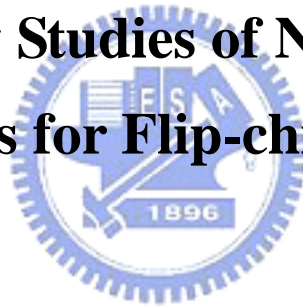


國立交通大學
材料科學與工程學研究所
碩士論文

新穎底部填膠材料對
覆晶封裝可靠度之研究

**Reliability Studies of Novel Underfill
Materials for Flip-chip Packaging**



研究生：徐元辰

指導教授：呂志鵬 博士

中華民國九十五年七月

新穎底部填膠材料對覆晶封裝可靠度之研究

Reliability studies of novel underfill materials for flip-chip packaging

研究生：徐元辰

Student : Yuan-Chen Hsu

指導教授：呂志鵬 教授

Advisor : Dr. Jihperng (Jim) Leu

國立交通大學

材料科學與工程學系

碩士論文



Submitted to Department of Materials Science and Engineering
College of Engineering

National Chiao Tung University
in Partial Fulfillment of the Requirements
for the Degree of
Master
in

Materials Science and Engineering

July 2006

Hsinchu, Taiwan, Republic of China

中華民國九十五年七月

新穎底部填膠材料對覆晶封裝可靠度之研究

研究生：徐元辰


指導教授：呂志鵬 博士

國立交通大學

材料科學與工程學系碩士班

摘要

關鍵詞：覆晶封裝、底部填膠、可靠度、熱機械性質、界面強度、有限元素法



針對兩種 bisphenol 樹脂基材之底部填膠分析其重要的熱機械性質 (thermo-mechanical properties)；利用熱機械分析(TMA)、示差掃描熱量計(DSC)、奈米壓痕儀(NI)、四點彎矩(4PT Bending)和雙懸臂樑(DCB)試驗量測底部填膠的熱膨脹係數(CTE)、玻璃轉換溫度(Tg)、彈性模數(E)、硬度(H)、彎曲彈性模數(E_f)和界面強度(G_c)。

所量測底部填膠性質將利用ANSYS二維(2-D)有限元素法(FEM)模擬覆晶封裝體中鉛錫球(solder)和內連層(ILD)的熱應力分布情形，並根據模擬結果預測覆晶封裝的可能失效部位及底部填膠影響可靠度的關鍵性質。

結果可發現模擬結果與熱循環試驗(TCT)結果有很好的相關性。對高鉛鉛錫凸塊(high lead solder)而言，選擇低熱膨脹係數(CTE)和高彎曲彈性模數(E_f)之底部填膠可以有效提高其可靠度。

本研究並說明薄膜材料的界面強度量測方法，利用四點彎矩、雙懸臂樑試驗量測晶片內連層的薄膜之界面強度和底部填膠與晶片之間的界面強度。

Reliability studies of novel underfill materials for flip-chip packaging

Student: Yuan-Chen Hsu

Advisor: Dr. Jihperng (Jim) Leu

Department of Materials Science and Engineering

National Chiao Tung University

ABSTRACT

Key words : flip-chip, underfill, reliability, thermo-mechanical properties,
Adhesion, FEM simulation, temperature cycling test



The thermo-mechanical properties of two bisphenol resin-based underfill materials including coefficient of thermal expansion (CTE), glass transition temperature (T_g), hardness (H), Young's modulus (E), flexure modulus (E_f) and adhesion (G_c) were measured and validated against vendor's data by differential scanning calorimetry (DSC), thermomechanical analyzer (TMA), nanoindentation (NI), four-point bend (4PT Bending) and double cantilever beam (DCB), respectively.

Underfill properties data were then used as the input for calculating the stresses at the bump and Cu-low-k structure two-dimensional finite-elements-method (FEM) simulation by ANSYSTM in order to predict the loci of potential failure and identify critical properties of underfill.

Excellent correlation was established between the temperature cycling test (TCT)

and stress simulation results. The results show that for high lead solder, underfill with low CTE and high modulus is preferred.

Finally, the methodologies for characterizing thin-film adhesion such as four-point bending(4PT) and double cantilever beam(DCB) for measuring the fracture energy of interconnect and underfill/passivation interface were reported in this study.



誌 謝

經過了兩年的時光，碩士研究的生涯即將結束，在這兩年裡，從一開始的建立實驗室，到後來的研究內容，經過了許多人的幫忙與指導，才能順利度過了碩士生涯。

首先要感謝我的家人給予我的支持，有著二十幾年來家人對於我經濟上和心靈上的支持，我才能夠順利完成碩士的學業。

在研究上要特別感謝呂志鵬老師在這兩年裡的教誨與指導，剛進入交大碩士班的時候，對於學術研究、處理事務、待人接物等地方總有其不足之處，也不免犯下不少過錯，感謝老師的容忍與細心指教，不敢說現在已經到最好，但相信這兩年裡經過老師的指導，在各方面都有相當的進步。

除了對於老師的感謝，這兩年裡也很感謝許多同學、學長和學弟的幫忙，子豪和牧龍兩年來的相互扶持，國原學長和昱涵學長的建議與幫忙，冠與學弟和季高學弟在實驗上也給予相當的助力，Gary 學長在實驗上給予非常大的幫忙，還有許多曾經給予建議或幫助的同學們，在這裡對你們表達我最大的感謝之意。

對於本研究，也要特別感謝聯華電子(UMC)透過 SRC 研究計畫

SRC-2005-KJ-1301 對於研究經費上的支持。與聯華電子(UMC)和矽品(SPIL)共同合作利用 ANSYS™ 軟體模擬分析，並感謝聯華電子林鉅富、陳韋志、陳國明和矽品王渝博、江東昇博士等人對於研究和實驗材料上的建議與幫助。



目 錄

摘 要	ii
ABSTRACT.....	iii
誌 謝	v
目 錄	vii
表目錄	ix
圖目錄	x
第一章 前言	1
1.1 電子封裝簡介	1
1.2 覆晶封裝製程簡介	4
1.2.1 覆晶凸塊製作	5
1.2.2 晶片接合	6
1.2.3 底部填膠	6
1.3 文獻回顧	8
1.4 研究動機	9
第二章 底部填膠材性質量測	13
2.1 前言	13
2.2 底部填膠材料選擇	13
2.3 底部填膠材料硬烤程序	15
2.4 熱性質分析	17
2.5 機械性質分析	20
2.6 底部填膠材料性質總結	27
第三章 應力模擬分析	28
3.1 前言	28
3.2 有限元素分析法簡介	28
3.3 線彈性材料之應力與應變關係式	29
3.4 模型建構	34
3.5 基本假設	36
3.6 有限元素模擬結果與討論	36

第四章 界面破壞機制與測量	40
4.1 前言	40
4.2 線彈性破裂機制	40
4.3 能量釋放率	42
4.4 混合模式破裂	45
4.5 巨觀界面破裂強度	46
4.6 界面強度量測	48
4.6.1 四點彎矩試驗	49
4.6.2 雙懸臂樑試驗	54
第五章 結論與未來建議	70
參考文獻	73



表目錄

表 2.1 廠商提供底部填膠材料性質及熱循環測試結果	15
表 2.2 底部填膠材料性質整理	27
表 3.1 底部填膠關鍵性質與應力分析結果	39
表 4.1 內連層薄膜界面強度	54
表 4.2 底部填膠材料化學組成成分	69



圖目錄

圖 1.1 電子封裝主要功能	3
圖 1.2 電子封裝之層次	3
圖 1.3 IBM C4(Controlled-Collapse Chip Connection)示意圖	4
圖 1.4 電鍍鉛錫製作程序	5
圖 1.5 凸塊對位及迴鉛黏著	6
圖 1.6 覆晶接合自我對正能力	6
圖 1.7 底部填膠製程	7
圖 1.8 熱應力造成變形	7
圖 1.9 兩種典型錫球失效	11
圖 1.10 底部填膠與晶片保護層界面破裂	12
圖 1.11 最上層 ILD/阻障層界面發生失效 (a)crack stop (b)blown fuse.....	12
圖 2.1 EHS2-FCBGA 結構圖	14
圖 2.2 示差掃描熱量計結構圖	16
圖 2.3 底膠材料交聯反應(DSC)圖(a)underfill B(b)underfill C	17
圖 2.4 底膠材料硬烤熱反應(DSC)圖(a)underfill B(b)underfill C	17
圖 2.5 熱機械分析機	19
圖 2.6 固化底部填膠材料熱機械分析圖	19
圖 2.7 固化底部填膠材料示差掃描熱量分析圖	20
圖 2.8 奈米壓痕儀簡圖	21
圖 2.9 壓痕實驗負載-位移曲線圖	21
圖 2.9 奈米壓痕儀量測底膠彈性模數 (a)Underfill B (b)Underfill C.....	24
圖 2.10 奈米壓痕儀測量底膠硬度(a)Underfill B (b)Underfill C.....	24
圖 2.11 四點彎矩試驗示意圖.....	26
圖 3.1 FCBGA 二分之一對稱模型	35
圖 3.2 銅/低介電層、FSG 結構和凸塊結構次模型	35
圖 3.3 FEM 模擬應力分布圖 (a)Underfill B (b)Underfill C	38
圖 3.4 使用底部填膠 C，熱循環測試錫球失效圖	38
圖 4.1 線彈性材料裂縫示意圖， x_1 、 x_2 座標軸平面垂直於裂縫前緣	42
圖 4.2 線彈性材料裂縫在拉伸作用力下成長	43
圖 4.3 負載-位移曲線圖，裂縫成長趨從性變大	44
圖 4.4 三種破裂模式圖示	46
圖 4.5 巨觀量測材料界面強度	47
圖 4.6 界面強度隨著破裂模式不同而改變	47
圖 4.7 毫微米機械量測系統	49
圖 4.8 四點彎矩試驗層狀結構試片	50

圖 4.9 四點彎矩試片製作流程	51
圖 4.10 試片以 C 型夾固定	51
圖 4.11 四點彎矩試片結果圖	52
圖 4.12 四點彎矩試驗負載位移曲線圖	52
圖 4.13 理想雙懸臂樑試驗	55
圖 4.14 Si/Underfill/Si DCB 試片	56
圖 4.15 雙懸臂樑試片變形量疊加示意圖	57
圖 4.16 部分懸樑臂受到黏著層支持	59
圖 4.17 轉換斷面法計算截面轉動慣量	62
圖 4.18 DCB 試片製作流程圖	65
圖 4.19 底部填膠厚度	66
圖 4.20 底部填膠 B/SiN DCB 試片破裂面	67
圖 4.21 DCB 試驗底部填膠材料 B 荷重-位移圖	67
圖 4.22 DCB 試片屈從性分析其破裂長度	68



第一章 前言

1.1 電子封裝簡介

隨著科技文明的進步與發展，微電子產品成為日常生活中所不可獲缺的一部分。微電子產品製成程大略可分為晶圓(wafer)成長、電路設計、晶片製造與封裝(Package)；其中電子封裝技術為後段製程的關鍵技術之一。電子封裝主要有以下四功能，如圖 1.1 所示[1]：

一、電源傳輸

二、訊號傳輸

三、提供散熱

四、晶片保護與支持



電子封裝製程技術可以幾個不同層級區分，如圖 1.2 所示[2]。第一層級封裝為將積體電路(IC)晶片黏結於一封裝體上並完成其電路連結及保護之製程；第二層級封裝為將第一層級完成的元件黏著到電路板(PCB)上；第三層級指將數個電路板組合於一主機板上成為一次系統。但隨著製程技術的進步，如晶片直接組裝(COB)可省略第一層級組裝，技術層次的分野也逐漸模糊。

如今電子產品朝向輕、薄、短、小及高密度多功能的趨勢發展，電子封裝技術也隨著不斷演進；從傳統通孔插裝(PTH)型態的單列式封

裝(SIP)及雙列式封裝(DIP)，經歷表面黏著技術(SMT)所衍生出的四方扁平封裝(QFP)和小型化封裝(SOP)，至覆晶技術的球腳陣列矩陣(BGA)及小體積的晶片級封裝(CSP)和覆晶封裝(Flip-Chip)。

而晶片與电路板的連結，主要可分為捲帶式接合(TAB)、打線接合(wire bonding)及覆晶接合(flip-chip)三種技術。其中覆晶接合技術相較其他技術有以下的優點：

- 一、 以面積矩陣做排列(Area Array)，可提供較高的 I/O 數
- 二、 透過錫球(solder bump)直接與基板連接，可縮小晶片所佔面積
- 三、 合有引線短、低電容、低電感及雜訊容易控制等優良電性
- 四、 提供較大的散熱面積，有較好的散熱能力
- 五、 覆晶接合可同時完成所有 I/O 接點，有快速的接合能力

在朝向高功率，小體積化的趨勢下，覆晶封裝有較其他技術無可取代的優勢，CSP、FCBGA、FlipChip 等封裝體在封裝產業中產能與佔有率逐漸增加[3]，覆晶封裝技術將成為未來封裝業的主流技術。然而隨著電子元件體積不斷縮小，加上未來無鉛錫(lead free solder)和低介電(dielectric)材料的使用，覆晶封裝的可靠度(reliability)將成為重要的議題，本文將針對覆晶封裝技術中錫球和內連層的可靠度議題進行研究。

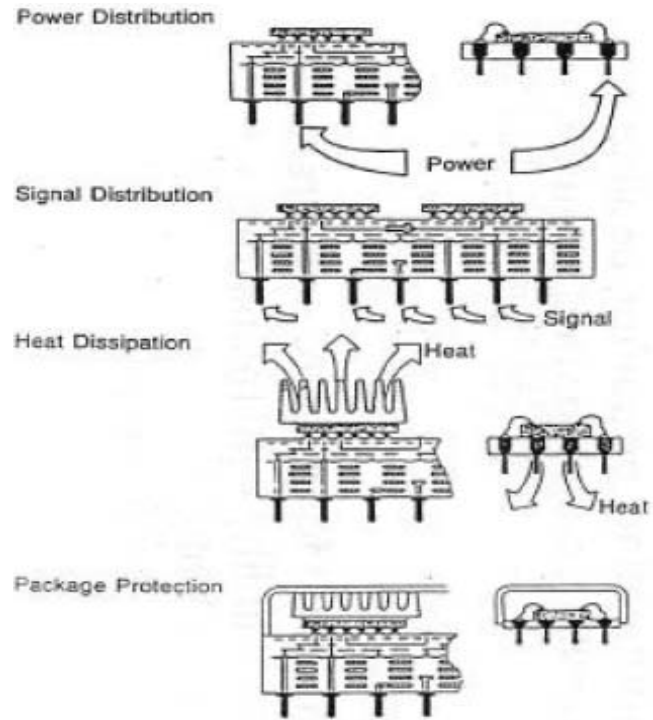


圖 1.1 電子封裝主要功能

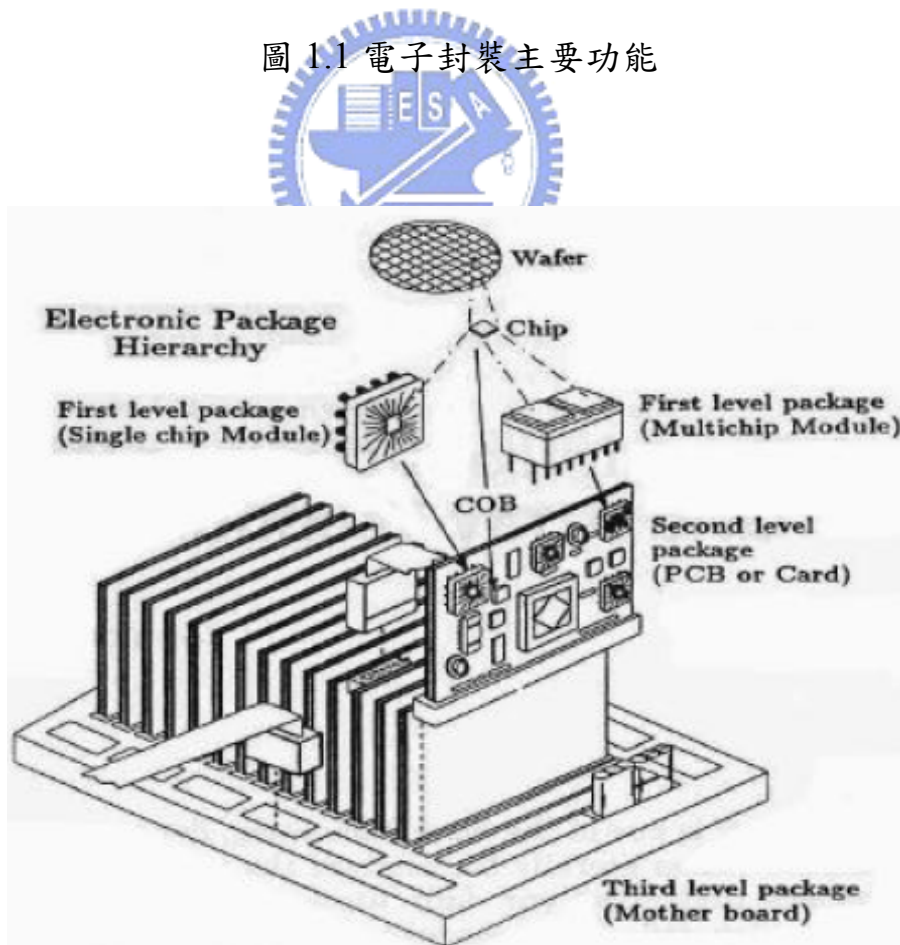


圖 1.2 電子封裝之層次

1.2 覆晶封裝製程簡介

IBM 在 1964 年時發表的 C4 (Controlled-Collapse Chip Connection) 技術為最早的覆晶封裝技術，如圖 1.3 所示[2]，覆晶封裝技術是將凸塊(solder bumping)成長在晶片 I/O 接墊(metal pad)上，將晶片反轉在鍍錫經過迴錫(reflow)之後使其與基板連結。其製程主要可分為凸塊製作、晶片接合與底部填膠(underfill)三部份。

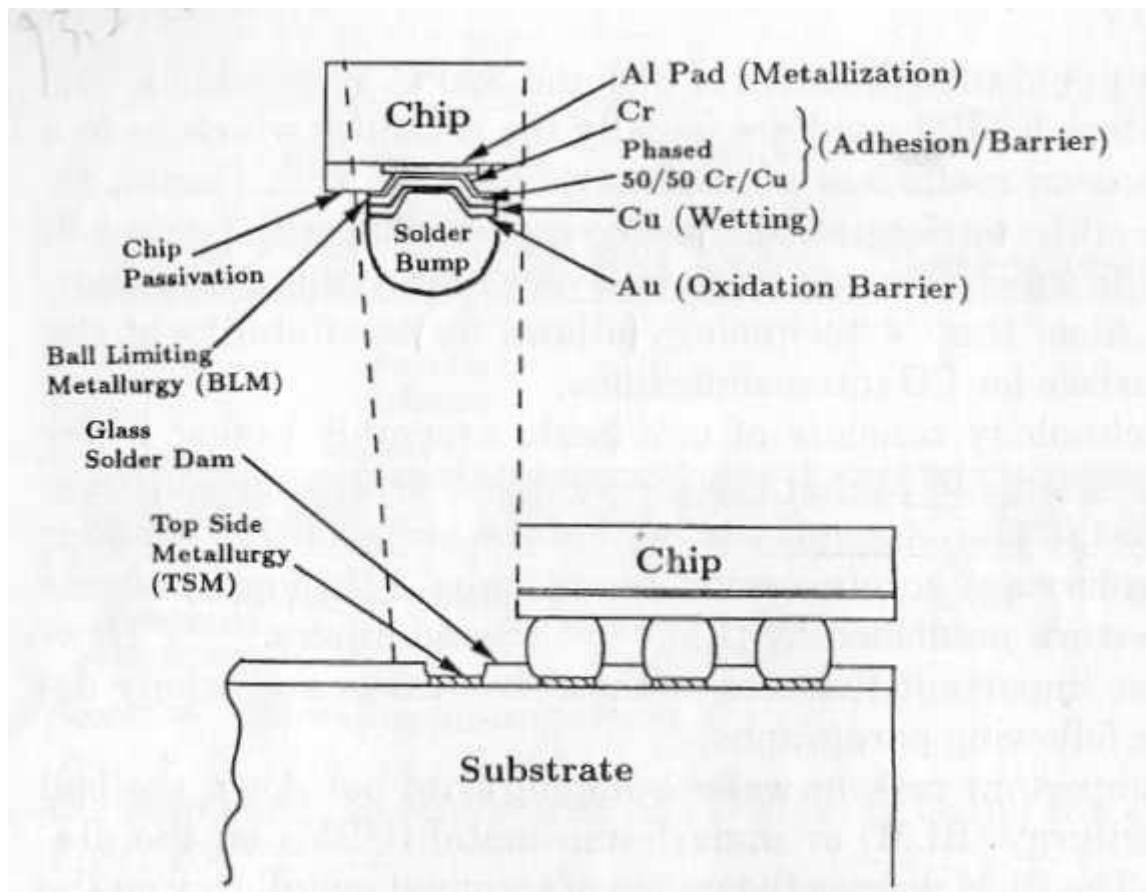


圖 1.3 IBM C4(Controlled-Collapse Chip Connection)示意圖

1.2.1 覆晶凸塊製作

覆晶凸塊的種類很多，包括錫鉛共晶鎘錫、高鉛鎘錫及未來的無鉛鎘錫等，其合金成分取決於基板材料種類與後續組裝製程的條件。其製作方法為先以蒸鍍、濺鍍等方法在金屬接墊上生成 UBM (Under Bump Metallurgy)層，UBM 由三層金屬層所構成，包括黏著層(Adhesion Layer)、擴散屏障層(Diffusion Barrier Layer)與潤濕層(Wetting Layer)；黏著層的功能在於加強凸塊與金屬墊及晶片保護層(Passivation Layer)之間的附著力(adhesion)，一般以 Ti、Cr 等金屬材料為主；擴散屏障層能阻止凸塊與接墊反應生成介金屬化合物(Intermetallic Compound)，其材料以 Cu、Ni 為主；潤濕層的功用則是提升凸塊與黏著層的黏性，這一層是以 Au、Ag 等金屬材料為主。接著再以蒸鍍、電鍍或印刷法在 UBM 上生成凸塊並經過迴錫成球狀，圖 1.4 為以電鍍法製作錫鉛凸塊程序[4]。

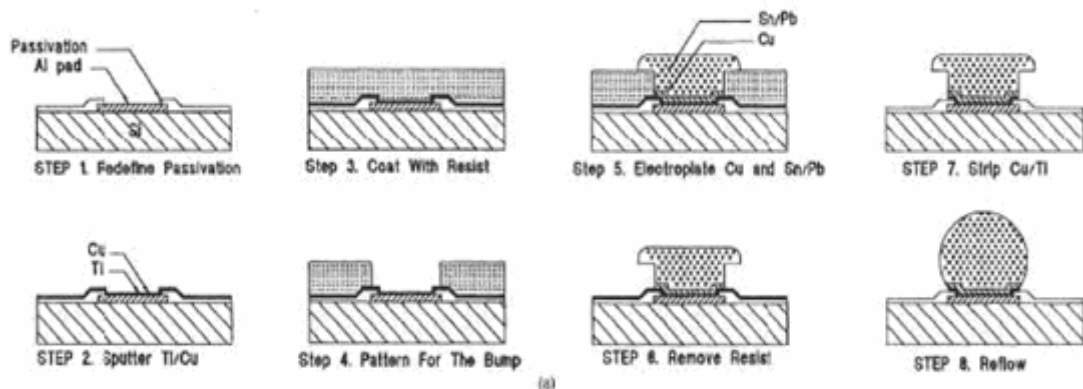


圖 1.4 電鍍鎘錫製作程序

1.2.2 晶片接合

凸塊製作完成後，在其上沾助錫劑(Flux)，再將凸塊對準基板上的錫墊，經過回錫完成基板與晶片的連接如圖 1.5 所示。在迴錫連接的過程中凸塊有很好的自我對正(self alignment)能力，如圖 1.6 所示[5]。

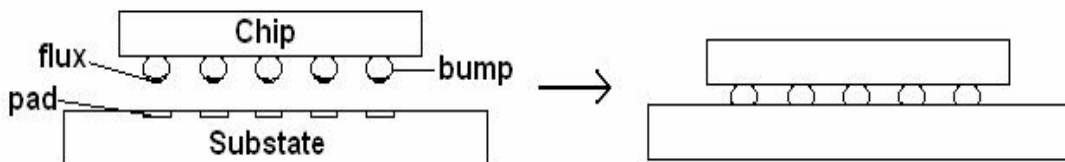


圖 1.5 凸塊對位及迴錫黏著

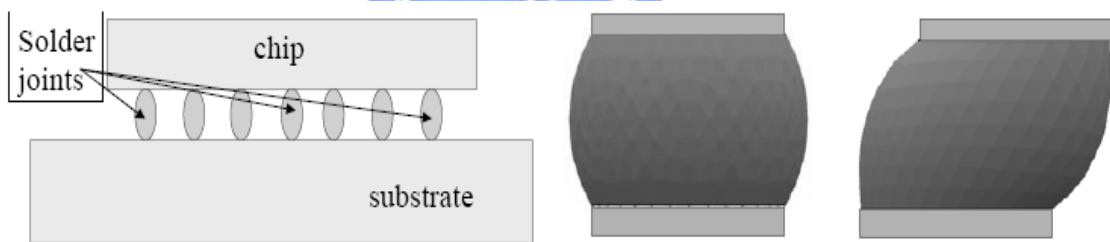


圖 1.6 覆晶接合自我對正能力

1.2.3 底部填膠

底部填膠(underfill)為覆晶封裝中相當重要的關鍵技術。先將基板預熱至 60~90°C 以提高底膠的流動性，接著將底部填膠點在基板邊緣，利用毛細作用(capillarity)填滿(dispensing)晶片與基板之間的空隙，再經

過約 150°C 硬烤(curing)使膠材固化，如圖 1.7 所示。底部填膠的主要功能是能分散製程中熱漲冷縮作用下所引起的熱應力，如圖 1.8 所示。一般底部填膠的成分包含環氧樹脂(epoxy resin)、硬化劑(hardener)、催化劑(catalyst)、填充物(filler)及其他的添加物(additives)。其中催化劑會影響膠材交聯(crosslink)反應的溫度及膠材的黏滯性(viscosity)[6]；而填充物的作用在於降低膠材的熱膨脹係數 CTE (Coefficient of Thermal Expansion)以減少因 CTE 差異造成的熱應力，並增加底膠的彈性模數 E (Young's Modulus)；但同時也會增加膠材的黏滯性(viscosity)減低其流動性[7]。

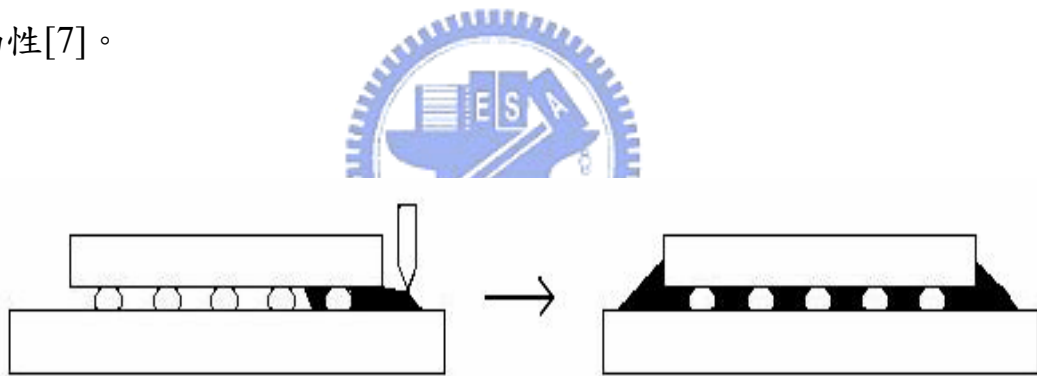


圖 1.7 底部填膠製程

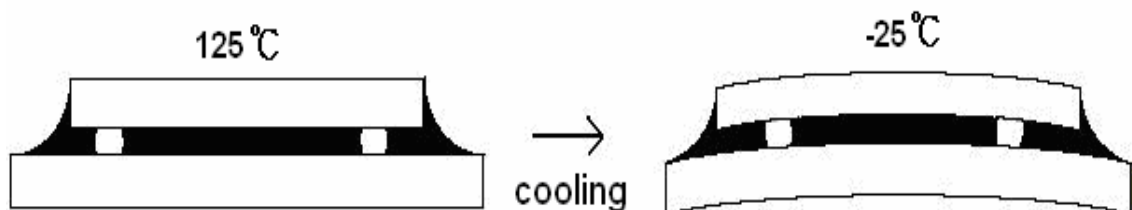


圖 1.8 熱應力造成變形

1.3 文獻回顧

電子封裝可靠度議題日益受到重視，Norris 和 Landzberg 於 1969 年時使用 Coffin-Manson equation 預測覆晶封裝在不同溫度循環下高鉛錫球的可靠度，錫球的典型失效如圖 1.9 所示[8]。Chen 和 Nelson 首先於 1979 年時對於不同熱膨脹係數與彈性模數材料之間的黏著層 (adhesive) 進行熱應力的分析研究，並應用於說明電子封裝體中，主要的熱應力作用於黏著層的邊緣[9]。Darveaux 和 Banerji 在 1991 年時對於覆晶封裝體在不同的溫度及時間循環下分析高鉛錫球所受熱應力與可靠度關係，結果可知錫球在溫度循環過程中承受較大的應力會有較差的可靠度[10]。Popelar 研究覆晶封裝體中晶片和錫球大小對於覆晶封裝可靠度的影響，說明錫球和體積愈小時會縮短其可靠度，而使用底部填膠可平均分散錫球所受熱應力並提升其可靠度[11]。Lau 和 Pau 對於各種錫球的失效模式(failure mode)、淺變(creep)模型及可靠度問題做了一系列的整理[12]。

除了凸塊的失效外，Lau 等人利用模擬分析不同性質底部填膠與保護層(passivation)和阻錳膜(solder mask)之間破裂(如圖 1.10 所示)時的影響，底部填膠的熱膨脹係數愈小時能有較好的界面強度 [13]。Zhang 等人則利用雲紋干涉法(moiré interferometry)分析在溫度循環下不同溫度時底部填膠與保護層之間的界面應力強度因子(stress intensity factor)

及不同方向應力作用比率(mode-mixity)，說明介面較易發生破裂在溫度最高和最低的狀態下[14]。

隨著電子元件不斷縮小，為了降低金屬連線的電阻-電容延遲時間(Resistance Capacitance Time Delay, RC delay)，低介電材料(Low-k Dielectrics)的應用日益重要，而低介電材料較差的機械性質容易導致封裝時晶片內連層(Interconnect)的失效。Mercado 等人對 PBGA(Plastic Ball Grid Array)晶片中的銅導線/低介電材料(Cu/low-k)內連層以有限元素法分析其在封裝下的熱應力分佈，結果發現最大應力將集中晶片的角落，且在內連層的多層結構(multi-layer)中最大應力集中在靠近晶片最上層低介電內連線(interlayer dielectric, ILD)界面，內連層的失效如圖 1.11 所示[15]。Tsao 等人則對使用不同底部填膠的 FCBGA(Flip-Chip Ball Grid Array)封裝體，分析其晶片角落所受熱應力，發現較高彈性模數的底部填膠容易引起內連層的失效[16]。

在針對底部填膠性質探討部分，Lau 和 Chang 對不同的底部填膠分析其材料性質，包括熱膨脹係數、玻璃轉換溫度、彈性模數、彎曲模數(flexure modulus)、黏著強度、吸水性及流動性等性質[17]。

1.4 研究動機

隨著覆晶封裝的重要性逐漸增加，其可靠度(reliability)議題也變的

更加重要，電子封裝元件是由複雜的結構與不同性質的材料所組成，在溫度變化時，因為各材料間的材料性質差異(矽晶片的 CTE 約為 2~3 ppm/°C 而塑膠基板的 CTE 約為 17~20 ppm/°C)造成很大的熱應力及熱應變而引起元件不同形式的失效，尤其在使用更高熔點的無鉛錫錫(lead free)和機械性值更差的低介電(low-k)材料，如何減少熱應力的影響增加其可靠度將成為關鍵。典型的失效可能出現在錫球、底部填膠與晶片保護層界面或者晶片的內連層(Interconnect)，如圖 1.9-1.11 所示，利用底部填膠來分散熱應力以提升其可靠度為一有效的解決方法。

在探討覆晶封裝可靠度議題，材料之間的界面強度(adhesion)為一項重要的關鍵性質，包括底部填膠與晶片和錫球之界面、內連層各層材料間之界面強度，為影響其可靠度的重要關鍵。故如何量測薄膜之間的界面強度成為重要的問題，本研究建立了材料薄膜的界面強度量測儀器及方法，將探討多層結構內連層內材料之間的界面強度，以及覆晶封裝中底部填膠與晶片保護層(passivation)之間的界面強度。

分析覆晶封裝體在溫度變化時產生的熱應力，為有效判斷其可靠度及預測可能失效位置的方法，而以實驗方式分析熱應力分佈及其可靠度有其限制之處及需花費大量時間，利用電腦模擬分析可節省大量時間及成本。本研究利用有限元素法(Finite Element Method, FEM)分析軟體 ANSYS™，分析使用不同性質底部填膠對於 FCBGA 封裝體中

錫球和內連層在溫度變化產生的熱應力分布情形，並比對其溫度循環試驗(Thermal Cycling Test, TCT)的結果，建立覆晶封裝的可靠度預測機制及預測其可能發生失效位置，並找出底部填膠關鍵性質對於可靠度的影響。

利用電腦模擬分析，正確的材料性質資料是影響模擬結果精準度的重要條件，底部填膠材料為一熱固性(thermosetting)環氧樹脂(epoxy)混合材料，其材料性質會因為不同的硬烤溫度及時間，而有其誤差存在，故本研究針對底部填膠的重要熱性質及機械性質進行量測驗證，以提高電腦模擬分析的精準度。

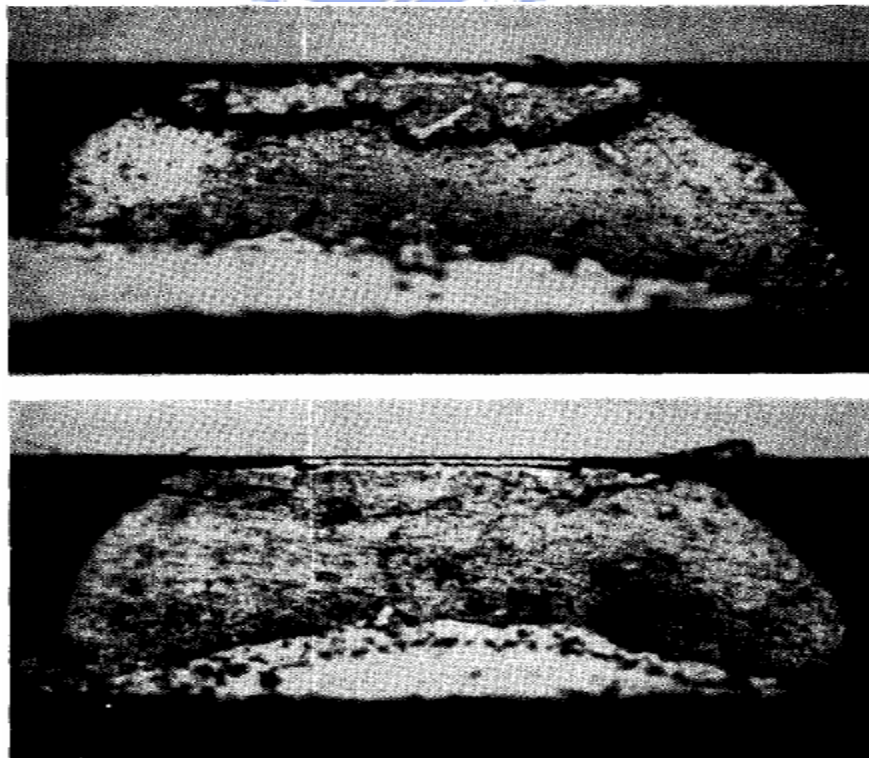


圖 1.9 兩種典型錫球失效

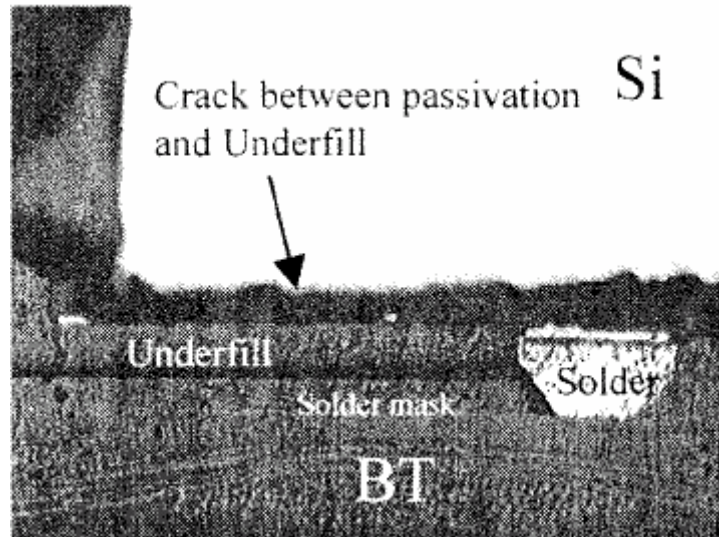


圖 1.10 底部填膠與晶片保護層界面破裂

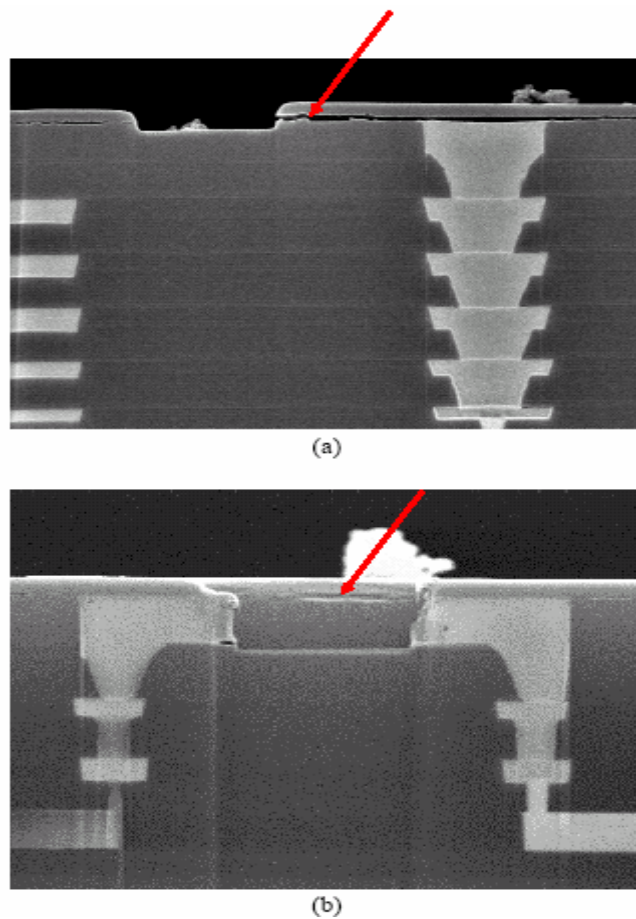


圖 1.11 最上層 ILD/阻障層界面發生失效 (a)crack stop (b)blown fuse

第二章 底部填膠材性質量測

2.1 前言

正確的底部填膠性質對於模擬分析結果精確性有很大的影響。本章將介紹量測底部填膠材料重要熱性質及機械性質所使用的實驗方法及原理，及針對所使用的底部填膠材料量測其性質。

2.2 底部填膠材料選擇

表 2.1 為由兩家不同廠商所提供的三種不同底部填膠材料性質及溫度循環測試(Thermal Cycling Test, TCT)結果比較。其中溫度循環測試是利用 EHS2-FCBGA 封裝體(如圖 2.1 所示)在 125°C 到 -55°C 溫度範圍經過 1000 次循環。其結構由 16mm x 16mm 低介電材料晶片(Cu/low-k die)和 40mm x 40mm 的塑膠基材由 100 μ m 高度的錫球和底部填膠組成，其錫球結構為共晶錫鉛銲錫(eutectic solder)預先焊接(pre-solder)，然後主要銲錫為高鉛銲錫(high lead solder)。從表中可知底部填膠材料 A 有較低的玻璃轉換溫度(Glass Transition Temperature, Tg)及較高的熱膨脹係數(Coefficient of Thermal Expansion, CTE)造成最差的可靠度測試結果，而底膠材料 B 和 C 的組成同為 Bisphenol 環氧樹脂的化學結構有較接近的材料性質，但只有在使用底部填膠材料 B 的情形下封裝體可通過 TCT 測試而在使用底部填膠材料 C 時會發生銲錫球的失效。

故本文選擇針對底膠材料 B 和 C 做熱應力分析來探討其與可靠度的關聯並找出底膠材料的關鍵性質。而因為底膠材料 B 和 C 來自不同的製造商，其量測材料性質會因為不同的底膠硬烤(curing)溫度、時間，不同的量測樣品大小、形狀及缺陷，或因為在不同的測試環境條件下使用不同的儀器而出現一定的誤差因素。為了減少模擬分析結果的誤差值，本文所使用底部填膠材料將以實際封裝測試中所使用的相同溫度及時間進行硬烤(curing)，並且在相同的實驗條件及環境下重新驗證底部填膠材料之各項重要熱性質及機械性質 (thermal-mechanical properties)，驗證過的底部填膠材料性質將利用電腦模擬熱應力分析來找出其影響覆晶封裝可靠度的關鍵性質。

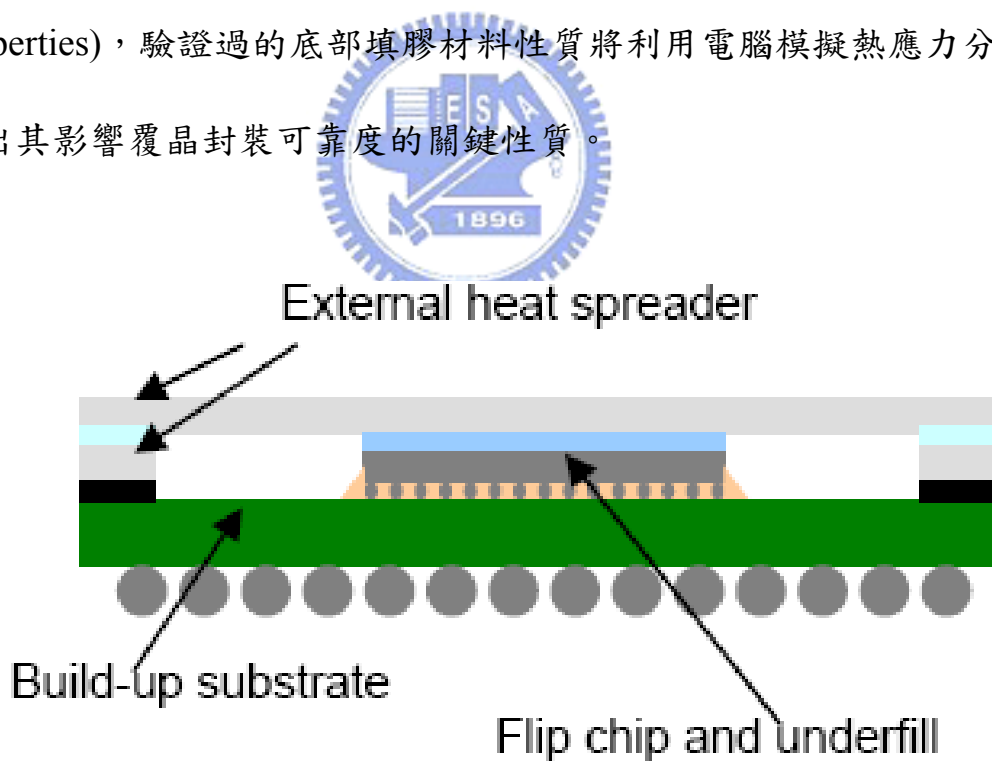


圖 2.1 EHS2-FCBGA 結構圖

表 2.1 廠商提供底部填膠材料性質及熱循環測試結果

Vender	Units	Supplier#1		Supplier#2
Type		A	B	C
Tg (TMA)	°C	55	80	70
CTE1 (TMA)	ppm/°C	35	32	32
CTE2(TMA)	ppm/°C	115	102	110
Modulus (below Tg) (3 pt bend)	GPa	7.3	8	7
Packaging reliability test (TCT)		Fail worst	Pass	Bump crack

2.3 底部填膠材料硬烤程序(curing profile)

底部填膠材料為環氧樹脂(epoxy)基材的熱固性(thermosetting)混合材料，利用合適的硬烤程序(curing profile)可使其發生完全交聯(crosslinking)固化且盡量減少其硬烤時產生的殘留熱應力。示差掃描熱量計(Differential Scanning Calorimetry, DSC)可用來找出底部填膠的合適硬烤程序。本研究利用 Perkin PYRIS Diamond DSC 功率補償(power-compensation)示差掃描熱量計來分析底部填膠的硬烤反應過程，示差掃描熱量計(DSC)的基本構成如圖 2.2 所示[18]。功率補償式原理為將樣品與參考體置於加熱爐中，在樣品與參考體下方以熱電偶(thermocouple)偵測樣品與參考體間之溫度，當樣品發生吸熱或放熱反

應時，加熱系統會根據溫度的變化而調節輸入的能量，使樣品與參考物溫度維持相同，根據加熱器的輸入能量變化量可知樣品的熱焓變化量，儀器的使用溫度限制可達 600°C ，量測能量的精確度為 $1\mu\text{w}$ 。

對所選擇的二底部填膠材料，利用示差掃描熱量計(DSC)量測其交聯反應發生時的放熱量變化，液態底部填膠材料從室溫以每分鐘 10°C 升溫速率加熱至 300°C ，結果如圖 2.3 所示，底膠B和C的劇烈交聯反應溫度分別為 146°C 及 196.5°C 。而考量到共晶錫球的熔點為 183°C 及其他熱性質的影響，兩種底部填膠的硬烤溫度選擇從室溫以每分鐘 4°C 升溫速率加熱至 150°C ，並保持溫度於 150°C 一個半小時，再以爐溫冷卻回室溫以減少殘留的熱應力。圖 2.4 顯示此硬烤溫度、時間在經過 90 分鐘時已無放熱變化發生，表示二底部填膠材料已完全交聯反應。

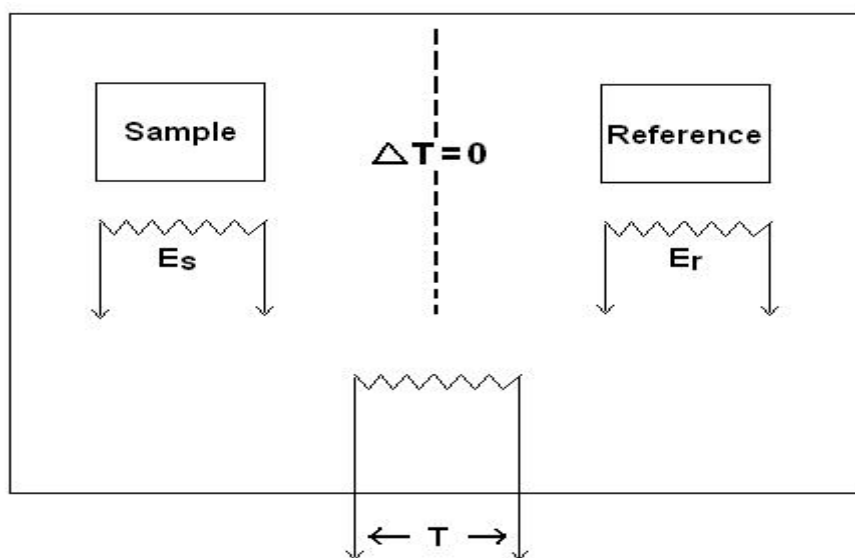


圖 2.2 示差掃描熱量計結構圖

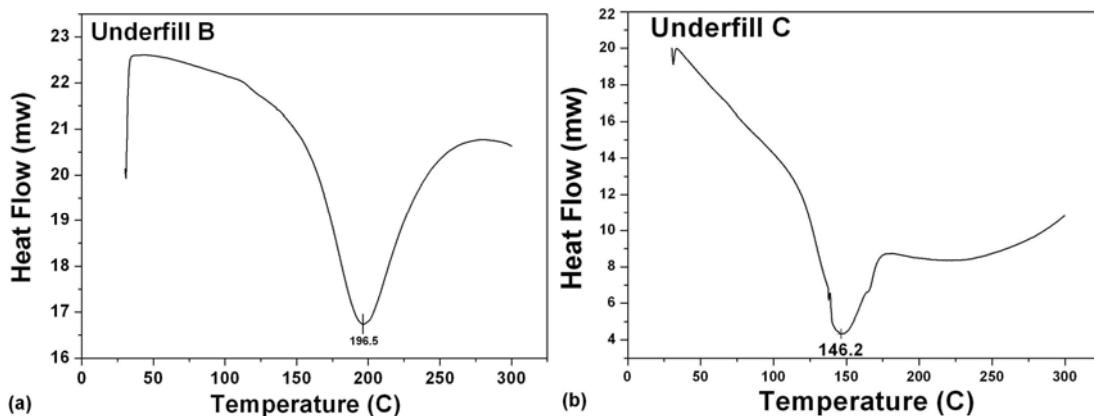


圖 2.3 底膠材料交聯反應(DSC)圖(a)underfill B(b)underfill C

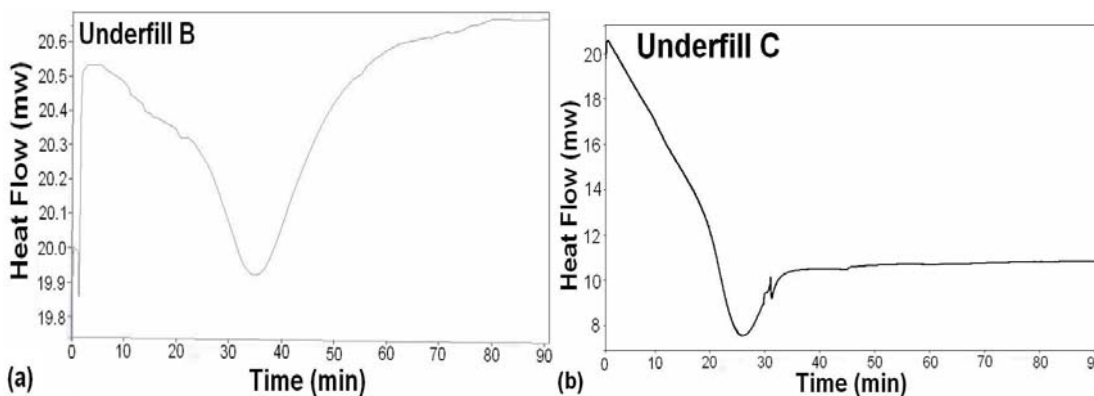


圖 2.4 底膠材料硬烤熱反應(DSC)圖(a)underfill B(b)underfill C

2.4 熱性質分析

底部填膠的重要熱性質包括其玻璃轉換溫度(T_g)及熱膨脹係數(CTE)。利用熱機械分析，如圖 2.5 所示，在控制的溫度變化下，對樣品施以微量的壓縮機械作用力，量測樣品在溫度變化時的尺寸變化量。在微量機械作用力的作用可忽略的情況下，樣品的尺寸改變量即

為樣品的熱膨脹變化量，可量測其熱膨脹係數、玻璃轉化溫度和應力釋放等訊息。

本研究利用壓縮模式熱機械分析(thermal-mechanical analyzer) TMA2940 儀器量測，儀器的溫度限制為 $-150^{\circ}\text{C}\sim 1000^{\circ}\text{C}$ ，靈敏度可達 100nm ，試驗樣品厚度為 2mm 厚硬化底部填膠材料，試片從室溫以每分鐘 5°C 加熱速率加熱至 180°C ，機械作用力設定為 10 毫克。結果如圖 2.6 所示，底部填膠材料 B 和 C 的玻璃轉換溫度分別出現在 61.3°C 和 60.2°C 。熱膨脹係數可由樣品尺寸改變量對溫度變化的斜率計算得知，底部填膠材料 B 和 C 的熱膨脹係數在玻璃轉換溫度以下分別為 $29.1\text{ppm}/^{\circ}\text{C}$ 和 $34.7\text{ppm}/^{\circ}\text{C}$ ，而在溫度高於玻璃轉換溫度時，底部填膠分子間的距離因為溫度的上升而增加，使其分子間的排列變的較為鬆散，熱膨脹係數因此升高為 $101.3\text{ppm}/^{\circ}\text{C}$ 和 $102.5\text{ppm}/^{\circ}\text{C}$ 。

比較實驗所得性質與廠商所提供性質，可發現底膠材料 B 的玻璃轉換溫度相差了約 19°C ，為了確認實驗數值的正確性，利用示差掃描熱量計重新驗證底部填膠材料的玻璃轉換溫度，熱機械分析可能受到試片形狀、大小、缺陷或機械力等影響出現實驗誤差，而示差掃描熱量計則為分析底部填膠材料的化學熱反應，可量測其純材料性質的玻璃轉換溫度，結果如圖 2.7 所示，示差掃描熱量計以每分鐘 10°C 加熱速率測得底膠材的料玻璃轉換溫度分別為 65.5°C 及 64.4°C ，且底部填

膠材料 B 的熔點出現在 150.9°C ，根據其結果，可發現底部填膠 B 在高溫時會出現熔點反應，表現出結晶行為，其結晶行為導會致其結構堆疊較為緊密，所以兩種底部填膠有接近的玻璃轉換溫度而底部填膠 B 有較低的熱膨脹係數。

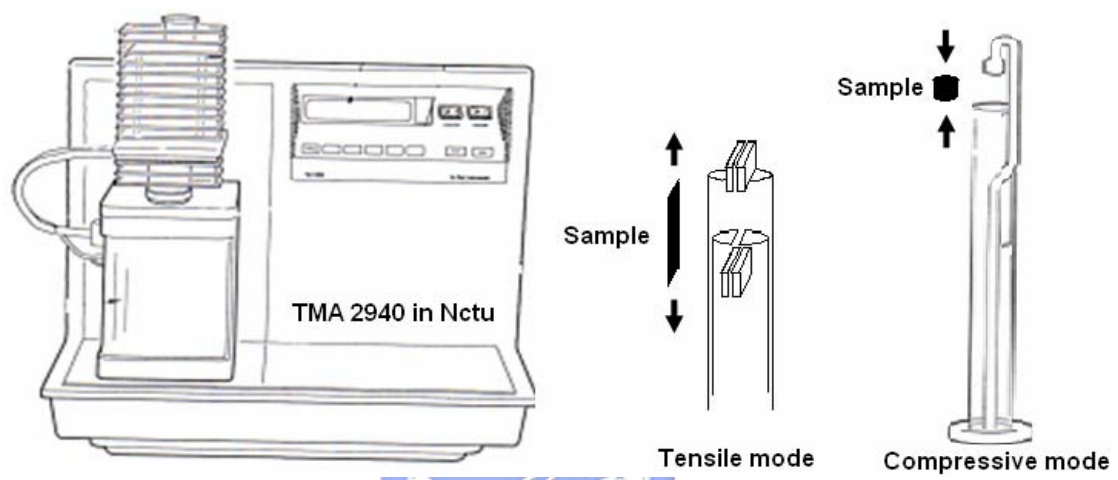


圖 2.5 熱機械分析機 (Thermomechanical Analyzer)

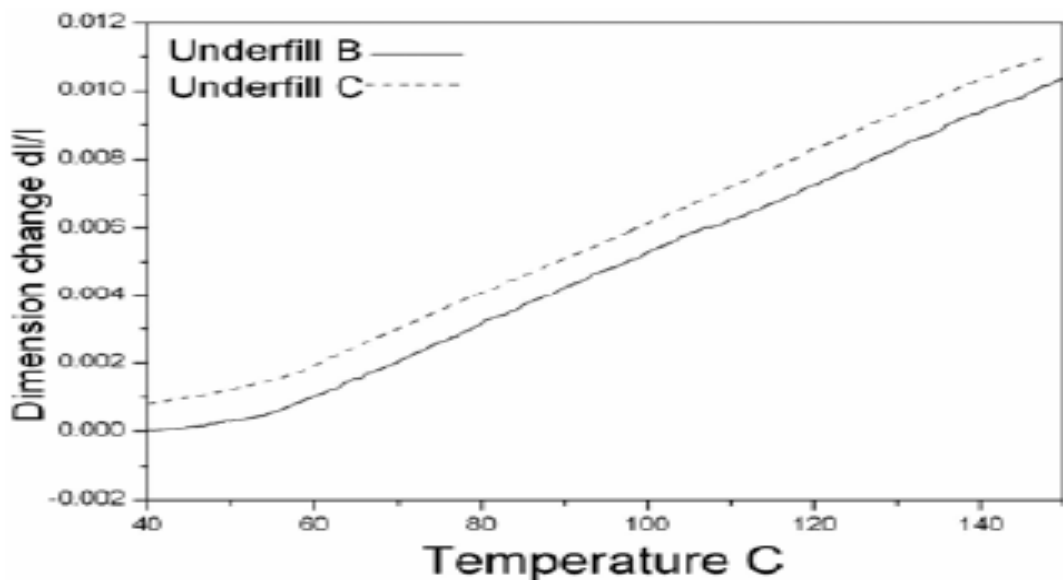


圖 2.6 固化底部填膠材料熱機械分析圖

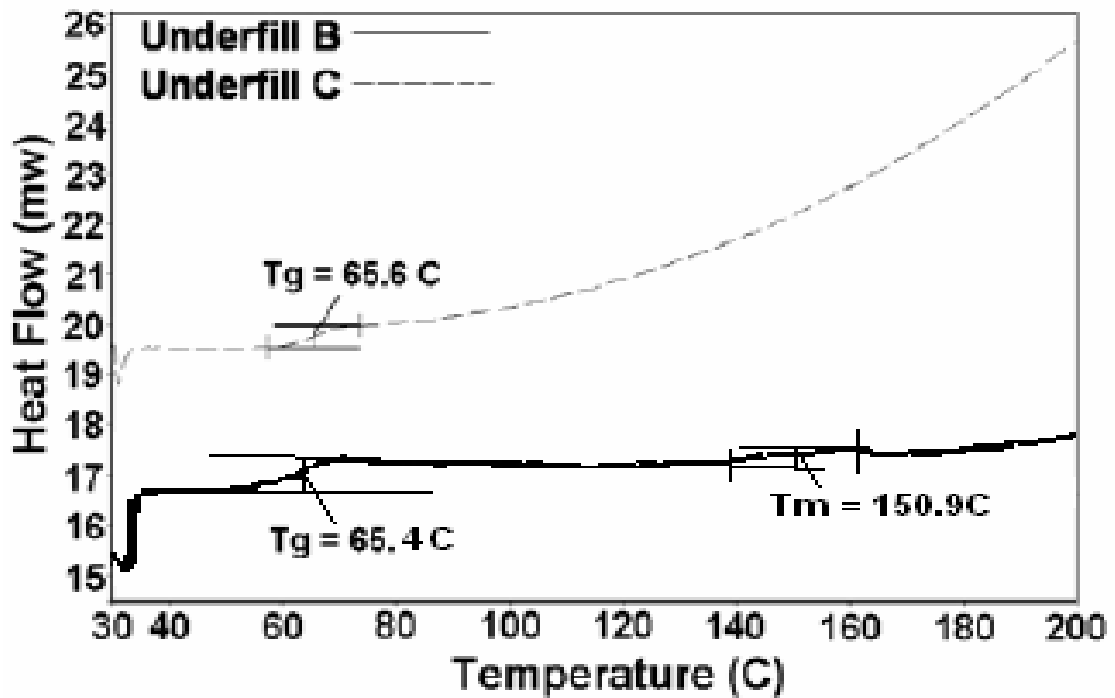


圖 2.7 固化底部填膠材料示差掃描熱量分析圖



2.5 機械性質分析

底部填膠的重要機械性質包括彈性模數和硬度，傳統使用拉伸試驗機或硬度測試機量測塊材 (bulk) 的楊氏模數(Young's modulus) 和硬度 (hardness)，但不適合用於量測薄膜材料，因為薄膜材料無法承受過大的荷重。利用奈米壓痕儀(nanoindentation)可量測薄膜材料的楊氏模數和硬度，圖 2.8 為其示意圖。奈米壓痕儀利用壓痕荷重對位移的關係來量測薄膜機械性質，紀錄壓痕負載及卸載時的荷重位移關係圖，如圖 2.9 所示。

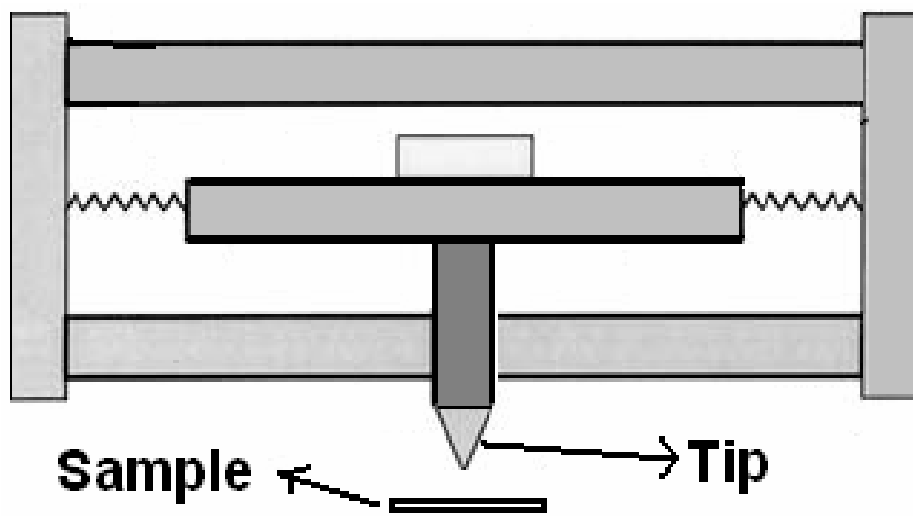


圖 2.8 奈米壓痕儀簡圖

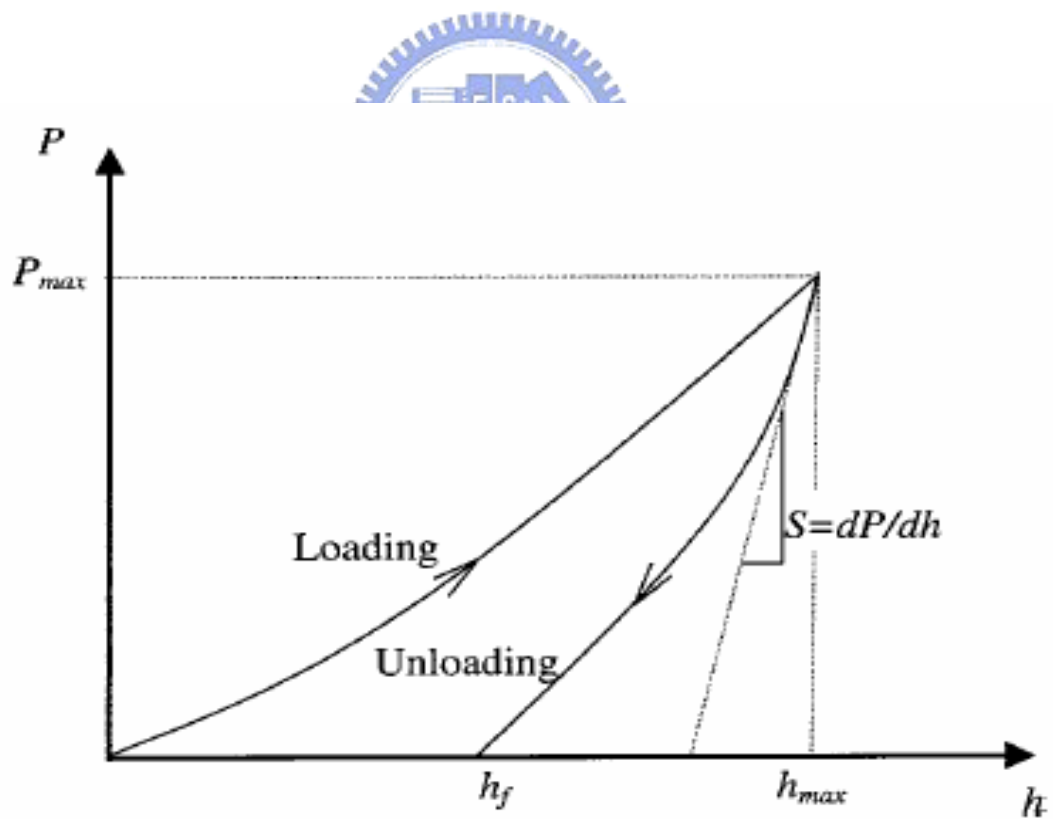


圖 2.9 壓痕實驗負載-位移曲線圖

在卸載過程中，根據彈性變形模式，求取最大荷重時的接觸面積，
薄膜之硬度可定義為在負載下材料所支稱的平均壓力[19]：

$$H = \frac{P_{\max}}{A} \quad (2.1)$$

其中 H：薄膜硬度

P_{\max} ：為最大負載

A：壓痕器接觸面積

而薄膜之楊氏模數 E 可以下列式子分析：


$$S = \frac{dP}{dh} = \frac{2}{\sqrt{\pi}} E_r \sqrt{A} \quad (2.2)$$

$$\frac{1}{E_r} = \frac{(1-\nu^2)}{E} + \frac{(1-\nu_i^2)}{E_i} \quad (2.3)$$

其中 S：初始負載剛性(initial stiffness)

h：壓痕位移

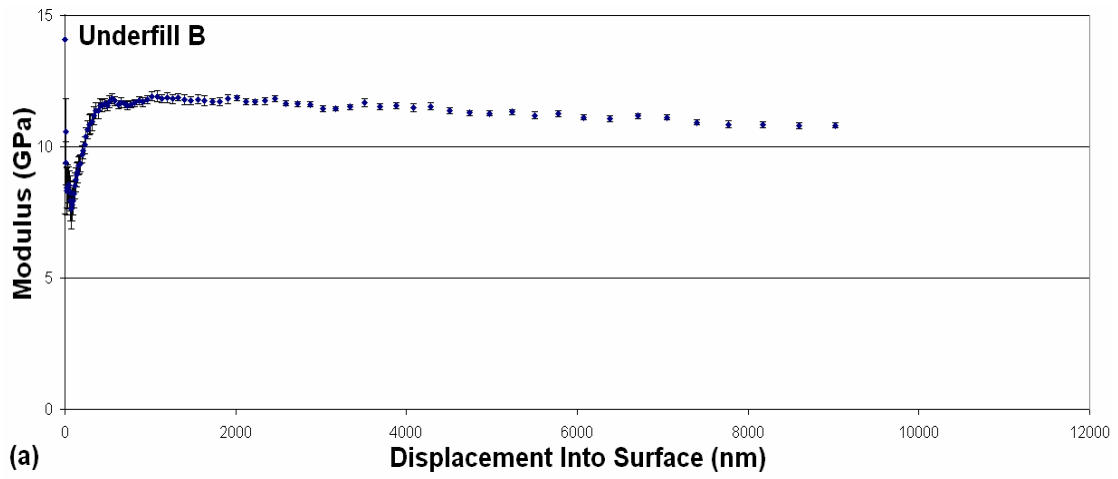
E_r ：卸載時的變形模數(reduced modulus)

A：彈性接觸時的投影面積

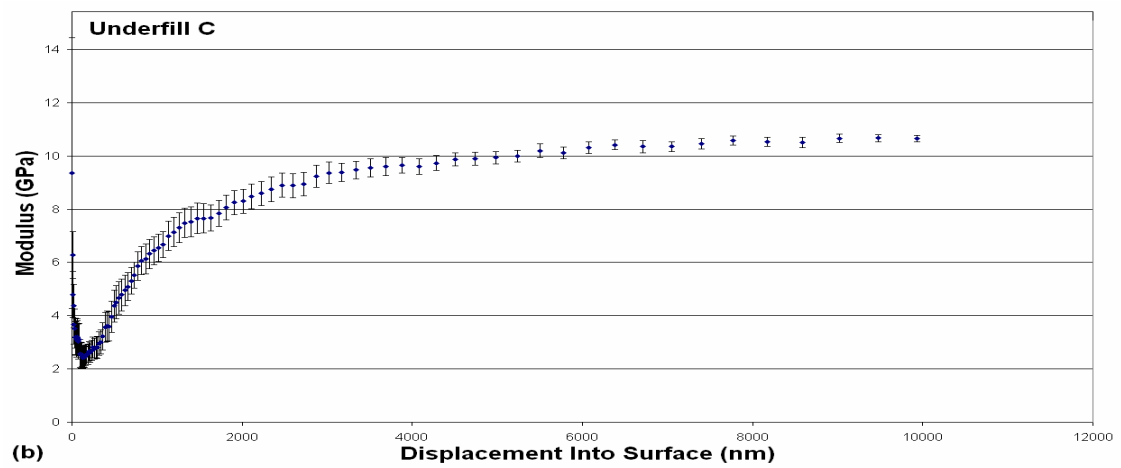
E 、 E_i ：薄膜、壓痕器的楊氏模數

ν 、 ν_i ：薄膜、壓痕器的蒲松比(poisson's ratio)

本研究利用 MTS Nanoindenter XP 奈米壓痕儀量測底部填膠材料的楊氏模數(E)及硬度(H)，其位移解析度為 0.1nm 負載解析度為 <500nm，壓痕深度範圍 25nm 至 500 μ m，可量測最小薄膜厚度為 1000A。量測試片以 10mm x 10mm 矽晶片為基材量測 200 μ m 厚度的底部填膠，利用奈米壓痕儀在不同探針深度時的剛性計算薄膜的變形模數，可分析在不同探針深度時薄膜的彈性模數與硬度，在探針深度較淺時，薄膜材料的剛性會受到表面效應的影響(surface effect)，而探針深度較深時，則會受到基材效應的影響(substrate effect)，在不受影響的量測範圍內，可測得薄膜材料的硬度及彈性模數。故探針深度在 6000nm 時所測得的彈性模數與硬度為底部填膠材料 B 和 C 之材料性質，結果如圖 2.10 及 2.11 所示，由十次量測平均所得，底部填膠材料 B 和 C 之楊氏模數分別為 11.0GPa 與 10.9GPa、而硬度則為 0.42GPa 和 0.29GPa。

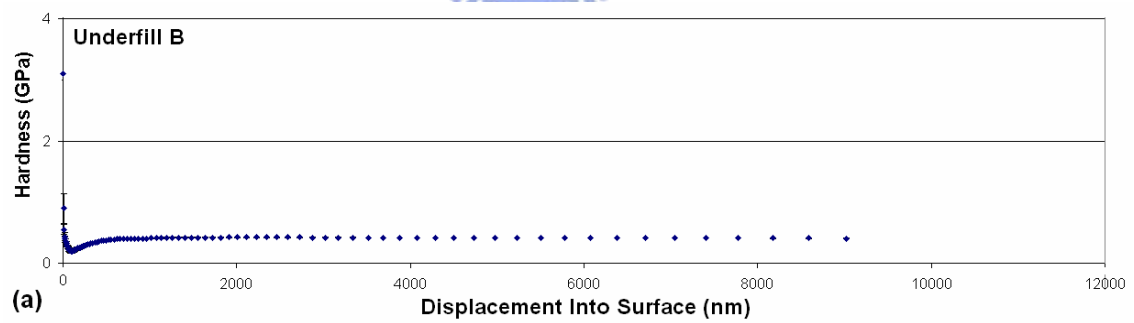


(a)

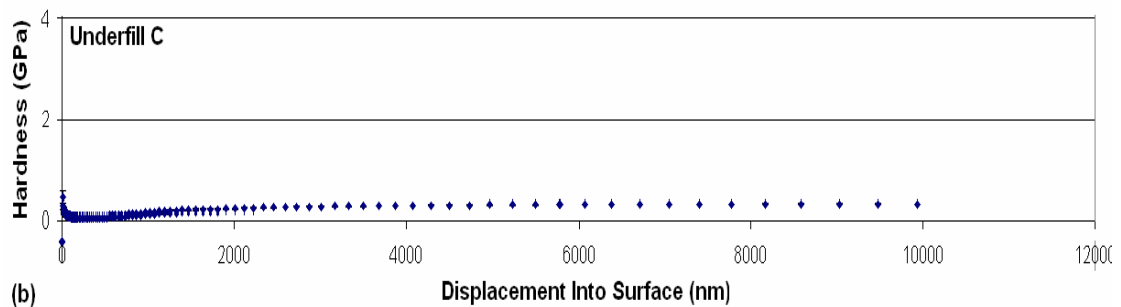


(b)

圖 2.9 奈米壓痕儀量測底膠彈性模數 (a)Underfill B (b)Underfill C



(a)



(b)

圖 2.10 奈米壓痕儀測量底膠硬度(a)Underfill B (b)Underfill C

在分析覆晶封裝體的熱應力分佈時，底部填膠的彎曲彈性模數 (flexure modulus) 為一項重要的性質，四點彎矩試驗，如圖 2.11 所示，可用來量測樣品的彎曲彈性模數 E_f (flexure modulus)。根據樑柱理論 (Beam theory)，樣品在彎曲試驗時所受最大應力 σ 為：

$$\sigma = \frac{Mh}{2I} \quad (2.4)$$

其中 M ：彎曲力矩 (bending moment)

I ：截面轉動慣量 I (cross section moment inertia)

h ：樣品厚度



樣品之彎曲彈性模數 E_f 可由其負載-位移曲線關係計算得知[20]：

$$E_f = \frac{5PL^3}{27Bh^3d} \quad (2.5)$$

其中 P ：負載荷重

L ：支點間距

B ：樣品寬度

d ：負載點位移量

利用四點彎矩試驗測量底部填膠的彎曲彈性模數，底部填膠的樣品大小為 66mm x 5.4 mm x 1mm，其荷重與位移曲線圖如圖 2.12 所示，再以方程式 2.5 可計算其彎曲模數，底部填膠 B 和 C 的彎曲模數分別為 8.5GPa 和 7.1GPa，與廠商所提供的性質並無太大的差異。

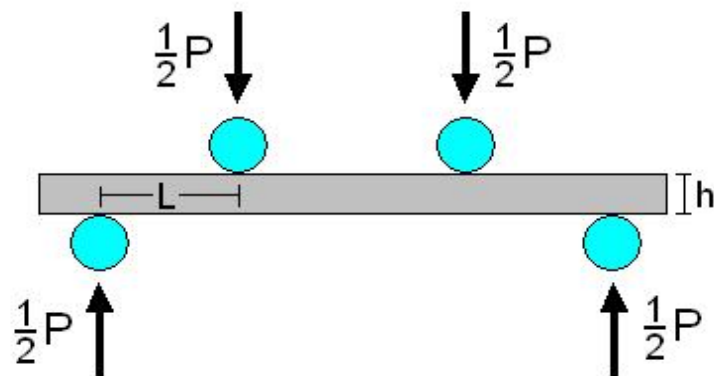


圖 2.11 四點彎矩試驗示意圖

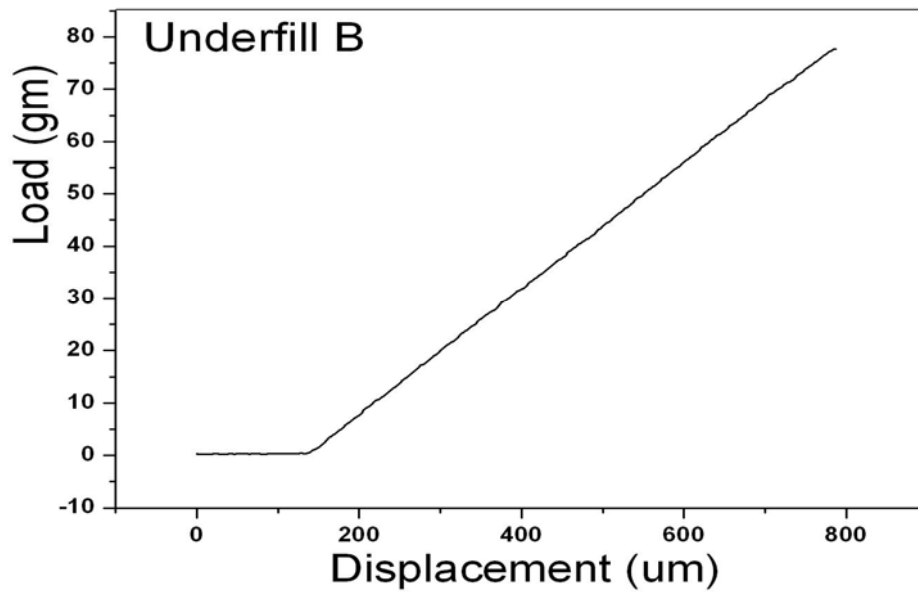


圖 2.12 四點彎矩試驗荷重-位移圖

2.6 底部填膠材料性質總結

兩種同樣 Bisphenol 環氧樹脂基材的底部填膠利用熱機械分析 (TMA)、示差掃描熱量計(DSC)、奈米壓痕儀(NI)、四點彎矩試驗(4PT Bending)量測其重要的熱性質及機械性質，結果如表 2.2 所示，兩種底部填膠材料有接近的玻璃轉換溫度(Tg)、玻璃轉換溫度以上的熱膨脹係數(CTE2)、和楊氏模數(E)。而主要差異的性質為玻璃轉換溫度以下的熱膨脹係數(CTE1)、彎曲彈性模數(E_f)和硬度(H)。其中兩種膠材硬度都相當的低，則對於覆晶封裝體的熱應力及可靠度的主要影響將來自於底部填膠材料的玻璃轉換溫度以下的熱膨脹係數(CTE1)和彎曲模數(E_f)。

表 2.2 底部填膠材料性質整理

	Underfill B	Underfill C
Tg (TMA)	61.3 °C	60.2 °C
Tg (DSC)	64.4°C	65.6°C
CTE1 (TMA)	29.1 ppm	34.7 ppm
CTE2 (TMA)	101.3 ppm	102.5 ppm
Elastic modulus (NI)	11.0±0.2 GPa	10.9±0.4 GPa
Flexure (4 pt bend) Modulus	8.5 GPa	7.1 GPa
Hardness (NI)	0.42±0.01 GPa	0.29±0.01 GPa

第三章 應力模擬分析

3.1 前言

在針對電子元件可靠度的研究，可以實驗分析之或者以電腦模擬分析之(Computer Aided Engineering, CAE)。在實驗分析之前，先以電腦模擬排除一些實驗時可能發生的問題，可大幅減少實驗所需花費的時間與成本。

覆晶構裝體中的典型失效包括錫球和內連層的失效，故本研究將針對不同性質的新穎底部填膠對於覆晶封裝中錫球和內連層部位的热應力進行模擬分析，本章將簡單介紹有限元素的由來和模擬分析時所用到的理論，並說明本研究使用 ANSYSTM 模擬軟體時所使用的基本假設、模型建立，最後將模擬分析結果與可靠度實驗結果比對，找尋其相聯關係，本研究中模擬結果為由聯電陳國明經理所提供[21]。

3.2 有限元素分析法簡介[22]

有限元素分析法(Finite Element Method)為由美國加州大學教授 Clough 在 1960 年時首先引用的名稱，在現代工程結構設計中，常常要處理非常複雜的力學結構問題，如對一座橋樑做應力及變形的分析，要用數學方式去寫出和求解其工程結構的微分方程式幾乎是不可能

的。而有限元素法可將複雜的工程結構，切割成一個個形狀簡單的小單位元素，而對每一個小元素即可寫出其受力變形時的微分方程式。根據有限元素法，將每個小原素拼接起來，加上原本結構的條件限制，即可建立複雜工程結構的計算模型。隨著電腦功能不斷提高，有限元素法可以處理更複雜更大量的結構問題。目前，有限元素法在線性結構力學、溫度場和熱彈性變形分析、熱傳導、電磁場、流體場的計算分析等領域已發展的相當成熟，而仍在發展的領域有：彈塑性(非線性力學)分析、斷裂韌性計算、流體力學、結構體和流體相互作用問題的分析、以及潛變、熱衝擊和黏彈性力學等。



3.3 線彈性材料之應力與應變關係式

本文以有限元素模擬軟體 ANSYS™ 模擬覆晶封裝體中鉍錫球和內連層在溫度變化時所受的熱應力及應變。並假設所有材料為線彈性材料(linear elastic)，線彈性材料的應力與應變之關係式將依循虎克定律以線性關係變化：

$$\{\sigma\} = [E]\{\varepsilon_e\} \quad (3.1)$$

$$\{\varepsilon_e\} = \{\varepsilon\} - \{\varepsilon_{th}\} \quad (3.2)$$

其中 $\{\sigma\}$: $[\sigma_x \ \sigma_y \ \sigma_z \ \sigma_{xy} \ \sigma_{yz} \ \sigma_{xz}]^T$ ，應力向量

[E]：彈性矩陣

$\{\varepsilon_e\}$ ：彈性應變向量

$\{\varepsilon\}$ ： $[\varepsilon_x \ \varepsilon_y \ \varepsilon_z \ \varepsilon_{xy} \ \varepsilon_{yz} \ \varepsilon_{xz}]^T$ 總應變向量

$\{\varepsilon_{th}\}$ ：熱應變向量

將 3.2 式帶入 3.1 式中，可得：

$$\{\varepsilon\} = \{\varepsilon_{th}\} + [E]^{-1}\{\sigma\} \quad (3.3)$$

$$[E]^{-1} = \begin{bmatrix} 1/E_x & -\nu_{xy}/E_x & -\nu_{xz}/E_x & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_{yx}/E_x & 1/E_y & -\nu_{yz}/E_y & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_{zx}/E_x & -\nu_{zy}/E_y & 1/E_z & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1/G_{xy} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G_{yz} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G_{zx} \end{bmatrix}$$

上式中 E_x 為x方向的彈性模數(Elastic modulus)， ν_{xy} 為浦松比(Possion's ratio)，若材料具有等向性，則：

$$E_x = E_y = E_z = E$$

$$\nu_{xy} = \nu_{yx} = \nu_{yz} = \nu_{zy} = \nu_{xz} = \nu_{zx} = \nu$$

$$G_{xy} = G_{yz} = G_{xz} = G = E/2(1+\nu)$$

三維的熱應變向量可表示為：

$$\{\varepsilon_{th}\} = \Delta T [\alpha_x \quad \alpha_y \quad \alpha_z \quad 0 \quad 0 \quad 0]^T \quad (3.4)$$

其中 α_x ：x軸方向之熱膨脹係數，若材料為均質等向性則 $\alpha_x = \alpha_y = \alpha_z$

$$\Delta T = T - T_{ref}$$

T_{ref} ：環境參考溫度

T ：分析溫度

將 3.4 式帶入 3.3 式中，可得：



$$\{\varepsilon\} = \alpha \Delta T + [E]^{-1} \{\sigma\} \quad (3.5)$$

則均質等向性材料中，其應變可展開為：

$$\varepsilon_x = \frac{\sigma_x - \nu(\sigma_y + \sigma_z)}{E} + \sigma \Delta T \quad (3.6a)$$

$$\varepsilon_y = \frac{\sigma_y - \nu(\sigma_x + \sigma_z)}{E} + \sigma \Delta T \quad (3.6b)$$

$$\varepsilon_z = \frac{\sigma_z - \nu(\sigma_x + \sigma_y)}{E} + \sigma \Delta T \quad (3.6c)$$

$$\varepsilon_{xy} = \frac{\sigma_{xy}}{G} \quad (3.6d)$$

$$\varepsilon_{yz} = \frac{\sigma_{yz}}{G} \quad (4.6e)$$

$$\varepsilon_{xz} = \frac{\sigma_{xz}}{G} \quad (4.6f)$$

應力也可展開為：

$$\sigma_x = E \left(\frac{1-\nu^2}{1-3\nu^2-2\nu^3} \right) (\varepsilon_x - \alpha\Delta T) + E \left(\frac{\nu+\nu^2}{1-3\nu^2-2\nu^3} \right) (\varepsilon_y + \varepsilon_z - 2\alpha\Delta T) \quad (3.7a)$$

$$\sigma_y = E \left(\frac{1-\nu^2}{1-3\nu^2-2\nu^3} \right) (\varepsilon_y - \alpha\Delta T) + E \left(\frac{\nu+\nu^2}{1-3\nu^2-2\nu^3} \right) (\varepsilon_x + \varepsilon_z - 2\alpha\Delta T) \quad (3.7b)$$

$$\sigma_z = E \left(\frac{1-\nu^2}{1-3\nu^2-2\nu^3} \right) (\varepsilon_z - \alpha\Delta T) + E \left(\frac{\nu+\nu^2}{1-3\nu^2-2\nu^3} \right) (\varepsilon_x + \varepsilon_y - 2\alpha\Delta T) \quad (3.7c)$$

可計算其主應變 ε_0 ：

$$\begin{vmatrix} \varepsilon_x - \varepsilon_0 & \frac{1}{2} \varepsilon_{xy} & \frac{1}{2} \varepsilon_{xz} \\ \frac{1}{2} \varepsilon_{xy} & \varepsilon_y - \varepsilon_0 & \frac{1}{2} \varepsilon_{yz} \\ \frac{1}{2} \varepsilon_{xz} & \frac{1}{2} \varepsilon_{yz} & \varepsilon_z - \varepsilon_0 \end{vmatrix} = 0$$

$$\varepsilon_0 = [\varepsilon_1 \quad \varepsilon_2 \quad \varepsilon_3] \quad (3.8)$$

最大應變差 ε_I :

$$\varepsilon_I = MAX \left[|\varepsilon_1 - \varepsilon_2|, |\varepsilon_2 - \varepsilon_3|, |\varepsilon_3 - \varepsilon_1| \right] \quad (3.9)$$

Von-Mises strain 或等效應變(Equivalent strain) ε_E :

$$\varepsilon_E = \frac{1}{1+\nu^*} \left(\frac{1}{2} \left[(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_3 - \varepsilon_1)^2 \right] \right)^{\frac{1}{2}} \quad (3.10)$$

ν^* : 等校浦松比(Effective Poisson's ratio)



計算其主應力 σ_0 :

$$\begin{vmatrix} \sigma_x - \sigma_0 & \sigma_{xy} & \sigma_{xz} \\ \sigma_{xy} & \sigma_y - \sigma_0 & \sigma_{yz} \\ \sigma_{xz} & \sigma_{yz} & \sigma_z - \sigma_0 \end{vmatrix} = 0$$

$$\sigma_0 = [\sigma_1 \quad \sigma_2 \quad \sigma_3] \quad (3.11)$$

最大應力差 σ_I :

$$\sigma_I = \text{MAX} \left[\left| \sigma_1 - \sigma_2 \right| \left| \sigma_2 - \sigma_3 \right| \left| \sigma_3 - \sigma_1 \right| \right] \quad (3.12)$$

Von-Mises stress 或等效應力(Equivalent strain) σ_E :

$$\sigma_E = \left(\frac{1}{2} \left[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 \right] \right)^{\frac{1}{2}} \quad (3.13)$$

當 $\nu^* = \nu$ 時 :

$$\sigma_E = E \varepsilon_E \quad (3.14)$$

3.4 模型建構



本文主要探討的模型為 EHS2-FCBGA 封裝體(如圖 2.1 所示)，覆晶封裝為三維立體結構，使用三維有限元素分析可得到較精確的結果，但三維有限元素模擬需耗費相當長的時間，Zhao 等人曾分析以二維有限元素模擬結果與三維模擬結果有相同的趨勢且其結果仍在誤差可接受範圍內本[23]。故本文利用二維有限元素模型進行分析，主要模型如圖 3.1 所示。其結構包含晶片(die)、基材(substrate)、散熱片(heat spreader)和銅固定環(Cu stiffener)，而次模型如圖 3.2 所示，包含銅/低介電材料、FSG 內連層結構和凸塊結構，凸塊的組成包含共晶鉛錫(pre-solder)和高鉛鉛錫，將針對鉛錫球和內連層進行熱應力模擬分析。

而表 2.2 所量測得不同的底部填膠材料性質將做為模擬分析時的主要變因。

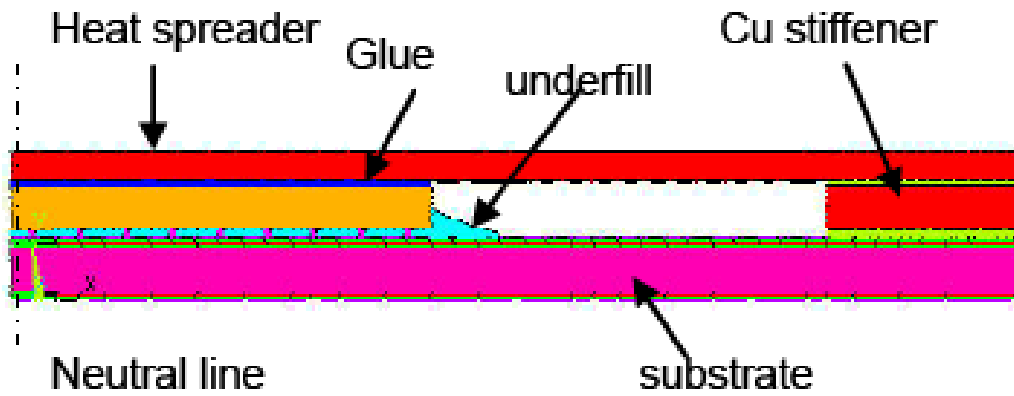


圖 3.1 FCBGA 二分之一對稱模型

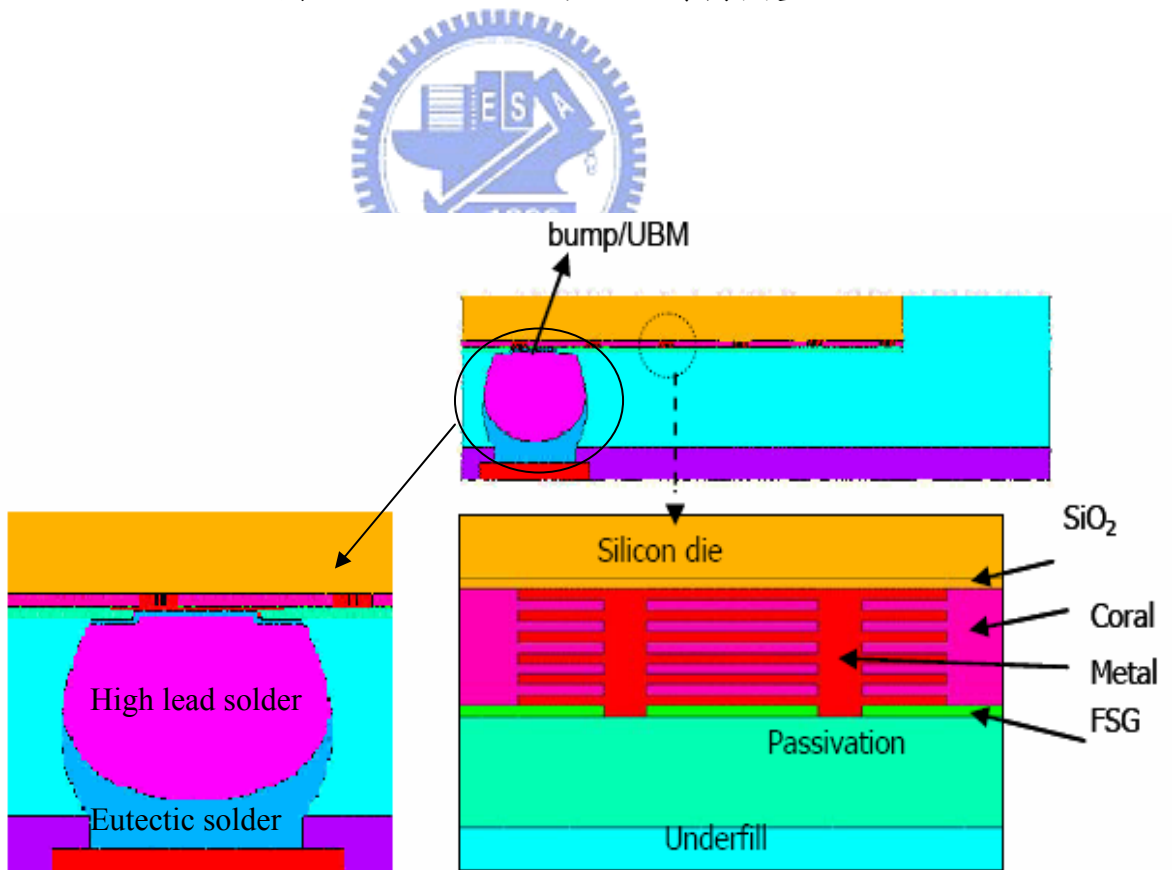


圖 3.2 銅/低介電層、FSG 結構和凸塊結構次模型

3.5 基本假設

本研究將針對覆晶構裝在溫度變化時，不同性質的底部填膠對於錫球和內連層所受熱應力的影響。對於ANSYS™有限元素模擬軟體給予下列假設：

1. 所有材料為均質、等向性、線彈性材料。
2. 封裝體內各材料界面假設有完美的附著力。
3. 二維模型在z方向沒有深度的限制。
4. 對二分之一的封裝體模型進行模擬。
5. 中線(Neutral Line)為不動邊界。
6. 將參考溫度設為125°C，即125°C時為不受應力影響的狀態。
7. 分析溫度從125°C冷卻至-55°C。

3.6 有限元素模擬結果與討論

在經過溫度變化後，錫球和內連層的等效熱應力分部如圖 3.3 所示，最大的應力出現在靠近 UBM 層的錫球邊緣和晶片的角落，其結果對照於熱循環測試結果，如圖 3.4 所示，錫球的失效位置吻合於模擬最大應力集中位置，而最大的等效應力值如表 3.1 所示，使用底部填膠材料 B 和 C 時在錫球邊緣的最大等效應力分別為 159.0MPa 和

176.2MPa，使用底部填膠 C 時在鉑錫球邊緣會產生較大的應力，導致錫球的失效，其結果和熱循環測試結果吻合，而使用底部填膠 B 時則能通過熱循環測試，較小的熱應不足以造成鉑錫球的失效。而使用底部填膠 B 和 C 在晶片角落產生的最大等效應力則分別為 60.9MPa 和 55.4MPa，使用兩種底部填膠在內連層產生較低的等效應力，在熱循環試驗中都不足以造成內連層的失效，而結果可發現使用底部填膠 B 能減少作用於鉑錫球邊緣的應力但有較高的應力作用於內連層相較於底部填膠 C。從表 3.1 可判斷底部填膠 C 有較高的熱膨脹係數和較低的彎曲彈性模數導致有較大的熱應力產生作用於錫球，一般底部填膠擁有較低的彎曲彈性模數會使內連層受到較小應力的作用以保護其內連層，但由熱循環測試結果可知，過低的彎曲彈性模數將導致鉑錫球的失效。底部填膠 B 和 C 有很接近的性質，但只有使用底部填膠 B 時能通過熱循環測試，可知選取合適性質的底部填膠對於覆晶封裝可靠度的重要性。

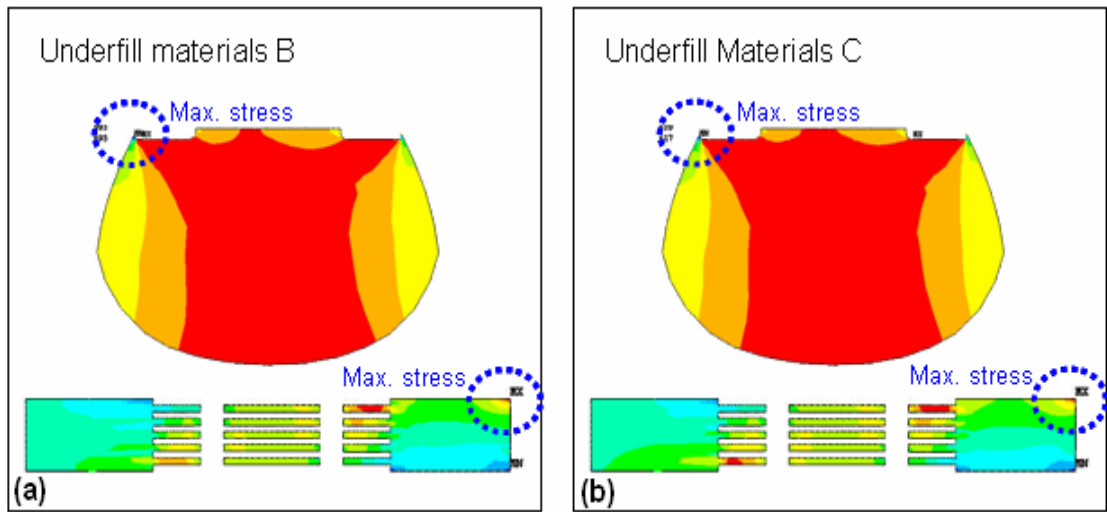


圖 3.3 FEM 模擬應力分布圖 (a)Underfill B (b)Underfill C

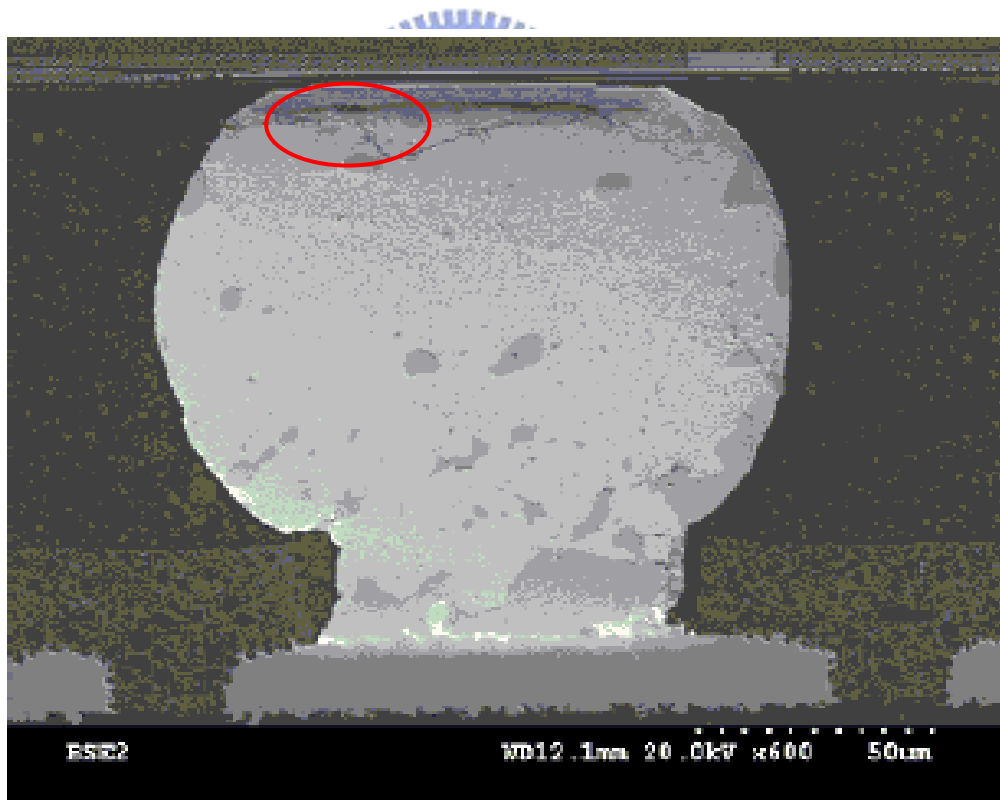


圖 3.4 使用底部填膠 C，熱循環測試錫球失效圖

表 3.1 底部填膠關鍵性質與應力分析結果

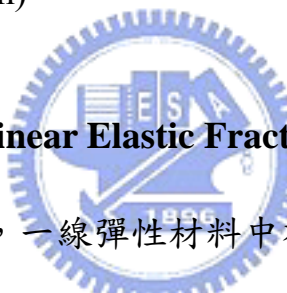
Source	NCTU	
Type	Underfill Materials B	Underfill Materials C
Tg (°C)	61.3	60.2
CTE1 (ppm)	29.1	34.7
CTE2 (ppm)	101.3	102.5
E1 (GPa)	850	710
E2 (GPa)	4.7	4.0
Bump stress (MPa)	159.0	176.2
Die corner low-k stress (MPa)	60.9	55.4
Reliability result (TCT)	Pass	Bump crack

第四章 界面破壞機制與測量

4.1 前言

在覆晶封裝中，包括內連層薄膜之間的界面強度和底部填膠與晶片之間的界面強度為影響其可靠度的關鍵因素之一，本章將介紹界面破壞力學的基礎理論，了解破壞力學的理论可幫助定義材料之間的界面強度與失效的預測，本研究並建立了先進的界面強度量測方法，包括兩種不同的模式四點彎矩試驗(Four Point Bending)和雙懸臂樑試驗(Double Cantilever Beam)。

4.2 線彈性破裂機制(Linear Elastic Fracture Mechanics)



如圖 4.1 所示[24]，一線彈性材料中有一裂縫，裂縫受到一應力作用使其成長， x_1 、 x_2 座標軸表示平面垂直於裂縫前緣。根據線彈性理論模擬，在裂縫周圍的應力場，受到邊界效應影響，會因為裂縫及材料的大小、形狀和受力的強度及分部情形而改變，且不考慮原子鍵結的破壞過程，可以下式子表示：

$$\sigma_{ij}(r, \theta) = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} \sum_{ij}(\theta) \quad (4.1)$$

其中 r ：與裂縫前緣之距離

θ ：極性因子

K ：應力強度因子。

在計算複雜的邊界效應下，應力強度因子可以下式定義：

$$K = \kappa\sigma\sqrt{L} \quad (4.2)$$

其中 L ：代表長度

κ ：邊界效應定義的常數，與破裂長度和 L 的比例有關。

例如在彈性平板中，有長度為 $2a$ 的裂縫，而裂縫受到 σ 的拉伸應力，則裂縫的應力強度因子可表示為：

$$K = \sigma\sqrt{\pi a} \quad (4.3)$$

在線彈性材料中，當所受應力足以使裂縫成長，可以實驗最大承受應力來定義材料的破裂強度 K_c (fracture toughness)：

$$\kappa\sigma_c\sqrt{L} = K_c \quad (4.4)$$

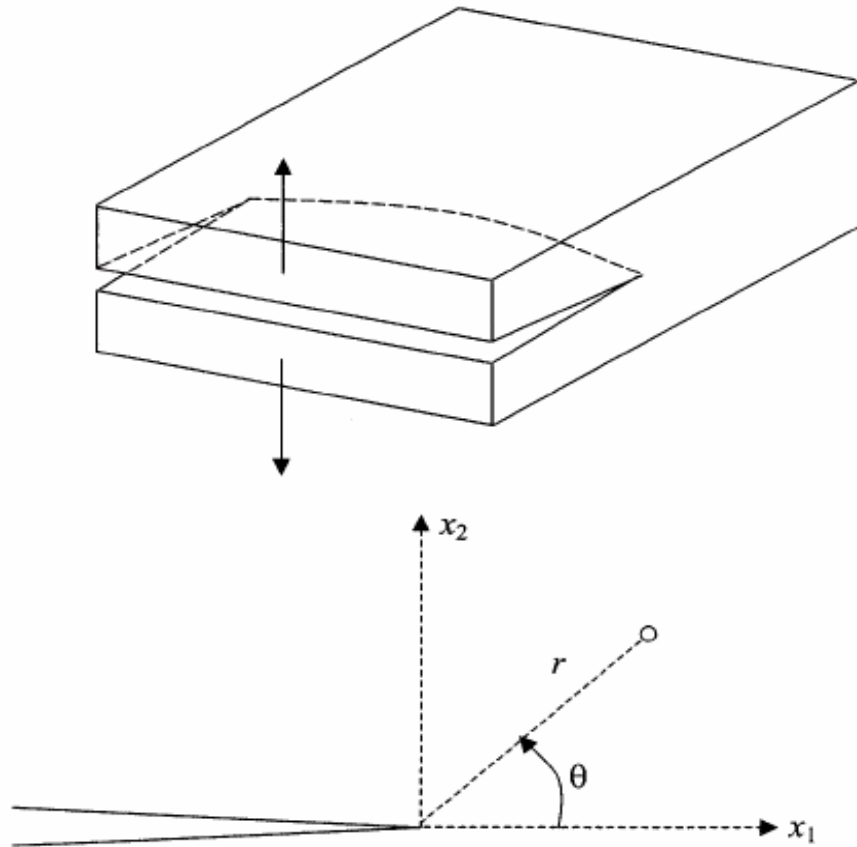


圖 4.1 線彈性材料裂縫示意圖， x_1 、 x_2 座標軸平面垂直於裂縫前緣

4.3 能量釋放率(Energy Release Rate)

材料的破裂強度 K_c 必須經過複雜的邊界效應應力計算，所以利用能量觀點來表示材料界面強度為更方便的表示方法。如圖 4.2 所示，一線彈性材料中有一裂縫長度為 a 及界面面積 A ，在受到一負載拉力 P 的作用下，負載點產生了位移距離 u ，且同時裂縫長度在負載作用下成長了 da 的距離，界面面積也增加 dA 。材料在負載 P 作用下增加了彈性能位能 $-II[25]$ ：

$$-\Pi = E_{STRAIN} = \frac{Pu}{2} \quad (4.5)$$

能量釋放率 G 可定義為裂縫成長時，每單位面積所釋放的能量，即：

$$G = -\frac{\partial \Pi}{\partial A} \quad (4.6)$$

$$G = \left(\frac{\partial E_{STRAIN}}{\partial A} \right)_P = \frac{P}{2} \left(\frac{\partial u}{\partial A} \right) \quad (4.7)$$

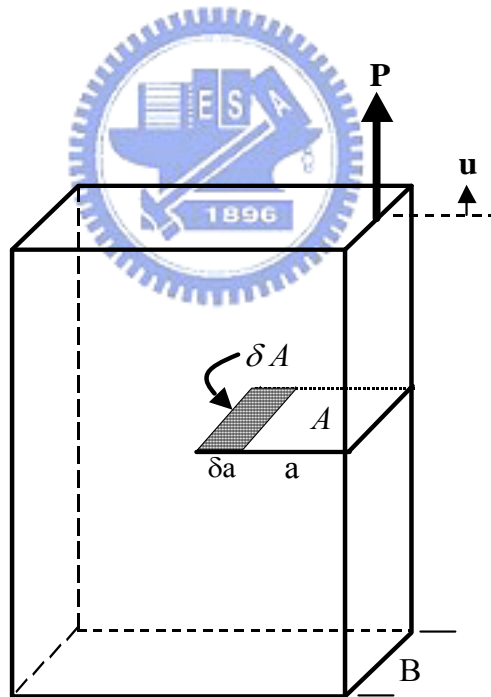


圖 4.2 線彈性材料裂縫在拉伸作用力下成長[25]

如圖 4.3 所示，因為 P 為常數，可得：

$$P_A = P_{A+dA} = \frac{u_A}{C_A} = \frac{u_{A+dA}}{C_{A+dA}} \quad (4.8)$$

$$\left(\frac{\partial u}{\partial A}\right)_P = P \left(\frac{\partial C}{\partial A}\right)_P \quad (4.9)$$

其中 C(compliance)為材料的屈從性，而臨界能量釋放率 G_c 可定義為：

$$G_c = \frac{1}{2B} P_{fracture}^2 \frac{dC}{da} \quad (4.10)$$

材料的屈從性會隨著破裂長度增加變大，兩者之間的關係可根據特殊的結構計算得知。

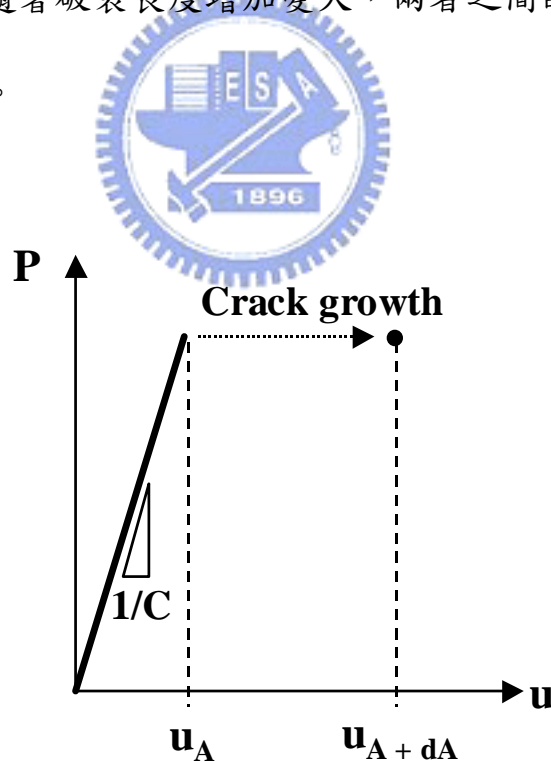


圖 4.3 負載-位移曲線圖，裂縫成長趨從性變大[25]

4.4 混合模式破裂(mode-mixity fracture)

在破壞力學中，根據裂縫所受的應力模式，可歸納成以下三種不同的破裂模式，包含模式一(mode I)拉伸模式、模式二(mode II)剪應力模式及模式三(mode III)撕裂模式如圖 4.4 所示[26]。材料在三種破裂模式作用下的應力強度因子 K 與能量釋放率 G 之間的關係可以下列方程式表示：

$$G = \frac{K_I^2}{E'} + \frac{K_{II}^2}{E'} + \frac{K_{III}^2(1+\nu)}{E'} \quad (4.11)$$

其中 K_I 、 K_{II} 、 K_{III} ：三種破裂模式下的應力強度因子

E：材料彈性模數(Young's modulus)

ν ：材料浦松比(Poisson's ratio)

考量作用於 x-y 二維平面的作用力，主要為模式一與模式二拉伸與剪應力的作用，其混合作用比例可以破裂相角度(fracture phase angle) Ψ 定義：

$$\Psi = \tan^{-1}\left(\frac{K_{II}}{K_I}\right) \quad (4.12)$$

當 $\Psi = 0^\circ$ 時表示完全的模式一破裂由拉伸力作用，當 $\Psi = 90^\circ$ 時表示完全的模式二破裂由剪應力作用，介於中間則為混合模式破裂。

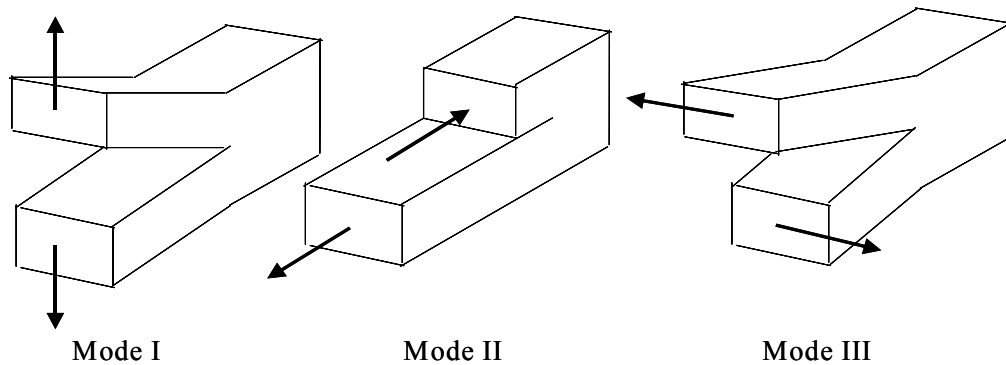


圖 4.4 三種破裂模式圖示[26]

4.5 巨觀界面破裂強度

材料本質的界面強度(intrinsic adhesion) G_0 可視為其界面的化學鍵結強度。而巨觀量測下得到的臨界面強度 G_c ，如圖 4.5 所示 G_c 與 G_0 之間的關係可以下式表示[27]：

$$G_c = (\xi + \chi + \zeta) G_0 \quad (4.13)$$

其中 ξ ：破裂界面形成時的能量損失

χ ：表面不平整製造的額外能量

ζ ：塑性變形造成的能量散失作用

不同的破裂模式將會造成不同程度的表面粗糙與塑性能量散失，如圖 4.6 所示，在完全剪應力的破裂情況下，造成相當大的塑性能量散失，而在完全拉伸應力破裂情形下，有較接近本質的界面強度。

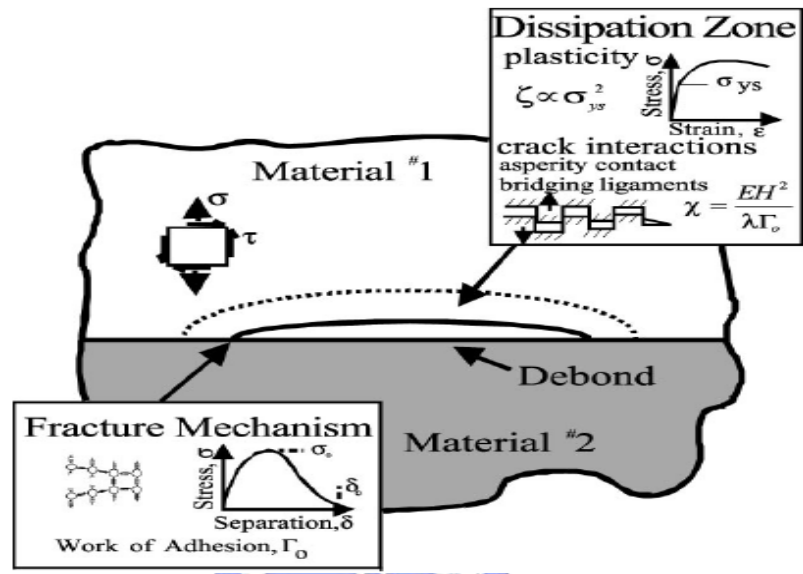


圖 4.5 巨觀量測材料界面強度[27]

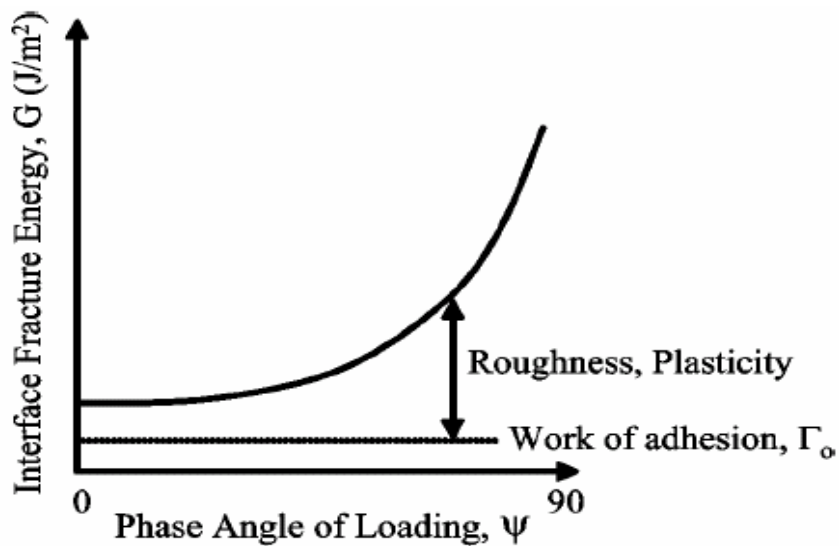


圖 4.6 界面強度隨著破裂模式不同而改變[27]

4.6 界面強度量測

傳統的界面強度測試方法，如 scotch tape 測試只能大約判斷其強度好或不好[28]，而 stud-pull 或者 shear test 會因為大量的塑性變形而無法量測到其本質的界面強度[29,30]，並且在針對薄膜間的界面強度時，很難量測到希望量測的破裂界面強度。因此先進的界面強度量測模式，利用層狀結構材料(sandwich)，以計算薄膜界面破裂時的能量釋放率來表示其界面強度，可更精準的控制破裂面，並減少塑性變形的影響，更靈敏精準的量測界面強度。其中四點彎矩試驗(Four Point Bending)和雙懸臂樑試驗(Double Cantilever Beam)量測系統可利用不同的破裂模式量測薄膜之間的界面強度。

本研究建立毫微米機械量測系統，如圖 4.7 所示，四點彎矩試驗或雙懸臂樑試驗試驗，利用 Encoder Mike 線性控制(motion control)在控制的固定位移速率下給予試片拉伸位移，其速度限制為 $0.1\mu\text{m/s}$ 至 $200\mu\text{m/s}$ ，解析度為 $0.1\mu\text{m/s}$ ，所受負載則利用 Kyowa 荷重計量測，使用荷重計的容量為 20N 及 100N，位移和負載荷重將由電腦紀錄，整體量測系統由 Labview 軟體控制。

在固定的位移速率下，量測薄膜界面破裂時的臨界負載，可計算薄膜界面在破裂時的臨界能量釋放率 G_c 。

Micromechanical Test System

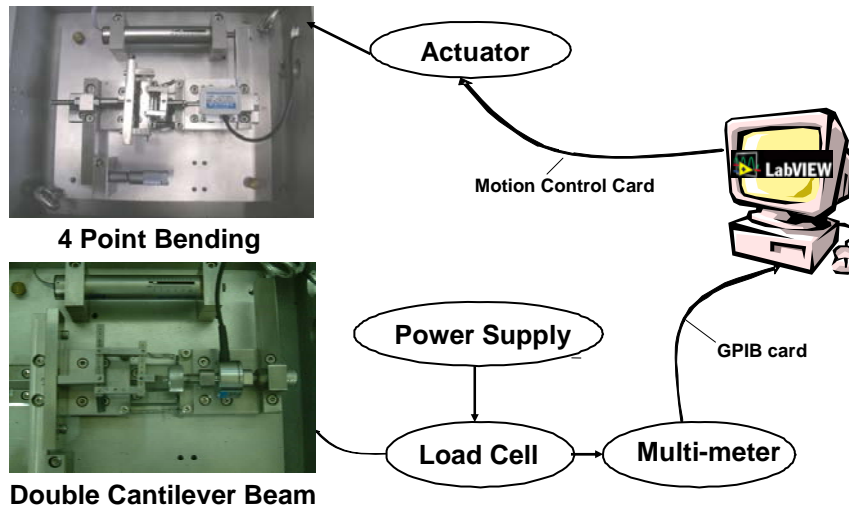


圖 4.7 毫微米機械量測系統

4.6.1 四點彎矩試驗(Four Point Bending)

四點彎矩試驗可用來量測晶片的內連層內薄膜材料包括銅和低介電材料與阻隔層(SiC、SiN)之間的界面強度[31]，其破裂模式為混合式破裂，破裂相角度 Ψ 約為 43° 。

四點彎矩試驗的層狀結構試片如圖 4.8 所示，dummy 晶片與 sample 晶片利用環氧樹脂膠黏結，FSG 薄膜主要目的為增強與環氧樹脂膠之間的界面強度，或以電漿(plasma)處理晶片表面增加與環氧樹脂界面強度以確保界面破裂出現在預期界面，試片的製作步驟如圖 4.9 所示，首先依照希望量測薄膜界面備製層狀結構晶片，接著將層狀結構晶片與

dummy 晶片切割成 70mm x 70mm 正方形，環氧樹脂膠 Epotek 375™ 利用 spin coating 在層狀結構晶片上，spin coating 速度先以慢速使環氧樹脂膠均勻分部，然後第一段以 3000rpm 塗佈 30 秒，第二段以 6000rpm 塗佈 60 秒，再以 C 形夾和文書夾給予均勻壓力使環氧樹脂膠厚度均勻如圖 4.10 所示，將環氧樹脂膠的厚度控制在 2μm 以下以減少其實驗時力量受其分散影響，經過 150°C 一個小時的硬烤之後，將其切割成 4mm x 70mm 長條形狀，最後在試片中央以鑽石切割機切出一 300~400μm 深度的刻痕，即完成試片備製。

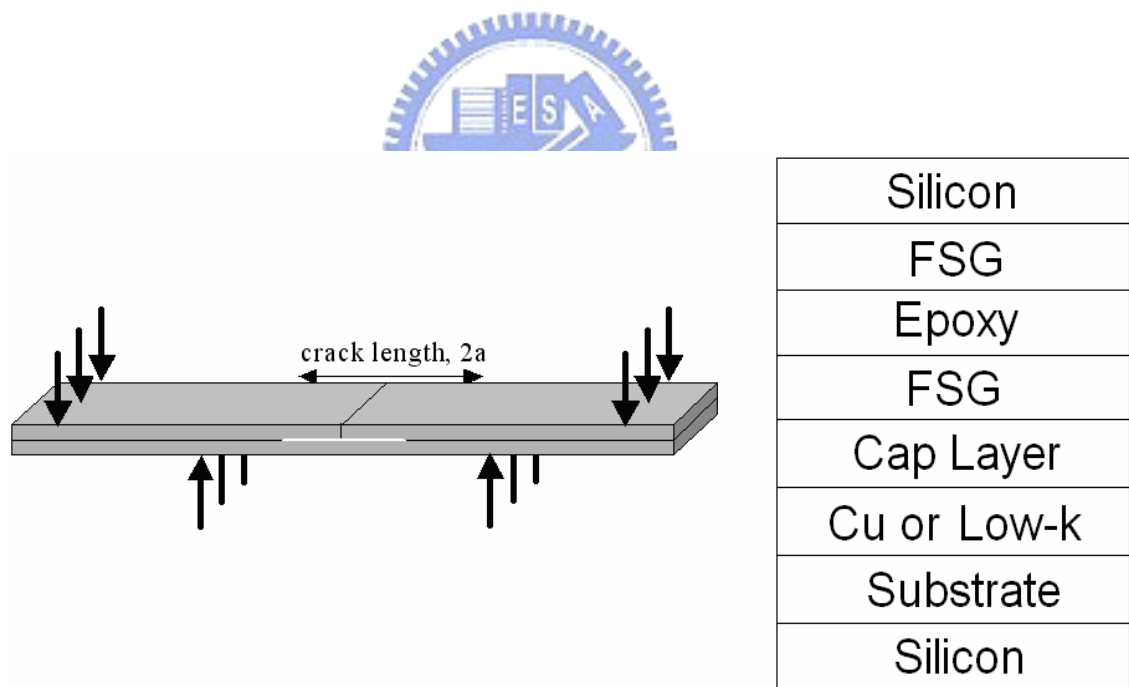


圖 4.8 四點彎矩試驗層狀結構試片

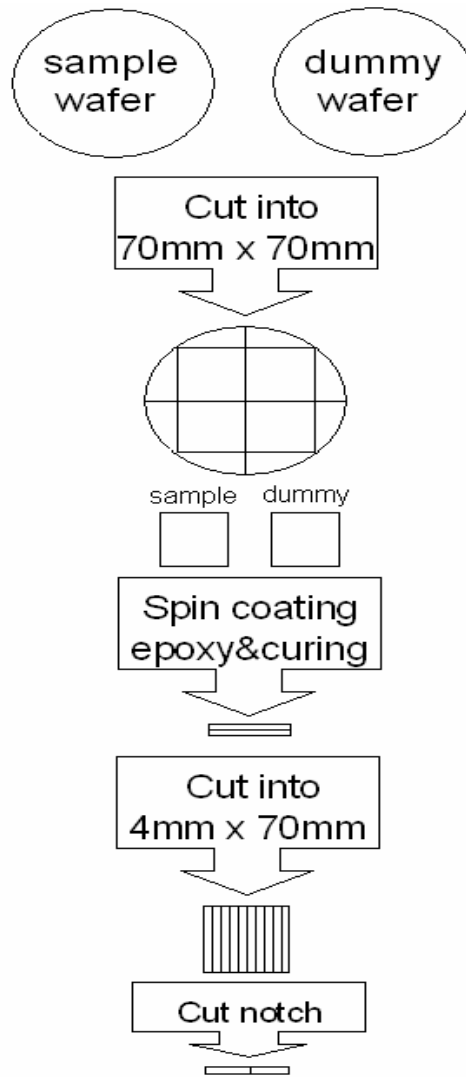


圖 4.9 四點彎矩試片製作流程



圖 4.10 試片以 C 型夾固定

四點彎矩試驗的試片破裂結果如圖 4.11 所示，在界面出現破裂後需確認破裂界面為所欲量測的破裂界面，不乾淨的破裂界面會有多餘的能量散失，觀察方式可透過表面性質的差異，如銅與阻障層可由其外觀和導電性的差異來判斷，或利用 α -step 或 SEM 等觀察破裂面判斷。而典型負載位移如圖 4.12 所示，給予足夠的負載使預留刻痕擴展至破裂界面，可量測界面穩定破裂時所承受的臨界負載。

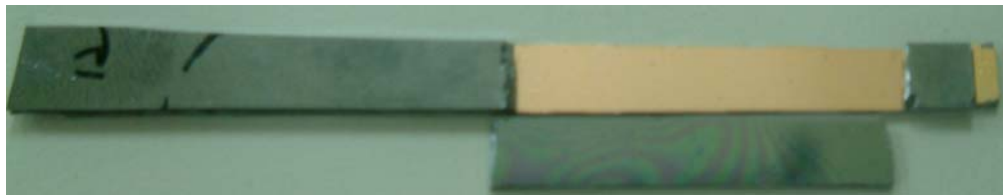


圖 4.11 四點彎矩試片結果圖

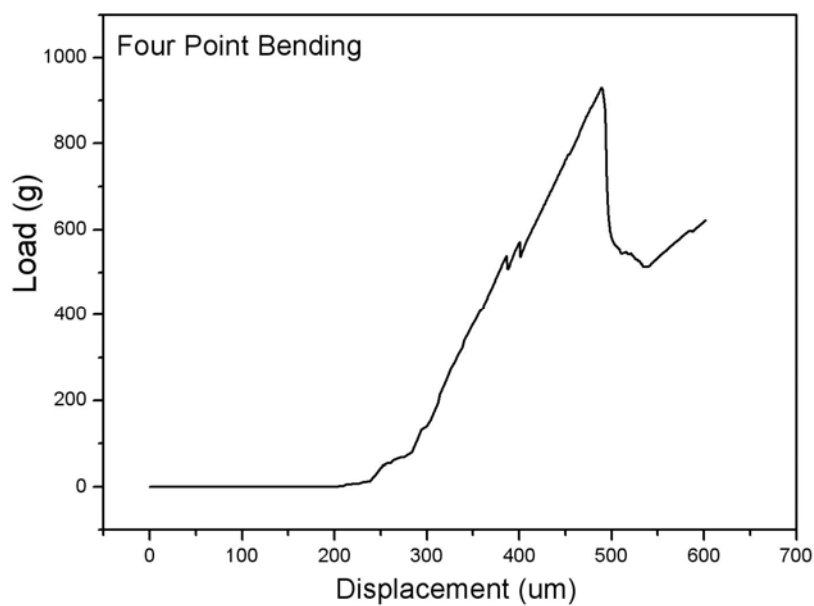


圖 4.12 四點彎矩試驗負載位移曲線圖

四點彎矩試驗的界面臨界能量釋放率可以下式計算：

$$G_C = \frac{21(1-\nu^2)P_C^2 L^2}{16EB^2 h^3} \quad (4.14)$$

其中 P_C ：臨界負載荷重

L ：支點間距

E ：矽晶片彈性模數

ν ：矽晶片的蒲松比

B ：樣品寬度

h ：晶片厚度



本研究測量銅與 SiC、SiN 之間和低介電材料與 SiC 之間的界面強度，結果如表 4.1 所示，銅和 SiC 之界面強度為 6.4 J/m^2 ，銅和 SiN 之界面強度為 6.5 J/m^2 ，低介電材料和 SiC 之界面強度為 2.9 J/m^2 ，可知在內連層內的薄膜之間的界面強度非常的弱，尤其是在低介電材料的使用，如何減少內連層所受熱應力或增進其界面強度以避免其界面出現剝離失效為封裝及後段連接上的重要議題。

表 4.1 內連層薄膜界面強度

Crack interface	G_c
SiC/Cu	$6.4 \pm 0.8 \text{ J/m}^2$
SiN/Cu	$6.5 \pm 0.3 \text{ J/m}^2$
Lowk/SiC	$2.9 \pm 0.9 \text{ J/m}^2$

4.6.2 雙懸臂樑試驗

底部填膠與晶片保護層之界面附著力，為影響其界面可靠度的關鍵性質，如何量測其界面附著力，為覆晶封裝一項重要的課題，本文利用經過改良過的雙懸臂樑試驗，理想雙懸臂樑試驗如圖 3.13 所示，試驗中試片所受應力為完全拉伸應力，破裂模式為完全模式一破裂，破裂相角度 Ψ 為 0° 。究底部填膠與與矽晶片保護層之間的界面黏著強度，因為底部填膠之厚度較厚，使用模式一破裂試驗可避免產生過多的塑性變形能量，測得較接近本質的界面強度。根據樑臂理論(Beam theory)理想的雙懸臂樑試驗量測材料界面強度 G 可以下列式子計算 [32]：

$$G = \frac{12P^2 a^2}{Eb^2 h^3} \quad (4.15)$$

其中 P ：負載拉力

a：界面破裂長度

h：單懸臂樑厚度

b：懸臂樑寬度

E：懸臂樑彈性模數

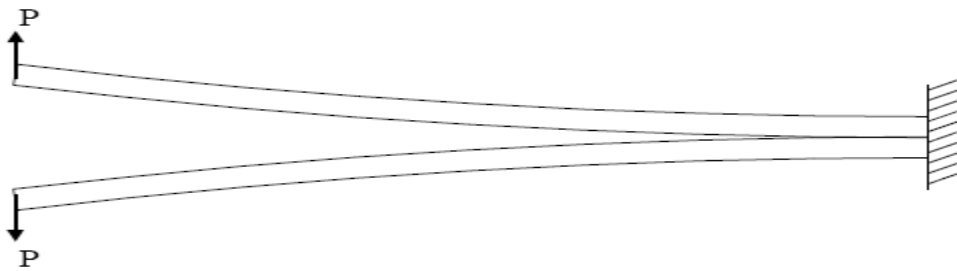


圖 4.13 理想雙懸臂樑試驗

針對Si/UF/Si雙懸臂樑試驗，Kanninen以彈性支臂模型計算雙懸臂樑試驗界面強度[33]，Penado再利用Kanninen推導之結果求解懸臂樑中間夾有黏著層(adhesive)之界面強度[34]。圖4.14為改良式雙懸臂樑試片結構圖，量測底部填膠與矽晶片保護層的界面強度時，因為矽晶圓為脆性材料，為了保護矽晶圓在試驗過程中不會發生斷裂，故以鋁合金黏著於外側給予保護，並在晶片邊緣預留刻痕以減低界面破裂所需臨界負載並確認界面破裂出現在晶片和底部填膠之間。

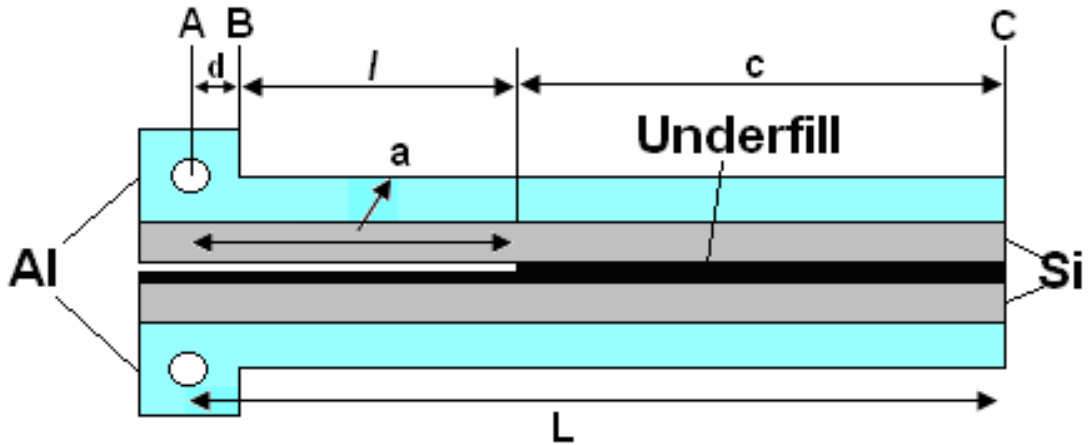


圖 4.14 Si/Underfill/Si DCB 試片

本試驗方法為分析雙懸臂樑在到受應力作用下的變形量，計算其支臂的屈從性與裂縫長度的關係，以方程式4.9分析其界面強度。

如圖4.15所示，將試片定義為兩部分，由A至B點定義為第一部分，B至C定義為第二部份，則A點受到拉伸應力作用時，受力點A的總變形量可以疊加法(superposition)計算之：

$$\delta_A = \delta_A^I + \delta_B^{II} + d\phi_B^{II} \quad (4.16)$$

其中 δ_A ：A點總變形量

δ_A^I ：第一部份中 A 點變形量

δ_B^{II} ：第二部份中 B 點變形量

$d\psi_B^{II}$ ：第二部份中 B 點轉動量

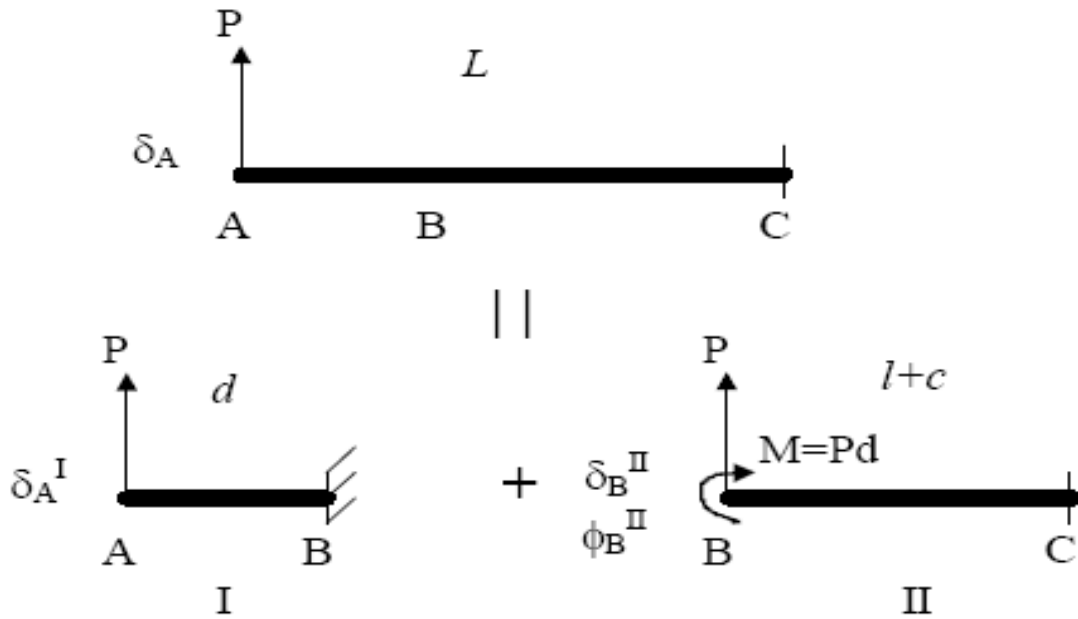


圖 4.15 雙懸臂樑試片變形量疊加示意圖

利用有限元素模擬結果可知 δ_A^I 相較於 δ_A 其變形量非常的小，我們可以合理的假設 δ_A^I 相近似於零，試片第一部份不易彎曲，將 δ_A 重新定義為：

$$\delta_A = \delta_B^{II} + d\phi_B \quad (4.17)$$

在 B 點的變形量需分別計算上支臂與下支臂之變形量，支臂如圖 4.16 所示，部分支臂受到黏著層支持，上下支臂可各自視為一彈性基座。

則 B 點的變形量可以一微分方程式表示之：

$$\frac{d^4 \alpha(x)}{dx^4} + 4\lambda^4 H(x)\alpha(x) = 0 \quad (4.18)$$

$$\text{其中 } H(x) = \begin{cases} 1 \cdots x > 0 \\ 0 \cdots x < 0 \end{cases} \quad (4.19)$$

$$\lambda^4 = \frac{k}{4E_x I} \quad (4.20)$$

E_x ：支臂在 x 方向的有效彈性模數

I ：支臂轉動慣量

k ：基座彈性模數

假設上支臂與下支臂彼此互不影響，而界面破裂於黏著層與上支臂，則上支臂基座彈性模數(k^{top})可視為黏著層($k_{adhesive}$)與支臂($k_{adherend}$)串聯作用：



$$k^{top} = \frac{1}{\frac{1}{k_{adherend}} + \frac{1}{k_{adhesive}}} \quad (4.21)$$

而下支臂基座彈性模數(k^{bottom})可簡單定義為：

$$k^{bottom} = k_{adherend} \quad (4.22)$$

而對於在平面應力作用下的均質材料， $k_{adherend}$ 與 $k_{adhesive}$ 可定義為：

$$k_{adherent} = \frac{2E_y^{(1)}b}{h_{eff}} \quad (4.23)$$

$$k_{adhesive} = \frac{w}{2t} \cdot \frac{E_y^{(2)}}{1 - \nu_{xy}^{(2)}\nu_{yx}^{(2)}} \quad (4.24)$$

其中 $E_y^{(1)}$ ：支臂在 y 方向的有效彈性模數

$E_y^{(2)}$ ：黏著層在 y 方向的有效彈性模數

h_{eff} ：支臂的有效高度

b ：支臂的寬度

w ：黏著層的寬度

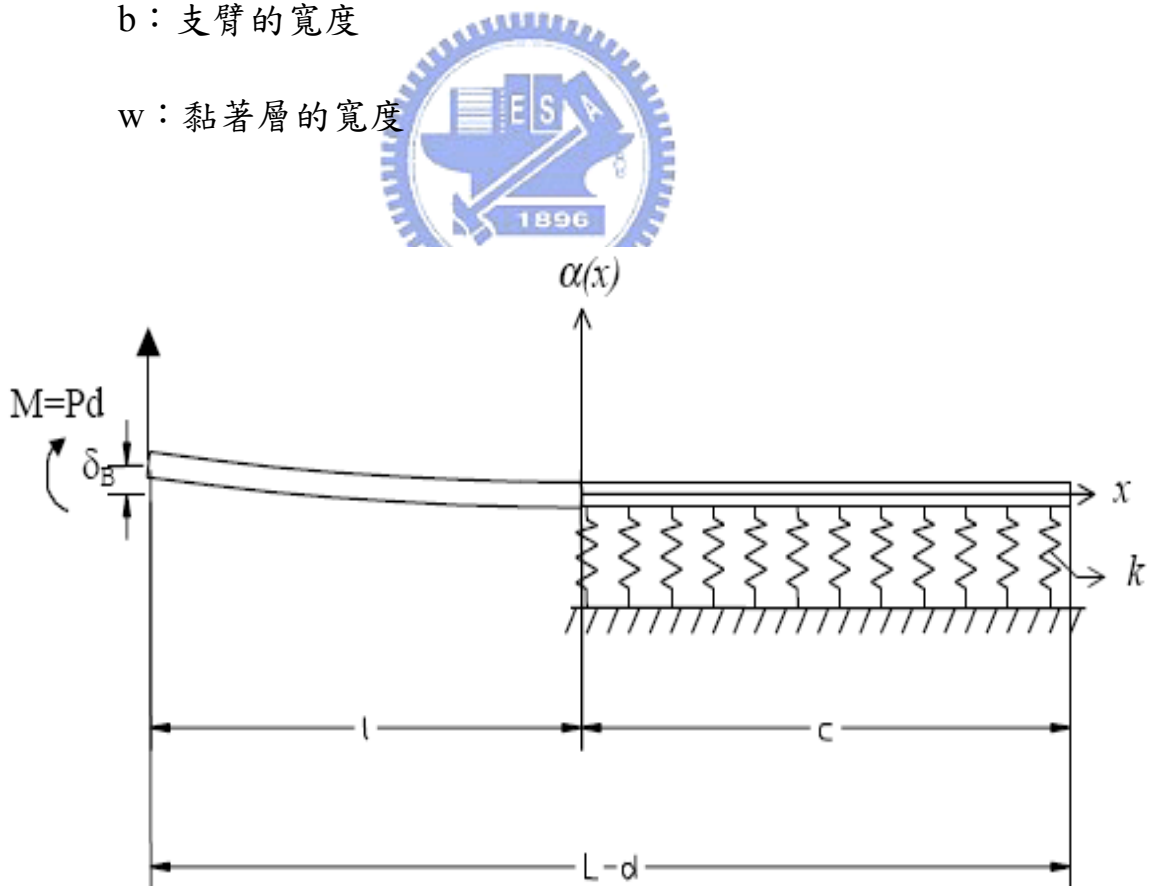


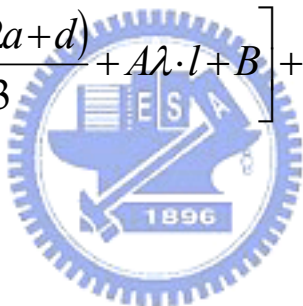
圖 4.16 部分懸樑臂受到黏著層支持

而在 B 點的變形量可解為：

$$\delta_B'' = \alpha(-l) = \frac{P}{2E_x'' I'' \lambda^3} \left[\frac{\lambda^3 l^2 (2a+d)}{3} + A\lambda \cdot l + B \right] \quad (4.25)$$

$$\phi_B'' = -\alpha'(-l) = \frac{P}{2E_x'' I'' \lambda^3} [\lambda^3 (l^2 + 2dl) + A\lambda] \quad (4.26)$$

則總變形量 δ_A 結合方程式 4.15、4.23 和 4.24 即為：

$$\delta_A = \frac{P}{2E_x'' I'' \lambda^3} \left[\frac{\lambda^3 l^2 (2a+d)}{3} + A\lambda \cdot l + B \right] + \frac{P}{2E'' I'' \lambda^3} [\lambda^3 (l^2 + 2dl) + A\lambda] \cdot d \quad (4.27)$$


且額外的剪應變也必須考慮，則總變形量 δ_A 即為：

$$\delta_A = \frac{P}{2E_x'' I'' \lambda^3} \left[\frac{\lambda^3 l^2 (2a+d)}{3} + A\lambda \cdot l + B \right] + \frac{P}{2E'' I'' \lambda^3} [\lambda^3 (l^2 + 2dl) + A\lambda] \cdot d + \left(\frac{3lP}{2bG_{xy}'' h''} \right) \quad (4.28)$$

結合上述方程式，則上支臂及下支臂在受力點相對的變形量可表示為：

$$\delta_A^{top} = \frac{P}{2E_x'' I_t'' \lambda_t^3} \left[\frac{\lambda_t^3 l^2 (2a + d)}{3} + A_t \lambda_t \cdot l + B_t \right] + \frac{P}{2E'' I_t'' \lambda_t^3} \left[\lambda_t^3 (l^2 + 2dl) + A_t \lambda_t \right] \cdot d + \left(\frac{3lP}{2bG_{xy}'' h''} \right) \quad (4.29)$$

$$\delta_A^{bottom} = \frac{P}{2E_x'' I_b'' \lambda_b^3} \left[\frac{\lambda_b^3 l^2 (2a + 2)}{3} + A_b \lambda_b \cdot l + B_t \right] + \frac{P}{2E'' I_b'' \lambda_b^3} \left[\lambda_b^3 (l^2 + 2dl) + A_b \lambda_b \right] \cdot d + \left(\frac{3lP}{2bG_{xy}'' h''} \right) \quad (4.30)$$

則雙懸臂樑試片的總變形量即為上下支臂變形量的總和：

$$\delta = \delta_A^{top} + \delta_A^{bottom} \quad (4.31)$$

可得知雙懸臂樑試片的屈從性為：

$$C = \frac{\delta}{P} = \frac{1}{E'' I_t'' \lambda_t^3} \left[\frac{\lambda_t^3 (2a^3 - 2d^3)}{3} + A_t \lambda_t \cdot a + B_t \right] + \frac{1}{E'' I_b'' \lambda_b^3} \left[\frac{\lambda_b^3 (2a^3 - 2d^3)}{3} + A_b \lambda_b \cdot a + B_b \right] + \left(\frac{3(a-d)}{bG_{xy}'' h''} \right) \quad (4.32)$$

對於Si/UF/Si試片，其黏著層為底部填膠材料，而支臂為鋁合金與矽晶片的複合材料，因為底部填膠有相對較薄的厚度及較小的彈性模數，在試驗過程中，可忽略底膠層的剛性作用，則方程式3.30中：

$$I_t = I_b = I_2 \quad (4.33)$$

I_2 為試片第二部份的截面轉動慣量，利用轉換斷面法(transformed section method)可計算鋁合金與矽晶元的複合材料截面轉動慣量，如圖 4.17 所示。而 h_{eff2} 為試片第二部份的等效高度，由第二部份中心軸截面轉動慣量 I_2^{NA} 計算可得：

$$h_{eff2} = \sqrt[3]{\frac{12I_2^{NA}}{b}} \quad (4.34)$$

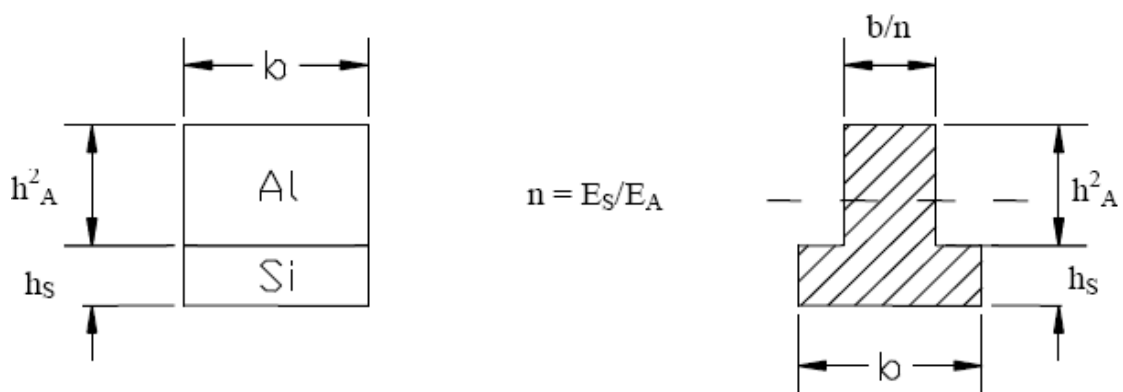


圖 4.17 轉換斷面法計算截面轉動慣量

試片中矽晶片、鋁合金及底部填膠都以均質材料做計算，則可以矽晶圓的彈性模數做為支臂的有效彈性模數。

$$E_x^{II} = E_y^{(1)} = E_s \quad (4.35a)$$

$$G_{xy}^{II} = G_s \quad (4.35b)$$

$$G_s = \frac{E_s}{2(1+\nu_s)} \quad (4.35c)$$

$$E_y^{(2)} = E_{UF} \quad (4.35d)$$

$$\nu_{xy}^{(2)} = \nu_{yx}^{(2)} = \nu_{UF} \quad (4.35e)$$

其中 E_s ：矽晶圓彈性模數

E_{UF} ：底部填膠彈性模數

G_s ：矽晶圓的剪力模數

ν_s ：矽晶圓的浦松比

ν_{UF} ：底部填膠的浦松比

試片的屈從性可簡化為下列式子：

$$C = \sum_{i=t,b} \frac{1}{E_s I_2 \lambda_i^3} \left[\frac{\lambda_i^3 (2a^3 - 2d^3)}{3} + 2\lambda_i \cdot a + 2\lambda_i^2 \cdot a^2 + 1 \right] + \left(\frac{3(a-d)}{b G_s h_{eff}^2} \right) \quad (4.36)$$

而能量釋放率 在一受力 P 及裂縫長度 a 作用下可表示為：

$$G = \frac{P}{2w} \left\{ \frac{1}{2E_s I_2} \sum_{i=t,b} \left[2a^2 + \frac{2}{\lambda_i^2} + \frac{4a}{\lambda_i} \right] + \left(\frac{3}{bG_s h_{eff}^2} \right) \right\} \quad (4.37)$$

雙懸臂樑試驗量測界面破裂長度成長時試片所受的負載及其屈從性，以方程式 4.35 分析其破裂距離 a ，再用 4.36 式計算其臨界能量釋放率 G_c 值，以計算方式分析破裂距離可以省略實驗量測破裂距離的步驟，實際量測界面破裂距離有其困難之處，因為 Si 與底部填膠界面破裂距離變化量很小難以量測，故以計算方式分析破裂距離為較方便的方法。

底部填膠與晶片保護層 DCB 試驗試片準備步驟如圖 4.18 所示[35]，準備 70mm x 5mm 和 66mm x 5mm 大小 SiN 晶片和 76mm x 5mm 大小鐵氟龍薄片，將鐵氟龍薄片中心部位切割出 70mm x 3mm 凹槽，使用鐵氟龍脫膜劑在 70mm 長矽晶片一端噴上 30mm 長鐵氟龍薄膜，其目的是再晶片邊緣預先產生破裂，接著將二矽晶片與鐵氟龍薄片如圖 4.18 所示堆疊並以文書夾固定，SiN 晶片中間將形成一與鐵氟龍厚度相同的間隙，如圖 4.19 所示，將試片至於加熱板上預熱至 90°C 以提升底部填膠流動速率，使用注射器將底部填膠注射於

SiN 晶片邊緣凹槽處，利用毛細現象使其填滿試片之間隙，然後將試片至於烘箱依標準程序硬烤使底部填膠固化，硬烤完成後將鐵氟龍薄片從間隙中取出，最後將鋁合金支臂以環氧樹脂膠黏著於試片兩側完成試片。

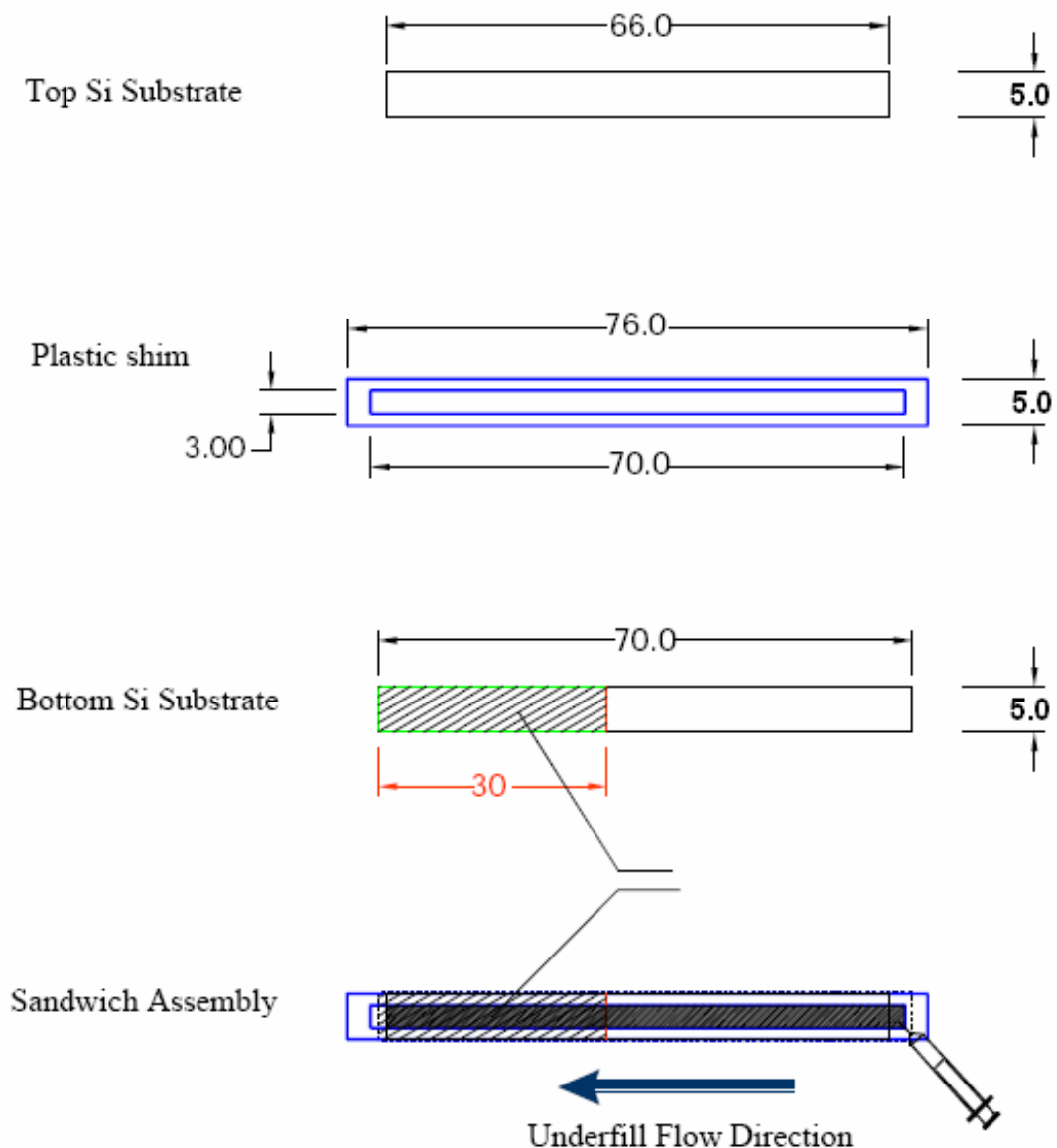


圖 4.18 DCB 試片製作流程圖

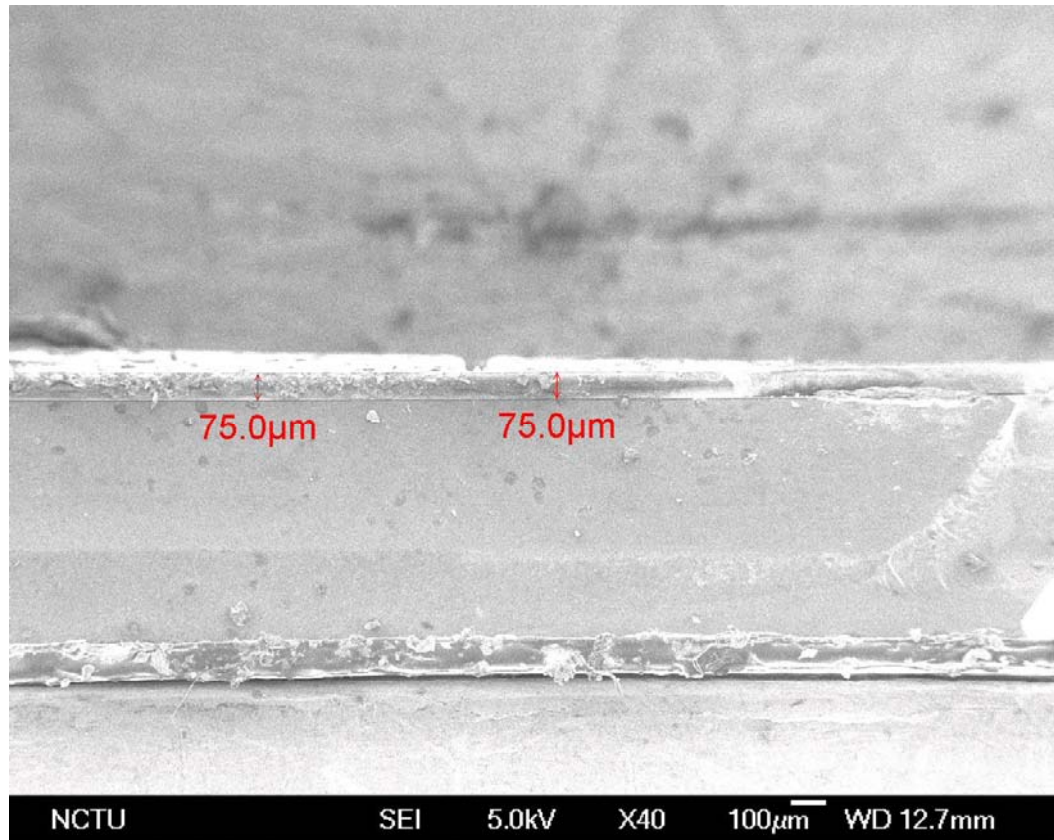


圖 4.19 底部填膠厚度

底部填膠材料 B 與 SiN 晶片的實驗結果破裂面如圖 4.20 所示，破裂面出現在底部填膠 B 與 SiN 晶片之間。而其負載位移關係如圖 4.21 所示，試片位移以每秒 $3\mu\text{m}$ 速率給予拉伸力量，在負載至約 23N 時，可打開預留的破裂界面，而在位移至約 $750\mu\text{m}$ 時 SiN 和底部填膠 B 受到約 0.9N 負載開始發生界面穩定破裂成長，分別於位移在 $800\mu\text{m}$ 及 $1000\mu\text{m}$ 時計算試片卸載時的負載-位移斜率的倒數為其屈從性，如圖 4.22 所示。試片的破裂長度可利用 4.35 利用量測得屈從性式計算出分別為 26.7mm 和 29.7mm，再以 4.36 式計算其界面強度為 32.9 J/m^2 。而

底部填膠 C 和 SiN 晶片則有更好的界面強度，雙懸臂樑試驗中，無法在其界面造成破裂，負載過程中，矽晶片支臂會因為過大的負載而發生斷裂。觀察兩種底部填膠的組成成分可發現，如表 4.2 所示，底部填膠 C 有添加額外的附著力增強添加物(silane adhesion promoter)，其結構式如圖 4.23 所示，在底部填膠內添加 silane adhesion promoter，可在其界面上形成 Si-O 鍵結以提高其界面的強度[36]，如圖 4.24 所示，故底部填膠 C 與 SiN 晶片之界面強度較底部填膠材料 B 良好，添加 silane adhesion promoter 可有效提供底部填膠與保護層間之界面強度。

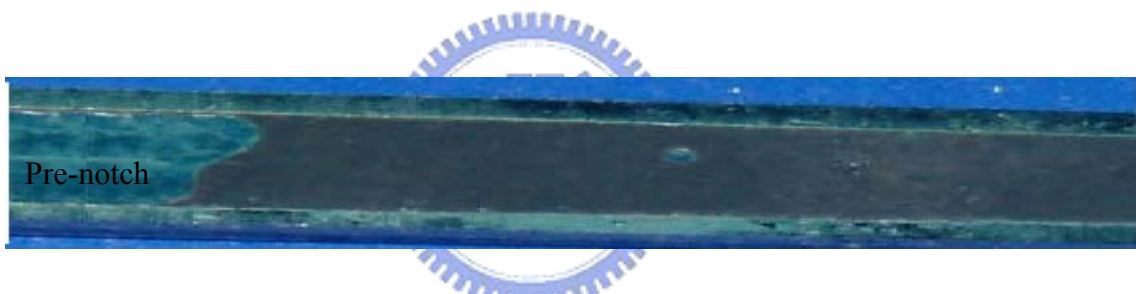


圖 4.20 底部填膠 B/SiN DCB 試片破裂面

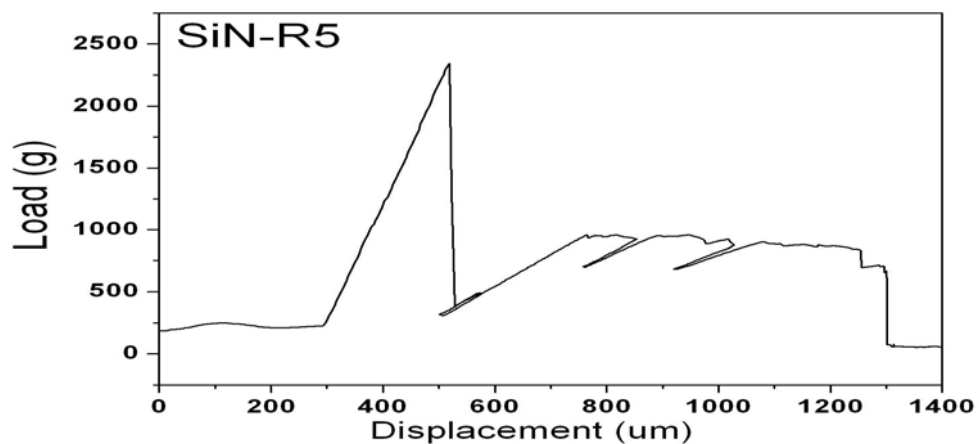


圖 4.21 DCB 試驗底部填膠材料 B 荷重-位移圖

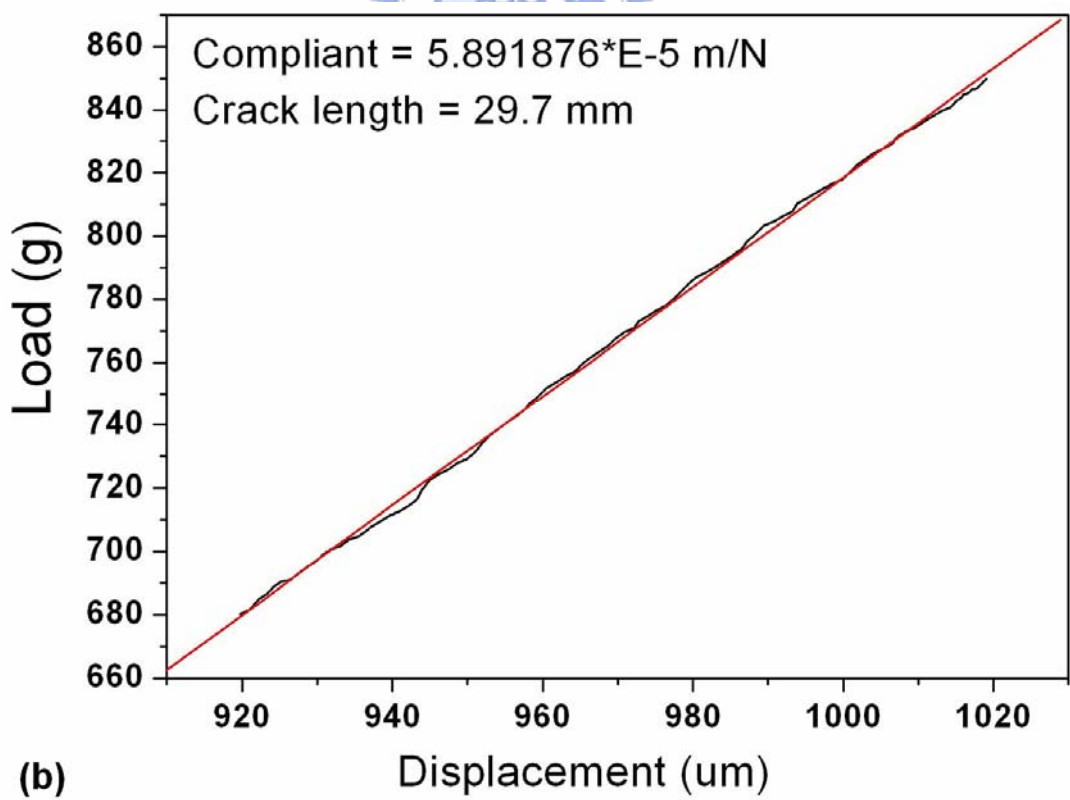
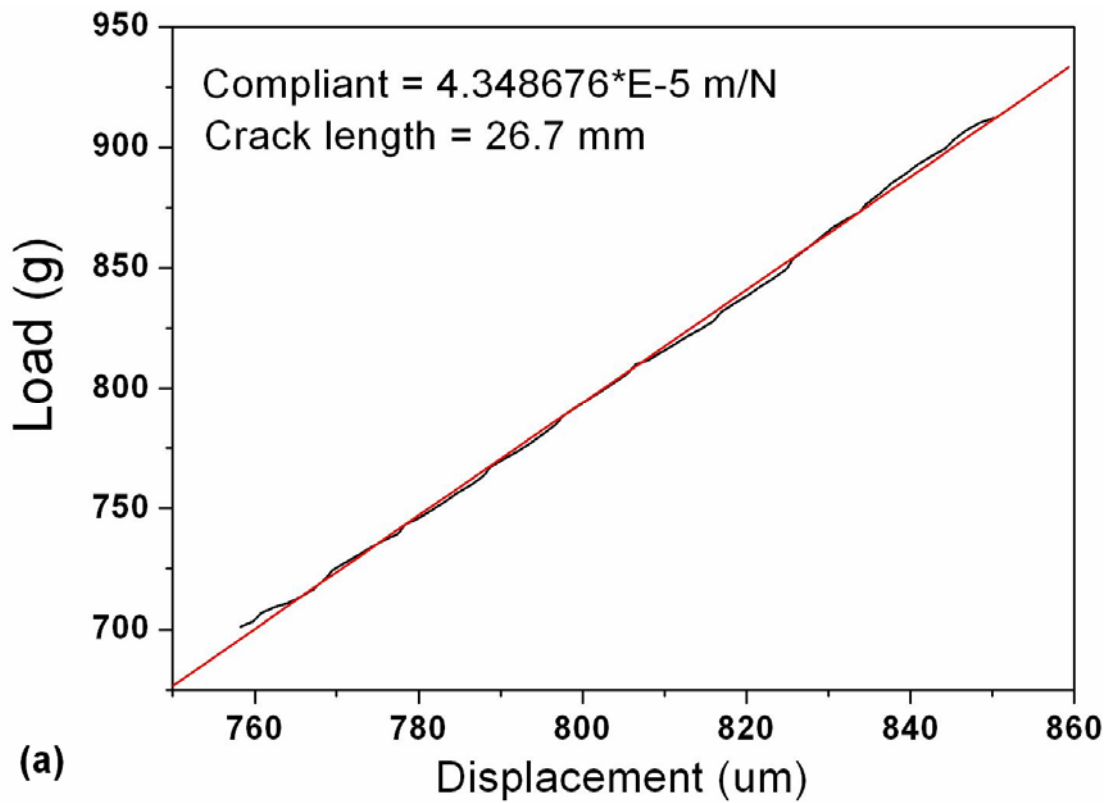


圖 4.22 DCB 試片屈從性分析其破裂長度

表 4.2 底部填膠材料化學組成成分

Composition				
Component	Underfill B		Underfill C	
Epoxy resin	Bisphenol F	10~30%	Bisphenol F	20~30%
	Bisphenol A	1~5%	Bisphenol A	>5%
Filler	Fused Silica	40~70%	Fused Silica	50~60%
Hardener	Amined-based 4,4'-metilenbis(2-tilanilina)	5~10%	Phenolic resin	20~30%
Additive			Adhesion promoter 3-(2,3-epoxypropoxypropyl) trimethoxysilane	<5%

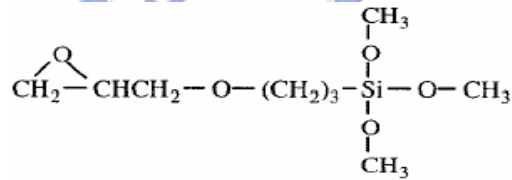


圖 4.23 附著力增強添加物結構式

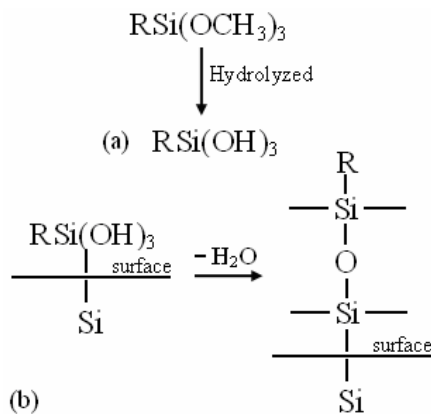


圖 4.24 附著力增強添加物反應式

第五章 結論與未來建議

本研究建立了對底部填膠的熱性質及機械性質量測方法，利用熱機械分析(TMA)、示差掃描熱量計(DSC)、奈米壓痕儀(NI)和四點彎矩試驗(4PT Bending)量測底部填膠的熱膨脹係數(CTE)、玻璃轉換溫度(Tg)、彈性模數(E)、硬度(H)、彎曲彈性模數(E_f)，量測正確的材料性質為有效模擬分析的必要條件，根據本研究結果可發現由廠商提供的材料性質數據有需要重新驗證。

本研究的模擬結果與熱循環測試實驗結果有很好的相聯性，熱循環測試中錫球的破裂位置，與模擬分析中最大熱應力位置相同，且較高的熱應力才能引起其失效，應力模擬搭配熱循環測試，可有效的預測錫球的可能失效位置，及其臨界所能承受的熱應力。而模擬分析的結果，對於高鉛錫的使用，選擇低熱膨脹係數和高彈性模數的底部填膠，能有效減低其所受熱應力並提升其可靠度，但相對會提高在晶片角落的熱應力，要同時保護錫球和晶片的內連層，須選擇性質同時能保護兩者的底部填膠。

針對薄膜界面的強度，本研究建立薄膜的界面強度量測方法，包括四點彎矩和雙懸臂樑試驗為有效的薄膜界面強度量測方法，可量測高精準度、高靈敏度的界面強度比較值，並可分析在不同破裂模式下

的界面強度。從界面強度測試結果中可發現晶片內連層內之薄膜材料間的界面強度相當微弱，即使很小的殘留應力，也有可能造成其界面的失效。

經過本次研究後，對於未來的研究建議，底部填膠的性質研究與改善，可進一步從其化學組成結構進行改變，自行配製性質優良的底部填膠，底部填膠為一環氧樹脂為基材的混合物，不同材料配上不同的比例都會影響其性質，利用模擬分析可找出底部填膠的合適性質，更重要的是能進一步製備出合適性質的底部填膠。

在封裝體的應力分析上，可自行建立模擬系統，模擬分析封裝體的力學現象為預測封裝可靠度的重要依據，包括錫球可靠度與熱應力的模擬，材料薄膜界面強度與熱應力的模擬，建立模擬系統，可做更全面的研究討論。雖然電腦能夠模擬複雜結構在熱循環下所售到的熱應力分布情形，但能以實驗數據佐證，更可提升模擬結果的可靠度，建立實驗量測材料受熱應力的分佈情形，如雲紋干涉法(Laser Moiré Interferometry)、彎柄儀(Bending Beam)等以光學原理量測熱應力和分布，可做更全面的分析討論。

對於材料界面強度的量測，除了本質的材料界面強度外，可進一步研究實際環境因素對於界面附著力的影響，建立溫溼度環境控制條件，可幫助了解溫度及溼度對於材料的界面強度及其可靠度的影

響，在了解材料的本質界面強度後，如何增進其界面強度已提高其可靠度也是重要的研究，可利用界面強化物的添加或表面處理等方法進行材料界面強化的研究。



參考文獻

- [1] 陳力俊，微電子材料與製程，中國材料科學學會，2000。
- [2] J. H. Lau, Flip Chip Technologies, McGraw-Hill, New York, 1996.
- [3] 董鍾明，2005 台灣封裝產值及業務分佈概況，ITIS 產業觀察，2006。
- [4] J. H. Lau, Low Cost Flip Chip Technologies, McGraw, New York, 2000.
- [5] H. Lu, G. Glinski and C. Bailey, “Computer Modelling of Flip-chip Self-alignment Process,” APACK Conference on Advances in Packaging, Singapore, 245-250, 2001.
- [6] S. Luo, Tsuyoshi Yamashita and C. P. Wong, “Adhesion Performance and Thermo-Mechanical Property of Epoxy-based Underfill,” Adhesive Joining and Coating Technology in Electronics Manufacturing, Espoo, Finland, 70-76, 2000.
- [7] J. Qu and C. P. Wong, ”Effective Elastic Modulus of Underfill Material for Flip-Chip Applications,” IEEE, Components and Packaging Technologies **25**, 53-55, 2002.
- [8] K.C. Norris and A.H. Landzberg, “Reliability of Controlled Collapse Interconnections,” IBM journal of research and development, 266-271, 1969.
- [9] W. T. Chen and C. W. Nelson, “Thermal Stress in Bonded Joints,” IBM journal of research and development, 179-188, 1979.
- [10] R. Darveaux and K. Baneji, “Fatigue Analysis of Flip Chip Assemblies Using Thermal Stress Simulations and a Coffin-Manson Relation,”

- Electronic Components and Technology Conference, Atlanta, GA, USA, 797-805, 1991.
- [11]S. F. Popelar, “A parametric study of flip chip reliability based on solder fatiguemodelling,” Electronics Manufacturing Technology Symposium, Austin, 299-307, 1997.
- [12]J. H. Lau, Solder Joint Reliability of BGA, CSP, Flip-Chip, and Fine Pitch SMT Assemblies, McGraw-Hill, New York 1997.
- [13]J. H. Lau, S.-W. Lee and C. Chang, “Effects of underfill material properties on the reliability of solder bumped flip chip on board with imperfect underfill encapsulants,” IEEE, Components and Packaging Technologies **23**, 323-333, 2000.
- [14]Y.L. Zhang , D.X.Q. Shi and W. Zhou, “Reliability study of underfill/chip interface under accelerated temperature cycling (ATC) loading,” Microelectronics Reliability **46**, 409-420, 2006.
- [15]L.L. Mercado, C. Goldberg, S.-M. Kuo,. T. Lee and S. Pozder, “Analysis of flip-chip packaging challenges on copper/low-k interconnects,” IEEE, Device and Materials Reliability **3**, 111-118, 2003.
- [16]P.-H. Tsao, C. Huang, M.-J. Lii, B. Su and N.-S. Tsai, “Underfill Characterization for Low-k Dielectric/Cu Interconnect IC Flip-Chip Package Reliability,” Electronic Components and Technology Conference, 767-769, 2004.
- [17]J.H. Lau and C. Chang, “Characterization of Underfill Materials for Functional Solder Bumped Flip Chips on Board Applications,” Electronic Components and Technology Conference, 1361-1371, 1998.

- [18]汪建民，材料分析，中國材料科學學會，民國 87 年。
- [19]B. A. Walmsley, Y. Liu, X. Z. Hu, M. B. Bush, K. J. Winchester, M. Martyniuk, J. M. Dell, and L. Faraone, “Effects of deposition temperature on the mechanical and physical properties of silicon nitride thin films,” *Journal of Applied Physics* **98**, 044904, 2005.
- [20]L. Drummond, J. Botsis, D. Zhao and J. Sayman, *European Journal of Oral Science* **106**, 661-666, 1998.
- [21]Y.C. Hsu, K.Y. Hsu, K.M Chen, Y.P. Wang, J. Leu, “Reliability studies of novel underfill materials for flip-chip,” *IMAPS Technical Symposium*, Taiwan, 2006.
- [22]王新榮，陳時錦，劉亞忠，有線元素法及其應用，中央圖書出版社，1997。
- [23]J.-H. Zhao, X. Dai and P. S. Ho, “Analysis and Modeling Verification for Thermal-mechanical Deformation in Flip-chip Packages,” *Electronic Components and Technology Conference*, 336-344, 1998
- [24]Z. Suo, “Reliability of Interconnect Structures,” *Comprehensive Structural Integrity* **8**, 265-324, 2003.
- [25]M. Miller, “Interfacial Adhesion and Subcritical Debonding of Low-k Dielectrics in Flip-Chip-Packaged Copper/Low-k Interconnect Structures,” *Dissertation of the University of Texas at Austin*, 2000.
- [26]C. Pastre, “Effects of Mode-Mixity and Porosity on Interfacial adhesion of Porous Low-k materials,” *Thesis of the University of Texas at Austin*, 2003.
- [27]M. Lane, “Interface Fracture,” *Annual Review of Materials Research*

- 33**, 27-54, 2003.
- [28]G.S. Frankel, S. Purushothaman, T.A. Petersen, S. Farooq, S.N. Reddy and V. Brusic, “Corrosion and Adhesion of Multilayer Pad Structures for Packaging Applications,” IEEE, Components, Packaging, and Manufacturing Technology-Part B, **18**, 709-714, 1995.
- [29]Y.H. Wang, M.R. Moitreyee, R. Kumar, S.Y. Wu, J.L. Xie, P. Yew, B. Subramanian and L. Shen, K.Y. Zeng, “The mechanical properties of ultra-low-dielectric-constant films,” Thin Solid Films, **462–463**, 227–230, 2004.
- [30]A. Prabhakumar, A. Zhong, S. Tonapi, D. Sherman, H. Cole, F. Schattenmann and K. Srihari, “Comparison of the Adhesion Strength of Epoxy and Silicone Based Thermal Interface Materials,” Electronic Components and Technology Conference, 1809-1814, 2003.
- [31]A.G. Evans, M. Ruhle, B.J. Dalgleish and P.G. Charalambides, “The Fracture Energy of Bimaterial Interfaces,” Metallurgical Transactions A, **21A**, 2419-2429, 1990.
- [32]P.G. Charalambides, J. Lund, A.G. Evans and R.M. McMeeking, “A Test Specimen for Determining the Fracture Resistance of Bimaterial Interfaces,” Journal of applied mechanics, **56**, 77-82, 1989.
- [33]M. F. Kanninen, “An Augmented Double Cantilever Beam Model for Studying Crack Propagation and Arrest,” International Journal of Fracture, **9** , 83-92, 1973.
- [34]F. E. Penado, “A Closed Form Solution for the Energy Release Rate of the Double Cantilever Beam Specimen with an Adhesive Layer,” Journal of Composite Materials, **27**, 383-407, 1993.

- [35]X. Dai, “Materials Study for Interfacial Adhesion and Reliability of Microelectronics Packaging Structures,” Dissertation of The University of Texas at Austin, 1998.
- [36]D.J. Welsh, R.A. Pearson, S. Luo and C.P. Wang, “Fundamental Study on Adhesion Improvement for Underfill Using Adhesion Promoter,” Electronic Components and Technology Conference, 1502-1506, 2001.

