

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

多層複合板之高速衝擊模擬

Numerical Simulation of High Speed Impact
on a Sandwich Panel



曹大發

Da-Fa Tsao

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

多層複合板之高速衝擊模擬

Numerical Simulation of High Speed Impact on a
Sandwich Panel

本論文係曹大發君（學號：R97543070）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 張建成

誌謝

本文承蒙恩師 翁宗賢老師兩年的細心指導，翁老師不僅替學生授業解惑，教導許多學習及生活上的態度，更給予學生莫大的鼓勵，方可使本文順利完成；對於恩師的提攜及教導學生亦將銘記於心，並於此獻上最誠摯的謝意。同時本文也在此對口試委員，張正憲教授、邱銘漢博士、黎進財博士對於口試期間不吝於賜教獻上十二萬分的感謝。

求學生涯中首先要感謝我最親愛的家人，雖然您們遠在他鄉但總是給我最大的鼓勵與支持，讓我順利渡過許多的困難與挫折。此外，感謝天下第一所-台大應力所打造了 326 實驗室，提供碩士生涯兩年最棒的學習環境。實驗室兩年的生活首先要感謝帝王煜宗，在位期間不僅讓實驗室風調雨順，並且對於本研究給於許多建議，也讓實驗室的生活帶來許多的歡樂；文鴻學長總是為實驗室治安把守嚴關，全心全意捍衛 326 實驗室，並提供美味的水果於大家；也特別感謝英傑學長，您總是給我許多課業上的指導，讓我總是能夠安然度過艱深的課程；皇德學長我會永遠記住當年電子學實驗的「渾天地動儀」，同時也謝謝您專業的咖啡；煥章學長總是在我最危急的時候給於我技術指導，讓我成功擊破各個防爆門；振昇學長總是給我學多課外的知識，您高超的釣蝦技巧使我又敬又佩，在此特別稱您一聲「蝦王阿志」以表敬意；感謝與裘德洛同一天生日的神童翔聯這兩年下來共進退的生活，我會記得你戰勝納達爾道的那場比賽；感謝大甲傑哥讓我嘗盡 Food 版上許多經典的美食和時常陪我小酌個一兩杯；感謝玉米在撰寫論文期間陪我觀賞各場精彩的南非世足賽讓我身心得以放鬆；感謝室友工科傑陪伴我兩年外宿生活；最後我要感謝曾經陪伴我走過研究所考試的所有戰友們，有你們的陪伴讓我順利考上應力所，今日讓我有機會在此完成這篇論文。

摘要

在工業問題中，大變形造成材料破壞是常常遭遇到的問題。現今最常見之破壞計算問題，不外乎物件墜落、汽車碰撞及彈體衝擊等問題。本論文主要利用 LS-DYNA 有限元素數值模擬計算軟體探討彈體高速衝擊不同靶板的破壞問題，並以 LS-DYNA 中不同材料破壞模型應用至適當材料上，包括 Elastic Plastic Hydro Spall 彈塑性模型、Johnson Cook 金屬材料破壞模型、Johnson Holmquist Concrete 混凝土材料模型及 Johnson Holmquist Ceramics 陶瓷材料模型，比較應用之差異與適當性，有效應用至計算彈體高速衝擊複合靶體的計算。本文計算結果中不僅表現出混凝土材料破壞時脆性崩落的特性，亦成功描述陶瓷材料高硬度的特性造成彈體發生 Dwell 現象。

混凝土為一種複雜且多相之材料，在計算上面易造成許多不可預測的誤差，故本文在混凝土計算上的驗證，不僅應該用 Johnson Holmquist Ceramics 原文的計算結果比對，更利用 WES 公式、美國陸軍公式及 Forrestal 三種不同之混凝土靶板衝擊深度經驗公式，驗證 Johnson Holmquist Concrete 材料模型在高速衝擊問題中之計算結果。本文驗證結果與 Johnson Holmquist Ceramics 原文誤差在工程上可接受的範圍內，且與 WES 公式深度計算結果甚為吻合。

針對改善鋼混凝土複合板的抗衝擊之能力，本文利用添加 B_4C 、 SiC 、 AlN 及 Al_2O_3 四種不同陶瓷材料於鋼混凝土複合板夾層中，經由計算結果預測不同陶瓷材料對於消耗彈體動能的能力，改善複合板抵禦衝擊的能力，並探討不同衝擊條件下之力學行為，以彈體不同入射角度的計算結果，求得影響 9mm Luger 彈體的衝擊能力之關鍵入射角度。此外，亦進一步探討 B_4C 陶瓷材料厚度對於抵禦高速衝擊能力之影響，利用結果成功改善原複合靶體之設計。

關鍵字：衝擊破壞、LS-DYNA、混凝土、陶瓷材料

ABSTRACT

Large strains often cause material destructions in industry and applications. In numerical simulations, we have to set up material models suitable for computation problems. This thesis simulated bullet penetration problems by LS-DYNA software with Elastic Plastic Hydro Spall Material Model, Johnson Cook Material Model for metals, Johnson Holmquist Concrete Material Model for concrete, and Johnson Holmquist Ceramics Material Model for ceramic.

Concrete is more complicated than the other materials in penetration simulations due to its inhomogeneous composition, which results in errors and inconsistencies. This thesis validated penetration problems employing four concrete models, namely, Johnson Holmquist Concrete in their original document, WES, Forrestal, and U.S. Army empirical formulae. After verifications, we adapted the modeling parameters to calculate bullet impacts on sandwich composite panels. For 9mm Luger bullets with incident angles, the computing results evidence a pertinent angle about 20° within which the bullet could penetrate the panel with larger residual kinetic energy than the normal impact.

To improve the sandwich panel strength, we proposed to add a ceramic layer beneath the front steel. B_4C , SiC , AlN , and Al_2O_3 were tested in this investigation. We found that B_4C ceramic is the best among the four ceramics. Subsequently, we studied the effects of thickness of B_4C ceramic layer on the impact resistance. Numerical results showed that adding 6mm B_4C ceramic layer in between the front steel and inner concrete would efficiently enhance the capability of bullet impacting.

Keywords: impact, material model, empirical formula, sandwich panel, B_4C ceramic

目錄

	頁次
中文摘要.....	I
英文摘要.....	II
目錄.....	III
附表目錄.....	VI
附圖目錄.....	VII
符號說明.....	X
第一章 序論	
1-1 引言.....	1
1-2 文獻回顧.....	1
1-3 研究動機與目的.....	3
1-4 本文內容.....	4
第二章 數值模擬之基本理論	
2-1 LS-DYNA 軟體簡介與理論介紹.....	8
2-1-1 LS-DYNA 軟體簡介.....	8
2-1-2 LS-DYNA 軟體數值運算原理.....	9
2-2 材料模型與構成方程式.....	13
2-2-1 塑性材料基本理論.....	13

2-2-2	Elastic Plastic Hydrodynamic 彈塑性流體動力材料模型...	14
2-2-3	Johnson Cook 材料模型.....	15
2-2-4	Johnson Holmquist Concrete 材料模型.....	16
2-2-5	Johnson Holmquist Cermics 材料模型.....	18
2-2-6	Gruneisen 狀態方程式.....	18
2-3	混凝土之衝擊深度經驗公式.....	19
第三章 模擬流程與混凝土材料驗證		
3-1	模擬流程.....	28
3-1-1	建立 CAD 模型.....	28
3-1-2	建立有限元素數值模型.....	29
3-2	混凝土材料計算驗證.....	34
3-2-1	驗證 Johnson Holmquist Concrete 材料模型.....	34
3-2-2	混凝土衝擊深度經驗公式驗證.....	35
第四章 模擬結果與討論		
4-1	DURA STEEL 沖孔位置衝擊模擬.....	51
4-2	多層複合板之高速衝擊模擬.....	52
4-2-1	鋼混凝土複合板高速衝擊模擬.....	52
4-2-2	陶瓷複合板之高速衝擊模擬.....	53
4-3	彈體入射角度對於衝擊之動態響應.....	54
4-4	陶瓷複合板之改良設計.....	55
4-4-1	B ₄ C 陶瓷材料厚度對於衝擊之影響.....	55
4-4-2	B ₄ C 陶瓷複合板之改良.....	56

第五章 結論與未來展望

5-1 結論.....	84
5-2 未來展望.....	86
參考文獻.....	87



表目錄

	頁次
表 2-1 不同單元體類型之特徵長度及材料波傳速度.....	22
表 2-2 常用金屬材料之 Johnson Cook 材料參數.....	23
表 3-1 4340 Steel 之彈塑性流體材料參數.....	36
表 3-2 4340 Steel 之 Johnson Cook 材料參數.....	36
表 3-3 4340 Steel 之 Gruneisen 狀態方程式參數.....	37
表 3-4 48MPa 混凝土之 Johnson Holmquist Concrete 材料參數.....	37
表 3-5 2D 軸對稱模型計算與不同衝擊混凝土深度比對結果.....	38
表 3-6 3D 實體模型計算與不同衝擊混凝土深度比對結果.....	39
表 4-1 B ₄ C 陶瓷材料之 Johnson Holmquist Ceramics 相關材料參數.....	57
表 4-2 SiC 陶瓷材料之 Johnson Holmquist Ceramics 相關材料參數.....	57
表 4-3 AlN 陶瓷材料之 Johnson Holmquist Ceramics 相關材料參數.....	58
表 4-4 Al ₂ O ₃ 陶瓷材料之 Johnson Holmquist Ceramics 相關材料參數.....	58
表 4-5 9mm Luger 彈體於不同入射角度條件衝擊下彈體殘餘動能之計算結果.....	59

圖目錄

	頁次
圖 1-1 LS-DYNA 於工程實例上之應用[15]	5
圖 1-2 (a)陶瓷材料之相對硬度圖表[16] (b)B ₄ C 陶瓷材料之結構[16]	5
圖 1-3 陶瓷材料應用於裝甲系統[17]	5
圖 1-4 陶瓷材料利用材料脆裂方式吸收彈體動能[12]	6
圖 1-5 高速 X 光照相技術下之 Dwell 現象[13]	6
圖 1-6 DURA STEEL 防火防爆板.....	7
圖 2-1 物質運動變形之向量空間示意圖.....	24
圖 2-2 Lagrange 網格變形示意圖.....	24
圖 2-3 沙漏控制前網格變形與能量關係.....	25
圖 2-4 沙漏控制後網格變形與能量關係.....	25
圖 2-5 中央差分法之時間區域分布圖.....	25
圖 2-6 不同性質材料之應力-應變曲線圖(a)彈性材料(b)超彈性材料(c)塑性材料.....	26
圖 2-7 Johnson -Holmquist Concrete 材料模型之相關圖形[8]	26
圖 2-8 不同混凝土衝擊深度經驗公式與相關實驗值比較圖[19]	27
圖 3-1 模擬流程圖.....	40
圖 3-2 9mm Luger 彈體模型.....	40
圖 3-3 Johnson Holmquist Concrete 材料模型驗證之彈體模型.....	41
圖 3-4 計算混凝土衝擊深度經驗公式比對之彈體模型.....	41
圖 3-5 Johnson Holmquist Concrete 材料模型驗證之靶體模型.....	42
圖 3-6 計算混凝土衝擊深度經驗公式比對之靶體模型.....	42
圖 3-7 沖孔位置影響模擬之靶體模型.....	43
圖 3-8 多層複合板靶體模型.....	43

圖 3-9	B ₄ C 陶瓷材料厚度影響計算之靶體模型.....	44
圖 3-10	Plane 162 元素示意圖.....	44
圖 3-11	Solid 164 元素示意圖.....	45
圖 3-12	ANSYS 前處理劃分之網格(a)自由網格(b)映射網格.....	45
圖 3-13	LS-DYNA 程式運算.....	46
圖 3-14	Johnson Holmquist Concrete 原始文獻計算結果.....	46
圖 3-15	LS-DYNA 驗證 Johnson Holmquist Concrete 之動態 Von Mises Stress 歷程圖(10 ¹¹ Pa)	47
圖 3-16	LS-DYNA 驗證 Johnson Holmquist Concrete 之彈體速度歷程.....	48
圖 3-17	彈體衝擊混凝土靶體深度計算結果對應 Von Mises 應力圖 (10 ¹¹ Pa) (a)200 m/s (b)300 m/s (c)400 m/s (d)500 m/s (e)600m/s.....	48
圖 3-18	混凝土衝擊深度經驗公式之彈體位移歷程.....	50
圖 3-19	混凝土衝擊深度經驗公式計算結果比對.....	50
圖 4-1	沖孔位置影響模擬之衝擊位置.....	60
圖 4-2	衝擊位置 A 之動態模擬 Von Mises Stress 歷程圖.....	61
圖 4-3	衝擊位置 B 之動態模擬 Von Mises Stress 歷程圖.....	62
圖 4-4	衝擊位置 C 之動態模擬 Von Mises Stress 歷程圖.....	63
圖 4-5	不同衝擊位置下之彈體動能歷程.....	64
圖 4-6	不同衝擊位置下之靶體內能變化圖.....	64
圖 4-7	沖孔位置衝擊模擬之彈體動能減少對應靶體內能增加圖.....	65
圖 4-8	鋼混凝土複合板之動態模擬 Von Mises Stress 歷程圖.....	66
圖 4-9	模擬鋼混凝土複合板衝擊之彈體動能歷程.....	67
圖 4-10	模擬鋼混凝土複合板衝擊之靶體內能歷程.....	67
圖 4-11	衝擊不同陶瓷材料應用下彈體動能變化.....	68
圖 4-12	B ₄ C 陶瓷複合版之動態模擬 Von Mises Stress 歷程圖.....	69

圖 4-13 不同入射角度模擬示意圖.....	70
圖 4-14 入射角度 5 度之動態模擬 Von Mises Stress 歷程圖.....	70
圖 4-15 入射角度 10 度之動態模擬 Von Mises Stress 歷程圖.....	71
圖 4-16 入射角度 15 度之動態模擬 Von Mises Stress 歷程圖.....	71
圖 4-17 入射角度 20 度之動態模擬 Von Mises Stress 歷程圖.....	72
圖 4-18 入射角度 25 度之動態模擬 Von Mises Stress 歷程圖.....	72
圖 4-19 入射角度 30 度之動態模擬 Von Mises Stress 歷程圖.....	73
圖 4-20 入射角度 35 度之動態模擬 Von Mises Stress 歷程圖.....	73
圖 4-21 入射角度 40 度之動態模擬 Von Mises Stress 歷程圖.....	74
圖 4-22 入射角度 45 度之動態模擬 Von Mises Stress 歷程圖.....	75
圖 4-23 不同入射角度下之彈體動能變化歷程.....	76
圖 4-24 不同入射角度下之彈體殘餘動能.....	76
圖 4-25 45 度入射條件下彈體發生沙漏網格之位置.....	77
圖 4-26 45 度入射條件下彈體沙漏能變化歷程.....	77
圖 4-27 45 度入射條件下彈體沙漏能與總能之比較圖.....	78
圖 4-28 衝擊不同厚度之 B ₄ C 陶瓷材料下之彈體動能變化歷程.....	78
圖 4-29 衝擊不同厚度之 B ₄ C 陶瓷材料下彈體動能損失對於靶體厚度之圖....	79
圖 4-30 衝擊不同厚度之 B ₄ C 陶瓷材料下之靶體內能變化歷程.....	79
圖 4-31 7mm 厚度之 B ₄ C 陶瓷靶板動態模擬 Von Mises Stress 歷程圖.....	80
圖 4-32 原設計 B ₄ C 陶瓷複合板受衝擊時之各層內能變化歷程.....	81
圖 4-33 改良後之 B ₄ C 陶瓷複合板模型.....	81
圖 4-34 改良後 B ₄ C 陶瓷複合板之動態模擬圖.....	82
圖 4-35 改良前後之 B ₄ C 陶瓷複合板對於彈體動能變化歷程圖.....	83
圖 4-36 衝擊改良後 B ₄ C 陶瓷複合板之各層內能變化歷程.....	83

符號說明

A	材料本構方程式內之材料常數
a	Gruneisen 狀態方程式中 γ_0 與 μ 間的修正量
B	材料本構方程式內之材料常數
B^T	應力場內之等效節點應力
C	材料本構方程式內之材料常數
C_{sound}	材料之體積聲速(bulk sound velocity)
c	材料之波傳遞速度
D	材料破壞因子
D_1	破壞準則內之材料常數
D_2	破壞準則內之材料常數
D_3	破壞準則內之材料常數
D_4	破壞準則內之材料常數
D_5	破壞準則內之材料常數
D_{ij}^p	塑性應變分量
E	Gruneisen 狀態方程式中初始單位比容下之內能
E_c	混凝土材料之等效彈性模數
E_h	塑性硬化模數(plastic hardening modulus)
E_t	切線模數
e_i	卡氏座標下之單位向量
F_{contact}	接觸應力
F_{hg}	沙漏阻力
F_{in}	內力表示代號
f_c'	材料最大抗壓強度

G	剪力模數
L_{min}	最小單元體的特徵長度
M	運動方程式內之質量代號
n	材料本構方程式內應變量之指數
P	外力表示代號
p	材料所受之靜壓強度
p^*	無因次化之靜壓強度
p_{crush}	混凝土材料進入過度區之靜壓值
p_{lock}	混凝土材料壓密區之最大靜壓值
S_1	Gruneisen 狀態方程式參數 : U_s-U_p 曲線之冪次斜率係數
S_2	Gruneisen 狀態方程式參數 : U_s-U_p 曲線之冪次斜率係數
S_3	Gruneisen 狀態方程式參數 : U_s-U_p 曲線之冪次斜率係數
S_{ij}	應力張量
S_{max}	σ^*-p^* 曲線之 σ^* 最大值
T	材料最大抗拉強度
T^*	無因次化之材料抗拉強度
T_e^*	無因次化之溫度量
T_m	材料熔點溫度
T_r	環境溫度
t_n	第 n 個時間步階
Δt_c	LS-DYNA 計算之時間步階
U_p	材料之質點傳遞速度 (particle velocity)
U_s	材料之震波傳遞速度 (shock velocity)
X	位置向量
X_i	位置向量分量

α	時間步階因子
ε	材料之應變量
ε^f	失效應變
ε_{\min}	材料最小累積應變值
ε_p	材料之塑性應變量
$\dot{\varepsilon}$	材料應變速率
$\dot{\varepsilon}^*$	無因次化之材料應變速率
$\dot{\varepsilon}_0$	材料最小應變速率
$\bar{\varepsilon}_p$	等效塑性應變
γ_0	Gruneisen 常數
ν	泊松氏比
μ	為材料壓縮率，定義為 $\frac{\rho}{\rho_0} - 1$
μ_{crush}	混凝土材料進入過度區之體積應變值
μ_{lock}	混凝土材料壓密區之最大體積應變值
μ_p	材料之體積性應變量
ρ	材料瞬時密度
ρ_0	材料之初始密度
ρ_{grain}	混凝土材料之壓實密度
σ	等效應力
σ^*	無因次化之等效應力
σ_0	初始降伏強度
σ_{ij}	應力張量
σ_y	降伏應力
Ω	應力場之積分界線

第一章 序論

1-1 節為引言，說明本文藉由 CAE 模擬的方式代替實驗測試，節省人力及實驗成本。1-2 節為回顧本文所採用之 Johnson Cook 及 Johnson Holmquist 材料模型與 WES 公式、美國陸軍公式及 Forrestal 混凝土衝擊深度經驗公式文獻。1-3 節說明研究動機與本研究之目的。

1-1 引言

工程上大變形破壞問題，材料從彈性變形到塑性變形後進而產生永久應變，繼續增加應力最終會導致材料的破壞。由於材料經破壞後會失應有的功能，若要設計全尺寸的實驗測試必定花費昂貴的實驗成本，故透過 CAE (Computer-Aided Engineering) 分析技術能夠有效節省實驗成本。在許多數值計算軟體中 LS-DYNA 有限元素數值計算軟體，能夠有效分析許多動態物理問題(圖 1-1)，對於描述材料破壞的行為已有相當程度的成熟，能計算出各構件在衝擊過程中各種力學行為。對於彈體高速衝擊問題而言，礙於安全以及設備上之考量，極不易設計一套有效的實驗系統，故本論文運用 LS-DYNA 強大之動態物理分析能力，計算彈體高速撞擊靶板之問題，並且透過相關文獻比對，評估計算結果之正確性。

1-2 文獻回顧

現今力學數值運算中，用以描述金屬材料破壞，以 1983 年 Gordon R. Johnson 和 William H. Cook[1]提出的 Johnson Cook 材料模型最為常見，其文獻中提供十二種不同金屬材料之參數，包含 OFHC COPPER、NICKLE 200、1006 STEEL、4340 STEEL 等常見的金屬材料。2007 年，Tai 和 Fu[2]運用 LS-DYNA 中之 Johnson Cook 材料模型計算金屬切削，成功模擬出金屬刀具在切削金屬材料之力學行為；有許多 LS-DYNA 相關書籍[3] [4] [5]亦將 Johnson Cook 材料模型運用於彈體衝擊金屬

薄板之算例，該種材料模型能夠有效模擬出金屬材料大應變的破壞現象。

混凝土為複雜多相之材料，其強度亦會隨不同環境而改變，至今許多相關參數仍由 ACI (American Concrete Institute) 提供，許多學者透過諸多實驗數據，多以經驗公式描述混凝土之力學行為。1992 年，Ezeldin 與 Balaguru [6] 提出混凝土及鋼纖維混凝土之應力-應變曲線經驗公式；2007 年，Teng 與 Chu [7] 將其運用至 LS-DYNA 中 Elastic Plastic Hydro Spall 材料模型，藉此分析彈體衝擊鋼纖維混凝土靶體之力學行為。Ezeldin 與 Balaguru 提出之經驗公式曲線可知，添加鋼纖維後的混凝土如同一彈塑性材料，但對於無添加鋼纖維之混凝土材料的脆性特性，若採用彈塑性材料描述必定和實際情況有所偏差。1993 年 T. J. Holmquist、G. R. Johnson 與 W. H. Cook 針對混凝土材料高壓條件下提出 Johnson Holmquist Concrete 材料模型 [8]，成功計算出其承受彈體高速撞擊之力學行為，並提供 48MPa 抗壓強度混凝土之材料參數。2001 年，Chen 和 Li [9] 利用 ACI 之相關經驗公式，推算不同抗壓強度混凝土的 Johnson Holmquist Concrete 材料參數，使 Johnson Holmquist Concrete 材料模型運用更為廣泛。在 LS-DYNA 運算軟體中，更將 Johnson 和 Holmquist 等人提出之材料模型觀念應用於陶瓷材料的計算，內建 Johnson Holmquist Ceramics 陶瓷材料破壞模型，描述陶瓷材料在受大應變時之力學破壞行為。

在研究彈體高速衝擊問題中，衝擊深度預估是重要的指標之一。由於彈體在衝擊混凝土過程中，受力並不穩定，加上混凝土材料在高應變狀態下數值計算極為複雜，並無確切的解析解，故工程上計算彈體衝擊混凝土之深度多採用經驗公式；這些經驗公式以大量實驗數據為基礎建立，目前計算彈體衝擊混凝土深度的經驗公式約 20 種上下，其中以 1978 年，R. S. Bernard 於美國兵工程下水道試驗站 WES (U.S. Army Waterways Experiment Station Vicksburg) 提出之公式 [10] 應用較為廣泛，簡稱 WES 公式；1993 年 M. J. Forrestal 亦針對混凝土衝擊深度發表經驗公式 [11]，也是目前常被用以計算之公式之一；此外，美國陸軍在武器設計規範中，提出一較為精簡之經驗公式 [20]。由於混凝土在承受高速撞擊時，雖然各個經驗公

式計算結果差異不可謂小，但在撞擊初速 200m/s~600m/s 間，仍有相當的可信度，故將其作為比對計算結果的依據，探討計算之正確性。

在國防科技裝備中，利用陶瓷材料之特性提高裝甲抗彈能力是目前非常常見的技術，陶瓷材料具有低密度高硬度(圖 1-2)之特性，相對於一般金屬材料輕量化許多，廣泛運用於許多國防機構的裝甲機制(圖 1-3)，並且能將彈體衝擊之動能轉換為其脆裂的能量(圖 1-4)，有別於金屬材料利用塑性應變吸收彈體衝擊動能之特性[12]，並且能讓彈體產生 Dwell 現象¹[13]，有效地阻擋彈體高速衝擊之能力。

1-3 研究動機與目的

防火防爆門用以保護軍事基地之彈藥庫是普遍的國防建設，防火防爆門的 DURA STEEL² 防爆板能夠有效抵抗炸藥引爆所產生之爆壓，以及有低熱傳導係數特性，對於抵抗爆壓所產生的各種破壞問題有相當的可靠性。但隨著國防科技的蓬勃發展，穿甲彈研製技術已臻成熟，現今有許多穿甲彈已能攜帶炸藥貫穿至防禦裝甲結構內引發其後續功能，若利用傳統防火防爆門抵禦，對於安全性的需求已不足夠，故對於許多防爆裝甲結構設計，尚需考量彈體高速衝擊之問題。欲設計一套裝甲結構，不可避免地要通過各種規範測試，如衝擊測試、抗爆壓測試、防火測試、抗彈能力測試等，如此方能確保產品的安全品質。對於防禦機制抵抗爆壓與抗彈能力的測試，但基於成本考量及安全性，極不易設計一套通用的實驗系統測試之，故對於產品抗爆壓及抗彈能力測試若能使用數值模擬的方式，必能

¹ Dwell 現象：Dwell 現象亦稱 interface defeat，為彈體在衝擊陶瓷靶板的過程中，若衝擊速度低於某一臨界速度值時，彈體發生射流現象(如同流體打於靶板上)，而明顯減弱彈體衝擊之能力；反之，若彈體衝擊速度高於臨界速度，則將導致陶瓷材料的強度明顯減弱。利用高速攝影成像技術及 X 光照相技術可明顯拍攝出彈體衝擊過程中之 Dwell 現象(圖 1-5)。

² DURA STEEL 為碳鋼板包覆纖維混凝土之複合板，上下碳鋼板有沖孔方式陣列，毛邊凸緣鑲入纖維混凝土中(圖 1-6)，具有可觀的耐衝擊及防火之特性，廣泛使用於化學廠房、鍋爐廠區、銀行機關庫房、住宅用避難區及軍事基地等區域[14]。

夠減少許多產品設計的成本及人力。現今許多數值計算軟體發展已相當成熟，加上電腦硬體設備的運算速度與購置成本已今非昔比，故對於數值模擬的計算，不論是軟體或硬體能力皆已大大提升；此外，近年諸多學者亦不斷投入於材料模型的研究，對於各種材料之力學行為的描述更能貼切實際情況，也使 CAE 技術具有相當的可信度。

有鑑於此，本論文主要探討彈體高速衝擊時之力學行為，以動態模擬方式模擬材料構件受高速衝擊後的大變形破壞行為，並與相關文獻計算結果及經驗公式作比對，提高本文計算的可信度。本文目的研究方向是以數值模擬計算彈體高速衝擊靶板之力學行為，有效預測彈體衝擊深度及損耗動能，並改良所設計之複合靶板，作為日後提高 DURA STEEL 防火防爆板抗彈能力之依據。

1-4 本文內容

本論文包括本章共分五個章節，第二章為基礎理論，簡介 LS-DYNA 軟體之數值計算原理與主要指令，材料模型基礎理論，並對於混凝土衝擊深度經驗公式予以詳細介紹；第三章為模擬流程，內容包括本論文數值模擬之各個模型介紹、彈體形體設計及有限元素網格切割以及文獻與經驗公式比對結果；第四章敘述數值模擬結果，探討彈體在衝擊過程中之動能變化情形及靶體內能變化，內容包含：單一薄板沖孔位置對於彈體衝擊之影響，分別用 2D-軸對稱及 3D 實體模型校正 Johnson Holmquist Concrete 混凝土材料模型之正確性；透過計算衝擊混凝土深度比對經驗公式探討不同衝擊速度下計算之正確性，隨之探討高速衝擊複合板的問題，並以添加陶瓷材料的方式增強其強度。隨後探討彈體的入射角度對複合靶板的力學行為；最後則以 B₄C 陶瓷材料的厚度對於抵禦衝擊能力之影響特性適當改良模型，有效提高複合板之防禦能力。第五章則為模擬結果總結，並說明本論文未來研究的展望。

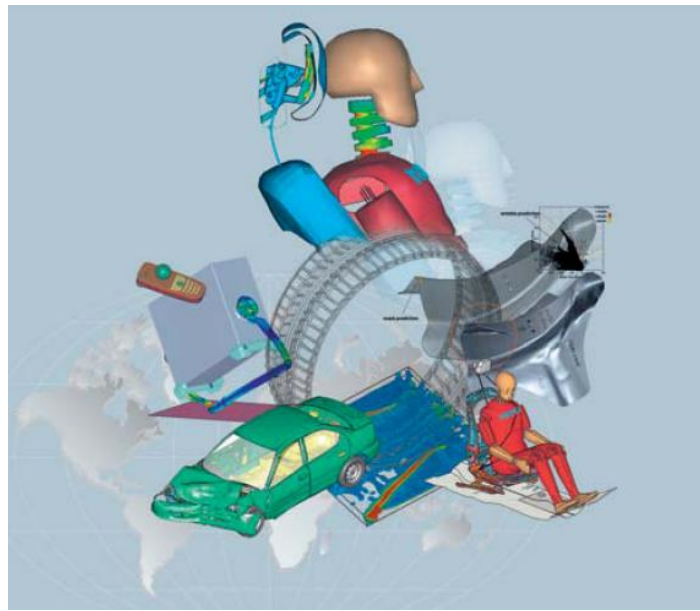


圖 1-1 LS-DYNA 於工程實例上之應用[15]

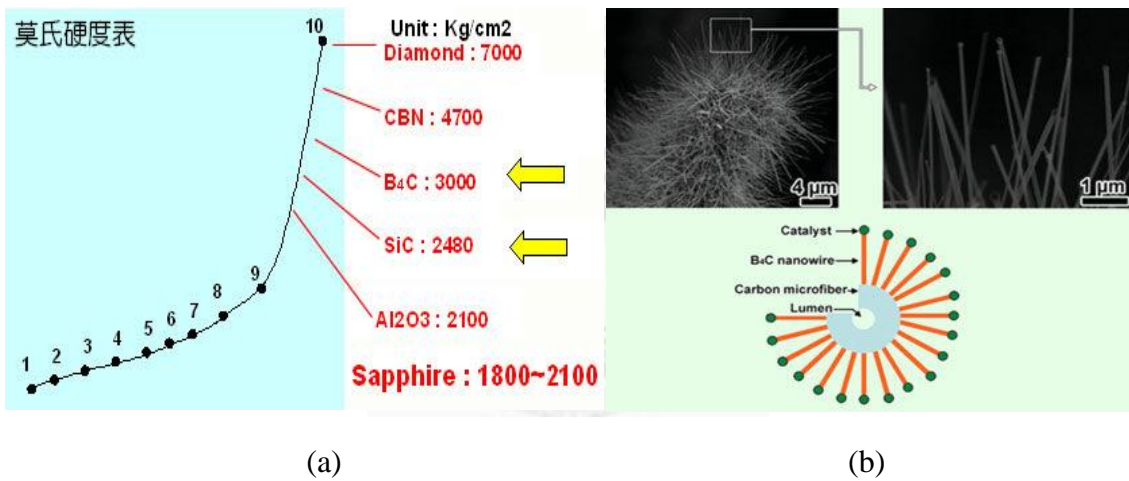


圖 1-2 (a)陶瓷材料之相對硬度圖表[16](b)B₄C 陶瓷材料之結構[16]

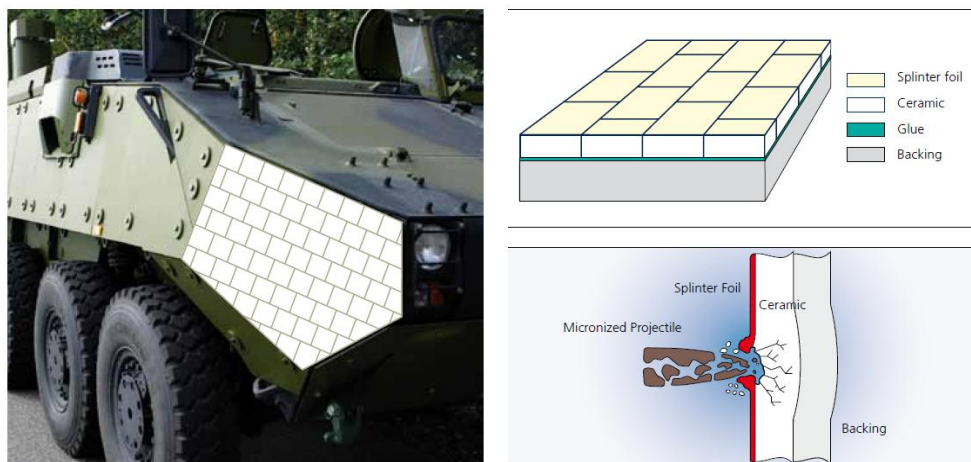


圖 1-3 陶瓷材料應用於裝甲系統[17]

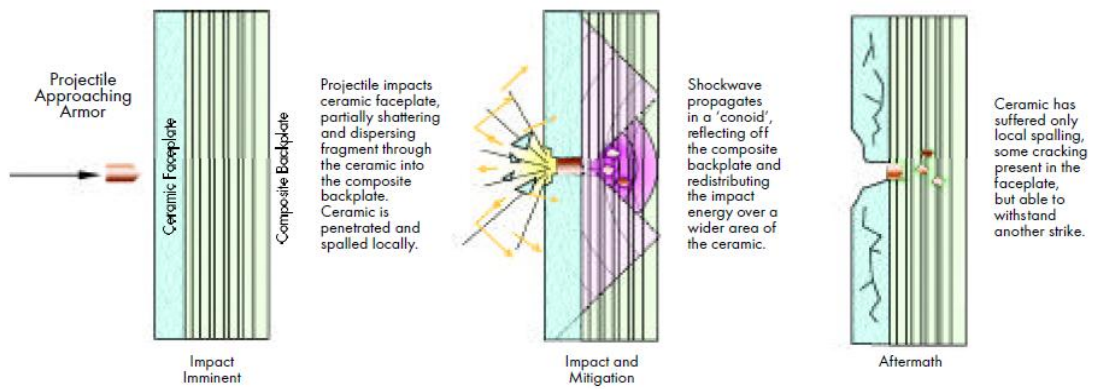


圖 1-4 陶瓷材料利用材料脆裂方式吸收彈體動能[12]

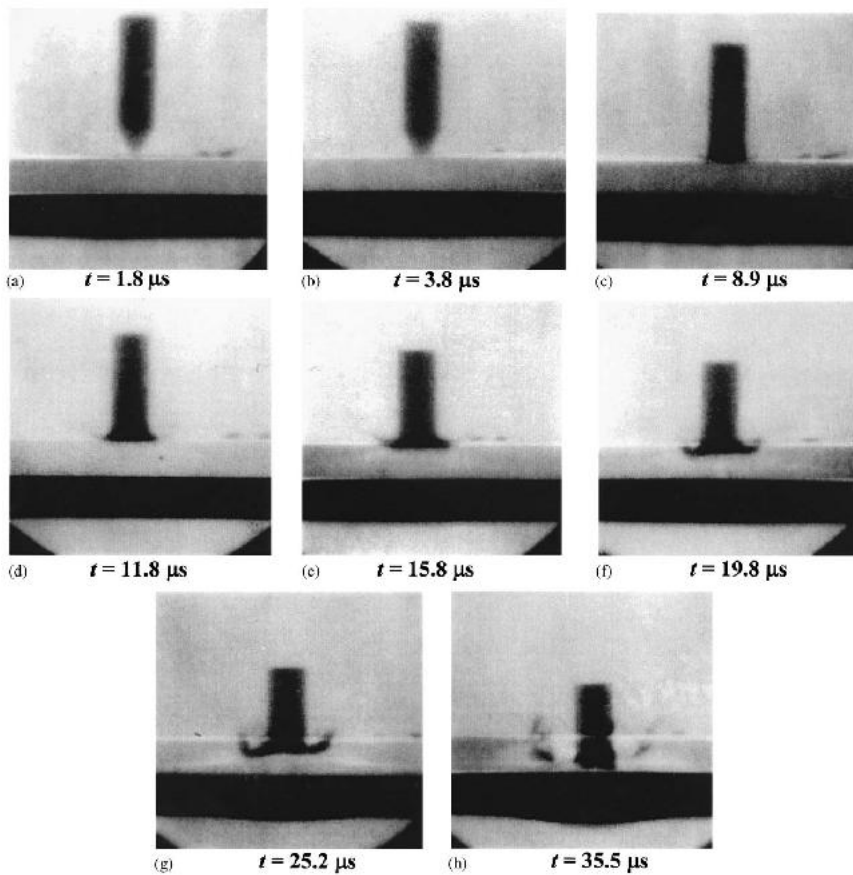


圖 1-5 高速 X 光照相技術下之 Dwell 現象[13]

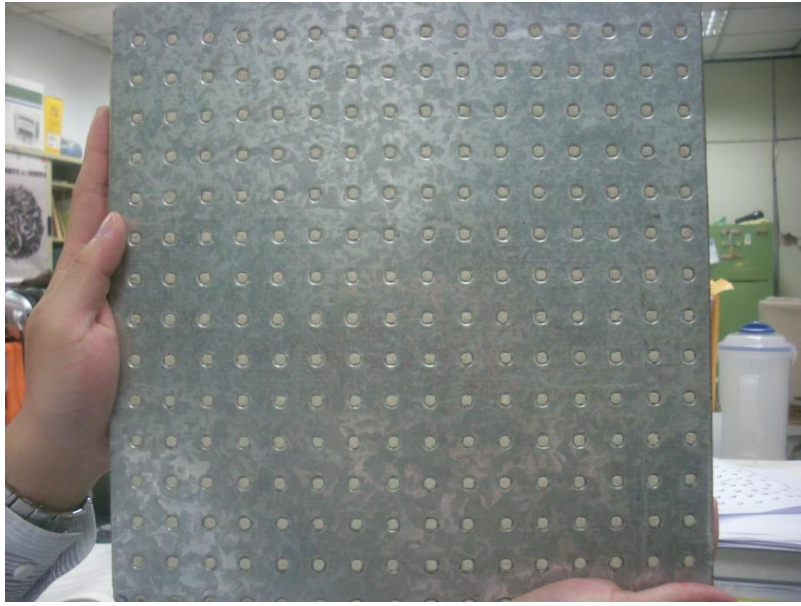


圖 1-6 DURA STEEL 防火防爆板



第二章 數值模擬之基本理論

本章介紹模擬彈體高速衝擊時之計算原理，以及材料模型基本理論與混凝土衝擊經驗公式。2-1 節簡介 LS-DYNA 軟體與原理；2-2 節為塑性材料之基礎理論，並詳敘本文所使用的材料模型；2-3 節則分別介紹 WES、Forrestal 以及美國陸軍公式三種彈體衝擊混凝土材料深度計算經驗公式。

2-1 LS-DYNA 軟體簡介與理論介紹

2-1-1 LS-DYNA 軟體簡介

LS-DYNA 為有限元素法數值計算模擬軟體，其顯式演算法對於求解各種非線性衝擊問題，如爆破、結構體碰撞、金屬加工成形等高度非線性問題具有相當的準確度；此外，亦可用以求解流體力學、熱傳以及流固耦合問題，是為目前數值計算軟體的主流之一。

美國 Lawrence Livermore 國家實驗室的 J. O. Hallquist 博士於 1976 年成功發展出第一套 LS-DYNA 軟體，其目的為用以設計國防武器；1986 年，LS-DYNA 部分程式碼於 Public Domain³ 發佈，使得 LS-DYNA 廣泛傳播於各研究機構與教育單位；1988 年，J. O. Hallquist 創建了 LSTC 公司(Liver Software Technology Corporation)，推出一系列之運算軟體，並隨後陸續推出 930 版本(1993 年)、936 版本(1995 年)，同時也新增了 ALE 運算法及 Eluer 運算法；至今，LSTC 公司已發展出 971 版本之 LS-DYNA 軟體，支援更多材料模型與常見的無網格運算法，使其功能更為強大。此外，1996 年，ANSYS 公司向 LSTC 公司購買 LS-DYNA 軟體使用權，推出 ANSYS/LS-DYNA，使得前處理程序更為便利。

³ Public Domain 譯為「公有領域」，為包括文章、藝術品、音樂、科學、發明等等。對於領域內的知識財產，任何個人或團體都不具所有權益。這些知識發明屬於公有文化資產，任何人可以不受限制地使用和加工利用。

2-1-2 LS-DYNA 軟體數值運算原理

一、有限元素法(Finite element method)

對於許多複雜的工程問題，數學上未必能夠解出該問題之解析解，故必須使用數值法求解其近似解，而有限元素法為現今普遍的數值方法之一。有限元素法將複雜之模型分割成許多的元素(element)，利用節點(node)將這些元素結合起來，存取相關物理量於節點上，這樣的方式能夠使統御方程式簡化為有限個節點變化量的矩陣方程式，再配合邊界條件及初始條件求解此矩陣方程式，最後再將所有元素計算到的結果結合起來，利用內插法求出任何位置的物理變量。使用有限元素法求解問題有以下優點：1.能簡化複雜之模型及複雜受力情形。2.能求解多種材料組合問題。3.求解時不再受限於邊界條件形式及個數。4.能將動態效應加於問題內。5.有效求解大變形及非線性材料性質等非線性問題。

二、Lagrange 網格描述法

觀察一物體運動與形變如圖 2-1，初始狀態下物體在空間中之位置表示式如下所示：

$$X = X_i \mathbf{e}_i \quad , \quad i = 1,2,3 \quad (2.1)$$

其中 \mathbf{e}_i 及 X_i 分別為卡氏座標下的單位向量與其分量。

該物體隨時間運動後，位置表示則以 x 表示，以位置 X_i 與時間 t 為相互獨立的觀點描述一物體運動行為，即稱為 Lagrange 描述法，其運動方程表示式如下：

$$x_i = x_i(X_j, t) \quad , \quad i = 1,2,3 \quad (2.2)$$

Lagrange 描述法多應用於描述固體力學之應力應變分析，劃分於物體上的網格隨著物體移動變形而改變(圖 2-2)，網格質量守恆，但網格體積可隨物體變形而改變。Lagrange 描述法應用於高速衝擊問題時，可以有效處理較複雜之邊界與材料模型；但其缺點為：若網格變形過大時，易產生網格穿刺、沙漏能過大及負體積等問題。為了避免這些問題，使用 LS-DYNA 運算時，應定義侵蝕接觸(erosion

contact)，配合沙漏控制(hourglass control)控制其沙漏能，並且利用破壞準則(failure criteria)描述其破壞。破壞準則多以應力失效(failure stress)及應變失效(failure strain)定義，當物體之應力或應變到達某一特定值時，程式判定材料已遭破壞，並將網格移除不再進行任何計算，如此，便能避免網格變形過大導致穿刺及負體積等問題。本文採用 Lagrange 網格描述法，並配合以上改正之方法，求解彈體高速衝擊靶板之大變形問題。

三、沙漏控制

計算高速衝擊問題時，為了避免物體剛性過於強硬以及減少求解上的時間，採用單點積分方式計算。單點積分方式在某些特定情況下，單元體雖有變形，但有限元素法插值計算出之應變量卻為零，導致內能算出之結果亦為零，稱之為零能模式(zero energy mode)，造成單元體相互重疊，呈現尤如沙漏般網格(圖 2-3)，故此種現象亦稱為沙漏模式。沙漏模式主要為數學計算上之問題，故不具任何物理意義，對於任何求解問題，若沙漏能過大(大於總能之 10%)，將影響計算精度，致使數值計算之結果將不可信。至今，LS-DYNA 程式內已有許多控制沙漏能之方法，能有效抑制沙漏模式之產生(圖 2-4)[5]，本文用以控制沙漏能量的方法參考於文獻的建議採用 Belytschko-Bindeman 法[3]，能有效控制二維或三維實體單元的沙漏能量，確保計算精準度。除此之外，切割網格時使用均勻且較細的網格、避免單點集中加載、調整模型的體積黏滯性、增強模型之剛度亦可控制沙漏能量。

四、顯示求解法(Explicit Formulation)

本文所採用中央差分(central difference)積分的顯示法求解，LS-DYNA 離散化後運動方程式如下：

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{x}} = \mathbf{P} - \mathbf{F}_{in} \quad (2.3)$$

其中 \mathbf{P} 與 \mathbf{F}_{in} 分別代表外力項及內力項，其內力項組成如下式：

$$\mathbf{F}_{in} = \int_{\Omega} \mathbf{B}^T \boldsymbol{\sigma} d\Omega + \mathbf{F}_{hg} + \mathbf{F}_{contact} \quad (2.4)$$

各項意義分別為：應力場內之等效節點應力、為了避免單點積分引起沙漏模式問題的沙漏阻力、以及接觸力。

其第 n 個時間步階 t_n 之加速度量可表示為：

$$\mathbf{a}(t_n) = \mathbf{M}^{-1}[\mathbf{P}(t_n) - \mathbf{F}_{in}(t_n)] \quad (2.5)$$

其節點速度及位移量的解如下所示：

$$\mathbf{v}(t_{n+1/2}) = \mathbf{v}(t_{n-1/2}) + \frac{1}{2} \mathbf{a}(t_n)(\Delta t_{n-1} + \Delta t_n) \quad (2.6)$$

$$\mathbf{u}(t_{n+1}) = \mathbf{u}(t_n) + \mathbf{v}(t_{n+1/2})\Delta t_n \quad (2.7)$$

時間步階之定義則如下：

$$\Delta t_{n-1} = t_n - t_{n-1} \quad , \quad \Delta t_n = t_{n+1} - t_n \quad (2.8)(2.9)$$

$$t_{n-1/2} = \frac{1}{2}(t_n + t_{n-1}) \quad , \quad t_{n+1/2} = \frac{1}{2}(t_{n+1} + t_n) \quad (2.10)(2.11)$$

其關係如圖 2-5 所示。

顯示求解算法中，下一個時間步階的未知量皆由前一個時間步階之已知量求得，故此種算法不需求解聯立方程式，可節省大量之運算資源。但為了確保計算穩定性及收斂，計算採用的時間步階須小於某一臨界值，估算方法如下所示：

$$\Delta t_c = \alpha \left(\frac{L_{min}}{c} \right) \quad (2.12)$$

其中 α 為一小於 1 的時間步階因子，LS-DYNA 預設認值為 0.9，本文則採用 0.6， L_{min} 為最小單元體的特徵長度， c 為材料之波傳速度，其對於特徵長度及材料波傳速度定義如表 2-1 所示。

五、LS-DYNA 接觸碰撞之數值算法

在有限元素數值計算中，接觸碰撞之計算主要將兩相互接觸物體分開建立模

型，再以邊界條件配合動量方程式求解衝擊碰撞問題。在 LS-DYNA 中計算接觸碰撞的方法分為以下三種：

(一) 罰函數法(Penalty Method)

罰函數法為 1982 年被運用於 LS-DYNA2D 的碰撞計算方法，其原理為：在每一時間步階檢查節點是否穿透主面，若不穿透程式不做任何處理，若穿透則引入一大小與穿透深度及主面剛度成正比之一界面接觸力，如同節點與主面間放置一彈簧，用以限制節點穿透主面。此方法原理簡單易懂，但其缺點為求解出的應力、加速度、速度等物理量皆為震盪形式，欲降低震盪程度，則須適當減少時間步階。

(二) 動態約束法(Kinematic Constraint Method)

此方法為 Hughes 等人[18]於 1976 年提出，同年 Hallquist 應用於 LS-DYNA2D，隨後亦將其推廣至 LS-DYNA3D 中應用。動態約束法之基本原理為：在每一個時間步階檢查主面與接觸之從節點，是否會在到達下一個時間步階其間穿透，若穿透則自動將時間步階縮小，直到從節點剛好到達主面，並施加約束條件；若有拉應力作用，程式則施加脫離條件，使節點脫離主面。動態約束法之主要缺點為：若主面的網格比從面細時，從面上的節點無法完全約束主面上的節點，因而造成主面上的部分節點穿透從面，稱之為扭結現象(kink)，故此方法限制了網格的切割。此外，即使網格切割適當，但若接觸面上之壓力過大，依然會促使此現象發生，不適用於計算大變形或爆炸等問題，故目前在 LS-DYNA3D 中僅應用於斷開類型(固連界面)，連接網格之不協調界面。

(三) 分布參數法(Distributed Parameter Method)

分布參數法為較早之接觸碰撞計算方法，目前，多應用於處理接觸滑動界面問題，原理如下所述。物體在發生接觸時，將從單元之一半質量分配至接觸之主面上，同時從單元的內應力計算主面之壓力分佈，隨後修正主面之

加速度，並對從節點的加速度與速度施加約束條件，促使從節點在主面上滑動。由於爆炸問題中，爆炸所產生的氣體與物體間僅相對滑動而沒有分離，故分布參數法能有效求解此類問題。

2-2 材料模型與構成方程式

2-2-1 塑性材料基本理論

一般材料依應力-應變曲線圖之特性可廣義分為，彈性材料、超彈性材料以及塑性材料，其應力-應變曲線圖分別如圖 2-6 所示。彈性材料意指：若一材料在彈性限度內，其應力-應變之關係呈線性正比的直線，不論加載或卸載應力-應變曲線皆始終如一(圖 2-6(a))，此直線的斜率即為材料的彈性模數。超彈性材料之特性為：不論加載或卸載，應力-應變曲線亦始終如一，但其應力-應變曲線並非線性正比之關係(圖 2-6(b))，此類材料常應用於橡膠材料。塑性材料之特性則為：對一材料加載時，應力-應變曲線如同彈性材料，為一線性直線，持續加載至其超過彈性界線後，應力-應變曲線之斜率發生變化，但仍具有線性特性，卸載後曲線斜率與彈性區斜率相同的方式回復，但完全卸載後，材料無法回復至其初始狀態(圖 2-6(c))，將永遠保留一塑性變形 ε_p ，塑性材料之原理簡單，可應用以近似許多延性材料。

在一維問題中，判斷材料是否達到塑性區較為簡單，觀察其應力-應變曲線是否超過彈性界線即可。在三維問題中，吾人則用 Von Mises 屈服準則來判斷材料是否到達塑性區，其關係式如下所示：

$$\frac{1}{2}S_{ij}S_{ij} - \frac{1}{3}\sigma_s^2 = 0 \quad (2.13)$$

其中 S_{ij} 為應力張量，由彈性力學基礎定義如下：

$$S_{ij} = \sigma_{ij} - \sigma_m \delta_{ij} \quad (2.14)$$

$$\sigma_m = \frac{1}{3}(\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z) \quad (2.15)$$

將上兩式代入(2.13)式展開可得：

$$(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6(\sigma_{xy}^2 + \sigma_{yz}^2 + \sigma_{zx}^2) = 2\sigma_s^2 \quad (2.16)$$

定義等效應力 $\bar{\sigma}$ 為：

$$\bar{\sigma} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6(\sigma_{xy}^2 + \sigma_{yz}^2 + \sigma_{zx}^2)} \quad (2.17)$$

當等效應力值到達該材料之屈服應力 σ_s 時，即判定材料開始進入塑性變形。

2-2-2 Elastic Plastic Hydrodynamic 彈塑性流體動力材料模型

Elastic Plastic Hydrodynamic 彈塑性流體動力材料模型為 LS-DYNA 中用以描述金屬材料大變形問題的基本材料模型，並配合狀態方程式能夠有效表現出金屬材料大變形後呈現的流體行為。

在 Elastic Plastic Hydrodynamic 材料模型中，材料塑性變型後之等效應力表示如下式：

$$\bar{\sigma} = \left(\frac{3}{2} S_{ij} S_{ij} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (2.18)$$

其中 S_{ij} 為偏差(deviatoric)應力張量，表示式如(2.19)式：

$$S_{ij} = \sigma_{ij} - \frac{1}{3} \delta_{ij} \sigma_{kk} \quad (2.19)$$

等效塑性應變 $\bar{\epsilon}_p$ 如()所示：

$$\bar{\epsilon}_p = \int \left(\frac{2}{3} D_{ij}^p D_{ij}^p \right)^{\frac{1}{2}} dt \quad (2.20)$$

其中 D_{ij}^p 為塑性應變分量。若不考慮等效應力與應變之間關係，可將應力-應變簡化為雙線性(bi-linear)關係，則降伏應力表示式如下所示：

$$\sigma_y = \sigma_0 + E_h \bar{\epsilon}_p \quad (2.21)$$

其中 σ_0 為初始降伏強度， E_h 為塑性硬化模數(plastic hardening modulus)，可由彈性模數 E 與切線模數 E_t 求得：

$$E_h = E \frac{E_t}{E - E_t} \quad (2.22)$$

當 E 趨近於 E_t 則 E_h 將逼近無限大，可將材料進一步簡化為彈性材料。

2-2-3 Johnson Cook 材料模型

Johnson Cook 材料模型為描述金屬材料在受大應變率下塑性變形之材料模型，其基礎為，1909 年 P. Ludwik 所提出的 Ludwik 材料模型，其構成方程如下式：

$$\sigma = A + B\varepsilon^n \quad (2.23)$$

Ludwik 利用應變的指數關係，表現出材料的應變硬化(strain hardening)，用其描述塑性材料之力學行為有相當的成效，缺點為無法描述應變速率與溫度造成的影響，由於關係式淺顯易懂，Ludwik 材料模型成為許多研究材料模型的基礎。1983 年，Gordon R. Johnson 與 William H. Cook 將 Ludwik 材料模型作一修正，加入應變速率與溫度之效應，其構成方程式如下所示：

$$\sigma = (A + B\varepsilon^n)[1 + C \cdot \ln\dot{\varepsilon}^*][1 - (T^*)^m] \quad (2.24)$$

$$\dot{\varepsilon}^* = \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \quad (2.25)$$

$$T^* = \frac{T - T_r}{T_m - T_r} \quad (2.26)$$

(2.24)式等號右邊三括號項分別代表塑流應力項、應變速率項及溫度項。其中， ε 為塑性應變率， $\dot{\varepsilon}^*$ 為對於 $\dot{\varepsilon}_0 = 1 \text{ s}^{-1}$ 時無因次化之應變速率， T^* 則為一無因次化溫度， T_r 與 T_m 分別為環境溫度及材料熔點溫度。Johnson Cook 材料模型內之材料參數可透過霍普金森桿試驗(Hopkinson bar test)求得，文獻中 Johnson 等人對於 12 種常見的金屬材料進行試驗，並將其材料參數做一整理發佈(表 2-2)。

Johnson Cook 材料模型之破壞準則如下式：

$$D = \sum \frac{\Delta\varepsilon}{\varepsilon^f} \quad (2.27)$$

$$\varepsilon^f = (D_1 + D_2 \exp D_3 \sigma^*)(1 + D_4 \ln \dot{\varepsilon}^*)(1 + D_5 T^*) \quad (2.28)$$

其中 ε^f 為失效應變(failure strain)， $D_1 \sim D_5$ 為材料常數，當應變率累積使損傷因子 D 到達 1(累積之應變率達失效應變值)時，即判定失效。

2-2-4 Johnson Holmquist Concrete 材料模型

Johnson Holmquist Concrete 材料模型為 1993 年，T. J. Holmquist 與 G. R. Johnson 提出，常應用於岩石、混凝土等硬度高之脆性材料，能有效描述材料非線性變形以及斷裂崩落的特性，其構成方程式如下所示：

$$\sigma^* = [A(1 - D) + Bp^{*N}][1 + C \ln(\dot{\epsilon}^*)] \quad (2.29)$$

式中 A、B、C、N 為材料常數， σ^* 、 p^* 及 $\dot{\epsilon}^*$ 則為正規化之等效應力、壓力及應變率，定義如下：

$$\sigma^* = \frac{\sigma}{f_c'} \quad (2.30)$$

$$p^* = \frac{p}{f_c'} \quad (2.31)$$

$$\dot{\epsilon}^* = \frac{\dot{\epsilon}}{\epsilon_0} \quad (2.32)$$

其中 f_c' 為材料之最大抗壓強度(應力-應變曲線之應力峰值)， $\dot{\epsilon}^*$ 的定義則與上節敘述之 Johnson Cook 材料模型裡定義相同。吾人可由 σ^* - p^* 之曲線定義一個 σ^* 最大值為 S_{\max} (圖 2-7(上))。

Johnson Holmquist Concrete 材料模型依然承襲 Johnson Cook 材料模型的累積方式定義其損傷因子，不同於 Johnson Cook 材料模型的是：Johnson Holmquist Concrete 材料模型採用等效應變及體積應變疊加增量方式定義，關係式如下所示：

$$D = \sum \frac{(\Delta \epsilon_p + \Delta \mu_p)}{(\epsilon_p^f + \mu_p^f)} \quad (2.33)$$

$$\epsilon_p^f + \mu_p^f = D_1(p^* + T^*)^{D_2} \quad (2.34)$$

$$T^* = \frac{T}{f_c'} \quad (2.35)$$

其中 D_1 、 D_2 為材料常數，T 為該材料之最大抗拉強度， T^* 則為 T 對於 f_c' 正規化後之無因次量值。由(2.34)式可知當 $p^* = -T^*$ 將導致 $\epsilon_p^f + \mu_p^f = 0$ ，迫使 2.33 式無意義，故須定義一個 $\epsilon_p^f + \mu_p^f$ 的最小值 ϵ_{\min} (圖 2-7(左下))

Johnson Holmquist Concrete 材料模型之壓力與體應變關係圖(圖 2-7(右下))所

示，可分為三階段，分別為彈性區($p \leq p_{crush}$ 或 $\mu \leq \mu_{crush}$)、過渡區($p_{crush} \leq p \leq p_{lock}$ 或 $\mu_{crush} \leq \mu \leq \mu_{lock}$)及壓密區($p \geq p_{lock}$ 或 $\mu \geq \mu_{lock}$)。在壓密區中，壓力於體應變關係可近似為一冪次關係，其相互關係如下式：

$$p = K_1 \bar{\mu} + K_2 \bar{\mu}^2 + K_3 \bar{\mu}^3 \quad (2.36)$$

$$\bar{\mu} = \frac{(\mu - \mu_{lock})}{(1 + \mu_{lock})} \quad (2.37)$$

對於不同抗壓強度混凝土之 Johnson Holmquist Concrete 材料常數，可由以下關係式求得：

$$D_1 = \frac{0.01}{1/6 + T^*} \quad (2.38)$$

$$T = 0.62 \sqrt{f'_c} \text{ (MPa)} \quad (2.39)$$

$$P_{crush} = \frac{f'_c}{3} \quad (2.40)$$

(2.39)式為美國混凝土協會(ACI)提供之經驗公式，將T值代回(2.35)式即可求出 T^* 。

$$E_c = 0.043 \rho_0^{3/2} \sqrt{f'_c} \text{ (MPa)} \quad (2.41)$$

$$K = \frac{E_c}{3(1 - 2\nu)} \quad (2.42)$$

$$G = \frac{E_c}{2(1 + \nu)} \quad (2.43)$$

(2.41)式為 ACI 給定之混凝土等效彈性模數，(2.42)式與(2.43)式為基本材料力學理論下體積模數及剪力模數之關係式， ν 則為泊松氏比，一般混凝土取值為 0.14~0.2。

$$\mu_{lock} = \frac{\rho_{grain}}{\rho_0} - 1 \quad (2.44)$$

ρ_{grain} 與 ρ_0 分別為混凝土之壓實密度與初始密度。

Johnson Holmquist Concrete 材料模型中 A、B、C、 S_{max} 及 N 對於不同抗壓強度混凝土可視為不變量，對於壓實階段之混凝土而言，其壓力與體積曲線之趨勢差別不大，故 K_1 、 K_2 、 K_3 值亦可假設為不變量，唯有 P_{lock} 需要經由實驗之壓力體積曲線求出。

2-2-5 Johnson Holmquist Cermics 材料模型

Johnson Holmquist Cermics 材料模型能夠有效描述陶瓷、玻璃等易碎裂之脆性材料，其本構方程式如下所示：

$$\sigma^* = \sigma \sigma_i^* - D(\sigma_i^* - \sigma_f^*) \quad (2.45)$$

其中 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：

$$\sigma_i^* = A(P^* + T^*)^n (1 + C \ln \dot{\epsilon}^*) \quad (2.46)$$

$$P^* = \frac{P}{P_{\text{HEL}}} \quad (2.47)$$

$$T^* = \frac{T}{P_{\text{HEL}}} \quad (2.48)$$

$$\sigma_f^* = B(P^*)^m (1 + C \ln \dot{\epsilon}^*) \quad (2.49)$$

破壞因子承襲 Johnson Cook 材料模型的定義如()式

壓縮條件下靜壓與體積應變關係式則承襲 Johnson Holmquist Concrete 如()式，並於材料拉伸條件以()式線性關係式描述。

$$P = K_1 \mu \quad (2.50)$$

2-2-6 Gruneisen 狀態方程式

在許多大變形材料模型中，Gruneisen 狀態方程式為 LS-DYNA 內用以描述壓力與體積的關係式，若所使用的材料模型內無壓力與體積間之連結則需由此方程式給定。本文所使用的材料模型除 Johnson Holmquist Concrete 材料模型外，皆須給定 Gruneisen 狀態方程式，關係式如下所示：

$$p = \frac{\rho_0 C^2 \mu [1 + \left(1 - \frac{\gamma_0}{2}\right) \mu - \frac{a}{2} \mu^2]}{[1 - (S_1 - 1) \mu - S_2 \frac{\mu^2}{\mu + 1} - S_3 \frac{\mu^3}{(\mu + 1)^2}]^2} + (\gamma_0 + a \mu) E \quad (2.51)$$

$$p = \rho_0 C^2 \mu + (\gamma_0 + a \mu) E \quad (2.52)$$

$$\mu = \frac{\rho}{\rho_0} - 1 \quad (2.53)$$

上兩式中之變數分別為以下所示：

p ：材料受打變形後開始表現出流體行為時之壓力

C ：材料之體積聲速(bulk sound velocity)

S_1 、 S_2 、 S_3 ： U_s - U_p 曲線之冪次斜率係數

U_s ：材料之震波傳遞速度(shock velocity)

U_p ：材料之質點傳遞速度(particle velocity)

γ_0 ：Gruneisen 常數

μ ：為材料壓縮率，定義為 $\frac{\rho}{\rho_0} - 1$ ， ρ 與 ρ_0 分別為材料瞬時密度與初始密度

ρ ：材料瞬時密度

ρ_0 ：材料初始密度

a ： γ_0 與 μ 間的修正量

E ：初始單位比容下之內能



2-3 混凝土之衝擊深度經驗公式

由於混凝土的材料性質並非恆定，導致彈體在衝擊過程中力學行為亦非恆定，目前並無解析解能夠準確算出彈體衝擊混凝土的深度，故許多學者透過大量實驗數據，配合數學上曲線擬合(curve fitting)的方式，擬合出許多經驗公式。日前相關公式已有 20 種上下[19]，本文分別選取 WES 公式、美國陸軍公式及 Forrestal 公式，主要原因為使用上較為普遍，較易取得參數，且相關實驗值落於此三個公式之計算範圍內(圖 2-8)。

一、WES 公式

WES 公式為 Bernard R.S.於 1978 年，在美國兵工程下水道試驗站(WES)提出，

故命名為 WES 公式，目前應用廣泛有相當的可信度，其計算公式如下所示：

$$H = \frac{MN_{cr}}{A\rho} \left\{ \frac{V_0}{3} \left[\frac{\rho}{Y_{rc}} \right]^{0.5} - \frac{4}{9} \ln \left[1 + \frac{3}{4} V_0 \left(\frac{\rho}{Y_{rc}} \right)^{0.5} \right] \right\} \quad (2.54)$$

$$N_{cr} = 0.863 \left(\frac{4\psi^2}{4\psi - 1} \right) \quad \psi = \frac{R}{d} \quad (\text{卵形彈頭}) \quad (2.55)$$

$$N_{cr} = 0.805 [\sin(\eta_c)^{0.5}] \quad (\text{錐形彈頭}) \quad (2.56)$$

$$Y_{rc} = Y \left(\frac{RQD}{100} \right)^{0.2} \quad (2.57)$$

式中各參數分別為：

H: 彈體衝擊深度(cm)

M: 彈體質量(kg)

V_0 : 彈體衝擊初速(m/s)

P: 混凝土密度(kg/m^3)

N_{cr} : 彈頭參數

R: 卵形彈頭之曲率半徑(cm)

d: 彈體直徑(cm)

η_c : 錐形彈頭之半錐角

Y : 混凝土之抗壓強度(Pa)

RQD : 岩石和混凝土之品質 ($20 < RQD < 100$)



二、美國陸軍公式

美國陸軍公式記載於「美國常規武器設計規範」[20]，其主要觀念為：混凝土被彈體衝擊之深度與混凝土之抗壓強度的二次方根成反比，雖然在撞擊速度較高時誤差較大，但公式簡易，故在較低速衝擊問題中，仍被廣泛實用，其計算公式如下所示：

$$H = \frac{3.5 \times 10^{-4} M d^{-1.785} V_0^{1.5}}{\sqrt{f_c}} + 0.5d \quad (2.58)$$

式中各參數分別為：

H: 彈體衝擊深度(m)

f_c : 混凝土抗壓強度(Pa)

V_0 : 彈體衝擊初速(m/s)

d: 彈體直徑(m)

ρ : 混凝土密度(kg/m^3)

三、Forrestal 公式

Forrestal 公式於 1993 年由 M. J. Forrestal 發表[11]，其主要概念為：彈體在靶面崩落區所受之阻力與衝擊深度成正比，在崩落區之後阻力則來自一於彈體直徑平方反比及其衝擊速度成正比之一阻力，數學表示式如下所示：

$$H = \frac{2M}{\pi d^2 \rho N} \ln \left(1 + \frac{\rho N}{S f_c} v_1^2 \right) + 2d \quad H > 2d \quad (2.59)$$

$$v_1^2 = \frac{2M V_0^2 - \pi d^3 f_c}{2M + \pi d^3 N \rho} \quad (2.60)$$

$$N = \frac{8\psi - 1}{24\psi^2} \quad (2.61)$$

$$S = 82.6 \left(\frac{f_c}{10^6} \right)^{-0.544} \quad (2.62)$$

式中各參數分別為：

M: 彈體質量(kg)

V_0 : 彈體撞擊初速(m/s)

d: 彈體直徑(m)

f_c : 混凝土之抗壓強度(Pa)

Ψ : 彈頭係數(定義與 2.42 式相同)

S: 混凝土之強度係數(Pa)

表 2-1 不同單元體類型之特徵長度及材料波傳速度

單元體類型	特徵長度 L	材料波傳速度 c
樑單元	L_e	$\sqrt{\frac{E}{\rho}}$
薄殼單元	$\frac{A_e}{\text{MAX}(L_e)}$	$\sqrt{\frac{E}{(1 - \nu^2)\rho}}$
厚殼單元	$\frac{V_e}{\text{Max}(A_e)}$	
實體單元	$\frac{V_e}{\text{Max}(A_e)}$	$\sqrt{\frac{E(1 - \nu)}{(1 - \nu^2)\rho}}$



表 2-2 常用金屬材料之 Johnson Cook 材料參數[1]：

Material	Description				Constitutive Constants For eq.				
	Hardness	Density (kg/m ³)	Specific Heat (J/kgK)	Melting Tem. (K)	A (MPa)	B (MPa)	n	C	m
OFHC Copper	F-30	8950	383	1356	90	292	.31	.025	1.09
Cartridge Brass	F-67	8520	385	1189	112	505	.42	.009	1.68
Nickel 200	F-79	8900	446	1725	163	648	.33	.006	1.44
Armco Iron	F-72	7890	452	1811	175	380	.32	.060	0.55
Carpenter Electrical Iron	F-83	7890	452	1811	290	339	.40	.055	0.55
1006 Steel	F-94	7890	452	1811	350	275	.36	.022	1.00
2024-T351 Aluminum	B-75	2770	875	775	265	426	.34	.015	1.00
7039 Aluminum	B-76	2770	875	877	337	343	.41	.010	1.00
4340 Steel	C-30	7830	477	1793	792	510	.26	.014	1.03
S-7 Tool Steel	C-50	7750	477	1763	1539	477	.18	.012	1.00
Tungsten Alloy	C-47	17000	134	1723	1506	177	.12	.016	1.00
Du.75 Ti	C-45	186	117	1473	1079	1120	.25	.007	1.00

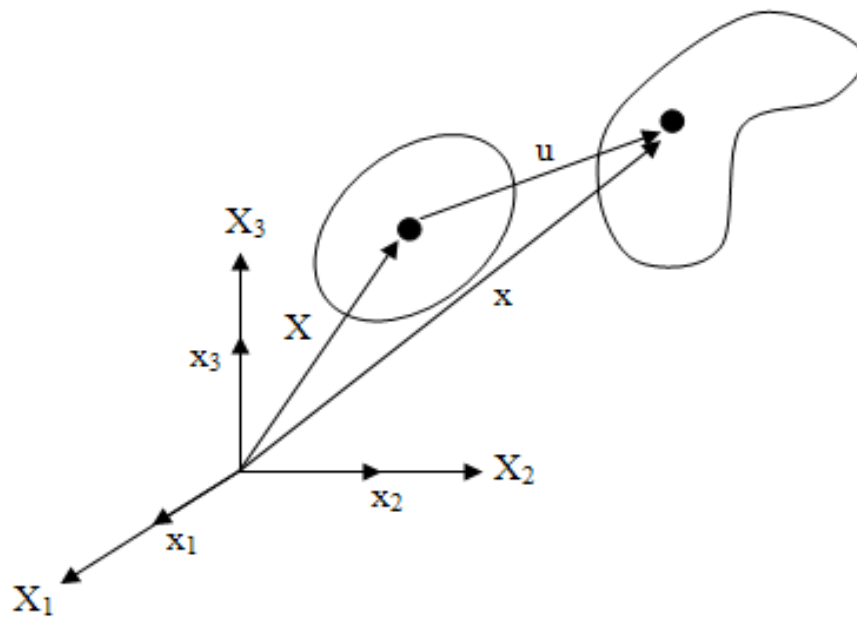


圖 2-1 物質運動變形之向量空間示意圖

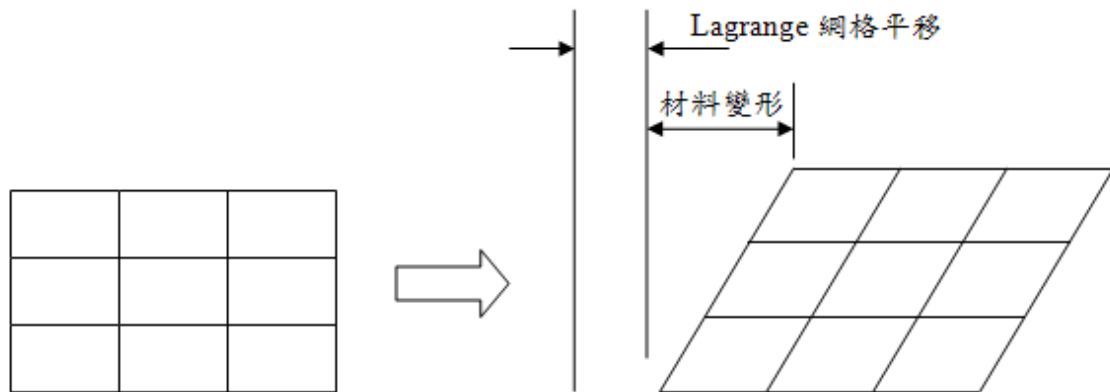


圖 2-2 Lagrange 網格變形示意圖

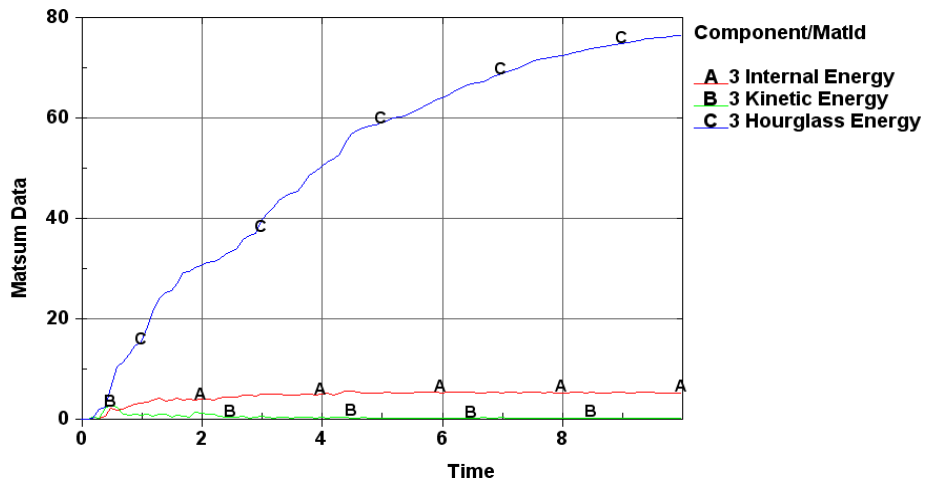
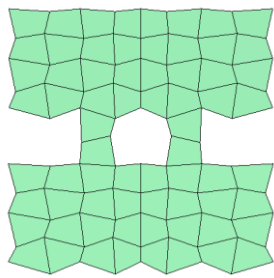


圖 2-3 沙漏控制前網格變形與能量關係[5]

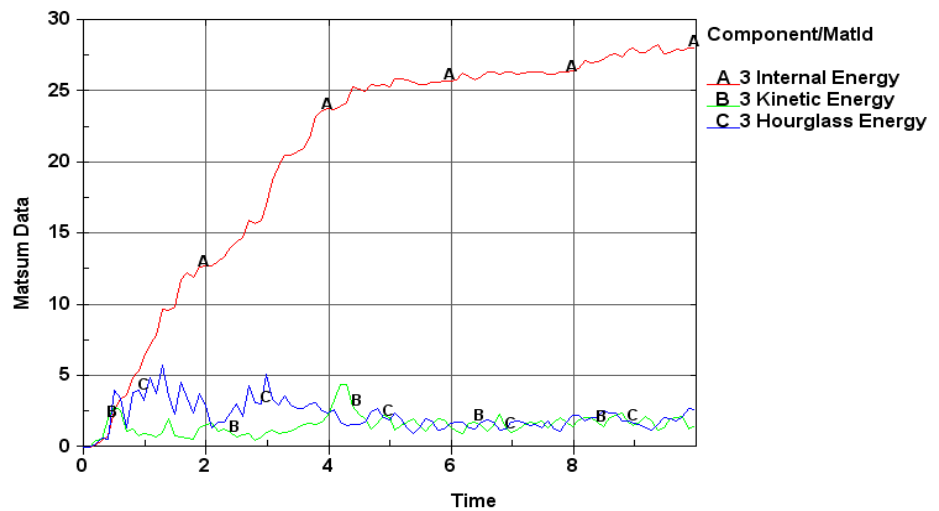
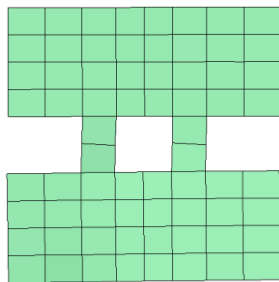


圖 2-4 沙漏控制後網格變形與能量關係[5]

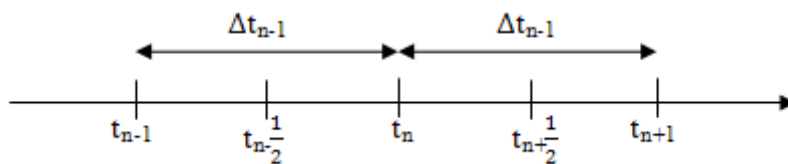


圖 2-5 中央差分法之時間區域分布圖

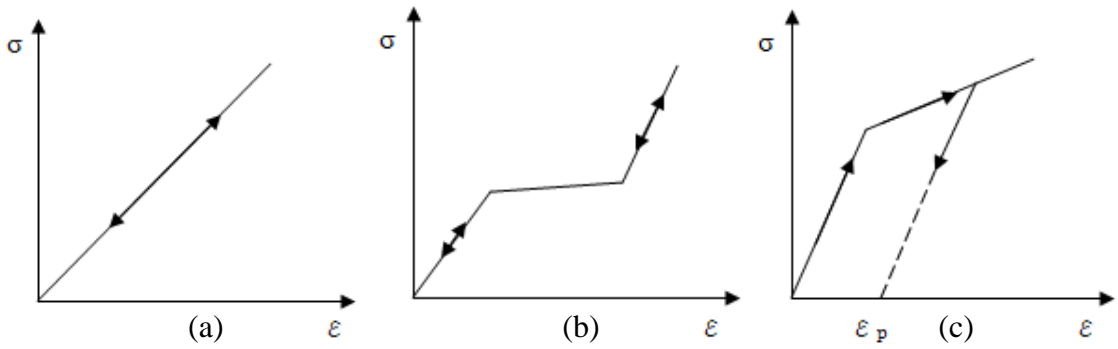


圖 2-6 不同性質材料之應力-應變曲線圖(a)彈性材料(b)超彈性材料(c)塑性材料

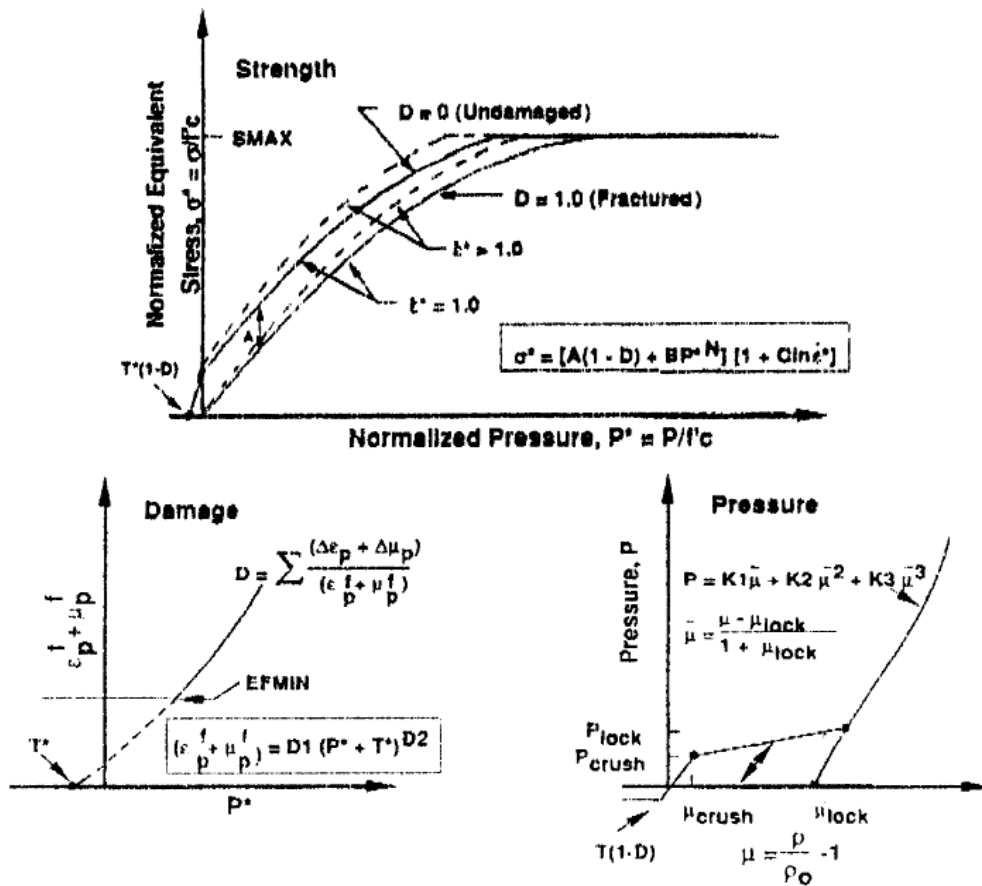


圖 2-7 Johnson -Holmquist Concrete 材料模型之相關圖形[8]

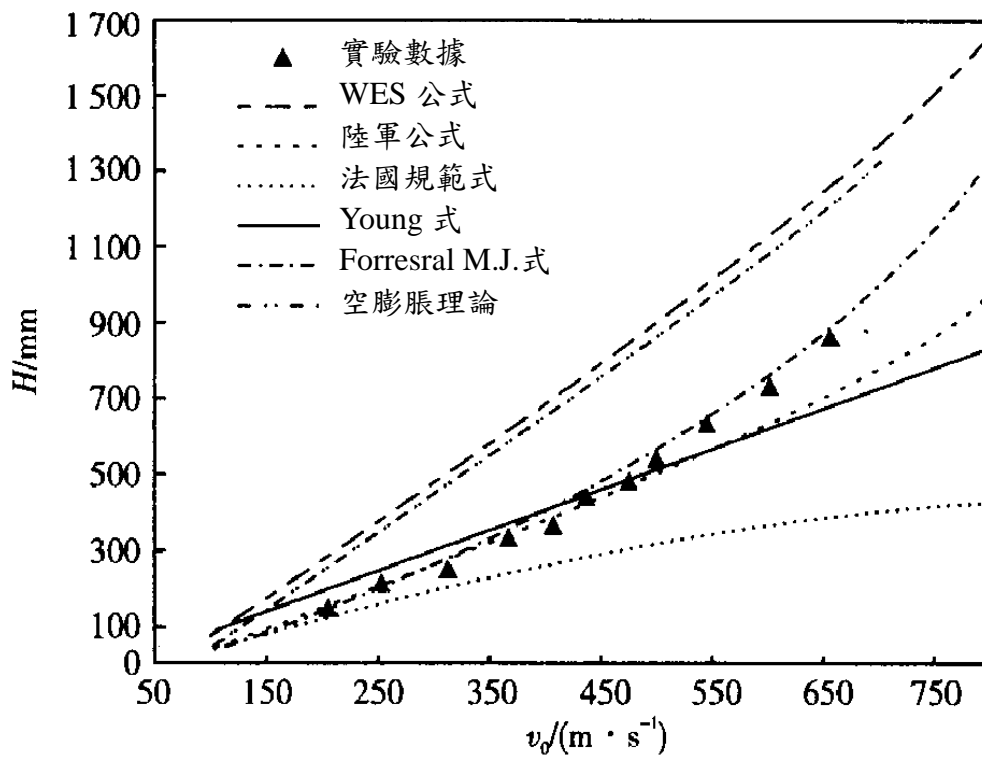


圖 2-8 不同混凝土衝擊深度經驗公式與相關實驗值比較圖[19]



第三章 模擬流程與混凝土材料驗證

本章說明整個模擬的流程，涵蓋利用 CAD 軟體建立模型，使用有限元素相關軟體產生計算所需要的有限元素模型，並且設定計算所需之接觸條件及邊界條件，最後再將輸出之程式碼加以修改後輸入至計算器求解。由於本文探討之複合板內部包含混凝土材料，其模式較為複雜，且在計算上難以描述之材料，故本章節的求解結果主要以混凝土材料模型的驗證為主，利用文獻上所提供之材料常數進行計算，將結果與原文獻做一比對，評估文獻上所提供之材料常數是否適合運用於本文之計算，並校正模擬上所需之相關參數，最後再將校正過相關設定運用於另一類型的計算(混凝土衝擊深度計算)。雖然本文無透過實驗驗證，但目前對於此類型的問題，已有諸多研究利用大量實驗數據經過迴歸成曲線，擬合出許多相關經驗公式，本章節選擇三種不同的經驗公式，對於文獻的材料參數及模擬相關設定做進一步的驗證，並將其引用於複合板模型之計算。

3-1 模擬流程

本論文所使用之軟體有 Pro/Engineer CAD 軟體、ANSYS 有限元素處理軟體、LS-Prepost 前後處理軟體及 LS-DYNA 計算器，本節主要詳述各模擬過程，其各軟件之應用流程如圖 3-1 所示，將於後續各節中說明。

3-1-1 建立 CAD 模型

本論文首先利用 Pro/Engineer 建立 CAD 模型，模型主要分為彈體與靶體二部分。使用之彈體模型可分以下為三種：9mm Luger FMJ (Full Metal Jacket)彈體(圖 3-2)、用以驗證 Johnson Holmquist Concrete 材料模型仿照文獻上設計之彈體(圖 3-3)以及驗證混凝土衝擊深度使用之彈體(圖 3-4)。9mm Luger FMJ 彈體形狀設計參考於文獻[21]，彈徑為 0.9 公分、全長 1.84 公分約為彈徑之 2.04 倍，在 Pro/Engineer

繪圖建模時運用直線描繪彈體縱剖面直線區域，並利用雲規線拉出彈體縱剖面之曲線區域，建立彈體半縱剖面，隨後以中央做為旋轉軸，應用旋轉面積的方式建立實體模型；用以驗證 Johnson Holmquist Concrete 材料模型的彈體則大致採用原文設計，彈徑為 1 英吋(約 2.54 公分)、長 14.4 公分，為了避免往後切割網格後尖端網格過於尖銳，導致在衝擊靶體時產生網格穿刺，故於彈頭尖端處做些許平滑處理；計算混凝土衝擊深度經驗公式比對所用彈體採形狀參數 $\Psi = 3$ ，彈體直徑為 1 英吋(約 2.54 公分)，長度為 14.37 公分，由於彈體及靶體對於 x-z 平面及 y-z 平面皆具對稱性，故建立四分之一模型，以節省計算資源。

本文用於承受彈體衝擊之靶體共有四類，第一類為用以驗證 Johnson Holmquist Concrete 材料模型(圖 3-5)與混凝土衝擊深度公式所用(圖 3-6)之混凝土柱體靶體，靶體直徑均為 16 公分，長度則分別為 17.8 公分與 40 公分；第二類為 DURA STEEL 防爆板沖孔位置影響模擬所用之金屬沖孔薄板靶板(圖 3-7)，靶板尺寸為 4 公分×4 公分、沖孔直徑 0.65 公分、厚度 0.1 公分；第三類為多層複合型靶體，尺寸為 8 公分×8 公分，固定金屬鋼板厚度與混凝土厚度，仿照 DURA STEEL 防火防爆板設計，分別為 0.1 公分及 1 公分，本模擬不考慮黏著劑，層與層之間並非完美結合，故預留 0.001 公分極小距離(圖 3-8)以供高速衝擊後層與層間的交互作用；第四類則為計算陶瓷材料厚度所用之純 B₄C 陶瓷材料靶體(圖 3-9)，尺寸為 8 公分×8 公分，厚度隨本文欲探討之算例，從 0.1 公分增加至 0.9 公分。建立靶體 CAD 模型程序先在 Pro/Engineer 建立橫截平面，並利用延伸的指令將其延伸，建立實體模型。

3-1-2 建立有限元素數值模型

一、定義有限元素單元類型與網格劃分

LS-DYNA 支援的有限元素單元類型包含實體單元、薄殼單元、厚殼單元、梁單元、桿件單元、質量單元及彈簧阻尼單元等，非常豐富且多樣化，配合單點積

分與顯式動態求解對於各種大變形非線性問題分析有相當的準確度。在 ANSYS/LS-DYNA 前處理設定程序中，可設定以下 8 種單元類型，LINK160、BEAM161、PLANE162、SHELL163、SOLID164、SOLID168、MASS166、COMBI165，本文主要採用 PLANE162 及 SOLID164 二種元素單元，配合 Lagrange 網格求解軸對稱問題及三維實體問題。PLANE162 為二維單元體，共 4 個節點組成，受力面編號如圖 3-10 所示，共有 6 個物理自由度 U_x 、 U_y 、 V_x 、 V_y 、 A_x 、 A_y ，分別代表 x 方向與 y 方向的位移、速度及加速度，主要運用於二維軸對稱問題分析，其模型必須建立於 xy 平面，並以 y 軸為對稱軸，不能與其他殼單元及實體單元共同使用。由於本研究將模型簡化為二維軸對稱問題可大量減少計算成本，故本文主要將其運用於比對一些計算時所需的參數。SOLID164 為三維實體單元，共 8 個節點組成，受力面編號如圖 3-11 所示，較二維單元多 z 方向之自由度，分別為 U_x 、 U_y 、 U_z 、 V_x 、 V_y 、 V_z 、 A_x 、 A_y 、 A_z ，可完整描述三維受力問題，但需要較高的計算成本。

ANSYS/LS-DYNA 前處理設定程序中支援自由網格(free Mesh)(圖 3-12(a))及映射網格(mapped Mesh)(圖 3-12(b))，對於高速衝擊問題，由於在撞擊的過程中容易造成網格穿刺及複音速(complex sound speed)等計算問題，故在網格劃分上要求較高，不宜使用自由網格劃分。對於體積映射網格劃分必須滿足以下條件：形體必需為六面體、五面體或四面體，對面及側邊上所劃分的網格數目須相等；若為錐形體，則三角面上劃分數目必為偶數，且相對鄰邊上數目必相等；對於圓柱體必須要切割為四分之一柱體方可劃分。本文於彈體與靶體碰撞處採用每邊為 0.05 公分之映射網格以確保計算精度，對於距離碰撞處則採用每邊長 0.07 公分以節省計算成本。

二、定義材料與破壞準則

對於金屬塑性材料本論文採用彈塑性流體材料模型與 Johnson Cook 材料模型，在 LS-DYNA 中指令分別為：

*MAT_ELASTIC_PLASTIC_HYDRO_SPALL

*MAT_JOHNSON_COOK

本文將 4340-Steel 運用於複合版內外之碳鋼層，相關材料參數如表 3-1 及表 3-2 所示，彈塑性流體材料模型參數較易取得，故本文用以描述彈體，但彈塑性流體材料模型無法有效描述彈體之 Dwell 現象，故 4-4 節的模擬採用 Johnson Cook 材料模型以探討陶瓷複合板的改良設計。此外，Johnson Cook 材料模型亦應用於複合板的表面二層鋼板，彈塑性流體材料模型與 Johnson Cook 材料模型皆必須以 Gruneisen 狀態方程式定義壓力與體積之關係，以描述材料的力學行為。設定 Gruneisen 狀態方程式之 LS-DYNA 指令為：

*EOS_GRUNEISEN

相關參數如表 3-3 所示。

對於脆性材料的描述本文則採用 Johnson Holmquist 材料模型，在 LS-DYNA 中描述混凝土及陶瓷材料之指令分別為：

*MAT_JOHNSON_HOLMQUIST_CONCRETE

*MAT_JOHNSON_HOLMQUIST_CERAMICS

本文將 48MPa 混凝土應用於複合靶體之中間混凝土層，其相關材料參數如表 3-4 所示。本文假設不考慮彈體磨損，故對於彈體無施加任何破壞準則，靶體的金屬材料及陶瓷材料則採用材料模型內建之破壞準則，對於混凝土材料必須透過 K 檔⁴內另外施加

*MAT_ADD_EROSION

指令控制其失效應變參數，描述其破壞行為。

三、定義接觸類型

⁴ K 檔為使用前處理程式輸出之計算程式碼，由於一些 LS-DYNA 專有的指令無法直接從 ANSYS/LS-DYNA 前處理程序中設定，故必須先輸出 K 檔做相關設定。此外，亦可透過 K 檔更改材料模型參數及一些較簡單的模擬條件。

LS-DYNA 內對於接觸定義可分為，單面接觸(Single Surface Contact)、節點對於面接觸(Nodes to Surface Contact)及面對面接觸(Surface to Surface Contact)三大類型，定義實體單元的接觸定義多採用面對面接觸。對於彈體於各靶體之間之接觸，本文採用面對面的侵蝕接觸(Eroding Surface to Surface Contact)，LS-DYNA 中之指令為：

```
*CONTACT_ERODING_SURFACE_TO_SURFACE
```

在高速衝擊計算中，侵蝕接觸可以確保在材料未達破壞準則之前不發生穿透或負體積等問題，並於材料到達破壞準則後將網格移除，不再進行任何計算；對於複合板各層靶體間的接觸定義，除侵蝕接觸外，本文更添加面對面自動接觸(Automatic Surface to Surface Contact)，以描述複合板層與層間之交互作用。此外，對於高速衝擊問題而言，材料撞擊所產生之反作用力遠大於摩擦阻力，故本文不考慮任何摩擦力。

四、設定邊界條件

由於考量計算成本，本文並無使用完整模型進行計算，而多採用軸對稱模型、四分之一對稱模型及半對稱模型，故對於對稱軸及對稱面設立對稱邊界條件，限制對稱軸及對稱面上之節點對於其法線方向之位移；此外，並於各靶體邊緣處設定無反射邊界條件(Non Reflecting Boundary Condition)，相當於假設靶體無限大，不考慮邊界效應。

五、定義沙漏控制與添加體積黏性

為了節省計算成本及避免材料鋼度過強，本文使用單點積分方式進行計算，故沙漏控制是必要的。LS-DYNA 內建許多沙漏控制之指令，本文採用內建的第六類型 Belytschko-Bindeman 沙漏控制，並取沙漏係數 1.0 控制其沙漏能，其指令為：

```
*CONTROL_HOURLASS
```

作用於高速衝擊瞬間。

此外，材料內部產生應力波可能促使材料內部各個物裡量出現不連續性，故必須定義一人工體積黏性控制之。LS-DYNA 之指令為：

*CONTROL_BULK_VISCOSITY。

六、計算求解

完成上述之各步驟後，接著設定時間步階係數及求解時間，並輸出完成的 K 檔進行求解。本文使用之求解器為 LS-DYNA_971_R4.2 版本，求解畫面如圖 3-13 所示，對於已達破壞準則的元素將顯示其編號與移除時間點，在求解時可利用相關指令暫停計算、存取 dump 暫存檔及輸出個別圖檔，以供觀察輸出之結果是否符合要求。在求解過程中，LS-DYNA 也將自動存取 message 檔案隨時記錄計算訊息，若計算被迫終止，使用者可由該檔得知問題所在，並對 K 檔加以修改。對於更改許多較不複雜之模擬條件，使用者不必再透過繁雜的前處理程序，可直接修改 K 檔即可完成。但若需要更改模型卻難以透過修改 K 檔方式實現，故必須重新建立 CAD 模型，並完成本節所敘述之各前處理程序步驟。

七、後處理程序

後處理程序主要用以觀察計算結果，並輸出需要分析之相關數據。本文使用之後處理程式為 LS-PREPOST，將計算出之 D3PLOT 檔輸入即可觀測動態求解結果，包括各節點 Von Mises 有效應力、靜壓力值、速度、加速度、位移等各物理量。若欲輸出個別材料的整體物理量，則需要在 K 檔輸入

*DATABASE_MATSUM

的指令，即可在 LS-PREPOST 的 ASCII 指令中輸出各個材料的相關物理量。本文分析數值方面主要探討彈體動能變化及靶體內能變化，透過觀測彈體動能變化能直接評估彈體衝擊能力，並配合能量守恆的基本觀念由觀測靶體之內能變化以評

斷靶體吸收之能量。

3-2 混凝土材料計算驗證

由於混凝土材料為非恆常的脆性材料，強度亦會隨著時間而改變，不論是實驗或數值計算皆不易將其完整表現，故對於數值模擬計算應加以驗證，方能提高可信度。本文對於混凝土材料衝擊計算驗證主要分為以下兩種方式探討，分別為 Johnson Holmquist Concrete 原始文獻之比對與三種不同混凝土衝擊深度經驗公式比對。

3-2-1 驗證 Johnson Holmquist Concrete 材料模型

本小節主要探討 LS-DYNA 計算結果與 Johnson Holmquist Concrete 原始文獻的比對，並調整模擬上需調整相關參數，檢視混凝土破壞是否符合現實情況，更進一步奠定往後計算混凝土材料模型，以供後續複合靶體衝擊模擬所用。本節所用之模型參照文獻之模型，詳細規格尺寸已於 3-1 節介紹，故不再特別說明。模擬條件為彈體以初速 400 m/s 高速衝擊厚 17.8cm 混凝土靶體，計算彈體穿出混凝土靶體之終端速度，並與文獻(圖 3-14)上結果做一比對。

經由 LS-DYNA 動態模擬的結果如圖 3-15 所示，應力波隨時間歷程由撞擊處往四周擴散，且具連續性，超出破壞準則的單元遭程式移除不再進行任何計算，崩落之混凝土鄰近處較無應力作用，已無法有效吸收彈體動能。觀察整體計算之力學行為可知：Johnson Holmquist Concrete 能充分表現出混凝土材料的脆性與崩落特性，彈體速度歷程如圖 3-16 所示，數值計算結果穩定，彈體速度平滑地遞減至穿出混凝土層的終端速度 200.3 m/s，與文獻計算結果 207 m/s 誤差約為 3.2%，誤差範圍在數值模擬計算之可接受範圍內。混凝土之破壞準則採用失效應變，取應變值 0.2 做為本文混凝土計算混凝土材料達到破壞之基準。

3-2-2 混凝土衝擊深度經驗公式驗證

本節主要目的為透過不同計算條件再進一步驗證3-2-1節所定義之混凝土材料參數及模擬相關條件設定。其方法為：分別透過二維軸對稱及三維模型計算在不同初速下彈體衝擊混凝土靶體之深度，並將其結果分別比對 WES、美國陸軍公式及 Forrestal 三種不同之混凝土衝擊深度經驗公式做一探討。在諸多混凝土衝擊深度計算經驗公式中，本文選取 WES 公式、美國陸軍公式及 Forrestal 公式主要原因為較具普遍性及相關參數較易從數值模擬之中取得。模擬模型如3-1-1節所述之，模擬條件分別設定初速為200 m/s~600 m/s之彈體衝擊深度為40公分之混凝土靶體，計算彈體停止時穿擊靶體的位移量，並將相關參數代入混凝土衝擊公式，與計算出之衝擊深度做一比對。以三維 LS-DYNA 計算不同彈體初速條件的計算結果如圖3-17(a)~3-17(e)圖所示，彈體衝擊混凝土的深度隨著彈體初速的增加而加深(圖3-19)，但與初速並非線性關係，與混凝土衝擊深度經驗公式比對結果如圖3-19所示，二維軸對稱與三維模型計算結果與各公式比較列於表3-5及表3-6。由模擬之數值結果可知：二維軸對稱計算在速度較高條件下雖與美國陸軍公式較為符合，但數值卻低於三種經驗公式的計算範圍，且與其他經驗公式相比誤差較大。三維模型計算結果雖在200 m/s較低速度衝擊條件下與各經驗公式誤差較大，但衝擊速度較高的計算結果與 WES 公式極為接近，誤差值小於1%，且計算出來的數值落於 WES 公式及 Forrestal 公式計算範圍之間。鑒於上述之計算結果，本文採用三維模型為主，二維軸對稱模型為輔，進行後文之計算。

表 3-1 4340 Steel 之彈塑性流體材料參數[7]

$\rho(\text{kg/m}^3)$	7830
G(MPa)	80000
$E_h(\text{MPa})$	4200
$\sigma_y(\text{MPa})$	120

表 3-2 4340 Steel 之 Johnson Cook 材料參數[1]

$\rho(\text{kg/m}^3)$	7830	m	1.03
Specific Heat(J/kgK)	477	$\dot{\epsilon}_0(\text{s}^{-1})$	1.00
G(MPa)	80000	D_1	0.05
E(MPa)	208000	D_2	3.44
Poisson's ratio	0.3	D_3	-2.21
A(MPa)	792	D_4	0.002
B(MPa)	510	D_5	0.61
C	0.014	$T_m(\text{K})$	1793
n	0.26		

表 3-3 4340 Steel 之 Gruneisen 狀態方程式參數[24]

C(cm/ μ s)	0.4578
S ₁	1.33
S ₂	0.00
S ₃	0.00
γ_0	1.67
a	0.43
E(MPa)	0.00
V ₀	1.00

表 3-4 48MPa 混凝土之 Johnson Holmquist Concrete 材料參數[8]

ρ (kg/m ³)	2440	D ₂	1.00
Specufic Heat(J/kgK)	654	ϵ_{\min}	0.01
A	0.79	P _{crush} (GPa)	0.016
B	1.60	μ_{crush}	0.001
N	0.61	K ₁ (GPa)	85
C	0.007	K ₂ (GPa)	-171
f _c '(GPa)	0.048	K ₃ (GPa)	208
S _{max}	7.0	P _{lock} (GPa)	0.80
G(GPa)	14.86	μ_{lock}	0.10
D ₁	0.04	T(GPa)	0.004

表 3-5 2D 軸對稱模型計算與不同衝擊混凝土深度比對結果

2D Axisymmetry Compute				
equation	Bullet initial velocity(m/s)	Penetration Depth		error (%)
		Empirical equation compute (cm)	LS-DYNA compute (cm)	
WES	200	7.7	8.2	6.2
	300	14.4	11.7	19.1
	400	22.4	15.7	29.7
	500	30.7	19.6	36.3
	600	39.5	24.8	37.2
U.S. Army	200	6.3	8.2	29.7
	300	10.5	11.7	11.3
	400	15.5	15.7	1.5
	500	21.1	19.6	7.4
	600	27.4	24.8	9.6
Forrestal M.J.	200	6.6	8.2	23.7
	300	11.5	11.7	1.3
	400	18.2	15.7	13.8
	500	26.5	19.6	26.2
	600	36.2	24.8	31.6

表 3-6 3D 實體模型計算與不同衝擊混凝土深度比對結果

3D Solid Compute				
equation	Bullet initial velocity(m/s)	Penetration Depth		error (%)
		Empirical equation compute (cm)	LS-DYNA compute (cm)	
WES	200	7.7	8.8	14.8
	300	14.4	14.5	0.8
	400	22.4	22.2	1.0
	500	30.7	31.0	0.9
	600	39.5	40.0	0.4
U.S. Army	200	6.3	8.8	40.3
	300	10.5	14.5	38.3
	400	15.5	22.2	43.1
	500	21.1	31.0	46.8
	600	27.4	40.0	44.8
Forrestal M.J.	200	6.6	8.8	33.9
	300	11.5	14.5	26.3
	400	18.2	22.2	21.9
	500	26.5	31.0	16.9
	600	36.2	40.0	9.6

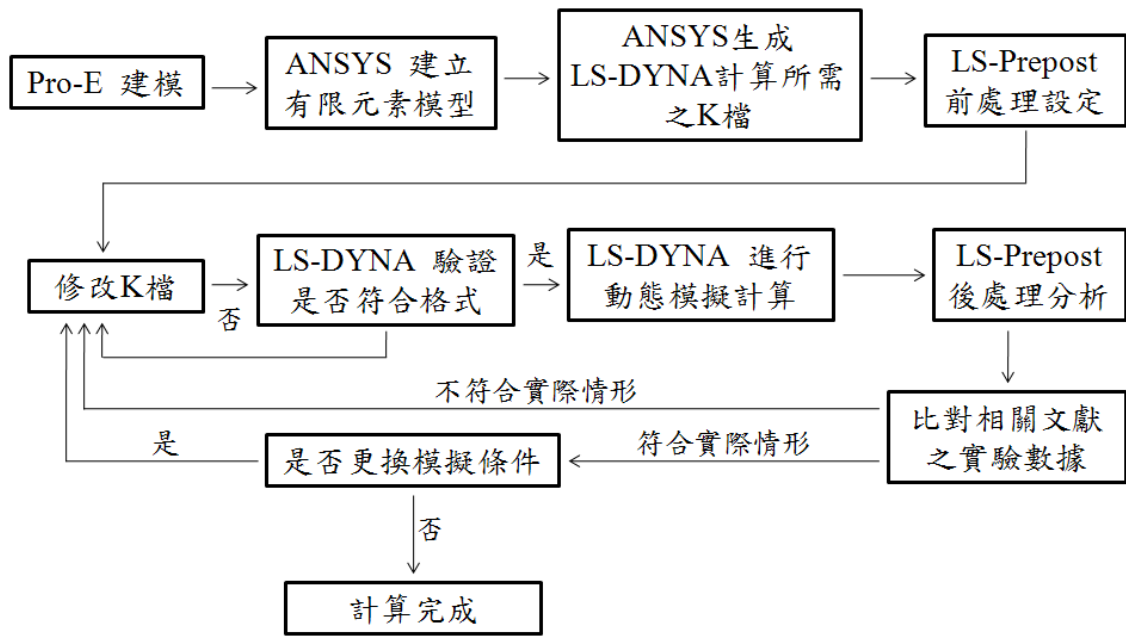


圖 3-1 模擬流程圖

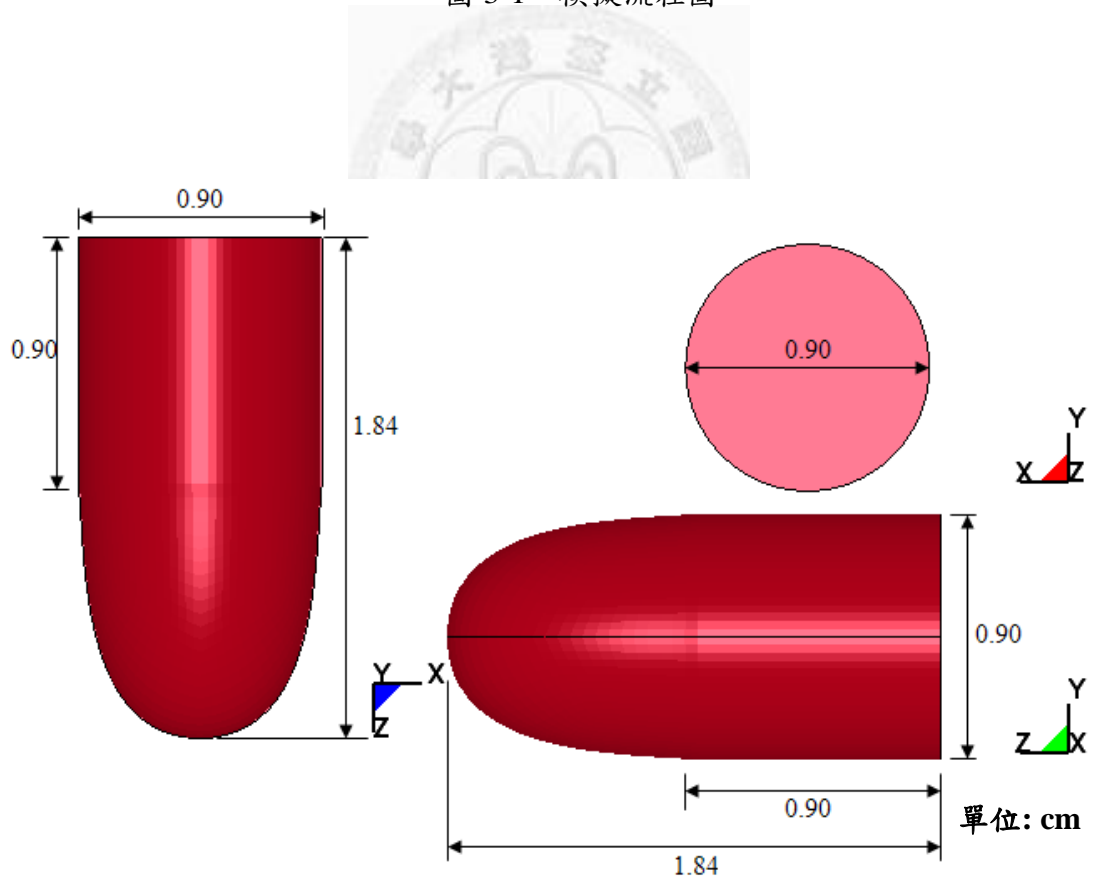


圖 3-2 9mm Luger 彈體模型[21]

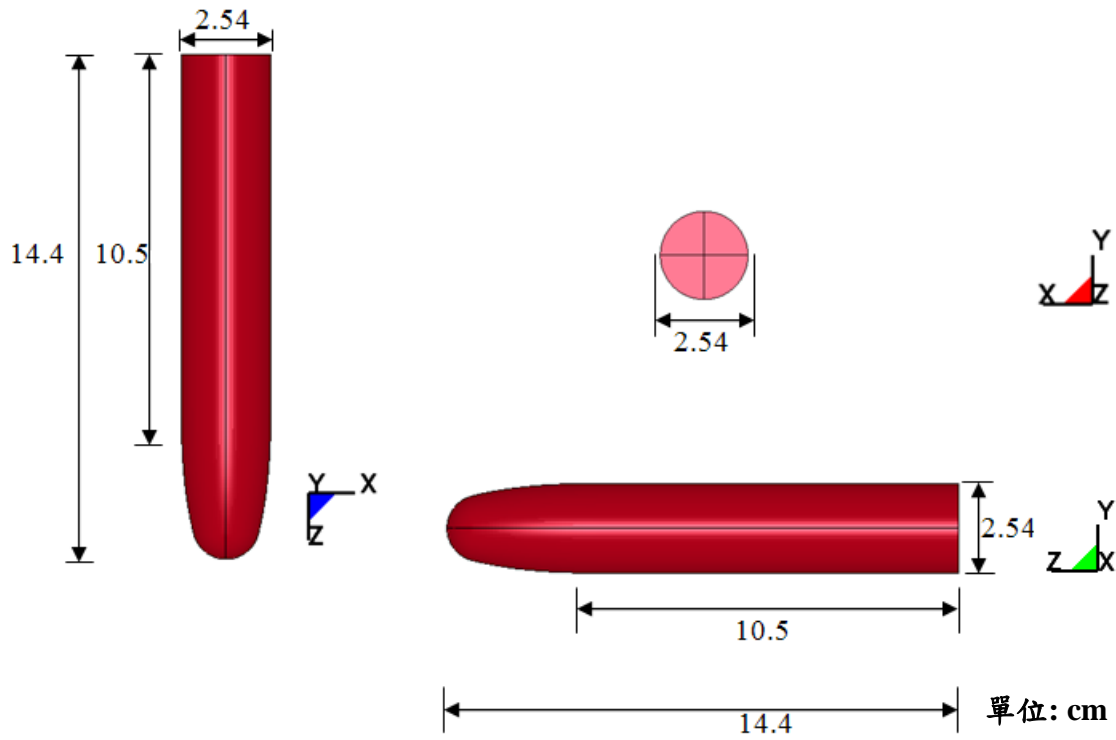


圖 3-3 Johnson Holmquist Concrete 材料模型驗證之彈體模型

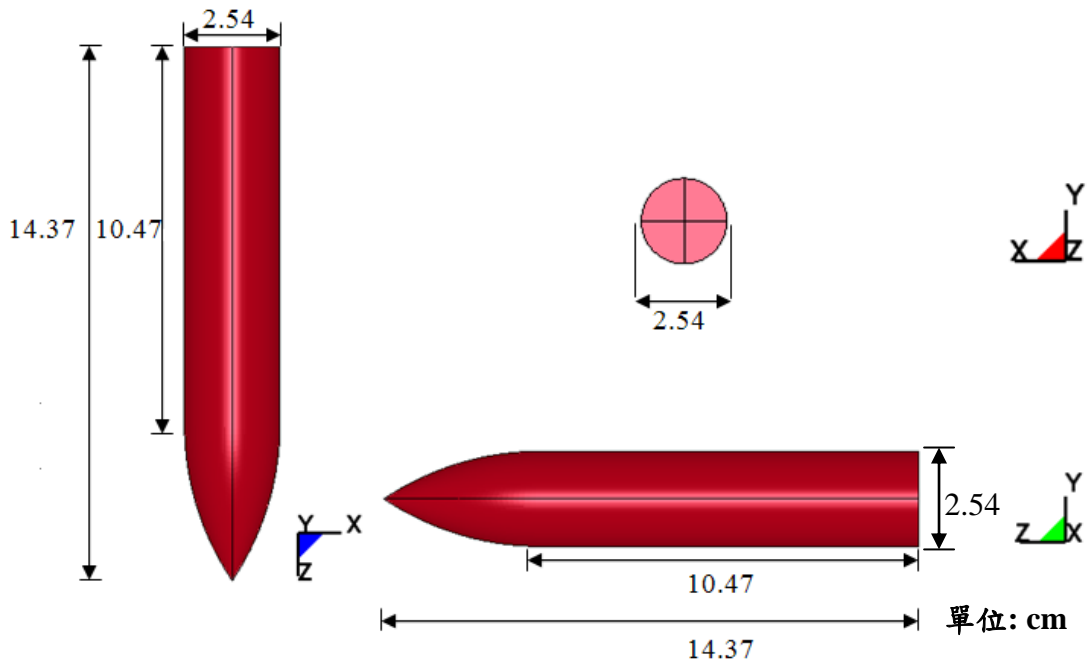


圖 3-4 計算混凝土衝擊深度經驗公式比對之彈體模型

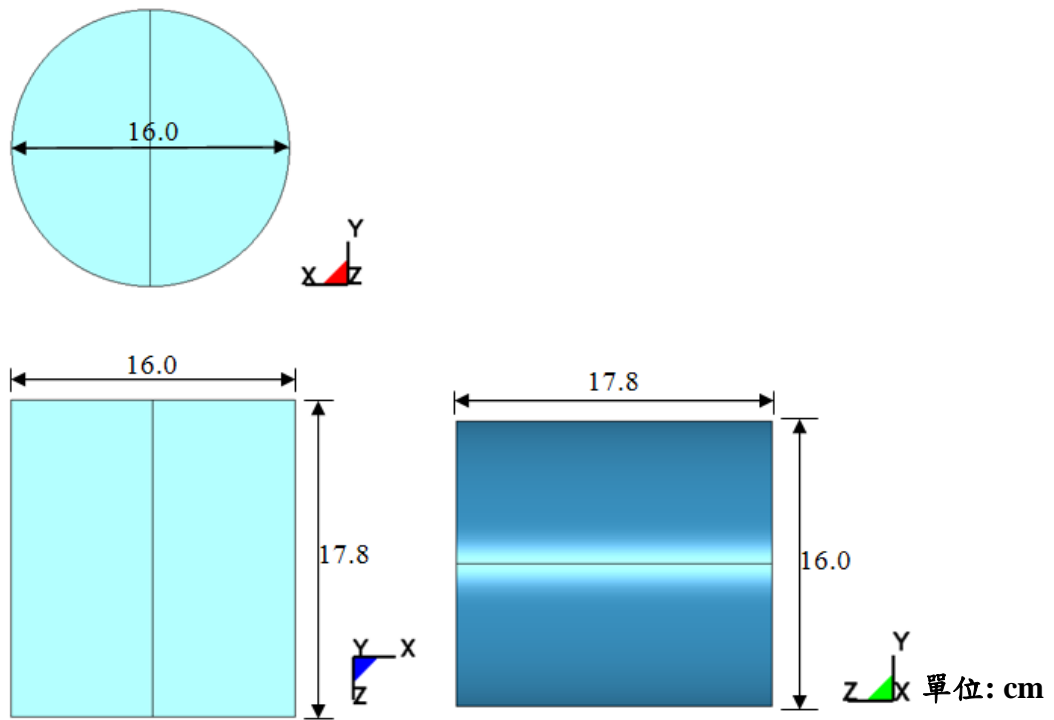


圖 3-5 Johnson Holmquist Concrete 材料模型驗證之靶體模型

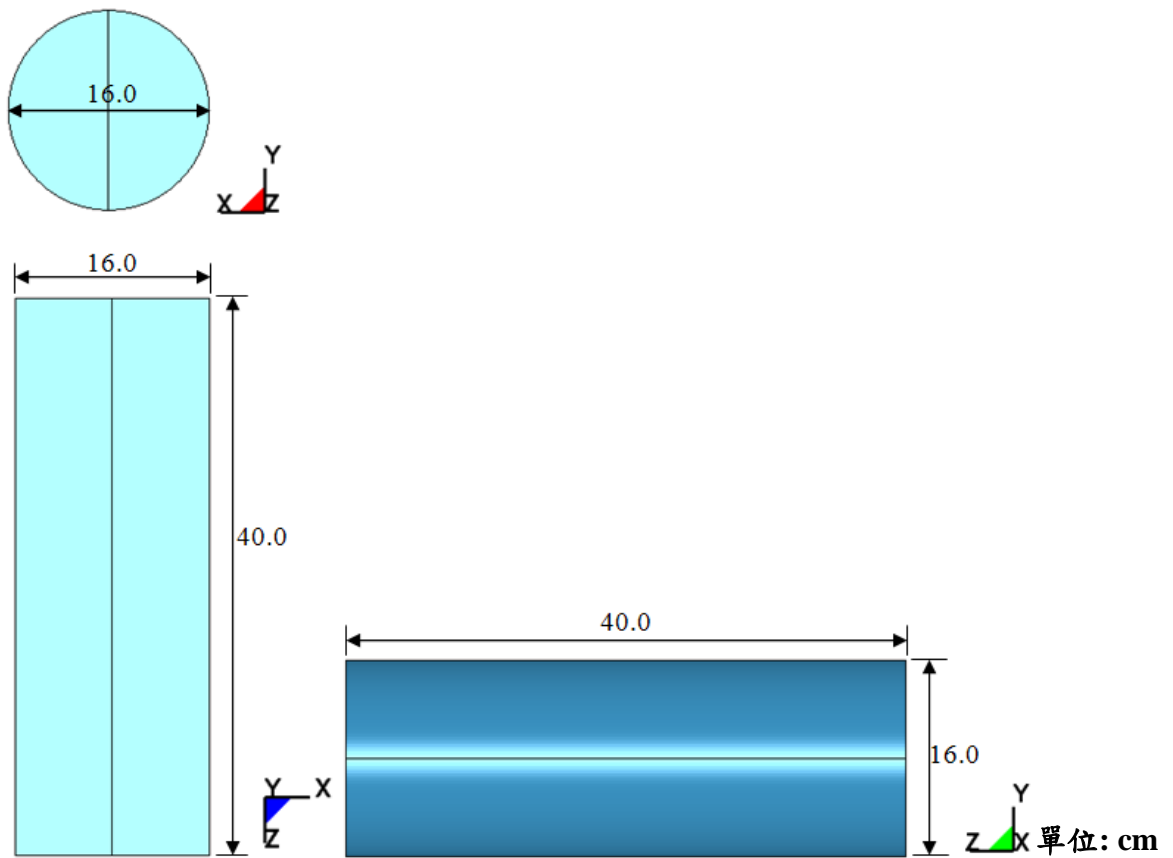


圖 3-6 計算混凝土衝擊深度經驗公式比對之靶體模型

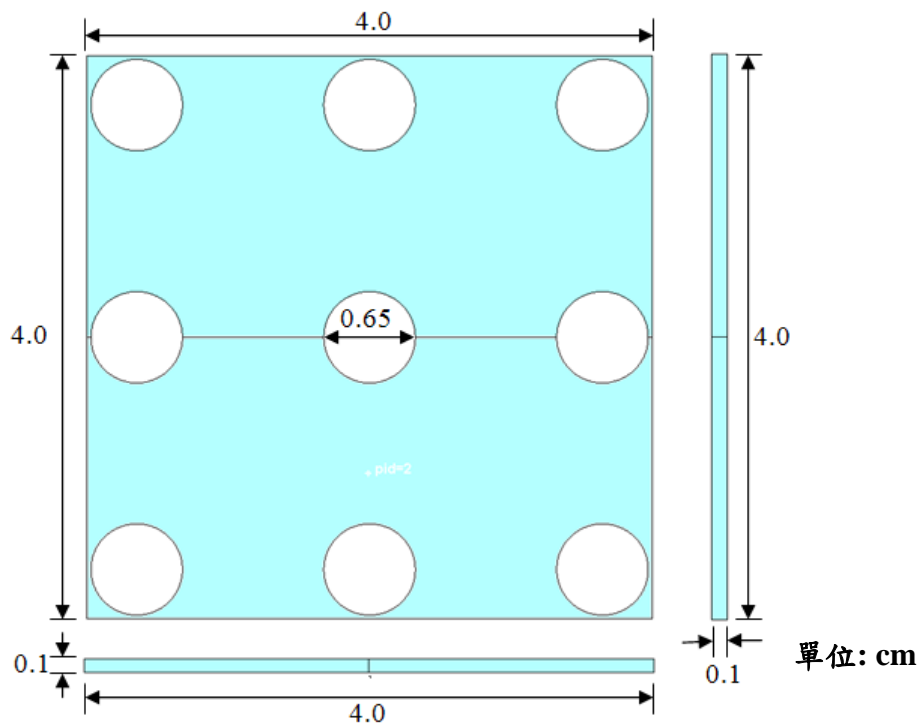


圖 3-7 沖孔位置影響模擬之靶體模型

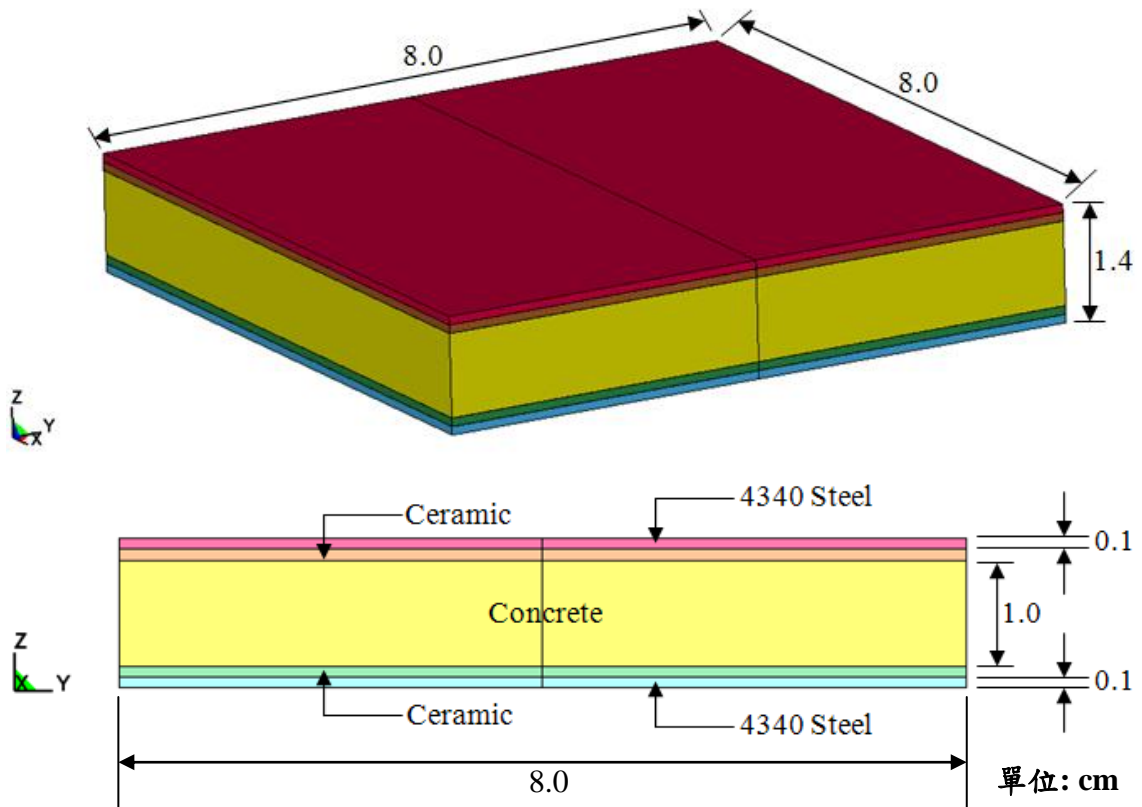


圖 3-8 多層複合板靶體模型

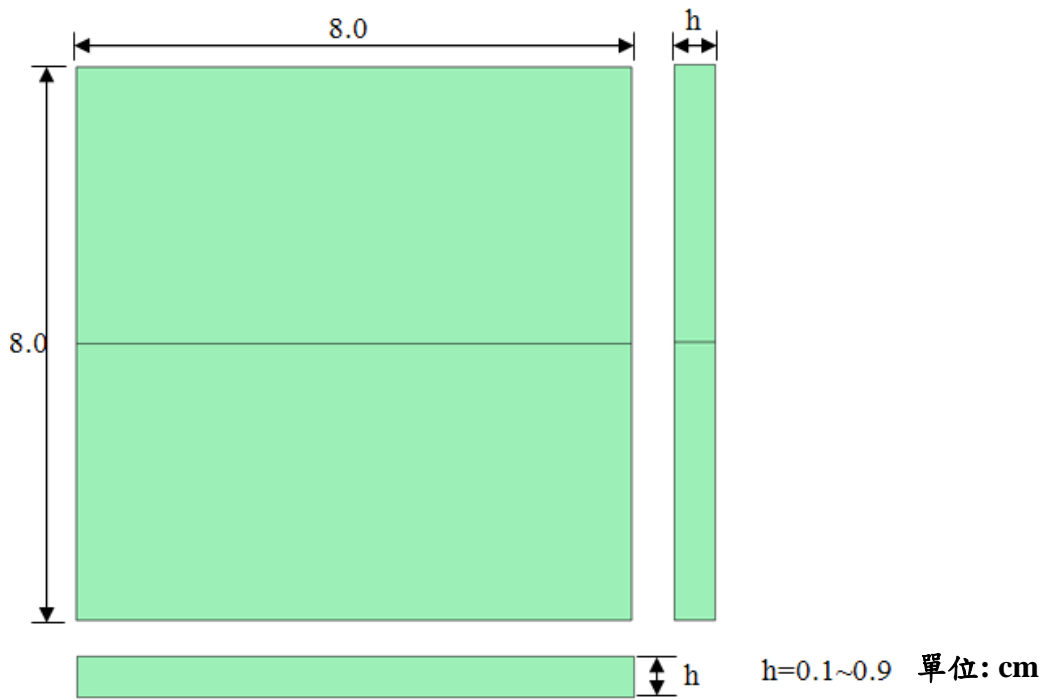


圖 3-9 B_4C 陶瓷材料厚度影響計算之靶體模型

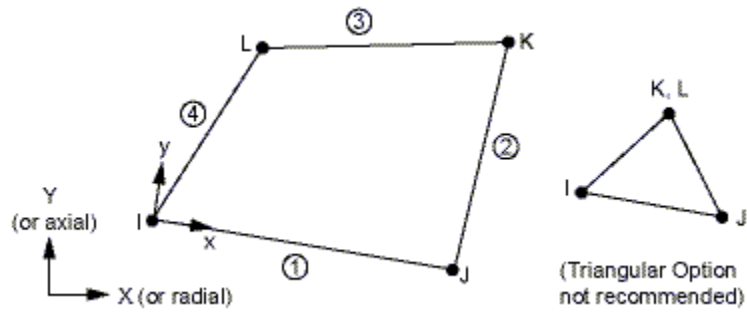


圖 3-10 Plane 162 元素示意圖

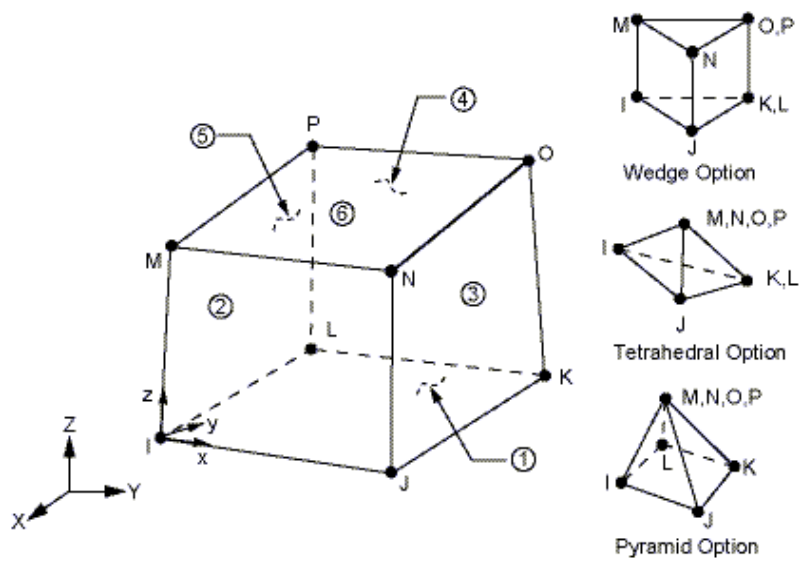


圖 3-11 Solid 164 元素示意圖

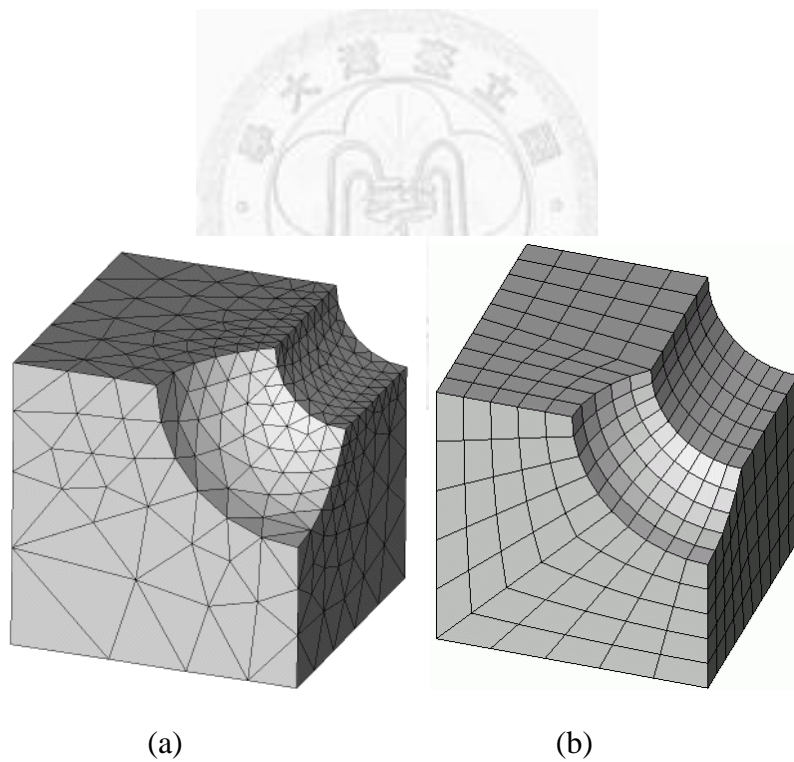


圖 3-12 ANSYS 前處理劃分之網格(a)自由網格(free mesh) (b)映射網格(mapped mesh)

```

C:\LSDYNA\program\ls971_s_R4.2.1_win32_p.exe I=F:\FinalSim\2D\Sandwich\Sandwich\AI203\AI2030506.k O=F:...
estimated total cpu time           =      80810 sec (      22 hrs 26 mins)
estimated cpu time to complete     =      80798 sec (      22 hrs 26 mins)
estimated total clock time         =      40411 sec (      11 hrs 13 mins)
estimated clock time to complete   =      40399 sec (      11 hrs 13 mins)
   1 t 0.0000E+00 dt 2.35E-03 flush i/o buffers
   1 t 0.0000E+00 dt 2.35E-03 write d3plot file
 1277 t 2.9999E+00 dt 2.35E-03 write d3plot file
 2554 t 5.9986E+00 dt 2.35E-03 write d3plot file
shell element      30126 failed at time 6.51006E+00
node number       31401 deleted at time 6.58043E+00
shell element      30125 failed at time 6.58043E+00
node number       31402 deleted at time 6.73288E+00
shell element      30127 failed at time 6.73288E+00
node number       31403 deleted at time 7.45750E+00
shell element      30128 failed at time 7.45750E+00
node number       31400 deleted at time 7.90585E+00
shell element      30124 failed at time 7.90585E+00

```

圖 3-13 LS-DYNA 程式運算

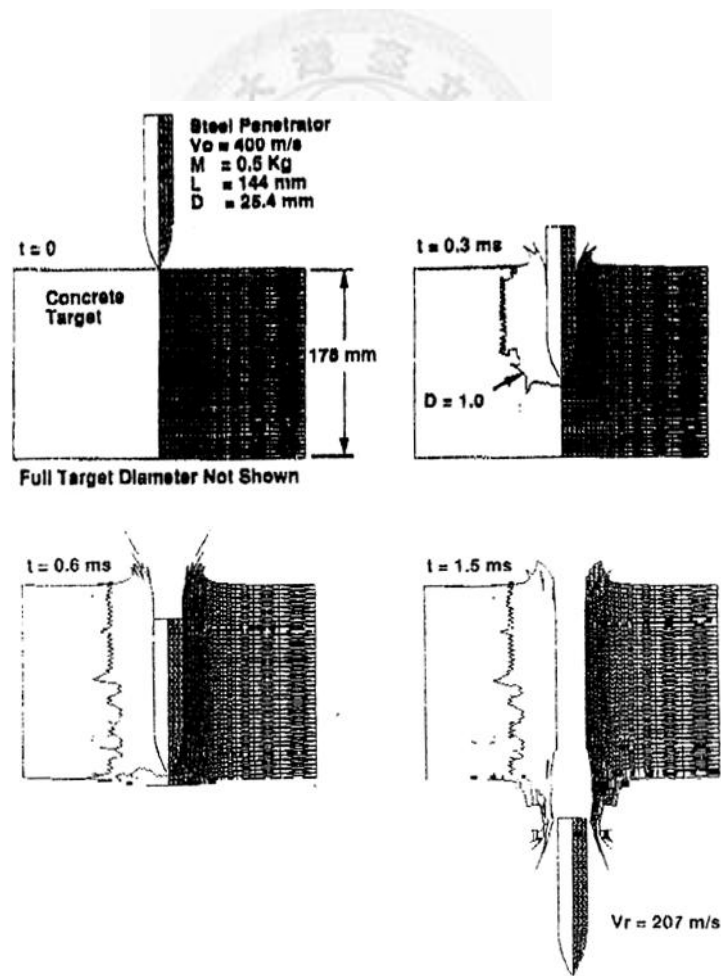


圖 3-14 Johnson Holmquist Concrete 原始文獻計算結果

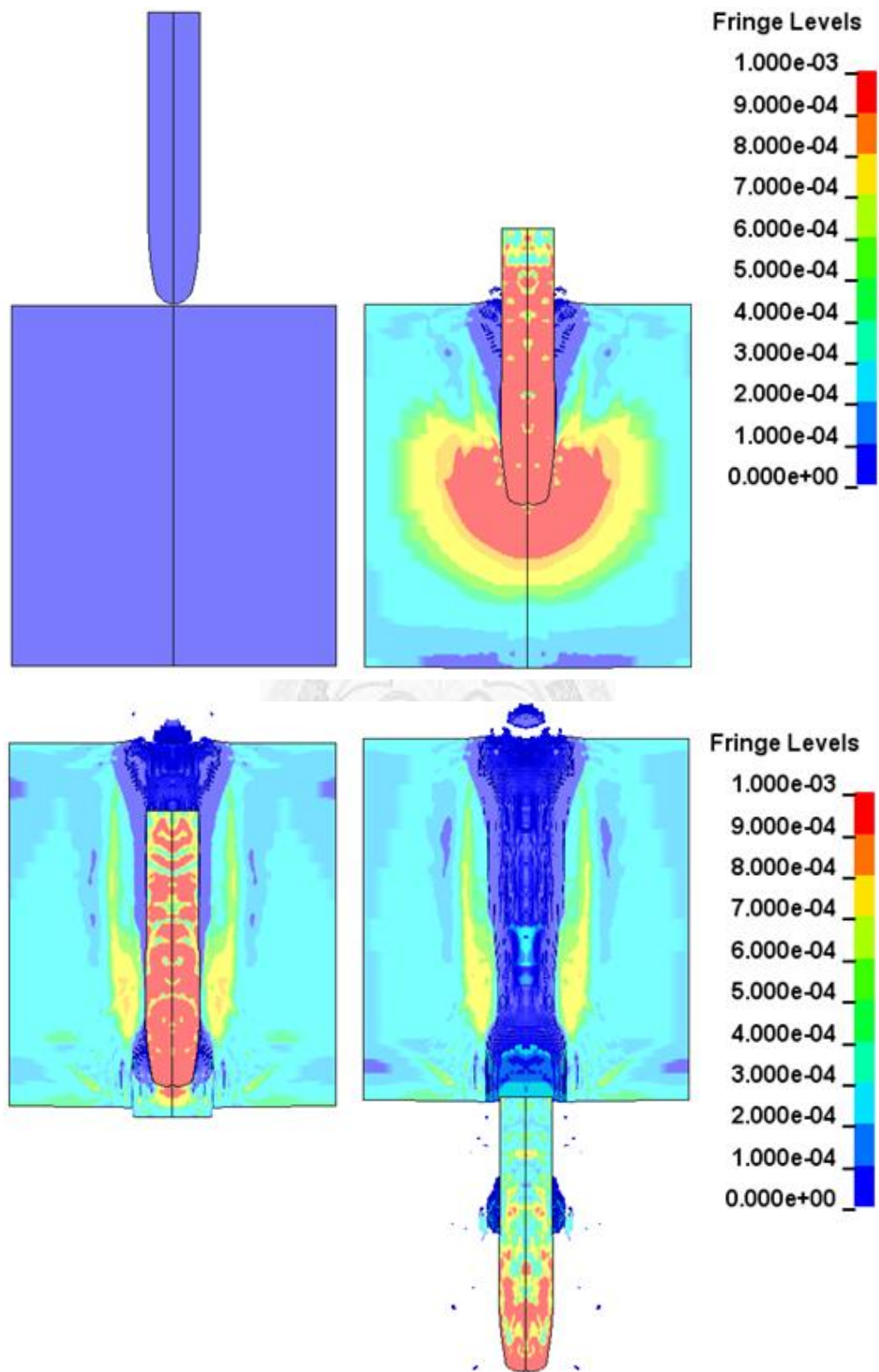


圖 3-15 LS-DYNA 驗證 Johnson Holmquist Concrete 之動態 Von Mises Stress

歷程圖(10^{11} Pa)

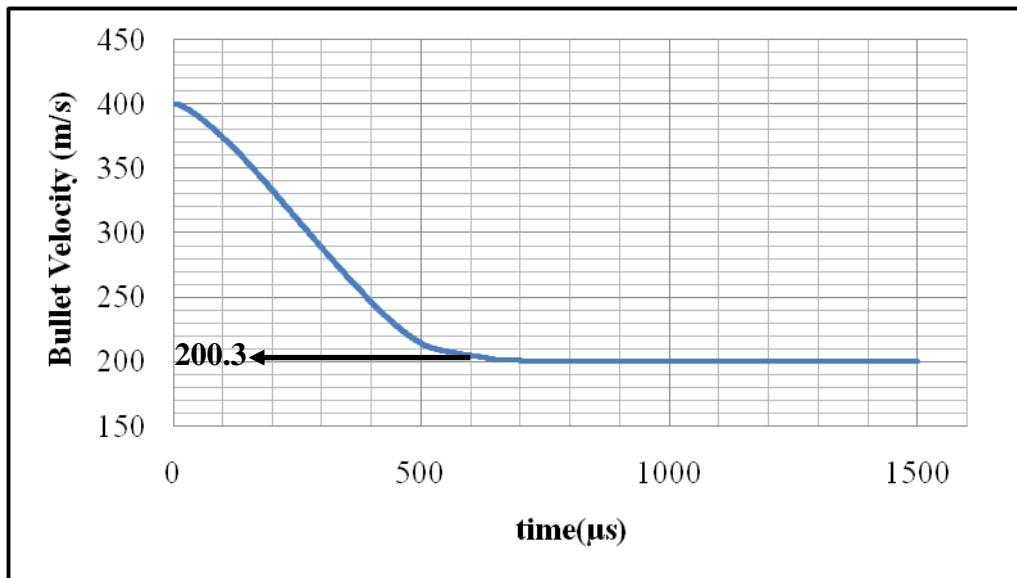
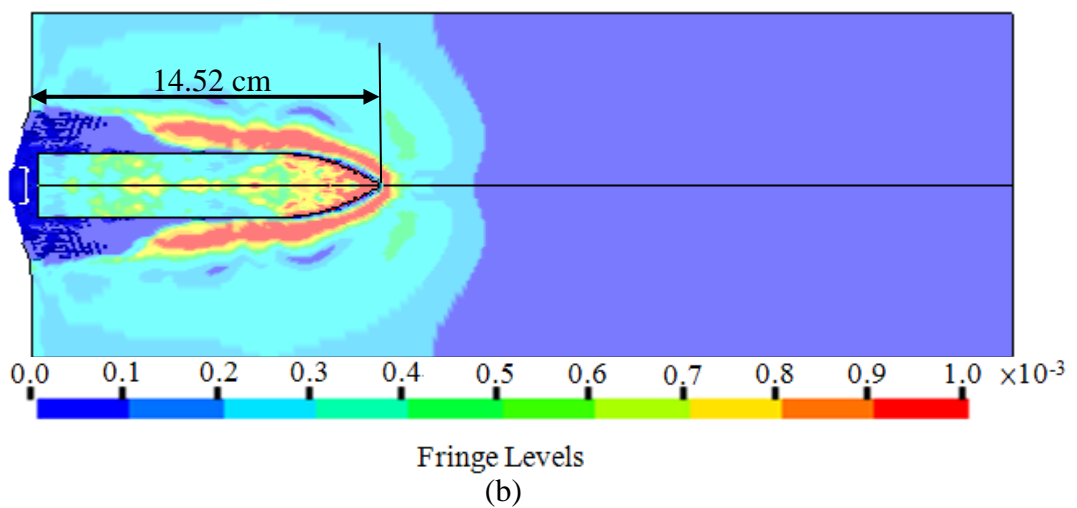
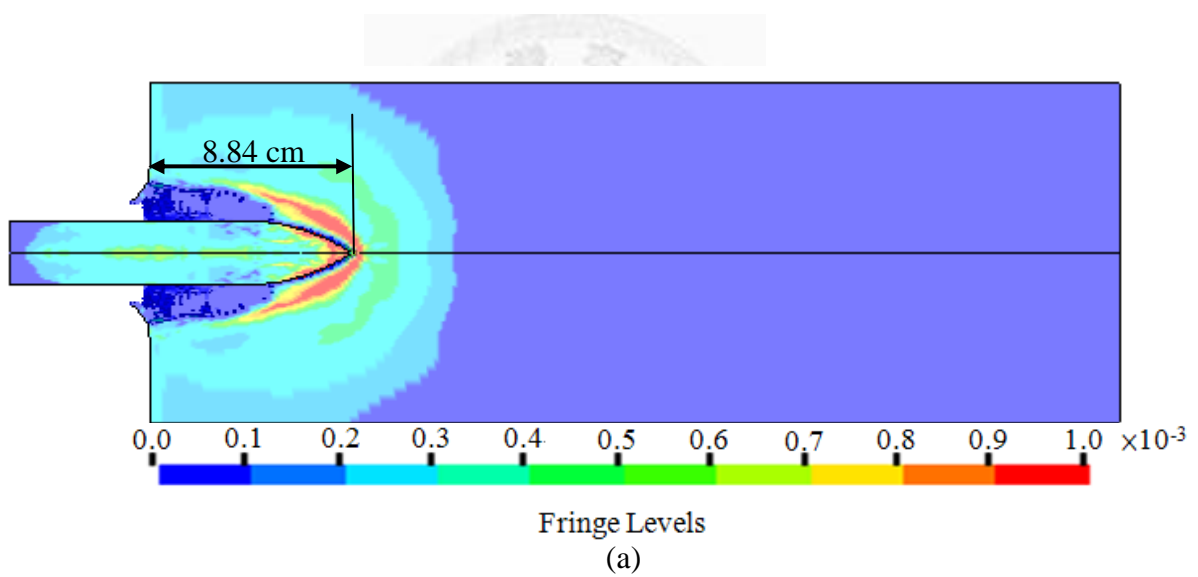


圖 3-16 LS-DYNA 驗證 Johnson Holmquist Concrete 之彈體速度歷程



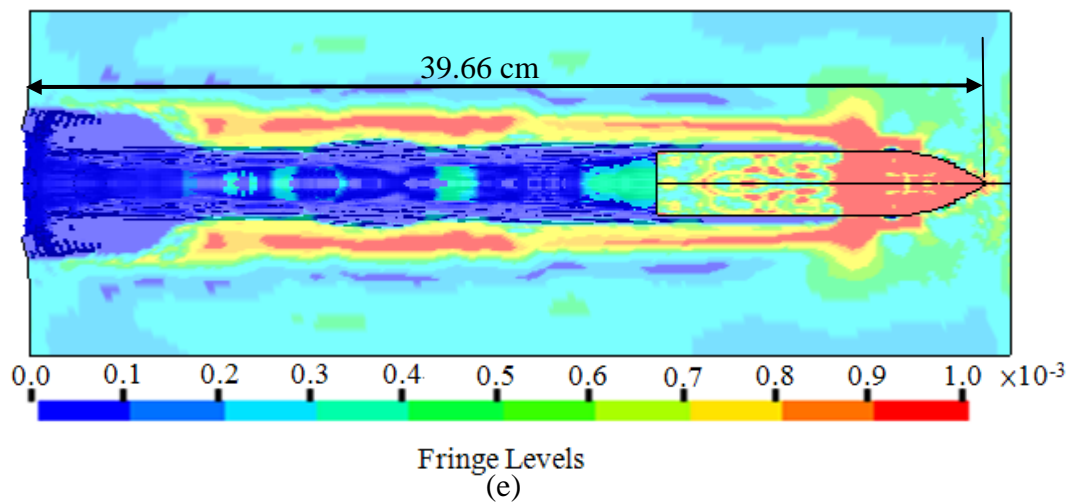
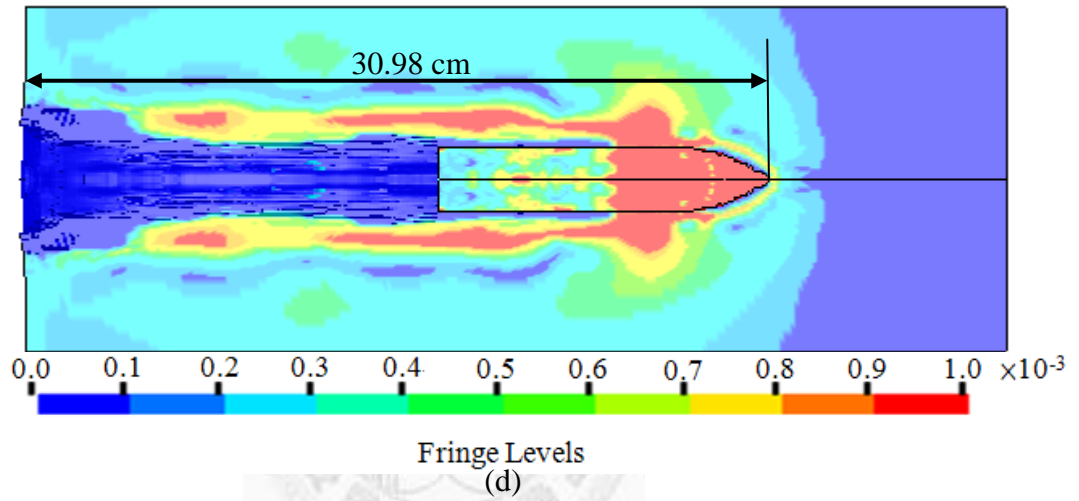
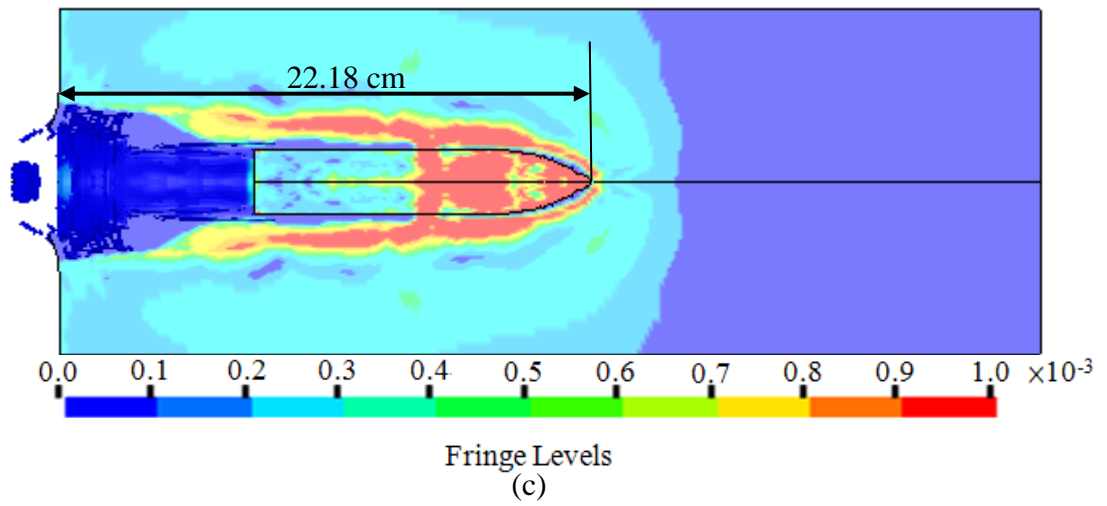


圖 3-17 彈體衝擊混凝土靶體深度計算結果對應 Von Mises 應力圖(10^{11} Pa)

(a)200 m/s (b)300 m/s (c)400 m/s (d)500 m/s (e)600 m/s

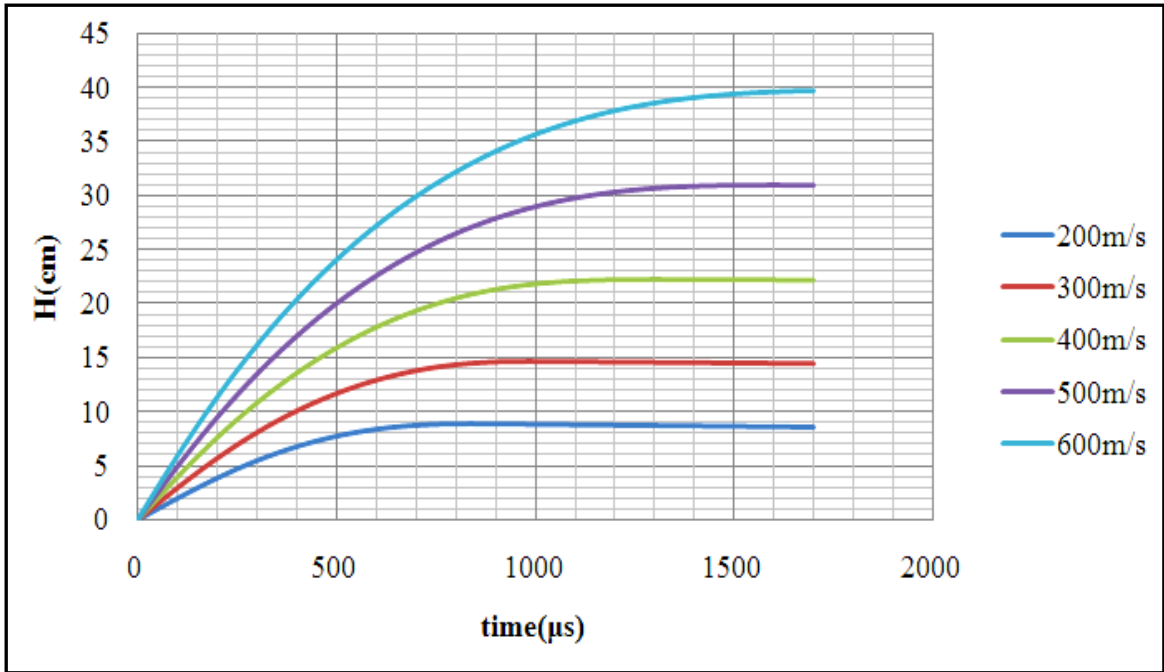


圖 3-18 混凝土衝擊深度經驗公式之彈體位移歷程

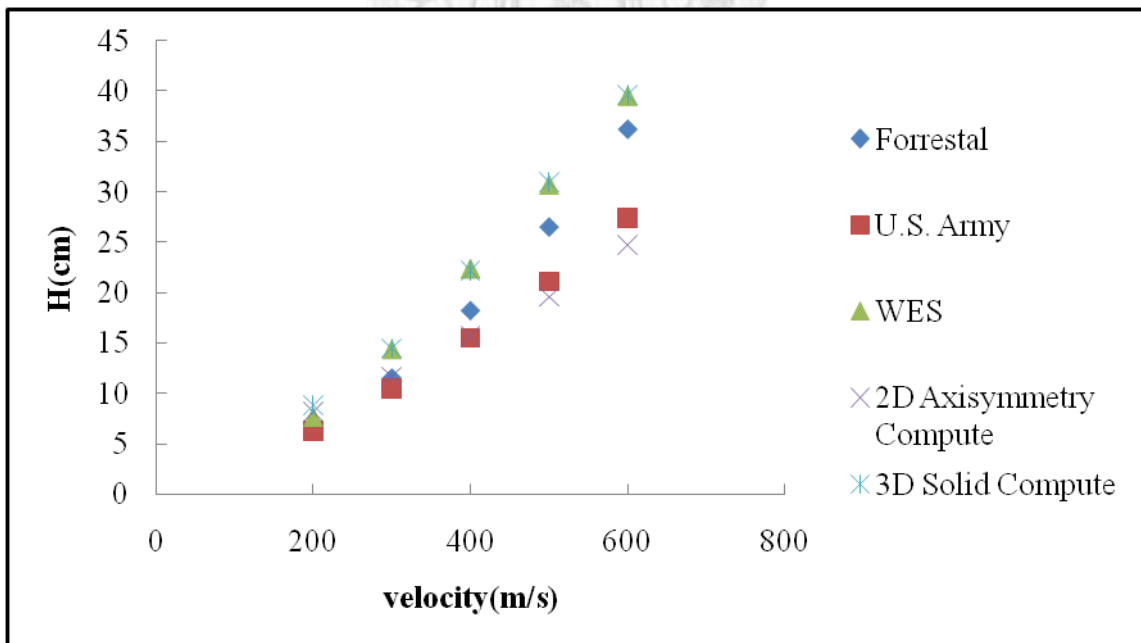


圖 3-19 混凝土衝擊深度經驗公式計算結果比對

第四章 模擬結果與討論

經前章驗證各相關衝擊模擬參數及混凝土材料參數後，本章節將接續應用於各種不同靶體與衝擊條件下的值模擬計算。4-1 節特別針對 DURA STEEL 防火防爆板的上下兩層 1.0mm 金屬鋼板做衝擊模擬，藉由不同衝擊位置探討沖孔影響彈體衝擊的動態響應；4-2 節主要將在第三章定義之混凝土材料引入鋼混凝土複合板之計算，評估各層吸收彈體動能的能力，並選擇適當之陶瓷來料補強其抗彈能力；4-3 節對於 4-2 節添加陶瓷材料之複合靶板計算不同入射角度對於 9mm Luger 彈體衝擊能力之影響；4-4 節則模擬不同厚度的 B₄C 陶瓷材料對於抗彈能力之影響，將其結果應用於改良 4-2 節所設計之陶瓷複合靶體。

4-1 DURA STEEL 沖孔位置衝擊模擬

DURASTEEL 防火防爆板之設計主要為石綿纖維混凝土與碳鋼板組成之複合板，上下碳鋼板沖孔的毛邊凸緣深入至石綿纖維混凝土層中，故在進行抗彈測試時，彈體可能衝擊於沖孔處的中央或邊緣等不同位置，造成彈體動能損失的影響亦不盡相同，故本節特別針對具有沖孔設計之碳鋼靶板，探討彈體相對於沖孔不同位置的衝擊力學行為。模擬彈體及靶板模型採用 3-1-1 節所介紹之 9mm Luger 彈體及第二類 DURA STEEL 防爆板沖孔，彈著點相對於沖孔防爆板的衝擊位置如圖 4-1 所示，分為 A、B、C 三位置，A 為沖孔中心處、B 位於沖孔的半徑一半處、C 則為沖孔邊緣處，以彈體初速 400 m/s 進行衝擊模擬。

彈體衝擊不同 A、B、C 三點不同位置之動態模擬結果分別如圖 4-2、圖 4-3 及圖 4-4 所示。由於沖孔尺寸比彈體直徑來得小，故彈著點在沖孔中心時，彈體必須將沖孔撐大方能通過，彈頭與鋼板接觸處因撐開沖孔造成塑性變形，變形均勻並具對稱性，且彈體衝擊沖孔中心處時，除垂直方向之速度外，並無其他側向之速度分量。金屬靶板之應力傳遞由沖孔中央處向外擴散，極具對稱性，彈體在撐開沖孔期間靶板應變較大，故整體應力分佈區域隨應變量增大而增大。應力集中

位置如同預期的結果位於沖孔周圍的彈體衝擊處，彈體穿出沖孔後，靶板不再承受衝擊力，進入回復期，作用於靶板上之有效應力亦快速遞減。圖 4-3 與圖 4-4 顯示彈體衝擊 B、C 兩位置時出現偏轉現象，因為彈體與靶板沖孔的接觸不再呈現對稱性，彈頭的撞擊導致靶板部分塑性變形，靶體應力波由撞擊處向外擴散，並無對稱性，應力集中位置集中於沖孔周圍受彈體衝擊處，且大小及範圍較彈體衝擊於沖孔中心處的情況大，靶板沖孔周圍受彈體衝擊處有些許位置已達破壞準則的響應應力，因此有部分破壞現象。

彈體的動量變化如圖 4-5 所示，從能量歷程曲線可明顯看出彈體衝擊沖孔邊緣處所消耗的動能最多，消耗最小的並非彈著點位於衝擊沖孔的中心處，而是位於沖孔半徑的一半處。從基本能量守恆觀念可推測：彈體損失之能量主要轉換為靶板的應變能，其值必然與衝擊時之接觸面積有關。雖然彈著點位於衝擊沖孔中心處的初始接觸面積為最小的環狀，但因沖孔直徑較彈徑小，彈體撐開沖孔過程中的動能明顯轉換為靶板之應變能；當彈著點位於沖孔邊緣處的 C 位置時，由於衝擊時彈頭與靶板的接觸面積比衝擊於 A 位置大許多，故動能損失量最大。靶板之內能變化歷程如圖 4-6 所示，內能的增量正比於彈頭的動能減少量(圖 4-7)，以衝擊 C 點位置時的增加最多、A 點次之、B 點則最少，此現象亦反應出彈體衝擊 C 點位置時彈體有較多的動能轉換成靶板之應變能，導致靶板內能增加。由本節模擬的三種彈著點結果可知：彈體衝擊位置剛好落於沖孔之半徑一半處，對於靶板之抵禦能力較差，若考慮沖孔結構之計算，此結果可提供較嚴苛之模擬標準；此外，可依彈體衝擊不同位置造成偏轉之特性設計上下二片鋼板之沖孔交錯，如此一來定可提升 DURA STEEL 防火防爆板之抗彈能力。

4-2 多層複合板之高速衝擊模擬

4-2-1 鋼混凝土複合板高速衝擊模擬

本節將第三章所定義之 48MPa 混凝土 Johnson Holmquist Concrete 材料參數引

入複合板之高速衝擊計算，採用 9mm Luger 彈體以 400m/s 衝擊靶體，靶體模型如 3-1-1 節描述之第三類為複合型靶體，但未鑲嵌陶瓷材料層，上下兩表層為厚 0.1 公分碳鋼，中間則為 1 公分厚之 48MPa 混凝土層。彈體衝複合擊靶板的動態模擬結果如圖 4-8 所示，可明顯看出碳鋼板較混凝土材料具延展性，混凝土材料很快就達到破壞準則而失效，整體所受之應力大小遠小於鋼板。

彈體之動能歷程如圖 4-9 所示，由圖中可明顯觀察出彈體動能的衰減率可分為三個區域，配合觀察靶體各材料層的內能變化歷程(圖 4-10)可知，衝擊初時彈體能量由正面碳鋼板及中央混凝土層共同吸收，故吸收之能量較可觀；隨後彈體刺穿正面鋼板，大舉破壞混凝土層，遭破壞後之混凝土層較無法有效吸收彈體動能，此階段彈體減少之能量亦較少；最後則是由混凝土背面碳鋼板吸收彈體之動能。由此推論，前方碳鋼層擠壓混凝土層使之破壞後，抵禦彈體衝擊的能力將下降，故本文於下一小節以添加陶瓷材料層之方式，以補強複合板之防禦能力。

4-2-2 陶瓷複合板之高速衝擊模擬

由於前節的鋼混凝土複合板未能抵擋彈體的衝擊，本小節在鋼混凝土複合板內添加陶瓷材料層，以保護複合板內之混凝土，補強其抗彈能力，添加方式如 3-1-1 節描述之第三類為複合型靶體，陶瓷材料層添加於混凝土層之上下，其厚度為 0.1 公分，添加之陶瓷材料分別為 Al_2O_3 、 AlN 、 SiC 及 B_4C ，相關材料參數如表 4-1 至表 4-4 所示，模擬條件同樣以 9mm Luger 彈體初速 400 m/s 高速衝擊，觀察彈體之動能變化。彈體衝擊不同陶瓷材料的動能歷程如圖 4-11 所示，其中以 B_4C 陶瓷材料損耗彈體的動能最多，可讓彈體再降低 10% 的動能。由於 B_4C 亦為 4 種陶瓷材料內相對硬度最高之材料，故模擬結果如預期。添加 B_4C 補強後靶體之動態模擬結果如圖 4-12 所示，可由應力波傳遞特性看出：陶瓷材料層的波傳速度大於其他材料層，並透過其碎裂之特性吸收彈體衝擊之能量；這樣的特性有別於一般金屬材料的塑性應變而擠壓到其後方之材料，若能善用陶瓷材料的碎裂以保護其後方

材料之能力，必能有效提升抗衝擊的能力。本小節所設計之陶瓷複合板雖能使衝擊之彈體再降低約 10% 的動能，但陶瓷材料層吸收彈體動能量並無預期之讓彈體無法擊穿複合板。由於陶瓷材料層厚度僅 0.1 公分，衝擊後極容易碎裂，造成抵禦能力不如預期。若欲提高陶瓷材料吸收能量之能力，則需增加厚度，故本文以本小節為基礎，留待於 4-4 節探討 B_4C 陶瓷材料之厚度對於抵抗彈體高速衝擊能力之影響，並適當改良本小節所設計之複合板。

4-3 彈體入射角度對於衝擊之動態響應

本節主要探討不同入射角度之彈體衝擊複合靶體之動態響應，模擬之彈體採用 9mm Luger 彈體，假設在垂直入射情況下彈體能貫穿靶體，故靶體採用 4-2-2 所設計的陶瓷複合靶體，彈體衝擊初速為 400 m/s，模擬之入射角度由 5 度角以每 5 度增量至 45 度角，如圖 4-13 之示意圖。動態模擬結果如圖 4-14 至圖 4-22 所示，綜合觀之，彈體衝擊行為隨著角度增加有側向翻轉之現象，導致入射角度較大之彈體以側面衝擊靶體，因而使衝擊能力大幅下降。各個角度計算出之彈體動能歷程如圖 4-23 所示，彈體殘存之終端動能與角度關係則如圖 4-23。由此可知，對於 9mm Luger 彈體的衝擊入射角度以 10 度為一轉捩點，若衝擊入射角度小於 10 度角，彈體之殘餘動能隨角度增大而增加，即彈體之衝擊能力較垂直入射稍強；當彈體入射靶體角度大於 10 度時，則殘餘之動能從最高值開始下降，尤其是大於 20 度時彈體動能減少之趨勢更為明顯，其殘餘動能增減之比例大小如表 4-5 所示。若再觀察圖 4-14 至圖 4-22 之動態模擬結果，可明顯看出入射角度大於 20 度後彈體側向偏轉之行為更加顯著，導致彈體衝擊能力大幅下降，當入射角大於 30 度後，彈體的殘餘動能已耗損幾近於零，剩下些許動能使彈體在原地翻轉，對於靶體已無衝擊能力。

在計算入射角度衝擊模擬時，伴隨著彈體的側向翻轉，造成彈體側邊與靶體接觸位置出現局部的沙漏網格，對於 45 度入射條件下局部沙漏網格如圖 4-25 所示，

發生時間約在 $60\mu\text{s}$ ，將彈體之沙漏能量輸出如圖 4-26 的歷程曲線，可以觀察出時間約為 $60\mu\text{s}$ 的沙漏能量確實有遽增的現象。計算過程中的沙漏能量是否會影響計算結果，須與總能比對方可知曉，圖 4-27 比較彈體之總能與沙漏能，顯而易見地彈體之總能遠大於沙漏能量，只要增加之沙漏能小於總能之 10%，即可判定衝擊計算過程中的沙漏現象並不足以影響計算結果[5]。

4-4 陶瓷複合板之改良設計

由於 4-2 節所設計之陶瓷複合板抵禦高速衝擊之能力並無預期理想，故本節特別針對 B_4C 陶瓷材料厚度做一探討，計算出較理想厚度，並依此結果應用於陶瓷複合板之改良，以提升衝擊防禦能力。

4-4-1 B_4C 陶瓷材料厚度對於衝擊之影響

本節主要探討不同厚度的 B_4C 陶瓷材料抵抗衝擊能力，模擬採用彈體仍為 9mm Luger 彈體，靶體則採用 3-1-1 所介紹之第四類計算陶瓷材料所用之純 B_4C 陶瓷材料靶體，計算厚度從 1mm 以每 1mm 增至 9mm，高速衝擊之初速仍為 400 m/s，觀察計算之彈體動能變化及靶體內能變化。對於不同 B_4C 陶瓷材料靶體之彈體動能歷程如圖 4-28，若將彈體損失之動能與 B_4C 陶瓷材料靶體厚度作一關係圖(圖 4-29)，可清楚發現當 B_4C 陶瓷材料靶體的厚度大於 5mm 時，將使彈體損耗之動能量值大幅提升。圖 4-30 則為 B_4C 陶瓷靶體的內能歷程，吸收的能量隨著陶瓷板的厚度而增加，在初期時達到一高峰，厚度大於 7mm 時吸收之能量更為明顯。當彈體衝擊厚度 7mm 之 B_4C 陶瓷材料靶體時有較顯著的 Dwell 現象，動態模擬結果如圖 4-31 所示，Dwell 現象導致彈頭處嚴重鈍化，致使彈體衝擊能力大幅下降，靶體碎裂的範圍明顯較薄陶瓷板的情況大許多，導致靶體吸收能量之能力得以提升，且靶體直接碎裂，較無垂直方向之變形，故下方的陶瓷材料不會因正面受到衝擊變形而導致連貫的破壞。由以上幾點結果可知，欲使 B_4C 陶瓷材料發揮其最佳之

衝擊防禦能力，其厚度的選擇為一重要之因素，本文於下一小節依此結果重新設計一陶瓷複合板，探討其抵禦彈體衝擊之能力。

4-4-2 B₄C 陶瓷複合板之改良

前文 4-2-2 節所設計之 B₄C 陶瓷複合板抗衝擊特性雖能在降低彈體 10% 的動能，但這樣的結果並不如預期的理想，並推測造成該節 B₄C 陶瓷複合板抗衝擊能力較不理想的原因可能為陶磁層的厚度問題。故本節將利用 4-2 節 B₄C 陶瓷複合板之內能計算結果及上一小節陶磁層不同厚度模擬的結果，改良原 B₄C 陶瓷複合板的設計，提高其抗衝擊的能力。

吾人可透過觀察 4-2-2 節 B₄C 陶瓷複合板之各層內能變化(圖 4-32)的計算結果，明顯發現位於混凝土層後方之 B₄C 陶瓷層吸收之能量遠小於其他層，造成此結果的原因主要為：混凝土層發生應變時擠壓後方的 B₄C 陶瓷材料層，並使之碎裂，碎裂後的 B₄C 陶瓷材料吸收彈體能量的能力大幅下降，故對於新的 B₄C 陶瓷複合板的設計將移除混凝土層後方之 B₄C 陶瓷材料層，以節省成本。

綜合以上之結果，新設計的 B₄C 陶瓷複合板如圖 4-33 所示，混凝土層前方採用 6mm 厚之 B₄C 陶瓷材料層，並移除後方 B₄C 陶瓷材料層，並對新設計模型進行高速衝擊模擬。模擬條件參照 4-2 之模擬條件，利用 9mm Luger 彈體以初速 400m/s 進行衝擊，動態模擬結果如圖 4-34 所示。高速彈體撞擊到 B₄C 陶瓷複合板後明顯發生 Dwell 現象，彈體的動能大幅消散，B₄C 陶瓷材料層的碎裂範圍如預期結果大增，且有效減少後方混凝土的破壞現象。若將彈體動能變化歷程與改良前之結果做一比對(圖 4-35)，顯然彈體在衝擊新設計之 B₄C 陶瓷複合板時動能大幅下降，彈體動能降至零後產生些許的反彈動能，透過圖 4-36 觀察各層的内能歷程，B₄C 陶瓷材料層吸收衝擊初期能量較改良前多，並且能夠有效保護後方之混凝土層，混凝土層不再因貫穿，導致其吸收能量之能力大幅下降的現象，因而有效地提升了混凝土層的抵禦能力。

表 4-1 B₄C 陶瓷材料之 Johnson Holmquist Ceramics 相關材料參數[22]

$\rho(\text{kg/m}^3)$	2510	HEL(GPa)	19
G(GPa)	197	HEL Pressure(GPa)	8.71
A	0.93	HEL Vol. Strain	0.0408
B	0.70	HEL Strength (GPa)	15.40
C	0.005	D ₁	0.001
M	0.85	D ₂	0.50
N	0.67	K ₁ (GPa)	233
EPSI	1.00	K ₂ (GPa)	-593
T(GPa)	0.26	K ₃ (GPa)	2800
S _{max}	0.20	β	1.00

表 4-2 SiC 陶瓷材料之 Johnson Holmquist Ceramics 相關材料參數[22]

$\rho(\text{kg/m}^3)$	3163	HEL(GPa)	14.567
G(GPa)	183	HEL Pressure(GPa)	5.90
A	0.96	HEL Vol. Strain	0.00
B	0.35	HEL Strength (GPa)	
C	0.00	D ₁	0.48
M	1.00	D ₂	0.48
N	0.65	K ₁ (GPa)	204.785
EPSI	1.00	K ₂ (GPa)	0.00
T(GPa)	0.37	K ₃ (GPa)	0.00
S _{max}	0.80	β	1.00

表 4-3 AlN 陶瓷材料之 Johnson Holmquist Ceramics 相關材料參數[22]

$\rho(\text{kg/m}^3)$	3226	HEL(GPa)	9.00
G(GPa)	127	HEL Pressure(GPa)	5.00
A	0.85	HEL Vol. Strain	0.0242
B	0.31	HEL Strength (GPa)	6.00
C	0.013	D ₁	0.02
M	0.21	D ₂	1.85
N	0.29	K ₁ (GPa)	201
EPSI	1.0	K ₂ (GPa)	260
T(GPa)	0.32	K ₃ (GPa)	0.00
S _{max}	NA	β	1.00

表 4-4 Al₂O₃ 陶瓷材料之 Johnson Holmquist Ceramics 相關材料參數[22]

$\rho(\text{kg/m}^3)$	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 4-5 9mm Luger 彈體於不同入射角度條件衝擊下彈體殘餘動能之計算結果

θ (Deg)	彈體殘餘動能 (KJ)	殘餘動能相較於0度入 射條件下之增減比例 (%)
0	0.1020	0.0
5	0.1380	34.9
10	0.1510	48.0
15	0.1400	36.6
20	0.1120	9.6
25	0.0560	-45.8
30	0.0030	-96.6
35	0.0060	-93.3
40	0.0010	-98.8
45	0.0001	-99.9

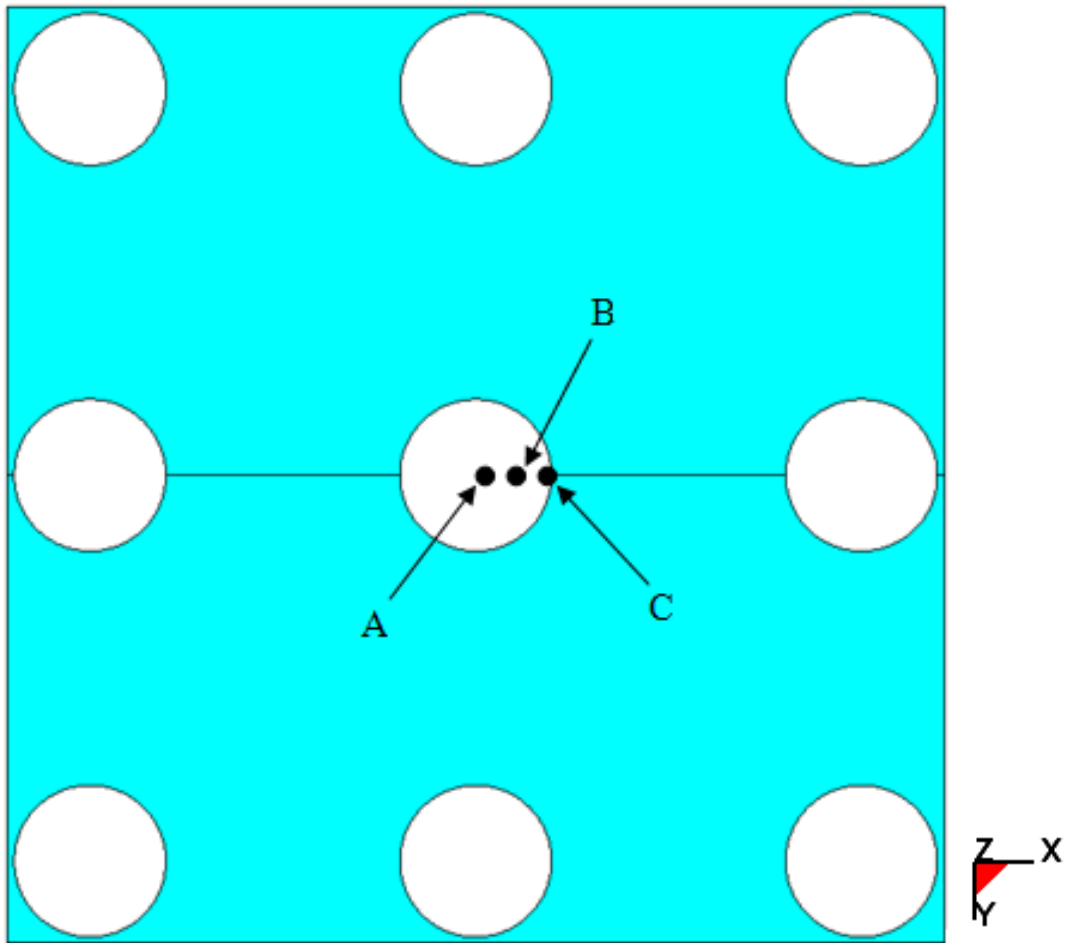


圖 4-1 沖孔位置影響模擬之衝擊位置

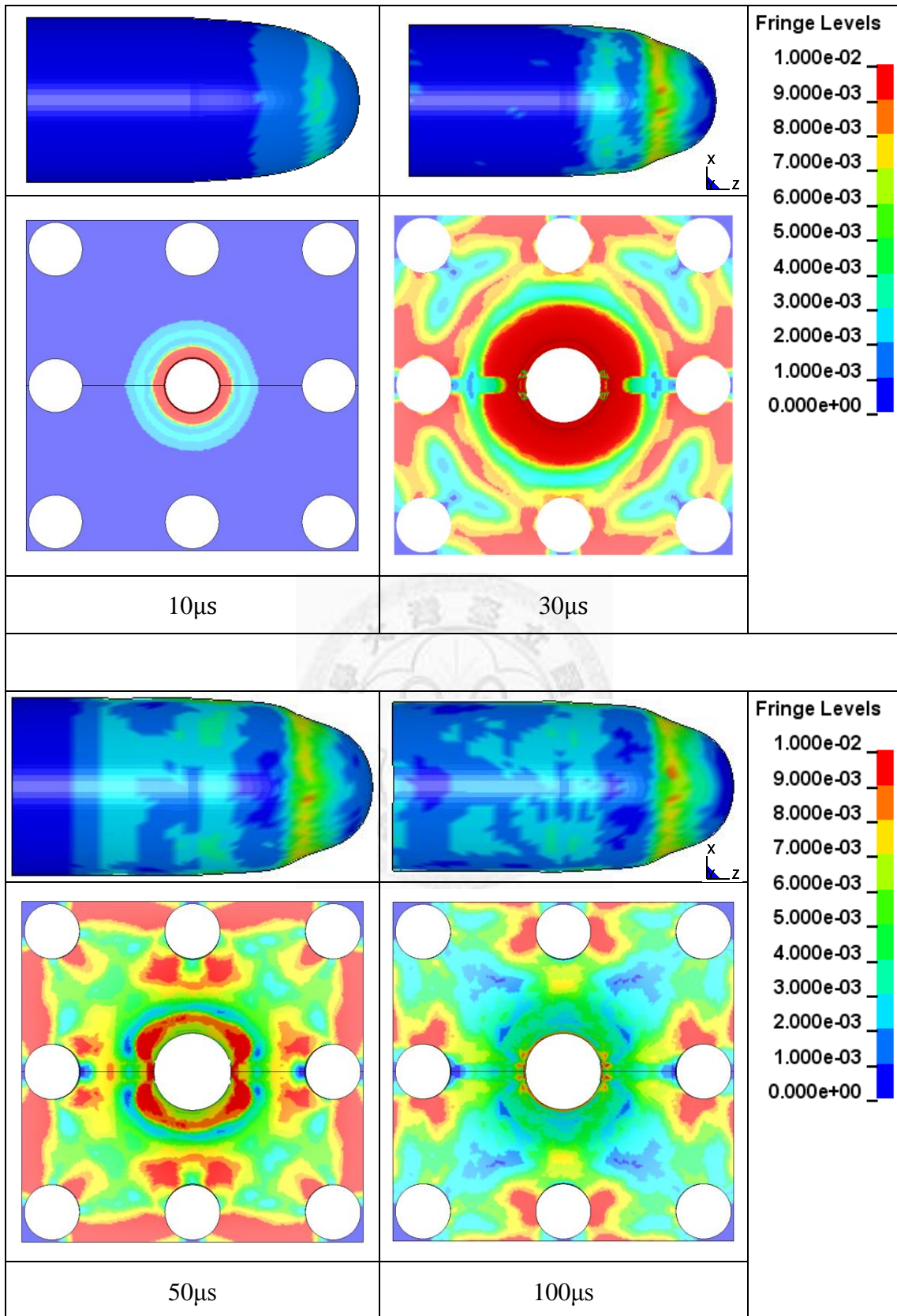


圖 4-2 衝擊位置 A 之動態模擬 Von Mises Stress 歷程圖(10^{11} Pa)

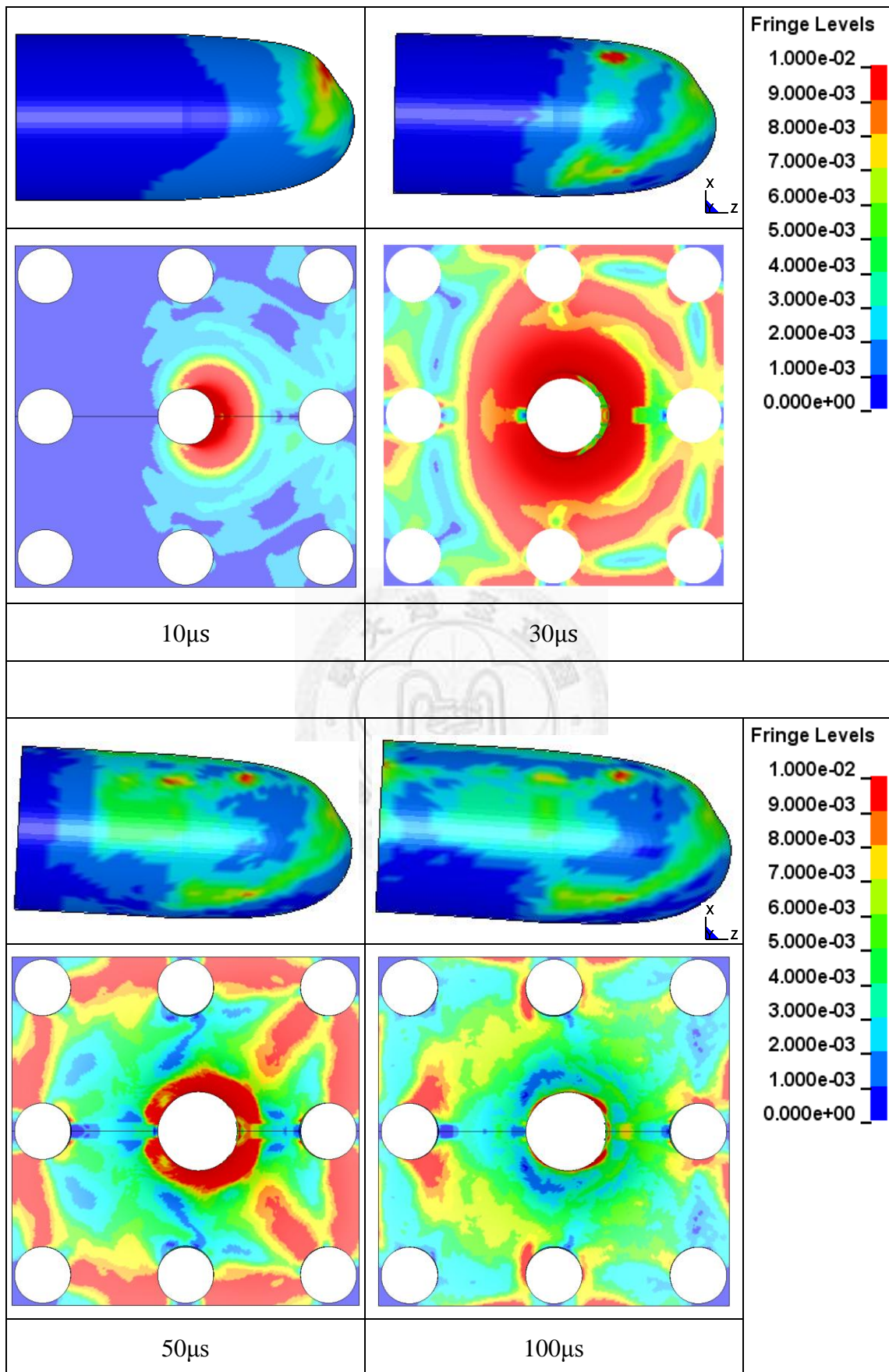


圖 4-3 衝擊位置 B 之動態模擬 Von Mises Stress 歷程圖(10^{11} Pa)

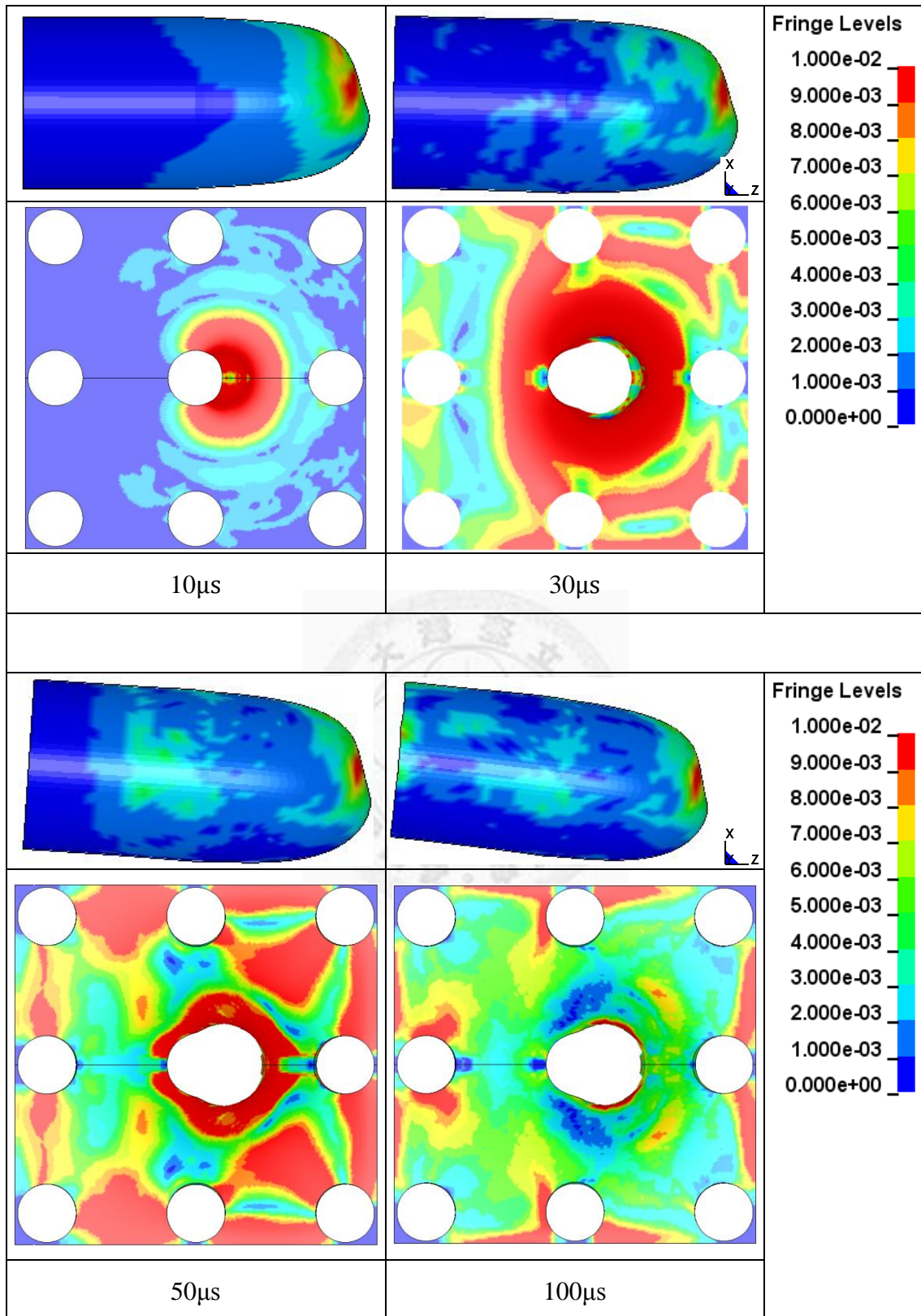


圖 4-4 衝擊位置 C 之動態模擬 Von Mises Stress 歷程圖(10^{11} Pa)

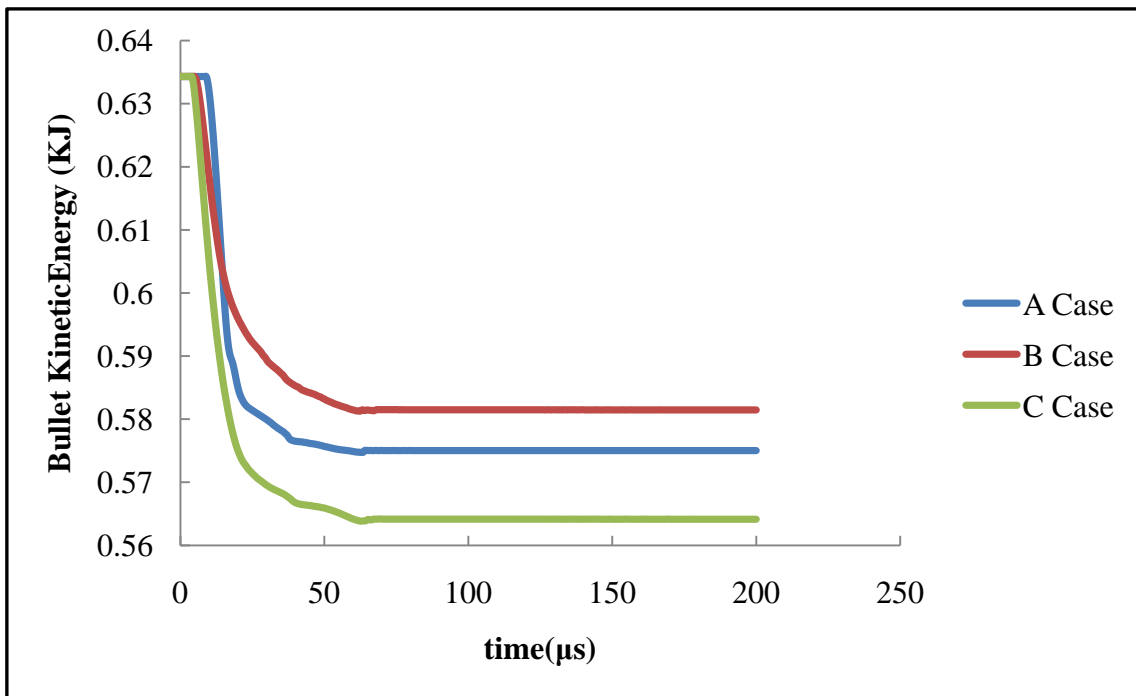


圖 4-5 不同衝擊位置下之彈體動能歷程

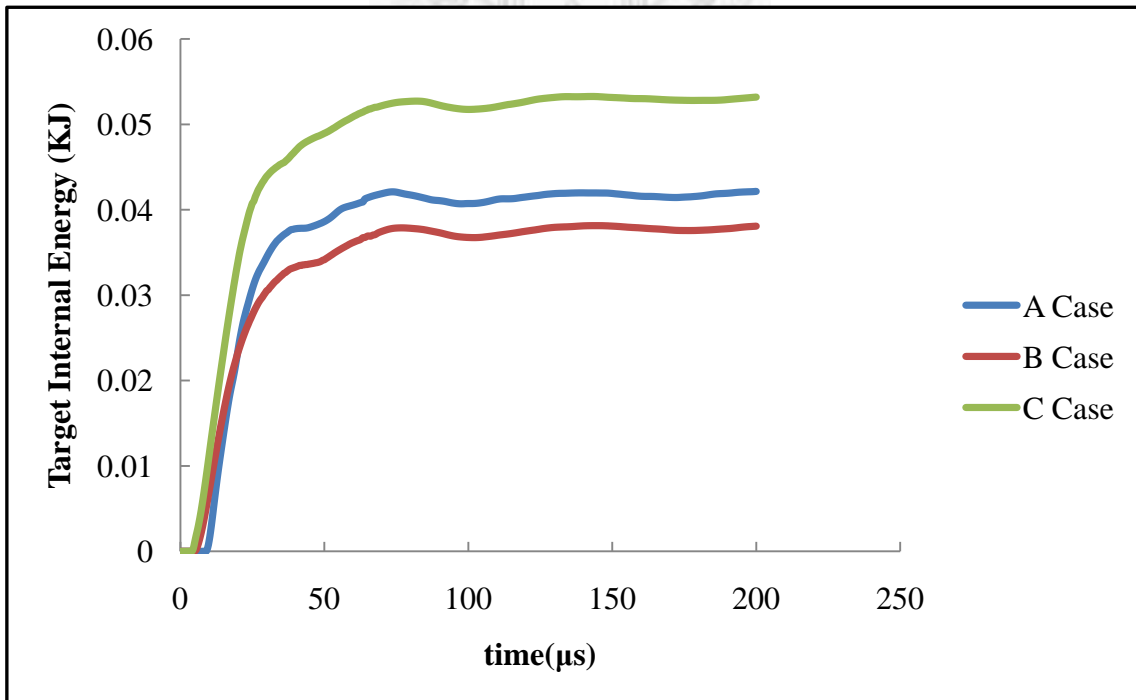


圖 4-6 不同衝擊位置下之靶體內能變化圖

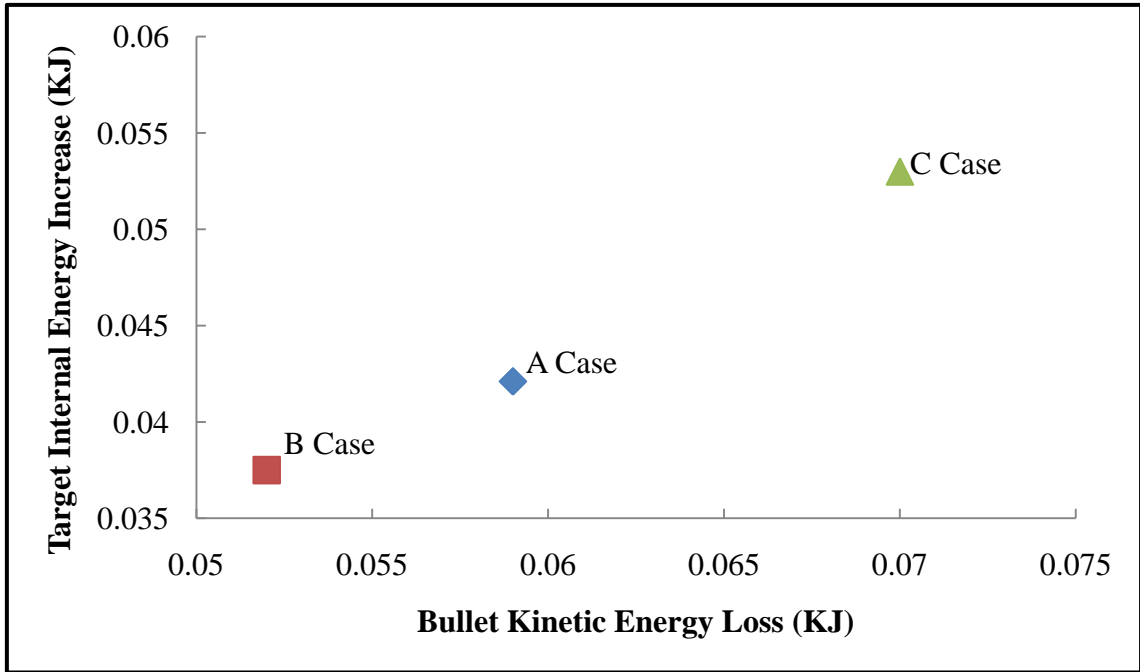


圖 4-7 沖孔位置衝擊模擬之彈體動能減少對應靶體內能增加圖



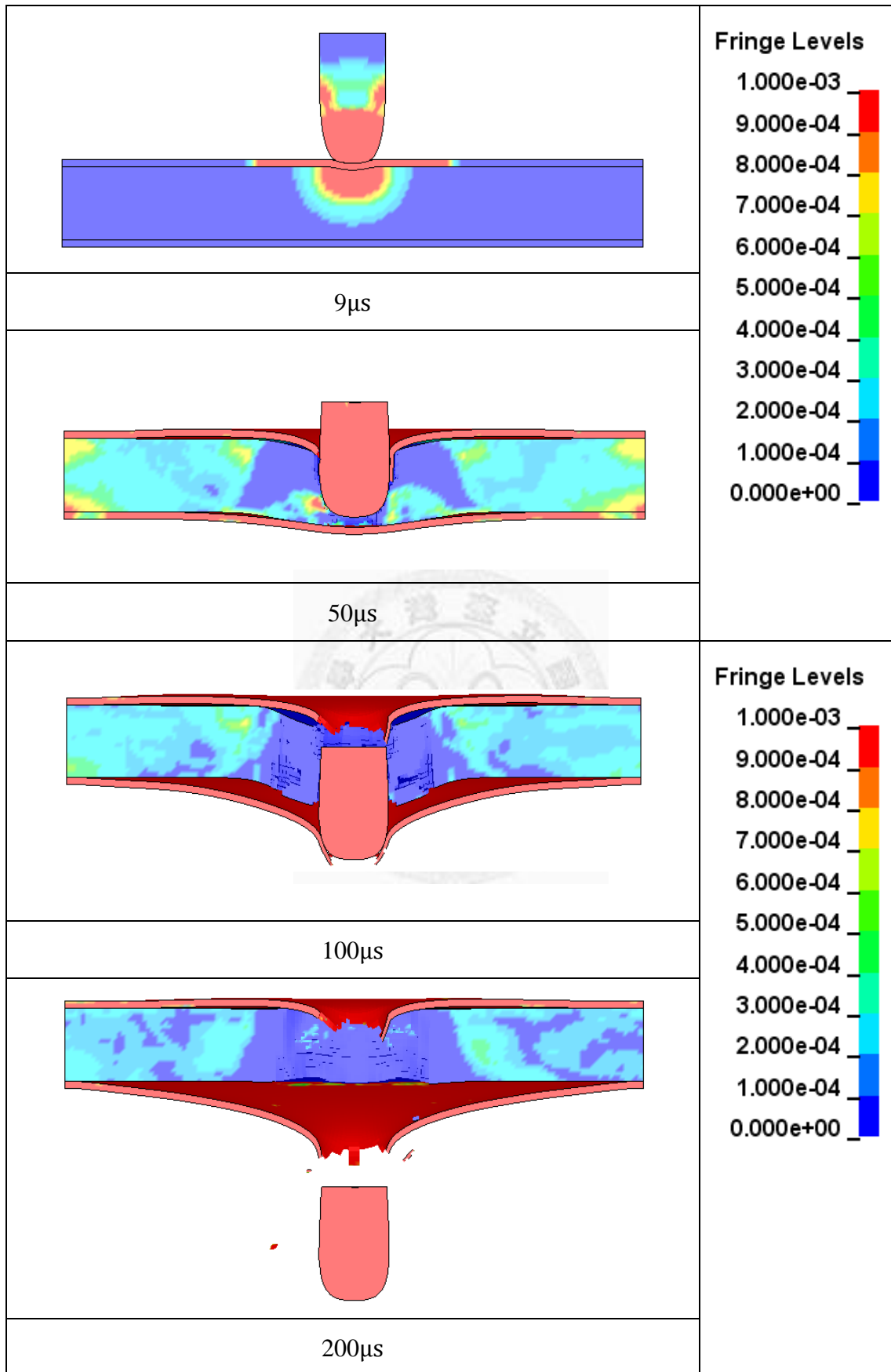


圖 4-8 鋼混凝土複合板之動態模擬 Von Mises Stress 歷程圖(10^{11} Pa)

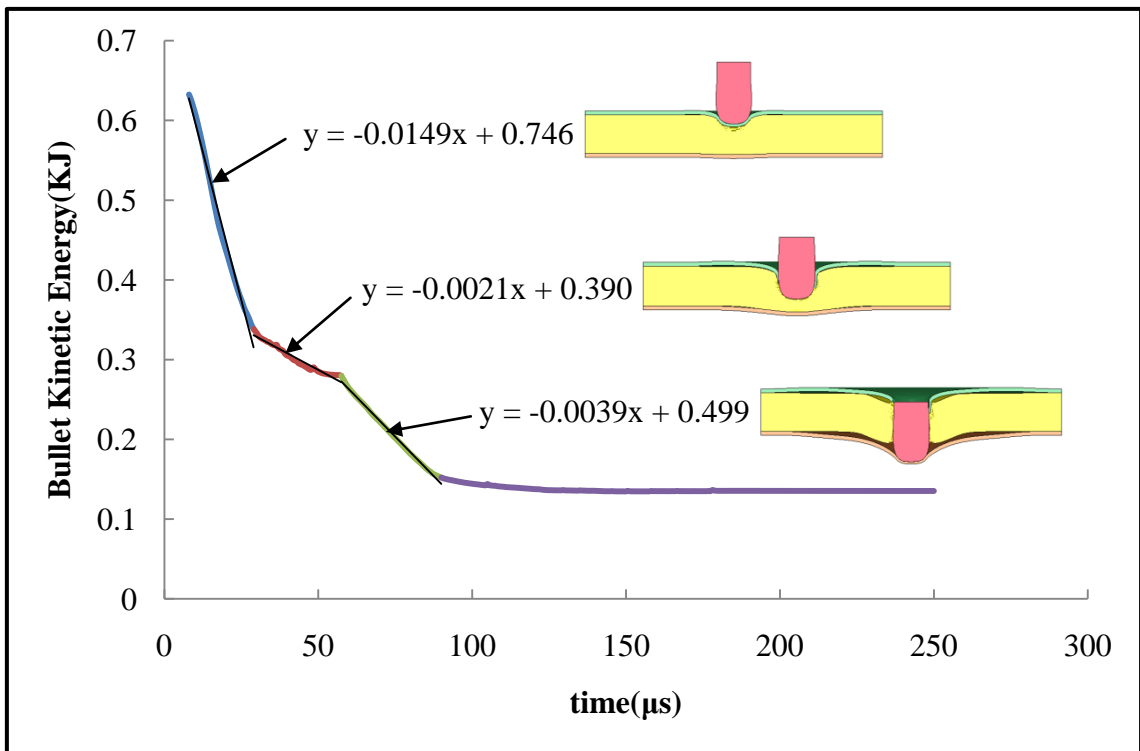


圖 4-9 模擬鋼混凝土複合板衝擊之彈體動能歷程

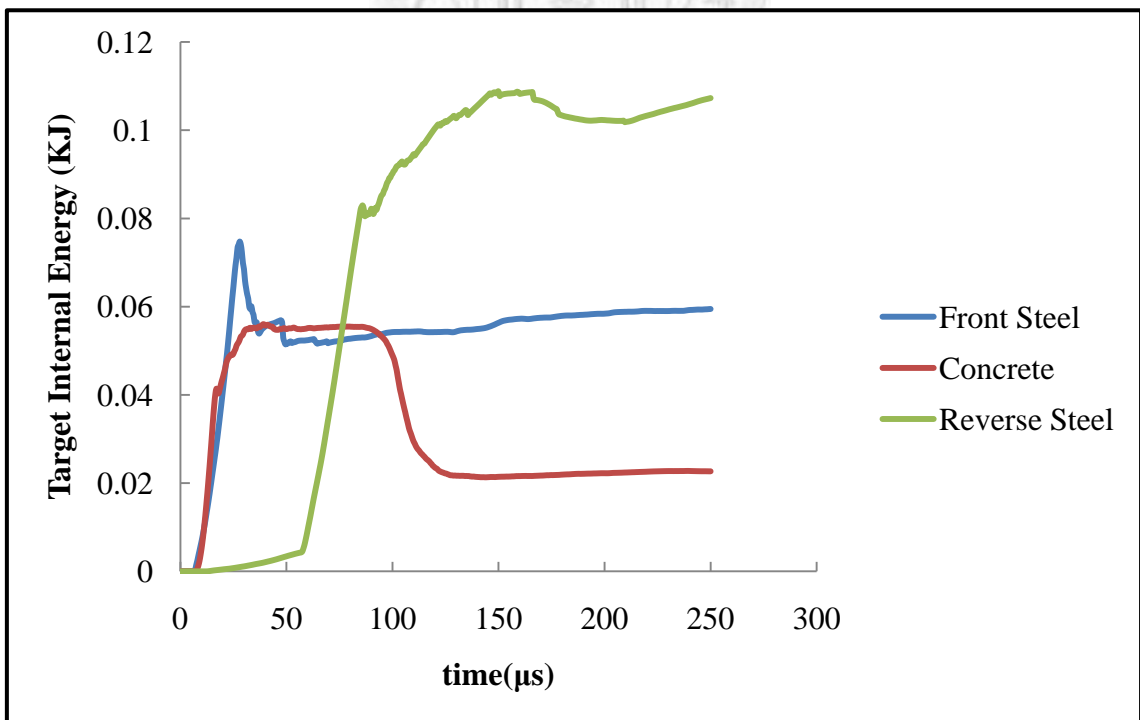


圖 4-10 模擬鋼混凝土複合板衝擊之靶體內能歷程

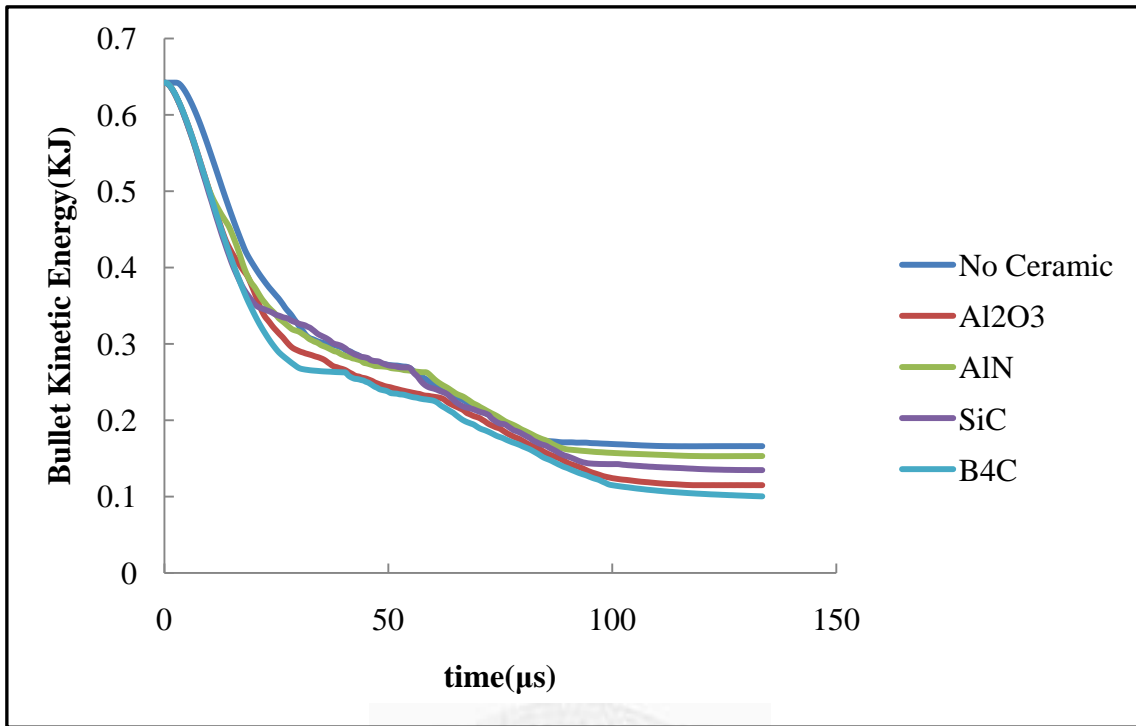


圖 4-11 衝擊不同陶瓷材料應用下彈體動能變化



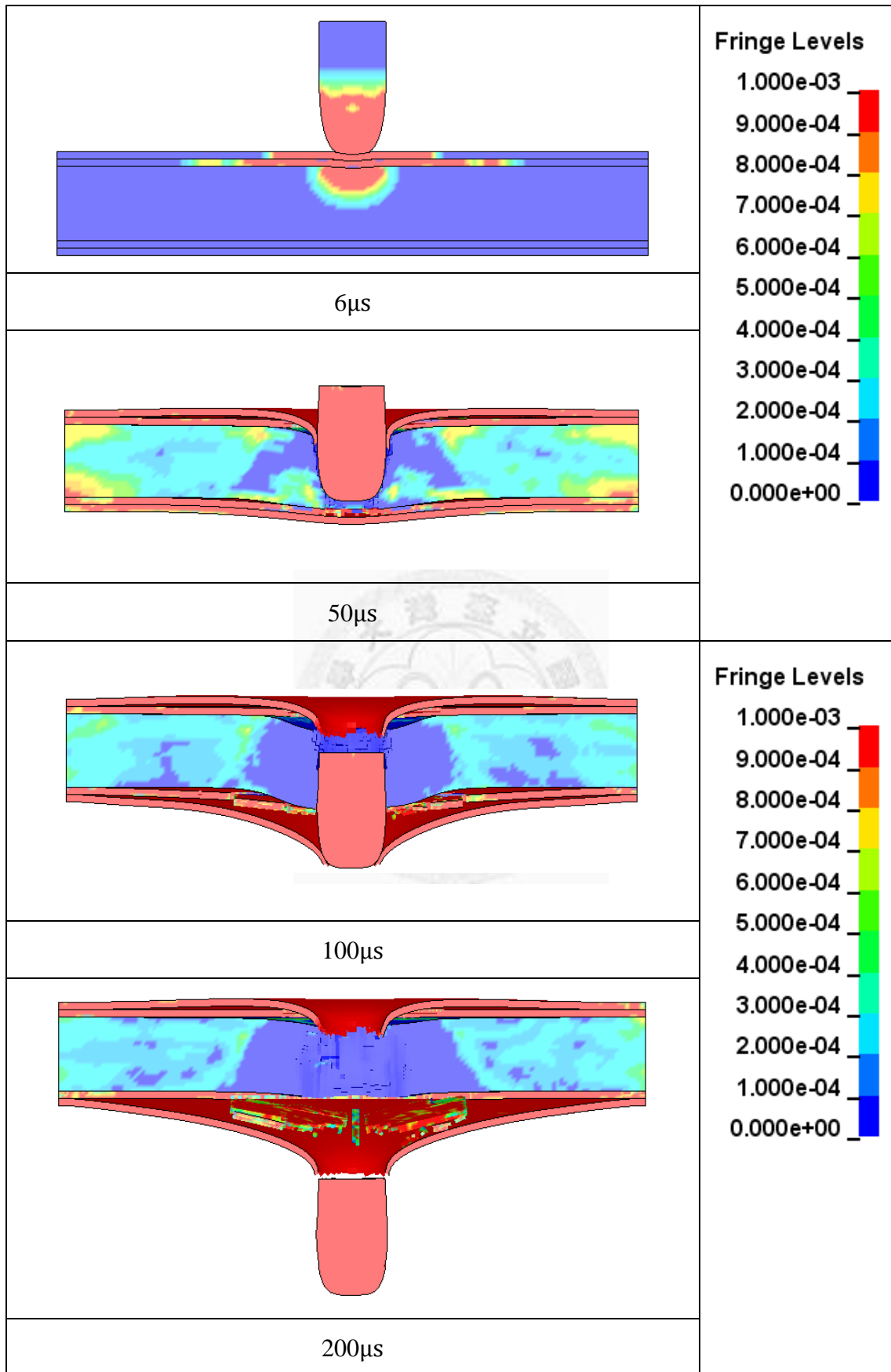


圖 4-12 B₄C 陶瓷複合版之動態模擬 Von Mises Stress 歷程圖(10¹¹Pa)

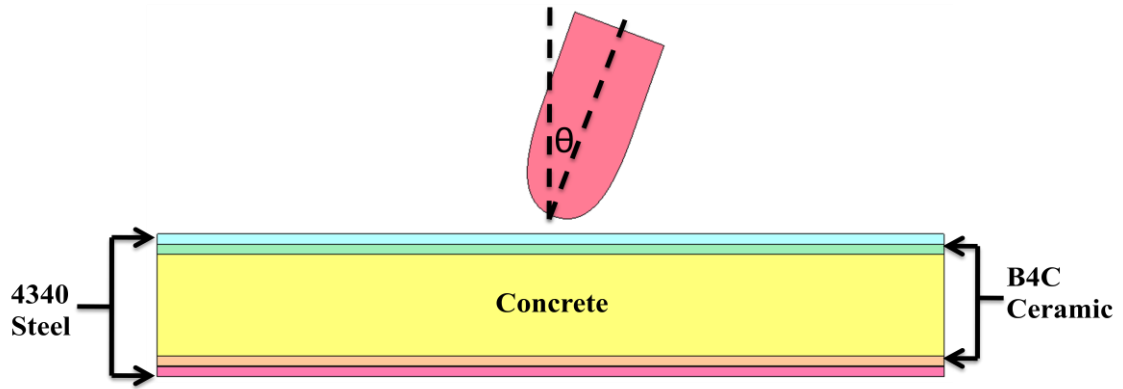


圖 4-13 不同入射角度模擬示意圖

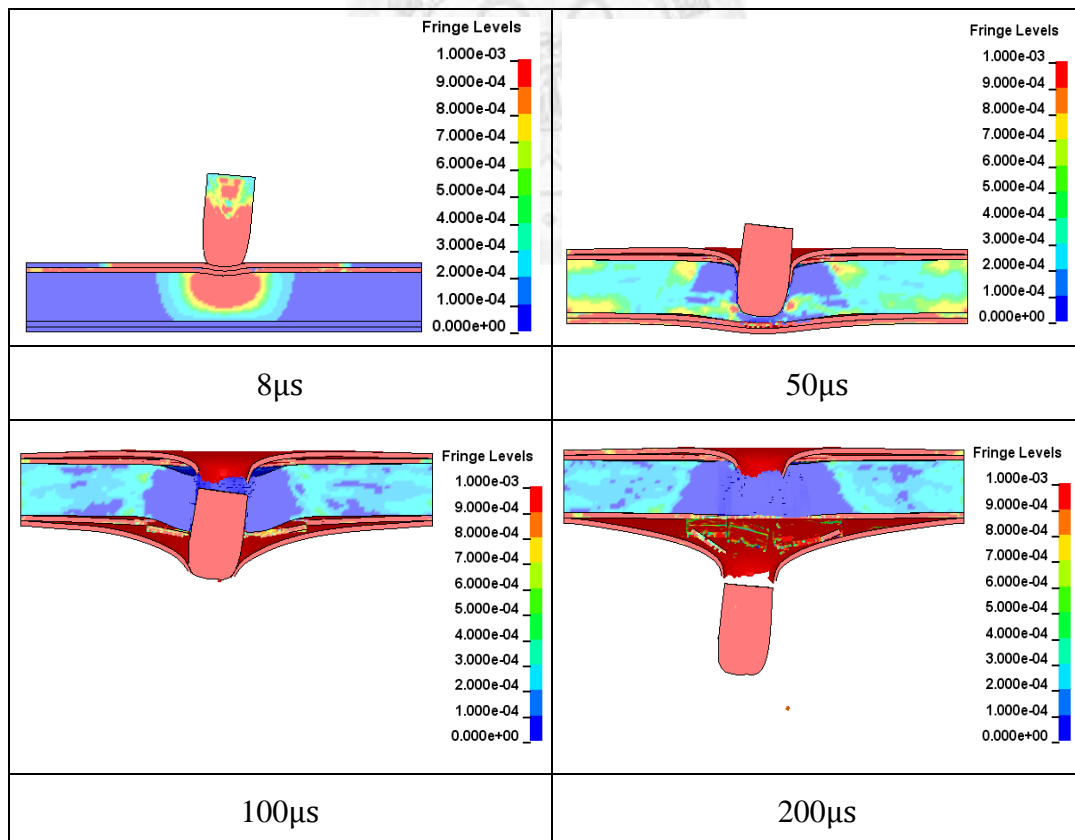


圖 4-14 入射角度 5 度之動態模擬 Von Mises Stress 歷程圖(10^{11} Pa)

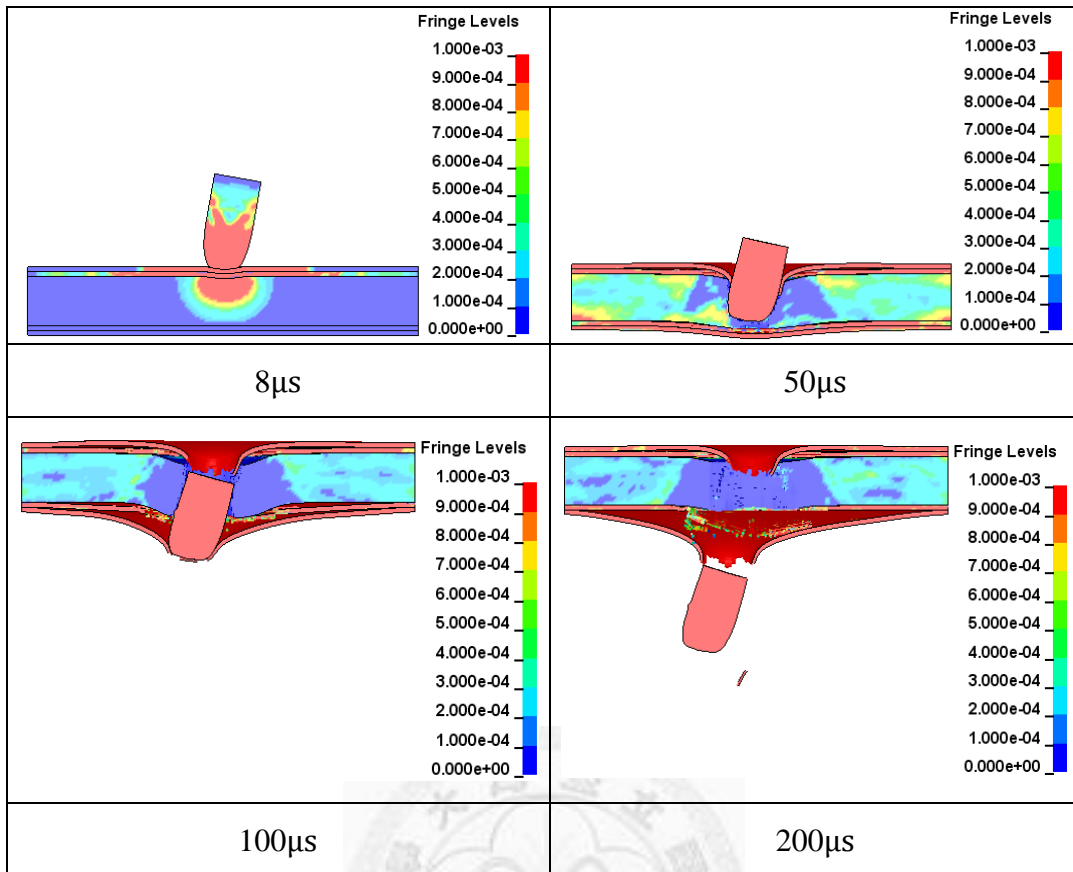


圖 4-15 入射角度 10 度之動態模擬 Von Mises Stress 歷程圖(10^{11} Pa)

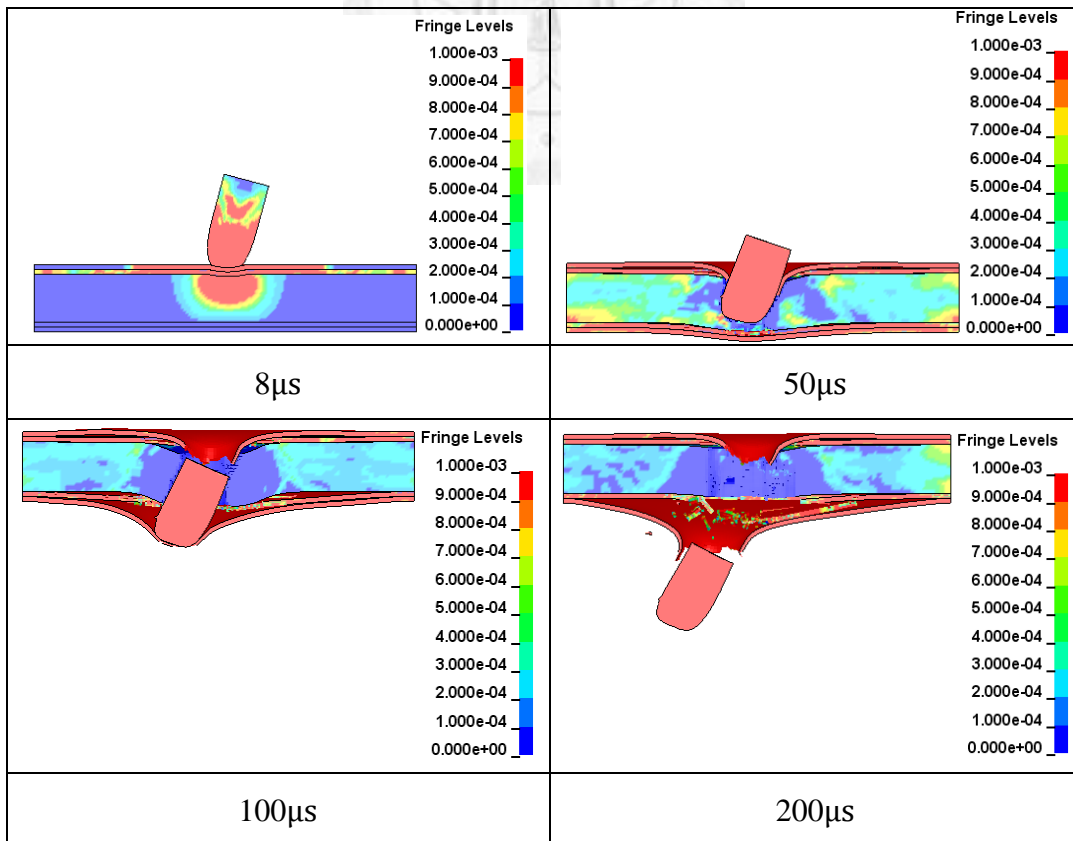


圖 4-16 入射角度 15 度之動態模擬 Von Mises Stress 歷程圖(10^{11} Pa)

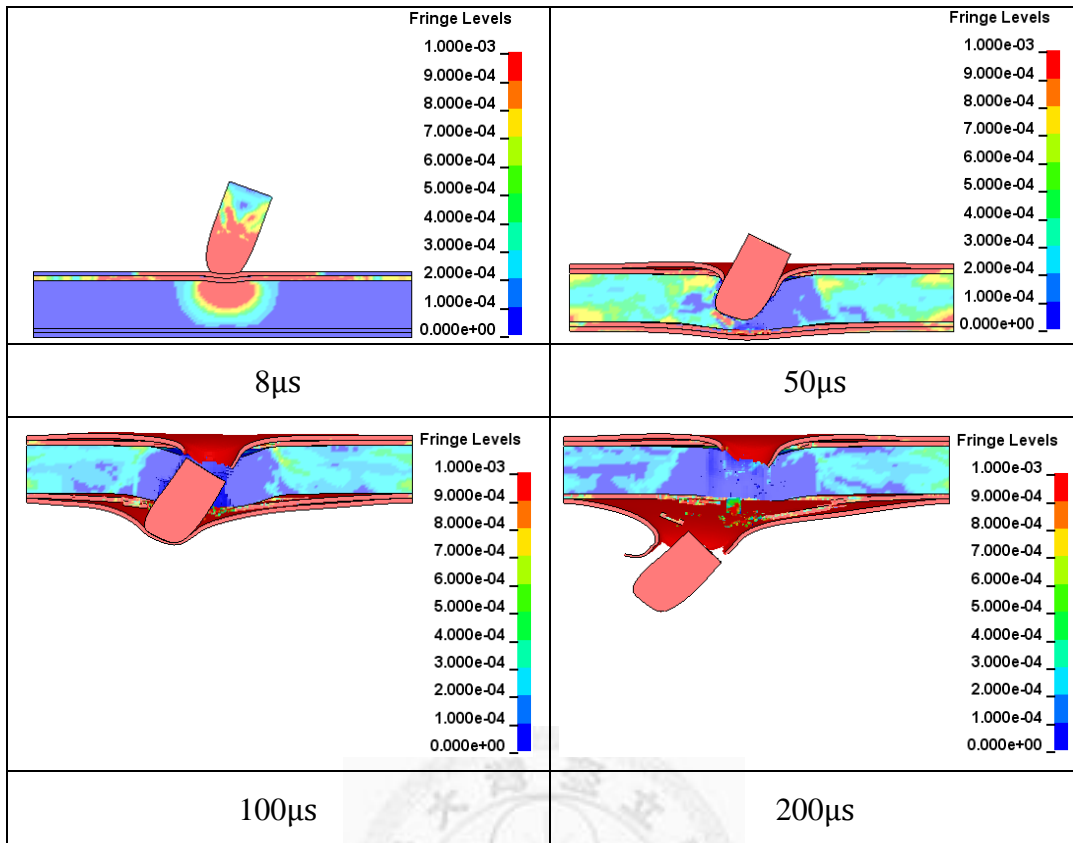


圖 4-17 入射角度 20 度之動態模擬 Von Mises Stress 歷程圖(10^{11} Pa)

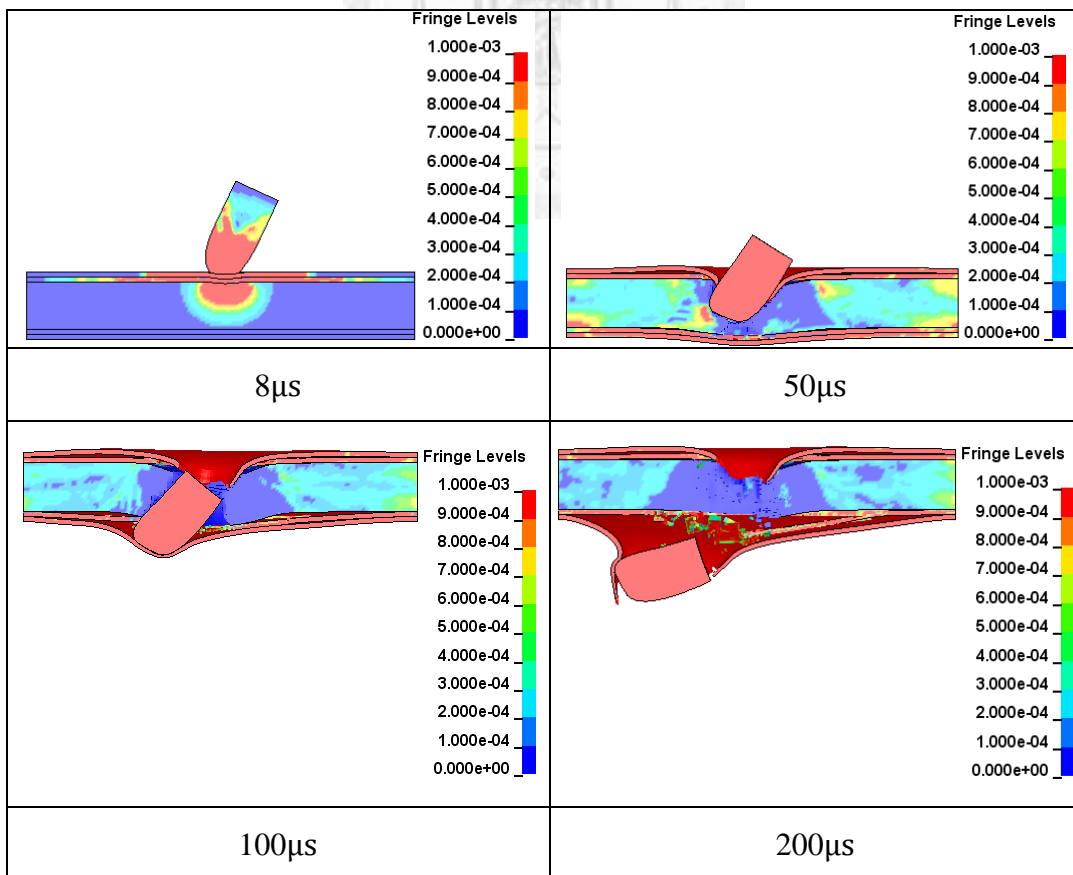


圖 4-18 入射角度 25 度之動態模擬 Von Mises Stress 歷程圖(10^{11} Pa)

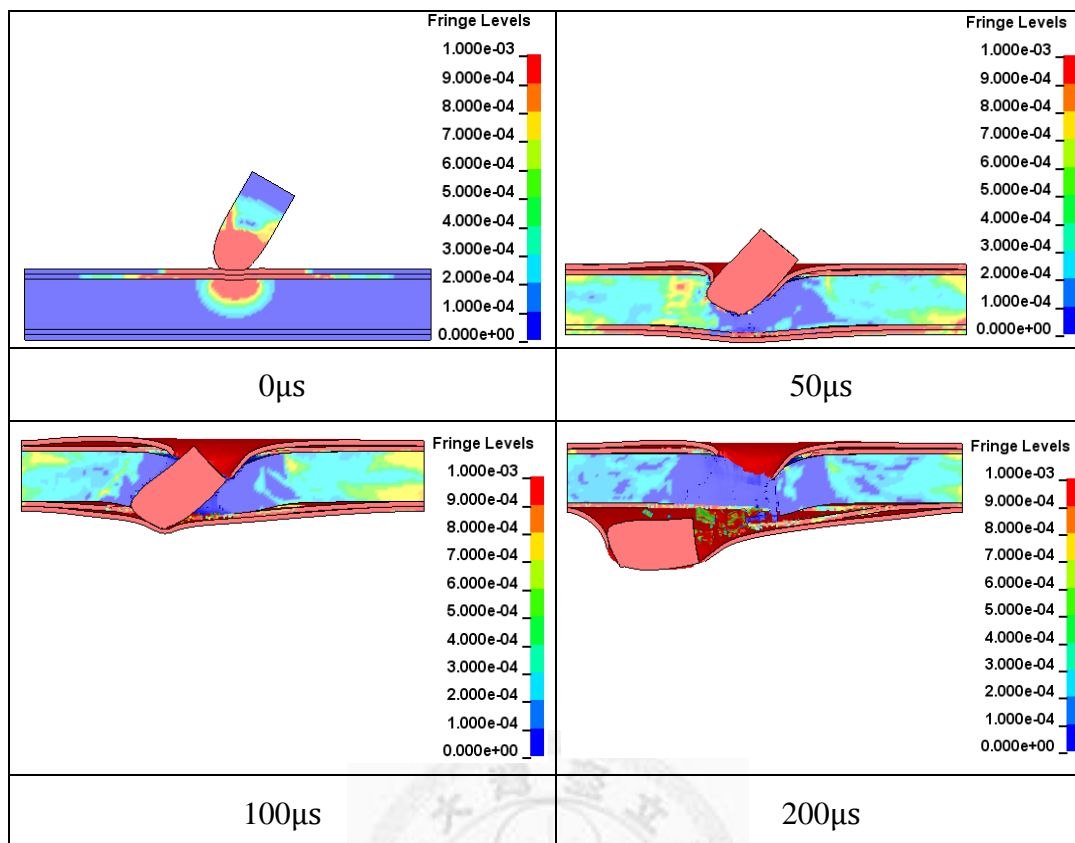


圖 4-19 入射角度 30 度之動態模擬 Von Mises Stress 歷程圖(10^{11} Pa)

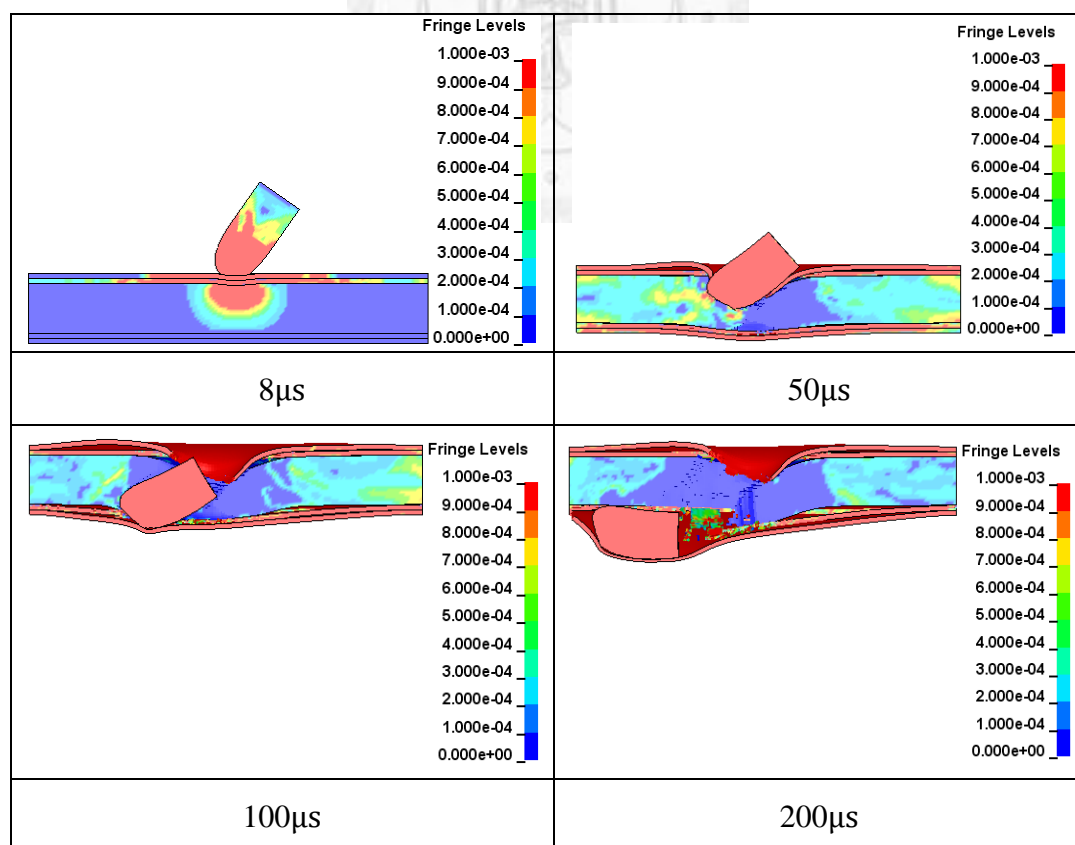


圖 4-20 入射角度 35 度之動態模擬 Von Mises Stress 歷程圖(10^{11} Pa)

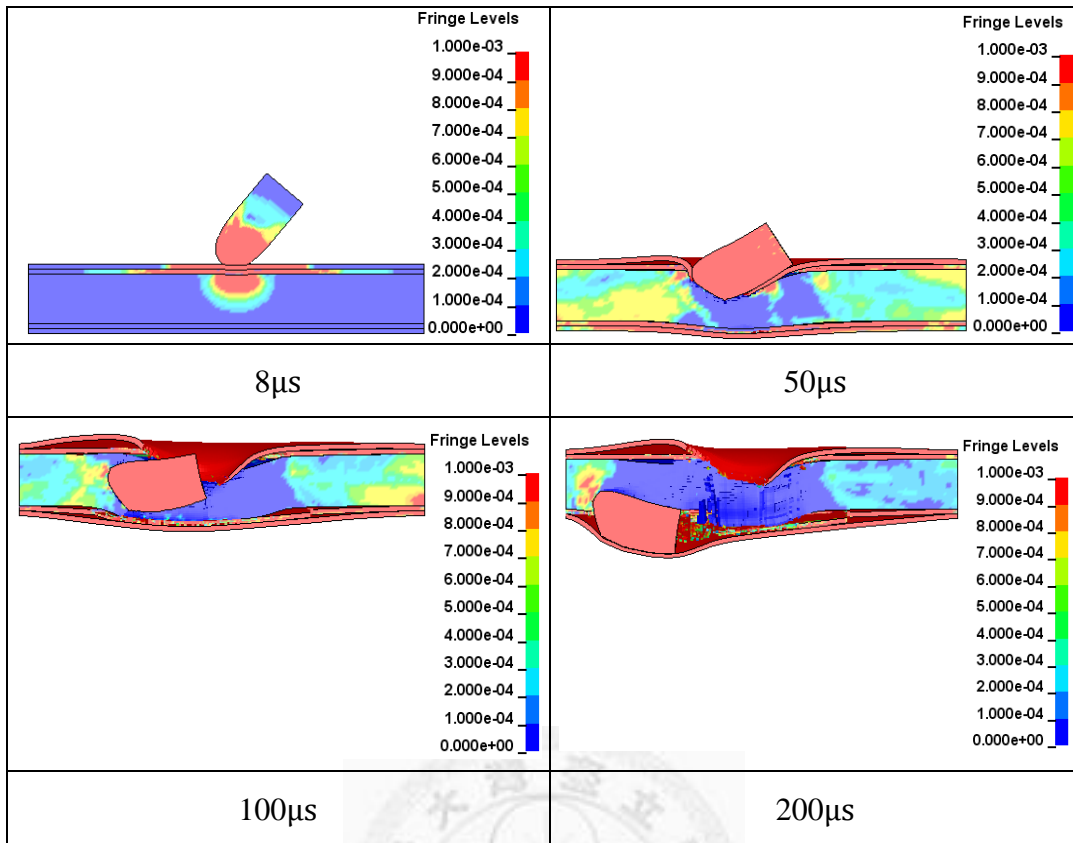


圖 4-21 入射角度 40 度之動態模擬 Von Mises Stress 歷程圖(10^{11} Pa)

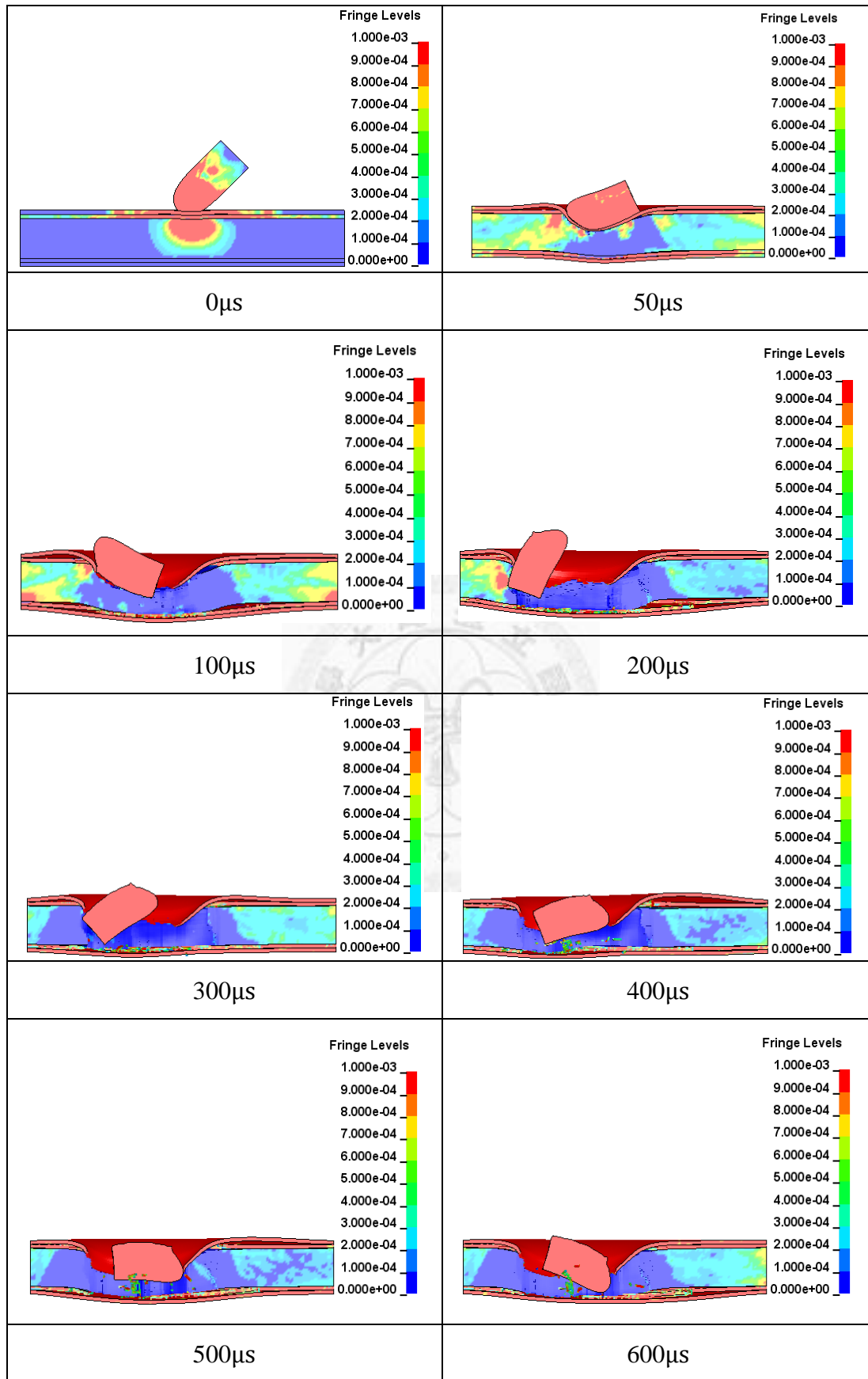


圖 4-22 入射角度 45 度之動態模擬 Von Mises Stress 歷程圖 (10^{11}Pa)

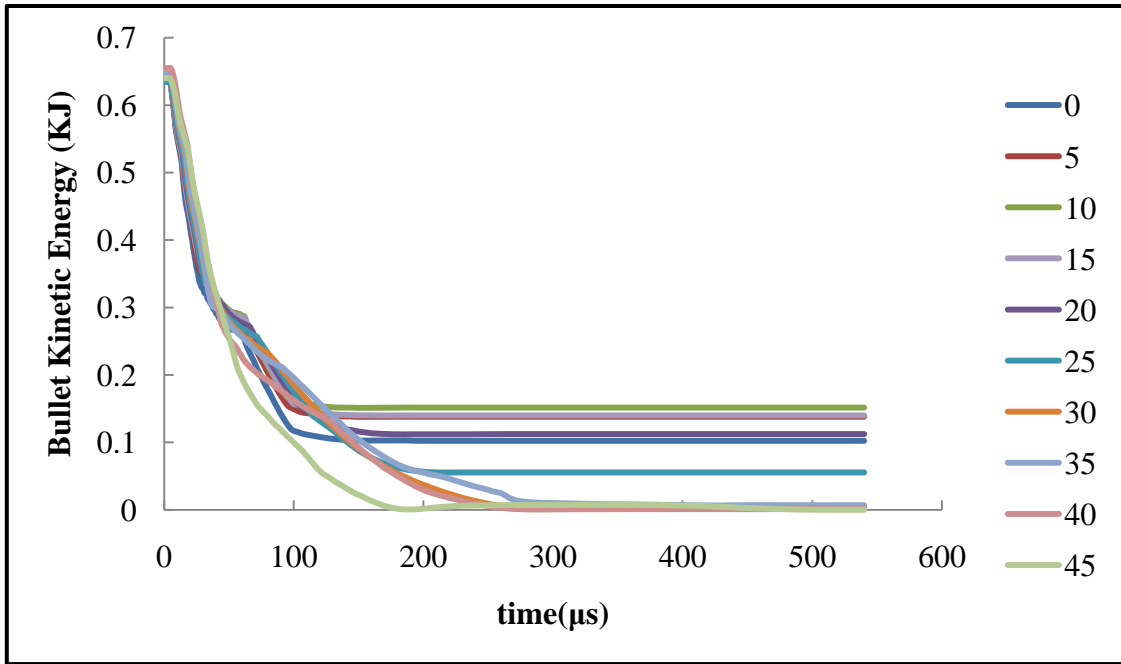


圖 4-23 不同入射角度下之彈體動能變化歷程

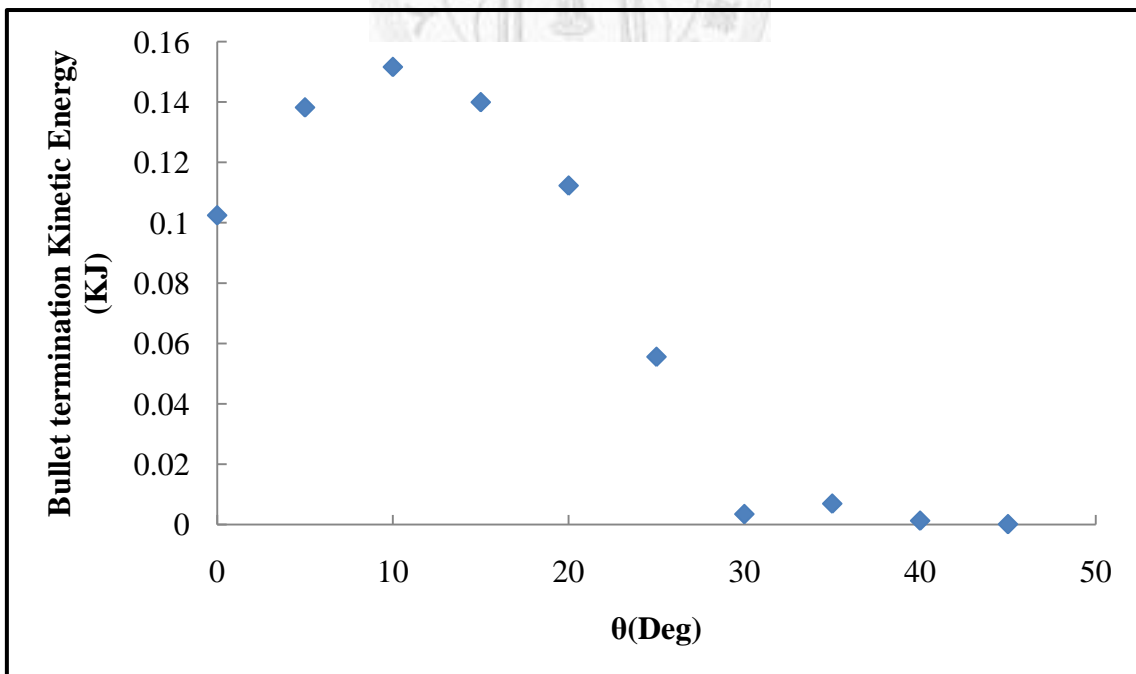


圖 4-24 9mm Luger FMJ 對於不同入射角度下之彈體殘餘動能

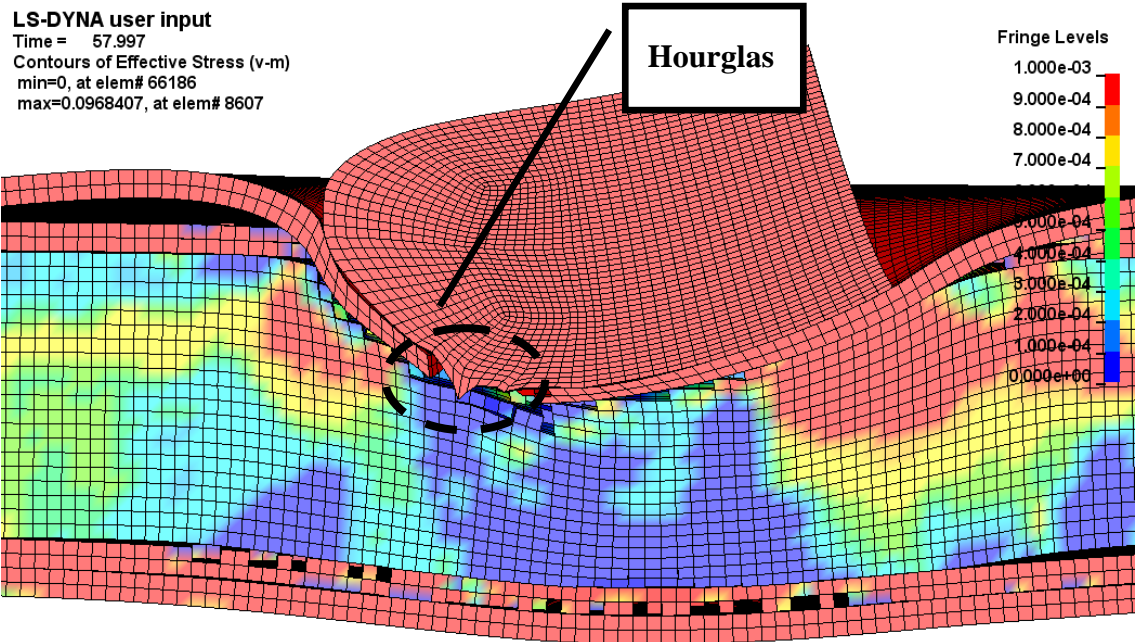


圖 4-25 45 度入射條件下彈體發生沙漏網格位置

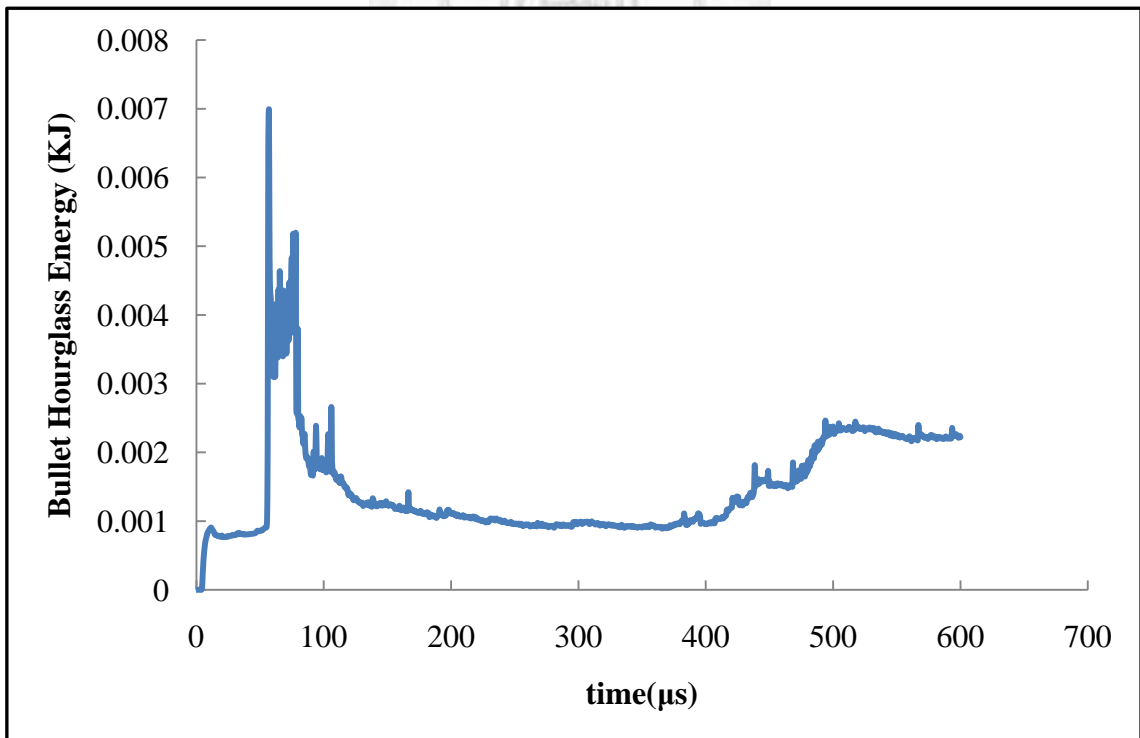


圖 4-26 45 度入射條件下彈體沙漏能變化歷程

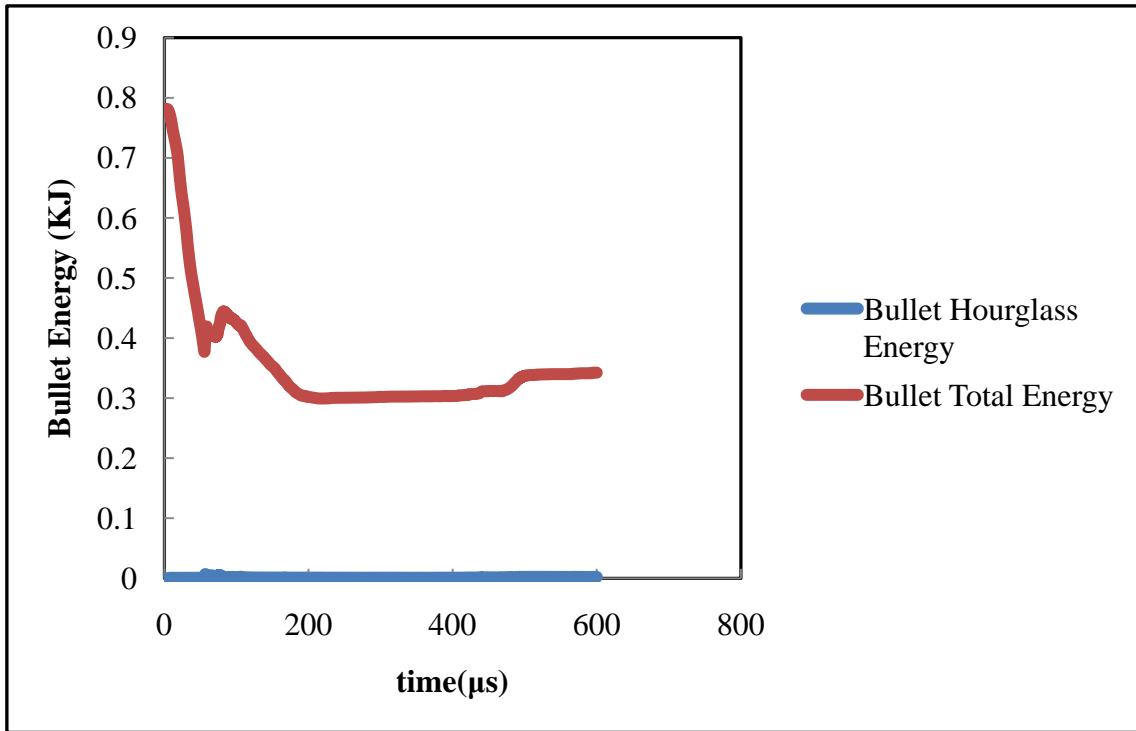


圖 4-27 45 度入射條件下彈體沙漏能與總能之比較圖

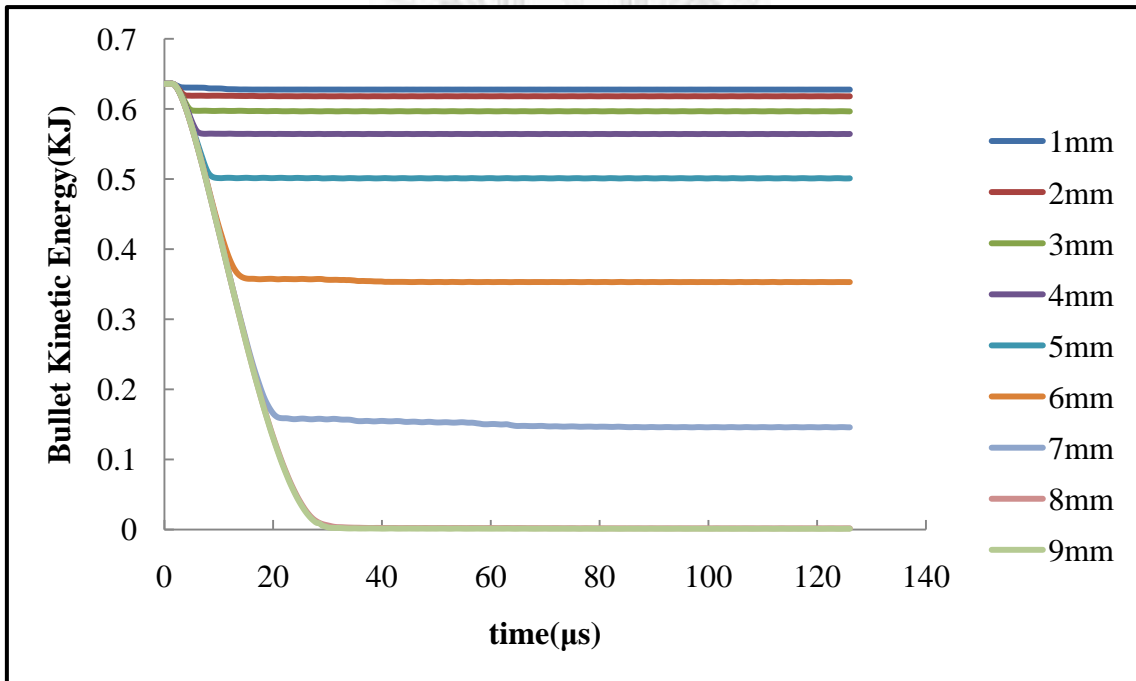


圖 4-28 衝擊不同厚度之 B₄C 陶瓷材料下之彈體動能變化歷程

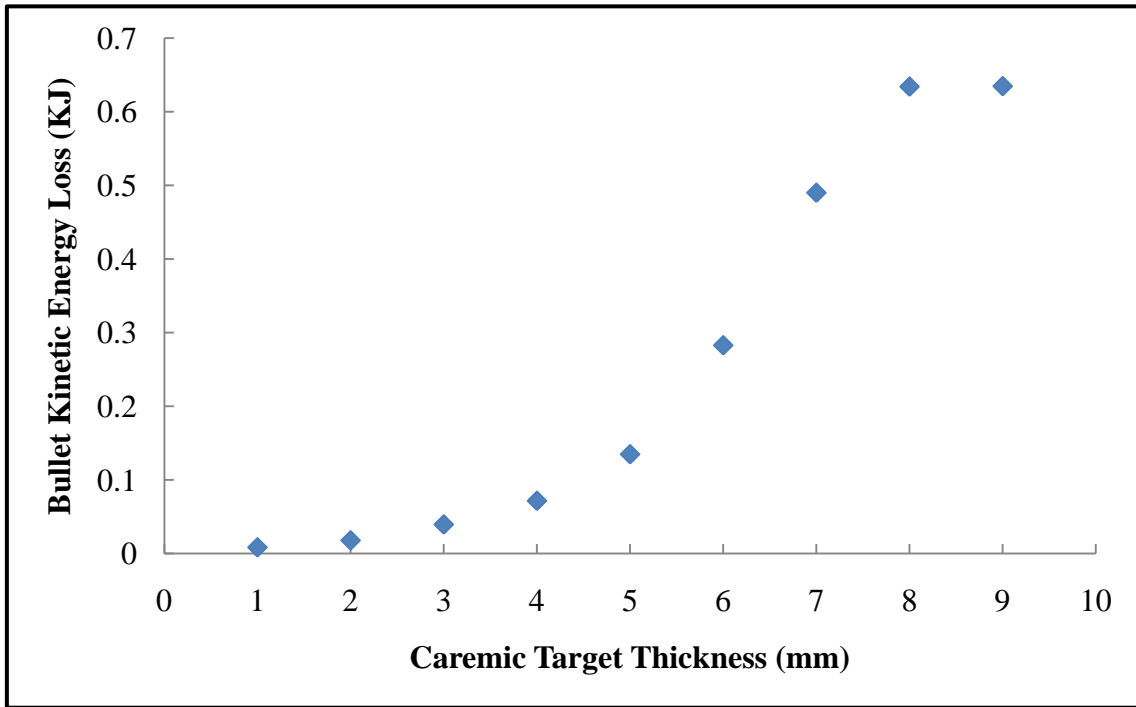


圖 4-29 衝擊不同厚度之 B₄C 陶瓷材料下彈體動能損失對於靶體厚度之圖

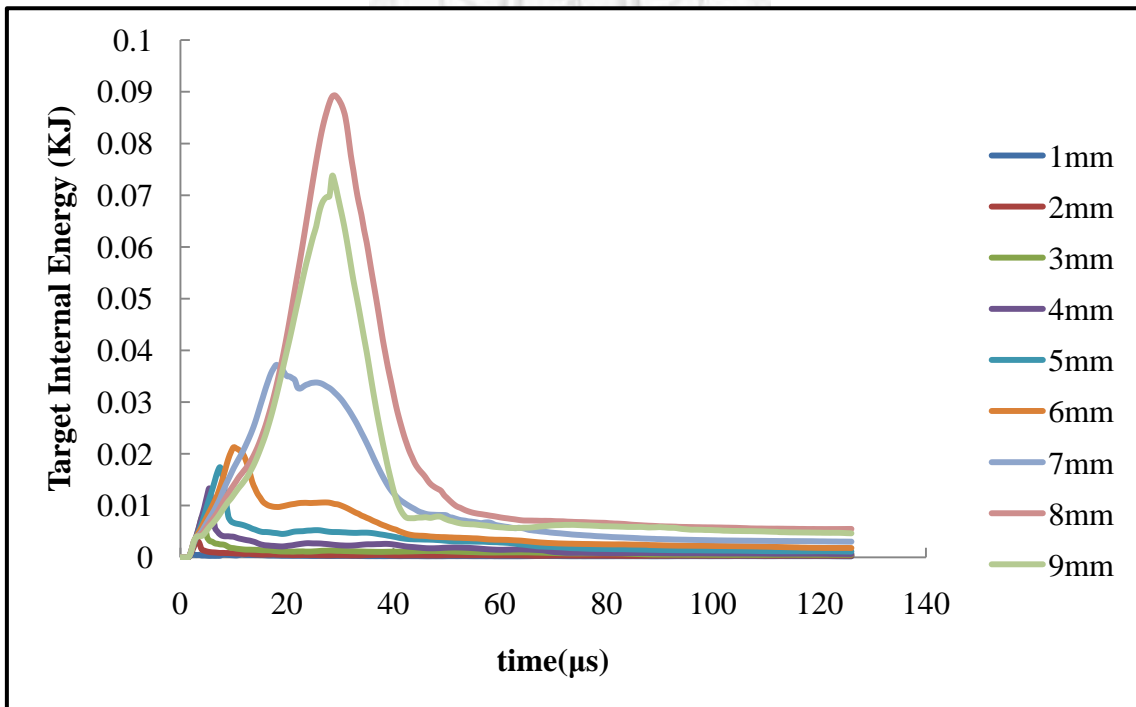


圖 4-30 衝擊不同厚度之 B₄C 陶瓷材料下之靶體內能變化歷程

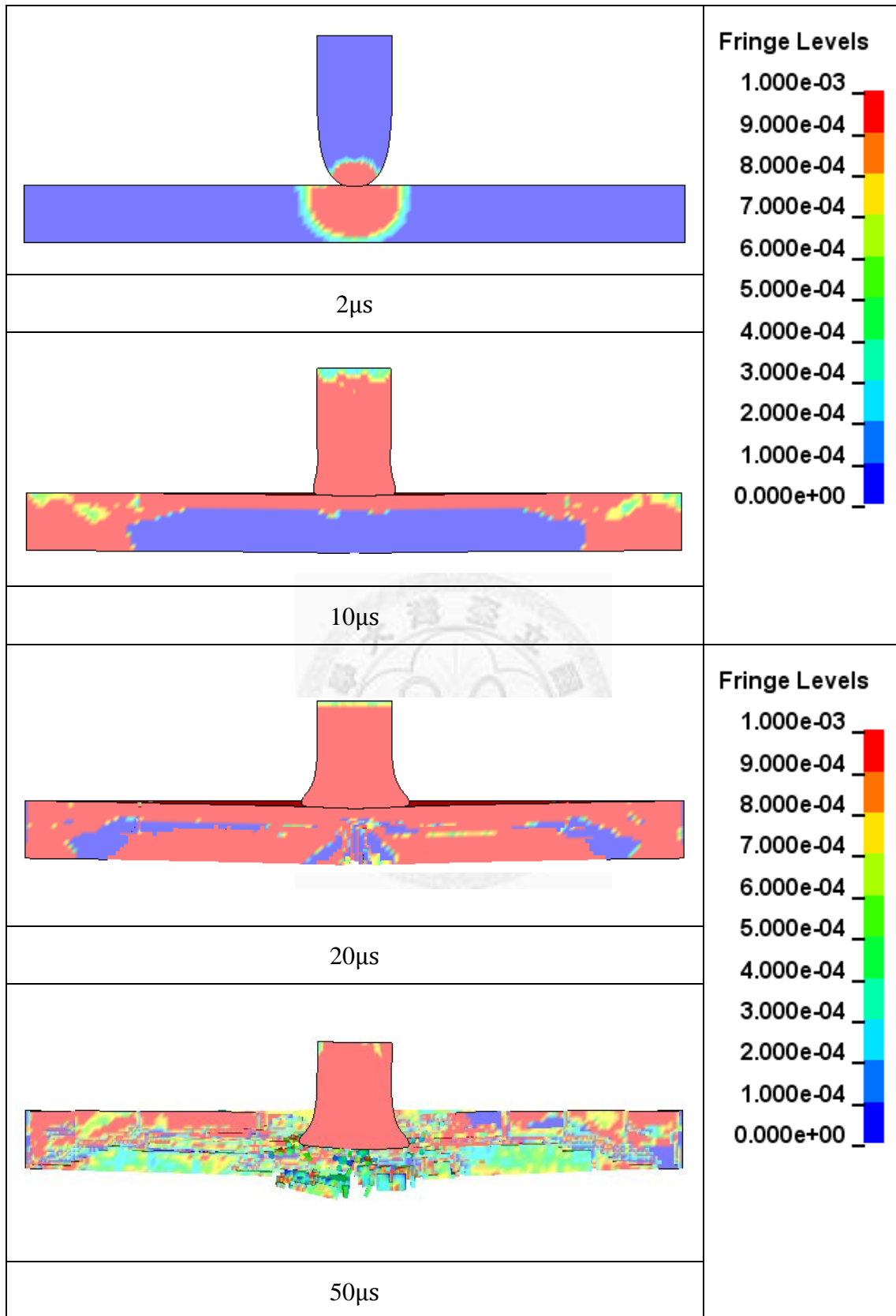


圖 4-31 7mm 厚度之 B_4C 陶瓷靶板動態模擬 Von Mises Stress 歷程圖($10^{11}Pa$)

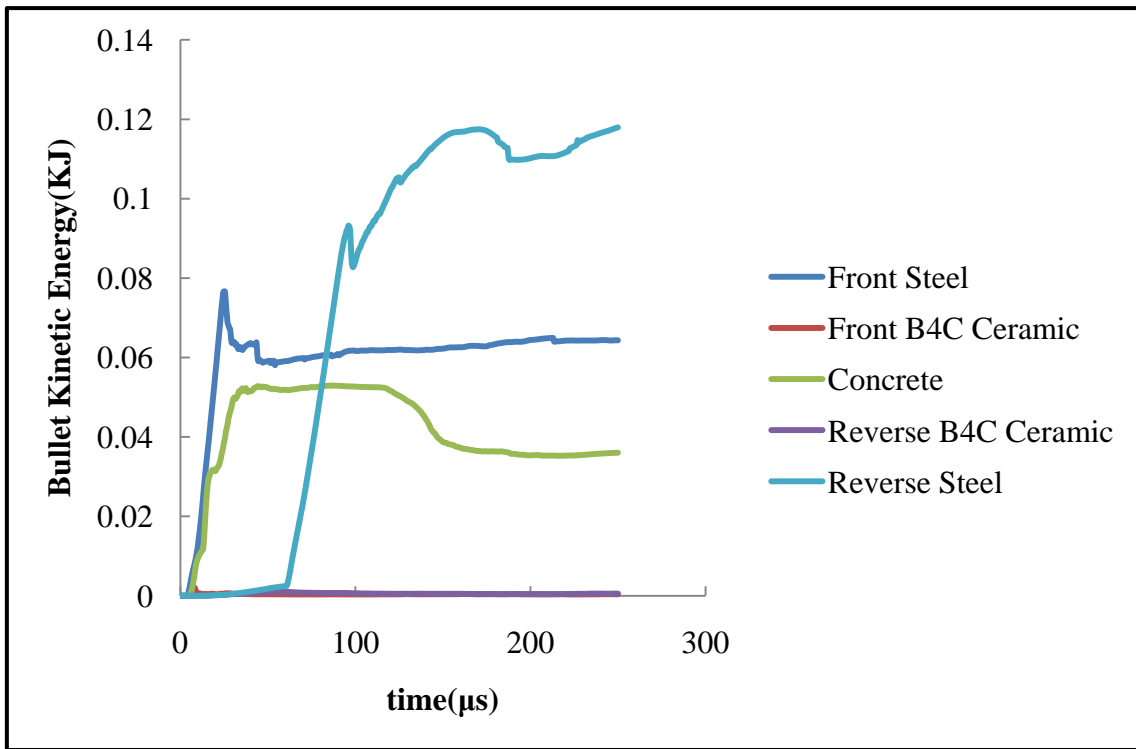


圖 4-32 原設計 B₄C 陶瓷複合板受衝擊時之各層內能變化歷程

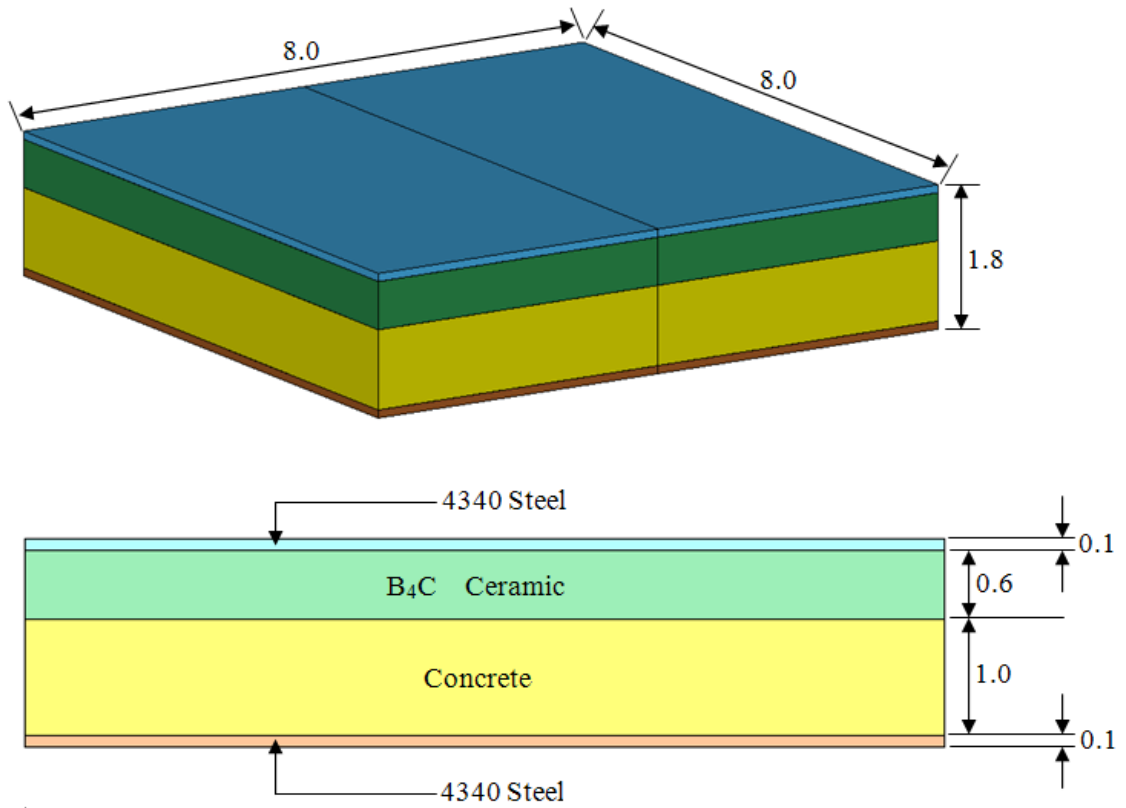


圖 4-33 改良後之 B₄C 陶瓷複合板模型

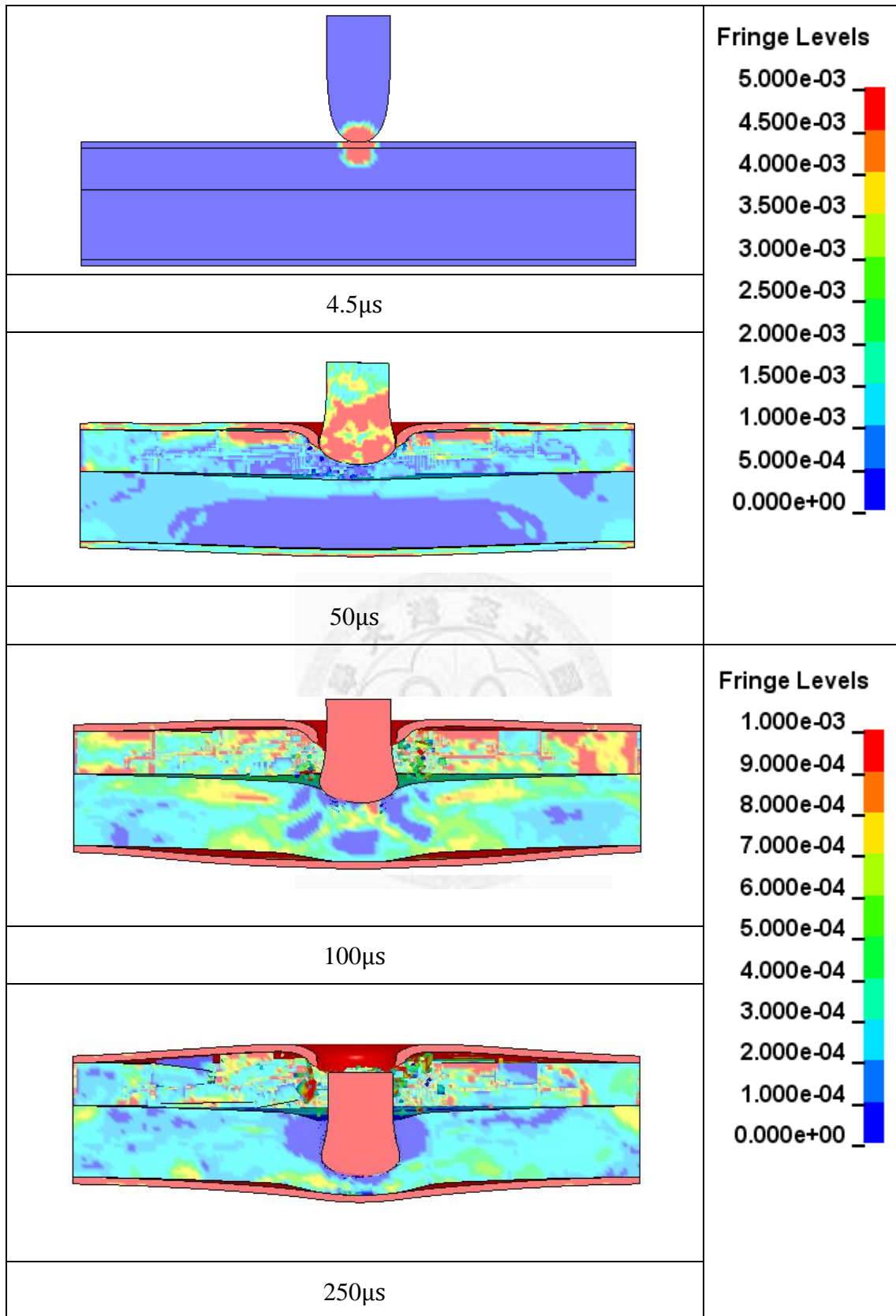


圖 4-34 改良後 B₄C 陶瓷複合板之動態模擬 Von Mises Stress 歷程圖(10¹¹Pa)

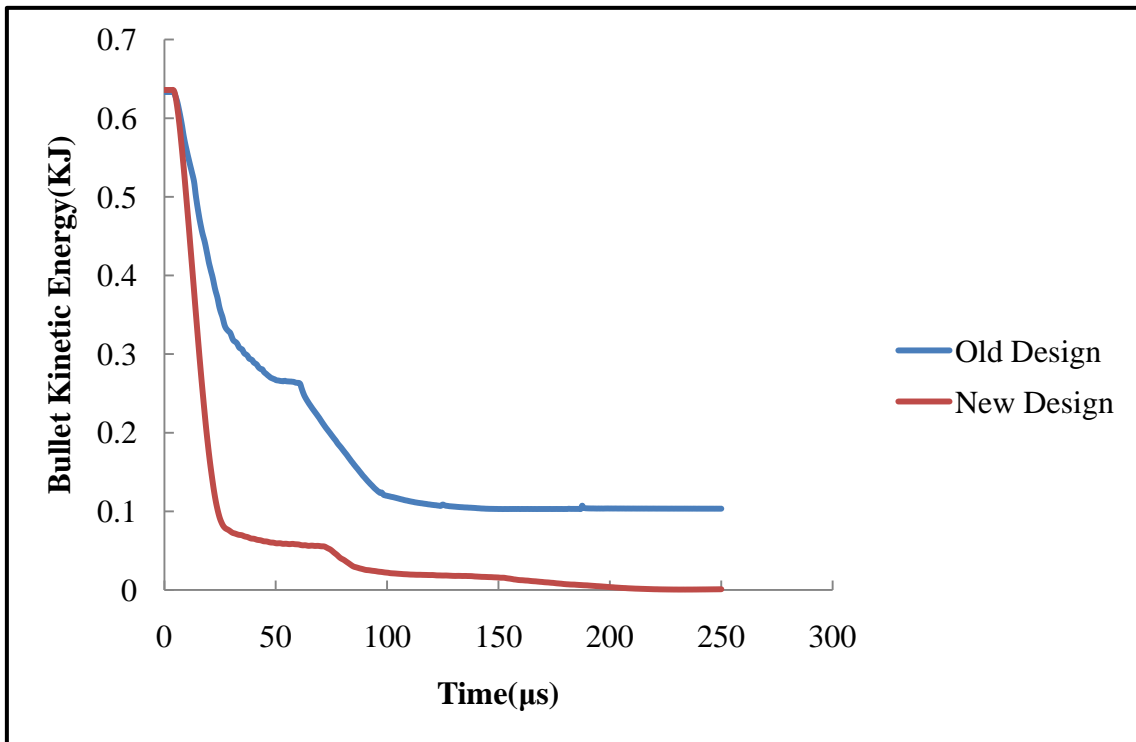


圖 4-35 改良前後之 B₄C 陶瓷複合板對於彈體動能變化歷程圖

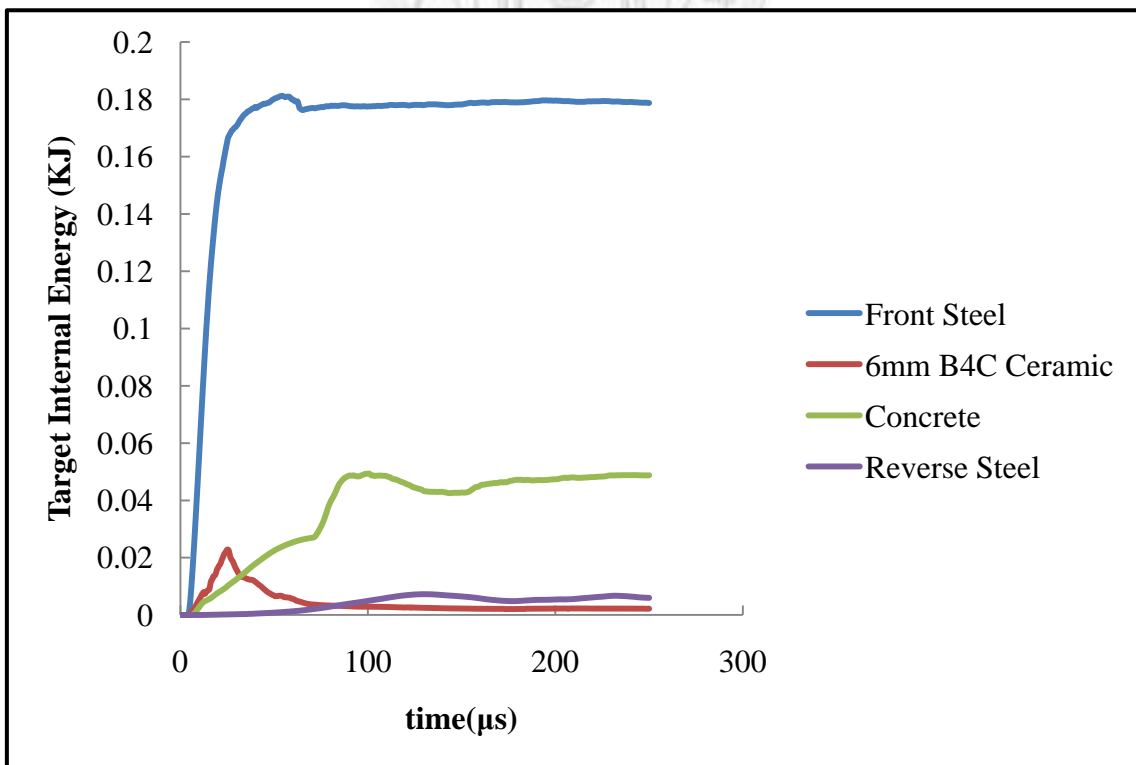


圖 4-36 衝擊改良後 B₄C 陶瓷複合板之各層內能變化歷程

第五章 結論與未來展望

本章綜述上述研究之結論，並展望未來有關於複合靶板高速衝擊之研究方向。

5-1 結論

彈體以高速撞擊靶材所導致的材料大變形，LS-DYNA 是合宜的數值模型軟體。
*MAT JOHNSON COOK 材料模型模擬彈體較能充分表現 Dwell 現象。若彈體變形量不大，Dwell 現象較不明顯時，利用 *MAT ELASTIC PLASTIC HYDRO SPALL 與 *MAT JOHNSON COOK 計算之彈體形變及能量計算結果相差不大；由於 *MAT JOHNSON COOK 材料模型之參數較 *MAT ELASTIC PLASTIC HYDRO SPALL 不易取得，故對於較不普遍之材料可先利用 *MAT ELASTIC PLASTIC HYDRO 模擬，若彈體形變量較大，則可進一步使用 *MAT JOHNSON COOK 模擬彈體。本文對於模擬混凝土材料之高速衝擊模擬，所採用之 *MAT JOHNSON HOLMQUIST CONCRETE 材料模型，能夠有效模擬混凝土的脆性及崩落等特性，更可利用其模擬一些岩體材料之大變形問題，若能配合相關材料測試實驗蒐集特性數據，使用範圍必然更為廣泛。

對於彈體衝擊混凝土經驗公式的比對，本文模擬出來的結果與 WES 公式最為符合，雖然 WES 公式跟許多相關實驗數據有些誤差，但由於 WES 公式並非完全由實驗結果擬合出來的經驗式，而是透過一些阻力計算並配合一些假設條件推導求得的半經驗公式，是本文採用材料模式中唯一具有理論基礎的經驗公式，故數值計算結果與 WES 公式較為符合。

由高速彈體衝擊 DURA STEEL 金屬板沖孔不同位置的模擬結果可知：消耗彈體衝擊動能之影響因素主要為彈體與碳鋼靶板的接觸面積，若衝擊接觸面積較大，則彈體有較多的動能轉換為靶體之應變能，儲存成內能，故彈體衝擊沖孔邊緣處較能被吸收高速衝擊能量，故設計沖孔時可採用上下二層鋼板交錯放置的方式，

如此一來，即使彈體的衝擊點在抵禦能力較差之沖孔位置，亦能利用下一層之沖孔金屬板之抵禦能力較佳的位置防禦彈體衝擊，必然能增加 DURA STEEL 防火防爆板之抗衝擊能力。

對於 9mm Luger 彈體而言，透過不同入射角度衝擊靶板的模擬結果可知：衝擊角度 10 度時為一轉捩點，若衝擊之入射角度小於 10 度角，彈體之殘餘動能隨角度增大而增加；反之，若彈體入射靶體角度大於 10 度，則殘餘之動能將減少，尤其大於 20 度時，彈體動能減少之趨勢更為明顯。

由鋼混凝土複合板之衝擊模擬結果可知：混凝土材料抵禦衝擊的能力較碳鋼低，且混凝土材料在脆裂後更顯脆弱，但由於成本及防火特性的考量，混凝土是防火防爆板中不可或缺的材料，故本文利用陶瓷材料保護混凝土，補強其強度的不足。對於不同陶瓷材料抵禦衝擊之能力模擬則以 B₄C 陶瓷材料效果最佳。此外，由厚度影響計算結果可知，B₄C 陶瓷材料厚度為影響防禦衝擊能力的主要因素，若選擇適當的厚度，B₄C 陶瓷材料能有效發揮其高硬度之特性，明顯導致衝擊之彈體發生 Dwell 現象，大幅提升防禦能力。本文模擬之結果可知：厚度大於 5mm 之 B₄C 陶瓷材料較具有抵禦高速衝擊之能力。

本文成功以混凝土材料前施加 6mm 厚 B₄C 陶瓷材料的方式保護其後方混凝土層，模擬結果顯示添加陶瓷層的鋼混凝土複合板能大幅提升整體抵禦高速衝擊之能力。

5-2 未來展望

由於考量成本及安全性，本文無法透過實驗比對驗證模擬結果，但欲提高模擬的可信度，經過實驗比對是必要的，希望往後研究能夠與相關單位合作，進行彈體高速衝擊實驗，考驗本文利用模擬結果的設計之複合靶體，透過實驗校正且能獲得更多數值模型所需的相關參數，可更加提高模擬之精準度及可信度。

對於混凝土衝擊深度經驗公式而言，雖然能夠概略計算出不同強度混凝土在不同衝擊條件下之彈體衝擊深度，但許多計算結果與相關實驗值仍有誤差，故希望往後能有相關研究能夠配合數值模擬的方式，建立更多經驗公式與實驗之關聯性，有效提高其精準度。

本文對於彈體衝擊能力之探討多採用 9mm Luger 彈體及文獻中可供比對之彈體模型，故並無對多樣性的彈體模型做進一步的探討，亦無探討膛線造成彈體旋轉之效應。但彈體的形狀及轉動的能量亦為影響衝擊的重要因素，故希望未來的相關計算能夠將彈體形狀的特性及旋轉效應列入考慮，如此，便可讓模擬條件更加貼近真實情況。

目前對於許多陶瓷材料的衝擊測試，其施加約束為一重要的條件之一。本文為了模型之簡化，對於陶瓷材料周圍採用節點強制約束的方式；但許多陶瓷裝甲系統並非如同數值模擬所假設的完美約束。一般而言，大多於陶瓷片周圍添加不同材料的約束是非常常見的方式，甚至以施加預應力的方式增加其衝擊時的脆裂範圍，提升其吸收能量之能力。此外，本文並無考慮複合板之間的連結材料，若利用不同性質之黏著材料，必然對於其抵禦衝擊之特性有所影響，故往後對於陶瓷材料高速衝擊的數值模擬研究，可從約束條件及黏著材料為方向做進一步的研究。

參考文獻

- [1] G. R. Johnson and W. H. Cook, "A constitutive model and for metals subjected to large strain, high strain rate and high temperatures", *Proceeding of the 7th International Symposium on Ballistics*, pp.541-547, 1983.
- [2] 傅士桓，金屬正交切削屑幾何和形成之有限元素模擬，大同大學，碩士論文，民國 97 年 7 月。
- [3] 李裕春、時黨勇、趙遠，ANSYS LS-DYNA 理論基礎與工程實踐，中國水利水電出版社，北京，2006。
- [4] 尚小江、蘇建宇，ANSYS LS-DYNA 動力分析與工程實踐，中國水利水電出版社，北京，2005。
- [5] 白金澤，LS-DYNA 3D 理論基礎與實例分析，科學出版社，北京，2005。
- [6] A. Samer Ezeldin, Perumalsamy N. Balaguru, "Normal and high-strength fiber-reinforced concrete under compression", *Journal of Materials in Civil Engineering*, Vol.4, Issue4, pp.415-429, 1992.
- [7] Tso-Liang Teng, Yi-An Chu, Fwu-An Chang, Bor-Cherng Shen and Ding-Shing Cheng, "Development and validation of numerical model of steel fiber reinforced concrete for high-velocity impact", *Computational Materials Science*, Vol.42, pp.90-99, 2008.
- [8] T. J. Holmquist, G. R. Johnson and W. H. Cook, "A computation constitutive model and for concrete subjected to large strains, high strain rate, and high pressure", Presented at Fourteenth International Symposium on Ballistics, September, pp.519-600, 1993.
- [9] 張風國，李恩征，混凝土撞擊損傷模型參數的確定方法，彈道學報，第 13 卷，第 4 期，2001。

- [10] R. S. Bernard, “Depth and motion prediction for each penetrators”, U.S. Army Waterways Experiment Station Vicksburg, *Technical Report S-78-14*, 1978.
- [11] M.J. Forrestal, B.S. Altman, J.D. Cargile and S. J. Hanchak , “An empirical equation for penetration depth of ogive-nose projectiles into concrete targets”, *International Journal of Impact Engineering*, Vol.15, Issue4, pp.395-405, August 1994.
- [12] Richard Lane, Benjamin Craig, Wade Babcock, “Materials for blast and penetration resistance”, *The AMPTIAC Quarterly*, Vol.6, No.4, pp.39-45.
- [13] Charles E. Anderson Jr., James D. Walker, “An analytical model for dwell and interface defeat”, *International Journal of Impact Engineering*, Vol.31, pp.1119-1132, 2005.
- [14] 陳宗湧，防爆門受衝擊載荷之數值分析，國立台灣大學，碩士論文，民國 97 年 10 月。
- [15] Explicit finite element analysis, International LS-DYNA Alliance, A network of LS-DYNA software and service providers originated by CADFEM.
- [16] MDWEC Free Abrasives 碳化硼(B4C)介紹，微鑽石線材設備有限公司。
<http://www.mdwec.com/modules/news/article.php?storyid=12>
- [17] Ceramic materials for light weight ceramic polymer armor systems, Ceram Tec-ETEC GmbH., Germany.
- [18] Thomas J. R. Hughes, Robert L. Taylor, Jerome L. Sackman, Alain Curnier and Worsak Kanoknukulchai, “A finite Method for a case of contact impact problems”, *Computer methods in applied mechanics and engineering*, Vol.8, pp.249-276, 1975.
- [19] 劉雲飛，王天遠，蔣滄如，彈體衝擊混凝土深度計算公式分析，武漢理工大學學報，第 26 卷，2004 年 1 月。

- [20] ACE, Fundamentals of protective design, Report, AT120 AT1207821, Army Corps of Engineers, Office of the Chief of Engineers , 1946.
- [21] Stillwater Armory, A Guide to Caliber and Ammunition Selection for Concealed Carry. http://oklahomaconcealedcarry.com/Caliber_Ammo_Selection.html
- [22] Duane S. Cronin, Khahn Bui, Christian Kaufmann, Grant McIntosh, Todd Berstad, “Implementation and Validation of the Johnson Hilmquist Ceramic Material Model in LS-DYNA”, 4th European LS-DYNA Users Conference, D1-47-D1-60.
- [23] LS-DYNA_971 Keyword User Manual, 2006, Livermore Software Tech. Corp., USA.
- [24] Daniel J. Steinberg, “Equation of State and Strength Properties of Selected Material”, Lawrence Livermore National Laboratory P.O. Box 808 (L-170) Livermore, CA 94551(510) 422-1670, 1996.
- [25] 陳煥章，衝擊產生器的設計參數與其響應頻譜探討，國立台灣大學，碩士論文，民國 98 年 7 月。
- [26] 張凌晨，薄板之穿甲研究，國立台灣大學，碩士論文，民國 82 年 6 月。