

論文 / 著書情報
Article / Book Information

| | |
|-------------------|---|
| 論題(和文) | 弾塑性有限要素解析における高じん性接着剤材料モデルのパラメータ同定 |
| Title(English) | Parameter identification of material model of toughened adhesive polymer for elasto-plastic finite element analysis |
| 著者(和文) | 阿部徳秀, 関口悠, 佐藤千明 |
| Authors(English) | Norihide Abe, Yu Sekiguchi, Chiaki Sato |
| 出典(和文) | 日本接着学会誌 |
| Citation(English) | Journal of the Adhesion Society of Japan |
| 発行日 / Pub. date | 2018, 10 |
| Note | このファイルは著者（最終）版です。 This file is author (final) version. |

〈研究論文〉

弾塑性有限要素解析における高じん性接着剤材料モデルのパラメータ同定

阿部 徳秀*・関口 悠**・佐藤 千明**

要旨

接着剤の塑性や損傷を含む材料変形を有限要素解析するために必要とされるパラメータ値を円筒突合せ複合負荷試験より同定する手法を検討した。有限要素解析で接着剤の変形を表現する材料モデルとして、弾塑性変形と損傷過程を組み込んだ材料モデルである **Toughened Adhesive Polymer Model (TAPO モデル) [MAT_252]**を用いた。接着接合部の応力状態を仮定することで複合負荷試験の結果より応力の第一不変量、偏差応力の第二不変量および **plastic arc length** が算出され、弾塑性変形の構成式、降伏関数、非関連流れ則にフィッティングすることでパラメータの値が求められた。また、円筒突合せ複合負荷試験および **Double Cantilever Beam (DCB)** 試験の解析を実施し実験結果と比較することで、接着接合部の有限要素解析へ提案手法によるパラメータ同定が応用可能であることが示された。

*東京工業大学 工学院 機械系

**東京工業大学 科学技術創成研究院

神奈川県横浜市緑区長津田町 4259 〒226-8503

1. 緒言

近年、自動車産業では二酸化炭素排出削減や航続距離向上のために車体の軽量化が求められており、マルチマテリアル構造の導入が進んでいる。鋼材や非鉄金属、樹脂材料を適材適所に使用し、強度を保ちつつ構造の軽量化を図るマルチマテリアル構造において異種材料間接合は重要な技術の1つである¹⁾。特に接着接合は車体構造部への適用が検討されている²⁾。

接合部の強度評価は、構造全体の強度設計をする上で欠かすことができない。しかしながら接着剤のような高分子ポリマーはその複雑な材料特性から、強度評価に広く用いられる有限要素解析における課題が多い。接着接合部のモデリングには破壊力学的アプローチや連続体力学的アプローチなどがある。前者にはエネルギー解放率を適用する結合力モデル (Cohesive Zone Model : CZM) が広く用いられる^{3~5)}。接着剤層の損傷に伴うエネルギー解放を定義することで、比較的低い計算コストで解析できることから、大規模構造体への応用に適している。一方で CZM は接着剤内部の応力状態を表現できないため、応力を基準とした接合強度の議論が行えない。応力集中による影響は、接合部の設計において重要である。リベットなど他の接合手法との併用を考える上でも、接合部の応力状態を把握する必要がある。連続体力学的アプローチは、計算コストが高いため大きな構造体の解析への適用は難しいが、応力を詳細に得ることが出来るため接合部の力学的評価に適している。

接着剤の解析では特に延性的な接着剤においてその力学的挙動が複雑である。従って、接着剤に適用する材料モデルが解析結果に及ぼす影響が大きい^{6~8)}。接着剤の材料特性を表現するために様々な検討が行われ^{9,10)}、材料モデル MAT_252 (Toughed Adhesive Polymer Model : TAPO モデル)が有限要素解析ソフト LS-DYNA®に新たに組み込まれた¹¹⁾。このモデルは、弾塑性構成式に基づく連続体モデルであり、損傷変数を用いることで延性的な接着剤の塑性および損傷の挙動を表現することが出来る。その一方で、多軸応力状態を考慮しているためパラメータ決定のための実験が複雑化している。本研究では、TAPO モデルにおいて平面ひずみ状態の仮定を導入することで、円筒突合せ複合負荷試験の実験データからパラメータの同定を試みた。更に、得られたパラメータ値を用い接着接合部の有限要素解析を行い、実験結果との比較により同定手法の妥当性を検討した。

2. 実験手法

2. 1 接着剤

TAPO モデルは塑性変形や損傷過程を表現できる特徴を有するため、非線形な挙動を示す延性的な接着剤の有限要素解析において特に強みを発揮する。本研究では、パラメータ同定を行う接着剤として高強度かつ延性的である第2世代アクリル系接着剤 (HARDLOC C-355-20, デンカ (株) 製) を選定した。2液の混合にはスタティックミキサーを用いた。試験片硬化条件は60度24時間とした。

2. 2 引張試験

接着剤の弾性領域での材料特性 (ヤング率, ポアソン比) 測定のため, Fig. 1 に示すバルク試験片を用い引張試験を行った。卓上形精密万能試験機 (AGS-500A, (株) 島津製作所製) を用い, クロスヘッド速度 5 mm/min で試験した。ビデオ式非接触伸び幅計により縦ひずみを, 透過型レ

ーザセンサにより横ひずみを測定した。

2. 3 円筒突合せ複合負荷試験

複合負荷における接着剤の応力-ひずみ関係を得るため、油圧式試験機を用いた円筒突合せ複合負荷試験¹²⁾を行った。被着体には機械構造用炭素鋼 (S45C) を用いた。試験片寸法は Fig. 2 に示す。接着面は研磨紙 (#600) による研磨とアセトンによる脱脂を接着前に行った。接着層厚さは 0.3 mm とした。負荷された応力角が 0, 30, 60, 90 度となるように複合負荷を与えた。応力角は次式で与えられる。

$$\theta = \arctan\left(\frac{\tau}{\sigma}\right) \quad (1)$$

ここで σ は垂直応力, τ はせん断応力である。試験は変位制御にて行い, 試験速度は応力角 0, 30, 60, 90 度で軸方向の引張速度 ($\times 10^{-2}$ mm/min) と回転速度 ($\times 10^{-3}$ rad/min) がそれぞれ (5.0, 0.0), (4.0, 0.8), (1.5, 1.4), (0.0, 2.0) とした。

3. 実験結果

3. 1 引張試験

応力-ひずみ関係を Fig. 3 に示す。縦軸は公称応力, 横軸は公称ひずみである。弾性域における縦ひずみと横ひずみの関係を Fig. 4 に示す。0.0002 < ε < 0.02 の範囲での最小二乗法からヤング率が 300 MPa, Fig. 4 の範囲での最小二乗法からポアソン比が 0.37 と求まった。

3. 2 円筒突合せ複合負荷試験

引張方向の応力-ひずみ関係を Fig. 5 に, せん断方向の応力-ひずみ関係を Fig. 6 に示す。引張・せん断の両方向において, 弾塑性変形挙動と緩やかな損傷挙動が確認された。

4. TAPO モデルにおけるパラメータ同定

4. 1 TAPO モデル

弾性領域の構成式はフックの法則に基づいている。縦弾性係数 E , 横弾性係数 G およびポアソン比 ν を決定することで弾性領域での変形挙動が表現される。

塑性領域では 3 つの関係式により変形が記述される¹¹⁾。1 つ目の関係式は降伏関数である。Drucker-Prager 降伏関数に静水圧応力と損傷による影響を加えた修正 Drucker-Prager 降伏関数を用いられる。降伏関数は次式で定義される。

$$f := \frac{J_2}{(1-D)^2} + \frac{1}{\sqrt{3}} a_1 \tau_0 \frac{I_1}{1-D} + \frac{a_2}{3} \left\langle \frac{I_1}{1-D} \right\rangle^2 - \tau_Y^2 = 0 \quad (2)$$

ここで I_1 は応力の第一不変量, J_2 は偏差応力の第二不変量, τ_Y はせん断応力, τ_0 は初期せん断降伏応力, a_1 および a_2 は降伏関数パラメータ, D は損傷変数である。また, $\langle \ \rangle$ はマコーレー括弧を示す。 I_1 および J_2 は次式で与えられる。

$$I_1 = \sigma_{xx} + \sigma_{yy} + \sigma_{zz} \quad (3)$$

$$J_2 = -(s_{xx}s_{yy} + s_{yy}s_{zz} + s_{zz}s_{xx}) + \tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2 \quad (4)$$

ここで σ_{xx} , σ_{yy} , σ_{zz} および τ_{yz} , τ_{zx} , τ_{xy} は直交座標系における x, y, z 方向の垂直応力とせん断応力

であり, s_{xx} , s_{yy} , s_{zz} は $s_{ii} = \sigma_{ii} - I_1/3$ と与えられる各方向の偏差応力である. 塑性の進行とともに降伏曲面は変化する. 従って, 降伏関数の形状を決定する a_1 および a_2 は変数となり, TAPO モデルでは線形関数として次式で与えられる.

$$a_1 = a_{1H}\gamma_V + a_{10} \quad (5)$$

$$a_2 = a_{2H}\gamma_V + a_{20} \quad (6)$$

ここで a_{10} と a_{20} は降伏関数の初期パラメータ, a_{1H} と a_{2H} は降伏関数の硬化度パラメータである. また plastic arc length γ_V は次式で与えられる.

$$\gamma_V = \left[2 \left\{ (\varepsilon_{xx}^p)^2 + (\varepsilon_{yy}^p)^2 + (\varepsilon_{zz}^p)^2 \right\} + (\gamma_{yz}^p)^2 + (\gamma_{zx}^p)^2 + (\gamma_{xy}^p)^2 \right]^{1/2} \quad (7)$$

なお γ_V は TAPO モデルで用いられる相当塑性ひずみに関連する物理量であり, von-Mises 相当塑性ひずみ ε_{eq}^p との間に次式の関係が成り立つ.

$$\gamma_V = \frac{\varepsilon_{eq}^p}{\sqrt{3}} \quad (8)$$

材料の損傷開始時の γ_V を γ_c , 破断時の γ_V を γ_f とする. γ_c および γ_f は次式で与えられる.

$$\gamma_c = [d_{1c} + d_{2c} \exp(-d_3 \langle T \rangle)] \left(1 + d_4 \langle \ln \frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_0} \rangle \right) \quad (9)$$

$$\gamma_f = [d_1 + d_2 \exp(-d_3 \langle T \rangle)] \left(1 + d_4 \langle \ln \frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_0} \rangle \right) \quad (10)$$

ここで d_{1c} , d_{2c} , d_1 , d_2 , d_3 は Johnson & Cook の損傷パラメータ¹³⁾, d_4 は Johnson & Cook のひずみ速度依存破壊パラメータ, $\dot{\gamma}$ はひずみ速度に関連するスカラー量, $\dot{\gamma}_0$ は $\dot{\gamma}$ の準静的変形時の閾値, T は応力三軸度である. $\dot{\gamma}$ および T は次式で与えられる.

$$\dot{\gamma} = \sqrt{2 \text{tr}(\dot{\boldsymbol{\varepsilon}})^2} \quad (11)$$

$$T = \frac{I_1}{3\sqrt{3}J_2} \quad (12)$$

損傷変数 D は損傷開始前 ($\gamma_V < \gamma_c$) では $D = 0$ であり, 損傷が開始されると次式で与えられる.

$$D = \left(\frac{\gamma_V - \gamma_c}{\gamma_f - \gamma_c} \right)^n \quad (13)$$

損傷中 ($\gamma_c \leq \gamma_V \leq \gamma_f$) は $0 \leq D \leq 1$ で変化し, 破断時 ($\gamma_V = \gamma_f$) に $D = 1$ となる. 損傷の進行速度を決めるのが現象論的損傷モデル指数 n である.

2つ目の関係式は構成式であり, 次式で与えられる.

$$\tau_Y = \{\tau_0 + q[1 - \exp(-b\gamma_V)] + H\gamma_V\} \left[1 + C \left(\langle \ln \frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_0} \rangle - \langle \ln \frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_M} \rangle \right) \right] \quad (14)$$

ここで q は等方性非線形硬度, b は等方性指数減衰パラメータ, H は等方性線形硬化係数, C はひずみ速度係数, $\dot{\gamma}_M$ は $\dot{\gamma}$ の高速変形時の閾値である. 実験においてせん断応力は直接測定できず, モーメントと接着面積から算出する必要がある. 損傷が発生すると実際の断面積が接着面積と一致しなくなるため, 実験で測定される公称せん断応力 τ と有効せん断応力 τ_Y との間に差が生じる. 次式にその関係を示す.

$$\tau = (1 - D)\tau_Y \quad (15)$$

3つ目の関係式は, 塑性ポテンシャルに基づく流れ則である. 一般的な金属材料の場合, 塑性変形

時の体積が巨視的に一定であり関連流れ則となる．しかしながら接着剤等の樹脂材料の場合，塑性変形時に体積一定条件が満たされない．そのため，体積変化による塑性ひずみ ε_{ij}^p と塑性せん断ひずみ γ_{ij}^p の関係の変化を表現する非関連流れ則の導入が必要となる．非関連流れ則は次式で与えられる．

$$d\boldsymbol{\varepsilon}^p = \lambda \frac{\partial f^*}{\partial \boldsymbol{\sigma}} = \lambda \left(\mathbf{s} + \frac{2}{3} a_2^* \langle I_1 \rangle \mathbf{1} \right) \quad (16)$$

ここで $d\boldsymbol{\varepsilon}^p$ は塑性ひずみ増分， f^* は塑性ポテンシャル， $\mathbf{1}$ は単位テンソル， a_2^* は塑性ポテンシャルパラメータである．降伏関数を満足させるためには，降伏曲面が凸の楕円形状であり，比例定数 λ がゼロ以上の任意の数である必要がある¹⁴⁾．これらの条件はそれぞれ次式で与えられる．

$$f^* = J_2 + \frac{a_2^*}{3} \langle I_1 \rangle^2 - \tau_V^2 \quad (17)$$

$$\lambda = \frac{d\varepsilon_{xx}^p}{s_{xx} + \frac{2}{3} a_2^* \langle I_1 \rangle} = \frac{d\varepsilon_{yy}^p}{s_{yy} + \frac{2}{3} a_2^* \langle I_1 \rangle} = \frac{d\varepsilon_{zz}^p}{s_{zz} + \frac{2}{3} a_2^* \langle I_1 \rangle} = \frac{d\gamma_{yz}^p/2}{s_{yz}} \quad (18)$$

TAPO モデルでは高速変形の影響も議論するためにひずみ速度に関連する項も含んでいるが，本研究では準静的試験でのパラメータ同定を議論するためにひずみ速度に関連する項をゼロとした．

4. 2 応力状態の仮定

TAPO モデルは多軸応力状態を考慮した材料モデルである．接着接合部の応力状態も多軸応力状態であるが，一般的に実験では接着層内部の応力状態は測定できない．解析に必要なパラメータ I_1 ， J_2 および γ_V を実験で測定される力と変位から算出するためには，接着層の応力状態を仮定する必要がある．接着層が十分に薄い場合，接着接合部は平面ひずみ状態に近似されることが多い．本研究では円筒座標系において以下に示す仮定を導入することでパラメータ同定を行う．

弾性領域において平面ひずみ状態を仮定した場合，次式が与えられる．

$$\varepsilon_{rr}^e = \gamma_{\theta r}^e = \gamma_{zr}^e = 0 \quad (19)$$

更に円筒突合せ試験片特有の条件として接着層は周方向にも拘束が生じることから，次式のように仮定した．

$$\varepsilon_{\theta\theta}^e = 0 \quad (20)$$

ここで ε_{ij}^e および γ_{ij}^e は各方向の弾性ひずみと弾性せん断ひずみである．フックの法則においてこれらの仮定を導入すると半径方向および円周方向の応力は次式で与えられる．

$$\sigma_{rr} = \frac{\nu}{1-\nu} \sigma_{zz} \quad (21)$$

$$\sigma_{\theta\theta} = \frac{\nu}{1-\nu} \sigma_{zz} \quad (22)$$

また塑性ひずみおよび塑性せん断ひずみはそれぞれ以下の式で与えられる．

$$\varepsilon_{zz}^p = \varepsilon_{zz} - \frac{1(1-2\nu)(1+\nu)}{E(1-\nu)} \sigma_{zz} \quad (23)$$

$$\varepsilon_{rr}^p = \varepsilon_{\theta\theta}^p = -\frac{(1-2\nu)-2a_2^*(1+\nu)}{2\{(1-2\nu)+a_2^*(1+\nu)\}} \varepsilon_{zz}^p \quad (24)$$

$$\gamma_{\theta z}^p = \gamma_{\theta z} - \frac{\tau_{\theta z}}{G} \quad (25)$$

$$\gamma_{r\theta}^p = \gamma_{zr}^p = 0 \quad (26)$$

従って I_1 ， J_2 および γ_V は次式で与えられる．

$$I_1 = \frac{1+\nu}{1-\nu} \sigma_{zz} \quad (27)$$

$$J_2 = \frac{1}{3} \left(\frac{1-2\nu}{1-\nu} \right)^2 \sigma_{zz}^2 + \tau_{\theta z}^2 \quad (28)$$

$$\gamma_V = \left[2\varepsilon_{zz}^p \left\{ 1 + 2 \left(\frac{(1-2\nu) - 2a_2^*(1+\nu)}{2\{(1-2\nu) + a_2^*(1+\nu)\}} \right)^2 \right\} + (\gamma_{\theta z}^p)^2 \right]^{1/2} \quad (29)$$

4. 3 パラメータ同定手順

円筒突合せ複合負荷試験の各条件での実験結果に前述の式をフィッティングし、パラメータ同定を行う。本研究では複数の未知パラメータを非線形関数にフィッティングさせるために一般化簡約勾配法を用いた非線形最小二乗法を実施した。最小二乗法の反復計算回数は100回とした。TAPOモデルでは、弾性から塑性へと切り替わる降伏開始点、塑性変形において損傷が発生し始める損傷開始点、および試験が終了する破断点を定義する必要がある。本研究では、塑性せん断ひずみが0.2% ($\gamma_{\theta z}^p = 0.002$) となった時点以降を降伏開始点、 J_2 の値が低下し始めた点を損傷開始点、 J_2 の値が0となった点を破断点とした。

初期せん断応力 τ_0 は純せん断(90度)負荷の実験における降伏開始点のせん断応力である。また90度負荷の実験では、引張方向の応力がゼロのため損傷開始前の塑性領域では測定したせん断応力が τ_Y となる。更に $\varepsilon_{zz}^p = 0$ であることから a_2^* が未定であっても γ_V が実験値より求まる。従って、構成式のパラメータ q 、 b および H は(14)式を $\gamma_V < \gamma_c$ の範囲において90度負荷の実験結果にフィッティングさせ同定した(Fig. 7)。

塑性ポテンシャルパラメータ a_2^* は、塑性時の体積変化に関連する値である。接着剤の降伏開始後の挙動は複雑であり a_2^* は一定値とならないことも考えられるが、TAPOモデルでは定数として扱う。 a_2^* を同定する方法としてBurbulla⁹⁾は塑性ポアソン比を

$$\nu^* := - \frac{\varepsilon_{trans}^{pl}}{\varepsilon_{axial}^{pl}} \quad (30)$$

と定義し、(14)式を解くことで a_2^* を ν^* から求める手法を提案した。ここで ε_{axial}^{pl} と ε_{trans}^{pl} はそれぞれ塑性縦ひずみと塑性横ひずみである。上記比を用いると、平面応力状態において a_2^* は次式で与えられる。

$$a_2^* = \frac{1-2\nu^*}{2(1+\nu^*)} \quad (31)$$

ダンベル試験片を利用した引張試験など平面応力状態に近い実験により塑性領域の縦ひずみおよび横ひずみを測定すれば a_2^* を決定できる。一方、降伏開始点($\gamma_V = 0$)で $f^* = 0$ となることを利用し、 $\gamma_V = 0$ の実験結果に(17)式をフィッティングさせ同定することもできる(Fig. 8)。本研究では後者による a_2^* の同定を行った。

降伏曲面は様々な γ_V において描くことが出来る(Fig. 9)。各 γ_V において(2)式のフィッティングから a_1 および a_2 が求まる。 $\gamma_V = 0, 0.05, 0.1, 0.2, 0.3$ において求めた(a_1, a_2)に(5)式、(6)式をフィッティングさせることで a_{10} 、 a_{20} 、 a_{1H} および a_{2H} を同定した(Fig. 10)。

次に損傷を伴う塑性変形時のパラメータ同定を行う。損傷領域における損傷開始点と破断点の実験結果を(29)式に導入することで、各応力角での γ_c と γ_f が求まる。また応力三軸度 T は I_1 と J_2 から一意に決まるが破断点では両者ともゼロとなり定まらないため、損傷開始点の結果から求めた T を

破断点においても使用した。損傷パラメータである d_{1c} 、 d_{2c} および d_3 は(9)式を (γ_c, T) の実験結果に、 d_1 および d_2 は(10)式を (γ_f, T) の実験結果にフィッティングさせ同定した(Fig. 11)。(14)式および(15)式を利用することで、90度負荷の実験における損傷開始から破断までの損傷変数 D が γ_V の関数として求まる(Fig. 12)。(13)式をこの結果にフィッティングすることで n を同定した。実験値では曲率の符号が損傷途中で変化しているが、(13)式では変化に追従できない。このような変化に対応した損傷変数もTAPOモデルでは定義可能である。一方で、 D が増加するほど損傷が進み応力が急激に低下するため実験結果との誤差が解析結果へ及ぼす影響は小さくなる。(13)式によるフィッティング結果は損傷開始点付近での傾きおよび全体的な傾向が一致しているため、本手法により同定した値を用いることとした。以上の手順により決定されたパラメータ値をTable 1に示す。

5. 有限要素解析の結果と考察

5. 1 円筒突合せ複合負荷試験

5. 1. 1 解析条件

円筒突合せ複合負荷試験の有限要素解析をLS-DYNA Ver. R.9.0を用い実施した。メッシュモデルをFig.13に示す。接着剤パートのメッシュサイズは、最大1.5mm、最小0.1mmとした。接着層要素は軸方向に4分割、半径方向に5分割、主方向に20分割した。接着剤の材料モデルとしてTAPOモデル [MAT_252]を使用した。接着剤の要素タイプは完全積分S/Rソリッド要素(ELFORM [2])を用いた。被着体の材料モデルとしてMAT_KINETIC_PLACITY [MAT_2]を使用し、S45Cの物性値を適用した。被着体の要素タイプは1点積分一定応力要素(ELFORM [1])を用いた。境界条件として、モデルの軸方向片側端部の節点を全面拘束し、反対側端部に剛体棒を設け、剛体棒中心節点に強制変位を与えた。純引張(0度)、複合負荷(30度、60度)、純せん断(90度)の応力角における解析を実施した。

5. 1. 2 解析結果および考察

軸方向荷重、ねじりモーメント、剛体節点の移動量から引張方向、せん断方向の応力-ひずみ関係を求めた。実験結果との比較をFig. 14およびFig. 15に示す。

複合負荷下(30度および60度)の引張方向で、応力が実験値に比べ大きくなる傾向が損傷開始前の塑性領域において確認できた。 τ_0 、 q 、 b および H は90度負荷の結果よりフィッティングしたため、損傷開始前までの結果は90度負荷においてよく一致する。一方、その他の応力角では降伏関数パラメータと塑性ポテンシャルパラメータの影響を受ける。前者では、(5)式および(6)式の線形近似により硬化則を適切に表現できていない可能性、また応力状態の仮定からの逸脱により a_1 および a_2 のフィッティングに誤差が生じた可能性が考えられる。後者では、塑性変形の進行に伴い a_2^* が変化する可能性が考えられる。しかしながら、より現実に即した近似とするための変数の追加はモデルの再構築が必要となり現実的でない。従って、更なる精度向上にはパラメータチューニングなどによるパラメータの最適化が効果的であると考えられる。

損傷過程では90度負荷以外の結果、すなわち $T > 0$ において損傷開始点の不一致、および損傷の進行速度の不一致が確認できる。前者は d_{2c} および d_3 、後者は n のチューニングにより損傷領域における解析結果の改善が期待される。

5. 2 DCB 試験

5. 2. 1 実験手法

接着剤のエネルギー解放率測定手法の一つである Double Cantilever Beam (DCB) 試験を実施した。被着体には、ばね鋼 (SUP10) を使用し、被着体寸法は長さ $l=188.0$ mm, 幅 $b=24.8$ mm, および厚さ $h=1.9$ mm とした。接着層厚さは 0.1 mm とし、ポリテトラフルオロエチレン (PTFE) シートを挿入することで、厚さを調整するとともに初期亀裂 50 mm を生成した。被着体の接着面には、アルミナ砥粒によるサンドブラスト処理とアセトンによる脱脂を接着前に行った。材料試験機 (STB-1225S, (株) エー・アンド・デイ製) を用い、試験温度 24°C , クロスヘッドスピード 5 mm/min で荷重と開口変位を測定した。また、CCD カメラによる実験中の試験片側面観測によりき裂長さを測定した。

5. 2. 2 解析条件

DCB 試験の有限要素解析を LS-DYNA Ver. R.9.0 を用い実施した。メッシュモデルを Fig.16 に示す。接着剤パートのメッシュサイズは、最大 1.5 mm, 最小 0.3 mm とし、接着剤パートのメッシュは接着厚さ方向に一層とした。接着剤の材料モデルとして TAPO モデル [MAT_252] を使用した。接着剤の要素タイプは完全積分 S/R ソリッド要素 (ELFORM [2]) を用いた。被着体の材料モデルとして MAT_ELASTIC [MAT_1] を使用し、SUP10 の物性値を適用した。被着体の要素タイプは 1 点積分一定応力要素 (ELFORM [1]) を用いた。実験におけるヒンジ部には荷重負荷部材として剛体棒を設置した。境界条件として、片側の剛体棒一辺へ変位の完全拘束を与え、反対側の剛体棒中心節点に強制変位を与えた。

また解析モデルの比較として、接着剤パートのみ TAPO モデルに変え CZM を適用した有限要素解析も実施した。材料モデルとして CZM の一つである MAT_COHESIVE_MIXED_MODE [MAT_138] を使用した。CZM の解析で必要となる限界エネルギー解放率 G_{IC} は実験から得られた値を用いた。

5. 2. 3 実験および解析結果と考察

DCB 試験の実験および解析で得られた荷重変位線図を Fig. 17 に示す。接着剤の G_{IC} は、Compliance Based Theory (CBT) 法より 2.1 kJ/m² と求めた。円筒突合せ複合負荷試験の純引張方向の応力-ひずみ線図から求まる接着剤の破壊に要する単位面積当たりのエネルギー W を次式に与える。

$$W = \int_0^{l_f} \sigma(x) dx \quad (32)$$

ここで l_f は破断時における軸方向変位である。円筒突合せ複合負荷試験での実験および解析結果における W はそれぞれ 2.1 kJ/m² と 1.9 kJ/m² であった。 G_{IC} と W に大きな違いがない今回のようなケースでは、破壊力学的アプローチによる有限要素解析だけでなく、連続体力学的アプローチによる有限要素解析においてもき裂の進展に対して有効な解析を行えることが確認された。

6. 結言

3 次元連続体の非線形有限要素解析における材料モデルのパラメータ値を円筒突合せ複合負荷

試験の実験結果から同定した。材料モデルとして、接着剤などの高強度ポリマーの損傷を含めた弾塑性解析を得意とする TAPO モデル [MAT_252]を用いた。構成式に対して平面ひずみの応力状態を仮定することで、実験により測定した複合負荷下での応力-ひずみ関係からパラメータ値を決定することが出来た。また求めたパラメータ値を用いて円筒突合せ複合負荷試験の解析を行った。実験結果から同定されたパラメータ値が、おおむね有効であることが実験結果との比較から明らかとなった。しかしながら、複合負荷下や損傷過程でのより正確な解析のためにはパラメータチューニングなどによるパラメータ値の最適化が必要であることが示唆された。DCB 試験の解析結果より、連続体の有限要素解析においても適切な材料モデルを用いることで接着剤のき裂進展を記述できることが示された。

文献

- 1) S. T. Amancio-Filho, L. A. Blaga, *Joining of Polymer–Metal Hybrid Structures -Principles and Applications-*, John Wiley & Sons, Inc., Hoboken, (2018).
- 2) K. Himuro, M. Asakawa, K. Yamamoto, *J. Adhesion Soc. Jpn.*, **53**, 284 (2017). (氷室雄也, 麻川元康, 山本研一, 日本接着学会誌)
- 3) K. Song, C. G. Davila, C. A. Rose, *Proc. Abaqus Users' Conf.* (2008).
- 4) A. Matzenmiller, S. Gerlach, M. Fiolka, *J. Mech. Mater. Struct.*, **5**, 185 (2010).
- 5) F. J. P. Chaves, M. F. S. F. de Moura, L. F. M. da Silva, D. A. Dillard, *Int. J. Solid Struct.*, **48**, 1572 (2011).
- 6) F. Burbulla, A. Matzenmiller, *PAMM Proc. Appl. Math. Mech.*, **11**, 361 (2011).
- 7) N. Nörenberg, R. Mahnken, *Arch. Appl. Mech.*, **83**, 367 (2012).
- 8) R. Mahnken, *Int. J. Adhes. Adhes.*, **32**, 1 (2012).
- 9) F. Burbulla, PhD-Thesis, Institute of Mechanics, University of Kassel (2013).
- 10) A. Matzenmiller, F. Burbulla, FOSTA Report P828, Verlag und Vertriebsgesellschaft mbH, Düsseldorf (2013).
- 11) LS-DYNA Keyword User's Manual Volume II Material Models (r:9384), Livermore Software Technology Corporation, California (2018).
- 12) S. Murakami, Y. Sekiguchi, C. Sato, E. Yokoi, T. Furusawa, *Int. J. Adhes. Adhes.*, **67**, 86 (2016).
- 13) G. R. Johnson, W. H. Cook, *Eng. Fract. Mech.*, **21**, 31 (1985).
- 14) R. ヒル, 塑性学, 培風館 (1954).

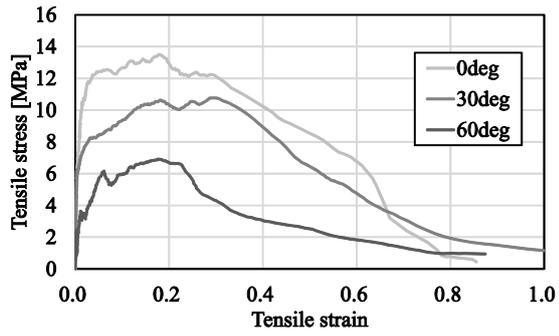


Fig. 5 Tensile stress-strain diagram of cylindrical butt-joint tests.

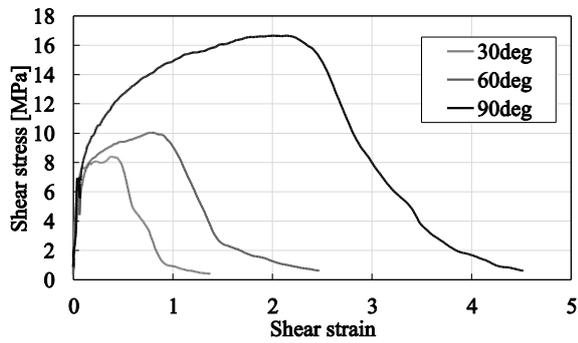


Fig. 6 Shear stress-strain diagram of cylindrical butt-joint tests.

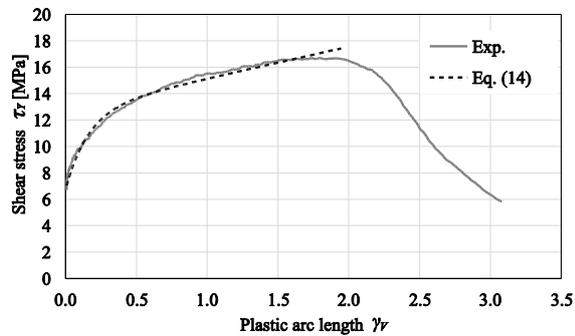


Fig. 7 Relationship between τ_Y and γ_V when $\theta = 90^\circ$.

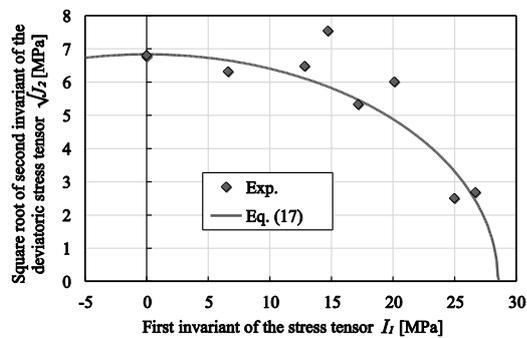


Fig. 8 Relationship between square root of J_2 and I_1 when $\gamma_V = 0$ with plastic potential curve.

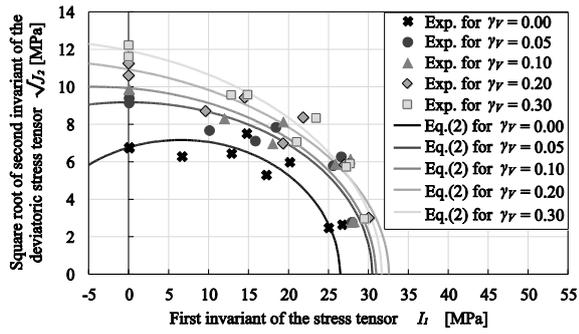


Fig. 9 Relationship between square root of J_2 and I_1 with various γ_V .

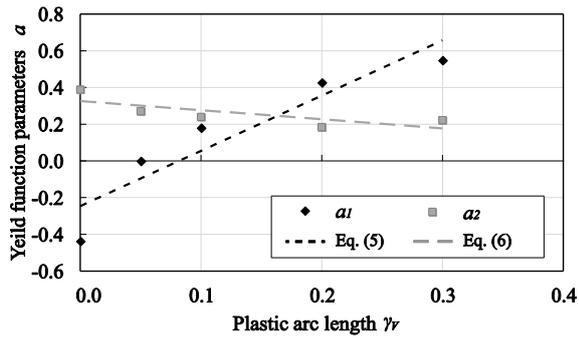


Fig. 10 Relationship between yield function parameter a_1 (or a_2) and γ_V .

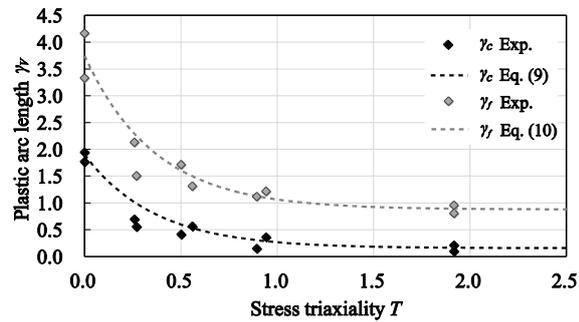


Fig. 11 Relation between γ_V and T .

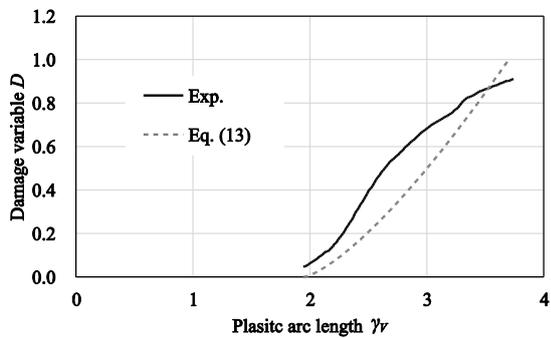


Fig. 12 Relationship between D and γ_V .

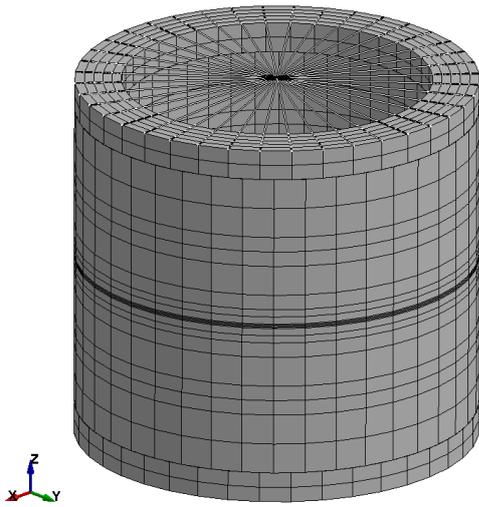


Fig. 13 Analytical model of the cylindrical butt-joint test.

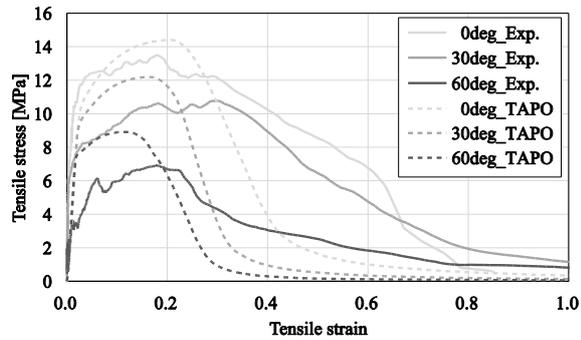


Fig. 14 Tensile stress-strain diagram of cylindrical butt-joint tests with experimental and numerical results.

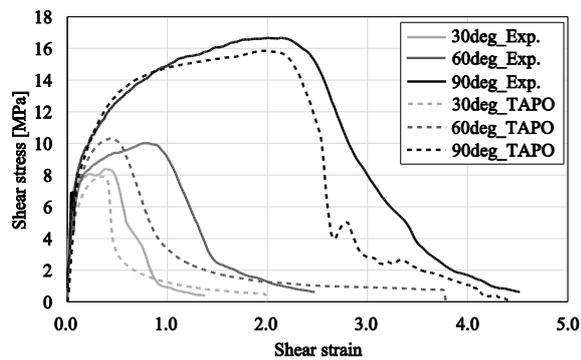


Fig. 15 Shear stress-strain diagram of cylindrical butt-joint tests with experimental and numerical results.

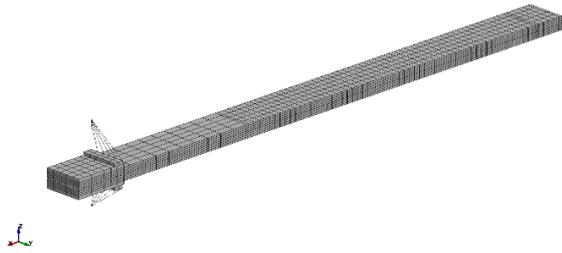


Fig. 16 Analytical model of DCB test.

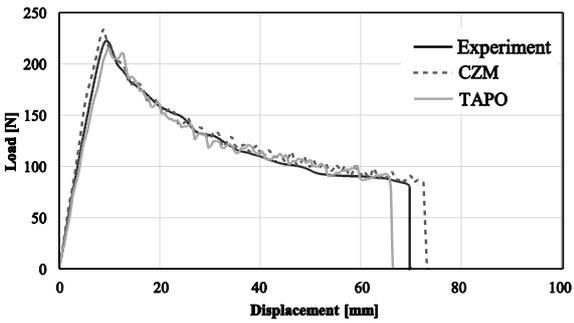


Fig. 17 Load-Displacement relation of DCB test with experimental and numerical results.

Table 1 List of TAPO model parameters obtained from cylindrical butt joint test results.

| Variable | Value | Identifying Condition |
|----------|---------|---|
| τ_0 | 6.76MPa | $\gamma_{\theta z}^p = 0.002$ $\theta = 90^\circ$ |
| q | 5.94MPa | $\gamma_v < \gamma_c$ |
| b | 6.13 | $\theta = 90^\circ$ |
| H | 2.42MPa | |
| a_{10} | -0.25 | |
| a_{1H} | 0.33 | $\gamma_v < \gamma_c$ |
| a_{20} | 3.01 | |
| a_{2H} | -0.50 | |
| a_2^* | 0.17 | $\gamma_v = 0$ |
| d_{1c} | 0.15 | |
| d_{2c} | 1.61 | $\gamma_v = \gamma_c$ |
| d_3 | 2.74 | |
| d_1 | 0.88 | $\gamma_v = \gamma_f$ |
| d_2 | 2.11 | |
| n | 1.36 | $\gamma_c < \gamma_v < \gamma_f$ $\theta = 90^\circ$ |

〈Original Paper〉

Parameter Identification of Material Model of Toughened Adhesive Polymer for Elasto-plastic
Finite Element Analysis

Norihide ABE*, Yu SEKIGUCHI**, Chiaki SATO**

* Department of Mechanical Engineering, Tokyo Institute of Technology,

** Institute of Innovative Research, Tokyo Institute of Technology,

4259 Nagatsuta-cho, midori-ku, Yokohama 226-8503, Japan

Abstract

Identification method of parameter values of an elasto-plastic continuum damage mechanics material model for finite element analysis (FEA) was investigated using experimental results of cylindrical butt joint tests. Toughened Adhesive Polymer (TAPO) Model [MAT_252], which expresses material behavior of adhesives including elasto-plastic deformation and material damage, was adopted. Assuming the plane strain state, parameters included in constitutive equation, yield function, and non-associated flow law were identified. Using the obtained values, cylindrical butt joint tests and double cantilever beam (DCB) test were numerically conducted. Several difficulties were found in fitting in the plastically deformed area with the combined loads, and in the damaged area excluding the pure torsion load. Thus, it was indicated that parameter tuning of the yield function parameters, the plastic potential parameter for hydrostatic stress term, some of the Johnson & Cook failure parameters, and exponent of the phenomenological damage model would be required for more preferable results. Comparison of the numerical results with the experimental results showed that the parameter identification method assuming plane strain state can be applied to the finite element analysis of adhesive joints.

Key words: Finite element method (FEM), Structural adhesive, Combined loading, Elastic-plastic deformation, Johnson and Cook damage