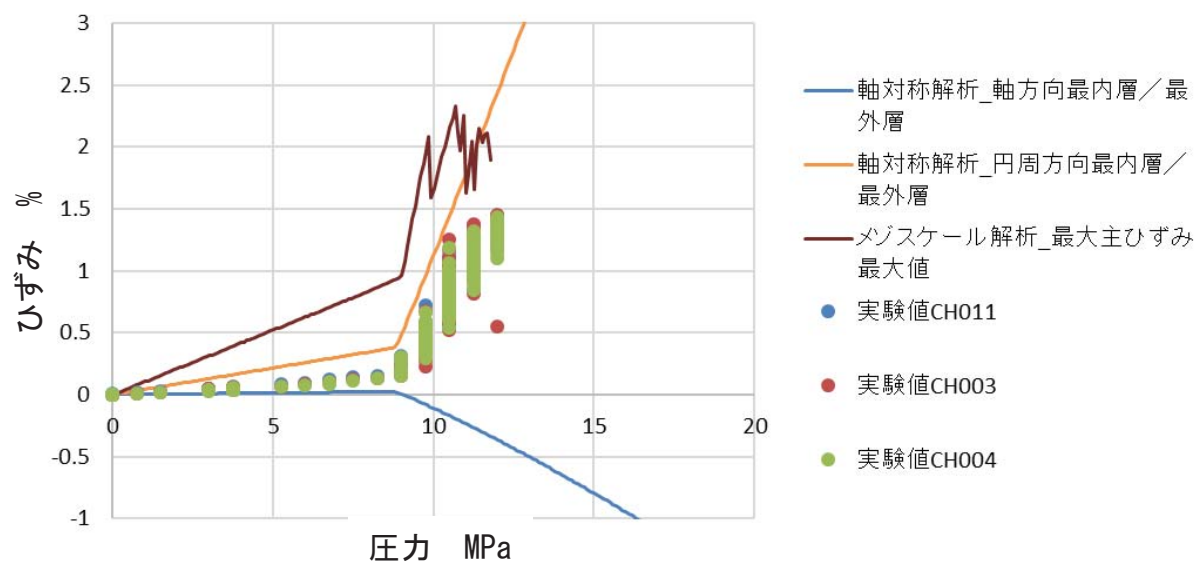
容器 1（ヘリカル 2 層）の解析結果と実験結果との比較を図 5-5-4(a)に示す．前節の図 5-4-2 (a) ひずみ－圧力線図 に，メゾスケール部分解析による最大主ひずみの最大値を加えてプロットした．メゾスケールモデルによる解析結果は，実験値よりも大きいひずみで推移し，10MPa からひずみ変動し始め，11.8MPa で CFRP の破断に至った．

また，破壊前（8.26MPa 時）最大主ひずみのコンター図を (b) に示す．コンター図が繊維束に沿って縞模様になっていることからわかるように，メゾスケール解析によるひずみ大は，繊維束の交差部分の局所ひずみ集中のためである．実験でのひずみゲージによる測定は交差部分を測定できないため，解析結果の曲線よりも下側にくることは合理的であると考えられる．

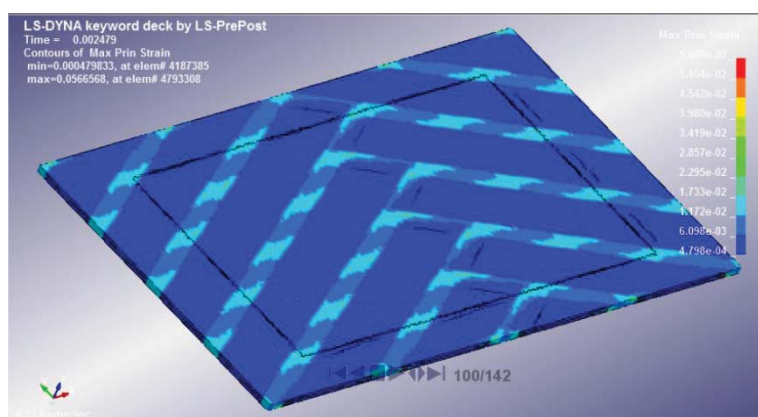
破壊直後（11.8MPa 時）最大主ひずみのコンター図を (c) に示す．解析では 11.8MPa から繊維束の破断による CFRP の破壊が始まったのに対し，実験値は 12MPa であったことから，メゾスケールモデルによる部分解析によって，解析と実験がほぼ一致した．

次に，容器 2（下層フープ 1 層，上層ヘリカル 2 層）の解析結果と実験結果との比較を図 5-5-5 (a) に示す．前節の図 5-4-3(a) に，メゾスケール部分解析による最大主ひずみの最大値を加えてプロットした．実験結果が，最外層のヘリカル層のひずみを計測しているため，メゾスケールモデルによる解析結果は，最大主ひずみ最大値と，実験値に近い，ヘリカル層  $x$  方向（軸方向）最大主ひずみの 2 曲線をプロットした．ヘリカル層  $x$  方向の最大主ひずみは実験値の最大値とよく一致している．

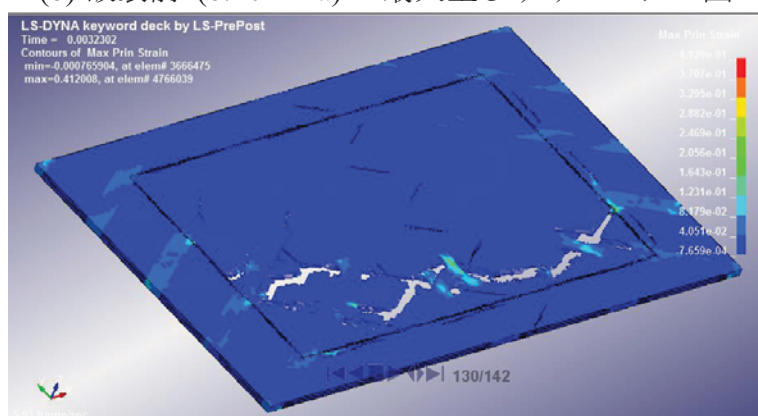
また，破壊前（22.2MPa 時）最大主ひずみのコンター図を (b) に示す．やはり，コンター図が繊維束に沿って縞模様になっており，メゾスケール解析によるひずみ大は，繊維束の交差部分の局所ひずみ集中から生じている．



(a) ひずみ－圧力線図

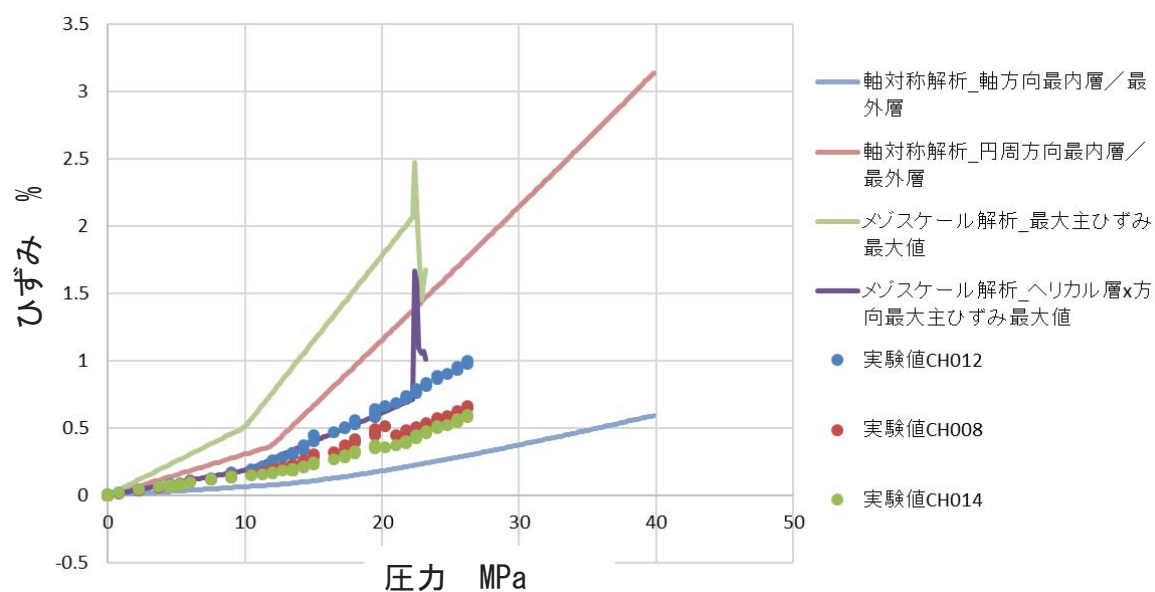


(b) 破壊前 (8.26 MPa) の最大主ひずみコンター図

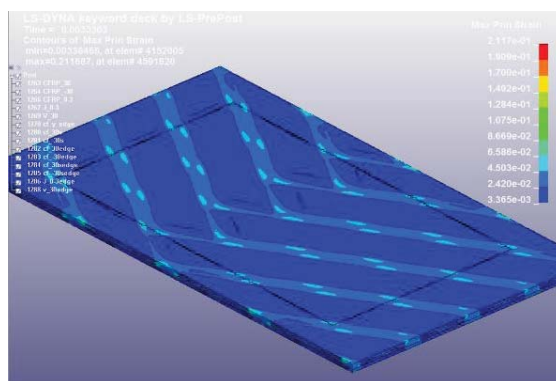


(c) 破壊直後 (11.8 MPa) の最大主ひずみコンター図

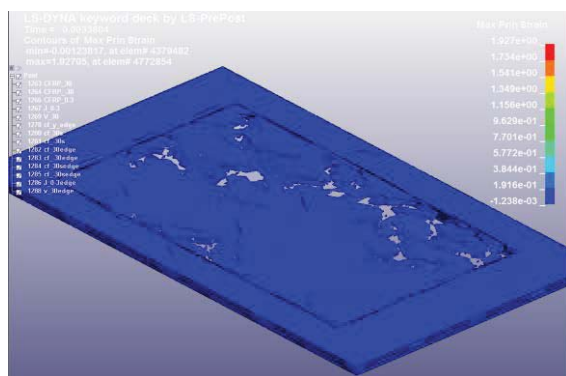
図5-5-4 容器1（ヘリカル2層）メゾスケール部分解析結果



(a) ひずみー圧力線図



(b) 破壊前 (22.2 MPa) の最大主ひずみコンター図



(c) 破壊直後 (23.2MPa) の最大主ひずみコンター図

図5-5-5 容器2 (フープ1層ヘリカル2層) メゾスケール部分解析結果



破壊直後 (23.2MPa 時) 最大主ひずみのコンター図を (c) に示す. また, CFRP 破壊に至った圧力は, メゾスケール解析が 23.2MPa に対し, 実験値は 26.25MPa であった. 軸対称での解析では, 30MPa であったため, 実験値に対する誤差はいずれの解析も 12%ほどの乖離であるが, メゾスケール部分解析の方が安全側に計算されている.

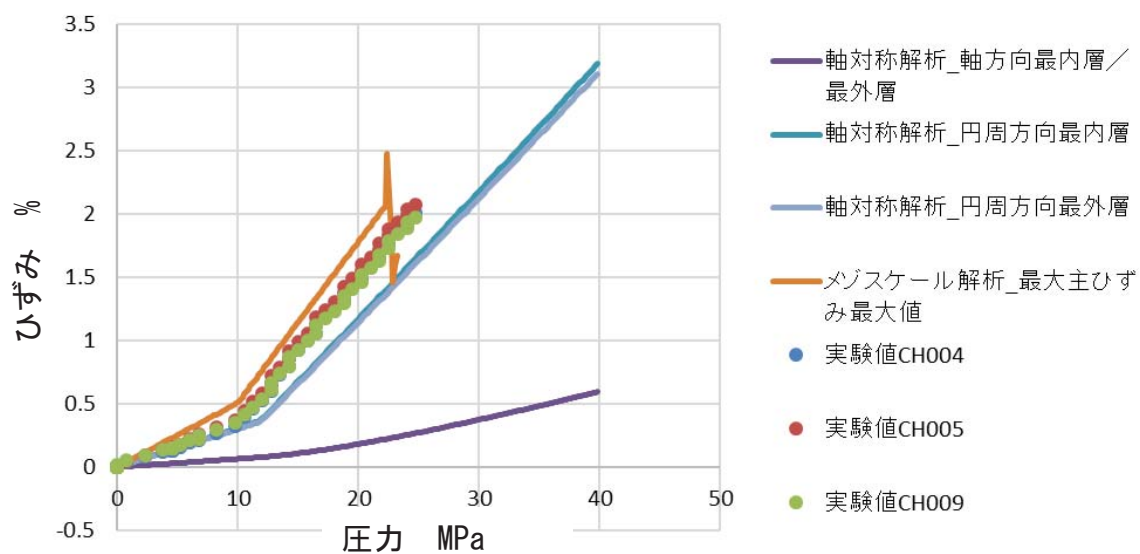
その次に, 容器 3 (下層ヘリカル 2 層, 上層フープ 1 層) の解析結果と実験結果との比較を図 5-5-6(a)に示す. 前節の図 5-4-4(a)に, メゾスケール部分解析による最大主ひずみの最大値を加えてプロットした. メゾスケールモデルによる解析結果は, 容器 1 と同様に, 実験値よりも大きいひずみで推移し, 10MPa からひずみが大きくなり, 23.2MPa で CFRP の破断に至った. また, 破壊前 (21.2MPa 時) 最大主ひずみのコンター図を (b) に示す. コンター図が繊維束に沿ってフープ側のため縦の模様になっている.

破壊直後 (23.2MPa 時) 最大主ひずみのコンター図を (c) に示す. 解析では 23.2MPa から繊維束の破断による CFRP の破壊が始まったのに対し, 実験値は 24.75MPa であったことから, メゾスケールモデルによる部分解析によって, 解析と実験がほぼ一致した.

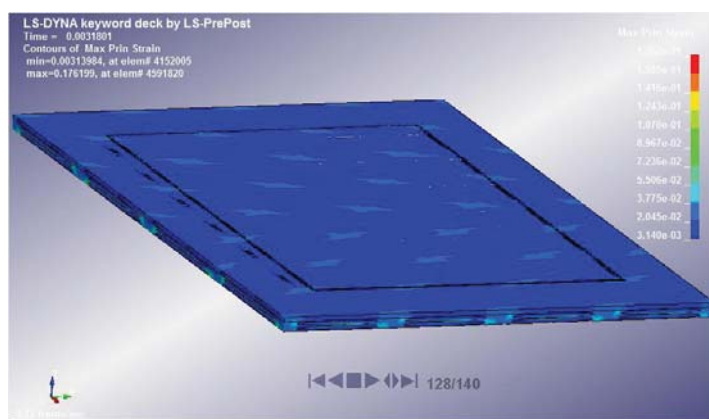
最後に, 容器 4 (下層ヘリカル 2 層, 上層フープ 2 層) の解析結果と実験結果との比較を図 5-5-7 (a) に示す. 前節の図 5-4-5 (a) に, メゾスケール部分解析による最大主ひずみの最大値を加えてプロットした. メゾスケールモデルによる解析結果は, 実験結果の弾性率, 破断強度ともにほぼ一致した.

また, 破壊前 (37.8MPa 時) 最大主ひずみのコンター図を (b), (c) に示す. (b) は繊維束のみ表示したものであり, 上層からと下層からの図を示す. フープ層下層 (下層から 3 層目) の繊維束の局部ひずみが大きくなっている. ここが破壊の起点となっていると推定される. また, 繊維束と樹脂とを合わせて表示したものを (c) に示す.

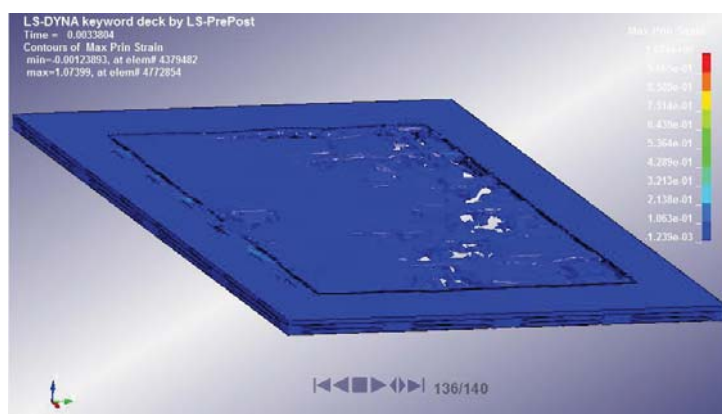




(a) ひずみ－圧力線図

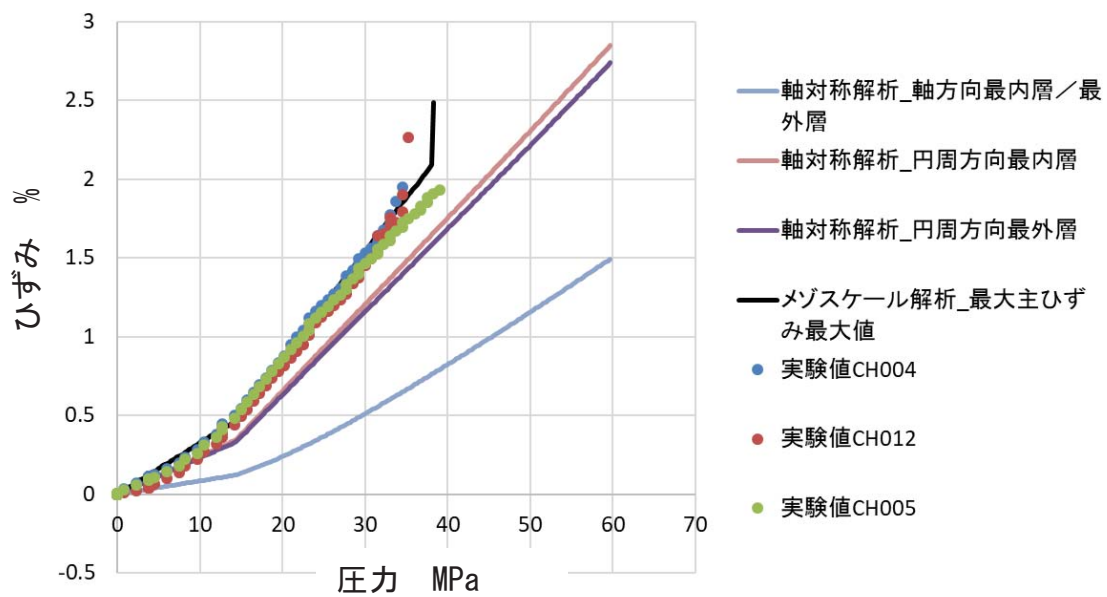


(b) 破壊前 (21.2 MPa) の最大主ひずみコンター図

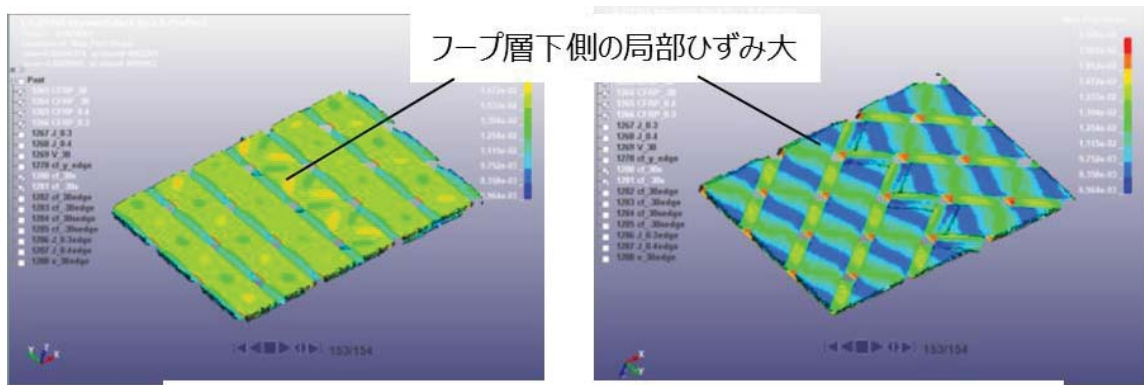


(c) 破壊直後 (23.2MPa) の最大主ひずみコンター図

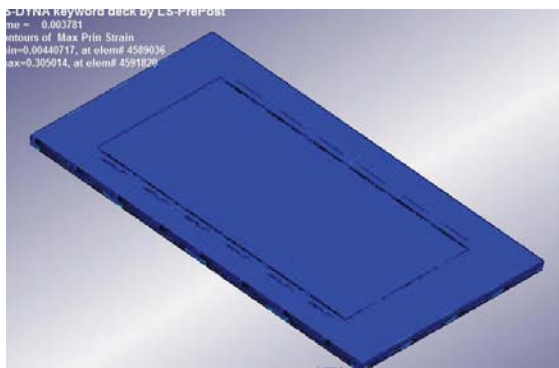
図5-5-6 容器3（ヘリカル2層フープ1層）メゾスケール部分解析結果



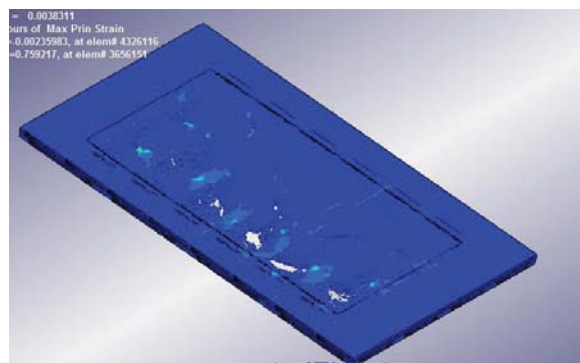
(a) ひずみー圧力線図



(b) 破壊前 (37.8 MPa) の最大主ひずみコンター図 (繊維束)



(c) 破壊前 (37.8 MPa) の最大主ひずみコンター図 (繊維束+樹脂)



(d) 破壊直後 (38.3MPa) の最大主ひずみコンター図 (繊維束+樹脂)

図5-5-7 容器4 (ヘリカル2層フープ2層) メゾスケール部分解析結果

積層の少ない容器 1~3 が繊維束に沿って縞模様つまり局所ひずみ集中が起きていたのに対し、ほとんどひずみの差は見えなくなっている。強度の分担が大きいフープ層が厚いため、ヘリカル層の交差の影響が少なくなっているからということが想定される。よって、ひずみゲージによる実験でのひずみ測定値も測定部位による差が少なくなり、実験と解析がより一致する理由となっていると思われる。さらに、破壊直後 (38.3MPa 時) 最大主ひずみのコンター図を (d) に示す。解析では 38.3MPa から繊維束の破断による CFRP の破壊が始まったのに対し、実験値は 39MPa であったことから、メゾスケールモデルによる部分解析によって、解析と実験がほぼ一致した。

ここで、容器胴部での肉厚方向 (半径方向) のひずみは軸方向ひずみに対し、図 5-5-8 に示すように、約 10 分の 1 と小さかったため、試験片モデルおよび容器の部分モデルにおいて、肉厚方向のひずみ増分を考慮しないこととした。実容器試験との比較検証において、肉厚方向ひずみ増分を考慮せずとも、実験と解析は一致したことにより、考慮しないことの影響はないと考えられる。しかし、本研究で取り扱わなかった、容器の鏡部での破壊モードを検討する場合は、鏡部は曲面でもあり、肉厚方向のひずみの影響を考慮していく必要があると考える。

以上、マクロスケールによる軸対称モデルの解析結果と、さらにその結果を入力としたメゾスケールによる部分解析結果とを比較すると、第 3, 4 章で検討した CFRP の引張と曲げによる強度構成因子を織り込んだメゾスケール解析は、破壊現象をメゾ構造レベルで再現していることから、実験値をより近く再現することができることが、小型压力容器という実部品で検証することができた。よって、マクロスケール解析とメゾスケール部分解析を併用したブーミング解析手法を用いることで、容器の CFRP 耐圧強度が合理的に予測可能となると考えられる。

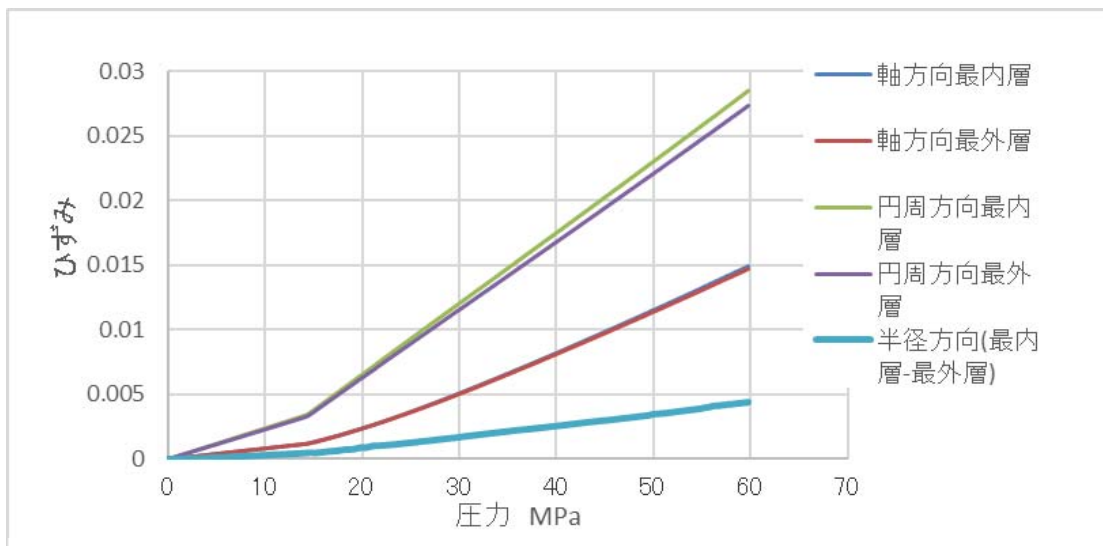
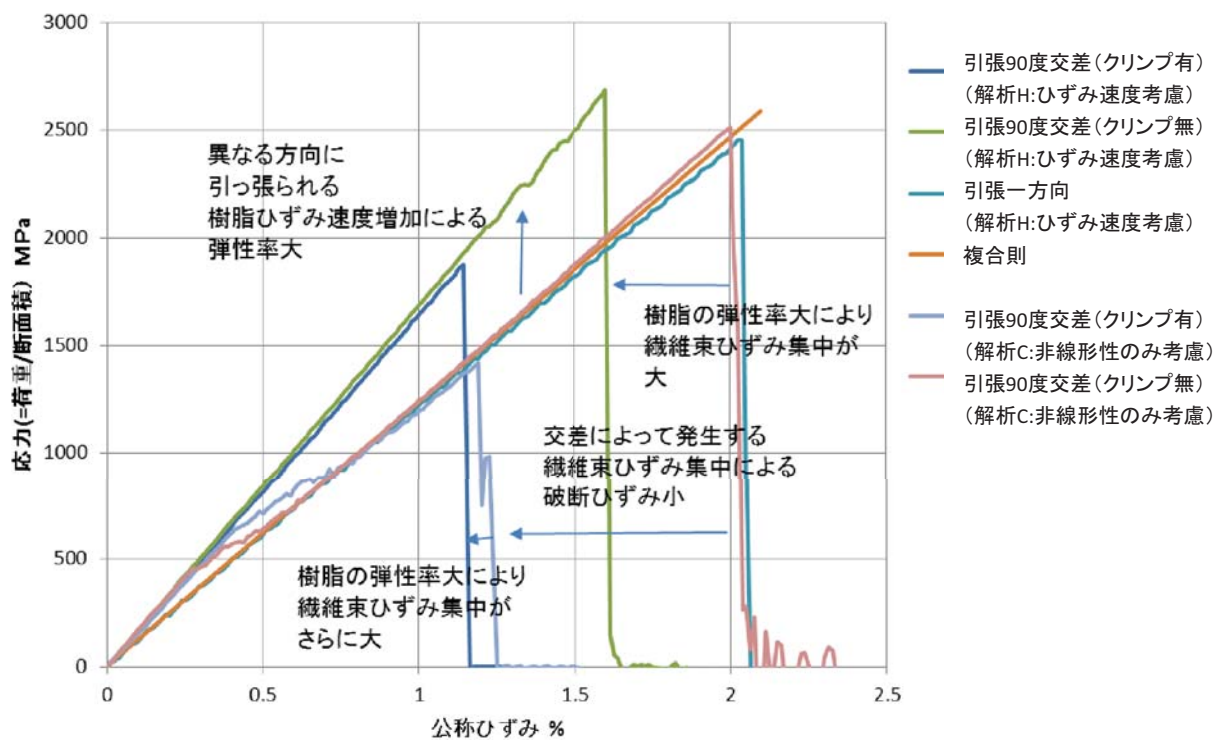


図5-5-8 容器4（ヘリカル2層フープ2層） マクロスケール解析結果



試験片モデルでの応力-ひずみ線図

図5-6-1 引張試験片モデルにおける強度構成則の各構成因子の効果

## 5・6 マルチスケール展開によるマクロ強度構成則の適用性

CFRP 容器の強度評価手法を確立するため、メゾスケールモデルを用いて、強度構成因子の検討と、実際の小型圧力容器における検証を行ってきた。部品全体のメゾスケール解析は特に陽解法による動解析を行うことは、計算負荷上非常に困難であり、前節までマクロスケール解析との併用により検討する手法を提案してきた。しかし試験片レベルのメゾスケール部分モデルであっても、東京大学所有のスーパーコンピュータで数日間解析を流すレベルの大規模解析となり、産業界での展開はかなり難しい。

本節では、これまでにメゾスケールレベルで検討してきた CFRP の FW 工法に代表されるヘリカル層の交差によって影響される強度モデルの構成因子をマルチスケールの展開し、マクロモデルの強度構成則としての適用性を検討する。この構成則に従って、マクロスケールでの解析が行えれば、小さいワークステーションレベルでの解析が可能となり、産業界特に中小企業などでも、CFRP 圧力容器の強度検討が行えると考えられる。

### 5・6・1 マクロ強度構成則の提案

従来の有限要素法解析で用いられる、繊維と樹脂を一物性としたマクロスケールモデルにおけるヘリカル層 CFRP の強度構成則を検討する。

マクロスケールモデルでは表現できない、繊維束の交差による局所ひずみ発生 of 構成因子と、第 3, 4 章で明らかにしてきた引張、曲げ強度に対する構成因子とを合わせ、以下を強度構成則として織り込む。

「繊維束交差部局所ひずみ」

引張強度の構成因子

「繊維束異方性」

「樹脂弾塑性」

「樹脂引張側ひずみ速度依存性」

「樹脂引張/圧縮非対称性」

「繊維束の直交方向破壊則として樹脂破断ひずみ」

圧縮強度の構成因子

「樹脂粘弾性」

「樹脂圧縮側ひずみ速度依存性」

まず、強度構成因子を折り込むための基本式として、第 2 章で示した複合則を用いる.

複合則

繊維束方向縦弾性率

$$E_L = V_f E_{fL} + (1 - V_f) E_m \quad (2.2)$$

繊維束直交方向縦弾性率

$$E_T = \left( \frac{V_f}{E_{fT}} + \frac{1-V_f}{E_m} \right)^{-1} \quad (2.3)$$

横弾性率

$$G_{LT} = \left( \frac{V_f}{G_{fLT}} + \frac{1-V_f}{G_m} \right)^{-1} \quad (2.5)$$

また、破壊則は、基本式として繊維の破断ひずみで判断することとする.

破壊則

$$\text{繊維束方向} \quad \varepsilon_L > \varepsilon_f^t \quad \text{のとき} \quad E_L = E_T = G_{LT} = 0 \quad (5.1)$$

$$\text{繊維束直交方向} \quad \varepsilon_T > \varepsilon_f^t \quad \text{のとき} \quad E_L = E_T = G_{LT} = 0 \quad (5.2)$$

ここで



$E$  : 縦弾性率

$G$  : 横弾性率

$L$  : 繊維方向

$T$  : 繊維直交方向

$f$  : 繊維

$m$  : 樹脂

$V_f$  : 繊維含有率

$\varepsilon$  : ひずみ

$\varepsilon^t$  : 破断ひずみ

すでにこれらの式の中に、強度モデルの構成因子の「繊維束異方性」「樹脂弾塑性」は含まれている。

まず、「繊維束交差部局所ひずみ」の構成因子は、メゾスケールモデルにより求まる集中係数を考慮する。ひずみ集中係数を  $\alpha$  とし、 $\alpha$  を乗じたひずみで、繊維束が破壊したと判断し、繊維束方向の破壊である式 (5.1) を以下の式 (5.3) に変更する。

$$\alpha \varepsilon_L > \varepsilon_f^t \quad \text{のとき} \quad E_f = 0 \quad (5.3)$$

次に、「繊維束の直交方向破壊則として樹脂破断ひずみ」を考慮する。具体的には、繊維束直交方向の破壊基準を、繊維破断ひずみから、樹脂破断ひずみに変更する。式 (5.2) を、樹脂の破断ひずみを越えたときに繊維束直交方向の繊維束が破壊と判断するように変更する。

$$\varepsilon_T > \varepsilon_m^t \quad \text{のとき} \quad E_{fT} = G_{fLT} = 0 \quad (5.4)$$

次に、「樹脂強度の引張/圧縮非対称性」を折り込む。樹脂破壊は樹脂相当応力を許容応力で判断し、引張側は応力を 0 に、圧縮側は応力を保持する。

$$\text{引張側} \quad \bar{\sigma}_m > \bar{\sigma}_m^t > 0 \quad \text{のとき} \quad E_m = G_m = 0, \quad \bar{\sigma}_m = 0 \quad (5.5)$$

$$\text{圧縮側} \quad \bar{\sigma}_m < \bar{\sigma}_m^c < 0 \quad \text{のとき} \quad E_m = G_m = 0, \quad \bar{\sigma}_m = \bar{\sigma}_m^c \quad (5.6)$$

ここで、

$\bar{\sigma}_m^t$  : 樹脂引張強度



$\bar{\sigma}_m^c$  : 樹脂圧縮強度

$\bar{\sigma}_m$  : 樹脂相当応力

ところで、式 (5.5), (5.6) は、連続体モデルの場合、樹脂相当応力は直接求まらないため、下記式を用いて計算を行う。

$$\bar{\sigma}_m = \bar{\sigma} \times \frac{E_m}{E} \quad (5.7)$$

さらに、「樹脂粘弾性」，「樹脂引張側ひずみ速度依存性」，「樹脂圧縮側ひずみ速度依存性」を考慮する．具体的には，クーパーシモンズの式を樹脂弾性率，樹脂許容応力に乗じる．ここでクーパーシモンズの係数は，樹脂物性から求まる値を用いる．

$$\text{樹脂弾性率} \quad E_m \rightarrow E_m \left\{ 1 + \left( \frac{\dot{\epsilon}_m}{C} \right)^{\frac{1}{P}} \right\} \quad (5.8)$$

$$\text{引張側樹脂許容応力} \quad \bar{\sigma}_m^t \rightarrow \bar{\sigma}_m^t \left\{ 1 + \left( \frac{\dot{\epsilon}_m}{C} \right)^{\frac{1}{P}} \right\} \quad (5.9)$$

$$\text{圧縮側樹脂許容応力} \quad \bar{\sigma}_m^c \rightarrow \bar{\sigma}_m^c \left\{ 1 + \left( \frac{\dot{\epsilon}_m}{C} \right)^{\frac{1}{P}} \right\} \quad (5.10)$$

ここで、

$E_m$  : 樹脂縦弾性率  $\dot{\epsilon}_m$  : 樹脂ひずみ速度、

$C, P$  : クーパーシモンズ係数

$\bar{\sigma}_m^t$  : 樹脂引張強度  $\bar{\sigma}_m^c$  : 樹脂圧縮強度

上記の式は連続体モデルの場合、樹脂ひずみ速度は直接求まらないため、全体のひずみ速度で求めることにする。

これらの式をまとめ、下記のマルチスケール展開によるマクロ強度構成則を提案する。

複合則

$$\text{繊維束方向縦弾性率} \quad E_L = V_f E_f + (1 - V_f) E_m \left\{ 1 + \left( \frac{\dot{\epsilon}_m}{C} \right)^{\frac{1}{P}} \right\} \quad (5.11)$$

$$\text{繊維束直交方向縦弾性率} \quad E_T = \left( \frac{V_f}{E_{fT}} + \frac{1-V_f}{E_m \{1+(\frac{\dot{\varepsilon}_m}{C})^{\frac{1}{P}}\}} \right)^{-1} \quad (5.12)$$

$$\text{横弾性率} \quad G_{LT} = \left( \frac{V_f}{G_{fLT}} + \frac{1-V_f}{G_m \{1+(\frac{\dot{\varepsilon}_m}{C})^{\frac{1}{P}}\}} \right)^{-1} \quad (5.13)$$

破壊則

$$\text{繊維束方向} \quad \alpha \varepsilon_L > \varepsilon_f^t \quad \text{のとき} \quad E_f = 0 \quad (5.14)$$

$$\text{繊維束直交方向} \quad \varepsilon_T > \varepsilon_m^t \quad \text{のとき} \quad E_{fT} = G_{fLT} = 0 \quad (5.15)$$

$$\begin{aligned} \text{樹脂引張側} \quad \bar{\sigma}_m > \bar{\sigma}_m^t \{1+(\frac{\dot{\varepsilon}_m}{C})^{\frac{1}{P}}\} > 0 \quad \text{のとき} \\ E_m = G_m = 0, \quad \bar{\sigma}_m = 0 \end{aligned} \quad (5.16)$$

$$\begin{aligned} \text{樹脂圧縮側} \quad \bar{\sigma}_m < \bar{\sigma}_m^c \{1+(\frac{\dot{\varepsilon}_m}{C})^{\frac{1}{P}}\} < 0 \quad \text{のとき} \\ E_m = G_m = 0, \quad \bar{\sigma}_m = \bar{\sigma}_m^c \end{aligned} \quad (5.17)$$

これまで検討してきた試験片モデルにおける強度構成則の各構成因子の効果を次に示す。

まず、第3章で検討した、引張試験における解析結果を図5-6-1に示す。横軸が公称ひずみ、縦軸が荷重を CFRP の断面積で割った応力の、応力-ひずみ線図である。90度交差（クリンプ有）解析 H（ひずみ速度依存性など構成因子を全て考慮した解析）、90度交差（クリンプ無）解析 H、一方向解析 H、90度交差（クリンプ有）解析 C（繊維束異方性、樹脂非線形性のみ考慮）、90度交差（クリンプ無）解析 Cに加え、式(2.2)で求まる複合則から求まる弾性率も合わせて記載した。

曲線の傾きである弾性率は、複合則と一方向解析 H、90度交差（クリンプ有）解析 C、90度交差（クリンプ無）解析 C がほぼ同じ弾性率であるのに対し、90度交差（クリンプ有）解析 H と 90度交差（クリンプ無）解析 H が弾性率大となっている。

これは、一方向はひずみ速度依存性を考慮した解析 H であっても弾性率は変わっていないことを考えると、90 度方向に異なる向きに引っ張られる樹脂のひずみ速度増加によって弾性率が大きくなったためといえる。つまり、強度構成則の「ひずみ速度依存性」の構成因子が影響している。

一方、CFRP の破壊強度は、一方向解析 H と 90 度交差（クリンプ無）解析 C がほぼ同じ破断ひずみに対し、90 度交差（クリンプ有）解析 C は大幅に破断ひずみが低下している。これは交差によって発生する繊維束に生じるひずみ集中により起こっているからである。これは強度構成則の「繊維束交差局所ひずみ」の構成因子に相当する。90 度交差（クリンプ有）において、解析 C と解析 H の破断ひずみの差があるが、それは樹脂のひずみ速度の影響で弾性率と破壊応力が大となり、繊維束のひずみ集中がさらに大きくなったためと推定される。これは強度構成則の 90 度交差（クリンプ無）においても解析 C と解析 H の差があり、同様の理由と推定される。これは強度構成則の「繊維束の直交方向破壊則として樹脂破断ひずみ」、「樹脂引張側ひずみ速度依存性」の構成因子が影響している。

次に、第 4 章で検討した、3 点曲げ試験における解析結果を図 5-6-2 に示す。横軸が圧子の変位（ストローク）量、縦軸が荷重を CFRP の断面二次モーメントで割った応力の、応力－変位線図である。90 度交差（クリンプ有）解析 H（ひずみ速度依存性など構成因子を全て考慮した解析）、90 度交差（クリンプ無）解析 H、一方向解析 H、90 度交差（クリンプ有）解析 C（繊維束異方性、樹脂非線形性のみ考慮）、90 度交差（クリンプ無）解析 C に加え、90 度交差（クリンプ有）解析 G（すべての構成因子を考慮した解析 H に対し、ひずみ速度依存性は引張側のみ考慮）記載した。

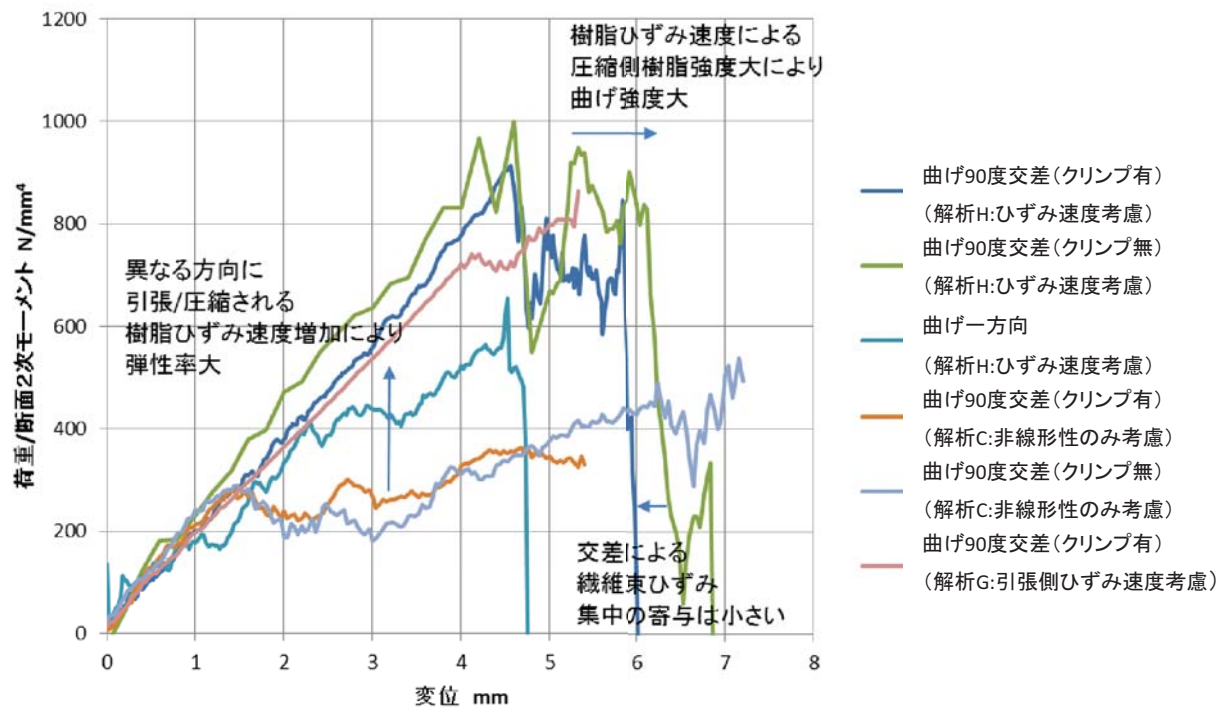


図5-6-2 曲げ試験片モデルにおける強度構成則の各構成因子の効果

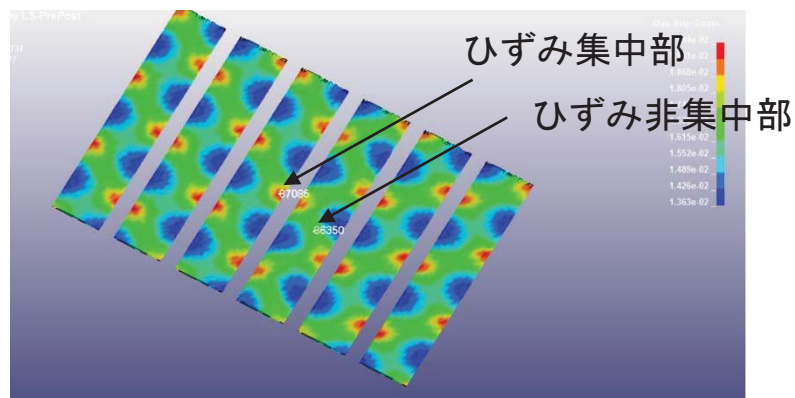


図5-6-3 3層目フープ層繊維束最大主ひずみコンター図（破壊直前）

曲線の傾きである弾性率は、一方向解析 H、90 度交差（クリンプ有）解析 C、90 度交差（クリンプ無）解析 C がほぼ同じ弾性率であるのに対し、90 度交差（クリンプ有）解析 G、H と 90 度交差（クリンプ無）解析 H が弾性率大となっている。これは、一方向はひずみ速度依存性を考慮した解析 H であっても弾性率は変わっていないことを考えると、90 度方向に異なる向きに引張/圧縮される樹脂のひずみ速度増加によって弾性率が大きくなったためといえる。つまり、強度構成則の「樹脂引張側ひずみ速度依存性」、「樹脂圧縮側ひずみ速度依存性」の構成因子が影響している。

一方、CFRP の破壊強度は、90 度交差（クリンプ有）解析 H と 90 度交差（クリンプ無）解析 H は破断ひずみが他の結果に対し大きくなっている。特に 90 度（クリンプ有）解析 G よりも大きくなっている。これは樹脂ひずみ速度による圧縮側の樹脂強度が大になったことにより CFRP 自体の強度や破断ひずみが大となったことによる。これは、強度構成則の「樹脂引張/圧縮非対称性」の因子が影響している。

曲げの場合は、90 度交差（クリンプ有）解析 H と 90 度交差（クリンプ無）解析 H とで、強度、破断ひずみは引張の場合と異なり、ほとんど変わらない。これは第 4 章の 4・4・6 項で述べているが、曲げの場合は交差によってもひずみ集中の寄与が小さいためといえる。

以上の結果から、本節で提案する強度構成則で、これまで検討してきた試験片モデルでの引張および曲げの弾性率および破壊強度の解析結果を説明することが出来た。

### 5・6・2 マクロ強度構成則の適用性の検証

前項で提案した強度構成則の適用可能性の検証を試みる。具体的には、小型压力容器において、軸対称モデル解析結果を本提案の強度構成則にて修正した場合、実験結果とどの程度まで一致するかを検討する。

検討する容器は、一番複雑なものとして、小型圧力容器の容器 4（下層ヘリカル 2 層＋上層フープ 2 層）とした。

### （１）ひずみ集中係数

繊維束交差によって発生する、繊維束へのひずみ集中が剛性、強度に大きく影響している。よって、交差を表現しないマクロスケールモデルのままの解析では、そのまま評価することができない。よって、繊維束へのひずみ集中係数については、メゾスケールモデルにより、事前に検討しておく必要がある。

容器 4 は、下層から 3 層目フープの応力負荷が一番高いことから、3 層目フープ層のひずみ集中で検討する。5・5・3 項で検討したメゾスケール解析結果から、3 層目フープ層の繊維束の破壊直前 37.8MPa 時の最大主ひずみのコンター図を図 5-6-3 に示す。このように、上下のヘリカル層やフープ層の影響を受けて、ひずみの分布が、ひずみ集中部とひずみ非集中部に分かれる。この 3 層目フープ層繊維束の圧力に対する、最大主ひずみの関係をひずみ集中部とひずみ非集中部に図 5-6-4 に示す。この結果によるとひずみ集中係数は 1.17 となる。

よって、CFRP 破壊のクライテリアが、繊維束の破断ひずみ値

$$\varepsilon_f^t = 2.1\% \quad (5.18)$$

から、

$$\varepsilon_L > \frac{1}{\alpha} \varepsilon_f^t = 0.021/1.17 = 0.018 = 1.8\% \quad (5.19)$$

となる。

繊維交差部のひずみ集中部の繊維束が 2.1%となったときに壊れると考えられるので、マクロスケールモデルとしては、連続体の最大主ひずみ値の曲線が全体に 1.17 倍シフトして、その曲線に対し、繊維束ひずみが 2.1%のときに破断すると判定する。

### （２）ひずみ速度による弾性率上昇

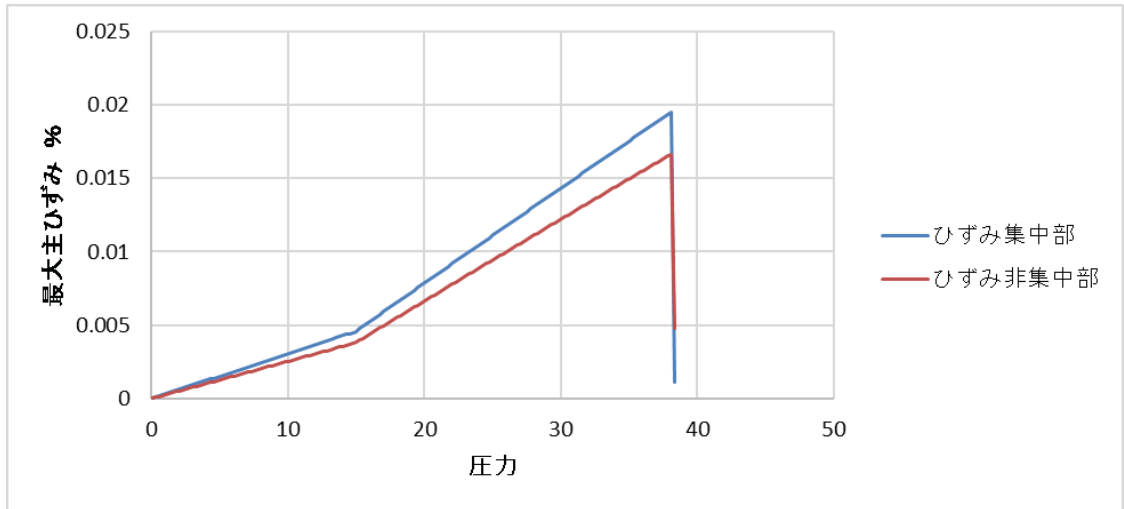


図5-6-4 3層目フープ層繊維束 ひずみー圧力線図

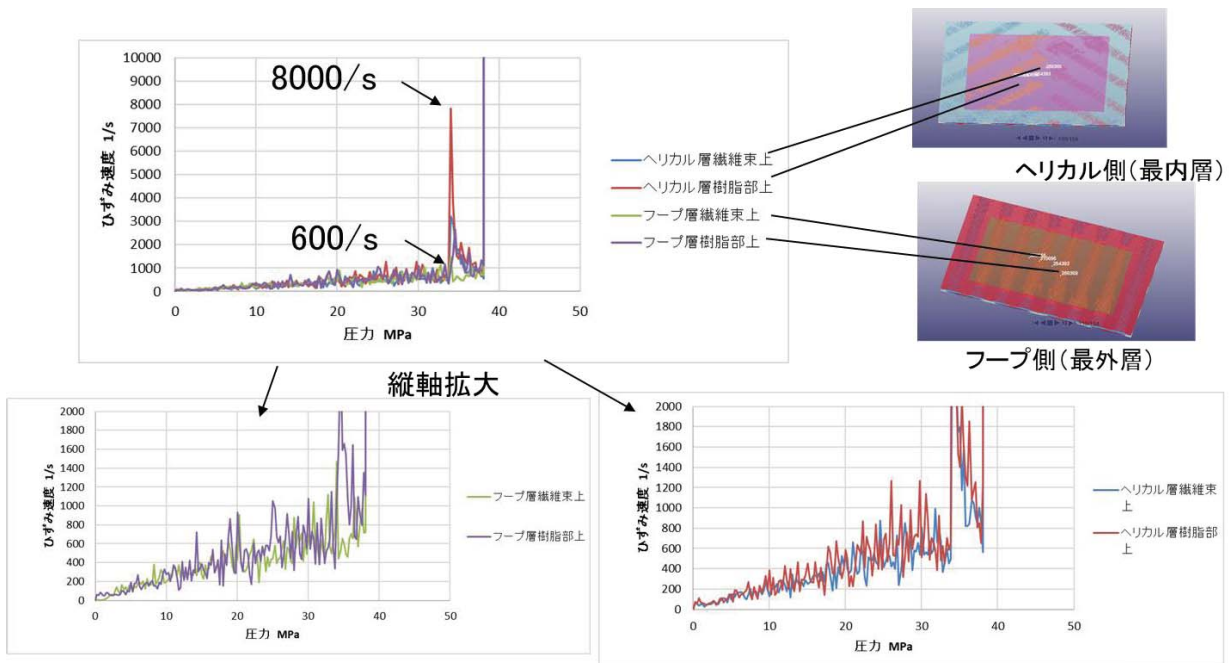


図5-6-5 3層目フープ層繊維束 ひずみー圧力線図



繊維束交差によって発生する、マトリクス樹脂のひずみ速度増大が剛性、強度に大きく影響している。よって、交差を表現しないマクロスケールモデルのままの解析では、そのまま評価することができない。よって、マトリクス樹脂のひずみ速度についても、メゾスケールモデルにより、事前に検討しておく必要がある。

容器 4 解析 H 結果の圧力に対するひずみ速度の推移を、図 5-6-5 に示す。一層目最内層のヘリカル層の繊維束上の要素とマトリクス樹脂上の要素、そして 4 層目最外層のフープ層の繊維束上の要素とマトリクス樹脂上の要素を中心部から抽出して、圧力に対する樹脂ひずみ速度をプロットした。下の 2 つのグラフは、ヘリカル層、フープ層それぞれ縦軸を拡大した同じ曲線のグラフである。ひずみ速度は 0/s から圧力 30MPa までは 600/s まで上昇したあと、圧力 40MPa で 400/s に下がってから破壊が生じ、その瞬間 8000/s になる。特にヘリカル層のひずみ速度が大きくなる。

一方、式 (5.11)

$$E_L = V_f E_f + (1 - V_f) E_m \left\{ 1 + \left( \frac{\dot{\epsilon}_m}{C} \right)^P \right\}$$

に、この実験で用いた以下の物性値

$$E_f = 230,000 \text{ MPa}, E_m = 3,740 \text{ MPa}, V_f = 55\%, C = 24.1, P = 1$$

を入力する。樹脂のひずみ速度に対し、CFRP の縦弾性率  $E$  をプロットすると、図 5-6-6 のように、樹脂のひずみ速度が 100/s を超えると急激に縦弾性率が上昇するカーブとなる。

容器 4 のひずみ速度の推移 (図 5-6-5) とひずみ速度に対する弾性率 (図 5-6-6) から、CFRP 全体の縦弾性率は、図 5-6-7 のように圧力に対する縦弾性率の関係が得られる。このように、この小型圧力容器の容器 4 は、内圧 (圧力) が増すにつれ、マトリクス樹脂の破壊強度が図 5-6-7 のように上昇し、繊維束が破断するまで樹脂の破壊

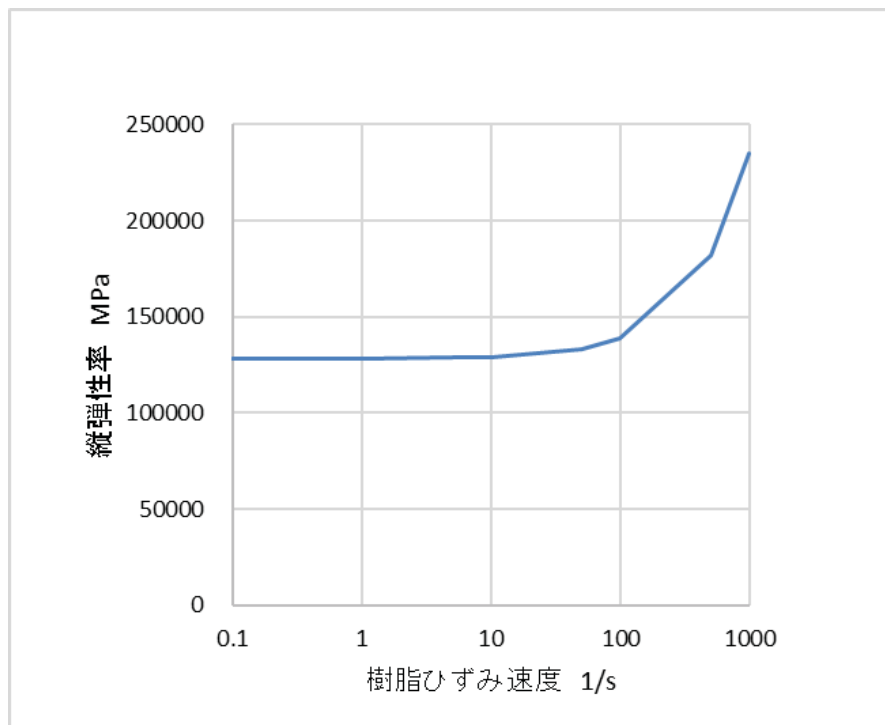


図5-6-6 樹脂ひずみ速度とCFRP縦弾性率の関係

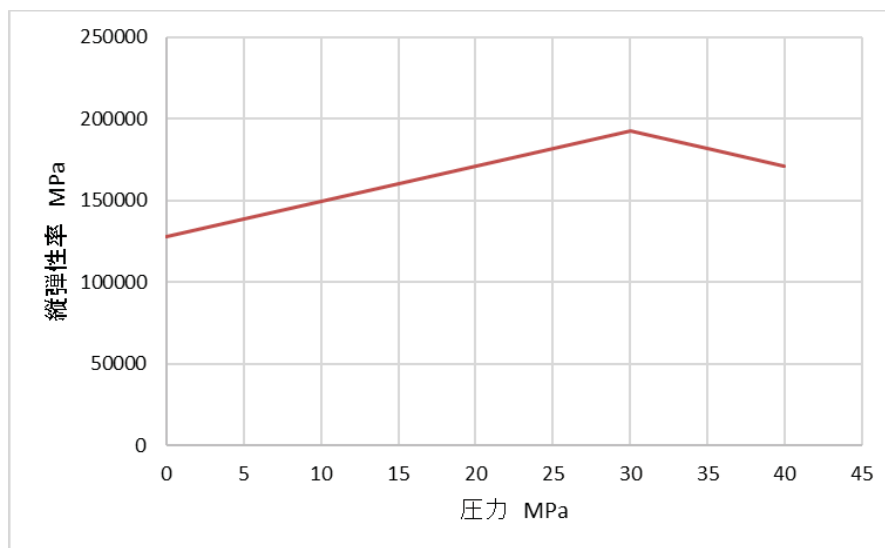


図5-6-7 圧力とCFRP縦弾性率の関係

が抑制される。よって、マクロスケールモデルの計算では、繊維束破壊が起きるまで、樹脂破壊が生じないとして計算を行うことができる。

### (3) マクロスケールモデルでの計算結果の補正

以上をまとめると、小型圧力容器の容器 4（下層ヘリカル 2 層，上層フープ 2 層）のひずみー圧力線図は，本章で提案する強度構成則によって以下のように補正される。

- ・仕様 4 のひずみ集中係数 1.17 より，マクロスケールモデルの軸対称有限要素解析結果である，ひずみー圧力線図の最大主ひずみ値を 1.17 倍する。
- ・樹脂のひずみ速度増大により，低圧力の段階で樹脂が破壊することなく，繊維束の破壊のクライテリア 2.1%で CFRP が破壊するとする。

この結果を図 5-6-8 に示す。図 5-5-7 の結果に，本強度破壊則で補正した軸対称モデルである，マルチスケール展開によるマクロ強度構成則の結果を追記した。CFRP が破壊圧力は 41MPa となった。この時の実験値は 39MPa，従来の軸対称モデルによるマクロ解析結果で 46.4MPa，メゾスケールの部分解析を併用するブーミング解析結果は 38.3MPa であった。よって，メゾスケールの部分解析という非常に高負荷の計算を行わなくとも，実験値にかなり近い精度で小型圧力容器の強度を予測することができるようになった。

## 5・7 結言

FW 工法のヘリカル層に着目した繊維束とマトリクス樹脂とのメゾスケール構造による試験片モデルに対する強度構成因子を，小型圧力容器に適用して，実部品での破壊強度の予測，評価を行った。その結果，以下のような結果が得られた。

容器の解析手法として，

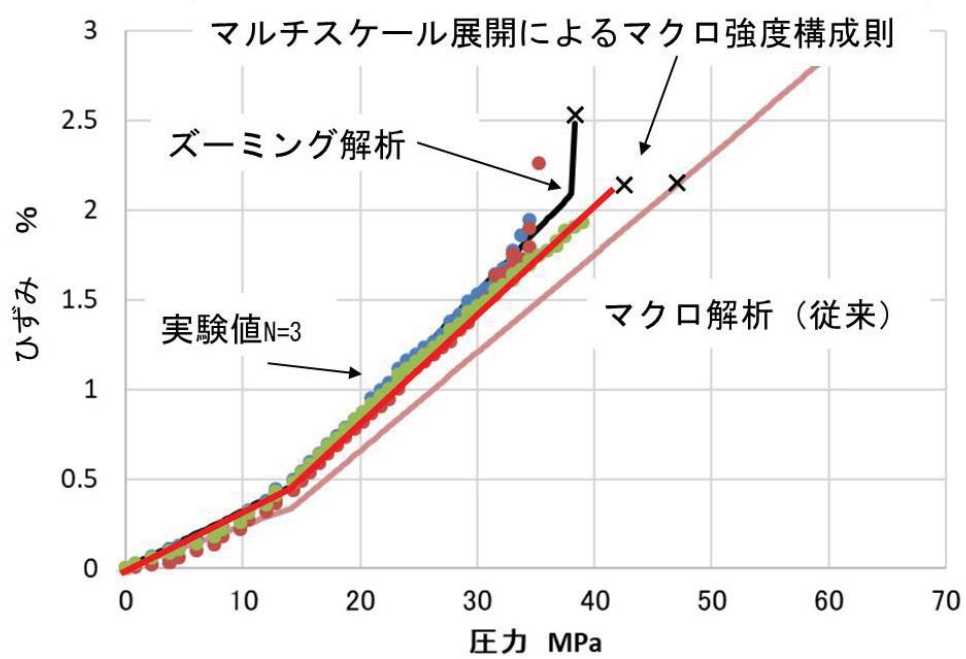


図5-6-8 強度破壊則を折り込んだ場合の容器4の破壊予測

「マクロスケールモデルとメゾスケール部分モデルの併用解析である，ズーミング解析」，

「マルチスケール展開によるマクロモデルの強度構成則」

の2つを提案し，小型圧力容器でその適用性を検証した．

ズーミング解析は，ミクロ構造での破壊モードまで再現できるところに特徴がある．また，強度構成則は，局所ひずみと，マクロ解析のパラメータに樹脂の材料非線形性を考慮しているところに特徴がある．

これらの手法により，FW 工法で積層される CFRP 容器の破裂強度とその破壊形態を合理的に予測可能なことを示した．

また，試験片モデルのメゾスケール強度解析から得られた以下の強度モデルの構成因子は，実部品においても同様の強度モデルの構成因子であることがわかった．

## 第 6 章

### 結論

## 6・1 本研究のまとめ

本研究では、燃料電池自動車に搭載される炭素繊維強化プラスチック（CFRP）製高圧水素容器の強度評価手法の確立のため、高圧水素容器の作製工法であるフィラメントワインディング（FW）工法の特徴である、ヘリカル巻きでの繊維束交差により発生する局所的応力集中による影響を中心に解析，実験評価を行ってきた。

その結果，試験片モデルによるメゾスケール引張/曲げ解析と試験片試験との照合により，CFRP強度モデルの構成因子を特定し，CFRP破壊強度と剛性を合理的に予測できるようになった。

さらに，「マクロ全体解析とメゾスケール部分解析とを併用するズーミング解析」，ならびに「マルチスケール展開によるマクロ強度構成則」の2つの手法により，容器破裂圧を正確に予測できることを，小型容器試験にて検証した。

これらの検討結果から，FW 工法により積層される CFRP 強度の構成因子として，以下が明らかになった。

引張強度の構成因子として，

「繊維束異方性」，

「樹脂弾塑性」，

「樹脂引張側ひずみ速度依存性」，

「樹脂強度の引張/圧縮非対称性」，

「繊維束の直交方向破壊則として樹脂破断ひずみ」，

圧縮強度の構成因子として，

「樹脂粘弾性」，

「樹脂圧縮側ひずみ速度依存性」



これらを合わせた構成因子が、容器における CFRP 積層の破壊構成則となっていると推定できる。これらから、CFRP の強度、剛性は、繊維束だけでなく、樹脂の影響も大きく受けることが分かった。

具体的に各章毎で得られた結果は以下である。

第 3 章では、CFRP FW (フィラメントワインディング) 工法を模擬した試験片モデルについて、ヘリカル層の 90 度交差試験片を中心に、フープ層や積層している状態を想定した試験片モデルについて、炭素繊維束とマトリクス樹脂のメゾ構造を正確に表現するメゾスケールモデルにより、引張強度に対する動的陽解法による非線形有限要素解析を行い、実験との比較照合を行った。

その結果、引張強度モデルの構成因子を明らかにし、高圧水素容器の CFRP 積層で想定される引張強度の破壊形態を正確に再現する見込みを得た。

さらに積層を変えた試験片モデルでの解析と実験との照合により、構成因子が一般性を有することも確認した。

第 4 章では、CFRP FW (フィラメントワインディング) 工法を模擬した試験片モデルについて、ヘリカル層の 90 度交差試験片を中心に、フープ層や積層している状態を想定した試験片モデルについて、炭素繊維束とマトリクス樹脂のメゾ構造を正確に表現するメゾスケールモデルにより、曲げ強度に対する動的陽解法による非線形有限要素解析を行い、実験との比較照合を行った。

その結果、曲げ強度モデルの構成因子である、引張強度と圧縮強度の構成因子を明らかにし、高圧水素容器の CFRP 積層で想定される曲げ強度の破壊形態を正確に再現する見込みを得た。

さらに積層を変えた試験片モデルでの解析と実験との照合により、構成因子が一般性を有することも確認した。

第 5 章では、第 3 章、第 4 章で明らかにした強度モデルの構成因子を、小型压力容器に適用して、実容器での破壊強度の予測、評価を行った。

マクロスケール軸対称モデルでの静的陰解法解析に、メゾスケール部分モデルでの動的陽解法解析を併用する、ズーミングによる非線形有限要素解析手法を提案し、小型压力容器の実験と、マクロスケールの軸対称モデルのみの静的陰解法による解析結果との比較照合から、本手法が CFRP の破壊モードをミクロ構造で表現させることにより高精度な容器の破裂強度予測が行えることを実証した。

さらに、CFRP を、計算負荷の低いマクロスケールによる連続体モデルを用いた静的陰解法による有限要素解析で評価するため、メゾ構造検討で明らかになった引張と曲げの強度モデル構成因子を折り込んだ、マルチスケール展開によるマクロ強度破壊則の適用可能性を提案した。マクロスケールの軸対称モデルを用いて、実験との比較照合を行った結果、マクロスケール解析においても、本強度構成則を適用することで、容器の破裂強度の予測精度を十分向上させることができた。

## 6・2 今後の展望

本研究の目的は、燃料電池自動車向けの樹脂製ライナーを使用したタイプ 4 容器がターゲットである。しかし、本研究では、第 5 章の小型压力容器の解析と実験評価において、調達しやすいアルミライナーであるタイプ 3 容器を用いた。アルミライナーは、水素ステーション用など定置用高圧水素容器用ライナーとして使われるが、そのアルミ製法上、スピニングなどの塑性加工などにより、鏡部が厚く、胴部が薄いのが特徴である。よって、第 5 章の結果からも明らかであるように、積層を変えた容器の 4 つの仕様とも、胴部が最弱部位となり胴部の CFRP が内圧による破壊起点となった。つまり、引張の寄与の大きい胴部での破壊での検証にとどまり、曲げの寄与の大きい鏡部

破壊での検証が行えていない．確実に鏡部での容器破壊を狙うには樹脂製ライナーを用いたタイプ 4 容器での実験評価を行う必要がある．また，タイプ 3 アルミライナーと比較し，樹脂ライナー自体の強度が低く，高圧水素容器の破裂試験による破壊は，フープ層が巻かれない鏡部やフープ層が折り返しとなる鏡部と胴部の境目でも発生する．今後の課題としては，本研究では，評価しなかった，容器の鏡部（ドーム部），肩部での破壊モードでの本研究の検証を行っていく．

一方，積層板の中央を押す面外荷重による破壊の場合は，せん断破壊とそれに伴う層間剥離が起こるのに対し，容器は内圧からの引張が基本で，一部湾曲部分に曲げが影響し，せん断強度はほとんど影響しないと考える．また，鏡部は面外方向の曲面の影響の寄与も少なからずあることが推定される．このように，本研究では影響が小さいとして考慮しなかった，せん断強度と面外方向の応力についての影響も検討しておく必要がある．そのため，容器の部分モデル解析よりも，フープ層やヘリカル層の折り返しが正確に表現できる，容器全体のメゾスケールモデル解析を行って，より高圧水素容器の破壊現象を正確に再現していくことを検討していく．

現在，東京大学生産技術研究所吉川研究室では，容器全体のメゾスケールモデルの積層の方法論やスーパーコンピュータ京を用いた弾性静解析が行われている<sup>(35)</sup>．このモデル規模が要素数 1 億程度にまで達し，現在の演算能力でもかなり限界に近い．破壊を再現させるため，動的陽解法による非線形有限要素解析を行うには，新たな解析の方法論を構築し，発展させていく必要がある．

本研究で検討してきた CFRP の FW 工法は，高圧水素容器以外に，プロペラシャフト，液体輸送用配管，碍子，ゴルフシャフトなど，円筒中空形状の部品に使用される．また，人工衛星などのラティス構造<sup>(25)</sup>など構造部材にも適用されている．これらの構造体の強度評価においては，円筒での曲げ<sup>(21)</sup>やねじり，圧壊強度での破壊モードが重

要になる。本研究で明らかにした引張、曲げ、圧縮強度に対する強度構成因子も影響を与えると考えられることから、本研究の結果をベースにさらに検討を進めることができると思われる。

さらに、自動車用としては、高圧水素容器だけではなく、軽量化 CFRP 車体部品への本研究の適用も検討していく。クロス繊維や一方向繊維を用いた CFRP 構造体については、本研究で明らかにした、交差部や一方向により発生する強度構成因子がほぼ同様に影響していることが容易に想像でき、本研究の成果を展開することが可能と考えられる。また、短繊維 CFRP については、繊維長さが mm または  $\mu\text{m}$  レベルになるため、メゾ構造よりさらに微小なミクロスケールモデルでの解析評価、ならびにマクロモデルとのマルチスケール解析評価が必要になってくる。しかし、本研究で明らかになった強度構成因子は、繊維一本のミクロ構造に対しても影響を及ぼしていると考えられることから、本研究の延長線上として、さらに強度の発現現象を解明していくことが重要と考えられる。

最後に、高圧水素容器の開発において、衝撃強度<sup>(81)</sup>の検討も重要である。容器の認可試験<sup>(4)(5)</sup>にも、衝撃強度として、落下試験がある。しかし落下試験で傷つけた容器を用い、引き続きシーケンシャル試験（第 1 章 図 1-1-2）として、圧力サイクルや温湿度サイクルなどで耐圧性能を確認している。自動車に搭載したライフを想定した軽衝撃や熱負荷後に残存する内圧からの破裂強度で判断している。つまり容器の強度としては、やはり耐圧性が一番重要な強度要件となっている。ここでの軽衝撃による損傷状態もマクロスケールでは表現できないため、メゾスケールによる強度評価が必須となる。

一方、容器を自動車に搭載したときの外部からの強い衝撃強度については、基本的に車体構造により衝突安全性が確保されている。車体構造を考慮しない場合での外部

衝撃等を検討する際には、やはり、メゾスケールモデルでマイクロ状態損傷状態を評価することが重要で、進め方としては、本研究の成果をもとに衝撃強度の構成因子を追加検討していくことになる。

高圧水素容器の強度設計の予測精度を向上させ、実験での検証が不要となるレベルになれば、容器の設計検討コストが劇的に低下するとともに、品質、安全性も格段に向上する。もうすぐやってくる水素社会の到来に向けて、研究をさらに加速すべきであると思われる。

# 付録

## A メゾスケールモデルの事前検討

繊維束と樹脂のメゾスケールモデルのモデル形状決定と、擬似二軸引張試験の拘束条件決定のために、有限要素解析による事前検討を行った。

### (1) メゾスケールモデルの繊維束断面形状の検討

CFRP メゾスケールモデルでの繊維束と樹脂との断面積比が、繊維含有率  $V_f$  になるようにモデルを検討する。CFRP 一束のメゾスケールモデルの断面を図 A-1 に示す。中央部の楕円が繊維束、楕円の外側が樹脂である。CFRP 一束の幅、高さを  $A$ ,  $B$ , 楕円の長径、短径を  $a$ ,  $b$  とすると、鉛直方向と水平方向とも同じ樹脂の厚みのとき

$$A - 2a = B - 2b \quad (\text{A.1})$$

より、

$$b = 1/2 \times (B - A + 2a) \quad (\text{A.2})$$

この式を、

$$V_f \times AB = \pi ab \quad (\text{A.3})$$

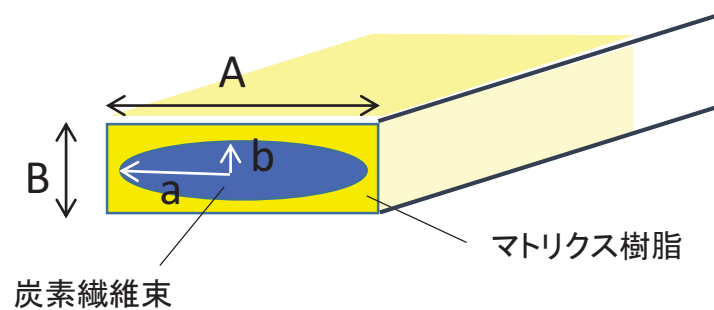
に代入することにより、

$$a^2 + (B - A)/2 \times a - V_f \times AB / \pi \quad (\text{A.4})$$

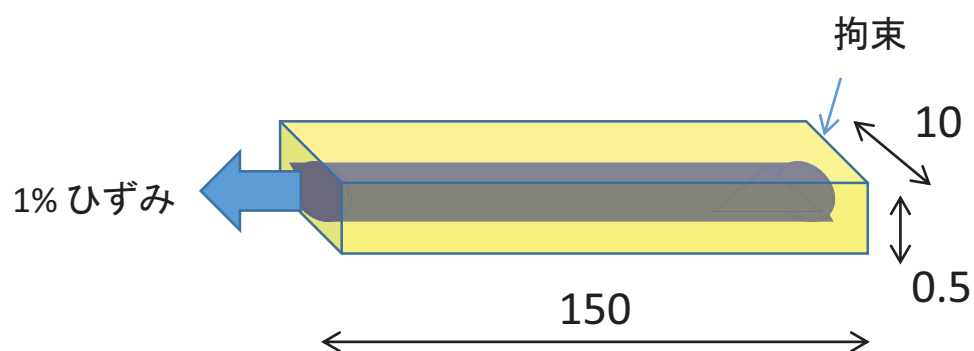
この2次方程式を  $a$  について解く。

CFRP 一束の幅  $A = 10\text{mm}$ , 高さ  $B = 0.5\text{mm}$ ,  $V_f = 55\%$  のとき、つまり繊維束の断面積が全体の 55%, マトリクス樹脂の断面積が 45% のとき、楕円の長径、短径はそれぞれ  $a = 4.93$ ,  $b = 0.18$  となる。

メゾスケールモデルの楕円の設定が適切か、長径、短径を振った一方向引張の簡易的なモデルで有限要素解析を行い、極度にメッシュが細くなり要素数が多くならな



図A-1 メゾスケールモデルの断面形状



図A-2 断面形状を決めるための一方向引張モデル



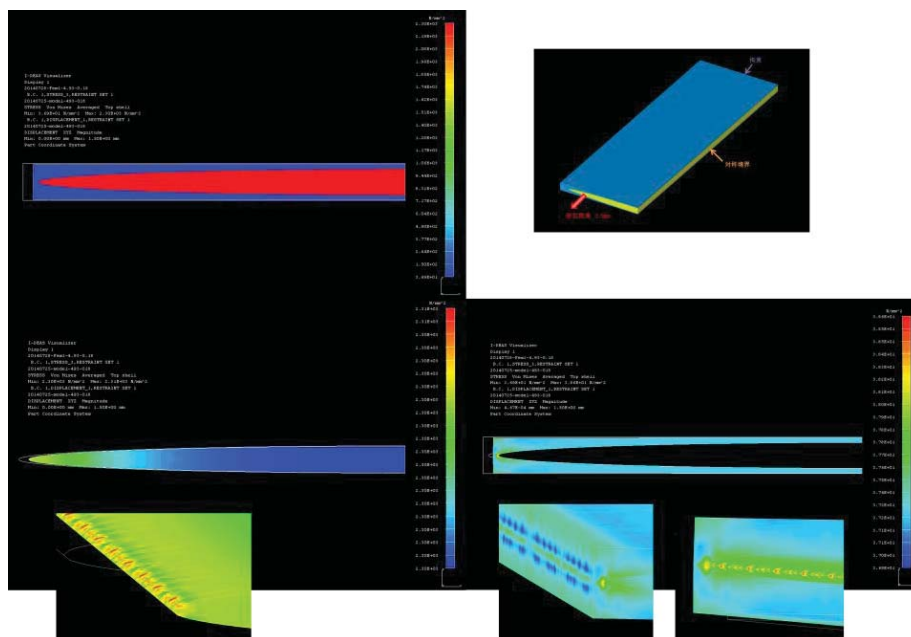
いような断面形状を検討した．解析モデルと条件を図 A-2 に示す．繊維束方向の一端を拘束し，もう一端に公称ひずみ 1%となるような強制変位を繊維束，マトリクス樹脂ともに与えた．

$A = 10, B = 0.5, V_f = 55\%$  は共通で，それぞれ (a)  $a = 4.93, b = 0.18$ , (b)  $a = 4.44, b = 0.2$ , (c)  $a = 3.84, b = 0.23$ , (d) 矩形の  $a = 4.84, b = 0.28$  の場合での線形解析を 1/2 モデルで行った．その解析結果を図 A-3 に示す．メッシュは局部の影響を合理的に比較検討するため，自動で分割することとした．ミーゼス応力のコンター図で示している．結果が示すように，この中で (c) が，要素数が少なく，また局部応力も小さいものとなった．メゾスケールモデルは楕円形状による局部応力は本来の CFRP には発生しない応力であり，極力少ない方が望ましい．よって本研究においては，メゾスケールモデルにおける繊維束の楕円形状として，(c)  $a = 3.84, b = 0.23$  を選定することとした．

## (2) 二軸引張試験の拘束幅の検討

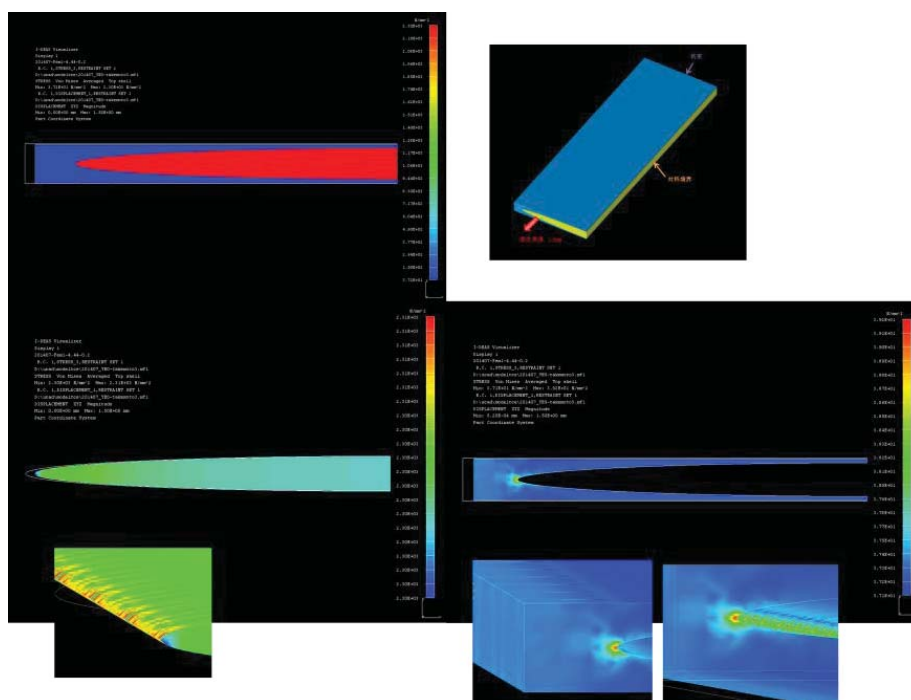
FW 工法による繊維束の交差で生じる屈曲（クリンプ）の影響を検討するにあたり，何束分の繊維束の検討が必要か，また，何束分を拘束する必要があるかを，有限要素解析により検討した．この結果から試験片の形状および解析の範囲を求める．

実験に使用する 50kN の引張試験機で破断に至らせるためには，繊維束 5 束以内に抑える必要がある．よって水平方向，鉛直方向それぞれ繊維束 5 束の範囲で，中央部の交差部の応力，ひずみに影響しない範囲での拘束幅を検討する．検討した条件を図 A-4 に示す．鉛直方向（ $z$  方向）の拘束幅を 10mm, 20mm, 30mm, 50mm, 水平方向（ $x$  方向）の拘束幅を 0mm (拘束無し), 10mm, 20mm, 30mm, 50mm, 前後方向（ $y$  方向）の拘束の有り無し，の組み合わせのうち，27 パターンについて，鉛直方向（ $z$  方向）に 1.0% のひずみとなるような強制変位を与えた線形計算を行った．



Nodes 636,855, Elements 429,450

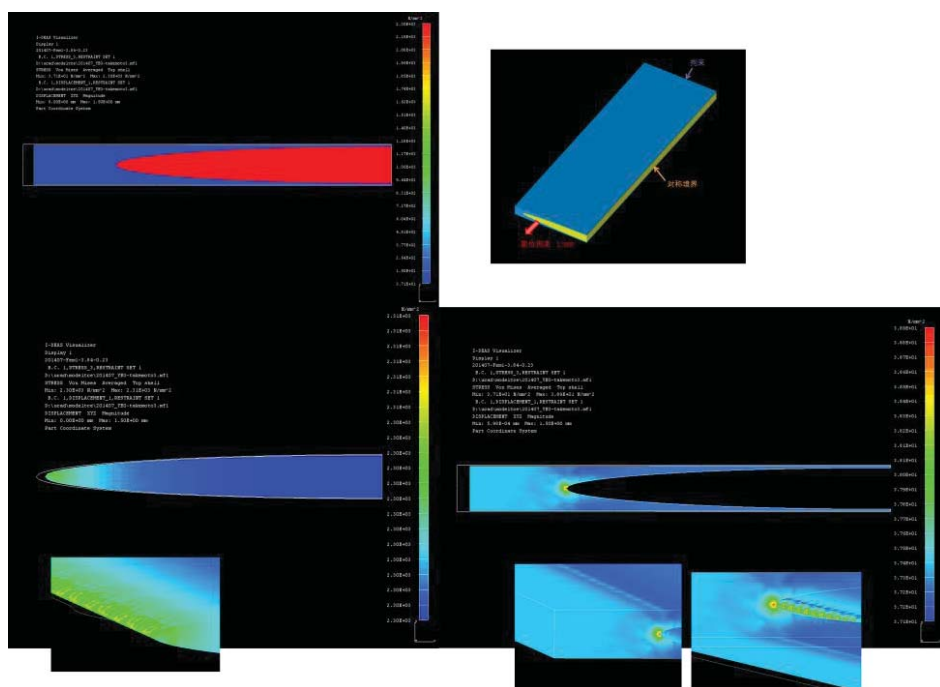
(a)  $a=4.93$ ,  $b=0.18$



Nodes 484,769, Elements 326,000

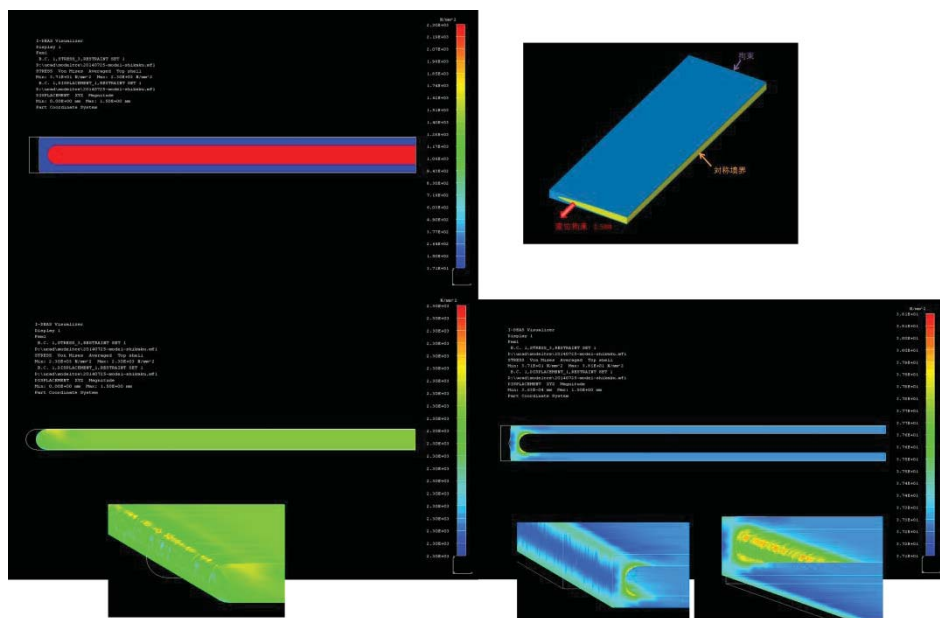
(b)  $a=4.44$ ,  $b=0.2$

図A-3 一方向引張解析結果（ミーゼス応力分布）



Nodes 381,819, Elements 250,700

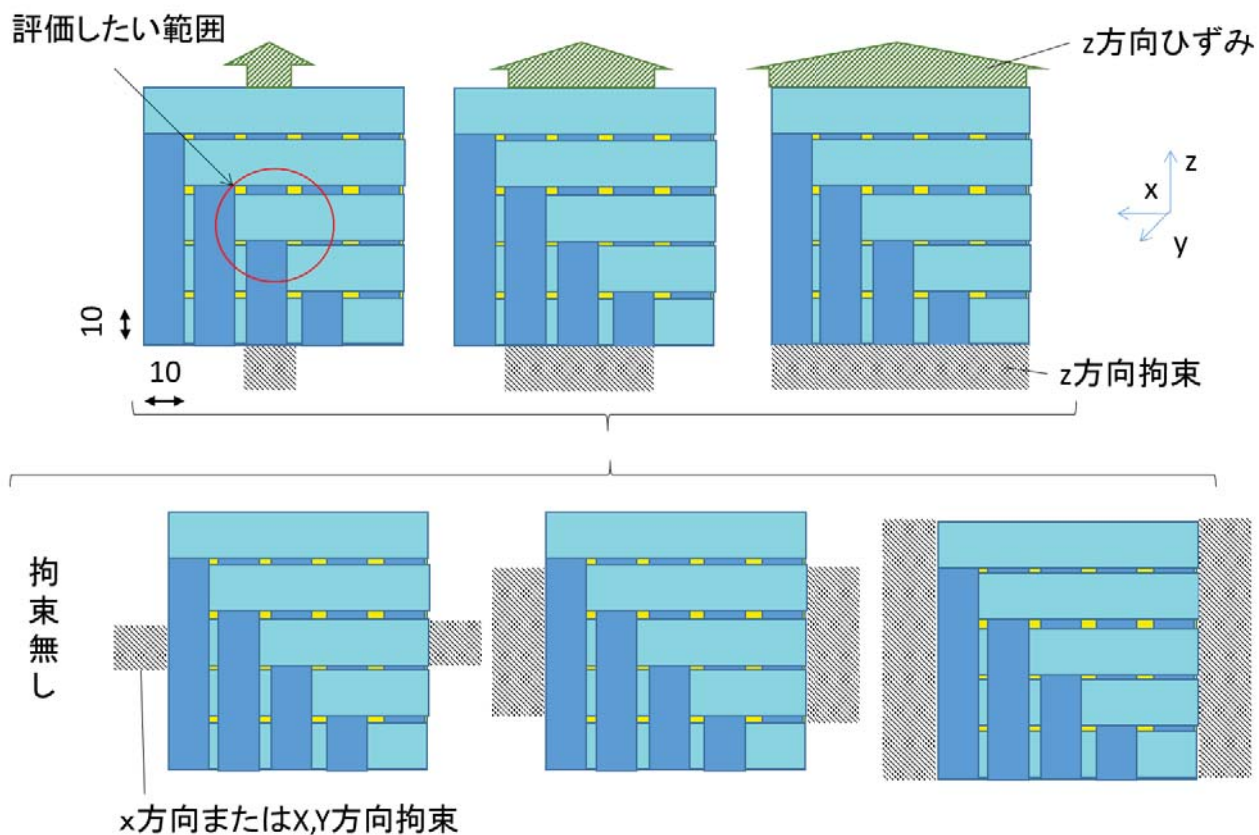
(c)  $\alpha=3.84$ ,  $b=0.23$



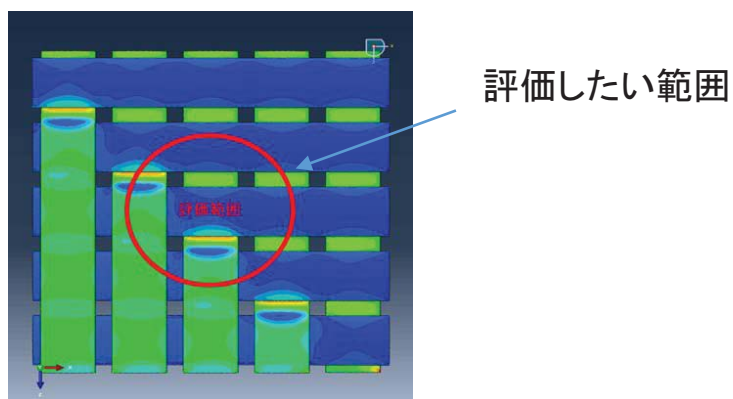
Nodes 376,299, Elements 249,312

(d)  $\alpha=4.84$ ,  $b=0.28$

図A-3 一方向引張解析結果（ミーゼス応力分布）



鉛直方向拘束幅(10, 20, 30, 50mm) × 水平方向拘束幅(無し, 10, 20, 30, 50mm)  
 × 前後方向拘束(無し, 有り) = 30パターンのうち, 27パターンを計算



図A-4 二軸引張試験の拘束幅検討のバリエーション

表A-1 二軸引張試験の拘束幅検討解析結果

Z方向拘束幅	X方向拘束幅	Y方向拘束	評価範囲最大 応力 [Mpa]	Y方向変位 [mm]	節点数	要素数	計算時間 [min]
10	0	-	3.604E+03	0.511	846402	600510	203
	10	有	3.515E+03	0.364	↑	↑	142
		無	3.517E+03	0.404	↑	↑	203
	30	有	3.509E+03	0.301	↑	↑	142
		無	3.506E+03	0.383	↑	↑	203
	50	有	3.477E+03	0.309	↑	↑	134
		無	3.477E+03	0.382	↑	↑	204
	0	-	4.406E+03	0.549	↑	↑	210
20	10	有	4.322E+03	0.366	↑	↑	164
		無	4.330E+03	0.424	↑	↑	211
	20	有	4.302E+03	0.308	↑	↑	142
		無	4.302E+03	0.400	↑	↑	211
	30	有	4.301E+03	0.298	↑	↑	142
		無	4.299E+03	0.398	↑	↑	180
	50	有	4.276E+03	0.305	↑	↑	142
		無	4.278E+03	0.398	↑	↑	180
30	0	-	4.591E+03	0.552	↑	↑	322
	10	有	4.513E+03	0.366	↑	↑	164
		無	4.517E+03	0.410	↑	↑	173
	30	有	4.504E+03	0.295	↑	↑	141
		無	4.500E+03	0.380	↑	↑	172
	50	有	4.480E+03	0.299	↑	↑	142
		無	4.479E+03	0.390	↑	↑	172
50	0	-	4.519E+03	0.424	↑	↑	172
	10	有	4.484E+03	0.337	↑	↑	165
		無			↑	↑	計算省略
	30	有	4.494E+03	0.270	↑	↑	141
		無	4.491E+03	0.336	↑	↑	172
	50	有			↑	↑	計算省略
		無			↑	↑	計算省略

計算は、線形の有限要素解析、ソフトは Abaqus、計算サーバは日産総研サーバ X550 を使用した。鉛直方向（ $z$  方向）に 1%ひずみ（強制変位 0.5mm）を与えた。計算結果を表 A-1 に、一例を図 A-5 に示す。また、それぞれのミーゼス応力のコンター図および変形図を図 A-6 に示す。これら結果を、拘束幅を横軸に、最大応力値と前後方向（ $y$  方向）を縦軸に整理した。その結果を図 A-7 に示す。解析結果から、 $x$ ,  $y$  方向 30mm 拘束、 $z$  方向 30mm 拘束以上あれば、評価したい中央の交差部について、無限に広がっている拘束幅をほぼ再現できると考えられる。よって鉛直、水平とも繊維束 3 束を拘束する解析モデルおよび試験片を作成、評価することにした。

### （３）曲げ強度評価における試験片モデル幅の検討

CFRP 試験片モデルにより曲げ強度評価を行う。その際、モデルや条件によって、極力計算結果に影響を及ぼさないようにしたい。具体的には、試験片の幅をどれだけ取れば、交差部への影響が少なく評価が行えるか、また、圧子が繊維束の中央がよいのか繊維束交差部のほうがよいのか、さらに、3 点曲げと 4 点曲げの違いがあるのか、有限要素解析による事前検討を行った。

検討内容として、有限要素解析を行い、繊維束交差部の応力や変位が検討するパラメータや条件にどの程度影響するか確認を行った。試験片の種類として、試験片長さを 100mm、厚み 1mm とし、幅 50mm, 30mm, 15mm の 3 種類での検討を行った。またそれぞれ、圧子位置の影響を確認するため、負荷を繊維束の中央部に与える場合と繊維束交差部に与える場合の比較を行った。さらに 3 点曲げと 4 点曲げの差も検討した（図 A-8）。

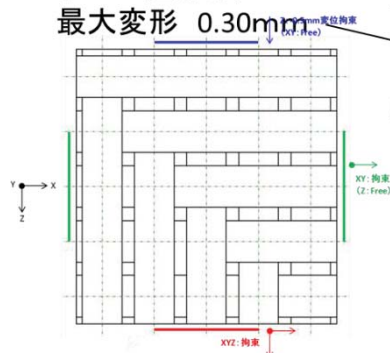
計算結果を図 A-9 に示す。それぞれミーゼス応力のコンター図を示す。上段から繊維束のみ表示、幅 15mm のみの繊維束表示、一繊維束（10mm）のみ表示、圧子部分のみの表示をしている。



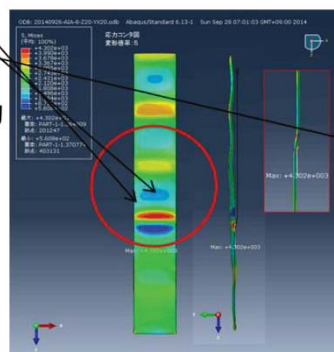
# ABAQUS静解析

1%ひずみ(1.5mm変位)で  
最大応力4302MPa  
ゲージ近傍応力1496MPa  
最大変形 0.30mm

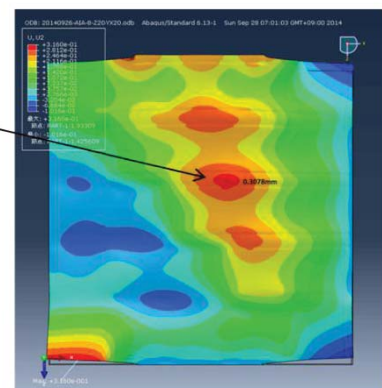
節点数	要素数	計算時間 [min]
846402	600510	141



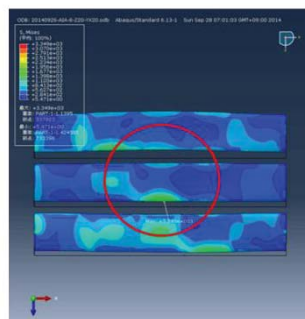
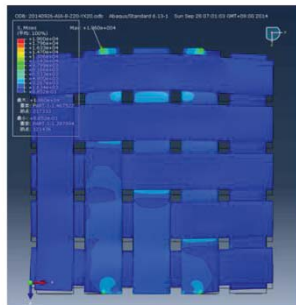
応力



変形

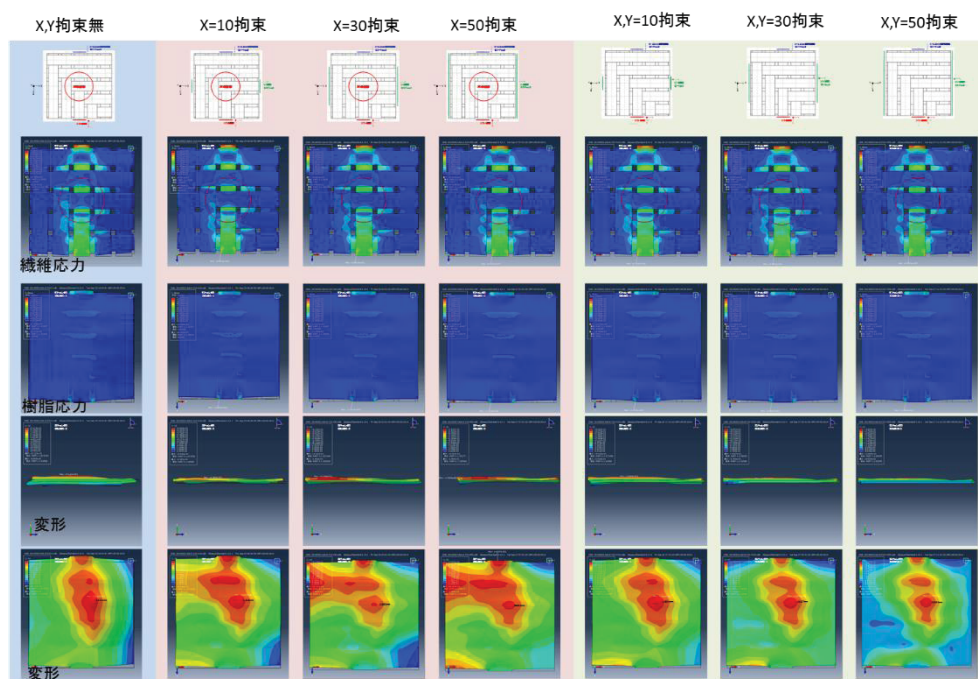


応力

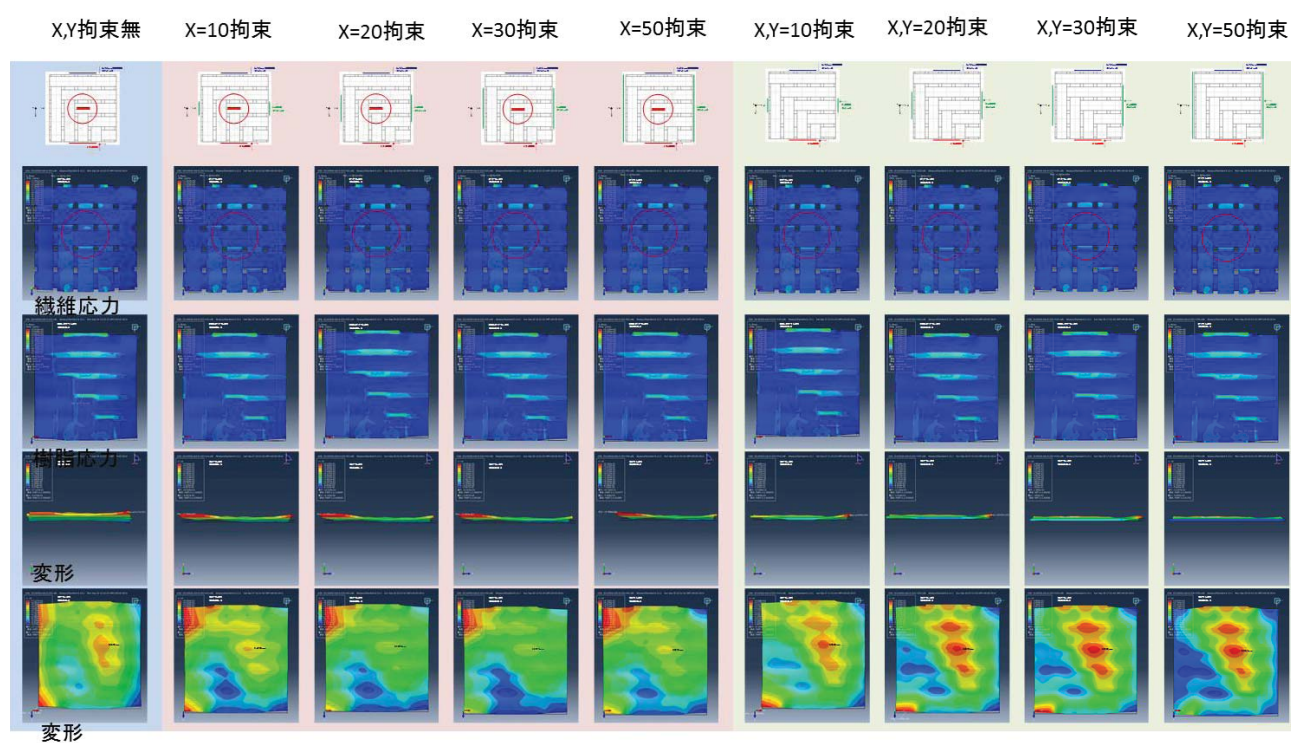


図A-5 二軸引張試験の拘束幅検討解析結果例



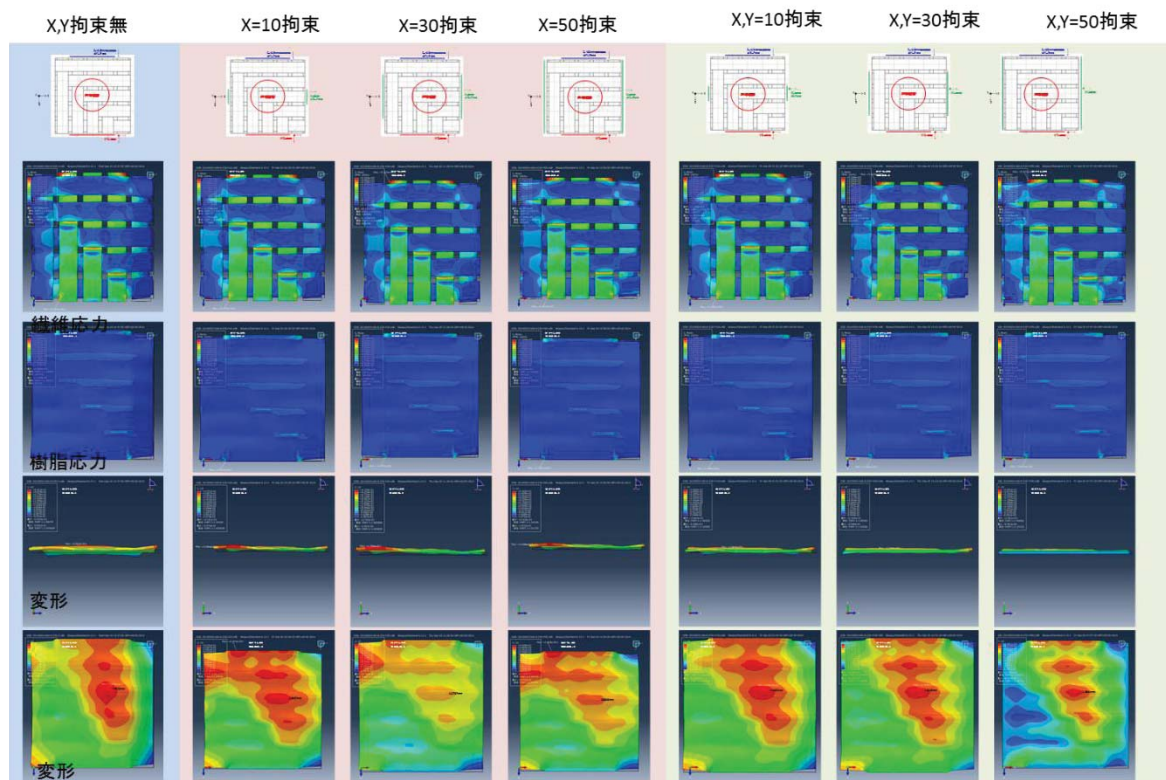


(a) Z=10mm拘束

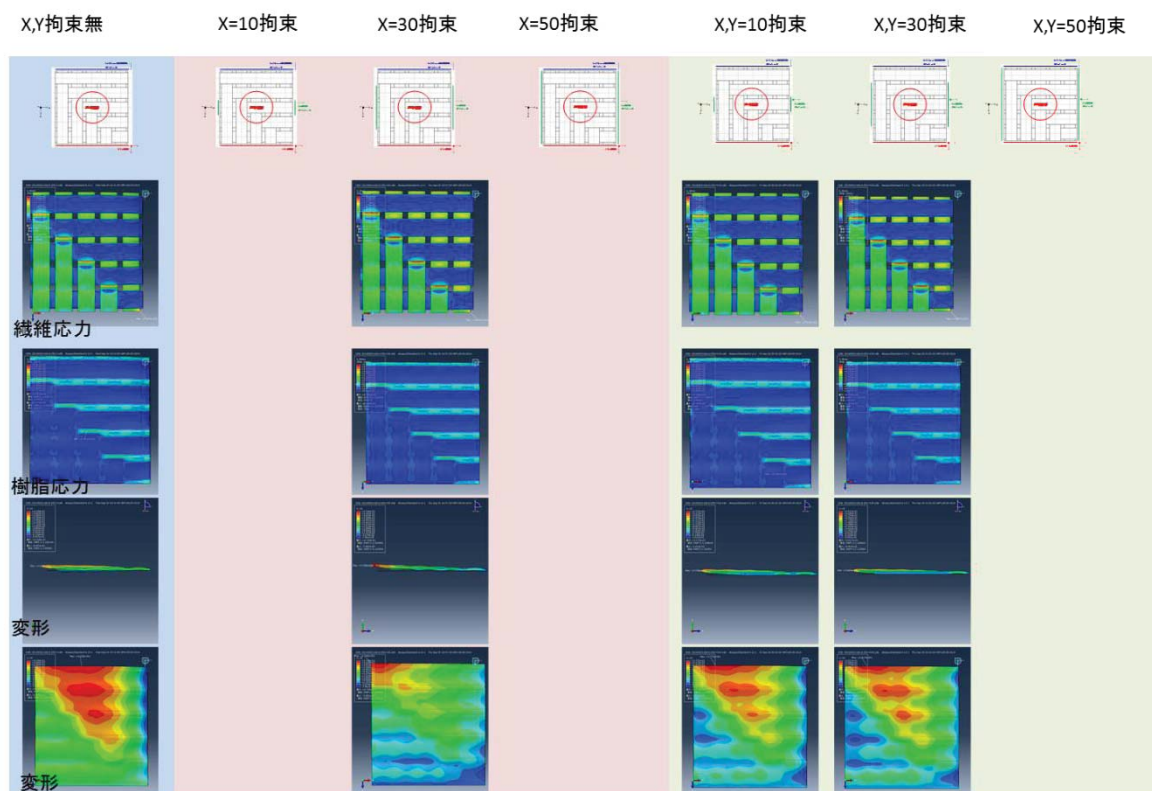


(b) Z=20mm拘束

図A-6 二軸引張試験の拘束幅検討解析結果

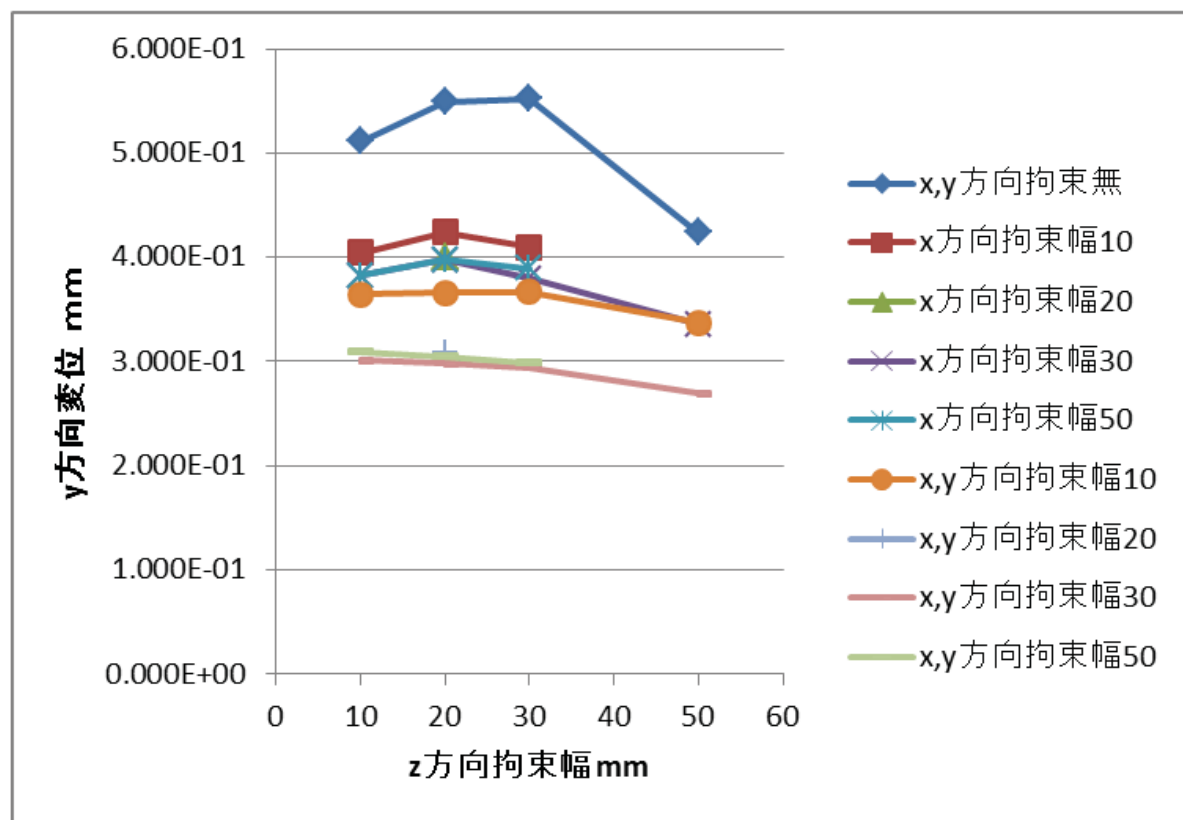
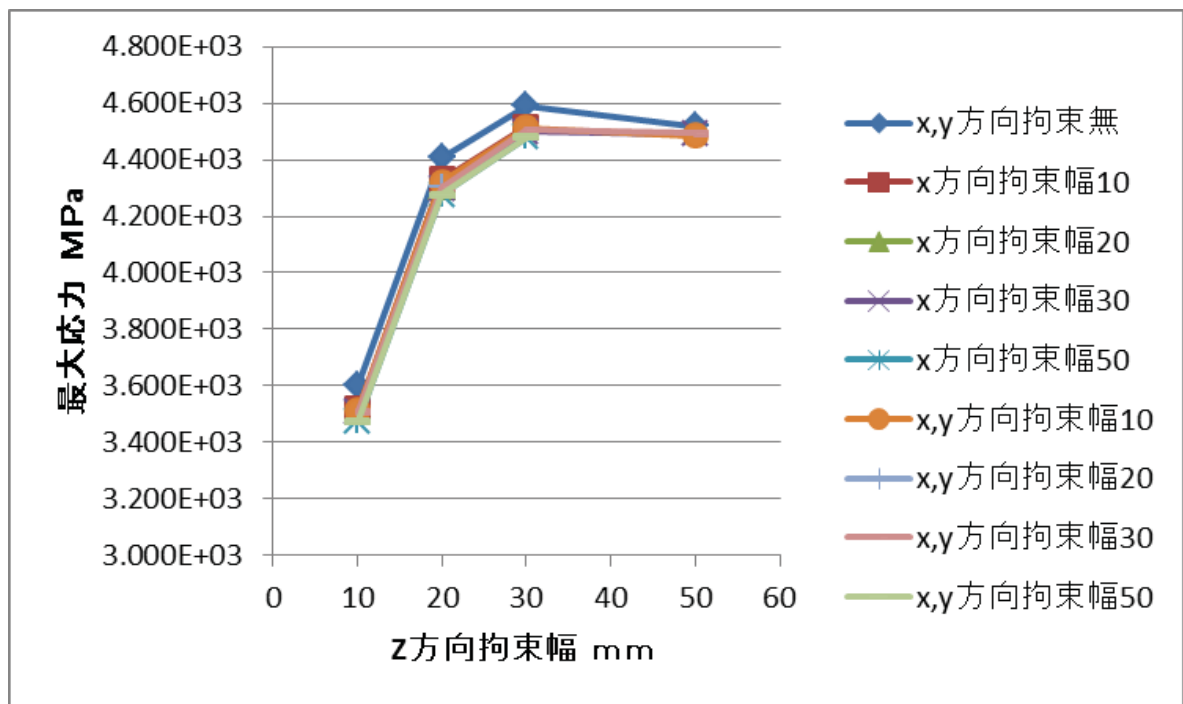


(c)  $Z=30\text{mm}$ 拘束



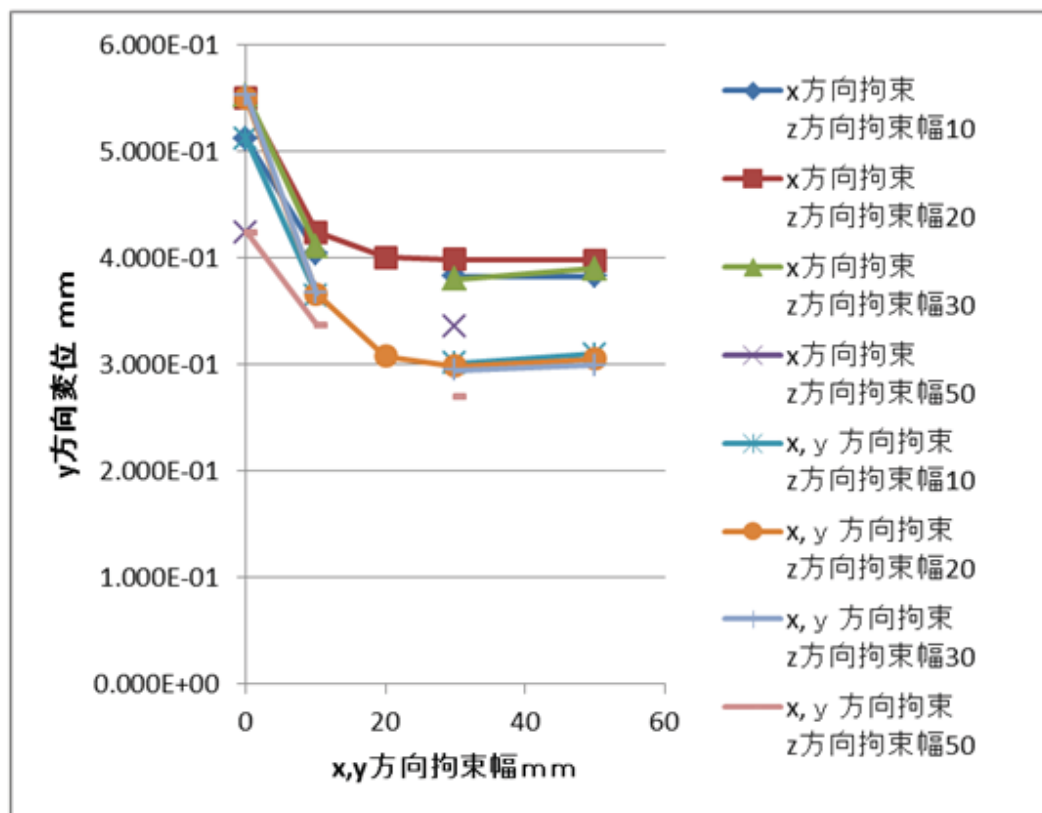
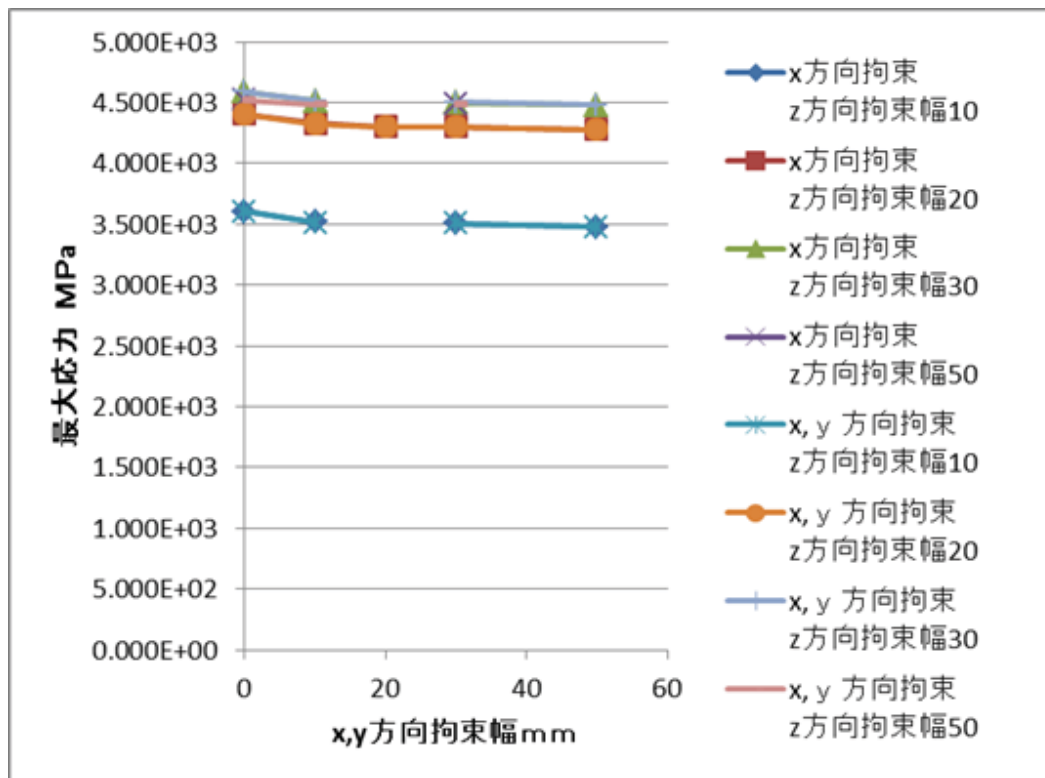
(d)  $Z=50\text{mm}$ 拘束

図A-6 二軸引張試験の拘束幅検討解析結果



(a) z方向拘束幅に対する応力/変位

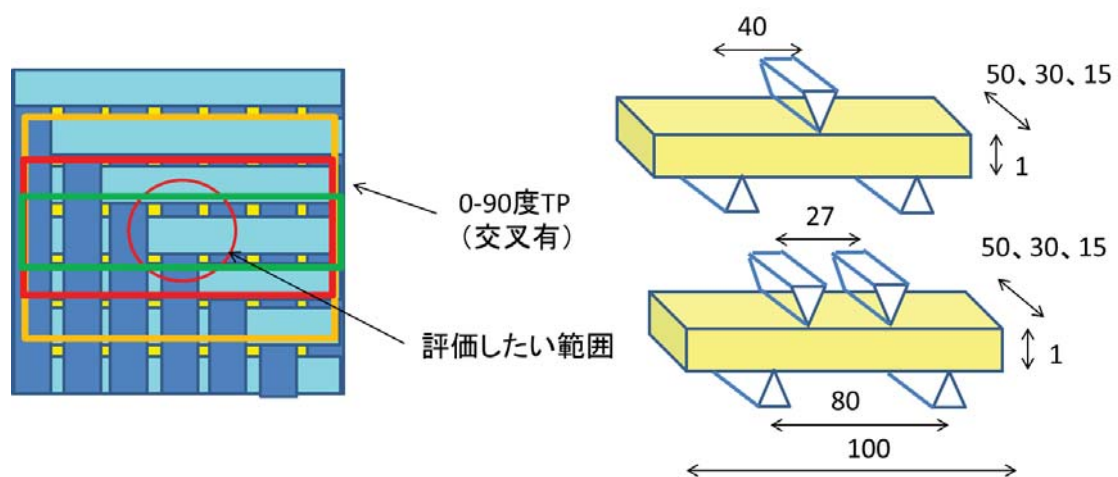
図A-7 二軸引張試験の拘束幅に対する応力/変位



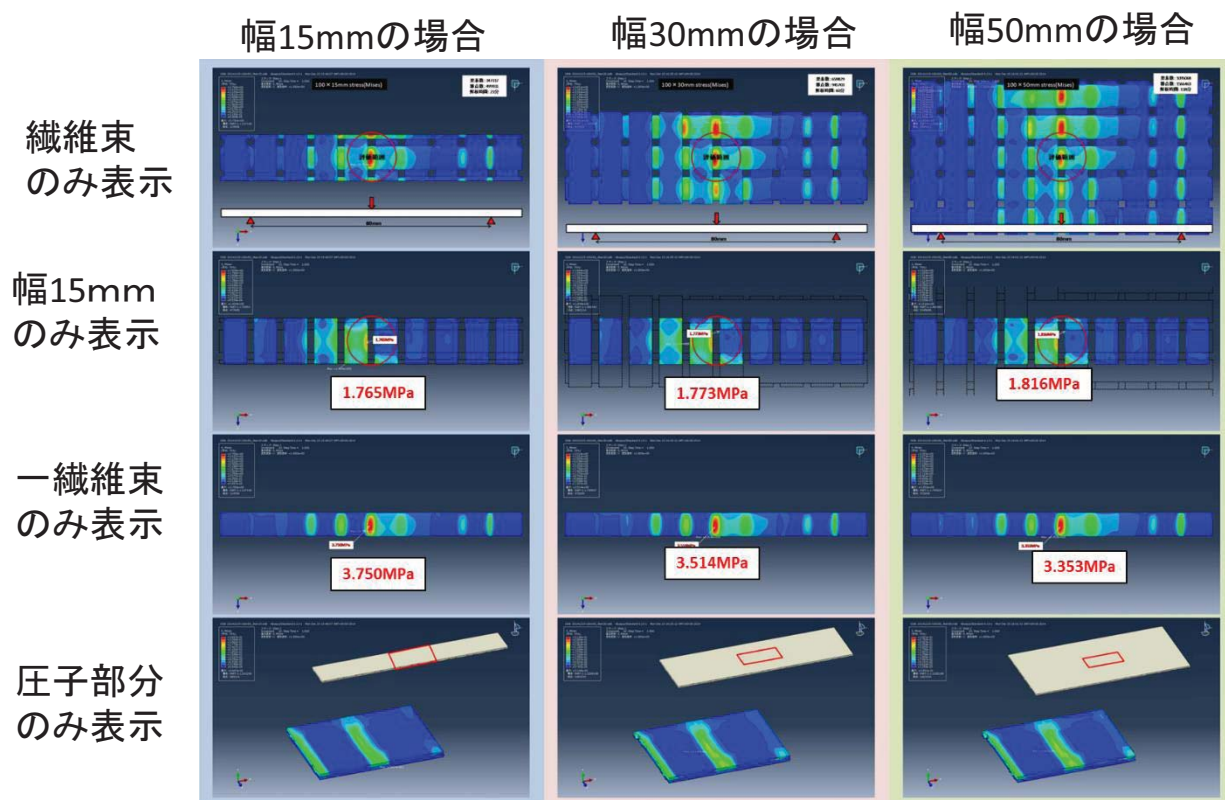
(b) x,y方向拘束幅に対する応力/変位

図A-7 二軸引張試験の拘束幅に対する応力/変位

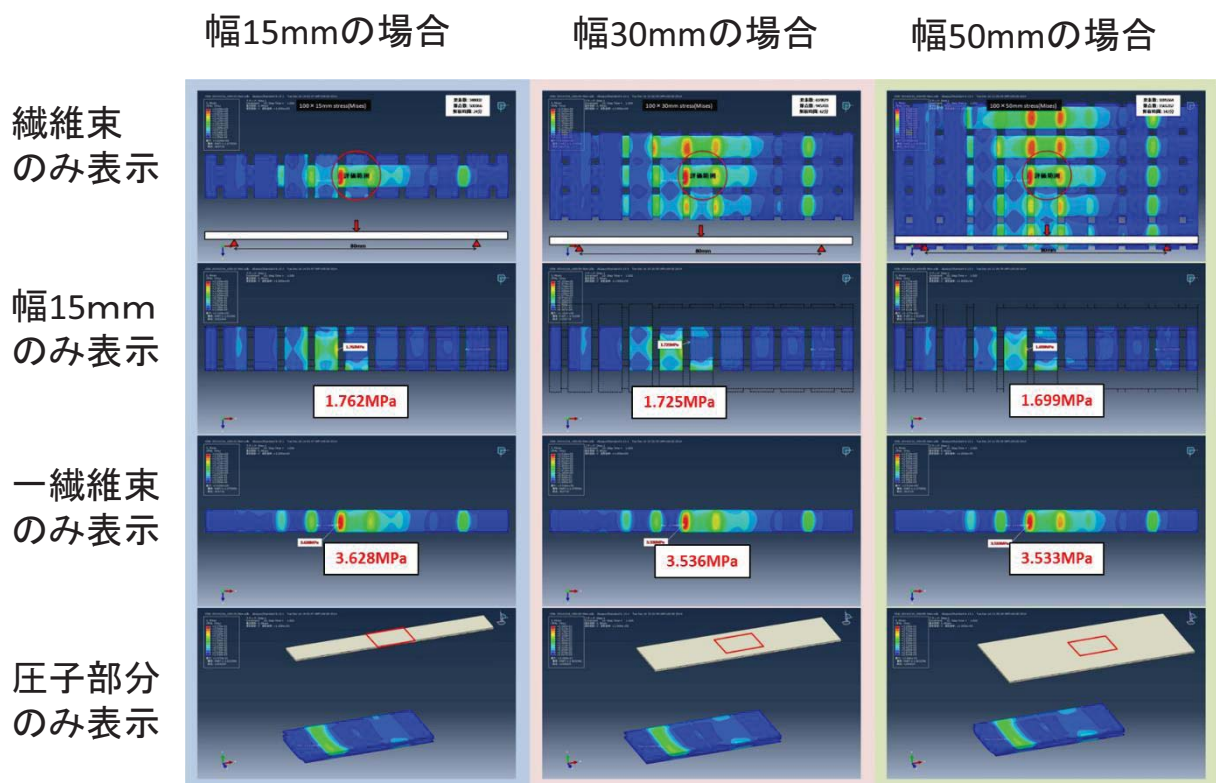




図A-8 曲げ試験のバリエーション

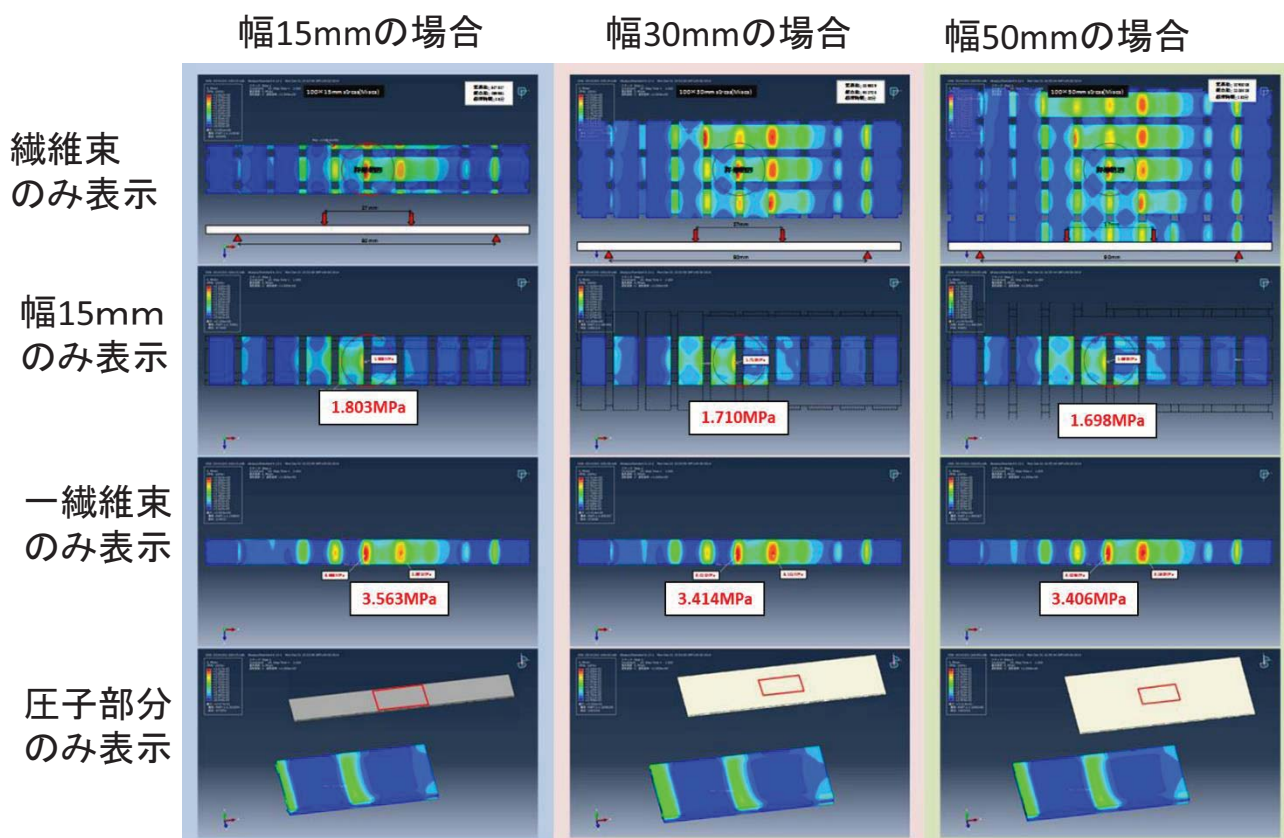


(a) 3点曲げ 繊維交差部が荷重の中央の場合

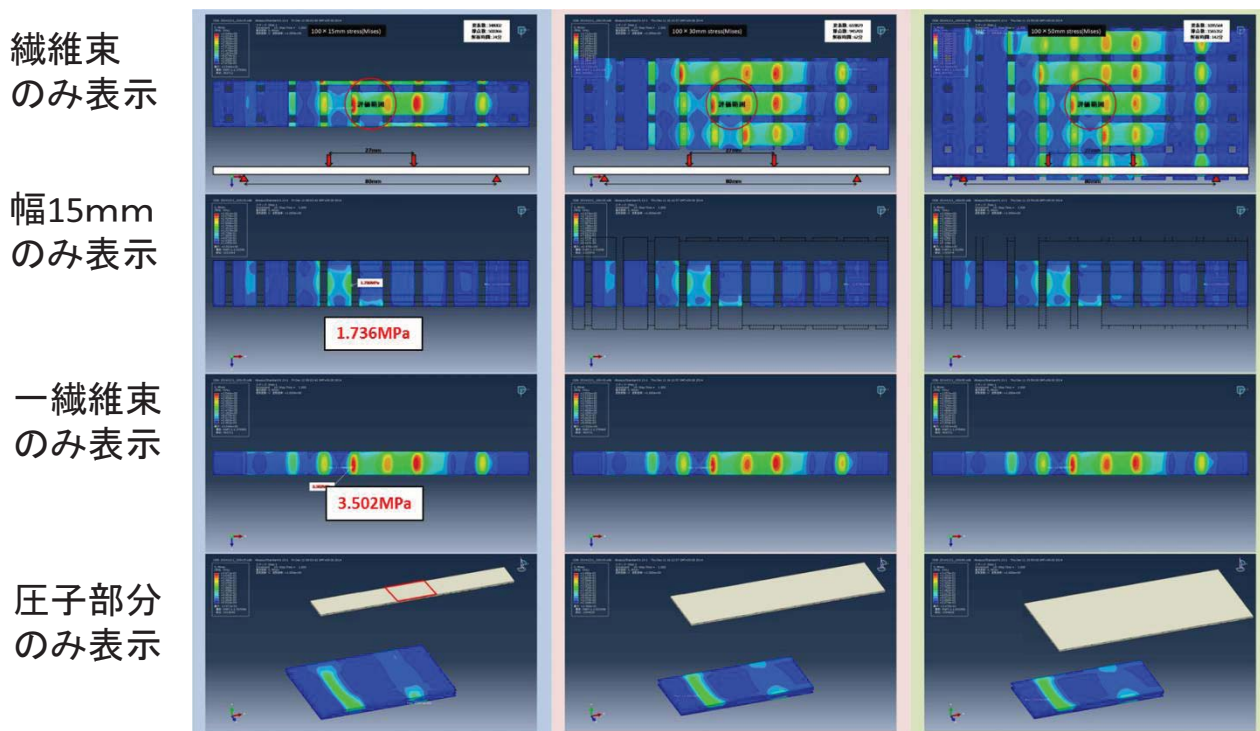


(b) 3点曲げ 繊維中央部が荷重の中央の場合

図A-9 曲げ試験条件を変えた場合の解析結果（ミーゼス応力分布）



(c) 4点曲げ 繊維交差部が荷重の中央の場合  
幅15mmの場合      幅30mmの場合      幅50mmの場合



(d) 4点曲げ 繊維中央部が荷重の中央の場合

図A-9 曲げ試験条件を変えた場合の解析結果（ミーゼス応力分布）



これらの計算結果から、どの場合も最大応力値はほとんど変わらないことがわかった。具体的には、曲げの評価の場合は、試験片の幅は、最大応力にほとんど影響しない。3点曲げ、4点曲げの差はほとんどない。さらに3点曲げ、4点曲げとも負荷位置がずれていてもほとんど影響しないことがわかった。

よってこれら結果から、曲げ試験片モデルは、試験片の幅を短い15mm（1.5束の繊維束幅）とする。また曲げ試験も簡便な3点曲げで行うこととした。

## **B AE 測定の事前検討**

CFRPの破壊現象を目視で観察することは難しい。しかし、引張や曲げの負荷状態に応じて、破壊がどのように推移していくのかを把握する（図 B-1）ことが、CFRPの強度評価を予測するには重要である。参考文献（55）によると、AE測定によって、CFRPの破壊状態を把握できることがわかる。そこで交差した繊維束の破壊状態を把握するため、事前に一方向試験片による引張試験とDCB（破壊靱性モードⅠ）試験片によるDCB試験にてAE測定を行った。

測定は以下の仕様、試験条件で、実施した。

引張装置：Instron 製 デジタル材料試験 5507 型

試験環境温度：23℃

AE 装置：Vallen 製 AE 計測システム AMSY-5

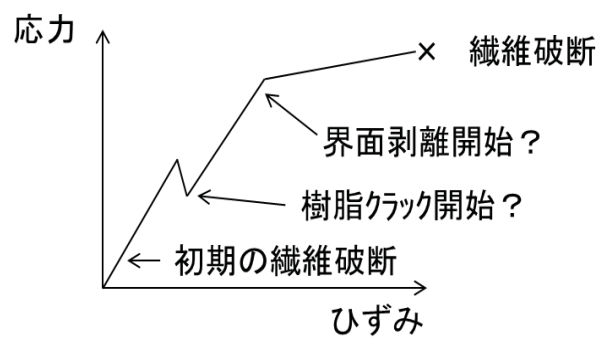
センサー：AE144M （層間せん断試験は VS-900M）

Filter: 95～1000 k Hz

Gain：34dB

しきい値：30dB

引張試験用試験片：長さ 150mm（両端のタブ部含め 250）



引張、曲げ試験において、樹脂クラック、界面剥離が開始した負荷で止めて、超音波および断面SEM観察を行う。

図B-1 応力－ひずみ線図における破壊モードの変化

幅 15mm 厚さ 1 mm

長手方向に一方向の繊維束.

DCB 試験用試験片：長さ 200mm 幅 25mm 厚さ 3mm 層間の中央に，

長手方向中央まで切り欠きを設けている．

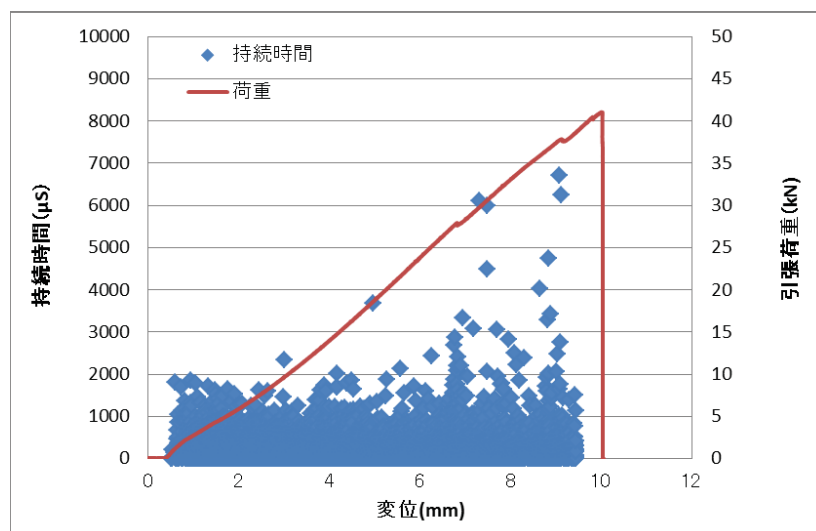
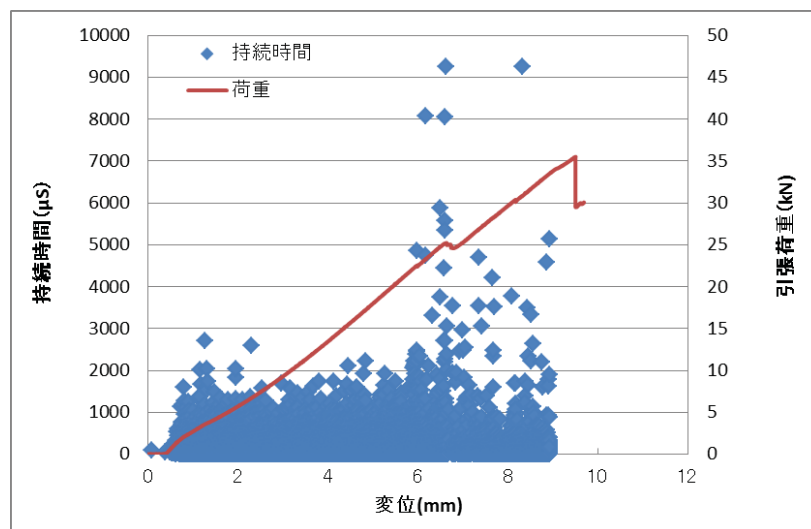
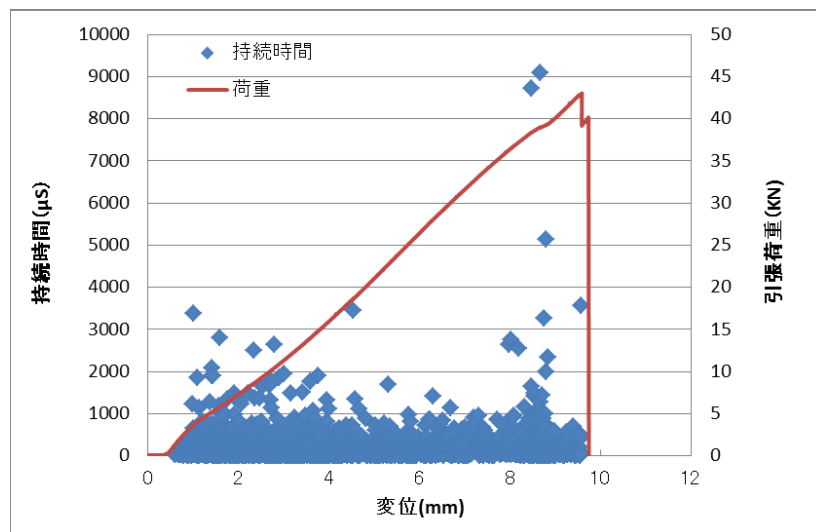
引張試験による変位に対する AE 波形持続時間の結果を図 B-2 に，DCB 試験による変位に対する AE 波形持続時間の結果を図 B-3 に，引張試験による変位に対する AE エネルギーを図 B-4 に，DCB 試験による変位に対する AE エネルギーを図 B-5 にそれぞれ示す．それぞれ試験数 N=3 の結果である．図 B-2 の結果から，試験中に繊維が切れる音が聞こえるときに，持続時間が長い波形が出ている．よって，持続時間が短い波形が計測されているときマトリクス樹脂の破壊の音を計測し，持続時間が長い波形のときは，繊維が破断していることがわかる．また，図 B-3 の結果から，DCB 試験片の界面剥離が始まったときに，AE の時間が 500μsec 程度まで長くなることがわかる．計測された AE 波形を分類してカウントした結果が図 B-4，B-5 に示されている．

この計測結果から，樹脂破壊は，AE 振幅小，持続時間小のとき，界面剥離は AE 振幅大，持続時間大，繊維破断は AE 振幅大，持続時間小として計測されることがわかった．つまり，AE 計測をすることでどのような破壊が CFRP に生じているかが分かる．

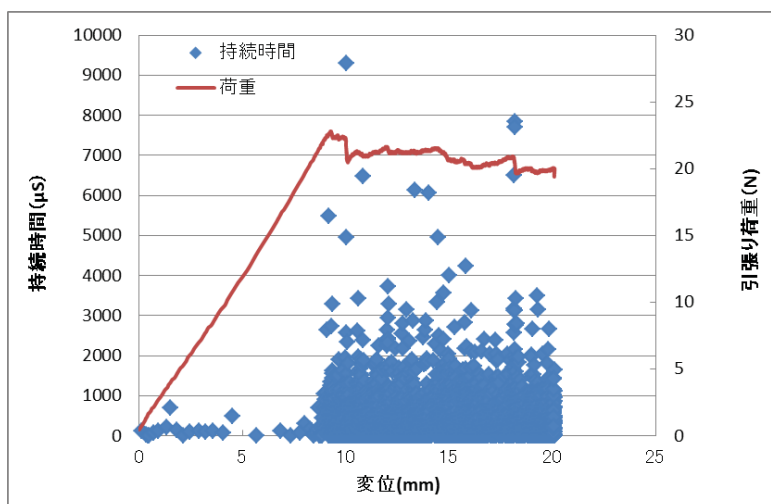
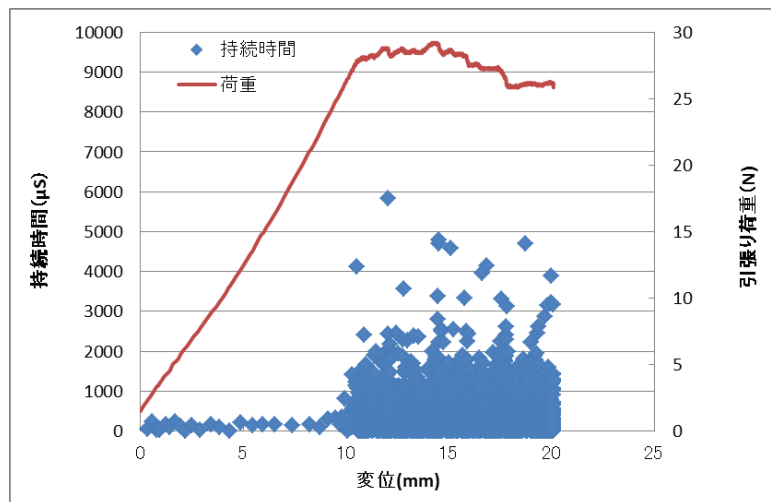
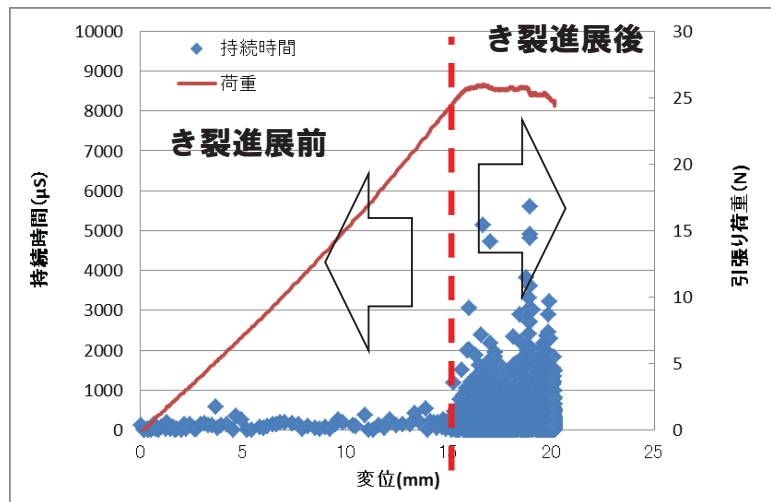
今回の結果から，負荷がかかると樹脂破壊が小負荷からすでに起こり始め，中負荷程度から剥離が始まり，高負荷で繊維破断が始まって，最終的に CFRP 全体が破断するように破壊が推移することが分かった．

## C X 線 CT 測定の前検計

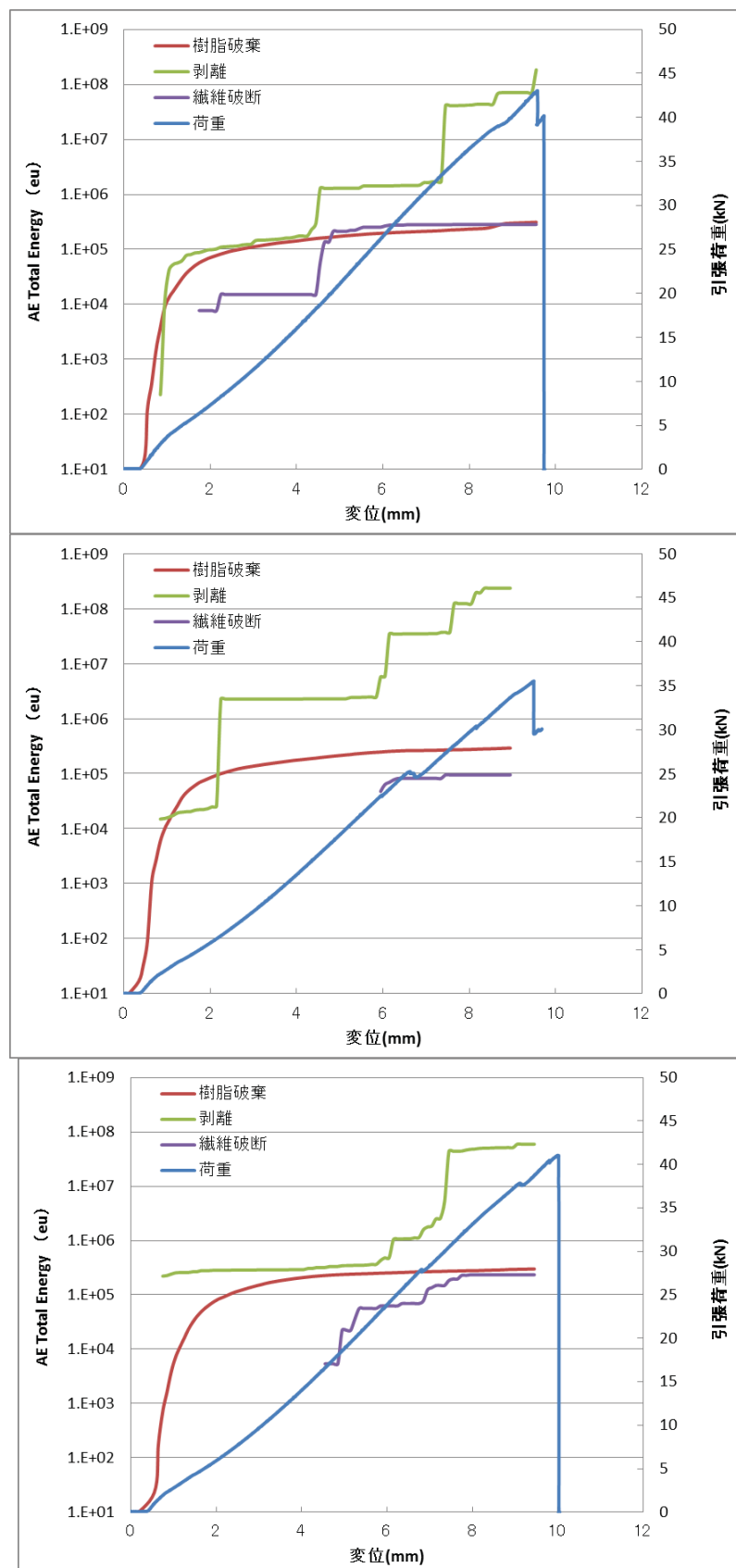
X 線 CT 測定により，CFRP における，繊維の配向，繊維の折損状態，マトリクス樹脂のボイドの状態，マトリクス樹脂の破壊状態を測定できるかトライアルを行った．



図B-2 引張試験でのAE波形持続時間 N=3



図B-3 DCB試験でのAE波形持続時間 N=3



樹脂破壊

AE振幅 < 50dB

持続時間 < 1000  $\mu$ s

界面破壊(剥離)

AE振幅 > 50dB

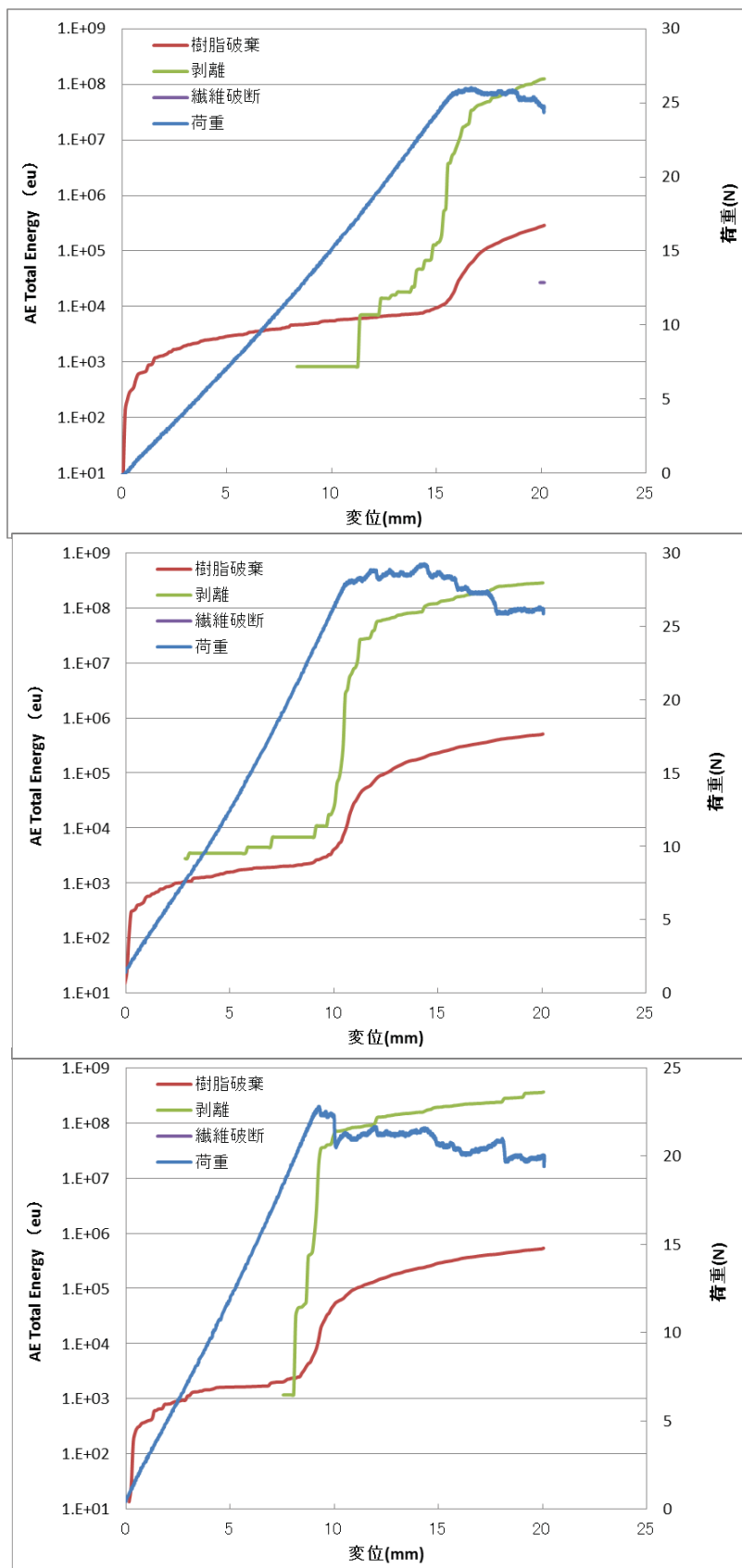
持続時間 > 1000  $\mu$ s

繊維破断

AE振幅 > 70dB

持続時間 < 500  $\mu$ s

図B-4 引張試験でのAEエネルギー N=3



図B-5 DCB試験でのAEエネルギー N=3



試験片は CFRP の一方向試験片長さ 150mm, 幅 10mm 厚さ 1mm を用いた。測定装置は、第 3 章の図 3-2-14 に示す、GE 製 Nanotom を使用した。撮像条件を表 C-1 に示す。分解能がそれぞれ①3 $\mu\text{m}$ , ②2 $\mu\text{m}$ , ③1 $\mu\text{m}$  となるように、SOD (線源とサンプル間距離), 幾何倍率, FOV(視野), 撮像時間を調整した。分解能 1 $\mu\text{m}$  を狙う場合、SOD をかなり短くする必要がある、本研究の場合で行う場合は、交差試験片を切り出す必要がある。しかしこれでは試験後の繊維や樹脂状態が、切り出すことによって変化してしまった場合に本来の結果が得られなくなる可能性がある。そこで交差試験片での計測を前提に、試験片大きさから分解能は 2 $\mu\text{m}$  を限界としてトライアル測定を行った。②分解能 2 $\mu\text{m}$  の結果を図 C-1 に示す。繊維に短繊維の向き、欠損部分の確認が可能なことがわかった。また①分解能 3 $\mu\text{m}$  の結果を図 C-2 に示す。樹脂に焦点を合わせると、樹脂充填の少ない箇所、空気層の確認を行うことが出来ることがわかった。しかし樹脂のクラック状態までは判別できなかった。

さらに、通常の低出力タイプではない X 線 CT 測定装置である島津製作所製 100CT でも比較を行ってみた。分解能 20 $\mu\text{m}$  の場合と、最大まで分解能をあげた 4 $\mu\text{m}$  の場合の結果を図 C-3, 図 C-4 に示す。いずれも繊維、樹脂の境目が判別できず、大まかにしか判断できないことがわかる。高出力タイプであると炭素繊維、樹脂とも炭素の原子 C が材料構成の基本として成り立っているため、X 線を透過しやすいということがいえる。

以上の結果から、分解能は 2-3 $\mu\text{m}$  を狙い、低出力タイプの計測装置を用い測定を行うこととした。

#### **D 有限要素解析に用いた材料物性値**

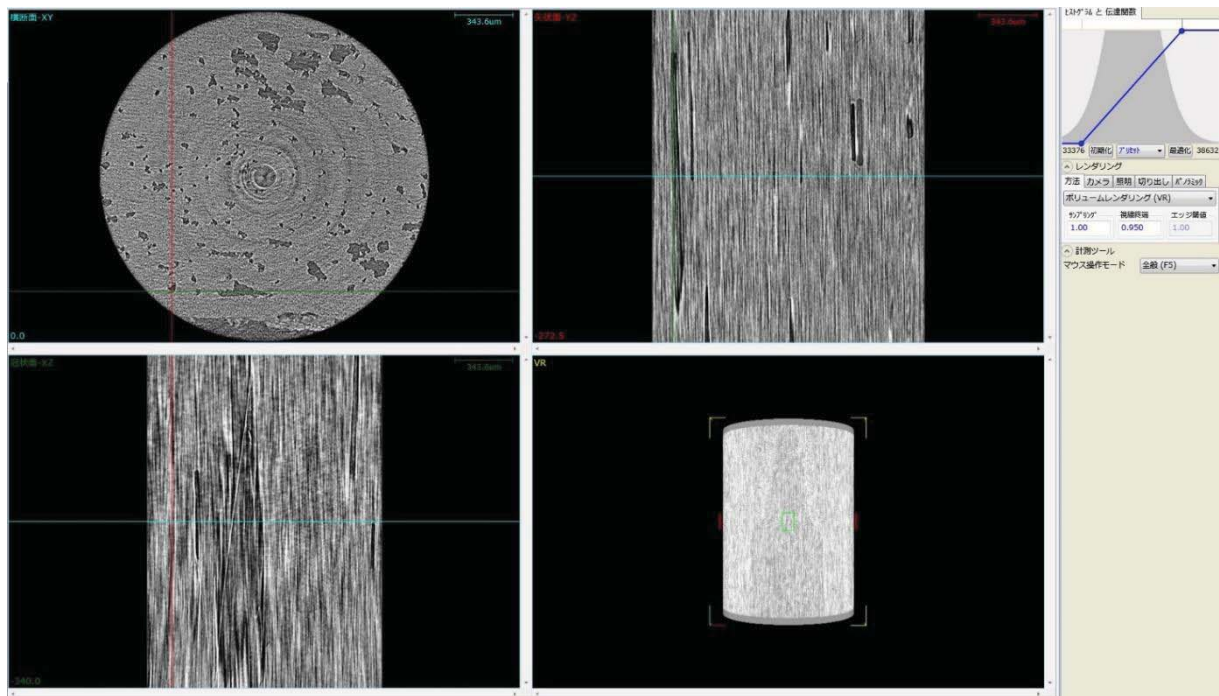
表C-1 X線CTの撮像条件

撮像条件

No.	SOD(線源とサンプル間距離)	幾何倍率	分解能	FOV <sub>xy</sub> (視野)	プロジェクション &積算	撮像時間
	(mm)	(倍)	( $\mu\text{m}$ )	(mm)	(数)	(min)
①	22.7	22.5	3.0	約3.0	1200_64	49
②	14.9	34.1	2.0	約2.0	800_64	30
③	7.5	68.5	1.0	約1.0	1200_64	49

撮像結果 - 繊維 -

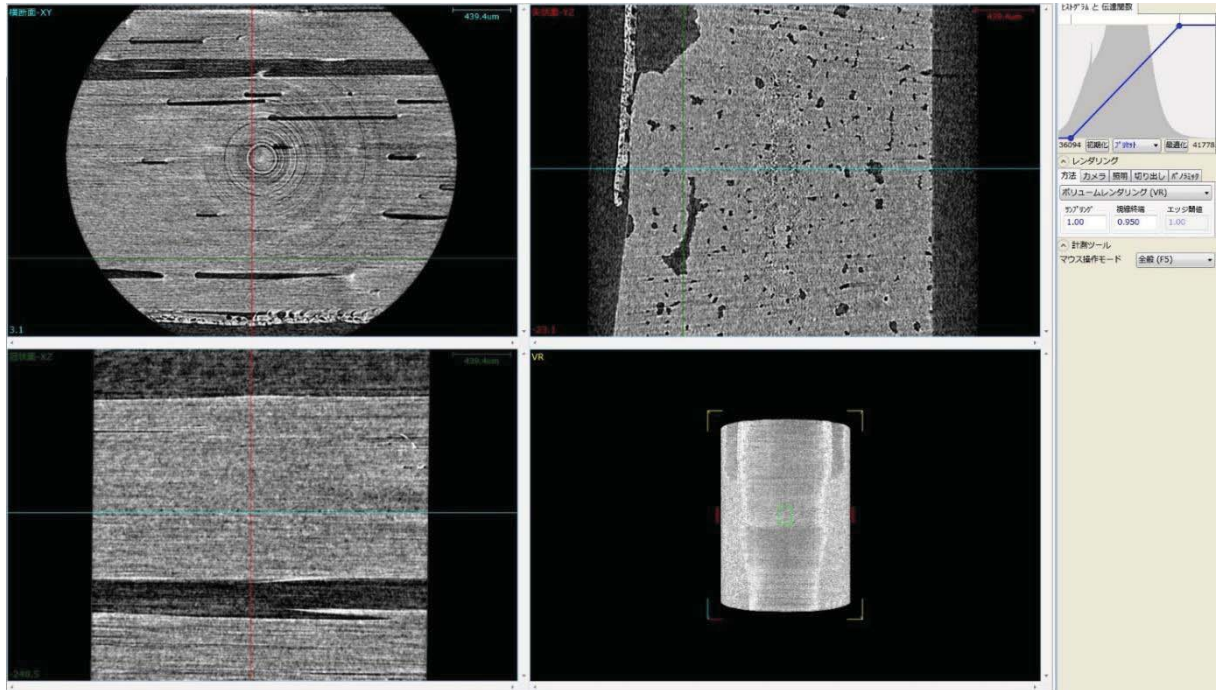
☆分解能 $2.0\mu\text{m}$ で単繊維の向き、欠損部分の確認が可能



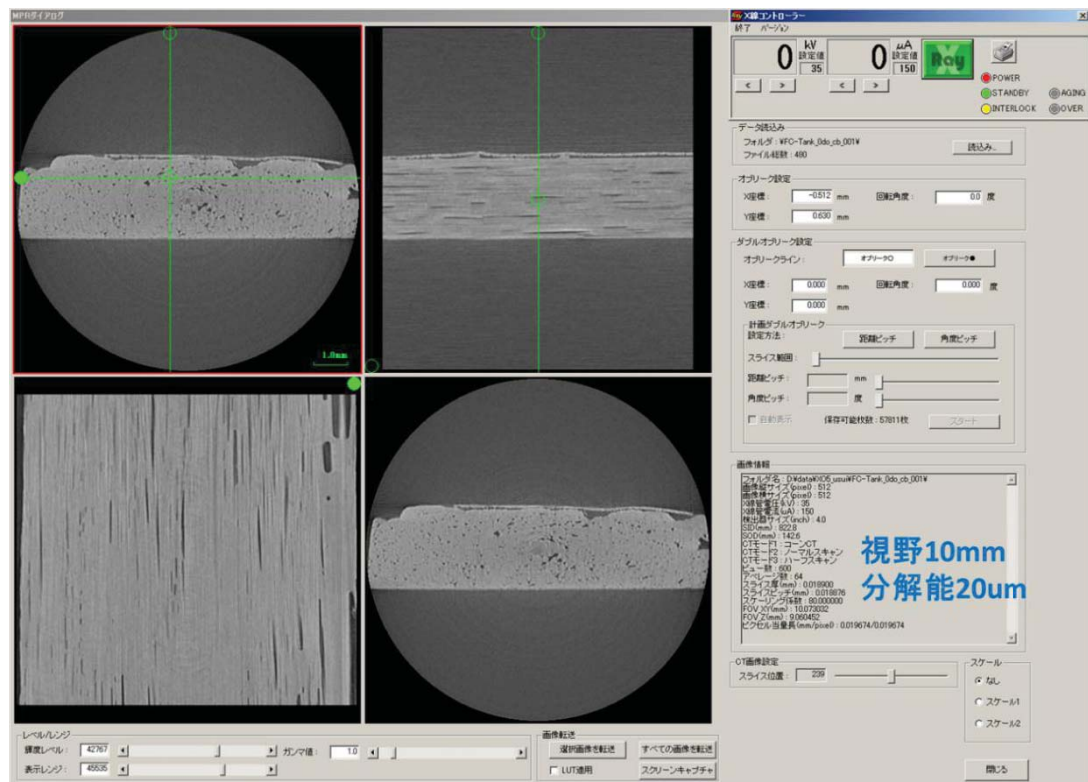
図C-1 分解能 $2\mu\text{m}$ でのCFRP撮影結果

撮像結果 - 樹脂充填-

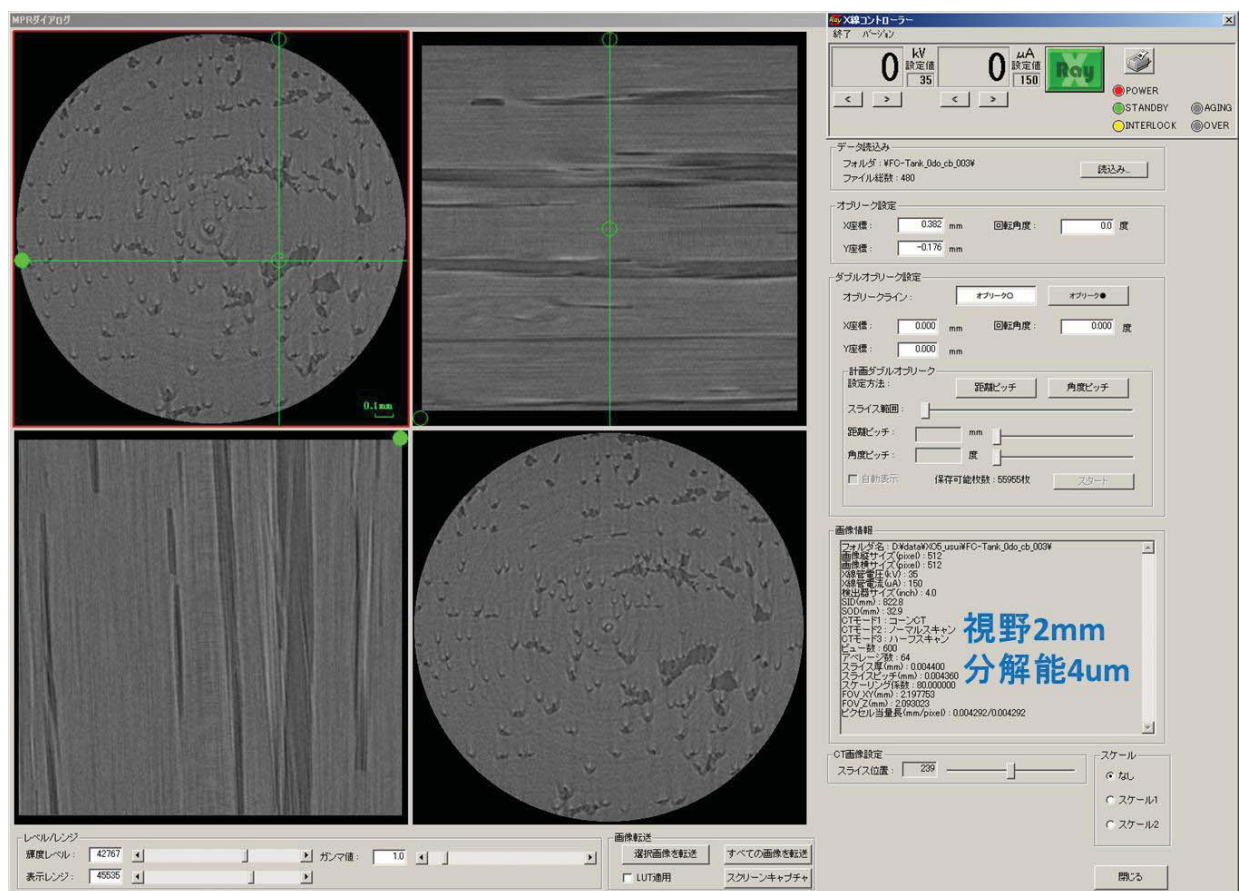
☆分解能3.0 $\mu$ mの粗い撮像で充填の少ない部分、空気層の確認が可能



図C-2 分解能3 $\mu$ mでのCFRP撮影結果



図C-3 分解能20 $\mu$ mでのCFRP撮影結果



図C-4 分解能4 $\mu$ mでのCFRP撮影結果



本研究の有限要素解析に用いた材料物性値を表 D-1 にまとめて示す．繊維の横弾性率など物性値の測定が困難，また入手できなかったものについては，表中の\*1,\*2 式を用いて，物性値を一部推定した．繊維の直交異方性の物性値については，繊維 1 本と周りの樹脂を解析モデル化し，実測値から逆算する方法で求めた研究がある<sup>(10)</sup>．本研究では，繊維にサイジング剤等の樹脂が 5%含有していると考え，縦，横弾性率とポアソン比を算出した．この場合繊維束の繊維含有率は， $V_f=95\%$ となり，CFRP 全体のモデルとしては  $V_f=52.3\%$ となる．この 2.5%の差については， $3 \cdot 3 \cdot 3$  項の引張解析（解析 B と C）， $4 \cdot 3 \cdot 3$  項の曲げ解析（解析 B と C）で比較したが，計算結果の弾性率にほとんど差が無く，繊維束モデル（楕円の断面積）を新たに変更せずとも，そのままこのモデルで評価が可能ということがわかった．

## E 解析における強制変位の速度

本解析は陽解法動解析で計算を行っている．また，要素を削除しながら解析を行う破壊評価を行うため，動解析が必要と考えている．陰解法静解析は，本モデルでは，収束せず計算が進まない場合が多く，線形解析以外は用いていない．

引張での強制変位の速度は，引張実験 2mm/min と同じ解析を行うことが理想であるが，実計算負荷が膨大になり（東京大学スーパーコンピュータ FX10 192 コアで約 20 年かかるため）現実には計算不可能である．そこで，解析の速度を変えて計算結果に影響がないことを確認（図 E-1）し，解析での引張速度を 250mm/s に決めた．マススケーリングは解析結果が正しいかどうか判定が難しく，本研究では用いなかった．計算での強制変位の速度が速いと破壊のクライテリオンに到達してしまうと早期に破壊してしまうことがある（図 E-2）．解析できる範囲で，実験に近いゆっくりの強制変位速度の方が望ましい．

表D-1 解析に用いた材料物性値

計算に用いる入力値 (a方向に繊維束の場合)		繊維 東レ T700		マトリクス樹脂 三菱化学 jER828 +日立化成HN2200 +カオーライザー20	
				80° 2h+110° 3h	80° 2h+150° 3h
モデル		等方性線形	直交異方性 線形	等方性非線形	等方性非線形
縦弾性係数 MPa	E	230000	E <sub>a</sub> 218687 E <sub>b</sub> , E <sub>c</sub> 57145 *1	3740	2500
ポアソン比	ν	0.26	ν <sub>ab</sub> , ν <sub>ac</sub> 0.27 *2 ν <sub>ba</sub> , ν <sub>ca</sub> 0.07 *2 ν <sub>bc</sub> , ν <sub>cb</sub> 0.27 *2	0.41	0.43
横弾性係数 MPa *1	G	91270	G <sub>ab</sub> 58938 G <sub>bc</sub> 22498 G <sub>ca</sub> 58938	1326	874
密度 ton/m3	ρ	1.80E-09	1.77E-09	1.10E-09	1.10e-9
降伏応力	σ	4900	破壊時の 最大主ひずみ 2.1%	37.5(1%)	50(2%)
0.2%耐力MPa		(破断ひずみ 2.1%)		60(2%)	70(3%)
				80(3%)	80(4%)
					85(5%)
引張強さMPa				75(破断ひずみ 2.6%)	87.5(破断ひずみ 6.5%)

\*1  $G = E / (2 * (1 + \nu))$  から物性値を推定

\*2  $\nu_{xy} / E_x = \nu_{yx} / E_y$   
 $-1 \leq \nu \leq 0.5$  から物性値を推定

90 度交差（クリンプ有）引張試験片モデルのこのモデルのクーラン条件を満足する時間増分は、 $6.9 \times 10^{-10} \text{mm/s}$  であり、1 ステップ当たり  $3.4 \times 10^{-9}$  のひずみ量となる。このひずみ量と同等程度になるように各モデルにおいて、解析時の強制変位速度を決めた(表 E-1)。

曲げでの強制変位の速度も、3 点曲げ試験  $3 \text{mm/min}$  と同じ解析も不可能であり、解析の速度を変えて計算結果に影響がないことを確認(図 E-2)し、解析での押し込み速度を  $800 \text{mm/s}$  に決めた(表 E-2)。1 ステップ押し込み量が  $6.9 \times 10^{-7} \text{mm}$  程度になるように他のモデルも設定した。

ここで、曲げの 90 度交差（クリンプ無）モデル（図 E-3）と、45 度交差（クリンプ有）モデル（図 E-4）は、荷重の解析時押し込み速度をさらに遅くすると破断ひずみが伸びることから、速度を遅くした条件に変更している。また、一方向モデルは、速度を速くしても計算結果が変化しないことから、速度を速くしている。

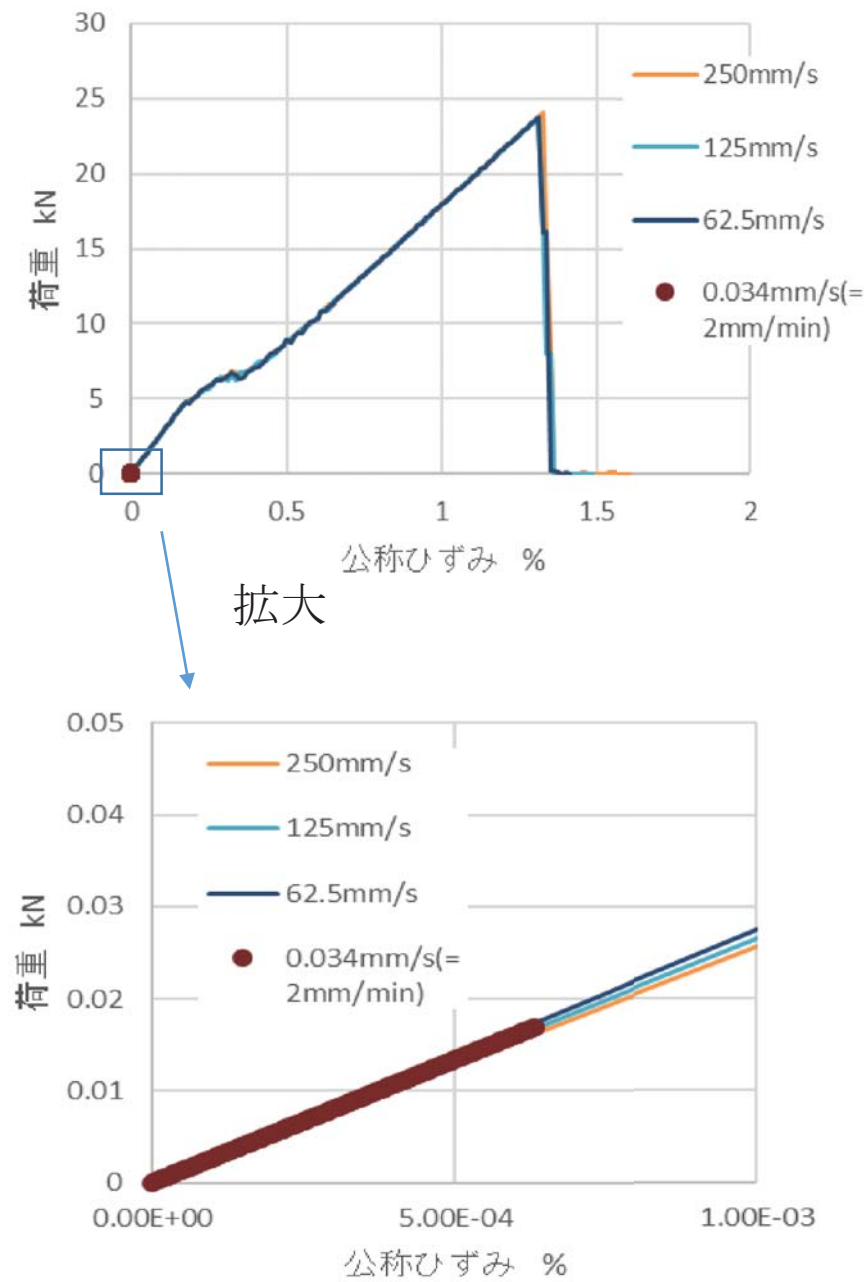
引張評価では、CFRP 強度に対する繊維束の強度（破断ひずみ）の寄与が大きく、強制変位量の計算を変えても CFRP 強度への影響は小さい。それに対し、曲げ評価では樹脂の強度が影響するため、解析での押し込み速度（応力波）の影響を受けると考えられる。解析速度が速いと解析結果の変動によりひずみ速度の効果で樹脂の弾性率が上がり、変位が小さい段階で破断強度に達してしまうと考えられる。

これらのことから、解析は、解析速度を振って、結果が一定になる速度になることを確かめてから、解析結果を評価する必要がある。

## F 試験片 熱硬化時の残留ひずみの影響

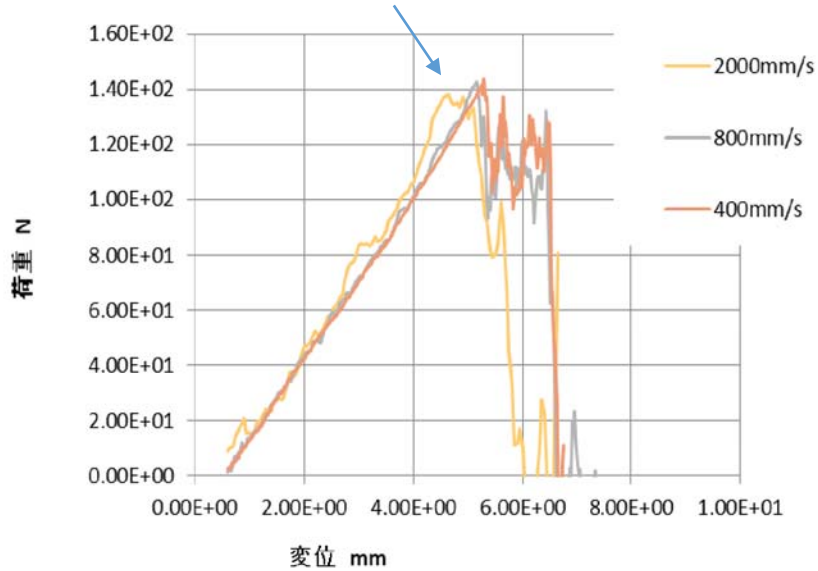
試験片を試作する際の、熱硬化時残留ひずみの影響を検討する。マトリクス樹脂である、エポキシ樹脂の熱膨張率は  $4.5 \sim 6.5 \times 10^{-5} / \text{K}$ 、炭素繊維  $0.2 \sim 0.4 \times 10^{-6} / ^\circ \text{C}$ 。110 度





図E-1 90度交差（クリンプ有）試験片  
 （引張強度モデル構成因子折込）解析結果  
 強制変位違いの比較

解析速度が速いと荷重（反力）が上昇し、  
変位小でも破壊荷重に到達する。



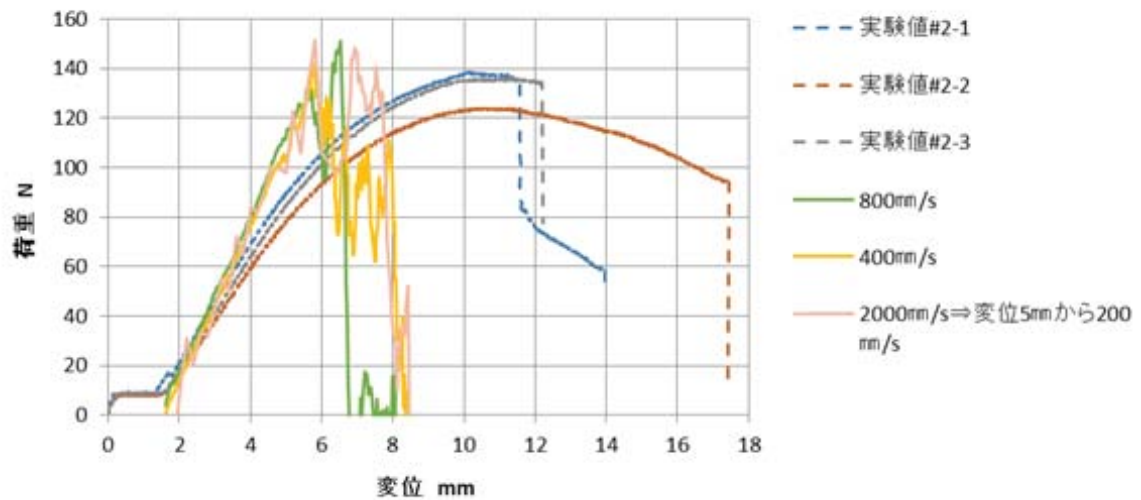
図E-2 90度交差（クリンプ有）試験片  
（曲げ強度モデル構成因子折込）解析結果  
強制変位違いの比較

表E-1 引張解析モデルでの解析速度と1ステップひずみ量

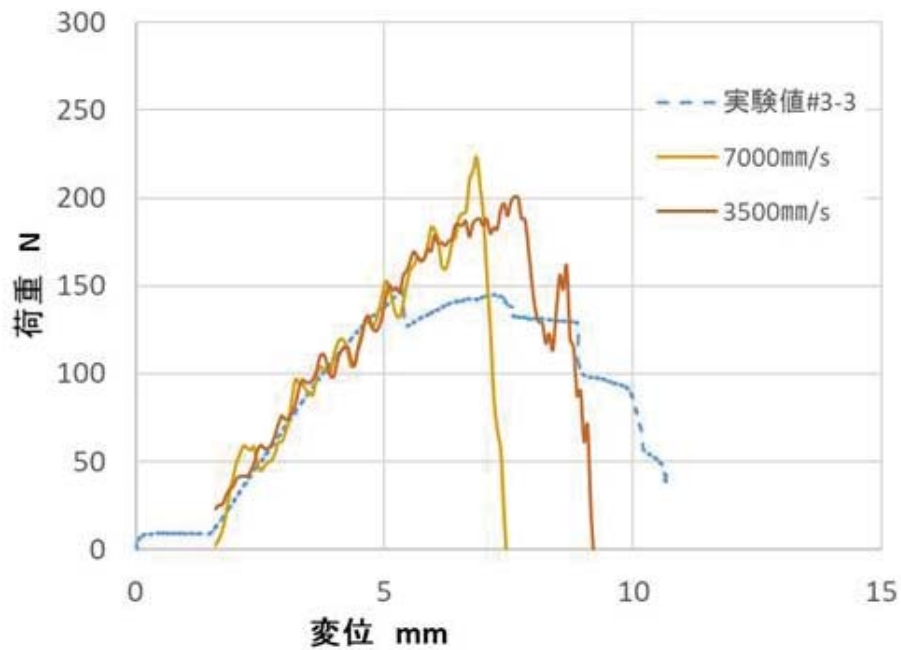
引張速度	実験値0.034mm/s(=2mm/min)			
解析モデル	クーラン条件増分	解析時速度	試験片長さ	1ステップひずみ量
90度交差有り	$6.9 \times 10^{-10}$ s	250 mm/s	50mm	$3.4 \times 10^{-9}$
90度交差（クリンプ無）	$9.6 \times 10^{-10}$ s	250 mm/s	50mm	$4.8 \times 10^{-9}$
45度交差（クリンプ有）	$1.3 \times 10^{-10}$ s	1250 mm/s	50mm	$3.3 \times 10^{-9}$
90度交差（クリンプ有）樹脂塑性ひずみ大	$6.9 \times 10^{-10}$ s	250 mm/s	50mm	$3.4 \times 10^{-9}$
一方向	$8.8 \times 10^{-10}$ s	800 mm/s	150mm	$4.7 \times 10^{-9}$

表E-2 曲げ解析モデルでの解析速度と1ステップひずみ量

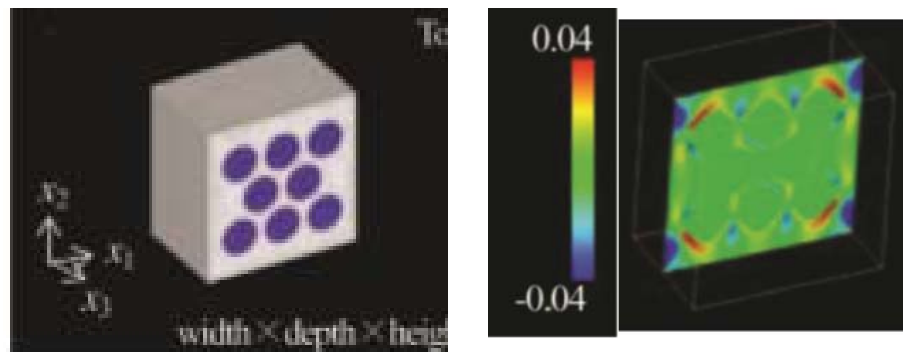
解析モデル	クーラン条件増分	解析時速度	1ステップ押し込み量
90度交差（クリンプ有）	$8.6 \times 10^{-10} \text{ s}$	800mm/s	$6.9 \times 10^{-7} \text{ mm}$
90度交差（クリンプ無）	$8.7 \times 10^{-10} \text{ s}$	200 mm/s	$1.7 \times 10^{-7} \text{ mm}$
45度交差（クリンプ有）	$1.3 \times 10^{-10} \text{ s}$	3500 mm/s	$4.6 \times 10^{-7} \text{ mm}$
90度交差（クリンプ有）樹脂塑性ひずみ大	$8.6 \times 10^{-10} \text{ s}$	800 mm/s	$6.9 \times 10^{-7} \text{ mm}$
一方向	$8.8 \times 10^{-10} \text{ s}$	5000mm/s	$4.0 \times 10^{-6} \text{ mm}$



図E-3 90度交差（クリンプ無）試験片  
（曲げ強度モデル構成因子折込）解析結果  
強制変位違いの比較



図E-4 45度交差（クリンプ有）試験片  
（曲げ強度モデル構成因子折込）解析結果  
強制変位違いの比較



(1) ミクロモデル  $V_f=60\%$   
 $30 \times 20 \times 30 \mu\text{m}$

(2) 主ひずみ

図F-1 繊維と樹脂のミクロモデルと残留応力解析結果  
（参考文献 (15) より引用）

での熱硬化後の冷却により、樹脂は 2%、炭素繊維は 0.0033%圧縮が発生するとすると、炭素繊維はほとんどひずまないことから、樹脂は 2%引張ひずみが残ることになる。とすれば、物性値上公称ひずみ 2.6%から樹脂破壊が起こるが、残留圧縮ひずみ分 2%があったとすると  $2.6-2=0.6\%$  から樹脂破壊が発生することになる。これは AE 計測からも早期樹脂破壊が起きていることと一致している。

参考文献<sup>(79)</sup>では、CFRP の熱硬化による残留ひずみの影響を解析により求めている。この文献の結論は、繊維の含有率、積層によって繊維束、樹脂それぞれに引張と圧縮が局所的に混在することになり、平均してマクロにみると、相殺されて影響は小さいという結論となっている。面外方向に応力/ひずみが解放されているからであると推定した。実際には炭素繊維と樹脂との積層状態により局所ひずみの分布がわずかであるが変化することがわかった。

樹脂の残留ひずみの影響は、樹脂の強度構成因子として検討すべき項目であるが、マクロ的には大きな影響を及ぼさない、また、引張残留ひずみは樹脂破壊を促進する方向にいくため、抑制因子として働く影響は小さいと思われる。

70MPa 用の大型の高圧力容器は積層が 30－40 層にもなり、熱処理の影響は無視できないと考えられ、強度評価の中で検討する必要がある。

## **G マトリクス樹脂 ひずみ速度依存性試験**

本研究で用いている CFRP のマトリクス樹脂のひずみ速度依存性の試験を行った。これにより、樹脂の特性を把握し、有限要素解析のメゾスケールモデルの樹脂物性値に織り込む。

試験は以下の条件で実施した。

試験片材料：エポキシ樹脂製（三菱化学 jER828） 硬化条件違い 各 N=3

仕様 1 80 度 5 時間

仕様 2 80 度 2 時間⇒110 度 3 時間

仕様 3 80 度 2 時間⇒150 度 3 時間

試験片形状：JIS K 7161－21A 型

長さ 180mm，平行部幅 10mm，掴み部幅 20mm，厚さ 3mm

掴み部間長さ 112mm

引張速度：0.05mm/s(=3mm/min) ⇒ひずみ速度 0.000435/s

0.5mm/s(=30mm/min) ⇒ひずみ速度 0.00435/s

5mm/s(=300mm/min) ⇒ひずみ速度 0.0435/s

50mm/s(=3000mm/min) ⇒ひずみ速度 0.435/s

500mm/s(=30000mm/min) ⇒ひずみ速度 4.35/s

5000mm/s(=300000mm/min) ⇒ひずみ速度 43.5/s

計測 ひずみ：荷重負荷部の変位計と試験片長さから算出

応力：荷重負荷部のロードセルと試験片断面積から算出

試験片の写真（破壊後）を図 G-1 に示す。

試験は低速側の 0.05mm/s～5mm/s は，オリエンテック社製テンシロン UCT-30T 静的引張試験機を使用，高速側の 50mm/s～5000mm/s は，島津製作所製サーボパルサ EHF-E05H-10L を使用した。試験の様子を写真を図 G-2 に示す。

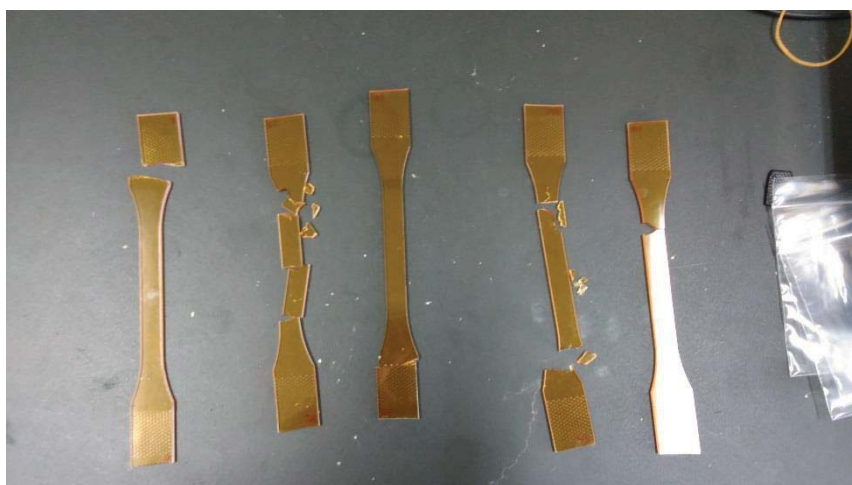
試験結果を硬化温度違い毎に整理したものを図 G-3 に示す。解析に用いる物性モデルにおいては，これら結果を樹脂ではあるが便宜的に金属と同様の降伏応力と引張強度の 2 点で表現する。そこで，ひずみ 1 %を便宜的に降伏点と見なし，破断点との単純な 2 直線の特性格線に整理したものを図 G-4 に示す。それぞれ硬化温度違い (a) 仕様 1 80 度 5 時間，(b) 仕様 2 80 度 2 時間⇒110 度 3 時間，(c) 仕様 3 80 度 2 時間

⇒150 度 3 時間 である。また、図 G-4 中の三菱化学データとは、静的条件で測定した樹脂メーカーの物性データである。

試験の結果から、まず図 G-4 より静的に近い 0.05mm/s の結果と三菱化学データがほぼ一致したことから、試験結果については再現性があり、信頼できるものが取得されたと考える。いずれの硬化温度の場合でも、ひずみ速度が大きい 5000mm/s の場合に弾性率と降伏応力、引張強度の応力値は上昇することが実験で確かめられた。ひずみ速度が大きくなると、弾性率も大きくなり、粘弾性のような特性を示すこともわかった。参考文献 (57) では、ひずみ速度が 100 倍で降伏応力が 10MPa 上がるように、対数に比例する特性を示していた。そこで本研究での樹脂の特性について、図 G-4 の結果を横軸ひずみ速度、縦軸降伏応力の倍率で整理した (第 3 章 図 3-3-12 参照)。その結果、本研究で用いた樹脂は、ひずみ速度依存性試験を行った範囲においては、線形に比例する特性を有していると想定される。よってひずみ速度を表す一般的なクーパーシモンズの式<sup>(68)</sup>にも容易に当てはめることができる。

この試験よりさらに早い条件、または範囲内でも中間のデータを取得することで、対数の特性を示す可能性、つまりある程度のひずみ速度以上は降伏応力が増えない特性となることも考えられる。図 3-3-12 のうち、硬化温度 80 度 2 時間⇒110 度 3 時間の結果を抜粋したものを図 G-5 に示す。図 G-5 に近似曲線①ひずみ速度実験値の試験範囲を外挿しない場合、②クーパーシモンズの式で外挿した場合 ③対数で近似曲線を表した場合を示す。③は、ひずみ速度が大きく影響する外挿側では、①と②の間に位置する。そのため、①ひずみ速度実験値の試験範囲を外挿しない場合と、②クーパーシモンズの式で外挿した場合の解析結果を比較した。図 G-6 に引張試験片モデルの結果、図 G-7 に曲げ試験片モデルの結果を示す。引張試験片モデルの場合は、どちらも有意差が見られなかった。曲げ試験片モデルの場合は、外挿した方が、最後の繊維破断の際、

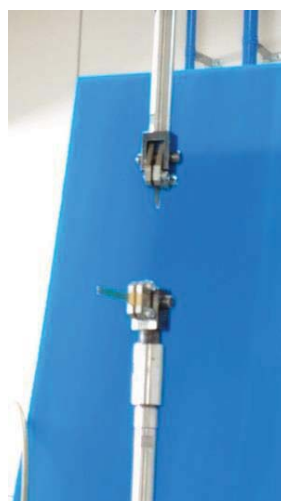




図G-1 試験片（クランプ部距離115mm 中央w10×t3）

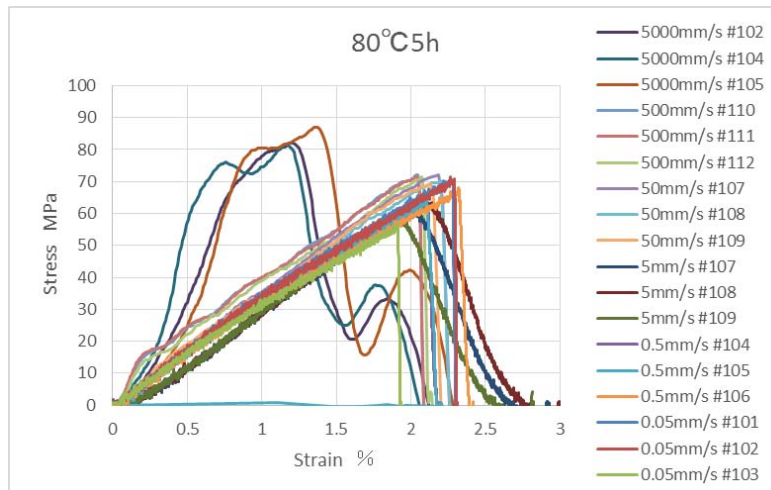


(a) 低速引張試験

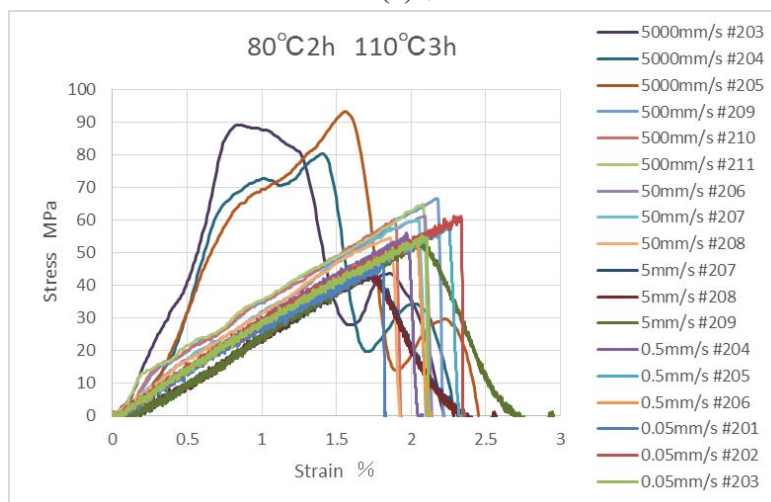


(b) 高速引張試験

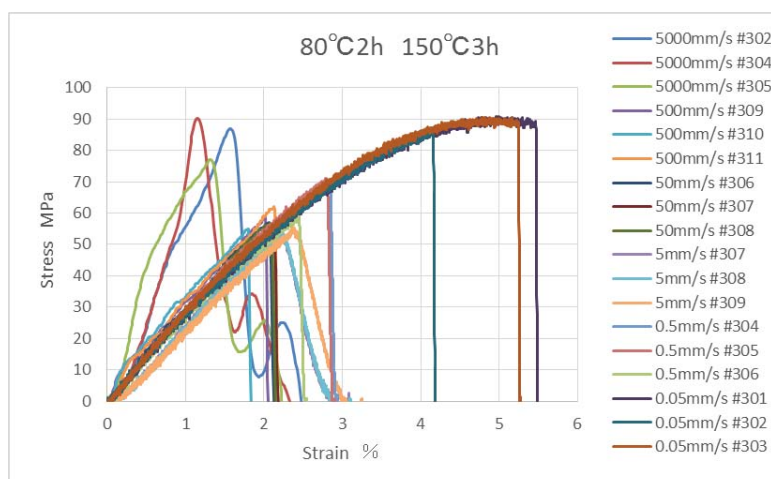
図G-2 試験装置



(a) 仕様1

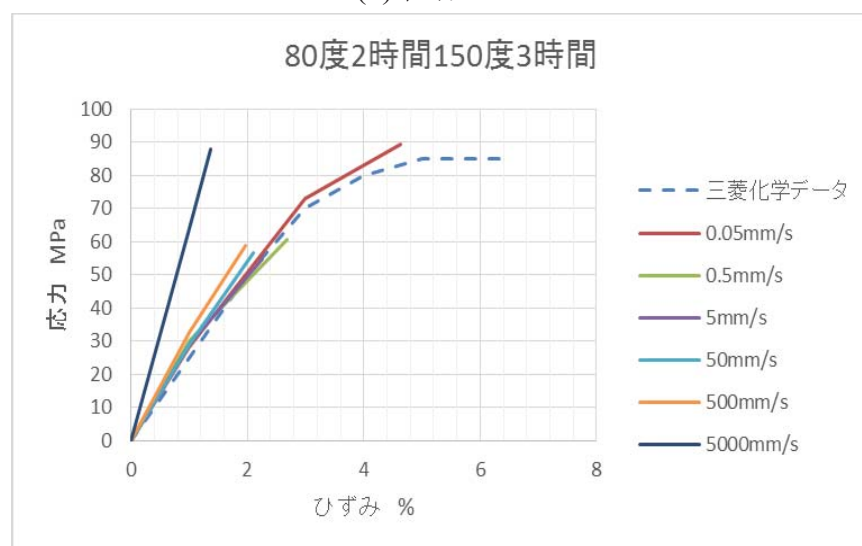
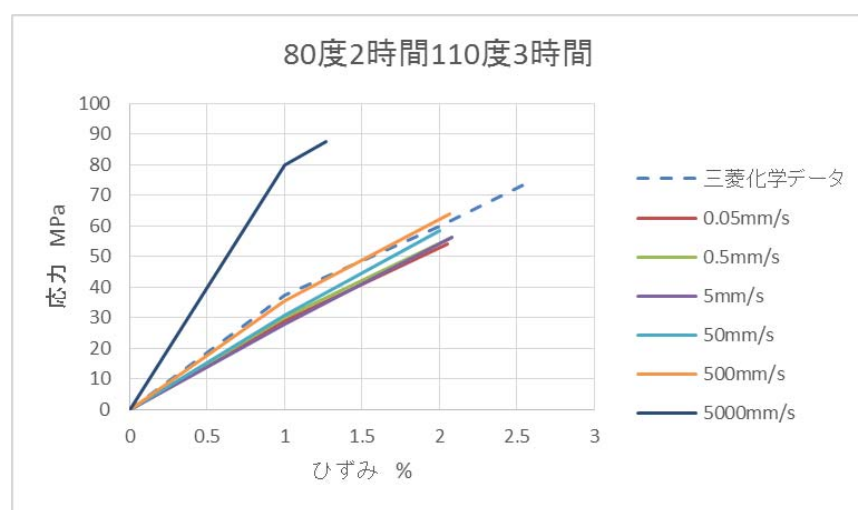
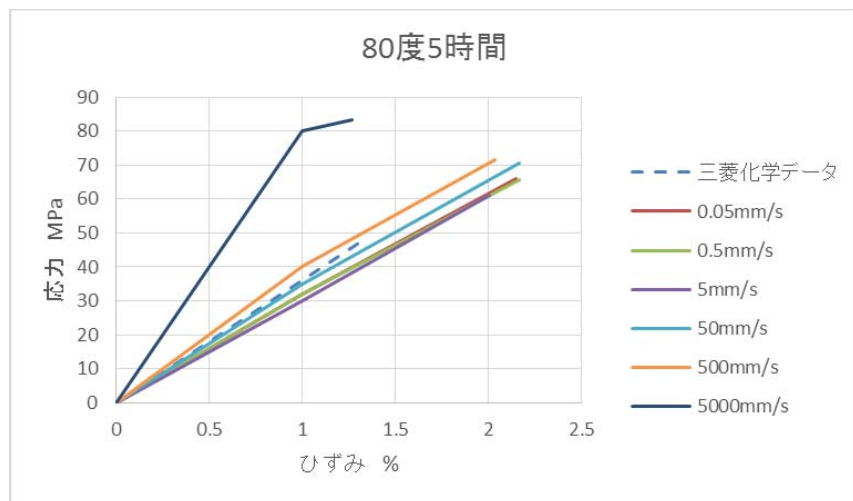


(b) 仕様2

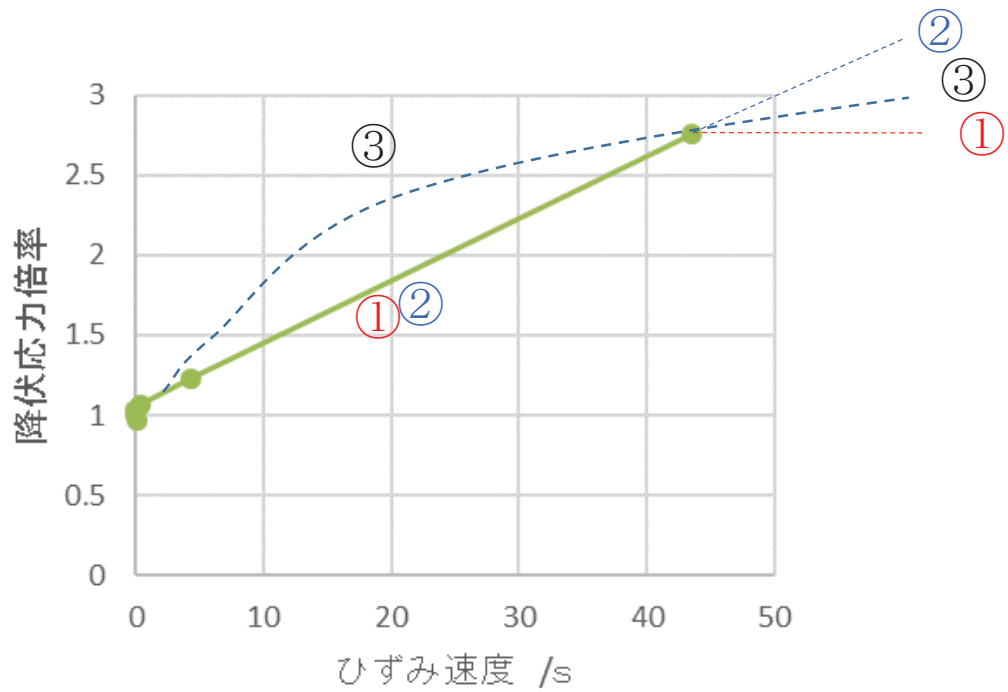


(c) 仕様3

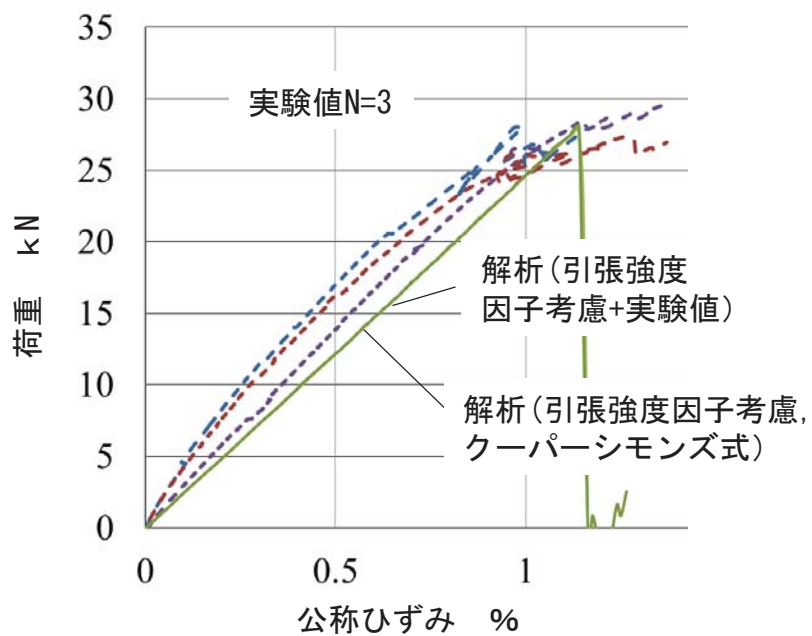
図G-3 樹脂ひずみ速度依存性試験結果(応力-ひずみ線図)



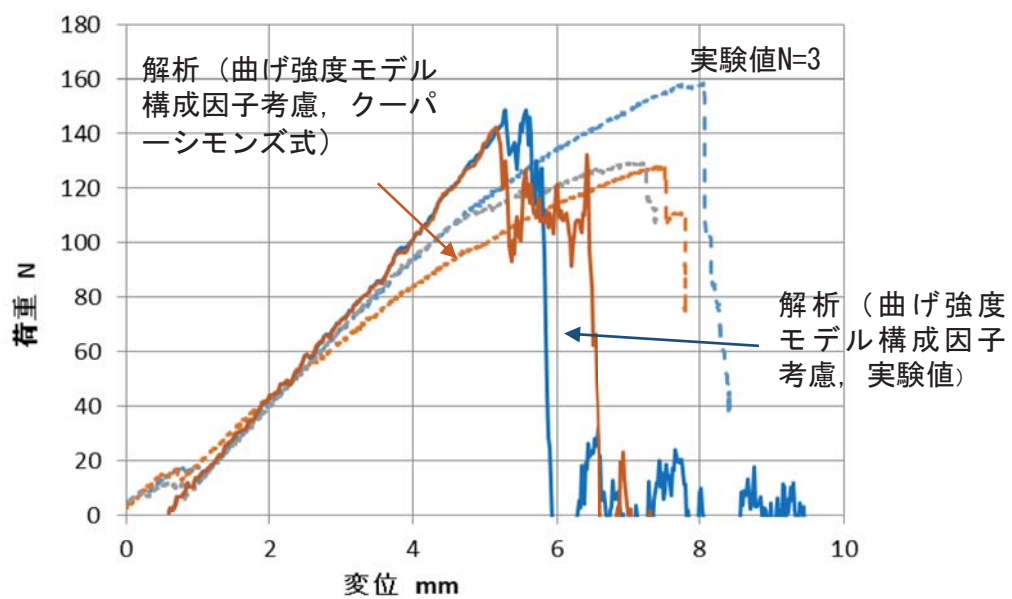
図G-4 樹脂ひずみ速度依存性試験結果  
(金属の降伏応力、引張強度に相当する2点で整理)



図G-5 樹脂ひずみ速度試験結果と近似曲線  
90度2時間⇒110度3時間仕様



図G-6 90度交差試験片 引張荷重-ひずみ線図  
ひずみ速度外挿有（クーパーシモンズ式），無の比較



図G-7 90度交差（クリンプ有）試験片 曲げ荷重-ひずみ線図  
ひずみ速度外挿有（クーパーシモンズ式），無の比較



(a) 負荷中



(b) 破壊後

図H-1 圧縮ひずみ測定試験

樹脂の影響で破壊する変位が伸びて、実験値に近い結果となった。この場合、ひずみ速度依存性の影響を過剰に評価しすぎる懸案があるため、ひずみ速度を適用する上下限の範囲を決めたほうが望ましい。しかし、本研究の範囲においては、線形弾性体の傾きに近づくものの、線形弾性体の傾きより大きい特性にまでにはなっていないということと、応力波は音速以上にはならない（クーランの式を超えて計算しない）ということとから、クーパーシモンズの式で線形に外挿補間しても問題無いと考える。

以上からこれらの結果を、有限要素解析に用いることにする。

## H マトリクス樹脂 圧縮試験

本研究で用いるマトリクス樹脂の圧縮試験を行い、樹脂自体の破壊特性の把握と、有限要素解析に用いるパラメータを計測した。

圧縮の場合、樹脂が破壊するまで座屈してしまわないようにする必要がある。しかし、ある程度の試験片長さがないと圧縮ひずみも正確に測定することができない。よって、圧縮ひずみと圧縮強さは試験片の形状を変えた別の試験とし、圧縮ひずみ測定実験と圧縮強さ測定試験の2種類を行った。試験片、試験装置、試験条件を以下に示す。

試験機 : テンシロンUCT-30T オリエンテック社製

試験片形状 :  $10 \times 3 \times 37.5$  mm ; 圧縮ひずみ試験片

$10 \times 3 \times 7.5$  mm ; 圧縮強さ試験片

(ともにJIS K 7161-21A型より切り出し加工)

使用ゲージ : KFG-2-120-D17-11L3M2S 共和電業社製

圧縮速度 : 3 mm/min (クロスヘッド速度)

試験数 : N = 3

試験雰囲気 : 24 °C, 48 %RH (試験室常温)



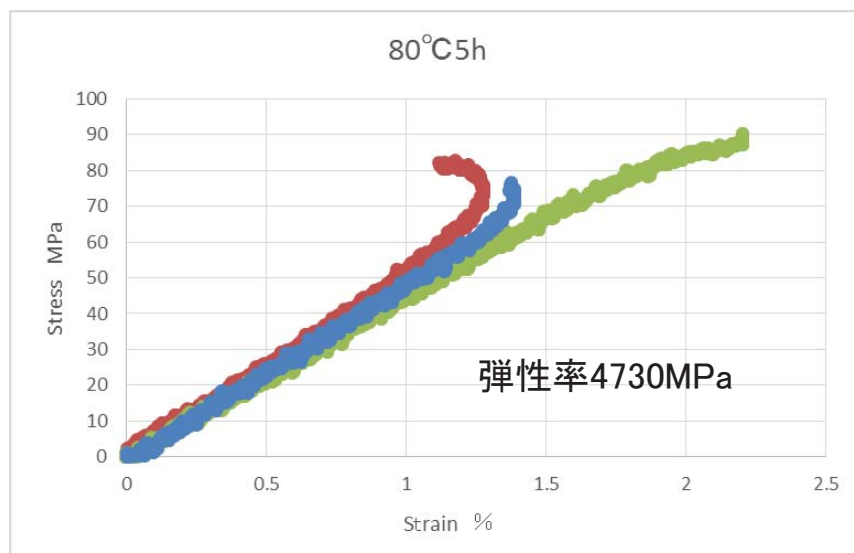
試験片は本研究のCFRPの交差試験片に用いているエポキシ樹脂（三菱化学jER828）の硬化温度を変えた3種類（a）仕様1 80度5時間、（b）仕様2 80度2時間⇒110度3時間、（c）仕様3 80度2時間⇒150度3時間 である。

まず、圧縮ひずみ測定試験の様子を図 H-1 に示す。圧縮ひずみはひずみゲージにて測定した。測定結果を図 H-2 に示す。横軸はひずみ、縦軸は荷重を試験の断面積で割った応力である。試験前後において、ノギスで計測する限りであるが試験片の断面積に大きな変化は無かった。試験数 N=3 に対し、それぞれ赤線、青線、緑線でプロットしている。弾性率は硬化温度が高いほど小さくなっている。また引張側の弾性率が 3740MPa であるので、圧縮弾性率は若干引張より大きい値となった。

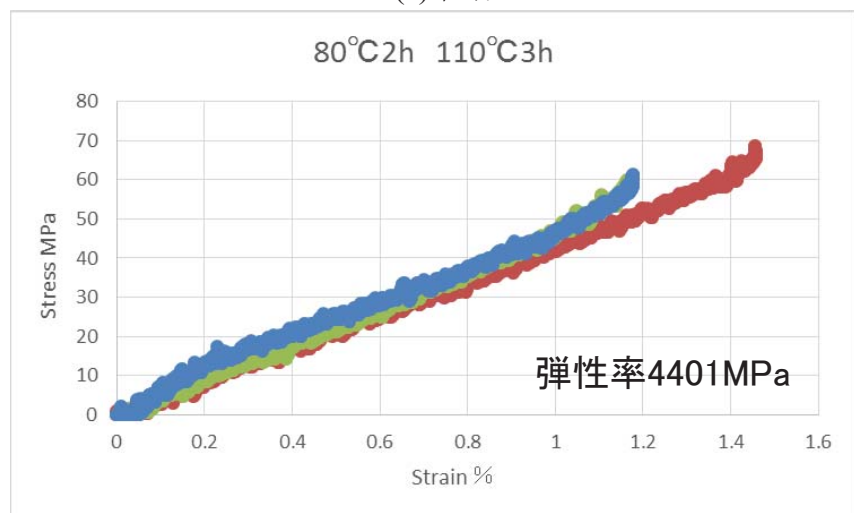
圧縮弾性率が引張弾性率と異なる結果となった理由は、JIS 規格に基づく試験片形状としたものの、試験片に荷重をかける端面の直角度などから誤差が出たものであり、ばらつきの範囲と推定される。本研究における、樹脂物性モデルでの引張/圧縮非対称性は、弾性率の違いの影響よりも、破壊後の引張と圧縮での取り扱いの違い（引張側は応力を 0、圧縮側は破壊しても荷重を受け続ける、また引張側は破壊しても圧縮側の荷重を受ける）の影響が大きいと考えている。圧縮側の弾性率が異なる場合に対し、引張側の弾性率と同じ場合での解析を行い、比較をした結果、本研究の範囲において、弾性率の差で破断ひずみには大きく影響しないことを確認した（図 H-3）。

次に、圧縮強さ測定試験の様子を図 H-4 に示す。圧縮強さ試験の場合は試験片の長さを座屈しないように短くしており、ひずみゲージを貼り付けることができない。また破壊直前までひずみを測定する必要があることから、試験機のスロークを計測し、試験片長さから換算することとした。その測定結果を図 H-5 に示す。横軸が変位（スローク）、縦軸は荷重である。試験数 N=3 に対し、それぞれ赤線、青線、緑線でプロットしている。降伏してから塑性変形を起こしながら破壊している。これらの降伏応力

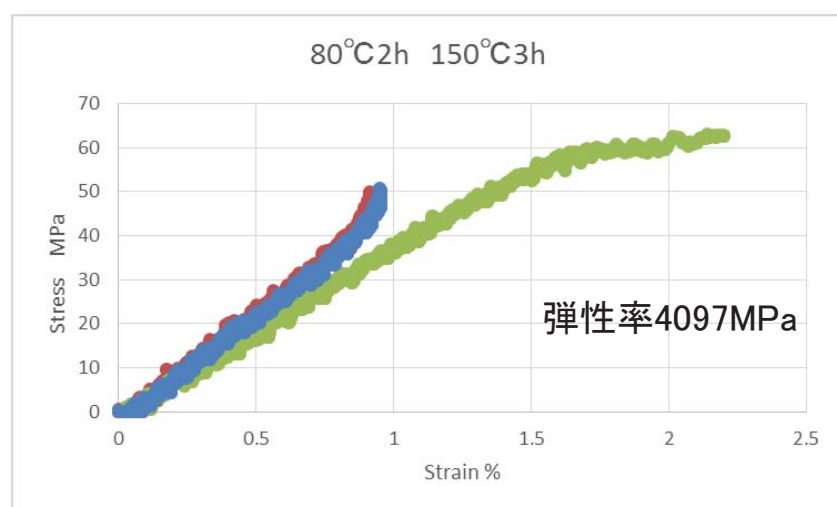




(a) 仕様1

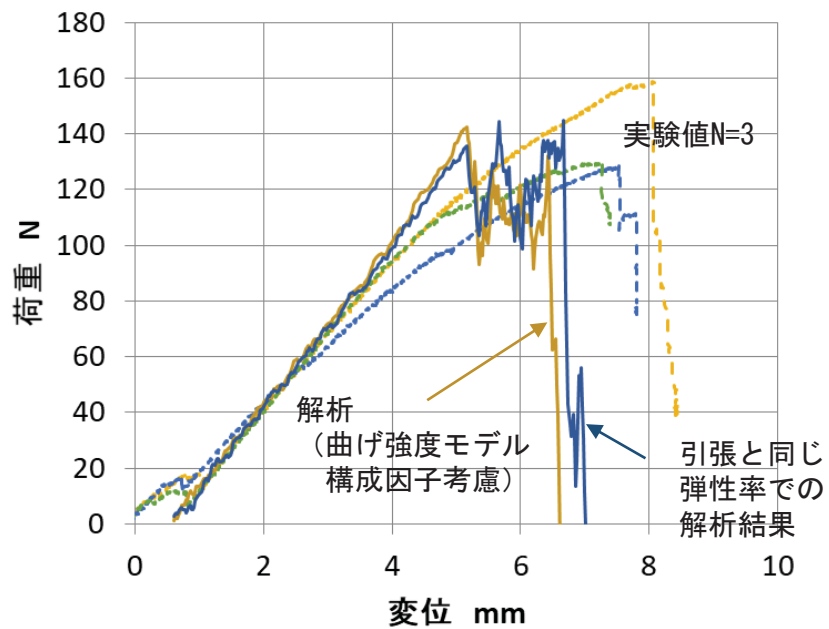


(b) 仕様2



(c) 仕様3

図H-2 樹脂圧縮ひずみ測定試験結果



図H-3 90度交差（クリンプ有）試験片  
曲げ荷重-ひずみ線図  
圧縮側弾性率違いによる比較

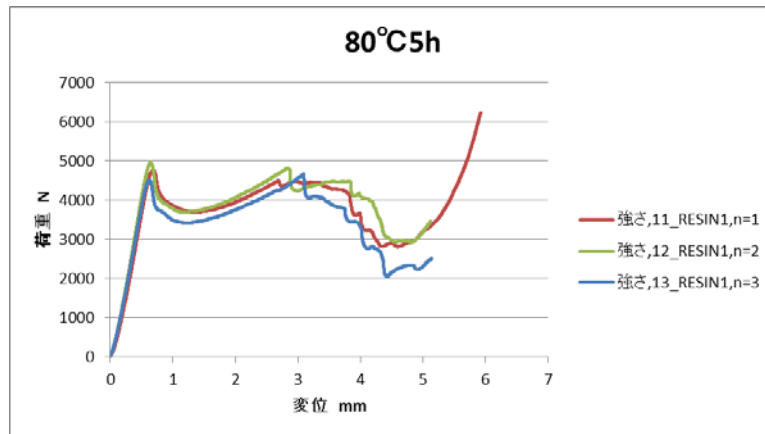


(a) 負荷中

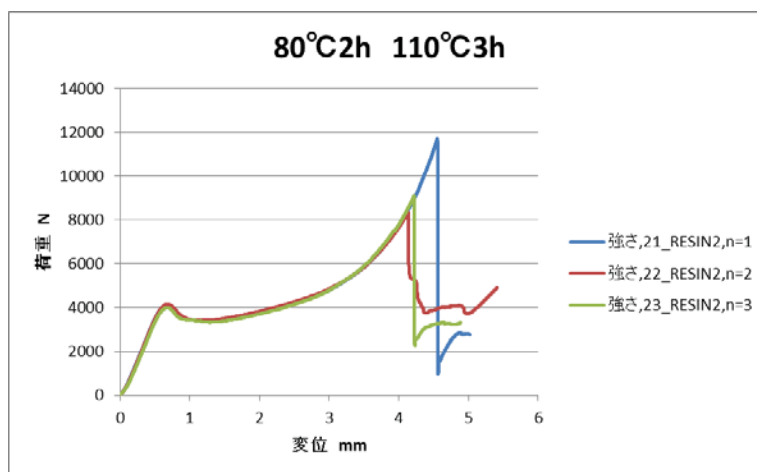


(b) 破壊後

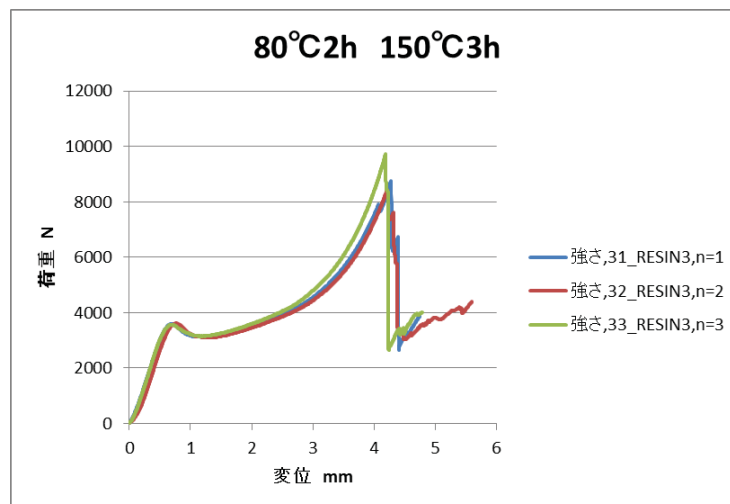
図H-4 圧縮強さ測定試験



(a) 仕様1

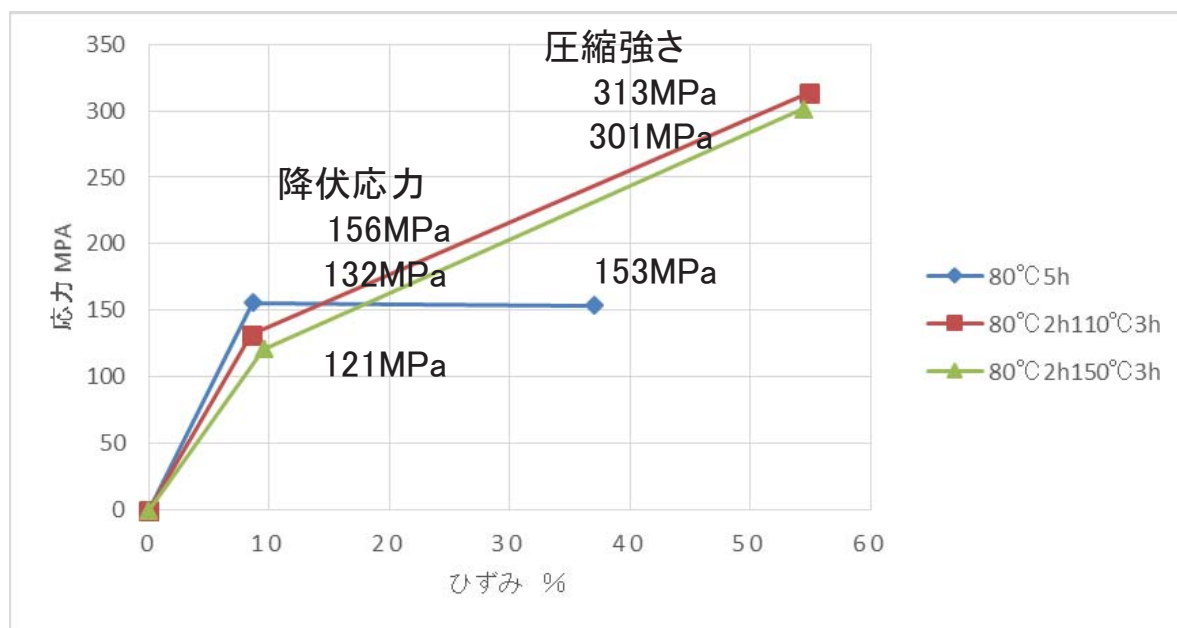


(b) 仕様2



(c) 仕様3

図H-5 樹脂圧縮強さ測定試験結果



図H-6 樹脂の圧縮試験結果（降伏応力，圧縮強度で整理）

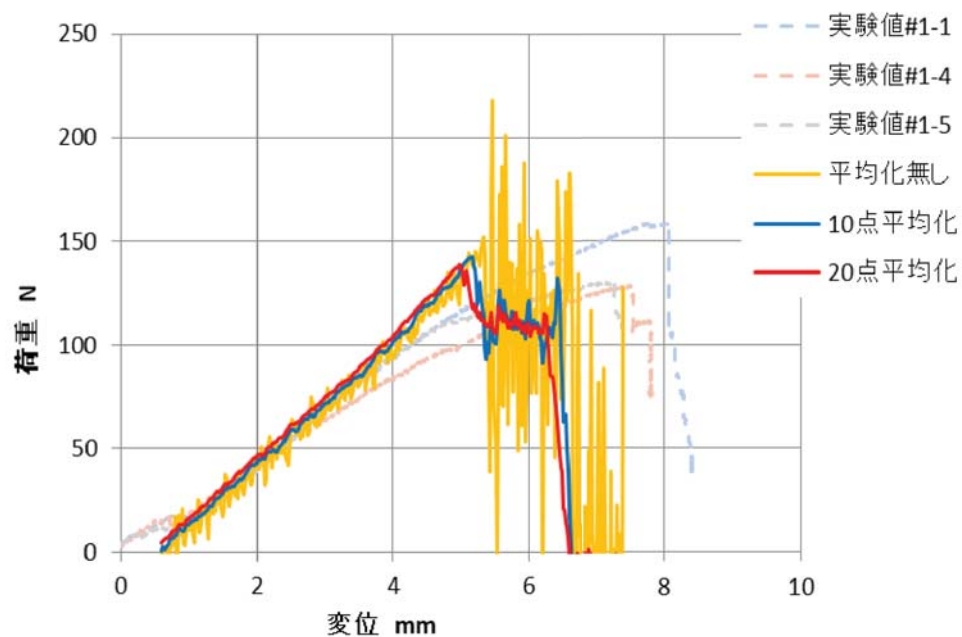
と圧縮強さの 2 点を直線で結び、簡易的な曲線として、応力—ひずみ線図を作成した。応力とひずみは、試験結果の荷重と変位から、試験片長さで割って、それぞれ換算した。その結果を図 H-6 に示す。たとえば硬化温度 80 度 2 時間⇒110 度 3 時間の場合は、降伏応力は 132MPa 圧縮強度は 300MPa であった。この弾性率は圧縮ひずみ測定試験結果と異っており、試験片形状によって測定値が変わることがわかった。また、圧縮強度は、降伏応力から一旦応力が下がり、ひずみが 30 -40%程度から急に立ち上がり 300MPa になって破壊する。つまりひずみが小さい領域では、応力が上がらない。よって解析では、樹脂の圧縮強度となる応力値は降伏応力と同じ値を用いることにする。

これらの結果を本研究のメゾスケールモデル有限要素解析に用いる。弾性率はこの圧縮強さ測定結果ではなく、先の圧縮ひずみ測定結果を用い、降伏応力と圧縮強さは圧縮強さ測定結果を用いることとした。

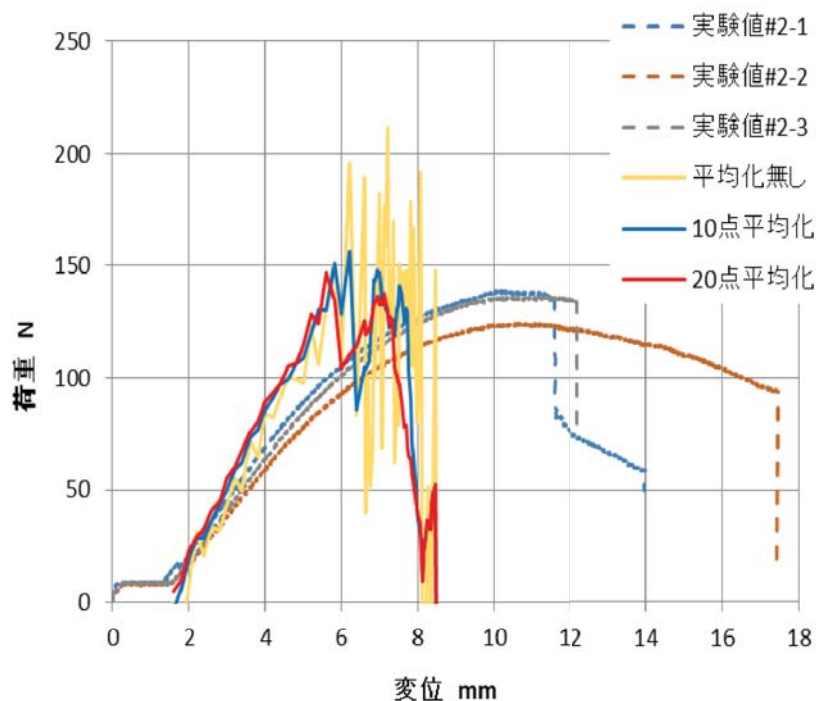
## I 曲げ解析結果の移動平均化処理

第 4 章の曲げ解析結果には、高周波の振動が発生している。振動の原因は、計算時の強制変位の速さと考えている。実験よりも計算では 10000 倍程度のかかなり速い強制変位を与えており、もう少しゆっくり強制変位を与えると振動は小さくなる。ここで、本解析モデルでは合理的手法を目指すため、合わせ込みのファクタである粘性項を敢えて入れていない。粘性項を追加すれば振動を低減できると考える。

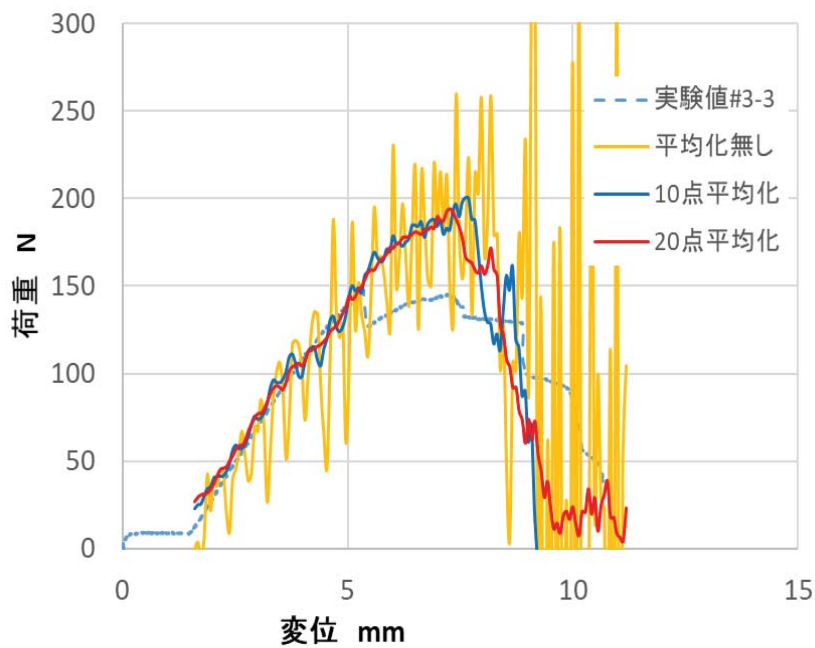
図 I -1～4 のように、平均化していない解析結果そのものに対し、10 点移動平均化すると細かい振動成分は消える。20 点平均化するとさらに大きい振動も消えるが、大きな傾向はもう変わらない。よって本研究での解析では、10 点移動平均を用いて、高周波振動の影響を取り除いて、実験と比較評価することとした。



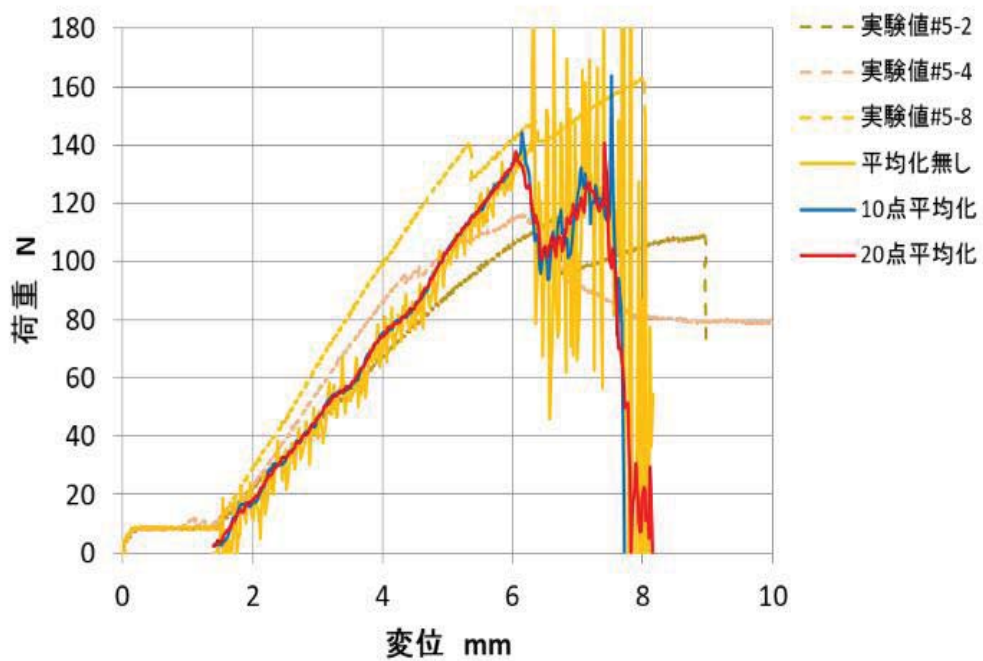
図I-1 90度交差（クリンプ有）曲げ試験片  
曲げ荷重－ひずみ線図  
移動平均化比較



図I-2 90度交差（クリンプ無）曲げ試験片  
曲げ荷重－ひずみ線図  
移動平均化比較



図I-3 45度交差（クリンプ有）曲げ試験片  
曲げ荷重－ひずみ線図  
移動平均化比較



図I-4 90度交差（クリンプ有）樹脂塑性歪大曲げ試験片  
曲げ荷重－ひずみ線図 移動平均化比較



## 参考文献

- (1) 大仲英巳, 燃料電池自動車の開発現状, 高温学会誌, Vol.35, No.5 (2009), pp. 231-238.
- (2) 牧廣, 島村昭治, 田部井清, 大石新, フィラメントワインディング, 日刊工業新聞社, (1970).
- (3) 川付正明, 吉田剛, 小林弘, 川又和憲, 中妻孝之, 岡崎順二, 主藤祐功, 高压水素を充填する複合容器蓄圧器の技術基準に関する検討状況, 平成 28 年度 JPEC フォーラム要旨集, (2016).
- (4) 高压ガス保安協会編, KHKS0220 (2010) 超高压ガス設備に関する基準, 高压ガス保安協会, (2010).
- (5) 高压ガス保安協会編, KHKTD5202 (2014) 圧縮水素蓄圧器用複合圧力容器に関する技術文書, 高压ガス保安協会, (2014).
- (6) 高压ガス保安協会編, KHKS0128 (2010) 70MPa 圧縮水素自動車燃料装置用容器の技術基準, 高压ガス保安協会, (2010).
- (7) 国際連合 世界統一技術規則第 13 号, 水素及び燃料電池自動車に関する世界統一規則.
- (8) Altenbach, H., Sadowski, T., Failure and Damage Analysis of Advanced Materials, CISM International Centre for Mechanical Sciences, (2015), pp.255-278.
- (9) 田部井清, 田尻邦夫, フィラメントワインディング成形品の強度について, 材料, Vol.16, No.163(1967), pp. 275-280.

- (10) 荒井政大, 角孝平, 伏見祐介, 松田哲也, 均質化法を用いた CFRP 積層板の粘弾性構成式の評価, 計算数理工学論文集, Vol.8(2008), No10-081128.
- (11) 吉川暢宏, 小笠原朋隆, キムサンウォン, 針谷耕太, 炭素繊維強化複合容器の信頼性評価に対するメゾスケールモデルの適用可能性, 日本機械学会 M&M2010 材料力学カンファレンス CD-ROM 論文集, (2010), pp.295-296.
- (12) 針谷耕太, 吉川暢宏, CFRP 製圧力容器のメゾスケールシミュレーション, 日本高圧力技術協会平成 24 年春期講演会概要集, (2012), pp.43-44.
- (13) キムサンウォン, 吉川暢宏, 福重進也, 島村和夫, CFRP 積層板のメゾスケール損傷発展シミュレーション, 日本機械学会 M&M2012 材料力学カンファレンス CD-ROM 論文集, (2012), OS0614.
- (14) 吉川暢宏, 小笠原朋隆, 李洪源, 中川幸次郎, 岡崎順二, 東條千太, 熱硬化性樹脂の過昇温シミュレーション, 第 4 回日本複合材料合同会議 CD-ROM 論文集, (2013).
- (15) 吉川暢宏, 小笠原朋隆, 中川幸次郎, 岡崎順二, 松本隆之, 開繊繊維束の利用による硬化後の局所残留応力低減効果, 日本複合材料学会誌, Vol.39, No.3 (2013), pp. 99-105.
- (16) Shiihara, Y., Sasaki, T., Yoshikawa, N., Kim, S. W., Shimamura, K. and Fukushige, S., Meso-scale damage analysis on carbon fiber reinforced laminates, Proceedings of ATEM15 JSME-MMD (CD-ROM), (2015).
- (17) 針谷耕太, 吉川暢宏, FRP 高圧容器のヘリカル層に関するメゾスケールモデル強度評価, 日本機械学会第 23 回計算力学後援会 CD-ROM 論文集, (2010), pp.590-592.

- (18) 竹花立美, 太田浩, FRP 複合容器の安全性評価と規格, 圧力技術, Vol.35, No.1(1997), pp.15-20.
- (19) Shen, F. C., A filament-wound structure technology overview, Materials Chemistry and Physics, Vol.42, (1995), pp. 96-100.
- (20) Kuwazuru, O., Yoshikawa, N., Theory of Elasticity for Plane-Weave Fabrics, JSME International Journal Series A, Vol.47, No.1 (2004), pp. 26-34.
- (21) 大塚年久, 久保真樹, 田村宏, 小林志好, FRP 円筒管の曲げに関する研究, 日本機械学会論文集 (A 編), Vol.69, No.678(2003), pp.251-256.
- (22) 平井恒夫, 片山伝生, 濱田泰以, 村田泰彦, 極異方性を考慮した FW 円筒の横圧縮に関する研究, 材料, Vol.34, No.377 (1985), pp.138-143.
- (23) 植田剛夫, 人工衛星とその製造技術, 精密機械, Vol.50, No.11 (1984), pp.1736-1740.
- (24) 竹中幸彦ら, フィラメント・ワインディング円筒の強度特性に関する研究, 航空宇宙技術研究所資料, TM133(1968)
- (25) 下出健人, 横関智弘, 青木隆平, 寺島啓太, 紙田徹, CFRP ラティス構造の衝撃伝搬特性に関する研究, 日本複合材料学会誌, Vol.41, No.5 (2015), pp. 159-167.
- (26) Voigt, W., Beitrage zur geometrischen Darstellung der physikalischen Eigenschaften der Krystalle, Annalen der Physik und Chemie, Vol.299 (1897), No.13, pp. 376-385.
- (27) Reuss, A., Berechnung der Fließgrenze von Mischkristallen auf Grund der Plastizitätsbedingung fuer Einkristalle, Journal of Applied Mathematics and Mechanics, Vol.9(1929), pp. 49-58.
- (28) Tsai, S.W., and Wu, E. M., A general theory of strength for anisotropic materials, Journal of composite materials, Vol.5, No.1 (1971), pp. 58-80.

- (29) Azzi, V. D., and Tsai, S. W., Anisotropic strength of composites, *Experimental mechanics*, Vol.5, No.9 (1965), pp.283-288.
- (30) Chang, F. K., Chang, K. Y., A progressive damage model for laminated composites containing stress concentrations, *Journal of Composite Materials*, Vol. 21, No.9 (1987), pp. 834-855.
- (31) 平瀬欣弘, 森孝男, 石原利郎, 加藤昭彦, 川原正言, FRP 容器についての網目理論, 積層理論および FEM による応力解析の比較検討, *日本機械学会論文集 (A 編)*, Vol.57, No.535 (1991), pp. 550-555.
- (32) 植村益次, 山脇弘一, 阿部慎蔵, 井山向史, フィラメント・ワインディング材の剛性について, *東京大学宇宙航空研究所報告*, Vol.4, No.3(B) (1968), pp. 448-463.
- (33) Vasiliev, V., Morozov, V., *Mechanics and Analysis of Composite Materials*, Elsevier (2001), pp.236-237.
- (34) 吉川暢宏, 圧力容器の最適網目補強形状, *圧力技術*, Vol. 40, No.6 (2002), pp.317-323.
- (35) 針谷耕太, 吉川暢宏, 水素ステーション用 TYPEIII 蓄圧器の最適設計, *圧力技術*, Vol.51, No.2(2013), pp.38-44.
- (36) キムサンウォン, 吉川暢宏, 東條千太, 鈴木純三, TYPEIII 蓄圧器のドーム部形状最適化, *圧力技術*, Vol.55, No.1 (2017), pp.3-11.
- (37) 高野直樹, 座古勝, Fixed Grid に基づく均質化法による複合材料のマイクロスコピック・シミュレーション技法の提案, *日本機械学会論文集 (A 編)*, Vol.61, No.583 (1995), pp. 589-594.
- (38) 寺田賢二郎, 弓削康平, 均質化法を用いた複合材料の弾塑性解析 (第 1 報, 定式化), *日本機械学会論文集 (A 編)*, Vol.61, No.590 (1995), pp. 2199-2205.

- (39) 高野直樹, 均質化法による新しい数値シミュレーション, 日本複合材料学会誌, Vol.27, No.1 (2001), pp. 4-11.
- (40) 石原隆史, 野口裕久, 均質化法の微小ひずみ大変形問題への適用, 日本機械学会論文集 (A 編), Vol.66, No.641 (2000), pp. 31-38.
- (41) 高野直樹, 座古勝, 重合メッシュ法による不均質体のミクロ応力解析, 日本機械学会論文集 (A 編), Vol.67, No.656 (2001), pp. 603-610.
- (42) 高野直樹, マルチスケール法解説 (1), JSCES 不確かさのモデリング・シミュレーション法に関する研究会 (第 1 回会合), (2015).
- (43) Xia, Z., Zhang, Y., Ellyin, F., A unified periodical boundary conditions for representative volume elements of composites and applications, International Journal of Solids and Structures, Vol. 40, No. 8 (2003), pp. 1907-1921.
- (44) Xia, Z., Zhou, C., Yong, Q., Wang, X., On selection of repeated unit cell model and application of unified periodic boundary conditions in micro-mechanical analysis of composites, International Journal of Solids and Structures, Vol. 43, No. 2 (2006), pp. 266-278.
- (45) 荒井政大, 角孝平, 福岡隆広, 松田哲也, 均質化法による炭素繊維強化プラスチックの緩和弾性率の評価, 日本機械学会 2009 年度年次大会講演論文集(8), (2009), PP. 5-6, T0101-1-3.
- (46) Shiihara, Y., Sasaki, T., Yoshikawa, N., Kim, S. W., Meso-scale Damage Analysis on Carbon Fiber Reinforced Laminates, Proceedings of ATEM'15 JSME-MMD (CD-ROM), (2015).
- (47) Zhang, Y., Xia, Z., Ellyin, F., Two-scale analysis of a filament-wound cylindrical structure and application of periodic boundary conditions.

- (48) 白鳥英亮, 池上皓三, 服部敏雄, 一方向繊維強化プラスチックの非線形挙動と破断基準, 材料, Vol. 22, No.243 (1973), pp. 1082-1089.
- (49) 白鳥英亮, 池上皓三, 服部敏雄, 一方向繊維強化プラスチックの力学的挙動, 材料, Vol. 22, No.240 (1973), pp. 850-857.
- (50) 桑水流理, 吉川暢宏, 二軸引張における平織布の力学的異方性, 日本機械学会第14回計算力学講演会講演論文集 (2001), pp.163-164.
- (51) 小杉幸寛, 青木隆平, 村上哲彦, 笹口典央, 渡邊秋人, 炭素繊維三軸織物単層複合材料の引張試験特性, 日本複合材料学会誌, Vol.38, No.6 (2012), pp. 236-243.
- (52) 安部展弘, 青木隆平, 小林あおい, 炭素繊維織物複合材料の曲げ疲労特性, 日本複合材料学会誌, Vol.39, No.6 (2013), pp. 231-239.
- (53) <http://www.aero.jaxa.jp/facilities/structure/facility02.html>, (参照日 2017 年 4 月 19 日).
- (54) Rousseau, J., Perreux, D., Verdiere, N., The influence of winding patterns on the damage behavior of filament-wound pipes, Composites Science and Technology, Vol. 59 (1999), PP. 1439-1449.
- (55) 大塚力, 大神敦幸, 滝正佳, FC 車用高圧水素タンク疲労メカニズムの研究, トヨタテクニカルレビュー, Vol.57, No.1 (2010), pp. 107-112.
- (56) GE 社, X 線 CT Nanotom カタログ.
- (57) 竹本真一郎, 上原茂高, 吉川暢宏, FW 工法による CFRP 積層構造のメゾスケール強度解析, 日本機械学会 2015 年度年次大会講演論文集, (2015), J0320204.
- (58) S. Takemoto, N. Yoshikawa, Fracture Evaluation using Mesoscale Model for Filament Wound CFRP Structure, Proceedings of APCFS2016 JSME-MMD (CD-ROM), (2016).
- (59) 竹本真一郎, 宮原護, 吉川暢宏, CFRP 容器ヘリカル層のメゾスケール強度解析, 日本機械学会 M&M 2016 材料力学カンファレンス講演論文集, (2016), OS12-09.

- (60) Littell, J. D., Ruggeri, C. R., Goldberg, R. K., Roberts, G. D., Arnold, W. A., Binienda, W. K., Measurement of Epoxy Resin Tension, Compression, and Shear Stress-Strain Curves over a Wide Range Using Small Test Specimens, *Journal of Aerospace Engineering*, Vol. 21, No.3 (2008), pp. 162-173.
- (61) 竹内ふみ, 河井昌道, 張劍奇, 松田哲也, クロスプライ CFRP 積層板の高温における非主軸引張挙動の速度依存性とその解析, *日本複合材料学会誌*, Vol.32, No.6 (2006), pp. 254-261.
- (62) LSTC, LS-DYNA R8.0 keyword user's manual, Vol.2, (2015), pp.127-129.
- (63) 張劍奇, 河井昌道, 斎藤党, 肖毅, 八田博志, 一方向 CFRP の高温における非主軸引張・圧縮非線形挙動のひずみ速度依存性と粘塑性モデルの定式化, *日本複合材料学会誌*, Vol.35, No.1 (2009), pp. 3-14.
- (64) 金光学, 宮野靖, 國尾武, CFRP 繊維方向の曲げ強度の時間 - 温度依存性 - 三点曲げ試験 -, *材料*, Vol.33, No.370 (1974), pp. 869-87529) 植村益次, 山脇弘一, 阿部慎蔵, 井山向史, フィラメント・ワインディング材の剛性について, *東京大学宇宙航空研究所報告*, Vol.4, No.3(B) (1968), pp. 448-463.
- (65) 石黒太浩, 阿部英嗣, 上野紘一, 湯川伸樹, 藤原正尚, 吉田広明, 石川孝司, 中炭素鋼の延性破壊に及ぼす応力三軸度と組織異方性の影響, *日本塑性加工学会誌*, Vol.54, No.634(2013), pp. 993-997.
- (66) 納富充雄, 岸本喜久雄, 王鉄軍, 渋谷壽一, ABS 樹脂と PC の破壊に及ぼす応力 3 軸度の影響, *日本材料学会学術講演会講演論文集*, Vol. 50 (2001), pp. 115-116).
- (67) Dietenberger, M., Buyuk, M., Kan, C. D., Development of a High Strain-Rate Development Vehicle Model, *LS-DYNA Anwenderforum Bamberg 2005*, (2005).
- (68) Cowper, G. R., Symonds, P. S., Strain-hardening and strain-rate effects in the impact loading of cantilever beams, *Office of naval research, Technical report No.28* (1957)69)



- Orton, S., Chiarito, V., Rabalais, C., Wombacher, M., Rowell, S., Strain Rate Effects in CFRP used for Blast Mitigation, *Polymers*, Vol.6, No.4 (2014), pp. 1026-1039.
- (69) 春山繁之, 森田茂隆, アルミニウム合金鋳物の構成式パラメータの同定, 福岡県工業技術センター研究報告, Vol.13 (2003), pp.143-148.
- (70) Huh, H., Lim, J. H., Park, S. H., High Speed Tensile Test of Steel Sheets for the Stress-Strain Curve at the Intermediate Strain Rate, *International Journal of automotive Technology*, Vol.10, No.2 (2009), pp. 195-204.
- (71) Deshpande, A., Characterization of CFRP and CFRP Composite Materials At High Strain Rate Tensile Loading, Wichita State University, ProQuest Dissertations Publishing, (2006), pp. 1-113.
- (72) Orton, S., Chiarito, V., Rabalais, C., Wombacher, M., Rowell, S., Strain Rate Effects in CFRP used for Blast Mitigation, *Polymers*, Vol.6, No.4 (2014), pp. 1026-1039.
- (73) 山田敏弘, 竹花立美, 福富洋志, FRP 複合容器用一方向炭素繊維強化材の静的引張特性, *圧力技術*, Vol.47, No.6(2009), pp.369-377.
- (74) 田川哲哉, 谷口正典, 宮田隆司, 炭素繊維の引張強度の確率分布, *材料*, Vol. 42, No.479 (1993), pp. 955-961.
- (75) 小林昭, フィラメント・ワインディング材料の力学特性のひずみ速度敏感性に関する粘弾性的検討, 東京大学宇宙航空研究所報告, Vol.4, No.3 (1968), pp. 422-434.
- (76) Guedes, R. M., de Moura, M. F. S. F., Ferreira, F. J., Failure analysis of quasi-isotropic CFRP laminates under high strain rate compression loading, *Composite Structures*, Vol. 84, No.4 (2008), pp. 362-368.
- (77) 竹花立美, FRP 複合容器についての設計解析 - 容器肩部の周巻き端位置とバースト圧力, *圧力技術*, Vol. 35, No.2 (1997), pp. 51-57.

- (78) 竹花立美, FRP 複合容器についての設計解析 第 3 報 FRP 複合容器の積層構成が破裂強度に与える影響, 圧力技術, Vol. 38, No.1 (2000), pp. 33-43.
- (79) 荒居善雄, 大塚朋之, 鈴木弘, 柴田哲, 大淵智之, 飯島隆文, アルミニウム合金ライナ/FW-CFRP 強化複合圧力容器の疲労破壊メカニズムの評価, 日本機械学会論文集 (A 編), Vol.73, No.736 (2007), pp.1388-1394.
- (80) 日本軽金属株式会社編, アルミニウムハンドブック, (2007).
- (81) Qiao, P., Yang, M., Bobaru, F., Impact Mechanics and High-Energy Absorbing Materials: Review, Journal of Aerospace Engineering, Vol.21, No. 4 (2008), pp. 235-248.

## 謝辞

本論文は、著者が東京大学生産技術研究所第1部吉川暢宏研究室において、課程博士の社会人大学院生として、日産自動車株式会社総合研究所EVシステム研究所/先端材料研究所との共同研究として行った研究成果をまとめたものです。この間、吉川暢宏教授には、熱心なご指導、ご鞭撻を賜り、心から感謝いたします。研究に従事する時間も、研究室に出所する日にちも、一般の課程博士学生よりも圧倒的に少ない中、最終的に博士論文としてまとめることができたのも、先生の的確なご指導と多大なご配慮によるものであり、厚く御礼申し上げます。

また、東京大学生産技術研究所柳本潤教授、工学部高橋淳教授、生産技術研究所梅野宜崇准教授、岡部洋二准教授には、本学位論文をまとめるにあたり、有益なご助言を頂きました。厚く御礼申し上げます。

吉川研究室の椎原良典元助教には、研究に行き詰った際など、様々なご助言を頂きました。また、技術専門職員針谷さんには、大学内での実験でのご助言、研究環境を整えて頂きました。さらに、吉川研究室の木村光男特任教授をはじめ、研究員、学生の皆様からの様々なアドバイスや励まし等頂きました。皆様に感謝いたします。さらに、秘書の故門脇さんには生前様々なサポートを頂きました。心から感謝とともにご冥福をお祈り申し上げます。

日産自動車株式会社総合研究所実験試作部宮原さんには、本論文の実験実施において多大な協力を頂き、有難う御座いました。また、実験試作部および生産技術研究開発センターの方々には実験のサポートを頂き、円滑な実験を行うことが出来ました。

また、同総合研究所 EV システム研究所、先端材料研究所の上司の方々およびグループの方々には、本共同研究業務実施の了承、社会人大学院生という機会を与えて頂いたこと、少なからず通常業務への影響を与えたことについてご寛容いただいたこと、厚く御礼申し上げます。

最後に、ここまで陰ながら応援し支えてくれた家族に深く感謝します。

改めて皆様に感謝申し上げます。

平成 29 年 8 月 竹本 真一郎