ゴム変性エポキシ接着剤により接合された 突合せ接着継手の損傷挙動†

藤 並 明 徳* 逢 坂 勝 彦**
福 田 武 人** 今 中 誠***

Damage Behavior of Adhesive Butt Joints Bonded with Rubber-Modified Epoxy

by

Akinori FUJINAMI*, Katsuhiko OSAKA**, Takehito FUKUDA** and Makoto IMANAKA***

In the present study, damage behavior in the adhesive layer of adhesive butt joints bonded with rubber-modified epoxy was investigated by using an anisotropic damage theory. In the experiments, the stress-strain curves of the bulk specimens and the adhesive layer in the butt joints were measured by loading-unloading tests at a relatively low strain rate. The values of damage parameter D_1 in the maximum principal stress direction were obtained from the measured stress-strain curves for the specimens. The relation between D_1 and the strain energy density given to the specimens was investigated in order to compare the damage behavior of the butt joint and bulk specimens. From the results, it was found that the strain energy density of the specimens given until they break increased with rubber contents, but their damage behaviors were almost the same. It was also found that the strain energy densities of the specimens at their fracture were almost the same but the damage parameter D_1 of the butt joint specimen was higher than that of the bulk specimen over the full range of strain energy.

Key words : Damage parameter, Anisotropic damage theory, Strain energy density, Maximum principal strain, Adhesive layer, Rubber-modified epoxy, Adhesive butt joint

1 緒 言

ゴム変性されたエポキシ樹脂は静的強度をさほど損なわず高じん性を可能とすることから、近年、構造用接着剤として注目されつつある。このようなゴム変性エポキシ樹脂における高じん性の機構は、ゴム粒子のボイド化、ゴム粒子周辺におけるキャビテーションの発生ならびに、これらを起点としたマイクロクラック等の発生に起因する。^{1), 2)}これらの微視的な損傷は材料を高じん性化させるが、材料の弾性率や強度低下の原因となることが考えられる。³⁾したがって、ゴム変性エポキシ接着剤を構造用として適用する際、接着層の損傷挙動を調べることは重要であると考えられる。

Yee らは、ゴム変性エポキシ樹脂について試験片の拘束の状態を変化させて引張試験を行い、ゴム変性エポキシ樹脂の損傷機構について調べている。⁴⁾その結果、ゴム粒子周りにキャビテーションが発生した後、樹脂内部の応力状態が平面ひずみから平面応力状態に近くなり、このため3軸引張応力が解放され、マトリックス樹脂も降伏しやすくなることを示している。このように、ゴム変性エポキシ樹脂の損傷機構としては、ゴム粒子周辺での局所的応力集中の結果、ゴム粒子のキャビテーション、マイクロクレイズ等の微視的な損傷が発生することが知

られている。^{5), 6)}また、ゴム粒子のキャビテーション等の微視的な損傷の発生には体積変化を促す3軸引張応力が寄与することが知られている。⁶⁾一方、ゴム変性エポキシ樹脂の破壊に至る損傷挙動を調べるためには、樹脂に発生する損傷を定量化する必要がある。材料中の損傷を評価するため、Kachanov と Rabotnov は、損傷をある等方的な現象として見ることができ、かつ材料中のある1つの面にある微視的な微視的き裂と空孔の断面積の面積密度を表すスカラー量 D によって与えられるとの考えを提案している。^{3), 7)}しかし、近年、ポリスチレンや 2024T アルミニウム合金のような等方性材料の1軸引張試験から、荷重の増加に伴い材料中に異方性損傷が生じることが報告されており、損傷を評価する際にはその異方性を考慮する必要性が指摘されている。^{8)~11)}このことから、ゴム変性エポキシ接着剤により接合された継手接着層の損傷も異方性を示すことが予想される。このような材料中の異方性損傷を評価するために、Chow らは、Kachanov と Rabotnov による等方性の損傷概念を発展させた異方性弾性損傷理論を提案している。^{9), 11)}この理論では、異方性損傷材料の応力-ひずみ構成式を導くために、処女材と損傷材間のひずみ等価性⁷⁾およびひずみエネルギー等価性の原理を用いており、構成式の適用例として単軸引張と

† 原稿受理 平成 13 年 12 月 25 日 Received Dec. 25, 2001

* 学生会員 大阪市立大学大学院 〒558-8585 大阪市住吉区杉本, Graduate Student, Osaka City Univ., Sumiyoshi-ku, Osaka, 558-8585

** 正 会 員 大阪市立大学大学院工学研究科 〒558-8585 大阪市住吉区杉本, Graduate School of Eng., Osaka City Univ., Sumiyoshi-ku, Osaka, 558-8585

*** 正 会 員 大阪教育大学教育学部技術教育講座, 〒582-8582 柏原市旭ヶ丘, Dept. of Tech. Education, Osaka Univ. of Education, Asahigaoka, Kashiwara, 582-8582

純せん断の場合について検討している。しかしながら、ゴム変性エポキシ樹脂について損傷を定量化する試みについては、ほとんど行われていないのが現状である。また、接着継手における損傷挙動を調べる試みとしては、損傷を受けた接着剤について一部解析的な研究がなされているが、¹²⁾接着継手の破壊に至る損傷挙動を実験的に調べる試みはほとんど行われていない。

そこで、本研究では、ゴム変性エポキシ接着剤で接合した突合せ接着継手の損傷挙動を異方性弾性損傷理論を用いて評価することを試みた。実験では、突合せ接着継手ならびに樹脂を試験片状に注型したバルク試験片について、静的な繰返し引張負荷試験を行い、各試験片の最大主応力-最大主ひずみ曲線を測定して、最大主応力方向における弾性係数の変化を調べた。そして、異方性損傷材料の応力-ひずみ構成式から、各試験片の最大主応力方向における損傷変数を求めた。さらに、バルク試験片および突合せ接着継手の破断までに要するひずみエネルギー密度を求めて、ゴム変性エポキシ接着剤により接合された突合せ接着継手の損傷挙動について調べた。

2 実験方法

2・1 供試材および試験片

本研究では、接着剤としてゴム粒子が重量分率 (R) で 14% 含まれるゴム変性エポキシ樹脂 {XER-91, JSR (株)製} と、これを母材であるエポキシ樹脂 {EP-4100E, 旭電化工業(株)製} で希釈して $R=7\%$ および 3% となるように配合したものを使用した。硬化剤としてビペリジンを用いた。ゴム粒子の平均粒径は 70nm である。これら接着剤の配合比を XER-91 を 1 として Table I に示す。以後、 $R=14\%$, 7% および 3% のゴム変性エポキシ接着剤をそれぞれ、R14, R7, R3 と呼ぶことにする。Fig. 1 に突合せ接着継手の形状および寸法を示す。被着体には JIS S45C

Table I. Adhesives used for the specimens.

Name	Rubber contents (wt%)	Composition of adhesives
R14	14	• Xer-91 1
		• Piperidine 0.032
R7	7	• Xer-91 1
		• EP-4100E 1
		• Piperidine 0.064
R3	3	• Xer-91 1
		• EP-4100E 3.670
		• Piperidine 0.150

Fig. 1. Shape and dimensions of the butt joints.

を使用しており、接着層厚さは 0.3mm に設定した。接着に際しては被着体を #320 の研磨紙で乾式研磨した後、アセトンで脱脂した。Fig. 2 にバルク試験片の形状および寸法を示す。バルク試験片は、接着剤をシリコン製の型に注型して作製した接着剤単体からなる試験片である。上記の試験片はすべて、160℃で 5 時間の硬化条件で作製した。なお、接着剤の配合に際しては、脱泡のため 10mmHg 以下の減圧下においてかく拌を行った。

2・2 バルク試験片および突合せ接着継手の静的な繰返し引張負荷試験

突合せ接着継手とバルク試験片の最大主応力方向における損傷変数を求めるために、静的な繰返し引張負荷試験を行った。試験は万能材料試験機 {AG5000C, 島津製作所製} により、クロスヘッド速度 0.5mm/min の条件で試験片に負荷を与えて行った。バルク試験片のひずみは CCD カメラを用いたビデオ伸び計により、試験片に非接触の状態で測定した。突合せ接着継手のひずみは、Fig. 1 に示すように接着層を垂直にまたいで被着体を含んで貼り付けたひずみゲージにより測定した。なお、接着層のひずみは接着層と被着体の弾性率の比率ならびに接着層厚さで補正することにより求めた。^{13), 14)}接着層部分のひずみ ε_a は、次式により与えられる。

$$\varepsilon_a = \frac{L\varepsilon_g - (L-t)\varepsilon_g \frac{\sigma_z}{E_m}}{t} \quad (1)$$

ここで、 L , t および σ_z はゲージ長さ、接着層厚さおよび負荷方向の平均応力を示しており、 ε_g および E_m はひずみゲージ出力および被着体の弾性係数を示している。バルク試験片の繰返し引張負荷試験では、ひずみ値が 1.5% に達するまで負荷した後、ひずみ値が 1.0% 減少するまで除荷を行った。そして、ひずみ値が 1.5% 増加するまで再負荷する手順で試験片が破断するまで除荷と再負荷を繰返し行った。突合せ接着継手については、1 回目の負荷において、接着部に貼り付けたひずみゲージの出力値、すなわち、接着層の負荷方向における平均ひずみ値が 0.75% に達するまで負荷した後、ひずみ値が 0.5% 減少するまで除荷を行った。そして、2 回目以降の負荷においても同様に、再負荷開始時より 0.75% のひずみ値が増加するまで負荷を行い、再び 0.5% の除荷を行うという手順で、試験片が破壊するまでバルク試験片と同様の試験を行った。これらの試験はすべて、各試験片について 5 本の試料を用意して、 $23 \pm 1^\circ\text{C}$ に調節された室内において行った。

Fig. 2. Shape and dimensions of the bulk specimens.

2・3 各試験片の応力状態

突合せ接着継手の場合、Fig. 1 に示す z 軸方向に引張荷重が作用したとき、接着層の変形が被着体により拘束されるため、接着層に軸応力 σ_z と横方向の応力 σ_x および σ_y が作用する。突合せ接着継手の横方向の応力 σ_x および σ_y は、次式により与えられる。¹⁵⁾

$$\sigma_x = \sigma_y = \frac{\sigma_z \nu}{1 - \nu} \quad (2)$$

ここで、 ν は接着剤のポアソン比である。これら 3 方向の応力から、最大、中間および最小主応力はそれぞれ、 $\sigma_{11} = \sigma_z$ および $\sigma_{22} = \sigma_{33} = \sigma_x$ として表されるため、突合せ接着継手における接着層は Fig. 3 に示すような 3 軸引張応力状態となることがわかる。バルク試験片の場合、Fig. 2 に示す z 軸方向に引張荷重が作用したとき、単軸引張応力状態となる。したがって、主応力はそれぞれ、 $\sigma_{11} = \sigma_z$ および $\sigma_{22} = \sigma_{33} = 0$ として表される。繰り返し引張荷重試験から得られた、これら試験片の応力-ひずみ曲線は、最大主応力-最大ひずみ曲線に変換した。そして、後述する各試験片の損傷変数 D_1 を計算するため、Fig. 4 に示すようにして最大主応力方向における再負荷時の弾性係数 E^* を測定した。

2・4 損傷変数の定義

本研究では、接着層の損傷を定量化するために、以下

Fig. 3. Schematic illustration of stress state in the adhesive layer of the butt joints.

Fig. 4. Measurement of effective elastic modulus in the cyclic tensile tests.

のように定義される損傷変数を用いた。まず、 S を負荷方向に垂直な面に関する、負荷を受ける前の断面積とする。そして、負荷された後、断面積 S はマイクロクラックや欠陥等の材料の劣化により、実質上荷重を受け持つ有効な面積（有効耐荷面積） S^* となる。⁹⁾ここで、クラックや欠陥がすべての方向において均一に分布していると仮定すると、損傷変数 D は等方性となり、次式のように定義される。

$$D = \frac{S - S^*}{S} \quad (3)$$

ここで、 $D=0$ は処女材に対応し、 $D=1$ は完全に損傷した材料、すなわち破断に対応する。³⁾有効耐荷面積 S^* に基づいたコーシーの応力テンソル σ^* は、通常のコーシーの応力テンソル σ に関連して次式のように表され、有効応力と呼ばれる。

$$\sigma^* = \sigma \frac{S}{S^*} = \frac{\sigma}{1 - D} \quad (4)$$

異方性損傷に対しては、式(3)の有効応力は次式のように一般化された形で与えられる。

$$\sigma^* = D \sigma \quad (5)$$

ここで、 D は損傷有効テンソルとして知られている 4 階のテンソルである。

異方性損傷理論から、主軸系における応力-ひずみ構成式は、次式のように導かれる。⁹⁾

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ 2\varepsilon_{23} \\ 2\varepsilon_{31} \\ 2\varepsilon_{13} \end{bmatrix} = \frac{1}{E} \begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{13} & 0 & 0 & 0 \\ a_{21} & a_{22} & a_{23} & 0 & 0 & 0 \\ a_{31} & a_{32} & a_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & b_{23} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & b_{31} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & b_{13} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{23} \\ \sigma_{31} \\ \sigma_{12} \end{bmatrix}$$

$$a_{ij} = \begin{cases} \frac{1}{(1 - D_i^2)} & (i = j) \\ \frac{-\nu}{(1 - D_i)(1 - D_j)} & (i \neq j) \end{cases}$$

$$b_{ij} = \begin{cases} \frac{2(1 + \nu)}{(1 - D_i)(1 - D_j)} & (i \neq j) \end{cases} \quad (6)$$

ここで、 σ_{ij} 、 ε_{ij} は応力ならびにひずみ成分、 E は初期の弾性係数をそれぞれ表しており、 D_1 、 D_2 および D_3 は主軸系における損傷変数である。

本研究では、接着層の損傷が異方性を有していることを想定しているが、突合せ接着継手において、実際に 3 方向の損傷を測定することは極めて困難である。したがって、実用上重要であると考えられる負荷方向と一致する最大主応力方向における損傷変数 D_1 により、両試験片の損傷を検討することにする。各試験片の損傷変数 D_1 は、実験により得られた見かけの弾性率を用いて以下のようにして求めた。突合せ接着継手の場合、主応力はそれぞれ $\sigma_{11} = \sigma_z$ および $\sigma_{22} = \sigma_{33} = \sigma_x$ であり、最大、中間および最小主ひずみは $\varepsilon_{11} = \varepsilon_z$ および $\varepsilon_{22} = \varepsilon_{33} = \varepsilon_0$ となる。ここで、中間および最小主応力方向における損傷変数が $D_2 = D_3$ であると仮定すると、突合せ接着継手の最大主応力方向における損傷変数 D_1 を式 (5) から次式のように導くことができる。¹⁶⁾

$$D_1 = 1 - \sqrt{\frac{E^*}{E} \left(\frac{1-\nu-2\nu^2}{1-\nu} \right)} \quad (7)$$

ここで、 E^* は最大主応力-最大主ひずみ曲線における再負荷時の見かけの弾性係数であり、繰り返し引張負荷試験から得た、単軸引張応力状態となるバルク試験片の場合、損傷変数 D_1 は式 (6) より次式のように導かれる。⁹⁾

$$D_1 = 1 - \sqrt{\frac{E^*}{E}} \quad (8)$$

3 実験結果および考察

3・1 突合せ接着継手ならびにバルク試験片の最大主応力-最大主ひずみ曲線

Fig. 5 に種々のゴム粒子の含有率におけるバルク試験片の典型的な最大主応力-最大主ひずみ曲線を示す。図より、ゴムの含有率の低下に伴い初期の弾性率、降伏応力および破壊時における応力が増加していることがわかる。また、突合せ接着継手の最大主応力-最大主ひずみ曲線においてもバルク試験片と同様の結果が得られた。なお、突合せ接着継手では、すべての試験片において凝集破壊が観察された。Table II に各試験片 5 本の破断時における平均の最大主ひずみ (ϵ_f) を示す。いずれの試験片においても R3 と R7 の ϵ_f 値に大きな差はないが、R14 の ϵ_f 値は他の接着剤よりも大きくなっており、破断までに良く伸びていることがわかる。

3・2 接着継手の損傷挙動

各試験片の損傷挙動を比較するため、まず、式 (7) および (8) から得られた突合せ接着継手およびバルク試験片の損傷変数 D_1 を最大主ひずみ ϵ_{11} で整理した。その結

Fig. 5. Maximum principal stress-maximum principal strain curves of the butt joints with various rubber contents.

Table II. Average maximum principal strains ϵ_f of the specimens at fracture.

	R3	R7	R14
Bulk specimen	3.80 (%)	3.65 (%)	5.34 (%)
Butt joint	2.10 (%)	2.74 (%)	3.71 (%)

果を、Fig. 6 に示す。同一の ϵ_{11} 値における損傷変数 D_1 の変動幅は、突合せ接着継手およびバルク試験片で、それぞれ D_1 値で 0.1 および 0.07 程度であった。図より、突合せ接着継手の D_1 値がバルク試験片に比べて小さいひずみ値から増加していることがわかる。また、突合せ接着継手がバルク試験片より高い D_1 値を示していることがわかる。これらの結果より、応力状態が異なる試験片の D_1 値を最大主ひずみで整理する方法では、バルク試験片と突合せ接着継手の損傷挙動を直接比較することはできないことがわかる。応力状態が異なる試験片間の損傷挙動を比較するには、試験片に与えられたエネルギーで損傷変数を整理することが適切であると考えられる。そこで、本研究では、以下に示す手順でひずみエネルギー密度を求めて突合せ接着継手の損傷挙動の評価を行った。

4 ゴム変性エポキシ接着剤により接合された突合せ接着継手の損傷評価

4・1 有効応力-最大主ひずみ曲線

各試験片のひずみエネルギー密度を求めるために、最大主応力方向の有効応力-最大主ひずみ曲線を求めた。まず、R14 について、Fig. 7 および 8 に示すように、各試験片の平均的な損傷変数 D_1 と ϵ_{11} の関係を曲線で表した。同様にして、損傷変数 D_1 と最大主応力 σ_{11} の関係を Fig. 9 に整理した。次に、Fig. 9 に示した損傷変数 D_1 と応力の関係を式 (4) に代入して、突合せ接着継手およびバルク試験片の有効応力 σ_{11}^* を求めた。そして、Fig. 7 および 8 に示した損傷変数 D_1 と ϵ_{11} の関係から、それぞれの試験片の有効応力に対応した ϵ_{11} を損傷変数 D_1 を介して求めた。R14 接着剤を用いた場合について、以上のようにして求めた有効応力と ϵ_{11} の関係を、○および●で突合せ接着継手およびバルク試験片について Fig. 10 にそれぞれ示す。次に、有効応力-最大主ひずみ曲線において、降伏した後は n 乗硬化型の次式により表されるものと仮定して、図中のプロットを近似して、有効応力-最大主ひずみ曲線を決定した。突合せ接着継手およびバルク試験片の降伏点までの有効応力-最大主ひずみ曲線

Fig. 6. Relation between damage parameter D_1 and maximum principal strain ϵ_{11} of the butt joints and bulk specimens (R14).

Fig. 7. Relation between the average value of damage parameter D_1 and maximum principal strain ε_{11} of the bulk specimens with various rubber contents.

Fig. 8. Relation between the average value of damage parameter D_1 and maximum principal strain ε_{11} of the butt joints with various rubber contents.

Fig. 9. Relation between the average value of damage parameter D_1 and principal stress σ_{11} of the specimens (R14).

は次に示す式 (9) および (10) によりそれぞれ表した.

$$\sigma_{11}^* = \frac{E(1-\nu-2\nu^2)}{(1-\nu)} \varepsilon_{11}, \quad (\sigma_{yi} \geq \sigma_{11}^*) \quad (9)$$

$$\sigma_{11}^* = E\varepsilon_{11}, \quad (\sigma_{yi} < \sigma_{11}^*) \quad (10)$$

ここで, E および σ_{yi} は初期の弾性係数および降伏応力である. また, 降伏後の曲線は次式により決定した.

$$\sigma_{11}^* = M\varepsilon_{11}^n, \quad (\sigma_{yi} < \sigma_{11}^*) \quad (11)$$

ここで, M よび n は正値の変数であり, 実験値に合うようにそれぞれ決定した. Fig. 10 の実線は以上のようにして求めた有効応力-最大主ひずみ曲線を示している.

Fig. 11 および 12 に突合せ接着継手およびバルク試験片の有効応力-最大主ひずみ曲線を, 種々のゴム粒子の重量含有率について求めた結果を示す. 両図より, いずれの試験片においてもゴム粒子の重量含有率の低下に伴い破断時の有効応力が増加する傾向が認められ, 降伏後の曲線の傾きがやや増加することがわかる.

4・2 ひずみエネルギー密度による損傷挙動の評価

次に, 前節で求めた有効応力-最大主ひずみ曲線から, 突合せ接着継手およびバルク試験片のひずみエネルギー密度 (W) を求めた. 突合せ接着継手の場合, 中間および

Fig. 10. Effective stress-maximum principal strain curves of the specimens (R14).

Fig. 11. Effective stress-maximum principal strain curves of the butt joint with various rubber contents.

Fig. 12. Effective stress-maximum principal strain curves of the bulk specimen with various rubber contents.

最小主応力方向における接着層のひずみは被着体により拘束されるため $\varepsilon_{22} = \varepsilon_{33} = 0$ となる。また、バルク試験片では、中間および最小主応力が 0 となる。したがって、突合せ接着継手およびバルク試験片のひずみエネルギー密度は、いずれの試験片においても、有効応力-最大主ひずみ曲線を積分したものであり、次式により表すことができる。

$$W = \int_0^{\varepsilon_{11}} \sigma_{11}^* d\varepsilon_{11} \quad (12)$$

式 (11) を各試験片の平均破壊ひずみである ε_f 値まで積分したひずみエネルギー密度 W_f 値を種々のゴム含有率について計算した。その結果を Table III に示す。表より、突合せ接着継手とバルク試験片の W 値の差はいずれのゴム含有率においても数 % 程度であり、ゴム含有率が同じであれば破断までに与えられたひずみエネルギー密度がほぼ等しいことがわかる。また、いずれの試験片においても、ゴム含有率の増加に伴い、 W_f 値が増加していることから、ゴム含有率が高くなるほど破断までに要するエネルギーが大きくなる。Fig. 13 は R14 について、突合せ接着継手およびバルク試験片の損傷変数 D_1 をひずみエネルギー密度 W で整理した結果を示している。図より、いずれの試験片においても、ゴム含有率の増加に伴い同一の W 値における損傷変数 D_1 値が高くなっていることがわかる。また、上述したように、ゴム含有率の増加にしたがい破断までに与えられたエネルギーは大きくなる。これらの結果から、ゴム含有率の増加に伴い破壊ひずみが大きくなるとともに損傷の発生も大きくなり、そ

Table III. Strain energy density W_f of the specimens.

	R3	R7	R14
Bulk specimen	1.64×10^3 ($\text{kN} \cdot \text{m}$)	1.73×10^3 ($\text{kN} \cdot \text{m}$)	2.24×10^3 ($\text{kN} \cdot \text{m}$)
Butt joint	1.61×10^3 ($\text{kN} \cdot \text{m}$)	1.79×10^3 ($\text{kN} \cdot \text{m}$)	2.40×10^3 ($\text{kN} \cdot \text{m}$)

Fig. 13. Relation between D_1 and W_f of the specimens with various rubber contents.

の結果、変形に伴うエネルギーの散逸量が大きくなるため、破断までに与えられたエネルギーが大きくなるものと考えられる。また、図より、突合せ接着継手の D_1 値はバルク試験片よりもかなり高くなっていることがわかる。この結果は、最大主応力およびそれと直交する 2 方向に引張応力が作用する突合せ接着継手の場合、最大主応力のみが作用するバルク試験片よりも主応力方向の剛性低下が大きくなり、結果として負荷方向における損傷変数 D_1 値が高くなることを示していると考えられる。Fig. 14 は、損傷変数 D_1 を破断時の損傷変数 D_{1f} で正規化したものを、横軸にひずみエネルギー密度 W を破断時のひずみエネルギー密度 W_f で正規化したものとして整理した結果を示している。図より、バルク試験片では W/W_f 値の増加に伴い D_1/D_{1f} が原点を通るように増加していることがわかる。一方、突合せ接着継手では、損傷が発生した直後の D_1 値が極めて大きく、その後の損傷の変化はバルク試験片に比べて少ないことがわかる。これらの結果から、突合せ接着継手とバルク試験片では、破断までに与えられたエネルギーが等しいものの、破断に至る損傷挙動

Fig. 14. Relation between D_1/D_{1f} and W/W_f of the specimens with various rubber contents.

は異なっていることがわかる。また、いずれの試験片においてもゴム含有率にかかわらず、ほぼ同一の曲線を示している。この結果から、同一の W に対してゴム含有率が大きくなると損傷変数 D_1 が大きくなるものの、破壊までの損傷進展の様子はゴム含有率に依らず一定であることがわかった。

5 結 言

本研究では、ゴム変性エポキシ接着剤で接合した突合せ接着継手の損傷挙動を異方性損傷理論を用いて評価することを試みた。その結果、以下の結論を得た。

(1) 突合せ接着継手およびバルク試験片においては、ゴム粒子の重量含有率が同じであれば、破断までに与えられたひずみエネルギーが同じであることがわかった。

(2) 負荷方向でもある最大主応力方向の損傷変数 D_1 値で、突合せ接着継手およびバルク試験片の損傷を比較すると、与えられたエネルギーにかかわらず突合せ接着継手の方が大きな値を示すことがわかった。

(3) ゴム粒子の含有率が大きくなるほど、破断までに与えられたエネルギーが大きくなること、しかし、その損傷の進展の様子はほぼ同じであることがわかった。

参 考 文 献

- 1) M. Tohdoh, S. K. Chaturvedi and R. L. Sierakowski, Int. J. Fract., **75**, 285 (1996).
- 2) Y. Huang and A. J. Kinloch, J. Mater. Sci., **27**, 2763 (1992).
- 3) Gerard A. Maugin, “塑性変形と破壊の熱・力学”, p.149

(2000) 現代工学社.

- 4) A. F. Yee, I. D. Li and X. Li, J. Mater. Sci., **28**, 6392 (1993).
- 5) 成澤郁夫著, “プラスチックの耐衝撃性”, p.117 (1994) シグマ出版.
- 6) 東藤 貢, 高橋 清, 日本機械学会論文集, A-**65**, 432 (1999).
- 7) J. Lemaitre, “A Course on Damage Mechanics”, p.11 (1992) Springer-Verlag.
- 8) C. Y. Tang and A. Plumtree, Eng. Fract. Mechanics, **49**, 499 (1994).
- 9) C. L. Chow and J. Wang, International Journal of Fracture, **33**, 3 (1987).
- 10) C. Y. Tang, W. B. Lee, Scripta Metallurgica et Materialia, **32**, 1993 (1995).
- 11) C. L. Chow and J. Wang, Eng. Fract. Mechanics, **27**, 547 (1987).
- 12) J. F. Ganghoffer, A. Brillard and J. Schultz, Eur. J. Mech., A/Solids, **16**, 19 (1997).
- 13) 能野謙介, 永弘太郎, 日本接着協会誌, **22**, 140 (1986).
- 14) M. Y. Tsai, J. Morton and D. W. Oplinger, Experimental Mechanics, **36**, 297 (1996).
- 15) J. L. Lubkin, J. Appl. Mechanics, **24**, 255 (1957).
- 16) A. Fujinami, K. Osaka, T. Fukuda and M. Imanaka, Proc. of 13th Int. Conference on Composite Materials, CD-ROM, ID : 1678 (2001).