

聚合體封裝結構之擬靜態熱應力分析

賴逸少* 林宜賢** 吳政達***

日月光集團高雄廠應力特性分析實驗室

*研發資深工程師 **研發工程師 ***研發副理

摘要

非晶質聚合體已被廣泛應用於電子封裝產品之中，然而對此類封裝結構的擬靜態熱應力分析，仍存在著增量疊加解法適用與否互斥的觀點。本文以雙材料梁受溫度變化的變形為例，突顯這兩種說法的差異性，並以實際雙材料封裝結構的溫度變形陰影疊量測實驗加以驗證。此外也提出一套在ANSYS上執行增量疊加所需的程序。

關鍵詞

溫度相依材料性質(Temperature-dependent Material Properties)、熱應力分析(Thermomechanical Analysis)、雙材料梁(Bimaterial Beam)、ANSYS、增量疊加(Incremental Superposition)

緒論

非晶質聚合體(Amorphous Polymers)已被廣泛應用於電子封裝產品之中。此類聚合體在其玻璃轉換溫度(Glass Transition Temperature; T_g)上下的材料性質有顯著的不同。因封裝業界常使用的加速溫度循環測試的溫度變化範圍，多半已跨越封裝聚合體的玻璃轉換溫度，若不考慮此類材料與溫度相依的特性，則應力分析結果的

可靠度值得商榷。

聚合體的熱應力性質非常複雜。在低於玻璃轉換溫度時，類同於與溫度線性相依的彈性材料，而在玻璃轉換溫度附近則展現明顯的黏彈性^[1]。為簡化封裝體應力分析程序與所需計算時間，一般常不考量黏彈的時間效應。然而在此種擬靜態(Quasi-static)熱應力分析中，如何處理與溫度相依的彈性模數(Elastic Modulus; E)，目前觀點仍趨於兩極：使用增量式(Incre-

mental Form)或不使用增量式。

很明顯地，這兩種互斥的說法源自於對虎克定律適用性的不同認知。根據虎克定律，物體變形僅與初始與最終兩狀態的材料性質有關，在兩狀態之間的物性變化則不予考量^[2]。然而也有部分學者基於黏彈性理論，認為必須納入兩狀態之間的物性變化，並隨著溫度的歷程以增量疊加求解^[1,3,4]。值得注意的是當彈性模數為常數（與溫度無關）時，這兩種觀點所得的解完全一致；但當彈性模數與溫度相依時，這兩者的解卻截然不同。

由於這兩種觀點是基於不同理論基礎對聚合體擬靜態力學行為的假設，因此本文並不著意釐清何者為是、何者為非；相反地，本文以雙材料梁受溫度變化的變形為例，突顯這兩種觀點的差異性，並以實際雙材料封裝結構的溫度變形量測實驗加以驗證。此外，因為目前封裝體應力分析廣泛使用ANSYS有限元素分析軟體，對擬靜態彈性熱應力分析的求解，原則是基於非增量疊加的虎克定律，因此本文也提出一套在ANSYS上執行增量疊加所需的程序。

增量疊加與否的互斥觀點

本節以雙材料梁受溫度變化的變形為例，突顯增量疊加法使用與否對熱應力解的差異性。圖一所示為一長 $2L$ 、各層厚度為 t 之雙材料梁。此梁組

成之雙層均為等向均質材料，具有與溫度相依之彈性模數與熱膨脹係數，而泊桑比(Poisson's Ratio; ν)為常數。

以增量疊加而言，根據歐拉梁理論(Euler Beam Theory)，在一溫度增量 ΔT 下，梁變形曲率增量為

$$\Delta\kappa = \frac{12}{t} \frac{E_a E_b (\alpha_b - \alpha_a)}{E_a^2 + E_b^2 + 14E_a E_b} \Delta T \quad (1)$$

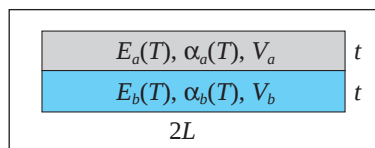
因此當溫度變化由 T_0 至 T_1 時，最終曲率為

$$\kappa = \frac{12}{t} \int_{T_0}^{T_1} \frac{E_a E_b (\alpha_b - \alpha_a)}{E_a^2 + E_b^2 + 14E_a E_b} dT \quad (2)$$

相對的，遵循虎克定律時，最終曲率由下式計算：

$$\kappa = \frac{12}{t} \frac{E_a E_b}{E_a^2 + E_b^2 + 14E_a E_b} \bigg|_{T_0}^{T_1} \int_{T_0}^{T_1} (\alpha_b - \alpha_a) dT \quad (3)$$

顯然可見式(3)中僅考慮最終狀態的彈性模數。若彈性模數為常數，則式(2)與式(3)相等。假設 $L=20$ mm、 $t=0.5$ mm、 $E_a=1$ GPa、 $E_b(T)=1+0.2T$ GPa、 $\alpha_a=1$ ppm/°C、 $\alpha_b=10$ ppm/°C，且初始未變形溫度為100°C。在不同溫度下，增量疊加與非增量疊加所得的梁的最大變位值如表一所示。由表可知這兩



▲圖一 雙材料梁示意圖

種解的差異性極大。

圖二所示為 0°C 時梁內軸向應力沿厚度方向的分佈。在此例中， 0°C 時兩組成層具有相同的彈性模數，因此若遵循虎克定律，在此最終狀態的軸向應力即為反對稱分佈。相對地，增量疊加觀點指出在溫度變化過程中彈性模數相對較大的一層會積聚比較大的應力。

ANSYS之增量疊加程序

無論彈性模數如何隨溫度變化，ANSYS所執行的彈性熱應力分析都是基於非增量疊加的虎克定律，因此增量疊加程序必須以外掛編寫程式的方式達成。本節提出一套以APDL (ANSYS Parametric Design Language)編寫的增量疊加程序，敘述如下。

1. 將溫度荷載切為 n 個小段，並逐段求解

```
/solu
*do, i, 1, n, 1
  tref, T0-(T0-T1)*(i-1)/n
  tunif, T0-(T0-T1)*i/n
  solve
```

表一 梁最大變位值（單位：mm）

T ($^{\circ}\text{C}$)	非增量疊加	增量疊加
75	0.0361	0.0332
50	0.0863	0.0725
25	0.1610	0.1204
0	0.2700	0.1812

```
*enddo
```

在ANSYS中， n 不可大於99^[5]。此處使用均分的小段，而實際應用中，在彈性模數變化較大之處，可切為更細的段落以增加計算精度。

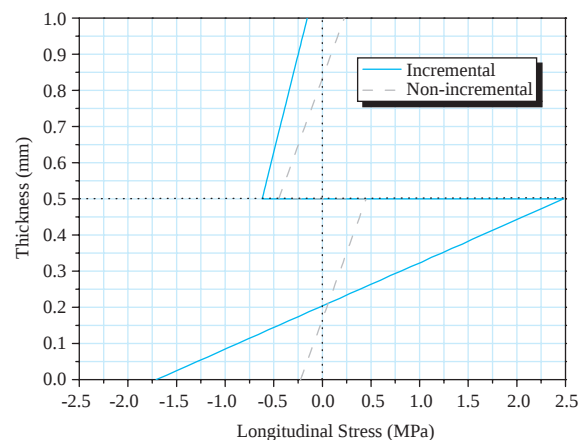
2. 建立一資料庫以容納各小段的解

```
/post1
*do, i, 1, n, 1
  lcdef, i, i
*enddo
```

3. 增量疊加

```
set, 1
lcsel, s, 2, n, 1
lcoper, add, all
```

此增量疊加程序屬拉格朗日型態 (Lagrangian Formulation)，亦即結構僅能具有小變形與小應變。使用增量疊加時，在ANSYS中用以建立熱膨脹係



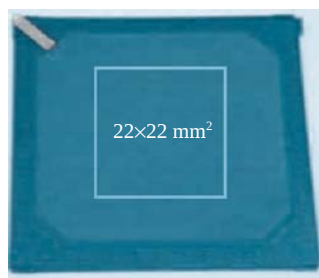
▲圖二 軸向應力沿厚度方向分佈圖

數(Coefficient of Thermal Expansion; α)對照表的 mpamod指令即不可使用^[6]，且材料的參考溫度(mp, ref)也不可事先定義。

實驗驗證

本節以實際雙材料封裝結構隨溫度變化變形量的實驗量測驗證上述兩種觀點。所使用的雙材料結構為典型的 $40 \times 40 \text{ mm}^2$ 塑膠球柵陣列封裝體(Plastic Ball Grid Array; PBGA)，此封裝體僅由 $34.5 \times 34.5 \times 1.17 \text{ mm}^3$ 環氧樹脂封膠與 0.56 mm 厚基板所組成，不包含晶片與錫線結構。結構隨溫度變化的變形以陰影疊紋法(Shadow Moiré Interferometry)量測。此雙材料結構與陰影疊紋法量測範圍，如圖三所示。

封膠與基板的彈性模數與熱膨脹係數，分別由動態熱分析儀(DMA)以及熱應力分析儀(TMA)量測，量測時溫度變化速率約為每分鐘 5°C 。圖四為此二材料所量得之彈性模數隨溫度變化的分佈。封膠的熱膨脹係數 $\alpha_1 = 8.45$



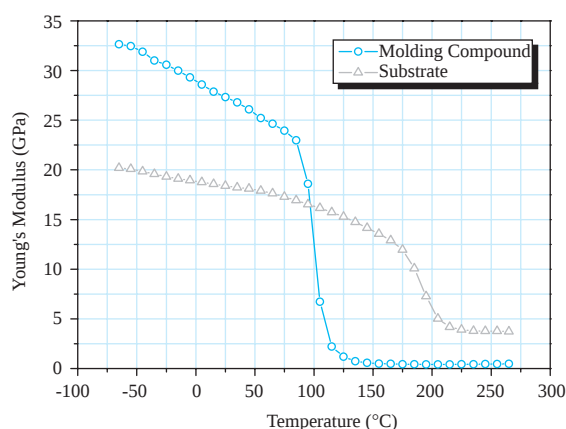
▲圖三 雙材料結構與陰影疊紋法量測範圍

$\text{ppm}/^\circ\text{C}$ 、 $\alpha_2 = 38.64 \text{ ppm}/^\circ\text{C}$ 、 $T_g = 90.66^\circ\text{C}$ ；基板的熱膨脹係數 $\alpha = 21.76 \text{ ppm}/^\circ\text{C}$ ，量測溫度範圍並未越過其玻璃轉換溫度。此兩材料之泊桑比設為 0.3 。

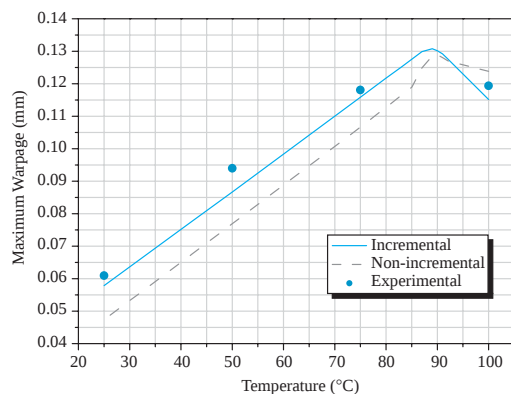
封膠的固化溫度為 175°C ，在完全固化後，以 125°C 烘焙三小時除去內部水氣，並以真空包裝放置室溫下一天，使內部溫度均勻。此雙材料結構隨溫度變化的變形以陰影疊紋法量測，量測時溫度變化速率約為每分鐘 5°C ，與材料性質量測時的溫度變化速率相當。

圖五為數值計算與實驗結果的比較。從圖中可以明顯看出增量疊加所得的變形量與實驗值較為接近，而非增量疊加所得的變形量在封膠玻璃轉換溫度之下與增量疊加的曲線平行，但數值較低。

雖然增量疊加所得的變形量與實驗值較為接近，然而增量疊加形式是否較趨近真實聚合體擬靜態熱應力行



▲圖四 封膠與基板與溫度相依之彈性模數



▲圖五 結構變形量比較

為，仍具不確定性。部分研究^[2,7]認為此類熱應力分析中必須加入封膠固化時化學收縮(Chemical Shrinkage)的效應。從圖五可知，加入一固定化學收縮量即可補償非增量疊加的解，並使之趨近於實驗值。然而非增量疊加解與實驗值的差距是表示虎克定律不適用於此情況，抑或是未加上化學收縮量的結果，仍有待進一步釐清。

結論

聚合體封裝結構擬靜態熱應力分析存在著增量疊加運用與否互相矛盾的兩種觀點。本文指出此一互斥情況，以雙材料梁的溫度變形突顯這兩種解的差異性，提出一ANSYS所使用的增量疊加程序，並以實驗量測雙材料結構隨溫度變化的變形量加以驗證，結果顯示增量疊加所得的解與實驗量測值較為接近。由於這兩種觀點實際上是基於不同理論根據所衍生，且皆為聚合體黏彈性行為在擬靜態分

析時的假設，為避免混淆與誤用，黏彈性理應成為聚合體封裝結構熱應力分析中不可忽略的項目。

參考文獻

1. Van den Bogert, W. F., D. J. Belton, M. J. Molter, D. S. Soane and R. W. Biernath, "Thermal stress in semiconductor encapsulating materials," IEEE Trans. Comp., Hybr., Manuf. Technol. Vol. 11, No. 3, pp. 245-252 (1988).
2. Li, G., A. McNeil, D. Koury and D. Monk, "Curvature study with application in MEMS packaging," Proc. IMECE'02, IMECE 2002-33400 (2002).
3. Phelan, P. E. and M.N.G. Nejhad, "Residual stresses for in-situ deposition of thin-film high-temperature superconductors," J. Electr. Pack., ASME Vol. 116, No. 4, pp. 249-257 (1994).
4. Ramani, K. and W. Zhao, "The evolution of residual stress in thermoplastic bonding to metal," Int. J. Adhesion and Adhesives Vol. 17, No. 4, pp. 353-357 (1997).
5. ANSYS Inc., ANSYS v. 7.0 manuals (2002).
6. Lai, Y.-S., Y.-H. Lin, J.-D. Wu and T. H. Wang (2003). Treatment for temperature-dependent material properties in ANSYS for thermomechanical analyses. In Proceedings of 2003 Taiwan ANSYS User Conference, pp. 57-63, Yunlin, Taiwan
7. Kelly, G., C. Lyden, W. Lawton, J. Barrett, A. Saboui, H. Pape and H. J. B. Peters, "Importance of molding compound chemical shrinkage in the stress and warpage analysis of PQFP's," IEEE Trans. Comp., Pack., Manuf. Technol.-Part B Vol. 19, No. 2, pp. 296-300 (1996).