

國立臺灣大學工學院應用力學研究所

碩士論文

Institute of Applied Mechanics

College of Engineering

National Taiwan University

Master Thesis

金薄膜點火器之設計與高 G 值衝擊測試模擬
Design and High-G Shock test Simulation
of Thin-Film Au Igniter



鄭翔聯

Hsiang-Lien Cheng

指導教授：翁宗賢 博士

Advisor: Tzong-Shyan Wung, Ph.D.

中華民國 99 年 7 月

July, 2010

國立臺灣大學碩士學位論文
口試委員會審定書

金薄膜點火器之設計與高 G 值衝擊測試模擬

Design and High-G Shock Simulation of an Au
Thin-Film Igniter

本論文係鄭翔聯君（學號：R97543078）在國立臺灣大學應用力學研究所完成之碩士學位論文，於民國 99 年 7 月 28 日承下列考試委員審查通過及口試及格，特此證明

口試委員：

翁宗賢 翁宗賢

（指導教授）

張正憲 張正憲

黎進財 黎進財

邱銘漢 邱銘漢

所 長 張建成

誌謝

感謝翁宗賢老師這兩年來的悉心指導，本文才可以順利完成。老師不只在研究上給予教導與寬容，平常聊天相處更是像朋友一樣，讓辛苦的研究生活不至於太過嚴肅，也增添很多的樂趣。感謝學長銘漢，學長在過程中給予了指教與建議，讓本文更臻完善，再祝學長新婚幸福愉快。

感謝實驗室的學長煜宗，雖然有時候無厘頭的跳針實在讓人無言，不過有你在的實驗室總是充滿了歡樂，也祝你早日找到你人生另一半，而且博班研究順利，早日畢業。

感謝同窗大發，該感謝你的太多了，不只是畢業所用的軟體操作，還有課業上的支持，幾乎碩士的每一步都有你的幫忙，甚至連實驗室出團遊樂也都是你當主揪，約來約去總是最麻煩的，要不是你的堅持，也不會有釣蝦、卡拉OK、瘋狂生日慶生，還有很多很多的活動，要不是你熱心，就沒有這些充滿回憶的活動。對了，還有我的吉他也是你教的，改天我在某個地方撥起琴弦，一定會想起你的，祝你當兵平安退伍，工作順利。

感謝振昇一直以來的的鼓勵與加油，感謝煥章學長的軟體教導。感謝傑哥，你我同是役畢生，有些體會只有你我能懂，也謝謝你常常聽我抱怨，也給我很多的建議，我不會忘記一起坐你桌旁談心的珍貴回憶。祝感情生活繼續多采多姿。感謝鈺閔，課業上的幫忙就不多說了，很多時候不太客氣的要求你也都答應，謝謝你，我會記得我喝醉酒你送我回家的鼎力幫忙，也祝你工作順利。

阿幽的帥氣好個性請繼續保持，小柯也要繼續柯柯笑好自在，賴教授的搞笑，麵包哥的才華與待人和氣也是我要學習的，小毅幫忙潤英文摘要，耕瑋陪我課餘打球，謝謝你們。

感謝爸爸一直挺我，感謝媽媽，妳永遠都相信我做得到，真的謝謝你，你辛苦了。哥哥和弟弟，工作念書也都很認真，我以你們為榮，祝你們健康平安快樂，我愛你們。

摘要

不管是民生電子產品或是電火工品，在進行產製前，都須依照使用環境通過不同等級的抗震衝擊的模擬測試，確認產品各部件不會因為工作環境中的衝擊而失效。由於工程技術的演進，電火工品的重要組件電點火頭已經被點火晶片所取代，而點火晶片需與點火頭的電極結合，再與相關的金屬外殼封裝，才可形成功能完整的點火系統，所以思考新的設計，即直接在電點火頭上蒸鍍黃金(Au)薄膜電橋，可直接與點火電路整合，完成點火系統。

與點火晶片相同的需求，在進行產製前，須通過衝擊的實驗測試認證，目的在確認 Au 薄膜電點火頭各部件是否會因為環境中的衝擊造成失效，然後再設計並且評估所設計的薄膜電橋是否可經由微機電製程實現。

本文以建構數值模型的方法，探討由 Kovar 合金組成的正負極(中心梢與外殼)，兩極之間融封玻璃絕緣層的電點火頭結構，在承受高 G 衝擊模擬時的暫態反應，研究中使用的測試規範是 MIL-STD 883E 軍規測試規範。

經數值模擬的結果分析得知，整體電點火頭可成功在高達 120,000G 的強震衝擊下存活，惟填充在點火頭外殼與中心柱間的玻璃部件安全係數雖大於 1，但仍小於一般 CAE 所要求的 1.5，本文利用在玻璃下方增加墊片的方式，成功地提高玻璃部件安全係數，增加抗震幅度。

關鍵字: 衝擊模擬、點火薄膜、LS-DYNA、ANSYS

Abstract

To prevent the components from malfunctions due to impacts in the working environment, all the electronic and electro-explosive devices are demanded to pass impact simulation tests. Owing to technological progresses, traditional electrical igniters have been replaced by ignition-chips. To assemble the whole ignition system, ignition-chips are overlaid on the igniter heads and packaged in the compartment cases. This innovative design is to integrate the ignition circuit by directly coating an Au thin film bridge on the igniter head with vacuum evaporation technique to fabricate the ignition device.

Prior to manufacturing, impact tests are usually carried out to validate if this Au thin film bridge can sustain impacts in the working conditions.

In this thesis, transient response of the innovative igniter head subject to high-G impact is simulated according to MIL-STD 883E specifications.

The simulation results evidence that the igniter head could survive under 120,000 G extremely high impacts. Although the safety factor of the glass part is only slightly larger than 1, it which is still below the common CAE requirement of 1.5. In this thesis, placing a ceramics spacer beneath the filling glass can successfully improve the safety factor of the glass part to over 1.5 that which would effectively enhance the anti-impact capability.

Key words : High-G impact , metal igniting film, LS-DYNA, ANSYS

目錄

	頁碼
摘要.....	I
Abstract	II
目錄.....	III
圖目錄.....	V
表目錄.....	VIII
符號表.....	IX
第一章 序論	1
1-1 研究動機與目的.....	1
1-2 文獻回顧.....	3
1-3 本文內容	3
第二章 理論與相關規範.....	8
2-1 動態模擬分析理論.....	8
2-1-1 LS-DYNA 軟體簡介.....	8
2-1-2 空間網格描述法	8
2-1-3 Lagrange 物質描述	9
2-1-4 統御方程式	10
2-1-5 時間積分法	13
2-1-6 Johnson Holmquist Cermics 材料模型.....	16
2-2 MIL-STD 883E 衝擊規範介紹.....	17
2-3 破壞準則	18
第三章 數值模擬建立與設定流程.....	27
3-1 建立 CAD 模型.....	27
3-2 定義元素類型	28

3-3	設定材料特性	29
3-4	劃分網格	30
3-5	設定邊界條件與負載.....	30
3-6	定義接觸類型	30
3-7	數值分析求解	31
3-8	後處理器	31
第四章	數值模擬結果與討論.....	41
4-1	模擬結果	41
4-1-1	Au 薄膜電橋	41
4-1-2	Kovar 合金	42
4-1-3	玻璃部件	43
4-2	Au 薄膜厚度與形狀對模擬結果的影響.....	43
4-3	改進玻璃安全係數的方法：增加墊片.....	44
第五章	結論與未來展望	58
5-1	結論	58
5-2	未來展望	58
參考文獻	60

圖目錄

	頁碼
圖 1-1 鎢電橋的結構示意圖[2].....	4
圖 1-2 四種不同型式的並聯電橋[4].....	5
圖 1-3 電橋實際點火反應 (a)無含能材料；(b)塗佈含能材料。[5].....	5
圖 1-4 邱銘漢所完成的點火晶片外型[6].....	6
圖 1-5 S.T. Jenq 利用 LS-DYNA 模擬 PCB 的暫態衝擊行為[7].....	6
圖 1-6 Fasanella 的衝擊實驗與比較圖[9].....	7
圖 2-1 三種空間描述法的結構變化[12].....	23
圖 2-2 物體運動示意圖[13].....	23
圖 2-3 阻尼效應系統[13].....	24
圖 2-4 各種常見的衝擊 G 值.....	24
圖 2-5 物體內部任一點的受力表示圖	25
圖 2-6 三維莫耳圓	25
圖 2-7 延性材料(A)與脆性材料(B)的應力應變圖形.....	26
圖 3-1 模擬流程圖	34
圖 3-2 電點火頭的幾何構型	35
圖 3-3 電點火頭 3D 數值模型.....	35
圖 3-4 所設計的電橋圖案	36
圖 3-5 Lift-Off 法示意圖.....	36
圖 3-6 製程設計思路	36
圖 3-7 Solid 164 元素示意圖	37
圖 3-8 ANSYS 前處理劃分之網格(a)自由網格(b)映射網格	37
圖 3-9 掃列式網格劃分結果	38

圖 3-10	Au 薄膜電點火頭的約束條件.....	38
圖 3-11	ANSYS/LS-DYNA 接觸類型分類.....	39
圖 3-12	LS-DYNA 的求解畫面.....	40
圖 3-13	後處理(LS-Prepost)操作介面.....	40
圖 4-1	各部件受不同等級衝擊時的最大 von Mises stress.....	46
圖 4-2	H 等級 Au 薄膜電橋的不同時間 von Mises stress 分佈.....	47
圖 4-3	H 等級 Au 薄膜電橋元素編號 131 之 von Mises stress 時間歷程圖.....	47
圖 4-4	I 等級 0.03ms 時之 Au 薄膜電橋的 von Mises stress 歷程.....	48
圖 4-5	I 等級 Au 薄膜電橋元素編號 131 之 von Mises stress 時間歷程圖.....	48
圖 4-6	H 等級時沿 Au 薄膜對稱軸任取七點的 z 軸位移對時間的關係圖.....	49
圖 4-7	I 等級時沿 Au 薄膜對稱軸任取七點的 z 軸位移對時間的關係圖.....	49
圖 4-8	H 等級 Kovar 合金的不同時間 von Mises stress 分佈.....	50
圖 4-9	H 等級 Kovar 合金元素編號 22199 之 von Mises stress 時間歷程圖.....	50
圖 4-10	I 等級 Kovar 合金的不同時間 von Mises stress 分佈.....	51
圖 4-11	I 等級 Kovar 合金元素編號 22199 之 von Mises stress 時間歷程圖.....	51
圖 4-12	玻璃部件元素編號 15649 受 H 等級衝擊最大主應力歷程圖.....	52
圖 4-13	玻璃部件元素編號 15649 受 H 等級衝擊最大主應力歷程圖.....	52
圖 4-14	玻璃部件元素編號 15649 受 I 等級衝擊最大主應力歷程圖.....	53
圖 4-15	玻璃部件元素編號 15649 受 I 等級衝擊最大主應力歷程圖.....	54
圖 4-16	不同膜厚下玻璃部件的最大主應力歷程圖.....	54
圖 4-17	不同薄膜形狀下玻璃部件的最大主應力歷程圖.....	54
圖 4-18	增加墊片後的 3D 數值模型.....	55
圖 4-19	玻璃部件受 H 等級的最大主應力歷程.....	56
圖 4-20	H 等級玻璃部件有無墊片對抗震衝擊歷程比較圖.....	56
圖 4-21	玻璃部件受 I 等級的 Max Principle stress 歷程.....	57

圖 4-22 I 等級玻璃部件有無墊片對抗震衝擊歷程比較圖 57



表目錄

	頁碼
表 2-1 隱式積分法與顯式積分法差異	21
表 2-2 各種顯式元素之特徵尺度與材料波傳速度	21
表 2-3 MIL-STD 883E 衝擊測試條件	22
表 3-1 電點火頭各部件參數	32
表 3-2 Johnson -Holmquist-Ceramics 材料模型參數	32
表 3-3 LS-DYNA 接觸類型定義	33



符號表

b	: Body force vector
C	: Damping coefficient of the system
c	: The velocity of wave transfer
t	: Traction loads
\dot{E}	: Energy change rate
F	: Natural frequency
f_i	: Body force density
K	: Stiffness coefficient of the system
M	: Mass of the system
m	: 10^{-6}
N	: Interpolation matrix
n_j	: Unit outward vector
p	: Pressure
q	: Bulk viscosity
s_{ij}	: Deviatoric stress
u	: Displacement vector
V	: Relative volume
\dot{V}_i	: Initial velocity
\ddot{x}	: Acceleration
X_α	: Point b initial position vector

x_i : Point b current position vector at time t

δ_{ij} : Kronecker delta function

ρ : Current density

ρ_0 : Reference density

$\dot{\varepsilon}_{ij}$: Strain rate tensor

σ_{ij} : Cauchy stress

ϕ : Eigen vector

ω : Natural frequency

ω_n : Maximum natural frequency of the system



第一章 序論

現今許多生活產品在進入產製階段前，考量成本、品質以及增加可靠度，都要經過模擬軟體的各種測試，最後再實際進行製造與測試。本研究主要是針對所設計的黃金(Au)薄膜點火頭，進行抗震模擬，檢視其是否可以抵抗超過 100,000G 的強震衝擊。

1-1 研究動機與目的

由於半導體製程的快速進步，微機電系統(MEMS)技術也越趨蓬勃，在各個領域都有微機電實際的成功應用，不論是在機械、電機、材料、化學，甚至是軍事電火工品(Electro-Explosive Device)方面，均成功將過去許多的龐大電路或是機構裝置，精準地製造於微米甚至更小的晶片與空間中，以更小的能量發揮完整的功能。

傳統的電火工品中的點火電橋都是利用金屬電橋絲，而隨著技術工藝的演進，電火工品也必須越來越微小並要求更高的可靠度，所以傳統的電橋絲漸漸暴露出一些結構上的弱點，包括利用焊接方式固定於接腳上的設計，導致結構不耐衝擊。

利用半導體製程技術做出的電橋，不但可以改善上述電橋絲的缺點，更是可以降低製作成本，增加點火效率。半導體做出的電橋從 1987 年 Benson[1]利用參雜 n 型矽的方式，做出膜厚為 2 μm 的矽電橋開始，1990 年 Benson 等人[2]再利用沉積的方式製作出低能量點火的鎢電橋，如圖 1-1；2003 年 Dibiaso[3]成功地

利用鈦(Ti)做出並聯式電橋，2004 年邱宏昇[4]也製作了四種不同型式的金薄膜電橋(如圖 1-2)，驗證多並聯式的電橋擁有電阻低且發火面積大的優勢，且多橋絲的結構可以避免任一橋絲損壞而無法正常發火的情況。2006 洪誌隆[5]利用有限元素模擬不同的點火結構對點火效率的影響，證明有含能材料的電橋確實提高點火效率與點火強度，圖 1-3 明顯看出塗佈含能材料的電橋的確有較激烈的燃燒反應。

2008 年邱銘漢博士[6]成功地利用微機電技術，製作出低能量點火晶片(如圖 1-4)，取代了傳統的橋絲式結構。此點火晶片係以 Au 薄膜為電橋，通電之後電橋累積足夠的焦耳熱之後，觸發含能材料，完成點火過程。此點火晶片製作前，通過仔細而審慎的衝擊與發火模擬，確保所設計的電火晶片結構確實比傳統的橋絲式結構安全，而發火效率也比較高，點火晶片製作完成後，也經由實驗驗證符合模擬預測結果。

然而，點火晶片製作完成之後，需與電點火頭封裝為成品，封裝的成本與完成後的結構強度又是另一層的考量，所以本文主要目的是，設計微機電製程，直接將薄膜電橋蒸鍍在電點火頭上，而不必透過在晶圓上製作電橋、切割晶片，再封裝成電點火頭，並且通過有限元素軟體模擬其結構強度符合要求。

一般來說，為了確保產品開發出來的可靠度，尤其是電火工品，都要經過衝擊測試、發火與不發火測試等的規範標準，才開始進行製作。現今專業動態模擬軟體能力的越趨完善與強大，透過 CAE (Computer-Aided Engineering) 模擬分析不僅可以減少設計錯誤的發生率，也可以藉由模擬結果預知產品結構設計上的弱點，並改變設計加以改善，所以 CAE 對於新型產品的設計與研發是非常重要的過程。

有鑑於此，本文利用 LS-DYNA 數值分析軟體，模擬所設計的薄膜電橋電點火頭承受高 G 值衝擊響應時的暫態行為，驗證其是否通過相關美軍衝擊規範，並且找出其受高 G 值衝擊時的結構弱點，研擬改善方案。

1-2 文獻回顧

如同 1-1 節所述，為了縮短時間，以及減少實驗成本，很多的工業產品與軍事產品在生產前都須通過一些標準規範的測試，包括前述邱銘漢博士的抗震點火晶片研製[6]，也先後通過了衝擊與發火的模擬測試，確認產品結構無誤之後，才進行製程，歷經有限元素進行結構研究分析，已經是產學界在製造產品或是進行實驗前必要步驟。

Jenq[7]利用LS-DYNA模擬封裝於電路板上的陣列式錫球，受高G衝擊時錫球應力隨時間變化的暫態行為(如圖1-5)，並由自由落體式衝擊試驗機產生半正弦波型的衝擊環境，驗證模擬結果，完成印刷電路板晶片封裝之高G值衝擊響應與失效分析；Suhir[8]也針對PCB印刷電路板進行衝擊分析，不同的是Suhir是將衝擊外力假設為單位脈衝力(Unit impulse)，分析其受衝擊後所產生的最大應力值。Fasanella和Jackson[9]也利用有限元素分析軟體，模擬不同的衝擊強度對飛機或是汽車受衝擊時的動態行為，輸出實驗與模擬的G值對時間的關係圖，驗證所產生的模擬結果(如圖1-6)。Lim[10]研究不同的材料組成對液晶顯示器跌落而受衝擊時比較。Billings[11]研究邊界對物體衝擊地面的影響，引入土壤的材料性質，因為土壤類似吸震層而有吸收能量效果，造成邊界非完全固定，討論其加入土壤邊界條件後，最大應力值與發生位置的改變。

由上述文獻顯示，透過合理的假設，數值模型的建立，利用有限元素法軟體模擬衝擊方面的動態響應行為，分析位移、速度、加速度、最大應力值等計算結果已經發展成熟。

1-3 本文內容

本文共分五章，第二章說明有限元素軟體的動態理論，介紹本論文相關的衝擊規範，引入失效判定標準；第三章介紹本文模擬流程；第四章為模擬結果與討

論，並研議改善模型；第五章對本文作簡單的結論，並提出未來可深入討論的方向。

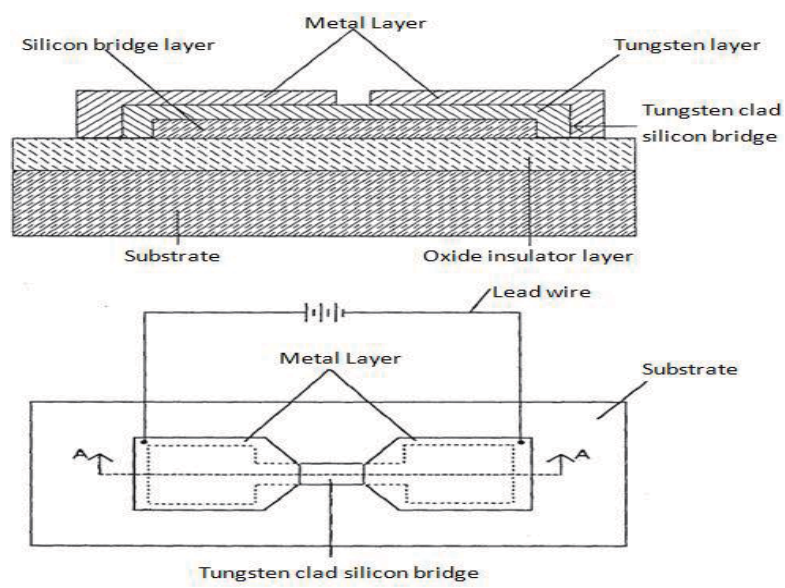


圖 1-1 鎢電橋的結構示意圖[2]

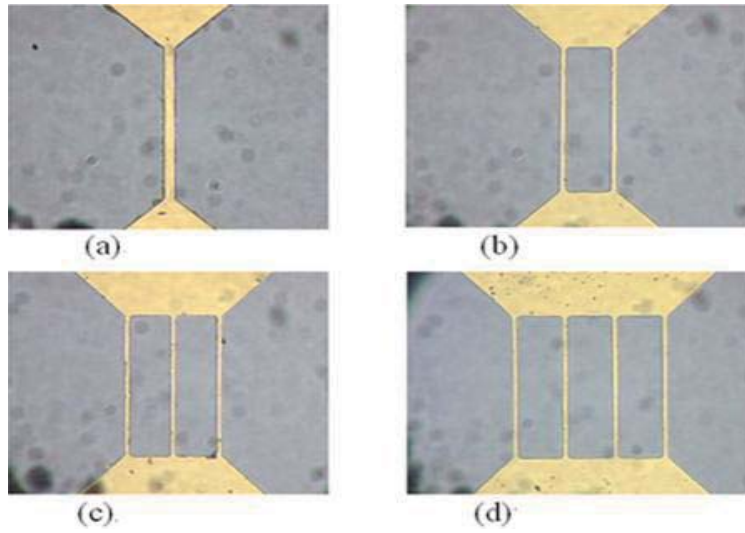


圖 1-2 四種不同型式的並聯電橋[4]

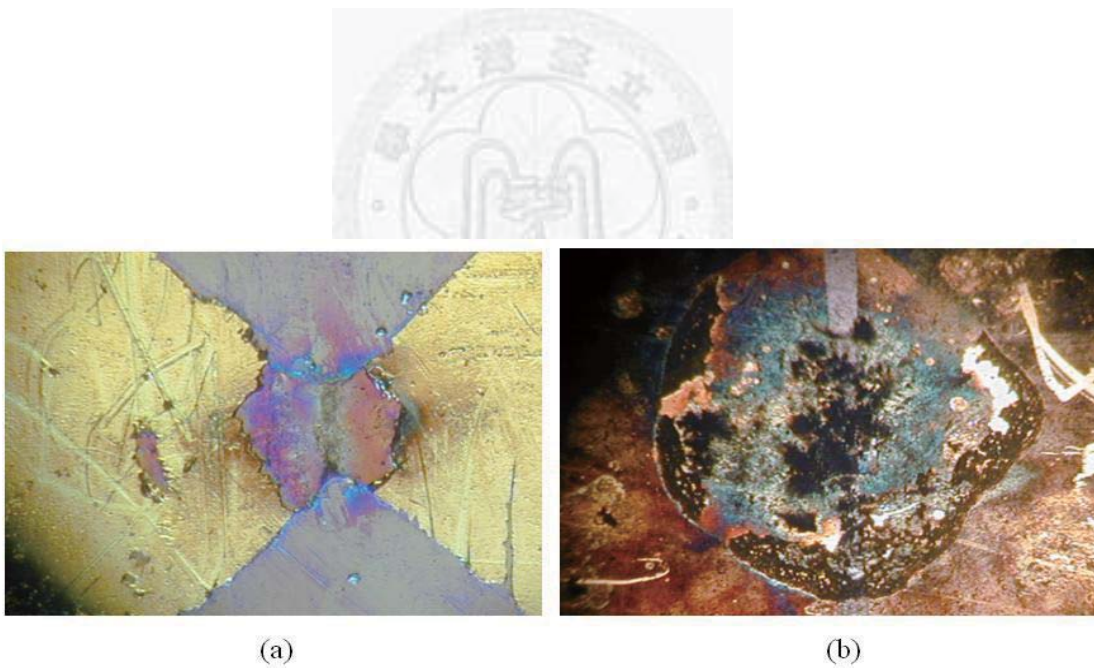


圖 1-3 電橋實際點火反應 (a)無含能材料；(b)塗佈含能材料。[5]

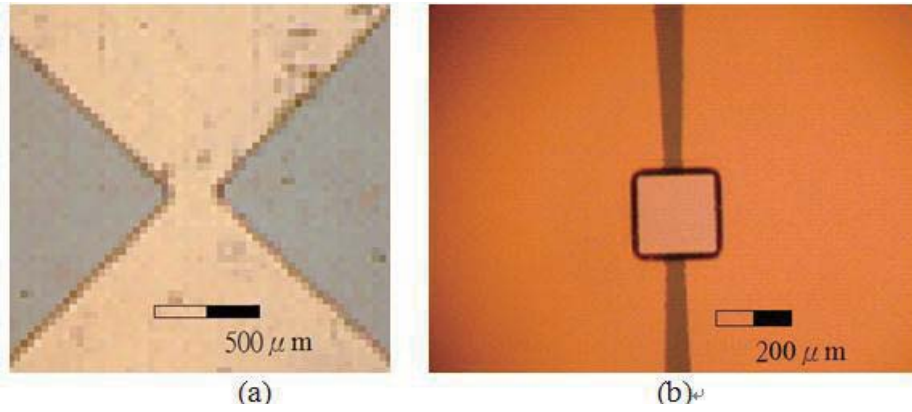


圖 1-4 邱銘漢所完成的點火晶片外型[6]

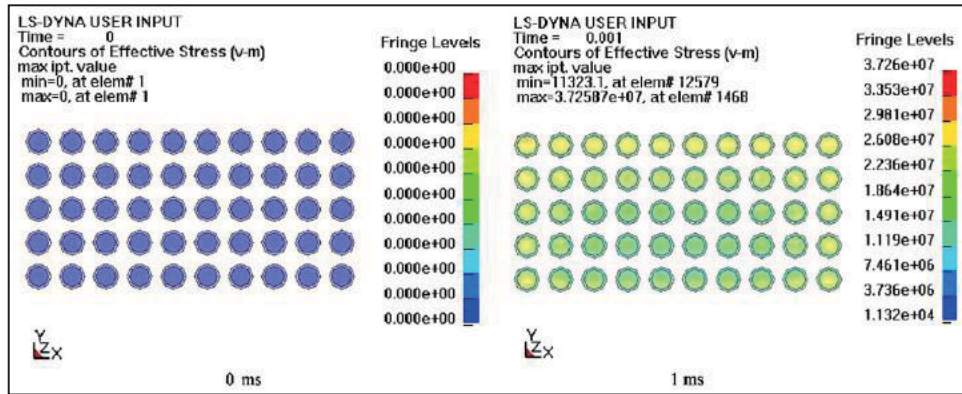


圖 1-5 S.T. Jenq 利用 LS-DYNA 模擬 PCB 的暫態衝擊行為[7]

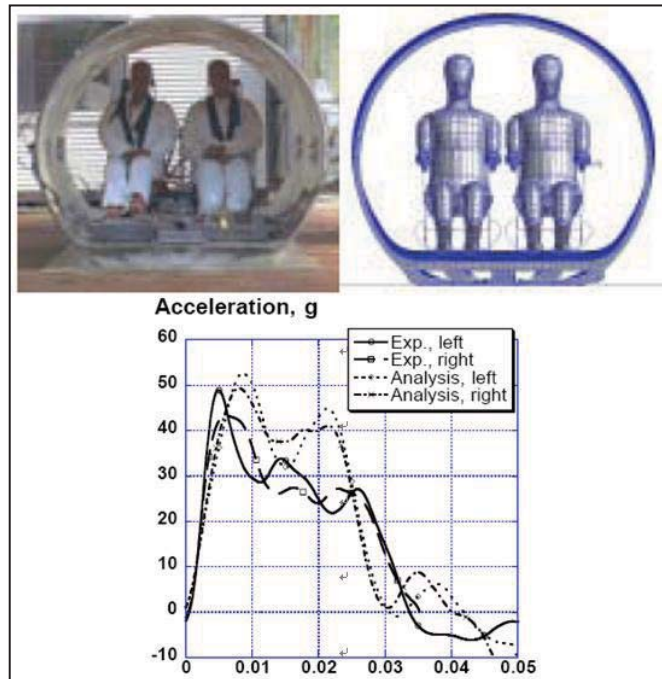


圖 1-6 Fasanella 的衝擊實驗與比較圖[9]



第二章 理論與相關規範

本章探討相關的動態模擬理論、衝擊規範、與失效判定的標準。2-1 節介紹動態模擬理論，衝擊測試為非線性暫態的求解問題，本論文使用擅長處理極短動態力學問題，如衝擊測試(shock test)、碰撞分析(crash analysis)、應力波傳遞(stress wave propagation)等的數值模擬分析軟體 LS-DYNA 來進行分析。2-2 節引入目前電子業界進行衝擊測試時慣用的美軍衝擊規範 MIL-STD 883E。最後 2-3 節說明本論文所採用的失效標準。

2-1 動態模擬分析理論

2-1-1 LS-DYNA 軟體簡介

1976 年 John Hallquist 在美國發表了 LS-DYNA 軟體，並在 1989 年成立了 LSTC 公司(Livermore Software Technology Corporation)，ANSYS LS-DYNA 為 ANSYS 與 LSTC 兩家公司之合作產品，ANSYS 與 LS-DYNA 的結合讓使用者可以更方便地透過 ANSYS 操作介面，進行 LS-DYNA 的動態分析。

LS-DYNA 提供了 Lagrange、Euler、ALE 三種空間網格描述，可利用顯式與隱式法的交換運算(implicit-to-explicit)，適合對結構分析、熱分析、流固耦合等「長時間靜態作用-短時間動態作用」的力學問題做計算。

2-1-2 空間網格描述法

LS-DYNA 提供三種空間網格法，以下分別對 Lagrange、Euler、ALE 三種描述法作介紹。

(一) Lagrange 描述法:

Lagrange 描述法是將元素網格定義於物體上，物體移動或是受力變形時，網格也會隨著物體而變形。這種描述法因為物體邊界與元素邊界一致，所以容易定義出複雜和不規則的邊界，對於定義邊界有較直觀的描述功能，對質點變形、速度、加速度歷時等物理量追蹤能力也較強；缺點為當網格會因為物體受力後變形量太大，導致網格產生過大的變形量時，易使計算停止或是產生負體積(negative volume)。LS-DYNA 提供了一些相關的指令可輸入 k 檔案，使元素出現過大的變形或扭曲時，可自動的將變形過大的網格移除不再計算。

(二) Euler 描述法

與 Lagrange 相反，Euler 法的網格是定義在計算的空間域中而不是物體上，所以動態模擬時，不同時間的網格所代表的物質會不一樣。由於網格不是定義在物體上，所以並不會因為物體本身的變形量過大而中止運算；不過因為網格必須定義所有可能通過的物體，在前處理時將會需要更多的前置時間，且定義邊界也是比較複雜，此法多使用於流體力學方面的模擬。

(三) ALE 描述法

ALE 為上述兩種描述法的疊合，不但可以允許物質在網格間做大變形或是移動，而且不用擔心計算的終止，此法多用於爆炸或是流固耦合的分析。

三種不同的描述法如圖 2-1 所示[12]。由於本文的衝擊模擬不至於使網格出現嚴重的大變形，所以選用 Lagrange 描述法。

2-1-3 Lagrange 物質描述

Lagrange 物質描述通常都使用於固體應變的問題當中，假設空間中一個物體運動，如圖 2-2 所示，物體受力後，隨時間變形，不考慮轉動情況下，則原本在 X_α ($\alpha = 1, 2, 3$) 的 b 點， t 時間後移動到 x_i ($i = 1, 2, 3$)，兩點皆處於卡氏座標系統 (Cartesian coordinate system)，以 Lagrange 描述法來表達變形量，則變形量如

下：

$$x_i = x_i(X_\alpha, t) \quad (2.1)$$

當 $t=0$ 時，我們可設定初始條件為：

$$x_i(X_\alpha, 0) = X_\alpha \quad (2.2)$$

$$\dot{x}_i(X_\alpha, 0) = \dot{V}_i(X_\alpha) \quad (2.3)$$

此處 \dot{V}_i 為初始速度。

2-1-4 統御方程式

任何物體運動中，都可由動量、質量、能量三大守恆式，配合邊界條件求解 LS-DYNA 是利用動量方程式 (momentum equation) 做為動態系統的基準[13]。

$$\sigma_{ij,j} + \rho f_i = \rho \ddot{x}_i \quad (2.4)$$

其中 σ_{ij} : Cauchy 應力張量

ρ : 質量密度

f : 單位物體力 (body force)

\ddot{x} : 加速度

$\sigma_{ij,j}$: σ_{ij} 之協變微分 covariant differentiation

牽引力條件 traction boundary condition :

$$\sigma_{ij} n_j = t_i(t) \quad (2.5)$$

其中 n_j 為邊界元素 ∂b 上向外單位法向量

t_i 為作用邊界上之表面積力

在邊界 ∂b_1 上，滿足位移邊界條件 (displacement boundary condition) :

$$X_i(X_a, t) = D_i(t) \quad (2.6)$$

在邊界 ∂b_2 ，接觸的不連續作用力滿足：

$$(\sigma_{ij}^+ - \sigma_{ij}^-)n_i = 0 \quad (2.7)$$

沿著內部的邊界 ∂b_3 ， $x_i^+ = x_i^-$ 。

質量守恆的一般表示式為：

$$\rho V = \rho_0 V_0 \quad (2.8)$$

其中：

V ：相對體積

ρ_0 ：物體質量參考密度($t=0$)

V_0 ：初始體積

變形梯度矩陣 F_{ij} 可表示為：

$$F_{ij} = \partial x_i / \partial X_j \quad (2.9)$$

能量守恆方程式為：

$$\dot{E} = V s_{ij} \dot{\epsilon}_{ij} - (p + q) \dot{V} \quad (2.10)$$

其中： s_{ij} ：偏應力 (Divergence viscosity)

p ：壓力

q ：黏滯係數 (Bulk viscosity)

$\dot{\epsilon}_{ij}$ ：應變率張量

隨著時間積分，對狀態方程式與整體能量平衡計算有幫助。

偏應力與壓力分別為：

$$s_{ij} = \sigma_{ij} + (p + q) \delta_{ij} \quad (2.11)$$

$$p = -\frac{1}{3}\sigma_{ij}\delta_{ij} - q = -\frac{1}{3}\sigma_{kk} - q \quad (2.12)$$

其中：

$$\delta_{ij} : \text{Kronecker delta} \quad \delta_{ij} = \begin{cases} 1, & i = j, \\ 0, & i \neq j. \end{cases} \quad (2.13)$$

再將(2.4)式依照虛功定理(virtual work principle)寫成狀態平衡方程式：

$$\begin{aligned} \int_V (\rho \ddot{x}_i - \sigma_{ij,j} - \rho f) \delta x_i dv + \int_{\partial b_1} (\sigma_{ij} n_j - t_i) \delta x_i ds \\ + \int_{\partial b_2} (\sigma_{ij}^+ - \sigma_{ij}^-) n_j \delta x_i ds = 0 \end{aligned} \quad (2.14)$$

其中 x_i 滿足在 ∂b_2 上的所有邊界條件，積分式為現時幾何構型下的描述，

再利用散度定理(Divergence Theorem)將上式改為：

$$\int_V (\sigma_{ij} \delta x_i)_{,j} dv = \int_{\partial b_1} \sigma_{ij} n_j \delta x_i ds + \int_{\partial b_2} (\sigma_{ij}^+ - \sigma_{ij}^-) n_j \delta x_i ds \quad (2.15)$$

其中

$$(\sigma_{ij} \delta x_i)_{,j} - \sigma_{ji,j} \delta x_i = \sigma_{ij} \delta x_{i,j} \quad (2.16)$$

將其改寫為弱平衡關係式：

$$\delta \pi = \int_V \rho \ddot{x}_i \delta x_i dv + \int_V \sigma_{ij} \delta x_{i,j} dv - \int_V \rho f_i \delta x_i dv - \int_{\partial b_1} t_i \delta x_i ds = 0 \quad (2.17)$$

再利用有限元素法的方法，將位置函數以形狀函數(Shape function)表示

$$x_i(X_\alpha, t) = x_i(X_\alpha(\xi, \eta, \zeta), t) = \sum_{j=1}^k \phi_j(\xi, \eta, \zeta) x_i^j(t) \quad (2.18)$$

其中， ϕ_j 為參數座標系 (ξ, η, ζ) 的形狀函數。 k 為定義在元素上的節點數目， x_i^j 在

節點坐標系中第 j 個節點在 i 方向上的位移。再將 n 個元素的值總和而得：

：

$$\delta \pi = \sum_{m=1}^n \delta \pi_m = 0 \quad (2.19)$$

將(2.18)、(2.19)代入(2.17)，得到：

$$\sum_{m=1}^n \left\{ \int_{v_m} \ddot{x}_i \Phi_i^m dv + \int_{v_m} \sigma_{ij}^m \Phi_{i,j}^m dv - \int_{v_m} \rho f_i \Phi_i^m dv - \int_{\partial b_1} t_i \Phi_i^m ds \right\} = 0 \quad (2.20)$$

$$\Phi_i^m = (\phi_1, \phi_2, \dots, \phi_k)_i^m \quad (2.21)$$

將(2.20)以矩陣式表示

$$\sum_{m=1}^n \left\{ \int_{v_m} \rho N^t N a dv + \int_{v_m} B^t \sigma dv - \int_{v_m} \rho N^t b dv - \int_{\partial b_1} N^t t ds \right\} = 0 \quad (2.22)$$

N 為內差矩陣(interpolation matrix)， σ 為應力向量(stress vector)。

$$\sigma^t = (\sigma_{xx}, \sigma_{yy}, \sigma_{zz}, \sigma_{xy}, \sigma_{yz}, \sigma_{zx}) \quad (2.23)$$

B 為應變-位移矩陣， a 為節點的加速度向量

$$\begin{bmatrix} \ddot{x}_1 \\ \ddot{x}_2 \\ \ddot{x}_3 \end{bmatrix} = N \begin{bmatrix} a_{x_1} \\ a_{y_1} \\ \vdots \\ a_{y_k} \\ a_{z_k} \end{bmatrix} = Na \quad (2.24)$$

$$b = \begin{bmatrix} f_x \\ f_y \\ f_z \end{bmatrix}, t = \begin{bmatrix} t_x \\ t_y \\ t_z \end{bmatrix} \quad (2.25)$$

b 為物體力向量(body force vector)， t 為牽引力負載(traction loads)。

2-1-5 時間積分法

時間積分法，是利用有限元素法把方程式離散後，而得的二階常微分方程式的位移函數解出。時間積分法一般分為顯式積分(explicit)與隱式積分(implicit)。

顯示與隱式積分法的差別列於表 2-1，在動態問題的求解過程中，以時間 t 為物理量，接著求出下一個時間 $t+\Delta t$ 的物理量，所以必須將整個作用歷程(time duration)切割成可積分計算的許多微小時段(Time Step)，以求時間上的變數解。隱式積分法的優點是對於動態物理量的求解比較精準，但是對於邊界條件比較嚴苛，求解過程容易發散，而顯式積分則較不會有發散的可能，不過因為顯式解法是利用逆推的方式得到結果，所以雖然求解速度比較快而且不易發散，但是容易產生誤差，為了減少誤差；與增加解的精確性，顯式解法對於時間步長的要求也就比較嚴苛，步長大小並不確保解的準確性，反而增加求解時間，所以時間步長的大小需適當。以下介紹顯式解法的時間步長與特徵程度、波傳遞速度的關係。

考慮一個如圖 2-3 的阻尼效應系統，式(2.26)為其運動方程式

$$M\ddot{U}(t) + C\dot{U}(t) + R(t) = P(t) \quad (2.26)$$

其中：

M : 質量矩陣

C : 阻尼矩陣

$U(t)$: 位移向量

$R(t)$: 恢復力，若考慮線性系統則 $R(t) = KU(t)$ ， K 為系統的勁度

令第 i 時間步之運動方程式為：

$$M\ddot{U}_i + C\dot{U}_i + R_i = P_i \quad (2.27)$$

若取用一個時間增量 $\Delta t = dt$ ，由中央差分法 (Central Difference Method)，可得第 i 時間步的速度及加速度為：

$$\begin{aligned} \dot{U}_i &= \frac{U_{i+1} - U_{i-1}}{2\Delta t} \\ \ddot{U}_i &= \frac{U_{i+1} - 2U_i + U_{i-1}}{\Delta t^2} \end{aligned} \quad (2.28)$$

將 (2.28) 代回 (2.27) 得：

$$\overline{K}U_{i+1} = \overline{P}_i \quad (2.29)$$

其中

$$\bar{K} = \frac{M}{(\Delta t)^2} + \frac{C}{2\Delta t} \quad (2.30)$$

$$\bar{P}_i = P_i - \left[\frac{M}{(\Delta t)^2} - \frac{C}{2\Delta t} \right] U_{i-1} - R_i + \frac{2M}{(\Delta t)^2} U_i \quad (2.31)$$

由(2.29)可解得 U_{i+1} ，並求得 R_{i+1} ，但還必須配合以下初始條件：

$$\ddot{U}_0 = M^{-1}(P_0 - C\dot{U}_0 - R_0) \quad (2.32)$$

$$U_{-1} = U_0 - \Delta t \dot{U}_0 + \frac{(\Delta t)^2}{2} \ddot{U}_0 \quad (2.33)$$

求解 U_{i+1} 時，是滿足第 i 步的運動方程式，因此在非線性問題時，無法以疊代的方式控制線性化誤差。

由於顯式積分法無須重複建立系統的勁度矩陣， \bar{K} 只要計算一次，若考慮無阻尼且集中質量的系統， \bar{K} 為對角矩陣，因此不須解聯立方程式，顯式積分法也不需求解反矩陣，程式可快速的運算， Δt 的選定需滿足計算的穩定條件。

$$\Delta t < \frac{2}{\omega_n} \quad (2.34)$$

其中

ω_n 為系統的自然頻率。

在衝擊的問題中，要解出符合實際的應力波傳遞現象， Δt 則受限於波傳遞速度和元素大小，條件如下：

$$\Delta t < \frac{L_e}{c} \quad (2.35)$$

其中

L_e 為元素之特徵長度，

c 為波傳速度。

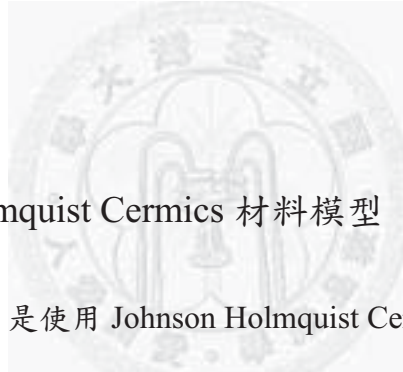
表 2-2 為各種顯式元素特徵長度與波傳速度，所以由顯式積分法，能描述出波傳效應的條件為：

$$\Delta t < \frac{L_e}{c} = \frac{2}{\omega_{\max}} \quad (2.36)$$

其中 ω_{\max} 為較大的自然頻率。因為 $\omega_{\max} > \omega_n$ ，所以由(2.36)可得：

$$\Delta t < \frac{L_e}{c} < \frac{2}{\omega_n} \quad (2.37)$$

所以，由(2.37)可知，當時間步幅滿足波傳效應時，將可符合數值求解的收斂條件。



2-1-6 Johnson Holmquist Cermics 材料模型

本文最後的陶瓷墊片是使用 Johnson Holmquist Cermics 材料模型，因為陶瓷墊片主要是用來緩衝受衝擊的力道，墊片本身的損傷標準不像其他部件如此嚴格，所以引入此種材料模型，可以直接在動畫結果裡觀察墊片是否龜裂。Johnson Holmquist Cermics 主要的構成方程式是

$$\sigma^* = \sigma \sigma_i^* - D(\sigma_i^* - \sigma_f^*) \quad (2.38)$$

σ_i^* 與 σ_f^* 為無因次化之有效應力及材料之損傷有效應力，定義式如下所示：

$$\sigma_i^* = A(P^* + T^*)^n (1 + C \ln \dot{\epsilon}^*) \quad (2.39)$$

$$P^* = \frac{P}{P_{\text{HEL}}} \quad (2.40)$$

$$T^* = \frac{T}{P_{\text{HEL}}} \quad (2.41)$$

$$\sigma_f^* = B(P^*)^m(1 + C \ln \dot{\epsilon}^*) \quad (2.42)$$

Johnson Holmquist Cermics 材料模型的破壞因子如下

$$D = \sum \frac{\Delta \epsilon}{\epsilon_f^f} \quad (2.43)$$

其中

ϵ_f^f 為失效應變(failure strain)，

當應變率累積使損傷因子 D 到達 1，即判定失效。

而 Johnson Holmquist Cermics 材料模型的壓力與體應變關係式如下

$$p = K_1 \bar{\mu} + K_2 \bar{\mu}^2 + K_3 \bar{\mu}^3 \quad (2.44)$$

並於材料拉伸條件以下式線性關係式描述

$$P = K_1 \mu \quad (2.45)$$

2-2 MIL-STD 883E 衝擊規範介紹

各種民生電子與電火工品，產製前都需通過衝擊測試(如圖 2-4)，包含衝擊作用的時間與高 G 值衝擊的大小，須要有一套共同認定的衝擊標準來做規範，目前一般電子業界都使用美軍 MIL-STD 883E Method 2002.3 [14] 衝擊規範來做為產品的衝擊認證。MIL-STD 883E 包含了 A 至 G 七種不同 G 值大小的半正弦波，峰值 G 值分別從 500G 到 30000 G，而作用時間從 1.0ms 到 0.12ms，本文研究的電點火頭衝擊模擬高達十萬到十二萬 G，所以本論文利用 MIL-STD 883E 的測試曲線外插計算出十萬 G 與十二萬 G 的衝擊時間(duration time)，分別定義為 H 及 I 等級，各等級的 G 值與衝擊響應時間列於表 2-3。

2-3 破壞準則

物體(機械零件、塑膠產品)等，都是三維空間的實體，受力後的應力與應變自然也都是三維的。以圖 2-5 舉例，物件受力後內部任一點 V 的受力情形可由圖 2-5 右圖來表示，其中包括了正向應力 σ 與剪應力 τ ，而這些應力可以用下列的矩陣表示：

$$\begin{bmatrix} \sigma_{xx} & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_{yy} & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_{zz} \end{bmatrix} \quad (2.46)$$

(2.46)是一個對稱矩陣，所以共有六個獨立應力分量。

在三維的彈性力學理論中，莫耳圓自然也是三維，如圖 2-6 所示，圖中表示出三個主應力 σ_1 、 σ_2 、 σ_3 。而這三種主應力可由下式計算出：

$$\begin{vmatrix} \sigma_{xx} - \lambda & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_{yy} - \lambda & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_{zz} - \lambda \end{vmatrix} = 0 \quad (2.47)$$

上式的矩陣特徵值(eigenvalue) λ_1 、 λ_2 、 λ_3 ，即為對應莫耳圓的三個主應力

σ_1 、 σ_2 、 σ_3 。對應莫耳圓，最大的剪應力為：

$$\tau_{\max} = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \quad \text{if } \sigma_3 < \sigma_2 < \sigma_1 \quad (2.48)$$

本論文的所有部件材料均視為等向且均質，圖 2-7 為延性材料(ductile)與脆性材料(brittle)的應力應變關係(stress-strain relationship)曲線，其中 S_{pl} 為比例限(proportional limit)， S_y 為降伏強度(yield strength)， S_u 為抗拉強度(ultimate tensile strength)， S_f 為破壞強度(failure strength)，各類的延性材料都有類似圖 2-7(A)的應力應變曲線，而圖 2-7(B)則為脆性材料的應力應變曲線。脆性材料與延性材料

最大的不同是脆性材料沒有明顯的塑性變形與延展性，所以應力強度在達到破壞強度 S_f 後，即產生破裂，脆性材料如陶瓷、玻璃等均屬之。

一般的延性材料結構設計，均將內部的應力值設計低於 S_y 或 S_{pl} ，以確保材料結構安全不會降伏。大多數脆性材料的結構設計，是將應力設計為低於 S_f ，防止材料發生破裂，以上的設計準則稱為破壞準則(criterion of failure)。

針對延性材料(鋼、銅等)，以往使用的破壞準則為 Tresca 降伏準則，係以最大剪應力理論為基礎(2.48)式。Tresca 理論預測：當最大剪應力 τ_{max} 達到材料在簡單拉力測試中的降伏應力的二分之一時，會發生材料失效。

而現今針對延性材料，不再使用 Tresca 理論，一般都是選用最大 von Mises 準則，最大 von Mises 應力準則係以 von Mises-Hencky 理論為基礎，(2.49)式為 von Mises 應力表示式：

$$\sigma_{vonMises} \equiv \frac{\sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2}}{2} \quad (2.49)$$

而 von Mises 準則是以下式表示：

$$\sigma_{vonMises} < S_y \quad (2.50)$$

上式的意義是：若 von Mises 等效應力小於降伏強度，則代表材料不會發生塑性與永久變形，亦即不會降伏，也就代表結構安全，過去的相關材料實驗已經證明 von Mises 準則的降伏預測較 Tresca 準則準確。

所以本論文裡的延性材料部件，如 Kovar 合金與 Au 薄膜皆以最大 von Mises 應力準則來判定失效。安全係數表示如下：

$$\text{安全係數} = \frac{S_y}{\sigma_{vonMises}} \quad (2.51)$$

若結構是由脆性材料(陶瓷、玻璃、矽等)製成，則不可使用上述的判斷準則，必須使用其他準則來判斷是否破壞，一般都使用最大正向應力準則

(Maximum-normal-stress theory), 最大正向應力準則亦即所謂的 Coulomb 準則, 其係以最大正向應力理論為基礎, 如下式:

$$\sigma_1 \leq \sigma_{lim}(\text{抗張強度}) \quad (2.52)$$

上式的意義是, 脆性材料受力時, 任一方向的最大主應力(maximum principle stress)若達到材料抗張力的最大強度時, 即宣告失效。此準則適用於脆性材料, 所以本論文的脆性材料部件(玻璃)係採用此法則來判斷失效, 極限應力值為抗張強度, 且假設玻璃是完美無裂痕的, 因為裂痕會大幅減低材料的抗張強度但卻對抗壓的能力沒有太大的影響, 安全係數計算如下:

$$\text{安全係數} = \frac{S_f}{\sigma_i} \quad (2.53)$$



表 2-1 隱式積分法與顯式積分法差異

隱式積分法	顯式積分法
<ol style="list-style-type: none"> 1. 方程式必須進行非線性勁度反矩陣計算，所計算的結果準確但邊界條件嚴苛，否則易發散。 2. 計算耗時較長 3. 通常用於靜態分析 	<ol style="list-style-type: none"> 1. 由已知逆推未知，不需求解反矩陣，所以較少計算發散問題，但是結果較不準確，善加利用時間步長的大小，可避免數值誤差，增加數值的精確性與穩定度。 2. 適用於暫態分析

表 2-2 各種顯式元素之特徵尺度與材料波傳速度

元素類型	特徵長度 L	材料波傳速度 c
實體元素	$V_e / A_{e\max}$	$\sqrt{\frac{E(1-\nu)}{(1-\nu^2)\rho}}$
桁架與梁元素	L_e	$\sqrt{E/\rho}$
殼元素	$\frac{A_e}{\max(L_1, L_2, L_3 \dots L_n)}$	$\sqrt{\frac{E}{(1-\nu^2)\rho}}$

表 2-3 MIL-STD 883E 衝擊測試條件

Condition	G Level (peak)	Duration (ms)
A	500	1
B	1500	0.5
C	3000	0.3
D	5000	0.3
E	10000	0.2
F	20000	0.2
G	30000	0.12
H	100000	0.065
I	120000	0.062



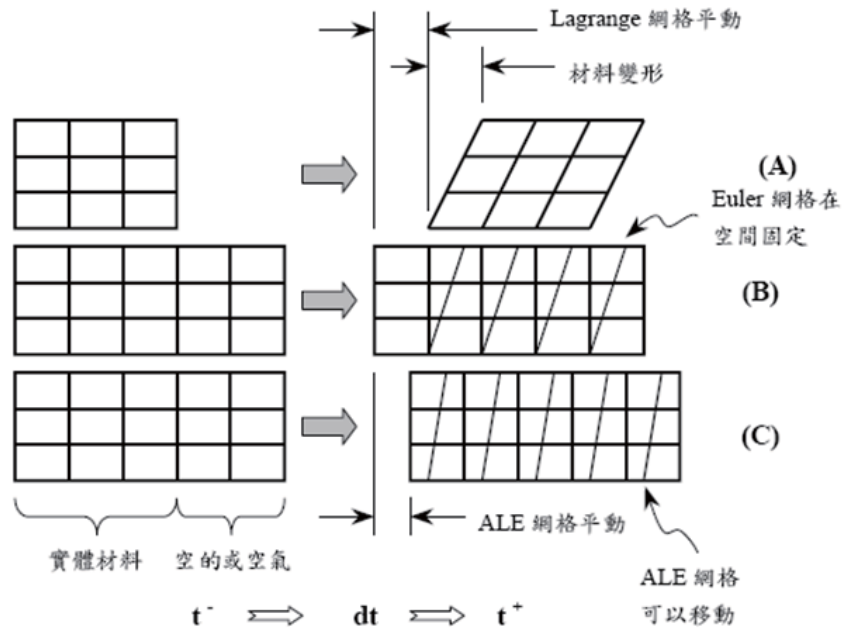


圖 2-1 三種空間描述法的結構變化[12]

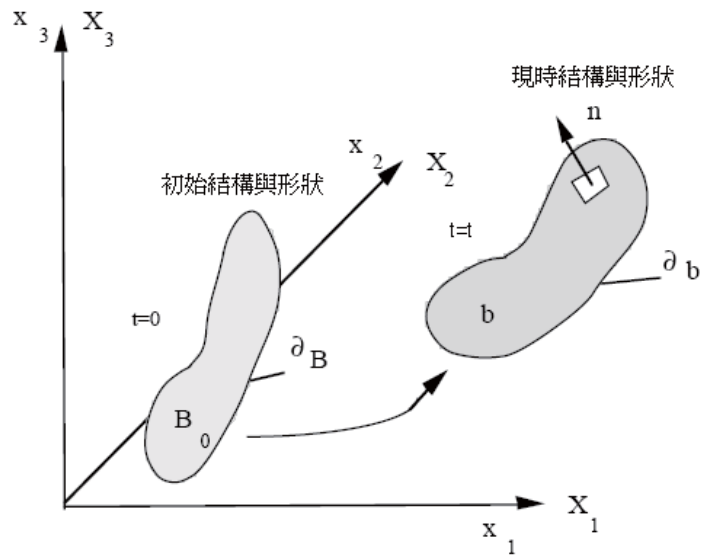


圖 2-2 物體運動示意圖[13]

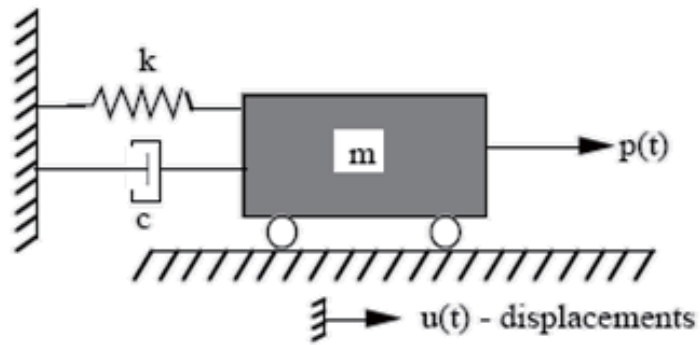


圖 2-3 阻尼效應系統[13]

民生工業	航太工業	國防工業
抗環境G值 ~50G	抗環境G值 ~100G	抗環境G值 ~10000G
 	 	 

圖 2-4 各種常見的衝擊 G 值

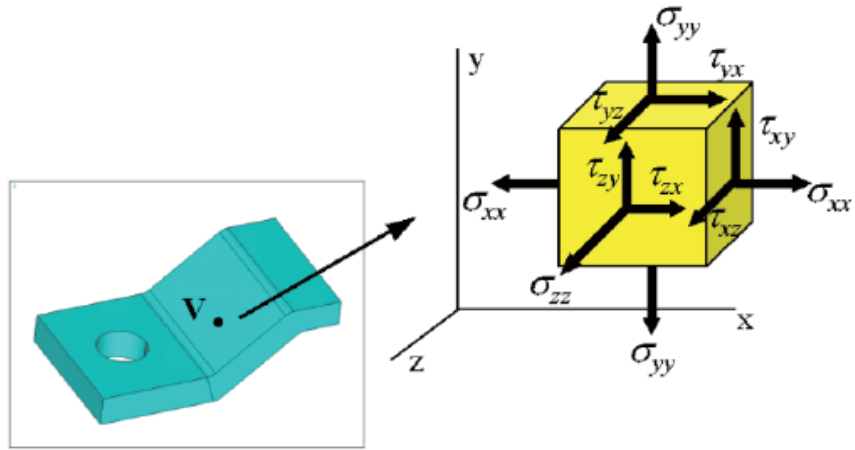


圖 2-5 物體內部任一點的受力表示圖

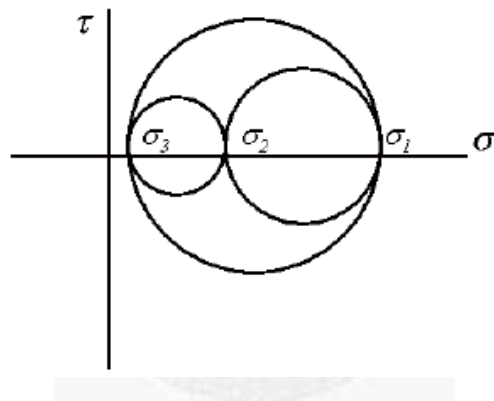
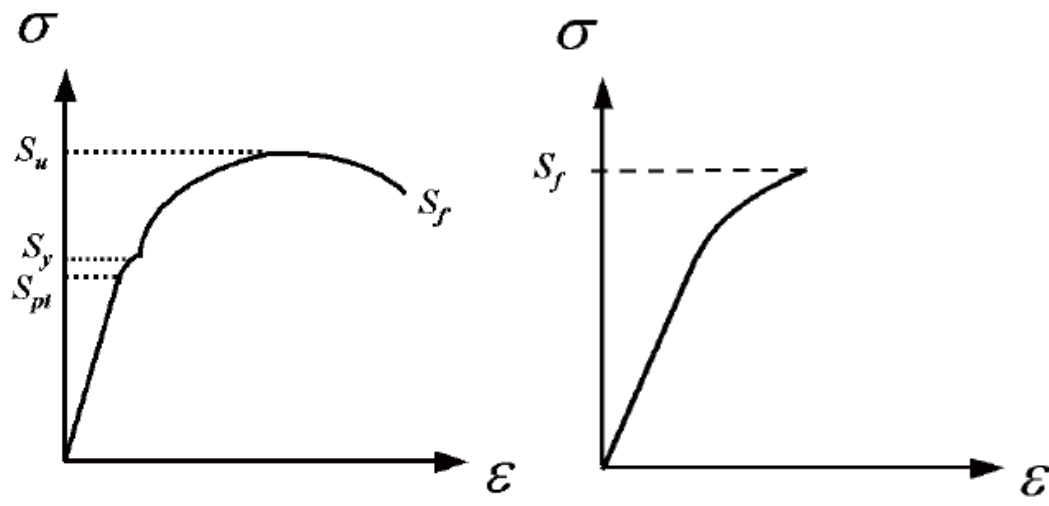


圖 2-6 三維莫耳圓



(A)

(B)

圖 2-7 延性材料(A)與脆性材料(B)的應力應變圖形



第三章 數值模擬建立與設定流程

圖 3-1 為本文模擬架構的主要流程圖，本章分別說明電橋薄膜的圖案設計邏輯與模擬流程做說明，包括材料參數的設定、有限元素的類型、網格劃分、定義接觸類型、設定邊界條件、求解與後處理，進行介紹與說明。

3-1 建立 CAD 模型

在 ANSYS 介面裡，提供了許多建立數值模型方法與程序，包括由點、線、面逐層建立，或是直接呼叫 ANSYS 的功能建立模型特徵(如圓柱，立方體)。不過因為 ANSYS 的繪圖介面並不如一些單純的繪圖軟體那般方便使用，修改上也比較繁瑣，所以 ANSYS 也提供了匯入(import)的功能來讀取其他軟體所設計的模式。ANSYS 可支援多種繪圖軟體(包括 Pro/E、AutoCAD 等)的模式匯入，本論文的幾何構型為 3D 模型，所以採用以 3D 建模知名的 Pro/E 軟體進行元件 CAD 數值模型的建立，經過尺寸修改、外觀確立後，匯出 IGES 檔案格式，再匯入 ANSYS 進行讀取模型的動作。

本論文的電點火頭幾何構型如圖 3-2，中心圓柱梢為 Kovar 合金，外層的導電層也係由 Kovar 合金製成，而玻璃部件則經由融封技術牢固地夾在中心梢與導電層之間。在此假設所有的材料均質且等向，各接觸面皆為均勻完美面接觸，繪製好的 3D 數值模型如圖 3-3。

本節模擬蒸鍍於完整電點火頭頂面上的電橋，利用 Kovar 合金製成的中心梢與外殼形成正負極，通電點火時，電橋上的焦耳熱累積後，達到足夠的熱能使電橋爆炸，所以電阻的大小也就決定了電橋的發火時間，電阻太小將增大電流，導致發火時間過短且不穩定，若電流不足甚或無法發火；電阻太大又使發火時間過長。一般而言，1 歐姆是一般電火工品的典型電阻值。一般導體的電阻值可由式

(3.1)計算而得：

$$R = (\rho L)/A \quad (4.1)$$

其中電阻率 ρ 由電橋的金屬成分而定， L 為電橋的長度、 A 為電橋的截面積。計算之後的膜厚大約 $0.03\mu\text{m}$ ，考量到 ANSYS 前處理縱寬比的極限，再加上電阻率通常會誤差 10~30 倍，故本文先模擬 $1\mu\text{m}$ 膜厚的情形，最後再討論不同膜厚 ($0.6\mu\text{m}\sim 1.4\mu\text{m}$) 對衝擊結果的影響。

本文設計的電橋形狀如圖 3-4 左圖，設計的電橋形狀為什麼不是在外殼上鍍製環型電極(圖 3-4 右)，因為本文設計的微機電製程方式，Au 蒸鍍是由電子束蒸鍍機(E-Beam)來蒸鍍，而電子束蒸鍍機的承載具都是專屬晶圓的，所以電橋蒸鍍的方法只能重新製造承載模具，先由 Lift-Off 法試製取得相關薄膜厚度參數後，如圖 3-5，而且考量到製程上無法直接在電點火頭的頂面進行塗佈光阻、曝光顯影等動作，只能利用噴漆擋罩的原理來進行蒸鍍，環型外電極將使內部的擋罩懸空而無法定位。擋罩的製作就是將所試製的光罩圖(圖 3-6 右)，透過 ICP(電漿離子蝕刻系統)打穿，再利用所設計的對位插梢，精準地將打穿後的晶圓當作擋罩，緊密地貼合在點火頭載具上，最後設定製程參數，期能順利蒸鍍 Au 薄膜於點火頭上。

電橋圖案定義完成，而且評估可以透過微機電實現後，就可以將吾人設計好且在 Pro/E 建立好的數值模型匯入 ANSYS，完成 CAD 模型的建立。

3-2 定義元素類型

ANSYS LS-DYNA 提供了多種類型的分析元素，常用的包括承受軸向負載的桁架元素(Link160)、用三個節點定義的樑元素(Beam161)，二維元素用於平面問題或空間軸對稱(Plane162)，還有薄殼元素(shell 163)，可退化成重疊節點的錐形楔形四面體的三維固體元素(solid164)，還有其他包括 Mass166、Link167、不

規則幾何模型的十個節點四面體元素(Solid168)等。

本論文所有部件均使用 Solid164 元素來劃分，Solid164 由八個格點組成六面體(如圖 3-7)，每個格點具有 9 個自由度，分別為 x 、 y 、 z 方向的位移、速度與加速度。厚度只有 $1\mu\text{m}$ 的 Au 薄膜更適合以 Shell163 元素來劃分，但考量到使用 Shell163 劃分時，會因為 Shell 元素與點火頭部件 Solid 元素的自由度不同，Shell 面與 Solid 元素做黏合(Glue)時易造成應力集中的現象，而且透過共節點方式(Merge)指令，也因為本次薄膜形狀不規則，增加許多前處理的不必要繁瑣與時間，所以本文模擬 Au 薄膜時也使用 Solid164 進行模擬。

3-3 設定材料特性

依照分析模型的不同，選用適當的材料進行設定，ANSYS LS-DYNA 內建了許多材料模式可選擇。由於本論文的判定模式均不考慮塑性與永久形變，也就是延性材料超過降伏強度即失效，脆性材料超過抗張強度即失效，所以均是以線性之彈性模式(elastic)定義，各項材料的特性參數值如表 3-1。

第四章最後介紹的陶瓷墊片，作為緩衝且保護電點火頭受衝擊的功能，失效條件並不需如此嚴格，可接受少許的塑性甚至破裂，所以本文墊片使用的材料模型是 Johnson -Holmquist-Ceramics 材料模型，該材料模型最大的特色就是導入損傷因子(式 4.2)：

$$D = \sum \frac{\Delta \varepsilon}{\varepsilon^f} \quad (4.2)$$

該式表示當該材料受衝擊或是受力時，應變逐漸累積至失效值時，即會崩落且移除，所以此模型非常適合用來描述緩衝材料與材料崩裂的情形。陶瓷墊片的各相關參數如表 3-2。

3-4 劃分網格

ANSYS 前處理器提供了多種劃分網格的方法，包含了自由網格(free mesh)、掃掠網格(sweep mesh)、映射網格(mapped mesh)，可根據不同的需要選擇不一樣的網格劃分方式，如圖 3-8。自由網格是最容易劃分的網格，但常常是最不準確的網格，適用於受力甚小或是靜態的分析問題；映射網格所劃分出的網格是最整齊的，但是映射網格在劃分上是最嚴格的，以本文的點火頭模型為例，若在體積上劃分映射網格，則此體積必須為規則的六面體(方塊)、五面體(楔形)或是四面體，而且在對面和側邊上所定義的元素劃分數必須相等。但本文部件大多為圓柱體，若使用映射網格劃分，將須使用非常大量而且繁瑣的布林運算，此過程是非常耗力且不符效率的。

基於上述的說明，本文建立數值模型均使用掃掠網格，如圖 3-9，其原理是對特定方向上具有一致剖面性質的體積進行來源面向目標面的掃掠網格。

3-5 設定邊界條件與負載

模擬分析時，負載與邊界條件的設定是重要的一項步驟，設定須盡其可能地與實際情況一致。本文的負載是依照 MIL-STD 883E 的 G 值大小與作用時間(duration time)設定 z 軸的衝擊響應輸入；至於邊界條件的部分，由於在衝擊產生的瞬間，電點火頭四周與底部表面因為固定鑲嵌於點火座上，因而導致邊緣約束不動，所以本文定義為四周與底部固定，如圖 3-10 所示。

3-6 定義接觸類型

LS-DYNA 的接觸類型分為三大類(如圖 3-11)，分別是單面接觸(Single Surface)、節點與面接觸(Nodes to Surface)、面對面接觸(Surface to Surface)。每個

分類下又分為幾種不同型態的接觸，如表 3-3 所列，各種接觸定義分別適用於不同的接觸情況。本文的部件均為固體元素，所以本文設定為面對面接觸下的自動偵測，在 LS-DYNA 程式內定義接觸面模型定義為：

```
*CONTACT_AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE
```

3-7 數值分析求解

設定好相關的負載與邊界條件後，即可輸出 k 檔案準備求解。k 檔案是 ANSYS 前處理器與 LS-DYNA 之間的橋樑，k 檔案顯示也記載了所有在 ANSYS 前處理器所做的動作，包括節點資料、元素資料、材料性質、接觸訊息、邊界條件、部件設定與能量控制等所有進行模擬有關的訊息，有些在 ANSYS 中無法定義的狀態方程式也只能在 k 檔案中修改，第四章最後的 Johnson-Holmquist-Ceramics 材料模型，就必須在 k 檔案修改。

解讀與操作 k 檔案可以節省很多的時間，若遇到求解錯誤而終止計算的訊息，對 k 檔案的理解程度多寡，也決定了是否能及時修改輸入資料，以利模擬順利進行，節約耗用的時間。全部的 k 檔案都檢查好之後，就可以匯入 LS-DYNA 專用求解器求解，求解畫面如圖 3-12。在求解過程中，也可以透過常用的指令來令求解器暫停，檢視數值結果是否合理，再繼續計算或是回 k 檔案修改設定。

3-8 後處理器

前述所有的步驟都是為了求得精準又貼近真實的模擬結果，後處理分析就將這些結果明確地顯現出來。求解完成之後，全部的結果都會被輸出，本論文使用後處理器 LS-Prepost，其操作介面如圖 3-13，提供了各種物理量的數據提取，透過 History 指令可得到包括應力對時間，位移對時間，還有各種以圖表和動畫顯示的分析結果，方便使用者從大量的數據中迅速且直觀地獲知計算的資訊。

表 3-1 電點火頭各部件參數

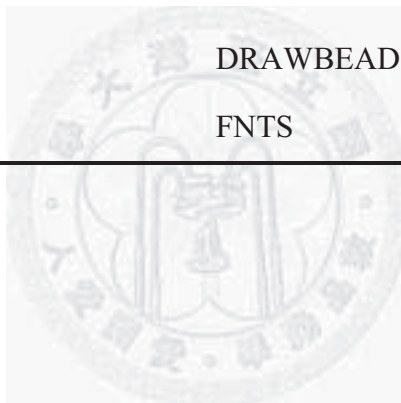
	密度 (kg/mm ³)	Young's modulus (GPa)	Poisson ratio
Au 薄膜	1.962E-05	78	0.44
Kovar 合金	8.3E-06	138	0.3
Glass	2.5E-06	70	0.22

表 3-2 Johnson -Holmquist-Ceramics 材料模型參數

ρ (kg/m ³)	3700	HEL(GPa)	2.79
G(GPa)	90.16	HEL Pressure(GPa)	1.46
A	0.93	HEL Vol. Strain	0.01117
B	0.31	HEL Strength (GPa)	2.00
C	0.00	D ₁	0.005
M	0.60	D ₂	1.00
N	0.60	K ₁ (GPa)	130.95
EPSI	1.00	K ₂ (GPa)	0.00
T(GPa)	0.20	K ₃ (GPa)	0.00
S _{max}	NA	β	1.00

表 3-3 LS-DYNA 接觸類型定義

	Single Surfac	Nodes To Surface	Surface To Surface
General (Normal)	SS	NTS	STS, OSTs
Automatic	ASSC, AG, ASS2D	ANTS	ASTS
Rigid		RNTR	ROTR
Tied		TDNS	TDSS, TSES
Tied with failure		TNTS	TSTS
Eroding	ESS	ENTS	ESTS
Edge	SE		
Drawbead		DRAWBEAD	
Forming		FNTS	FSTS, FOSS



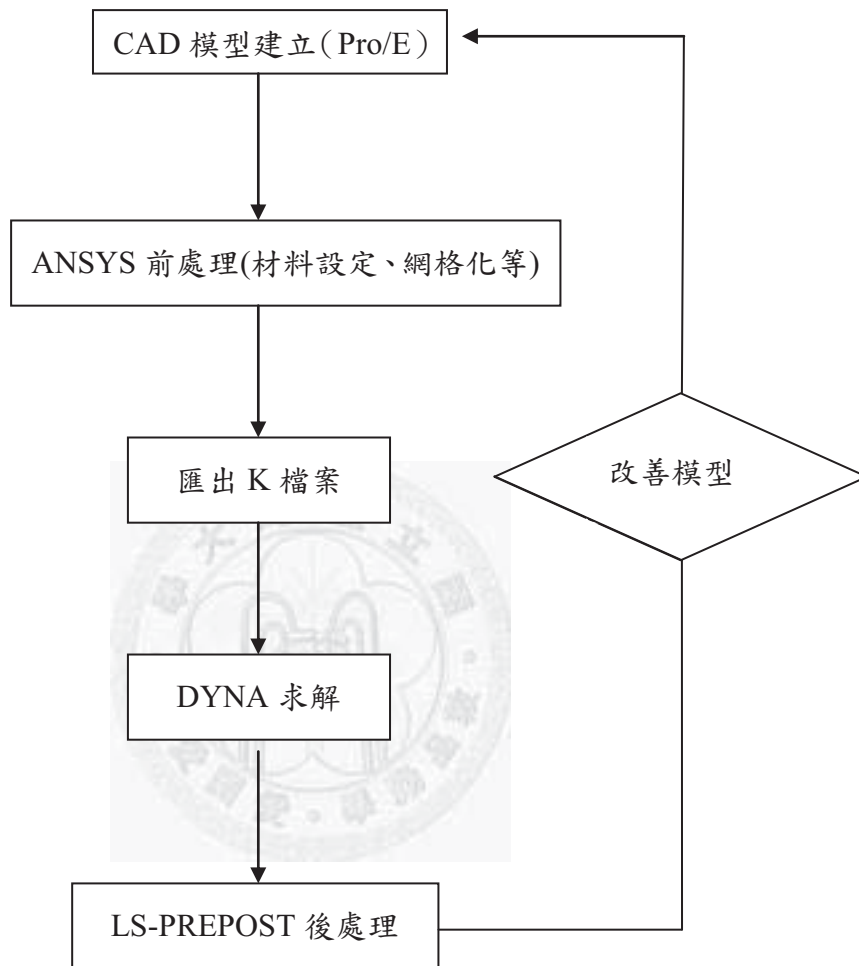


圖 3-1 模擬流程圖

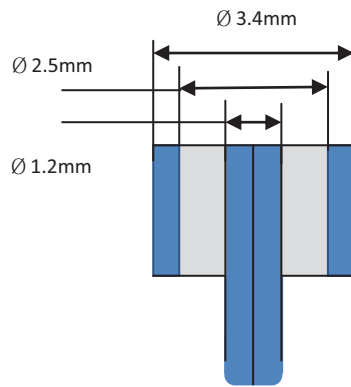


圖 3-2 電點火頭的幾何構型

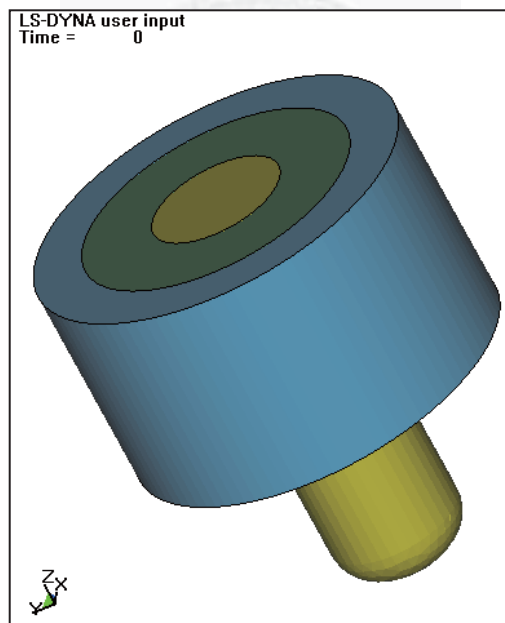


圖 3-3 電點火頭 3D 數值模型

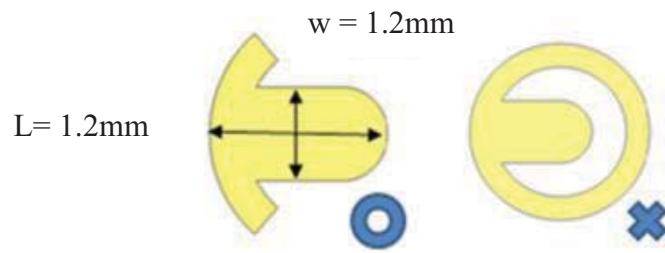


圖 3-4 所設計的電橋圖案

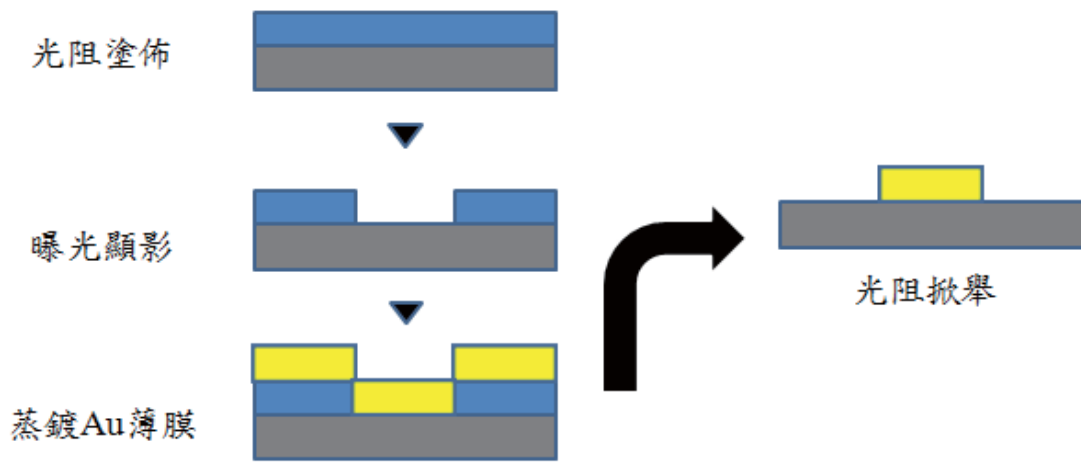


圖 3-5 Lift-Off 法示意圖

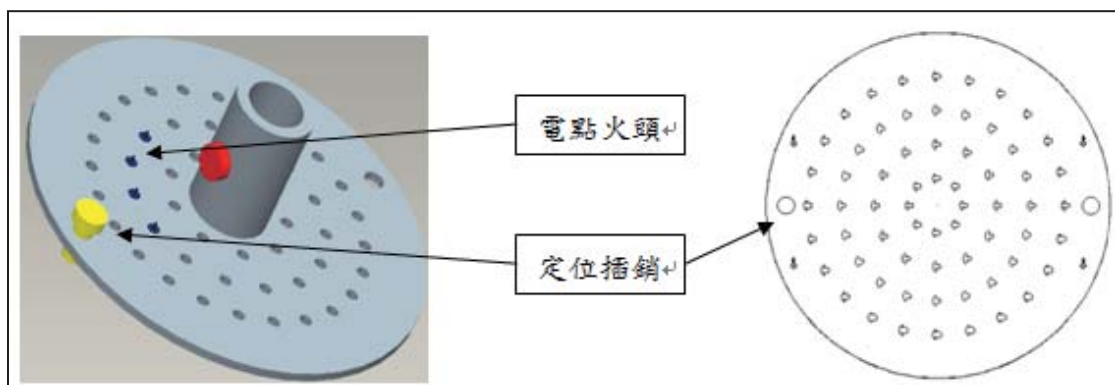


圖 3-6 製程設計思路

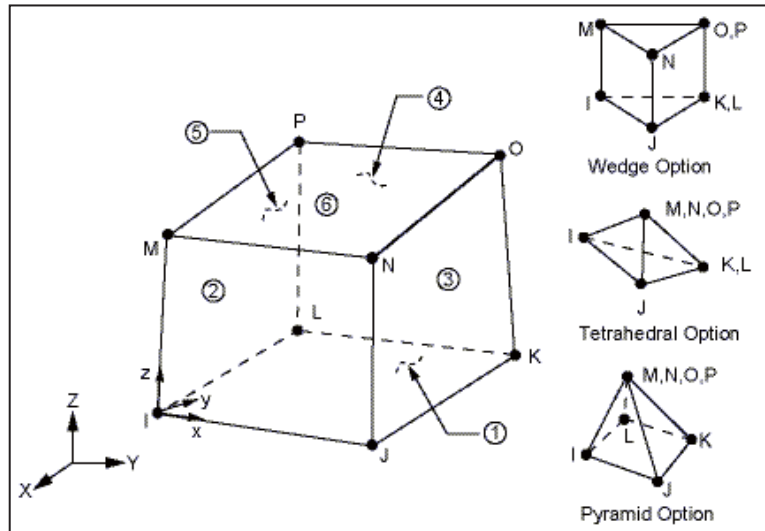


圖 3-7 Solid 164 元素示意圖

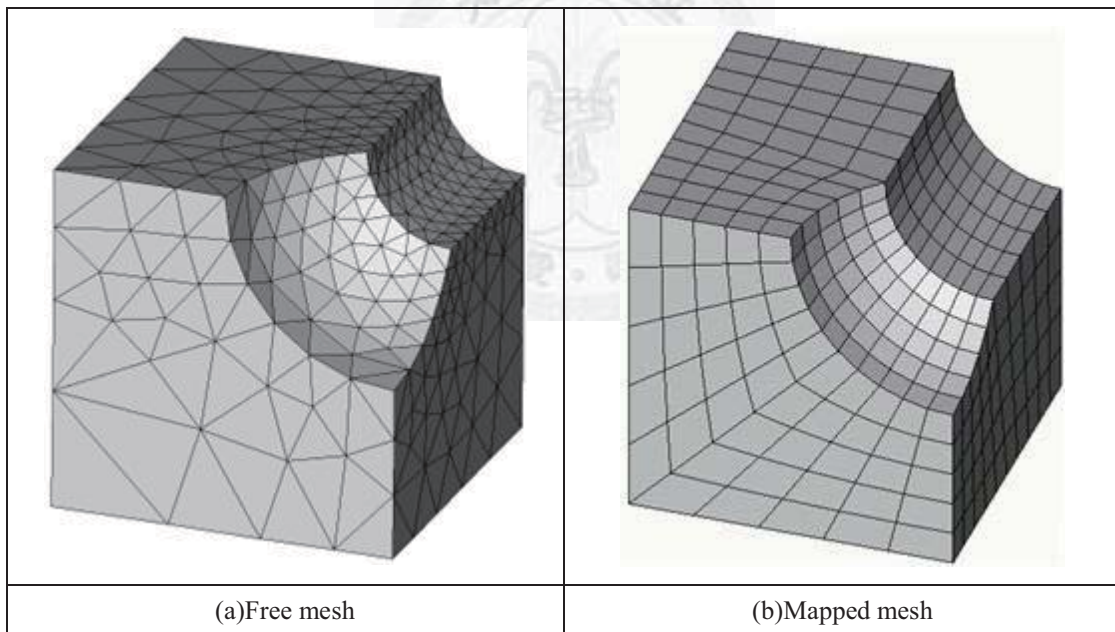


圖 3-8 ANSYS 前處理劃分之網格(a)自由網格(b)映射網格

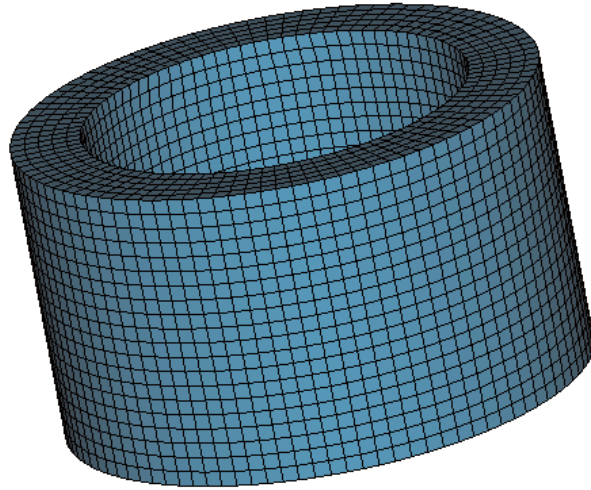


圖 3-9 掃列式網格劃分結果

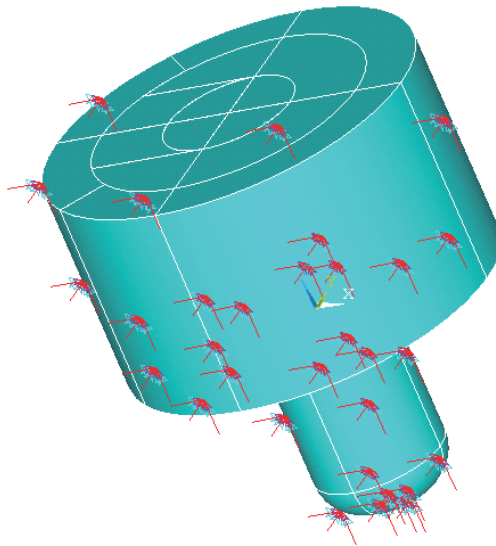


圖 3-10 Au 薄膜電點火頭的約束條件

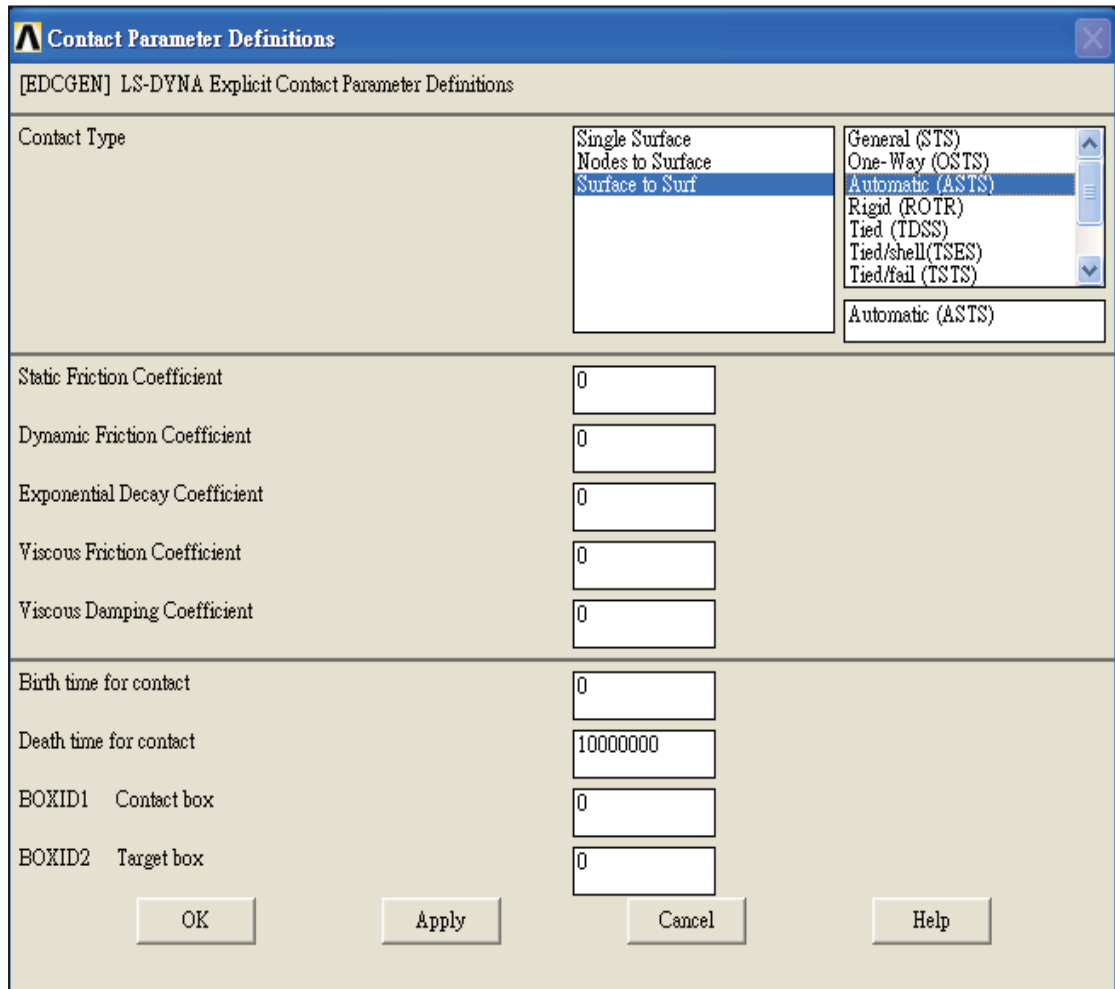


圖 3-11 ANSYS/LS-DYNA 接觸類型分類

```

C:\LS-DYNA\program\ls971_s_R4.2.1_win32_p.exe I=D:\Bryan\graduate\0419_final_ansys\Good\VCWE\WNE\WCVC_condition.k O=D:\...
hourglass energy ..... 0.00000E+00
system damping energy..... 0.00000E+00
sliding interface energy..... 0.00000E+00
external work..... 0.00000E+00
eroded kinetic energy..... 0.00000E+00
eroded internal energy..... 0.00000E+00
eroded hourglass energy..... 0.00000E+00
total energy..... 1.00000E-20
total energy / initial energy.. 1.00000E+00
energy ratio w/o eroded energy. 1.00000E+00
global x velocity..... 0.00000E+00
global y velocity..... 0.00000E+00
global z velocity..... 0.00000E+00
cpu time per zone cycle..... 37331 nanoseconds
average cpu time per zone cycle... 37331 nanoseconds
average clock time per zone cycle.. 22137 nanoseconds

estimated total cpu time      = 3264308 sec ( 906 hrs 45 mins)
estimated cpu time to complete = 3264307 sec ( 906 hrs 45 mins)
estimated total clock time    = 1935734 sec ( 537 hrs 42 mins)
estimated clock time to complete = 1935734 sec ( 537 hrs 42 mins)
    1 t 0.00000E+00 dt 1.23E-07 flush i/o buffers
    1 t 0.00000E+00 dt 1.23E-07 write d3plot file
   5000 t 6.3533E-04 dt 1.25E-07 flush i/o buffers

```

圖 3-12 LS-DYNA 的求解畫面

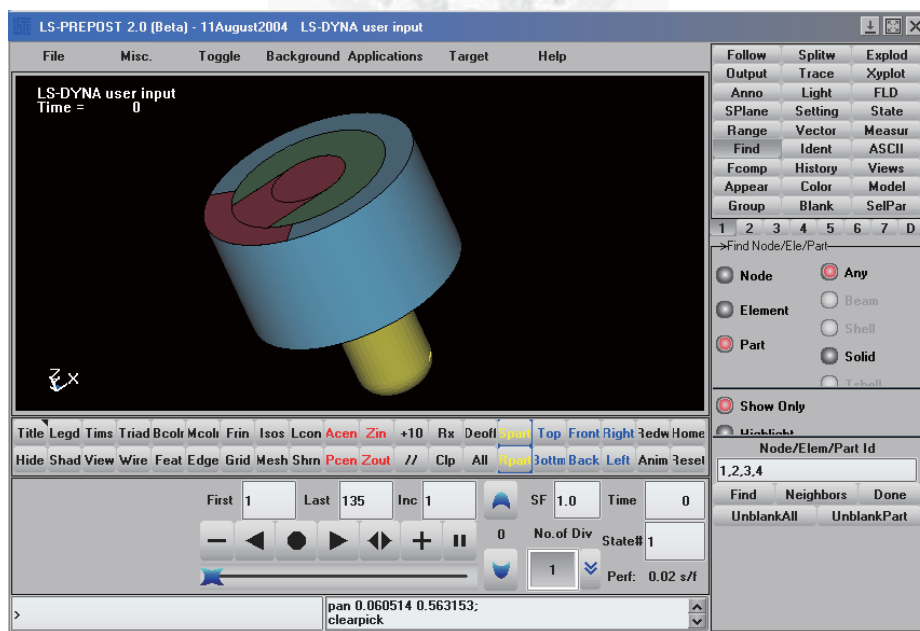


圖 3-13 後處理(LS-Prepost)操作介面

第四章 數值模擬結果與討論

4-1 模擬結果

本章探討數值模擬結果，圖 4-1 為電點火頭受 MIL-STD 不同衝擊等級時，各部件所受的最大 von Mises stress 圖。隨著衝擊等級的越趨嚴厲，所受的衝擊力道也更強，各部件所受的等效應力值與所輸入的 G 值震幅呈線性關係，接下來再分別就各個部件的衝擊響應內容作探討，並計算其安全係數是否大到可確保該部件足以承受衝擊。

4-1-1 Au 薄膜電橋

圖 4-2 為 Au 薄膜電橋受 H 等級(峰值 100,000G、作用時間 0.065ms)的半正弦波衝擊響應條件時的 von Mises stress 應力變化圖，圖中的 Fringe Level 單位為 GPa，觀察圖中的應力分佈，發現受衝擊時，因為中心梢的擠壓，所以導致薄膜電橋在中心梢的部分有局部較大而明顯的應力響應現象；但此處並不是最大的 von Mises Stress 發生處，最大的 von Mises stress 發生在外殼邊界處，因為邊界處是邊界條件設為固定，所以受衝擊時此處產生最大的應力，再對產生最大應力響應的元素編號 131 之 von Mises stress 的變化歷程對時間作圖 4-3。可看出最大值出現在 0.033ms 的 6.207MPa，也就是所輸入的半正弦波衝擊條件，到達最高 G 值的時間。而參考 Volinsky[15]的結果，Au 黃金薄膜厚度為 2.7 μ m 時，室溫條件下的黃金薄膜降伏強度為 400MPa，據此可計算得薄膜電橋的安全係數高達 64 倍，所以電橋完整蒸鍍在電點火頭上時，受衝擊時擁有非常高的安全係數。

再討論 I 等級衝擊時的情形，圖 4-4 為黃金薄膜受 I 等級(峰值 120,000G、響應時間 0.065ms)時的 von Mises stress 應力分佈圖，應力分佈大致與 100,000G 時

相同，惟衝擊力道更大，最大的發生處與 H 等級相同為元素編號 131，其最大的 von Mises stress 值為 7.45MPa(如圖 4-5)，安全係數也高達 53.6 倍，所以黃金薄膜電橋足以承受 100,000G 到 120,000G 的高 G 值衝擊，且具有很高的安全係數。

參考邱銘漢的研究[6]，為了使電容放電點火過程更加穩定確實，通常在電點火頭的電橋上方覆蓋 Zr 或 KClO_4 等含能材料粉劑，如果電橋受衝擊而產生過大的位移變化，有可能造成含能材料移動或是受到擠壓，有可能造成發火動作不穩定甚至失敗，所以本節也對薄膜電橋的位移做討論。圖 4-6 與 4-7 分別為 H 與 I 等級時，從電橋中心到周圍邊界的對稱軸上，任取七個點所做出來的位移對時間的歷程圖，觀察圖可知道越靠近中心梢的地方，電橋位移越大，因為電橋的周圍是固定的，而且中心梢受衝擊時，會產生 Z 軸方向的些微擠壓，所以薄膜電橋最大位移發生處會發生在電點火頭的中心點，也就是中心梢上的 Au 薄膜電橋。再由圖 4-6 可知 H 等級的最大位移為 $0.07\mu\text{m}$ ，I 等級的最大位移為 $0.083\mu\text{m}$ (圖 4-7)，而 Zr 粉末約為 $4\mu\text{m}$ ， KClO_4 大約為 $45\mu\text{m}$ ，所以 Au 薄膜電橋最大位移量都遠比含能材料小，所以熱傳異常的現象幾乎可以忽略。

4-1-2 Kovar 合金

本節討論 Kovar 合金部分受 H 等級與 I 等級時的衝擊響應情形，圖 4-8 為 Kovar 合金部件受 H 等級時的 von Mises stress 歷程圖，觀察結果圖可知道，應力響應的最大處發生在玻璃與合金部件的融封接面處，因為本次衝擊模擬為四周邊界固定，所以 Kovar 合金與玻璃部件的融封處會發生較大的應力集中，元素編號 22199 為 Kovar 合金受衝擊時最大 von Mises stress 值發生處，將其所受的等效應力值對時間作圖 4-9，von Mises 最大值為 12.9MPa，而 Kovar 合金的降伏強度為 344MPa，所以安全係數為 26.6 倍。

再繼續觀察 I 等級(120,000G)時的衝擊響應，圖 4-10 為 Kovar 合金部件受 I 等級衝擊時的 von Mises stress 歷程圖，將最大受力的元素編號 22199 的 von Mises

stress 對時間作圖 4-11，最大值為 15.5MPa，所以安全係數也高達 22.1 倍。

綜合上述結果，Kovar 合金可成功抵抗十萬 G 與十二萬 G 的衝擊。

4-1-3 玻璃部件

最後是玻璃部件，玻璃部件因屬脆性材料，所以採用的是最大主應力 (maximum principle stress) 來判斷其是否失效，圖 4-12 為玻璃部件 H 等級 100,000 G 時的最大主應力歷程圖，將最大受力的元素編號 15649 的最大主應力作圖 4-13，最大值為 11.56MPa，而玻璃的抗拉強度為 15MPa，計算得安全係數為 1.29。

探討 I 等級 120,000G 時的情形，圖 4-14 為玻璃部件的最大主應力分布圖，圖 4-15 為玻璃部件的元素編號 15649 的最大主應力歷程圖，圖中最大值為 13.9MPa，安全係數為 1.07，安全係數雖然大於 1，不過一般 CAE 工程都希望至少大於 1.5，才可以涵蓋模擬上的一些理想假設與模擬誤差，所以本文將於 4.3 節繼續探討相關的幾何設計參數，以提升玻璃部件的安全係數。

4-2 Au 薄膜厚度與形狀對模擬結果的影響

本節探討 Au 薄膜幾何參數對衝擊的影響，分別就 Au 薄膜的厚度與形狀來討論。首先是膜厚的部分。前節所述的結果均為 Au 薄膜 1 μ m 的狀況，本節討論 0.6 μ m 與 1.4 μ m 兩種膜厚。因為 Au 薄膜與 Kovar 合金仍然有足夠的安全係數，所以此節僅討論玻璃部件的衝擊響應。

分別對上述三種不同厚度的 Au 薄膜電點火頭做 H 等級的衝擊測試，並且將其玻璃部件最大主應力歷程圖做比較，觀察圖 4-16 結果，改變了薄膜厚度之後，發現薄膜的厚度對玻璃部件的最大主應力非常小。因此，要改善玻璃部件的安全係數需從其他方向著手。

接下來討論薄膜形狀對衝擊的影響，本節分別設計了圖 4-17 右側的四種圖

形，由圖中的四條玻璃部件的最大主應力歷程值曲線觀察出：不同的薄膜形狀的確會對衝擊結果產生影響，第四種設計圖案可以降低玻璃部件 19% 的最大主應力。然而考量到改變膜厚與形狀將會對已經測試好的電阻參數發生影響，而且安全係數最高的第四種的電橋圖案，在本文僅能採用的蒸鍍製程上也無法實現，所以希望盡量以不用改變膜厚與形狀的方法來提高安全係數。

4-3 改進玻璃安全係數的方法：增加墊片

改變電橋形狀雖然可以改善玻璃部件衝擊的最大主應力，但改變形狀與膜厚也會對電阻參數產生影響(微米等級的鍍製 Au 薄膜參數都須由試製以掌握較準確的數值)，所以需另覓其他更有效率的改善方法。

本節利用加墊片的方式，以提升玻璃部件的安全係數。墊片的材料有很多種，包括橡膠還有陶瓷墊片等等，由於橡膠有耐熱的問題，且橡膠在高 G 值衝擊時的變型量過大，所以本文選用陶瓷。陶瓷的材料模型是選用 Johnson-Holmquist-Ceramics 材料模型，常應用於陶瓷與岩石等硬度高的脆性材料，適用於描述材料受力後的破裂，意即可透過利用添加陶瓷墊片後的數值模型如圖 4-18，置放於玻璃底部。為了顧及導電層的導電空間與分散玻璃部件的衝擊受力效率，墊片的大小係選定比玻璃部件的外徑稍大 0.11mm，即為 2.6mm，而厚度為 0.1mm。

本文先給予新的數值模型 H 等級，100,000G、0.065ms 的半正弦波響應，觀察應力的動畫結果，玻璃部件的最大主應力歷程圖如圖 4-19，顯示整體墊片依然存活未破壞，再將最大受力的元素編號 29295 的最大主應力歷程圖，與未加墊片的電點火頭的最大主應力歷程圖做比較，觀察結果可發現，歷程中的最大主應力由未加墊片前的 11.56MPa 大幅降低 31%(如圖 4-20)至 7.9MPa，玻璃部件安全係數由 1.29 提升至 1.89。

接下來觀察 120,000G 的結果，給予 I 等級的半正弦波響應，模擬結果的最

大主應力如圖 4-21，將玻璃部件內受力最大的元素的最大主應力歷程比對未加墊片時的結果，如圖 4-22 所示，發現加上墊片後，玻璃部件的最大主應力由原本的 13.9MPa 降低至 9.4MPa，玻璃部件的應力集中降低了 32%，安全係數也由 1.07 提升至 1.59。



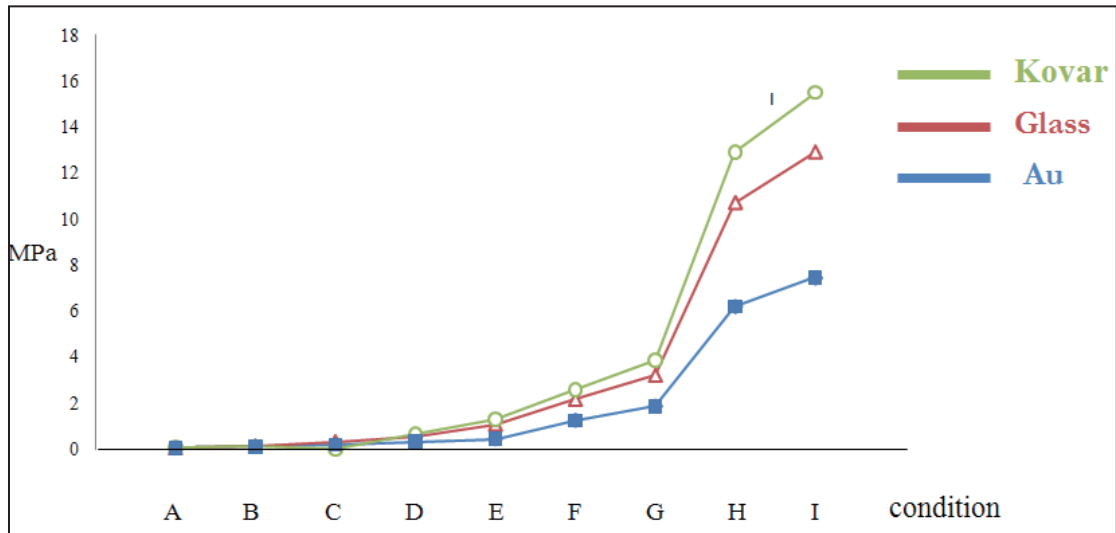


圖 4-1 各部件受不同等級衝擊時的最大 von Mises stress

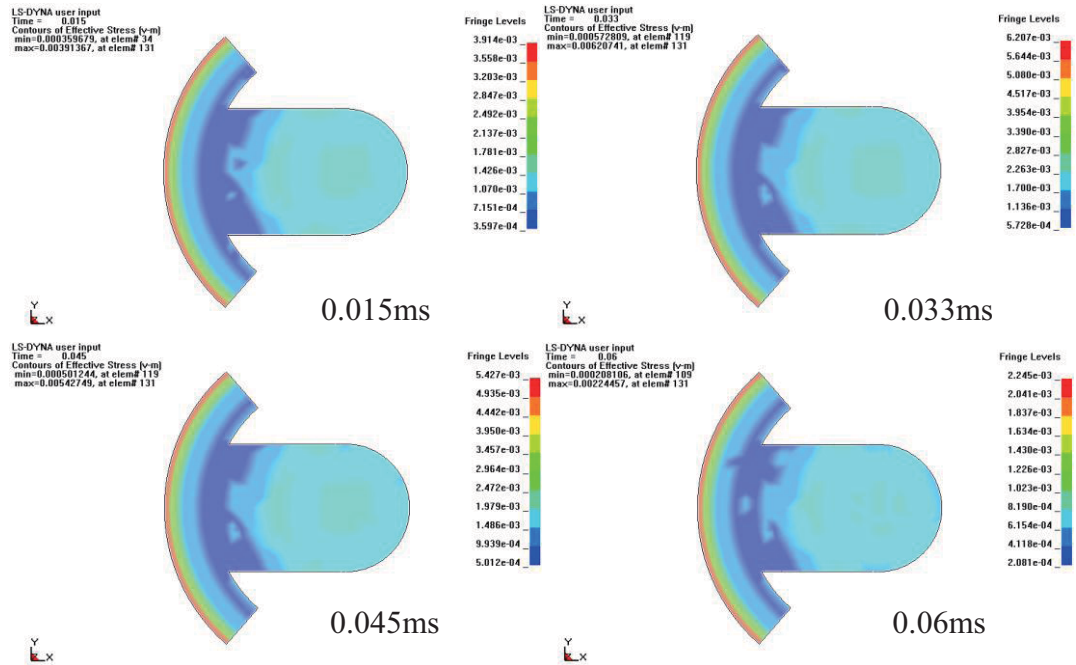


圖 4-2 H 等級 Au 薄膜電橋的不同時間 von Mises stress(GPa)分佈

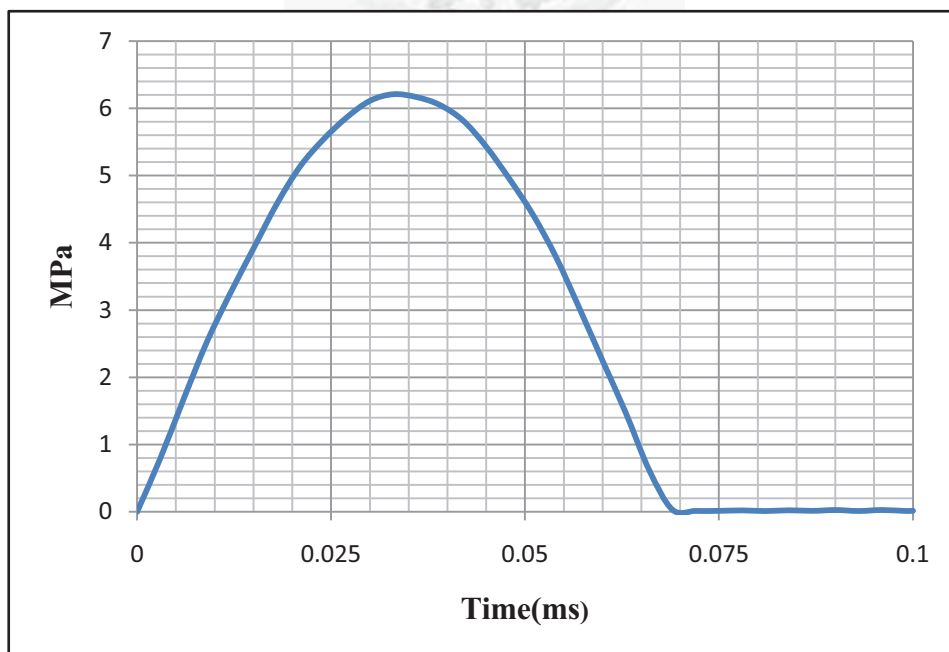


圖 4-3 H 等級 Au 薄膜電橋元素編號 131 之 von Mises stress 時間歷程圖

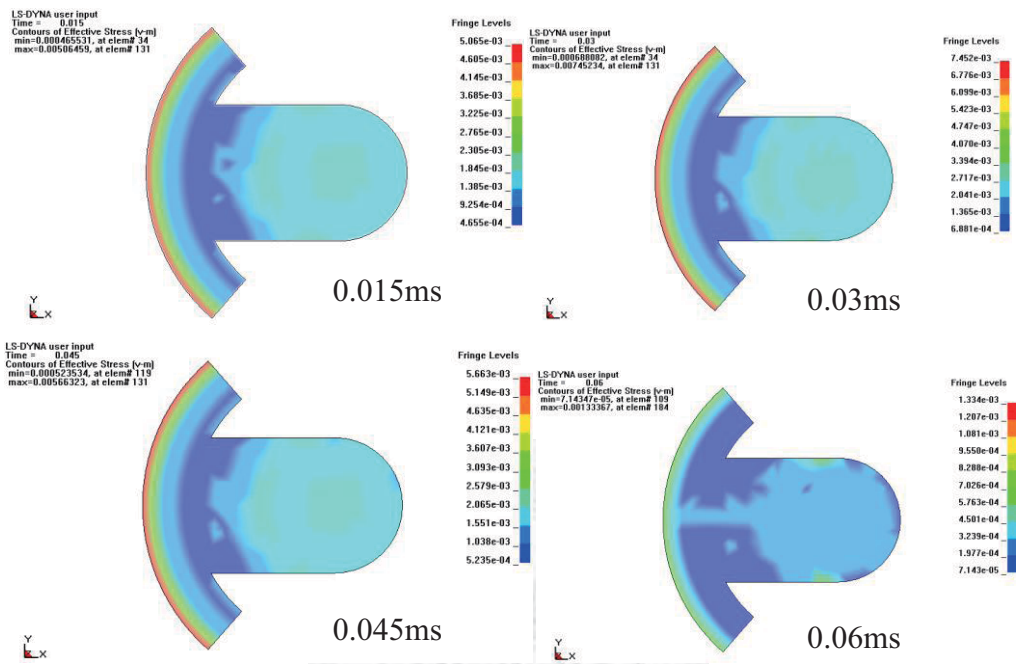


圖 4-4 I 等級之 Au 薄膜電橋的 von Mises stress(GPa)歷程

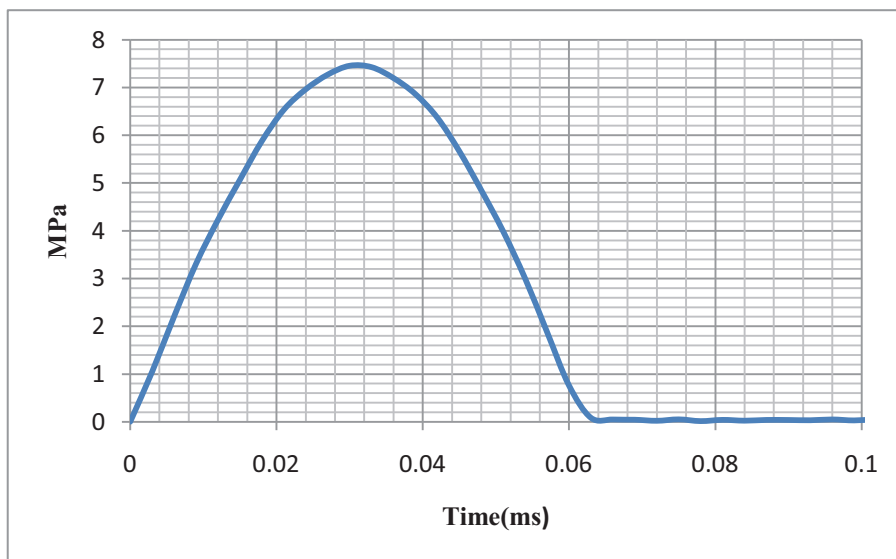


圖 4-5 I 等級 Au 薄膜電橋元素編號 131 之 von Mises stress 時間歷程圖

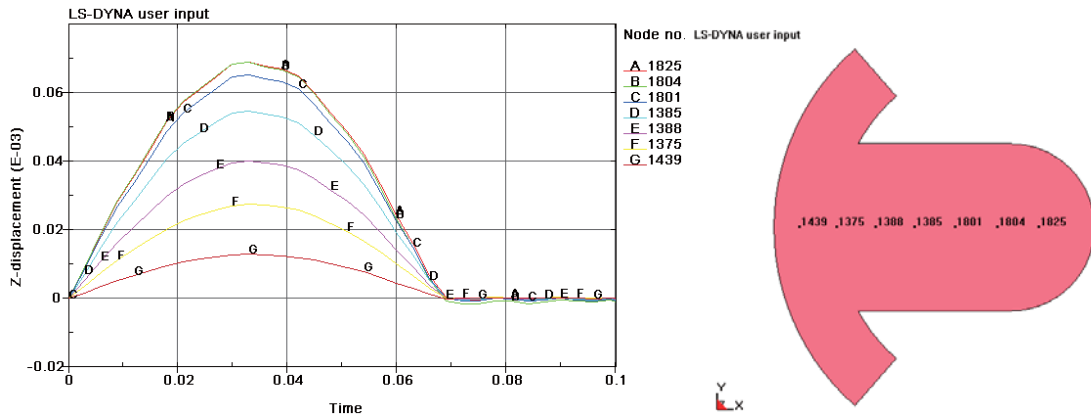


圖 4-6 H 等級時沿 Au 薄膜對稱軸任取七點的 z 軸位移對時間的關係圖

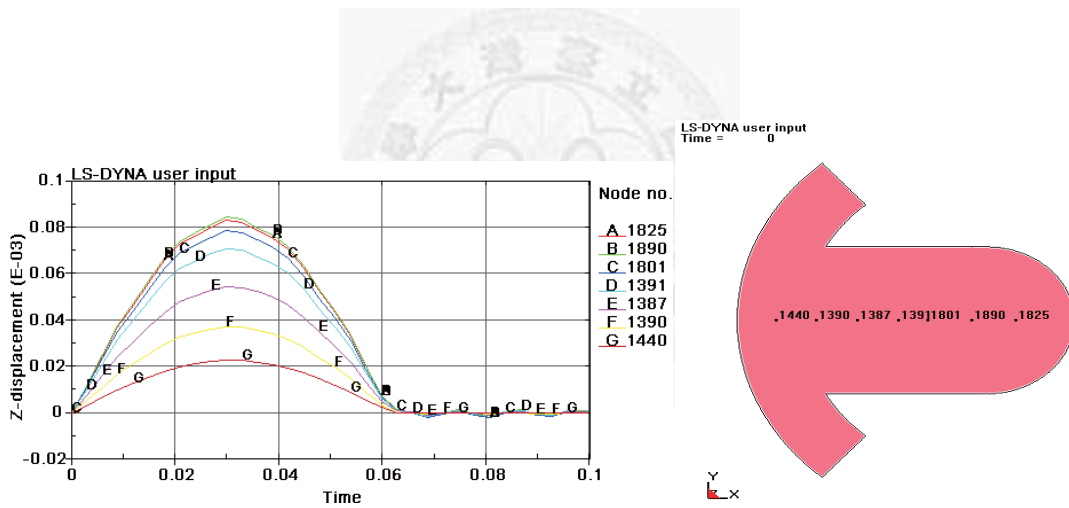


圖 4-7 I 等級時沿 Au 薄膜對稱軸任取七點的 z 軸位移對時間的關係圖

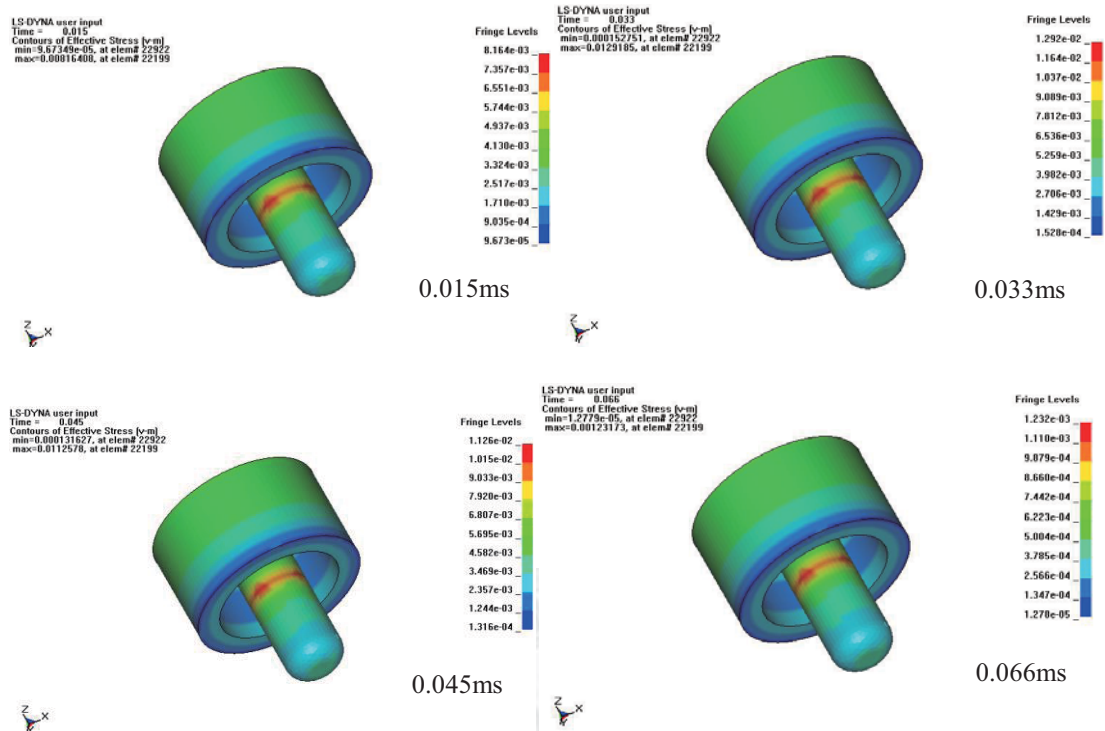


圖 4-8 H 等級 Kovar 合金的不同時間 von Mises stress(GPa)分佈

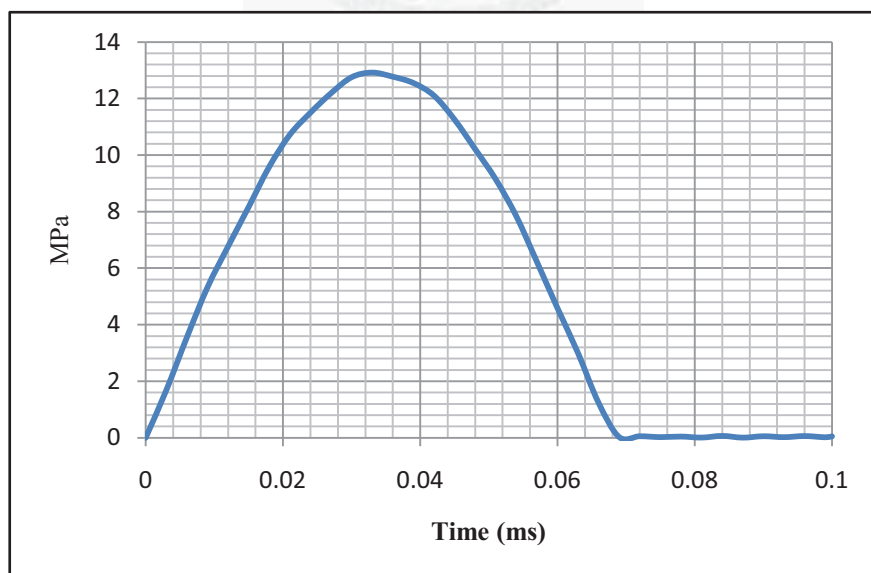


圖 4-9 H 等級 Kovar 合金元素編號 22199 之 von Mises stress 時間歷程圖

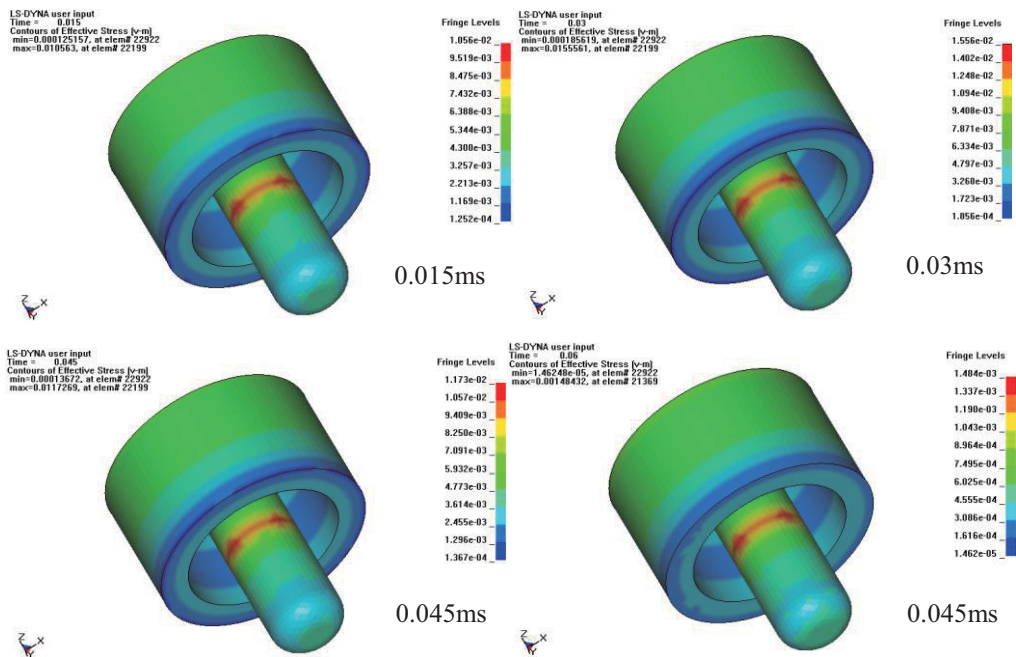


圖 4-10 I 等級 Kovar 合金的不同時間 von Mises stress(GPa)分佈

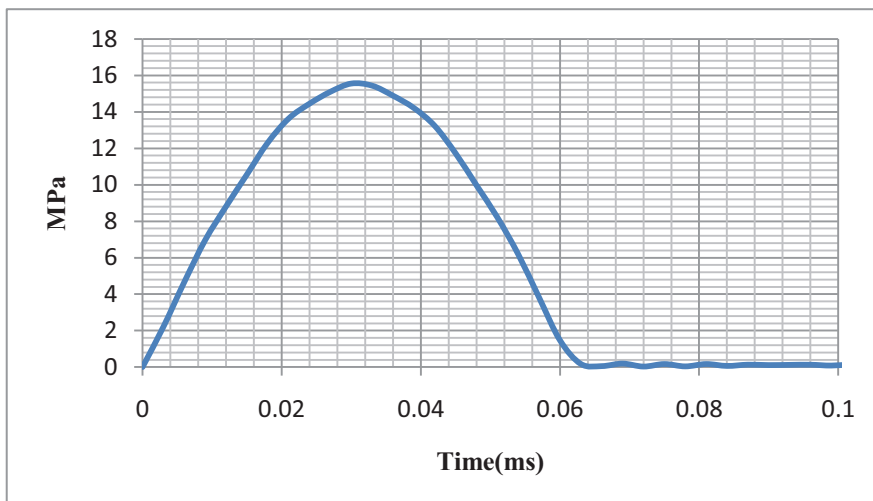


圖 4-11 I 等級 Kovar 合金元素編號 22199 之 von Mises stress 時間歷程圖

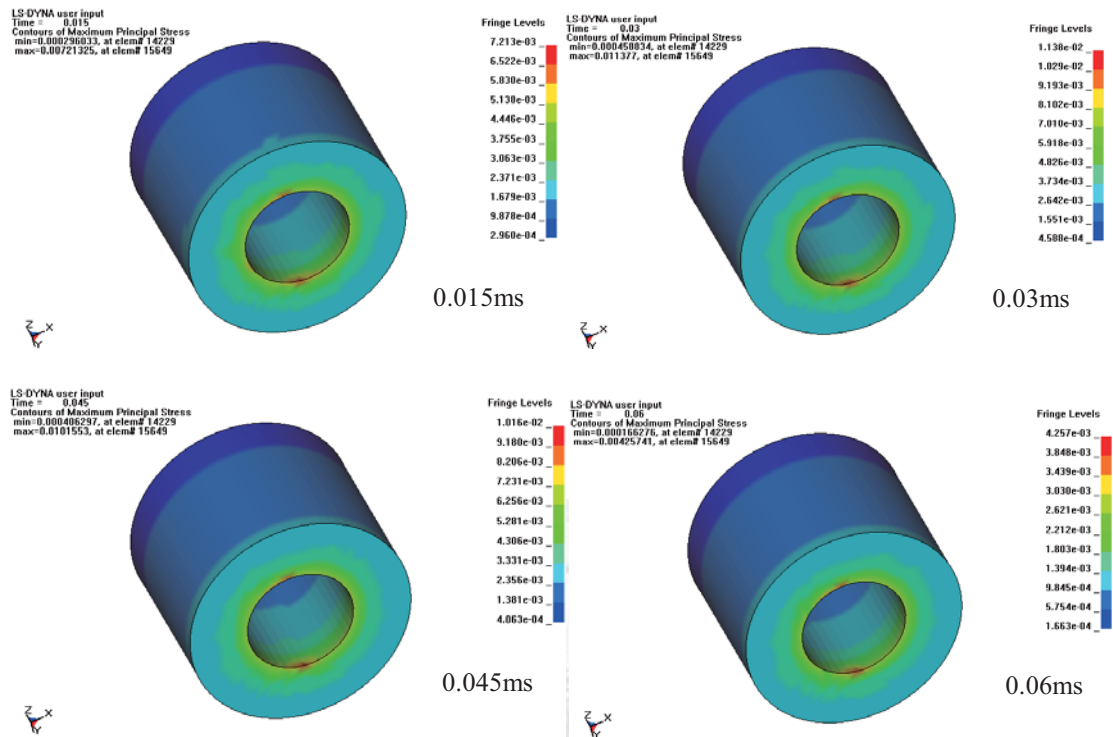


圖 4-12 玻璃部件元素編號 15649 受 H 等級衝擊最大主應力(GPa)歷程圖

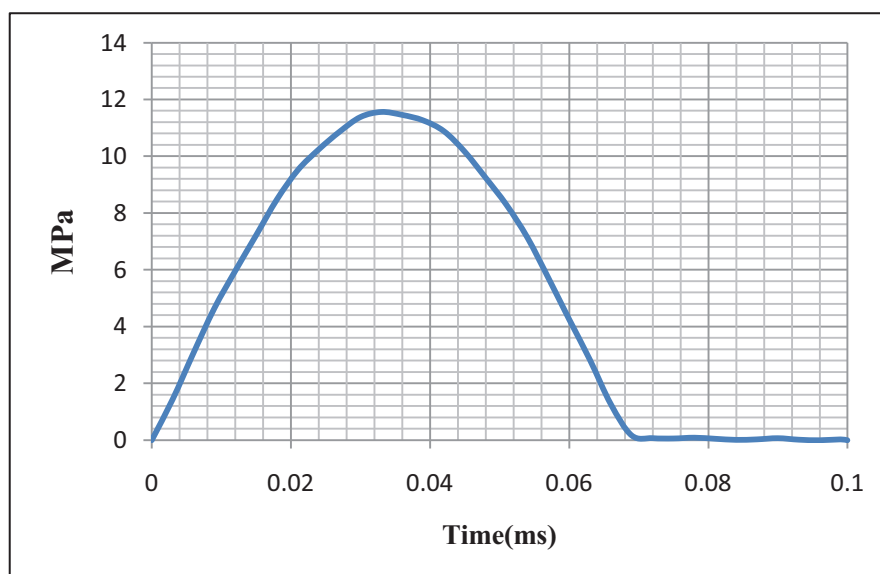


圖 4-13 玻璃部件元素編號 15649 受 H 等級衝擊最大主應力歷程圖

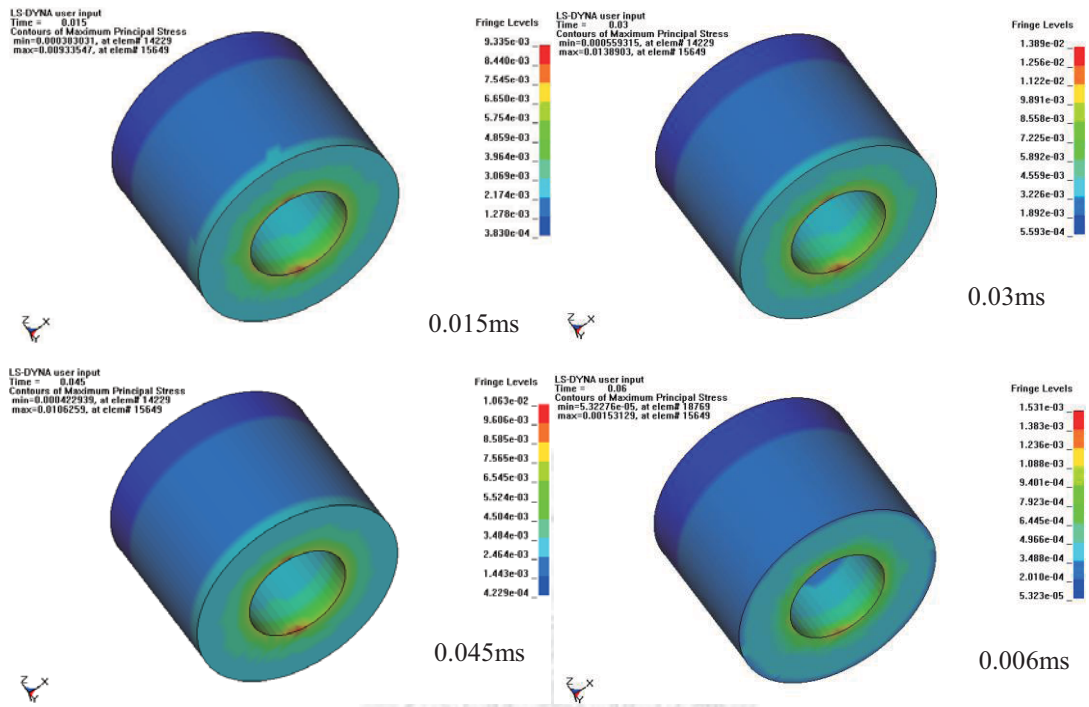


圖 4-14 玻璃部件元素編號 15649 受 I 等級衝擊最大主應力(GPa)歷程圖

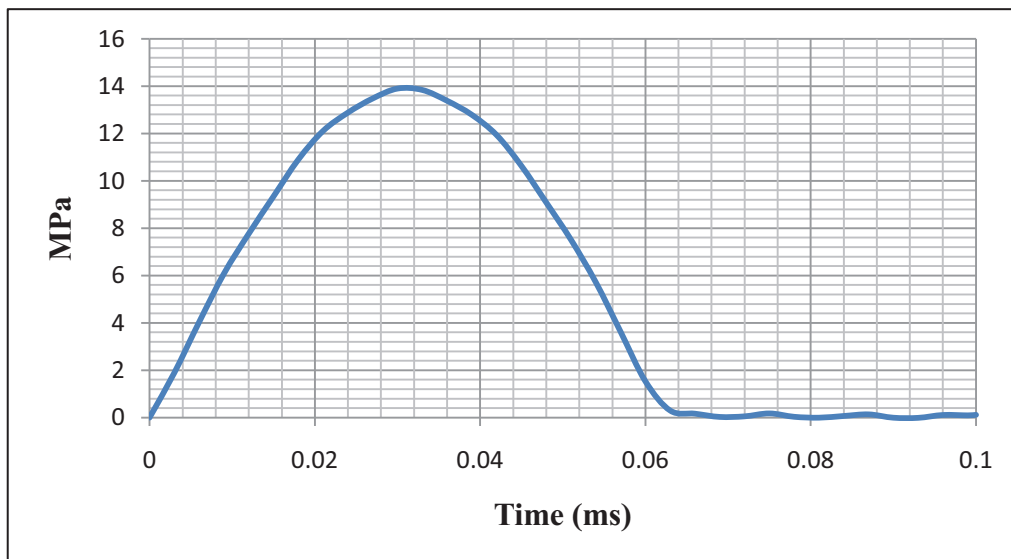


圖 4-15 玻璃部件元素編號 15649 受 I 等級衝擊最大主應力歷程圖

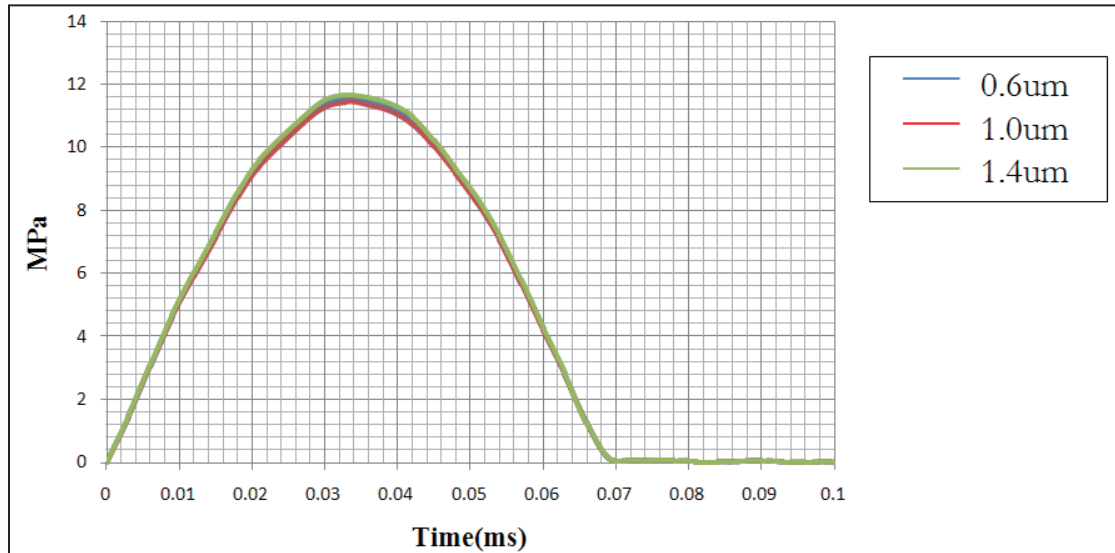


圖 4-16 不同膜厚下玻璃部件的最大主應力歷程圖

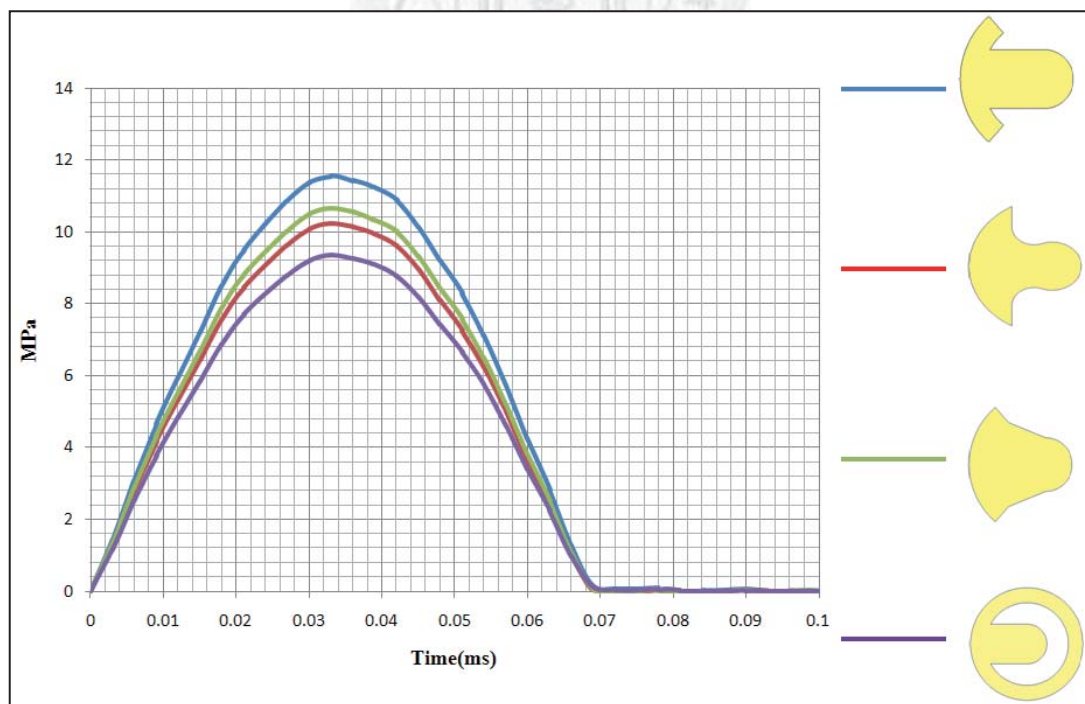


圖 4-17 不同薄膜形狀下玻璃部件的最大主應力歷程圖

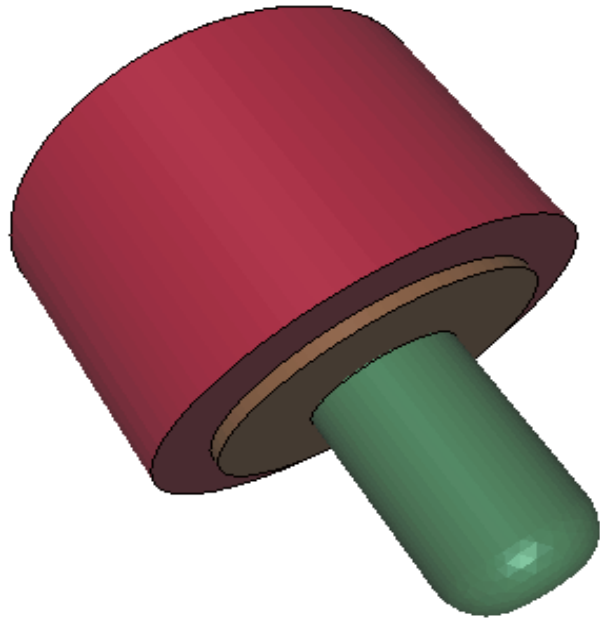


圖 4-18 增加墊片後的 3D 數值模型

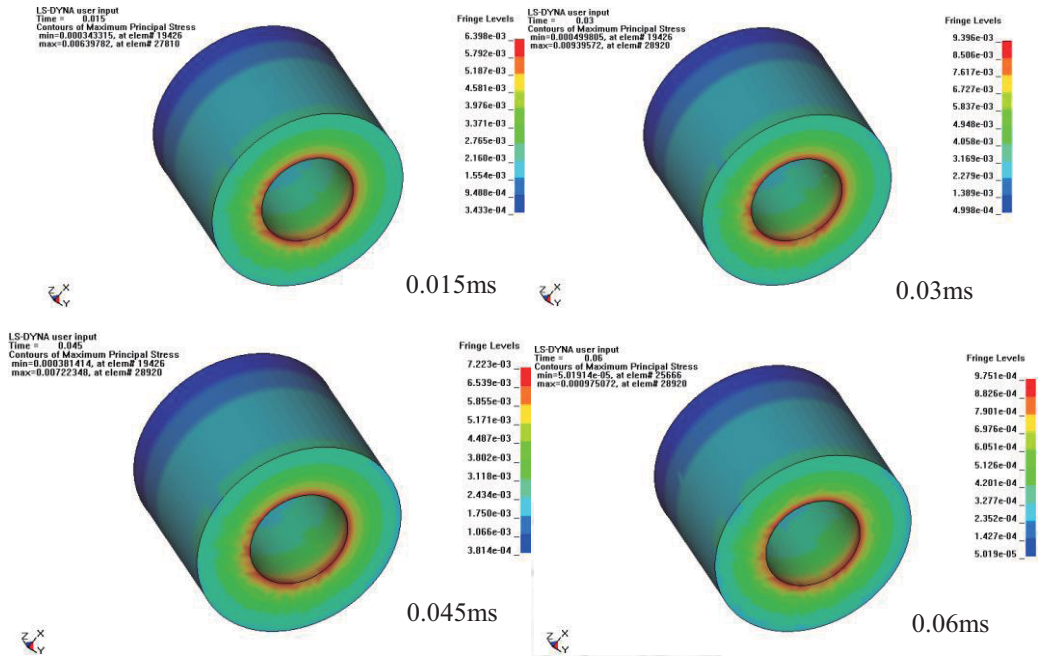


圖 4-19 玻璃部件受 H 等級的最大主應力歷程

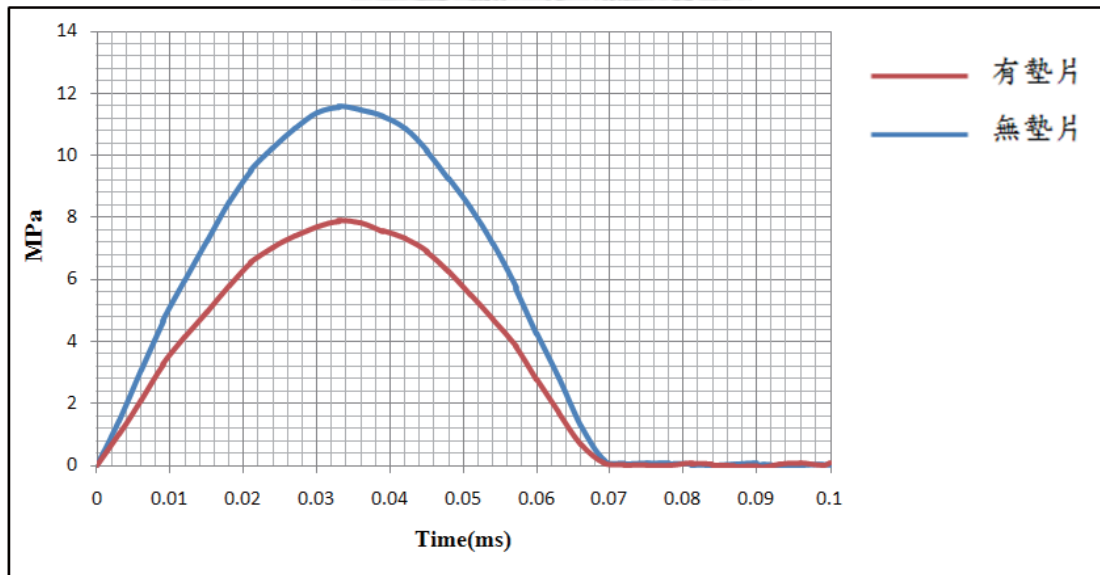


圖 4-20 H 等級玻璃部件有無墊片對抗震衝擊歷程比較圖

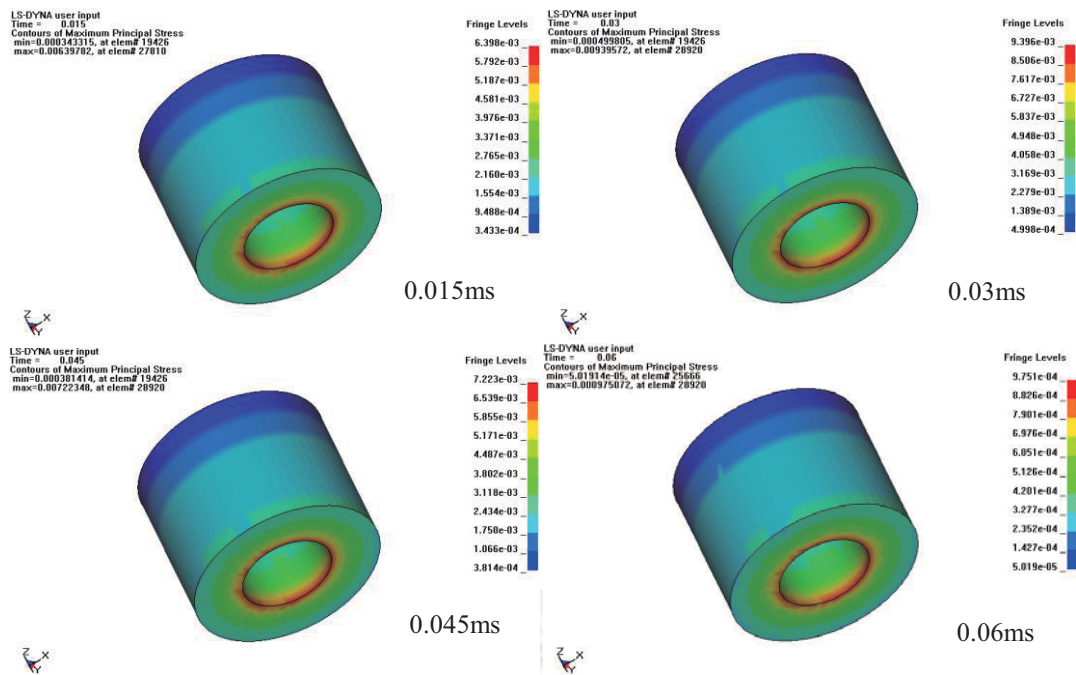


圖 4-21 玻璃部件受 I 等級的最大主應力(GPa)歷程

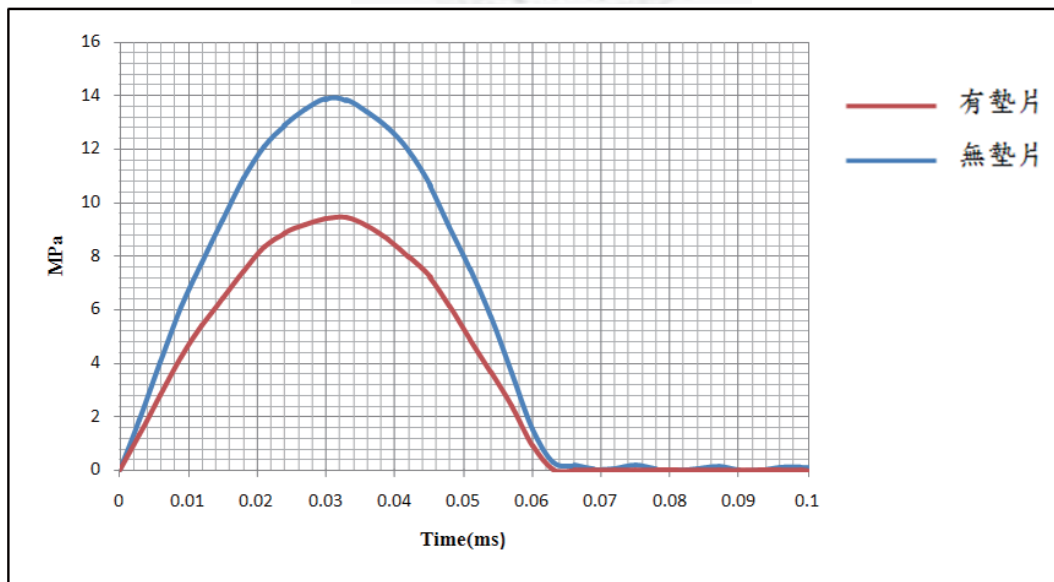


圖 4-22 I 等級玻璃部件有無墊片對抗震衝擊歷程比較圖

第五章 結論與未來展望

5-1 結論

本文主要探討黃金薄膜點火器，不以電橋晶片的形式鑲嵌在電火頭上，而是透過改變模具，透過設計新的製程方式，使其直接將薄膜電橋蒸鍍在電點火頭上，經評估可行後，利用 LS-DYNA 驗證所設計的結構是否能通過 MIL-STD 883E 的各項衝擊條件測試。

數值模擬結果顯示：除了玻璃部件的安全係數稍低，但仍大於 1 之外，Au 薄膜與 Kovar 合金部分都可以成功抵擋高達十二萬 G 的抗震測試。對於 CAE 而言，構件的安全係數一般都要大於 1.5，才真正可以涵蓋模擬上的理想化與誤差。

因此本文利用加墊片的方式成功地緩衝 120,000G 強震衝擊力道，並且將玻璃部件的安全係數提升超過 1.5，以上達到 1.59。

綜合上文的探討，本研究的主要貢獻為：

1. 設計模具與分析製程的可能性，使其可以不用透過晶圓，而是直接在電點火頭上蒸鍍黃金薄膜。
2. 成功分析在點火頭上方直接鍍製薄膜電橋可以抵抗高達 120,000G 的衝擊
3. 藉由增加陶瓷墊片的設計將玻璃部件的安全係數提升至 1.5 以上。

5-2 未來展望

本文分析整體電點火頭部件均可成功抗高 G 值的抗震模擬，但仍然希望可以透過分子鍵結力的觀點，模擬所蒸鍍的黃金薄膜在經歷高 G 值的衝擊時，可以安全存活而不剝離，然而這部分目前為止文獻上並沒有太多相關的研究，希望未來可以模擬黃金薄膜鍵結力在高 G 值衝擊下的的可靠度。

此外，本模擬結果發現，受衝擊時玻璃部件為較脆弱的部件，所以未來可以

嘗試多種不導電且可兼顧融封的材料進行模擬，以增加電點火頭可靠度。

本文設計之製程方式，經評估後可行，完成參數的試製後，等模具完成，結合電點火頭後，便可完成利用製程，實現直接蒸鍍黃金薄膜於電點火頭的頂面上的製程設計，最後再由衝擊實驗驗證本文的模擬結果。



參考文獻

1. D. A. Benson, M. E. Larsen, A. M. Renlund, W. M. Trott, and R. W. Bickes, Jr., "Semiconductor Bridge: A Plasma Generator for the Ignition of Explosives," J. Appl. Phys. 62(5), 1 September 1987.
2. D. A. Benson, R. W. Bickes, Jr., and R. S. Blewer, Tungsten Bridge for Low Energy Ignition of Explosive and Energetic Materials, US Patent 4976200, Dec. 1990.
3. H. H. Dibiaso, B. A. English, and M. G. Allen, "Solid-Phase Conductive Fuels for Chemical Micro-Actuators," Sensors and Actuators A: Phys.111,260-266, 2004.
4. 邱宏昇，金屬薄膜點火晶片設計模擬，國立台灣大學應用力學研究所碩士論文，2004年。
5. 洪誌隆，低能量固態點火晶片用於含能材料觸發裝置之設計與研製，國立台灣大學應用力學研究所碩士論文，2006年。
6. 邱銘漢，抗震點火晶片研製，國立台灣大學應用力學研究所博士論文，2008。
7. S.T. Jenq, "High-G Drop Impact Response and Failure Analysis of a Chip Packaged Printed Circuit Board," International Journal of Impact Engineering ,Vol.34 , pp. 1655-1667,2007
8. E. Suhir, Nonlinear Dynamic Response of a Flexible Thin Plate to Constant Acceleration Applied to its Support Contour, with Applied to Printed Circuit Boards, Used in Avionic Packaging, Inter. Journal of Solids Structure, Vol. 29(1), 41-55, 1992.
9. E. L. Fasanella and K. E. Jackson, Best Practices for Crash Modeling and Simulation, Army Research Laboratory, Vehicle Technology Directorate,

- Langley Research Center, Hampton, Virginia. 2001.
10. C. T. Lim, Y. M. Teo, and V. P. W. Shim, "Numerical Simulation of the Drop Impact Response of a Portable Electronic Product," IEEE Transactions on Components and Packaging Technology, 25 (3), 478-475, 2002.
 11. 趙海鷗，LS-DYNA 動力分析指南，兵器工業出版社，北京市，2003。
 12. LS-DYNA Theoretical Manual, V960, Livemore Software Technology Corporation, 1998.
 13. Military Standard, MIL-STD-883E Method 2002.4 Test Method Standard for Environment Engineering Considerations, US Dept. of Defense, 1998
 14. A. Volinsky, N. R. Moody, and W. W. Gerberich, "Nanoindentation of Au and Pt/Cu Thin Films at Elevated Temperatures," J. Mater. Res., 19, 2650-2657, Sep 2004.
 15. R.C. Hibbeler, Mechanics of Materials. 5th edition, New Jersey: Prentice Hall, 2003.
 16. 王昶欽，錫球在高速衝擊下的結構反應暫態分析，國立中山大學機械與機電工程所碩士論文，2007。
 17. 陳宗湧，防爆門受衝擊載荷時之數值分析，國立台灣大學，碩士論文，2008。
 18. LS-DYNA KEYWORD USER'S MANUAL, V971, Vol 1, Livemore Software Technology Corporation, 2007.