ハイブリッド複合材料 GLARE 2 の非主軸疲労挙動と その損傷力学的モデル化*

河井昌道^{*1}, 工田一貴^{*2}
八戸敦司^{*2}, 川瀬裕子^{*2}

Off-Axis Fatigue Behavior and Its Damage Mechanics Modeling for Hybrid Composite GLARE 2

Masamichi KAWAI, Kazutaka TAKUMIDA,
Atsushi HACHINOHE and Yuko KAWASE

Fatigue behavior of unidirectional fiber-metal laminates GLARE 2 has been studied under various off-axis loading conditions. Tension-tension fatigue tests were performed for nine kinds of plain coupon specimens with different off-axis angles at room temperature. A non-dimensional effective stress implied by the classical static failure theories was applied as a fatigue strength parameter to the off-axis fatigue. Using the non-dimensional effective stress, a fatigue damage mechanics model was developed. Applicabilities of the classical composite fatigue failure models were evaluated on the basis of the observed off-axis $S-N$ relationships. Off-axis fatigue strengths decreased significantly as the off-axis angles increased. Irrespective of the off-axis angles, almost linear $S-N$ relationships were observed in the intermediate range of fatigue, and they were followed by apparent fatigue limits. The non-dimensional effective stress was found to be very useful to unify the off-axis fatigue data. The characteristics of the observed off-axis $S-N$ relationships were described by the classical fatigue failure models. The predictive capability of the proposed fatigue damage mechanics model was almost comparable, which verified a potential applicability to fatigue-life analyses for multidirectional laminates.

Key Words: Hybrid Composite Materials, Fiber-Metal Laminates, Glare, Unidirectional Laminates, Off-Axis Fatigue, $S-N$ Relationships, Non-Dimensional Effective Stress, Fatigue Damage, Continuum Damage Mechanics, Epoxy, Glass Fiber, Aluminum Alloy

1. 緒 言

高分子系繊維強化複合材料(FRP)とアルミニウム合金シートを交互に積層したハイブリッド複合材料は、相補作用により、FRP 積層板に比べていくつかのより優れた性能を示す⁽¹⁾⁽²⁾。例えば、表面に配したアルミニウム合金シートは、衝撃や腐食(湿熱環境)による FRP の強度低下を抑制する役割を果たす。また、FRP 層の強化繊維はハイブリッド複合材料の繊維方向の比強度と比剛性を単体のアルミニウム合金よりも向上させることから、引張荷重が支配的となる構造部材に応用することでいっそうの軽量化が可能となる。FRP 層の強化繊維には、静的強度の向上だけでなく、引張疲労条件下のアルミニウム合金層におけるき裂発生とき裂成長を繊維架橋(fiber-bridging)機構によって抑制する作用も期待することができる。

積層形ハイブリッド複合材料として、アラミド繊維/エポキシ樹脂複合材料とアルミニウム合金を組合

わせた「ARALL」がよく知られている^{(3)~(8)}。一方向強化材 ARALL 2 は、単一の高強度アルミニウム合金に比べて、密度が 15~20% 低く、繊維方向の引張強度は約 60% 高い。剛性については、高強度アルミニウム合金と同程度の値を示す。これらの特徴から、航空機構造への応用において約 20~25% の軽量化が可能とされている。しかし、アラミド繊維が繊維方向に負の線膨張係数を持つため、ARALL を成形した後アルミニウム合金層に引張りの残留応力が生じる。この引張残留応力は ARALL の疲労強度を低下させるので、一方向強化材に対しては残留応力を圧縮側に変えるための Post-stretch 処理が施される。このような残留応力制御の必要性から、ARALL ではクロスプライ積層構造を利用することが難しい⁽¹⁾。

最近、ARALL に代わる新しい積層形ハイブリッド複合材料として、ガラス繊維/エポキシ樹脂複合材料とアルミニウム合金を用いた GLARE が開発された⁽²⁾。ガラス繊維の繊維方向に対する線膨張係数が正であることから、成形後アルミニウム合金層に引張残留応力はほとんど生じない。このことから、GLARE 積層材料には、クロスプライ構造を含めて、かなり自由度の高い積層設計が許容される。力学的特性に関し

* 原稿受付 1998 年 3 月 17 日。

^{*1} 正員、筑波大学構造工学系(☎ 305-8573 つくば市天王台 1-1-1)。

^{*2} 筑波大学大学院。

ては、ガラス繊維/エポキシ樹脂の接着強度が高く、ガラス繊維の圧縮強度も比較的高い。また、GLARE の低繰返し速度条件下における疲労き裂伝ば抵抗は、第一世代のハイブリッド複合材料である ARALL のそれよりも大きくなることが報告されている⁽¹⁾。さらに、加工性の高さも GLARE 積層材料の重要な特徴の一つである。

GLARE 積層材料は、元来、航空・宇宙構造用高強度アルミニウム合金の代替新材料として開発が進められているものであり、性能ならびに信頼性について厳しい確認が求められる。しかし、GLARE 積層材料は、開発されて間もないこともあって、その材料特性の同定および設計・解析技術についての基礎研究は、ARALL 積層材料に関して蓄積されてきた多くの研究^{(3)~(8)}に比べ、まだ不十分な状態にある。一方向強化 GLARE 積層板の繊維方向に対する破断ひずみは一方向強化 ARALL 積層板の約 2 倍に達する。このことから、GLARE についてはアルミニウム層が降伏した後の非弾性挙動と破壊挙動を精密に予測する技術を確認することが特に重要となる。高性能化の目覚ましいアルミニウム合金⁽⁹⁾の代替材料として GLARE 積層材料の応用を実現するためには、GLARE の特徴が活かされる条件での材料挙動とそのモデル化に関する基礎研究をさらに蓄積しなければならない。このような観点から、前報⁽¹⁰⁾においては、静的負荷条件に対して、GLARE の非弾性挙動と破壊強度、ならびにこれらに与える繊維配向の影響を実験的に詳しく検討した。

本研究では、実用構造要素への応用を考えた場合に特に重要となる疲労強度とその予測技術の開発に着目する。まず、前報において用いたものと同じ一方向強化 GLARE 2 を対象に、非主軸疲労挙動を実験によっ

て明らかにする。この非主軸疲労試験の結果に基づいて、繊維配向が非主軸 $S-N$ 関係に与える影響、非主軸疲労データを整理する上で有効な疲労強度パラメータについて検討する。関連して、古典的な静的破壊則^{(11)~(14)}が暗示する無次元相当応力を疲労強度パラメータとして用いることの有効性を議論する。また、損傷力学的な手法^{(15)~(19)}と無次元相当応力を用いて GLARE 2 の疲労損傷挙動に対する新しい定式化を試み、その適用性を得られた非主軸疲労試験データに基づいて評価する。最後に、複合材料に対して利用されている古典的な疲労破壊モデル^{(20)~(25)}の代表として Sims-Brogden モデル⁽²²⁾⁽²³⁾と Hashin-Rotem モデル⁽²⁴⁾⁽²⁵⁾を取り上げ、GLARE 2 の非主軸疲労に対する適用性を検討する。

2. 試験片および試験方法

2.1 供試材 供試材には、前報⁽¹⁰⁾と同じ GLARE 2 [Structural Laminates Company (SLC) 製]を用いた。この材料は、図 1 に示すように、アルミニウム合金シート (2024-T3) と GFRP (ガラス繊維/エポキシ樹脂複合材料, Vetrotex R-glass/Fibredux 925) をアルミニウム合金シートが表面にくるように交互に重ねた一方向強化積層形態を有する (アルミニウム合金シート 3 枚, GFRP 2 枚)。GLARE 2 は、アルミニウム合金シートと GFRP を積層した後、オートクレーブで加圧成形される。

2.2 試験片 試験片は、図 2 に示す短冊形平滑試験片 (長さ $L=200$ mm, 標線長さ $L_c=100$ mm, 幅 $W=25$ mm) である。試験片の形状は疲労に関する JIS K 7083⁽²⁶⁾ に準じている。試験片の長手方向とガラス繊維方向のなす角度 θ (以下、繊維配向角と呼ぶ) が、 $\theta=0^\circ, 5^\circ, 10^\circ, 15^\circ, 20^\circ, 30^\circ, 45^\circ, 60^\circ, 90^\circ$ となる 9 種類の場合を考える。試験片の両端には、つかみ部を保護するため、長方形のアルミニウム合金製タブ (厚さ 1.0 mm) をエポキシ系接着剤 (ARALDITE) を用いて貼付した。供試材の断面観察から求めた各層の平均厚さは、アルミニウム合金シート 0.211 mm, GFRP 0.264 mm である。

2.3 試験条件 油圧サーボ材料試験機を用い、室温 (約 20°C) において荷重制御による引張-引張疲労試験を行った。疲労試験の方法は JIS K 7083⁽²⁶⁾ に準ずるものとし、応力比 $R=0.1$ 、繰返し速度 $f=10$ Hz、荷重波形には正弦波を用いた。試験片は試験機の油圧グリップで固定した。

Fig. 1 Schematic of GLARE 2 laminate

Fig. 2 Specimen geometry (dimension in mm)

3. 実験結果と検討

3・1 非主軸引張特性 GLARE 2 の非主軸疲労を議論する上で基礎となる静的引張強度特性は先の研究⁽¹⁰⁾ から得られており、その要点を以下に記す。

図 3 に GLARE 2 の静的引張負荷による応力-ひずみ関係を示す。図 3 に見られるように、繊維配向角に依存して著しい異方性が現れる。しかも、アルミニウム合金の降伏に対応して、明確な折れ曲りが観察される。

非主軸静的引張強度は図 4 のような繊維配向角依存性を示す。GLARE 2 の繊維方向の引張強度は、アルミニウム合金よりも大幅に改善されている。繊維に垂直な横方向(トランスバース方向)については、アルミニウム合金の引張強度よりも小さくなる。なお、図 4 に示したアルミニウム合金の降伏応力と破壊応力のレベルは文献⁽⁴⁾ の値に基づくものである。本研究で用いた材料については、アルミニウム合金の引張降伏応力が約 300 MPa と推定されるので⁽¹⁰⁾、引張強度はこれを少々越える程度と考えられる。

Fig. 3 Tensile stress-strain curves in various fiber directions

Fig. 4 Static tensile fracture stress as a function of off-axis angle

GLARE 2 積層材料の異方性主軸に関する弾性係数と静的破壊強度は、表 1 と表 2 のとおりである。GLARE 2 の縦弾性係数と弾性ポアソン比の方向依存性は直交異方性弾性理論⁽¹¹⁾⁽¹²⁾ によって精度よく表現できる。また、引張破壊応力の方向依存性は Tsai-Hill 則⁽¹³⁾ によって精度よく記述することができる。

3・2 主軸疲労特性 図 5 に、疲労最大応力 σ_{max} を用いて整理した繊維方向($\theta=0^\circ$)とトランスバース方向($\theta=90^\circ$)に対する $S-N$ 関係($\sigma_{max}-\log N_f$)を示す。図中には、GLARE 2 に用いられているアルミニウム合金と同種の高強度アルミニウム合金(2024-T3)に対して報告されている $S-N$ 関係⁽²⁷⁾ を重ねて示してある。

繊維方向($\theta=0^\circ$)の疲労挙動を見た場合、低サイクル疲労領域 $10^2 < N_f < 10^6$ において疲労強度がほぼ直線的に低下する。これに続く $N_f > 10^6$ においては、 $S-N$ 関係の傾きが急激に緩やかとなり、疲労限に近づく傾向を示す。アルミニウム合金の疲労強度と比較した場合、短寿命領域 $N_f \leq 4 \times 10^5$ においては GLARE 2 の疲労強度がアルミニウム合金のそれよりも著しく高

Table 1 Engineering elastic constants for GLARE 2 laminates

E_1 GPa	E_2 GPa	$G_{12}^\dagger$ GPa	ν_{12}	ν_{21}
63.4	46.4	16.4	0.318	0.227

† From $\theta = 45^\circ$

Table 2 Static fracture strengths for GLARE 2 laminates

X MPa	Y MPa	S † MPa
1143	259	142

† From $\theta = 30^\circ$

Fig. 5 $S-N$ relationships for longitudinal and transverse fatigue of GLARE 2

いことがわかる。しかし、これ以降の領域 $N_f > 4 \times 10^5$ においては、アルミニウム合金と GLARE 2 の疲労強度はほとんど一致している。

トランスバース方向 ($\theta = 90^\circ$) の疲労強度は、 $N_f = 10^6$ で比較して、繊維方向に対する疲労強度の約 50% に低下する。また、その値は絶対強度で比較してアルミニウム合金の疲労強度よりも低い。したがって、一方向強化材 GLARE 2 においては、アルミニウム合金単体の疲労強度レベルを横方向に保証できないことがわかる。なお、トランスバース方向の $S-N$ 関係は、参照したアルミニウム合金の $S-N$ 関係と相似な形状を有し、 $10^3 < N_f < 10^6$ の領域で疲労強度が急激に低下する。

3・3 非主軸疲労特性 図 6 に、非主軸疲労試験から得られた $S-N$ 関係 ($\sigma_{\max} - \log N_f$) を種々の繊維配向角について重ねて示す。

非主軸疲労強度は、繊維配向角が $\theta = 5^\circ$ から $\theta = 60^\circ$ へ大きくなるとともに急激に小さくなることがわかる。一つの繊維配向角について $S-N$ 関係を見た場合、寿命範囲 $N_f < 10^2$ では $S-N$ 関係がほぼ水平に近い形状を有し、明りょうな静的強度依存性を示す。こ

Fig. 6 $S-N$ relationships for off-axis fatigue of GLARE 2

Fig. 7 On- and off-axis tensile specimens after fatigue failure

れに続く寿命範囲 $10^2 < N_f < 10^6$ においては、いずれの繊維配向角についても、 $S-N$ 関係は片対数グラフ上で右下がりの直線によって近似できる。この領域の直線で近似した $S-N$ 関係の傾きは、繊維配向角 θ によって異なり、繊維配向角が小さくなるほどこう配を増す傾向を示す。高サイクル疲労領域 $N_f > 10^6$ においては、繊維配向角に依存した疲労限の現れる傾向が認められる。

3・4 $S-N$ 関係に与える疲労強度パラメータの影響 上記の $S-N$ 関係においては、代表的な強度パラメータとして疲労最大応力 $\sigma_{\max}$ を用いた。このように整理した場合、非主軸 $S-N$ 関係が繊維配向角に大きく依存することを観察した。

図 7 に示すように、GLARE 2 の非主軸疲労破壊は GFRP 層の強化繊維に沿って最終破壊が生じる。このことは、いずれの繊維配向角 ($0^\circ < \theta < 90^\circ$) に対しても、非主軸疲労が繊維-マトリックス界面の疲労強度に強く支配されている可能性の高いことを示唆する。同じ微視的機構に基づく非主軸疲労破壊に対して、その $S-N$ 関係が統一的に整理できれば便利である。そ

Fig. 8 Normalized $S-N$ relationships using experimental fatigue strength ratio $\sigma_{\max}/\sigma_{B(\exp)}$

Fig. 9 Normalized $S-N$ relationships using maximum elastic strain $\sigma_{\max}/E_x(\theta)$

ここで、GLARE 2 の非主軸疲労を整理する上で有効な疲労強度パラメータを明らかにするため、可能な他の強度パラメータを用いて S - N 関係を整理し、それらの有効性を検討する。

まず図 8 に、強度比 $\sigma_{\max}/\sigma_{B(\text{exp})}$ [$\sigma_{B(\text{exp})}$ は最大静的強度の実験値を表す] を用いて整理した S - N 関係 [$\sigma_{\max}/\sigma_{B(\text{exp})}-\log N_f$] をすべての繊維配向角について重ねて示す。図 8 から、やや分布に幅があるものの、疲労データのばらつきを考慮すれば主軸 S - N 関係および非主軸 S - N 関係の全体をほぼ統一的に整理できていると判断することができる。

図 9 は、疲労最大応力 $\sigma_{\max}$ を荷重軸方向の弾性率 $E_x(\theta)$ で除して求めた最大弾性ひずみを用いて整理した S - N 関係である。図 9 を見ると強度比を用いた場合ほど統一的な整理は得られていない。高サイクル疲労領域では比較的狭い領域にデータが集まる。しかし、低サイクル疲労領域においてはデータの分布範囲は広く、 $\sigma_{\max}$ を用いた場合と実質的に大きな差は認められない。したがって、GLARE 2 の非主軸疲労を整理する上で弾性ひずみ幅は有効でないと判断される。

4. 無次元相当応力

非主軸疲労を統一的に整理するための強度パラメータとして古典的な静的破壊則が暗示する無次元パラメータを取り上げ、その適用性を検討する。

4.1 多軸疲労強度パラメータ 静的破壊則の代表例である Tsai-Hill 則⁽¹³⁾ は、平面応力に対して、

$$\left(\frac{\sigma_{11}}{X}\right)^2 - \frac{\sigma_{11}\sigma_{22}}{X^2} + \left(\frac{\sigma_{22}}{Y}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{S}\right)^2 = 1 \quad \dots\dots\dots (1)$$

と表現することができる。ここで、 X 、 Y 、 S は、それぞれ、繊維方向の引張り(圧縮)、繊維に垂直な方向の引張り(圧縮)、および繊維に沿ったせん断による静

的破壊強度を表す。

上式の左辺は、異方性主軸に関する応力成分の任意の組合せに対して一つの無次元多軸パラメータを定義しているものと解釈できる。そこで、左辺の平方根を

$$\sigma^* = \sqrt{\left(\frac{\sigma_{11}}{X}\right)^2 - \frac{\sigma_{11}\sigma_{22}}{X^2} + \left(\frac{\sigma_{22}}{Y}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{S}\right)^2} \quad \dots\dots\dots (2)$$

とおき、無次元相当応力と呼ぶことにする。なお、他の静的破壊則⁽¹⁴⁾に基づいて同様に無次元相当応力を定義することができる。

4.2 非主軸疲労への応用

試験片長手方向へ非主軸荷重(繊維配向角 θ 、外部応力 σ_x)を与えた場合を考える。材料主軸に関する平面応力成分を求めて式(2)に代入すれば、無次元相当応力は

$$\sigma^* = \Omega(\theta)\sigma_x \quad \dots\dots\dots (3)$$

と表現できる。ここに、方位係数 $\Omega(\theta)$ を

$$\Omega(\theta) = \sqrt{\frac{\cos^4 \theta}{X^2} - \frac{\cos^2 \theta \sin^2 \theta}{X^2} + \frac{\sin^4 \theta}{Y^2} + \frac{\sin^2 \theta \cos^2 \theta}{S^2}} \quad \dots\dots\dots (4)$$

とおく。

疲労最大応力 $\sigma_{\max}$ に対応する無次元相当応力は

$$\sigma_{\max}^* = \Omega(\theta)\sigma_{\max} \quad \dots\dots\dots (5)$$

となる。

図 10 に、 $\sigma_{\max}^*$ を用いて整理した非主軸 S - N 関係を示す(5章の議論のため、便宜上、両対数表示を用いている)。疲労データの分布には幅が認められるが、全体的には非主軸疲労強度の繊維配向角依存性をほぼ統一的に整理できている。

図 10 の結果は、強度比を用いて整理した図 8 とほぼ一致している。この理由は、定義した無次元相当応力が単純な非主軸負荷(σ_x)に対して理論的な強度比を表すからである。すなわち、静的破壊条件は $\sigma^*=1$ によって与えられるから、方位係数 $\Omega(\theta)$ は静的強度の予測値 $\sigma_{B(\text{pred})}$ の逆数

$$\Omega(\theta) = \frac{1}{\sigma_{B(\text{pred})}} \quad \dots\dots\dots (6)$$

に一致する。なお、図 8 に示した強度比は実験で求めた静的強度を用いて計算したものであり、上述の無次元相当応力は静的強度の予測値に基づいている。このことから、図 8 と図 10 は完全には一致しないことに注意する必要がある。

無次元相当応力を理論的な強度比として解釈できるのは、単純な非主軸負荷条件の場合に限られる。無次元相当応力は積層材の構成要素であるラミナが受ける任意の応力条件について適用可能である。このことか

Fig. 10 Normalized S - N relationships using a non-dimensional effective stress σ^*

ら、無次元相当応力は従来の意味での実験的な強度比よりも一般的な力学パラメータであると考えることができる。この特徴から、無次元相当応力をより一般的な疲労破壊モデルの定式化に有効に利用できる可能性がある。5章では、無次元相当応力を用いることによって、一般的な損傷力学モデルの定式化を検討する。

5. 疲労損傷力学モデル

4章で議論した無次元相当応力 σ^* を用いて、実験結果の傾向を記述し得る最も簡単な疲労損傷発展式の定式化を試みる。GLARE 2 の非主軸 $S-N$ 関係には静的強度依存性ならびに疲労限への漸近傾向が明りょうに認められたので、これらを考慮した疲労損傷力学モデルを考える。定式化した疲労モデルの妥当性は実験結果との比較に基づいて評価する。

5.1 疲労損傷力学モデル 静的破壊と疲労限を考慮した損傷発展式として、

$$\frac{d\omega}{dN} = K \Phi^n \left(\frac{1}{1-\omega} \right)^k \frac{\langle \sigma_{\max}^* - \sigma_L^* \rangle^a}{\langle 1 - \chi \sigma_{\max}^* \rangle^b} \quad (7)$$

を考える。式(7)の Φ は疲労強度パラメータを表す。4章の議論に従って、無次元相当応力あるいはその変動幅

$$\Phi = \begin{cases} \sigma_{\max}^* \\ \Delta \sigma^* = (1-R)\sigma_{\max}^* \end{cases} \quad (8)$$

を仮定する。ここで、 R は応力比 ($R = \sigma_{\min}/\sigma_{\max} = \sigma_{\min}^*/\sigma_{\max}^*$)、また χ は 1 か 0 を取る係数である。この係数は、静的破壊を考慮する場合 ($\chi=1$) と考慮しない場合 ($\chi=0$) を表現できるように導入されている。 σ_L^* は無次元相当応力を用いた疲労限のレベルを表す。このほかの係数 K, k, n, a, b は材料定数である。記号 $\langle \rangle$ は Macauley カッコを表し、 $\langle x \rangle = x(x \geq 0)$; $=0(x < 0)$ と定義される。なお、無次元相当応力を用

いているから静的強度は $\sigma_{\max}^* = 1$ となることに注意する必要がある。

損傷変数 ω は連続体損傷力学的に定義される量であり、個々の内部事象との明確な対応は指定されない。式(7)の損傷発展式と従来の表現の本質的な違いは、損傷速度を支配するパラメータとして無次元相当応力 σ^* を用いていることにある。式(2)によって定義される無次元相当応力 σ^* は、非主軸負荷の場合、繊維配向角 θ の大きさに対応して後述の Hashin-Rotem モデルの疲労破壊規準と類似の関係式 [式(13・a), (13・b)の左辺の疲労強度関数(分母)を静的強度に置き換えたもの] を近似的に表現することができる。このことは、無次元相当応力 σ^* によって規定される損傷変数 ω が、1 個のスカラー変数でありながら、繊維配向角の大きさに対応して繊維方向の損傷と繊維-マトリックス界面の損傷をそれぞれ間接的に記述できることを意味する。

一定応力振幅に対する疲労寿命 N_f は、

$$N_f = \frac{1}{(1+k)K\Phi^n} \frac{\langle 1 - \chi \sigma_{\max}^* \rangle^a}{\langle \sigma_{\max}^* - \sigma_L^* \rangle^b} \quad (9)$$

と表現できる。この関係は、初期条件 $N=0, \omega=0$ の下に損傷発展式を積分し、損傷変数 ω が 1 に達した瞬間に疲労破壊すると考えることによって導出できる。

なお、定式化した疲労損傷力学モデルは、ラミナだけでなく、均質異方性体とみなした複合材料全体にも適用することができる。

5.2 非主軸疲労寿命解析 寿命予測式に含まれる材料定数は以下のように同定する。まず、どの疲労強度パラメータを用いるかを定める。ここでは、疲労最大応力に対応する無次元相当応力 $\Phi = \sigma_{\max}^*$ を疲労強度パラメータに選び、図 10 に示すように、 $\sigma_{\max}^*$ と疲労寿命 N_f の両対数を用いた $S-N$ 関係(マスタ $S-N$ 関係、 $\log \sigma_{\max}^* - \log N_f$) を求める。

次に、全寿命範囲を直線で近似できない場合、直線近似が成立する $S-N$ 関係の領域に近似式

$$N_f = \frac{1}{\Phi^n} \quad (10)$$

を適用して指数 n を決定する。また、マスタ $S-N$ 関係において疲労限の応力レベル σ_L^* を求める。

最後に、このようにして求めた n と σ_L^* を用いて、式(9)の疲労寿命予測式がマスタ $S-N$ 関係全体を記述できるように他の係数 $(1+k)K, a, b$ を試行法により決定する。図 10 に基づいて決定した係数の値は、 $n=5.0$, $\sigma_L^*=0.2$, $(1+k)K=1/1000$, $a=0.8$, $b=0.5$ である。

繊維配向角に対応する非主軸 $S-N$ 関係は、マスタ

Fig. 11 On-and off-axis $S-N$ relationships predicted by the fatigue damage mechanics model

S-N 関係の縦軸を,

$$\sigma_{\max}^* \rightarrow \frac{\sigma_{\max}^*}{Q(\theta)} = \sigma_{\max} \quad \dots\dots\dots (11)$$

のように変換することによって求められる。

図 11 に計算によって求めた非主軸 S-N 関係を示す。この結果, 実験から得られた各繊維配向角に対する S-N 関係との対応においては定量的な精度がやや低いものの, GLARE 2 の非線形な非主軸 S-N 関係の全体的な特徴はかなり良好に記述されていると判断できる。

なお, 定式化した疲労モデルは一般的な枠組みを有するから, これをラミナの疲労モデルとして積層理論と組み合わせることにより, 任意の斜交積層板に対する疲労解析が可能となる。

6. 古典的疲労破壊モデルによる 寿命解析

複合材料に対して提案されている古典的な疲労破壊モデルの適用性を検討する。ここでは, 代表的な Sims-Brogden モデル⁽²²⁾⁽²³⁾ と Hashin-Rotem モデル⁽²⁴⁾⁽²⁵⁾ を取り上げる。

6・1 Sims-Brogden モデル Tsai-Hill 則に含まれる異方性主軸方向の静的強度 X , Y , S を疲労強度関数 $\sigma_A(N)$, $\sigma_T(N)$, $\tau_A(N)$ に置き換えれば, これを疲労破壊モデルとして拡張解釈することができる。こ

Table 3 Material constants for fatigue strength functions in Sims-Brogden model

$$(a) \quad \sigma_A(N) = A_1 + A_2 \log N$$

	A_1 (MPa)	A_2 (MPa)
$1.0 \times 10^0 \leq N_f < 3.0 \times 10^2$	1142.5	-95.0
$3.0 \times 10^2 \leq N_f < 1.5 \times 10^5$	1403.7	-204.2
$1.5 \times 10^5 \leq N_f < 1.0 \times 10^7$	593.5	-51.3

$$(b) \quad \sigma_T(N) = B_1 + B_2 \log N$$

	B_1 (MPa)	B_2 (MPa)
$1.0 \times 10^0 \leq N_f < 2.0 \times 10^3$	253.0	-5.4
$2.0 \times 10^3 \leq N_f < 6.0 \times 10^5$	375.2	-43.3
$6.0 \times 10^5 \leq N_f < 1.0 \times 10^7$	246.1	-20.7

$$(c) \quad \tau_A(N) = C_1 + C_2 \log N$$

	C_1 (MPa)	C_2 (MPa)
$1.0 \times 10^0 \leq N_f < 2.0 \times 10^3$	351.2	-8.9
$2.0 \times 10^3 \leq N_f < 6.0 \times 10^5$	543.1	-67.5
$6.0 \times 10^5 \leq N_f < 1.0 \times 10^7$	381.6	-38.8

のような疲労破壊モデルが Sims-Brogden⁽²²⁾⁽²³⁾ によって議論されており, 平面応力条件に対して,

$$\left[\frac{\sigma_1}{\sigma_A(N)} \right]^2 - \frac{\sigma_1 \sigma_2}{[\sigma_A(N)]^2} + \left[\frac{\sigma_2}{\sigma_T(N)} \right]^2 + \left[\frac{\tau_{12}}{\tau_A(N)} \right]^2 = 1 \quad \dots\dots\dots (12)$$

のように表すことができる。

6・2 Hashin-Rotem モデル 一方向材の破壊は繊維方向負荷による破壊(スプリッティング, 繊維破断)と繊維-マトリックス界面破壊に大別できる。このことから, 破壊様式を繊維破壊モードとマトリックス破壊モードに分けて考える疲労破壊モデルが Hashin と Rotem によって提案された⁽²⁴⁾⁽²⁵⁾。各様式に対応する疲労破壊規準はそれぞれ次のように表現される。

繊維破壊モード:

$$\left[\frac{\sigma_{11}}{\sigma_A(N)} \right]^2 + \left[\frac{\sigma_{12}}{\tau_A(N)} \right]^2 = 1 \quad \dots\dots\dots (13 \cdot a)$$

マトリックス破壊モード:

$$\left[\frac{\sigma_{22}}{\sigma_T(N)} \right]^2 + \left[\frac{\sigma_{12}}{\tau_A(N)} \right]^2 = 1 \quad \dots\dots\dots (13 \cdot b)$$

ここで, $\sigma_A(N)$, $\sigma_T(N)$, $\tau_A(N)$ は, Sims-Brogden モデルの場合と同様の疲労強度関数を表す。Hashin-Rotem モデルでは, 二つの破壊モードのうち, 早く満たされたほうの破壊様式で疲労破壊することになる。

6・3 非主軸疲労寿命解析 まず, Sims-Brogden モデルに含まれる材料関数を同定する。 $\sigma_A(N)$, $\sigma_T(N)$ は $\theta = 0^\circ$ と $\theta = 90^\circ$ の S-N 関係に基づいて決定する。 $\tau_A(N)$ は分解せん断応力の割合が相対的に最も大きくなる S-N 関係(本研究では $\theta = 30^\circ$)および先に求めた $\sigma_A(N)$ と $\sigma_T(N)$ を用いて決定する。前述のように, GLARE 2 の非主軸 S-N 関係が 1 本の直線で近似できないので, 基準とする S-N 関係($\theta = 0^\circ$, 30° , 90°)を 3 直線近似し, 各セグメントを

Fig. 12 On- and off-axis fatigue behavior predicted by the Sims-Brogden model

$$\sigma_A(N) = A_1 + A_2 \log N \quad \cdots \cdots \cdots (14 \cdot a)$$

$$\sigma_T(N) = B_1 + B_2 \log N \quad \cdots \cdots \cdots (14 \cdot b)$$

$$\tau_A(N) = C_1 + C_2 \log N \quad \cdots \cdots \cdots (14 \cdot c)$$

と表現した。係数の値は表 3 のとおりである。

図 12 に, Sims-Brogden モデルを用いて予測した非主軸 $S-N$ 関係を示す。図 12 から, すべての繊維配向角に対する $S-N$ 関係が良好に記述されていることがわかる。なお, $\theta = 0^\circ, 30^\circ, 90^\circ$ の疲労データ(実線)は材料関数を決定するために利用したので, このモデルの妥当性はその他の試験結果(破線)で判断することになる。

Hashin-Rotem モデルについても同様に解析を行った。その結果は, Sims-Brogden モデルに基づく疲労強度の予測結果とほとんど一致することがわかった(図省略)。この理由は以下のようなものである。疲労強度関数 $\sigma_A(N)$ の値が他の疲労強度関数のそれに比べて格段に大きい。このため, 繊維方向 ($\theta = 0^\circ$) の疲労に対しては $\sigma_A(N)$ が支配的に作用し, それ以外 ($0^\circ < \theta \leq 90^\circ$) の界面疲労については $\sigma_A(N)$ を含む項の作用が相対的に無視できるほど小さくなる。このため, 式(13・a), (13・b)の代わりに式(12)を用いても実質的な差異は生じないことになる。計算上は一つの式によって予測できるほうが便利である。したがって, Hashin-Rotem モデルの破壊様式依存性を間接的に記述できる Sims-Brogden モデルを用いるほうが実用疲労解析には有効であると判断できる。

7. 結 言

一方向強化ハイブリッド複合材料 GLARE 2 の非主軸疲労挙動を実験によって詳しく調べた。また, 損傷力学に基づく疲労モデルを定式化し, その妥当性を実験結果との比較に基づいて明らかにした。代表的な古典的疲労破壊モデルについても適用性を検討した。得られた主な結果をまとめると以下のようなになる。

(1) 強化繊維方向 ($\theta = 0^\circ$) の疲労強度は, $N = 4 \times 10^5$ 以下の低サイクル疲労領域においてアルミニウム合金よりもかなり高い値を示す。しかし, 高サイクル疲労領域においてはアルミニウム合金とほぼ同程度まで低下する。一方, 繊維に直角な方向 ($\theta = 90^\circ$) の疲労強度は, 繊維方向に対する強度の約 1/2 まで低下し, アルミニウム合金よりも低い値を示す。

(2) $S-N$ 関係には静的強度依存性と疲労限の現れる傾向が明りょうに認められる。繰返し数範囲 $10^2 < N_f < 10^6$ の $S-N$ 関係は直線によって近似することができ, その傾きは繊維配向角が大きくなるほど小さくなる。

(3) 疲労最大応力を静的引張強度の実測値で無次元化した実験強度比を用いることによって, $S-N$ 関係を繊維配向角によらずほぼ統一的に整理することができる。

(4) Tsai-Hill 則に基づいて定義した無次元相当応力は, 本実験の応力条件に対して理論的強度比と解釈でき, 一方向強化 GLARE 2 の非主軸疲労挙動を整理する上で有効な強度パラメータとなる。

(5) 無次元相当応力と連続体損傷力学の手法を用いて, 疲労損傷力学モデルを定式化した。提案した疲労モデルは, GLARE 2 の非主軸疲労挙動の特徴を記述することができる。

(6) 古典的な疲労破壊モデル(Sims-Brogden モデル, Hashin-Rotem モデル)は GLARE 2 の非主軸疲労挙動を現象論的に記述することができる。両モデルは実質上等しい予測を与える。

最後に, この研究の一部に対し文部省科学研究費[基盤研究(C)(2), No. 07650082]の助成を受けたことを記し謝意を表す。

文 献

- (1) Young, J. B., Landry, J. G. N. and Cavoulacos, V. N., *Composite Struct.*, **27**(1994), 457-469.
- (2) Asundi, A. and Choi, A. Y. N., *J. Mater. Process. Technol.*, **63**(1997), 384-394.
- (3) Marissen, R., *Eng. Fract. Mech.*, **19**(1984), 261.
- (4) Hidde, J. S. and Herakovitch, C. T., *J. Composite*, **26**(1992), 2-19.
- (5) Ritchie, R. O., Yu, W. and Bucci, R. J., *Eng. Fract. Mech.*, **32**(1989), 361-377.
- (6) Macheret, J., Teply, J. L. and Winter, E. F. M., *Polymer Composites*, **10**(1989), 322-327.
- (7) Davidson, D. L. and Austin, L. K., *Fatigue Fract. Eng. Mech.*, **14**(1991), 939-951.
- (8) Chen, J. L. and Sun, C. T., *Composite Sci. Technol.*, **36**(1989), 321-337.
- (9) Staley, J. T., Liu, J. and Hunt, W. H. Jr., *Advanced Materials & Processes*, **152-4**(1997), 17-20.
- (10) 河井昌道・森下政浩・戸村誠司・佐藤宏毅, 機論, **62**-601, A(1996), 2088-2096.
- (11) Hull, D. (宮入裕夫・池上皓三・金原勲共訳), 複合材料入門, (1984), 94, 培風館.
- (12) Carlsson, L. A. and Pipes, R. B. (福田博・高雄善裕・影山和郎共訳), 高性能複合材料の実験的評価, (1990), 3, 古今書院.
- (13) Tsai, S. W. and Wu, E. M., *J. Composite Mater.*, **5**(1971), 58-80.
- (14) Owen, M. J. and Griffiths, J. R., *J. Mater. Sci.*, **13**(1978), 1521-1537.
- (15) Kachanov, L. M., *Introduction to Continuum Damage Mechanics*, (1986), 1, Martinus Nijhoff Publishers.
- (16) Lemaitre, J., *A Course on Damage Mechanics*, 2nd ed., (1996), 127, Springer.
- (17) Plumtree, A., *Met. Sci.*, **11**-8/9(1977), 425-431.
- (18) Lemaitre, J. and Plumtree, A., *Trans. ASME, J. Eng. Mater. Technol.*, **101**(1979), 284-292.

- (19) Chaboche, J. L. and Lense, P. M., *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, **11**-1(1988), 1-17.
 - (20) Hahn, H. T., *ASTM STP*, 674(1979), 383-417.
 - (21) Tsai, S. W. and Hahn, H. T., *Technical Report*, AFML-TR-77-33, (1977).
 - (22) Sims, D. F. and Brogden, V. H., *ASTM STP*, 636(1977), 185-205.
 - (23) Francis, P. H., Walrath, D. E., Sims, D. F., and Weed, D. N., *J. Composite Mater.*, **11**(1977), 488-501.
 - (24) Hashin, Z. and Rotem, A., *J. Composite Mater.*, **7**(1973), 448-464.
 - (25) Hashin, Z., *J. Appl. Mech.*, **48**(1981), 846-852.
 - (26) JIS K 7083, 炭素繊維強化プラスチックの定荷重引張・引張疲れ試験方法, (1993), 日本工業標準調査会.
 - (27) Schwarmann, L., *Material Data of High-Strength Aluminium Alloys for Durability Evaluation of Structures*, (1988), 32, Aluminium Verlag, Dusseldorf.
-