

箱籠護岸結構之力學特性與數值模擬

林德貴⁽¹⁾ 李卓倫⁽²⁾ 林信輝⁽³⁾

摘要

在生態工法之應用中，箱籠護岸結構雖可採用傳統力學分析法檢核其穩定性並決定最適之尺寸與配置供作施工之依據，但對於其相應之變形特性則無法完全掌握。為了更真實地模擬箱籠結構承載後之變形模式，本研究採用有限元素法(Finite Element Method, FEM)分析工具，對箱籠結構與土壤間之互制行為進行一系列之數值分析後，回歸計算兩組岸面變位分佈方程式，以便預測箱籠結構在承受類似土壓力作用時，可能產生之水平與垂直變位。分析結果顯示，採用樑元素並配以較低之軸向勁度，同時忽略其撓曲勁度後，數值分析可有效模擬高柔性箱籠結構承載後之變形模式。另外，完工箱籠結構之剪力模數應採用總體外視剪力模數而非石材本身之剪力模數，其值反應了箱籠金屬格網與填充石材兩種組合材料之剪力變形特性。

(**關鍵辭**：箱籠結構、有限元素法、數值模擬、變位分佈方程式)

Numerical Modeling of Box Gabion Structure

Der-Guey Lin

Associate Professor, Department of Soil and Water Conservation
National Chung Hsing University, Taichung, Taiwan 402

Chou-Lung Lee

Graduate Student, Department of Soil and Water Conservation
National Chung Hsing University, Taichung, Taiwan 402

Shin-Hwei Lin

Professor, Department of Soil and Water Conservation
National Chung Hsing University, Taichung, Taiwan 402

ABSTRACT

In the application of ecological engineering method, the optimum dimension and configuration of gabion revetment can be determined by the conventional mechanical calculation and stability analysis. However, the commonly used conventional method is difficult to analyze the corresponding

-
- (1) 國立中興大學水土保持學系助理教授
 - (2) 國立中興大學水土保持學系研究生
 - (3) 國立中興大學水土保持學系教授

deformation characteristics of loaded gabion structure. To approach the deformation behavior of gabion structure realistically, a series of numerical analyses based on the finite element method were conducted to investigate the interaction behavior between soil and gabion structure. Eventually, two sets of displacement distribution equations were established to predict the horizontal and vertical displacement of gabion structure at revetment surface subjected to earth pressure. It is also indicated that the large deformation and deformation mode of loaded gabion structure due to high flexibility can be effectively captured in numerical modeling using beam element with relatively low axial stiffness and zero flexural stiffness. In addition, it should be noted that the overall apparent shear modulus, which considered the shear deformation characteristics of wire mesh and filled stone composite material need to be adopted in analysis instead of shear modulus of filled stone itself.

(**Keywords** : gabion structure, finite element method, numerical modeling, displacement distribution equations)

前言

近年來，台灣九二一災區之重建工程正逐步引入生態工法（Ecological Engineering Method）之設計理念。依據中興大學水土保持學系自然生態工法研發成果（林信輝及林德貴，2001），河溪生態工法工程構造物之規劃設計可依照（1）規模最小化（2）外型緩坡化（3）內外透水化（4）表面粗糙化（5）材料自然化及（6）成本經濟化之原則來進行。因此，箱籠結構提供了設計原則符合度較高的一種工法選擇。箱籠結構屬於重力式柔性結構，在配合生態工法之設計理念後普遍採用作為護岸或邊坡之擋土設施。當其承受背填材料之側向土壓力後將呈現水平剪力變形及垂直壓縮變形之混合型變形模式。此複雜之變形模式為土壓力-結構-基礎土層三者間的互制作用後所產生之變形行為，難以採用傳統的力學分析方法來評估。因此，本研究藉由數值分析工具來模擬箱籠結構各施工階段及承載階段所產生之變形，以反應其較為真實的變形行為。

箱籠結構之工程應用

箱籠結構於渠道沖蝕防護之應用相當普遍，因此水力學方面之研究亦較完整。Peyras 等人（1990）以模型試驗，觀測台階式箱籠溢洪道承受各種形式之溢流水衝擊荷重後，建立並量化一套消能準則及靜水池之設計法則。結果顯示，由於良好的消能效果，靜水池之長度約可縮短 10~30%。

在渠道沖蝕防護設計中常採用箱籠蓆作為抗蝕防護墊，由於箱籠結構之各組成單元具有相似之形狀、粗糙度、單位重及聯結方式；因此，對於此類結構較易於推導一簡單的穩定方程式（stability equation）或穩定係數（stability coefficient）來描述其水力特性。Maynard（1995）依循美國陸軍兵工團（1991a,b）設計手冊相同之方法，採用水深平均流速（depth-averaged velocity）之觀念，提出一套設計程序以便決定箱籠蓆在穩定條件下內部回填石材所需之平均粒徑及箱籠蓆之厚度。研究結果指出箱籠蓆之穩定乃由其內部回填石材之粒徑所控制而非蓆墊之厚度。

使用箱籠結構之優點在文獻多有介紹，其中 H.Brand（1992）述及主要優點在於結構體具有多孔自由排水功能，因此不致發生孔隙水聚積及其衍生的穩定問題。再者，由於多孔特性結構體容許水流滲透並產生泥砂沉

積 (silt deposition) 後，可以輔助當地植物之生長並保育原有之生態系統 (Stefano et al., 1998)。另外，由於結構體具高柔韌性，因此，在大量或不均勻沉陷發生之情況下具有良好的自我調整性並可緩和可能的應力集中。其他如施工迅速及現地取材之優點使箱籠結構更適用偏遠地區之溪流整治或崩場地之緊急處理措施上。反之，箱籠結構亦有其主要缺點，即施工成本及耐久性問題。本工法不需特殊技術工，但大部分成本卻集中於勞力的工時上。另外，縱使有人聲稱現存使用年限最久之箱籠結構已有 60 年，但箱籠金屬線格網 (wire mesh) 之長期耐久性還是常受人質

疑。一般金屬線 (wire strand) 鍍鋅 (zinc-galvanized) 並在外層裹覆 PVC (PolyVinylChloride, 聚氯乙烯) 加強保護後仍可能受填充石材或河床質之碰撞而發生裂損，並開始腐蝕劣化。再者，結構其中一個組成單元的損壞，亦可能使石材漏失並形成大的孔洞，進而導致整體結構之潰散。設計與施工者對於上述情形應有所體認。

目前箱籠結構在台灣主要應用於護岸或坡地擋土工上，在國外則遍及堰堤、整流工、河海岸沖蝕防護及渠道襯砌，應用分類如表 1 所示。

表 1. 箱籠結構之工程應用一覽表
Table 1. Applications of gabion structure.

工程類別	舉 例
水土保持工程	野溪治理整流工、山坡地擋土工、跌水工、防砂壩、潛壩、護岸、固床工。
水利工程	河堤、潛壩、水壩、堰、丁壩、護岸、跌水、溢洪道。
海岸工程	防波堤、海牆。
搶修工程	崩場地處理、決堤處理。
其它	廢棄物處理場擋土工、坍方地重力式擋土工、橋台翼牆、橋墩及河床保護。

相關材料及其工程特性

箱籠結構由組裝之矩形箱籠內填卵、碎石材而成，材料之工程性質對箱籠結構之整體力學與變形行為有重大的影響。

除美國陸軍工兵團 (1991b) 對於金屬線格網箱籠 (wire mesh gabion) 之特性有詳細的介紹之外，義大利 MACCAFERRI 公司 (1987, 1995) 發表之箱籠結構導引手冊中，內容則涵蓋材料、試驗、設計、分析與施工，

也是目前極少數具有實務應用價值的資料。

(1) 箱籠

加熱並退火使其韌化，再經過鍍鋅及外表面 PVC 裹覆 (PVC coating) 處理後而得，其製作箱籠之金屬線一般先以軟鋼加製程依各廠商之專利或技術而有所不同，鍍鋅可抗氧化而外層裹覆 PVC 可抵抗天候或環境長期造成之侵蝕。金屬線以機器編織成六邊形雙扭線格網 (hexagonal double twisted wire

mesh)，再進行裁剪後組裝成箱籠，組裝完成之箱籠單元及其展開之形式，如圖 1 (a) 及 (b) 所示。圖 1 (c) 則顯示網目之尺寸及邊框之捆結方式。箱籠可於內部架裝隔間網片 (internal cell diaphragm)，予以隔間 (一般採

用 1m 間距，隔成 1m³ 之小隔間)，其功能在加強箱籠結構整體之勁度。金屬線格網之力學性質 (如斷裂強度、伸長率及鍍鋅品質) 應符合要求的標準。常採用之箱籠單元尺寸如表 2 所示。

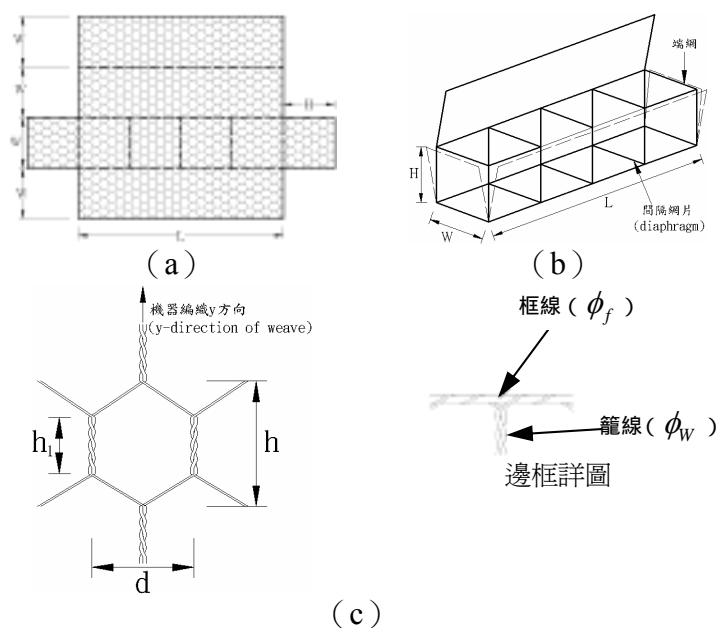


圖 1. 箱籠結構組成單元 (4 隔間) 示意圖 (a) 展開 (b) 完成組裝 (c) 網目單元及邊框捆結
Figure 1. Unit cell of gabion structure (4 cells) (a) expansion (b) installation (c) mesh size and frame tie.

表 2. 鍍鋅鐵絲 (或俗稱鉛絲) 箱籠尺寸

Table 2. Dimensions of gabion structure.

項 目	符 號	單 位	規 格
長 度	L	m	2.0/3.0/4.0/5.0
寬 度	W	m	0.5/1.0/1.5/2.0
高 度	H	m	0.5/0.6/1.0/1.5
網 目	d × h	cm	5 × 8 / 8 × 10 / 10 × 15 / 15 × 20
編織捲繞長	h ₁	cm	4.5/6.0
籠 線 直 徑	φ _w	mm	1.8/2.7/3.0/3.5
框 線 直 徑	φ _f	mm	3.0/3.5
PVC 裹覆厚度		mm	0.4~0.6

(2) 填充材

箱籠內之填充材可採用採石場生產或天然之圓狀石材，石材應具有抗風化、不易碎裂、不易溶蝕及強度（硬度）高之特性。若

箱籠結構之功能必須依賴其自身之重力方能展現，或結構體長期暴露於河心之常流水中時，則應採用密度較高之石材，如表 3 所示。

表 3. 各類石材密度表

Table 3. Unit weight of stone materials.

石材種類	$\gamma_s (t/m^3)$
玄武岩	2.9
花崗岩	2.6
硬石灰岩	2.6
砂岩	2.3
軟石灰岩	2.2
凝灰岩	1.7

參考圖 2 (OFFICINE MACCAFERRI, 1983)，可由已知回填材之單位重 γ_s 及孔隙率 n ($=0.30\sim0.40$) 決定完工箱籠之外視總體單位重 (apparent total unit weight) γ_g ，回填石材之最佳粒徑 d_s 約為 1~2 倍的箱籠網目尺寸

(圖 1 (c))，亦即 d_s 應足夠大以避免石材由網目漏失，而 $d_s = (1 \sim 2)d$ 之要求除可達成較經濟之回填施工外，亦可使結構體之荷載呈較佳之分佈（緩和應力集中）以及增進整體結構對變形沉陷之自我調整能力。

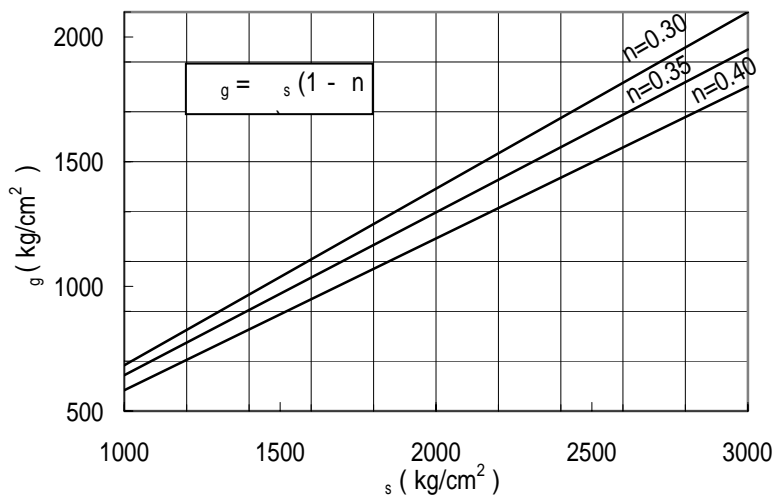


圖 2. 由回填材之單位重 γ_s 及孔隙率 n 決定外視總體單位重 γ_g
 Figure 2. Determination of apparent total unit weight γ_g of infilled stone material

箱籠單元之力學特性

有關箱籠結構單元原型試體之力學試驗資料方面，文獻記載有限，本節主要採用義大利 Bologna 大學結構試驗室（1979）、美國科羅拉多州試驗中心（1983）及義大利

MACCAFERRI 公司（1983）之試驗結果來進行力學特性之探討。

（1）金屬線格網片（wire mesh panels）之極限抗拉強度（ultimate tensile strength）

表 4. 六邊形格網片之極限抗拉強度 T_{ult} (kg/m)

Table 4. Ultimate tensile strength of hexagonal wire mesh.

網目規格 $d(cm) \times h(cm)$	極限抗拉強度 (kg/m)				
	金屬線直徑 ϕ_w (mm)				
	2.0	2.2	2.4	2.7	3.0
5×7	3500	4000	4500	—	—
6×8	3000	3500 (1200)	4200	4700	—
8×10	—	—	3400	4300	5300 (2200)
10×12	—	—	—	3500	4300

() 中之數據表示極限抗拉強度是在拉力加載於 y 方向之垂直方向時求得

每 1m 寬格網片之極限抗拉強度 T_{ult} ，以其承受拉力作用後，金屬線開始發生斷裂時之拉力荷重定義之。此拉力荷重又稱為斷裂荷重。表 4 摘錄各種網目規格之格網片在試驗結果顯示，在斷裂荷重下之格網片伸長應變量在拉力荷重加載於機編方向 (y 方向) 之情況下可達 6~7%，反之，在拉力荷重加載於機編方向之垂直方向時，其伸長應變量則大幅增加至 20~22%。

（2）箱籠結構單元之單向壓縮強度

採用 $W \times L \times H = 0.5m \times 0.5m \times 0.5m$ 之箱籠（網目規格 $d \times h = 6cm \times 8m$ ，金屬線徑 $\phi_w = 2.7mm$ ）並於內部填充石材後進行側向膨脹束制及未束制 (restricted and unrestricted lateral expansion) 之單向壓縮試驗，加載速率為 $1t/m^2/min$ ，其壓縮應力 σ

($= P/A$) 及壓縮應變 ε ($= \Delta H/H$) 之關係曲線如圖 3 所示。其中， P = 垂直荷重 (最大荷重 $P_{max} = 750 \sim 1200 kg$)， A = 初始承載面積 ($= 2600 \sim 3078 cm^2$)， H = 初始高度 ($= 0.46 \sim 0.5m$) 及 ΔH = 最終壓縮量 ($= 21.5 \sim 27.5cm$)。由於每一試體之回填情況及初始尺寸皆不相同，因此由試驗結果獲得之抗壓強度 ($\sigma_{max} = P_{max}/A$) 並不一致，其值約為 $24.4 \sim 41.2 kg/cm^2$ ，典型的試驗結果如表 5 所示。

由圖 3 可知外視正切模數 E_g ($= \Delta \sigma / \Delta \varepsilon$, apparent tangent modulus) 在壓縮應變 $\varepsilon < 30\%$ 之階段其值約為 $20 \sim 40 kg/cm^2$ 之間。隨之，當壓縮應變 $\varepsilon > 30\%$ 時，箱籠核心石材逐漸破裂且包裹石材之格網大幅向外擴撐，應力~應變曲線瞬間轉為陡峭，其壓縮應變 $\varepsilon = 50\%$ 之相當

正切模數可超過 200 kg/cm^2 。最後，由試驗觀測結果，箱籠結構單元隨壓縮應變漸增之破壞機制可摘述如下：

1. 在初期受壓階段 ($\sigma \leq 20 \text{ kg/cm}^2$)，填充石材會自行移動調整其位置，均勻分散荷重以減緩應力集中，而單粒石材仍完好無損。
2. 隨荷重增加，粒徑較大石材發生破裂，石材破裂由中央之核心部分向外擴展，同時

- 網線之拉力增加以抵抗橫向擴撐之石材。
3. 荷重再次增加，石材被壓碎並發生大量側向鼓脹，同時網線在應力較集中之區域將發生斷裂，如加載蓋版與格網之接觸點以及石材較尖銳外緣與格網之接觸點。
 4. 單一網線之斷裂並不會影響箱籠圍束填料之能力，目前金屬網線斷裂之力學機制仍無法預測，且斷裂時之荷重 P_{\max} 其值變異很大。

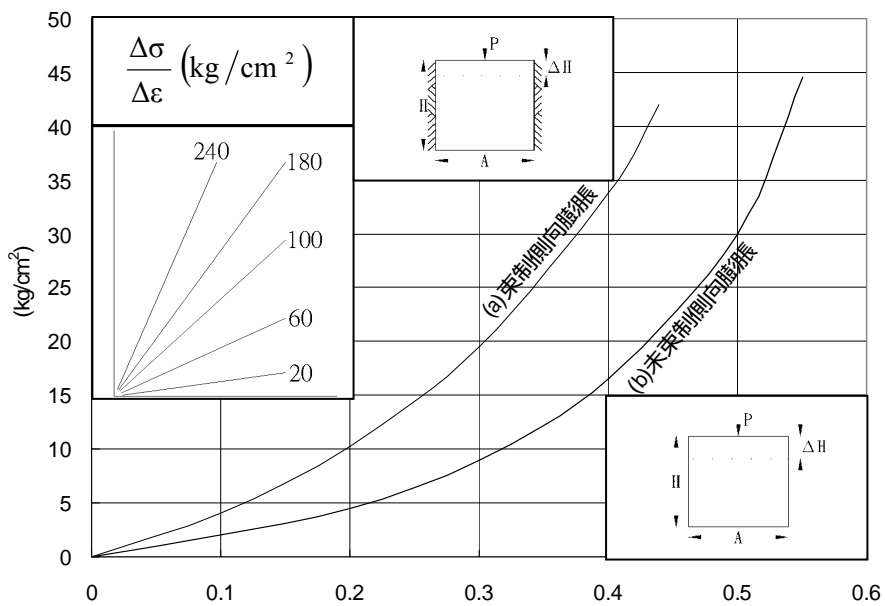


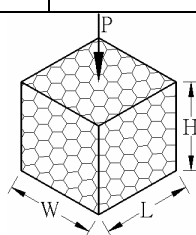
圖 3. 箱籠結構之單向壓縮應力~應變關係曲線
 (a) 束制側向膨脹 (b) 未束制側向膨脹

Figure 3. Stress~Strain relationship of uniaxial compression test of gabion structure (a)lateral restraint (b) lateral unrestraint.

表 5. 箱籠結構單向壓縮試驗荷重及變形（側向膨脹未束制）

Table 5. Loading and deformation of gabion structure for uniaxial compression test. (lateral unrestraint)

試體 編號	初始尺寸 (m)		P_{max} (ton)	$\sigma_{max} = P_{max} / (W \times L)_i$ (kg/cm ²)	最終尺寸 (m)	
	$(W \times L)_i$	H_i			$(W \times L)_f$	H_f
1	0.53 × 0.55	0.470	120.0	41.2	0.81 × 0.85	0.235
2	0.54 × 0.57	0.460	75.0	24.4	0.82 × 0.80	0.245
3	0.53 × 0.56	0.500	93.0	31.3	0.82 × 0.85	0.260



$$P = P_{max} \text{ 金屬線斷裂}$$

(3) 箱籠結構單元之簡單剪力強度

圖 4 顯示箱籠結構單元（雙隔間）之抗剪能力是由內部隔間網片所提供。其中， P = 隔間網片所承受之剪力荷重， τ = 隔間網片承受之平均剪應力（= P/A ）， A = 隔間網片之面積（= $H \times W$ ）及 v = 剪位移。單元承載初期，回填石材之位置進行自我調整並伴隨大量之剪力變形。隨之，進入加勁階段，結構單元之勁度增加，外圍格網之圍束功能開始作用。由表 6 中三種不同捆結及隔間方式之箱籠單元試驗結果可知，除了增加隔間網片本身之強度外，亦可藉由適當的捆結及隔間配置來提升單元之整體抗剪能力。其中，剪應變 $\gamma = v/(l/2)$ 且 l = 兩支撐間之跨距（= $0.55m$ ），而剪力模數 $G = \tau/\gamma$ ， $P = 2500 kg$ 相當之剪力模數 G_{2500} 為圖 4 中 $\tau - v$ 關係曲線加勁階段之平均剪力模數值。再者，由試驗求得之最大剪力模數 G_{max} ，其值約在 $2.40 \sim 4.20 kg/cm^2$ 之間，此為箱籠結構單元之總體外視剪力模數

(overall apparent shear modulus)，其值反應了箱籠格網與回填石材兩種材料之混合剪力變形特性。因此，在進行數值模擬時，箱籠結構之剪力模數輸入值應為 G_{max} 而非回填石材之剪力模數 G_{stone} ($G_{stone} \gg G_{max}$)

(4) 結果詮釋

由前述 3 種試驗結果，吾人可對箱籠結構金屬線格網與回填石材之力學行為可作下列闡述：

1. 由壓縮及剪力試驗已証實，結構體在初始荷重階段之低應力狀態下，其變形具有相當之可恢復性，尤其在側向膨脹束制情況下，此可恢復之變形特別明顯，因此可視結構處在彈性階段。在實務上，側向膨脹受束制之承載行為較未束制者切合實際且重要。
2. 當荷重超越彈性階段，伴隨著石材之內部移位及密度增加，箱籠結構核心部分之石材開始破裂，此時之變形在本質上為不可恢復，可視結構處在塑性階段，圖 3 及 4

之荷重~變形曲線亦顯示結構之勁度隨荷重成正比增加，而且在大變形發生時，結構並未達到完全破壞之情況，此意謂箱籠結構承載後之力學行為亦具有應變硬化 (strain hardening) 之特性。

3. 回填石材之抵抗力主要源自於四週包圍箱籠格網之圍束作用，若採用傳統土壤力學之摩爾-庫倫 (Mohr-Coulomb) 準則來詮釋箱籠結構之強度時，可將金屬格網之圍束效應視為箱籠內回填石材之當量凝聚力及內摩擦角。另外，由圖 3 之荷重~變形曲線可知，在相同應變條件下，側面膨脹受束制之壓縮強度約為未束制者之兩倍。

相關設計準則

(1) 結構體之尺寸及配置

在箱籠結構之設計除了結構幾何配置必

須符合現地情況外，也要滿足各項安全性檢核 (如傾倒、滑動、承載力及整體穩定) 同時兼顧其功能性、景觀性及經濟性之要求。

在結構幾何配置上，應考慮箱籠結構組合單元之尺寸及型式、結構體之後傾角及基礎之寬度與埋置深度。對於高度超過 3 m 之箱籠結構其後傾度 (batter) 至少應有 6° 以上。岸高 $H > 4.5m$ 時，採用 0.5 m 高之箱籠單元較 1.0 m 者有利於施工。另外，岸高 $H \leq 4m$ 時之基礎埋置深度可採 0.5 m，而 $H > 4m$ 時可增加為 1 m。

重力式箱籠結構之配置方式可分為岸面台階式 (stepped-front-face) 及岸背台階式 (stepped-rear-face) 如圖 5 (a) 及 (b) 所示。一般除了有景觀性、特殊性之要求或岸高較小之情況而採用後者外，在實務上，尤其牆高 $H > 5 \sim 6m$ 之情況，多採用岸面台階式之構築方式。

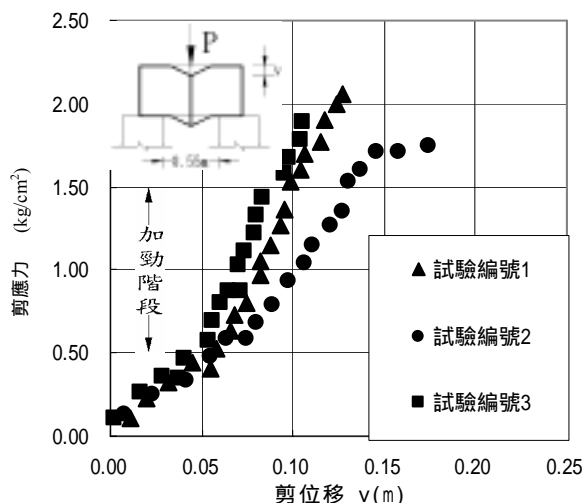
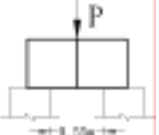
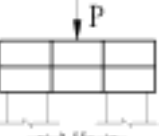
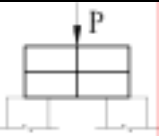


圖 4. 箱籠結構單元 (雙隔間) 簡單剪力試驗剪應力~剪位移關係曲線

Figure 4. Shear stress ~ Shear displacement relationship of simple shear test for gabion structure.

表 6. 各種不同捆結方式與隔間配置之簡單剪力試驗荷重及變形

Table 6. Loading and deformation of simple shear test for gabion structure with various tie patterns and cell layouts.

試驗編號	捆結方式與隔間配置	受剪斷面積 A ($H \times W$) (m^2)	最大載重 P_{max} (ton)	最大剪應力 $\tau_{max} = \frac{P_{max}}{2A}$ (kg/cm^2)	最大剪位移 v (m)	剪力模數 ($P = P_{max}$) $G_{max} = \frac{\tau_{max}}{2v/l}$ (kg/cm^2)	剪力模數 ($P = 2500kg$) $G_{2500} = \frac{\tau}{2v/l}$ (kg/cm^2)
1		0.54×0.53	12.2	2.13	0.16	3.65	2.12
2		0.48×0.55	9.6	1.82	0.21	2.40	1.75
3		0.53×0.53	11.1	1.98	0.13	4.20	2.55

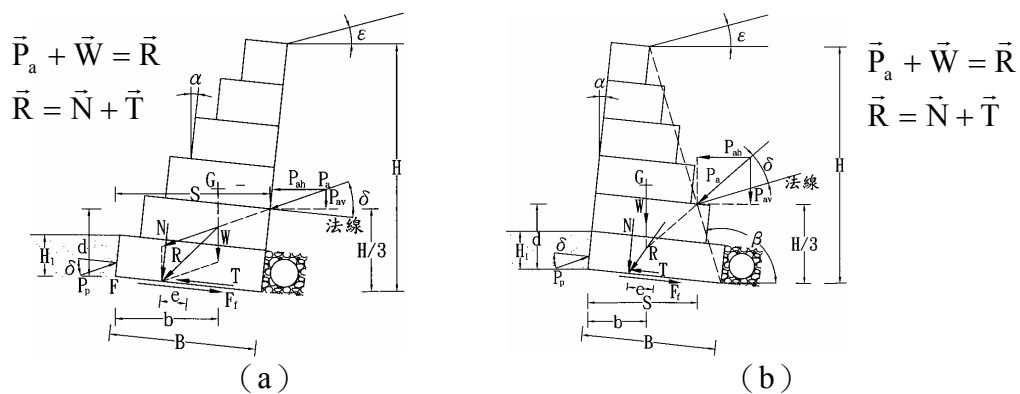


圖 5. 箱籠結構穩定檢核與應力分析作用力 (a) 岸面台階式 (stepped-front-face) (b) 岸背台階式 (stepped-rear-face)

Figure 5. Acting forces for stability and stress analysis of gabion structure (a)stepped-front-face (b)stepped-rear-face.

生態植生考量

(2) 回填施工

在回填石材之粒徑符合不漏失之要求原則下，應儘量採用較小尺寸之網目及石材粒徑以降低箱籠之孔隙率及回填成本。再者，回填石材之粒徑較小時，其密度愈均勻，承受荷重後之應力分佈性較佳（不致有過度應力集中）且完工結構對於沉陷變形具有較佳之自我調整性。

(3) 容許變形

箱籠結構不會因為變形而喪失其應有之強度，其在承受水平推擠力時，抵抗水平變形之能力主要源自於回填石材顆粒間所啟動之內部剪阻抗，因此，剪應力控制箱籠結構之水平變形。同時，結構體之變形量亦為最終設計之主要考量因素之一。

(4) 排水

箱籠屬於透水結構，可收集並排除地下水，進而減輕地下水所引起之不穩定問題。另外，箱籠結構可藉由回填石材孔隙間之自然循環蒸發作用來加強排水功能。當箱籠結構作為擋土工且牆背繫留之土砂有流失之顧慮時，箱籠結構與背填土界面間之濾層設計為必需之排水輔助措施。另外，在結構岸背跟部亦應考慮設置排水管之必要性以利背部填土區之排水。

箱籠為多孔隙性透水構造物，植生後外觀較能配合當地自然景觀。於護岸工程上因其多孔隙特性，植物之根系易深入盤衍。於箱籠內部填充石材時或於箱籠堆疊層次間鋪置可發芽、發根之活切枝條，使其生根貫入箱籠岸背填方內，終將箱籠整體碇著於河岸上。其根系之發展更可使箱籠結構與背填土緊密結合。因此，除了可提供水生動物較佳之棲息及產卵場所外，對箱籠之整體性亦有加勁作用，增強其整體抗沖刷力之效果。另外，在植物生長後對水際域可提供遮蔭效果，調節水溫，改善水生生物棲息環境。

箱籠植生施作可採方式如圖 6(a)及(b)所示。於每層箱籠退縮處以客土扦插活切枝條(cutting as brush layers)，待其長成之根系深入穿過箱籠孔隙並碇著於後方填土或河岸土層中時，箱籠與後方土層將更加緊密結合。另者，可於每層箱籠退縮處之穴坑鋪設土工織物或草席並於其上填充含草種或樹種之沃土，其長成根系在結構內部填充石材間橫向蔓延，使得箱籠格網框和內部回填石材能網結成爲一體。一般活切枝條可採用柳樹(willow)、赤楊(alder)及白楊(poplar)等樹種，其直徑約 1.25~2.5cm，長度以能穿過箱籠抵達背後填土為準。

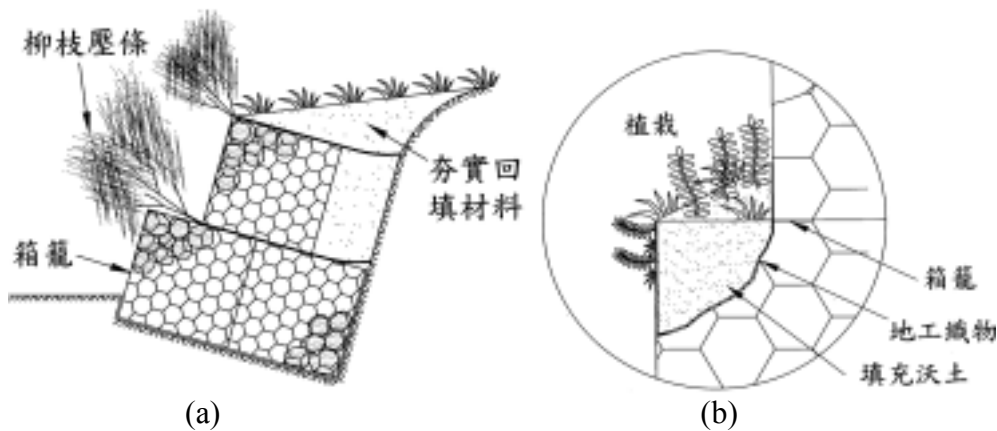


圖 6. 箱籠植生施作方式 (a) 活切枝條 (b) 沃土植生

Figure 6. Vegetations of gabion structure (a) living cut (b) fertile-sill vegetation planting.

穩定分析與應力檢算

箱籠結構於水土保持工程之應用可為水工結構或擋土結構，但在治山防災工程措施上，則以擋土為主（如：護岸及護坡擋土工、潛壩及防砂壩）。因此，箱籠結構分析時所需之設計荷重主要源自於背填土之土壓力及地震時所引起之土壓推擠力及水平慣性力。凝聚力雖然可降低主動土壓力，但背填土在降雨後含水量驟增之情況下，凝聚力可能瞬間消失。反之，以另一個角度來看，箱籠結構具有高度透水性，利於背填土之排水，因此將凝聚力納入主動土壓力計算亦無不可。

無論任何型式之箱籠結構皆需檢核其傾倒、滑動及整體穩定之安全性。其中，整體穩定與結構本身及其周圍之土層狀況有關，可將其歸類為擋土工邊坡穩定分析，一般通用之邊坡穩定分析程式即可進行檢核分析。依過去經驗，箱籠結構抵抗傾倒之安全係數，由於其後傾（batter）之構築方式，通常可滿足要求。因此，箱籠結構發生傾倒破壞之可能性不高，滑動不穩定為其較可能之破壞模式。

應力檢算包含箱籠結構體之壓應力、剪

應力及基礎土層之承載壓力計算。各種應力之最大計算值皆不得超出其規定之容許強度值。

數值模擬

箱籠結構屬於重力式柔性結構，承受側向土壓力後之剪力變形及伴隨之沉陷變形為其主要變形模式，以一般傳統分析方法不能有效的評估土壓力～結構～基礎地層三者間的土壤～結構互制行為，因此藉由數值分析方法模擬箱籠結構各階段之工程施作較能反應其實際的力學行為。

(1) 數值分析工具

本研究採用 PLAXIS (1998) 程式作為數值分析的工具，程式之理論背景乃針對岩土及結構之變形、滲流、壓密等控制方程式，運用有限元素法進行數值解的推導。依待解問題之實際條件，程式可選用內建之各類型元素及材料模式將問題物理模式離散化後進行變形、滲流及壓密等分析。

(2) 箱籠結構之變形分析

為確認數值分析之有效性，數值計算結

果將與義大利 OFFICINE MACCAFERRI 公司 (1987) 發表之全尺寸箱籠結構側向載重試驗量測值及傳統分析結果作比較。

1. 載重試驗與傳統變形分析：

圖 7 (a) 表示試驗之幾何配置及荷重加載方式，結構體由標準尺寸分別為 $1.50 \times 1.00 \times 1.00m$ 、 $2.00 \times 1.00 \times 1.00m$ 及 $1.50 \times 1.00 \times 0.50m$ 之箱籠單元所組成，金屬網線及單元間繫結用金屬線之直徑皆為 $2.00mm$ ，回填石材採用河床圓卵石，平均粒徑約 $90 \sim 120mm$ ，摩擦角 ϕ 採用 32° ，完成箱籠結構之外視總體單位重 $\gamma_g = 1800 kg/m^3$ 。將水注入兩牆間之柔性水槽 (flexible tank) 後產生靜水側向推力，最大靜水頭為 $4m$ 。圖 7 (b) 及 (c) 分別表示結構承受之作用力及傳統力學分析方法，可依下列各式估算結構承受側向壓力時任意位置 i 之剪應力 τ_i ，剪應變 γ_i 及剪力模數 G_i ：

$$\tau_i = \frac{t_i}{b_i} \quad (1)$$

$$\gamma_i = \frac{z_i - z_{i-1}}{x_i - x_{i-1}} \quad (2)$$

$$G_i = \frac{\tau_i}{\gamma_i} \quad (3)$$

式中， z_i 與 z_{i-1} = 分別為兩相鄰位置 i 與 $i-1$ 之水平位移

x_i 與 x_{i-1} = 分別為兩相鄰位置 i 與 $i-1$ 距牆頂之深度

t_i = i 位置之作用剪力

b_i = i 位置之牆厚度

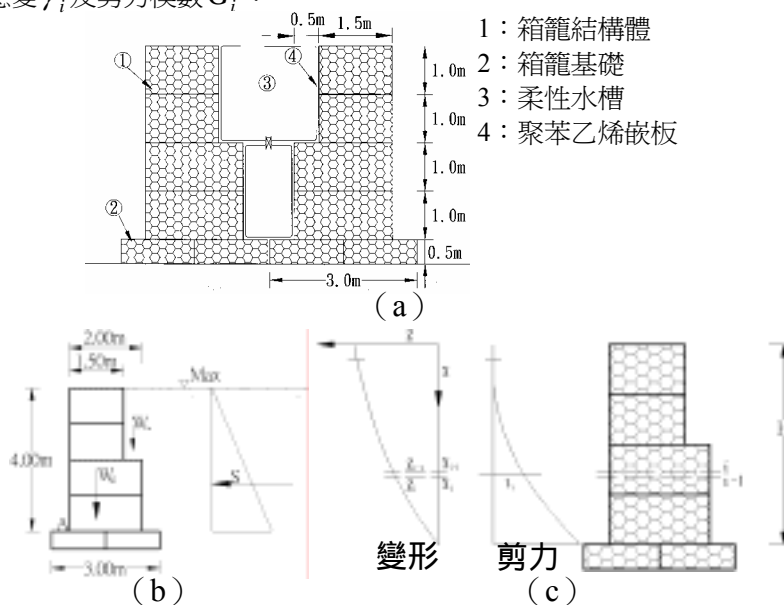


圖 7. 全尺寸箱籠結構側向載重試驗 (a) 各部組合配置 (b) 結構體上之作用力 (c) 剪力與剪力變位示意圖

Figure 7 Full scale lateral loading test of gabion structure (a) installation layout (b) acting force (c) shear force and shear displacement

利用水平位移之量測值及剪應力之計算值可建立剪應力 τ 與剪力模數 G 間之關係。圖 8 中所示之關係曲線及方程式乃考慮箱籠結構之整體柔性度而求得，其值遠小於回填石材本身之剪力模數（極高）。因此，在進行數值模擬分析時對於結構體剪力模數之輸入值應特別注意。另者，在初步階段較簡化之計算中，對於一般大小之剪應力，可較保守地將 G 值取在 $1.5 \sim 3.5 \text{ kg/cm}^2$ 之間。最後，依現地情況選用適合的 G 值（參考圖 8），再利用傳統力學分析方程式 (1) 及 (3) 即可估算箱籠結構之水平變形。

2. 數值模擬變形分析：

(1) 元素類型：

依圖 7 (a) 及 (b) 側向載重試驗之幾何配置及邊界條件進行離散化 (discretization)。如圖 9 所示，箱籠回填石材及基礎土層採用 6 結點三角形土壤元素來模擬，內含三個積分點，形函數為二次多項式。另外，金屬網籠則採用 3 結點四邊形樑元素來模擬，內含四個積分點，其形函數為一次多項式。

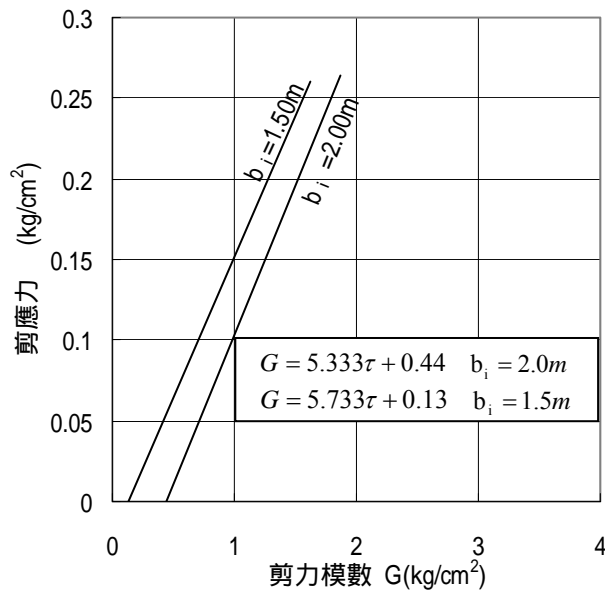


圖 8. 箱籠結構承受側向載重，剪應力與剪力模數間之關係

Figure 8. Relationship between shear stress and shear modulus for gabion structure subjected tie lateral loading.

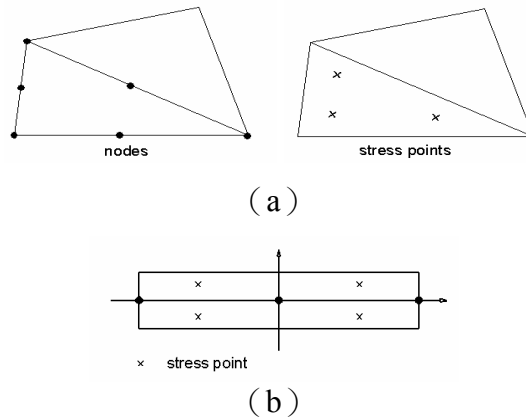


圖 9. 有限元素離散化採用之元素類型 (a) 6-結點三角形土壤元素
 (b) 3-結點四邊形樑元素

Figure 9. Element types of finite element discretization (a)6-nodes triangular soil element
 (b)3-nodes quadrilateral beam element.

(2) 材料模式：

箱籠回填石材及基礎土層之材料行為皆採用 Mohr-Coulomb 彈塑性模式（來模擬。另外，金屬網籠則採用線彈性模式來模擬。Mohr-Coulomb 模式以下列三組降伏函數（Smith & Griffith, 1982）來定義降伏條件：

$$f_1 = \frac{1}{2} |\sigma_2' - \sigma_3'| + \frac{1}{2} (\sigma_2' + \sigma_3') \sin \phi - C \cos \phi \leq 0 \quad (4a)$$

$$f_2 = \frac{1}{2} |\sigma_3' - \sigma_1'| + \frac{1}{2} (\sigma_3' + \sigma_1') \sin \phi - C \cos \phi \leq 0 \quad (4b)$$

$$f_3 = \frac{1}{2} |\sigma_1' - \sigma_2'| + \frac{1}{2} (\sigma_1' + \sigma_2') \sin \phi - C \cos \phi \leq 0 \quad (4c)$$

三組降伏函數在有效主應力空間 $\sigma_1 \sim \sigma_2 \sim \sigma_3$ 中代表一不規則六角錐，其應力~應變關係為完全彈塑性（perfectly elastic plastic），如圖 10 (a) 及

(b) 所示。另外，採用下列三組塑性潛勢函數（plastic potential function）來計算材料之塑性應變：

$$g_1 = \frac{1}{2} |\sigma_2' - \sigma_3'| + \frac{1}{2} (\sigma_2' + \sigma_3') \sin \psi \quad (5a)$$

$$g_2 = \frac{1}{2} |\sigma_3' - \sigma_1'| + \frac{1}{2} (\sigma_3' + \sigma_1') \sin \psi \quad (5b)$$

$$g_3 = \frac{1}{2} |\sigma_1' - \sigma_2'| + \frac{1}{2} (\sigma_1' + \sigma_2') \sin \psi \quad (5c)$$

方程式 (4) 及 (5) 中之凝聚力 C 、摩擦角 ϕ 及膨脹角 ψ 為 Mohr-Coulomb 模式之三個塑性參數（plastic parameter），用以定義並計算材料之降伏條件及塑性應變。

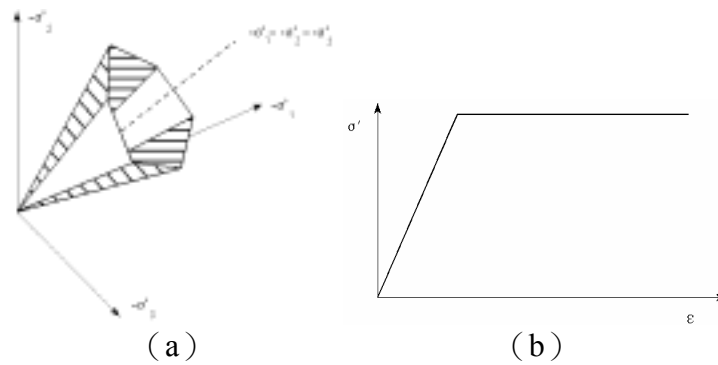


圖 10. Mohr-Coulomb 完全彈塑性模式 (a) 有效主應力空間中之不規則六角錐降伏函數 (b) 應力~應變曲線

Figure 10. Mohr-Coulomb perfect elastic plastic model (a)irregular hexagonal cone yield function in effective principal stress space.

- (3) 材料模式參數：
- 本研究爲了避免箱籠結構之變形行爲受基礎壓縮沉陷之影響，因而在數值模擬過程中，對基礎土層採用較高之彈性係數輸入值以儘量減小基礎沉陷量所造成之影響。Mohr-coulomb 彈塑性模式與線彈性模式所需之模式參數輸入值，分別如表 10 及 11 所示。

表 10. Mohr-coulomb 彈塑性模式輸入參數

Table 10. Input parameters of Mohr-Coulomb elastic plastic model.

材料模式參數	乾單位重 $\gamma_d (t/m^3)$	濕單位重 $\gamma_m (t/m^3)$	水平滲透係數 $K_x (m/day)$	垂直滲透係數 $K_y (m/day)$	柏松比 ν
箱籠回填石材	1.78	2.0	7×10^2	7×10^2	0.34
基礎土層	1.73	1.94	1×10^{-2}	1×10^{-2}	0.30
材料模式參數	彈性模數 $E (t/m^2)$	凝聚力 $C (t/m^2)$	摩擦角 $\phi (^\circ)$	膨脹角 $\psi (^\circ)$	材料排水性
箱籠回填石材	150	2.0	32.0	0	排水
基礎土層	8.16×10^3	1.0	30.0	0	排水

表 11. 線彈性模式輸入參數
 Table 11. Input parameters of linear elastic model.

材料模式參數	軸向勁度 EA(t/m)	撓曲勁度 EI(tm ² /m)	單位長度重量 W(t/m/m)	柏松比 ν
金屬網籠	196	0.0	0.86	0.28

- (4) 施工順序及側向加載模擬：
 箱籠結構施工及承受側向加載之數值模擬，依 7 個階段 (phases) 進行平面應變排水分析 (plane strain drained analysis)：
- phase 1: 初始應力 (initial stress) 計算，模擬箱籠施工前之現地應力 (in-situ stress)。
 - phase 2: 模擬最底層箱籠 (0.5m 高) 構築。
 - phase 3~phase 6: 模擬箱籠單元構築 (4m 高，每個單元高 1m，共 4 個單元)。
 - phase 7: 模擬側向靜水壓加載。程式對上述每一階段進行模擬分析並輸出各階段之應力、變位及材料彈塑性狀態。圖 11 顯示 phase 7 之箱籠結構變形模式及其相當之變位場大小及方向。

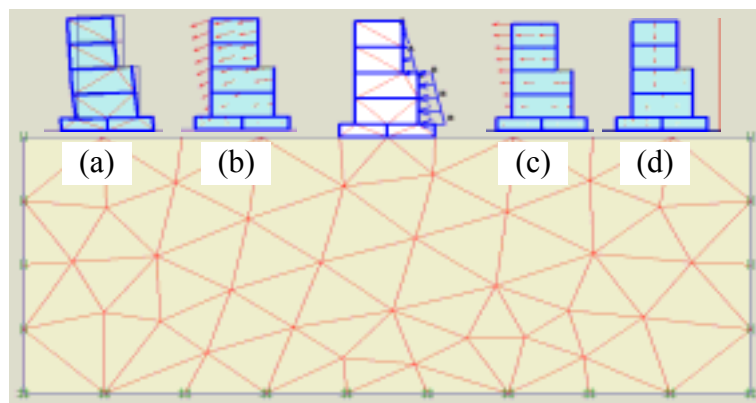


圖 11. 全尺寸箱籠結構側向載重試驗離散化有限元素網格及變位場 (a) 變形模式 (b) 總位移場 (c) 水平變位場 (d) 垂直變位場

Figure 11. Finite element mesh and displacement field of full scale gabion structure subjected to lateral loading (a) deformation mode (b) total displacement field (c) horizontal displacement field (d) vertical displacement field.

3. 分析結果與比較：

圖 12 顯示數值分析方法可有效模擬箱籠結構之水平變形，同時由計算值得知，回填石材之剪力模數 G 之輸入值對水平變位計算結果有重大的影響，其值應參考表 6 及圖 8 箱籠結構剪力模數之試驗

值來決定，而非直接採用回填石材本身的剪力模數（極高），此點相當重要。另外，由箱籠結構之垂直變形分佈可估算結構自重造成之壓縮約 6cm ，其值約為水平變形（ 33.3cm ）之 $1/5$ 。

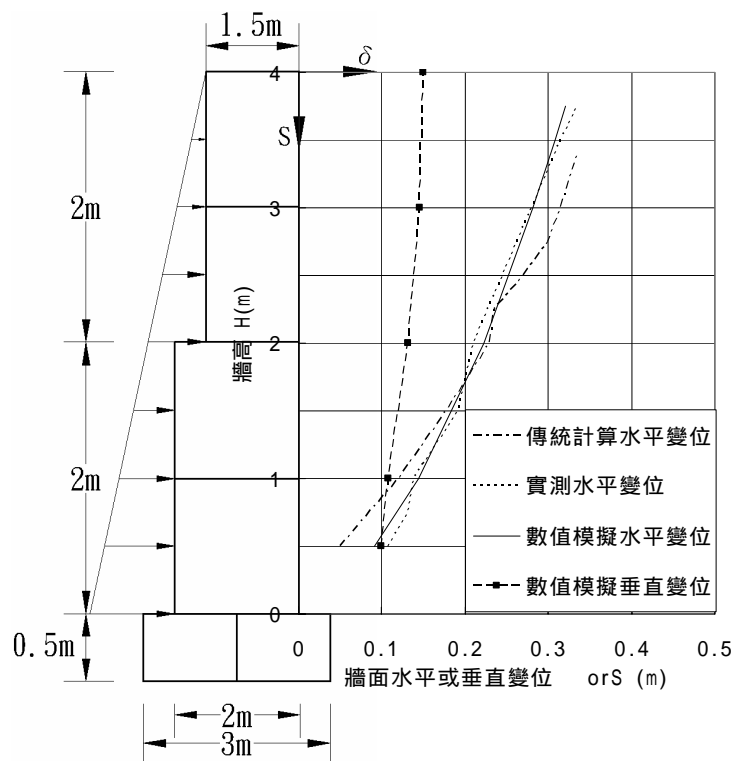


圖 12. 箱籠結構承受側向載重之牆面水平及垂直變位之計算值與觀測值比較
Figure 12. Comparisons between calculation and measurement of horizontal and vertical displacements of gabion structure subjected to lateral loading.

(3) 參數研究

箱籠結構數值分析之有效性已在前述之全尺寸數值模擬結果予以確認。本節採用反算所得之材料模式參數（表 10 及 11）及數值程序對不同配置之箱籠結構，進行一系列之數值試驗。如圖 13 所示，選用重力式岸面台階箱籠配置，高寬比 $H/B \leq 1.5$ ，結構高度

H 、底寬 B 及頂寬 b 之配置尺寸如表 12 所示，施工之數值模擬可依下列階段進行：

phase 1：以坡度 1:1 岸坡進行初始應力計算，模擬箱籠施工前之現地狀況。

phase 2~phase n：模擬箱籠單元構築（ H 高，每單元高 1m ）及背後原土回填（回填土採自現地土層）。

其中， n 依箱籠高度 H 而定。

1. 變形模式及最大變形：

如圖 14 所示，重力式箱籠結構承受側向土壓之垂直變形 (S) 大於其水平變形 (δ)。由圖 15 (a) 及 (b) 可知箱籠岸面之水平變形比 (δ/H) 約為其垂直變形比 (S/H) 之 0.5 ~ 0.75。此意謂後傾重力式箱籠結構對於抗傾倒破壞具有較高之安全係數。圖 16 亦指出，重力

式箱籠結構之最大垂直變形比 (S_{max}/H) 約為水平變形比 (δ_{max}/H) 之 2.0 ~ 1.3 倍 (此時相當之高寬比 H/B 為 1.33 ~ 1.66)。此說明，由於金屬網籠水平變形所引起之垂直變形效應相當顯著，設計者在採用傳統分析方法推估水平變形量之餘，其相伴之壓縮變形亦不可忽視。

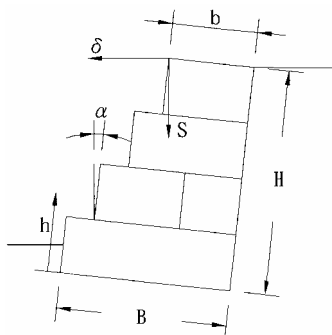


圖 13. 不同配置之箱籠結構進行有限元素數值分析

$\alpha = 6^\circ$ 、 $H = 4 \sim 10m$ 、 $B = 3 \sim 6m$ 、 $b = 1.5m$

Figure 13. Finite element analysis of gabion structure with various dimensions.

表 12. 箱籠結構高度 H、底寬 B 及頂寬 b 之配置尺寸

Table 12. Gabion structure with various dimensions of height H, base width B and top width.

高度 H(m)	4	6	8	10
底寬 B(m)	3	4	5	6
頂寬 b(m)	1.5	1.5	1.5	1.5
後傾角 $\alpha(^{\circ})$	6°	6°	6°	6°

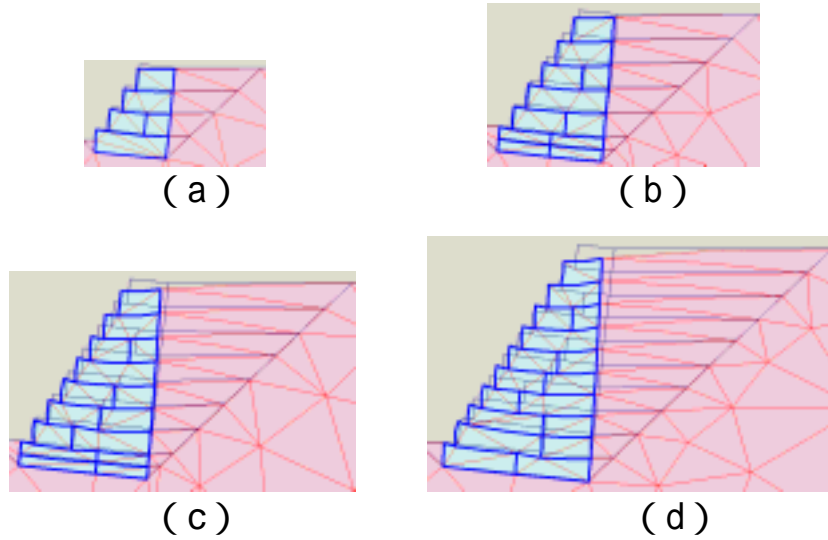
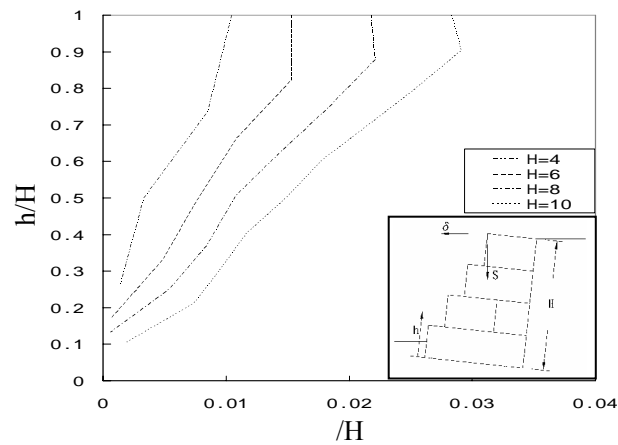


圖 14. 不同配置箱籠結構承受側向土壓力之變形模式

(a) $H = 4$ 、 $B = 3$ (b) $H = 6$ 、 $B = 4$

(c) $H = 8$ 、 $B = 5$ (d) $H = 10$ 、 $B = 6$

Figure 14. Deformation mode of gabion structure with various dimensions subjected to lateral earth pressure.



(a)

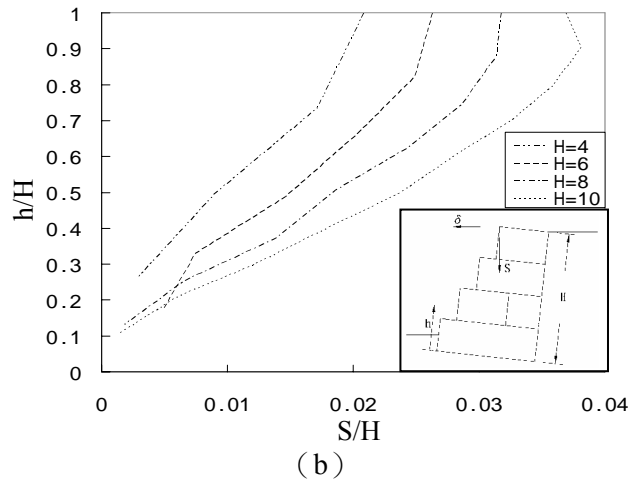


圖 15. 箱籠結構承受側向土壓時岸面不同位置 (h/H) 之變形比
 (a) 水平變形比 (δ/H) (b) 垂直變形比 (S/H)

Figure 15. Deformation ratio (h/H) of gabion structure subjected to lateral earth pressure (a) horizontal deformation ratio (δ/H), (b) vertical deformation ratio (S/H).

2. 迴歸變形公式：

應用迴歸反算的方式，可將重力式箱籠結構之水平變形比 (δ/H) 及垂直變形比 (S/H) 表成結構某高程比 (h/H) 及結構高度 (H) 之簡易關係式：

$$\left(\frac{\delta}{H}\right) = (0.002H^{1.2}) \left(\frac{h}{H}\right) \quad (6)$$

$$\left(\frac{S}{H}\right) = (0.0075H^{0.75}) \left(\frac{h}{H}\right) \quad (7)$$

方程式 (6) 與 (7) 可應用於施工現場與數值模擬條件相近之情況，以預測岸面之變形分佈。

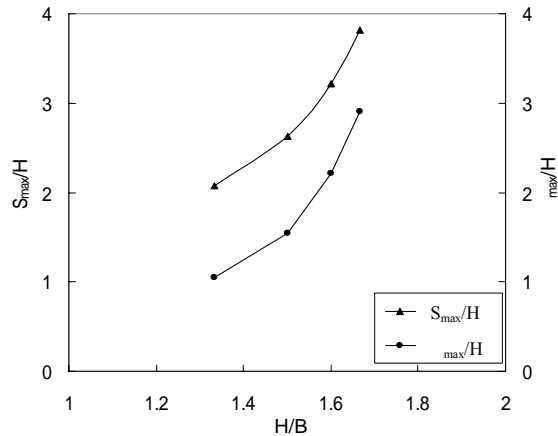


圖 16 箱籠結構高寬比 (H/B) 與最大變形比 (δ_{max}/H 、 S_{max}/H) 之關係

Figure 16. Relationship between height/width ratio(H/B) of gabion structure and maximum deformation ratio (δ_{max}/H 、 S_{max}/H).

結論

依研究結果，本文對於箱籠結構之力學特性及數值模擬分析總結下列評述：

1. 一般而言，若箱籠結構之回填石材能確實填充且箱籠之整體配置能發揮其高柔性度之變形特性，則設計者通常可獲得成功的施工案例。換言之，在容許條件下，設計者應儘量採用較小尺寸之網目及網籠，並配以較小粒徑之填充石材以便獲得較均勻之總體密度。同時無論以人工或機械方式填充石材，皆應儘量將結構體之孔隙比及鼓脹量減至最小，以達到最經濟之回填施工。箱籠結構完工後之總體密度均勻愈能保證結構體呈現最佳之荷載分佈 (best load distribution)，亦即避免應力集中的現象發生。
2. 箱籠結構單元內部隔間網片 (internal cell diaphragm) 以及箱籠單元最長尺寸之配置方向皆應垂直牆面或岸面，如此，即可有效降低結構體之水平剪力變形。
3. 採用樑元素並配以較低之軸向勁度 (axial stiffness) 及零撓曲勁度 (flexural stiffness) 以模擬高柔性之金屬線格網箱籠可有效反應箱籠結構之變位特性。
4. 進行數值模擬分析時箱籠結構填充石材之剪力模數輸入值應為總體外視剪力模數，其值反應了箱籠格網與填充石材兩種材料之組合變形特性，而非採用填充石材本身之剪力模數 (極高)。
5. 重力式箱籠結構之最大垂直變位比 (S_{\max}/H) 約為水平變位比 (δ_{\max}/H) 之 2.0 ~ 1.3 倍 (相當之高寬比 H/B 為 1.33 ~ 1.66)。因此，設計者在採用傳統分析方法推估水平變位量之餘，其相伴之壓縮變位亦不可忽視。

參考文獻

1. 林信輝、林德貴 (2001) 「九二一震災重建區治山防災構造物運用自然生態工法之調查評估及新工法之研發計畫」
2. ALFRED H. BRAND (1992) Civil Engineering.
3. COLORADO TEST CENTER INC. (1983) Tensile Testing of small Diameter Wire Mesh, Denver.
4. Costanza Di Stefano and Vito Ferro (1998) Calculating average filling rock diameter for Gabion-Mattress channel design.
5. I.M. Smith and D.V. Giffiths (1982) Programming the finite element method Second Edition.
6. J.E. BOWLES (1996) Foundation analysis and design, V Edition, Mc Graw Hill Book Co.
7. LABORATORIO SPERIMENTALE PER LA RESISTENZA DEI MATERIALI (1979) Certificato delle prove di carico su gabbioncini in rete metallica riempiti da pietrame, Universita di Bologna,.
8. L. Peyras, P. Royet, and G. Degoutte (1990) Flow and energy dissipation over stepped gabion weirs.
9. MACCAFERRI Gabions (1987, 1995) Retaining structures.
10. Meyerhof, G. G. (1951) The Ultimate Bearing Capacity of Foundations, Geotechnique, Vol. 2, NO. 4, 301-331.
11. Meyer of, G. G. (1963) Some Recent Research on the Bearing Capacity of Foundations, Canadian Geotechnical Journal, Vol. 1, 16~26.
12. Mononobe, N., and Mastsuo, H. (1929) On the Determination of Earth Pressures During Earthquakes, Proceedings, World

- Engineering Conference, Vol. 9, pp. 176~182.
13. OFFICINE MACCAFERRI S.p.A. (1983) Gabbioni Maccaferri, Labanti & Nanni Bologna, Ristampa.
 14. Okabe, S. (1926) General Theory of Earth Pressure , Journal of the Japanese Society of Civil Engineering, Vol. 12, No. 1.
 15. PLAXIS User's Manual version 7 (1998).
 16. Prakash, S., and Basavanna, B.M. (1969) Earth Pressure Distribution Behind Retaining Wall During Earthquake, Proceedings, 4th World Conference on Earthquake Engineering, Santiago, Chile.
 17. Stephen T. Maynard (1995) Gabion-Mattress Channel-Protection Design., Journal of Hydraulic Engineering ASCE, Vol. 121, No. 7, July, pp.519~522.
 18. U.S. Army Corps of Engineers. (1991a) Hydraulic design of flood control channels., Engineer Manual 1110-2-1601, U.S. Government Printing Office, Washington, D.C.
 19. U.S. Army Corps of Engineers. (1991b) Wire mesh gabion., Civil Works Construction Guide Specification CW-02541, 29 July 1991, U.S. Government Printing Office, Washington, D.C.
-
- 92年6月22日收稿
92年8月02日修改
92年8月11日接受

林德貴、李卓倫、林信輝：箱籠護岸結構之力學特性與數值模擬