

## 第二章 梁柱接頭之力學行為

### 2.1 概述

耐震設計的觀念是當建築結構物遭遇中低程度之地震力作用時，期望結構具有充分的強度與勁度，使結構物能保持在彈性範圍內；而在發生強烈地震侵襲下，允許結構物產生非彈性變形來消量，以確保結構之安全。

傳統鋼骨抗彎構架之梁柱接頭方式為梁腹板與剪力板採螺栓接合，梁翼板以全滲透銲接方式銲於柱翼板上。在遭受地震力作用時，根據其彎矩梯度分佈，於梁柱接面處有最大彎矩；翼板之撓曲應力經由柱翼板傳入柱腹板，而剪力則經由梁腹、螺栓及剪力板傳遞至柱。當地震力作用時，構架將於梁柱交會區產生塑性變形，以消散地震能量。

因為梁柱交接面為幾何形狀不連續處，有應力集中現象，亦是梁翼全滲透銲之熱影響區，產生母材脆化與存在殘留應力，這些因素導致梁柱接頭的破壞，進而影響鋼骨抗彎構架之韌性消能能力。所以梁柱接頭是否能穩定消能，實為韌性抗彎構架設計重點。

### 2.2 梁柱接頭文獻回顧

自從 1994 年洛杉磯北嶺地震後，國內外對於梁柱接頭之韌性研究已有一段時間，許多改良式接頭是利用塑性變形發生於鋼梁上，並使塑鉸產生位置遠離梁柱交接面，進而達到韌性消能目的。改良式接頭可分為減弱式與補強式兩類，減弱式接頭形式有：等斷面平行切削式 (Plumier 1997)、漸變斷面切削式 (Chen et al. 1996)、圓弧切削式

(Engelhardt et al. 1998)與鑽孔式接頭(林昆德 1996)；補強式接頭形式有：蓋板(Engelhardt and Sabol 1998)、肋版(Anderson and Duan 1998；Chen et al. 2005)、水平翹板(Ting et al. 1991)及托架(Lee et al. 2003)。

## 2.2.1 減弱式接頭

### 切削式接頭

切削式接頭是藉由減少部分梁翼板之斷面，降低切削處之彎矩強度，使該處最先達到降伏狀態產生塑鉸於預期之位置。Plumier (1997)提出等斷面平行切削方式，此切削方式會在切削區內某一點先降伏然後產生塑鉸，但是塑性消能範圍較小所以這種切削型式效果有限。

Chen et al. (1996) 研究高韌性梁柱接頭，考慮梁彎矩梯度分佈降低切削區之彎矩容量，以確保降伏發生於此預選區；並採用漸變斷面的切削方式，使得切削區段內產生整體性的降伏，增加整體結構非彈性變形的能力，而達到大範圍降伏消能的效果。由實驗結果得知，漸變斷面切削可達 4%弧度以上之塑性轉角，切削接頭之勁度比無切削接頭約減少了 3%，顯示此切削式接頭能提供良好之韌性能力。但由於梁翼的切削亦降低梁翼的勁度，增加梁腹挫屈及側向扭轉挫屈的可能性。

### 鑽孔式接頭

鑽孔式梁柱接頭設計原理與切削式接頭相同，是在梁翼適當位置處以鑽孔方式減少梁斷面，差異在於切削是連續的而鑽孔是分散的。陳嘉有 (1995) 研究韌性鋼骨梁柱接頭行為，其中三組試體探討鑽孔對接頭韌性的影響，分別以孔徑、孔數與間距作為設計參數來探討接

頭之韌性。結果顯示鑽孔式接頭之塑性轉角能力比傳統接頭提高約 1.5 倍，具有較佳的韌性能力；雙排孔應較單排孔間距擴大，如此可減低梁翼應力集中現象。鑽孔式接頭之應力傳遞複雜，且鑽孔量、鑽孔位置與孔徑大小對梁柱接頭強度與韌性之影響，仍須做進一步研究與探討。

林昆德 (1996) 對抗彎鋼骨梁柱接頭行為的研究進行十二組實尺寸試驗，其中兩組以 A36 鋼材的鑽孔型接頭；六組是採 A572 Gr. 50 鋼材，以鑽孔並搭配腹板銲接或肋板加勁的方式進行試驗。結果顯示鑽孔型接頭之韌性消能能力並不穩定，且梁柱接面銲道之應力仍非常高，但藉由配合其它接合細節是可以改善應力集中降低破壞發生的可能性。

## 2.2.2 補強式接頭



### 蓋板補強式接頭

蓋板補強是利用鋼板加銲於梁柱交接處之梁上下翼板，藉由增加翼板厚度提升接頭處之彎矩容量，使塑鉸遠離柱面於蓋板補強外發生。林新益 (1989) 研究箱型柱接 I 型梁街頭之強度與韌性，實驗證明梯形蓋板在梁柱接合處之翼板兩側有高應力集中，且應力集中現象受到接合細部設計影響，即有可能因為小裂縫而發生脆性斷裂。

陳嘉有 (1995) 所做的四組蓋板補強試驗中，發現蓋板補強式接頭於補強段終點斷面改變處，因應力集中產生破壞；三角形上下蓋板補強式接頭其塑性轉角可達 3% 弧度以上，而三角形上蓋板與矩形下蓋板之補強式接頭並未達到。Engelhardt and sabol (1998) 依蓋板幾何形狀規劃了三角形上下蓋板、三角形上蓋板與矩形下蓋板之試體進行試

驗；結果顯示三角形上下蓋板有較佳的應力傳遞行為。

相關文獻指出，蓋板補強式接頭基於施工性考量，可於工廠內先將補強鋼板以填角銲方式銲於梁翼板上，現場再以開槽全滲透銲接方式與柱翼板接合；但在增加梁翼板厚度的同時，亦提高了梁柱接面處之銲接量。隨著梁柱接合全滲透銲量增加，銲道殘留應力與銲接材料的變化、蓋板入熱量過高及母材脆化等因素，加上工地銲接品質的不易控制，梁柱接頭區之韌性能力受到很大的影響。

## 肋板補強式接頭

肋板補強形式梁柱接頭中，雙肋板是在梁上下翼板上各銲兩塊三角形之垂直加勁版，而單肋板則是於梁上下翼板中心位置各加一塊肋板。其目的是藉由補強梁柱接頭處之梁斷面強度，迫使塑鉸移至肋板補強區外，使該區成為塑性消能的主要區域。雙肋板型式與單肋板型式接頭在幾何位置配置上的差異在於，雙肋板所處位置並無對應之柱腹版，而單肋板與梁腹板及柱腹板皆在同一平面；就力量傳遞而言，單肋板較能平順地將力量傳至柱內，對於改善扇形開孔應力集中現象更為有效。

Popov and Tsai (1989) 所進行的其中三組雙肋板補強式試體、Engelhardt et al. (1995) 的兩組雙肋板型式接頭與林昆德 (1996) 的兩組雙肋板試驗中，結果顯示梁柱接頭之臨界斷面由梁柱接面處轉移至肋板末端，造成試體梁翼板於肋板末端發生撕裂。

Chen et al. (2005b) 所進行的改良式單肋板研究中，將肋板分為主要補強段、圓弧段與延長段三部分。利用主要補強段來降低梁翼全滲透銲道與扇形開孔之應力，使塑鉸遠離柱面產生於圓弧末端；圓弧段

連接於延長段，可將力量平順傳入肋板末端加長；延長段則可減低肋板末端應力集中現象。由四組具延長段之單肋板型式接頭試驗證實，塑鉸於圓弧末端形成且補強區具有全段降伏特性，試體塑性轉角亦達規範要求，顯示此改良式接頭具有優良的韌性行為。

## 水平擴座板補強式接頭

水平擴座補強與蓋板補強的原理相同，以增加接頭處梁翼板厚度提高梁柱接面之彎矩強度，兩者不同處在於蓋板是增加梁翼厚度，而擴座則是增加翼板之寬度。擴座補強施工方式是在梁柱接頭之梁翼板兩側銲上一塊與梁翼同厚之鋼板，擴座式鋼板在接面處有最大寬度並沿著梁縱向逐漸遞減，外觀近似梯形。由於梁翼緣與擴座板以全滲透銲接合，銲接入熱量對於擴座末端塑鉸形成可能造成影響，所以可將梯形擴座部份由整塊鋼板取代。

Ting et al. (1991) 研究箱型柱與 I 型梁外部補強接頭，利用有限元素分析對各種外部補強型式接頭進行研究與探討，其結果顯示未補強之接頭，其梁柱接面處有應力集中現象。採用梁翼兩側增加三角形加勁板的補強方式，可使應力集中位置轉移至柱角隅處，其中加勁板的長度與端部角度影響接面處應力的傳遞，足夠長度的加勁板能使應力平順的傳入柱角隅。此外，當梁寬與柱寬之比值愈大時，其應力傳遞至柱面之效率愈高，有較佳之韌性表現。

陳嘉有(1995) 分別對以上兩種方式之擴座補強試體進行試驗，兩試體於擴座補強末端梁翼板上都有開裂產生，最終梁翼與梁腹產生局部挫屈導致載重下降而終止實驗。實驗結果顯示擴座末端梁翼斷面變化較大處，應力集中現象顯著，將擴座末端之梁翼接合全滲透銲道移

至補強終點後方 10 公分處，應可改善梁翼發生破裂的可能。

Chen et al. (2004) 對補強式接頭之耐震行為研究中，試體 BR120CB-WP 於梁上下翼板採延長式單肋板補強，翼板兩側額外加鉸水平擴座版，以驗證是否具有穩定之韌性行為；結果顯示試體未達預期之韌性能力前，已於擴座板-梁翼之鉸道產生開裂，擴座補強末端有裂縫產生並向梁翼延伸導致梁翼撕裂，所以擴座補強之穩定性仍須進一步研究。

## 2.3 擴翼設計理念

多數的補強式接頭研究指出，以蓋板、肋板或擴座板的型式補強，可增加接頭處之彎矩容量來提高韌性能力，使梁柱接面處之應力降低，減少梁翼於扇形開孔處之應力集中現象；然而這些補強元件多以鉸接方式與梁柱構件接合，增加了接頭處之鉸接入熱量，且臨界斷面處亦出現應力集中現象造成鉸道處破壞的可能。

林潔祥 (2005)、Chen et al. (2006) 研究擴翼式鋼骨托梁接頭之行為，採用托梁系統的方式，即是在工廠時先將擴翼短梁鉸接於箱型柱上，至現場再與連接梁接合。梁柱接面採無扇形開孔全鉸接方式，梁翼與梁腹以全滲透開槽鉸接於柱翼板上；擴翼短梁是由直接裁切之鋼板組合而成，分為擴翼段與圓弧段，圓弧段的目的是為了使應力能平順傳入柱內。有限分析及三組實尺寸實驗得知，擴翼寬度與柱寬相同時，可降低接面處梁翼全滲透鉸道處之應變需求與兩端應力集中現象，減少接頭發生脆性破壞的可能；三組試體之塑性轉角皆能達到規範要求，顯示擴翼式梁柱接頭具有優良之韌性行為，然而以托梁方式之梁柱接頭雖然可避免梁柱接面處於工地鉸接所造成之瑕疵，但工廠

銲接與托梁結構的運送都將使成本提高。

### 2.3.1 柱斷面型式對擴翼式接頭之影響

為了解箱型柱與 H 型柱對擴翼式接頭於梁柱接面之影響，藉由有限元素分析軟體 ANSYS (2002) 進行分析探討，建立三組模型分別為 H-PN、H-WF 與 B-WF，其中 H 表示為 H 型柱，B 表示為箱型柱，PN 代表傳統型式接頭而 WF 為擴翼式接頭 (如圖 2.1 所示)。

#### 接頭模型之建立

針對不同柱斷面形式建立了三組外部梁柱子結構接頭模型進行模擬，相關細節及假設如下：

1. 不考慮實際試體存在之殘留應力、銲接熱影響區及背墊板等影響，亦不考慮模型發生局部挫屈及開裂破壞之情形。
2. 分析模型之梁為  $H588 \times 300 \times 12 \times 20$ ，長度為 3030 mm；柱斷面分別為  $H550 \times 550 \times 20 \times 30$ 、 $\square 550 \times 550 \times 10 \times 30$ ，柱支承間距為 3000 mm。將剪力板與梁腹視為一體，不考慮剪力板與梁腹板之厚度差異及相對滑移的影響，以梁腹板厚度模擬；梁腹之扇形開孔採用四分之一圓弧模擬之。
3. 鋼材皆採用 A572 Gr. 50，其降伏強度為 345 MPa；銲道採用 E7016 之銲條，其降伏強度為 415 MPa。鋼材與銲材之應力應變曲線簡化為二線段。材料在彈性範圍時，彈性模數  $E$  採用 200,000 MPa；進入降伏及應變硬化階段後，鋼材與銲材之應變硬化模數分別使用  $0.04E$  及  $0.015E$ 。波松比則採用 0.3。

4. 鋼材元素採用三維結構固體元素 Solid45 (3-D Structural Solid) 進行模擬，每個元素有 8 個節點，每個節點有 3 個平移自由度。
5. 邊界束制條件模擬實際實驗情形並予以簡化，分析模型之柱一端為鉸支承、另一端為輓支承。假設模型具有單軸向對稱之特性，取實際試體之半進行分析以縮短程式運算時間，並於梁端施加單向載重，以位移控制方式進行加載。

### 層間變位角

根據 FEMA-350 (2000) 之定義：層間變位角為梁端變位除以梁端至柱中心線之距離。由層間變位角可計算出總塑性轉角  $\theta_{plastic}$ ：

$$\theta_{plastic} = \theta - M / K_{\theta}$$

$\theta$ ：梁端總變位除以梁端至柱中心線之距離；

$M$ ：梁端至柱中心線之彎矩值；

$K_{\theta}$ ：子結構之抗彎矩彈性勁度。

### 正向應力

梁柱接頭處因梁翼板傳遞彎矩至柱翼板，故沿梁翼縱向有最大之正向應力，所以取正向應力  $\sigma_{ll}$  除以  $F_y$  予以正規化，作為評估模型於彈性階段時之應力趨勢，比較位置為沿梁翼全滲透鐸道與扇形開孔處 (如圖 2.2 所示 Line CJP 與 Line WAH)。

## Von Mises 應力

由 von Mises 應力分佈，探討擴翼式接頭局部區域降伏狀況及降伏區域的發展；von Mises 降伏準則是由最大扭曲能量準則 (Maximum-distortion-energy-theory) 推導而來，其定義為單位體積扭轉能量之最大值大於相同材料拉伸試驗下達降伏的扭轉能量，該材料點即視為降伏。

## PEEQ index

等效塑性應變指標 (El-Tawil et al. 2000) 為評估模型在特定位置之應變需求，其中 PEEQ index 計算方式如下：

$$\text{PEEQ index} = \frac{\sqrt{\frac{2}{3} \varepsilon_{ij} \varepsilon_{ij}}}{\varepsilon_y}$$



$\varepsilon_{ij}$ ：某特定點 i 與 j 方向之塑性應變分量；

$\varepsilon_y$ ：材料之降伏應變。

當 PEEQ index 愈大時，表示該處有較大的應變需求，亦即該處需要較高的韌性變形容量。依 AISC (2002) 耐震規範要求，特殊抗彎構架 (Special Moment Frames) 之梁柱接頭最少需滿足 4% 弧度之層間變位角，故取 4% 弧度作為等效塑性應變指標之比較基準。

## 分析結果討論

圖 2.3 與圖 2.10 為梁翼沿全滲透銲道與扇形開孔處之應力比較圖及等效塑性應變指標。圖 2.3 與圖 2.4 顯示模型 H-WF 兩側之應力較

模型 H-PN 為低，表示擴翼方式能降低傳統梁柱接頭於梁翼全滲透鉚道兩端之應力；降伏後之塑性階段顯示，傳統梁柱接頭於鉚道兩側與中央處有高應變需求。圖 2.5 與圖 2.6 顯示模型 B-WF 兩側與模型 H-WF 中央有高應力值，表示擴翼式接頭採不同柱斷面型式時，造成梁翼全滲透鉚道之應力分佈有所差異；因為箱型柱之腹板位於柱兩側，導致柱局部勁度較大，造成梁翼全滲透鉚道兩端有高應力及應變分佈。圖 2.7 與圖 2.10 顯示採 H 型柱之接頭因為中心腹板束制的因素，擴翼方式並未降低扇形開孔處之高初始應力，而採箱型柱之擴翼接頭則有明顯的改善；等效塑性應變則顯示，擴翼式接頭能減低扇形開孔處之應變需求。

由探討層間變位角 0.5%、1%、2% 及 4% 弧度之 von Mises 應力分佈與 PEEQ 應變分佈，可了解擴翼式接頭於彈性、非彈性及塑性階段之應力狀況與應變需求。圖 2.11 至 2.13 為三組有限分析模型 H-PN、H-WF 與 B-WF 之 von Mises 應力分佈圖，模型 H-PN 顯示傳統接頭於柱面鉚道處與扇形開孔根部有高應力集中，降伏區域靠近梁柱接面處，易造成接頭處脆性破壞的發生。模型 H-WF 之塑性區域形成於梁翼圓弧末端處，降伏範圍較大且遠離梁柱接面處發展，而模型 B-WF 之應力發展趨勢與模型 H-WF 相似，惟梁翼全滲透鉚道兩端有較高的應力，顯示柱面處之應力分佈受到柱斷面型式的影響。圖 2.14 至 2.16 為三組模型之 PEEQ 應變分佈圖，應變分佈及趨勢與 von Mises 應力圖相似，擴翼式接頭於梁翼全滲透鉚道、扇形開孔根部與圓弧末端都有高應變值，顯示高應力區有較大之塑性變形產生；而主要的塑性變形區域仍於圓弧末端處發展，此顯示擴翼式接頭可使塑鉸遠離梁柱接面處產生，達到韌性消能的目的。

### 2.3.2 扇形開孔之影響

傳統型式梁柱接頭在扇形開孔位置，因為銲接熱影響區及幾何不連續造成應力集中現象，導致梁柱接頭的破壞發生於扇形開孔處 (Chen et al. 2004, 2005a)。El-Tawil et al. (2000) 以非線性有限元素分析，探討扇形開孔尺寸大小及幾何形狀對接頭韌性的影響，研究結果顯示扇形開孔的尺寸愈大，開孔根部位置會有較大的塑性應變需求，扇形開孔的幾何形狀不連續造成根部位置有應力集中現象，此破壞模式亦被實尺寸梁柱接頭試驗所証實。Lu et al. (2000) 建立九組不同扇形開孔型式模型進行有限元素分析，結果顯示改變扇形開孔幾何形狀，可改善扇形開孔根部位置產生高塑性應變的情況。



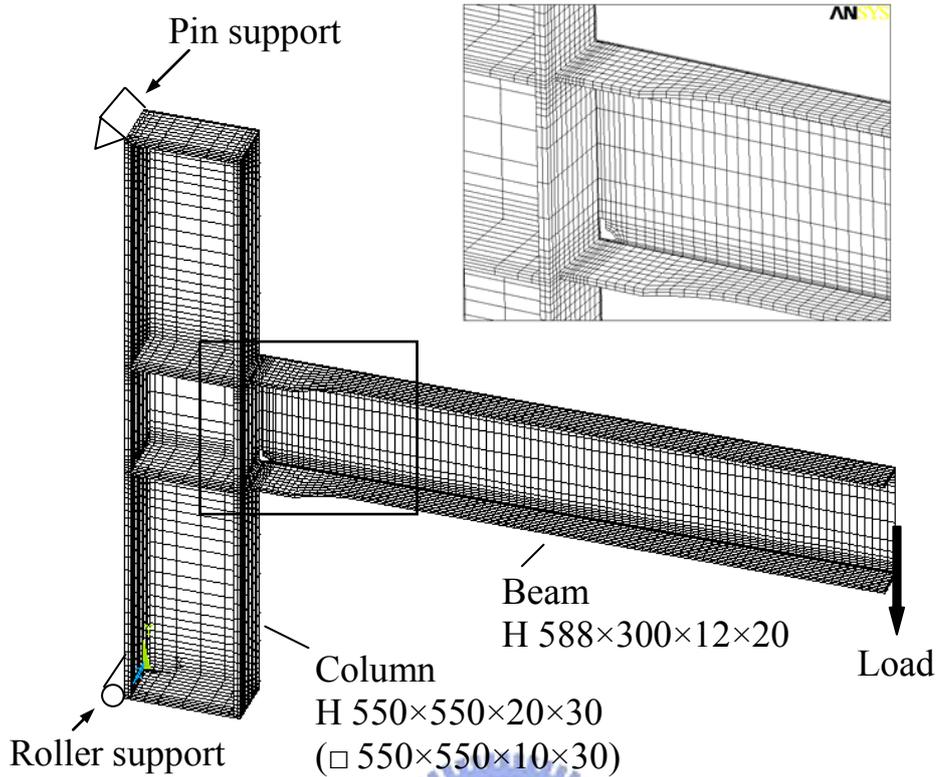


圖 2.1 有限分析模型

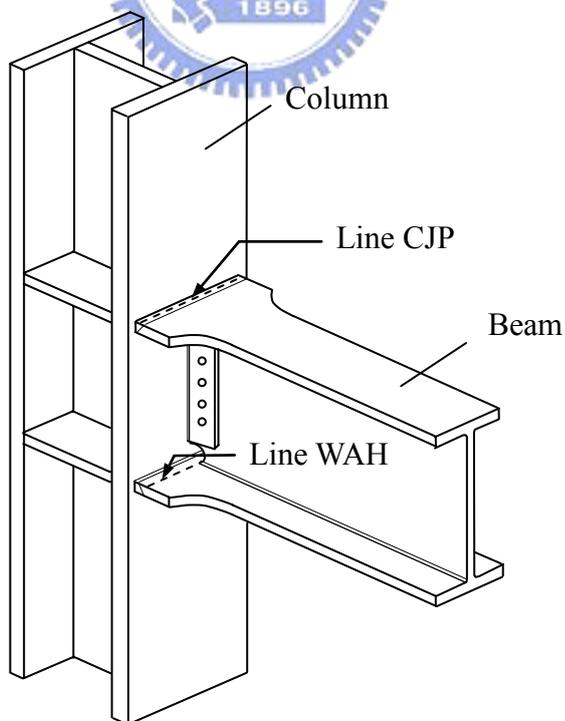


圖 2.2 分析模型比較位置圖

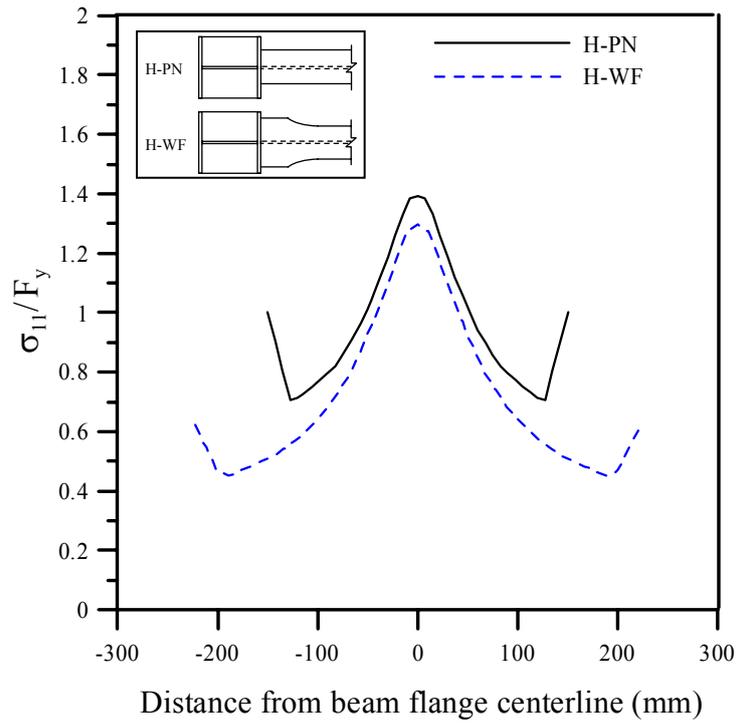


圖 2.3 層間變位角 0.5% 弧度 H-PN 及 H-WF 沿梁上翼板全滲透銲道之應力比較圖

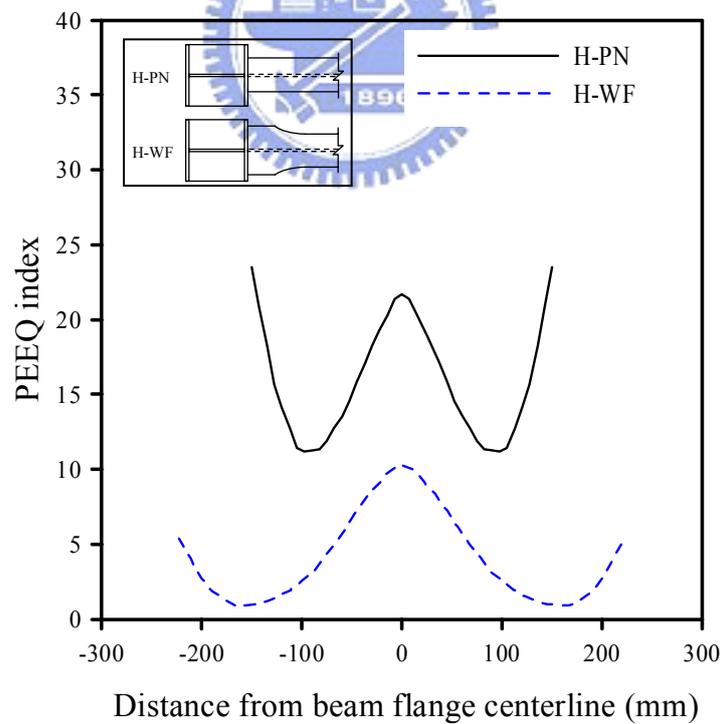


圖 2.4 層間變位角 4% 弧度 H-PN 及 H-WF 沿梁上翼板全滲透銲道之 PEEQ index 比較圖

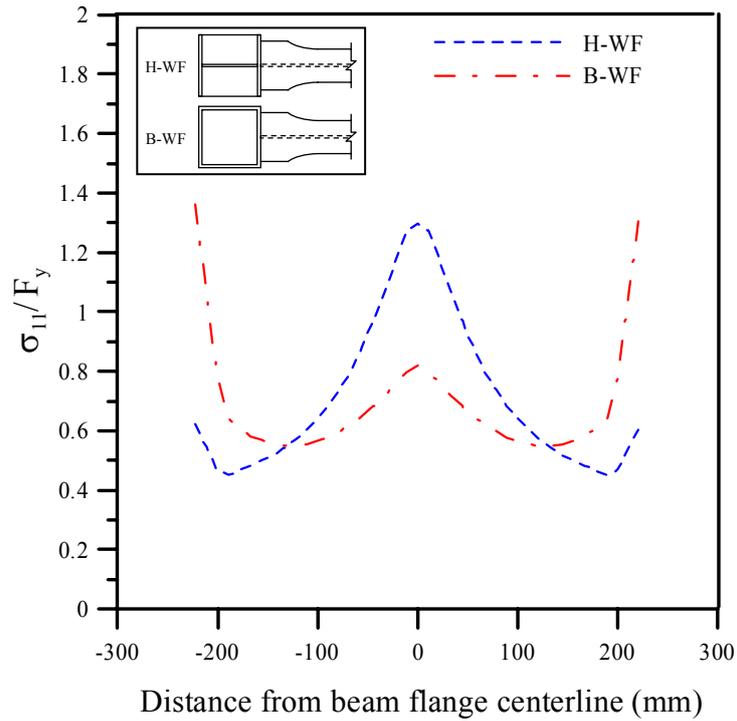


圖 2.5 層間變位角 0.5% 弧度 H-WF 及 B-WF 沿梁上翼板全滲透鉚道之應力比較圖

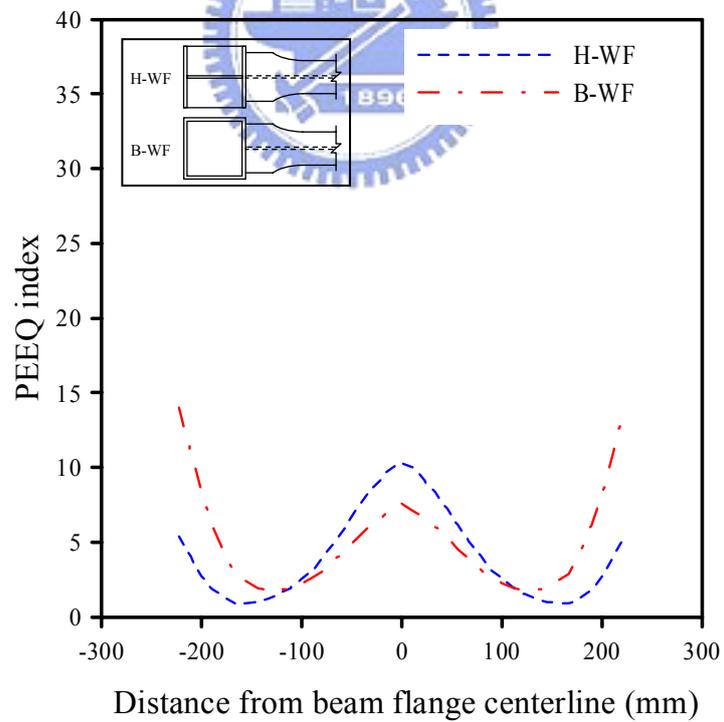


圖 2.6 層間變位角 4% 弧度 H-WF 及 B-WF 沿梁上翼板全滲透鉚道之 PEEQ index 比較圖

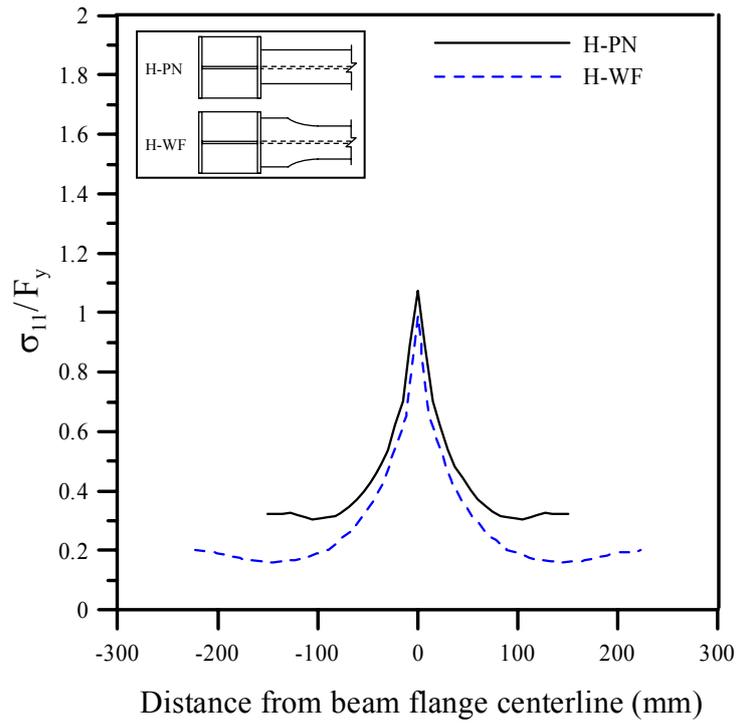


圖 2.7 層間變位角 0.5% 弧度 H-PN 及 H-WF 沿梁上翼板扇型開孔處之應力比較圖

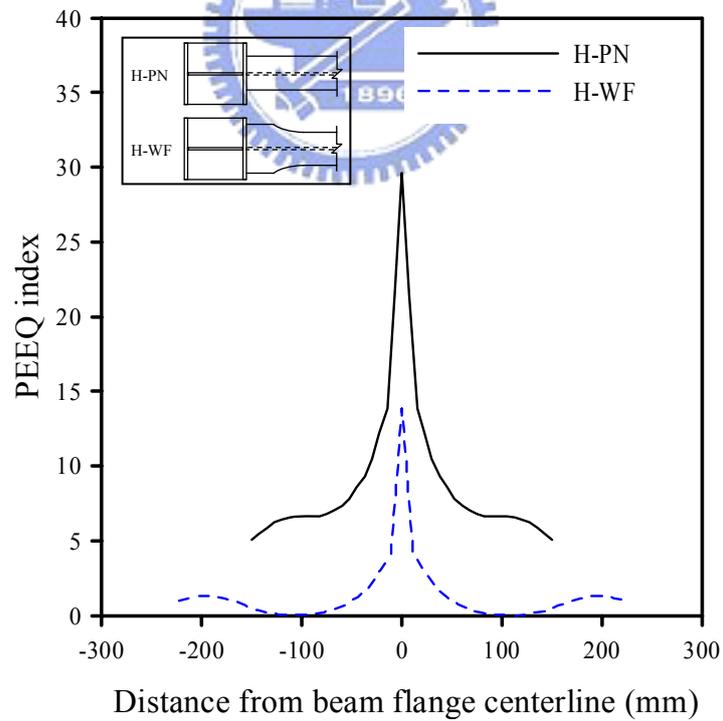


圖 2.8 層間變位角 4% 弧度 H-PN 及 H-WF 沿梁上翼板扇型開孔處之 PEEQ index 比較圖

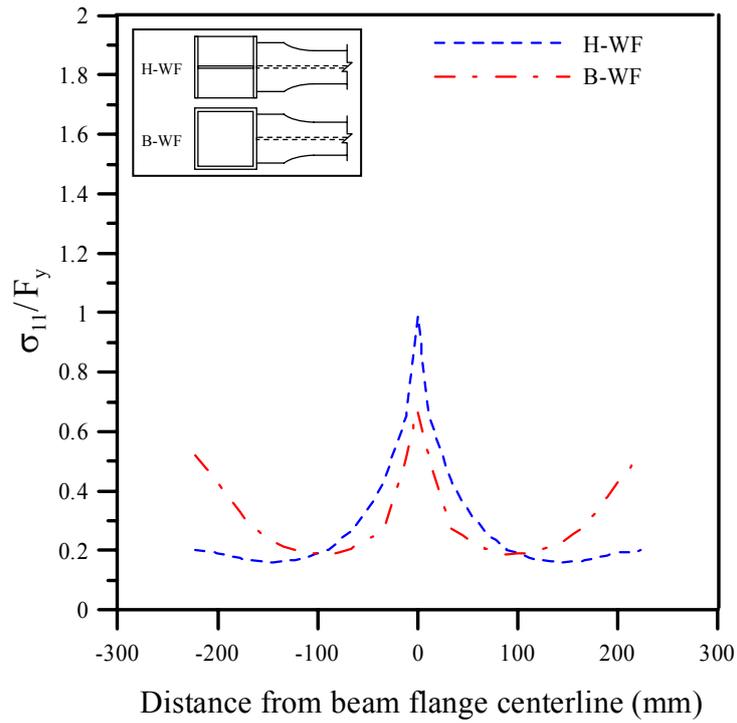


圖 2.9 層間變位角 0.5% 弧度 H-WF 及 B-WF 沿梁上翼板扇型開孔處之應力比較圖

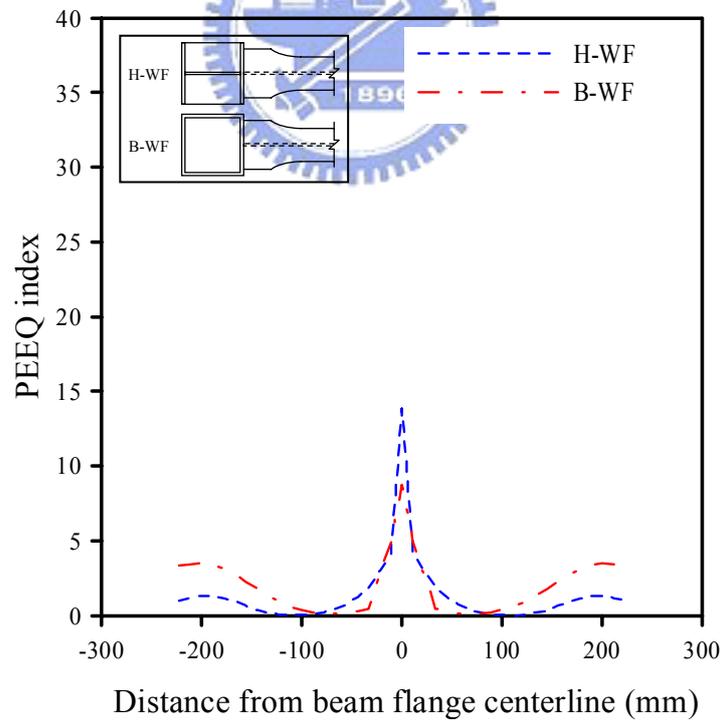
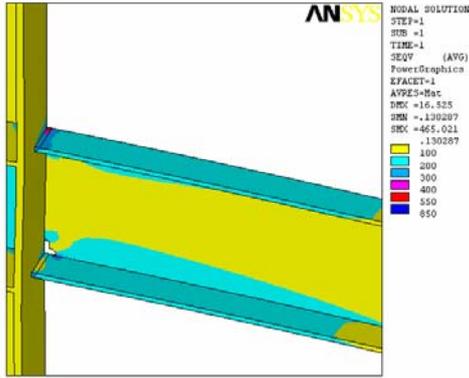
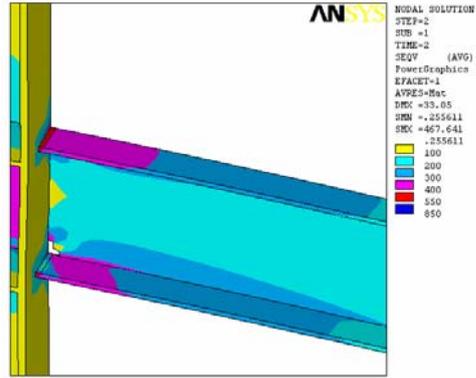


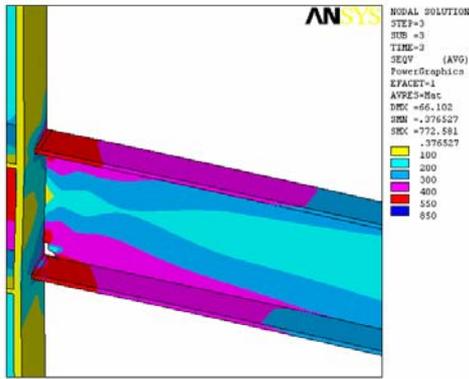
圖 2.10 層間變位角 4% 弧度 H-WF 及 B-WF 沿梁上翼板扇型開孔處之 PEEQ index 比較圖



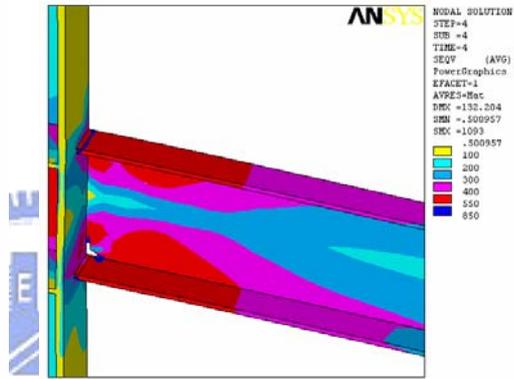
(a) 0.5% drift



(b) 1% drift

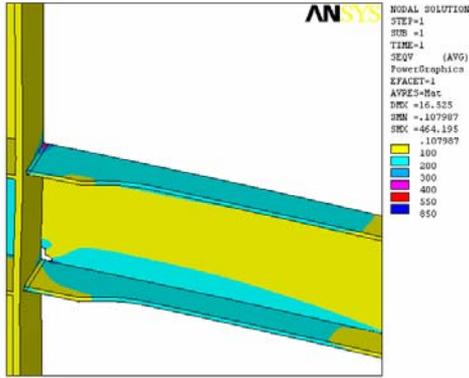


(c) 2% drift

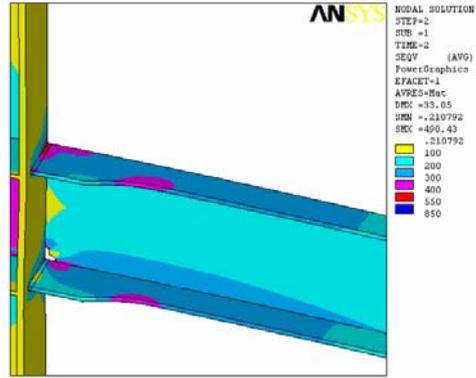


(d) 4% drift

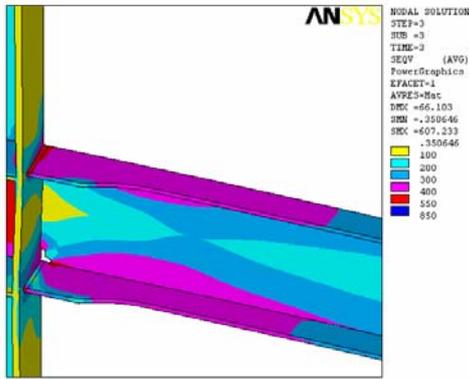
圖 2.11 模型 H-PN 之 von Mises 應力分佈圖



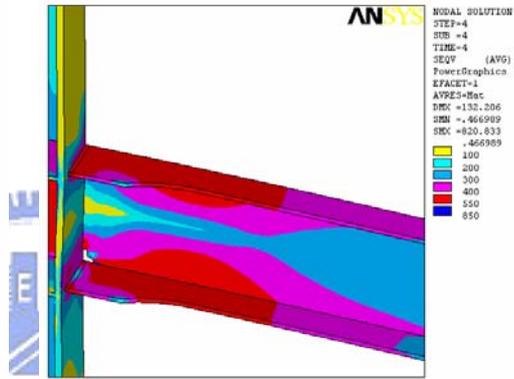
(a) 0.5% drift



(b) 1% drift

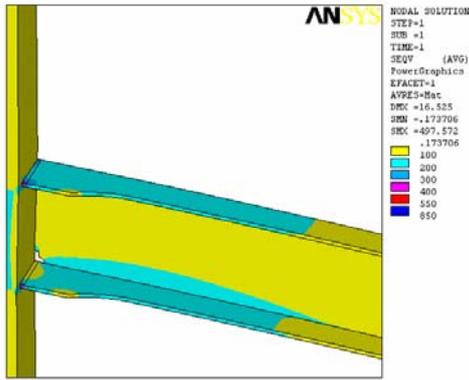


(c) 2% drift

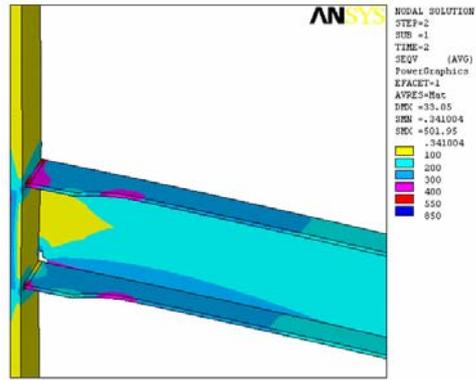


(d) 4% drift

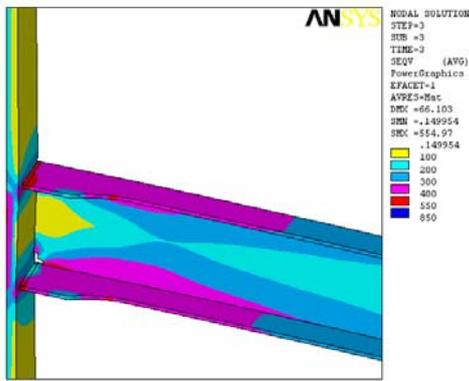
圖 2.12 模型 H-WF 之 von Mises 應力分佈圖



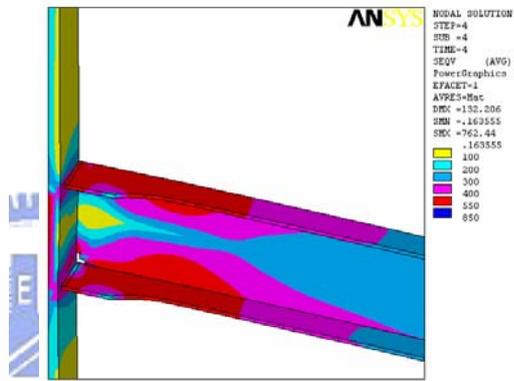
(a) 0.5% drift



(b) 1% drift

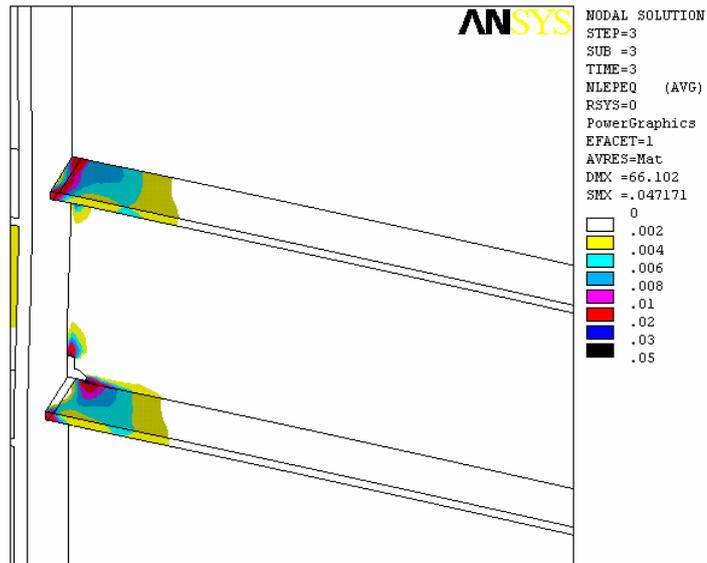


(c) 2% drift

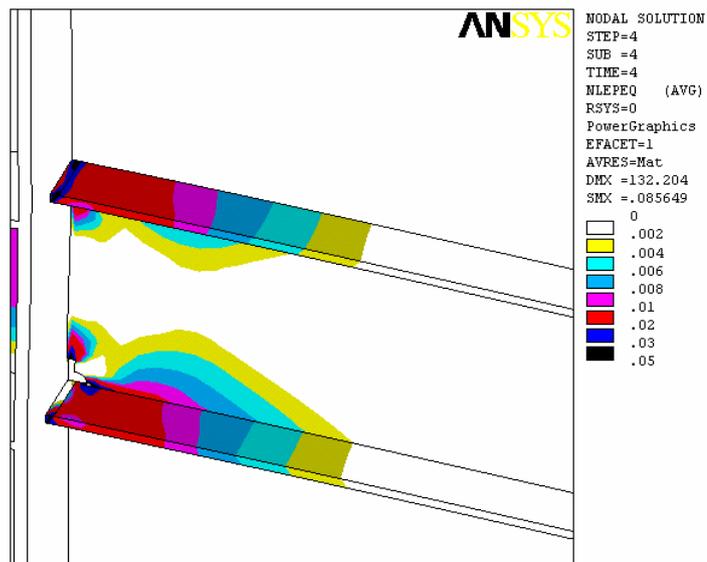


(d) 4% drift

圖 2.13 模型 B-WF 之 von Mises 應力分佈圖

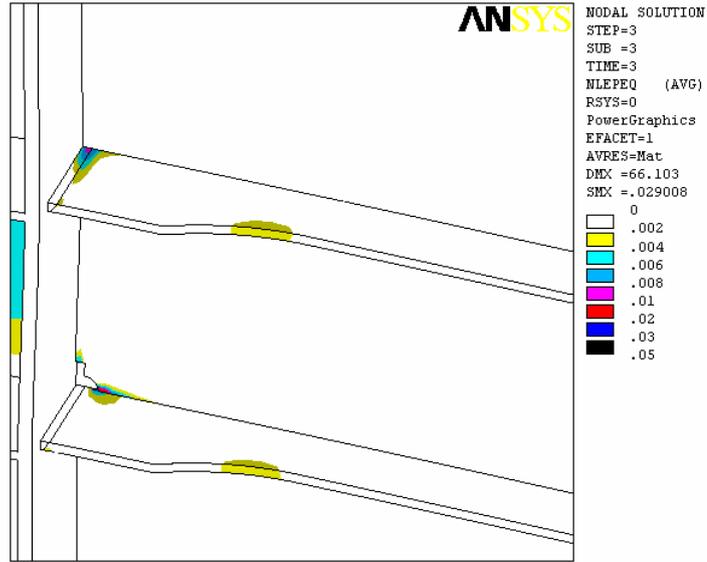


(a) 2% drift

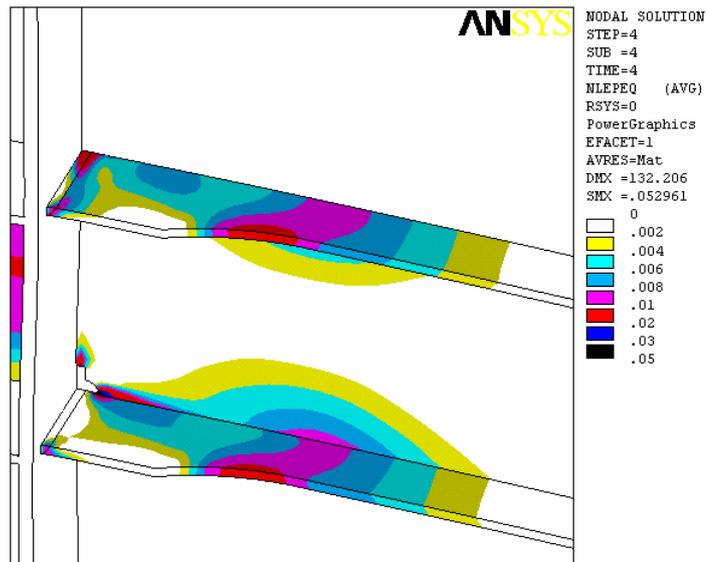


(b) 4% drift

圖 2.14 模型 H-PN 之 PEEQ 應變分佈圖

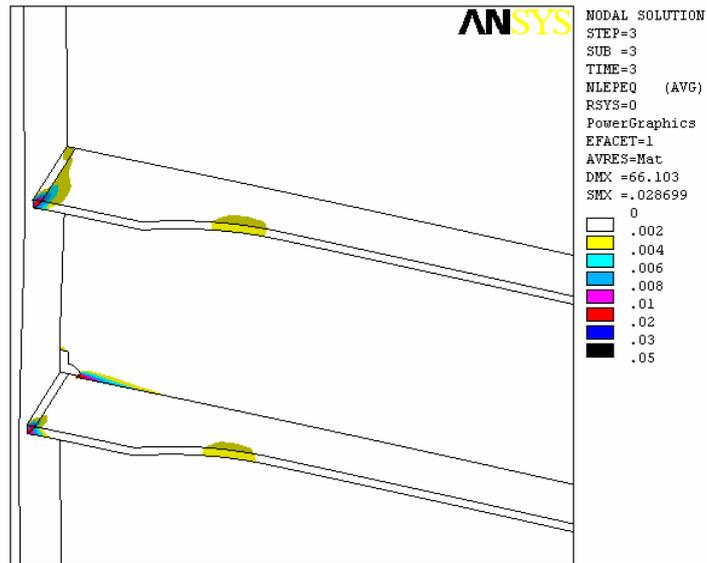


(a) 2% drift

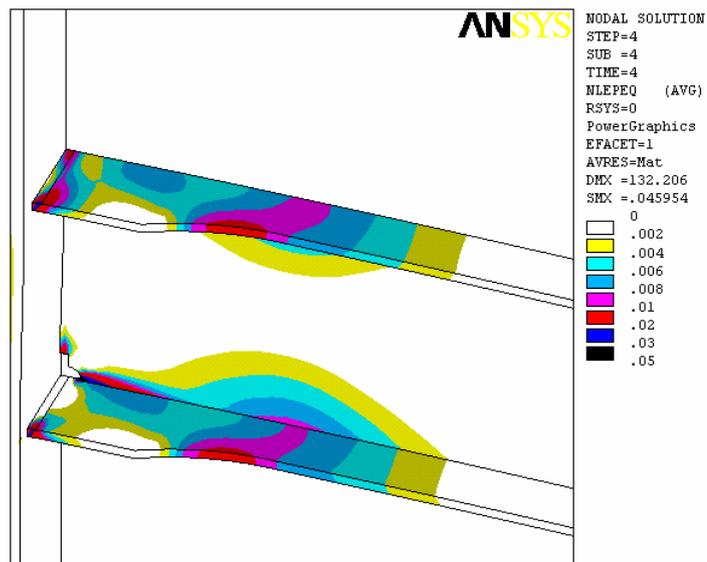


(b) 4% drift

圖 2.15 模型 H-WF 之 PEEQ 應變分佈圖



(a) 2% drift



(b) 4% drift

圖 2.16 模型 B-WF 之 PEEQ 應變分佈圖