

LSIプラスチックパッケージのはんだリフロー割れ防止設計法の検討

池田 徹*, 上野 雄也**, 宮崎 則幸*, 伊東 伸孝***

Design for Plastic Packages of LSI Chips to Prevent Cracking during Solder Reflow Process

Toru IKEDA*, Yuya UENO**, Noriyuki MIYAZAKI* and Nobutaka ITO***

*九州大学工学研究院 (〒812-8581 福岡県福岡市東区箱崎6-10-1)

**日立化成工業株式会社 (〒308-8524 茨城県下館市大字五所宮1150)

***富士通株式会社 (〒211-8588 神奈川県川崎市中原区上小田中4-1-1)

*Faculty of Engineering, Kyushu Univ. (6-10-1 Hakozaki, Higashi-ku, Fukuoka 812-8581)

**Hitachi Chemical Co., Ltd. (1150 Goshomiya, Shimodate-shi, Ibaraki 308-8524)

***Kawasaki Research & Manufacturing Facilities, Fujitsu Limited (4-1-1 Kamikodanaka, Nakahara-ku, Kawasaki-shi, Kanagawa 211-8588)

概要 プラスチックパッケージが、はんだリフロー時に割れを起こす現象は、以前よりよく知られている。この主な原因は、吸湿した水分がリフロー時に蒸気となり、その蒸気圧によってダイパッド等の角部から樹脂が割れることによる。鉛フリーはんだの導入によるリフロー温度の上昇は、割れの防止をより困難なものにすることが予想され、効果的な設計手法の確立が望まれる。本論文では異種材接合角部の応力拡大係数を、パッケージ中の樹脂角部の強度評価に利用する。すなわち、パッケージの吸湿解析と応力解析より求められる、樹脂角部の応力拡大係数を用いて、割れの発生を評価し、さらに、リフロー割れを起こしにくいパッケージの形状設計について検討する。

Abstract

The solder reflow cracking is one of well known causes of the failure of plastic packages. A crack can be initiated from a v-notch corner in molding resin by vapor pressure during solder reflow process. The protection of a package against the reflow crack is severer under the increased reflow temperature for lead free solder. An effective design scheme is desired. 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. We estimate the vapor pressure and the stress intensity factor during solder reflow process. The stress intensity factors are compared with the critical stress intensity factors measured by material tests to evaluate the reflow cracking. Furthermore, a design procedure of plastic packages against the reflow cracking is shown.

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

1. 緒言

Fig. 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。

本論文では、陳・西谷⁸⁾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

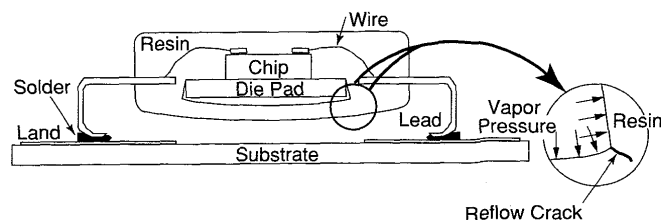


Fig.1 Reflow crack in an electronic device

法で得られる変位値を用いた変位外挿法により角部の応力拡大係数を求めた⁹⁾。さらに、荒瀬ら¹⁰⁾が用いた手法で吸湿したLSIパッケージが、はんだリフロー炉を用いたリフロー実装時に、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、この現象をリフロックラックと呼ぶ）を予測する。最終的にリフロックラックを未然に防止するためのパッケージの管理および設計手法について述べる。

2. 異種材接合角部の漸近解と応力拡大係数

陳・西谷⁸⁾は、Fig. 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。

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

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

ここで、 $\sigma_{kl,i}$ ($kl=xx, yy, xy$) 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⁸⁾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_1^I, v_1^I) とモード II 成分 (u_1^{II}, v_1^{II}) の分離を行う。

$$\begin{cases} u_1^I = (u_1^{(1)} + u_1^{(2)})/2 \\ v_1^I = (v_1^{(1)} - v_1^{(2)})/2 \end{cases} \quad (3)$$

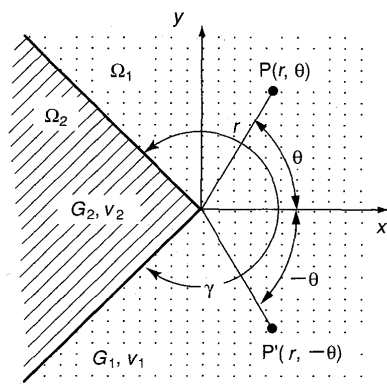


Fig.2 Coordinate system around a corner of jointed dissimilar materials

$$\begin{cases} u_1^{II} = (u_1^{(1)} - u_1^{(2)})/2 \\ v_1^{II} = (v_1^{(1)} + v_1^{(2)})/2 \end{cases} \quad (4)$$

ここで ($u_1^{(1)}, v_1^{(1)}$), ($u_1^{(2)}, v_1^{(2)}$) は、Fig. 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。

$$\begin{cases} K_{I,\lambda 1} = \lim_{r \rightarrow 0} \frac{2\sqrt{2\pi G_1} v_1^I}{r^{\lambda 1}} \times \frac{1}{[(A_1^I k_1 + B_1^I) \sin(\lambda_1 \theta) - A_1^I \lambda_1 \sin((2-\lambda_1)\theta)]} \\ K_{II,\lambda 2} = \lim_{r \rightarrow 0} \frac{2\sqrt{2\pi G_1} u_1^{II}}{r^{\lambda 2}} \times \frac{1}{[(A_1^{II} k_1 - B_1^{II}) \sin(\lambda_2 \theta) + A_1^{II} \lambda_2 \sin((2-\lambda_2)\theta)]} \end{cases} \quad (5)$$

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

ここで α, β は、Dunders の複合パラメータ¹¹⁾ 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、Fig. 3 に示すようなVノッチ付き3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ノッチ付き3点曲げ試験

Fig. 3 に示したVノッチ付き3点曲げ試験片において、材料 2 が存在しないので、Dunders の複合パラメータは、 $\alpha=1.0, \beta=0.5$ となる。また、この場合は、荷重モードが単一モードなので、 $K_{II,\lambda 2}=0$ となる。さらに特性方程式を解くと、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せる。

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

このとき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。

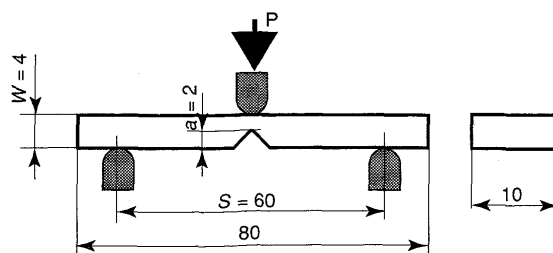


Fig.3 V-notched three points bending specimen

$$F_{L, \lambda 1} = \frac{K_{L, \lambda 1}}{\sigma_0 \cdot a^{0.456}} \quad (8)$$

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

Fig. 3 のVノッチ付き3点曲げ試験片の場合、 $S=60\text{mm}$ 、 $W=4\text{mm}$ 、 $a=2\text{mm}$ 、 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 $F_{L, \lambda 1}$ は2.99である。

破壊試験は、 20°C （室温）、 100°C 、 240°C 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Table 1に示す。Table 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°C ）をはさんでの低下割合が著しいことがわかる。

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、溶解度係数は、吸湿試験と数値解析を組み合わせで求められる¹⁰⁾。その手順の概要を以下に述べる。

4.1 封止樹脂の吸湿試験

まず、以下のような手順で吸湿試験を行った。

- 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。
- 恒温・恒湿槽内に、作成した樹脂を釣り下げ、以下の3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 $30^\circ\text{C} / 80\% / 20 \times 10 \times 4 \text{ mm}^3$
 2 $85^\circ\text{C} / 85\% / 80 \times 10 \times 4 \text{ mm}^3$
 3 $120^\circ\text{C} / 100\% / 80 \times 10 \times 4 \text{ mm}^3$

- 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

4.1の吸湿試験を元に、以下のような手順で拡散係数・溶解度係数を求めた。

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。

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

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。

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すべ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。この計算について、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よく表せる拡散係数、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Fig. 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（ $8.314\text{J/mol} \cdot \text{K}$ ）である。本研究で用いた封止樹脂については、 $D_0 = 6.6 \times 10^4 \text{ mm}^2/\text{hr}$ 、 $E_D = 47 \times 10^3 \text{ J/mol}$ 、 $H_0 = 3.1 \times 10^{-7} \text{ mg/mm}^3 \text{ MPa}$ 、 $E_H = -3.9 \times 10^4 \text{ J/mol}$ である。

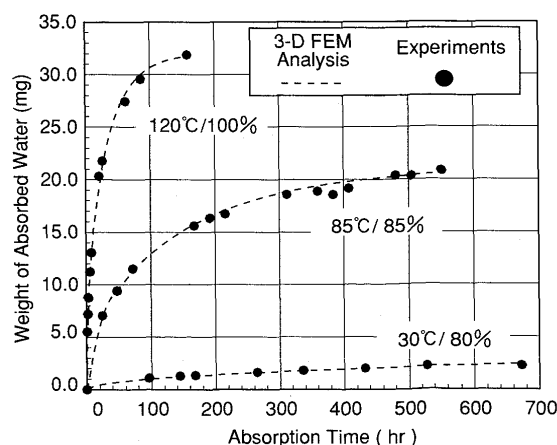


Fig.4 Weight of absorbed moisture vs. time curves

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

$T(^{\circ}\text{C})$	20	100	240
$E(\text{GPa})$	18.6	15.8	1.07
ν	0.4	0.4	0.4
CTE ($\times 10^{-6}/\text{K}$)	13	13	49
$K_{L, \lambda 1C}(\text{MPa} \cdot \text{m}^{0.456})$	4.45	3.91	0.54

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

5. リフロークラックの発生評価

池田ら⁹⁾は、Fig. 5 に示すようなQFP 100-pin LSIパッケージを用い、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評価した。以下にその内容を簡単に示す。

5.1 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角部の応力拡大係数を算出した。

応力解析は、Fig. 6 に示すような境界条件を用い、Fig. 7 に示すようなパッケージ全体の1/4モデルを3次元有限要素法を用いて解析した。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Table 2 に示す。3次元応力解析より求められた変位を用

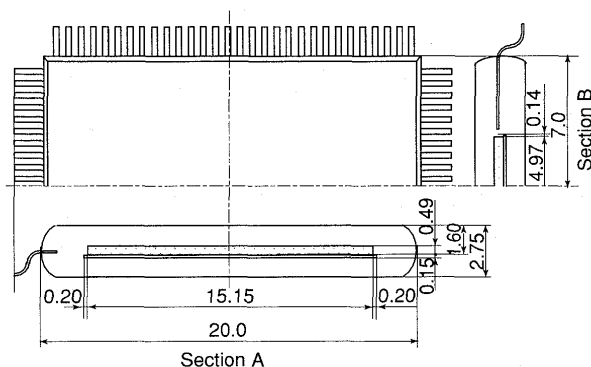


Fig. 5 100-pin quadrangle flat package (QFP 100-pin)

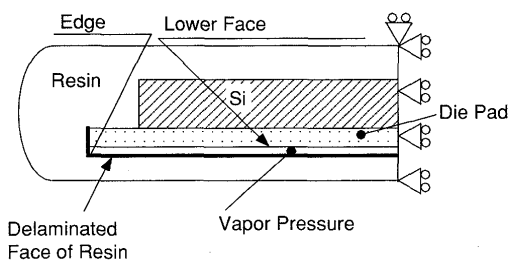


Fig. 6 Boundary condition of the 3-D model of QFP

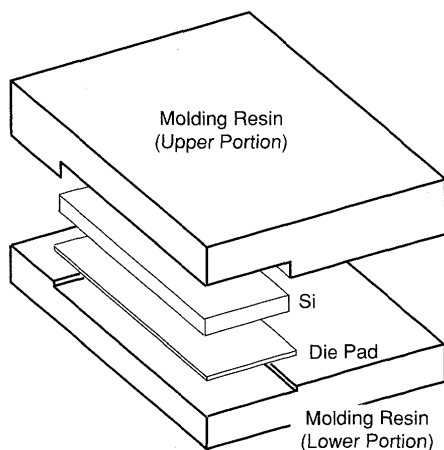


Fig. 7 3-D symmetrical quarter model of the QFP

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解析した。その結果をFig. 8 に示す。このとき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。したがって、モードIのみについて、解析を行っても実用上は問題ないと考えられる。

Fig. 8 から応力拡大係数 $K_{I, \lambda 1}$ は、Fig. 9 の長辺の対称面付近が最も高くなっていることがわかる。

最後に、3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Table 1 に示したVノッチ付き3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。

Table 2. Material properties at 240°C

	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

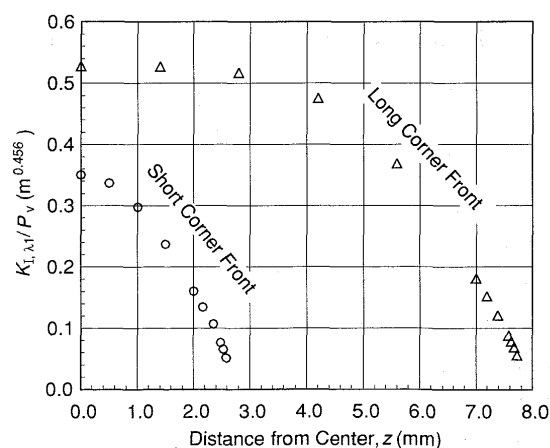


Fig. 8 Stress intensity factor of v-notch corner per unit vapor pressure along the short and long corner fronts

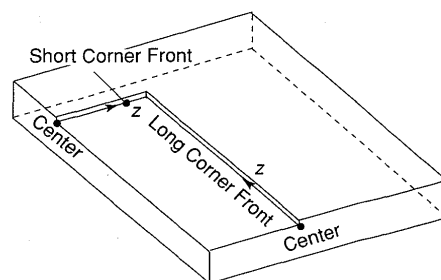


Fig. 9 Short and long corner fronts in a lower portion of the molding resin

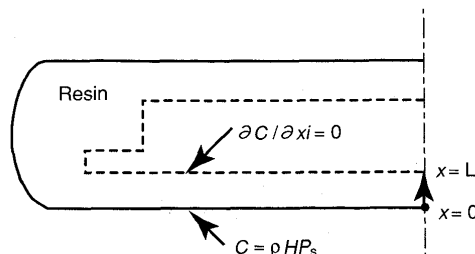


Fig.10 2-D moisture absorption model for the QFP

5.2 パッケージ内部の吸湿濃度

以前の研究において、Fig.10に示すような2次元モデルを用いて、有限要素法により、85℃/85%の環境下での樹脂の吸湿解析を行った。このとき、樹脂中の水分の吸湿濃度 C は、式(10)と同様の拡散方程式に支配される。また、初期条件は、絶乾状態とし、境界条件として、パッケージ外周上に試験状態（85℃/85%）と同等の水蒸気濃度（ $C = \rho HP_s$ ）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ものとした（ $\partial C / \partial x_i = 0$ ）。

その結果、吸湿濃度はダイパッド下部中央において最大であり、ダイパッド端部近傍を除いてほぼ一定であることがわかった。また、このときのダイパッド下部中央の吸湿濃度は、Fig.10中に示す x 軸上の1次元拡散として、近似できることがわかった。すなわち、支配方程式は、

$$D \frac{\partial^2 C}{\partial x^2} = \frac{\partial C}{\partial t} \quad (16)$$

となる。また、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。

$$\begin{cases} C(x, t) = 0 & (0 < x < L, t = 0) \\ C(x, t) = N_s = \rho HP_s & (x = 0) \\ \partial C(x, t) / \partial x = 0 & (x = L) \end{cases} \quad (17)$$

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1次元拡散の理論解が得られる。

$$C(x, t) = N_s \left\{ 1 - \frac{4}{\pi} \sum_{k=1}^{\infty} \frac{1}{2k+1} \exp \left(-\frac{(2k+1)^2 \pi^2}{4L^2} Dt \right) \sin \frac{(2k+1)\pi x}{2L} \right\} \quad (18)$$

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1次元拡散の方向である。

5.3 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ると考えられる。すなわち、

$$\begin{aligned} C_{\max} &\geq H(T_R^\circ\text{C}) \times P_s(T_R^\circ\text{C}) \text{ のとき,} \\ P &= P_s \end{aligned} \quad (19)$$

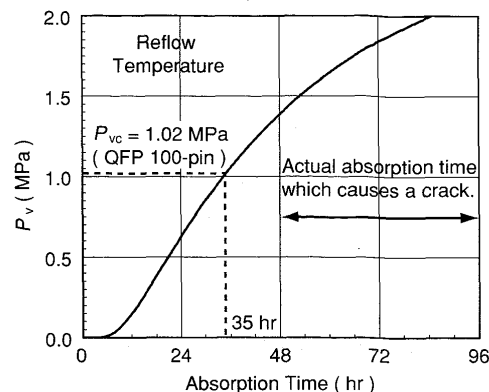


Fig.11 Estimated vapor pressure under the die pad

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

$$P = C_{\max} / H(T_R^\circ\text{C}) \quad (20)$$

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(19)、(20)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(18)の1次元モデルでよく近似できたので、各吸湿時間に対する最大吸湿濃度から、式(19)、(20)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。リフロー温度を240℃としたときの推定水蒸気圧をFig.11に太実線で示す。

Fig.11において、5.1の式(15)から計算した、き裂が発生する臨界圧力 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35時間以上吸湿した場合であると予測できる。以前の研究において、QFP100-pinのLSIパッケージを解析と同じ条件で、実際に吸湿させ、240℃でリフローを行ったところ、48時間の吸湿ではリフロックラックは発生しておらず、96時間の吸湿でリフロックラックが発生していた。このことより、実際のリフロックラックは48～96時間の間で発生したものと考えられる。予測値は、実際の2/3以下となったが、吸湿濃度が式(18)に示すように $\exp(t)$ に比例することを考えると実用的な精度は得られていると考えられる。また、この方法では、吸湿水分が水蒸気になる際の樹脂中の水分の物質移動を考慮していないため、実際よりもやや厳しい評価になるものと考えられる。

6. 室温付近でパッケージが吸湿した場合のリフロックラックの発生について

5章のリフロックラックの発生評価では、QFP100-pinの85℃/85%という加速試験下でのリフロックラックの発生評価を行った。本章では、Fig.12に示すようなパッケー

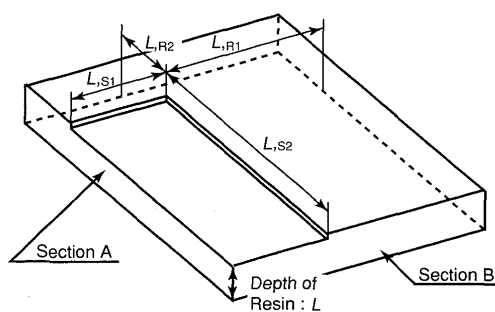


Fig.12 3-D symmetrical quarter model around the die pad

Table 3. Sizes of various packages

Package Name	Package Size (mm)	$L_{S1} \times 2$ (mm)	$L_{S2} \times 2$ (mm)	$L_{R1} \times 2$ (mm)	$L_{R2} \times 2$ (mm)	L (mm)
SOP 16-pin	7.6 × 12.45 × 2.75	3.10	4.00	4.50	8.45	1.10
QFP 44-pin	10 × 10 × 1.75	6.40	6.40	3.60	3.60	0.60
QFP 48-pin	12 × 12 × 2.15	8.00	8.00	4.00	4.00	0.85
QFP 100-pin	14 × 20 × 2.75	5.25	15.55	8.75	4.45	1.00
QFP 120-pin	28 × 28 × 3.35	10.3	10.3	17.7	17.7	1.40

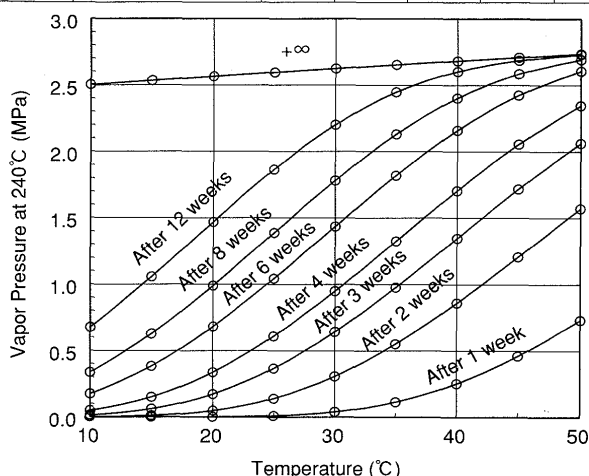


Fig.13(a) Estimated vapor pressure under the die pad in case of absorption temperatures ranging from 10°C to 50°C ($\rho=100\%$) at QFP48-pin

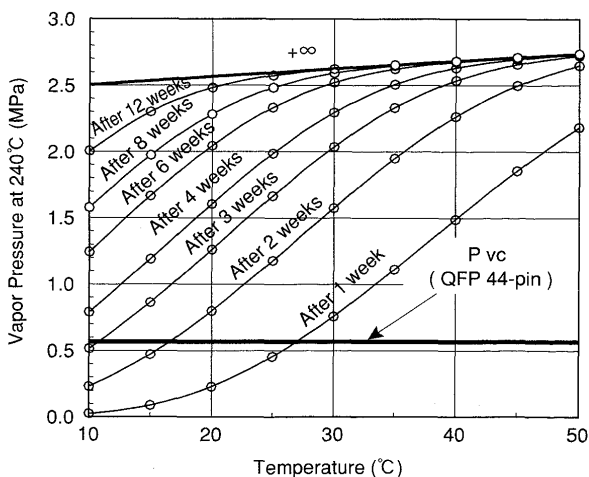


Fig.13(b) Estimated vapor pressure under the die pad in case of absorption temperatures ranging from 10°C to 50°C ($\rho=100\%$) at QFP44-pin

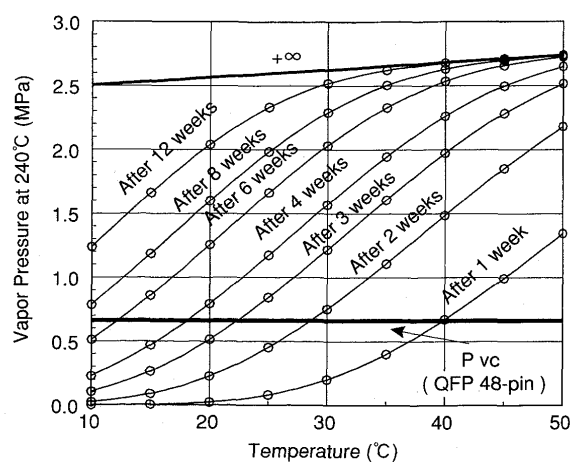


Fig.13(c) Estimated vapor pressure under the die pad in case of absorption temperatures ranging from 10°C to 50°C ($\rho=100\%$) at QFP48-pin

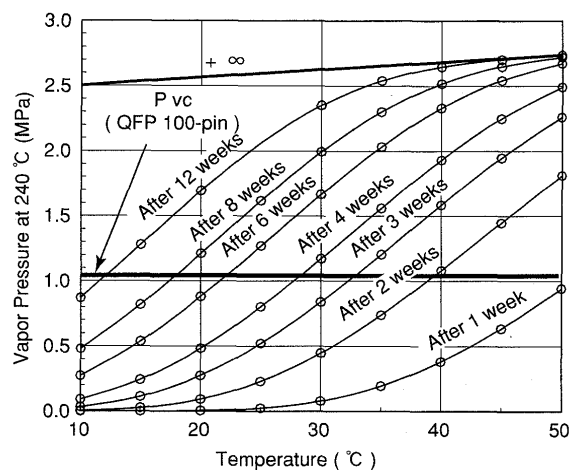


Fig.13(d) Estimated vapor pressure under the die pad in case of absorption temperatures ranging from 10°C to 50°C ($\rho=100\%$) at QFP100-pin

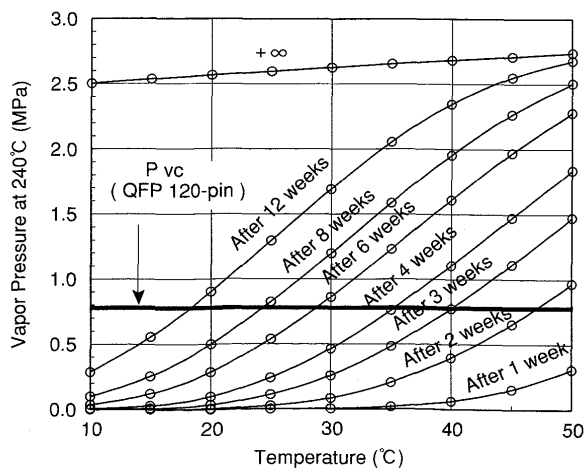


Fig.13(e) Estimated vapor pressure under the die pad in case of absorption temperatures ranging from 10°C to 50°C ($\rho=100\%$) at QFP120-pin

ジ（各寸法についてはTable 3 参照）が室温付近で吸湿した場合のリフロー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 リフローラック発生防止のための設計指針

ダイパッド下面の樹脂厚さ L がTable 3 に示すような5種類のパッケージにおいて、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場合について、240℃のリフロー時に発生する水蒸気圧を計算したものをFig.13（a～e）に示す。また、それぞれの図中にリフローラックが発生すると考えられる水蒸気圧 P_{vc} を太線で示す。Fig.13より、パッケージの形状によってリフローラックを生じる臨界吸湿時間の予測値には大きな開きがあることがわかる。また、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、リフローラックが発生しにくいということもわかる。しかしながら、定常状態（Fig.13中 $+\infty$ ）まで吸湿させたときには、パッケージ内部で発生する水蒸気圧は高くなるため、 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、かなり困難を伴う。今回の例でも、SOP16-pinの場合のみが、定常

状態まで吸湿させてもリフローラックが生じないという結果を得た。したがって、リフロー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。

6.2 パッケージの管理指針

各パッケージにおいて6.1節と同様に、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Fig.14に示す（ただし、Fig.13(a)のSOP16-pinでは、き裂の発生はないため、Fig.14(a)はない）。Fig.14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、Fig.14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. リフローラック防止のためのパッケージの最適形状について

6章からわかるように、リフローラック発生までの予想吸湿時間とパッケージ形状により大きく左右される。ま

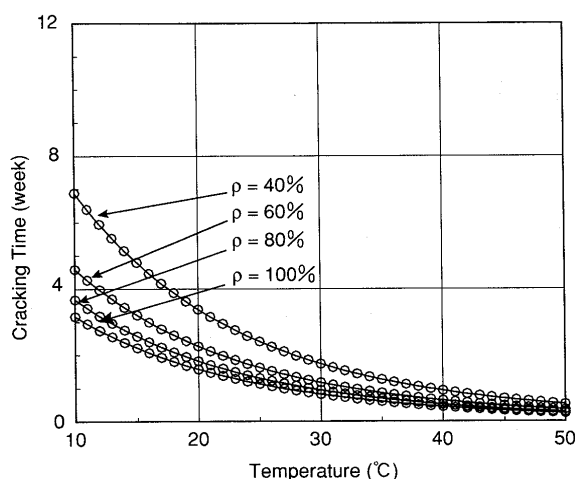


Fig.14-(b) Predicted cracking time in case of absorption temperatures ranging from 10°C to 50°C under various ρ at QFP44-pin

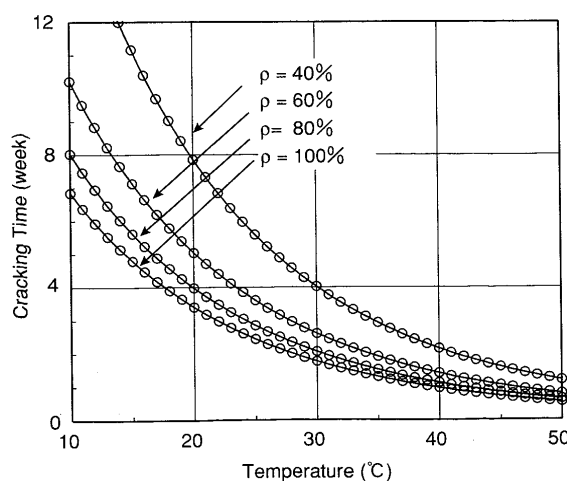


Fig.14-(c) Predicted cracking time in case of absorption temperatures ranging from 10°C to 50°C under various ρ at QFP48-pin

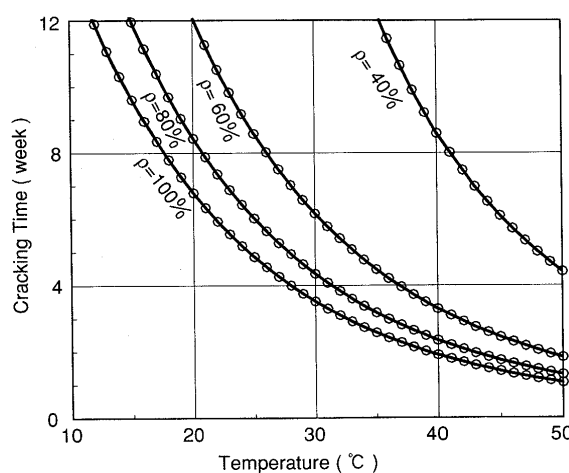


Fig.14-(d) Predicted cracking time in case of absorption temperatures ranging from 10°C to 50°C under various ρ at QFP100-pin

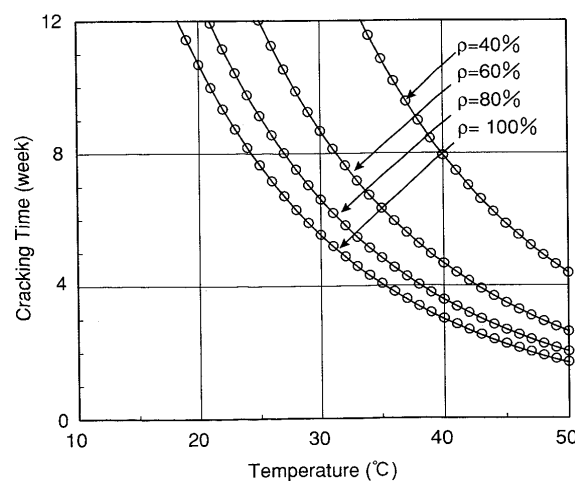


Fig.14-(e) Predicted cracking time in case of absorption temperatures ranging from 10°C to 50°C under various ρ at QFP120-pin

た、パッケージの P_{VC} を定常状態で発生する水蒸気圧以上で設計することは困難である。よってここではできるだけパッケージの P_{VC} を大きくするためのパッケージの最適な形状について考える。すなわち、式(15)における単位圧力に対する応力拡大係数の最大値 $K_{I, \lambda l, \max}/P_V$ ができるだけ小さくなるような形状を選択することではんだリフロー時の割れに強いパッケージの形状の設計が行える。

そこでFig.12に示すような形状のパッケージについて、各寸法 (L_{R1} , L_{R2} , L_{S1} , L_{S2} , L) がリフロークラック発生に与える影響を調べるため、各寸法を変化させ、5.1節と同様の応力解析を行い、単位圧力当たりの応力拡大係数の最大値 $K_{I, \lambda l, \max}/P_V$ を計算した。

7.1 L_{R1} , L_{R2} の影響について

Fig.11でパッケージの寸法 $L_{R1}=L_{R2}=2.0\text{mm}$, $L_{S1}=L_{S2}=4.0\text{mm}$, $L=0.85\text{mm}$ としたとき、(L_{R1} , L_{R2}) $\times 0.50, 0.75, 1.00, 1.50, 2.00$ の4ケースについて $K_{I, \lambda l, \max}/P_V$ を計算し、 L_{R1} , L_{R2} の影響について検討した。解析結果をTable 4に示す。

Table 4 より $K_{I, \lambda l, \max}/P_V$ に関して、4つのケースを比較すると、最大でも5%程度の相対偏差しかない。よって L_{R1} , L_{R2} の影響は、実用上無視してよいと考えられる。ただし両者が極端に小さな値の場合 (L より小さいときなど) は影響があると考えられる。また、その場合、パッケージ側面からの吸湿も考慮に入れなくてはならなくなり、水蒸気がダイパッド下部より1次元拡散を行っているという本評価手法の前提が成り立たなくなる。しかし、幸いなことに、現在のところそのような構造のパッケージは見あたらない。よって、以後の解析では、 L_{R1} , L_{R2} の影響は無視した。

7.2 L_{S1} , L_{S2} , L の影響について

次に、 L_{S1} , L_{S2} , L の影響をみることを目的に、 L_{S2}/L_{S1} , $L/(2L_{S1})$ の比を変化させ、7.1節と同様に $K_{I, \lambda l, \max}/P_V$ を計算した。解析結果をFig.15に示す。Fig.15より $L/(2L_{S1})$ が一定のとき、どのケースでも $K_{I, \lambda l, \max}/P_V$ は L_{S2}/L_{S1} が1.0のとき最小で、1.8程度で定常となっている。またすべてのケースで $K_{I, \lambda l, \max}/P_V$ の最大値は最小値の1.57倍程度となっている。 $L/(2L_{S1})$ が一定のときは、式(18), (19), (20)よりはんだリフロー時に発生する水蒸気圧は同じなので、 $K_{I, \lambda l, \max}/P_V$ が小さいほどリフロークラックは発生しにくい。

一方 L_{S2}/L_{S1} が一定のとき、単位圧力当たりの応力拡大係数の最大値 $K_{I, \lambda l, \max}/P_V$ は、下部厚さ L の寸法に大きく依存していることがわかる。すなわち、ダイパッド下部の相対厚さ $L/(2L_{S1})$ が大きいほど、 $K_{I, \lambda l, \max}/P_V$ は小さくなる。 $L/(2L_{S1})$ が0.050のとき、 $K_{I, \lambda l, \max}/P_V$ は、 $L/(2L_{S1})$ が0.15のと

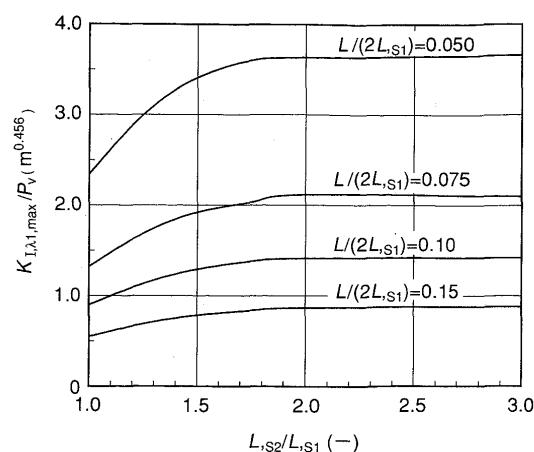


Fig.15 $K_{I, \lambda l, \max}/P_V$ at various package size

きの約4.26倍となっている。またこのとき、 $L/(2L_{S1})$ が大きいほど、式(18)よりはんだリフロー時の発生水蒸気圧は小さくなるために、リフロークラックは発生しにくい。

以上より、Fig.15を用い、そのパッケージの単位圧力当たりの応力拡大係数の最大値 $K_{I, \lambda l, \max}/P_V$ を低く抑えることでリフロークラック防止のためのパッケージ形状の設計指針とすることができると考えられる。

8. 結 言

- (1) 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(18)の1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。
- (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。
- (3) $L/(2L_{S1})$ が一定のとき、はんだリフロー時に発生する水蒸気圧は同じなので、 L_{S2}/L_{S1} が1.0のときに最も P_{VC} が大きくなり、リフロークラックは発生しにくい。
- (4) L_{S2}/L_{S1} が一定のとき、 $L/(2L_{S1})$ が大きいほど P_{VC} が大きくなり、一方、はんだリフロー時の発生水蒸気圧は小さくなるためにリフロークラックは発生しにくい。

謝 辞

本研究は、日本機械学会研究分科会「RC-162 エレクトロニクス実装における信頼性評価に関する研究分科会 平成10年～12年」において、富士通の協力のもとに行われたものである。研究分科会と富士通川崎工場の関係各位に記して感謝する。

(2000.8.10-受理)

Table 4. Material properties at 240°C

L_{R1} , L_{R2} (mm)	($\times 0.5$) 1.00	($\times 0.75$) 1.50	($\times 1.0$) 2.00	($\times 2.0$) 4.00
$K_{I, \lambda l, \max}/P_V$ ($\text{m}^{0.456}$)	0.9450	0.9064	0.8988	0.8985

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¹²⁾より最小二乗法を用いて定数 a 、 b を決定した。

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

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) 西村朝雄, 広瀬 閔, 田中直敬: “IC封止樹脂の新接着強度測定法”, 日本機械学会論文集, A編, Vol.59-559, pp.620-626, 1993
- 2) 田中直敬, 西村朝雄: “IC封止樹脂の接着強度測定とパッケージ接着界面のはく離発生予測”, 日本機械学会論文集, A編, Vol.60-577, pp.1992-1999, 1994
- 3) T.Ikeda, Y.Komohara, N.Miyazaki: “Measurement of Mixed Mode Fracture Toughness of an Interface Crack in Electronic Devices”, Advances in Electronic Packaging, ASME EEP-Vol.19-2, pp.1437-1444, 1997
- 4) A.Nishimura, A.Tatemichi, H.Miura, T.Sakamoto: “Life Estimation for IC Plastic Packages Under Temperature Cycling Based on Fracture Mechanics”, IEEE Trans. CHMT, Vol.12-4, pp.637-642, 1987
- 5) A.Nishimura, S.Kawai, G.Murakami: “Effect of Lead Frame Material on Plastic-Encapsulated IC Package Cracking Under Temperature Cycling”, IEEE Trans. CHMT, Vol.12-4, pp.639-645, 1989
- 6) 北野 誠, 河合末男, 西村朝雄, 西 邦彦: “はんだリフロー工程で発生するICのパッケージングに関する研究”, 日本機械学会論文集, A編, Vol.54-510, pp.356-363, 1989
- 7) 北野 誠, 西村朝雄, 河合末男: “はんだリフロー工程で発生するICのパッケージクラックに関する研究”, 日本機械学会論文集, A編, Vol.57-538, pp.1398-1405, 1991
- 8) 陳 玳珩, 西谷弘信: “接合異材角部近傍での応力場”, 日本機械学会論文集, A編, Vol.57-534, pp.366-372, 1991
- 9) T.Ikeda, I.Arase, Y.Ueno, N.Miyazaki: “Strength Evaluation of Electronic Plastic Packages Using Stress Intensity Factors of V-Notch”, Computer Modeling in Engineering & Sciences, Vol.1-1, pp.91-97, 2000
- 10) 荒瀬 功, 上野雄也, 池田 徹, 宮崎則幸, 伊東伸孝, 長竹真美, 佐藤 充: “はんだリフロー時のLSI封止樹脂割れに対する強度評価”, 日本機械学会論文集, A編, Vol.A, 65-636, pp.1656-1663, 1999
- 11) D.B.Bogy: “Two Edge-Bonded Elastic Wedges of Different Materials and Wedge Angles Under Surface Traction”, Trans. ASME Ser. E, Vol.38-2, p.377, 1971
- 12) 亀井三郎, 編: “化学機械の理論と計算” (第2版), 産業図書, 1975