OUKA
The University of Osaka
Institutional Knowledge Archive

Title	織物積層複合材料の疲労寿命推定法とヒステリシスループに基づく減衰特性の評価手法に関する研究
Author(s)	藤本, 森峰
Citation	大阪大学, 2023, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://doi.org/10.18910/91965
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

織物積層複合材料の疲労寿命推定法と
ヒステリシスループに基づく
減衰特性の評価手法に関する研究

藤本 森峰

2023 年 1 月 5 日

大阪大学大学院工学研究科

目次

第 1 章　緒言 1

1.1　繊維強化複合材料 1

1.2　疲労寿命推定の重要性 2

1.3　繊維強化複合材料の疲労寿命推定に関する既往研究 3

1.4　繊維強化複合材料の減衰評価の重要性 8

1.5　繊維強化複合材料の減衰評価に関する既往研究 9

1.6　本研究の目的 10

1.7　本論文の構成 12

第 2 章　織物積層複合材料の疲労寿命推定法 14

2.1　序章 14

2.2　損傷進展解析法に基づく織物複合材料の静的引張強度推定法 . . 14

2.2.1　座古らによる損傷モードのモデル化と損傷構成則に基づく突発損傷の評価手法 14

2.2.2　区分線形解析アルゴリズム 20

2.3　損傷進展解析法に基づく織物複合材料の疲労寿命推定法 21

2.3.1　剛性低下による最終破壊判定 21

2.3.2　向山，花木らによる一方向繊維強化複合材料の消耗損傷のモデル化 22

2.3.3　向山，花木らによる突発損傷と消耗損傷 24

2.3.4　繰返し荷重下における累積消耗損傷度の評価と出力アルゴリズム 26

2.4　疲労寿命推定における解析リソース低減アルゴリズム 30

2.5　結章 33

第 3 章　織物積層複合材料の疲労寿命推定結果 34

3.1 序章 34
3.2 有限要素モデルおよび材料物性値 34
3.2.1 解析対象 34
3.2.2 静的引張の解析結果 38
3.2.3 一方向繊維強化複合材料の応力-繰り返し数線図に基づく消耗損傷モデルの構築 38
3.2.4 疲労寿命推定結果 40
3.2.5 消耗損傷度の解析結果 45
3.3 応力-繰り返し数曲線の回帰パラメータを変更した疲労寿命推定 51
3.4 解析リソース低減アルゴリズムの実装による計算回数の低減効果 57
3.4.1 消耗損傷度のデータ記録アルゴリズムの課題 57
3.4.2 解析対象 58
3.4.3 解析に用いた一方向繊維強化複合材料の応力-繰り返し数特性 62
3.4.4 サイクルスキップアルゴリズムによる計算回数の低減効果 . 62
3.5 結章 64

第4章 ポリアリレート繊維を用いた織物複合材料の繰り返し荷重下における減衰特性の評価手法 65
4.1 序章 65
4.2 試験片および実験方法 65
4.2.1 平織積層材料 65
4.2.2 静的引張試験方法 66
4.3 静的引張特性 67
4.4 振動理論 70
4.4.1 1自由度系の減衰比の測定方法 70
4.4.2 多自由度系の減衰比の測定方法 72
4.5 疲労試験後の減衰比の評価方法 74

4.6 結章 75

第5章 ポリアリレート繊維を用いた織物複合材料の繰り返し荷重下における減衰特性評価の結果 76

5.1 序章 76

5.2 低サイクル疲労の場合 76

5.2.1 剛性低下での整理 76

5.2.2 低サイクル疲労のヒステリシスループに基づく整理と考察 . 79

5.3 高サイクル疲労の場合 84

5.3.1 剛性低下での整理 84

5.3.2 高サイクル疲労のヒステリシスループに基づく整理と考察 . 87

5.3.3 損傷発生および進展に関する考察 93

5.4 結章 94

第6章 結言 96

6.1 本研究の成果 96

6.2 今後の展望 100

6.2.1 織物積層材料の疲労寿命推定 100

6.2.2 織物積層材料のヒステリシスループに基づく減衰特性評価 . 100

謝辞 102

参考文献 104

第 1 章　緒言

1.1　繊維強化複合材料

近年，地球温暖化，酸性雨や資源枯渇といった地球環境・エネルギー問題への関心の高まりから，エネルギー効率の向上に加えて経済活動に伴い排出される CO_2 の削減が世界的に求められている．特に，航空宇宙機や鉄道，自動車等の輸送用機器は軽量化によって燃費効率の改善や CO_2 の削減が可能となるため，より軽量かつ高強度な素材の採用が進められている．とりわけ，比強度・比剛性に優れる繊維強化複合材料 (FRP: Fiber Reinforced Plastics) を二次構造材から一次構造材として利用することへの注目が高まっている．実際 SpaceX の Falcon ロケットや JAXA の H3 ロケットといった宇宙機，Airbus の A330neo，Boeing の B-777X に代表される航空機，量産車である Lamborghini の Urus，Nissan Z，最も身近な例としては自転車のフレームやドローンなど，日常的に接する機会の多い製品への適用事例が増している．本研究では Fig.1 に示す織物複合材料を対象とする．

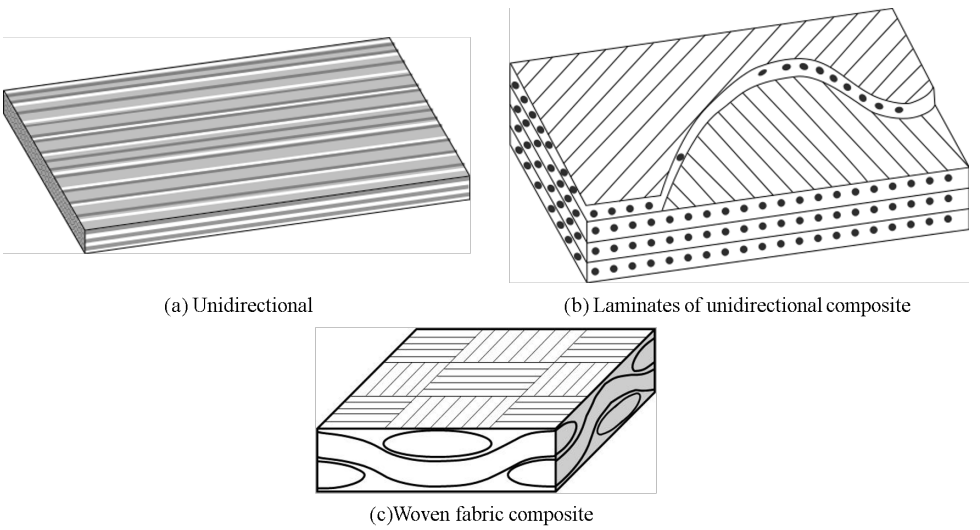


Fig.1　Typical reinforcement types

一方向繊維強化複合材料 (UD-FRP: Unidirectional Fiber Reinforced Plastic) と比べてとりわけ賦形性，成形性に優れ，上記のような量産品への適用が進む中でその重要性が増している材料であると言える．これは比強度および比剛性に優れる材料を用いることで，CO_2 の削減やエネルギー効率の向上を実現し，地球環境・エネルギー問題解決の一助となることが期待されてのことであり，地球規模の環境問題対応が叫ばれる昨今においては需要な役割を担うものである．

一般的に輸送機器には，ロードノイズ，エンジンやモータに代表される駆動系の振動など，通常の使用において筐体構造に対し繰り返し荷重が作用する．この繰り返し荷重は筐体構造を構築する部材に疲労による機械的特性の劣化を生じさせ，部材そのものの疲労破壊を引き起こし，最終的には構造全体が破壊へと至る原因となり得るものであり，重大な事態を引き起こしかねない．このような構造物の破壊を防ぎ，安全性を担保するために，機械・構造物の設計の現場において，繰り返し荷重を考慮した疲労寿命推定の活用が重要な設計要素となる．

構造部材の疲労寿命推定を行う場合には，疲労試験から得られる応力-繰り返し数 (S-N) の特性を基礎データとして用いることが一般的であり，FRP もこれに則るものである．

1.2 疲労寿命推定の重要性

上述のように強化繊維を織物とした織物複合材料は賦形性，成形性に優れ繊維強化複合材料の量産品への適用が進む中でその重要性が増している．しかしながら，FRP の S-N 特性は比較的単純な UD-FRP であったとしても繊維や樹脂種類，繊維含有率といった種々の設計変数の影響を受ける．これが多層積層 FRP になった場合は，上記に加えてさらに，繊維配向角，積層枚数等，より多様な設計変数が加わる．その上，織物複合材料ではこれらの条件に加えて，繊維の強化形態，繊維束の寸法や形状，繊維含有率といった種々の設計

パラメータが加わり，複雑な設計要素となる．そのため，構造の目的に応じて適切な設計パラメータの決定は必須であるが，その設計パラメータの多さ故に本研究で扱う疲労特性一つとっても，多様な設計が可能となり，各パラメータの変動による疲労特性への影響を正確に把握することは目まぐるしく変動する市場の需要に対応するためにも急務と言える．したがって，疲労特性を取得するにあたって，織物複合材料において求められる 10^6 程度の疲労サイクルを実験で模擬するには時間的コストの面から困難である．加えて，多様な設計パラメータ全ての組合せについて疲労試験を行い *S-N* 特性を評価することは経済的コストの面から見ても困難であり，より効率のよい疲労寿命推定手法が求められる．

また，織物複合材料の巨視的な損傷モードには，マトリクスき裂，層間はく離，繊維破断等があり，これらの損傷モードが併発することに加えて，損傷領域も広範囲に及ぶ．また複数の素材を多工程に渡る加工で成形する複合材料故に，仕上がった後の各種材料特性にもばらつきを有し，材料としての特性は均質と扱っても支障のない金属とは異なり，実験による局所的な観察だけで損傷機構を評価することは困難である．そのため，10^6 サイクルに至るまでの疲労環境下における織物積層材料の損傷状態を，数値解析にて評価することが重要である．

1.3 繊維強化複合材料の疲労寿命推定に関する既往研究

FRP の疲労に関するアプローチとしては解析による疲労寿命の推定と，実験によるデータ蓄積の両面が考えられる．1.2 節で挙げた問題に対して数値解析を援用して疲労寿命推定を行うことはコスト削減，および新製品開発サイクルの高速化の観点などで重要であり，これまでに種々の疲労損傷モデルと有限要素解析を組み合わせた疲労寿命推定が行われている．Aoki ら [1] は，損傷力学に基づいて層内および層間損傷モデルを用い，複合材料積層板の疲労損傷を評価するシミュレーション手法を提案し，積層板の剛性低下と疲労

寿命を推定している (Fig.2).

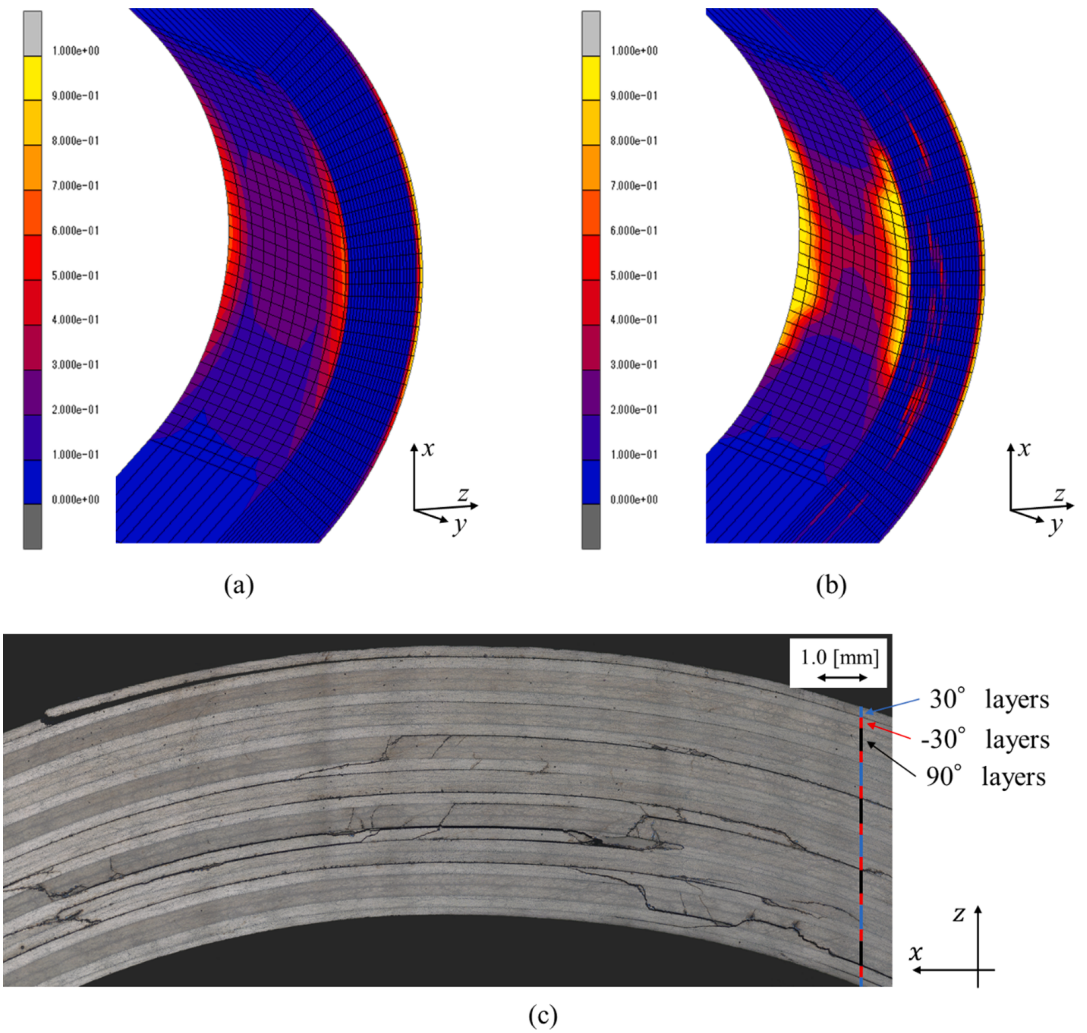


Fig.2 Comparison of damage distribution between (a) in case of using only the intra-laminar damage model and (b) in case of using both fatigue models at 340,000 cycles and (c) failure mode in the experiments at 50% load level[1]

Kueh ら[2] はガラス/エポキシ，ガラス/ビニルエステルの 2 種類の材料を用いた多層のリーフスプリングについて，その積層材料の疲労評価を有限要素解析にて行っているものの，その材料特性は単層織構造複合材料の材料物性として疑似等方性を適用したものであり，積層の元となる材料は 1 層単位で実験による取得が必要であり，FRP の組成そのものを多用に変更した材料物

性値の解析には課題を残す．また，Hack ら[3] は疲労に対する損傷ヒステリシス演算子アプローチを用いて，複雑な負荷を考慮する方法として，一方向性炭素繊維を扱う層内疲労損傷モデルを扱っている．この手法は，剛性低下則のパラメータを特定するための効率的な方法と少ない試験回数を組み合わせたもので，工業レベルでの疲労寿命推定においてコスト効率が良いことを実証している．Zhao ら[4] は残留歪みモデルと残留剛性モデルを組み合わせることで，多層 CFRP における進行性疲労損傷モデル (PFDM) を開発し，疲労サイクルにおける損傷によって徐々に劣化する材料特性を特徴付けることを実現している．Shokrieh ら[5][6] は UD-FRP の疲労試験から得られた情報を基に，剛性低下特性と残留強度特性を疲労損傷モデルとして扱い，有限要素解析と組み合わせ円孔付き UD-FRP 積層材の疲労寿命推定を行っている．Lian ら[7] は同じく UD-FRP の疲労試験に基づき，有限要素解析と併用し疑似等方積層板の *S-N* 特性および剛性低下を推定している．Noll ら[8] は UD-FRP および疑似等方積層板の疲労試験に基づき，別の積層構成の疑似等方積層板の疲労寿命を推定している．Gagel ら[9] はポリエステル縫合糸を用いた縫合繊維強化複合材料に対し *S-N* 特性のモデル化および剛性低下の推定を行っている．向山ら[10] は織構造複合材料の基本構造は UD-FRP であるとし，UD-FRP の材料特性から織構造をターゲットとした単層 FRP の応力状態，損傷状態を把握可能であるとした．これによって UD-FRP の疲労試験結果から疲労寿命を推定する手法を提案し，特に，UD-FRP の疲労強度のばらつきを統計的手法により考慮したモンテカルロシミュレーションにより疲労寿命を推定している．Xu ら[11] は数値解析による疲労寿命推定として，単層織構造 CFRP に繰り返し引張荷重を与えた際の損傷進展解析により疲労寿命を評価している．いずれの研究も，UD-FRP，もしくは織物複合材料の単層板，疑似等方物性での挙動の評価に留まっている．

実験についても，Jayantha ら[12] は 4 層平織 CFRP の疲労試験を行い，寿命評価を行なっている．しかし，100 万回を超える繰り返し荷重を与えるよう

な試験 (Fig.3) では結果の取得に膨大な時間的コストが必要であり，多くの積層構成についての迅速な疲労寿命推定が不可能である．

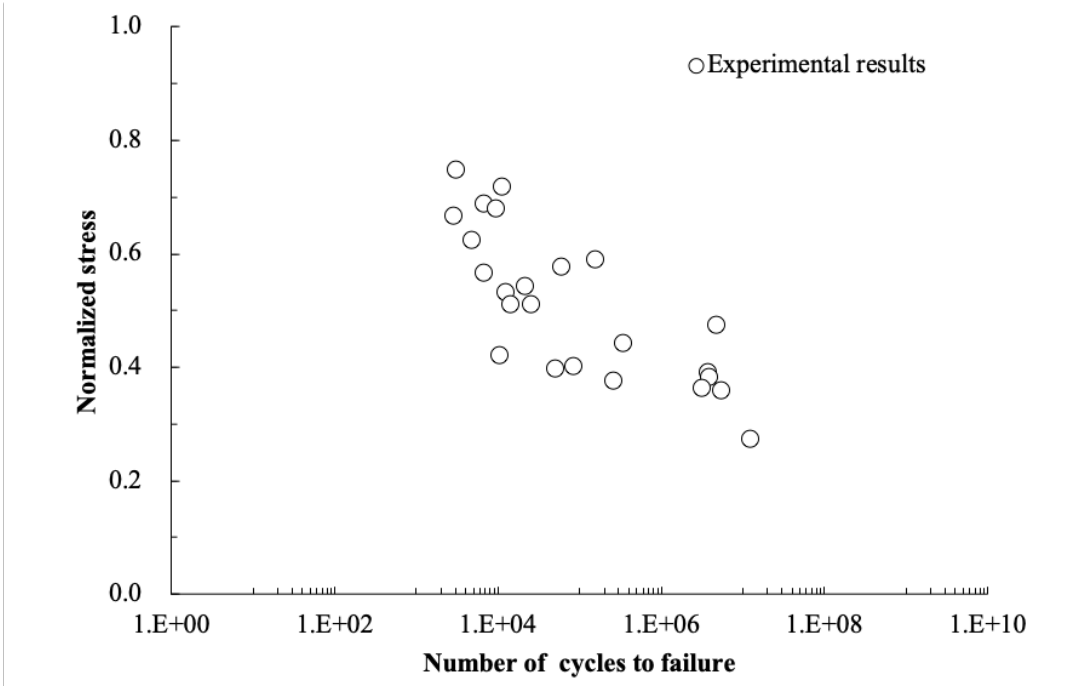
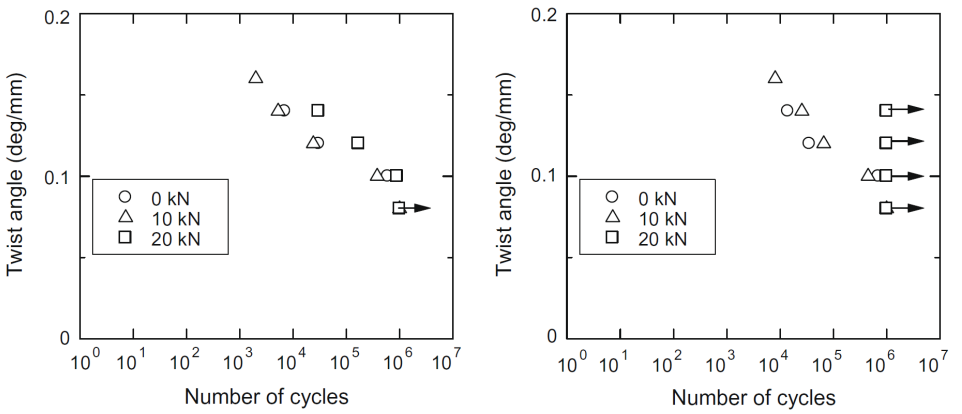


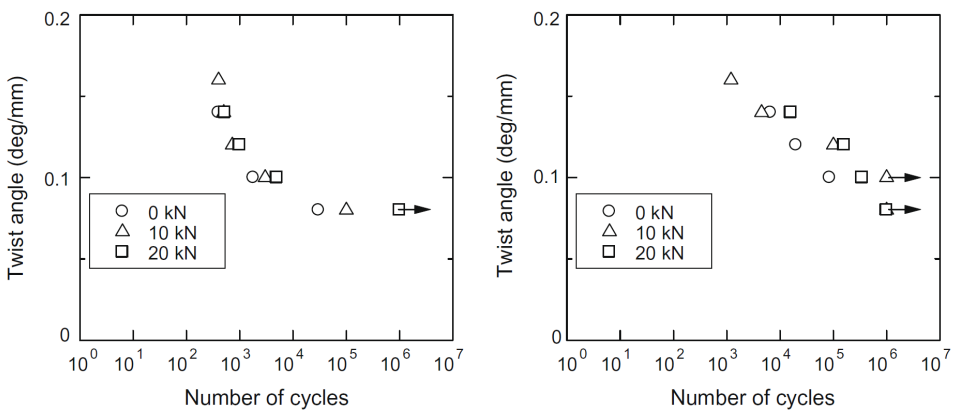
Fig.3 Experimental result of CFRP *S-N* curve[12]

Ogasawara ら[13] は，ヘリコプター用フレックスビーム材料としての炭素/エポキシ複合材料 (CFRP) の実現可能性を検討し，ねじり剛性，引張-ねじり疲労挙動において優れた特性を示すことを確認している (Fig.4). しかし，プロペラ程の構造物を素材の設計変更毎に試作し，100 万回を超える疲労試験を行うことは膨大な時間，材料的コストを要し，設計プロセスとして実装することは困難である．



(a) Threshold $GJ/GJ_0 = 0.9$ (b) Threshold $GJ/GJ_0 = 0.8$

(1) Carbon/Epoxy composites (CFRP)



(a) Threshold $GJ/GJ_0 = 0.9$ (b) Threshold $GJ/GJ_0 = 0.8$

(2) Glass/Epoxy composites (GFRP)

Fig.4 Torsional fatigue life of unidirectional CFRP and GFRP under a constant axial tensile load. Fatigue life is defined as 10% or 20% reduction of torsional rigidity[13]

倉田ら[14]は，有機繊維FRPとCFRPを用いたハイブリッド積層材料の疲労と振動減衰特性の評価を行っているが，より多様な組み合わせが想定されるハイブリッド積層材全てについて，疲労試験を行うこともまた多くの時間的コストを要してしまう．

これらの問題に対しては数値解析の援用が有効であり，疲労寿命推定に対するコスト削減および新製品開発サイクルの高速化の観点で効果を発揮すると考える．このように数値解析を援用した多くの研究がなされているもの

の，その多くがUD-FRPの積層材を対象としたものである．著者ら[15]も向山らの手法[10]を基に織物多層積層材料の疲労寿命推定を行っているが，依然織構造をモデル化した上で織物積層材料へ適用した研究は少ないのが現状である．

1.4 繊維強化複合材料の減衰評価の重要性

輸送機器はかねてより半導体や製造，測定装置などの精密かつ高価な製品を搬送することも多く，輸送対象の故障を避けることはできない状況である．これらの精密高価な機器の輸送においては，それらの故障を防ぐために機材に与える振動の影響を最低限に抑える必要がある．また，旅客の輸送についても，余暇における観光，休息という面から求められていた快適性に加え，近年は移動中の遠隔業務など，静粛な移動環境が求められており，不快な振動，騒音源と成り得る振動を少なくすることが俄然求められている．

基本的に軽量化を行うと，構造部材の量が減少し，剛性が低下した結果として振動吸収性能は下がる傾向にあることが知られているが，そのためにダンパーなどの減衰機構を導入すると，その分質量が増加してしまうため，軽量化という長所が損なわれかねない．そこで，現在では，構造材料としての役割だけでなく振動減衰機構としての機能として，FRP単体が持つ振動減衰特性の確立，性能向上が求められている．特に，減衰性能の高い材料とされる有機繊維を用いたFRPへの関心が高まっている．

振動特性に優れている有機繊維のFRPとして，強化繊維にアラミド繊維ケブラー（Kevlar ®）を使用した複合材料が挙げられる．Kevlar ®はポリパラフェニレンテレフタルアミドの高濃度硫酸溶液を乾湿式紡糸することにより製造される[16][17]．また，複合材料としては比強度の高さだけでなく，優れた振動減衰特性を有することなどから，幅広く使用されている[18][19][20]．

アラミド繊維を使用した複合材料と同様に注目されている有機繊維のFRPとして，強化繊維にポリアリレート繊維（VECTRAN ®）を使用した複合材料

が挙げられる．この繊維は溶融紡糸により製造され，得られた繊維はさらに熱処理により強度や弾性率の向上が図られている．ポリマーの構造を変化させることで強度のみが著しく増大したもの，強度と弾性率の両方の向上を目指したものなどが存在している．

強度を上昇させたVECTRAN ®をHT銘柄，および突出した強度は持たないものの強度と弾性の双方に着目したVECTRAN ®をUM銘柄としている[21]．VECTRAN ®はKevlar ®よりもクリープ特性に優れ，水分の吸収がほとんどなく耐湿熱老化性に優れている．

また，振動減衰特性も他のFRP用素材と比較しても優れた特性を有し，幅広く使用されている[22][23][24]．目標とする振動減衰性能の維持サイクルについては，本研究で対象とするような有機繊維FRPにおいては，一般的に10^6サイクル程度とされる．そのため，10^6サイクルに至るまでの疲労環境下においても振動減衰性能を維持できる素材が求められており，振動減衰性能を評価することが重要である．

1.5 繊維強化複合材料の減衰評価に関する既往研究

1.4節で述べたように，優れた性能を有する有機繊維FRPではあるが，繊維と樹脂の組み合わせの複雑性に起因して単純な変形においても複雑な多軸応力が内部に生じ，疲労状態における振動減衰特性についての評価は困難である．

参考として，CFRPの減衰機構についてはこれまでも様々な研究が行われてきており，西野ら[25]やZhangら[26]によって，損傷が増加するとともに剛性の低下，および減衰比の上昇傾向が指摘されている．また，Liuら[27]の論文からも類似の傾向が確認できる．Elkhierら[28]はGFRPの疲労損傷の程度が減衰比を決定づけていることを，平面曲げ疲労試験と曲げ試験を中断して行うモード試験によって明らかにし，減衰比が疲労寿命を評価する良い指標であるとした．Moharana1ら[29]はCFRPとGFRP，アラミドFRPの各梁につい

て自由振動解析を行い，第1振動モードの無次元周波数，上面と底面の応力，減衰係数についてCFRPが高い値を示したことを確認している．有機繊維複合材料については，Kevlar ®を使用した複合材料の研究が古くから行われており，Ganczakowskiら[30][31]により，Kevlar ®を使用した複合材料に繰り返し引張荷重負荷時における剛性変化機構の解明も図られている．ポリアリレート繊維のFRPに関する研究は少数ではあるが，中西らによる振動性能の評価[32]，振動解析技術の開発[33]，振動減衰解析手法の開発[34][35]や，倉田ら[36]によって損傷観察と減衰比の評価が行われている．これらの研究では繰り返し荷重下における振動減衰特性の評価は炭素繊維を用いたFRPに留まり，有機繊維において繰り返し荷重下における振動減衰特性を扱ったものは少ない．また，有機繊維についても，Kevlar ®が主であり，振動減衰特性についてポリアリレート繊維を扱ったものは少ない．評価手法としても主に剛性低下や減衰比に着目しており，これら従来の手法では繰り返し荷重の際の除荷の影響を十分に評価されておらず，多様な材料の組み合わせによって変化する積層材毎の特性比較には不十分である．

1.6 本研究の目的

1.3節の研究のように，繊維の基礎的な強化形態であるUD-FRPの疲労損傷モデルから積層材や織物複合材単層板の疲労寿命推定は行われているが，今後，量産品への適用が期待される織物複合材積層板の疲労寿命推定に関する研究は少なく，さらに繰り返し荷重に伴う各損傷モードの疲労損傷進展挙動および定量的評価は十分に至っていないのが現状である．そこで，本研究では，織物複合材料積層板を対象とし，繰り返し荷重下における疲労寿命および損傷進展挙動との関係を明らかにする．そのため，FRPによる構造をミクロスケール，メゾスケール，マクロスケールに大別し(Fig.5)，織物複合材料積層板(メゾスケール)はUD-FRP(ミクロスケール)によって構成されるとするマルチスケールにまたがった解析手法を基礎とする．

特に，本研究の新規性として以下の点を挙げる．

- 多層積層の織物複合材料を対象
- 疲労損傷モードに着目し，繰り返し荷重に伴う疲労損傷の進展の疲労寿命を評価
- 数値解析に要する計算リソースの低減

メゾスケールにおける損傷進展解析を用い，UD-FRP の疲労試験結果から得られる *S-N* 特性を疲労損傷モデルとして扱うことにより多層積層の織物複合材料の疲労寿命推定を行う．

さらに，1.5 節の研究のように，繰り返し荷重に伴う減衰性能の低下に着目した研究は行われているが，除荷の影響を考慮した研究は少なく，織物複合材料の減衰特性の評価は十分に至っていないのが現状である．そこで，本研究では有機繊維を使用した織物複合材料積層板を対象とし，繰り返し荷重下における除荷の影響および減衰性能との関係を明らかにする．

特に，本研究の新規性として以下の点を挙げる．

- 有機繊維（VECTRAN ®HT 銘柄，VECTRAN ®UM 銘柄，Kevlar ® の 3 種を対象）の繰り返し荷重下における減衰特性を評価
- 高サイクル疲労と低サイクル疲労での評価

VECTRAN ®，Kevlar ® を用いた FRP の繰り返し荷重下における振動減衰特性について，疲労試験におけるヒステリシスループの特性からひずみエネルギー，消散エネルギーに着目した．

上記の点を考慮し，繰り返し荷重下における減衰比をヒステリシスループから評価する手法の提案を目的とする．特に，後述するひずみエネルギーと消散エネルギーが 3 種類の材料に及ぼす影響を高サイクル疲労と低サイクル疲労それぞれの場合について比較することで，減衰性能の低下に及ぼす繰り返し荷重の影響を明らかにする．

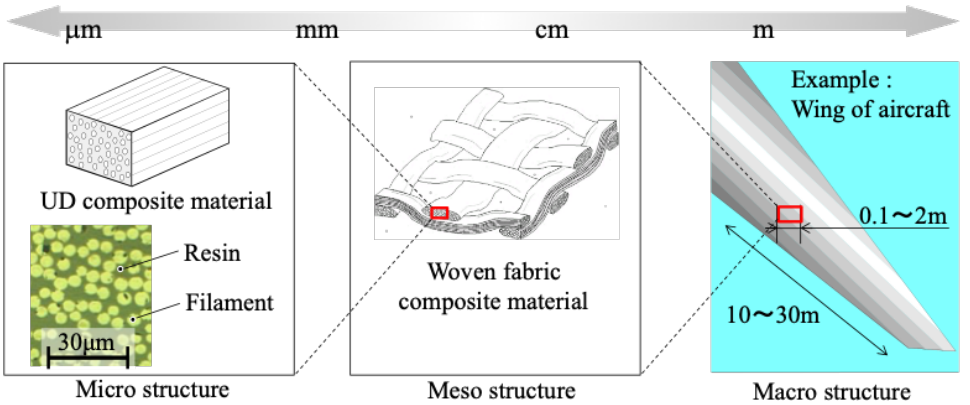


Fig.5　Micro, meso and macro scale structure of FRP

1.7　本論文の構成

本論文の構成を Fig.6 に示す．まず，緒言にて繊維強化複合材料の現状と疲労寿命推定の重要性，繊維強化複合材料の疲労寿命推定に関する既往研究について述べ，同様に繊維強化複合材料の減衰性能について，その評価の重要性と既往研究について述べた．2 章では，有限要素解析を用いた損傷進展解析に基づく織物積層材料の疲労寿命推定に必要となる静的と引張特性推定手法とその結果を用いて行う疲労寿命推定法，および疲労寿命推定における解析リソース低減手法について述べる．3 章では，疲労寿命推定を行った結果について有限要素モデルと適用した材料物性値，疲労寿命推定の入力データとなる一方向繊維強化複合材料の回帰パラメータを変更した結果，解析リソース的減アルゴリズムによる効果について述べる．4 章では，ポリアリレート繊維を用いた織物複合材料の繰り返し荷重下におけるヒステリシスループに基づいた減衰性能評価について，対象とした試験片とその物性値，基礎となる振動理論から疲労試験終了後の減衰比の評価手法について述べる．5 章では，減衰性能の評価結果について低サイクル疲労と高サイクル疲労の 2 パターンに分けて述べる．最後に，結言として本研究で得られた成果と今後の展望について述べる．

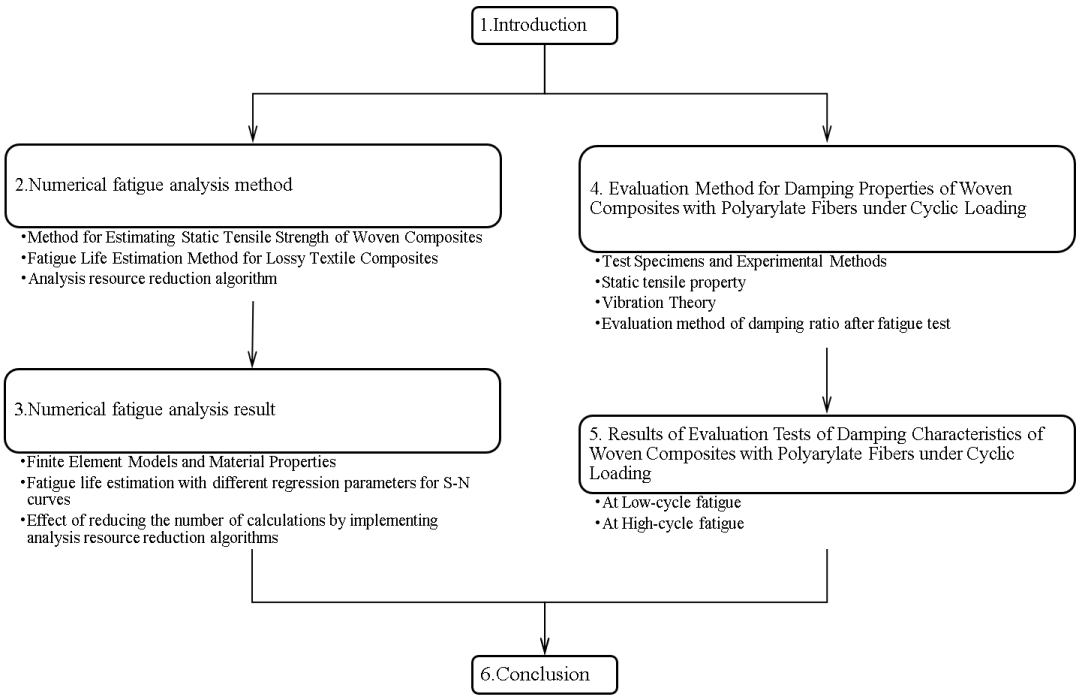


Fig.6 Flow chart of this research

第 2 章　織物積層複合材料の疲労寿命推定法

2.1　序章

本章では，損傷力学に基づいた有限要素解析 (損傷進展解析) による疲労寿命推定法について述べる．本研究の疲労寿命推定の流れとして，はじめに織物複合材料を対象に損傷進展解析に基づく引張解析を行い，その引張解析で得られた引張強度と剛性の結果を用いて疲労寿命を推定するという 2 段階の数値解析を行う．次節以降では，まず，先行研究で用いられている損傷進展解析手法に基づく織物複合材料の静的引張法の内容を述べ，次に損傷進展解析法に基づく織物複合材料の寿命推定法について述べる．その後，疲労寿命を推定する数値解析において増大する解析リソースを抑制するために，本研究で新たに提案する解析リソース低減手法について述べる．

2.2　損傷進展解析法に基づく織物複合材料の静的引張強度推定法

繊維強化複合材料の構造スケールは 1.6 節で示したように，Fig.5 に示す 3 種類に分別できる．1 つ目は，ミクロスケールとして繊維や樹脂といった繊維強化複合材料を構成する個々の素材の挙動を明示的に対象としたもの，2 つ目は，メゾスケールとして織物複合材料の繊維束，織構造，含浸した状態の樹脂といった強化構造を対象としたもの，3 つ目は，マクロスケールとして実際に我々が目にする宇宙航空機，自動車や建造物などの構造物の挙動を対象としたものである．次項以降では，向山らの手法 [10] に基づき，メゾスケールを対象とした連続体損傷力学に基づく織物複合材料の損傷進展解析法について述べる．

2.2.1　座古らによる損傷モードのモデル化と損傷構成則に基づく突発損傷の評価手法

座古ら [37][38] は Fig.7 に示す織物複合材料のような複雑な強化形態を有する織物複合材料の繊維束を，微小な UD-FRP で構成されていると捉え，FRP の

突発的な損傷挙動を模擬している．本研究でも同様に，UD-FRP の機械的特性値および損傷モードのモデル化のみで，織物複合材料の応力状態損や損傷進展挙動の評価を考え，これにより，UD-FRP の機械的特性値および損傷モードのモデル化のみで，織物複合材料の応力状態や損傷進展挙動を評価する．ただし，多軸応力下での *S-N* 特性を取得することは困難であり，多軸応力状態にある異方性材料の疲労損傷評価基準も確立されていないことから，UD-FRP の単軸応力場における *S-N* 特性を利用した本手法を適用する．

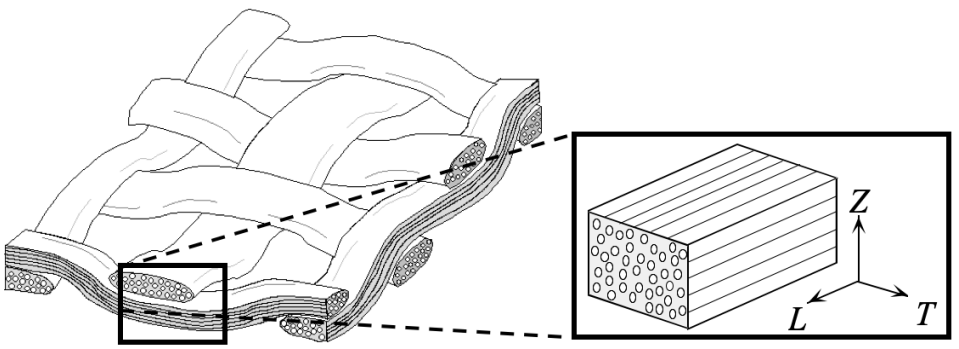
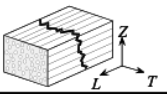
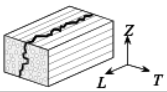
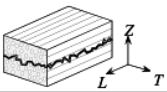
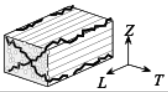


Fig.7　Concept for numerical modeling of fiber bundle

FRP の損傷形態はマトリクスき裂，層間剥離，繊維破断であり，最終破断は，負荷方向の繊維が荷重を担い，それにより生じる繊維破断が支配的となり発生する．そこで，損傷進展解析での各要素の繊維束内における損傷は，材料主軸 $L-T-Z$ に対して垂直に発生するものとし，Table1 に示す繊維破断 (Mode L) およびマトリクスき裂 (Mode T & LT, Mode Z & ZL, ModeTZ) のいずれかの状態であると考える．ここで，L 軸は繊維配向方向，T および Z 軸は繊維直角方向を意味し，L, T 軸は面内，Z 軸は面外である．Mode L ではき裂は繊維配向方向に垂直であると仮定し，繊維長手方向応力 σ_L に起因して発生するものと考える．Mode T & LT はトランスバース方向応力 σ_T，またはせん断応力 σ_{LT} に，Mode Z & ZL は垂直応力 σ_Z，またはせん断応力 σ_{ZL} に，Mode TZ はせん断応力 σ_{TZ} に起因して発生する．損傷発生による要素の剛性低下には，村上 [39] の損傷テンソルを用いる．

Table 1　Classification of failure mode of element for damage development analysis

Damage mode	Anisotropic damage model for fiber bundle			
	Mode L	*Mode T & LT*	*Mode Z & ZL*	*Mode TZ*
				
Sudden failure (Maximum stress to strength ratio)	$\frac{{\sigma_L}^2}{F_L{}^t F_L{}^c}$	$\frac{{\sigma_T}^2}{F_T{}^t F_T{}^c}$ or $\left(\frac{\tau_{LT}}{F_{LT}{}^s}\right)^2$	$\frac{{\sigma_Z}^2}{F_Z{}^t F_Z{}^c}$ or $\left(\frac{\tau_{ZL}}{F_{ZL}{}^s}\right)^2$	$\left(\frac{\tau_{TZ}}{F_{TZ}{}^s}\right)^2$
Damage tensor $\begin{bmatrix} D_1 & 0 & 0 \\ 0 & D_2 & 0 \\ 0 & 0 & D_3 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$

(σ_i, τ_i : Stress, F^t: Tensile strength, F^c: Compressive strength, F^s : Shearing strength)

また，要素の損傷判定には，引張りと圧縮における強度特性の差が考慮可能な破壊則である式 (1) の Hoffman 則 [40] を用いる．

$$1 = C_1(\sigma_T - \sigma_Z)^2 + C_2(\sigma_Z - \sigma_T)^2 + C_3(\sigma_L - \sigma_T)^2 + C_4\sigma_L + C_5\sigma_T + C_6\sigma_Z + C_7{\tau_{TZ}}^2 + C_8{\tau_{ZL}}^2 + C_9{\tau_{LT}}^2 \quad (1)$$

式 (1) において，$C_X(X = 1, 2, \cdots, 9)$ は，9 個の基礎破壊強度から決定できる材料定数，σ_i，τ_i は各成分応力である．主軸 (L, T, Z) 方向の単軸引張強度を F_L^t, F_T^t, F_Z^t，単軸圧縮強度を F_L^c, F_T^c, F_Z^c, $(T-Z, Z-L, L-T)$ 面内のせん断強度を F_{TZ}^s, F_{ZL}^s, F_{LT}^s とすると，$C_X(X = 1, 2, \cdots, 9)$ は式 (2) となる．

$$
\left.
\begin{aligned}
C_1 &= \frac{1}{2}\left\{(F_T^t F_T^c)^{-1} + (F_Z^t F_Z^c)^{-1} - (F_L^t F_L^c)^{-1}\right\} \\
C_2 &= \frac{1}{2}\left\{(F_Z^t F_Z^c)^{-1} + (F_L^t F_L^c)^{-1} - (F_T^t F_T^c)^{-1}\right\} \\
C_3 &= \frac{1}{2}\left\{(F_L^t F_L^c)^{-1} + (F_T^t F_T^c)^{-1} - (F_Z^t F_Z^c)^{-1}\right\} \\
C_4 &= (F_L^t)^{-1} - (F_L^c)^{-1} \\
C_5 &= (F_T^t)^{-1} - (F_T^c)^{-1} \\
C_6 &= (F_Z^t)^{-1} - (F_Z^c)^{-1} \\
C_7 &= (F_{TZ}^s)^{-2} \\
C_8 &= (F_{ZL}^s)^{-2} \\
C_9 &= (F_{LT}^s)^{-2}
\end{aligned}
\right\} \tag{2}
$$

Hoffman 則 [40] によって要素に損傷が生じたと判断された場合，Table 1 に示すように，材料座標系の各方向の引張り，圧縮およびせん断強度に対する発生応力の比により支配的な応力を決定し，損傷モードを特定する．その力学的特性を村上の 2 階損傷テンソル [39] により式 (3), (4) に示す損傷状態における構成則に反映させる．

$$
\{\sigma_{LTZ}\} = \left[{Q_{LTZ}}^*\right]\{\epsilon_{LTZ}\} \tag{3}
$$

$$
\begin{aligned}
&\left[{Q_{LTZ}}^*\right] \\
&= \begin{bmatrix}
{d_L}^2 Q_{11} & d_L d_T Q_{21} & d_Z d_L Q_{31} & 0 & 0 & 0 \\
d_L d_T Q_{12} & {d_T}^2 Q_{22} & d_T d_Z Q_{32} & 0 & 0 & 0 \\
d_Z d_L Q_{13} & d_T d_Z Q_{23} & {d_T}^2 Q_{33} & 0 & 0 & 0 \\
0 & 0 & 0 & \frac{4{d_T}^2{d_Z}^2}{(d_T+d_Z)^2} Q_{44} & 0 & 0 \\
0 & 0 & 0 & 0 & \frac{4{d_Z}^2{d_L}^2}{(d_Z+d_L)^2} Q_{55} & 0 \\
0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{4{d_L}^2{d_T}^2}{(d_L+d_T)^2} Q_{66}
\end{bmatrix}
\end{aligned} \tag{4}
$$

ここで，$\left[{Q_{LTZ}}^*\right]$ における Q_{ij} は損傷が生じていない初期の状態における，応力-ひずみマトリクスの成分である．また，d_L, d_T, d_Z は式 (5) のように Table 2 の損傷テンソルの主値 (D_1, D_2, D_3) により定まる．

$$\left.\begin{aligned} d_L &= 1 - D_1 \\ d_T &= 1 - D_2 \\ d_Z &= 1 - D_3 \end{aligned}\right\} \tag{5}$$

式 (3) の応力-ひずみ関係式をそれぞれの要素に適用し，FRP の損傷進展を解析する．

破壊則が巨視的であることから，材料内の損傷発生の有無のみについて着目している．破壊則が巨視的であるため，材料内の損傷発生の有無のみについて着目している．よって，各要素内の損傷変数 D_i は 0(初期非損傷状態) または 1(損傷状態) のいずれかと仮定する．また，損傷が実際に発生した部材に圧縮負荷が加わった場合においても，材料の力学的特性は不変であるとみなし，圧縮方向の弾性係数は損傷発生後も変化することはないと考える．つまり，応力が圧縮か引張かにより低下させる剛性成分を変更し，引張荷重下に限定して剛性低下を考える．なお，本解析の損傷進展解析には区間線形化による増分法 [37][38] を用いた．各損傷モードにおいて剛性マトリクス成分値を求めた結果を式 (6)〜(9) に示す．ここで，$Q_{ij}{}'$ は損傷状態における剛性マトリクスを，Q_{ij} は初期状態の剛性マトリクス $[Q]$ の成分を表す．

$$ModeT\&LT : Q_{ij}{}' \begin{bmatrix} \xi' Q_{11} & \psi' Q_{21} & \psi' Q_{31} & 0 & 0 & 0 \\ \psi' Q_{12} & Q_{22} & Q_{32} & 0 & 0 & 0 \\ \psi' Q_{13} & Q_{23} & Q_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & Q_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \zeta Q_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \zeta Q_{66} \end{bmatrix} \tag{6}$$

ただし，$\sigma_L > 0$ の場合，$\xi' = \dfrac{1}{10000}, \psi' = \dfrac{1}{100}$

$\sigma_L < 0$ の場合，$\xi' = \dfrac{1}{10000}, \psi' = \dfrac{1}{100}$

$$ModeZ\&ZL : Q_{ij}{}' \begin{bmatrix} Q_{11} & \psi' Q_{21} & Q_{31} & 0 & 0 & 0 \\ \psi' Q_{12} & \xi' Q_{22} & \psi' Q_{32} & 0 & 0 & 0 \\ Q_{13} & \psi' Q_{23} & Q_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \zeta Q_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & Q_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \zeta Q_{66} \end{bmatrix} \tag{7}$$

ただし, $\sigma_T > 0$ の場合, $\xi' = \dfrac{1}{10000}, \psi' = \dfrac{1}{100}$

$\sigma_T < 0$ の場合, $\xi' = \dfrac{1}{10000}, \psi' = \dfrac{1}{100}$

$$ModeTZ : Q_{ij}{}' \begin{bmatrix} Q_{11} & Q_{21} & \psi' Q_{31} & 0 & 0 & 0 \\ Q_{12} & Q_{22} & \psi' Q_{32} & 0 & 0 & 0 \\ \psi' Q_{13} & \psi' Q_{23} & \xi' Q_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \zeta Q_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \zeta Q_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & Q_{66} \end{bmatrix} \tag{8}$$

ただし, $\sigma_Z > 0$ の場合, $\xi' = \dfrac{1}{10000}, \psi' = \dfrac{1}{100}$

$\sigma_Z < 0$ の場合, $\xi' = \dfrac{1}{10000}, \psi' = \dfrac{1}{100}$

$$ModeTZ : Q_{ij}{}' \begin{bmatrix} Q_{11} & \psi' Q_{21} & \psi' Q_{31} & 0 & 0 & 0 \\ \psi' Q_{12} & \xi' Q_{22} & \xi' Q_{32} & 0 & 0 & 0 \\ \psi' Q_{13} & \xi' Q_{23} & \xi' Q_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \xi Q_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \zeta' Q_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \zeta Q_{66} \end{bmatrix} \tag{9}$$

ただし, $\sigma_T > 0$ または$\sigma_Z > 0$ の場合, $\xi' = \dfrac{1}{10000}, \psi' = \dfrac{1}{100}$

$\sigma_T < 0$ または$\sigma_Z < 0$ の場合, $\xi' = \dfrac{1}{10000}, \psi' = \dfrac{1}{100}$

このように各損傷モードにおいて, 上記の剛性マトリクスにより荷重負荷方向による剛性低下の違いの考慮が可能となる.

2.2.2 区分線形解析アルゴリズム

FRP の損傷進展の挙動は非線形であることから，向山ら[10][41]と同様に数値解析には区間線形化による増分法を用いる．区間線形解析手法には，荷重を逐次増分させる荷重増分法と変位を増分させる変位増分法がある．本研究では変位増分法に基づく繰り返し計算により，FRP の損傷進展における非線形挙動を評価する．

Fig.8 に本研究での変位増分法による FRP の損傷進展解析における非線形挙動の概略を示す．まず，初期状態 (未損傷状態) より順次変位を増分させ，得られた応力状態から，前述の破壊則により各要素における損傷の発生を判定する．損傷が発生しない場合 (C 点)，さらに変位を増分させる．一方，損傷が発生した場合 (A，D 点)，損傷要素の応力状態から各方向の応力値と強度値の比を用いて損傷モードを特定し，異方損傷力学に基づき損傷要素の低下した剛性マトリクスを計算する．次に，損傷要素における全応力の解放および周辺要素への応力再配分を考慮する．つまり，得られた損傷後の剛性方程式に対して，損傷発生時と同じ変位を再び負荷し，再配分された応力状態に対して損傷発生の有無を判定する．新たに損傷が発生した場合 (E 点) は，損傷要素の剛性を低下させて同様の計算を実施し，新たに損傷が発生しなくなるまで同様の処理を繰り返す．損傷の発生がなくなった時点 (F 点) でその変位の損傷進展は停止したと判断し，さらに変位を増分させて解析する．

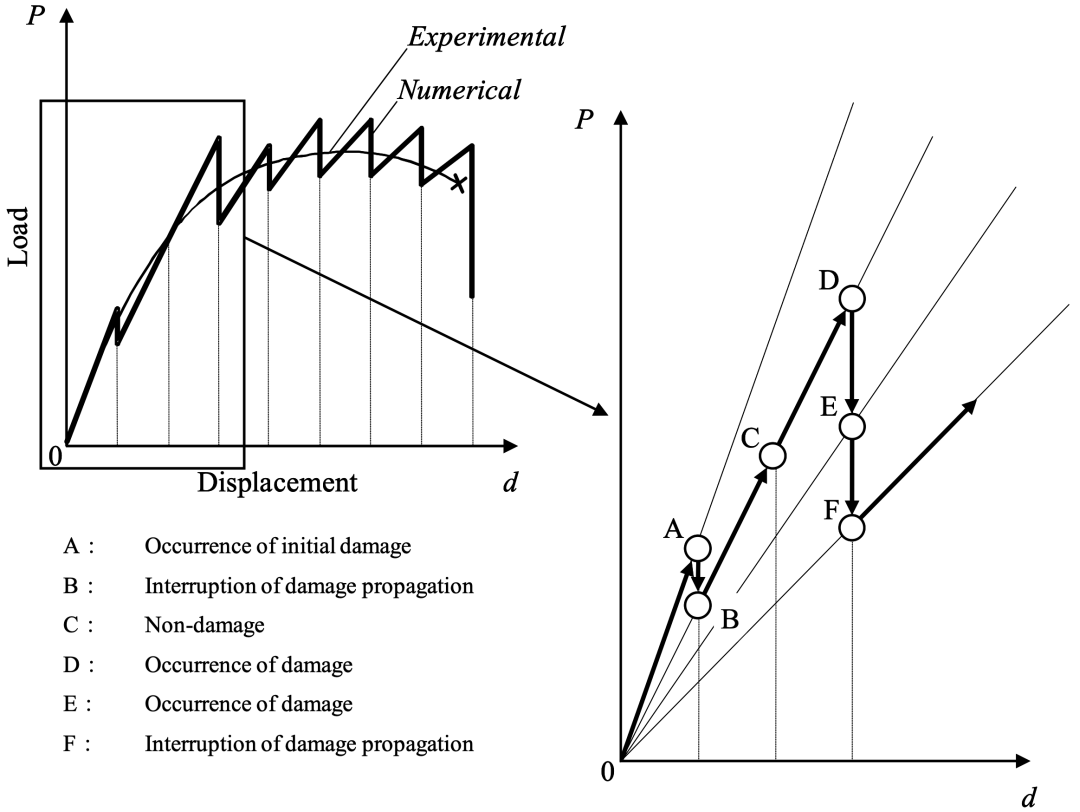


Fig.8 Damage propagation procedure based on incremental displacement method for non-linear behavior

2.3 損傷進展解析法に基づく織物複合材料の疲労寿命推定法

2.3.1 剛性低下による最終破壊判定

FRP の破壊判定については，UD-FRP の初期剛性と引張強度での剛性比を用いる．Fig.8 において，初期剛性は 0-A 直線の傾きである．引張強度については，損傷の発生が連続し，それ以上変位を増分させても直前の応力に達しない状態におけるその直前の応力を引張強度とする．例えば F 点以降で D 点の応力を超えなければ，引張強度における剛性は 0-D 直線の傾きとする．

このように初期剛性と引張強度における剛性比を用いて，FRP の最終破壊判定を行う．

2.3.2　向山，花木らによる一方向繊維強化複合材料の消耗損傷のモデル化

2.2 節に示すように，損傷進展解析手法により，FRP の突発的な損傷の挙動を解析することを可能とした．向山，花木ら [10] はさらに，静的な引張強度に満たない応力が繰り返し作用する状態において破壊に至る疲労現象を取扱うために，*S-N* 線図などの実験式と破壊則を組み合わせた疲労寿命モデルを用いており，本研究においても本手法を適用する．

繰り返し応力下で生じる損傷モードは 2.2.1 項と同様とし，要素の損傷判定および損傷モードの特定には線形消耗損傷則である Miner 則 [42] を用いる．Miner 則 [42] では，材料に一定の応力振幅 σ が負荷され，ある繰り返し数 N で疲労破壊が発生する場合，応力繰り返しの 1 回ごとに $\frac{1}{N}$ ずつ消耗損傷が蓄積され，この累積値が 1 に達したときに破壊するものと考える．Fig.9 の *S-N* 線図において，いくつかの応力レベル $\sigma_1, \sigma_2, \cdots, \sigma_i$ を想定し，各応力レベルにおける疲労寿命を N_1, $N_2, \cdots$, N_i とする．このとき各応力が n_1, $n_2, \cdots$, n_i だけ繰返された場合の各応力レベルにおける消耗損傷度は $\frac{n_1}{N_1}, \frac{n_2}{N_2}, \cdots, \frac{n_i}{N_i}$ であるから，消耗損傷による破壊は式 (10) を満たした場合に発生する．

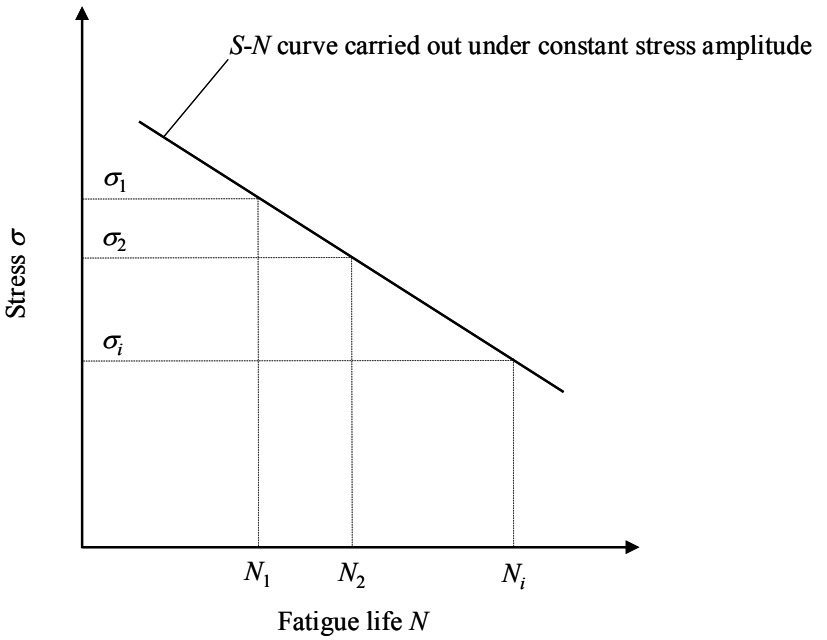


Fig.9　Sheme of Miner's rule

$$\frac{n_1}{N_1} + \frac{n_2}{N_2} + \cdots + \frac{n_i}{N_i} = \sum_{i=1}^{t} \frac{n_i}{N_i} = 1 \tag{10}$$

ここで，t は消耗損傷度が初めて 1 を超えるときの繰り返し応力のサイクル数 i である．また，損傷モードの特定には，Miner 則 [42] における累積消耗損傷度を用いる．各応力成分に対して消耗損傷度を算出し，その値が最大となる応力成分を損傷に支配的な応力成分であると判定し，損傷モードを特定する．なお，本研究では，多軸応力下での *S-N* 特性を取得することが困難なため，一方向性材の *S-N* 特性を活用し簡易に消耗損傷度を評価しており，UD-FRP の繊維長手方向 (σ_L 成分)，トランスバース (σ_T，σ_Z 成分)，面内せん断 (τ_{LT}，τ_{ZL} 成分)，面外せん断 (τ_{TZ} 成分) の各応力成分に対する *S-N* 曲線が必要となる．そのため，各応力成分に対応した *S-N* プロットに対して，*S-N* 曲線を回帰する．*S-N* 曲線の回帰モデルには，式 (11) に示す Bastenaire 回帰モデル [43] を用いる．

$$N = \frac{A}{\sigma - E} \exp\left\{ -\left(\frac{\sigma - E}{B} \right)^{C} \right\} \tag{11}$$

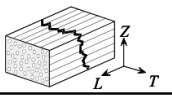
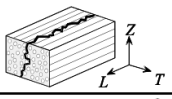
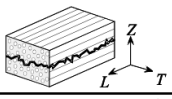
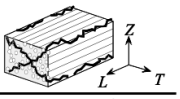
ここで，σ は応力振幅もしくは最大応力，N は応力繰り返し数，A, B, C, E は材料定数である．なお，回帰法には Gaus*S*-*N*ewton 法による非線形最小二乗法 [44] を用いる．

2.3.3 向山，花木らによる突発損傷と消耗損傷

向山，花木ら [10] の提案する疲労寿命推定法は，2.2 節で示した損傷進展解析法に 2.3.2 項の消耗損傷モデルを導入することで実現する．この手法ではある要素の損傷により周囲の要素に生じる応力再配分に起因する “突発損傷型 (Sudden failure)” と，繰り返し応力下における累積疲労損傷に起因する “消耗損傷型 (Wear out failure)” の 2 つの損傷型式を定義し，考慮する（以後，疲労損傷を消耗損傷と称す）．

“突発損傷型” の損傷発生判定には Hoffman 則 [40] を，損傷モードの特定には各方向の引張り，圧縮およびせん断強度に対する発生応力比を用い，その 6 成分中で最大となる応力成分を損傷に支配的な応力と判定し，損傷モードを特定する．一方，“消耗損傷型” の損傷発生判定には Miner 則 [42] を，損傷モードの特定には各応力成分における Miner 則 [42] の累積消耗損傷度 D_{Miner} を用い，その 6 成分中で最大となる累積消耗損傷度 D_{Miner} に対応した応力成分が損傷に支配的な応力と判断し，損傷モードを特定する (Table 2).

Table 2　Classification of failure mode of element for fatigue analysis

Damage mode	Anisotropic damage model for fiber bundle			
	Mode L 	*Mode T & LT* 	*Mode Z & ZL* 	*Mode TZ* 
Sudden failure (Maximum stress to strength ratio)	$\frac{\sigma_L^{\,2}}{F_L^{\,t}F_L^{\,c}}$	$\frac{\sigma_T^{\,2}}{F_T^{\,t}F_T^{\,c}}$ *or* $\left(\frac{\tau_{LT}}{F_{LT}^{\,s}}\right)^2$	$\frac{\sigma_Z^{\,2}}{F_Z^{\,t}F_Z^{\,c}}$ *or* $\left(\frac{\tau_{ZL}}{F_{ZL}^{\,s}}\right)^2$	$\left(\frac{\tau_{TZ}}{F_{TZ}^{\,s}}\right)^2$
Wear out (Maximum damage parameter)	$D_{Miner,\,L}$	$D_{Miner,\,T}$ or $D_{Miner,\,LT}$	$D_{Miner,\,Z}$ or $D_{Miner,\,ZL}$	$D_{Miner,\,TZ}$
Damage tensor $\begin{bmatrix} D_1 & 0 & 0 \\ 0 & D_2 & 0 \\ 0 & 0 & D_3 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$

(σ_i, τ_i : Stress, F^t: Tensile strength, F^c: Compressive strength, F^s : Shearing strength)

Fig.10 に本研究で提案する基本的な解析手法の流れをフローチャートにて示す．まず，解析対象のモデリングを行い，次に境界条件，解析条件に基づき応力分布の推定を行う．その後各要素について消耗損傷の蓄積度合いを計算する．まずは Hoffman 則 [40] に基づき突発損傷の判定を行い，Miner 則 [42] に基づき消耗損傷を判定する．要素の損傷が確認された場合，突発損傷，消耗損傷に関わらずその要素を削除 (要素の材料物性値における剛性を極端に低下させ，ほぼ 0 として扱う) し，当該疲労サイクルにおいて再度応力分布の推定から数値計算を行う．突発損傷，消耗損傷のいずれについても全要素において損傷が確認されなかった場合，現サイクル数をインクリメントし，UD-FRP の *S-N* 線図を評価する．最後に，消耗損傷判定基準により評価し，次の疲労サイクルの応力分布推定へと移り，数値解析を継続する．これを材料が破壊に至るまで繰り返し，疲労寿命を推定する．

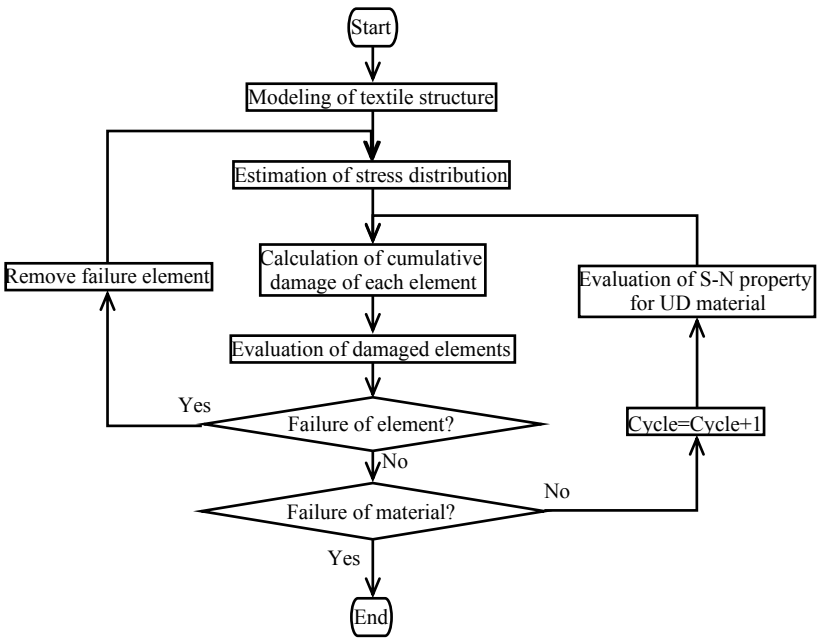


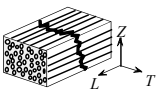
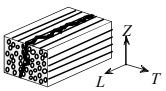
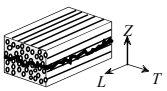
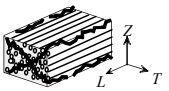
Fig.10　Flow chart of improved fatigue life estimation procedure

なお，本研究で提案する手法は要素単位では線形解析となるが，解析モデル全体における織構造については疲労過程で生じる損傷による非線形性を考慮可能である．

2.3.4　繰返し荷重下における累積消耗損傷度の評価と出力アルゴリズム

本研究で新たに提案する手法として，消耗損傷のプロセスを解明するため，繊維束の解析において各要素の材料座標系 (L, T, Z) についてそれぞれ物性を適用し，各方向に対して突発損傷と消耗損傷の判定を行った結果を出力する．そのため各方向の消耗をプログラム内で変数として記録し，消耗損傷は Miner 則 [42] によって比較・判定している．本研究では消耗損傷のプロセスをより詳細に検討することを目的として，これまで結果のみの出力となっていた消耗損傷のパラメータ D_{Miner} 値の遷移を損傷判定の過程として出力し，確認する．判定に用いる各方向の破壊則について Table 3 に示す．

Table 3　Detection of failure mode of element

		Damage at fiber	Damage at matrix		
Damage mode		*Mode L* 	*Mode T & LT* 	*Mode Z & ZL* 	*Mode TZ* 
Sudden failure	Detect failure ・ *Hoffman's rule*	$F = C_1(\sigma_T - \sigma_Z)^2 + C_2(\sigma_Z - \sigma_L)^2 + C_3(\sigma_L - \sigma_T)^2 + C_4\sigma_L + C_5\sigma_T + C_6\sigma_Z + C_7{\tau_{TZ}}^2 + C_8{\tau_{ZL}}^2 + C_9{\tau_{LT}}^2$ ※F : Damage ※C_i : Constant determined by material strength			
	Identifying failure mode ・ S-S aspect ・ Max => Main factor	$\frac{{\sigma_L}^2}{{F_L}^t {F_L}^c}$	$\frac{{\sigma_T}^2}{{F_T}^t {F_T}^c}$ or $\left(\frac{\tau_{LT}}{{F_{LT}}^s}\right)^2$	$\frac{{\sigma_Z}^2}{{F_Z}^t {F_Z}^c}$ or $\left(\frac{\tau_{ZL}}{{F_{ZL}}^s}\right)^2$	$\left(\frac{\tau_{TZ}}{{F_{TZ}}^s}\right)^2$
Wear out failure	Detect failure ・ *Miner's rule*	$d = \sum_{i=1}^{t} \frac{n_i}{N_i}$ ※n_i : Cycle count ※N_i : Wear out life			
	Identifying failure mode ・ Cumulative damage ・ Max => Main factor	d_L	d_L or d_{LT}	d_Z or d_{ZL}	d_{TZ}

(s_i, t_i : Stress, F^t: Tensile strength, F^c: Compressive strength, F^s : Shearing strength)

先行研究[10]にて実装された損傷進展解析における要素毎の累積損傷判定アルゴリズムについてFig.11に示す．

まず消耗損傷の寿命を評価し，10^9を超える寿命を示した場合，10^9に固定する(本研究で対象としている材料において求められる疲労サイクルが10^6程度であり，10^9以上の疲労寿命推定を行わず，解析自体を10^9で終了するためでもある)．次に，D_{Miner}値を計算し，要素の損傷を判定する．消耗損傷が生じた場合は，現在の疲労サイクルを記録し，損傷が生じなかった場合は残存寿命を評価する．これを全ての要素について繰り返し評価する．

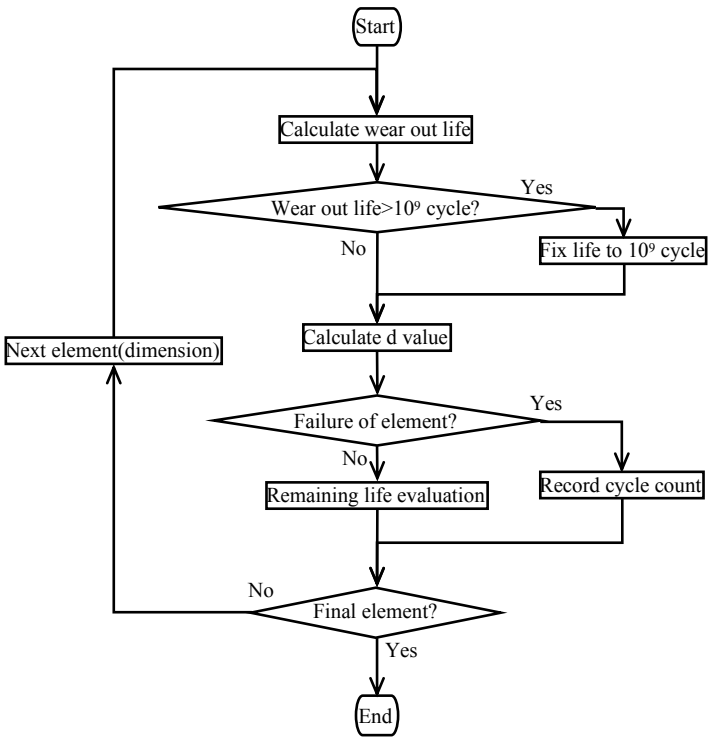


Fig.11　Flowchart of estimation wear out life each cycle (single element)

先行研究[10]では消耗損傷の発生の有無とその発生サイクル数のみが結果として出力されていたが，その過程においてどの方向に，どのような経過で消耗が蓄積されるかは未解明であった．本研究では，消耗損傷度の推移を評価することで消耗損傷の発生プロセスを解明する．そこで，先行研究のアルゴリズムより消耗損傷判定部を抽出し，D_{Miner} 値を記録し，データを蓄積するためのアルゴリズムを開発し，プログラムを実装した．アルゴリズムをFig.12に，記録フォーマットをTable 4に示す．基本的にはFig.11で示したアルゴリズムと同様であるが，D_{Miner} 値を計算した後に計算した D_{Miner} 値の記録判定を行う部分が追加された．これにより，指定した一つの要素について D_{Miner} 値をサイクル毎に記録することができ，単一要素の L, T, Z, LT, TZ, ZL 各成分について，D_{Miner} 値の推移を詳細に追うことが可能となった．

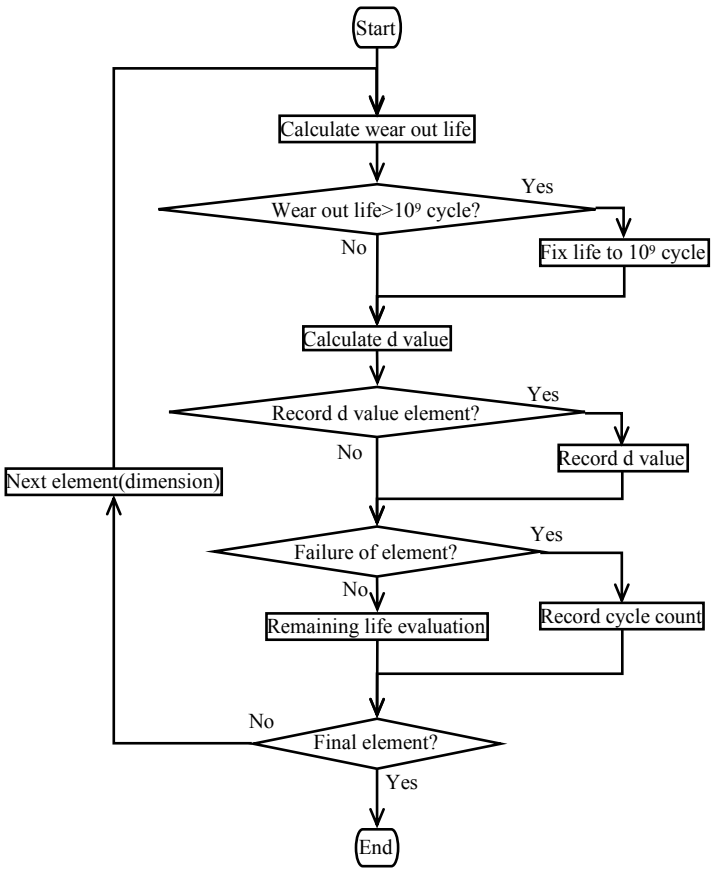


Fig.12 Flowchart of record D_{Miner} value in estimation wear out life in each cycle (conventional method[10])

Table 4 File format of D_{Miner} value in each direction

Number of cycles	D_{Miner} value per direction					
	L	T	Z	TZ	ZL	LT
1	5.69E-08	7.99E-08	1.20E-09	1.00E-09	1.00E-09	1.83E-09
7	6.70E-08	7.99E-08	1.20E-09	1.00E-09	1.00E-09	1.83E-09
⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮

2.4　疲労寿命推定における解析リソース低減アルゴリズム

数値解析の強みは，現実に起きている事象を計算により実現できることである．しかし，繰り返し荷重下における織物積層複合材料の剛性低下について，その挙動を完全に模擬しようとした場合，連続的に低下する繰り返し荷重下の，複雑な構造に起因する複雑な剛性変動を子細に再現する必要があり，計算リソース，コストの面から現実的ではない．そこで，本研究でも用いている有限要素法など，様々な手法で解析対象をモデル化し，数値計算で簡便に再現する手法が採られている．

本研究で消耗損傷の判定に用いたMiner則[42]に則る応力解析アルゴリズムでは，ある応力状態のサイクルが負荷された際，突発損傷と消耗損傷の発生を判定し，どちらかの損傷が発生した場合，応力再分配による影響を考慮して応力分布の再計算を行っている．つまり，サイクルごとに発生する応力に基づき，突発損傷評価と消耗損傷評価を行っている．そのため，Fig.10の解析フローを実行した場合，損傷による応力再分配がもたらす突発損傷が発生しなくなった後は，全要素中で最も少ないサイクル数にて消耗損傷が発生する要素の損傷まで，その要素以外に損傷は発生せず，結果的に解析中でサイクル数のみ1ずつ上昇し続ける．そのため，疲労試験を模擬する解析においては，必ず疲労サイクル数を上回る回数の計算を実行する必要がある．

これではいたずらに計算リソースを消費し，解析に要する時間や電力の増大，それに伴いリーク電流がもたらす発熱量の増加，各次キャッシュなどの揮発性メモリ容量を圧迫することによるコード実行時のレイテンシ増大や一時ファイルへのアクセスによるストレージ寿命の消費などをはじめとして，引き起こされる計算コストの上昇には枚挙の暇がない．そのため，本研究ではPaepegemら[45]のように計算回数の低減手法を導入し，計算回数そのものの削減による解析コストの低減を試みる．

あるサイクル内の解析で損傷が生じなかった場合，全要素の中で最も早く

消耗損傷が発生するサイクル数まで，解析内のサイクル数をスキップすることを考える．つまり，1 サイクル毎の計算では余分な計算が生じるが，本研究では Miner 則 [42] に基づいて各要素の残存寿命を推測し，消耗損傷が発生するサイクル数までスキップする．この処理と計算コストの関係を理解しやすくするため，Fig.13 にイメージ図として示す．

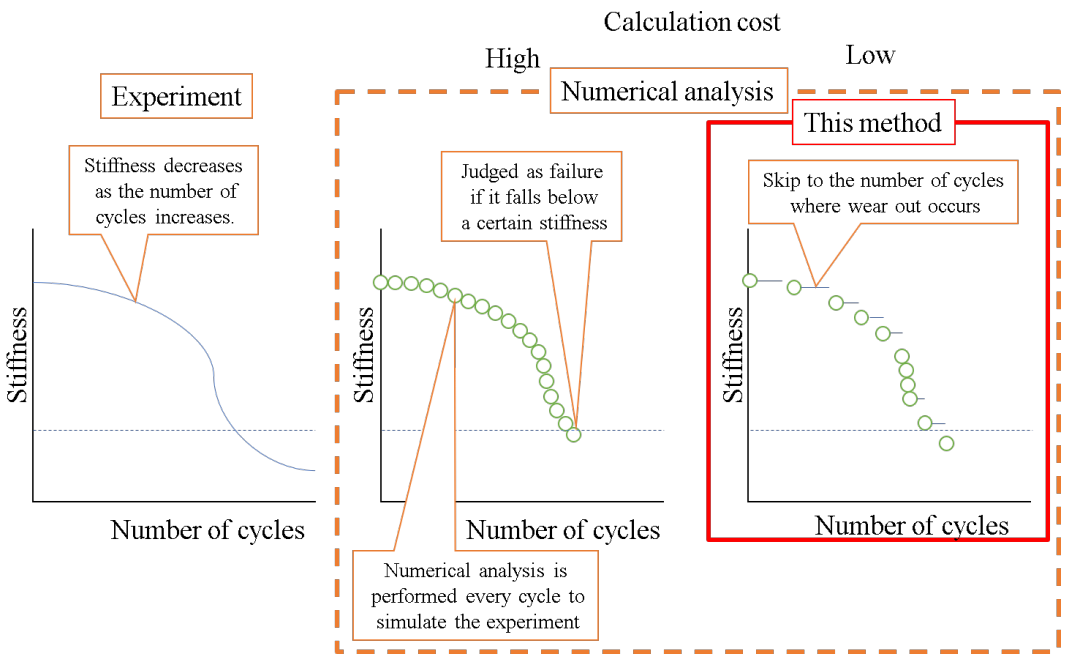


Fig.13　Image of cycle skip

このアルゴリズムを導入することで，計算に要する CPU リソースやメモリ消費，プログラムの実行時間などの計算コストを低減することを目指す．今後，本手法をサイクルスキップと表現し，この計算回数低減手法を適用することで，計算リソースの増加を避けることが期待できる．サイクルスキップを実装した場合の疲労寿命推定法のフローチャートを Fig.14 に示す．なお，基本的には 2.3.3 項で示した Fig.10 と同様であるが，図中の二重線枠がサイクルスキップに相当する箇所であり，n が Miner 則 [42] から求まる残存寿命を示す．また，繊維強化複合材料の特性でもある材料物性値のばらつきを考慮す

るため，外周に材料物性値の更新ループが追加されている．

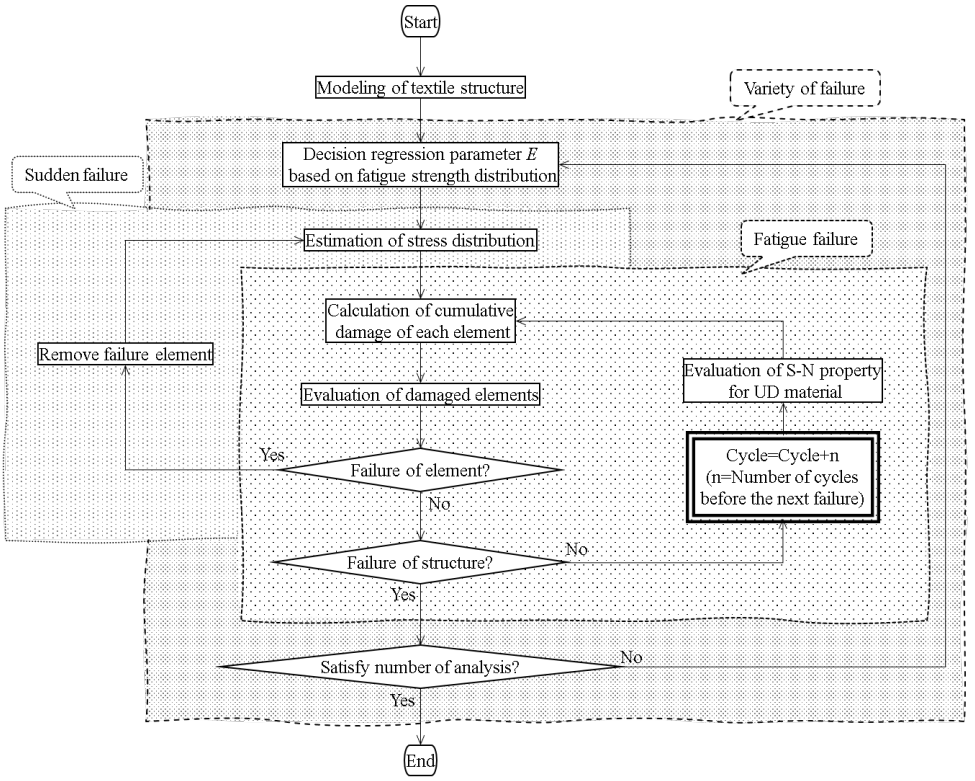


Fig.14　Flow chart of proposed method

アルゴリズムの詳細としては，まずモデリングを行い，ばらつきに応じた材料特性を設定する．次にばらつきを考慮した材料物性を設定し，突発損傷を判定するフローに入る．そこから応力分布を推定し，各要素の損傷を算出し，損傷要素を評価する．損傷の状態によっては要素の剛性を低下させ，再度同じサイクルの損傷を判定する．その後モデルの破壊を確認し，破壊に至っていなければ，次に要素の損傷が発生するサイクルまで解析のサイクルを進め，サイクルに応じたUD-FRPのS-N特性を適用する．消耗損傷度を評価し，消耗損傷を判定し，損傷の状態によっては要素の剛性を低下させ，再度同じサイクルの突発損傷から判定を行う．最後に，ばらつきを考慮するため既定の回数分，解析を行う．

特に本研究における新規性は，モデリングにおける多層積層を考慮した点，消耗損傷における判定に用いたD_{Miner}値を子細に記録する点，疲労サイクルの量子化における計算リソース低減を目的としたサイクルスキップを実装した解析アルゴリズムの3点である．

2.5 結章

本章では，提案する疲労寿命推定における数値解析の手法について述べた．本研究では損傷進展解析法に基づく織物複合材料の静的引張強度推定法を用いて解析対象の静的特性を推定し，そこから損傷進展解析法に基づいて疲労寿命を推定するという2段階の数値解析によって織物積層複合材料の疲労寿命を推定する手法を採った．その後，本研究で新たに提案した手法として，疲労寿命推定法における消耗損傷度の推移の評価法とその出力アルゴリズム，さらには，増大する解析リソースを抑制し，より低リソースで解析を行う手法について述べた．

第 3 章　織物積層複合材料の疲労寿命推定結果

3.1　序章

本章では織物複合材料積層板静的引張解析の結果と，その結果と，2.2 節で述べた提案手法に基づき，織物複合材料積層板の疲労寿命解析の結果について述べる．まず，消耗損傷モデル構築のために解析対象としたモデルの静的引張解析を行い，その結果を基に消耗損傷モデルを構築，モデル内要素における消耗損傷度を確認する．

3.2　有限要素モデルおよび材料物性値

3.2.1　解析対象

2.2 節で述べた疲労寿命推定における織物複合材料の最終破断基準を決定するために，初めに Jayantha ら [12] が対象とした平織ガラス繊維/エポキシ樹脂複合材料 (繊維種 : AF244 ガラスロービング，樹脂種 : ARALDITE LC 3600 エポキシ樹脂，積層数 : 4，繊維体積含有率 47.7%(試験片形状 : Fig.15，強化繊維およびエポキシ樹脂の力学的特性 : Table 5)) を対象として，静的引張解析を実施した．4 層積層を模擬することで，厚さ方向片面が拘束されていない最外層と，厚さ方向両面とも隣接する層の存在する内部層，二つの状態にある層毎の挙動を評価する．

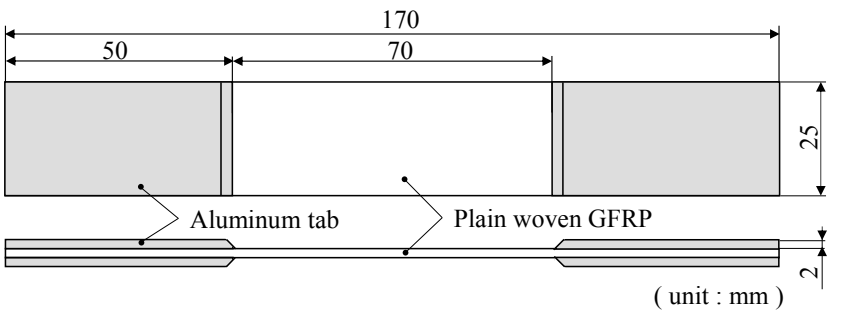


Fig.15　Geometry and dimension of specimen for plain woven GFRP[12]

Table 5　Mechanical properties of fiber and matrix resin

Mechanical Properties \ Material		**Fiber** E-glass		**Matrix resin** Epoxy	
Young's modulus	[GPa]	E_f	72.0	E_m	3.30
Shear modulus	[GPa]	G_f	29.3	G_m	1.17
Poisson's ratio		ν_f	0.23	ν_m	0.35
Tensile strength	[MPa]	${s_f}^t$	2479	${s_m}^t$	88.26
Compressive strength	[MPa]		-	${s_m}^c$	117.7

解析対象の有限要素モデルを Fig.16(a) に示す．これは板厚方向中央で対称な 4 層積層モデルである．対称性から Fig.16(b) に示す解析領域を対象として境界条件を付与 (X, Y, Z 各方向の拘束) し，X 方向に一軸引張ひずみを付与した．解析対象を構成する繊維，樹脂各材料の材料物性値を Table 6 に示す．

繊維体積含有率 (V_f) は，実験結果 [12] と解析結果の初期剛性が等しくなる等価物性値として，63% を用いる [10]．添え字 L, T, Z, TZ, ZL, LT は Table 1 と対応した材料座標系における各方向をそれぞれ示す．

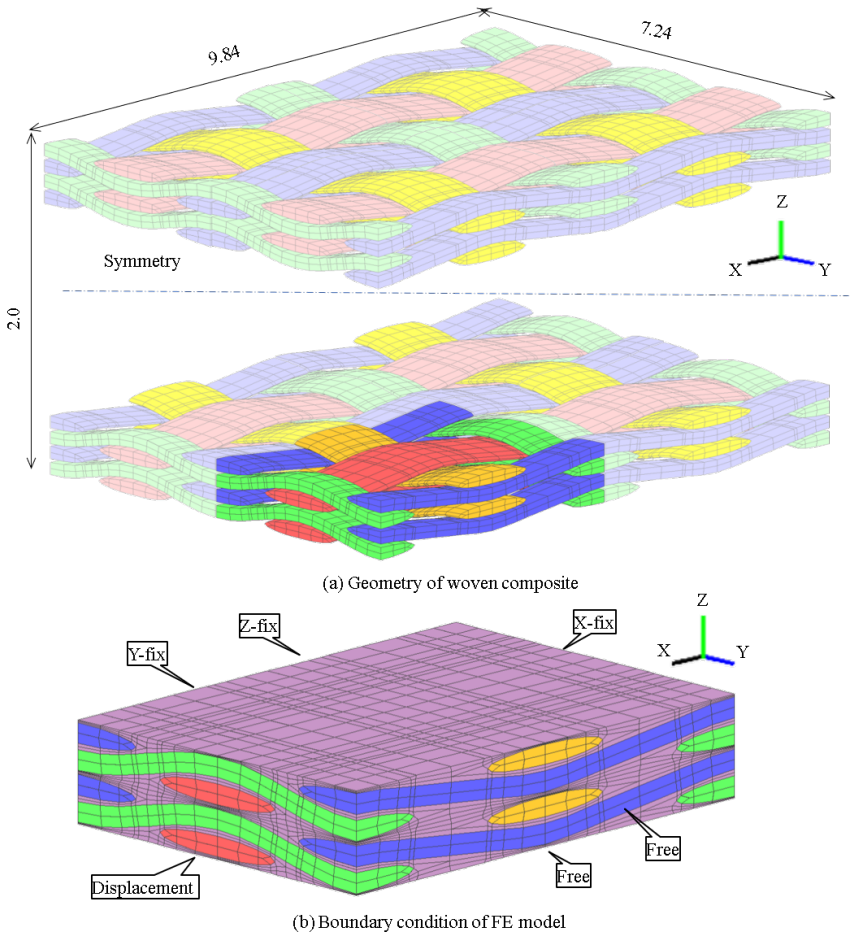


Fig.16 Finite element of woven composite

Table 6 Mechanical properties of fiber bundle and matrix resin in plain woven GFRP

Mechanical Properties \ Material		**Fiber bundle** E-glass/Epoxy (V_f=63%)		**Matrix resin** Epoxy	
Young's modulus	[GPa]	E_L	46.6	E	3.30
		E_T	11.5		
		E_Z	11.5		
Shear modulus	[GPa]	G_{TZ}	4.91	G	1.17
		G_{ZL}	4.14		
		G_{LT}	4.14		
Poisson's ratio		ν_{TZ}	0.379	ν	0.35
		ν_{ZL}	0.068		
		ν_{LT}	0.274		
Tensile strength	[MPa]	${F_L}^t$	1563	F^{t}	88.26
		${F_T}^t$	48.7		
		${F_Z}^t$	48.7		
Compressive strength	[MPa]	${F_L}^c$	2960	F^{c}	117.7
		${F_T}^c$	65.0		
		${F_Z}^c$	65.0		
Shear strength	[MPa]	${F_L}^s$	32.5	F^{s}	117.7
		${F_T}^s$	32.5		
		${F_Z}^s$	32.5		

3.2.2　静的引張の解析結果

Fig.17 に静的引張の解析の結果として得られた *S*-*S*(応力-ひずみ) 曲線を示す．図中の英字は，Fig.8 で示したものと対応している．Fig.17 より，引張強度における解析対象の剛性は初期剛性の 78.1% にまで低下する (0-D の傾き/0-A の傾き=0.781)．また，静的引張強度は Fig.17 中 D 点における応力 223MPa である．

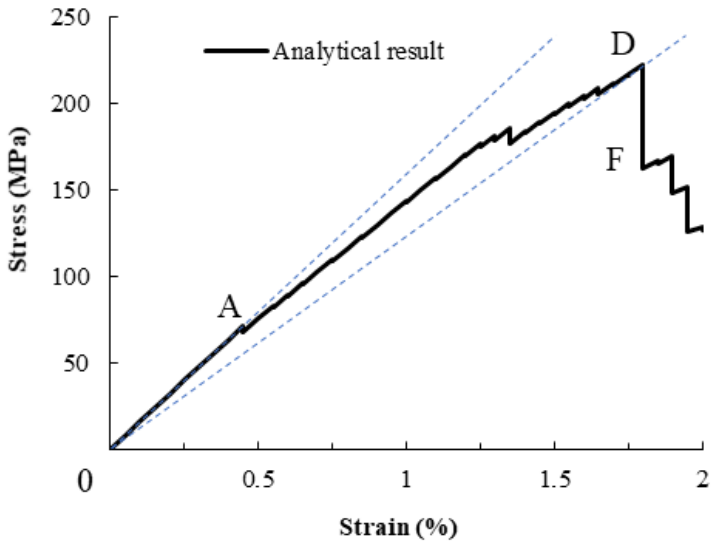


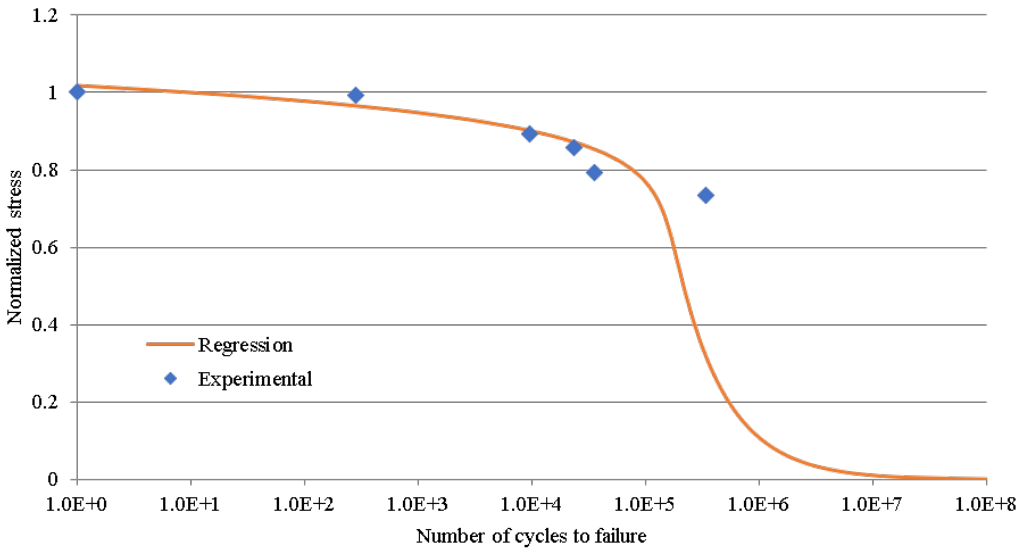
Fig.17　Computational result of stress-strain curve of static tensile test

3.2.3　一方向繊維強化複合材料の応力-繰り返し数線図に基づく消耗損傷モデルの構築

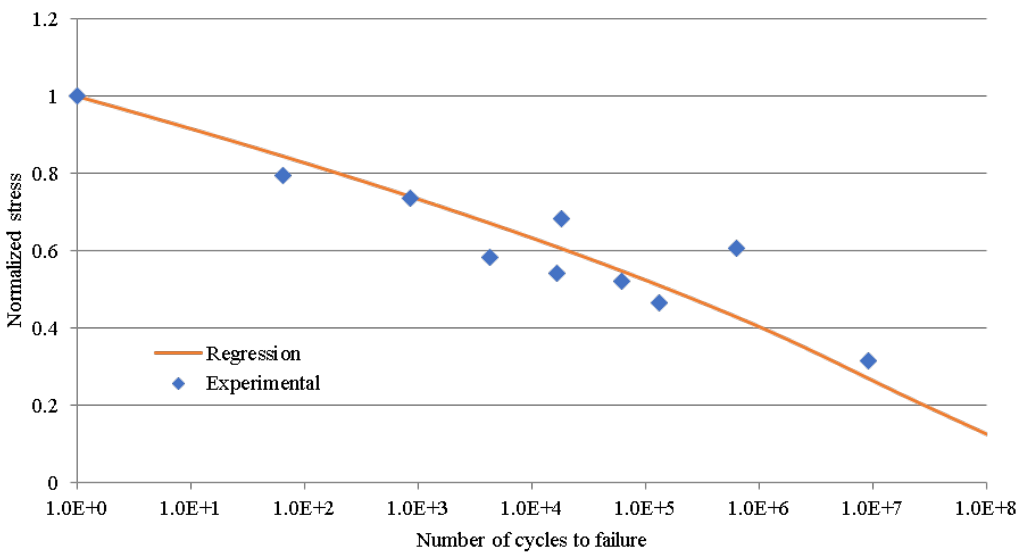
繰り返し荷重下における剛性低下を織構造の最終破壊基準とし，3.2.2 項の結果に基づき剛性が初期の 78.1% まで低下した際に最終破壊に至ると判断する．本解析では，静的引張解析により得られた静的引張強度 (223MPa) とし，その静的引張強度を基準とした繰り返し最大応力レベル (引張強度の 40%, 30%，20%) を設定し，応力レベルと等価なひずみを X 方向に付与する．

Fig.18，式 (12)，(13) に UD-FRP の消耗損傷モデルである *S*-*N* 線図を示す．式 (12)，Fig.19(a) は L 方向の *S*-*N* 線図を，式 (13)，(b) はそれ以外の方向の *S*-*N*

線図であり，それぞれの S-N プロット [10] に対して Bastenaire 回帰モデルを回帰した結果を示している．



(a) L direction



(b) Other direction

Fig.18 Obtained UD-FRP S-N curve for each components (Bastenaire regression for experimental result[10])

$$N = \frac{1.68E+8}{\sigma - 0} \exp\left\{ - \left(\frac{\sigma - 0}{1.31E+3} \right)^{12.5} \right\} \tag{12}$$

$$N = \frac{9.48E+8}{\sigma - 0} \exp\left\{ - \left(\frac{\sigma - 0}{8.46} \right)^{1.61} \right\} \tag{13}$$

3.2.4 疲労寿命推定結果

Fig.19 に疲労寿命推定により得られた *S-N* 曲線を示す．比較として，実験による 4 層平織材の疲労試験結果[12] も図中に示す．縦軸は静的強度により応力を正規化した．なお，この *S-N* 曲線は実験結果と解析結果の *S-N* プロットに対して片対数直線モデルを回帰した結果であり，式 (14) に実験結果に対する回帰式，式 (15) に解析結果に対する回帰式をそれぞれ示す．

$$R = -0.0928 \log_{10} N + 0.968 \tag{14}$$

$$R = -0.0901 \log_{10} N + 0.918 \tag{15}$$

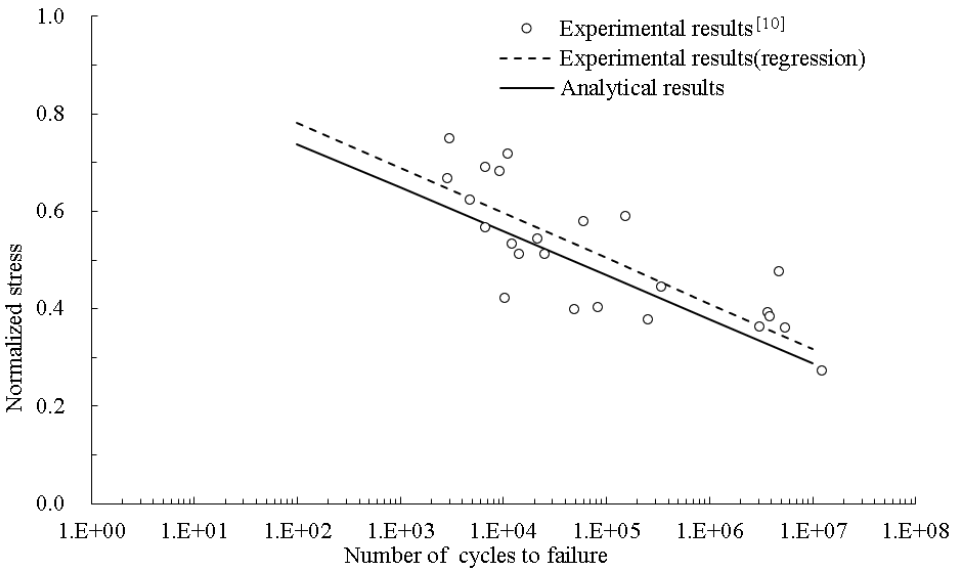


Fig.19 Obtained S-N curve and experimental result

本手法により評価した S-N 曲線は実験結果に比べて，やや低サイクル側となるが，S-N 曲線の回帰式を比較すると，実験結果と解析結果の勾配の差は3% 程度と比較的近いことが確認できる．

ここで，各応力レベルにおける特定サイクルでの応力分布，消耗損傷分布，突発損傷分布を以下に示す．応力レベル 40% 時の応力繰り返し数 1,042 サイクル，519,235 サイクルにおける X, Y 方向それぞれの応力分布を Figs.20，21 に，消耗および突発損傷状態のそれぞれの分布を Figs.22, 23 に示す．応力レベル 30% 時の応力繰り返し数 1,156 サイクル，694,247 サイクルにおける X, Y 方向それぞれの応力分布を Figs.24，25 に，消耗および突発損傷状態のそれぞれの分布を Figs.26，27 に示す．応力レベル 20% 時の応力繰り返し数 12,484 サイクル，1,098,443 サイクルにおける X, Y 方向それぞれの応力分布を Fig.28，29 に，消耗および突発損傷状態のそれぞれの分布を Figs.30，31 に示す．いずれの結果についても，繊維交差部の応力の低下，および要素の損傷が確認できる．なお，応力レベル 40% では 582,188 サイクル，応力レベル 30% では 774,304 サイクル，応力レベル 20% では 1,178,596 サイクルで疲労破壊が生じたと判定

された．

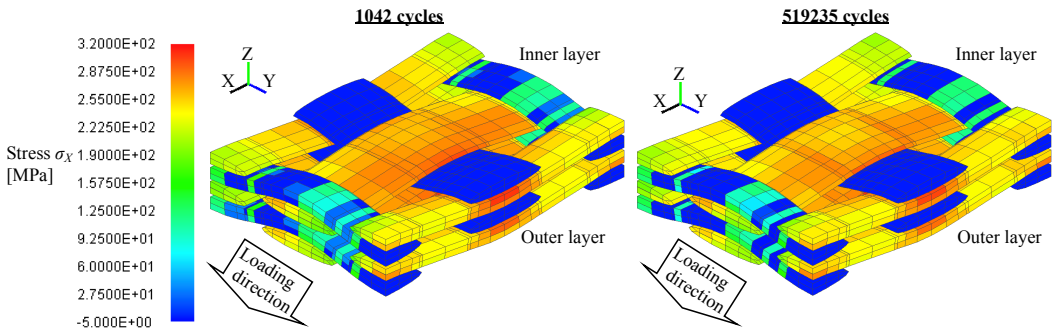


Fig.20　Obtained stress in X direction at 40% stress level

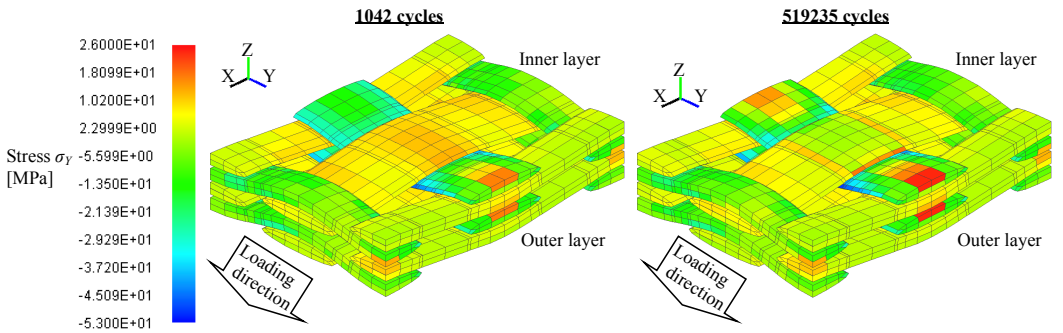


Fig.21　Obtained stress in Y direction at 40% stress level

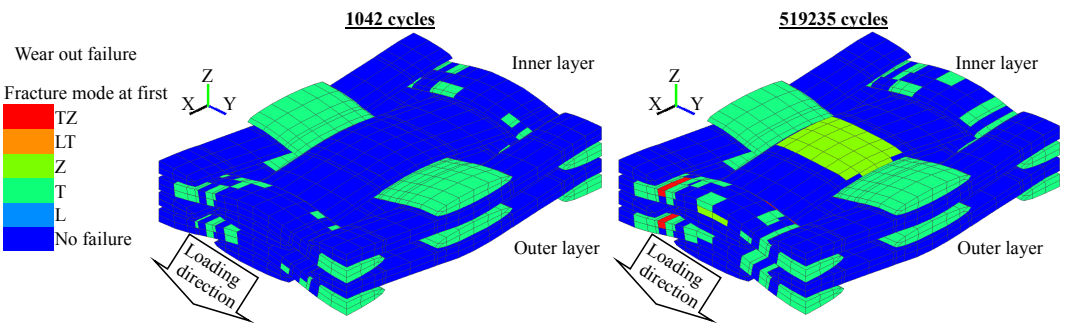


Fig.22　Obtained wear out failure at 40% stress level

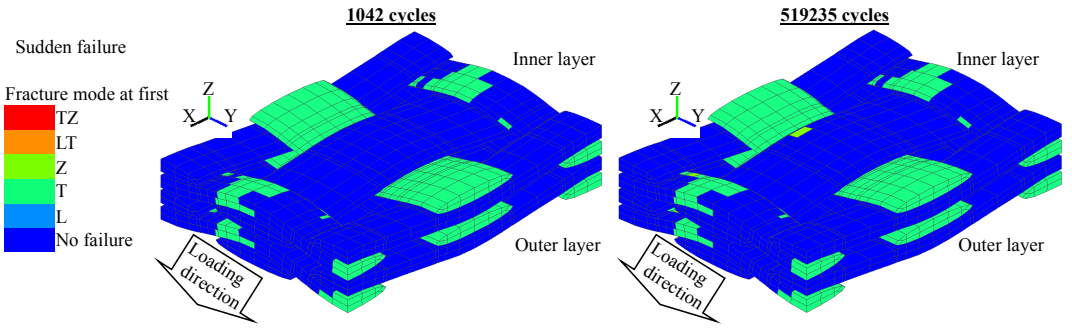


Fig.23 Obtained sudden failure at 40% stress level

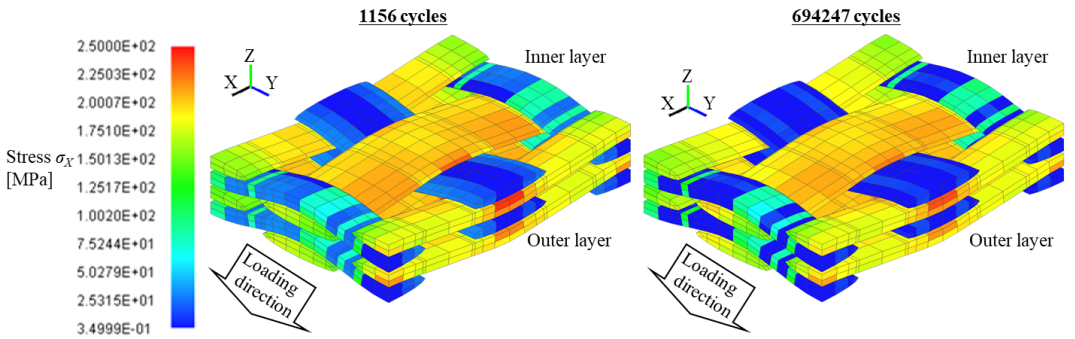


Fig.24 Obtained stress in X direction at 30% stress level

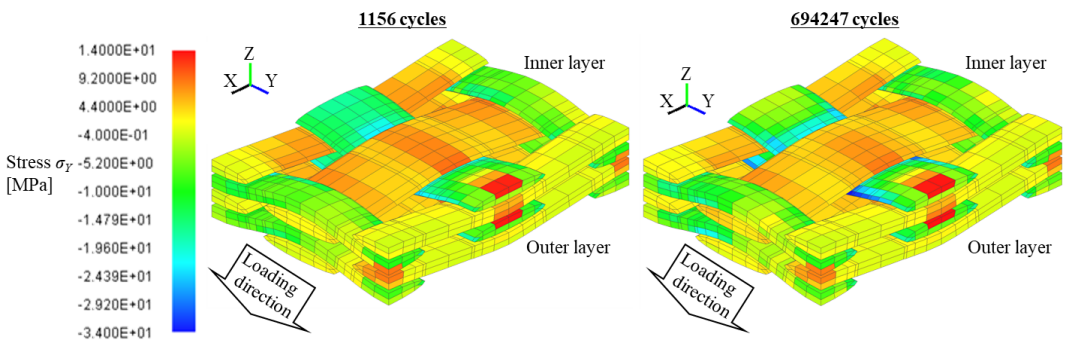


Fig.25 Obtained stress in Y direction at 30% stress level

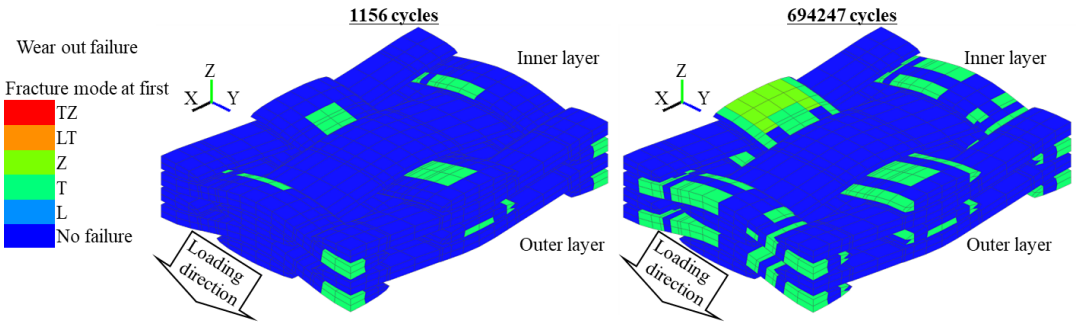


Fig.26 Obtained wear out failure at 30% stress level

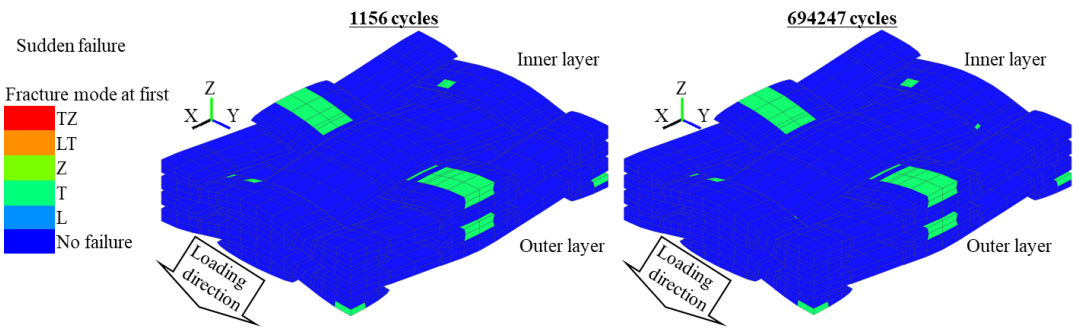


Fig.27 Obtained sudden failure at 30% stress level

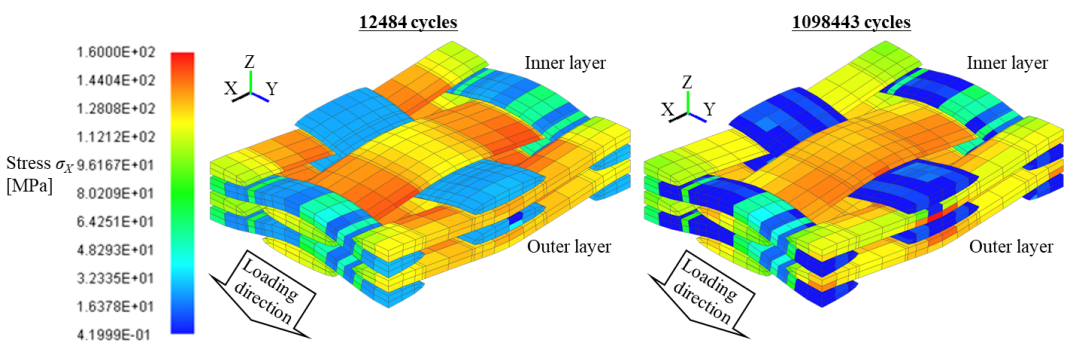


Fig.28 Obtained stress in X direction at 20% stress level

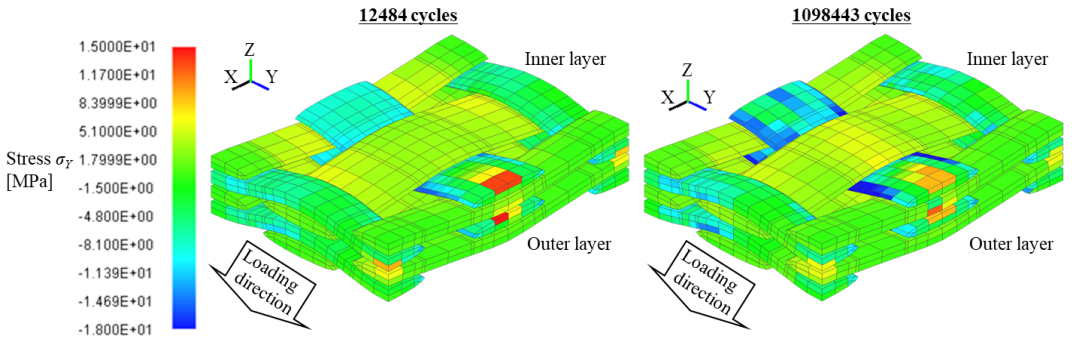


Fig.29　Obtained stress in Y direction at 20% stress level

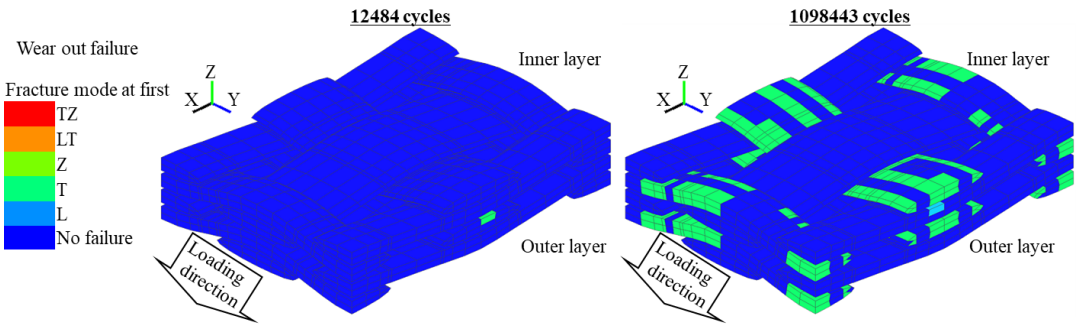


Fig.30　Obtained wear out failure at 20% stress level

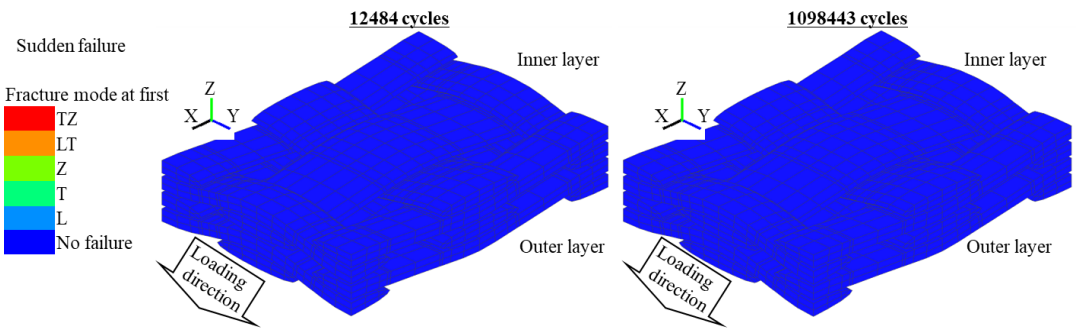


Fig.31　Obtained sudden failure at 20% stress level

3.2.5　消耗損傷度の解析結果

静的引張解析により得られた静的引張強度の 40% を繰り返し応力レベルとして設定し，Fig.32 に示すように積層中央部の縦繊維束内の要素番号 4591，積

層再外挿の縦繊維束内の要素番号 431 を対象に，応力レベルと等価なひずみを X 方向に付与した際に消耗損傷が発生した縦繊維束 (負荷方向繊維束) における累積消耗損傷度 D_{Miner} の推移を Fig.33 に示す．同様に、Fig.34 に示す積層中央部の横繊維束内の要素番号 4847 と積層最外層の横繊維束内の要素番号 687 を対象に，消耗損傷が発生した横繊維束 (負荷垂直方向繊維束) における D_{Miner} 値の遷移を Fig.35 に示す．

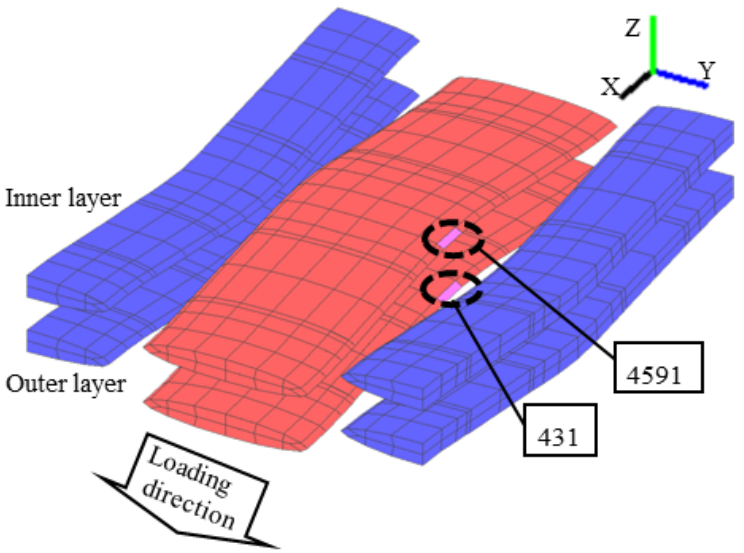


Fig.32　The number of elements of fiber bundles in loading direction

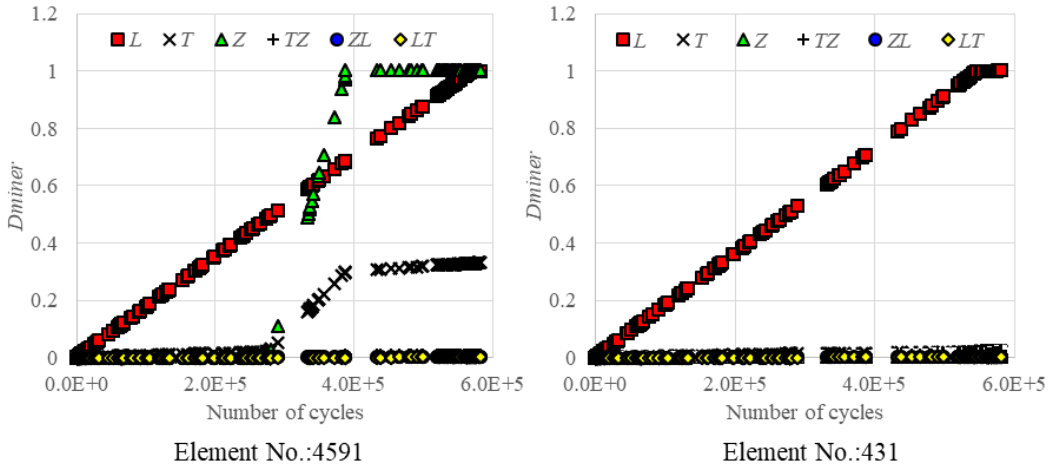


Fig.33 Variation of D_{Miner} with Number of cycles at elements in fiber bundles in loading direction

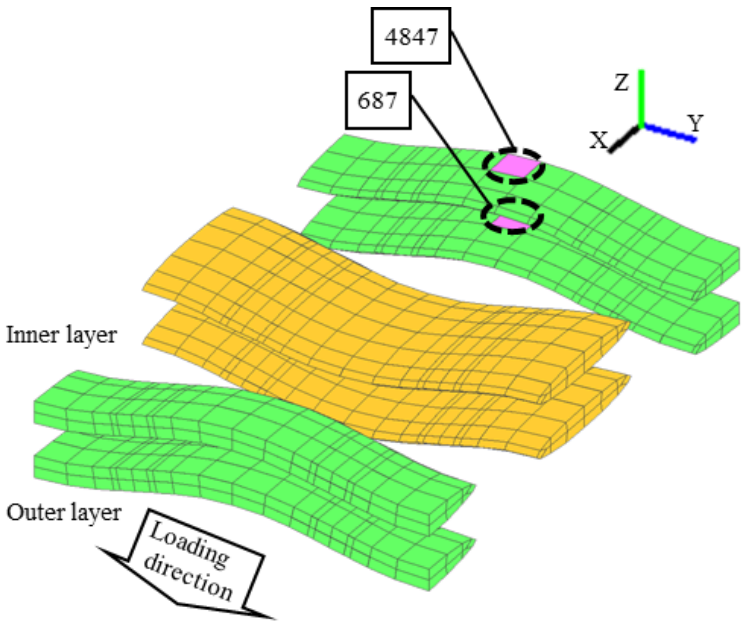


Fig.34 The number of elements of fiber bundles in perpendicular to loading direction

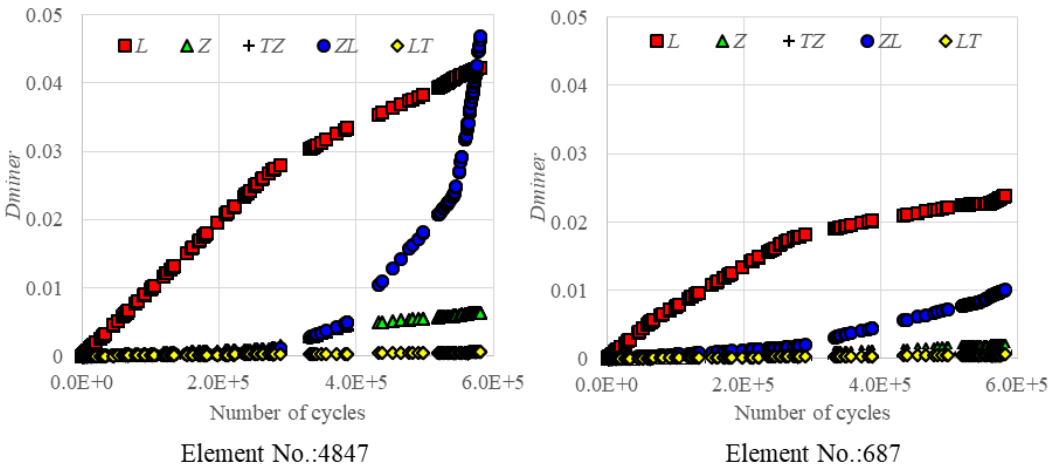


Fig.35　Variation of D_{Miner} with Number of cycles at elements in fiber bundles in perpendicular to loading direction

縦繊維束の要素番号4591，431共に，開始時点から材料主軸方向(L方向)に消耗損傷度が蓄積していることが確認できたが，要素番号4591について約30万回程度からZ方向の消耗損傷度が蓄積していることが確認できた．これは，隣接する横繊維束に消耗損傷が生じた影響を受けたものと考える．一方，要素番号431についてはL方向以外の消耗損傷度の著しい上昇は見られない．最外層に位置するため，隣接する横繊維束の損傷の影響が要素番号4591よりも低かったと考える．

横繊維束に関しては要素番号4847，687共に，開始時点からT方向に消耗損傷度が蓄積し，そのまま消耗損傷に至る．要素番号4847については，Z方向の消耗損傷度が蓄積していることが確認できた．一方で，要素番号687については低サイクルにてT方向消耗損傷が生じた後，T方向以外の消耗損傷度の著しい上昇は見られなかった．このようにT方向での損傷発生以降の挙動は積層方向の中央層・最外層では異なることを明らかにした．

確認のため，3.2.3項と同様，静的引張解析により得られた静的引張強度(223MPa)を基準とした繰り返し最大応力レベル(引張強度の10〜80%)を設定し，応力レベルと等価なひずみをX方向に付与して解析を実施した．得られ

た S-N プロットを先行研究の実験結果[12]と共に Fig.36 に示す．

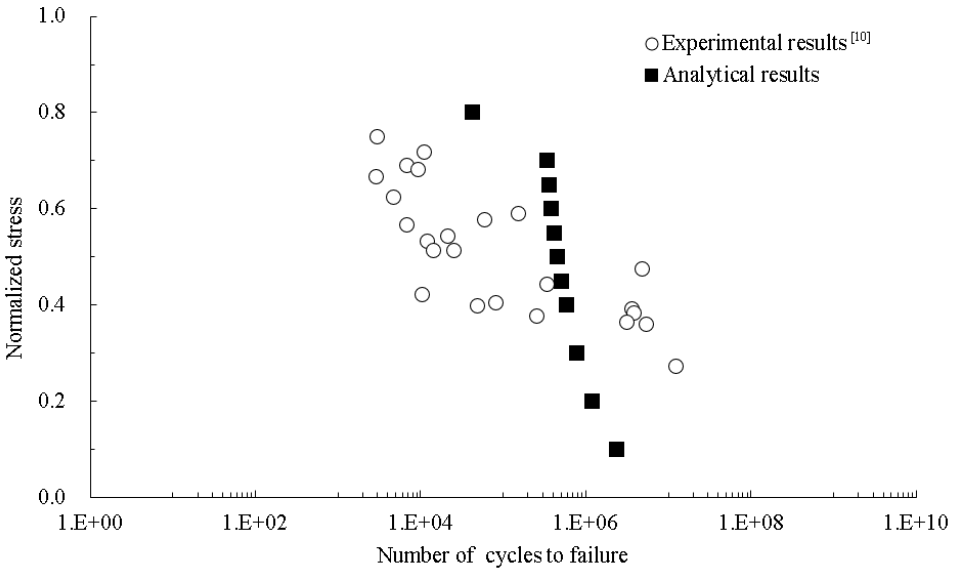


Fig.36 Obtained S-N curve and experimental result

解析結果において高サイクル領域の寿命が急激に低下している．これは，Fig.33 からわかるように，織物複合材料の最終破壊を引き起こす損傷モードは主に縦繊維束の繊維破断であり，この損傷モードを決定付ける UD-FRP の L 方向 S-N 特性 (Fig.18(a)) の影響が顕著に現れたためと考えられる．

また，応力レベル 50% 時の応力繰り返し数 1,027 サイクル，404,001 サイクルにおける X, Y 方向それぞれの応力分布を Figs.37, 38 に，消耗および突発損傷状態のそれぞれの分布を Figs.39, 40 に示す．なお，応力レベル 50% では 453,707 サイクルで疲労破壊が生じたと判定された．一方で，要した計算回数は 612 回であった．

こちらの結果においても，繊維束の交差部分にてサイクルの進行とともに応力の低下が生じていることが確認できる．また，同じく繊維束交差部において，Z 方向の消耗損傷が進行していることが伺える．

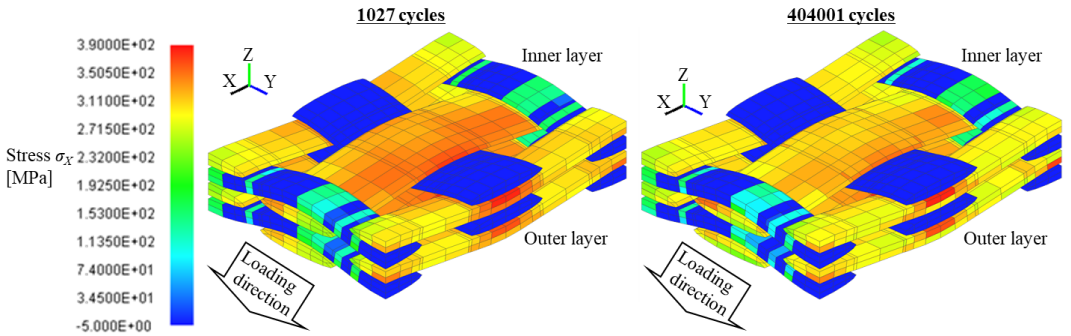


Fig.37 Obtained stress in X direction at 50% stress level

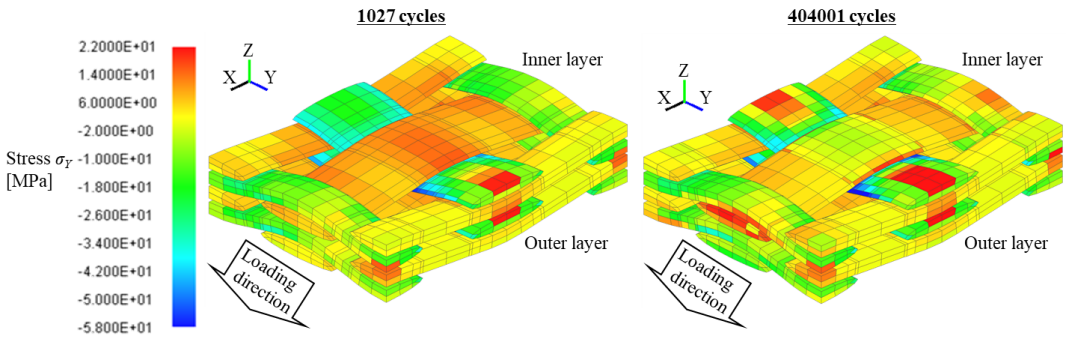


Fig.38 Obtained stress in Y direction at 50% stress level

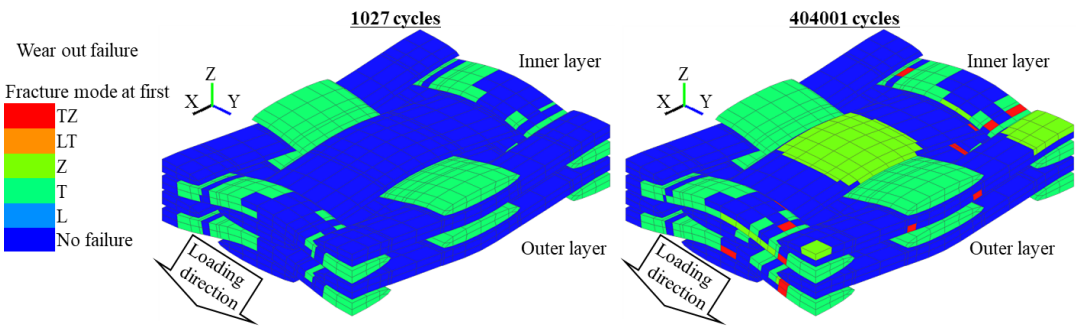


Fig.39 Obtained wear out failure at 50% stress level

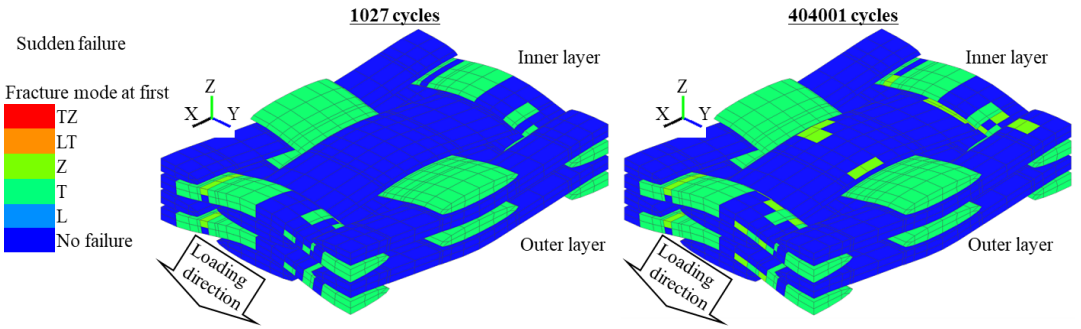


Fig.40　Obtained sudden failure at 50% stress level

3.3　応力-繰り返し数曲線の回帰パラメータを変更した疲労寿命推定

3.2.3 項では UD-FRP の消耗損傷モデルとして実験結果に Bastenaire 回帰モデルを適用して疲労解析を行った．このとき最終的に寿命に到達し，応力が 0 になるという条件下で回帰を行ったため，L 方向の回帰曲線が実験点に対して外挿部で急峻に落ち込んでおり，その消耗損傷モデルを用いて疲労解析した結果（Fig.36）にもその影響と考えられる急峻な S-N プロットが現れている．ここで，3.2.3 項で使用した UD-FRP の消耗損傷モデルのうち，L 方向モデルの回帰パラメータを変更して再解析を行った．Fig.41 に変更した消耗損傷モデルの S-N 線図を，式 (16) に Bastenaire 回帰モデル [43] の回帰式を示す．

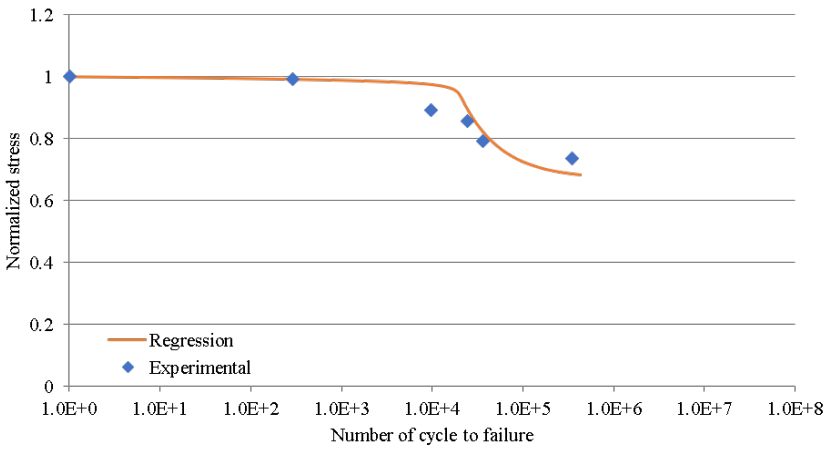


Fig.41　Obtained UD-FRP S-N curve for L direction (for experimental result[10])

$$N = \frac{8.49E+6}{\sigma - 1050} \exp\left\{ -\left(\frac{\sigma - 1050}{4.80E+2} \right)^{34.35} \right\} \tag{16}$$

先行研究の実験結果[12]に対して片対数直線回帰とBastenaire回帰を行ったS-N曲線をFig.42，それぞれの回帰式を(17)，(18)に示す．

それぞれの回帰モデルに対して残差2乗和を計算した結果，片対数直線回帰では19.967，Bastenaire回帰では12.782，とBstenaire回帰の方がより実験結果に対して有効であった．

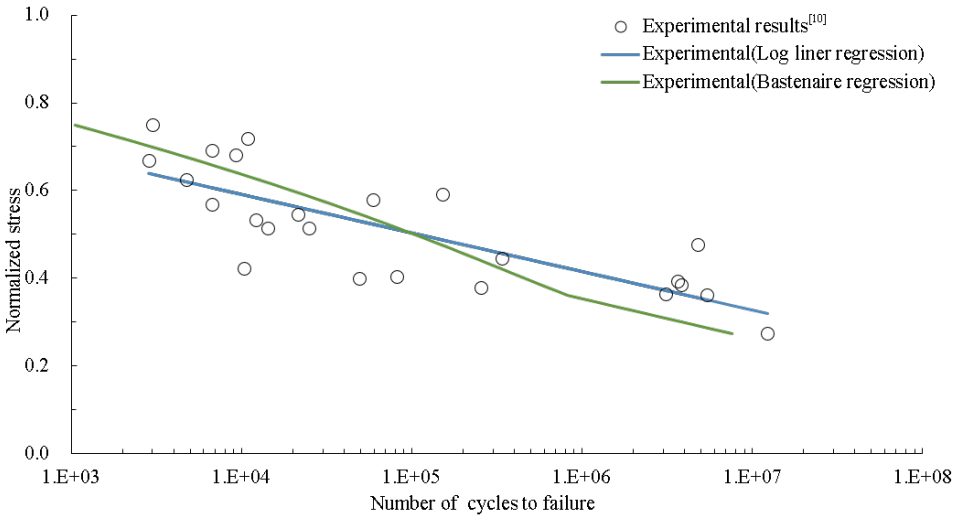


Fig.42　Obtained *S-N* curve and experimental result

$$\sigma = -8.79E - 2\log_{10} N + 9.42E + 1 \tag{17}$$

$$N = \frac{4.24E + 7}{\sigma - 90} \exp\left\{ -\left(\frac{\sigma - 90}{65.56} \right)^{1.76} \right\} \tag{18}$$

また，3.2.3 項と同様，静的引張強度を基準とした繰り返し最大応力レベル (引張強度の 80%，70%，60%，40%，30%) を設定し，解析を行った結果の *S-N* プロット，および解析結果の *S-N* プロットに対して片対数直線回帰と Bastenaire 回帰を行った *S-N* 曲線を先行研究の実験結果 [12] と共に Fig.43 に，それぞれの回帰式 (19)，(20) に示す．解析の結果は長寿命方向にシフトしているが，勾配は実験結果と定性的に良い傾向を示している．

また，それぞれの回帰モデルに対して残差 2 乗和を計算した結果，片対数直線回帰では 0.302，Bastenaire 回帰では 0.030 と Bstenaire 回帰の方がより解析結果に対して良い結果を示した．

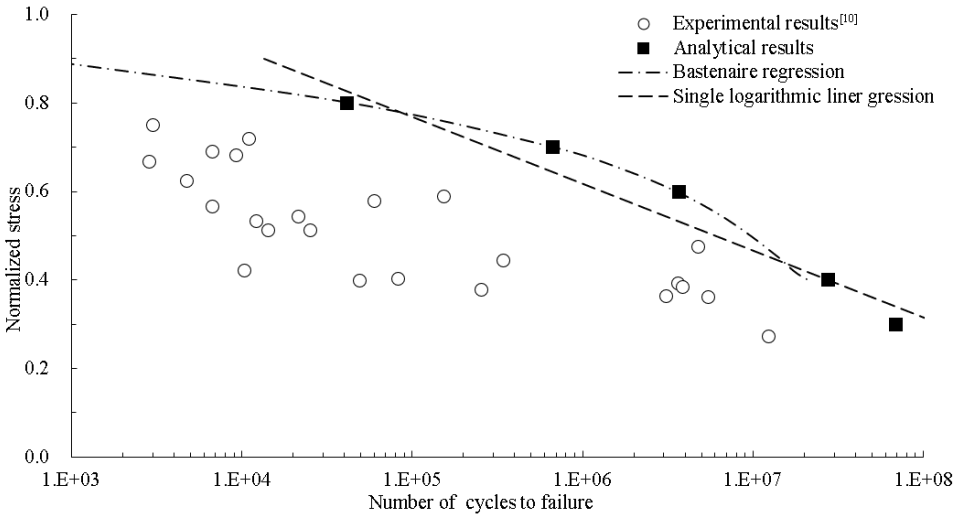


Fig.43 Obtained S-N curve and experimental result

$$\sigma = -1.51E-1 \log_{10} N + 1.52 \tag{19}$$

$$N = \frac{6.37E+8}{\sigma - 60} \exp\left\{ -\left(\frac{\sigma - 60}{76.24} \right)^{3.58} \right\} \tag{20}$$

また，先行研究 [12] の実験結果に対して $\pm 3\sigma$ の範囲でばらつきを考慮した片対数直線回帰の S-N 線図を Fig.44 に示す．これらから，解析結果が比較的高サイクル寄りではあるものの，ばらつきの範囲に収まっていることが確認できる．

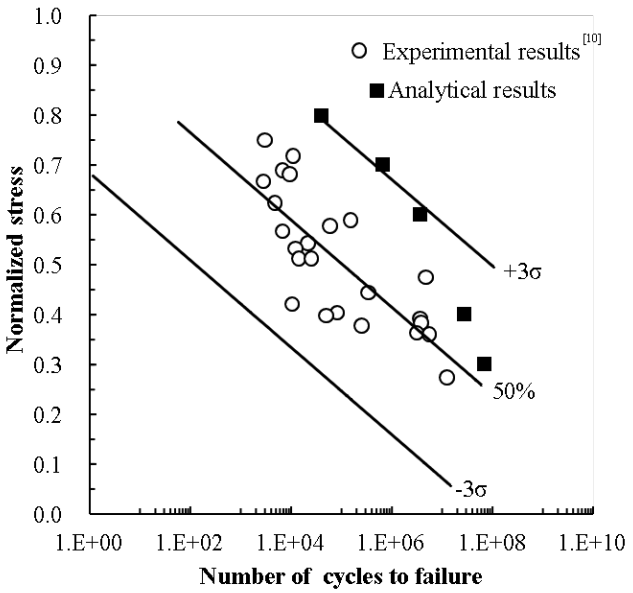


Fig.44 Various of *S-N* curve of experimental result of fatigue life($\pm 3\sigma$) and analytical result

さらに，縦繊維束，横繊維束それぞれの要素に対して，全方向の損傷モードについて最初に損傷が発生したサイクルと最後に損傷が発生したサイクルを確認し，消耗損傷の初期に発生する横繊維束のZ方向の損傷についてのみ*S-N*線図にプロットしたものをFig.45に示す．横繊維束のZ方向損傷の開始から材料破壊までの範囲が，実験のばらつきの範囲に近いことが確認できる．

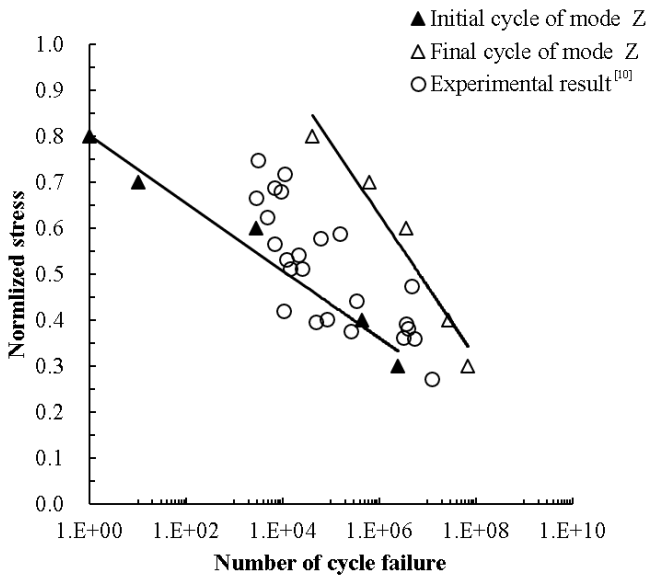


Fig.45 Failure with number of cycles at elements in fiber bundles in perpendicular to loading direction

3.4 解析リソース低減アルゴリズムの実装による計算回数の低減効果

3.4.1 消耗損傷度のデータ記録アルゴリズムの課題

Fig.11 のアルゴリズムでは，指定した単一要素における各方向の D_{Miner} 値のみが記録される．そのため，D_{Miner} 値抽出を行った要素近傍の別要素における D_{Miner} 値の推移を確認するためには，一度解析を行った後に D_{Miner} 値を記録する別の要素を指定して再度解析プログラムを実行しなくてはならない．逆に全ての要素の D_{Miner} 値を記録すると，要素数，各方向，解析回数の 3 次元データとなり，ファイル IO のオーバーヘッドが解析時間の増大を引き起こす．疲労寿命の評価プログラムとしては，解析時間そのものの短縮に加えて，プログラム全体としての実行時間短縮が必要であるが，判断材料となり得るパラメータを無視することはできない．そこで，記録データの可読性とデータ構造，計算のオーバーヘッドを考慮し，可能な限り大幅なループ追加などを行うことなく D_{Miner} 値の記録を行えるよう，プログラムを Fig.46 に示すフローチャートのように改良した．Fig.46, 分析が不要となった場合を考慮し，D_{Miner} 値を記録する処理部は 2 つの条件分岐を設けて実行の可否を指定できるようにしている．以下に繊維束座標系における要素方向毎の D_{Miner} 値記録フォーマットを Table 7 に示す．L, T, Z, LT, TZ, ZL 各成分について，D_{Miner} 値を記録するよう指定した要素毎に推移を記録する形式とし，一度の解析で複数要素の D_{Miner} 値記録を可能とする．

Table 7 File format of D_{Miner} value in each direction

Number of cycles	d value per direction				
	431	687	4591	4847	...
1	5.69E-08	4.69E-08	3.29E-08	4.44E-08	...
7	6.70E-08	5.99E-08	4.44E-08	6.56E-08	...
⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋱

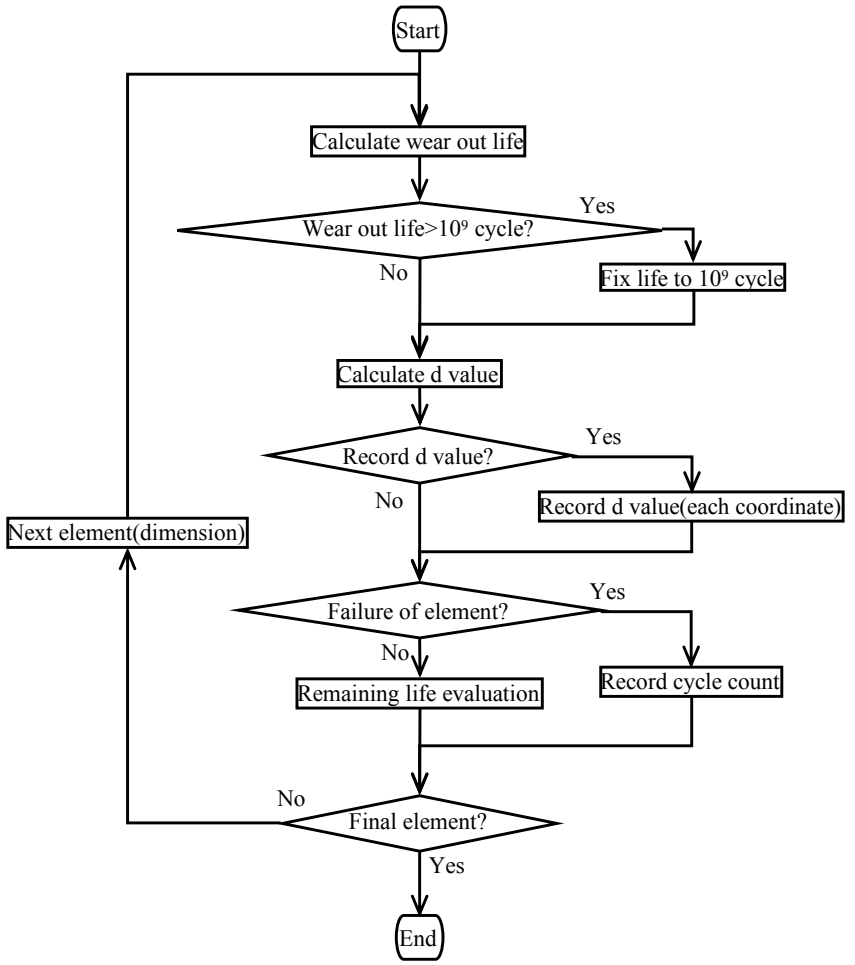


Fig.46 Flowchart of record D_{Miner} value for estimating wear out life per cycle(For all elements)

3.4.2 解析対象

解析対象は，Jayanthaら[12]が対象とした平織ガラス繊維/エポキシ樹脂複合材料(繊維種：AF244ガラスロービング，樹脂種：ARALDITE LC 3600エポキシ樹脂，積層数：4，繊維体積含有率47.7%(試験片形状：Fig.47，強化繊維およびエポキシ樹脂の力学的特性：Table 8)である．

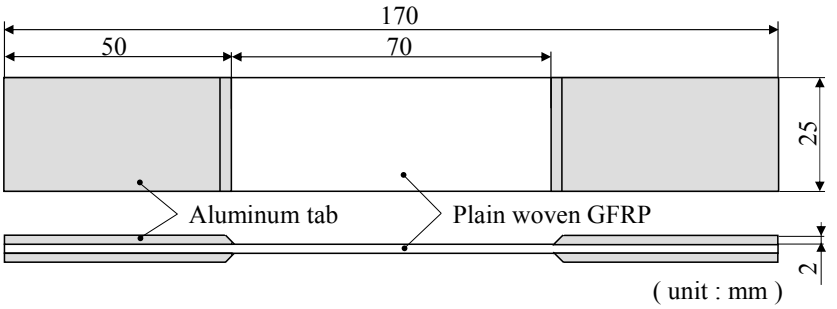


Fig.47 Geometry and dimension of specimen for plain woven GFRP[12](reprinted from 3.2)

Table 8 Mechanical properties of fiber and matrix resin(reprinted from 3.2)

Material / Mechanical Properties		**Fiber** E-glass		**Matrix resin** Epoxy	
Young's modulus	[GPa]	E_f	72.0	E_m	3.30
Shear modulus	[GPa]	G_f	29.3	G_m	1.17
Poisson's ratio		ν_f	0.23	ν_m	0.35
Tensile strength	[MPa]	${s_f}^t$	2479	${s_m}^t$	88.26
Compressive strength	[MPa]		-	${s_m}^c$	117.7

解析対象の有限要素モデルを Fig.48(a) に，解析モデルに適用する繊維，樹脂各材料の材料物性値を Table 9 にそれぞれ示す．解析モデルに示す解析領域を対象として X 方向，Y 方向，Z 方向のそれぞれ 1 面に対称条件を付与し，実際の $9.84 \times 7.24 \times 2.00$mm サイズ試験片の 1/8 サイズを板厚方向中央で対称な 4 層積層としてモデリングした．対称性から Fig.48(b) に示す解析領域を対象として境界条件を付与 (X, Y, Z 各方向の拘束) し，引張を考慮して X 方向に一軸引張ひずみを付与した．

繊維体積含有率 (V_f) は，実験結果 [12] と解析結果の初期剛性が等しくなる等価物性値として，63% を用いる [10]．添え字 L, T, Z, TZ, ZL, LT は Table 10 と対応した材料座標系における各方向をそれぞれ示す．

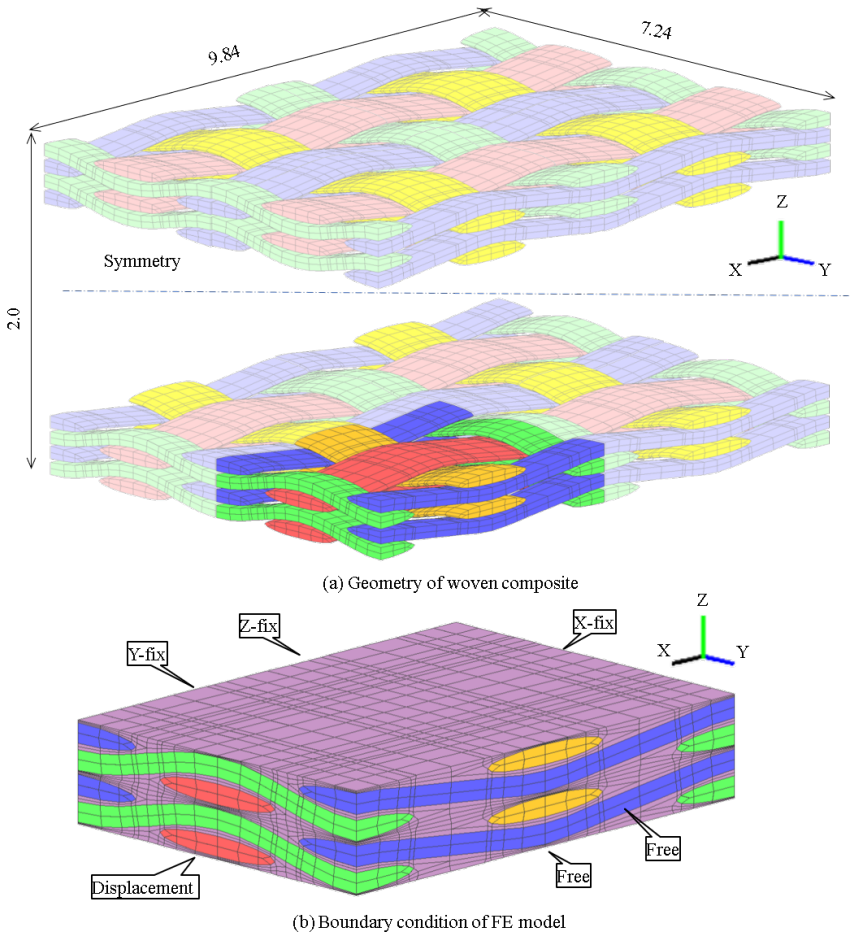
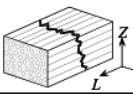
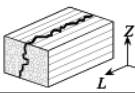
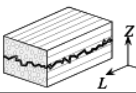
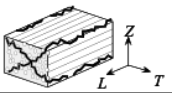


Fig.48 Finite element of woven composite(reprinted from 3.2.3)

Table 9 Mechanical properties of fiber bundle and matrix resin in plain woven GFRP(reprinted from 3.2.3)

Mechanical Properties \ Material		**Fiber bundle** E-glass/Epoxy (V_f=63%)		**Matrix resin** Epoxy	
Young's modulus	[GPa]	E_L	46.6	E	3.30
		E_T	11.5		
		E_Z	11.5		
Shear modulus	[GPa]	G_{TZ}	4.91	G	1.17
		G_{ZL}	4.14		
		G_{LT}	4.14		
Poisson's ratio		ν_{TZ}	0.379	ν	0.35
		ν_{ZL}	0.068		
		ν_{LT}	0.274		
Tensile strength	[MPa]	${F_L}^t$	1563	F^{t}	88.26
		${F_T}^t$	48.7		
		${F_Z}^t$	48.7		
Compressive strength	[MPa]	${F_L}^c$	2960	F^{c}	117.7
		${F_T}^c$	65.0		
		${F_Z}^c$	65.0		
Shear strength	[MPa]	${F_L}^s$	32.5	F^{s}	117.7
		${F_T}^s$	32.5		
		${F_Z}^s$	32.5		

Table 10　Table Classification of failure mode of element for damage development analysis(reprinted from 2.2.1)

Damage mode	Anisotropic damage model for fiber bundle			
	Mode L	*Mode T & LT*	*Mode Z & ZL*	*Mode TZ*
				
Sudden failure (Maximum stress to strength ratio)	$\frac{\sigma_L^{\,2}}{F_L^{\,t}F_L^{\,c}}$	$\frac{\sigma_T^{\,2}}{F_T^{\,t}F_T^{\,c}}$ or $\left(\frac{\tau_{LT}}{F_{LT}^{\,s}}\right)^2$	$\frac{\sigma_Z^{\,2}}{F_Z^{\,t}F_Z^{\,c}}$ or $\left(\frac{\tau_{ZL}}{F_{ZL}^{\,s}}\right)^2$	$\left(\frac{\tau_{TZ}}{F_{TZ}^{\,s}}\right)^2$
Damage tensor $\begin{bmatrix} D_1 & 0 & 0 \\ 0 & D_2 & 0 \\ 0 & 0 & D_3 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$

(σ_i, τ_i : Stress, F^t: Tensile strength, F^c: Compressive strength, F^s : Shearing strength)

3.4.3　解析に用いた一方向繊維強化複合材料の応力-繰り返し数特性

消耗損傷モデルとして，UD-GFRP（繊維種：E-ガラス，樹脂種：エポキシ樹脂）のL方向およびT&Z方向の疲労試験結果（$R = 0$，周波数3.3Hz）[46] 3.3節と同様である．本研究では便宜的にFig.19(b)のT&Z方向の疲労試験結果をLT&ZL方向およびTZ方向の疲労試験結果として適用することとした．

3.4.4　サイクルスキップアルゴリズムによる計算回数の低減効果

サイクル数と計算回数の比較をFig.49に示す．サイクルスキップを適用することで，適用しない場合と比較して高サイクル領域での計算回数は0.1%程度へ低減している．具体的には，応力レベル60%の条件にて3.68×10^6サイクルの挙動を2354回の数値解析で評価できている．

Fig.50に低サイクルがより明確になるよう縦軸を両対数とし，計算回数とサイクル数の比較を示す．その結果1.04×10^4サイクルの挙動を149回の数値解析で評価できている．

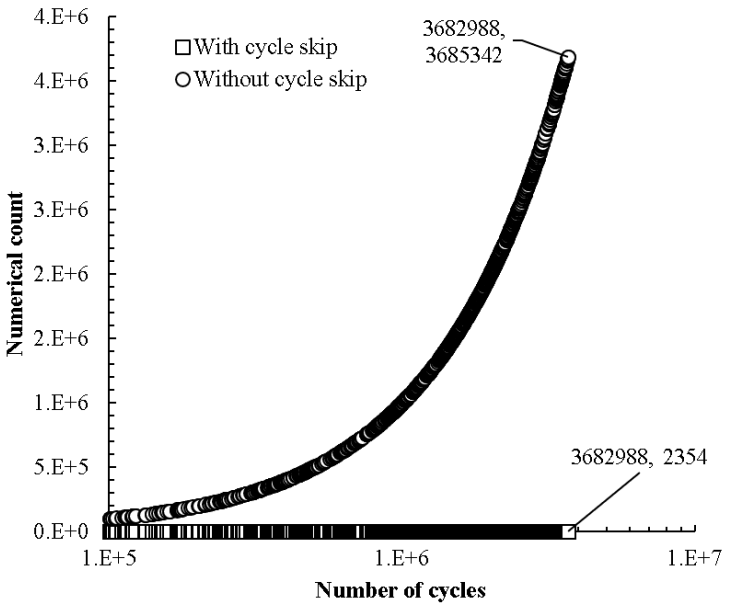


Fig.49 Result of numerical count with cycle jump

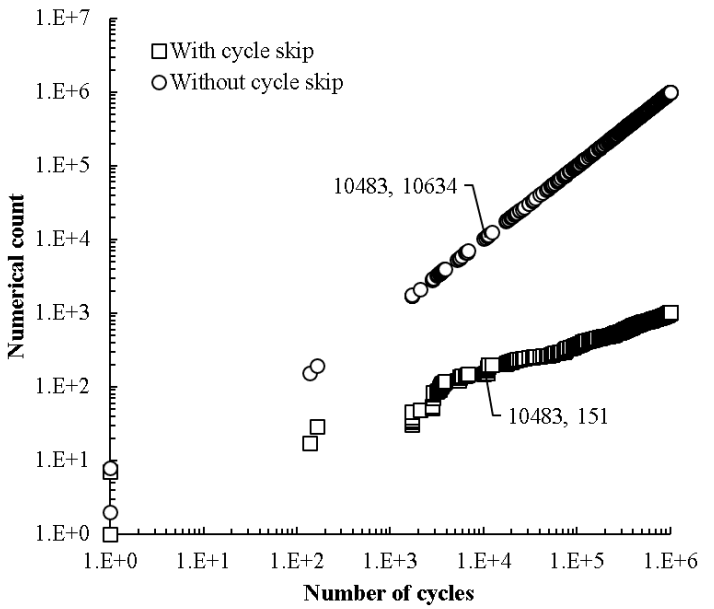


Fig.50 Result of numerical count with cycle jump (include 10^4)

3.5 結章

本章では，計算コストの低減法を導入した疲労解析手法により，4層積層の平織複合材料(ガラス繊維/エポキシ樹脂)の疲労寿命および繊維束に生じる損傷進展挙動の評価を行った．得られた知見を以下に示す．

- 消耗損傷の進展において，要素ごとに消耗損傷度の蓄積を可視化し，多層材料の消耗損傷度の上昇について評価を可能とした．
- 積層中央部と最外層では縦繊維束・横繊維束ともに損傷進展挙動が異なることを明らかにした．
- 縦繊維束ならびに横繊維束における繰り返し負荷に伴う消耗損傷の進展について，単層織物複合材とは異なる多層織物複合材の損傷進展の評価を可能とした．回帰モデルとして使用した片対数直線モデル，Bastenaireモデルの比較では，Bastenaire回帰モデルの方がより良い適合を示した．
- 実験結果に$\pm 3\sigma$のばらつきを考慮した*P-S-N*曲線内に解析結果が入ること，モードZの損傷発生状況が実験結果とばらつきの範囲に合致していることが確認できた．
- 計算コスト低減のため，解析スキップアルゴリズムの実装により，実験における10^4オーダーの疲労試験を2%程度の計算回数で推定可能であることが確認できた．

第 4 章　ポリアリレート繊維を用いた織物複合材料の繰り返し荷重下における減衰特性の評価手法

4.1　序章

本章では振動特性に優れている有機繊維を用いたFRPとして，強化繊維にポリアリレート繊維やアラミド繊維を用いたFRPの繰り返し荷重下における振動試験，及び減衰性能の評価手法について述べる．4.2節では試験片，および実験方法について述べる．4.3節では実際に倉田ら[36]が取得したデータから引張強度を示し，疲労試験の基準となる応力レベルについて述べる．4.4節では振動理論について，4.5節以降では疲労試験方法および，疲労試験後の減衰比の評価方法についてそれぞれ述べる．

4.2　試験片および実験方法

4.2.1　平織積層材料

本章では3種類の試験材料を使用する．強化繊維に(株)クラレ製高強度ポリアリレート繊維(VECTRAN ®HT 銘柄)，樹脂にエポキシ樹脂を使用した平織の複合材料（以後V1と表記）および，強化繊維に(株)クラレ製ポリアリレート繊維(VECTRAN ®UM 銘柄)，樹脂にエポキシ樹脂を使用した平織の複合材料（以後V2と表記），強化繊維に(株)東レ･デュポン社製パラ系アラミド繊維(Kevlar 29 TYPE956)，樹脂にエポキシ樹脂を使用した平織のKevlar ®を使用した複合材料(以後Kと表記)の3材料であり，繊維束幅は3mmである．なお，試験材料の樹脂はエポキシ樹脂(jER828:jER1001:jER604:DDS=40:15:45:40)，オートクレーブ成形により作成しており，成形温度は130 ℃で1時間の工程後に180 ℃で2時間の工程を行ったものである．試験片形状は短冊形の長さl = 200mm，幅b = 10mm，アルミタブ長さl'= 50mm，であり，概形をFig.51に示した．また，それぞれのFRPの層数に関しては試験片の厚みh = 2mmになるように，V1，V2，Kの順にそれぞれ9層，9層，8層とした．また，倉田らの

先行研究[36]より得られた体積繊維含有率をTable 11に示す．

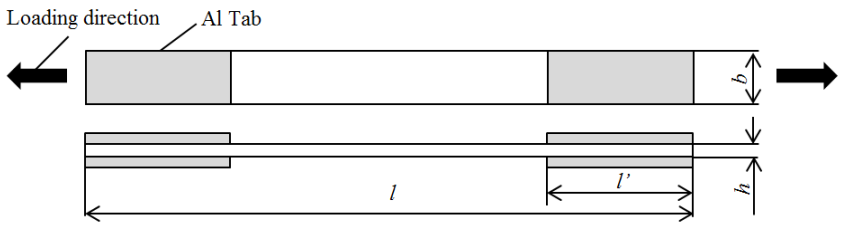


Fig.51　Schematic overview of test specimen

Table 11　Volume fraction of fiber

Specimen	FRP with polyarylate-fiber HT grade	FRP with polyarylate-fiber UM grade	FRP with aramid-fiber
Vol.[%]	71.8	70.2	71.8

4.2.2　静的引張試験方法

本研究では，倉田らが取得したデータに基づいて繰返し荷重下における減衰比特性を評価するため，次節にて倉田らの引張試験結果[36]を記載する．詳細について以下に述べる．静的引張試験では，ロードセル容量が10kNで油圧式のサーボパルサーEHF-LB10kN-4LA形（(株)島津製作所）を用いた．試験装置の全体像をFig.52に示す．引張条件はJIS規格(K-7160)に準拠し，試験速度1[mm/min]の変位制御で単軸の引張方向にて3種類の試験片（V1，V2，K）全てに対し，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，負荷方向の垂直ひずみは一様引張状態と仮定し，応力-ひずみ線図のひずみはクロスヘッドの移動量から換算している．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．また試験は空調機器の設定温度を25℃に設定した室温にて行った．

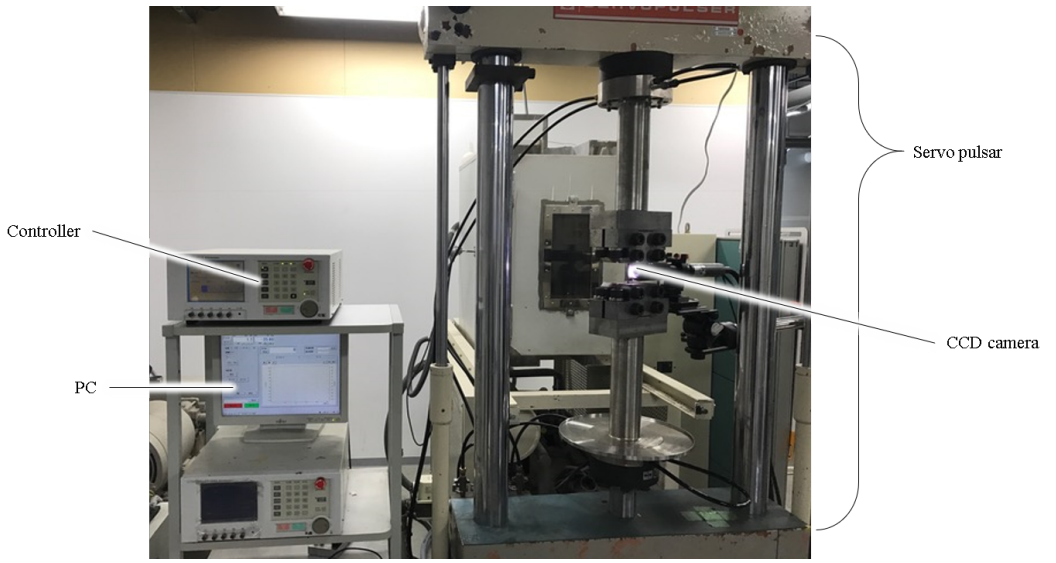


Fig.52　A whole set up of tensile testing machine

4.3　静的引張特性

倉田らの先行研究[36]において取得した各材料の静的引張での応力-ひずみ線図をFig.53に，Table12に引張強度を示す．図中では各試験片での差を明瞭にするため，複数本の結果のうち代表的な傾向を示すデータを記載している．なお，Fig.53のV1ではKnee点らしきものが見受けられる．実験結果[36]では応力レベル50%以下では未損傷であり，それ以降に発生した損傷がKnee点として現れたと思われる．V1は最も引張強度に優れ，次いでK，V2の順に高い引張強度を示した．V2とKの引張強度は，若干Kの方が優れているように見えるものの，比較的類似している．剛性についても若干Kが高いものの似た傾向であることが分かる．

Table 12　Summary of tensile strength of each sample

Specimen	V1	V2	K
Tensile strength [MPa]	625.5	437.4	470.4

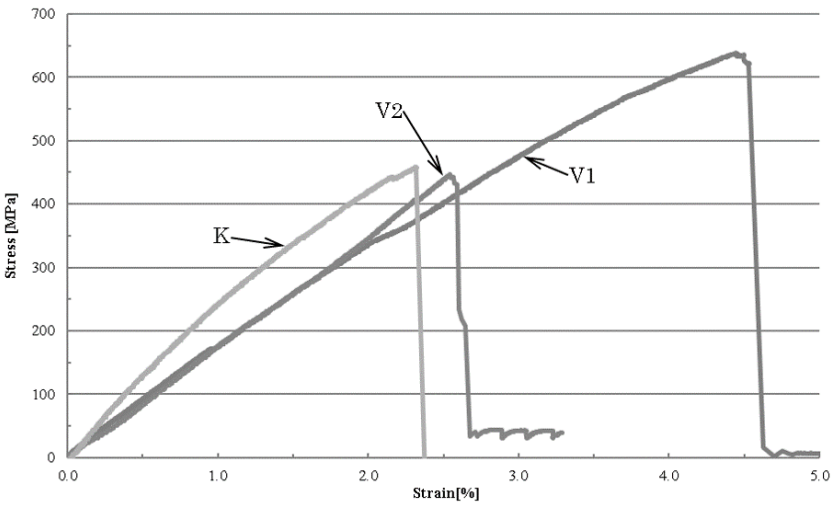


Fig.53　Stress-Strain curve

V1，V2，K について，ひずみエネルギーの差を明確にするため，各試験片に破断応力の 20%，40%，60%，80% の 4 条件の応力を負荷した際のひずみ-ひずみエネルギーの関係を Fig.54 に示す．なお，各試験片に破断応力の 20%，40%，60%，80% の応力を負荷した際の Fig.53 の面積を計算することにより，各応力を負荷した際のひずみエネルギーを算出した．V1 に着目すれば，K，V2 に比べて Fig.53 より高強度を有し，Fig.54 より高変形能に加え，引張ひずみ 1.5% 以上でも非線形的にひずみエネルギーが増加する傾向を示す．一方で V2，K については V1 と比較して強度は低く，変形も抑えられており，引張ひずみ 1.5% 以上でのひずみエネルギーの上昇も見込めない．

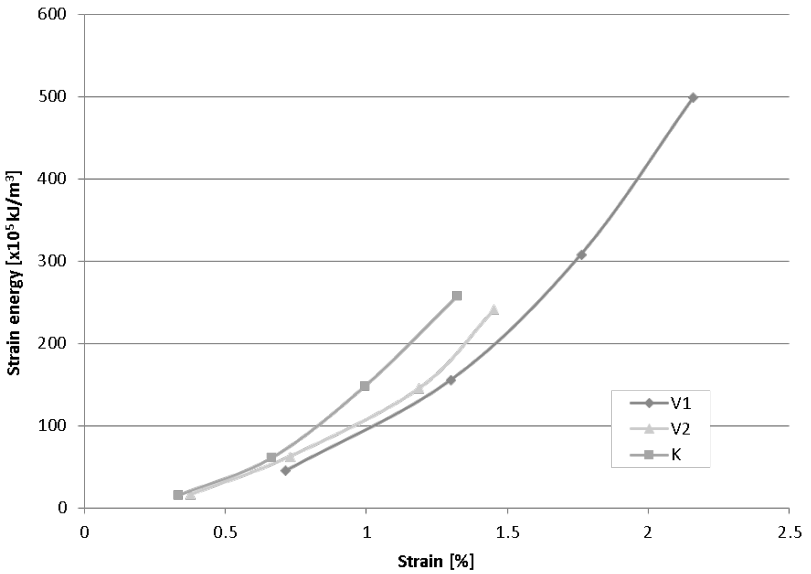


Fig.54 Strain-Strain energy with FRP with polyarylate-fiber and FRP with aramid-fiber

4.4　振動理論

4.4.1　1 自由度系の減衰比の測定方法

本項では 1 自由度の減衰比について McBride らの手法[47][48][49]に基づき概説する．粘弾性を持つ物質の振動について Fig.55 のようなダッシュポットモデルに基づいて考える．

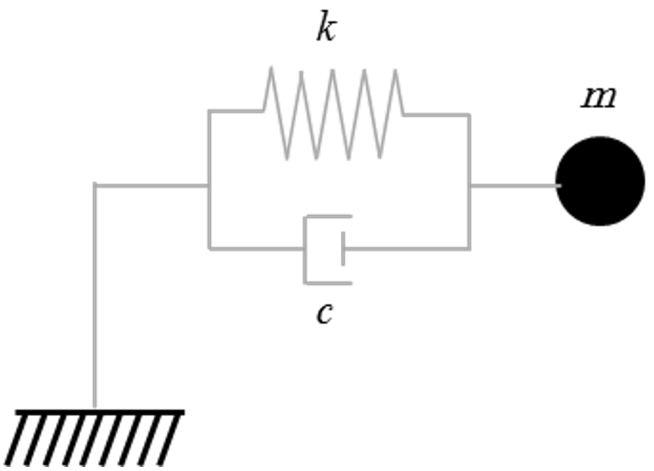


Fig.55　Schematic of dashpot model

このとき，質点の変位を $x(t) = x$，速度を $\frac{dx(t)}{dt} = \dot{x}$ 加速度を $\frac{d^2x(t)}{dt^2} = \ddot{x}$ と表すと，慣性力，復元力，粘性抵抗力はそれぞれ質量 m，剛性 k，粘性 c に比例し，力のつりあいは式 (21) で表される．

$$m\ddot{x} + c\dot{x} + kx = 0 \tag{21}$$

このとき，特殊解を $x(t) = e^{\lambda\ t}$ と仮定し，式 (21) に代入すると，λ の値は式 (22) のようになる．

$$\lambda = \frac{-c \pm \sqrt{c^2 - 4mk}}{2m} \tag{22}$$

粘性 c の大きさにより振動現象が変わり，$c^2 - 4mk > 0$ のとき質点は減衰振動をし，$c^2 - 4mk < 0$ のときは過減衰となる．また，$c^2 - 4mk = 0$ つまり，$c = 2\sqrt{mk}$ となる c を臨界減衰係数 c_c と定義する．さらに c_c と実際の粘性 c の比を用いて減衰比 $\zeta = \frac{c}{c_c}$ と定義する．

次に，ダッシュポットモデルに外力を与えるモデルを考える．調和加振力 $f = F_0 e^{j\omega t}$ を与えるとき，質点の運動方程式は式 (23) のようになり，質点の応答 x は調和加振力と同じ振動数の応答をすることが知られている．またオイラーの公式より，$F_0 e^{j\omega t} = F_0 \cos(\omega t) + jF_0 \sin(\omega t)$ であるため，実部は余弦波の調和加振力を，虚部は正弦波の調和加振力与えたことに対応すると考えられる．

$$m\ddot{x} + c\dot{x} + kx = F_0 e^{j\omega t} \tag{23}$$

$x = Xe^{j\omega t}$ と置き，式 (23) に代入し計算を行うと，$X = \frac{F_0}{k - m\omega^2 + jc\omega}$ が得られ，質点の応答 x は $x = \frac{F_0}{k - m\omega^2 + jc\omega} e^{j\omega t}$ となり，実部が余弦波に対する応答，虚部が正弦波に対する応答を示す．このままでは見通しが悪いため，系の固有振動数 $\omega_0 = \sqrt{\frac{k}{m}}$ および減衰比 $\zeta = \frac{c}{c_c}$ を用いて質点の応答 x を式変形すると式 (24) のようになる．

$$x = X_0 e^{j(\omega t - \phi)}$$

$$X_0 = \frac{\frac{F_0}{k}}{\sqrt{(1 - \frac{\omega^2}{\omega_0^2})^2 + (2\zeta\frac{\omega}{\omega_0})^2}} \tag{24}$$

$$\tan\phi = \frac{2\zeta\frac{\omega}{\omega_0}}{1 - \frac{\omega^2}{\omega_0^2}}$$

この式より余弦波に対する応答および正弦波に対する応答のどちらにおいても，振幅が X_0 で入力に対して ϕ だけ位相が遅れた応答をすることが見てとれ

る．よってこの式より，固有振動数や位相遅れを測定することにより減衰比を測定することができる．

4.4.2 多自由度系の減衰比の測定方法

本項では多自由度の減衰比について，Amsams らの研究[50][51]に基づき，概説する．

実際の物体の振動においては複数の自由度に対して式 (25) が成立する．外部から系全体に調和加振力 $f = F_0 e^{j\omega t}$ を与えたとき，それぞれの自由度に対して調和加振力 $F_{0i}e^{j\omega t}$ が与えられ，式 (23) の運動方程式が成立する．

$$m_i\ddot{x}_i + c_i\dot{x}_i + k_i x_i = F_{0i}e^{j\omega t} \tag{25}$$

1 自由度系のときと同様，それぞれの自由度での変位を $x_i = X_i e^{j\omega t}$ と置き，式 (25) に代入し計算を行うと，$X_i = \frac{F_{0i}}{k_i - m_i\omega_i^2 + jc_i\omega_i}$ が得られ，それぞれ $x_i = \frac{F_{0i}}{k_i - m_i\omega_i^2 + jc_i\omega_i}e^{j\omega t}$ の応答をすると考えられる．また，式 (26) を周波数応答関数 (FRF : Frequency Response Function) と定義することにより，式 (27) が成立する．

$$H_{(\omega)} = \frac{1}{k_i - m_i\omega_i^2 + jc_i\omega_i} \tag{26}$$

$$\frac{x_i}{F_{0i}} = H_{(\omega)}e^{j\omega t} \tag{27}$$

周波数応答の実部と虚部はそれぞれ，余弦波，正弦波の加振力と同位相における応答の程度であり，ω をパラメーターとし実部を E，虚部を F としてのそれぞれの値をプロットすると Fig.56 のようになる．

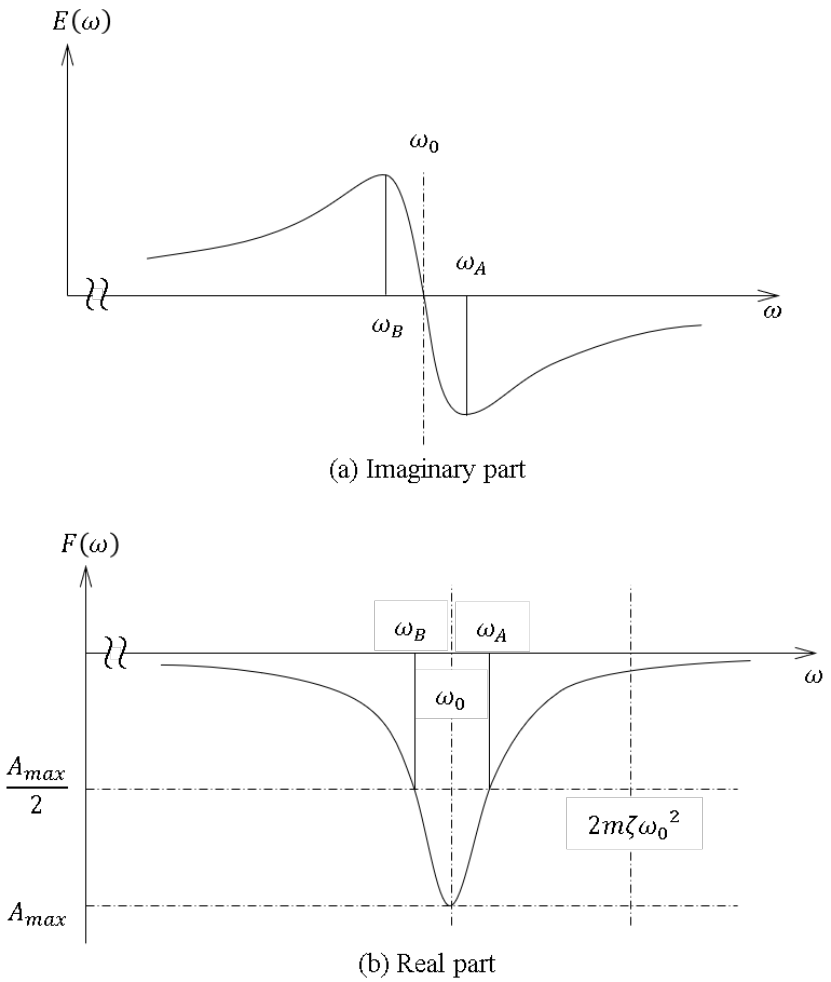


Fig.56　FRF graph

またこれらの周波数応答関数の実数部のグラフでは固有振動数，極大および極小になる周波数を，虚部のグラフでは固有振動数において得られるピークの値の半分の値になる周波数を用いることにより，式 (28) より減衰比を求めることができる．

$$\zeta = \frac{1}{4\pi}\frac{\Delta U}{U} \tag{28}$$

4.5　疲労試験後の減衰比の評価方法

疲労試験については先行研究である倉田らの手法[36]に準拠した．4.2.2 項で示した装置と同じくサーボパルサー EHF-LB10kN-4LA 形（(株) 島津製作所）を使用し，3 種類の試験片（V1，V2，K）全てに対し，荷重制御で試験片に対して正弦波の引張り荷重を与える片振疲労試験を行った．ひずみはクロスヘッドの移動量から算出し取得した．試験本数は再現性を確認するために 2 本で行った．繰り返し荷重の周波数は応力比を 0.1 とし，油圧式疲労試験機において安定したヒステリシスループを得ることができる条件として 1Hz の振動周期を適用した．負荷応力は各材料の引張強度に対して 50%，60%，70%，80% を最大応力として与えた．また，その際に得られた荷重-変位線図で示すヒステリシスループは，繰り返し数 1〜10 回は 1 回毎，10〜100 回は 10 回毎，100〜1000 回は 100 回毎，1000〜10000 回は 1000 回毎，10000〜100000 回は 10000 回毎の間隔でデータ取得した．試験は空調機器の設定温度を 25 ℃に設定した室温にて行った．また各材料の分解温度は 400 ℃以上であるが，本実験で採用した繰り返し荷重の周波数では温度上昇の影響は無いものとして考える．

3 種類の試験片（V1，V2，K）全てに対し，一軸静的引張試験における破断応力の 50%，60%，70%，80% を最大応力として，応力比 0.1，周波数 1.0Hz で正弦波の繰り返し引張荷重を与えた．また，Adams ら[50]の提案するひずみエネルギー理論より成立する減衰比に関する 4.4 節の式 (28) を用い，疲労試験で測定したヒステリシスループより減衰比を算出した．Adams のエネルギー理論の模式図を Fig.57 に示す．ΔU は疲労試験により測定した応力-ひずみ曲線のヒステリシスループの内部の面積 (以後，消散エネルギーと表記) を，U はヒステリシスループにおいて最小ひずみから最大ひずみまでひずみを増加させたときのひずみエネルギーをそれぞれ表す．

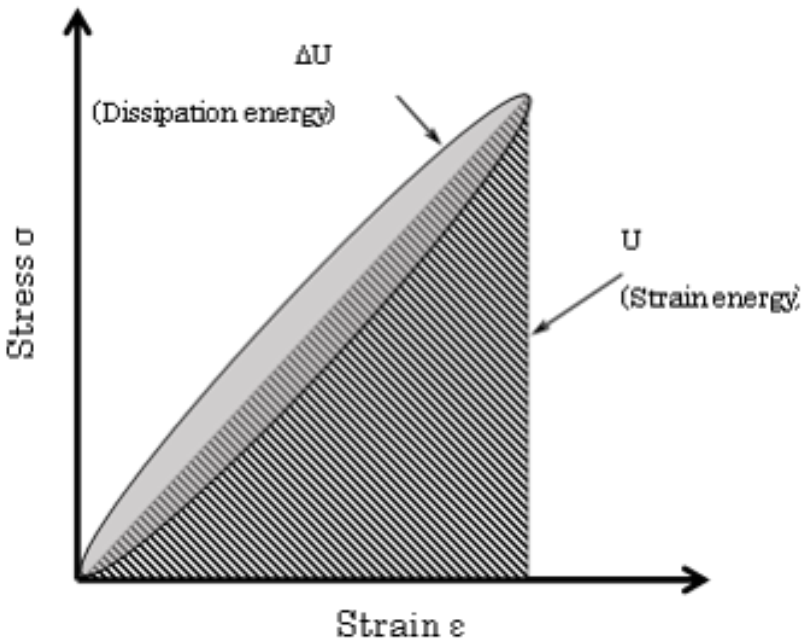


Fig.57　Image of Adam’s strain energy theory

4.6　結章

本章では4.2節に示す試験片に対し，4.3節，4.4節の静的引張特性，振動理論に基づき，疲労試験後の減衰特性評価手法について4.5節に記載した．本手法に基づく減衰特性の評価結果を次章に示す．

第 5 章　ポリアリレート繊維を用いた織物複合材料の繰り返し荷重下における減衰特性評価の結果

5.1　序章

本章では，振動減水性能に優れるとされる有機繊維を用いたFRPについて，第4章に示した手法により取得したデータ，導出したヒステリシスループにより，4.2.1項で示したV1, V2, Kの各材料について減衰性能を評価する．なお，応力振幅値もひずみ振幅応答も異なるV1，V2，Kの3種の材料に対して，消散エネルギーやひずみエネルギーといった絶対量の大小を相互に比較することは意味を成さないため，個々の材料毎に相対量の傾向について述べる．また，第4章では4.5節にて複数の応力レベルでの評価を行うこととしたが，本研究における低サイクル疲労，高サイクル疲労を以下の通り定義した．

- 低サイクル疲労:静的強度に対して70%，80%の応力を繰り返し最大応力として与えた状態を示し，特に80%に着目
- 高サイクル疲労:静的強度に対して50%，60%の応力を繰り返し最大応力として与えた状態に示し，特に50%に着目

次章以降でも基本的に以上の定義に則って記載するものとする．

5.2　低サイクル疲労の場合

5.2.1　剛性低下での整理

各材料の疲労特性について，応力レベル80%での疲労試験における剛性低下をFig.58に，繰り返し荷重10サイクルでの剛性を1とした際の4010サイクルでの比率をTable 13に示す．各材料とも引張過程における剛性低下の傾向はグラフ上からも，初期の値からもある程度伺えるが，その変化は小さく，この結果をもって剛性低下を減衰性能の評価に用いることは困難である．また，剛性についてK，V2，V1の順に高い値を示しているが，Kについては見

た目上剛性が低下している一方，V1，V2については剛性の変化は緩やかな傾向が確認できる．一方，10サイクルと4010サイクルの比率は，V1が0.97，V2が1.01，Kが0.97と全ての材料において剛性の変化はほぼないことが確認できた．

なお，剛性が増加する箇所が見受けられるが，基本的に誤差の範囲内であると考える．織構造と母材の影響も考えられるものの，今回取得できたデータのみでは判断材料の不足は否めず，その場観察による実証を今後の課題とする．

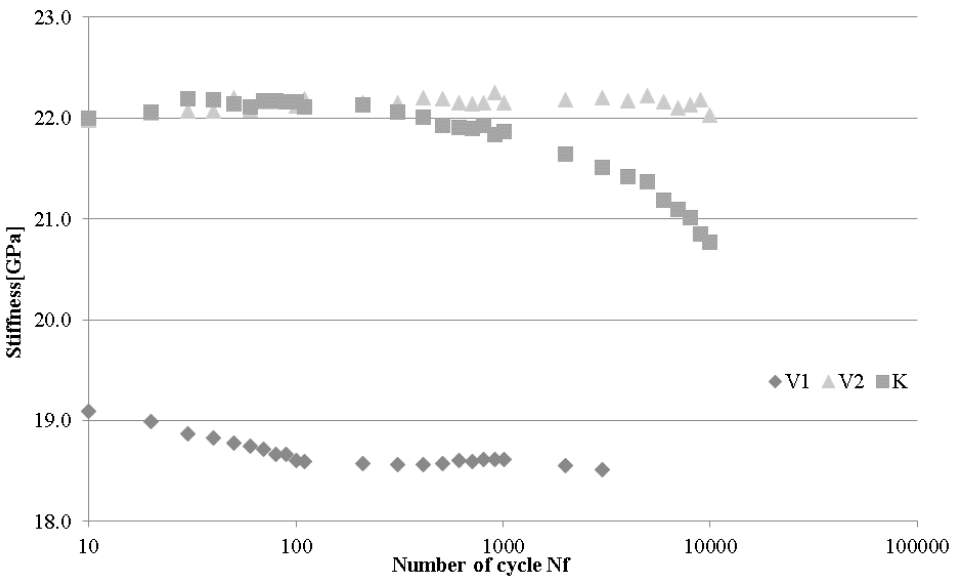


Fig.58　Stiffness at 80% stress level fatigue

Table 13　Normalized stiffness at 80% stress level fatigue

	V1	V2	K
Stiffness rate	0.97	1.01	0.97

以上の結果より，80%応力レベルの結果を見ても，剛性低下の時間変化だけでは除荷過程の影響(消散エネルギーの変化)も含む減衰性能を評価するには不向きである．

各材料の疲労特性について，応力レベル 70% での疲労試験についても剛性低下を Fig.59 に，繰り返し荷重 10 サイクルでの剛性を 1 とした際の 10010 サイクルでの比率を Table 14 に示す．こちらについても応力レベル 80% 時と同様，各材料とも引張過程における剛性低下の傾向はグラフ上からも，初期の値からもある程度伺えるが，その変化は小さく，この結果をもって剛性低下を減衰性能の評価に用いることは困難である．また，剛性について V2，V1，K の順にが高い値を示しているが，いずれの素材についても剛性の変化は緩やかな傾向が確認できる．一方，10 サイクルと 10010 サイクルの比率は，V1 が 0.97，V2 が 0.98，K が 0.99 と全ての材料において剛性の変化はほぼないことが確認できた．なお，V1 について，60000 サイクル近傍で極端な落ち込みが確認できるが，これは応力レベル 80% での疲労試験の際に 6000 サイクル程度で破壊に至っていたこともあり，疲労によって極端な剛性低下をもたらすような損傷が生じ，破壊に至った可能性も考えられる．

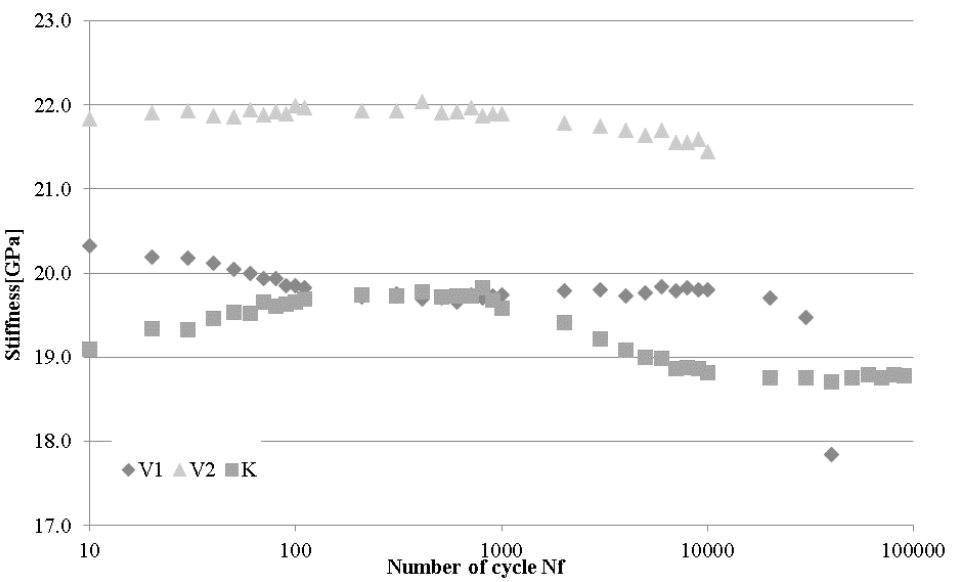


Fig.59　Stiffness at 70% stress level fatigue

Table 14　Normalized stiffness at 70% stress level fatigue

	V1	V2	K
Stiffness rate	0.97	0.98	0.99

以上の結果より，70% 応力レベルの結果を見ても，剛性低下の時間変化だけでは除荷過程の影響 (消散エネルギーの変化) も含む減衰性能を評価するには不向きである．そこで，次項では 80% 応力レベル，70% 応力レベルの双方について，除荷過程の影響（消散エネルギーの変化）も含むヒステリシスループにより減衰比の評価を試みた．

5.2.2　低サイクル疲労のヒステリシスループに基づく整理と考察

4.5 節で示した手法に基づき，減衰性能の変化を捉えられるパラメータを確認するため，ヒステリシスループにおける消散エネルギーとひずみエネルギーに着目し減衰性能の評価を行う．応力レベル 80% での疲労について，Fig.60 に減衰比を，Fig.61 に消散エネルギーを，Fig.62 にひずみエネルギーをそれぞれ示す．応力レベル 80% での疲労の場合，減衰比は高い方から 1V1, K, V2 であり，3 材料とも減衰比に関しては繰り返し数に伴い，減少の傾向にある．3 材料のいずれについても減衰比および消散エネルギーは 1000 サイクル付近まで徐々に減少し，その後は一定となっている．ひずみエネルギーはほぼ一定の値を示している．

低サイクル疲労の場合， 1000 サイクルでは減衰比について V1 が高い性能を示し，次いで K，V2 の順となった．また，K と V2 の減衰比は比較的近接している．なお，式 (28) の分母であるひずみエネルギー—U ほぼ一定であることから，消散エネルギー ΔU と減衰比 ζ の推移はほぼ同じ意味を有している．Fig.60 における V1，V2 の差としては，V1 の方が高い材料減衰能を有することが要因と考察する．

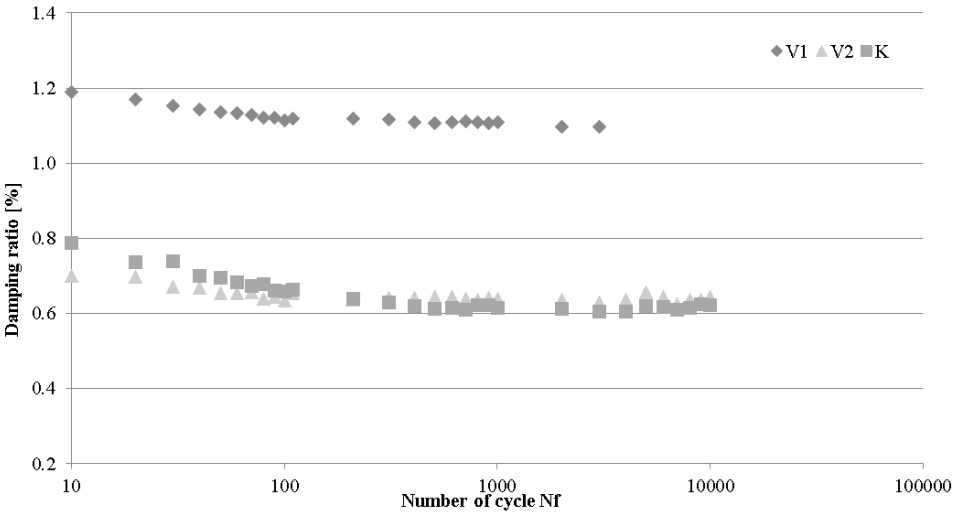


Fig.60 Damping ratio at 80% stress level fatigue

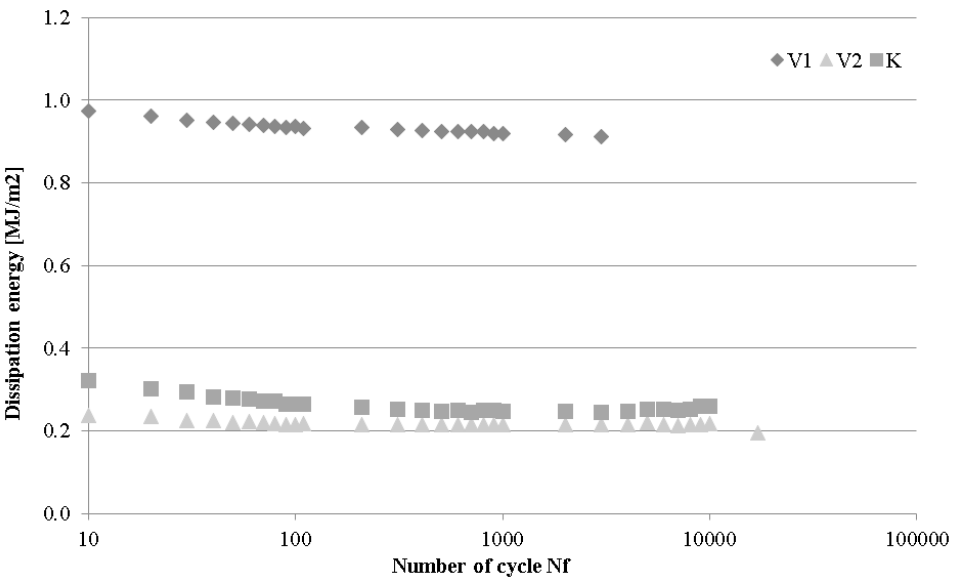


Fig.61 Dissipation energy at 80% stress level fatigue

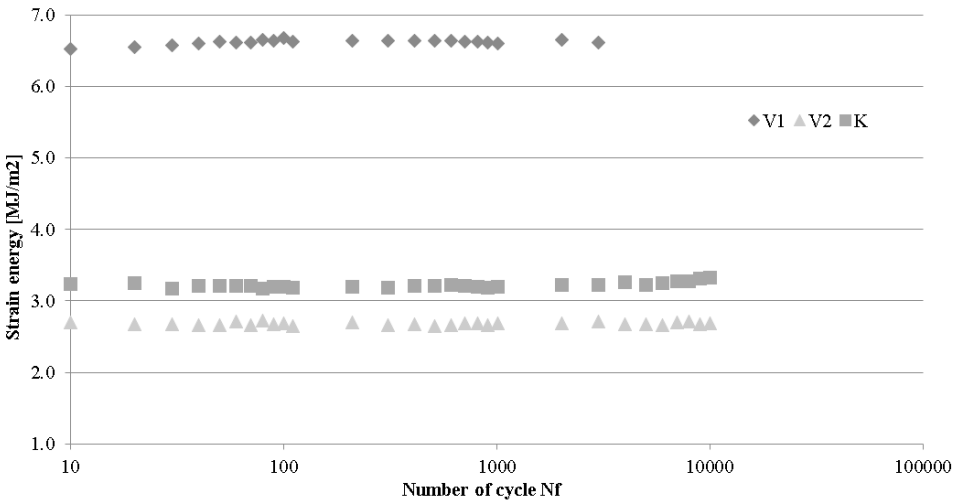


Fig.62　Strain energy at 80% stress level fatigue

また，各材料の減衰比およびエネルギーについて，繰り返し荷重10サイクルでの値を1とした際の4010サイクルの比率をTable 15に示す．各値の繰り返し荷重10サイクルからの比率を見ると，ひずみエネルギーはV1，V2，Kの順に1.02，0.99，1.01といずれの材料についてもほぼ低下していない．一方消散エネルギーはV1，V2はいずれの値も0.93，0.90と90%を上回り大きな低下は見られず，結果として減衰比の低下が抑えられている一方で，Kは消散エネルギーの割合が77%となり，V1，V2と比較して低下率が大きく，減衰比の低下を表している．

Table 15　Normalized energy at 80% stress level fatigue

	V1	V2	K
Dissipation energy	0.93	0.90	0.77
Strain energy	1.02	0.99	1.01
Damping ratio	0.92	1.01	0.77

以上から，応力レベル80%での疲労について，減衰比の低下を剛性の低下では捉えられておらず，一方で消散エネルギーの低下は減衰比の低下における主たる要因であることが確認できた．

応力レベル70%疲労での疲労についても，Fig.63に減衰比を，Fig.64に消散エネルギーを，Fig.65にひずみエネルギーをそれぞれ示す．応力レベル80%での疲労と同様，1000サイクルでは減衰比についてV1が高い性能を示し，次いでK, V2の順であり，3材料とも減衰比に関しては繰り返し数に伴い，減少の傾向にある．消散エネルギーは約10000サイクル付近まで徐々に減少し，その後は一定となっている．なお，式(28)の分母であるひずみエネルギーUほぼ一定であることから，消散エネルギーΔUと減衰比ζの推移はほぼ同じ意味を有している．

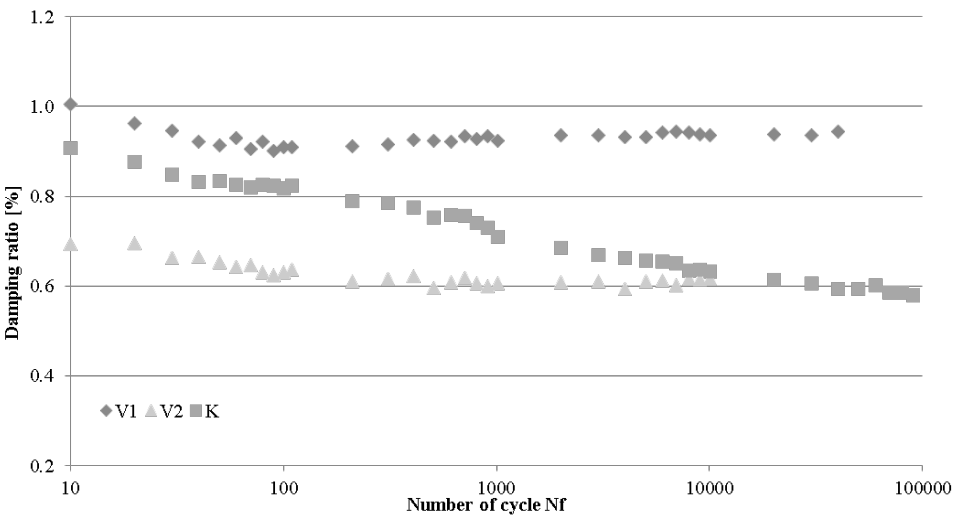


Fig.63　Damping ratio at 70% stress level fatigue

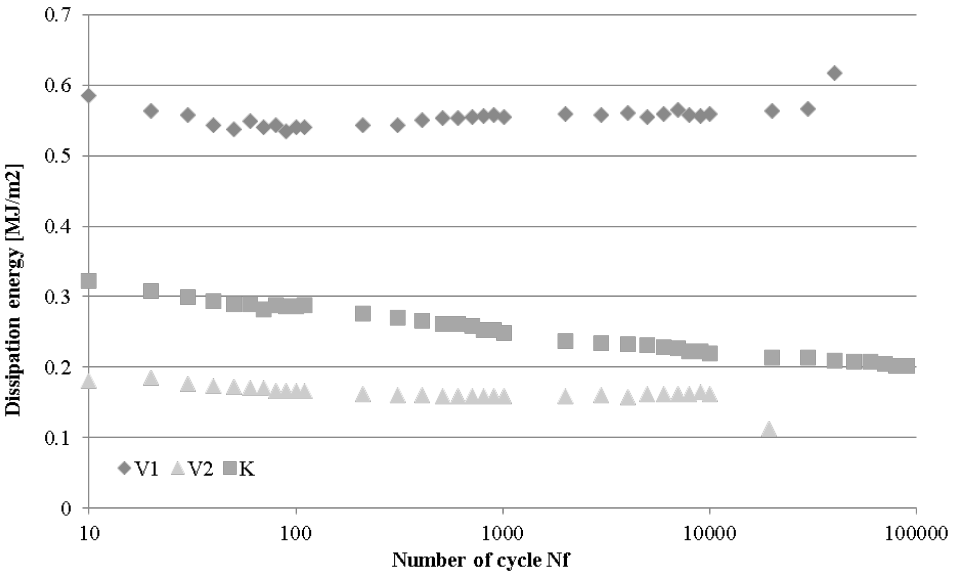


Fig.64　Dissipation energy at 70% stress level fatigue

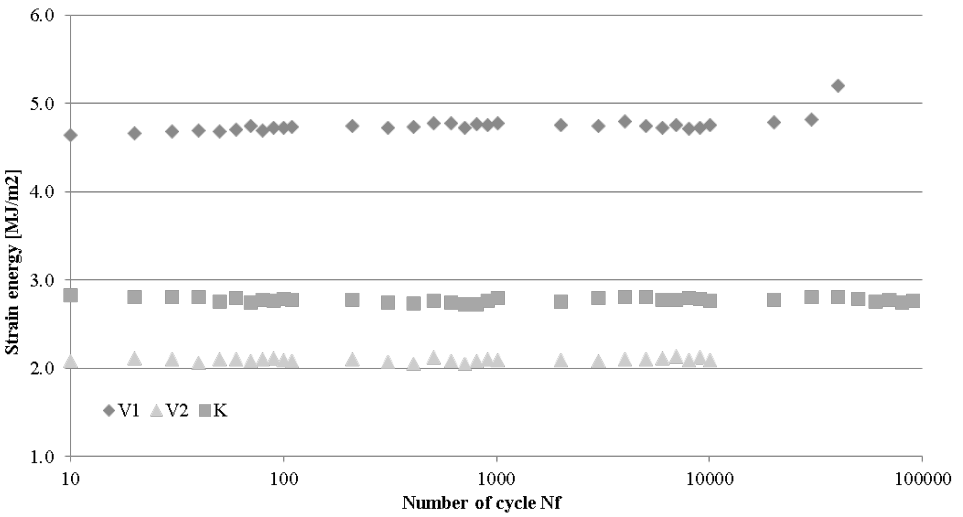


Fig.65　Strain energy at 70% stress level fatigue

また，各材料の減衰比およびエネルギーについて，繰り返し荷重10サイクルでの値を1とした際の10010サイクルの比率をTable 16に示す．各値の繰り返し荷重10サイクルからの比率を見ると，ひずみエネルギーはV1，V2，Kの順に0.99，1.01，1.00といずれの材料についてもほぼ低下していない．一方消

散エネルギーはV1，V2はいずれの値も0.96，0.90といずれの値も場合も90%を上回り大きな低下は見られず，結果として減衰比の低下が90%程度に抑えられている一方で，Kは消散エネルギーの割合が70%に低下し，V1，V2と比較して低下率が大きく，減衰比の低下を表している．

Table 16　Normalized energy at 70% stress level fatigue

	V1	V2	K
Dissipation energy	0.96	0.90	0.68
Strain energy	1.03	1.01	0.98
Damping ratio	0.93	0.89	0.70

以上から，応力レベル70%での疲労について，減衰比の低下を剛性の低下では捉えられておらず，一方で消散エネルギーの低下は減衰比の低下における主たる要因であることが確認できた．

5.3　高サイクル疲労の場合

5.3.1　剛性低下での整理

5.2.1項と同様に，応力レベル50%での疲労試験における各材料の疲労特性について，剛性低下をFig.66に，繰り返し荷重10サイクルでの剛性を1とした際の10010サイクルでの比率をTable 17に示す．応力レベル80%での疲労とは異なり，各材料とも顕著に剛性が低下している．また，剛性についてはK，V2，V1の順に高い値を示している．一方，10サイクルと10010サイクルの比率は，V1が0.98，V2が0.95，Kが0.99と全ての材料において剛性の変化はほぼないことが確認できた．

なお，低サイクル疲労の場合と同様，剛性が増加する箇所が見受けられるが，誤差の範囲内であると考える．織構造と母材の影響も考えられるものの，今回取得できたデータのみでは判断材料の不足は否めず，その場観察による実証を今後の課題とする．

5.2節と同様に，繰り返し荷重下の減衰比の変化は，式（28）に基づく場合，

ひずみエネルギーの変化，すなわち剛性の変化により影響を受けると考えるが，剛性低下の変化が小さいため，材料毎の振動減衰特性の変化の傾向を確認することは困難である．剛性低下の時間変化だけでは，除荷過程の影響 (消散エネルギーの変化) を評価するには不向きである．

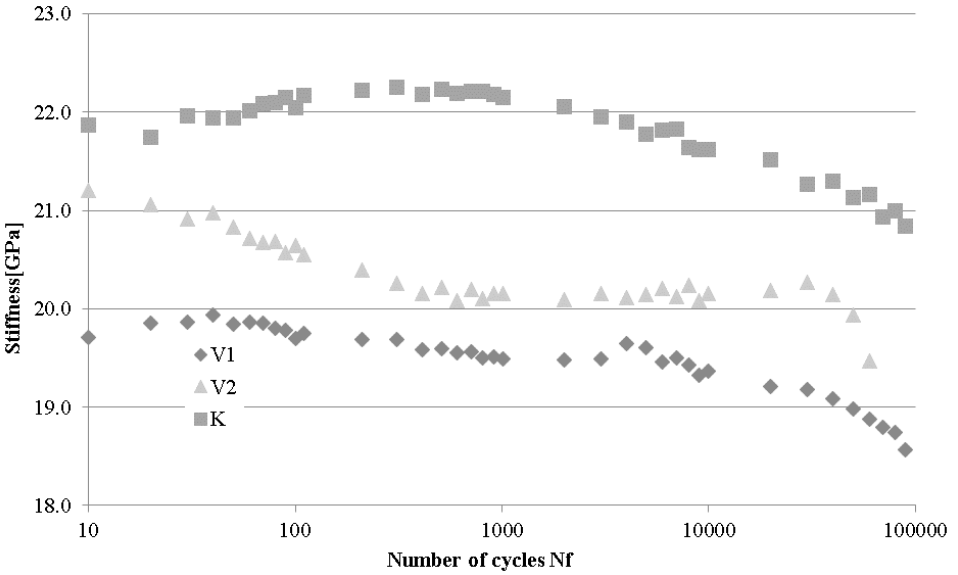


Fig.66　Stiffness at 50% stress level fatigue

Table 17　Normalized stiffness at 50% stress level fatigue

	V1	V2	K
Stiffness rate	0.98	0.95	0.99

以上の結果より，50% 応力レベルの結果を見ても，剛性低下の時間変化だけでは除荷過程の影響 (消散エネルギーの変化) も含む減衰性能を評価するには不向きである．

各材料の疲労特性について，応力レベル 60% での疲労試験についても剛性低下を Fig.67 に，繰り返し荷重 10 サイクルでの剛性を 1 とした際の 10010 サイクルでの比率を Table 18 に示す．こちらについても応力レベル 50% 時と同様，各材料とも引張過程における剛性低下の傾向はグラフ上からも，初期の

値からもある程度伺えるが，その変化は小さく，この結果をもって剛性低下を減衰性能の評価に用いることは困難である．また，剛性についてK, V2, V1の順にが高い値を示しているが，いずれの素材についても剛性の変化は緩やかな傾向が確認できる．一方，10サイクルと10010サイクルの比率は，V1が0.96，V2が1.03，Kが0.99と全ての材料において剛性の変化はほぼないことが確認できた．なお，V1について，60000サイクル以降で徐々に落ち込みが確認できるが，これは応力レベル70%でも確認できた現象であり，疲労によって徐々に剛性低下をもたらすような損傷が生じた可能性も考えられる．

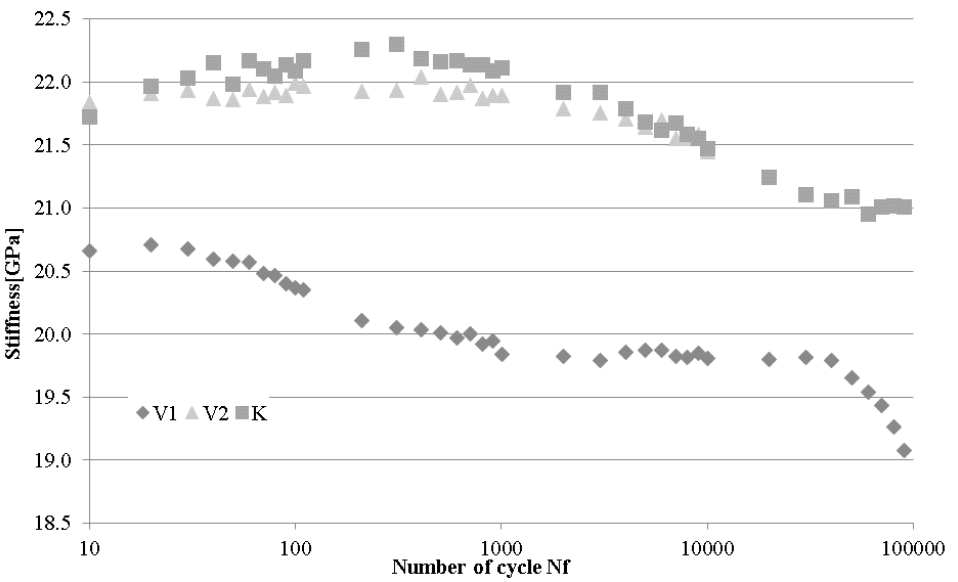


Fig.67　Stiffness at 60% stress level fatigue

Table 18　Normalized stiffness a 60% stress level fatigue

	V1	V2	K
Stiffness rate	0.96	1.03	0.99

以上の結果より，60%応力レベルの結果を見ても，剛性低下の時間変化だけでは除荷過程の影響(消散エネルギーの変化)も含む減衰性能を評価するには不向きである．そこで，低サイクル疲労と同様，次項では50%応力レベル，

60%応力レベルの双方について，除荷過程の影響（消散エネルギーの変化）も含むヒステリシスループにより減衰比の評価を試みた．

5.3.2　高サイクル疲労のヒステリシスループに基づく整理と考察

5.2.2項と同様に，減衰性能の変化を捉えられるパラメータを確認するため，ヒステリシスループにおける消散エネルギーとひずみエネルギーに着目し減衰性能の評価を行う．Fig.68に減衰比を示し，減衰比の変化要因を確認するためFig.69に消散エネルギーを，Fig.70にひずみエネルギーを示す．減衰比は高い方からV1, V2, Kであり，3材料とも減衰比に関しては繰り返し数に伴い，減少の傾向にある．ただしV1が減衰比について高い値を示す一方，低サイクル疲労の場合と比較し減衰比についてV2とKの関係が逆転し，V2の方がKよりも高い値を示した．一方でV1, V2, Kともひずみエネルギーについては，疲労サイクルの初期から試験終了までほぼ一定の値を示している．消散エネルギーは約10000サイクル付近まで徐々に減少し，その後は一定となっている．消散エネルギーが低い場合，単なる弾性変形に近い状態と考えられる．

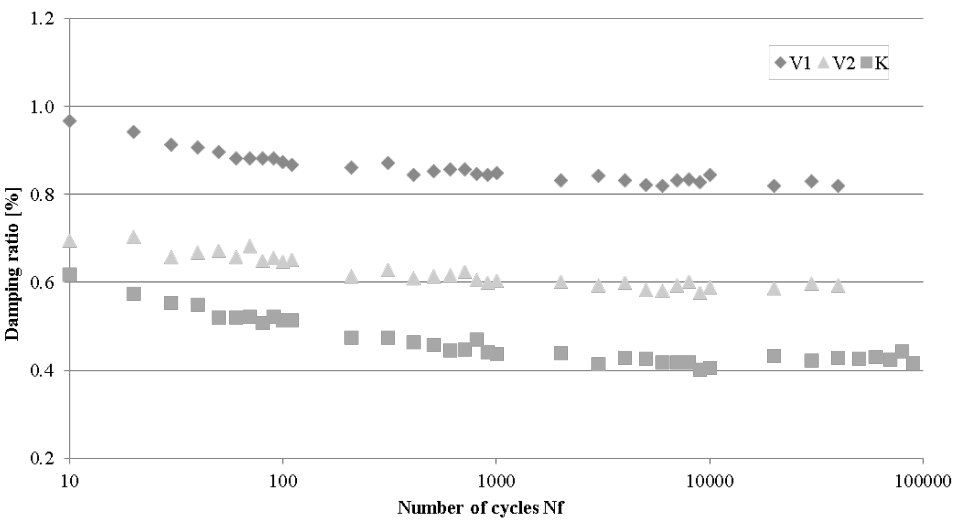


Fig.68　Damping ratio at 50% stress level fatigue

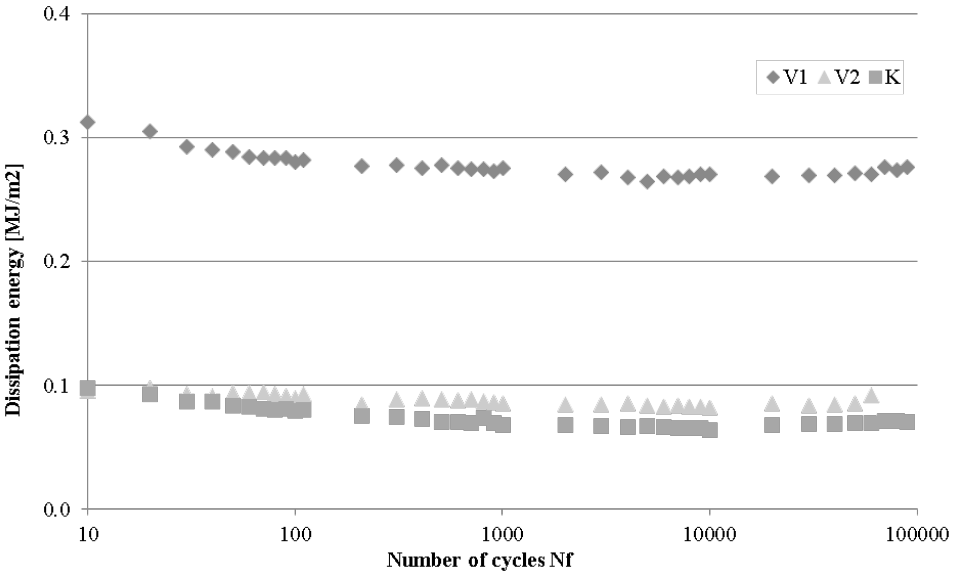


Fig.69　Dissipation energy at 50% stress level fatigue

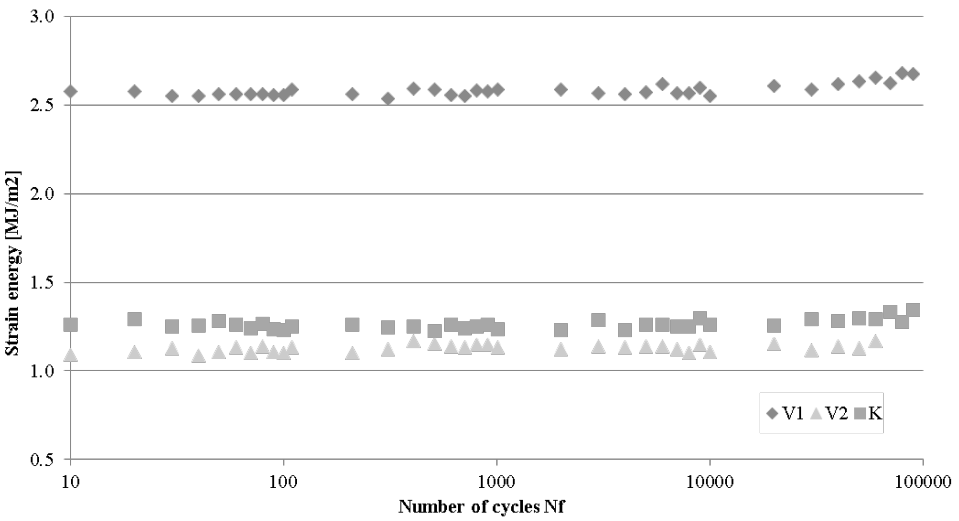


Fig.70　Strain energy at 50% stress level fatigue

また，各材料の減衰比およびエネルギーについて，繰り返し荷重10サイクルでの値を1とした際の10010サイクルの比率をTable 19に示す．各値の繰り返し荷重10サイクルからの比率を見ると，ひずみエネルギーはV1，V2，Kの順に0.99，1.01，1.00といずれの材料についてもほぼ低下していない．一方消

散エネルギーはV1，V2はいずれの値も0.87，0.86といずれの値も場合も80%の後半で比較的小さな低下に留まり，結果として減衰比の低下が80%台半ばに抑えられている一方で，Kは消散エネルギーの割合が66%に低下し，V1，V2と比較して低下率が大きく，減衰比の低下を表している．

Table 19　Normalized energy at 50% stress level fatigue

	V1	V2	K
Dissipation energy	0.87	0.86	0.66
Strain energy	0.99	1.01	1.00
Damping ratio	0.87	0.85	0.66

以上から，応力レベル50%での疲労について，減衰比の低下を剛性の低下では捉えられておらず，一方で消散エネルギーの低下は減衰比の低下における主たる要因であることが確認できた．

また，試験終了後に除荷した際の試験片の側面を観察した画像をFig.71に示す．V2においては最終破断が生じたため参考としての比較であるが，V1とKを比較すると，V1は負荷方向に沿って縦繊維束のはく離が確認されたのに対し，Kの横繊維束ではトランスバースクラックが発生している．V1はKとの強度特性の違いから異なる損傷進展を示したものと考える．なお，Kではトランスバースクラックの影響で，横繊維束としての弾塑性特性が相対的に小さくなり，単なる繊維の引張と同様の挙動を示したことで，消散エネルギーが低下したと考える．また，V1，Kそれぞれについて，10010サイクルでのヒステリシスループを比較した結果をFig.72に示す．Kのヒステリシスループが V1のヒステリシスループに比べて扁平であり，単なる弾性変形に近い挙動を示していることが確認できる．特に，V1はFig.53の静的強度が高いことからヒステリシスループはKと異なる傾向を示しているため，減衰特性に影響を及ぼしたものと考える．

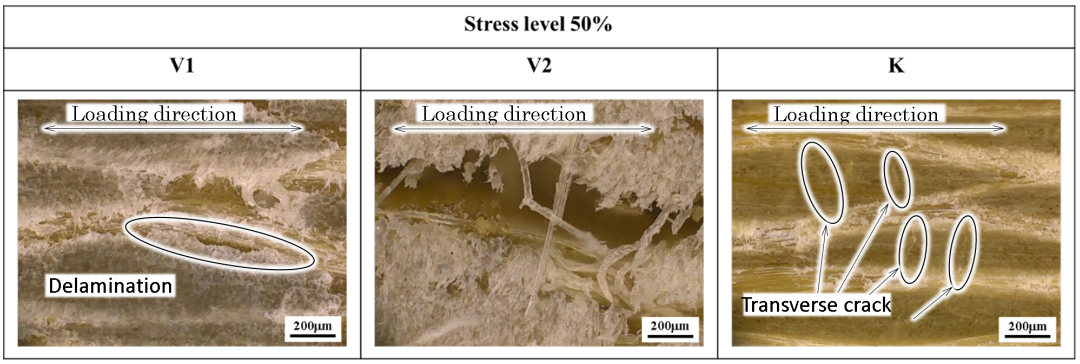


Fig.71　Damage observation image of specimen side surface after cyclic loading at stress level 50%

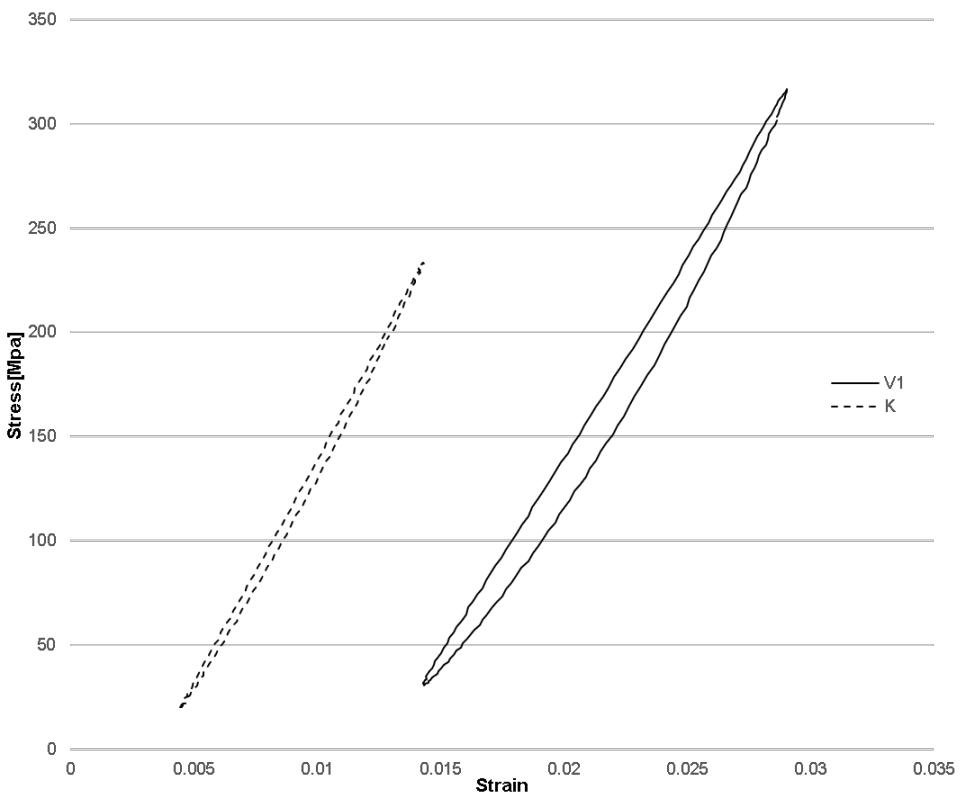


Fig.72　Hysteresis loop at 10010 stress cycles

同様に，応力レベル60%での疲労についても，Fig.68に減衰比を示し，減衰比の変化要因を確認するためFig.74に消散エネルギーを，Fig.75にひずみエ

ネルギーを示す．減衰比は高い方からV1，V2，Kであり，応力レベル50%における結果と同様，V1が最も高い減衰比を示す一方，V2の方がKよりも高い減衰比を示し，3材料とも減衰比に関しては繰り返し数に伴い，減少の傾向にある．ひずみエネルギーはほぼ一定の値を示している．消散エネルギーが低い場合，単なる弾性変形に近い状態と考えられる．

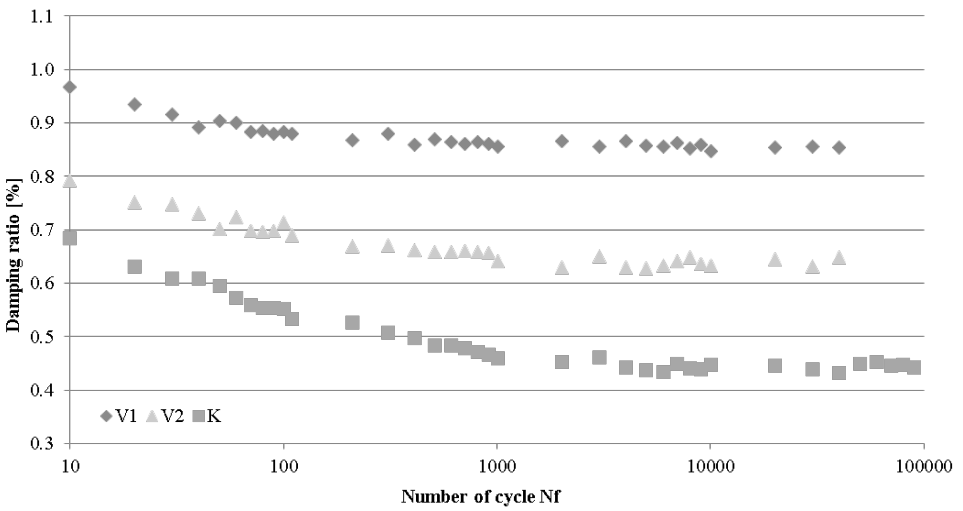


Fig.73　Damping ratio at 60% stress level fatigue

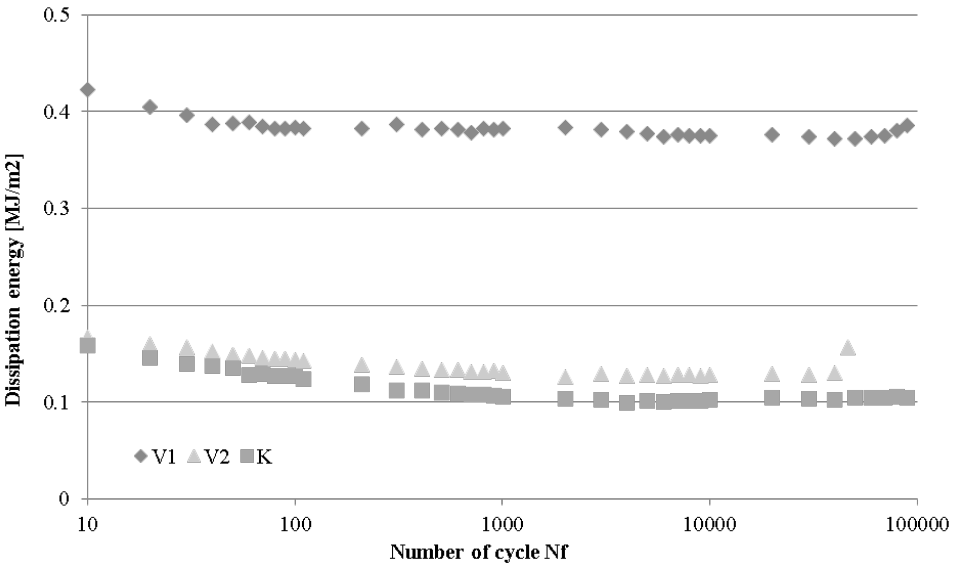


Fig.74　Dissipation energy at 60% stress level fatigue

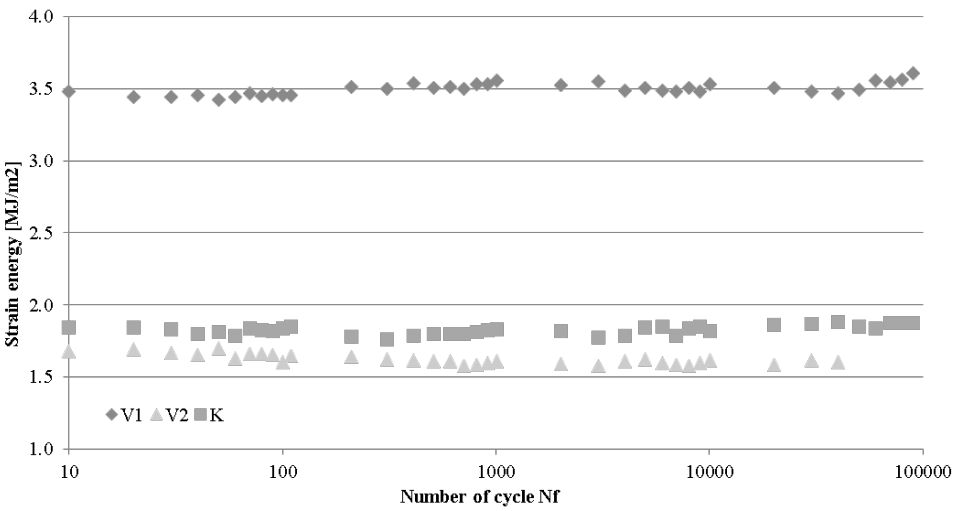


Fig.75　Strain energy at 60% stress level fatigue

また，各材料の減衰比およびエネルギーについて，繰り返し荷重10サイクルでの値を1とした際の10010サイクルの比率をTable 20に示す．各値の繰り返し荷重10サイクルからの比率を見ると，ひずみエネルギーはV1，V2，Kの順に1.01，0.96，0.99といずれの材料についてもほぼ低下していない．一方消

散エネルギーはV1，V2はいずれの値も0.89，0.77といずれの値も場合も70%後半から90%程度であり，結果として減衰比の低下が80%台に抑えられている一方で，Kは消散エネルギーの割合が65%に低下し，V1，V2と比較して低下率が大きく，減衰比の低下を表している．

Table 20　Normalized energy at 60% stress level fatigue

	V1	V2	K
Dissipation energy	0.89	0.77	0.65
Strain energy	1.01	0.96	0.99
Damping ratio	0.88	0.80	0.66

以上から，応力レベル60%での疲労について，減衰比の低下を剛性の低下では捉えられておらず，一方で消散エネルギーの低下は減衰比の低下における主たる要因であることが確認できた．

5.3.3　損傷発生および進展に関する考察

損傷発生・進展について以下のように考察する．倉田ら[36]は，本研究で対象とした材料の静的引張試験におけるその場観察を実施している(Table 21)．

Table 21　Summary table of damage states for each stress level[36]

	V1		V2		K	
	(n=1)	(n=2)	(n=1)	(n=2)	(n=1)	(n=2)
20% stress level	①	None	None	None	None	None
40% stress level	①	①	None	None	None	None
60% stress level	①②	①	①	①	None	None
80% stress level	①②	①②	①	①	①②	①②

①:Separation in fiber bundle

②:Delamination between fiber bundles at the intersection

応力レベル50%では負荷方向繊維束内のはく離についてV2では発生しているが，V1，Kでは発生していない可能性を示している．一方，応力レベル

80% では全ての試験片において負荷方向繊維束内のはく離を確認している．以上より，本疲労試験においては応力レベル 80% では，はく離を有する試験片がサイクル数の増加に伴い負荷方向繊維束と負荷垂直方向繊維束の交差部でのはく離などに進展しているものと考える．応力レベル 50% では V1，K に関して，サイクル数の増加に伴い負荷方向繊維束内のはく離が発生し，破断面の観察結果より交差部でのはく離や，トランスバースクラックへ進展したことにより，消散エネルギーの低下につながったと考える．

5.4 結章

本章では，VECTRAN ®，Kevlar ® を用いた織物複合材料の繰り返し荷重下の振動減衰特性について，減衰性能の評価指標として先行研究でも用いられていた剛性，減衰比に加えて高サイクル疲労および低サイクル疲労におけるヒステリシスループのひずみエネルギー，消散エネルギーに着目し，減衰性能の変化に及ぼす繰り返し荷重の影響を評価した．特に，以下の 2 通りの現象に着目し，評価を行った．

- 応力レベル 50% での疲労 (高サイクル疲労) の場合 : V2 を除き，V1，K では未損傷の状態から繰り返し負荷に伴う減衰性能の低下
- 応力レベル 80% での疲労 (低サイクル疲労) の場合 : 全ての試験片において負荷方向繊維束内のはく離を有する状態で繰り返し負荷に伴う減衰性能の低下

得られた知見を以下に示す．

- V1 が低サイクル，高サイクル疲労の両条件で減衰比について高い値を示し，V2 と K においては減衰比について低サイクル，高サイクル疲労の両条件で比較的似た傾向を示した．
- V1 と V2 について低サイクル，高サイクル疲労両条件ともに，ひずみエ

ネルギーはほぼ低下せず，また，減衰比の算出におけるひずみエネルギーの影響も比較的少ないため，V1とV2の減衰比の低下率は低サイクル，高サイクル疲労両条件ともほぼ変わらない．

- Kについては高サイクル疲労条件において消散エネルギーの低下が他の材料に対して比較的顕著であり，その影響によって減衰率の低下が生じている．
- 断面観察により，Kに生じたトランスバースクラックが確認された．この損傷が影響し，縦繊維束のみで荷重を受け持ち，横繊維束が荷重を受け持たない状態になったことで織構造の特性が活かせず，結果的に消散エネルギーが小さくなったと考える．
- 剛性，減衰比ともに似た傾向にあるV2とKであるが，比較的低負荷の繰り返し荷重下においては，KよりV2が消散エネルギーの低下が抑えられ，結果的に減衰比の低下を防いでいる．
- 低サイクル，高サイクル疲労各条件において減衰比や剛性の低下率としては似た数値を示したV1とV2だが，減衰比の値そのものはV1が高く，疲労状態における減衰性能を見た場合，V1が優れていると評価できる．
- 応力レベル80%では，はく離を有する試験片がサイクル数の増加に伴い負荷方向繊維束と負荷垂直方向繊維束の交差部でのはく離などに進展しているものと考える．
- 応力レベル50%ではV1，Kに関して，サイクル数の増加に伴い負荷方向繊維束内のはく離が発生し，破断面の観察結果より交差部でのはく離や，トランスバースクラックへ進展したことにより，消散エネルギーの低下につながったと考える．

第 6 章　結言

6.1　本研究の成果

本研究では織物積層複合材料積層板を対象に，解析リソース低減アルゴリズムを実装した損傷進展解析に基づく疲労寿命推定法を提案し，繰返し荷重に伴う疲労損傷の進展を評価した．さらには，疲労試験におけるヒステリシスループの特性からひずみエネルギー，消散エネルギーの推移に着目し，有機繊維を用いた織物複合材料積層板の振動減衰特性の評価手法を提案した．本研究の成果を以下にまとめる．

第 1 章では FRP の輸送機器への採用の増加と，それに伴う課題を示し，実験と数値解析による疲労寿命推定の現状と課題の分析を行った．実験による疲労寿命の評価は効果的であるものの，多様な構造，素材の組み合わせの全てについて実験を行うことは，経済的，時間的に高コストである．また，数値解析による疲労寿命の評価については単層のものにとどまり，多層 FRP の数値解析については課題もある．これらより今後，社会に広く FRP の利活用を進めるためには低コスト，省リソースで疲労寿命を評価する手法が求められているとした．

第 2 章では損傷力学に基づいた有限要素に基づく損傷進展解析を用いた疲労寿命推定法について，その数値解析の手法を述べた．本研究では，損傷進展解析法に基づく織物複合材料の静的引張強度推定法を用いて解析対象の静的特性を推定し，そこから損傷進展解析法に基づいて疲労寿命を推定するという 2 段階の数値解析によって織物積層複合材料の疲労寿命を推定する手法を採った．特に，本研究で提案，実装したアルゴリズムは多層積層織物複合材料の解析について，UD-FRP の特性から織構造積層 FRP の静的引張強度解析，および素材の市場において求められる疲労寿命としての，10^6 サイクル程度をターゲットとした疲労寿命の推定アルゴリズムを提案，実装したもので

ある．また，本研究室で提案している疲労寿命推定法に疲労試験によって生じる積層内部の状況を明らかにするため，消耗損傷度評価可視化のアルゴリズムを加えた．さらに，解析項目の増加によって生じる計算コストを抑制するための解析リソース低減アルゴリズム（サイクルスキップ）を提案，実装した．

第3章では，今後量産品への適用が期待されるものの長期利用において課題となる疲労寿命推定に関する研究が少ない，織物複合材積層板の繰り返し荷重に伴う各損傷モードの疲労損傷進展挙動および定量的評価について，繊維の基礎的な強化形態であるUD-FRPの疲労損傷モデルから織物複合材単層板の疲労寿命推定を行うことを目的とし，4層積層の平織ガラス繊維/エポキシ樹脂複合材料を解析対象として有限要素モデルを作成し，各要素にUD-FRPの材料物性値を適用した．静的引張解析を実施し，疲労寿命推定法で用いるモデルの最終破壊基準を定めるとともに，この得られた破壊基準に基づいた計算コストの低減法を導入した疲労寿命推定を行い，*S-N*線図をプロットし，4層積層の平織複合材料(ガラス繊維/エポキシ樹脂)の疲労寿命および繊維束に生じる損傷進展挙動の評価が可能であることを示した．

また，疲労寿命に関わる消耗損傷度の蓄積を可視化し，多層材料の疲労寿命推定において内層と外層で明確に挙動が異なることを示した．縦繊維束ならびに横繊維束における繰り返し負荷に伴う消耗損傷の進展について，単層織物複合材とは異なる多層織物複合材の損傷進展の評価を可能とした．加えて，積層中央部と最外層では縦繊維束･横繊維束ともに損傷進展挙動が異なることを明らかにした．得られた*S-N*曲線の勾配は実験結果と良い傾向を示す一方で，回帰モデルとして使用した片対数直線モデル，Bastenaireモデルの比較では，Bastenaire回帰モデルの方がより良い適合を示した．本手法により評価した*S-N*曲線は実験結果に比べて，やや低サイクル側となるが，*S-N*曲線の勾配は実験結果と定性的に良い傾向を示すことを確認した．さらに，実験結果に$\pm 3\sigma$のばらつきを考慮した*P-S-N*曲線内に解析結果が入ること，

モードZの損傷発生状況が実験結果とばらつきの範囲に合致していることを確認した．また，本手法に実装した解析リソース低減アルゴリズムに基づいた解析により，実験における10^4オーダーの疲労試験を2%程度の計算回数で推定可能であることが確認できた．今後，消耗損傷度可視化のアルゴリズムそのものや，UD-FRPの*S-N*曲線回帰モデル，繊維束各要素の損傷判定法などの更なる検討が必要であるとした．

第4章では，今後輸送機器などに対してより求められる性能として振動減衰性能に着目し，特に振動特性に優れている有機繊維を用いたFRPとして，強化繊維にポリアリレート繊維やアラミド繊維を用いたFRPの減衰性能を評価する方法として，引張試験方法，疲労試験方法，倉田らが取得したデータから示される引張強度を基に，疲労試験の基準となる応力レベルを示した．また，倉田ら[36]の手法を用いて行う実験の方法について，疲労試験の減衰比評価方法についてそれぞれ述べ，本研究の特徴である低サイクル疲労，高サイクル疲労の双方について，各材料の剛性低下および減衰特性の変化を評価するためのヒステリシスループに基づく評価手法を提案した．

第5章では，輸送機器など，FRPを採用する機器においてその構造部材に求められる振動減衰性能について，特に減衰性能が高いとされる有機繊維を用いたFRPについての評価を行った．強化繊維に(株)クラレ製高強度ポリアリレート繊維(VECTRAN ®HT 銘柄)，樹脂にエポキシを使用した平織の複合材料（以後V1と表記）および，強化繊維に(株)クラレ製ポリアリレート繊維(VECTRAN ®UM 銘柄)，樹脂にエポキシを使用した平織の複合材料（以後V2と表記），強化繊維に(株)東レ・デュポン社製パラ系アラミド繊維(Kevlar 29 TYPE956)，樹脂にエポキシ樹脂を使用した平織のKevlar ®を使用した複合材料(以後Kと表記)の3材料について，疲労試験および，疲労試験後の減衰比について，応力-ひずみ線図のヒステリシスループに基づき消散エネルギーとひずみエネルギーの評価を行った．応力レベル50%(高サイクル)での疲労の場合においては，V2を除き，V1，Kでは未損傷の状態から繰り返し負荷に

伴う減衰性能の低下が確認された．また，応力レベル 80%(低サイクル) での疲労の場合においては，全ての試験片において負荷方向繊維束内のはく離を有する状態で繰り返し負荷に伴う減衰性能の低下が確認された．

また，V1 が低サイクル，高サイクルの両条件で減衰比について高い値を示し，V2 と K においては減衰比について低サイクル，高サイクルの両条件で比較的似た傾向を示した．K については高サイクル条件において消散エネルギーの低下が他の材料に対して比較的顕著であり，その影響によって減衰率の低下が生じた．低サイクル，高サイクル各条件において減衰比や剛性の低下率としては似た数値を示した V1 と V2 だが，減衰比の値そのものは V1 が高く，疲労状態における減衰性能を見た場合，V1 が優れていると評価できる．応力レベル 80% での疲労では，はく離を有する試験片がサイクル数の増加に伴い負荷方向繊維束と負荷垂直方向繊維束の交差部でのはく離などに進展しているものと考える．応力レベル 50% での疲労では V1，K に関して，サイクル数の増加に伴い負荷方向繊維束内のはく離が発生し，破断面の観察結果より交差部でのはく離や，トランスバースクラックへ進展したことにより，消散エネルギーの低下につながったと考える．以上から，本研究において着目した V1，V2，K の 3 種類の材料について，その減衰性能に着目した場合，V1 が高い強度を示しながらも消散エネルギーの低下を抑え，優れた減衰性能の維持を示した．そのため V1 は今後，比剛性，比強度を保って構造の安全性を保持しながら，振動減衰性能を維持し，滑らかで快適な輸送機器の実現に寄与する素材である可能性を示したと考える．一方で，目標とする減衰性能の維持サイクルについては，本研究で対象とした有機繊維 FRP では 10^6 サイクル以上の評価が要求されている．本研究で示した通り V1 については 10^6 サイクルにおいて，50% ～ 60% 応力レベル程度であれば減衰比について元の 80% 以上を維持しており，材料の有効性を示すことができたと考えられる．

6.2 今後の展望

6.2.1 織物積層材料の疲労寿命推定

消耗損傷度可視化の手法については，第2章で提案したアルゴリズムそのものやUD-FRPの*S-N*曲線回帰モデル，繊維束各要素の損傷判定法などについて更なる検討が必要であると考える．特に，織物積層複合材料の解析結果で見られた*S-N*曲線の偏りは，UD-FRPの単軸応力場における材料特性を基に，複合材料における多軸応力場を簡易的に評価したことによって生じた可能性も考えられ，より高精度な疲労寿命推定を実現するためには多軸応力場におけるUD-FRPの挙動を反映した材料物性値を考慮した，織物積層複合材料の解析アルゴリズムが求められる．一方，FRP内部に生じる多軸応力場を適切に評価し，材料物性値として取得することは材料そのものの構造，組成に起因する複雑性から困難であり，今後の研究課題として挙げられる．

6.2.2 織物積層材料のヒステリシスループに基づく減衰特性評価

織物複合材料の疲労試験における減衰比の変化を確認するためには，5.2.1項，5.3.1項でも示した通り，高サイクル疲労，低サイクル疲労の双方において，剛性変化の要因を明らかにすることも必要であると考えられる．織構造と母材の影響も考えられるものの，今回取得できたデータのみでは判断材料の不足は否めず，今後の課題としてその場観察による実証を行う必要があると考える．特に，有機繊維を用いたUD-FRPの剛性評価については，*S-N*線図においてほぼ線形の挙動を示すものの，微視的に見ればそのゲインはひずみによって異なるため，どの部分を剛性として扱うのかについての課題は残る．また，ヒステリシスループにおける負荷時の剛性と除荷時の剛性の差については，塑性変形などの影響でループそのものの傾きやひずみの増加に基づき剛性も常に変化している．ヒステリシスループにおける除荷時の剛性を用いた手法との比較も必要であり，今後の研究課題とする．

さらに，繰り返し荷重を実験によって与える場合，本研究では油圧サーボ

パルサを用いて安定的なヒステリシスループを得るため1Hzにて与えたものの，実験時間の増大を抑制することや実際の輸送機器を想定した場合，より高周波での影響を確認する必要性があると考える．その場合，本研究で用いた測定手法以上に応答性の高い測定手法を用いる必要性や，樹脂と繊維束の境界面における摩擦，摩擦によって生じる熱の影響，試験片そのものの周波数応答特性などを考慮する必要があり，前述のヒステリシスループによる評価手法の課題に加えて実験，計測手法についての課題も挙げ，今後の展望とする．

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ご指導・ご教示の下に遂行したものであります．倉敷教授には研究活動全般にわたり，有益なご指導とご討論を賜りましたことを心より感謝致します．

さらに，本研究に関する有益なご指導，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，大阪大学大学院工学研究科マテリアル生産科学専攻教授大畑充博士，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，特任研究員向山和孝博士，マテリアル生産科学専攻招聘准教授花木宏修博士，三菱電機株式会社李興盛博士に厚く御礼申し上げます．

また，本論文作成ならびに研究室生活全般に亘り多大なご支援・ご助力を戴いた，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倉敷研究室の諸氏，特にフューチャーデザインの観点も踏まえ博士課程における研究全般についてモチベートしていただいた博士後期課程の中村昌平氏，博士後期課程2年の藤田健氏，博士前期課程2年の金子千夏氏，渡部桂太朗氏，博士前期課程1年の道畑勝利氏，プログラム環境や実験装置，研究室運営や事務手続きなどで長年に渡り研究室での生活を支援いただいた博士後期課程1年の井上直生氏，博士前期課程2年の泉貴大氏，博士前期課程1年の米倉真大氏，実験面や繊維材料に関する知見等で支援いただいた倉田星哉氏，博士前期課程2年の三宅俊輝氏，博士前期課程1年の近藤雅斗氏，永江千夏氏，野原多朗氏，高専時代から長きに渡り公私ともに支援いただいた博士前期課程2年の川村俊介氏，同じFRPを解析対象としたテーマということもあり，アルゴリズムや論文投稿，学会発表の面で大いに支援いただいた博士後期課程1年の藤本真由氏，博士前期課程2年の布野翔太氏，菅野萌氏，博士前期課程1年の伊与田透碧氏に深く感謝致します．

それ以外にも本論文作成ならびに研究生活全般に亘り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の諸氏には多大なご支援・ご助力を戴き，研究活動を進める上での大きな支えとなりました．ここに深く感謝致します．

また，超域イノベーション博士課程プログラムの関係者各位には，学生生活において多大なるご支援いただき，研究活動を進める上での大きな支えとなりましたことを記し，謝意を表します．

本研究は，JST 次世代研究者挑戦的研究プログラム JPMJSP2138 の支援を受けたことを記し謝意を表します．

最後に，筆者の研究にさりげなく理解を示しそれとなく協力してくれ，咎めず自由を許容してくれた両親に心より感謝致します．

参考文献

[1] R.Aoki, R.Higuchi, T.Yokozeki, “Fatigue simulation for progressive damage in CFRP laminate using intra-laminar and inter-laminar fatigue damage models”, International Journal of Fatigue, Vol.143, 106015, pp.1-9, 2021.

[2] J.J.Kueh, T.Faris,“Finite element analysis on the static and fatigue characteristics of composite multi-leaf spring”, Journal of Zhejiang University SCIENCE A (Appl Phys & Eng) 13(3), pp.159-164, 2012.

[3] M.Hack, D.C.Payan, B.Magneville, T.Naito, Y.Urushiyama, W.Yamazaki, T.Yokozeki, W.V.Paepegem, “A progressive damage fatigue model for unidirectional laminated composites based on finite element analysis: theory and practice”, Fracture and Structural Integrity, Vol.46, pp.54-61, 2018.

[4] L.Zhao, M.Shan, H.Hong, D.Qi, J.Zhang, N.Hu, “A residual strain model for progressive fatigue damage analysis of composite structures”, Composite Structures Volume 169, pp.69-78, 1 June 2017.

[5] M.M.Shokrieh and L.B.Lessard, “Progressive fatigue damage modeling of composite materials, part I: modeling”, Journal of Composite materials, 34, pp.1056-1080, 2000.

[6] M.M.Shokrieh and L.B.Lessard, “Progressive fatigue damage modeling of composite materials, part II: material characterization and model verification”, Journal of Composite materials, 34, pp.1081-1116, 2000.

[7] W.Lian and W.Yao, “Fatigue life prediction of composite laminates by FEA simulation method”, International Journal of Fatigue, 32, pp123-133, 2010.

[8] T.Noll, M.Magin and N.Himmel, “Fatigue life simulation of multi-axial CFRP laminates considering material non-linearity”, International Journal of Fatigue, 32, pp.146-157, 2010.

[9] A.Gagel, B.Fiedler and K.Schulte, “On modeling the mechanical degradation of

fatigue loaded glass-fibre non-crimp fabric reinforced epoxy laminates", Composites Science and Technology, 66, pp.657-664, 2006.

[10] K.Mukoyama, K.Hanaki, T.Kurashiki, K.Kaizu, " Estimation Method of Fatigue Life Distribution for Woven Composites Based on Numerical Analysis of Damage Development", Journal of the Society of Materials Science, Japan, 63, 386-393, 2014.

[11] J.Xu, S.V.Lomov, I.Verpoest, S.Daggumati, W.Van Paepegem and J.Degrieck, "A progressive damage model of textile composites on meso-scale using finite element method: Fatigue damage analysis", Composites and Structures, 152, pp.96-112, 2015

[12] A.E.Jayantha, C.Richard, "An experimental investigation of the properties of cross-ply laminate used for manufacturing of small aircraft components", Composites Structures, 75, pp.93-99, 2006.

[13] T.Ogasawara, K.Onta, S.Ogihara, T.Yokozeki and E.Hara, "Torsion fatigue behavior of unidirectional carbon/epoxy and glass/epoxy composites", Composite Structures, Vol.90, pp.482-489, 2009.

[14] 倉田 星哉, 向山 和孝 (阪大), 中西 康雅 (三重大), 倉敷 哲生 (阪大), 李 興盛, 花木 宏修, 楠戸 一正 (クラレ), 片山 隆, "有機繊維強化複合材料の力学的特性ならびに減衰比に関する研究", 第 10 回 日本複合材料会議 (JCCM-10) , Vol.10th, Page.ROMBUNNO.2D-07 (WEB ONLY), pp.1-4, 2019

[15] M.Fujimoto, K.Mukoyama, T.Kurashiki, K.Hanaki, X.Li, " Estimation of Fatigue Life of Woven FRP Laminate Based on Numerical Analysis of Damage Development", JCOSSAR2019, Page.ROMBUNNO.OS15-7A, p.44, 2019.

[16] 加藤 誠一, "強化繊維 − IX. アラミド繊維" 日本複合材料学会誌, 7 巻, 5 号 pp..20-25, 1991.

[17] DuPont patent : Examined Patent Publication No.50-8487, 50-12006, 50-12484, 50-12485, 50-12486, 55-14167, 55-14170, 58-38529, 59-145567, 59-14568, 59-

50763, ; Unexamined Patent Publication No.59-5923310.

[18] J.L.Cooper, H.Sakai, "Aramid Fiber Kevlar and its Applications", Sen'i Gakkaishi 43 (4), pp.125-129, 1987.

[19] S.L.Kwolek, "Liquid Crystalline Polyamides", 179th Amer. Chem. Soc. Meeting, Houston, 1980.

[20] D.Tanner, et al, "Aramid Fiber Structure/Property Relationships and Their Application to Industrial Materials" Proceedings of the International Symposium on Fiber Science and Technology, 1985 (ISF-85), 1985.

[21] 中川 潤洋 "ポリアリレート繊維と溶融液晶紡糸" 繊維機械学会誌, Vol.56, No.5, pp.210-216, 2003.

[22] S.Yorimitsu, "The Specific Character and the Use of Polyallylate Fiber", Journal of the Society of Fiber Science and Technology, Vol.66, No.3, pp.86-90, 2010.

[23] H.Sugishima, "Properties and uses of Fully Aromatic Polyester Fiber "VECTRAN"" Journal of the Society of Fiber Science and Technology Vol.54, No.1, pp.12-15, 1998.

[24] 植田 啓三, "全芳香族ポリエステル繊維 ベクトラン" 繊維学会誌（繊維と工業）, Vol.43, No.4, pp.135-138, 1987.

[25] V.Nishino, R.Kawaguchi, S.Tamaoka, N.Ide, "Amplitude-Dependent Internal Friction Study of Fatigue Deterioration in Carbon Fiber Reinforced Plastic Laminates", Materials Research Vol.21, No.2, DOI:10.1590/1980-5373-mr-2017-0858, pp.1-5, 2018.

[26] Z.Zhang, G.Hartwig, "Relation of damping and fatigue damage of unidirectional fibre composites", International Journal of Fatigue Vol.24, No.7, pp.713-718, 2002.

[27] H.Liu, W.Wen, X.Su, C.Engler-Pinto, et al., "Study on Fatigue Behaviors of Porous T300/924 Carbon Fiber Reinforced Polymer Unidirectional Laminates", SAE Int.J.Mater.Manf.Vol.10, No.2, pp.114-122, 2017.

[28] M.Abo-Elkhier,A.A.Hamada, A.Bahei El-Deen, “Prediction of fatigue life of glass fiber reinforced polyester composites using modal testing”, International Journal of Fatigue Volume 69, pp.28-35, 2014

[29] S.Moharana1, K.Khan, “EXPERIMENTAL DYNAMIC ANALYSIS OF LAMINATED COMPOSITE BEAMS”, ISME Journal of Mechanics and Design Vol. 3, No.2, pp.1-16, 2019.

[30] H.L.Ganczakowski, M.F.Ashby, P.W.R.Beaumont, P.A.Smith, “The behaviour of Kevlar fibre-epoxy laminates under static and fatigue loading.Part 1 Experimental”, Composites Science and Technology Vol.36, No.4, pp.299-319, 1989.

[31] H.L.Ganczakowski, M.F.Ashby, P.W.R.Beaumont, P.A.Smith, “The behaviour of Kevlar fibre-epoxy laminates under static and fatigue loading.Part 2 Modelling”, Composites Science and Technology Vol.37, No.4, pp.371-392, 1990.

[32] Y.Nakanishi, T.Katayama, K.Kusudo, T.Kobayashi, K.Matsumoto, “Material damping behaviour of polyarylate fiber reinforced plastics”, The Japan Society of Mechanical Engineers, No.14-17, Dynamics and Design Conference pp.402-407, 2014.

[33] Y.Nakanishi, “Development of Vibration Analysis Tools for Fiber Reinforced Plastics with Carbon Twisted Yarn” The Textile Machinery Society of Japan Annual Meeting Report Vol.74th, p.72, 2021.

[34] Y.Nakanishi, Y.Suzuki, K.Matsumoto, S.Yorimitsu, K.Kusudo, “Material damping analysis for polyarylate woven fabric composites by multiscale analysis” The Textile Machinery Society of Japan Annual Meeting Report (CD-ROM) Vol.2019, J10316, DOI:10.1299/jsmemecj.2019.J10316, p.1, 2019.

[35] 中西康雅, 端崎裕太朗, 松本金矢, “機能性繊維強化複合材料の振動減衰推定手法の提案” 日本繊維機械学会年次大会研究発表論文集・講演要旨集 Vol.69th, pp.134-135, 2016.

[36] S.Kurata, K.Mukoyama, Y.Nakanishi, T.Kurashiki, X.Li, K.Hanaki, K.Kusudo,

T.Katayama, “ Evaluation of Fatigue and Damping Property for Woven Composites under Tensile Loading”, JCOSSAR 2019, OS15-8A, p45, 2019.

[37] M.Zako, N.Takano, T.Tsujikami and Y.Uetsuji, ”A proposition for fracture behavior analysis of composites”, Proceedings of the 38th Japan congress on materials research, pp.163-169, 1995.

[38] M.Zako, N.Takano and T.Tsumura, ”Numerical predictions of strength of notched UD laminate by analyzing the propagation of intra- and inter-laminar damage”, Material Science Research International, 2, pp.117-122, 1996.

[39] S.Murakami, “Mechanical modeling of material damage”, Journal of Applied Mechanics, Vol.55, pp.280-286, 1988.

[40] O.Hoffman, “The brittle strength of orthotropic material”, Journal of Composites Materials, 1, pp.200-206, 1967.

[41] 向山和孝, “繊維強化複合材料の疲労寿命データ併合法と疲労寿命推定法に関する研究”, 大阪大学博士論文, 2016.

[42] M.A.Miner, “Journal of Applied Mechanics”, 12-A, p.159, 1962.

[43] F.Bastenaire, G.Pomey, P.Rabbe, “Mem. Scient. de la revue de me’ tallurgie”, 10, 1971.

[44] 西川出, 中易秀敏, 菅田淳, 横幕俊典, 吉岡純夫, 首藤俊夫, 新谷奉史, 酒井孝, 酒井達雄, “金属材料の疲労試験データに対する標準的S-N曲線回帰法の提案”, 材料, 51, 1, pp.54-60, 2002.

[45] W.Van Paepegem, J.Degrieck, “Fatigue degradation modeling of plain woven glass/epoxy composites”, Composites Part A, 32 , pp.1433-1441, 2003.

[46] H.EL Kadi and F.Ellyin, “Effect of stress ration on the fatigue of unidirectional glass fibre/epoxy composite laminate”, Composites, 25, pp.917-924, 1999.

[47] E.J.McBride, “The Free Lateral Vibrations of a Cantilever Beam With a Terminal Dashpot, ”, JOURNAL OF APPLIED MECHANICS, Trans. ASME, vol.65, pp.A-168-A-172, 1943.

[48] Dana Young, “Vibration of a Beam With Concentrated Mass, Spring, and Dashpot”, JOURNAL OF APPLIED MECHANICS, vol.15 , TRANS. ASME, vol. 70, pp.65-72, 1948.

[49] Das, Y.C., and Navaratxa, D.R., “Vibrations of a Rectangular Plate With Concentrated Mass, Spring, and Dashpot”, J. Appl. Mech., vol.30, no.1, pp.31-36, 1963.

[50] R.D.Adams, D.G.C.Bacon, “Effect of fibre-orientation and laminate geometry on the dynamic properties of CFRP”, Journal of Composites Material, Vol.7, pp.230-237, 1973.

[51] 古賀達蔵, 小松敬治, “円筒殻の自由振動における支配方程式と固有値”, 日本機械学会論文集 46-1, pp.70-79, 1980.

研究業績

1. 本論文に関連した投稿論文(査読付)
   (1) 藤本森峰, 向山和孝, 倉敷哲生, 花木宏修, 李興盛, “損傷進展解析に基づく織物FRP積層材の疲労寿命評価に関する研究”, 構造物の安全性および信頼性 (JCOSSAR 2019 論文集 A 論文フルペーパー査読有), Vol.9, OS15-7A, pp.188-194 (2019)
   (2) 藤本森峰, 向山和孝, 李興盛, 花木宏修, 倉敷哲生, “4層積層を考慮した織物繊維強化複合材料積層板の疲労寿命推定に関する研究”, スマートプロセス学会誌, Vol.11, No.3, pp.141-146(2022)
   (3) 藤本森峰, 向山和孝, 倉敷哲生, 中西康雅, 倉田星哉, 麻生祥史, 楠戸一正, “ポリアリレート繊維を用いた織物複合材料の繰返し荷重下における減衰特性の評価”, Journal of Textile Engineering(採択通知有り)
2. 学会発表
   (1) 藤本森峰, 向山和孝, 倉敷哲生, 花木宏修, 李興盛,“損傷進展解析に基づくFRP積層材料の高サイクル疲労寿命評価に関する研究”, 日本繊維機械学会第72回年次大会 (2019)
   (2) 藤本森峰, 倉敷哲生, 花木宏修, 向山和孝, 李興盛,“マルチスケール損傷進展解析による織物FRP積層材料の疲労寿命評価に関する研究”, 第11回日本複合材料会議 (2020)
   (3) 藤本森峰, 向山和孝, 倉敷哲生, 花木宏修, 李興盛,“損傷進展解析による織物積層材の疲労寿命予測と損傷評価”, 日本材料学会第69期学術講演会 (2020)
   (4) 藤本森峰, 倉敷哲生, 李興盛, 花木宏修, 向山和孝, “損傷進展解析に基づくFRP積層材料の疲労寿命評価における回帰モデルの適用に関する研究”, 日本繊維機械学会第73回年次大会 (2020)