GFRP の層間せん断疲労強度[†]

岡 田 友 信* 公 江 茂 樹*
小 鯛 亜 紀** 板 東 舜 一***

Interlaminar Shear Fatigue Strength of GFRP

by

Tomonobu OKADA*, Shigeaki KOE*, Aki KODAI**
and Shun-ichi BANDO***

The purpose of this research was to study the fatigue behavior and the test method for S2 glass fiber reinforced plastic under an interlaminar shear fracture mode. Fatigue tests were carried out under the short beam shear (SBS) condition of three point bending.

The main results obtained are as follows.

- (1) Interlaminar shear fatigue fracture was realized for SBS specimens with the span ratio of $L/t = 4$ and 3.5.
- (2) Fatigue crack propagation was detected during interlaminar shear tests by using scanning acoustic tomography.
- (3) In interlaminar shear fatigue tests under the condition of varying stress amplitude, the cumulative fatigue damage calculated by Miner's law was approximately unity when the scattering of fatigue data was taken into consideration.

Key words : GFRP, Fatigue strength, Interlaminar shear, FEM analysis, Crack detection, Varying stress amplitude

1 緒 言

繊維強化複合材料はその比強度（強度/密度）、比剛性（剛性/密度）に優れており、かつ、作用応力に対応した繊維配向、寸法決定など合理的でかつ経済的な強度設計が可能な材料であるため、航空機部品や車両用部品などの強度部材として適用されている。

一般に、このような材料で製作した実機部品の疲労寿命は、力学的特性が著しく劣る層間せん断強度で決まる傾向にあるため、使用材料の層間せん断疲労強度および疲労特性を把握することが極めて重要である。

一方、繊維強化複合材料の疲労強度に関する研究についてみると、材料の異方性の特徴を活かした引張りまたは曲げに対する疲労強度や疲労特性は十分把握されている¹⁾が、繊維強度に比べて著しく低い層間せん断疲労については強度設計資料として重要であるにもかかわらず研究例も少なく、疲労試験法や疲労強度評価など不明な点が多いのが現状である。

そこで、本研究ではガラス繊維複合材料（GFRP）を用いて、三点曲げ条件で層間せん断疲労試験を実施し、層間せん断破壊モードにおける疲労試験法、疲労き裂の検出方法および負荷の変動する場合の疲労損傷

評価法について検討したので報告する。

2 供試材および実験方法

2・1 供試材

実験に供した材料はガラス繊維複合材料（GFRP）で、繊維は Owens-Corning 社製の S2 ガラス材、樹脂は HEXCEL 社製の 180°C 硬化エポキシ材である。

Table I. Material properties of specimen.

	Reinforcement	Resin
Material (Maker)	S2 Glass (OWENS CORNING)	180°C cure EPOXY (HEXCEL)
Chemical compositions (wt. %)	SiO ₂ 64% Al ₂ O ₃ 25% CaO MgO 10% <0.01% Fe ₂ O ₃ 0.2% B ₂ O ₃ <0.01% Na ₂ O+K ₂ O <0.1%	
Fiber axis	0° axis	
Forming condition	Non-breed method	
Curing condition	180°C×2 Hr	
Weight fraction of resin	32.9%	
Volume fraction of glassfiber	50%	

† 原稿受理 平成 4 年 1 月 6 日 Received Jan. 6, 1992

* 正 会 員 川崎重工業(株)明石技術研究所 〒673 明石市川崎町, Tech. Inst., Kawasaki Heavy Ind. Ltd., Kawasaki-cho, Akashi, 673

** 川崎重工業(株)明石技術研究所 〒673 明石市川崎町, Tech. Inst., Kawasaki Heavy Ind. Ltd., Kawasaki-cho, Akashi, 673

*** 川崎重工業(株)航空宇宙技術本部 〒504 各務原市川崎町, Aerospace Group, Kawasaki Heavy Ind. Ltd., Kawasaki-cho, Kagamihara, 504

Table II. Mechanical properties.

Tensile strength (MPa)	Elastic modulus (GPa)	Shear strength (MPa)
1620	44.1	101

Fig. 1. Microstructure of GFRP.

① Filament Winding

② Cutting

③ Layers of Pre-Preg

Fig. 2. Forming method of specimen.

Table I に供試材の構成を示す。供試材は 0° 方向の一方向強化材であり、樹脂重量含有率は 32.9% である。なお、繊維の表面処理はシラン系で行っており、樹脂はタフレジンタイプであるが成分については公表されていない。Table II に複合材としての 0° 方向の機械的性質を示す。これらの結果は 5 本の試験片の平均値である。引張強さは 1620 MPa、せん断強さは 101 MPa である。なお、引張試験は $23 \pm 2^\circ\text{C}$ で、ASTM D3039 に準拠して実施した。せん断強さはスパン比 (支点間距離 (L) と板厚 (t) の比) 4 のショートビームせん断試験から得られたもので、ASTM D2344 に準拠して実施した。Fig. 1 に供試材断面の繊維の状況を示す。S2 ガラスの繊維の直径は $6 \sim 8 \mu\text{m}$ である。

Fig. 3. Shape and dimensions of specimen.

供試材の製作方法を Fig. 2 に示す。この供試材はローピングエポキシ・プリプレグをフィラメントワインディング法により直径 300 mm の円筒に巻きつけ、それを切断して 1 枚のシート状プリプレグ (厚さ約 0.2 mm) に仕上げたものである。このシート状プリプレグを 58 枚積層しオートクレープ炉で $180^\circ\text{C} \times 2 \text{ Hr}$ 加熱した。このときのオートクレープ炉の圧力は 3.0 kgf/cm^2 である。この積層材から Fig. 3 に示す板厚 (t) 約 11 mm、板幅 (b) 約 10 mm、全長約 70 mm の試験片を作製した。

2・2 実験方法

層間せん断疲労試験は常温、大気中で三点曲げのショートビームせん断 (以下 SBS と称す) 条件で実施した。Fig. 4 に試験片の負荷状況を模式的に示す。

Fig. 4. Schematic diagram of SBS fatigue test.

用いた試験機は電気油圧サーボ式疲労試験機である。繰返し速度については試験片が発熱しないよう 1~15 Hz とした。疲労試験は一定応力振幅試験と二段多重変動応力振幅試験について実施した。試験波形はすべて正弦波であり、応力比は $R=0.1$ とした。

3 実験結果および考察

3・1 疲労試験法の検討

GFRP 材の SBS 試験法については、静的試験法は JIS K7057 や ASTM D2344 などですでに規格化されており、スパン比 (L/t) は JIS では 5、ASTM では 4 となっている。一方、SBS 疲労試験法については、現状では規格化されたものはなく、疲労強度は支点や負荷点の影響をうけスパン比によっては、層間せん断破壊モードとならないことが想定される。そのため、本報では、静的試験法を参考として、スパン比 4 と 3.5 の場合について、FEM 解析により最大せん断

Table III. Model of FEM analysis.

<ul style="list-style-type: none"> • ABAQUS • Node 275 points • Element 240
<p>Program</p>	<ul style="list-style-type: none"> • Elastic modulus $E_x = 43.1 \text{ GPa}$ $E_y = 13.1 \text{ GPa}$ $G_{xy} = 4.1 \text{ GPa}$ • Poisson ratio $\nu_{xy} = 0.31$
<p>Material data of analysis</p>	

応力分布を求めることにより, 疲労試験法としての妥当性を検討した. FEM 解析は汎用プログラム ABAQUS を用いて二次元弾性応力条件で実施した. この応力解析の条件を Table III に示す. Fig. 5 と Fig. 6 に応力解析から得られたスパン比 4 と 3.5 の場合のせん断応力分布を示す. 図中の破線は各断面における最大せん断応力発生位置を結んだものである. これらの図から, 最大せん断応力が均一に発生する位置は試験片板厚の中央部近傍で, かつ負荷点と支点の中間部で

Fig. 5. Shear stress distribution (span ratio $L/t=4$). Fig. 6. Shear stress distribution (span ratio $L/t=3.5$). Fig. 7. Deformation behavior of FEM analysis (span ratio $L/t=4$). Fig. 8. Deformation behavior of FEM analysis (span ratio $L/t=3.5$).

あることがわかる. また, 負荷点と支点の近傍は負荷の影響を受けるため, 最大せん断応力は板厚中央部よりも表面近傍に発生していることがわかる. この結果から, 層間せん断破壊モードにおける理想的なき裂の発生位置は負荷点と支点の中間部で, かつ, 板厚の中央部となることがわかった.

一方, Fig. 5 と Fig. 6 の結果をもとに, スパン比の影響についてみると, 最大せん断応力が均一に分布する領域は, スパン比 4 では約 11.1 mm, 3.5 では約 6.2 mm となっており, スパン比 4 の方が 3.5 の場合よりも約 1.8 倍広くなることがわかる. これらの結果から, スパン比 4 と 3.5 の場合とも最大せん断応力が均一に分布する領域が存在することから, 両スパン比とも層間せん断疲労試験法として問題のないことが確認できた.

Fig. 7 と Fig. 8 に応力解析から求めた変形図をスパン比 4 と 3.5 の場合について示す. なお, FEM 解析から得られた板厚中央部の最大せん断応力と理論値によるせん断応力 ($\tau_{\max} = 3 \cdot P/2 \cdot bt$) を比較すると, スパン比 4 では理論値の 95.8%, スパン比 3.5 では 96.8% と FEM 解析の方が若干低くなる傾向にあるが, FEM 解析のメッシュ分割等の精度を考慮すると両者がほぼ一致していると考えても良い.

3・2 一定応力振幅試験における疲労強度およびスパン比の影響

前述の FEM 解析からスパン比 4 と 3.5 の場合と

Fig. 9. S-N curves of interlaminar shear fatigue tests.

Fig. 10. Specimen condition after SBS fatigue test.

も SBS 疲労試験法として問題のないことが確認できたため、これらのスパン比で SBS 疲労試験を行い、層間せん断疲労強度に及ぼすスパン比の影響について検討した。

Fig. 9 にスパン比 4 と 3.5 の場合の一定応力振幅 S-N 線図を示す。なお、本試験における破損の定義は、便宜上、疲労き裂が板厚中央部近傍に 1 箇所以上発生し、それが試験片端部に達した繰返し数とした。Fig. 10 に層間せん断疲労試験後の試験片の破損状況を示す。この図からわかるように、破損箇所は板厚のほぼ中央部であり、これは FEM 解析から得られた最大せん断応力の発生位置と比較的良好に対応していることがわかる。

Fig. 9 の S-N 線図から明らかなように、S2 ガラスの S-N 線図の時間強度は、スパン比が大きい 4 の方が 3.5 よりも低強度となっており、スパン比によって時間強度が異なる傾向を示している。しかし、S-N 線図の勾配が水平に近い応力振幅を耐久限とみなすと、この耐久限 (τ_{aw}) についてはスパン比 4 と 3.5 の場合で明確な差がみられず、本実験では $\tau_{aw} \approx 25.5$ MPa が得られた。

S-N 線図の時間強度部分がスパン比の影響を受け、スパン比 4 よりも 3.5 の方が低強度となる要因の一つとして以下のことが考えられる。

すなわち、層間せん断疲労試験におけるき裂が板厚のほぼ中央部から発生していることおよび前述の FEM 解析結果では、最大せん断応力が均一に分布する領域がスパン比 4 の方が約 1.8 倍近くなることを考え合わせると、この領域の広いスパン比 4 の方が 3.5

Fig. 11. Fracture surface near crack origin.

の場合よりも疲労破壊する確率が高くなることにより、スパン比 4 の方が疲労強度が低くなったものと考えられる。

つぎに、疲労試験後の試験片について走査電顕 (SEM) を用いて破面の観察を行った結果について述べる。Fig. 11 は層間せん断によるき裂の起点部と考えられる負荷点と支点の中間部近傍の破面を観察した結果である。この図から、疲労き裂の伝ばにより繊維を切断している部分もあるが、破面の大部分はレジンであるエポキシ樹脂内または繊維と樹脂の界面を伝ばしている可能性があることがわかる。なお、疲労き裂の起点については今回の観察では明確に限定することができなかった。

一方、今回対象とした S2 ガラス材と従来材である E ガラス材の層間せん断疲労強度を比較するため、Fig. 9 中に E ガラス材の疲労試験結果を併記した。なお、E ガラス材は繊維が E ガラスで、レジン は 120°C 硬化エポキシ樹脂である。Fig. 9 から明らかなように、E ガラスの層間せん断疲労強度は時間強度、耐久限ともレジンに 180°C 硬化エポキシ樹脂を用いた S2 ガラスよりも低くなり、この場合の耐久限は $\tau_{aw} \approx 20.6$ MPa で S2 ガラス材の約 80% であることがわかる。このように E ガラス材が S2 ガラス材よりも低強度となる要因の一つとして、Fig. 11 で示したように、層間せん断疲労強度はおもにレジンであるエポキシ樹脂の強度によって決まると考えられるため、レジン強度の低い 120°C 硬化エポキシを用いた E ガラス材の方が低くなったものと思われる。

3・3 一定応力振幅における疲労き裂の検出

GFRP 材の SBS 疲労試験における疲労き裂の発生寿命と発生位置を検討するため、S2 ガラス材のスパン比 4 の一定応力振幅試験下で以下に示す方法について実験を行った。

- ① ひずみゲージ法 (ひずみ振幅および平均ひずみの変化を計測)
- ② 温度ゲージ法 (試験片の温度変化を計測)

Fig. 12. Relation between ϵ_a and n/N_f . Fig. 13. Relation between $\Delta\epsilon_m$ and n/N_f .

③ 超音波探査画像装置 (疲労試験中および試験後のき裂を観察)

Fig. 12~Fig. 15 にこれらの検討結果を示す。Fig. 12 と Fig. 13 は繰返し過程中的ひずみ振幅および平均ひずみの変化を示したものである。なお、図中にはひずみゲージの貼付位置と角度を示しているが、このゲージ貼付位置はゲージの断線を考慮して支点部近傍とした。これらの図から、ひずみ範囲と平均ひずみの変化量は No. G9 試験片だけは繰返しに伴い大きく変化する傾向がみられるが、他の試験片は破損寿命の 90% ($n/N_f \div 0.9$) 程度まではほとんど変化がみられないことがわかる。

Fig. 14. Relation between ΔT and n/N_f .

Fig. 15. Fatigue crack of scanning acoustic tomography.

一方、層間せん断による疲労き裂の発生および進展段階では、試験片の層間において相対的な変形が生じるため、試験片内部で発熱することが予測される。そこで、試験片の側面に温度ゲージを貼付して繰返し過程中的温度を計測した。Fig. 14 に温度計測結果を示す。図中には温度ゲージの貼付位置と角度を示した。この図から、本実験の範囲では繰返しに伴う温度の急激な変化はみられなかった。

このようにひずみゲージや温度ゲージを用いて、層間せん断における疲労き裂が検出できなかった理由として、本実験ではこれらのゲージの貼付位置が支点に近い、き裂の検出精度が悪くなっていることが考えられる。層間せん断疲労き裂が発生すると思われる負荷点と支点の中間部において、このようなひずみおよび温度の計測が可能であればより精度が向上するため、き裂の検出ができることも考えられる。

一方、超音波探査画像装置 (周波数 10 MHz) を用いて疲労試験後のき裂の状況を観察した。Fig. 15 に観察結果を示す。この図から、層間せん断による疲労き裂の形状および寸法が確認できることから、この装置を用いれば疲労き裂がある程度の精度で識別できる可能性があることがわかった。

3・4 変動応力振幅疲労試験結果

FRP 材の累積損傷則については、これまで多くの研究が報告されているが、一般的には耐久限以上の応力による損傷を累積した、いわゆるマイナー則による累積損傷値が 1 以上となる研究結果が多いようである。しかしながら、これらの研究の多くは、引張りあるいは曲げ負荷条件で行われたものであり、層間せん断負荷条件とくに SBS 負荷条件における研究例は非常に少ない。

Table IV. Test wave and conditions of varying stress amplitude.

No.	τ_{a1} (MPa)	n_1	ΔD_1
	τ_{a2} (MPa)	n_2	ΔD_2
1	34.0	1.0×10^2	1.4×10^{-3}
	28.5	1.0×10^3	9.1×10^{-3}
2	34.0	1.0×10^2	1.4×10^{-3}
	28.5	1.0×10^3	9.1×10^{-3}
3	28.0	1.0×10^3	7.0×10^{-3}
	22.7	1.5×10^4	(4.0×10^{-3})
4	27.9	2.0×10^3	1.3×10^{-3}
	22.7	1.0×10^5	(4.6×10^{-3})
5	32.0	1.0×10^2	5.5×10^{-3}
	18.0	5.0×10^4	(3.6×10^{-4})

(): Modified Miner' law.

Table V. Fatigue damages of varying stress amplitude.

No.	Stress ratio R	First stress amplitude τ_{a1} (MPa)	Second stress amplitude τ_{a2} (MPa)	Total cycles to failure N	Damage of τ_{a1} ΣD_1	Damage of τ_{a2} ΣD_2	Total Damage ΣD
1	0.1	34.0	28.5	2.63×10^4	0.327	0.220	0.547
2	0.1	34.0	28.5	1.26×10^4	0.163	0.105	0.268
3	0.1	28.0	22.7	1.76×10^5	0.764	(0.439)	0.764 (1.203)
4	0.1	27.9	23.5	6.23×10^4	0.802	(2.789)	0.802 (3.591)
5	0.1	32.0	18.0	4.54×10^5	0.497	(0.033)	0.497 (0.530)

(): Modified Miner' law.

そこで、層間せん断負荷条件下における累積損傷則について検討するため、二段多重変動応力振幅疲労試験を実施した。

Table IV に二段多重疲労試験の条件を示す。この疲労試験は一次応力振幅 (τ_{a1}) を一定応力振幅の耐久限以上とし、二次応力振幅 (τ_{a2}) は耐久限以上の場合とそれ以下の場合の2種類の条件について実施した。なお、表中のカッコは二次応力振幅が耐久限以下であ

Fig. 16. Relation between ΣD and $\bar{\eta}$.

ることを示す。

Table V に二段多重変動応力振幅の疲労試験結果を一覧表にして示す。この表から、マイナー則による累積損傷値 ($\Sigma D\sigma > \sigma_w$) は0.27~0.80 となり、耐久限以下の応力振幅による疲労損傷をも含めた修正マイナー則による全損傷値 (ΣD) は0.27~3.59 となることがわかる。

Fig. 16 は縦軸にマイナー則による累積損傷値を、

横軸に次式に示す全損傷値に対する比 ($\bar{\eta}$) を用いて整理したものである。

$$\bar{\eta} = \Sigma D\sigma > \sigma_w / \Sigma D$$

なお、図中の一点鎖線は一定応力振幅のパラツキ範囲

*1 マイナー則は耐久限以上の応力振幅のみが疲労損傷を与えると仮定し、 $\Sigma D\sigma > \sigma_w = 1$ が成立するという考え方である。

*2 修正マイナー則は耐久限より小さい応力振幅も疲労損傷を与えると仮定し、S-N 線図の傾斜部を耐久限以下まで長寿命側へ延長して、 $\Sigma D = 1$ が成立するという考え方である。

(-2σ)を示したものである。また、以前に筆者らが行った GFRP 材の $R=0$ における片振引張条件下における二段多重変動応力試験結果を比較のために併記した。

この図から本実験の範囲では、一定応力振幅の実験点のばらつきを考慮すると $\bar{\sigma}$ の値によらず、ほぼ $\sum D\sigma > \sigma_w \div 1$ となることから、マイナー則が適用できそうである。また、本実験結果と片振引張条件による二段多重変動応力振幅の結果には、大きな有意差は認められないことから、応力振幅の変動する条件下における疲労破壊モードによる相違は本実験の範囲から類推すると小さいものと考えられる。

4 結 言

GFRP の SBS 条件下での層間せん断疲労試験およびせん断応力の FEM 解析を行い、疲労試験法、疲労き裂検出方法および変動応力振幅の影響について検討した結果、以下のことがわかった。

(1) 3点曲げ条件におけるせん断応力分布をスパン比 4 と 3.5 の場合について FEM 解析を実施した結果、スパン比 4 と 3.5 の場合とも SBS 疲労試験法として問題のないことがわかった。

(2) S2 ガラス材の層間せん断強度はスパン比の影響をうけ、スパン比が小さいほど高強度となる結果が得られた。これは FEM 解析の結果から最大せん断応力が均一に発生する領域が狭いため破損の確率が低くなるためと考えられる。

(3) S2 ガラス材の層間せん断強度は従来材である

E ガラス材よりも時間強度、耐久限とも高いことがわかった。これはレジンの強度が E ガラス材よりも S2 ガラス材の方が高いためと考えられる。

(4) 疲労き裂の発生寿命と発生位置について、ひずみゲージ、温度ゲージおよび超音波探査画像装置を用いて検討した結果、本実験ではこれらを把握することができなかったが、超音波探査画像装置により、き裂が検出できる可能性があることがわかった。

(5) 二段多重変動応力振幅試験により累積損傷則を検討した結果、本実験の範囲ではほぼマイナー則が適用できることがわかった。

(平成 3 年 11 月 12 日 日本材料学会第 3 回機械・構造物の強度設計・安全性評価シンポジウムにて講演)

参 考 文 献

- 1) 藤井太一, 材料, **25**, 785 (1976).
- 2) 北條正樹, 島津科学計測ジャーナル, **232**, 201 (1990).
- 3) 北仙谷英貴, 法條正樹, 剣持 潔, 牧 廣, 前川善一郎, 日本材料学会第 20 回 FRP シンポジウム, p. 69 (1991).
- 4) 公江茂樹, 中村 宏, 板東舜一, 日本機械学会関西支部第 233 回講演会, p. 25 (1975).
- 5) 谷本敏夫, 日本複合材料学会誌, **13**, 28 (1987).
- 6) 谷本敏夫, 星出敏彦, 材料, **35**, 831 (1986).
- 7) T. Tanimoto, S. Amijima and H. Ishikawa, "Composite Materials", p. 145 (1981) Pros. Japan-U. S. Conference, Tokyo