

Title	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
Author(s)	向山,和孝
Citation	大阪大学, 2017, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://doi.org/10.18910/61740
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

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

向 山 和 孝

2016年12月

大阪大学大学院工学研究科

目 次

Л	2
-	1

第1章序 論	1
1.1 繊維強化複合材料	1
1.1.1 種類と利用環境	1
1.1.2 強化形態と疲労特性	3
1.2 疲労強度を基礎とした信頼性設計とその問題点	6
1.3 疲労特性に関する既往研究	10
1.3.1 既存の疲労試験データの活用	10
1.3.2 有限要素法による数値解析手法の援用	12
1.4 本研究の目的	13
1.5 本論文の構成	16

第2章 一方向炭素繊維強化複合材料の疲労寿命データ併合法	18
2.1 緒 言	18
2.2 S-N曲線回帰モデルの種類	18
2.3 一方向炭素繊維強化複合材料の疲労寿命データの収集と正規化	19
2.4 疲労寿命データ併合法の提案と有意差検定法との比較	22
2.4.1 分散分析に基づく併合法の提案	22
2.4.2 提案手法と日本機械学会基準の有意差検定法との比較	25
2.5 収集した疲労寿命データに対する提案手法の適用	28
2.6 一方向炭素繊維強化複合材料の併合データの分布特性評価	33
2.7 結 言	37

第3章 一方向ガラス繊維強化複合材料の引張強度に基づく疲労寿命推定法 39

3.1	緒言		39
3.2	金属材料の引	張強度に基づく疲労寿命推定法	39

3.3 一方向ガラス繊維強化複合材料の引張強度に基づく疲労寿命推定法 41

- 3.3.1 金属材料対象の疲労寿命推定法の繊維強化複合材料への適用検討 41
- 3.3.2 一方向ガラス繊維強化複合材料の疲労寿命推定手順 47
- 3.4 実験結果との比較による提案手法の妥当性の検証
 48

52

3.5 結 言

第4章 損傷進展解析に基づくテキスタイル複合材料の疲労寿命推定法	53
----------------------------------	----

4.1	緒		53
4.2	連約	売体損傷力学に基づくテキスタイル複合材料の損傷進展解析法	53
4	.2.1	繊維強化複合材料の力学的特性評価における構造スケール	53
4	.2.2	一方向繊維強化複合材料に対する損傷モードのモデル化と損傷構成則	54
4	.2.3	変位増分法による損傷進展解析法	58
4.3		方向繊維強化複合材料の等価物性値の算出法	59
4	.3.1	等価弾性係数	59
4	.3.2	等価強度値	62
4.4	損任	傷進展解析法に基づくテキスタイル複合材料の疲労寿命推定法の提案	63
4	.4.1	一方向繊維強化複合材料の疲労損傷のモデル化	63
4	.4.2	テキスタイル複合材料の疲労寿命の推定手順	65
4	.4.3	テキスタイル複合材料の疲労寿命推定法の前提条件	67
4	.4.4	一方向繊維強化複合材料の疲労強度分布に基づく寿命分布推定法	68
4.5	結		70

第5章 3	ミ験結果との比較による疲労寿命推定法の妥当性の検証	72
5.1 緒		72
5.2 平清	織炭素繊維強化複合材料への適用	72
5.2.1	一方向炭素繊維強化複合材料の力学的特性と疲労損傷モデル	72
5.2.2	平織炭素繊維強化複合材料の有限要素モデルと境界条件	76
5.2.3	平織炭素繊維強化複合材料の静的引張解析とその結果	77
5.2.4	平織炭素繊維強化複合材料の疲労解析とその結果	77
5.3 平静	職ガラス繊維強化複合材料への適用	84
5.3.1	一方向ガラス繊維強化複合材料の力学的特性と疲労損傷モデル	84
5.3.2	平織ガラス繊維強化複合材料の有限要素モデルと境界条件	86
5.3.3	平織ガラス繊維強化複合材料の静的引張解析とその結果	87

5.3.4	平織ガラス繊維強化複合材料の疲労解析とその結果	88
5.4 縫合	合繊維強化複合材料への適用	91
5.4.1	一方向ガラス繊維強化複合材料の力学的特性と疲労損傷モデル	91
5.4.2	縫合繊維強化複合材料の有限要素モデルと境界条件	93
5.4.3	縫合繊維強化複合材料の静的引張解析とその結果	94
5.4.4	縫合繊維強化複合材料の疲労解析とその結果	97
5.5 結	言	101

第6章 結 論

6.1	本研究の成果	104
6.2	今後の展望	108

104

謝	辞 1	10
参考	文献 1	111
研究	業績 1	17

第1章 序 論

1.1 繊維強化複合材料

1.1.1 種類と利用環境

材料は世の中に存在する製品の基盤であり、必要不可欠な存在であるため、昔から 「材料を制すものは、技術を制する」といわれ、多くの企業や公共機関において材料 の研究開発が盛んに行われてきた. 1960年代から複合材料と呼ばれる材料分野が急速 な進歩を遂げ,注目されている. 複合材料は,「二種類以上の材料を組合せ成形するこ とによって,素材単独では持つことのできない性質を発揮し得るようにした材料」,さ らに具体的にいえば「素材をへだてる明瞭な界面を有する,少なくとも二つの化学的 に異なった物質を組み合わせたもの」と定義されている[1]. 人類は古代からこの複合 材料の定義に従う材料を生み出し、日常生活において活用してきた. 例えば、わらを 混ぜた古代エジプトの土掘やイスラエルの煉瓦などが挙げられるが、日本の歴史に着 目すると、奈良県の興福寺に鎮座する阿修羅観音像や世界文化遺産である姫路城の城 壁が挙げられる. 阿修羅観音は、麻布を漆に浸して何層にもそれを張り合わせて作製 された乾漆仏であり、麻布と漆を組合せて作製されている.また、姫路城の城壁は、 漆喰壁と呼ばれる分厚く塗られた土壁の表面を漆喰で被覆した塗壁であり, 消石灰, 貝灰, 苆 (麻の繊維を裁断したもの), 銀杏草 (海藻)を主な材料とした漆喰と小舞 (竹 製の格子を縄等で縛り固定したもの)と呼ばれる芯に土を付けた土壁により構成され ている.

このように、昔から人類は様々な材料を組み合わせることにより新たな性質を有す る材料の創成を試みてきたが、近代的な複合材料は1940年代の第二次世界大戦中に米 国で開発されたガラス繊維強化プラスチック(Glass Fiber Reinforced Plastic:GFRP) に始まる.当時のGFRPはガラス繊維にポリエステル樹脂を含侵させた材料で、軽量 で耐食性に優れており、米国が第二次世界大戦中に軍用機の燃料タンクとして実用化 させた.その後、エポキシ樹脂、ビニルエステル樹脂等の熱硬化性樹脂や熱可塑性樹 脂を母材として、ガラス繊維だけでなく炭素繊維、アラミド、ケブラー繊維等の繊維 を強化材として組み合わせた繊維強化プラスチック(Fiber Reinforced Plastics:FRP) が開発されてきた.また、耐熱性を付与するために金属材料を母材とした繊維強化金 属(Fiber Reinforced Metal:FRM)やセラミックスを母材とした繊維強化セラミックス (Fiber Reinforced Ceramics:FRC)も開発されている.

近年、技術の発達に伴い機械や構造物は高度化かつ複雑化し、より高い安全性や信

頼性が要求されている. さらには、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や CO2 削減が求められ ているのが現状であり、それらの要求を満たすために様々な分野で、多種多様な種類 の複合材料が使用されている。特に、航空機や自動車等の輸送用機器の軽量化は大き な燃費効率の改善や CO₂ 削減に繋がるため, 軽量で強度や剛性に優れる FRP を輸送機 器の一次構造材として適用した事例が増加している.例えば,2003年から開発を始め, 2009年に初飛行に成功し、2011年10月26日に全日空輸が成田-香港間で世界初の商 業飛行を開始した Boeing の B-787 機は, 機体重量の約 50%に炭素繊維強化プラスチッ ク(Carbon Fiber Reinforced Plastic : CFRP)を使用することにより機体の軽量化を実 現し、さらにはエンジンの燃費性能の改善による相乗効果により、B-767 機と比較し て約 20%の燃料消費量および CO2 排出量の削減に成功している (Boeing HP: http://www.newairplane.com/787/). 一方, 自動車産業においては, BMW が日本市場に おいて 2014 年に発売したプラグインハイブリットスポーツカーi8 の車体フレームに CFRP を採用しており,静止状態から時速 100km までの加速時間が 4.5 秒, 100km あ たり 2.5L の低燃費というスポーツカークラスのパワー, コンパクトカークラスの燃費 性能を兼ね備えた次世代モビリティの開発に成功し,注目を浴びている(BMW HP: http://www.bmw.co.jp/jp/ja/newvehicles/i/i8/2013/showroom/). また,鉄道車両分野にお いては,川崎重工業株式会社が世界初となる CFRP ばね採用の鉄道車両用台車 efWING [®]を開発し、台車の大幅な軽量化に加え、エネルギーコストの削減、高いサスペンショ ン能力により乗り心地や脱線に対する安全性の向上を実現している(川崎重工業株式 会社 HP: http://www.khi.co.jp/news/detail/20140314 1.html).

FRP は上記の輸送機器分野だけでなく再生可能エネルギー分野においても活用され ている.例えば、風力発電用ブレードの構造材には GFRP が使用されており、軽量化 および高性能化に貢献してきた[2].また、最近では、風力発電出力がブレード長さの 2 乗に比例することから風車の大型化が進む傾向にあり、それに伴ってブレードの強 度および軽さを確保するために、従来の GFRP を補強する材料として CFRP が三菱重 工業株式会社やデンマークの Vestas の大型風車に採用され、使われ始めている(日本 経済新聞電子版:日本の風力発電「超大型」と「小型」で世界に再挑戦 2013 年 7 月 18 日).この他にも、大規模太陽光発電所(メガソーラー)で使用するソーラーパネ ル用架台を GFRP により作製し、塩害の影響が予想される地域であっても長期的にわ たる安定した発電を可能にした事例(日経 BP 環境経営フォーラム HP: http://business.nikkeibp.co.jp/article/emf/20130425/247225/)もある.

以上のように,輸送機器や再生可能エネルギー分野における FRP の適用事例からエ ネルギー効率の向上や温室効果ガス削減等に FRP が貢献している現状について示し たが,日本国内においては 2011 年 3 月 11 日に発生した東日本大震災を機に,エネル ギーに対する関心がより一層高まり、日本政府によるエネルギー政策案が再検討され ている.経済産業省が2014年4月に発表したエネルギー基本計画では、日本国が抱え る課題として、原子力発電の安全性に対する懸念、原子力の代替による化石燃料への 依存の増大や温室効果ガスの排出量の急増等が挙げられている.また、これらの課題 に対する政策も数多く挙げられている.それらのうち、運輸部門における多様な省エ ネルギー対策の推進、再生可能エネルギーである風力・地熱の導入加速に向けた取組 みの強化、バイオマス、太陽光・地中熱等の再生可能エネルギー熱等による小規模な 再生可能エネルギー源を組み合わせた分散型エネルギーシステムの構築等を推進する ことが挙げられており、FRPが次世代構造材料として重要な役割を担うと推測される.

1.1.2 強化形態と疲労特性

FRPの基本的な強化形態は繊維を一方向に配向させ、それに樹脂を含侵させた一方 向繊維強化複合材料(Unidirectional Fiber Reinforced Plastic: UD-FRP)((Fig.1.1(a))で ある.また、繊維を多方向に配向させて積層した積層材(Fig.1.1(b))の利用も多いが、 板厚方向の強度や剛性が著しく弱いという欠点がある.これに対して、強化材である 繊維束を縦糸方向と横糸方向に交差させた織り構造とすることで、その欠点を解決し た織物複合材料(Woven Fabric Composites: WFC)がある.なお、織物以外には編物、 組物の強化形態が存在する.また、繊維を多方向に配向させて積層した強化材をポリ エステル加工糸等で縫合した縫合繊維強化複合材料(Non-crimp Fabric Composites: NCFC)が注目を浴びており、研究も多くされている[3-17].縫合繊維強化複合材料は 織物複合材料と比較して繊維うねりが少なくドレープ性に優れる.





(a) Unidirectional composite(b) Laminates of unidirectional compositeFig. 1.1 Typical reinforcement types

FRP の機械的特性のうち,特筆すべき点は比強度である. 高張力鋼では 1.6, AI 合金では 2.1 であるのに対してガラス繊維強化複合材料では 8.0,炭素繊維強化複合材料では 25.0 と非常に優れており,大きな軽量化に対する効果を有している[18]. また,疲労特性も重要な機械的特性の一つである. 一例として, Fig.1.2 に円孔付平板炭素繊維強化複合材料の片振り引張疲労試験による S-N 線図[19]を示す. AI 合金の S-N 線図 も併せて記載されているが,炭素繊維強化複合材料の疲労特性は AI 合金よりも優れていることがわかる.



Fig. 1.2 *S-N* diagram of plane specimen with hole [19]

上述のとおり、FRPには様々な強化形態が存在し、その内部構造は複雑である.この内部構造が複雑であるがゆえに、FRPに外力が作用した際の損傷挙動もまた複雑である.[0/90]nsのクロスプライ積層材に面内繰返し荷重が作用した際のFRPの損傷形態は、繊維破断、縦割れ、90°層のトランスバースき裂、0°/90°界面における自由端部の層間剥離、縦割れとトランスバースき裂の交差部における層間剥離など様々である[20].金属材料に繰返し荷重が作用する場合、単一のき裂が発生、進展し、最終破断に至るが、FRPの場合、様々な損傷が独立的に、もしくは相互作用を及ぼしながら発生、進展し、最終破断に至る[21].なお、積層材における繰返し荷重下の損傷および破壊について、Readら[22]は次に示す4つの段階を踏むと報告している.

- 損傷進展の初期段階は、斜交軸層における繊維に沿ったマトリックスき裂が多数 発生し、各層におけるき裂が飽和状態に達する.この飽和状態を CDS (Characteristic Damage State) と呼ぶ.
- (2) CDS において, 層間剥離により局所的に各層のき裂が合体する.
- (3) さらなる繰返し負荷が層間剥離の成長と合体を引き起こす.
- (4) 損傷過程の最終段階は,総合的な損傷と0°層における繊維破断により特徴付け られる.

上記のように、繊維強化複合材料の損傷形態はマトリックスき裂、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受持ち、それにより生じる繊維破断 が支配的となり発生する.実際の損傷進展挙動の例として、積層材、織物複合材料、 縫合繊維強化複合材料のそれぞれに繰返し荷重が作用した際の挙動を取り上げる. Reifsnider ら[23]は炭素繊維/エポキシ樹脂積層材に対して疲労試験を実施している. 積層構成は[0/902]。、荷重形態は片振り引張、応力比は 0.1、周波数は 10Hz、最大応力 レベルは引張強度の 70%である.実験結果として、繰返し数の初期ではトランスバー スき裂が発生し、その後、0/90 界面で初期の層間はく離が発生し、繰返し数が増加す ると、1 つの界面が完全にはく離し、その他の層間はく離も増加すると報告している. また、0°層において縦割れが発生、繰返し数の増加に伴い縦割れが成長、0/90°層界 面で発生した層間はく離も観察したと報告している.また、層間はく離はトランスバー スき裂と縦割れとの交差部で発生するとも報告している.

次に Vallons ら[8]は炭素繊維/エポキシ樹脂織物複合材に対して疲労試験を実施し ている.織構造は綾織り,荷重形態は片振り引張である.最大応力レベル 700MPa(引 張強度の約 70%)における平均破断繰返し数は 10⁶回であり,繰返し数 10³回ではト ランスバースき裂が発生,10⁴回では縦割れおよび層間剥離が発生し,繰返し数の増加 に伴い縦割れ(縦方向の黒線)および層間剥離の成長が観察されたと報告している.

最後に,Fig.1.3 にエポキシ樹脂含浸前のガラス繊維縫合繊維強化複合材料を,Fig.1.4 に樹脂含浸後に繰返し荷重を付与した際の試験片表面の CCD 観察画像をそれぞれ示 す.試験条件として,積層構成は[0/90]s,縫合糸はポリエステル加工糸,縫合パター ンはプロマット,周波数は2Hz,応力比は0.1,最大応力レベルは213MPa(引張強度 の50%)である.なお,この最大応力レベルにおける破断繰返し数は3025 回である. 初期ではトランスバースき裂,縦割れが発生し,サイクル数が増加すると自由端部に おける層間剥離,局所的な層間剥離が発生する.破断直前では,これらの層間剥離が 支配的に進展し,繊維破断を伴って最終破断に至る.



Fig. 1.3 Glass fiber NCF



Fig. 1.4 CCD images of in-situ observation for NCFC

1.2 疲労強度を基礎とした信頼性設計とその問題点

1.1 節にて述べたように、環境・エネルギー問題への関心の高まりから、輸送機器 分野では、燃費向上と CO₂排出量の削減をねらい、FRP を二次構造材から一次構造材 として利用する動きが活発である.一般に、機械構造物を設計する場合、部材の剛性 や静的強度の要求を満たしながら、繰返し荷重を考慮した疲労強度設計がなされる. 一方、部材に生じる応力(部材に作用する外力)や部材の強度はばらつきを有するた め、それらを確率変数として取扱うことで機械構造物の所定の機能を維持する確率を 定量的に保証する信頼性設計がある. Fig.1.5 に応力-強度モデル[24]を示す.



Fig. 1.5 Scheme of Stress–Strength model [24]

これは、応力と強度を確率変数と考え、応力と強度を共通の横軸(確率変数 x)に とり、強度の確率密度関数 $f_R(x)$ と応力の確率密度関数 $f_L(x)$ を縦軸にとり図示したもの である.応力が強度を超えたときに破壊が生じるとすると、応力と強度の各確率分布 において互いに重なり合う領域が破壊確率を与える尺度となる.この評価においては、 応力(外力)および強度の分布特性が既知である必要がある.

疲労強度を基礎とした信頼性設計には、使用期間内での破壊確率をある値以下に抑 える有限寿命設計と、長期間にわたり破壊が生じない確率を基準とする疲労限度設計 がある.Fig.1.6 に耐疲労信頼性設計の具体的手順の流れ[25]を示す.本手順では、材 料種別,部材形状、荷重形式や使用環境などの情報、静的強度や中央 S-N 曲線の機械 的特性の情報が必要となる.なお、中央 S-N 曲線の有限寿命領域における手順が有限 寿命設計、疲労限度付近における手順が疲労限度設計に対応する.有限寿命設計の場 合、中央 S-N 曲線とその寿命中央値まわりの寿命分布特性を知る必要があり、疲労限 度設計の場合、疲労限度とその分布特性を知る必要がある.Fig.1.7 に疲労強度分布お よび疲労寿命分布の模式図を示す.これらの分布特性に基づく破壊確率を考慮した P-S-N 曲線(Fig.1.8)が解析できれば、定振幅荷重下における任意繰返し数の破壊確 率の定量的評価や破壊確率を所定の値以下に抑えた疲労設計が可能となる.したがっ て、耐疲労信頼性設計では、P-S-N 曲線の取得が重要であり、そのためには中央 S-N 曲線の取得および疲労寿命や疲労限度の分布特性を明確にしておくことが必要となる.



Fig. 1.6 Flowchart of fatigue design procedure based on reliability [25]



Number of cycles to failure

Fig. 1.7 Scheme of distribution of fatigue life and strength



Number of cycles to failure

Fig. 1.8 Scheme of *P-S-N* curve based on distribution of fatigue strength

しかしながら、中央 S-N曲線の取得および分布特性の評価には、疲労試験や疲労強 度分布を求める方法(プロビット法,ステアケース法)が必要であり、数応力レベル である程度のデータ点が必要となるため,時間と費用が求められる.それに加え,FRP の疲労特性は負荷形態、応力比や応力履歴等の試験条件の影響を受け、さらに、繊維 種,樹脂種,繊維体積含有率,繊維配向角,積層構成(積層順序,積層数),強化形態, 基材の組合せなど様々な設計変数が存在し、これらの影響を受けることから [8][14][26], 試験条件と設計変数の全組合せを考慮することはさらなる時間的・経済 的コストの増加を招く.また,構造物の安全性・信頼性を確保するうえで,事前に P-S-N 曲線だけでなく,損傷進展挙動も併せて評価しておくことが重要となる.前項で述べ たように FRP には様々な損傷形態が存在し、外力が作用するとそれらが併発、損傷領 域も広範囲に及ぶといった複雑な損傷進展挙動を示す.実験における損傷観察には X 線を用いた観察が適用されているが[8][27-29]、実験のみで損傷機構を把握しようとす ると、これもまた多くの時間と費用が必要となってしまう. グローバル競争が激化の 一途をたどる現在、製造業は製品の開発・設計期間の短縮やコスト競争力向上を目指 していることから, FRP の疲労強度,疲労寿命,それらの分布特性および損傷挙動を 短期間かつ低コストで取得できる手法の開発が切望される.

1.3 疲労特性に関する既往研究

前節で述べたように耐疲労信頼性設計では P-S-N 曲線の取得(中央 S-N 曲線,疲労 寿命分布,疲労強度分布の取得)が重要であり, FRPの P-S-N 曲線を短期間かつ低費 用で取得可能な手法の開発が望まれている. FRP を対象とした耐疲労信頼性設計にお ける問題点をまとめると次のとおりである.

- (1) P-S-N曲線の取得における問題点
 - ・中央 S-N曲線,疲労寿命分布および疲労強度分布の評価が必要である.
 - ・しかし、それらの取得には様々な試験条件と多数の試験データを要する疲労試験が必要となり、時間と費用が求められる。
- (2) FRP を対象とした疲労試験における問題点
- ・FRP は多くの設計変数を有し、設計変数や試験条件に依存して FRP の疲労特性や 損傷挙動が変化する.
- ・したがって、全ての試験条件と設計変数の組合せを考慮して疲労試験を実施する ことはさらなる時間と費用が必要となる.

これらの問題点に対しては,試験期間の短縮もしくは少数の試験データの活用の観 点から考えると(1)既存の疲労試験データの活用や(2)有限要素法による数値解析 手法の援用が有効であると考えられる.金属材料や複合材料において,これらに関す る研究はこれまで数多く行われている.

1.3.1 既存の疲労試験データの活用

日本機械学会基準 統計的疲労試験方法[30]に記載されている S-N曲線傾斜部に対す る有意差検定法がある.これは,疲労試験より得られた約 15 個前後の疲労試験データ をもとに,破壊確率 50%に相当する S-N曲線の傾斜部と水平部を求める試験法を基本 とし,さらに,2 つの試験 A, B で得られた2本の S-N曲線の傾斜部もしくは水平部 が同等であるとみなせるか,あるいは両者に差があるかについての客観的判定を下す 有意差検定法である.

中易ら[31]は回帰直性の同等性の統計的検定問題とした多標本疲労試験データの併合法を提案し、その有効性を示している.提案手法を S45C の疲労試験データに適用し、二標本の併合データを用いて *P-S-N* 曲線を評価している.

河井ら[32-34]は、一方向強化 T800H/Epoxy (R=0.1)の非主軸引張疲労試験に対し

て最大応力を引張強度で正規化することにより、繊維配向角度の依存性を取り除くことができると報告している. Vallons ら[8]も繊維配向角の異なる NCFC に対して適用し、その有効性を示している. さらに河井らは、修正疲労強度比 S^* (1-1) を定義し、これを用いることにより非主軸疲労データの繊維配向角度依存性と応力比の影響を取り除くことができると報告している. ここで、式中の σ_B は非主軸静的強度、 σ_a は応力振幅、 σ_m は平均応力である.

$$S^* = \frac{\sigma_a}{\sigma_B - \sigma_m} \tag{1-1}$$

酒井ら[35]は、引張強度が異なる 5 シリーズの SCM435 鋼の表面起点型破断および 内部起点型の疲労試験データに対して、表面起点型破断データでは応力振幅を破断繰 返し数 10⁵回における時間強度により正規化、内部起点型破断データでは応力振幅を 破断繰返し数 10⁷回における時間強度により正規化することでデータ併合を行い、 *P-S-N*特性を解析し、その有効性を示している.また、岡田ら[36]や花木ら[37]は、極 低炭素鋼や高強度鋼の回転曲げ疲労試験データに対して、応力振幅を引張強度で正規 化を行い、データ併合を行った後、*P-S-N*特性の評価行っている.

西谷ら[38]は、金属材料を対象とした微小き裂伝ば則と引張強度に基づく寿命予測 法を提案し、寿命予測式(1-2)を様々な鉄鋼材料の実験結果に適用してその有効性を 示している.ここで、式中における N_f は破断繰返し数、 σ_B は引張強度、 σ_a は応力振 幅、 c_3 、 α 、nは材料定数である.

$$N_{f} = (2/c_{3}) \left(\sigma_{B}/\sigma_{a}\right)^{n} \{\ln \alpha + \ln 20\}$$
(1-2)

著者ら[39]は,機械構造用炭素鋼の疲労試験データに対して片対数折れ線モデルの 回帰を行い,引張強度と回帰パラメータとの相関関係および回帰パラメータ同士の相 間関係に着目し,引張強度から *S-N* 曲線を推定する簡易推定法を提案している.

Hanaki ら[40]や座古ら[41,42]は、疲労強度のばらつき一定の仮定に基づき、各寿命における疲労強度を限界繰返し数における疲労強度に換算することで、異なる寿命における疲労強度データを一つにまとめ、少数の疲労試験データから疲労強度分布および *P-S-N* 曲線を推定することを可能としている.

1.3.2 有限要素法による数値解析手法の援用

Lian ら[43]は、0°材、90°材および±45材の疲労試験から剛性低下特性、残留強度 特性を疲労損傷モデルとして定義し、さらに、弾性係数や強度のばらつきを正規分布 で考慮し、Hashin の静的破壊則を疲労破壊に拡張して有限要素法による応力解析と組 合せることで [45/90/-45/0]。材等の*S-N* 特性や剛性低下特性を推定している.

また,Shokrieh ら[44,45]は,一方向材である 0°材の繊維長手方向,トランスバー ス方向,面内せん断,面外せん断方向の疲労試験から得られた剛性低下特性と残留強 度特性を疲労損傷モデルとしてモデル化し,それらのモデルと有限要素解析とを組合 せた疲労寿命推定法を提案している.提案手法を円孔付き[904/04]s材等に適用した結 果,*S-N*特性や残留強度特性が推定可能であることを示している.Nollら[46]は,0° 材,±45材,[45/0/-45/90]_s材の疲労試験から得た*S-N*特性,剛性低下特性,残留強度 特性をモデル化し,[45/0/-45/90]_s材に適用している.また,Gagelら[10]はNCFを対 象として,NCFの疲労試験から得られる*S-N*特性およびマトリックスき裂のき裂密度 をモデル化し,き裂を有するNCFの剛性低下特性を推定している.

Xu ら[47]は、一方向繊維強化複合材料の S-N 曲線を疲労損傷モデルとして定義し、 繰返し荷重による繊維破断の発生判定を Miner 則で、繊維束内の樹脂き裂の発生判定 を 3 次元応力状態における Liu の多軸疲労則(1-3)で定義し、その樹脂き裂の損傷形 態をき裂面角度により分類し、有限要素法による応力解析と組み合わせることにより、 織物複合材料の疲労寿命推定法を提案している.ここで、(1-3)式中における σ_c は臨 界面における最大垂直応力、 $\tau_{c(I)}$ は臨界面における最大面内せん断応力、 $\tau_{c(O)}$ は臨界面 における最大重外せん断応力、 σ_c^H は臨界面における静水圧応力、 $f(N, \theta_{crack})$ はき裂面 に対して垂直方向の疲労強度、 $t_{(I)}(N, \theta_{crack})$ はき裂面に対して平行方向のせん断疲労強 度、 $t_{(O)}(N, \theta_{crack})$ はき裂面に対して運行方向のせん断疲労強 度、 $t_{(O)}(N, \theta_{crack})$ はき裂面に対して戦維方向のせん断疲労強度、k、 β は材料パラメータ、 η_H は静水圧応力の補正係数をそれぞれ示している.

$$\left[\frac{\sigma_{c}}{f\left(N,\theta_{crack}\right)}\left(1+\eta_{N}\frac{\sigma_{m,c}}{f\left(N,\theta_{crack}\right)}\right)\right]^{2}+\left(\frac{\tau_{c(I)}}{t_{(I)}\left(N,\theta_{crack}\right)}\right)^{2}+\left(\frac{\tau_{c(O)}}{t_{(O)}\left(N,\theta_{crack}\right)}\right)^{2}+k\left(\frac{\sigma_{c}^{H}}{f\left(N,\theta_{crack}\right)}\right)^{2}=\beta^{2} \quad (1-3)$$

Liu の多軸疲労則を適用する場合,特に $f(N, \theta_{crack})$, $t_{(I)}(N, \theta_{crack})$, $t_{(O)}(N, \theta_{crack})$ のき裂面 における疲労強度が必要となるが, Xu らは Tsai-Wu の強度理論式における静的強度項 を一方向繊維強化複合材料の *S-N* 曲線から求まる疲労強度に置換し,き裂面の疲労強 度を求めている.

1.4 本研究の目的

FRP の耐疲労信頼性設計では P-S-N 曲線の取得が重要であり、そのためには S-N 曲線および疲労寿命や疲労強度の分布特性を短期間かつ低費用で取得できることが望ましい.そこで、本研究では、耐疲労信頼性設計への援用を念頭に置き、一方向繊維強化複合材料の既存 S-N データと有限要素法とを組合せることにより複雑な強化形態を有するテキスタイル複合材料の疲労寿命およびその分布特性を推定し、疲労試験の長期化問題を解決しうる疲労寿命推定システムの構築を目指す.Fig.1.9 にそのシステムのフローチャートを示す.



Woven fabric composite material

(Only fiber bundle)





Fig. 1.9 Flowchart of prediction system of fatigue life without experiment

本研究で目指す疲労寿命推定システムの概要を説明する. Fig.1.9 の上図に示すよう に複雑な強化形態を有するテキスタイル複合材料の微視的基本構造が一方向繊維強化 複合材料で構成されていると捉え,(I)一方向繊維強化複合材料の既存 S-Nデータか ら大標本データを創成して S-N 曲線を求める,もしくは,(II)比較的簡易な試験で求 められる引張強度から一方向繊維強化複合材料の S-N 曲線を推定し,(III)それら S-N 曲線と有限要素法による応力解析手法を組み合わせることにより,テキスタイル複合 材料全体の疲労寿命およびその分布特性を推定するものである.なお,文章中の(I) から(III)は Fig.1.9 における番号と対応する.以下に Fig.1.9 のフローチャートの各 項目を箇条書きにて記す.

- 1) テキスタイル複合材料(複雑な強化形態を有する織物複合材料や NCF など)の有限要素モデリングを行う.併せて,境界条件,材料特性値を入力する.
- 2) 有限要素法に基づく応力解析を実施する.
- 3) 各要素における応力を計算する(各要素は一方向繊維強化複合材料として取扱う).
- 4) 得られた応力から Hoffman 則により各要素の突発損傷型の損傷発生を判定する.
- 5)得られた応力および 5')に示す一方向繊維強化複合材料の S-N 曲線(疲労強度の ばらつきも考慮)から Miner 則により各要素の消耗損傷型の損傷発生を判定する.
- 6) 損傷要素が存在する場合,その要素の剛性を低下させた後,手順2) に戻り,応力 解析を行う.
- 7) 損傷要素の剛性低下をテキスタイル複合材料に反映させ、その剛性を計算する.
- 8) テキスタイル複合材料全体の剛性があるしきい値まで低下した場合, テキスタイル 複合材料全体が破壊したと判定する.しきい値まで低下しない場合は, 荷重繰返し 数を更新し, 手順 5) に戻り, 消耗損傷型の損傷発生の判定を行う.
- 9) テキスタイル複合材料の疲労寿命や疲労寿命分布を決定する.

各項目の詳細は後に示す4章にて記載するが,項目1),2),7)から9)ではFRP 全体としての取扱い,項目3)から6)では一方向繊維強化複合材料としての取扱いと なる.Fig.1.9に示す疲労寿命推定システムを実現するため,本研究では次の(I)か ら(Ⅲ)の項目を本研究の目的とした.以下に各研究項目の問題点と新規性をまとめ る.なお,研究項目(I)から(Ⅲ)は,14ページの文章中の番号およびFig.1.9に おける番号と対応する.

- (I)一方向繊維強化複合材料の疲労寿命データ群の併合法の開発既往研究の問題点
 - ・中易ら[31]により統計的検定法に基づく多標本データの併合法が提案されているが、直線型 S-N曲線モデルのみ適用が可能である.
 - ・Vallons[8],酒井ら[35],岡田ら[36],花木ら[37]の応力振幅もしくは最大応力の静的強度による正規化,河井ら[32]の修正疲労強度比を導入することで、金属材料(引張強度が異なるデータ)や複合材料(繊維配向角および応力比が異なるデータ)の疲労試験データを併合可能であるが、それ以外の試験条件下で実施された試験データの併合が試みられておらず、その併合判定法もない.

本研究の新規性

- ・分散分析表による S-N曲線と疲労試験データとの適合度検定法を応用することにより、S-N曲線モデル型に依存しない、かつ、様々な試験条件下で実施された疲労試験データの併合判定を可能とする.
- (Ⅱ) 一方向繊維強化複合材料の統計的疲労寿命推定法の開発

既往研究の問題点

- ・西谷ら[38]や著者ら[39]により、金属材料を対象として、微小き裂伝ば則や引張強度と回帰パラメータの相間関係に着目した S-N曲線推定法が提案されているが、 複合材料を対象とした推定法がない。
- 本研究の新規性
- ・著者ら[39]の手法論を複合材料にも応用し, 複合材料においても引張強度から S-N 曲線を推定することを可能とする.
- (Ⅲ)損傷進展解析に基づくテキスタイル複合材料の疲労寿命推定法の開発 既往研究の問題点
 - ・Gagel ら[10], Lian ら[43], Shokrieh ら[44,45], Noll ら[46]は,疲労損傷モデルに 繰返し荷重下における剛性低下特性,残留強度特性やき裂密度を用いている.こ れら特性を疲労損傷モデルとして利用するためには,新規に疲労試験を実施する 必要がある.
 - ・Xuら[47]は、繊維破断の発生判定を Miner 則で、繊維束内の樹脂き裂の発生判定 を3次元応力状態における Liu の多軸疲労則で行い、き裂面角度により樹脂き裂 の損傷形態の分類を行っている.しかしながら、式(1-3)のき裂面における疲労 強度を Twai-Wuの強度理論式を介して一方向繊維強化複合材料の疲労強度から変 換する必要があり、さらには材料パラメータ k、βを実験から同定する必要がある.

本研究の新規性

- ・繰返し荷重下における損傷発生形態を,繰返し荷重に起因する"消耗損傷型"と, ある要素の損傷によりその周囲要素に生じる応力再配分に起因する"突発損傷型" に区分して,それぞれの損傷発生判定を Miner 則および Hoffman 則にて行う.
- ・さらに、損傷形態を繊維破断と樹脂き裂に分類するが、それぞれの損傷形態の発 生判定は Miner 則のみで行うことで、同定パラメータの数を低減し、より簡易に 疲労寿命推定を行うことを可能とする。
- ・Miner 則および一方向繊維強化複合材料の既存 SN データから得られる S-N 曲線を 疲労損傷モデルとして取り扱うことで,新規に疲労試験を実施することなく疲労 損傷モデルを定義することを可能とする.

1.5 本論文の構成

本論文は全6章で構成される.第1章では序論として,FRPの利用動向,強化形態, 疲労特性やその損傷進展挙動について記述した.また,耐疲労信頼性設計に関する問 題点と既往研究の問題点を照らし合わせて,本研究の目的および新規性を明確にした.

第2章では、分散分析表を用いた多標本データ併合法を提案する.一方向炭素繊維 強化複合材料の疲労試験データに本提案手法を適用し、データ併合した結果およびそ の分布特性を評価した結果を示す.

第3章では、複合材料に対応した引張強度に基づく S-N曲線の推定法を提案する. 一方向ガラス繊維強化複合材料の疲労試験データを対象として、S-N回帰モデルの回 帰パラメータと引張強度の相関関係から、引張強度のみで S-N曲線を推定した結果に ついて記述する.

第4章では、有限要素法と損傷力学に基づいた損傷進展解析法による疲労寿命推定 法を提案する.損傷進展解析手法ならびに疲労損傷モデルとして適用する一方向繊維 強化複合材料の *S-N* 曲線と Miner 則について記述する.

第5章では,第4章の提案手法の妥当性を確認するために,織物複合材料および縫 合繊維強化複合材料に提案手法を適用し,得られた*S-N*曲線や疲労寿命分布および損 傷進展挙動の結果を実験結果と比較しながら示し,本手法の有効性を明らかにする.

第6章では本研究で得た結果と知見をまとめ,残された課題および今後の展望を記述する.なお, Fig. 1.10 は本研究の流れを示した図である.



Fig. 1.10 Flowchart of this study

第2章 一方向炭素繊維強化複合材料の疲労寿命データ併合法

2.1 緒 言

本章では、分散分析表を基づいた一方向炭素繊維強化複合材料の疲労寿命データ群 の併合法を提案し、その妥当性を検証する.まず、2.2節では2.4節にて記載する併合 法において必要となる S-N曲線回帰モデルについて記載する.2.3節では、公表論文 より一方向炭素繊維強化複合材料の疲労寿命データを収集し、それらの疲労寿命デー タに対して併合法の既存手法である引張強度による応力振幅の正規化を行う.2.4節 では分散分析表による併合法を提案し、日本機械学会基準の有意差検定法との比較を 行う.2.5節では収集した疲労寿命データに提案手法を適用し、データ併合を試みる. 2.6節では前節で得られた併合データの疲労寿命分布および疲労強度分布を評価する.

2.2 S-N曲線回帰モデルの種類

S-N曲線には様々な数学的モデルが提案されており,その回帰において適切なモデルの選択が重要である.日本材料学会ではこれまでに制定された各種回帰基準や公表論 文におけるS-N曲線回帰モデルに対して詳細な調査を行い,代表的な8種類のS-N曲線回 帰モデルからなる学会標準「金属材料疲労信頼性評価標準-S-N曲線回帰法-」を2002 年に出版した.さらに2008年には改定版[48](以下,日本材料学会標準と称す)が発 行されている.以下に学会標準の8種類の回帰モデルを示す.

- (1) 斜交双曲線モデル
 - (a) 片対数斜交双曲線モデル
 (S-E)(S+Alog₁₀N-B)=C
 (2-1)
 - (b) 両対数斜交双曲線モデル $(\log_{10} S - E)(\log_{10} S + A \log_{10} N - B) = C$ (2-2)
- (2) 折れ線モデル

(a) 片対数折れ線モデル

$$S + A \log_{10} N = B$$
 (2-3)
 $S = E$

- (b) 両対数折れ線モデル $\log_{10} S + A \log_{10} N = B$ (2-4) S = E
- (3) 曲線モデル
 - (a) 片対数曲線モデル $S = 10^{B-A \log_{10} N} + C$ (2-5)
 - (b) 両対数曲線モデル $\log_{10} S = 10^{B-A\log_{10} N} + C$ (2-6)
- (4) 直線モデル

(a) 片対数直線モデル
$$S + A \log_{10} N = B$$
 (2-7)

(b) 両対数直線モデル
$$\log_{10} S + A \log_{10} N = B$$
 (2-8)

ここで,*S*および*N*はそれぞれ応力レベルおよび疲労寿命である.また,*A*,*B*,*C*, *E*はそれぞれ回帰パラメータである.回帰法にはHanakiら[40]により提案されている疲 労強度分布に基づく回帰法を用いる.2.4節ではこれら8種類の*S*-*N*曲線回帰モデルを利 用して疲労寿命データの併合を行う.

2.3 一方向炭素繊維強化複合材料の疲労寿命データの収集と正規化

疲労寿命データの併合に関して,河井ら[32-34]は一方向強化 T800H/Epoxy (*R* = 0.1) の非主軸引張疲労試験に対して最大応力を引張強度で正規化することにより,繊維配 向角度の依存性を取り除くことができると報告している.本研究でもこの知見に基づ き正規化による疲労寿命データの併合を行う.まず,公表論文[49-52]より次の(1), (2)の基本条件を基に疲労試験データを抽出し,23 シリーズを解析対象とした.Table 2.1 に一方向炭素繊維強化複合材料のコード番号,繊維種,樹脂種,繊維体積含有率, 板厚,積層数,応力比,周波数,静的引張強度,その他条件,参考文献番号をそれぞ れ示す.ここで,1シリーズとは同条件における試験片の疲労試験結果を示す.

- (1) 材 料 :一方向炭素繊維強化複合材料 (UD-CFRP)
- (2) 荷重条件:片振り引張 (R=0.1)

Reference No.	[46]	[46]	[47]	[47]	[47]	[47]	[48]	[48]	[48]	[48]	[49]	[49]	[49]	[49]	[49]	[49]	[49]	[49]	[49]	[49]	[49]	[49]	[49]
Other conditons	Room Temperature	100°C	Room Temperature	Room Temperature, Fiber orientaion angle 30°	Room Temperature, Fiber orientaion angle 60°	Room Temperature, Fiber orientaion angle 90°	DRY specimen, 77K	DRY specimen, air, Room T emp erature	WET specimen (80°C, 2 month), 77K	WET specimen (80°C, 2 month), water	DRY specimen in air-air	DRY specimen in air-water (25°C)	DRY specimen in air-water (65°C)	WET specimen (80°C, 2 month) in water-air	WET specimen (80°C, 2 month) in water-water (25°C)	WET specimen (80°C, 2 month) in water-water (65°C)	DRY specimen in air-air	DRY specimen in air-water (25°C)	DRY specimen in air-water (65°C)	WET specimen (80°C, 2 month) in water-water	WET specimen (80°C, 2 month) in water-water (25°C)	WET specimen (80° C, 2 month) in water-water (65° C)	WET specimen (80 $^\circ$ C, 12 month) in water-water (25 $^\circ$ C)
$\sigma_B (MPa)$	2247	2136	2280	124.4	79.4	63.0	2073	2035	1754	1782	2548	2548	2548	1959	1959	1959	2217	2217	2217	2379	2379	2379	2379
Frequency (Hz)	10	10	10	10	10	10	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5
Stress ratio	0.1	0.1	0.1	0.1	0.1	0.1	0.1	0.1	0.1	0.1	0.1	0.1	0.1	0.1	0.1	0.1	0.1	0.1	0.1	0.1	0.1	0.1	0.1
Number of layers	12	12	20	20	20	20	13	13	13	13	13	13	13	13	13	13	14	14	14	14	14	14	14
Tickness [mm]	2.00	2.00	3.00	3.00	3.00	3.00					1.92	1.92	1.92	1.92	1.92	1.92	2.13	2.13	2.13	2.13	2.13	2.13	2.13
V_f [%]							60.0	60.0	60.0	60.0	60.4	60.4	60.4	60.4	60.4	60.4	55.8	55.8	55.8	55.8	55.8	55.8	55.8
Sp ecimen	T800H/2500	T800H/2500	TR340H150	TR340H150	TR340H150	TR340H150	T-1/347	T-1/347	T-1/347	T-1/347	T-1/347	T-1/347	T-1/347	T-1/347	T-1/347	T-1/347	M M -1/982X	MM-1/982X	M M -1/982X	M M -1/982X	M M -1/982X	M M -1/982X	MM-1/982X
Resin	Epoxy	Epoxy	Epoxy	Epoxy	Epoxy	Epoxy	Epoxy	Epoxy	Epoxy	Epoxy	Epoxy	Epoxy	Epoxy	Epoxy	Epoxy	Epoxy	Epoxy	Epoxy	Epoxy	Epoxy	Epoxy	Epoxy	Epoxy
Fiber	Carbon	Carbon	Carbon	Carbon	Carbon	Carbon	Carbon	Carbon	Carbon	Carbon	Carbon	Carbon	Carbon	Carbon	Carbon	Carbon	Carbon	Carbon	Carbon	Carbon	Carbon	Carbon	Carbon
Code No.	1	2	3	4	5	9	L	8	6	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23

Data series of UD-CFRP
Table 2.1

抽出した疲労試験データについて、繊維種は炭素繊維、樹脂種はエポキシ樹脂であ るが、東レ株式会社製や三菱レイヨン株式会社製などが含まれている.また、繊維体 積含有率は55.8%から60.4%の範囲、板厚は1.92mmから3.0mmの範囲、積層数は12層か ら20層の範囲、周波数は5Hzもしくは10Hz、引張強度は63.0MPaから2379MPaの範囲で ある.その他条件において、室温環境下、高温環境下(100℃)、極低温環境下(77K)、 水中環境下(水温25℃,65℃)において疲労試験されたものや室内室温放置試験片 (DRY試験片)、吸水試験片(WET試験片、80℃のイオン交換水中に約2ヶ月もしくは 12ヶ月浸漬)、繊維配向角(0°,30°,60°,90°)などの試験片が疲労試験に使用 されているデータを抽出している.

この収集した23シリーズに対して各シリーズの応力振幅 σ_a を引張強度 σ_B で正規化した. Fig.2.1(a)に解析対象の全データを片対数グラフにプロットした結果を, Fig.2.1(b) に解析対象の全データを正規化し,再プロットした結果をそれぞれ示す.



(a) Before normalization

(b) After normalization



正規化前では試験応力の範囲が広い.なお、低応力振幅における疲労試験データは、 コード番号4,5,6 (繊維配向角が30°,60°,90°)のデータであり、疲労強度は繊 維配向角の依存性を有することがわかる.正規化後では疲労試験結果が比較的狭い領 域に収まっていることが確認できる.しかしながら、全てのデータが共通の散布帯に 収まるのではなく、複数のグループに分類される傾向が見られる.上述したように、 応力振幅 σ_aを引張強度 σ_bで正規化する手法は従来から金属材料、繊維強化複合材料に おいても様々なデータを共通の散布帯に収めることができると報告されているが [32-37],機械構造用炭素鋼に限定しても正規化を行ったデータは全ての鋼種データが 共通の散布帯に収まるとは限らず,炭素含有量や熱処理条件により幾つかのグループ に分類される[53].したがって,一方向炭素繊維強化複合材料においても試験条件な どによりいくつかのグループに分類される可能性があると考えられる.そこで次節で は,分散分析表に基づく併合法を提案し,疲労寿命データ群の選別および併合を行う.

2.4 疲労寿命データ併合法の提案と有意差検定法との比較

2.4.1 分散分析に基づく併合法の提案

日本材料学会標準[48]では,疲労試験データに対する回帰モデルの適合度検定に分散分析表を用いている.本研究では,日本材料学会標準[48]の適合度検定に準拠して 併合法に応用する.まず,分散分析表により回帰モデルの適合度を検定する手順を述 べる.Fig.2.2にS-N線図における変動要因の模式図を示す.



Number of cycles to failure Fig. 2.2. Scheme of variation factor on S N diagram

Fig. 2.2 Scheme of variation factor on *S*-*N* diagram

xを説明変数, yを目的変数, n個 ($i = 1 \sim n$)のデータセットを(x_i, y_i), S-N曲線回帰 モデルから求まる x_i におけるy座標値を Y_i としたとき,回帰変動 S_R , 残差変動 S_E , 全変 動 S_T はそれぞれ次式で表される.

$$S_{R} = \sum_{i=1}^{n} \left(Y_{i} - \overline{y} \right)^{2}$$
(2-9)

$$S_E = \sum_{i=1}^{n} (y_i - Y_i)^2$$
(2-10)

$$S_T = \sum_{i=1}^{n} (y_i - \bar{y})^2$$
(2-11)

ここで、 \bar{y} は y_i の平均値である. S_R , S_E , S_T の間には二乗和の分解則が成り立つため、これらの間には次式の関係が成り立つ.

$$S_T = S_R + S_E$$

(2-12)

以上の考え方に従い、変動の独立寄与分について自由度を調整したものが Table 2.2 に示す分散分析表である.分散比 F は、自由度 p、n-p-1 の F 分布(Fig.2.3)に従うの で、F 分布の上側 100 α %点つまり $F_{\alpha}(p, n$ -p-1)を比較して F 値の方が大きければ帰無 仮説(寄与率 0)は危険率 100 α %で棄却され、データと回帰モデルの間に相関がある と判定できる.なお、 α は有意水準、p は回帰パラメータ数をそれぞれ示している.

ruble 2.2 Analysis of variance table [10]				
	Sum of squares	Degree of freedom	Unbiased estimate of variance	Variance ratio
Regression variation	S_R	$\phi_1=p$	$V_R = S_R / \phi_1$	$F = V_R / V_E$
Residual variation	S_E	$\phi_2 = n - p - 1$	$V_E = S_E / \phi_1$	
Total variation	\overline{S}_T	<i>φ</i> = <i>n</i> -1		

Table 2.2Analysis of variance table [48]



Distribution of V_R/V_E Fig. 2.3 Scheme of *F* distribution

提案手法では、分散分析表に基づく*S-N*曲線の適合度検定を応用して、以下の手順 による独自のアルゴリズムを確立およびプログラム化し、疲労寿命データ群の併合を 行う. Fig.2.4に提案手法の模式図を示す.

(1) 2つのデータ群A, Bに対してそれぞれにS-N曲線回帰モデルを決定する.なお,回帰モデルとして,日本材料学会標準[48]の8種類の回帰モデルを適用する.

(2) データ群Aに対して得られた回帰モデルをデータ群Bに適用する.そして,その 場合におけるS-N曲線の適合度検定を行う.

(3) データ群Bに対して得られた回帰モデルをデータ群Aに適用する.そして,その 場合におけるS-N曲線の適合度検定を行う.

(4) (2), (3) の検定でいずれも帰無仮説が棄却された場合, 併合可能と判定する.

(5)(1)から(4)の評価を評価対象となる全てのデータ群に対して総当たりで行い, 併合可能と判定されたデータ群の組合せのうち,全ての組合せで併合可能と判定でき るデータ群の組合せを最終的に併合可能データとして取り扱う.



Fig. 2.4 Scheme of proposal method

なお,提案手法は,8つのS-N曲線回帰モデルに全て対応しており,任意に回帰モデ ルを選択してデータ併合の判定が可能である.ただし,分散分析表を作成する際に必 要となる疲労試験の破断データ数が適用するS-N曲線回帰モデルに依存して異なる.斜 交双曲線モデルでは6個,折れ線モデルでは4個,曲線モデルに必要な破断データ数は5 個,直線モデルでは4個である.

2.4.2 提案手法と日本機械学会基準の有意差検定法との比較

日本機械学会基準 統計的疲労試験方法[30](以下,日本機械学会基準と称す)に記 載されているS-N曲線傾斜部に対する有意差検定法と提案手法を比較する.日本機械学 会基準では,疲労試験より得られた約15個前後の疲労試験データをもとに,破壊確率 50%に相当するS-N曲線の傾斜部と水平部を求める試験法を基本とする.さらに,2つ の試験A,Bで得られた2本のS-N曲線の傾斜部もしくは水平部が同等であるとみなせる か,あるいは両者に差があるかについての客観的判定を下す有意差検定法が定められ ており,S-N曲線回帰モデルとして直線モデルのみ対応している.本項では,同一の疲 労試験データに対して,日本機械学会基準における傾斜部の有意差検定法および提案 手法を適用し,各手法における検定結果を比較する.

日本機械学会基準では、2つの試験A、Bで得られた2本のS-N曲線傾斜部、すわわち、 2本の回帰直線の有意差を次の(1)から(4)の順に検定し、全ての検定において仮説が採 択されれば、2本の回帰直線には有意差がなく同等であるとみなしている

- (1) 直線性
- (2) 等分散
- (3) 等勾配
- (4) 等切片

Table 2.3に示す日本機械学会基準に記載されている試験A, Bの疲労試験データに対して、日本機械学会基準の有意差検定法および提案手法を適用する.なお、Fig.2.5に 試験A, BのS-N線図を示す.

Te	st A	Tes	st B	
Stress (MPa)	Number of cycles to failure	Stress (MPa)	Number of cycles to failure	
450	34100	450	38200	
450	52300	450	44400	
420	96600	420	75500	
420	149800	420	122700	
390	272700	390	232800	
390	412500	390	340600	
360	801400	360	501300	
360	1324200	360	943900	

Table 2.3Fatigue test data of test A and B [30]



Fig. 2.5 S-N diagram for test A and test B [30]

Table 2.3の疲労試験データに対して、日本機械学会基準の有意差検定を適用した結果であるが、Table 2.4に直線性の検定結果を、Table 2.5に等分散、等勾配、等切片の検定結果をそれぞれ示す. Table 2.4およびTable 2.5に示すとおり、全ての検定において、仮説が採択されており、試験A、Bの2本の回帰直線には有意差がなく同等であるとみなすことができる.

Data item	Test A	Test B
n _I	8	8
l	4	4
m_i	2	2
$\frac{-}{x}$	405	405
\overline{y}	5.3111	5.2213
$\stackrel{\wedge}{oldsymbol{eta}}$	-0.01536	-0.01378
F ₀	0.02122	0.08649
F(2, 4; 0.05)	6.944	6.944
Hypothesis for linearity	Adoption	Adoption

Table 2.4 Result of linearity test based on JSME standard [30]

Data item	Test A	Test B	Common data item
n _I	8	8	16
$\frac{1}{x}$	405	405	
\overline{y}	5.3111	5.2213	
$\Sigma(x_i - \overline{x})^2$	9000	9000	
$\Sigma(y_i - \overline{y})^2$	2.199	1.789	
$\Sigma(x_i - \overline{x})(y_i - \overline{y})$	-138.2	-124.0	
$\hat{oldsymbol{eta}}$	-0.01536	-0.01378	-0.01457
$\overline{y} - \hat{\beta} \overline{x}$	11.53	10.80	
$\overset{\wedge}{\sigma}_{2}$	0.01269	0.01318	
σ_1^2			0.01293
σ_0^2			0.01117
σ_2^2			0.012808
F_V or $1F_V$			1.038
F(6, 6; 0.025)			5.820
Hypothesis for equality o	f variance		Adoption
t			0.9291
t (12, 0.05)			2.179
Hypothesis for equality o	f slope		Adoption
t			1.587
t (13, 0.05)			2.160
Hypothesis for equality o	f intercept		Adoption
Synthetic judgment			Equality

Table 2.5 Result of test of significant difference based on JSME standard [30]

次にTable 2.3の疲労試験データに対して,提案手法を適用した結果をTable 2.6に示 す. なお,試験A,Bの疲労試験データには,日本材料学会標準[48]に基づき片対数直 線モデルを回帰している.Table 2.6に示すとおり,試験A,Bの疲労試験データに対し て有意水準0.01において帰無仮説が棄却されていることから,試験A,Bは併合可能 データであると判定される.これは,試験Aにおける回帰直線Aが試験Bの疲労試験 データを説明しうる,試験Bにおける回帰直線Bが試験Aの疲労試験データを説明しう るということであるから,両回帰直線は同等とみなせることと等価であると考えられ る.したがって,提案手法は妥当性を有すると考えられる.次節では,提案手法をTable 2.1に示す一方向炭素繊維強化複合材料に適用し,疲労寿命データの併合を行う.

Regression parameter	Slo	pe A	Intercept B	
S - N curve B	69	9.4	70	67
Test A - S-N curve B	Sum of squares	Degree of freedom	Unbiased estimate of variance	Variance ratio
Regression variation	10885	2	5443	38.08
Residual variation	715	5	143	-
Total variation	11600	7	-	-
F _{0.01} (2, 5)				13.3
Judement				Rejection

Table 2.6 Result of analysis of variance table based on proposal method

Regression parameter	Slope A		Intercept B	
S - N curve A	62	2.9	7:	39
Test B - S-N curve A	Sum of squares	Degree of freedom	Unbiased estimate of variance	Variance ratio
Regression variation	7322	2	3661	25.16
Residual variation	727	5	145	-
Total variation	8049	7	-	-
F _{0.01} (2, 5)				13.3
Judement				Rejection

2.5 収集した疲労寿命データに対する提案手法の適用

Fig.2.1の正規化した疲労試験データに対して提案手法を適用する.使用するS-N曲線 回帰モデルは片対数直線モデルとする.そして,解析対象の23シリーズ中,Table 2.6 に示す破断データ数が4個以下のコードシリーズ(コード番号12,13,14,18,19,20) を除去後,残りの17シリーズに対し,有意水準0.05において提案手法を適用する.適 用の結果,17シリーズ中4シリーズ(コード番号1,2,3,5)が1グループに併合でき ると判定された.Fig.2.6に提案手法を適用したσ_α/σ_B-Nプロット結果を示す.なお, Fig.2.6は17シリーズの全プロット点を示しており,併合可能と判定されたプロット点 は黒丸で示している.また,Table 2.7からTable2.12において,提案手法により併合可 能と判定された各コードの組合せに対する分散分析表の結果を示す.Table 2.7より,

コード1の片対数直線回帰モデルをコード2の疲労試験データに適用したところ、分散 比は5.82であり、自由度(2,8)のF分布の有意水準0.05における分散比4.46よりも大き い. 一方,逆の場合,分散比は19.83であり,自由度(2,14)のF分布の有意水準0.05 における分散比3.74よりも大きい. Table 2.8より、コード1の片対数直線回帰モデルを コード3の疲労試験データに適用したところ、分散比は49.57であり、自由度(2,12) のF分布の有意水準0.05における分散比3.89よりも大きい.一方,逆の場合,分散比は 79.02であり,自由度(2.14)のF分布の有意水準0.05における分散比3.74よりも大きい. Table 2.9より、コード1の片対数直線回帰モデルをコード5の疲労試験データに適用し たところ、分散比は27.3であり、自由度(2,5)のF分布の有意水準0.05における分散比 5.79よりも大きい.一方,逆の場合,分散比は77.22であり,自由度(2,14)のF分布の 有意水準0.05における分散比3.74よりも大きい. Table 2.10より, コード2の片対数直線 回帰モデルをコード3の疲労試験データに適用したところ、分散比は29.39であり、自 由度(2,12)のF分布の有意水準0.05における分散比3.89よりも大きい.一方,逆の場 合,分散比は7.30であり,自由度(2,8)のF分布の有意水準0.05における分散比4.46よ りも大きい. Table 2.11より、コード2の片対数直線回帰モデルをコード5の疲労試験 データに適用したところ、分散比は10.12であり、自由度(2,5)のF分布の有意水準0.05 における分散比5.79よりも大きい. 一方, 逆の場合, 分散比は6.33であり, 自由度(2,8) のF分布の有意水準0.05における分散比4.46よりも大きい. Table 2.12より, コード3の 片対数直線回帰モデルをコード5の疲労試験データに適用したところ、分散比は31.84 であり,自由度(2.5)のF分布の有意水準0.05における分散比5.79よりも大きい.一方, 逆の場合,分散比は51.34であり,自由度(2,12)のF分布の有意水準0.05における分散 比3.89よりも大きい.したがって、いずれの場合においても、分散分析表から求まる 分散比がF分布から求まる各自由度の有意水準0.05における分散比よりも大きいこと から,帰無仮説(寄与率0)が棄却され,併合可能と判定される.この併合データに含 まれるシリーズは、高温環境(繊維配向角0°,試験温度100℃),常温環境(繊維配 向0°,60°)における疲労寿命データである.高温環境下と常温環境下の疲労試験デー タが併合されているが、両者とも繊維配向角が0°であり、その破壊形態が繊維破断支 配型であるためと考えられる.一方,併合不可と判定されたシリーズには極低温度お よび吸水複合環境下における疲労試験データが大半を占めている.



Fig. 2.6 $\sigma_{\alpha}/\sigma_{B}$ -N plots of UD-CFRP after applying of proposal method

Regression parameter of	Slope A		Intercept B	
S - N curve of code 1	0.0	033	0.416	
Code 2 - S -N curve of code	Sum of squares	Degree of freedom	Unbiased estimate of variance	Variance ratio
Regression variation	0.0417	2	0.0208	5.82
Residual variation	0.0287	8	0.0036	-
Total variation	0.0703	10	-	-
F _{0.05} (2, 8)				4.46
Judement				Rejection

 Table 2.7
 Result of analysis of variance table for code 1 and code 2

Regression parameter of	Slope A		Intercept B	
S-N curve of code 2	0.048		0.420	
Code 1 - S-N curve of code 2	Sum of squares	Degree of freedom	Unbiased estimate of variance	Variance ratio
Regression variation	0.1735	2	0.0868	19.83
Residual variation	0.0613	14	0.0044	-
Total variation	0.2348	16	-	-
F _{0.05} (2, 14)				3.74
Judement				Rejection

Regression parameter of	Slope A		Intercept B	
S-N curve of code 1	0.0)33	0.416	
Code 3 - S - N curve of code 1	Sum of squares	Degree of freedom	Unbiased estimate of variance	Variance ratio
Regression variation	0.0812	2	0.0406	49.57
Residual variation	0.0098	12	0.0008	-
Total variation	0.0911	14	-	-
F _{0.05} (2, 12)				3.89
Judement				Rejection

 Table 2.8
 Result of analysis of variance table for code 1 and code 3

Regression parameter of	Slope A		Intercept B	
S-N curve of code 3	0.036		0.419	
Code 1 - S-N curve of code 3	Sum of squares	Degree of freedom	Unbiased estimate of variance	Variance ratio
Regression variation	0.0765	2	0.0383	79.02
Residual variation	0.0068	14	0.0005	-
Total variation	0.0833	16	-	-
F _{0.05} (2, 14)				3.74
Judement				Rejection

Table 2.9 Result of analysis of variance table for code 1 and code 5

Regression parameter of	Slope A		Intercept B	
S-N curve of code 1	0.0	033	0.416	
Code 5 - S-N curve of code	Sum of squares	Degree of freedom	Unbiased estimate of variance	Variance ratio
Regression variation	0.0381	2	0.0191	27.3
Residual variation	0.0035	5	0.0007	-
Total variation	0.0416	7	-	-
F _{0.05} (2, 5)				5.79
Judement				Rejection

Regression parameter of S-N curve of code 5	Slope A		Intercept B		
	0.033		0.408		
Code 1 - S-N curve of code 5	Sum of squares	Degree of freedom	Unbiased estimate of variance	Variance ratio	
Regression variation	0.0647	2	0.0323	77.22	
Residual variation	0.0059	14	0.0004	-	
Total variation	0.0706	16	-	-	
F _{0.05} (2, 14)				3.74	
Judement				Rejection	
Regression parameter of	Slo	pe A	Intercept B		
------------------------------	----------------	-------------------	-------------------------------	----------------	--
S-N curve of code 2	0.0	048	0.420		
Code 3 - S-N curve of code 2	Sum of squares	Degree of freedom	Unbiased estimate of variance	Variance ratio	
Regression variation	0.1812	2	0.0906	29.39	
Residual variation	0.037	12	0.0031	-	
Total variation	0.2182	14	-	-	
F _{0.05} (2, 12)				3.89	
Judement				Rejection	

Table 2.10Result of analysis of variance table for code 2 and code 3

Regression parameter of	Sloj	pe A	Intercept B		
S-N curve of code 3	0.3	63	0.419		
Code 2 - S-N curve of code 3	Sum of squares	Degree of freedom	Unbiased estimate of variance	Variance ratio	
Regression variation	0.0414	2	0.0207	7.30	
Residual variation	0.0227	8	0.0028	-	
Total variation	0.0641	10	-	-	
F _{0.05} (2, 8)				4.46	
Judement				Rejection	

Table 2.11Result of analysis of variance table for code 2 and code 5

Regression parameter of	Sloj	pe A	Intercept B		
S-N curve of code 2	0.0	048	0.420		
Code 5 - S-N curve of code 2	Sum of squares	Degree of freedom	Unbiased estimate of variance	Variance ratio	
Regression variation	0.0878	2	0.0439	10.12	
Residual variation	0.0217	5	0.0043	-	
Total variation	0.1095	7	-	-	
F _{0.05} (2, 5)				5.79	
Judement				Rejection	

Regression parameter of	Slo	pe A	Intercept B		
S-N curve of code 5	0.0	033	0.408		
Code 2 - S-N curve of code 5	Sum of squares	Degree of freedom	Unbiased estimate of variance	Variance ratio	
Regression variation	0.0352	2	0.0176	6.33	
Residual variation	0.0222	8	0.0028	-	
Total variation	0.0574	10	-	-	
F _{0.05} (2, 8)				4.46	
Judement				Rejection	

Regression parameter of	Sloj	pe A	Intercept B		
S-N curve of code 3	0.0	36	0.419		
Code 5 - S-N curve of code 3	Sum of squares	Degree of freedom	Unbiased estimate of variance	Variance ratio	
Regression variation	0.0445	2	0.0223	31.84	
Residual variation	0.0035	5	0.0007	-	
Total variation	0.0480	7	-	-	
F _{0.05} (2, 5)				5.79	
Judement				Rejection	

 Table 2.12
 Result of analysis of variance table for code 3 and code 5

Regression parameter of	Slo	pe A	Intercept B		
S-N curve of code 5	0.0	033	0.408		
Code 3 - S-N curve of code 5	Sum of squares	Degree of freedom	Unbiased estimate of variance	Variance ratio	
Regression variation	0.0807	2	0.0404	51.34	
Residual variation	0.0094	12	0.0008	-	
Total variation	0.0902	14	-	-	
F _{0.05} (2, 12)				3.89	
Judement				Rejection	

2.6 一方向炭素繊維強化複合材料の併合データの分布特性評価

疲労寿命や疲労強度は、試験片の形状・寸法や疲労試験条件を一定に保持しても一 般に大きなばらつきを示す.このようなばらつきの発生要因には、材料化学成分、熱 処理条件,試験片の加工方法・残留応力や機械的性質の固有のばらつき、成型方法や 積層のばらつきなどが考えられる[54].これらのばらつきは単独に発生するものでは ないため、その要因を個別に分析することは非常に困難である.したがって、一般に これらの要因をすべて一括して分布特性を評価する場合が多い.このばらつきを定量 的に表すため、様々な分布形状が適用される.Table 2.13 に材料強度や疲労寿命を表す 分布として広く用いられている正規分布、対数正規分布、ワイブル分布(2 母数もし くは 3 母数)の関数とその分布形状の概形を示す[55].一般に、疲労寿命分布には、 対数正規分布やワイブル分布が適用され、疲労強度分布には正規分布、対数正規分布、 ワイブル分布などのいずれかの分布が適用される[56,57].また、分布形状を決定する 母数を推定する方法として、確率紙を用いた方法、モーメント法、最尤法があるが、 簡便な方法として確率紙がよく用いられており、本研究でも確率紙を用いて分布形を 推定する.確率紙における累積確率の評価法にはメジアンランク法[58,59]を用いる.

	Scheme of distribution	Probability density function $f(x)$ Cumulative probability function $F(x)$	Mean value μ_{\star} Standard deviation σ_{\star}
Normal distribution	$\pi \times (x)$	$f(x) = \frac{1}{\sqrt{2\pi\sigma_x}} \exp\left\{-\frac{(x-\mu_x)^2}{2\sigma_x^2}\right\}$ $F(x) = \frac{1}{\sqrt{2\pi\sigma_x}} \int_{-\infty}^{x} \exp\left\{-\frac{(\xi^2-\mu_x)^2}{2\sigma_x^2}\right\} d\xi$	$\eta = \frac{\sigma_x}{\mu_x}$
Log-normal distribution	$\sigma = 0.2$	$f(x) = \frac{1}{\sqrt{2\pi\sigma_{Lx}}} \frac{1}{x} \exp\left\{-\frac{\left(\ln x - \mu_{Lx}\right)^2}{2\sigma_{Lx}^2}\right\}$ $F(x) = \frac{1}{\sqrt{2\pi\sigma_{Lx}}} \frac{1}{x} \int_{-\infty}^x \exp\left\{-\frac{\left(\ln x - \mu_{Lx}\right)^2}{2\sigma_{Lx}^2}\right\} d\xi$	$\mu_{x} = \exp\left(\mu + \frac{1}{2}\sigma_{Lx}^{2}\right)$ $\sigma_{x} = \sqrt{\left\{\exp\left(2\mu_{Lx} + \sigma_{Lx}^{2}\right)\right\}\left\{\exp\left(\sigma_{Lx}^{2} - 1\right)\right\}}$
Weibull distribution	$\alpha = 5$ x/β	$f(x) = \frac{\alpha_x}{\beta_x} \left(\frac{x - \gamma_x}{\beta_x} \right)^{\alpha_x^{-1}} \exp\left\{ - \left(\frac{x - \gamma_x}{\beta_x} \right)^{\alpha_x} \right\}$ $F(x) = 1 - \exp\left\{ - \left(\frac{x - \gamma_x}{\beta_x} \right)^{\alpha_x} \right\}$ $\alpha_x \text{:Shape parameter} \beta_x \text{:Scale parameter}$ $\gamma_x \text{:Location parameter}$	$\mu = \beta_{x} \Gamma \left(1 + \frac{1}{\alpha_{x}} \right) + \gamma_{x}$ $\sigma_{x} = \sqrt{\beta_{x}^{2} \left[\Gamma \left(1 + \frac{2}{\alpha_{x}} \right) - \left\{ \Gamma \left(1 + \frac{2}{\alpha_{x}} \right) \right\}^{2} \right]}$ $\left(\Gamma \left(x \right) = \int_{0}^{\infty} e^{-t} t^{x-1} dt \right)$

 Table 2.13
 Probability density function of each distribution [55]

一方向炭素繊維強化複合材料の正規化後の全データ(23 シリーズ)および提案手法 適用後の併合データ(4 シリーズ)に対する疲労寿命と疲労強度の分布特性を評価す る.まず,分布特性を評価するにあたり,4 種類の正規化応力レベルを代表値とし, その周辺データをグラフ上で垂直に移動させてまとめる.まとめる際の応力範囲は, $\sigma_a/\sigma_B\pm0.02$ とする.Fig.2.7(a)にまとめた結果を示す.なお,黒丸のプロット点は提案 手法適用後の疲労試験データ(4シリーズ)を示している.同様に,4種類の寿命を代 表値とし,その周辺データを水平移動させてまとめる.まとめる際の寿命範囲を $1.5 \times 10^n \leq N_f \leq 0.85 \times 10^{n+1}$ とする.Fig.2.7(b)にまとめた結果に示す.なお,黒丸のプロッ ト点は提案手法適用後の疲労試験データ(4 シリーズ)を示している.また,各デー タシリーズの静的強度および打ち切りデータは分布特性評価の対象外とした.

Fig.2.8 に 4 種類の正規化応力レベルの代表値としてまとめた正規化後の全データ (23 シリーズ)および提案手法適用後の併合データ(4 シリーズ)をワイブル確率紙 にプロットした結果を, Fig.2.9 に同データを対数正規確率紙にプロットした結果をそ れぞれ示す. Fig.2.10 に 4 種類の寿命を代表値としてまとめた正規化後の全データ(23 シリーズ)および提案手法適用後の併合データ(4 シリーズ)を正規確率紙にプロッ トした結果を, Fig.2.11 に同様に対数正規確率紙にプロットした結果をそれぞれ示す. 提案手法適用後の併合データ(4 シリーズ)をワイブル確率紙および対数正規確率紙 にプロットした Fig.2.8(b)および Fig.2.9(b)の低寿命域において飽和し始めた累積確率 が再び上昇する傾向が見られる.この領域においては、Tanimotoら[60]や Chouら[61] の報告のように、破断を支配する異なった損傷モード(繊維破断や界面剥離など)が 混在していることが原因であると考えられる.仮に損傷モードが混在している場合は、 混合分布の適用や損傷モードにデータを分類して分布を再評価することが望ましい. また, 同図より一方向炭素繊維強化複合材料の低破壊確率側のデータ不足のため分布 特性が不明なデータが見られる. 疲労強度分布について, 提案手法適用後の疲労試験 データ群(4シリーズ)を正規確率紙および対数正規確率紙にプロットした Fig.2.10(b) および Fig.2.11(b)の低応力域においてプロット点が直線に並んでいない傾向が確認で きる.これは正規分布から外れる傾向と考えられるがデータ数が少ないため判断が難 しい.一方,高応力域におけるプロット点は比較的直線に並んでおり,Fig.2.10(b)の 正規確率紙において、 $1.5 \times 10^2 \leq N_f \leq 0.85 \times 10^3$ および $1.5 \times 10^3 \leq N_f \leq 0.85 \times 10^4$ でまとめた 疲労寿命の各相関係数はそれぞれ 0.906, 0.930 であり, Fig.2.11(b)の対数正規確率紙 において、 $1.5 \times 10^2 \leq N_f \leq 0.85 \times 10^3$ および $1.5 \times 10^3 \leq N_f \leq 0.85 \times 10^4$ でまとめた疲労寿命の 各相関係数はそれぞれ 0.892, 0.924 であり,正規分布および対数正規分布にそれぞれ 適合すると考えられる.一方,正規化後の疲労寿命データ(23シリーズ)の疲労寿命 分布は、いずれの確率紙上においてプロット点が直線的に並ぶ傾向が見られ、 Fig.2.8(a) の ワ イ ブ ル 確 率 紙 に お い て , $0.18 < \sigma_a / \sigma_B < 0.22$, $0.23 < \sigma_a / \sigma_B < 0.27$, 0.28<σ_a/σ_b<0.32, 0.33<σ_a/σ_b<0.37 でまとめた疲労強度の各相関係数はそれぞれ 0.984, 0.994, 0.974, 0.984 であり, Fig.2.9(a)の対数正規確率紙において, 0.18< *σ*_a/*σ*_B<0.22, $0.23 < \sigma_a / \sigma_B < 0.27$, $0.28 < \sigma_a / \sigma_B < 0.32$, $0.33 < \sigma_a / \sigma_B < 0.37$ でまとめた疲労強度の各相関係数 はそれぞれ 0.968, 0.984, 0.988, 0.973 であり、ワイブル分布および対数正規分布に 従うと考えられる.疲労強度分布は、いずれの分布においても $1.5 \times 10^4 \leq N_f \leq 0.85 \times 10^5$ の応力レベル 0.25 付近で累積確率が急上昇する現象が見られる.この領域においても 異なる損傷モードが混在している可能性があると考えられる.



Fig. 2.7 Fatigue data of UD-CFRP arranged in a certain range



Fig. 2.8 Fatigue life distribution of UD-CFRP on Weibull probability paper



Fig. 2.9 Fatigue life distribution of UD-CFRP on Log-normal probability paper



Fig. 2.10 Fatigue strength distribution of UD-CFRP on normal probability paper



Fig. 2.11 Fatigue strength distribution of UD-CFRP on Log-normal probability paper

2.7 結 言

分散分析表を基づいた一方向炭素繊維強化複合材料の疲労寿命データ群の併合法を 提案し、その妥当性を検証した.得られた結果を以下にまとめる.

(1)公表論文より一方向炭素繊維強化複合材料の疲労寿命データを収集したところ, 疲労試験データ数は23シリーズであった.

(2)収集した疲労試験データに対して,引張強度により応力振幅を正規化したところ, 疲労試験結果が比較的狭い領域に収まることが確認でき,一方向炭素繊維強化複合材 料においても引張強度を用いた正規化によりデータ併合が可能であることが判明した. しかしながら,全てのデータが共通の散布帯に収まるのではなく,複数のグループに 分類される傾向が見られた.

(3)分散分析に基づく疲労寿命データ併合法を提案した.そして,同一の疲労試験デー

タを用いて日本機械学会基準における有意差検定法と提案手法の結果を比較し、いず れの手法においても併合可能を示すという同等な結果を得た.

(4) 疲労寿命データ群の選別および併合を行ったところ、17 シリーズ中4 シリーズ (コード番号1,2,3,5)が1つのグループに併合可能と判定された.その内容は高 温環境(繊維配向角0°,試験温度100℃),常温環境(繊維配向0°,60°)におけ る疲労寿命データであった.一方,併合不可と判定されたシリーズには極低温度およ び吸水複合環境下における疲労試験データが大半を占めていた.なお、併合データに ついて、コード1の片対数直線回帰モデルをコード2の疲労試験データに適用した分 散比は 5.82 であり、逆の場合の分散比は 19.83 である. コード1の片対数直線回帰モ デルをコード3の疲労試験データに適用した分散比は49.57であり、逆の場合の分散 比は 79.02 である. コード1の片対数直線回帰モデルをコード5の疲労試験データに 適用した分散比は 27.3 であり、逆の場合、分散比は 77.22 である. コード 2 の片対数 直線回帰モデルをコード3の疲労試験データに適用した分散比は29.39であり、逆の 場合の分散比は 7.30 である. コード2の片対数直線回帰モデルをコード5の疲労試験 データに適用した分散比は 10.12 であり、逆の場合の分散比は 6.33 である. コード 3 の片対数直線回帰モデルをコード5の疲労試験データに適用した分散比は31.84であ り, 逆の場合の分散比は 51.34 である. これらの分散比は, F 分布から求まる各自由 度の有意水準 0.05 における分散比よりも大きいことから,帰無仮説(寄与率 0)が棄 却され,併合可能と判定された.

(5) 正規化後の全データおよび分散分析後の併合データに対して,疲労寿命および疲 労強度の分布特性を評価した.疲労強度分布について,提案手法適用後の疲労試験デー タ群(4 シリーズ)を正規確率紙および対数正規確率紙にプロットしたところ,正規 確率紙において、 $1.5 \times 10^2 \leq N_f \leq 0.85 \times 10^3$ および $1.5 \times 10^3 \leq N_f \leq 0.85 \times 10^4$ でまとめた疲労 寿命の各相関係数はそれぞれ 0.906, 0.930 であり,対数正規確率紙において, 1.5×10² $\leq N_f \leq 0.85 \times 10^3$ および $1.5 \times 10^3 \leq N_f \leq 0.85 \times 10^4$ でまとめた疲労寿命の各相関係数はそれ ぞれ 0.892, 0.924 であり, 正規分布および対数正規分布にそれぞれ適合すると考えら れる.一方,正規化後の疲労寿命データ(23シリーズ)の疲労寿命分布は、ワイブル 確率紙において、 $0.18 < \sigma_a / \sigma_B < 0.22$ 、 $0.23 < \sigma_a / \sigma_B < 0.27$ 、 $0.28 < \sigma_a / \sigma_B < 0.32$ 、 $0.33 < \sigma_a / \sigma_B < 0.37$ でまとめた疲労強度の各相関係数はそれぞれ 0.984, 0.994, 0.974, 0.984 であり, 対 数正規確率紙において、 $0.18 < \sigma_a / \sigma_B < 0.22$ 、 $0.23 < \sigma_a / \sigma_B < 0.27$ 、 $0.28 < \sigma_a / \sigma_B < 0.32$ 、 0.33<σ_a/σ_b<0.37でまとめた疲労強度の各相関係数はそれぞれ 0.968, 0.984, 0.988, 0.973 であり、ワイブル分布および対数正規分布に従うと考えられる.疲労強度分布は、い ずれの分布においても $1.5 \times 10^4 \leq N_f \leq 0.85 \times 10^5$ の応力レベル0.25付近で累積確率が急上 昇する現象が見られ、この領域では異なる損傷モードが混在している可能性があると 考えられる.

第3章 一方向ガラス繊維強化複合材料の引張強度に基づく

疲労寿命推定法

3.1 緒 言

本章では統計的評価手法を基に,一方向ガラス繊維強化複合材料の静的引張強度から S-N 曲線を推定する手法を提案し,その妥当性を検証する.3.2 節では金属材料を対象とした引張強度に基づく S-N 曲線簡易推定法について記載する.3.3 節では 3.2 節の手法論を繊維強化複合材料に適用可能か否かを検討するために,公表データベースより一方向ガラス繊維強化複合材料の疲労試験データを収集し,S-N 曲線の回帰結果に基づく回帰パラメータと静的引張強度の相関関係を評価する.その検討結果に基づいた一方向ガラス繊維強化複合材料の疲労寿命推定法を提案し,その適用例を記載する.3.4 節では提案手法の妥当性を確認するために,一方向ガラス繊維強化複合材料 に提案手法を適用し,得られた推定結果と実験結果を比較した結果を示す.

3.2 金属材料の引張強度に基づく疲労寿命推定法

著者ら[39]は、金属材料を対象とした引張強度から S-N 曲線を推定する簡易推定法 を提案している.本手法では、まず、既存の機械構造用炭素鋼(S10C~S58C)の疲労 試験データ(試験片形状:丸棒平滑および砂時計型試験片、応力集中係数:α=1.00~ 1.09、荷重条件:回転曲げ、試験環境:常温・大気中)に対して、式(3-1)に示す疲労 限度を有する材料に用いる片対数折れ線の回帰を行い、その回帰パラメータと引張強 度間および回帰パラメータ同士の相関関係を評価する.ここで、式中のSは応力振幅、 N は破断繰返し数、A、B、E は回帰パラメータであり、A は回帰直線の勾配、B は回 帰直線の切片(N=1に対応する負荷)、E は疲労限度をそれぞれ示す.

$$S = -A \log_{10} N + B \tag{3-1}$$

$$S = E$$

そして、Fig.3.1 に示すように正の相関を有する各パラメータ間において線形の関係 式を構築する.この関係式より、引張強度から任意の鋼種の*S-N*曲線を決定論的に推 定できる.さらに、Fig.3.2 に示すように Fig.3.1(a)の引張強度と疲労限度の関係におい て、疲労限度のばらつきを正規分布で評価し、決定論的に求めた推定*S-N*曲線に当て はめれば、推定*S-N*曲線の縦軸方向の分布特性を得る.これは疲労強度分布が分散一 定の正規分布に従うという日本材料学会標準[48]の基本的視点に準拠するもので、その標準偏差は、引張強度および破断繰返し数によらず一定と仮定している.



Fig. 3.1 Relationships between each pair of parameters [39]



The fatigue limit *E* distribution is applied to the estimated *S*-*N* curve.

Fig. 3.2 Relationships between each pair of parameters [39]

なお、標準偏差は日本材料学会標準[48]に従って、以下の式(3-2)より求める.

$$s = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^{n} \left\{ y_i - f(x_i) \right\}^2}{n - p - 1}}$$
(3-2)

ここで、sは標準偏差、 y_i は目的変数yおよび説明変数xとするときのi番目の説明 変数 x_i における目的変数yの観測値、f(x)は線形最小二乗法により求められる回帰直線 であり、 $f(x_i)$ はi番目の説明変数xにおける目的変数yの推定値、nはデータ数、pは 回帰直線の回帰パラメータ数をそれぞれ示している.

解析例として, Fig.3.2 に炭素鋼 S45C(引張強度 σ_B = 842MPa)の疲労試験データと その引張強度と関係式から推定した S-N曲線を示す.実験結果と推定 S-N曲線が良く 一致している.さらに, $\pm 2s$ のパーセント点の区間内に疲労試験データが全て収まる.



Fig. 3.3 Estimated S-N curve with confidence bounds of $\pm 2s$ for S45C [39]

3.3 一方向ガラス繊維強化複合材料の引張強度に基づく疲労寿命推定法

3.3.1 金属材料対象の疲労寿命推定法の繊維強化複合材料への適用検討

前節のように、引張強度と S-N 曲線回帰モデルの回帰パラメータの相関関係に着目 すれば、一方向ガラス繊維強化複合材料でも同様に引張強度から S-N 曲線を簡易に推 定できる可能性がある.そこで本研究では、まず、公表データベース[62]より次の(1) から(3)の基本条件を基に 16 シリーズの疲労試験データを収集し、各疲労試験デー タに S-N曲線を回帰し,その回帰パラメータと引張強度と相関関係を評価する. Table 3.1 に収集した一方向ガラス繊維強化複合材料のコード番号,コードネーム,繊維種, 樹脂種,繊維体積含有率,板厚,積層数,応力比,周波数,静的引張強度の平均値を それぞれ示す. 解析対象は,繊維体積含有率,板厚,積層数,周波数が異なる. 特に 周波数が1Hz から 20Hz の幅がある点に留意する必要がある.

- (1) 材 料 :一方向ガラス繊維強化複合材料 (UD-GFRP)
- (2) 繊維配向角 : 0°
- (3) 荷重条件 : 片振り引張 (*R* = 0.1)

Code No.	Code Name	Fiber	Resin	V_f [%]	Tickness [mm]	Number of layers	Stress ratio	Frequency (Hz)	Ave. of σ_R (MPa)
1	A060	Glass	Polyester	46.3	1.76	10	0.1	5,10,12	580
2	A130C	Glass	Polyester	35.6	2.97	6	0.1	2,5,8,10	728
3	A260	Glass	Polyester	36.8	3.71	4	0.1	2,5,8,10	776
4	D072A	Glass	Polyester	33.0	3.30	10	0.1	4,5,10	799.0
5	D092B	Glass	Polyester	38.8	2.76	9	0.1	4,5,10,12,15	908.0
6	D092D	Glass	Polyester	33.3	2.64	7	0.1	2,4,8,10,12,15	731.0
7	D155B	Glass	Polyester	39.9	2.70	5	0.1	1,2,3,4,5,7,8,10,12,15,20	842
8	D155H	Glass	Polyester	51.5	2.93	7	0.1	4,5,10,12,15	1031
9	D155J	Glass	Polyester	58.3	3.54	9	0.1	5,12	1143
10	A130G	Glass	Polyester	55.0	4.38	14	0.1	2,4,5,8,15	1203
11	CM1701A	Glass	Polyester	38.0	3.20	5	0.1	2,4,5,10	796
12	D092F	Glass	Polyester	49.2	3.00	12	0.1	4,15	1135
13	D092G	Glass	Polyester	52.0	3.25	14	0.1	1,2,4,5,10,12,15	1168
14	D155C	Glass	Polyester	47.4	2.99	7	0.1	2,4,5,10,12,15	1175
15	D155G	Glass	Polyester	58.4	2.81	8	0.1	2,4,5,10,12	1314
16	D155K	Glass	Polyester	32.8	4.45	7	0.1	1,2,4,6,12	861

Table 3.1 Data series of UD-GFRP

16 シリーズの疲労試験データに対して日本材料学会標準[48]の基本条件に従って S-N曲線を回帰する. S-N曲線回帰モデルには、日本材料学会標準[48]で採用されてい る 8 つの S-N曲線回帰モデルのうち、連続低下型 S-N曲線回帰モデルである片対数直 線回帰モデルを用いることとした.式(3-3)に片対数直線回帰モデルを示す.

$$S = -A\log_{10}N + B \tag{3-3}$$

ここで、Sは応力振幅、Nは破断繰返し数、A、Bは回帰パラメータであり、Aは回 帰直線の勾配、Bは回帰直線の切片(N=1に対応する負荷)をそれぞれ示す.Fig.3.4 に各コードシリーズの回帰結果を示す.なお、図中の矢印は試験打切り結果を示す. Table 3.2 に各コードシリーズの繊維体積含有率、引張強度の平均値、回帰パラメータ の結果を示す.Fig.3.4 および Table 3.2 より、体積含有率は繊維強化複合材料の力学的 特性に大きく影響を及ぼす因子であり、引張強度や疲労特性にその影響が現れている.



Fig. 3.4 Results of S-N curve by using JSMS standard



Fig. 3.4 Results of *S*-*N* curve by using JSMS standard (Continued)



Fig. 3.4 Results of S-N curve by using JSMS standard (Continued)

			J	SMS
Code number	V_{f} (%)	Ave. of σ_B (MPa)	Regressi	on parameter
			A	B (MPa)
1	46.3	580	22	247
2	35.6	728	24	296
3	36.8	776	32	350
4	33.0	799	40	367
5	38.8	908	38	388
6	33.3	731	26	308
7	39.9	842	38	376
8	51.5	1031	43	448
9	58.3	1143	57	522
10	55.0	1203	52	446
11	38.0	796	47	366
12	49.2	1135	61	508
13	52.0	1168	55	448
14	47.4	1175	59	507
15	58.4	1314	76	562
16	32.8	861	29	305

 Table 3.2
 Data list of each parameter for analysis objects

日本材料学会標準[48]により得られた片対数直線回帰モデルの回帰パラメータと引 張強度 σ_B の相関係数および各回帰パラメータ間の相関係数を調査した. Table 3.3 に相 関係数の結果を示す. いずれのパラメータ間においても相関係数が 0.9 以上の値を示 し,強い相関関係があることが確認できる. これは各パラメータ間に線形関係がある ことを示唆している. 特に,相関係数が最大値を示すパラメータの組合せは,引張強 度 σ_B と切片 B (相関係数 0.942),切片 B と勾配 A (相関係数 0.958) である. Fig.3.5 はその関係を図示したものであり,各関係に対して縦軸残差最小の線形最小二乗法に より求めた回帰直線を式(3-4)および式(3-5)に示している. したがって,片対数直線回 帰モデルの場合,任意の一方向ガラス繊維強化複合材料の引張強度 σ_B から式(3-4)およ び式(3-5)の回帰直線を介して簡易に S-N 曲線 (片対数直線モデル)を推定できる可能 性がある.

 Table 3.3
 Coefficient of Correlations between parameters

	A	В
$\sigma_{\scriptscriptstyle B}$	0.922	0.942
A		0.958



Fig. 3.5 Data plots and estimated line for each parameter

$$B = 0.40\sigma_{\rm B} + 22.5 \tag{3-4}$$

$$A = 0.16B - 20.9 \tag{3-5}$$

3.3.2 一方向ガラス繊維強化複合材料の疲労寿命推定手順

前項の結果に基づき,引張強度 σ_B から片対数直線モデルの勾配Aおよび切片Bを推定する.さらに, Fig.3.5(a)における切片Bのばらつきを考慮して,推定S-N曲線の統計的評価を行う.Fig.3.6に推定S-N曲線の統計的評価に関する概念図を示す.



Normal distribution of Intercept *B* is applied to the estimated *S*-*N* curve.

Fig. 3.6 Concept of statistical evaluation for estimated S-N curve based on percentile point

Fig.3.6 に示すように Fig.3.5(a)の引張強度 σ_B と切片 B の関係において,切片 B は繰返し数 1 回における疲労強度に相当するため、このばらつきを正規分布で評価し、その標準偏差を式(3-1)より求める.引張強度から得られた推定 S-N 曲線に当てはめれば、S-N 曲線の縦軸方向の分布特性が得られる.以下に提案手法における推定手順(1)から(5) とその適用例をそれぞれ示す.

- (1) 式(3-4)を用いて任意の引張強度 σ_B から切片 B を推定.
- (2) 式(3-5)を用いて切片 B の推定値から勾配 A を推定.
- (3) 推定した勾配 A, 切片 B を用いて S-N 曲線(片対数直線)を決定.
- (4) Fig.3.5(a)における切片 B のばらつきを正規分布(標準偏差)により評価.
- (5) (4) の正規分布に基づき任意のパーセント点における S-N 曲線を決定.

Table 3.1 のコード番号1に提案手法を適用する. コード番号1の引張強度 σ_B の平均 値は 580MPa である.まず、この引張強度を式(3-4)に代入すると、切片 B は 254.5MPa と推定される.次に、この切片 B の推定値を式(3-5)に代入すると、勾配 A は 19.82 と 推定される.したがって、コード番号1の S-N 曲線は式(3-6)と決定される.

$$S = -19.82\log_{10} N + 254.5 \tag{3-6}$$

さらに, Fig.3.5(a)の切片 B のばらつきが正規分布に従うと仮定し,その標準偏差 s を 式(3-2)より求めると 33.4MPa となる.したがって,±2s のパーセント点(切片 B±2s) における S-N 曲線は式(3-6)および式(3-7)と決定される.

$$S_{+2s} = -19.82\log_{10} N + 321.3 \tag{3-7}$$

$$S_{-2s} = -19.82\log_{10} N + 187.7 \tag{3-8}$$

3.4 実験結果との比較による提案手法の妥当性の検証

提案手法を Table 3.1 に示した解析対象に適用した. Fig.3.7 に各コードシリーズにお ける推定結果を示す. 図中の実線は引張強度から推定した *S-N*曲線を, 破線は Fig.3.5(a) の切片 *B* の標準偏差 *s* =33.4MPa における ±2*s* のパーセント点に対応する *S-N*曲線を それぞれ示している.



Fig. 3.7 Results of estimated S-N curve by using proposal method



Fig. 3.7 Results of estimated S-N curve by using proposal method (Continued)



Fig. 3.7 Results of estimated S-N curve by using proposal method (Continued)

Fig.3.7 より,引張強度から推定した *S-N* 曲線はいずれのコードシリーズにおいても 疲労試験データの傾向をよく表現していることがわかる. さらに, ±2*s* のパーセント 点の区間内に殆どの疲労試験データが収まっていることがわかる. そこで, ±2*s* およ び±3*s* パーセント点の区間内に疲労試験データの全プロット点が存在するコードシ リーズの割合を求めた. Table 3.4 にその結果を示す. Table 3.4 より, ±2*s* のパーセン ト点の区間内に疲労試験データの全プロットが存在するコードシリーズ数は 16 シ リーズの約 87%にあたる 14 シリーズが該当した. 一方, ±3*s* のパーセント点におけ る結果では,全シリーズが該当した.

Data series Material	Number of data series	Number of data series containing test data within estimated interval		Percentage for data series containing test data within estimated interval (%)	
		$\pm 2s$	$\pm 3s$	$\pm 2s$	$\pm 3s$
UD-GFRP	16	14	16	87	100

 Table 3.4
 Percentage for data series containing test data within estimated bounds

この一連の解析結果から,提案手法が簡易推定法として一定の妥当性をもつと考え ることができる.したがって,解析対象とした一方向ガラス繊維強化複合材料の条件 範囲内では,疲労試験を実施することなく,引張強度の評価のみで S-N 曲線を推定す ることが可能である.ただし,各コードシリーズには引張強度値が必要であり,日本 材料学会標準[48]の片対数直線モデルの回帰条件として少なくとも破断データが 4 個 あること,さらに,式(3-2)の適用条件としてコードシリーズが4シリーズあること が前提となる.他の強化形態(積層材,織物複合材料など),荷重形態(引張-圧縮, 曲げなど)や試験環境(高温,低温,水中など)における条件下の疲労試験データに おいて引張強度と回帰パラメータ間に相関関係が認められれば,提案手法を適用する ことが可能であると考えられ,疲労寿命推定が簡易に行えると期待できる.

3.5 結 言

統計的評価手法を基に,一方向繊維強化複合材料の静的引張強度から S-N 曲線を推定する手法を提案し,その妥当性を検証した.得られた結果を以下にまとめる.

(1)解析対象とした一方向ガラス繊維強化複合材料の疲労試験データに対して日本材 料学会標準により片対数直線モデルを回帰し,回帰パラメータと引張強度の相関係数 および各回帰パラメータ間の相関係数を調査した.その結果,全パラメータ間におい て相関係数が 0.9 以上の値を示し,強い相関関係があることが判明した.

(2) 相関係数の結果に基づき,引張強度 σ_B から S-N 曲線を推定する簡易推定法を提案した.提案手法を解析対象に適用したところ,引張強度から推定した S-N 曲線は全コードシリーズにおいて疲労試験データの傾向をよく表現することが判明した.

(3) ±2s および±3s パーセント点の区間内に疲労試験データの全プロット点が存在 するコードシリーズの割合を求めところ, ±2s の場合, 16 シリーズの約 87%にあたる 14 シリーズが該当し, ±3s の場合, 全シリーズが該当した. したがって, 提案手法は 簡易推定法として一定の妥当性をもつと考えられる.

第4章 損傷進展解析に基づくテキスタイル複合材料の

疲労寿命推定法

4.1 緒 言

本章では有限要素法に連続体損傷力学を導入した損傷進展解析を基に、繊維強化複 合材料に対する疲労寿命推定法を提案する.まず、4.2節では有限要素法および連続 体損傷力学に基づくテキスタイル複合材料の損傷進展解析法について記載する.4.3 節では損傷進展解析法に必要となる一方向繊維強化複合材料の等価物性値の算出法に ついて記載する.4.4節では一方向繊維強化複合材料の疲労損傷のモデル化について 記述し、その疲労損傷モデルをテキスタイル複合材料の損傷進展解析法に導入した疲 労寿命推定法について記載する.

4.2 連続体損傷力学に基づくテキスタイル複合材料の損傷進展解析法

4.2.1 繊維強化複合材料の力学的特性評価における構造スケール

繊維強化複合材料の構造スケールは Fig.4.1 に示す3点に分類される.1点目は,航 空機などの構造物の挙動を扱うマクロスケール,2点目は,その構造物を構成する織 物複合材料といった繊維束の強化構造を判別できるスケールであるメゾスケール,そ して3点目は繊維・樹脂の個々の挙動を明確に判別できるスケールであるミクロス ケールである.次項では,メゾスケールを対象とした連続体損傷力学に基づくテキス タイル複合材料の損傷進展解析法について述べる.



Fig. 4.1 Micro, Meso and Macro structure scale of FRP

4.2.2 一方向繊維強化複合材料に対する損傷モードのモデル化と損傷構成則

座古ら[63-66]が提案している連続体損傷力学に基づく損傷進展解析手法の特徴は, Fig.4.2 に示すように複雑な強化形態を有する,例えば,織物複合材料のような複雑な 強化形態を有するテキスタイル複合材料の繊維束は微小な一方向繊維強化複合材料で 構成されていると捉えることで,一方向繊維強化複合材料の機械的特性値および損傷 モードのモデル化のみでテキスタイル複合材料の応力状態損や傷進展挙動を模擬でき る点である.したがって,一方向繊維強化複合材料の損傷モードのモデル化,損傷の 検出法および損傷モードの特定,損傷による剛性低下をどのように設定するかが重要 となる.



Woven fabric composite materialUnidirectional materialFig. 4.2Concept for numerical analysis of damage development

一方向繊維強化複合材料のような異方性材料は、弾性や強度等の材料特性に直交異 方性を示すため、内部に発生する損傷モードも顕著な直交異方性を示す. 異方性材料 を対象とした数値解析を実施する場合は、損傷の異方性を考慮した損傷力学に基づく 有限要素解析手法が必要となる.1.1.2節で述べたように繊維強化複合材料の損傷形態 はマトリックスき裂,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 重を受持ち、それにより生じる繊維破断が支配的となり発生する、したがって、損傷 進展解析では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 するものと仮定し, Table 4.1 に示すように繊維破断(Mode L) およびマトリックスき 裂(Mode T & LT, Mode Z & ZL, Mode TZ)のいずれかの状態であるとする. 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する.ModeL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σι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 τ_{LT} に, Mode Z & ZL は垂直応力 σ_Z またはせん断応力 τ_{ZL} に, Mode TZ はせん断応力 τ_{TZ} に起因して発生する ものと考える.なお、これらの損傷モデルは、いずれも均質直交異方性材料の破壊の 局所問題として微小要素への適用を前提としており、材料主軸に基づいた理想的なき 裂のみを想定している.また,損傷発生後も直交異方性体の挙動を示すものとする.

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

 Table 4.1
 Classification of failure mode of element for damage development analysis

 $(\sigma_i, \tau_i:$ Stress, F^t : Tensile strength, F^c : Compressive strength, F^s : Shearing strength)

要素の損傷判定には、引張りと圧縮における強度特性の違いを考慮した破壊則である Hoffman 則[67]を用いる.式(4-1)に Hoffman 則を示す.

$$C_{1}(\sigma_{T} - \sigma_{Z})^{2} + C_{2}(\sigma_{Z} - \sigma_{L})^{2} + C_{3}(\sigma_{L} - \sigma_{T})^{2} + C_{4}\sigma_{L} + C_{5}\sigma_{T} + C_{6}\sigma_{Z}$$

+ $C_{7}\tau_{TZ}^{2} + C_{8}\tau_{ZL}^{2} + C_{9}\tau_{LT}^{2} = 1$
(4-1)

ここで、 C_X (X = 1, 2, ..., 9) は、9 個の基礎破壊強度から決定できる材料定数である. 主軸 (L, T, Z) 方向の単軸引張強度を F'_L , F'_T , F'_Z , 単軸圧縮強度を F'_L , F'_T , F'_Z , (T-Z, Z-L, L-T) 面内のせん断強度を F'_{TZ} , F'_{ZL} , F'_{LT} とすれば、 C_X (X = 1, 2, ..., 9) は式(4-2)により表される.

$$C_{1} = \frac{1}{2} \left\{ \left(F_{T}^{t} F_{T}^{c} \right)^{-1} + \left(F_{Z}^{t} F_{Z}^{c} \right)^{-1} - \left(F_{L}^{t} F_{L}^{c} \right)^{-1} \right\}$$

$$C_{2} = \frac{1}{2} \left\{ \left(F_{Z}^{t} F_{Z}^{c} \right)^{-1} + \left(F_{L}^{t} F_{L}^{c} \right)^{-1} - \left(F_{T}^{t} F_{T}^{c} \right)^{-1} \right\}$$

$$C_{3} = \frac{1}{2} \left\{ \left(F_{L}^{t} F_{L}^{c} \right)^{-1} + \left(F_{T}^{t} F_{T}^{c} \right)^{-1} - \left(F_{Z}^{t} F_{Z}^{c} \right)^{-1} \right\}$$

$$C_{4} = \left(F_{L}^{t} \right)^{-1} - \left(F_{L}^{c} \right)^{-1}$$

$$C_{5} = \left(F_{T}^{t} \right)^{-1} - \left(F_{T}^{c} \right)^{-1}$$

$$C_{6} = \left(F_{Z}^{t} \right)^{-1} - \left(F_{Z}^{c} \right)^{-1}$$

$$C_{8} = \left(F_{ZL}^{s} \right)^{-2}$$

$$C_{9} = \left(F_{LT}^{s} \right)^{-2}$$

$$(4-2)$$

Hoffman 則[67]により各要素に損傷の発生が認められた場合は, Table 4.1 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応力を決定して損傷モードを特定し, その力学的特性を Murakami の 2 階損傷テンソル[68]により式(4-3), (4-4)に示す損傷状態における構成則に反映させる.

$$\{\sigma_{LTZ}\} = \left[\mathcal{Q}_{LTZ}^{*} \right] \{ \varepsilon_{LTZ} \}$$

$$\tag{4-3}$$

$$\left[\mathcal{Q}_{LTZ}^{*}\right] = \begin{bmatrix} d_{L}^{2}\mathcal{Q}_{11} & d_{L}d_{T}\mathcal{Q}_{12} & d_{Z}d_{L}\mathcal{Q}_{13} & 0 & 0 & 0\\ d_{L}d_{T}\mathcal{Q}_{12} & d_{T}^{2}\mathcal{Q}_{22} & d_{T}d_{Z}\mathcal{Q}_{23} & 0 & 0 & 0\\ d_{Z}d_{L}\mathcal{Q}_{13} & d_{T}d_{Z}\mathcal{Q}_{23} & d_{Z}^{2}\mathcal{Q}_{33} & 0 & 0 & 0\\ 0 & 0 & 0 & \frac{4d_{T}^{2}d_{Z}^{2}}{(d_{T}+d_{Z})^{2}}\mathcal{Q}_{44} & 0 & 0\\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{4d_{Z}^{2}d_{L}^{2}}{(d_{Z}+d_{L})^{2}}\mathcal{Q}_{55} & 0\\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{4d_{L}^{2}d_{T}^{2}}{(d_{L}+d_{L})^{2}}\mathcal{Q}_{66} \end{bmatrix}$$
(4-4)

ここで、 Q_{ij} は初期非損傷状態の応力-ひずみマトリックスの成分である.また、 d_L 、 d_T 、 d_Z は式(4-5)のように Table 1 の損傷テンソルの主値 (D_1 , D_2 , D_3) により定まる.

$$d_{L} = (1 - D_{1})$$

$$d_{T} = (1 - D_{2})$$

$$d_{Z} = (1 - D_{3})$$

$$(4-5)$$

応力-ひずみ関係式(4-3)を各有限要素に適用し, FRP の損傷進展解析を実施する. な お, 巨視的な破壊則を用いているため材料内の損傷発生の有無しか把握できない. し たがって,有限要素内の損傷変数 *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,実際に損傷が発生した部材に圧縮負荷が加わった場合, 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. そこで,応力状態 により低下させる剛性成分を変更し,引張荷重下のみ,その方向の剛性低下を考える. 各損傷モードにおいて剛性マトリックス成分値を求めた結果を式(4-6)~(4-9) に 示す.ここで、 Q_{ij} 、は損傷状態における剛性マトリックスを、 Q_{ij} は初期状態の剛性マトリックス[Q]の成分を表す.

Mode L:
$$Q_{ij}' = \begin{bmatrix} \xi' Q_{11} & \psi' Q_{12} & \psi' Q_{13} & 0 & 0 & 0 \\ \psi' Q_{12} & Q_{22} & Q_{23} & 0 & 0 & 0 \\ \psi' Q_{13} & Q_{23} & Q_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & Q_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \zeta Q_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \zeta Q_{66} \end{bmatrix}$$
(4-6)

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

Mode
$$T \& LT$$
: $Q_{ij}' = \begin{bmatrix} Q_{11} & \psi' Q_{12} & Q_{13} & 0 & 0 & 0 \\ \psi' Q_{12} & \xi' Q_{22} & \psi' Q_{23} & 0 & 0 & 0 \\ Q_{13} & \psi' Q_{23} & Q_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \zeta Q_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & Q_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \zeta Q_{66} \end{bmatrix}$ (4-7)

ただし,
$$\sigma_T > 0$$
の場合, $\xi^{i} = 1/10000$, $\psi^{i} = 1/100$,
 $\sigma_T < 0$ の場合, $\xi^{i} = 1/10000$, $\psi^{i} = 1/100$

Mode Z & ZL:
$$Q_{ij}' = \begin{bmatrix} Q_{11} & Q_{12} & \psi'Q_{13} & 0 & 0 & 0\\ Q_{12} & Q_{22} & \psi'Q_{23} & 0 & 0 & 0\\ \psi'Q_{13} & \psi'Q_{23} & \xi'Q_{33} & 0 & 0 & 0\\ 0 & 0 & 0 & \zeta Q_{44} & 0 & 0\\ 0 & 0 & 0 & 0 & \zeta Q_{55} & 0\\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & Q_{66} \end{bmatrix}$$
 (4-8)

ただし,
$$\sigma_Z > 0$$
 の場合, $\xi^{i} = 1/10000$, $\psi^{i} = 1/100$,
 $\sigma_Z < 0$ の場合, $\xi^{i} = 1/10000$, $\psi^{i} = 1/100$

Mode
$$TZ$$
: $Q_{ij}' = \begin{bmatrix} Q_{11} & \psi' Q_{12} & \psi' Q_{13} & 0 & 0 & 0 \\ \psi' Q_{12} & \xi' Q_{22} & \xi' Q_{23} & 0 & 0 & 0 \\ \psi' Q_{13} & \xi' Q_{23} & \xi' Q_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \xi' Q_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \zeta Q_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \zeta Q_{66} \end{bmatrix}$ (4-9)

ただし, $\sigma_T > 0$ または $\sigma_Z > 0$ の場合, $\xi^{i} = 1/10000$, $\psi^{i} = 1/100$, $\sigma_T < 0$ または $\sigma_Z < 0$ の場合, $\xi^{i} = 1/10000$, $\psi^{i} = 1/100$

このように各損傷モードにおいて、上記の剛性マトリックスにより荷重負荷方向に よる剛性低下の違いを考慮することができる.

4.2.3 変位増分法による損傷進展解析法

FRP の損傷進展は非線形挙動を示す.これは、局所的な損傷の累積とマトリックス の塑性変形によるものである.しかしながら、FRPでは、損傷による特性劣化が大き いことから、非線形挙動の支配的な原因は損傷の累積であると考える.したがって、 マトリックスの塑性変形の影響は無視し、ある負荷状態おける力学的挙動は、その時 点での損傷状態ならびに荷重により決定されるものと考える. そのため, FRP の非線 形挙動に対する数値解析では,一般に区間線形化による増分法が有効である.そこで, 局所的な増分区間を線形近似した折れ線により荷重-変位曲線を模擬する.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 るが、一般的に FRP の挙動は変位漸増型であり、変位増分法の方がより効率的な非線 形挙動の計算ができる.そこで、本手法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模擬する.まず、初期状態(未損傷状態)から 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(Fig.4.3 中の C 点),さらに変位を増分 させる.一方,損傷が発生した場合(Fig.4.3 中の A および 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ックスを計算する.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. すなわち,得られた損傷後の剛 性方程式に対して、変位を増分せずに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(Fig.4.3 中の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,新たな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(Fig.4.3 中の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. 4.3 Procedure based on incremental displacement method for non-linear behavior caused by damage propagation

4.3 一方向繊維強化複合材料の等価物性値の算出法

4.3.1 等価弾性係数

前節に述べた損傷進展解析法では、一方向繊維強化複合材料の力学的特性が必要となる.本節では、弾性係数の算出法の一つである Chamis の式[69]について述べる. Chamis の式は複合則を基本とし、繊維周りの樹脂を考慮した理論である. Fig.4.4 に示すように正方配列の繊維を等価な断面積を有する正方形に置換して考える. この仮定から、繊維部正方形の辺の長さ *S*_f と領域全体の辺の長さ *S* は式 (4-10) および式 (4-11) で表される.



Fig. 4.4 Chamis's model of simplified unidirectional composites

$$S_f = \sqrt{\frac{\pi}{4}}d\tag{4-10}$$

$$S = \sqrt{\frac{\pi}{4V_f}}d\tag{4-11}$$

繊維主軸方向弾性係数 EL とポアソン比 VLT については複合則より,

$$E_{L} = E_{fL}V_{f} + E_{m}(1 - V_{f})$$
(4-12)

$$v_{LT} = v_{fLT} V_f + v_m \left(1 - V_f \right)$$
(4-13)

と算出される.また Fig.4.3 に示す A は樹脂のみの領域, B は繊維と樹脂の両方を含む 領域と仮定すると、領域 B の繊維含有率は S_f/S となり、繊維垂直方向弾性係数 E_{BT} は 複合則より、

$$\frac{1}{E_{BT}} = \frac{1}{E_{fT}} \frac{S_f}{S} + \frac{1}{E_m} \frac{S - S_f}{S}$$
(4-14)

となる. ここで, 式 (4-10), 式 (4-11) を代入すると,

$$E_{BT} = \frac{E_m}{1 - \sqrt{V_f} \left(1 - \frac{E_m}{E_{fT}}\right)}$$
(4-15)

が得られる.よって,領域AとBを接合した領域全体の繊維垂直方向弾性係数*E*_Tおよび繊維板厚方向弾性係数*E*_Zは,

$$E_{T} = E_{Z} = E_{BT} \frac{S_{f}}{S} + E_{m} \frac{S - S_{f}}{S} = E_{m} \left[\left(1 - V_{f} \right) + \frac{\sqrt{V_{f}}}{1 - \sqrt{V_{f}} \left(1 - \frac{E_{m}}{E_{fT}} \right)} \right]$$
(4-16)

となる. 横弾性係数 G_{LT} , G_{TZ} , G_{ZL} とポアソン比 v_{TZ} についても, 同様の考え方から以下のようになる. また, ポアソン比 v_{ZL} は以下のようになる.

$$G_{LT} = G_m \left[\left(1 - V_f \right) + \frac{\sqrt{V_f}}{1 - \sqrt{V_f} \left(1 - \frac{G_m}{G_{fLT}} \right)} \right]$$
(4-17)

$$G_{TZ} = G_{ZL} = \frac{G_m}{1 - \sqrt{V_f} \left(1 - \frac{G_m}{G_{fTZ}}\right)}$$
(4-18)

$$v_{TZ} = V_f v_{fTZ} + (1 - V_f) \left(2v_m - v_{LT} \frac{E_T}{E_L} \right)$$
(4-19)

$$v_{ZL} = v_{LT} \frac{E_Z}{E_L} \tag{4-20}$$

4.3.2 等価強度値

繊維主軸方向の引張強度は複合則の概念に経験的考察を加えた式(4-21)の予測式 が導出されている.また圧縮強度については、繊維の座屈破壊や樹脂のせん断破壊に よる影響が大きいことを考慮した式(4-22)により求められる.

$$F_{L}^{t} = F_{f}V_{f} + F_{m}^{t}\left(1 - V_{f}\right)\frac{E_{m}}{E_{n}}$$
(4-21)

$$F_L^c = \frac{G_m}{1 - V_f \left(1 - \frac{G_m}{G_f}\right)} \tag{4-22}$$

また,Hull[70]は Fig.4.5 に示すような単位長さの立方体において繊維を円筒状の孔 とみなし,繊維垂直方向の引張強度は樹脂強度のみに依存すると仮定して,負荷方向 に対する樹脂の有効断面積 Smを用いて式(4-23)を提案している.



Fig. 4.5 Concept of Hull's model

$$F_{T}^{t} = F_{Z}^{t} = F_{m}^{t}S_{m} = F_{m}^{t}\left(1 - 2R\right) = F_{m}^{t}\left(1 - 2\sqrt{\frac{V_{f}}{\pi}}\right)$$
(4-23)

繊維垂直方向の圧縮強度についても引張強度と同様に考えられるとすると,式 (4-24)が得る.

$$F_{T}^{c} = F_{Z}^{c} = F_{m}^{c} \frac{E_{T} \left(1 - V_{f}\right)}{E_{m}}$$
(4-24)

また, せん断破壊強度は一般に圧縮強度の 1/2 として扱われることから, 上式に対応した式(4-25)を得る.

$$F_{LT} = F_{TZ} = F_{ZL} = \frac{1}{2} F_m^c \frac{E_T \left(1 - V_f\right)}{E_m}$$
(4-25)

4.4 損傷進展解析法に基づくテキスタイル複合材料の疲労寿命推定法の提案

4.4.1 一方向繊維強化複合材料の疲労損傷のモデル化

4.2 節のとおり,有限要素法に連続体損傷力学を導入した損傷進展解析法により FRP の突発的な損傷挙動を模擬することが可能である。しかしながら、静的な引張強度以 下の応力が繰返し作用することにより破壊に至る疲労現象を取扱う場合は、別途、そ れに対応した損傷モデルが必要である. 1.3.2 項で述べたように疲労損傷モデルには, 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、残留強度特性や残留 剛性を基礎とした現象論モデル、繊維間き裂や繊維破断などと関連付けた損傷変数を 利用した損傷進展モデルがある[9][43-47].本研究では、既往の実験データの活用を考 え,一方向繊維強化複合材料の S-N線図と破壊則を利用した疲労寿命モデルを用いる. まず、繰返し応力下で生じる損傷モードは 4.2.2 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累積疲労損傷則である Miner 則[71]を用いる. Miner 則[71]で は、材料に一定応力振幅 σ が負荷され、ある繰返し数 N で疲労破壊が発生する場合、 応力繰返し過程で疲労損傷が順次蓄積され、これが限界値に達したとき破壊が起こる と考える. つまり, 応力繰返しの1回ごとに 1/N ずつ疲労損傷が蓄積され, この累積 値が1に達したときに破壊する.例えば, Fig.4.6の S-N線図においていくつかの応力 レベル σ_1 , σ_2 , …, σ_i を想定し, 各応力レベルにおける疲労寿命を N_1 , N_2 , …, N_i とする.このとき各応力が n₁, n₂, …, n_iだけ繰返された場合の各応力レベルにおけ る累積損傷度は n_1/N_1 , n_2/N_2 ,…, n_i/N_i であるから,累積損傷による破壊は式(4-26) を満たすとき発生する.



Fig. 4.6 Scheme of Miner's rule

$$\frac{n_1}{N_1} + \frac{n_1}{N_1} + \dots + \frac{n_i}{N_i} = \sum_{i=1}^{t} \frac{n_i}{N_i} = 1$$
(4-26)

ここで,tは累積損傷値が初めて1を超えるときの繰返し応力の段数iである.また, 損傷モードの特定には,Miner則[71]における累積疲労損傷度を用いる.各応力成分に 対して累積損傷度を算出し,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,Miner則[71]による損傷の発生判定や 損傷モードの特定には,一方向繊維強化複合材料の繊維長手(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(4-27)に示す両対数直線 回帰モデル[52]および式(4-28)に示す Bastenaire 回帰モデル[72]を用いる.両対数直 線回帰モデルは疲労限度を示さない材料のS-N 曲線回帰に有効な回帰モデルであり, Bastenaire 回帰モデルは低サイクル領域から高サイクル領域まで広範囲に渡って優れ た適合性を示す回帰モデルである.

$$\log_{10}\sigma = -A\log_{10}N + B \tag{4-27}$$

$$N = \frac{A}{\sigma - E} \exp\left[-\left(\frac{\sigma - E}{B}\right)^{c}\right]$$
(4-28)

ここで, σおよび N はそれぞれ繰返し荷重の最大応力および破断繰返し数であり, A, B, C および E は回帰パラメータである. なお, 両対数直線回帰モデルの回帰法に は日本材料学会標準[48]を, Bastenaire 回帰モデルの回帰法には Gauss-Newton 法によ る非線形最小二乗法[73]を用いる.

4.4.2 テキスタイル複合材料の疲労寿命の推定手順

本研究で提案する疲労寿命推定法は、4.2 節で示した損傷進展解析法に前項の疲労 損傷モデルを導入することで実現する.提案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 考慮する. Table 4.2 に突発損傷型と消耗損傷型の損傷モードとその特定方法をまとめ る.

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

 Table 4.2
 Classification of failure mode of element for fatigue analysis

 $(\sigma_i, \tau_i:$ Stress, F^t : Tensile strength, F^c : Compressive strength, F^s : Shearing strength)

Table 4.2 において、"突発損傷型"の損傷発生判定には Hoffman 則[67]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[71]を、損傷モードの特定には各応力成分における Miner 則[71]の累積疲労損傷度 D_{Miner}を用い、その6成分中で最大となる累積疲労損傷度 D_{Miner}に対応した応力成分が損傷に支配的な応力と判定し、損傷モードを特定する.そして、両損傷型の損傷において、発生した各損傷モードの力学的特性を Murakami の2 階損傷テンソル[68]により式(4-3)の構成則に反映させることで、各損傷型の各損傷モードに応じた剛性低下を考慮する.Fig.4.7 に提案手法の流れを示す.



Fig. 4.7 Flow chart of estimation procedure

提案手法による疲労解析では、まず、解析対象となる有限要素モデルを作成する. 次に、4.2 節に述べた異方損傷力学に基づく有限要素解析手法により、解析モデルの 応力分布を求める.応力分布の結果を基に、突発損傷型および消耗損傷型の損傷発生 判定およびその損傷モード特定を行う.また、材料全体の破壊判定には、解析モデル の縦弾性係数の剛性低下を用いる.この剛性低下の基準値については、提案手法によ る疲労解析を実施する前に、4.2 節で述べた損傷進展解析法(突発損傷型の損傷のみ を考慮)により静的引張解析を実施し、得られた応力-ひずみ曲線における初期剛性 が、最終破断時の剛性まで低下した場合に材料全体の破壊が発生すると考える.ここ で、要素に損傷が発生した場合には、Fig.4.7 に破線で示すように損傷要素の剛性を低 下させ、応力分布を再計算する.損傷が発生せず材料全体の破壊も発生しなかった場 合には、Fig.4.7 の一点鎖線で示すように、応力分布を再計算することで、疲 労解析の問題点である計算コストの低減を図る.

4.4.3 テキスタイル複合材料の疲労寿命推定法の前提条件

提案手法の前提条件を説明する. Table4.2 で定義した一方向繊維強化複合材料の損 傷形態はミクロスケールにおける繊維一本と樹脂の界面剥離などを起点として発生し たき裂が繊維束内で進展した状態を想定しているため,提案手法では繊維一本と樹脂 の界面剥離や繊維一本毎の破断状態を把握できない. しかしながら,一方向繊維強化 複合材料の疲労損傷モデルに疲労試験結果に基づいた S-N 曲線(マクロスケールの情 報)を用いるため,繊維一本と樹脂の界面剥離などのミクロスケールの損傷の影響は その S-N 曲線に含まれているものと考える.また,テキスタイル複合材料の最終破断 は,繊維束内の繊維破断(一方向繊維強化複合材料の繊維破断)が支配的に作用する ことにより発生するため,繊維束外の樹脂損傷は最終破断に作用しないものとする. したがって,繊維束外の樹脂に対して,繰返し応力に起因して発生する消耗損傷を考 慮せず,さらにその樹脂と繊維束間の界面剥離も考慮しない.ただし,5.4 節にて記 載する縫合繊維強化複合材料への提案手法の適用においては,縫合繊維強化複合材料 の疲労試験において界面剥離の発生を確認しているため,界面剥離を模擬するための 界面要素を定義している.界面剥離を模擬する場合,樹脂の力学的特性を基にした界 面要素を有限要素モデルに導入し,層間剥離の模擬を試みる.
4.4.4 一方向繊維強化複合材料の疲労強度分布に基づく寿命分布推定法

これまで述べてきたように, FRP の疲労寿命は種々の要因によりばらつきを有する. 前項の提案手法では,1応力レベルにおいて1点の疲労寿命を得ることができるが, 疲労寿命分布の評価ができない.そこで,一方向繊維強化複合材料の疲労強度のばら つきに基づく繊維強化複合材料の寿命分布推定法を提案する.本手法では,一方向繊 維強化複合材料の *S-N* 曲線回帰において, Bastenaire 回帰モデルの回帰パラメータ *E*

(漸近線)を正規分布に従う確率変数として取扱い,それらの回帰パラメータを逐次 変えたモンテカルロシミュレーションにより繊維複合材料の疲労寿命分布を求めるも のである. Fig.4.8 にその模式図を, Fig.4.9 に提案手法の流れをそれぞれ示す.



Fig. 4.8 Scheme of estimation of fatigue strength distribution of unidirectional material



Fig. 4.9 Flow chart of estimation procedure based on fatigue strength distribution of unidirectional material

まず、回帰パラメータ E のばらつきを評価する.一方向繊維強化複合材料の S-N線 図において、疲労強度分布は疲労寿命によらず一定と仮定し、S-N プロットを S-N 回 帰曲線に沿って疲労寿命の重心位置(a)にすべて移動させ(b)、疲労寿命の重心位置 もしくは 10⁸回における疲労強度に変換(c) する.そして、変換した疲労強度を正規 確率紙にプロットし,正規分布の標準偏差を求める(d).正規分布は回帰パラメータ Eの分布に相当するとし,その正規分布に従ってランダムに回帰パラメータ E を解析 毎に逐次変化させ,全要素にその時の回帰パラメータ E を適用する.そして,前節の 疲労寿命推定法により繊維強化複合材料の疲労寿命を決定した.本解析では,1 応力 レベルにつき数十点から数百点の解析(1回の解析毎に1点の疲労寿命を取得)を実 施する.最終的に,得られた疲労寿命を対数正規確率紙およびワイブル確率紙にプロッ トし,疲労寿命の分布特性を評価する.なお,正規分布に基づく乱数発生法にはボッ クスミュラー法を用いる.

4.5 結 言

損傷力学および有限要素法に基づく損傷進展解析法に疲労損傷モデルを導入した 疲労寿命推定法を提案した.以下に提案手法についてまとめる.

(1)損傷力学および有限要素法に基づくテキスタイル複合材料の損傷進展解析法について説明した.本手法は複雑な強化形態を有するテキスタイル複合材料の繊維束が微小な一方向繊維強化複合材料で構成されていると捉え,一方向繊維強化複合材料の機械的特性値および損傷モードのモデル化のみでテキスタイル複合材料の応力状態損や 傷進展挙動を模擬する.損傷進展解析では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仮定し,繊維破断およびマトリックスき裂のいずれかの状態であるとしている.

(2)テキスタイル複合材料の損傷進展解析法に必要な一方向繊維強化複合材料の等価物性値の評価法として,弾性係数の算出法の一つである Chamis の式および強度の算出法の一つである Hull の式を取り上げて説明した.

(3)損傷進展解析に基づくテキスタイル複合材料の疲労寿命推定法および疲労寿命分 布推定法を提案した.提案手法では一方向繊維強化複合材料の損傷型式を要素の損傷 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 つの損傷型式に分類した."突発損傷型"の損傷発生判定には Hoffman 則を,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た. "消耗損傷型"の損傷発生判定には Miner 則と一方向繊維強化複合材料の S-N 曲線を 用い,損傷モードの特定には各応力成分における Miner 則の累積疲労損傷度 D_{Miner}を 用いた.発生した各損傷モードの力学的特性を Murakami の2 階損傷テンソルにより 構成則に反映させることで,各損傷型の各損傷モードに応じた剛性低下を考慮した. これらの損傷モデルを連続体損傷力学および有限要素法に基づく損傷進展解析法に導 入し,テキスタイル複合材料の疲労寿命推定法を構築した.さらに,一方向繊維強化 複合材料の疲労強度のばらつきを正規分布により評価し,その分布特性に基づいたモ ンテカルロシミュレーションによるテキスタイル複合材料の疲労寿命分布推定法を構 築した.

第5章 実験結果との比較による疲労寿命推定法の妥当性の検証

5.1 緒 言

本章では第4章で提案した損傷進展解析に基づくテキスタイル複合材料の疲労寿命 推定法の妥当性を検証する. 5.2 節では平織炭素繊維強化複合材料に提案手法を適用 する.一方向炭素繊維強化複合材料の力学的特性および疲労損傷モデルを定義し,解 析結果を疲労試験結果と比較する.平織炭素繊維強化複合材料の疲労寿命分布の推定 結果も示す. 5.3 節では平織ガラス繊維強化複合材料に提案手法を適用する.一方向 ガラス繊維強化複合材料の力学的特性および疲労損傷モデルを定義し,解析結果を疲 労試験結果と比較する.平織ガラス繊維強化複合材料の疲労寿命分布の推定結果も示 す. 5.4 節では縫合繊維強化複合材料に提案手法を適用する.一方向ガラス繊維強化 複合材料の力学的特性および疲労損傷モデルを定義し,解析結果を疲労試験結果と比 較する.縫合繊維強化複合材料の疲労寿命分布の推定結果も示す.

5.2 平織炭素繊維強化複合材料への適用

5.2.1 一方向炭素繊維強化複合材料の力学的特性と疲労損傷モデル

Nishikawa ら[74]の平織炭素繊維/エポキシ樹脂複合材(積層数:6,繊維体積含有率 50.4%)の片振り引張疲労試験結果(*R*=0.1,周波数 5Hz)に提案手法を適用する.Fig.5.1 に試験片形状を示す.Table 5.1 に強化繊維およびエポキシ樹脂の力学的特性を,Table 5.2 に一方向炭素繊維強化複合材料およびエポキシ樹脂の力学的特性を示す.なお,強化繊維の物性は Hexel 社の AS4 データシートより引用し,一方向炭素繊維強化複合材料の等価弾性係数は Chamis の式より求め,強度は文献[44]より引用した.



Fig. 5.1 Geometry and dimension of specimen for plain woven CFRP [74]

Mechanical Properties	Material	Fiber Carbon		Matr E	ix resin poxy
Young's modulus	(GPa)	E_f	230.0	E_m	3.30
Shear modulus	(GPa)	G_{f}	12.75	G_m	1.17
Poisson's ratio	-	v_f	0.3	V _m	0.35
Tensile strength	(MPa)	s_f^t	4900	S_m^t	330
Compressive strength	n (MPa)		-	S _m ^c	330

Table 5.1 Mechanical properties of fiber and matrix resin

 Table 5.2
 Mechanical properties of fiber bundle and matrix resin in plain woven CFRP

М	aterial	Fiber bundle		Mat	rix resin
Mechanical Properties		Carbon/Epoxy		H	Epoxy
		E_L	197.2		
Young's modulus	(GPa)	E_T	11.3	E	3.30
		E_Z	11.3		
		G_{TZ}	4.24		
Shear modulus	(GPa)	G_{ZL}	7.32	G	1.17
		G_{LT}	7.32		
		v_{TZ}	0.328		
Poisson's ratio		v_{ZL}	0.018	v	0.35
		v_{LT}	0.307		
		F_L^{t}	2004		
Tensile strength	(MPa)	F_T^{t}	53.0	F^{t}	330
		F_Z^{t}	53.0		
		$F_L^{\ c}$	1197		
Compressive strength	(MPa)	F_T^c	204	F^{c}	330
		F_Z^{c}	204		
		F_{TZ}^{s}	42.0		
Shear strength	(MPa)	F_{ZL}^{s}	137.0	F^{s}	330
		F_{LT}^{s}	137.0		

疲労損傷モデルは,一方向炭素繊維強化材料(繊維種:AS4炭素繊維,樹脂種:3501-6 エポキシ樹脂,繊維体積含有率 62%,層厚さ:0.146mm)のL方向,T&Z方向,LT&ZL 方向およびTZ方向の4種類の疲労試験結果(R=0.1,面内せん断試験の周波数 2Hz, それ以外の周波数 10Hz)[45][75]に対して,両対数直線回帰モデルおよび Bastenaire 回帰モデルを回帰することにより構築した.Fig.5.2に両対数直線回帰モデルの回帰結 果を,Fig.5.3にBastenaire 回帰モデルの回帰結果をそれぞれ示す.



Fig. 5.2 Obtained S-N curves for each stress components (Double logarithmic linear model)



Fig. 5.3 Obtained S-N curves for each stress components (Bastenaire model)

5.2.2 平織炭素繊維強化複合材料の有限要素モデルと境界条件

Fig.5.4 に平織材の有限要素モデルを示す.Fig.5.4(a)に示すように横糸を薄桃色で, 縦糸を薄青色でそれぞれ示している.なお,織構造の幾何学形状の作成には WiseTex[76]を用いた.平織材の解析にはTable 5.2 に示した繊維束とエポキシ樹脂の物 性値を用い,Fig.5.5 に示す境界条件を付与した.xz 面には周期境界条件を付与した.



Fig. 5.4 Finite element mesh for plain woven CFRP



Fig. 5.5 Boundary conditions for plain woven CFRP

5.2.3 平織炭素繊維強化複合材料の静的引張解析とその結果

疲労解析における平織材の最終破壊基準を決定するため,Fig.5.5 に示した有限要素 モデルに対して静荷重下における損傷進展解析を行った.本解析では x 軸方向に一定 のひずみを与えた.Fig.5.6 に得られた応力-ひずみ曲線を示す.最終破壊時(B 点) における平織材の縦弾性係数は,初期損傷発生前の初期縦弾性係数(A 点)の 88.2% に低下する.この縦弾性係数の剛性低下率を最終破壊基準とし,縦弾性係数が初期の 88.2%まで低下したとき最終破壊が生じると判定することとした.



Fig. 5.6 Calculational result of stress-strain curve for plain woven CFRP under tensile condition

5.2.4 平織炭素繊維強化複合材料の疲労解析とその結果

Fig.5.5 に示した有限要素モデルに対して疲労解析を行った.本解析では,静的引張 解析により得られた静的引張強度の93%,87%,82.5%,77%を繰返し応力レベルとし て設定し,その応力レベルと等価なひずみを x 軸方向に付与した.Fig.5.7 に解析によ り得られた予測 S-N曲線および平織材の疲労試験結果(応力比 0.1,周波数 5.0Hz)[74] を併せて示す.縦軸は静的引張強度により正規化している.なお,この予測 S-N曲線 は,応力レベル 93%,87%,82.5%,77%において得られた疲労寿命の解析値に対して, 日本材料学会標準[48]を用いて片対数直線回帰モデルを回帰した結果であり,実線は 一方向炭素繊維強化複合材料の疲労損傷モデルにBastenaire 回帰モデルを用いて疲労 解析した結果を,点線は両対数直線回帰モデルを用いて疲労解析した結果をそれぞれ 示している. さらに, 2.4.1 節で記載した日本材料学会標準[48]に記載されている分散 分析表により,その予測 S-N曲線と疲労試験結果との当てはめ評価を行った.併せて, 決定係数による当てはめ評価も行った. なお, 2 章では相関係数を使用したが,本節 以降では,回帰直線の当てはめ性を評価するため決定係数を用いることとした. Table 5.3 に一方向炭素繊維強化複合材料の疲労損傷モデルに Bastenaire 回帰モデルを用いて 得られた予測 S-N曲線の当てはめ性を分散分析表により評価した結果を, Table 5.4 に 両対数直線回帰モデルを用いて得られた予測 S-N曲線の当てはめ性を分散分析表によ り評価した結果をそれぞれ示す.



Fig. 5.7 Predicted S-N curve for plain woven CFRP

Table 5.3Result of analysis of variance table based on predicted S-N curve for plain wovenCFRP by using Bastenaire mode as fatigue damage model

	Sum of squares	Degree of freedom	Unbiased estimate of variance	Variance ratio
Regression variation	0.114	2	0.0571	14.75
Residual variation	0.031	8	0.0039	-
Total variation	0.145	10	-	-
$F_{0.01}(2,8)$				8.65
Judement				Rejection

	Sum of squares	Degree of freedom	Unbiased estimate of variance	Variance ratio
Regression variation	0.056	2	0.0281	7.59
Residual variation	0.030	8	0.0037	-
Total variation	0.086	10	-	-
$F_{0.01}(2, 8)$				8.65
Judement				Adoption

Table 5.4Result of analysis of variance table based on predicted S-N curve for plain wovenCFRP by using double logarithmic linear mode as fatigue damage model

Table 5.3 より, 分散分析表から求まる分散比 14.75 が自由度(2.8)のF分布の有意 水準 0.01 における分散比 8.65 よりも大きいため、帰無仮説(寄与率 0)が棄却され、 一方向炭素繊維強化複合材料の疲労損傷モデルに Bastenaire 回帰モデルを用いて得ら れた予測 S-N曲線は疲労寿命の予測に役立つ結果と判定される.また、当てはめ性を 判断する尺度である決定係数を Table 5.3 における回帰変動値 0.114 を全変動値 0.145 で除して計算したところ、その決定係数は 0.786 であった. 一般に決定係数が 0.7 以 上であれば当てはめ性が良いと判断されるため、この決定係数からも予測 S-N曲線の 当てはめ性は良いことが確認できる.一方,Table 5.4 より,分散分析表から求まる分 散比 7.59 が自由度(2,8)の F 分布の有意水準 0.01 における分散比 8.65 よりも小さい ため、帰無仮説(寄与率 0)は棄却されず、一方向炭素繊維強化複合材料の疲労損傷 モデルに両対数直線回帰モデルを用いて得られた予測 S-N曲線は疲労寿命の予測に役 立つ結果と判定されなかった.また、同様に決定係数を Table 5.4 における回帰変動値 0.056 を全変動値 0.086 で除して計算したところ、その決定係数は 0.651 であった.こ の決定係数が 0.7 よりも小さいため,予測 S-N曲線の当てはめ性は良いと判定するこ とが難しい. したがって、一方炭素向繊維強化複合材料の疲労損傷モデルに Bastenaire 回帰モデルを用いて得られた予測 S-N曲線の当てはめ性は両対数直線回帰モデルを用 いて得られた予測 S-N曲線の当てはめ性よりも良いと判定できる.これは、一方向繊 維強化複合材料の疲労損傷モデルにおいて低サイクル疲労特性の取り扱いの影響によ るものと考えられる.織物複合材料に生じる応力状態は織り構造の各部分によって異 なり、繊維束交差部などの応力集中部では低サイクル疲労域に相当する応力レベルに まで達すると考えられるため、低サイクル疲労特性も S-N曲線の回帰に考慮する必要 がある.しかしながら、両対数直線回帰モデルでは、低サイクル領域の疲労特性を線 形的に表現してしまうため、これが低サイクル疲労域における疲労強度の過度な推定 の原因となり、両対数直線回帰モデルを用いた予測 S-N曲線による疲労寿命は、疲労 試験結果よりも大きくなると考えられる.しかしながら,Fig.5.7より一方向炭素繊維

強化複合材料の疲労損傷モデルに両対数直線回帰モデルを用いて得られた予測 S-N曲線の傾きは,疲労試験結果の定性的な傾向を示していると考えられる.このように, 一方向炭素繊維強化複合材料の疲労試験結果に対する回帰モデルの選定が疲労寿命予 測に影響を及ぼすことがわかる.

次に、一方向炭素繊維強化複合材料の疲労強度のばらつきから平織材の疲労寿命分 布の推定を試みる. Fig.5.3 に示す一方向炭素繊維強化複合材料の疲労試験結果に対す る正規分布に従って、回帰パラメータ E を解析毎にランダム変化させた疲労解析を応 カレベル 93%, 80%, 85%, 70%にて実施した. Fig.5.8 に得られた疲労寿命を対数正 規確率紙にプロットした結果を示す.なお,確率紙における分布評価において,累積 確率を求める方法にメジアンランク法を用いている.得られた疲労寿命分布は低寿命 域では対数正規分布に従うが、高寿命域では対数正規分布から外れるデータ群が認め られる.これは解析中に定める打切り繰返し数よりも低寿命側に存在しており、この データ群が存在する繰返し数において、異なるモードの要素の損傷が生じたためと考 えられる.そのため、応力レベル70%の繰返し応力下において発生する損傷モードの 調査を実施した. Fig.5.9(a), (b)に低寿命で破壊するときの初期損傷状態と破壊直前の 損傷状態をそれぞれ示す.また,Fig.5.9(c)に長寿命で破壊するときの損傷状態を示す. なお,損傷要素は黒色で示している.低寿命で破壊する場合,まず繰返し数1回目に 横糸の各要素において繊維直角方向の引張強度以上の応力が生じ、繊維直角方向垂直 応力が支配的な mode T の突発損傷型繊維束内マトリックスき裂が発生する.その後, Fig.5.9(a)の繰返し数 98 回目までにマトリックスき裂が進展する. さらに, 縦糸と横 糸の繊維束交差部において、縦糸にも mode T の繊維束内マトリックスき裂が発生、進 展する. Nishikawa らの疲労試験結果[74]において繊維束交差部における損傷発生を報 告していることから、本解析により得られた損傷モードは実験結果と一致する. Fig.5.9(b)では mode T の繊維束内マトリックスき裂が進展している様子がうかがえる. 一方,長寿命で破壊する場合,繰返し数 10⁷回を超えた付近から,Fig.5.9(a)および(b) に示すような mode T の繊維束内マトリックスき裂に加えて, Fig.5.9(c)に示す損傷要素 において TZ 面のせん断応力が支配的な mode TZ の繊維束内マトリックスき裂が発生 している. なお, Fig.5.9(c)では mode TZ の繊維 束内マトリックスき裂の発生要素のみ を表示している.損傷モードの発生については、長寿命で破断する場合の解析で用い た一方向炭素繊維強化複合材料の面外せん断方向の疲労強度が、低寿命域で破断する 場合の解析で用いたそれよりも低くかったため、長寿命域で新たに mode TZ の繊維束 内マトリックスき裂が発生したと考えられる.したがって、Fig.5.8において、長寿命 域では新たな損傷の発生により、飽和した破壊確率が再び上昇したと考えられる.



Fig. 5.8 Distribution of fatigue life for *S-N* plot of plain woven CFRP by calculation (Log-normal probability paper)



(a) 98 cycles

Fig. 5.9 Damage state of plain woven CFRP under cyclic loading (Stress level: 0.7)



(c) 30617313 cycles

Fig. 5.9 Damage state of plain woven CFRP under cyclic loading (Stress level: 0.7) (Continued)

最後に,疲労寿命分布推定法の妥当性を検証する.上記のように損傷モードが混在 する場合の疲労寿命分布の評価には、混合分布の適用や損傷モードにデータを分類し て分布を再評価することが望ましい.そこで本研究では,Fig.5.9の結果を踏まえ,損 傷モードが変化すると考えられる 10⁷回をしきい値とし, 10⁷回までの疲労寿命の解析 結果を対象として、その疲労寿命を対数正規確率紙に再プロットし、その分布特性に 基づいた P-S-N 曲線と実験結果を比較する. Fig.5.10 に対数正規確率紙に再プロット した結果および推定した分布関数を併せて示す. なお, 分布関数の推定は最小二乗法 を用いた. Fig.5.10 の対数正規確率紙において、いずれの応力レベルにおいても疲労 寿命のプロット点は対数正規分布の分布関数の直線上に並んでおり、分布関数と疲労 寿命プロット点との当てはめ性を示す決定係数は、応力レベル 93%、85%、80%、70% において、それぞれ 0.990、0.986、0.984、0.988 を示した. したがって、いずれの応 カレベルにおいても疲労寿命分布は対数正規分布に従うと考えられる. この各応力レ ベルにおける疲労寿命分布を利用し、P-S-N曲線を描いた. その結果を Fig.5.11 に示 す.これは各応力レベルにおける対数正規分布より破壊確率 5%, 50%, 95%に相当す る疲労寿命を求め、破壊確率が同じである各応力レベルの疲労寿命を直線で結ぶこと により作成したものである. Fig.5.11 より, 疲労試験結果が破壊確率 5%と 95%におけ る P-S-N 曲線内に存在することから、この疲労寿命分布は妥当性を有するものと考え られる.したがって,提案した疲労寿命分布推定法は妥当性を有するものと考えられ る.



Fig. 5.10 Distribution of fatigue life for S-N plot within 10^7 cycles of plain woven CFRP by calculation (Log-normal probability paper)



Fig. 5.11 *P-S-N* curve of plain woven CFRP based on Log-normal distribution of fatigue life by calculation

5.3 平織ガラス繊維強化複合材料への適用

5.3.1 一方向ガラス繊維強化複合材料の力学的特性と疲労損傷モデル

Jayantha ら[77]の平織ガラス繊維/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%) の片振り疲労試験結果(*R* = 0.01,周波数1~5Hz)に提案手法を適用する.Fig.5.12 に試験片形状を示す.Table 5.5 に強化繊維およびエポキシ樹脂の力学的特性を,Table 5.6 に一方向ガラス繊維強化材およびエポキシ樹脂の力学的特性を示す.なお,一方 向ガラス繊維強化材の等価弾性係数および等価強度値は4.3 節の方法より求めた.



Fig. 5.12 Geometry and dimension of specimen for plain woven GFRP [77]

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	-	V_f	0.23	V _m	0.35
Tensile strength	(MPa)	s_f^{t}	2479	S_m^t	88.26
Compressive strength	(MPa)		-	S_m^c	117.7

 Table 5.5
 Mechanical properties of fiber and matrix resin

 Table 5.6
 Mechanical properties of fiber bundle and matrix resin in plain woven GFRP

М	laterial	Fiber bundle		Mat	rix resin		
Mechanical Properties		E-glass/Epoxy ($V_f = 63\%$)		E-glass/Epoxy $(V_f = 63\%)$]	Epoxy
Young's modulus	(GPa)	$E_L \\ E_T \\ E_Z$	46.6 11.5 11.5	E	3.30		
Shear modulus	(GPa)	G_{TZ} G_{ZL} G_{LT}	4.91 4.14 4.14	G	1.17		
Poisson's ratio		v_{TZ} v_{ZL} v_{LT}	0.379 0.068 0.274	ν	0.35		
Tensile strength	(MPa)	$ \begin{array}{c}F_{L}^{t}\\F_{T}^{t}\\F_{Z}^{t}\end{array} $	1563 48.7 48.7	F^{t}	88.26		
Compressive strength	(MPa)	$ F_L^c \\ F_T^c \\ F_Z^c $	2960 65.0 65.0	F^{c}	117.7		
Shear strength	(MPa)	F_{TZ}^{s} F_{ZL}^{s} F_{LT}^{s}	32.5 32.5 32.5	F^{s}	117.7		

疲労損傷モデルは、一方向ガラス繊維強化材料(繊維種:E-ガラス、樹脂種:エポ キシ樹脂)のL方向(板厚 2.5mm,積層数:10)およびT&Z方向(板厚 5mm,積層 数:20)の疲労試験結果(R = 0,周波数 3.3Hz)[78]に対して、最大応力を静的引張 強度により正規化し、Bastenaire回帰モデルを回帰することにより構築した.Fig.5.13 にBastenaire回帰モデルの回帰結果をそれぞれ示す.ただし、解析中の各方向の最大 応力は、正規化応力にTable5.4に示す一方向ガラス繊維強化材における各方向の引張 強度およびせん断強度を乗じることにより換算し、適用した.また、提案手法ではL 方向、T&Z方向、LT&ZL方向およびTZ方向の疲労試験結果が必要であるが、LT&ZL 方向および TZ 方向の疲労試験結果が取得できなかったため、今回は便宜的に Fig.5.13(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.



Fig. 5.13 Obtained S-N curves for each stress components (Bastenaire model)

5.3.2 平織ガラス繊維強化複合材料の有限要素モデルと境界条件

Fig.5.12に平織材の有限要素モデルを示す.Fig.5.14(a)に示すように横糸を薄桃色で, 縦糸を薄青色でそれぞれ示している.なお,織構造の幾何学形状の作成には, WiseTex[76]を用いた.平織材の解析には Table 5.4 に示した繊維束とエポキシ樹脂の物 性値を用い,Fig.5.15 に示す境界条件を付与した.xz 面には周期境界条件を付与した.



Fig. 5.14 Finite element mesh for plain woven GFRP



Fig. 5.15 Boundary conditions for plain woven GFRP

5.3.3 平織ガラス繊維強化複合材料の静的引張解析とその結果

疲労解析における平織材の最終破壊基準を決定するため,Fig.5.15 に示した有限要素モデルに対して静荷重下における損傷進展解析を行った.本解析では x 軸方向に一定のひずみを与えた.Fig.5.16 に得られた応力-ひずみ曲線を示す.最終破壊時(B 点)における平織材の縦弾性係数は,初期損傷発生前の初期縦弾性係数(A 点)の45.9% に低下する.この縦弾性係数の剛性低下率を最終破壊基準とし,縦弾性係数が初期の 45.9%まで低下したとき最終破壊が生じると判定することとした.



Fig. 5.16 Calculational result of stress-strain curve for plain woven GFRP under tensile condition

5.3.4 平織ガラス繊維強化複合材料の疲労解析とその結果

Fig.5.15 に示した有限要素モデルに対して疲労解析を行った.本解析では,静的引 張解析により得られた静的引張強度の 40%, 30%, 20%を繰返し応力レベルとして設 定し、その応力レベルと等価なひずみを x 軸方向に付与した. Fig.5.17 に解析により 得られた予測 S-N曲線および平織材の疲労試験結果(応力比 0.01, 周波数 1.0~5.0Hz) [77]を併せて示す.縦軸は静的引張強度により正規化している.なお,この予測 S-N 曲線は、応力レベル 40%、30%、20%において得られた疲労寿命の解析値に対して、 日本材料学会標準[48]を用いて片対数直線回帰モデルを回帰した結果を示している. さらに,2.4.1節で記載した日本材料学会標準[48]に記載されている分散分析表により, 得られた解析結果に基づく予測 S-N曲線と疲労試験結果との当てはめ評価を行った. 併せて,決定係数による当てはめ評価も行った. Table 5.7 にその予測 S-N曲線と疲労 試験結果の当てはめ性を分散分析表により評価した結果を示す. Table 5.7 より,分散 分析表から求まる分散比 18.54 が自由度(2,21)の F 分布の有意水準 0.01 における分 散比 5.78 よりも大きいため,帰無仮説(寄与率 0)が棄却され,この予測 S-N曲線は 疲労寿命の予測に役立つ結果と判定される.前節と同様に決定係数を Table 5.7 におけ る回帰変動値 0.597 を全変動値 0.935 で除して計算したところ, その決定係数は 0.638 であった.決定係数からは予測 S-N曲線の当てはめ性が良いと判定することは難しい.



Fig. 5.17 Predicted S-N curve for plain woven GFRP

Table 5.7Result of analysis of variance table based on predicted S-N curve for plain wovenGFRP by using Bastenaire mode as fatigue damage model

	Sum of squares	Degree of freedom	Unbiased estimate of variance	Variance ratio
Regression variation	0.597	2	0.2984	18.54
Residual variation	0.338	21	0.0161	-
Total variation	0.935	23	-	-
F _{0.01} (2, 21)				5.78
Judement				Rejection

最後に、一方向ガラス繊維強化複合材料の疲労強度のばらつきから平織材の疲労寿 命分布の推定を試みる. Fig.5.13 に示す一方向ガラス繊維強化材の疲労試験結果に対 する正規分布に従い回帰パラメータEを解析毎にランダム変化させた疲労解析を応力 レベル 20%、30%、40%にて実施した. Fig.5.16 に得られた疲労寿命を対数正規確率紙 およびワイブル確率紙にプロットした結果および推定した分布関数を併せて示す. な お、確率紙における分布評価では、累積確率を求める方法にメジアンランク法[58,59] を用いた.また、分布関数の推定は、対数正規分布の場合は最小二乗法により推定し、 3 母数ワイブル分布の場合は相関係数法[79]により推定した.Fig.5.18(a)の対数正規確 率紙では、応力レベル 40%、30%の疲労寿命のプロット点が対数正規分布の分布関数 の直線上に並んでおり、それらの決定係数は、応力レベル 40%、30%において、それ ぞれ 0.930、0.919 を示したため、それらの応力レベルの疲労寿命分布は対数正規分布 に従うと考えられる.応力レベル 20%では、高サイクル領域で疲労寿命のプロット点 が分布関数の直線から外れる傾向がみられるが、その決定係数は 0.798 となるため、 応力レベル 20%の疲労寿命分布も対数正規分布に従うと考えられる.一方、Fig.5.18(b) のワイブル確率紙では、いずれの応力レベルにおいても疲労寿命のプロット点が 3 母 数ワイブル分布の分布関数の曲線上に並び、それらの決定係数は応力レベル 40%、30%、 20%において、それぞれ 0.969、0.963、0.966 である.したがって、いずれの応力レベ ルにおいて疲労寿命分布は 3 母数ワイブル分布に従うと考えられる.



Fig. 5.18 Distribution of fatigue life for S-N plot of plain woven GFRP by calculation (Continued)

5.4 縫合繊維強化複合材料への適用

5.4.1 一方向ガラス繊維強化複合材料の力学的特性と疲労損傷モデル

ガラス繊維/エポキシ樹脂縫合繊維強化複合材料の片振り引張疲労試験に提案手法 を適用する.Fig.5.19に縫合繊維強化複合材料の試験片形状を,Fig.5.20にその基材写 真を示す.縫合繊維強化複合材料の積層構成は[0/90]s,縫合糸はポリエステル加工糸, 縫合パターンはプロマットである.Table 5.8 に強化繊維およびエポキシ樹脂の力学的 特性を,Table 5.9 に一方向ガラス繊維強化材およびエポキシ樹脂の力学的特性を示す. なお,一方向ガラス繊維強化材の等価弾性係数および等価強度値は縫合繊維強化複合 材料における繊維束の繊維体積含有率を 0°層:70.6%,90層:60.9%をとし,4.3節 の方法より求めた.疲労損傷モデルには,5.3節におけるFig.5.11の回帰結果を用いる.



Fig. 5.19 Geometry and dimension of specimen for Glass fiber NCFC



Fig. 5.20 Glass fiber NCF without resin

Mechanical Properties	Material	Fiber E-glass		Matr E	ix resin poxy
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	-	v_f	0.23	V _m	0.35
Tensile strength	(MPa)	s_f^t	2479	S_m^t	88.26
Compressive strengt	th (MPa)		-	S_m^c	117.7

Table 5.8 Mechanical properties of fiber and matrix resin

Table 5.9 Mechanical properties of fiber bundle and matrix resin in NCFC

Matarial			Fiber bundle			
N	laterial		E-glass	/Epoxy		
Mechanical			0° ply	90° ply	E	poxy
Properties		V_f =	= 70.6 %	$V_f = 60.9 \%$		
		E_L	51.8	45.2		
Young's modulus	(GPa)	E_T	14.5	10.8	Ε	3.30
		E_Z	14.5	10.8		
		G_{TZ}	6.05	4.68		
Shear modulus	(GPa)	G_{ZL}	5.27	3.91	G	1.17
		G_{LT}	5.27	3.91		
		v_{TZ}	0.346	0.387		
Poisson's ratio		v_{ZL}	0.074	0.066	v	0.35
		v_{LT}	0.265	0.277		
		F_L^{t}	1751	1514		
Tensile strength	(MPa)	F_T^{t}	46.4	49.4	F^{t}	88.26
		F_Z^{t}	46.4	49.4		
		F_L^c	3628	2823		
Compressive strength	(MPa)	F_T^{c}	61.9	65.8	F^{c}	117.7
		F_Z^c	61.9	65.8		
		F_{TZ}^{s}	31.0	32.9		
Shear strength	(MPa)	F_{ZL}^{s}	31.0	32.9	F^{s}	88.26
		F_{LT}^{s}	31.0	32.9		

5.4.2 縫合繊維強化複合材料の有限要素モデルと境界条件

Fig.5.21に縫合繊維強化複合材料の有限要素モデルを示す.この有限要素モデルは, Fig.5.21における縫合繊維強化複合材料の基材写真の赤枠内をモデル化したもので, 0°層を青色,90°層を赤色,樹脂層を緑色でそれぞれ示している.繊維層と樹脂層や 各層間の層間剥離を模擬するため,0°層と90°層の表面および0°/90°層間に界面 要素(樹脂層)を設けた.なお,今回,縫合糸はモデル化せず,縫合糸は縫合繊維強 化複合材料の力学的挙動に影響しないと仮定して解析を進める.



縫合繊維強化複合材料の解析には, Table5.6 に示した繊維束とエポキシ樹脂の物性 値を用い, Fig.5.22 に示す境界条件を付与した.なお,積層構成[0/90]。の対称性を考 慮してz底面の全節点をz方向に拘束している.xz面には周期境界条件を付与した.



Fig. 5.22 Boundary conditions for NCFC

5.4.3 縫合繊維強化複合材料の静的引張解析とその結果

疲労解析における縫合繊維強化複合材料の最終破壊基準を決定するため,Fig.5.22 に示した有限要素モデルに対して静荷重下における損傷進展解析を行った.本解析で は x 軸方向に一定のひずみを与えた.Fig.5.23 に解析により得られた応力–ひずみ曲 線を実験結果と併せて示す.最終破壊時(B 点)における縫合繊維強化複合材料の縦 弾性係数は,初期損傷発生前の初期縦弾性係数(A 点)の83.6%に低下する.この縦 弾性係数の剛性低下率を最終破壊基準とし,縦弾性係数が初期の83.6%まで低下した とき最終破壊が生じると判定することとした.

実験により得られた初期縦弾性係数は 22.3GPa, 引張強度は 495MPa および破断ひ ずみは 2.96%である. 一方, 解析により得られた初期縦弾性係数は 25.3GPa, 引張強 度は 514MPa および破断ひずみは 2.43%であり, 初期縦弾性係数と引張強度は実験値 に近い値を示している. しかしながら, 初期損傷発生以降の解析における応力-ひず み曲線と実験における応力-ひずみ曲線には差異がみられる. 実験では Fig.5.24 に示 すように, ひずみ 2.0%において試験片の端面効果により生じたと考えられる層間剥離 が確認されるが, 解析では Fig.5.25 に示すように, ひずみ 2.0%において 0°/90° 層間 では有限要素モデル端面に沿った層間剥離が確認されず,90°/90°層間では樹脂リッ チ部付近において狭域な層間剥離(色付き要素において樹脂破壊)が確認されるのみ である.したがって,本来は試験片端面効果により試験片端面に沿って広域に生じる であろう層間剥離による剛性低下が解析では反映できず,実験結果と解析結果に差異 が生じたと考えられる.なお,解析において試験片端面に沿った層間剥離が発生しな い理由として,今回は有限要素モデル端面に周期境界条件を与え,縫合繊維強化複合 材料の内部における限られた領域をモデル化したためであると考えられる.今後,端 面効果による層間剥離を模擬するため,有限要素モデルサイズや境界条件の再検討が 必要であるが,初期損傷発生付近の低応力レベル付近における解析結果の傾向が実験 結果の傾向と比較的良い一致を示すため,今回は疲労解析に本解析結果の適用を試み る.



Fig. 5.23 Calculational result of stress-strain curve for NCFC under tensile condition



Fig. 5.24 CCD images of in-situ observation for NCFC under tensile condition



Fig. 5.25 Damage state of resin ply for NCFC under tensile condition ($\varepsilon = 2.0\%$)

5.4.4 縫合繊維強化複合材料の疲労解析とその結果

Fig.5.22 に示した有限要素モデルに対して疲労解析を行った.本解析では,静的引 張解析により得られた静的引張強度の 20%, 30%, 40%を繰返し応力レベルとして設 定し、その応力レベルと等価なひずみを x 軸方向に付与した. Fig.5.26 に解析により 得られた予測 S-N 曲線および縫合繊維強化複合材料の疲労試験結果(応力比 0.1,周 波数 1.0Hz) [80]を併せて示す.縦軸は静的引張強度により正規化している.なお,こ の予測 S-N 曲線は、応力レベル 20%、30%、40%において得られた疲労寿命の解析値 に対して、日本材料学会標準[48]を用いて片対数直線回帰モデルを回帰した結果であ る. さらに, 2.4.1 節で記載した日本材料学会標準[48]に記載されている分散分析表に より,得られた解析結果に基づく予測 S-N 曲線と疲労試験結果との当てはめ評価を 行った. 併せて, 決定係数による当てはめ評価も行った. Table 5.10 にその予測 S-N 曲線と疲労試験結果の当てはめ性を分散分析表により評価した結果を示す. Table 5.10 より,分散分析表から求まる分散比 33.16 が自由度(2,21)の F 分布の有意水準 0.01 における分散比 5.78 よりも大きいため、帰無仮説(寄与率 0)が棄却され、この予測 S-N 曲線は疲労寿命の予測に役立つ結果と判定される.また,前節と同様に決定係数 を Table 5.10 における回帰変動値 0.403 を全変動値 0.531 で除して計算したところ, そ の決定係数は 0.759 であった.決定係数からも予測 S-N 曲線の当てはめ性が良いと判 定することが確認できる.



Fig. 5.26 Predicted S-N curve for NCFC

	Sum of squares	Degree of freedom	Unbiased estimate of variance	Variance ratio
Regression variation	0.403	2	0.2016	33.16
Residual variation	0.128	21	0.0061	-
Total variation	0.531	23	-	-
F _{0.01} (2, 21)				5.78
Judement				Rejection

Table 5.10Result of analysis of variance table based on predicted S-N curve for NCFC byusing Bastenaire mode as fatigue damage model

次に、応力レベル 40%において得られた損傷進展挙動の実験結果と解析結果を比較 する. Fig.5.27 に実験により得られた損傷進展挙動を、Fig.5.28 に解析より得られた損 傷進展挙動をそれぞれ示す.実験では、応力レベル 40%の疲労寿命は 24111 サイクル であった.1 サイクル目では、トランスバースき裂および縦割れの損傷が確認できる. 10000 サイクル目では、トランスバースき裂および縦割れの成長、試験片端面および 内部の層間剥離の発生が確認できる.疲労破断サイクル付近の 20000 サイクルでは、 試験片端面および内部の層間剥離の成長が確認され、最終的に繊維破断を伴い、破断 した.一方、解析では、応力レベル 40%の疲労寿命は 439686 サイクルであった.1 サ イクル目では、90°層に突発損傷型マトリックスき裂(Mode T)が発生していること が確認できる.最終破断付近のサイクルでは、0°層に消耗損傷型のマトリックスき裂

(*Mode T*) および繊維破断(*Mode L*) が発生していることが確認できる.また,0°/90° 層間および 90°/90° 層間において層間剥離(樹脂破壊)は発生してない.

以上のことから,解析ではトランスバースき裂,縦割れおよび繊維破断の損傷モードが発生し,実験結果と一致する傾向が確認できた.しかしながら,応力レベル40%の疲労寿命の実験結果および解析結果に差が生じており,解析結果の疲労寿命は実験結果の疲労寿命である.この一因として,実験では最終破断付近の損傷モードは層間剥離および繊維破断が支配的であったのに対し,解析では層間剥離は発生していないことから,静的引張解析と同様に層間剥離による剛性低下が考慮できなかったためと考えられる.ただし,疲労寿命に与える影響因子として,層間剥離の剛性低下に加えて,最終破断基準の剛性低下率の設定,一方向ガラス繊維強化複合材料の*S-N*特性および要素サイズも考えられ,提案手法ではこれらの相互作用により疲労寿命が決定される.したがって,今後,本提案手法をより有益な手法にするためには,これらの項目に対する詳細な解析が必要であると考えられる.



Fig. 5.27 CCD images of in-situ observation for NCFC under cyclic loading (Stress level: 40%, Number of cycles to failure: 24111 cycles)



(a) 1 cycle

Fig .5.28 Damage state of NCFC under cyclic loading (Stress level: 40%, Number of cycles to failure: 439686 cycles)



(b) 439686 cycle



最後に,一方向繊維強化複合材料の疲労強度のばらつきから縫合繊維強化複合材料 の疲労寿命分布の推定を試みる. Fig.5.13 に示す一方向ガラス繊維強化複合材料の疲 労試験結果に対する正規分布に従って、回帰パラメータ E を解析毎にランダム変化さ せた疲労解析を応力レベル 20%, 30%, 40%にて実施した. Fig.5.29 に得られた疲労 寿命を対数正規確率紙およびワイブル確率紙にプロットした結果および推定した分布 関数を併せて示す. なお, 確率紙における分布評価において, 累積確率および分布関 数の評価方法は 5.3.4 節の平織ガラス繊維強化複合材料における方法と同じである. Fig.5.29(a)の対数正規確率紙において、いずれの応力レベルにおいても疲労寿命のプ ロット点は対数正規分布の分布関数の直線上に並んでおり、分布関数と疲労寿命プ ロット点との当てはめ性を示す決定係数はいずれの応力レベルにおいても 0.947 とな るため、疲労寿命分布は対数正規分布に従うと考えられる.一方、Fig.5.29(b)のワイ ブル確率紙において、いずれの応力レベルにおいても疲労寿命のプロット点は3母数 ワイブル分布の分布関数の曲線上に並んでおり、分布関数と疲労寿命プロット点との 当てはめ性を示す決定係数は,応力レベル40%では0.946,応力レベル30%では0.948, 応力レベル 20%では 0.953 であるため、疲労寿命分布は 3 母数ワイブル分布に従うと 考えられる.



Fig. 5.29 Distribution of fatigue life for S-N plot by calculation

5.5 結 言

損傷進展解析手法に基づくテキスタイル複合材料の疲労寿命推定法の妥当性を検 証した.得られた結果を以下にまとめる.

(1) 提案手法を平織炭素繊維/エポキシ樹脂複合材料に適用した結果,一方向炭素繊維強化複合材料の疲労損傷モデルに Bastenaire 回帰モデルを用いて得られた予測 S-N 曲線は,分散分析表から求まる分散比 14.75 が自由度(2,8)のF分布の有意水準 0.01 における分散比 8.65 よりも大きいため,帰無仮説(寄与率 0)が棄却され,疲労寿命の予測に役立つ結果と判定された.また,当てはめ性を判断する尺度である決定係数は 0.786 であり,決定係数からも予測 S-N 曲線の当てはめ性は良いことが確認できた.

一方,一方向炭素繊維強化複合材料の疲労損傷モデルに両対数直線回帰モデルを用い て得られた予測 S-N曲線は,分散分析表から求まる分散比 7.59 が自由度(2,8)の F 分布の有意水準 0.01 における分散比 8.65 よりも小さいため,帰無仮説(寄与率 0)は 棄却されず,疲労寿命の予測に役立つ結果と判定されなかった.なお,決定係数は 0.651 であり,予測 S-N曲線の当てはめ性は良いと判定することが難しい結果となった.し たがって,一方向炭素繊維強化複合材料の疲労試験結果に対する回帰モデルの選定が 疲労寿命予測に影響を及ぼすことがわかった.

一方向炭素繊維強化複合材料の疲労強度のばらつきから平織材の疲労寿命のばら つきを推定し、その疲労寿命を対数正規確率紙にプロットした結果、低寿命域では対 数正規分布に従うが、高寿命域では累積確率が上昇し、対数正規分布から外れるデー タ群が認められた.応力レベル 70%において発生する損傷モードを調査したところ、 このデータ群が存在する長寿命域において、低寿命域でみられた mode T の繊維束内マ トリックスき裂に加えて、TZ 面のせん断応力が支配的な mode TZ の繊維束内マトリッ クスき裂も発生していた.したがって、長寿命域での新たな損傷の発生により、飽和 した破壊確率が再び上昇したと考えられる.

疲労寿命分布推定法の妥当性を検証するために、10⁷回までの疲労寿命の解析結果を 対数正規確率紙により評価し、その分布特性に基づいた *P-S-N* 曲線と実験結果を比較 した.対数正規確率紙に再プロットしたところ、いずれの応力レベルにおいても疲労 寿命のプロット点は対数正規分布の分布関数の直線上に並んでおり、各応力レベルに おける決定係数は、応力レベル 93%、85%、80%、70%において、それぞれ 0.990、0.986、 0.984、0.988 を示した.したがって、いずれの応力レベルにおいても疲労寿命分布は 対数正規分布に従うと考えられる.この各応力レベルにおける疲労寿命分布を利用し、 *P-S-N* 曲線を描いたところ、疲労試験結果が破壊確率 5%と 95%における *P-S-N* 曲線内 に存在することから、提案した疲労寿命分布推定法は妥当性を有するものと考えられ る.

(2) 提案手法を平織ガラス繊維/エポキシ樹脂複合材料に適用した結果,一方向ガラス繊維強化複合材料の疲労損傷モデルに Bastenaire 回帰モデルを用いて得られた予測 S-N曲線は,分散分析表から求まる分散比 18.54 が自由度(2,21)のF分布の有意水準 0.01 における分散比 5.78 よりも大きいため,帰無仮説(寄与率0)が棄却され,疲労 寿命の予測に役立つ結果と判定された.一方,決定係数は 0.638 であった.決定係数 からは予測 S-N曲線の当てはめ性が良いと判定することは難しい結果となった.

一方向ガラス繊維強化複合材料の疲労強度のばらつきから平織材の疲労寿命のば らつきを推定し、その疲労寿命を対数正規確率紙およびワイブル確率紙にプロットし た結果、対数正規確率紙では、各応力レベルの疲労寿命のプロット点は対数正規分布 の分布関数の直線上に並んでおり、各応力レベルにおける決定係数は、応力レベル40%、 30%, 20%において, それぞれ 0.930, 0.919, 0.798 を示した. したがって, いずれの 応力レベルにおいても疲労寿命分布は対数正規分布に従うと考えられる. 一方, ワイ ブル確率紙では, いずれの応力レベルにおいても疲労寿命のプロット点が3 母数ワイ ブル分布の分布関数の曲線上に並び, 各応力レベルにおける決定係数は, 応力レベル 40%, 30%, 20%において, それぞれ 0.969, 0.963, 0.966 を示した. したがって, い ずれの応力レベルにおいても疲労寿命分布は3 母数ワイブル分布に従うと考えられる.

(3) 提案手法を縫合繊維強化複合材料に適用した結果,一方向ガラス繊維強化複合材料の疲労損傷モデルに Bastenaire 回帰モデルを用いて得られた予測 S-N 曲線は,分散分析表から求まる分散比 33.16 が自由度(2,21)のF分布の有意水準 0.01 における分散比 5.78 よりも大きいため,帰無仮説(寄与率 0)が棄却され,疲労寿命の予測に役立つ結果と判定された.一方,決定係数は 0.759 であり,予測 S-N 曲線の当てはめ性は良いことが確認できた.

応力レベル40%において得られた損傷進展挙動の実験結果と解析結果を比較したと ころ,解析ではトランスバースき裂,縦割れおよび繊維破断の損傷モードが発生し, 実験結果と一致する傾向が確認できた.しかしながら,応力レベル40%の疲労寿命の 実験結果および解析結果に差が生じており,この一因として,解析では層間剥離によ る剛性低下が考慮できなかったためと考えられる.今後,層間剥離の剛性低下に加え て,最終破断基準の剛性低下率の設定,一方向ガラス繊維強化複合材料の*S-N*特性お よび要素サイズに対する詳細な解析が必要であると考えられる.

一方向ガラス繊維強化複合材料の疲労強度のばらつきから縫合繊維強化複合材料 の疲労寿命のばらつきを推定し、その疲労寿命を対数正規確率紙およびワイブル確率 紙にプロットした結果、対数正規確率紙では、いずれの応力レベルにおいても疲労寿 命のプロット点は対数正規分布の分布関数の直線上に並んでおり、決定係数はいずれ の応力レベルにおいても 0.947 となるため、疲労寿命分布は対数正規分布に従うと考 えられる.一方、ワイブル確率紙では、いずれの応力レベルにおいても疲労寿命のプ ロット点は 3 母数ワイブル分布の分布関数の曲線上に並んでおり、決定係数は、応力 レベル 40%、30%、20%において、それぞれ 0.946、0.948、0.953 を示したため、いず れの応力レベルにおいても疲労寿命分布は 3 母数ワイブル分布に従うと考えられる.
第6章 結 論

6.1 本研究の成果

環境・エネルギー問題への関心の高まりから、輸送機器分野では、燃費向上と CO。 排出量の削減をねらい, FRP を二次構造材から一次構造材として利用する動きが活発 である.FRP を一次構造物として利用する場合,疲労強度を基礎とした信頼性設計が 重要となる. 耐疲労信頼性設計では、*P-S-N* 曲線の取得が必要であり、そのためには 中央 S-N 曲線の取得,疲労寿命や疲労限度の分布特性を明確にしておくことが必要と なる. さらに, FRP の損傷進展挙動も併せて評価することが望ましい. しかしながら, 中央 S-N曲線の取得および分布特性の評価には、疲労試験が必要となり、数応力レベ ルである程度のデータ点が必要となるため、時間と費用が求められる。グローバル競 争が激化の一途をたどる現在、製造業は製品の開発・設計期間の短縮やコスト競争力 向上を目指していることから、FRPのS-N曲線、疲労寿命や疲労強度の分布特性、損 傷進展挙動を短期間かつ低費用で取得できることが望ましい。この課題に対して、数 値解析手法である有限要素法に基づいた損傷進展解析法に、繰返し応力に起因して発 生する疲労損傷を実験式と巨視的な破壊則を用いてモデル化した疲労損傷モデルを導 入した疲労寿命推定法が幾つか提案されているが、既往の手法では疲労損傷モデルの 構築に新規実験が必要となり、さらには疲労寿命分布の推定手法が十分に確立されて いないことから、短期間で中央 S-N曲線、疲労寿命や疲労強度の分布特性を評価する には不十分である.

そこで本研究では、耐疲労信頼性設計への援用を念頭に置き、一方向繊維強化複合 材料の既存 S-Nデータを疲労損傷モデルとして活用し、有限要素法に基づく損傷進展 解析法と組合せることにより、疲労損傷モデルの構築に新規疲労試験を必要とせず、 複雑な強化形態を有するテキスタイル複合材料の疲労寿命およびその分布特性を推定 し、疲労試験の長期化問題を解決しうる疲労寿命推定システムの構築を目指すことと した.このシステム構築を実現するため、(I)から(Ⅲ)を研究目的として新たな手 法を提案した.以下に本研究の成果をまとめる.

- (I) 一方向繊維強化複合材料の疲労寿命データ併合法の開発
- (Ⅱ) 一方向繊維強化複合材料の引張強度に基づく疲労寿命推定法の開発
- (Ⅲ) 損傷進展解析に基づくテキスタイル複合材料の疲労寿命推定法の開発

第1章では序論として,FRPの利用動向,強化形態,疲労特性やその損傷進展挙動 について記述した.また,耐疲労信頼性設計に関する問題点と既往研究の問題点を照 らし合わせて課題を見出し,本研究の目的を明らかにした.

第2章では、日本材料学会標準に記載されている分散分析表による S-N曲線と疲労 試験データとの適合度検定法を応用することにより, S-N曲線モデル型に依存しない, かつ、様々な試験条件下で実施された疲労試験データの併合判定を可能とする新たな 併合判定法を提案した.なお、提案手法では、分散分析表を作成する際に必要となる 疲労試験の破断データ数が適用する S-N曲線回帰モデルに依存して異なり、斜交双曲 線回帰モデルでは6個,折れ線回帰モデルでは4個,曲線回帰モデルに必要な破断デー タ数は5個,直線回帰モデルでは4個であり、これらの破断データ数の条件を満たす 必要がある.この提案手法を既存の一方向炭素繊維強化複合材料の疲労試験データに 提案手法を適用したところ,17シリーズ中4シリーズ(コード番号1,2,3,5)が1 つのグループに併合可能と判定された. その内容は高温環境(繊維配向角 0°, 試験 温度 100℃), 常温環境(繊維配向 0°, 60°)における疲労寿命データであった. 一 方,併合不可と判定されたシリーズには極低温度および吸水複合環境下における疲労 試験データが大半を占めていた.なお,併合データについて,コード1の片対数直線 回帰モデルをコード2の疲労試験データに適用した分散比は 5.82 であり, 逆の場合の 分散比は 19.83 である. コード1の片対数直線回帰モデルをコード3の疲労試験デー タに適用した分散比は 49.57 であり、逆の場合の分散比は 79.02 である. コード1の 片対数直線回帰モデルをコード5の疲労試験データに適用した分散比は27.3であり、 逆の場合,分散比は77.22である.コード2の片対数直線回帰モデルをコード3の疲 労試験データに適用した分散比は 29.39 であり,逆の場合の分散比は 7.30 である. コー ド2の片対数直線回帰モデルをコード5の疲労試験データに適用した分散比は10.12 であり、逆の場合の分散比は 6.33 である. コード3 の片対数直線回帰モデルをコード 5の疲労試験データに適用した分散比は31.84であり,逆の場合の分散比は51.34であ る.これらの分散比は、F分布から求まる各自由度の有意水準 0.05 における分散比よ りも大きいことから,帰無仮説(寄与率0)が棄却され,併合可能と判定された.

正規化後の全データおよび分散分析後の併合データに対して、疲労寿命および疲労 強度の分布特性を評価したところ、疲労強度分布について、提案手法適用後の疲労試 験データ群 (4 シリーズ)は正規確率紙において、 $1.5 \times 10^2 \leq N_f \leq 0.85 \times 10^3$ および $1.5 \times 10^3 \leq N_f \leq 0.85 \times 10^4$ でまとめた疲労寿命の各相関係数はそれぞれ 0.906、0.930 であり、対 数正規確率紙において、 $1.5 \times 10^2 \leq N_f \leq 0.85 \times 10^3$ および $1.5 \times 10^3 \leq N_f \leq 0.85 \times 10^4$ でまとめ た疲労寿命の各相関係数はそれぞれ 0.892、0.924 であり、正規分布および対数正規分 布にそれぞれ適合すると考えられる.一方、正規化後の疲労寿命データ(23 シリーズ) の疲労寿命分布は、ワイブル確率紙において、 $0.18 < \sigma_a / \sigma_B < 0.22$ 、 $0.23 < \sigma_a / \sigma_B < 0.27$ 、 0.28< σ_a/σ_B <0.32, 0.33< σ_a/σ_B <0.37 でまとめた疲労強度の各相関係数はそれぞれ 0.984, 0.994, 0.974, 0.984 であり, 対数正規確率紙において, 0.18< σ_a/σ_B <0.22, 0.23< σ_a/σ_B <0.27, 0.28< σ_a/σ_B <0.32, 0.33< σ_a/σ_B <0.37 でまとめた疲労強度の各相関係数はそれぞれ 0.968, 0.984, 0.988, 0.973 であり, ワイブル分布および対数正規分布に従うと考えられる. 疲労強度分布は, いずれの分布においても 1.5×10⁴ $\leq N_f \leq$ 0.85×10⁵ の応力レベル 0.25 付近で累積確率が急上昇する現象が見られ, この領域では異なる損傷モードが混在している可能性があると考えられる.

第3章では、一方向ガラス繊維強化複合材料の引張強度とS-N曲線回帰モデル(片 対数直線モデル)の回帰パラメータとの相関関係に着目し、引張強度からS-N曲線(片 対数直線モデル)を推定する手法を提案した.なお、提案手法では一方向ガラス繊維 強化複合材料の引張強度値が必要であり、日本材料学会標準の片対数直線回帰モデル の回帰条件として少なくとも破断データが4個あること、さらに、標準偏差の計算条 件としてコードシリーズが4シリーズあることが前提となる.一方向ガラス繊維強化 複合材料の疲労試験データ(16シリーズ)を対象として、本手法を適用し、±2sおよ び±3sパーセント点の区間内に疲労試験データの全プロット点が存在するコードシ リーズの割合を求めところ、±2sの場合、16シリーズの約87%にあたる14シリーズ が該当し、±3sの場合、全シリーズが該当したことから、提案手法の妥当性を確認で きた.

第4章では、連続体損傷力学および有限要素法に基づいた損傷進展解析法に一方向 繊維強化複合材料の S-N曲線および Miner 則を疲労損傷モデルとして導入したテキス タイル複合材料の疲労寿命推定法を提案した. さらに, 一方向繊維強化複合材料の疲 労強度分布を用いたテキスタイル複合材料の疲労寿命分布推定法も併せて提案した. 提案手法では一方向繊維強化複合材料の損傷型式を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つの損傷型式に分類し た. 発生した各損傷モードの力学的特性を Murakami の 2 階損傷テンソルにより構成 則に反映させることで、各損傷型の各損傷モードに応じた剛性低下を考慮した.これ らの損傷モデルを連続体損傷力学および有限要素法に基づく損傷進展解析法に導入し, テキスタイル複合材料の疲労寿命推定法を構築した.さらに、一方向繊維強化複合材 料の疲労強度のばらつきを正規分布により評価し、その分布特性に基づいたモンテカ ルロシミュレーションによるテキスタイル複合材料の疲労寿命分布推定法を構築した. なお、提案手法では、一方向繊維強化複合材料の損傷形態はミクロスケールにおける 繊維一本と樹脂の界面剥離などを起点として発生したき裂が繊維束内で進展した状態 を想定しているため、繊維一本と樹脂の界面剥離や繊維一本毎の破断状態を把握でき ない. テキスタイル複合材料の最終破断は、繊維束内の損傷(一方向繊維強化複合材

料の損傷)が支配的に作用することにより発生するものとし、繊維束外の樹脂の疲労 破壊および界面剥離は考慮しないものとした.

第5章では,損傷進展解析手法に基づくテキスタイル複合材料の疲労寿命推定法の 妥当性を検証した.提案手法を平織炭素繊維/エポキシ樹脂複合材料に適用した結果, 一方向炭素繊維強化複合材料の疲労損傷モデルに Bastenaire 回帰モデルを用いて得ら れた予測 S-N曲線は、分散分析表の分散比 14.75 が自由度(2,8)の F 分布の有意水準 0.01 における分散比 8.65 よりも大きいため、疲労試験結果の予測に役立つと判定され た.当てはめ性を判断する尺度である決定係数も 0.786 であり,決定係数からも予測 S-N 曲線の当てはめ性は良いことが確認できた. 一方, 両対数直線回帰モデルを用い て得られた予測 S-N 曲線は, 分散分析表から求まる分散比 7.59 が自由度(2,8)の F 分布の有意水準 0.01 における分散比 8.65 よりも小さいため、疲労試験結果の予測に 役立つと判定されなかった.決定係数は 0.651 であり,予測 S-N 曲線の当てはめ性は 良いと判定することが難しい結果となった.また,一方向炭素繊維強化複合材料の疲 労強度のばらつきから平織材の疲労寿命のばらつきを推定した結果、低寿命域では対 数正規分布に従い、高寿命域では累積確率が再び上昇した.高寿命域では、低寿命域 でみられた mode T の繊維束内マトリックスき裂に加えて、TZ 面のせん断応力が支配 的な mode TZ の繊維束内マトリックスき裂も発生しており、これが原因で累積確率が 再び上昇したと考えられる. また, 疲労寿命分布推定法の妥当性を検証するために, 107回までの疲労寿命の解析結果を対数正規確率紙により評価し,その分布特性に基づ いた P-S-N 曲線と実験結果を比較した.対数正規確率紙に再プロットしたところ,い ずれの応力レベルにおいても決定係数は、応力レベル 93%、85%、80%、70%におい て, それぞれ 0.990, 0.986, 0.984, 0.988 を示したことから, いずれの応力レベルに おいても疲労寿命分布は対数正規分布に従うと考えられる.この各応力レベルにおけ る疲労寿命分布に基づく P-S-N 曲線を描いたところ、疲労試験結果が破壊確率 5%と 95%における P-S-N 曲線内に存在したことから,提案した疲労寿命分布推定法は妥当 性を有するものと考えられる.

次に,提案手法を平織ガラス繊維/エポキシ樹脂複合材料に適用した結果,一方向ガ ラス繊維強化複合材料の疲労損傷モデルに Bastenaire 回帰モデルを用いて得られた予 測 S-N 曲線は,分散分析表の分散比 18.54 が自由度(2,21)のF分布の有意水準0.01 における分散比 5.78 よりも大きいため,疲労試験結果の予測に役立つと判定されたが, 決定係数は 0.638 であり,予測 S-N 曲線の当てはめ性が良いと判定することは難しい 結果となった.また,一方向ガラス繊維強化複合材料の疲労強度のばらつきから平織 材の疲労寿命のばらつきを推定した結果,対数正規確率紙では,各応力レベルの決定 係数は,応力レベル40%,30%,20%において,それぞれ0.930,0.919,0.798 を示し たため,いずれの応力レベルにおいても疲労寿命分布は対数正規分布に従うと考えら れる. 一方, ワイブル確率紙では, 各応力レベルの決定係数は, 応力レベル 40%, 30%, 20%において, それぞれ 0.969, 0.963, 0.966 を示したため, いずれの応力レベルにおいても疲労寿命分布は 3 母数ワイブル分布に従うと考えられる.

最後に、提案手法を縫合繊維強化複合材料に適用した結果、一方向ガラス繊維強化 複合材料の疲労損傷モデルに Bastenaire 回帰モデルを用いて得られた予測 S-N曲線は, 分散分析表の分散比 33.16 が自由度(2,21)の F 分布の有意水準 0.01 における分散比 5.78 よりも大きいため、疲労寿命の予測に役立つ結果と判定された.決定係数も0.759 であり、予測 S-N曲線の当てはめ性が良いことが確認できた.応力レベル 40%におい て得られた損傷進展挙動の実験結果と解析結果を比較したところ,解析ではトランス バースき裂、縦割れおよび繊維破断の損傷モードが発生し、実験結果と一致する傾向 が確認できた、また、一方向ガラス繊維強化複合材料の疲労強度のばらつきから縫合 繊維強化複合材料の疲労寿命のばらつきを推定した結果、疲労寿命分布は対数正規分 布および3母数ワイブル分布に従う傾向を示した.また、一方向ガラス繊維強化複合 材料の疲労強度のばらつきから縫合繊維強化複合材料の疲労寿命のばらつきを推定し, その疲労寿命を対数正規確率紙およびワイブル確率紙にプロットした結果、対数正規 確率紙では,各応力レベルの決定係数は,応力レベル 40%, 30%, 20%のいずれにお いても 0.947 を示したため,疲労寿命分布は対数正規分布に従うと考えられる.一方, ワイブル確率紙では、各応力レベルの決定係数は、応力レベル 40%、30%、20%にお いて、それぞれ 0.946、0.948、0.953 を示したため、いずれの応力レベルにおいても疲 労寿命分布は3母数ワイブル分布に従うと考えられる.

6.2 今後の展望

6.1 節に本研究の成果を示したが,最終目的である疲労寿命推定システムの実現に向けた今後の展望を述べる.

第2章に関して,今後,一方向繊維強化複合材料を対象に様々な試験条件(繊維種, 成形条件,荷重条件,試験環境など)において実施された既存疲労試験データを数多 く収集し,提案手法を適用することにより併合可能な試験条件の範囲を明確にする. この範囲を明確にすることで,適用範囲に対応したマスターS-N曲線を構築できる可 能性がある.また,提案手法を織物複合材料や縫合繊維強化複合材料といった他の強 化形態における疲労試験データにも適用することで,それぞれのマスターS-N曲線を 構築することも可能と考える.

第3章に関して、本研究で提案した損傷進展解析に基づく疲労寿命推定法では、繊維方向、トランスバース方向、面内せん断方向および面外せん断方向における一方向

繊維強化複合材料の疲労試験データが必要であるが,現時点では繊維方向のみの S-N 曲線の推定が引張強度から推定可能であり,他の方向に対しては提案手法を適用して いない.今後,トランスバース方向,面内せん断方向および面外せん断方向における 一方向繊維強化複合材料の疲労試験データを収集し,それらに対して提案手法の適用 を検討する必要がある.また,提案した手法論は引張強度から簡易に S-N 曲線を得る ことが可能である.したがって,一方向繊維強化複合材料に限定することなく,織物 複合材料や縫合繊維強化複合材料といった他の強化形態における疲労試験データにも 適用し,提案手法の有効性を検討する必要がある.

第4章および第5章に関して、平織複合材料や縫合繊維強化複合材料では疲労寿命 を予測することができたが、推定精度にまだ課題があるため、推定精度に影響を与え る因子として考えられる有限要素サイズ、疲労損傷モデル、層間剥離のモデル化およ び最終破断基準の設定について、その影響度を明確にし、有限要素サイズの検討およ び新たな損傷モデルや最終破断基準の導入が必要か否か検討することが重要である. また、縫合繊維強化複合材料の疲労解析において、縫合糸は疲労特性に影響を与えな いと仮定しており、有限要素としてモデル化していない. 今後、縫合糸の影響も考慮 するために、提案手法を重合メッシュ法による有限要素解析手法に組込み、拡張する 余地がある. その拡張した疲労寿命推定法に基づく縫合繊維強化複合材料の疲労解析 の実施が挙げられる. また、FRP の強化形態は織構造や縫合構造だけでなく、組物構 造や編物構造など多種多様である. 他の強化形態にも提案手法を適用し、適用範囲の さらなる拡大が望まれる.

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 准教授 倉敷 哲生 博士の御指導と御教示のもとに遂行し得たものであります.公私に亘り非常に有 益な御教授を戴きましたことをここに記し、心より感謝の意を表します.

本論文の作成にあたり,有益な御助言と貴重な御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大村 悦二 博士,同専攻教授上西 啓介 博士ならびに同専攻 准教授 森 裕章 博士に対し,ここに厚く御礼申し上げます.

本研究の遂行において、公私に亘り非常に有益な御教授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 客員准教授 花木 宏修 博士に心より厚 く御礼を申し上げます.

本研究の遂行において、非常に有益な御指導ならびに暖かい激励を賜りました兵庫 県立大学 名誉教授 内田 仁 博士,教授 海津 浩一 博士,准教授 日下 正広 博士, 准教授 木村 真晃 博士,京都マテリアルズ株式会社 山下 正人 博士に心より厚く御 礼を申し上げます.また、実験に対する有益な資料の御提供や御助言、御指導を賜り ましたルーベンカトリック大学 教授 Ignass Verpoest 博士,教授 Stepan V. Lomov 博 士ならびに Katleen Vallons 博士に心より厚く御礼を申し上げます.なお、本研究の一 部は公益社団法人日本材料学会 金属材料疲労信頼性データ集積評価委員会のプロ ジェクトに関連して遂行いたしました.立命館大学 教授 上野 明 博士 (委員長) な らびに名誉教授 酒井 達雄 博士をはじめ委員の皆様より多大なる御助言ならびに御 支援を賜りましたことをここに記し、心より感謝の意を表します.

本研究の遂行ならびに教員としての心構えについて,非常に有益な御助言,御指導 ならびに暖かい激励を賜りました大阪大学 名誉教授 座古 勝 博士ならびに特任教授 石丸 裕 博士に心より厚く御礼を申し上げます.

教員生活ならびに研究生活全般にわたり多大な御支援を戴きましたパナソニック 基盤協働研究所 事務補佐員 殿本 尚美 氏,倉敷花木研究室学生諸氏,研究室スタッ フ 特任研究員 李 興盛 博士および日本学術振興会 特別研究員 田邉 大貴 博士,苦 楽を共にした友人 山田 昌弘 博士(現 NTN 株式会社)に心より感謝いたします.

最後に、日頃から暖かい支援をくれた家族に心から感謝いたします.

参考文献

- [1] 藤井太一,座古 勝,"複合材料の破壊と力学",p.2,実教出版(1978)
- [2] 勝呂幸男, "風力発電技術の変遷", 日本風力エネルギー協会誌, 131, 3, p.74 (2007)
- [3] Stepan V. Lomov, "Non-crimp fabric composites –Manufacturing, properties and applications-", p.43, Woodhead Publishing Limited (2011)
- [4] K. Vallons, G. Adolphs, P. Lucas, S. V. Lomov and I. Verpoest, "The influence of the stitching pattern on the internal geometry, quasi-static and fatigue mechanical properties of glass fibre non-crimp fabric composites", Composites Part A, 56, pp.272-279 (2014)
- [5] K. Vallons, I. Duque, S. V. Lomov and I. Verpoest, "Loading direction dependence of the tensile stiffness, strength and fatigue life of biaxial carbo/epoxy NCF composites", Composites Part A, 42, pp.16-21 (2011)
- [6] K. Vallons, A.Behaeghe, S. V. Lomov and I. Verpoest, "Impact and post-impact properties of a carbon fibre non-crimp fabric and a twill weave composites", Composites Part A, 41, pp.1019-1026 (2010)
- [7] K. Vallons, S. V. Lomov and I. Verpoest, "Fatigue and post-fatigue behavior of carbon/epoxy non-crimp fabric composites", Composites Part A, 40, pp.251-259 (2009)
- [8] Stepan V. Lomov, "Non-crimp fabric composites –Manufacturing, properties and applications-", Woodhead Publishing Limited (2011)
- [9] A. Gagel, D. Lange and K.Schulte, "On the relationship between crack densities, stiffness degradation, and surface temperature distribution of tensile fatigue loaded glass-fibre non-crimp-fabric reinforced epoxy", Composites Part A, 37, pp.222-228 (2006)
- [10] 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)
- [11] D. S. Mikhalik, T. C. Truong, A. I. Borovkov. S. V. Lomov and I. Verpoest, "Experimental observations and finite element modelling of damage initiation and evolution in carbon/epoxy non-crimp fabric composites", Engineering Fracture Mechanics, 75, pp.2751-2766 (2008)

- [12] V. Koissin, J. Kustermans, S. V. Lomov, I. Verpoest, B. Van Den Broucke and V. Witzel, "Structurally stitched NCF performs: Quasi-static response", Composites Science and Technology, 69, pp.2701-2710 (2009)
- [13] I. Straumit, C. Hahn, E. Winterstein, B. Plank, S. V. Lomov, M. Wevers,
 "Computation of permeability of a non-crimp carbon textile reinforcement based on X-ray computed tomography images", Composites Part A, 81, pp.289-295 (2016)
- [14] V. Carvelli, V. N. Tomaselli, S. V. Lomov, I. Verpoest, V. Witzel and B. Van Den Broucke, "Fatigue and post-fatigue tensile behavior of non-crimp stitched and unstitched carbon/epoxy composites", Composites Science and Technology, 70, pp.2216-2224 (2010)
- [15] 中安有希,松島佳孝,倉敷哲生,"重合メッシュ法による円孔付き縫合繊維強化 複合材料の力学的特性評価",日本機械学会 M&M 材料力学カンファレンス (CD-ROM), 2013, page.RONBUNNO.OS0304 (2013)
- [16] 渡邉達也,倉敷哲生,座古勝,"縫合繊維強化複合材料の曲げ荷重下での損傷進 展挙動に関する研究",日本機械学会 M&M 材料力学カンファレンス(CD-ROM),
 2010, page.RONBUNNO.211 (2010)
- [17] 本多信太郎,倉敷哲生,座古勝,濱田健太,"縫合繊維強化複合材料の設計因子 が引張荷重下での損傷挙動に及ぼす影響",日本機械学会 M&M 材料力学カン ファレンス (CD-ROM), 2009, page.RONBUNNO.OS0415 (2009)
- [18] 宮入裕夫,池上皓三,加藤晴久,加部和幸,後藤卒土民,塩田一路,安田榮一, "複合材料の辞典", p.249,朝倉書店(1991)
- [19] 北野彰彦,"航空機の軽量化を支える炭素繊維複合材料",化学と教育,59,4,
 p.228 (2011)
- [20] J.J.Xiong and R.A.Shenoi, "Fatigue and Fracture Reliability Engineering", pp159-160 (2011)
- [21] Harris B., "Fatigue in composites", pp.3-35, Woodhead Publishing Limited (2003)
- [22] Read P.J.C.L, Shenoi R.A, "A review of fatigue damage modelling in context of marine FRP laminates", Mar. Struct. 8, 1, pp.257-278
- [23] K. L. Reifsnider and R. Jamison, "Fracture of fatigue-loaded composite laminates", International Journal of Fatigue, 4, pp.187-197 (1982)
- [24] 日本材料学会編, "機械・構造系技術者のための実用信頼性工学", pp.143-144,
 養賢堂(1987)
- [25] 日本材料学会編,"疲労設計便覧", p.367, 養賢堂(1995)
- [26] 青木隆平,久保智朗,小山一夫,近藤恭平,小林繁雄,"CFRP 積層板の疲労強度に及ぼす損傷の影響",日本複合材料学会誌,15,3,pp.122-131 (1989)

- [27] A. E. Bogdanovich, M. Karahan, S. V. Lomov and I. Verpoest, "Quasi-static tensile behavior and damage of carbon/epoxy composite reinforced with 3D non-crimp orthogonal woven fabric", Mechanics of Materials, 62, pp.14-31 (2013)
- [28] N. D. Greef, L. Gorbatikh, A. Godara, L. Mezzo, S. V. Lomov and I. Verpoest, "The effect of carbon nanotubes on the damage development in carbon fiber/epoxy composites", Carbon, 49, pp.4650-4664 (2011)
- [29] M. Karahan, S. V. Lomov, A. E. Bogdanovich and I. Verpoest, "Fatigue tensile behavior of carbon/epoxy composite reinforced with non-crimp 3D orthogonak woven fabric", Composites Science and Technology, 71, pp.1961-1972 (2011)
- [30] 日本機械学会基準, "統計的疲労試験方法", JSME S 002 (1981)
- [31] 中易秀敏,梅原唯史,"疲労寿命データ群の併合法に関する研究",日本機械学 会論文集(A集),51,469,pp.2076-2084 (1985)
- [32] 河井昌道, "応力比の影響を考慮した一方向繊維強化複合材料の現象論的疲労 モデル", 日本機械学会論文集(A集), **69**, 679, pp.647-653 (2003)
- [33] 河井昌道,谷嶋真一,高野洋一,八戸敦司,"一方向炭素繊維強化複合材料の室 温および高温における非主軸疲労とその損傷力学的モデル化",日本機械学会論 文集(A集),64,627,pp.2838-2846 (1998)
- [34] 河井昌道,谷嶋真一,川瀬裕子,八戸敦司,"異なるマトリックス樹脂を用いた 一方向炭素繊維強化複合材料の高温非主軸疲労挙動",日本機械学会論文集(A 集),65,632,pp.791-799(1999)
- [35] 酒井達雄,田中伸明,岡田憲司,古市真知子,西川出,菅田淳,"金属材料疲労 強度データベースによる SCM435 鋼の超長寿命確率疲労特性の解析",日本機 械学会論文集(A集),70,696,pp.1102-1109 (2004)
- [36] 岡田憲司,岡憲司,菅田淳,酒井達雄,西川出,境田彰芳,"金属材料疲労強度 データベースによる極低炭素鋼の回転曲げ確率疲労特性の解析",材料,56,12, pp.1170-1176 (2007)
- [37] 花木聡,岡田憲司,菅田淳,西川出,境田彰芳,酒井達雄,"金属材料疲労強度 データベースによる高強度鋼の回転曲げ確率疲労特性の解析",材料,59,5, pp.375-382 (2010)
- [38] 西谷弘信,後藤真宏,宮川浩臣,"各種炭素鋼平滑材の疲労寿命予測法(金属材料技術研究所データシートに基づく考察)",日本機械学会論文集(A集),53,496,pp.2238-2247 (1987)
- [39] 向山和孝,花木宏修,岡田憲司,境田彰芳,中村裕紀,菅田淳,西川出,上野 明,酒井達雄,"静的強度特性値による機械構造用炭素鋼の S-N 曲線に関する 統計的推定",材料, 64, 6, pp.479-485 (2015)

- [40] S. Hanaki, M. Yamashita, H. Uchida and M. Zako, "On stochastic evaluation of S-N data based on fatigue strength distribution", International Journal of Fatigue, 32, pp.605-609 (2010)
- [41] 座古勝, 倉敷哲生, 花木聡, "耐久限度を有する S-N 線図の統計的決定法", 材料, 50, 3, pp.278-283 (2001)
- [42] 座古勝,高野直樹,花木聡, "耐久限度を考慮した疲労設計基準決定システムの 構築",材料,47,1,pp.90-94 (1998)
- [43] W. Lian and W. Yao, "Fatigue life prediction of composite laminates by FEA simulation method", International Journal of Fatigue, 32, pp123-133 (2010)
- [44] 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)
- [45] 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)
- [46] 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)
- [47] 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)
- [48] JSMS standard (JSMS-SD-6-08), "Standard evaluation method of fatigue reliability for metallic mate- rials -standard regression method of *S-N* curve" (2008) JSMS
- [49] 河井昌道,牧伸章,"クロスプライ CFRP 積層板の室温および高温における主軸 疲労強度とそのモデル化",日本機械学会論文集(A集),71,703,pp.520-527 (2005)
- [50] 東郷敬一郎,中川修士,荒木弘安,"疲労負荷を受ける CFRP 直交積層板の損傷 挙動と寿命予測",日本機械学会論文集(A集),72,719,pp.1041-1048 (2006)
- [51] 駒井謙次郎, 箕島弘二, 石川直明, "CFRP の機械的性質と疲労挙動に及ぼす極 低温度・吸水複合環境効果", 日本機械学会論文集(A集), 59, 566, pp.2278-2285 (1993)
- [52] 駒井謙次郎, 箕島弘二, 渋谷豊茂, "一方向強化炭素繊維/エポキシ樹脂複合材料の引張破壊特性と疲労に及ぼす水環境効果", 日本機械学会論文集(A集),
 56, 525, pp.1021-1028 (1990)
- [53] 酒井達雄,安井秀昭,田中道七,"金属材料疲労強度データベースによる機械構

造用炭素鋼の確率疲労特性の解析",材料,36,408, pp.915-921 (1987)

- [54] 材料強度確率モデル研究会編,"材料強度の統計的性質",養賢堂, p.4 (1992)
- [55] 日本材料学会編, "機械・構造系技術者のための実用信頼性工学", pp.16-18,
 養賢堂(1987)
- [56] 西島敏,城野政弘,"材料強度の統計的性質-金属材料(I)",材料,**31**,343, pp.410-416(1982)
- [57] 材料強度確率モデル研究会編,"材料強度の統計的性質", 養賢堂, p.240 (1992)
- [58] D. B. Kececigolu, 下川利行, "2 母数ワイブル分布における最良母数推定法の選択", 材料, 31, 335, pp.829-835 (1981)
- [59] 市川昌弘,"信頼性工学", 裳華堂, p.40 (1990)
- [60] T.Tanimoto, S.Amijima and H.Ishikawa, Proc. US-Japan Conf. on Composite Materials, p.145 (1981)
- [61] P.C.Chou and H. Miller, ASTM STP, 744, p.114 (1981)
- [62] DOE / MSU COMPOSITE MATERIAL FATIGUE DATABASE March 15, Version 16.0 (2007)
- [63] 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)
- [64] 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)
- [65] 高野直樹,座古勝,上辻靖智,柏木有希雄,"均質化法と異邦損傷力学を用いた 織物複合材料のメゾ強度評価",日本機械学会論文集(A集),63,608,pp.808-814, (1997)
- [66] 座古勝,上辻靖智, "繊維強化複合材料の AE シミュレーション", 繊維機械学 会誌, **51**, 3, pp.150-158, (1998)
- [67] O. Hoffman, "The brittle strength of orthotropic material", Journal of Composites Materials, 1, pp.200-206 (1967)
- [68] S. Murakami, "Mechanical modeling of material damage", Journal of Applied Mechanics, 55, p.280 (1988)
- [69] C. C. Chamis, "Mechanics of composite materials: past, present, and future", Journal of Composites, Technology and Research, **11**, pp.3-14 (1989)
- [70] D. Hull, T. W. Clyne, 宫入裕夫, 池上皓三, 金原勲, "複合材料入門", 培風館 (2003)
- [71] M. A. Miner, Journal of Applied Mechanics, **12-**A, p.159 (1962)

- [72] F. Bastenaire, G. Pomey, P. Rabbe, Mem. Scient. de la revue de me' tallurgie, 10 (1971) (in French)
- [73] 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)
- [74] Y. Nishikawa, K. Okubo, T. Fujii and K. Kawabe, "Fatigue crack constraint in plain-woven CFRP using newly developed spread tows", International Journal of Fatigue, 28, pp.1248-1253 (2006)
- [75] X. Diao, L. B. Lessard and M. M. Shokrieh, "Statistical model for multiaxial fatigue behavior of unidirectional plies", Composites Science and Technology, 59, pp.2025-2035 (1999)
- S. V. Lomov, G. Huysmans, Y. Luo, R. Parnas, A. Prodromou, I. Verpoest and F. R. Phelan, "Textile composites : modelling strategies", Composites Part A, 32, 10 pp.1379-1394 (2001)
- [77] Jayantha A.E, Richard C, "An experimental investigation of the properties of cross-ply laminate used for manufacturing of small aircraft components", Composites Structures, 75, pp.93-99 (2006)
- [78] 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)
- [79] 酒井達雄,田中道七,"3 母数ワイブル分布の母数推定について(疲労寿命分布の母数推定に関連して)[続報]",材料,29,316, pp.17-23 (1980)
- [80] 平野泰史,向山和孝,倉敷哲生,花木宏修,"ヒステリシスエネルギーとき裂密 度に着目した縫合繊維強化複合材料の疲労特性評価",日本複合材料合同会議 (CD-ROM), 5, page.ROMBUNNO.3B-07 (2014)

研究業績

1. 本論文に関連した投稿論文(査読付)

- Kazutaka MUKOYAMA, Satoshi HANAKI, Hitoshi UCHIDA, Masaru ZAKO, Stepan V. LOMOV, Ignass VERPOEST, "Evaluation Method of S-N Data of Composite Materials Based on Probabilistic Fatigue Model of UD Composites", Estimation Safety, Reliability, and Risk of Structures, Infrastructures and Engineering Systems, pp. 3587-3593 (2009)
- [2] <u>向山和孝</u>,花木宏修,倉敷哲生,海津浩一,"損傷進展解析に基づく織物複合材料 の疲労寿命分布推定法",材料, **63**, 5, pp.386-393 (2014)
- [3] <u>Kazutaka MUKOYAMA</u>, Koushu HANAKI, Kenji OKADA, Akiyoshi SAKAIDA, Atsushi SUGETA, Izuru NISHIKAWA, Akira UENO and Tatsuo SAKAI, "A Study on Estimation of *S-N* curves for Structural Steels Based on Their Static Mechanical Properties", Advanced Materials Research, **891-892**, pp. 1639-1644 (2014)
- [4] <u>向山和孝</u>,花木宏修,岡田憲司,境田彰芳,中村裕紀,菅田淳,西川出,上野明, 酒井達雄,"静的強度特性値による機械構造用炭素鋼の S-N 曲線に関する統計的 推定",材料, 64, 6, pp.479-485 (2015)
- [5] <u>向山和孝</u>,花木宏修,倉敷哲生,"一方向繊維強化プラスチックの *S-N* 特性に対す る統計的評価",スマートプロセス学会誌,**5**,1, pp.65-70 (2016)

2. その他の投稿論文(査読付)

 Kazutaka MUKOYAMA, Satoshi HANAKI and Hitoshi UCHIDA, "Generation Mechanism of Internal Stress of BN Films Prepared by Ion Mixing and Vapor Deposition", New Trend in Applied Plasma Science and Technology, AIP Conference Proceedings, 1282, pp.107-110 (2010)

- [2] 岡崎翔, 倉敷哲生, 花木宏修, <u>向山和孝</u>, LI Xingsheng, 菅野伸彦, 上村圭亮, 板東舜一, "複合材料製寛骨臼サポートコンポーネントのモデリングと骨 - イン プラント系への影響評価", 日本機械学会論文集(Web), 81, 826, page.15-00050 (2015)
- [3] 椿野隆宣, 倉敷哲生, 石丸裕, 花木宏修, <u>向山和孝</u>, 生和光朗, "大型原油タンク 火災のふく射熱評価手法の構築", 安全工学, **54**, 2, pp.131-138 (2015)
- [4] 花木宏修,山下正人,野村豊和,<u>向山和孝</u>,宇木則倫,沼田佳朗,寺谷享,"さび の構造制御による鋼構造物の長寿命化",JCOSSAR 2015 論文集, pp.245-249 (2015)
- [5] 李興盛, 原裕貴, <u>向山和孝</u>, 花木宏修, 倉敷哲生, "電子機構部品用スイッチばね における疲労寿命に関する研究", JCOSSAR 2015 論文集, pp.393-398 (2015)
- [6] 椿野隆宣, 倉敷哲生, 生和光朗, 石丸裕, 花木宏修, <u>向山和孝</u>, "数値流体解析を 用いた大型原油タンク火災のふく射熱評価", JCOSSAR 2015 論文集, pp.438-443 (2015)
- [7] 菊池隼太,<u>向山和孝</u>,鈴木拓也,福重進也,島村和夫,花木宏修,倉敷哲生, "繊 維強化複合材料の傾斜ユニットモデルに基づく母材の材料非線形性を考慮した破 壊包絡線評価",JCOSSAR 2015 論文集, pp.414-419 (2015)
- [8] Tatsuo SAKAI, Koushu HANAKI, Akiyoshi SAKAIDA, Kenji OKADA, Yuki. NAKAMURA, <u>Kazutaka MUKOYAMA</u>, Noriyasu. OGUMA, Takashi MATSUMURA, Yoshinobu SHIMAMURA and Akira UENO, "Construction of Electronic Database on Very High Cycle Fatigue Properties for Metallic Materials", Key Engineering Materials, 664, pp12-21(2015)
- [9] 今奥亜希, 倉敷哲生, 花木宏修, 向山和孝, 廣澤覚, 中西康雅, "3 次元織物複合 材料の有限要素モデリング手法の構築と力学的特性評価", スマートプロセス学会 誌, 5, 1, pp.39-45 (2016)

3. 国際会議(ロ頭・ポスター発表)

- Kazutaka MUKOYAMA, Satoshi HANAKI, Hitoshi UCHIDA, Masaru ZAKO, Stepan V. LOMOV, Ignass VERPOEST, "Evaluation Method of S-N Data of Composite Materials Based on Probabilistic Fatigue Model of UD Composites", The 10th International Conference on Structural Safety and Reliability (2009) Osaka, Japan
- [2] <u>Kazutaka MUKOYAMA</u>, Satoshi HANAKI and Hitoshi UCHIDA, "Internal Stress Analysis of BN Films by Molecular Dynamics Simlation", The 7th International Symposium on Applied Plasma Science (2009), Hamburg, Germany
- [3] <u>Kazutaka MUKOYAMA</u>, Koushu HANAKI, Kenji OKADA, Akiyoshi SAKAIDA, Atsushi SUGETA, Izuru NISHIKAWA, Akira UENO and Tatsuo SAKAI, "A Study on Estimation of *S-N* curves for Structural Steels Based on Their Static Mechanical Properties", The 11th International Fatigue Congress (2014), Melbourne, Australia

4. 国内発表(口頭発表)

- [1] <u>向山和孝</u>,花木聡,山下正人,内田仁,座古勝,"一方向繊維強化複合材料の確率 疲労特性の解析",第23回信頼性シンポジウム(2008)
- [2] <u>向山和孝</u>,花木聡,山下正人,内田仁,座古勝,"一方向繊維強化複合材料の疲労 特性に対する確率モデルの構築",第57回日本材料学会学術講演会(2008)
- [3] <u>向山和孝</u>,花木聡,山下正人,内田仁,座古勝,"一方向繊維強化複合材料の統計 的疲労特性評価",JCOM-38 (2009)
- [4] <u>向山和孝</u>,花木聡,内田仁,"分子動力学法による BN 薄膜の内部応力発生機構の 検討",プラズマ応用と複合機能材料(2009)
- [5] <u>向山和孝</u>, "損傷進展解析に基づく織物複合材料の疲労寿命推定法", 日本繊維機 械学会 コンポジテックス研究会(2012)

- [6] <u>向山和孝</u>, "ベルギー・ルーベンカトリック大学における研究報告", 日本繊維機 械学会 コンポジテックス研究会 (2013)
- [7] <u>向山和孝</u>,花木宏修,岡田憲司,境田彰芳,菅田淳,西川出,上野明,酒井達雄, "静的強度特性値による鉄鋼材料の S-N 曲線に関する統計的推定",第 27 回信頼 性シンポジウム (2013)
- [8] <u>向山和孝</u>,花木宏修,岡田憲司,境田彰芳,菅田淳,西川出,上野明,酒井達雄, "金属材料疲労強度データベースによる鉄鋼材料の S-N 曲線簡易推定法",第 62
 回日本材料学会学術講演会(2013)
- [9] <u>向山和孝</u>,花木宏修,岡田憲司,境田彰芳,菅田淳,西川出,上野明,酒井達雄, "静的強度特性値による鉄鋼材料の S-N 曲線に関する統計的推定",第 63 回日本 材料学会学術講演会(2014)
- [10] <u>向山和孝</u>,花木宏修,中村裕紀,岡田憲司,境田彰芳,酒井達雄,上野明,菅田 淳,西川出,"静的強度特性値による非鉄金属材料の S-N 曲線に関する統計的推 定",第 64 回日本材料学会学術講演会(2015)
- [11] <u>向山和孝</u>, "テキスタイル複合材料の統計的疲労寿命推定に関する研究",日本繊 維機械学会 バーチャルテキスタイル研究会・コンポジテックス研究会 合同研究 会(2015)
- [12] <u>向山和孝</u>,花木宏修,中村裕紀,境田彰芳,岡田憲司,伊藤勉,菅田淳,酒井達 雄,"アルミ合金を対象とした静的強度特性値による S-N 曲線の統計的推定",第 65 回日本材料学会学術講演会(2016)
- [13] <u>向山和孝</u>,今奥亜季,廣澤覚,中西康雅,花木宏修,倉敷哲生,"3次元織物複合 材料の有限要素モデリング手法に関する研究",日本繊維機械学会第 69 回年次大 会(2016)