

嵌板受近距離水下爆炸衝擊的損壞分析

洪振發[†] 林邦俊 鄭貴華

國立台灣大學 工程科學及海洋工程學系

關鍵詞：嵌板、彈塑性反應、近距離水下爆炸、爆震波、氣泡脈衝、有限元素法

摘 要

本文旨在探討水下背面為空氣的嵌板，受到不同藥量在近距離水下爆炸衝擊產生的彈塑性暫態反應與破損狀態。爆炸點到平板中心距離在爆炸最大氣泡範圍內，在不同爆震因子(shock factor)條件下，爆炸衝擊平板產生塑性大變形以致破裂損壞的狀況。嵌板周圍，流場與爆震波受到氣泡影響，衝擊嵌板之爆震波壓不易以估算式或近似理論推算，需採用全有限元素分析模型進行分析。本文先檢討近距離水下爆炸FE分析的炸藥模型與水域網格分割的合理性。水域與炸藥以六面體元素與處理，炸藥、氣泡與水域共存之空間，以多物質模型與ALE(Arbitrary Lagrangian-Eulerian)網格處理。其次以Ramajecyathilagam & Vendha(2004)(簡稱R&V 2004)的試驗模型為探討對象，試驗目標板的長×寬×厚=0.55m×0.45m×0.002m，四周以4cm厚板支撐並以螺絲鎖定於中空之厚鋼板箱，板未被厚板加強的範圍長與寬分別為0.30m與0.25m。爆炸過程嵌板結構在高速衝擊下急速進入塑性範圍，需考慮應變率對板結構之材料非線性變形的影響。本文嵌板採用非線性材料板殼元素，並考慮邊界螺絲支撐狀況對分析結果之影響。

本文數值分析工具採用LS/DYNA，比較主爆震波衝擊與後續氣泡脈衝不同階段，結構的彈塑性暫態反應與破損狀況。分析結果與R&V(2004)試驗結果比較，檢討採用簡化爆震波衝擊壓估算模型與有限元素分析近距離水下爆炸過程之衝擊負荷以及FEM模型的合理性。

前 言

水下爆炸(underwater explosion)對結構的衝擊與破壞模式為海軍研究的重點課題。早期水下爆炸現象、爆震波傳遞以及結構受爆震衝擊後的動態反應等資料，必須靠昂貴且耗時的水下爆炸實驗才能獲得，進行破壞實驗的模型僅能使用一次，獲得的結果亦有限，常須進行多次破壞試驗才能取得足夠資訊，同時試驗模型與量測設備的費用以及場地之環境安全的維護成本也相當高。有效的水下爆炸數值分析方法，不但可以降低試驗的次數與開支，同時也能提昇預估水下爆炸對結構破壞的能力。近年來電腦軟硬體之快速發展，使得數值分析技術可取代大部份的實驗，而且合理的模型與有效的分析方法也可較實驗取得更多有用的資料。

水下結構受爆震波衝擊的過程中，由於瞬間衝擊負荷變動劇烈，結構動態反應也有急速變動，當材料承受高速衝擊時，其降伏應力(yield stress)隨應變率(strain rate: $\dot{\epsilon} = d\epsilon/dt$)的變動而改變，稱為動態降伏應力。此外水下結構的動態特性需要考慮周圍流體與結構的耦合效應。早期水下震波對結構衝擊的理論解析

大多侷限於材料彈性範圍的局部問題(Huang 1969 & 1970)，在彈性區域內應變率的影響並不明顯，在試驗方面的文獻，由於成本及安全需求的考量，或量測技術的限制，大多著重在彈性範圍(Kwon 1993 & 1997, Rajendran & Narasimhan 2001a & 2001b, Hammond & Grzebieta 2000)。國內關於水下爆震的研究成果發表亦有限，如林等人(1983)著重於水雷的破壞力研究，周等人(2001)對氣泡的運動特性的探討；梁等人(2001)以反應頻譜法探討船艦設備受爆震衝擊反應；洪等人(2001)分析類船體圓柱殼在主爆震波與氣泡脈衝的衝擊下所引起的整體震顛現象。另外於(2002)進行水箱內小量炸藥爆炸對板結爆震衝擊動態反應的試驗與數值分析研究，以結構彈性動態反應為主。戴(2000)以非線性有限元素程式ABAQUS結合雙向漸進近似法(DAA)，進行2000噸巡邏艇之軸系及舵部遭受爆炸之動態反應研究分析。

洪與徐(2003)則更進一步的對於水下爆炸之物理特性與材料非線性破壞現象進行深入檢討。並設計兩組試驗，分別對以空氣為背壓的嵌板以及中空無加強材之圓柱體結構進行爆震衝擊量測，再以數值分析與

[†] 責任作者(hungef@ntu.edu.tw)



試驗量測兩者相互比較。洪與周(2005)對圓柱殼結構受水下爆炸衝擊問題進行一系列的試驗與數值分析，包含彈塑性範圍。

船體常見的結構單元為受肋骨支撐的嵌板，Ramajeyathilagam等人(2000)、Rajendran與Narasimhan(2001a)以及洪等(2005)對四周以螺栓鎖定的嵌板進行一系列的水下爆震試驗以及數值分析研究，試驗板四週鎖定在的厚鋼板箱，使得試驗板成為以空氣為背壓(air-backed)嵌板，該文獻以彈性範圍為主。

Olson(1993)探討受到空氣中爆炸衝擊的嵌板，將破壞模式區分為以下三種程度：

模式1：塑性大變形(large deflection)。

模式2：板在支承處出現面內拉伸破壞(tensile tearing)。

模式3：板在支承處出現橫向剪切破壞(shear tearing)。

Ramajeyathilagam等人(2000)進行不同爆震程度的水下爆炸系列試驗，結構的衝擊反應由彈性範圍逐次提升到涵蓋模式1至2的破壞。其結構分析包含大變形、與材料非線性等效應，應變率影響採用簡化平均應變率模式。分析模型取目標板未加強部分的方板，令其四周邊界為完全固定，只考慮主爆震波(primary shock wave)的衝擊，不考慮流-固耦合。其分析模型在衝擊荷載偏高，邊界條件太剛強，分析結果嵌板中央最大位移與試驗結果尚為一致，但變形狀況不一致。針對此缺失，洪與徐(2003)採用完整的板模型，目標板與支撐厚板以節點耦合代替螺栓接合，以USA/DYNA分析，考慮流固耦合效應分析模型與試驗模型保持一致，分析結果與試驗量測結果相當一致。

Ramajeyathilagam & Vendha(2004)(以下稱R & V 2004)延續其2000年試驗，進行近一系列的近距離水下爆炸嵌板爆震反應試驗，其損壞範圍包含模式1到模式3的破壞狀況，利用CSA/GENSA(DYNA3D)進行水下爆震分析，其分析模型仍只考慮目標板未加強的部分，令其四周邊界為完全固定，只考慮主爆震波(primary shock wave)的入射與散射合成衝擊壓，不考慮流-固耦合，也不考慮螺栓固鎖夾緊之邊界在衝擊過程，出現的滑動與螺栓孔破壞等的嵌板邊界狀況。其分析結果與試驗結果互相比較其衝擊波壓顯然過大，雖分析結果在嵌板中央與試驗值接近，其他地方則顯然有不足之處。本文針對該試驗模型進行FE-分析，由於爆炸距離小於第一次爆炸氣泡半徑之半，屬於近距離爆炸，一般常用的爆震波壓力估算式已不適用，而需考慮完整的FE-模型。作用於嵌板結構上的爆震波壓力分佈在FE-分析過程直接求出，衝擊荷載則包含主爆震波與隨後而到氣泡脈衝，所得結果與試驗結果進行比較。

水下爆炸衝擊壓力負荷

水下爆炸產生的主爆震波歷時變化可以迴歸成炸藥重量與觀測距離的函數(Cole 1948)。在開放水域中，任一觀測點的壓力歷時變化 $P(t)$ 可表示成衝擊波到達時瞬間增加至峰值，隨後以指數率衰減型態的函數：

$$P(t) = P_m e^{-t/\theta} \quad (1)$$

其中 P_m 代表壓力峰值， θ 為時間衰減常數(time decay constant)，為主爆震波從峰值降至其 $1/e$ 所需之時間。當炸藥為TNT時，在MKS系統中 P_m 以及 θ 可以分別計算如下：

$$P_m = 52.16 \cdot 10^6 \left(\frac{W^{1/3}}{R} \right)^{1.13} \quad (2)$$

$$\theta = 92.5 \cdot W^{1/3} \left(\frac{W^{1/3}}{R} \right)^{-0.22} \quad (3)$$

其中 W 為炸藥質量(Kg)， R 為爆炸距離(m)，時間與壓力單位分別為 $\mu s (10^{-6} \text{ sec})$ 與 P_o 。

水下爆炸所產生的壓力波以球面波輻射的形式抵達目標板，初始衝擊時的反射波壓力可以用簡化方法估測(Keil 1961)。當含帶高能量的爆震波初抵達目標板時，將激發極高的板加速度，但此時板的位移為0，可忽略板的回復力(restoring forces)；嵌板背面為空氣，由於密度僅為水的0.1%，故可略去空氣被平板所激發之動能。假設爆震波衝擊平板的瞬間，水粒子與緊鄰平板之垂向速度相同，則入射水粒子的速度等於反射水粒子速度加上平板的速度。衝擊之初，當平板的初始速度與位移均為0的瞬間，入射波壓力應與反射波壓力相同，當平板開始產生速度而位移仍可忽略時，反射波壓力 P_o 與入射波壓力 P_i 的關係為

$$P_o(t) = P_i(t) - \rho_0 c_0 v_p(t) / \cos \phi \quad (4)$$

其中 v_p 是平板速度； ρ_0 為水密度； c_0 為水中聲速； ϕ 為衝擊波的入射角。因此平板承受之壓力為入射波與反射波的和，表示如下：

$$P_{total}(t) = 2P_i(t) - \rho_0 c_0 v_p(t) / \cos \phi \quad (5)$$

在衝擊波初抵達平板瞬間，假設單位面積平板之慣性力與壓力相同，由式(5)，可將平衡方程式表示如下：

$$m_p \dot{v}_p(t) = 2P_i(t) - \rho_0 c_0 v_p(t) / \cos \phi \quad (6)$$

其中 m_p 為平板單位面積質量。由上述一階常微分方程式解出 v_p 可得

$$v_p(t) = \frac{2P_m \cos \phi}{\rho_0 c_0} \cdot \frac{1}{z-1} \left[e^{-t/z\theta} - e^{-t/\theta} \right] \quad (7)$$

其中 $z = m_p / \rho_0 c_0 \theta$ 。將 v_p 與式(1)代入式(5)，可得

$$P_{total}(t) = \frac{2P_m}{z-1} \left[z e^{-t/\theta} - e^{-t/z\theta} \right] \quad (8)$$



TNT炸藥在水下爆炸，第一個氣泡脈衝的週期(T_1)與最大半徑(R_{max})分別如下：

$$T_1 = 985 \frac{W^{1/3}}{(D+10.34)^{1/3}} \quad (9)$$

$$R_{max} = 1.6 \left(\frac{W}{(D+10.34)} \right)^{1/3} \quad (10)$$

其中 W 為炸藥重量(N)， D 為炸藥深度(m)。

炸藥模型檢討

本文有限元素分析採用ALE網格技術(Arbitrary-Lagrangian-Eulerian)，分析過程可對流體與結構網格作獨立劃分，流體網格與結構網格之間只需定義接觸面，網格不需一致。

ALE演算法兼具Lagrange演算法和Euler演算法二者的特長，在結構邊界運動的處理上，採用Lagrange演算法的特點，以有效地追蹤流體在結構邊界的運動；在流場內部網格的劃分上，採用Euler演算法的長處，使內部網格元素獨立於流體實際的存在，但它又不完全和Euler網格相同，網格可以根據定義的參數在求解過程中適當調整位置，使網格不會出現嚴重的畸變。這種方法在分析大變形問題時非常有利，使用這種方法時網格與網格之間的物質也是可以流動的。

ALE網格與Euler網格在兩物體接觸面兩層網格重疊，但空間網格可以任意運動，其餘與Euler演算一樣，可以讓物質的輸送在兩層網格中發生。ALE演算法可以處理整個物體有空間的大位移並且本身有大變形等問題，且不因物質移動使得元素網格嚴重扭曲而造成數值分析中斷

在LS-DYNA程式中可選用Jones-Wilkins-Lee(JWL)狀態方程式來描述炸藥在爆炸過程中壓力-體積-能量的行為關係[Dobratz 1981]，表示如下：

$$P_j = A \left(1 - \frac{\omega}{R_1 V} \right) \times e^{-R_1 V} + B \left[1 - \frac{\omega}{R_2 V} \right] \times e^{-R_2 V} + \frac{\omega E}{V} \quad (11)$$

考慮等熵下氣體壓力和體積的關係式為：

$$P_s = A \times e^{-R_1 V} + B \times e^{-R_2 V} + C \times V^{-(\omega+1)} \quad (12)$$

其中 A 、 B 、 C 、 R_1 、 R_2 、 ω 為炸藥特性參數， $V = v/v_0$ 為爆炸後體積對爆炸前體積之比。 P_j 、 P_s 為壓力， E 為單位體積的爆炸能量。若炸藥為TNT，根據Dobratz & Crawford(1985)，可得到式(11)炸藥參數與材料參數如表1與表2。

水的材料參數如表3所示。水的力學特性可應用壓力和溫度的實驗數據加以迴歸分析，簡化成狀態方程式，在分析水下爆炸問題中常採用Gruneisen迴歸式。根據Woodruff(1973)的敘述Gruneisen迴歸式如下：

以水的密度 ρ 及初始密度 ρ_0 ，或其體積 v 與初始體積 v_0 定義水的體積改變比率：

表1 JWL狀態方程式中的參數值

$A(\text{Pa})$	$B(\text{Pa})$	R_1	R_2	ω	$E(\text{J/m}^2)$	V
3.712×10^{11}	3.231×10^{10}	4.15	0.95	0.3	7×10^9	1

表2 炸藥材料參數

密度 ρ_e (kg/m^3)	1630
爆炸速度 D_e (m/s)	6930
$P_{C,J}$ (Pa) Chapman-Jouget壓力	2.1×10^{10}

表3 水的材料參數

初始密度 ρ_0 (kg/m^3)	1000
黏滯係數(Pa·s)	8.9×10^{-4}

表4 水的狀態方程式參數值

$C_w(\text{m/s})$	S_1	S_2	S_3	γ_0	V
1480	2.56	-1.986	0.227	0.58	1.0

$$\mu = \frac{\rho}{\rho_0} - 1 = \frac{v_0 - v}{v} \quad (13)$$

當膨脹狀態($\mu < 0$)

$$P_G = \frac{\rho_0 C_w^2 \mu + \left[1 + (1 - \frac{r_0}{2}) \mu - \frac{a}{2} \mu^2 \right]}{\left[1 - (S_1 - 1) \mu - S_2 \frac{\mu^2}{\mu + 1} - S_3 \frac{\mu^3}{(\mu + 1)^2} \right]} + (r_0 + a \mu) E \quad (14)$$

其中 P_G 為壓力， E 為單位體積內能， C_w 為水中聲速， S_1 、 S_2 、 S_3 、 a 、 γ_0 為Gruneisen係數，根據Matuska(1984)，可得到式其參數如表4所列。

對於壓縮的材料($\mu > 0$)可表示為：

$$P_G = \rho_0 C_w^2 \mu + (r_0 + a \mu) E \quad (15)$$

FE分析模型，炸藥可直接建立六面體元素，也可不建立炸藥元素，而指定炸藥存在於多物質網格區域內。當水與炸藥皆採用六面體元素時，炸藥網格大小需配合炸藥的質量與形狀，且與炸藥相鄰的水域元素的連接需小心處理，避免爆炸生成物快速膨脹造成網格處理的困難。採用指定炸藥存在於多物質網格區域內，則在分析過程，先將炸藥爆炸生成物於膨脹後可能存在的範圍，及其緊鄰水域，設定為單個或多個多物質ALE網格區。炸藥初始狀態的質量、密度、形狀與位置，程式以內設網格分佈方式內差到ALE網格上，在爆炸過程，ALE網格不變，但炸藥生成物的存在範圍在現有網格上之分佈位置逐步更新。

為了比較FE-分析模型中，直接建立炸藥元素與指定炸藥存在空間兩種方式計算結果的差異，與對距離爆炸分析結果的影響，本文建立一個立方體水域



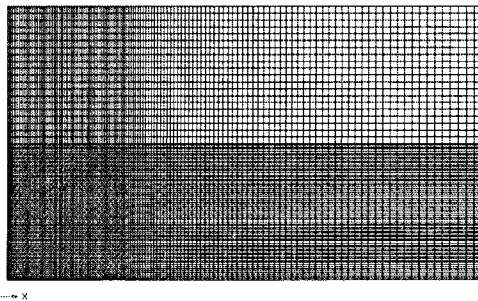
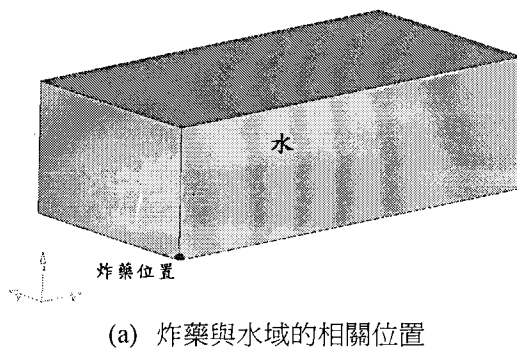


圖1 水下爆炸爆震波壓力分析之FE-分析模型

為 $1.6\text{m}\times 0.8\text{m}\times 0.5\text{m}$ 的FE模型。考慮模型對稱性，採用三個中心軸對稱面的八分之一模型，即分析域為 $0.8\text{m}\times 0.4\text{m}\times 0.25\text{m}$ ，取三個對稱面，另三面為無反射邊界以排除邊界反射效應。六面體元素個數約110萬(圖1)，並在原點位置設定炸藥，藥量為 10.43g ，配合 $1/8$ 模型的質量為 1.304g ，令炸藥中心在原點。圖1(a)左下角深紅色範圍為炸藥初始狀態的位置。點狀或球形炸藥爆炸的壓力波以球面形態向外傳播，非球形炸藥爆炸時，在近距離爆震波雖非圓形分佈，但距離遠時，爆震波則接近球面波，更遠則接近平面波。近距離的爆震波壓力分佈受炸藥形狀與網格分佈影響，為不使壓力波衰減太快，於炸藥周圍的網格需細分，採用整體高密度網格，但為節省數值計算時間，由炸藥至水域無反射邊界採用漸層過渡網格畫分如圖1(b)所示。爆震衝擊FE暫態分析過程，為了考慮數值分析的穩定度及其結果的可靠性，分析時步需夠小。

本文先探討三種炸藥形式：(1)有限元素模型中建立正方形炸藥立體元素，(2)指定正方形炸藥的座標、形狀與體積存在於多物質ALE網格，(3)指定球形炸藥的座標、形狀與體積存在於多物質ALE網格。從三種狀況分析結果，取出在爆炸距離 0.16m 、 0.32m 、 0.48m 與 0.64m 位置之壓力歷時比較如圖2與表5所示，表中最大氣泡半徑由式(10)估算。結果顯示建立炸藥元素與指定炸藥存在多物質空間模式所得主爆震波壓力峰值在 0.16m (二分之一氣泡半徑)略有差

表5 不同模型與距離爆震波壓力峰值(Mpa)比較

觀測距離(d)	觀測距離/ R_{\max}	估算式(2)	炸藥元素 定義炸藥存在多物質空間		
			立方體	立方體	球型
0.16m	0.5	74.5	80.7	85.4	86.5
0.32m	1.0	34.0	30.0	31.4	31.3
0.48m	1.5	21.5	18.7	18.7	18.6
0.64m	2.0	15.6	14.4	14.3	14.2

註：最大爆炸氣泡半徑 $R_{\max} = 0.32\text{m}$

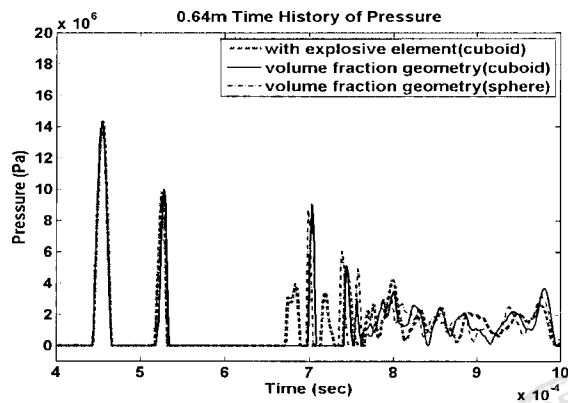
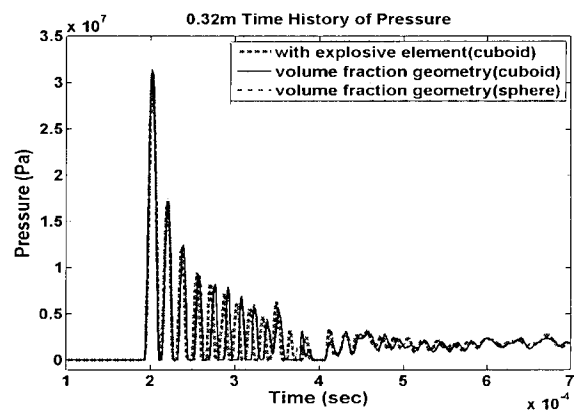
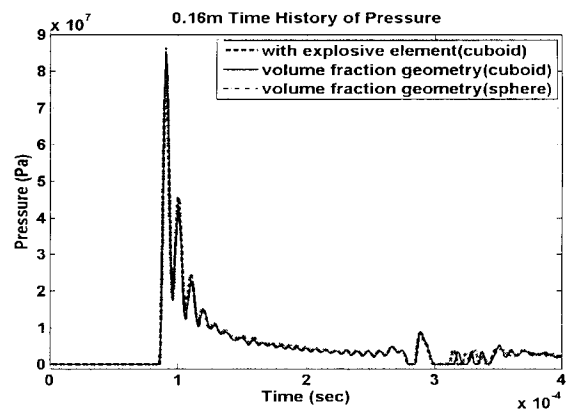


圖2 不同模型在不同距離爆震波壓力分佈歷時圖

異，距離較遠則差異不大；但同樣指定存在多物質空間，炸藥形狀不同(立方體與圓形炸藥)，則爆炸峰值則差異不大。

圖2顯示，爆炸距離很近時，三種模型之壓力變化相差很小，隨著爆炸距離的增加，在爆震波抵達後0.5ms以後的壓力分佈差異越明顯。爆炸距離越近由式(2)估算壓力波峰值所得結果越偏低，與FE分析結果差異達16%；爆炸距離遠，則估算式略高。由表5結果可知近距離水下爆炸近似估算法無法充分表現爆震波衝擊力，需採用全有限元素分析模型。

圖3為不同炸藥設定方與炸藥在不同最大氣泡半徑倍數之壓力峰值分佈比較，從圖中可知不同炸藥的設定方式其所得結果會有些微差異，其差異性尚在可接受範圍以內，對於網格的處理方便性，後續FE分析採用圓形炸藥存在多物質空間模式。

圖4為在不同的氣泡半徑倍數距離下，式(2)估算之爆震波壓力峰值與指定圓型炸藥存在於多物質空間之FE分析結果之分佈比較。估算式之壓力歷時分佈曲線，相對於數值分析結果有峰值起伏分佈不同。

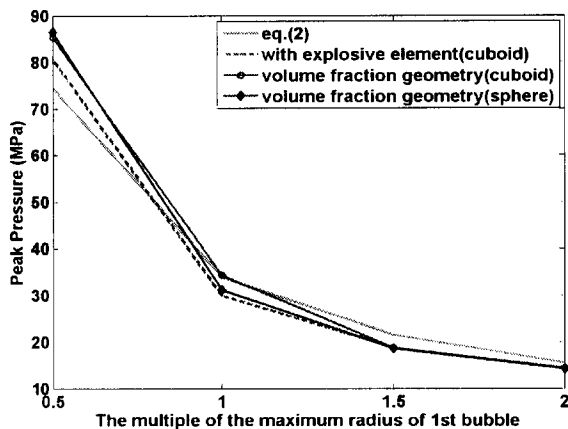


圖3 不同炸藥設定方式在不同距離初始爆震波壓力峰值比較

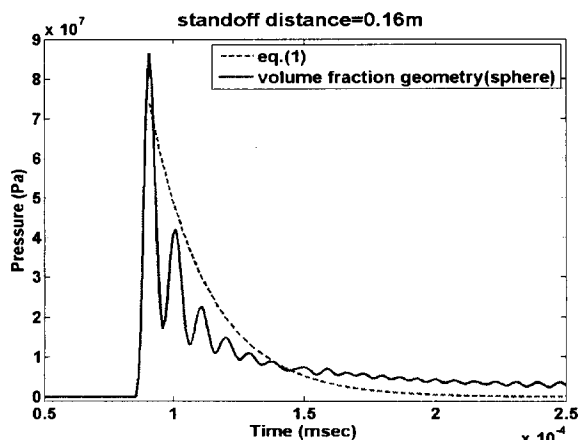


圖4 估算式與球形炸藥FE分析壓力比較

水下爆炸嵌板之爆震分析

距離爆點 R 處之單位面積所吸收的爆震波能量稱為爆震波能量流密度 E_f 可表示如下：

$$E_f = \int_0^{\infty} P(t)v(t)dt = \frac{1}{\rho c} \int_0^{\infty} P^2(t)dt \quad (14)$$

其中 ρ 與 c 分別為介值密度與聲速。式(14)中的積分上限，Cole(1948)認為自爆震波初抵達至6.7倍時間衰減常數即可，也就是時間積分區間為0到 6.7θ 。將爆震波壓力近似式(1)到(3)代入式(14)，可得到能量流密度函數的近似值為

$$E_f = 3.27W^{1/3} \left(\frac{W^{1/3}}{R} \right)^{2.12} \quad (15)$$

其中係數3.27係在英制lb與ft單位系統之值。

假設爆震波傳遞的環境為聲音介質，則式(15)中括號的指數可由2.12近似為2，於是能量流密度可簡化成 $W^{1/2}/R$ 的函數， $(W^{1/2}/R)$ 項非無因次值，當單位不同(如公制單位)時係數需另行換算。由於 E_f 是由壓力平方積分而得，故衝擊力量大小可用 E_f 的平方根為指標。為了和R&V (2004)的試驗結果做比較，本文採用與該文相同爆震因子(shock factor)，定義如下：

$$SF = 0.45 \times W^{1/2} / R \quad (16)$$

其中 W 與 R 的單位分別為公斤與公尺，式(16)中係數可能與其它文獻不同。爆炸距離較遠時，爆震因子常被作為水下爆震的衝擊指標。若在近距離爆炸，結構不同位置距爆點距離明顯不同，單一爆震因子並不適用。

材料在承受高速衝擊時，其降伏應力-應變的關係會隨應變率的大小而呈非線性的變化。有關應變率對材料特性的影響，文獻上已經有許多不同的組成方程式(constitutive equations)，許多文獻以材料之應力-應變關係的迴歸方式來表示組成方程式，為獲得其中未定的參數，需要設計特別的試驗，再將實驗結果作迴歸分析，求出該參值。本文採用Cowper及Symonds (1957)提出的降服應力-應變率關係式：

$$\dot{\epsilon} = D \left(\frac{\sigma'_0}{\sigma_0} - 1 \right)^n, \quad \sigma'_0 \geq \sigma_0 \quad (17)$$

$$\frac{\sigma'_0}{\sigma_0} = 1 + \left(\frac{\dot{\epsilon}}{D} \right)^{1/n} \quad (18)$$

其中 $\dot{\epsilon}$ 為應變率， σ'_0 為隨應變率而改變的動態降伏應力， σ_0 為靜態試驗的靜降伏應力(static yield stress)， D 與 n 是待決定的參數。

多軸向應變，以相當應變(equivalent strain)作為評估基準，與主應變關係如下：

$$\bar{\epsilon}_p = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\epsilon_{p1} - \epsilon_{p2})^2 + (\epsilon_{p2} - \epsilon_{p3})^2 + (\epsilon_{p3} - \epsilon_{p1})^2} \quad (19)$$

表6 嵌板材料參數表

楊氏模數(Elastic modulus) E (MPa)	2.1×10^5
波森比(Poisson's ratio) γ	0.3
密度(Mass density) ρ_s (kg/m^3)	7860
切線模量(Tangent modulus) E_t (MPa)	250
降伏應力(Static yield stress) σ_y (MPa)	300
極限強度(Ultimate stress) σ_{ult} (MPa)	380
破壞應變(Rupture strain) ϵ_{rup}	0.36

表7 R&V(2004)試驗狀況

狀況	W (g)	爆距 (m)	SF 式(16)	R_{max} (m) 式(10)	T_1 (ms)式(9)
TS1	10	0.15	0.300	0.303	53.091
TS2	20	0.15	0.424	0.382	66.890
TS3	30	0.15	0.520	0.437	76.570
TS4	40	0.15	0.600	0.481	84.277
TS5	50	0.15	0.671	0.518	90.784
TS6	60	0.15	0.735	0.550	96.473
TS7	70	0.15	0.794	0.580	101.559
TS8	80	0.15	0.849	0.606	106.182

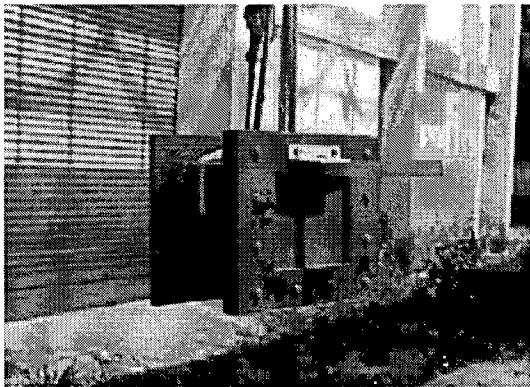


圖5 嵌板試驗裝置(Ramajeyathilagam & Vendhan, 2004)

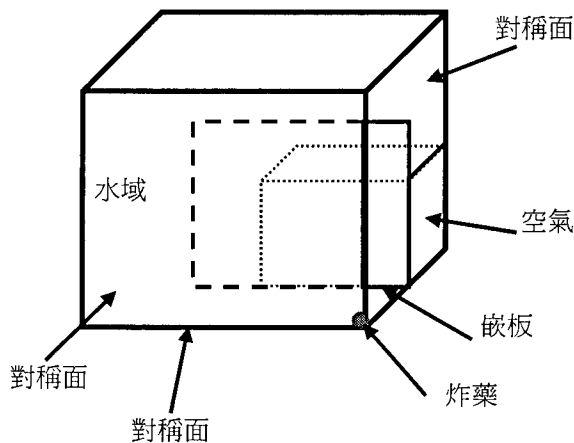


圖6 水下爆震波分析整體1/4模型

其中下標 ϵ_{p1} 、 ϵ_{p2} 與 ϵ_{p3} 分別代表三方向主應變。分析過程的應變率採用相當應變之應變率，一元素相當應變達破壞應變時，即判定該元素為破壞，在次一個時步開始，令該元素消失。

R&V(2004)採用長寬高為 $15.0\text{m} \times 12.0\text{m} \times 10.0\text{m}$ 的試驗水槽，炸藥選擇PEKI，等效於10~80克劑量的TNT。試驗板整體的長寬厚為 $0.55\text{m} \times 0.45\text{m} \times 0.002\text{m}$ ，於邊緣套上厚板和後方空箱以螺栓固鎖接合，無補強的區域為 $0.30\text{m} \times 0.25\text{m}$ 。試驗模型如圖5所示，表6列出鋼板材料參數。

本研究分析編號採用與R&V(2004)試驗相同編號，該文共作9次試驗，但是最後一次試驗與編號TS8一樣，因此本研究只分析至試驗編號TS8，各種試驗狀況列於表7，各種狀況的爆炸距離均為0.15m，為各狀況最大氣泡半徑的50%到25%。

當結構體遭受主爆震波衝擊後，若產生的應變仍在彈性範圍內，則應變率與後續氣泡漲縮所產生的次衝擊波對結構物最大變形量的影響較有限。但當所探討範圍涵蓋結構彈塑性動態反應時，如式(17)結構應變率越大，其的動態降伏強度也越高。此外，當目標板遭受主爆震波衝擊後產生明顯的永久塑性變形後，隨後而到的次衝擊波衝擊有可能讓平板的變形量繼續加大。Cole(1948)指出爆震波能量主爆震波占53%，而氣泡漲縮運動所產生的次衝擊波占47%，故在爆震產生結構塑性變形的動態反應分析過程氣泡脈衝的影響應列入考慮。

R&V(2004)的試驗模型，探討在觀測距離0.15m在如表7所列不同炸藥重量下，爆震波對嵌板的衝擊現象。R&V(2004)將每一種狀況試驗所得板受衝擊後的永久塑性應變值，除以爆震波衝擊開始到板結構應變不再明顯變化所歷經的時間，而得到該次試驗狀況之平均應變率，因此在暫態分析過程考慮平均應變率，以高其降伏強度，不考慮衝擊過程應變率的時間改變，因此其模型在主爆震波影響時段動態降服應力偏低。其分析模型只考慮無支撐範圍，周圍邊界條件設為固定，結構勁度偏高，衝擊負荷採用式(8)板衝擊波估算值不考慮流體的效應，其衝擊波壓較高，分析歷程只考慮主爆震波衝擊，無次衝擊波影響。

本文對於結構採用四分之一對稱全有限元素分析模型(圖6)，以LS/DYNA為分析工具。在邊界部份的設定，除了對稱邊界以外其餘的邊界面採用無反射邊界，以避免壓力波受邊界的反射影響。FE分析中，板結構採用採用四節點板元素(shell element)，數目為3780(如圖7(a))，元素尺寸為 $5\text{mm} \times \text{mm}$ ；流體部份(如圖6)包含水、空氣、炸藥採用六面體元素(solid element)，元素個數為138607，靠近炸藥附近的元素尺寸

為 $1.5\text{mm} \times 1.5\text{mm}$ (如圖7(d))；螺栓採用LS/DYNA材料庫裡的SPOTWELD，分析時採用ANSI/ASME的M12扭剪型高強度螺栓，其極限拉力強度為 800MPa 、剪力強度為 603MPa 。R&V(2004)文獻未說明板螺栓孔尺寸與螺栓材料，分析時假設螺栓孔與螺栓完全密合，螺栓剪力破壞前，平板與厚板之間的夾緊面無滑動現象，螺栓位置如圖7(b)所示。在分析模型中，平板與

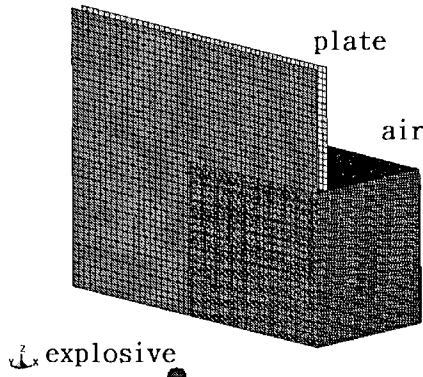
厚板是由螺栓固定，設置於試驗平板與支撐厚板之間對應的螺栓位置。FE-分析過程中，螺栓提供平板與厚板之間的邊界束制，於螺栓破壞失效之前平板會被拉扯向板中央繼續變形，但無滑動。

本分析之板結構材料模型採用彈塑性曲線，材料參數如表6所示，並依照式(17)定義應變率與動態降伏應力關係，其應變率參數為 $D=40\text{s}^{-1}$ ， $n=5$ (Symonds 1967)。

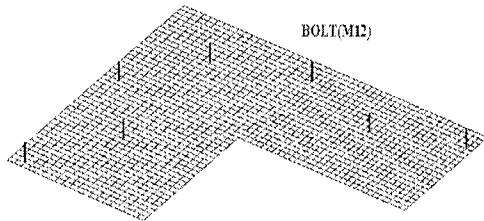
在分析過程的每個時步採用當時板變形之應變率，以計算當時的動態降伏應力。分析時步的選擇，本文分析之前，先分別嘗試時步為 0.5 微秒與 1 微秒的暫態分析，確定兩者分析結果相當一致，本文中所有的暫態分析時步選用 1 微秒。

水下爆炸嵌板爆震分析結果討論

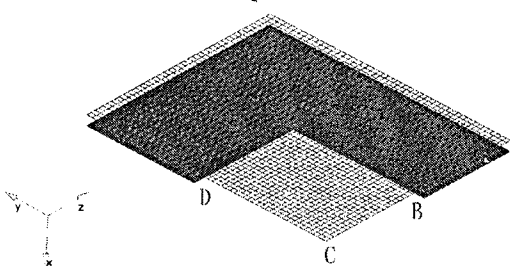
依式(17)結構降伏強度隨應變率增加，當爆震因數較小時，結構受衝擊過程未達靜態降伏應力，則應變率對於結構動態反應並無影響。爆震因數增加，使得結構受衝擊過程有部分結構的應力達到降伏強度，則應變率對結構的塑性變形反應則有明顯影響。



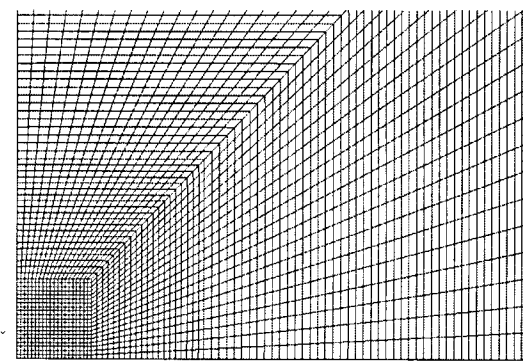
(a) 炸藥與嵌板及支撐厚度



(b) 厚板上的螺栓示意圖

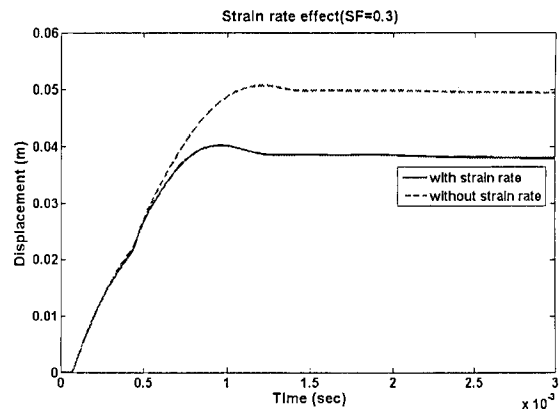


(c) 嵌板與厚板以螺栓固定

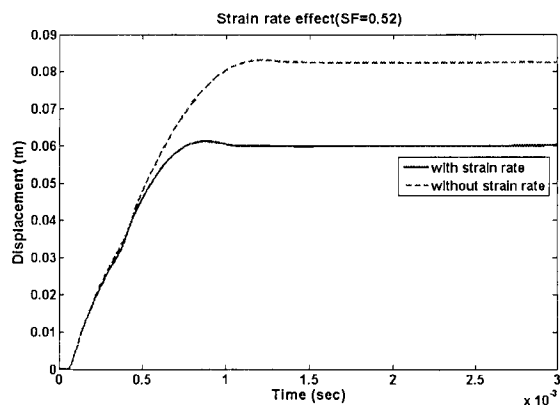


(d) 炸藥附近細部網格畫分

圖7 嵌板之四分之一-FE-模型



(a) Shock Factor=0.3



(b) Shock Factor=0.52

圖8 炸藥 10g 與 30g 爆炸距離 0.15m 狀況板中心點位移歷時圖



表8 Ramajeyathilagam & Vendhan (2004)試驗與本文分析板中央永久變形量比較

編號	SF 式(15)	R & V (m)		本文FEM (m)	
		實驗	FEM	主爆震波	考慮次衝擊波
TS1	0.300	0.0400	0.0413	0.0379	0.0394
TS2	0.424	0.0578	0.0611	0.0535	0.0560
TS3	0.520	0.0677	0.0773	0.0603	0.0626
TS4	0.600	0.0864	0.0928	0.0776	0.0824
TS5	0.671	0.1078	0.1077	0.0891	0.0995
TS6	0.735	0.1250	0.1233	0.1037	0.1201
TS7	0.794	-	-	-	-
TS8	0.849	-	-	-	-

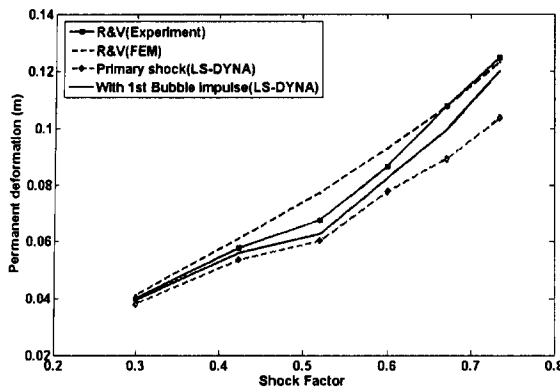


圖9 板中心點永久變形隨SF增加之分佈圖

圖8(a)與(b)狀況之爆震因子分別為0.3與0.52，主爆震波爆炸衝擊後產生明顯永久塑性變形，高應變率使得動態降伏應力提高而降低板中心點位移。若不考慮應變率影響，則抵抗變形能力相對較小，因此圖中顯示不考慮應變率影響，板中央的最大位移高出30%以上。應變率可使動態降伏應力明顯提高增加抵抗塑性變形的能力。

表8與圖9列出本文FE分析與R&V(2004)試驗與分析結果的板中央永久變形之位移量比較，FE-分析考慮次衝擊波影響，其位移量由爆震因子SF=0.3時由主爆震波與次衝擊波之誤差為4%，當SF=0.735時，主爆震波與次衝擊波之誤差增至14%。

圖10與圖11分別為R&V(2004)試驗與分析結果與本文FE-分析結果在板中心線由邊界向中心之永久位移比較，圖中DC為長邊，BC為短邊。R&V的FEM模型邊界採用固定條件，其邊界剛性偏高，其衝擊壓採用式(8)估算值，未考慮有效流固藕合影響且衝擊波壓力偏高為未考慮次衝擊波影響，其最後所計算結果、板中心永久位移與試驗結果相近，分佈趨勢分析與試驗不一致。R&V的FE分析結果在邊界附近位置偏低，

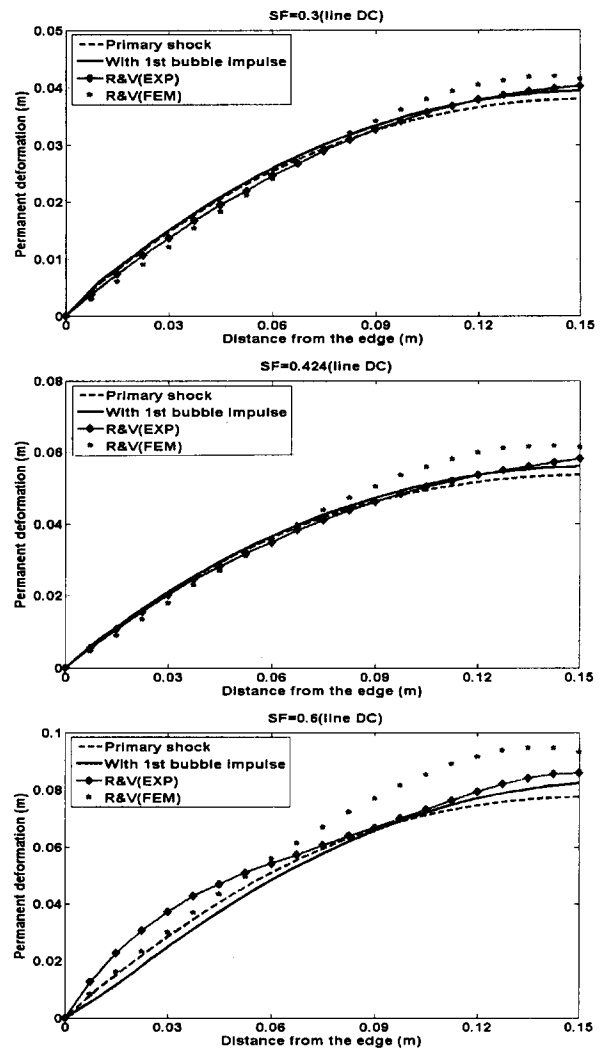


圖10 SF為0.3到0.6狀況目標板中心線DC永久變形比較

應為邊界條件太剛強的影響，板中央位移較大應是負載偏大之故；預期加上次衝擊波後其位移將變得更大，為不合理之處。

本文分析結果位移分佈趨勢與R&V(2004)試驗較為一致。但分析模型中假設螺栓孔與螺栓接觸無縫隙，以致高爆震因子的狀況下，目標板與厚板在螺栓剪斷前無法滑動，以致分析結果目標板的面內滑動較小，導致板中央位移略小，預期考慮螺栓孔與螺栓接觸之間有縫隙存在時，可進一步提高分析精確度。

圖12到圖14顯示R&V(2004)試驗結果與本文有限元分析結果永久變形比較，三圖分別顯示不同爆炸衝擊程度所呈現的三階段破壞模式。

觀察實驗結果，當爆震因子為0.3與0.424時(圖12(a)到圖10(d))，平板的破壞模式為塑性大變形(破壞模式1)分析試驗與結果趨勢一致。

當爆震因子為0.6時，試驗結果(圖13(a))顯示，平板的短邊支撐線位置一邊(左邊)出現拉應力破壞(破



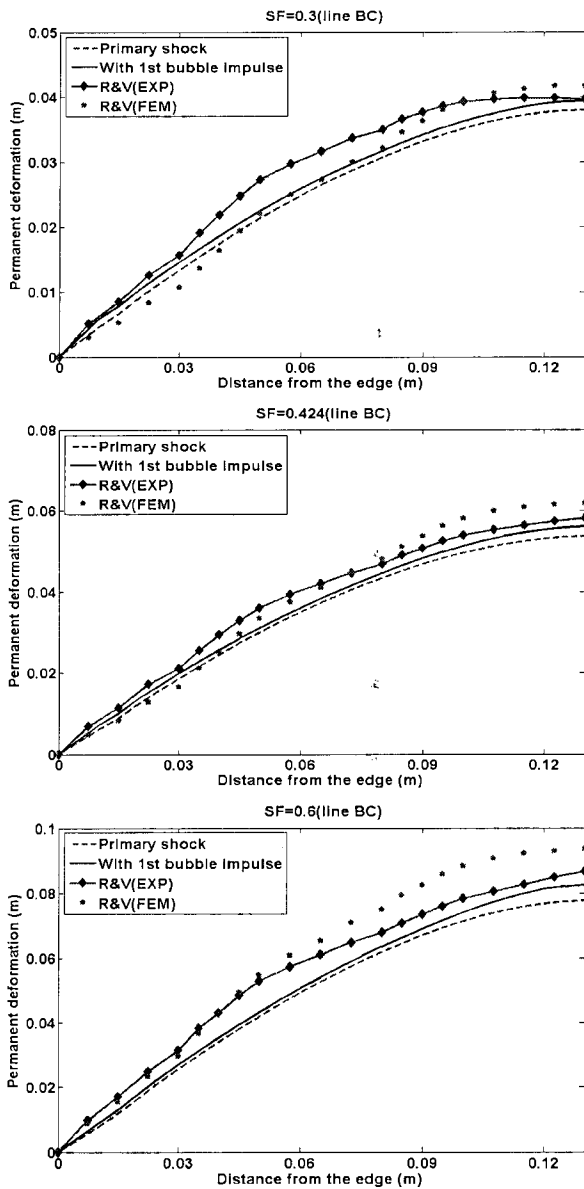


圖11 SF為0.3到0.6狀況目標板中心線BC永久變形比較

壞模式2), 部份螺栓孔被拉長, 左邊螺栓孔拉長較多, 目標板出現滑動現象, 由於左右螺栓孔拉伸不對稱, 以致螺栓孔拉伸較大的一邊的夾緊邊緣出現拉伸破裂。FE分析為1/4對稱模型, 分析結果(圖13(b))雖也出現被螺栓夾緊的板有數個元素被拉壞出現滑動現象, 但滑動較小, 螺栓孔拉伸對稱, 因此目標板邊緣未破裂, 裂紋出現在板中央。

當爆震因子為0.671時, 試驗照片(圖13(c))顯示目標板周圍被夾緊的部分的面內收縮滑動與變形更明顯, 其兩對固定邊皆不對稱, 螺栓孔拉伸較長的兩邊出現破裂。本文FE模型假設螺栓孔與螺柱完全密合無間隙, 在局部元素未破壞或螺柱未剪斷前無滑動, 在局部拉伸較大的板中央與較長的固定邊出現破裂。試驗結果面內變形程度大於有限元素分析的結果, 以致板中央位移多約7.7%。

當爆震因子為0.735時(圖13(e)與圖14(f))目標板的邊緣與板中央都出現拉伸破裂, 板中央之永久變形實驗值大於數值分析資料約4%, 有限元素分析若能加入螺栓孔與螺柱縱隙影響應可得到更精確的結果。

當爆震因子為0.794與0.849時(圖14(a)到圖14(d)), 目標板固定邊緣中央處的元素於分析時間約0.6ms時已經達到鋼材破壞應變0.36(如表6所示), 該元素於下一計算時步起算時消失, 隨後沿邊緣線元素逐次消失, 而成目標板的整體破壞; SF為0.849時由於衝擊力太大, 目標板固定邊緣中央出現破裂後, 隨即出現目

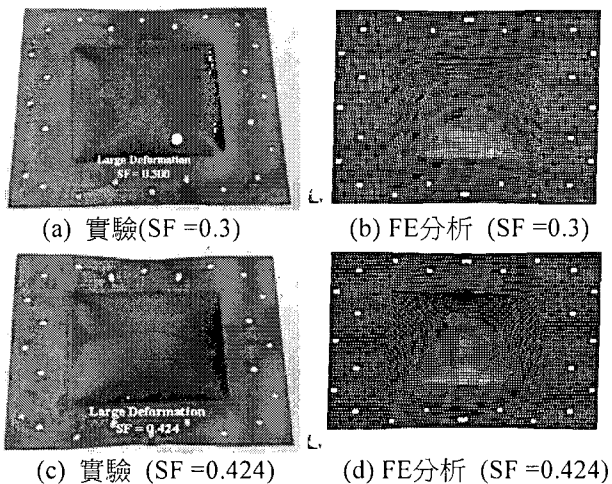


圖12 SF為0.3與0.424下R&V(2004)試驗與本文有限元分析結果永久變形比較(破壞模式1)

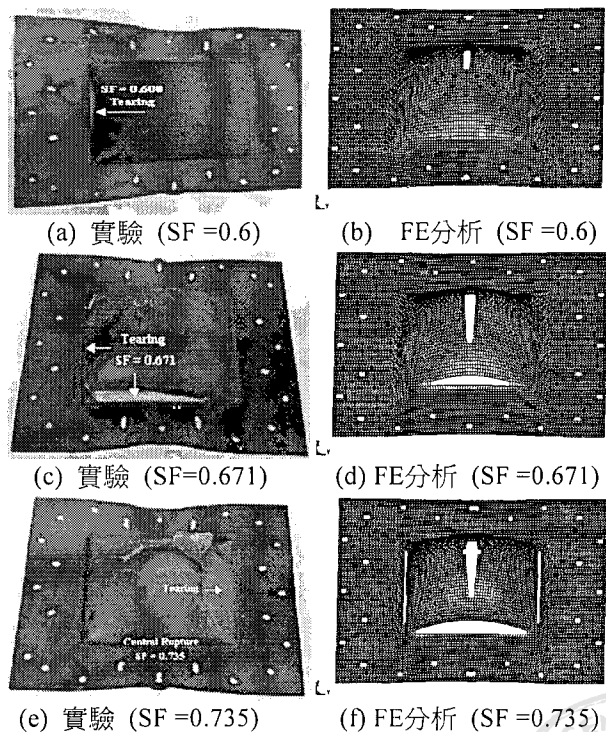
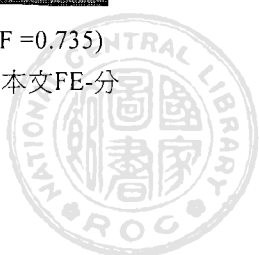


圖13 SF為0.3到0.735下R&V(2004)試驗與本文FE分析結果永久變形比較(破壞模式2)



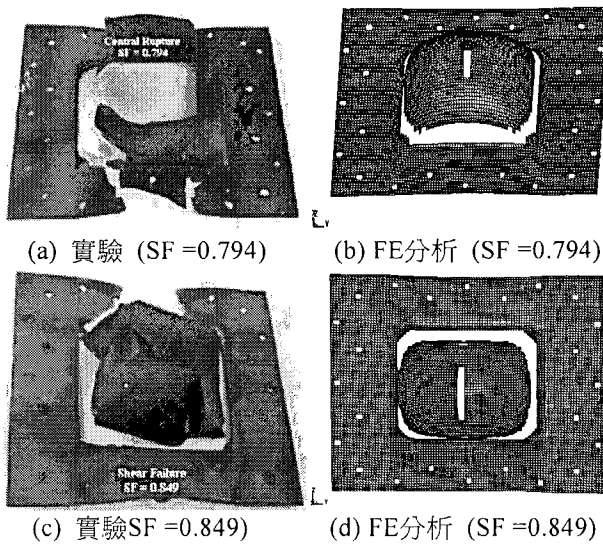


圖14 SF為0.735到0.849下R&V(2004)試驗與本文有限元分析結果永久變形比較(破壞模式3)

標板支撐邊緣的側向破壞，屬於剪切型態破壞(破壞模式3)。整體而言試驗與數值分析結果均顯示，最大應力的位置出現在與目標板固定邊緣中央處，其次為板中央。由於分析模型是採用理想接合的有限元素結構對稱分析，其破壞情形略不同於非理想接合結構之實驗模型。

結 論

本文探討近距離水下爆炸的爆震波壓力歷時分佈與水槽中以背面為空氣的鋼板受水下爆震衝擊的彈塑性動態反應。綜合本分析之結果與文獻中試驗及數值分析結果比較可歸納下列結論：

1. 炸藥直接採用炸藥元素時，為了保持炸藥形狀，炸藥與其鄰近水域的網格需作特別處理，需仔細規劃網格分佈。如炸藥與其相鄰水域網格畫分不當時，可能炸藥鄰近水域因爆炸氣體的急速膨脹而扭曲變形，而導致數值計算上的困難。本文比較採用炸藥元素模型與設定炸藥存在多物質空間的ALE網格模型，兩者分析結果相近，確定採用設定炸藥形狀、密度與體積存在於多物質空間模型的FE-分析的精確性應可接受。
2. 在爆炸距離為最大爆炸氣泡半徑1/2的位置所承受之爆震波壓力峰值，FE分析結果比估算式(2)之壓力峰值高約為16%；爆炸距離與最大爆炸氣泡半徑相同位置所承受爆震波壓力峰值，FE分析結果比估算式(2)之低約8%；爆炸距離為兩倍最大氣泡半徑時則低約9%。由於近距離爆震波量測不易，估算式的爆震波參數係由量測結果迴歸而得，其近距離的爆震壓波屬於外差值，FE分析近距離爆炸結

果之壓力峰值比估算式計算者高，顯示近距離爆炸不宜採用估算式。

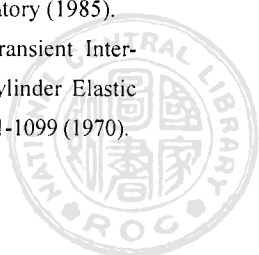
3. R&V(2004)從試驗模型只取無支撐部份方板，假設四周固定邊界，且只考慮主爆震波衝擊，採用入射波與反射波組之總壓力，未考慮流-固耦合及次衝擊狀況，其結構勁度偏高、衝擊波壓也偏高，分析所得之位移在邊界偏低、在板中心卻偏高。本文直接採FE分析包含流固耦合及衝擊波，於螺栓點採用螺栓支撐邊界，其結果與試驗趨勢一致。
4. 結構水下爆震分析過程，如果嵌板結構的應變尚在彈性範圍內時，則主爆波過後，在次衝擊波到臨之前，板變形已回復到相當程度，次衝擊波造成嵌板的最大變形不會大於主爆震波所造成者。但如果嵌板結構在主爆震衝擊階段已經產生塑性變形，考慮次衝擊波衝擊後將加大結構塑性變形。
5. 當結構的應變尚在彈性範圍內時，應變率對材料特性的影響並不明顯。大應變率可明顯提高材料的動態降伏應力，因此在瞬間大變形的數值分析過程一定要將應變率的影響列入考慮，才不致於因低估降伏強度，而造成高估的結構動態反應。
6. 試驗與數值分析結果均顯示，矩形嵌板最大應力的位置出現在目標板長邊固定邊緣中央處，其次為板中央；隨著爆震因子的增加，先從目標板邊緣中央開始破裂，其次為板中央破裂，隨後為邊緣延伸斷裂。本文在平板螺栓孔資訊不足，假設螺栓與螺栓孔完全密接，在螺栓剪斷後才發生滑動，故本文分析結果滑動量略小，以致變形量比試驗結果略小，但變形趨勢一致。試驗模型不容易將螺栓固鎖成完全對稱狀態，故試驗模型的破壞狀態無法保持對稱狀態。

誌 謝

本文承國科會(計畫編號：NSC 96-2221-E-002-307-MY3)支援得以完成，僅此致謝。

參 考 文 獻

1. Cole, R.H., *Underwater Explosions*, Dover, New York (1948).
2. Cowper, G.R. and P.S. Symonds, "Strain Hardening and Strain Rate Effects in the Impact Loading of Cantilever Beams," *Brown University Division of Applied Mathematics Report*, No.28 (1957).
3. Dobratz, B.M., Crawford, P.C., LLNL Explosives Handbook, Lawrence Livermore National Laboratory (1985).
4. Huang, H., "An Exact Analysis of the Transient Interaction of Acoustic Plane Waves with a Cylinder Elastic Shell," *Journal of Applied Mechanics*, pp.1091-1099 (1970).



5. Matuska D.A., *HULL User's Manual*, AFATL-TR- 84-59 (1984).
6. Hung, C.F.; J.J. Hwang-Fuu, C.L. Chow, "Comparison Study on Dynamic Response of Cylindrical Shell Structures Subjected to Underwater Explosion," *TEAM Conference 2005*, Singapore (2005).
7. Keil, A.H., "The Response of Ship to Underwater Explosions," *Trans. SNAME*, pp.366-410 (1961).
8. Kwon, Y.W. and Cunningham, R.E., Comparison of USA-DYNA Finite Element Models for A Stiffened Shell Subject to Underwater Shock, *Computer and Structures*, Vol.66, No.1, pp.127-144 (1997),
9. LS-DYNA, 2006, *Keyword User's Manual. Version 971*, Livermore Software Technology Corporation (2006).
10. Olson, M.D., G.N. Nurick, J.R. Fagnan, "Deformation and Rupture of Blast Loaded Square Plates," *International Journal of Impact Engineering*, Vol.23, pp.273-279 (1993).
11. Rajendran, R. and K. Narasimhan, "Damage Prediction of Clamped Circular Plates Subjected to Contact Underwater Explosion," *International J. of Impact Engineering*, Vol. 25, pp.373-386 (2001).
12. Rajendran, R. and K. Narasimhan, "Linear Elastic Shock Response of Plates Subjected to Underwater Explosion," *International J. of Impact Engineering*, 25, pp.493-506 (2001).
13. Rajendran, R., K. Narasimhan, "Deformation and Fracture Behaviour of Plate Specimens Subjected to Underwater Explosion-A Review," *International Journal of Impact Engineering*, Vol.32, pp.1945-1963 (2006).
14. Ramajeyathilagam, K., C.P. Vendhan, V.B. Rao, "Non-Linear Transient Dynamic Response of Rectangular Plates Under Shock Loading," *International Journal of Impact Engineering*, Vol.24, pp. 999–1015 (2000).
15. Ramajeyathilagam, K., C.P. Vendhan, "Deformation and Rupture of Thin Rectangular Plates Subjected to Underwater Shock," *International Journal of Impact Engineering*, Vol.30, pp.699-719 (2004).
16. Symonds, P.S., "Survey of Methods of Analysis for Plastic Deformation of Structures under Dynamic Loading," *Brown University, Division of Engineering Report. BU/NSRDC/1-67* (1967).
17. Woodruff, J.P. *KOVEC user's manual*, University of California, LLNL Rept. NWSC/WOL/TR.76.116 (1973).
18. 周宗燦, 圓柱殼結構受水下爆炸衝擊之動態反應研究, 臺灣大學造船及海洋工程學研究所碩士論文 (2005)。
19. 周明忠、涂季平、黃清哲、姜正茂、皇甫敬嘉, "電極水中爆炸氣泡邊界效應之實驗及理論分析", *中國造船暨輪機工程學刊*, 第20卷, 第2期, pp. 31-40 (2001).
20. 林武文, 林澄貴, 1983, "萬象水雷爆炸威力分析", 中山科學研究院十六組研究報告。
21. 洪振發、余孟泉、呂岳峰、江立全、曲良寧, "水下爆震類船型圓柱殼結構震顛分析", *中國造船暨輪機工程學刊*, 第20卷, 第2期, pp.41-50 (2001)。
22. 洪振發、徐培譽, "嵌板受水下爆炸衝擊的非線性動態反應", *J. SNAME-Taiwan*, Vol.22, No.4, pp.201-212 (2003)。
23. 洪振發、徐培譽、皇甫敬嘉, "水槽內嵌板受水下爆震波衝擊之動態反應量測與數值分析", *J. SNAME-Taiwan*, Vol.21, No.2, pp.71-82 (2002)。
24. 梁卓中、戴毓修, "以反應譜分析法探討船艦舵部之爆震反應", *中國造船暨輪機工程學刊*, 第20卷, 第3期, pp.1-18 (2001)。

THE DAMAGE ANALYSIS OF PLATE PANEL SUBJECTED TO NEAR FIELD UNDERWATER EXPLOSION

C.F. Hung B.J. Lin and K.H. Chan

Department of Engineering Science and Ocean Engineering, National Taiwan University
Taipei, Taiwan

Keywords: Plate Panel, Near Field Underwater Explosion, Elasto-Plastic Response, Shock Wave, FEM

ABSTRACT

In this paper, the elasto-plastic transient dynamic responses and the damage states of an air-backed plate panel subjected to near field underwater explosion (UNDEX) has been examined. Various shock factors with standoff



distance smaller than half of the radius of the first explosive bubble were investigated, and the damaged states covered three damage stages: the permanent deformation of plate panel, the tensile tearing damage at support edges or plate center, and the shearing damage at support edges. The distribution of shock pressure on the plate surface predicated by conventional empirical formula is not available for near field of UNDEX. In this paper, a full FE-analysis to predicate the pressure distribution was performed first, to examine effects of the explosive model and the mesh distribution on the calculated results for near field UNDEX. And then the analysis of impact response of plate panel under different weight of charges was carried out by the LS/DYNA code. The multi-material space combined ALE (Arbitrary Lagrangian-Eulerian) mesh technology was used to simulate the water, air and explosive field for analysis of shock pressure.

The experimental model of Ramajecyathilagam & Vendha (2004) was adopted as study case. The target plate has the dimension of length×width×thickness=0.55 m×0.45 m×0.002 m, whose four edges are supported by thick plates and mounted on a strong steel casting with bolt, the unsupported area of the target plate is 0.30 m×0.25 m. The dynamic responses of the target plate reached to plastic range at extremely high speed under high speed impact of UNDEX, the non-linear material model with strain rate effect should be taken into consideration. The effects of bolted connection on the analyzed results were also investigated. The FE-analyzed results were compared with the experiment accomplished by Ramajecyathilagam & Vendha (2004). The shock loading predicated by approximate method and by full model of finite element analysis were compared and discussed.

(Manuscript received May 26, 2008,
Accepted for publication Dec. 8, 2008)

