

行政院國家科學委員會專題研究計畫 成果報告

覆晶構裝底填料交界面黏著力的模擬與評估(3/3)

計畫類別：個別型計畫

計畫編號：NSC91-2212-E-002-047-

執行期間：91 年 08 月 01 日至 92 年 07 月 31 日

執行單位：國立臺灣大學應用力學研究所

計畫主持人：郭茂坤

計畫參與人員：林資榕、施于駿、游景翔、高金利、鍾佳汎

報告類型：完整報告

處理方式：本計畫可公開查詢

中 華 民 國 92 年 11 月 1 日

中文摘要

電子構裝技術是國內電子工業界亟需發展的技術。在輕、薄、短、小、以及低成本的產業潮流帶動下，新一代的電子構裝技術中，以覆晶構裝以及晶圓構裝兩大技術最具發展潛力。

在覆晶構裝技術中，由於晶片與基材間的熱膨脹係數相差過多，常須於晶片與基材間除錫球外另灌入底填膠。而底填膠與基材間以及填充料與晶片間的黏著性足夠與否，直接影響到電子元件的耐久性及可靠度。

本計畫同時配合理論分析、數值模擬及實驗量測，以探討底填膠與基材間黏著力的相關問題。計畫中由破壞力學的觀點著手，牽涉到基材及底填膠兩個力學性質、熱力學性質完全不同的材料、以及界面破壞力學理論等課題。

關鍵詞：覆晶構裝、界面黏著度、熱膨脹係數、底填膠、界面裂縫、能量釋放率

Abstract

Electronic packaging is a very important technology in domestic microelectronics industry. On the requirement of being light, thin, short, small and low cost, flip-chip packaging is one of most promising techniques.

Underfill is a must in the flip-chip packaging in order to compensate stresses arising from the mismatch of CTE (coefficient of thermal expansion) between die and substrate. Consequently, interfacial adhesions, between underfill and substrate as well as between underfill and die, are crucial factors on reliability issues of packaging.

In this report, theoretical analysis, numerical modeling and experimental measurement are combined to investigate mechanical properties of underfill and interfacial adhesions.

Keywords: Flip chip, interface adhesion, coefficient of thermal expansion, underfill, interface crack, energy release rate

目錄

壹、前言-----	1
貳、文獻探討-----	2
參、研究方法-----	3
一、熱傳分析-----	3
二、熱應力分析-----	4
三、雙材料界面破壞力學-----	4
四、實驗設計-----	5
肆、結果與討論-----	6
文獻參考-----	7
附表-----	9
附圖-----	10

表目錄

表一 相關材料常數-----	9
----------------	---

圖目錄

圖一 覆晶構裝示意圖-----	10
圖二 裂縫位置示意圖-----	10
圖三 MMB 示意圖-----	10
圖四 試片施力圖-----	11
圖五 試片圖-----	11
圖六 試件邊界條件暨網格圖 -----	11
圖七 溫度與裂縫長度及能量釋放率關係圖 -----	12
圖八 相角與裂縫長度關係圖-----	12
圖九 複合拉力-恆溫恆濕機-----	12
圖十 典型實驗數據（力與位移）圖-----	13
圖十一 試片預藏裂縫開裂後的圖形-----	13
圖十二 臨界能量釋放率與相角關係圖-----	13

壹、前言：

隨著科技的日新月異，電子產品除了需達到高速度的要求外，外型的輕、薄、短、小也是各方一直努力研發的要點。為了達到此一目的，除了在晶片的製作技術上尋求突破之外，將晶片封裝後的體積減至最小，也是必然的關鍵。所謂的覆晶構裝 (flip chip packaging)，是先在晶片上生長焊錫凸塊(solder bump)，再在其上沾附助焊劑(flux)然後將晶片的焊錫凸塊對位後置放於基板的焊墊(bonding pad)上，經過迴焊(reflow)而完成晶片和基板的連接[1]。覆晶構裝除了具有接腳數多、接合引線短、傳遞遲滯低、高頻雜訊易於控制等特性外，更可以降低晶片與基板間的電子訊號傳遞的距離，因此有利於高速元件的封裝；同時，由於封裝前後的尺寸大約相同，因此可以大大地縮小構裝體積，達到輕、薄、短、小的目的。

電子元件在製程及使用中，均會產生大量的熱；而晶片與基板間的熱膨脹係數差異很大，為避免覆晶構裝的晶片與基板間之錫球凸塊，在上下材料（晶片與基板）冷熱膨脹不一致而引致太大的應力，須在晶片與基板之間，除錫球凸塊與焊墊之外，另灌入底填膠，藉由膠材將晶片和基板緊密接合，以降低錫球凸塊接點的應力和應變，並大幅增進接點抵抗熱疲勞的能力。

底填膠的使用雖然可以使錫球凸塊的破壞情況大幅改善，然而底填膠本身以及其所帶來的種種問題，例如：底填膠破壞、構裝元件翹曲、以及底填膠與晶片間的脫層破壞、或底填膠與基板間的脫層破壞，卻成為新的破壞關鍵，直接影響到電子元件的耐久性與可靠度。

覆晶構裝底填料的性質、及構裝製程，均直接影響構裝品質、可靠度、耐久性等。底填膠基本上是環氧樹脂類材料，實並不為線彈性材料，且其材料性質更與溫度有關。因此底填料的選擇，以及適當的製程與溫度/時間控制，與提高產品構裝良率、產品可靠度及降低產品單價等，息息相關。然而為配合電子產品及設計的不時推陳出新，底填膠本身的產品也日新月異，例如：從低黏度、高流動性底填料，到不流動 (no-flow)底填膠，甚至可重複加工底填膠等。因此需有快速的底填膠力學性質評估方法，以作為初步篩選底填料的依據，俾能減少產品的開發週期。

探討黏著力的可能研究方向，可分為結構力學及破壞力學兩個不同觀點。結構力學的觀點，認為當界面的應力大於黏著強度時，界面將產生破壞，而界面應力的估算，則以結構力學的方式模擬。破壞力學的觀點，則認為整個界面的破壞，是由於界面上存在微小交界面裂縫，當應力過大將造成裂縫繼續延伸，而導致整個界面破壞。

本報告由破壞力學觀點，配合實驗及數值模擬以建立快速評估覆晶構裝在不同的溫度下，底填膠與基板（含其上之防焊膜）交界面之黏著度的方法，進而分析脫層破壞發生的可能性。其主要的工作為：

- (1) 引用雙材料界面破壞力學觀念，選定破壞準則($G \geq G_c$)；以定義界面裂縫尖端之破壞韌度，進而以此破壞韌度來量度界面黏著強度。
- (2) 依界面破壞力學觀點，經由數值模擬，分析覆晶構裝元件在受到溫度負載時，底填膠與基板界面裂縫尖端的負載狀態。

- (3) 評估適合的實驗方式，並依所選定的實驗方式製作試片，期能得到實際狀況下的破壞狀態。
- (4) 經實驗求得臨界作用力，配合有限元素分析，以推算底填膠與基板間界面裂縫之臨界破壞韌度。

貳、文獻探討：

黏著力的探討，一般可分為結構力學及破壞力學兩個不同觀點。結構力學的觀點，認為界面的破壞係因界面的應力大於界面黏著強度而產生，而在此觀點，界面應力的估算，以結構力學的方式模擬。

破壞力學的觀點，則認為界面的破壞，是先由於界面強度不足，而於界面上出現些微小（甚至小至無法察覺）的交界面裂縫，然後應力再度過大造成裂縫繼續延伸，而致整個界面發生脫層破壞。界面破壞力學在 1970 年代，複合材料使用的興起時，相繼出現各種的探討及研究成果。一般而言，由於複合材料的組成包含纖維與基材等多種不同材料，因此其破壞模式也十分多樣化，包括纖維的斷裂、基材的破壞、基層的脫層、以及纖維與基材介面的剝離等，甚至幾種不同模式的相互影響。

電子構裝係將多種材料（如：晶片、導線、錫塊、底填膠等）結合在一起，以達到所設計的電子功能，因此在某種程度上，亦屬於複合材料的一種。複合材料的破壞行為以及其各種現象，亦均一一出現在電子構裝體的破壞行為上。

1989 年 Suo [2]探討雙材料交界面裂縫的破壞準則，認為裂縫尖端所受到的負載情況，可以用一相角來表示，當相角大於 45 度或小於-45 度時，表示裂縫尖端所受到的剪力效應大於拉力效應。而當裂縫尖端的能量釋放率大於或等於它的臨界能量釋放率時，此界面即發生脫層破壞，並定義此臨界的能量釋放率為其破壞韌度 (fracture toughness)，且此臨界能量釋放率會和其裂縫尖端所受到的負載情況有很大的關係，通常會隨著剪力比例的增加而變大。

1992 年 Hutchinson & Suo 等人[3]再以此為觀點，設計不同的試片與負載方式，用以評估複合材料中的界面黏著強度。1995 年 Liu [4]以雙懸臂樑(double cantilever beam)、末端刻痕撓體(end notched flexure)、與修正型末端刻痕撓體(modified end notched flexure)等形式試片作試驗，並配合有限元素法得到環氧樹脂(epoxy resin)與銅(copper)之界面破壞韌度，說明界面裂縫尖端的臨界能量釋放率的確是相角的函數，並應用於相關電子複合材料界面黏著強度的評估。

Wang *et. al.*[5-6]將實際覆晶構裝體施以三點彎矩試驗，求得晶片與底填膠間的界面破壞韌度；Yao & Qu [7]則經由四點彎矩實驗與界面裂縫尖端的 J 積分值，求得破壞瞬間裂縫尖端的能量釋放率與相角，並將此能量釋放率作為評估底填膠與基材界面黏著強度的依據，以評估不同成份的底填膠材料與不同材質的基材間交界面黏著強度。然三點彎矩及四點彎矩實驗所能提供裂縫尖端的負載方式有限，無法求得大範圍相角時的破壞韌度。

在構裝體的數值模擬方面，van Vroonhoven [8]發現兩材料之間若是完美接合時，應力要比具有界面裂縫時小的多，所以存在界面裂縫的構裝體很容易在受到溫度負載或外力影響下造成裂縫成長，影響構裝體的可靠度。Tay [9]等人與 Saitoh [10-12]以裂縫尖端之應力強度因子來判別 SOJ (small outline j-lead package) 構裝中界面裂縫的成長與否。

Lau 與 Lee [13]分析材料常數隨溫度改變之塑封球柵陣列構裝(PBGA ; plastic ball grid array)於回焊過程中之爆米花效應(popcorn effect)，假設界面裂縫起始位置

在晶片黏貼層中及基板與防焊膜間，改變裂縫長度和溫度，發現裂縫長度和溫度增加時，裂縫尖端之相角會隨之減小而能量釋放率則增加。Lau 和 Lee [14]假設覆晶構裝體底填膠與防焊膜間已具有脫層現象，改變基板厚度，分析於降溫過程中不同位置及長度之界面裂縫對其裂縫尖端能量釋放率與相角的影響，發現當界面裂縫愈長時其裂縫尖端能量釋放率愈大且相角愈小。

參、研究方法：

由於構裝體在受到溫度變化時，會因各材料間熱膨脹係數的不匹配而產生熱應力，造成元件的熱變形。本報告以覆晶構裝元件為對象，使用有限元素法分析覆晶構裝元件在遭遇溫度變化時，構裝中底填膠與防焊膜交界面因熱應力及熱變形發生脫層破壞的可能性。

根據破壞力學，當裂縫尖端的能量釋放率大於或等於它的破壞韌度時，界面即發生脫層破壞。亦即交界面的黏著力可用界面裂縫的破壞韌度予於評估。然而由於雙材料交界面裂縫的破壞韌度，除了與交界面兩邊的材料有關外，同時也與裂縫尖端所受到的負載情況有很大的關係[3]。因此交界面裂縫的破壞韌度的評估，共需考慮：

1. 交界面兩邊材料的熱傳性質；
2. 交界面兩邊材料的力學性質（包括線彈性或彈塑性材料行為的評估）；
3. 在實際狀況下，界面裂縫尖端的負載情況；
4. 實驗設計中，如何重現實際狀況下界面裂縫尖端的負載情況？
5. 實驗狀況下的受力狀況，如何求出對應的能量釋放率。

本報告將由這些方向，做一系統的考慮，進而據以設計實驗，俾能以實驗量測所需要的破壞韌度。

本研究的基本概念是：

1. 首先根據所考慮的構裝交界面材料以及其所受的溫度環境，分析得界面裂縫尖端的真正負載情況；
2. 設計實驗（包括實驗夾具以及實驗試件），俾使實驗試件中的界面裂縫有實際狀況一致的裂縫尖端負載情況；
3. 進行實驗，量測得裂縫破壞時的臨界作用力；
4. 將試件受臨界作用力的情況進行力學分析，以求得對應的能量釋放率；
5. 此能量釋放率即為破壞韌度。

材料性質方面，本研究同時考慮線彈性材料以及彈塑性材料。茲將主要研究方法簡述於后：

一、熱傳分析

根據 Lau [15]探討在運用有限元素法分析電子構裝中熱與應力-應變間關係的結論，可先單獨考慮構裝體熱傳問題，以求出構裝體內部溫的度場，再由溫度場配合外力分析構裝體的應力及應變，亦即所謂熱應力分析。故本研究將運用有限元素法，先對覆晶構裝體作熱傳分析，得到構裝體溫度場，再進一步以溫度場配合外力求解應力與應變，俾能分析得覆晶構裝體界面裂縫尖端的真正負載情況。

線性熱傳的控制方程式為：

$$k \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) + Q = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \quad (1)$$

式中， k 為熱傳導係數， ρ 及 c 分別為物體密度以及比熱，而 T 及 Q 則分別為溫度及單位體積之內部熱源率。本文將直接採用 ABAQUS [16]套裝軟體分析構裝體（如圖

一所示)內的暫態溫度分佈。由於此暫態溫度變化並不至於引起物體的振動，因此雖然溫度場為時間的函數，然而後半段的熱應力分析，將仍只是擬靜態分析，而非動態分析。

二、熱應力分析

本研究同時將底填膠模擬為線彈性材料以及彈塑性材料，以比較其差異。應力的控制方程式仍為一般的平衡方程式：

$$\sigma_{ij,j} = 0 \quad (2)$$

其中， σ_{ij} 為應力張量。

當將底填膠模擬為線彈性材料時，熱應力理論的組成律為

$$\sigma_{ij} = C_{ijkl} (\varepsilon_{kl} - \alpha \Delta T \delta_{kl}) \quad (3)$$

式中， ε_{kl} 及 δ_{kl} 分別為應變張量和 Kronecker delta，而 α 及 ΔT 則分別為熱膨脹係數及溫度變化。值得注意的是，溫度變化是指與構裝體自然狀態的溫度差，而非與常溫狀態下的溫度差；由於構裝體在製程中由高溫緩慢降溫至常溫狀態，構裝體內已經含有殘餘應力，因此常溫狀態並非自然狀態。本研究假設所考慮的製程中，底填膠的自然狀態在 150°C 。

本文亦另外考慮底填膠的彈塑性行為。本研究中，實驗及模擬所採用的底填膠為 HYSOL 的 FP4526，Wang *et. al.* [17]曾對此底填膠作不同溫度下的拉伸實驗（圖 2.1），由於本文中所考慮之彈塑性行為屬於小變形，因此不考慮大變形所引起之幾何非線性。而小變形之全增量應變張量可表示成彈性增量應變、塑性增量應變及熱增量應變張量之總和，即

$$d\varepsilon_{ij} = d\varepsilon_{ij}^e + d\varepsilon_{ij}^p + d\varepsilon_{ij}^{th} \quad (4)$$

其中 $d\varepsilon_{ij}$ 、 $d\varepsilon_{ij}^e$ 、 $d\varepsilon_{ij}^p$ 、及 $d\varepsilon_{ij}^{th}$ 分別為全增量應變、彈性增量應變、塑性增量應變、以及熱增量應變張量。

塑性變形下之應力增量與應變增量的關係式，必須考慮塑性的降伏法則(yield criteria)、塑性法則(flow rule)及硬化法則(hardening rule)三個要件。降伏法則為描述發生降伏時之應力狀態，一般降伏法則都以降伏函數 F 來定義，依 F 來判斷其應力狀態是處於彈性或塑性的狀態；塑性法則為定義塑性應變增量之方向；硬化法則為描述降伏面與塑性應變硬化之變化情形。根據 Wang *et. al.*的實驗結果，塑性變形可由 von Mises 降伏法則及其相關聯之塑性法則與運動應變硬化法則來描述。

由於本文直接以 ABQUS 套裝軟體分析所考慮的構裝體內之溫度分佈，因此也繼續以 ABQUS 進行構裝體內界面裂縫（如圖二所示）的熱應力分析，以分析構裝體內部的熱應力分佈、裂縫尖端的負載情況、以及裂縫尖端的應力強度因子。此裂縫尖端的負載情況將被視為所考慮的覆晶構裝體內界面裂縫尖端的負載情況，將進一步作為實驗設計時的設計目標。

三、雙材料界面破壞力學

破壞力學理論中，將均勻材料中之裂縫破壞模式分為三種基本模式；模式 I (mode I) 為張開型裂縫，指裂縫受垂直於裂縫面的拉應力作用，裂縫上下兩表面相對張開。模式 II (mode II) 為滑開型裂縫，指裂縫受平行於裂縫面且垂直於裂縫前緣

的剪應力作用，裂縫上下兩表面沿 x 軸相對滑開。模式 III (mode III) 為撕裂型裂縫，指裂縫受既平行於裂縫面又平行於裂縫前緣的剪應力作用，裂縫上下兩表面沿 z 軸相對錯開。而在實際工程問題中，由於負載分佈以及裂縫方位不對稱等原因，裂縫之破壞通常為三種模式交互影響，或兩兩互相混合，而統稱為混合型裂縫。

均勻材料中，不論何種裂縫，經由破壞力學理論可推得裂縫尖端的應力場必呈 -0.5 次方的奇異性：

$$\sigma_{ij} = K f_{ij}(\theta) / \sqrt{2\pi r} + O(1), \quad r \rightarrow 0 \quad (5)$$

式中， r 及 θ 分別為以裂縫尖端為座標原點的極座標。

然而雙材料界面裂縫尖端附近的應力場，就不再如此。根據界面破壞力學，若上下兩層材料都為線彈性、均質且等向，令 μ_i 、 E_i 和 ν_i ($i=1,2$) 分別代表上下層材料的剪力模數、揚氏係數和 Poisson 比，則其距離裂縫尖端前 r 處 ($\theta=0$) 的應力場，與裂縫面上的位移場 ($\theta=\pm\pi$) 可分別表示為

$$\sigma_{yy} + i\sigma_{xy} = \frac{KL^{i\varepsilon}}{\sqrt{2\pi}} \left(\frac{r}{L}\right)^{i\varepsilon} \quad (6)$$

$$\delta_y + i\delta_x = \frac{8}{(1+2i\varepsilon)\cosh(\pi\varepsilon)} \frac{(KL^{i\varepsilon})}{E^*} \left(\frac{r}{2\pi}\right)^{1/2} \left(\frac{r}{L}\right)^{i\varepsilon} \quad (7)$$

式中，震盪指數 ε 以及 Dunders 參數 β 分別定義為

$$\varepsilon = \frac{1}{2\pi} \ln \frac{1-\beta}{1+\beta} \quad \beta = \frac{\mu_1(\kappa_1-1) - \mu_2(\kappa_1-1)}{\mu_1(\kappa_2+1) + \mu_2(\kappa_2+1)} \quad (8)$$

而 L 為特徵長度； K 為複數形式的交界面應力強度因子，與界面裂縫所受負載的強度及相角有關。

更重要的是，根據界面裂縫破壞力學[3,4]，當裂縫尖端的臨界能量釋放率不僅與材料性質有關，同時也與界面裂縫尖端的負載情況有關。同時根據(6-8)式的分析，選取不同之特徵長度，負載相角也會改變，故在敘述雙材料交界面臨界能量釋放率時，必須標示其負載相角與所選取的特徵長度。

四、實驗設計

一般常見的破壞韌度實驗，大都採取三點彎矩試驗、或四點彎矩實驗，然而根據上一小節的討論，發現界面裂縫的破壞韌度與界面裂縫尖端的負載情況有關，因此實驗的設計須符合下列條件：

1. 能涵蓋較大的範圍相角，期能涵蓋實際構裝體，在熱負載下所對應之裂縫尖端負載相角（如此才能求得底填膠與防焊膜界面裂縫，於不同負載相角時之臨界能量釋放率）；
2. 具有易調整負載相角的特性，以增加便利性。
3. 設計的可能試片形狀及尺寸，必須符合基板與底填膠所能達到的幾何形狀。
4. 設計試件的底填膠厚度不可太大；一來是因為覆晶構裝內底填膠本身厚度甚薄，而材料在很薄時的材料性質，往往會與很厚時有所差異；二來是基於成本的考量，因為一公克的底填膠索價六塊美金。
5. 設計的試片製作簡單且實驗架設方便。

根據此些條件，本研究評估多種負載方式，如：四點彎矩 [18]、不對稱雙懸臂樑 [19]、不對稱末端刻痕彎曲 [20]、單腳彎曲 [21]及巴西果型試片 [4] …等。最後決定選擇混合模式彎曲[22-26]以作為實驗設計的主要參考。

實驗之主要架構如圖三所示，包含施力桿、試片與基座三部分。其中 a 為試片的預裂縫長度， b 及 c 為施力桿重心及施力點至垂線 M 之距離， L 為兩垂線 M 、 N 之距離， W 及 P 則分別為施力桿本身重量及施力。施力桿右端（位置 1）與試片貼緊且可承受拉力，位置 2 則與試片接觸；因此若對施力桿施以一向下的力量 P ，則施力桿將於位置 1 對試片施予向上之力，而於位置 2 施予向下之力；當改變施力點的位置 c 時，1、2 位置受力之大小比例便會變動，如圖四為力量經由施力桿對試片施力，在預裂縫之試片邊緣（位置 1）作用一向上的力 $(cP + bW)/L$ ，而在試片中央（位置 2）作用一向下的力 $[(c + L)P + (b + L)W]/L$ ， b 為固定長度，故調整 c 的長度可對試片產生不同的負載方式，即可使裂縫尖端產生多樣化的負載相角。由於鋁材所製作的施力桿很硬，假設施力對其所造成之變形可忽略不計，視其為剛體。

完整的實驗設計含包括合適的試片尺寸之設計，才能產生所需求的裂縫尖端相角範圍，以得到有意義的破壞韌度。本研究所設計的試片，上下兩層皆為 FR4 基板，中間則填入底填膠，所取得的 FR4 基板與其上之防焊膜厚度已定。如圖三中所示， L 為兩垂線負載點間的距離，取 L 為 40mm。由於施力桿在上，力量經由施力桿對試片之上層基板施力，當預裂縫較靠近施力桿（稱其為「上裂縫」，如圖五）與預裂縫較靠近基座（稱其為「下裂縫」）時，裂縫尖端所受到的負載情況不同，故本文分別考慮此兩種試片模型，試片模型尺寸如圖 4.3。其中 FR4 的厚度為 1.524mm，其上之防焊膜為 0.02mm，試片全長 90mm，寬 10mm， a 為預裂縫長度，上下兩層 FR4 間底填膠厚度以及預裂縫長度將依下節的相角模擬結果決定，期能在不同的底填膠厚度以及預裂縫長度下，得到能涵蓋較大範圍的負載相角。而真正的底填膠厚度以及預裂縫長度則仍須使用 ABAQUS 分析試算（如圖六所示），以得到對應至真實負載相角的尺寸。

肆、結果與討論

- (1) 根據介面破壞力學的理論[2]，裂縫尖端所受到的負載狀態可用相角 ψ 描述。當裂縫尖端的能量釋放率 G 大或等於臨界能量釋放率時，此界面即發生脫層破壞，此臨界的能量釋放率 G_c 定義為破壞韌度。破壞韌度與裂縫尖端的負載狀態有很大的關係。

實驗設計及實驗試體設計，須使試體裂縫尖端的負載狀態與實際構裝體裂縫尖端的負載狀態相同。

- (2) 使用套裝軟體 ABAQUS 針對覆晶構裝體進行有限元素分析，所考慮的構裝體尺寸示意如圖一，而其材料性質如表一所示。考慮底填膠與防焊膜間存在界面裂縫如圖二。本計畫考慮不同的裂縫位置及裂縫長度，分析在溫度負載(150°C→25°C→125°C)時，各溫度點下，實際界面裂縫尖端之相角及能量釋放率的變化情形。結果如圖七及圖八。

(3) 由圖七可以看出，溫度愈高、且裂縫長度 a 愈長，則裂縫尖端之能量釋放率 G 愈大；此表示此時發生脫層破壞的可能性愈高。

(4) 由圖八可以看出，裂縫尖端位置在 3(見圖二)以左，隨著裂縫長度愈長，相角愈大；裂縫尖端位置在 1 時，隨著裂縫長度愈長，相角愈小；而裂縫尖端位置在 2 時，相角在裂縫長度 0.5mm 前後有正負的變化。

相角為 0，表示裂縫尖端受到純拉應力效果；相角為 90，表示裂縫尖端受到純剪應力效果；當相角大於 45 度時，表示裂縫尖端所受到的剪力大於拉力效果。

(5) 經過實際構裝體及實驗試體的有限元素模擬分析，以及實驗試體材料幾何尺寸的考慮，本計劃採用的實驗方式為 MMB (mixed-mode bending) 架構[22-26]，其實驗架構如圖三所示，而試體如圖四所示。

圖三中， P 為所施的力，控制 c 及 a 的長度可以調整出不同的裂縫尖端負載狀態。經實驗設計分析，選定 $L=40\text{mm}$ 、 $a=28\text{mm}$ ，在此條件下經由 c 長度的改變，可使裂縫尖端得到較多負載方式。

(6) 於恆溫恆濕槽（如圖九所示）中，經由 load cell 量得不同溫度（25°C、50°C、75°C、100°C）下，預藏裂縫於開裂瞬間的臨界作用力；臨界作用力與位移的關係圖如圖七所示。

由圖十中可清楚地看出原本呈線性的圖形，突然出現斜率變化，此時所對應的作用力即為裂縫開裂瞬間的臨界作用力。以臨界作用力、試體材料、試體尺寸等，進行有限元素分析模擬，可求得裂縫開裂瞬間的所對應的臨界能量釋放率，亦即破壞韌度。實驗試體之預藏裂縫，於開裂後的圖形如圖八所示。

(7) 實驗所得之破壞韌度結果如圖九所示。顯示破壞韌度 G_c 會隨著裂縫尖端的相角愈大而愈大；同時溫度愈高時，破壞韌度愈小，表示高溫下發生脫層破壞的可能性愈高。

本研究以界面破壞力學為基礎，經由破壞韌度定義界面黏著力。而在此架構下，只要配合實驗設計及試體設計，使得試體之裂縫尖端負載狀態與實際構裝體的裂縫尖端負載狀態相同，則經由試體所求得的破壞韌度，即可應用於實際構裝體上。於採購恆溫恆濕槽中對不同溫度進行實驗、實驗設計及分析時考慮溫度以及非線性材料的影響。。

本計劃所建構評估界面黏著強度的方式，將可預測黏著界面是否可能發生脫層破壞，以進一步改善或提升界面黏著強度。

伍、文獻參考：

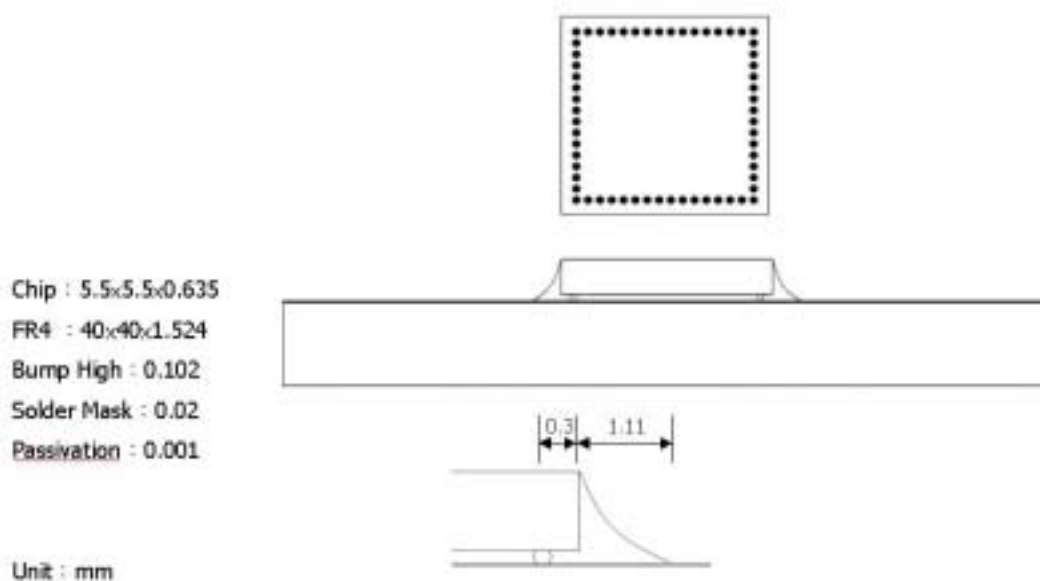
- [1]. John H. Lau, *Flip chip technologies*, McGraw-Hill, New York, 1996.
- [2]. Suo Z. *Mechanics of Interface Fracture* : Ph. D. Thesis Cambridge : Harvard Univ. 1989.
- [3]. J. W. Hutchinson and Z. Suo, Mixed mode cracking in layered materials, *Advances in Applied Mechanics*, **29**, 63-191, 1992.

- [4]. S. Liu, Y. Mei, and T. Y. Wu, Bimaterial Interfacial Crack Growth as a Function of Mode-Mixity, *IEEE Trans. Comp., Pkg., Manufact. Technol.*, **18**, 618-626, 1995.
- [5]. J. Wang, D. Zou, M. Lu, W. Ren and S. Liu., Evaluation of Interfacial Fracture Toughness of a Flip Chip Package and a Bimaterial System by a Combined Experimental and Numerical Method, *Engineering Fracture Mechanics*, **64**, 787-797, 1999.
- [6]. J. Wang, M. Lu, W. Ren, D. Zou and S. Liu, A Study of the Mixed-Mode Interfacial Fracture Toughness of Adhesive Joints Using a Multiaxial Fatigue Tester, *IEEE Transactions on Electronics Packaging Manufacturing*, **22**, No. 2, 166-173, 1999.
- [7]. Q. Yao and J. Qu, Adhesion Enhancement of Underfill Materials by Silane Additives, *Electronic Components and Technology Conference*, 27-30, 1999.
- [8]. Van Vroonhoven, and J. C. W., Effects of Adhesion and Delamination on Stress Singularities in Plastic-Packaged Integrates Circuits, *Journal of Electronic Packaging*, **115**, 28-32, March 1993.
- [9]. A. A. O. Tay, G. L. Tan, and T. B. Lim, Predicting Delamination in Plastic IC Packages and Determining Suitable Mold Compound Properties, *IEEE Transactions on Components, Packaging, and Manufacturing Technology - Part B*, **172**, 201-208, 1994.
- [10]. T. Saitoh, H. Matsuyama, and M. Toya, Linear Fracture Mechanics Analysis on Growth of Interfacial Delamination in LSI Plastic Packages under Temperature Cyclic Loadings, *IEEE Transactions on Components, Packaging, and Manufacturing Technology – Part B*, **21**, No. 4, 422-427, 1998.
- [11]. T. Saitoh, Numerical Stress of Resin Cracking in LSI Plastic Packages under Temperature Cyclic Loadings, *IEEE Transactions on Components, Packaging, and Manufacturing Technology – Part B*, **19**, No. 3, 593-600, 1996.
- [12]. T. Saitoh, and M. Toya, Numerical Stress of Resin Cracking in LSI Plastic Packages under Temperature Cyclic Loadings – Part II : Using Alloy 42 as Leadframe Material, *IEEE Transactions on Components, Packaging, and Manufacturing Technology – Part B*, **20**, No. 2, 176-183, 1997.
- [13]. J. H. Lau, S. W. R. Lee, Temperature-Dependent Popcorning Analysis of Plastic Ball Grid Array Package During Solder Reflow With Fracture Mechanics Method, *J. Electronic Packaging*, **122**, 35-41, 2000.
- [14]. J. H. Lau, S. W. R. Lee, Fracture Mechanics Analysis of Low Cost Solder Bumped Flip Chip Assemblies with Imperfect Underfills, *J. Electronic Packaging*, **122**, 306-310, 2000.
- [15]. J. H. Lau, *Thermal Stress and Strain in Microelectronic Packaging*, New York : Van Nostrand Reinhold, c1993
- [16]. *ABAQUS User's Manual*, Version 5.8, Hibbitt, Karsson and Sorensen, Inc., 1998.
- [17]. J. Wang, W. Ren, D. Zou, Z. Qian and S. Liu, Processing mechanics for flip-chip assemblies, *J. Computers & Structures*, **71**, 457-468, 1999.

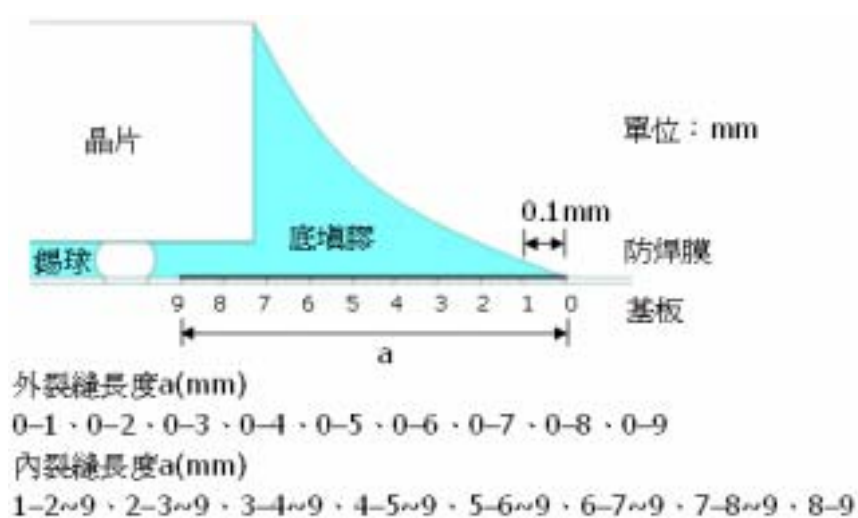
- [18].P. G. Charalambides, J. Lund, A. G. Evans and R. M. McMeeking, A Test Specimen for Determining the Fracture Resistance of Bimaterial Interfaces, J. of Appl. Mech., **56**, 56-77, 1989.
- [19].B. D. Davidson and V. Sundararaman, An Unsymmetric Double Cantilever Beam Test for Interfacial Fracture Toughness Determination, Int. J. Solids Structures, **34**, No. 7, 799-817, 1997.
- [20].B. D. Davidson and V. Sundararaman, An Unsymmetric End-Notched Flexure Test for Interfacial Fracture Toughness Determination, Engng. Fracture Mech., **60**, No. 3, 361-377, 1998.
- [21].B. D. Davidson and V. Sundararaman, A Single Leg Test for interfacial fracture toughness determination, Int. J. Fracture, **78**, 193-210, 1996.
- [22].M. Kenane and M. L. Benzeggagh, Mixed-Mode Delamination Fracture Thoghness of Unidirectional Glass/Expoxy Composites Under Fatigue Loading, Comp. Sci. Tech., **57**, 597-605, 1997.
- [23].F. Ducept, P. Davies, D. Gamby, Mixed Mode Failure Criteria for a Glass/Epoxy Composite and an Adhesively Bonded Composite/Composite Joint, Int. J. of Adhesion & Adhesives, **20**, 233-244, 2000.
- [24].F. Ozdil, L.A. Carlsson, Beam Analysis of Angle-Ply Laminate Mixed-Mode Bending Specimens, Comp. Sci. Tech., **59**, 937-945, 1999.
- [25].J.H. Chen, R. Sernow, E. Schulz, G. Hinrichsen, A Modification of the Mixed-Mode Bending Test Apparatus, Composites: Part A, **30**, 871-877, 1999.
- [26].F. Ducept, D. Gamby, P. Davies, A Mixed-Mode Failure Criterion Derived From Tests on Symmetric and Asymmetric Specimens, Comp. Sci. Tech., **59**, 609-619, 1999.

表一 相關材料常數

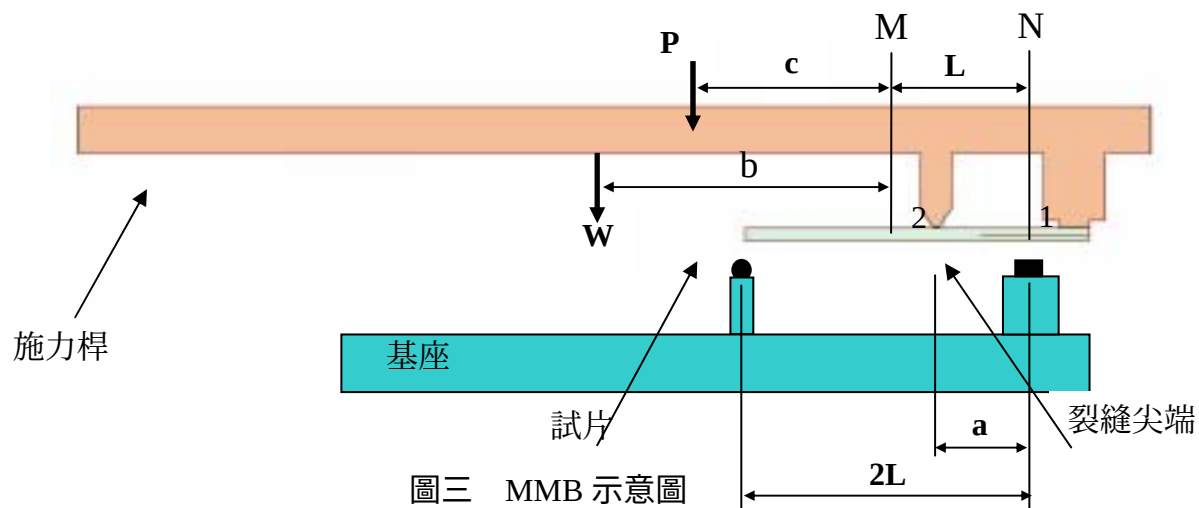
Material Properties	Young's <u>Moulus</u> (Gpa)	Poisson's Ratio (ν)	Thermal Expansion Coefficient (α) <u>ppm/°C</u>
FR4	22	0.28	18.5
Copper	76	0.28	17
Al	69	0.33	22.8
Solder Mask	6.9	0.35	19
<u>Passivation</u>	4.2	0.35	47
63Sn-37Pb	33600-57T(°C)	0.4	21
Silicon Chip	163300-7.5T(°C)	0.3	2.8
<u>Underfill</u>	$17.3145+0.1871\ln \dot{\epsilon} -0.02795T(K)$	0.4	30

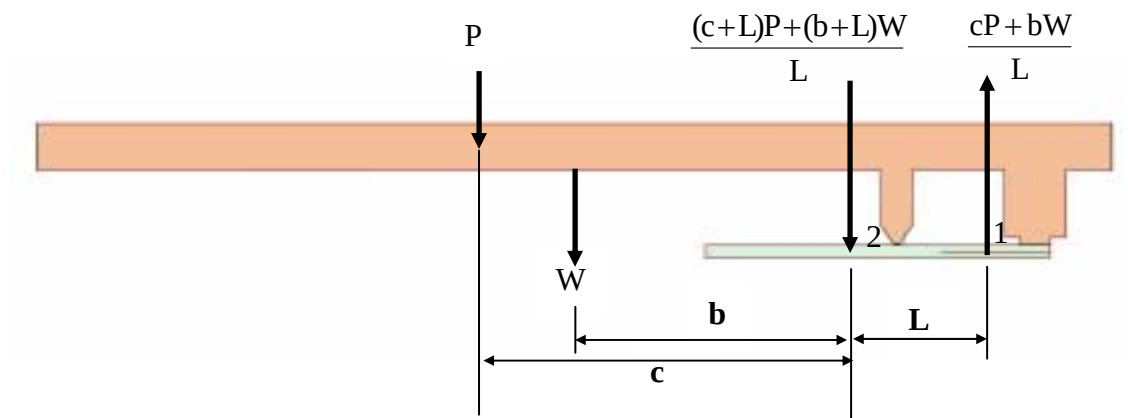


圖一 覆晶構裝示意圖

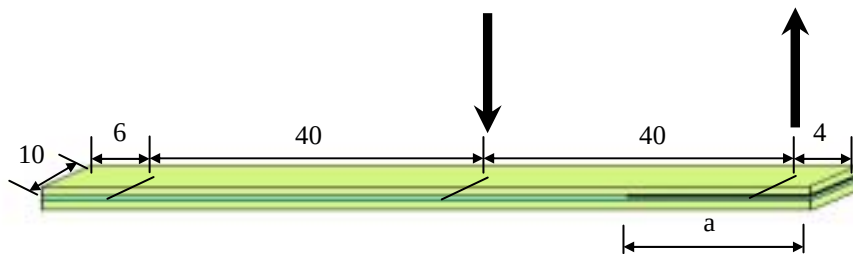


圖二 裂縫位置示意圖



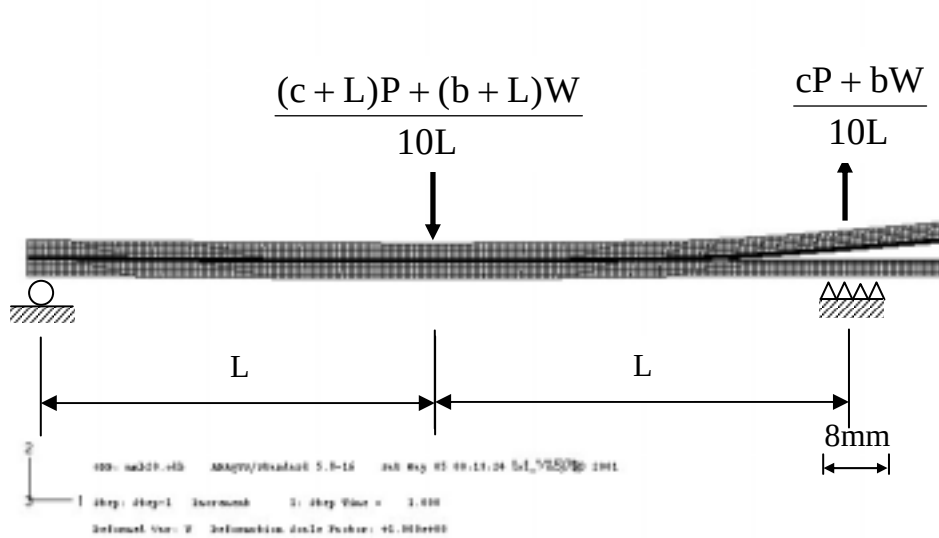


圖四 試片施力圖

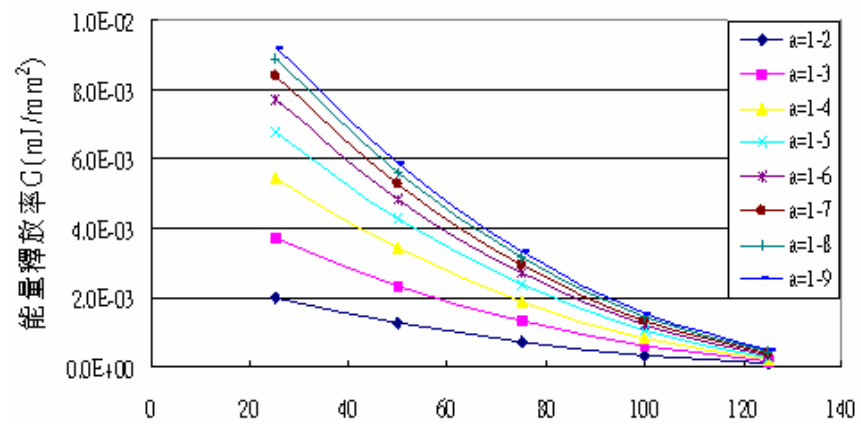


圖五 試片圖

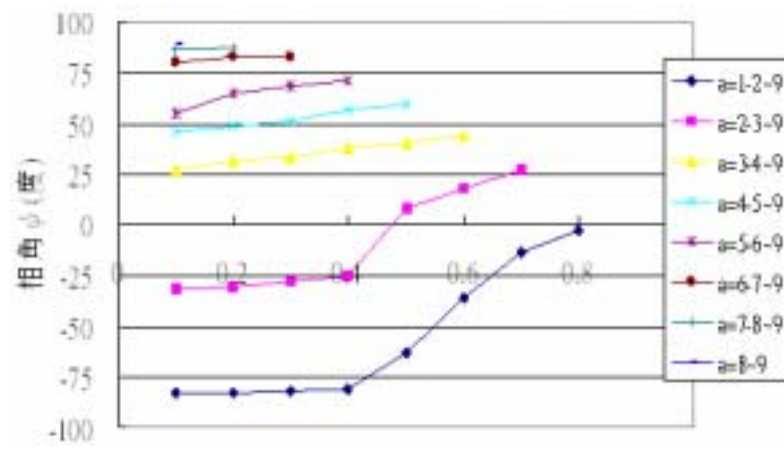
單位：mm



圖六 試件邊界條件暨網格圖



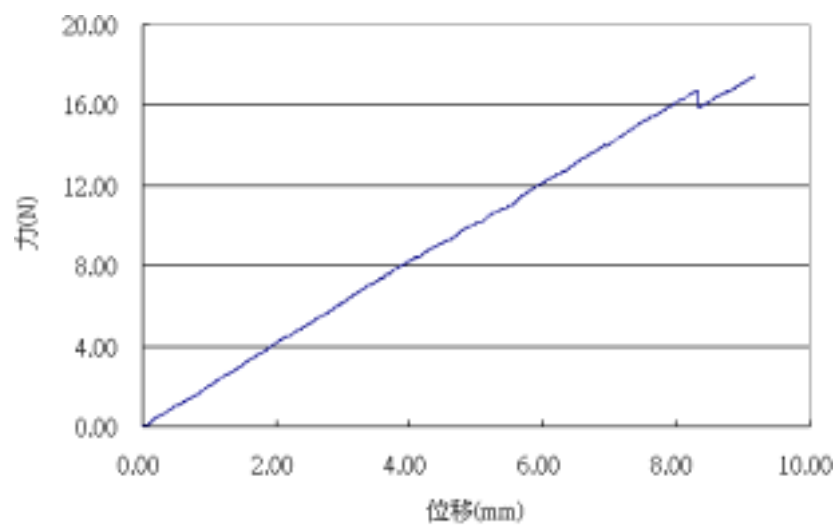
圖七 溫度與裂縫長度及能量釋放率關係圖



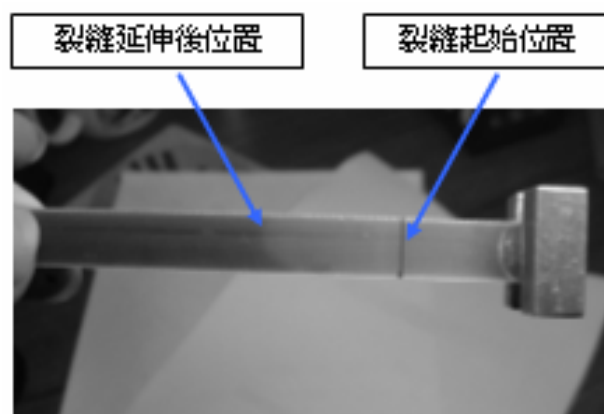
圖八 相角與裂縫長度關係圖



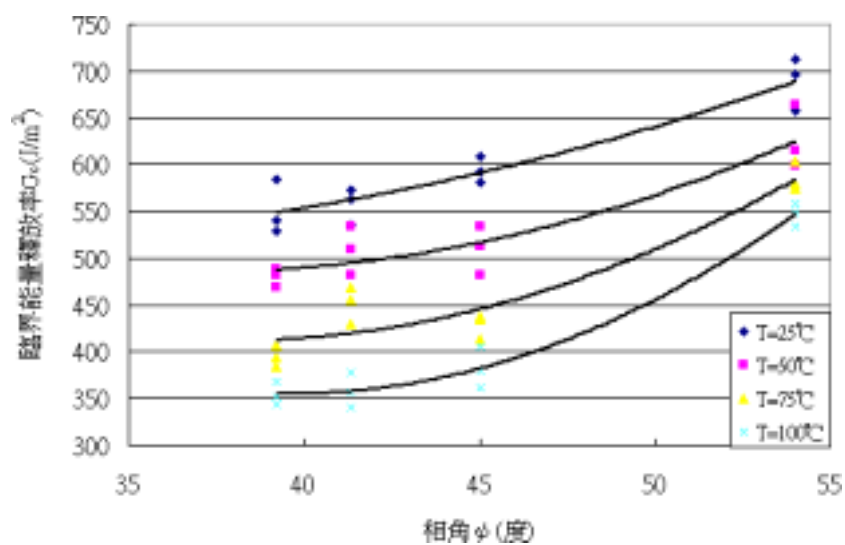
圖九 複合拉力-恆溫恆濕機



圖十 典型實驗數據（力與位移）圖



圖十一 試片預藏裂縫開裂後的圖形



圖十二 臨界能量釋放率與相角關係圖