

行政院國家科學委員會專題研究計畫 成果報告

以非等溫分析預測散熱型覆晶式球柵陣列構裝在熱循環及 熱衝擊環境下錫球之熱疲勞壽命

計畫類別：個別型計畫

計畫編號：NSC93-2212-E-216-008-

執行期間：93年08月01日至94年07月31日

執行單位：中華大學機械工程學系

計畫主持人：任貽明

計畫參與人員：洪齊懋、房晁鋒

報告類型：精簡報告

處理方式：本計畫可公開查詢

中 華 民 國 94 年 10 月 27 日

中文摘要

本計畫使用有限元素分析法探討覆晶式塑膠球柵陣列構裝在熱衝擊測試下應力-應變行為，並將其結果代入 Shi 疲勞壽命預測模型以求得錫球之疲勞壽命。在分析中考慮以下之變數對錫球疲勞壽命預測之影響，這些變數包括：不同熱傳/結構分析方法、不同錫球應變率之應力-應變曲線、不同錫球潛變模式和不同底膠材料性質。本計畫選定變數條件最接近熱衝擊測試真實情況的分析模式為標準型式，其它考慮各種變數條件組合成的型式所求得之預測壽命都將與此標準型式所得之預測壽命從事分析比較。

關鍵詞：覆晶式球柵陣列構裝、熱衝擊測試、疲勞壽命、計算流體力學、流體與固體耦合分析

ABSTRACT

The fatigue life prediction for the solder joints of flip-chip plastic ball grid array packages under thermal shock tests was investigated in the present study. Finite element method was employed to simulate the deformation and stress/strain behavior of the packages. Furthermore, the stress/strain results from finite element analysis were used in the fatigue life prediction models to obtain the predicted fatigue life. Several analysis variables were considered in the study to illustrate the influences of these variables on the fatigue life prediction of solder joints. These variables include different thermal/structural analyses, different stress/strain relations of the solder under specific strain rates, different creep model for the solder joints and different underfill properties. The prediction model proposed by Shi was utilized in the standard case. At last, the predicted fatigue life obtained in the cases considering different variables was compared and discussed with that obtained in the standard case.

Keywords: Flip-Chip Plastic Ball Grid Array; Thermal Shock Test; Fatigue Life; Computational Fluid Dynamics; Fluid-Solid Interaction

1. 前言

由於構裝體是多種材料組成，各個材料間會因為熱膨脹係數不同，在溫度變化過程中造成不同的熱膨脹量而造成結構的損壞，間接影響構裝體的熱疲勞壽命。

在 1998 年，Hong 和 Yuan [1] 探討 CBGA 構裝體，使用流體和熱機械整合分析，模擬構裝體受到強制對流，以 CFD 有限元素法計算構裝體整體的溫度分佈，以分析錫球疲勞壽命。在 2001 年，Mercado 等人[2]使用 CFD 和有限元素模擬 Molded PBGA 構裝體，分析在 TST 測試環境中初始之瞬間的熱機械行為。在 2004 年，Pang 等人[3]利用 TCT 和 TST 對電子構裝從事實驗和有限元素之分析，探討使用無鉛錫 96.5Sn/3.5Ag 的 FCOB 構裝體之可靠度。

由於 TST 比 TCT 更具短的測試時間，因此近年來 TST 測試方法愈來愈受到重視，而構裝體在 TST 測試環境下，構裝體受到急遽升溫和降溫時的影響，造成內外溫度的不均勻分佈，在實驗和模擬皆為不易，因此目前 TST 對構裝體之相關文獻的探討較為少數，在模擬方面之相關參考文獻有也是以等溫分析方法、錫球材料之彈塑性不考慮應變率、錫球潛變假設為穩態潛變模式和底膠材料為線彈性分析模擬，在本計畫中採用 FC-PBGA 構裝體為研究對象，探討以 TST(Liquid

to Liquid)溫度循環方式對 FC-PBGA 所產生的熱疲勞行為，並針對以下參考變數從事分析研究：

1. 利用計算流體力學(Computational Fluid Dynamics, CFD)-流體與固體耦合分析 (Fluid-Solid Interaction, FSI)、非等溫分析或等溫分析三種分析方法模擬 FC-PBGA在Liquid to Liquid之TST測試環境下之熱傳/結構行為。
2. 在TST溫度循環方式，63Sn/37Pb錫球彈塑性分析使用考慮應變率為 10^{-4} Sec^{-1} 或應變率為 10^{-5} Sec^{-1} 之彈塑性應力-應變曲線來模擬不同溫度下的應力-應變行為。
3. 在 TST 溫度循環方式，對 63Sn/37Pb 錫球的潛變假設為主要潛變(Primary Creep)加次要潛變(Secondary Creep) (穩態潛變)的 Double Power Law Model 或只有考慮穩態潛變的 Hyperbolic Sine Law Model 或 Norton's Model 三種潛變模式模擬。
4. 構裝體的間隙填充底膠(Underfill)採用黏彈性(Viscoelastic)或線彈性(Elastic)材料分析。

考慮以上分析參考變數，可知最接近真實TST(Liquid to Liquid)測試之模擬方法係採用CFD-FSI熱傳/結構分析方法、錫球彈塑性-潛變採用應變率為 10^{-4} Sec^{-1} 的彈塑性應力-應變曲線和Double Power Law Model潛變模式與填充底膠為黏彈性材料，本計畫將以此作為標準型式，並將其它參考變數組合成之討論型式從事壽命預測比較。

2. 標準型式分析方法和理論

2.1 分析對象

本計畫主要是以 FC-PBGA 為分析研究對象，使用的模型如圖 1 為 FC-PBGA 剖面結構及尺寸示意圖。IC 晶片藉著錫錒凸塊(Solder Bump)以覆晶方式與基板(Substrate)黏著，覆晶和基板距離為 0.1mm，錫錒凸塊數目為 9×9 個面積陣列排列及 8×136 個周圍式面積陣列排列，填充底膠(Underfill)用環氧樹脂填滿晶片和基板間的空隙。基板則使用 63Sn/37Pb 錫球(Solder Ball)與印刷電路板(PCB)連接，基板和印刷電路板距離為 0.46mm，錫球數目為 36×36 個面積陣列方式排列，錫球間距為 1mm。

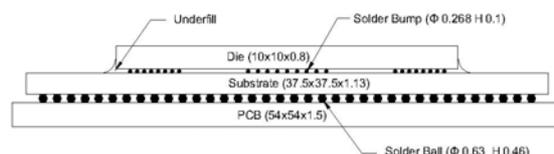


圖 1 FC-PBGA 剖面結構及尺寸示意圖

2.2 有限元素法

CFD-FSI熱傳/結構分析方法，在熱傳分析部份是利用ANSYS FLOTRAN模擬構裝體在TST(Liquid to Liquid)真實的測試情況，為測試流體對構裝體進行熱傳，由於各個元件有不同的熱傳導性質，其造成構裝體內部產生不一致的溫度分佈，再將溫度分佈當結構分析部份的負載條件從事分析。

圖2為CFD-FSI熱傳分析部份之有限元素模型及尺寸示意圖。係在本計畫分

析之FC-PBGA基本模型外加上測試槽。圖3為CFD-FSI熱傳分析之有限元素網格化模型。構裝體模型的元件包含晶片、間隙填充底膠、63Sn/37Pb錫錫凸塊、基板、銅墊片、63Sn/37Pb錫球和印刷電路板，採用FC-PBGA之對角線剖面方式的二維模型從事有限元素分析，又因為幾何結構左右對稱，故採用二分之一的模型分析。有限元素網格越靠近構裝體越密，流體的有限元素網格些微部份為自由網格，其它部份皆為規劃網格，共有56,647個元素，58,691個節點。

測試槽中的流體假設為層流和不可壓縮流，流體考慮本身的重力和浮力問題。測試槽的邊界條件設為沒有壓力梯度的自由面，對稱線的邊界條件設為絕熱。流體和固體間無滑動現象，元件和周圍環境考慮自由對流之熱對流效應。本計畫假設流體為穩定狀態於測試槽中。

在本計畫中熱衝擊測試溫度範圍為 -55°C ~ 125°C ，如圖4所示之熱衝擊測試分析溫度曲線A-B段為初始溫度 25°C 的構裝體放置在初始溫度 25°C 的室溫空氣中20秒，此段有限元素模型外框 ϕ -2、 ϕ -3、 ϕ -4維持在 25°C ；B-C段為A-B段最後時間點構裝體的溫度分佈當作此段構裝體的初始溫度，並將構裝體放置在初始溫度 125°C 的測試液體中300秒，此段有限元素模型外框 ϕ -2、 ϕ -3、 ϕ -4維持在 125°C ；C-D段為B-C段最後時間點構裝體的溫度分佈當作此段構裝體的初始溫度，並將構裝體放置在初始溫度 25°C 的室溫空氣中20秒，此段有限元素模型外框 ϕ -2、 ϕ -3、 ϕ -4維持在 25°C ；D-E段為C-D段最後時間點構裝體的溫度分佈當作此段構裝體的初始溫度，並將構裝體放置在初始溫度 -55°C 的測試液體中300秒，此段有限元素模型外框 ϕ -2、 ϕ -3、 ϕ -4維持在 -55°C ；E-F段為D-E段最後時間點構裝體的溫度分佈當作此段構裝體的初始溫度，並將構裝體放置在初始溫度 25°C 的室溫空氣中8.89秒，此段有限元素模型外框 ϕ -2、 ϕ -3、 ϕ -4維持在 25°C ；然後進行3個溫度循環週次熱衝擊分析。

CFD-FSI 熱傳分析之結果將用在後續的結構分析做為負載條件。圖5為FC-PBGA 結構分析之有限元素網格化基本模型。在有限元素模型中，將基板和導角的部分採自由網格(Free Mesh)外，其它部分以規劃網格(Mapped Mesh)，在FC-PBGA有限元素模型，共有12,809個元素，14,663個節點。結構分析在模擬溫度循環過程中，開始之初始溫度為 25°C ，初始狀態為無殘留內應力存在，所有的接合面都完全接合並且無任何的孔洞和雜質存在。

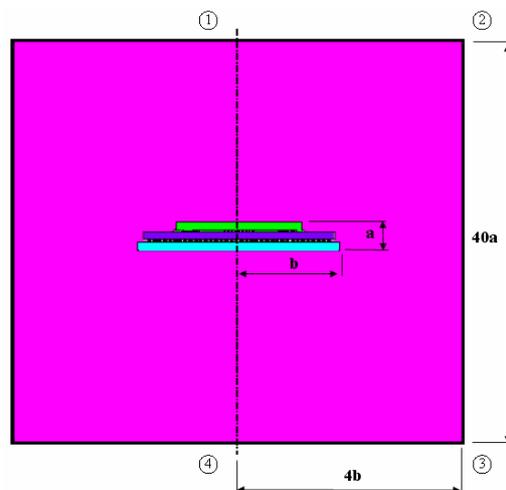


圖2 CFD-FSI熱傳分析之有限元素模型及尺寸示意圖

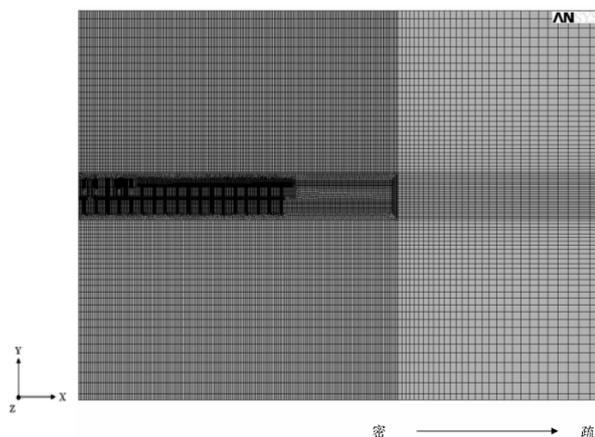


圖 3 CFD-FSI 熱傳分析之有限元素網格模型

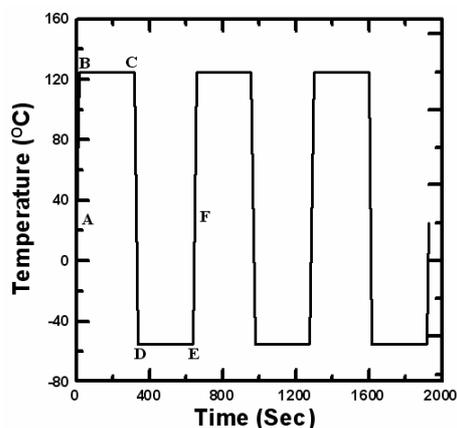


圖 4 TST 測試分析溫度曲線圖



圖 5 有限元素網格化之基本模型

FC-PBGA 各組成元件之熱傳和流體性質可見於文獻[4]；機械性質可見於文獻[5]，各組成元件皆使用與溫度相關之機械性質分析。除了基板的熱傳導性質及基板和印刷電路板的機械性質有方向外，其餘材料的熱傳和流體性質及機械性質皆為常數值。

對於 TST 的標準型式測試分析，考慮錫球材料應變率(Strain Rate)對應力-應變曲線的影響。Shi 等人[6]在 1999 年考慮應變率及溫度相關的應力-應變曲線來模擬在不同溫度下的彈塑性應力-應變關係。

本計畫錫球將採用 Pang和Low[7]在 2002 年提出的建議：在 TST 下，錫球彈塑性行為使用 10^{-4} Sec^{-1} 應變率下之應力應變曲線。

本計畫的標準型式分析將以 Feustel 等人[8]提出 Double Power Law Model 方

程式描述 63Sn/37Pb 錫球主要潛變加次要潛變同時發生的行為，如公式(1)所示：

$$\dot{\varepsilon}_{cp} = C_1 \cdot \sigma^{C_2} \cdot \exp\left(-\frac{C_3}{T}\right) + C_4 \cdot \sigma^{C_5} \cdot \exp\left(-\frac{C_6}{T}\right) \quad (1)$$

其中 $\dot{\varepsilon}$ 為等效潛變應變率； σ 為 von Mises 等效應力； T 為絕對溫度(K)； C_1 到 C_6 為常數可由文獻[8]查得。

本計畫的標準模式係考慮底膠材料性為黏彈性質，可利用 Feustel[8]所提出的 Viscoelastic Underfill Model，如公式(2)(3)所示：

$$E(t) = \sum_{i=1}^n E_i e^{(-t/\tau_i)} + E(\infty) \quad (2)$$

$$\tau_i = \tau_{i0} \times e^{H/R_0 T} \quad (3)$$

其中 $E(t)$ 為在時間 t 下之彈性係數； $E(\infty)$ 為在時間無窮大時下之彈性係數； E_i 、 H 及 τ_{i0} 為材料常數。其各參數值可見文獻[8]。

結構分析的邊界條件係在對稱線上，假設 X 方向位移為零；印刷電路板底部與對稱線之交點假設 X 方向和 Y 方向位移為零，以避免分析模型產生滑動。由於二維模型在 Z 方向無深度，所以採用平面元素作計算，並假設為平面應變 (Plane Strain) 狀態。

2.3 錫球之疲勞壽命預測理論

Shi 等人[9]提出使用應變能密度作疲勞壽命預測，如公式(4)至公式(5)所示：

$$N_f v^{h-1} = \left[\frac{A \Delta \sigma}{\Delta W_{acc}^{in}} \right]^{1/n} \quad (4)$$

$$v^{h-1} = \begin{cases} v^{h-1} & \text{---} 10^{-3} \leq v \leq 1 \text{ Hz} \\ \left(\frac{v}{10^{-3}} \right)^{h_2-1} (10^{-3})^{h_1-1} & \text{---} 10^{-4} \leq v \leq 10^{-3} \text{ Hz} \end{cases} \quad (5)$$

其中 $\Delta \sigma$ 為等效應力範圍； ΔW_{acc}^{in} 為一個週次中的累積非彈性應變能密度範圍，單位為 MJ/m^3 ； $A=1.69$ 和 $n=0.7$ ； $(1-h_1)=0.1$ for $v \geq 10^{-3} \text{ Hz}$ ， $(1-h_2)=0.59$ for $v < 10^{-3} \text{ Hz}$ ； N_f 為錫球的總壽命。

3. 結果與討論

3.1 不同熱傳/結構分析方法對疲勞壽命預測之影響

本節考慮若以一般常見之非等溫熱傳分析及或等溫熱傳分析所得之溫度場結果代入結構分析做為負載條件對疲勞壽命預測之影響，並與標準型式分析中之 CFD-FSI 熱傳/結構分析方法所得結果相比較。其中非等溫熱傳/結構分析方法，係在熱傳分析部份利用 ANSYS 模擬構裝體表面溫度和測試分析溫度曲線(圖 4)

一致的溫度負載，因各個元件熱傳導係數不同，經過一段時間後，構裝體內部和外部造成不一致的溫度分佈，再將溫度分佈當結構分析部份的負載條件從事分析。等溫結構分析，是指構裝體內的溫度分佈與測試溫度曲線（圖 4）一致。

圖 6 為 FC-PBGA 構裝體在熱衝擊第三週次溫度循環中高溫停留開始第一秒 ($t=1301$ 秒) 以 CFD-FSI 和非等溫熱傳分析方法的溫度分佈圖，從結果可看出以 CFD-FSI 熱傳分析方法此時的構裝體溫度從 -27.01 到 36.5°C ，構裝體內的溫差約達 63.51°C ，而非等溫熱傳分析方法此時的構裝體溫度幾乎已達穩定，只有基板部分有溫度變化，溫度從 112.14 到 125°C ，溫差約在 12.86°C 。圖 7 為 FC-PBGA 構裝體在熱衝擊第三週次溫度循環中高溫停留結束 ($t=1600$ 秒) 以 CFD-FSI 和非等溫熱傳分析方法的溫度分佈圖，從結果可看出以非等溫熱傳分析方法此時構裝體內的溫度已達穩定的 125°C ，而 CFD-FSI 熱傳分析方法此時構裝體內的最高溫度只達 106.75°C ，溫差還有 2.06°C 。FC-PBGA 構裝體在熱衝擊第三週次溫度循環中低溫停留期的溫度分佈也有相同趨勢。

對 FC-PBGA 的分析結果中，可以發現錫球在第三週次中最大等效潛變應變範圍發生在離對稱軸之第 6 顆錫球左上角位置，因此預測此位置為錫球在熱衝擊測試中最先破壞的位置，以下將對此一位置之應力-應變行為作分析研究。圖 8(a) 為 FC-PBGA 在熱衝擊測試下，以不同的熱傳/結構分析方法模擬分析之錫球等效應力與時間的關係圖，從分析結果的曲線趨勢可以發現 CFD-FSI 熱傳/結構分析方法錫球產生最大的等效應力值在低溫停留期結束時，而非等溫和等溫熱傳/結構分析方法在低溫停留期開始產生錫球的最大等效應力值。圖 8(b) 為 FC-PBGA 在熱衝擊測試下，以不同的熱傳/結構分析方法模擬分析之錫球累積非彈性應變能密度對時間的關係圖，結果得知非等溫和等溫熱傳/結構分析方法有相近的累積非彈性應變能密度，CFD-FSI 熱傳/結構分析方法有最小的累積非彈性應變能密度。

表 1 為不同的熱傳/結構分析方法下，以 Shi 疲勞壽命預測模型結果作比較。非等溫分析之疲勞壽命為 CFD-FSI 分析的 0.9 倍左右，等溫分析之疲勞壽命為 CFD-FSI 分析的 0.87 倍左右。

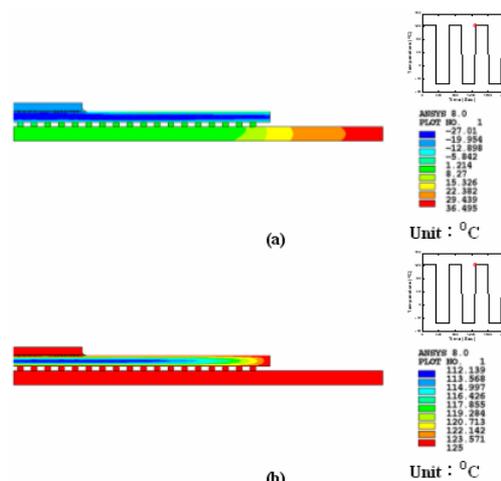


圖 6 FC-PBGA 在熱衝擊第三週次溫度循環中溫度分佈(a)CFD-FSI 熱傳分析方法高溫開始第一秒 ($t=1301$ 秒)(b)非等溫熱傳分析方法高溫開始第一秒 ($t=1301$ 秒)

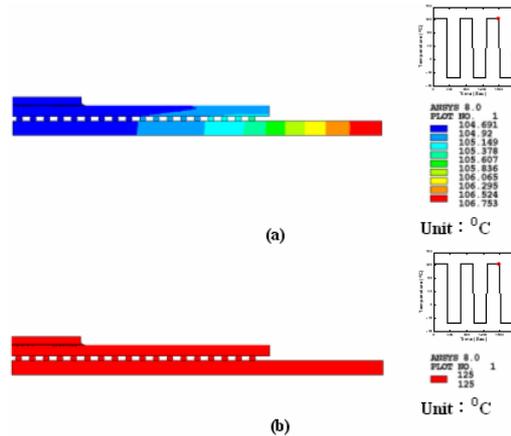


圖 7 FC-PBGA 在熱衝擊第三週次溫度循環中溫度分佈
 (a)CFD-FSI 熱傳分析方法高溫結束 (t=1600 秒)
 (b)非等溫熱傳分析方法高溫結束 (t=1600 秒)

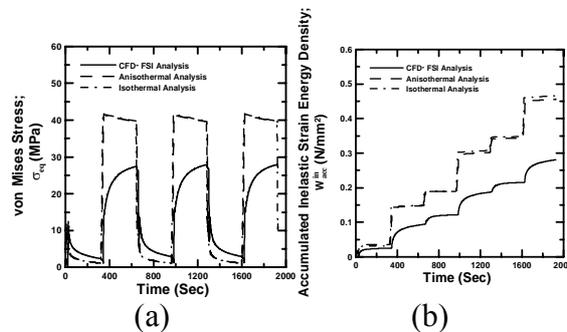


圖 8 FC-PBGA 熱衝擊測試不同的熱傳/結構分析方法下
 (a)錫球等效應力對時間的關係圖
 (b)錫球累積非彈性應變能密度對時間的關係圖

表 1 不同的熱傳/結構分析方法下疲勞壽命結果比較

熱傳/結構分析方法	CFD-FSI	非等溫	等溫
Lifetime	3580	3218	3097
Factor	1	0.9	0.87

3.2 不同錫球應變率之應力-應變曲線對疲勞壽命預測之影響

本節討論若錫球之應力應變曲線誤用TCT測試中較慢的 10^{-5} Sec^{-1} 應變率與標準模式分析所得預測疲勞壽命之差別。圖 9(a)為FC-PBGA在熱衝擊測試下，以不同的錫球應變率之應力-應變曲線模擬分析，錫球等效應力與時間的關係圖，從分析結果可以發現錫球以不同的錫球應變率之應力-應變曲線模擬分析，等效應力會有一致的趨勢。圖 9(b)為FC-PBGA在熱衝擊測試下，以不同的錫球應變率之應力-應變曲線模擬分析，錫球累積非彈性應變能密度對時間的關係圖，當溫度循環結束時，以錫球為 10^{-4} 應變率之分析有較大的累積潛變應變，以錫球為 10^{-5} 應變率之分析則有較小的累積潛變應變，二種分析有相同之趨勢。

表 2 為不同的錫球應變率之應力-應變曲線下，以Shi疲勞壽命預測模型結果作比較。錫球以應變率 10^{-5} 的應力-應變曲線分析之疲勞壽命為錫球以應變率 10^{-4} 的應力-應變曲線分析的 1.41 倍左右。

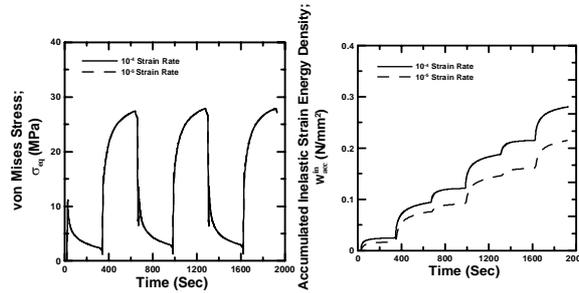


圖 9 FC-PBGA 熱衝擊測試不同錫球應變率之應力-應變曲線下
(a)錫球等效應力對時間的關係圖
(b)錫球累積非彈性應變能密度對時間的關係圖

表 2 不同的錫球應變率之應力-應變曲線下疲勞壽命結果比較

應變率	10^{-4}	10^{-5}
Lifetime	3580	5033
Factor	1	1.41

3.3 不同錫球潛變模式對疲勞壽命預測之影響

本節探討若只考慮錫球之穩態潛變行為對 TST 下錫球疲勞壽命預測之影響。以往一般研究常見之穩態潛變方程式有兩種。一種是 Pang 等人[10]提出 Hyperbolic Sine Law Model 方程式可描述 63Sn/37Pb 錫球穩態潛變行為，如公式 (6)所示：

$$\dot{\epsilon}_{cp} = C_1 \cdot [\sinh(C_3 \cdot \sigma)]^{C_2} \cdot \exp\left[\frac{-C_4}{T}\right] \quad (6)$$

其中 $\dot{\epsilon}$ 為等效潛變應變率； σ 為 von Mises 等效應力； T 為絕對溫度(K)； C_1 到 C_4 為常數，可由[10]查得。另一種則為 Norton's 方程式。Pao 等人[11,12]提出 Norton's Model 方程式來描述 63Sn/37Pb 錫球穩態潛變行為。

$$\dot{\gamma}_{cp} = B^* \exp\left[\frac{-\Delta H}{kT}\right] \tau^n \quad (7)$$

其中 $\dot{\gamma}_{cp}$ 為剪潛變應變率； B^* 為材料常數 ($=0.205 \text{ 1/MPa}^n \cdot \text{sec}$)； ΔH 為活化能 ($=0.49 \text{ eV}$)； k 為波茲曼常數 ($=8.617 \times 10^{-5} \text{ eV/}^\circ\text{K}$)； T 為絕對溫度 (K)； τ 為剪應力； n 為應力指數 ($=5.25$)。根據等效應力的作用，(7) 式可改寫為 (8) 式。

$$\dot{\epsilon}_{crep} = B^* \sigma^n \exp\left[\frac{-\Delta H}{kT}\right] \quad (8)$$

其中 $\dot{\epsilon}_{crep}$ 為等效潛變應變率； σ 為 von Mises 等效應力。

圖 10(a) 為 FC-PBGA 在熱衝擊測試下，以不同的錫球潛變模式模擬分析之錫球等效應力與時間的關係圖，從分析結果可以發現低溫停留期結束時，Hyperbolic Sine Creep Law Model 的等效應力值最大，Norton Creep Law Model 的等效應力值最小。圖 10(b) 為 FC-PBGA 在熱衝擊測試下，以不同的錫球潛變模式模擬分析之錫球累積非彈性應變能密度對時間的關係圖，從分析結果可以發現三種不同的錫球潛變模式模擬分析有相同趨勢，當溫度循環結束時，以 Hyperbolic Sine Creep Law Model 則有最大的累積非彈性應變能密度，Primary + Secondary Creep-Power Law Model 的累積非彈性應變能密度最小。

表 3 為不同的錫球潛變模式下，以 Shi 疲勞壽命預測模型結果作比較。錫球潛變模式以 Hyperbolic Sine Creep Law Model 之疲勞壽命為錫球潛變模式以 Primary + Secondary Creep-Power Law Model 的 0.62 倍左右，錫球潛變模式以 Norton Creep Law Model 之疲勞壽命為錫球潛變模式以 Primary + Secondary Creep-Power Law Model 的 0.4 倍左右。

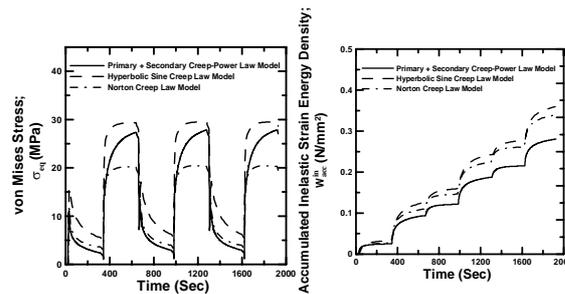


圖 10 FC-PBGA 熱衝擊測試不同的錫球潛變模式下
(a) 錫球等效應力對時間的關係圖
(b) 錫球累積非彈性應變能密度對時間的關係圖

表 3 不同的錫球潛變模式下疲勞壽命結果比較

潛變模式	Double Power Law Model	Hyperbolic Sine Law Model	Norton's Model
Lifetime	3580	2229	1418
Factor	1	0.62	0.4

3.4 不同底膠材料性質對疲勞壽命預測之影響

在以往文獻中，許多研究係假設底膠為線彈性材料。因此本節討論此一假設分析與假設底膠為黏彈性材料下之疲勞壽命預測之差別。圖 11 為 FC-PBGA 在熱衝擊測試下，以不同的底膠材料性質模擬分析之錫球等效應力對時間和累積非彈性應變能密度對時間的關係圖，結果可看出標準型式不管以黏彈性或線彈性底膠材料作模擬分析，對於錫球幾乎沒影響，但對於錐錫凸塊就會產生影響。

表 4 為不同的底膠材料性質下，以 Shi 疲勞壽命預測模型結果作比較。底膠材料以線彈性分析之疲勞壽命為底膠材料以黏彈性分析的 0.9 倍左右。

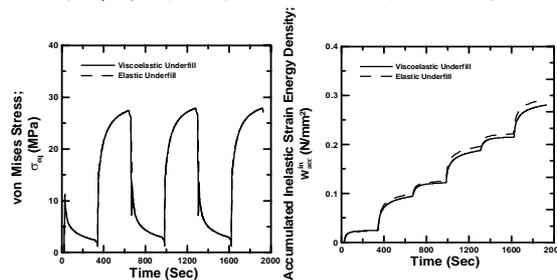


圖 11 FC-PBGA 熱衝擊測試不同的底膠材料性質下

(a)錫球等效應力對時間的關係圖

(b)錫球累積非彈性應變能密度對時間的關係圖

表 4 不同的底膠材料性質下疲勞壽命結果比較

底膠材料	黏彈性	線彈性
Lifetime	3580	3215
Factor	1	0.9

4. 結論

本計畫所研究的分析種類是利用 ANSYS 有限元素軟體模擬分析，探討 FC-PBGA 在溫度循環負載下，分析錫球的應力-應變行為，再分別代入疲勞壽命預測模型，並且將分析結果作以下結論：

1. 構裝體在熱衝擊第三週次溫度循環中高溫停留開始的第一秒($t=1301$ 秒)，以 CFD-FSI 熱傳/結構分析方法此時的構裝體溫度從 -27.01 到 36.5°C ，構裝體內的溫差約達 63.51°C ；以非等溫熱傳/結構分析方法此時的構裝體溫度幾乎已達穩定，只有基板部分有溫度變化，溫度從 112.14 到 125°C ，溫差約在 12.86°C 。但比較接近真實測試情況的 CFD-FSI 熱傳/結構分析方法結果得知此時的構裝體溫差還是很大。低溫停留開始的第一秒之構裝體也有相同的趨勢。
2. 由表 1~表 4 不同的參考變數對疲勞壽命之結果得知，以不同的熱傳/結構分析方法或底膠材料性質從事分析對錫球疲勞壽命影響不大，但以不同的錫球應變率之應力-應變曲線或錫球潛變模式從事分析對錫球疲勞壽命影響較大。

5. 計畫成果自評

本計畫的內容均已於預定時間內完成相關工作。其中結合計算流體力學及結構熱應力分析方法之建立，已獲得較以往等溫分析更為可信之預測結果，具有一定之學術及應用價值，可提供工業界設計之參考或提供後續研究者所使用

參考文獻

1. Hong, B. Z., and Yuan, T. D., "Integrated Flow-Thermomechanical Analysis of Solder Joints Fatigue in a Low Air Flow C4/CBGA Package," Journal of

- Microcircuits and Electronic Packaging, 21, pp. 137-144 (1998).
2. Mercado, L. L., Lee, T.-Y., and Cook, J., "Integrated Transient Thermal and Mechanical Analysis of Molded PBGA Package During Thermal Shock," IEEE Transactions Advanced Packaging, 24, pp. 66-75 (2001).
 3. Pang, J. H. L., Yeo, A., Low, T. H., and Che, F. X., "Lead-Free 96.5Sn-3.5Ag Flip Chip Solder Joint Reliability Analysis," IThERM Thermal and Thermomechanical Phenomena in Electronic Systems, 2, pp. 160-164 (2004).
 4. 方智凱，利用等溫及非等溫分析評估覆晶式球柵陣列構裝體在熱循環及熱衝擊下錫球之疲勞壽命，中華大學機械與航太工程研究所碩士論文 (2004).
 5. Shi, X. Q., Wang, Z. P., Zhou, W., Pane, H. L. J., and Yang, Q. J., "A New Creep Constitutive Model for Eutectic Solder Alloy," Journal of Electronic Packaging, 124, pp. 85-90 (2002).
 6. Shi, X. Q., Zhou, W., Pang, H. L. J., Wang, Z. P., and Wang, Y. P. "Effect of Temperature and Strain Rate on Mechanical Properties of 63Sn/37Pb Solder Alloy," Journal of Electronic Packaging, 121, pp. 179-185 (1999).
 7. Pang, J. H. L., and Low, T. H., "Modeling Thermal Cycling and Thermal Shock Tests for FCOB," IThERM Thermal and Thermomechanical Phenomena in Electronic Systems, 30, pp. 987-992 (2002).
 8. Feustel, F., Wiese, S., and Meusel, E., "Time-Dependent Material Modeling for Finite Element Analyses of Flip Chip," IEEE 50th Electronic Components and Technology Conference, 21-24, pp. 1548-1553 (2000).
 9. Shi, X. Q., Pang, J. H. L., Zhou, W., and Wang, Z. P., "A Modified Energy-Based Low Cycle Fatigue Model for Eutectic Solder Alloy," Scripta Materialia, 41, pp. 289-296 (1999).
 10. Pang, J. H. L., Low, T. H., Xiong, B. S., and Che, F. X., "Design For Reliability (DFR) Methodology For Electronic Packaging Assemblies," IEEE Electronics Packaging Technology Conference, 10-12, pp. 470-478 (2003).
 11. Pao, Y.-H., Badgley, S., Govila, R., Baumgartner, L., Allor, R., and Cooper, T., "Measurements of Mechanical Behavior of High Lead Lead-Tin Solder Joints Subject to Thermal Cycling," ASME Journal of Electronic Packaging, 114, pp. 135-45 (1992).
 12. Pao, Y.-H., Govila, R., and Badgley, S., "Thermal Fatigue Fracture of 90Pb/10Sn Solder Joints," ASME/JSME Electronic Packaging Conference, pp. 291-300 (1992).