



Title	熱可塑性開繊平織複合材料の損傷進展解析に基づく層厚・含有率の影響と損傷挙動の評価
Author(s)	藤本, 真由
Citation	大阪大学, 2025, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://doi.org/10.18910/101687
rights	
Note	

The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA

<https://ir.library.osaka-u.ac.jp/>

The University of Osaka

博士学位論文

熱可塑性開繊平織複合材料の
損傷進展解析に基づく
層厚・含有率の影響と損傷挙動の評価

藤本真由

2025 年 1 月

大阪大学大学院工学研究科

目次

第1章	序論	1
1.1	複合材料	1
1.1.1	繊維強化複合材料	1
1.1.2	CFRP と CFRTP	3
1.1.2.1	CFRP と CFRTP に関する適用例	3
1.1.2.2	市場規模	4
1.1.3	開繊糸を用いた複合材料	5
1.1.4	繊維強化形態	6
1.2	本研究の目的	7
1.3	既往研究の課題点と本研究の新規性	8
1.4	本論文の構成	11
第2章	平織複合材料の損傷進展解析手法	13
2.1	緒言	13
2.2	有限要素法	13
2.3	構造スケール	14
2.4	メゾスケールでの損傷進展解析	15
2.5	材料非線形性の適用	16
2.6	一方向繊維強化複合材料の等価物性値算出手法	16
2.7	区間線形に基づく損傷進展解析	17
2.8	繊維強化複合材料における各損傷モード	19
2.9	繊維強化複合材料における破壊則	20
2.10	周期境界条件	24
2.11	重合メッシュ法	26
2.12	結言	32
第3章	熱可塑性開繊平織複合材料の損傷進展挙動に及ぼす層厚の影響	33
3.1	緒言	33
3.2	従来織から開繊織までの層厚が損傷進展挙動へ及ぼす影響	33

3.2.1	層厚を変化させた解析モデル	33
3.2.2	物性値	38
3.2.3	繊維束における解析結果	39
3.2.3.1	繊維束における損傷進展挙動	39
3.2.3.2	繊維束における線形解析と非線形解析の結果比較	45
3.2.4	マトリックスにおける損傷進展挙動	48
3.3	3.2 節より薄い開繊維層厚が損傷進展挙動へ及ぼす影響	53
3.3.1	層厚をさらに薄くした解析モデル	53
3.3.2	繊維束における損傷進展挙動	56
3.3.3	マトリックスにおける損傷進展挙動	61
3.4	結言	64
第4章	開繊維複合材料の損傷進展挙動に及ぼす繊維体積含有率の影響	66
4.1	緒言	66
4.2	解析モデル	66
4.3	解析結果	69
4.3.1	従来繊維に関する解析結果	69
4.3.1.1	従来繊維 Type C1 の損傷進展挙動	69
4.3.1.2	従来繊維 Type C2 の損傷進展挙動	72
4.3.1.3	従来繊維 Type C1 と従来繊維 Type C2 における繊維体積含有率の影響	75
4.3.2	開繊維の解析結果	77
4.3.2.1	開繊維 Type S1 の損傷進展挙動	77
4.3.2.2	開繊維 Type S2 の損傷進展挙動	80
4.3.2.3	開繊維 Type S1 と Type S2 における繊維体積含有率の影響	82
4.4	結言	84
第5章	熱可塑性平繊維複合材料の損傷進展挙動における一体型解析と重合メッシュ解析の比較ならびに実験と解析による初期損傷に関する考察	86
5.1	緒言	86
5.2	有限要素法に基づく一体型解析と重合メッシュ解析	86
5.2.1	解析条件	86
5.2.2	解析結果	89

5.2.2.1	一体型解析と重合メッシュ解析との比較.....	89
5.2.2.2	重合メッシュ法を用いた損傷進展挙動.....	90
5.3	静的引張試験	91
5.3.1	試験装置	91
5.3.2	静的引張試験条件	92
5.3.3	静的引張試験結果	94
5.4	結言	95
第 6 章	結論	97
6.1	本研究の成果	97
6.2	今後の展望	101
	謝辞.....	102
	引用文献.....	103
	研究業績.....	108

第1章 序論

1.1 複合材料

1.1.1 繊維強化複合材料

自然界には金属材料や非金属材料，複合材料など様々な材料が存在する．金属材料は，鉄や鋼などの鉄鋼材料，アルミニウムや銅およびそれらの合金などの非鉄金属材料に分類できる．非金属材料は，セラミックスやガラスなどの無機材料，プラスチックやゴムならびに木材などの有機材料に分類できる．また，複合材料は，繊維強化金属などの金属系，繊維強化プラスチックなどのプラスチック系に分類できる．これら材料の有効な利用方法については古くから考えられてきた．

複合材料の歴史は予想以上に古い．初期の複合材料は天然の骨，石，貝殻等を粘土等に混ぜた物である [1]．石器時代には，自然界に転がっている石を利用して，打製石器や磨製石器を生み出した．農業や牧畜が盛んな時代になると，収穫量や獲物の生産量を上げるために金属が使われ始めた．

20 世紀に入り，石油化学の進歩と共に多くのプラスチック材料が発明され，工業材料としての有機材料が我々の生活をいっそう豊かにした [2]．FRP の開発につながる樹脂（マトリックス）の歴史は，20 世紀初頭から始まった [3]．さまざまな研究が行われた結果，不飽和ポリエステル樹脂が最初に発明されたことをきっかけに樹脂の歴史が進展した．

1930 年代にはガラス繊維の販売が始まり，GFRP（Glass Fiber Reinforced Plastics：ガラス繊維強化複合材料）が誕生した．1942 年になると，米国でガラス繊維と不飽和ポリエステル樹脂による複合材料の利用が始まり，1945 年には生産量は 3,000ton にも達した [3]．これら複合材料の開発は，第二次世界大戦後の宇宙や海洋・原子力分野でアメリカと旧ソ連邦を中心に進展した．特に宇宙開発分野での米ソ競争は開発を大きく促進させた．ロケットの材料と航空機の材料は共通点も多く，両分野での使用が期待できる「軽くて強く，曲がりにくい材料」へ期待が寄せられた．それまで使われていた航空機の構造材料は，機体の大きさや機種にもよるが，木材，マレージ鋼，アルミニウム，チタン，マグネシウムなどの合金である [4]．当時は，これら金属材料の特性改善案も提示されたが，強度を持ちつつ，織り方の工夫で性質を変えることができる複合材料へのシフトにより大きな期待が集まった．

開発競争が始まって 10 年ほど経過した 1970 年頃には 28 種類もの補強用繊維が存在した．この時点ですでに存在していたのは，ガラス，鋼，それにナイロンの繊維である [4]．ガラス繊維は弾性率不足という問題があった．鋼は強度や弾性率が高い一方で，密度も大きいため，比強度や比弾

性率が低くなってしまうという問題があった。ナイロンも同様に補強繊維としての弾性率が低かった。そのため最終的に炭素繊維とアラミド繊維が着目された。しかし、最近の複合材料をめぐる諸問題の中で、社会的に大問題になっているのが廃棄物処理の問題である [4]。例えば、ガラス繊維強化樹脂複合材料は 1990 年度に年間 40 万トンも廃棄された。金属材料のようにリサイクルが出来るか、微生物による分解が可能であることが理想であるが、現状では課題として残っている。そのため、今後は再利用や廃棄処理まで考慮された複合材料が求められる。

複合材料を定義付けると、「2 種類以上の材料を組み合わせ成形することによって、素材単独では持つことのできない性質を発揮し得るようにした材料」、さらに具体的にいえば「素材をへだてる明瞭な界面を有する、少なくとも二つの化学的に異なった物質を組み合わせたもの」になる [5]。複合材料はマトリックスに強化剤を添加することで、優れた機械的特性が得られる [2]。

複合材料は強化材の形態によって「繊維強化複合材料」と「粒子分散強化複合材料」に大別される。また母材によって「高分子系複合材料」と「金属系複合材料」、「セラミックス系複合材料」に大別される。

繊維強化複合材料で使用される炭素繊維は、原料としてレーヨン、石油または石炭の残留残渣およびポリアクリロニトリル (PAN) から作られ、原料によってそれぞれ特徴のある性質を示す [6]。炭素繊維は約 $7\mu\text{m}$ の直径で、不完全なグラファイト微結晶の集合体からなる。日本では 1959 年に大阪工業技術試験所の進藤昭男博士が、PAN (ポリアクリロニトリル) 繊維の炭化による炭素繊維製造法を発明したことにより、炭素繊維の研究開発と製品化が進み、炭素繊維を強化材とする CFRP (Carbon Fiber Reinforced Plastics : 炭素繊維強化複合材料) が開発されるようになった [3]。CFRP はマトリックスとなる樹脂により熱硬化性 CFRP (Carbon Fiber Reinforced Thermo Set : CFRTS) と熱可塑性 CFRP (Carbon Fiber Reinforced Thermo Plastics : CFRTTP) に分類される。熱硬化性 CFRP と熱可塑性 CFRP の比較を Table 1.1 に示す。熱硬化性 CFRP のマトリックスに用いられる熱硬化性樹脂は、加熱すると硬化し、硬化が終了すると固化する特性を有する。また、熱硬化性樹脂は剛性や強度に優れ、軽量である。しかし、樹脂が高価であり、製造工程中の廃材や材料自体もリサイクルが出来ないという課題がある。それに対し、熱可塑性樹脂は、加熱すると熔融し、冷却すると硬化する性質を有する。熱可塑性樹脂には劣るが高強度であり、軽量性にも優れる。加えて、熱可塑性樹脂の性質から短時間のプレス成形に向いており、量産性に優れ、リサイクル性も高い。熱可塑性樹脂はその性状から結晶性樹脂と非晶性樹脂に大別される [7]。結晶性樹脂は、鎖状高分子が規則正しく配列した部分とそうでない部分から構成される。代表的樹脂は、ポリエステル樹脂、ナイ

ロン樹脂，ポリエチレン樹脂である．非結晶樹脂は，鎖状高分子が規則正しく並んでいない部分から構成される．代表的樹脂は，ABS 樹脂，ポリカーボネート樹脂などである．

Table 1.1 Comparison of CFRTP and CFRTS

	CFRTS	CFRTP
Advantages	• Can be molded into complex shapes • High rigidity and strength	• Reprocessing is possible • High speed and low cost molding is possible • High toughness and impact resistance
Disadvantages	• Molding takes time • Reprocessing is not possible	- Not suitable for molding into complex shapes - Not resistant to chemicals

1.1.2 CFRP と CFRTP

1.1.2.1 CFRP と CFRTP に関する適用例

複合材料の用途は自動車や航空機，ロケット，産業用途，スポーツ用品など多岐にわたる．自動車では，自動車の外板を中心にフロントフェンダーからエンジンフードへと適用箇所が拡大してきている．初期の適用では，ガラス繊維に熱硬化樹脂を注入し，反応硬化させる RIM (Reaction Injection Molding) と呼ばれる工法が広まり，次に，熱硬化樹脂にガラス繊維を混ぜたものをシート金型にセットした後，加熱圧縮させる SMC (Sheet Molding Compound) が広がってきた [8]．

スポーツタイプの自動車では，軽量かつ高剛性なボディにするため CFRP を採用することが増えてきた．2000 年前後は一部分に CFRP を採用することが多く，1999 年発売の日産自動車のスカイライン GTR はフードに，2003 年発売のマツダの RX-8 はプロペラシャフトに適用した．2010 年代に入ると形状が複雑な部品にも CFRP の採用が進み，2014 年発売の BMW の i3 はモノコックボディに，2017 年発売のトヨタのプリウス PHV はバックドアに適用した．また，2020 年モデルの日産自動車の GT-R NISMO にはフード，フロントバンパー，フェンダーなど自動車の多くの部分で CFRP が使用されている．

2011 年に帝人は熱可塑性 CFRP 用の 1 分以内でプレス成形する技術を開発した．さらに 2011 年 12 月，米 General Motors 社（以下，GM 社）と同技術を用いた熱可塑性 CFRP 部品を共同開発する契約を締結，GM 社が世界に展開する乗用車やトラック，クロスオーバー車などの量産車に採用する方針を掲げた [9]．その後の 2019 年には，GM 社の「GMC シエラ・デナリ 1500」および「GMC

シエラ AT4 1500」の荷台に熱可塑性 CFRTP が量産自動車の構造部材に世界で初めて使用された。

CFRP の航空機への応用は軍用機から始まり、1990 年代前半までの旅客機では機体構造重量の 10%を占めていた。その後、Airbus A380 では CFRP がセンターウイングボックスや後部圧力隔壁などへ展開され構造重量の 20%にまで増加し、さらに B787, A350 では、主翼や胴体等の重要構造部材についても適用されるようになり、機体構造重量の 50%を超える材料として定着した [10]。しかし、CFRP 構造の第一の課題は、材料コストが高いことや成形型コストがかかることにより価格を下げるのが難しいことである。第二の課題は、大荷重を受ける CFRP 構造の設計・評価技術が金属構造ほどに成熟していないことである [11]。いま現在は、実験証明に頼っているのが現状であるため、可能な限り数値解析に置き換え、開発コスト低減が必要である。

航空機産業では、燃費改善および環境適合性のニーズに応えるため、さらなる機体の軽量化が求められている。CFRP が主に広胴機を中心に適用されているが、成形時間が長いと細胴機で求められる高レート生産に適しているとは言い難い。一方で、熱可塑性 CFRTP は短時間成形が可能であるため、細胴機の高レート生産への適用が期待されている。近年、VICTREX 社製の Low-Melt PAEK（ポリアリルエーテルケトン樹脂）という熱可塑性樹脂が登場した。欧州では、航空機の燃料効率向上と温室効果ガスの総排出量を最低でも 30%削減することを目的とした研究プロジェクト「Clean Aviation」の一環で、Low-Melt PAEK 樹脂を使用した次期細胴機サイズの胴体構造を対象に研究を進めている [12]。我が国における航空機への熱可塑性 CFRP 適用例は少ない。しかし、川崎重工業株式会社では、ロボットを用いた積層装置の開発や大型スキン／ストリンガー部品（周方向 1000mm×長さ 2000mm）の一体成形技術開発が実施されている [12]。

未だ適用例は少ないが、国内各メーカーは熱可塑性 CFRP を使用した大型化・複雑形状化に対する研究開発を進めている。一方で欧州は、100 社以上が熱可塑性 CFRP の溶着技術に関する研究を 20 年前から進めており、日本より一歩リードしている。

1.1.2.2 市場規模

株式会社富士経済による炭素繊維強化複合材料の市場調査 [13]では、Table 1.2 に示すように 2021 年の CFRP 市場は 1 兆 4,001 億円、CFRTP 市場は 556 億円で、2035 年の CFRP 市場予測は 3 兆 4,707 億円、CFRTP 市場予測は 3,069 億円にも上る。2021 年比の場合、成長率は CFRP 市場 2.5 倍、CFRTP 市場 5.5 倍になる。

Table 1.2 Carbon Fiber Reinforced Composites Market [13]

	2021	2035 Predictions	Compared to 2021
CFRP	400.1 billion yen	3.4707 trillion yen	2.5x
CFRTP	55.6 billion yen	306.9 billion yen	5.5x

用途別の市場調査では, Table 1.3 に示すように 2021 年の自動車市場は 655 億円, 航空機市場は 4,399 億円で, 2035 年の自動車市場予測は 3,703 億円, 航空機市場予測は 1 兆 1,243 億円である. 2021 年比の場合, 自動車市場 5.7 倍, 航空機市場 2.6 倍にも上る.

Table 1.3 Carbon fiber reinforced composite material market by application

	2021	2035 Predictions	Compared to 2021
Automobile	65.5 billion yen	370.3 billion yen	5.7 x
Aircraft	439.9 billion yen	1.1243 trillion yen	2.6 x

1.1.3 開繊糸を用いた複合材料

開繊技術は, 炭素繊維などの強化繊維束を幅広く, 薄い状態にする技術である. 繊維束において, 厚み方向の繊維本数が少なくなる利点は, 繊維束中へのマトリックスの含浸が短時間で均一に行われるようになることである [14]. 未開繊の場合, 高粘度の樹脂は含浸しにくいため, ボイドが入りやすい問題があった. しかし, 開繊をすることにより, 厚み方向が薄くなるため, 高粘度の樹脂でも含浸しやすく, ボイドが入りにくくなる.

従来より, 強化繊維束を開繊させる方法として, 丸棒で繊維束をしごく方法 [15], 水流や高圧空気流をあて各繊維をばらけさせる方法 [16][17], そして超音波で各繊維を振動させばらけさせる方法 [18]などがある.

軽量・補強特性を向上させた付加価値ある複合材料や熱可塑性樹脂などの高粘度マトリックスによる新しい複合材料などを得るときには, 強化繊維束を開繊する工程が必要不可欠なものとなっている [19].

1.1.4 繊維強化形態

繊維が一方向に配向している UD 材 (Uni Directional 材) は、繊維方向における強度が高くなる特性を有している。しかし、繊維方向以外の荷重が作用した場合、繊維方向の強度と比較すると繊維方向以外の強度は低下してしまう問題がある。そのため、航空機の主翼など平坦な部品などに使用される。繊維方向以外にも強度を持たせるためには、繊維を多方向に配向するといった形態にしなければならない。そこで、UD 材を配向させて積層させた積層材や、3 次元的な強化構造を積み重ねた布やステッチしたフェルトを参考にしたテキスタイル複合材料が検討されつつある [20]。テキスタイル複合材料には、織物、編物、組物などが存在する。

織物は、縦繊維束と横繊維束から構成され、それぞれの繊維束が直交した状態で一定の規則に従って交差している。織物を構成する織り方として、Fig.1.1 のように平織、綾織、朱子織の三種類が代表的である。平織は、縦繊維束と横繊維束が交互に交差している基本的な織り方である。綾織は、縦繊維束が横繊維束の上を 2 本、横繊維束の下を 1 本、交差させる織り方である。朱子織は、縦繊維束が横繊維束の上を 3 本、横繊維束の下を 1 本、交差させる織り方である。

編物は、ループ状の繊維を絡ませて構成しており、径編と緯編に分類される。組物は、複数の繊維が円筒形状に組まれたもので、マンドレルと呼ばれる芯しん金を用いて作製される [21]。

織物複合材料は、繊維束を織構造にすることによって強度や変形能において優れた特性を有する。しかし、織物複合材料は脆性破壊が発生することが多いため、設計における信頼性の確保が重要となる。

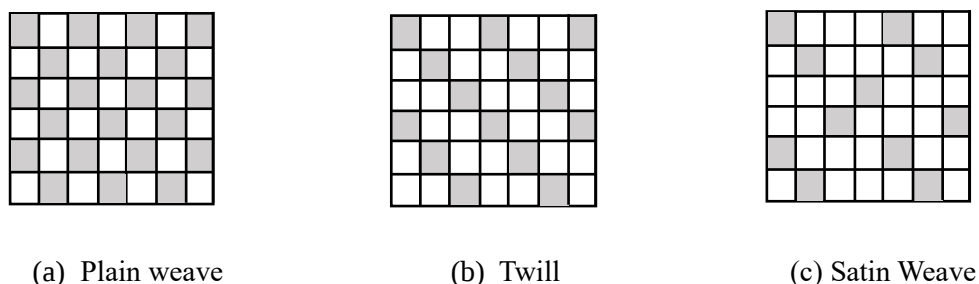


Fig. 1.1 Textile classification

輸送機器分野等で FRP を一次構造材として利用する動きが始まっている。そのため、高信頼性は経済性の点からも安全性の点からも重要であり、自動化・ロボット化の進展に伴い信頼性問題は今後さらに重要性を増すものと予想される [22]。JIS によれば、信頼性とは「系、機器、部品などの、

機能の時間的安定性を表す度合または性質」と定義されており、また信頼度とは「系、機器、部品などが、規定の条件の下で、意図する期間中、規定の機能を遂行する確率」と定義されている [23]. 機械・構造物の設計を行う場合、部材に作用する荷重と部材自身の強度が重要となる。

近年、損傷力学的手法に基づいた破損過程のシミュレーションが、複合材の接合部設計ならびに力学的挙動解析に有効な手段として注目されている [24]. 信頼性解析の理論は発達している一方で、適用するにはまだ難しい。そのため、信頼性解析は相対評価的用法、特に安全に影響を与える要因を調べる影響評価などに使われるに止まっていることも多い [25].

1.2 本研究の目的

熱可塑性複合材料は、樹脂が安価かつ短時間での成形が可能であることから高い生産性を有し、高靱性を示す上にリサイクル性に優れている。しかし以前は、熱可塑性樹脂の粘度の高さから繊維間に樹脂を含浸させることが難しいという欠点があったため、熱硬化性 CFRP と比較すると熱可塑性 CFRTP の活用は遅れていた。しかし、近年、開繊技術が向上したおかげで上記の欠点が払拭され、機械強度が向上した。リサイクルがより求められる循環型社会の実現に大きく寄与することが期待されるため、今後は、軽量化が求められる分野で開繊を用いた熱可塑性樹脂が普及すると考えられる。しかし、開繊を用いた織物複合材料の損傷進展挙動は、これまでの開繊を用いていない織物複合材料の損傷進展挙動とは異なる。

一方で、織物複合材料は、繊維の強化形態の変更や強化材あるいはマトリックスの変更、織構造の変更など多くの設計パラメータを有する。しかし、それらのパラメータを変更する度に試験片作成や製品の試作・評価を繰り返すことは、設計・開発の長期化を招き、コストの増大に繋がる。従って、試作数減らし、試行錯誤的な設計・開発の短縮化をするためには、数値解析を導入することが望まれる。また、織物複合材料は脆性破壊を示すことが多いため、構造物の安全性・信頼性の観点より損傷評価が重要課題の一つである。しかしながら、開繊を用いた織物複合材料の損傷挙動を解析するには、厚みが非常に薄いことや複雑な繊維束の織り構造に起因してマトリックスの樹脂き裂や繊維束内の樹脂き裂、繊維破断など様々なモードの損傷が発生するため損傷評価は容易ではない。さらに、母材に熱可塑性樹脂を用いる場合、その力学的特性は材料非線形を示すため、解析ではその考慮が必要である。

以上の背景を鑑み、熱可塑性開繊平織複合材料 (CF/PA6) の損傷進展挙動に着目し、材料非線形を考慮した損傷進展解析手法を用いて、設計パラメータである層厚や繊維体積含有率が損傷進展挙

動に及ぼす影響を明確にすることを目的とした。また、初期損傷の挙動を AE を用いた引張試験によって確認し、解析との両面から考察を行った。

1.3 既往研究の課題点と本研究の新規性

本研究における熱可塑性開繊平織複合材料の着眼点として、(Ⅰ) 損傷進展挙動に及ぼす層厚の影響、(Ⅱ) 損傷進展挙動に及ぼす繊維体積含有率の影響、(Ⅲ) 一体型解析と重合メッシュ解析との比較ならびに実験との比較、の3つの項目を挙げ、各項目における既往研究とその課題点、ならびに本研究の新規性を整理し、以下に記述する。

(Ⅰ) 損傷進展挙動に及ぼす層厚の影響

【既往研究の課題点】

- 上辻ら [26]は、Fig.1.2 に示す開繊 GF/VE の平織単層材を対象に、層厚を 0.12～0.36mm まで変化させた織構造モデルを用いて損傷力学に基づいた有限要素法による損傷進展解析を行い、層厚の違いにより損傷進展挙動が異なることを報告しているが、母材の材料非線形性までを考慮していない。
- 樋口ら [27]も開繊 CF/EP のクロスプライ積層板を対象に、0° 層をシェル要素で、90° 層を繊維／樹脂を区別してソリッド要素でモデル化した RVE を構築し、さらに 90° 層の樹脂の材料非線形性に塑性モデルである双曲型 Drucker-Prager モデルを用いることで損傷や強度特性の層厚依存性を評価しているが、織構造モデルを用いていない。
- 山根ら [28]は、連続繊維強化熱可塑性 CFRP を用いて、QI 材の引張特性に及ぼすプリプレグの層厚さの影響について調査しているが、損傷進展解析ではない。
- Pillai ら [29]開繊 CF による織物積層材を対象に異方性凝集フェーズフィールドモデルを用いてコンパクトテンション試験におけるき裂進展挙動および強度特性を評価し、Yang ら [30]は開繊 CF/EP のアングルプライ平織積層材を対象に代表体積要素 (RVE) を用いて引張および圧縮の損傷進展挙動を評価しているが、損傷進展挙動に及ぼす層厚の影響を調査していない。

【本研究の新規性】

- 本研究では座古ら [31]が提案した、区間線形理論により応力依存性を考慮した弾性係数の近似式をマトリックスへ適用し、母材の材料非線形性を考慮する。
- 従来織の層厚から開繊を用いた織物の層厚まで変化させたモデルを用いて損傷進展解析を行い、損傷進展挙動に及ぼす層厚の影響を調査する。

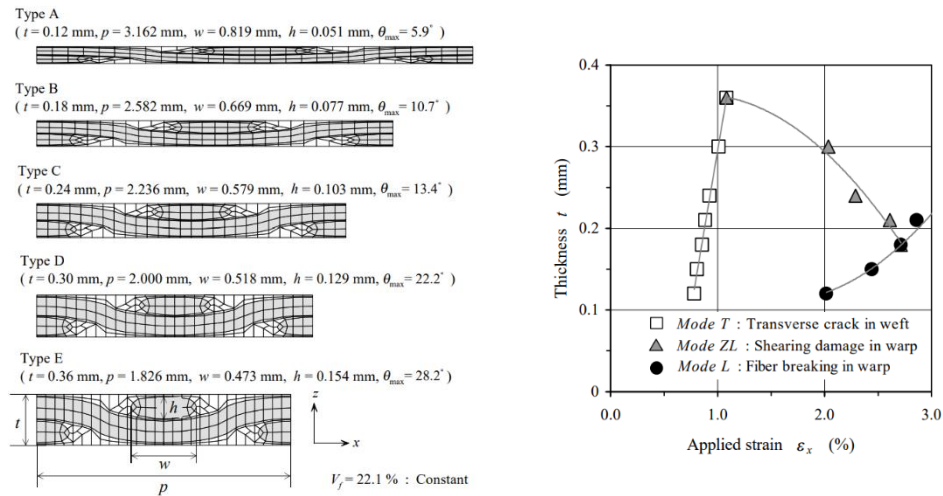


Fig.1.2 The study by Uetsuji et al [26].

(II) 損傷進展挙動に及ぼす繊維体積含有率の影響

【既往研究の課題点】

- 岡部ら [32]は、繊維長、マトリクス の物性及び繊維体積含有率を変化させることにより、連続ガラス繊維強化プラスチックと不連続ガラス繊維強化プラスチックの強度・破壊特性の違いについて報告しているが、熱可塑性織物複合材料については調査がなされていない。
- 西川ら [33]は、Fig.1.3 に示す繰り返し荷重下における開繊糸を用いた平織炭素繊維布強化複合材料の疲労挙動、特にき裂発生に及ぼす織り糸の厚さの影響について報告をしており、その中で臨界エネルギー解放率と繊維体積含有率の関係についても評価しているが、引張負荷を与えた損傷進展解析については十分な調査がなされていない。
- 木田ら [34]は、切欠き長さと繊維体積含有率を変えた短繊維強化 PET の破壊機構を AE 法で調査し報告しているが、開繊材料については触れていない。

【本研究の新規性】

- 3 層積層の 6 層模擬モデルを用いて、繊維体積含有率が損傷進展挙動に及ぼす影響について調査する。

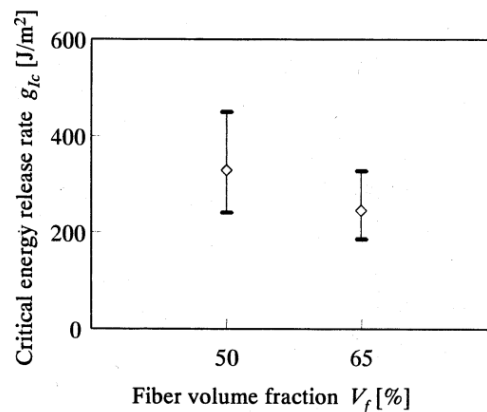


Fig.1.3 The study by Nishikawa et al [33].

(Ⅲ) 一体型解析と重合メッシュ解析との比較ならびに実験との比較

【既往研究の課題点】

- 小柳ら [35]は, Fig.1.4 に示す繊維不連続部を有する PA6/CF 積層板において力学的特性と損傷挙動に与える影響について引張試験と解析の両面で報告しているが, 解析で重合メッシュ法を用いていない.
- 渡邊ら [36]は, CFRP 開繊織物積層材を用いて静的三点曲げ試験および解析で開繊化による材料特性への影響を報告しているが, 曲げ解析で行っている.
- 倉敷ら [37]は, 従来材と開繊材で損傷進展解析を行い損傷進展機構の差異を報告し, 繊維体積含有率制御による初期損傷の抑制提案を行っているが, AE での観察報告はなされていない.
- 小林ら [38]は, CFRP を用いて疲労破壊実験と重合メッシュ法の解析結果との比較. 菊池ら [39]は, 複合材料のき裂に関して重合メッシュ法と境界要素法および体積力法との比較を報告しているが, AE との比較は行っていない.

【本研究の新規性】

- 一体型解析と重合メッシュ法を用いた解析の比較を報告する.
- 初期損傷について AE を用いた引張試験と解析の観点から考察する.

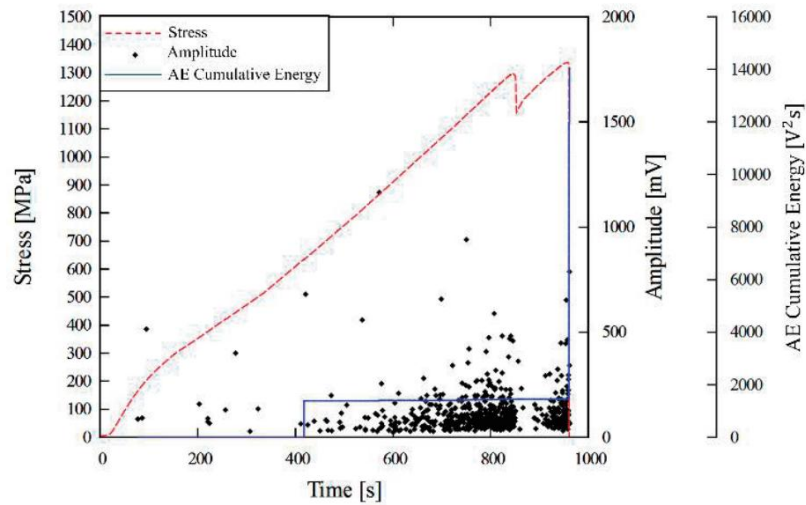


Fig.1.4 The study by Koyanagi et al [35].

1.4 本論文の構成

本論文は 6 章から構成される。

第 1 章では、本研究の背景と目的について記述した。まず、複合材料の概要について述べ、繊維強化形態、本研究の特徴である開繊について論じた。続いて、複合材料が実際に産業界で使用されている状況について具体例を交えながら記述した。また、既往研究の課題点を踏まえ、本研究の目的および新規性を明確にした。

第 2 章では、本研究で用いた損傷進展解析手法等について記述する。まず、損傷進展解析に関する内容について述べる。その後、解析で用いた重合メッシュ法や材料非線形性について示す。

第 3 章では、熱可塑性織物複合材料の損傷進展挙動に及ぼす層厚の影響について明らかにする。層厚を変化させた場合の織物複合材料の損傷進展挙動に着目した研究は、従来織から開繊織まで平織複合材料の利用が多様化する中で、層厚も設計パラメータの一つであり、産業界からは試作前に設計の絞り込みを行うべく、層厚を含めた種々の設計パラメータの影響について数値解析等を用いて事前評価することが更に期待されているからである。そのため、従来織の層厚から開繊を用いた織物の層厚まで変化させ、損傷進展解析を行った結果について記述する。

第 4 章では、開繊織構造と従来織構造の熱可塑性複合材料の損傷進展挙動に及ぼす繊維体積含有率の影響について明らかにする。木田ら [34]が示すように、繊維体積含有率が異なる場合には強度に差が生じ、信頼性や安全性の向上のため繊維体積含有率の影響の評価が重要である。そのため、第 3 章と同じく、従来織構造と開繊織構造を比較し、繊維体積含有率が異なるモデルを作成し損傷

進展解析を行う。

第5章では、一体型解析と重合メッシュ解析を比較し、開繊を用いた損傷進展解析手法への適用可能性を静的引張試験結果と照らし合わせながら記述する。材料に関するパラメータを変更する度に試験片作成や製品の試作・評価を繰り返すことは、設計・開発の長期化を招き、コストの増大に繋がる。従って、試行錯誤的な設計・開発の短縮化をするためには、モデリングの労力を低減する重合メッシュ解析の導入が期待される。そこで、一体型解析と重合メッシュ解析を用いて損傷進展解析を実施し、重合メッシュ解析の有効性を論じると共に、AEを用いた引張試験により初期損傷の挙動を明らかにする。

第6章では、本研究で得られた結果と知見をまとめ、今後の課題と展望を記述する、

第2章 平織複合材料の損傷進展解析手法

2.1 緒言

本章では、本研究で用いた平織複合材料の損傷進展解析手法について記述する。2.2 節では解析対象となる物体のひずみや応力、変位等を算出するための数値解析手法の一つである有限要素法について記述し、2.3 節では本研究の解析スケールについて述べる。2.4 節で本解析の一連の流れを示し、2.5 節では本研究で用いた一方向繊維強化複合材料の材料物性値の算出法について記述する。2.6 節では、損傷進展解析手法について述べ、2.7 節では損傷進展解析の結果得られる各損傷モードについて説明する。2.8 節は、2.6 節の損傷進展解析で用いた破壊則である Hoffman 則 [40]について記述する。2.9 節では第3章や第5章の解析で用いた周期境界条件について説明し、2.10 節では2.9 節と同じく第3章と第5章の解析で用いた重合メッシュ法について述べる。

2.2 有限要素法

有限要素法（FEM: Finite Element Method）とは、解析対象となる物体のひずみや応力、変位等を算出するための数値解析手法の一つであり、構造解析や熱伝導解析などあらゆる分野で用いられている。有限要素法では、Fig.2.1 に示すように解析対象の形状を単純な形状で構成された要素の集合体として近似的に置き換える。そのため、解析対象が複雑な形状の場合でも解析が可能となる。また、解析では、要素の集合体に対して成り立っている連立方程式を解くことにより、節点の変位を近似的に求めており、そこから各要素のひずみや応力を求めている。

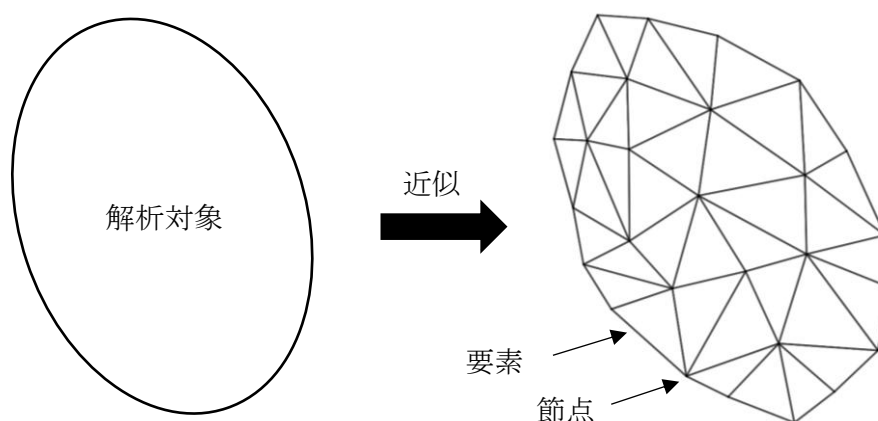
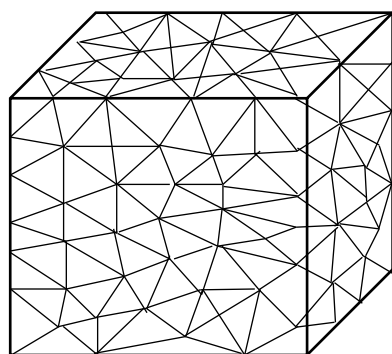


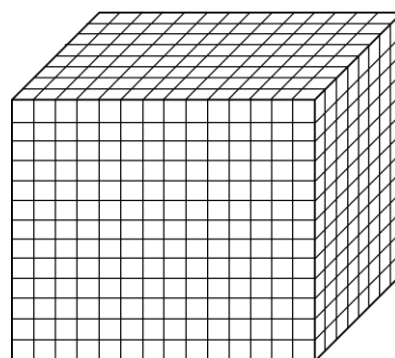
Fig.2.1 Elements and nodes in FEM

有限要素法で用いる要素形状は、0次元要素から3次元要素に大きく分類される。低次元要素は

ど少ない解析コストで解を得ることが可能である．3次元要素の中でもさらに，はり要素・シェル要素・ソリッド要素が存在する．はり要素とは，線として扱う要素のことであり，シェル要素には，三角形のトリア要素・四角形のクワッド要素が用いられる．ソリッド要素には，四面体や六面体といった形状での分割が用いられる．解析精度は，要素形状やメッシュの細かさ，形状の近似度合いによって決定され得る．四面体での要素分割と六面体での要素分割の概念図を Fig.2.2 に示す．



(a) Element division in tetrahedron



(b) Element division in hexahedron

Fig.2.2 Shape of Elements

2.3 構造スケール

繊維強化複合材料を対象とする有限要素解析においてモデリングは，Fig.2.3 のようにミクロスケール，メゾスケール，マクロスケールという3つの異なるスケール構造に分類される．ミクロスケールでは，繊維・樹脂のそれぞれの素材レベルでの挙動を明らかにし，メゾスケールでは，平織や綾織といった織構造を考慮したレベルでの挙動を明らかにする．マクロスケールでは，実際の構造物を対象としたモデルで挙動を扱う．マクロスケールでの評価であっても，より精度の高い評価を行うには，ミクロスケールやメゾスケールでの特性を考慮したマルチスケール解析を行うことが重要である．本研究では，従来と異なる形状の繊維束である開織を対象としているため，繊維束と樹脂から構成される織構造を考慮したメゾスケールでの評価が重要であると考えられるので，メゾスケールを用いてモデリング・解析を行った．そのため次項からは，メゾスケールを対象にした損傷進展解析手法について述べる．

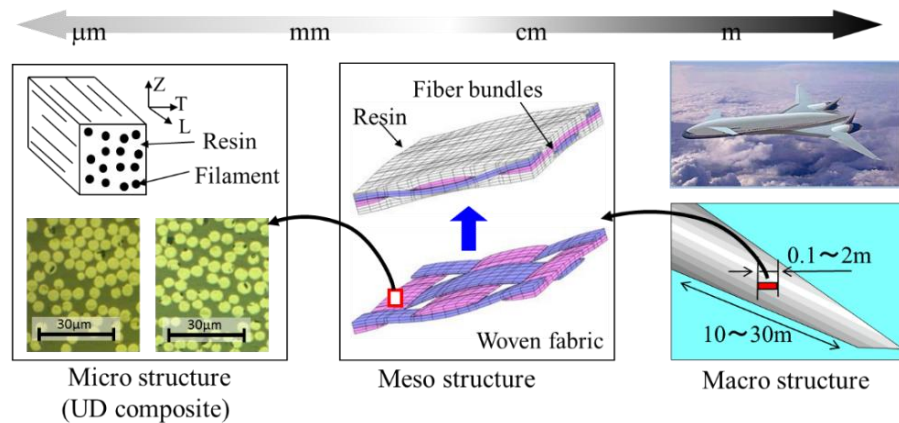
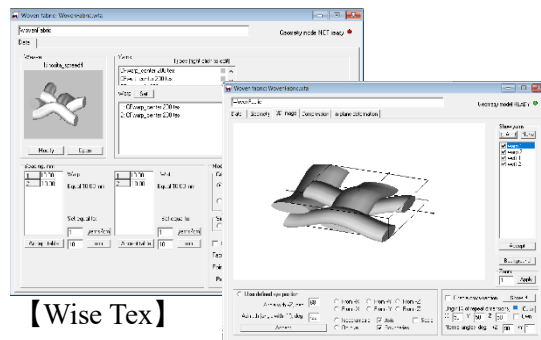
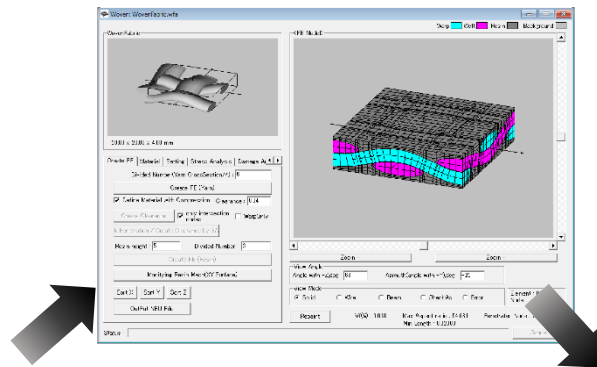


Fig. 2.3 Micro, Meso and Macro structure

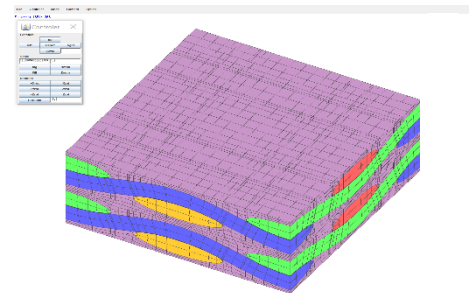
2.4 メゾスケールでの損傷進展解析

本研究で使用しているモデルは，WiseTex [41]及び MeshTex [42]，VisualSacom を用いて作成している．WiseTex [41]では，繊維束の幾何形状を作成し，MeshTex [42]では，有限要素モデリングを行う．本研究室にて開発された有限要素法用プリポストプロセッサである VisualSacom では，作成したモデルを複製したり，境界条件を与えたりする．Fig.2.4 に一連の流れの概要図を示す．

【Mesh Tex】



【Wise Tex】



【VisualSacom】

Fig. 2.4 Modeling of Woven Composites

2.5 材料非線形性の適用

本研究では座古ら [31]が提案した、区間線形理論により応力依存性を考慮した弾性係数の近似式を適用する非線形解析を用いる。この手法は弾性係数として等価弾性係数 E^* 、ポアソン比として等価ポアソン比 ν^* を用いて以下に示す Eq.(2.1)と Eq.(2.2)で定義される。

$$E_i^* = E_i + \alpha_i e^{-n_i \sigma} \quad (2.1)$$

$$\nu_{ij}^* = \nu_{ij} + \phi_{ij} e^{-m_{ij} \sigma} \quad (2.2)$$

また、Eq.(2.1)は Eq.(2.3)に変形出来る。

$$\ln(E_i^* - E_i) = \ln \alpha - n \sigma \quad (2.3)$$

ただし、 E_i , α , n_i , x , ϕ , m は材料定数であり、応力ひずみ線図により求める。ここで、係数 n , m を 0 とすれば弾性解析となる。

2.6 一方向繊維強化複合材料の等価物性値算出手法

繊維複合材料の長繊維強化複合材料の基本構造は一方向繊維強化複合材料と等価とみなすことが出来る。一方向繊維強化複合材料の材料物性値については、強化繊維と母材樹脂の物性値、体積含有率 V_f を基準にした予測式が多数考案されている。本研究では、弾性係数の算出手法として Chamis の式 [43]、強度値の算出手法として Hull の式 [44]を用いる。Eq.(2.4)～Eq.(2.15)に本研究で用いた式を示す。

ここで、 E_L , E_T , E_Z は等価縦弾性係数、 E_{fL} , E_{fT} は繊維の縦弾性係数、 E_m は樹脂の縦弾性係数、 G_{TZ} , G_{ZL} , G_{LT} は等価横弾性係数、 G_{fTZ} , G_{fLT} は繊維の横弾性係数、 G_m は樹脂の横弾性係数、 ν_{LT} , ν_{TZ} は等価ポアソン比、 ν_{fLT} , ν_{fTZ} は繊維のポアソン比、 ν_m は樹脂のポアソン比、 V_f は繊維束における繊維体積含有率である。

また、 F_L^t は繊維長手方向の等価引張強度、 F_T^t , F_Z^t は繊維垂直方向の等価引張強度、 F_f は繊維の引張強度、 F_m^t は樹脂の引張強度、 F_L^c は繊維長手方向の等価圧縮強度、 F_T^c , F_Z^c は繊維垂直方向の等価圧縮強度、 F_m^c は樹脂の圧縮強度、 F_{LT} , F_{TZ} , F_{ZL} は等価せん断強度である。

$$E_L = E_{fL}V_f + E_f(1 - V_f) \quad (2.4)$$

$$\nu_{LT} = \nu_{fLT}V_f + \nu_m(1 - V_f) \quad (2.5)$$

$$E_{BT} = \frac{E_m}{1 - \sqrt{V_f}\left(1 - \frac{E_m}{E_{fT}}\right)} \quad (2.6)$$

$$E_T = E_Z = E_{BT} \frac{S_f}{S} + E_m \frac{S - S_f}{S} \quad (2.7)$$

$$G_{ZL} = G_{LT} = G_m \left[\left(1 - \sqrt{V_f}\right) + \frac{\sqrt{V_f}}{1 - \sqrt{V_f}\left(1 - \frac{G_m}{G_{fLT}}\right)} \right] \quad (2.8)$$

$$G_{TZ} = \frac{G_m}{1 - \sqrt{V_f}\left(1 - \frac{G_m}{G_{fTZ}}\right)} \quad (2.9)$$

$$\nu_{TZ} = V_f \nu_{fTZ} + (1 - V_f) \left(2\nu_m - \nu_{LT} \frac{E_T}{E_L}\right) \quad (2.10)$$

$$F_L^t = F_f V_f + F_m^t (1 - V_f) \frac{E_m}{E_{fL}} \quad (2.11)$$

$$F_L^c = \frac{G_m}{1 - V_f \left(1 - \frac{G_m}{G_f}\right)} \quad (2.12)$$

$$F_T^t = F_Z^t = F_m^t \frac{E_T(1 - V_f)}{E_m} \quad (2.13)$$

$$F_T^c = F_Z^c = F_m^c \frac{E_T(1 - V_f)}{E_m} \quad (2.14)$$

$$F_{LT} = F_{TZ} = F_{ZL} = \frac{1}{2} F_m^c \frac{E_T(1 - V_f)}{E_m} \quad (2.15)$$

2.7 区間線形に基づく損傷進展解析

損傷進展解析とは、材料の強度の評価及び損傷挙動の評価に用いる解析手法である。実現象では、損傷の累積と樹脂の塑性変形により繊維強化複合材料の損傷進展は非線形挙動を表す。しかし、損傷によって材料は特性劣化の影響を大きく受けるため、非線形挙動を示す最も重大な要因は、損傷の累積であると考えられる。そのため、ある時点での損傷状態及び荷重によってその時の力学的挙動が

決定されるため、局所的な増分区間の線形近似により非線形挙動を有する荷重変位曲線を模擬する。繊維強化複合材料は変位の漸増による積み重ねによって損傷の挙動が変化するため、区間線形解析手法として変位を逐次増分させる変位増分法 [26]を用いる。Fig.2.5 に損傷進展挙動の概要図を示す。未損傷である初期状態から変位を逐次増分させる。損傷が発生した場合、まず損傷要素の各方向応力値並びに強度値の比により損傷モードを求める。次に損傷要素の剛性マトリックスの計算を行い、応力の解放及び再分配を行う。その後、損傷要素に対して、異方損傷力学に基づき剛性マトリックスの計算を行う。先ほどの損傷要素に対して剛性を低下させ、損傷発生時と同じ変位の負荷を剛性方程式に対して再度行い、応力再分配後の損傷発生状態を求める。引き続き損傷が生じた場合、損傷要素に対して同様の処理を行い、損傷が生じなくなるまで繰り返す。損傷が発生しなくなれば、その変位における損傷進展は終了したとみなし、変位を増分させて引き続き同様の解析を行う。ある時点の変位において損傷が発生していない場合は、変位の増分を行い、さらに解析を進めていく。従って、本研究の解析手法では、変位の逐次増分による繰り返し計算を行う。また、Fig.2.6 に解析のフローチャートを示す。

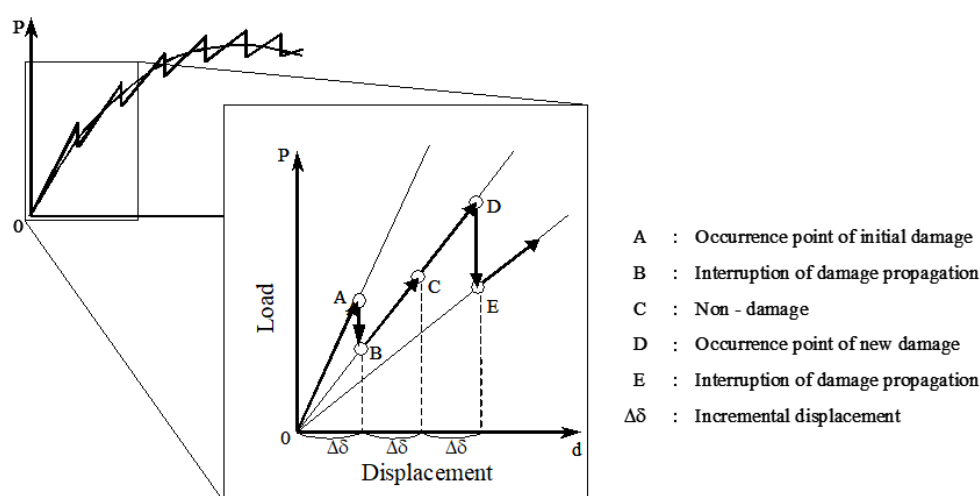


Fig.2.5 Proposal procedure based on incremental displacement method for non-linear behavior caused by damage development [26]

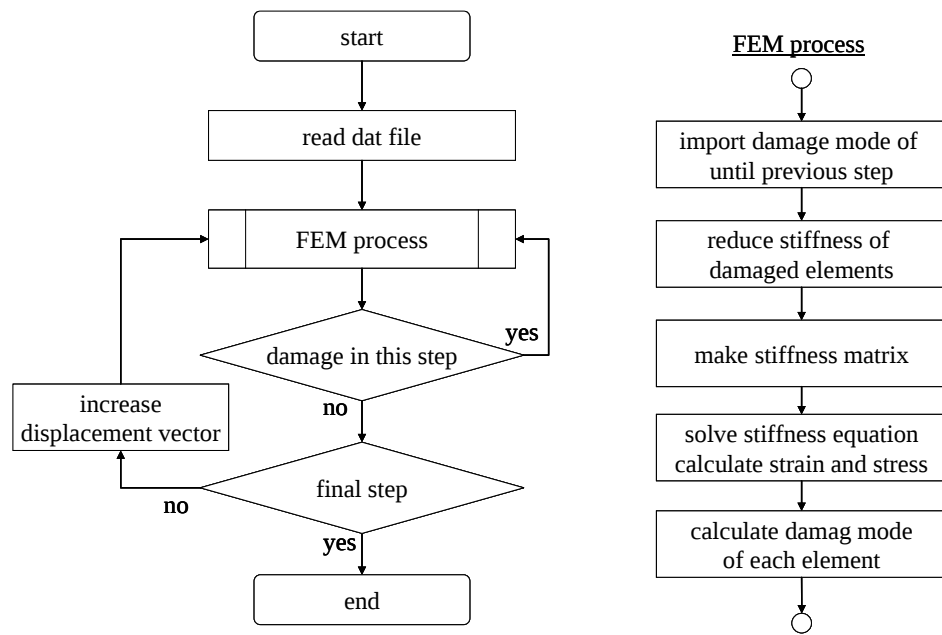


Fig.2.6 Flow chart of damage development analysis [26]

2.8 繊維強化複合材料における各損傷モード

繊維強化樹脂は異方性を示すため、等方性材料とは異なる損傷発生過程を有する。複雑な強化形態を有する織物複合材料であっても、局所的に見れば、一方向繊維強化複合材料と強化機構が似ているため、損傷形態も等しい。そのため、織物複合材料の繊維束を一方向繊維強化複合材料として考え、損傷進展挙動の評価を行う。

金属材料の損傷挙動は、き裂が発生したところから損傷が進展し、破断に至るプロセスである。しかし、繊維強化複合材料の損傷挙動は、金属材料のように損傷が単一の箇所から伝播していくのではなく、様々な損傷が独立での発生あるいは独立な損傷が互いに影響し合って破断に至るプロセスである。繊維強化複合材料の損傷形態には、繊維破断や層間剝離、マトリックスき裂が存在する。Hashin らの破面観察 [45]によって、繊維破断支配型の損傷は繊維と垂直な面においてき裂が発生すること、母材破壊支配型の損傷は層内繊維平行なき裂が発生することが明らかになっている。したがって、繊維束内における各要素の損傷は、材料主軸である L-T-Z 座標系に対し垂直に生じるものとする。以上より、損傷形態は Fig.2.7 に示すように、L-T-Z 座標系に対して垂直に生じる、繊維破断である Mode L、マトリックスき裂である Mode T<、Mode Z & ZL、Mode TZ の4つの損傷モードに分類する。強化繊維の配向が規則的であるため、き裂進展状態はこれらのモードに限定される。また、L 軸は繊維配向方向、T 軸は繊維直角方向、Z 軸は層厚方向のことである。

Mode L は、繊維破断支配型の損傷形態である．き裂は繊維配向方向と直角であると仮定する．また、垂直応力 σ_L に起因して発生する損傷形態と考える．Mode T & LT, Mode Z & ZL, Mode TZ は、母材破壊支配型の損傷形態であり、き裂支配の支配的な応力により分類されている．母材破壊支配型の損傷では、き裂は繊維主軸方向と平行であり、強化繊維は未損傷の状態である．Mode T< は、垂直応力 σ_T またはせん断応力 τ_{LT} に起因して発生すると考え、Mode Z & ZL は、垂直応力 σ_Z またはせん断応力 τ_{ZL} に起因して発生すると考える．Mode TZ は、せん断応力 τ_{TZ} に起因して発生すると考える．Fig. 2.7 に示す損傷モデルは、均質異方性材料の破壊における局所問題としているため、材料主軸 L-T-Z 座標系に基づいた理想的なき裂のみを想定しており、損傷発生後も直交異方性体の挙動を示すものであると仮定している．

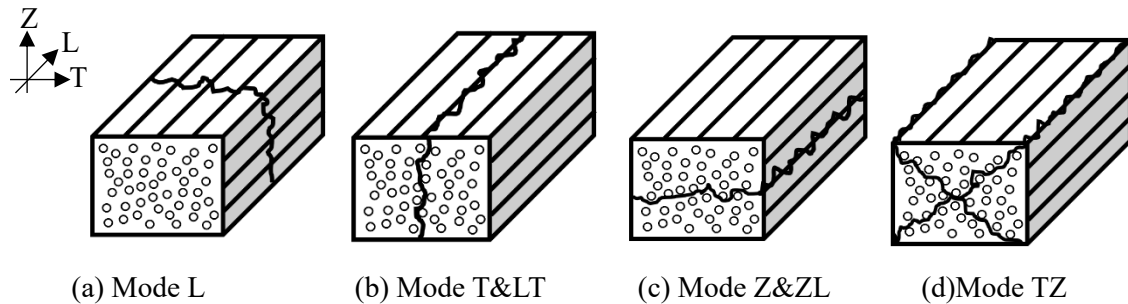


Fig. 2.7 Fracture Mode

2.9 繊維強化複合材料における破壊則

複合材料の破壊則には、様々な理論が提唱されている．代表的な複合材料の破壊則として、最大応力説や最大歪説、Hashin 則、Hill 則、Hoffman 則、Tsai-Wu 則などが挙げられる．最大応力説は、一方向性材料の主方向に作用する応力のいずれか一つがその方向の破壊強度に達したときに破壊が生じるとみなす破壊則である．最大歪説は、一方向性材料の主方向に作用するひずみのいずれか一つがその方向の破壊強度に達したときに破壊が生じるとみなす破壊則である．Hashin 則は、繊維方向を最大応力説で処理し、繊維垂直方向と縦せん断の応力成分を 2 次式で処理する、最大応力説と 2 次多項式強度則のハイブリッド理論である．Hill 則は、Von Mises の降伏条件に対して異方性化した降伏条件を破壊則に転用したものである．この理論の問題点は、一方向性材料の圧縮方向と引張方向で強度が異なる特性を考慮していないことである．この問題点を補うために以下の破壊則が提唱された．Hoffman 則は、圧縮と引張による強度特性の変化を取り入れた最初の理論であり、後述の Tsai-Wu 則の特定の場合の破壊則である．Tsai-Wu 則は Hoffman 則の理論を一般化させた破壊

則である。しかし、Tsai-Wu 則では、強度の相互干渉項を設定する必要があり、この値を得ようとすると、等荷重二軸試験や非主軸引張試験、圧縮試験などを行う必要がある。これらの試験は、高精度な試験片拘束条件を求められるなど試験を実施することが困難である。そのため、Tsai-Wu 則の適用は難しい。以上より、本研究における要素の損傷判定には Hoffman 則を用いる。Hoffman 則を Eq.(2.16)に示す。Hoffman 則では、累積損傷値である F 値が 1 を越えた時点で損傷発生と判定する。

$$F = C_1(\sigma_T - \sigma_Z)^2 + C_2(\sigma_Z - \sigma_L)^2 + C_3(\sigma_L - \sigma_T)^2 + C_4\sigma_L + C_5\sigma_T + C_6\sigma_Z + C_7\tau_{TZ}^2 + C_8\tau_{ZL}^2 + C_9\tau_{LT}^2 \quad (2.16)$$

ここで、 C_i ($i=1\sim9$) は、基礎破壊強度から特定される材料定数であり、Eq.(2.17)~Eq.(2.25)のように定義される。 F^t_L , F^t_t , F^t_Z は L-T-Z 座標系の単軸引張強度であり、 F^c_L , F^c_t , F^c_Z は L-T-Z 座標系の単軸圧縮強度、 F^s_{TZ} , F^s_{ZL} , F^s_{LT} は L-T-Z 座標系のそれぞれ TZ 面内、ZL 面内、LT 面内のせん断強度である。

$$C_1 = \frac{1}{2}\{(F^t_T F^c_T)^{-1} + (F^t_Z F^c_Z)^{-1} - (F^t_L F^c_L)^{-1}\} \quad (2.17)$$

$$C_2 = \frac{1}{2}\{(F^t_T F^c_T)^{-1} + (F^t_Z F^c_Z)^{-1} - (F^t_L F^c_L)^{-1}\} \quad (2.18)$$

$$C_3 = \frac{1}{2}\{(F^t_T F^c_T)^{-1} + (F^t_Z F^c_Z)^{-1} - (F^t_L F^c_L)^{-1}\} \quad (2.19)$$

$$C_4 = (F^t_L)^{-1} - (F^c_L)^{-1} \quad (2.20)$$

$$C_5 = (F^t_T)^{-1} - (F^c_T)^{-1} \quad (2.21)$$

$$C_6 = (F^t_Z)^{-1} - (F^c_Z)^{-1} \quad (2.22)$$

$$C_7 = (F^s_{TZ})^{-2} \quad (2.23)$$

$$C_8 = (F^s_{ZL})^{-2} \quad (2.24)$$

$$C_9 = (F^s_{LT})^{-2} \quad (2.25)$$

Hoffman 則によって損傷が発生したと判定された場合、支配的応力を決定して損傷モードの特定を行う、その力学的特性を損傷状態における構成則である Eq.(2.26), Eq.(2.27)に代入する.

$$\{\sigma_{LTZ}\} = [Q_{LTZ}^*]\{\varepsilon_{LTZ}\} \quad (2.26)$$

$$[Q_{LTZ}^*] = \begin{bmatrix} d_L^2 Q_{11} & d_L d_T Q_{12} & d_Z d_L Q_{13} & 0 & 0 & 0 \\ d_L d_T Q_{12} & d_T^2 Q_{22} & d_T d_Z Q_{23} & 0 & 0 & 0 \\ d_Z d_L Q_{13} & d_T d_Z Q_{23} & d_Z^2 Q_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{4d_T^2 d_Z^2}{(d_T + d_Z)^2} Q_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{4d_T^2 d_Z^2}{(d_T + d_Z)^2} Q_{44} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{4d_T^2 d_Z^2}{(d_T + d_Z)^2} Q_{44} \end{bmatrix} \quad (2.27)$$

ここで、 Q_{ij} は初期非損傷状態の応力ひずみマトリックスの成分とする．Eq.(2.28)～Eq.(2.30)の d_L , d_T , d_Z は、損傷テンソルの主値 D_1 , D_2 , D_3 によって求まる．

$$d_L = (1 - D_1) \quad (2.28)$$

$$d_T = (1 - D_2) \quad (2.29)$$

$$d_Z = (1 - D_3) \quad (2.30)$$

用いている破壊則は巨視的なため、損傷発生の有無しか特定できない．そのため、損傷変数 D_i は、初期非損傷状態の 0 あるいは損傷状態の 1 のどちらかである．損傷が発生した要素に負荷が加わった場合でも負荷方向の弾性係数は損傷後も変化しないものとする．各損傷モードにおける剛性マトリックス成分値を Eq.(2.31)～Eq.(2.34)に示す．ただし、 Q_{ij}' は損傷状態における剛性マトリックス、 Q_{ij} は初期状態の剛性マトリックス $[Q]$ の成分とする．

$$\text{Mode L :} \quad Q'_{ij} = \begin{bmatrix} \xi' Q_{11} & \psi' Q_{12} & \psi' Q_{13} & 0 & 0 & 0 \\ \psi' Q_{12} & Q_{22} & Q_{23} & 0 & 0 & 0 \\ \psi' Q_{13} & Q_{23} & Q_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & Q_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \xi Q_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \xi Q_{66} \end{bmatrix} \quad (2.31)$$

ただし, $\sigma_L > 0$ の場合は $\xi' = \frac{1}{10000}$, $\psi' = \frac{1}{100}$ であり, $\sigma_L < 0$ の場合は $\xi' = \frac{1}{10000}$, $\psi' = \frac{1}{100}$ である.

$$\text{Mode T\< :} \quad Q'_{ij} = \begin{bmatrix} Q_{11} & \psi' Q_{12} & Q_{13} & 0 & 0 & 0 \\ \psi' Q_{12} & \xi' Q_{22} & \psi' Q_{23} & 0 & 0 & 0 \\ Q_{13} & \psi' Q_{23} & Q_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \zeta Q_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & Q_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \zeta Q_{66} \end{bmatrix} \quad (2.32)$$

ただし, $\sigma_T > 0$ の場合は $\xi' = \frac{1}{10000}$, $\psi' = \frac{1}{100}$ であり, $\sigma_T < 0$ の場合は $\xi' = \frac{1}{10000}$, $\psi' = \frac{1}{100}$ である.

$$\text{Mode Z\&ZL :} \quad Q'_{ij} = \begin{bmatrix} Q_{11} & Q_{12} & \psi' Q_{13} & 0 & 0 & 0 \\ Q_{12} & Q_{22} & \psi' Q_{23} & 0 & 0 & 0 \\ \psi' Q_{13} & \psi' Q_{23} & \xi' Q_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \zeta Q_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \zeta Q_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & Q_{66} \end{bmatrix} \quad (2.33)$$

ただし, $\sigma_Z > 0$ の場合は $\xi' = \frac{1}{10000}$, $\psi' = \frac{1}{100}$ であり, $\sigma_Z < 0$ の場合は $\xi' = \frac{1}{10000}$, $\psi' = \frac{1}{100}$ である.

$$\text{Mode TZ :} \quad Q'_{ij} = \begin{bmatrix} Q_{11} & \psi' Q_{12} & \psi' Q_{13} & 0 & 0 & 0 \\ \psi' Q_{12} & \xi' Q_{22} & \xi' Q_{23} & 0 & 0 & 0 \\ \psi' Q_{13} & \xi' Q_{23} & \xi' Q_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \xi' Q_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \zeta Q_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \zeta Q_{66} \end{bmatrix} \quad (2.34)$$

ただし, $\sigma_T > 0$ あるいは $\sigma_Z > 0$ の場合は $\xi' = \frac{1}{10000}$, $\psi' = \frac{1}{100}$ であり, $\sigma_T < 0$ あるいは $\sigma_Z < 0$ の

場合は $\xi' = \frac{1}{10000}$, $\psi' = \frac{1}{100}$ である.

2.10 周期境界条件

メゾスケールで構造全体のモデル化を行うと、要素数が膨大となり、解析の計算コストが非常に高くなるという課題がある．解析対象物が周期的な構造を有する場合、単位構造の片方の境界面がその反対側の境界面と連結していると仮定した境界条件を与えることで解析をすることにより、解析における計算コストを削減して構造物全体の評価を行うことが可能となる．この手法として周期境界条件がある．

周期境界条件とは、任意の境界面をその反対の境界面と同調して変形するような解析条件を与えることにより、境界面が繋がっている様子について疑似的にモデル化を行う手法である．一般的な数値解析での周期境界条件では、Fig.2.8 (a)に示すように **Master** と呼ばれる周期の基準となる境界面と **Slave** と呼ばれる **Master** に追従する境界面上の変位が互いに同調するように設定している．しかし、この境界条件の与え方では、ユニットセルの伸縮が抑制されてしまいポアソン効果などが模擬出来ていないという課題が残る．本研究では、上述のような課題を解決すべく、Fig.2.8 (b)に示すような手法を用いる．この手法では、任意の境界面の変形を許容し、その反対となる境界面の変形が同一となるように相対変形ベクトル d_δ を加える．

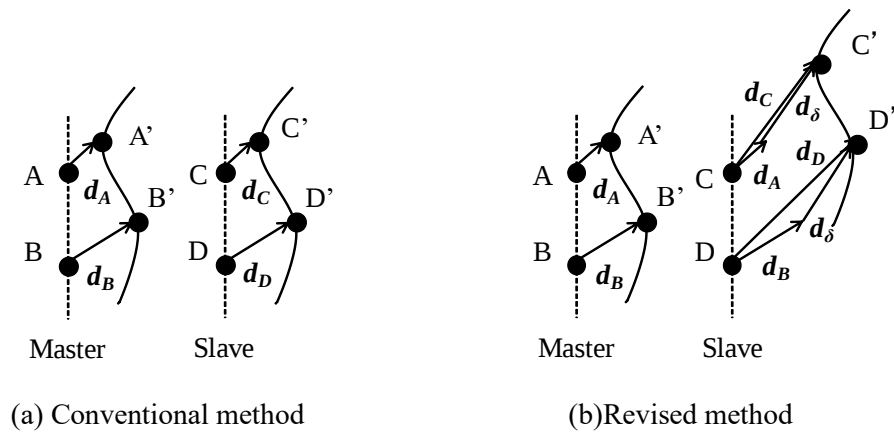


Fig.2.8 Conventional and revised method for periodic boundary condition

周期境界面における相対変位ベクトルを求めるには、これらを含めた剛性方程式を立てる必要がある．Fig. 2.9 にユニットセルの例を示す．また、以下に周期境界面上の相対変位ベクトルを含む剛性方程式の構築方法について述べる．ユニットセルの頂点や周期面上、内部の接点の関係を示す剛

性方程式を Eq.(2.35)のように構築する.

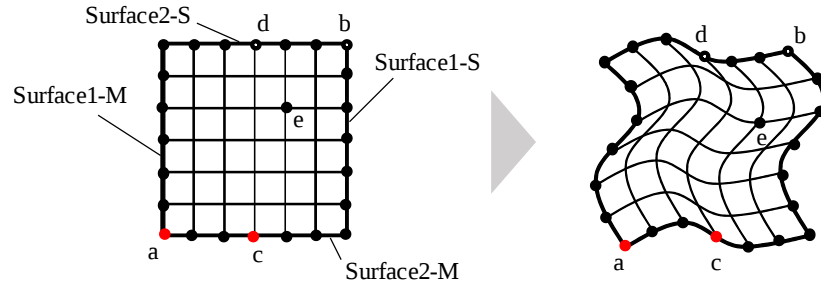


Fig.2.9 Concept of periodic boundary conditions

$$\begin{Bmatrix} f_a \\ f_b \\ f_c \\ f_d \\ f_e \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} k_{aa} & k_{ab} & k_{ac} & k_{ad} & k_{ae} \\ k_{ba} & k_{bb} & k_{bc} & k_{bd} & k_{be} \\ k_{ca} & k_{cb} & k_{cc} & k_{cd} & k_{ce} \\ k_{da} & k_{db} & k_{dc} & k_{dd} & k_{de} \\ k_{ea} & k_{eb} & k_{ec} & k_{ed} & k_{ee} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} d_a \\ d_b \\ d_c \\ d_d \\ d_e \end{Bmatrix} \quad (2.35)$$

ただし, f は接点力ベクトルを示し, d は変位ベクトル, k は接点の剛性マトリックスを示す. また, d_δ^1 は周期面 1-M と 1-S 間の相対変位ベクトルを示し, d_δ^2 は周期面 2-M と 2-S 間の相対変位ベクトルを示す.

Eq.(2.36), Eq.(2.37)を Eq.(2.38)に代入すると Eq.(2.35)が得られる.

$$d_b = d_a + d_\delta^1 + d_\delta^2 \quad (2.36)$$

$$d_d = d_c + d_\delta^2 \quad (2.37)$$

$$\begin{Bmatrix} f_a \\ f_b \\ f_c \\ f_d \\ f_e \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} k_{aa} & k_{ab} & k_{ac} & k_{ad} & k_{ae} \\ k_{ba} & k_{bb} & k_{bc} & k_{bd} & k_{be} \\ k_{ca} & k_{cb} & k_{cc} & k_{cd} & k_{ce} \\ k_{da} & k_{db} & k_{dc} & k_{dd} & k_{de} \\ k_{ea} & k_{eb} & k_{ec} & k_{ed} & k_{ee} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} d_a \\ d_a + d_\delta^1 + d_\delta^2 \\ d_c \\ d_c + d_\delta^2 \\ d_e \end{Bmatrix} \quad (2.38)$$

得られた Eq.(2.38)を整理すると, Eq.(2.39)が得られる.

$$\begin{Bmatrix} f_a \\ f_b \\ f_c \\ f_d \\ f_e \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} k_{aa} + k_{ab} & k_{ac} + k_{ad} & k_{ae} & k_{ab} & k_{ab} + k_{ad} \\ k_{ba} + k_{bb} & k_{bb} + k_{bd} & k_{be} & k_{bb} & k_{bb} + k_{bd} \\ k_{ca} + k_{cb} & k_{cb} + k_{cd} & k_{ce} & k_{cb} & k_{cb} + k_{cd} \\ k_{da} + k_{db} & k_{db} + k_{dd} & k_{de} & k_{db} & k_{db} + k_{dd} \\ k_{ea} + k_{eb} & k_{eb} + k_{ed} & k_{ee} & k_{eb} & k_{eb} + k_{ed} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} d_a \\ d_c \\ d_e \\ d_\delta^1 \\ d_\delta^2 \end{Bmatrix} \quad (2.39)$$

d_δ^1 に対応する荷重 d_δ^1 , d_δ^1 に対応する荷重 d_δ^1 を Eq.(2.40), Eq.(2.41)のように定義し, 変形すると Eq.(2.42)が得られる.

$$f_\delta^1 = f_b \quad (2.40)$$

$$f_\delta^2 = f_b + f_d \quad (2.41)$$

$$\begin{Bmatrix} f_a + f_b \\ f_c + f_d \\ f_e \\ f_\delta^1 \\ f_\delta^2 \end{Bmatrix} \quad (2.42)$$

$$= \begin{bmatrix} k_{aa} + k_{ab} + k_{ba} + k_{bb} & k_{ac} + k_{ad} + k_{bc} + k_{bd} & k_{ae} + k_{be} & k_{ab} + k_{bb} & k_{ab} + k_{ad} + k_{bb} + k_{bd} \\ k_{ca} + k_{cb} + k_{da} + k_{db} & k_{cc} + k_{cd} + k_{dc} + k_{dd} & k_{ce} + k_{de} & k_{cb} + k_{db} & k_{cb} + k_{cd} + k_{db} + k_{dd} \\ k_{ea} + k_{eb} & k_{ec} + k_{ed} & k_{ee} & k_{eb} & k_{eb} + k_{ed} \\ k_{ba} + k_{bb} & k_{bc} + k_{bd} & k_{be} & k_{bb} & k_{bb} + k_{bd} \\ k_{ba} + k_{bb} + k_{da} + k_{db} & k_{bc} + k_{bd} + k_{dc} + k_{dd} & k_{be} + k_{de} & k_{bb} + k_{db} & k_{bb} + k_{bd} + k_{db} + k_{dd} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} d_a \\ d_c \\ d_e \\ d_\delta^1 \\ d_\delta^2 \end{Bmatrix}$$

2.11 重合メッシュ法

本節では, 重合メッシュ法について述べる. 重合メッシュ法は, Belyschko らによって 1990 年に概念が提唱された. 重合メッシュ法では, 全体領域を表すグローバルモデルと内部に重ね合わせるローカル領域を示すローカルモデルの二つをそれぞれ独立的に定義する必要がある. 重合メッシュ法による利点として, グローバルモデルとローカルモデルの相互の影響が定式化の中に反映されているため, 精度の面においても優れるという点やグローバルモデルの内部であればローカルモデルは任意の位置に重ね合わせることが出来るため, モデル作成やメッシュ作成が容易という点が挙げられる.

重合メッシュ法の定式化について以下に述べる. まず, 解析対象の構造物全体の領域を Ω とし, 境界を Γ と定義する. 重合メッシュ法で用いる領域の概要図を Fig.2.10 に示す. 全体的な領域を示し, 境界条件等を与えるモデルをグローバルモデルといい, 領域 Ω で表す. また, 詳細な解析を行い, 重ね合わせる領域のモデルを領域 Ω^L で表す. ただし, 全体領域 Ω を $\Omega^G = \Omega - \Omega^L$ とし, Ω^G を

解析で扱うグローバルモデル, Ω^L を解析で扱うローカルモデルとする. つまり, Fig.2.10 に示すように Ω^G はローカルモデルの領域が中空となっている, 領域 Ω の中のグローバルモデルのみを表した領域であり, Ω^L はグローバルモデルとローカルモデルの重合領域である.

モデル間の領域に関して以下に述べる. Γ^{GL} はグローバルモデル-ローカルモデルの境界であり, Γ^{GL} は構造物の境界でこの境界には表面力が作用する. ただし, 物体力は全ての領域において作用しないと仮定し, 領域に関する定義を $\Omega^L \subset \Omega$ とする. ローカル領域はグローバルモデルに完全に内包されているモデルとなるため, 表面力は作用しない. 以上を踏まえて重合メッシュ法の解析手法の定式化を以下に示す. ここで, 右上添え字の G をグローバルモデル内, L をローカルモデル内, GL をモデル境界上で定義される値のこととする.

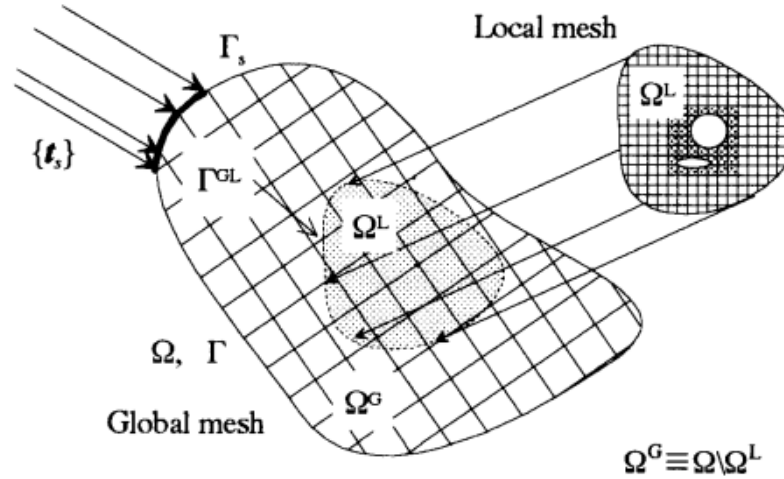


Fig.2.10 Global and Local mesh [46]

グローバルモデルにおける変位を u^G , ローカルモデルにおける変位を u^L としたとき, 物理的な変位は Eq.(2.43), Eq.(2.44) で表される. ただし, 変位の連続性を保証するため, 領域 Ω と領域 Ω^L の境界上では, $u^L = 0$ とする.

$$\{u\} = \begin{cases} \{u^G\} & \text{in } \Omega^G, \text{ on } \Gamma^{GL} \\ \{u^L\} + \{u^G\} & \text{in } \Omega^L \end{cases} \quad (2.43)$$

$$\{u^L\} = 0 \text{ on } \Gamma^{GL} \quad (2.44)$$

これらの式を有限要素法と同様に離散化を行うと, Eq.(2.45)~Eq.(2.47) が得られる.

変位は, 接点変位ベクトル $\{d\}$ と形状関数マトリックス $[N]$ を用いると, Eq.(2.45)のように表される.

$$\{u\} = [N]\{d\} = \begin{cases} [N^G]\{d^G\} & \text{in } \Omega^G, \text{ on } \Gamma^{GL} \\ [N^G]\{d^G\} + [N^L]\{d^L\} & \text{in } \Omega^L \end{cases} \quad (2.45)$$

ひずみは, 各領域の変位-ひずみマトリックス $[B]$ を用いると, Eq.(2.46)のように表される.

$$\{\varepsilon\} = [B]\{d\} = \begin{cases} [B^G]\{d^G\} & \text{in } \Omega^G \\ [B^G]\{d^G\} + [B^L]\{d^L\} & \text{in } \Omega^L \end{cases} \quad (2.46)$$

応力は, 応力-ひずみマトリックス $[D]$ を用いると, Eq.(2.47)のように表される.

$$\{\sigma\} = \begin{cases} [D^G][B^G]\{d^G\} & \text{in } \Omega^G \\ [D^L]\{[B^G]\{d^G\} + [B^L]\{d^L\}\} & \text{in } \Omega^L \end{cases} \quad (2.47)$$

Eq.(2.45)～Eq.(2.47)を弱形式に代入すると, Eq.(2.48)が得られる.

$$\int_{\Omega^G} \delta\{\varepsilon\}^T \{\sigma\} d\Omega = \int_{\Gamma^S} \delta\{u\}^T \{t\} d\Gamma \quad (2.48)$$

Eq.(2.48)に $\{\varepsilon\}$, $\{\sigma\}$ を代入して Eq.(2.49)を得て, この式により, Eq.(2.48)を整理すると, Eq.(2.49)～Eq.(2.53)が得られる.

$$\begin{aligned} & \int_{\Omega^G} \delta\{[B^G]\{d^G\}\}^T [D^G][B^G]\{d^G\} d\Omega \\ & + \int_{\Omega^L} \delta\{[B^G]\{d^G\} + [B^L]\{d^L\}\}^T [D^L]\{[B^G]\{d^G\} + [B^L]\{d^L\}\} d\Omega \\ & = \int_{\Gamma^S} \delta\{[N^G]\{d^G\}\}^T \{t\} d\Gamma \end{aligned} \quad (2.49)$$

$$[[X][Y]]^T = [Y]^T [X]^T \quad (2.50)$$

$$(\text{左辺第1項}) = \int_{\Omega^G} \delta\{d^G\}^T [B^G]^T [D^G] [B^G] \{d^G\} d\Omega \quad (2.51)$$

$$(\text{左辺第2項}) = \int_{\Omega^L} \{\delta\{d^G\}^T [B^G]^T + \delta\{d^L\}^T [B^L]^T\} [D^L] \{[B^G]\{d^G\} + [B^L]\{d^L\}\} d\Omega \quad (2.52)$$

$$(\text{右辺}) = \int_{\Gamma^S} \delta\{d^G\}^T [N^G]^T \{t\} d\Gamma \quad (2.53)$$

$\delta\{d^G\}^T$, $\delta\{d^L\}^T$ は任意の値であるため, Eq.(2.48)は恒等式となる. 係数 $\delta\{d^G\}^T$, $\delta\{d^L\}^T$ を整理すると, 以下の式が得られる.

$$\{d^G\}^T = \int_{\Omega^G} \{B^G\}^T [D^G] [B^G] \{d^G\} d\Omega + \int_{\Omega^L} \{B^G\}^T [D^L] \{[B^G]\{d^G\} + [B^L]\{d^L\}\} d\Omega \quad (2.54)$$

$$= \int_{\Gamma^S} [N^G]^T \{t\} d\Gamma$$

$$\delta\{d^L\}^T = [B^L]^T [D^L] \{[B^G]\{d^G\} + [B^L]\{d^L\}\} d\Omega = 0 \quad (2.55)$$

Eq.(2.53)と Eq.(2.54)をマトリックス表示に置き換えると, 重合メッシュ法における剛性方程式が得られる.

$$\begin{bmatrix} [K^G] & [K^{GL}] \\ [K^{LG}] & [K^L] \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \{d^G\} \\ \{d^L\} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \{F^S\} \\ \{0\} \end{Bmatrix} \quad (2.56)$$

ただし, $[K]$ は剛性マトリックス, $\{d\}$ は節点変位ベクトル, $\{F^S\}$ は荷重ベクトルとする. $[K^{GL}]$ と $[K^{LG}]$ で表される非対角成分マトリックスは領域間の相関性を表し, この成分が重合メッシュ法の特徴であり, 2つのスケールを互いに連成する.

それぞれのベクトル成分を Eq.(2.57)～Eq. (2.61)に示す. $[B]$ は変位ひずみマトリックス, $[D]$ はひずみ応力マトリックス, $[N]$ は形状マトリックスである.

$$[K^G] = \int_{\Omega^G} \{B^G\}^T [D^G] [B^G] d\Omega + \int_{\Omega^L} \{B^G\}^T [D^L] [B^G] d\Omega \quad (2.57)$$

$$[K^L] = \int_{\Omega^L} \{B^L\}^T [D^L] [B^L] d\Omega \quad (2.58)$$

$$[K^{GL}] = \int_{\Omega^L} \{B^G\}^T [D^L] [B^L] d\Omega \quad (2.59)$$

$$[K^{LG}] = \int_{\Omega^L} \{B^L\}^T [D^L] [B^G] d\Omega = [K^{GL}]^T \quad (2.60)$$

$$[F^S] = \int_{\Gamma^S} \{N^G\}^T \{t\} d\Gamma \quad (2.61)$$

$[K^G]$ は、従来の有限要素法と同様の手法では算出出来ないため、特別な手法が必要である。 $[K^G]$ の右辺の第1項がその要因と考えられる。この項の積分領域である Ω^N は中空領域であるためである。従来のFEMで使用してきた手法では中空領域のガウス積分を行うことが出来ない。そこで、これに対する解決策がFishら[47]によって提案されている。この手法では、グローバル領域の物性値とローカル領域の物性値が近似している場合やローカル領域の物性値がグローバル領域の物性値に比べてはるかに小さい場合には精度が良い解が得られる。しかし、この手法では解析対象の物性値やモデルの重ね合わせ方によって解の精度が低下してしまう。そのため、久保[48]によって提案された本手法では、全ての項を数値ガウス積分が可能な領域で算出し、その後剛性マトリックスの過不足分を調整する。本手法を用いることにより、グローバルモデルとローカルモデルのスケールが同一であったとしても精度の良い解を得ることが可能である。Eq.(2.62)に本手法により数式変形された $[K^G]$ を示し、Fig.2.11にその概念図を示す。

$$\begin{aligned} [K^G] &= \int_{\Omega^G} \{B^G\}^T [D^G] [B^G] d\Omega + \int_{\Omega^L} \{B^G\}^T [D^L] [B^G] d\Omega = [K^G] \\ &= \int_{\Omega} \{B^G\}^T [D^G] [B^G] d\Omega + \int_{\Omega^L} \{B^G\}^T [D^L] [B^G] d\Omega \\ &\quad - \int_{\Omega^L} \{B^G\}^T [D^G] [B^G] d\Omega \end{aligned} \quad (2.62)$$

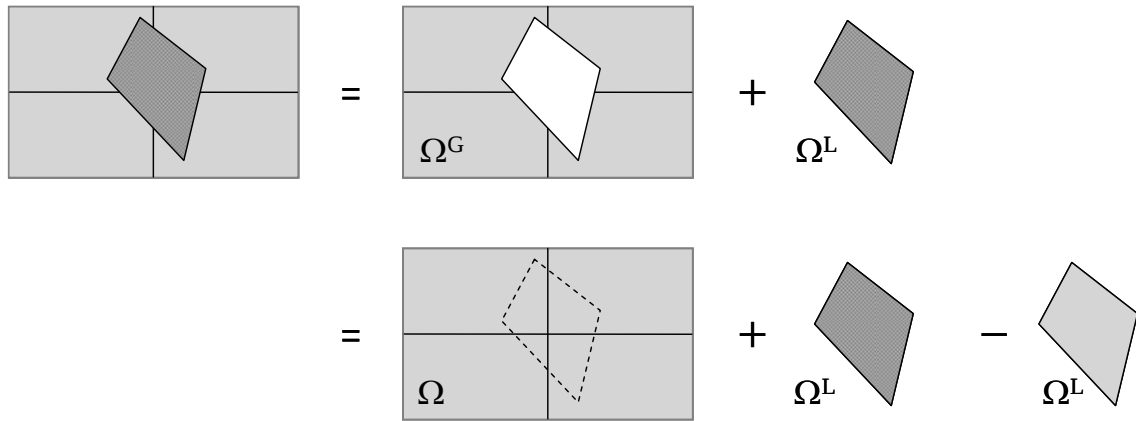


Fig.2.11 Transformation of stiffness integration [48]

$[K^{GL}]$ ($[K^{LG}]$) も $[K^G]$ と同様，従来の有限要素法と同様の手法では算出出来ないため，特別な処理が必要である． $[K^{GL}]$ の算出では，ローカル領域のガウス積分点が問題となる．積分領域がローカル領域 Ω^L であるので，異なる領域の $[B^G]$ を直接求めることが出来ない．そこで， $[B^G]$ を求めるための手法の概要図を Fig.2.12 に示す．Fig.2.12 に示しているように，ローカル領域のガウス積分点をグローバル要素における正規化座標系への変換を行っている．ローカル領域内における任意要素の正規化座標系のガウス積分点 (ξ_i^L, η_i^L) を形状関数 $[N^L]$ を用いて実座標系 (x_i, y_i) への写像を行う．形状関数の逆関数 $[N^G]^{-1}$ により，これを含むグローバルメッシュ要素で正規化座標系 (ξ_i^G, η_i^G) への逆写像を行う．この時，逆写像で用いる形状関数の逆関数 $[N^G]^{-1}$ は二文法によって反復的に算出する．

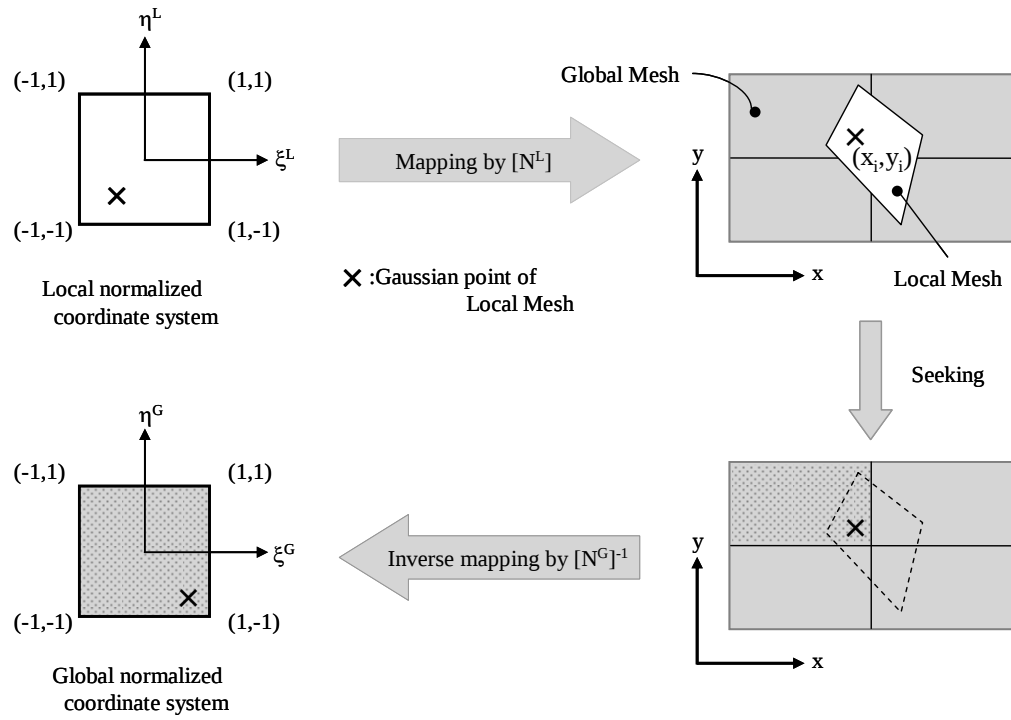


Fig. 2.12 Conversion of Gaussian point [48]

2.12 結言

本章では、本研究で用いた平織複合材料の損傷進展解析手法について、有限要素解析や材料物性値の算出、破壊則や周期境界条件、重合メッシュ法を中心に記載した。本手法に基づき、熱可塑性開織平織複合材料の損傷進展挙動に及ぼす層厚や繊維体積含有率の影響を次章以降に記載する。

第3章 熱可塑性開織平織複合材料の損傷進展挙動に及ぼす層厚の影響

3.1 緒言

本章では、従来織の層厚から開織を用いた織物の層厚まで変化させ、損傷進展解析を行った結果について記述する。上辻ら [26]の研究によると、強化繊維に E ガラス目抜平織材、母材にビニルエステル樹脂である平織強化複合材料を対象に層厚を 0.12~0.36mm まで変化させた単層の織構造モデルで損傷進展解析が行われ、層厚の違いにより損傷進展挙動が異なることが報告されている。しかしながら、層厚を変化させた場合の織物複合材料の損傷進展挙動を評価した研究は、従来織から開織織まで平織複合材料の利用が多様化する中で、層厚も設計パラメータの一つであり、産業界からは試作前に設計の絞り込みを行うべく、層厚を含めた種々の設計パラメータの影響について数値解析等を用いて事前評価することが更に期待されている。そこで本章では、強化繊維に炭素繊維、母材に PA6 を用いた熱可塑性織物複合材料の層厚を変化させた場合の損傷進展挙動を調査する。

まず、3.2 節では従来織から開織織の解析モデルについて説明し、繊維束ならびにマトリックスにおける損傷進展解析を行った結果について述べる。この際、材料の非線形性を考慮した場合と考慮していない場合の比較も検討する。3.3 節では、さらに薄い層厚の開織織の解析モデルについて説明した後に繊維束ならびにマトリックスにおける損傷進展解析を行った結果について述べる。3.4 節では本章で得られた知見についてまとめる。

3.2 従来織から開織織までの層厚が損傷進展挙動へ及ぼす影響

3.2.1 層厚を変化させた解析モデル

体積を $175\text{ mm}^3 \pm 1\%$ 以内、繊維体積含有率 V_f を $50.6\% \pm 1\%$ 以内で一定にした条件下で、樹脂層を含めた単層の層厚を 0.1mm~1.8mm まで変化させた 6 種類の有限要素モデルを作成した。Table 3.1 に各モデルの寸法を示す。Type A が最も層厚が薄い、開織されたモデルであり、Type F が最も層厚が厚く、従来織に近いモデルである。ここで従来織とは、開織が開発される前から産業界で利用されていた層厚が薄くない材料のことである。

層厚が小さいモデルほど扁平率が大きくなり、繊維束のうねりが小さくなる。織構造の幾何形状作成には、WiseTex [41]を使用した。その後、MeshTex [42]でその幾何形状に基づき有限要素モデリングを行った。

本章で用いる 6 種類の有限要素モデルは、4 分の 1 モデルを想定しているため、層厚方向である

z 方向に周期境界条件を与え, Fig. 3.1 に示すような境界条件を与えた. 各モデルを Fig. 3.2 に示す. Fig. 3.2 の黄緑色は樹脂を表し, 青色は縦繊維束, 赤色は横繊維束を示す.

Table 3.1 Dimensions of Type A ~ Type F models in 1-ply

	t (mm)	p (mm)	h (mm)	w (mm)
Type A	0.10	39.84	0.04	19.00
	0.10	43.90	0.04	21.00
Type B	0.20	28.13	0.08	12.85
	0.20	31.00	0.08	14.20
Type C	0.60	16.24	0.24	7.15
	0.60	17.90	0.24	7.90
Type D	0.90	13.25	0.36	5.79
	0.90	14.60	0.36	6.40
Type E	1.40	10.62	0.56	4.52
	1.40	11.70	0.56	5.00
Type F	1.80	9.35	0.72	3.98
	1.80	10.30	0.72	4.40

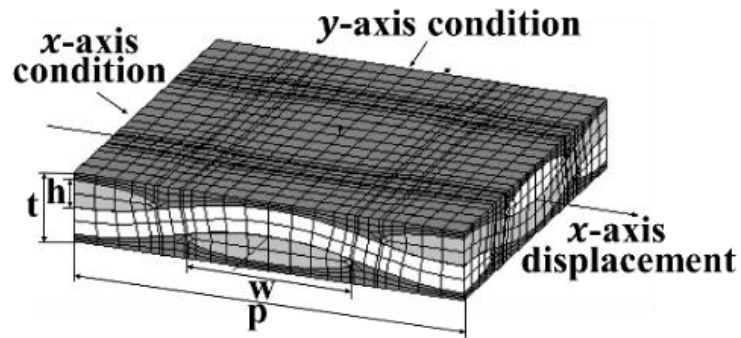
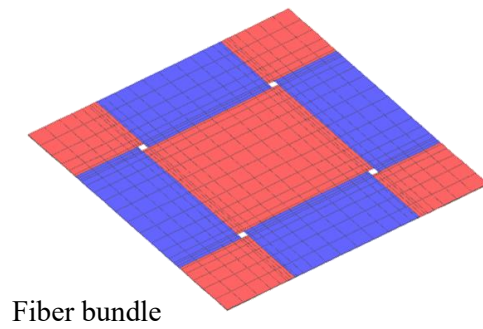
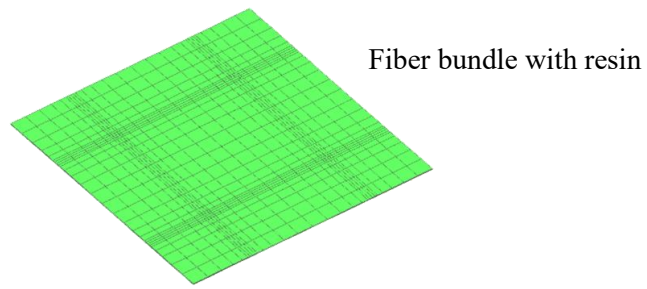
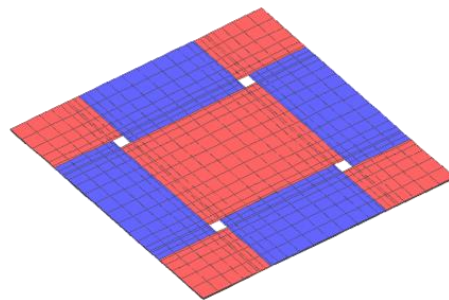
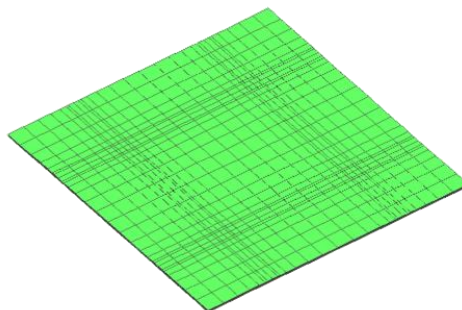


Fig. 3.1 Boundary condition of finite element model

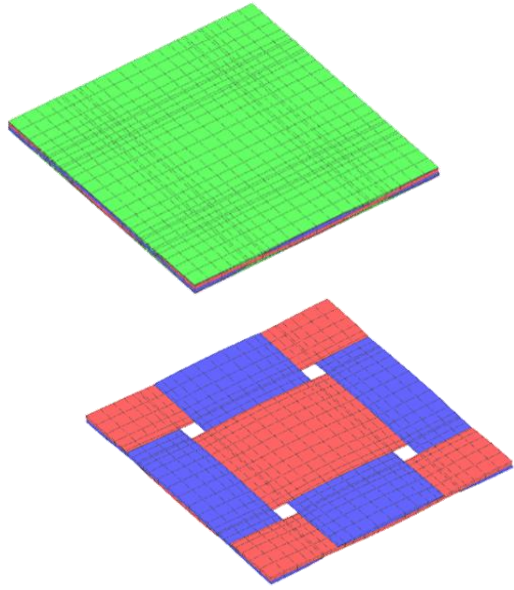


(a) Model of Type A

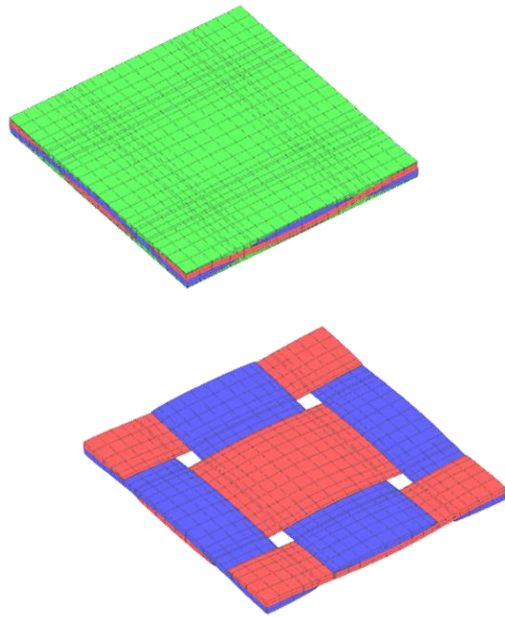


(b) Model of Type B

Fig.3.2 Model of Type A~ Type F

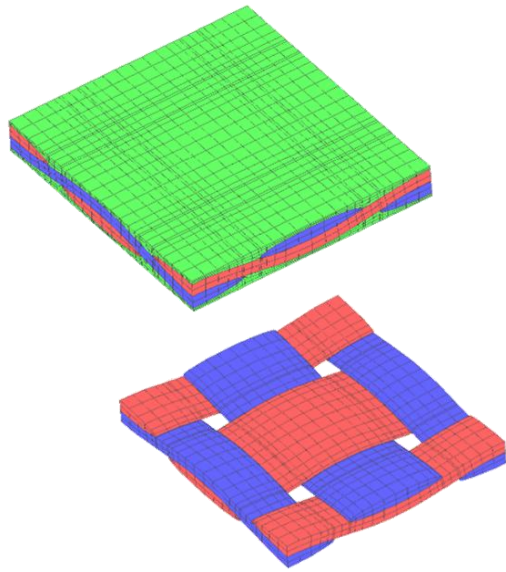


(c) Model of Type C

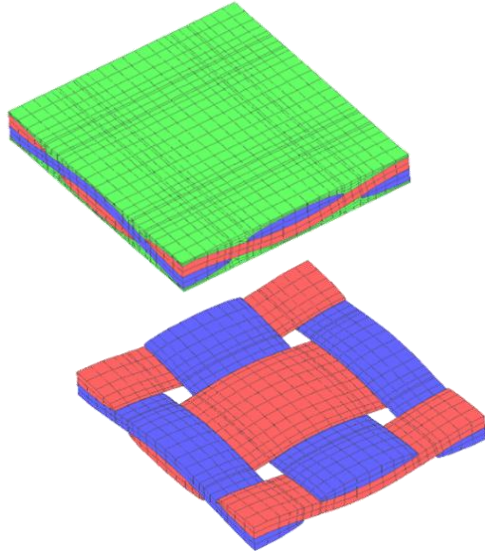


(d) Model of Type D

Fig.3.2 Continued



(e) Model of Type E



(f) Model of Type F

Fig.3.2 Continued

3.2.2 物性値

本研究で用いた物性値を Table 3.2 に示す．本研究では，強化繊維には炭素繊維，樹脂には熱可塑性樹脂の PA6 を用いた．炭素繊維の物性値は水谷ら [49]の物性値を参考にし，PA6 の物性値は三菱ケミカルアドバンスドマテリアルズ株式会社と東レプラスチック精工株式会社のカatalog値を参考にした．繊維束は繊維と樹脂で構成されており，繊維束の物性値は 2.1 節に示した一方向繊維強化複合材料の等価物性値算出方法を用いて算出した．

Table 3.2 Material property of fiber bundle/PA6 in chapter3

		Fiber bundle (CF/PA6)	Matrix (PA6)
Young's Modulus [GPa]	E_L	228	2.70
	E_T	9.79	
	E_Z	9.79	
Shear modulus [GPa]	G_{TZ}	3.36	0.98
	G_{ZL}	4.45	
	G_{LT}	4.45	
Poisson's ratio	ν_{TZ}	0.46	0.38
	ν_{ZL}	0.01	
	ν_{LT}	0.31	
Tensile strength [MPa]	F_L^t	3395	78.00
	F_T^t	86.90	
	F_Z^t	86.90	
Compressive strength [MPa]	F_L^c	2957	88.00
	F_T^c	98.00	
	F_Z^c	98.00	
Shear strength [MPa]	F_{LT}	49.02	54.40
	F_{TZ}	49.02	
	F_{ZL}	49.02	

座古ら [31]が提案している区間線形理論により応力依存性を考慮した弾性係数の近似式 Eq.(2.1) を適用することで熱可塑性樹脂の材料非線形性を考慮する．近似式の材料定数として Table 3.3 に示し，その応力ひずみ線図を Fig.3.3 に示す．

Table 3.3 Non-liner property

Ei	3300
α	14000
n	0.011

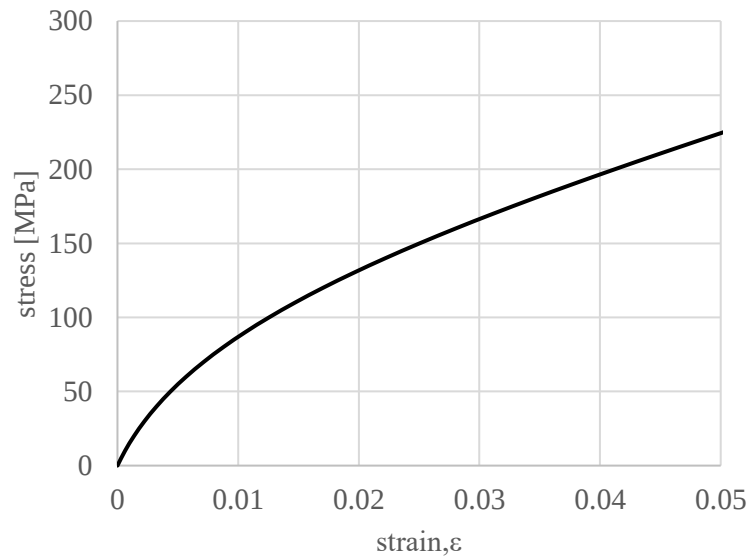


Fig. 3.1 Stress-Strain curve (Non-liner)

3.2.3 繊維束における解析結果

3.2.3.1 繊維束における損傷進展挙動

6種類の平織強化複合材料の繊維束に関する損傷進展挙動を Fig.3.4～Fig.3.9 に示す。繊維束に関する損傷進展挙動の解析結果では、樹脂層は非表示にし、繊維束のみを表示している。図中の青色は未損傷の様子を示し、水色は繊維破断である Mode L、淡い緑色は繊維直角方向の樹脂き裂である Mode T、オレンジ色は面内方向の樹脂き裂である Mode ZL を示している。Fig.3.4 では、初期損傷は横繊維束における Mode T であり、その後縦繊維束における Mode L へと損傷が進んでいる。Fig.3.5 では、Mode ZL の損傷が $\epsilon = 1.02\%$ から発生している。Fig.3.6, Fig.3.7 では、Mode ZL の損傷が $\epsilon = 0.76\%$ から発生している。Fig.3.8, Fig.3.9 では、横繊維束における Mode T の発生と同時に縦繊維束と横繊維束の交差部での Mode ZL の損傷が多く見られる。これは層厚の増加に伴うねりの影響が大きくなるため、縦繊維束と横繊維束の交差部で発生したと考えられる。

以上より，層厚が小さいモデルほど初期損傷は横繊維束における Mode T の損傷から発生し，層厚が大きくなるほど初期損傷は横繊維束における Mode T と同時に縦繊維束と横繊維束の交差部での Mode ZL の損傷が発生することが明らかになった．

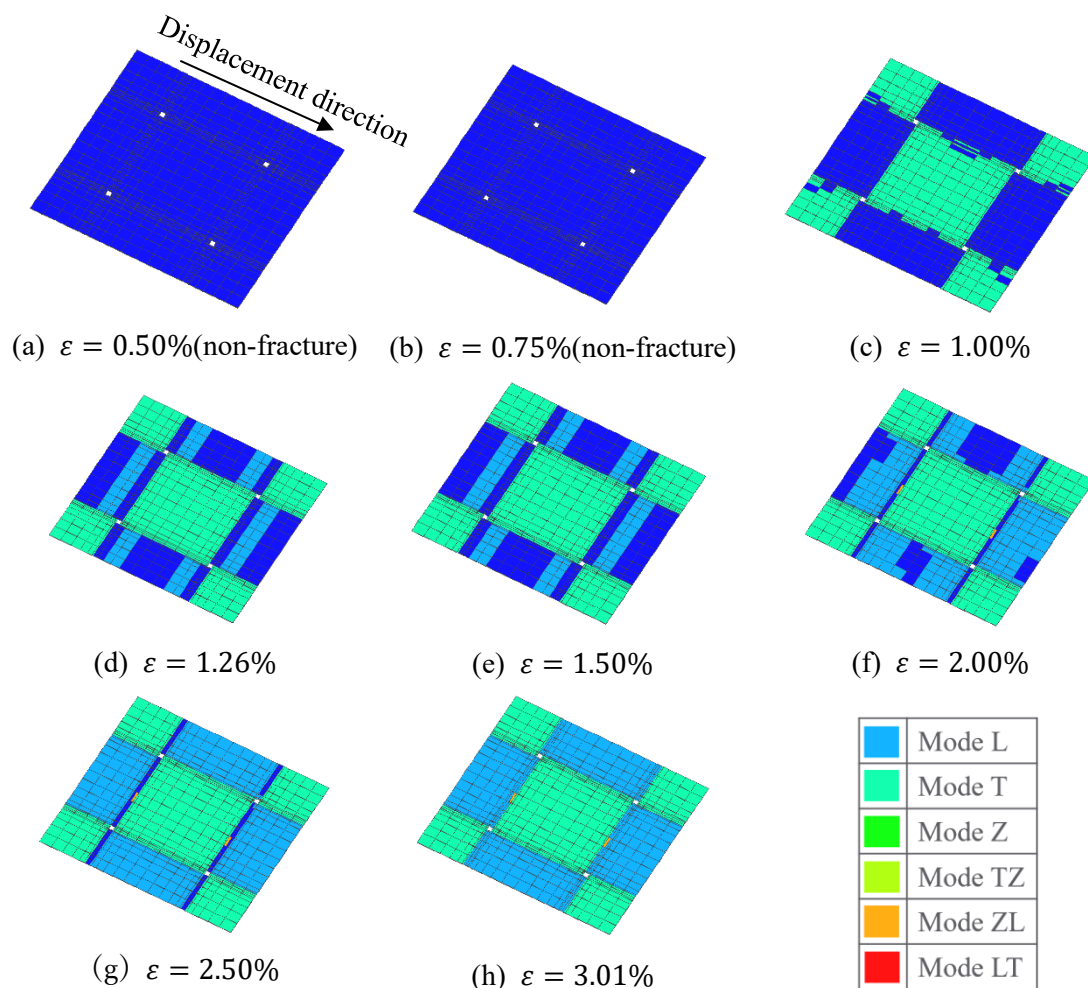


Fig.3.4 Fracture mode of Type A

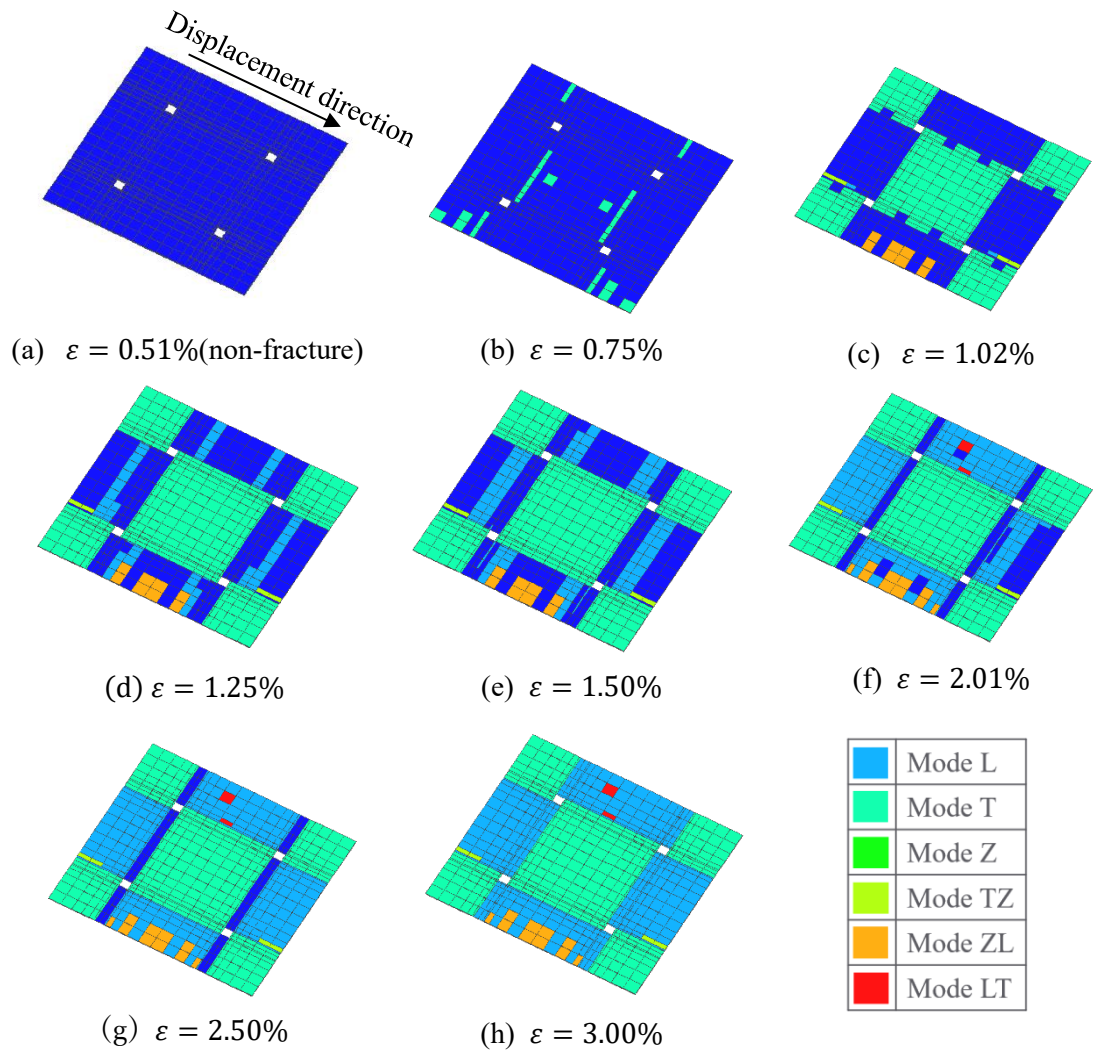


Fig.3.5 Fracture mode of Type B

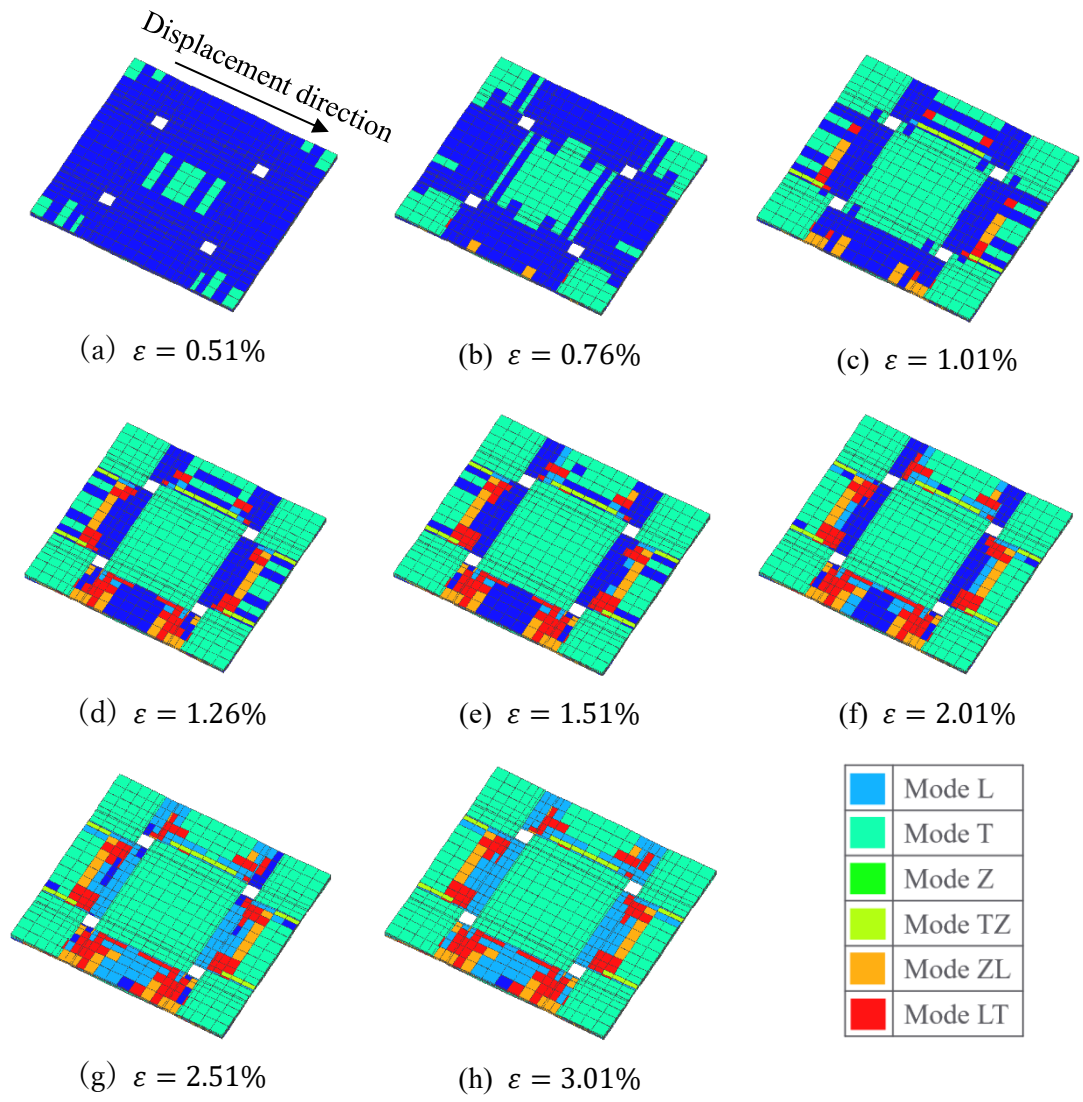


Fig.3.6 Fracture mode of Type C

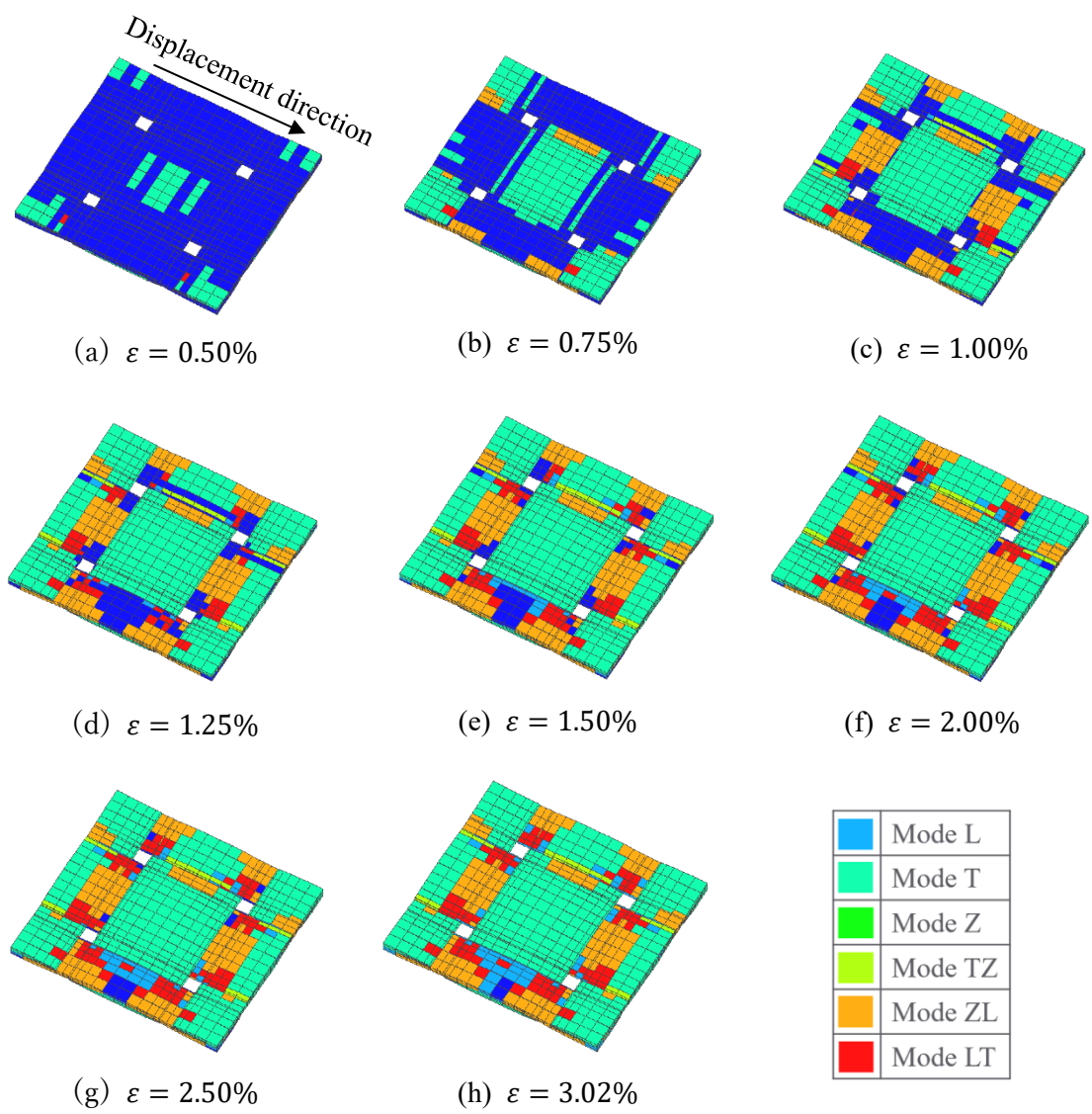


Fig.3.7 Fracture mode of Type D

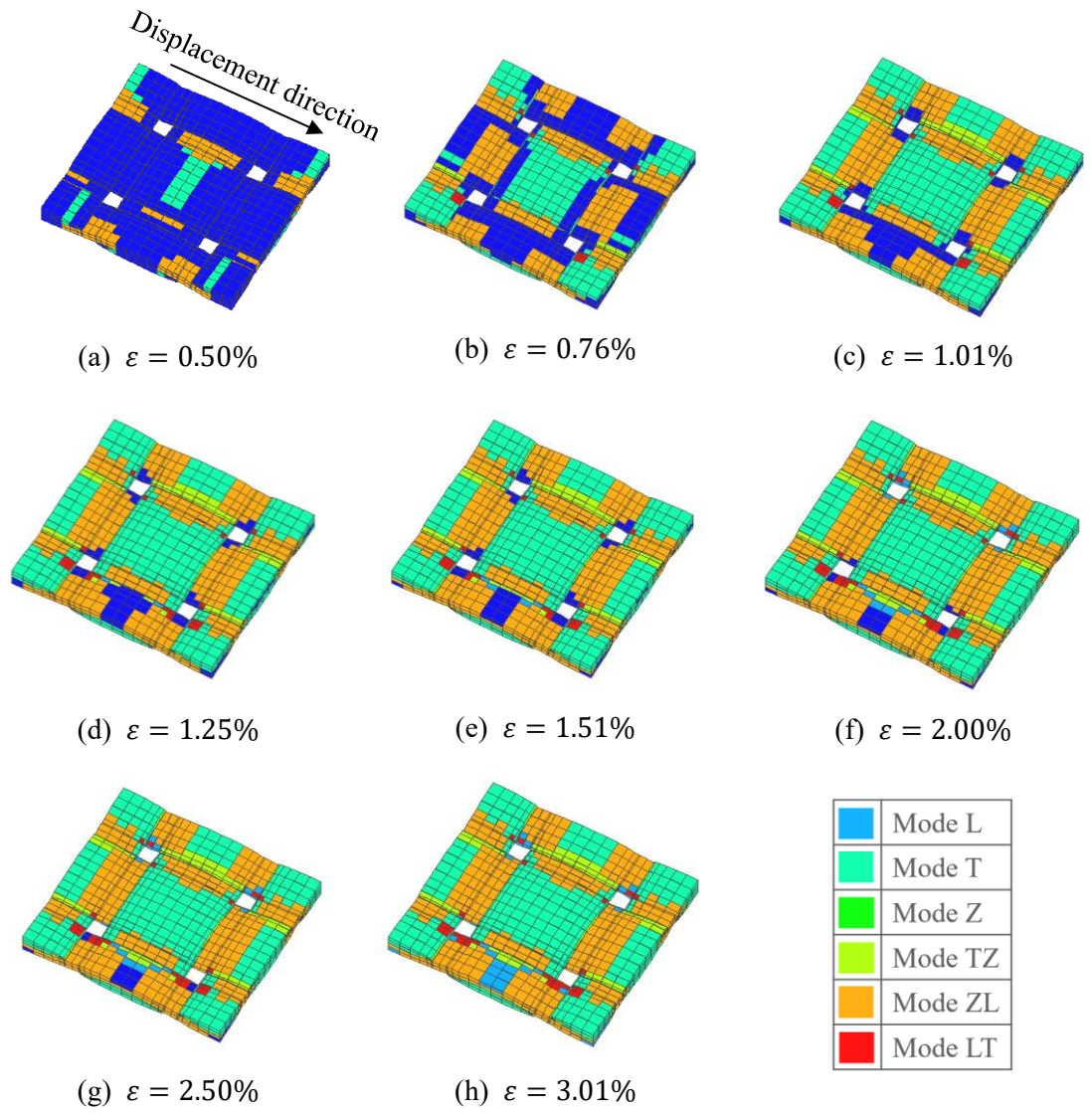


Fig.3.8 Fracture mode of Type E

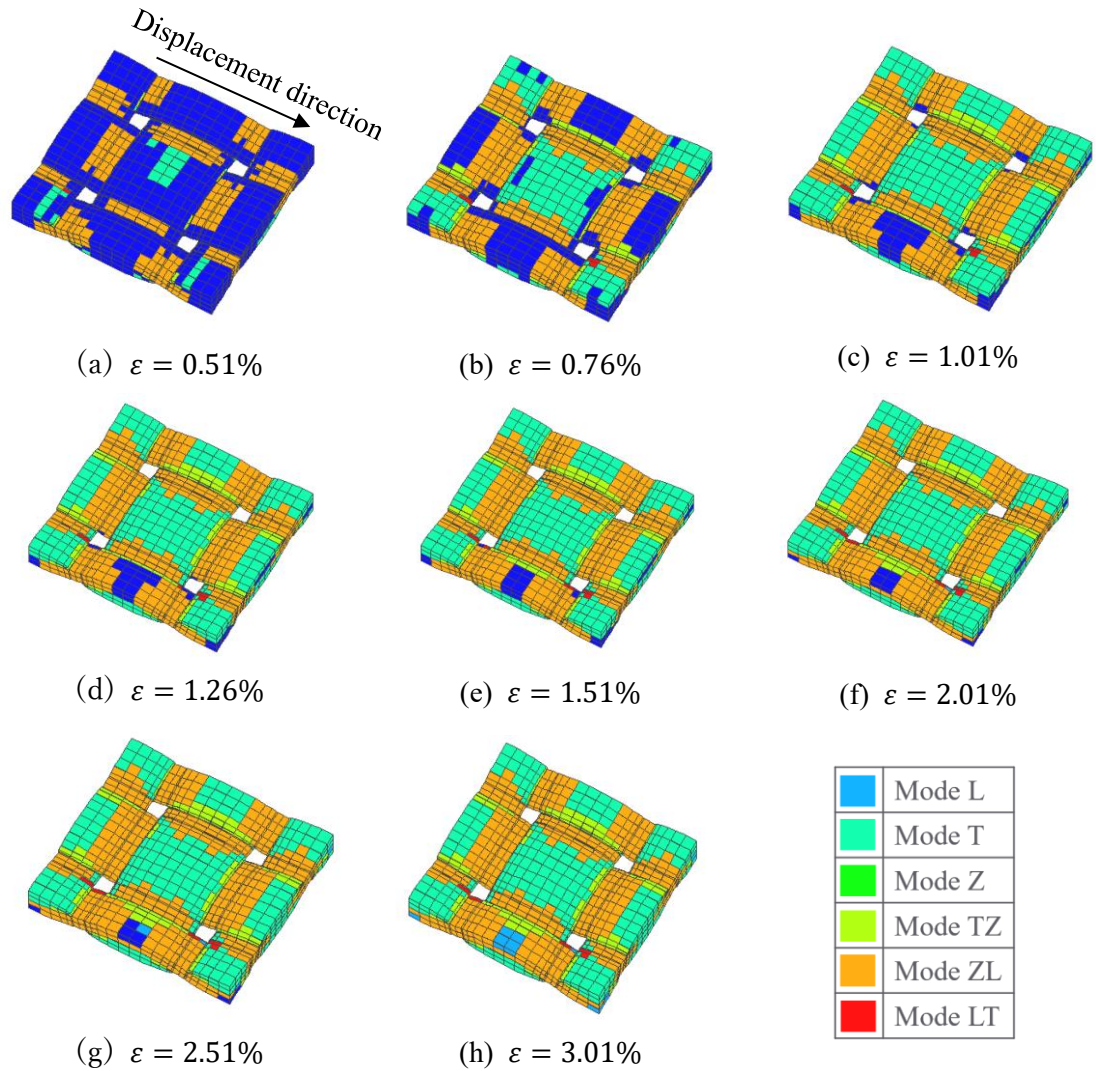


Fig.3.9 Fracture mode of Type F

3.2.3.2 繊維束における線形解析と非線形解析の結果比較

Fig.3.10～Fig.3.13 に繊維束における線形解析と非線形解析でのひずみと累積損傷要素数の関係について示す。繊維束における線形解析では、縦繊維束における Mode L は、開織材料の厚みである Type A と Type B で発生し、それ以外はほとんど発生しない結果になった。横繊維束における Mode T は、0.5%～1%ひずみの範囲において全てのモデルで発生が顕著に進み、層厚によって累積損傷要素数が大きく異なった。縦繊維束と横繊維束における Mode ZL に関しては、従来織の材料に比べて開織材料はその発生が少ないことが明らかとなった。

非線形解析では、縦繊維束における Mode L と横繊維束における Mode T は層厚が小さいほど累積の損傷要素数が多かった。縦繊維束における Mode L と横繊維束における Mode T は層厚が大き

いモデルでも線形解析に比べて累積の損傷要素数が多く見られた。また、横繊維束における Mode T は、0.5%～1%ひずみの範囲で顕著な増加が見られた。縦繊維束における Mode ZL と横繊維束における Mode ZL は層厚が大きいほど累積の損傷要素数が多いという結果が得られた。これらの結果より、厚みが小さい場合は縦繊維束と横繊維束の Mode ZL が発生せずに、まず横繊維束における Mode T が発生し、次に縦繊維束における Mode L による損傷で破断に至ると考える。それに対して厚みが大きい場合は縦繊維束と横繊維束の Mode ZL の損傷が最初に発生し、次に横繊維束における Mode T の損傷が起きる。その後、縦繊維束における Mode L が起因となって破断に至ると考える。つまり、厚みが小さい場合は、繊維束のうねりが小さいため負荷を縦繊維束の繊維が主に受け持ち、横繊維束内の繊維直角方向の樹脂き裂による損傷が発生した後、繊維破断が生じ破断に至る。厚みが大きい場合は、繊維束のうねりが大きいため、負荷を繊維だけでなくマトリックスも受け持ち、マトリックスでの損傷が進んだ後に、繊維束のうねりの平滑化に伴い繊維束内の樹脂き裂が発生、繊維破断が生じて破断に至る。

以上より、線形解析と非線形解析では結果が異なることが示された。特に縦繊維束における Mode L の損傷要素数に差異が見られた。そのため、マトリックスの材料非線形性は、ひずみ増加に伴う繊維束の損傷進展挙動にも影響を及ぼしていることが明らかとなった。

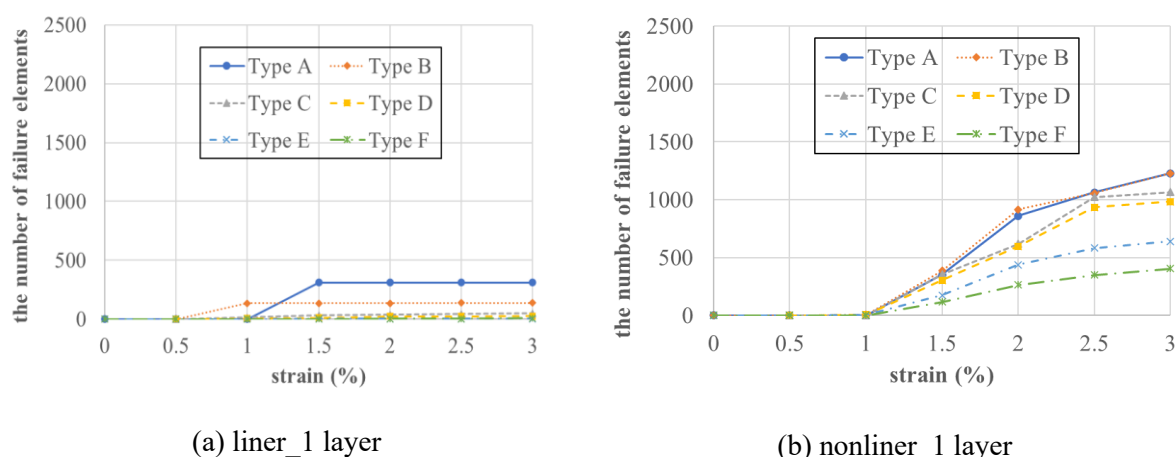
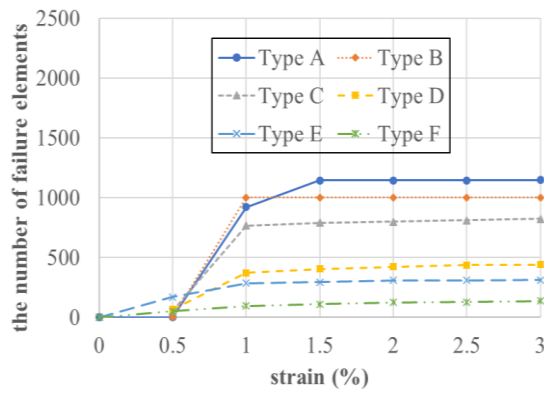
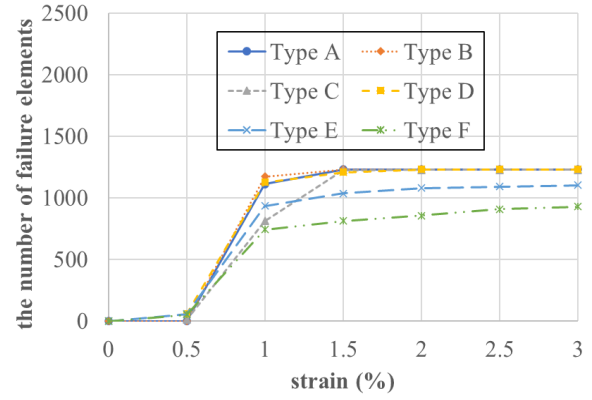


Fig. 3.10 The number of failure elements in 1 layer (Mode L in warp)

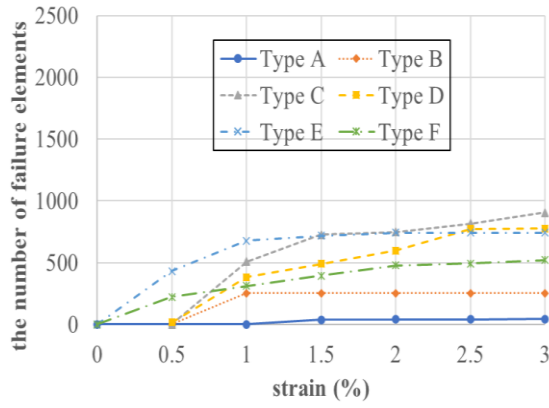


(a) liner_1 layer

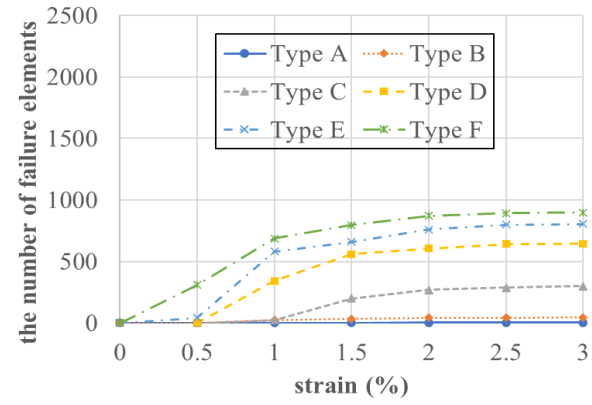


(b) nonliner_1 layer

Fig. 3.11 The number of failure elements in 1layer (Mode T in weft)

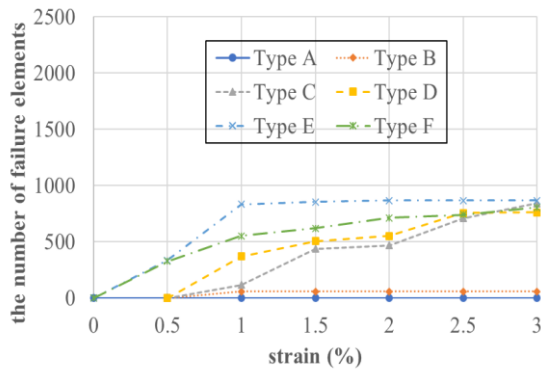


(a) liner_1 layer

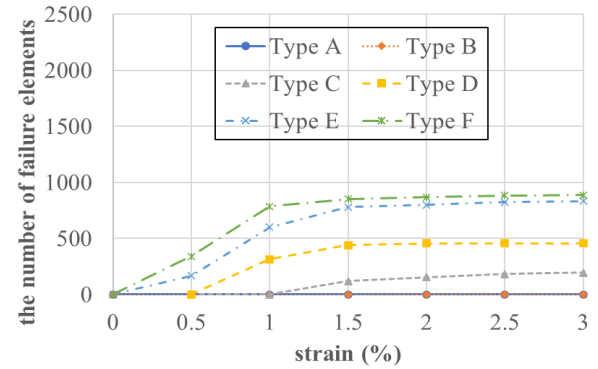


(b) nonliner_1 layer

Fig. 3.12 The number of failure elements in 1layer (Mode ZL in warp)



(a) liner_1 layer



(b) nonliner_1 layer

Fig. 3.13 The number of failure elements in 1layer (Mode ZL in weft)

3.2.4 マトリックスにおける損傷進展挙動

次に非線形解析で行った単層モデルにおけるマトリックスの損傷進展挙動について Fig.3.14～Fig.3.19 に示す。図中の青色は未損傷の状態を示し、赤色は損傷が発生したことを示している。Type B～Type F では横繊維束上の樹脂から損傷が発生し、特に Type C～F についてはひずみが増加するにつれて負荷方向に対して斜め方向に損傷が進展し、面内せん断の影響が支配的であった。一方、Type A では縦繊維束と横繊維束が交差している負荷垂直方向端部からの損傷が見られ、その後負荷垂直方向に支配的に損傷が進展した。Type A は層厚が非常に薄いモデルであるため、繊維束自体のうねりの影響が平滑化されるためであると考ええる。このように層厚により損傷進展挙動が異なり、層厚が大きくなると面内せん断方向の損傷進展が支配的に、層厚が小さくなると負荷垂直方向の損傷進展が支配的となることがわかった。

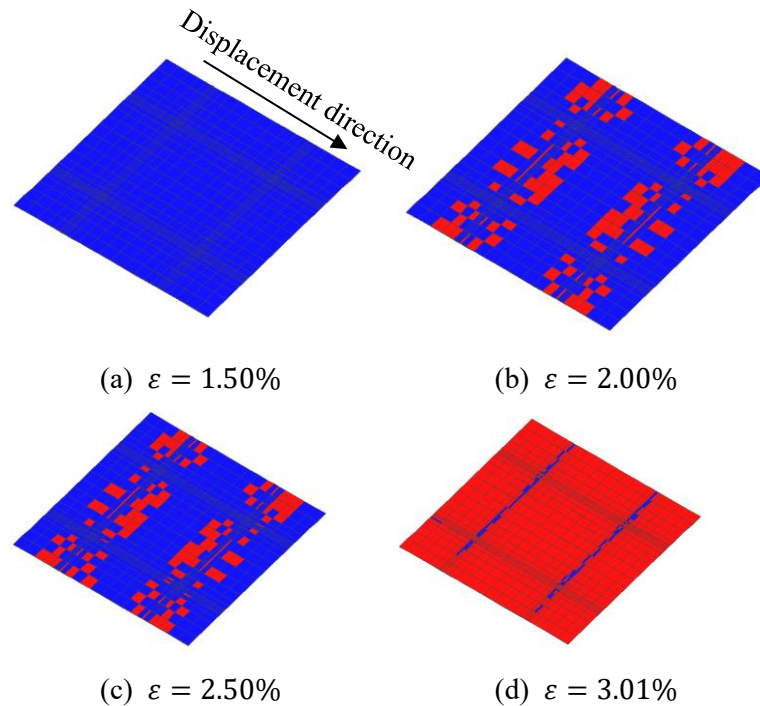
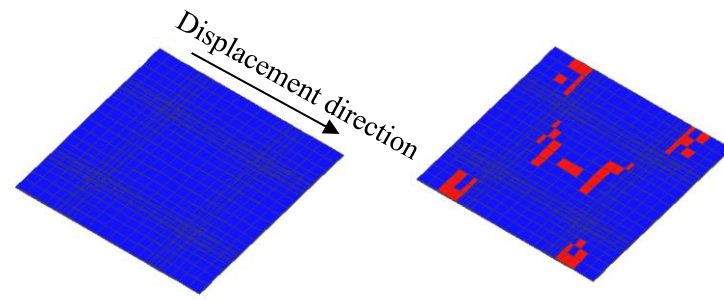
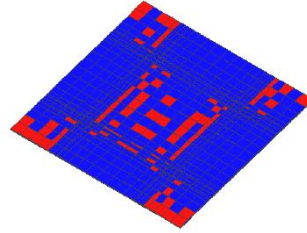


Fig.3.14 Fracture of matrix (TypeA)

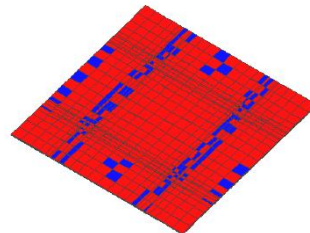


(a) $\varepsilon = 1.50\%$

(b) $\varepsilon = 2.00\%$

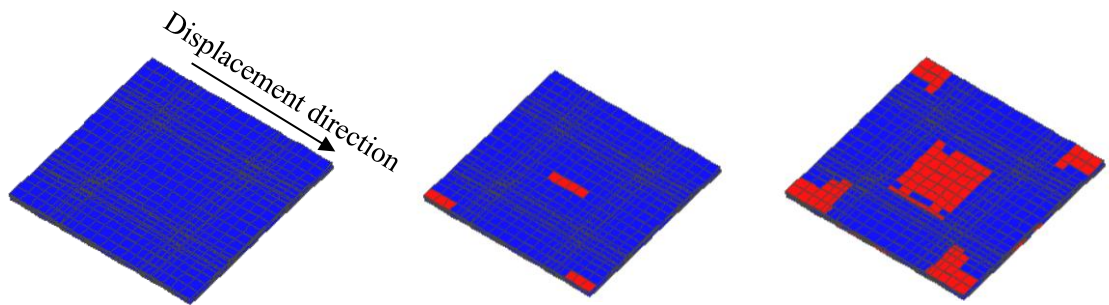


(c) $\varepsilon = 2.50\%$



(d) $\varepsilon = 3.01\%$

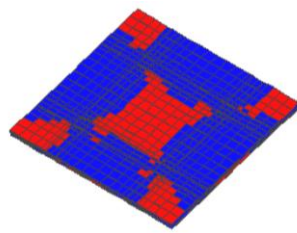
Fig. 3.15 Fracture of matrix (Type B)



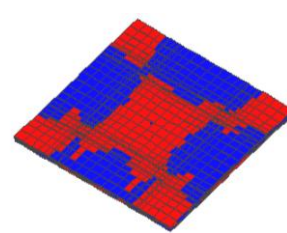
(a) $\varepsilon = 0.76\%$

(b) $\varepsilon = 1.01\%$

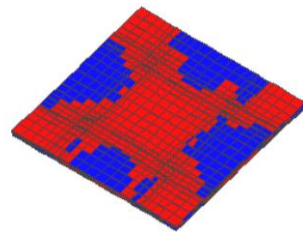
(c) $\varepsilon = 1.26\%$



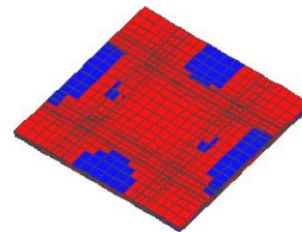
(d) $\varepsilon = 1.51\%$



(e) $\varepsilon = 2.01\%$



(f) $\varepsilon = 2.51\%$



(g) $\varepsilon = 3.01\%$

Fig. 3.16 Fracture of matrix (Type C)

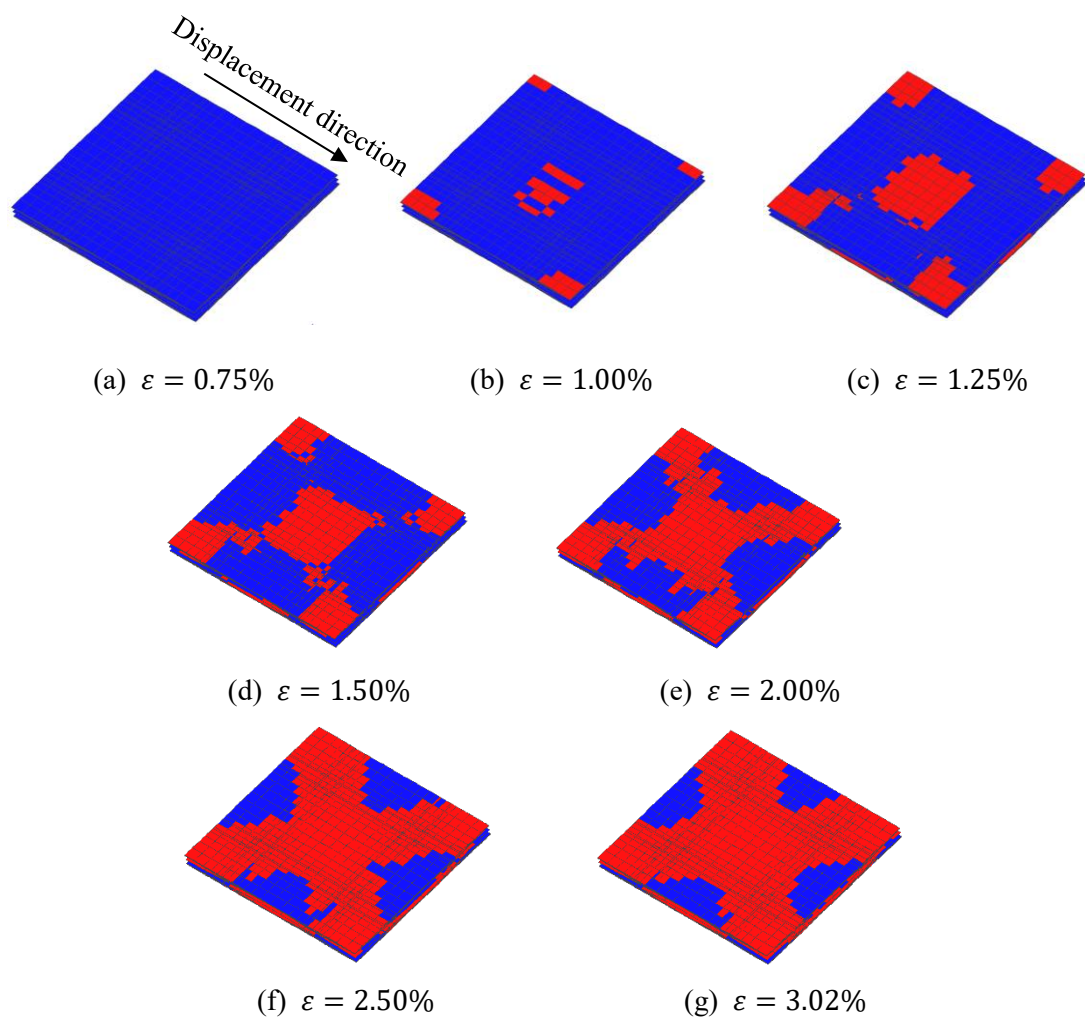


Fig. 3.17 Fracture of matrix (Type D)

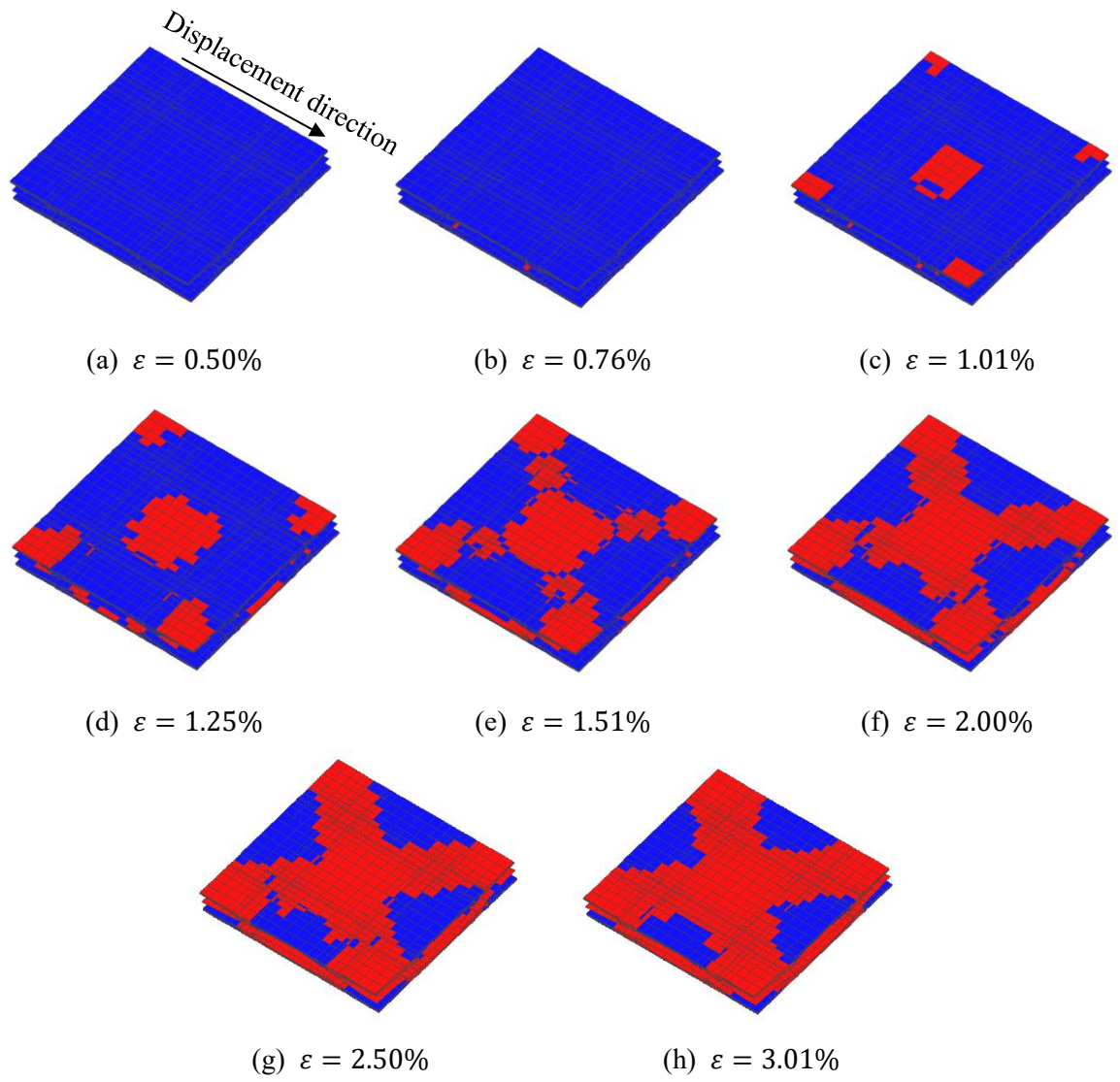


Fig. 3.18 Fracture of matrix (Type E)

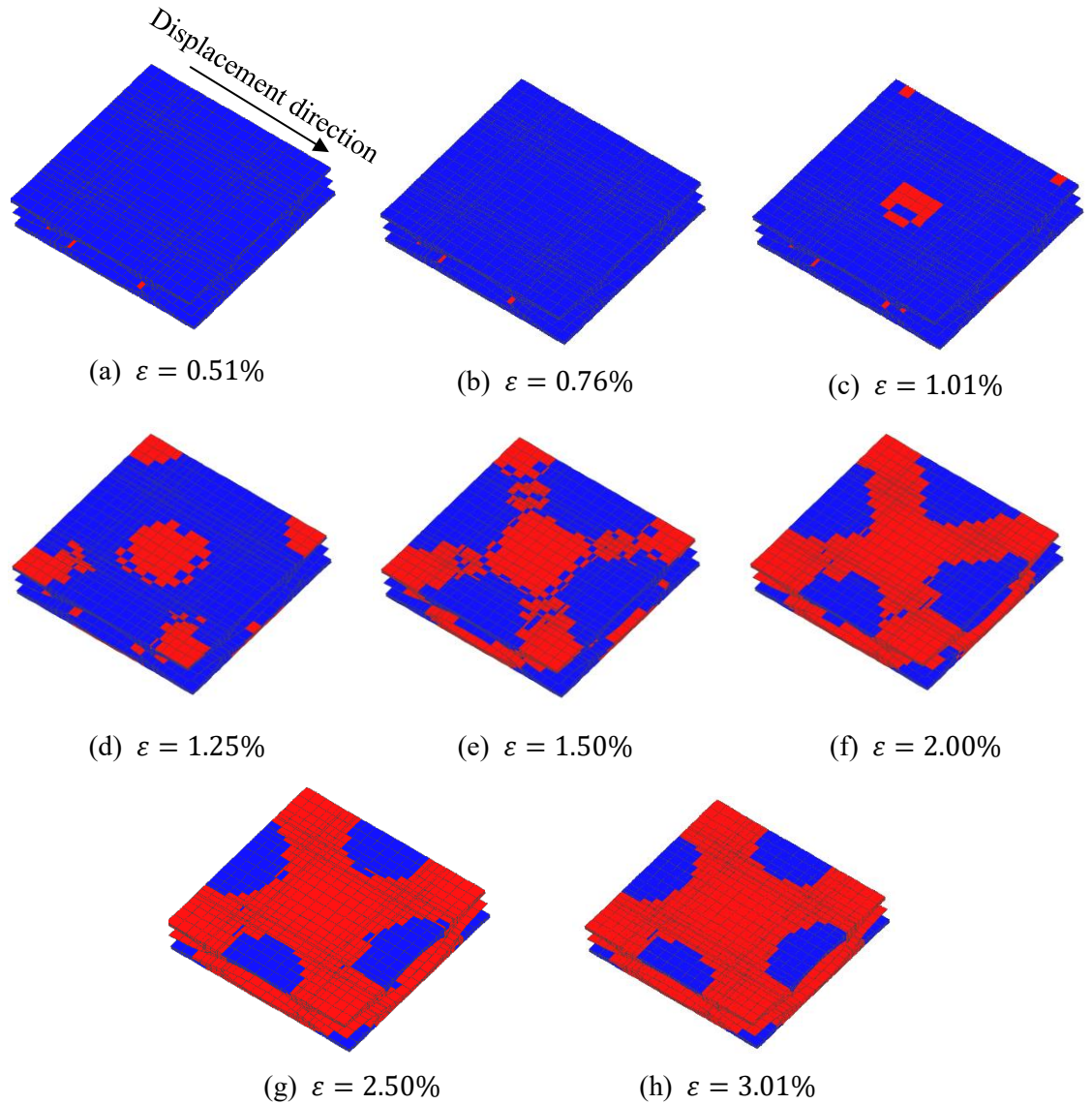


Fig. 3.19 Fracture of matrix (Type F)

Fig.3.20 に線形解析と非線形解析で単層モデルにおける全モデルをひずみとマトリックスの累積の損傷要素数との関係で比較した結果を示す．線形解析では層厚による影響が見られなかったが，非線形解析ではひずみが 1.5%までの場合，層厚が大きいほどマトリックスにおける累積の損傷要素数が多かった．線形解析と非線形解析では，全モデルにおいて累積の損傷要素数にも差が見られ，初期の樹脂損傷は非線形解析よりも線形解析の方が早く発生しており，2%ひずみ以降において線形解析と非線形解析で逆転する現象が見られた．これらの原因として，非線形解析ではマトリックスの非線形性により，応力再配分が緩やかに考慮されるのに対し，線形解析ではマトリックスに損傷が発生するとすぐに応力再配分の影響を受け，損傷が発生した周りのマトリックス要素にもその

影響が伝播しているためであると考える。

以上より、線形解析と非線形解析ではマトリックスの損傷進展解析の結果に明瞭な差があることが示された。

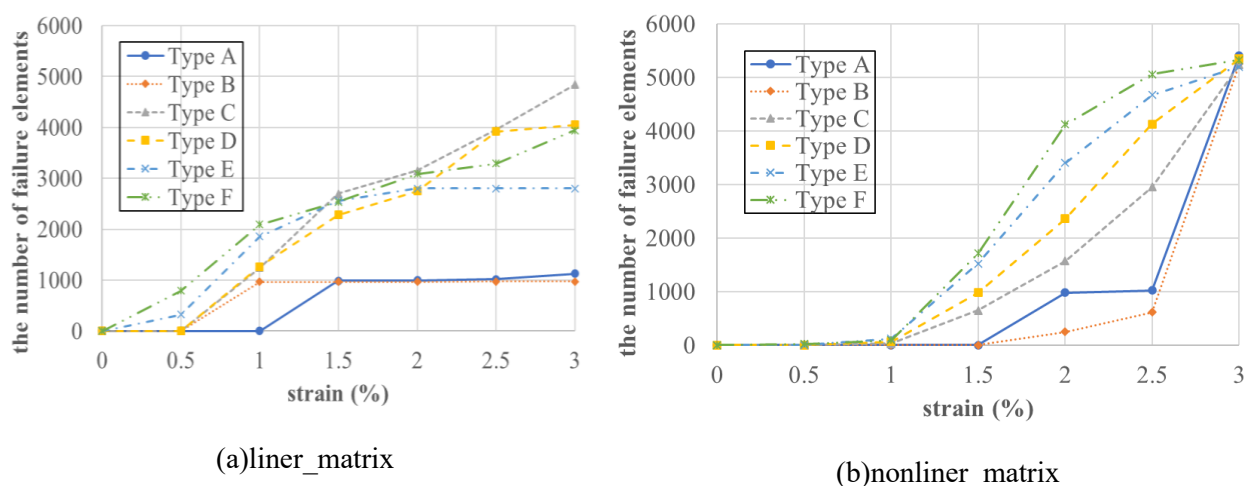


Fig. 3.20 The number of failure elements in matrix (1layer)

3.3 3.2 節より薄い開織繊維層厚が損傷進展挙動へ及ぼす影響

3.3.1 層厚をさらに薄くした解析モデル

開織繊維を用いた織物複合材料において、より層厚が薄いものを解析する場合、マトリックスの樹脂部と複雑な形状を有する繊維束の交差部の要素分割においては、解析結果に悪影響を与える適切なアスペクト比を持たない歪んだ要素が発生しやすいため、それを避けるための要素分割に労力が必要となる。そこで、本節における損傷進展解析では、マトリックスである樹脂の要素分割と繊維束の要素分割をそれぞれ独立に行い、それらの有限要素モデルを重ね合わせることで応力解析を実行できる重合メッシュ法を用いることでこの問題点を解決する。

3.2 節と同様に体積を $175 \text{ mm}^3 \pm 1\%$ 以内、繊維体積含有率 V_f を $50.6\% \pm 1.1\%$ 以内で一定にした条件下で、単層あたりの層厚を $0.1\text{mm} \sim 0.07\text{mm}$ まで変化させた 3 種類の有限要素モデルを作成した。3.2 節と同じく、層厚が小さいモデルほど、より大きな扁平率を示し、繊維束のうねりが小さくなる。どのモデルも開織であるが、その中でも Type I が最も層厚が厚く、Type III が最も層厚が薄いモデルである。また、Type I のモデルの層厚は 4 章の Type A のモデルの層厚と同じである。3 種類のモデルは全て 2 層に積層をした構造となっている。Fig.3.21 に寸法の概要図を示し、Table 3.4 に有限要素モデルの寸法を示す。Fig.3.22～Fig.3.24 には作成した 3 種類の有限要素モデルを示す。

織構造の幾何形状作成には，WiseTex [41]を使用し，MeshTex [42]でその幾何形状に基づき有限要素モデリングを行った．積層構造を作成する際には，VisualSacom を用いた．本節では重合メッシュ法を用いるため，モデル作成時はグローバルモデルとローカルモデルをそれぞれ作成する．グローバルモデルは樹脂のみを表し．ローカルモデルは繊維束のみを表す．Fig.3.22(a)～Fig.3.24(a)はグローバルモデルを示す．Fig.3.22(b)～Fig.3.24(b)はローカルモデルであり，青色は縦繊維束，赤色は横繊維束をそれぞれ示している．

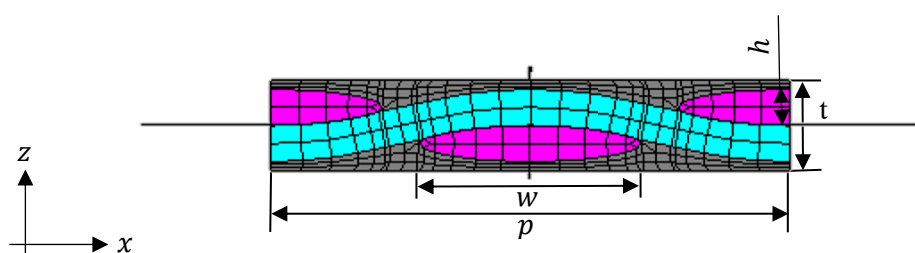
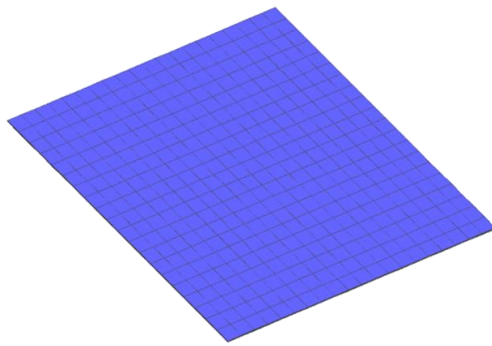


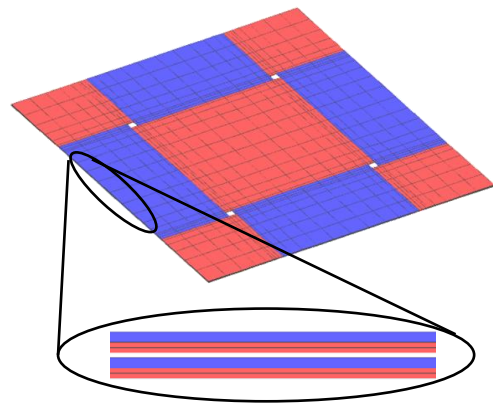
Fig.3.21 Sectional view of FEM model

Table.3.4 Dimensions of FEM model

	t (mm)	p (mm)	h (mm)	w (mm)
Type I	0.10	39.84	0.04	19.00
	0.10	43.90	0.04	21.00
Type II	0.08	44.47	0.03	20.81
	0.08	49.00	0.03	23.00
Type III	0.07	47.55	0.03	21.71
	0.07	52.40	0.03	24.00

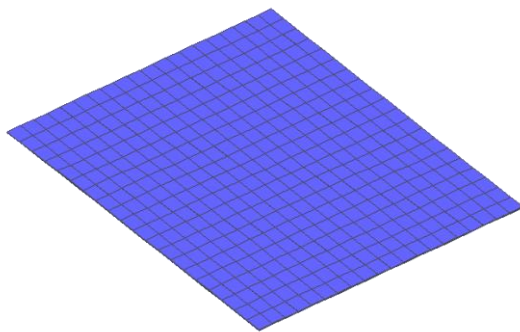


(a) Global model

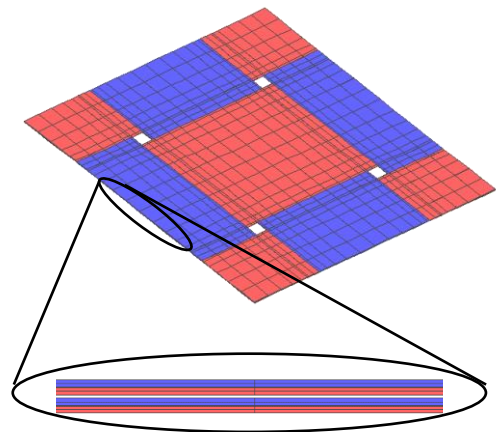


(b) Local model

Fig.3.22 Model of Type I

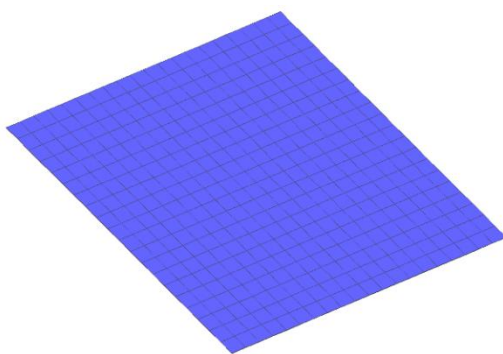


(a) Global model

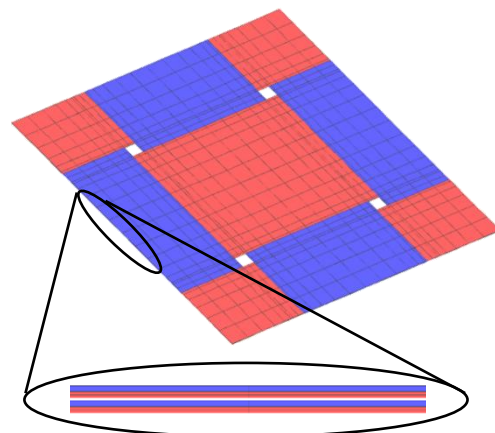


(b) Local model

Fig.3.23 Model of Type II



(a) Global model



(b) Local model

Fig.3.24 Model of Type III

本節で用いている物性値や非線形性を考慮する際の材料定数は 3.2 節と同じ値である．グローバルモデルの境界条件は, Fig.3.1 と同じ境界条件を与えている．ローカルモデルの境界条件は, Fig.3.25 の表面の斜線部分に x , y , z 方向の完全拘束を与えている．

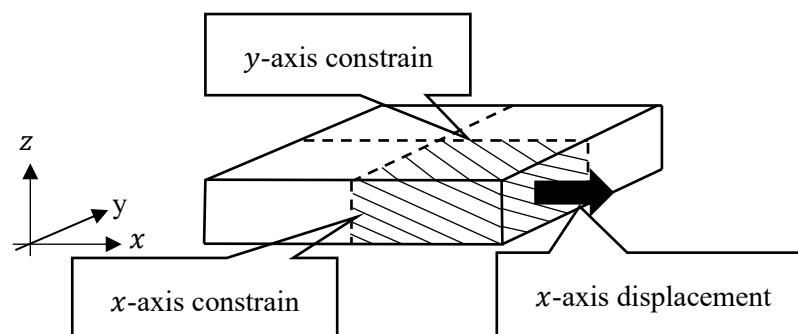


Fig.3.25 Boundary condition

3.3.2 繊維束における損傷進展挙動

繊維束における損傷進展挙動の結果を以下に示す．また，繊維束におけるひずみと累積損傷要素数との関係についても述べる．3 種類の平織強化複合材料の損傷進展挙動を Fig.3.26～Fig.3.28 に示す．図中の青色は未損傷の状態を示し，水色は繊維破断である Mode L，淡い緑色は繊維直角方向の樹脂き裂である Mode T，オレンジ色は面内方向の樹脂き裂である Mode ZL を示している．全てのモデルで横繊維束における Mode T が横繊維束全てに発生する前に縦繊維束における Mode T が発生している．また，横繊維束における Mode T の進展が縦繊維束における Mode T の進展より早い．一方で，Type I と層厚が同じである 4 章の Type A では，横繊維束における Mode T の損傷が横繊維束内での進展が終了してから他の箇所へと損傷が発生していた．この違いの原因は，重合メッシュ法で解析する際のグローバルモデルとローカルモデルの節点の重なり度合であると考えられる．また，全てのモデルにおいて 1 層目と 2 層目の損傷進展挙動に差が見られなかった．3 種類のモデル全てにおいて非常に層厚が小さいモデルとなっているため，4 章の層厚が小さくなるほど層別の損傷に差異が見られなかった結果と同じであった．

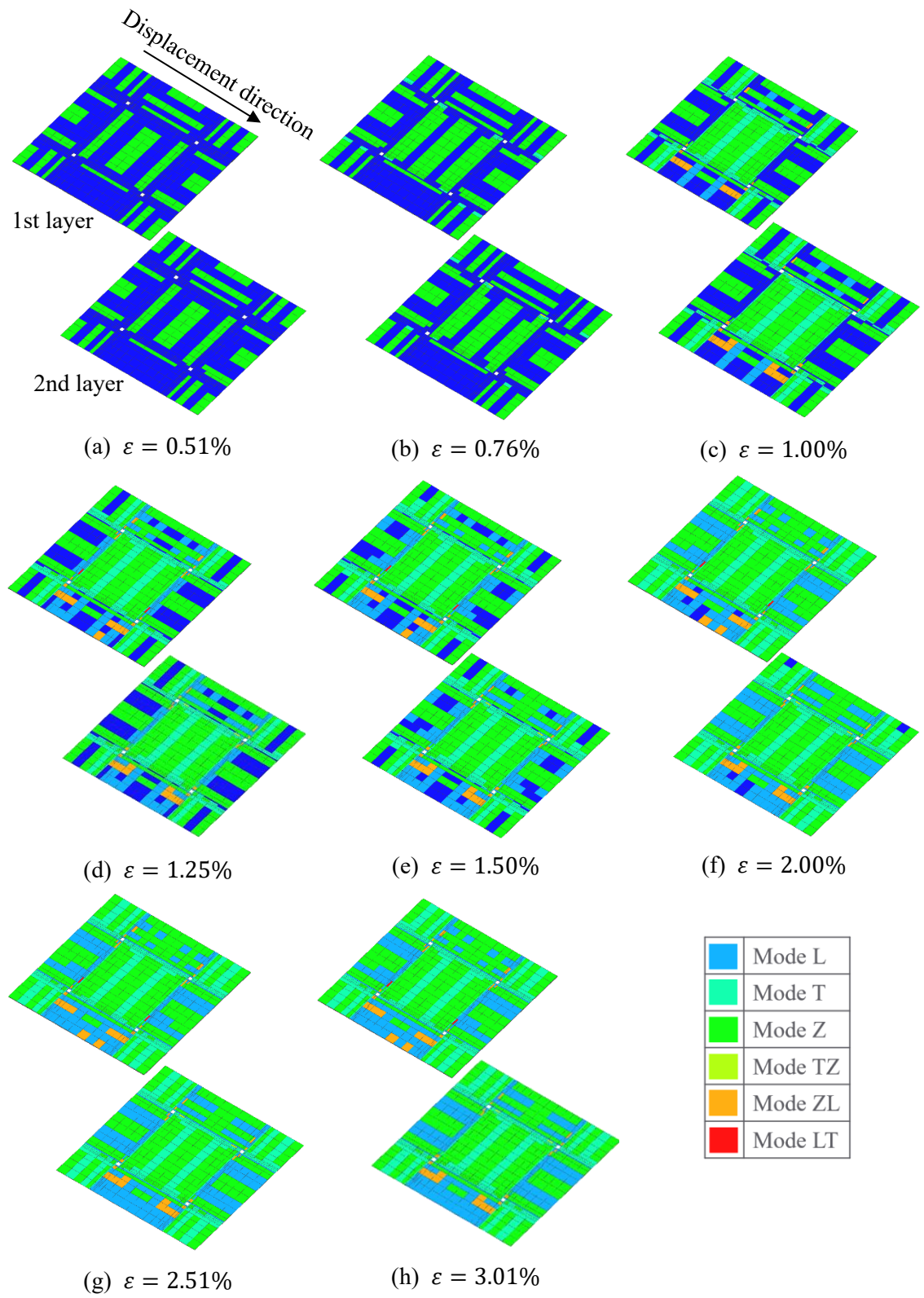


Fig.3.26 Failure mode of Type I

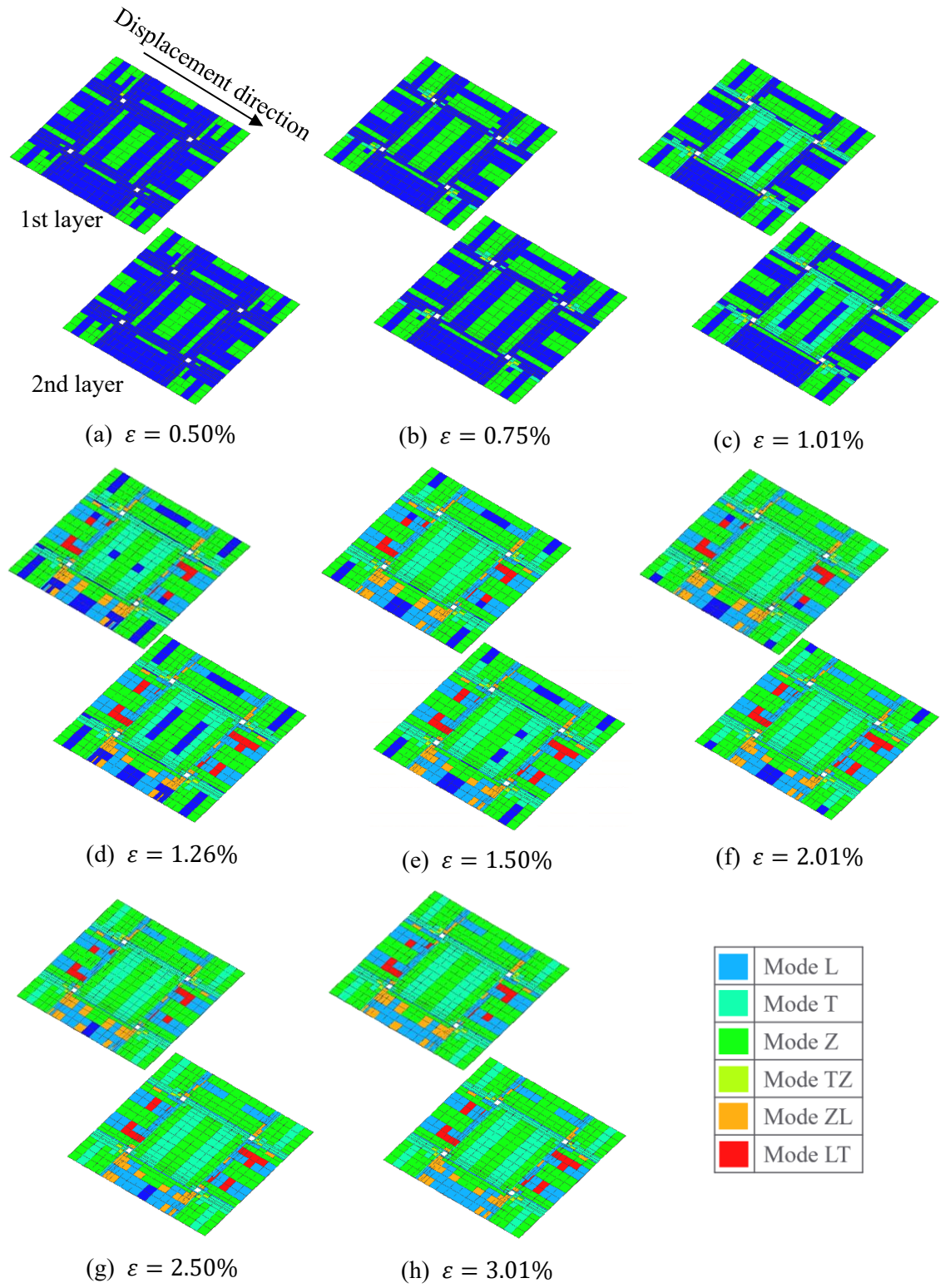


Fig.3.27 Failure mode of Type II

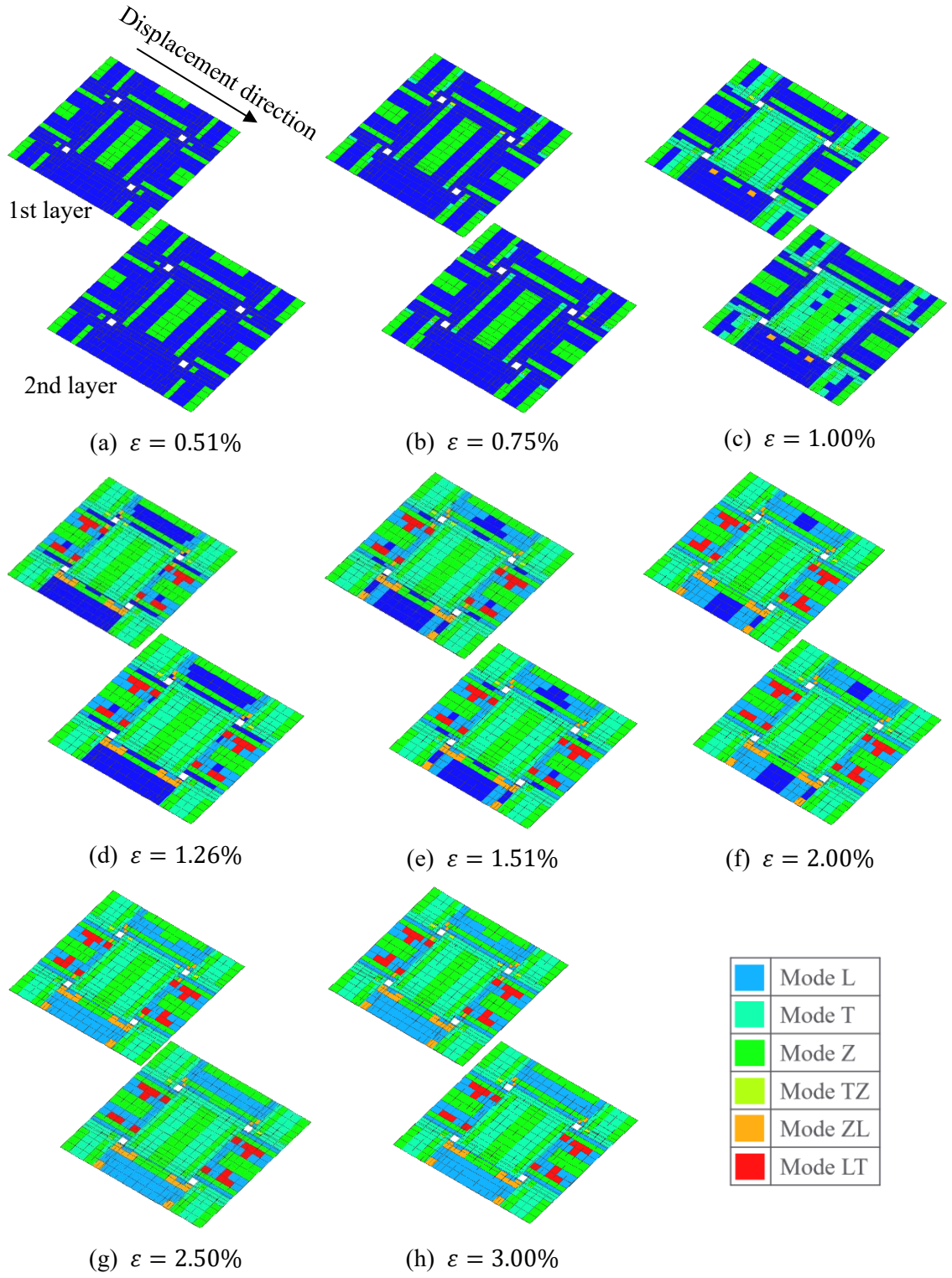


Fig.3.28 Failure mode of Type III

Fig.3.29～Fig.3.32 に各モードにおける層厚と累積の損傷要素数との関係を示す．縦繊維束における Mode L と横繊維束における Mode T は全てのモデルにおいて似ているが，層厚による影響は考えにくい．これは層厚の差が僅かであることが原因であると考ええる．3.2 節の Type A と同様，縦繊維束における Mode ZL は縦繊維束における Mode L や横繊維束における Mode T に比べて累積の損傷要素数が少なかった．3.2 節の傾向と同様に横繊維束における Mode ZL は層厚が小さいほど発生していない．また，横繊維束における Mode T が 0.5%～1%ひずみで立ち上がりが早く，次に縦繊維束における Mode L が 1～1.5%で立ち上がりが発生している．縦繊維束と横繊維束における Mode ZL の累積の損傷要素数は横繊維束内における Mode T や縦繊維束内における Mode L と比較して少なく，これは 3.2 節の層厚が小さい場合と同様である．

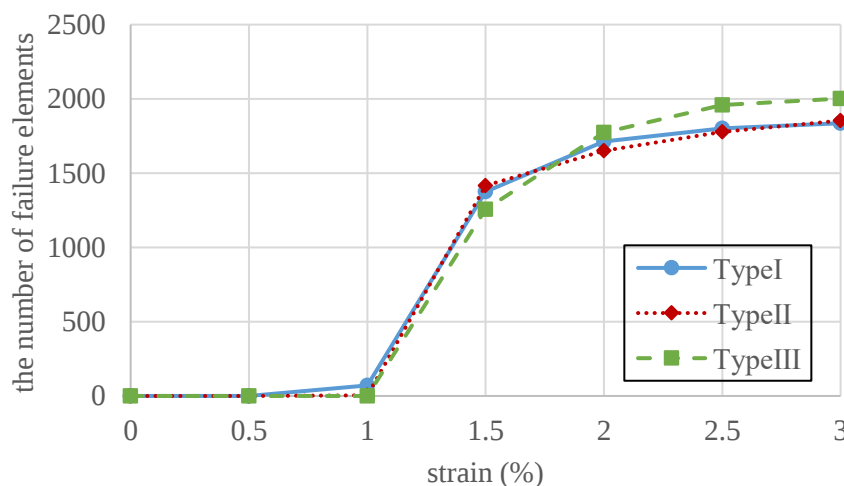


Fig.3.29 The number of failure elements (Mode L in warp)

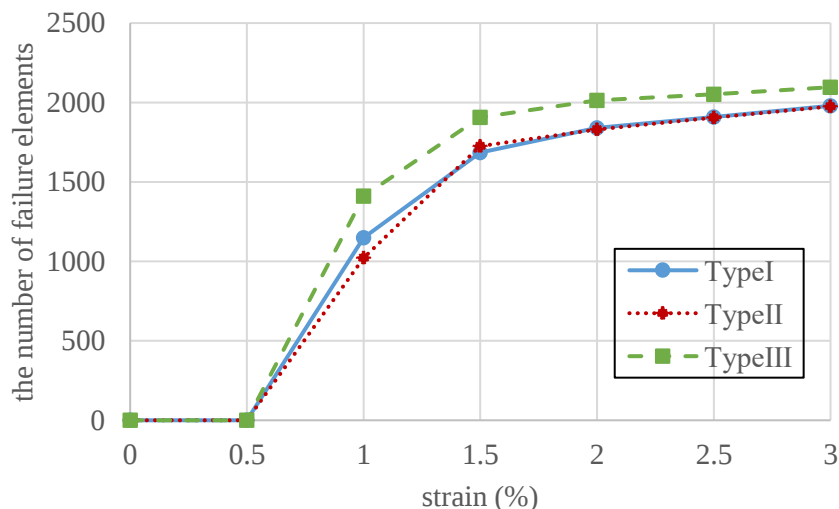


Fig. 3.30 The number of failure elements (Mode T in weft)

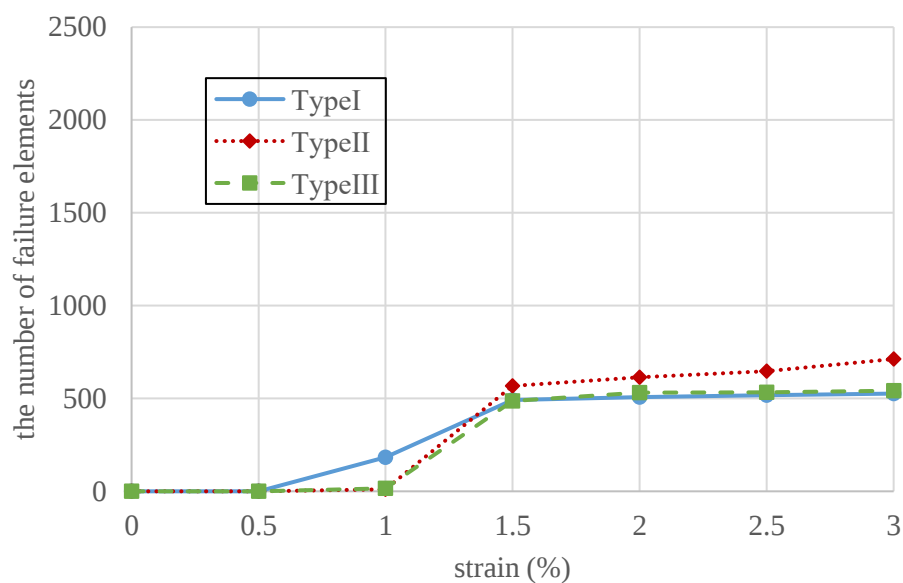


Fig. 3.31 The number of failure elements (Mode ZL in warp)

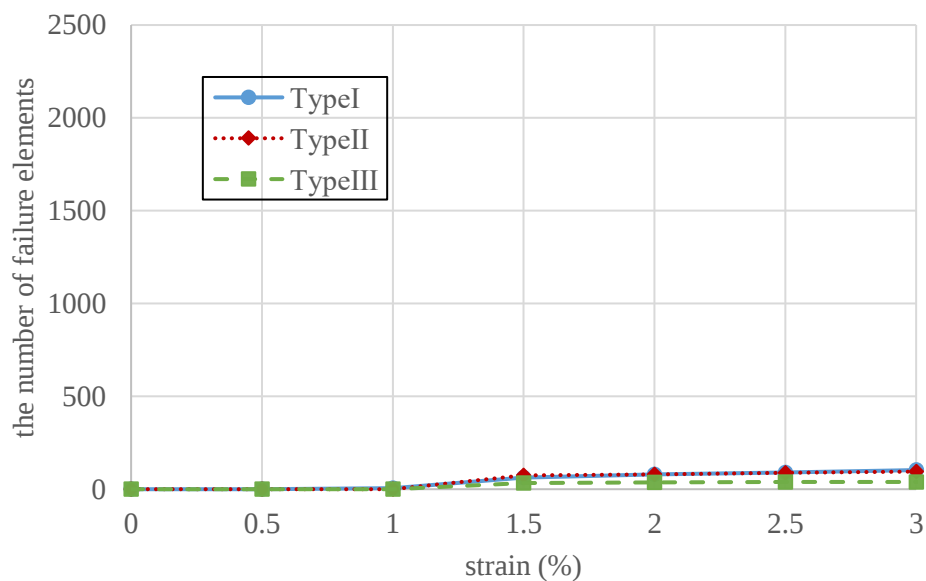


Fig. 3.32 The number of failure elements (Mode ZL in weft)

3.3.3 マトリックスにおける損傷進展挙動

次に各モデルのマトリックスにおける損傷進展挙動を Fig.3.33～Fig.3.35 に示す．青色は未損傷の状態を示し，赤色は損傷が発生したことを示す．全てのモデルにおいて縦繊維束と横繊維束が交差している負荷垂直方向端部からの損傷が見られ，その後負荷垂直方向に損傷が進展した．これは 3.2 節の Type A と同じ現象である．そのため，3.2 節の結果と Fig.3.33～Fig.3.35 の結果より，層厚が小

さくになるとマトリックスの損傷進展挙動は層厚が大きい場合と異なるを考える。

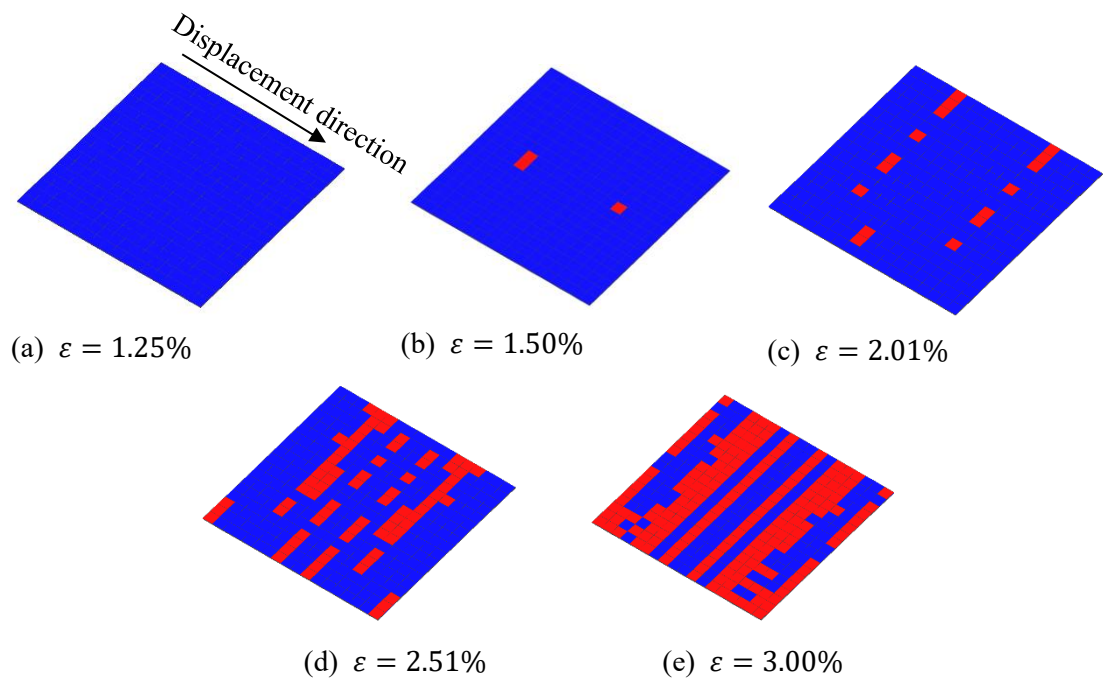


Fig. 3.33 Fracture of matrix (Type I)

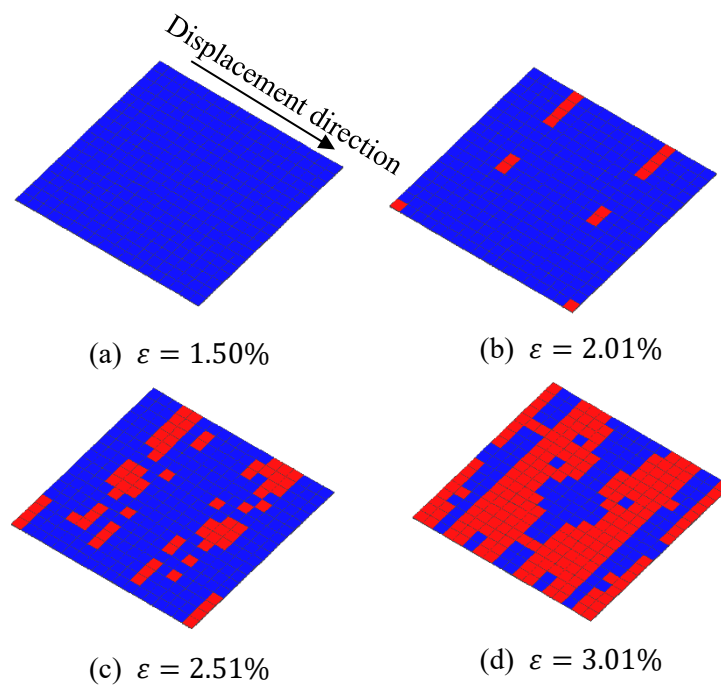


Fig. 3.34 Fracture of matrix (Type II)

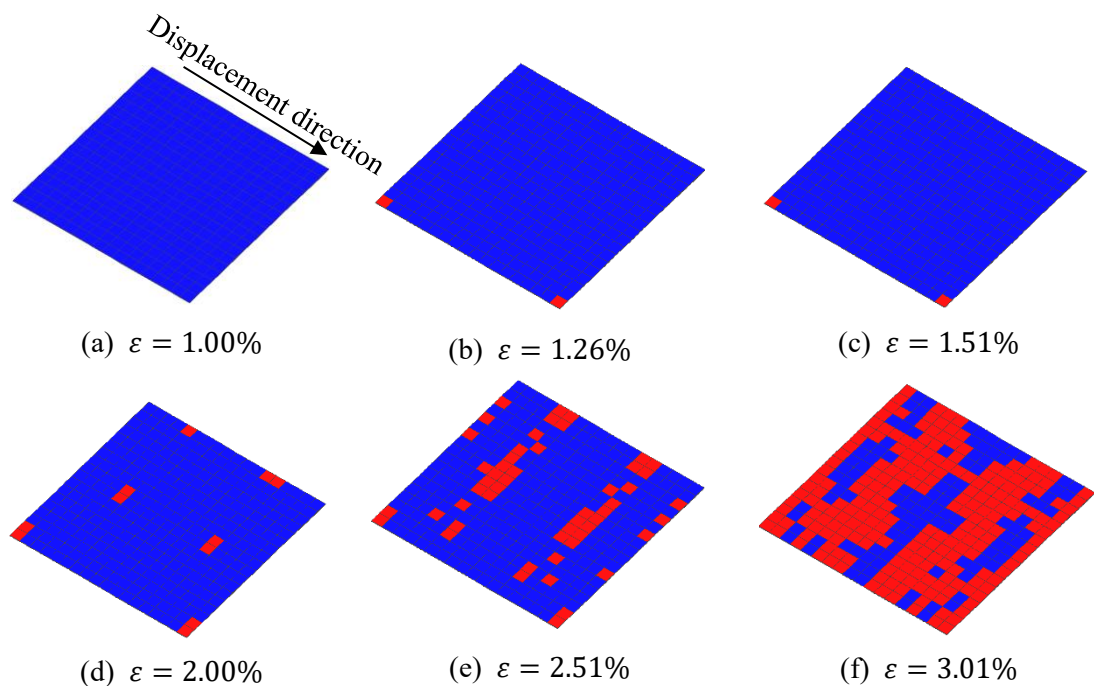


Fig. 3.35 Fracture of matrix (Type III)

次にマトリックスにおける各モデルに対するひずみと累積の損傷要素数との関係を Fig.3.36 に示す。ひずみが 2.7%までは層厚が小さくなるほどマトリックスの損傷要素数が少なくなっている。これは 3.2 節のマトリックスのひずみと累積の損傷要素数との関係において層厚が小さくなるほど少なくなるという結果と一致している。

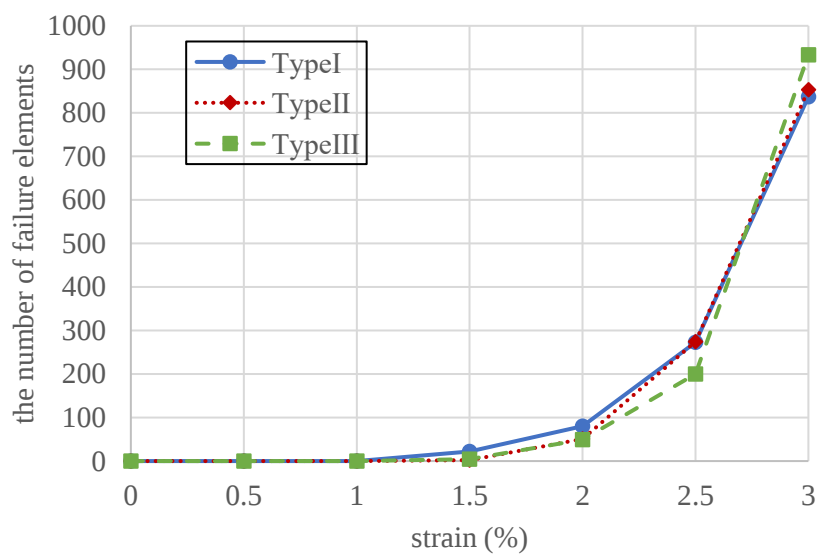


Fig. 3.36 The number of failure elements in matrix

3.4 結言

本章では、熱可塑性平織複合材料の層厚を従来織材料から開織材料へと変化させた場合の損傷挙動について評価した。また、単層モデルにおいて線形解析と非線形解析を比較した。

(I) 従来織から開織織までの層厚が損傷進展挙動へ及ぼす影響

繊維束内での損傷進展挙動について以下に記述する。厚みが小さい場合は、繊維束のうねりが小さいため負荷を縦繊維束の繊維が主に受け持ち、横繊維束の繊維直角方向の樹脂き裂による損傷が発生した後、繊維破断が生じ破断に至る。厚みが大きい場合は、繊維束のうねりが大きいため、負荷を繊維だけでなくマトリックスも受け持ち、マトリックスでの損傷が進んだ後に、繊維束のうねりの平滑化に伴い繊維束内の樹脂き裂が発生、繊維破断が生じて破断に至ることが明らかになった。また、線形解析と非線形解析では繊維束の累積の損傷要素数が異なっていたため、マトリックスの材料非線形性は、ひずみに伴う繊維束の損傷進展挙動にも影響を及ぼしていることが明らかとなった。2層に積層した場合、層厚が大きくなるほど層による繊維束内での損傷進展挙動に違いが見られることが明らかになった。

次にマトリックスの損傷進展挙動について以下に記述する。一番小さい層厚のモデル以外は横繊維束上でのマトリックスの損傷が生じ、層厚が大きくなると面内せん断方向に支配的に損傷が進展した。一方で一番小さい層厚のモデルは、繊維束自体のうねりの影響が平滑化されるため、縦繊維束と横繊維束が交差している負荷垂直方向端部からの損傷が見られ、その後負荷垂直方向に支配的に損傷が進展した。線形解析では層厚による影響が見られなかったが、非線形解析ではひずみが1.5%までの場合、層厚が大きいほどマトリックスにおける損傷要素の累積数が多かった。また、非線形解析の単層モデルと2層モデルでもマトリックスの損傷進展挙動は同様であった。

(II) より薄い層厚の開織材料が損傷進展挙動へ及ぼす影響

繊維束の損傷は横繊維束における Mode T が横繊維束全てに発生する前に縦繊維束における Mode T が発生している。一方で、横繊維束における Mode T の進展の方が縦繊維束における Mode T の進展より早いという結果が得られた。また、繊維束における累積の損傷要素数では、横繊維束における Mode T がまず多く発生し、次に縦繊維束における Mode L が発生していた。縦繊維束・横繊維束における Mode ZL の発生は少なかった。これは3.2節の Type A、Type B と同様である。

マトリックスの損傷は縦繊維束と横繊維束が交差している負荷垂直方向端部からの損傷が見られ、その後負荷垂直方向に損傷が進展した。また、マトリックスの累積の損傷要素数は層厚が小さくなるほど減少していた。また、これは3.2節と同様である。そのため、層厚が薄くなるほど繊維

束が負荷を受け持つことを表していると考える。

以上より、層厚の違いによって繊維束内およびマトリックスにおいて損傷が生じる箇所や損傷モードが異なることが明らかになった。そのため本材料を用いた構造物を設計・開発していく際には、適切な層厚を選ぶ必要があると考える。

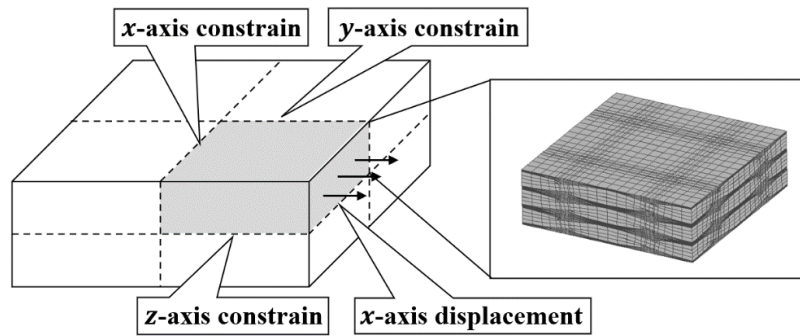
第4章 開繊平繊複合材料の損傷進展挙動に及ぼす繊維体積含有率の影響

4.1 緒言

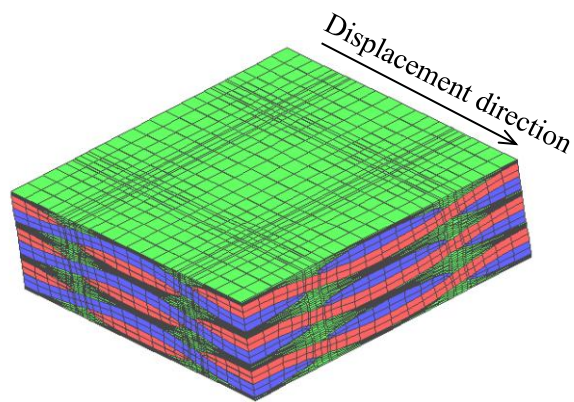
本章では、3層積層の6層模擬モデルを用いて、繊維体積含有率が損傷進展挙動に及ぼす影響について調査する。岡部ら [32]は、繊維長、マトリクスの物性及び繊維体積含有率を変化させることにより、連続ガラス繊維強化プラスチックと不連続ガラス繊維強化プラスチックの強度・破壊特性の違いについて報告している。また、西川ら [33]は、繰り返し荷重下における開繊糸を用いた平繊炭素繊維布強化複合材料の疲労挙動、特にき裂発生に及ぼす織り糸の厚さの影響について報告しており、その中で臨界エネルギー解放率と繊維体積含有率の関係についても評価している。木田ら [34]は、切欠き長さと繊維体積含有率を変えた短繊維強化 PET の破壊機構を AE 法で調査し報告している。また、木田ら [34]が示すように、繊維体積含有率が異なる場合には強度に差が生じ、信頼性や安全性の向上のため繊維体積含有率の研究が重要である。しかし、本研究で対象とする開繊糸を用いた熱可塑性織物複合材料における、織構造や損傷進展挙動に及ぼす繊維体積含有率の影響は十分にはなされていない。そこで本章では、従来織と開繊 CFRTP の損傷進展解析を行い、繊維体積含有率の影響が損傷進展挙動に与える影響を明らかにすることを目的とする。4.2 節では解析モデルや解析条件について記述し、4.3 節では本章で得られた知見についてまとめる。なお、本節の解析は一体解析で行ったものである。

4.2 解析モデル

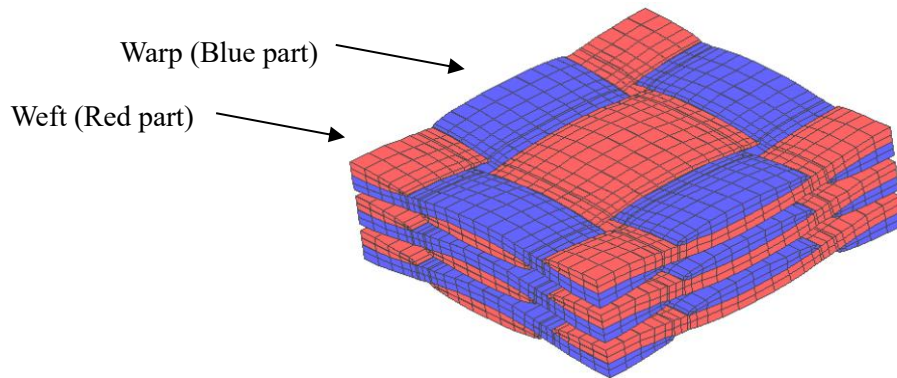
Fig.4.1 に本研究で使用した解析モデルの概要を示す。単層あたりの体積を $175 \text{ mm}^3 \pm 1\%$ 以内にした条件下で3層に積層し、Fig.4.1 (a)に示す境界条件を与えることにより、6層模擬のモデルを作成した。Fig.4.1 (b)～Fig.4.1 (d)に一例としてモデルの全体像を示す。Table 4.1 にモデルの寸法を示す。Table 4.1 の t は1層あたりの層厚、 p は解析形状の大きさ、 h は繊維束の厚み、 w は繊維束の幅のことであり、Fig.4.1(d)に一致する。Table 4.1 に示すように Type S が層厚の薄い、開繊されたモデルであり、Type C が層厚の厚い、従来織に近いモデルとなっている。Type S, Type C とともに層厚の異なる二種類のモデルを作成した。層厚が小さいモデルほど扁平率が大きくなり、繊維束のうねりが小さくなる。織構造の幾何形状作成には、WiseTex [41]を使用し、MeshTex [42]でその幾何形状に基づき有限要素モデリングを行った。本研究では、65%, 70%, 75%の繊維体積含有率 V_f を使用しており、その際の物性値と材料非線形性の定数を Table 4.2 と Table 4.3 に示す。



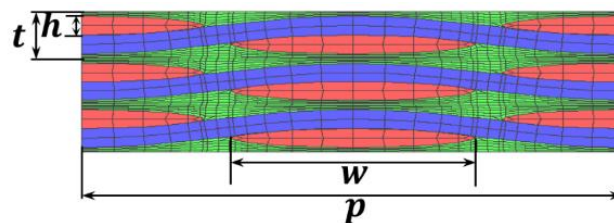
(a) Overview of Finite Elements.



(b) Matrix and Fiber Bundle.



(c) Fiber Bundle.



(d) Cross -Section View.

Fig.4.1 Overview of Finite Elements.

Table 4.1 Dimensions of Type S and Type C Models in 1-ply.

	$t(mm)$	$p(mm)$	$h(mm)$	$w(mm)$
Type S1	0.1	40	0.04	18
Type S2	0.2	28.28	0.08	12.7
Type C1	0.6	16.32	0.24	7.35
Type C2	0.9	13.34	0.36	6

Table 4.2 Material property of fiber bundle/PA6 in chapter4

	Fiber bundle				PA6
	V_f	65%	70%	75%	
Young's modulus [GPa]	E_L	150	161	173	2.05
	E_T	6.44	7.30	8.35	
	E_Z	6.44	7.30	8.35	
Shear modulus [GPa]	G_{TZ}	3.39	3.94	4.67	0.73
	G_{ZL}	2.88	3.42	4.14	
	G_{LT}	2.88	3.42	4.14	
Poisson's ratio	ν_{TZ}	0.05	0.47	0.45	0.41
	ν_{ZL}	0.015	0.015	0.016	
	ν_{LT}	0.35	0.34	0.34	
Tensile strength [MPa]	F_L^t	3185	3430	3675	60.41
	F_T^t	49.42	49.00	48.60	
	F_Z^t	49.42	49.00	48.60	
Compressive strength [MPa]	F_L^c	1987	2291	2706	68.26
	F_T^c	55.84	55.37	54.92	
	F_Z^c	55.84	55.37	54.92	
Shear strength [MPa]	F_{TZ}	27.92	27.69	27.46	42.11
	F_{ZL}	27.92	27.69	27.46	
	F_{LT}	27.92	27.69	27.46	

Table 4.3 Material property by nonlinear approximation

$E_i(\text{MPa})$	2795
α	2002
n	0.0314

4.3 解析結果

4.3.1 従来織に関する解析結果

4.3.1.1 従来織 Type C1 の損傷進展挙動

$V_f = 65\% \sim 75\%$ での従来織 Type C1 における Mode T の損傷進展挙動を Fig.4.2～Fig.4.4 に示し、Mode ZL の損傷進展挙動を Fig.4.5～Fig.4.7 に示す。Fig.4.2 および Fig.4.3, Fig.4.4 では、最外層である Outside Layer と三層構造の最下部の上面である Inside Layer に損傷進展挙動の違いが現れた。これは、最外層になるほど Z 方向へのうねりが大きくなることによる影響であると考えられる。また、Type C1 では、繊維束のうねりが大きいため、Fig.4.5～Fig.4.7 より、横繊維束と縦繊維束の繊維束交差部で初期損傷が発生し、その後負荷垂直方向に損傷が進展することが確認できた。木下ら [50] は、実験による従来織 PA6/CF の損傷進展挙動を調査した結果、横繊維束の交差端部でのトランスバースき裂と、荷重負荷方向と平行な樹脂き裂が発生したと報告しており、横繊維束の交差端部でのトランスバースき裂が本研究の横繊維束と縦繊維束の繊維束交差部端部で発生する mode T と一致する。

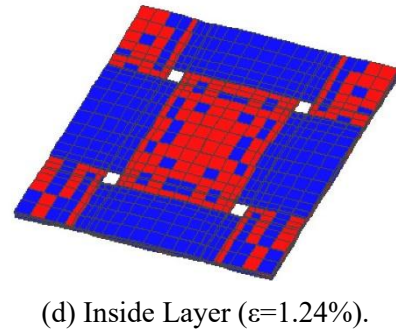
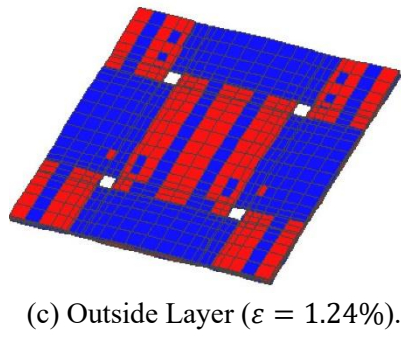
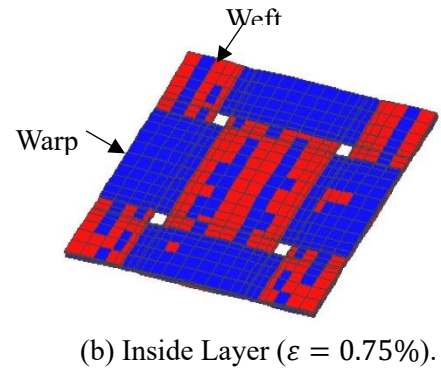
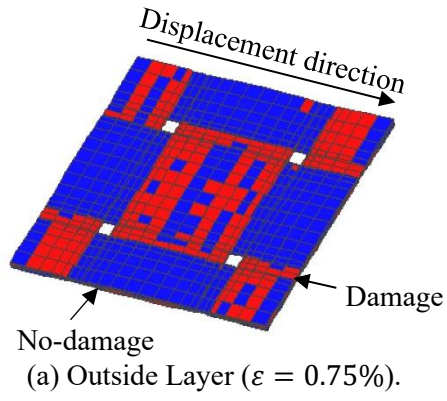


Fig.4.2 Damage Development of Mode T. ($V_f = 65\%$)

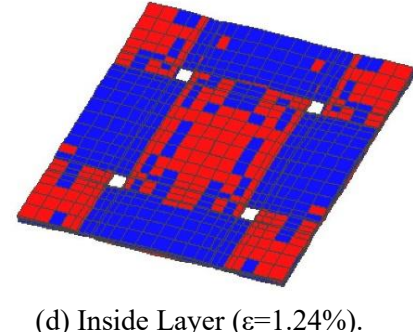
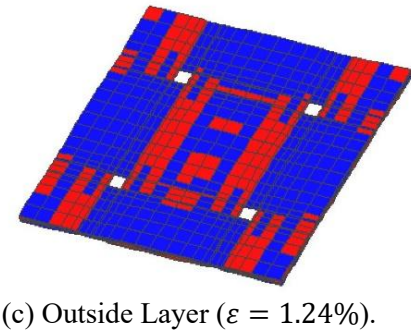
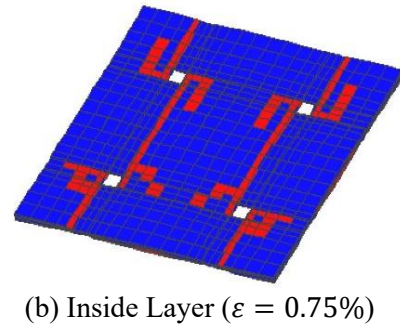
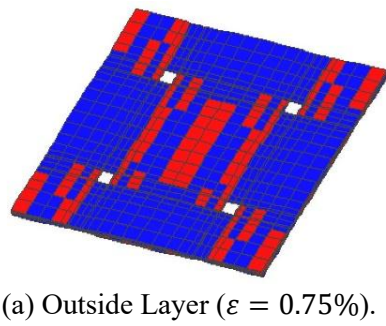
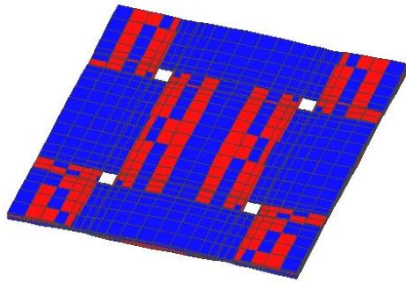
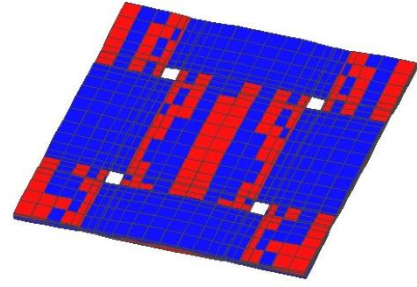


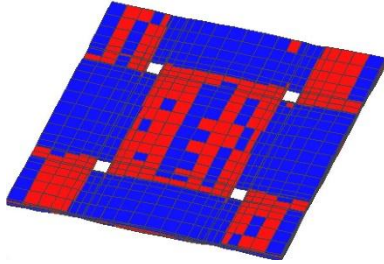
Fig.4.3 Damage Development of Mode T. ($V_f = 70\%$)



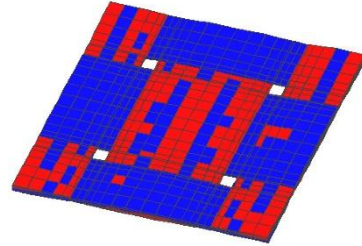
(a) Outside Layer ($\varepsilon = 0.75\%$).



(b) Inside Layer ($\varepsilon = 0.75\%$)

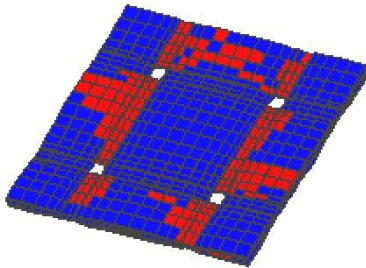


(c) Outside Layer ($\varepsilon = 1.24\%$).

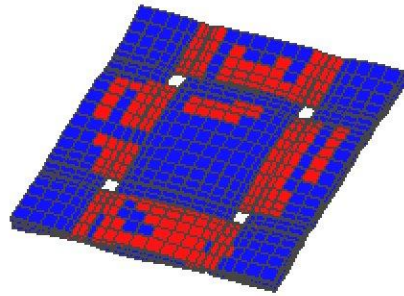


(d) Inside Layer ($\varepsilon = 1.24\%$).

Fig.4.4 Damage Development of Mode T. ($V_f = 75\%$)

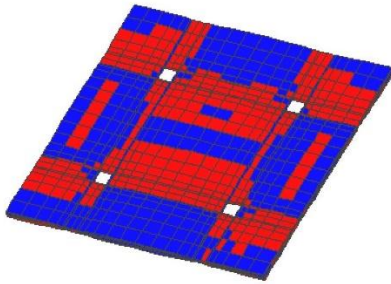


(a) Outside Layer.

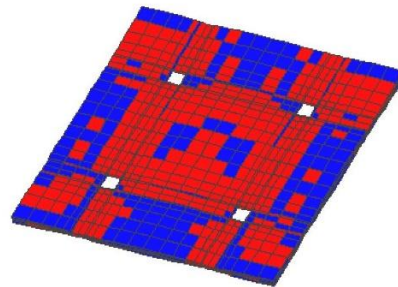


(b) Inside Layer.

Fig.4.5 Damage Development of Mode ZL. ($V_f = 65\%$, $\varepsilon = 1.24\%$)

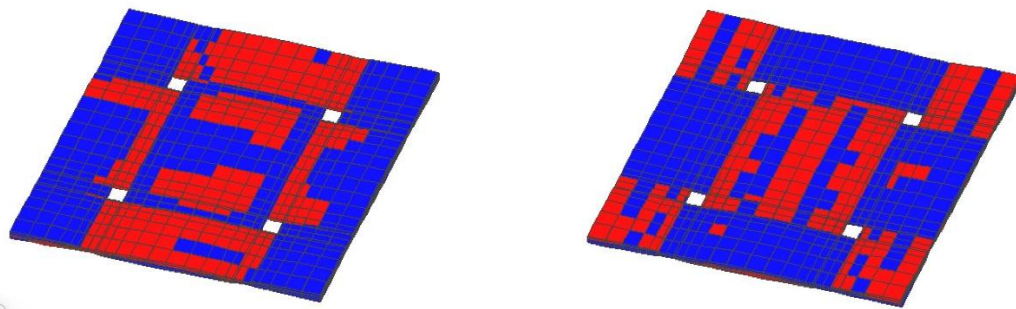


(a) Outside Layer.



(b) Inside Layer.

Fig.4.6 Damage Development of Mode ZL. ($V_f = 70\%$, $\varepsilon = 1.24\%$)



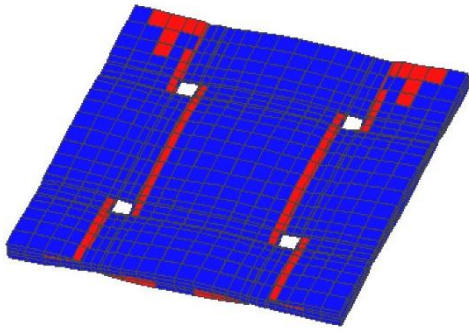
(a) Outside Layer.

(b) Inside Layer.

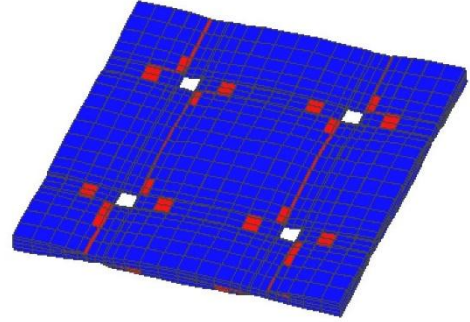
Fig.4.7 Damage Development of Mode ZL. ($V_f = 75\%$, $\varepsilon = 1.24\%$)

4.3.1.2 従来織 Type C2 の損傷進展挙動

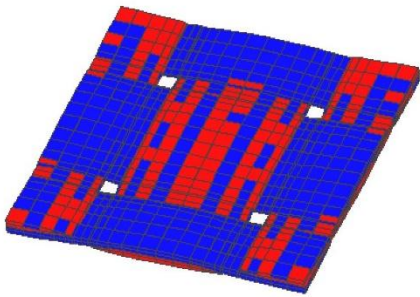
$V_f = 65\% \sim 75\%$ での従来織 Type C2 における Mode T の損傷進展挙動を Fig.4.8～Fig.4.10 に示し、Mode ZL の損傷進展挙動を Fig.4.11～Fig.4.13 に示す。 V_f が高くなるにつれ、Inside Layer の方が Outside Layer よりも損傷の進みが速いことが従来織 Type C1 よりも従来織 Type C2 の方に現れていた。これは、層厚が大きいほどどうねりが大きくなるため内部での損傷が発生しやすいためであると考えられる。また、従来織 Type C1 と同じく、従来織 Type C2 でも横繊維束と縦繊維束の繊維束交差部で初期損傷が発生し、その後負荷垂直方向に損傷が進展することが確認できた。



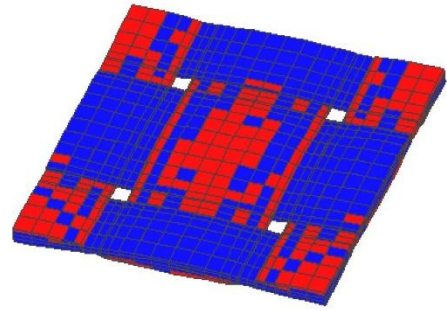
(a) Outside Layer ($\varepsilon = 0.75\%$).



(b) Inside Layer ($\varepsilon = 0.75\%$)

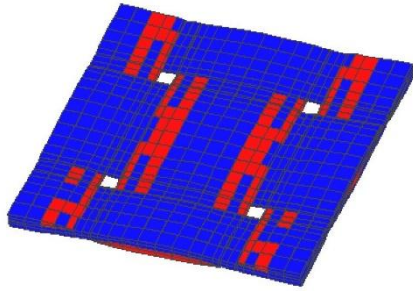


(c) Outside Layer ($\varepsilon = 1.24\%$).

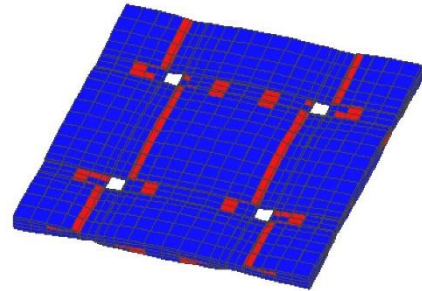


(d) Inside Layer ($\varepsilon=1.24\%$).

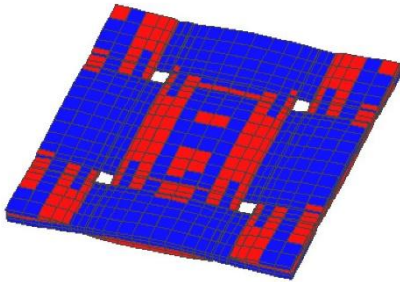
Fig.4.8 Damage Development of Mode T. ($V_f = 65\%$)



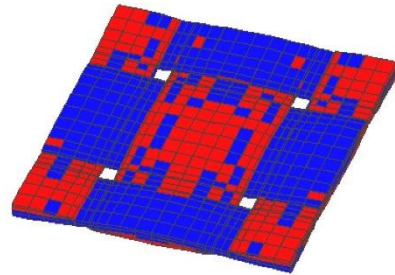
(a) Outside Layer ($\varepsilon = 0.75\%$).



(b) Inside Layer ($\varepsilon = 0.75\%$)

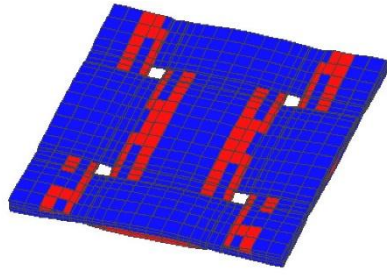


(c) Outside Layer ($\varepsilon = 1.24\%$).

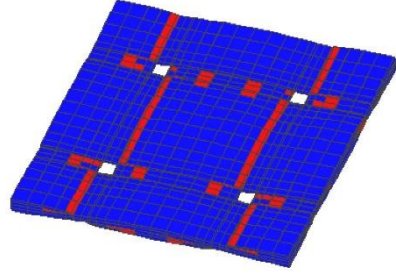


(d) Inside Layer ($\varepsilon=1.24\%$).

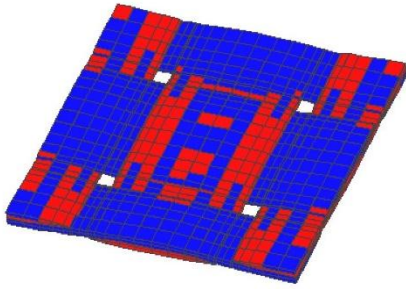
Fig.4.9 Damage Development of Mode T. ($V_f = 70\%$)



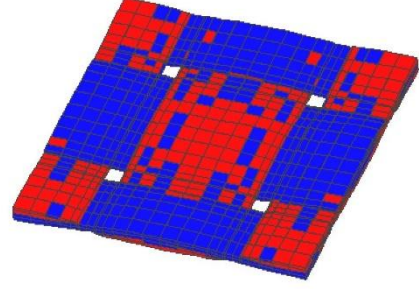
(a) Outside Layer ($\varepsilon = 0.75\%$).



(b) Inside Layer ($\varepsilon = 0.75\%$)

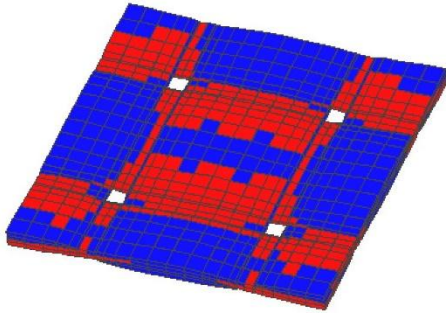


(c) Outside Layer ($\varepsilon = 1.24\%$).

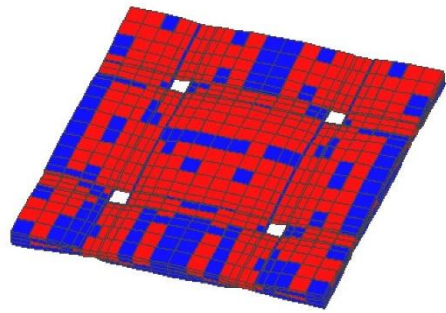


(d) Inside Layer ($\varepsilon = 1.24\%$).

Fig.4.10 Damage Development of Mode T. ($V_f = 75\%$)

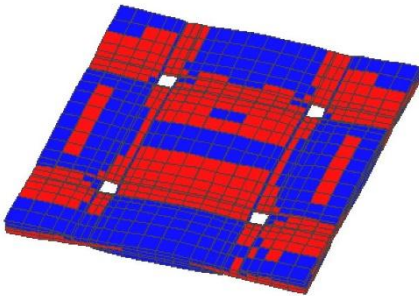


(a) Outside Layer.

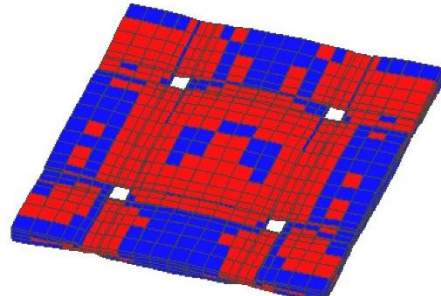


(b) Inside Layer.

Fig.4.11 Damage Development of Mode ZL. ($V_f = 65\%$, $\varepsilon = 1.24\%$)



(a) Outside Layer.



(b) Inside Layer.

Fig.4.12 Damage Development of Mode ZL. ($V_f = 70\%$, $\varepsilon = 1.24\%$)

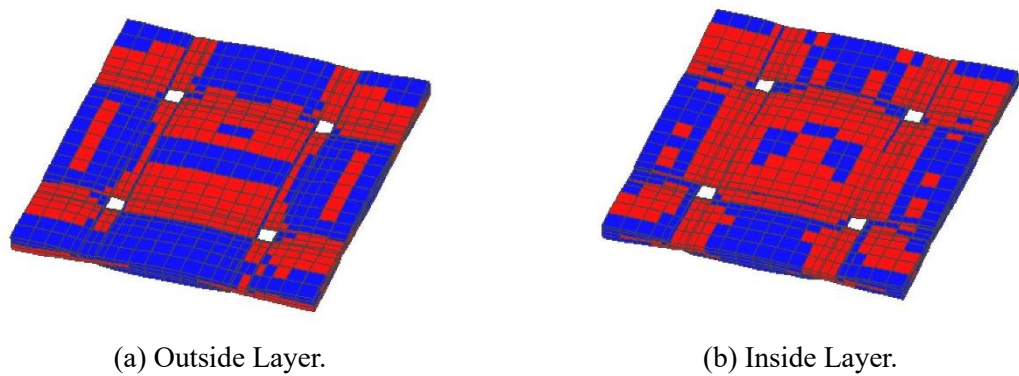


Fig.4.13 Damage Development of Mode ZL. ($V_f = 75\%$, $\varepsilon = 1.24\%$)

4.3.1.3 従来織 Type C1 と従来織 Type C2 における繊維体積含有率の影響

従来織 Type C1 の横繊維束における Mode T での繊維体積含有率 $V_f = 65\% \sim 75\%$ の時の累積損傷要素体積とひずみの関係をひずみ $\varepsilon = 0 \sim 3\%$ まで 0.5% 間隔で Fig.4.14 に示す。また、従来織 Type C1 の縦繊維束における Mode ZL での累積損傷要素体積とひずみの関係を Fig.4.15 に示す。同様に従来織 Type C2 の Mode T での累積損傷要素体積とひずみの関係を Fig.4.16 に示し、Mode ZL での累積損傷要素体積とひずみの関係を Fig.4.17 に示す。従来織 Type C1, 従来織 Type C2 とともに横繊維束における Mode T と縦繊維束における Mode ZL では、ともに繊維体積含有率が高いほどひずみ増加に伴い、累積損傷要素体積が多く発生した。

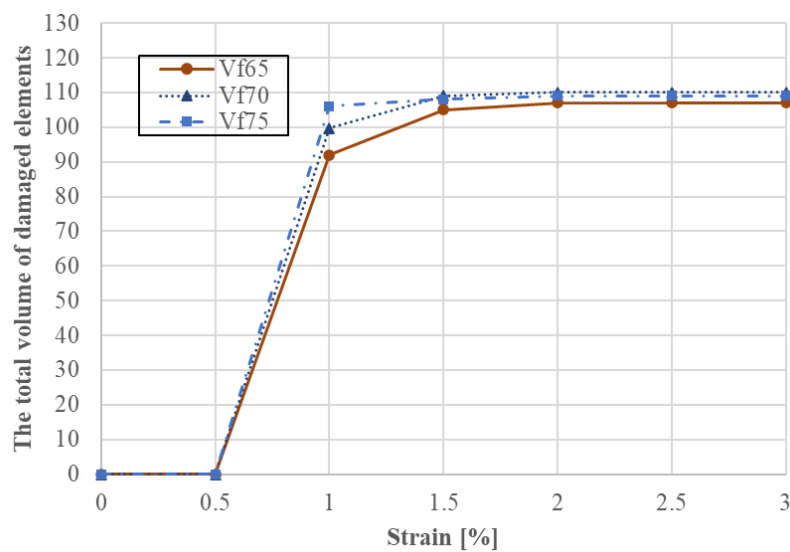


Fig.4.14 Damage development of Mode T on weft (Type C1)

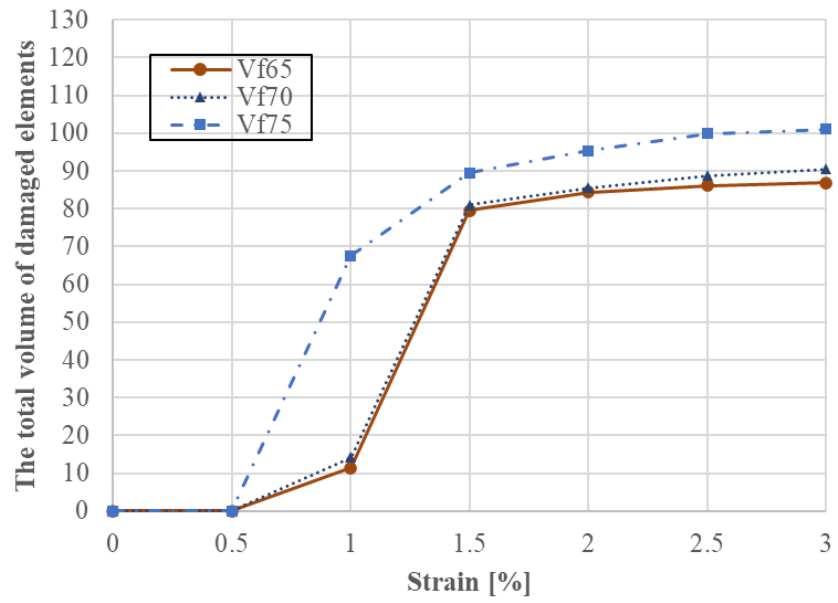


Fig.4.15 Damage development of Mode ZL on warp (Type C1)

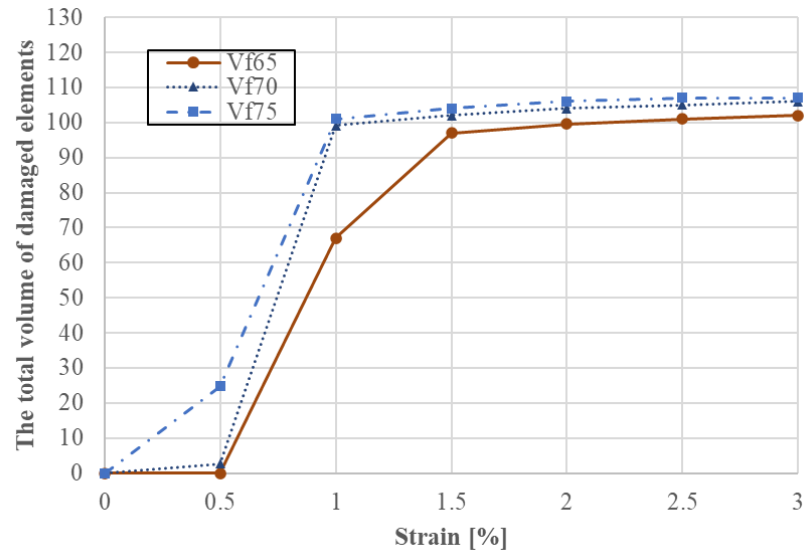


Fig.4.16 Damage development of Mode T on weft (Type C2)

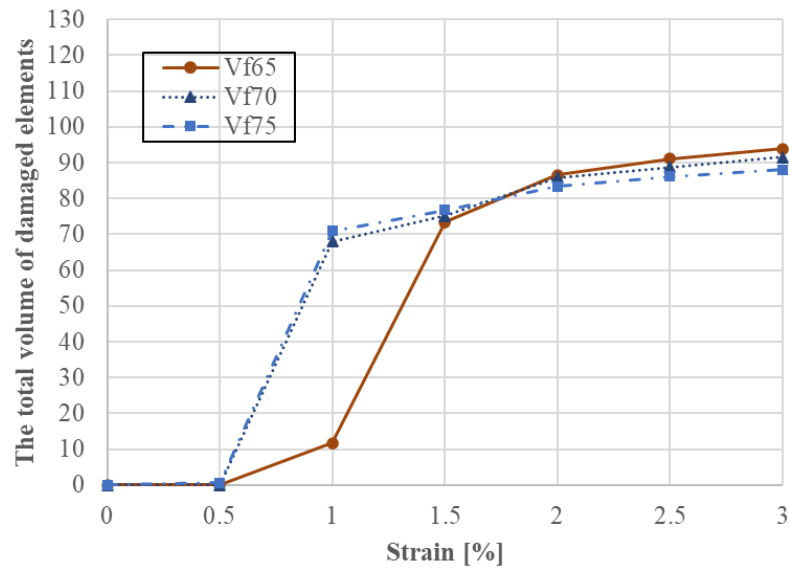


Fig.4.17 Damage development of Mode ZL on warp (Type C2)

4.3.2 開繊織の解析結果

4.3.2.1 開繊織 Type S1 の損傷進展挙動

$V_f = 65\% \sim 75\%$ での開繊織 Type S1 における Mode T の損傷進展挙動を Fig.4.18～Fig.4.3.20 に示し，Mode ZL の損傷進展挙動を Fig.4.21～Fig.4.23 に示す．ひずみ 0.76%では横繊維束交差部にて Mode T が発生し，ひずみの増加に伴い横繊維束全体に進展している．開繊織 Type S1 では，従来織 Type C1 や Type C2 と比較すると内外層での損傷の違いは見られない．また，Mode ZL での損傷が従来織と比較すると Type S1 では見られない．これは，開繊による平滑化の影響であると考えられる．

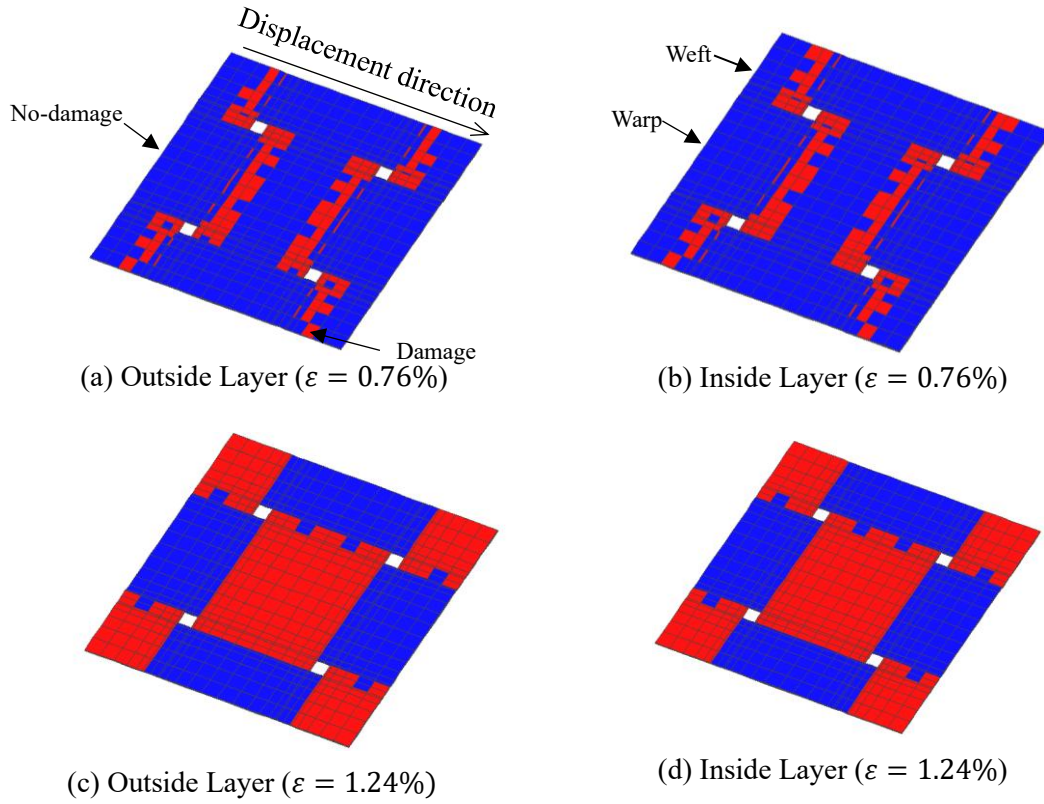


Fig.4.18 Damage Development of Mode T. ($V_f = 65\%$)

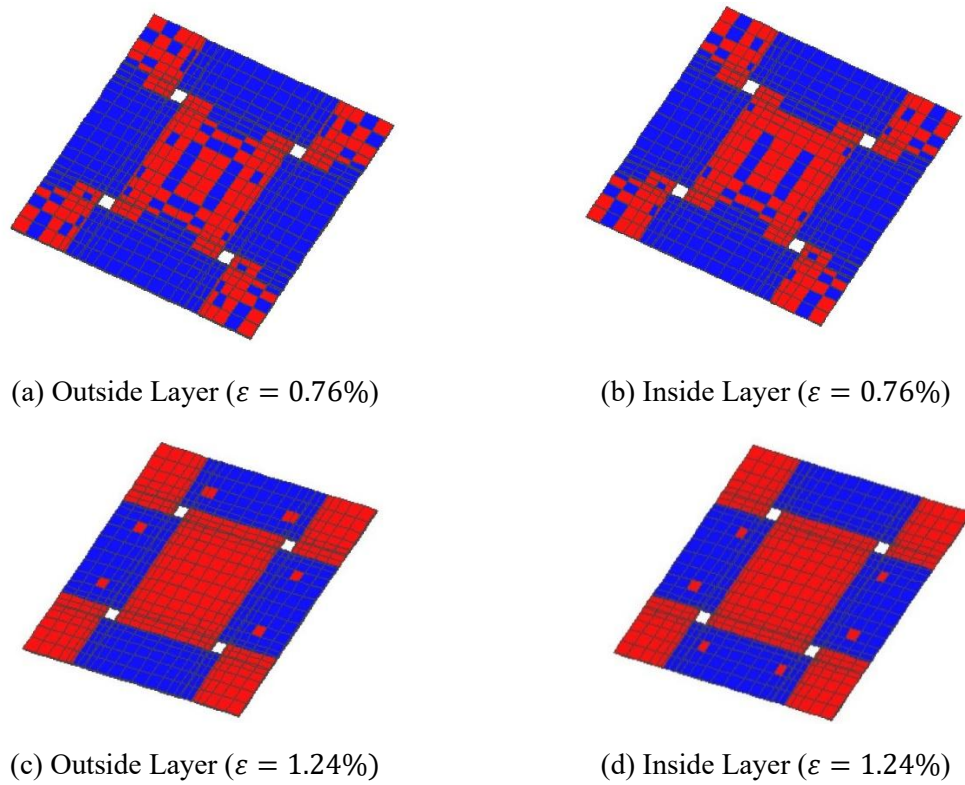
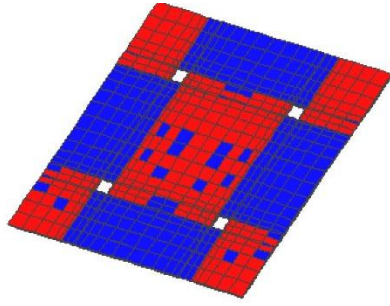
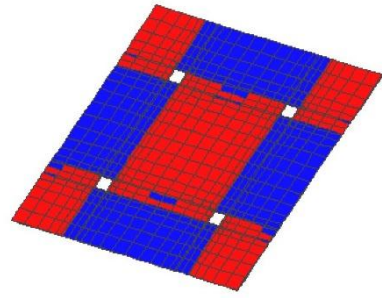


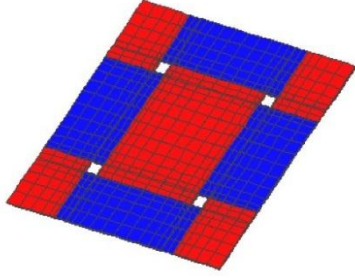
Fig.4.19 Damage Development of Mode T. ($V_f = 70\%$)



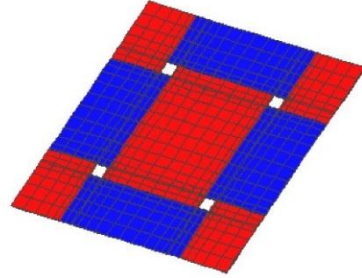
(a) Outside Layer ($\varepsilon = 0.76\%$)



(b) Inside Layer ($\varepsilon = 0.76\%$)

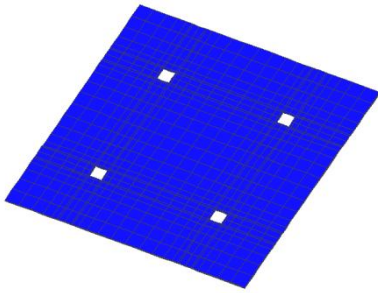


(c) Outside Layer ($\varepsilon = 1.24\%$)

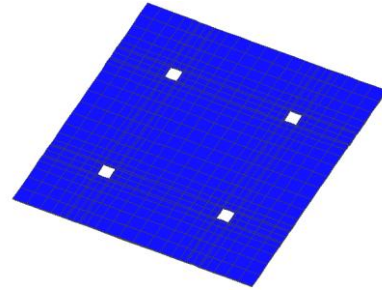


(d) Inside Layer ($\varepsilon = 1.24\%$)

Fig.4.20 Damage Development of Mode T. ($V_f = 75\%$)



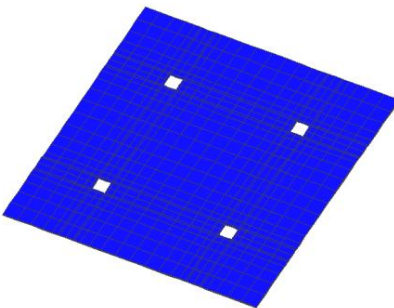
(a) Outside Layer



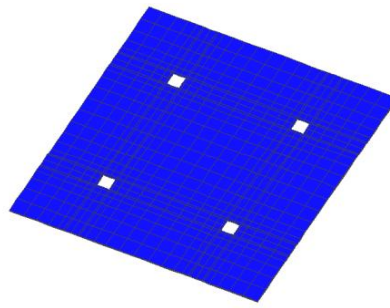
(b) Inside Layer

Fig.4.21 Damage Development of Mode ZL.

($V_f = 65\%$, Type S1, $\varepsilon = 1.24\%$)



(a) Outside Layer



(b) Inside Layer

Fig.4.22 Damage Development of Mode ZL.

($V_f = 70\%$, Type S1, $\varepsilon = 1.24\%$)

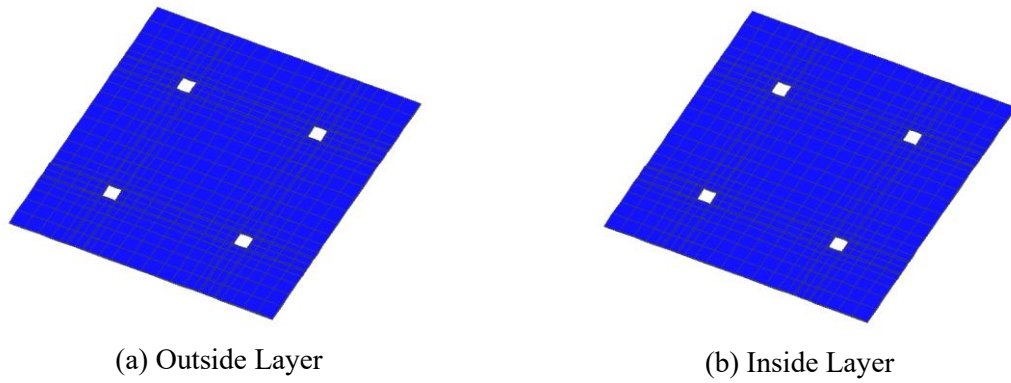


Fig.4.23 Damage Development of Mode ZL.

($V_f = 75\%$, Type S1, $\varepsilon = 1.24\%$)

4.3.2.2 開繊維 Type S2 の損傷進展挙動

$V_f = 65\% \sim 75\%$ での開繊維 Type S2 における Mode T の損傷進展挙動を Fig.4.24～Fig.4.26 に示す． Mode ZL の損傷進展挙動は，開繊維 Type S1 と同じく $\varepsilon = 1.24\%$ では未損傷の要素が多い状態のため本節では省略する．開繊維 Type S1 と同じく開繊維 Type S2 では，内外層での損傷の違いは見られない．

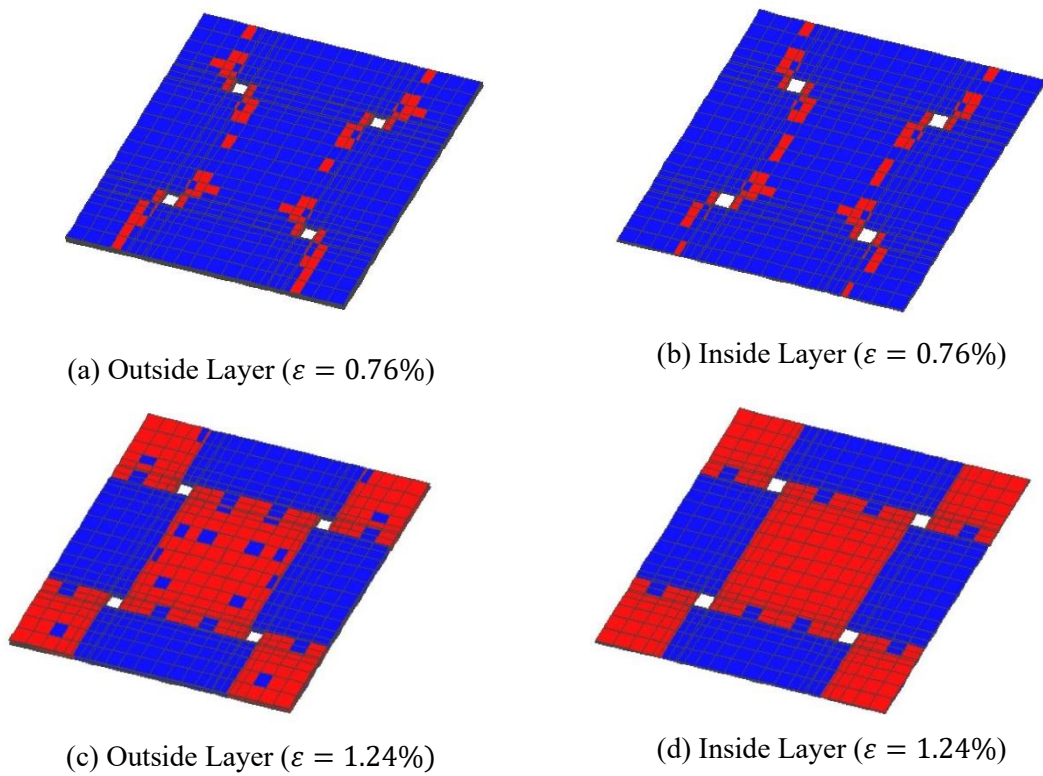
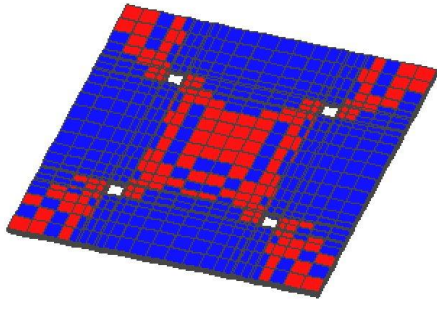
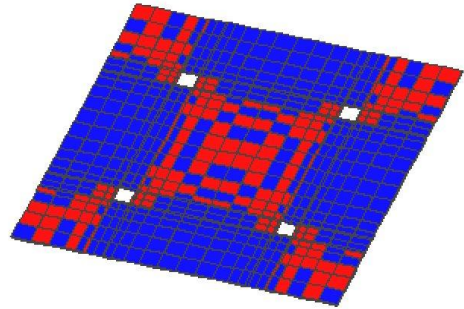


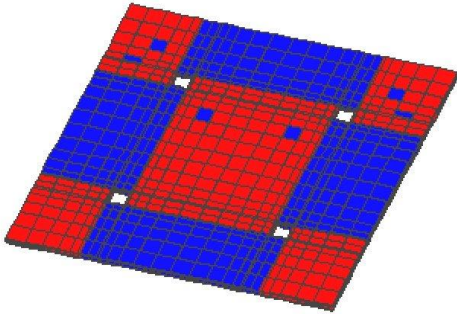
Fig.4.24 Damage Development of Mode T. ($V_f = 65\%$)



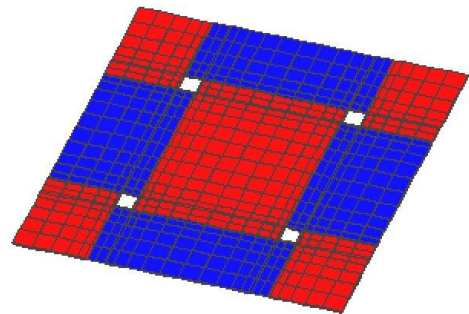
(a) Outside Layer ($\varepsilon = 0.76\%$)



(b) Inside Layer ($\varepsilon = 0.76\%$)

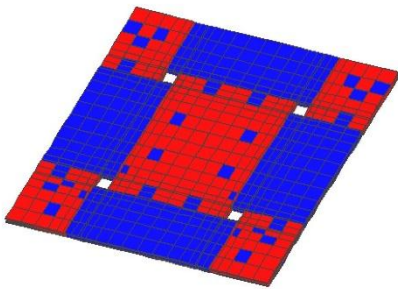


(c) Outside Layer ($\varepsilon = 1.24\%$)

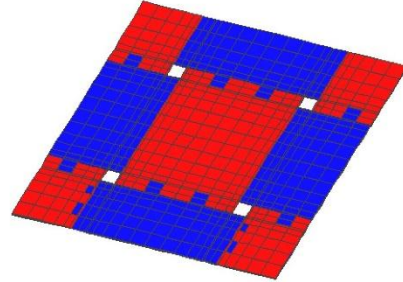


(d) Inside Layer ($\varepsilon = 1.24\%$)

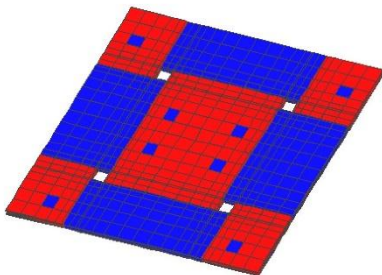
Fig.4.25 Damage Development of Mode T. ($V_f = 70\%$)



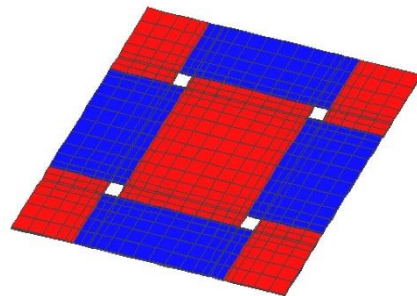
(a) Outside Layer ($\varepsilon = 0.76\%$)



(b) Inside Layer ($\varepsilon = 0.76\%$)



(c) Outside Layer ($\varepsilon = 1.24\%$)



(d) Inside Layer ($\varepsilon = 1.24\%$)

Fig.4.26 Damage Development of Mode T. ($V_f = 75\%$)

4.3.2.3 開織織 Type S1 と Type S2 における繊維体積含有率の影響

開織織 Type S1 の横繊維束における Mode T での繊維体積含有率 $V_f = 65\% \sim 75\%$ の時の累積損傷要素体積とひずみの関係をひずみ $\varepsilon = 0 \sim 3\%$ まで 0.5% 間隔で Fig.4.27 に示す。また、開織織 Type S1 の縦繊維束における Mode ZL での累積損傷要素体積とひずみの関係を Fig.4.28 に示す。同様に開織織 Type S2 の Mode T での累積損傷要素体積とひずみの関係を Fig.4.29 に示し、Mode ZL での累積損傷要素体積とひずみの関係を Fig.4.30 に示す。横繊維束における Mode T では、ひずみ $\varepsilon = 0.5 \sim 1.0\%$ 間で繊維体積含有率の影響を受けた。従来織と同様に繊維体積含有率が高いほど累積損傷要素体積が増加した、縦繊維束における Mode ZL では、従来織 Type C1, Type C2 と同様に、繊維体積含有率が高いほどひずみ増加に伴い、累積損傷要素体積が多く発生した。また、縦繊維束における Mode ZL では、開織織 Type S1, Type S2 の方が従来織 Type C1, Type C2 よりも繊維体積含有率による差が大きく現れている。開織織は従来織に比べてうねりが平滑化されているため、うねりの影響よりも繊維体積含有率の影響を受けやすい形状であることが原因と考えられる。そのため、繊維体積含有率の影響は、開織糸を用いた織物複合材料の方が受けやすいと考える。

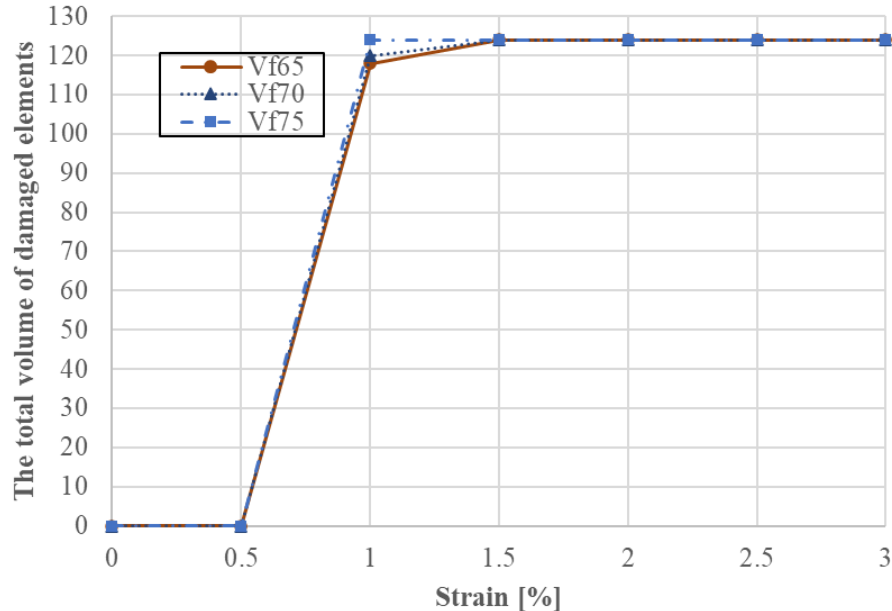


Fig.4.27 Damage development of Mode T on weft (Type S1)

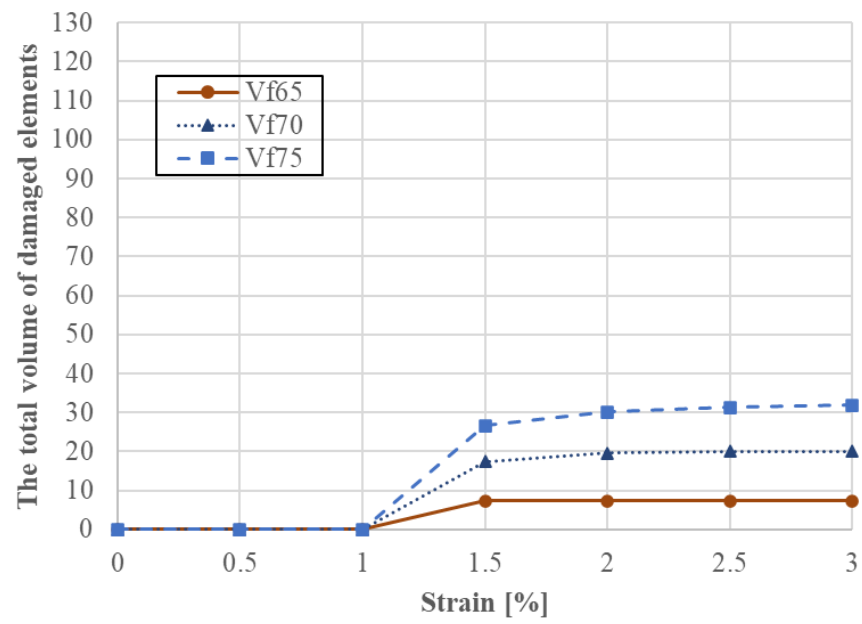


Fig.4.28 Damage development of Mode ZL on warp (Type S1)

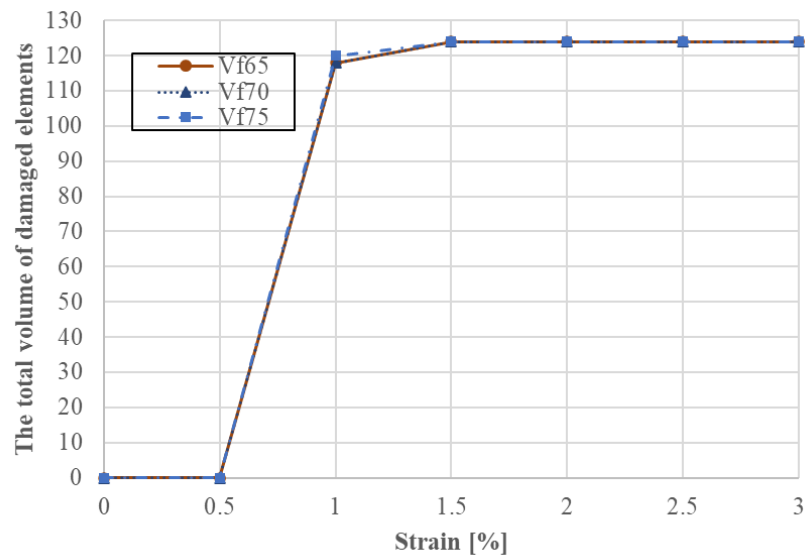


Fig.4.29 Damage development of Mode T on weft (Type S2)

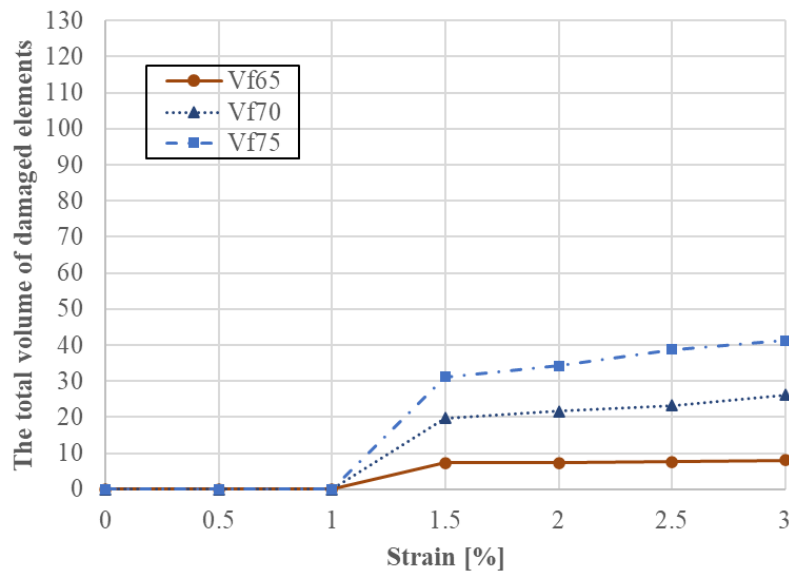


Fig.4.30 Damage development of Mode ZL on warp (Type S2)

4.4 結言

本章では、メゾスケールの開繊織物 CFRTP の 3 層で 6 層を模擬した積層材を用いて損傷進展解析を行い、損傷進展挙動に及ぼす繊維体積含有率の影響を調査した。繊維体積含有率は、含有率の差が強度に差をもたらす要因となり、信頼性や安全性に影響を及ぼすため繊維体積含有率の評価が重要であると考えられる。本章で得られた知見を以下にまとめる。

(I) 従来織における損傷進展挙動

従来織モデルを 2 つ作成し、 $V_f = 65\% \sim 75\%$ の間で損傷進展解析を行った。従来織では、層厚が大きいほど最外層である Outside Layer と三層構造の最下部の上面である Inside Layer に損傷進展挙動の違いが現れた。これは、最外層になるほど Z 方向へのうねりが大きくなることによる影響であると考えられる。また、繊維束のうねりが大きいと、横繊維束と縦繊維束の繊維束交差部で初期損傷が発生し、その後負荷垂直方向に損傷が進展することが明らかとなった。

(II) 従来織におけるひずみと累積損傷要素体積の関係

従来織の 2 つのモデルでのひずみと累積損傷要素体積の関係では、横繊維束における Mode T と縦繊維束における Mode ZL では、ともに繊維体積含有率が高いほどひずみ増加に伴い、累積損傷要素体積が多く発生することが明らかとなった。

(III) 開繊織における損傷進展挙動

開繊織モデルを 2 つ作成し、 $V_f = 65\% \sim 75\%$ の間で損傷進展解析を行った。従来織と比較すると

内外層での損傷の違いは見られない。また、Mode ZL での損傷が従来織と比較すると開繊織では見られないことも明らかとなった。これらは、開繊による平滑化の影響であると考えられる。

(IV)開繊織におけるひずみと累積損傷要素体積の関係

開繊織の2つのモデルでのひずみと累積損傷要素体積の関係では、横繊維束における Mode T の場合、ひずみ $\varepsilon = 0.5 \sim 1.0\%$ 間で繊維体積含有率の影響を受け、従来織と同様に繊維体積含有率が高いほど累積損傷要素体積が増加した、縦繊維束における Mode ZL の場合も従来織と同様に、繊維体積含有率が高いほどひずみ増加に伴い、累積損傷要素体積が多く発生した。また、縦繊維束における Mode ZL では、開繊織の方が従来織よりも繊維体積含有率による差が大きく現れた。開繊織は従来織に比べてうねりが平滑化されているため、うねりの影響よりも繊維体積含有率の影響を受けやすい形状であることが原因と考えられる。

第5章 熱可塑性平織複合材料の損傷進展挙動における一体型解析と 重合メッシュ解析の比較ならびに実験と解析による初期損傷に関する考察

5.1 緒言

本章では、一体型モデルと重合メッシュモデルをそれぞれ用いて、一体型解析結果と重合メッシュ法による解析結果を比較する。また、AE を用いた引張試験と解析の比較を記述する。小柳ら [36] は、繊維不連続部を有する PA6/CF 積層板において力学的特性と損傷挙動に与える影響について引張試験と解析の両面で報告しているが、開繊に関しては十分な報告がなされていない。材料に関するパラメータを変更する度に試験片作成や製品の試作・評価を繰り返すことは、設計・開発の長期化を招き、コストの増大に繋がる。従って、試行錯誤的な設計・開発の短縮化をするためには、モデリングの労力を低減する重合メッシュ解析の導入が期待される。

そこで、一体型解析と重合メッシュ解析を用いて損傷進展解析を実施し、重合メッシュ解析の有効性を論じる。具体的には、重合メッシュ法と一体型解析手法を比較し、AE を用いた引張試験により初期損傷の挙動を明らかにすることを目的とする。

5.2 節では、本章で用いた一体型モデルと重合メッシュモデルの解析条件についてまず記述する。その後、一体型解析と重合メッシュ解析を比較し、解析結果を述べる。5.3 節では、本章で用いた AE を用いた試験装置や静的引張試験条件について述べた後、実験結果および解析との比較結果を記述する。最後に 5.4 節では、本章で得られた知見について述べる。

5.2 有限要素法に基づく一体型解析と重合メッシュ解析

5.2.1 解析条件

3 章では層厚の影響を調査するため、単層の層厚を 0.1mm~1.8mm まで変化させた一体型モデルとさらに層厚を薄くした重合メッシュモデルを作成した。4 章では V_f の影響を調査するため 3 層構造 6 層模擬の一体型モデルを作成した。本章では、一体型解析と重合メッシュ解析を比較するため、一体型モデルでは Fig.5.1 に示す 1 層モデルを作成した。なお、図中には繊維束の拡大図として 1 層分の横繊維束(赤色)と縦繊維束(青色)の断面図を示す。層厚方向に横繊維束、縦繊維束それぞれに 2 分割している。さらに解析としては層厚方向に周期境界条件を与え、積層構造としての解析を行う。

次に重合メッシュモデルを Fig.5.2 に示す 3 層モデルとして作成した。なお、図中には繊維束の

拡大図として 3 層分の横繊維束(赤色)と縦繊維束(青色)の断面図を示す．層厚方向に横繊維束，縦繊維束それぞれに 2 分割している．

また，Fig.5.3 は本解析で用いた境界条件であり，各モデルの寸法を Table 5.1 に示す．物性値は Table 5.2 に示し，材料非線形性の材料定数は 4.2 節と同じである．

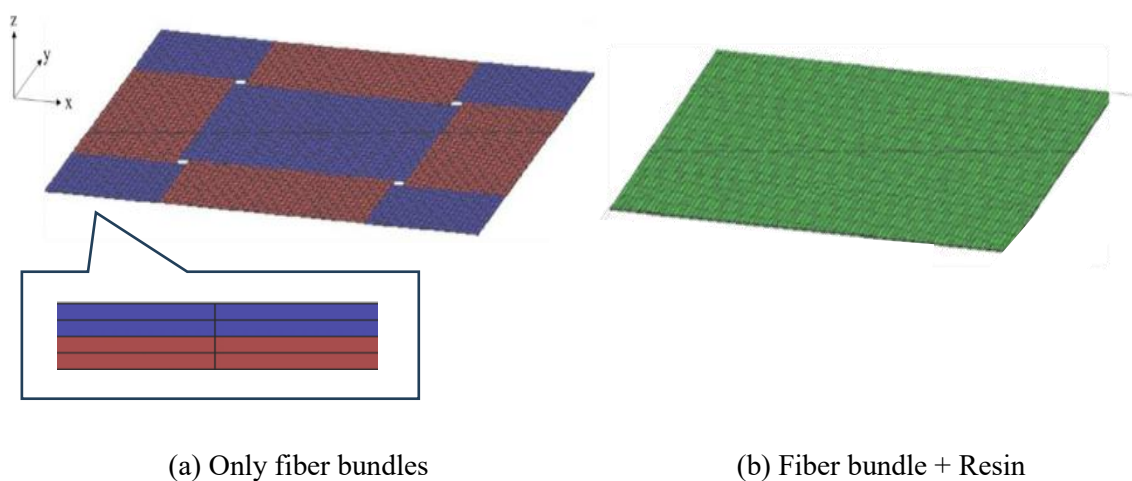


Fig.5.1 Continuous Model

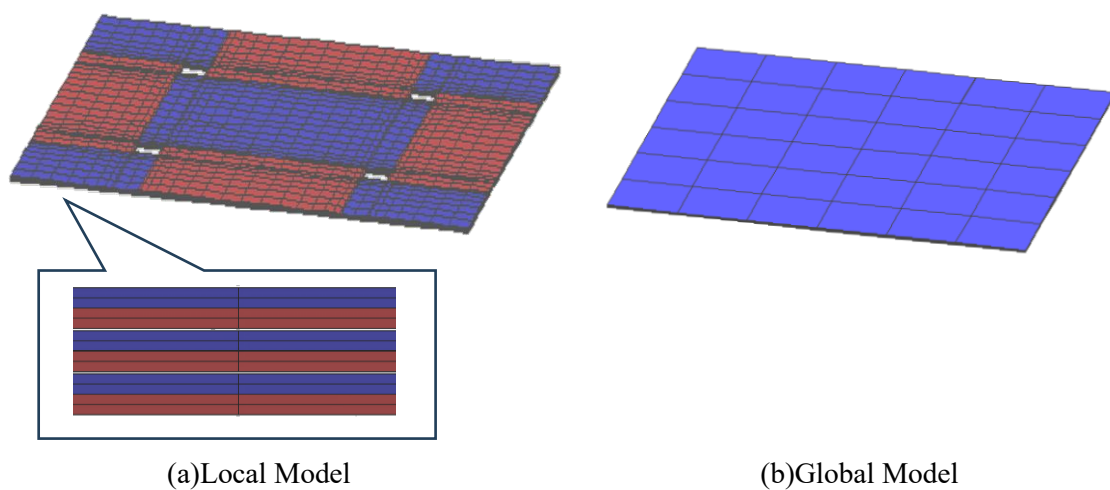


Fig.5.2 Mesh Superposition Model

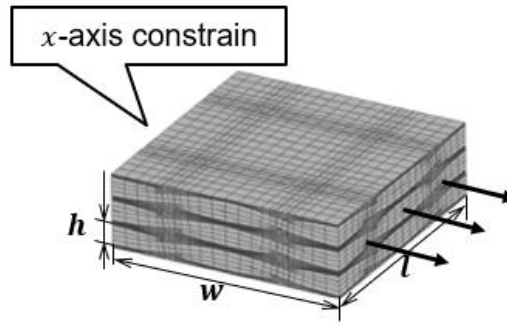


Fig.5.3 Boundary Conditions

Table 5.1 Dimensions of continuous model and mesh superposition model

	h (mm)	w (mm)	l (mm)
Continuous model	0.108	40.0	40.0
Mesh Superposition model	0.1	39.6	39.6

Table 5.2 Material property of fiber bindle/PA6 in chapter5

		Fiber bundle (CF/PA6)	Matrix (PA6)
Young's modulus [GPa]	E_L	173	2.05
	E_T	8.35	
	E_Z	8.35	
Shear modulus [GPa]	G_{TZ}	4.67	0.73
	G_{ZL}	4.14	
	G_{LT}	4.14	
Poisson's ratio	ν_{TZ}	0.45	0.41
	ν_{ZL}	0.016	
	ν_{LT}	0.34	
Tensile strength [MPa]	F_L^t	3675	60.41
	F_T^t	48.60	
	F_Z^t	48.60	
Compressive strength [MPa]	F_L^c	2706	68.26
	F_T^c	54.92	
	F_Z^c	54.92	
Shear strength [MPa]	F_{TZ}	27.46	42.11
	F_{ZL}	27.46	
	F_{LT}	27.46	

5.2.2 解析結果

5.2.2.1 一体型解析と重合メッシュ解析との比較

一体型解析と重合メッシュ法による解析によって得られた，損傷/未損傷の状態を Fig.5.4 と Fig.5.5 に示す．Fig.5.4 と Fig.5.5 において青色が未損傷の状態を示し，赤色が損傷の状態を示す．一体型解析での初期損傷は横繊維束内部の交差部端部に発生した．その後，横繊維束内で損傷が進展し，縦繊維束内で損傷が発生した．重合メッシュ法による解析での初期損傷は，一体型解析と同様に横繊維束で発生し，横繊維束内で損傷が進展した．その後，縦繊維束で発生した損傷は，負荷方向に進展した．一体型解析と重合メッシュ法による解析の違いでは，重合メッシュ法による解析において，初期損傷の段階にて縦繊維束で負荷方向に沿った損傷の発生が見られた．

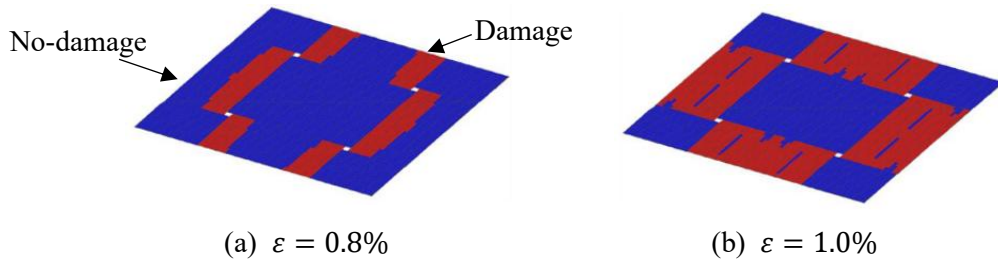


Fig.5.4 Continuous model(only fiber bundles)

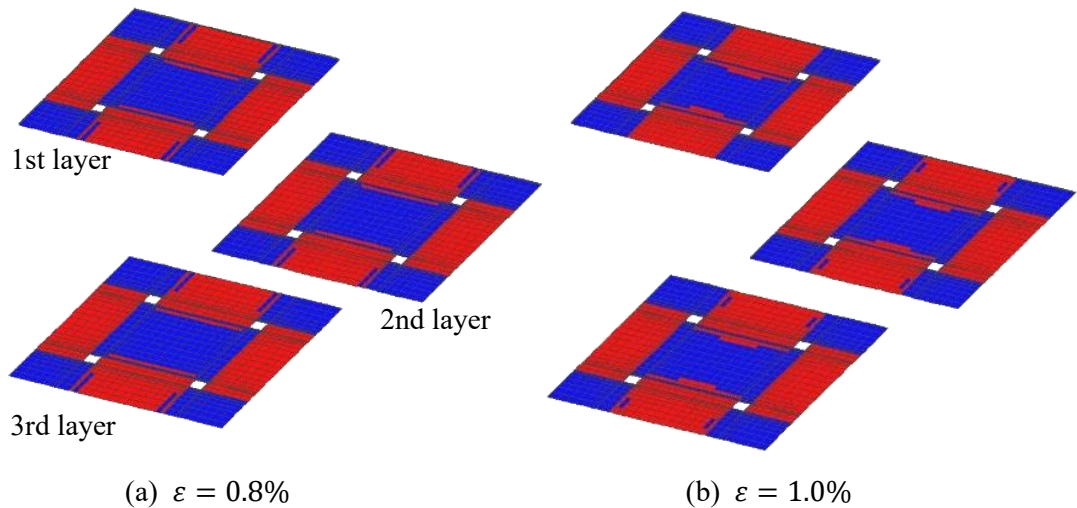


Fig.5.5 Mesh Superposition model

5.2.2.2 重合メッシュ法を用いた損傷進展挙動

5.2.2.1 より一体型解析と重合メッシュ解析において差異は現れにくいことが明らかとなったため、5.2.2.2 では重合メッシュ解析の詳細な損傷進展挙動の解析結果について記述する．ひずみが0.2%~1.0%のときの重合メッシュ解析による損傷進展挙動の結果を Fig.5.6 に示す．なお, Fig.5.6(b) については，横繊維束のみの損傷状態を明らかにするため横繊維束のみの図を併せて示す．Fig.5.6(d)(e)に示す赤丸の箇所は，Mode Z の箇所である．ひずみが0.4%時の場合，縦繊維束の下内部層で横繊維束端部において Mode Z と Mode T の損傷が発生した．また，ひずみが0.6%時では表面上の横繊維束内において Mode Z と Mode T の損傷が発生し，横繊維束内で Mode T が進展した．ひずみが0.8%時には，横繊維束において Mode Z と Mode T の損傷が進展した．同時に，縦繊維束端部においても Mode Z の損傷が発生した．その後，ひずみが1.0%時に横繊維束端部で Mode Z の損傷が進展した．また同じく，縦繊維束端部で Mode Z の進展が見られた．

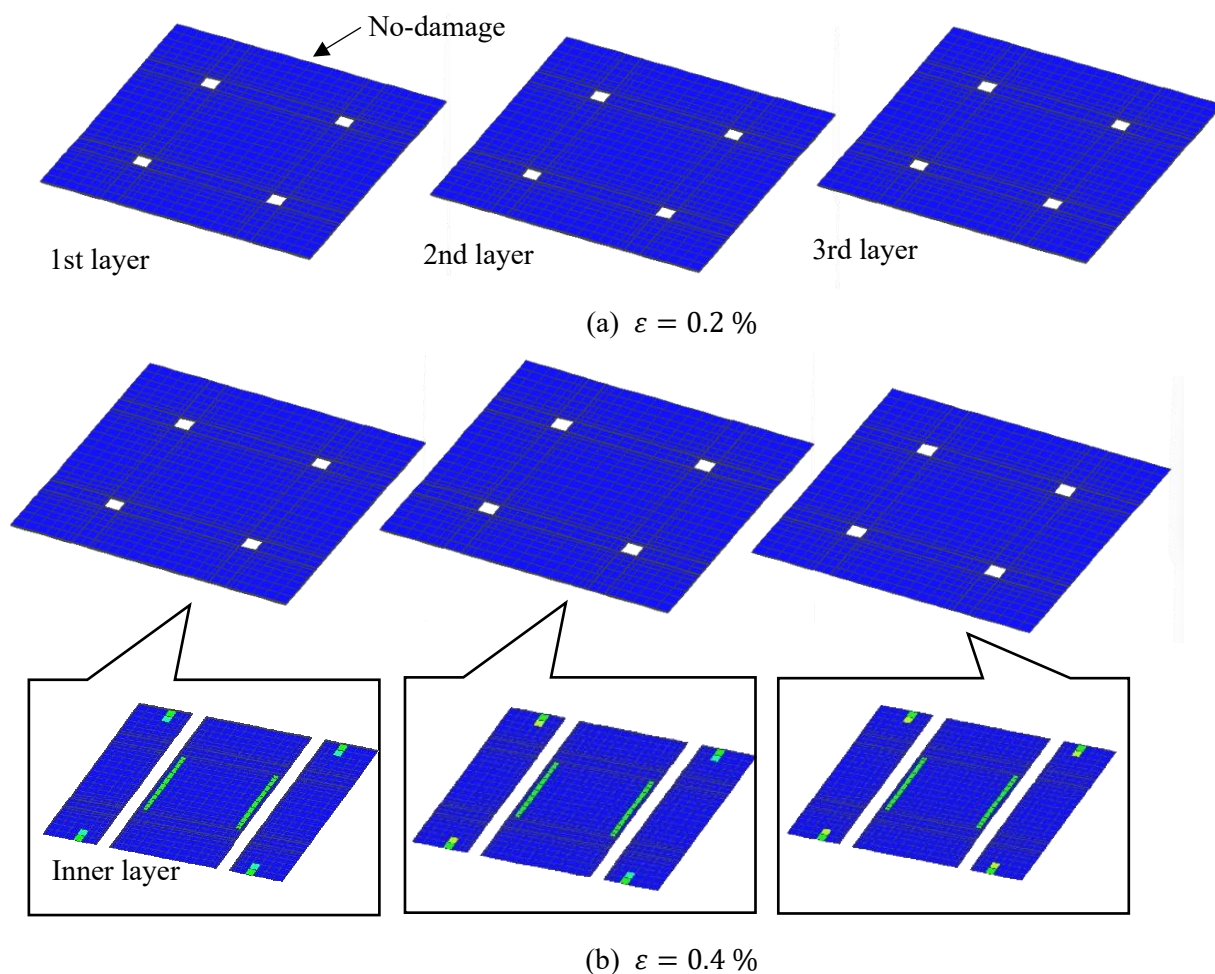
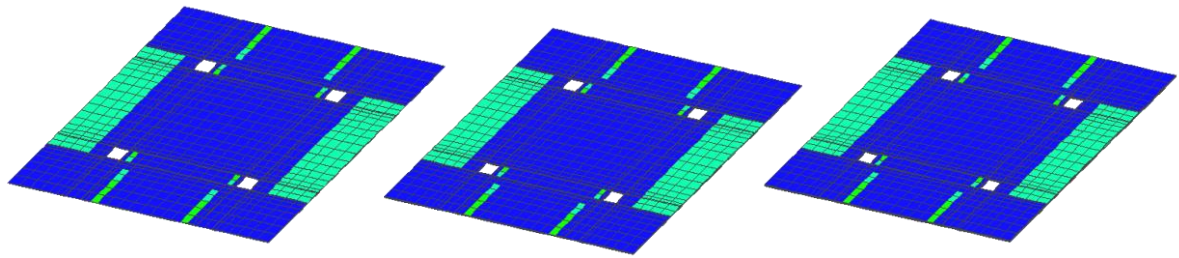
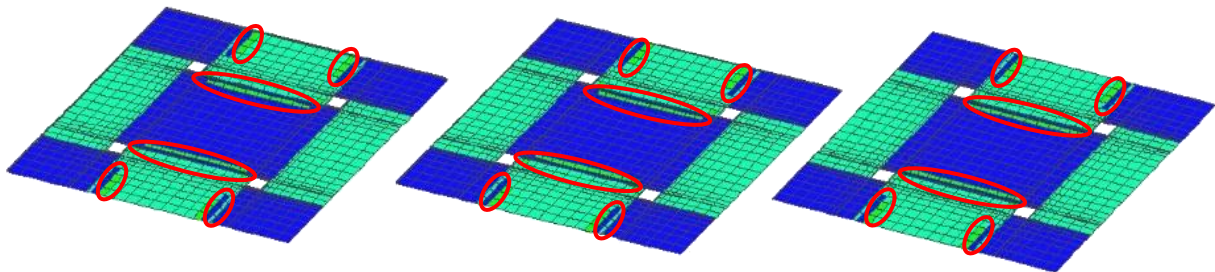


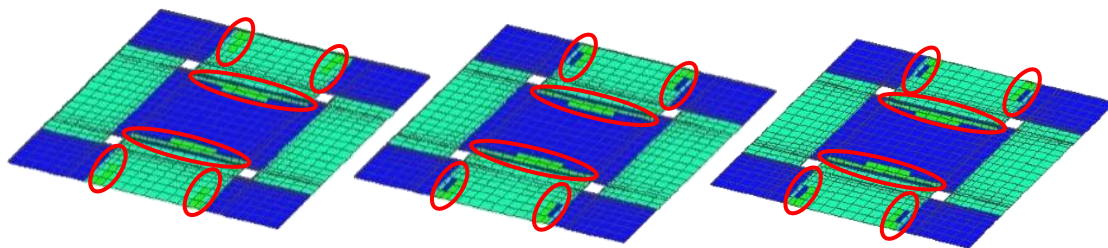
Fig.5.6 Damage development



(c) $\varepsilon = 0.6 \%$



(d) $\varepsilon = 0.8 \%$



(e) $\varepsilon = 1.0 \%$

	Mode T
	Mode Z

Fig.5.6 Continued

5.3 静的引張試験

5.3.1 試験装置

近年，FRP の損傷に関する研究では，Acoustic Emission（AE）法を用いる手法が盛んに取り入れられている [51] [52] [53]．AE とは，塑性変形，割れの発生と成長，および変態等に伴い，蓄えられた歪エネルギーが解放されて，弾性波（stress wave）が放出される現象である [54]．FRP において

は多数の繊維が異方的かつ不連続的に母材中に存在するため、放射線の透過や超音波の反射を用いる RT や UT は問題を生じ易いが、材料内で生ずる破壊現象そのものを捕らえる AE 法は、動的破壊過程を検出する優れた非破壊検査法として、大きな威力を発揮するものと考えられる [55].

Fig.5.7 に示す静的引張試験では、株式会社島津製作所の SERVOPULSER EHF-LB10kN-4LA 形と株式会社エヌエフ回路設計ブロックの AE アナライザ AE9702S, AE センサー AE-900S-WB, プリアンプ 9917 を用いた. 本引張試験機のロードセル容量は 10kN で油圧式の試験機である. また, 本 AE アナライザは, 測定器と測定・解析ソフトウェアが組み合わせた AE 信号を解析するシステムである. AE センサーは, 共振を押さえるよう設計された AE を取得できるセンサーであり, プリアンプは, センサーで検出した AE 信号を解析に必要なレベルまで増幅したり, 機械的振動などの解析に不要な信号を予め除去するために用いた装置である.

5.3.2 静的引張試験条件

JIS 規格(JIS K 7160)に準拠のもと, クロスヘッド最大変位量 25mm, 試験速度 $V=0.0167 \text{ mm/min}$ の変位制御で単軸方向の引張にて試験を行った. また, 荷重はクロスヘッドに取り付けられたロードセルで検出した. ひずみゲージを貼って 3 時間経過後に引張試験を行った. 片面にひずみゲージ, 反対側の片面に AE センサーを取り付け, 変位は試験片に固定したひずみゲージにより算出した. 測定した荷重および変位は 0.1 秒間隔でデータの保存を行った. 本実験で用いた引張試験機を Fig.5.7 に示し, AE アナライザを Fig.5.8 に示す.



Fig.5.7 Tensile testing machine



Fig.5.8 AE analyzer

供試材として、丸八株式会社製の開繊熱可塑性 CFRP 織物複合材料を用いた。供試材は、炭素繊維と PA6 で構成され、平織構造を有している。試験片の寸法を Fig.5.9 と Table 5.2 に記載する。供試材からの試験片を切り出しには、ウォーターカッターを用いた。試験時には試験片をチャッキングするため、つかみ部分はアルミニウム合金のタブで補強した。試験は 5 本の試験片で実施した。治具はステンレス板を使用し、試験片の両端部に取り付けた。

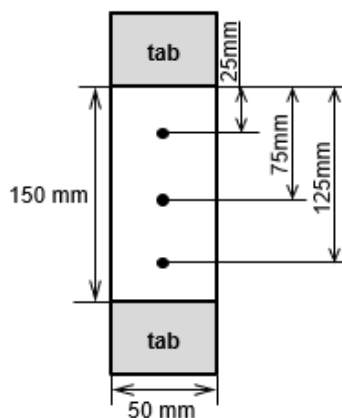


Fig.5.9 Shape and Size of the test specimen

Table 5.2 Dimensions

	25mm	75mm	125mm	平均
Thickness (mm)	0.26	0.30	0.25	0.27
Width (mm)	49.9	50.0	48.9	49.9

5.3.3 静的引張試験結果

引張試験で得た AE 累積カウント数を Fig.5.10 に示す. Fig.5.10 の AE 累積カウント数では, ひずみ 0.2%付近で AE を取得し始め, 0.3~0.4%以降で損傷が急激に発生していた.

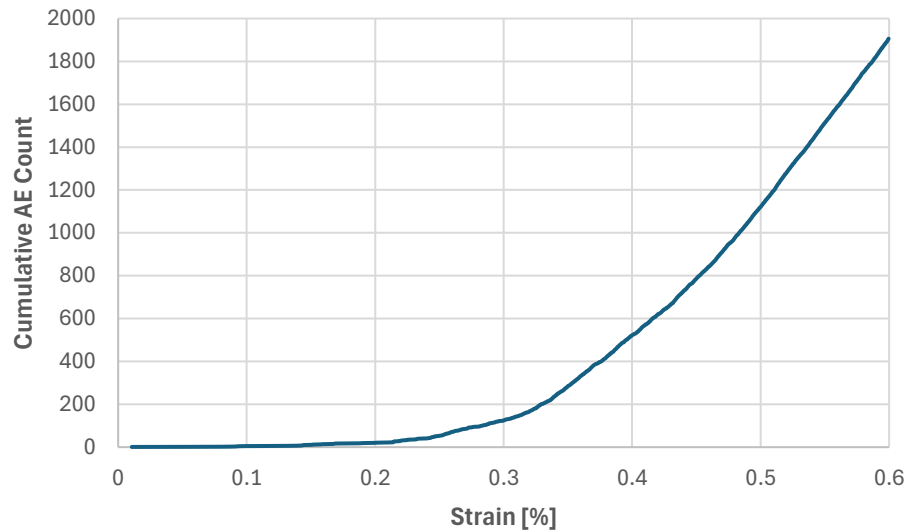


Fig.5.10 AE Accumulation Count

Fig.5.10 の実験結果と比較するために, 5.2 節の損傷進展解析結果より横繊維束の Mode T および横繊維束・縦繊維束の Mode Z における累積損傷体積割合を Fig.5.11 と Fig.5.12 に示す. Fig.5.11 と Fig.5.12 の縦軸は累積損傷要素体積割合であるが, 最大値を 15%と 1%で表示している. 前述の通り実験では, ひずみ 0.3~0.4%以降で急激に累積 AE カウント数が急激に増加した. Fig.5.10 の実験結果と比較すると Fig.5.11, Fig.5.12 の解析結果でも 0.3~0.4%以降で損傷が見られ始めた. 以上より, 累積 AE カウント数が急激に増加した理由として, Fig.5.12 の横繊維束の Mode T が支配的に発生し, Fig.5.12 の横繊維束における Mode Z がわずかに発生していたためと考える. 解析の結果より, 初期損傷は横繊維束の Mode T が支配的に発生したことに加えて, 横繊維束の Mode Z が Mode T よりも早く発生したことが明らかとなった.

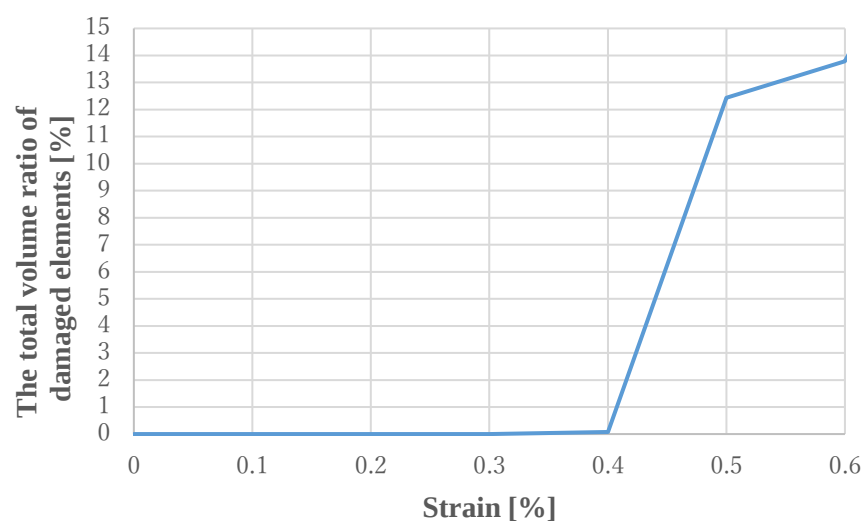


Fig.5.11 Damage development of Mode T in weft

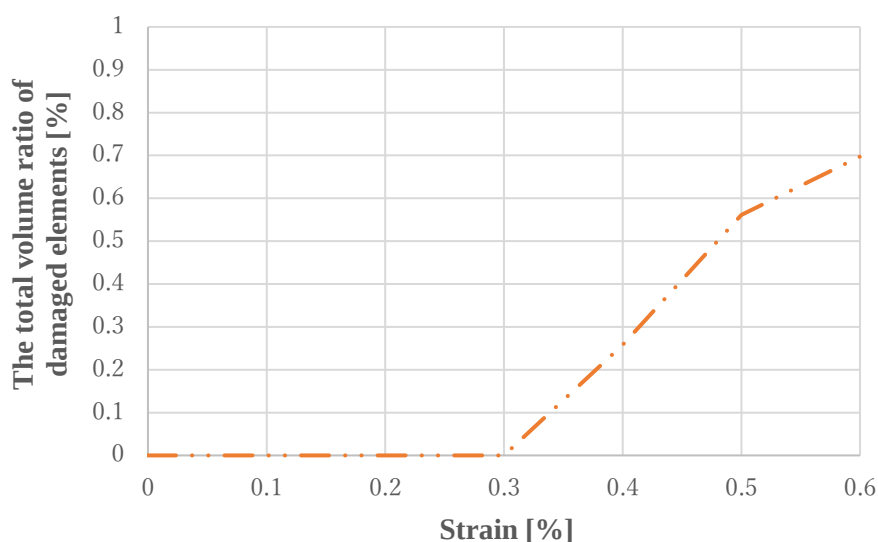


Fig.5.12 Damage development of Mode Z in weft

5.4 結言

本章では，一体型解析と重合メッシュ解析による解析結果を比較した後，損傷進展挙動について示した．また，AE を用いた引張試験と解析の比較を行った．試作数を減らし，試行錯誤的な設計・開発の短縮化をするためには，数値解析を導入することが望まれるため，本章では，重合メッシュ法と一体型解析手法を比較し，開織を用いた損傷進展解析手法に有用であるかを実験結果と照らすことを目的とした．解析での初期損傷は，一体型解析と重合メッシュ解析において同様に横繊維束で発生し，横繊維束内で損傷が進展した．その後，縦繊維束で発生した損傷は，負荷方向に進展し

た．一体型解析と重合メッシュ解析での差異が少なかったため，モデル作成の労力低減の観点から重合メッシュ法は有用であると考える．

実験の AE 累積カウント数では，ひずみ 0.2%付近で AE を取得し始め，0.3～0.4%以降で損傷が急激に発生していた．解析でも 0.4%付近で損傷が見られ始めた．特に初期損傷の ModeT と ModeZ に着目すると，横繊維束の ModeT が支配的に発生したことに加えて，横繊維束の ModeZ が小さい累積損傷要素体積割合であるにも関わらず，ModeT よりも早く発生している．このことは以下のよう
に考察する．熱硬化性 CFRP では初期損傷として横繊維束の ModeT が先に発生することが上辻ら [26]によって示されているが横繊維束の ModeZ については言及されていない．一方，熱可塑性 CFRP では樹脂の非線形性により，ModeT に加えて繊維束内のせん断力支配型の ModeZ が先に発生しやすくなるものと考える．以上より，初期損傷について上辻ら [26]は横繊維束の ModeT に着目しているが，熱可塑性 CFRP では ModeT や ModeZ について着目することが重要であると考える．

第6章 結論

6.1 本研究の成果

母材に熱可塑性樹脂を用いる繊維強化熱可塑性複合材料は、リサイクル性に優れ、大量生産に適した材料である。本材料は、パリ協定を踏まえ日本が温室ガス排出量を2030年までに2013年比で26%削減することを提案しているなど、リサイクルがより求められる循環型社会の実現に大きく寄与することが期待される。また、強化繊維束を幅方向に広く、薄い状態に処理した開繊繊維を織構造として用いることにより、含侵時のボイド発生の低減や機械的特性の向上、含侵時間の短縮化が望める。

一方で、織物複合材料は、繊維の強化形態の変更や強化材あるいはマトリックスの変更、織構造の変更など多くの設計パラメータを有する。しかし、それらのパラメータを変更する度に試験片作成や製品の試作・評価を繰り返すことは、設計・開発の長期化を招き、コストの増大に繋がる。従って、試作数減らし、試行錯誤的な設計・開発の短縮化をするためには、数値解析を導入することが望まれる。

しかしながら、開繊を用いた織物複合材料の損傷挙動を解析するには、厚みが非常に薄いことや複雑な繊維束の織り構造に起因してマトリックスの樹脂き裂や繊維束内の樹脂き裂、繊維破断など様々なモードの損傷が発生するため損傷評価は容易ではない。

以上の背景に鑑み、熱可塑性開繊平織複合材料(CF/PA6)の損傷進展挙動に着目し、材料非線形を考慮した損傷進展解析手法を用いて、設計パラメータである層厚や繊維体積含有率が損傷進展挙動に及ぼす影響を明確にし、さらに、AEを用いた引張試験により初期損傷の挙動を明らかにする点を研究目的とした。以下に本研究の成果を要約する。

第1章では序論として、繊維強化複合材料の歴史や利用動向、熱可塑性樹脂や開繊繊維について記述した。また、開繊繊維を用いた熱可塑性CFRPに関する問題点および既往研究の問題点を照らし併せて本研究の目的を明らかにした。

第2章では、損傷力学に基づいた有限要素を用いた損傷進展解析の手法について記述した。解析対象となる物体のひずみや応力、変位等を算出するための数値解析手法の一つである有限要素法について述べ、本研究のスケールであるメゾスケールについて記述した。その後、本研究の主題である損傷進展挙動を調査する際の損傷構成則や損傷モード、破壊則、周期境界条件についてまとめた。最後に、全体領域を表すグローバルモデルと内部に重ね合わせるローカル領域を示すローカルモデ

ルの二つをそれぞれ独立的に定義して解析を行う重合メッシュ法について記述をした。

第3章では、従来織の層厚から開織を用いた織物の層厚まで変化させ、熱可塑性織物複合材料の損傷進展挙動に及ぼす層厚の影響について調査した。上辻ら [26]の研究では、強化繊維に E ガラス目抜平織材、母材にビニルエステル樹脂である平織強化複合材料を対象に層厚を 0.12~0.36mm まで変化させた単層の織構造モデルで損傷進展解析が行われ、層厚の違いにより損傷進展挙動が異なることが報告されている。しかしながら、材料非線形性を考慮し、強化繊維に炭素繊維、母材に PA6 を用いた熱可塑性織物複合材料の層厚を変化させた研究は少ないため、本研究を行った。第3章での結論を以下に要約する。

(I) 繊維束内での損傷進展挙動の結果を以下に記述する。

① 層厚が大きい場合

繊維束のうねりが大きいため、負荷を繊維だけでなくマトリックスも受け持ち、マトリックスでの損傷が進んだ後に、繊維束のうねりの平滑化に伴い繊維束内の樹脂き裂が発生、繊維破断が生じて破断に至る。

② 層厚が小さい場合

繊維束のうねりが小さいため負荷を縦繊維束の繊維が主に受け持ち、横繊維束の繊維直角方向の樹脂き裂による損傷が発生した後、繊維破断が生じ破断に至る。

(II) マトリックスでの損傷進展挙動の結果を以下に記述する。

① 層厚が大きい場合

横繊維束上でのマトリックスの損傷が生じ、層厚が大きくなると面内せん断方向に支配的に損傷が進展した。

② 層厚が小さい場合

繊維束自体のうねりの影響が平滑化されるため、縦繊維束と横繊維束が交差している負荷垂直方向端部からの損傷が見られ、その後負荷垂直方向に支配的に損傷が進展した。

(III) 線形解析と非線形解析の違いについて以下に記述する。

線形解析と非線形解析では結果が異なり、特に縦繊維束における Mode I の損傷要素数に差異が見られた。そのため、マトリックスの材料非線形性は、ひずみ増加に伴う繊維束の損傷進展挙動にも影響を及ぼしていることが明らかとなった。

以上のように材料非線形性を考慮した損傷進展解析を行った結果、層厚の違いによって繊維束内およびマトリックスにおいて損傷が生じる箇所や損傷モードが異なることが明らかになった。従っ

て、Table 6.1 に一方向性材としてみなした繊維束の強度の観点（縦繊維束の Mode L）とそれ以外の負荷方向の損傷モード（Mode T・Mode ZL）の観点について本研究から結論付けられることをまとめる。従来織では最終破断は遅延するが、開織織では横繊維束の Mode ZL が遅延する。

解析結果を整理し航空機等の安全性保証の位置付けにある損傷許容設計の観点から破断のみの損傷で判断せず、初期損傷以降の損傷進展挙動を確認することが重要である。

Table 6.1 Effect of layer thickness

	Aspects of strength in fiber bundles (Mode L of warp)	Aspects of Mode	
		Mode T of weft Mode ZL of warp	Mode ZL of weft
Conventional fiber	late	late	Occurs early
Spread fiber	early	Occurs early	late

第 4 章では、3 層積層の 6 層模擬モデルを用いて、繊維体積含有率が損傷進展挙動に及ぼす影響について調査した。岡部ら [32]は、繊維長、マトリクス の物性及び繊維体積含有率を変化させることにより、連続ガラス繊維強化プラスチックと不連続ガラス繊維強化プラスチックの強度・破壊特性の違いについて報告している。しかし、本研究で対象とする開織糸を用いた熱可塑性織物複合材料における損傷進展挙動に及ぼす繊維体積含有率の影響は十分にはなされていない。そこで本章では、熱可塑性 CFRP の従来織と開織織に関して損傷進展解析を行い、繊維体積含有率の影響が損傷進展挙動に与える影響を明らかにすることを目的とした。Table 6.2 に繊維体積含有率における影響について本研究から結論付けられることをまとめる。層厚の大きさに関係なく、横繊維束における Mode T と縦繊維束における Mode ZL は、繊維体積含有率が大きいほどひずみ増加に伴い、累積損傷要素体積は大きくなった。また開織織構造の場合、縦繊維束における Mode ZL では、繊維体積含有率による累積損傷要素体積の差が従来織構造に比べて見られた。

Table 6.2 Effect of Vf

	Aspects of strength in fiber bundles (Mode L of warp)	Aspects of Mode	
		Mode T of weft Mode ZL of warp	Mode ZL of weft
Conventional fiber	The higher the Vf, the more damage occurs	The difference due to Vf is larger than that of Spread fiber.	Less susceptible than spread fiber
Spread fiber	The higher the Vf, the more damage occurs	There is less difference in Vf than conventional fiber	More susceptible than conventional fiber

第 5 章では、重合メッシュ法と一体型解析手法を比較し、AE を用いた引張試験により初期損傷の挙動を明らかにすることを目的とした。試行錯誤的な設計・開発の短縮化をするためには、モデリングの労力を低減する重合メッシュ解析の導入が期待される。損傷進展解析の結果、一体型解析と重合メッシュ解析での差異が少なかったため、モデル作成の労力低減の観点から重合メッシュ解析は適用可能である。ただし、衝撃や座屈等に代表される構造非線形を伴う現象については重合メッシュの適用には課題を有するものと考えられ、本研究のような一様引張負荷が作用する平織構造の場合に重合メッシュ解析は有用であると考ええる。

また、実験の AE 累積カウント数では、ひずみ 0.2% 付近で AE を取得し始め、0.3～0.4% 以降で損傷が急激に発生していた。解析でも 0.4% 付近で損傷が見られ始めた。特に初期損傷の ModeT と ModeZ に着目すると、横繊維束の ModeT が支配的に発生したことに加えて、横繊維束の ModeZ が小さい累積損傷要素体積割合であるにも関わらず、ModeT よりも早く発生している。このことは以下のように考察する。熱硬化性 CFRP では初期損傷として横繊維束の ModeT が先に発生することが上辻ら [26] によって示されているが横繊維束の ModeZ については言及されていない。一方、熱可塑性 CFRP では樹脂の非線形性により、ModeT に加えて繊維束内のせん断力支配型の ModeZ が先に発生しやすくなるものとする。以上より、初期損傷について上辻ら [26] は横繊維束の ModeT に着目しているが、熱可塑性 CFRP では ModeT や ModeZ について着目することが重要であると考ええる。

6.2 今後の展望

損傷進展解析には，樹脂-繊維束の境界面の剥離に関する損傷挙動の評価，樹脂-繊維の境界面の剥離に関する損傷挙動の評価，層間の剥離に関する損傷挙動の評価が必要であると考ええる．これらの損傷挙動は，実際の試験片において損傷が現れる箇所である．そのため，これら境界面をマイクロ領域として設定したマルチスケール解析により，評価を試みる点が考えられる．

樹脂-繊維間のマイクロな損傷進展挙動を本重合メッシュ法に重ね合わせるマルチスケール解析を行うことも今後の課題として挙げられる．樹脂-繊維のマイクロ領域と本研究のメゾ領域を重ね合わせるにより，より詳細な損傷進展挙動を評価できるものと考ええる．

謝辞

本研究は、大阪大学大学院工学研究科ビジネスエンジニアリング専攻 教授 倉敷哲生 博士の御指導とご教示のもとに遂行し得たものであります。倉敷教授には、公私に亘り非常に有益なご指導を戴きましたことをここに記し、心より感謝の意を表します。

さらに本論文の作成にあたり、有益なご指導ならびにご指摘、ご討論を賜りました大阪大学大学院工学研究科ビジネスエンジニアリング専攻 教授 上西啓介 博士，同研究科マテリアル生産科学専攻 教授 大畑充 博士 に心より御礼申し上げます。

研究会などで御指導，ご指摘を賜りました大阪大学大学院工学研究科ビジネスエンジニアリング専攻 特任教授 石丸裕 博士，同専攻 特任研究員 向山和孝 博士，同研究科マテリアル生産科学専攻 客員准教授 花木宏修 博士に心より感謝申し上げます。

また，本研究で用いた試験材料は，丸八株式会社よりご支援を頂いたものであります。丸八株式会社 社長 菅原寿秀 氏，繊維資材・複合材料部技術統括 圖子博昭 氏 には，ここにそのことを記し，また本研究においてもご教授を賜りましたことを心より御礼申し上げます。

研究生生活全般に亘り，種々の面で多大なご支援をいただきましたパナソニック協働研究所 殿本尚美 事務補佐員，倉敷研究室 事務補佐員 成田江里 事務補佐員，倉敷研究室学生諸氏，卒業された先輩諸氏に心より感謝申し上げます。

論文投稿，学会発表ならびに研究室での生活を支援頂いた 藤本森峰 氏に深く感謝いたします。また，本研究遂行にあたり，有益なご支援をいただいた 木下貴之 氏，伊与田透亜 氏に深く御礼申し上げます。

多くの方々のお力添えあつての本論文であることをここに記し，心より感謝の意を表します。

最後に，学生生活を送るにあたり，日頃から暖かく支援し続けてくれた両親ならびに親戚一同に感謝いたします。

引用文献

- [1] 植村政彦, “複合材料の歴史-釣竿から自動車まで-”, SEN-I GAKKAISHI (繊維と工業), Vol.48, No.12, pp.636-642, 1992.
- [2] 宮入裕夫, “複合材料入門-基礎と応用-”, 裳華房, 1997.
- [3] 中谷直樹, “複合材料技術の発展”, KANRIN 日本船舶海洋工学会誌, No.86, pp.1-6, 2019.
- [4] 大谷杉郎, “つくる立場からみた複合材料入門”, 裳華房, 1995.
- [5] 藤井太一, 座古勝, “複合材料の破壊と力学”, 実教出版株式会社, 1978.
- [6] 大蔵明光, 福田博, 香川豊, 西敏夫, “材料テクノロジー17 複合材料”, 東京大学出版会, 1986.
- [7] RIMCOF, “平成 19 年度熱可塑性樹脂複合材料の機械工業分野への適用に関する調査報告書”, 社団法人日本機械工業連合会, 財団法人次世代金属・複合材料研究開発協会, 2008.
- [8] 水谷篤, “プラスチック複合材料の自動車への適用と技術動向”, 成形加工, Vol.35, No.6, pp.184-188, 2023.
- [9] 高田憲一, “特集 1 CFRP が大衆車に搭載へ 鉄並みに安くなる炭素繊維”, NIKKEI MONOZUKURI, pp.36-55, 2014.
- [10] 岩堀豊, “航空・宇宙分野における CFRP 技術の現状”, 成形加工, Vol.28, No.12, pp.484-489, 2016.
- [11] 公益財団法人航空機国際共同開発促進基金, “複合材の航空機適用への課題と国際競争力強化”, 航空機等に関する解説 23-2, pp.1-8, 2023.
- [12] 公益財団法人航空機国際共同開発促進基金, “欧州における航空機向け熱可塑性複合材料動向調査”, 航空機等に関する解説 2023-4, pp.1-8, 2023.
- [13] 株式会社富士経済, “炭素繊維複合材料 (CFRP/CFRTP) 関連技術・用途市場の展望 2022”, 富士経済調査レポート, 2022.
- [14] 川邊和正, 友田茂, “強化繊維束の開繊加工技術の開発”, SEN-I GAKKAISHI (I 繊維と工業), Vol.59, No.9, pp.292-297, 2003.

- [15] 三菱レイヨン株式会社, “繊維束拡幅装置”, 特開昭 60-009961, 1985.
- [16] 日本カーボン株式会社, “引揃えプリプレグ及びその製造法”, 特開昭 52-151362, 1985.
- [17] 武蔵精密工業株式会社, “リングギアの製造方法”, 特開昭 57-007342, 1982.
- [18] 日石三菱株式会社, “炭素繊維束の開繊方法”, 特開平 01-282362, 1989.
- [19] 石田隆司, “自動車構造部品への炭素繊維強化プラスチック (CFRP) の応用の展望 (CFRTP を中心に)”, 精密工学学会誌, Vol.81, No.6, pp.489-493, 2015.
- [20] 今奥亜希, 廣澤寛, 倉敷哲生, 中西康雅, 花木宏修, 向山和孝, “3次元織物複合材料の有限要素モデリング手法の構築と力学的特性評価”, スマートプロセス学会誌, Vol.5, No.1, pp.39-45, 2016.
- [21] 魚住忠司, “組物技術を用いた高性能繊維強化複合材料”, 日本機械学会誌, Vol.106, No.1019, p.67, 2003.
- [22] 市川昌弘, “信頼性工学とその強度設計への応用”, 精密機械, Vol.50, No.10, pp.20-25, 1984.
- [23] 石川浩, “機械・構造物の信頼性設計理論”, 材料, Vol.31, No.345, pp.527-537, 1982.
- [24] 肖毅, 石川隆司, “損傷力学手法に基づく複合材料機械的継手部の面圧破壊挙動シミュレーション”, 日本航空宇宙学会論文集, Vol.51, No.594, pp.331-338, 2003.
- [25] 板垣浩, “構造物の信頼性”, 圧力技術, Vol.20, No.1, pp.48-55, 1982.
- [26] 上辻靖智, 倉敷哲生, 座古勝, “損傷力学に基づいた平織強化複合材料の3次元有限要素解析”, 日本繊維機械学会論文集, Vol.57, No.2, pp.13-19, 2004.
- [27] H. R, Aoki R, Yokozeki T, Okabe T, “Evaluation of the in-situ damage and strength properties of thinly CFRP laminates by micro-scale finite element analysis”, Advanced Composite Materials, Vol.29, Issue5, pp.475-493, 2020.
- [28] 山根 正睦, 植松 英之, 田上 秀一, “炭素繊維強化ポリアミド6の擬似等方性材料の引張特性に及ぼすプリプレグの層厚さの影響”, 日本機械学会論文集, Vol.88, No.910, pp.22-00073, 2022.
- [29] Pillai U, Triantafyllou S.P, Essa Y, Martin De La Escalera F, “An anisotropic cohesive phase field model for quasi-brittle fractures in thin fibre-reinforced composites”, Composite Structures, Vol.252, Article112635, 2020.

- [30] Yong C, Yinglong C, Zhenqiang Z, Peng L, Lu H, Chao Z, “Predicting the tensile and compressive failure behavior of angle-ply spread tow woven composites”, *Composite Structures*, Vol.234, Article111701, 2020.
- [31] 座古勝, “数値複合材料力学”, 養賢堂, 1989.
- [32] 岡部朋永, 茂谷尊, 西川雅章, 橋本雅弘, “繊維強化プラスチックの破壊モード特性に関するマイクロメカニクス”, *日本複合材料学会誌*, Vol.35, No.6, pp.256-265, 2009.
- [33] 西川康博, 三木崇之, 大窪和也, 藤井透, 川邊和正, “開繊糸を用いた平織炭素繊維布強化複合材料の疲労挙動”, *日本機械学会論文集*, Vol.71, No.710, pp.1356-1361, 2005.
- [34] 木田外明, 鈴木恵, 諸橋茂, 宮下寿徳, “AE 法による短繊維強化 PET の破壊機構に関する研究”, *日本機械学会論文集*, Vol.56, No.525, pp.1030-1035, 1992.
- [35] 小柳 興瑤, 喜多村 竜太, 松葉 朗, 河野 洋輔, 中谷 隼人, 坂井 建宣, 荻原 慎二, “熱可塑性樹脂を母材とした繊維不連続を有する一方向強化 CF/PA6 積層板の損傷挙動評価”, *材料*, Vol.65, No.8, pp.561-566, 2016.
- [36] 渡邊 優太, 倉敷 哲生, “CFRP 開繊織物積層材の力学的特性に関する研究”, *日本機械学会材料力学 M&M カンファレンス 2012*, pp.OS0602-1-OS0602-3, 2012.
- [37] 倉敷哲生, 座古勝, 廣澤覚, 井村真, “開繊織物複合材料の損傷進展解析に関する研究”, *日本機械学会 M&M2004 材料力学カンファレンス講演論文集*, pp.335-336, 2004.
- [38] 小林慎治, 佐藤真行, 和田義孝, 菊池正紀, “重合メッシュ法を用いた複合材料のき裂進展解析”, *日本機械学会計算力学講演会論文集 2014*, pp.487-488, 2014.
- [39] 菊池正紀, 和田義孝, 須賀一博, 新宅勇一, 小林慎治, “重合メッシュ法による複合材料解析”, *日本機械学会第 24 回計算力学講演会論文集*, pp.407-409, 2011.
- [40] Hoffman O, “The Brittle Strength of Orthotropic Materials”, *Journal of Composites Materials*, Vol.1, Issue2, pp.200-206, 1967.
- [41] S. V. Lomov, G. Huysmansx, Y. Luo, R. Parnas, A. Prodromou, I. Verpoest, F.R. Phelan, “Textile composites : modelling strategies”, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol.32, Issue10, pp.1379-1394, 2001.
- [42] 廣澤覚, 倉敷哲生, 中井啓晶, 座古勝, S. V. Lomov, I. Verpoest, “織物複合材料の有限要素モデ

- リングと設計支援システムの構築に関する研究”，日本機械学会 2006 年度年次大会講演論文集，pp.541-542, 2006.
- [43] C. C. Chamis, “Mechanics of composite materials: past, present, and future”, *Journal of Composites, Technology and Research*, Vol.11, Issue1, pp.3-14, 1989.
- [44] D. Hull, T. W. Clyne, 宮入裕夫, 池上皓三, 金原勲, “複合材料入門”, 培風館, 1989.
- [45] Rotem Hashin, “A Fatigue Failure Criterion for Fiber-Reinforced Materials”, *Journal of Composite Materials*, Vol.7, No.4, pp.448-464, 1973.
- [46] 座古勝, 林晋也, 倉敷哲生, 久保太, “重合メッシュ法による熱応力解析”, 日本機械学会論文集(A 編), Vol.69, No.685, pp.1325-1330, 2003.
- [47] J. Fish, “The s-version of the finite element”, *Computers & Structures*, Vol. 43, No.3, pp.539-547, 1992.
- [48] 久保太, “マルチスケール解析手法(M³法)の提案とそれを用いた電子部品の応力評価に関する研究”, 大阪大学博士論文, 2004.
- [49] 水谷荘志, 石川敏之, 北根安雄, “マトリックス樹脂の影響を考慮した CFRP 接着鋼板のエネルギー解放率と定着長”, 構造工学論文集, No.65A, pp.745-754, 2019.
- [50] Kinoshita T, Kurashiki T, Mukoyama K, Hanaki K, Zako M, Li X, Lomov SV, “An evaluation of damage development for CFRTP by conventional tows and spread tows”, 13th International Conference on Textile Composites (TEXCOMP-13), pp.17-19, 2018.
- [51] 鈴木恵, 孫峰, 諸橋茂, 木田外明, “AE 法による平織 CFRP の破壊機構に関する研究—繊維と樹脂の界面および経糸と緯糸間のはく離の推定—”, 材料 (*J. Soc. Mat. Sci., Japan*), Vol.41, No.464, pp.707-713, 1992.
- [52] Valter Carvelli, Alessandro D'Ettorre, Stepan V. L, “Acoustic emission and damage mode correlation in textile reinforced PPS composites”, *Composite Structures*, Vol.163, pp.399-409, 2017.
- [53] Fatih E. Oz, Nuri Ersoy, Stepan V. Lomov, “Do high frequency acoustic emission events always represent fibre failure in CFRP laminates?”, *Composites: Part A*, Vol.103, pp.230-235, 2017.
- [54] 岸輝雄, 志波光晴, “FRP の AE による評価”, 日本複合材料学会誌, Vol.12, No.6, pp.241-250, 1986.

- [55] 湯山茂徳, “FRP における AE 法の応用”, 強化プラスチック技術資料, Vol.31, No.9, pp.433-438.

研究業績

1. 査読付き投稿論文

- [1] 藤本真由, 向山和孝, 李興盛, 花木宏修, 倉敷哲生, “開繊繊維を用いた織物複合材料の損傷進展解析に関する研究”, *Journal of Textile Engineering*, Vol.67, No.5, pp. 91-98 (2021)
- [2] 藤本真由, 向山和孝, 伊与田透碧, 花木宏修, 倉敷哲生, “開繊織構造と従来織構造の熱可塑性複合材料の損傷進展挙動に及ぼす繊維体積含有率の影響”, 構造物の安全性および信頼性, 土木学会, 構造工学委員会, pp.237-242 (2023)
- [3] 藤本真由, 伊与田透碧, 向山和孝, 花木宏修, 倉敷哲生, “開繊平織構造を有する熱可塑性 CFRP の損傷進展挙動に関する研究”, *Journal of Textile Engineering*, Vol.70, No.5, pp.105-109 (2024)

2. 国際会議

- [1] FujimotoMayu, MukoyamaKazutaka, LiXingsheng, HanakiKoushu, Kurashiki Tetsusei, “Effect of Ply Thickness on Damage Development Behavior of CFRTP using Spread Yarns”, ICMR2022 6th International Conference on Materials and Reliability” (2022)

3. 国内発表

- [1] 藤本真由, 向山和孝, 李興盛, 花木宏修, 倉敷哲生, “開繊糸を用いた熱可塑性織物複合材料の損傷進展解析に関する研究”, 日本機械学会本機械学会 M&M 2022 材料力学カンファレンス (2022)
- [2] 藤本真由, 向山和孝, 伊与田透碧, 花木宏修, 倉敷哲生, “開繊織構造と従来織構造の熱可塑性複合材料の損傷進展挙動に及ぼす繊維体積含有率の影響”, JCROSSAR 2023 (2023)
- [3] 藤本真由, 伊与田透碧, 向山和孝, 花木宏修, 倉敷哲生, “開繊平織構造を有する熱可塑性 CFRP の損傷進展挙動に関する研究”, 日本繊維機械大会第 77 回年次大会 (2024)