

以柔性加勁基礎減緩逆斷層錯動引致之地表變形

蔣榮¹、楊國鑫^{1,*}、吳俊緯¹、洪勇善²、阮仲如³
¹臺灣大學土木工程系 ²淡江大學土木工程系 ³中興工程顧問股份有限公司

摘要

1999年集集地震造成車籠埔斷層帶附近大量房屋與結構物因地表變形損壞與倒塌，目前國內已於建築技術規則中明訂，活動斷層兩側禁建範圍內不得從事建築開發，然而由於臺灣活動斷層分布密集，部分線性構造物例如高速公路、隧道或擋土結構等公共基礎建設，仍無法避免由斷層帶通過，大幅增加斷層錯動地表變形災害之風險。本研究以國道4號臺中環線豐原-潭子路段加勁擋土牆橫跨車籠埔斷層為啟發，透過物理模型試驗評估平面加勁基礎及外包加勁砂柱基礎對於減緩逆斷層錯動引致地表變形之效果，並探討相關力學機制。試驗結果顯示平面加勁基礎於逆斷層錯動量較小時($S/H < 15\%$)效果較佳，與未加勁基礎相比，當垂直錯動比為 $S/H = 15\%$ 時，最大地表角變量可降低43%；外包加勁砂柱則透過剪裂帶擴散效應使逆斷層錯動發展之剪裂帶分散至較寬的影響範圍，並藉由樁身下拉摩擦效應束制周圍土壤向地表移動，使地表位移量降低，以減緩逆斷層錯動引致之地表變形，當垂直錯動比達 $S/H = 30\%$ ，強震發生時，最大地表角變量可降低33%，大幅降低逆斷層錯動引致地表變形災害之風險。

關鍵字：地工合成材料、平面加勁基礎、外包加勁砂柱、逆斷層、地表變形。

Use of Geosynthetic-Reinforced Foundations to Mitigate Ground Deformation Induced by Reverse Faulting

J. Chiang¹, K. H. Yang^{1,*}, C. W. Wu¹, Y. S. Hong², and C. L. Yuan³

¹Department of Civil Engineering, National Taiwan University ²Department of Civil Engineering, Tamkang University

³Sinotech Engineering Consultants

Abstract

This paper presents a series of model tests on geosynthetic-reinforced soil (GRS) foundations and geotextile-encased granular columns (GEC) across a reverse fault. The aim was to evaluate the performance of reinforced foundations as mitigation measures for surface faulting hazards. The effectiveness of GRS foundations and GECs in reducing reverse fault-induced ground deformation was investigated. Test results revealed that compared with the unreinforced foundation, the GRS foundation was effective in reducing the maximum angular distortion at the ground surface at relatively small fault offsets ($S/H < 15\%$). GECs could effectively reduce the maximum angular distortion at the ground surface by developing the shear rupture diffusion effect and downdrag side friction effect. Compared with the unreinforced foundation, the GEC foundation could reduce up to 33% of maximum angular distortion at the ground surface when a strong earthquake occurs.

Key Words : geosynthetics, geosynthetic-reinforced soil foundation, reverse fault, ground deformation.

一、前言

臺灣位於歐亞大陸板塊與菲律賓海板塊

交界處，受到板塊相互碰撞之影響，地震與斷層錯動災害頻傳，如1999年集集地震因車籠埔斷層錯動導致斷層帶附近大量房屋與結構

*通訊作者(Corresponding author) : khyang@ntu.edu.tw

因地表變形損壞與倒塌，目前國內已於建築技術規則中明訂，活動斷層兩側禁建範圍內不得從事建築開發，然而由於臺灣活動斷層分布密集，部分線性構造物例如高速公路、隧道或擋土結構等公共基礎建設，仍無法避免由斷層帶通過，大幅增加斷層錯動災害之風險。由於斷層錯動引致之地表變形往往造成剛性構造物發生破壞，為降低斷層地表變形災害對公共基礎建設之影響，目前國內已有採用柔性工法降低斷層錯動災害潛勢之案例，例如國道4號豐原-潭子路段即以加勁擋土牆做為路堤通過車籠埔斷層，取以柔克剛之概念，考量柔性構造物可承受較大變形量之特性，提升路堤與擋土牆等地工構造物之韌性，並於災後迅速修復，恢復國道運輸功能。

加勁擋土牆透過加勁材抗張之特性，以及發生相對位移時發展土壤-加勁材介面摩擦力，提升剪力強度，改善整體構造物之穩定，且與傳統剛性構造物相比可容許較大的變形量，因此常用在高壓縮性與高膨脹性土壤，以及垃圾掩埋場等預期土壤沉陷量較大之公共工程中(Stulgis et al., 1996; Rajesh and Viswanadham, 2015; Talebi et al., 2017; Ardah et al., 2018; Marx and Jacobz, 2018; Sadat et al., 2018)。相關研究指出當差異沉陷發生時，加勁材張力會提供上舉分力於沉陷之區域，即張力膜效應(tensioned membrane effect)，以減緩加勁擋土牆頂部之沉陷量(Kost et al., 2014; Miao et al., 2014; Viswanadham and Konig, 2009)。Bray et al. (1993)與Bray (2001)利用數值模擬評估加勁夯實土層(geosynthetic-reinforced compacted fill)抗斷層錯動引致地表變形災害之效果，其結果指出鋪設平面加勁材可有效阻斷剪裂帶發展至地表，即剪裂帶阻斷效應(shear rupture interception effect)，分散斷層錯動造成之沉陷量至一較寬的影響範圍，使地表角變量降低。然而雖說相關文獻皆指出柔性加勁工法可降低差異沉陷帶來的影響，但對其效果、機制的了解仍相當有限，且對於柔性加勁工法減緩逆斷層錯動引致地表變形之效果與力學機制仍無明確的了解。

本研究利用大型砂箱進行1g物理模型試驗，評估平面加勁基礎(geosynthetic-

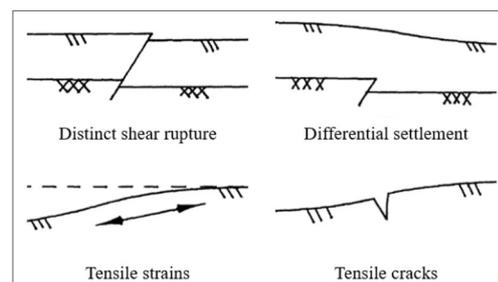
reinforced soil foundation)與外包加勁砂柱(ggeotextile-encased granular column)減緩逆斷層錯動引致地表變形之效果，並探討其相關力學機制。透過了解不同柔性加勁工法之效果與機制，提升柔性加勁工法於斷層錯動地表變形災害之應用。

二、斷層錯動地表變形災害與柔性加勁工法之應用

本章節分別針對斷層錯動致災原因、地表變形大地工程減災對策與國道4號豐原-潭子跨車籠埔斷層路段進行討論。

2.1 斷層錯動致災原因

根據Bray等學者發表之斷層錯動引致地表變形研究結果(Bray, 2009; Bray, 2001; Lazarte et al., 1994; Bray et al., 1994)，地表變形行為與斷層之類型、傾角、錯動量與岩盤上覆土層厚度與材料等有關，主要的地表變形災害類型有1.剪裂帶傳遞至地表(distinct shear rupture)、2.地表差異沉陷或角變量過大(significant differential settlement or angular distortion)、3.地表張應變(development of tensile strains in soil)與4.張力裂縫之發展(development of tension cracks)，如圖一所示。其中前兩者為斷層錯動地表變形主要致災原因，用來評估地表變形程度。此外，斷層錯動時剪裂帶之發展與上覆土層厚度、剪力強度與延性(Ductility)有關，岩盤上方若無上覆土層或上覆土層延性較差，剪裂帶易穿過上覆土層並發展至地表，此時結構物將直接受到剪力作用而破壞，災害潛勢最高，然而當上覆土層較厚或延性較高時，剪裂帶發展之能量會被上覆土層吸收與消散，不易發展至地表，此時



圖一 斷層錯動地表變形災害類型

地表變形會相對平緩，角變量也較小，然而仍可能因為地表差異沉陷量或角變量超過上部結構物之容許值，導致結構物傾斜或發生撓曲破壞。1999年集集地震中石岡大壩與埤豐橋即為斷層錯動引致地表變形災害之典型案例，由於兩者皆跨越大甲溪，斷層錯動時地表產生一明顯之斷層崖，造成石岡大壩破壞與埤豐橋墩柱損壞、落橋等。此外，集集地震中部分位於斷層帶上之結構物因上覆土層差異沉陷導致破壞或傾倒，此時由於岩盤上方有覆土層，屬於撓曲破壞。

2.2 地表變形大地工程減災對策

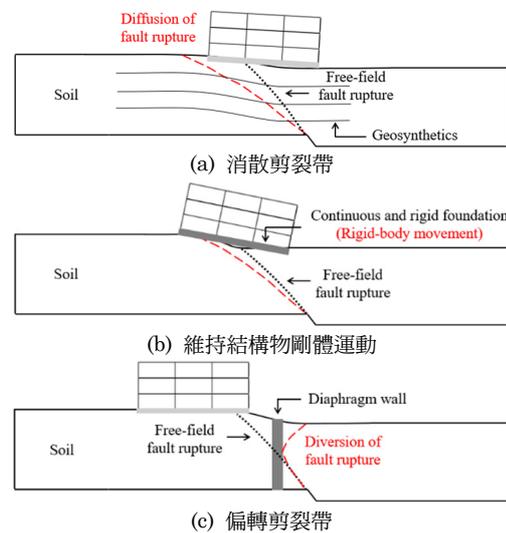
目前已有許多研究針對地表變形提出減災對策，其中最直接的方式為避開斷層帶，此方式取決於是否能正確預測斷層位置、錯動量與變形帶範圍，由於地表變形行為往往受到地質條件的影響，較不易準確預測，考量不同位置地表變形之差異、活動斷層密度與土地面積等，此方式可行性較低，僅適用於小範圍區域。然而若無法避開斷層帶，則可利用大地工程手段減緩地表變形之影響。

Oettle and Bray (2013)整理各學者提出之斷層錯動相關研究，分類出三種大地工程減災模式，分別為1.消散剪裂帶(diffusion of fault rupture)、2.維持結構物剛體運動(rigid-body movement)與3.偏轉剪裂帶(diversion of fault rupture)。消散剪裂帶即為提高上覆土層之延性(如鋪設加勁材等)分散斷層基盤錯動量至一較寬的區域，如圖二(a)。此外，一般而言地表角變量會隨著上覆土層之厚度與延性增加而減少，其需求厚度為斷層類型、錯動量與上覆土層延性之函數，就上覆土層為砂土之逆斷層錯動而言，若要避免剪裂帶發展至地表，斷層基盤錯動量 S 與上覆土層厚度 H 之比值大致為2.5至4% (Anastasopoulos et al.,

2007)。第二種維持結構物剛體運動則是選用剛性且連續的基礎形式，使上部結構物於地表變形時維持剛體運動(Bray, 2001; Gazetas et al., 2008; Faccioli et al., 2008; Bray, 2009; Oettle and Bray, 2013)，如圖二(b)。而偏轉剪裂帶則是以連續壁、槽溝(seismic gaps or trench)、地盤改良與堅固地下室等阻隔、偏移剪裂帶(Oettle and Bray, 2013; Ashtiani et al., 2017; Loli et al., 2018)，如圖二(c)，但此方式使用上限制較多，主要是因為剪裂帶與阻隔結構之相對位置會直接影響其效果，此外，由於剪裂帶之發展不易準確預測，因此在使用上可配合連續基礎使用，以降低不確定性帶來的風險。相關研究提出之斷層錯動地表變形大地工程減災對策如表一。

2.3 國道4號豐原-潭子跨車籠埔斷層路段

公共基礎建設通過斷層帶其中一個案例為國道4號臺中環線豐原-潭子路段，該路段由路工段、隧道段與橋梁段組成，全長10.9 km，其中一路工段於烏牛欄溪河口處通過車籠埔斷層。由



圖二 地表變形大地工程減災對策

表一 斷層錯動地表變形大地工程減災對策

References	Mitigations
Bray et al. (1993)	Geosynthetic reinforced compacted fills
Bray (2001)	Avoidance / geotechnical approach (reinforced earth fills)
Gazetas et al. (2008)	Continuous and rigid foundation systems (mat or box type)
Faccioli et al. (2008)	Rigid, continuous and flexible foundation systems
Bray (2009)	Ductile earth fills / soil reinforcement / slip layers / strong and ductile foundations (thickened reinforced mat foundation, waffle slabs, and post-tensioned slabs), etc
Oettle and Bray (2013)	Diffusion of fault rupture (ductile engineered fill) / rigid-body movement (thick mat foundation, decoupling of foundation and soil) / diversion of fault rupture (ground improvement, diaphragm wall, basement, ground anchors, seismic gap)
Ashtiani et al. (2017)	Vertical trench adjacent to the foundation / reinforced zone beneath the foundation
Loli et al. (2018)	Hybrid foundations (integrated with footings and cofferdam or skirts)

於集集地震中斷層帶上方之剛性混凝土擋土牆因車籠埔斷層錯動引致之地表變形發生破壞並倒塌(圖三),為減緩斷層錯之影響,工程單位使用加勁擋土牆做為路堤(圖四),考量柔性工法可承受較大變形量之特性,避免擋土牆倒塌,並於災後迅速修復,恢復國道輸運功能。然而,斷層錯動造成的地表變形量可能相當大,集集地震發生時,車籠埔斷層南段平均垂直位移量約為2m,北段平均垂直位移量約為4m,其中靠近大甲溪河床等區域之垂直位移量最高可達8至10m(李等人,2000;Chen et al., 2001),且該路工段位於砂頁岩互層之岩石邊坡上,岩盤上方為3至5m之崩積層,考量車籠埔斷層之錯動量與基礎之穩定性,工程單位將加勁擋土牆下方之崩積層更換為平面加勁基礎。平面加勁基礎主要功能為減緩斷層錯動造成之差異沉陷量與地表角變量,降低斷層錯動對加勁擋土牆之影響,並提升基礎承载力;加勁擋土牆則是為了容納差異沉陷量與地表角變量,並維持結構物自身之穩定,如圖四(a-c)。

另一個柔性工法應用於斷層災害之案例為國道3號田寮3號高架橋與中寮隧道路段,受到旗山活動斷層與龍船斷層複雜地質作用,以及古亭坑層泥岩與烏山層砂岩等不同岩性之影響,隧道洞口段每年約產生8 mm之位移量,造成中寮隧道內路面擠壓隆起,為達長期行車安全之需求,工程單位最終採用柔性夯實路堤取代剛性之橋梁,避免隧道發生破壞。

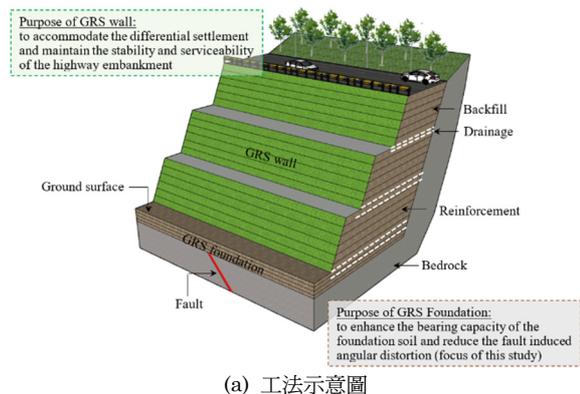
加勁擋土牆相較於傳統剛性混凝土擋土牆耐震性高,容許變形量較大,且使用現地土壤進行填築,可降低工程對環境之影響,近年來廣泛使用於各種工程中,例如崩塌地修復、生態防洪設施、路堤、橋台及垃圾掩埋場等,日本311地震後加勁擋土牆因其優越之耐震特性受到工程界矚目,加速其於地震災害防止之發展,由於臺灣地質作用活躍,活動斷層分布密且廣,柔性加勁工法可提升地工構造物之韌性,達到減災與防災之目的(disaster mitigation and prevention),降低斷層錯動災害對生命安全之影響。

三、物理模型試驗

本研究透過1g物理模型試驗與數位影像分析評估未加勁基礎、平面加勁基礎與外包加



圖三 剛性混凝土擋土牆於集集地震時因地表變形發生破壞



(a) 工法示意圖



(b) 工程全景

(c) 施工現況

圖四 以加勁擋土牆為跨車籠埔斷層之路堤以減緩斷層錯動災害

勁砂柱受逆斷層作用下之地表變形行為與剪裂帶發展,探討柔性加勁工法減緩地表變形的效果與機制,以下針對物理模型試驗之材料參數、模型相似性、試驗設備與規劃,以及數位影像分析方法進行說明。

3.1 材料參數

加勁擋土牆回填土以壓縮性低、透水性高、剪力强度高之顆粒性土壤(granular soil)為主,防止沉陷量與孔隙水壓累積影響結構物之穩定,本研究選用級配石英砂做為物理模型試驗之回填土。加勁材則考量模型相似性以不織布(non-woven geotextile)做為試驗之加勁材。砂土參數試驗包含粒徑分析試驗、相對密度試驗與三軸壓縮試驗,加勁材參數試驗包含寬幅拉伸試驗與土壤-加勁材介面直剪試驗,其概述如下:

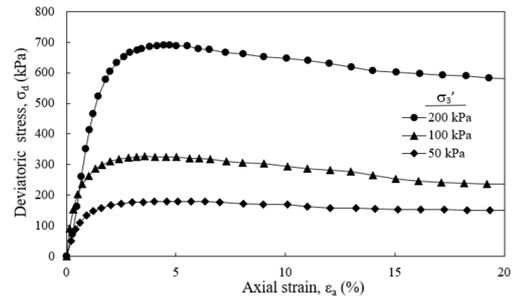
1. 粒徑分析試驗依據ASTM D452進行，由結果可知試驗之砂土以統一土壤分類法歸類為不良級配之砂土(SP)，平均粒徑 D_{50} 為0.98 mm。

2. 相對密度試驗依據ASTM D4253、D4254進行，由結果可知試驗之砂土其最大與最小乾密度分別為16.36與13.45 kN/m^3 。

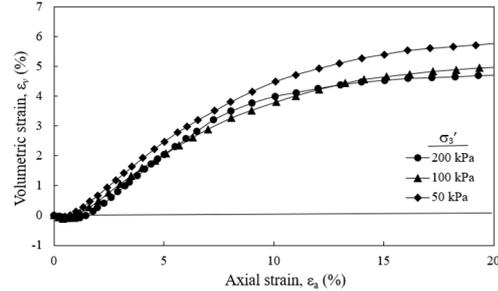
3. 物理模型試驗中不考慮地下水影響，依據ASTM D7181進行三軸壓密排水試驗。試體以相對密度70%重模，有效圍壓為50、100與200 kPa，由結果可知試驗之砂土其有效摩擦角 ϕ' 為39.2°(不考慮低圍壓之效應)，三軸壓縮試驗結果如圖五(a-b)。

4. 寬幅拉伸試驗依據ASTM D4595進行，試體長寬200 mm，以滾支承夾具固定，拉伸速率20 mm/min，由結果可知試驗之不織布其極限張力強度為0.7 kN/m， ϵ_{ult} 為32.4%，如圖六。

5. 土壤-加勁材介面直剪試驗依據ASTM D5321進行，以了解土壤-加勁材介面強度，正向力採4、16、28與52 kPa，將金屬墊塊置於直剪盒下盒，並於表面固定不織布，上盒則為相對密度70%之砂土，由結果可知試驗之砂土與不織布其介面摩擦角為27.4°。物理模型試驗材料參數如表二。

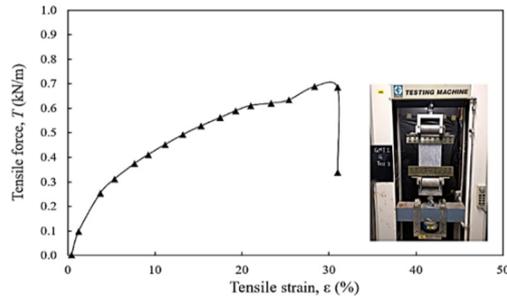


(a) 軸差應力與軸向應變



(b) 體積應變與軸向應變

圖五 砂土三軸壓密排水試驗結果



圖六 不織布寬幅拉伸試驗結果

3.2 模型相似性

物理模型試驗與其它大地工程試驗相同，由於土壤本身的非均質性、異向性及試驗設備的限制，無法完全模擬土壤的真實行為。影響試驗模型與原型結構行為差異的因素包含施工順序、邊界效應、試驗模型與砂箱間的摩擦力與尺寸效應等，這些因素往往需於試驗中考慮以達到一定品質的結果。為確保試驗模型(model)與原型結構(prototype)之力學行為相似，於物理模型試驗前進行模型相似性評估。模型相似性藉由因次分析原理與白金漢定理(Buckingham, 1914)加以建立，其主要內容為若一方程式之形式與量測之基本單位無關，則其可簡化為某些獨立的無因次乘積之關係，即如果一物理量為無因次則可套用於任何尺度之試驗中，並透過折減係數(scaling factor)對材料參數進行折減，以確保試驗結果符合實際行為。綜合前人研究之結果，加勁材於砂質土層中之

表二 物理模型試驗材料參數

Properties	Value
Soil	
Soil classification (USCS)	SP
Specific gravity, G_s	2.65
Mean grain size, D_{50} (mm)	0.98
Min. dry unit weight, $\gamma_{d,min}$ (kN/m^3)	13.5
Max. dry unit weight, $\gamma_{d,max}$ (kN/m^3)	16.4
Relative density, D_r (%)	70
Target dry unit weight, γ_d (kN/m^3)	15.3
Cohesion, c' (kPa)	0
Peak friction angle, ϕ' (°)	39.2
Reinforcement	
Type	Nonwoven geotextile
Material	Polypropylene (PP)
Mass per unit area (g/m^2)	29.6
Thickness (mm)	0.235
Ultimate tensile strength, T_{ult} (kN/m)	0.70
Ultimate tensile strain, ϵ_{ult} (%)	32.4
Stiffness, J (kN/m)	5.47
Soil-Reinforcement Interface	
Peak interface friction angle, δ' (°)	27.4
Efficiency factor, E_ϕ	0.63

力學行為可由下列函數表示：

$$f(\rho, g, E, v, \phi, H, T_{ult}, J, P_r \dots) = 0 \quad (1)$$

其中 ρ 為砂土密度， g 為重力加速度， E 為砂土楊

氏模數， ν 為砂土柏松比， ϕ 為砂土摩擦角， H 為砂土厚度， T_{ult} 為加勁材極限張力強度， J 為加勁材勁度， P_r 為加勁材拉出阻抗。本研究依據因次分析原理與白金漢定理，推導出所有材料參數之折減係數，如表三，由結果可知若要滿足模型相似性，加勁材之極限張力強度與勁度需折減 N^2 倍，其中 N 為尺寸倍率，本研究考量加勁材強度參數，試驗模型厚度採 $H = 20$ cm， $N = 15$ ，以評估厚度3 m之加勁基礎行為。

3.3 試驗設備與規劃

物理模型試驗使用之大型砂箱內部長寬高為 $100 \times 20 \times 60$ cm，可依試驗需求鋪設不同高度之土層。砂箱底部分為上盤與下盤兩個部分，下盤為固定端，上盤則可透過下方之驅動系統依指定速率抬升與下降，並藉由更換不同傾角之壓克力底座與驅動系統角度，以模擬不同之斷層型態。試驗中藉由拍攝不同逆斷層垂直錯動量下試驗模型頂部與正面的照片，配合砂箱頂部設置之控制點，以及固定拍攝位置，以數位影像分析技術取得所需之試驗結果。為提高數位影像分析之精確度，選用超過2400萬畫素非廣角單眼相機進行拍攝，物理模型試驗配置如圖七(a-b)。

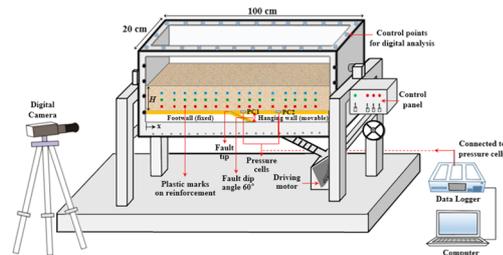
表四與表五分別為平面加勁基礎與外包加勁砂柱之物理模型試驗規劃，總計5組試驗，包含未加勁(表四中以U表示)、平面加勁基礎(表四中以R-3L表示)各1組，以及不同水平間距(Horizontal spacing, S_h)之外包加勁砂柱共3組(表五中以GEC表示，後方數字表示其水平間距)。平面加勁基礎鋪設3層加勁材，以特殊夾具固定於砂箱左右兩側，以模擬加勁材鋪設長度足夠之情形，平面加勁材之間距(S_v)以等效厚度

平均分配，即考量加勁材上下作用之土層厚度相同， $S_v = 6.7$ cm。外包加勁砂柱直徑為 $d_c = 3$ cm，水平間距為8、10與14 cm，外包加勁砂柱數量考量自由場(free-field)剪裂帶出露位置與砂柱水平間距進行配置，下盤第一根砂柱(即最靠近斷層處之砂柱)距斷層尖端處8 cm。斷層傾

表三 折減係數與模型相似性

Parameters	^a Scaling factor	Model	Prototype
Geometry			
Foundation height, H (m)	$1/N$	0.2	3.0
Soil parameter			
Target dry unit weight, γ_d (kN/m ³)	1	15.3	15.3
Friction angle, ϕ' (°)	1	39.2	39.2
Reinforcement parameter			
Ultimate tensile strength, T_{ult} (kN/m)	$1/N^2$	0.70	157.5
Stiffness, J (kN/m)	$1/N^2$	5.47	1231
Interface parameter			
Soil-geosynthetic friction angle, δ (°)	1	27.4	27.4

^a Target scaling factor $N = 15$



(a) 大型砂箱試驗設備與配置



(b) 試驗照片

圖七 物理模型試驗

表四 平面加勁基礎物理模型試驗規劃

Test	Test ID	Test variables			
		Number of reinforcement Layers n	Foundation height H (cm)	Vertical spacing S_v (cm)	Area inclusion of Reinforcement A_g (cm ²)
Unreinforced foundation	U	-	20	-	-
GRS foundation	R-3L	3	20	6.7	6000

表五 外包加勁砂柱物理模型試驗規劃

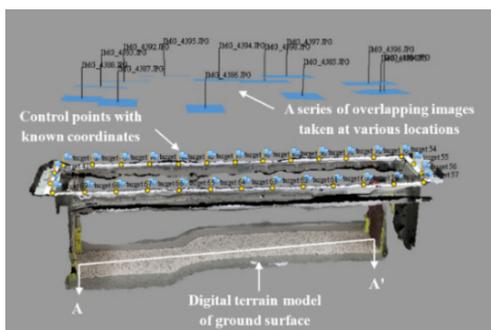
Test	Test ID	Test variables			
		Diameter of GEC d_c (cm)	Foundation height H (cm)	Horizontal spacing of GEC S_h (cm)	Area inclusion of reinforcement A_g (cm ²)
GEC reinforced foundation	GEC8	3	20	8	3390
	GEC10 (baseline)	3	20	10	2830
	GEC14	3	20	14	2830

角為 60° ，逆斷層錯動，考量強震發生時，逆斷層之垂直錯動量，以 $S = 1.5, 3, 4.5, 6 \text{ cm}$ 評估，以模擬現地 $0.225 \cdot 0.45 \cdot 0.675$ 與 0.9 m 之錯動，垂直錯動比為 $S/H = 7.5, 15, 22.5, 30\%$ 。

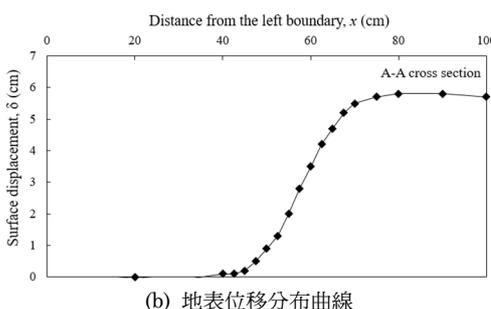
3.4 數位影像分析方法

數位影像分析於大地工程中用來評估土壤變形特性與力學行為等，本研究選擇不同數位影像分析方法評估柔性加勁工法受逆斷層作用之變形行為，以評估其效果，由於斷層錯動引致之地表變形將嚴重影響上部結構物之穩定，以最大地表角變量(maximum angular distortion, β_{max})做為評估柔性加勁工法效果之指標。此外，為探討相關力學機制，本研究針對未加勁與平面加勁基礎，及外包加勁砂柱受逆斷層作用下之剪裂帶發展進行分析，數位影像分析方法說明如下：

1. 最大地表角變量：主要透過數位影像分析軟體Agisoft PhotoScan與地理資訊系統ArcGIS分析於不同逆斷層垂直錯動量下之地表變形量，其中PhotoScan之主要功能為利用各階段試驗完成後於砂箱頂部拍攝之照片，建立試驗模型之數值地形模型(digital terrain model, DTM)，如圖八(a)；ArcGIS則是利用內建之分析工具取得試驗模型之地表高程資料，繪製地表位移分布曲線(surface displacement



(a) 數值地形模型DTM



(b) 地表位移分布曲線

圖八 最大地表角變量分析

profile)，曲線最大切線斜率即定義為最大地表角變量，如圖八(b)。

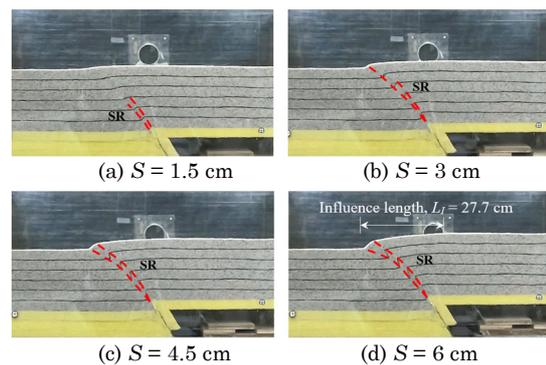
2. 剪裂帶之發展：主要透過數位影像分析程式Ncorr評估受逆斷層作用下剪裂帶之發展，其以影像相關係數法(digital image correlation, DIC)比對每個次級影像(subset)之灰階值，建立位移與應變場，藉由拍攝變形前後之數位影像與相關性判斷局部之對應關係，屬於非接觸式且精度高之量測方法，用來描述物體受力後之變形狀態。

四、試驗結果與分析

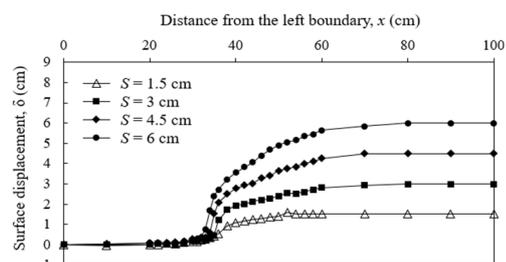
本章節將對物理模型試驗結果進行討論，包含減緩逆斷層錯動引致地表變形之效果，及相關之力學機制，以下分別對未加勁、平面加勁與外包加勁砂柱基礎之結果進行討論。

4.1 未加勁基礎

圖九(a-d)與圖十分別為未加勁基礎之物理模型試驗結果與地表位移分布曲線，於垂直錯動量 $S = 1.5, 3, 4.5, 6 \text{ cm}$ 下之最大地表角變量分別為 $\beta_{max} = 0.19, 0.76, 0.84, 0.84$ ，如圖十一，當垂直錯動量 $S = 6 \text{ cm}$ ($S/H = 30\%$)時，地表之斷層影響範圍(fault influence length, L_f)為 27.7 cm 。圖十二(a-d)為未加勁基礎剪裂帶發展



圖九 未加勁基礎之物理模型試驗結果



圖十 未加勁基礎之地表位移分布曲線

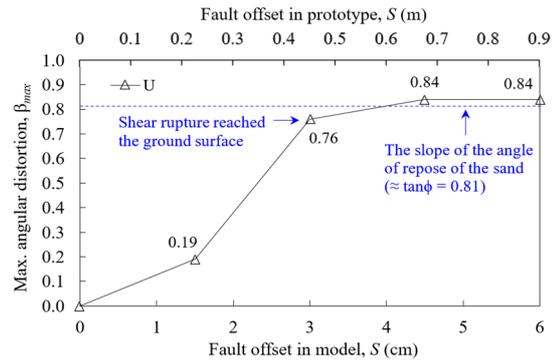
之結果，當逆斷層發生錯動時，剪裂帶隨著垂直錯動量的增加逐漸由斷層尖端向地表發展，且剪裂帶之傾角隨著其發展逐漸減緩，當垂直錯動量達 $S = 3\text{cm}$ ($S/H = 15\%$) 時，剪裂帶發展至地表，並產生一明顯之地表剪裂帶，此時最大地表角變量由 $\beta_{max} = 0.19$ ($S/H = 7.5\%$) 明顯增加至 $\beta_{max} = 0.76$ ($S/H = 15\%$)，並隨著錯動量持續增加至砂土的安息角 ($\approx \tan\phi = 0.81$)。

4.2 平面加勁基礎

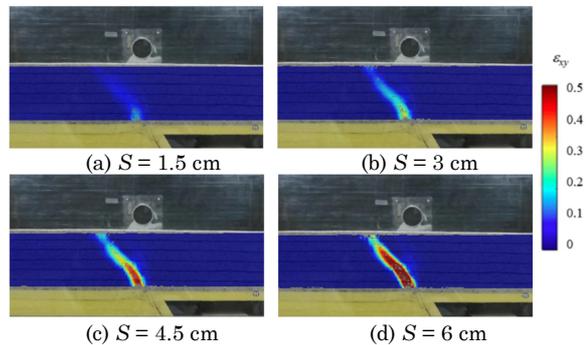
圖十三(a-d)與圖十四分別為平面加勁基礎之物理模型試驗結果與地表位移分布曲線，於垂直錯動量 $S = 1.5, 3, 4.5, 6\text{ cm}$ 下之最大地表角變量分別為 $\beta_{max} = 0.13, 0.43, 0.72, 0.84$ ，當垂直錯動量 $S = 6\text{ cm}$ ($S/H = 30\%$) 時，地表之斷層影響範圍約為 26.3 cm ，與未加勁基礎之結果相近。此外，平面加勁基礎於垂直錯動量較小時可有效減緩逆斷層錯動引致之最大地表角變量，當 $S/H < 15\%$ 時，最大地表角變量可降低 $31.6\text{--}43.4\%$ ，然而隨著逆斷層垂直錯動量的增加，平面加勁基礎減緩最大地表角變量之效果逐漸降低，當垂直錯動量 $S = 6\text{ cm}$ ($S/H = 30\%$) 時，最大地表角變量與未加勁時相同，如圖十五。

Yang et al. (2020)與Chiang et al. (2021)透過物理模型試驗與有限元素分析探討平面加勁基礎減緩正斷層錯動引致地表變形之力學機制，其結果指出平面加勁基礎主要透過張力膜效應與阻斷效應減緩正斷層錯動引致之地表變形，其中張力膜效應為當斷層發生錯動時，加勁材發展張力之垂直方向分量將提供一上舉力於沉陷之區域，使斷層錯動量分散至較寬的影響範圍，使地表角變量降低，有限元素分析之結果也證實加勁材發展之最大張力總和 ΣT_{max} 與最大地表角變量 β_{max} 呈線性關係。阻斷效應則是透過發展土壤-加勁材介面摩擦力與加勁材張力增加周圍土壤之剪力強度，阻斷剪裂帶發展至地表，以減緩最大地表角變量。然而，由圖十六(a-d)平面加勁基礎剪裂帶發展之結果可知當垂直錯動比 $S/H > 15\%$ 時，由於平面加勁材無法發展張力膜與阻斷效應，故減緩最大地表角變量的效果較差。

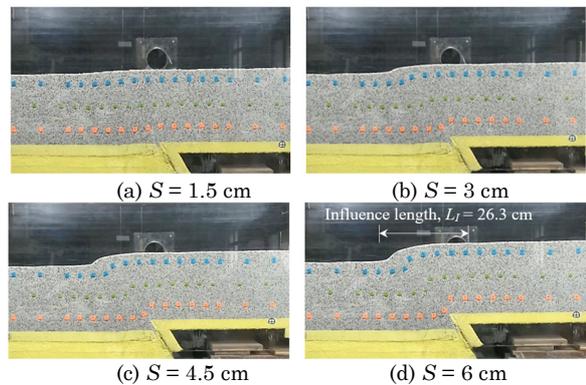
綜合以上所述，與未加勁基礎相比，平面加勁基礎於小垂直錯動量下 ($S/H < 15\%$) 可有效減緩逆斷層錯動引致之最大地表角變量，最



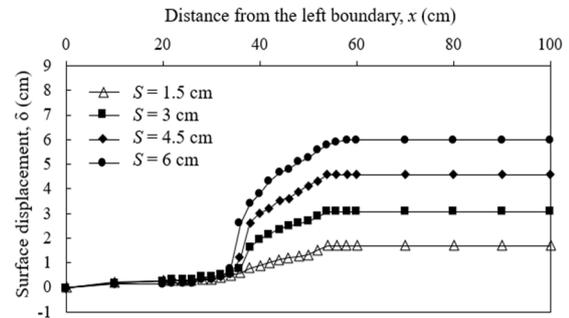
圖十一 未加勁基礎之最大地表角變量



圖十二 未加勁基礎剪裂帶發展之結果

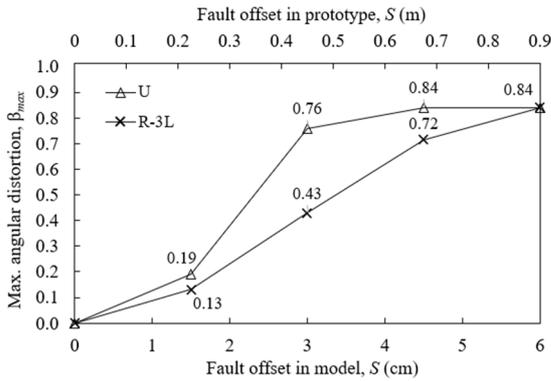


圖十三 平面加勁基礎之物理模型試驗結果

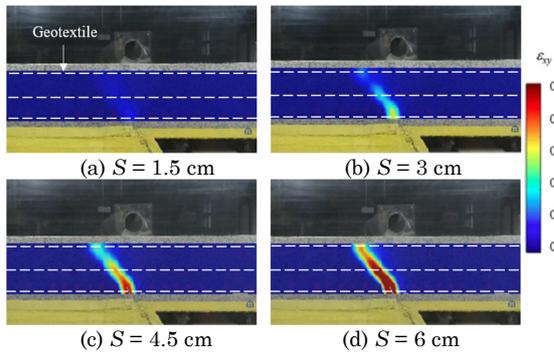


圖十四 平面加勁基礎之地表位移分布曲線

大地表角變量約降低 $31.6\text{--}43.4\%$ ，然而當垂直錯動量較大時，由於張力膜與阻斷效應無法有效發展，斷層剪裂帶發展至地表，減緩最大地表角變量之效果較不顯著。



圖十五 平面加勁基礎之最大地表角變量比較



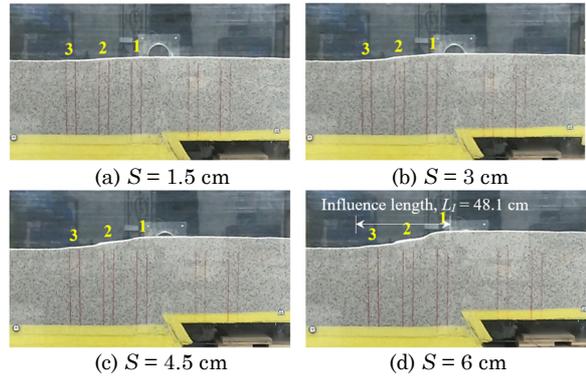
圖十六 平面加勁基礎剪裂帶發展之結果

4.3 外包加勁砂柱基礎

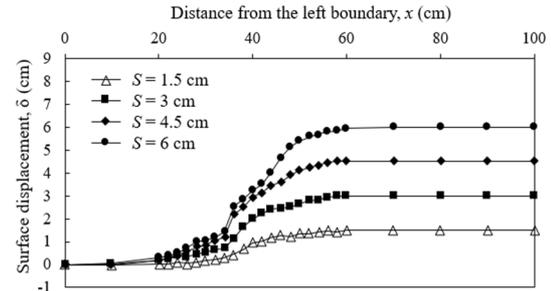
由於平面加勁基礎於大錯動量下減緩地表變形之效果較不顯著，本研究針對外包加勁砂柱進行物理模型試驗，探討其減緩逆斷層錯動引致之地表變形之效果。

4.3.1 地表變形特性與效果

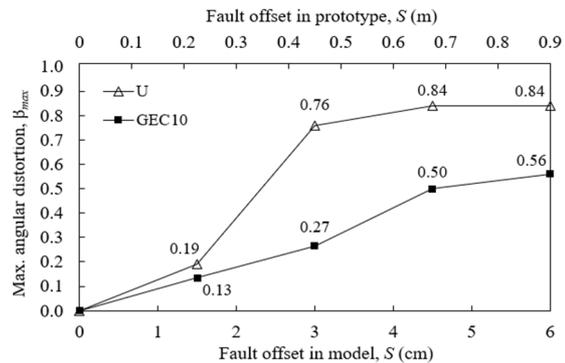
圖十七 (a-d) 與圖十八為外包加勁砂柱 GEC10 之物理模型試驗結果與地表位移分布曲線，當使用外包加勁砂柱時，地表變形呈階梯狀，於垂直錯動量 $S = 1.5, 3, 4.5, 6$ cm 下之最大地表角變量分別為 $\beta_{max} = 0.13, 0.27, 0.50, 0.56$ ，與未加勁基礎相比，最大地表角變量大幅降低，如圖十九所示，當垂直錯動量達 $S = 6$ cm ($S/H = 30\%$) 時，最大地表角變量約降低 33%，此時地表影響範圍約為 48.1 cm，與未加勁時相比較寬。圖二十 (a-d) 為外包加勁砂柱剪裂帶發展之結果，當逆斷層發生錯動時，剪裂帶由斷層尖端擴散至下盤第二支與第三支加勁砂柱 (圖二十中標示為 2 與 3)，使斷層錯動量分散至較寬的影響範圍，避免剪裂帶發展至地表，地表角變量降低，當垂直錯動量達 $S = 6$ cm ($S/H = 30\%$) 時，剪裂帶發生偏轉，



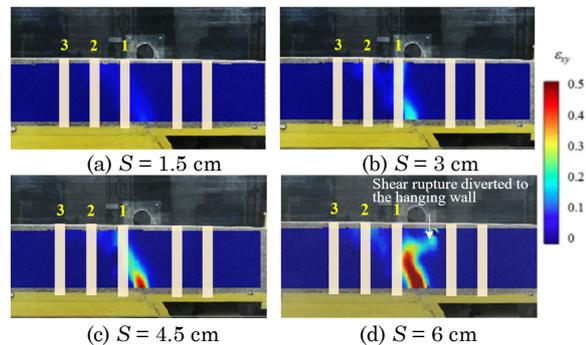
圖十七 外包加勁砂柱 GEC10 之物理模型試驗結果



圖十八 外包加勁砂柱 GEC10 之地表位移分布曲線



圖十九 外包加勁砂柱 GEC10 之最大地表角變量比較



圖二十 外包加勁砂柱 GEC10 剪裂帶發展之結果

逐漸朝向上盤發展，與未加勁時相比地表角變量顯著降低。

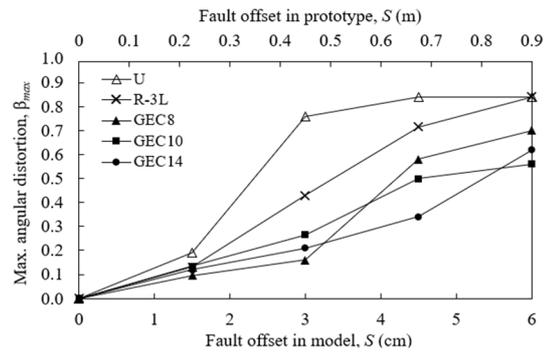
Wells and Coppersmith (1994) 利用世界各地具有完整地表變形記錄之地震資料 244 筆，整理出地震規模與地表破裂跡長度、地表

最大位移量之關係式，根據不同的斷層類型、長度即可算出地震規模與地表最大位移量。本研究考量之逆斷層最大垂直錯動量為 $S = 6 \text{ cm}$ ，實際垂直錯動量為 0.9 m ($N = 15$)，透過 Wells and Coppersmith (1994) 提出之關係式進行換算，逆斷層錯動量 0.9 m 對應之地震規模為 6.8 ，依據美國地質調查局 (U.S. Geological Survey) 之定義，規模介於 $6.0-7.0$ 區間之地震定義為強震 (strong earthquake)，由此可了解當強震發生時，外包加勁砂柱可有效降低逆斷層錯動引致之地表變形災害風險。

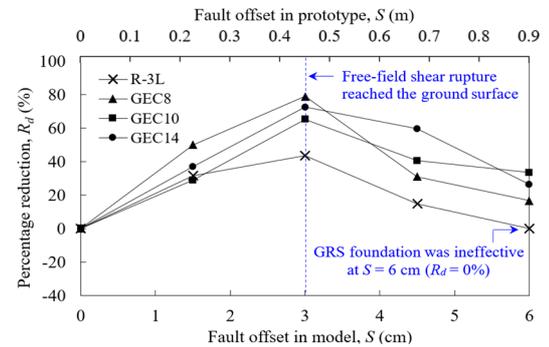
4.3.2 水平間距之影響

為評估外包加勁砂柱水平間距 S_h 對於減緩地表變形效果與剪裂帶發展之影響，並探討相關力學機制，本研究針對水平間距 $8、10$ 與 14 cm 之外包加勁砂柱進行物理模型試驗，其水平間距與直徑比 (S_h/d_c) 分別為 $2.6、3.3$ 與 4.6 ，以作為最佳化設計之參考。圖二十一為不同水平間距外包加勁砂柱之最大地表角變量比較，相較於未加勁基礎，水平間距 8 至 14 cm 之外包加勁砂柱皆可有效減緩最大地表角變量，當垂直錯動量達 $S = 6 \text{ cm}$ ($S/H = 30\%$) 時，GEC8、GEC10 與 GEC14 之最大地表角變量分別為 $\beta_{max} = 0.70, 0.56, 0.62$ 。圖二十二為不同水平間距外包加勁砂柱減緩最大地表角變量效果之比較，由最大地表角變量之減緩效益比 (percentage reduction, R_d) 可知當垂直錯動量達 $S = 6 \text{ cm}$ ($S/H = 30\%$) 時，與未加勁基礎相比，使用水平間距 $8、10$ 與 14 cm 之外包加勁砂柱時，最大地表角變量分別降低約 $16.7\%、33\%$ 與 26% ，且水平間距為 10 cm ($S_h/d_c = 3.3$) 時，效果最好。

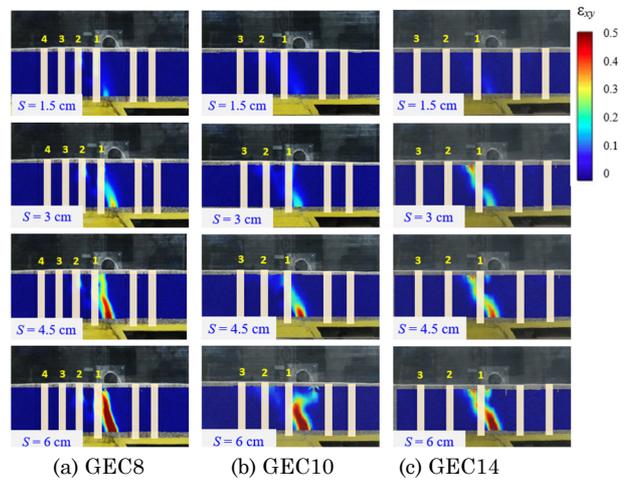
圖二十三(a-c)為不同水平間距外包加勁砂柱剪裂帶發展之結果，結果顯示水平間距對於剪裂帶發展具有一定程度的影響，當間距為 8 cm ($S_h/d_c = 2.6$) 時，外包加勁砂柱間距較小，整體勁度較大，使得逆斷層錯動發展之剪裂帶被下盤第一支加勁砂柱阻斷，並沿著其上半部邊緣向地表發展，如圖二十三(a)。當外包加勁砂柱間距為 10 cm ($S_h/d_c = 3.3$) 時，剪裂帶向下盤加勁砂柱分散，當垂直錯動量達 $S = 6 \text{ cm}$ ($S/H = 30\%$) 時，剪裂帶向上盤偏轉，如圖二十



圖二十一 不同水平間距外包加勁砂柱之最大地表角變量比較



圖二十二 不同水平間距外包加勁砂柱減緩最大地表角變量效果之比較



圖二十三 不同水平間距外包加勁砂柱剪裂帶發展之結果

三(b)。而當外包加勁砂柱間距為 14 cm ($S_h/d_c = 4.6$) 時，外包加勁砂柱間距較大，剪裂帶在通過下盤第一支加勁砂柱後，於第一支與第二支加勁砂柱之間發展至地表，如圖二十三(c)。

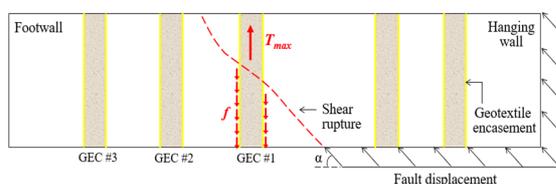
綜合以上所述，外包加勁砂柱可有效減緩逆斷層錯動引致之地表變形，於強震作用下最大地表角變量可降低 $16.7-33\%$ ，其中水平間距為 10 cm ($S_h/d_c = 3.3$) 時，效果最好。外包加勁砂柱水平間距 S_h 對於減緩地表變形效果

與剪裂帶發展具有一定程度的影響，但整體而言仍較平面加勁基礎效果更好(圖十五與圖十九)，加勁材用量也較少(表四與表五)，可有效降低逆斷層錯動地表變形災害潛勢。

4.3.3 力學機制分析

由物理模型試驗結果可推論出外包加勁砂柱主要透過兩種力學機制減緩逆斷層錯動引致之最大地表角變量，分別為剪裂帶擴散效應(shear rupture diffusion effect)與樁身下拉摩擦效應(downdrag side friction effect)。由地表角變量之定義可知若要降低逆斷層錯動引致之最大地表角變量需增加剪裂帶之影響範圍與降低地表位移量，其中剪裂帶擴散效應屬於前者，樁身下拉摩擦效應則屬於後者。剪裂帶擴散效應為透過加勁砂柱之作用，將逆斷層錯動發展之剪裂帶分散至較寬的影響範圍，使最大地表角變量降低，由不同水平間距外包加勁砂柱剪裂帶發展之結果可知當加勁砂柱水平間距適中時(GEC10, $S_h/d_c = 3.3$)，逆斷層錯動發展之剪裂帶可有效擴散至較遠的加勁砂柱(即下盤第二支與第三支)，如圖二十三(b)。而當加勁砂柱水平間距相對較小時(GEC8, $S_h/d_c = 2.6$)，由於整體勁度較高，逆斷層錯動發展之剪裂帶被下盤第一支加勁砂柱直接阻斷，如圖二十三(a)，使其效果較有效發展擴散效應之GEC10小。此外，當加勁砂柱水平間距相對較大時(GEC14, $S_h/d_c = 4.6$)，逆斷層錯動發展之剪裂帶在未擴散至下盤第二支加勁砂柱前即發展至地表，如圖二十三(c)，因此其效果亦較有效發展擴散效應之GEC10小。

樁身下拉摩擦效應則是當逆斷層錯動發展之剪裂帶通過外包加勁砂柱時，加勁材透過發展張力與土壤-加勁材介面摩擦力束制周圍土壤向地表移動之潛勢，使上方之地表位移量降低，最大地表角變量因而減緩，如圖二十四所示。然而雖然透過物理模型試驗結果可知外



圖二十四 外包加勁砂柱樁身下拉摩擦效應示意圖

包加勁砂柱主要藉由剪裂帶擴散效應與樁身下拉摩擦效應減緩逆斷層錯動引致之最大地表角變量，但仍需後續研究進一步量化各機制之效果並討論不同設計條件下可能之影響。

五、結論

本研究透過物理模型試驗評估平面加勁基礎與外包加勁砂柱減緩逆斷層錯動引致地表變形之效果，並探討其相關力學機制。試驗結果顯示平面加勁基礎於逆斷層錯動量較小時效果較佳；外包加勁砂柱則透過阻斷效應與樁身下拉摩擦效應，大幅降低逆斷層錯動引致之最大地表角變量。本研究主要結論如下：

1. 與未加勁基礎相比，平面加勁基礎於小垂直錯動量下($S/H < 15\%$)可有效減緩逆斷層錯動引致之最大地表角變量，然而當垂直錯動量較大時，由於張力膜與阻斷效應無法有效發展，斷層剪裂帶發展至地表，減緩最大地表角變量之效果較不顯著。
2. 外包加勁砂柱可有效減緩逆斷層錯動引致之地表變形，當垂直錯動比達 $S/H = 30\%$ ，即強震發生時，最大地表角變量可降低33%，大幅降低逆斷層錯動引致地表變形災害之風險。
3. 外包加勁砂柱之水平間距對於其減緩地表變形之效果與剪裂帶發展具有一定程度的影響，但整體而言其減緩最大地表角變量之效果仍較平面加勁基礎來的更好，加勁材用量也較少，當垂直錯動比達 $S/H = 30\%$ 時，最大地表角變量可降低16.7-33%，其中水平間距為10 cm ($S_h/d_c = 3.3$)時，效果最好。
4. 外包加勁砂柱透過剪裂帶擴散效應使逆斷層錯動發展之剪裂帶分散至較寬的影響範圍，使最大地表角變量降低，並藉由樁身下拉摩擦效應束制周圍土壤與外包加勁砂柱向地表移動與拔出，降低地表位移量，以減緩逆斷層錯動引致之地表變形。

誌謝

作者在此感謝中興工程顧問公司提供之國道4號臺中環線豐原-潭子路段加勁擋土牆之相關資料，以及科技部「110年度補助博士

生赴國外研究(MOST110-2917-I-002-026)」提供經費予第一作者至美國進行交流,使本研究得以完善。作者也要特別感科技部「2030跨世代年輕學者方案(優秀年輕學者)計畫(三年期 MOST110-2628-E-002-003)」支持,使本研究得以持續精進,將研究成果推廣於地震工程與災害防治之應用。

參考文獻

- 李錫堤、康耿豪、鄭錦桐、廖啟雯 (2000), 「921集集大地震之地表破裂及地盤變形現象」, *土工技術*, 第81期, 第5-18頁。
- Anastasopoulos, I., Gazetas, G., Bransby, M. F., Davies, M. C. R. and El Nahas, A. (2007). "Fault rupture propagation through sand: Finite element analysis and validation through centrifuge experiments." *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, ASCE, 133(8), 943-958.
- Ardah, A., Abu-Farsakh, M. Y., and Voyiadjis, G. Z. (2018). "Numerical evaluation of the effect of differential settlement on the performance of GRS-IBS." *Geosynthetics International*, 254., 427-441.
- Ashtiani, M., Ghalandarzadeh, A., Mahdavi, M., and Hedayati, M. (2017). "Centrifuge modeling of geotechnical mitigation measures for shallow foundations subjected to reverse faulting." *Canadian Geotechnical Journal*, 55(8), 1130-1143.
- Bray, J. D. (2001). "Developing mitigation measures for the hazards associated with earthquake surface fault rupture." A Workshop on Seismic Fault-Induced Failures—Possible Remedies for Damage to Urban Facilities, Japan Society for Promotion of Science, University of Tokyo, Japan.
- Bray, J. D. (2009). "Earthquake surface fault rupture design considerations." Proceedings of the Sixth International Conference on Urban Earthquake Engineering, Tokyo, Japan, 37-45.
- Bray, J. D., Ashmawy, A., Mukhopadhyay, G., and Gath, E. M. (1993). "Use of geosynthetics to mitigate earthquake fault rupture propagation through compacted fill." Proceedings of the Geosynthetics '93 Conference, Vancouver, Canada, 1, 379-392.
- Bray, J. D., Seed, R. B., Cluff, L. S., and Seed, H. B. (1994). "Earthquake fault rupture propagation through soil." *Journal of Geotechnical Engineering*, ASCE, 1203., 543-561.
- Buckingham, E. (1914). "On physically similar systems; illustrations of the use of dimensional equations." *Physical Review*, 44., 345-376.
- Chen, Y. G., Chen, W. S., Lee, J. C., Lee, Y. H., and Lee, C. T. (2001). "Surface rupture of 1999 chi-chi earthquake yields insights on active tectonics of central Taiwan." *Bulletin of the Seismological Society of America*, 915., 977-985.
- Chiang, J., Yang, K. H., Chan, Y. S., and Yuan C. L. (2021). "Finite element analysis and design method of geosynthetic-reinforced soil foundation subjected to normal fault movement." *Computers and Geotechnics*, 139, 104412.
- Faccioli, E., Anastasopoulos, I., Gazetas, G., Callerio, A. and Paolucci, R. (2008). "Fault rupture–foundation interaction: selected case histories." *Bulletin of Earthquake Engineering*, 64., 557-583.
- Gazetas, G., Pecker, A., Faccioli, E., Paolucci, R., and Anastasopoulos, I. (2008). "Preliminary design recommendations for dip-slip fault–foundation interaction." *Bulletin of Earthquake Engineering*, 64., 677-687.
- Kost, A. D., Filz, G. M., Cousins, T., and Brown, M. C. (2014). "Full-scale investigation of differential settlements beneath a GRS bridge." *Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board*, 24621., 28-36.
- Lazarte, C. A., Bray, J. D., Johnson, A. M., and Lemmer, R. E. (1994). "Surface breakage of the 1992 Landers earthquake and its effects on structures." *Bulletin of the Seismological Society*, 843., 547-561.
- Loli, M., Kourkoulis, R. and Gazetas, G. (2018). "Physical and numerical modeling of hybrid foundations to mitigate seismic fault rupture effects." *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, ASCE, 144(11), 04018083.
- Marx, D. H., and Jacobz, S. W. (2018). "Optimal placement of reinforcement in piggyback landfill liners." *Geotextiles and Geomembranes*, 463., 327-337.
- Miao, L., Wang, F., Han, J., and Lv, W. (2014). "Benefits of geosynthetic reinforcement in widening of embankments subjected to foundation differential settlement." *Geosynthetics International*, 215., 321-332.
- Oettle, N. K., and Bray, J. D. (2013). "Geotechnical mitigation strategies for earthquake surface fault rupture." *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, ASCE, 139(11), 1864-1874.
- Rajesh, S., and Viswanadham, B. V. S. (2015). "Numerical simulation of geogrid-reinforced soil barriers subjected to differential settlements." *International Journal of Geomechanics*, ASCE, 154., 04014062.
- Sadat, M. R., Huang, J., Bin-Shafique, S., and Rezaeimalek, S. (2018). "Study of the behavior of mechanically stabilized earth (MSE) walls subjected to differential settlements." *Geotextiles and Geomembranes*, 461., 77-90.
- Stulgis, R. P., Soydemir, C., Telgener, R. J., and Hewitt, R. D. (1996). "Use of geosynthetics in 'piggyback landfills': a case study." *Geotextiles and Geomembranes*, 14(7-8), 341-364.
- Talebi, M., Meehan, C. L., and Leshchinsky, D. (2017). "Applied bearing pressure beneath a reinforced soil foundation used in a geosynthetic reinforced soil integrated bridge system." *Geotextiles and Geomembranes*, 456., 580-591.
- Viswanadham, B. V. S., and K"o" nig, D. (2009). "Centrifuge modeling of geotextile-reinforced slopes subjected to differential settlements." *Geotextiles and Geomembranes*, 272., 77-88.
- Wells, D. L., and Coppersmith, K. J. (1994). "New empirical relationships among magnitude, rupture length, rupture width, rupture area, and surface displacement." *Bulletin of the Seismological Society of America*, 844., 974-1002.
- Yang, K. H., Chiang, J., Lai, Z. W., Han, J., and Lin, M. L. (2020). "Performance of geosynthetic-reinforced soil walls across a normal fault." *Geotextiles and Geomembranes*, 483., 357-373.