研究論文

熱可塑性樹脂の粘弾粘塑性特性評価と有限要素解析

高岡 治輝^{*1}, 坂上 賢一^{*2}

(2019年2月26日受付)

Evaluation of Viscoelastic-Viscoplastic Characteristics and Finite Element Analyses for Thermoplastics

Haruki TAKAOKA^{*1} and Kenichi SAKAUE^{*2}

(Received February 26, 2019)

Abstract: Thermoplastics are viscoelastic-viscoplastic materials whose mechanical behavior depends on temperature and strain rate. In this study, the viscoelastic-viscoplastic characteristics of polybutylene terephthalate are evaluated on the basis of the mechanical model consisting of Schapery nonlinear viscoelasticity and Perzyna viscoplasticity. Also, the viscoelastic-viscoplastic behavior of the polybutylene terephthalate is predicted by finite element simulation. The evaluation reveals that the initial yield stress depends on temperature and strain rate; however, viscosity depends on only strain rate. Furthermore, the rate sensitivity is independent of temperature and strain rate. The finite element simulation using identified viscoelastic-viscoplastic characteristics can reproduce the stress-strain relationship in the uniaxial tensile tests under various testing conditions. It is expected that the time-temperature superposition principle can be applied to not only the maximum stress but also the initial yield stress.

Key words: Viscoelasticity, Viscoplasticity, Thermoplastics, Finite element analysis, Material testing

1. 緒 言

繊維強化熱可塑性樹脂 (FRTP) は軽量性や優れた成形性の観点から、熱硬化性樹脂をマトリクスとする複合材料の代替として研究開発が盛んに行われている。しかし、母材である熱可塑性樹脂は、降伏応力以下ではひずみ回復可能な粘弾性挙動、降伏応力以上ではひずみ回復不可能な粘塑性挙動を示し、変形の全過程で温度とひずみ速度依存性が顕著な粘弾粘塑性材料である。そのため、FRTP も母材に依存した粘弾粘塑性特性を示す。したがって、マルチスケール解析などを用いて FRTP の力学

挙動を予測するためには、熱可塑性樹脂の粘弾粘塑性特性の計測と力学モデルが不可欠である。

粘弾粘塑性体の力学モデルに関する既存の研究では、粘弾性体と粘塑性体の直列モデルを用いたものが多い。粘弾性体のモデルには線形粘弾性体や Schapery 非線形粘弾性体^{1,2)}が多く用いられている。粘塑性体の力学モデルに関しては文献3)にまとめられているように数多くの発展則モデルが提案されているが、熱可塑性樹脂の粘塑性体には Perzyna 粘塑性体^{4,5)}を用いた研究が多い。また、既存の研究では力学モデルの提案に加え、汎用有限要素解析ソフトに力学モデルを実装し、シミュレーションを行うための数値解析アルゴリズムも検討されている⁶⁾。Kim らは、高密度ポリエチレンのクリープリカバリー挙動を Schapery 非線形粘弾性体と Perzyna 粘塑性体によりモデル化し、反復法による数値解析アルゴリズムを提案している^{7,8)}。Tscharnutter らは、ポリプロピレンの複数のひずみ入力における応力緩和挙動を Schapery 非線形粘弾性体と Perzyna 粘塑性体によりモデル化し、実験を再現できることを示している⁹⁾。

^{*1} 芝浦工業大学大学院理工学研究科機械工学専攻 大学院生 (135-8548 東京都江東区豊洲 3-7-5)
Graduate Student, Department of Mechanical Engineering, Graduate School of Engineering and Science, Shibaura Institute of Technology

^{*2} 芝浦工業大学工学部機械工学科 准教授
Associate Professor, Department of Mechanical Engineering, Faculty of Engineering, Shibaura Institute of Technology

一方、粘弾粘塑性特性の計測と力学モデルに関しては、著しい温度とひずみ速度依存性のために、複数の温度条件やひずみ速度条件における材料試験が必要である。Abu Al-Rub らは、ポリメタクリル酸メチル樹脂のクリープリカバリー挙動を Schapery 非線形粘弾性体、Perzyna 粘塑性体、粘性損傷でモデル化し、評価した材料定数を温度の関数として表現している。その結果、複数の温度での力学挙動を再現できることが示されている。しかし、温度依存性の妥当性については議論がされていない^{10,11)}。Drozdov は、熱力学的定式化に基づいた粘弾粘塑性モデルを用い、ポリプロピレンの単軸引張における最大応力と粘塑性材料定数の温度依存性やひずみ速度依存性を議論している。最大応力は時間-温度換算則が成立しているが、粘塑性材料定数は一貫性のある温度依存性やひずみ速度依存性が現れていないことを示している¹²⁾。これらの研究は粘塑性特性の温度依存性やひずみ速度依存性を検討している数少ない研究であり、熱可塑性樹脂の粘塑性特性の温度依存性やひずみ速度依存性は完全には理解されていない。

本研究では、ポリブチレンテレフタレート (PBT) 樹脂の力学挙動を Schapery 非線形粘弾性体と Perzyna 粘塑性体でモデル化し、その力学特性を計測する。一般に、Schapery 非線形粘弾性体を含む粘弾粘塑性体の力学特性計測ではクリープリカバリー試験が行われる¹³⁻¹⁵⁾。しかし、クリープリカバリー試験で温度依存性を明らかにするためには温度と応力を変えて試験を繰り返し実施する必要がある、多大なコストを要する。また、ひずみ速度依存性をクリープリカバリー試験で明らかにするのは困難である。そこで、本研究では、動的粘弾性試験と単軸引張試験から粘弾性特性と粘塑性特性を評価し、その温度依存性とひずみ速度依存性を検討する。また、この粘弾粘塑性特性の評価結果の妥当性を示すため、粘弾粘塑性体の数値解析アルゴリズムを構築し、有限要素解析を用いて単軸引張試験における力学挙動を再現する。

2. 粘弾粘塑性構成モデル

2.1 粘弾粘塑性直列モデル

本研究では、線形粘弾性体と粘塑性体の組み合わせによって熱可塑性樹脂の粘弾粘塑性挙動を表現する。ただし、線形粘弾性体は全ての非線形粘弾性材料定数を1とした Schapery 非線形粘弾性体で表せることから、Schapery 非線形粘弾性体と Perzyna 粘塑性体の直列モデルにより熱可塑性樹脂の粘弾粘塑性挙動を表現する。ひずみが小さい場合、全ひずみが粘弾性成分と粘塑性成

分に分離できると仮定すると、全ひずみテンソル ϵ^{total} は次式で表される。

$$\epsilon^{\text{total}} = \epsilon^{\text{ve}} + \epsilon^{\text{vp}} \quad (1)$$

ここで、 ϵ^{ve} は粘弾性ひずみテンソル、 ϵ^{vp} は粘塑性ひずみテンソルである。また、直列モデルでは、粘弾性要素と粘塑性要素に加わる応力は等しい。この直列モデルの場合、初期降伏応力以下では、 $\epsilon^{\text{vp}} = 0$ すなわち純粋な粘弾性挙動を示す。

三次元問題に拡張された等方性 Schapery 非線形粘弾性構成式は、粘弾性ひずみ履歴と Cauchy 応力テンソル $\sigma(t)$ を関係づけた次式に示す Boltzmann 積分形で表される¹⁶⁾。

$$\epsilon^{\text{ve}}(t) = g_0 C_0 : \sigma(t) + g_1 \int_0^t \Delta C(\psi - \psi') : \frac{d(g'_2 \sigma')}{d\xi} d\xi \quad (2)$$

ここで、 C_0 は4階の瞬間コンプライアンスマトリクス、 $\Delta C(t)$ は4階の過渡コンプライアンスマトリクスである。 C_0 と $\Delta C(t)$ の各成分は、時間に依存しないポアソン比と、次式に示す線形粘弾性クリープコンプライアンス $D(t)$ の Prony 級数で表される。

$$D(t) = D_0 + \Delta D(t) \quad (3)$$

$$\Delta D(t) = \sum_{i=1}^N D_i \left\{ 1 - \exp\left(-\frac{t}{\tau_i}\right) \right\}$$

ここで、 D_0 は瞬間クリープコンプライアンス、 $\Delta D(t)$ は過渡クリープコンプライアンス、 D_i および τ_i は Prony 級数における各項の係数および遅延時間である。また、式(2)において、 g_0 は瞬間クリープコンプライアンス、 g_1 は過渡クリープコンプライアンス、 g_2 は負荷速度の非線形性を表す非線形粘弾性材料定数である。緩和時間 $\psi(t)$ は次式で与えられる。

$$\psi(t) = \int_0^t \frac{1}{\alpha_T \alpha_\sigma} d\eta \quad (4)$$

ここで、 α_T は時間-温度シフトファクター、 α_σ は時間-応力シフトファクターである。

粘塑性構成式は、粘塑性ひずみ速度テンソル $\dot{\epsilon}^{\text{vp}}$ に関する標準的な関連流れ則により

$$\dot{\epsilon}^{\text{vp}} = \dot{\gamma} \frac{\partial F(\sigma, \bar{\epsilon}^{\text{vp}})}{\partial \sigma} \quad (5)$$

で定義される。ここで、 $\dot{\gamma}$ は粘塑性乗数であり、Perzyna 粘塑性では次式で表される。

$$\dot{\gamma} = \frac{1}{\Gamma} \left\{ \frac{F(\sigma, \bar{\epsilon}^{\text{vp}})}{\sigma_y^0} \right\}^\kappa \quad (6)$$

ここで、 Γ 、 κ は Perzyna 粘塑性の材料定数であり、そ

れぞれ粘性パラメータと速度感度である。また、 $\langle \cdot \rangle$ はMacaulay括弧である。降伏関数 $F(\boldsymbol{\sigma}, \bar{\epsilon}^{\text{vp}})$ は、線形硬化則を用いて次式で表される。

$$F(\boldsymbol{\sigma}, \bar{\epsilon}^{\text{vp}}) = q(\boldsymbol{\sigma}) - \sigma_y^0 - h\bar{\epsilon}^{\text{vp}} \quad (7)$$

式(7)において σ_y^0 は初期降伏応力、 h は硬化パラメータである。また、 $q(\boldsymbol{\sigma})$ は Mises の相当応力、 $\bar{\epsilon}^{\text{vp}}$ は相当粘塑性ひずみである。

2.2 数値解析アルゴリズム

ここでは、既知の時刻 $t_{(n)}$ における各種ひずみテンソル $\boldsymbol{\epsilon}_{(n)}^{\text{total}}$ 、 $\boldsymbol{\epsilon}_{(n)}^{\text{ve}}$ 、 $\boldsymbol{\epsilon}_{(n)}^{\text{vp}}$ 、Cauchy 応力テンソル $\boldsymbol{\sigma}_{(n)}$ 、履歴積分項 $\mathbf{q}_{i(n)}$ 、非線形粘弾性材料定数 $g_{0(n)}$ 、 $g_{1(n)}$ 、 $g_{2(n)}$ 、 $\alpha_{\sigma(n)}$ 、緩和時間増分 $\Delta\psi_{(n)}$ 、相当粘塑性ひずみ $\bar{\epsilon}_{(n)}^{\text{vp}}$ と全ひずみ増分テンソル $\Delta\boldsymbol{\epsilon}^{\text{total}}$ から、時刻 $t_{(n+1)}$ における Cauchy 応力テンソル $\boldsymbol{\sigma}_{(n+1)}$ とコンシステント接線係数を導くことを目的とする。最初に、後退 Euler 法による $\Delta t = t_{(n+1)} - t_{(n)}$ 間での離散化構成式を示す。次に、粘弾粘塑性直列モデルの数値解析アルゴリズムを示す。

Schapery 非線形粘弾性の離散化構成式は、式(2)を離散化した後に式(3)を代入することで

$$\begin{aligned} \Delta\boldsymbol{\epsilon}^{\text{ve}} &= (\bar{\mathbf{C}}_{(n+1)} : \boldsymbol{\sigma}_{(n+1)}) - \bar{\mathbf{C}}_{(n)} : \boldsymbol{\sigma}_{(n)} \\ &\quad - \sum_{i=1}^N \mathbf{C}_i : \mathbf{q}_{i(n)} \left\{ g_{1(n+1)} \exp\left(\frac{-\Delta\psi_{(n+1)}}{\tau_i}\right) - g_{1(n)} \right\} \\ &\quad - g_{2(n)} \sum_{i=1}^N \mathbf{C}_i : \boldsymbol{\sigma}_{(n)} \left[g_{1(n)} \frac{\tau_i}{\Delta\psi_{(n)}} \left\{ 1 - \exp\left(\frac{-\Delta\psi_{(n)}}{\tau_i}\right) \right\} \right. \\ &\quad \left. - g_{1(n+1)} \frac{\tau_i}{\Delta\psi_{(n+1)}} \left\{ 1 - \exp\left(\frac{-\Delta\psi_{(n+1)}}{\tau_i}\right) \right\} \right] \\ \bar{\mathbf{C}}_{(n+1)} &= g_{0(n+1)} \mathbf{C}_0 + g_{1(n+1)} g_{2(n+1)} \sum_{i=1}^N \mathbf{C}_i \\ &\quad \times \left[1 - \frac{\tau_i}{\Delta\psi_{(n+1)}} \left\{ 1 - \exp\left(\frac{-\Delta\psi_{(n+1)}}{\tau_i}\right) \right\} \right] \\ \Delta\mathbf{q}_i &= \left\{ 1 - \exp\left(\frac{-\Delta\psi_{(n+1)}}{\tau_i}\right) \right\} \\ &\quad \times \left[\frac{\tau_i}{\Delta\psi_{(n+1)}} \{ g_{2(n+1)} \boldsymbol{\sigma}_{(n+1)} - g_{2(n)} \boldsymbol{\sigma}_{(n)} \} - \mathbf{q}_{i(n)} \right] \end{aligned} \quad (8)$$

と表される¹⁷⁾。ここで、式(4)の離散化関係は有限差分法による解とした¹⁸⁾。

また、式(5)から式(7)より関連流れ則と Perzyna 粘塑性、降伏関数の離散化構成式は

$$\Delta\boldsymbol{\epsilon}^{\text{vp}} = \Delta\gamma \frac{\partial F(\boldsymbol{\sigma}_{(n+1)}, \bar{\epsilon}_{(n+1)}^{\text{vp}})}{\partial \boldsymbol{\sigma}_{(n+1)}} \quad (9)$$

$$\Delta\gamma = \frac{\Delta t}{\Gamma} \left(\frac{F(\boldsymbol{\sigma}_{(n+1)}, \bar{\epsilon}_{(n+1)}^{\text{vp}})}{\sigma_y^0} \right)^{\kappa} \quad (10)$$

$$F(\boldsymbol{\sigma}_{(n+1)}, \bar{\epsilon}_{(n+1)}^{\text{vp}}) = q(\boldsymbol{\sigma}_{(n+1)}) - \sigma_y^0 - h\bar{\epsilon}_{(n+1)}^{\text{vp}} \quad (11)$$

と表される⁷⁾。

式(8)から式(11)より粘弾粘塑性直列モデルは、応力テンソル $\boldsymbol{\sigma}_{(n+1)}$ と粘塑性乗数 $\Delta\gamma$ に関する非線形式であることが分かる。したがって、これらの未知数を求める数値解析アルゴリズムが必要となる。本研究では、Wangらが提案した consistency モデルを用いて数値解析のアルゴリズムを構築する¹⁹⁾。このアルゴリズムモデルでは、動的降伏曲面を導入することで粘塑性整合条件式を古典的な速度非依存塑性と同様に定義することができる。式(10)および式(11)より動的降伏曲面 χ が次式で表せる。

$$\chi = [q(\boldsymbol{\sigma}_{(n+1)}) - \sigma_y^0 - h\bar{\epsilon}_{(n+1)}^{\text{vp}}] - \sigma_y^0 \left(\Gamma \frac{\Delta\gamma}{\Delta t} \right)^{\frac{1}{\kappa}} \quad (12)$$

式(12)において、右辺第1項の降伏関数と右辺第2項の Perzyna 粘塑性の降伏曲面は常に等しい。したがって、 $\chi \approx 0$ を満たす粘塑性乗数 $\Delta\gamma$ を Newton-Raphson 法で求めることができる。しかし、応力テンソル $\boldsymbol{\sigma}_{(n+1)}$ が未知であるため、応力増分テンソル $\Delta\boldsymbol{\sigma}$ も同様に非線形解法で決定する必要がある²⁰⁾。そこで、残差ひずみ増分テンソル $\mathbf{R}_{\Delta\epsilon}$ を次式で定義する。

$$\mathbf{R}_{\Delta\epsilon} = \Delta\boldsymbol{\epsilon}^{\text{ve}} + \Delta\boldsymbol{\epsilon}^{\text{vp}} - \Delta\boldsymbol{\epsilon}^{\text{total}} \quad (13)$$

ここで、 $\Delta\boldsymbol{\epsilon}^{\text{ve}}$ は式(8)、 $\Delta\boldsymbol{\epsilon}^{\text{vp}}$ は式(9)で定義され、 $\Delta\boldsymbol{\epsilon}^{\text{total}}$ は既知の全ひずみ増分テンソルである。残差ひずみテンソル $\mathbf{R}_{\Delta\epsilon}$ の各成分は常に0であることから、 $\|\mathbf{R}_{\Delta\epsilon}\| \approx 0$ を満たす応力増分テンソル $\Delta\boldsymbol{\sigma}$ を Newton-Raphson 法で求めることができる。以上より、この数値解析アルゴリズムでは、応力増分テンソル $\Delta\boldsymbol{\sigma}$ の試行値に対し粘塑性乗数 $\Delta\gamma$ を決定する手順を繰り返すことで解を導く。この数値解析アルゴリズムの有限要素法への実装は、Abaqus/Standard user-material subroutine UMAT により行う。

3. 材料試験方法

3.1 動的粘弾性試験

本研究では板厚 3.1 mm の ASTM D631 に準拠した標準引張試験片に射出成形されたポリブチレンテレフタレート (PBT) 樹脂を用いる。動的粘弾性試験 (DMA 試験) では、標準引張試験片の平行部から幅 6 mm、厚さ 1 mm、長さ 20 mm に切り出した試験片を用いる。測定周波数は 1 Hz、2 Hz、10 Hz の3条件とし、昇温速度 2°C/min で -100°C から 200°C まで温度を上昇させながら実施する。負荷モードは引張り、平均ひずみは約 1%、ひ

ずみ振幅は約 0.1% である。

DMA 試験で計測された貯蔵弾性係数 $E'(\omega)$ と損失弾性係数 $E''(\omega)$ から応力緩和係数 $E_r(t)$ を求めるためには、二宮と Ferry が提案した次式を用いる²¹⁾。

$$E_r(t) = E'(\omega) - 0.4E''(0.4\omega) + 0.014E''(10\omega) \quad (14)$$

ここで、 $\omega = 1/t$ である。また、応力緩和係数からクリープコンプライアンスを求めるためには、実時間面において応力緩和係数 $E_r(t)$ の Prony 級数の係数からクリープコンプライアンスの Prony 級数の係数を求める Park-Schapery 法を用いる²²⁾。

3.2 単軸引張試験

単軸引張試験には、最大荷重 10 kN の卓上型引張試験機を使用し、荷重はロードセルで計測する。ひずみは試験片に白と黒のスプレーでランダムパターンを作成し、CCD カメラで撮影した画像からデジタル画像相関法 (DIC) で計測する。試験片は射出成形された板厚 3.1 mm の標準引張試験片である。異なる温度における力学挙動を計測するため、全条件の試験を恒温槽内で行う。クロスヘッド速度は 0.1 mm/min, 1 mm/min, 10 mm/min の 3 条件、温度は 15°C, 25°C, 40°C, 50°C, 60°C の 5 条件である。DIC では、標準試験片の平行部中央の 7.2 mm × 7.2 mm の測定範囲の平均ひずみを計測する。また、クロスヘッド速度に応じて計測時間間隔を変更し、相関が取れるひずみ範囲内で行う。

4. 試験結果と粘弾粘塑性特性評価

4.1 粘弾性特性

Fig. 1 に時間-温度換算則によって得られた基準温度 25°C における応力緩和係数のマスターカーブの一部とその Prony 級数近似曲線、Park-Schapery 法で求めたクリープコンプライアンスの Prony 級数近似曲線を示す。また、Fig. 2 に時間-温度シフトファクターを示す。本研究の DMA では連続的に温度を上昇させながら測定している。同一周波数の測定は約 2.5°C ごとに行われているが、3 つの周波数における測定は異なる温度で行われている。そのため、マスターカーブ作成の際には、Fig. 2 に示す関数の値に基づいて各周波数の粘弾性物性値を時間軸方向に移動させた。また、滑らかなマスターカーブを得るためにシフトファクターには不連続な関数を使用した。

DMA 試験における応答応力は、低温側が約 1.6 MPa、高温側が約 0.3 MPa と低い。したがって、DMA 試験より得られた粘弾性特性は線形粘弾性であると考えられ

Fig. 1 Master curve of relaxation modulus evaluated by dynamic mechanical analysis and approximated curves by Prony series.

Fig. 2 Shift factor for the master curve of the relaxation modulus obtained by dynamic mechanical analysis.

る。本研究では、粘弾性特性として Fig. 1 に示すクリープコンプライアンスを用いる。ポアソン比は 0.35 とする。また、降伏応力以下において純粋な線形粘弾性挙動を示すと仮定し、非線形粘弾性材料定数 ($g_0, g_1, g_2, \alpha_\sigma$) を 1 とする。基準温度 25°C 以外の任意温度におけるクリープコンプライアンスは、Fig. 2 に示すシフトファクターを用いた時間-温度換算則により得る。

4.2 粘塑性特性

Fig. 3 に単軸引張試験から得た真応力-真ひずみ関係をプロットで示す。Fig. 3(a), (b), (c) はそれぞれクロスヘッド変位速度 0.1 mm/min, 1 mm/min, 10 mm/min で得られた結果である。真応力 σ_t および真ひずみ ε_t は以下の算出式で計算した。

$$\begin{aligned} \sigma_t &= \sigma_n(1 + \varepsilon_n) \\ \varepsilon_t &= \ln(1 + \varepsilon_n) \end{aligned} \quad (15)$$

Fig. 3 True stress-true strain curves obtained by tensile tests and viscoelastic-viscoplastic analyses at various temperatures and a cross-head displacement speed of (a) 0.1 mm/min, (b) 1 mm/min and (c) 10 mm/min.

ここで、 σ_n は試験片の初期断面積とロードセルで計測した荷重値から求まる公称応力、 ϵ_n はDICで計測される公称ひずみである。Fig. 3より、顕著な温度依存性があることが分かる。加えて、同じ温度条件でもひずみ速度で異なる挙動を示していることがわかる。また、40°C以上の全てのクロスヘッド速度条件においてネッキング現象が生じた。このネッキング現象が生じた場合、DICによるひずみ計測は困難となる。したがって、Fig. 3では、

Fig. 4 Relationship between initial yield stress and temperature.

25°Cの10 mm/minと40°C以上の全てのクロスヘッド速度条件において、DICによるひずみ計測ができた範囲までがプロットされている。その他の条件では、破断までの真応力-真ひずみ関係がプロットされている。

単軸引張試験結果から粘塑性材料定数を求めるためには、全ひずみから粘弾性ひずみと粘塑性ひずみを分離する必要がある。粘弾粘塑性直列モデルでは、粘弾性要素と粘塑性要素に加わる応力が等しい。そのため、単軸引張試験で得た応力の時間履歴 $\sigma(t)$ とDMA試験で得た線形粘弾性クリープコンプライアンス $D(t)$ から粘弾性ひずみ履歴 $\epsilon^{ve}(t)$ が推定できる。したがって、式(1)の直列モデルにおけるひずみ成分の関係より、計測された全ひずみ履歴 $\epsilon^{total}(t)$ から推定された粘弾性ひずみ履歴 $\epsilon^{ve}(t)$ を引くことで粘塑性ひずみ履歴 $\epsilon^{vp}(t)$ を推定することができる。また、式(5)に示す標準的な関連流れ則より、単軸の場合 $\dot{\epsilon}^{vp} = \dot{\gamma}$ が成り立つことが分かる。このことから、推定した粘塑性ひずみ履歴 $\epsilon^{vp}(t)$ と式(6)の差を最小にする3つの粘塑性材料定数(初期降伏応力 σ_y^0 、粘性パラメータ Γ 、速度感度 κ)を最小二乗法で決定する。ここで、ひずみ硬化やひずみ軟化は生じないと仮定し、硬化パラメータ h は全条件で $h=0$ とする。

Fig. 4に初期降伏応力 σ_y^0 、Fig. 5に粘性パラメータ Γ 、Fig. 6に速度感度 κ の評価結果を示す。Fig. 4の初期降伏応力は、温度が上昇するとともに低下している。また、ひずみ速度が速くなるとともに上昇している。この傾向は、最大応力の温度依存性やひずみ速度依存性と同様である。

Fig. 5は粘性パラメータとひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ の逆数の両対数関係を示している。Fig. 5より、ひずみ速度が遅くなると粘性パラメータが大きくなっており、顕著なひずみ速度依存性を示すことが分かる。また、粘性パラメータ

Fig. 5 Relationship between viscosity and inverse of strain rate.

Fig. 6 Relationship between rate sensitivity and temperature.

Fig. 7 Master curve of maximum nominal stress and initial yield stress using shift factor determined by dynamic mechanical analysis.

はひずみ速度に関係していることが分かる。これは、式(6)よりひずみ硬化や軟化が生じない仮定では、粘性パラメータが粘塑性ひずみ速度に依存するためである。したがって、硬化パラメータ $h=0$ の場合、ひずみ速度から粘性パラメータを推定できる。また、粘性パラメータの温度依存性はみられない。

Fig. 6 の速度感度は、ひずみ速度に関係なく 40°C, 50°C, 60°C の同定結果が $\kappa=0.5$ 付近ではほぼ等しい結果となった。しかし、15°C と 25°C の値はひずみ速度ごとのばらつきが大きく、ひずみ速度依存性および温度依存性は明らかでないことが分かる。

5. 有限要素法による粘弾粘塑性解析

評価した材料定数を用いて、有限要素法による粘弾粘塑性解析を行った。解析ソフトは Abaqus/Standard 2017 を使用し、解析モデルは標準型試験片の平行部をモデル化した高さ 57.6 mm、幅 12.8 mm、厚さ 3.1 mm の直方体とする。また、要素タイプは 8 節点連続体 6 面体要素、要素サイズは 1.6 mm×1.6 mm×1.55 mm、要素数

は 576 である。Fig. 3 に粘弾粘塑性解析から得た真応力-真ひずみ関係を示す。この図では、プロットが実験結果、実線が解析結果を示している。全てのひずみ速度と温度条件で実験と解析がほぼ一致する結果を得られた。したがって、Schapery 非線形粘弾性体と Perzyna 粘塑性体の直列モデルに基づく粘弾粘塑性特性の評価結果は妥当であると言える。

6. 最大応力と初期降伏応力の時間-温度依存性

Fig. 7 に最大公称応力 σ_b と初期降伏応力 σ_y^0 のマスターカーブを示す。縦軸の最大公称応力 σ_b は、単軸引張試験の公称応力-伸び線図から得た値である。横軸はひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ の逆数、基準温度は 25°C である。これらの時間-温度シフトファクターは、Fig. 2 に示す DMA 試験で取得した値を使用した。Fig. 7 より、最大応力のマスターカーブは滑らかな曲線を描いていることが分かる。したがって、最大応力の時間-温度換算則は成立していると言える。この結果は、既存の研究と同様である¹²⁾。

一方、初期降伏応力についても破線で示す回帰直線に

着目すると、一本のマスターカーブが存在していると考えられる。しかし、回帰直線上で異なる温度条件の初期降伏応力はわずかにずれている。この理由として、Fig. 4 に示した初期降伏応力は、PBT 樹脂の実際の初期降伏応力と異なる可能性が考えられる。

本研究では、Schapery 非線形粘弾性において $g_0 = g_1 = g_2 = \alpha_\sigma = 1$ 、つまり理想的な線形粘弾性挙動を仮定した。しかし、実際の PBT 樹脂はクリープ試験において応力依存の非線形粘弾性を発現する。非線形粘弾性がある場合、線形粘弾性に比べてクリープコンプライアンスが大きくなるため、推定される粘弾性ひずみは増加する。推定粘弾性ひずみが増加すると、Fig. 3 の応力-ひずみ関係において粘弾性ひずみ域が広がり、初期降伏応力が上昇する。したがって、非線形粘弾性を示す PBT 樹脂の実際の初期降伏応力は、Fig. 4 に示した初期降伏応力よりも全体的に大きくなると考えられる。また、非線形粘弾性のクリープコンプライアンスと線形粘弾性クリープコンプライアンスの差は、時間の経過とともに大きくなる。そのため、ひずみ速度が遅いほど推定される粘弾性ひずみが大きくなり、初期降伏応力の上昇量は大きくなると考えられる。

以上より、非線形粘弾性を考慮した場合、初期降伏応力は全体的に上昇し、その上昇量はひずみ速度が遅い条件ほど大きいと推測される。この場合、初期降伏応力のマスターカーブはより滑らかな曲線で表現できると考えられる。しかし、Schapery 非線形粘弾性特性の計測には、異なる応力条件下のクリーブリカバリー試験が必要である。そのため、非線形粘弾性を考慮した検討は今後の課題である。

7. 結 言

熱可塑性樹脂の粘弾粘塑性挙動を Schapery 非線形粘弾性体と Perzyna 粘塑性体でモデル化した。動的粘弾性試験から得た粘弾性特性を用いて粘塑性ひずみを推定し、粘塑性特性を評価した。その結果、初期降伏応力、粘性パラメータ、速度感度の温度とひずみ速度の依存性を明らかにした。評価した粘弾粘塑性特性を用いた有限要素解析では、全ての条件で熱可塑性樹脂の力学挙動が再現可能であることから、粘弾粘塑性特性の評価結果は妥当である。

参 考 文 献

- 1) R. Schapery : *Int. J. Solids Struct.*, **2**, 3 (1966), 407-425.
- 2) R. Schapery : *Polym. Eng. Sci.*, **9**, 4 (1969), 295-310.
- 3) J. Chaboche : *Int. J. Plasticity*, **24**, 10 (2008), 1642-1693.
- 4) P. Perzyna : *Adv. Appl. Mech.*, **9**, C (1966), 243-377.
- 5) P. Perzyna : *Adv. Appl. Mech.*, **11**, C (1971), 313-354.
- 6) E. De Souza Neto, D. Perić & D. Owen : *Computational Methods for Plasticity: Theory and Applications* (1st Ed.), Civil and Computational Engineering Centre (2008).
- 7) J. Kim & A. Muliana : *Int. J. Num. Meth. Eng.*, **79**, 5 (2009), 550-575.
- 8) J. Kim & A. Muliana : *Int. J. Solids Struct.*, **47**, 1 (2010), 580-594.
- 9) D. Tscharnuter, M. Jerabek, Z. Major & G. Pinter : *Mech. Time-Depend. Mater.*, **16**, 3 (2012), 275-286.
- 10) R. Abu Al-Rub, A. Tehrani & M. Darabi : *Int. J. Damage Mech.*, **24**, 2 (2014), 198-244.
- 11) A.H. Tehrani & R. Abu Al-Rub : *J. Eng. Mater. Technol.*, **133**, 4 (2011), 041011.
- 12) A.D. Drozdov : *Mech. Time-Depend. Mater.*, **14**, 4 (2010), 411-434.
- 13) S. Zaoutos, G. Papanicolaou & A. Cardon : *Compos. Sci. Technol.*, **58**, 6 (1998), 883-889.
- 14) G. Papanicolaou, S. Zaoutos & A. Cardon : *Composites Part A*, **30**, 7 (1999), 839-848.
- 15) G. Papanicolaou, S. Zaoutos & A. Cardon : *Compos. Sci. Technol.*, **59**, 9 (1999), 1311-1319.
- 16) J. Lai & A. Bakker : *Polym. Eng. Sci.*, **35**, 17 (1995), 1339-1347.
- 17) R. Haj-Ali & A. Muliana : *Int. J. Num. Meth. Eng.*, **59**, 1 (2004), 24-45.
- 18) T. Crochon, T. Schönherr, C. Li & M. Lévesque : *Mech. Time-Depend. Mater.*, **14**, 4 (2010), 359-387.
- 19) W. Wang, L. Sluys & R. De Borst : *Int. J. Num. Meth. Eng.*, **40**, 20 (1997), 3839-3864.
- 20) C. Huang, R. Abu Al-Rub, E. Masad, D. Little & G. Airey : *Int. J. Pavement Eng.*, **12**, 4 (2011), 433-447.
- 21) K. Ninomiya & J. Ferry : *J. Colloid Sci.*, **14**, 1 (1959), 36-48.
- 22) S. Park & R. Schapery : *Int. J. Solids Struct.*, **36**, 11 (1999), 1653-1675.