

# 數值模擬覆晶晶粒尺寸封裝之熱疲勞問題

## Numerical Simulation on Thermal Fatigue of a Flip Chip in Chip Scale Packaging

陳炳儒

### 摘要

本文係針對覆晶晶粒尺寸封裝在溫度循環作用下，利用有限元素分析軟體 ANSYS 進行數值模擬，先探討二維與三維結構之差異性，再以覆晶晶粒尺寸封裝體內錫鉛凸塊之位置、高度及溫度循環頻率為參數，對覆晶晶粒尺寸封裝體之各種疲勞模型及疲勞損傷的影響進行評估。經本文三維數值模擬各種疲勞模型之結果，發現對於錫鉛凸塊高度的改變會使得錫鉛凸塊塑性應變所造成的疲勞損傷比潛變所造成的疲勞損傷產生更明顯的變化。而當溫度循環在高低溫時所停留的時間延長則會增加錫鉛凸塊潛變所造成的疲勞損傷，但不影響錫鉛凸塊塑性應變所造成的疲勞損傷。至於溫度循環所造成的疲勞損傷則會因錫鉛凸塊高度的降低或溫度循環在高低溫時所停留的時間延長而增加。

### 目次

- |         |
|---------|
| 一、緒論    |
| 二、理論部份  |
| 三、數值模擬  |
| 四、結果與討論 |
| 五、結論與展望 |
| 六、參考文獻  |

關鍵字：覆晶封裝、熱疲勞、Ansys

## 一、緒論

1958年德州儀器公司 Jack Kilby 發明矽晶片積體電路後，半導體的製造技術開始蓬勃發展，使得電子工業產生巨大的變化。隨著電子產品輕、薄、短、小的發展趨勢，覆晶(Flip Chip)晶粒尺寸封裝(Chip Scale packaging)已成為電子封裝技術中的明日之星。覆晶技術最早由 IBM 公司於 1964 年提出，根據統計，1997 年全球覆晶 IC 市場約 6 億 6 千萬顆，且每年的覆晶 IC 市場的需求成長率將近 50%，目前覆晶市場已成為二十一世紀新主流[1]。雖然如此，覆晶晶粒尺寸封裝(FC CSP)仍存在著一些問題，因為封裝體本身是由各種不同材料所組成，各材料間之熱膨脹係數(Coefficient of Thermal Expansion)大不相同，當晶片因運作而產生溫度變化時，會使整個封裝結構隨著溫度的變化而承受不同的熱應力，加上材料間因不同的熱膨脹係數所產生變形不一致而造成應力集中現象，因而會使封裝結構強度改變而降低，當強度低於熱應力時，就會產生裂痕而失去原有功能，這就是所謂的熱疲勞(Thermal Fatigue)破壞。以巨觀來看，晶片和基板間之熱膨脹係數差異會造成封裝體之整體不匹配(Global Mismatch)；以微觀來看，封裝體各組成材料間之熱膨脹係數差異會造成其局部不匹配(Local Mismatch)，如晶片和錫鉛凸塊間、晶片和縫隙填膠間，皆造成破壞。本文即針對此一封裝體，利用數值模擬方式，以有限元素分析方法，配合相關的理論基礎來模擬熱疲勞問題，比較其影響與結果，期望能找到更可靠的模式。

由於溫度變化及各材料間熱膨脹係數之差異會造成封裝體的熱應力，而因溫度循環所產生之疲勞情況會降低元件的可靠度進而造成封裝體的損壞，所以熱疲勞實驗便有其參考性及必要性，但一般的熱疲勞實驗曠日費時，且須花費龐大。因此我們希望藉由電腦其龐大的計算及儲存能力，作為模擬的工具，以期能得到近似於實驗數據的結果，減少人力物力的耗損。本文是以有限元素套裝軟體 ANSYS 作為分析工具，以覆晶晶粒尺寸封裝為分析模型，給予適當的初始及邊界條件，探討在溫度循環下封裝體產生之熱疲勞問題。

本文共分五章，第一章為緒論，包含前言、封裝簡介、封裝之可靠度實驗、研究方向及文獻回顧，第二章為理論部分，包括非線性與非線性理論及疲勞破壞理論與累積損傷理論，第三章為數值模擬，包括基本假設、模型架構、ANSYS 有限元素分析軟體，第四章結果與討論，第五章結論與未來展望。

## 二、理論部分

本文利用理論與數值解析方法進行半導體封裝之非線性分析，其結果如塑性應變(Plastic Strain)或潛變應變(Creep Strain)，再利用適當之疲勞模型(Fatigue Model)獲得疲勞破壞的數據做為分析之資料，本章主要介紹需要應用到的相關理論、模型及原理。

### 2-1 線性與非線性分析理論

本文主要是利用有限元素軟體 ANSYS 來求出覆晶封裝之熱應力及熱應變，在 ANSYS 中所使用的彈性理論求解過程如下：

假設材料性質為線彈性(Linear Elastic)

$$\{\sigma\} = [D]\{\varepsilon^{el}\} \quad (2-1)$$

式中

$\{\sigma\}$  為應力矩陣(stress matrix)

$[D]$  為剛性矩陣(stiffness matrix)

$\{\varepsilon^{el}\} = \{\varepsilon\} - \{\varepsilon^{th}\}$ ：彈性應變矩陣(elastic strain matrix)

$\{\varepsilon\}$  為總應變矩陣(total strain matrix)=[ $\varepsilon_x \varepsilon_y \varepsilon_z \varepsilon_{xy} \varepsilon_{yz} \varepsilon_{zx}$ ]

$\{\varepsilon^{th}\}$  為熱應變矩陣(thermal strain matrix)

而  $\{\varepsilon^{th}\}$  對於 3D 的模型來說為  $\Delta T[\alpha_x \alpha_y \alpha_z 000]^T$

其中

$\Delta T = T - T_{ref}$ ：溫度變化

$T$  為在方程式中欲分析之溫度

$T_{ref}$  為當應變為零時之溫度

$\alpha_x$  為 x 方向的熱膨脹係數，若為均質材料，三個方向皆相同

本文的非線性材料可利用牛頓-瑞佛森法(Newton-Raphson Method)非線性疊代方程來求解，其分析過程如下：

(1)非線性問題之有限元素法基本公式如式(2-2)所示

$$[K(u)]\{u\} = \{F^a\} \quad (2-2)$$

式中

$[K(u)]$  為係數矩陣 (Coefficient Matrix) 為未知函數

$\{u\}$  為未知數向量 (Vector of Unknown Values)

$\{F^a\}$  為施加負載向量 (Vector of Applied Loads)

對此非線性問題通常無法直接求解方程組，因此必須採用疊代法求解。

(2) 在疊代求解過程中，除非數值已經收斂，否則式 (2-2) 將不成立，因此可假設一殘留向量(Residual vector)  $\{R\}$  存在

$$\{R\} \equiv [K]\{u\} - \{F^a\} = \{F^r\} - \{F^a\} \equiv \{0\} \quad (2-3)$$

式中

$\{F^r\}$  為內部負載向量(Vector of Internal Load)，或稱為回歸向量(Restoring Force)

(3)將  $\{R\}$  對  $\{u_i\}$  取泰勒級數展開可得

$$\{0\} = \{R\} = \{R_i\} + \left(\frac{\partial \{R\}}{\partial \{u\}}\right)_i (\{u_{i+1}\} - \{u_i\}) + \frac{1}{2!} \left(\frac{\partial^2 \{R\}}{\partial \{u\}^2}\right)_i (\{u_{i+1}\} - \{u_i\})^2 + \Lambda \quad (2-4)$$

式中

$i$  為當次迴圈數

式(2-4)也可寫成

$$\{0\} = \{R_i\} + [K_i^T] \{\Delta u_i\} + O(\{\Delta u_i\})^2 \quad (2-5)$$

其中

$$[K_i^T] \text{ 為切線矩陣 (Tangent Matrix)} \equiv \left( \frac{\partial \{R\}}{\partial \{u\}} \right)_i$$

$$\{\Delta u_i\} \text{ 為增量解} = \{u_{i+1}\} - \{u_i\}$$

$$O(\{\Delta u_i\})^2 \text{ 為非線性項} = \frac{1}{2!} \left( \frac{\partial^2 \{R\}}{\partial \{u\}^2} \right)_i (\{u_{i+1}\} - \{u_i\})^2 + \Lambda$$

將式(2-5)中保留線性項可得

$$\{0\} = \{R_i\} + [K_i^T] \{\Delta u_i\} \quad (2-6)$$

並將式(2-2)代入可得

$$\{\Delta u_i\} = -[K_i^T]^{-1} \{R_i\} = [K_i^T]^{-1} (\{F^a\} - [K] \{u_i\}) \quad (2-7)$$

引用式(2-3)可得

$$[K_i^T] \{\Delta u_i\} = \{F^a\} - \{F_i^r\} \quad (2-8)$$

$$\{\Delta u_i\} = \{u_{i+1}\} - \{u_i\} \quad (2-9)$$

式中

$[K_i^T]$  為第  $i$  次疊代之切線矩陣

$\{u_i\}$  為第  $i$  次疊代之位移向量

$\{u_{i+1}\}$  為第  $i+1$  次疊代之位移向量

$\{F^a\}$  為施加負載向量

$\{F_i^r\}$  為第  $i$  次疊代之內部負載向量

## 2-2 疲勞破壞理論

根據美國材料試驗協會(American Society for Testing and Materials)對疲勞(Fatigue)所下的定義是“一材料受連續之變動承載發生局部性永久結構變形之過程，該過程乃使材料中之某點或多點產生不可逆之永久損傷，以及使裂縫加大或經過多次之波動後而完全破壞”[4]。

而疲勞破壞(Fatigue Failure)指的是材料因疲勞而使得材料性質發生變化，造成材料強度減弱因而導致材料結構斷裂或崩壞的現象。由於疲勞破壞在事前完全沒有明顯的徵兆可加以預防，故已成為材料破壞的最大潛在危機。

### 2-2-1 疲勞模型(Fatigue Model)-Coffin-Manson Equation

透過疲勞模型，可利用電腦分析之結果來預測元件之疲勞壽命，Coffin-Manson Equation 即是最常見的一個疲勞模型[5] [6]，本文主要是利用其分析錫鉛凸塊的塑性應變(Plastic Strain)，再配合材料常數，即可得到使元件疲勞破壞的循環數(Cycles to Failure)。其公式如下：

$$\frac{\Delta \varepsilon_p}{2} = \varepsilon'_f (2N_f)^c \quad (2-10) \quad \text{式中}$$

- $\Delta \varepsilon_p$  為塑性應變量(plastic strain amplitude)
- $\varepsilon'_f$  為疲勞延展係數(fatigue ductility coefficient)
- $N_f$  為壽命數(total number of cycles to failure)
- $c$  為疲勞延展指數(fatigue ductility exponent)

若必須考慮彈性變形，則可使用 Basquin's Equation[7]：

$$\frac{\Delta \varepsilon}{2} = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_f)^b + \varepsilon'_f (2N_f)^c \quad (2-11)$$

式中

- $\Delta \varepsilon$  為應變區域(strain range)
- $\sigma'_f$  為疲勞強度係數(fatigue strength coefficient)
- $E$  為彈性模數(elastic modulus)
- $\varepsilon'_f$  為疲勞延展係數(fatigue ductility coefficient)
- $b$  為疲勞強度指數(fatigue strength exponent)
- $c$  為疲勞延展指數(fatigue ductility exponent)

以上兩個模型皆只有考慮應變，另一常用的模型為 Engelmaier[8] Fatigue Model，亦考慮到了頻率與溫度的效應以及彈塑性變形其所推導並實驗所得到之結果，稱之為 Modified Coffin-Manson Equation，關係式為

$$N_f = \frac{1}{2} \left[ \frac{\Delta \gamma}{2\varepsilon'_f} \right]^{\frac{1}{c}} \quad (2-12)$$

式中

- $c = -0.442 - 6 \times 10^{-4} \bar{T}_c + 1.74 \times 10^{-2} \ln(1 + f)$
- $\Delta \gamma$  為全部剪應變(total shear strain)
- $\varepsilon'_f$  為疲勞延展係數(fatigue ductility coefficient)
- $\bar{T}_c$  為平均循環溫度(mean cycle solder temperature in  $^{\circ}\text{C}$ )
- $f$  為循環頻率(cycle frequency in cycles/day)

### 2-2-2 應變-疲勞模型(Fatigue Model)

利用應變-疲勞模型來預測錫鉛凸塊疲勞壽命時，常採用以下模型為使用的，如 Solmon[9]利用塑性應

變來預測錫鉛凸塊疲勞壽命的模型，如式(2-13)所示：

$$N_p = 1.2928(\Delta\gamma_p)^{-1.96} \quad (2-13)$$

式中

$\Delta\gamma_p$  為等效塑性剪應變區域(equivalent plastic shear strain range)

當材料的應力-應變關係都與時間有關，這種現象稱為黏彈性(Viscoelasticity)。而對於黏彈性材料，當應力保持不變時，應變隨時間的增加而增加，材料內部的原子彈性地移動到新的位置，這種現象稱為潛變(Creep)。Shine and Fox [10]就是利用潛變應變(Creep Strain)來預測錫鉛凸塊疲勞壽命的模型，如式(2-37)所示：

$$N_c = \frac{890\%}{\Delta\gamma_c} \quad (2-14)$$

式中

$\Delta\gamma_c$  為等效潛變剪應變區域(equivalent creep shear strain range)

### 2-3 累積損傷理論[10](Theory of Cumulative Damage)

對於不規則變化的變動負荷，如圖 2-1 所示，從應力-壽命曲線(S-N 曲線)我們能算出每一應力  $\sigma_1$ 、 $\sigma_2$ 、 $\sigma_3$ ……相對應之疲勞壽命  $N_1$ 、 $N_2$ 、 $N_3$ ……。而依據線性累積損傷理論-邁因納(M.A.Miner)準則的主張，應力  $\sigma_1$  有  $n_1$  次的循環數、應力  $\sigma_2$  有  $n_2$  次的循環數、應力  $\sigma_3$  有  $n_3$  次的循環數……。則由應力  $\sigma_1$  所耗盡之材料壽命部分是  $(n_1/N_1)$ 、由應力  $\sigma_2$  所耗盡之材料壽命部分是  $(n_2/N_2)$ 、由應力  $\sigma_3$  所耗盡之材料壽命部分是  $(n_3/N_3)$ ……，則

$$C = \frac{n}{N} = \frac{n_1}{N_1} + \frac{n_2}{N_2} + \frac{n_3}{N_3} + \dots \quad (2-15)$$

上式中  $C = \frac{n}{N}$  表示  $n$  個週期中耗盡總壽命的部分，當  $C = 1$  時，表示材料耗盡了全部的壽命而達到破壞。

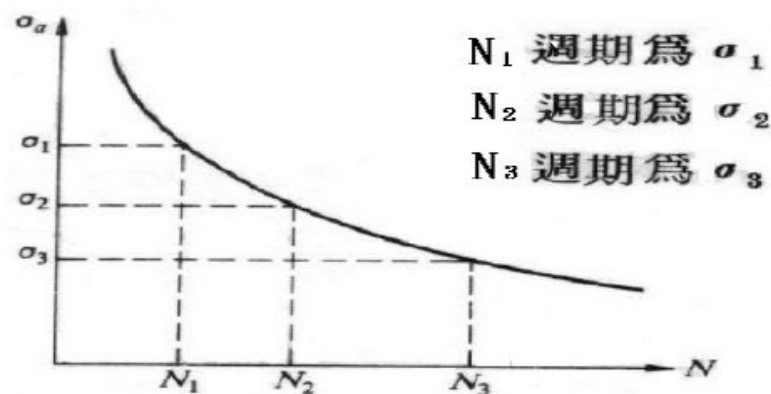


圖 2-1 應力-壽命

本文應用此觀念結合式(2-13)及式(2-14)形成了潛變-疲勞模式(Creep-Fatigue Model)，作為理論與數值模擬之基礎，如下式所示：

$$\frac{1}{N_f} = \frac{1}{N_p} + \frac{1}{N_c} \quad (2-16)$$

### 三、數值模擬

#### 3-1 基本假設

在數值分析模型上，作了以下的基本假設：

- (1)所有構裝材料皆為均質等向性。
- (2)除了錫鉛凸塊材料性質為非線性且與溫度有關外，其餘材料性質均為線性。
- (3)所有接觸面完全接觸，且封裝內部無任何空洞或雜質。
- (4)不考慮製程中所產生的殘留應力。
- (5)不考慮產品有瑕疵的破壞。
- (6)不考慮材料因吸收濕氣後溫度變化所產生爆米花(Popcorn)現象。
- (7)模型內部之溫度與外界環境溫度相同，即  $T(x, t) = T(t)$ ，並且不考慮熱傳及熱對流。

#### 3-2 模型架構

本模型為覆晶晶粒尺寸封裝，其中所涵蓋之模型元件包括晶片(Chip)、錫鉛凸塊(Solder Bump)、縫隙填膠(Underfill)及基板(Substrate)，如圖 3-1 所示，圖中由上而下分別為(1)晶片：長 6mm×寬 6mm×高 0.28mm，(2) 錫鉛凸塊：半徑為 0.25mm、上下各被截的長度為 0.05mm，(3) 縫隙填膠：長 6mm×寬 6mm×高度 0.4mm，(4)基板尺寸為：長 7.2mm×寬 7.2mm×高 0.3mm。

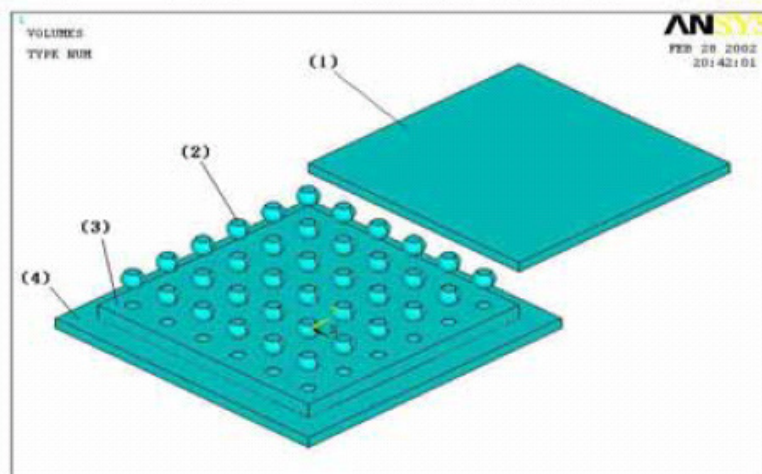


圖 3-1 覆晶晶粒尺寸封裝結構圖

數值解析是以雙線性等向硬化塑性 (Bilinear Isotropic Hardening Plasticity) 模式來描述其材料性質，並分別定義 -40°C、0°C、25°C 及 125°C 四個不同溫度下之應力與應變曲線，當溫度介於兩溫度之間時，採用內插法求得其應力應變曲線。本文採用 ANSYS 內部 BISO 之設定，

取 1 個應力應變點及 4 個溫度相關曲線來描述錫鉛凸塊之彈塑性性質。若考慮到錫鉛凸塊之潛變性質時，其潛變應變率如式(3-3)所示：

$$E = 34294 - 152T \text{ MPa (T in } ^\circ\text{C)} \quad (3-1)$$

$$\sigma_y = 22.7 - 0.0972T \text{ MPa (T in } ^\circ\text{C)} \quad (3-2)$$

$$\dot{\varepsilon}_{cr} = C \frac{G}{T} \left[ \sinh \left( H \frac{\sigma}{G} \right) \right]^n e^{-\frac{Q}{kT}} \quad (3-3)$$

式中

$\dot{\varepsilon}_{cr}$  為等效潛應變比(equivalent creep strain rate)[ $h^{-1}$ ]

$\sigma$  為等效 von-Mises 應力(equivalent von-Mises stress)[MPa]

$T$  為溫度(Temperature)[K]

$C=59530$ [K/h/MPa]

$G=13100-55.84(T-273)$ [MPa]

$H=751$

$n=3.3$

$Q=0.548$ [eV]

$K = 8.617 \times 10^{-5}$  [eV/K]

在負載方面，以室溫  $25^\circ\text{C}$  為參考溫度，亦即在此溫度時為無應力狀態，並給予整個構裝體循環溫度負載：初始由室溫  $25^\circ\text{C}$  加熱至高溫  $125^\circ\text{C}$  (150 秒)，並維持恆溫  $125^\circ\text{C}$  (300 秒)，隨後降至低溫  $-40^\circ\text{C}$  (300 秒)，並維持恆溫  $-40^\circ\text{C}$  (300 秒)，最後再升溫至室溫  $25^\circ\text{C}$  (150 秒)，此為一次完整溫度循環，兩次溫度循環，共 2400 秒。

在疲勞壽命方面，利用 Modified Coffin-Manson Equation 將下列各值代入式(2-12)：

$$\dot{\varepsilon}_f = 0.325$$

$$\overline{T_s} = \frac{1}{2}(T_{\min} + T_{\max}) = \frac{1}{2}(-40 + 125) = 42.5$$

$$f = 72 \text{ cycles/day}$$

$$c = -0.442 - 6 \times 10^{-4} \overline{T_s} + 1.74 \times 10^{-2} \ln(1 + f) = -0.3928$$

$$\Delta\gamma = \sqrt{3}\Delta\varepsilon$$

得到 Modified Coffin-Manson Equation 預測疲勞壽命的模型為

$$N_f = 0.041(\Delta\varepsilon)^{-2.546} \quad (3-4)$$

而 Solmomi[9]的塑性應變疲勞壽命的模型及 Shine and Fox[10]的潛變應變疲勞壽命的模型則分別為

$$N_p = 0.441(\Delta\varepsilon_p)^{-1.96} \quad (3-5)$$

$$N_c = \frac{513.8\%}{\Delta\varepsilon_c} \quad (3-6)$$

### 3-3 ANSYS 有限元素分析軟體

有限元素分析法係將一結構分成許多微小之元素(element),每一元素可有若干節點,而每一節點可有若干自由度,由每一元素的平衡方程式,組成整個結構的平衡方程式,最後將整個結構的方程式求出其解,以完成分析。利用此方法以 ANSYS 有限元素分析軟體來進行覆晶晶粒尺寸封裝之結構分析,瞭解熱疲勞問題。由有限元素分析法可知,當元素分割愈細密時,所得結果也愈精確,但相對的也須要更多的運算時間,以本文為例,本文為三維非線性分析,運算元素數目原本就很大,故每執行一循環的結果往往需半天至一天的時間。本文以非線性穩態模式,配合模型切割元素,採用循環溫度負載,並給予邊界條件及時間間隔,可自動算出結果。ANSYS 內建積分方程式為中央積分法,當非線性解法出現時,會自動開啓 Newton Raphson Method 利用疊代法,逐漸逼近使該值收斂後,再繼續進行下一個時間間隔的運算,直到結構完全分析為止。

## 四、結果與討論

根據相關論文之研究,通常在封裝結構中最先產生熱疲勞破壞的結構位置為傳遞訊號之錫鉛凸塊,因封裝體是由不同材料組成,其界面處特別是靠近自由端之界面,承受溫度變化之負載後,會產生很大的應力梯度,造成裂縫和脫層而導致破壞,致使元件失效。所以本章主要重點放在錫鉛凸塊及其界面,首先顯示 3D 結構模擬結果的收斂性分析,接著討論 FCCSP 的 2D 結構與 3D 結構之差異性分析,然後討論錫鉛凸塊其結構行為分析,最後作疲勞模式分析,也就是利用 Modified Coffin-Manson Equation 所預測結構之疲勞壽命作基本數據,並依據累積損傷理論-邁因納準則的觀念,結合 Solmomi 及 Shine and Fox 兩種疲勞模式所得到的潛變-疲勞模式來作比較分析。

### 4-1 模擬結果的收斂性分析

在 FEA 的應用過程中,模擬結果的準確度通常與網格化元素數目的多寡有關,元素數目越多則分析的結果越逼近所謂的正解,但是若分析的準確度達到某種程度之後,繼續將元素再細分下去也只是徒浪費電腦分析的時間與儲存資料所需的空間,如圖 4-1 所示。本文以數值分析為主,利用 ANSYS 軟體建構 FCCSP 模型,因結構具對稱性,且為求節省電腦容量及

降低電腦分析所需的時間故只考慮其四分之一結構模型來進行分析。而為求節省電腦容量及降低電腦分析所需的時間且又不失其精確度，將元素數目對離固定端最遠的錫鉛凸塊之等效應力與等效應變作收斂性的分析，發現在 12218 個元素時其等效應力已收斂，而在 17782 個元素時其等效應變與 23922 個元素之等效應變之差異僅千分之五左右，故取 17782 個元素作為模擬之模型。

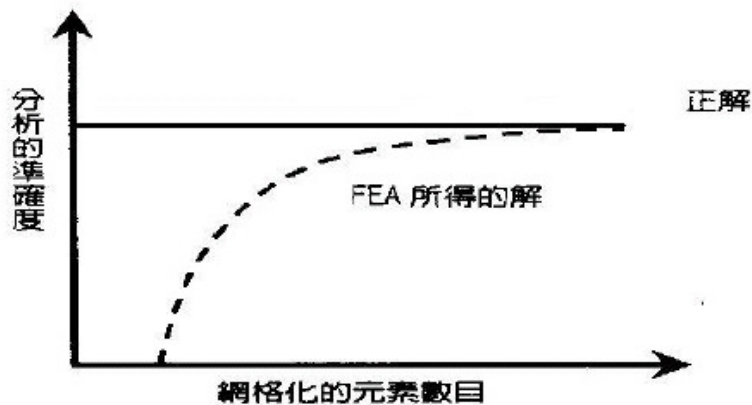


圖 4-1 FEA 分析的準確度與網格化的元素數目之間的關係

#### 4-2 錫鉛凸塊之結構分析

由於目前各種預測封裝結構壽命均以錫鉛凸塊為研究目標，為了解錫鉛凸塊之結構行為，取 FCCSP 之 3D 結構內的錫鉛凸塊在兩次溫度循環後之結構行為作分析。

##### 1. 等效應力

圖 4-2 為經歷兩次溫度循環後錫鉛凸塊的等效應力圖，從圖中可發現最外顆的錫鉛凸塊上方應力最大，且最外顆錫鉛凸塊其應力梯度最明顯，也是最早發生造成裂縫和脫層而導致破壞的位置。

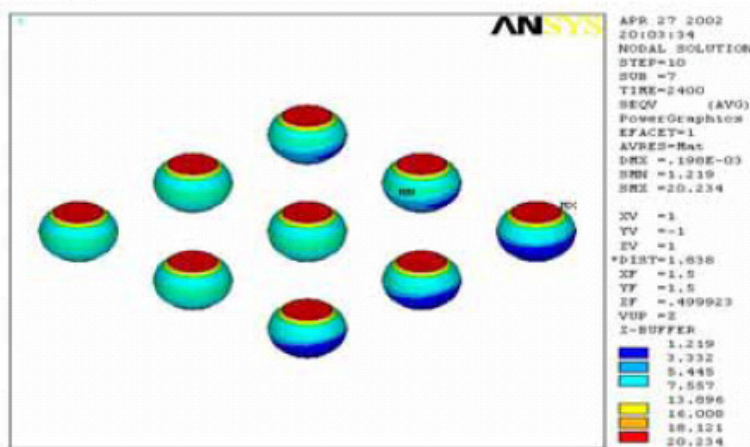


圖 4-2 錫鉛凸塊之等效應力分佈圖

##### 2. 等效應變

預測錫鉛凸塊之疲勞壽命時，通常以應變來作計算，應變值愈大，其疲勞壽命愈小，也就是愈早發生破壞的位置，圖 4-3 為經歷兩次溫度循環後錫鉛凸塊的等效應變圖，從圖中可發現最外顆的錫鉛凸塊其等效應變最大，故也就是最早發生破壞的位置。

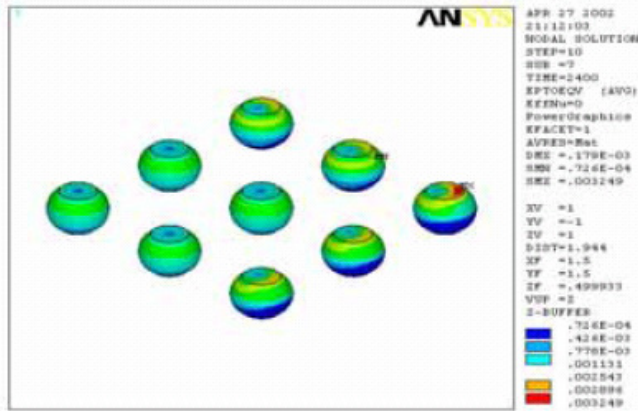


圖 4-3 錫鉛凸塊的等效應變分佈圖

### 3. 塑性應變能分佈圖

分析錫鉛凸塊材料在溫度循環下之可靠度，常以塑性應變能為依據，以評估錫鉛凸塊裂紋最可能發生的區域，圖 4-4 為經歷兩次溫度循環後錫鉛凸塊的塑性應變能分佈圖，從圖中可發現最外顆的錫鉛凸塊其塑性應變能最大，故也是最可能發生裂紋的位置。

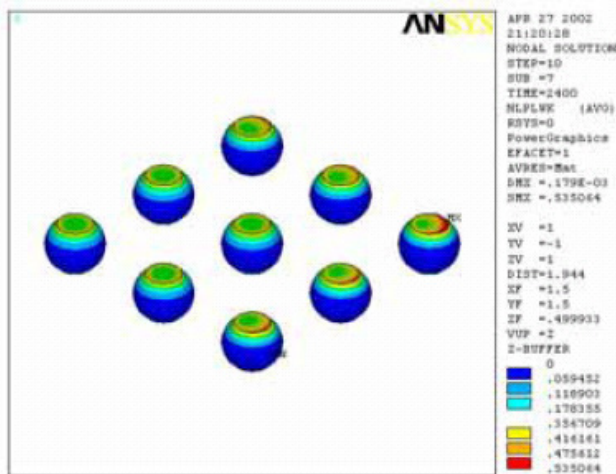


圖 4-4 錫鉛凸塊的塑性應變能分佈圖

以上三點皆顯示在 FCCSP 模型上，不管是從等效應力、等效應變或塑性應變能的觀點上來看，最早發生破壞的位置皆位於最外顆的錫鉛凸塊。

### 4-3 疲勞模式之分析

本節將分三種情況來討論 FCCSP 封裝結構之各種疲勞模式，狀況一是針對不同位置的錫鉛凸塊，來探討位置的因素。狀況二是針對不同高度之錫鉛凸塊，來探討高度因素。狀況三是針對不同的熱循環頻率，來探討頻率因素。希望透過了解在不同的狀況下對於各種疲勞模

式所產生的影響，進而了解對不同的損傷方式所造成的影響。

### 狀況 I 不同位置之錫鉛凸塊

取四分之一之 3D FCCSP 結構中之固定點至對角線所通過的三個錫鉛凸塊作分析，由內而外分別以 1、2、3 表示。數值結果如圖 4-5 所示，不管任何疲勞模型皆可明顯看出離中心位置越近的錫鉛凸塊其預測的疲勞壽命預測值越高，而越接近角落位置的錫鉛凸塊其疲勞壽命預測值越低。其中對於 Solmom 和 Modified Coffin-Manson Equation 的疲勞模型而言，2 號與 3 號錫鉛凸塊產生很大的疲勞壽命預測值的變化，也就是說因塑性應變所產生的疲勞損傷在這裡產生很大的變化。而對於 Shine and Fox 和 Creep-Fatigue 模型而言，1 號與 2 號錫鉛凸塊產生很大的疲勞壽命預測值的變化，也就是說因潛變所產生的疲勞損傷在此處產生很大的變化。

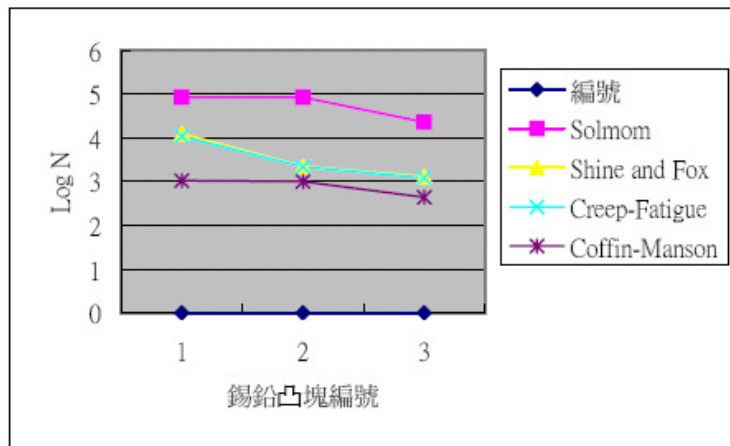


圖 4-5 錫鉛凸塊編號在不同疲勞模型下的疲勞壽命預測值

### 狀況 II 不同高度之錫鉛凸塊

封裝的趨勢是輕、簿、短、小，爲了了解錫鉛凸塊的高度對於 FCCSP 結構之疲勞壽命的影響，除了原本的 0.4mm 的高度外，另外模擬相同半徑之 0.36mm 及 0.44mm 高度的 FCCSP。h36、h40 及 h44 分別代表 0.36、0.40 及 0.44mm 高度的錫鉛凸塊，其模擬結果之疲勞壽命預測值如圖 4-6 所示。從圖中我們可以明顯的看出不管何種疲勞模型，錫鉛凸塊高度越低，其疲勞壽命預測值越少，也就是疲勞損傷越大，這與其他文獻[11]的結果是相似的，因此想要輕、簿、短、小就得要犧牲結構的使用壽命，這是設計師所必須考慮到的問題。而其中以 Solmom 的疲勞模型之壽命預測值約有 25% 的變化最大，也就是說錫鉛凸塊高度的改變對於因塑性應變所產生的疲勞損傷影響最大。其次是 Modified Coffin-Manson Equation 的疲勞模型之壽命預測值約有 13% 的變化，這是因爲其疲勞模型也將塑性應變的因素考慮進去。而 Shine and Fox 的疲勞模型之壽命預測值約有 5% 的變化，顯示出因潛變所造成的損傷對於錫鉛凸塊高度的改變影響並不明顯。

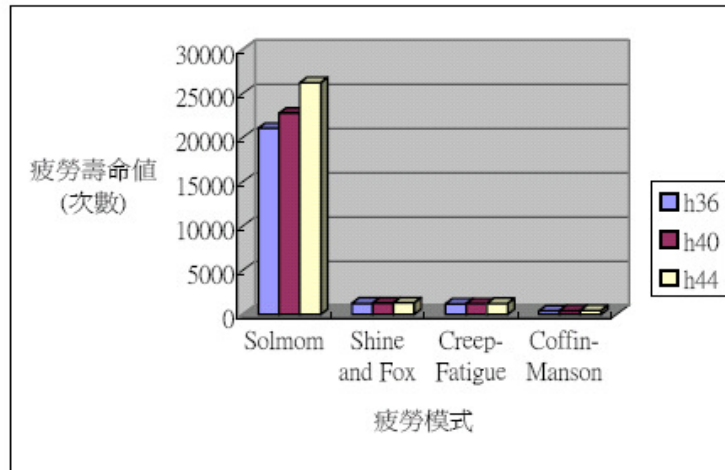


圖 4-6 不同高度之錫鉛凸塊在不同疲勞模型下的疲勞壽命預測值

### 狀況 III 不同的溫度循環頻率

爲了了解不同的溫度循環頻率對於 FCCSP 結構之疲勞壽命的影響，原本的溫度循環頻率稱爲模式 A，新的溫度循環頻率稱爲模式 B。新的溫度循環頻率將原本的溫度循環頻率在高低溫時所停留的時間由原本的 300 秒延長爲 600 秒，至於升溫及降溫過程所需的時間則不變，所以其每天溫度循環次數由原本的 72 次降低爲 48 次。兩種模擬結果如圖 4-7 所示，由圖中可明顯看出 Solmom 的疲勞模型對於在高低溫時停留時間的改變沒有影響，也就是說溫度循環頻率的改變對於因塑性應變所產生的疲勞損傷沒有影響，符合塑性應變理論的基本觀念。但是對於 Shine and Fox 的疲勞模型而言，就會減少其壽命預測值，也就是說由於在高低溫所停留的時間增加，會使得潛變增加，進而增加其疲勞損傷，這與其他文獻[10]的結果是相似的。而對於 Modified Coffin-Manson Equation 的疲勞模型而言，其壽命預測值的減少是最大的，因其模型不僅將潛變因素考慮進去，還將溫度循環的因素考慮進去的緣故。

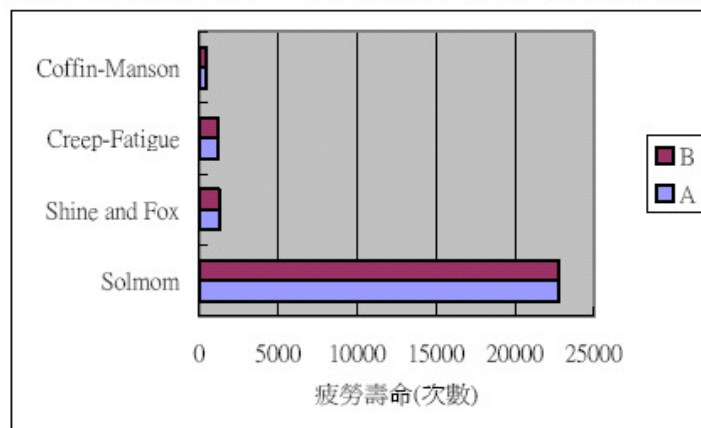


圖 4-7 不同溫度循環下各種疲勞模式之疲勞壽命預測值

對於 Modified Coffin-Manson Equation 的疲勞模型而言，考慮造成封裝結構之疲勞破壞因素，包含了塑性應變、潛變及溫度循環等三種因素。依據線性累積損傷理論-邁因納準則，可將式(2-16)修正如下：

$$\frac{1}{N_f} = \frac{1}{N_p} + \frac{1}{N_c} + \frac{1}{N_{tc}} \quad (4-1)$$

式中

$N_{tc}$  代表因溫度循環(Temperature Cycle)所造成的疲勞損傷

根據式(4-1)，我們可以比較上述三種狀況之 Creep-Fatigue 與 Modified Coffin-Manson Equation 兩種疲勞模型，從而計算出各種狀況下頻率之疲勞壽命預測值。在狀況 I 的情況下，因溫度循環所產生之疲勞壽命預測值在 2 號錫鉛凸塊最大，1 號次之，3 號最小，也就是說最外顆的錫鉛凸塊因溫度循環所產生的疲勞損傷是最大的。在狀況 II 的情況下，因溫度循環所產生之疲勞壽命預測值隨著錫鉛凸塊的高度的增加而增加，也就說錫鉛凸塊的高度越高反而因溫度循環所產生的疲勞損傷就越小。在狀況 III 的情況下，因溫度循環所產生之疲勞壽命預測值隨著在高低溫所停留的時間增加而減少，也就是說在高低溫所停留的時間越長對於錫鉛凸塊所產生的疲勞損傷越大。

## 五、結論與未來展望

本文針對覆晶晶粒尺寸封裝體，利用有限元素分析軟體 ANSYS 模擬封裝體在溫度循環下，各種疲勞模型之疲勞壽命預測值，並以覆晶晶粒尺寸封裝體內錫鉛凸塊之位置、高度及不同的溫度循環頻率作為參數探討，分析其影響，藉以了解其因塑性應變、潛變及溫度循環所產生的疲勞損傷情形。茲將其結果歸納如下：

### 5-1 結論

1. 2D 覆晶晶粒尺寸封裝體的模型可以幫助了解封裝體之最大位移及最大等效應變的位置，但其值仍有一定的誤差僅供參考，故在計算各項數據時仍以 3D 覆晶晶粒尺寸封裝體模型來模擬最為理想。
2. 各項數據及各種疲勞模型均顯示出距離對稱中心最遠處之錫鉛凸塊上方位置之疲勞壽命預測值最小，亦即此處是疲勞損傷最大的位置，也就是最容易發生疲勞破壞的地方。
3. 各種疲勞模型均顯示出覆晶晶粒尺寸封裝體內錫鉛凸塊高度越低其疲勞壽命預測值越小，因此想要覆晶晶粒尺寸封裝體做到輕、簿、短、小的要求就得犧牲其結構的使用壽命。
4. 錫鉛凸塊高度的改變對於塑性應變產生較明顯的變化，也就是說因塑性應變產生的疲勞損傷對於錫鉛凸塊高度的改變影響最大。
5. 錫鉛凸塊的高度越高溫度循環所造成的疲勞損傷越小，使用壽命越長。
6. 延長溫度循環在高低溫時所停留的時間對於塑性應變並無影響，但是卻會增加潛變，也就是說覆晶晶粒尺寸封裝體會因溫度循環在高低溫時所停留的時間的增加而增加潛變，進而增加其疲勞損傷。

7. 在高低溫所停留的時間越長對於錫鉛凸塊因溫度循環所產生的疲勞損傷越大。

## 5-2 未來展望

1. 在材料性質方面，本文僅考慮錫鉛凸塊為彈塑性且隨溫度變化，並加入潛變效應，未來對於縫隙填膠其材料性質也可考慮成非線性，如黏彈性，如此可使模擬結果更接近真實情況。
2. 本文僅考慮單一晶片封裝體，為因應科技產品輕、薄、短、小的需求，未來可考慮多晶片封裝體。
3. 本文之分析僅針對結構作分析，未來可加入熱傳分析，並考慮溫度為非均勻分佈，以更接近實際之操作情況。
4. 本文僅考慮溫度循環在高低溫所停留的時間對結構疲勞壽命預測值之影響，未來可考慮升降溫所需時間之影響。

## 六、參考文獻

1. 蘇必俠, "國內凸塊封裝技術報導", 電子月刊第五卷第十一期.
2. Kuo-Ning Chiang and Chang-Ming Liu, "Solder Shape Design and Thermal Stress/Strain Analysis of Flip Chip Packaging Using Hybrid Method", 2000 Int' l Symposium on Electronic Materials & Packaging, pp.44-50, 2000.
3. ANSYS Menu, "Newton-Raphson Procedure", ANSYS Theory Reference, Reversion 5.5, pp.15-28-40, 1998.
4. 朱紹鎔譯, "材料力學", 東華書局, 71年4月.
5. J. H. Lau and Shi-Wei R. Lee, "Chip Scale Package, CSP: design, materials, processes, reliability and applications", McGraw-Hill Companies, Inc. New York, 1999.
6. L. F. Coffin, Jr., "A Study of Effects of Cyclic Thermal Stress on a Ductile Metal", Trans. ASME, Vol.176. pp.931-950, 1954.
7. O. H. Basquin, "The Exponential Law of Endurance Tests", Am. Soc. Test. Master. Proc., Vol.10, pp.625-630, 1910.
8. W. Engelmaier, "Fatigue Life of Leadless Chip Carrier Solder Joints During Power Cycling", IEEE Transactions on Components, Hybrids and Manufacturing Technology, Vol.CHMT-6, No.3, pp.52-57, 1983.
9. Solomon, H. D., "Fatigue of Solder", IEEE Transactions on Components, Hybrids and Manufacturing Technology, Vol.9, No.4, pp.423-432, 1986.
10. John H. L. Pang, "CBGA Solder Joint Reliability Evaluation Based on Elastic-plastic-Creep Analysis", Trans. ASME, Vol.122, pp.255-261, 2000.
11. Z.N.Chen and G.Z.Wang, "Influences of Packaging Materials on the Solder Joint Reliability of Chip Scale Package Assemblies", International Symposium on Advanced Packaging Materials, 1999.

