CFRP 対称アングルプライ積層板の高温における
クリープ挙動とその解析*河井昌道^{*1}, 益子 誉一^{*2}Creep Behavior of Symmetric Angle-Ply Laminates of CFRP at High
Temperature and Numerical SimulationMasamichi KAWAI^{*3} and Yoichi MASUKO^{*3} Institute of Engineering Mechanics and Systems, University of Tsukuba,
Tsukuba-shi, Ibaraki, 305-8573 Japan

Creep behavior of symmetric angle-ply laminates of T 800 H/3631 at high stress and high temperature has been examined. Constant-stress creep tests in tension are performed at 100°C on the plain coupon specimens of three types of angle-ply laminates: $[\pm 30]_s$, $[\pm 45]_s$, $[\pm 60]_s$. For each ply orientation, the creep tests are carried out at three different stress levels. Creep recovery tests are consecutively conducted also for five hours at the same temperature, after completely removing the creep stress for each of the five-hour creep. Creep responses are clearly observed in all kinds of angle-ply laminate. The creep strain rate of the angle-ply laminates tends to rapidly disappear as the creep strain increases. The transient creep is thus dominant for the system, regardless of ply orientation. The creep strain is not completely recovered with time after removing the creep stress. The classical laminated plate theory with a phenomenological viscoplasticity model for plies succeeds in favorably reproducing the creep behavior of the angle-ply CFRP laminates at high stress and high temperature. It is also demonstrated that a consideration of the relative rotation of plies results in better predictions.

Key Words: Polymer Matrix Composites, Angle-Ply Laminate, Time Dependent Behavior, Creep, Creep-Strain Recovery, Viscoplasticity, Macromechanics Model, High Temperature

1. 緒 言

航空宇宙機器用の高分子系繊維強化複合材料 (PMC) に対しては, それらが約 -180~300°C の温度範囲で利用されることを想定しなければならない⁽¹⁾⁽²⁾. 汎用輸送機器等に応用される PMC についても, ガラス転移温度以下のある温度範囲で性能を発揮することが求められる. 一方, 高分子マトリックスの力学的挙動が広い範囲の温度で時間や速度に依存することはよく知られており^{(3)~(5)}, その程度は高温になるほど著しくなる. これは, PMC の強化繊維方向から偏る方向への力学的応答が高分子マトリックスの時間・速度依存性の影響を受ける可能性の高いことを示唆する. したがって, PMC を用いた高性能機器・構造体の信頼性を保証するためには, PMC の変形と強度における時間・速度依存挙動を定量的に明らかにし, さらにこれらを精密に予測する技術確立することが不可欠の要件となる.

高分子系炭素繊維強化複合材料 (CFRP) の一定応力

条件下におけるクリープ挙動を実験によって調べた研究には, 次のような報告例がある. Tuttle と Brinson⁽⁶⁾ は, T 300/5208 の一方向積層板と一般の対称積層板についてクリープとクリープ回復を調べた. また, Katouzian ら⁽⁷⁾ は, T800H/Epoxy と AS4/PEEK の一方向積層板 ($[90]$ 材) と対称アングルプライ積層板 ($[\pm 45]$ 材) に対して種々の温度・応力下でクリープ試験を行い, 温度依存性と負荷応力依存性を調べた. Kawai⁽⁸⁾ は, 一方向 T800H/Epoxy の非主軸試験片を用いて二段変動クリープ試験を行い, 一定応力クリープ試験の結果と比較することによって非主軸クリープ挙動に与える負荷履歴の影響を議論した. CFRP を用いたこれらの実験的研究は, 高応力下で生じたクリープひずみが応力を除荷して放置しても完全には回復しないことを併せて報告している. これらの観察結果は, CFRP の高応力クリープ変形に時間に依存する非可逆変形が含まれることを明らかにしている.

PMC の時間依存挙動は, 応力あるいはひずみが小さい場合, 粘弾性の枠組を利用して定式化されることが多い. しかし, 応力やひずみが相対的に大きくなると, 高分子マトリックスに起因する非可逆応答が著しくなる⁽⁴⁾. このような場合の変形挙動を粘弾性の枠組

* 原稿受付 2002 年 12 月 19 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

内で精密に定式化することには限界がある。このため、金属材料に対して発展してきた粘塑性モデルを修正して PMC の時間・速度依存挙動を記述する方法が提案されている^{(9)~(11)}。Gates と Sun⁽⁹⁾ は、超過応力の概念を用いて平面応力条件に対する粘塑性モデルを定式化した。Wang ら⁽¹⁰⁾⁽¹¹⁾ は、Gates-Sun モデルの内部変数の取扱い方法に改良を加え、一方向 AS4/PEEK のひずみ速度依存性が良好に記述されることを示した。

しかしながら、著者らの知る限り、広範囲の応力レベルについて PMC のクリープ挙動を体系的に調べた研究は少なく、特に高応力クリープ挙動の履歴依存性についてはまだ十分に明らかにされていない。定式化の問題に関しては、粘塑性モデルを応用して PMC の一方向積層板や多方向積層材の高応力クリープ挙動を解析した例は少なく、粘塑性モデルを用いた解析法の有効性を示すにはさらに基礎的な検討が必要である。

本研究においては、CFRP を用いた対称アングルプライ積層板の高温・高応力域におけるクリープ挙動を実験によって調べ、さらに現象論的な粘塑性モデルを用いてクリープ解析を行う。まず、一方向 T800H/3631 の対称アングルプライ積層板の平滑試験片を用いて、一定応力保持による引張クリープ試験を 100°C で行う。この結果に基づいて、クリープ曲線のプライ配向角依存性と応力依存性を明らかにする。続いて、一方向積層板に対する粘塑性モデルと古典積層理論⁽¹²⁾ を組合わせて対称アングルプライ積層板のクリープ解析を行い、実験結果との比較に基づいて採用した解析法の妥当性を評価する。対称アングルプライ積層板のクリープ解析においては、構成プライの変形に伴う相対回転の影響についても検討する。

2. 試験片および試験方法

2.1 供試材 供試材は、炭素繊維 T800H (東レ) と熱硬化性樹脂 Epoxy # 3631 (180°C 硬化型) を用いたプリプレグ P 2212-15 (東レ) を 12 枚積層した対称アングルプライ積層板 $[\pm\theta]_{3s}$ (以下、アングルプライ材あるいは $[\pm\theta]$ 材) である。アングルプライ材はオートクレーブによって加圧成形されたものである。同じ

Fig. 1 Specimen geometry (dimensions in mm)

プリプレグ T800H/3631 を用いてオートクレーブ成形した一方向積層板 (以下、一方向材あるいは $[\theta]$ 材) の繊維に垂直な断面の光学顕微鏡観察から求めた繊維体積含有率 V_f は $V_f=0.517$ である⁽¹³⁾。

繊維方向と荷重方向の偏り角 (プライ配向角) が $\theta=30, 45$ および 60° となる 3 種類のアングルプライ材 $[\pm\theta]_{3s}$ を用意した。アングルプライ材の板 (400×400 mm, 厚さ約 2 mm) から、短冊形平滑試験片を図 1 に示す寸法 (長さ 200 mm, 幅 20 mm) で切り出した。試験片の両端には、つかみ部を保護するため、アルミニウム合金製タブ (長さ 50 mm, 厚さ 1 mm) を Epoxy 系接着剤 (ARALDITE) を用いて貼付した。タブの十分な接着強度 (せん断強度 ≥ 6 MPa) を得るため、GRAVITY OVEN LG-112 (ESPEC) を用いて加熱接着 (90°C, 1 時間) を施した。

2.2 試験方法 引張応力 (公称応力) の一定保持によるクリープ試験を高温で行う。試験温度は 100°C とし、クリープ時間は 5 時間とする。JIS K 7087⁽¹⁵⁾ に従って、一定保持する応力 σ_c の大きさには静的引張強度の 60% に対応する基準応力値およびこの基準値を挟む 2 種類の応力値を設定する。基準応力の大きさを決定するため、すべてのプライ配向角について 100°C で変位速度 1.0 mm/min の静的引張試験を行う。なお、一定保持するクリープ応力までは静的引張試験と同じ変位速度 1.0 mm/min で負荷する。

試験には油圧サーボ式材料試験システム (MTS 810 TestStar) を用いた。この試験システムには低速バルブと高速バルブが装備されており、引張試験には高速バルブを、またクリープ試験には低速バルブを選択する。試験片の加熱には、室温から約 350°C までの範囲で任意の温度にデジタル設定することができる環境槽を利用した。環境槽は試験片と油圧グリップの全体を覆うように装着されている。槽内の温度を 100°C に昇温し、1 時間の加熱保持によって温度が安定化した後に試験を開始した。環境槽内の湿度は制御していない。

3. 試験結果および検討

慣例に従い、短冊形試験片の長手方向とこれに垂直な方向に (面内) 外部座標系 (x, y) を、また繊維方向とこれに垂直な方向に異方性主軸座標系 $(1, 2)$ とする。

3.1 静的引張挙動 アングルプライ材の応力-ひずみ関係をすべてのプライ配向角について重ねて図 2 に示す。アングルプライ材の応力-ひずみ関係には、プライ配向角にかかわらず、明りょうな非線形性が観

察される。このような非線形挙動は、非主軸負荷を受ける一方向材の応力-ひずみ関係(図3)のそれと類似している。

[± 30]材の破断ひずみは[30]材(一方向材)のそれと同程度であるが、[± 45]材の破断ひずみは[45]材に比べて著しく大きい。[± 45]材の応力-ひずみ関係において、全ひずみに占める非線形応答範囲の割合は約95%に達し、他のプライ配向角の場合([± 30]材では65%，[± 60]材では70%)に比べて格段に大きい。

[± 45]材の応力-ひずみ関係を詳しく観察すると、非線形域において接線係数のわずかに増加する傾向が認められる。これは、ポアソン効果に起因するプライ回転⁽¹⁶⁾によって、荷重方向の弾性係数が変化することによるものと解釈することができる。構成プライの相対回転がアングルプライ材の応力-ひずみ関係に与える影響については、後述の解析において検討する。

アングルプライ材の荷重方向の弾性係数 E_x は、古典積層理論を用いて精度よく予測することができる。一方向材の異方性主軸に関する弾性係数を表1に、またアングルプライ材の荷重方向の弾性係数について実

験結果と計算結果の比較を表2に示す。

応力-ひずみ関係の試験温度による違いを評価するため、アングルプライ材の室温と100°Cにおける応力-ひずみ関係の比較を図4に示す。100°Cの応力-ひずみ関係は室温試験の結果に比べてより明りょうな非線形性を示す。また、初期弾性係数と破壊応力は、それぞれ、100°Cにおける値が室温におけるそれよりも6%~34%，22%~38%低下している。破壊ひずみについては11%~23%大きくなる。同様の温度依存性が一

Table 1 Engineering elastic constants for unidirectional T800H/3631 laminate at 100°C

E_1 (GPa)	E_2 (GPa)	G_{12} (GPa)	ν_{12}	ν_{21}
151	7.29	3.51	0.355	0.007

Table 2 Longitudinal Young's moduli for angle-ply T800H/3631 laminates at 100°C

[$\pm\theta$] _{3S}	E_x (GPa)	
	Experimental	Predicted
[± 30] _{3S}	38.3	41.2
[± 45] _{3S}	12.7	12.9
[± 60] _{3S}	7.1	7.9

Fig. 2 Stress-strain curves for the angle-ply T800H/3631 at 100°C

Fig. 4 Effect of test temperature on the stress-strain curves for the angle-ply T800H/3631

Fig. 3 Off-axis stress-strain curves for the unidirectional T800H/3631 at 100°C

Fig. 5 Effect of test temperature on the stress-strain curves for the unidirectional T800H/3631

方向材の非主軸応力-ひずみ関係についても認められる(図5)。なお、アングルプライ材および一方向材の弾性挙動と非弾性挙動にみられる温度依存性は高分子マトリックスの温度依存性に起因するものと推察される。

3・2 クリープ挙動 アングルプライ材のクリープ曲線を各プライ配向角についてそれぞれ図6(a), (b), (c)に示す。いずれのプライ配向角に対しても、クリープ応答を明りょうに観察することができる。ク

(a) $[\pm 30]_{3S}$

(b) $[\pm 45]_{3S}$

(c) $[\pm 60]_{3S}$

Fig. 6 Creep curves for the angle-plyed T800H/3631 at 100°C

リープひずみはクリープ応力が大きいほど大きくなる。クリープ(ひずみ)速度は時間とともに急激に低下して零に近づく傾向を示す。本試験範囲においては、定常クリープ応答は明りょうには認められない。このことから、本試験に関する限り、一定応力を受けるアングルプライ材のクリープ応答は遷移クリープが支配的となる。

アングルプライ材のクリープコンプライアンス $S_c(\epsilon_c/\sigma_c)$ とクリープ時間 t_c の片対数表示を $[\pm 30]$ 材について図7に示す。クリープコンプライアンスの時間変化が一定保持するクリープ応力に依存していることがわかる。類似の傾向が他のプライ配向角に対しても認められた(図省略)。このことは、観察したクリープ挙動に対して Boltzmann の重畳原理⁽⁴⁾⁽⁵⁾ が精度よく成立しないことを示している。本研究のクリープ試験では相対的に大きな応力を与えているから、線形粘弾性的な応答よりも非弾性的な応答が強く現れていることによるものと推察される。

一方向材の非主軸クリープ挙動についても、アングルプライ材のそれと同様な結果が観察された(図12参照)。このことは、非主軸荷重を受けるアングルプライ材のクリープ挙動が構成要素である一方向材の非主軸クリープ挙動に実質的に支配されていることを示している。

3・3 クリープ回復挙動 参考のため、5時間の一定応力クリープ試験(図6)に続く完全除荷後のクリープ回復挙動を調べた。 $[\pm 30]$ 材のクリープ回復曲線を先行クリープ曲線と併せて図8に示す。クリープひずみ回復は、最初急激に起きるが、時間の経過とともに定常的な状態へ漸近する傾向を示す。完全除荷後に生じる回復クリープひずみは先行クリープひずみの約

Fig. 7 Relationship between creep compliance and the elapsed time for the angle-plyed T800H/3631 at 100°C ($[\pm 30]_{3S}$)

24%~55%にとどまっている。回復クリープ速度は完全には零に達していないが、測定した範囲においても十分に小さくなっていることから、さらに時間が経過しても先行クリープひずみが完全に回復する可能性は低いと予想される。このことは、観察したクリープ挙動が粘塑性的な性質を有する可能性の高いことを示しており、クリープコンプライアンスが応力依存性を示したと解釈上矛盾するものではない。なお、他のアングルプライ材および一方向材⁽⁸⁾のクリープ回復挙動についても同様の特徴が観察されている。

4. クリープ挙動のモデル化

一方向材に対する現象論的粘塑性モデルと古典積層理論を組合わせてアングルプライ材の一定応力クリープ挙動を解析し、実験結果との比較に基づいて採用した解析法の妥当性を評価する。一方向材の時間依存挙動を現象論的な観点から定式化する先駆的な研究が Ha と Springer⁽¹⁷⁾ および Gates と Sun⁽⁹⁾ によって行われている。本解析には、彼らの手法を応用して定式化される簡単な粘塑性モデルを使用する。

4.1 一方向材の粘塑性モデル 現象論的な粘塑性モデルにおいては、有効粘塑性ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_{\text{eff}}^p$ が有効超過応力 H を用いて

$$\dot{\epsilon}_{\text{eff}}^p = \left\langle \frac{H}{K} \right\rangle^{1/m} \quad (1)$$

と表されることが多い。記号 $\langle x \rangle$ は演算 $\langle x \rangle = x (x \geq 0)$, $\langle x \rangle = 0 (x < 0)$ を表し、係数 K , m は材料定数である。有効超過応力は各瞬間において非弾性応答を引き起こす正味の応力を表す。有効超過応力の最も簡単な表現は、

$$H = \sigma_{\text{eff}} - r - r_0 \quad (2)$$

によって与えられる。ここで、 σ_{eff} , r , r_0 は、それぞ

れ、有効応力、スカラ硬化変数、スカラ硬化変数の初期値を表す。

本研究においては、Sun と Chen⁽¹⁸⁾ の提案に従い、平面応力条件下の有効応力と有効非弾性ひずみ速度を

$$\sigma_{\text{eff}} = \sqrt{\frac{3}{2}(\sigma_{22}^2 + 2a_{66}\sigma_{12}^2)} \quad (3)$$

$$\dot{\epsilon}_{\text{eff}}^p = \sqrt{\frac{2}{3}\left(\dot{\epsilon}_{22}^p + \frac{1}{2a_{66}}\dot{\gamma}_{12}^p\right)} \quad (4)$$

と定義する。これらの定義式に含まれる応力成分とひずみ成分は異方性主軸座表系に関するものであり、係数 a_{66} は材料定数を表す。このとき、繊維方向に非弾性ひずみが生じないことを仮定すれば、一方向材の非弾性ひずみ速度は、異方性主軸座表系に関して、

$$\begin{Bmatrix} \dot{\epsilon}_{11}^p \\ \dot{\epsilon}_{22}^p \\ \dot{\gamma}_{12}^p \end{Bmatrix} = \frac{3}{2} \frac{\dot{\epsilon}_{\text{eff}}^p}{\sigma_{\text{eff}}} \begin{Bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 2a_{66} \end{Bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{12} \end{Bmatrix} \quad (5)$$

と表現することができる。

スカラ内部変数の発展式には、

$$\begin{aligned} \dot{r} &= \sum_i \dot{r}_i \\ &= \sum_i b_i (Q_i - r_i) \dot{\epsilon}_{\text{eff}}^p \quad (6) \end{aligned}$$

を仮定する。スカラ内部変数 r は異なる非線形性を示す同形の変数 r_i を重ね合わせたものとして定義されている。このような表現を用いることによって粘塑性挙動の非線形性に関する記述精度を改善することができる⁽¹⁹⁾。なお、スカラ内部変数の発展式に含まれる Q_i は内部変数 r_i の飽和値を、また b_i は飽和値に近く速さを規定する材料定数である。

4.2 積層板の粘塑性モデル 対称積層板の面内変形に関する粘塑性構成関係は、平面応力を仮定した上記の粘塑性モデルと古典積層理論を組合わせることによって、

$$\dot{\sigma}^0 = A^* (\dot{\epsilon}^0 - \dot{\epsilon}^p) \quad (7)$$

と表現することができる。ここで、 $\dot{\sigma}^0$, $\dot{\epsilon}^0$ は積層板の平均的な応力と全ひずみを、 A^* は積層板の面内剛性 A を板厚で除した平均スティフネスを、また $\dot{\epsilon}^p$ は積層板の平均的な非弾性ひずみ速度

$$\dot{\epsilon}^p = A^{-1} \sum_k t_k \overline{Q^{(k)}} \overline{\dot{\epsilon}^{p(k)}} \quad (8)$$

を表す。上式の $\overline{Q^{(k)}}$, $\overline{\dot{\epsilon}^{p(k)}}$ は k 番目のプライの試験片(外部)座表系に関する換算スティフネスと非弾性ひずみ速度を表し、 t_k はプライの厚さを表す。なお、 $\overline{\dot{\epsilon}^{p(k)}}$ は異方性主軸座表系に関する式(5)を座標変換することによって求められる。

5. シミュレーション

5.1 材料定数の同定 本解析においては、スカ

Fig. 8 Creep recovery curves for the angle-plyed T800H/3631 at 100°C ([±30]_{3s})

ラ内部変数 r が二つの内部変数 r_i の重ね合わせによって表現される場合を考える。このとき、同定しなければならない材料定数は、 $K, m, r_0, Q_1, Q_2, b_1, b_2$ および a_{66} である。

これらの材料定数は一方向材の非主軸クリープ挙動に基づいて次のように決定した。まず、 a_{66} を決定するため、一方向材の各繊維配向角に対する応力-ひずみ関係を Sun-Chen モデル⁽¹⁸⁾ を用いて整理する。すなわち、非主軸応力-ひずみ関係から

$$\varepsilon_x^p = \varepsilon_x - \frac{\sigma_x}{E_x} \quad \dots\dots\dots (9)$$

を用いて粘塑性ひずみを評価し、有効応力と有効粘塑性ひずみ

$$\sigma_{\text{eff}} = h(\theta) \sigma_x \quad \dots\dots\dots (10)$$

$$\varepsilon_{\text{eff}}^p = \frac{1}{h(\theta)} \varepsilon_x^p \quad \dots\dots\dots (11)$$

の関係が繊維配向角によらずほぼ一致するように方位関数

Fig. 9 Relationship between the effective stress and effective viscoplastic strain for the unidirectional T800H/3631 at 100°C

Fig. 10 Relationship between the effective overstress and effective viscoplastic strain rate for the unidirectional T800H/3631 at 100°C

$$h(\theta) = \sqrt{\frac{3}{2}(\sin^4 \theta + 2a_{66} \sin^2 \theta \cos^2 \theta)} \quad \dots (12)$$

に含まれる a_{66} の値を決める。この作業の結果、 $a_{66} = 1.3$ とおいた。このときの実験結果に対する有効応力と有効粘塑性ひずみの関係を図 9 に白記号で示す。

スカラ内部変数 r はある瞬間において粘塑性ひずみ速度が零になる有効応力の大きさを表す。いま、このような平衡状態が 5 h 後のクリープ状態に近似的に対応していると仮定する。その理由は、クリープ速度がかなり小さくなっているからである。このとき、内部変数の発展式を積分して導かれる r - $\varepsilon_{\text{eff}}^p$ 関係をクリープ試験から得られる有効クリープ応力 σ_{eff} と 5 h 後の有効非弾性ひずみ $\varepsilon_{\text{eff}}^p$ の関係(図 9 の黒記号)にフィットさせることによって、含まれる材料定数を同定することができる。このようにして求めた材料定数の値は、 $r_0 = 17$ MPa, $Q_1 = 24$ MPa, $Q_2 = 80$ MPa, $b_1 = 750$, $b_2 = 45$ である。

同定した内部変数の発展式を用いれば、クリープ応力までの初期負荷過程およびそれに続くクリープ変形過程について有効超過応力と有効非弾性ひずみ速度を評価することができる。これらの量の両対数表示(図 10)から、式(5)に含まれる K と m が同定できる。非主軸クリープ曲線の記述精度が改善されるように試行した結果、最終的に材料定数を $r_0 = 17$ MPa, $Q_1 = 24$ MPa, $Q_2 = 80$ MPa, $b_1 = 750$, $b_2 = 45$, $K = 79$, $m = 0.205$ とおいた。なお、一方向材の弾性係数については、表 1 に示す実験値を用いた。

粘塑性モデルを用いて予測した一方向材の非主軸応力-ひずみ関係を図 11 に示す。予測結果は実験結果とよく対応していることがわかる。一方向の非主軸クリープ挙動について、計算結果と実験結果の比較を繊維配向角 $\theta = 30^\circ, 45^\circ$ についてそれぞれ図 12(a), (b)

Fig. 11 Predicted off-axis stress-strain curves for the unidirectional T800H/3631 at 100°C

に示す。これらの図に示した計算結果は、一定保持するクリープ応力まで一定公称ひずみ速度で負荷し、その後応力を一定に保持する全負荷過程を上述の粘塑性モデルによって解析したものである。クリープ試験結果のバラツキが約2%~8%であったことを考慮すれば、全体的には良好な予測が得られていると思われる。

(a) [30]

(b) [45]

Fig. 12 Predicted creep curves for the unidirectional T800H/3631 at 100°C

Fig. 13 Predicted stress-strain curves for the angle-ply T800H/3631 at 100°C

5.2 アングルプライ材のクリープ解析 まず、積層板の粘塑性モデルを用いて予測したアングルプライ材の応力-ひずみ関係をすべてのプライ配向角について重ねて図 13 に破線で示す(実線については後で議論する)。 $[\pm 60]$ 材に対する計算結果[実線(後述)と重なっている]は、実測したひずみ範囲において実験結果とよく一致している。しかし、 $[\pm 30]$ 材と $[\pm 45]$ 材に対して予測した変形応力 σ_x はひずみ ε_x の増加に伴って実験結果よりも小さくなる傾向を示す。

(a) [±30]_{3s} (b) [±45]_{3s} (c) [±60]_{3s}

Fig. 14 Predicted creep curves for the angle-ply T800H/3631 at 100°C

[±30] 材と [±45] 材の応力-ひずみ関係に対する予測精度が大ききひずみ範囲において相対的に低下する理由として、ポアソン効果によるプライ回転の影響が考えられる⁽¹⁶⁾。プライ配向角の低下は試験片長手方向の面内剛性の増加をもたらすから、この結果としてアングルプライ材の変形応力は相対的に大きくなる傾向を示す。アングルプライ材 [±θ] の短冊形試験片が長手方向にある非一様性を伴ってポアソン収縮を起こしたと仮定すれば、初期プライ配向角 θ は変形とともに新しい配向角 θ' へ

$$\theta' = \arctan \left(\alpha \frac{1 + \varepsilon_y}{1 + \varepsilon_x} \tan \theta \right) \dots\dots\dots (13)$$

に変化する。ここで、係数 α は標線間の Poisson 収縮の不均質性を補正するために導入されている。

構成プライの相対回転を考慮して解析した結果を図 13 に実線で示す。プライ回転を考慮した計算結果(図中の実線)は、プライ回転を考慮していない計算結果(図中の破線)よりも精度の良い予測を与えている。なお、補正係数 α は、α=1 (θ=30, 60°), α=1.05 (θ=45°) とおいた。

次に、アングルプライ材のクリープ挙動について、プライ回転を考慮した計算結果と実験結果の比較を図 14(a), (b), (c) に示す。一方向材の場合と同様に、クリープ応力までの負荷過程とその後の一定応力クリープ過程が通して解析されていることから、図 14 の縦軸には全ひずみが示されている。粘塑性モデルに含まれる材料定数を一方向材の非主軸クリープ挙動に基づいて同定したから、図 14 が検証解析の結果を示している。

図 14 から、[±30] 材と [±60] 材に対する予測結果と実験結果はよく一致していることがわかる。すなわち、クリープ応力までの瞬間的な負荷によって生じる瞬間全ひずみ(弾性ひずみ+非弾性ひずみ)と応力を一定保持した後に時間とともに生じるクリープひずみの両方について精度の高い予測が与えられている。[±45] 材についても、低応力下のクリープについて良好な予測が得られている。しかし、σ_c=116 MPa におけるクリープについては、予測した全ひずみが実験したそれよりも小さい。この不一致は、クリープ応力までの瞬間的な負荷によって生じる全ひずみが小さめに予測されていることによる。応力を一定保持した後に発生するクリープひずみに関しては、[±45] 材についても、予測結果と実験結果がよく一致している。以上のことから、全体的に見た場合、古典積層理論に基づく粘塑性モデルを用いることによってアングルプライ材のクリープ挙動を良好に予測できていると判断する

ことができる。

なお、本研究においては変形に伴う損傷進展の影響が考慮されていない。損傷の影響を無視しているにもかかわらず良好な解析結果が得られているのは、損傷を伴う一方向材の非弾性挙動に基づいてプライ粘塑性モデルの材料定数を同定していることによるものと解釈できる。積層板の非弾性変形に対するより精密な解析モデルを構築するためには、非弾性と損傷の連成を考慮しなければならない。損傷を考慮した精密化は今後の課題であるが、それを実現するためには除荷を含むより複雑な負荷条件下の挙動を明らかにすることが不可欠の要件となる。

6. 結 言

炭素繊維強化複合材料 T800H/3631 の対称アングルプライ材 ([±30]_{3s}, [±45]_{3s}, [±45]_{3s}) を用いて高温・高応力下におけるクリープ挙動を実験的に調べた。また、一方向材に対する粘塑性モデルと古典積層理論を組合わせてアングルプライ材の一定応力クリープ挙動を解析し、実験結果との比較に基づいてこの解析法の妥当性を評価した。得られた主な結果をまとめると次のようになる。

(1) アングルプライ材 [±30]_{3s}, [±45]_{3s}, [±45]_{3s} は、いずれのプライ配向角についても明りょうなクリープ挙動を示す。クリープひずみは、プライ配向角にかかわらず、クリープ応力が大きいほど著しくなる。

(2) アングルプライ材のクリープひずみ速度は、いずれのプライ配向角およびクリープ応力に対しても、クリープ試験開始後、時間とともに急速に低下し、零に漸近する傾向を示す。

(3) アングルプライ材の高応力クリープ試験から求めたクリープコンプライアンスはクリープ応力の大きさに依存する。このことは、本実験で観察したクリープ挙動に対して線形粘弾性の仮定が精度よく成立しないことを示している。

(4) アングルプライ材の一定応力クリープ変形は、クリープ応力を完全除荷して無負荷状態に放置しても完全には回復しない可能性が高い。このことは、非弾性的な機構が作用していることを暗示している。

(5) 一方向材に対する現象論的な粘塑性モデルと古典積層理論を組合わせた解析法は、プライ回転の影響を含めることによって、アングルプライ材の静的引張挙動および一定応力クリープ挙動を良好に記述することができる。

文 献

- (1) Morita, W.H. and Graves, S.R., *14th National SAMPE Technical Conference*, (1982), 387-401.
- (2) Jones, J. S., *14th National SAMPE Technical Conference*, (1982), 402-417.
- (3) Courtney, T. H., *Mechanical Behavior of Materials*, (1990), 325-379, McGraw-Hill.
- (4) Matsuoka, S. (市原洋次訳), 高分子の緩和現象, (1995), 32-108, 講談社サイエンティフィック.
- (5) Nielsen, L. E. (小野木重治訳), 高分子と複合材料の力学的性質, (1976), 43-86, 化学同人.
- (6) Tuttle, M. E. and Brinson, H. F., *Exp. Mech.*, **26**-1 (1986), 89-102.
- (7) Katouzian, M., Bruller, O. S. and Horoschenkoff, A., *J. Compos. Mater.*, **29**-3 (1995), 372-387.
- (8) Kawai, M., *IUTAM Symposium on Creep in Structures*, (2001), 469-478.
- (9) Gates, T. S. and Sun, C. T., *AIAA J.*, **29**-3 (1991), 457-463.
- (10) Wang, C., Sun, C. T. and Gates, T. S., *J. Reinforced Plastics Composites*, **15** (1996), 360-377.
- (11) Wang, C. and Sun, C. T., *J. Compos. Mater.*, **31**-15 (1997), 1480-1506.
- (12) 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.
- (13) 河井昌道・風間剛・益子誉一・津田浩・高橋淳・剣持潔, 機論, **68**-673, A (2002), 36-43.
- (14) JIS K 7073, 炭素繊維強化プラスチックの引張試験方法, (1988), 日本標準調査会.
- (15) JIS K 7087, 炭素繊維強化プラスチックの引張クリープ試験方法, (1996), 日本標準調査会.
- (16) Herakovich, C. T., Schroedter III, R. D., Gasser, A. and Guitard, L., *Compos. Sci. Technol.*, **60** (2000), 2781-2789.
- (17) Ha, S. K. and Springer, G. S., *J. Compos. Mater.*, **23** (1989), 1159-1197.
- (18) Sun, C. T. and Chen, J. L., *J. Compos. Mater.*, **23** (1989), 1009-1020.
- (19) Chaboche, J. L., *Bull. Acad. Polon. Sci., Ser. Sci. Tech.*, **25**-1 (1977), 33-42.