ハイブリッド複合材料 GLARE-3 の室温と高温における
非主軸非弾性挙動と積層理論による解析*河井昌道^{*1}, 八戸敦司^{*2}, 高倉 寛^{*2}Off-Axis Inelastic Behavior of Hybrid Composite GLARE-3 at Room and
High Temperatures and a CLT-Based AnalysisMasamichi KAWAI^{*3}, Atsushi HACHINOHE and Hiroshi TAKAKURA^{*3} Institute of Engineering Mechanics and Systems, University of Tsukuba,
Tsukuba-shi, Ibaraki, 305-8573 Japan

Off-axis deformation and fracture of GLARE-3, a cross-ply hybrid laminate of glass/epoxy laminae (GFRP) and aluminum-alloy sheets, have been examined at room temperature (RT) and 100°C (HT), respectively. The classical laminated plate theory (CLT) was applied for describing the off-axis tensile behavior of GLARE-3 laminates. Irrespective of the off-axis angles and test temperatures, the tensile stress-strain curves show a clear transition from linear response to nonlinear one. This is due to the yielding of the aluminum-alloys layers. The elastic modulus and static tensile strength decrease as the test temperature increases for all off-axis angles. Also, the flow stress at HT becomes smaller than that at RT. For $\theta=15, 30$ and 45° at HT, a sudden decrease in the flow stress takes place just before the ultimate fracture occurs. This fracture mode may be caused by the reduction of the adhesive strength between the GFRP and aluminum-alloy layers. A modified CLT model, which takes into account an incomplete failure in the GFRP layers, favorably describes the characteristics of the nonlinear deformation behavior of the GLARE-3 at RT and HT, respectively.

Key Words: GLARE, Cross-Ply Laminate, Off-Axis Tension, Temperature Dependence, Stress-Strain Curve, Classical Laminated Plate Theory, Ply Failure, Thermal Stress, GFRP, Aluminum Alloy

1. 緒 言

高強度アルミニウム (Al) 合金シートと一方向ガラス繊維強化複合材料 (GFRP) のハイブリッド積層板 GLARE⁽¹⁾⁻⁽³⁾ は, ガラス繊維による繊維架橋 (fiber-bridging) 機構によって Al 合金単体よりも高い疲労き裂伝ば抵抗を示す。また, 想定される実機疲労荷重条件下において, リベットによる GLARE の重ね継ぎ手に巨視的な疲労損傷の生じないことが報告されている⁽⁴⁾。さらに, 耐衝撃性, 残存強度, 切欠強度, 燃焼抵抗, 腐食抵抗に優れ, 成形や運用コストが軽減でき, 大型パネルも作成できる⁽⁴⁾。これらの優れた特徴から, GLARE には次世代大型航空機の胴体用候補材料として大きな期待が寄せられている。

新しい複合材料を航空機の主要構造要素へ応用するためには, その性能と信頼性について厳しい確認が求められる。GLARE については, 疲労き裂伝ば抵抗を明らかにするための研究が行われてきた⁽¹⁾⁽⁵⁾⁽⁶⁾ が, 基

礎的な荷重様式による変形挙動と破壊挙動を理解することも重要と考えられる。例えば, 衝撃によるエネルギー吸収特性や切欠部の応力集中などを評価するためには, 面内負荷による異方的な応力-ひずみ挙動を予測する方法が確立されていなければならない。また, ガラス繊維の破断ひずみが大きいことから, GLARE の終局強度を正しく評価するためには Al 合金が降伏した後の非線形挙動と破壊挙動を十分に理解していることが前提となる。

しかし, GLARE の非弾性挙動と破壊挙動に関する基礎的な事項についてはこれまでに十分な報告がなく, それらの予測技術に関しても多くは議論されていなかった。このような現状を踏まえて, 前報⁽⁷⁾においては, 最も単純な一方向強化積層板 GLARE-2 を取り上げ, 室温下の静的引張りによる変形挙動とこれに与える繊維配向角の影響を実験によって詳しく調べた。また, GLARE-2 の静的変形挙動に対して古典積層理論に基づく従来型の解析手法の適用性を評価した。さらに, 室温下で一定振幅の繰返し荷重を受ける GLARE-2 の定常疲労挙動とその異方性⁽⁸⁾ および応力変動の影響⁽⁹⁾ についても実験により詳しく検討した。GLARE は Al 合金の種類と GFRP の積層様式を変えることで, クロスプライ積層を含めて自由度の高い積

* 原稿受付 2002 年 3 月 4 日。

^{*1} 正員, 筑波大学機能工学系 (☎ 305-8573 つくば市天王台 1-1-1)。^{*2} 筑波大学大学院。

E-mail: mkawai@kz.tsukuba.ac.jp

層設計が可能となる。GLARE の信頼性を評価するためには、一方向強化以外の積層形態を有する GLARE に対しても同様の基礎的な実験と解析を行い、材料特性を明らかにすることが重要と考えられる。また、一方向強化積層板 GLARE-2 に対して得られた知見が他の GLARE 積層板に対しても有効であるかどうかを調べることは工学的にも意義のあることと考えられる。

一方、航空・宇宙分野における構造要素の信頼性は、比較的高い温度領域についても求められる。航空機やロケットが高速度で飛行した場合、機体まわりの温度が上昇する。また、火災の発生によって構造要素が高温にさらされる場合も想定しなければならない。高分子系複合材料(FRP)の力学的特性は、一般に温度や時間に依存する。温度が上昇すると、延性が増加し、強度は低下する。また、時間や速度に依存する現象も顕著になる。このため、FRP の非弾性変形、損傷進展およびこれらの相互作用を明らかにするためには、温度と時間の影響を十分に考慮しなければならない。GLARE は GFRP を含むから、高温条件下の材料挙動を明らかにすることも重要な課題となる。しかし、著者らの知る限り、GLARE の高温における変形挙動とその予測方法に関する研究は報告されていない。

本研究では、クロスプライ積層板 GLARE-3 の静的引張挙動とそれに与える試験温度の影響を明らかにす

る。併せて、GLARE-3 の非主軸負荷による応力-ひずみ挙動を予測する方法についても検討する。まず、荷重軸がガラス繊維方向と偏りを有する非主軸平滑試験片を用いて室温と高温で一定変位速度による静的引張試験を行い、基礎特性(応力-ひずみ関係、弾性特性、および引張強度)の繊維配向角依存性ならびにこれらに与える試験温度の違いによる影響を調べる。続いて、一方向強化積層板 GLARE-2 に対して提案した古典積層理論に基づく解析手法⁷⁾を用いて GLARE-3 の変形挙動を予測し、計算結果と実験結果の比較に基づいてその適用性を評価する。

2. 供試材、試験片および試験方法

2.1 供試材 試験材料の GLARE-3 (Structural Laminates Company 製) は、3 枚の Al 合金シート (2024-T 3) と 4 枚の GFRP (ガラス繊維/エポキシ樹脂複合材料, Vetrotex R-glass/Fibredux 925) を、図 1 に示すように、Al 合金, GFRP (0°), GFRP (90°), Al 合金, GFRP (90°), GFRP (0°), Al 合金の順に対称積層させたクロスプライ積層板である。GLARE-3 は、Al 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ている。供試材の断面観察から求めた各層の平均厚さは次のようであった。Al 合金層 0.301 mm, GFRP 層 0.135 mm。したがって、GLARE-3 の厚さは 1.443 mm である。

参考データを求めるため、前報⁷⁾で用いたものと同じロットの GLARE-2、ならびに GLARE-3 に用いられているものと同種の Al 合金をそれぞれ用意した。

2.2 試験片 試験には、図 2(a) に示す短冊形平滑試験片(長さ $L=200$ mm, 標線長さ $L_g=100$ mm, 幅 $W=25$ mm)を用いた。この試験片形状は、JIS K 7054⁽¹⁰⁾ に準じている。試験片長手方向(x 軸)と試験片表面に最も近い GFRP 層のガラス繊維方向がなす角度(繊維配向角 θ)が $\theta=0, 15, 30, 45, 90^\circ$ となる 5 種類の試験片を用意した。これらの非主軸試験片を区別するため記号 $[0/90]_\theta$ を用いる。試験片の両端には、つかみ部を保護するため、Al 合金製の長方形タブ(厚さ 1.0 mm)をエポキシ系接着剤(ARALDITE)を用いて貼付した。

GLARE-2 については、GLARE-3 の場合と同じ形状・寸法の試験片を用いた。Al 合金単体については、全長 200 mm, 標線長さ 60 mm, 標線部の幅 25 mm, 両端つかみ部の幅 30 mm, 厚さ 1.0 mm の板試験片[図 2(b)]を使用した。

2.3 試験方法 油圧サーボ材料試験機を用いて、室温(約 20°C : RT)と高温(100°C : HT)で静的引張

Fig. 1 Schematic of GLARE-3 laminate

(a) GLARE-3

(b) 2024-T 3

Fig. 2 Specimen geometry (dimension in mm)

試験を行った。JIS K 7054 に準じ、一定ストローク速度 1.0 mm/min で試験片に引張変位を与えた。GLARE-3 の解析を行うための参考データを求めるため、GLARE-2 ならびに GLARE-3 に用いられているものと同種の Al 合金についても同様の静的引張試験を行った。

高温試験には精密な温度制御機能を有する環境槽を使用した。荷重ゼロ制御のもとで試験温度 (100°C) まで昇温した後、1 時間放置することによって試験片温度を安定化させた。試験片は試験機に取付けられた高温用油圧グリップを用いて固定した。試験片のひずみは試験片中央部の両面に貼付した二軸ロゼットゲージによって測定した。

3. 試験結果および考察

3.1 室温における非主軸静的引張挙動

3.1.1 応力-ひずみ関係 図 3 に、室温で求めた GLARE-3 の (公称) 応力- (公称) ひずみ関係をすべて繊維配向角について重ねて示す。図 3 の第 1 象限は、荷重方向の応力-ひずみ関係 (σ_x - ϵ_x) を、また第 2 象限は荷重方向の応力と横ひずみの関係 (σ_x - ϵ_y) を示している。

GLARE-2 の場合⁽⁷⁾と同様、GLARE-3 の応力-ひずみ関係はガラス繊維方向からの偏りに大きく依存する。また、すべての繊維配向角に対して、負荷直後の線形弾性変形に続いて応力-ひずみ関係には明りょうな折れ曲りが現れる。応力-ひずみ関係のこのような折れ曲りは Al 合金層の降伏に対応するものである。

GLARE-3 の繊維方向 $\theta=0^\circ, 90^\circ$ は対称な積層方位にあたるため、応力-ひずみ関係はほとんど一致している。ただし、折れ曲りが発生する応力レベルを詳細

に比較すると、 $\theta=0^\circ$ に対する応力が $\theta=90^\circ$ に対するそれよりもわずかに大きくなっていることがわかる。これは $\theta=0^\circ$ 方向が Al 合金の圧延方向にあたるためである。

前報⁽⁷⁾では、GLARE-2 の非線形な非主軸応力-ひずみ関係が Al 合金の塑性変形と GFRP 層の部分的な破損に起因することを明らかにした。今回の GLARE-3 についても同様な支配機構の作用していることが予想される。この推測の妥当性は後述のシミュレーションによって明らかにされる。

なお、図 3 には GLARE-2 の繊維方向 ($\theta=0^\circ$) とトランスバース方向 ($\theta=90^\circ$) に対する応力-ひずみ関係も重ねて示されている。GLARE-3 の応力-ひずみ関係は GLARE-2 の繊維方向とトランスバース方向に対する応力-ひずみ関係の間にくる。これは、繊維方向の強化密度が GLARE-2 のほうが相対的に高いためである (GLARE-2 の $\theta=0^\circ$ 層の厚さは GLARE-3 のその 2 倍である)。

3.1.2 弾性特性 GLARE-3 の室温における荷重方向の縦弾性係数 E_x と繊維配向角 θ の関係 (記号 $\circ$) を図 4 に示す。この図には、Al 合金の値 (水平破線) と前報⁽⁷⁾で求めた GLARE-2 の結果 (記号 Δ) を重ねて示している。

GLARE-3 の縦弾性係数は、繊維配向角に依存しており、繊維方向 $\theta=0^\circ, 90^\circ$ で最大値を、繊維配向角 $\theta=45^\circ$ で最小値をとる。 $\theta=45^\circ$ の縦弾性係数は繊維方向 $\theta=0^\circ, 90^\circ$ の値に比べて約 10% 低い。GLARE-3 の縦弾性係数は、すべての繊維配向角について、Al 合金の値よりも小さい。GLARE-2 の結果 (Δ) と比較した場合、繊維配向角が $\theta > 25^\circ$ の範囲で GLARE-3 の弾性係数が大きくなり、GLARE-2 に見られた弾性係数

Fig. 3 Off-axis stress-strain relationships for GLARE-3 (RT)

Fig. 4 Longitudinal elastic modulus as a function of the off-axis angle (RT)

の低下が大きく改善されていることがわかる。

図5に、GLARE-3の室温における(非主軸)弾性ポアソン比 ν_{xy}^e と繊維配向角 θ の関係(記号○)を示す。図中の水平破線はAl合金の値を、また記号△はGLARE-2の値を示す。GLARE-3の弾性ポアソン比は、縦弾性係数の場合とは逆の繊維配向角依存性を示す。すなわち、繊維配向角 $\theta=45^\circ$ で最大値を、また $\theta=0, 90^\circ$ で最小値をとる。Al合金の値と比較すると、繊維方向 $\theta=0, 90^\circ$ についてはGLARE-3の値がAl合金のそれよりも小さくなるが、繊維配向角範囲 $20^\circ \leq \theta \leq 70^\circ$ においてはGLARE-3のほうが大きい値を示す。なお、Al合金のポアソン比に対するGLARE-3のポアソン比の偏りは、GLARE-2のそれよりも小さくなっている。

図4と図5において、記号(○, △)に沿う実線(GLARE-3)と破線(GLARE-2)は直交異方性弾性理論⁽¹¹⁾⁽¹²⁾による予測結果を示す。予測結果と実験結果はよく一致しており、直交異方性弾性理論を用いるこ

Fig. 5 Elastic Poisson's ratio as a function of the off-axis angle (RT)

Fig. 6 Tensile strength as a function of the off-axis angle (RT)

とでGLARE-2だけでなくGLARE-3に対しても縦弾性係数と弾性ポアソン比の繊維配向角依存性を精度よく予測できることがわかる。これらの計算に用いたGLARE-2とGLARE-3の室温における主軸弾性係数の値は表1に示されている。なお、せん断弾性係数 G_{12} は繊維配向角 $\theta=45^\circ$ の試験片から求めた。

3・1・3 引張強度 図6に、GLARE-3の室温における引張強度 σ_x^{UTS} と繊維配向角 θ の関係(記号○)を示す。図中の水平破線と記号△は、それぞれ、Al合金とGLARE-2の引張強度を表している。GLARE-3の引張強度は縦弾性係数(図4)と同様の繊維配向角依存性を示す。すなわち、繊維方向 $\theta=0, 90^\circ$ に対する引張強度が最も大きく、 $\theta=45^\circ$ 方向については繊維方向の値の約60%に低下する。繊維方向の引張強度はAl合金単体のそれよりも約40%高い値を示すが、 $\theta=45^\circ$ 方向に対してはAl合金単体の引張強度よりも小さくなる。

図6の記号○, △に沿う実線と破線はTsai-Hill則⁽¹³⁾を用いて予測したGLARE-3とGLARE-2の引張強度を示している。引張強度の繊維配向角依存性はTsai-Hill則によって精度よく予測できている。Tsai-Hill則を用いて計算する場合に必要な主軸強度は表2に示されている。なお、面内せん断強度 τ_{12}^{USS} については、 $\theta=45^\circ$ 試験片の軸方向引張強度 σ_x^{UTS} から求めた τ_{12}^{USS} の値($\tau_{12}^{USS}=216$ MPa)が最大となったので、この値をせん断強度 τ_{12}^{USS} として採用し

Table 1 Engineering elastic constants for GLARE-2 and GLARE-3

	Temp.	E_1 (GPa)	E_2 (GPa)	$G_{12}^\dagger$ (GPa)	ν_{12}
GLARE-2	RT	63.4	46.4	16.3	0.318
	100°C	60.6	39.8	13.9	0.314
GLARE-3	RT	58.4	58.4	18.9	0.279
	100°C	54.4	54.4	16.6	0.271

† From $\theta = 45^\circ$

Table 2 Static tensile strengths for GLARE-2 and GLARE-3

	Temp.	σ_1^{UTS} (MPa)	σ_2^{UTS} (MPa)	τ_{12}^{USS} (MPa)
GLARE-2	RT	1143	260	153 [†]
	100°C	977	232	123 [†]
GLARE-3	RT	685	676	216 [§]
	100°C	595	556	172 [§]

† From $\theta = 30^\circ$;

§ From $\theta = 45^\circ$

た。

3・2 試験温度の違いによる影響

3・2・1 応力-ひずみ関係 高温(100°C)の引張試験から求めた GLARE-3 の応力-ひずみ関係をすべての繊維配向角について重ねて図 7 に示す。

100°C で求めた応力-ひずみ関係が繊維配向角に依存すること、および Al 合金の降伏に対応した折れ曲りを伴うことは、室温で求めた応力-ひずみ関係(図 3)の特徴と同じである。しかし、室温の場合とは異なる応力-ひずみ挙動が繊維配向角 $\theta=15, 30, 45^\circ$ の試験片に対して観察される。すなわち、これらの繊維配向角に対する非主軸試験片は最大荷重点で破壊せず、(公称)応力の低下を伴いながら最終破壊に至る。GLARE-3 の変形応力が途中から低下しはじめる原因として、次のことが考えられる。(1)室温では、GFRP 層の繊維とマトリックス界面に損傷が発生しても Al 合金層と GFRP 層の接着強度が高いために繊維方向の耐荷能力が持続され、これによって最終破壊

まで応力が増加し続ける。(2)高温においては、Al 合金層と GFRP 層の接着強度が低下しているため、GFRP 層の繊維に沿う割れが生じた後に高いせん断応力が作用すると Al 合金層と GFRP 層の間に相対すべりを起こし、この結果として繊維方向の耐荷能力が徐々に失われる。

100°C と室温における応力-ひずみ関係を繊維配向角ごとに比較すると(図省略)、繊維方向 $\theta=0, 90^\circ$ については大きな違いが認められなかった。しかし、 $\theta=15, 30, 45^\circ$ の場合、Al 合金が降伏した後の変形応力は 100°C における値のほうが室温におけるそれよりも小さくなった。また、100°C の繊維配向角 $\theta=15, 30, 45^\circ$ については、GLARE-3 の応力-ひずみ関係における接線係数が、Al 合金が降伏した後、室温の場合よりも大きく低下した。これらの理由として、Al 合金の降伏応力が試験温度の上昇によってわずかに低下したこと、および GFRP の部分的な破損(後述の解析参照)に伴って上述の機構(2)が漸増的に作用したことが推測される。

Fig. 7 Off-axis stress-strain relationships for GLARE-3 (100°C)

Fig. 8 Longitudinal elastic modulus as a function of the off-axis angle (100°C)

3・2・2 弾性特性 GLARE-3 の縦弾性係数 E_x に与える試験温度の影響を図 8 に示す。図中の記号 ●, ○ はそれぞれ 100°C と室温の結果を表している。図 8 には、GLARE-2 と Al 合金の 100°C における結果がそれぞれ記号 ▲ と実線で示されている。GLARE-3 の 100°C における縦弾性係数の繊維配向角依存性は室温におけるそれと同様である。繊維配向角によらず、縦弾性係数の大きさは 100°C における値が室温における値よりも約 7~11% 低くなっている。Al 合金の縦弾性係数は、試験温度の上昇によって約 3% 低下したが、それでも GLARE-3 の縦弾性係数よりは大きい。

Fig. 9 Elastic Poisson's ratio as a function of the off-axis angle (100°C)

図9に、GLARE-3の100°Cにおける弾性ポアソン比 ν_{xy}^e (記号●) を室温の結果(記号○)と重ねて示す。Al合金とGLARE-2に対する実験結果も重ねて示してある。試験温度の上昇に伴う弾性ポアソン比の変化は縦弾性係数の場合よりも小さい。なお、GLARE-3の弾性ポアソン比は、繊維方向 $\theta=0, 90^\circ$ については高温のほうが若干小さいが、 $\theta=45^\circ$ では逆に高温のほうが大きくなっている。

図8と図9の記号に沿う実線と破線は、直交異方性弾性理論を用いて予測した結果である。室温の場合と同様、高温条件についても縦弾性係数とポアソン比の繊維配向角依存性が精度よく記述されている。計算に用いた高温条件に対する主軸弾性係数は表1に示されている。なお、100°Cにおけるせん断弾性係数 G_{12} は、室温の場合と同様に繊維配向角 $\theta=45^\circ$ の試験結果を用いて評価した。

3・2・3 引張強度 GLARE-3の100°Cにおける引張強度 σ_x^{UTS} と繊維配向角の関係(記号●)を図10に示す。この図には、GLARE-3の室温における引張強度(○)、GLARE-2の高温における引張強度(▲)、およびAl合金単体の高温における引張強度(実線)がそれぞれ示されている。室温においてはすべての繊維配向角に対して引張強度が破壊強度に一致したが、100°Cにおいては繊維配向角 $\theta=15, 30, 45^\circ$ に対して試験片は最大荷重点で最終破壊を起こさなかった(図7参照)。

GLARE-3の100°Cにおける引張強度は、繊維配向角によらず、室温の値よりも15~20%小さい。試験温度上昇による引張強度の低下はGLARE-2の場合と同程度であった。このことから、GFRPの部分破壊後に起きると予想されるAl合金シートとGFRPシート

の相対すべりの影響を除けば、室温の場合と類似の変形機構がGLARE-3の高温における応力-ひずみ挙動を支配していると推察できる。

なお、図10の記号に沿う実線と破線はTsai-Hill則を用いて予測したGLARE-3とGLARE-2の引張強度を示している。 $\theta=15^\circ$ において、実験値と理論値に若干の差が認められるものの、試験から得られた引張強度の大きさと繊維配向角依存性はTsai-Hill則により適切に記述されている。この計算に用いた異方性主軸に関する引張強度は表2に示されている。

4. 非主軸非線形挙動のシミュレーション

前報⁽⁷⁾では、一方向強化積層板GLARE-2に対してその構成要素であるGFRPの部分破壊を考慮した古典積層理論(修正古典積層理論)を提案し、これによってGLARE-2の室温における非主軸非線形挙動が精度よく記述されることを明らかにした。本研究では、修正古典積層理論の考え方をを用いてクロスプライ積層板GLARE-3の室温と高温における非線形挙動を解析し、実験結果との比較に基づいてその適用性を評価する。

4・1 GLARE-2に対する修正古典積層理論

古典積層理論⁽¹¹⁾⁽¹²⁾(CLT)とGFRPの破壊則を組合わせた現象論的な解析法である。GFRPは線形弾性体、またAl合金はvon-Mises形の等方線形硬化塑性体⁽¹⁴⁾であると仮定する。この仮定のもとで古典積層理論から導かれるGLARE-2の面内変形に対する増分形構成関係は、

$$\{dN\} = [A]\{d\epsilon_0\} \dots\dots\dots (1)$$

と表現できる。ここで、 $\{dN\}$ 、 $[A]$ 、 $\{d\epsilon_0\}$ はそれぞれ単位幅当たりの面内軸力増分、面内弾塑性マトリックス、および中央面の全ひずみ増分を表す。GLAREの面内弾塑性マトリックス $[A]$ は、

$$[A] = \int_{-h/2}^{h/2} [Q] dz \\ = N^{Al} [Q^{Al}] h^{Al} + N^{GFRP} [Q^{GFRP}] h^{GFRP} \dots\dots\dots (2)$$

によって与えられる。ここで、 $[Q^{Al}]$ 、 $[Q^{GFRP}]$ は構成層の剛性マトリックス、 N^{Al} 、 N^{GFRP} は各構成層のプライ数、 h^{Al} 、 h^{GFRP} は各構成層のプライ厚さをそれぞれ表している。なお、 h は積層板の全厚さを表す。

Al合金層の剛性マトリックス $[Q^{Al}]$ は弾塑性マトリックスにより与えられる。一方、GFRP層の剛性マトリックス $[Q^{GFRP}]$ には平面応力状態に対する直交異方性弾性マトリックスを仮定するが、GFRPプライが破壊条件を満たした瞬間に工学弾性係数を

Fig. 10 Tensile strength as a function of the off-axis angle (100°C)

$$E_1=E_1, E_2=0, \nu_{12}=0, G_{12}=0 \dots\dots(3)$$

のように減じることで剛性低下を考慮する。GFRP プライの破損は Tsai-Hill 則

$$\left(\frac{\sigma_{11}}{\sigma_1^{UTS}}\right)^2 - \frac{\sigma_{11}\sigma_{22}}{\sigma_1^{UTS}\sigma_2^{UTS}} + \left(\frac{\sigma_{22}}{\sigma_2^{UTS}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{\tau_{12}^{USS}}\right)^2 = 1 \dots(4)$$

を用いて判断する。

4.2 室温挙動のシミュレーション

4.2.1 室温における材料特性の同定 Al 合金の弾性特性と塑性特性は、Al 合金単体の引張試験に基づいて決定した(表3)。Al 合金単体の室温における応力-ひずみ関係(図省略)から直接求めた特性値は、ヤング率 $E=73.3$ GPa, ポアソン比 $\nu=0.319$, せん断弾性係数 $G=27.8$ GPa, 硬化係数 $H=1.88$ GPa, 降伏応力 $\sigma_y=370$ MPa であった。しかし、後に示す計算結果では、GLARE-3 の応力-ひずみ挙動がより適切に再現できるように $\sigma_y=300$ MPa と修正を施した。このような修正が必要となる理由として、成形残留応力(Al 合金層内の引張残留応力)の影響が考えられる。加熱成形条件が不明であることから、室温解析については Al 合金の降伏応力を修正することで間接的に成形残留応力の影響を考慮することとする。ただし、後述の高温解析においては、Al 合金の降伏応力の

低下と室温からの温度差による熱残留応力を考慮した場合の計算結果も示す。

GFRP の弾性定数は GLARE 製造元から入手したデータシートに基づいて決定した。このデータシートに記載された GFRP の弾性特性を用いて GLARE-2 の弾性解析を行ったところ、実験値と予測値に若干のずれが生じた。そこで、GLARE-2 の弾性特性に対する予測が改善されるように GFRP の弾性定数の一部を次の値(表3)に修正した。 $E_1=54.0$ GPa, $E_2=12.0$ GPa, $\nu_{12}=0.330$, $G_{12}=4.0$ GPa, GFRP の面内強度については前報⁽⁷⁾の場合と同じ値($\sigma_1^{UTS}=1900$ MPa, $\sigma_2^{UTS}=57$ MPa, $\tau_{12}^{USS}=76$ MPa)を用いた。

4.2.2 計算結果と実験結果の比較 このように同定したプライ特性とクロスプライに対する修正古典積層理論を用いて計算した GLARE-3 の室温における応力-ひずみ関係を実験結果と比較して図11に示す。すべての繊維配向角において計算結果は実験結果とよく一致している。したがって、室温における GLARE-3 の応力-ひずみ関係は、GLARE-2 の場合と同様に、GFRP の部分的な損傷を考慮した修正古典積層理論によって精度よく予測することができる。

4.3 高温挙動のシミュレーション

4.3.1 高温における材料特性の同定 Al 合金の100℃における材料定数は、室温の場合と同様に、引張

Table 3 Engineering elastic constants for 2024-T3 and GFRP

	Temp.	E_1 (GPa)	E_2 (GPa)	G_{12} (GPa)	ν_{12}
2024-T3	RT	73.3	73.3	27.8	0.319
	100°C	71.2	71.2	27.0	0.317
GFRP	RT	54.0	12.0	4.0	0.330
	100°C	48.2	0.5	0.5	0.310

Table 4 Coefficients of thermal expansion for 2024-T3 and GFRP

	α_1 (μ /K)	α_2 (μ /K)
2024-T3	22.0 [§]	22.0 [§]
GFRP	6.1 [†]	26.2 [†]

† From SLC; § From Young et al.

Fig. 11 Predicted stress-strain relationships for GLARE-3 (RT)

Fig. 12 Predicted stress-strain relationships for GLARE-3 (100°C)

試験の結果(図省略)に基づいて決定した。得られた値は以下のものである。 $E=71.2$ GPa, $\nu=0.317$, $G=27.0$ GPa, $H=1.4$ GPa, $\sigma_y=290$ MPa, GFRP の 100°C における弾性定数 E_1 , ν_{12} は, GLARE-2 と Al 合金の 100°C における弾性係数に複合則を適用して評価した。GFRP の E_2 と G_{12} については, GLARE-2 の実験から求めた弾性定数が古典積層理論による弾性解析によって精度よく再現されるように試行法を用いて決定した。この結果, 高温における GFRP の異方性主軸に関する弾性定数を次のようにおいた。 $E_1=48.2$ GPa, $E_2=0.5$ GPa, $\nu_{12}=0.310$, $G_{12}=0.5$ GPa. Al 合金と GFRP の熱膨張係数の値(表 4)は GLARE の製造元から入手した資料および文献⁽¹⁾ から求めた。GFRP の高温における面内強度については, 試験情報 が得られなかったので室温における値を仮定した。

4.3.2 計算結果と実験結果の比較 GLARE-3 の高温における応力-ひずみ関係について, 計算結果と実験結果の比較(最大応力までの範囲)を図 12 に示す。この図の実線と破線は, 室温から 100°C まで加熱したことによる熱応力の影響を考慮した場合としない場合の計算結果を表している。ここで, 温度差は 80°C とした。修正古典積層理論による計算結果は, 室温の場合と同様, 高温における応力-ひずみ挙動の繊維配向角依存性をほぼ記述できている。また, わずかではあるが, 熱残留応力の影響を考慮することによって予測精度が改善されている。

5. 結 言

本研究では, クロスプライ積層構造を有するハイブリッド複合材料 GLARE-3 の静的引張挙動, およびそれに与える繊維配向角と試験温度の違いによる影響を実験によって調べた。また, 修正古典積層理論を用いて室温と高温における GLARE-3 の応力-ひずみ関係を予測し, その適用性を評価した。得られた主な結果をまとめると, 以下のようになる。

(1) GLARE-3 の応力-ひずみ関係は, 室温と高温のいずれにおいても, 繊維配向角に依存した著しい異方性を示す。また, Al 合金の降伏に対応した明確な折れ曲りを伴う。

(2) 高温において, 繊維配向角 $\theta=15, 30, 45^\circ$ の

試験片は最大荷重点で破壊せず, その後の変形応力の低下を伴いながら最終破壊に至る。これは Al 合金層と GFRP 層の接着強度が試験温度の上昇によって低下し, ガラス繊維に沿う割れが発生した後に高応力の作用によって両者間に相対すべりが起きるためと考えられる。

(3) 縦弾性係数および引張強度は, 繊維配向角にかかわらず, 試験温度の上昇によって低下する。

(4) 高温および室温における縦弾性係数と静的引張強度の繊維配向角依存性は, それぞれ直交異方性弾性理論と Tsai-Hill 則によって精度よく記述することができる。

(5) GFRP の部分的な破損を考慮した修正古典積層理論は, 室温における GLARE-3 の非主軸静的引張挙動を精度よく予測することができる。

(6) 修正古典積層理論は GLARE-3 の高温引張挙動に対しても有効な解析結果を与える。

文 献

- (1) Young, J. B., Landry, J. G. N. and Cavoulacos, V. N., *Compos. Struct.*, **27** (1994), 457-469.
- (2) Asundi, A. and Choi, A. Y. N., *J. Mater. Process. Technol.*, **63** (1997), 384-394.
- (3) Vogelesang, L. B. and Vlot, A., *J. Mater. Process. Technol.*, **103** (2000), 1-5.
- (4) Vlot, A., Vogelesang, L. B. and De Vries, T. J., *Towards Application of Fibre Metal Laminates in Large Aircraft*, (2001), Delft University of Technology.
- (5) Vasek, A., Polak, J. and Kozak, V., *Mater. Sci. Eng., A*, **234** (1997), 621-624.
- (6) Guo, Y. J. and Wu, X. R., *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, **21** (1998), 1133-1145.
- (7) 河井昌道・森下政治・戸村誠司・佐藤宏毅, 機論, **62**-601, A (1996), 2088-2096.
- (8) 河井昌道・工田一貴・八戸敦司・川瀬裕子, 機論, **64**-627, A (1998), 2847-2855.
- (9) 八戸敦司・河井昌道, 機論, **66**-650, A (2000), 1864-1871.
- (10) JIS K 7054, ガラス繊維強化プラスチックの引張試験方法, (1995), 日本工業標準調査会.
- (11) Hull, D. (宮入裕夫・池上皓三・金原勲共訳), 複合材料入門, (1984), 95, 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) Azzi, V. D. and Tsai, S. W., *Exp. Mech.*, **5** (1965), 283.
- (14) Hill, R. (鷲津久一郎・山田嘉昭・工藤英明共訳), 塑性学, (1954), 1, 培風館.