

2010 年度博士論文

プリント基板実装状態における鉛フリー
はんだ接続部の衝撃耐性評価手法に関する研究

名古屋大学大学院工学研究科

機械理工学専攻

矢口 昭弘

目 次

第1章 緒 論	1
1.1 研究の背景と必要性	1
1.2 これまでの関連研究と問題点	5
1.3 衝撃負荷によりプリント基板に発生する基板ひずみの実測例	7
1.4 本研究の目的・内容	10
1.5 研究の進め方と本論文の構成	14
1.6 参考文献	15
第2章 実機落下試験を想定した基板ひずみによる	
BGA はんだ接続部落下衝撃耐性試験	19
2.1 緒 言	19
2.2 実機落下を想定した落下衝撃試験装置の試作	19
2.3 プリント基板実装試験片の落下方向と基板ひずみの関係	22
2.4 基板ひずみによる落下衝撃耐性評価の妥当性検討	28
2.5 線形損傷則を用いた落下衝撃耐性評価の提案	35
2.6 まとめ	38
2.7 参考文献	38
第3章 ロッド落下式衝撃試験装置による	
BGA はんだ接続部衝撃耐性試験	41
3.1 緒 言	41
3.2 ロッド落下式衝撃試験装置の試作	41
3.3 パッケージコーナー部に発生する基板ひずみの試験条件依存性	47

3.4	基板ひずみの実装試験片剛性依存性の検討	53
3.5	実機で発生する基板ひずみ再現性の検討	58
3.6	ロッド落下式衝撃試験における基板ひずみと はんだ接続部衝撃耐性の関係	58
3.7	まとめ	63
3.8	参考文献	63

第4章 各種半導体パッケージ BGA はんだ接続部の

	衝撃耐性評価と破断モード観察	65
4.1	緒言	65
4.2	自動ロッド落下式衝撃試験装置による衝撃試験方法	65
4.3	21 mm 角 P-BGA 型パッケージのはんだ接続部衝撃耐性評価	69
4.3.1	実装試験片の仕様	69
4.3.2	衝撃耐性評価結果	70
4.3.3	破断モード観察結果	73
4.4	13 mm 角 P-BGA 型パッケージのはんだ接続部衝撃耐性評価	86
4.4.1	実装試験片の仕様	86
4.4.2	衝撃耐性評価結果	87
4.4.3	破断モード観察結果	89
4.5	衝撃耐性と破断モードの基板ひずみ依存性の考察	96
4.6	まとめ	103
4.7	参考文献	103

第5章 BGA はんだ接続部衝撃耐性のはんだ材および

	熱影響依存性評価	107
5.1	緒言	107

5.2	鉛フリーはんだと Sn-Pb 共晶はんだの衝撃耐性比較	108
5.2.1	21 mm 角 P-BGA 型パッケージ実装試験片	108
5.2.2	パッケージサイズ・構造が異なる実装試験片	111
5.2.3	鉛フリーはんだと Sn-Pb 共晶はんだ衝撃耐性挙動の考察	115
5.3	鉛フリーはんだ接続部衝撃耐性のリフロー加熱温度依存性	115
5.4	プリント基板実装後に熱履歴を受けるはんだ接続部衝撃耐性	120
5.5	まとめ	128
5.6	参考文献	128
第 6 章 樹脂補強した BGA はんだ接続部の耐性評価		131
6.1	緒言	131
6.2	供試材および試験方法	131
6.2.1	供試材	131
6.2.2	試験方法	133
6.3	試験結果および考察	135
6.3.1	静的曲げ試験	135
6.3.2	繰返し曲げ試験	138
6.3.3	衝撃試験	141
6.3.4	温度サイクル試験	143
6.3.5	試験結果のまとめと考察	147
6.4	有限要素解析による破壊挙動の検討	149
6.4.1	解析方法	149
6.4.2	解析結果および検討	151
6.5	まとめ	154
6.6	参考文献	155

第7章 はんだ接続部応力による鉛フリーBGA はんだ接続部

衝撃耐性評価手法	157
7.1 緒言	157
7.2 Sn-3Ag-0.5Cu はんだ材の応力-ひずみ特性	158
7.2.1 応力-ひずみ特性測定方法	158
7.2.2 測定結果	160
7.3 はんだ接続部応力による鉛フリーはんだ接続部衝撃耐性評価の検討	163
7.3.1 有限要素解析方法と解析精度検証	163
7.3.2 はんだ接続界面垂直方向応力による衝撃耐性評価	169
7.3.3 はんだ接続部応力による衝撃耐性評価の汎用性検討	176
7.4 まとめ	179
7.5 参考文献	179
第8章 結 論	183
関連業績	187
謝 辞	191

第1章 緒 論

1.1 研究の背景と必要性

近年、携帯電話、PDA(Personal Digital Assistant)、モバイルパソコン、デジタルカメラなどに代表される様々な携帯電子機器が出現し、今後もこれら機器の小型・軽量化と多機能化がますます加速すると予想されている。このような携帯電子機器の動向に対応するため、機器内部に実装される半導体パッケージにも小型化と多機能化・高性能化の実現が必要になっている。この要求に対応するため、携帯電子機器用途の半導体パッケージは、DIP(Dual Inline Package)に代表されるピン挿入型パッケージから、Fig.1.1(a)に示すようなQFP(Quad Flat Package)に代表される面実装型パッケージが主流となってきた。

携帯電子機器の多機能化・高性能化の要求に対しては、半導体パッケージの入出力用信号ピン数を増やすことが必要となっている。この多ピン化に対応するため、一次元端子配置のQFP(Fig. 1.1(a))を進化させ、ボール状はんだ端子を平面状に二次元配置したエリアアレイタイプのBGA(Ball Grid Array)型パッケージ (Fig. 1.1(b)) が実用化された。さらに、半導体パッケージサイズを大型化することなく多ピン化を実現するため、はんだ端子の狭ピッチ化が図られている。一般的なプリント基板に実装されるBGA型パッケージでは、端子ピッチ0.5 mmのパッケージが量産適用されている。このような背景から、携帯電子機器には高密度実装と多機能化に適したBGA型パッケージとして、LSIチップとパッケージサイズとがほぼ等しいCSP(Chip Size Package)と呼ばれる小型パッケージが多数採用されている。BGA型パッケージをはんだボールでプリント基板(PWB: Printed Wiring Board)に実装したはんだ接続部断面構造をFig. 1. 2に示す。はんだは、パッケージ側およびプリント基板側それぞれのCuパッドに接続され、電気信号のインターフェースになるとともに、半導体パッケージをプリント基板に固定している。

また、近年の動向として、上述した電子機器の小型・軽量化、多機能化要求に加えて、環境に対して有害となる物質の使用規制が加速してきている。半導体パッケージのプリント基板実装に従来用いられていたSn-37mass%Pbはんだ(以下Sn-Pb共晶はんだと称す)に含まれる鉛も規制対象物質の一つである。2006年7月に施行されたEUのRoHS指令では、一部の製品を除く

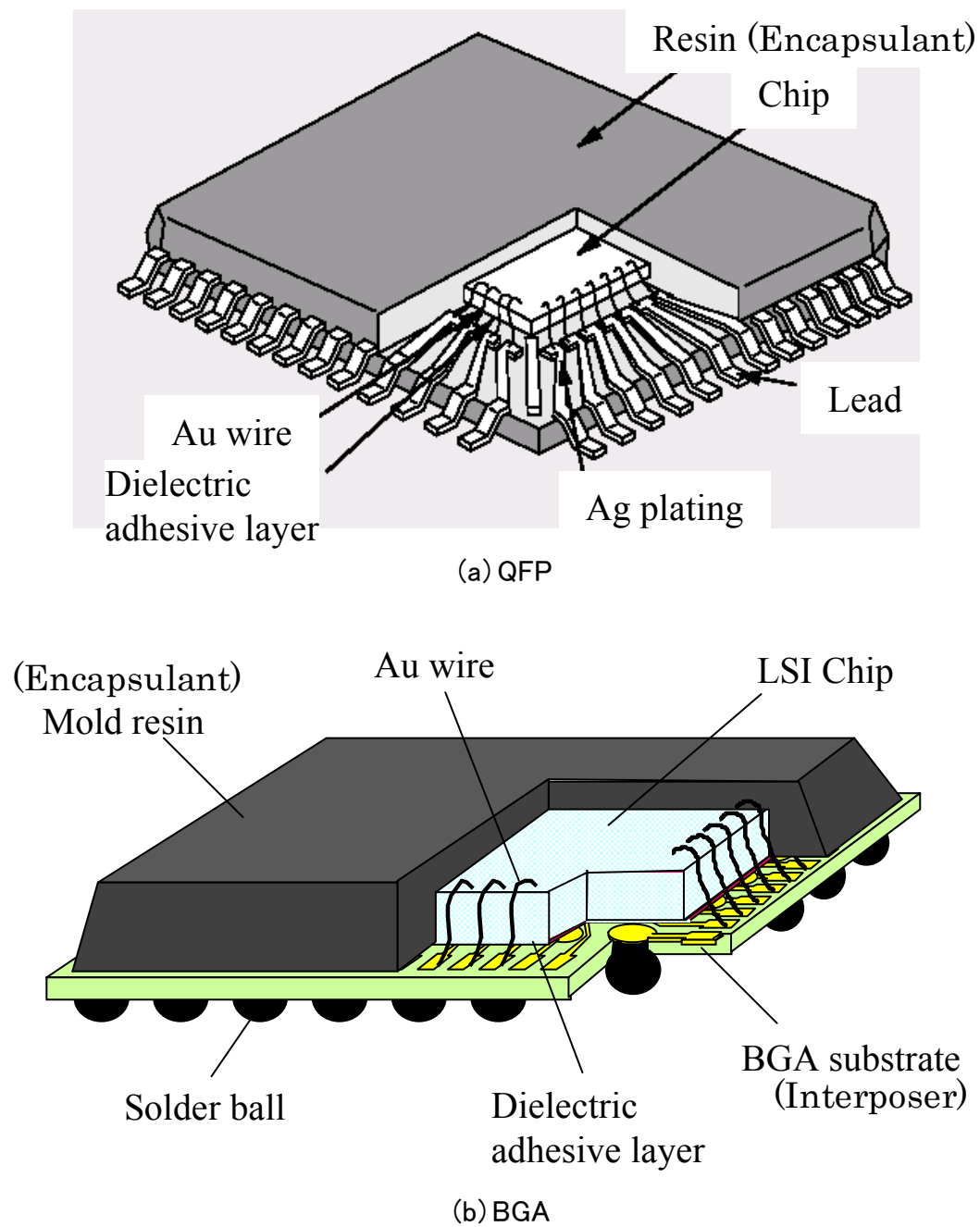
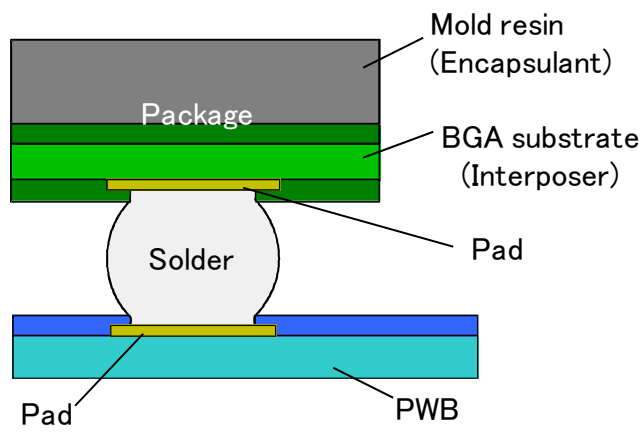
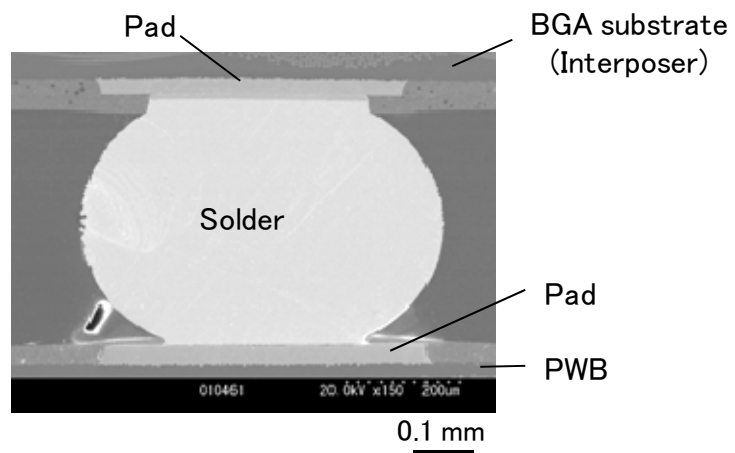


Fig. 1.1 Structure of LSI package: (a) QFP, (b) BGA.



(a) Outline of solder joint.



(b) Picture of solder joint.

Fig. 1.2 Structure of BGA solder joint.

電子機器のはんだ付け部の鉛を 0.10 %以下に管理することを求めている。この要求に対応するため、Sn-Pb 共晶はんだの代替材として多数の鉛フリーはんだ材が提案されてきた[1]。半導体パッケージの実装では、高融点ではあるが、引張り強度が高く、優れたクリープ特性を示す Sn-Ag-Cu 系はんだが採用されている。上述した BGA 型パッケージに用いられるはんだボール材は、日本においては Sn-3mass%Ag-0.5mass%Cu はんだ（以下 Sn-3Ag-0.5Cu はんだと称す）が主流となっている[2]。

従来 of Sn-Pb 共晶はんだ材から鉛フリーはんだである Sn-3Ag-0.5Cu はんだ材への切り替えによって、新たな課題が顕在化してきた。鉛フリーはんだ材の使用によって、はんだ接続部の熱疲労耐性を向上させる効果は得られる。しかしその一方で、はんだ接続部の衝撃負荷に対する耐性の低下が問題となってきた[3-6]。衝撃が負荷された場合、Sn-3Ag-0.5Cu はんだ材を用いた BGA 型パッケージはんだ接続部の破壊は、Fig. 1. 2 に示したはんだ材と Cu パッドとの接続部に形成される金属間化合物で発生する[5,7,8]。Sn-3Ag-0.5Cu はんだ材は、Sn-Pb 共晶はんだ材に比べて引張り強度が高く、硬い材料である[9-12]。この材料特性のため、はんだ材自体の変形による応力緩和が少なく、はんだ接続界面に高い応力が発生し、硬くて脆い金属間化合物で破壊が発生する。さらに、携帯電子機器の高密度実装化と多機能化によって BGA 型パッケージの端子が狭ピッチとなり、はんだボールサイズが小さくなっているため、はんだボールとプリント基板電極との接続面積も縮小している。このような構造上の制約から、はんだ接続部に発生する応力がより高くなり、衝撃負荷に対する耐性マージンが少なくなっている。したがって、Sn-3Ag-0.5Cu はんだ材を用いた接続部では、衝撃負荷に対する耐性評価技術の確立と、それによって高衝撃耐性のパッケージ構造やはんだ接続構造を実現する設計技術の確立が重要な課題となっている。

携帯電話やデジタルカメラなどの携帯電子機器に搭載される BGA 型パッケージのはんだ接続部は、製品使用時と BGA 型パッケージをプリント基板に実装する製造工程で衝撃負荷を受ける。製品使用時の衝撃負荷は、携帯電子機器使用時の落下による衝撃である[13-15]。製造工程で加わる衝撃負荷は、例えば、プリント基板に実装した半導体パッケージや各種電子部品の電氣的特

性を評価するインサーキットテストのテストプローブ押圧時や、枠によって連結された複数枚のプリント基板を個片に分割する場合などである。これに加えて、携帯電子機器の小型・軽量化の実現には、半導体パッケージとともにプリント基板サイズの小型化も必要である。この傾向から BGA 型パッケージ搭載箇所も制約受け、プリント基板端部やプリント基板内に設けられた開口部近傍などに実装される場合が増加している。このような箇所では、外力に対してプリント基板が容易に変形するため、より大きな衝撃負荷を受け、はんだ接続部の破壊が発生しやすくなっている。このように BGA 型パッケージのはんだ接続部は、携帯電子機器使用時や製造工程での衝撃負荷に対する耐性が必要となっている。

1.2 これまでの関連研究と問題点

プリント基板実装状態での BGA 型パッケージはんだ接続部の衝撃耐性評価は、上述したように携帯電子機器使用時の落下による衝撃負荷に加えて製造工程で作用する衝撃負荷にも対応する必要がある。携帯電子機器使用時の落下に対応した衝撃耐性試験では、電子機器そのものを試験片とした落下試験が実施されている[13]。この他、BGA 型パッケージを実装したプリント基板を、電子機器実装を模擬した治具に固定したボードレベル試験片による落下試験が行われてきた[16-20]。さらに、携帯電子機器の衝撃耐性評価では、耐久性評価として数十回から数百回までの落下試験を繰り返し行うことが要求される場合が多い。しかし、これらの落下試験では試験片落下時の姿勢を特に落下高さが高くなった場合に一定に保つことが困難となるため、耐久性試験結果にばらつきが生じることがあった。この課題に対処するため、携帯電子機器の落下や製造工程での衝撃負荷に対応し、試験の安定性と試験結果の再現性に優れた BGA 型パッケージはんだ接続部衝撃試験方法の確立が望まれていた。

また、プリント基板実装状態の BGA はんだ接続部衝撃耐性評価では、上述した繰り返し衝撃負荷に対する耐久性を明らかにする必要がある。このはんだ接続部衝撃耐性評価の指標としてプリント基板に発生する基板ひずみが広く用いられている[5,7,18,21-27]。井門ら[18]、中村ら[23]および館野ら[24]は、彼らが提案した衝撃試験による基板ひずみと携帯電話落下時の基板ひずみ

との比較や、基板ひずみ実測値と衝撃解析結果との対応付けを行っている。Reiff ら[5]や Lai ら[7]は、BGA はんだ接続部衝撃耐性の熱履歴依存性を基板ひずみによって評価している。しかし、基板ひずみを用いた BGA はんだ接続部の耐久性評価は、Pringle ら[22]、長埜ら[26]および Seah ら[27]の実験結果などが報告されているだけである。このうち、Pringle ら[22]や Seah ら[27]は比較的基板ひずみ周期が長い領域で耐性を評価しているので、衝撃負荷のような基板ひずみ周期の短い領域での はんだ接続部衝撃耐久性が十分に検討されているとは言えない。このように BGA 型パッケージはんだ接続部の衝撃耐久性には不明な点が多く、基板ひずみとはんだ接続部破断寿命の関係を実験によって詳細に検討することが不可欠となっている。

さらに、鉛フリーBGA はんだ接続部衝撃耐性に対する基板ひずみ周期やそれに対応した はんだ材のひずみ速度依存性が、Seah ら[27]や Robert ら[8]によって報告されている。Seah ら[27]は BGA はんだ接続部の高速曲げ疲労試験を行い、試験周波数が高くなると耐性が低下すると述べている。Robert ら[8]は、はんだ接続部破断モードにひずみ速度依存性があることを報告しており、ひずみ速度が高くなるに従い、はんだ母材の延性破壊が接続界面の脆性破壊に遷移すると述べている。このような挙動を示す鉛フリーBGA はんだ接続部の衝撃耐性評価では、耐性や破断モードの基板ひずみ周期依存性を詳細な実験と破断箇所の観察によって明らかにすることが重要である。

プリント基板に実装される半導体パッケージは、搭載される最終製品の種類や構造、サイズおよび機能などによって様々な実装形態となる。そして、衝撃が負荷された場合に実装された はんだ接続部が変形する際のひずみ速度は、パッケージ構造やプリント基板の拘束状態、基板厚などで決まる実装形態の剛性に著しく依存すると考えられる。これまでの実験により、Sn-3Ag-0.5Cu などの はんだ材の応力-ひずみ特性は顕著なひずみ速度依存性を示すことが明らかとなっている[10-12]。したがって、はんだ接続部の衝撃耐性を定量評価する場合は、搭載製品の実装形態を想定し、これに対応した はんだ材のひずみ速度を考慮することが必要となる。

半導体パッケージの設計・開発段階では、試作パッケージをプリント基板に実装した実装試験片による衝撃耐性試験が行われる。しかし、半導体パッケージ搭載製品の多種多様な実装形態す

べてに対応した試験は実施できないため、標準的な実装形態を模擬した条件による試験のみ行われる場合が多くなっている。この結果、ひずみ速度依存性を考慮した評価が実施できず、標準状態から外れた実装形態については定量的な衝撃耐性評価が困難となっており、はんだ接続部の衝撃耐性見積もりやそれに基づく最適な実装構造のガイドラインを提示する上で問題となっていた。そこで、はんだ材のひずみ速度依存性を包含し、一元化された評価指標によるはんだ接続部の定量的な衝撃耐性評価技術を確立することが、BGA 型パッケージの設計・開発において極めて重要となっていた。

1.3 衝撃負荷によりプリント基板に発生する基板ひずみの実測例

Lim ら[13]は、BGA 型パッケージをプリント基板に実装した 6 種類の携帯電話を落下させ、プリント基板に発生する基板ひずみを測定している。すなわち彼らは、プリント基板表面の BGA 型パッケージ近傍にひずみゲージを貼り、携帯電話の向きを 10 種類変えた落下高さ 1 m の試験を実施したところ、落下衝突後数 ms の時間に最大 0.32 %の基板ひずみが発生したと述べている。また井門らは[18]、携帯電話を 1.5 m の高さから LCD (Liquid Crystal Display) 面を下向きにした姿勢で落下させた場合、プリント基板に最大 0.09 %程度のひずみが発生したと報告している。高田ら[28]は、1.5 m の高さから携帯電話を落下させ、0.5 ms の時間で約 0.1 %の基板ひずみが発生したと述べている。

携帯電話を 1.5 m の高さから自然落下させた場合にプリント基板に発生する基板ひずみの測定結果[29]を Fig. 1. 3 および Fig. 1. 4 に示す。基板ひずみはプリント基板表面に貼り付けたひずみゲージで測定されており、落下方向は、携帯電話に搭載されているプリント基板の部品実装面が衝突面（床面）と水平になる方向である。Fig. 1. 3 および Fig. 1. 4 を見ると、落下衝突後およそ 0.5 ms の時間でそれぞれ 0.3 %, 0.13 %の最大基板ひずみが発生しており、基板ひずみの最大値、その最大値までの到達時間ともに Lim ら[13]の測定結果と同程度になっている。次に Fig. 1. 5 は、デジタルスチルカメラを 1.5 m の高さから自然落下させた場合の基板ひずみ測定結果[30]である。落下方向は上述の携帯電話の場合と同じである。0.2 ms の時間で 0.21 %の最大

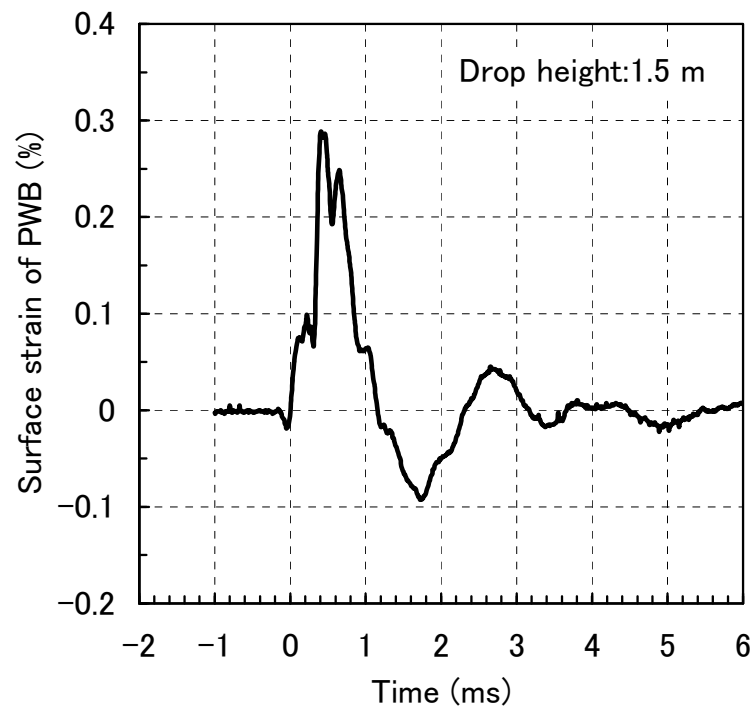


Fig. 1.3 Strain measured in a drop test of a cellular phone(1)[29].

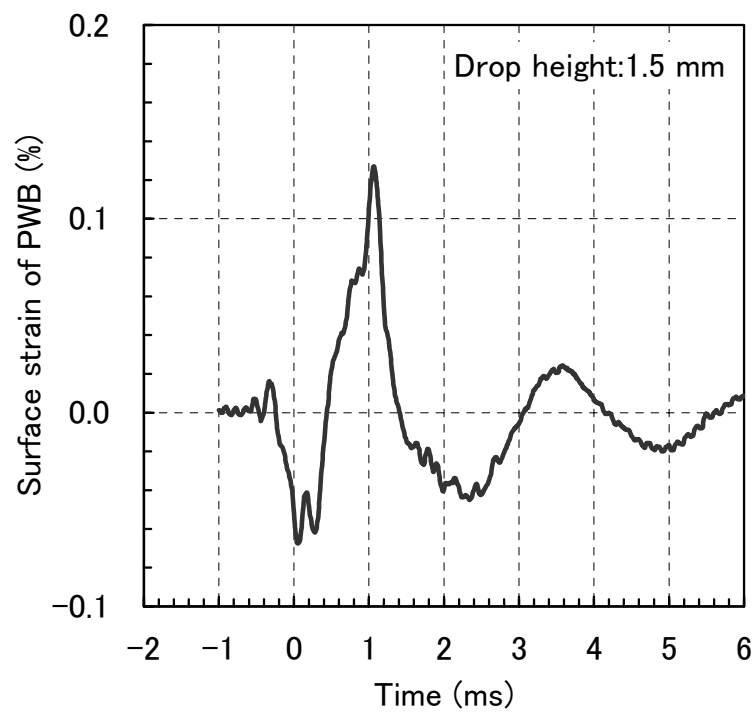


Fig. 1.4 Strain measured in a drop test of a cellular phone(2)[29].

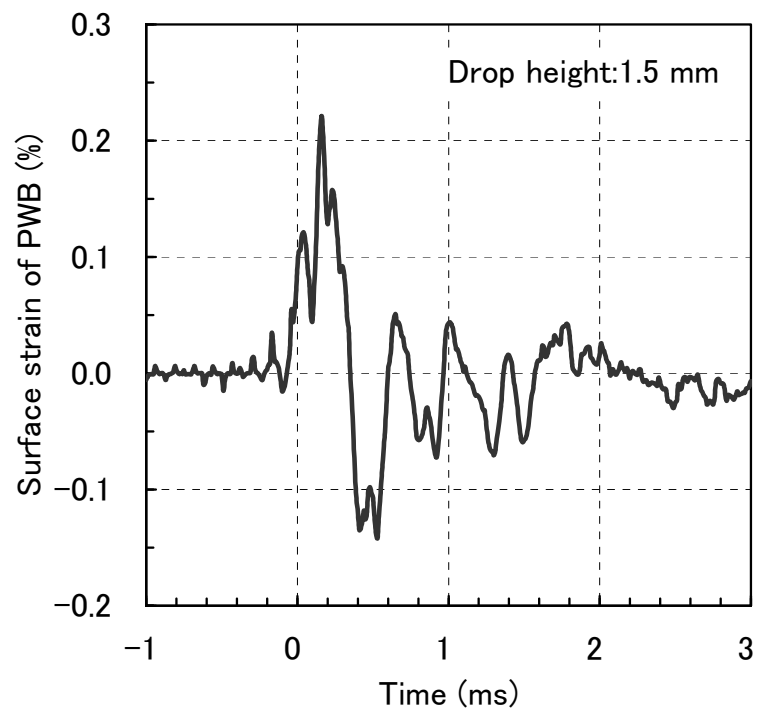


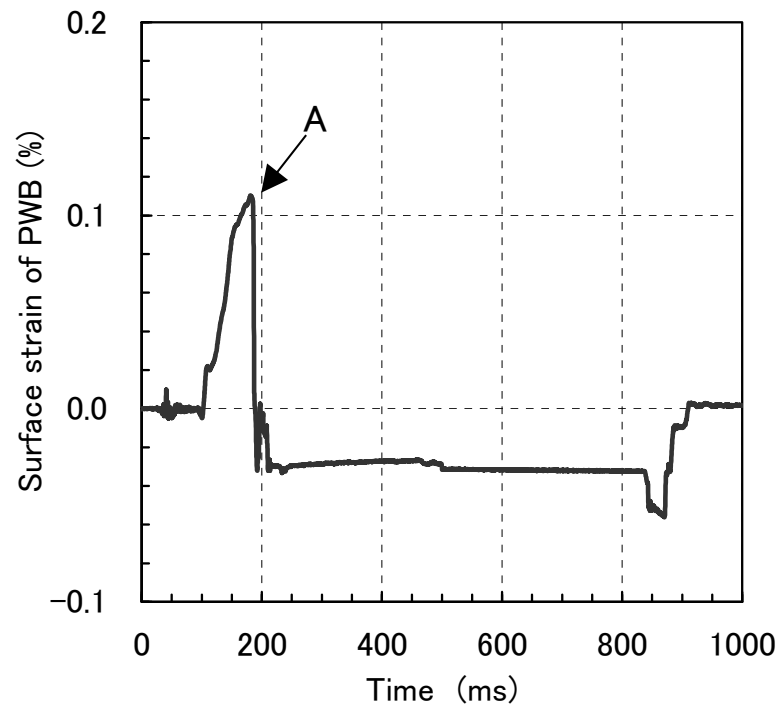
Fig. 1.5 Strain measured in a drop test of a digital still camera[30].

基板ひずみが発生しており、携帯電話の落下時と同程度となっている。これらの結果からわかるように、携帯電子機器の落下によってかなり大きな基板ひずみが生じることから、衝撃的負荷に対するはんだ接続部の耐性確保が必要となる。

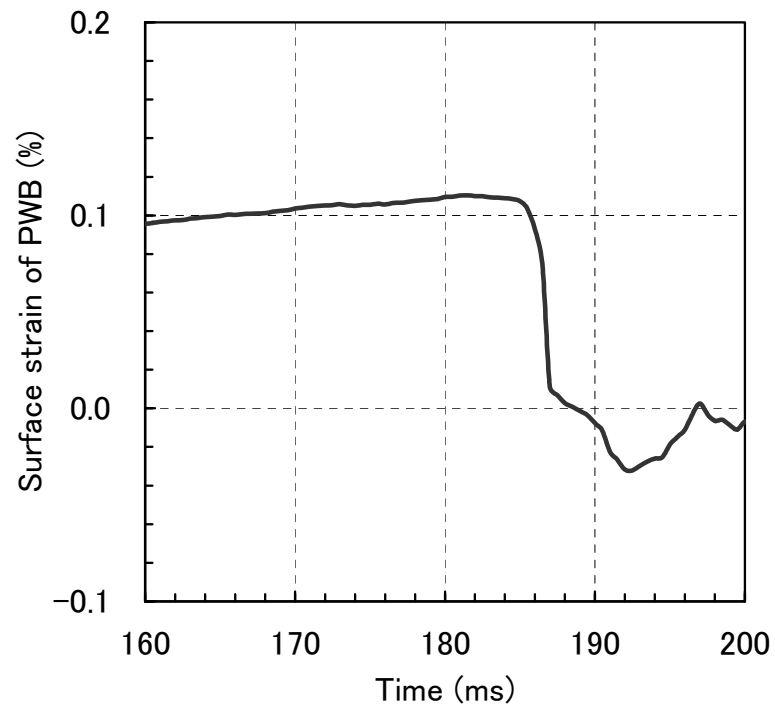
BGA 型パッケージをプリント基板に実装する製造工程で加わる衝撃負荷の例を Fig.1. 6 に示す[30]。この例では、連結された複数のプリント基板を個片に金型で切断する際のプリント基板表面の基板ひずみを、プリント基板連結部で切断箇所となる基板吊り部の近傍にひずみゲージを貼って測定している。基板切断の全工程は Fig. 1. 6(a)に示すように約 1 s であり、基板吊り部切断時（図中の A 点）に基板ひずみの短時間変動が現われている。基板吊り部切断時の近傍を拡大して Fig. 1. 6(b)に示す。この図を見ると、約 5 ms の間に 0.1 %程度の基板ひずみの変動があり、基板の金型切断工程において衝撃的な負荷が生じる可能性があることがわかる。次に Fig. 1. 7 は、半導体パッケージをプリント基板に実装した状態で搬送する際、または机上で検査などを実施する際に落下させた場合を想定した基板ひずみの測定結果である[31]。この測定では、プリント基板（サイズ：長さ 100 mm×幅 50 mm×厚さ 1.2 mm）の片面中央に 17 mm 角-336 ピンの BGA 型パッケージを 1 個実装し、パッケージ搭載面を下向きにして 1 m の高さから落下させた。基板ひずみは、パッケージコーナー近傍に貼り付けたひずみゲージで測定している。落下直後、およそ 1 ms の間に 0.25 %の基板ひずみが発生しており、プリント基板単体の落下でもかなりの衝撃負荷が加わることがわかる。このように、製造工程においても、携帯電子機器の落下と同様の衝撃負荷が加わる可能性があるため、製造工程内の衝撃も想定した BGA はんだ接続部の衝撃耐性確保が不可欠である。

1.4 本研究の目的・内容

1.1 節から 1.3 節で述べたように、携帯電子機器の多機能化・高密度実装化による BGA 型半導体パッケージのはんだ接続部サイズ微細化とはんだ材の鉛フリー化に伴って、機械的外力が加わった場合にはんだ接続部に発生する応力が増大している。特にはんだ材の鉛フリー化によって、携帯電子機器使用時の落下や製造工程での衝撃負荷によるはんだ接続部の金属間化合物破壊が



(a) Whole process of PWB cutting.



(b) Instant of PWB cutting.

Fig. 1.6 Strain measured during PWB cutting process[30].

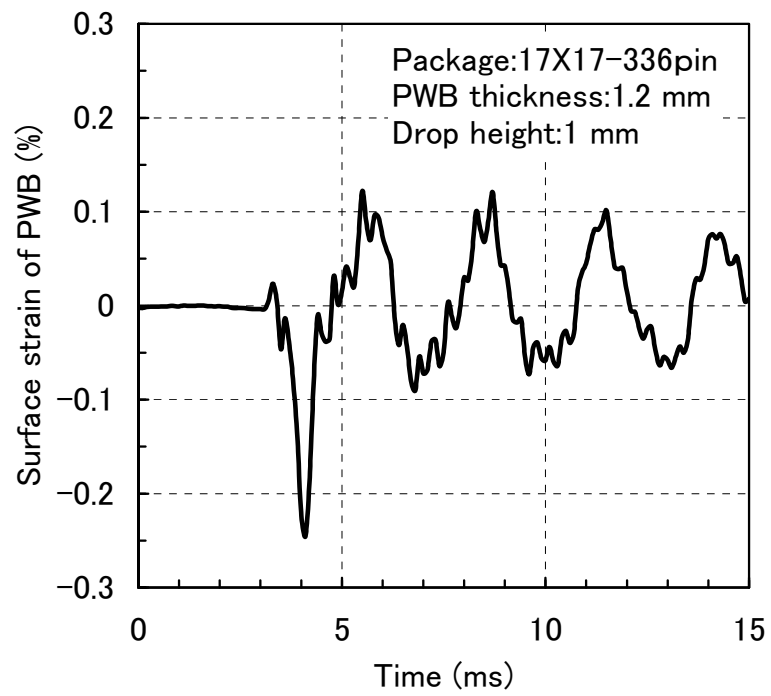


Fig. 1.7 Strain measured in a drop test of a PWB mounted BGA package[31].

顕在化し、従来の Sn-Pb 共晶はんだ材よりも衝撃耐性が低下することが問題となっている。鉛フリーはんだボールを搭載した BGA 型パッケージの開発では、はんだ接続部の衝撃耐性を把握するため、プリント基板実装レベルの試験片による衝撃耐性試験が不可欠となっている。しかし、従来行われていた落下衝撃試験は、試験片の落下状態によって試験結果がばらつき、定量的で精度の高い衝撃耐性試験が困難となる場合があった。さらに、評価指標として用いられている基板ひずみとはんだ接続部破断寿命との相関性や、はんだ材のひずみ速度依存性も十分に把握されていなかった。また、開発段階における BGA 型パッケージの実装構造設計では、有限要素法解析などを用いた定量的評価技術によってはんだ接続部の衝撃耐性を予測し、この結果に基づいて実装構造の最適化を図ることが求められている。しかし、BGA 型パッケージはんだ接続部の衝撃耐性を評価する場合の有限要素法解析モデルや評価指標などについては十分な検討がなされておらず、定量的な衝撃耐性評価技術の確立には至っていない。

そこで本研究では、(1) 安定性を向上した衝撃試験方法の実用化と基板ひずみを指標とした耐性評価法の確立、(2) 鉛フリーはんだ接続部衝撃耐性の実装構造依存性や熱履歴依存性の明確化、(3) 鉛フリーはんだ接続部構造設計技術の確立、の三点を主な目的として検討を進めることにした。衝撃試験方法については、携帯電子機器使用時の落下だけでなく製造工程内の衝撃負荷にも対応し、簡便で安定性に優れたプリント基板実装状態のはんだ接続部衝撃耐性試験方法を検討する。この試験方法を用いて、BGA 型パッケージ実装試験片のはんだ接続部衝撃耐性と基板ひずみとの相関性を実証するとともに、衝撃耐性に及ぼす実装試験片剛性や試験条件で決まる基板ひずみ周期の影響を明らかにする。さらに、はんだ接続部衝撃耐性の熱履歴やアンダーフィル樹脂による補強構造の依存性を検討し、温度管理指針や補強構造の設計指針を提示する。つづいて、BGA 型パッケージ実装構造の開発段階における定量かつ汎用的なはんだ接続部衝撃耐性設計技術を確立するため、有限要素法解析を用いた耐性評価手法を検討する。この評価手法では、鉛フリーはんだ材のひずみ速度依存性を取り入れた有限要素法解析を行い、はんだ接続部破断モードを考慮して設定した応力による耐性評価の妥当性を議論する。

1.5 研究の進め方と本論文の構成

本研究を進めるにあたって、評価対象とする半導体パッケージを Fig. 1. 1(b)に示す BGA 型パッケージとした。これは一つには、BGA 型パッケージが多機能化と高密度実装化を両立する最も優れたパッケージ構造として、今後も携帯電子機器だけでなく自動車機器や産業機械など多くの製品に適用されるためである。もう一つの理由は、BGA 型パッケージの構造上の問題である。すなわち、BGA 型パッケージは Fig. 1. 1(a)に示した従来の QFP 型パッケージのようなリードの変形による応力緩和機能を持たない構造となっている。この構造上の特徴から、衝撃のような機械的外力が Fig. 1. 2 に示したはんだ接続部に直接作用し、従来のパッケージより信頼性を低下させる。構造上の課題に加え、Sn-Ag-Cu 系鉛フリーはんだを用いた BGA はんだ接続部には、従来の Sn-Pb 共晶はんだに比べて硬い金属間化合物が厚く生成されることによる衝撃耐性低下の課題がある。このため、BGA 型パッケージの鉛フリーはんだ接続部には従来構造パッケージより厳しい信頼性が要求される。

以下、本論文の構成に基づく各章の概要を述べる。

第 2 章では、携帯電子機器の落下を想定したプリント基板実装試験片の衝撃試験によって、プリント基板表面の基板ひずみによるはんだ接続部衝撃耐性評価の妥当性を検討する。鉛フリー BGA はんだ接続部の破断寿命と基板ひずみとの関係を測定し、衝撃耐性のプリント基板厚依存性やプリント基板固定状態依存性を明らかにする。また、6 面体形状である携帯電子機器の衝撃耐性評価で要求される代表的な 3 方向の各落下衝撃試験を行い、衝撃耐性の落下方向依存性を明らかにし、実用的な落下試験方法を提案する。

第 3 章では、第 2 章で検討した鉛フリーはんだ接続部衝撃耐性と基板ひずみの相関性をより詳細に検討するため、試験ばらつき低減と試験の簡便性向上を目的として試作した衝撃試験装置について述べる。鉛フリー BGA はんだ接続部の破断寿命と基板ひずみとの相関性を測定し、本試作装置による BGA 型パッケージはんだ接続部衝撃耐性評価の有効性を検討する。

第 4 章では、第 3 章で示したロッド落下式衝撃試験装置を用いて、外形サイズが異なる BGA 型パッケージ実装試験片の衝撃耐性試験を行い、鉛フリーはんだ接続部衝撃耐性のプリント基板

厚依存性やプリント基板固定スパン依存性を詳細に検討する。さらに、試験後のはんだ接続部破断箇所を詳細に観察し、破断モードに及ぼす基板ひずみ最大値と基板ひずみ周期の影響を調べる。

第5章では、第3章と第4章で示したロッド落下式衝撃試験装置を用いて、鉛フリーはんだ材と Sn-Pb 共晶はんだ材の衝撃耐性を比較する。また、はんだ接続部衝撃耐性の熱履歴依存性を調べる。すなわち、BGA 型パッケージのインターポーザにはんだボールを実装する場合やパッケージをプリント基板に実装する場合のリフロー温度履歴の影響、およびプリント基板実装後にはんだ接続部を高温に晒した場合のはんだ接続部衝撃耐性を検討する。

第6章では、携帯電子機器内部の BGA 型パッケージはんだ接続部において、耐性向上の一手段として広く実施されているアンダーフィル樹脂による補強構造がはんだ接続部衝撃耐性に及ぼす影響を検討する。併せて、静的な機械的負荷や温度サイクル負荷に対するはんだ接続部耐性のアンダーフィル実装構造依存性も検討する。

第7章では、BGA 型パッケージの設計・開発段階において、衝撃負荷に対する鉛フリーはんだ接続部耐性を有限要素法解析により定量評価する手法について検討する。すなわち、第4章で測定した衝撃耐性試験結果を基に鉛フリーはんだ材のひずみ速度依存性を考慮した有限要素法解析を行い、算出したはんだ接続部の応力と実験で求めた破断寿命との関係を詳しく調べることで、基板ひずみ周期依存性を包含して一元化した評価指標による耐性評価手法を検討する。

最後に、第8章では、本研究の結論を述べる。

1.6 参考文献

- [1] (社) 電子情報技術産業協会 (JEITA) 鉛フリーはんだ実装編集委員会編：“鉛フリーはんだ実装技術－基礎からリフトオフ対策まで－”，コロナ社，2003.
- [2] 須賀唯知：“鉛フリーはんだ技術”，日刊工業新聞社，1999.
- [3] J. J. Sundelin, S. T. Numi, T. K. Lepisto and E. O. Ristolainen, “Mechanical and Microstructural Properties of SnAgCu Solder Joints”, Materials Science and Engineering A 420, 2006, pp. 55-62.

- [4] K. Mewman, “BGA Brittle Fracture – Alternative Solder Joint Integrity Test Methods”, Proc. 55th Electronic Components and Technology Conference, 2005, pp. 1194-1201.
- [5] D. Reiff and E. Bradley, “A Novel Mechanical Shock Test Method to Evaluate Lead-Free BGA Solder Joint Reliability”, Proc. 55th Electronic Components and Technology Conference, 2005, pp. 1519-1525.
- [6] 西内秀夫, 十河敬寛: “BGA はんだ接合部の耐衝撃信頼性評価”, Proc. 12th Symposium on “Microjoining and Assembly Technology in Electronics”, 2006, pp. 301-306.
- [7] A. Lal, E. Bradley and J. Sharda, “Effect of Reflow Profiles on the Board Level Drop Reliability of Pb-Free (SnAgCu) BGA Assemblies”, Proc. 55th Electronic Components and Technology Conference, 2005, pp. 945-953.
- [8] R. Darveaux, C. Reichman and N. Islam, “Interface Failure in Lead Free Solder Joints”, Proc. 56th Electronic Components and Technology Conference, 2006, pp. 906-917.
- [9] 能瀬春雄, 坂根政男, 塚田裕, 西村秀夫: “Sn-Pb 系はんだの機械的性質に及ぼす温度およびひずみ速度の影響”, 日本機械学会論文集 (A 編), Vol. 65, No. 632, 1999, pp. 209-216.
- [10] 于 強, 白鳥正樹, 菊池宏信, 池田真哉: “落下衝撃を受ける BGA はんだ接続部の動的特性”, 日本機械学会第 14 回計算力学講演会論文集, 2001, pp. 473-474.
- [11] 上西研, 関根務, 丸市毅, 大崎修平: “Sn-3.0Ag-0.5Cu 鉛フリーはんだ材の衝撃引張特性”, 日本機械学会論文集 (A 編), Vol. 70, No. 690, 2003, pp. 90-96.
- [12] R. Darveaux and C. Reichman, “Mechanical Properties of Lead-Free Solders”, Proc. 57th Electronic Components and Technology Conference, 2007, pp. 695-706.
- [13] C. T. Lim, C. W. Ang, L. B. Tan, S. K. W Seah., and E. H. Wong, “Drop Impact Survey of Portable Electronic Products,” Proc. 53th Electronic Components and Technology Conference, 2003, pp. 113-120.
- [14] D. Xie, M. Arra, S. Yi, and D. Rooney, “Solder Joint Behavior of Area Array Packages in Board Level Drop for Handheld Devices,” Proc. 53th Electronic Components and

Technology Conference, 2003, pp. 130-135.

- [15] 石川重雄, 長竹真美, 東口裕, 三代絹子: “携帯電子機器におけるはんだ接合部の落下衝撃強度評価”, 第 11 回計算力学講演会講演論文集, 1998, pp. 523-524.
- [16] 井門修, 石川重雄, 伊東伸孝, 長竹真美, 三代絹子, 広島義之: “モバイル機器マイクロ接合の衝撃強度評価”, 第 15 回エレクトロニクス実装学術講演大会講演論文集, 2001, pp. 173-174.
- [17] 于 強, 白鳥正樹, 池永圭: “衝撃負荷を受ける BGA アセンブリはんだ接合部の強度評価”, 第 14 回エレクトロニクス実装学術講演大会講演論文集, 2000, pp. 109-110.
- [18] 井門修, 舘野正, 石川重雄, 伊東伸孝, 三代絹子: “衝撃試験による歪評価”, 日本機械学会 2002 年度年次大会講演論文集 (VI), 2002, pp. 255-256.
- [19] 気賀智也, 佐々木晃司, 于 強, 佐々木喜七, 高橋邦明: “表面実装部品における鉛フリーはんだ接合部の繰返し落下衝撃強度”, 第 15 回マイクロエレクトロニクスシンポジウム講演論文集, 2005, pp. 281-284.
- [20] JESD22-B111, “Board Level Drop Test Method of Components for Handheld Electronic Products”, JEDEC, 2003.
- [21] T. Y. Tee, H. S. Ng, C. T. Lim, E. Pek, and Z. Zhong, “Board Level Drop Test and Simulation of TFBGA Packages for Telecommunication Applications,” Proc. 53th Electronic Components and Technology Conference, 2003, pp. 121-129.
- [22] T. Pringle, P. Raghavan, and P. Malatkar, “Solder Joint Reliability of BGA Package under End-User Handling Test Conditions”, Proc. 57th Electronic Components and Technology Conference, 2007, pp. 400-406.
- [23] 中村佑樹, 井上裕嗣, 岸本喜久雄, 川村法靖, 川上崇: “プラスチック筐体に内蔵されたプリント基板の落下衝突挙動”, 日本機械学会材料力学部門講演会講演論文集, 2003, pp. 631-632.
- [24] 舘野正, 井門修, 伊東伸孝: “鋼球落下による基板の衝撃強度評価法-II”: 第 17 回エレクト

ロニクス実装学術講演大会講演論文集, 2003, pp. 51-52.

- [25] 山本健一, 赤星晴夫, 守田俊章, 矢口昭弘, 山下志郎, 木本良輔: “Pb フリーはんだ BGA 接合部の衝撃信頼性”, 9th Symposium on Microjoining and Assembly Technology in Electronics, 2003, pp. 165-170.
- [26] 長埜浩太, 矢口昭弘, 山田宗博, 柴本正則: “携帯機器用 CSP はんだ接続部の信頼性評価”, 日本機械学会 2002 年度年次大会講演論文集 (VI) , 2002, pp. 271-272.
- [27] S. K. W. Seah, E. H. Wong, Y. W. Mai, R. Rajoo, and C. T. Lim, “High-Speed Bend Test Method and Failure Prediction for Drop Impact Reliability”, Proc. 56th Electronic Components and Technology Conference, 2006, pp. 1003-1008.
- [28] 高田志郎, 武者淳, 伊藤順子, 長谷川学, 下地美保子: “W-CDMA 携帯機機構設計技術”, 三菱電機技報, Vol. 77, No. 2, 2003, pp. 23-27.
- [29] 山本健一: “Sn-Ag 系微細接合における Ni 系めっきメタライズの衝撃強度劣化メカニズムと高強度化に関する研究”, 博士論文, 2008.
- [30] 山本健一: “BGA はんだ接合部の衝撃信頼性評価”, 技術情報協会「電子機器における落下衝撃信頼性と最適な構造設計」セミナー資料, 2006.
- [31] 矢口昭弘: “BGA はんだ接続部衝撃強度評価基準の検討”, 日立製作所機械研究所研究報告 (未公開資料), 2006.
- [32] 電子情報技術産業協会 半導体技術委員会／半導体実装・製品技術専門委員会, 半導体信頼性技術小委員会: “JEITA ED-4702B 表面実装半導体デバイスの機械的強度試験方法”, 2009.

第2章 実機落下試験を想定した基板ひずみによる

BGA はんだ接続部落下衝撃耐性試験

2.1 緒 言

携帯電子機器の高密度実装化と多機能化を実現するため、小型化、多ピン化に適した BGA 型パッケージ実装構造が多くの製品に採用されている。また、環境負荷低減のため基板実装に用いるはんだ材も従来の Sn-Pb 共晶はんだから鉛フリーはんだへの切り替えが加速している。近年、鉛フリーはんだを用いた BGA パッケージ実装構造の適用拡大によって、BGA はんだ接続部の落下衝撃負荷による破断が顕在化し、はんだ接続部衝撃耐性評価の必要性が増してきている。このような背景から、携帯電子機器に搭載される BGA 型パッケージには、実機落下を想定した数十回から数百回の衝撃試験によるはんだ接続部破断寿命評価の実施が求められている。はんだ接続部の衝撃耐性評価は、従来、パッケージを実装したプリント基板実装試験片による落下試験が実施されていた[1-5]。従来の落下試験は、試験片落下時の姿勢が安定しないため衝突状態が一定とならず、破断寿命測定結果がばらつくことがあり、定量的なはんだ接続部の衝撃耐性評価は困難となっていた。はんだ接続部衝撃耐性評価では、プリント基板表面の基板ひずみを指標とした評価が実施されている[5-8]。しかし、鉛フリーはんだ接続部衝撃耐性と基板ひずみとの相関性や実装構造依存性は十分に把握されておらず、詳細な実験による検討が必要となっていた。

そこで本研究では、まず落下時の姿勢を安定させる機構を設けた衝撃試験装置を試作し、この装置による試験結果のばらつき低減効果を実証する。つづいて、基板ひずみによる鉛フリーBGA はんだ接続部衝撃耐性評価の妥当性を確認するため、プリント基板厚、基板固定状態、およびはんだ材を変えた実装試験片の衝撃耐性試験を行う。また、落下回数を削減して試験の省力化を図る実用的なはんだ接続部落下衝撃耐性評価方法を検討する。

2.2 実機落下を想定した落下衝撃試験装置の試作

本研究では、落下衝撃試験結果のばらつきを低減し、試験の安定性を向上するため、試験片の

落下姿勢を、床面への衝突直前まで制御する機構を設けた自由落下式の試験装置を試作した。試験装置の外観を Fig. 2. 1 に示す。本試験装置は、2 種類の電磁石を取り付けた支持用プレート、試験片とともに落下する姿勢制御板、姿勢制御板のストッパー、および試験片が衝突するコンクリートブロックを装備している。

BGA 型パッケージプリント基板実装試験片の落下衝撃試験では、携帯電子機器への搭載状態を模擬するため、実機と同等の重量に設定した落下治具に試験片を取り付けた状態で試験を行っている。試験に用いた落下治具を Fig. 2. 2 に示す。この治具は、アクリル製の上下 2 枚の板で構成され、中央部には BGA 型パッケージのプリント基板実装状態に合わせて上下両側に開口部が設けられている。プリント基板実装試験片を上下のアクリル板で挟んで固定し、治具中央の開口部分でプリント基板は板厚方向に変形できる。

Fig. 2. 2 の落下治具を用いた落下衝撃試験方法を説明する。落下治具を Fig. 2. 1 に示した落下治具保持用の電磁石に吸着させ、所定の高さと保持する。落下治具の上部には、姿勢制御板が制御板保持用の電磁石で保持されている。姿勢制御板保持用の電磁石電源を切断して姿勢制御板を落下させると、落下治具も姿勢制御板に接した状態で落下するので、落下治具の姿勢が姿勢制御板によって保持される。姿勢制御板はコンクリートブロックの衝突面より上方に設置したストッパーで停止し、落下治具のみがコンクリートブロックに衝突する。このように、衝突する直前まで落下治具の姿勢を制御することができるので、安定した落下試験が実施できると考えた。

本試作装置の姿勢制御機構による試験ばらつき低減効果を確認するため、プリント基板に発生する基板ひずみを姿勢制御有無の状態でそれぞれ測定し、基板ひずみのばらつきを比較した。姿勢制御板有りのひずみ測定には、18 mm 角-264 ピンテープ BGA 型パッケージを、姿勢制御板無しの測定では、11×7 mm 角-72 ピン P-BGA 型パッケージを用いた。このパッケージをそれぞれプリント基板（長さ 100 mm×幅 50 mm×厚さ 0.8 mm，FR-4 相当基板）の片面中央に 1 個搭載し、実装試験片とした。落下治具は、Fig.2. 2 に示した中央に長さ 50 mm，幅 45 mm の開口部を設けた重量 100 g のアクリル製治具であり、基板中央に実装したパッケージの周囲 4 辺を固定している。基板ひずみの測定にはひずみゲージ（グリッド部長さ 1 mm，共和電業製，

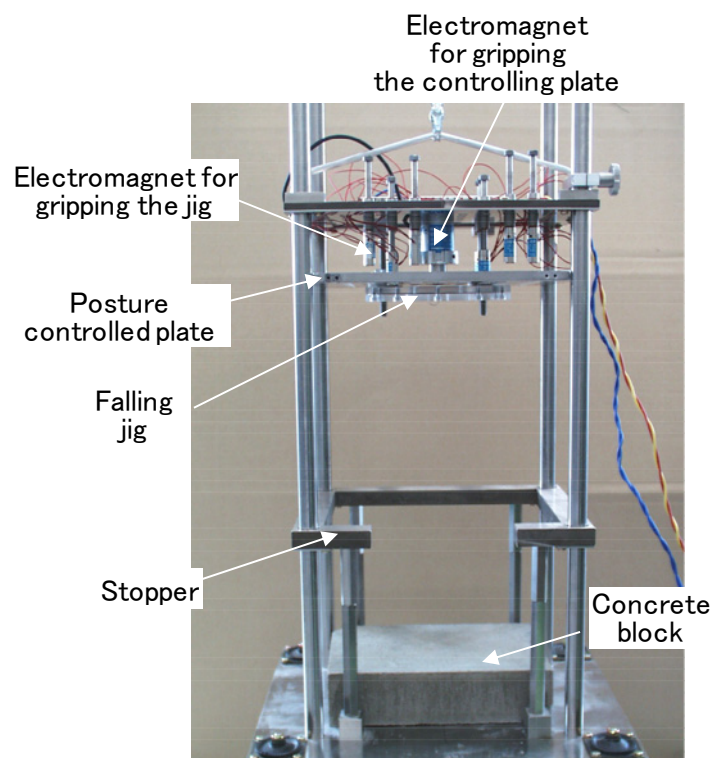


Fig. 2. 1 Test system for drop impact.

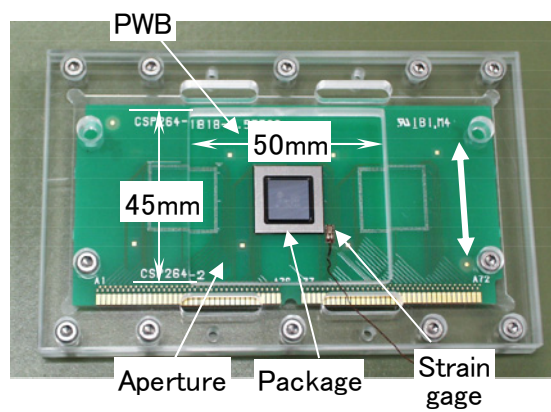


Fig. 2. 2 Falling jig for drop test.
(fixed at four sides)

KFG-1-120-C1-16L1M2R)を使用した。ひずみゲージはプリント基板表面に瞬間接着剤(共和電業製, CC-33A, シアノアクリレート系接着剤)で接着した。本実験に使用した4辺固定治具では, Fig. 2. 2中に矢印で示すプリント基板の幅方向に大きなひずみが発生するので, パッケージコーナー近傍でのプリント基板幅方向ひずみを測定した。ひずみ測定器には, ストレージ機能を有するメモリレコーダを使用し, サンプリング周期を 0.1 ms に設定した。落下高さ(床面から落下治具下面までの距離)は 0.5 m とし, パッケージ実装面を上向き(水平上方向)にして落下させた。18 mm 角-264 ピンのテープ BGA 型パッケージ実装試験片で測定したひずみ波形例を Fig. 2. 3 に示す。評価に用いた基板ひずみの値は, Fig. 2. 3 に示した測定ひずみの最大値と最小値間の最大変動振幅である。基板ひずみ測定結果を Table 2. 1 に示す。本試作装置の姿勢制御板を用いることで, 基板ひずみの測定値ばらつき(標準偏差)が制御板無しの場合の 1/2 以下になることがわかる。これは, 衝突時の落下治具の姿勢ばらつきが小さくなった結果と考えられ, 本試作装置で自由落下より安定した試験が実施できることを確認できた。

本章で述べる次節以降の落下試験では, Fig. 2. 1 の落下試験装置を使用し, 床面は厚さ 50 mm のコンクリートブロックとした。落下治具には, Fig. 2. 2 に示した開口部寸法 50 mm × 45 mm, 重量 100 g の4辺固定アクリル製治具を標準治具として使用した。

2.3 プリント基板実装試験片の落下方向と基板ひずみの関係

携帯電子機器に搭載される電子部品を対象とした落下衝撃試験の主な条件は, 落下高さと回数および試験時に付加する重量であり, さらに携帯電話などでは表裏面, 上下面および側面を含めた 6 面すべての方向からの落下試験が要求される場合もある[6]。この要求に対応するため, はんだ接続部の落下衝撃耐性評価では, 落下方向と基板ひずみおよび破断寿命の関係を明確にする必要がある。これらの関係明確化のため, 構造の異なる 2 種類の BGA 型パッケージ実装試験片によって落下方向を変えた落下衝撃試験を行い, 基板ひずみや破断寿命に及ぼす落下方向の影響を検討した。

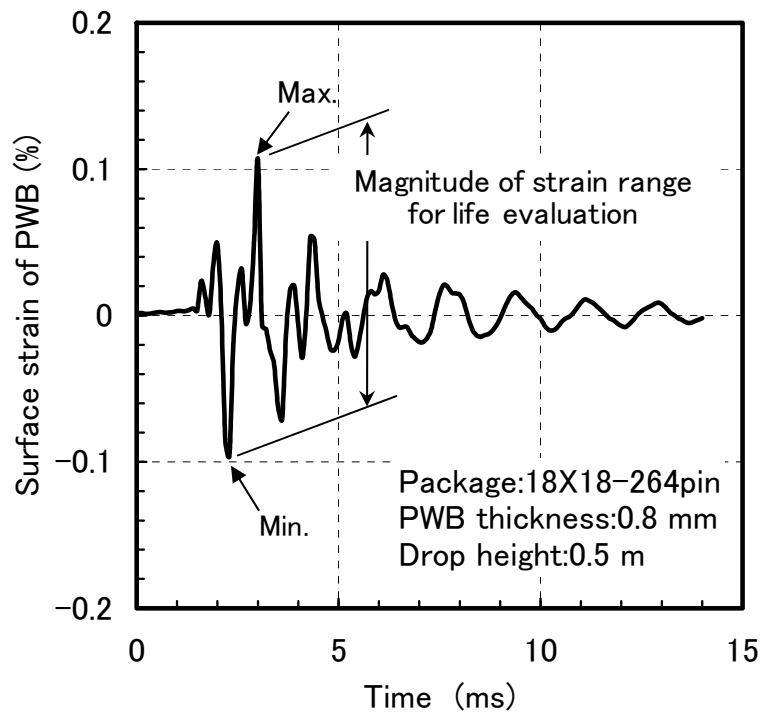


Fig. 2.3 Strain waveform of PWB at fixed four sides of PWB.

Table 2. 1 Measured strain of PWB during drop test.

	Package	Number of measurement	Strain of PWB (%)	
			Mean	Standard deviation
With controlling plate	P-BGA 11X7-72pin	21	0.18	0.06
Without controlling plate	Tape-BGA 18X18-264pin	20	0.15	0.03

評価には、まず 13 mm 角-240 ピン樹脂封止型 BGA (P-BGA) パッケージの実装試験片を用いた。はんだボール材は Sn-3Ag-0.5Cu でボール径 0.4 mm, ボールピッチは 0.65 mm である。パッケージのプリント基板実装時にプリント基板側パッドに塗布するペースト材には Sn-Pb 共晶はんだを用いた。プリント基板への実装は、最高温度 235℃, Sn-3Ag-0.5Cu はんだ液相線温度 (220℃) 以上の保持時間約 30 秒のリフローで行った。プリント基板サイズは 102 mm×52.5 mm×1.27 mm 厚である。プリント基板側のはんだ接続部となる Cu パッド表面には、酸化防止用のプリフラックスを塗布した。はんだ接続部の構造は、パッケージ側、プリント基板側ともに SMD(Solder Mask Defined)とした。パッケージは実装基板の片面中央に 1 個搭載されており、Fig. 2. 2 に示した 4 辺固定の亚克力製標準落下治具に取り付けて試験した。

落下試験方向の概要を Fig. 2. 4 に示す。Fig. 2. 4(a)の水平上 (Z 方向/上向き) は 2. 2 節でも評価した方向であり、パッケージが実装されるプリント基板表面が衝突面と平行で、プリント基板のパッケージ実装面が上向きとなっている。Fig. 2. 4(b)の水平下 (Z 方向/下向き) はパッケージ実装面を下向きにして落下させる方向である。Fig. 2. 4(c)の横 (Y 方向) は基板の長辺側、(d)の縦 (X 方向) は基板の短辺側がそれぞれ床面と衝突するように落下させた場合である。各落下方向とも 1 m の高さから落下させ、パッケージコーナー近傍のプリント基板幅方向基板ひずみとはんだ接続部破断寿命を測定した。基板ひずみはパッケージコーナー近傍のプリント基板表面に瞬間接着剤で接着したひずみゲージ (グリッド部長さ 1 mm, 共和電業製, KFG-1-120-C1-16L1M2R) で測定した。はんだ接続部の破断は、すべてのはんだ接続部を直列に接続した回路 (デイジーチェーン回路) の抵抗を落下試験一回毎測定して判断した。

4 方向落下 (Fig. 2. 4) それぞれの基板ひずみ波形を Fig. 2. 5~Fig. 2. 8 に示す。水平下方向は 2 個の試験片を用いて試験を行い、他の方向はすべて 1 個の試験片で測定した。評価に用いた基板ひずみは、Fig. 2. 3 に示した最大変動幅である。Fig. 2. 5 の水平上方向と Fig. 2. 6 の水平下方向の基板ひずみは約 0.25 % でほぼ同じであり、破断寿命も上方向が 18 回、下方向が 24 回と 25 回でほぼ同等であった。また、Fig. 2. 8 の横方向 (Y 方向) の基板ひずみは水平方向の約 1/2, Fig. 2. 7 の縦方向 (X 方向) では約 1/4 となっており、これらは落下回数 50 回でもはんだ

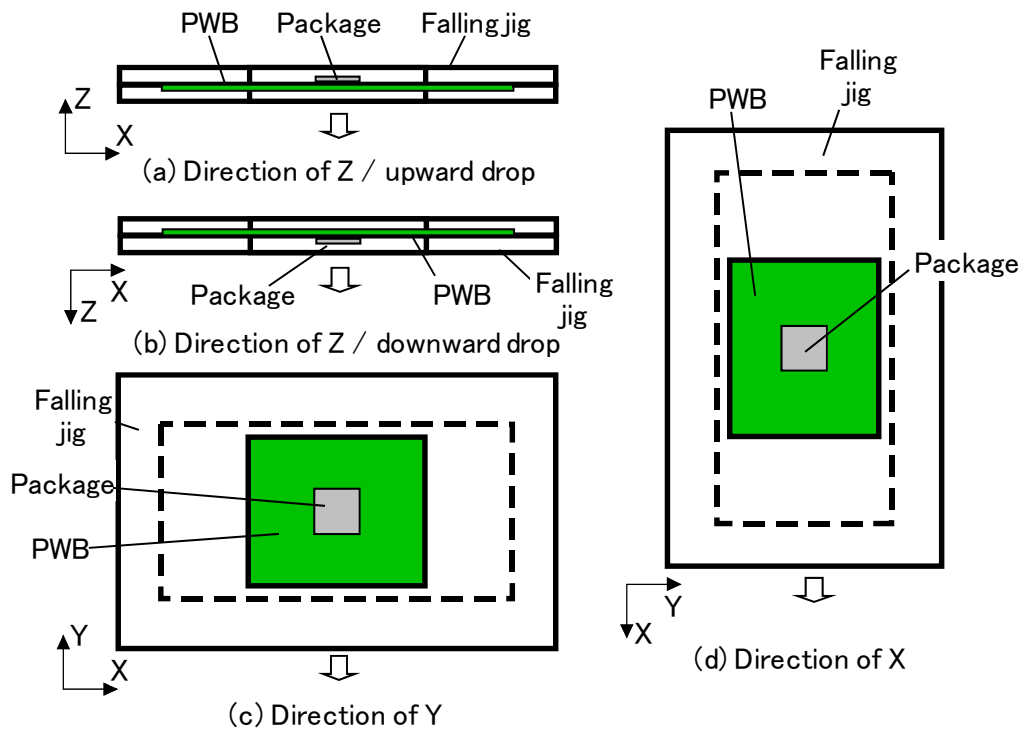


Fig. 2. 4 Direction of drop tests.

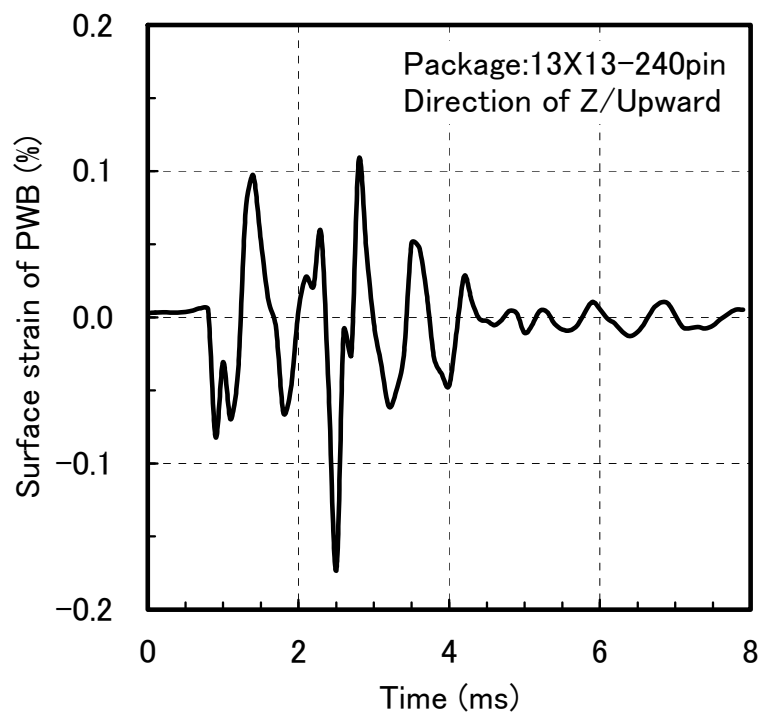


Fig. 2. 5 Strain waveform of PWB in a horizontal position drop.
(a package is in a upward direction)

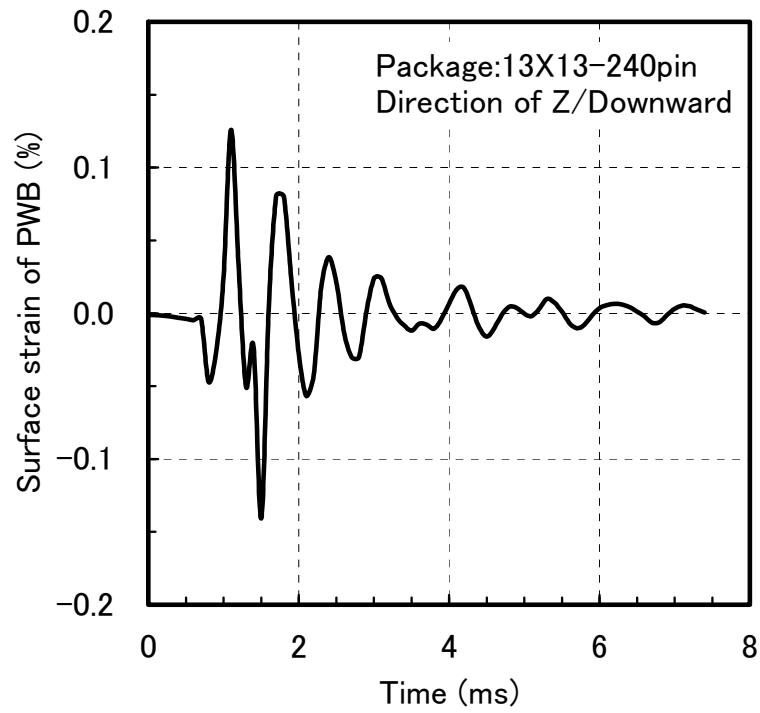


Fig. 2. 6 Strain waveform of PWB in a horizontal position drop.
(a package is in a downward direction)

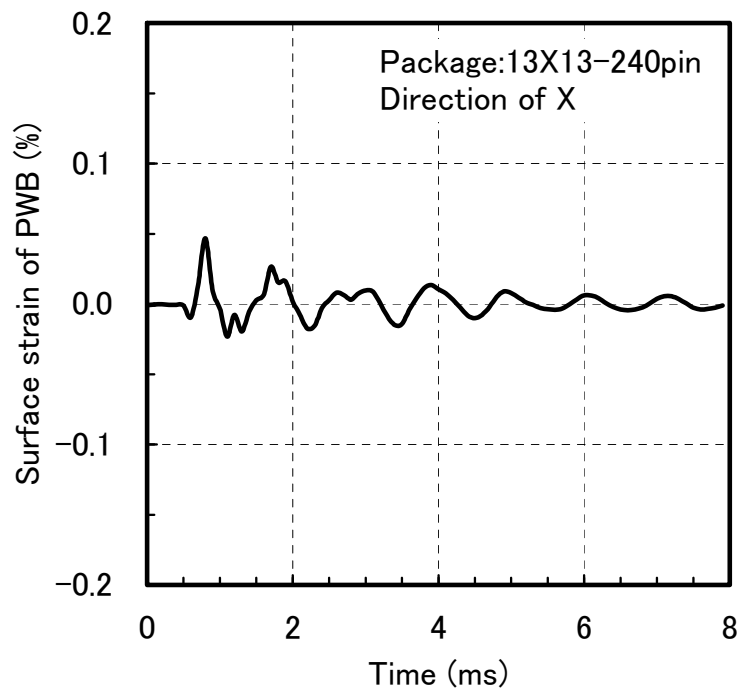


Fig. 2. 7 Strain waveform of PWB in a vertical position drop.

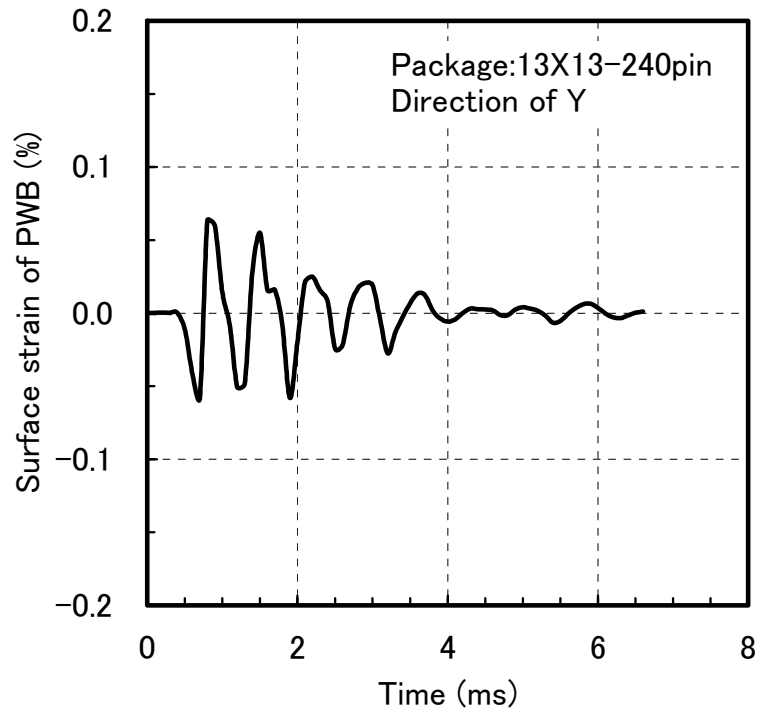


Fig. 2. 8 Strain waveform of PWB in a laterally position drop.

接続部破断が発生しなかった。

つづいて、23 mm 角-352 ピンテープ BGA 型パッケージ実装試験片の測定結果を示す。はんだボール材は Sn-3Ag-0.5Cu でボール径 ϕ 0.5 mm，ペースト材には Sn-Pb 共晶を用いた。プリント基板への実装は最高温度 235℃，Sn-3Ag-0.5Cu はんだ液相線温度以上の保持時間約 30 秒のリフローで行った。プリント基板サイズは 108 mm×55 mm×1.2 mm 厚である。プリント基板のはんだ接続部となる Cu パッド表面には，酸化防止用のブリフラックスを塗布した。はんだ接続部の構造は，パッケージ側，プリント基板側ともに SMD である。パッケージは実装基板の片面中央に 1 個搭載されており，Fig. 2. 2 に示した 4 辺固定の亚克力製標準落下治具に取り付けて試験した。

水平上方向では 2 個の試験片を用いて試験を行い，他の方向はすべて 1 個の試験片で測定した。水平上方向の基板ひずみの平均値は 0.17 % で破断寿命は 14 回と 15 回，水平下方向の基板ひずみは 0.15 % で断線寿命 20 回であり，水平方向では落下の向きによらず基板ひずみ，断線寿命ともにほぼ同じである。一方，横方向の基板ひずみは 0.10 % で水平方向の約 2/3，縦方向は 0.05 % で水平方向の約 1/3 となっており，この方向の落下で発生する基板ひずみは水平方向より低くなっている。また，横方向と縦方向では，ともに落下回数 100 回でもはんだ接続部の破断は発生しなかった。

パッケージ構造が異なる 2 種類の実装試験片を用いた落下衝撃試験結果から，水平方向落下時に高い基板ひずみが発生することが明らかになった。また，Lim ら[6]によって測定された携帯電話落下時の基板ひずみ測定でも，BGA 型パッケージ近傍には Fig. 2. 4(a) に示した水平方向落下の場合に高い基板ひずみが発生することが示されている。以上の結果から，プリント基板表面が衝突面と平行な状態で落下する水平方向落下がパッケージ基板実装品に対して最も厳しい試験であることを確認できた。したがって，以後の耐性評価は，水平方向の落下試験で行う。

2.4 基板ひずみによる落下衝撃耐性評価の妥当性検討

この節では，鉛フリーはんだ接続部衝撃耐性を基板ひずみによって定量評価する妥当性を検証

するため、実装構造と落下治具の固定条件が異なる実装試験片による落下衝撃試験を行う。はじめに、プリント基板厚を変えた実装試験片の落下試験を行い、はんだ接続部破断寿命と落下高さ、および基板ひずみの相関性を検討する。つづいて、パッケージ周辺部の開口部寸法を変えた落下治具による試験を行い、衝撃耐性の基板固定状態依存性を検討する。

試験には、18 mm 角－264 ピンテープ BGA 型パッケージを用いた。はんだボール材は Sn-3.5Ag-0.75Cu (mass%)、ボール径は $\phi 0.3$ mm、実装ペーストに Sn-Pb 共晶はんだを用いた。プリント基板の外形サイズは 108 mm×52 mm であり、基板厚を 0.8 mm, 1.0 mm, 1.2 mm の 3 種類とした。プリント基板のはんだ接続部となる Cu パッド表面には、無電解 Ni/Au めっきを施してある。パッケージはプリント基板の片面中央に 1 個搭載し、基板実装は最高温度 238℃ (液相線温度以上の保持時間約 30 秒) で行った。

プリント基板厚の依存性検討に用いた落下治具は Fig. 2.2 に示した中央部の開口サイズ 50 mm×45 mm の標準治具であり、落下方向はパッケージ実装面を上方に向けた水平上向きである。はんだ接続部の破断は、すべてのはんだ接続部を直列に接続した回路（デジチェーン回路）の抵抗を落下試験一回毎に測定して判断した。

評価に用いた基板ひずみはプリント基板幅方向に発生するひずみであり、パッケージコーナー近傍に接着したひずみゲージ（グリッド部長さ 1 mm、共和電業製、KFG-1-120-C1-16L1M2R）で落下毎に測定した。4 辺固定の標準治具における基板変形の周波数は、基板厚 0.8～1.2 mm の範囲ではほぼ同じとなっており、約 1 kHz（周期 1 ms）であった。評価に用いた基板ひずみの値は、Fig. 2.3 に示した測定ひずみの最大値と最小値間の最大変動振幅である。

はんだ接続部が破断するまで同じ高さから繰り返し落下治具を落下させ、落下高さと破断寿命の関係を測定した結果を Fig. 2.9 に示す。落下高さが一定でも破断寿命はプリント基板厚によって異なり、基板が厚くなるほど破断寿命は増加する。落下高さと落下毎に測定した基板ひずみ平均値の関係をプロットした結果を Fig. 2.10 に示す。落下高さ一定の場合、プリント基板厚が薄くなるのに従い高い基板ひずみが発生しており、Fig. 2.9 に示した破断寿命のプリント基板厚依存性には、基板ひずみの高低が関係している。基板ひずみと各実装試験片のはんだ接続部破断寿

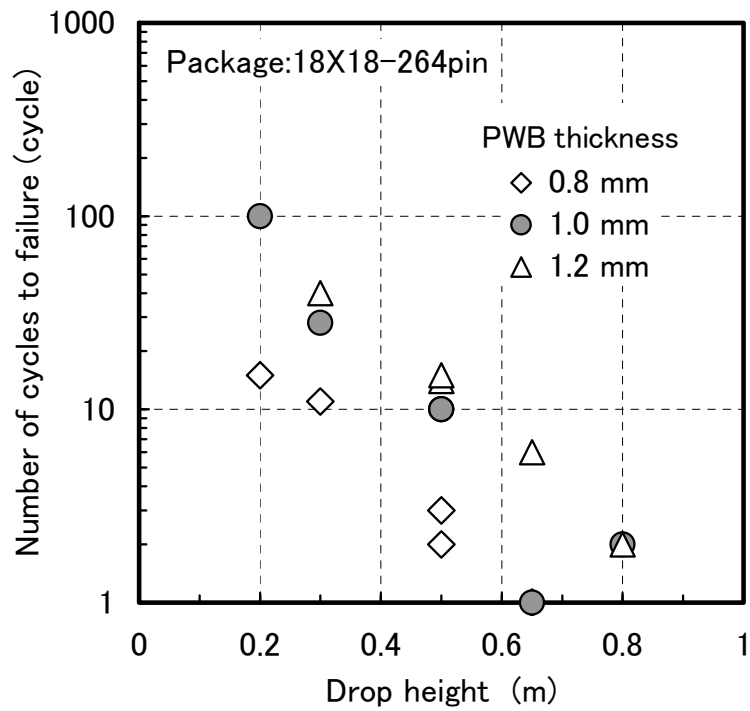


Fig. 2. 9 Effect of thickness of PWB on cycles to failure of solder joints.

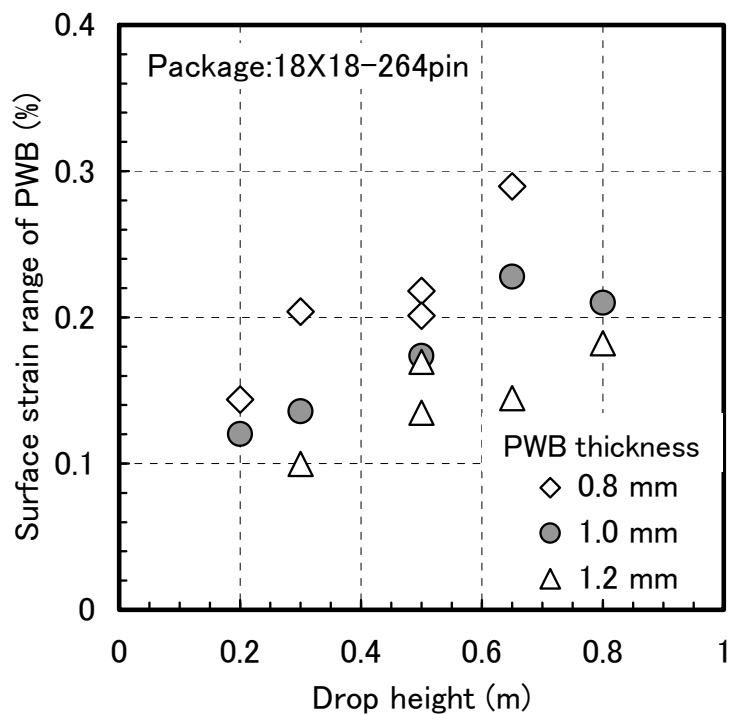


Fig. 2. 10 Relationship between strain of PWB and drop height.

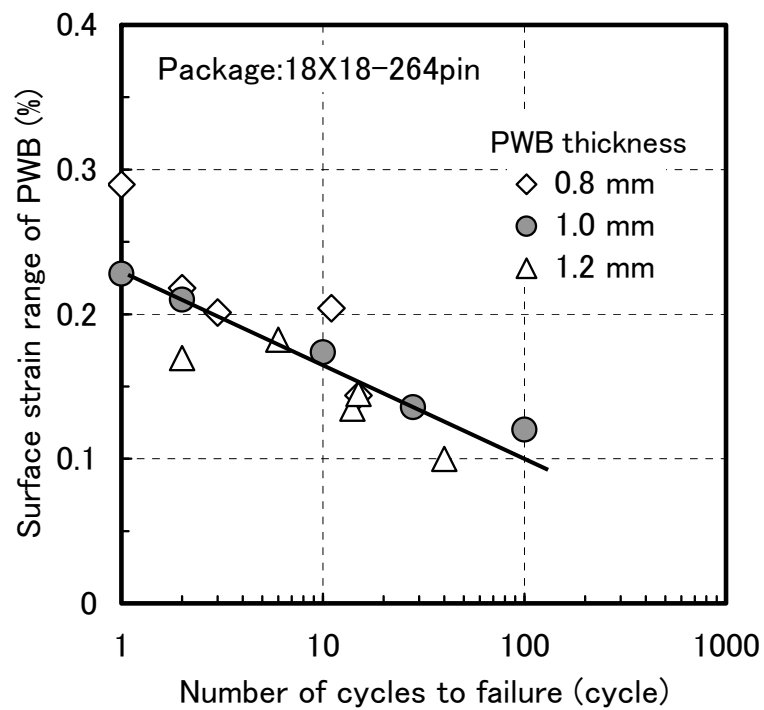


Fig. 2. 11 Relationship between strain of PWB and cycles to failure of solder joints.

命をプロットした結果を Fig. 2. 11 に示す。はんだ接続部破断寿命は基板厚に関わらず基板ひずみの減少とともに増加し、破断寿命と基板ひずみには明確な相関性が認められる。基板厚 1.2 mm の結果が若干低寿命側にプロットされる傾向は見られるものの、基板ひずみと破断寿命はほぼ 1 本の直線上にプロットできる。

つぎに、基板ひずみに及ぼすプリント基板固定状態の影響を検討するため、Fig. 2. 12 に示すプリント基板の短辺側 2 辺のみを 90 mm スパンで固定した重量 100 g のアクリル製落下治具による試験を行った。この治具では、プリント基板の両長辺側は拘束していない。2 辺固定治具の試験では、Fig. 2. 12 中の矢印で示すプリント基板長手方向に大きなひずみが発生するので、パッケージコーナー近傍の長手方向ひずみを測定した。基板ひずみは、パッケージコーナー近傍に接着したひずみゲージ（グリッド部長さ 1 mm，共和電業製，KFG-1-120-C1-16L1M2R）で落下毎に測定した。

プリント基板厚 1.0 mm の実装試験片を 2 辺固定治具に固定した落下試験時の基板ひずみ波形を Fig. 2. 13 に示す。周波数は基板厚に依存して変化するが、150～300 Hz（周期 6.7～3.3 ms）の範囲にあり、Fig. 2. 3 に示した 4 辺固定治具の場合より長い周期になっている。2 辺固定治具の落下衝撃試験で測定した平均基板ひずみと破断寿命を Table 2. 2 に示す。3 種類の基板厚について試験を行った落下高さ 0.3 m の測定結果に、プリント基板厚と基板ひずみ、または破断寿命との明確な相関が見られない。そのため、2 辺固定治具による落下衝撃試験でも、プリント基板厚の明確な依存性はないと判断した。なお、落下高さが一定の場合、2 辺固定治具を使用した場合の基板ひずみは、基板厚 0.8 mm では 4 辺固定治具とほぼ同じであったが、基板厚が 1.0 mm より厚い場合では 4 辺固定治具の約 2 倍の基板ひずみが発生していた。

Table 2. 2 に示した 2 辺固定治具の基板ひずみと破断寿命を、Fig. 2. 11 に示した 4 辺固定治具の結果と併せてプロットした結果を Fig. 2. 14 に示す。2 辺固定治具でも破断寿命と基板ひずみの関係は 4 辺固定と同様にほぼ一本の直線上にプロットできるが、同一基板ひずみに対する破断寿命は 4 辺固定治具の結果より長くなっている。この結果は、鉛フリー BGA はんだ接続部の落下衝撃耐性がプリント基板の固定状態に依存することを示している。

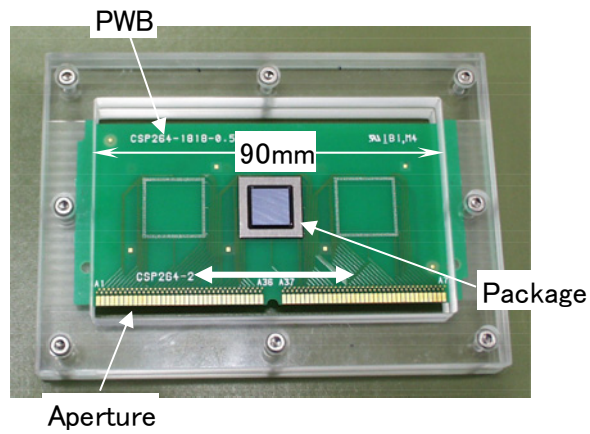


Fig. 2. 12 Falling jig for drop test.
(fixed at two sides)

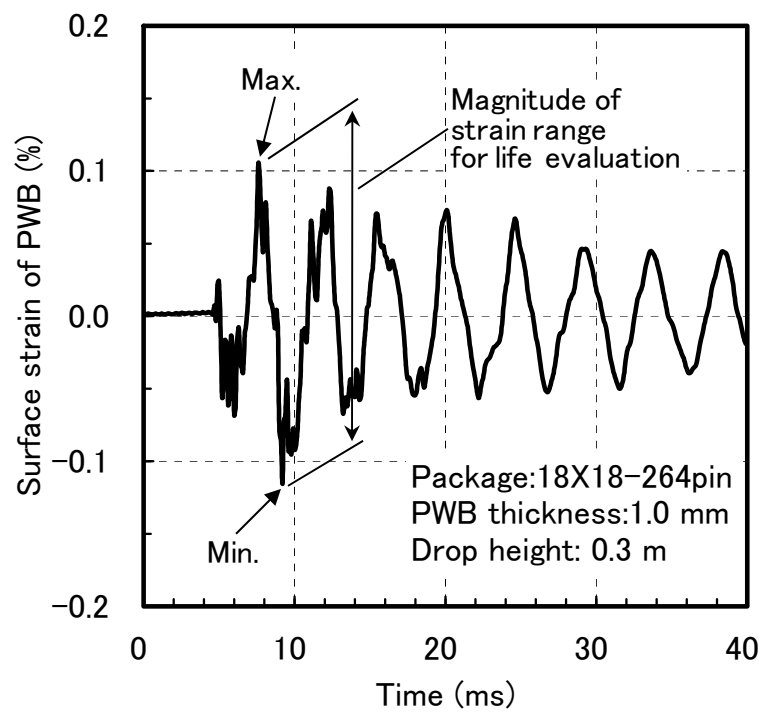


Fig. 2. 13 Strain waveform of PWB at fixed two sides of PWB.

Table 2. 2 Measured strain of PWB and cycles to failure at fixed two sides of PWB. (Package:18X18-264pin)

PWB thickness (mm)	Drop height (m)	Cycles to failure (cycle)	Average strain of PWB (%)
0.8	0.3	17	0.191
1.0	0.2	24	0.163
	0.3	7	0.235
	0.5	1	0.248
1.2	0.3	13	0.186
	0.5	1	0.283

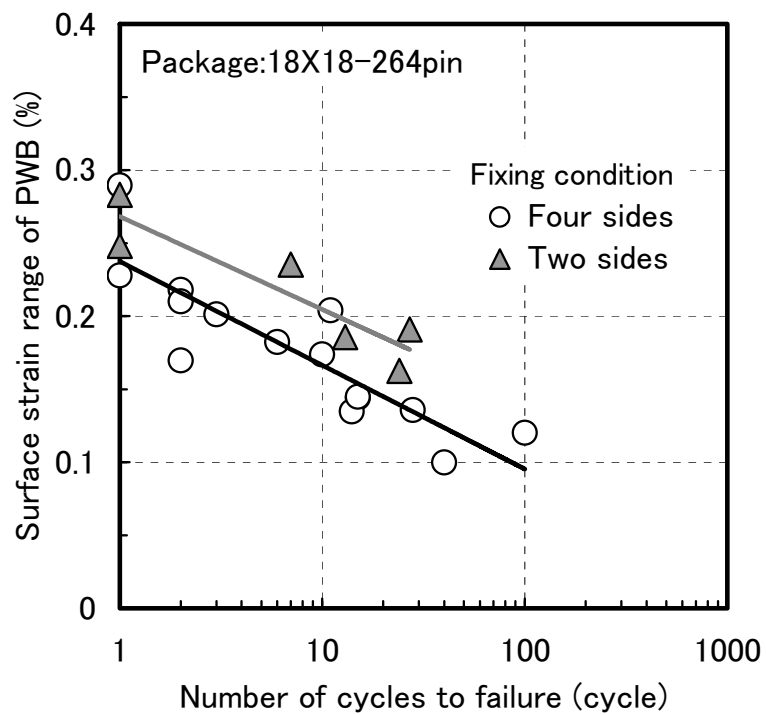


Fig. 2. 14 Effect of fixing condition of PWB on cycles to failure of solder joints.

このプリント基板固定状態の依存性には、プリント基板の変形周期に対応したはんだ材のひずみ速度の違いが影響していると考えられる。はんだ材の応力-ひずみ特性は、顕著なひずみ速度依存性を示し、ひずみ速度が上昇すると降伏応力が高くなる[9,10]。4 辺固定治具の試験では、2 辺固定治具よりプリント基板の変形周期が短くなるため、はんだ接続部が衝撃を受けて変形する際のひずみ速度も高いと考えられる。ひずみ速度増加によってはんだ材の降伏応力が高くなることではんだ自体の塑性変形による応力緩和効果が減少し、はんだ接続部に発生する応力が高くなっていると考えられる。

鉛フリーBGA はんだ接続部の衝撃耐性に落下治具の開口部サイズの依存性が見られたことから、はんだ接続部衝撃耐性には実装試験片の剛性依存性があると言える。この仮定に従えば、プリント基板厚の影響も現れるはずであるが、本研究の結果では明確な基板厚依存性は認められなかった。特に 4 辺固定治具では、開口部サイズが小さいため落下治具によるプリント基板の変形拘束が支配的であり、プリント基板厚の影響が現れなかったと考えられる。

Fig. 2. 11 に示したように、基板ひずみとはんだ接続部の破断寿命に明確な相関が認められた。さらに、はんだ接続部衝撃耐性には、Fig. 2. 14 のようなプリント基板固定状態の違いによる基板ひずみ周期の依存性も現れていた。これらの結果から、基板ひずみを指標としてはんだ接続部衝撃耐性を評価することは妥当であり、耐性評価にあたっては基板ひずみ周期依存性も考慮することも必要であることがわかった。

2.5 線形損傷則を用いた落下衝撃耐性評価の提案

落下衝撃試験を、例えば落下方向 6 面で各 10 回実施する場合、試験回数は計 60 回となり、評価には多大な時間と労力を要する。これまで述べてきたように、はんだ接続部の破断寿命は基板ひずみの低下とともに増加し、両者には明確な相関性がある。したがって、線形損傷則を適用し、最も厳しい試験である水平方向落下回数に横方向と縦方向落下による損傷分を上乗せすることで、水平方向落下単独で 6 面落下と等価の評価が実施でき、落下衝撃試験の省力化が図れると考えた。

基板ひずみ X %の状態、6 面で各 n 回の試験が要求された場合、水平方向単独の等価試験回数 N は、次式から求めることができる。

$$\frac{N}{N1} = \frac{2n}{N1} + \frac{2n}{N2} + \frac{2n}{N3} \quad (1)$$

ここで、N1、N2、N3 は基板ひずみ X %における水平、横、縦方向の各破断寿命である。本研究の実装試験片による衝撃耐性評価では、パッケージをプリント基板中央に実装し、実装基板および落下治具は対称構造であるため、横方向と縦方向はともに衝突面の区別はない。また、水平上と水平下は前述したように破断寿命の差異が少ないので、等価として扱うことにした。

例えば、基板ひずみ 0.1 %で 6 面各 10 回 (n=10)、計 60 回の落下試験に耐える耐性が要求されたとする。まず、2.3 節で評価した 23 mm 角テープ BGA 型パッケージを Sn-3Ag-0.5Cu はんだで接続した実装試験片を評価する。実装試験片を 4 辺固定治具 (Fig. 2. 2) に取付け、水平上方向で落下高さを 0.6 m～1.5 m の範囲で変えて落下試験を行った。測定した基板ひずみとはんだ接続部破断寿命の関係をプロットした結果を Fig. 2. 15 に示す。水平方向落下時の基板ひずみ 0.1 %の破断寿命 N1 は、Fig. 2. 15 に示した測定結果の下限側曲線から 44 回となる。横方向および縦方向落下時の基板ひずみは、水平方向落下のそれぞれ 2/3、1/3 なので、破断寿命 N2 は 225 回、N3 は 3606 回と求まる。これを (1) 式に代入して等価試験回数 N を求めると 25 回となり、このパッケージ実装試験片では、水平方向で 25 回の落下に耐えれば要求される耐性を満足できることになる。

つづいて、2.3 節で評価した 13 mm 角 P-BGA 型パッケージを Sn-3Ag-0.5Cu はんだで接続した実装試験片の衝撃耐性を評価する。4 辺固定治具に試験片を固定し、水平上方向で、落下高さを変えた (0.45 m～1.25 m) 試験を行った。測定した基板ひずみとはんだ接続部破断寿命の関係をプロットした結果を Fig. 2. 16 に示す。基板ひずみ 0.1 %における各方向の破断寿命は、水平方向落下 N1=63 回、横方向落下 N2=2046 回、縦方向落下 N3=66852 回となり、(1) 式から等価試験回数 N は 21 回となる。

ここで評価した 2 種類のパッケージを搭載した実装試験片の基板ひずみ 0.1 %の破断寿命は、いずれも (1) 式から求めた等価試験回数以上となっており、上記要求 (6 面各 10 回、計 60 回)

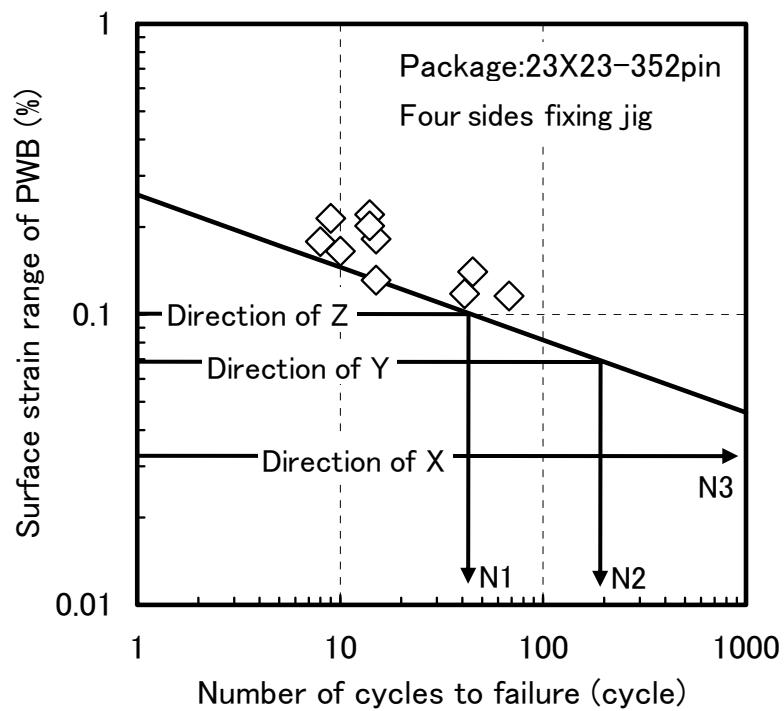


Fig. 2. 15 Evaluation method of fall impact reliability by modified Miner's law for tape-BGA type packages.

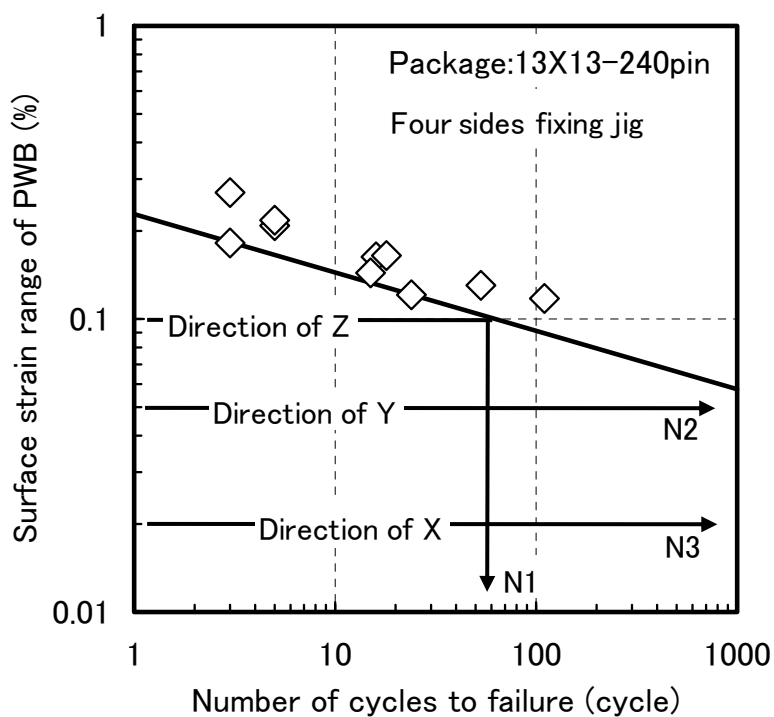


Fig. 2. 16 Evaluation method of fall impact reliability by modified Miner's law for P-BGA type packages.

に対して十分な耐性を有していると判断できる。

このように、パッケージ基板実装品の落下衝撃に対する耐性評価に線形損傷則を適用することで、水平方向単独の落下試験のみで試験回数を削減した耐性評価が実施でき、試験の省力化を図ることができる。

2.6 まとめ

この章では、プリント基板表面の基板ひずみによる鉛フリーBGA はんだ接続部の落下衝撃耐性評価の妥当性を明確にした。まず、携帯電子機器の落下を想定した落下衝撃試験を行うため、実装試験片を取り付ける試験治具の落下姿勢を制御する機構を設けた試験装置を試作した。この落下試験装置による試験結果から、BGA 型パッケージの鉛フリーはんだ接続部衝撃耐性と基板ひずみには明確な相関があり、衝撃耐性はプリント基板拘束状態の依存性があることを明らかにした。また、6 面体形状である携帯電子機器の衝撃耐性評価で要求される代表的な 3 方向の各落下衝撃試験において、プリント基板のパッケージ実装面を衝突面（床面）と水平にした方向の落下試験が、最も厳しい試験であることを明らかにした。さらにこの試験結果から、水平方向単独の落下試験で 6 面落下と等価評価となる実用的な試験方法を提案した。

2.7 参考文献

- [1] 石川重雄，長竹真美，東口裕，三代絹子：“携帯電子機器におけるはんだ接合部の落下衝撃強度評価”，第 11 回計算力学講演会講演論文集，1998, pp. 523-524.
- [2] 井門修，石川重雄，伊東伸孝，長竹真美，三代絹子，広島義之：“モバイル機器マイクロ接合の衝撃強度評価”，第 15 回エレクトロニクス実装学術講演大会論文集，2001, pp. 173-174.
- [3] 井門修，長竹真美，伊東伸孝，三代絹子，広島義之：“モバイル機器マイクロ接合の衝撃試験法”，日本機械学会材料力学部門講演会講演論文集，2000, pp. 529-530.
- [4] 于強，白鳥正樹，池田真哉：“衝撃負荷を受ける実装 BGA パッケージの動的特性”，日本機械学会材料力学部門講演会講演論文集，2000, pp. 527-528.

- [5] D. Reiff, and E. Bradley, “A Novel Mechanical Shock Test Method to Evaluate Lead-Free BGA Solder Joint Reliability”, Proc. 55th Electronic Components and Technology Conference, 2005, pp. 1519-1525.
- [6] C. T. Lim, C. W. Ang, L. B. Tan, S. K. W. Seah, and E. H. Wong, “Drop Impact Survey of Portable Electronic Products,” Proc. 53th Electronic Components and Technology Conference, 2003, pp. 113-120.
- [7] 井門修, 舘野正, 石川重雄, 伊東伸孝, 三代絹子: “衝撃試験による歪評価”, 日本機械学会 2002 年度年次大会講演論文集 (VI), 2002, pp. 255-256.
- [8] 舘野正, 井門修, 伊東伸孝: “鋼球落下による基板の衝撃強度評価法-II”: 第 17 回エレクトロニクス実装学術講演大会講演論文集, 2003, pp. 51-52.
- [9] 于 強, 白鳥正樹, 菊池宏信, 池田真哉: “落下衝撃を受ける BGA はんだ接続部の動的特性”, 日本機械学会第 14 回計算力学講演会論文集, 2001, pp. 473-474.
- [10] 上西研, 関根務, 丸市毅, 大崎修平: “Sn-3.0Ag-0.5Cu 鉛フリーはんだ材の衝撃引張特性”, 日本機械学会論文集 (A 編), Vol. 70, No. 690, 2003, pp. 90-96.

第3章 ロッド落下式衝撃試験装置による

BGA はんだ接続部衝撃耐性試験

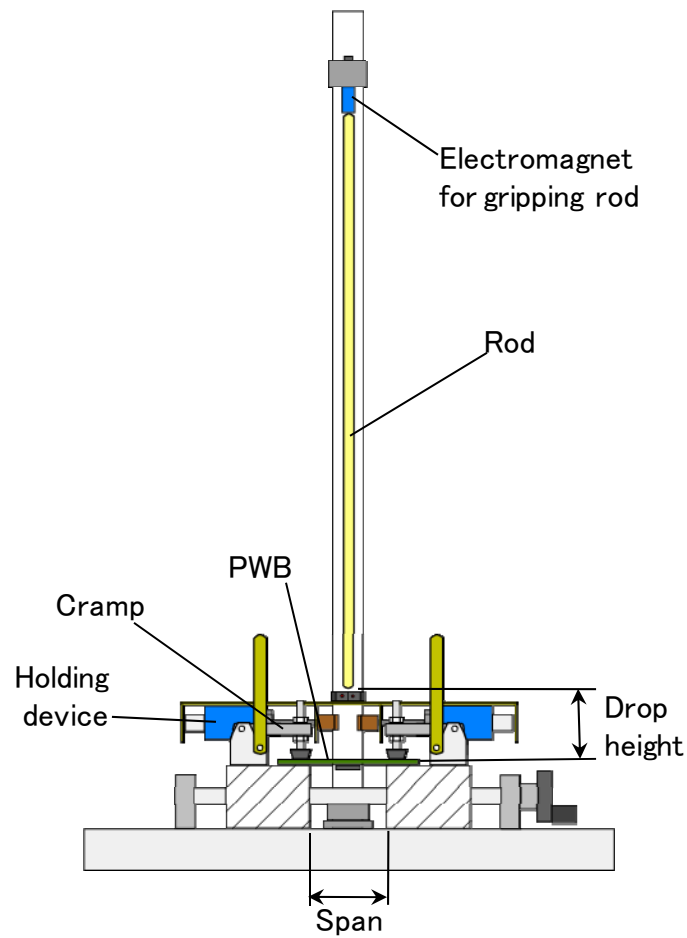
3.1 緒 言

第2章では、実機落下を想定した姿勢制御機能付きの落下衝撃試験装置を試作し、衝撃耐性評価に用いる基板ひずみ測定ばらつきの低減効果が得られることを確認した。しかし、落下高さが高くなった場合の安定性は不十分であり、実装構造や材料などの差異が小さい事象の詳細な評価に対応できない場合もあった。また、落下試験自体が時間と労力を要する試験であるため、より簡便で安定性と再現性に優れた衝撃試験法の開発が望まれていた。さらに、BGA はんだ接続部には、BGA パッケージをプリント基板に実装する製造工程においても衝撃負荷が加わる場合がある[1]。開発すべき衝撃試験法は、製造工程での衝撃負荷にも対応することが必要である。

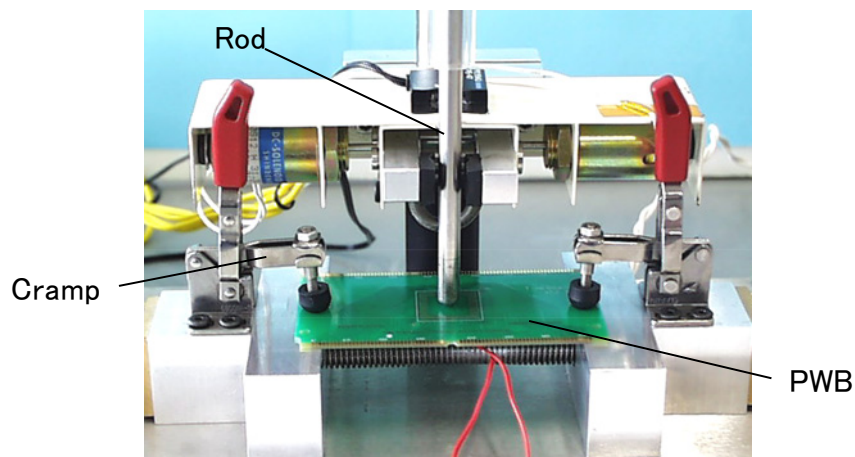
そこで、試験ばらつきを低減して安定性を向上できる衝撃試験法として、固定したプリント基板実装試験片の表面にロッドを衝突させて衝撃を負荷する試験方法を考案し[2]、この方法の試験装置を試作する。この衝撃試験装置で設定可能な試験条件と基板ひずみとの関係を明らかにし、基板ひずみの測定ばらつきや、実機落下および製造工程で発生する基板ひずみの再現性を確認する。また、基板ひずみと鉛フリーBGA はんだ接続部破断寿命の相関性を測定し、本試験法による鉛フリーBGA はんだ接続部衝撃耐性評価の有効性を検討する。

3.2 ロッド落下式衝撃試験装置の試作

プリント基板実装した BGA はんだ接続部衝撃耐性評価のために試作したロッド落下式衝撃試験装置の構成を Fig. 3. 1 に示す。本試験装置は、Fig. 3. 1(a)に示すようにプリント基板実装試験片を設置して固定するステージとトグルクランプ、落下ロッドの固定および自由落下させるための電磁石、実装試験片に衝突した落下ロッドの再衝突を防止するための把持機構から構成されている。



(a) Outline of testing system.



(b) Clamped area of specimen.

Fig. 3. 1 Schematic illustration and picture of prototype of impact bending test.

第 2 章で示した実装試験片を治具に搭載した落下衝撃試験[3]などで、プリント基板の板厚方向に負荷される衝撃がはんだ接続部の耐性にとって最も厳しい負荷であることが明らかになっている。この結果を参考とし、本試作装置でもプリント基板の板厚方向に衝撃を加えることにした。BGA 型パッケージを搭載したプリント基板を、Fig. 3. 1(b)のようにパッケージ実装面を下向きにしてステージ上に設置し、基板の対向した 2 辺を Fig. 3. 1(a)内に示したスパンをあけてトグルクランプにより固定する。なお、トグルクランプの締め付け力は 0.45 kN である。この基板の上方から、所定の高さに電磁石で保持していた落下ロッドを自由落下させてパッケージ実装部分の裏面に衝突させ、プリント基板実装試験片に衝撃的な曲げ変形を与え、はんだ接続部の信頼性を評価する。本装置では、実装試験片に衝突した落下ロッドの再衝突を防止するため、センサーに連動した落下ロッドの把持機構によって、一度衝突して跳ね返ったロッドを把持している。試験に使用したロッドは両端を半球面に加工した丸棒であり、長さは 490 mm、直径はロッドの重量によって $\phi 3\text{ mm} \sim 8\text{ mm}$ の間で調整してある。実装試験片に衝突するロッド先端は半球形状とし、ロッド衝突によるプリント基板の局所的変形を抑制する最小サイズとして R3 mm の半球とした。

第 2 章の治具搭載落下試験と同様に、ロッド落下式の衝撃試験でも落下ロッドの衝突によってプリント基板に発生するひずみを測定し、はんだ接続部衝撃耐性を評価する。パッケージ周辺におけるプリント基板表面の最大基板ひずみ発生箇所を確認するため、ひずみゲージによる基板ひずみ測定を行った。Fig. 3. 2 に○印で示すパッケージ実装面側のパッケージコーナー近傍と中央部分それぞれにひずみゲージ（グリッド長 1 mm、共和電業製、KFG-1-120-C1-16L1M2R）を瞬間接着剤（共和電業製、CC-33A、シアノアクリレート系接着剤）で接着し、落下ロッドの衝突でプリント基板に発生するひずみを測定した。ひずみゲージを接着するプリント基板表面は、ひずみゲージ接着前にサンドペーパー（＃1000）で粗化した後、エチルアルコールで洗浄している。以下本章で述べるひずみゲージ接着および前処理には同じ方法を採用した。ひずみ測定には、ストレージ機能を有するメモリレコーダを使用し、サンプリング周期を 0.01 ms に設定した。測定には 23 mm 角－352 ピンのテープ BGA 型パッケージを用いた。このパッケ

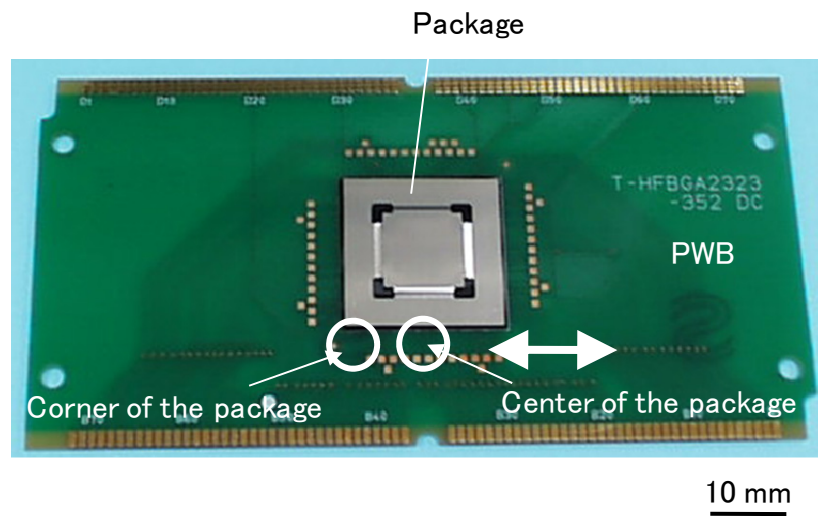


Fig. 3. 2 Measurement points of surface strain of PWB.

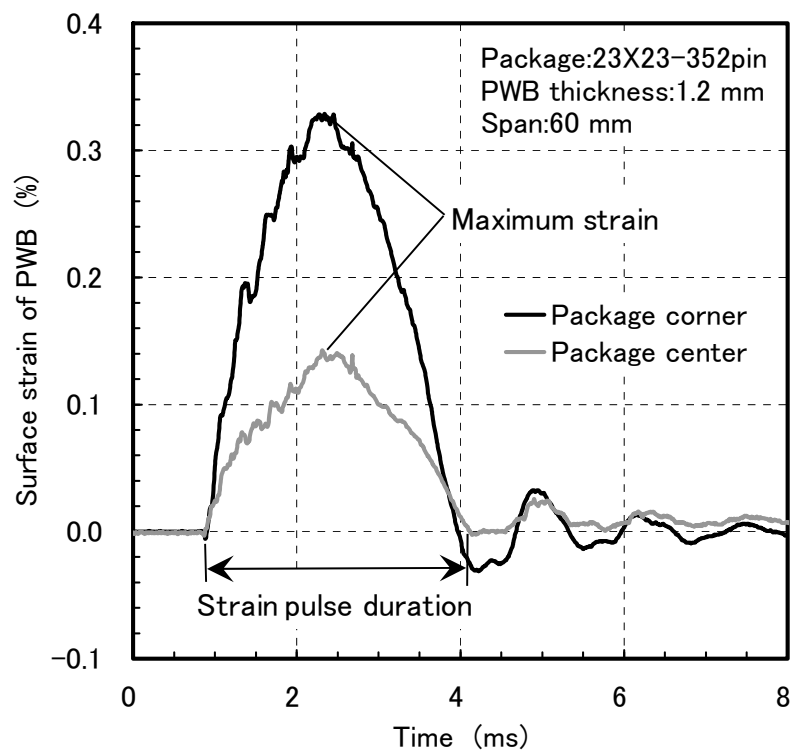


Fig. 3. 3 Strain waveforms on surface of PWB.

ージをプリント基板（サイズ 108 mm×55 mm×1.2 mm 厚）の片面中央に 1 個搭載し実装試験片とした。実装試験片の固定間スパンは 60 mm である。Fig. 3. 2 中に矢印で示したプリント基板の長手方向に発生する基板ひずみ波形の測定例を Fig. 3. 3 に示す。落下ロッドの衝突直後、プリント基板には正弦半波状の大きなひずみが発生し、この後に発生するひずみの振幅は小さく、次第に減衰する。基板ひずみの最大値はパッケージ周辺の場所によって異なり、Fig. 3. 3 に示したようにパッケージコーナー近傍に最も大きなひずみが発生することを確認した。なお、本研究では、Fig. 3. 3 中に示した正弦半波状波形において、基板ひずみ 0 から最大値を過ぎた後にひずみが再び 0 になるまでの時間を基板ひずみ周期と定義した。

落下ロッド 1 回の衝撃で複数の BGA はんだ接続部が破断した場合の基板ひずみを波形 Fig. 3. 4 に示す。はんだ接続部の破断は目視で確認した。基板ひずみの立上り過程（Fig. 3. 4 中の a→b）ではんだ接続部が破断したことによって、Fig. 3. 3 に示したような正弦半波状波形の基板ひずみ最大値に達する前に急激な基板ひずみの減少が生じている（Fig. 3. 4 中の b→c）。このことから、はんだ接続部は正弦半波状の基板ひずみ第 1 波で損傷を受けることがわかり、耐性評価にはパッケージコーナーで測定した基板ひずみ第 1 波の最大値を用いることにした。

次に、ロッド落下式衝撃試験の繰り返し試験における安定性を検討するため、同じ試験条件下で基板ひずみを複数回測定し、測定値のばらつきを第 2 章に示した治具搭載落下試験の測定値と比較した。ロッド落下式衝撃試験には、13 mm 角－240 ピンの P-BGA 型パッケージを 0.8 mm 厚のプリント基板に実装した試験片を用いた。実装試験片の固定間スパンは 60 mm、落下ロッドの重量は 50 g である。治具搭載落下試験には、18 mm 角－264 ピンのテープ BGA 型パッケージのプリント基板実装試験片を用いた。プリント基板厚は 0.8 mm であり、重量 50 g、開口サイズ 90 mm の 2 辺固定治具（Fig. 2. 12）に取り付けて落下試験を行った。Table 3. 1 に基板ひずみが約 0.2 %となる条件での、ロッド落下式衝撃試験と治具搭載落下試験それぞれの基板ひずみ測定値と標準偏差を示す。ロッド落下式衝撃試験の標準偏差は治具落下試験より一桁小さく、基板ひずみの測定ばらつきが小さい。この結果から、ロッド落下式衝撃試験は、繰り返し試験を実施しても、同じ衝撃を与えることができ、衝撃試験の安定性が向上することがわかる。

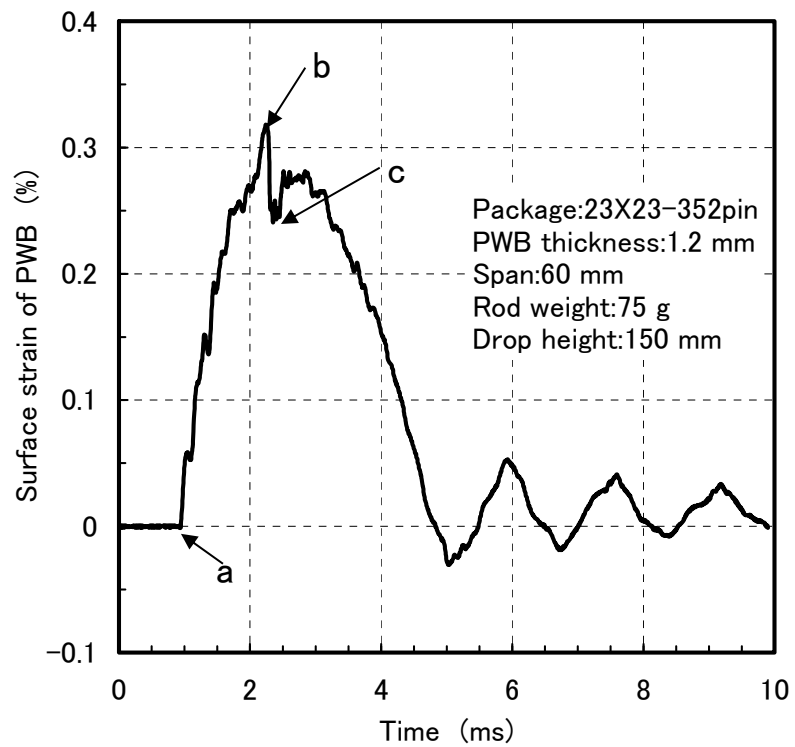


Fig. 3. 4 Strain wave form of PWB failed at the first impact.

Table 3. 1 Compared with difference of measured strain of PWB.

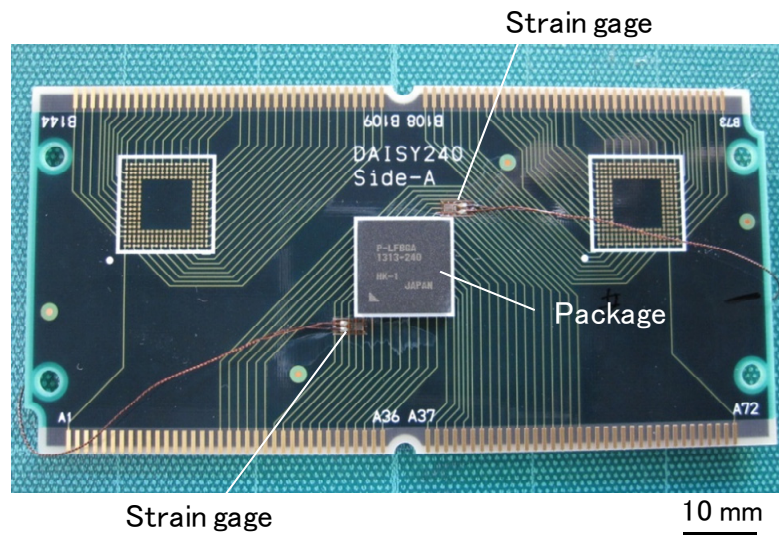
Test method	Number of measurement	Strain of PWB (%)			
		Mean	Max.	Min.	Standard deviation
Fall impact	18	0.20	0.27	0.15	0.035
Impact bending	20	0.20	0.21	0.20	0.003

3.3 パッケージコーナー部に発生する基板ひずみの試験条件依存性

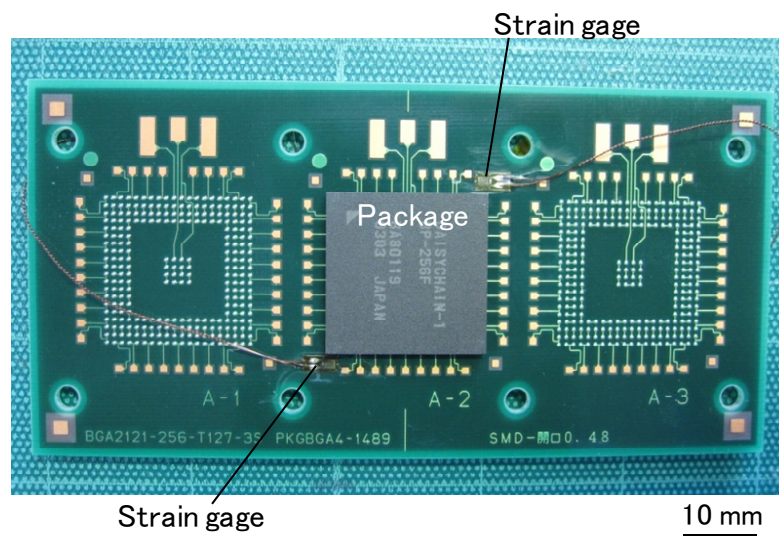
Fig. 3. 1 に示したロッド落下式衝撃試験では、試験条件として落下ロッドの重量と落下高さ、およびプリント基板実装試験片の固定間スパンを任意に設定することができる。衝撃耐性評価の対象となるパッケージやプリント基板のサイズや厚さは種々異なっているので、実装試験片ごとに適切な試験条件を設定することが必要となり、基板ひずみに及ぼす上記試験条件の影響を明確にしておく必要がある。また、鉛フリーBGA はんだ接続部の衝撃耐性は、はんだ接続部が衝撃負荷によって変形する際のひずみ速度に依存する[4]。ロッド落下式衝撃試験では、Fig. 3. 3 に示した基板ひずみ正弦半波状波形の基板ひずみ最大値と基板ひずみ周期の比が、はんだが変形する際のひずみ速度に対応すると考えられる。そこで、基板ひずみ最大値と基板ひずみ周期それぞれについて、落下ロッドの落下高さ依存性とロッド重量依存性、および実装試験片を固定するスパン依存性を検討した。

ここでの評価には、外形サイズが異なる 2 種類のパッケージを搭載した実装試験片を用いた。一つは、13 mm 角-240 ピンの P-BGA 型パッケージ（ボールピッチは 0.65 mm，ボールサイズ $\phi 0.4$ mm）をプリント基板（サイズ 101 mm \times 52.5 mm \times 1.27 mm 厚）に搭載した実装試験片である。もう一つは 21 mm 角-272 ピンの P-BGA 型パッケージ（ボールピッチは 1.0 mm，ボールサイズ $\phi 0.6$ mm）である。このパッケージをプリント基板（サイズ 100 mm \times 50 mm \times 1.27 mm 厚）に搭載した。基板ひずみは、パッケージコーナーはんだ接続部の近傍に貼り付けたひずみゲージ（グリッド長 1 mm，共和電業製，KFG-1-120-C1-16L1M2R）で測定し、プリント基板長手方向のひずみを測定した。実装試験片の外観とひずみゲージ接着箇所を Fig. 3. 5 に示す。

まず、13 mm 角パッケージ実装試験片で測定した結果を述べる。プリント基板の固定間スパンを 60 mm，落下ロッド重量を 75 g 一定とした条件で、ロッド落下高さを変えた場合の基板ひずみ波形を Fig. 3. 6 に示す。なお、落下ロッドの落下高さは、Fig. 3. 1(a)に併記したように上方の電磁石に固定されていない側の落下ロッド先端からプリント基板表面までの距離である。Fig. 3. 6 に示したように、正弦半波状基板ひずみ最大値は落下高さが高くなるとともに増加する。



(a) 13X13-240pin package



(b) 21X21-272pin package

Fig. 3. 5 Picture of package mounted specimen.

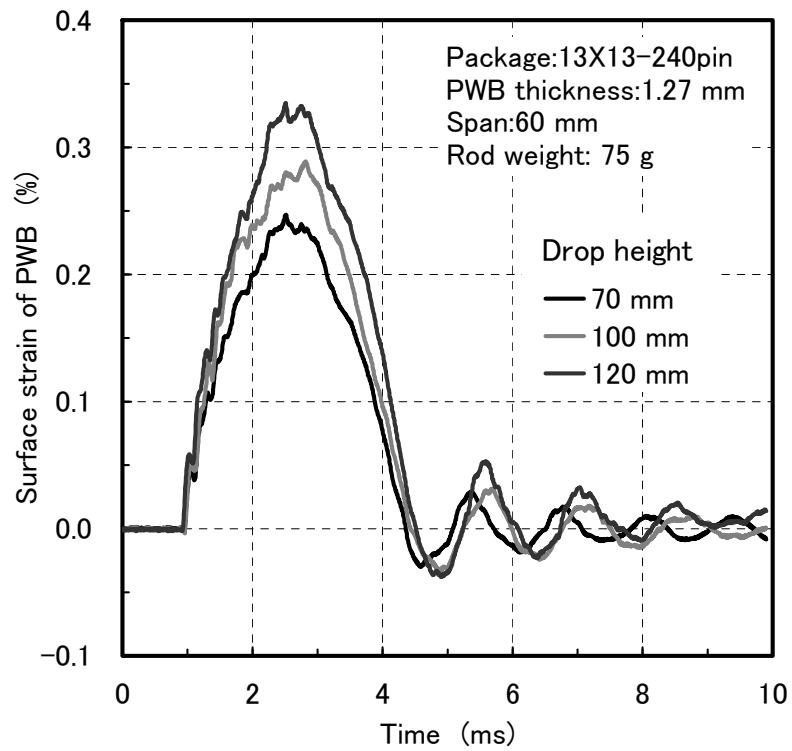


Fig. 3. 6 Influence of drop height on strain waveform of PWB.
(P-BGA 13X13-240pin package)

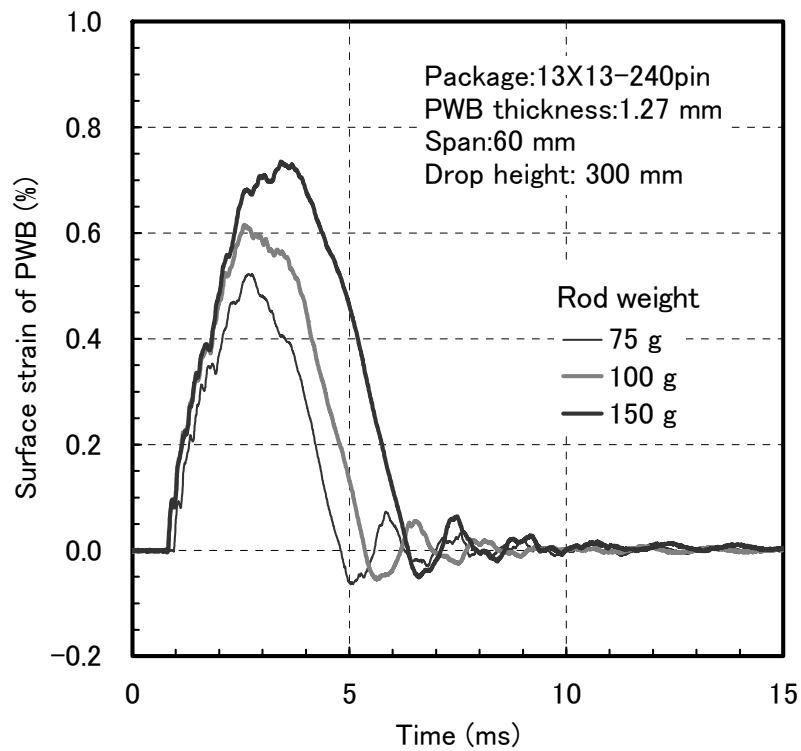


Fig. 3. 7 Influence of rod weight on strain waveform of PWB.
(P-BGA 13X13-240pin package)

一方、基板ひずみ周期は、落下ロッドの落下高さによらずほぼ一定となっており、基板ひずみ周期がロッド落下高さには依存しないことがわかる。

固定間スパン 60 mm、ロッド落下高さ 30 mm の条件で、落下ロッド重量 75 g, 100g, 150 g それぞれで測定した基板ひずみ波形を Fig. 3. 7 に示す。落下ロッド重量の増加とともに基板ひずみ最大値は大きく、また基板ひずみ周期は長くなっており、落下ロッド重量は基板ひずみ最大値と基板ひずみ周期の両方に影響する。

落下ロッド重量を 50 g、ロッド落下高さを 120 mm 一定とし、プリント基板を固定間スパン 40 mm、60 mm および 90 mm に変えた場合の基板ひずみ波形を Fig. 3. 8 に示す。スパンが広がると基板ひずみ周期が長くなり、スパン 40 mm の基板ひずみ周期は 0.7 ms、スパン 60 mm は 2.4 ms、スパン 90 mm は 4.4 ms となり、スパン 90 mm の基板ひずみ周期はスパン 40 mm の約 6 倍となっている。このように、基板ひずみ周期はプリント基板の固定間スパン依存性が高い。基板ひずみ最大値はスパンが長くなるとともに小さくなっているが、Fig. 3. 8 に基板ひずみ測定結果を示した試験条件では、スパン 40 mm で発生した基板ひずみ 0.25 %が、スパン 90 mm では 0.21 %になる程度であり、基板ひずみ最大値のスパン依存性は低いと言える。Fig. 3. 9 は、ロッド落下高さ 200 mm で測定したスパン毎の基板ひずみ波形である。基板ひずみ周期のスパン依存性は Fig. 3. 8 と同様に高くなっている。基板ひずみ最大値は 0.26 %～0.3 %の範囲にありスパン依存性は低くなっているが、最大値がスパンに対して示す傾向は Fig. 3. 8 の結果と異なっている。

つづいて、21 mm 角パッケージ実装試験片による測定結果を示す。プリント基板厚 1.27 mm の実装試験片に重量 100 g の落下ロッドを 50 mm の高さから落下衝突させた際の基板ひずみ波形を、スパンを変えて測定した結果を Fig. 3. 10 に示す。スパンが広がるとともに基板ひずみ周期が長くなり、基板ひずみ周期のスパン依存性が顕著に現れている。基板ひずみ最大値のスパンに対する変動幅は小さいが、この試験条件ではスパンが広がるとともに基板ひずみが増加する。Fig. 3. 11 は、基板厚 1.27 mm の実装試験片に重量 50 g の落下ロッドを 100 mm の高さから衝突させた際の基板ひずみ波形である。基板ひずみ周期は Fig. 3. 10 と同様に高いスパン依存

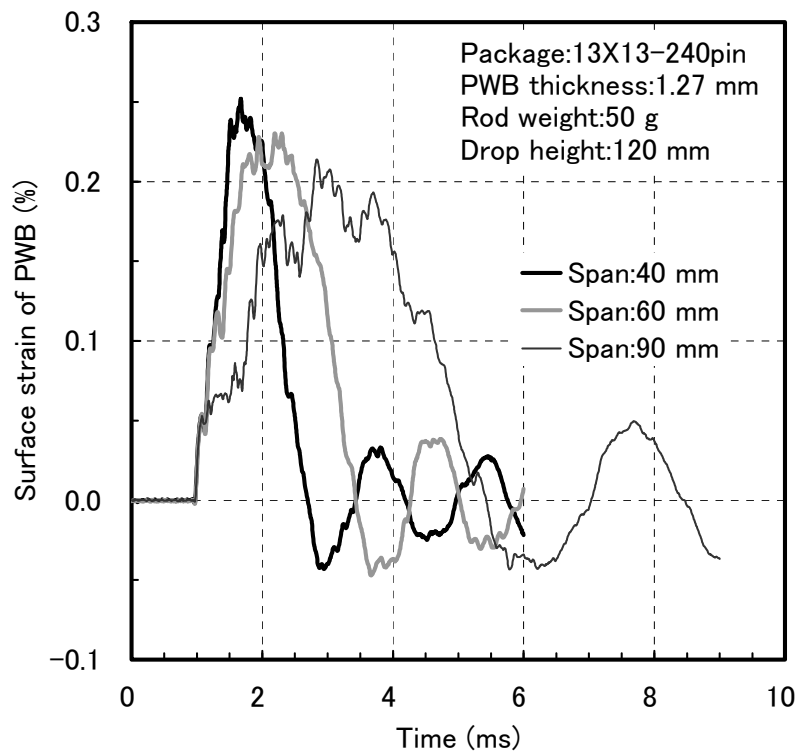


Fig. 3. 8 Influence of fixed distance of specimen on strain waveform of PWB.
(P-BGA 13X13-240pin package, Drop height of rod:120 mm)

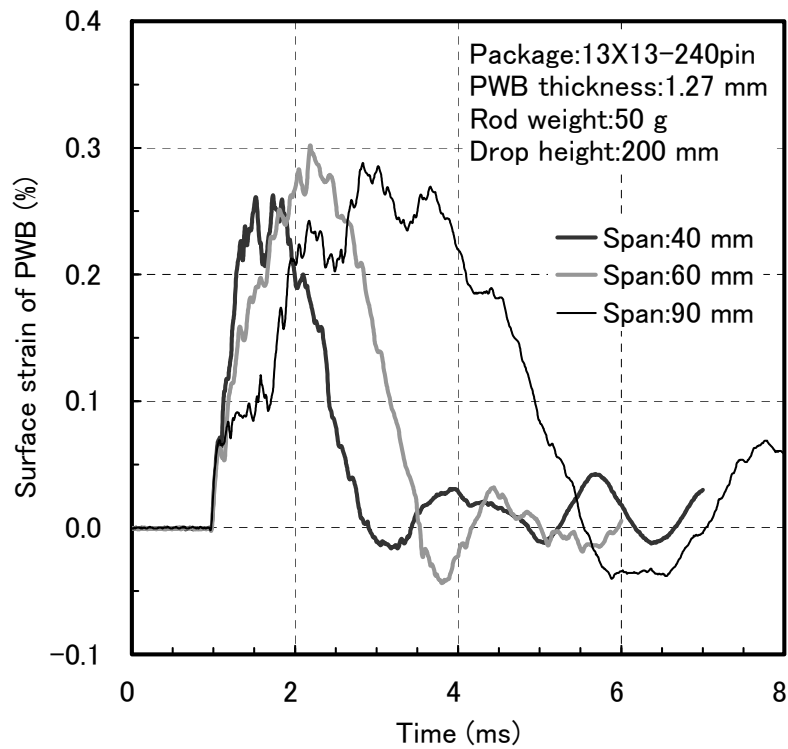


Fig. 3. 9 Influence of fixed distance of specimen on strain waveform of PWB.
(P-BGA 13X13-240pin package, Drop height of rod:200 mm)

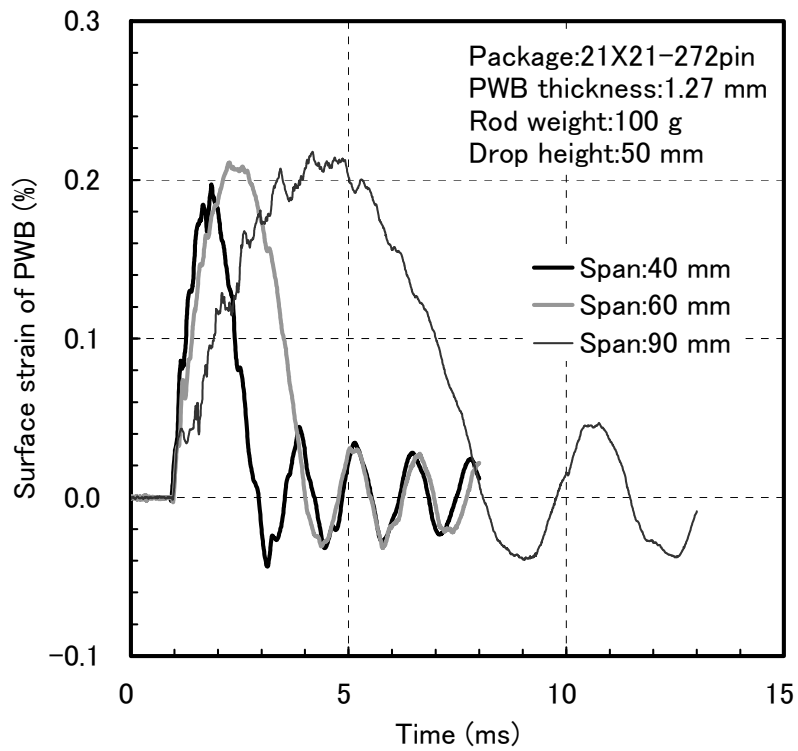


Fig. 3. 10 Influence of fixed distance of specimen on strain waveform of PWB.
(P-BGA 21X21-272pin package, Drop height of rod:50 mm)

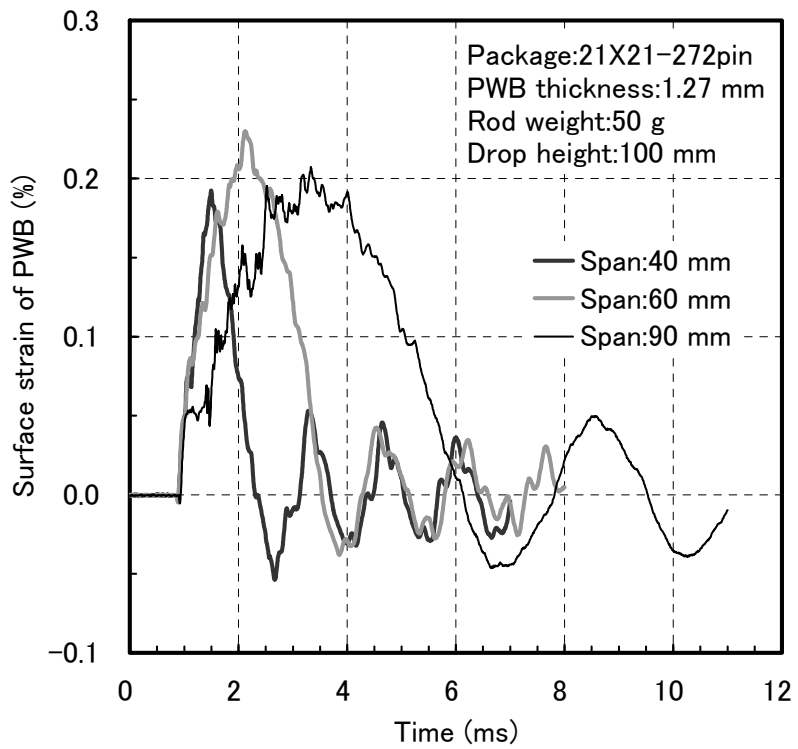


Fig. 3. 11 Influence of fixed distance of specimen on strain waveform of PWB.
(P-BGA 21X21-272pin package, Drop height of rod:100 mm)

性を示すが、基板ひずみ最大値はスパン 60 mm が最も高くなっており、Fig. 3. 10 とは異なる傾向を示している。このように、実装試験片の固定間スパンと基板ひずみ最大値との関係は、ロッド落下高さや重量で決まる衝撃力の大小やパッケージサイズでその傾向が異なることが明らかになった。なお、上記の関係には、プリント基板厚の依存性もあることを確認しており、パッケージサイズやプリント基板厚、およびプリント基板の固定間スパンで決まる実装試験片の剛性が影響していると考えられる。

3.4 基板ひずみの実装試験片剛性依存性の検討

前節の Fig. 3. 8 や Fig. 3. 10 などに示したように、パッケージコーナー近傍で測定した基板ひずみ最大値と実装試験片の固定間スパンの関係は、パッケージサイズやプリント基板厚によって異なる傾向を示す。この傾向の違いが生じる要因を考察するため、ロッド落下式衝撃試験を模擬した有限要素法解析を行い、実装試験片の変形挙動を検討した。解析は、13 mm 角－240pin の P-BGA パッケージと 21 mm 角－272pin の P-BGA パッケージをそれぞれプリント基板実装した実装試験片で行った。要素分割した解析モデル形状を 13 mm 角パッケージを実装した場合を例として Fig. 3. 12 に示す。対称性を考慮し、実装試験片の 1/4 部分をモデル化してある。パッケージ非搭載面のプリント基板中心に落下ロッドを自然落下と同じ速度で衝突させた。本解析モデルにおいて、プリント基板短辺側固定部では、すべての方向の変形を拘束している。解析モデルは一次要素 6 面体ソリッドで作成し、解析には非線形衝撃解析ソフト LS-DYNA を使用した。本解析では、実装試験片全体の変形挙動を把握することが目的であるため、球状のはんだ接続部を簡略化した立方体形状とした。実装試験片を構成する材料は、はんだ材も含めてすべて弾性体とした。解析に用いた材料定数を Table 3. 2 に示す。実装試験片の変形挙動は、Fig. 3. 12 中に矢印で示したプリント基板の中心から固定端方向の中心線上における Z 方向変位(プリント基板の板厚方向)で表すことにした。

13 mm 角 BGA パッケージ実装試験片について、基板厚 0.8 mm の変形挙動を求めた結果を Fig. 3. 13 に、基板厚 1.27 mm の結果を Fig. 3. 14 にそれぞれ示す。なお、図ではプリント基板

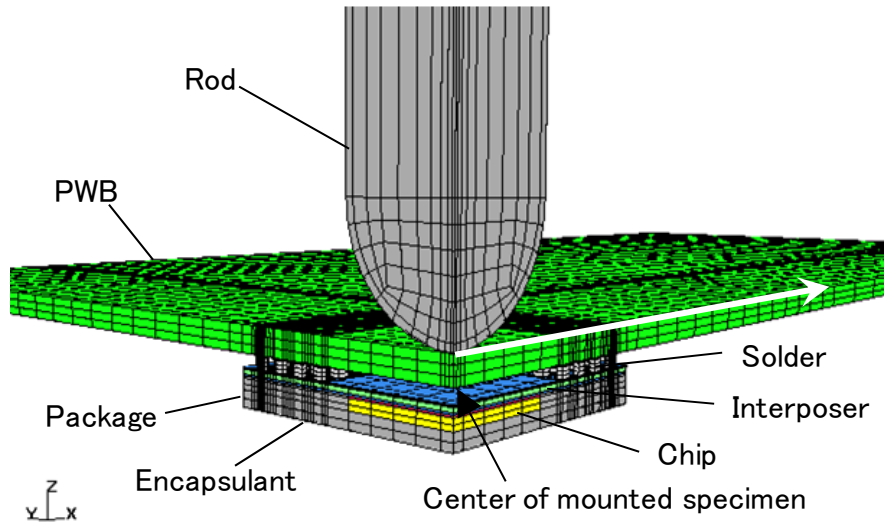


Fig. 3. 12 Finite element model.

Table 3. 2 Material properties of P-BGA package.

Component	Young' s modulus (GPa)	Poisson' s ratio	Density (10^3kg/m^3)
Chip	190.0	0.07	2.30
Encapsulant	20.0	0.25	1.85
Interposer	35.0	0.16	1.85
Solder	40.1	0.35	7.30
Printed wiring board	21.0	0.16	1.85

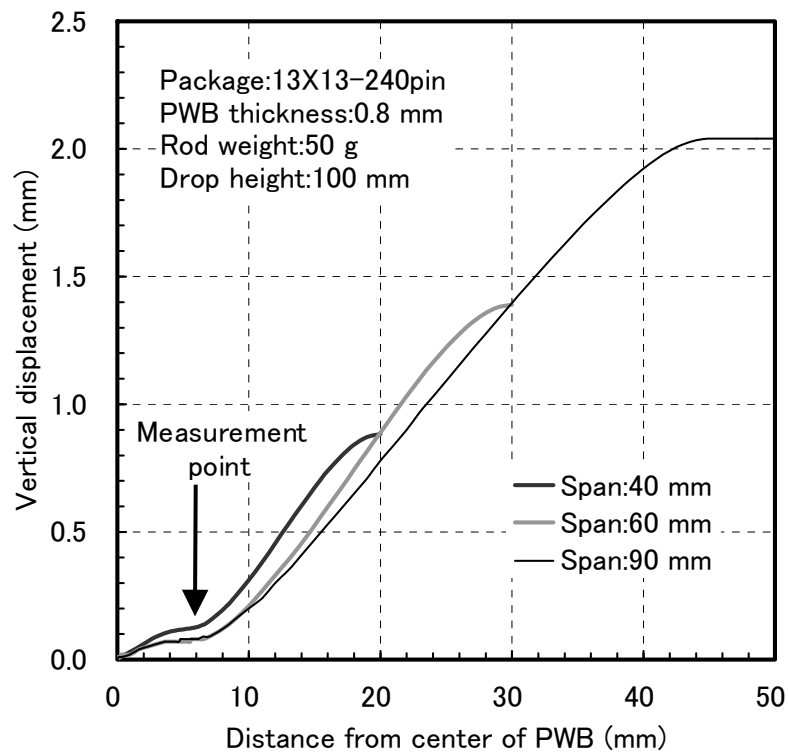


Fig. 3.13 Deformation behavior of PWB 0.8 mm thick.
(P-BGA 13X13-240pin package)

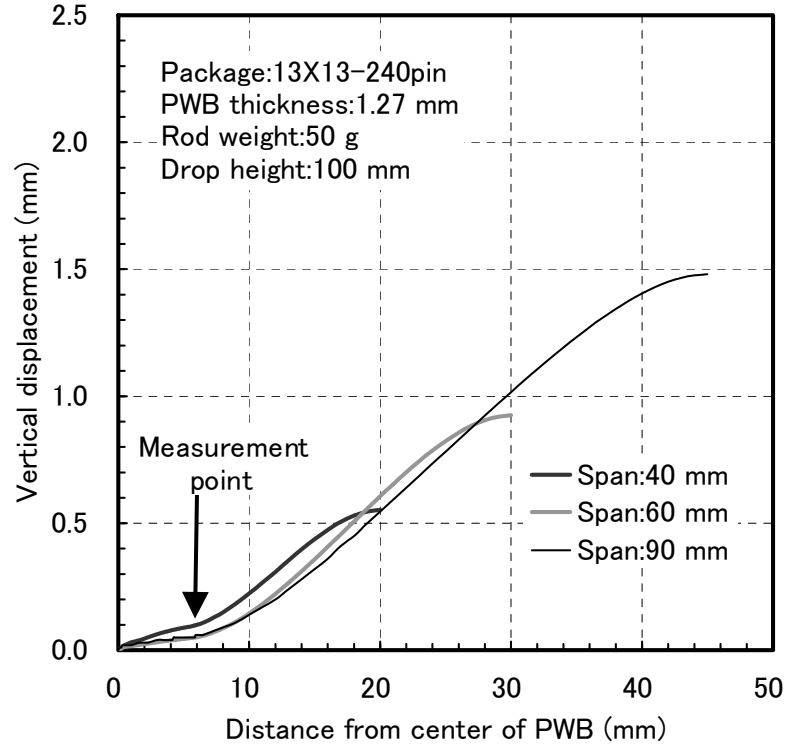


Fig. 3.14 Deformation behavior of PWB 1.27 mm thick.
(P-BGA 13X13-240pin package)

中心の変位を 0 としている。解析した試験条件は、ロッド重量 50 g, ロッド落下高さ 100 mm である。落下ロッドの衝突によってプリント基板は下凸形状に変形する。Fig. 3.13 の基板厚 0.8 mm の変形挙動では、スパンに関わらずひずみ測定位置であるパッケージ端部に明瞭な変曲点があり、この内側部分はほぼ水平の平坦部分となっている。この平坦部分はスパン 60 mm と 90 mm で顕著に現われている。パッケージ端部で局所的なプリント基板の曲げが生じ、全体として下凸の台形状に近い変形となっている。なお、中心（0 点）部には落下ロッドの衝突によって局所的な変形が生じている。これは、13 mm 角 BGA パッケージの中央部にはんだ接続部が形成されていないためである。一方、Fig. 3.14 に示した基板厚 1.27 mm の変形挙動では、基板厚 0.8 mm で見られたパッケージ搭載部分の明確な平坦部は見られず、パッケージ搭載部分にも曲げ変形が生じており、実装試験片全体では一様な曲げに近い変形挙動となっている。

同じく 21 mm 角 BGA パッケージ実装試験片について、変形挙動を求めた結果を Fig. 3.15（基板厚 0.8 mm）と Fig. 3.16（基板厚 1.6 mm）に示す。Fig. 3.15 の基板厚 0.8 mm の変形挙動には、パッケージ端部に明瞭な変曲点があり、特にスパン 60 mm と 90 mm においてパッケージ搭載部分はほぼ平坦になっている。一方、Fig. 3.16 の基板厚 1.6 mm では、Fig. 3.14 と同様にパッケージ搭載部分にも曲げ変形が生じている。

本評価に用いた実装試験片では、パッケージ端を境として剛性が異なるため、パッケージ搭載部分の剛性と、固定間スパンに依存する実装試験片全体の剛性とのバランスによってパッケージ端部におけるプリント基板の変形状態に差異が生じる。プリント基板が薄い場合やスパンが広い場合は、パッケージ搭載部と試験片全体の剛性差が拡大するため、パッケージ端部で局所的な曲げが生じ、パッケージ搭載部分は平坦な形状となる。一方、プリント基板が厚い場合やスパンが狭い場合では、剛性差が小さくなるため実装試験片全体として一様な曲げ変形が生じるようになる。前節で示した基板ひずみ最大値と固定間スパンの関係が、実装試験片の仕様や衝撃力の大小によって異なる傾向を示すのは、パッケージ搭載部と試験片全体の剛性差に起因してパッケージ端部で異なる変形挙動となることに依存すると考えられる。

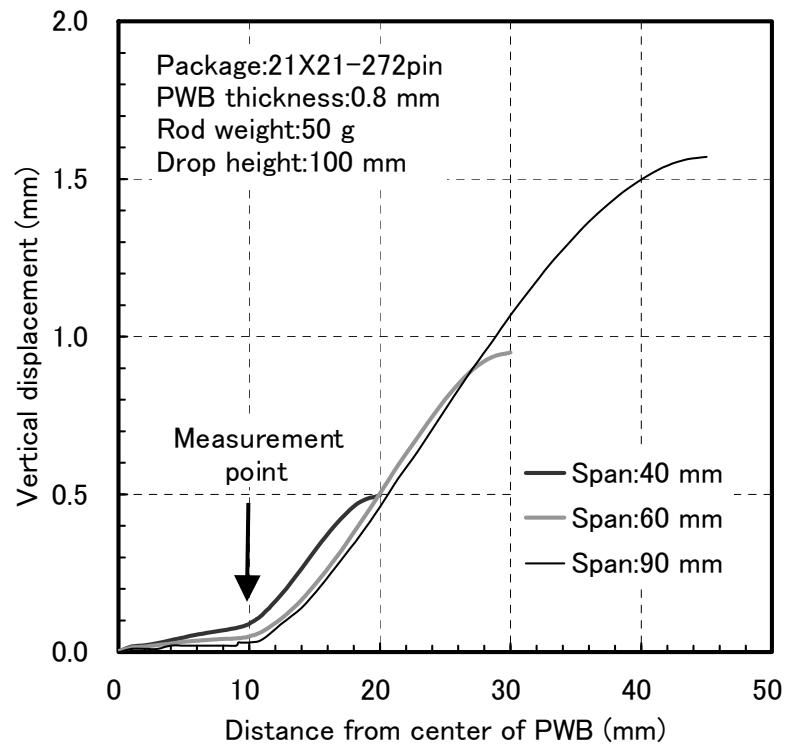


Fig. 3.15 Deformation behavior of PWB 0.8 mm thick.
(P-BGA 21X21-272pin package)

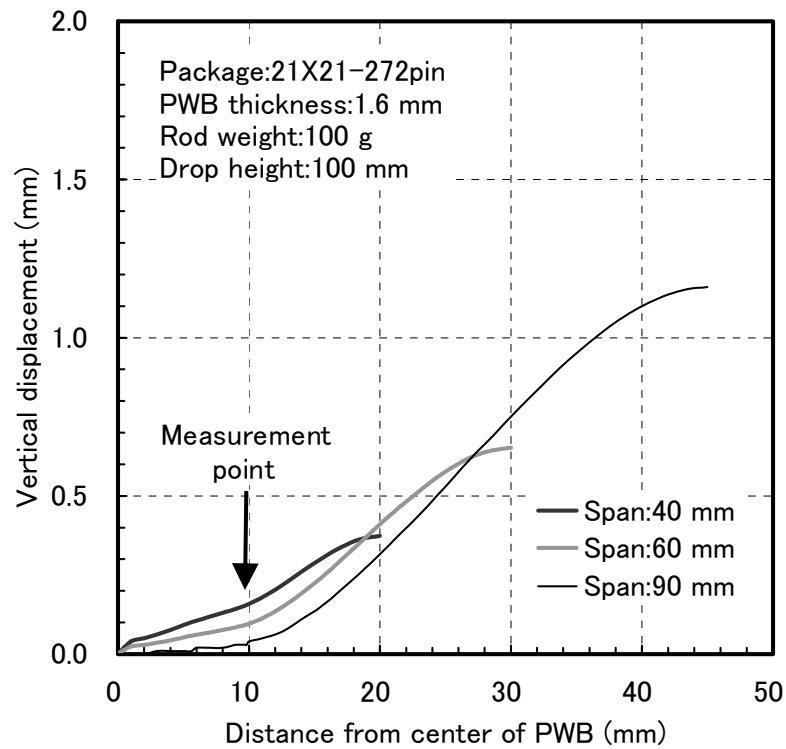


Fig. 3.16 Deformation behavior of PWB 1.6 mm thick.
(P-BGA 21X21-272pin package)

3.5 実機で発生する基板ひずみ再現性の検討

Fig. 3. 1 に示したロッド落下式衝撃試験で与える衝撃でプリント基板に発生する基板ひずみ最大値と基板ひずみ周期を、第 1 章に示した実機の衝撃負荷で発生した基板ひずみと比較する。21 mm 角－272 ピンの P-BGA パッケージ実装試験片でプリント基板厚, スパンなどを変えて実測した基板ひずみ最大値と基板ひずみ周期をプロットした結果を Fig. 3. 17 に示す。また, 13 mm 角－240 ピンの P-BGA パッケージ実装試験片で実測した基板ひずみ最大値と基板ひずみ周期をプロットした結果を Fig. 3. 18 に示す。第 1 章の Fig. 1. 3 に示した携帯電話の落下や, Fig. 1. 6 のプリント基板切断時などの基板ひずみ実測結果から, 実機における基板ひずみ最大値は 0.1 % ～0.3 %, 基板ひずみ周期は 0.5 ms ～5 ms となっていた。実機の基板ひずみ測定結果と Fig. 3. 17 および Fig. 3. 18 に示したロッド落下式衝撃試験の測定結果を比較すると, 図中矢印で示した実機で発生する基板ひずみはロッド落下式衝撃試験装置でほぼ再現できることがわかる。

ロッド落下式衝撃試験では, 基板ひずみの最大値は落下ロッドの重量と落下高さに依存し, 基板ひずみ周期は実装試験片の固定間スパンとロッド重量に依存する。これらを調整することによって, 携帯電子機器の落下衝撃や製造工程で加わる衝撃負荷に対応した基板ひずみ波形によるはんだ接続部の衝撃耐性評価が可能となる。

3.6 ロッド落下式衝撃試験における基板ひずみとはんだ接続部衝撃耐性の関係

第 2 章で示したプリント基板実装試験片を落下治具に搭載した治具搭載落下試験では, 基板ひずみとはんだ接続部破断寿命に相関があり, 基板ひずみが小さくなると破断寿命が増加した。ロッド落下式衝撃試験でも基板ひずみと破断寿命に相関関係が得られることを確認するため, 一定基板ひずみ下で繰り返し衝撃を与え, はんだ接続部の破断寿命を測定した。

ここでの評価には, 13 mm 角－240 ピンの P-BGA 型パッケージをプリント基板に搭載した実装試験片を用いた。このパッケージをプリント基板 (サイズ 100 mm × 50 mm × 1.27 mm 厚, FR-4 相当基板) の片側表面中央に 1 個実装して実装試験片とした。はんだ接続部構造はパッケージ側, プリント基板側共に SMD 型である。インターポーザの Cu パッド表面めっきは電解

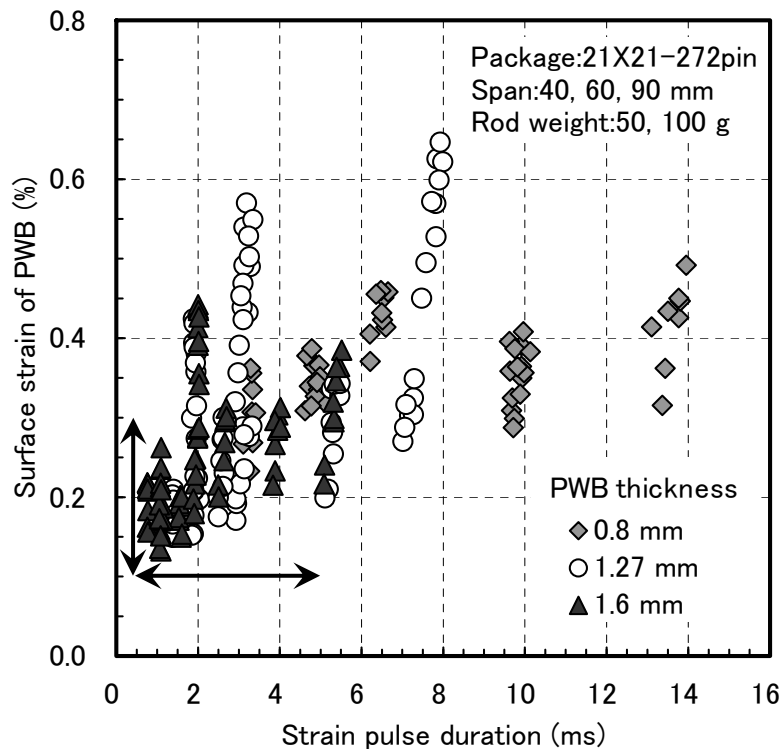


Fig. 3. 17 Relationship between strain of PWB and strain pulse duration in bending impact test. (P-BGA 21X21-272pin package)

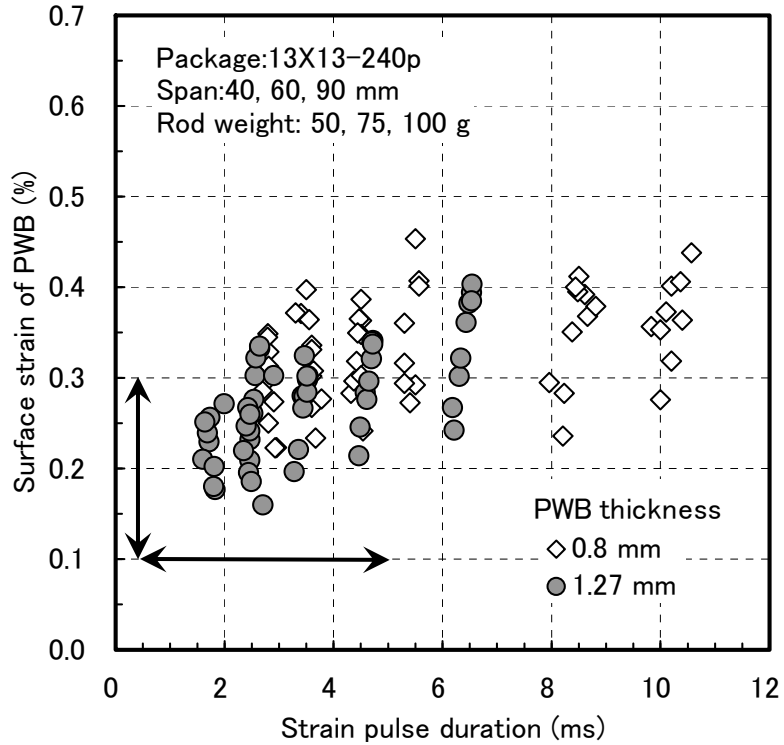


Fig. 3. 18 Relationship between strain of PWB and strain pulse duration in bending impact test. (P-BGA 13X13-240pin package)

Ni/Au, プリント基板の Cu パッド表面には酸化防止用としてプリフラックス処理を施した。はんだボールと実装ペーストには、いずれも鉛フリーはんだ材である Sn-3Ag-0.5Cu を用い、パッケージの基板へのリフロー実装は最高温度約 235℃（液相線温度以上の保持時間約 30 秒）で行った。はんだ接続部破断発生の判断は、パッケージとプリント基板のはんだ接続部を直列に連結した回路（デイジーチェーン）の抵抗値測定で行い、抵抗値が初期の 2 倍以上になった時点を破断寿命とした。試験に用いた落下ロッドの重量は 75 g, プリント基板の固定間スパンは 60 mm である。評価には、パッケージコーナー近傍の対角 2 箇所（Fig. 3. 5(a)参照）に瞬間接着剤で接着したひずみゲージ（グリッド長 1 mm, 共和電業製, KFG-1-120-C1-16L1M2R）で測定した基板ひずみの平均値を用いた。

はんだ接続部破断寿命と基板ひずみの測定結果を Fig. 3. 19 に示す。はんだ接続部破断寿命は、基板ひずみの減少とともに増加しており、両者には Fig. 2. 11 に示した治具搭載落下試験結果と同様の相関が認められる。この結果から、ロッド落下式衝撃試験においても、はんだ接続部の衝撃耐性をパッケージコーナー近傍のプリント基板に発生する基板ひずみを指標として評価可能であることが確認できた。

つづいて、試験後のはんだ接続部断面を観察し、破断モードを確認した。観察した箇所はパッケージ最外周はんだ接続部の断面であり、パッケージ部分を実装試験片から切り出し後にエポキシ樹脂で封止し、観察するはんだ接続部断面まで研磨した。破断寿命が 7 回であった実装試験片のはんだ接続部断面写真を Fig. 3. 20 に示す。写真に示したのはパッケージコーナーに位置するはんだ接続部である。この試験片では、破断はパッケージ側のはんだ接続部で発生しており、き裂は接続界面に形成される金属間化合物層を進展している。また、Fig. 3. 21 は、破断寿命 22 回の実装試験片はんだ接続部の断面写真である。この試験片では、プリント基板側はんだ接続部が破断しており、き裂は、Fig. 3. 20 と同様に接続界面に形成される金属間化合物層で発生している。はんだ接続部断面観察結果から明らかなように、ロッド落下式衝撃試験によって、鉛フリー BGA はんだ接続部の金属間化合物破断[5-7]を再現できることを確認できた。なお、ここで評価した 13 mm 角パッケージ実装試験片のはんだ接続部破断がパッケージ側、プリント基板側の

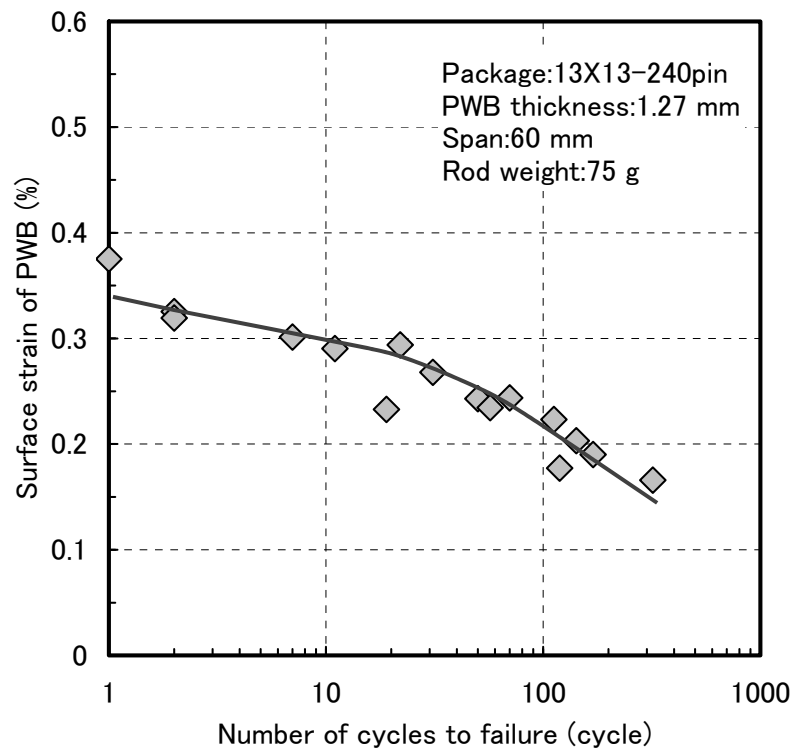


Fig. 3. 19 Relationship between strain of PWB and cycles to failure of solder joints.
(P-BGA 13X13-240pin package)

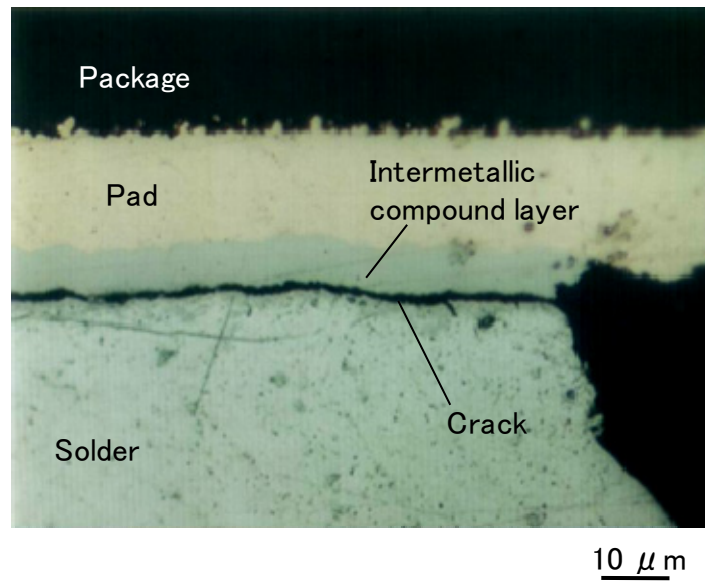


Fig. 3. 19 Cross section of failure in a solder joint.
(number of cycles to failure:7 cycles)

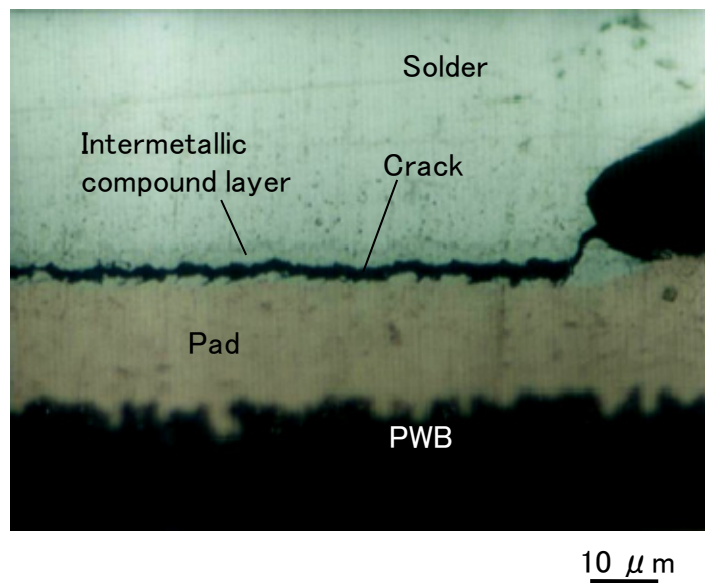


Fig. 3. 20 Cross section of failure in a solder joint.
(number of cycles to failure:22 cycles)

両方で発生する理由は第 4 章で検討する。

本研究で試作，検討したロッド落下式衝撃試験法は，電子情報技術産業協会の業界規格に衝撃試験の一方式として登録されている[2]。また，この方式の試験装置は，衝撃試験の自動化やプリント基板変形量測定機能などを付加して製品化[8]されており，半導体パッケージの衝撃耐性評価[9]や耐衝撃鉛フリーはんだボールの開発[10]などに利用されている。

3.7 まとめ

この章では，第 2 章で明らかにしたはんだ接続部の衝撃耐性と基板ひずみの相関性をより詳細に検討するため，試験ばらつきを低減して安定性を向上したロッド落下式の衝撃試験装置を試作した。ロッド落下式衝撃試験では，ロッドがプリント基板に衝突した直後に正弦半波状の基板ひずみが発生し，この基板ひずみ最大値とはんだ接続部の衝撃耐性に，第 2 章で示した結果と同様の良好な相関が得られることを明らかにした。また，この試験装置によって，携帯電子機器の落下や製造工程ではんだ接続部に負荷される衝撃を再現した衝撃耐性評価を実施できることを確認した。

3.8 参考文献

- [1] 山本健一：“BGA はんだ接合部の衝撃信頼性評価”，技術情報協会「電子機器における落下衝撃信頼性と最適な構造設計」セミナー資料，2006.
- [2] 電子情報技術産業協会 半導体技術委員会／半導体実装・製品技術専門委員会，半導体信頼性技術小委員会：“JEITA ED-4702B 表面実装半導体デバイスの機械的強度試験方法”，2009.
- [3] C. T. Lim, C. W. Ang, L. B. Tan, S. K. W. Seah, and E. H. Wong, “Drop Impact Survey of Portable Electronic Products,” Proc. 53th Electronic Components and Technology Conference, 2003, pp. 113-120.
- [4] 于強，白鳥正樹，菊池宏信，池田真哉：“落下衝撃を受ける BGA はんだ接続部の動的特性”，

日本機械学会第 14 回計算力学講演会講演論文集, 2001, pp. 473-474.

- [5] D. Reiff, and E. Bradley, “A Novel Mechanical Shock Test Method to Evaluate Lead-Free BGA Solder Joint Reliability”, Proc. 55th Electronic Components and Technology Conference, 2005, pp. 1519-1525.
- [6] A. Lal, E. Bradley, and J. Sharda, “Effect of Reflow Profiles on the Board Level Drop Reliability of Pb-Free (SnAgCu) BGA Assemblies”, Proc. 55th Electronic Components and Technology Conference, 2005, pp. 945-953.
- [7] R. Darveaux, C. Reichman, and N. Islam, “Interface Failure in Lead Free Solder Joints”, Proc. 56th Electronic Components and Technology Conference, 2006, pp. 906-917.
- [8] 株式会社日立テクノロジーアンドサービスホームページ, 「全自動衝撃試験装置」
<http://www.hitachi-ts.co.jp/index.html>.
- [9] ルネサスエレクトロニクス株式会社ホームページ, “ルネサス面実装形パッケージ実装マニュアル”, Rev. 9. 00, 2010.
- [10] M. Tanaka, T. Sasaki, T. Kobayashi, and K. Tatsumi, “Improvement in Drop Shock Reliability of Sn-1.2Ag-0.5Cu Interconnects by Ni Addition”, Proc. 56th Electronic Components and Technology Conference, 2006, pp. 78-84.

第4章 各種半導体パッケージ BGA はんだ接続部の

衝撃耐性評価と破断モード観察

4.1 緒言

第2章や第3章で述べたように、プリント基板実装状態の鉛フリーBGA はんだ接続部衝撃耐性は基板ひずみ周期に依存する。この基板ひずみ周期(あるいはひずみ速度)依存性については、松永ら[1]、Seah ら[2]、および中村ら[3]の報告があり、基板ひずみ周期が短くなると衝撃耐性が低下する。また、衝撃負荷による鉛フリーはんだ接続部の破断は、Reiff ら[4]の報告にもあるように、はんだ接続部に生成される金属間化合物層で発生していた。この破断モードにも基板ひずみ周期依存性があることを Darveaux ら[5]や Pringle ら[6]が報告している。彼らによれば、高ひずみ速度の試験における破断モードは金属間化合物層破断となるが、低ひずみ速度でははんだ母材破断や両者が混在した破断モードとなる。このようなひずみ速度依存性を示す鉛フリーBGA はんだ接続部の衝撃耐性評価技術を確立するためには、衝撃耐性や破断モードのひずみ速度依存性を実験によって詳細に把握する必要がある。

そこで、この章では、構造や外形サイズが異なる BGA 型パッケージを搭載した実装試験片について、鉛フリーはんだ接続部衝撃耐性や破断モードへの基板ひずみ周期依存性と基板ひずみ最大値依存性を明らかにする。第3章で説明した試験装置にロッド落下を自動的に繰り返す機能を付加した装置を使用してはんだ接続部衝撃耐性試験を行い、衝撃耐性とプリント基板の固定間スパンやプリント基板厚との関係を把握する。また、はんだ接続部の破断モードを詳細に観察して衝撃耐性と破断モードの関係を明確にするとともに、破断モードの基板ひずみ最大値と基板ひずみ周期依存性を検討する。

4.2 自動ロッド落下式衝撃試験装置による衝撃試験方法

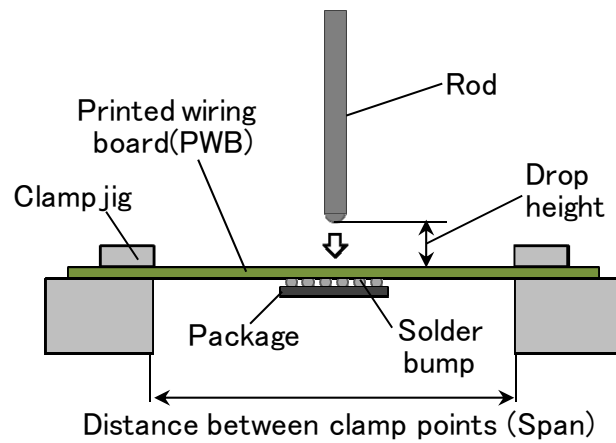
この章で述べる試験では、BGA 型パッケージプリント基板実装試験片のはんだ接続部衝撃耐性試験に、Fig. 4. 1 に示すロッド落下式の衝撃試験装置を用いた。実装試験片への衝撃負荷方法

は、第 3 章で示した試験方法と同じである。本装置では長方形のプリント基板の対向した短辺側を Fig. 4. 1(b), (c)に示す固定治具で固定する。固定治具を Fig. 4. 1(c)中に示すボルトで締め付けることでプリント基板に接触させ、プリント基板を固定する。ボルトはトルク 0.8 Nm で締め付けた。試験に用いた落下ロッド長さは 237.5 mm、直径 8 mm であり、材質の組み合わせによってロッド重量を調整している。プリント基板に衝突するロッド先端部にはステンレス (SUS304, 長さ 7.5 mm) の部材を取付け、その先端は R3 の半球状とした。この落下ロッドを実装試験片表面に自然落下させて衝撃を加え、はんだ接続部の衝撃耐性を評価した。

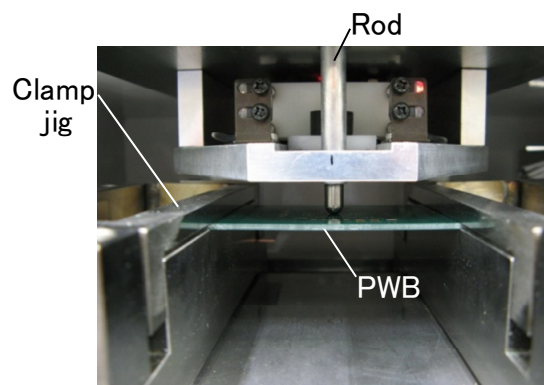
プリント基板実装レベルのはんだ接続部衝撃耐性は、第 3 章と同様にパッケージコーナー部近傍のプリント基板表面に発生する基板ひずみを指標として評価した。ひずみ測定には、ひずみ測定部となるグリッド長 1 mm のひずみゲージ (共和電業製, KFG-1-120-C1-16L1M2R) を使用し、Fig. 4. 2 に示すパッケージコーナー部近傍のプリント基板表面 2 箇所に瞬間接着剤 (共和電業製, CC-33A, シアノアクリレート系接着剤) で接着した。ひずみゲージを接着するプリント基板表面は、ひずみゲージ接着前にサンドペーパー (#1000) で粗化した後、エチルアルコールで洗浄している。Fig. 4. 3 は測定した基板ひずみ波形の例である。基板ひずみ周期は、基板ひずみ第一波のひずみ 0 から最大値を過ぎた後にひずみが再び 0 になるまでの時間と定義した。衝撃耐性評価には、Fig. 4. 3 に図示した正弦半波状第一波の基板ひずみ最大値を用いた。

鉛フリーはんだ接続部の衝撃耐性を基板ひずみとはんだ接続部破断寿命を用いて評価した。同じプリント基板厚の実装試験片 10 個程度を一組とし、落下ロッド重量とプリント基板の固定間スパン同一の状態、試験片毎にロッドの落下高さを変えた試験を行った。一つの試験片について、ロッド落下高さを固定した基板ひずみ一定の条件下で繰り返し衝撃を与え、はんだ接続部が破断するまでの落下ロッドの衝突回数を測定し、基板ひずみと破断寿命の関係を求めた。

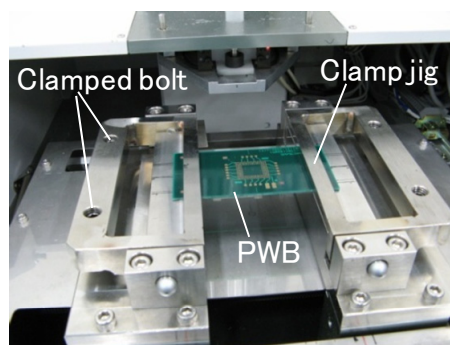
はんだ接続部の破断は、はんだ接続部の電圧測定によって判断した。パッケージとプリント基板間すべてののはんだ接続部を直列に連結した配線パターン (デイジーチェーン) を含む回路 (Fig. 4. 2 参照) を形成し、試験中の導通電圧をリアルタイムで測定した。基板ひずみと同時に測定した導通電圧の測定例を Fig. 4. 3 に併せて示した。基板ひずみ第一波の立ち上がり過程で導通電



(a) Outline of testing system.



(b) Clamped area of specimen.



(c) Outline of Clamp jig.

Fig. 4. 1. Schematic illustration and pictures of impact bending test.

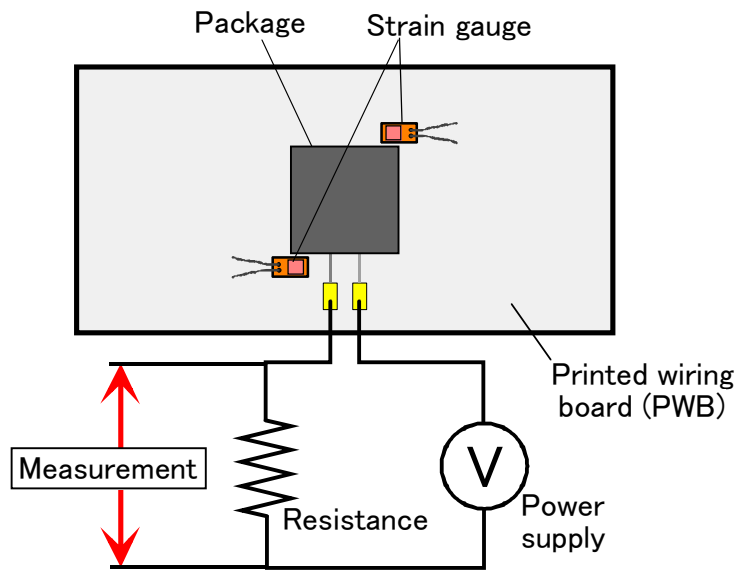


Fig. 4. 2. Measurement points of surface strain and measurement of voltage across solder joints between package and PWB.

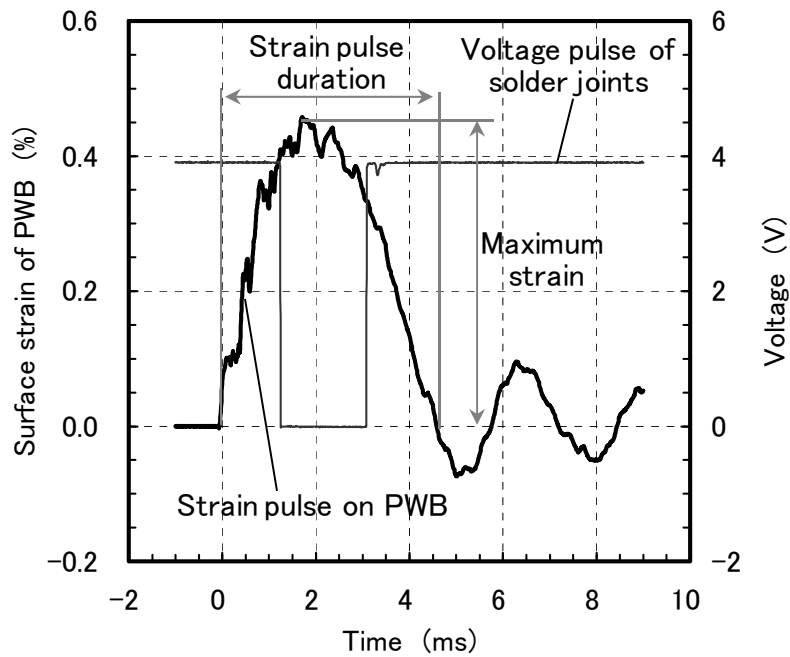


Fig. 4. 3. Surface strain waveform on PWB and voltage across solder joints between package and PWB waveform.

圧の急激な低下が生じて 0 V になっており、この時点ではんだ接続部が破断したことがわかる。
したがって、導通電圧が 0 V になった落下ロッドの衝突回数をはんだ接続部の破断寿命とした。

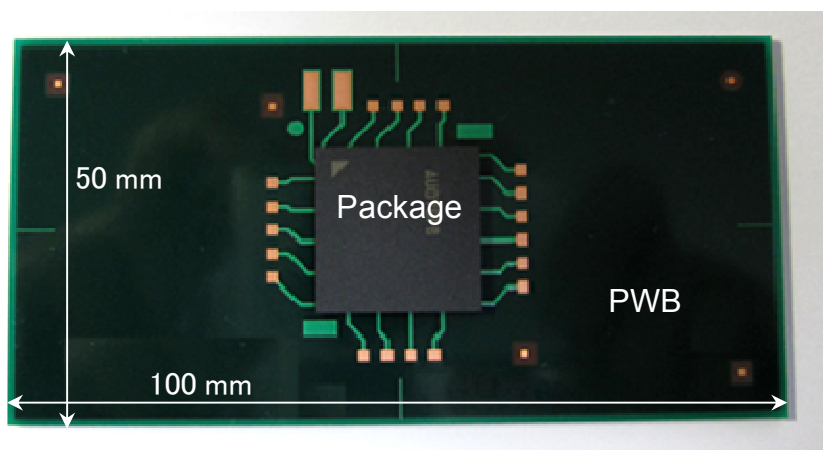


Fig. 4. 4 Picture of package mounted specimen.
(21X21-272pin package)

4.3 21 mm 角 P-BGA 型パッケージのはんだ接続部衝撃耐性評価

4.3.1 実装試験片の仕様

ここでの評価には、プリント基板をインターポーザとした 21 mm 角 P-BGA パッケージを、プリント基板に実装した Fig. 4. 4 に示す実装試験片を用いた。パッケージの外形サイズは 21 mm×21 mm×1.7 mm 厚、I/O ピン数（ボール数）272、ボールピッチは 1.0 mm、実装はんだボール径は 0.6 mm である。このパッケージをプリント基板（外形サイズ 100 mm×50 mm×0.8 mm, 1.27 mm, 1.6 mm 厚, FR-4 基板）の片側表面の中央に 1 個搭載し、はんだボールで接続して実装試験片とした。はんだ接続部の構造は、パッケージ側、プリント基板側ともに、基板表面のソルダレジストがパッド表面の周囲を覆う SMD(Solder Mask Defined)型である。はんだボールおよびパッケージをプリント基板に実装する際に使用したはんだペースト材は共に Sn-3Ag-0.5Cu である。パッケージ用インターポーザの Cu パッド表面めっきは電解 Ni/Au であり、プリント基板の Cu パッド表面には酸化防止のためのプリフラックス処理を施した。パッケージのプリント基板への実装は、最高温度 245℃、液相線温度以上での保持時間約 30 秒のリフローで行った。

4.3.2 衝撃耐性評価結果

21 mm 角パッケージを 1.27 mm 厚プリント基板に実装した試験片で、プリント基板の固定間スパンを 40 mm、60 mm および 90 mm と変え、重量 100 g の落下ロッドを衝突させた場合の基板ひずみ波形を Fig. 4. 5 に示す。なお、Fig. 4. 5 では基板ひずみ最大値がほぼ同等になるように、固定間スパンごとに落下ロッドの落下高さを変えて測定した結果を示している。基板ひずみ周期は、固定間スパンが狭くなると短くなり、固定間スパン 40 mm の基板ひずみ周期 (2.0 ms) は、スパン 90 mm の約 1/4 となっている。なお、第 3 章でも述べたように、基板ひずみ周期はプリント基板厚にも依存し、基板が厚くなると周期が短くなる。また、プリント基板厚とスパンが同じである場合、ロッドが重くなると基板ひずみ周期は長くなる。

重量 100 g の落下ロッドを用いた衝撃耐性試験結果を Fig. 4. 6～Fig. 4. 8 に示す。3 種類のプリント基板厚 (1.6 mm、1.27 mm および 0.8 mm) それぞれの実装試験片について、はんだ接続部破断寿命と基板ひずみ最大値の関係を、固定間スパン毎に測定した。基板ひずみが同じであっても、固定間スパンが狭くなって基板ひずみ周期が短くなるとはんだ接続部の破断寿命が減少している。スパン 40 mm の衝撃耐性試験結果は、いずれの基板厚でもスパン 60 mm および 90 mm の結果より低くなっている。スパン 60 mm と 90 mm の衝撃耐性は、基板ひずみが低い高寿命域で一致する場合 (Fig. 4. 6) や、基板厚 0.8 mm の試験結果 (Fig. 4. 8) のように測定した全範囲で一致する場合もある。なお、落下ロッド重量 50 g の試験結果でも、はんだ接続部衝撃耐性のスパン依存性はロッド重量 100 g の結果と同様であった。Fig. 4. 6 などに示したはんだ接続部衝撃耐性がスパンによって異なる挙動を示す理由については、第 7 章で考察する。また、Fig. 4. 6 などに示したはんだ接続部破断寿命と基板ひずみの関係を示す曲線は、基板ひずみが高い低寿命域 (破断寿命 10 回以下) において水平に近づく傾向が見られる。この傾向は、スパン 40 mm の試験結果で顕著となっていた。

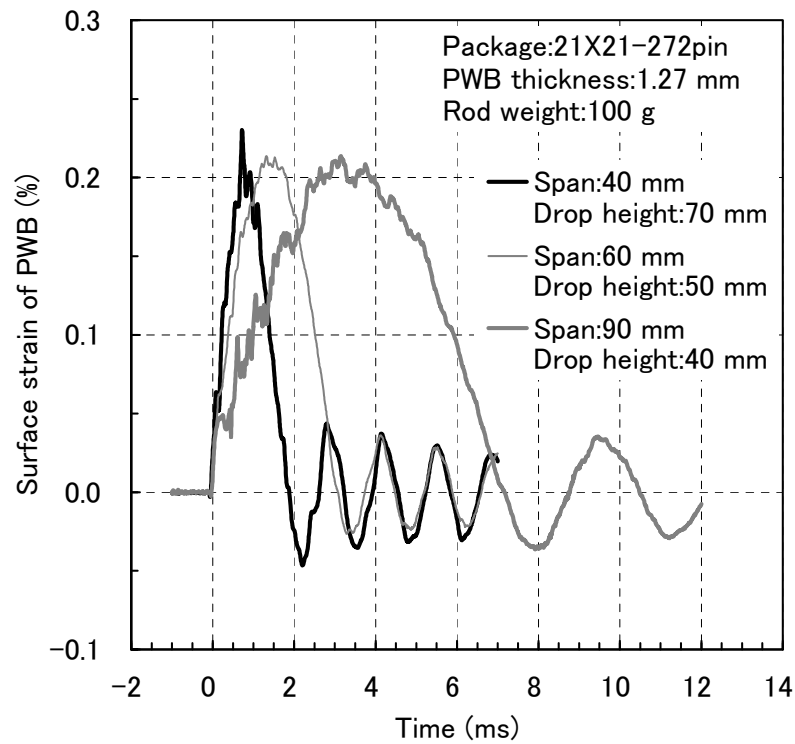


Fig. 4. 5 Influence of distance between clump points on strain waveform on PWB.

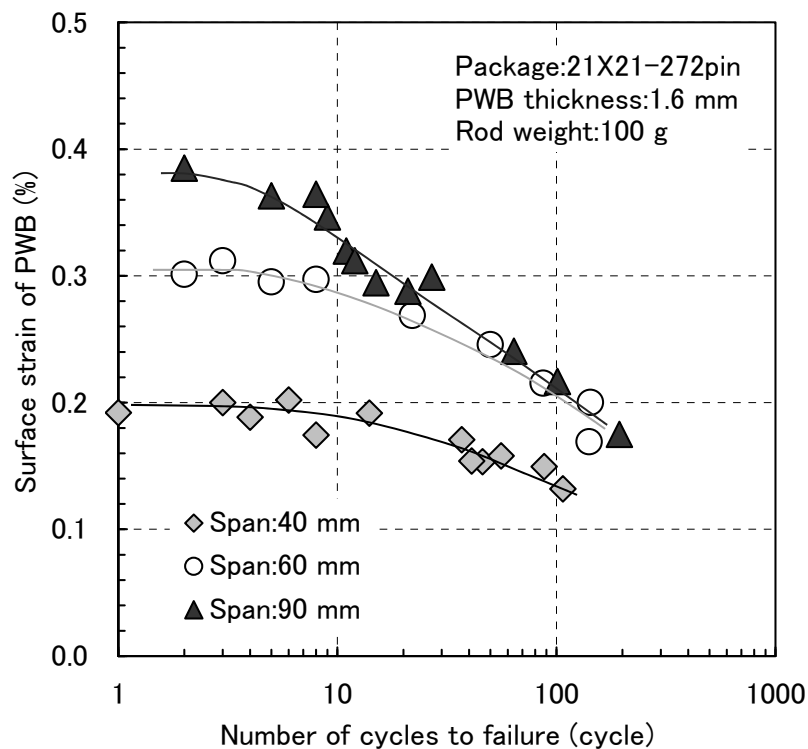


Fig. 4. 6 Influence of distance between clamp points of PWB on cycles to failure of solder joints under impact bending test.
(PWB thickness 1.6 mm, Rod weight:100 g)

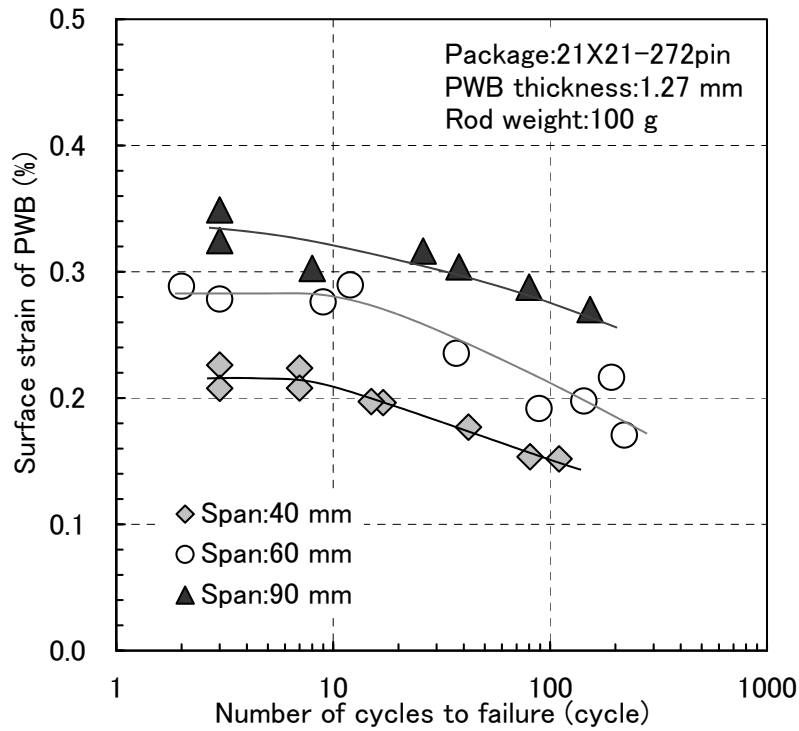


Fig. 4. 7 Influence of distance between clamp points of PWB on cycles to failure of solder joints under impact bending test. (PWB thickness 1.27 mm, Rod weight:100 g)

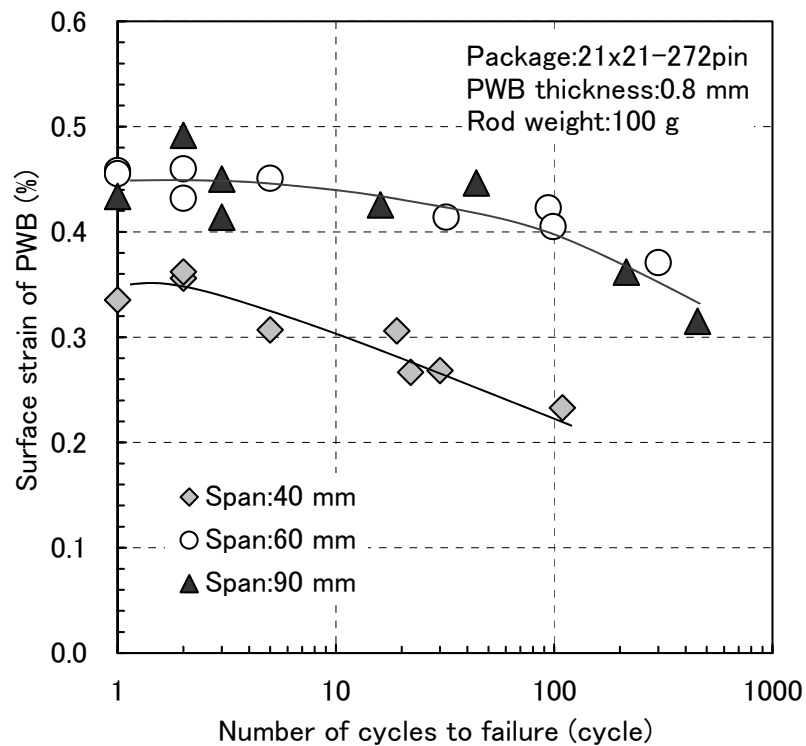
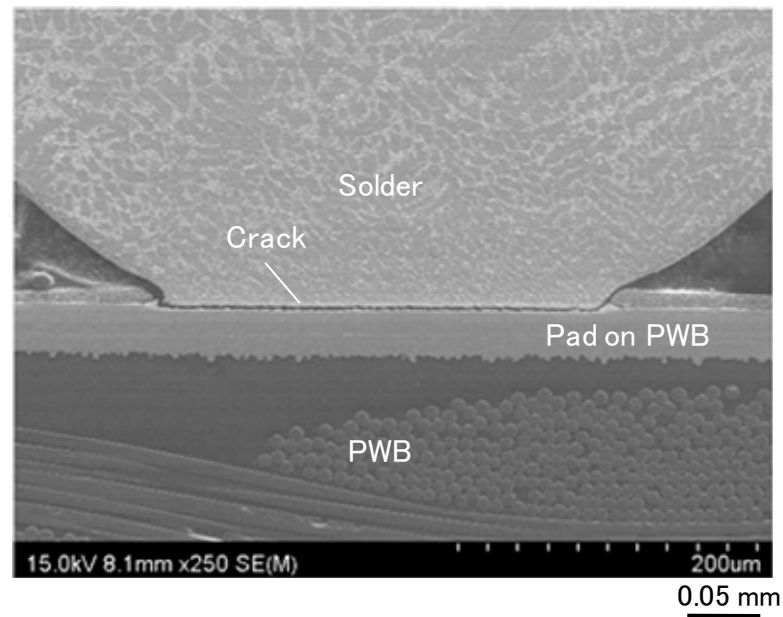


Fig. 4. 8 Influence of distance between clamp points of PWB on cycles to failure of solder joints under impact bending test. (PWB thickness 0.8 mm, Rod weight:100 g)

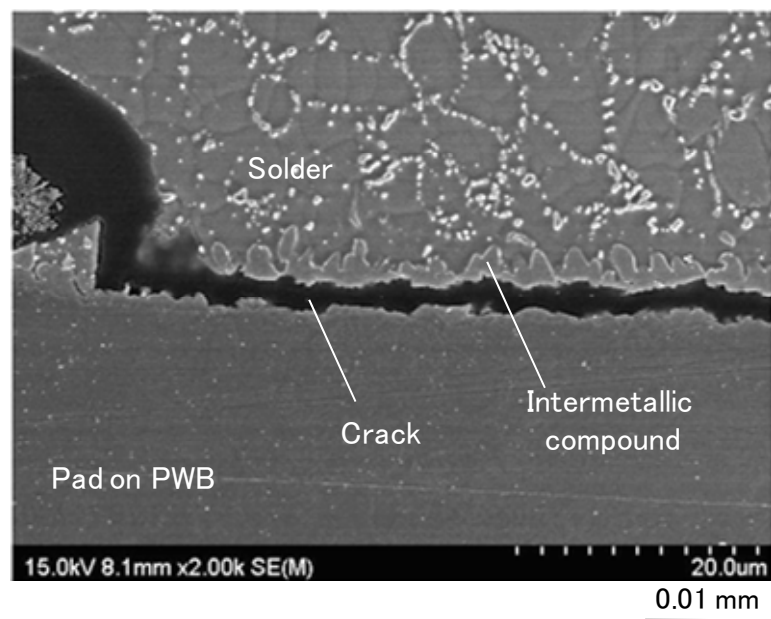
4.3.3 破断モード観察結果

破断した BGA はんだ接続部の破断位置と破断モードを明確にするため、はんだ接続部の破断面および断面を観察した。破断面観察では、染色浸透探傷法によって破断位置と破断モードを観察した。はんだ接続部にパッケージの外周側から赤色の染色浸透液を注入し、浸透液を乾燥させた後にパッケージとプリント基板をはんだ接続部で分離させ、光学顕微鏡で破断面を観察した。一部のサンプルについて染色浸透液を注入せずにはんだ接続部を分離し、破断面を走査型電子顕微鏡 (SEM : Scanning Electron Microscope) で観察した。染色浸透液による破断面観察の結果、パッケージコーナーのはんだ接続部に浸透液が顕著に侵入していたことから、さらに一部のサンプルについてコーナーはんだ接続部を含むパッケージ最外周列の BGA はんだ接続部断面を観察した。断面観察では、パッケージ搭載部分を試験片から切り出し、エポキシ樹脂で埋め込んだ後に観察位置まで研磨して断面を露出させた。破断面および断面の SEM 観察では、SEM 観察前に観察面への Pt 蒸着を実施した。

はじめに、前節で示した衝撃耐性試験結果において、基板ひずみと破断寿命の関係を示す曲線がほぼ水平となる領域で破断した実装試験片の観察写真を示す。Fig. 4. 9 は、Fig. 4. 6 に示したスパン 40 mm の試験結果で、6 回で破断した実装試験片のはんだ接続部断面観察写真である。また、Fig. 4. 10 は、Fig. 4. 6 に示したスパン 40 mm の試験で、1 回で破断した実装試験片のパッケージコーナーはんだ接続部の破断面観察写真である。21 mm 角パッケージの実装試験片では、はんだ接続部破断は、プリント基板厚、スパンや破断寿命に関わらず、Fig. 4. 9 に示したようにプリント基板側の接続部で発生していた。Fig. 4. 9 に示した 6 回で破断した試験片の断面観察写真には、き裂がはんだ接続界面のパッド近傍を屈曲することなく進展する様子が現われている。このき裂進展挙動は、Fig. 4. 10 に示した破断面全体が平坦になっていることからわかる。はんだ接続界面に形成されている化合物組成を把握するため、Fig. 4. 9 に示した化合物層をエネルギー分散型 X 線分光法 (EDX : Energy Dispersive X-ray Spectroscopy) で分析した結果を Fig. 4. 11(b)に示す。EDX 分析した箇所は、はんだ接続部断面写真 (Fig. 4. 11(a)) の A 点である。観察した A 点では主に Cu と Sn が検出されたことから、分析箇所の組成は Cu パッドと

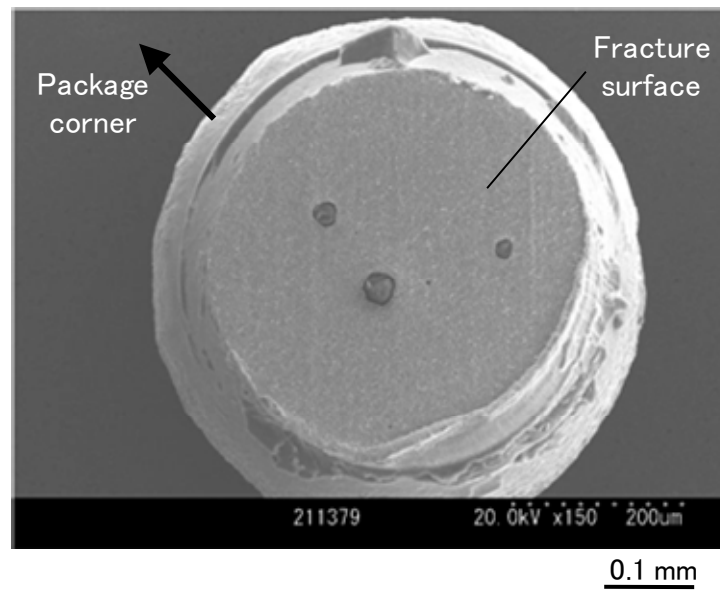


(a) General view of a solder joint.

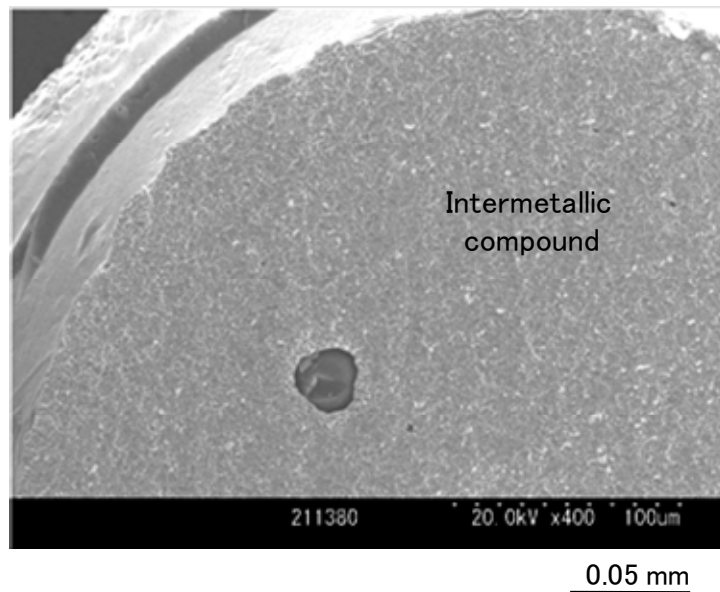


(b) Magnified view of a solder joint.

Fig. 4. 9 Cross section of a failed solder joint.
(Number of cycles to failure:6 cycle,
Span:40 mm, PWB thickness:1.6 mm)

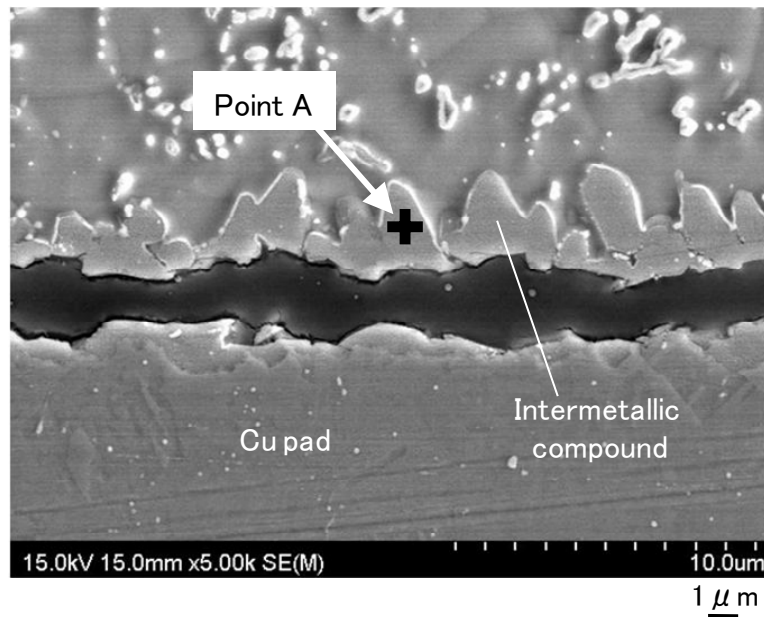


(a) General view of fracture surface.

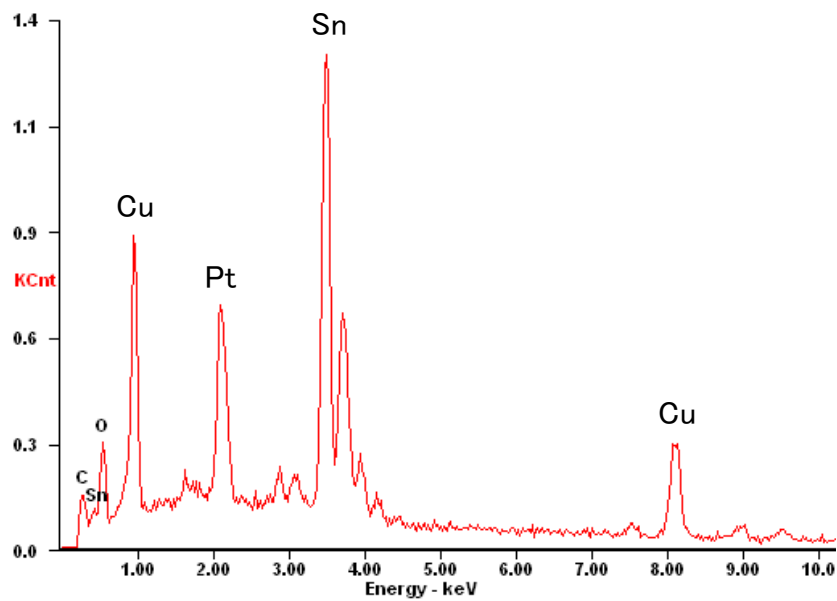


(b) Magnified view of origin of the failure.

Fig. 4. 10 Fracture surface of a solder joint.
(Number of cycles to failure:1 cycle,
Span:40 mm, PWB thickness:1.6 mm)



(a) Cross section of a failed solder joint.

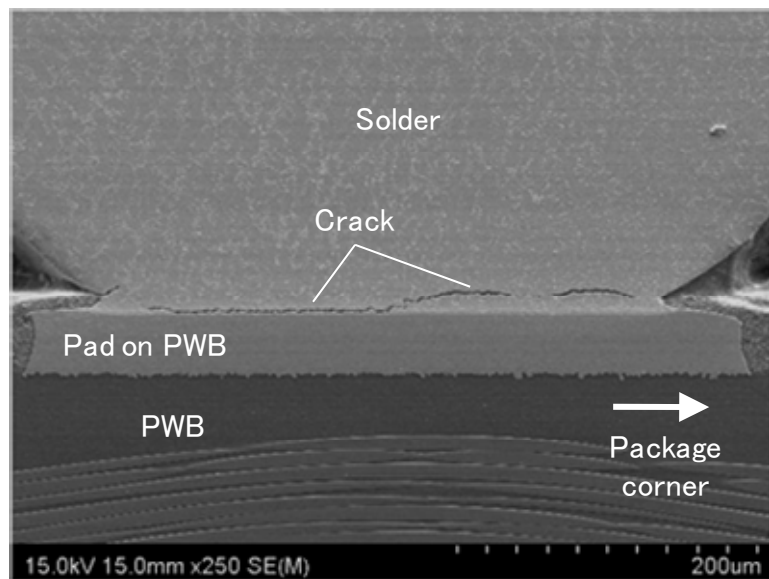


(b) EDX spectra.

Fig. 4. 11 EDX spectra from interface failure of Cu pad / Sn-3Ag-0.5Cu solder sample (Fig. 4. 9).

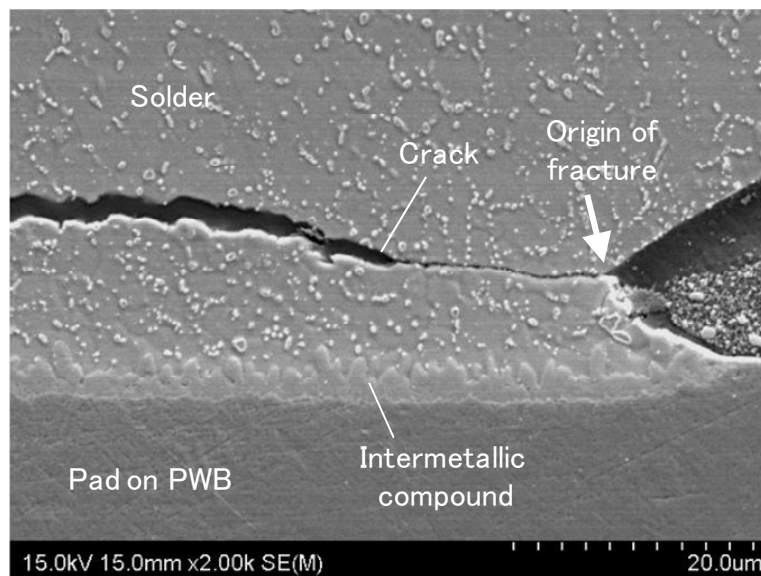
Sn-3Ag-0.5Cu はんだ材の接続界面に一般的に形成される CuSn 系化合物[5,15]であると判断した。なお、Fig. 4. 11(b)で検出されている Pt は、SEM 観察時に蒸着したものである。Fig. 4. 10 に示した破断面についても EDX 分析を行った結果、Fig. 4. 11 と同様に Cu と Sn が主に検出された。これらの観察結果から、破断寿命が短いはんだ接続部では、き裂は発生から最終破断に至るまではんだ接続部界面に形成される金属間化合物層を進展し、金属間化合物の脆性破壊が発生すること[13]が確認された。

つづいて、破断寿命が 100 回以上であった実装試験片のはんだ接続部観察結果を示す。Fig. 4. 12 は、Fig. 4. 8 に示したスパン 90 mm の試験で破断寿命が 454 回であった実装試験片パッケージコーナーのはんだ接続部断面観察写真である。また、Fig. 4. 13 は、Fig. 4. 6 に示したスパン 90 mm の試験で破断寿命 194 回の試験片について、パッケージコーナーはんだ接続部の破断面を観察した写真である。Fig. 4. 12 で観察したパッケージコーナーはんだ接続部に隣接したはんだ接続部では、パッケージコーナー側から発生したき裂が途中まで進展していた様子が見られた。染色浸透探傷法で破断面観察した他の実装試験片でも、パッケージコーナー側のみ部分的に染色された様子が見られたので、Fig. 4. 12 の断面観察写真では、パッケージコーナー側 (Fig. 4. 12 では右側) よりき裂が進展したと判断した。したがって、Fig. 4. 12 の断面観察写真では、き裂は図中起点部として示すはんだ表面で発生し、はんだ母材内を進展した後に接続部界面の金属間化合物層へ進展することではんだ接続部が破断している。同様に Fig. 4. 13 の破断面写真にも、き裂がはんだ母材から金属間化合物層へ進展したことを示す段差が現われている。なお、Fig. 4. 13 に示した破断面について EDX 分析を行った結果、起点部近傍の破断面では Sn が検出され、中央部の平坦な領域では主に Cu と Sn が検出されることを確認している。このように破断寿命が長い実装試験片では、き裂起点部近傍のはんだ母材破断と金属間化合物層破断が混在する破断モードになることが明らかになった。



(a) General view of a solder joint.

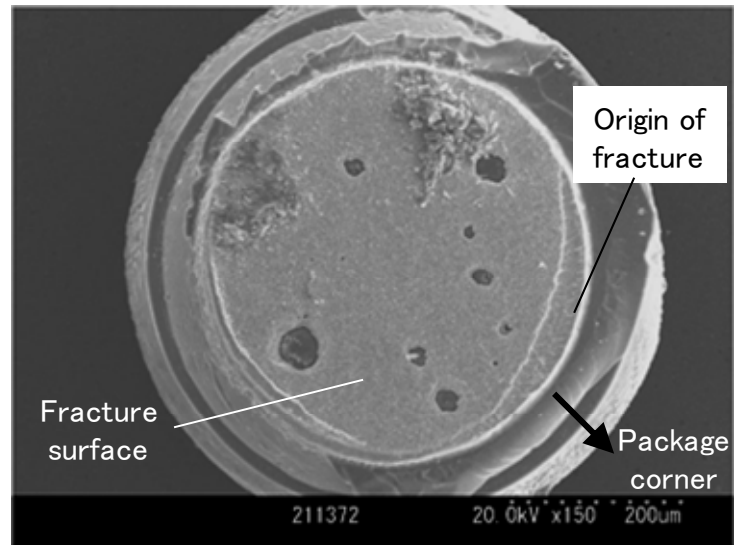
0.05 mm



(b) Magnified view of a solder joint.

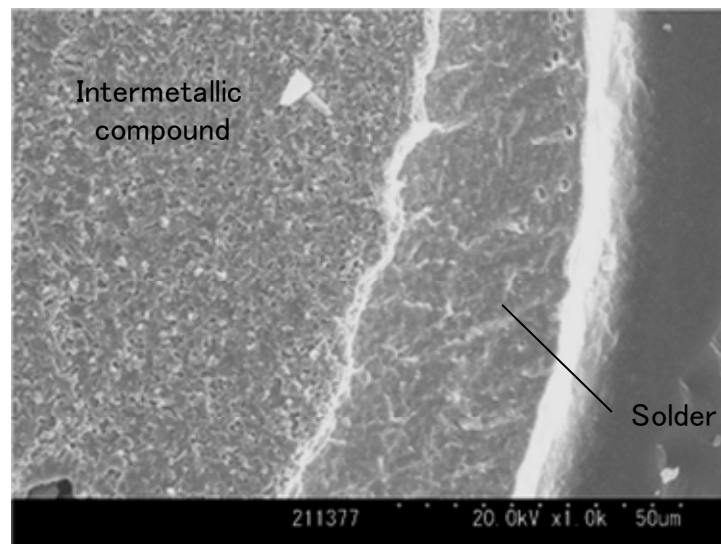
0.01 mm

Fig. 4. 12 Cross sections of a failed solder joint.
(Number of cycles to failure:454 cycle,
Span:90 mm, PWB thickness:0.8 mm)



0.1 mm

(a) General view of fracture surface.



0.01 mm

(b) Magnified view of origin of the failure.

Fig. 4. 13 Fracture surface of a solder joint.
(Number of cycles to failure:194 cycle,
Span:90 mm, PWB thickness:1.6 mm)

上述した破断モードの違いが生じるのはんだ接続部破断寿命を把握するため、Fig. 4. 7 に示した実装試験片について、スパン毎のはんだ接続部破断箇所と破断モードを観察した結果を Table 4. 1～Table 4. 3 にまとめて示す。ここで、一つの実装試験片について観察した複数のはんだ接続部に 1 箇所（1 はんだボール）でもはんだ母材破断が発生していれば、はんだ母材破断と金属間化合物層破断の混在破断モードと判断した。Table 4. 2 のスパン 60 mm および Table 4. 3 に示したスパン 90 mm の破断モードには、破断寿命による差異が現われている。基板ひずみが高く破断寿命が短い場合、はんだ接続部は Fig. 4. 9 や Fig. 4. 10 のような接続界面の金属間化合物層で破断している。一方、約 30 回以上の破断寿命になると、Fig. 4. 12 のような起点部のはんだ母材破断と金属間化合物層破断が混在した破断モードになる傾向が認められる。Table 4. 1 に示したスパン 40 mm の観察結果では、すべての試験片ではんだ接続界面の金属間化合物層破断が発生している。基板ひずみは同じであっても、スパンが異なることによる基板ひずみ周期の違いによって破断モードに差異が生じることがわかる。

上述したように、鉛フリーはんだ接続部の破断モードは寿命の長短によって異なっている。したがって、Fig. 4. 6 や Fig. 4. 7 に示した衝撃耐性試験結果のプロットは、破断モードに対応した異なる 2 本の破断曲線として表すことができる。すなわち、基板ひずみが低い低寿命域は金属間化合物層の脆性破断であり、基板ひずみと寿命の関係を水平に近い曲線で表すことができる。高寿命域では、はんだ母材破断と化合物層破断の混在破断モードとなっており、基板ひずみに応じて寿命が変わる破断曲線となる。Fig. 4. 6 などに示した曲線は、両破断曲線の下側に接する包絡線として試験結果を示した形になっている。

プリント基板厚とロッド重量の異なる 6 仕様すべての試験結果について、測定した基板ひずみと破断寿命の関係を、破断モード毎に区別してプロットした図を Fig. 4. 14～Fig. 4. 19 に示す。図中の中実の記号は Fig. 4. 9 のような金属間化合物層破断、中実の記号は Fig. 4. 12 のようなはんだ母材破断と金属間化合物層破断が混在して発生したことを示している。プリント基板厚やスパンおよびロッド重量によらず、基板ひずみが高く破断寿命が短い領域では金属間化合物層破断モード、破断寿命が長い領域ではんだ母材破断と金属間化合物層破断の混在破断モードになって

Table 4. 1 Failure modes in 21x21–272pin package under impact bending test.
(Span:40 mm, PWB thickness:1.27 mm, Rod weight:100 g)

Number of fracture (cycle)	Surface strain of PWB (%)	Fracture position A : Package side B : PWB side	Location of crack propagation A : Compound layer B : Solder
3	0.226	B	A
3	0.208	B	A
7	0.224	B	A
7	0.208	B	A
15	0.197	B	A
17	0.196	B	A
42	0.177	B	A
81	0.154	B	A
110	0.152	B	A

Table 4. 2 Failure modes in 21x21–272pin package under impact bending test.
(Span:60 mm, PWB thickness:1.27 mm, Rod weight:100 g)

Number of fracture (cycle)	Surface strain of PWB (%)	Fracture position A : Package side B : PWB side	Location of crack propagation A : Compound layer B : Solder
2	0.288	B	A
3	0.278	B	A
9	0.276	B	A
12	0.289	B	A
37	0.235	B	B+A
89	0.192	B	A
143	0.198	B	B+A
192	0.216	B	B+A
220	0.171	B	B+A

Table 4. 3 Failure modes in 21x21–272pin package under impact bending test
(Span:90 mm, PWB thickness:1.27 mm, Rod weight:100 g)

Number of fracture (cycle)	Surface strain of PWB (%)	Fracture position A : Package side B : PWB side	Location of crack propagation A : Compound layer B : Solder
3	0.325	B	A
3	0.349	B	A
8	0.303	B	A
26	0.316	B	B+A
38	0.304	B	A
80	0.288	B	A
153	0.270	B	B+A
183	0.216	B	B+A

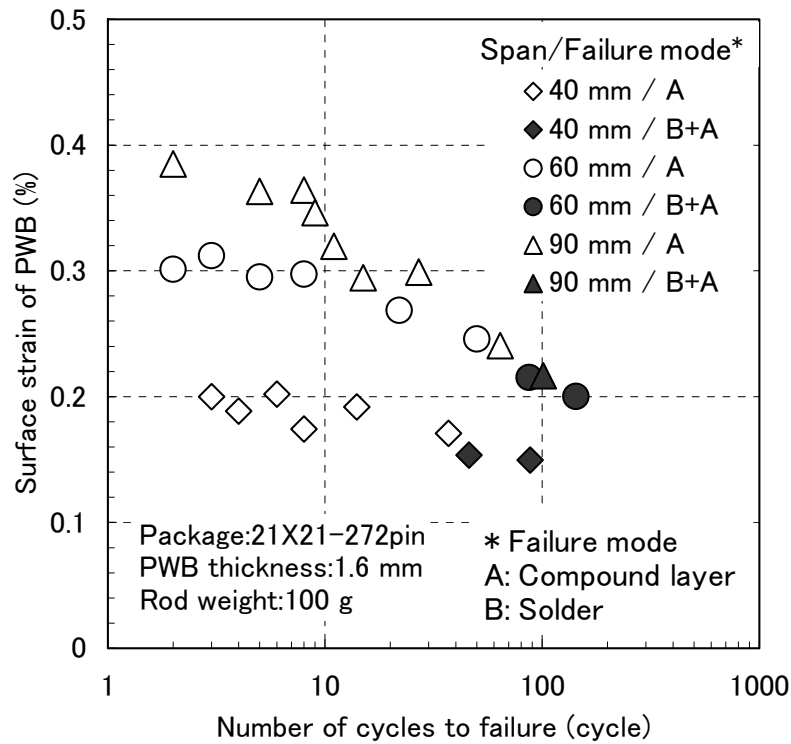


Fig. 4. 14 Dependence of failure mode of solder joints on the fracture lifetime.
(PWB thickness: 1.6 mm, Rod weight: 100 g)

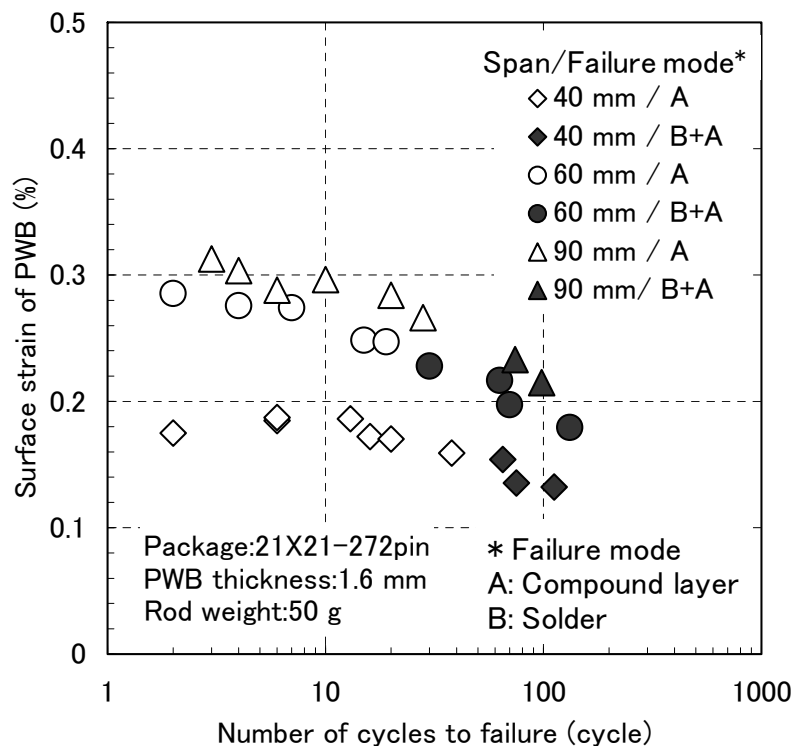


Fig. 4. 15 Dependence of failure mode of solder joints on the fracture lifetime.
(PWB thickness: 1.6 mm, Rod weight: 50 g)

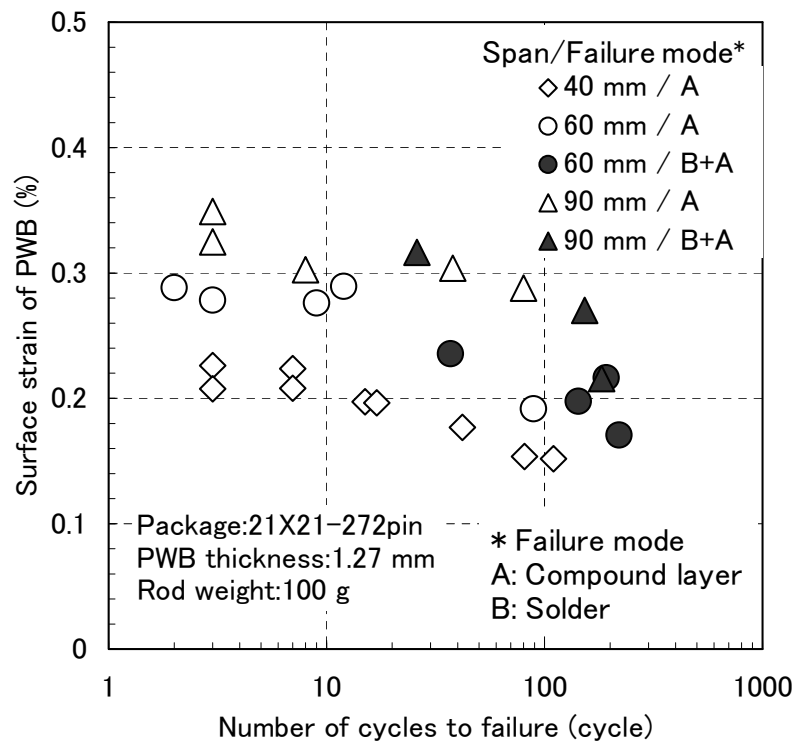


Fig. 4. 16 Dependence of failure mode of solder joints on the fracture lifetime.
(PWB thickness: 1.27 mm, Rod weight: 100 g)

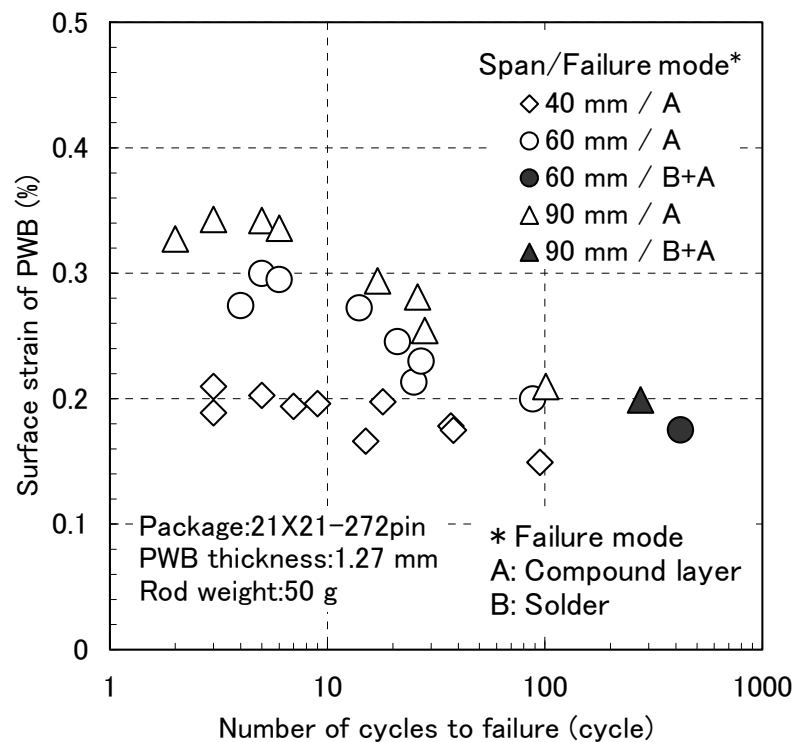


Fig. 4. 17 Dependence of failure mode of solder joints on the fracture lifetime.
(PWB thickness: 1.27 mm, Rod weight: 50 g)

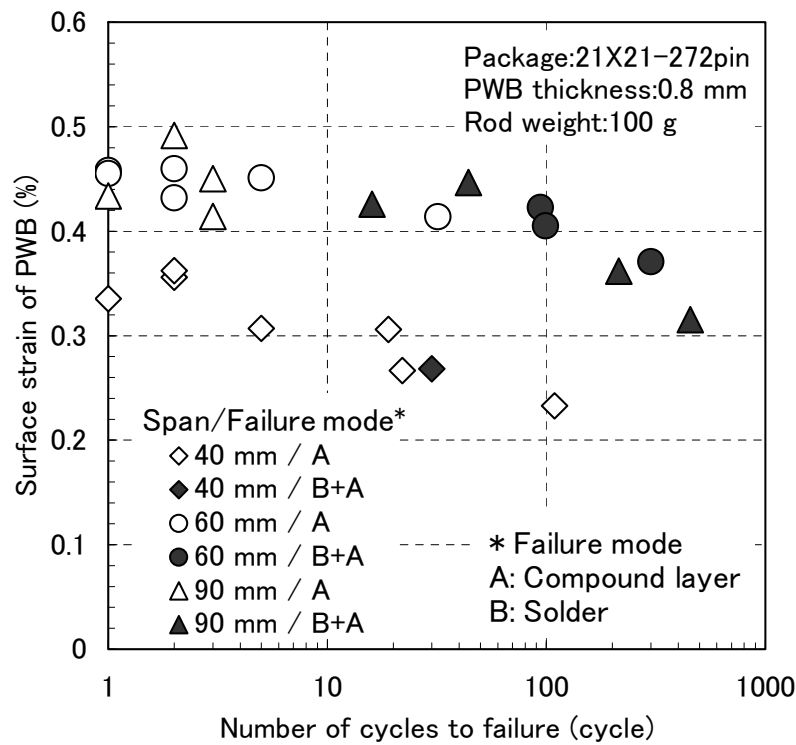


Fig. 4. 18 Dependence of failure mode of solder joints on the fracture lifetime.
(PWB thickness: 0.8 mm, Rod weight: 100 g)

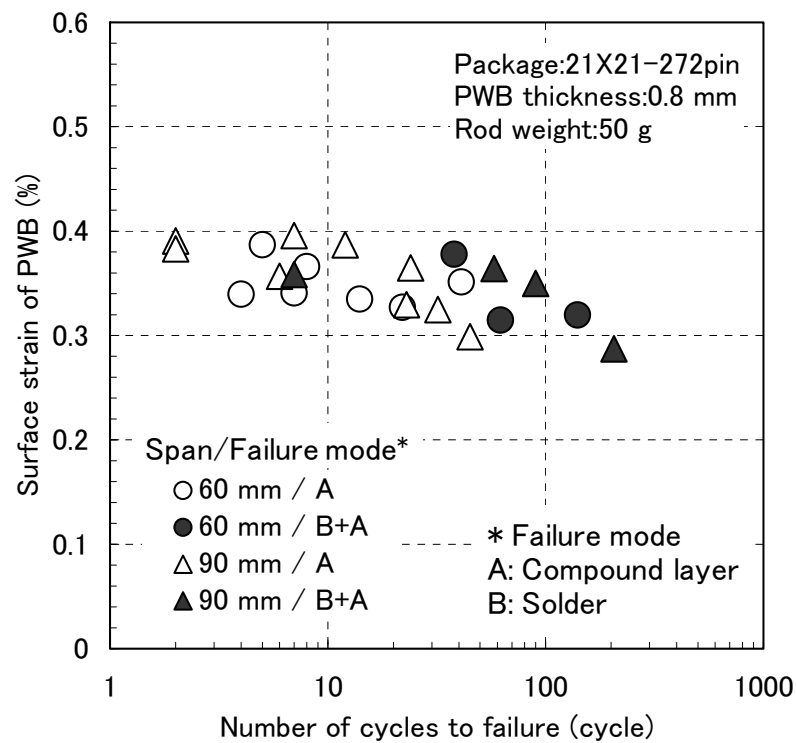


Fig. 4. 19 Dependence of failure mode of solder joints on the fracture lifetime.
(PWB thickness: 0.8 mm, Rod weight: 50 g)

おり，破断モードの基板ひずみ最大値依存性が認められる。破断モードのスパン依存性は，Fig. 4. 17 に示したプリント基板厚 1.27 mm，ロッド重量 50 g の試験結果にも現われており，スパン 40 mm のはんだ接続部はすべて金属間化合物層破断モードとなっている。これらの結果から，基板ひずみが高く破断寿命が短い場合やスパンが狭くなって基板ひずみ周期が短くなると，文献 [5] で報告されているように，鉛フリーはんだ接続部の金属間化合物層破断が発生しやすくなると言える。前項において，衝撃耐性試験結果をプロットした曲線がスパン 60 mm と 90 mm で一致する場合があることを述べた。衝撃耐性が一致するのは，破断寿命が長い領域と，薄い基板で固定間スパンが広く基板ひずみ周期が長い場合であり，いずれもはんだ母材破断モードが多く発生している。はんだ母材破断モードが支配的となる衝撃耐性は，金属間化合物破断モードより基板ひずみ周期依存性が低いため，スパンの異なる衝撃耐性試験結果が一致したと考えている。

4.4 13 mm 角 P-BGA 型パッケージのはんだ接続部衝撃耐性評価

4.4.1 実装試験片の仕様

パッケージ外形サイズが異なる場合の鉛フリーはんだ衝撃耐性や破断モードを検討するため，13 mm 角 P-BGA パッケージをプリント基板に搭載した実装試験片による衝撃試験を行った。試験には Fig. 4. 1 に示したロッド落下式衝撃試験装置を用いた。パッケージ外形サイズは 13 mm × 13 mm × 0.9 mm 厚，I/O ピン数 240，ボールピッチは 0.65 mm，実装はんだボール径は 0.4 mm である。このパッケージをプリント基板（外形サイズ 108 mm × 52.5 mm × 0.8, 1.27 mm 厚，FR-4 基板）の片側表面に 1 個実装した。はんだ接続部構造はパッケージ側，プリント基板側共に SMD 型である。はんだボールおよびペースト材は Sn-3Ag-0.5Cu である。インターポーザの Cu パッド表面めっきは電解 Ni/Au，プリント基板の Cu パッド表面には酸化防止としてプリフラックス処理を施した。パッケージのプリント基板への実装は，最高温度 245℃，液相線温度以上での保持時間約 30 秒のリフローで行った。

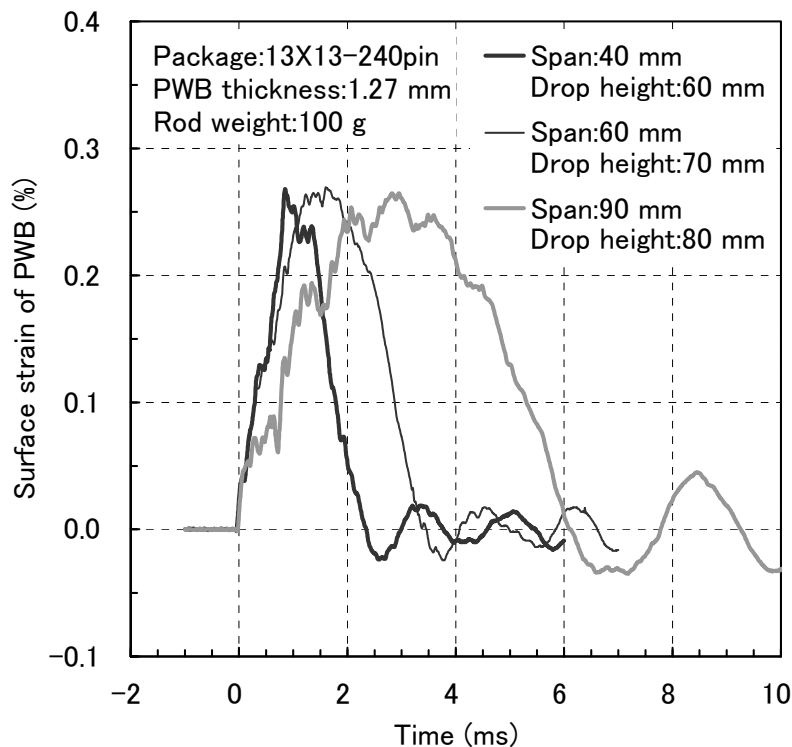


Fig. 4. 20 Influence of distance between clump points on strain waveform on PWB.

4.4.2 衝撃耐性評価結果

13 mm 角パッケージを 1.27 mm 厚プリント基板に実装した試験片に重量 100 g の落下ロッドを衝突させて測定した基板ひずみ波形の例を Fig. 4. 20 に示す。基板ひずみ周期は、Fig. 4. 5 に示した 21 mm 角パッケージ実装試験片と同様に、スパンが狭くなると短くなる。固定間スパン 40 mm の基板ひずみ周期は(2.4 ms)は、スパン 90 mm(6.4 ms)の約 1/4 である。

13 mm 角パッケージ実装試験片の鉛フリーはんだ接続衝撃耐性試験結果を次に示す。Fig. 4. 21 は、Fig. 4. 20 の基板ひずみ周期が発生する試験条件で測定したはんだ接続部の衝撃耐性試験結果である。前節に示した 21 mm 角パッケージの結果と同様、スパンが狭くなるとともに衝撃耐性が低くなっており、衝撃耐性の基板ひずみ周期依存性が現われている。また、破断寿命 10 回以下の領域では、基板ひずみと破断寿命の関係を示した曲線がほぼ水平になっている。Fig. 4. 22 は、基板厚 0.8 mm、落下ロッド重量 50 g の条件で測定した衝撃耐性試験結果である。スバ

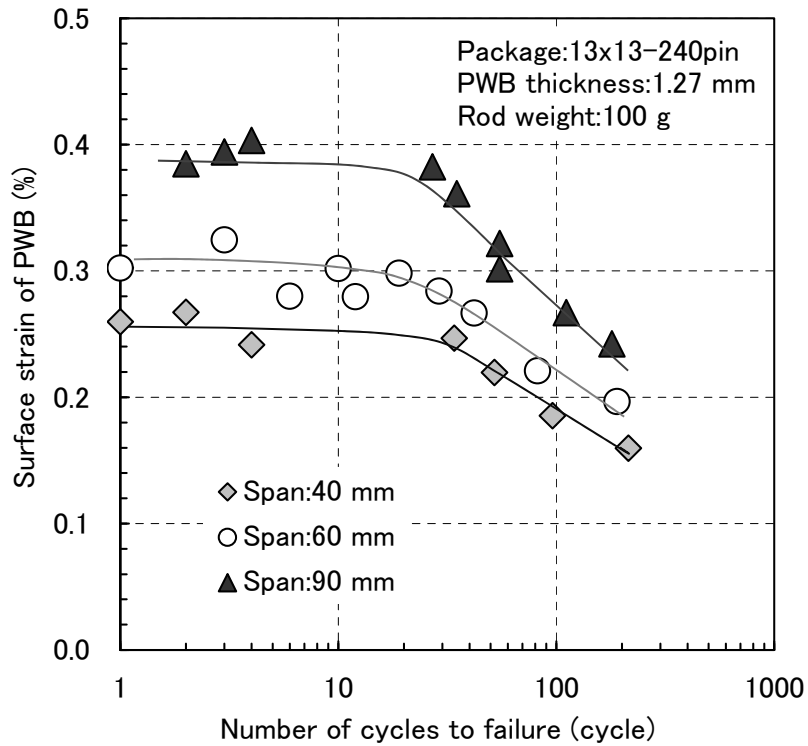


Fig. 4. 21 Influence of distance between clamp points of PWB on cycles to failure of solder joints under impact bending test. (PWB thickness 1.27 mm, Rod weight:100 g)

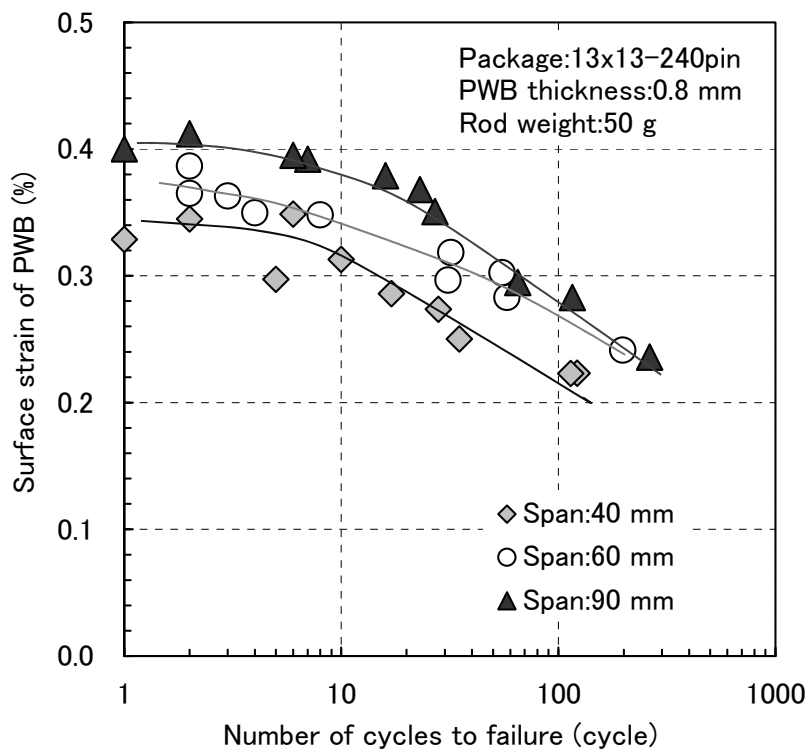


Fig. 4. 22 Influence of distance between clamp points of PWB on cycles to failure of solder joints under impact bending test. (PWB thickness 0.8 mm, Rod weight:50 g)

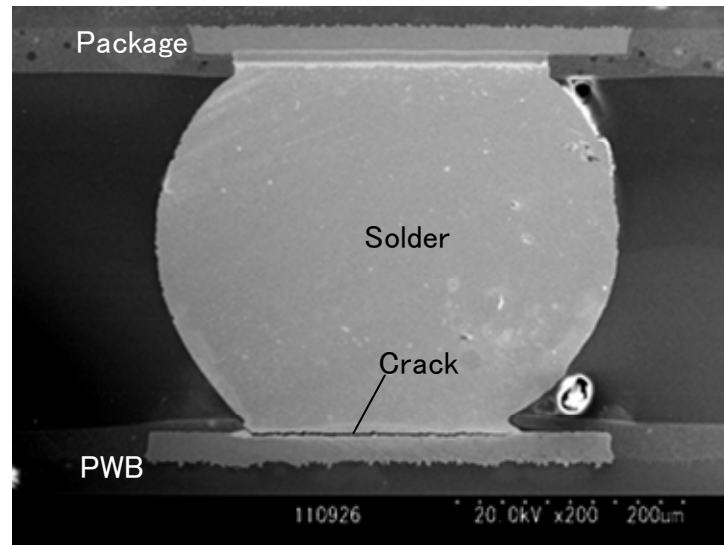
ンが狭くなって基板ひずみ周期が短くなると衝撃耐性が低下する傾向は同じであるが、スパン間の差異は Fig. 4. 21 に示したプリント基板厚 1.27 mm の結果より小さくなっている。

4.4.3 破断モード観察結果

はんだ接続部の破断箇所と破断モード確認のため、染色浸透探傷法による破断面観察と、一部の試験片についてははんだ接続部の断面観察を行った。染色浸透探傷法の破断面観察から、はんだ接続部の破断は、パッケージコーナーはんだ接続部で顕著に発生していた。この結果から、はんだ接続部の断面観察では、パッケージコーナーはんだ接続部を観察した。Fig. 4. 23 は、プリント基板厚 0.8 mm の実装試験片をスパン 90 mm、ロッド重量 75 g、ロッド落下高さ 120 mm の条件で試験を行い、5 回で破断した試験片の断面観察写真である。破断はプリント基板側はんだ接続部の金属間化合物層で発生している。Fig. 4. 24 は、基板厚 1.27 mm の実装試験片で破断寿命が 5 回であった試験片の断面観察写真である。試験条件は、スパン 40 mm、ロッド重量 50 g、ロッド落下高さ 120 mm である。この試験片では、パッケージ側はんだ接続部の金属間化合物層で破断が発生しており、Fig. 4. 23 に示した基板厚 0.8 mm の実装試験片で見られた破断箇所と異なっている。

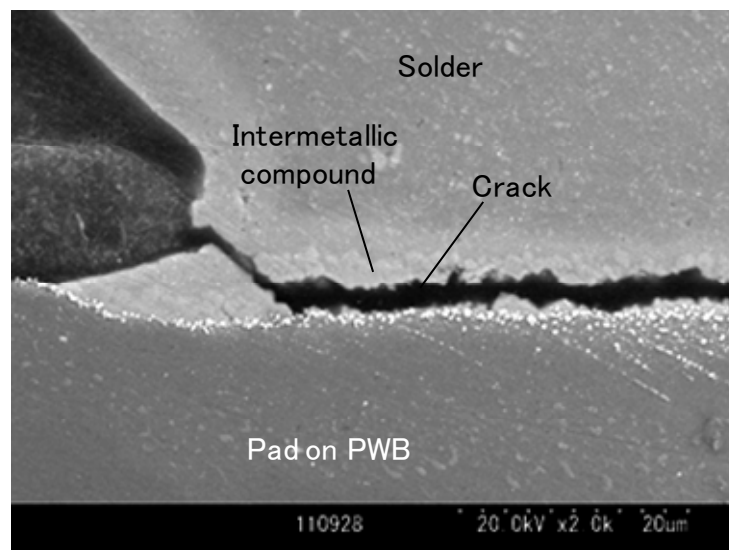
Fig. 4. 22 に試験結果を示した実装試験片（プリント基板厚 0.8 mm、ロッド重量 50 g）のはんだ接続部破断箇所と破断モードの観察結果を Table 4. 4～Table 4. 6 に示す。破断箇所はすべてプリント基板側接続部となっている。基板ひずみが高く破断寿命が短い場合は、Fig. 4. 23 に示した金属間化合物層破断となっており、破断寿命 100 回以上では Fig. 4. 12 に示したはんだ母材破断と金属間化合物層破断が混在した破断モードになっている。重量 75 g の落下ロッドで試験した実装試験片のはんだ接続部破断挙動も同じ傾向であったが、破断寿命 3 回以下の試験片の一部にパッケージ側接続部での金属間化合物層破断が発生していた。

Fig. 4. 21 に衝撃耐性試験結果を示した実装試験片（プリント基板厚 1.27 mm、ロッド重量 100 g）の破断箇所と破断モードを観察した結果を Table 4. 7～Table 4. 9 に示す。また、同じ実装試験片を用い、重量 50 g の落下ロッドで試験した結果を Table 4. 10, Table 4. 11 に示す。破断モードは基板厚 0.8 mm の結果と同じで、破断寿命の長短によって金属間化合物破断とはんだ母材



0.1 mm

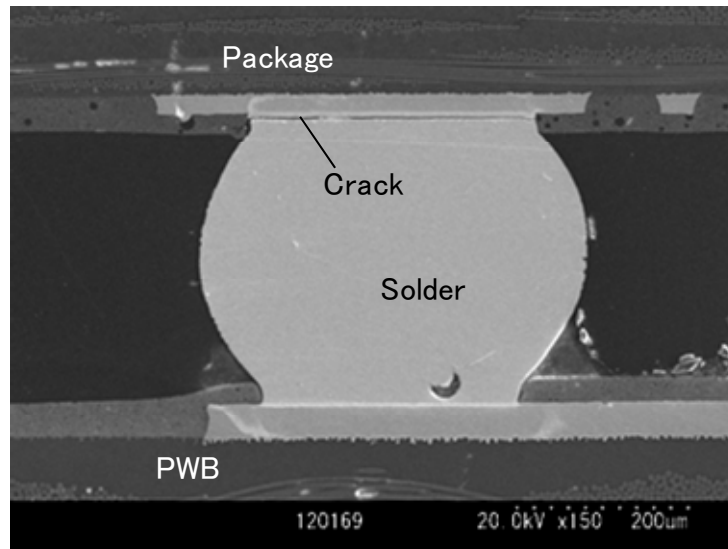
(a) General view of a solder bump.



0.01 mm

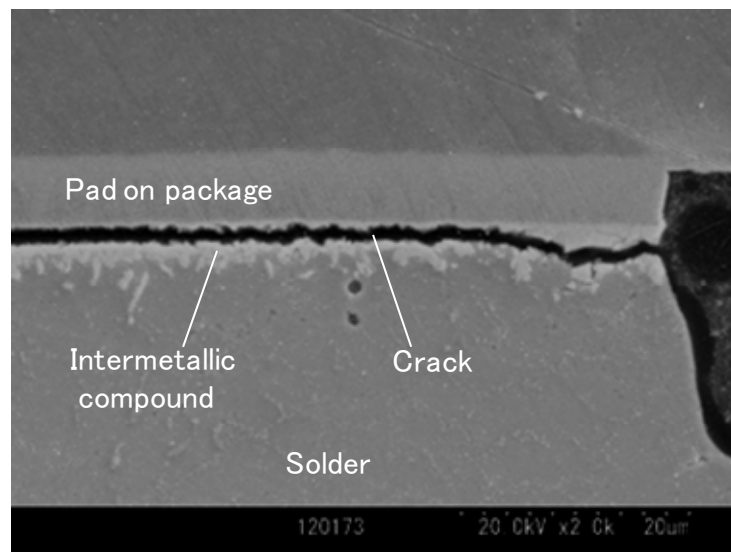
(b) Magnified view of a solder joint.

Fig. 4. 23 Cross sections of a failed solder joint.
(Package:13X13-240pin, Number of cycles to failure:5 cycle,
Span:90 mm, PWB thickness:0.8 mm)



0.1 mm

(a) General view of a solder bump.



0.01 mm

(b) Magnified view of a solder joint.

Fig. 4. 24 Cross sections of a failed solder joint.
(Package:13X13-240pin, Number of cycles to failure:5 cycle,
Span:40 mm, PWB thickness:1.27 mm)

Table 4. 4 Failure modes in 13x13–240pin package under impact bending test.
(Span:40 mm, PWB thickness:0.8 mm, Rod weight:50 g)

Number of fracture (cycle)	Surface strain of PWB (%)	Fracture position A : Package side B : PWB side	Location of crack propagation A : Compound layer B : Solder
1	0.329	B	A
2	0.345	B	A
5	0.297	B	A
6	0.349	B	A
10	0.313	B	A
17	0.286	B	A
28	0.274	B	A
35	0.250	B	A
114	0.223	B	B+A
122	0.223	B	B+A

Table 4. 5 Failure modes in 13x13–240pin package under impact bending test.
(Span:60 mm, PWB thickness:0.8 mm, Rod weight:50 g)

Number of fracture (cycle)	Surface strain of PWB (%)	Fracture position A : Package side B : PWB side	Location of crack propagation A : Compound layer B : Solder
2	0.387	B	A
3	0.363	B	A
4	0.350	B	A
8	0.348	B	A
31	0.297	B	A
32	0.318	B	A
55	0.303	B	A
58	0.283	B	A
198	0.241	B	B+A

Table 4. 6 Failure modes in 13x13–240pin package under impact bending test
(Span:90 mm, PWB thickness:0.8 mm, Rod weight:50 g)

Number of fracture (cycle)	Surface strain of PWB (%)	Fracture position A : Package side B : PWB side	Location of crack propagation A : Compound layer B : Solder
1	0.400	B	A
2	0.412	B	A
6	0.395	B	A
7	0.392	B	A
16	0.379	B	A
23	0.368	B	A
65	0.295	B	A
116	0.283	B	A
263	0.236	B	B+A

Table 4. 7 Failure modes in 13x13–240pin package under impact bending test.
(Span:40 mm, PWB thickness:1.27 mm, Rod weight:100 g)

Number of fracture (cycle)	Surface strain of PWB (%)	Fracture position A : Package side B : PWB side	Location of crack propagation A : Compound layer B : Solder
1	0.303	A, B	A
2	0.267	A	A
4	0.242	A	A
34	0.247	B	A
52	0.220	B	A
96	0.185	A, B	A
214	0.160	A, B	A

Table 4. 8 Failure modes in 13x13–240pin package under impact bending test.
(Span:60 mm, PWB thickness:1.27 mm, Rod weight:100 g)

Number of fracture (cycle)	Surface strain of PWB (%)	Fracture position A : Package side B : PWB side	Location of crack propagation A : Compound layer B : Solder
1	0.302	A	A
3	0.325	A	A
6	0.280	A	A
10	0.302	A	A
12	0.280	A, B	A
19	0.298	B	A
29	0.284	B	A
42	0.267	A, B	A
82	0.221	B	A
190	0.197	B	B+A

Table 4. 9 Failure modes in 13x13–240pin package under impact bending test
(Span:90 mm, PWB thickness:1.27 mm, Rod weight:100 g)

Number of fracture (cycle)	Surface strain of PWB (%)	Fracture position A : Package side B : PWB side	Location of crack propagation A : Compound layer B : Solder
2	0.385	A, B	A
3	0.394	B	A
4	0.403	A, B	A
27	0.382	B	A
35	0.361	B	A
55	0.302	A	A
55	0.322	A	A
111	0.267	B	A
180	0.242	B	B+A

Table 4. 10 Failure modes in 13x13–240pin package under impact bending test.
(Span:40 mm, PWB thickness:1.27 mm, Rod weight:50 g)

Number of fracture (cycle)	Surface strain of PWB (%)	Fracture position A : Package side B : PWB side	Location of crack propagation A : Compound layer B : Solder
1	0.271	A, B	A
2	0.229	A	A
5	0.256	A	A
11	0.239	A, B	A
14	0.251	A, B	A
48	0.202	A	A
59	0.210	A	A
81	0.180	B	A
206	0.177	B	B+A

Table 4. 11 Failure modes in 13x13–240pin package under impact bending test.
(Span:60 mm, PWB thickness:1.27 mm, Rod weight:50 g)

Number of fracture (cycle)	Surface strain of PWB (%)	Fracture position A : Package side B : PWB side	Location of crack propagation A : Compound layer B : Solder
1	0.335	A, B	A
3	0.332	A, B	A
8	0.302	A, B	A
9	0.322	A, B	A
21	0.276	A, B	A
34	0.261	A, B	A
57	0.232	B	A
85	0.209	B	A
110	0.195	A	A

破断との混在モードに分かれている。しかし、破断はプリント基板側とパッケージ側の両はんだ接続部で発生しており、基板厚 0.8 mm の結果と異なっている。

4.5 衝撃耐性と破断モードの基板ひずみ依存性の考察

4.3 節や 4.4 節に示した鉛フリーはんだ接続部衝撃耐性の基板ひずみ依存性や基板ひずみ周期依存性を、破断モード観察結果に基づき考察する。Fig. 4. 6 や Fig. 4. 21 などの衝撃耐性試験結果で明らかにしたように、基板ひずみと破断寿命をプロットした曲線は、破断寿命の長短によって異なる挙動を示す。基板ひずみが高く破断寿命が短い高衝撃負荷の場合は、はんだ接続界面の金属間化合物層に高い応力が発生し、それが化合物層の破壊強度と同等以上になるため化合物層の脆性破壊が発生する。破断寿命の短い領域で基板ひずみと破断寿命の関係が水平に近いのも、主な破壊挙動が疲労を伴わない化合物層の脆性破壊であることに起因していると考えている。一方、破断寿命が長い低衝撃負荷では、化合物層内の応力が破壊強度以下となっており、化合物層破壊より先にはんだに疲労き裂が発生するようになる。このき裂は繰り返し衝撃負荷ではんだ内を進展するが、き裂が接続界面に比較的近い部分を進展することから、き裂進展に従って化合物層に発生する応力が増加する。このため、はんだ母材内を進展したき裂が化合物層に進展するようになり、Fig. 4. 12 のようなはんだ母材破断と化合物層破断が混在した破断モードになったと考えている。

鉛フリーはんだ接続部の破断モードは、Fig. 4. 16 に示したように固定間スパンが短くなると金属間化合物破断が顕著になる傾向があった。これには、はんだ材応力のひずみ速度依存性が関係していると考えられる[7-9]。実装試験片の固定間スパンが狭くなって基板ひずみ周期が短くなると、はんだ接続部が変形する際のひずみ速度が高くなり、はんだ材の降伏応力が上昇する。この降伏応力の上昇によって、はんだ材の塑性変形による接続界面に形成される金属間化合物層の応力緩和効果が減少し、化合物層に発生する応力が容易に破壊強度と同等以上になるため、化合物層破断が発生やすくなったと考えている。

つづいて、4.4 節の 13 mm 角 P-BGA パッケージ実装試験片のはんだ接続部観察で確認したは

んだ接続部破断箇所のプリント基板厚依存性を考察する。

プリント基板側、パッケージ側共にはんだ接続部の主要破断モードは金属間化合物層の脆性破断であり、この破断挙動には、はんだ接続部に発生する応力が関係する[5,10,11]。はんだ接続部破断箇所の相違は、はんだ接続部応力の高低に依存すると考えられる。この仮定に従い、衝撃試験時のはんだ接続部応力を有限要素法解析によって求め、プリント基板側、パッケージ側はんだ接続部の応力を比較する。解析は 13 mm 角 P-BGA パッケージと 21 mm 角 P-BGA パッケージそれぞれの実装試験片で行った。解析に用いた有限要素モデルの全体形状は Fig. 3. 12 に示したモデルと同じであり、プリント基板短辺側の拘束状態は単純支持とした。解析には非線形衝撃解析ソフト LS-DYNA を使用した。はんだ接続部の応力評価は、破断が顕著であったパッケージコーナーはんだ接続部を対象とし、このはんだ接続部のみ Fig. 4. 25 に示す詳細に要素分割した球状モデルとした。はんだ材は弾塑性体とし、クロスヘッド速度 0.167 m/s の引張試験で測定した Fig. 4. 26 に示す応力-ひずみ曲線を入力物性とした。引張り試験に使用した試験片の形状は Fig. 4. 26 に併記した。はんだ以外のパッケージ構成部材およびプリント基板は弾性体とした。解析に用いた材料定数を Table 4. 12 に示す。

13 mm 角パッケージ実装試験片に衝撃負荷を加えた場合の実装試験片変形図を Fig. 4. 27 に示す。ロッド衝突によってプリント基板には下凸の曲げ変形が生じる。この曲げ変形によって、パッケージコーナーにあるはんだ接続部には垂直方向（図中 Z 方向）の高い引張応力が発生し、この応力は Fig. 4. 28 に示すように Cu パッドとの接続界面に集中する。ここでの評価には、Cu パッドとの界面に接するはんだ材要素の垂直方向応力[10,11]を用いた。

はじめに、21 mm 角パッケージ実装試験片に 100 g の落下ロッドを衝突させる条件で解析し、プリント基板側、パッケージ側はんだ接続部応力を比較した結果を Fig. 4. 29 に示す。Fig. 4. 29 は、プリント基板厚さが異なる 3 種類の実装試験片の解析結果である。プリント基板毎にスパン（40 mm, 60 mm および 90 mm）を変えて解析したが、はんだ材のひずみ速度依存性を考慮していないため、はんだ接続部応力の明確なスパン依存性は見られなかった。この結果から Fig. 4. 29 と後述する Fig. 4. 30 では、異なるスパンの解析結果を一つのプロットにまとめて示した。

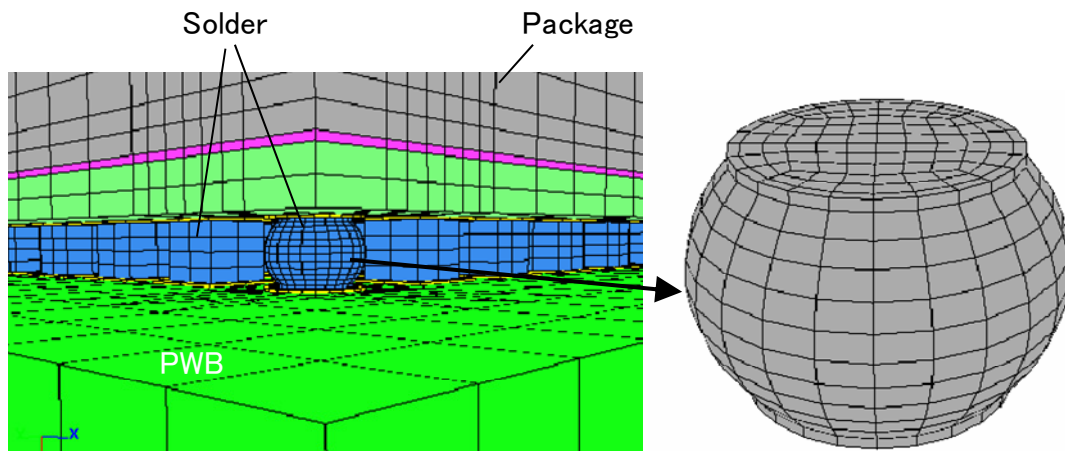


Fig. 4. 25 Finite element model of BGA solder ball at package corner.

Table 4. 12 Material properties of P-BGA packages.

Component			Young' s modulus (GPa)	Poisson's ratio	Density (10 ³ kg/m ³)
Package	Chip		190.0	0.07	2.30
	Encapsulant	21X21-272pin	22.5	0.21	1.85
		13X13-240pin	21.0	0.21	1.85
	Interposer	21X21-272pin	23.5	0.2	1.85
		13X13-240pin	30.0	0.2	1.85
Pad			110.0	0.35	8.50
Printed wiring board		21X21-272pin	19.3	0.16	2.28
		13X13-240pin	19.8	0.16	2.28
Solder			24	0.35	7.30

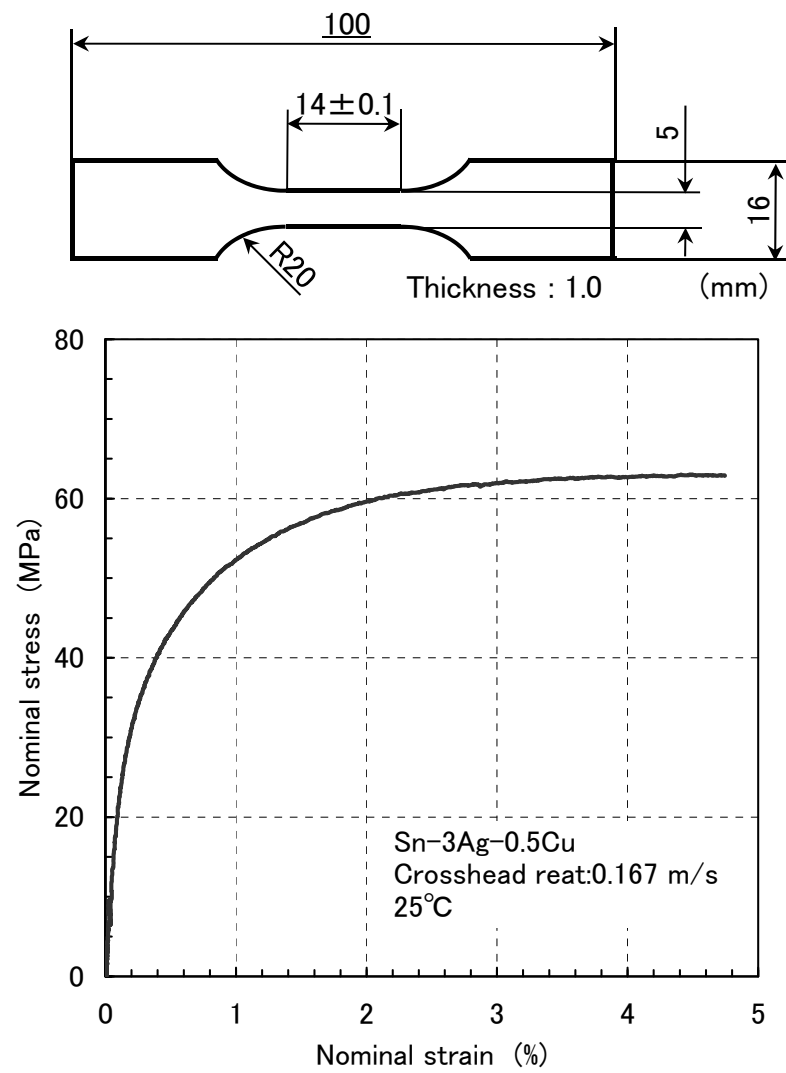


Fig. 4. 26 Stress-strain curve of lead free-solder.

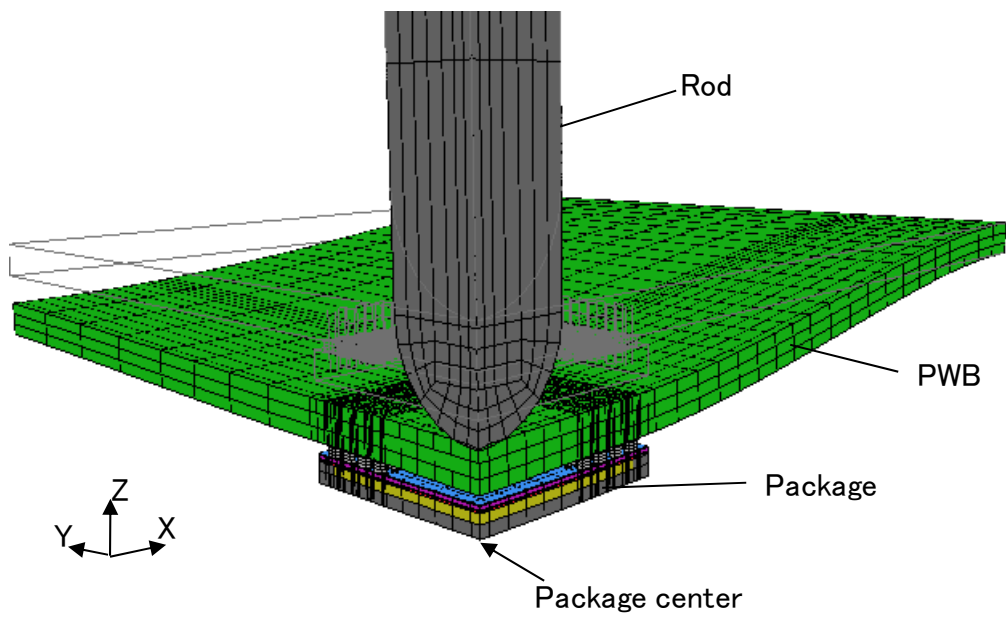


Fig. 4. 27 Deformation of mounted specimen under impact bending test.
(Package:13X13-240pin)

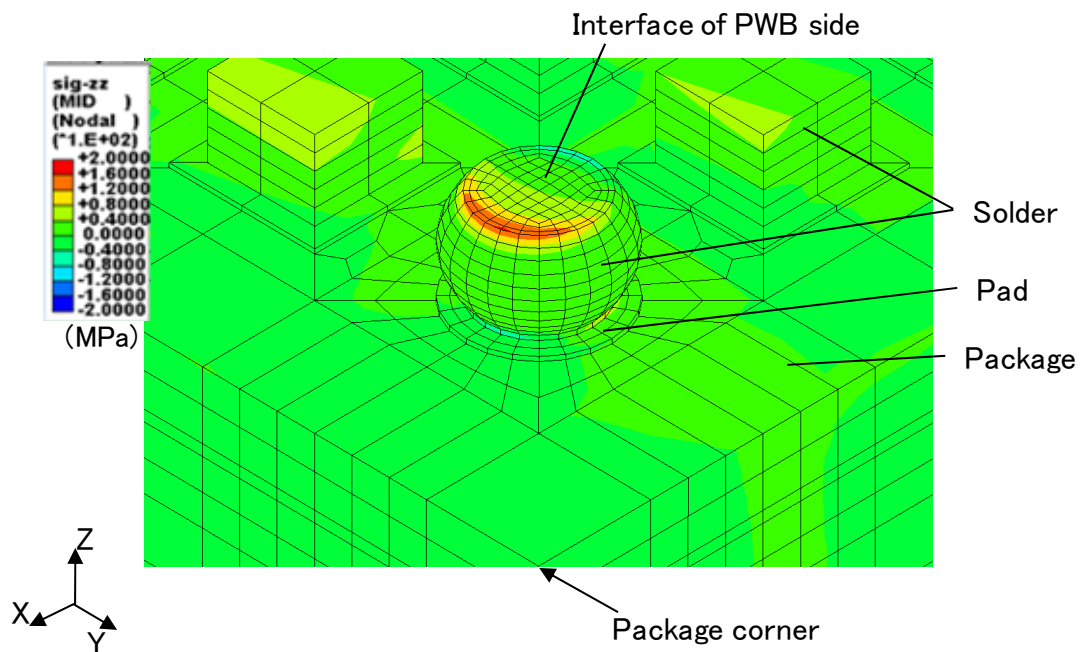


Fig. 4. 28 Normal stress distribution of solder joint.
(Package:21X21-272pin)

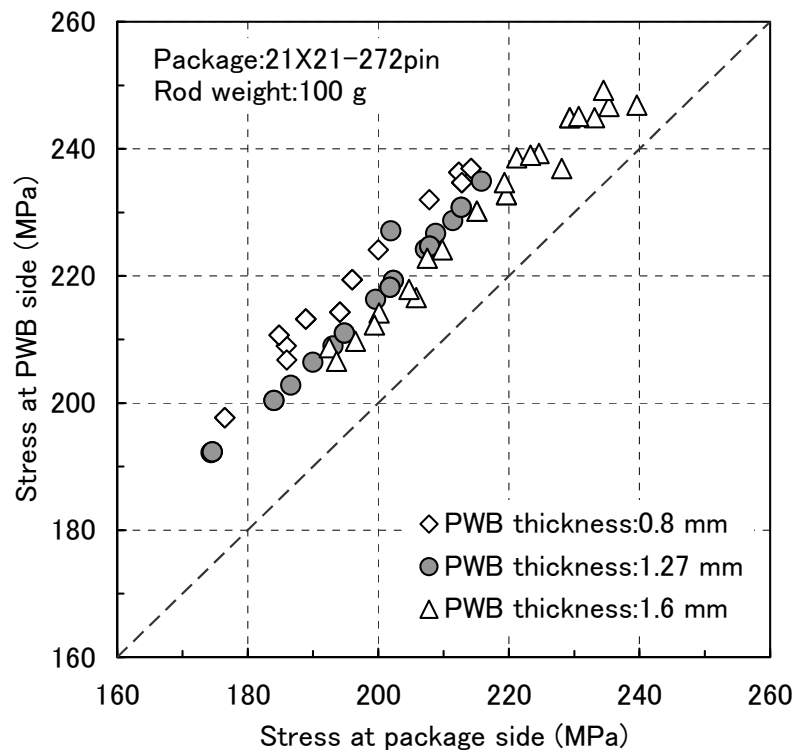


Fig. 4. 29 Comparison of stress at package side and stress at PWB side.
(Package:21X21-272pin)

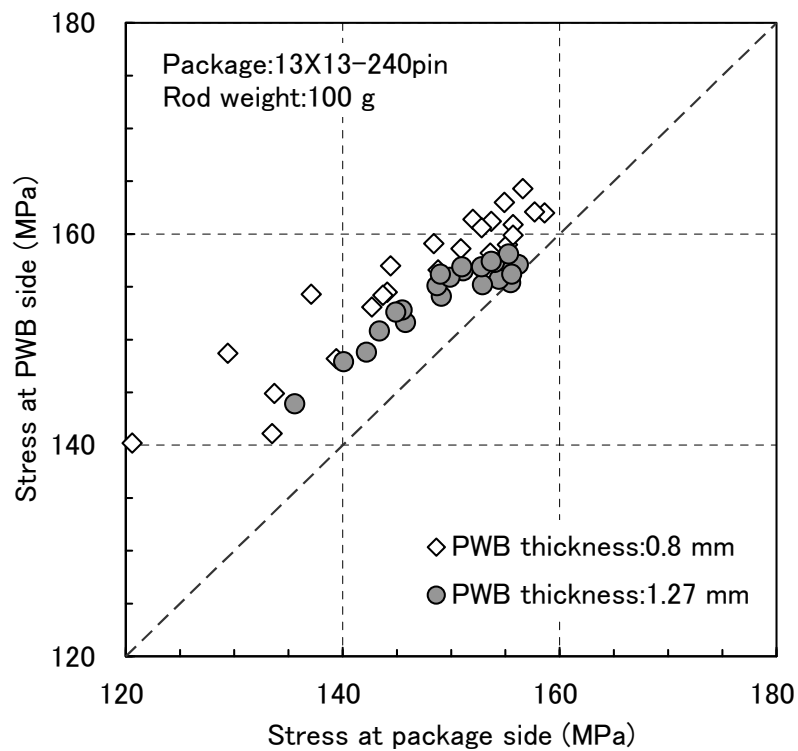


Fig. 4. 30 Comparison of stress at package side and stress at PWB side.
(Package:13X13-240pin)

プリント基板が厚くなるとはんだ接続部応力の差異が小さくなる傾向はあるものの、プリント基板側のはんだ接続部に発生する応力は、パッケージ側より約 20 %高くなっている。落下ロッド重量 50 g の試験について解析した結果でも、プリント基板側とパッケージ側のはんだ接続部に発生する応力の差異は同程度となっていた。これらの結果から、Table 4. 1 に示したように、21 mm 角パッケージ実装試験片のはんだ接続部の破断がプリント基板側で発生していたのは、このはんだ接続部により高い応力が発生することが理由の一つと言える。

つぎに、13 mm 角パッケージ実装試験片に 100 g の落下ロッドを衝突させた場合のはんだ接続部応力の解析結果を Fig. 4. 30 に示す。図中中空記号で示したプリント基板厚 0.8 mm の実装試験片では、プリント基板側のはんだ接続部の応力がパッケージ側より 10 %以上高くなっており、明確な発生応力の差異がある。一方、中実記号で示したプリント基板厚 1.27 mm の実装試験片は、基板厚 0.8 mm よりプリント基板側とパッケージ側応力の差異が小さくなっており、応力が高い範囲ではほぼ同等の応力が発生している。このはんだ接続部応力のプリント基板厚依存性は、上述した 21 mm 角パッケージ実装試験片にも現われていた。第 3 章の試験結果 (Fig. 3. 20, Fig. 3. 21) でも見られた 13 mm 角パッケージの基板厚 1.27 mm 実装試験片で発生したプリント基板側破断とパッケージ側破断の混在は、はんだ接続部応力の差異が小さいことに起因すると考えられる。

プリント基板側、パッケージ側のはんだ接続部に発生する応力の差異を、実装試験片剛性とパッケージ搭載部分の実装試験片変形挙動の関係から考察する。第 3 章の Fig. 3. 13 や Fig. 3. 14 などに示したように、パッケージ搭載部分の変形形状はプリント基板厚さによって異なっていた。プリント基板が薄い場合は、パッケージ端部でプリント基板の局所的な曲げ変形が生じ、パッケージ搭載部分は平坦となる。パッケージ自体は平坦な状態を維持したまま、パッケージ端部でプリント基板に曲げが生じるため、プリント基板側のはんだ接続部にパッケージ側よりも高い応力が発生する。プリント基板が厚い場合では、Fig. 3. 14 や Fig. 3. 16 に示したようにパッケージ搭載部分にも一様な曲げ変形が生じるようになる[2,14]。この曲げ変形によって、パッケージ側のはんだ接続部にも高い応力が発生するようになり、はんだ接続部応力の差異が小さくなったと考え

られる。また、パッケージサイズによってはんだ接続の破断挙動が異なるのは、パッケージ自体の曲げ剛性の差異が影響していると考えられる。

鉛フリーはんだ接続部破断箇所のパッケージサイズやプリント基板厚依存性をはんだ接続部に発生する応力に注目して考察してきた。はんだ接続部の衝撃破断強度が同じであれば、応力の高低のみで衝撃耐性を評価できると考えている。しかし、鉛フリーBGA はんだ接続部の衝撃破断強度は、はんだボールが接続されるプリント基板上パッド表面のメタライズ仕様[12,13]やはんだ接続部が受ける熱履歴[15-17]にも依存する。破断強度の違いから発生応力が低いのはんだ接続部側に破断が発生することも考えられるので、はんだ接続部応力の他にメタライズ仕様や熱履歴も考慮した耐性評価が必要である。

4.6 まとめ

この章では、外形サイズが異なる BGA 型パッケージ実装試験片について、鉛フリーはんだ接続部衝撃耐性のプリント基板厚依存性やプリント基板固定スパン依存性を詳細に検討した。鉛フリーはんだ接続部の衝撃耐性には、プリント基板厚依存性やプリント基板固定スパンで決まる基板ひずみ周期依存性があり、基板ひずみ周期が短くなると衝撃耐性が低下することを明確にした。また、鉛フリーはんだ接続部の衝撃耐性は、寿命の長短によって異なる挙動を示し、これにははんだ接続部破壊モードの違いが影響していることを確認した。鉛フリーはんだ接続部は衝撃負荷によって主に接続部に生成される金属間化合物で破壊するが、高寿命域では化合物層破断に先行してはんだ母材破断が発生する混在モードになる。

4.7 参考文献

- [1] 松永俊宏, 上貝康己, 原田耕三, 馬場伸治, 呉強: “高速 4 点曲げ負荷による BGA はんだ接合強度評価”, 日本機械学会 2003 年度年次大会講演論文集 (VI), 2003, pp. 229-230.
- [2] S. K. W. Seah, E. H. Wong, Y. W. Mai, R Rajoo, and C. T. Lim, “High-Speed Bend Test Method and Failure Prediction for Drop Impact Reliability”, Proc. 56th Electronic Components and Technology Conference, 2006, pp. 1003-1008.

- [3] 中村匡利, 西原利昌, 藤本公三: “衝撃負荷時における実装基板のひずみ速度が破壊モードと破断寿命に及ぼす影響”, *Mate* 2008, 2008, pp.149-154.
- [4] D. Reiff and E. Bradley, “A Novel Mechanical Shock Test Method to Evaluate Lead-Free BGA Solder Joint Reliability”, *Proc. 55th Electronic Components and Technology Conference*, 2005, pp. 1519-1525.
- [5] R. Darveaux, C. Reichman, and N. Islam, “Interface Failure in Lead Free Solder Joints”, *Proc. 56th Electronic Components and Technology Conference*, 2006, pp. 906-917.
- [6] T. Pringle, P. Raghavan, and P. Malatkar, “Solder Joint Reliability of BGA Package under End-User Handling Test Conditions”, *Proc. 57th Electronic Components and Technology Conference*, 2007, pp. 400-406.
- [7] 于 強, 白鳥正樹, 菊池宏信, 池田真哉: “落下衝撃を受ける BGA はんだ接続部の動的特性”, *日本機械学会第 14 回計算力学講演会論文集*, 2001, pp. 473-474.
- [8] 上西研, 関根務, 丸市毅, 大崎修平: “Sn-3.0Ag-0.5Cu 鉛フリーはんだ材の衝撃引張特性”, *日本機械学会論文集 (A 編)*, Vol. 70, No. 690, 2003, pp. 90-96.
- [9] R. Darveaux, and C. Reichman, “Mechanical Properties of Lead-Free Solders”, *Proc. 57th Electronic Components and Technology Conference*, 2007, pp. 695-706.
- [10] H. Kim, M. Zhang, M. K. Chetan, D. Suh, P. Liu, D. Kim, M. Xie, and Z. Wang, “Improved Drop Reliability Performance with Lead Free Solders of Low Ag Content and Their Failure Modes”, *Proc. 57th Electronic Components and Technology Conference*, 2007, pp. 962-967.
- [11] T. Y. Tee, J. Luan, E. Pek, C. T. Lim, and Z. Zhong, “Advanced experimental and Simulation Techniques for Analysis of Dynamic Responses during Drop Impact”, *Proc. 54th Electronic Components and Technology Conf.*, 2004, pp. 1088-1094.
- [12] 山本健一, 赤星晴夫, 守田俊章, 矢口昭弘, 山下志郎, 木本良輔: “Pb フリーはんだ BGA 接合部の衝撃信頼性”, *9th Symposium on Microjoining and Assembly Technology in*

Electronics, 2003, pp. 165-170.

- [13] 山本健一, 加藤隆彦, 川村和則, 中野広, 小泉正博, 赤星晴夫, 佐藤了平: “電解 Ni/Au めっき BGA 鉛フリーはんだ接合部の衝撃強度劣化メカニズムと高強度化”, 溶接学会論文集, Vol. 26, No. 1, 2008, pp. 15-23.
- [14] L. Zhu, and R. Williams, “Plastic Strain Based Criterion for Reliability Assessment of CSP Packages Subjected to Dynamic Shock Loads”, Proc. ASME InterPACK '05, IPACK2005-73059, 2005, pp. 1-8.
- [15] A. Lal, E. Bradley, and J. Sharda, “Effect of Reflow Profiles on the Board Level Drop Reliability of Pb-Free (SnAgCu) BGA Assemblies”, Proc. 55th Electronic Components and Technology Conference, 2005, pp. 945-953.
- [16] F. Song, and S. W. Ricky Lee, “Investigation of IMC Thickness on the Lead-free Solder Ball Attachment Strength”, Comparison between Ball Shear Test and Cold Bump Pull Test Results”, Proc. 56th Electronic Components and Technology Conference, 2006, pp. 1196-1203.
- [17] 金永培, 野口博司, 雨海正純: “熱劣化した BGA-IC パッケージはんだ接合部の衝撃強度の評価”, 日本機械学会論文集 (A 編), Vol. 72, No. 714, 2006, pp. 30-35.

第5章 BGA はんだ接続部衝撃耐性のはんだ材および

熱影響依存性評価

5.1 緒 言

前章まで、規制対象となっている Sn-Pb 系はんだの代替材である Sn-Ag-Cu 系鉛フリーBGA はんだ接続部の衝撃耐性を評価した。Sn-Ag-Cu 系はんだ材は高融点でありリフロー実装温度も高くなることから、実装部品には高耐熱性が要求される。しかし、高耐熱化に対応できない電子部品が混在して実装される場合もあるため、従来の Sn-Pb 系はんだを用いた電子部品実装が一部の製品で行われている。このような背景から、Sn-Pb 系はんだ接続部の衝撃耐性明確化も鉛フリーはんだと同様に重要である。

Sn-Pb 系はんだ接続部の衝撃耐性は Reiff ら[1]や Wong ら[2]および Che ら[3]によって評価されており、鉛フリーはんだより高い衝撃耐性を示すことが報告されている。彼らの報告では、Sn-Pb 系はんだ接続部衝撃耐性のメタライズ組成依存性[3]や、プリント基板の曲げ周波数依存性[2]が示されている。しかし、第 1.3 節で示した実機の衝撃負荷に対応した基板ひずみ周期での Sn-Pb 系はんだ接続部の衝撃耐性は、彼らの報告も含めほとんど評価されていない。

BGA 型パッケージのはんだ接続部は、パッケージ製造からプリント基板実装工程で、複数回のリフローによる加熱を受ける。また、製品使用時には搭載部品自体の発熱や製品使用環境によって、はんだ接続部が長時間高温状態に晒されることがある。このような熱履歴による鉛フリーはんだ接続部の衝撃耐性低下が報告されていることから[4-7]、はんだ接続部衝撃耐性の熱履歴依存性明確化は、半導体パッケージの実装信頼性設計において重要な課題となっている。

そこでこの章では、まず Sn-Pb 共晶はんだ接続部の衝撃耐性を前章で用いたロッド落下式衝撃試験装置で評価し、基板ひずみ周期依存性や破断モードを明確にする。つづいて、鉛フリーはんだと Sn-Pb 共晶はんだそれぞれのはんだ接続部衝撃耐性の熱履歴依存性を評価し、熱履歴による衝撃耐性低下挙動をはんだ接続部に生成される金属間化合物層厚さと関連付けて検討する。

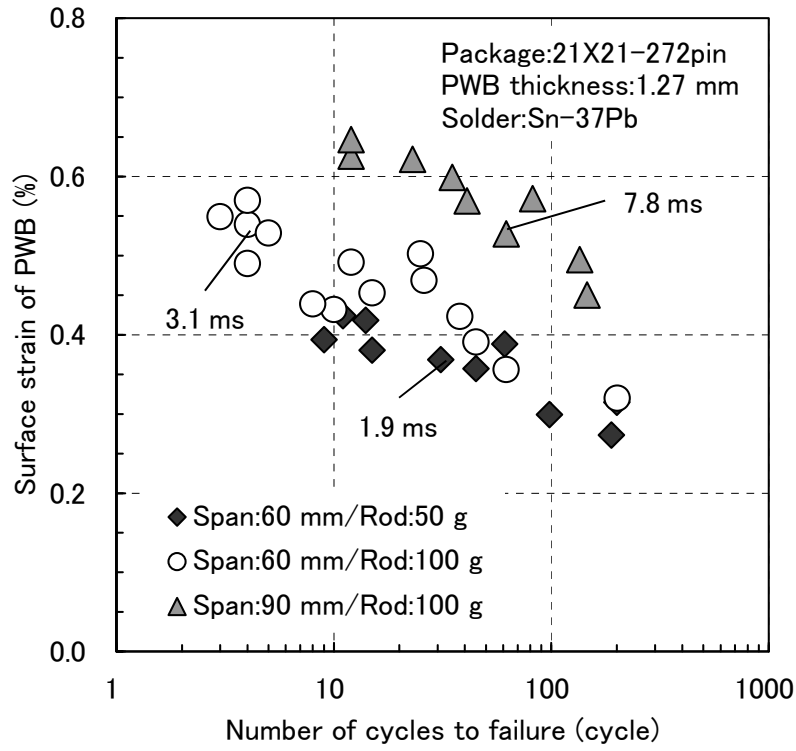
5.2 鉛フリーはんだと Sn-Pb 共晶はんだの衝撃耐性比較

5.2.1 21 mm 角 P-BGA 型パッケージ実装試験片

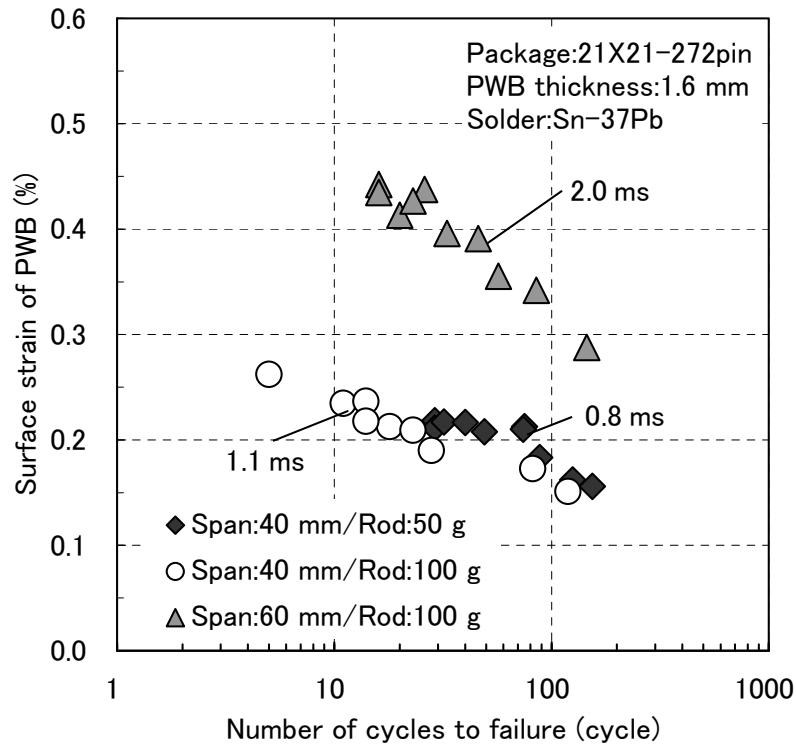
ここでの衝撃耐性評価に用いた実装試験片は、4.3 節で評価した実装試験片と同じ 21 mm 角 P-BGA 型パッケージをプリント基板に実装した試験片である。はんだ材は鉛フリーはんだ (Sn-3Ag-0.5Cu) と Sn-Pb 共晶はんだ (Sn-37Pb) の 2 種類で、はんだボールおよびはんだペーストともに同じ組成どうしのはんだ材で実装した。プリント基板へパッケージを実装するリフロー温度は、鉛フリーはんだは 245℃ (液相線温度以上保持時間は約 30 秒)、Sn-Pb 共晶はんだは 235℃ (共晶温度以上保持間は約 30 秒) である。試験は第 4 章で用いたロッド落下式衝撃試験装置で行い、パッケージコーナー近傍の基板ひずみとはんだ接続部破断寿命を測定した。なお、衝撃試験に用いた実装試験片には、プリント基板実装後に新たな熱履歴は与えていない。

Sn-Pb 共晶はんだでパッケージを実装した実装試験片のはんだ接続部衝撃耐性試験結果を Fig. 5. 1 に示す。試験は、プリント基板厚 1.27 mm と 1.6 mm の実装試験片それぞれについて、プリント基板の固定間スパンと落下ロッド重量の組合せを変えて行った。なお、Fig. 5. 1 には各試験の基板ひずみ周期を併記した。両プリント基板厚ともに、スパンが広くあるいはロッドが重くなることによって基板ひずみ周期が長くなるため、第 4 章で明らかにしたようにはんだ接続部破断寿命が増加する。Sn-Pb 共晶はんだ接続部の衝撃耐性も、鉛フリーはんだと同様に基板ひずみ周期依存性を示すことがわかる。

Sn-Pb 共晶はんだ接続部の破断モードを確認するため、破断した実装試験片についてはんだ接続部の断面観察を行った。観察したのはパッケージコーナーのはんだ接続部である。断面観察写真を Fig. 5. 2 に示す。破断寿命 29 回 (Fig. 5. 2(a)) および破断寿命 135 回 (Fig. 5. 2(b)) の実装試験片のどちらも、き裂ははんだ内を進展しており、はんだ母材で破断している。破断寿命が数回であった実装試験片のはんだ接続部でも、はんだ内にき裂が発生することを確認している。この破断モードは、第 4 章の Fig. 4. 9 や Fig. 4. 10 などに示した鉛フリーはんだ接続部の化合物層破断とは明確に異なっている。

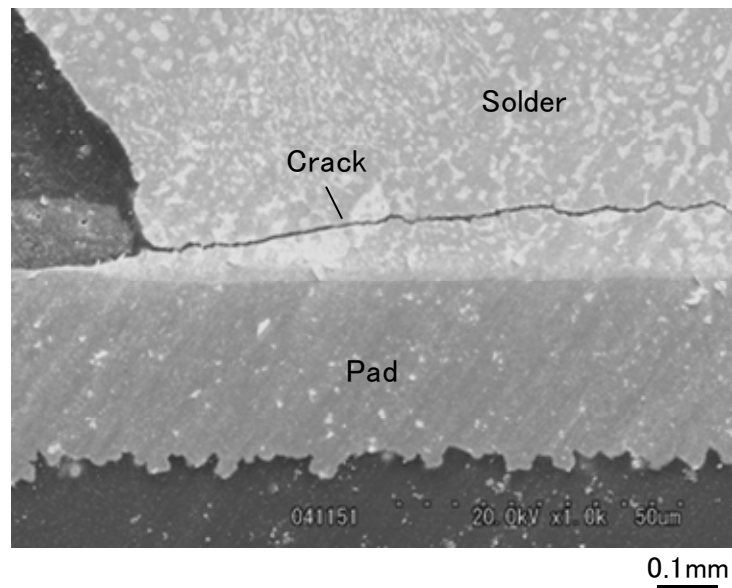


(a) PWB thickness: 1.27 mm

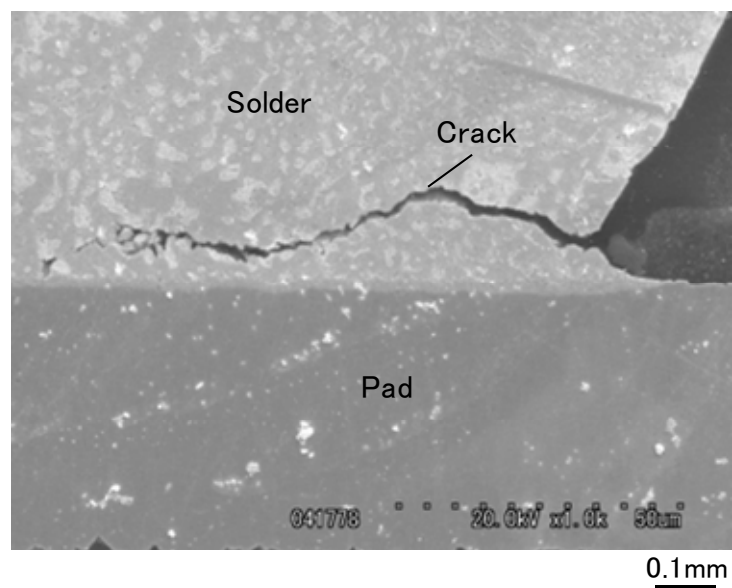


(b) PWB thickness: 1.6 mm

Fig. 5. 1 Influence of distance between clamp point of PWB and rod weight on cycles to failure Sn-37Pb solder joints under impact bending test.



(a) Number of cycles to failure:29 cycle



(b) Number of cycles to failure:135 cycle

Fig. 5. 2 Crack at Sn-37Pb solder joints of P-BGA 21X21-272pin package.

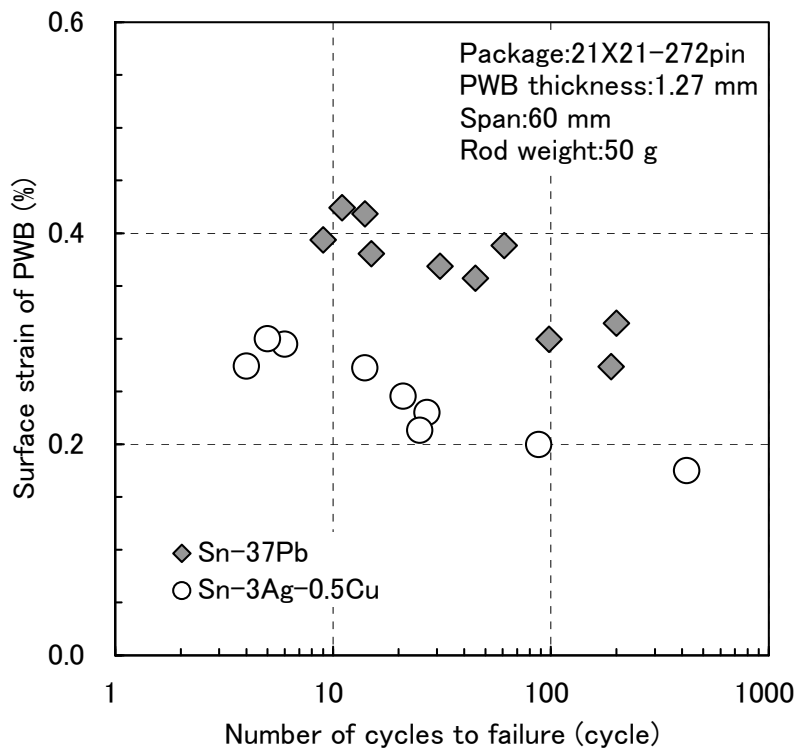
つづいて、鉛フリーはんだ接続部と Sn-Pb 共晶はんだ接続部の衝撃耐性を比較した結果を Fig. 5. 3 に示す。スパン 60 mm (Fig. 5. 3(a)), スパン 90 mm (Fig. 5. 3(b)) とともに測定した範囲で Sn-Pb 共晶はんだ接続部の衝撃耐性が鉛フリーはんだより高くなっている。この衝撃耐性の高低には、上述したはんだ接続部破断モードの違いが影響していると考えられる。

5.2.2 パッケージサイズ・構造が異なる実装試験片

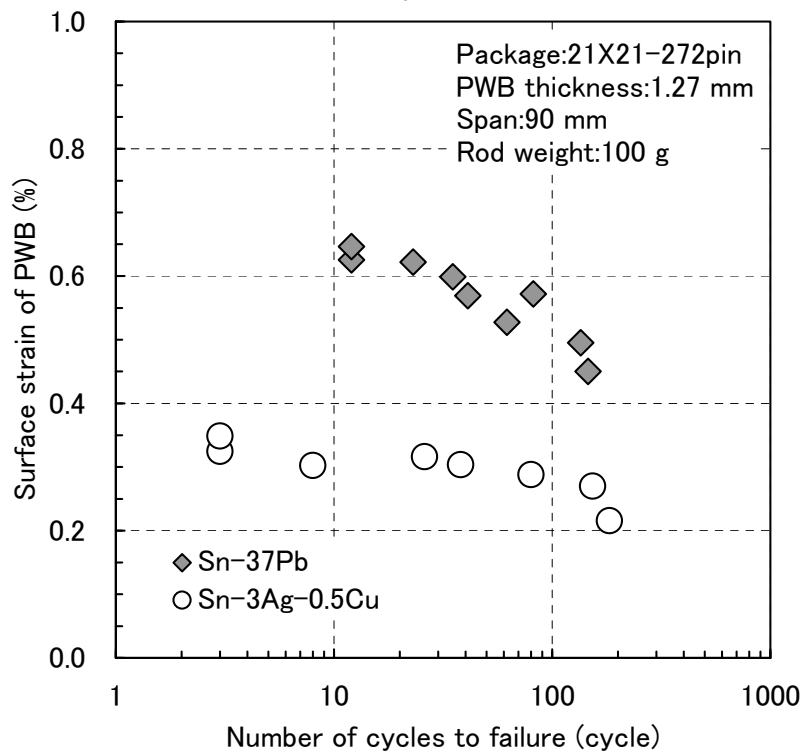
前項につづいて、P-BGA 型で外形サイズが異なるパッケージと、構造が異なるテープ BGA 型パッケージの Sn-Pb 共晶はんだ (Sn-37Pb) 接続部の衝撃耐性を鉛フリーはんだ (Sn-3Ag-0.5Cu) と比較する。評価したパッケージは、13 mm 角 P-BGA 型パッケージ実装試験片と 23 mm 角テープ BGA 型パッケージ実装試験片である。なお、これらの実装試験片も、パッケージをプリント基板に実装した後は、新たな熱履歴は与えていない。

はじめに、4.4 節で評価した 13 mm 角-240 ピン P-BGA パッケージをプリント基板に搭載して実装試験片を作製し、衝撃試験を行った。はんだ接続部衝撃耐性試験結果を Fig. 5. 4 に示す。ここで評価した実装試験片のプリント基板厚は 1.27 mm であり、基板をスパン 60 mm で固定し、重量 75 g の落下ロッドで衝撃を加えた。鉛フリーはんだ、Sn-Pb 共晶はんだそれぞれの実装リフロー温度は、前項の 21 mm 角パッケージと同じである。Sn-Pb 共晶はんだ接続部の衝撃耐性は、21 mm 角パッケージと同様に鉛フリーはんだより高くなっている。この衝撃耐性の差異は、鉛フリーはんだ接続部の破断寿命と基板ひずみの関係を示す曲線が Sn-Pb 共晶はんだより水平に近いことから、寿命が短い高基板ひずみ域で広がっている。一方、寿命の長い低基板ひずみ域では差異が縮小し、鉛フリーはんだ材の曲線は Sn-Pb 共晶はんだ材の曲線に近づく傾向が見られる。Sn-Pb 共晶はんだ接続部の破断は、Fig. 5. 2 に示した 21 mm 角パッケージ実装試験片と同様にはんだ母材で発生していた。鉛フリーはんだ接続部の破断モードは、Fig. 4. 23 や Fig. 4. 24 に示したはんだ接続部の金属間化合物層破断であった。

つづいて、23 mm 角-352 ピンテープ BGA 型パッケージ実装試験片の衝撃耐性試験結果を Fig. 5. 5 に示す。評価に用いた実装試験片の寸法仕様は、2.3 節で評価した試験片と同じである。パッケージ側テープインターポーザの Cu パッド表面には Sn めっきを施した。プリント基板側



(a) Span:60 mm



(b) Span:90 mm

Fig. 5. 3 Influence of solder material on life of solder joints of P-BGA21X21-272pin package.

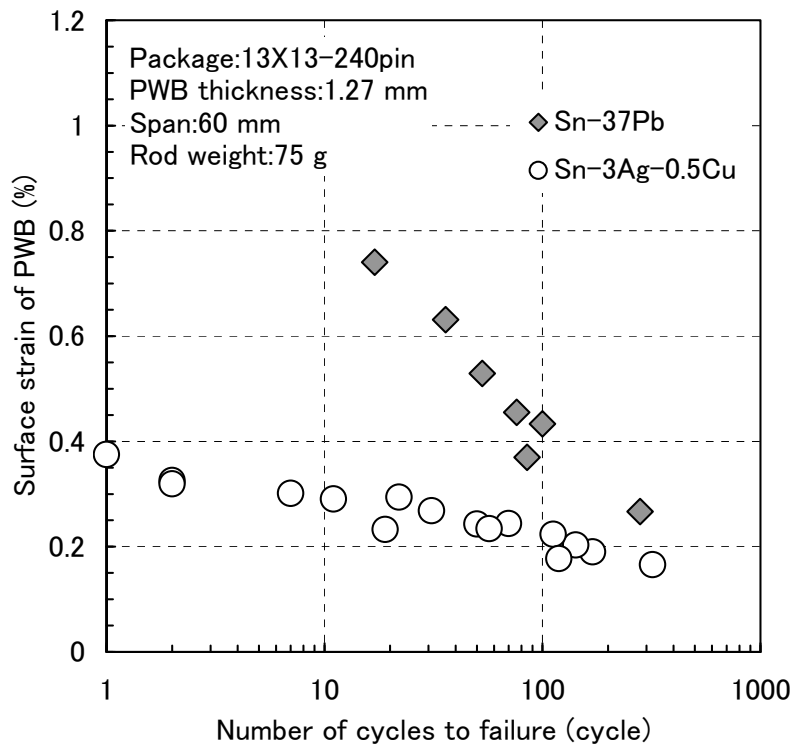


Fig. 5. 4 Influence of solder material on life of solder joints of P-BGA13X13-240pin package.

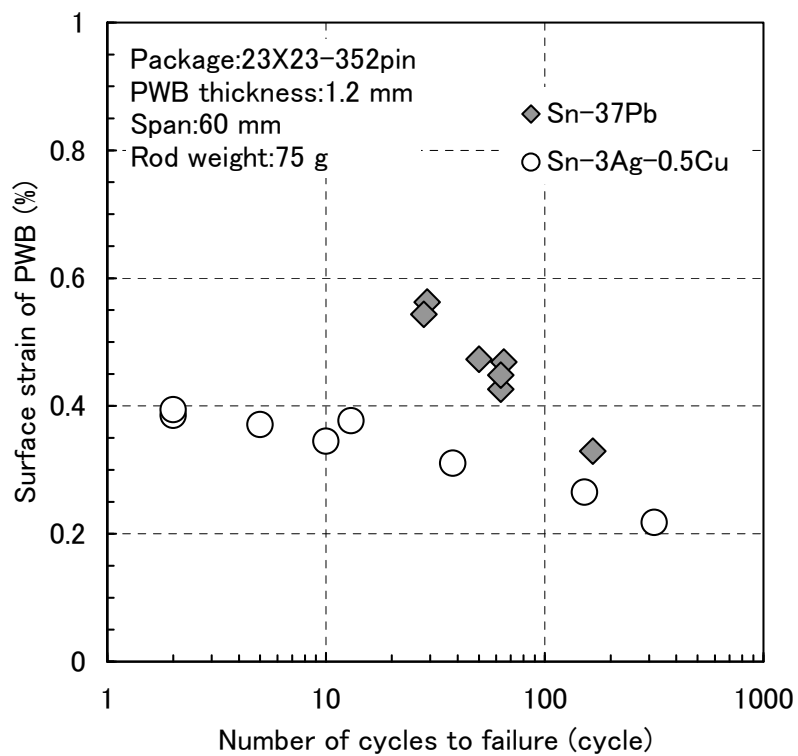


Fig. 5. 5 Influence of solder material on life of solder joints of Tape-BGA23X23-352pin package.

の Cu パッド表面は、酸化防止としてプリフラックス処理を施した。プリント基板をスパン 60 mm で固定し、重量 75 g の落下ロッドで衝撃を加えた。鉛フリーはんだおよび Sn-Pb 共晶はんだの実装リフロー温度は共に 240°C (液相線および共晶温度以上の保持時間は約 30 秒) である。このパッケージでも Sn-Pb 共晶はんだ接続部の衝撃耐性が鉛フリーはんだ接続部より高くなる。破断寿命と基板ひずみの関係を示す曲線の挙動も Fig. 5. 4 の 13 mm 角 P-BGA パッケージの結果と同じである。破断した 23 mm 角パッケージ実装試験片はんだ接続部断面の観察写真を Fig. 5. 6 に示す。この実装試験片ではパッケージ側はんだ接続部で破断が発生した。Sn-Pb 共晶はんだ接続部の破断モードははんだ母材破断、鉛フリーはんだの破断モードは化合物層破断であり、P-BGA 型パッケージ実装試験片の破断モードと同じである。

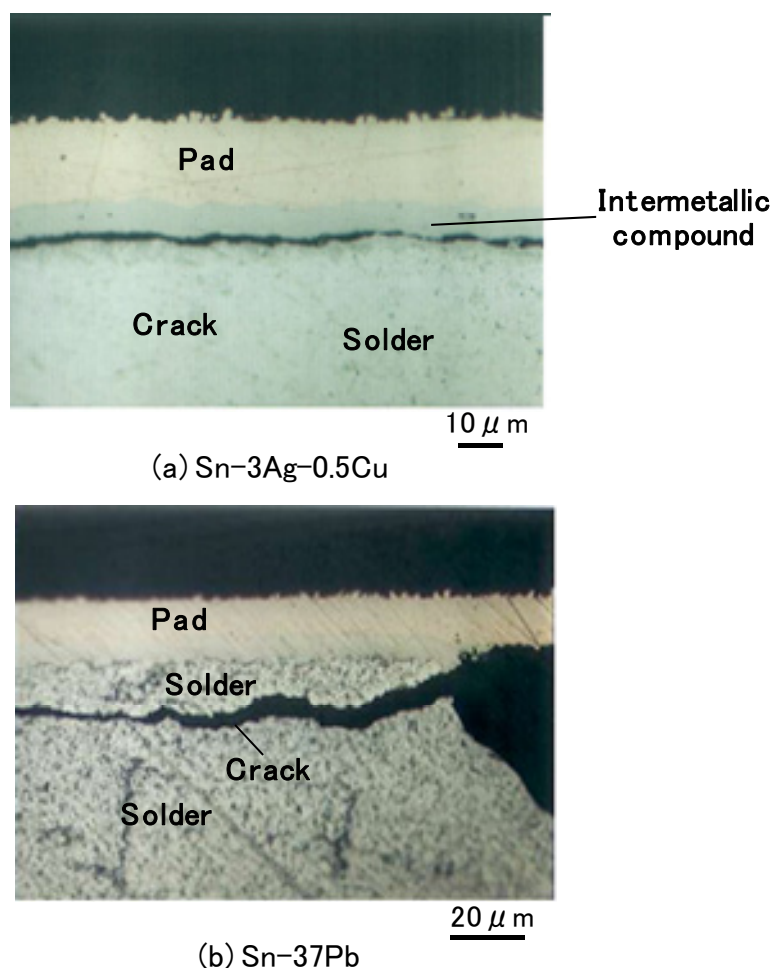


Fig. 5. 6 Crack at the solder joints of Tape-BGA package.

5.2.3 鉛フリーはんだと Sn-Pb 共晶はんだ衝撃耐性挙動の考察

5.2.1 項および 5.2.2 項で示した Sn-Pb 共晶はんだ接続部衝撃耐性と鉛フリーはんだ接続部衝撃耐性の差異を、はんだ組成によるはんだ接続部破断モードの違いに関連付けて考察する。鉛フリーはんだ Sn-3Ag-0.5Cu の降伏応力は、衝撃のような高ひずみ速度域でも Sn-Pb 共晶はんだより高い[8]。衝撃が負荷された鉛フリーはんだ接続部は、この高い降伏応力のためはんだ材の塑性変形による緩和が生じる前に高い応力に晒されるようになる。はんだ接続部に発生する高応力によって金属間化合物層の脆性破断が容易に発生する。一方、Sn-Pb 共晶はんだ接続部では、はんだ材の塑性変形によってはんだ接続部応力が緩和されるため、化合物層にき裂が発生する前にはんだ材自体にき裂が発生する。はんだ材の延性破壊によるき裂進展が破断を支配するため、脆性破断が支配的な鉛フリーはんだより寿命が長くなると考えられる。

つぎに、Fig. 5. 4 や Fig. 5. 5 に示した高寿命域で鉛フリーはんだと Sn-Pb 共晶はんだの衝撃耐性の差異が縮小する理由を考察する。第 4 章で示したように鉛フリーはんだ接続部でも基板ひずみの低い高寿命域では、き裂がはんだ母材内を進展した後に化合物層に進展して破断するモードが現われていた。この鉛フリーはんだ実装試験片で取得した衝撃耐性曲線の傾きは、寿命が長くなるに従い水平から垂直方向に向きを変える傾向が現われていた。Fig. 5. 4 や Fig. 5. 5 に示した鉛フリーはんだ接続部衝撃耐性の曲線にも、低寿命域の水平に近い状態から高寿命になるに従って垂直方向に傾きが変わっていく傾向が見られる。この実装試験片では詳細な破断モード観察は実施していないが、衝撃耐性曲線の挙動から、高寿命域でははんだ母材破断も混在したモードになっていたと推定できる。高寿命域で両はんだ材の衝撃耐性差が縮小し同様の挙動を示すのは、鉛フリーはんだ接続部に Fig. 5. 2 のような Sn-Pb 共晶はんだと同じはんだ母材破断が生じるためと考えられる。

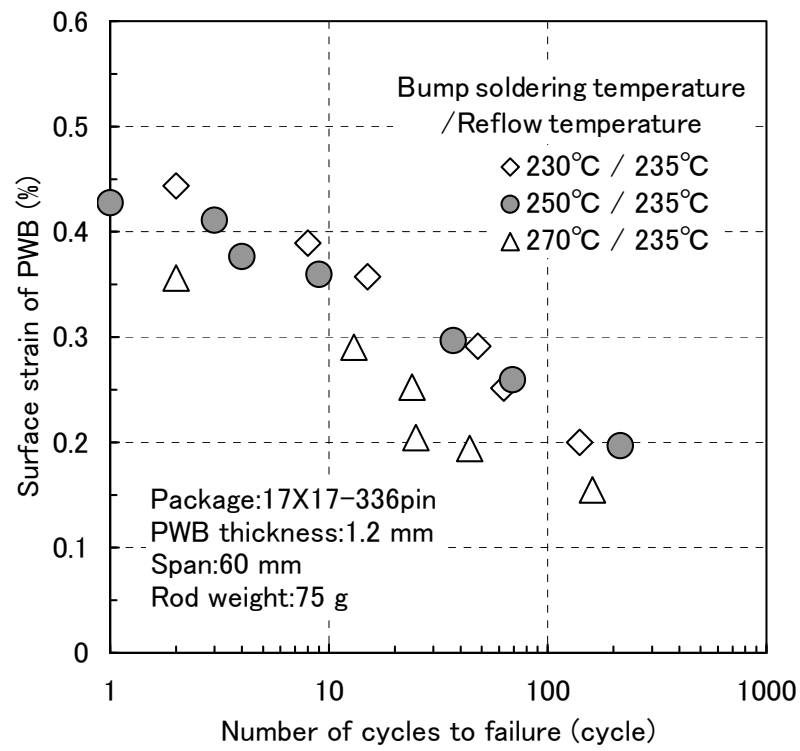
5.3 鉛フリーはんだ接続部衝撃耐性のリフロー加熱温度依存性

BGA 型パッケージのはんだ接続部は、パッケージ側インターポーザ基板へのボール形成時とプリント基板実装時にはんだ熔融温度以上の熱履歴を受ける。Darveaux ら[9]は、実装時のリフ

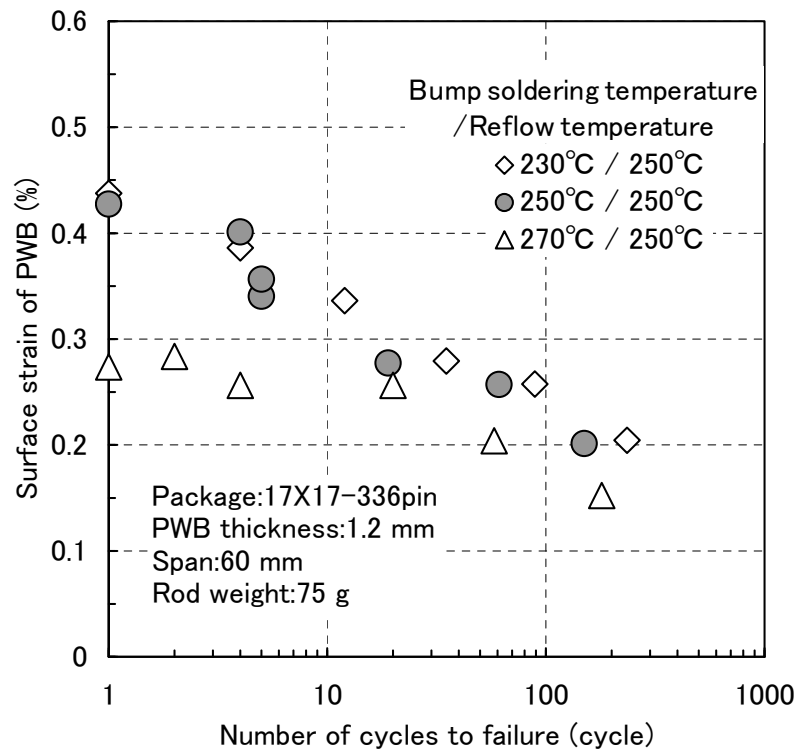
ロー最高温度を変えたはんだ接続試験片を作製し、引張試験によって鉛フリーBGA はんだ接続部の接続強度を評価している。彼らの報告では、はんだ接続強度はリフロー最高温度が高くなると低下することが示されており、はんだ接続部の耐性確保にははんだリフロー時の最高温度管理が重要であることを示している。ここでは、BGA パッケージのプリント基板実装試験片を用い、鉛フリーはんだ接続部衝撃耐性のリフロー最高温度依存性を明確にする。パッケージへのはんだボール実装時およびプリント基板実装時のリフロー最高温度を変えて作製した実装試験片の衝撃試験を行い、リフロー温度が衝撃耐性に及ぼす影響を評価した。

はんだ接続部の衝撃耐性評価には、17 mm 角 P-BGA パッケージをプリント基板に実装した実装試験片を用いた。パッケージの外形サイズは 17 mm×17 mm×0.9 mm 厚、I/O ピン数（ボール数）336、ボールピッチは 0.8 mm、実装はんだボール径は 0.5 mm である。使用したはんだボール材は Sn-3Ag-0.5Cu であり、プリント基板実装時に用いたはんだペースト材組成もボール材と同じである。パッケージは、プリント基板の片面中央に 1 個搭載した。はんだ接続部の構造は、パッケージ側、プリント基板側ともに、基板表面のソルダレジストがパッド表面の周囲を覆う SMD 型である。パッケージ側はんだ接続部は Cu パッド表面に電解 Ni/Au めっきを施し、実装基板側は Cu パッドの表面に酸化防止用プリフラックスを塗布した。衝撃試験にはロッド落下式衝撃試験装置を用い、ロッド重量 75 g、実装基板の固定間スパンは 60 mm とした。

鉛フリーはんだ接続部衝撃耐性のはんだボール実装時リフロー温度依存性を調べた結果を Fig. 5. 7 に示す。ボール実装リフロー温度（230℃、250℃、270℃）を変えたパッケージを、235℃と 250℃の各リフロー温度（液相線温度以上の保持時間約 30 秒）で基板実装した実装試験片で測定した破断寿命と基板ひずみの関係である。ボール実装リフロー温度 230℃と 250℃では、基板実装リフロー温度によらず衝撃耐性はほぼ一致する。ボール実装リフロー温度 270℃の破断寿命は、他の温度に比べて短くなっており、特に Fig. 5. 7(b)に示す基板実装リフロー温度が高い 250℃では著しい寿命低下が現われている。



(a) Reflow temperature : 235°C



(b) Reflow temperature : 250°C

Fig. 5.7 Influence of bump soldering temperature on life of lead free solder joints.

つづいて、基板実装リフロー温度の依存性検討のため、ボール実装リフロー温度 230℃のパッケージを基板実装した実装試験片で測定した衝撃耐性評価結果を Fig. 5. 8 に示す。基板実装リフロー温度が高くなるほど破断寿命が短くなっており、鉛フリーはんだ接続部衝撃耐性のリフロー実装温度依存性が現れている。鉛フリーはんだ接続部の衝撃耐性は、ボール実装リフロー温度、基板実装リフロー温度両方の依存性があり、温度が高くなると低下することが明らかになった。

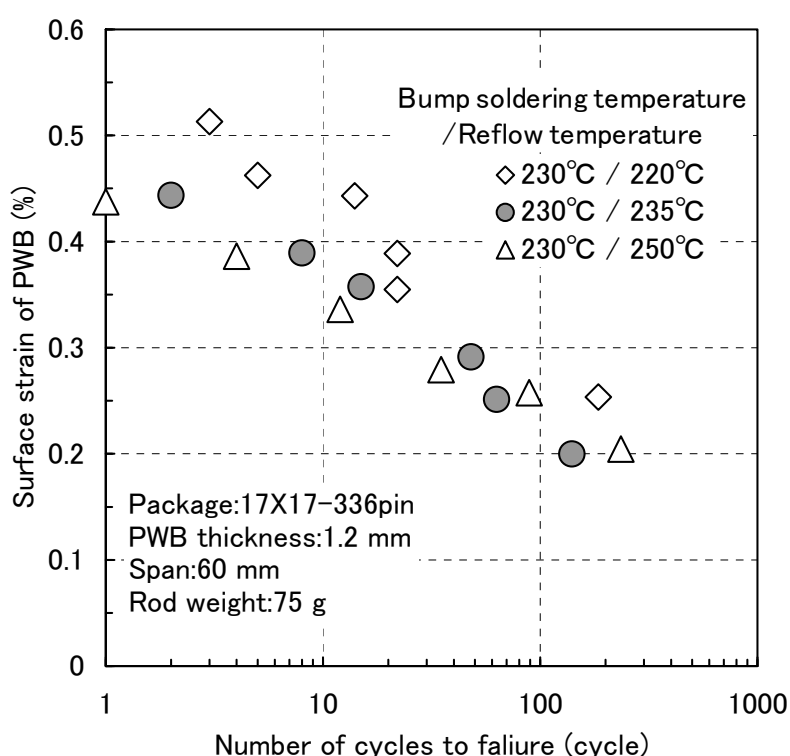


Fig. 5.8 Influence of reflow temperature on life of lead free solder joints.

ここで評価した実装試験片のはんだ接続部主要破断モードは、Fig. 5. 9 の断面観察写真に示す金属間化合物層破断であった。破断発生箇所はボール実装リフロー温度による違いがあり、プリント基板側接続部破断のみ発生する場合と、パッケージ側接続部も破断する場合があった。ボール実装リフロー温度 250℃以下のはんだ接続部では、基板実装リフロー温度に依存せず、すべてプリント基板側接続部で破断した。ボール実装リフロー温度 270℃のはんだ接続部は、基板実装リフロー温度に依存して破断箇所が異なっていた。実装リフロー温度 235℃以下の場合はパッケージ側接続部で破断し、250℃でははんだ接続部両側の破断が混在して発生していた。

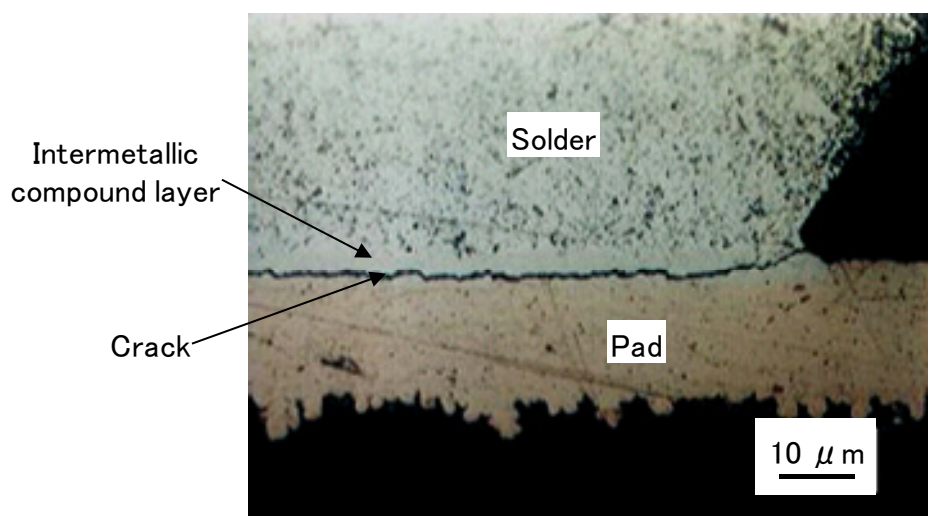


Fig. 5. 9 Crack at the lead free solder joints.

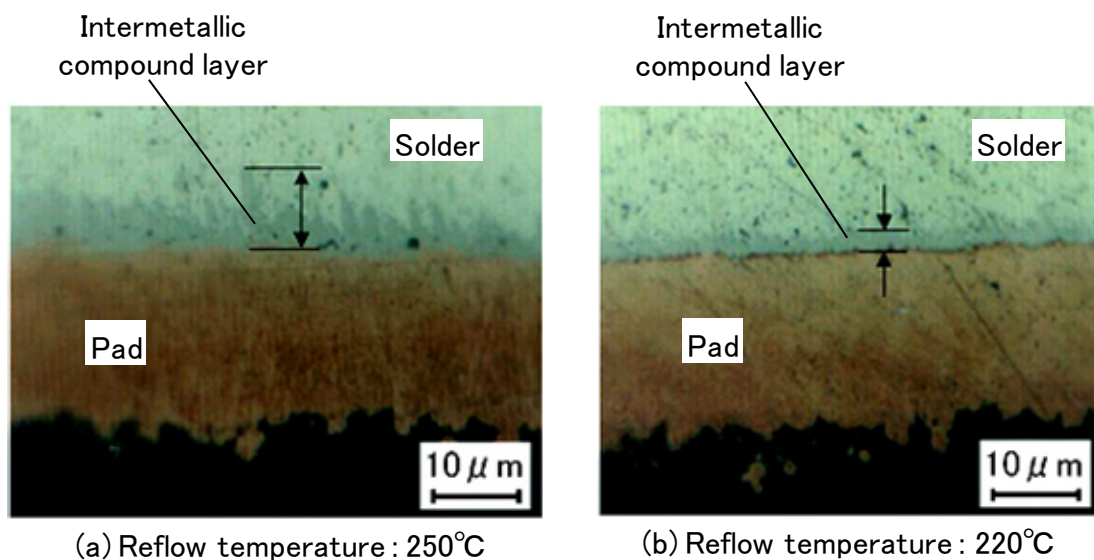


Fig. 5. 10 Thickness of intermetallic compound layer at lead free solder joints.

鉛フリーはんだ接続部衝撃耐性のリフロー温度依存性を検討するため、基板実装リフロー温度が異なるはんだ接続部の金属間化合物厚さを比較した。本実装試験片のはんだ接続部に形成される金属間化合物は、第4章で評価した試験片のはんだ接続部構造と同じであることから、CuSn系化合物であると考えている。ボール実装リフロー温度230°Cのパッケージを220°Cと250°Cの温度で基板実装した実装試験片について、プリント基板側はんだ接続部断面を観察した写真をFig. 5. 10に示す。基板実装リフロー温度250°Cの金属間化合物厚さ（Fig. 5. 10(a)）は、220°C

(Fig. 5. 10(b)) より厚くなっている。リフロー温度が高い場合に化合物層が厚く成長する傾向は、パッケージ側はんだ接続部でも同様に現われていた。鉛フリーはんだ接続部では、高温に晒されることによって化合物層が成長し、はんだ接続部強度も低下することが知られている[4-6, 10-12]。Fig. 5. 10 に示したように高いリフロー温度で実装したはんだ接合部の化合物層が厚くなっているため、高温に晒されたことによる化合物層の成長がはんだ接続部衝撃耐性を低下させたと考えられる。ボール実装リフロー温度 270℃のはんだ接続部では、ボール実装時の加熱によってパッケージ側接続部の化合物成長が促進され厚い化合物層が形成される。その後、高温の基板実装リフローに晒されることで化合物層はさらに成長し、はんだ接続部衝撃耐性が著しく低下したためパッケージ側接続部でも破断が発生したと考えている。このように鉛フリーはんだ接続部衝撃耐性はリフロー温度依存性があるので、ボール実装や基板実装時のリフロー温度管理を適正に実施することが必要である。

5.4 プリント基板実装後に熱履歴を受けるはんだ接続部衝撃耐性

ここでは、プリント基板実装状態の鉛フリーはんだおよび Sn-Pb 共晶はんだそれぞれの実装試験片をはんだ融点以下の温度に長時間晒した後、はんだ接続部の衝撃耐性試験を行い、はんだ接続部衝撃耐性の熱履歴依存性を検討する。

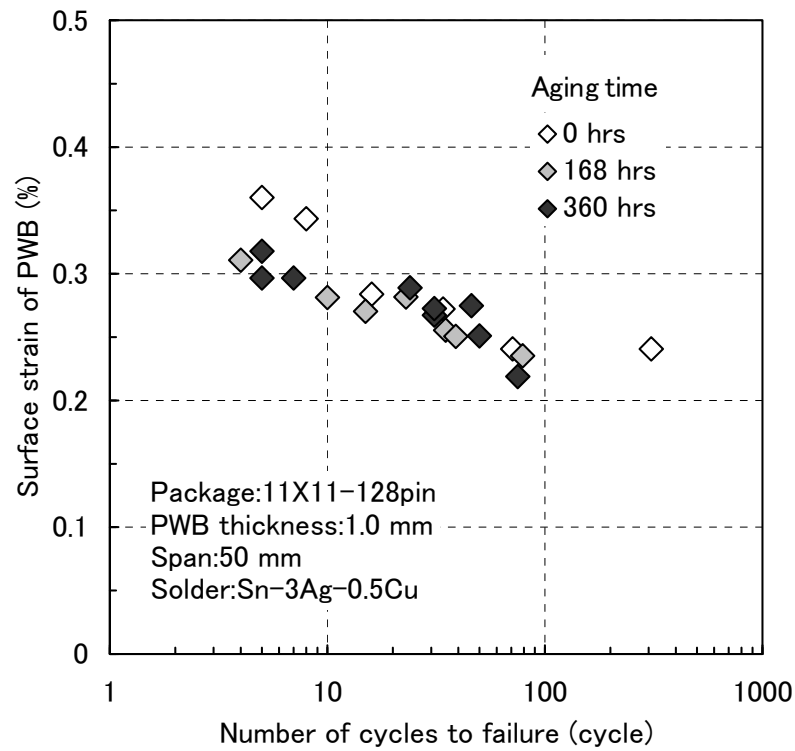
衝撃耐性評価に用いた実装試験片は、11 mm 角-128 ピンのテープ BGA 型パッケージをプリント基板に実装した試験片である。ボールピッチは 0.8mm、実装はんだボール径は 0.5 mm である。評価したはんだ材は鉛フリーはんだ (Sn-3Ag-0.5Cu) と Sn-Pb 共晶はんだ (Sn-37Pb) の 2 種類であり、はんだボールおよびはんだペーストともにそれぞれ同じ組成のはんだ材を用いて実装した。実装試験片のプリント基板厚は 0.8 mm, 1.0 mm, および 1.27 mm の 3 種類である。はんだ接続部の構造は、パッケージ側、プリント基板側ともに、基板表面のソルダレジストがパッド表面の周囲を覆う SMD 型である。パッケージ側はんだ接続部は Cu パッド表面に電解 Ni/Au めっきを施し、プリント基板側は Cu パッドの表面に酸化防止用プリフラックスを塗布した。プリント基板へパッケージを実装するリフロー最高温度は、鉛フリーはんだは 245℃ (液相

線温度以上保持は約 30 秒), Sn-Pb 共晶はんだは 235°C (共晶温度以上保持時間は約 30 秒) である。プリント基板実装後の高温保持無し (0 時間) と 125°C 一定で 164 時間, 360 時間および 500 時間それぞれ高温保持した実装試験片の衝撃耐性をロッド落下式衝撃試験で測定した。ロッド重量は 50 g, プリント基板の固定間スパンは 50 mm としたが, 一部の試験はスパン 60 mm で行った。

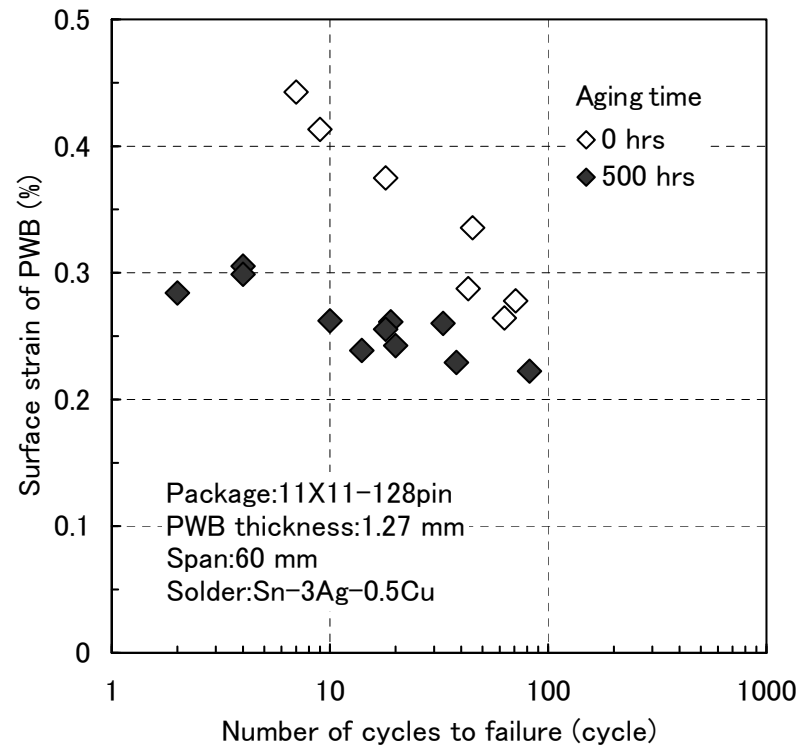
鉛フリーはんだでパッケージを実装した実装試験片を 125°C で保持した後に測定したはんだ接続部衝撃耐性試験結果を, 高温保持無しの結果とともに Fig. 5. 11 に示す。Fig. 5. 11(a) に示した高温保持 360 時間までの結果では, 高基板ひずみの破断寿命 20 回以下の領域において高温保持による若干の耐性低下が現われている。高温保持 168 時間と 360 時間の衝撃耐性はほぼ同じになっている。Fig. 5. 11(b) に示した高温保持 500 時間後の試験結果のプロットは, 保持無しの結果より水平に近くなっており, 測定範囲すべてで著しく耐性が低下している。この耐性低下の考察については後述する。なお, 高温保持無しの試験結果で, スパン 60 mm の衝撃耐性 (Fig. 5. 11(b)) がスパン 50 mm (Fig. 5. 11(a)) より高くなるのは, 第 4 章で示したように基板ひずみ周期が長くなるためである。

Fig. 5. 11 に衝撃耐性試験結果を示した鉛フリーはんだ接続部の破断モードを確認するため, はんだ接続部断面を観察した結果を Fig. 5. 12 に示す。ここで評価した実装試験片のはんだ接続部破断はプリント基板側接続部で発生していた。本実装試験片の鉛フリーはんだ接続部は, 第 4 章で評価した実装試験片と同様, 高温保持なしでもはんだ接続部の化合物層で破断している (Fig. 5. 12(a))。高温保持した鉛フリーはんだ接続部の破断モードも Fig. 5. 12(b), (c) に示したように化合物層破断になっている。

つづいて, 125°C で一定時間保持した後に測定した Sn-Pb 共晶はんだ接続部の衝撃耐性試験結果を, 高温保持無し (0 時間) の結果と併せて Fig. 5. 13 に示す。プリント基板厚 1.0 mm の実装試験片を用いたスパン 50 mm の試験で, 高温保持無しと 360 時間の衝撃耐性を比較した結果を Fig. 5. 13(a) に示した。プリント基板厚 0.8 mm の実装試験片を用いたスパン 50 mm の試験で高温保持無しと 500 時間の衝撃耐性を比較した結果を Fig. 5. 13(b) に示した。Fig. 5. 13(a) に

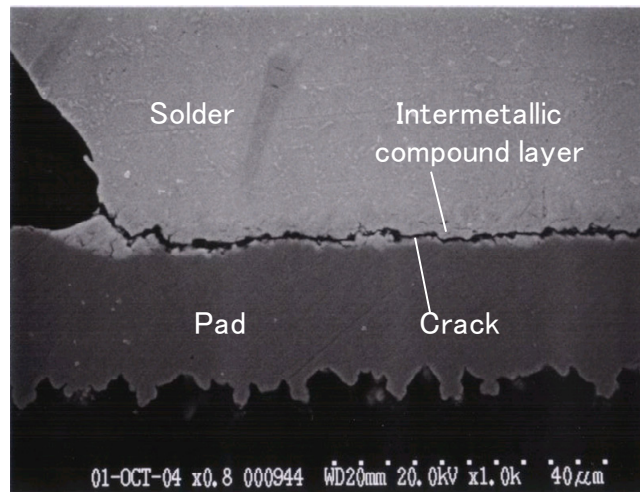


(a) Aging at 125°C for 0, 168, or 360 hours

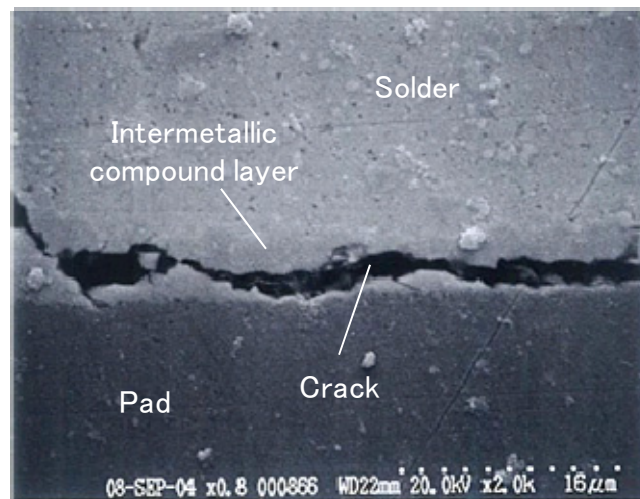


(b) Aging at 125°C for 0 or 500 hours

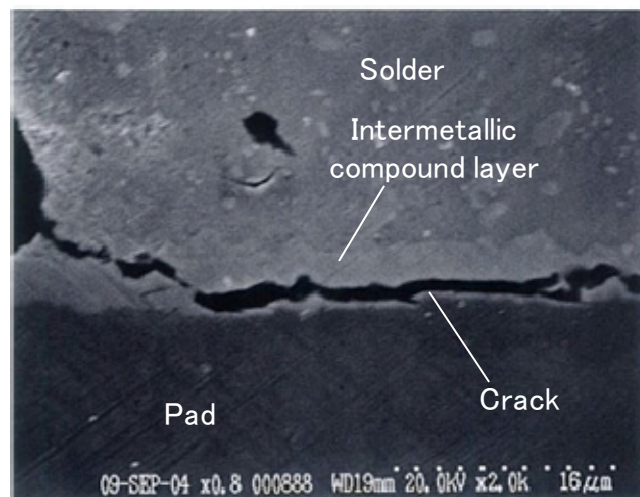
Fig. 5. 11 Influence of thermal aging on life of lead free solder joints of Tape-BGA 11X11-128pin package.



(a) Aging time : 0 hrs 10 μ m

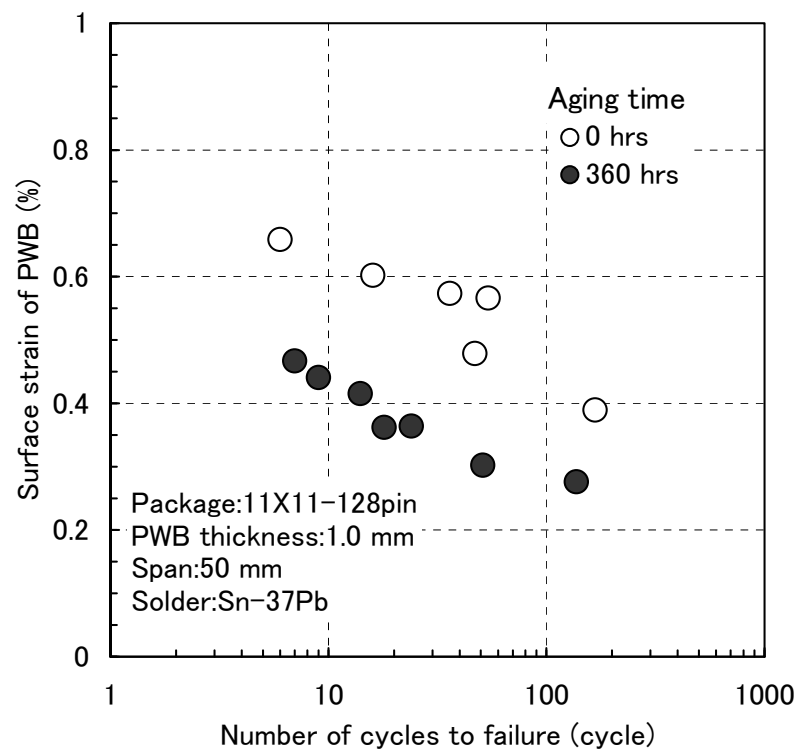


(b) Aging time : 360 hrs 5 μ m

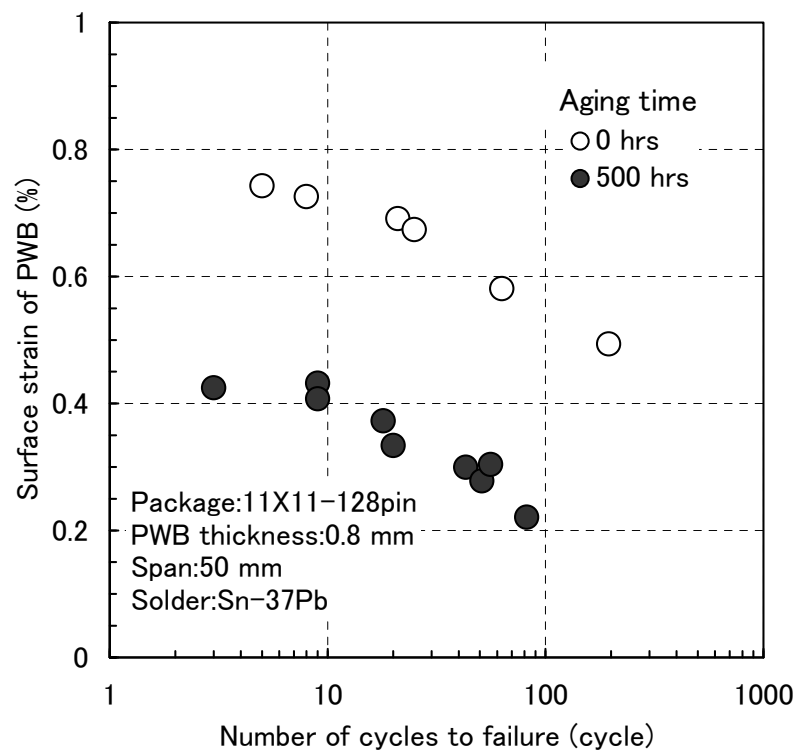


(c) Aging time : 500 hrs 5 μ m

Fig. 5. 12 Crack at lead free solder joints of Tape-BGA 11X11-128pin package.



(a) Aging at 125°C for 0 or 360 hours



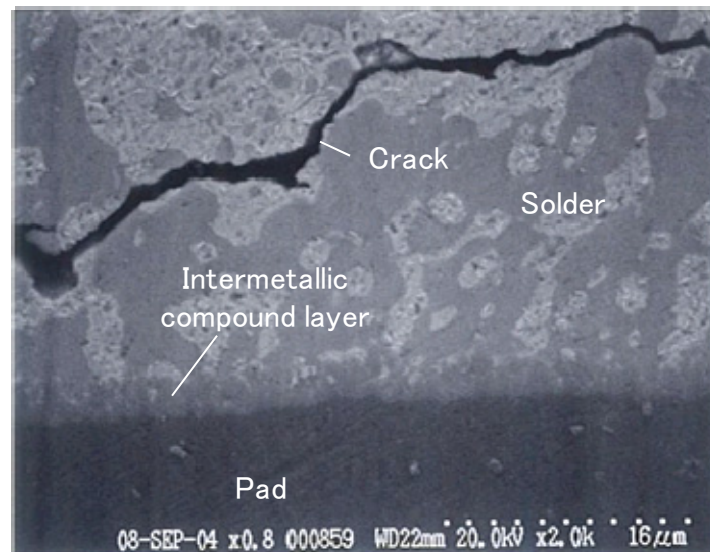
(b) Aging at 125°C for 0 or 500 hours

Fig. 5. 13 Influence of thermal aging on life of Sn-37Pb solder joints of Tape-BGA 11X11-128pin package.

示した高温保持 360 時間後に測定した Sn-Pb 共晶はんだ接続部の破断寿命は、測定範囲の全域で高温保持無しの寿命より約 1 桁短くなっている。この高温保持 360 時間による耐性低下は、同じ試験条件で評価した鉛フリーはんだ (Fig. 5. 11(a)) より顕著となっている。高温保持による衝撃耐性の低下は、保持時間が長くなるとさらに増大しており、Fig. 5. 13(b)に示した高温保持 500 時間では、高温保持無しより約 2 桁破断寿命が短くなっている。なお、高温保持無しの試験結果で、プリント基板厚 0.8 mm の衝撃耐性 (Fig. 5. 13(b)) が基板厚 1.0 mm (Fig. 5. 13(a)) より高くなるのは、基板ひずみ周期依存性のためである。

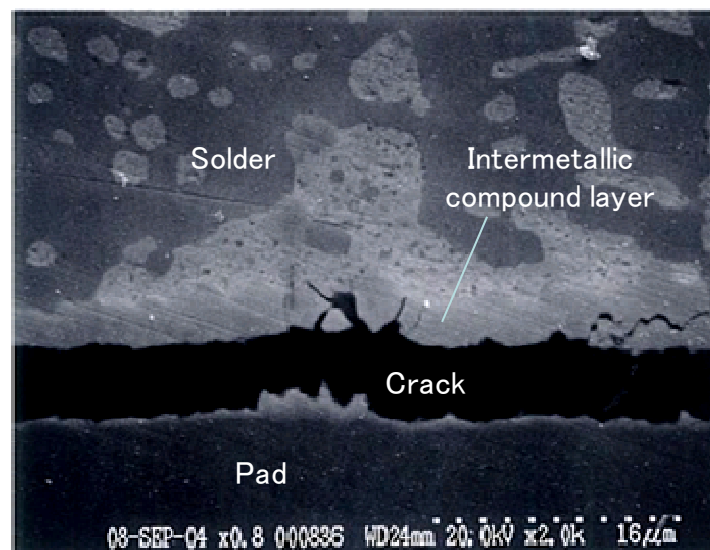
Sn-Pb 共晶はんだ接続部の高温保持無しおよび高温保持 500 時間後それぞれの破断モード確認のため、はんだ接続部断面を観察した写真を Fig. 5. 14(a), (b)に示す。Sn-Pb 共晶はんだ接続部の破断も鉛フリーはんだと同様プリント基板側はんだ接続部で発生していた。高温保持無しの Sn-Pb 共晶はんだ接続部破断は Fig. 5. 14(a)に示すようにはんだ母材内で発生する。Fig. 5. 14(b)に示した 500 時間高温保持後の破断モードは、Fig. 5. 12 に示した鉛フリーはんだ接続部と同じ化合物層破断となっている。360 時間高温保持後の破断モードも化合物層破断であった。高温保持による Sn-Pb 共晶はんだ接続部衝撃耐性の低下は、破断モードがはんだ母材破断から鉛フリーはんだ接続部と同じ化合物層破断に変わるためである。

高温保持によるはんだ接続部衝撃耐性の低下を、接続部に形成される金属間化合物の厚さに関連付けて考察する。本章で評価したはんだ接続部と同じ Cu パッドとはんだ材接続界面に生成される化合物は Cu_6Sn_5 と Cu_3Sn [4-6,13,14]であることから、ここで評価したはんだ接続部にも同じ CuSn 化合物が形成されると考えている。リフローはんだ付け直後の Cu パッドとの接続界面には Cu_6Sn_5 が厚く生成されるが、接続後の高温保持により固相状態で反応が進行すると Cu_3Sn も厚く成長する[5,13]。これら化合物の厚さは、はんだ接続後に高温状態に晒されることによって次第に厚くなり[6,14]、化合物厚増加によるはんだ接続部衝撃耐性の低下が Chiu ら[4]、Lai ら[5]および Song ら[6]によって報告されている。



(a) Aging time : 0 hrs

5 μ m



(b) Aging time : 500 hrs

5 μ m

Fig. 5. 14 Crack at Sn-37Pb solder joints of Tape-BGA 11X11-128pin package.

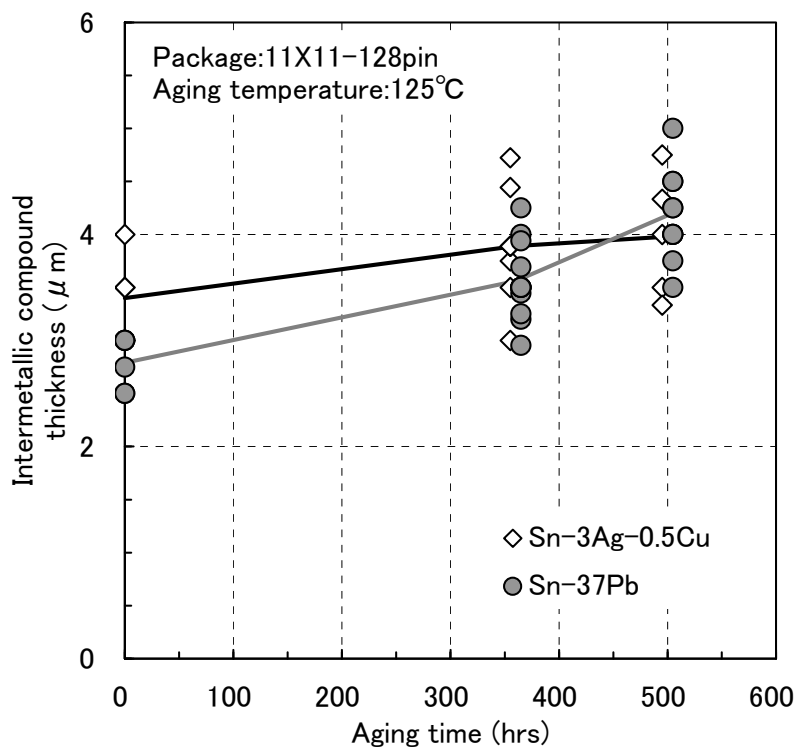


Fig. 5. 15 Relationship between thermal aging time and intermetallic compound thickness of solder joints of Tape-BGA 11X11-128pin package.

Fig. 5. 15 は、11 mm 角 BGA パッケージ実装試験片はんだ接続部に形成された金属間化合物厚を、高温保持無し（高温保持 0 時間）と 360 時間、500 時間保持後に測定した結果である。はんだ接続部断面を撮影した Fig. 5. 14 のような SEM 観察写真上で、金属間化合物厚を 3～5 箇所測定した結果を示した。鉛フリーはんだ、Sn-Pb 共晶はんだ共に、高温保持時間の増加によって化合物層厚が増加する傾向が現れている。したがって、Fig. 5. 11 や Fig. 5. 13 に示した長時間の高温保持によるはんだ接続部衝撃耐性の低下は、化合物厚さの増加が原因と考えられる。

鉛フリーはんだ接続部の衝撃耐性は、Fig. 5. 11 に示したように高温保持 360 時間までは耐性低下はわずかであるが、500 時間では著しく耐性が低下していた。はんだ材と Cu パッドとの接続では、長時間の高温保持による Cu_3Sn 化合物生成と Cu パッド界面あるいは Cu_3Sn 化合物内に発生するカーケンダルボイド[†]が、はんだ接続部の耐性劣化原因とされている[4,15]。 CuSn 系化合物の総厚は、Fig. 5. 15 に示したように 360 時間と 500 時間で顕著な差異はない。しかし、

[†] カーケンダルボイド：固有拡散の速度の差によって生じた空孔が過飽和に存在し、合体したためにできるボイド

高温保持時間が長くなったことで、 Cu_3Sn 化合物が成長しカーケンダルボイドが発生したことで 500 時間における耐性低下が顕著になったと考えている。

Sn-Pb 共晶はんだ接続部の衝撃耐性は、Fig. 5. 13 に示したように 500 時間までは高温保持時間の増加とともに低下した。化合物層も Fig. 5. 15 に示したように保持時間の増加に従って厚くなっているので、 CuSn 化合物層厚増加が耐性低下原因と考えている。Fig. 5. 14 の破断モード観察でも示したように、化合物層成長によってはんだ接続部の破断モードが変化するため、鉛フリーはんだ接続部に比較して初期状態からの耐性低下が顕著になる。

5.5 まとめ

この章では、第 3 章や第 4 章で示したロッド落下式衝撃試験装置を用いて、 Sn-Pb 共晶はんだ接続部衝撃耐性の検討と、BGA 型パッケージはんだ接続部衝撃耐性の熱履歴依存性を検討した。 Sn-Pb 共晶はんだ接続部の衝撃耐性は鉛フリーはんだより高く、これには破断モードの違いが影響している。BGA 型パッケージのインターポーザにはんだボールを実装する場合やパッケージをプリント基板に実装する場合それぞれのリフロー温度履歴の依存性を評価し、温度が高くなると Pb フリーはんだ接続部の衝撃耐性が低下することを明らかにした。また、高温保持後の鉛フリーはんだおよび Sn-Pb 共晶はんだ接続部の衝撃耐性は、初期より低下することを明らかにした。特に高温保持後の Sn-Pb 共晶はんだ接続部衝撃耐性の低下は、破断モードが変化することから鉛フリーはんだより顕著である。

5.6 参考文献

- [1] D. Reiff, and E. Bradley, “A Novel Mechanical Shock Test Method to Evaluate Lead-Free BGA Solder Joint Reliability”, Proc. 55th Electronic Components and Technology Conference, 2005, pp. 1519-1525.
- [2] E. H. Wong, Y-W Mai, R. Rajoo, K. T. Tsai, S. K. W. Seah, and C-L Yeh, “Micro Impact Characterization of Solder Joint for Drop Impact Application”, Proc. 56th Electronic

- Components and Technology Conference, 2006, pp. 64-71.
- [3] F. X. Che, J. H. L. Pang, W. H. Zhu, W. Sum, A. Sun, C. K. Wang, and H. B. Tan, “Comprehensive Modeling of Stress-Strain Behavior for Lead-Free Solder Joints under Board-Level Drop Impact Loading Condition”, Proc. 57th Electronic Components and Technology Conference, 2007, pp. 528-535.
- [4] T. C. Chiu, K. Zeng, R. Stierman, D. Edwards, and K. Ano, “Effect of Thermal Aging on Board Level Drop Reliability for Pb-Free BGA Packages”, Proc. 54th Electronic Components and Technology Conference, 2004, pp. 1256-1262.
- [5] A. Lal, E. Bradley, and J. Sharda, “Effect of Reflow Profiles on the Board Level Drop Reliability of Pb-Free (SnAgCu) BGA Assemblies”, Proc. 55th Electronic Components and Technology Conference, 2005, pp. 945-953.
- [6] F. Song, and S. W. R. Lee, “Investigation of IMC Thickness on the Lead-free Solder Ball Attachment Strength”, Comparison between Ball Shear Test and Cold Bump Pull Test Results”, Proc. 56th Electronic Components and Technology Conference, 2006, pp. 1196-1203.
- [7] 金永培, 野口博司, 雨海正純: “熱劣化した BGA-IC パッケージはんだ接合部の衝撃強度の評価”, 日本機械学会論文集 (A 編), Vol. 72, No. 714, 2006, pp. 30-35.
- [8] 上西研, 関根務, 丸市毅, 大崎修平: “Sn-3.0Ag-0.5Cu 鉛フリーはんだ材の衝撃引張特性”, 日本機械学会論文集 (A 編), Vol. 70, No. 690, 2004, pp. 90-96.
- [9] R. Darveaux, C. Reichman, and N. Islam, “Interface Failure in Lead Free Solder Joints”, Proc. 56th Electronic Components and Technology Conference, 2006, pp. 906-917.
- [10] 山下志郎, 原田正英, 山本健一, 木本良輔: “熱履歴による界面状態を制御した高信頼はんだバンプ接合技術”, 9th Symposium on “Microjoining and Assembly Technology in Electronics”, 2003, pp. 109-114.
- [11] 于強, 白鳥正樹, 金道燮: “鉛フリーはんだ接合部の接合信頼性に対する金属間化合物層の

- 影響”，第 10 回マイクロエレクトロニクスシンポジウム，2000, pp. 227-230.
- [12] 于強, 白鳥正樹, 金道燮, 高橋靖宏: “鉛フリーはんだ接合部における金属間化合物の影響”,
第 15 回エレクトロニクス実装学術講演大会論文集, 2001, pp. 177-178.
- [13] 須賀唯知: “鉛フリーはんだ技術”, 日刊工業新聞社, 1999.
- [14] M.Lee, Y. Hwang, M. Pecht, J. Park, Y. Kim, and W. Liu, “Study of Intermetallic Growth
on PWBs Soldered with Sn3.0Ag0.5Cu”, Proc. 54th Electronic Components and
Technology Conference, 2004, pp. 1338-1346.
- [15] L. Xu and H. L. Pang, “Effect of Intermetallic and Kirkendall Voids Growth on Board
Level Drop Reliability for SnAgCu Lead-free BGA Solder Joint”, Proc. 56th Electronic
Components and Technology Conference, 2006, pp. 275-282.

第6章 樹脂補強した BGA はんだ接続部の耐性評価

6.1 緒 言

携帯電子機器に搭載される BGA 型パッケージはんだ接続部には、これまで述べてきた衝撃の他にキー押し操作に対応した曲げなどの機械的負荷に対する耐性向上が要求されている。耐性向上の一手段として、パッケージとプリント基板間のはんだ接続部をアンダーフィル樹脂で封止、補強する実装が行われている[1]。アンダーフィル樹脂によるはんだ接続部の補強は、温度サイクルに対する信頼性向上を目的として、機械的物性や封止形状の適正化を検討した報告があり[2-7]、材料選定によっては樹脂封止無しより温度サイクル耐性が低下する場合がある。アンダーフィル樹脂の機械的物性や塗布形状の最適化は機械的負荷に対しても不可欠であるが、衝撃や曲げなどの負荷に対するアンダーフィル樹脂実装構造の耐性評価はほとんど実施されていない[8,9]。機械的負荷に対するアンダーフィル樹脂実装品の耐性向上には、衝撃や曲げを負荷した場合の樹脂物性や塗布形状の依存性を明確にし、実装構造設計に反映させることが不可欠である。

そこでこの章では、アンダーフィル樹脂で補強した鉛フリー BGA はんだ接続部衝撃耐性の樹脂物性および塗布形状依存性を、プリント基板実装状態の衝撃耐性試験で明らかにする。この衝撃試験に対応した有限要素法解析を行い、耐性向上に適したアンダーフィル樹脂実装構造を検討する。併せて、静的プリント基板曲げ、繰返しプリント基板曲げ、および温度サイクル負荷に対するはんだ接続部耐性のアンダーフィル実装構造依存性も検討する。

6.2 供試材および試験方法

6.2.1 供試材

BGA はんだ接続部の補強に用いたアンダーフィル樹脂は、Table 6.1 に示す A 材と B 材の 2 種類である。表中に示した $\alpha 1$ は、樹脂のガラス転移温度 (T_g) 以下での線膨張係数、 $\alpha 2$ は T_g 以上での線膨張係数である。また試験には、Fig. 6. 1 に示すアンダーフィル樹脂の塗布状態が異なる 2 種類の実装試験片を用いた。一つは、Fig. 6. 1(a)に示すようにパッケージの連続した 2 辺からペースト状樹脂をディスペンサーで塗布し、パッケージとプリント基板の間に樹脂を流

Table 6. 1 Material properties of under-fill resins.

Material	Young' s Modulus (MPa)	Coefficient of Thermal Expansion ($10^{-6}/^{\circ}\text{C}$)		Glass Transition Temperature ($^{\circ}\text{C}$)
		$\alpha 1^{*1}$	$\alpha 2^{*2}$	
A	790	60	180	145
B	2800	57	170	140

*1 : CTE under glass transition temperature

*2 : CTE above glass transition temperature

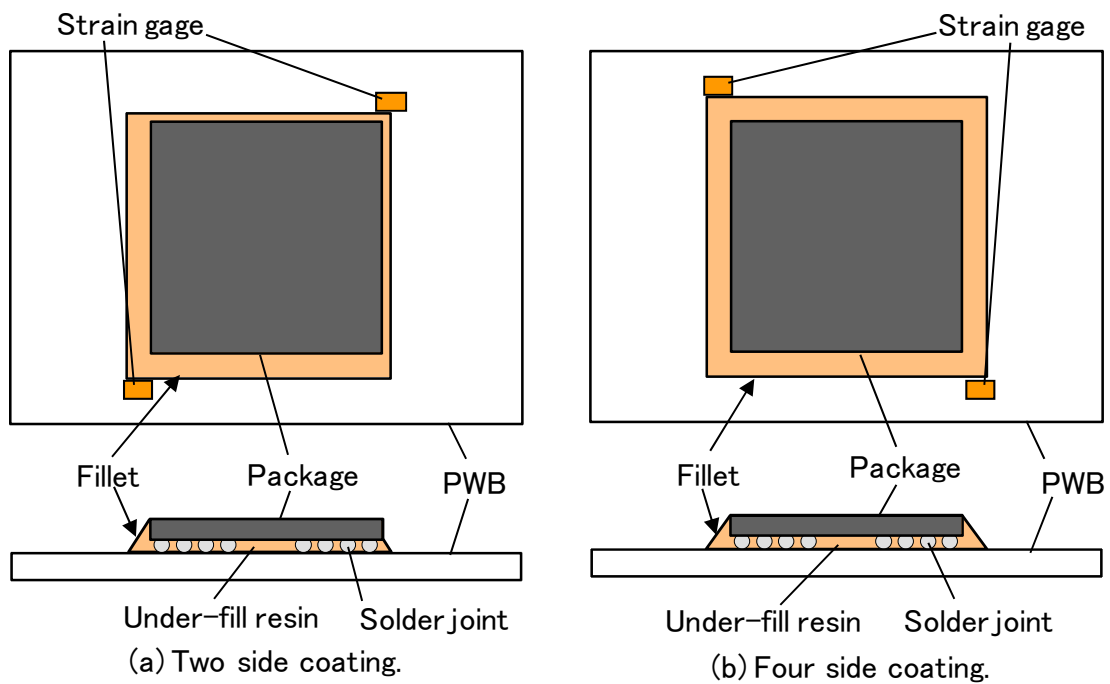


Fig. 6. 1 Shape of under-fill resins.

入させた形状であり、2 辺塗布品と称する。2 辺塗布品では、樹脂塗布していない側の 2 辺に形成される樹脂フィレットが小さくなっている。もう一つは、フィレット大小の影響を検討するため、2 辺塗布品に追加で樹脂塗布を行い、Fig. 6. 1(b)のように 4 辺すべてに大きなフィレットを形成した形状であり、4 辺塗布品と称する。B 材は 4 辺塗布した実装試験片を作製していないので、塗布形状の検討は A 材で行う。アンダーフィル樹脂の硬化条件は、両材料とも温度 120℃、硬化時間 60 分とした。

この章の評価には、10 mm 角 P-BGA パッケージをプリント基板に実装した実装試験片を用いた。パッケージの外形サイズは 10 mm×10 mm×0.9 mm 厚、I/O ピン数（ボール数）225、ボールピッチ 0.5 mm、実装はんだボール径は 0.3 mm である。このパッケージをプリント基板（外形サイズ 50 mm×100 mm×0.8 mm 厚、FR-4 相当基板）の片側表面中央に 1 個搭載し、はんだボールで接続して実装試験片とした。はんだボール材およびプリント基板実装時に用いたはんだペースト材は共に Sn-3Ag-0.5Cu である。はんだ接続部の構造は、パッケージ側、プリント基板側ともに SMD(Solder Mask Defined)構造とした。パッケージ用インターポーザの Cu パッド表面めっきは電解 Ni/Au であり、プリント基板側 Cu パッド表面にはプリフラックス処理を施した。パッケージのプリント基板への実装は、最高温度 245℃、液相線温度（220℃）以上での保持時間約 30 秒のリフローで行った。

6.2.2 試験方法

静的曲げ試験は、Fig. 6. 2 に示す 3 点曲げ方式である。この試験方式により、実装試験片に静的曲げ負荷を与え、はんだ接続部の破断強度を測定した。支点間のスパンは 50 mm である。パッケージ実装面を下向きして支点上に設置し、プリント基板裏面側から負荷を加えた。静的曲げ負荷時のクロスヘッド速度は 6 mm/min としたが、一部クロスヘッド速度 60 mm/min での試験も行った。

繰返し曲げ試験も静的曲げと同じ三点曲げ方式で行った。実装試験片に一定荷重を繰返し与え、はんだ接続部が破断する繰返し数を測定した。繰返し周波数は 0.1～0.3 Hz（クロスヘッド速度 30～60 mm/min）である。

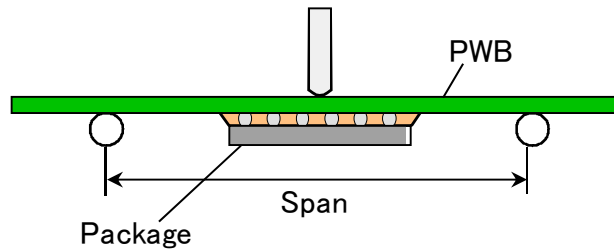


Fig. 6. 2 Outline of bending test.

衝撃試験は、第4章に示したロッド落下式衝撃試験装置で行った。パッケージ実装部分の裏面に落下ロッドを繰返し衝突させ、はんだ接続部が破断するまでの衝撃回数を測定した。実装試験片の固定スパンは 60 mm とした。落下ロッド重量は 75 g である。

上記した各機械的負荷試験では、Fig. 6. 1 中に併せて示したように、プリント基板表面のパッケージコーナー近傍にひずみゲージ（グリッド部長さ 1 mm，共和電業製，KFG-1-120-C1-16L1M2R）を瞬間接着剤で貼り付け、プリント基板長手方向の基板ひずみを測定した。塗布無し品ではパッケージコーナー1箇所，樹脂塗布品は対角コーナー2箇所で基板ひずみを測定した。はんだ接続部の破断発生は、パッケージとプリント基板すべてののはんだ接続部を直列に連結した回路（デージーチェーン）を形成し、第4章に示した Fig. 4. 2 と同じように固定抵抗部の電圧を測定して判定した。

温度サイクル試験は、A材，B材の2辺塗布品と樹脂塗布無し品を用いて、 $-40^{\circ}\text{C}/85^{\circ}\text{C}$ ，1サイクル 20 min（低温 10 min/高温 10 min）の条件で行った。サンプル数は各仕様 5 個である。はんだ接続部の破断は、所定の回数毎に試験槽から試験片を取り出し、室温でののはんだ接続部抵抗を測定して判断した。はんだ接続部抵抗が初期値の 2 倍以上になった時点を破断発生とした。また、温度サイクル試験中の温度とのはんだ接続部抵抗の挙動を観察するため、上記試験とは別に $-55^{\circ}\text{C}/125^{\circ}\text{C}$ ，1サイクル 60 min（低高温各 30 min，サンプル数各仕様 3 個）の温度サイクル試験も行った。この試験では、デージーチェーン回路を形成したはんだ接続部抵抗を 4 端子法で温度サイクル試験中リアルタイム測定した。

6.3 試験結果および考察

6.3.1 静的曲げ試験

A材-2辺塗布品の静的曲げ試験の曲げ変形量に対する基板ひずみと導通電圧の挙動を Fig. 6. 3 に示す。樹脂フィレットが小さい側に発生する基板ひずみが、樹脂フィレットが大きい側より高くなっており、フィレットが小さい側のプリント基板変形が大きくなることを示している。導通電圧を示す曲線には、電圧が急激に低下する挙動が見られ、この時点（Fig. 6. 3 中 a 点）で、はんだ接続部に破断が発生したと判断した。基板ひずみを示す曲線には、破断発生前に Fig. 6. 3 中 b 点のような基板ひずみの急増点が見られている。この b 点では、アンダーフィル樹脂に割れが発生することを確認している。アンダーフィル樹脂が割れるのに伴って樹脂で拘束されていたプリント基板の変形が解放されるため、基板ひずみが増加する。この樹脂割れは、A材-4 辺塗布品および B 材-2 辺塗布品でも同様に発生していた。樹脂塗布無し品では Fig. 6. 3 中 b 点のような樹脂割れに伴う変曲点は見られず、 Fig. 6. 3 中 a 点のように導通電圧が急激に低下し、はんだ接続部に破断が発生した。

樹脂割れ発生時、およびはんだ接続部破断発生時の荷重と基板ひずみを測定し、各実装仕様についてプロットした結果を Fig. 6. 4, Fig. 6. 5 に示す。樹脂塗布品のはんだ接続部破断時の各測定結果は、塗布無し品よりばらつきが大きくなっている。樹脂塗布品の破断発生荷重および破断発生基板ひずみは、塗布無し品より高くなっており、荷重および基板ひずみのいずれも A 材-2 辺塗布、A 材-4 辺塗布、B 材-2 辺塗布の順に強度が高くなっている。

一方、アンダーフィル樹脂塗布形状の違いによる樹脂割れ強度は、Fig. 6. 4 に示した荷重で見ると 4 辺塗布が高くなるが、Fig. 6. 5 の基板ひずみでは塗布形状による差異はほとんど見られない。2 辺塗布品で A 材と B 材を比較すると、荷重、基板ひずみのどちらも B 材が高くなっている。また、樹脂割れは、塗布無し品のはんだ接続部破断発生より低荷重、低基板ひずみで発生する可能性があることがわかる。

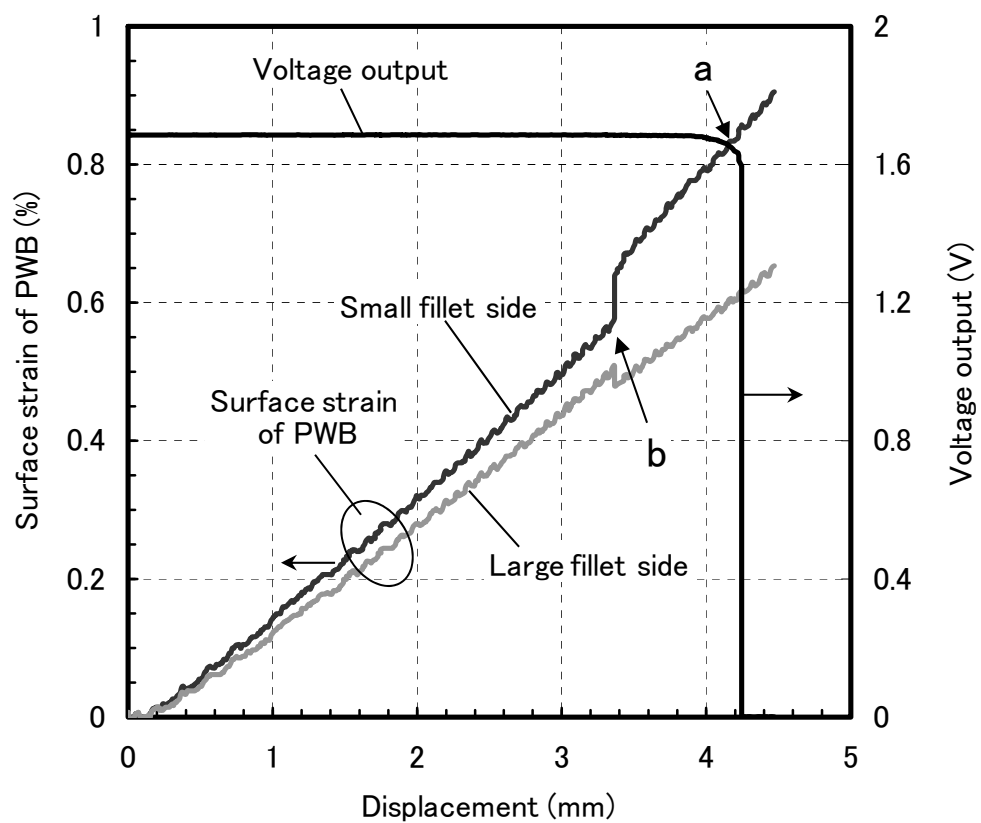


Fig. 6. 3 Surface strain behaviors of PWB and voltage across solder joints between package and PWB behavior under static bending test.

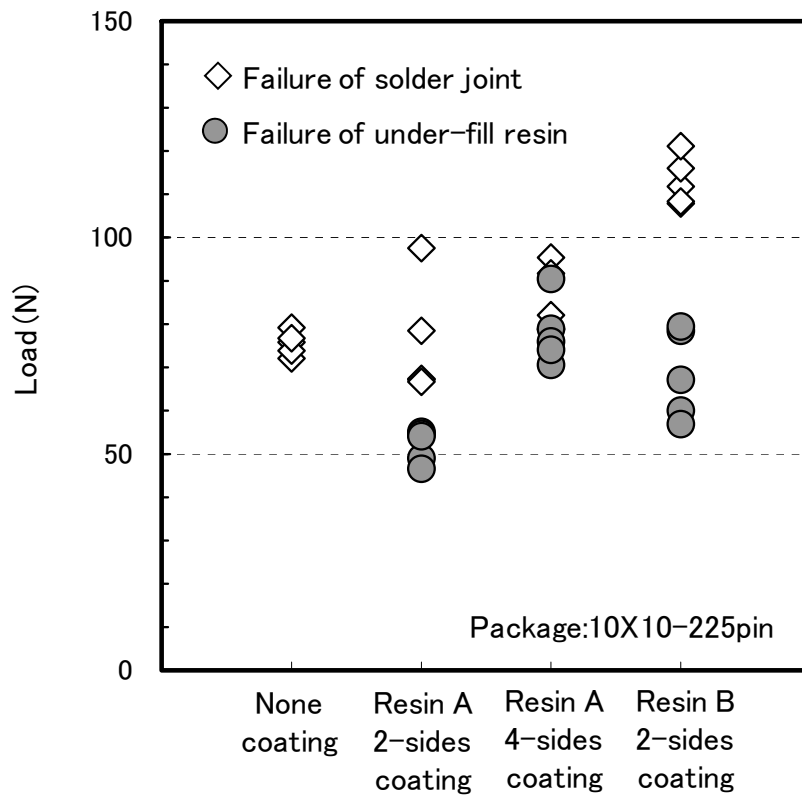


Fig. 6. 4 Influence of under-fill resins properties and shapes on failure load of solder joints and resins under static bending test.

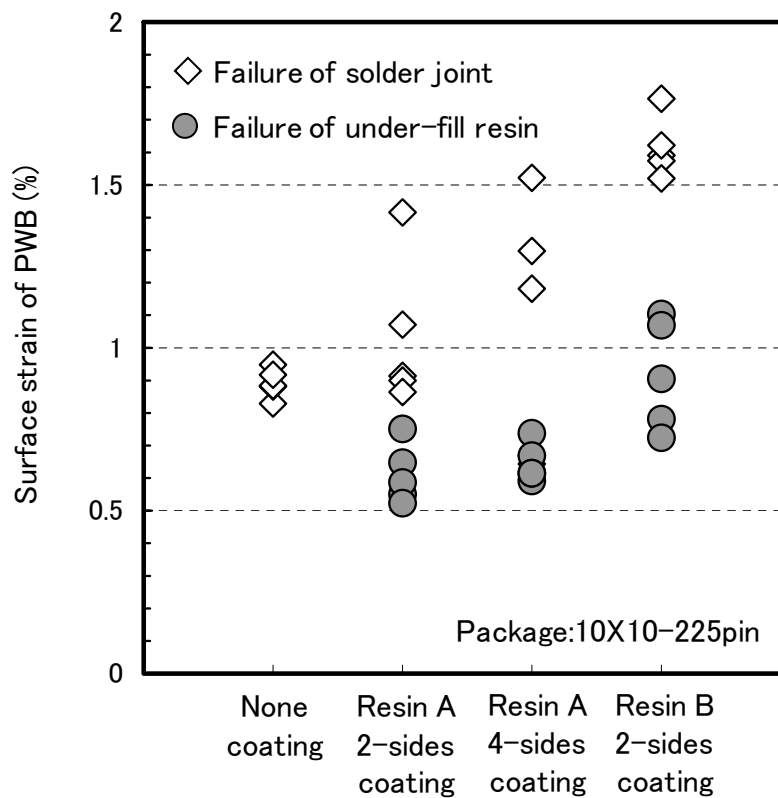


Fig. 6. 5 Influence of under-fill resins properties and shapes on failure strain of solder joints and resins under static bending test.

A 材-2 辺塗布品および B 材-2 辺塗布品で、クロスヘッド速度 60 mm/min で曲げ試験を行い、Fig. 6. 4 に示した速度 6 mm/min の曲げ試験と比較した結果を Fig. 6. 6, Fig. 6. 7 に示す。Fig. 6. 6 に示した A 材は、クロスヘッド速度が変わっても樹脂割れ荷重、はんだ接続部破断荷重ともにほぼ一定となっている。しかし、Fig. 6. 7 の B 材は、高いクロスヘッド速度の樹脂割れ荷重、はんだ接続部破断荷重がともに低下しており、クロスヘッド速度の依存性が現われている。また、クロスヘッド速度が速い場合の B 材の樹脂割れ荷重は、A 材より低くなっている。

A 材-4 辺塗布品で静的曲げ試験を行った実装試験片のはんだ接続部断面観察写真を Fig. 6. 8 に示す。観察した断面位置は最外周列にあるはんだ接続部である。パッケージコーナー部分のはんだ接続部 a とその隣の接続部 b に破断が発生している。パッケージコーナー部の樹脂フィレット表面上端部に発生したき裂がプリント基板方向へ進展し、このき裂が進展したはんだ接続部 a ではプリント基板側接続界面近傍で破断している。き裂は、はんだ接続部 a の近傍でプリント基板内部に進展しており、き裂が達していないはんだ接続部 b では、はんだ母材破断が発生している。なお、樹脂塗布品断面の破断状態は、A 材-2 辺塗布品および B 材-2 辺塗布品も Fig. 6. 8 の 4 辺塗布品とほぼ同じであるが、はんだ接続部破断は樹脂フィレットの小さい側で発生していた。また、はんだ接続部のプリント基板側接続部近傍には、A 材、B 材どちらの材料にもアンダーフィル樹脂の未充てん箇所が発生していた。

6.3.2 繰返し曲げ試験

A 材-2 辺塗布品の基板ひずみと導通電圧それぞれの時刻歴挙動測定例を Fig. 6. 9 に示す。Fig. 6. 9 に示した基板ひずみはアンダーフィル樹脂のフィレットが小さい側の測定値である。繰返し曲げ試験では、6.2 節で述べたようにデイジーチェーン回路の固定抵抗部電圧を測定して、はんだ接続部破断発生を判断している。はんだ接続部抵抗が初期値の 2 倍になると、固定抵抗部の電圧が初期値に対して約 10 %低下するため、この電圧 10 %低下時点を破断と定義した。すなわち、Fig. 6. 9 では図中に示す a 点を破断寿命とした。破断発生前には Fig. 6. 9 中 b 点のような基板ひずみ急増現象が見られた。これは、静的曲げと同様にアンダーフィル樹脂に割れが発生したことによる。なお、フィレットが大きい側では基板ひずみの急増は見られず、2 辺塗布品で

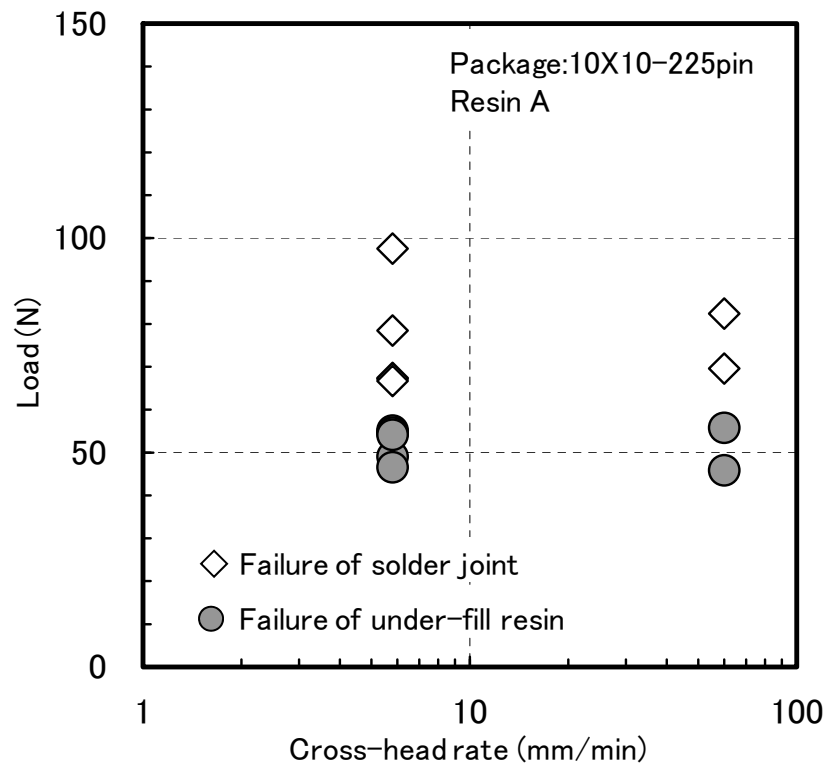


Fig. 6. 6 Relationship between failure load and cross-head rate (Resin A).

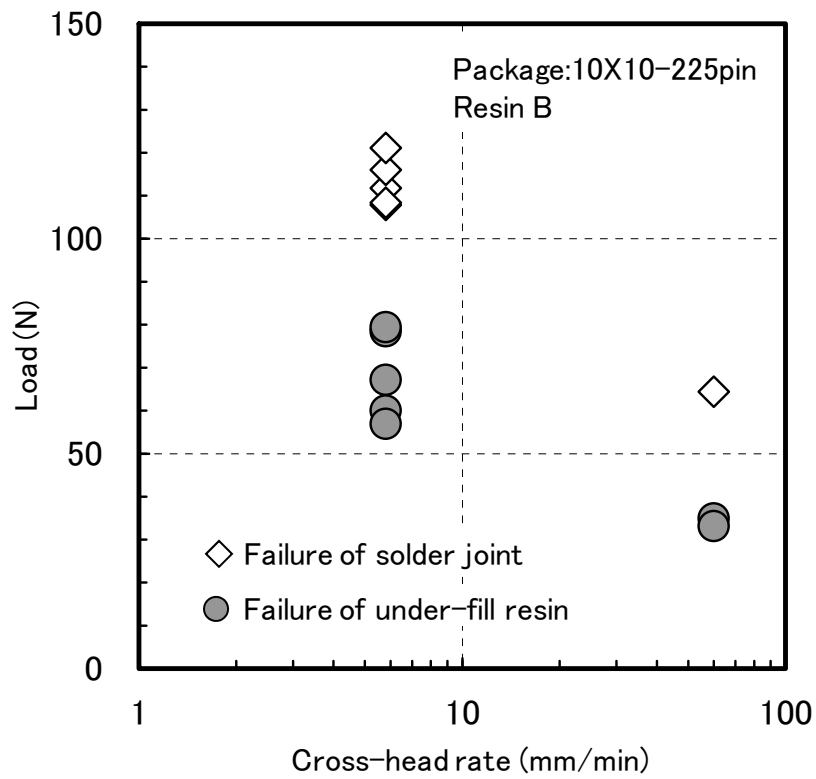


Fig. 6. 7 Relationship between failure load and cross-head rate(Resin B).

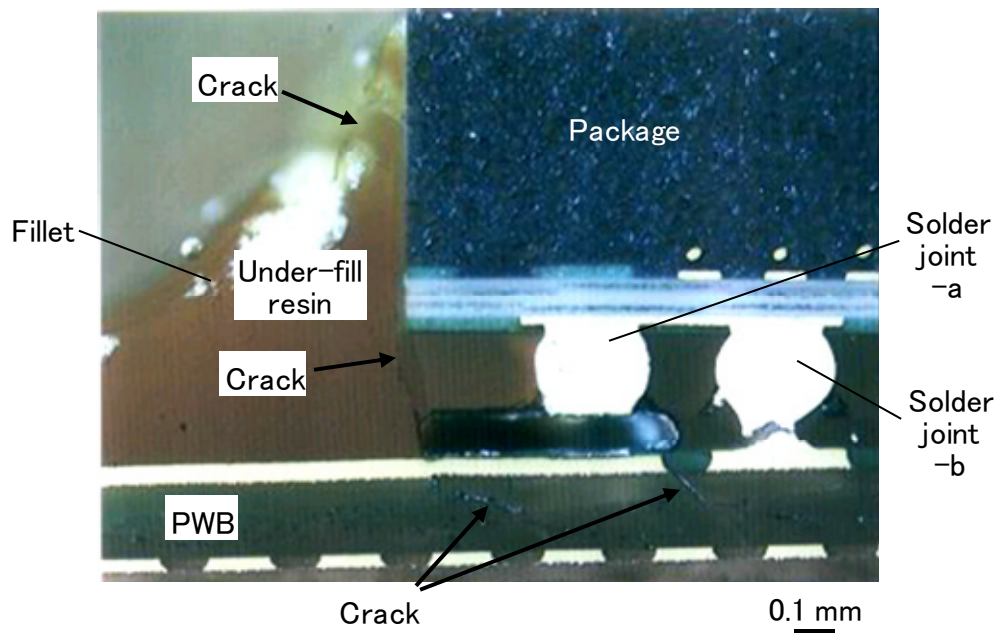


Fig. 6. 8 Cross section of solder joint after static bending test.

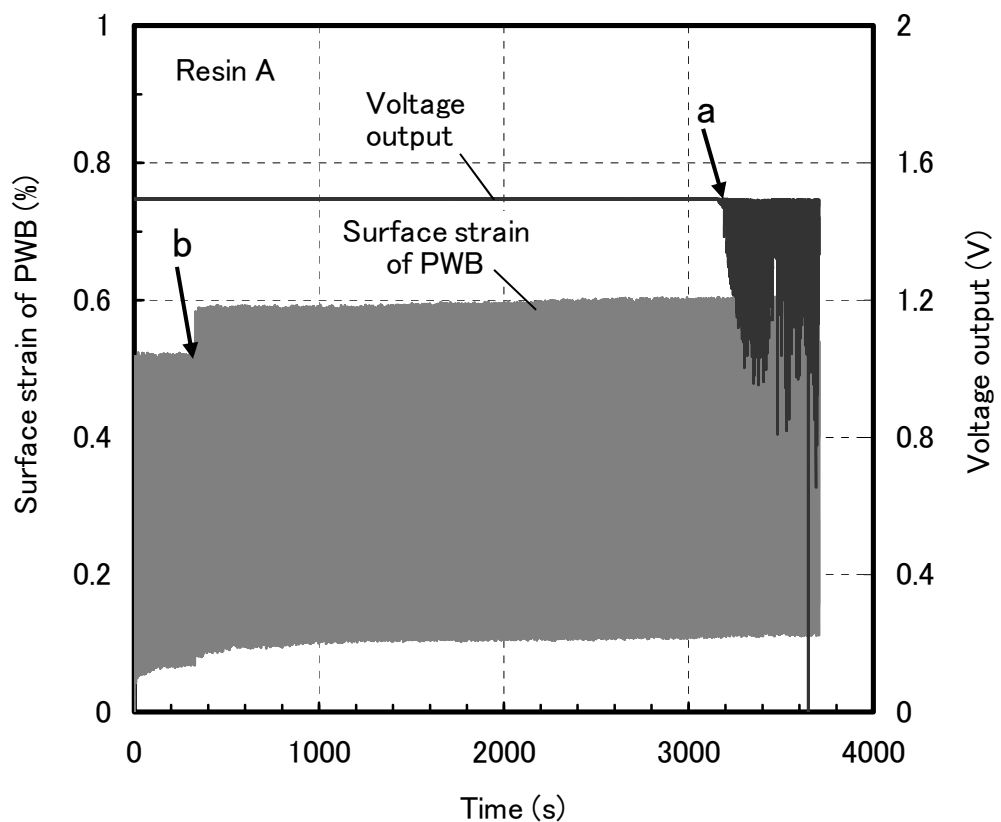


Fig. 6. 9 Surface strain of PWB and voltage across solder joints between package and PWB under cyclic bending test.

の樹脂割れはフィレットの小さい側で発生した。破断発生前の樹脂割れは A 材－4 辺塗布品および B 材－2 辺塗布品でも発生していた。

荷重振幅とはんだ接続部破断寿命の関係を Fig. 6. 10 に、荷重振幅と樹脂割れ発生寿命との関係を Fig. 6. 11 に示す。本試験では、上記したように試験途中で樹脂割れが発生し、基板ひずみ振幅が変動したため、基板ひずみによる破断寿命の整理は実施していない。Fig. 6. 10 に示したように樹脂塗布品（中実記号）の破断寿命は塗布無し品（中空記号）より長くなる。A 材、B 材間の破断寿命の差はほとんど見られないが、2 辺塗布より 4 辺塗布が高寿命であることがわかる。Fig. 6. 10 に示したはんだ接続部破断寿命と荷重の関係は、樹脂塗布無し品がほぼ 1 本の線の上にプロットされるのに対して、樹脂塗布品は静的曲げ試験と同様にばらつきが大きくなっている。Fig. 6. 11 に示した樹脂割れ寿命に関しては B 材が短く、本試験範囲では 10 回以下で樹脂割れが発生した。4 辺塗布品は、樹脂割れ寿命も 2 辺塗布品より長くなっている。また、2 辺塗布品の樹脂割れ寿命は、Fig. 6. 11 に併せてプロットした樹脂塗布無し（中空記号）の破断寿命より短くなる場合がある。

繰返し曲げ試験片では、静的曲げ試験と同様にアンダーフィル樹脂に発生したき裂がプリント基板側の接続部方向へ進展していた。このき裂によってパッケージコーナー近傍はんだ接続部では、プリント基板側接続部で破断が発生していた。樹脂割れの先端がはんだ接続部に達している場合は、Fig. 6. 8 のはんだ接続部 a のように接続界面近傍をき裂が進展して破断していた。また、樹脂割れがはんだ接続部から離れたところへ進展し、プリント基板割れに至るような場合には、Fig. 6. 8 のはんだ接続部 b のようにはんだ母材破断も発生していた。

6.3.3 衝撃試験

B 材－2 辺塗布品で衝撃試験（ロッド落下高さ 250 mm）を行い、測定した衝撃負荷回数と基板ひずみをプロットした結果を Fig. 6. 12 に示す。この試験片のはんだ接続部破断寿命は 79 回である。試験初期では樹脂フィレットの小さい側に発生する基板ひずみが大きくなっているが、衝撃十数回でフィレットの大きい側に Fig. 6. 12 中 a 点で示す基板ひずみ急増現象が現われている。この a 点でアンダーフィル樹脂の割れが発生していることを目視で確認した。

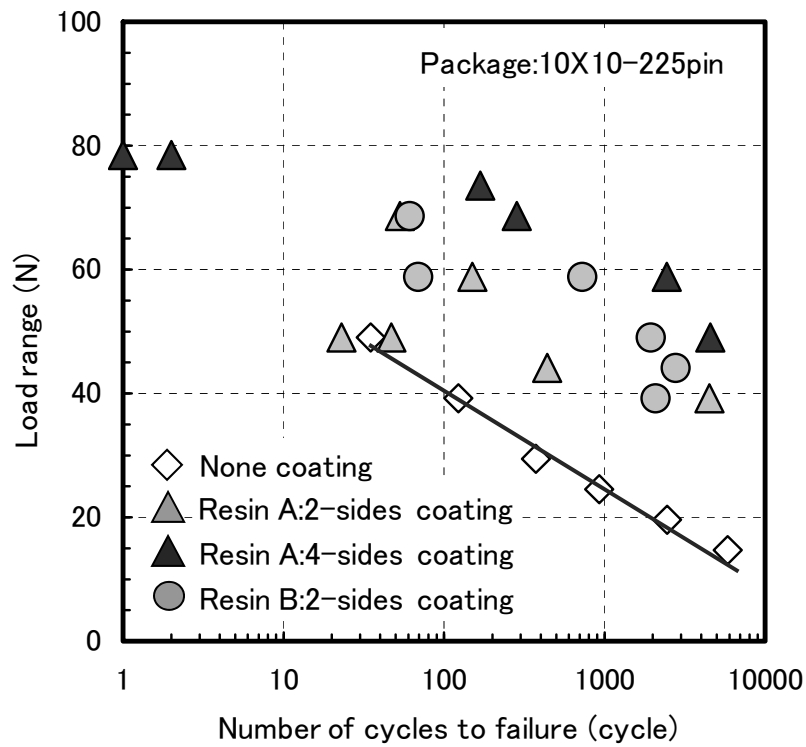


Fig. 6. 10 Influence of under-fill resins properties and shapes on bending fatigue life of solder joints.

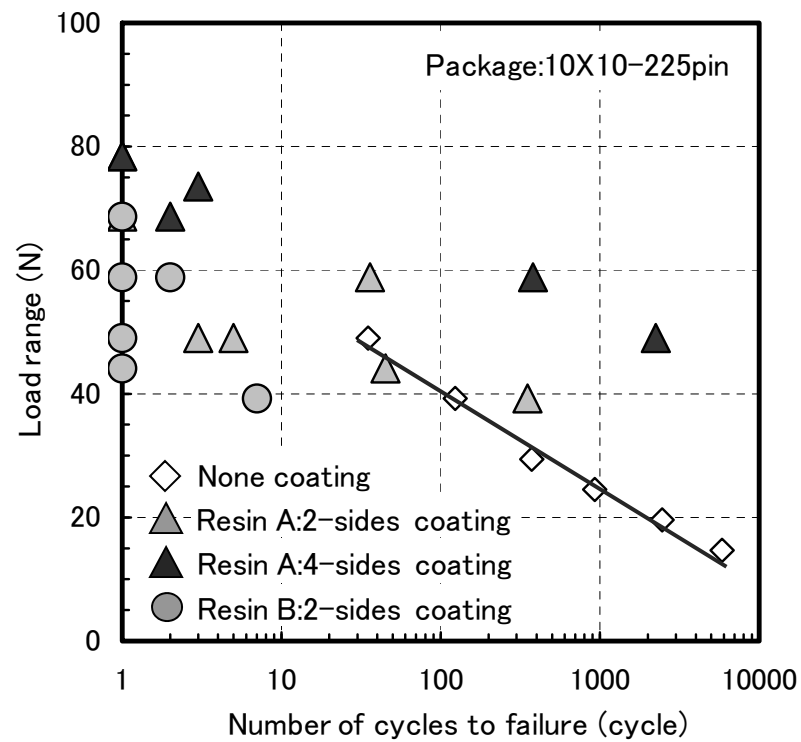


Fig. 6. 11 Influence of under-fill resins properties and shapes on bending fracture life of resins.

衝撃負荷が小さい試験では、Fig. 6. 12 の a 点のような樹脂割れによる明確なひずみ急増が現われない場合もあった。衝撃試験では、樹脂割れに伴う基板ひずみ変動が明確に検知できなかったため、樹脂割れ発生寿命は測定していない。また、2 辺塗布品では樹脂フィレットの大きい側にも樹脂割れが発生する場合があります、フィレットの小さい側で樹脂割れが発生した静的曲げや繰返し曲げとは挙動が異なっていた。

基板ひずみとはんだ接続部破断寿命の関係を Fig. 6. 13 に示す。破断寿命は、はんだ接続部抵抗が初期値に対して 2 倍以上になった時点と定義した。また、樹脂塗布品の基板ひずみの値には、2 箇所測定した基板ひずみのうち大きい側の測定値を用い、回数 20 回まで、もしくは樹脂割れ発生前までの平均値とした。Fig. 6. 13 の結果から、樹脂塗布品（中実記号）の破断寿命は塗布無し品（中空記号）より 1 桁以上長くなっており、樹脂塗布による衝撃耐性向上効果が現れている。A 材、B 材間の寿命差はほとんどなく、2 辺塗布品に比べて 4 辺塗布品が高寿命になっている。また、Fig. 6. 10 に示した繰返し曲げと同様、樹脂塗布品の寿命ばらつきが塗布無し品より大きくなっている。

衝撃曲げ試験を行った試験片のはんだ接続部破断は Fig. 6. 8 と同様にパッケージコーナーはんだ接続部のプリント基板側で発生しており、接続界面近傍で破壊する場合や、はんだ母材内をき裂が進展して破壊する場合が混在していた。

6.3.4 温度サイクル試験

-40℃/85℃の温度サイクル試験結果を Table 6. 2 に示す。Table 6. 2 に示した値は、サンプル数（5 個）に対する累積破断発生数である。ヤング率が低い A 材の破断は 1800 回から発生し始めており、B 材の破断寿命より約 2 倍長くなっている。樹脂塗布無し品は、3000 回でも破断が発生していない。樹脂塗布品の寿命は塗布無し品より短くなっており [7]、温度サイクルについてはアンダーフィル樹脂による補強効果は得られていない。

つぎに、-55℃/125℃の温度サイクル試験でリアルタイム測定した A 材-2 辺塗布品のはんだ接続部抵抗と雰囲気温度の時刻歴挙動を Fig. 6. 14 に示す。Fig. 6. 14 中 a 点から、高温保持中の抵抗値変動が始まっており、回数を増すごとに抵抗値が増大している。低温保持中の抵抗増

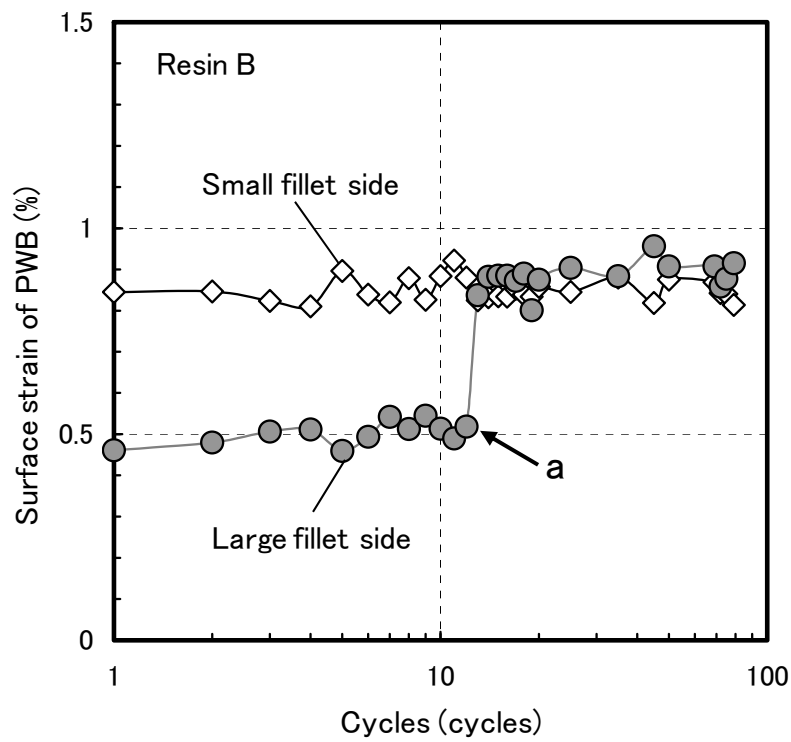


Fig. 6. 12 Surface strain behaviors of PWB under impact bending test.

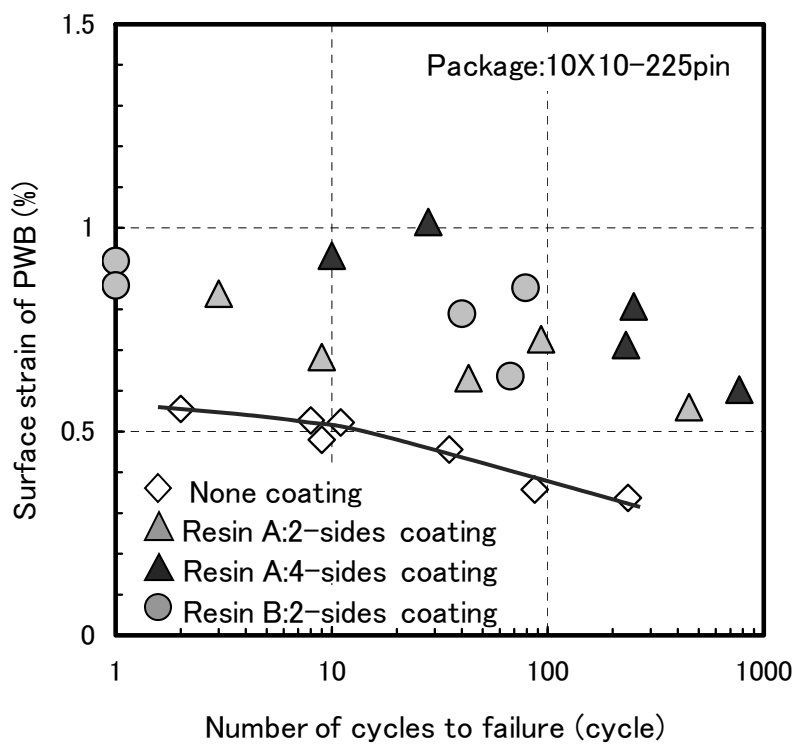


Fig. 6. 13 Influence of under-fill resins properties and shapes on cycles to failure of solder joints under impact bending test.

Table 6. 2 Number of failed specimens after -40 to 85°C temperature cyclic test.

Underfill	Number of temperature cycles (cycle)									
	210	315	525	855	1050	1470	1635	1800	2200	3000
A	0/5	0/5	0/5	0/5	0/5	0/5	0/5	1/5	1/5	1/5
B	0/5	0/5	0/5	0/5	1/5	3/5	3/5	4/5	5/5	–
None	0/5	0/5	0/5	0/5	0/5	0/5	0/5	0/5	0/5	0/5

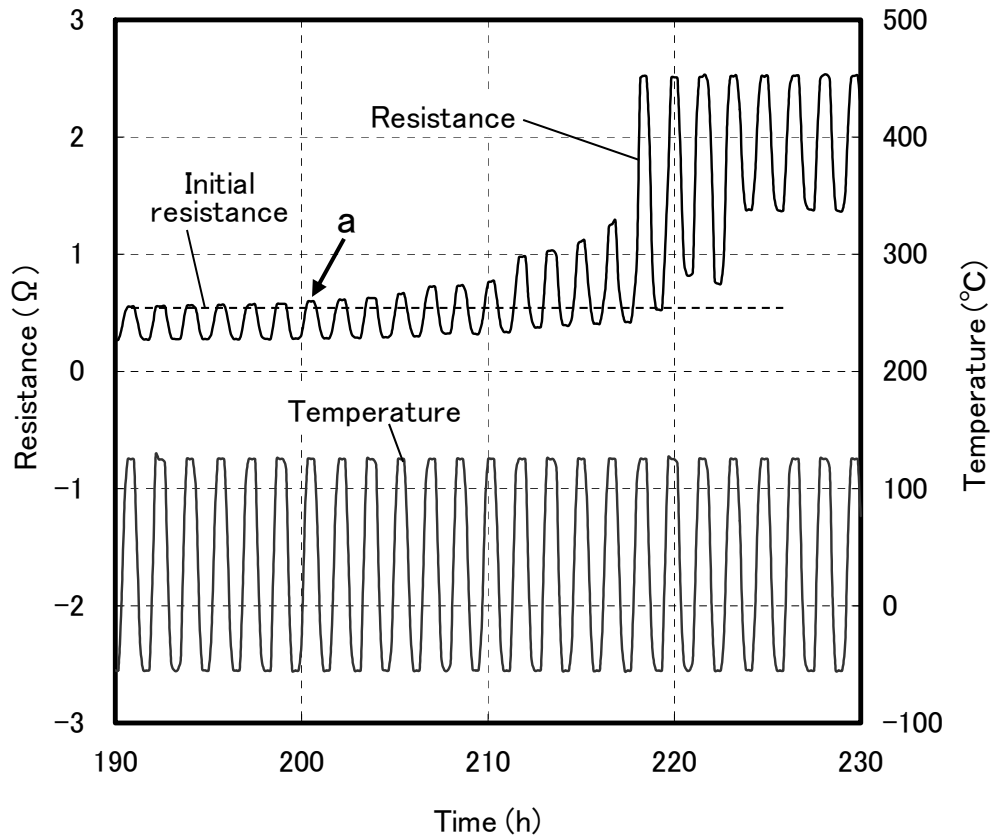


Fig. 6. 14 Relationship between resistance of solder joints and temperature under temperature cyclic test.

加は高温より小さいことから、高温保持中に破壊が進行していることを示している。なお、この温度サイクル試験における 2 辺塗布品の破断寿命は、A 材は 73, 120, 129 回、B 材は 55, 69, 71 回となっていた。低ヤング率である A 材の寿命が B 材より長くなる傾向は、上記 $-40^{\circ}\text{C}/85^{\circ}\text{C}$ の温度サイクル試験結果と同じであるが、その寿命は $-40^{\circ}\text{C}/85^{\circ}\text{C}$ に比べて著しく短くなっている。A 材 4 辺塗布品の破断寿命は、38, 76, 113 回となっており、塗布形状による顕著な差異は認められない。

樹脂塗布による寿命向上効果が得られないのは、樹脂の線膨張係数がはんだ材の約 2 倍と大きいことが原因であり、高温時の樹脂膨張によってはんだ接続部に高いひずみが発生したと考えられる。温度条件が厳しい $-55^{\circ}\text{C}/125^{\circ}\text{C}$ の試験でさらに寿命が短くなるのは、温度サイクル試験の高温側温度が樹脂のガラス転移温度に近づいたため、線膨張係数がさらに高くなったためと考えられる。

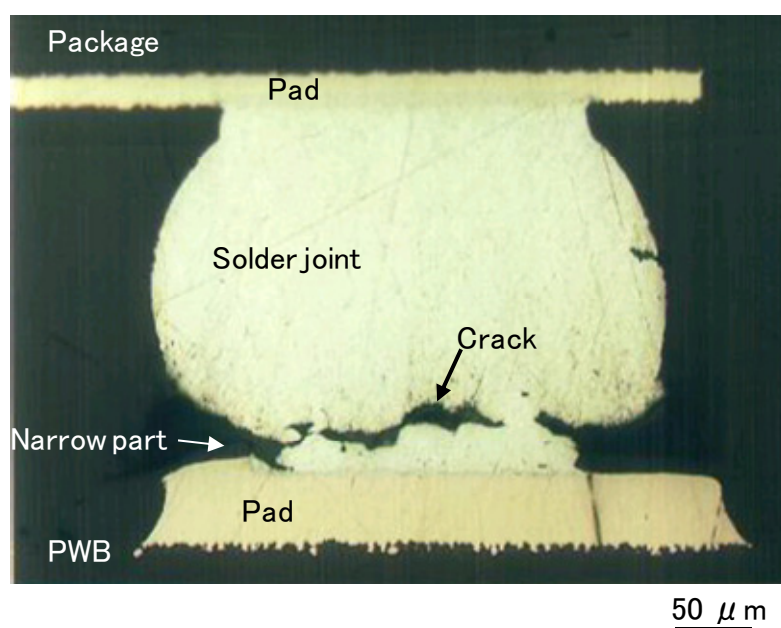


Fig. 6. 15 Cross section of solder joint after temperature cyclic test.

$-55^{\circ}\text{C}/125^{\circ}\text{C}$ の温度サイクル試験を行った A 材 4 辺塗布品（破断寿命 76 回）のはんだ接続部断面観察写真を Fig. 6. 15 に示す。観察した断面はパッケージ最外周列に位置するはんだ接続部であり、そのうち Fig. 6. 15 に示したのは、観察したはんだ接続部列の中央部分にある接続部である。プリント基板側接続部近傍のくびれ部（ソルダレジスト開口端上部）で、はんだ破断

が発生しており、き裂が大きく開口している。破断が発生したバンプ周囲も含め、外周部分でもアンダーフィル樹脂の割れは見られなかった。なお、Fig. 6 15 に示した破断状態は、B 材でも同様であった。

6.3.5 試験結果のまとめと考察

はんだ接続部破断強度のアンダーフィル樹脂物性依存性について考察する。アンダーフィル樹脂 A 材と B 材の機械的負荷に対するはんだ接続部破断強度を比較すると、静的曲げ強度は高ヤング率の B 材が A 材より高いが、繰返し曲げおよび衝撃強度では A 材、B 材に差異はない。アンダーフィル樹脂の樹脂割れ強度は、低速度の静的曲げでは B 材が A 材より高くなるが、高速度の静的曲げや繰返し曲げでは A 材より低くなっていた。ヤング率が高い B 材の高速度静的負荷における樹脂割れ強度低下は、負荷速度上昇によって塑性変形が生じにくくなり、割れの起点となるパッケージコーナー部フィレット上端部応力の増加が原因と考えられる。B 材の繰返し曲げ試験における樹脂割れ強度が A 材より低下したのも、Fig. 6. 7 に示した負荷速度依存性が現れたクロスヘッド速度 30~60 mm/min の高速度で試験したためである。高速負荷によって樹脂割れ強度が低下したため、早期にき裂がはんだ接続部まで進展し、繰返し曲げと衝撃曲げのはんだ接続部破断強度が A 材と同等になったと考えられる。これらの結果から、衝撃のような高速負荷に対して、高ヤング率アンダーフィル樹脂を塗布したはんだ接続部では、低速の静的曲げで見られたような補強効果が得られないことがわかる。

つづいて、はんだ接続部破断強度のアンダーフィル樹脂塗布形状依存性を考察する。樹脂を 4 辺塗布して大きなフィレットを形成すると、静的曲げ、繰返し曲げおよび衝撃曲げいずれにおいても、樹脂割れ強度とともにはんだ接続部の破断強度が増加した。大きなフィレットを 4 辺すべてに形成すると、パッケージ搭載部の剛性が増加し、荷重制御型の負荷に対してはフィレットが小さい場合よりパッケージ端部での基板変形量が減少する。これが割れの起点となるフィレット上端部応力を低下させ、樹脂割れが抑制されるので、大きなフィレットを形成したはんだ接続部の機械的負荷に対する強度が向上すると考えられる。

これまで述べた試験結果から、アンダーフィル樹脂を塗布したはんだ接続部の破壊は、アンダ

アンダーフィル樹脂割れに依存すると言える。機械的負荷に対する補強効果を向上するためには、樹脂割れ発生を抑制する実装構造の採用が必要である。樹脂割れは樹脂のヤング率と伸びに依存すると考えられ、樹脂割れも考慮した強度向上には、樹脂ヤング率の最適化と十分大きなフィレットをパッケージの4辺に形成する必要がある。

アンダーフィル樹脂で補強したはんだ接続部は、Fig. 6. 3やFig. 6. 12などに示したように、樹脂割れが発生してもすぐには破断しない。樹脂内をき裂が進展するために時間を要するのと、き裂がはんだ接続部に達しても、複数のはんだ接続部がき裂をピン止めし、進展を妨げるためと考えられる。樹脂塗布品の強度ばらつきが塗布無し品より大きいのは、樹脂の塗布形状ばらつきによる発生応力の違いに加えて、樹脂割れの進展方向にもばらつきがあるためと考えられる。

温度サイクル負荷に対するアンダーフィル樹脂の補強効果について考察する。温度サイクル試験におけるアンダーフィル樹脂で補強したはんだ接続部破断は、機械的負荷試験のようなパッケージコーナーのはんだ接続部ではなく、中央部分のはんだ接続部に発生していた。また、Fig. 6. 14に示した温度サイクル試験時の抵抗変化において、高温保持中の接続抵抗増加が顕著であり、はんだに生じたき裂は開口量が大きくなっていた (Fig. 6. 15)。これらの結果から、高温時のパッケージ厚さ方向の樹脂膨張によってはんだが引張を受け、はんだ接続部近傍のくびれ部に高いひずみが発生し、はんだ破断が生じたと考えられる。今回評価に用いたA材とB材の線膨張係数は、Table 6. 1に示したように大きな差異はない。しかし、A材よりヤング率が3倍以上高いB材の温度サイクル寿命が短くなったことから、温度サイクル負荷に対するはんだ接続部破断強度のアンダーフィル樹脂ヤング率依存性が現れていると言える。ヤング率が低いアンダーフィル樹脂補強品のはんだ破断寿命が長くなるのは、はんだに発生する引張ひずみが高ヤング率樹脂補強品よりも緩和されるためである。したがって、温度サイクル時のはんだ接続部破断寿命を向上するには、アンダーフィル樹脂の低熱膨張化と低ヤング率化を図り、はんだに発生する引張ひずみを低減することが必要である。

今回測定した実装試験片の強度と、実際の使用環境で発生する負荷とを比較し、実負荷に対する強度マージンを検討した。静的に負荷が加わった場合に携帯電話のプリント基板に発生するひ

ずみを測定した例[10]では、最大 0.4 %のひずみ発生が報告されている。Fig. 6. 5 に示した静的曲げ試験結果では、強度が低い A 材—2 辺塗布品の樹脂割れ時基板ひずみは最小値でも約 0.5 %、はんだ接続部の破断発生は約 0.8 %であり、実負荷以上となっている。また、携帯電話を 1.5 m の高さから LCD (Liquid Crystal Display) 面を下向きにした姿勢で落下させた場合、プリント基板には最大約 0.09 %のひずみが発生した報告例[11]がある。また、山本[12]の測定結果では、携帯電話を 1.5 m の高さから落下させた場合 0.3 %の基板ひずみが発生している。Fig. 6. 13 に示した樹脂塗布品の衝撃曲げ試験結果から、上記基板ひずみが発生する衝撃負荷での寿命は 1000 回以上になると推定できる。ここで検討したのは、実使用環境で的一部分の負荷例についてではあるが、今回検討したアンダーフィル樹脂による補強構造は、携帯機器の実使用環境に十分耐える強度であると考えている。

6.4 有限要素解析による破壊挙動の検討

6.4.1 解析方法

静的曲げ試験とロッド落下式衝撃試験を模擬したプリント基板実装試験片の三次元モデルを用いて有限要素法解析を行った。解析によってアンダーフィル樹脂表面応力[13]、はんだ相当塑性ひずみやプリント基板の変形挙動などを評価し、機械的負荷に対するアンダーフィル補強品の破壊挙動や補強効果を検討した。静的曲げ試験、ロッド落下式衝撃試験いずれの解析でも、アンダーフィル樹脂の表面応力やプリント基板変形を評価する場合、球状のはんだ接続部を簡略化した角状にモデル化(後述の Fig. 6. 19 参照)した。はんだ材の相当塑性ひずみを評価する場合は、破断発生が顕著であるパッケージコーナーはんだ接続部のみ球状にモデル化(後述の Fig. 6. 19 参照)した。モデルは 6 面体ソリッドの二次要素であり、材料は基本的に弾性体とし、相当塑性ひずみを評価する場合のみはんだを弾塑性体(等方移動硬化)とした。解析に用いたパッケージ、プリント基板[14]およびはんだ[15]の材料定数を Table 6. 3, Table 6. 4 に示す。アンダーフィル樹脂には Table 6. 1 に示した A 材を用い、ポアソン比は 0.3 とした。

Table 6. 3 Material properties of package and PWB[14].

Component	Young' s modulus (MPa)	Poisson' s rate	Coefficient of thermal expansion ($10^{-6}/^{\circ}\text{C}$)
Encapsulant	21000	0.21	9
Chip	190000	0.07	3
Interposer	30000	0.16	13
Printed wiring board	21000	0.16	15

Table 6. 4 Material properties of solder[15].

Temperature ($^{\circ}\text{C}$)	Young' s modulus (MPa)	Poisson' s ratio	Yield stress (MPa)	Strain hardening modulus (MPa)	Coefficient of thermal expansion ($10^{-6}/^{\circ}\text{C}$)
-50	42300	0.3	48	1100	23.0
-15	40800	0.3	36	900	23.0
27	38200	0.3	30	700	23.0
75	35500	0.3	22	400	23.0
125	33800	0.3	17	250	23.0

6.4.2 解析結果および検討

2 辺塗布品のフィレットが小さい側の形状をモデル化した樹脂塗布品に、衝撃負荷を加えた場合のアンダーフィル樹脂表面最大主応力分布を Fig. 6. 16 に示す。衝撃試験条件は、スパン 60 mm, 落下ロッド重量 75 g, 落下高さ 200 mm である。パッケージコーナー部分に応力が集中しており、樹脂割れの起点とよく一致している。4 辺塗布品のようなフィレットの大きなモデルに上記と同じ衝撃負荷を加えた場合、樹脂表面の応力は約 1/2 に減少した。フィレットが小さいと樹脂表面に発生する応力が高くなり、樹脂割れが容易に発生すると考えられる。このフィレット大小による応力の高低は、Fig. 6. 11 に示した樹脂割れ強度の傾向と一致する。なお、フィレット形状による樹脂表面応力の大小関係は、静的曲げにおける解析でも同じ傾向となった。

上記衝撃負荷におけるプリント基板の板厚方向変形挙動をアンダーフィル樹脂塗布の有無で比較した結果を Fig. 6. 17 に示す。変形挙動を評価した位置は、Fig. 6. 17 に併記した解析モデルに矢印で示したプリント基板長手方向の中心線上であり、パッケージ中心を距離 0 とし、中心からの距離 9 mm までの結果を示した。樹脂塗布無しの場合は、はんだ接続部が設けられているパッケージ外周部分の変形は小さいが、はんだ接続部が無い中央部では変形が大きくなっている。一方、樹脂塗布品の場合は、はんだ接続部有無に関わらずパッケージ搭載部分はほぼ平坦となっており、塗布無し品の場合より変形量が小さくなっている。パッケージとプリント基板間のはんだ接続部を樹脂で補強すると、パッケージ搭載部の剛性が高くなり、実装試験片全体との剛性差が拡大する。この剛性差によってパッケージ端部で局所的なプリント基板の曲げ変形が生じ、パッケージ搭載部は平坦形状となる。これは、第 3 章で述べた薄いプリント基板や広いスパンで試験した場合と同様である。ロッド落下式衝撃試験のように荷重制御で負荷が加わる場合は、パッケージ搭載部分の剛性を増加させ、搭載部分のプリント基板面外変形量を低減するのが、はんだ接続部の耐性向上に有効である。アンダーフィル樹脂で補強する場合、大きなフィレットをパッケージの 4 辺すべてに形成すると、より高剛性になるとともに、樹脂表面応力も小さくなり樹脂割れも抑制することができる。

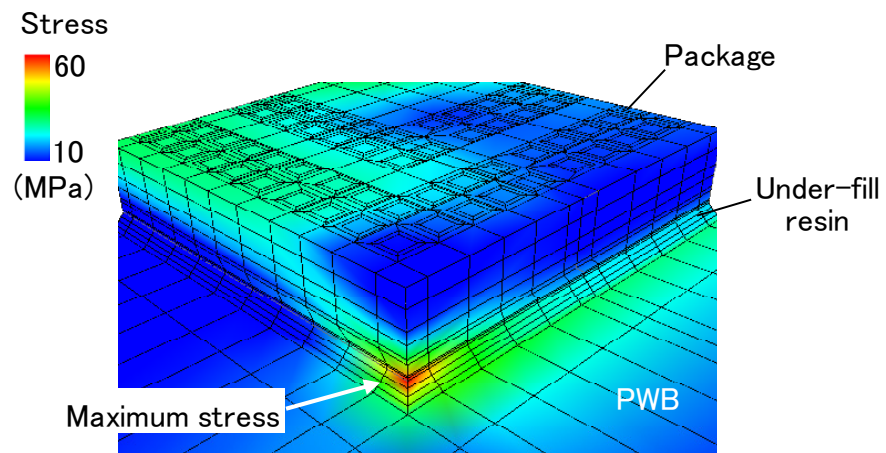


Fig. 6. 16 Stress distribution of under-fill resin.

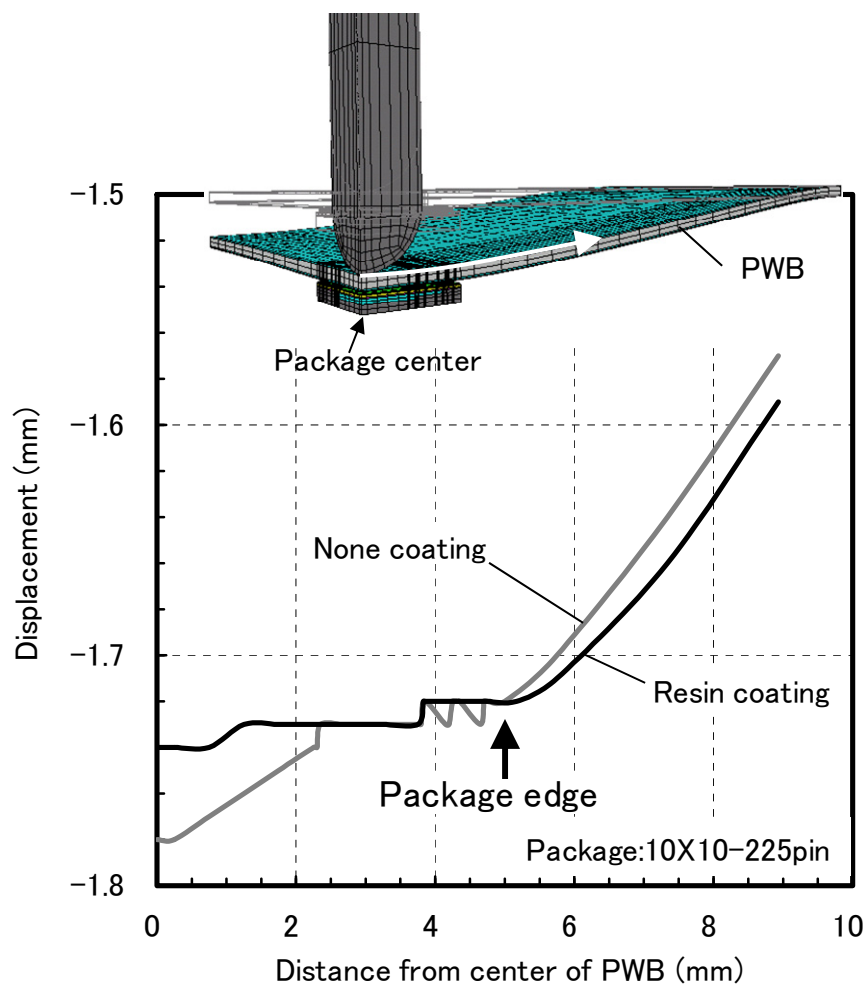


Fig. 6. 17 Deformation behavior of PWB.

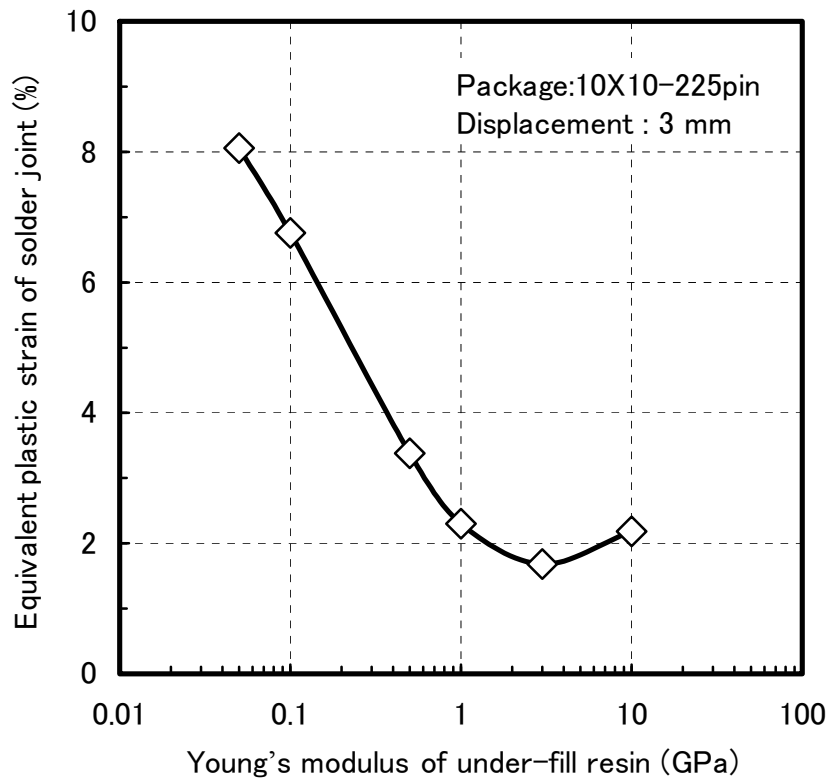


Fig. 6. 18 Relationship between equivalent plastic strain of solder joint at package corner and Young's modulus of under-fill resin under static bending.

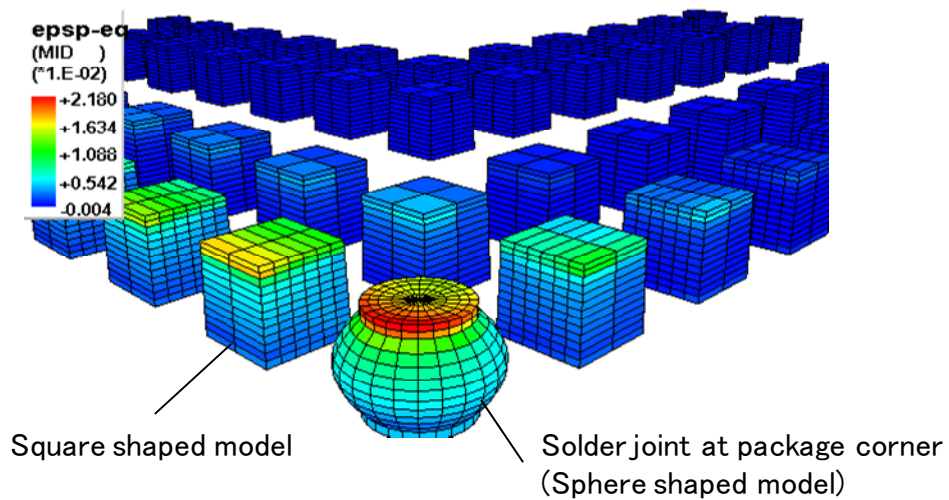


Fig. 6. 19 Equivalent plastic strain distribution of solder joints.
(Young's modulus of under-fill resin:10 GPa)

機械的負荷に対して補強効果を得るのに最適なアンダーフィル樹脂のヤング率を検討するため、静的曲げ負荷時の樹脂ヤング率とパッケージコーナーはんだ接続部に発生する相当塑性ひずみの関係を求めた結果を Fig. 6. 18 に示す。樹脂フィレットの小さいモデルで、曲げ変位量を 3 mm の条件で解析した。樹脂ヤング率 10 GPa として解析したはんだ接続部の相当塑性ひずみ分布を Fig. 6. 19 に示す。パッケージコーナーはんだ接続部に高いひずみが発生し、実験結果と同じ傾向を示している。パッケージコーナーはんだ接続部のひずみは、Fig. 6. 18 に示したように樹脂ヤング率が高くなると減少し、ヤング率 3 GPa 程度で極小となった後は再び増加する。別途有限要素法解析で求めた樹脂塗布無し品のひずみは 14.7 % であった。樹脂塗布品のひずみは、解析した樹脂ヤング率の範囲では、いずれも樹脂塗布無し品より低くなっており樹脂による補強効果が得られている。機械的負荷が加わる場合、樹脂割れに伴ってはんだ接続部が破断するため、実際の破壊挙動とはモデルが異なるが、ひずみが小さい場合に補強効果が大きいと仮定すると、樹脂ヤング率の適正範囲は 1 GPa~10 GPa となる。しかし、本研究で評価したヤング率 2.7 GPa の B 材は Fig. 6. 7 に示したように負荷速度依存性があり、負荷速度が高くなると樹脂割れ強度が低下する場合がある。衝撃も考慮した機械的負荷に対するアンダーフィル補強品の耐性を向上するには、ヤング率をおよそ 3 GPa 以下にしたアンダーフィル樹脂を用いる必要がある。

6.5 まとめ

この章では、携帯電子機器内部の BGA 型パッケージはんだ接続部において、耐性向上の一手段として実施されているアンダーフィル樹脂による補強構造がはんだ接続部強度に及ぼす影響を検討した。アンダーフィル樹脂補強によって、衝撃、静的基板曲げおよび繰返し基板曲げの機械的負荷に対する耐性を向上することができる。樹脂補強したはんだ接続部の機械的負荷耐性の向上には、高ヤング率樹脂の使用や樹脂フィレット 4 辺形成によるパッケージ搭載部の高剛性化が有効である。しかし、補強樹脂の高ヤング率化は樹脂割れが発生しやすくなるので、高剛性化と樹脂割れ抑制のバランスを考慮した樹脂の選定が不可欠である。温度サイクル試験に対する耐性向上には、樹脂の低熱膨張化と低ヤング率化が必要である。

6.6 参考文献

- [1] 高橋正浩, 中村学, 中村恵美: “携帯電話一特集・最近の機器実装の動向” エレクトロニクス実装学会誌, Vol. 3, No. 3, 2000, pp. 188-193.
- [2] 小川将志, 村上里奈, 住川雅人, 松原浩司: “CSP 用アンダーフィルに関する研究”, 第 12 回マイクロエレクトロニクスシンポジウム講演論文集, 2002, pp. 155-158.
- [3] 加賀靖久, 于強, 白鳥正樹: “アンダーフィル実装構造のはんだ接合部における熱疲労信頼性評価”, 日本機械学会第 11 回計算力学講演会講演論文集, 1998, pp. 509-510.
- [4] T. Burnette, Z. Johnson, T. Koschmieder, and W. Oyler, “Underfilled BGAs for a Variety of Plastic BGA Package Types and the Impact on Board-Level Reliability”, Proc. 51th Electronic Components and Technology Conf., 2001, pp. 1045-1051.
- [5] T. R. Lindley, “BGA Solder Joint Reliability Study for Automotive Electronics”, Proc. the 1995 International Conference on Multi Chip Modules, 1995, pp. 126-133.
- [6] B. Vandeveld, E. Beyne, J. V. Puymbroeck, and M. Heerman, “Thermal Fatigue Analysis of the Flip-Chip Assembly on the Polymer Stud Grid Array (PSGA) Package”, Proc. 49th Electronic Components and Technology Conf., 1999, pp. 823-829.
- [7] 東平知丈, 吉澤啓介, 荘司郁夫, 西元正治, 小川泰史, 川野崇之, 水谷弓子, 大崎理彦: “CSP はんだ接合部の熱疲労寿命に及ぼすアンダーフィル材の材料特性の影響”, 14th Symposium Microjoining and Assembly Technology in Electronics, 2008, pp. 267-270.
- [8] B. I. Noh, N. C. Park, W. S. Hong, and S. B. Jung, “Effect of Underfill on Bending Fatigue Behavior of Chip Scale Package”, Journal of Materials Science, Materials Electronics, Vol. 19, No. 5, 2008, pp. 406-410.
- [9] 矢口昭弘, 中村真人, 石川高司, 黒沢和仁, 木本良輔: “携帯機器用アンダーフィル実装試験片の強度評価”: 第 13 回マイクロエレクトロニクスシンポジウム講演論文集, 2003, pp. 376-379.
- [10] 石川重雄, 長竹真美, 井門修: “携帯電話開発へのシミュレーションの適用”: FUJITSU,

Vol. 51, No.5, 2000, pp. 335-340.

- [11] 井門修, 舘野正, 石川重雄, 伊東伸孝, 三代絹子: “衝撃試験による歪評価”: 日本機械学会 2002 年度年次大会講演論文集 (VI), 2002, pp. 255-256.
- [12] 山本健一: “Sn-Ag 系微細接合における Ni 系めっきメタライズの衝撃強度劣化メカニズムと高強度化に関する研究”, 2008, 博士論文.
- [13] J. Pyland, R. Pucha, and S. Sitaraman, “Effect of Underfill on BGA Reliability”, Proc. 51th 2001 Electronic Components and Technology Conf., 2001, pp. 85-90.
- [14] 矢口昭弘, 田中直敬, 安生一郎: “高信頼ファインピッチ BGA の構造設計”: エレクトロニクス実装学会誌, Vol. 4, No. 3, 2001, pp. 200-206.
- [15] 寺崎健, 長埜浩太, 三浦英生, 中塚哲也: “周辺端子型 LSI パッケージにおける鉛フリーはんだ接合部の熱疲労寿命予測”: 7th Symposium Microjoining and Assembly Technology in Electronics, 2001, pp. 441-446.

第7章 はんだ接続部応力による鉛フリーBGA

はんだ接続部衝撃耐性評価手法

7.1 緒 言

プリント基板実装状態における鉛フリーBGA はんだ接続部の衝撃耐性は、第4章で述べたようにプリント基板に発生するパッケージ近傍の基板ひずみで定量的に評価することができる[1-5]。はんだ接続部衝撃耐性は、基板ひずみだけでなくプリント基板の厚さや固定条件などで決まる基板ひずみ変形周期の依存性があり、基板ひずみ周期が短くなると衝撃耐性が低下する[6-8]。この基板ひずみ周期依存性のため、BGA はんだ接続部の衝撃耐性試験では、実機使用時や製造工程で想定される衝撃負荷に対応した基板ひずみ周期毎に実装試験片を用いたはんだ接続部の破断寿命測定が必要になる。一方、開発段階のBGA パッケージ実装構造設計では、有限要素法解析で求めたはんだ接続部に発生する応力やひずみなどを用いて衝撃耐性を評価している[7,9-12]。しかし、BGA パッケージ搭載製品に実際に負荷される衝撃に対応した基板ひずみ周期毎の衝撃耐性データベースが整備されていない場合には、定量的な衝撃耐性評価を実施することは困難である。また、BGA パッケージ開発段階において、製造工程や携帯機器使用時に想定される多数の基板ひずみ周期毎の衝撃耐性試験を実施するには多大な労力と時間が必要である。これらの理由により、鉛フリーBGA はんだ接続部の衝撃耐性評価では、基板ひずみ周期の依存性も含んで一元化した指標による衝撃耐性評価技術の確立が必要になっていた。

上記した基板ひずみ周期依存性は、有限要素法解析ではんだ接続部に発生する応力を求める際にも反映させる必要がある。基板ひずみ周期が異なると、プリント基板変形に追隨して変形するはんだ材のひずみ速度にも差異が生じると考えられる。はんだ材の応力-ひずみ特性は顕著なひずみ速度依存性を示すことから[13-15]、はんだ材のひずみ速度依存性を取り入れた弾塑性モデルによる有限要素法解析を実施することが不可欠である。

そこでこの章では、はじめに有限要素法解析で用いるはんだ材入力物性のデータベースを得るため、鉛フリーはんだ材の応力-ひずみ特性を高ひずみ速度域も含めた種々のひずみ速度で測定

する。つづいて、第4章で示した21 mm角BGAパッケージを実装したプリント基板実装試験片のはんだ接続部衝撃耐性評価結果を基に、衝撃耐性試験毎にはんだ材のひずみ速度依存性を考慮した有限要素法解析を行う。はんだ接続部に発生する垂直方向応力と実測したはんだ接続部破断寿命との関係を整理し、はんだ接続部応力による鉛フリーBGA はんだ接続部衝撃耐性評価手法を検討する。つぎに、パッケージサイズが異なる実装試験片の衝撃耐性評価結果との対比から本評価手法の汎用性を示す。

7.2 Sn-3Ag-0.5Cu はんだ材の応力-ひずみ特性

7.2.1 応力-ひずみ特性測定方法

鉛フリーはんだ Sn-3Ag-0.5Cu の応力-ひずみ特性を引張試験により測定した。測定に用いた引張試験片を Fig. 7. 1 に示す。大気溶融したはんだをインゴット型（幅 45 mm×高さ 27 mm×長さ 185 mm）に鑄込み、作製したインゴットの中央部分から切削加工によって Fig. 7. 1 の試験片を作製した。一本のインゴットからは約 10 枚の試験片を取得した。試験片をインゴットから切削加工した後、加工による残留ひずみを除去するため恒温槽内で 154℃（427K）、1 時間保持の熱処理を実施した。

引張試験には油圧サーボ型試験装置（株式会社コベルコ科研所有の島津製作所製サーボパルサ TYPE EHF-U2H-20L）を用い、室温（20～25℃）で測定した。引張試験の概要を Fig. 7. 2 に示す[16]。引張試験片の掴み部（Fig. 7. 1 に示した試験片両端の幅 20 mm の部分）上下を掴み治具で挟んで固定する。試験装置のアクチュエータに直結したスライダを掴み治具の上部に設けた助走区間で所定のクロスヘッド速度まで加速させて引張試験を行った。一定クロスヘッド速度の引張試験を、6 種類のクロスヘッド速度（0.002 m/s, 0.05 m/s, 0.1 m/s, 0.5 m/s, 1.0 m/s, 5.0 m/s）で行った。各クロスヘッド速度における引張試験回数（n 数）は 3 とした。

クロスヘッド速度の高速度域（本試験では試験速度 0.05 m/s 以上）では、ロードセルが追従しないため荷重が直接測定できない。本測定では、試験片掴み部表裏両面に貼り付けたひずみゲージの出力と荷重との関係をクロスヘッド速度 0.05 m/s の試験で求めて荷重校正曲線を取得し、

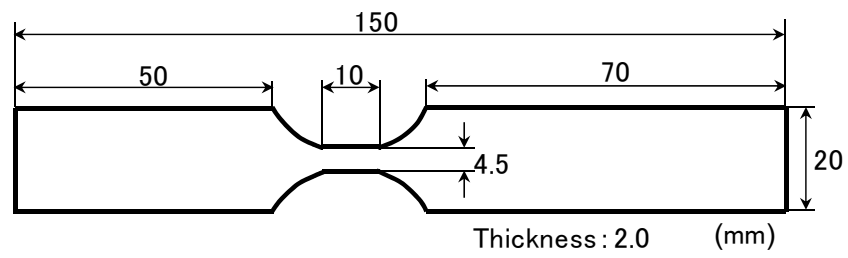


Fig. 7. 1 Dimensions of tensile test specimen.

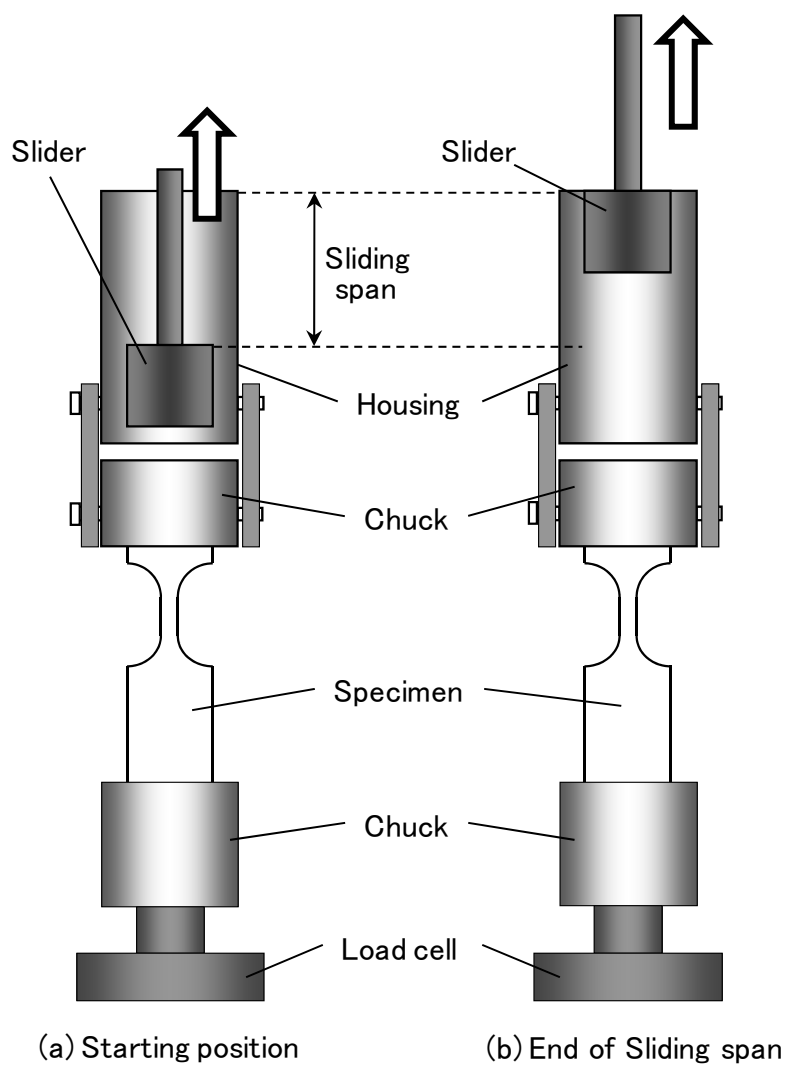


Fig. 7. 2 Outline of tensile test[16].

これを用いて高速度域で測定した掴み部のひずみを荷重に換算した。また、試験片中央平行部 (Fig. 7. 1, 長さ 10 mm, 幅 4.5 mm の部分) には、応力-ひずみ曲線取得用のひずみゲージを貼り付け、引張試験時のひずみを測定した。中央平行部および掴み部には、いずれもグリッド長 5 mm のひずみゲージ (共和電業製, KFEL-5-120-C1 L1M2R) を貼り付けた。

7.2.2 測定結果

クロスヘッド速度毎に測定した公称応力-公称ひずみ曲線を Fig. 7. 3 に示す。引張試験によって、ほとんどの試験片は Fig. 7. 4(a)~(b)に示すように試験片中央平行部 (幅 4.5 mm の部分) で破断した。しかし、試験片内部に存在したボイドや試験片取付け時の負荷などの影響によって試験片中央平行部以外で破断する場合 (Fig. 7. 4(d)) もあった。また、試験片中央に貼り付けたひずみゲージが試験途中で剥がれてしまい、ひずみ測定が試験途中で中断した試験片もあった。Fig. 7. 3 には、試験片の破断が Fig. 7. 4 に示したように試験片中央の平行部で発生し、破断直前まで試験片中央部のひずみが測定できた結果を示した。クロスヘッド速度 1 m/s と 5 m/s の試験では、引張試験後の試験片外観写真を取得できなかったため、クロスヘッド速度 2 m/s で試験した試験片の写真を示した。また、引張試験によって得られた 0.2 %耐力、引張強さおよびひずみ速度を Table 7. 1 に示す。各クロスヘッド速度の引張試験におけるひずみ速度は、試験片中央部に貼り付けたひずみゲージで測定したひずみを時間に対してプロットし、この曲線の初期部分を除いた領域における傾きから算出した。高ひずみ域では、ひずみ速度が高くなるとともに応力が高くなり、高い引張強度を示すようになる。クロスヘッド速度 0.1 m/s (ひずみ速度 4.0 (1/s)) 以下の応力-ひずみ曲線には塑性域において応力がほぼ一定となる部分が現われている。一方、クロスヘッド速度 0.5 m/s (ひずみ速度 31.5 (1/s)) 以上では、明確な応力一定部は現われておらず、応力はひずみの増加とともに高くなっていた。Sn-3Ag-0.5Cu はんだ材のひずみ速度依存性は、特に塑性域において顕著に現われている。

今回測定した Sn-3Ag-0.5Cu はんだ材の応力-ひずみ曲線 (Fig. 7. 3) のうち、高速度で測定したクロスヘッド速度 1 m/s と 5 m/s の応力-ひずみ曲線は、ひずみ 0.05 以下の領域において他のクロスヘッド速度の曲線より応力が低くなっている。この応力低下要因として以下に述べる

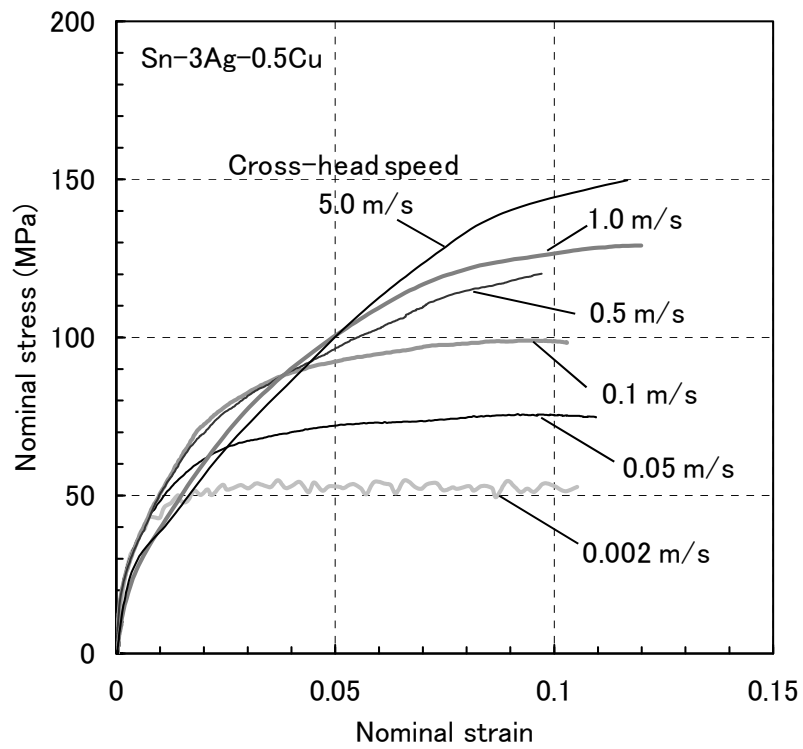
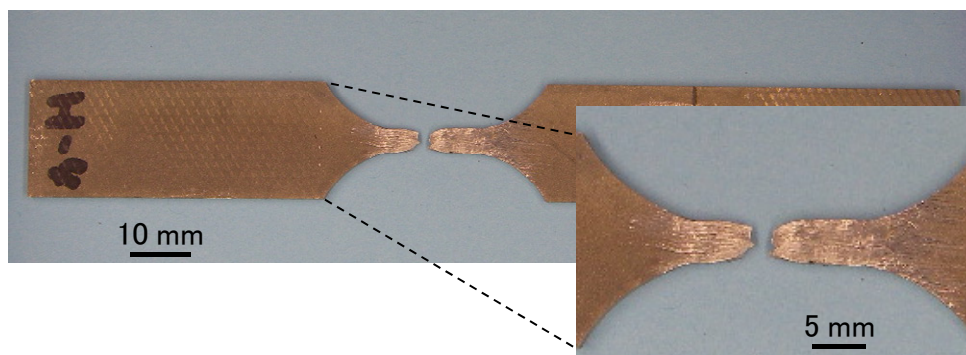


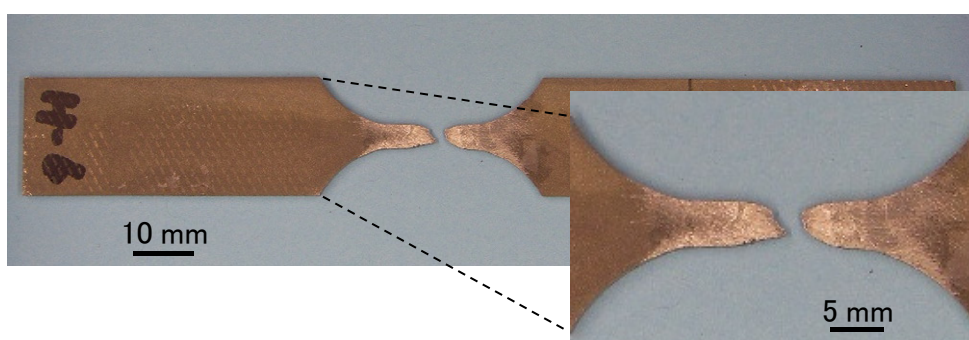
Fig. 7. 3 Stress-strain curves of lead free solder.

Table 7. 1 Tensile test results.

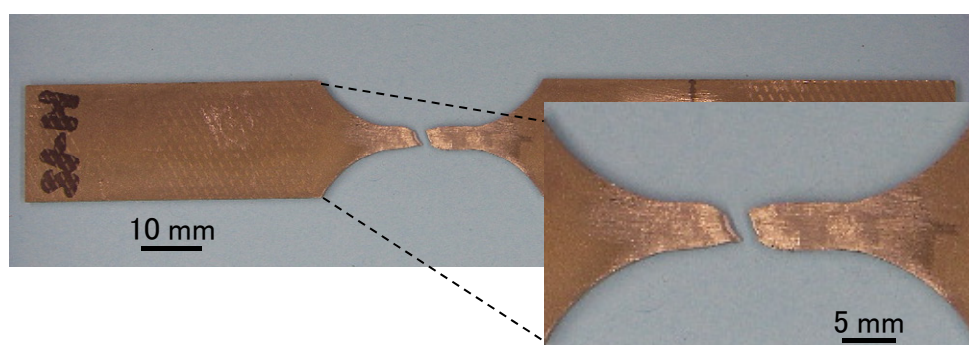
Cross-head speed (m/s)	Strain rate (1/s)	Tensile strength (MPa)	0.2 % proof stress (MPa)
0.002	0.17	55	31.0
0.05	3.3	76	30.5
0.1	4.0	99	29.0
0.5	31.5	120	29.0
1.0	83.0	129	26.5
5.0	353.0	150	29.0



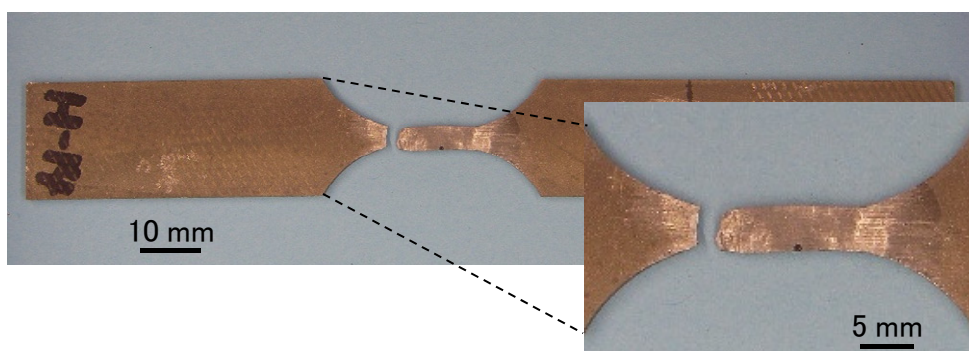
(a) Cross-head speed : 0.05 m/s



(b) Cross-head speed : 0.1 m/s



(c) Cross-head speed : 2.0 m/s



(d) Cross-head speed : 2.0 m/s

Fig. 7. 4 Appearance of specimen after tensile test.

2 点を考えているが、明確な理由は不明である。本研究の引張試験は、Fig. 7. 2 に示したようにスライダを助走区間で加速し、ハウジングに連結した掴み治具を介して試験片に機械的負荷を与えている。高クロスヘッド速度を得るためにスライダを加速した場合、スライダがハウジングに接触する際に高い衝撃力が作用する。この衝撃力によって治具間の連結部や試験片の掴み部に伸び（あるいは緩み）が生じて荷重が低下し、応力-ひずみ曲線の低応力側へのずれが生じたことが一つの理由と考えられる。また、Sn-3Ag-0.5Cu はんだ材引張試験片の破断では、Fig. 7. 4 に示したように高クロスヘッド速度でも平行部の一部にネッキングが生じている。高クロスヘッド速度の引張試験では、ネッキングが低速度の引張より早い段階で発生し、荷重が低下したことがもう一つの理由と考えている。

Sn-3Ag-0.5Cu はんだ材は、実際の BGA はんだ接続部サイズに近い微小試験片では数個もしくは単結晶に近い凝固組織となり、大型試験片では多結晶的な組織になることが報告されている[17,18]。この凝固組織の違いから、微小試験片と大型試験片で得られる力学特性にも差異が生じることが指摘されている[17-20]。さらに、結晶粒が少ない微小試験片の応力-ひずみ特性は、結晶方位依存性を示すことも報告されている[21]。本研究に用いた Fig. 7. 1 の試験片は実際の BGA はんだ接続部サイズとは異なる大型試験片であるため、その凝固組織は実際の接続部組織とは異なっており、力学特性にも違いがあると考えられる。しかしながら、荻谷ら[17,19]の報告には、微小試験片で得られる応力-ひずみ曲線が大型試験片で測定される曲線と同じ形状であることと、引張強度が高くなる高ひずみ速度域では両試験片で測定した力学特性の差異が縮小する傾向にあることが示されている。本章で述べた引張試験方法による微小試験片の試験が困難であることも考え合わせ、凝固組織や結晶方位依存性は考慮せず大型試験片による測定結果を有限要素法解析に用いることにした。

7.3 はんだ接続部応力による鉛フリーはんだ接続部衝撃耐性評価の検討

7.3.1 有限要素解析方法と解析精度検証

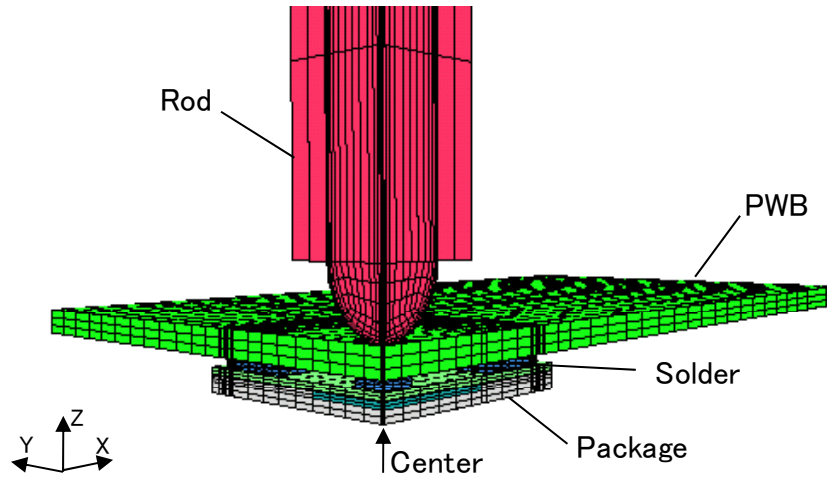
第 4 章ではんだ接続部衝撃耐性を評価した 21 mm 角 P-BGA パッケージ実装試験片のはんだ

接続部に発生する応力を求めるため、この試験状態をモデル化した有限要素法解析を行った。21 mm 角パッケージを実装した場合の解析モデルを Fig. 7. 5 に示す。対称性を考慮して実装試験片と落下ロッドの 1/4 部分を Fig. 7. 5(a)のようにモデル化し、パッケージ非搭載面のプリント基板中心に重量 100 g の落下ロッドを自然落下と同じ速度で衝突させた。解析モデルにおいて、プリント基板短辺側固定部の拘束条件は単純支持とした。本解析モデルでは、衝撃試験ではんだ接続部の破断が顕著であったパッケージコーナーのはんだ接続部のみ Fig. 7. 5(b)のような詳細に要素分割した球状モデルとした。他のはんだ接続部は粗い分割の角状モデルにした[7,22]。

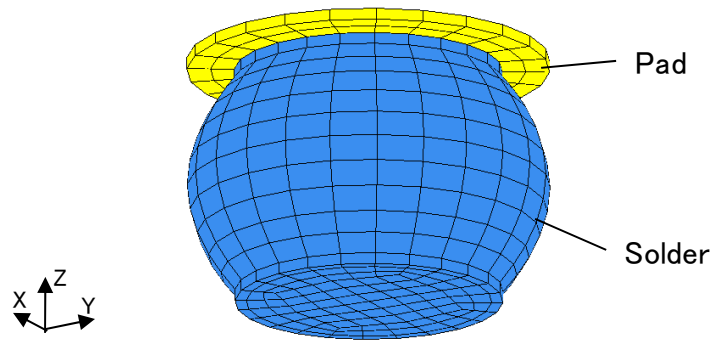
解析に用いた材料定数を Table 7. 2 に示す。本研究では当初、衝撃のようにひずみ速度が高い場合、はんだ材はほとんど塑性変形しないと考え、はんだ材も弾性体として解析した[6]。しかし、解析した応力が、はんだ材の応力-ひずみ曲線から予測される値より極端に高くなったため、はんだ材を弾塑性体として解析することにした。はんだ材以外の材料は弾性体とした。

Sn-3Ag-0.5Cu はんだ接続部の CuSn 系金属間化合物層厚さは、第 5 章の Fig. 5. 15 に示したようにリフロー実装直後で $3\sim 4\ \mu\text{m}$ である。CuSn 系化合物の物性値は、インデンテーション試験で実測した例が鄭ら[23]によって報告されている。彼らの実測結果では、リフローはんだ付け直後に主に形成される Cu_6Sn_5 のヤング率として 110 GPa が得られている。この値は、本解析でモデル化している Cu パッドのヤング率 (Table 7. 2) と同じ値である。化合物層は極めて薄く、他の部材との寸法差が大きいためモデル化が困難である。CuSn 系化合物のヤング率が Cu バルク材と同じであることから、本研究の解析では化合物層を解析モデルに入れないことにした。解析モデルは一次要素 6 面体ソリッドで作成し、球状はんだ接続部モデルの最小要素サイズを約 0.02 mm とした。解析には非線形衝撃解析ソフト LS-DYNA を使用した。

解析に用いるはんだ材の応力-ひずみ特性を確定するため、まず Fig. 7. 3 に示したクロスヘッド速度 0.1 m/s (ひずみ速度 4.0 (1/s)) で測定した応力-ひずみ曲線によって予備解析を行い、パッケージコーナーのはんだ接続部内で応力が最大となる要素のひずみ速度を求めた。なお、コーナーはんだ接続部では、最大応力発生素のひずみ速度が最も高くなっており、ひずみ速度は 13~140 (1/s)の範囲であった。つづいて、予備解析で求めたひずみ速度の応力-ひずみ曲線を、



(a) General view of finite element model.



(b) Shape of solder joint at package corner.

Fig. 7. 5 Finite element model.

Table. 7. 2 Material properties.

Component		Young' s modulus (GPa)	Poisson's ratio	Density (10^3 kg/m^3)
Package	Chip	190.0	0.07	2.30
	Encapsulant	21.0	0.21	1.85
	Interposer	23.5	0.35	1.85
Pad		110.0	0.35	8.50
Printed wiring board		18.7	0.16	2.28
Solder		24	0.35	7.30

このひずみ速度前後のひずみ速度における Fig. 7. 3 に示した応力-ひずみ特性実測値の線形補間によって算出する。算出した応力-ひずみ特性をすべてのはんだ要素に材料物性として与えて再度解析し、はんだ接続部応力を求めた。

衝撃が負荷されて変形するはんだ接続部内では、場所によってひずみ速度が異なっており、ひずみ速度に分布が生じていると考えられる。本研究では、最も高いひずみ速度に対応した物性値（応力-ひずみ特性）をはんだ接続部すべての要素に与えているので、応力を高めに評価している。解析精度をより向上するためには、はんだ接続部内のひずみ速度分布を考慮した解析手法の適用が必要と考えている。

ここで、今回行った有限要素法解析の精度を検証するため、パッケージコーナーのはんだ接続部近傍に発生する基板ひずみ波形の実測値と解析値との比較を行った。プリント基板厚 1.6 mm、スパン 90 mm の基板ひずみ波形を Fig. 7. 6 に示す。初期に発生する長周期の正弦半波形状はほぼ一致しており、本試験条件では解析によって基板の変形状態を再現できている。プリント基板厚 1.6 mm の他のスパンや、プリント基板厚 1.27 mm の解析でも、試験条件によっては差異も見られたが、ほぼ同様の結果が得られた。つぎに、プリント基板厚 0.8 mm の基板ひずみ波形比較結果を Fig. 7. 7 と Fig. 7. 8 に示す。スパン 40 mm (Fig. 7. 7) の基板ひずみ波形は実測と解析とがほぼ一致している。しかし、スパン 60 mm (Fig. 7. 8(a)) とスパン 90 mm (Fig. 7. 8(b)) では、実測と解析に差異が生じている。基板ひずみはスパン 60 mm, 90 mm とともに解析値が実測値より約 20 % 低くなっているが、この程度の差異はプリント基板厚 1.27 mm や 1.6 mm の解析でも生じる場合があった。一方、基板ひずみ周期の実測と解析との差異は大きく、解析値はスパン 60 mm は約 30 %, スパン 90 mm では約 60 % 実測値より短くなっている。プリント基板厚 0.8 mm の実装試験片を広いスパンで試験すると、ロッド衝突によるプリント基板変形量が大きくなるため、プリント基板拘束部で基板長手方向へのすべりが生じると考えられる。このプリント基板のすべりによって基板変形量は増加するが、拘束条件を単純支持としている本研究の解析では、実際の変形挙動を十分に再現できていない。この理由から、プリント基板厚 0.8 mm でスパンが広い場合におけるはんだ接続部応力解析結果は、他の解析結果とは異なる傾向を示すと

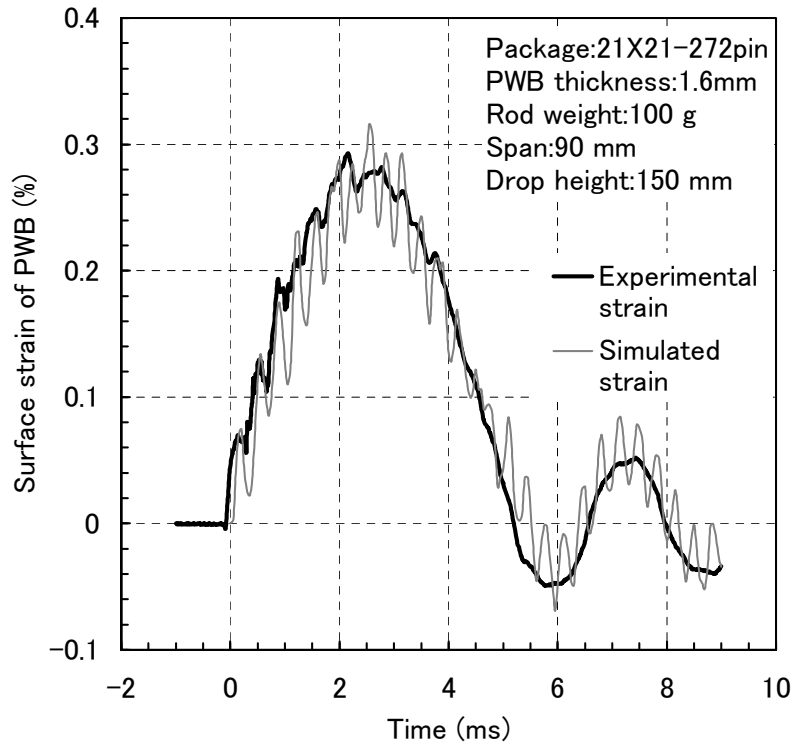


Fig. 7. 6 Comparison of surface strain waveform on PWB between experimental value and simulated value.
(PWB thickness 1.6 mm, Span 90 mm)

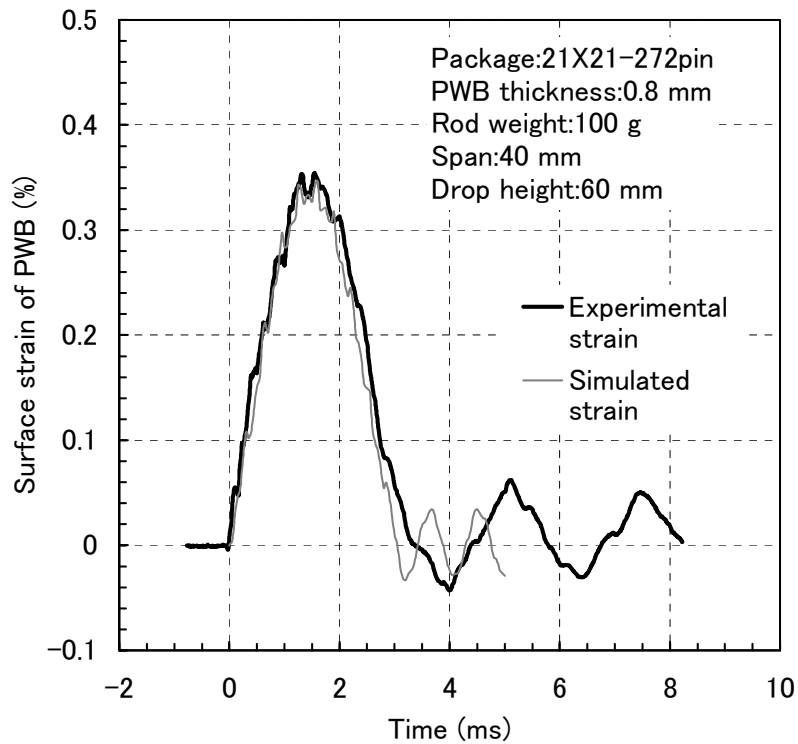
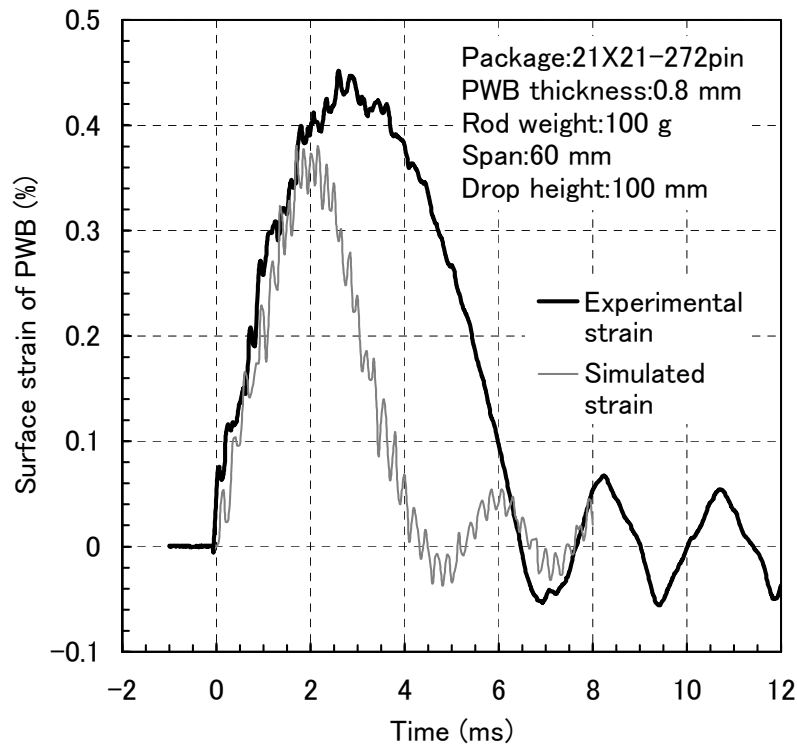
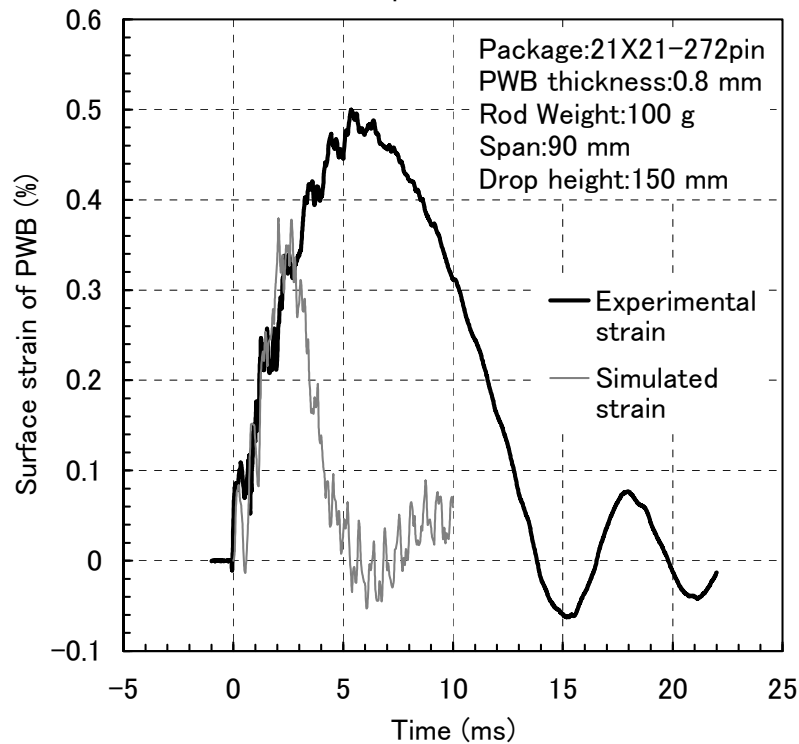


Fig. 7. 7 Comparison of surface strain waveform on PWB between experimental value and simulated value.
(PWB thickness 0.8 mm, Span 40 mm)



(a) Span 60 mm



(b) Span 90 mm

Fig. 7. 8 Comparison of surface strain waveform on PWB between experimental value and simulated value.
(PWB thickness 0.8 mm, Span 60 mm, 90 mm)

予測される。しかしながら、プリント基板の最適な拘束モデルも見出せていないので、ここでは他の試験条件と同様にはんだ接続部応力を算出し、実験で求めた破断寿命との関係を検討する。

7.3.2 はんだ接続界面垂直方向応力による衝撃耐性評価

有限要素法解析で算出するはんだ接続部応力のうち、どの応力成分を評価応力にするか選定する必要がある。第4章で示した鉛フリーはんだ実装の21 mm角パッケージ実装試験片では、はんだ接続部の破断はプリント基板側接続部で発生し、接続界面に形成される金属間化合物層での破断が支配的であった。この破断モードから、化合物層内のき裂を開口させる方向となる接続界面に対して垂直な方向 (Fig. 7.5 中に示した Z 方向) の応力を評価応力とした。はんだ接続部に発生する垂直方向 (Z 方向) 応力分布の例を Fig. 7.9 に示す。この図では、基板側 Cu パッドとの接続界面端部に高い応力が発生している。評価応力には、はんだ接続界面のパッドに接するすべてのはんだ要素のうち、垂直方向の引張応力が最大となった1要素内の平均値を用いた。

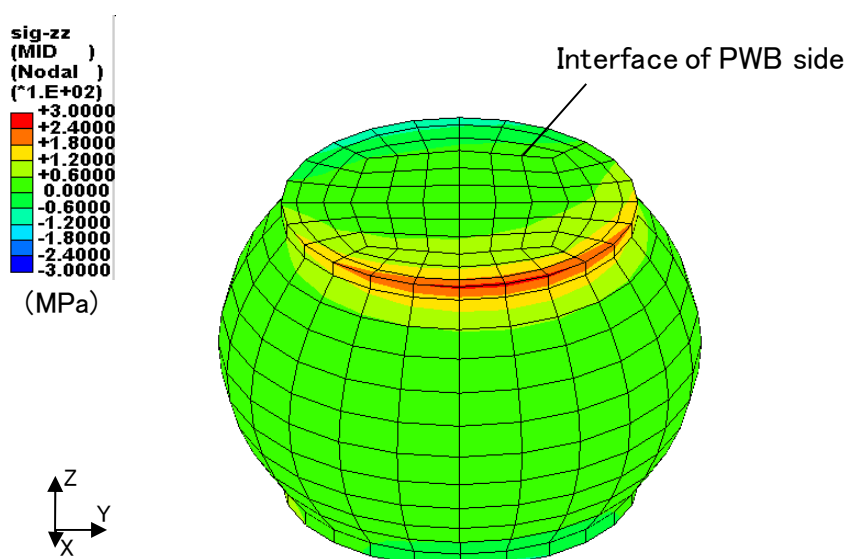


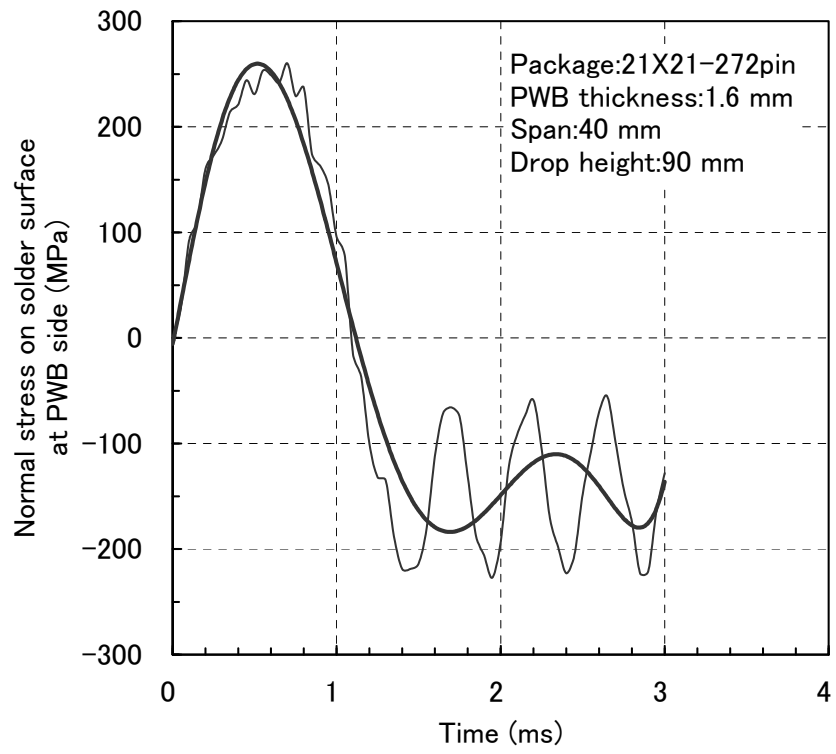
Fig. 7.9 Normal stress distribution of solder joint.
(Package:21X21-272pin, PWB thickness:1.6 mm,
Span:40 mm, Rod weight: 100 g, Drop height: 90 mm)

異材接続界面に発生する応力のうち、接続界面に垂直な方向の応力は連続性を持ち、界面を境とした材料に発生する応力は等しくなる[24]。したがって、CuSn 系金属間化合物[23]と同じヤ

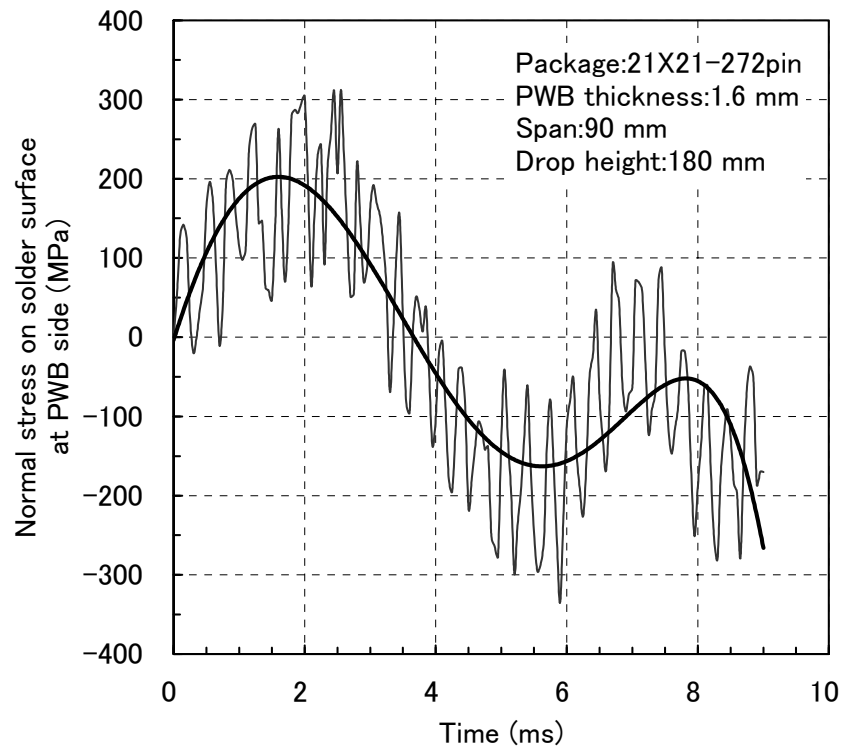
ング率である Cu パッドとの界面に接するはんだ要素の垂直方向応力を用いることによって、接続界面に生成される化合物層破断を間接的に評価できると考えている。

プリント基板厚 1.6 mm の実装試験片において、スパン 40 mm と 90 mm で衝撃負荷した状態を解析して求めたはんだ接続部垂直方向応力の時刻歴挙動を Fig. 7. 10 に示す。図中の太い実線は、応力時刻歴挙動の多項式近似曲線である。Fig. 7. 6 などに示した基板ひずみ波形と同様、初期には周期の長い正弦半波状波形が発生しているが、スパン 90 mm の波形 (Fig. 7. 10 (b)) には高周波の応力成分が重畳している。高周波応力の振幅は、スパンが長くなるとともに増大し、Fig. 7. 10 (b) に示したスパン 90 mm が最も大きくなっていた。これらの傾向は他のプリント基板厚の試験片でも同様であった。この高周波成分は、スパン 40 mm の波形 (Fig. 7. 10(a)) には生じていないので、試験片構成材料の特性に依存するものではない。プリント基板とはんだ接続されたパッケージの振動が影響していると考えているが、詳細は明らかになっていない。

高周波成分が重畳する Fig. 7. 10(b)に示したような時刻歴挙動を示す応力がはんだ接続部に発生している場合の最適な評価応力を検討する必要がある。Fig. 7. 10(b)のような高周波波形も含めたはんだ接続部に発生する最大引張応力値と、近似曲線の引張最大値それぞれを評価応力として用い、実験で求めた破断寿命との相関性を調べることにした。プリント基板厚 1.6 mm と 1.27 mm の実装試験片それぞれについて、3 種類のスパン毎に解析で求めたはんだ接続部の最大応力値と破断寿命の関係を Fig. 7. 11, Fig. 7. 12 に示す。いずれの解析結果も、はんだ接続部応力の低下とともに破断寿命が長くなっており、基板ひずみで整理した実測結果 (第 4 章の Fig. 4. 6, Fig. 4. 7) と傾向が一致している。また、両基板厚ともに 3 種類のスパンの結果が狭い範囲にまとまってプロットできている。Fig. 7. 13, Fig. 7. 14 は、Fig. 7. 8 中に示した近似曲線の最大値と破断寿命の関係である。両基板厚ともスパン 40 mm と 60 mm の結果は、ほぼ一本の曲線上にプロットされるが、スパン 90 mm のプロットは他の結果より下側にずれている。これらの結果から、鉛フリーBGA はんだ接続部衝撃耐性評価では、Fig. 7. 10 (b) に示した高周波成分も考慮して応力を算出することが必要であり、評価応力には Fig. 7. 11 と Fig. 7. 12 に示したはんだ接続部要素に発生する最大応力を用いるのが適していると言える。



(a) Span 40 mm



(b) Span 90 mm

Fig. 7. 10 Simulated stress waveform on solder surface.
(PWB thickness 1.6 mm)

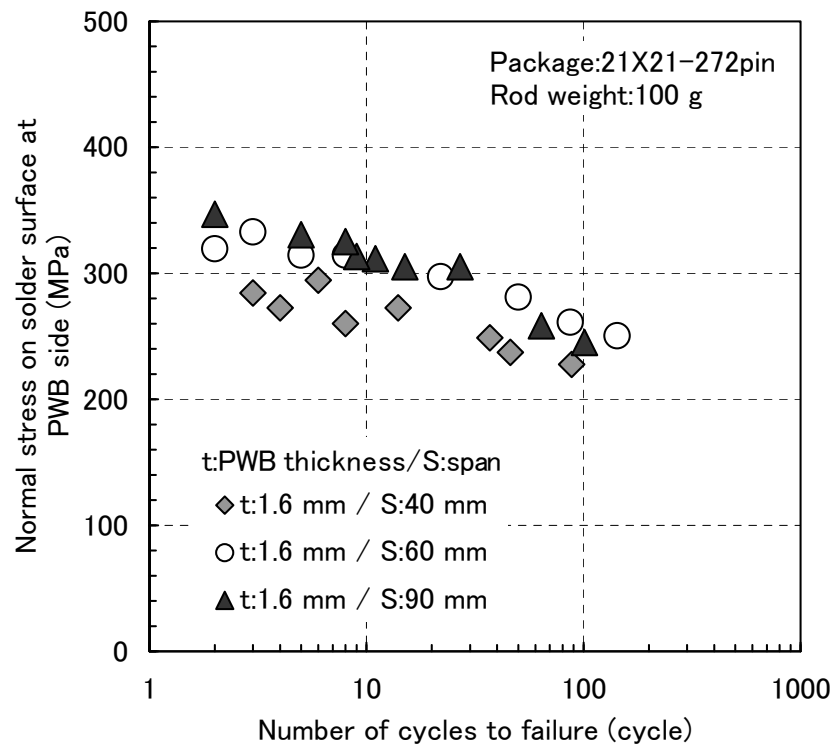


Fig. 7. 11 Relationship between maximum interfacial stress and cycles to failure solder joints under impact bending test. (PWB thickness 1.6 mm)

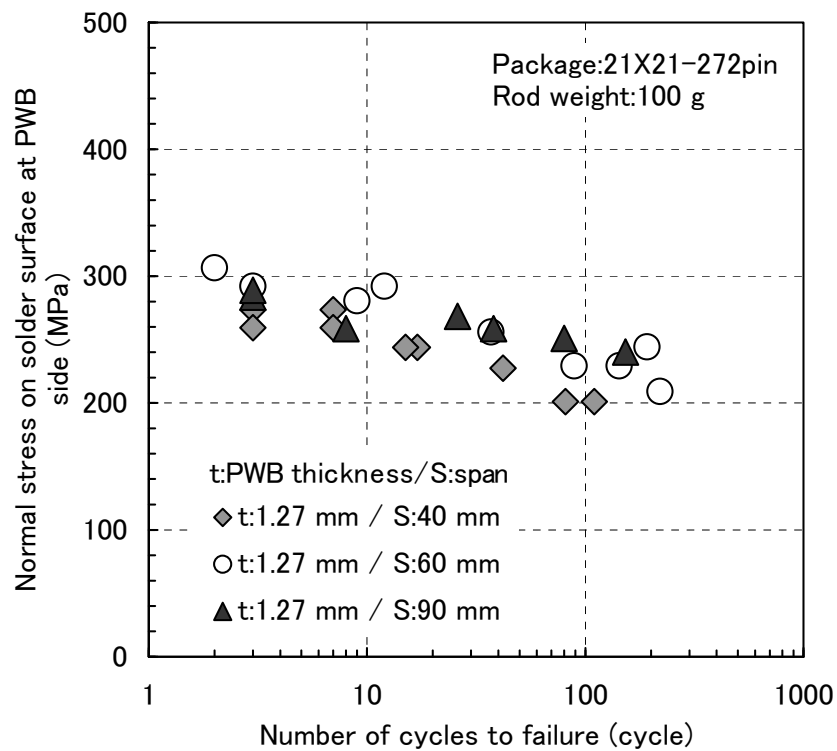


Fig. 7. 12 Relationship between maximum interfacial stress and cycles to failure solder joints under impact bending test. (PWB thickness 1.27 mm)

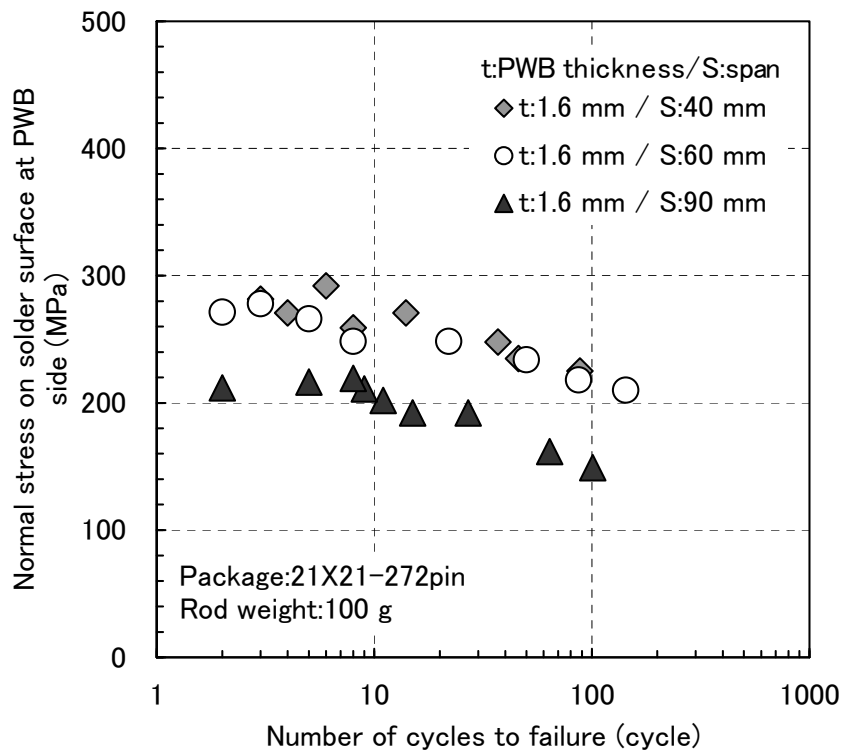


Fig. 7. 13 Relationship between maximum stress of fitted curves and cycles to failure solder joints under impact bending test. (PWB thickness 1.6 mm)

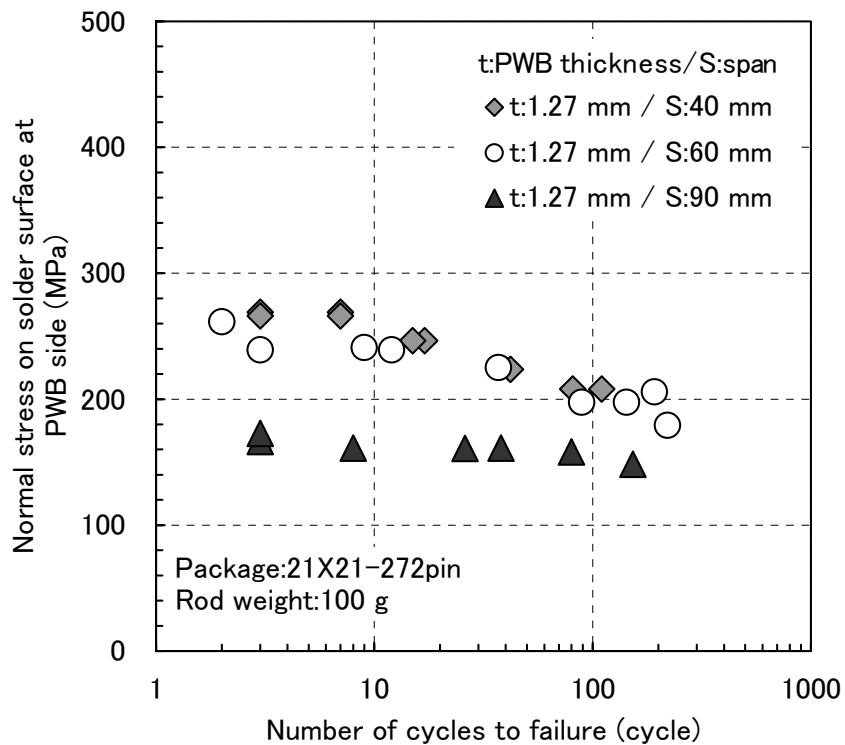


Fig. 7. 14 Relationship between maximum stress of fitted curves and cycles to failure solder joints under impact bending test. (PWB thickness 1.27 mm)

前節の Fig. 7. 3 において、クロスヘッド速度が速い 2 条件（1.0 m/s, 5.0 m/s）の応力-ひずみ曲線の応力が、ひずみ 0.05 以下の領域で他の曲線より低くなっていることを示した。はんだ接続部応力の解析結果をプロットした Fig. 7. 11, Fig. 7. 12 のひずみが 0.05 以下となっている場合、応力のひずみ速度依存性を正しく評価することができない。応力評価したはんだ要素に発生する垂直方向ひずみは 0.05~0.12 となっており、所定のひずみ速度における応力-ひずみ特性を示す領域で評価できていることを確認している。

先に示した Fig. 7. 11 と Fig. 7. 12 の結果に、プリント基板厚 0.8 mm, スパン 40 mm の結果を加えた 7 試験条件について、はんだ接続部の最大垂直方向応力値と破断寿命を再プロットした結果を Fig. 7. 15 に示す。第 4 章で示した実測基板ひずみで整理した寿命曲線がスパンごとに明確に分かれているのに対して、条件が異なる結果を比較的狭い範囲にまとまってプロットすることができている。

Fig. 7. 15 の結果に、Fig. 7. 8 に基板ひずみ波形を示したプリント基板厚 0.8 mm のスパン 60 mm と 90 mm の垂直方向応力と破断寿命の関係を併せてプロットした結果を Fig. 7. 16 に示す。なお、プリント基板厚 1.27 mm と 1.6 mm の結果はそれぞれ同じ記号にまとめて示した。プリント基板厚 0.8 mm のスパン 60 mm, 90 mm の結果は、他の試験条件と異なり高応力側にずれてプロットされた。はんだ接続部応力算出に用いるはんだ材応力-ひずみ特性には、7.3.1 項で述べたように予備解析で求めたひずみ速度に対応した特性を用いている。Fig. 7. 8 の基板ひずみ周期の差異に見られるように、実際より高いひずみ速度の応力-ひずみ特性で解析しているため応力が高くなったと考えている。

Fig. 7. 15 に示したはんだ接続部の衝撃耐性評価結果を用いてプリント基板厚 0.8 mm のスパンが広い実装試験片の耐性を評価すると、破断寿命を短く見積もることになる。これは安全側の評価結果を与えることになり、寿命予測精度向上の検討は必要となるが、実用上鉛フリーはんだ接続部の衝撃耐性設計に適用することは可能である。鉛フリー BGA はんだ接続部の衝撃耐性は、はんだ接続部垂直方向応力を指標にして作成した Fig. 7. 15 のような衝撃耐性評価結果を用いることによって、基板ひずみ周期の依存性を考慮することなく評価できると考えている。

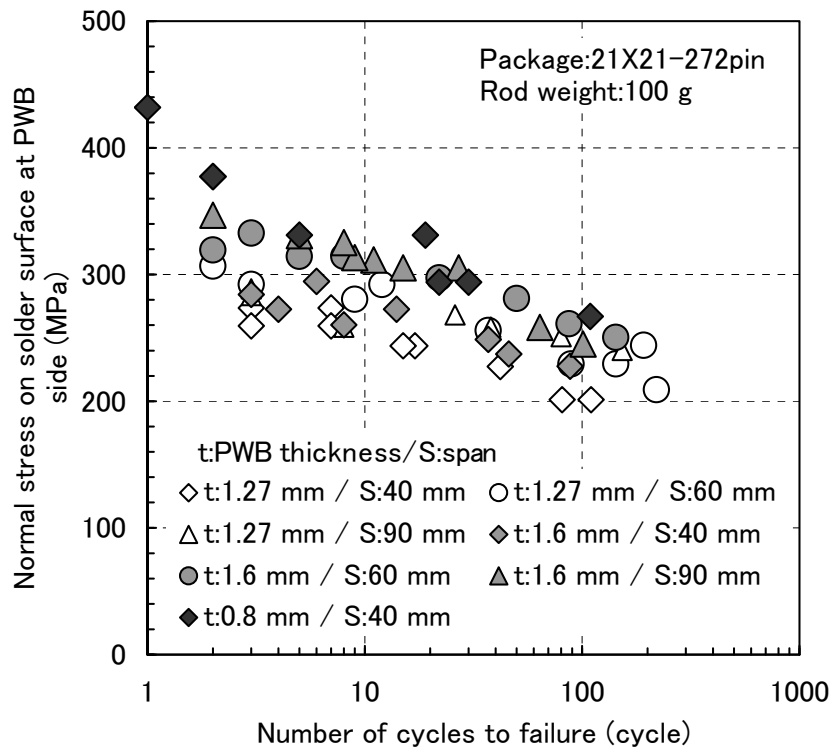


Fig. 7. 15 Relationship between maximum interfacial stress and cycles to failure solder joints except low stiffness test condition of PWB 0.8 mm thick.

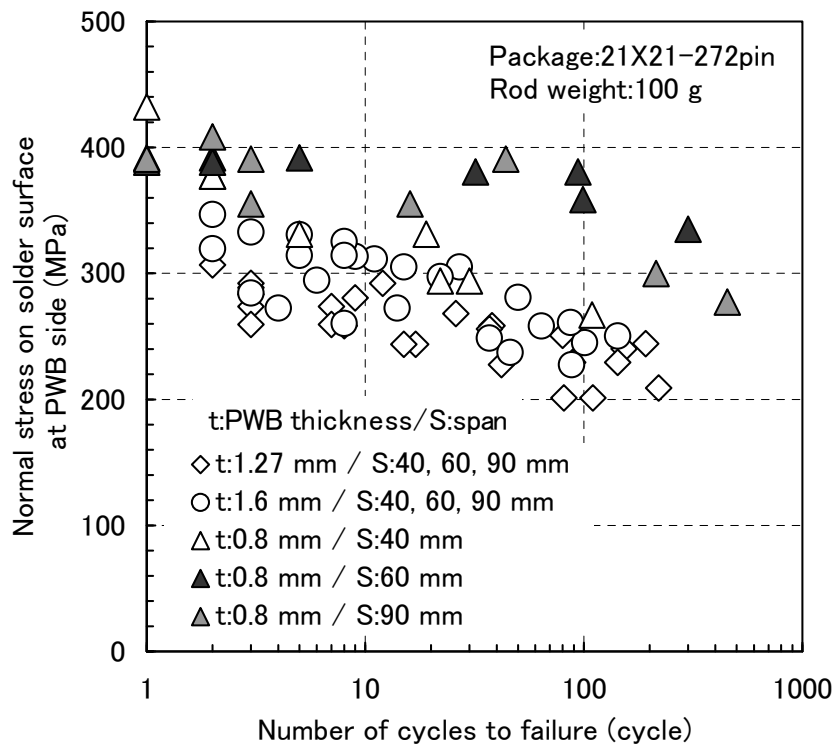


Fig. 7. 16 Relationship between maximum interfacial stress and cycles to failure solder joints.

ここで、第4章 Fig. 4. 6, Fig. 4. 7 などに示した衝撃耐性実験結果で見られた鉛フリーはんだ接続部衝撃耐性のスパン依存性について検討する。21 mm 角パッケージを 1.6 mm 厚プリント基板に搭載した実装試験片の基板ひずみ実測値 (Fig. 4. 6) と解析で求めた応力値 (Fig. 7. 12) をプロットした結果を Fig. 7. 17 に示す。基板ひずみが同じであっても、実装試験片の固定スパンが狭くなって基板ひずみ周期が短くなるとはんだ接続部に発生する応力は高くなっている。スパン 40 mm のはんだ接続部破断寿命が広いスパン (60 mm, 90 mm) より短くなるのは、高い応力がはんだ接続部に発生するためである。鉛フリーはんだ接続部衝撃耐性がスパンによって異なる挙動を示すのは、はんだ接続部応力の高低に依存していることが明らかになった。

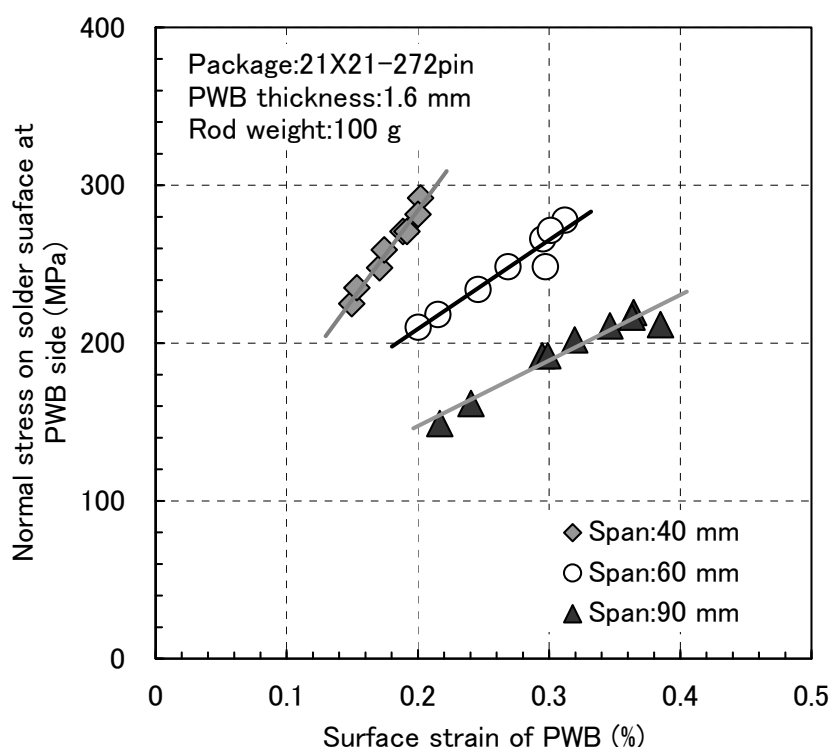


Fig. 7. 17 Relationship between maximum interfacial stress and surface strain of PWB under impact bending test.
(Package: 21X21-272pin, PWB thickness 1.6 mm)

7.3.3 はんだ接続部応力による衝撃耐性評価の汎用性検討

実際の鉛フリーBGA はんだ接続部衝撃耐性設計では、Fig. 7. 15 に示した衝撃耐性評価結果を基に設定した評価マスターカーブを用いて耐性を評価し、実装構造の最適設計を行う。Fig. 7. 15

から得られる曲線をマスターカーブとし、汎用的な衝撃耐性評価を行うためには、衝撃試験条件やパッケージ構造が異なる場合にも適用できることを明確に示す必要がある。ここでは、第 4 章で評価した 13 mm 角パッケージ実装試験片のはんだ接続部耐性評価結果と Fig. 7. 15 に示した 21 mm 角パッケージ実装試験片の結果を対比させ、提案した評価手法の汎用性を検討する。

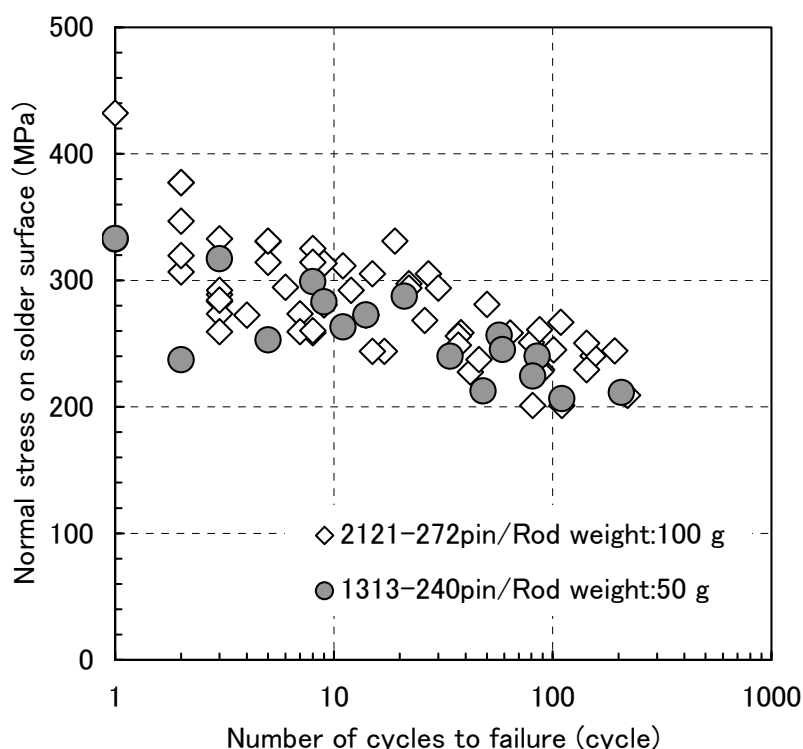


Fig. 7. 18 Comparison of impact strength between different specimen shapes.

13 mm 角パッケージ実装試験片の衝撃試験結果に基づき有限要素法解析で求めた垂直方向応力と破断寿命の関係を、Fig. 7. 15 の結果と併せて Fig. 7. 18 に示す。21 mm 角パッケージ実装試験片の結果は同じ中空記号で表している。13 mm 角パッケージ実装試験片の結果は、第 4 章の Table 4. 10 と Table 4. 11 に示したプリント基板厚 1.27 mm, ロッド重量 50 g, スパン 40 mm と 60 mm の試験結果を解析したものである。評価応力には、破断モード観察結果を参考に、パッケージ側、基板側接続部どちらか一方で破断した場合は破断発生側の応力を、両接続部で破断している場合は応力が高い接続部側の値を用いた。13 mm 角パッケージの垂直方向応力と破断寿命の関係は、21 mm 角パッケージの結果とほぼ重なってプロットできている。この結果から、

21 mm 角パッケージ実装試験片の試験結果から設定した衝撃耐性評価マスターカーブを用いて、パッケージ構造が異なる実装試験片の衝撃耐性評価が実施できる目処を得ることができたと考えている。

Fig. 7. 15 や Fig. 7. 18 など示したはんだ接続部垂直方向応力の解析結果は、Fig. 7. 3 に示した Sn-3Ag-0.5Cu はんだ材の応力-ひずみ曲線に示した応力より約 2 倍高い値となっている。この高い応力が発生する理由を考察する。

ヤング率が異なる 2 材料を接合した継手に引張を負荷した場合、接合界面端の応力特異性から、この界面端に高い垂直方向応力が集中する。この応力は、接合した材料のヤング率の相違に応じて集中する度合いが異なり、ヤング率差が拡大すると高い応力が発生する[24]。落下ロッドがプリント基板実装試験片に衝突すると、パッケージコーナーのはんだ接続部にはプリント基板の曲げ変形によって垂直方向 (Fig. 7. 5 中に示した Z 方向) の引張を受ける。この垂直方向の引張によってはんだは水平方向 (Fig. 7. 5 中に示した X, Y 方向) に収縮しようとするが、はんだよりヤング率が一桁高い Cu パッドの拘束によって収縮が抑制されるため、水平方向にも引張応力が発生する。この水平方向の引張応力によって Cu パッドに接するはんだ要素は見掛け上硬くなるため、評価に用いた垂直方向応力が高い値を示すようになったと考えられる。これに加えて本研究では、Fig. 7. 10(b)に示したような初期に発生する正弦半波状の低周波波形に重畳する高周波成分も含めた最大応力値を用いたため、評価応力値がより高くなったと考えている。

鉛フリーはんだ接続部の衝撃耐性は、はんだが接続されるランド表面のメタライズ方法や組成[25]、および第 5 章で述べたはんだ接続部が受ける熱履歴などに影響される。これらの影響因子があるため、Fig. 7. 15 や Fig. 7. 17 など示したはんだ接続部応力と破断寿命の関係を、実装部分の構造や製造時の熱履歴が異なる他のパッケージ実装構造にそのまま適用することはできない。異なる実装構造、熱履歴毎に衝撃耐性試験を行い、有限要素法解析で求めたはんだ接続部応力と破断寿命との関係を明確にすることが必要になる。この場合でも、はんだ接続部破断が接続界面の金属間化合物層で発生する場合は、本研究と同様に接続部応力による衝撃耐性評価が有効であると考えている。これによって、BGA パッケージの設計、開発段階において定量的な耐

性評価に基づいた構造設計が実施でき、接続部応力を低減するパッケージ構造の採用や、携帯機器メーカーへの実装構造の設計ガイドライン提示が可能となる。

7.4 まとめ

この章では、鉛フリーBGA 型パッケージ実装構造の設計・開発段階において、衝撃負荷に対するはんだ接続部衝撃耐性を、有限要素法解析で求めたはんだ接続部応力で定量評価する手法について検討した。鉛フリーはんだ接続部衝撃耐性の基板ひずみ周期依存性に対応するため、Sn-3Ag-0.5Cu はんだ材の高ひずみ速度域における応力-ひずみ特性を測定し、有限要素法解析の材料データベースとした。第4章で評価した21 mm 角 BGA 型パッケージ実装試験片のはんだ接続部応力を、はんだ材応力-ひずみ特性のひずみ速度依存性を考慮した有限要素法解析で求めた。この解析で求めたはんだ接続部の最大垂直方向応力を用いることによって、基板ひずみ周期依存性を示す鉛フリーはんだ接続部衝撃耐性を、一元的に定量評価できる目処を得ることができた。

7.5 参考文献

- [1] 矢口昭弘, 山田宗博: “基板ひずみによる BGA はんだ接続部の落下衝撃信頼性評価”, エレクトロニクス実装学会誌, Vol. 6, No. 1, 2003, pp. 73-79.
- [2] D. Reiff, and E. Bradley, “A novel mechanical shock test method to evaluate lead-free BGA solder joint reliability”, Proc. 55th Electronic Components and Technology Conference, 2005, pp. 1519-1525.
- [3] 井門修, 舘野正, 石川重雄, 伊東伸孝, 三代絹子: “衝撃試験による歪評価”, 日本機械学会 2002 年度年次大会講演論文集 (VI), 2002, pp. 255-256.
- [4] T. Y. Tee, H. S. Ng, C. T. Lim, E. Pek, and Z. Zhong, “Board Level Drop Test and Simulation of TFBGA Packages for Telecommunication Applications,” Proc. 53th Electronic Components and Technology Conference, 2003, pp. 121-129.

- [5] 中村佑樹, 井上裕嗣, 岸本喜久雄, 川村法靖, 川上崇: “プラスチック筐体に内蔵されたプリント基板の落下衝突挙動”, 日本機械学会材料力学部門講演会講演論文集, 2003, pp. 631-632.
- [6] 矢口昭弘, 山田宗博, 山本健一: “Pb フリーはんだ BGA 接続部の衝撃信頼性設計技術”, エレクトロニクス実装学会誌, Vol. 6, No. 7, 2003, pp. 573-580.
- [7] A. Yaguchi, N. Tanaka, Y. Naka, K. Yamamoto, R. Kimoto, and Munehiro Yamada, "Impact Strength Evaluation of Solder Joints in BGA by Dropping Steel Rod", Proc. 56th Electronic Components and Technology Conference, 2006, pp. 55-63.
- [8] 中村匡利, 西原利昌, 藤本公三: “衝撃負荷時における実装基板のひずみ速度が破壊モードと破断寿命に及ぼす影響”, Mate 2008, 2008, pp. 149-154.
- [9] 西原利昌, 藤本公三: “電子デバイス実装部の衝撃試験におけるひずみ速度依存性に関する研究”, Mate 2009, 2009, pp. 153-158.
- [10] A. Syed, W. Lin, E. S. Shon, and S. W. Cha, "Plastic Deformation and Life Prediction of Solder Joints for Mechanical Shock and Drop/Impact Loading Conditions", Proc. 57th Electronic Components and Technology Conference, 2007, pp. 507-514.
- [11] H. Kim, M. Zhang, C. M. Kumar, D. Suh, P. Liu, D. Kim, M. Xie, and Z. Wang, "Improved Drop Reliability Performance with Lead Free Solders of Low Ag Content and Their Failure Modes", Proc. 57th Electronic Components and Technology Conference, 2007, pp. 962-967.
- [12] 矢口昭弘, 中康弘, 谷江尚史, 木本良輔, 山本健一: “BGA はんだ接続部の衝撃耐性解析手法の検討”, 第 21 回計算力学講演会 CD-ROM 論文集, 2008, pp. 317-318.
- [13] 于 強, 白鳥正樹, 菊池宏信, 池田真哉: “落下衝撃を受ける BGA はんだ接続部の動的特性”, 日本機械学会第 14 回計算力学講演会論文集, 2001, pp. 473-474.
- [14] 上西研, 関根務, 丸市毅, 大崎修平: “Sn-3.0Ag-0.5Cu 鉛フリーはんだ材の衝撃引張特性”, 日本機械学会論文集 (A 編), Vol. 70, No. 690, 2003, pp. 90-96.

- [15] F. Qin, T. An, N. Chen, and J. Bai, “Tensile behaviors of lead-containing and lead-free solders at high strain rates”, *Journal of Electronic Package*, Vol. 131, 2009, pp. 1-6.
- [16] 山口直弘：“輸送機分野における各種接合材の安全衝突性評価技術”，技術ノート「こべるにくす」，Vol. 17, No. 34, 2008.
- [17] 荻谷義治，須賀唯知：“微小引張試験片を用いたはんだ合金の力学特性評価”，第 13 回マイクロエレクトロニクスシンポジウム講演論文集，2003, pp. 25-28.
- [18] 荻谷義治：“微小はんだ材の信頼性評価”，*エレクトロニクス実装学会誌*，Vol. 9, No. 3, 2006, pp. 138-142.
- [19] 荻谷義治，浅井強，須賀唯知，大塚正久：“ミニチュアサイズ試験片による鉛フリーはんだ合金の力学特性評価”，*Mate2004*, 2004, pp. 61-64.
- [20] 大澤勤，莊司郁夫，松木孝樹，荻谷義治，安田清和，竹本正：“微小試験片による各種鉛フリーはんだの引張特性評価”，*Mate2008*, 2008, pp. 115-118.
- [21] 荻谷義治：“微小体積における鉛フリーはんだの力学的特徴”，*エレクトロニクス実装学会誌*，Vol. 11, No. 5, 2008, pp. 368-374.
- [22] J. H. L. Pang, and F. X. Che, “Drop Impact Analysis of Sn-Ag-Cu Solder Joints Using Dynamic High-Strain Rate Plastic Strain as the Impact Driving Force”, *Proc. 56th Electronic Components and Technology Conference*, 2006, pp. 49-54.
- [23] 鄭 聖哲，村田直一，佐藤裕規，鈴木 研，三浦英生：“微細バンプ接合部の信頼性に及ぼす銅スズ金属間化合物の影響”，*材料*，Vol. 58, No. 10, 2009, pp. 827-832.
- [24] 結城良治編著：“界面の力学”，培風館，1993.
- [25] 山本健一，加藤隆彦，川村利則，中野広，小泉正博，赤星晴夫，佐藤了平：“電解 Ni/Au めっき BGA 鉛フリーはんだ接合部の衝撃強度劣化メカニズムと高強度化”，*溶接学会論文集*，Vol. 26, No. 1, 2008, pp. 15-23.

第 8 章 結 論

携帯電子機器の小型化，多機能化に対応するため，半導体パッケージは狭ピッチ化，多ピン化に適した BGA 実装構造が主流となっている。材料面では，環境負荷低減のためパッケージとプリント基板間を接続するはんだ材の鉛フリー化が進んでいる。これらの技術的変革は，衝撃負荷によって鉛フリーBGA はんだ接続部が破断する課題を顕在化させている。鉛フリーBGA はんだ実装では，定量的な衝撃耐性評価技術によるはんだ接続部の信頼性向上が不可欠となっている。

本研究では，鉛フリーBGA はんだ接続部の定量的な衝撃耐性評価技術開発を目的とし，基板ひずみを評価指標とした衝撃耐性評価方法，およびはんだ接続部衝撃耐性の実装構造依存性や熱履歴依存性を検討した。これらに加えて，半導体パッケージの設計・開発段階に適用可能な有限要素法解析に基づく鉛フリーはんだ接続部の実用的衝撃耐性設計技術を検討した。本研究により得られた主な結果は，以下のようにまとめられる。

第 2 章では，携帯電子機器の落下を模擬した BGA 型パッケージ実装試験片の落下試験によって，鉛フリーはんだ接続部衝撃耐性と基板ひずみとの相関性を明らかにした。また，衝撃耐性の落下方向依存性を実験で検討し，プリント基板を水平にした落下試験によってはんだ接続部に最も厳しい衝撃負荷が加わることを明らかにした。

つぎに第 3 章では，第 2 章の検討結果に基づき，プリント基板水平方向に衝撃負荷を与えられ，試験の安定性を向上したロッド落下式衝撃試験装置を試作した。この試験装置によって，第 2 章の評価と同様，鉛フリーBGA はんだ接続部衝撃耐性と基板ひずみ最大値との良好な相関が得られ，試験ばらつきも実機を想定した落下衝撃試験より著しく減少できることを確認した。なお，この章で検討したロッド落下式衝撃試験方法は，電子情報技術産業協会から表面実装半導体デバイスの機械的強度試験方法に関する規格として発行された。

第 4 章では，第 3 章で試作したロッド落下式衝撃試験装置を用いて，鉛フリーはんだ接続部衝撃耐性のプリント基板厚や固定スパンなどで決まる基板ひずみ依存性を詳細に検討した。鉛フリーはんだ接続部衝撃耐性には顕著な基板ひずみ周期依存性があり，基板ひずみ周期が短くなると

衝撃耐性が低下することを明確にした。また、鉛フリーはんだ接続部の衝撃破断モードにも基板ひずみ最大値と基板ひずみ周期依存性があることを明らかにした。

第 5 章では、鉛フリーはんだ接続部および Sn-Pb 共晶はんだ接続部ともに熱履歴を受けることで衝撃耐性が著しく低下することを確認した。特に、Sn-Pb 共晶はんだ接続部は破断モードが変化するため、鉛フリーはんだ接続部より顕著な耐性低下を示すことを明らかにした。

つづいて第 6 章では、携帯電子機器で採用されているアンダーフィル樹脂で補強したはんだ接続部の各種強度評価を実施し、破断強度の樹脂物性依存性や補強形状依存性を検討した。衝撃負荷に対しては、樹脂自体の割れ抑制効果を得るための低ヤング率樹脂の適用と、樹脂フィレット形成によるパッケージ搭載部の高剛性化が耐性向上に有効であることを明らかにした。

第 7 章では、設計・開発段階において、鉛フリーはんだ接続部衝撃耐性を、有限要素法解析を利用して定量評価する手法について検討した。衝撃負荷に対応したひずみ速度における鉛フリーはんだ材の応力-ひずみ特性を考慮した解析を行い、はんだ接続部に発生する垂直方向応力を求めた。この応力を用いることによって、基板ひずみ周期依存性を包含して一元的に鉛フリーはんだ接続部の衝撃耐性を評価できる目処を得ることができた。

以上の研究結果から、プリント基板実装レベルにおける鉛フリーBGA はんだ接続部の衝撃耐性を衝撃試験で実測する場合、基板ひずみを指標とすることで、定量的な破断寿命評価が可能であることを実証することができた。衝撃試験の一手法として本研究で試作検討したロッド落下式衝撃試験方法は、試験の安定性と再現性に優れた試験法であり、業界規格として登録されるとともに、衝撃試験装置として製品化されている。また、はんだ接続部衝撃耐性に熱履歴依存性があることから、実装工程での温度管理や実装後に受ける熱履歴の把握が半導体パッケージ実装の信頼性設計を進める上で重要となる。アンダーフィル樹脂によるはんだ接続部の補強構造では、樹脂物性や樹脂塗布形状について構造設計指針を提示することができた。鉛フリーはんだ接続部衝撃耐性を有限要素法解析で算出したはんだ接続部応力で定量評価できる目処が得られたことから、高信頼鉛フリーはんだ実装構造の設計・開発に適用することができる。その結果、試作品による衝撃耐性評価回数を削減でき、短期間で高信頼の半導体パッケージ実装製品開発を可能とす

る。本研究で得られた成果は、ルネサスエレクトロニクス株式会社の面実装パッケージ実装マニュアルにおいて、耐衝撃実装信頼性評価方法として採用されており、高信頼半導体パッケージ開発に貢献するとともにユーザーに対して耐衝撃実装設計指針を提供している。

本研究で残された課題の一つは、はんだ接続部応力による鉛フリーはんだ接続部衝撃耐性評価の精度向上である。もう一つは、はんだ接続部応力を算出する有限要素解析モデルの最適化であり、金属間化合物層の取り扱いと実装試験片拘束条件の検討が必要である。

関連業績

学術論文

- (1) 矢口昭弘, 山田宗博, “基板ひずみによる BGA はんだ接続部の落下衝撃信頼性評価”, エレクトロニクス実装学会誌, Vol. 6, No. 1, 2003, pp. 73-79. 〈第 2 章〉
- (2) 矢口昭弘, 山田宗博, 山本健一, “衝撃曲げ試験による BGA はんだ接続部の信頼性評価”, エレクトロニクス実装学会誌, Vol. 6, No. 4, 2003, pp. 314-321. 〈第 3 章〉
- (3) 矢口昭弘, 山田宗博, 山本健一, “Pb フリーはんだ BGA 接続部の衝撃信頼性設計技術”, エレクトロニクス実装学会誌, Vol. 6, No. 7, 2003, pp. 573-580. 〈第 4 章, 第 5 章〉
- (4) 矢口昭弘, 中村真人, 石川高司, 黒沢和仁, 木本良輔, “携帯機器用アンダーフィル実装試験片の強度評価”, エレクトロニクス実装学会誌, Vol. 7, No. 7, 2004, pp. 613-621. 〈第 6 章〉
- (5) 矢口昭弘, 大野信忠, 谷江尚史, 中康弘, 山本健一, 木本良輔, “Pb フリー BGA はんだ接続部の衝撃耐性評価手法の確立(第 1 報)－衝撃破断モードの基板ひずみ依存性の検討”, エレクトロニクス実装学会誌, Vol. 13, No. 3, 2010, pp. 204-212. 〈第 4 章〉

学会発表

- (1) 矢口昭弘, 山田宗博, “基板ひずみによる BGA はんだ接続部の落下衝撃強度評価”, 第 11 回マイクロエレクトロニクスシンポジウム論文集, 2001, pp. 423-426. 〈第 2 章〉
- (2) 矢口昭弘, 山田宗博, 山本健一, “BGA はんだ接続部の衝撃曲げ試験方法”, 第 16 回エレクトロニクス実装学術講演大会講演論文集, 2002, pp. 109-110. 〈第 3 章〉
- (3) 矢口昭弘, 山田宗博, 山本健一, “Pb フリーはんだ BGA 接続部の衝撃信頼性設計技術”, 第 12 回マイクロエレクトロニクスシンポジウム論文集, 2002, pp. 407-410. 〈第 4 章, 第 5 章〉
- (4) 矢口昭弘, 中村真人, 石川高司, 黒沢和仁, 木本良輔, “携帯機器用アンダーフィル実装

試験片の強度評価”，第 13 回マイクロエレクトロニクスシンポジウム論文集，2003, pp. 376-379. 〈第 6 章〉

- (5) 矢口昭弘, 山本健一, 木本良輔, 山田宗博, “BGA はんだ接続部衝撃強度の負荷時間依存性”, 第 15 回マイクロエレクトロニクスシンポジウム論文集, 2005, pp. 57-60. 〈第 4 章〉
- (6) Akihiro Yaguchi, Naotaka Tanaka, Yasuhiro Naka, Kenichi Yamamoto, Ryosuke Kimoto, Munehiro Yamada, “Impact Strength Evaluation of Solder Joints in BGA by Dropping Steel Rod”, Proc. 56th Electronic Components and Technology Conference, 2006, pp. 55-63. 〈第 3 章, 第 4 章〉
- (7) 矢口昭弘, 中康弘, 谷江尚史, 木本良輔, 山本健一, “BGA はんだ接続部の衝撃耐性解析手法の検討”, 日本機械学会第 21 回計算力学講演会 CD-ROM 論文集, 2008, pp. 317-318. 〈第 7 章〉
- (8) 矢口昭弘, 大野信忠, 谷江尚史, 中康弘, 山本健一, 木本良輔, “Pb フリーはんだ BGA 接続部の衝撃耐性評価手法の検討”, 第 19 回マイクロエレクトロニクスシンポジウム論文集, 2009, pp. 297-300. 〈第 4 章, 第 7 章〉

共同研究者による学会発表

- (1) 長埜浩太, 矢口昭弘, 山田宗博, 柴本正訓, “携帯機器用 CSP はんだ接続部の信頼性評価”, 日本機械学会 2002 年度年次大会講演論文集, 2002, pp. 271-272.
- (2) 山本健一, 赤星晴夫, 守田俊明, 山下志郎, 矢口昭弘, 木本良輔, “Pb フリーはんだ BGA 接続部の衝撃信頼性評価”, 第 9 回エレクトロニクスにおけるマイクロ接合・実装技術シンポジウム講演論文集, 2003, pp. 165-170.

関連学術論文

- (1) 矢口昭弘, 田中直敬, 安生一郎, “高信頼ファインピッチ BGA の構造設計”, エレクトロニクス実装学会誌, Vol. 4, No. 3, 2001, pp. 200-206.

- (2) 長埜浩太, 矢口昭弘, 寺崎健, 山田宗博, “携帯電子機器 BGA はんだ接続部の疲労強度”,
日本機械学会論文集 (A 編), Vol. 71, No. 701, 2005, pp. 177-184.
- (3) Kohta NAGANO, Akihiro YAGUCHI, Takeshi TERASAKI, Kenichi YAMAMOTO,
“Fatigue Strength of BGA Type Solder Joints between Package and Printed Wiring
Board of Portable Device”, JSME International Journal, Series A, Vol. 49, No. 2, 2006,
pp. 220-228.

謝 辞

本研究の遂行および本論文をまとめるにあたり、懇切なるご指導を賜りました名古屋大学大学院工学研究科の大野信忠 教授に心から御礼を申し上げます。また、本論文の審査に際して、有益なご助言とご指導を賜りました名古屋大学大学院工学研究科の佐藤一雄 教授、金武直幸 教授、巨陽 教授、奥村大 講師に謹んで感謝の意を表します。さらに、細やかなお心遣いで研究をサポートして頂いた浅田英美子 教授秘書および研究室の皆様に厚く御礼申し上げます。

本研究への着手、推進および研究成果のまとめにあたっては、株式会社日立製作所 機械研究所の北野誠 主管研究長、東北大学工学研究科の三浦英生 教授（元日立製作所機械研究所 主管研究員）、日立電線株式会社 技術研究所電子部品研究部の斉藤直人 部長、日立GEニュークリア・エナジー株式会社 原子力計画部の福山満由美 主管技師、日立製作所 機械研究所第三部の鈴木隆之 部長に、数多くのご指導・ご鞭撻とご支援を賜りました。ここに心から御礼申し上げます。特に、福山満由美 主管技師には、博士課程入学の際にも力強い励ましとご支援をいただきました。重ねて御礼申し上げます。

半導体実装信頼性に関する研究全般について多大なご指導・ご鞭撻を賜った河合末男氏（元日立工機株式会社 取締役）に心より感謝申し上げます。また、入社当時からの上司として親身になってご指導していただいた株式会社実装パートナーズの西村朝雄氏（元ルネサステクノロジ株式会社 主管技師）に心より感謝申し上げます。

日立製作所 機械研究所第三部で直属の上司であったソリューションセンタの大田裕之 主任研究員、日立化成工業株式会社 新材料応用開発研究所の田中直敬 主任研究員からは、研究遂行へのご理解と多くのご指導、ご助言を頂きました。ここに深く感謝の意を表します。

本研究で使用した衝撃試験装置の開発にあたり、数多くのご協力を賜りました日立テクノロジーアンドサービスエンジニアリング統括部の福島伸二 部長に心より感謝しております。

本研究の推進や研究成果の実用化に際しては、ルネサスエレクトロニクス株式会社 生産本部実装・テスト技術統括部 実装技術開発部の木本良輔 主任技師、山田聡 主任技師、山本健一

主任技師, および同システムパッケージ設計部山田宗博 課長に多大なるご支援とご協力を賜りました。これらの方々に心より感謝申し上げます。

博士課程在学中の研究を進めるにあたり, ご支援と暖かい激励をいただいた日立電線株式会社技術本部技術企画センタの三輪崇夫 センタ長, 同技術研究所の遠藤裕寿 マネージャー, 黒沢芳宣 主任研究員, 小山洋 研究員, 田中康太郎 研究員に心より感謝申し上げます。

本研究を進めるにあたって, 衝撃耐性試験および有限要素法解析などにご協力を頂くとともに, 様々な場面で有益なご討論とご助言をいただいた日立製作所 機械研究所第三部の谷江尚史 主任研究員, 米田奈柄 主任研究員, 中康弘 研究員, 河野賢哉 研究員, 芦田喜章 研究員, 日立製作所 材料研究所エネルギー材料研究部の長埜浩太 研究員, および日立テクノロジーアソシエーツ エンジニアリング統括部の鬼沢昌宏 技師に心から御礼申し上げます。

最後に, 終始暖かく見守ってくれた家族に心より感謝いたします。

2010 年 5 月

矢口 昭弘