<綜 説>

(受理: 平成 15 年 10 月 23 日)

ゴム変成エポキシ接着剤の降伏挙動と応力解析 Yield Behavior and Stress Analysis of Rubber-modified Epoxy Adhesives

今 中 誠*
Makoto IMANAKA

1. はじめに

ゴム変成エポキシ接着剤は静的強度をさほど低下させることなく、破壊じん性値の大幅な向上をもたらすことから、構造用接着剤として広く活用されている。そのため、バルクおよび接着継手ともに多くの破壊じん性試験が行われ、強じん化機構についての検討も数多くなされている。その結果、現状では、き裂先端におけるゴム粒子のボイド化もしくは、マトリックス樹脂との剥離に伴うせん断降伏が強じん化をもたらすとされている¹⁻³⁾。このようにボイド化を伴って破壊するため、応力多軸性の影響を受けゴム変成されていない接着剤と降伏・破壊条件が異なると考えられている。したがって、最近、ゴム変性樹脂について例えば、図1に示すようにゴムの球状粒子がマトリックス中に規則的に配置されていると仮定して負荷条件、粒子径や充てん率を変えて有限要素法によるゴム変成樹脂の降伏条件や降伏域を数値的に解析した研究は増加している⁴⁻⁶⁾。しかし、接着継手のような構造物の応力解析に際しては、定式化された降伏条件が必要である。現状の接着継手の応力解析では、接着剤がゴム変性されたものであってもダンベルの引張試験のみからえられたミーゼスの降伏条件もしくは引張と圧縮試験から平均静水圧により補正された降伏条件が用いられ、ゴム粒子のボイド化や剥離といった現象を考慮した降伏条件が接着継手の応力解析に使用されている研究例は極めて少数である。

さて、延性破壊をおこす多くの金属材料は介在物を起

図1 ギュム変成エポキシ樹脂のマイクロモデル⁵⁾

点としてボイド化することが知られており、このような機構で延性破壊をおこす材料の定式化された降伏条件として、例えば、最近の菊池の総説に見られるように Gurson モデルが比較的多く使われている⁷⁾。ゴム変成エポキシ樹脂についてもゴム粒子を起点としてボイド化

今 中 誠

略歴: 1976年名古屋大学大学院工学研究科修士課程修了。同年、広栄化学工業(株)入社。1979年兵庫県立工業試験場(現:兵庫県立工業技術センター)入所。1990年大阪教育大学助教授、1997年教授、現在に至る。工学博士。

趣味: 登山, スキー

*大阪教育大学 技術教育講座
大阪府柏原市旭ヶ丘 4-698-1 〒582-8582
Department of Technology Education, Osaka University of
Education
4-698-1, Asahigaoka, Kashiwara City Osaka 582-8582,
Japan

を伴って降伏・破壊するという機構は類似しているがマトリックスをエポキシ以外の樹脂に範囲を拡大しても Gurson モデルを用いて降伏や損傷挙動を検討した研究例は少ない。ここでは、バルク樹脂ならびに接着継手の応力解析に Gurson モデルの適用を試みた研究例を紹介する。

2. Gurson モデル⁸⁾

延性材料の破壊はボイドの発生、成長、合体の結果として起こる。Gurson⁹⁾は図2に示すようにボイド含有率 f の連続体を同心の球を持つ均一立方球と仮定するとともにマトリックスを剛塑性体とみなしてボイドを含んだ連続体の降伏条件式を導いた。このモデルは後に Tvergaard¹⁰⁾によって規則的に配列された球や円柱のボイドを含むモデルの数値解析によって次式のような形に修正された。

$$F = \left(\frac{\sigma_{eq}}{\sigma_M} \right)^2 + 2f q_1 \cosh \left(\frac{3q_2 \sigma_m}{2\sigma_M} \right) - (1 + q_3 f^2) = 0 \quad (1)$$

上式において、 f はボイドの体積含有率、 σ_{eq} はミーゼスの相当応力、 σ_M はマトリックスの降伏応力、 σ_m は等方応力、 $\sigma_m = \frac{1}{3}(\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z)$ であり、 q_1, q_2, q_3 は常数である。なお、(1)式において $q_1 = q_2 = q_3$ の場合には

図2 マトリックス中の球状ボイドモデル⁹⁾

図3 ボイドを含んだ連続体の降伏時の正規化された相当応力と等方応力の関係 ($\bar{\sigma} = \sigma_{eq}, \sigma_{kk} = 3\sigma_m$)⁸⁾

Gurson により提案された降伏関数となる。さて、(1)式に等方応力が含まれているため、降伏関数はマトリックスの膨張や圧縮すなわち、応力多軸性の影響を受け、図3に示すように降伏応力は応力多軸性の増加によって減少し、 f の増加によって降伏応力の低下率はさらに大きくなる。さて、ボイドの含有率 f は現存のボイドの成長¹⁰⁾と新しいボイドの発生¹⁰⁾さらに、ボイドの含有率が一定値を超えたときにおこるボイドの合体¹¹⁾によって変化する。

したがって、ボイド率の変化は次のように示される。

$$\dot{f} = \dot{f}_{growth} + \dot{f}_{nucleation} + \dot{f}_{falloff} \quad (2)$$

それぞれ、上記右項の第1項、2項および3項はボイドの成長、ボイド発生、ボイドの合体の項を示している。

弾塑性体において降伏後は非圧縮性を示すので、ボイドの成長と塑性ひずみ膨張成分、 $\dot{\epsilon}_{kk}^p$ の間に次式が成立する。

$$\dot{f}_{growth} = (1-f)\dot{\epsilon}_{kk}^p \quad (3)$$

このように、Gurson によって提案され⁹⁾、Tvergaard¹⁰⁾と Needleman¹¹⁾により修正された(1)~(3)式に基づいて応力解析を行う手法は、広い意味で Gurson モデルと呼ばれ、MSC-MARC や ABAQUS 等の汎用有限要素プログラムにも採用され、力学の専門家以外の活用を可能にしている。

3. ゴム変性エポキシ樹脂のバルク材に対する適用

1990年代の初頭に Lazzeri ら¹²⁾は、ゴム変性樹脂に対して Gurson モデルの適用を試みている。基礎となる降伏関数は(1)式において $q_1 = q_2 = q_3$ とした Gurson

の降伏関数であるが、マトリックスが高分子材料であるので降伏応力はマトリックスの膨張や圧縮に与する等方応力、 σ_m により変化する。そこで、相当応力として、等方応力により補正した次式に示す修正ミーゼスの相当応力を用いている。

$$\sigma_e = \sigma_0 - \mu \sigma_m \quad (4)$$

ここで、 σ_0 は平均応力が0のときの降伏応力、 μ は常数である。

(4) 式を Gurson の降伏関数に適用すると (5) 式に示す降伏関数が得られる。

$$F = \left(\frac{\sigma_{eq}}{\sigma_M} \right)^2 + \frac{\mu \sigma_m}{\sigma_M} \left(2 - \frac{\mu \sigma_m}{\sigma_M} \right) + 2 \cosh \left(\frac{3 \sigma_m}{2 \sigma_M} \right) - (1 + f^2) = 0 \quad (5)$$

図4は $\mu=0.39$ 、ポアソン比 $\nu=0.4$ としたとき、(5)式に基づいて計算された膨張応力の低い1軸引張の場合と膨張応力の高いき裂近傍における降伏応力を比較したものである。なお、これら降伏応力はボイドを含まない1軸引張の降伏応力で無次元化されている。図より双方ともボイド率の増加に伴い降伏応力は低下するが、膨張応力の高いき裂近傍ではボイド率の増加に伴う降伏応力の低下の割合は1軸引張の場合と比較して著しく大きいことが認められ図2の傾向と一致している。ここでは、さらに、平面ひずみ状態を仮定してボイドを含有する1軸引張状態におけるすべり角を(6)式のように導いている。

$$\cos \theta = -\frac{2\alpha\sigma_0}{\sigma_1 - \sigma_2}$$

$$\alpha = \frac{\mu}{3} \left(1 - \mu \frac{\sigma_{kk}}{3\sigma_M} \right) + \frac{f}{2} \sinh \left(\frac{\sigma_{kk}}{2\sigma_M} \right) \quad (6)$$

図5は(6)式を用いて $\mu=0.39$ の場合におけるすべり角とボイド率の関係を示したものである。この結果は、ゴム変成エポキシやPVC等の過去の実験結果とよく一致することが示され(5)式に示す降伏関数の妥当性を主張

図4 ボイド率の正規化された降伏応力に及ぼす影響 (a) 単軸引張の場合、(b) き裂先端近傍)¹²⁾

図5 すべり角とボイド率の関係¹²⁾

しているが、実験的に求めた降伏応力との比較については言及されていない。

Gurson モデルと降伏応力の比較に関して、Kody ら¹³⁾は CTBN により変成されたゴム変成エポキシ樹脂について図6に示すような試験片を用いて内圧と軸力の多軸試験を行い、実験より得られた降伏応力と Lazzeri ら¹²⁾の提案した(5)式より得られた理論値の比較を行い、図7に示している。図に示されるようにボイド率 $f=13\%$ では実験より得られた降伏応力と推定値がよく一致しているが、ボイド率が $f=25\%$ に増加した場合には実験値との誤差が拡大している。また、多軸性の高い正規化された等方応力が0.3以上の範囲ではほぼすべての樹脂で脆性破壊を起こし、降伏応力が得られていないので限られた範囲のみの推定値と実験値の一致となっており、(5)式はゴム変成エポキシ樹脂の降伏応力の推定には不十分である。最近、実験値との適合性のよい3つのパラメータをもつ(1)式をもとに種々のゴム変成プラスチックの降伏条件式が提案されている。例えば、Jeong ら¹⁴⁾は(1)式に基づき、マトリックスが等方応力の影響を受ける(4)式で示されるような場合について、(7)式のような降伏関数を導いており、さらにマイクロモデルについても Gurson が用いた図1に変わって図8のようなモデルを用いて有限要素法により、Gurson パラメータを

図6 多軸負荷用試験片¹³⁾

図7 正規化した降伏時の相当応力と平均応力の関係 (A (f=0%), B (f=13%), C (f=25%), D (f=29%) は実験値。

●, ▲, ■, ◆, は延性破壊した場合の降伏応力,
○, △, □, ◇は脆性破壊した場合の破断応力¹³⁾

図8 ボイドを含むモデル¹⁶⁾

$q_1 = q_3 = 1.35$, $q_2 = 0.95$ と導いている。

$$F = \left(\frac{\sigma_{eq} + 3\mu\sigma_m}{\sigma_M} \right)^2 + 2q_1 \cosh \left(\frac{q_2}{2\mu} \frac{3 + 3\mu\sigma_m}{\log \left(1 - \mu \frac{3\sigma_m}{\sigma_M} \right)} \right) - (1 + q_3 f^2) = 0 \quad (7)$$

さらに、同じ研究グループの Al-Abduljabbar ら¹⁵⁾は、ゴムは非圧縮性のため σ_m が負の場合にはキャビテーションが起こらないことから、ボイドとして扱うのは不合理と考え、等方応力がマイナスの場合には次のような降伏関数を提案している。

$$F = \left(\frac{\sigma_{eq} + 3\mu\sigma_m}{\sigma_M} \right)^2 + 2q_1 f - (1 + q_3 f^2) = 0 \quad (8)$$

ここでは、Yee ら³⁾によって実験された4点曲げ試験のノッチ先端部における損傷域の形状と解析より得られた平均応力のコンター図が似た傾向にあることを示している。さらに、Jeong らの続報では¹⁶⁾の(7), (8)式を統一して次式のような降伏条件式を提案し、

$$F = \left(\frac{\sigma_{eq}}{\sigma_M} \right)^2 + \left(1 - \mu \frac{\sigma_{kk}}{\sigma_M} \right)^2 \left[2f q_1 \cosh \left\{ \frac{q_2}{2\mu} \frac{3 + \text{sign}(\sigma_{kk}) 2\mu}{\log \left(1 - \mu \frac{\sigma_{kk}}{\sigma_M} \right)} \right\} - (1 + q_3 f^2) \right] = 0 \quad (9)$$

さらに、(2)式に示した核発生 $\dot{f}_{nucleation}$ 速度を(10)式のように等方応力に支配されると仮定して解析を行なった。(10)式において σ_N は核発生に関わる等方応力のメジアン値、 s は標準偏差である。

$$\dot{f}_{nucleation} = \frac{f_N}{s\sqrt{2\pi}} \exp \left\{ -\frac{1}{2} \left(\frac{\sigma_m - \sigma_N}{s\sigma_M} \right)^2 \right\} \quad (10)$$

ここでは、図9に示す Person ら¹⁷⁾によって撮影されたき裂先端部の損傷領域と図10に示す計算より得られたボイド率のコンター図を比較している。図より、 σ_N の増加につれてボイドのコンターの外周部の形状は変化し

図9 き裂先端の損傷域¹⁷⁾

ないが、内部の高ボイド率の領域が拡大することならびに両者の傾向が比較よく一致することが示されている。しかし、図11に示されているようにKodyら¹⁸⁾の多軸試験による実験より得られた降伏応力と推定値を比較すると、降伏曲線の傾向は実験値とよく一致しているがゴム含有率の高い場合にはいぜんとして実験値と推定値の間の誤差は大きいとJeong自身も論文で述べている。また、Lazzeriら¹⁹⁾も3つのパラメータをもつ(1)式をもとに降伏条件式の改良を行ない、Sultanら²⁰⁾の組み合わせ荷重下で得られた降伏応力と解析値の比較をおこなっているが、降伏応力を精度よく推定するには至っていない。現状では損傷域の傾向的な発展状態を予想することはできるが、ボイド率や粒径の異なるゴム変成エポキシ樹脂の降伏応力の推定はいぜん困難である。また、多軸応力下におけるゴム変成エポキシ樹脂自体の降伏応力の測定データも極めて少なく大半の解析結果との比較

図10 ボイド率と塑性ひずみのコンター図

((a) $\sigma_N = 0.5 \sigma_M$, $s = 0.115$, (b) $\sigma_N = 0.95 \sigma_M$, $s = 0.390$, (c) $\sigma_N = 1.4 \sigma_M$, $s = 0.770$)¹⁶⁾

図 11 降伏時における正規化された相当応力と平均応力の関係
(B: $f=10\%$, 粒子半径 $R=1\mu\text{m}$, C: $f=21\%$, 粒子半径 $R=1.4$, D: $f=21\%$, 粒子半径 $R=5.3\mu\text{m}$, $\Sigma_e = \sigma_{eq}$, $\Sigma_m = \sigma_m$)²¹⁾

も Kody ら^{13,18)} および, Sultan ら²⁰⁾ の少数のデータに基づいており, 今後より高精度な推定方法を確立するためにはより多く種類のゴム変性エポキシ樹脂の降伏応力の測定データの蓄積が必要であると考えられる。

4. 接着継手に対する適用

上述したようにゴム変成エポキシ樹脂の Gurson モデルの適用が検討され始めたのは 1990 年代初頭からであるが, 接着継手に対する応用例は極めて少数である。ここでは, 接着継手の降伏応力や破壊じん性値の評価に Gurson モデルを適用した研究例について概説する。

4.1 接着継手の降伏応力

筆者らがスカーフおよび突合せ接着継手を用いて実験的に求めた降伏応力と Gurson モデルによる推定値を比較した結果について紹介する²¹⁾。なお, ここでは, 架橋ゴム粒子を $f=17\text{vol}\%$ 分散させたゴム変成エポキシ接着剤を用いた。

さて, 接着層の応力解析は 2 次元解析の場合, 接着層厚さが被着体厚さに比べて極めて小さいため, 多くの場合, 平面ひずみ状態を仮定して解析が行われている。接着層を等方弾性体と仮定すると応力多軸性はポアソン比のみの関数になり例えば, ポアソン比を 0.38 と仮定すると応力多軸性は図 12 に示すような直線で表される。なお, 図中の, σ_1, σ_2 および σ_3 は最大, 中間および最小主応力を示している。また, スカーフ継手および突合せ継手は接着層端部のごく近傍をのぞいてきわめて均一な応力分布が得られることから接着層の降伏条件を求めるための試験として優れている。図中の $\theta=0^\circ$ は $\sigma_3/\sigma_1 = -1$ の純せん断応力状態を示しており, 実験では薄肉円筒突合せ継手のねじり試験の接着層の応力状態

図 12 スカーフ継手の接着層における多軸応力状態²¹⁾

図 13 スカーフ角と降伏応力の関係
($\theta=0^\circ$ はねじり試験の結果)²¹⁾

に対応する。また, $\theta \geq 60^\circ$ の場合は 3 軸引張状態になる。このことから, スカーフ角を変化させることによって, 純せん断から 3 軸引張の間の幅広い応力状態を実現できる。図 13 には実験より求めたスカーフ継手の降伏応力と接着層に Gurson モデルを適用して求めた降伏応力の推定値を示している。なお, 解析に際しては, 2 次

元平面ひずみ状態を仮定し、マトリックス樹脂の応力-ひずみ関係はダンベルの引張試験の応力-ひずみ関係に基づいて求めた。さらに、マトリックス樹脂の等方応力依存性を無視してミーゼス体と仮定して(1)式に示す降伏条件にしたがって、汎用有限要素プログラム MSC-MARC を用いて応力解析を行った。なお、ここではゴム粒子を初期からボイドとみなすとともにボイドの核発生や合体を無視した。また、ガルソンパラメータとしては、 $q_2 = 1$, $q_1 = q_3$ として、 $V^* = f q_1$ (みかけのボイド率) をパラメータとして解析を行った。図より、降伏応力の測定値は $60^\circ \geq \theta$ の範囲ではほぼ一定値を示すが 3 軸引張状態になる $\theta \geq 60^\circ$ の場合にはスカーフ角の増加により降伏応力の低下が認められた。また、推定値はみかけのボイド率 V^* の増加とともに降伏応力は低下するとともに、 $60^\circ \geq \theta \geq 0^\circ$ の範囲ではほぼ一定値を示すが、3 軸引張応力の働く $\theta \geq 60^\circ$ の場合には実験値と同様にスカーフ角の増加に伴って降伏応力が低下しており実験値の傾向と良く一致している。実験値は多軸性の低い $\theta \geq 45^\circ$ の範囲では $V^* = 19\%$ ($q_1 = 1.1$) にほぼ一致し、3 軸引張状態になる $\theta \geq 60^\circ$ の範囲では $V^* = 32\%$ ($q_1 = 1.9$) にほぼ一致しており、単一のパラメータですべてのスカーフ角の降伏応力を推定するに至っていないが、 $V^* = 32\%$ ($q_1 = 1.9$) とすると安全側の推定で誤差は最大 20% 程度である。多軸性の影響を補正するために q_2 の値を変えるとさらに精度が向上すると考えられるがパラメータの同定が非常に煩雑である。

前述したように、バルクのゴム変成エポキシ樹脂において、現在、種々の複雑な降伏条件式が提案されているが、降伏応力の推定法はいまだ確立されていない。接着継手のような複雑な応力分布を持つ構造物に Gurson モデルを適用させるためには、与えられた接着剤の降伏応力を種々の方法で多軸性を変化させて、それに適合する Gurson パラメータを求めて解析することが現実的と考えられる。

4.2 接着継手の破壊じん性

池田ら²³⁾は、接着層厚さの異なる CT 試験片の破壊靱性値の推定に際して、接着層に Gurson モデルを用いて接着層の応力解析を行い、接着層内の応力分布ならびにボイド率分布の解析を行い破壊じん性値の推定を試みている。接着剤は CTBN により変成されたゴム変成エポキシ樹脂であり、解析は二次元平面ひずみ状態を仮定し、降伏条件式として、(1) 式を用い、ボイドの発生や合体による影響は無視して解析を行っている。また、マトリックス樹脂は、ミーゼスの降伏条件に従うものと仮定し、Gurson モデルパラメーターは円筒状のバルク試験片の引張および圧縮試験の応力-ひずみ関係に最も適

(a) 接着層厚さ 0.7 mm

(b) 接着層厚さ 1.5 mm

図 14 き裂先端からの距離とボイド率の関係²²⁾

合する値を使用している。

ここでは、バルクの CT 試験より破壊靱性値 $J_{IC} = 400 \text{ J/m}^2$ を求めるとともに、バルク CT 試験片の応力解析を行ない、き裂先端部の周方向応力分布 $\sigma_{\theta\theta}$ とボイド率分布を求めている。き裂先端部の応力が $J_I = 400 \text{ J/m}^2$ では、き裂先端から 0.18 mm まで一定値を示し、その位置でのボイド率が 0.37 であることから、破壊条件としてき裂先端から $r = 0.18 \text{ mm}$ の位置においてボイド率が 0.37 に達すると仮定して、接着継手の破壊靱性値の推定に適用している。図 14 (a), (b) は接着層厚さが 1.5 mm と 0.7 mm き裂先端部のボイド率分布を示しているが、接着層厚さの低下に伴い、 $r = 0.18 \text{ mm}$ の位置において臨界ボイド率に達する J 値が減少している。こ

図15 き裂近傍の高ボイド率領域²³⁾

のことは、接着層厚さの低下に伴う破壊靱性値の低下を意味している。接着層厚さが厚い場合には高ボイド率の領域はき裂先端部より拡大していくが、接着層厚さが薄くなると、図15に示すようにき裂先端部から少し離れた領域から内部に向かって顕著な損傷領域の拡大がみられる。そこで、このような接着層厚さが薄い場合には内部の損傷域とき裂先端部の損傷域が成長して合体したときに破壊が進行すると仮定して、実験値と推定値の比較を図16に示している。図より実験値は接着層厚さ0.3mm付近で極大値を示しているが、推定値は接着層厚さの増加に対して単調に減少している。池田らは前報²³⁾において図17に示すような接着層の損傷域の鮮明な写真を提示し、そこにおいて界面に沿って損傷領域が生成していることを確認している。界面損傷領域を仮定すると、き裂先端の損傷域の発達が抑制され、接着層厚さが0.3mm以下の場合において破壊じん性値が定性的に増

図16 実験および推定より得られた破壊じん性値と接着層厚さの関係²³⁾ 図17 接着層のき裂先端部の顕微鏡写真 (接着層厚さ 0.3mm)²³⁾

加する傾向を確認している。また、ゴム変成エポキシ接着剤でも図16に示した予想値のように厚さの減少に対して破壊じん性値が極大値を持たずに低下する場合もあ

(a) バルク CT 試験片

(b) 接着接合された CT 試験片

図 18 バルクと接着継手の J 値とき裂進展長さの関係²⁴⁾

りどのような場合において極大値が現れるかは不明である。と池田らも述べており、現状では、破壊靱性値の定量的な推定は困難である。

また、接着剤によっては、臨界荷重で急速にき裂が進展するだけでなく、荷重の増加に伴って、き裂が進展する場合もあり、このような接着剤に対しては、エネルギー解放率とき裂の進展長さの関係を求めた R 特性の特徴の把握も重要である。筆者ら²⁴⁾は、樹脂の硬化条件を変えることによりマトリックスの塑性変形能の異なる 2 種類のゴム変成エポキシ樹脂を接着剤として接着接合された CT 試験片およびバルクの 3 点曲げ試験より R 特性を求め図 18 に示した。この場合、マトリックスの塑性変形能力は、433K 硬化のほうが 393K 硬化より高くマトリックスの架橋間分子量も前者が 691g/mol、後者が 564g/mol と明確な差がある。図 18 (a) にはバルクの R 特性を示しているが、あきらかに塑性変形能の高い 433K 硬化の樹脂が、393K 硬化の樹脂より J 積分値が高い。しかし、図 18 (b) に示すようにに接着された CT 試験片ではき裂進展量 Δa の短い範囲では硬化温度によ

る差は生じていないが、き裂進展量 Δa の増加に伴い、バルクとは逆に 393K 硬化の J 積分値が高くなる傾向が認められた。この原因について接着層に Gurson モデルを用いてき裂先端部の高ボイド率の領域を調べると高ボイド率領域はき裂前方に細長く成長し、同一 J 積分値で比較すると塑性変形能が大きい 433K 硬化の接着剤の高ボイド率領域は、393K 硬化よりも長くなっていることが認められた。このことがき裂の急速な進展を招き、J 積分値低下の要因の一つと推測している。このように定性的ではあるが、Gurson モデルを用いることにより R 特性の傾向の一つが説明できた。

5. まとめ

ゴム変成エポキシ樹脂の応力解析に Gurson モデルの適応が検討され始めたのは、最近になってからである。バルク材については、ボイド率の異なるゴム変成樹脂の降伏応力の推定、特にゴム含有率の高い領域での推定はいぜん困難であり、現在も種々の改良がつづけられているが、損傷域の発展挙動の予測は可能になりつつある。しかし、モデルが複雑化するにつれて、決定すべきパラメータの数が増え、パラメータの同定に困難が伴う。したがって、接着継手のような複雑な応力分布を持つ構造物に Gurson モデルを適用させた研究例はきわめ少数である。しかし、ゴム変成エポキシ接着剤は、破壊に際してボイド化による損傷域の発展が生じる等、破壊機構は Gurson モデルとよく適合するため、破壊機構の解明さらには強度予測等に有力な手段であると考えられる。

なお、Gurson モデルに関して種々の資料の提供ならびにご指導をいただいた九州大学大学院工学研究科の池田徹先生に深く謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) R. A. Person and A. F. Yee, J. of Mater. Sci., 21, 2474, (1986).
- 2) H.-J. Sue, E. I. Garcia-Meitin, D. M. Pickelman and P. C. Yang, In ACS Advances in Chemistry Series No. 233 Ed. by K. Riew and A. J. Kinloch 259, (1993).
- 3) A. F. Yee, D. Li and X. Li, J. Mater. Sci., 28, 6392, (1993).
- 4) X. H. Chen and Y.-W. Mai, Polym. Eng. Sci., 38, 1763, (1998).
- 5) X. H. Chen and Y.-W. Mai, J. Mater. Sci., 33, 3529, (1998).
- 6) X. H. Chen and Y.-W. Mai, Mater. Sci., 34, 2139, (1999).
- 7) 菊地正紀：材料, 51, 859, (2002).
- 8) 富田桂宏：“数値弾塑性学” 養賢堂, (1998).
- 9) A. L. Gurson, Trans ASME J. of Eng. Mater. Tech., 29, 2, (1977).
- 10) V. Tvergaard, J. Mech. Phys. Solids, 30, 399, (1982).
- 11) A. Needleman and Rice, Mechanics of sheet Metal Forming. Plenum Press ED. by D. P. Koistinen and N.-M. Wang, 237, (1978).
- 12) A. Lazzeiri, C. B. Bucknall, J. of Mater. Sci., 28, 6799,

- (1992).
- 13) R.S.Kody and A.J. Lesser, Polym. Comp. **20**, 250, (1999).
 - 14) H-Y. Jeong and J. Pan, Int. J. Solids Struct., **32**, 3669, (1995)
 - 15) A. AL-Abduljabbar and J. Pan, Polym. Eng. and Sci., **39**, 662, (1999).
 - 16) H.-Y. Jeng, Int. J. of Solid Struc., **39**, 1385, (2002).
 - 17) R.A.Person and A.F.Yee, J. Mater. Sci. **26**, 3828, (1991).
 - 18) S. R. Kody aand A. J. Lesser, ANTEC, 1448, (1998).
 - 19) A. Lazzeiri, C. B. Bucknall, In Toughing of Plastics Advances in Modeling and Experiments. Oxford Univ. Press, Ed. by R. Pearson, H.-Y. Sue, A. Yee, **14**, (2000).
 - 20) J. N. Sultan and F. J. Megarry, Polym. Eng. and Sci., **13**, 29, (1973).
 - 21) M. Imanaka, Y. Suzuki, J. Adhesion Sci. and Tech., **16**, 1687, (2002).
 - 22) 池田徹, 馬野順司, 池本大輔, 李徳甫, 宮崎則幸, 日本機械学会論文集 (A) 編 **69**, 210, (2003).
 - 23) D-B. Lee, T. Ikeda, M. Miyazaki and N-S. Choi, J. of Mater. Sci. Letter, **22**, 229, (2003).
 - 24) M.Imanaka, Y.Nakamura, A.Nishimura, T.Iida, Comp. Sci. and Tech., **63**, 41, (2003).

図 6

日本接着学会誌論文投稿について

当学会ではかねてより皆様の御研究の成果による学術論文を広く御紹介申し上げております。つきましては、最近の接着に関する科学と技術普及の為多数の論文御投稿をお願い申し上げます。当学会では多数の海外の著名な接着研究者に対して学会誌を寄贈致しております。また Chemical Abstract にも抄録されておりますので、本誌に掲載されれば、海外からの反響を期待できます。

- 1) 〆 切 なし, 随時
- 2) 投稿規定及び原稿用紙(1冊 500 円送料別)はハガキにてお申し出頂ければ折り返し御送付申し上げます。なお投稿規定は本号綴じ込みに掲載されております。