

以應力波檢測混凝土結構修補介面之品質

林宜清 楊俊貴

國立中興大學土木工程學系

E-mail: yiching@nchu.edu.tw

摘要

本文之目的在開發以應力波檢測混凝土結構修補介面品質之方法。試驗方法乃採用敲擊方式導入應力波至測試物體內部，敲擊器為應用於敲擊回音法之敲擊源裝置，該裝置將壓電材料嵌入於鑽孔之鋼珠內，此壓電訊號不僅可記錄敲擊的初始時間，亦可記錄敲擊時的敲擊力歷時反應，本研究以單擺運動原理及衝量原理進行可感應敲擊器之率定，經由實驗數據推導可感應敲擊器輸出電壓值與真實敲擊力量之轉換常數，所獲得真實敲擊力歷時函數與 PCB 公司生產之 ICP Quartz Impact Force Sensor 所得之數據對照後，可以確認率定成果。本文利用頻譜分析法獲得修補介面反射回來之應力波訊號，再將該頻譜對敲擊能量實施正規化之處理，用以量化評估混凝土修補介面之孔隙含量，進而評估介面之品質。由數值分析及實驗結果可驗證正規化頻譜確實可用來識別混凝土修補介面之品質。

一、前言

土木建築結構物大部分以鋼筋混凝土為營建材料，對於一個局部損壞、或因施工不良導致部分區域存在著劣質的混凝土結構物，由於材料科學的精進，採用修復技術來維持其正常的運作功能越來越多，就經濟性的考量而言，採用結構修補的方式往往比拆除重建更具效益。經過修補的混凝土結構，若欲能有效發揮應有的承載能力，在修補介面上必須有足夠的粘結強度(bond strength)，因此為了確保修補後，結構使用上之安全，如何評估修補介面粘結品質之良窳，實為重要課題，目前現場介面粘結品質檢測，屬於鑽心方式的破壞性試驗，造成實務應用上之限制。

本文將探討迅速且可節省人力的非破壞性檢測技術，在修補介面粘結品質檢測方面之應用。目前應用於土木工程之非破壞檢測技術以利用應力波與電磁波原理所研發而成者最為普遍，例如超音波法與敲擊回音法屬於應力波之檢測技術，而透地雷達則屬電磁波之檢測技術。由於二者採用原理之差異造成各自在檢測上應用之優缺點，若檢測對象為混凝土結構修補介面之粘結品質，則以應力波原理開發之檢測技術較為適用，主要原

因為應力波在混凝土與孔隙介面間將產生幾乎 100%之反射行為，故對修補介面強度有最直接影響之介面孔隙量，可利用對孔隙反應相當靈敏之應力波來檢測。

本文採用之非破壞檢測技術為敲擊回音法，其乃利用機械性的敲擊方法，將應力波引入測試的物體內，然後再利用量測儀器來接收因應力波被內部瑕疵反射回來對物體表面所造成的位移擾動訊號，量測到的位移波形，經過快速傅利葉轉換(Fast Fourier Transform)的處理而在頻率領域上作訊號分析。敲擊回音法已經很成功地被用來偵測版狀(例如樓版、牆、橋面版．．．)、桿狀(例如梁、柱．．．)、隧道襯砌等混凝土結構內部之各種瑕疵；而對於混凝土表面裂縫開裂深度之測定，亦有重大突破。敲擊回音法[1-6]為近年來普遍被混凝土工程界採用來進行品質檢測之新技術，其應用範圍相當廣，在甚多應用項目中，以混凝土表面裂縫深度檢測[7-10]最為熱門，其中混凝土版厚度之量測已被納入美國材料試驗之標準方法(ASTM C 1383) [11]。

混凝土構造物經過修補後，為達成修復目的並維持其正常運作，如何檢測修補品質為首要工作，而修補介面是否存在有孔隙及孔隙率的多寡為修補成敗的重要因素，因此必須瞭解檢測方法對於修補介面孔隙多寡的反應。本文選用敲擊回音法為修補品質之檢測法，但必須克服敲擊回音試驗每次導入混凝土構造物的應力波能量會因為敲擊力道不同而有所差異，因此造成接收器所接收到的表面位移波形經過頻譜領域分析後，對應於反射介面深度的尖峰振幅值無法一致，故僅能作定性評估之準則，而無法提供穩定之定量檢測數據。

本文之目的即在發展一種新的檢測技術稱為「無因次正規化頻譜檢測法」。利用此一新的檢測技術對混凝土構造物修補介面之修補品質進行非破壞且定量化之檢測。所謂無因次正規化頻譜即為將敲擊回音表面位移波形反應(displacement response)單位化並經過傅利葉轉換後之頻譜值除以真實敲擊力歷時函數(force-time function)單位化並經過傅利葉轉換後之頻譜值，無因次正規化頻譜振幅值將與修補介面材料之孔隙量有關，因此介面反射能量的大小，即可由無因次正規化頻譜尖峰振幅值作定量分析，進而判讀混凝土構造物修補介面之品質。本研究所開發之非破壞檢測新技術將可解決至今尚無任何檢測方法可以有效地檢測修補介面粘結品質之窘境，具有高度之實務應用性。

二、敲擊回音法

當物體表面受到機械性外力敲擊時，將產生暫態應力波動並導入物體內部，此應力波動可分為縱波 (P-wave)、橫波 (S-wave)及表面波 (R-wave)，其中縱波與橫波是在物體內部自敲擊源以半球狀的波形方式向前傳動，而表面波是沿著物體表面以逆時針橢圓形狀傳動的方式遠離敲擊點向外擴散出去。縱波之介質運動方向與波的傳遞方向平行且在敲擊源正下方時位移振幅為最大。而橫波之介質運動方向與波的傳遞方向垂直，位移振幅在敲擊源正下方與敲擊表面時其值為零。就波傳遞速度快慢而言，以縱波(P-wave)速度最快，橫波(S-wave)次之，而表面波(R-wave)最慢。若波是在一彈性、均質、且為

半無限之固體中傳遞，則上述三種波可分別以下列三個公式求得：

$$C_p = \sqrt{\frac{E(1-\nu)}{\rho(1+\nu)(1-2\nu)}} \quad (1)$$

$$C_s = \sqrt{\frac{E}{2\rho(1+\nu)}} \quad (2)$$

$$C_R = \frac{(0.87 + 1.12\nu)C_s}{(1 + \nu)} \quad (3)$$

式中 E 、 ν 及 ρ 分別為物體之彈性模數、柏松比及單位體積質量，而公式(3)為近似公式。

敲擊回音法係在測試物體表面利用機械性敲擊產生暫態應力波動，對版狀結構而言，當應力波遇到版的底部時，會被反射回去，而反射波回到敲擊面時，將造成表面質點的位移。利用放置於物體表面的接收器可監測到此質點的位移反應，如果接收器被安排在靠近敲擊點時，則監測到的質點位移主要是縱波所造成。當反射波到達敲擊面後，將再被反射回版的內部。因此敲擊激發之應力波會在版的頂面及反射界面間來回傳動，每次應力波到達版的頂面時，將引起一向下的位移反應，使得此一位移波形是有週期性的，如圖 1(a)。對於靠近敲擊點的位置而言，應力波來回一趟行經的路徑為反射介面深度的兩倍(2T)，所造成之週期波形則為行經路線(2T)除以縱波在版狀結構物內傳播的視波速($C_{p,plate}$)，由於頻率(f)為週期的倒數，則接收器所記錄之位移波形頻率可由下列公式計算而得：

$$f = \frac{C_{p,plate}}{2T} \quad (4)$$

式中 $C_{p,plate}$ 為縱波在版狀結構物內傳播的視波速(apparent wave speed)，此視波速為在無限體內之波速(C_p)之 96%[13]。

敲擊試驗所記錄到之數位化位移波形，如圖 1(b)，可利用快速傅利葉轉換(FFT)求得振幅頻譜，如圖 1(c)，圖中顯示一個高振幅尖峰位於頻率 f_T 處，此頻率即與波在版頂面及底面來回反射有關的頻率稱為「厚度頻率」，若 P 波的視波速已知，則版厚(T)可由公式(4)改寫成如下：

$$T = 0.96 \frac{C_p}{2f} \quad (5)$$

當應力波在物體內部傳動若遇到不同的介質時，應力波部分能量會被反射

(Reflection)回原入射介質；另一部分能量則穿透底層的介質而成折射(Refraction)。反射波及入射波的振幅和兩介質的聲阻係數(Acoustic impedance)有關，其中聲阻係數為 P 波波速與密度之乘積；當波為正向入射時，其關係式如下：

$$A_{\text{reflected}} = A_i \frac{Z_2 - Z_1}{Z_2 + Z_1}$$

$$A_{\text{refracted}} = A_i \frac{2Z_2}{Z_2 + Z_1} \quad (6)$$

其中 Z_1 為第一個物質的聲阻係數， Z_2 為底部物質的聲阻係數， A_i 、 $A_{\text{reflected}}$ 、 $A_{\text{refracted}}$ 分別為入射波、反射波及折射波的振幅。

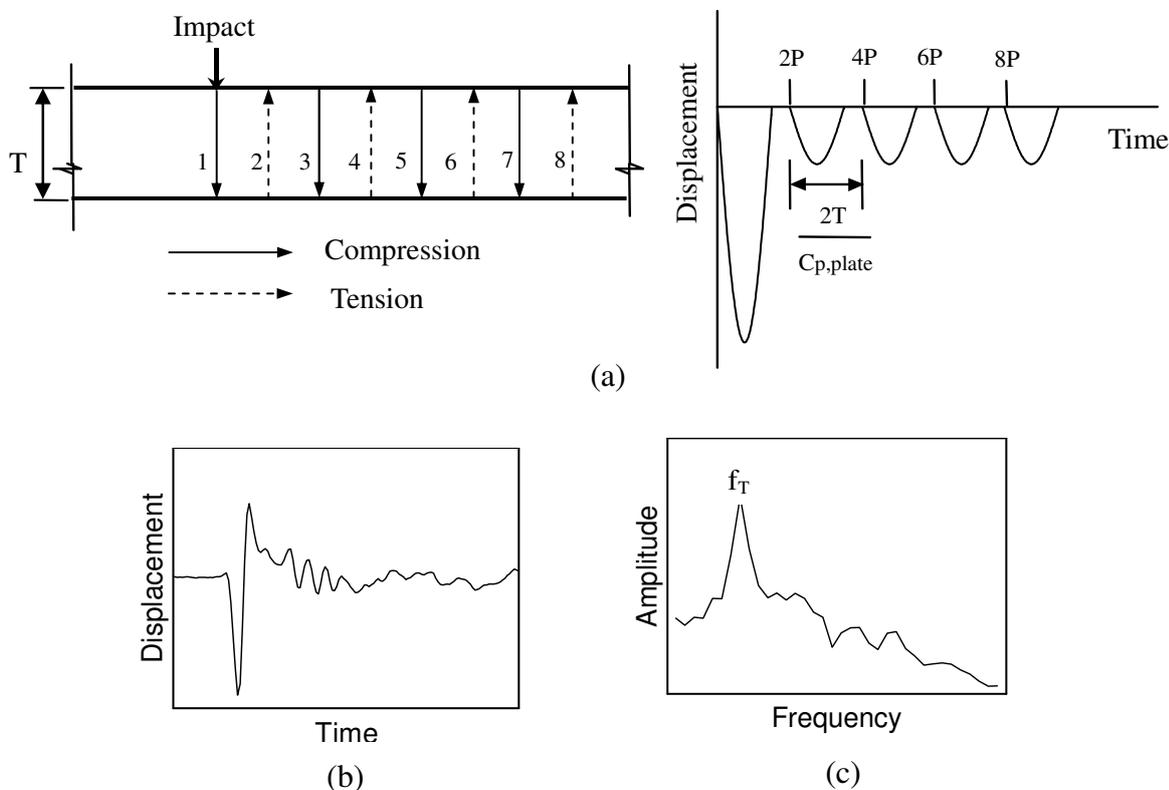


圖 1 敲擊回音法於混凝土版試驗：(a)示意圖；(b)位移波形；(c)頻譜

若 $Z_2 < Z_1$ 時，則 $A_{\text{reflected}} < 0$ ，即反射波與入射波異號如圖 2(a)所示，由於底部物質為聲阻係數較小的材料，則導入之壓力波將會反射為張力波，從接收器所記錄到的則為一向下之位移波形，因此敲擊激發之應力波會在版的頂面及反射界面間來回傳動，每次應力波到達版的頂面時，將引起一向下的位移反應，使得此一位移波形是有週期性的，如圖 2(b)，則與前面純混凝土版之反射現象幾乎相同，若介面深度為 T_1 ，則公式(1)經改寫之後，可用來測定介面深度之頻率如下：

$$f = \frac{C_P}{2T_1} \quad (7)$$

公式(7)所採用的 P 波波速(C_P)，和計算版厚深度的頻率公式(4)略有不同，原因在於試體幾何形狀的影響而會有實際波速及視波速不同的區分，由於其差距僅約 4% 左右，對於施測結果並不會造成太大影響，因此對於介面深度頻率檢測可統一採 P 波波速(C_P)。

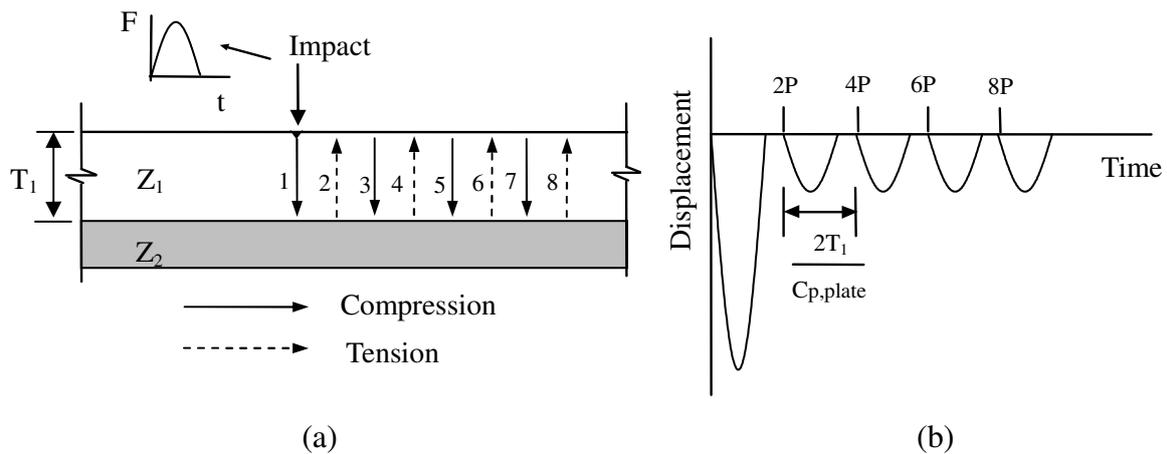


圖 2 應力波遇到不同底層材料之反射行為($Z_2 < Z_1$)

三、可感應敲擊器之率定

本研究採用一種將壓電材料嵌入一鑽孔鋼珠內之以感應敲擊力歷時反應之敲擊器(以下簡稱可感應敲擊器)，圖 3(a)及(b)分別為可感應敲擊器及其元件組裝示意圖、實品及電壓輸出圖，其電壓輸出與敲擊力成正比，為了得到真正敲擊力之歷時反應，須對可感應敲擊器進行率定。

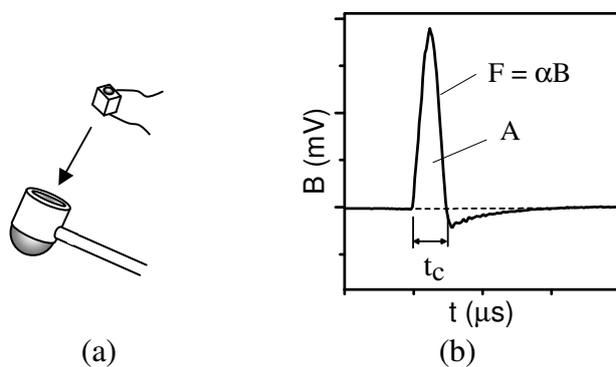


圖 3 可感應敲擊器：(a)組裝示意圖；(b)電壓輸出圖

3.1 率定方法與結果

本文採用單擺運動原理進行可感應敲擊器之率定如圖 4 所示，當可感應敲擊器敲擊

一質量為 m 之單擺擺錘時，單擺擺錘因受到敲擊力而產生加速度運動，由於敲擊接觸時間(t_c)遠小於單擺運動之週期，故可利用衝量原理求得該物體之起始速度(V_i)，其公式推導過程如下：

$$m \times \Delta V = F \times \Delta t \Rightarrow m \int dV = \int F dt \Rightarrow mV_i = \alpha A$$

$$\Rightarrow V_i = \frac{\alpha A}{m} \quad (8)$$

式中

A ：表示可感應敲擊器電壓輸出函數於 t_c 時間內之面積，如圖 3(b)所示。

α ：表示電壓值與真實力量值之轉換常數(即率定常數)。

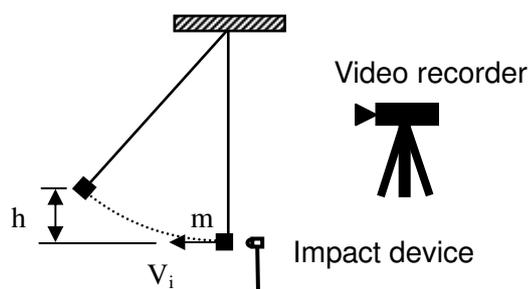


圖 4 單擺運動原理進行可感應敲擊器之率定圖 6

得到質量為 m 之單擺擺錘的初時速度(V_i)後，再由能量守恆定律可推求出率定常數 α ，如下列公式：

$$\frac{1}{2} m V_i^2 = mgh$$

$$\Rightarrow \alpha = \frac{m}{A} \sqrt{2gh} \quad (9)$$

所求得之率定常數 (α)，即為可感應敲擊器輸出電壓值與真實力量之轉換常數，本項率定試驗之準確性主要受下列二項因素所影響：(1)敲擊器與質量 m 之正向碰撞控制；(2)單擺高度 h 之量測。

製作鋼珠直徑分別為 3mm、9mm 的可感應敲擊器及質量為 11g 之單擺擺錘，進行單擺試驗。當可感應敲擊器敲擊擺錘後，嵌入於鑽孔鋼珠內之壓電材因受碰撞時之應力變化而產生之電壓訊號即由訊號線傳輸至 A/D 卡擷取並轉換成不連續之數位(Digital)訊號，以便後續訊號之儲存及分析。同時，本試驗利用攝影機記錄單擺運動之歷時過程並以視訊編輯軟體進行靜態畫面擷取，以測得單擺運動的擺盪最高點 (h)。本試驗以不同敲擊力量進行敲擊，以測試各種敲擊力量之反應。

圖 5 為 3mm 可感應敲擊器之率定結果，圖 5(a)為經由視訊編輯軟體進行單擺運動

之靜態畫面擷取，所測得單擺運動的擺盪最高點(h)為 21 mm，圖 5(b)為可感應敲擊器之敲擊電壓訊號歷時圖，其最大值為 7997 mV，接觸時間 (t_c) 為 36.0 μ s，電壓函數與接觸時間所圍之面積 (A) 為 166232.6×10^{-6} mV-sec，將 m, h, A 各數值代入公式 (9) 計算，可得可感應敲擊器之率定常數 (α) 為 0.042454 N/mV。經過 9 次不同敲擊力量之量測與計算，可以得到該 3mm 可感應敲擊器之率定常數 (α) 平均值為 0.042277 N/mV，變異係數為 2.9%。

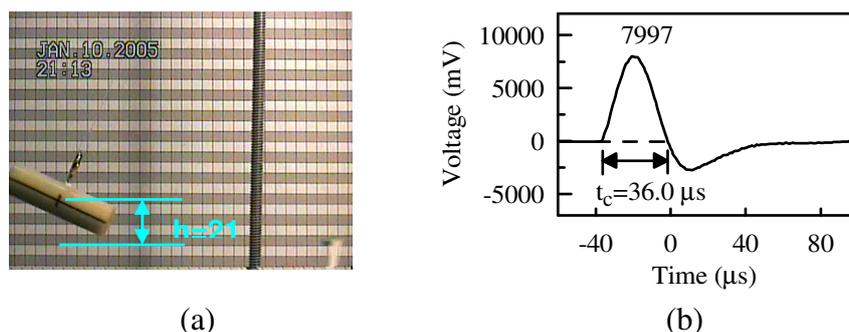


圖5 直徑為3mm可感應敲擊器之率定：(a) 擺盪最高點；(b)電壓訊號歷時圖

將 3mm 及 9mm 的可感應敲擊器之率定結果綜合整理列於表 1，表中含平均值、標準偏差及變異係數，率定試驗結果之變異係數均約為 3%，可以驗證本率定試驗之結果具有良好的穩定性。

表1 二種敲擊器之率定結果

敲擊器種類	率定常數平均值 α (N/mV)	標準偏差(N/mV)	變異係數	靈敏度 $1/\alpha$ (mV/N)
3-mm in diameter	0.042277	0.001229	2.9%	23.65
9-mm in diameter	0.064616	0.002109	3.3%	15.48

3.2 率定結果之驗證

為確認上述率定試驗所獲得之率定常數，本研究採用 PCB 公司所生產之 ICP Quartz Impact Force Sensor, Model:200B02, 序號為 4619, 其靈敏度為 12.29 mV/N ($\alpha=0.081367$ N/mV), 最大壓力為 4500 N, 進行驗證, 以確認率定成果。

圖 6 為驗證率定成果試驗之儀器組裝示意圖，利用可感應敲擊器與力量感應單元二者之對敲，來確定二者量測到之敲擊力是否一致，圖中所要比對之重點為二者電壓反應之接觸時間及經過率定常數轉換後所得敲擊力是否一致。圖 6 之電壓輸出為直徑 9mm 可感應敲擊器以不同敲擊力道進行驗證試驗所得之可感應敲擊器與力量感應單元輸出電壓值對照圖，二者之敲擊接觸時間皆約為 50 μ s，可感應敲擊器與力量感應單元之最

大電壓輸出值分別為 8985 與 7380 mV，再乘於其各自之率定常數(α)，分別得敲擊力為 580 N 與 600 N，二者相差僅有約 3.3%，可確認率定之成果。

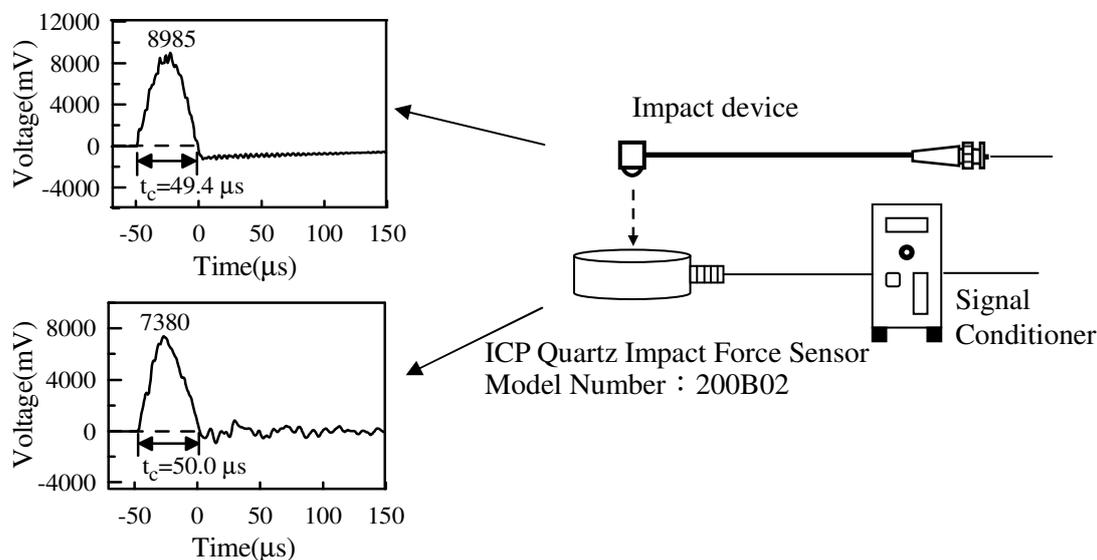


圖 6 以力量感應單元驗證可感應敲擊器之率定結果

四、無因次正規化頻譜(DNS)分析法

執行敲擊回音試驗時，由於每次敲擊時導入混凝土結構的力量及敲擊源與混凝土試體接觸時間的不同，造成在頻譜領域所產生之尖峰振幅值無法固定，故只能以頻譜之相對振幅大小，定性檢測混凝土內部是否存在瑕疵與否。理論上，若能控制敲擊能量之一致性，則敲擊回音頻譜上之尖峰振幅值大小應該與應力波之反射能量大小成正比關係，但是鋼珠尺寸、鋼珠落高與混凝土表面狀況的不同皆會影響敲擊能量，對於混凝土這種不均質材料而言，要控制敲擊能量維持一致幾乎是不可能，故傳統上敲擊回音頻譜之分析，僅能由相對振幅大小來判別反射介面之存在與否，無法由尖峰之絕對振幅值來評估所對應之介面反射能量。

為了能讓敲擊回音頻譜上之尖峰振幅值具備有與應力波在介面上之反射能量成正比關係，故考慮將敲擊回音法試驗所得之頻譜經過對敲擊能量作正規化(normalized)之處理，以消除因敲擊能量不同所引起尖峰振幅值之變異現象。本文將採用可感應敲擊力歷時反應之敲擊器如圖 3 所示，有敲擊力之資料後，即可對敲擊回音頻譜進行正規化，以求得正規化頻譜。接著進一步發展新的非破壞分析方法—無因次正規化頻譜(Dimensionless Normalized Spectrum)分析法，簡稱 DNS 分析法。可有效減低注入能量與接觸時間的影響，使同一介面反射所得之 DNS 尖峰振幅值能夠穩定，可由頻譜中介面尖峰振幅值判斷介面之粘結品質。

4.1 正規化頻譜

根據波傳理論可得知在時間領域所得到的敲擊回音反應乃是在相同的敲擊及接收

器位置下，敲擊位移反應乃經由單位脈衝之位移反應(impulse displacement response)與敲擊作用力之時間方程式(force-time function)的迴旋積分(convolution integral)而得，如下式所示：

$$u(r,t) = \int_{-\infty}^{\infty} G(r,t-\tau)P(\tau)d\tau \quad (10)$$

其中

$u(r,t)$ ：敲擊位移反應

$G(r,t-\tau)$ ：單位脈衝之位移反應

$P(\tau)$ ：敲擊作用力之時間方程式

根據傅利葉轉換可得知，單位脈衝反應在頻譜領域的振幅值即為正規化振幅值，因此頻譜領域中敲擊回音反應的每一個頻率振幅值除以敲擊作用力之時間方程式經由快速傅利葉轉換後該頻率的振幅值，其過程如下：

$$F(u(r,t)) = F(G(r,t)) \times F(P(t)) \quad (11)$$

$$\Rightarrow F(G(r,t)) = F(u(r,t)) / F(P(t)) \quad (12)$$

其中 $F()$ ：表示執行括號內函數之傅利葉轉換

由於單位脈衝反應是由敲擊力歷時為 delta 方程式時所產生，而脈衝方程式之傅利葉轉換頻譜為單位階梯方程式(unit step function)，此代表注入試體中的每一個頻率之能量均相同，因此所得之轉換函數中相對不同材料介面（例如：混凝土—空氣或混凝土—鋼筋）的尖峰振幅將不受敲擊強度與接觸時間的影響，而僅與受檢測的界面性質有關。

4.2 無因次正規化頻譜

單位脈衝之位移反應(impulse displacement response)與敲擊作用力之時間方程式(force-time function)的迴旋積分(convolution integral)其於運算過程中，對於敲擊試驗所獲得之實驗數據而言，除了因為位移接收器所獲得之位移波形為僅與質點位移成正比之電壓值，無法獲得真正的位移；另外亦會因為所採用之度量衡系統的不同，而得到不同的正規化頻譜振幅值。為了克服上述問題，本研究引入一無因次化 (Dimensionless) 之觀念，即就單一筆敲擊試驗而言，以質點位移波形圖中表面波 (R-Wave) 最大振幅值與 P 波來回反射所造成之質點位移波形圖（此部份即為轉換函數中之敲擊位移反應 $u(r,t)$ ），兩者所存在之比例關係（即單位化）代表此實驗測點之表面質點之敲擊位移反應，即在時間領域中將敲擊試驗所獲得之質點位移波形反應（單位為 mV），進行單位化處理。

本研究以混凝土 P 波波速為 4000m/s（即 $C_p=4000\text{m/s}$ ）及接收器距離敲擊源位置為 3cm（即 $r = 0.03 \text{ m}$ ）時之敲擊所得 R 波引起位移波形之最大振幅為基準。將上述經過單位化處理後之質點位移波形反應執行傅利葉轉換後的每一個頻率振幅值，除以敲擊力歷時反應單位化處理後之傅利葉轉換對應頻率的振幅值，即為無因次正規化頻譜。

上述於時間領域將敲擊回音波形反應以表面波 (R-Wave) 最大振幅為基準作單位化處理的過程中，當敲擊源之作用力相同時，表面波最大振幅值會因為混凝土材料參數 (Cp) 及接收器距離敲擊源位置 (r) 的不同而產生變異現象。例如圖 7(a) 為敲擊力與接收器距離敲擊源位置 (r) 相同，混凝土材料參數 (Cp) 不同之情形下，R 波之質點位移波形圖；圖 7(b) 為敲擊力與混凝土材料參數 (Cp) 相同，接收器距離敲擊源位置 (r) 不同之情形下，R 波之質點位移波形圖，二者皆顯示其差異性。

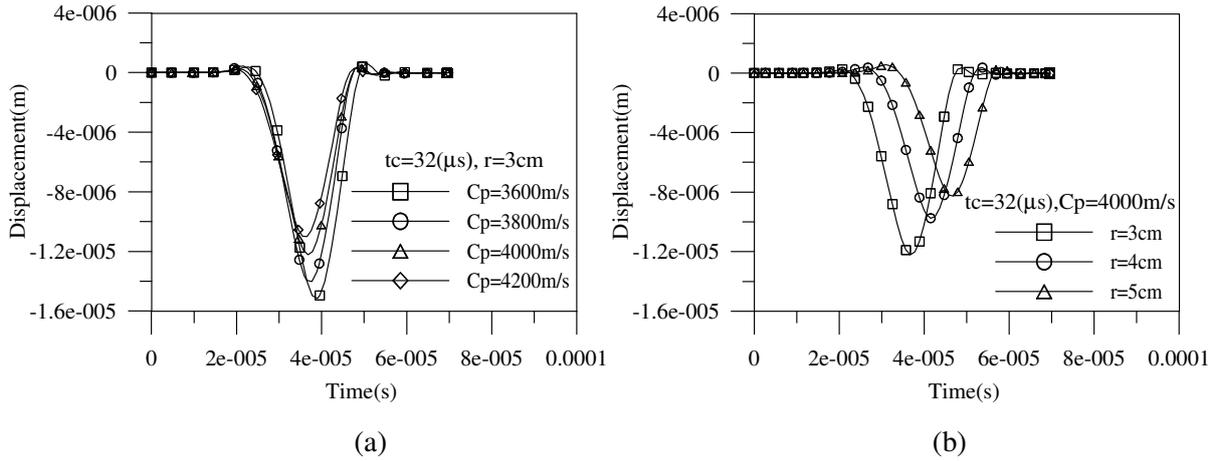


圖 7 相同敲擊力 R 波引起之質點位移波形：(a)不同混凝土波速；(b)不同接收器位置

為了消除上述影響因子，因此表面波最大振幅值於進行單位化處理前須導入一修正係數 (Fn)，使其於相同的敲擊作用力時，最大振幅值在理論上不受混凝土材料參數 (Cp) 及接收器距離敲擊源位置 (r) 之改變而影響。該修正係數 (Fn) 如公式(13)所示[13,14]：

$$F_n = y \times \left(\frac{4000}{C_p} \right)^2 \times \left(\frac{0.03}{r} \right) \quad (13)$$

式中 y 與敲擊接觸時間長短之修正，其值可由下列公式求得。

$$\begin{cases} y = x^{-\frac{1}{2}} & x \leq 0.4 \\ y = 1 + 0.12x^{-1.7} & \text{當 } 0.4 < x < 2.5 \\ y = 1 & x \geq 2.5 \end{cases} \quad (14)$$

其中 $x = \tau_d / \gamma$ ， $\tau_d = C_s t_c / r$ ， γ 為 R 波到達時間與 S 波到達時間之比值(即為 C_s / C_R)， C_s 及 t_c 分別為剪力波速度及敲擊接觸時間。若混凝土材料之柏松比 ν 為 0.2，則 γ 為 1.0893， C_s 為 $0.61C_p$ 。

因此，導入表面波位移波形最大振幅之修正處理後，再執行敲擊力及位移波形之單位化，進而可得無因次正規化頻譜(DNS)分析法公式如下：

$$\text{DNS}(f) = \{ [F(S(u(r,t))) / F(S(P(t)))] \} \quad (15)$$

其中

DNS(f)：為無因次正規化轉換頻譜振幅函數。

$u(r,t)$ ：表示敲擊回音位移反應。

$P(t)$ ：表示敲擊力之歷時反應。

$S(u(r,t))$ ：表示執行 $u(r,t)$ 之單位化處理，單位化處理前須先進行表面波位移波形之最大振幅除於修正係數 (F_n) 之處理，以得單位化處理之基準。

$S(P(t))$ ：表示執行 $P(t)$ 之單位化處理。

$F(S(u(r,t)))$ ：表示執行 $S(u(r,t))$ 之傅利葉轉換。

$F(S(P(t)))$ ：表示執行 $S(P(t))$ 之傅利葉轉換。

為驗證無因次正規化頻譜(DNS)可以不受敲擊力改變之影響，以達到穩定量化描述反射介面反射能量之功能，利用數值分析探討敲擊力與敲擊接觸時間變動對 DNS 振幅值之影響。針對混凝土板厚為 12.5 cm，其波速 $C_p=3600$ m/s，變動二種敲擊力分別為 403 與 504 N 及二種敲擊接觸時間分別為 21 與 40 μ s，執行數值分析得到四組無因次正規化頻譜結果如圖 8 所示，其 DNS 振幅值分別為 7.480、7.558、7.841 及 7.821，平均值為 7.675，變異係數僅為 2.4%。因此，可以驗證無因次正規化頻譜(DNS)振幅值與敲擊力變動無關。

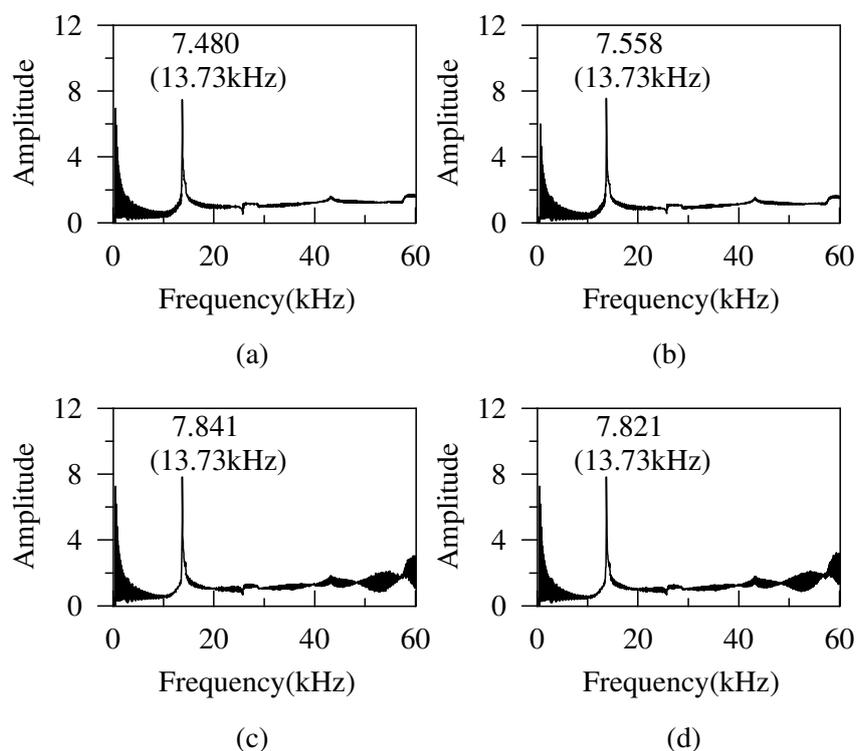


圖 8 敲擊力變動對 DNS 振幅值之影響：(a) $t_c=21 \mu$ s, $F_{max}=403$ N；(b) $t_c=21 \mu$ s, $F_{max}=264$ N；(c) $t_c=40 \mu$ s, $F_{max}=403$ N；(d) $t_c=40 \mu$ s, $F_{max}=504$ N

五、DNS 分析法評估混凝土修補介面之品質

本研究規劃製作一組混凝土與混凝土之複合版試體，先澆製底層混凝土試體，大小為 100×100×10 cm，試體完成後養護 7 天，接著以樹脂塗抹並固定孔隙率分別為 20% (U20)、40% (U40)、60% (U60)、80% (U80) 與 100% (U100) 等五種泡棉，採用泡棉厚度僅有 0.4 mm 以模擬混凝土/混凝土介面孔隙，每一孔隙率泡棉之平面尺寸為 20×20 cm，並以 Epoxy 塗佈於泡棉上使其由重力作用，滲入孔隙下之底層混凝土面層作為黏著劑，再於上層澆置 10 cm 厚度之混凝土。本研究於混凝土/混凝土複合版試體上先進行敲擊回音試驗，並對敲擊回音反應執行 DNS 分析，以探討混凝土/混凝土複合版試體之修補介面孔隙含量與 DNS 振幅值之關係。接著進行鑽心拉拔試驗，以得不同孔隙含量修補介面之抗拉強度，並與敲擊回音試驗非破壞檢測結果作比較。

本研究利用直徑 3 mm 可感應敲擊器為敲擊源進行敲擊試驗，每一種介面孔隙率之區域皆施測 24 筆資料，接收器放置於距離敲擊源 3 cm 處，以接收器記錄敲擊後混凝土複合版表面質點之位移反應，記錄時間間隔為 1.6 μ s，記錄筆數為 8192 筆，因此形成一記錄長度為 0.0131 秒之位移波形，經 FFT 轉換所得之頻譜解析度為記錄長度的倒數，即為 76.29 Hz。首先量測頂層混凝土之波速約為 4200 m/s，以公式(5)或(7)計算可得修補介面之頻率約為 20.16 或 21.00 kHz。

圖 9 為各區試驗所得之 DNS 振幅圖，由上而下分別為 U100、U80、U60、U40、U20 及 U0 之代表性 DNS 圖。由圖 9 之 U100 區實驗測點之 DNS 振幅圖，可以發現一個相當高振幅之尖峰位於 20.00 kHz 處(如圖上標示之小圈圈)，因為 U100 即表示混凝土複合版之上層混凝土與下層混凝土已經完全分離，因此該尖峰為介面 100% 反射所引起，其 DNS 振幅值為 8.298。另外在頻率 4.12 kHz 處亦存在一尖峰判斷此為敲擊源所激發上層混凝土版之撓曲振動所引起。同樣的，在 U80 與 U60 的區域亦出現明顯之高振幅尖峰位於 21 kHz 處，亦屬於上下層混凝土介面之孔隙偏多造成應力波反射現象明顯所導致，其 DNS 振幅值分別為 3.954 及 3.175，隨著孔隙量之減少 DNS 振幅有降低之趨勢。雖然 U40、U20 及 U0 之區域，由於孔隙量減少而使得在介面之應力波反射能量不足於在頻譜上形成明顯之介面尖峰反應，但是仍可以在 21 kHz 附近找到對應之 DNS 振幅分別為 3.006、2.613 及 2.543，仍有下降之走勢。

將各區 24 筆實驗資料進行統計分析，得 U0、U20、U40、U60、U80 及 U100 區域測點 DNS 振幅值之平均值分別為 2.532、2.686、3.029、3.203、3.906 及 8.233，變異係數分別為 11.21%、4.79%、13.17%、8.79%、6.05% 及 4.82%。顯示本研究所建立之 DNS 分析法，對於混凝土/混凝土介面孔隙率之 DNS 振幅值具有相當之辨識度及穩定性，驗證本研究以 DNS 分析法，定量評估混凝土/混凝土介面孔隙率差異性之可行性。

最後對此複合版試體進行鑽心及拉拔試驗，以求得各區修補介面之抗拉強度，並將前面混凝土/混凝土非破壞敲擊回音試驗結果與拉拔試驗結果綜合分析，即可得到 DNS 尖峰振幅值與混凝土介面黏結強度間之相關性。本研究對於每一種介面孔隙率區域進行 3 組鑽心試體之拉拔試驗，並將所獲得之拉拔力數據平均值整理如表 2 所示。為探討各介面孔隙率之 DNS 尖峰振幅值與混凝土/混凝土介面黏結強度間之相關性，將各區域介

面之 DNS 尖峰振幅值與介面黏結強度加以正規化處理運算及整理於表 2，並將所得之數據繪製關係曲線，如圖 10 所示。圖 10 為 DNS 振幅值百分率與介面黏結強度百分率之關係圖，得其趨勢方程式為 $\ln(Y) = -2.32 \times \ln(X) - 2.688$ 。試驗結果顯示混凝土介面黏結強度會隨著介面孔隙量之增加而遞減，而 DNS 振幅則遞增，因此介面黏結強度將隨 DNS 振幅之增加而減少。因此，無因次正規化頻譜分析法有潛能可以定量評估混凝土介面孔隙含量，進而評估混凝土介面之黏結品質。

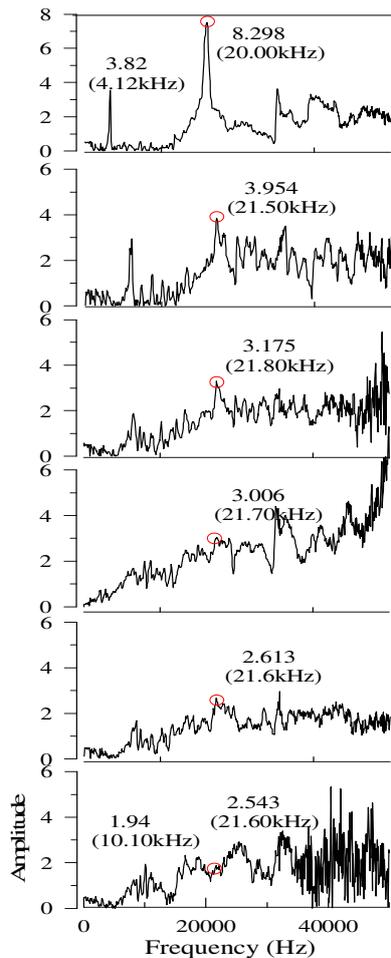


圖 9 試體之 DNS 振幅圖

表 2 各介面區域鑽心試體之拉拔試驗與 DNS 振幅值之彙整表

U100	試驗區域	U0	U20	U40	U60	U80	U100
	拉拔力 (kN)	5.25	4.64	4.36	3.01	1.98	0
U80	黏結強度 (MPa)	1.19	1.05	0.99	0.68	0.44	0
U60	破壞位置	底層混凝土	底層混凝土	底層混凝土	介面破壞	介面破壞	介面破壞
U40	介面黏結強度百分率	1.00	0.88	0.83	0.57	0.37	0.00
	DNS 振幅值	2.53	2.69	3.03	3.20	3.91	8.23
U20	DNS 振幅值百分率	0.31	0.33	0.37	0.39	0.47	1.00
U0							

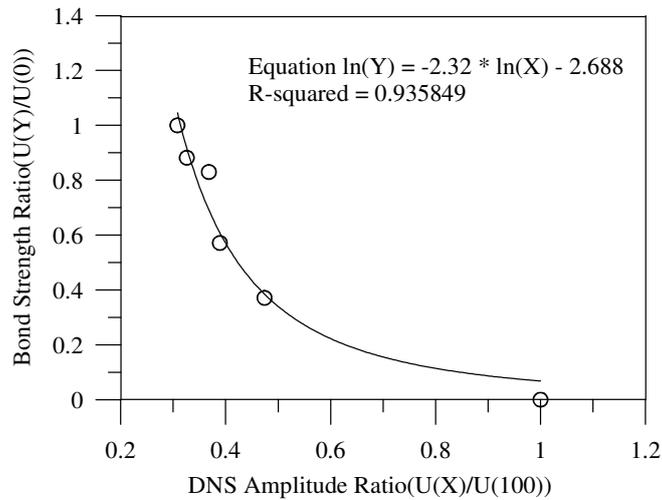


圖 10 DNS 振幅值百分率與介面強度百分率之關係

四、結論與建議

本研究之目的，為建立一種可感應敲擊器之率定方法，進而求得真實敲擊力歷時函數並發展一種應用於混凝土非破壞檢測之敲擊回音無因次正規化頻譜(Dimensionless Normalized Spectrum)分析法，用以量化評估混凝土複合版介面黏結孔隙率的差異性，將原本僅能由敲擊頻譜訊號是否出現對應於介面深度的頻率尖峰振幅值，來判斷修補介面良好與否的定性化評估，進一步推展至建立 DNS 振幅值與介面黏結孔隙率之量化關係，而達到檢測修補介面黏結良好與否的目的。根據試驗之結果綜合出下列幾點結論：

1. 以單擺運動原理及衝量原理進行可感應敲擊器之率定，經由實驗數據推導出可感應敲擊器輸出電壓值與真實敲擊力量之轉換常數，本研究之敲擊源為 3mm 及 9 mm 之可感應敲擊器其率定結果與 PCB 公司生產之 ICP Quartz Impact Force Sensor 所得之數據對照後，兩者之誤差百分率分別為 1% 及 3.8%，因此證明其率定成果良好。
2. 本研究針對相同之混凝土版厚、敲擊接觸時間、接收器距離及混凝土波速，但是不同之敲擊力最大振幅值進行數值分析，其結果顯示 DNS 振幅值與相同接觸時間敲擊力最大振幅值變動無關。
3. 由混凝土/混凝土修補介面孔隙率敲擊試驗及拉拔試驗結果，顯示本研究所建立之 DNS 分析法，對於混凝土修補介面孔隙率之 DNS 振幅值，在 U40 以上之介面孔隙率具有相當之辨識度及穩定性，且其介面之黏結強度會隨著介面孔隙率之增加而遞減。因此本研究所建立之 DNS 分析法，有潛能可以定量評估混凝土介面之修補品質。

五、參考文獻

- [1] Sansalone, M., and Carino, N.J., "Impact-Echo: A Method for Flaw Detection in

- Concrete Using Transient Stress Waves," NBSIR 86-3452, National Bureau of Standards, Gaithersburg, Maryland, Sept., 1986, 222 pp. (1986)
- [2] Sansalone, M., and Carino, N.J., "Detecting Delaminations in Reinforced Concrete Slabs with and without Asphalt Concrete Overlays Using the Impact-Echo Method," *ACI Materials Journal*, Vol. 86, No. 2, pp. 175-184. (1989)
- [3] Sansalone, M., and Carino, N.J., "Detecting Honeycombing, the Depth of Surface-opening Cracks, and UngROUTED Ducts Using the Impact-Echo Method," *Concrete International*, April, 1988, pp. 38-46. (1988)
- [4] Carino, N.J., and Sansalone, M., "Detecting Voids in Metal Tendon Ducts Using the Impact-Echo Method," *ACI Materials Journal*, Vol. 89, No. 3, pp.296-303 . May-June (1992)
- [5] Lin, Y. and Sansalone, M., "Detecting Flaws in Concrete Beams and Columns Using the Impact-Echo Method," *ACI Materials Journal*, Vol. 89, No. 4, pp. 394-405. (1992)
- [6] 林宜清，陳真芳，"敲擊回音法在隧道混凝土襯砌結構非破壞試驗之應用"，*中國土木水利工程學刊*，第八卷，第二期，pp. 173-183. (1996)
- [7] Wu, T.T. and Fang, J.S., "Nondestructive Evaluation of Surface-Breaking Cracks in Concrete Using Transient Elastic Waves," *Proceedings of the 1994 Far East Conference on Nondestructive Testing*, 1994, pp. 323-330.
- [8] Lin, Y., and Su, W.C., "Use of Stress Waves for Determining the Depth of Surface Opening Cracks in Concrete Structures" *ACI Materials Journal*, Vol. 93, No. 5, pp. 494-505. (1996)
- [9] Liu, P.L., Tsai, C.D., and Wu, T.T., "Imaging of Surface-breaking Concrete Cracks Using Transient Elastic Waves," *NDT&E International* , Vol. 29 (5), 281-292. (1996)
- [10] Lin, Y., Liou, T., and and Tsai, W.H., "Determining the Crack Depth and the Measurement Errors Using Time-of-Flight Diffraction Techniques," *ACI Materials Journal*, Vol. 96, No. 2, pp. 190-195. (1999)
- [11] ASTM C 1383 (1998), "Standard Test Method for Measuring the P-Wave Speed and the Thickness of Concrete Plates Using the Impact-Echo Method," *Annual Book of ASTM Standards*, Vol. 04.02.
- [12] 林宜清、陳真芳、蔡聖德，"混凝土構件幾何形狀對波速之影響"，*興大工程學報*，第五期，pp. 27-39. (1994)
- [13] Cheng, CC, Yu, CP, Chang, HC. "On the feasibility of deriving transfer function from Rayleigh wave in the impact-echo displacement waveform, the proceedings of advances in nondestructive evaluation," *Key Eng Mater* 2004;270 – 273:1484 – 91.
- [14] Cheng, C.C., Lin, Y., Hsiao, C., and Chang, H.C., "Evaluation of Simulated Transfer Functions of Concrete Plate Derived by Impact-Echo Method," *NDT&E International*, Vol. 40, No. 3, pp. 239-249. (2007)