

はんだリフロー時の LSI 封止樹脂割れに対する強度評価*

荒瀬 功^{*1}, 上野雄也^{*1}, 池田 徹^{*2}, 宮崎 則幸^{*2}
長竹真美^{*3}, 伊東伸孝^{*3}, 佐藤 充^{*3}

Strength Evaluation of Plastic Packages during Solder Reflow Process

Isao ARASE, Yuya UENO, Toru IKEDA^{*4}, Noriyuki MIYAZAKI
Mami NAGATAKE, Nobutaka ITO and Mitsuru SATO^{**} Kyushu University, Dept. of Materials Process Engineering,
Hakozaki 6-10-1, Higashi-ku Fukuoka, 812-8581 Japan

A crack initiated from a v-notch corner in the molding resin such as a corner of die pad is one of the main causes of the failure of plastic packages. The stress intensity factors of the asymptotic solution of a corner of jointed dissimilar materials are utilized for the evaluation of a solder reflow crack in a quad flat package (QFP). At first, we estimate the critical vapor pressure, which causes a crack from a corner in the molding resin, using the critical stress intensity factor of a v-notch corner measured by v-notched three points bending tests and the displacement extrapolation method with the three dimensional (3-D) finite element method (FEM). Moisture concentration in the QFP after absorbing moisture is analyzed, and vapor pressure caused by the solder reflow process is estimated. The critical moisture absorption time, which results in crack occurrence during the solder reflow process, can be predicted by this evaluation technique. Furthermore, we perform infrared solder reflow tests of the QFP for verifying the present failure evaluation technique.

Key Words: Structural Analysis, Finite Element Method, Fracture Mechanics, Electronic Equipment, Plastic Package, Solder Reflow Process

1. 緒 言

図1に示すように IC, LSI の電子デバイスは半導体や金属などの部品を封止樹脂で被覆することにより製作されている。このため、半導体や金属と樹脂の接合部には、多くの異種材の接合角部が形成されている。このような接合角部は、しばしば破損の起点となるため、その強度評価が重要である。しかし、このような接合角部は、応力が無限大となる応力特異点であるため、評価の方法が難しい。

西村ら⁽¹⁾, 田中ら⁽²⁾, 池田ら⁽³⁾は、パッケージ中の封止樹脂とダイパッド材との界面に、き裂が存在する場合について、き裂進展のための破壊力学パラメータを測定した。しかし、これらの方法では樹脂中への、き裂の進展を評価できなかった。西村ら⁽⁴⁾, ⁽⁵⁾は、有限要素法を用いて、ダイパッド端部近傍の樹脂部について応力値を用いた疲労き裂の発生を評価した。また同様の方法で北野ら⁽⁶⁾, ⁽⁷⁾は、はんだリフロー時に発生するき裂の発生を評価した。これらの方法は実用的では

あるが、角部近傍の応力値は有限要素法で用いる要素分割サイズに大きく依存する。服部ら⁽⁸⁾は、角部の応力値の代わりに、有限要素法解析結果から得られる応力値から、応力外挿法を用い角部の応力特異係数を算出し強度評価を行った。

本論文では、まず、陳・西谷⁽⁹⁾が求めた異種材接合角部の応力漸近式で定義される応力拡大係数をパッケージ中の角部の強度評価に利用するために、応力値の代わりに有限要素法で得られる変位値を用いた変位外挿法による角部の応力拡大係数の高精度算出式の定式化を行う。さらに、吸湿した LSI パッケージが、はんだリフロー炉を用いたりフロー実装時に、ダイパッドと樹脂の接合界面に生じた水蒸気圧により、樹脂の V ノッチ状の角部からき裂が発生する現象(本論文では、この現象をリフロークラックと呼ぶ)を予測する方法について述べるとともに、本予測方法の実用的な利用方法についても言及する。

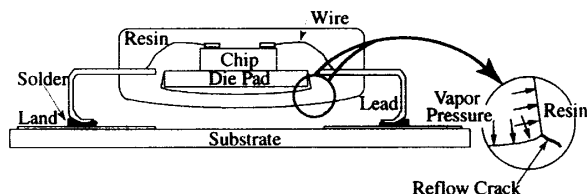


Fig. 1 Reflow crack in an electronic device

* 原稿受付 1999 年 1 月 27 日.

^{*1} 九州大学大学院 (☎ 812-8581 福岡市東区箱崎 6-10-1).^{*2} 正員, 九州大学大学院工学研究科.^{*3} 富士通(株) (☎ 211-8588 川崎市中原区上小田中 4-1-1).

E-mail: ikeda@chem-eng.kyushu-u.ac.jp

2. 異種材接合角部の漸近解と応力拡大係数

陳・西谷⁽⁹⁾は、図2に示すような材料1, 2が接合された異種材接合角部近傍における応力と変位場について、それぞれ次のような漸近式を求めた。

$$\sigma_{kl,j} = \frac{K_{I,\lambda 1}}{r^{1-\lambda 1}} f_{kl,j}^I(\theta) + \frac{K_{II,\lambda 2}}{r^{1-\lambda 2}} f_{kl,j}^{II}(\theta) \quad (1)$$

$$\begin{cases} u_i = \frac{r^{\lambda 1} K_{I,\lambda 1}}{2\sqrt{2\pi} G_1} g_{1,i}^I(\theta) + \frac{r^{\lambda 2} K_{II,\lambda 2}}{2\sqrt{2\pi} G_1} g_{1,i}^{II}(\theta) \\ v_i = \frac{r^{\lambda 1} K_{I,\lambda 1}}{2\sqrt{2\pi} G_1} g_{2,i}^I(\theta) + \frac{r^{\lambda 2} K_{II,\lambda 2}}{2\sqrt{2\pi} G_1} g_{2,i}^{II}(\theta) \end{cases} \quad (2)$$

ここで、 σ_{kl} ($kl=xx, yy, xy$) は材料 i の領域の応力であり、 u_i, v_i はそれぞれ x, y 方向変位である。 $K_{I,\lambda 1}, K_{II,\lambda 2}$ は、異種材接合角部のモード I, モード II の応力拡大係数、 $f_{kl,i}^I(\theta), f_{kl,i}^{II}(\theta), g_{1,i}^I(\theta), g_{1,i}^{II}(\theta), g_{2,i}^I(\theta), g_{2,i}^{II}(\theta)$ は、 θ のみの無次元関数である。また、 $1-\lambda_1, 1-\lambda_2$ は、特異性の指数であり、特性方程式⁹⁾を解くことにより求められる。

有限要素法解析の場合、応力値より変位値の方が精度が高いので、応力拡大係数を高精度に算出するために変位外挿法を用いることを考える。

まず、 x 軸について対称な点 P と P' における変位を用いて、次式のようにモード I 成分 (u_i^I, v_i^I) とモード II 成分 (u_i^{II}, v_i^{II}) の分離を行う。

$$\begin{cases} u_i^I = (u_i^{(1)} + u_i^{(2)}) / 2 \\ v_i^I = (v_i^{(1)} - v_i^{(2)}) / 2 \end{cases} \quad (3)$$

$$\begin{cases} u_i^{II} = (u_i^{(1)} - u_i^{(2)}) / 2 \\ v_i^{II} = (v_i^{(1)} + v_i^{(2)}) / 2 \end{cases} \quad (4)$$

ここで ($u_i^{(1)}, v_i^{(1)}$), ($u_i^{(2)}, v_i^{(2)}$) は、図2中の点 P , および P' における変位である。

式 (3), (4) を式 (2) に代入し応力拡大係数について解くと、次式のように変位外挿法の式が示される。

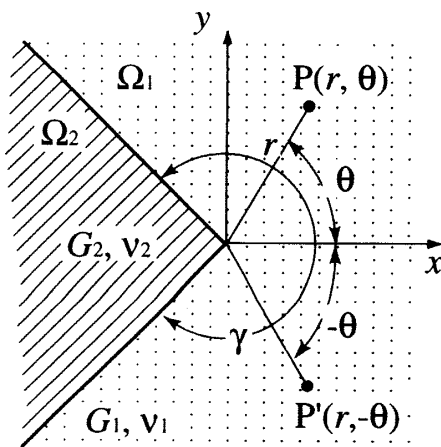


Fig. 2 Coordinate system around a corner of jointed dissimilar materials

$$\begin{cases} K_{I,\lambda 1} = \lim_{r \rightarrow 0} \frac{2\sqrt{2\pi} G_1 v_i^I}{r^{\lambda 1}} \\ \times \frac{1}{[(A_1^I k_1 + B_1^I) \sin(\lambda_1 \theta) - A_1^I \lambda_1 \sin((2-\lambda_1)\theta)]} \\ K_{II,\lambda 2} = \lim_{r \rightarrow 0} \frac{2\sqrt{2\pi} G_1 u_i^{II}}{r^{\lambda 2}} \\ \times \frac{1}{[(A_1^{II} k_1 - B_1^{II}) \sin(\lambda_2 \theta) + A_1^{II} \lambda_2 \sin((2-\lambda_2)\theta)]} \end{cases} \quad (5)$$

$$\begin{cases} A_1^I = \sin\{\lambda_1(\gamma - \pi)\} \\ B_1^I = \frac{\lambda_1(\alpha - \beta) \sin\{\gamma - \lambda_1(\gamma - \pi)\} + (1 - \beta) \sin(\lambda_1 \pi)}{\alpha - \beta} \\ A_1^{II} = \sin\{\lambda_2(\gamma - \pi)\} \\ B_1^{II} = \frac{\lambda_2(\alpha - \beta) \sin\{\gamma - \lambda_2(\gamma - \pi)\} - (1 - \beta) \sin(\lambda_2 \pi)}{\alpha - \beta} \end{cases} \quad (6)$$

ここで α, β は、Dunders⁽¹⁰⁾の複合パラメータである。

3. 封止樹脂の破壊時応力拡大係数の測定

封止樹脂の V ノッチ形状における破壊靱性値を求めるため、図3に示すような V ノッチ付三点曲げ試験を行い破壊時応力拡大係数を測定した。

3・1 V ノッチ付三点曲げ試験 図3に示した V ノッチ付三点曲げ試験片において、材料2が存在しないので、Dundersの複合パラメータ $\alpha=1.0, \beta=0.5$ となり、また $K_{II,\lambda 2}=0$ となる。さらに特性方程式を解くことにより、特異性の指数 ($1-\lambda_1$) は 0.456 となるので、式 (1) の応力漸近式は次式のように表すことができる。

$$\sigma_{kl,j} = \frac{K_{I,\lambda 1}}{r^{0.456}} f_{kl,j}^I(\theta) \quad (7)$$

この時応力拡大係数は材料定数には依存せず、次式のように、無次元化して示される。

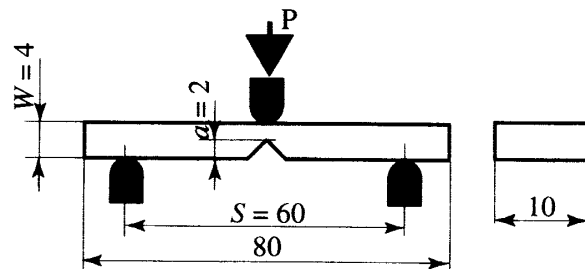


Fig. 3 V-notched three points bending specimen

Table 1 Material properties and measured critical stress intensity factor of a v-notch for the molding resin at each temperature

T (°C)	20	100	240
E (GPa)	18.6	15.8	1.07
v	0.4	0.4	0.4
CTE (×10 ⁻⁶ /K)	13	13	49
$K_{I,\lambda 1,C}$ (MPa · m ^{0.456})	4.45	3.91	0.54

T: Temperature, E: Young's modulus, v: Poisson's ratio, CTE: Coefficient of thermal expansion, $K_{I,\lambda 1,C}$: Critical stress intensity factor of a v-notch

$$F_{I, \lambda I} = \frac{K_{I, \lambda I}}{\sigma_0 \cdot a^{0.456}} \quad (8)$$

$$\sigma_0 = \frac{3SP}{2W^2} \quad (9)$$

図3のVノッチ付き三点曲げ試験片の場合、 $S=60$ mm, $W=4$ mm, $a=2$ mm, P は単位厚さあたりの荷重であり、無次元化応力拡大係数 $F_{I, \lambda I}$ は2.99である。

破壊試験は、20℃(室温)、100℃、240℃において、破壊荷重を測定し、式(8)から破壊時応力拡大係数を算出した。また、各温度での樹脂の物性値と、破壊荷重の平均に対するVノッチ底の破壊時応力拡大係数を表1に示す。表1から破壊時応力拡大係数は、温度上昇とともに低下し、特にガラス転移点(150℃)をはさんでの低下割合が著しいことがわかった。

4. 封止樹脂の拡散係数、溶解度係数の測定

本研究で用いた封止樹脂について解析に必要な拡散係数、溶解度係数が不明であった。そのため樹脂の吸湿試験を行い拡散係数、溶解度係数を測定した。

4・1 封止樹脂の吸湿試験 以下のような手順で樹脂の吸湿試験を行った。

(a) 試験片を絶乾状態にし、化学天秤を用いて初期重量を測定した。

(b) 恒温・恒湿槽内に、作成した樹脂を釣り下げ、以下の三種類の試験条件(温度/相対湿度/試験片寸法)において吸湿させた。

- 試験条件 1 30℃ / 80% / $20 \times 10 \times 4$ mm³
 2 85℃ / 85% / $80 \times 10 \times 4$ mm³
 3 120℃ / 100% / $80 \times 10 \times 4$ mm³

(c) 一定時間吸湿後、化学天秤を用いて、試験片の重量を測定し、吸湿重量を計算した。

4・2 拡散係数、溶解度係数の算出 以下の手順で拡散係数・溶解度係数を求めた。

(a) 樹脂中の水分の質量濃度 C は、位置 x と時間 t の次式のような拡散方程式によって支配される。

$$D \nabla^2 C = \frac{\partial C}{\partial t} \quad (10)$$

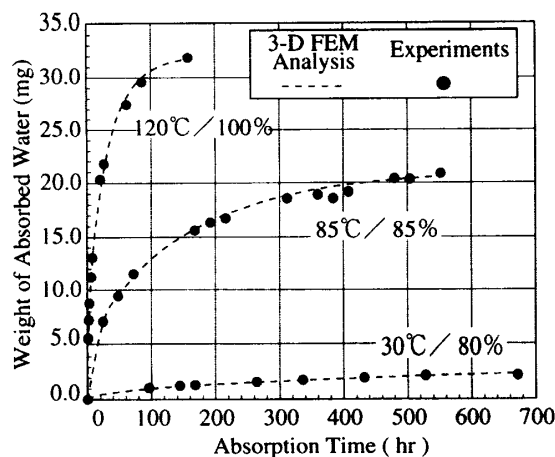


Fig. 4 Weight of absorbed moisture vs. time curves

ここで、 $\nabla^2 = (\partial^2 / \partial x^2 + \partial^2 / \partial y^2 + \partial^2 / \partial z^2)$ である。また、吸湿試験での初期条件は、次式のように表される。

$$C(x, 0) = C_0(x) \quad (11)$$

境界条件はヘンリーの法則で次式で示される。

$$C(\text{surface}, t) = H \rho P_s \quad (12)$$

ただし、 D は拡散係数、 H は溶解度係数、 ρ は相対湿度、 P_s は飽和水蒸気圧(付録A)である。

(c) 以上の解析条件で非定常有限要素法解析を行った結果、得られた節点濃度を全ての有限要素について数値積分し、全体の吸湿重量を計算した。

(d) 拡散係数、溶解度係数の組み合わせを変化させ、試行錯誤法により実験結果を最も良く表せる拡散係数、溶解度係数の組み合わせを検索し決定した。

決定した拡散係数、溶解度係数を用いた解析結果と試験結果についてまとめたものを図4に示す。

4.3 拡散係数・溶解度係数の温度依存性 4.2に示した手順に従って、4.1に示した3つの温度条件について拡散係数 D と溶解度係数 H を求めた。この結果を温度の関数として整理すると次式のようなアレニウス形の式で表されることがわかった。

$$D = D_0 \exp(-E_D / RT) \quad (13)$$

$$H = H_0 \exp(-E_H / RT) \quad (14)$$

ここで、 T は絶対温度、 E_D 、 E_H は活性化エネルギー、 D_0 、 H_0 は頻度因子、 R は気体定数(8.314 J/mol・K)である。本研究で用いた封止樹脂については、 $D_0 = 6.6 \times 10^4$ mm²/hr、 $E_D = 4.7 \times 10^4$ J/mol、 $H_0 = 3.1 \times 10^{-7}$ mg/mm³MPa、 $E_H = -3.9 \times 10^4$ J/molである。

5. リフロークラックの発生評価

図5に示すようなQFP 100-pin LSIパッケージを吸湿させ、リフロー炉を用いたはんだリフロー試験を行い、吸湿時間とリフロークラック発生の関係について調べた。また、有限要素法等を用いてリフロー試験のシミュレーションを行い、リフロークラックの発生を応力拡大係数を用いて解析的に評価した。

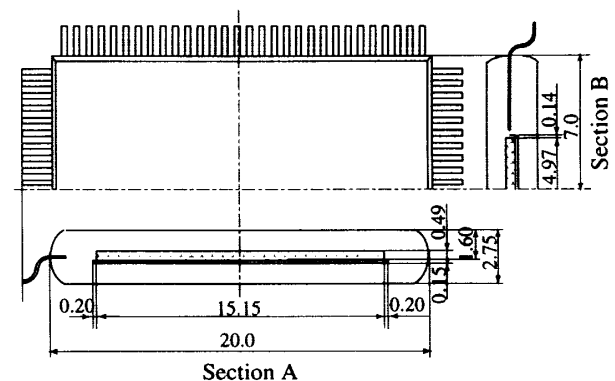


Fig. 5 100-pin quadrangle flat package (QFP 100-pin)

5・1 リフロークラック発生試験 本節では、吸湿を行ったパッケージを用いたはんだリフロー試験方法、および試験結果について述べる。

5・1・1 リフロー試験方法 はんだリフロー試験を以下のような手順で行った。

(a) 走査型超音波顕微鏡を用いて初期内部はく離の有無を確認した。

(b) プリベイクを行いパッケージを乾燥させ、化学天秤を用いてパッケージの初期重量を測定した。

(c) 85℃/85%の恒温・恒湿槽で一定時間(6, 12, 24, 48, 96時間)吸湿させた。

(d) 化学天秤を用いて吸湿後のサンプル重量を測定した。

(e) はんだリフロー炉を用いて温度荷重(240℃, 6 sec.)を与えた。

(f) 走査型超音波顕微鏡にて内部剥離を検査した。

(g) パッケージを切断研磨し、クラックの発生方向と深さを検査した。

5・1・2 リフロー試験結果 リフロー試験後のパッケージの状態を表2に示す。走査型超音波顕微鏡による観察の結果、6時間吸湿後のリフロー試験では、10個中8個のサンプルにおいて、ダイパッドの下面端部にはく離が生じており、初期はく離はダイパッドと樹脂間の端から発生することが確認できた。次に、12, 24, 48時間吸湿後のリフロー試験では、ダイパッドと樹脂の間(下面側)全体にはく離が生じていたが、樹脂中にき裂は発生していなかった。最後に96時間吸湿後

のリフロー試験では、ダイパッドと樹脂の間(下面側)全体にはく離が生じダイパッド端の角部から樹脂中へき裂が発生していた。96時間吸湿の場合のパッケージ切断面の表面顕微鏡写真を図6に示す。図中において、き裂は黒く強調されている。この結果から、リフロークラックは85℃/85%の吸湿条件で48～96時間の吸湿を行った際に発生する水蒸気圧によって発生することがわかった。

5・2 パッケージの応力解析 ダイパッドと樹脂のはく離面に、水蒸気が作用した際の封止樹脂のダイパッドとの接合角部の応力解析を有限要素法を用いて行い、2章に示した変位外挿法によりダイパッド端部の樹脂側の応力拡大係数を算出した。

5・2・1 応力解析条件 応力解析は、図7に示すような1/2モデルを用いた二次元解析を、図8に示すようなパッケージ全体の1/4モデルを用いた三次元解析を有限要素法を用いて行った。荷重条件は、はく離面に水蒸気圧に相当する分布荷重を与えた。なお、用いた材料定数を表3に示す。

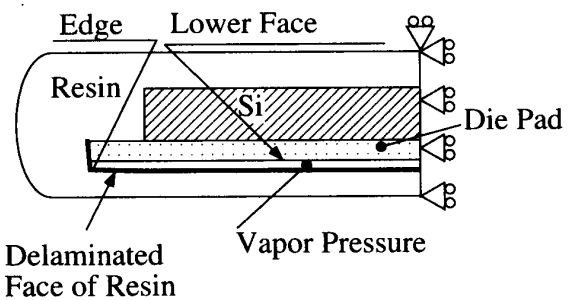


Fig. 7 Boundary condition of the 2-D model of QFP

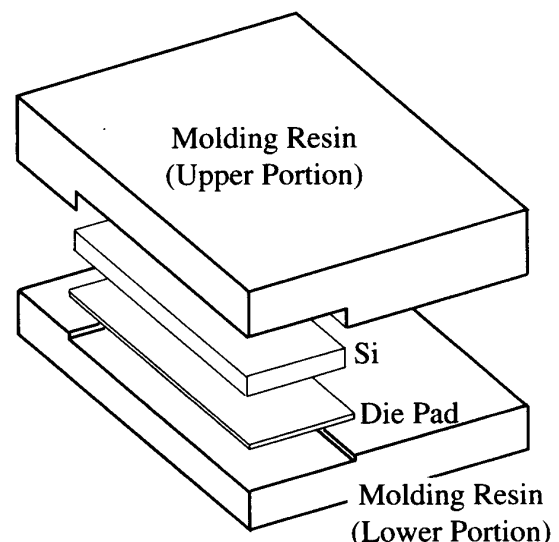


Fig. 8 3-D symmetrical quarter model of the QFP

Table 2 Observation of the QFP after solder reflow process

Absorption Time (hr)	Absorbed Water (mg)	Observation after Solder Reflow Process
6	6.78	Partial delamination around a corner
12	8.61	Whole delamination under die pad
24	11.75	Whole delamination under die pad
48	13.93	Whole delamination under die pad
96	16.98	Crack occurrence from a corner

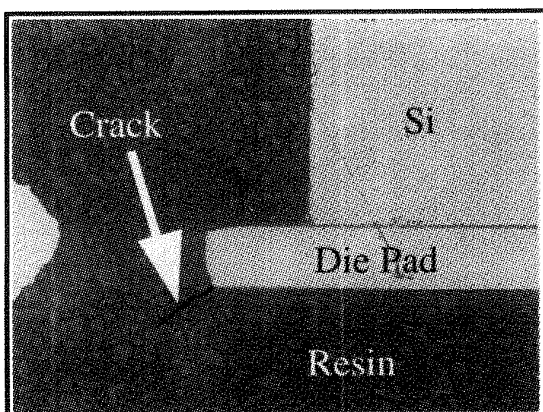


Fig. 6 Observation of reflow crack

Table 3 Material properties at 240℃

	Si Chip	42-Alloy	Molding Resin
E (GPa)	188	147	1.07
ν	0.3	0.25	0.4

E : Young's modulus, ν : Poisson's ratio,

5・2・2 応力解析結果 二次元応力解析の結果得られた変位を用いて、変位外挿法によりダイパッド下面端部の封止樹脂角部の応力拡大係数を、ダイパッドと封止樹脂との接触を考慮した場合 (Contact Analysis) とこれを考慮しない場合 (Non-Contact Analysis) について求めた。水蒸気圧と $K_{I, \lambda 1}$, $K_{II, \lambda 2}$ の関係を図 9, 10 に示す。この時用いた特異性の指数は $(1 - \lambda_1) = 0.456$, $(1 - \lambda_2) = 0.092$ である。本研究では、モード II の特異性の指数が非常に小さく、 $K_{II, \lambda 2}$ も極端に大きいわけではないため、破壊時の応力場は、ほぼモード I によるものと考えられる。また、図 9, 10 を見るとモード I では、ほぼ圧力に比例して応力拡大係数が増大しているのに対し、モード II では途中から一定値に達している。これは、ダイパッド側面と封止樹脂が接触しながら変形しているためである。接触を無視して解析してもモード I の応力拡大係数はほぼ同じであった。この問題では、モード II の特異性の指数が小さく、モード I に比べて応力の大きさが非常に小さいことから、モード II の応力場の影響はほとんど無視できると考えられる。

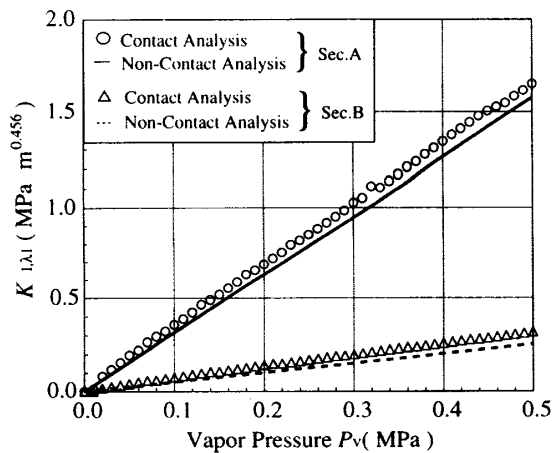


Fig. 9 Stress intensity factor $K_{I, \lambda 1}$ of the corners in section A and Section B obtained by the contact and non-contact 2-D analysis

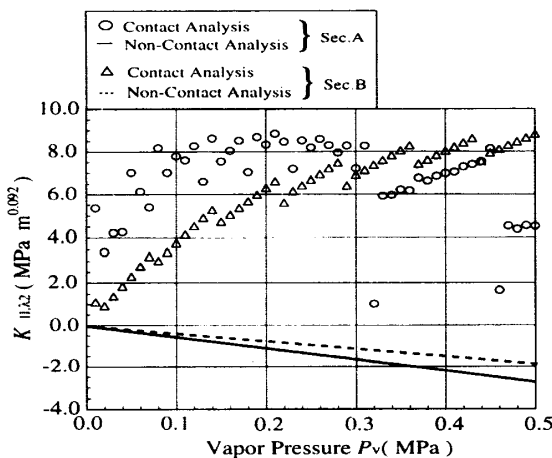


Fig. 10 Stress intensity factor $K_{II, \lambda 2}$ of the corners in section A and Section B obtained by the contact and non-contact 2-D analysis

したがって、モード I のみについて、接触を考慮せずに解析を行っても実用上は問題ないと考えられる。

次に、接触を考慮せず、二次元応力解析と同様に三次元応力解析を行い、単位圧力に対する応力拡大係数を求め、図 11 に示す。図 11 から応力拡大係数 $K_{I, \lambda 1}$ は、図 12 の対称面付近が最も高く、端部ほど低くなっていることがわかる。

最後に、三次元応力解析で得られる応力拡大係数の最大値 $K_{I, \lambda 1, \max}$ と表 1 に示した V ノッチ三点曲げ試験片の破壊時応力拡大係数からリフロークラックが発生する圧力 P_{vc} を式 (15) を用いて算出した。

$$P_{vc} = \frac{K_{I, \lambda 1, C}}{K_{I, \lambda 1, \max} / P_v} \quad (15)$$

本研究で用いた QFP 100-pin LSI パッケージ について $P_{vc} = 1.02 \text{ MPa}$ となる。

5・3 パッケージの吸湿解析 リフロー試験において、パッケージ中に発生する水蒸気圧を推定するために、有限要素法を用いたパッケージの非定常吸湿解析を行った。

5・3・1 吸湿解析条件 解析条件を図 13 に示す。初期条件は、絶乾状態であり、境界条件として、パッ

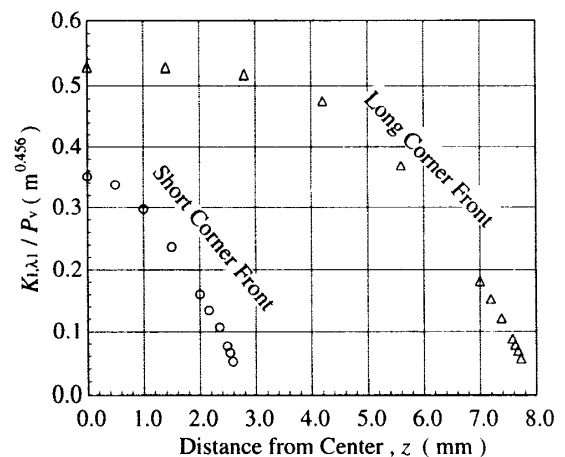


Fig. 11 Stress intensity factor of v-notch corner per unit vapor pressure along the short and long corner fronts

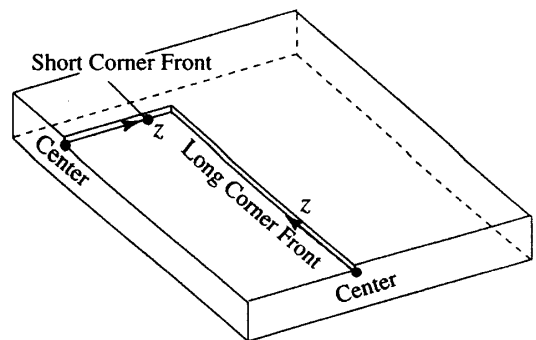


Fig. 12 Short and long corner fronts in a lower portion of the molding resin

ケージ外周上に試験状態 (85℃/85%) と同等の水蒸気濃度 ($C = \rho H P_s$) を与えた。また、樹脂とダイパッド、および樹脂とチップの界面では、水蒸気は拡散しない ($\partial C / \partial x_i = 0$) とした。

5・3・2 吸湿解析結果 各吸湿時間 (6, 12, 24, 48, 96 時間) でのダイパッド下面における吸湿濃度の分布を図 14 に示す。これらより、吸湿濃度はダイパッドの下面中央部分がより高く、ダイパッド下面端部ほど低くなっていることがわかる。これは、パッケージの側面からの距離がパッケージ下面からの距離に比較して大きいと、拡散に時間がかかり、濃度勾配によりダイパッド下面端部での吸湿量がダイパッド側面に拡散するため、ダイパッド下面端部の吸湿量が減少しているものと考えられる。

また、ダイパッド下面における中心部と端部、2点 (A, B) の評価点での吸湿濃度の時間履歴を図 15 に示す。またパッケージ中の水蒸気の拡散が、図 13 に示すような x 方向への一次元拡散として近似できると仮定すると、ダイパッド下部の吸湿濃度の初期条件と境界条件は、次式のように示される。

$$\begin{cases} C(x, t) = 0 & (0 < x < L, t = 0) \\ C(x, t) = N_s = \rho H P_s & (x = 0) \\ \partial C(x, t) / \partial x = 0 & (x = L) \end{cases} \quad (16)$$

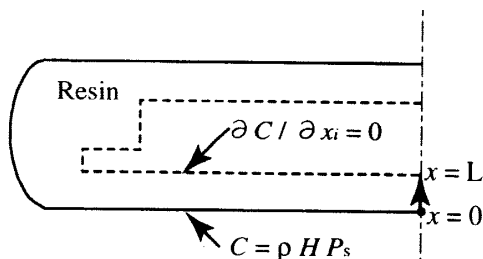


Fig. 13 2-D moisture absorption model for the QFP

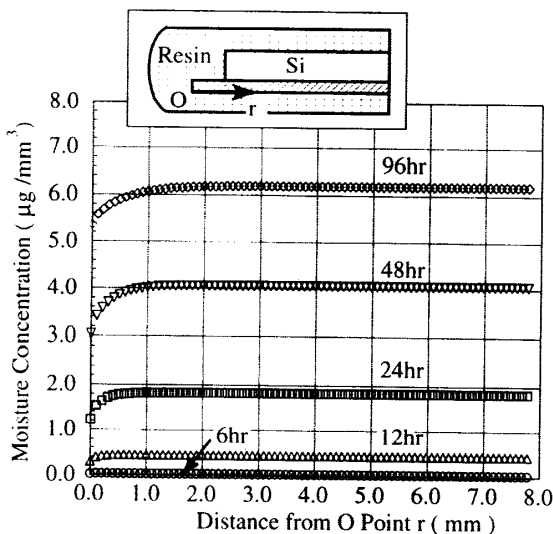


Fig. 14 Distribution of moisture concentration under the die pad (85 °C and 85% humidity atmosphere)

この初期条件と境界条件のもとで、式 (10) の拡散方程式を解くと、次式のように一次元拡散の理論解が得られる。

$$C(x, t) = N_s \left\{ 1 - \frac{4}{\pi} \sum_{k=1}^{\infty} \frac{1}{2k+1} \times \exp \left(-\frac{(2k+1)^2 \pi^2 D t}{4L^2} \right) \sin \frac{(2k+1)\pi x}{2L} \right\} \quad (17)$$

ここで、 $C(x, t)$ は吸湿濃度、 ρ は相対湿度、 P_s は飽和水蒸気圧、 H は溶解度係数、 D は拡散係数、 t は吸湿時間、 x は一次元拡散の方向である。式 (17) で示される水蒸気濃度の時間履歴を図 15 に示す。これより、パッケージのダイパッドの下部中央 (A 点) での吸湿濃度は、一次元拡散の理論解とほぼ一致していることがわかる。したがって、ダイパッド下面における水蒸気濃度の最大値は、式 (17) の一次元拡散の理論解で計算できることがわかった。

5・4 パッケージ内部に発生する水蒸気圧の推算

水蒸気濃度から、樹脂とダイパッドのはく離面に作用する水蒸気圧を推算する。樹脂とダイパッドの空隙が無限に小さいと仮定すると、樹脂表面と空隙の水蒸

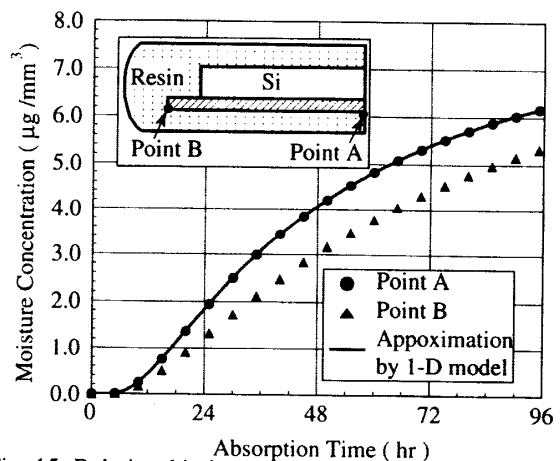


Fig. 15 Relationship between moisture concentration and absorption time

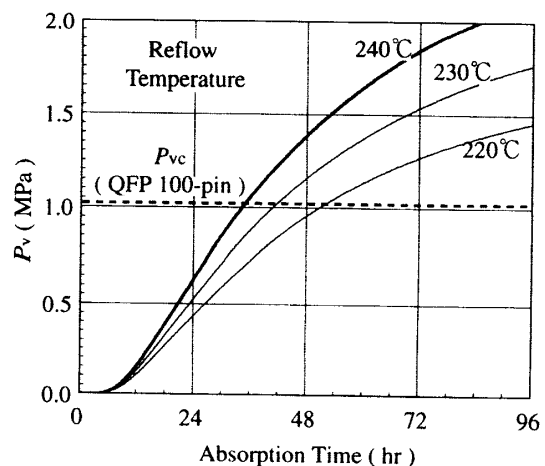


Fig. 16 Estimated vapor pressure under the die pad

気圧の間で、ヘンリーの法則で示される平衡状態が直ちに生じ、

$C_{\max} \geq H(T_R^{\circ}\text{C}) \times P_s(T_R^{\circ}\text{C})$ のとき、

$$P = P_s \quad (18)$$

$C_{\max} < H(T_R^{\circ}\text{C}) \times P_s(T_R^{\circ}\text{C})$ のとき、

$$P = C_{\max} / H(T_R^{\circ}\text{C}) \quad (19)$$

ここで、 T_R はリフロー温度、 $C_{\max}$ は、ダイパッド下面における最大水蒸気濃度である。実際の水蒸気圧は、空隙の体積があるため、樹脂からの水蒸気の供給が樹脂中の物質移動の遅れのために十分ではなく、式 (18)、(19) よりもやや小さくなることが予測される。しかしながら、これらの式は安全側の評価となるため、簡易的な評価のためには適していると考えられる。85℃/85% の条件で吸湿を行ったパッケージのダイパッド下面の樹脂の最大吸湿濃度は、式 (17) の一次元モデルで良く近似できたので、各吸湿時間に対する最大吸湿濃度から、式 (18)、(19) を用いてはんだリフロー時のダイパッドと樹脂の界面に作用する水蒸気圧を推定した。リフロー温度 240℃における水蒸気圧を図 16 に太実線で示す。

5・5 リフロー試験結果と解析結果の比較 図 16 において、5・2 の式 (15) から計算した P_{vc} の値と比較すると、リフロー炉に入れたときに、き裂が発生するのは、85℃/85% の条件で何時間吸湿した場合であるかを予測することができる。また、解析結果を 5・1 のリフロー試験結果と比較すると、240℃のリフロー温度においては、35 時間程度の吸湿でき裂が発生することが予測されるが、実際のリフロー試験では、48 時間以上の吸湿でリフロークラックが発生していることから、解析結果の方が試験結果より、評価がやや厳しくなっていることがわかる。この理由として、物質移動に伴う拡散遅れのためにヘンリーの法則で示される平衡状態よりも、実際の水蒸気圧の方が小さいことが考えられる。

また、リフロー温度を 230、220℃とした場合につい

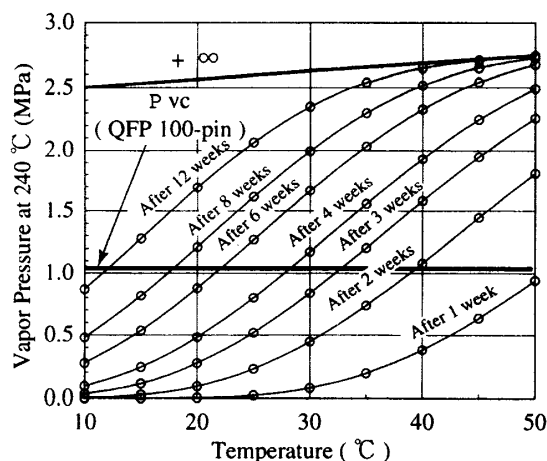


Fig. 17 Estimated vapor pressure under the die pad in case of absorption temperatures ranging from 10℃ to 50℃ ($\rho = 100\%$)

ても図 16 中に細実線で示す。図 16 よりパッケージ内部に発生する水蒸気圧は、リフロー温度を下げることで、著しく低下していることがわかる。これは、はんだリフロー時の温度によりき裂の発生が大きく影響されることを示している。

6. 室温付近でパッケージが吸湿した場合の

リフロークラックの発生について

5章のリフロークラックの発生評価では、85℃/85% という加速試験下でのリフロークラックの発生評価を行った。本章では、室温付近でパッケージが吸湿した場合のリフロークラック発生防止のための設計指針とリフロー実装前のパッケージの管理指針について述べる。

6・1 リフロークラック発生防止のための設計指針

リフロークラックの発生を設計的に防止するためには、パッケージが吸湿する際の過渡的な状態ではなく定常状態、すなわちパッケージが完全に吸湿した状態を考える必要がある。

ダイパッド下面の樹脂厚さが 1 mm の場合 (QFP 100-pin) に、絶乾状態から室温付近 (10℃～50℃)、相対湿度 ρ が 100% の条件下で種々の期間吸湿したパッケージについて、式 (17) を用いてダイパッド下面の水蒸気濃度の最大値を計算し、240℃のリフロー時に発生する水蒸気圧を計算して図 17 に示す。QFP 100-pin では、 $P_{vc} = 1.02 \text{ MPa}$ であり、低温ほど拡散係数が減少するため、長時間吸湿していても、リフロークラックが発生しにくいということがわかる。しかしながら、定常状態 (図 17 中 $+\infty$) まで吸湿させた時には、パッケージ内部で発生する水蒸気圧は、2.5～3.0 MPa と高く、 P_{vc} を定常状態に発生する水蒸気圧以上で設計することは、最近の高密度実装において、かなり困難を伴うものと考えられる。したがって、リフロークラック発生防止のためには、パッケージ製造からリフローまでに許容できる時間を見積もる必要があると考えられる。

6・2 パッケージの管理指針 6・1 節と同様に QFP

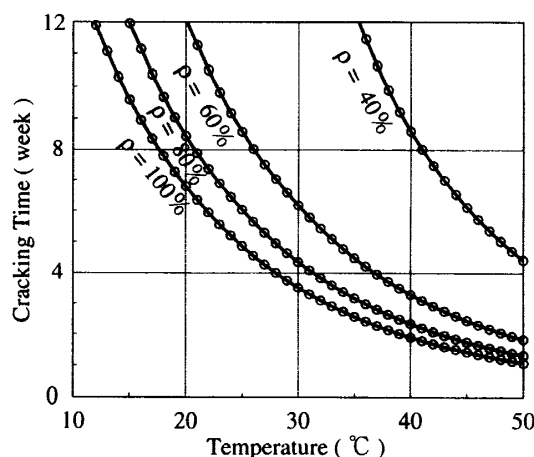


Fig. 18 Predicted cracking time in case of absorption temperatures ranging from 10℃ to 50℃ under various ρ

100-pin について、吸湿時の相対湿度 ρ が 40～100 % の場合について、240℃のリフロー時に発生する水蒸気圧が P_{vc} と一致する時間を計算し図 18 に示す。図 18 から吸湿時の相対湿度を低く抑えておけば、リフローまでに許容できる時間が飛躍的に増加することがわかる。また、図 18 を用いることにより、リフロー前のパッケージの保管状態を調べ、リフローまでに許容できる時間を見積もることができる。

7. 結 言

異種材接合角部の応力拡大係数を用いた角部の強度評価手法を用いて、吸湿した LSI パッケージのリフロークラックの発生評価と発生試験を行った。その結果、以下のようなことがわかった。

(1) 特定の温度・湿度条件下で吸湿したパッケージについて応力解析と吸湿解析を組み合わせ、パッケージの応力拡大係数と、樹脂の破壊時応力拡大係数とを比較することで、リフロークラックの発生を予測する簡易的な手法を開発した。また解析結果の方が試験結果より、やや評価が厳しくなるため、設計指針として解析結果を用いることで安全側の設計を行うことが可能であると考えられる。

(2) 設計上 P_{vc} が、小さいパッケージでも、パッケージ製造から、リフロー実装までの時間を把握することで、リフロークラックの発生を防止することが可能であると考えられる。

(3) リフロー時にパッケージ中に発生する水蒸気圧は、ダイパッド下面の水蒸気濃度の最大値に関係する。また、ダイパッド下面の水蒸気濃度の最大値は、式(17)の一次元拡散の理論解で計算できることから、温度(拡散係数、溶解度係数、飽和水蒸気圧)、相対湿度、ダイパッド下部の樹脂厚さの影響を受けることがわかった。

(4) リフロー温度を下げることにより、リフロー時に発生する水蒸気圧を減少させることが可能であり、リフロークラックを防止するために有効であることがわかった。

付録 A 飽和水蒸気圧

各温度における飽和水蒸気圧は、次式のような Wexler-Hyland の式で近似できるものとして、20℃～260℃の範囲で飽和水蒸気圧表⁽¹¹⁾より最小二乗法を用いて定数 a 、 b を決定した。

$$P_s = \exp\left(-\frac{a}{T} + b\right) \quad (A1)$$

ここで、飽和水蒸気圧 P_s (MPa)、温度 T (K)であり、 $a = 4.913 \times 10^3$ 、 $b = 10.83$ と計算できた。

文 献

- (1) 西村・ほか 2 名, 機論, 59-559, A (1993), 620.
- (2) 田中・西村, 機論, 機論, 60-577, A (1994), 1992.
- (3) 池田・ほか 2 名, ASME, EEP-19-2, (1998), 1137.
- (4) 西村・ほか 4 名, IEEE Trans. CHMT, 12-4, (1987), 637.
- (5) 西村・ほか 2 名, IEEE Trans. CHMT, 12-4, (1989), 639.
- (6) 北野・ほか 3 名, 機論, 54-510, A (1989), 356.
- (7) 北野・ほか 2 名, 機論, 57-538, A (1991), 1398.
- (8) 服部・ほか 2 名, 機論, 54-499, A (1988), 597.
- (9) 陳・西谷, 機論, 58-543, A (1992), 372.
- (10) Dunders, J., J. Appl. Mech., 36 (1969), 650.
- (11) 亀井三郎編, 化学機械の理論と計算 (第 2 判), 産業図書, (1975).