

パワーモジュールにおける熱サイクル試験時の封止樹脂のはく離予測評価

Evaluation of the Delimitation of Molding Resin in a Power Module under Thermal Cycle Test

川下 隼介*・七藏司 優斗*・池田 徹**
 小金丸 正明*・外 蘭 洋昭***・浅井 竜彦***

Shunsuke KAWASHITA, Yuto NANAZOSHI, Toru IKEDA,
 Masaaki KOGANEMARU, Hiroaki HOKAZONO and Tatsuhiko ASAI

(Received April 3, 2018)

Because the power modules in next generation will be used under higher temperature, the delamination of the molding resin due to thermal stress is the problem to be solved. It is important to evaluate the reliability of the delamination between the molding resin and metallic components. We will provide the evaluation technique of the delamination strength of interfaces between molding resin and a metallic component. We measured the delamination toughness of interfacial crack between copper/Al and molding resin for the wide range of temperature. We also analyzed stress and the stress intensity factors of critical cracks in a model power module during a thermal cycle test. We expected the most severe temperatures for the delamination of the interfaces under the thermal cycle test.

Key Words: Power Module, Stress Intensity Factor, Molding Resin, Fracture Toughness, Delamination, Thermal Cycle

1. 緒言

パワーモジュールは、インバーターやエンジンコントロールユニット、電力システムのスマートグリッド用の電力変換器など、これからの輸送用機器や社会インフラにおいては非常に重要な技術である。しかし、これらのパワーモジュールは低温から高温までの広い範囲で使用され、パワーモジュールも高いエネルギー密度のために高温になることから、大きな熱応力にさらされることになる。しかも、その故障はしばしば人命に係るような事故に直結するため、高い信頼性が要求される。

本研究では、パワーモジュール開発の高精度で短時間の寿命推定を実現するため、実機に即した材料試験技術と材料物性のデータベース化、及び寿命設計のプラットフォーム構築に関する研究開発を実施することを目的としている。

とくにこの研究では、封止樹脂部のはく離が生じる原因を特定し、その発生を防止する設計方法を確立することに主眼を置く。

具体的には、パワーモジュールに使用される封止樹脂と銅基板、アルミ冷却器との界面強度を界面き裂の応力拡大係数を用いた破壊靱性値として整理し、熱サイクル試験に

おける広い温度範囲の破壊靱性値を測定した。

さらにテストパワーモジュールの非線形粘弾塑性クリープ解析を行い、樹脂と銅基板、アルミ冷却器と銅基板の接合界面角部近傍に仮定した限界き裂の応力拡大係数を解析し、限界き裂の応力拡大係数の熱サイクル試験下での変化を解析し、上記の各界面の破壊靱性値との比をとることで、熱サイクル試験下における最も危険な温度域を特定することを目的とした。

2. 異種材界面き裂の応力拡大係数

本研究では、応力拡大係数を用いて、異種材界面のはく離強度評価を実施した。はく離が生じるき裂先端は、応力が無限大となる特異応力場である。本研究で対象となる異種材界面き裂は、どのような荷重が負荷された場合でも、常にき裂先端近傍付近での応力場はモードⅠ、Ⅱの混合モード状態になるため、混合モードでの評価が必要になる¹⁾。そこで、Fig. 1 に示すような二つの異種等方性材料が接合された界面上のき裂を考える場合、 x 軸上のき裂先端近傍の応力漸近解を以下に示す²⁾。

* 鹿児島大学 大学院理工学研究科 機械工学専攻 (〒 890-0065 鹿児島市郡元 1-21-40)
 Department of Mechanical Engineering, Graduate School of Science and Engineering, Kagoshima University
 (1-21-40, Korimoto, Kagoshima 890-0065, Japan)

** 鹿児島大学 学術研究院 理工学域工学系 (機械工学専攻) (〒 890-0065 鹿児島市郡元 1-21-40)
 Department of Mechanical Engineering, Graduate School of Science and Engineering, Kagoshima University
 (1-21-40, Korimoto, Kagoshima 890-0065, Japan)

*** 富士電機株式会社 技術開発本部 先端技術研究所 (〒 191-8502 東京都日野市富士町 1 番地)
 Advanced Technology Laboratory, Fuji Electric Co., Ltd. (1, Fuji-machi, Hino, Tokyo 191-8502, Japan)

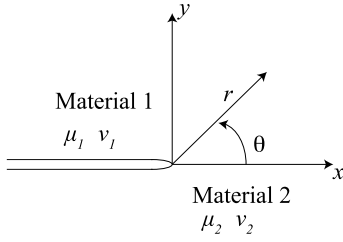


Fig. 1 Coordinates system around an interface crack tip.

$$\left(\sigma_{yy} + i\sigma_{xy} \right)_{\theta=0} = \frac{K_I + iK_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \left(\frac{r}{l_k} \right)^{ie} \quad (1)$$

$$\varepsilon = \left(\frac{1}{2\pi} \right) \ln \left[\frac{\kappa_1/\mu_1 + 1/\mu_2}{\kappa_2/\mu_2 + 1/\mu_1} \right] \quad (2)$$

$$\begin{cases} \kappa_i = 3 - 4\nu & (\text{Plane strain}) \\ \kappa_i = (3 - \nu_i)/(1 + \nu_i) & (\text{Plane stress}) \end{cases} \quad (3)$$

ここで、 K_I 、 K_{II} はモードⅠ、Ⅱの応力拡大係数、 ε は異種材の材料定数、 l_k は任意の代表長さ、 σ_{yy} 、 σ_{xy} は x 軸上の応力、 r はき裂先端からの距離、 μ_i 、 ν_i はせん断弾性係数とポアソン比である。また、便宜的に総括応力拡大係数 K_i を次式のように定義する¹⁾。このとき、総括応力拡大係数 K_i とエネルギー解放率 G との関係は次式で示される。

$$K_i = \sqrt{K_I^2 + K_{II}^2} = \sqrt{\frac{G}{\beta}} \quad (4)$$

ただし、

$$G = \beta(K_I^2 + K_{II}^2) \quad (5)$$

である。このとき

$$\beta = \frac{1}{16 \cosh^2(\varepsilon\pi)} \left[\frac{\kappa_1 + 1}{\mu_1} + \frac{\kappa_2 + 1}{\mu_2} \right] \quad (6)$$

となる。

3. 破壊靱性値評価

3.1 実験方法

パワーモジュール内に存在する様々な異種材界面のうち、封止樹脂と銅・セラミックス基板(以後、銅基板と呼ぶ)界面および封止樹脂とアルミ冷却器界面に着目して、界面の破壊靱性値を測定した。測定に用いた、封止樹脂と銅基板界面のせん断破壊試験片と開口破壊試験片、封止樹脂と表面をNiメッキしたアルミ板(以後アルミ板と呼ぶ)界面のせん断破壊試験片と開口破壊試験片の形状をFigs. 2、3にそれぞれ示す。

破壊試験には、INSTRON社万能マイクロフォース試験機を使用し、 -40°C 、 20°C 、 75°C 、 150°C 、 170°C 、 200°C において、各5本実施した。このとき、負荷速度は0.5

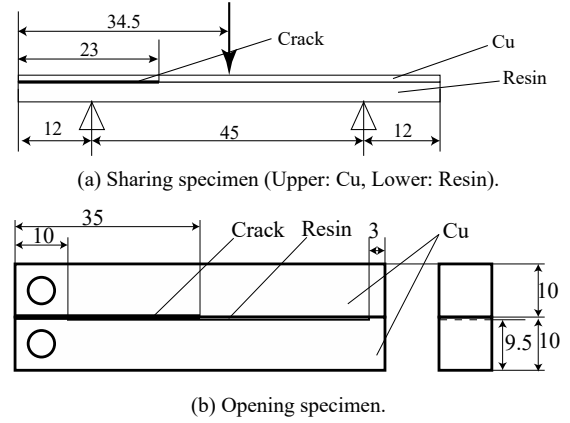


Fig. 2 Interfacial fracture specimen (Cu and Resin).

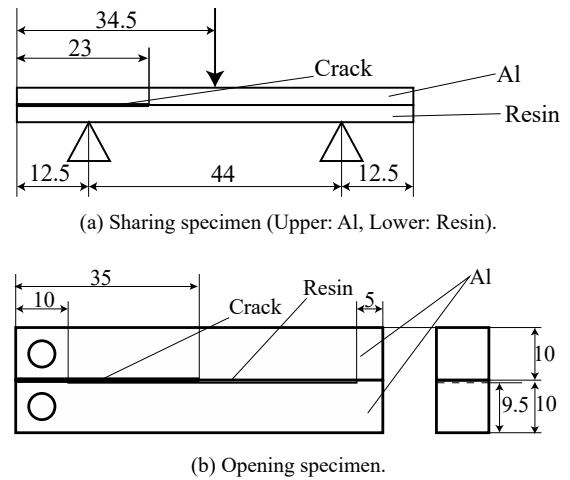


Fig. 3 Interfacial fracture specimen (Al and Resin).

mm/minとした。

せん断破壊試験片において、あらかじめ試験片表面に耐熱スプレーで模様付けを行い、デジタル画像相関法を用いてはく離荷重を特定したところ、すべての場合において、最大荷重でき裂が進展していたことから、最大荷重をはく離荷重とした。

3.2 応力拡大係数の解析

はく離試験の結果求められたはく離荷重から、有限要素法(FEM)と H -integral法³⁾を用いてはく離時の応力拡大係数(破壊靱性値)を求めた。ここで、樹脂は弾性体として解析を行った。しかし、樹脂を弾性体とすると、熱応力を過大に評価する可能性が考えられるため、樹脂の粘弾性を考慮したはく離時の応力拡大係数も比較のために求めた。また、粘弾性⁴⁾を考慮したき裂の応力拡大係数は、 H -integral法から求めることはできないため、多少精度は劣るが、応力外挿法⁵⁾を用いて求めた。

また、応力フリー温度と線膨張係数(CTE)から熱応力による応力拡大係数を求め、機械荷重のみでなく、熱応力も考慮した応力拡大係数基準での破壊靱性値を求めた。解析

Table 1 Material properties of Cu, Ceramics and Al.

Material	Temp. (°C)	E (GPa)	CTE (ppm/°C)	ν
Cu	20	97.2	16.7	0.33
Ceramics	20	290.3	3.4	0.27
Al	25	69.1	22.8	0.34

に用いた、銅、セラミックス、アルミの材料物性を **Table 1** に示す。実際の解析においては、銅とアルミの弾性率の温度依存性を考慮したが、変化は僅かであるので、表には室温の値のみを示す。封止樹脂の弾性率、線膨張係数は、次章で示す動的粘弾性装置 (DMA) と熱機械分析装置 (TMA) の計測結果を用いた。応力フリー温度、ガラス転移温度は、それぞれ 170°C、171.8°C である。応力フリー温度は、鋳型に銅板を入れ、封止樹脂を流し込んで硬化させたのちに室温に下げた 2 層試験片を加熱しながら、レーザー変位計で反りを測定し、その反りが 0 となった温度とした⁶⁾。

このようにして測定した応力フリー温度は、封止樹脂のガラス転移点とほぼ同じであった。樹脂の粘弾性特性については、動的粘弾性測定結果より貯蔵弾性率の変化を求め、マスターカーブを取得し、Prony 級数⁷⁾で近似して解析に使用した。詳細については、次章で述べる。

3.3 破壊靱性値の評価結果

銅基板 - 封止樹脂界面の破壊靱性値をせん断破壊試験と開口破壊試験より求めた。総括応力拡大係数 K_I 基準の破壊靱性値を **Figs. 4, 5** に示す。

せん断破壊試験では、低温になると熱応力の影響が非常に大きいに対して、開口破壊試験片では熱応力の影響は非常に小さい。これは、開口破壊試験片では、封止樹脂の層を非常に薄くしたために、熱応力の影響が小さくなったものと考えられる。機械的荷重のみを考慮した破壊靱性値の傾向は、せん断破壊試験と開口破壊試験で大きく異なるが、熱応力を考慮した結果は良く似ており、せん断破壊試験における熱応力の考慮は妥当であると考えられる。また、今回使用したエポキシ樹脂の場合、粘弾性の考慮は、ガラス転移点以下では、非常に小さく、無視できるものと考えられる。

次にアルミ - 封止樹脂界面のせん断破壊試験と開口破壊試験より求めた、総括応力拡大係数 K_I 基準の破壊靱性値を **Figs. 6, 7** に示す。この場合もせん断破壊試験では、低温になると熱応力の影響が非常に大きいに対して、開口破壊試験片では熱応力の影響は非常に小さいことがわかる。

また、アルミ - 封止樹脂界面の場合、熱応力を考慮した場合のせん断破壊試験と開口破壊試験より求めた破壊靱性値の温度依存性の傾向が大きく違う。せん断破壊試験片では、75°C 付近で破壊靱性値が 0 に近くなっており、明らかに不自然である。粘弾性の影響については、銅 - 樹脂界面と同様にガラス転移点以下では、非常に小さかった。

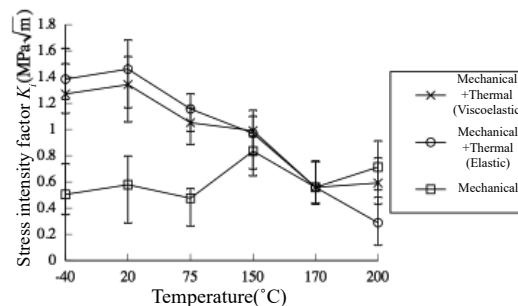


Fig. 4 Fracture toughness based on the total stress intensity factor K_I (Shearing delamination test) (Cu/resin).

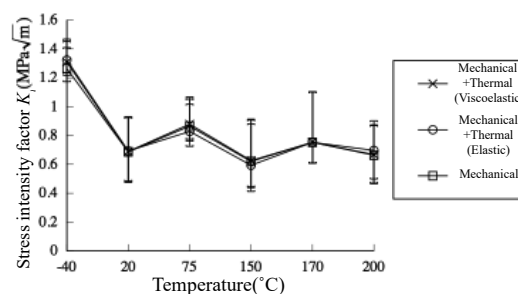


Fig. 5 Fracture toughness based on the total stress intensity factor K_I (Opening delamination test) (Cu/resin).

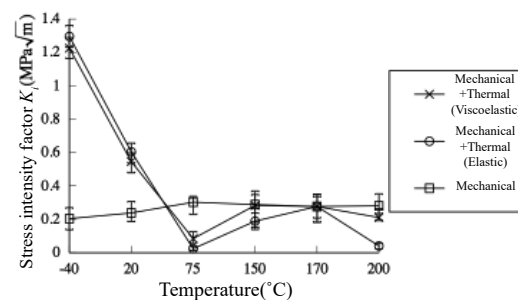


Fig. 6 Fracture toughness based on the total stress intensity factor K_I (Shearing delamination test) (Al/resin).

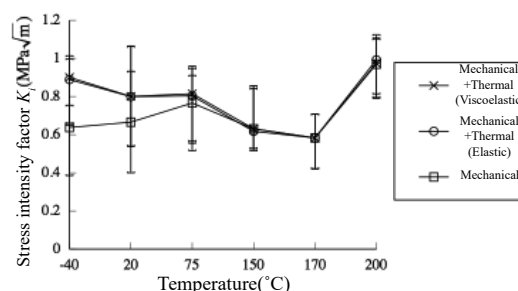


Fig. 7 Fracture toughness based on the total stress intensity factor K_I (Opening delamination test) (Al/resin).

せん断破壊試験から求めたアルミ / 封止樹脂界面の機械的応力に熱応力の寄与を加えた破壊靱性値が 75°C 付近で 0 に近くなった理由は、機械的負荷によるき裂先端付近のせん断応力と熱応力によるせん断応力の符号が反対であり、熱応力が大きいために、75°C 付近でせん断応力が 0 となり、

せん断応力の符号が反転したためである。このように機械的負荷によるせん断応力と熱応力のせん断応力の符号が反対で、温度変化に伴い符号が反転する場合には、必然的にある温度で破壊靱性値が0となるが、実際にその温度で無負荷のまま自然にはく離するような現象は観察されず、不適切であると考えられる。

そこで、樹脂 - アルミの上下反転試験を実施し、熱応力によってモードIIの応力拡大係数の符号が反転しない条件で、破壊靱性値を測定した。上下反転試験片の形状を Fig. 8 に示す。

破壊試験の試験条件はクロスヘッド速度を 0.05 mm/min とし、他の条件は 3.1 節と全て同じ条件で行った。クロスヘッド速度を遅くしたのは、従来の速度で樹脂に機械荷重を負荷した際に生じる封止樹脂の割れを抑制するためである。

はく離試験の結果、求められたはく離荷重から、有限要素法 (FEM) と H -integral 法³⁾ を用いてはく離時の応力拡大係数 (破壊靱性値) を求めた。導出過程は前に述べた内容と同じであるので省略する。アルミ - 封止樹脂界面の上下反転のせん断破壊試験より求めた、総括応力拡大係数 K_I 基準の破壊靱性値を Fig. 9 に示す。

上下反転破壊試験では、はく離靱性値が極小値をとるような挙動は示さず、熱応力を考慮した破壊靱性値は、低温になるほど大きくなった。

熱応力を考慮したせん断破壊試験と開口破壊試験のはく離靱性の傾向は良く似ており、樹脂側から負荷した、せん断破壊試験の熱応力の考慮は妥当であると考えられる。

以上より、き裂付近のせん断応力の符号が測定温度域で

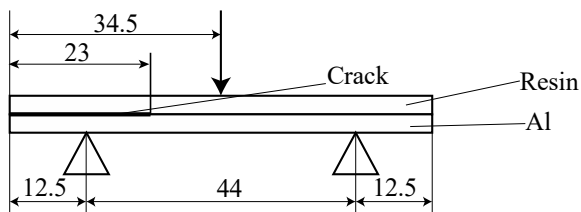


Fig. 8 Shear specimen (Upper: Resin, Lower: Al).

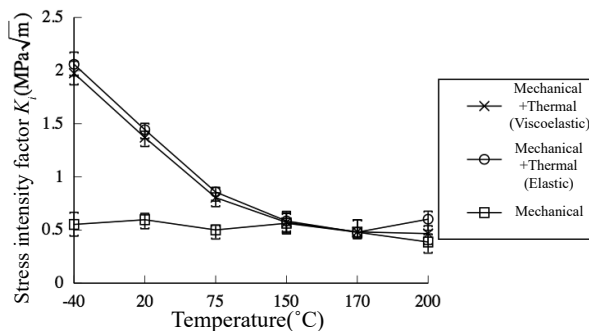


Fig. 9 Fracture toughness based on the total stress intensity factor K_I (Shearing delamination test) (resin/Al).

反転するようなせん断破壊試験の結果は採用すべきで無いと考えられる。よって、アルミ - 樹脂せん断破壊試験の破壊靱性値は Fig. 9 の樹脂側から負荷した試験の結果を採用した。

4. 模擬パワーモジュール中の応力解析

4.1 粘弾性物性の測定

DMA により樹脂の緩和弾性率 $E(t)$ を得た。ポアソン比は解析結果に与える影響が小さいと考え、0.3 で一定とした。時間 - 温度換算則^{8),9)} により式 (7) の Arrhenius 型のシフトファクターを使用し⁴⁾、マスターカーブを求めた。

$$\log a_T = \beta \frac{\Delta H}{R} \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_0} \right) \quad (7)$$

ここで、 ΔH は活性化エネルギー、 R は気体定数、 T_0 は参照温度、 $\beta = 1/2.303$ を示している。マスターカーブは式 (8) により Prony 級数近似⁷⁾ を行った。Fig. 10 に樹脂の緩和弾性率のマスターカーブとシフトファクターを示す。

$$E(t) = E_\infty + \sum_k^n E_k \exp(-t/\tau_k) \quad (8)$$

また、次式を用いて緩和弾性率 $E(t)$ より緩和せん断弾性率 $G(t)$ 、体積弾性率 $K(t)$ を求め、Fig. 11 にそれらの Prony 級数による近似曲線を示す。

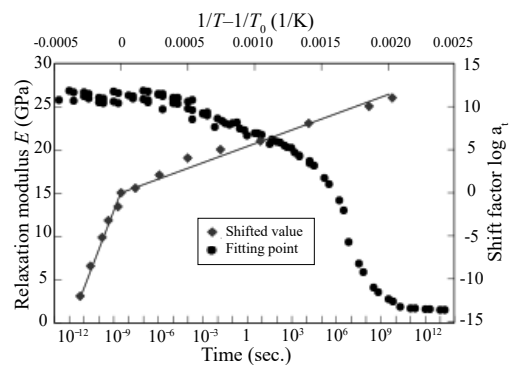


Fig. 10 $E(t)$ of resin ($T_0=170^\circ\text{C}$).

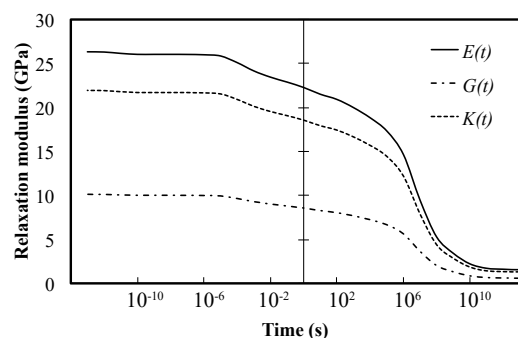


Fig. 11 $E(t)$, $G(t)$ and $K(t)$ of resin.

$$E(t) = 2G(t)[1+\nu] \quad (9)$$

$$E(t) = 3K(t)[1-2\nu] \quad (10)$$

4.2 解析モデル

解析コードには非線形汎用有限要素ソフトウェアの、MSC. Marcを用いた。模擬パワーモジュールの解析モデルを Fig. 12 に示す。模擬パワーモジュールの解析モデルは実装モデルの 1/4 対称モデルで再現し、FEM モデリングソフトの HyperMesh で要素分割した。メッシュは Figs. 13、14 に示すように、実際にははく離の発生が観察された、封止樹脂と銅基板角部および封止樹脂とアルミ冷却器角部の周りを細かくメッシュ分割した。銅、セラミックス、アルミニウムは線形材料とし、SnSb 系はんだ合金は弾塑性クリープ材料^{(10),(11),12)}、封止樹脂は粘弾性材料¹³⁾と仮定した。銅、セラミックス、アルミの材料定数を Table 1 に、SnSb 系はんだの材料定数を Tables 2、3 に示す。

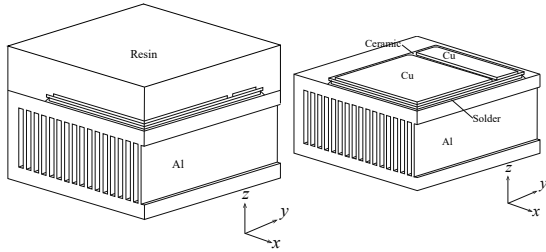


Fig. 12 1/4 model of a test power module.

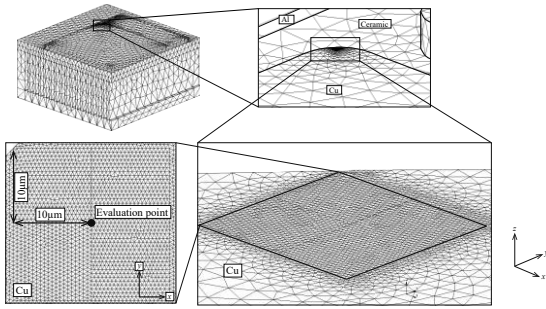


Fig. 13 FE mesh around an interfacial corner between molding resin and Cu.

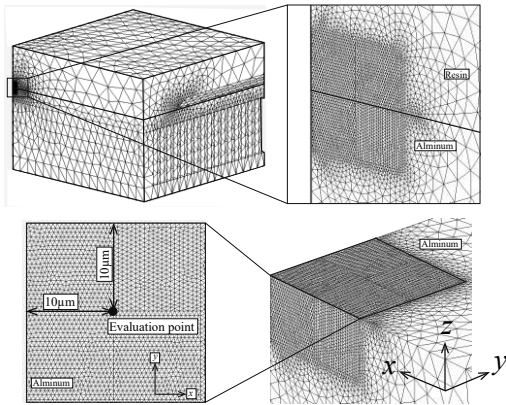


Fig. 14 FE mesh around an interfacial corner between molding resin and Al.

はんだ合金の弾塑性物性値については、Table 3 に示す降伏応力-温度の関係を用いた。また、クリープ構成則については、式 (11) の Norton 則を用いた。

$$\dot{\epsilon}_{creep} = \exp(0.203T - 74.735) \cdot \sigma^{n(T)} \quad (11)$$

$$n(T) = -0.0387T + 14.136$$

弾塑性は移動硬化則を用い、時間増分は陽解法を用いて解析を行った。

樹脂は粘弾性の影響を検討するため、Fig. 11 に示した緩和せん断弾性率と緩和体積弾性率の Prony 級数を使用した。式 (8) の Prony 級数の係数を Table 4 に示す。樹脂の CTE については Fig. 15 に示したものをを用いた。

Table 2 Material properties.

Material	Temp. (°C)	E (GPa)	CTE (ppm/°C)	ν
Solder	-40	54.26	22.8	0.38
	25	52.6		
	150	45.67		
	175	22.48		

Table 3 Yield stress and temperature of solder.

T (°C)	-40	25	150	175
σ_y (MPa)	31.61	23.38	9.61	4.43

T: Temperature, σ_y : Yield stress

Table 4 Coefficient of Prony series for Resin.

τ_k	E_k (MPa)	G_k (MPa)	K_k (MPa)
10^{-12}	0	0.15	0.32
10^{-11}	289.04	110.89	240.26
10^{-7}	0	2.43	5.26
10^{-6}	58.01	16.49	35.74
10^{-4}	1259.69	507.57	1099.73
10^{-3}	777.93	241.45	523.15
10^{-2}	709.40	372.96	808.08
10^{-1}	433.89	0	0
10^0	696.33	535.21	1159.61
10^{+1}	878.34	0	0
10^{+2}	267.62	421.13	912.44
10^{+3}	1377.75	276.00	598.01
10^{+4}	898.48	543.14	1176.80
10^{+5}	1624.02	470.69	1019.82
10^{+6}	2675.95	1149.80	2491.23
10^{+7}	7368.99	2738.90	5934.29
10^{+8}	2515.19	1043.82	2261.61
10^{+9}	1526.39	524.40	1136.19
10^{+10}	1169.72	502.94	1089.71
10^{+11}	120.84	0	0
10^{+12}	106.23	82.24	178.18
10^{+13}	80.15	0	0
∞	1524.20	586.23	1270.16

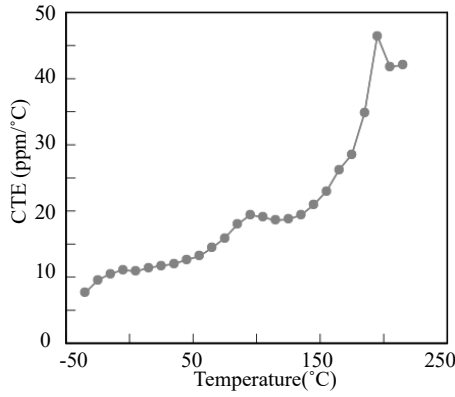
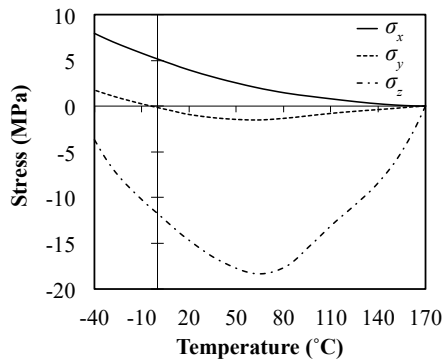
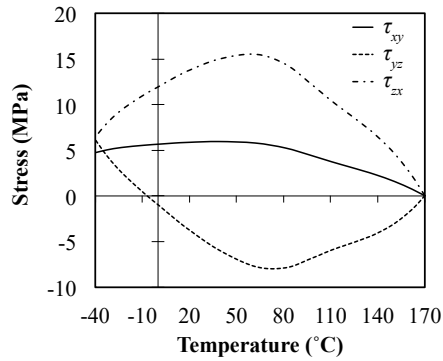


Fig. 15 CTE of resin.



(a) Normal stress.



(b) Shear stress.

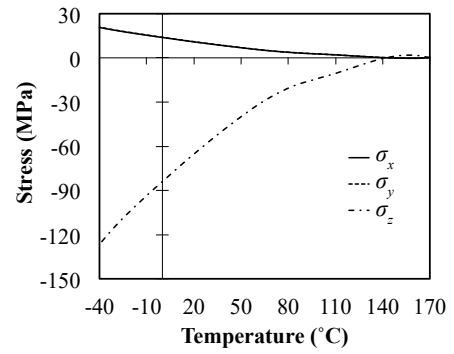
Fig. 16 Variation of stress at the corner of an interface between molding resin and Cu.

以上のような解析モデルに、応力フリー温度の 170℃ から -40℃ に冷却し 10 分保持、そこから 125℃ まで昇温し 10 分保持するように全ての節点に均質な温度条件を与えた。

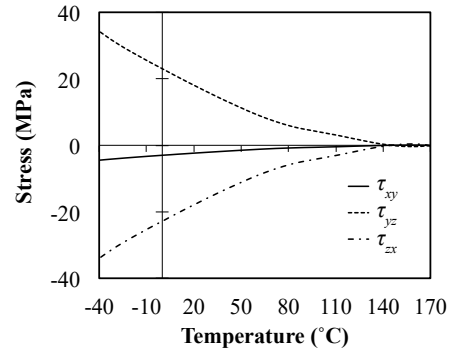
銅基板およびアルミ冷却器の角部から 10 μm × 10 μm の距離における応力を Figs. 16、17 に示す。

4.3 限界き裂の応力拡大係数の解析

さらにはく離靱性値とはく離応力との定量的な比較を行うために、Fig. 18 に示すように応力評価点に円形のく離



(a) Normal stress.



(b) Shear stress.

Fig. 17 Variation of stress at the corner of an interface between molding resin and Al.

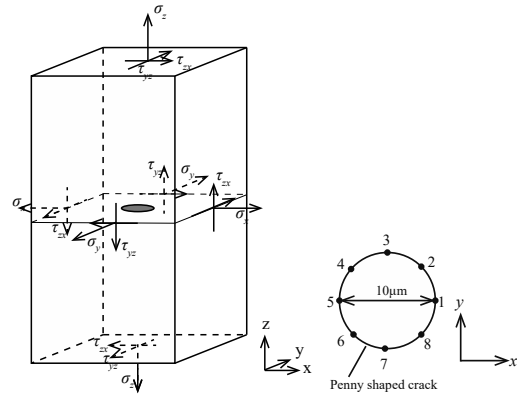


Fig. 18 Assumed crack at the evaluation point.

(直径 10 μm) が存在する場合の、限界き裂の応力拡大係数を解析し、はく離靱性値と限界き裂の応力拡大係数を比較した。このモデルの境界条件としては、Figs. 16、17 の応力値を代入した。解析の結果、銅基板 - 封止樹脂、アルミ板 - 封止樹脂界面ともに、 σ_z が負であるためにモード I の応力拡大係数 K_I も負となり、き裂は閉口しているため、 K_I は破壊に寄与しないと考えた。そこで、 K_{II} と K_{III} を二乗平均した次式の値を限界き裂の評価値とした。

$$K_r = \sqrt{K_{II}^2 + K_{III}^2} \quad (12)$$

銅基板 - 封止樹脂、アルミ板 - 封止樹脂界面における限

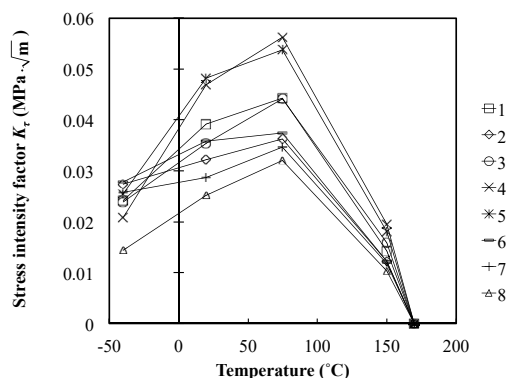


Fig. 19 Total stress intensity factors K_I of an interface crack between resin and Cu.

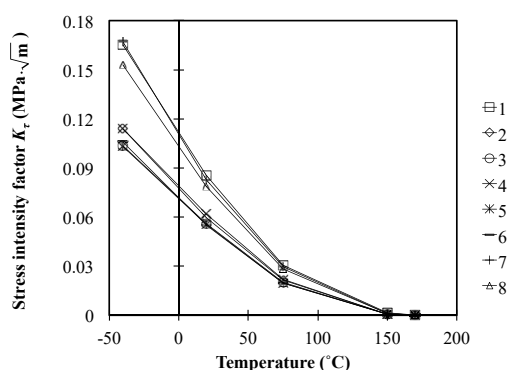


Fig. 20 Total stress intensity factors K_I of an interface crack between resin and Al.

界き裂の K_I を Figs. 19、20 に示す。図中の番号は、円形き裂のき裂前縁に沿った位置番号である。

Figs. 19、20 より、銅基板 - 封止樹脂界面では

75℃ 付近、アルミ板 - 封止樹脂界面では -40℃ 付近で応力拡大係数が最大となる。これは、銅と封止樹脂では、75℃ 付近を境にして、高温側では封止樹脂の線膨張係数が大きく、低温側では銅の方が線膨張係数が大きいために、き裂先端近傍の熱応力が 75℃ 付近で最大となるが、アルミと封止樹脂では、対象温度範囲全域でアルミの方が線膨張係数が大きいために、低温になるほど熱応力が大きくなるためである。

さらに、限界き裂の応力拡大係数と破壊靱性値の比 (K_I/K_{IIC}) をとって、Figs. 21、22 に示す。ここで、 K_{IIC} は式 (1) の K_{II} 基準の破壊靱性値である。

限界き裂の応力拡大係数にはせん断モードの K_I を採用したので、破壊靱性値に関しても、せん断モードである K_{IIC} を採用した。応力拡大係数は応力場の厳しさを表し、破壊靱性値は破壊の閾値を示すので、それらの比をとった値が大きくなる温度で、比較的是く離が発生しやすいと考えた。ただし、限界き裂の大きさに任意性があるため、あくまで相対的な指標であり、この値が 1 を超えたら、脆性破壊を起こすことを意味するものではない。

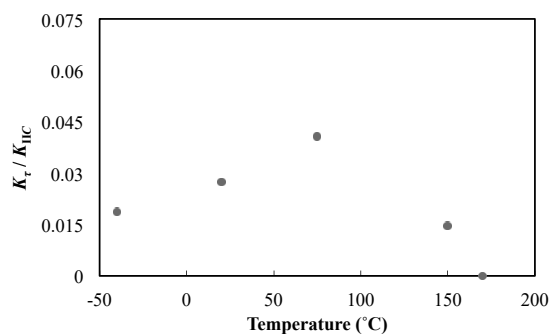


Fig. 21 K_I / K_{IIC} between Resin and Cu.

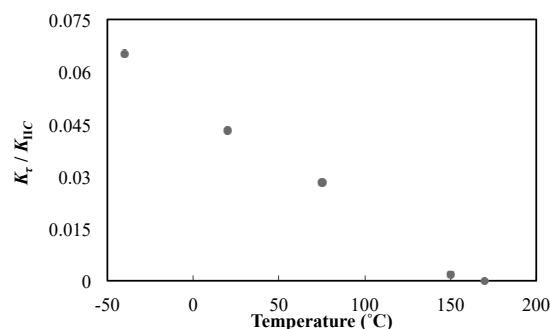


Fig. 22 K_I / K_{IIC} between Resin and Al.

Fig. 21 より、銅基板 - 封止樹脂界面は 75℃ 付近で式 (12) の比が最大となった。これは、推進力となる限界き裂の応力拡大係数が、その温度付近で最大となるためである。次に、Fig. 22 より、アルミ板 - 封止樹脂界面は -40℃ 付近で式 (12) の比が最大となった。また、両者は、角部から同じ距離の応力を用い、同じ大きさの限界き裂を仮定しているが、アルミ板 - 封止樹脂界面の方が銅基板 - 封止樹脂界面よりも 1.5 倍程度大きいことから、はく離がより生じやすいことがわかる。実際の模擬パッケージの熱サイクル試験でもアルミ板 - 封止樹脂界面の方がはく離が生じやすく、予測の妥当性を示唆している。

5. 結言

はく離が最も生じやすい温度としては、銅基板 - 封止樹脂界面では、(K_I/K_{IIC}) が最大となり、推進力である K_I も 75℃ 付近で最大となっていることから、75℃ 付近が最もはく離が生じやすいと考えられる。一方、アルミ板 - 封止樹脂界面の場合は、-40℃ 付近で (K_I/K_{IIC}) が最大となり、推進力である K_I も最大となっていることから、-40℃ 付近が最もはく離が生じやすいと考えられる。

今後は、熱サイクル試験を機械的疲労試験に置き換える方法を検討してゆく予定である。はんだ等の低サイクル疲労き裂進展の予測は実用化されているが、樹脂と金属のはく離は定常き裂進展では無いため、全く新しい予測方法の確立が必要であると考えられる。

参考文献

- 1) 池田徹、菰原裕二、宮崎則幸、仮想き裂進展法による熱応力場での異種材界面き裂の応力拡大係数解析、日本機械学会論文集、A、**63**-611 (1997) 1377-1384.
- 2) Erdogan F., Stress distributeon in a nonhomogeneous elastic plane with cracks, Trans. ASME Series E, J. Appl. Mech., **30**-2 (1963) 232-236.
- 3) 野村吉昭、池田徹、宮崎則幸、熱応力下の異方性異種材界面接合端部の特異応力場解析、日本機械学会論文集 (A 編)、**74**-737 (2008) 37-44.
- 4) 高分子学、熱的・力学的性質、共立出版、(1997).
- 5) 結城良治、石川春雄、岸本喜久雄、許金泉、界面の力学、培風館、1993.
- 6) Won-Keun Kim, 池田徹、宮崎則幸、異方性導電樹脂接合部の接合信頼性評価、エレクトロニクス実装学会誌、第6巻、2号、2003, 153-160.
- 7) 藤川正毅、三上貴央、隆雅久、三原康子、小林卓哉、“線形粘弾性特性係数関数の実用的近似法”、日本機械学会論文集、A、**72** (2006) 1703-1710.
- 8) Malcolm L., Williams, Robert F. Landel and John D. Ferry, The temperature dependence of relaxation mechanisms in amorphous polymers and other glass-forming liquids, Journal of the American Chemical Society, **77** (1955) 3701-3707.
- 9) Arthur V. Tobolsky and Ephraim Catsiff, Elastoviscous properties of polyisobutylene (and other amorphous polymers) from stress-relaxation studies. IX. A summary of results, Journal of polymer science, **19** (1956) 111-121.
- 10) S. Wiese , M. Roellig, M. Mueller and K.-J. Wolter, “The effect of downscaling the dimensions of solder interconnects on their creep properties”, Microelectronics Reliability, **48** (2008) 843-850.
- 11) A. Schubert, R. Dudek, E. Auerswald, A. Gollhardt, B. Michel and H. Reichi, “Fatigue Life Models of SnAgCu and SnPb Solder Joints Evaluated by Experiments and Simulations,” 53rd ECTC Conference Proceedings, (2003) 603-610.
- 12) Ken-ichi OHGUCHI, Katsuhiko SASAKI, Masahiro ISHIBASHI and Takamichi HOSHINO, “Plasticity-Creep Separation Method for Viscoplastic Deformation of Lead-Free Solders”, JSME International Journal, A, **47** (2004) 371-379.
- 13) Man-Lung Sham, Jang-Kyo Kim and Joo-Hyuk Park, “Numerical analysis of plastic encapsulated electronic package reliability: Viscoelastic properties of underfill resin”, Computational Materials Science, **40** (2007) 81-89.

代表者メールアドレス

池田 徹 ikeda@mech.kagoshima-u.ac.jp