

國立交通大學  
土木工程學系碩士班  
碩士論文

實尺寸鋼結構梁柱彎矩接頭試驗與分析

Tests and Analyses of Full-Scale  
Steel Beam-to-Column Moment Connections



研究生：蔡岳勳

指導教授：陳誠直博士

中華民國九十九年七月

# 實尺寸鋼結構梁柱彎矩接頭試驗與分析

## Tests and Analyses of Full-Scale Steel Beam-to-Column Moment Connections

研究生：蔡岳勳

Student : Yue-Shiun Tsai

指導教授：陳誠直博士

Adviser : Dr. Cheng-Chih Chen



Submitted to Department of Civil Engineering  
National Chiao Tung University  
in Partial Fulfillment of the Requirements  
for the Degree of  
Master of Science  
in  
Civil Engineering

July 2010

Hsinchu, Taiwan, Republic of China

中華民國九十九年七月

# 實尺寸鋼結構梁柱彎矩接頭試驗與分析

研究生：蔡岳勳

指導教授：陳誠直 博士

國立交通大學土木工程學系碩士班

## 摘要

韌性抗彎矩構架之梁柱接頭常藉著補強或減弱方式之改良以提高其塑性變形能力。設計上藉由於梁構件上形成塑鉸，以達遠離梁柱交接面，並藉由此塑鉸達消能之效果。本研究採用有限元素分析與實尺寸梁柱接頭試驗，探討箱型柱梁柱接頭之耐震行為。實尺寸試驗進行四組梁柱接頭試驗，其中兩組試體採用銲接扇形開孔改良型式，另外兩組試體採梁腹板開孔型式。試驗結果顯示經由銲接扇形開孔的改良，可避免扇形開孔根部之撕裂破壞，試體可達 4% 弧度層間變位角，但仍無法避免梁翼全滲透銲道應力集中造成之破壞。梁腹板開孔之兩組試體經由試驗結果得知，此改良型式可有效於梁腹板開孔區產生塑鉸，並皆可發展出良好的韌性行為與大於梁標稱塑性彎矩之撓曲強度。銲接扇形開孔的改良與梁腹板開孔型式的梁柱接頭可發展良好之耐震行為。

關鍵詞：梁柱接頭、梁腹板開孔、塑鉸、銲接扇形開孔、韌性

# Tests and Analyses of Full-Scale Steel Beam-to-Column Moment Connections

Student: Yue-Shiun Tsai

Adviser: Dr. Cheng-Chih Chen

Department of Civil Engineering  
National Chiao Tung University

## ABSTRACT

Steel beam-to-column moment connections used in moment-resisting frames can enhance their plastic deformation capability by either reinforcing the connection or weakening the beam section. The connections are designed to form plastic hinge in the beam to be away from the beam-column interface and to dissipate energy through the formation of the plastic hinge. This study aims to investigate the seismic behavior of steel beam to box column connections by conducting finite element analyses and full-scale tests. Four full-scale specimens were tested. Two specimens adopted the improved weld access hole (WAH), while the other two specimens were improved by adopting opening on the steel beam web. Test results showed that the specimens with improved WAH can prevent from brittle fracture at WAH and reached 4% rad story drift angle, but can not avoid fracture at the tip of the beam full penetration weld caused by stress concentration. The other two specimens with beam web opening demonstrated that plastic hinge can effectively formed in the beam web opening zone, and developed good ductile behavior as well as flexural strength greater than the beam nominal plastic moment. Connections with improved WAH and beam web opening can develop satisfactory seismic behavior.

Keywords: beam-to-column connection, beam web opening, plastic hinge, weld access hole, ductility.

## 誌謝

在短短的研究所求學期間不但有歡笑也充滿了淚水，在研究的道路上常常會遇到許多問題跟挫折必須一一突破，所幸恩師 陳誠直教授在此艱辛的路途上不斷的給予明確的方向及鼓勵，讓我可以順利完成我的碩士論文，在此致上十二萬分的謝意。此外於論文口試期間亦感謝本校 黃炯憲教授、鄭復平教授撥冗審閱並給予珍貴的意見與指教，使得論文內容可以漸趨完備。

在學期間，特別感謝學長 南交在實驗和分析上給予指導，亦感謝學長 政億在實驗過程中給予多方協助。此外感謝同學 孟暉、致潔於修業期間的相互陪伴和砥礪。更感謝學弟 顯嘉、錦輝、偉乾、士庭、易宸這些一起做實驗的好夥伴，有了大家的幫助使得實驗得以順利完成。當然最重要的是女友 王琳跟我一路互相扶持一起完成了碩士學業，並期盼能展望更美好的未來。

最後感謝我親愛的家人，父母不但提供我無憂無慮的生活環境並時常給予我健康正向的觀念使我得以克服重重難關；妹妹 愷嘉的加油打氣也使我倍感溫馨。在此僅以我獲得碩士學位的這份榮耀和喜悅與大家一起分享。

岳勳 九十九年七月

# 目錄

頁數

中文摘要	i
英文摘要	ii
誌謝	iii
目錄	iv
表目錄	vii
圖目錄	viii
第一章 緒論	1
1.1 前言	1
1.2 研究目的	2
1.3 研究方法	2
1.4 論文內容	3
第二章 文獻回顧	4
2.1 梁柱接頭力學行為	4
2.2 梁柱接頭文獻回顧	5
2.3 補強式梁柱接頭	5
2.3.1 蓋板式梁柱接頭	6
2.3.2 垂直肋板式梁柱接頭	8
2.4 減弱式梁柱接頭	9
2.4.1 切削式梁柱接頭	9
2.4.2 鑽孔式梁柱接頭	11

2.4.3 梁腹板開孔式梁柱接頭	11
2.5 改良銲接扇型開孔型梁柱接頭	15
2.6 結論	16
<b>第三章 有限元素分析之參數研究</b>	<b>18</b>
3.1 概述	18
3.2 銲接扇形開孔之型式	18
3.3 梁腹板開孔型式梁柱接頭	19
3.3.1 設計原理	19
3.3.2 設計流程	21
3.4 有限元素模型之建立	24
3.5 行為指標	27
3.6 比較位置與位移歷程之選取	30
3.7 分析模型介紹	30
3.8 分析結果討論	31
3.8.1 載重-位移曲線	31
3.8.2 von Mises 應力分佈圖	33
3.8.3 PEEQ 應變分佈圖	34
3.8.4 分析結果之行為指標比較	36
3.9 結論	42
<b>第四章 實尺寸梁柱接頭試驗</b>	<b>44</b>
4.1 引言	44
4.2 試體規劃與製作	44
4.3 試驗裝置	46

4.4 試驗程序 .....	47
4.5 試驗結果與討論 .....	48
4.5.1 試體行為 .....	48
4.5.2 試體破壞模式 .....	56
4.5.3 韌性能力 .....	58
4.5.4 極限彎矩強度 .....	63
4.5.5 接頭區應變分佈 .....	64
4.6 結論 .....	69
<b>第五章 有限元素分析模擬 .....</b>	<b>71</b>
5.1 概述 .....	71
5.2 模型之建立 .....	71
5.3 分析結果比較 .....	71
<b>第六章 結論與建議 .....</b>	<b>75</b>
6.1 結論 .....	75
6.2 建議 .....	76
<b>符號索引 .....</b>	<b>77</b>
<b>參考文獻 .....</b>	<b>80</b>
<b>表 .....</b>	<b>85</b>
<b>圖 .....</b>	<b>92</b>





## 表目錄

	頁數
表 3.1 有限元素分析模型編號.....	85
表 4.1 試體規格.....	86
表 4.2 梁腹板開孔試體設計參數.....	86
表 4.3 試體鋼板拉力試驗強度.....	87
表 4.4 試驗結果.....	88
表 4.5 梁腹板開孔所造成之梁端轉角.....	89
表 4.6 試體之彎矩強度.....	89
表 4.7 試體 OP1 之梁腹剪應變比較.....	90
表 4.8 試體 OP2 之梁腹剪應變比較.....	90
表 5.1 試體 OP2 分析與實驗之梁腹剪應變比較.....	91



## 圖目錄

	頁數
圖 2.1 補強式梁柱接頭型式	92
圖 2.2 擴翼式梁柱接頭	93
圖 2.3 梁翼板內側加勁式梁柱接頭	93
圖 2.4 蓋板式梁柱接頭	94
圖 2.5 蓋板式梁柱接頭	94
圖 2.6 延長肋板式梁柱接頭	95
圖 2.7 延長肋板加翅板式梁柱接頭	95
圖 2.8 切削及鑽孔式梁柱接頭	96
圖 2.9 梁腹板開孔式梁柱接頭	96
圖 2.10 等斷面切削式梁柱接頭	97
圖 2.11 圓弧切削式梁柱接頭	97
圖 2.12 漸變斷面式梁柱接頭	98
圖 2.13 剪力板補強之梁腹板開孔式梁柱接頭	98
圖 2.14 加勁板補強之梁腹板開孔式梁柱接頭	99
圖 2.15 圓弧切削式梁柱接頭示意圖	99
圖 3.1 銲接開孔幾何形狀示意圖	100
圖 3.2 梁腹板開孔式梁柱接頭示意圖	100
圖 3.3 梁腹板開孔式梁柱接頭之彎矩梯度圖	101
圖 3.4 梁腹板開孔斷面圖	101
圖 3.5 分析模型選取之分割元素 Solid 45	102

圖 3.6 UN 試體之三維有限元素分析模型	102
圖 3.7 OP 試體之三維有限元素分析模型	103
圖 3.8 梁柱接頭子結構之層間變位角定義圖	103
圖 3.9 應力及應變之比較位置圖	104
圖 3.10 模型 UN1-MFA 之有限元素網格圖	105
圖 3.11 模型 UN1-MCA 之有限元素網格圖	105
圖 3.12 模型 OP1b05-MFA 之有限元素網格圖	106
圖 3.13 單向加載與反覆加載之載重與層間變位角比較圖	107
圖 3.14 UN 分析模型之梁端載重與層間變位角關係圖	107
圖 3.15 UN1 與 OP1 分析模型之彎矩與層間變位角關係圖	108
圖 3.16 UN2 與 OP2 分析模型之彎矩與層間變位角關係圖	108
圖 3.17 模型 UN1-MFA 之 von Mises 應力分佈圖	109
圖 3.18 模型 UN1-MCA 之 von Mises 應力分佈圖	110
圖 3.19 模型 UN2-MFA 之 von Mises 應力分佈圖	111
圖 3.20 模型 UN2-MCA 之 von Mises 應力分佈圖	112
圖 3.21 模型 OP1b05-MFA 之 von Mises 應力分佈圖	113
圖 3.22 模型 OP1b075-MFA 之 von Mises 應力分佈圖	114
圖 3.23 模型 OP1b10-MFA 之 von Mises 應力分佈圖	115
圖 3.24 模型 OP2b05-MFA 之 von Mises 應力分佈圖	116
圖 3.25 模型 OP2b075-MFA 之 von Mises 應力分佈圖	117
圖 3.26 模型 OP2b10-MFA 之 von Mises 應力分佈圖	118
圖 3.27 模型 UN1-MFA 之 PEEQ 應變分佈圖	119

圖 3.28	模型 UN1-MCA 之 PEEQ 應變分佈圖	120
圖 3.29	模型 UN2-MFA 之 PEEQ 應變分佈圖	121
圖 3.30	模型 UN2-MCA 之 PEEQ 應變分佈圖	122
圖 3.31	模型 OP1b05-MFA 之 PEEQ 應變分佈圖	123
圖 3.32	模型 OP1b075-MFA 之 PEEQ 應變分佈圖	124
圖 3.33	模型 OP1b10-MFA 之 PEEQ 應變分佈圖	125
圖 3.34	模型 OP2b05-MFA 之 PEEQ 應變分佈圖	126
圖 3.35	模型 OP2b075-MFA 之 PEEQ 應變分佈圖	127
圖 3.36	模型 OP2b10-MFA 之 PEEQ 應變分佈圖	128
圖 3.37	UN1-MFA 與 UN1-MCA 之 von Mises 應力比較圖	129
圖 3.38	UN2-MFA 與 UN2-MCA 之 von Mises 應力比較圖	129
圖 3.39	UN1-MFA 與 OP1b05-MFA、OP1b075-MFA、OP1b10-MFA 之 von Mises 應力比較圖	130
圖 3.40	UN2-MFA 與 OP2b05-MFA、OP2b075-MFA、OP2b10-MFA 之 von Mises 應力比較圖	131
圖 3.41	UN1-MFA 與 UN1-MCA、OP1b05-MFA、OP1b075-MFA、 OP1b10-MFA 之 PEEQ index 比較圖 (4% drift)	132
圖 3.42	UN2-MFA 與 UN2-MCA、OP2b05-MFA、OP2b075-MFA、 OP2b10-MFA 之 PEEQ index 比較圖 (4% drift)	132
圖 3.43	UN1-MFA 與 UN1-MCA、OP1b05-MFA、OP1b075-MFA、 OP1b10-MFA 之 Rupture index 比較圖 (4% drift)	133
圖 3.44	UN2-MFA 與 UN2-MCA、OP2b05-MFA、OP2b075-MFA、 OP2b10-MFA 之 Rupture index 比較圖 (4% drift)	133

圖 4.1 試體 UN1、OP1 梁柱試體圖	134
圖 4.2 試體 UN2、OP2 梁柱試體圖	135
圖 4.3 試體 UN1、OP1 之接合細節	136
圖 4.4 試體 UN2、OP2 之接合細節	137
圖 4.5 試體 UN1 接頭接合細節	138
圖 4.6 試體 UN2 接頭接合細節	138
圖 4.7 試體 OP1 接頭接合細節	139
圖 4.8 試體 OP2 接頭接合細節	140
圖 4.9 試體 UN1、OP1 試驗裝置圖	141
圖 4.10 試體 UN2、OP2 試驗裝置圖	142
圖 4.11 試驗設置	143
圖 4.12 試體 UN1、UN2 量測儀器配置圖	144
圖 4.13 試體 OP1、OP2 量測儀器配置圖	145
圖 4.14 試體 UN1、UN2 梁柱交會區之量測儀器配置	146
圖 4.15 試體 OP1、OP2 梁柱交會區和梁腹板開孔區之量測儀器配置	146
圖 4.16 試體 UN1 應變計位置圖	147
圖 4.17 試體 UN2 應變計位置圖	148
圖 4.18 試體 OP1 應變計位置圖	149
圖 4.19 試體 OP2 應變計位置圖	150
圖 4.20 位移控制歷程圖	151
圖 4.21 試體 UN1 表面未發現明顯變化 (0.75% drift)	151
圖 4.22 試體 UN1 下翼板兩側接柱面之全滲透鐳道附近呈現微量石	

灰脫落 (1% drift).....	152
圖 4.23 試體 UN1 梁腹板兩側近翼板銲接接合處發現兩處極少量石 灰脫落 (1% drift).....	152
圖 4.24 試體 UN1 梁上翼板開始出現平行於梁寬方向之石灰剝落紋 路，並開始有交叉至中心的跡象 (1.5% drift).....	153
圖 4.25 試體 UN1 於扇形開孔根部處亦開始出現剝落 (1.5% drift) .....	153
圖 4.26 試體 UN1 梁翼板之剝落向中心延伸，並遠離柱面向上發展， 扇形開孔附近之剝落也遠離柱面向上發展 (1.5% drift) ...	154
圖 4.27 試體 UN1 梁翼板呈現遠離柱面之區域性石灰脫落，並延伸 交叉至中心 (2% drift).....	154
圖 4.28 試體 UN1 梁腹板兩側近扇形開孔處開始出現石灰剝落 (2% drift).....	155
圖 4.29 試體 UN1 梁翼板出現大量且明顯之剝落並從兩側貫穿至翼 板中心 (3% drift).....	155
圖 4.30 試體 UN1 梁腹板近扇形開孔處之石灰剝落開始向上發展； 剪力板與柱面之銲道最外緣也開始產生石灰剝落 (3% drift) .....	156
圖 4.31 試體 UN1 梁上翼板全滲透銲道處最外緣產生一小裂縫 (3% drift).....	156
圖 4.32 試體 UN1 梁腹板兩側呈現大量石灰剝落現象並向上發展， 剪力板與柱面間之銲道產生一微小裂縫 (3% drift) .....	157
圖 4.33 試體 UN1 梁翼板及腹板處石灰剝落仍持續發展 (4% drift)	

.....	157
圖 4.34 試體 UN1 上翼板扇形開孔根部產生了小裂縫 (4% drift)	158
.....	158
圖 4.35 試體 UN1 梁翼板及腹板都已呈現局部大量石灰脫落現象 (5% drift).....	158
圖 4.36 試體 UN1 破壞模式 (試驗結束) .....	159
圖 4.37 試體 UN2 表面未發現明顯變化 (0.75% drift) .....	159
圖 4.38 試體 UN2 下翼板兩側接柱面之全滲透鐳道附近呈現微量石 灰脫落 (1% drift).....	160
圖 4.39 試體 UN2 下翼板中央出現約 45 度方向之石灰紋路剝落 (1.5% drift).....	160
圖 4.40 試體 UN2 下翼板出現平行於梁寬度方向之石灰剝落紋路， 並有向中心發展的趨勢 (1.5% drift).....	161
圖 4.41 試體 UN2 下翼板於扇形開孔根部附近出現平行於梁寬度方 向之石灰剝落紋路 (1.5% drift).....	161
圖 4.42 試體 UN2 下翼板之石灰剝落已向中心貫穿，表示此處已發 生全斷面降伏 (2% drift).....	162
圖 4.43 試體 UN2 梁翼板出現大量且明顯之剝落並從兩側貫穿至翼 板中心 (3% drift).....	162
圖 4.44 試體 UN2 梁腹板在剪力板上緣兩側也出現石灰脫落的現象 (3% drift) .....	163
圖 4.45 試體 UN2 梁翼板、腹板及扇形開孔處已呈現大量石灰剝落 現象 (4% drift) .....	163

- 圖 4.46 試體 UN2 剪力板與柱面連接之鐸道兩端及下翼板處之扇形開孔根部產生一微小裂縫 (4% drift)..... 164
- 圖 4.47 試體 UN2 剪力板與柱面連接之鐸道及下翼板與柱面連接之全滲透鐸道均產生一明顯之裂縫 (4% drift)..... 164
- 圖 4.48 試體 UN2 上翼板全滲透鐸道所產生的裂縫持續延伸並產生突然性撕裂 (5% drift)..... 165
- 圖 4.49 試體 UN2 破壞模式 (試驗結束) ..... 165
- 圖 4.50 試體 OP1 表面未發現明顯變化 (0.375% drift) ..... 166
- 圖 4.51 試體 OP1 於開孔起始段圓弧末端產生 45 度方向微量石灰剝落(0.5% drift)..... 166
- 圖 4.52 試體 OP1 於開孔區段之四個角隅產生 45 度方向微量石灰剝落(0.75% drift)..... 167
- 圖 4.53 試體 OP1 於開孔區段四個角隅出現明顯之石灰剝落 (1% drift)..... 168
- 圖 4.54 試體 OP1 於下翼板接近開孔起始端及近柱面全滲透鐸道處出現平行柱面之石灰剝落紋路 (1.5% drift)..... 168
- 圖 4.55 試體 OP1 於上翼板接近開孔起始圓弧段末端處出現平行柱面之石灰剝落紋路 (1.5% drift)..... 169
- 圖 4.56 試體 OP1 於上、下翼板內側接近開孔角隅處出現平行柱面之石灰剝落紋路 (1.5% drift)..... 169
- 圖 4.57 試體 OP1 於下翼板及上翼板內側出現 45 度方向之石灰紋路剝落，並由兩側貫穿至翼板中心 (2% drift)..... 170
- 圖 4.58 試體 OP1 於上翼板接近開孔起始圓弧段末端處出現 45 度方



向之石灰紋路剝落，並由兩側貫穿至翼板中心 (2% drift)	170
圖 4.59 試體 OP1 於上翼板平行柱面及 45 度方向之石灰紋路剝落持續向上延伸，並由兩側貫穿至翼板中心 (3% drift)	171
圖 4.60 試體 OP1 於上、下翼板及開孔區周圍出現區域性大量石灰剝落，並有向開孔中心發展趨勢 (3% drift)	171
圖 4.61 試體 OP1 開孔角隅近上翼板處出現微量面外變 (4% drift)	172
圖 4.62 試體 OP1 於開孔區段已出現明顯剪力變形 (4% drift)	172
圖 4.63 試體 OP1 於上翼板全滲透鐸道處發生撕裂破壞 (4% drift)	173
圖 4.64 試體 OP1 於上翼板全滲透鐸道處發生撕裂破壞 (4% drift)	173
圖 4.65 試體 OP1 開孔角隅近上翼板處產生局部挫屈現象，而近下翼板處則產生一微小裂縫 (5% drift)	174
圖 4.66 試體 OP1 開孔區周圍已呈現區域性石灰剝落 (5% drift)	174
圖 4.67 試體 OP1 開孔角隅近上翼板處產生嚴重局部挫屈現象，而近下翼板處之微小裂縫持續延伸 (6% drift)	175
圖 4.68 試體 OP1 開孔角隅近下翼板處產生局部挫屈現象，而近開孔周圍及上、下翼板處均產生大量石灰剝落 (6% drift)	175
圖 4.69 試體 OP1 開孔區對角線上之角隅產生嚴重局部挫屈現象，而開孔區段也出現明顯剪力變形 (7% drift)	176

圖 4.70 試體 OP1 於上翼板產生一明顯塑鉸機制，其生成位置約離柱面 300 mm~560 mm 之間（試驗結束）	176
圖 4.71 試體 OP2 表面未發現明顯變化 (0.5% drift)	177
圖 4.72 試體 OP2 於開孔角隅附近產生微量石灰脫落 (0.75% drift)	178
圖 4.73 試體 OP2 於下翼板接近開孔起始圓弧段末端處出現微量平行柱面之石灰剝落紋路 (1% drift)	179
圖 4.74 試體 OP2 於開孔末端兩側之角隅處出現微量石灰剝落紋路 (1% drift)	179
圖 4.75 試體 OP2 於開孔周圍之四個角隅處出現明顯之石灰剝落紋路 (1.5% drift)	180
圖 4.76 試體 OP2 下翼板出現 45 度方向之石灰剝落，上翼板內側近開孔角隅處也出現平行柱面之石灰剝落紋路 (1.5% drift)	180
圖 4.77 試體 OP2 於開孔周圍四個角隅之石灰剝落持續發展 (2% drift)	181
圖 4.78 試體 OP2 上翼板內側近開孔角隅處也出現 45 度方向之石灰剝落紋路 (2% drift)	181
圖 4.79 試體 OP2 於上翼板全滲透鐸道處產生一微小裂縫 (3% drift)	182
圖 4.80 試體 OP2 走至第二迴圈正方向時上翼板全滲透鐸道處裂縫沿翼板開槽 45 度方向裂開 (3% drift)	182
圖 4.81 試體 OP2 於開孔區段已出現剪力變形 (4% drift)	183

圖 4.82 試體 OP2 於開孔周圍四個角隅處出現大量石灰剝落紋路 (4% drift).....	183
圖 4.83 試體 OP2 於開孔區段之剪力變形持續發展 (5% drift) ...	184
圖 4.84 試體 OP2 於開孔末端近上翼板角隅處出現微量面外變形 (5% drift).....	184
圖 4.85 試體 OP2 於上翼板出現大量區域性石灰剝落，而 45 度方向 之剝落紋路亦貫穿至翼板中心 (6% drift).....	185
圖 4.86 試體 OP2 於開孔區末端之角隅出現明顯之面外挫屈 (6% drift).....	185
圖 4.87 試體 OP2 於開孔區對角線方向之角隅均出現嚴重面外挫屈 (7% drift).....	186
圖 4.88 試體 OP2 於上翼板產生一明顯塑鉸機制，其生成位置約離 柱面 300 mm~560 mm 之間 (試驗結束) .....	186
圖 4.89 試體 UN1 之遲滯迴圈圖 .....	187
圖 4.90 試體 UN2 之遲滯迴圈圖 .....	190
圖 4.91 試體 OP1 之遲滯迴圈圖 .....	193
圖 4.92 試體 OP2 之遲滯迴圈圖 .....	197
圖 4.93 試體 UN1 之梁腹與梁翼應變比較圖 .....	201
圖 4.94 試體 UN2 之梁腹與梁翼應變比較圖 .....	202
圖 4.95 試體 OP1 之梁翼應變比較圖 .....	203
圖 4.96 試體 OP2 之梁翼應變比較圖 .....	204
圖 5.1 試體 UN2 模擬與實驗之梁端載重與位移曲線比較圖.....	205
圖 5.2 試體 OP2 模擬與實驗之梁端載重與位移曲線比較圖.....	205

圖 5.3 試體 UN2 模擬與實驗之應變分佈比較圖 ..... 206

圖 5.4 試體 OP2 模擬與實驗之梁翼應變分佈比較圖 ..... 207



# 第一章 緒論

## 1.1 前言

隨著科技與經濟之迅速發展，台灣之人口呈穩定之成長，進而面臨了地窄人稠之窘境，所以高樓結構勢必成為了一種趨勢。考慮到施工性及工期，必須便於自動化施工以及自身重量小；結合以上因素，相較於傳統之鋼筋混凝土結構，具備良好韌性、延展性及輕質之鋼材結構因而被廣泛應用於高樓結構。除此之外近來環保意識抬頭，鋼材之回收再利用比例不但高於傳統鋼筋混凝土，成本也較低；並於生產製造的過程中產生較少的污染，進而響應政府提倡之節能減碳。

由於台灣位處太平洋地震帶上，導致地震次數頻繁，有鑑於此，鋼骨構架必須具備足夠之耐震能力，即梁柱接頭設計上有足夠之強度與韌性來消散地震作用下輸入結構物的能量。然而在早期設計上採梁腹板與柱之剪力板螺栓接合，梁翼板與柱翼板採用全滲透銲接接合 (Bolted Web Welded Flange, BWWF) 之傳統型式接頭，在歷經了美國的北嶺地震與日本之阪神地震後，發現大量的接頭塑性變形不足，未能提供消能作用，而發生非預期的脆性破壞。北嶺地震後，更有研究報告 (FEMA 1995; FEMA 1997a) 指出，其破壞形式包括了梁翼板與腹板之挫屈與開裂、梁翼近扇形開孔處之開裂、梁翼兩側全滲透銲道處之開裂、柱翼板之層裂及塊狀開裂、剪力板之撕裂及銲道開裂破壞等等，而造成這些破壞的主要原因來自於梁柱交接面之需求彎矩強度最大、斷面幾合不連續造成的應力集中現象，以及銲接接合所帶來的高入熱量。這些破壞模式使得傳統型式接頭無法提供所需耐震要求，因此必須著手改良舊有型式接頭來避免以上可能發生之脆性破壞。

## 1.2 研究目的

近年來國外對於改良型式梁柱接頭之相關研究，多為 H 型柱之接頭，此種接合方式相較於 H 型梁接箱型柱接頭，其接合細節的差異造成力學行為、破壞模式有所差異。過去國內研究顯示傳統型式箱型柱梁柱接頭，其破壞模式多為扇形開孔以及梁翼兩側全滲透鐸道處之撕裂，而一部份則為剪力板撕裂。

本研究將針對國內常見 H 型梁接箱型柱型式之鋼骨抗彎構架進行改良，並施作四組實尺寸試體進行試驗，其中試體斷面均屬較大之尺寸。改良型式有二，其一對於梁構件並未施加額外之補強或減弱，惟梁腹之鐸接扇形開孔處改採 FEMA-350 (2000) 建議之幾何形狀，以盼能避免此處提早撕裂破壞而無法提供良好之韌性行為；其二，由於鋼板厚度為高達 35mm~45mm 之厚板，於組立時將帶來更多之厚板鐸接，不但鐸接品質不易控制，更於鐸接時帶來更多之高入熱量加速了母材的脆化，提高母材在鐸道處於試驗時提早破壞之可能性，有鑑於此，將採用梁斷面減弱之方式改良，即於梁腹板處開孔，以期能在此減弱之區段產生塑鉸機制達消能之效果，來降低梁柱接面破壞之可能性。綜觀以上兩種型式之改良，期盼試驗結果均能達到國內鋼結構設計規範（內政部營建署 2007）規定之塑性總轉角 0.03 弧度之限制，以避免再次發生如 921 大地震所帶來之巨大損失。

## 1.3 研究方法

藉由比較各改良型式接頭，考慮其施工性、經濟性後，擇其優者加以優化改變其型式，再以非線性有限元素分析及實尺寸試體試驗結果加以驗證其可行性。本論文研究流程如下：

1. 蒐集國內外研究之試驗成果。
2. 建立既有改良接頭及其優化後之模型，利用非線性有限元素分析，探討其力學行為及設計參數研究。
3. 由分析之結果，選擇成效優良之方式設計製作實尺寸試體。
4. 進行梁柱接頭抗彎實驗，探討其極限強度與韌性能力。
5. 以有限元素分析驗證試驗結果。

## 1.4 論文內容

本論文內容如下：

- 第一章：闡述研究之背景、動機與方法。
- 第二章：藉由國內外梁柱接頭文獻之收集，比較各種接頭型式之韌性能力與破壞行為，再依照材料力學行為及各文獻訂出梁腹板開孔式梁柱接頭之簡易設計流程。
- 第三章：以有限元素分析軟體作為研究工具，比較各種改良型式之接頭行為。
- 第四章：四組實尺寸梁柱接頭試體之設計與製作，並詳述試驗流程與試體行為。
- 第五章：試驗結果與有限元素分析之比較，並建立分析模型。
- 第六章：本研究之結論與建議。

## 第二章 文獻回顧

### 2.1 梁柱接頭力學行為

鋼骨韌性抗彎矩構架主要用於抵抗地震發生時所引起水平力，因此必須具備足夠之韌性，於梁柱接頭產生塑性變形來消散地震引致之能量。因此梁柱接頭的基本設計原則為：(1) 發揮相接桿件預期之強度；(2) 使梁柱接頭發展出所需之塑性轉角。由以上兩點原則來設計，以期達到結構物於小震時可保持彈性行為，而大震進入非線性階段時，構材亦能應力重新分配並產生塑鉸之變形來消散能量，使梁柱交接面不至破壞，進而保持結構物之穩定。

在鋼骨韌性抗彎矩構架受地震引致之水平力作用時，梁之撓曲反曲點大約發生於構架跨距之中央，柱則約發生於樓層中央，因此彎矩最大處將發生於梁柱接面處；此區之幾何不連續以及銲接接合所帶來之高入熱量，產生應力集中及鋼材脆化（沈光誠 1990）之現象，因此常為破壞初始位置，伴隨而來之脆性破壞使得梁柱接頭無法發揮其韌性來消散地震之能量。

傳統鋼骨抗彎構架其梁柱接頭接合採用 BWWF 之方式，設計理念為：梁彎矩主要由梁翼板傳遞至柱，而梁之剪力主要由梁腹板承受並由螺栓、剪力板傳遞至柱。然而現今工程界採用之鋼骨抗彎構架又可分為兩類：(1) H 型鋼梁接箱型柱接頭；(2) H 型鋼梁接 H 型柱接頭。兩者於梁柱交會區傳遞應力方式應也有所不同。在 H 型鋼梁接箱型柱接頭，因梁腹所對應之柱內無腹板可直接傳遞應力，而柱之兩側腹板提供較大之勁度，使得梁翼板接柱面兩側之全滲透銲道處有較高之應力；反之 H 型鋼梁接 H 型柱接頭，梁腹可藉由相對應之柱



腹板將部份之撓曲應力導入，以分擔部分梁端彎矩。因此箱型柱梁柱接頭與 H 型柱梁柱接頭其接頭區之力學行為有一定程度之差異性。所以如何利用此差異性來加以改良，避免過早之脆性破壞，為探討之重點。

## 2.2 梁柱接頭文獻回顧

美國的北嶺地震與日本之阪神地震發生後，國內外對於鋼骨梁柱接頭改良之研究已有一段時間，其研究方向主要為在脆性破壞之前於梁柱接頭能產生塑性變形來消散地震能量，即為確保塑絞能發生於梁構件並且遠離梁柱交接面，避免應力集中現象發生於此處造成脆性破壞。而改良型式之梁柱接頭大致上可分為兩大類，一為梁端加勁之補強式梁柱接頭，另一類為梁端減弱之減弱式梁柱接頭，除了以上常見之改良型式外，也有針對梁柱接面接合細部幾何形狀之改良。以下各節將就這幾種類型介紹各文獻中接頭之型式、設計原理以及其實驗結果，並探討其優缺點，以決定本次研究之探討方向。

## 2.3 補強式梁柱接頭

補強式梁柱接頭其設計原理為提高梁柱接頭處之彎矩強度，避免梁柱交接面銲接品質不佳、強度不足以及熱影響區之塑性變形能力不足所引起之脆性破壞，並藉由局部之加勁，使塑絞產生位置能移至加勁構材外而遠離柱面。早期補強式梁柱接頭之研究包括了有：(1) 蓋板型 (cover plate) 梁柱接頭、(2) 垂直肋板型 (upstanding ribs) 梁柱接頭、(3) 側板型 (side plate) 梁柱接頭、(4) 托肩型 (haunch) 梁柱接頭等等，其構造型式如圖 2.1 所示；近幾年來更有擴翼式、梁翼板內側加勁式梁柱接頭，如圖 2.2 與 2.3 所示。其中較常見的為蓋板式

以及垂直肋板式梁柱接頭，以下將針對此兩種型式加以敘述。

### 2.3.1 蓋板式梁柱接頭

蓋板型式接頭，施作方式為在梁之上下翼板各加銲一片鋼板，藉由增加翼板厚度，來提高梁柱接頭區之彎矩容量。常見幾何形狀可分兩種，一為上下蓋板皆為三角形之補強；一為三角形上蓋板與矩形下蓋板。

#### 1. 林新益 (1989)

利用有限元素法探討箱型柱與 I 型梁接頭處之應力分佈及其集中之現象，並施作五組試體，其中一組為梯形蓋板型式，研究結果顯示蓋板與梁翼板兩側於柱面接合處，皆有高應力集中現象，塑鉸則是發生於蓋板端部，最後於梁翼板處發生局部挫屈破壞。

#### 2. 陳嘉有 (1995)

利用有限元素法探討多種改良型式之韌性接頭，共施作十二組試體，其中有四組為蓋板補強式接頭，皆為箱型柱與熱軋 I 型梁接頭，研究結果發現矩形下蓋板端部由於梁斷面強度變化較大，而產生局部破裂，顯示此處造成梁翼板應力集中之現象，加以蓋板又屬厚板銲接，而使此處有殘餘應力，並由於過多入熱量使鋼材脆化，因此較易產生脆性破壞。但四組蓋板仍有三組可達 0.03 弧度，顯見其韌性表現良好。

#### 3. Engelhardt and Sabol (1997)

實驗採用蓋板之型式為，三角形上蓋板及矩形下蓋板如圖 2.4 所示，而採用漸變寬度之三角形上蓋板是為了使梁翼板之應力能平順傳

遞至柱，避免應力過度集中於蓋板端部；矩形下蓋板則是為了銲接施工之便利性，先於工廠將下蓋板銲於柱面，至工地組立時，便可當作下翼板之背墊板，採全滲透銲接，而蓋板與翼板間之接合採角銲銲接。共施作十二組試體，實驗結果顯示有七組試體之塑性轉角可達 0.03 弧度以上，並在蓋板端部產生塑鉸而有梁翼板及腹板局部挫屈現象產生，僅兩組試體於較低之塑性轉角發生脆性破壞，因此其韌性行為表現良好。但由於蓋板屬厚板銲接，有殘留應力及銲接品質難以控制等問題，為其缺點。

#### **4. Whittaker and Kim (2002)**

實驗採用蓋板之型式分為三類，一為梯形上下蓋板，一為矩形上下蓋板，另一則為燕尾形上下蓋板，共十組試體，其中五組試體之蓋板與柱面採全滲透銲接接合，而梁翼板則與蓋板銲接接合與柱面無任何接合 (flange-plate connection)；另外五組之梁翼板、蓋板與柱面則採全滲透銲接接合 (cover-plate connection)，其接合型式如圖 2.5 所示。實驗結果顯示十組試體均有良好之韌性行為，破壞模式為蓋板端之梁翼板及腹板局部挫屈，於柱及蓋板皆無顯著破壞。

#### **5. Whittaker et al. (2002)**

僅施作一組試體，有別於以上文獻，屬巨型尺寸，梁為熱軋之 W36×359 型梁，柱為組建之 BW36×359 型柱，其梁翼板之厚度高達 51 mm，並於上翼板銲上一寬 425 mm、長 533 mm，厚度為 25 mm 之梯形上蓋板；下翼板銲上一寬 495 mm、長 533 mm，厚度為 22 mm 之矩形下蓋板。實驗結果顯示，僅發展出 0.009 弧度之塑性轉角，即於上蓋板端部產生開裂並延伸至梁腹板直到下翼板處停止；並藉著有限元素法之分析驗證，的確於梁翼板上與蓋板端部兩側連接處，其破裂指數 (Rupture Index) 與應力三軸度 (Stress Triaxility) 有突然集中之

現象。綜合以上結果，由於梁翼為厚板，造成其與蓋板間之銲接量偏多，反而使試體提早脆性破壞，無法發揮其韌性行為。

## 2.3.2 垂直肋板式梁柱接頭

垂直肋板式與蓋板式之補強原理相同，皆期望將塑性鉸移至補強段之末端，不同的是可避免並減少如蓋板厚板銲接及檢驗等問題。而常見之型式大致分為單肋板與雙肋板兩種，接頭外觀可見圖 2.1 (b)。

### 1. Popov and Tsai (1989)

共施作十八組試體，其中包含了三組雙肋板型式。三組雙肋板之接合型式為，上肋板配置於上翼板之上方，下肋板則是配置於下翼板上方；在經由補強後梁之塑性斷面模數設定為原斷面之 0.36 倍及 0.51 倍。研究顯示經補強後梁翼全滲透銲道之應力不但可降低 40%，其中兩組試體試驗結果之塑性轉角更可達 0.048 及 0.052 弧度，並使塑鉸能產生在補強段末端，使梁翼板及腹板產生局部挫屈之破壞；另一組試體則因銲接品質不良，下肋板與柱面之銲道產生開裂，僅達 0.014 弧度。

### 2. Anderson and Duan (1998)

施作三組單肋板試體，一組為普通之單肋板型式，並於梁柱腹板交會區不銲疊合板，試驗結果可達 0.025 弧度之塑性轉角，破壞模式為上肋板與柱面之銲道拉裂；另外兩組則是於肋板上鑽孔，為了使傳入肋板與柱翼板之銲道應力降低，而兩組之差別也在於有無疊合板之銲接，試驗結果可達 0.025 弧度之塑性轉角，破壞模式為梁翼板及腹板嚴重挫屈和上肋板與柱面之銲道拉裂。

### 3. Chen and Lin (2004)

共製作量六組實驗試體，一組為未經補強之試體為對照組，四組為加入單肋板補強型式之接頭，另一組則為單肋板補強加上水平翹板補強型式，其接合細節如圖 2.6 及 2.7 所示。有別於傳統肋板之設計，採用一延長段及圓弧段補強，並使塑鉸發生於圓弧段之末端，此種設計方式是為了使肋板端部應力集中之現象得以改善，並藉由圓弧段使得應力能平順的傳遞至最大補強段，再匯入柱；梁柱接面之梁塑性斷面模數以提高 1.05 倍至 1.20 倍設計最大補強段之斷面尺寸。試驗結果顯示，未經補強之試體，僅發展出 0.011 弧度之塑性轉角，即於下翼板發生脆性破壞，另外有三組試體可發展出 0.032 至 0.040 弧度之間之塑性轉角，破壞模式均為梁翼板及腹板之局部挫屈，並於梁翼板與柱翼板兩側之全滲透鐸道處發生開裂，而加了翹板這組試體則是魚翹板端部及與柱翼板間之鐸道發生開裂現象，僅發展出 0.017 弧度之塑性轉角。

## 2.4 減弱式梁柱接頭

減弱式接頭其設計原理，是藉著減少梁之斷面，使塑鉸發生於梁斷面變小之預期位置，並遠離梁柱接面。常見型式為梁翼板切削式、梁翼板鑽孔式、以及梁腹板開孔式梁柱接頭等。接頭之外觀如圖 2.8 及 2.9 所示。

### 2.4.1 切削式梁柱接頭

利用減少梁翼板之斷面，降低此區之彎矩容量，使得此區域先行降伏，迫使塑鉸發生於此強度減弱區來消散地震能量，避免梁柱接面之脆性破壞。此概念首度由 Plumier 在 1990 年提出，並於 1992 年

獲得專利 (Plumier et al. 1992)。後有國內學者台灣科技大學陳生金教授 (Chen and Yeh 1994)，以彎矩梯度之概念設計漸變斷面切削及弧形切削，一樣藉著變更梁翼板之寬度，使切削區先行降伏產生塑鉸以達消能目的，此等型式接頭亦由行政院國家科學委員會取得專利。

### 1. Engelhardt et al. (1996)

共施作五組切削式梁柱接頭試體，其中一組為等斷面平行切削，另外四組為圓弧形切削，接頭外觀可見圖 2.10 及 2.11，最大切削寬度與原梁翼寬度之比例為 38%~40% 之間，而其梁腹板與柱翼板間採全滲透銲接型式，以其分擔部份彎矩應力。試驗結果顯示四組圓弧切削試體均能發揮良好韌性，可達 0.03~0.04 弧度之塑性轉角，除了銲道處產生微小裂縫外，均無明顯破壞產生，因達實驗設備極限停止，僅有局部挫屈及側向扭轉挫屈產生；而等斷面切削這組試體，於切削區轉折處開裂破壞，僅達 0.02 弧度之塑性轉角。顯見圓弧形切削對於應力之傳遞較為平順，也可解決應力過度集中於斷面改變處，進而發揮良好之韌性行為。

### 2. Chen et al. (1996)

基於台灣多採用箱型柱接工型梁之型式，試體以寬翼型梁採漸變斷面方式切削連接於箱型柱之上，共施作五組試體，並於切削區分為三部份：前接續平滑區 (a~b)、目的區 (b~c)、後接續平滑區 (c~d)，切削型式如圖 2.12 所示。目的區之切削寬度，採彎矩梯度折減後之強度設計，折減量分兩種，一為採降伏彎矩折減 0%~5%，另一則為採塑性彎矩折減 5%~10%，實驗結果顯示，破壞時之實際強度仍可達標稱塑性彎矩強度之 1.27~1.3 倍左右，而前者設計之兩組試體僅達 0.024、0.029 弧度之塑性轉角，後者設計之三組試體可達 0.038~0.048 弧度之間塑性轉角，破壞模式皆為於扇形開孔處之梁翼板開裂，梁翼

板亦有局部挫屈現象發生。值得注意的是當接續平滑區採圓弧線切削時，其韌性表現會比直線切削來的好，因此仍建議採圓弧形切削較為恰當。

## 2.4.2 鑽孔式梁柱接頭

設計原理同切削式接頭，藉由減少梁翼板之斷面，強迫塑鉸於此區發生並遠離梁柱接面，不同的是其減少之面積為分散的型式，而非切削式接頭採集中之方式，因此其設計上較為複雜，譬如鑽孔之孔徑、孔數、以及間距彼此間之關係，進而影響到應力傳遞之問題，目前皆無簡單之設計依據。接頭外觀可見圖 2.8。

### 林昆德 (1996)

先藉由有限元素法分析鑽孔式接頭，並施作兩組試體，梁斷面尺寸為  $H680 \times 240 \times 12 \times 20$  mm 之組合型鋼，柱為箱型柱，於接頭區採 BWBF 方式接合，鑽孔方式為距柱面 0.5 倍梁寬處之梁翼板兩側開始鑽孔，並漸增其孔徑。試驗結果顯示當鑽孔量越大，對於降低柱面之應力越有幫助，而破壞模式為梁翼板之局部挫屈、扇形開孔處梁腹板開裂並延伸至翼板，以及梁翼全滲透銲道處開裂，由以上結果顯見當銲接處品質不良時，則鑽孔式接頭將無法發揮其韌性。

## 2.4.3 梁腹板開孔式梁柱接頭

由於工程上常於樓板間配置管線，基於設計需求、美觀以及使用之樓層淨高，因此藉著梁腹板開孔來使管線通過，以達此一目的；而設計上藉由減少梁之斷面，以期能使塑鉸發生於此開孔區，形成塑鉸機制，並藉由此塑性變形，達消能之效果。不同於切削以及鑽孔式接

頭，其減少之梁斷面位於梁之腹板處，而常見之開孔形狀為矩形及圓形，並於 AISC 規範中有規定開孔之深度不得超過 0.7 倍之梁深，除此之外，由於梁腹板開孔斷面在受到剪力及彎矩互制作用時，其斷面之剪力及彎矩容量，會低於單獨計算開孔斷面之剪力及彎矩標稱強度，因此於規範中提供一檢核公式，來確保設計之強度是否安全，當設計之強度不符檢核公式，必須施以適當之補強，常見方式為於腹板開孔區上下方各加鉸縱向之長條形加勁板。

### 1. Darwin and Lucas (1990)

文中針對純鋼梁以及含有鋼浪板及混凝土樓板之合成構造，分別提出其設計公式，其中也包含了開孔斷面有無加勁補強之設計。藉由剪力及彎矩互制公式，經由公式推導，訂出剪力及彎矩強度之計算方式以及開孔形狀、開孔大小、開孔位置、補強設計等等流程；除此之外也藉著比較五十組純鋼梁構造以及三十五組合成構造之實驗數據，訂出其建議之安全係數，分別為 0.90 及 0.85。

### 2. Chung et al. (2001)

文中指出現有對於 H 型梁腹板開圓形孔之載重容量的計算方式，皆為假定塑鉸發生於受較低彎矩作用之上 T 型斷面，此 T 型斷面為開孔後所剩之斷面，分為上下兩部份。但由於此開孔型式之破壞處，常不發生於上述之位置，因此推斷此計算方式過於保守，筆者認為鋼梁有能力可繼續承受載重直到於開孔處之上下 T 型斷面附近產生四個塑性鉸，行成 Vierendeel 效應為止。此外在受到剪力及彎矩互制作用下，T 型斷面之彎矩容量將比預期的要低，因此本文獻藉由有線元素分析各種不同開孔大小於四種尺寸及不同跨度之熱軋梁上，並將分析數據，建立成各種剪力-彎矩互制曲線，除了分析之外，更另外建立了兩條剪力-彎矩互制曲線，分別為假定塑鉸產生在受低



彎矩作用一方，以及產生在受較高彎矩作用一方，並與分析曲線互相比較，發現前者之載重容量會比分析之載重容量少 5%~10%，而後者之載重容量則比分析之載重容量高 10%~15%。經由以上之結果與討論訂立一簡單之經驗設計流程。

### 3. 陳紀勛 (2008)

藉由 FEMA350 之切削式接頭（如圖 2.15 所示）設計公式，以常用之 H 型鋼梁尺寸代入，並配合剪力板寬度及彎矩梯度概念，訂出梁腹板開孔中心至柱面之距離為 1.45 倍梁寬至 1.75 倍梁寬，而開孔形狀考慮 AISC 規範建議及應力傳遞等問題，採用圓形開孔，開孔大小則由 AISC 規範及文獻 Chung et al. (2001)，定為 0.5 倍梁深至 0.7 倍梁深。由於鋼梁之翼板主要承受大部份彎矩，而腹板主要承受剪力，因此梁腹板開孔對於彎矩容量之折減並不大，此等現象使得外力彎矩達到開孔斷面之彎矩容量時，梁柱接面之外力彎矩仍大於梁之彎矩容量，恐造成梁柱接面之破壞，有鑑於此筆者建議於接頭區內施以補強，其型式為剪力板加厚或加鉸加勁板來提高梁柱交接面之彎矩容量，補強接頭外觀可見圖 2.13 及 2.14。實驗試體共施作五組，一組為未補強型式，兩組為剪力板補強型式，另兩組為加勁板補強型式，開孔直徑有 350 mm 和 455 mm 兩種，而開孔位置皆為距離柱面 477.5 mm。試驗結果顯示未補強試體，僅發展出 0.002 弧度之塑性轉角，即於梁之上翼板扇形開孔處撕裂，而另外三組補強試體，均有不錯韌性表現，可達 0.032~0.04 弧度間之塑性轉角，破壞模式多為梁翼板及腹板之局部挫屈和開孔中心左右四個角隅撕裂，除此之外加勁板補強之試體還有其與梁翼板間之鉸道撕裂情形發生，顯見經由補強之手段方能發揮接頭之韌性行為。

#### 4. Hedayat and Celikag (2009)

作者利用有限元素法，先針對四組未改良之梁柱接頭試體加以分析，利用分析之力與位移曲線與實驗之遲滯迴圈相比，以其吻合之程度來確認其分析之可靠性，而比較之四組試體之尺寸與實驗資料取自文獻 Lee et al. (2000) 和 Stojadinovic et al. (2000)。在確認分析之準確性過後，再利用以上文獻試體尺寸，建立梁腹板開孔之改良型式梁柱接頭的有限元素模型，由於舊有矩形及圓形之開孔型式 (Darwin and Lucas 1990)，因為剪力與彎矩之互制作用，使得開孔斷面之彎矩容量將比預期的要低，而造成剪力或彎矩破壞，因此作者建議保留梁腹板中間之部份，來抵抗剪力之傳遞，而剪力之設計強度採梁柱接面處梁達塑性彎矩時所對應之剪力，因此可得保留梁腹板之深度，並將開孔部分移至梁腹板之兩端，而接近梁翼板處仍保留一小段腹板，形成上下兩 T 型斷面；除了純開孔型式外，另外又有腹板加勁以及開孔處加置方型鋼管，來延遲局部挫屈之產生。至於開孔之形狀則做了一系列分析，取出達到 AISC 規範之 4% 層間變位角而未破壞之分析試體，最終建議之開孔形狀為兩長條形開孔，開孔兩端之角落取圓弧狀，至於開孔中心離柱面之距離取一倍之梁深，而開孔高度分別取為 0.75、1.0 及 1.25 倍梁深分析比較之，分析結果建議取 1.25 倍梁深，開孔深度則與 T 型斷面深度相關，藉著大量不同尺寸試體分析，取較優良試體之 T 型斷面深度與開孔深度之比值作成曲線圖，並由圖決定開孔深度之尺寸。除了有限元素法之分析外，也藉由分析之數據帶入所訂定各種係數之公式內，採回歸分析來求得強化因子  $C_{pr}$ 。最後由以上之結果訂出一設計流程。

## 2.5 改良銲接扇形開孔型梁柱接頭

由北嶺地震地震後之研究報告可發現，傳統之抗彎梁柱接頭於梁翼板全滲透銲道處以及梁腹扇形開孔根部處，由於銲接所帶入之高入熱量，不但於急速冷卻後產生殘留應力，更使得此處鋼材產生脆化現象，再加以幾何不連續所造成之應力集中現象，造成此區域常為破壞之初始位置。有鑑於此等破壞現象，因此有部分專家學者僅針對傳統抗彎梁柱接頭之梁腹扇形銲接開孔幾何形狀的改良及研究，而未施以多餘補強或減弱等方式，以盼能減緩扇形開孔根部應力集中之現象，來延遲脆性破壞之提早發生，進而發展出規範所規定之塑性轉角。

### 1. El-Tawil et al. (2000)

利用有限元素法分析，針對接合細節與應力降伏極限比 (Yield to ultimate stress ratio, YUSR) 之間的關係對於北嶺地震前之傳統抗彎接頭的影響，並取 Popov et al. (1996) 之實尺寸試體實驗資料，來驗證其分析之正確性。分析結果顯示較低之 YUSR 值，較能發揮大範圍之塑性區域，而較大的扇形銲接開孔，雖有利於銲接品質之提高，但卻反而造成較大之塑性應變需求。

### 2. FEMA-350 (2000)

研究報告中也有提出建議之扇形開孔型式，預期以此改良型式將力量均勻的傳遞，降低開孔根部處高應力集中現象，以避免過早之脆性破壞，來提高該區之塑性容量。

### 3. Mao et al. (2001)

利用有限元素法分析，比較九種不同幾何形狀之改良型式扇形開孔。分析結果顯示，經過幾何形狀之改良後，開孔根部經延長之五組

型式，均能有效將等效性塑性應變 (Plastic equivalent strain, PEEQ) 最大值由開孔根部之熱影響區遠離至延長段末端與圓弧段交接處，而根部處之等效塑性應變指標 (PEEQ Index) 也遠比未改良開孔來的低，故可藉此降低此區塑性應變需求。

## 2.6 結論

由以上各文獻中之敘述得知，不管是補強式或者是減弱式梁柱接頭，均能有效迫使塑性鉸發生於梁構件之上並遠離梁柱接面之熱影響區，避免產生過早之脆性破壞，並藉由梁上所產生之降伏區域達到消散地震能量之能力，以達到規範建議之塑性轉角，使試體發揮良好韌性。雖然兩種型式之接頭均有良好之效果，但由於接頭細部設計之的差異，而衍生出施工上以及成本上等問題，以下將分述其優缺點。

補強式接頭雖然可直接增加梁柱交接面之彎矩容量，避免此區域之破壞，但由於過多之加勁鋼板，反而使得細部接合設計過於複雜，產生施工上之困難，並帶來大量之銲接程序，使得銲接品質控制不易，反而容易產生銲接瑕疵的問題。綜觀以上使得設計、施工和材料之費用提高，為其缺點。

反觀減弱式接頭，既無銲接量增加的問題，也毋須增添額外之構材，於設計及施工上也較為便利，相對的降低了成本，而於減弱斷面之切削區域又可行成一穩定的降伏區，大大提升了消散能量之能力，僅需注意設計之強度減少以及避免減弱斷面應力集中造成提早破壞等問題。

綜觀以上文獻之介紹，可得知不管是設計上、施工上、成本以及消散地震能量之能力，減弱式接頭均優於補強式接頭，並可進而改善

傳統梁柱接頭過早之脆性破壞以致無法發揮良好韌性等問題，因此本研究將針對減弱式接頭之改良進行研究，擬採用梁腹板開孔之型式加以探討，以下各章節將針對開孔之設計原理、方法及其流程加以介紹。



## 第三章 有限元素分析之參數研究

### 3.1 概述

在以往工程設計流程中，事前之評估、規劃、分析等過程中，時常是既耗時且繁複的，且經常需要實際之試驗情況佐證其設計之正確性，並經由多組試驗結果找出最佳化之設計方式，於經濟上又是一筆可觀之花費。現今由於電腦科技不斷進步，有限元素分析軟體及電腦輔助設計軟體也逐步開發，於硬體及軟體都有一大幅度之發展，不但能減少事前分析之時間，也能獲得相當高之準確性，達到了效率與經濟之訴求。

本研究中擬藉著有限元素法之分析，先透過合理假設之材料性質，相同於實驗試體之尺寸及邊界條件，以盼得到近似於實際情況之結果及準確性，再經由分析結果觀察其塑性區發展之情況，並藉著適當之行為指標比較得知可能破壞之關鍵位置，來加以探討經過接合細部改良後梁柱接頭之力學行為。本研究採用 Swanson Analysis Systems 公司所研發之有限元素分析軟體 ANSYS (2007)。

### 3.2 銲接扇形開孔之型式

本研究中為了探討扇形開孔型式對於傳統抗彎梁柱接頭之影響，採用 FEMA-350 (2000) 所建議之扇形銲接開孔建置分析模型，並另外建立台灣常見近似四分之一圓型式之銲接開孔模型與之比較，兩者開孔外觀之差異如圖 3.1 所示。

### 3.3 梁腹板開孔型式梁柱接頭

梁腹板開孔式梁柱接頭之研究參數主要針對塑性區梁腹板之開孔形狀、大小以及位置，因此本研究訂出相關研究參數  $a$ 、 $b$  及  $c$ ，其中  $a$  為預期塑性鉸產生位置距離柱面之長度； $b$  為開孔之總長度； $c$  則為開孔之深度。以下各節將就各參數分別詳述之，其開孔外觀及各參數相關位置如圖 3.2 所示。此外為了得知經由梁腹板開孔後之韌性行為是否良好，因此開孔模型之建立均採用相同於試驗試體之尺寸及扇形銲接開孔以作為比較之依據。

#### 3.3.1 設計原理

國內鋼構造建築物鋼結構設計技術規範中提到，梁於塑性區斷面之變化會影響其塑性變形能力，在適當的設計下斷面變化可提高塑性變形能力，反之不當的斷面變化則會嚴重減損梁之塑性變形能力，因此規定除非有明確的試驗數據為依據，否則梁腹不可隨意開孔。有鑒於此本節將藉由 2.4 節中減弱式與梁腹板開孔式接頭之相關文獻與規範訂定出於塑性區梁腹板開孔之相關研究參數的範圍。

##### 1. 開孔形狀

根據文獻 Darwin and Lucas (1990) 中之建議以及施工性的考量，開孔之形狀採用矩形以及圓形，兩者不同的是當開孔之深度及範圍相同時，矩形開孔於相同範圍內將損失較多之面積，因此其對於梁彎矩容量之折減有較明顯之效果，以達降低梁柱接面之彎矩強度，降低破壞之可能性；反之圓形開孔雖然折減效果不明顯，但由於其幾何形狀利於改善開孔之角隅應力集中等問題，避免此處過早產生撕裂。綜觀以上兩者之優缺，本研究將採用矩形開孔並再將其兩側改為半圓

形的型式施作。

## 2. 預期塑性鉸產生位置 ( $a$ )

參數  $a$  為預期塑性鉸產生位置距離柱面之長度，此處決定之方法為參考圓弧切削式梁柱接頭 (FEMA-350, 2000) 之設計參數，各參數代表之位置如圖 2.15 所示，其中設計參數公式如下：

$$a \cong (0.5 \text{ to } 0.75)b_{bf}$$

$$b \cong (0.65 \text{ to } 0.85)d_b$$

由圖 2.15 可知預期塑性鉸產生位置距離柱面之長度為柱面至切削區長度之中點，而本研究則將塑性鉸位置定為開孔起始段之圓弧末端因此可定參數  $a$  如下：

$$a \cong (0.5 \text{ to } 0.75)b_{bf} + \frac{(0.65 \text{ to } 0.85)d_b}{2}$$

由上述公式可得一塑性鉸距離柱面之範圍，除此之外由於梁斷面之翼板主要承受大部分之彎矩，而腹板主要承受剪力，因此梁腹板開孔對於彎矩容量之折減效果不大，因此須配合彎矩梯度之概念，使開孔位置盡量靠近柱面，才能使外力彎矩達梁腹板開孔斷面之彎矩容量時，投影至柱面之需求彎矩不高於梁之彎矩容量，以避免梁柱接面處之破壞，其中彎矩梯度之示意可參考圖 3.3。

## 3. 梁腹板開孔區之總長度 ( $b$ )

參數  $b$  為梁腹板開孔之總長度，根據圖 3.2 本研究將其定為：

$$b = \alpha d_b + 2R_{op}$$



其中  $R_{op}$  為開孔兩側圓弧之半徑， $d_b$  為梁之深度， $\alpha$  則為本研究探討之參數，當  $\alpha$  越大，開孔之範圍隨之增大，則開孔斷面之彎矩容量將大幅的降低，有利於降低投影至柱面之需求彎矩，然則雖可降低梁柱接面破壞之可能性，但梁之勁度也將隨之降低，恐使梁構件提早發生不穩定之現象，產生局部挫屈，將不利於柱面彎矩強度之提升，使其無法達到 AISC (2005) 規範中所規定 80% 之標稱彎矩強度，因此本研究擬採  $\alpha$  值為 0.5~1.0 之間，並將於本章中以有限元素法分析並加以歸納出  $\alpha$  值適合之範圍，以訂定開孔之總長度  $b$ 。

#### 4. 開孔深度 ( $c$ )

參數  $c$  為梁腹板開孔之深度，根據文獻 Darwin and Lucas (1990) 中之建議，開孔之深度以不超過 0.7 倍梁深為限，以避免開孔深度過大造成剩餘之上下兩 T 型斷面發生局部挫屈現象；另外文獻 Chung et al. (2001) 中也提到，參考實際建築物上常用之尺寸大小，建議梁腹板開孔之深度為 0.5 至 0.75 倍的梁深。綜觀以上，將可得一開孔深度之範圍，本研究將參數  $c$  訂定如下：

$$c \cong (0.5 \text{ to } 0.7)d_b$$

此外由於開孔之故，降低了梁斷面之剪力容量，因此必須檢核所設計開孔斷面之標稱剪力強度，是否大於當開孔斷面達標稱彎矩容量時所需之剪力強度，若不符合則需重新選取。

### 3.3.2 設計流程

以下將就 3.3.1 節所述，歸納出一簡易之設計流程，設計之流程及公式說明如下：

1. 決定預期塑性鉸產生位置距離柱面之長度  $a$  :

$$a \cong (0.5 \text{ to } 0.75)b_{bf} + \frac{(0.65 \text{ to } 0.85)d_b}{2} \quad (3.1)$$

2. 由基本材料力學公式可建立開孔斷面標稱彎矩容量  $M_{p,op}$  之關係式，開孔斷面可參考圖 3.4 :

$$M_{p,op} = C_{pr} R_y F_y Z_{b,op} \quad (3.2)$$

$$Z_{b,op} = b_{bf} t_{bf} (d_b - t_{bf}) + \frac{t_{bw} (d_b - 2t_{bf} - c)(d_b - 2t_{bf} + c)}{4} \quad (3.3)$$

其中  $Z_{b,op}$  : 梁腹板開孔斷面之塑性斷面模數

$C_{pr}$  : 考慮應變硬化之放大因子 (依據 FEMA-350 對切削式接頭設計之建議，採 1.15)

$R_y$  : 材料變異係數

$c$  : 開孔深度

3. 由預期塑性鉸產生位置距離柱面長度之梯度幾何關係可推算當開孔斷面達標稱彎矩容量  $M_{p,op}$  時所需之剪力強度  $V_{p,op}$  :

$$V_{p,op} = \frac{M_{p,op}}{L_b - a} \quad (3.4)$$

4. 檢核所設計開孔斷面之標稱剪力強度  $V_{n,op}$  必需大於  $V_{p,op}$ ，因此可建立一關係式並藉此求出開孔深度  $c$  之上限，即為：

$$V_{n,op} \geq V_{p,op} \quad (3.5)$$

$$V_{n,op} = \phi 0.6 F_y t_{bw} (d_b - c) \quad (3.6)$$

其中  $\phi$  : 0.9 (AISC-LRFD code 2005)

5. 決定開孔深度  $c$  之尺寸，由所訂定建議範圍「 $c \cong (0.5 \text{ to } 0.7)d_b$ 」與求出之上限決定之。
6. 由所選取之  $c$  值求出開孔斷面之標稱彎矩容量  $M_{p,op}$ 。
7. 由外力彎矩梯度之幾何關係可求得梁柱接面之需求彎矩  $M_f$ ：

$$M_f = \frac{L_b}{L_b - a} M_{p,op} \quad (3.7)$$

8. 檢核所選取梁之彎矩容量  $M_{capacity}$  是否大於梁柱接面之需求彎矩  $M_f$ ，若不符則需選擇較小之  $a$  值重新設計之：

$$M_{capacity} \geq M_f \quad (3.8)$$

$$M_{capacity} = C_{pr} R_y F_y Z_b \quad (3.9)$$

其中  $Z_b$  : 梁斷面之塑性斷面模數

$C_{pr}$  : 考慮應變硬化之放大因子 (依據 FEMA-350 未補強式

接頭設計之建議，採 1.2)

$R_y$  : 材料變異係數

9. 決定開孔兩端之幾何形狀及尺寸，為了降低四個角隅處應力集中之問題兩端改採半圓形施作，圓弧半徑 ( $R_{op}$ ) 即為開孔深度之一半。

10. 決定開孔之總長度  $b$  :

$$b = \alpha d_b + 2R_{op} \quad (3.10)$$

其中  $\alpha \cong (0.5 \text{ to } 1.0)$

### 3.4 有限元素模型之建立

有限元素模型以箱型柱接 H 型鋼梁之外部梁柱子結構接頭進行分析，模型建立之基本假設與細節如下：

#### 基本假設

由於梁柱接頭型式之不同，其基本假設也有所不同，並根據軟體限制及運算時間之考量，以下列假設分析之：

#### 1. 扇形開孔改良型式之梁柱接頭

- a. 分析模型不考慮實際試體於銲接接合施作時，所產生之殘留應力與銲接熱影響區之影響；分析模型亦不考慮局部挫屈及開裂破壞之情形。
- b. 基於模型具有幾何對稱之特性，因此以梁腹板厚度方向中心線為對稱平面，取半分析來縮短程式運算時間；此外忽略剪力板與高張力螺栓，以梁腹板厚度模擬之，即不考慮梁腹板與剪力板之間厚度差異，並將梁腹板固接於柱翼板之上，即不考慮剪力板與梁腹板間之相對滑移。

#### 2. 梁腹板開孔式之梁柱接頭

- a. 分析模型不考慮實際試體於銲接接合施作時，所產生之殘留

應力與銲接熱影響區之影響；分析模型亦不考慮開裂破壞之情形。

- b. 為了得知梁腹板開孔區產生局部挫屈後對於整體韌性行為之影響，因此必須採整體模型分析，並給定梁構件一面外變形量，即初使缺陷 (Initial Imperfection)，使得局部挫屈之現象能表現出來，其中所給定之初使缺陷是藉由特徵值挫屈分析所得之挫屈模態來施加，此處給定之初使缺陷採用梁長之 1/1000 (AWS D1.5, 2004)；此外忽略剪力板與高張力螺栓，以梁腹板厚度模擬之，即不考慮梁腹板與剪力板之間厚度差異，並將梁腹板固接於柱翼板之上，即不考慮剪力板與梁腹板間之相對滑移。

## 模型尺寸

依照梁柱接頭尺寸之差別共可分為兩類，而試體名稱則分別命名為 UN1、UN2、OP1 及 OP2 試體，其中 UN 代表扇形銲接開孔改良型式之梁柱接頭；OP 代表梁腹板開孔型式之梁柱接頭；1 跟 2 分別代表不同梁柱尺寸之試體。試體尺寸之詳細細節分述如下：

1. 試體 UN1 及 OP1 柱斷面為  $\square 750 \times 750 \times 45 \times 45$  mm 之箱型組合斷面，柱支承點跨距為 4000 mm，梁斷面為  $H 700 \times 400 \times 20 \times 45$  mm 組合金鋼，長 4635 mm，梁施力端距柱面 4975 mm。
2. 試體 UN2 及 OP2 柱斷面為  $\square 750 \times 750 \times 35 \times 35$  mm 之箱型組合斷面，柱支承點跨距為 4000 mm；梁斷面為  $H 700 \times 300 \times 18 \times 35$  mm 組合金鋼，長 4235 mm，梁施力端距柱面 4575 mm。

## 材料性質與模型網格

1. 鋼材與鋁材之應力應變曲線均模擬成雙線性，於第一階段模擬材料彈性範圍，採 Linear Isotropic 模型，彈性模數 (Elastic Modulus,  $E$ ) 為 200,000 MPa，波松比 (Poisson's Ratio) 為 0.3；第二階段模擬材料降伏及應變硬化情形，採 Multi-linear Kinematic 模型，鋼材採用 SN490B，其降伏強度為 324 MPa，並根據 FEMA-350 (2000) 之建議，考慮其材料變異係數  $R_y$  為 1.1，應變硬化模數  $E_{sh}$  採用 0.05  $E$ 。鋁材採用 E7018 鋁條，其降伏強度則為 480 MPa，應變硬化模數  $E_{sh}$  採用 0.004  $E$  (Chao et al. 2006)。
2. 模擬鋼材之分析元素採用三維結構固體元素 Solid45 (3-D Structural Solid)，每個元素有 8 個節點，每個節點有 3 個平移自由度，元素外觀如圖 3.5 所示。模型網格以四方體為主，惟形狀不規則處採用三角體，並於梁柱接合處與塑性發展區域採用較小網格，並向外逐漸放大，以避免網格數量過多，增加運算時間。元素邊長寬比以 1 為佳，最多以不超過 20 倍為原則。

## 邊界條件與位移歷程

1. UN 試體分析模型之邊界束制條件皆比照實際試驗情形模擬之並加以簡化，箱型柱之一端模擬為鉸支承、另一端模擬為輓支承。加載方式則為於梁端施加單向載重，並以位移控制方式進行加載，模擬情形如圖 3.6 所示；OP 試體分析模型之邊界束制條件同 UN 試體，惟模型採整體分析，並於鋼梁翼板相應實驗設置側向支撐處束制其面外方向 (UX) 之自由度，以模擬實驗時為了防止梁構件產生側向扭轉挫屈所設置之側向支撐，模擬情形如圖

2. 位移歷程之選取，乃參考 AISC (2005) 耐震設計規範中規定，以層間變位角為設計位移之依據，層間變位角即為梁端變位除以梁端至柱中心線之距離；試體之位移歷程為層間變位角 0.375%、0.5%、0.75% 弧度下依序加載六個迴圈，接著 1% 加載四個迴圈，而 1.5%、2%、3%、4% 弧度則為兩個迴圈，往後的增量為每增加 1% 弧度施載兩個迴圈至油壓致動器之行程限制或試體破壞為止。於分析時單向加載之施加方式依序由 0.375%~4%，而為了確定其準確性，另外建立施以反覆載重加載方式之模型與之比較，其中為了節省運算時間，僅於每個位移歷程進行一個迴圈之加載。

### 3.5 行為指標

有限元素分析之結果分別以 von Mises 應力分佈、等效塑性應變指數 (PEEQ Index, PI)、應力三軸度 (Stress Triaxility, ST)、破裂指數 (Rupture Index, RI) 來呈現，作為梁柱接頭性能之分析結果比較基準。

#### 1. 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，如圖 3.8 所示。得知層間變位角後可經由下列公式求得總塑性轉角  $\theta_p$ 。

$$\theta_p = \theta - \frac{M}{K_\theta}$$

$\theta$ ：梁端總變位除以梁端至柱中心線距離。

$M$ ：梁端載重乘以梁端至柱中心線距離所得之彎矩值。

$K_\theta$ ：子結構之抗彎矩彈性勁度。

AISC (2005) 耐震設計規範中規定特殊抗彎矩構架最小需達 4% 弧度之層間變位角，而國內鋼構造建築物鋼結構設計技術規範則規定，梁柱接頭所需之塑性轉角  $\theta_p$  需至少大於下列三者之一：

(1) 0.03 弧度。

(2) 非線性動力分析所得之最大塑性轉角加上 0.005 弧度。

(3)  $\theta_p = 1.1(R - 1.0)\theta_E$ 。

其中  $R$  為結構系統韌性容量； $\theta_E$  為設計地震力  $E$  作用下之最大層間變位角。



## 2. von Mises 應力

von Mises 應力是經由最大扭曲能量準則推導而來，以每單位體積扭轉能量之最大值為臨界值，小於相同材料拉伸試驗下所發生降伏的扭轉能量，即表示尚未破壞 (Boresi et al. 1993)。藉由 von Mises 降伏準則可了解局部區域之降伏狀況及梁柱接頭區內降伏區域的發展。於多軸應力下 von Mises 應力定義如下：

$$\sigma_\theta = \sqrt{\frac{1}{2} \left[ (\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 \right]}$$

其中， $\sigma_1$ 、 $\sigma_2$ 、 $\sigma_3$  為主軸應力 (Principle stress)。



### 3. 等效塑性應變指數

等效塑性應變指數 (PEEQ Index, PI) 為塑性等量應變除以降伏應變，為評估模型於局部區域之塑性應變需求 (El-Tawil et al. 2000)，藉此發現可能發生脆性破壞之位置，等效塑性應變指數定義如下：

$$PI = \frac{\sqrt{\frac{2}{3} \varepsilon_{ij} \varepsilon_{ij}}}{\varepsilon_y}$$

$\varepsilon_{ij}$ ：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。

### 4. 應力三軸度

應力三軸度 (Stress Triaxility, ST) 為 Hydrostatic stress ( $\sigma_m$ ) 與 von Mises stress ( $\bar{\sigma}$ ) 的比值，為考量韌性能力之重要指標。高的應力三軸度 ( $0.75 < ST < 1.5$ ) 將大量折減材料韌性能力，而極高之應力三軸度 ( $ST > 1.5$ ) 將導致脆性破壞 (El-Tawil et al. 1998)。應力三軸度定義如下：

$$ST = \frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}}$$

### 5. 破裂指數

破裂指數 (Rupture Index, RI) 為等效塑性應變指數與應力三軸度結合，藉此發現潛在韌性破壞之關鍵位置 (El-Tawil et al. 1998)。破裂指數定義如下：

$$RI = \frac{PEEQ \text{ Index}}{\exp\left(-1.5 \frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}}\right)}$$

### 3.6 比較位置與位移歷程之選取

#### 1. 比較位置

有鑑於國內多項研究顯示，傳統型式箱型柱接 H 型鋼梁之梁柱接頭其破壞模式多為扇形開孔根部以及梁翼兩側全滲透銲道處之撕裂，顯示此兩區域有應力集中及較大之韌性需求，為了解其局部行為，分別於此兩處設置沿梁寬方向之量測線，並取量測線上節點之應力和應變，並藉由行為指標等方式，了解其應力分佈與應變需求，比較位置及量測線方向如圖 3.9 所示。

#### 2. 位移歷程

分析模型之位移歷程共計 8 個，依序由層間變位角 0.375%~4% 弧度，為了得知梁柱接頭區之力學行為，分別擷取 0.5%、1.0%、2.0% 及 4.0% 弧度時之位移歷程做為行為指標之比較依據，此取法為考慮 0.5% 弧度時模型尚為彈性階段、1.0% 弧度時進入非彈性階段、2.0% 弧度之後達塑性階段，而 4% 弧度則為 AISC (2005) 耐震設計規範中建議之層間變位角。

### 3.7 分析模型介紹

以有限元素法分析之模型共分為兩類，一類為 UN 試體，另一類為 OP 試體，共建立十一組分析之模型，分別命名為 UN1-CFA、UN1-MFA、UN1-MCA、UN2-MFA 與 UN2-MCA；OP1b05-MFA、

OP1b075-MFA、OP1b10-MFA、OP2b05-MFA、OP2b075-MFA 與 OP2b10-MFA，其有限元素分析模型編號介紹如表 3.1 所示。其中試體名稱開頭之 UN 和 OP 分別代表兩種不同梁柱接頭型式之試體，而名稱後之 1 和 2 則為代表不同梁柱之尺寸，如 3.4 節所介紹；b05、b075 及 b10 則分別代表參數  $b$  中之  $\alpha$  值為 0.5、0.75 和 1.0；C 和 M 則分別代表模型施加载重之方式為反覆載重與單向載重；F 和 C 則代表銲接開孔之型式，其中 F 代表 FEMA-350 所建議之扇形開孔，C 代表傳統四分之一圓弧型式開孔；最後之 A 則代表有限元素分析模型。OP1 及 OP2 試體中之設計參數  $a$  和  $c$  則是經由所給定之梁柱尺寸藉著 2.7 節中之公式計算得知，分別取為 427.5 mm、350 mm 和 377.5 mm、350 mm。圖 3.10 至圖 3.12 分別代表三種不同型式梁柱接頭模型之有限元素網格圖。

### 3.8 分析結果討論

以下將就各試體之有限元素模型分析結果進行討論，分別以載重-位移曲線、von Mises 應力分佈圖、PEEQ 應變分佈圖以及各行為指標之比較分述之，主要針對潛在韌性破壞之關鍵位置進行比較：

#### 3.8.1 載重-位移曲線

圖 3.13 為模型 UN1-CFA 與 UN1-MFA 於梁端施加荷載所得之載重與位移關係圖之比較，其中位移以層間變位角表示之，兩組模型均加載至 4% 弧度之層間變位角，不同的是模型 UN1-CFA 之加載方式為反覆加載，並以位移控制方式進行加載，每個位移歷程簡化成為一個迴圈，以縮短分析之時間；模型 UN1-MFA 則為單向施加载重，由 0.375% 弧度至 4% 弧度層間變位角依序加載。由圖中之比較可知，

兩種加載方式之曲線，於彈性階段至非彈性階段均互相吻合並疊合在一起，有鑑於此建議模型均以單向加載方式模擬之，以減少大量的運算時間。

圖 3.14 為模型 UN1-MFA、UN1-MCA、UN2-MFA 與 UN2-MCA 於梁端施以單向載重所得之載重與層間變位角關係圖，圖中顯示相同梁柱尺寸之模型，不會因為扇形開孔型式之改變而有太大差異，而四組模型於 1% 弧度層間變位角之前均處於彈性階段，1% 至 2% 弧度之間進入非彈性階段，2% 弧度後進入塑性階段。以下將就此四組模型進行討論。

圖 3.15 和圖 3.16 分別為模型 UN1-MFA、OP1b05-MFA、OP1b075-MFA、OP1b10-MFA 與 UN2-MFA、OP2b05-MFA、OP2b075-MFA、OP2b10-MFA 於梁端施以單向載重所得之彎矩與層間變位角關係圖，圖中顯示相同梁柱尺寸之模型，皆因梁腹板開孔而使得試體之初始彈性勁度跟著降低，因而所發展之彎矩強度皆遠低於未開孔之試體，而其中三組梁腹板開孔試體皆可發展出 AISC (2005) 規範中所規定 80% 之標稱彎矩強度，顯見經由開孔其仍具有良好之韌性行為，惟兩種尺寸之梁柱接頭在  $\alpha$  值為 1.0 時所發展之彎矩強度接近梁之標稱彎矩強度，考慮實際試驗施加往覆載重時，可能於腹板開孔區產生較為明顯之局部挫屈現象以及我國規範訂定梁構件須發展出標稱彎矩強度的考量之下，因此本研建議參數 b 中之  $\alpha$  值不可超過 1.0，因此保守取為 0.5~0.75 之間，而四組模型於 1% 弧度層間變位角之前均處於彈性階段，1% 至 2% 弧度之間進入非彈性階段，2% 弧度後進入塑性階段。以下將就各行為指標對所分析之模型進行討論。

### 3.8.2 von Mises 應力分佈圖

圖 3.17 至圖 3.26 分別為模型 UN1-MFA、UN1-MCA、UN2-MFA、UN2-MCA、OP1b05-MFA、OP1b075-MFA、OP1b10-MFA、OP2b05-MFA、OP2b075-MFA 與 OP2b10-MFA 於層間變位角 0.5%、1.0%、2.0%及 4.0%弧度時之 von Mises 應力分佈圖，藉由圖中之分佈情形觀察局部區域之降伏狀況及梁柱接頭區內降伏區域的發展。

圖 3.17 與圖 3.19 分別為模型 UN1-MFA 和 UN2-MFA 於各層間變位角之 von Mises 應力分佈圖。兩組模型均為 FEMA-350 所建議之扇形開孔型式，並由應力分佈圖可得知兩組模型之接頭應力行為相同，皆於 0.5%弧度，應力集中於梁翼全滲透鉸道兩側以及扇形開孔根部，值得注意的是扇形開孔根部處之應力集中情形延伸至扇形圓弧段末端，具有分散根部處應力過度集中之效果；至 4%弧度時，仍於以上所述之兩個位置有高應力集中現象，顯見於此位置有破壞之虞。

圖 3.18 與圖 3.20 分別為模型 UN1-MCA 和 UN2-MCA 於各層間變位角之 von Mises 應力分佈圖。兩組模型之扇形開孔型式為常見之傳統鉸接開孔，如圖 3.1 (b) 所示，並由應力分佈圖可得知兩組模型之接頭應力行為相同，皆於 0.5%弧度，應力集中於梁翼全滲透鉸道兩側以及扇形開孔根部，與模型 UN1-MFA 和 UN2-MFA 不同之處為扇形開孔處之應力高度集中於根部，而無類似改良型式開孔形成一區域性之集中現象，以達分散根部處應力過度集中之效果；至 4%弧度時，於扇形開孔根部處有明顯高應力集中現象，顯見於此位置有破壞之虞。

圖 3.21 至圖 3.26 分別為模型 OP1b05-MFA、OP1b075-MFA、OP1b10-MFA、OP2b05-MFA、OP2b075-MFA 與 OP2b10-MFA 於各層間變位角之 von Mises 應力分佈圖。各組模型均為梁腹板開孔型式之梁柱接頭，均採用 FEMA-350 所建議之扇形開孔型式，如圖 3.1 (a) 所示，不同之處除了梁柱尺寸外，主要的變數為開孔之總長度，旨為了得知當改變此一參數時其應力分佈情況及趨勢。由應力分佈圖可得知各組模型之接頭應力行為相同，於 0.5% 弧度時，除了應力集中於梁翼全滲透銲道兩側以及扇形開孔根部外，在梁腹板開孔區圓弧段之四個角隅也有一集中現象，而梁翼全滲透銲道兩側之應力發展也有一遠離柱面之趨勢直至開孔之起始段，即為預期塑鉸產生區，由此可知經由梁腹板開孔不但可於此處形成一區域性之集中現象並遠離柱面，更可降低梁翼全滲透銲道兩側以及扇形開孔根部應力集中現象，使之大幅降低；至 4% 弧度時，各組開孔模型均可明顯看見在遠離柱面處之開孔末端角隅產生面外變形，即局部挫屈之現象，因此在此處有一應力高度集中之情形發生，顯見於此位置恐有破壞之虞，除此之外梁腹板開孔區段也產生一明顯之剪力變形，形成一穩定的消能區段，並藉著各應力分佈圖之比較可知，當開孔之總長度變大時（即參數  $b$  中之  $\alpha$  值變大），更能使應力集中於腹板開孔區段，降低柱面處各應力集中之情形。

### 3.8.3 PEEQ 應變分佈圖

圖 3.27 至圖 3.36 分別為模型 UN1-MFA、UN1-MCA、UN2-MFA、UN2-MCA、OP1b05-MFA、OP1b075-MFA、OP1b10-MFA、OP2b05-MFA、OP2b075-MFA 與 OP2b10-MFA 於層間變位角 0.5%、1.0%、2.0% 及 4.0% 弧度時之 PEEQ 應變分佈圖，藉由圖中之分佈情

形可得知局部區域之塑性應變需求，藉此發現可能發生脆性破壞之關鍵位置。

圖 3.27 與圖 3.29 分別為模型 UN1-MFA 和 UN2-MFA 於各層間變位角之 PEEQ 應變分佈圖。兩組模型均為 FEMA-350 所建議之扇形開孔型式，並由應變分佈圖可得知兩組模型之接頭其應變發展趨勢相同，皆於 0.5% 弧度時，在梁翼全滲透銲道兩側以及扇形開孔根部有較高之應變需求，並由圖中得知扇形開孔圓弧段末端之 PEEQ 值大於根部處，顯見經由此幾何型式之改良，可達到應變需求較大處由根部之銲接熱影響區遠離至扇形開孔圓弧段末端；至 4% 弧度時，於梁翼全滲透銲道兩側仍有高塑性應變集中現象，而考慮此區之銲接熱影響，恐有發生脆性破壞的可能。

圖 3.28 與圖 3.30 分別為模型 UN1-MCA 和 UN2-MCA 於各層間變位角之 PEEQ 應變分佈圖。並由應變分佈圖可得知兩組模型之接頭其應變發展趨勢相同，皆於 0.5% 弧度，於梁翼全滲透銲道兩側以及扇形開孔根部有較高之應變需求；至 4% 弧度時，仍於以上所述之兩個銲接熱影響區有高度塑性應變需求，顯見此兩位置恐有脆性破壞之虞。

圖 3.31 至圖 3.36 分別為模型 OP1b05-MFA、OP1b075-MFA、OP1b10-MFA、OP2b05-MFA、OP2b075-MFA 與 OP2b10-MFA 於各層間變位角之 PEEQ 應變分佈圖。各組模型均為梁腹板開孔型式之梁柱接頭，均採用 FEMA-350 所建議之扇形開孔型式，不同之處除了梁柱尺寸外，主要的變數為開孔之總長度，旨為了得知當改變此一參數時其應變分佈情況及趨勢。由應變分佈圖可得知各組模型之接頭其應變發展趨勢相同，於 0.5% 弧度時，相較於未開孔之模型，於梁

翼全滲透鐸道兩側以及扇形開孔根部處並無明顯之塑性應變產生；1%弧度時，於梁腹開孔段四個角隅產生一應變集中現象，惟末端之角隅有較高之應變需求；2%弧度時，梁腹開孔段四個角隅之塑性應變持續發展，而梁翼位於開孔區起始端（預期塑鉸產生處）也開始產生一區域性集中現象；至4%弧度時，梁腹開孔區段之塑性應變持續發展，應變需求最大處均集中於開孔末端之角隅，研判為局部挫屈所造成之結果。由各組模型之應變分佈圖得之，經由梁腹板開孔之減弱方式，均能有效迫使塑性應變集中於此區段並遠離柱面，大大的降低了梁翼全滲透鐸道兩側以及扇形開孔根部處破壞之可能性，並形成一穩定的消能機制，除此之外當開孔之總長度變大時（即參數  $b$  中之  $\alpha$  值變大），更能有效使應變集中於開孔區段，惟開孔之四個角隅也跟著提高了其應變需求，恐有於此處發生撕裂破壞的可能。

### 3.8.4 分析結果之行為指標比較

由相關文獻之實驗結果得知傳統韌性抗彎矩之梁柱接頭，其破壞之關鍵位置多為扇形開孔根部以及梁翼兩側之全滲透鐸道處，因此以下將就此兩位置之分析結果藉由各行為指標比較各模型之差異性。

#### 1. von Mises 應力分佈

圖 3.37 至圖 3.40 分別為各組有限元素模型於層間變位角 0.5%、1.0%及 2.0%弧度時 von Mises 之應力分佈，此取法為考慮模型分別位於彈性階段、非彈性階段和塑性階段。

圖 3.37 (a) 及 (b) 分別為模型 UN1-MFA 與 UN1-MCA 於梁翼全滲透鐸道與扇形開孔根部處之 von Mises 應力比較圖。圖 3.37 (a) 可明顯看出兩組模型均於 0.5%弧度時梁翼邊緣有應力集中的現象，



由於比較之兩組模型僅於扇形開孔處型式不同，因此應力分佈趨勢及梁翼邊緣之應力最大值並無太大差異；進入 1.0% 弧度後應力集中之現象漸趨平緩，研判此為模型已於梁翼全滲透鐸道處形成一降伏區域並進入非彈性階段（由圖 3.17 (b) 及 3.18 (b) 可驗證之），因此應力成長並不明顯。圖 3.37 (b) 可看出兩種不同型式之扇形鐸接開孔，均於根部處有應力集中現象，不同的是經由改良的確有降低此處應力之效果，於 2.0% 弧度時，未改良之傳統開孔根部應力值為 470 MPa，而改良後應力值為 445 MPa。

圖 3.38 (a) 及 (b) 分別為模型 UN2-MFA 與 UN2-MCA 於梁翼全滲透鐸道與扇形開孔根部處之 von Mises 應力比較圖。圖 3.38 (a) 可明顯看出兩組模型均於 0.5% 弧度時梁翼邊緣有應力集中的現象，而應力分佈趨勢及梁翼邊緣之應力最大值仍未因為扇形鐸接開孔型式之不同而有太大之差異，圖中各層間變位角之兩條比較曲線，幾乎呈現互相疊合的情況，即應力分佈趨勢相當近似；進入 1.0% 弧度後應力集中之現象漸趨平緩，研判此為模型已於梁翼全滲透鐸道處形成一降伏區域並進入非彈性階段（由圖 3.19 (b) 及 3.20 (b) 可驗證之），因此應力成長並不明顯。圖 3.38 (b) 可看出兩種不同型式之扇形鐸接開孔，均於根部處有應力集中現象，不同的是經由改良的確有降低此處應力之效果，於 2.0% 弧度時，未改良之傳統開孔根部應力值為 558 MPa，而改良後應力值為 504 MPa。

圖 3.39 (a)、(c)、(e) 分別為模型 UN1-MFA 與 OP1b05-MFA、OP1b075-MFA、OP1b10-MFA 於梁翼全滲透鐸道處之 von Mises 應力比較圖，而 (b)、(d)、(f) 則是與扇形開孔根部處之 von Mises 應力比較圖。圖 3.39 (a)、(c)、(e) 可明顯看出各組梁腹板開孔模型在 0.5% 弧度時仍於梁翼邊緣有應力集中的現象，而應力分佈趨勢與未開

孔模型並無太大之差異，惟沿著梁翼全滲透鐸道方向之應力值均有一明顯降幅，並隨著開孔長度增加而增大；進入 1.0% 弧度後，未開孔模型應力集中之現象漸趨平緩，研判此為模型已於梁翼全滲透鐸道處形成一降伏區域並進入非彈性階段，因此應力成長並不明顯，而各組開孔模型則是僅於梁翼全滲透鐸道最外緣進入非彈性階段，應力值有一明顯提升。圖 3.39 (b)、(d)、(f) 可看出各組梁腹板開孔模型，均於根部處有應力集中現象，不同的是經由梁腹板開孔的確有降低此處應力之效果，並也隨著開孔長度增加而增大其降低幅度，圖 3.39 (f) 於 2.0% 弧度時，更可看出此一明顯差異，未開孔模型於扇形開孔根部處應力值為 445 MPa，而開孔後應力值為 172 MPa。

圖 3.40 (a)、(c)、(e) 分別為模型 UN2-MFA 與 OP2b05-MFA、OP2b075-MFA、OP2b10-MFA 於梁翼全滲透鐸道處之 von Mises 應力比較圖，而(b)、(d)、(f) 則是與扇形開孔根部處之 von Mises 應力比較圖。圖 3.40 (a)、(c)、(e) 可明顯看出各組梁腹板開孔模型在 0.5% 弧度時仍於梁翼邊緣有應力集中的現象，其應力值僅稍低於未開孔模型，而應力分佈趨勢與未開孔模型並無太大之差異，惟沿著梁翼全滲透鐸道方向之應力值均有一明顯降幅，並隨著開孔長度增加而增大；進入 1.0% 弧度後，未開孔模型應力集中之現象漸趨平緩，研判此為模型已於梁翼全滲透鐸道處形成一降伏區域並進入非彈性階段，因此應力成長並不明顯，而各組開孔模型則是僅於梁翼全滲透鐸道最外緣進入非彈性階段，應力值有一明顯提升。圖 3.40 (b)、(d)、(f) 可看出各組梁腹板開孔模型，均於根部處有應力集中現象，不同的是經由梁腹板開孔的確有降低此處應力之效果，並也隨著開孔長度增加而增大其降低幅度，而沿著梁翼板全滲透鐸道方向之應力分佈則漸趨平緩，圖 3.40 (f) 於 2.0% 弧度時，更可看出此一明顯差異，未開孔模型於扇

形開孔根部處應力值為 504 MPa，而開孔後應力值為 370 MPa。

## 2. 等效塑性應變指數 (PEEQ index)

圖 3.41 和圖 3.42 分別為 UN1-MFA 與 UN1-MCA、OP1b05-MFA、OP1b075-MFA、OP1b10-MFA；UN2-MFA 與 UN2-MCA、OP2b05-MFA、OP2b075-MFA、OP2b10-MFA 有限元素模型於層間變位角 4.0% 弧度時之 PEEQ index 比較圖，此取法乃根據 AISC (2005) 耐震設計規範要求，特殊抗彎構架 (Special Moment Frames) 之梁柱接頭最少須滿足 4.0% 弧度之層間變位角，故取 4.0% 弧度作為等效塑性應變指數之比較基準。

圖 3.41 (a) 及 (b) 分別為各 UN1 與 OP1 模型於梁翼全滲透銲道與扇形開孔根部處之 PEEQ index 比較圖。圖 3.41 (a) 可明顯看出各組模型均於梁翼邊緣有較大之應變需求，進入 4.0% 弧度後兩組梁腹板未開孔模型之 PEEQ index 值均可達到 15 左右，顯見扇形開孔型式之不同並未影響梁翼全滲透銲道處之塑性應變需求；而三組開孔模型則有一明顯下降趨勢，並隨著開孔長度之增加，下降幅度跟著增大，最大可降至 4 左右，顯見腹板開孔對於降低梁翼全滲透銲道之應變需求有一顯著之功效。圖 3.41 (b) 可看出兩種不同型式之扇形銲接開孔在 4.0% 弧度之層間變位角下，其 PEEQ index 最大值皆位於扇形開孔根部處，其中不同的是經由改良之銲接開孔相較於傳統之型式有一明顯之降幅，傳統開孔根部之 PEEQ index 值高達 20，而改良後之開孔根部 PEEQ index 值為 13 左右，約下降了 35%；另外三組開孔模型之最大值也位於扇形開孔根部，不同於前兩組的是有一明顯之改善，PEEQ index 值最大可降至 2 左右，而當  $\alpha$  值為 1.0 時，其分佈趨勢更趨於平緩，不再高度集中於扇形開孔根部。

圖 3.42 (a) 及 (b) 分別為各 UN2 與 OP2 模型於梁翼全滲透銲道與扇形開孔根部處之 PEEQ index 比較圖。圖 3.42 (a) 可明顯看出各組模型之 PEEQ index 最大值均位於梁翼兩側，顯見此處有較大之應變需求，進入 4.0% 弧度後兩組梁腹板未開孔模型之 PEEQ index 值分別達到 13 和 14 左右，由此得知扇形開孔型式之不同仍未影響梁翼全滲透銲道處之塑性應變需求；而三組經由開孔之模型則隨著開孔長度之增加，下降幅度跟著增大，最大可降至 7 左右，展現降低梁翼全滲透銲道應變需求之顯著功效。圖 3.42 (b) 可看出兩種不同型式之扇形銲接開孔，於扇形開孔根部處皆有較高之塑性應變需求，其中經由改良之銲接開孔於 4.0% 弧度時，其根部之 PEEQ index 值可達 17，而相較於傳統型式之 PEEQ index 值 23，有約 26% 之降幅；另外三組開孔模型之 PEEQ index 值最大可降至 7 左右，其下降幅度也隨著開孔長度之增加而有明顯之改善。

### 3. 破裂指數 (Rupture index)

圖 3.43 和圖 3.44 分別為 UN1-MFA 與 UN1-MCA、OP1b05-MFA、OP1b075-MFA、OP1b10-MFA；UN2-MFA 與 UN2-MCA、OP2b05-MFA、OP2b075-MFA、OP2b10-MFA 有限元素模型於層間變位角 4.0% 弧度時之 Rupture index 比較圖。由於破裂指數結合了等效塑性應變指數與應力三軸度（詳見 3.5 節），因此其發展趨勢會有近似等效塑性應變指數之情形發生。

圖 3.43 (a) 及 (b) 分別為各 UN1 與 OP1 模型於梁翼全滲透銲道與扇形開孔根部處之 Rupture index 比較圖。圖 3.43 (a) 可明顯看出各組模型在 4.0% 弧度層間變位角下，均於梁翼外緣有較大之 Rupture index 值，兩組梁腹板未開孔模型之 Rupture index 值均可高

達到 30 左右，顯見兩種扇形開孔型式於梁翼全滲透銲道處皆有撕裂破壞之可能；而經由改良之腹板開孔模型，其分佈則呈現大幅降低趨勢，但梁翼全滲透銲道最外緣處仍有一集中現象，但 Rupture index 值最高僅達 17，至低則可降至 7 左右，大大的降低了柱面處梁翼全滲透銲道處撕裂破壞之可能性。圖 3.43 (b) 可看出兩種不同型式之扇形銲接開孔在 4.0%弧度層間變位角下，其 Rupture index 最大值皆位於扇形開孔根部處，而經由改良之銲接開孔相較於傳統之型式則有一明顯之降幅，傳統開孔根部之 Rupture index 值高達 58，而改良後之開孔根部 Rupture index 值為 30 左右，下降幅度高達 49%；而三組梁腹板開孔模型之 Rupture index 則分別可降低至 6、4 與 3，隨著開孔長度增加而降低。

圖 3.44 (a) 及 (b) 分別為各 UN2 與 OP2 模型於梁翼全滲透銲道與扇形開孔根部處之 Rupture index 比較圖。圖 3.44 (a) 可明顯看出各組模型在 4.0%弧度層間變位角下，均於梁翼外緣有較大之 Rupture index 值，其中兩組梁腹板未開孔模型之 Rupture index 值均可高達到 46 左右，顯見兩種扇形開孔型式於梁翼全滲透銲道處皆有撕裂破壞之可能；而三組開孔模型則是呈現大幅降低趨勢，分別可降低至 28、20 及 13，大幅降低梁翼全滲透銲道處撕裂破壞之可能性。圖 3.44 (b) 可看出兩種不同型式之扇形銲接開孔在 4.0%弧度層間變位角下，其 Rupture index 最大值皆位於扇形開孔根部處，而經由改良之銲接開孔相較於傳統之型式皆有一明顯之降幅，傳統開孔根部之 Rupture index 值高達 58，而改良後之開孔根部 Rupture index 值為 39 左右，下降幅度達 33%；其中三組梁腹板開孔模型仍隨著開孔長度增加而降低，其 Rupture index 值分別降至 28、21 及 15，與傳統扇形開孔模型比較下降幅度高達 52~74%。

### 3.9 結論

透過有限元素分析之結果可清楚掌握梁柱接頭之力學行為，如接頭區之應力傳遞及其發展趨勢，還有可能發生破壞之關鍵位置等，藉此作為試體規劃之參考依據。以下將就分析所得之結果歸納成幾個重點：

1. 箱型柱接 H 型梁之梁柱接頭，無論梁柱尺寸之大小，其應力最大值均集中於扇形開孔根部處以及梁翼全滲透銲銲道兩側。
2. 藉由各行為指標可知扇形開孔根部處以及梁翼全滲透銲銲道兩側可能為發生脆性破壞之關鍵位置。
3. 經由扇形銲接開孔之幾何形狀改良，可有效降低位於根部處之塑性應變需求，以及改善此處應力集中問題，並使此集中現象遠離根部處之銲接熱影響區。
4. 四分之一圓弧型式之扇形開孔經由分析結果顯示，為破壞之關鍵位置，因此規劃兩組實尺寸試體採用 FEMA-350 建議之扇形銲接開孔，藉此驗證其改良成效是否能避免此一破壞情形發生。
5. 梁腹板開孔式接頭於分析結果顯示對於降低扇形開孔根部處以及梁翼全滲透銲銲道兩側有一顯著之功效，而開孔之尺寸也間接影響接頭之韌性行為，雖然當開孔長度加大可增加其功效，但在我國規範及 AISC (2005) 訂定梁構件所須發展出之標稱彎矩強度的考量之下，因此須訂定一合理範圍來決定開孔之尺寸，本章歸納出參數  $b$  中之  $\alpha$  值為 0.5~0.75 之間來設計開孔之總長度，並配合第二章之公式計算參數  $a$  (預期塑鉸產生位置) 及  $c$

(開孔深度)，在決定了以上參數後本研究將規劃兩組實尺寸試體，以驗證其改良之成效是否與分析結果相符合。



## 第四章 實尺寸梁柱接頭試驗

### 4.1 引言

經由有限元素分析後，雖可瞭解不同型式接合對於梁柱接頭之影響及局部區域之力學行為，但由於分析之模型忽略了實際試體之熱影響區於銲接接合時所帶入之高入熱量所造成之殘留應力、鋼材母材脆化等影響，因此無法模擬實際之破壞情況，仍須以實尺寸之試體進行試驗來驗證其可性度。試體的設計、製作過程及試驗程序也依照規範之規定，如銲接施工程序、超音波檢測、試體試驗之安裝及加載之位移歷程等等。試驗結果包括試體行為之描述、試體之破壞模式、梁柱接頭子結構受力與變形之遲滯迴圈關係、試體之最大層間變位角、試體之最大塑性轉角、試體之彎矩強度等，進而瞭解試體是否能提供良好之耐震能力。

### 4.2 試體規劃與製作

#### 1. 試體規劃

本研究共施作四組試體，試體之規格、尺寸及設計參數詳見表 4.1 及 4.2，其中梁腹板開孔式體設計參數之  $a$  值由公式 (3.1) 計算求得，為了使開孔起始端盡可能接近柱面，以達降低梁柱接面之彎矩需求，因此式中之參數均取最小值計算，以降低所求得之  $a$  值；設計參數  $b$  中之  $\alpha$  值則經由第三章有限元素法分析驗證所得 0.5~0.75 之範圍，保守取為 0.5 設計之；設計參數  $c$  則由公式 (3.5) 所求得之上限與訂定建議範圍 0.5~0.7 倍梁深決定之。兩組試體之尺寸及接合型式均與有限元素分析模型相同，其試體之編號分別為 UN1、



UN2、OP1 及 OP2，與分析模型相對應，以便於與分析結果比較。其中 UN 與 OP 即代表兩種不同梁柱接頭型式之試體；1 及 2 代表兩種不同梁柱尺寸之試體；四組試體均採用 FEMA-350 所建議之扇形開孔。

## 2. 試體製作

四組梁柱接頭之試體所採用之梁柱鋼材皆為符合 CNS13812 規範之 SN490B 規格之鋼材切削組合而成，四組試體尺寸分別為：試體 UN1、OP1 柱斷面為  $\square 750 \times 750 \times 45 \times 45$  mm 之箱型組合斷面，柱支承點跨距為 4000 mm，梁斷面為  $H700 \times 400 \times 20 \times 45$  mm 組合型鋼，長 4635 mm，梁施力端距柱面 4975 mm；試體 UN2、OP2 柱斷面為  $\square 750 \times 750 \times 35 \times 35$  mm 之箱型組合斷面，柱支承點跨距為 4000 mm；梁斷面為  $H700 \times 300 \times 18 \times 35$  mm 組合型鋼，長 4235 mm，梁施力端距柱面 4575 mm，其中試體之柱構件為了節省材料以及配合柱支承點和場地配置，僅依照尺寸之不同施作兩組，每組可重複利用四次。其組合銲接細節見圖 4.1 至圖 4.4。鋼材之拉伸試驗強度如表 4.3 所示。

梁柱構材之鋼板先於工廠進行切割，再進行箱形柱及 H 型梁之組立及銲接，其中試體 UN1 及 UN2 之梁構件為了方便運送分成兩段施作，其中一段先於工廠內與柱接合，另一段則於試體運至試驗場地再進行銲接接合；試體 OP1 及 OP2 之梁構件僅施作包含腹板開孔之區段，總長均為 1600 mm，待試體 UN1 及 UN2 試驗完成後，將其梁構件由柱面算起 1600 mm 之區段切除，而保留之部份再與之接合。本次試驗之試體 UN1 及 UN2 之接頭型式採用 FEMA-350 定義之 WUF-W (Welded Unreinforced Flange-Welded Web) 接頭，梁上下翼採開槽全滲透銲接合，背墊板不予移除，梁腹板採用開槽全滲

透錒錒接接合，梁腹與剪力板間採高拉力螺栓接合，並施加額外填角錒；由於試體 OP1 及 OP2 屬於減弱式接頭，因此接頭型式採用 FEMA-350 定義之 RBS 接頭 (Reduced Beam Section)，梁上下翼採開槽全滲透錒接合，惟背墊板均不予移除也不施加額外填角錒，剪力板採用開槽全滲透錒錒接與柱面接合，梁腹與剪力板間僅採高拉力螺栓接合，不施加額外填角錒。錒接接合完成後再施以錒道超音波檢測。四組梁柱接頭試體之接合細節可見圖 4.5 至圖 4.8。

### 4.3 試驗裝置

依據 AISC (2005) 耐震規範規定，梁柱子結構試驗應盡可能接近實際結構物受地震力作用時之情形，且子結構之試驗應包含以下幾個要點：

1. 子結構試驗最少須包含一根柱，可單邊或雙邊接梁；
2. 子結構試驗之反曲點應與實際結構受地震力作用時預期發生反曲點之位置相似；
3. 子結構試驗之側向支撐可設置於接近載重作用處或反力點位置，以提供子結構之側向穩定。除非實際結構將採用額外的側撐，否則類似的側撐不允許使用於子結構試驗中。

本研究之試體梁柱子結構實尺寸試驗設置如圖 4.9 至 4.11 所示。梁柱試體之配置為模擬邊柱接一懸臂梁，構架之邊界條件乃模擬抗彎構架受地震側力作用之情形，故梁取全跨之半而柱取相鄰兩樓層柱高之半，即構架之理論反曲點之位置。為避免試體發生面外變形，於適當位置設置一組側撐系統。油壓致動器於梁自由端施加作用力。

為量測梁、柱、梁腹板開孔及梁柱腹板交會區之變位，各測量儀器之架設位置如圖 4.12 至 4.15 所示。試體 UN1 及 UN2 於梁柱交會區設置兩個測微計 ( $\pi$ -Gage)，以量測交會區之剪力變形；梁柱交會區設置一垂直向與水平向之傾斜儀 (Tiltmeter)，以量測柱轉角。試體 OP1 及 OP2 於梁柱交會區設置兩個測微計 ( $\pi$ -Gage)，以量測交會區之剪力變形；柱之上下連續板中央位置裝設兩個測微計 (Dial-Gage)，用以量測柱之旋轉變形；梁腹板開孔區之起始端及末端架設兩傾斜儀 (Tiltmeter)，用以量測梁腹板開孔區段因撓曲變形所產生之轉角；梁腹板開孔區之對角方向架設兩位移計 (Sensor)，用以量測梁腹板開孔區段之剪力變形。此外，為了瞭解試體受力時之局部行為，試體 UN1 及 UN2 於梁下翼板上下側與梁腹板上黏貼單軸向應變計，而試體 OP1 及 OP2 除了下翼板黏貼單軸向應變計外，更於梁腹板開孔週圍黏貼三軸應變計，各試體應變計黏貼位置如圖 4.16 至 4.19 所示。

#### 4.4 試驗程序

試體以油壓致動器於梁自由端施加位移控制之反覆荷載，位移歷程如圖 4.20 所示；此乃參考 AISC (2005) 所規定，以層間變位角為設計位移歷程之依據，層間變位角即為梁端變位除以梁端至柱中心之距離。試體之位移歷程為層間變位角 0.375%、0.5%、0.75% 弧度下依序加載六個迴圈，接著 1% 加載四個迴圈，而 1.5%、2%、3%、4% 弧度則為兩個迴圈，往後的增量為每增加 1% 弧度施載兩個迴圈，至油壓致動器之行程限制或試體破壞為止。試體的每 1% 弧度層間變位角對應的梁端位移分別為試體 UN1、OP1：53.5 mm；試體 UN2、OP2：49.5 mm。

## 4.5 試驗結果與討論

### 4.5.1 試體行為

#### 試體 UN1

試體 UN1 為柱斷面  $\square 750 \times 750 \times 45 \times 45$  mm 之箱型組合斷面，柱支承點間長度為 4000 mm；梁斷面  $H700 \times 400 \times 20 \times 45$  mm，為長 4635 mm 之組合金鋼。觀察試體於 0.375% 弧度、0.5% 弧度及 0.75% 弧度之層間變位角位移下皆保持線彈性行為（請參照圖 4.89 (a) 之載重-位移曲線），試體表面未發現明顯變化（如圖 4.21）。進入 1% 弧度之第一個迴圈時於下翼板兩側接柱面之全滲透鐸道附近呈現微量石灰脫落（如圖 4.22），表示此處已開始進入降伏狀態，也顯見翼板全滲透鐸道兩側有應力集中現象。完成 1% 弧度後，於梁腹板兩側近翼板鐸接接合處發現兩處極少量石灰脫落（圖 4.23），同時觀察梁翼全滲透鐸道及扇形開孔根部處尚無石灰剝落情形發生。

層間變位角進入 1.5% 弧度後載重-位移曲線斜率改變開始彎曲，即進入塑性變形階段。於 1.5% 弧度之第一迴圈的負方向時，梁翼板上於近柱面處開始出現平行於梁寬方向之石灰剝落紋路，並於上翼板處開始有交叉至中心的跡象（如圖 4.24），扇形開孔根部處亦開始出現剝落（如圖 4.25）。於完成 1.5% 弧度後，梁翼板之剝落向中心延伸，並遠離柱面向上發展，扇形開孔附近之剝落也遠離柱面向上發展（如圖 4.26）。

行程進入到 2% 弧度後，梁翼板繼續呈現遠離柱面之區域性的石灰脫落，並延伸交叉至中心（如圖 4.27），並於梁腹板兩側接近扇形開孔處開始出現石灰剝落（如圖 4.28）。

反覆加載至 3%弧度之第一個迴圈完成時，梁之上下翼板皆出現大量且明顯之剝落並從兩側貫穿至翼板中心，表示此處已發生全斷面降伏，石灰剝落遠離柱面持續向上發展（如圖 4.29），而梁腹板近扇形開孔處之石灰剝落開始向上發展，而剪力板與柱面之鐸道最外緣也開始產生石灰剝落（如圖 4.30），並於梁之上翼板最外緣連接柱面之全滲透鐸道出現大量石灰剝落並產生小裂縫（如圖 4.31）。完成 3%第二個迴圈時，梁翼板仍持續剝落並貫穿至中心遠離柱面發展，梁腹板處之石灰剝落也有向上發展趨勢，值得注意的是扇形開孔根部附近已呈現大量石灰剝落現象，顯見此區已達全區降伏，有高度應力集中現象，惟下翼板處之扇形開孔根部及剪力板與柱面間之鐸道產生一微小裂縫（如圖 4.32）。

行程進入 4%弧度之第一迴圈後，梁翼板及腹板還有扇形開孔處石灰剝落仍持續發展（如圖 4.33），惟剪力板與柱面間鐸道產生之裂縫持續發展，而下翼板外緣與柱面之全滲透鐸道除了於 3%弧度產生之裂縫持續發展外，也於另一側產生了初始裂縫。進入第二個迴圈後，於上翼板扇形開孔根部亦產生了小裂縫（如圖 4.34），此時正向之最大載重為+1311 kN，負方向最大載重為-1282 kN，並無局部挫屈現象發生，因此強度仍可持續上升。

位移行程走道 5%第一迴圈正方向時，載重仍持續上升最大載重來到+1355 kN，此時梁翼板及腹板都已呈現局部大量石灰脫落現象（如圖 4.35）。來到 5%第一迴圈負方向時，於下翼板外緣連接柱面之全滲透鐸道處之裂縫產生一突然性撕裂並往梁腹板方向延伸至柱面拔起（如圖 4.36），導致載重急速下降，因此實驗終止。

## 試體 UN2

試體 UN2 為柱斷面  $\square 750 \times 750 \times 35 \times 35$  mm 之箱型組合斷面，柱支承點間長度為 4000 mm；梁斷面  $H700 \times 300 \times 18 \times 35$  mm，為長 4235 mm 之組合型鋼。觀察試體於 0.375%弧度、0.5%弧度及 0.75%弧度之層間變位角位移下皆保持線彈性行為（請參照圖 4.90 (a) 之載重-位移曲線），試體表面未發現明顯變化（如圖 4.37）。進入 1%弧度之第一個迴圈時於梁下翼板兩側接柱面之全滲透鐸道附近呈現微量石灰脫落（如圖 4.38），同時觀察梁翼全滲透鐸道及扇形開孔根部處尚無石灰剝落情形發生。

層間變位角進入 1.5%弧度後載重-位移曲線斜率改變開始彎曲，即進入塑性變形階段。在 1.5%弧度第一個迴圈時，梁上下翼板外側之石灰剝落持續增多，並於梁翼中央出現約 45 度方向之石灰紋路剝落（如圖 4.39）。進入 1.5%弧度第二個迴圈時，梁之上下翼板開始出現較明顯平行於梁寬度方向之石灰剝落紋路，並有向中心發展的趨勢，（如圖 4.40），另外於扇形開孔根部及下翼板上側也開始出現平行梁寬方向之石灰剝落紋路（如圖 4.41）。

行程進入到 2%弧度之第一個迴圈時，下翼板之石灰剝落已向中心貫穿，表示此處已發生全斷面降伏（如圖 4.42）。進入 2%弧度第二個迴圈，梁翼板下側石灰持續遠離柱面脫落，而上側之石灰脫落也持續遠離柱面發展。

反覆加載至 3%弧度第一個迴圈時，梁之上下翼板皆出現大量且明顯之剝落並從兩側貫穿至翼板中心，而扇形開孔處斜向石灰剝落也持續增加（如圖 4.43）。進到 3%弧度第二個迴圈時，梁腹板於剪力板

上緣兩側也出現石灰脫落的現象（如圖 4.44）。

行程進入 4%弧度第一迴圈後，梁翼板及腹板還有扇形開孔處已呈現石灰大量剝落現象並仍持續遠離柱面發展（如圖 4.45），惟剪力板與柱面連接之銲道兩端產生一微小裂縫，並在下翼板處之扇形開孔根部產生裂縫（如圖 4.46）。而走到 4%弧度第二個迴圈時，剪力板與柱面連接之銲道兩端產生之裂縫持續延伸，並且於上、下翼板與柱面連接之全滲透銲道均產生一明顯之裂縫（如圖 4.47），此時正向之最大載重為+ 936 kN，負方向最大載重為- 929 kN，並無局部挫屈現象發生，因此強度仍可持續上升。

在行程往 5%弧度第一個迴圈正方向時，上翼板與柱面連接之全滲透銲道所產生的裂縫持續延伸並產生一突然性撕裂至翼板邊緣，導致載重急速下降，實驗終止，破壞情形（如圖 4.48 及如圖 4.49）。

### 試體 OP1

試體 OP1 為柱斷面  $\square 750 \times 750 \times 45 \times 45$  mm 之箱型組合斷面，柱支承點間長度為 4000 mm；梁斷面  $H 700 \times 400 \times 20 \times 45$  mm，為長 4635 mm 之組合金鋼，並於距離柱面 252.5 mm 處對梁腹板開孔，開孔總長度為 700 mm，深度為 350 mm。觀察試體於 0.375%弧度之層間變位角位移下，試體表面未發現明顯變化（如圖 4.50）。進入 0.5%弧度第三迴圈負方向時，開孔起始段圓弧末端產生 45 度方向之微量石灰剝落（如圖 4.51），表示此處已開始進入降伏狀態。行程走完 0.75%弧度，試體於開孔周圍之四個角隅處皆產生 45 度方向石灰剝落（如圖 4.52），顯見此處有應力集中現象。進入 1%弧度，開孔周圍角隅之石灰剝落持續發展（如圖 4.53），同時觀察梁翼全滲透銲道及扇形開

孔根部處尚無石灰剝落情形發生。

層間變位角進入 1.5%弧度後載重-位移曲線斜率改變開始彎曲，即進入塑性變形階段。在 1.5%弧度第一個迴圈負方向時，於上、下翼板外側接近開孔起始段（約距離柱面 350 mm）及接近柱面之全滲透鐸道處皆出現了平行柱面之石灰剝落紋路（如圖 4.54 和 4.55），並有向梁翼中心發展之趨勢。進入 1.5%弧度第二個迴圈，梁之上、下翼板內側近開孔起始段和末段之角隅處也出現了平行柱面之石灰剝落紋路（如圖 4.56），顯示於 1.5%弧度時，梁翼已開始進入降伏狀態。

行程進入到 2%弧度之第一個迴圈時，於梁下翼板外側近開孔起始段圓弧末端處出現 45 度方向之石灰紋路剝落，並向中心貫穿，表示此處已發生全斷面降伏，而上翼板內側則於近開孔起始段和末段之角隅處出現 45 度方向之石灰紋路剝落由翼板兩側向梁腹延伸，並有向開孔中心發展之趨勢（如圖 4.57）。進入 2%弧度之第二個迴圈，於梁上翼板近開孔起始段圓弧末端處也出現 45 度方向之石灰紋路剝落（如圖 4.58），並向中心貫穿，顯示此處也進入全斷面降伏。

反覆加載至 3%弧度第一個迴圈時，梁上、下翼板平行柱面及 45 度方向之石灰剝落皆向上延伸至開孔中心，並貫穿至翼板中心（如圖 4.59）。走完 3%弧度第二個迴圈，於梁上、下翼板已出現大量區域性石灰剝落，表示塑鉸機制已產生，而開孔周圍之石灰也已大量剝落，降伏狀態由局部位置擴展至全區域降伏，翼板內側之石灰剝落也已發展至開孔中心（如圖 4.60）。

當位移達 4%弧度第一個迴圈時，載重-位移曲線顯示力量有趨於平緩之情形發生，研判此為開孔角隅出現微量之面外變形所致（如圖 4.61）；走完 4%弧度第一個迴圈，開孔區段已出現明顯之剪力變形（如



圖 4.62)，此時正向之最大載重為+1036 kN，負方向最大載重為-985 kN。進入 4%弧度第二個迴圈正方向時，試體於上翼板全滲透銲道處產生一突然性之撕裂破壞（如圖 4.63 和 4.64），載重迅速下降，觀察破壞之外觀，研判為銲接銹蝕不全導致破壞，有鑑於此因此將繼續往負方向施以單向載重，直至行程限制為止。

行程往 5%弧度負方向時，於開孔末端角隅近上翼板側產生明顯之面外挫屈，而近下翼板處角隅則產生一微小裂縫（如圖 4.65），因此載重呈現下降之趨勢，此時負方向之最大載重為-830 kN，而開孔區段周圍之石灰也均已脫落延伸至翼板（如圖 4.66）。

行程往 6%弧度負方向時，於開孔對角線方向之角隅均發生嚴重之面外挫屈，而近下翼板處角隅之裂縫則持續延伸（如圖 4.67 和 4.68），因此載重也持續降低，此時負方向之最大載重為-765 kN。

行程走至 7%弧度負方向，開孔對角線方向之角隅面外挫屈持續發展，而開孔區段也已形成明顯之剪力變形（如圖 4.69），此時負方向之最大載重為-695 kN，有鑑於試驗油壓機之最大行程為 7%弧度，因此實驗於走完 7%弧度終止，觀察試體並無產生額外破壞，而上翼板亦產生明顯之塑鉸機制，其生成位置約離柱面 300 mm~560 mm（如圖 4.70）。

## 試體 OP2

試體 OP2 為柱斷面  $\square 750 \times 750 \times 35 \times 35$  mm 之箱型組合斷面，柱支承點間長度為 4000 mm；梁斷面  $H700 \times 300 \times 18 \times 35$  mm，為長 4235 mm 之組合型鋼，並於距離柱面 202.5 mm 處對梁腹板開孔，開孔總長度為 700 mm，深度為 350 mm。觀察試體於 0.375%弧度、0.5%弧

度之層間變位角位移下，試體表面未發現明顯變化（如圖 4.71）。進入 0.75%弧度第二迴圈正方向時，開孔末端之角隅產生 45 度方向之微量石灰剝落（如圖 4.72），表示此處已開始進入降伏狀態。進入 1%弧度第一迴圈正方向時，於下翼板外側近開孔起始段圓弧末端處（約離柱面 350 mm）產生平行柱面之微量石灰剝落（如圖 4.73）。完成 1%弧度，開孔末端兩側角隅之石灰脫落持續發展（如圖 4.74），同時觀察梁翼全滲透銲道及扇形開孔根部處尚無石灰剝落情形發生。

層間變位角進入 1.5%弧度後載重-位移曲線斜率改變開始彎曲，即進入塑性變形階段。在 1.5%弧度第一個迴圈，於開孔周圍之四個角隅皆出現 45 度方向之石灰剝落，顯見此處有應力集中現象（如圖 4.75）。進入 1.5%弧度第二個迴圈，於梁下翼板出現了 45 度方向之石灰剝落紋路，而上翼板內側近開孔起始段和末段之角隅處也產生平行柱面之石灰剝落（如圖 4.76），顯示於 1.5%弧度時，梁翼已開始進入降伏狀態。

行程進入到 2%弧度之第一個迴圈時，於開孔周圍四個角隅之石灰剝落持續增加，並有向開孔中心發展之趨勢（如圖 4.77）。進入 2%弧度之第二個迴圈，於梁下翼板外側 45 度方向之石灰剝落紋路持續增加並向梁翼中心貫穿，表示此處已發生全斷面降伏，而上翼板內側則於近開孔起始段和末段之角隅處出現 45 度方向之石灰紋路剝落由翼板兩側向梁腹延伸，並有向開孔中心發展之趨勢（如圖 4.78）。

反覆加載至 3%弧度第一個迴圈時，於梁上翼板全滲透銲道處產生一微小裂縫（如圖 4.79），此時所發展之正向之最大載重為+732 kN，負方向最大載重為-722 kN。行程走至 3%弧度第二個迴圈正方向，梁上翼板全滲透銲道之裂縫沿著梁翼 45 度開槽方向裂開，載重

迅速下降（如圖 4.80），觀察試體破壞情形，梁翼並未與銲材相銲，此為銲接品質不良所致，因此試驗將繼續往負方向施以單向載重，直至行程限制為止。

行程往 4%弧度負方向時，開孔區段已可看出有些微剪力變形產生（如圖 4.81），而開孔周圍角隅之石灰也產生明顯之區域性剝落，由圓弧末端向開孔中心及翼板方向延伸（如圖 4.82），此時於開孔區段並未發生面外變形，因此載重仍持續發展，此時負方向之最大載重為-732 kN。

行程往 5%弧度負方向時，開孔區段剪力變形持續發展（如圖 4.83），而開孔末段近上翼板側之角隅產生一微量面外變形（如圖 4.84），因此載重開始呈現下降之趨勢，此時負方向之最大載重為-708 kN，而開孔區段周圍之石灰也均已脫落延伸至翼板。

行程往 6%弧度負方向時，上翼板平行柱面及 45 方向之石灰剝落紋路均已貫穿翼板中心，而石灰也呈現一大範圍之脫落（如圖 4.85），顯見此處已發生塑鉸機制，開孔末端近上翼板側之角隅產生一明顯之面外挫屈（如圖 4.86），因此載重也持續降低，此時負方向之最大載重為-677 kN。

行程走至 7%弧度負方向，開孔對角線方向之角隅皆發生明顯面外挫屈並持續發展，而開孔區段也已形成明顯之剪力變形（如圖 4.87），此時負方向之最大載重為-648 kN。有鑑於試驗油壓機之最大行程為 7%弧度，因此實驗於走完 7%弧度終止，觀察試體並無產生額外破壞，而上翼板亦產生明顯之塑鉸機制，其生成位置約離柱面 300 mm~560 mm（如圖 4.88）。

## 4.5.2 試體破壞模式

本研究之試驗結果依最大層間變位角、最大總塑性轉角及破壞模式簡列於表 4.4，並列述如下：

### 試體 UN1

試體 UN1 破壞模式為下翼板外緣連接柱面之全滲透鐸道處之裂縫產生一突然性開裂並往梁腹板方向延伸至柱面拔起，梁翼及腹板並無局部挫屈現象產生，破壞情形如圖 4.36 所示。梁翼全滲透鐸道處之初始裂縫產生於 3%弧度第一個迴圈，並經由第二個迴圈完成時，下翼板處之扇形開孔根部及剪力板與柱面間之鐸道也產生一微小裂縫。於 4%弧度時梁翼全滲透鐸道處之初始裂縫持續發展導致於 5%第一迴圈負方向時產生一突然性撕裂並往梁腹板方向延伸至柱面拔起。

### 試體 UN2

試體 UN2 破壞模式為上翼板與柱面連接之全滲透鐸道所產生的裂縫持續延伸並產生一突然性撕裂至翼板邊緣，梁翼及腹板並無局部挫屈現象產生，破壞情形如圖 4.49 所示。梁翼全滲透鐸道處、扇形開孔根部及剪力板與柱面間之鐸道均於 4%弧度時產生初始裂縫，惟梁翼全滲透鐸道處之裂縫於 5%弧度第一個迴圈正方向時產生一突然性撕裂至翼板邊緣。

### 試體 OP1

試體 OP1 破壞模式為位移歷程走至 4%弧度第二個迴圈正方向

時，於上翼板與柱面連接之全滲透銲道產生一突然性撕裂，而此時梁腹板開孔角隅處有一微量面外變形產生，破壞情形如圖 4.63 及 4.64 所示。觀察破壞之外觀，研判為銲接鎔蝕不全導致破壞，因此試驗往負方向繼續施加單向載重，進入 5%弧度負方向時，於開孔末端角隅近上翼板側產生明顯之面外挫屈，而近下翼板處角隅則產生一微小裂縫，載重開始呈現下降之趨勢。於 6%弧度負方向時，開孔對角線方向之角隅均發生嚴重之面外挫屈，而近下翼板處角隅之裂縫則持續延伸。行程走至 7%弧度負方向，開孔對角線方向之角隅面外挫屈持續發展，而開孔區段也已形成明顯之剪力變形。試驗結束，此時觀察試體並無額外裂縫產生，僅開孔對角線方向之角隅產生嚴重面外挫屈，而角隅處之裂縫也並未開裂至翼板而導致載重迅速下降。

## 試體 OP2

試體 OP2 破壞模式為位移歷程走至行程 3%弧度第二個迴圈正方向，梁上翼板全滲透銲道之裂縫沿著梁翼 45 度開槽方向裂開，導致載重迅速下降，破壞情形如圖 4.80 所示。觀察破壞之外觀，梁翼並未與銲材相鎔，此為銲接品質不良所致，因此試驗將往負方向繼續施加單向載重，進入 4%弧度負方向時，開孔區段已產生些微剪力變形。於 5%弧度負方向時，開孔末段近上翼板側之角隅產生一微量面外變形，因此載重開始呈現下降之趨勢。行程走至 6%弧度負方向，開孔末端近上翼板側角隅產生明顯之面外挫屈。進入 7%弧度負方向時，開孔對角線方向之角隅皆發生明顯面外挫屈並持續發展，而開孔區段也已形成明顯之剪力變形。試驗結束，此時觀察試體並無額外裂縫產生，僅開孔對角線方向之角隅產生嚴重面外挫屈。

### 4.5.3 韌性能力

本研究採用台灣鋼構造建築物鋼結構設計技術規範（內政部營建署 2007）及美國 AISC (2005) 耐震設計規範來評估梁柱接頭之韌性能力。相關規定分述如下：

國內規範規定，韌性抗彎構架之梁柱接頭所需之塑性轉角  $\theta_p$  需至少大於下列三者之一：

- (1) 0.03 弧度。
- (2) 非線性動力分析所得之最大塑性轉角加上 0.005 弧度。
- (3)  $\theta_p = 1.1(R - 1.0)\theta_E$ 。

其中  $R$  為結構系統韌性容量； $\theta_E$  為設計地震力  $E$  作用下之最大層間變位角。

美國 AISC (2005) 耐震設計規範對韌性抗彎構架梁柱接頭之韌性要求為：

- (1) 測試試體需達 4% 弧度之層間變位角。
- (2) 柱面之試驗彎矩強度必須大於 80% 之標稱彎矩強度。

本研究四組試體之總塑性轉角、層間變位角及梁腹板開孔所造成之梁端轉角列於表 4.4 與 4.5。表中可以看到兩組未開孔試體之層間變位角均滿足 4% 弧度之要求，顯見其試體韌性能力優良，惟 UN2 試體之塑性轉角離 0.03 弧度有些微差距；而兩組開孔試體 OP1 和 OP2 由於銲接品質不良，在往覆載重作用下層間變位角分別達 4% 弧度和

3%弧度，其中試體 OP2 並無法滿足層間變位角 4%弧度之要求，有鑑於此，分別各自繼續施以單向載重直至試驗設備之限制，兩組試體均能達層間變位角 7%弧度而未破壞，而總塑性轉角更可高達-5.98%和-5.83 弧度，顯見在銲接品質優良時，試體仍可發揮優良之韌性行為。各試體之遲滯迴圈分別為圖 4.89 至圖 4.92，其中圖 4.89 和圖 4.90 (a) 至 (e) 分別代表試體之載重-位移圖 (彎矩-層間變位角圖)、彎矩-總塑性轉角圖、彎矩-接頭交會區轉角圖、彎矩-柱轉角圖及彎矩-梁轉角圖；圖 4.91 和圖 4.92 (a) 至 (h) 分別代表試體之載重-位移圖(彎矩-層間變位角圖)、彎矩-總塑性轉角圖、彎矩-接頭交會區轉角圖、彎矩-柱轉角圖、彎矩-梁腹板開孔區受剪力作用造成梁端轉角圖、彎矩-梁腹板開孔區受撓曲作用造成梁端轉角圖、彎矩-梁腹板開孔區之梁端總轉角圖及彎矩-梁扣除梁腹板開孔區之梁端總轉角圖。其中彎矩之計算為油壓致動器之施力乘以油壓致動器中心線至柱中心線之距離，並對應梁之標稱塑性彎矩予以正規化。層間變位角之計算為梁端位移除以油壓致動器中心線至柱中心線之距離。總塑性轉角之計算為將層間變位角扣減試體的彈性變位。以下將分述各試體之韌性行為：

### 試體 UN1

試體 UN1 之遲滯迴圈如圖 4.89 所示。圖 4.89 (a) 顯示試體於層間變位角 1%弧度之前仍屬線彈性階段，載重-位移曲線斜率均未發生改變，而在過了 1%弧度之後曲線斜率開始彎曲，表示試體開始有降伏現象產生，進入非彈性階段，待進入 2%弧度，試體已有明顯塑性行為；位移歷程行至 3%弧度時，雖於梁翼邊緣接柱面之全滲透銲道產生初始裂縫，但強度並未衰減，並發展出約  $1.3 M_p$  之強度，載重持

續上升。圖 4.89 (b) 顯示試體之最大塑性轉角分別為+3.16%弧度及-2.25%弧度。圖 4.89 (c) 及 (d) 顯示交會區剪力變形所引致的變位角和柱變形所引致的變位角尚在彈性階段，並與圖 4.89 (e) 比較可得知試體之塑性變形全來自梁構件。

## 試體 UN2

試體 UN2 之遲滯迴圈如圖 4.90 所示。試體 UN2 之行為大致上與試體 UN1 相同，圖 4.90 (a) 顯示試體於層間變位角 1%弧度之前仍屬線彈性階段，而在過了 1%弧度之後進入非彈性階段、2%弧度進入塑性階段；位移歷程行至 4%弧度時，梁翼邊緣接柱面之全滲透鉚道產生初始裂縫，但強度並未衰減，並發展出約  $1.3 M_p$  之強度。圖 4.90 (b) 顯示試體之最大塑性轉角分別為+2.45%弧度及-2.47%弧度。圖 4.90 (c) 及 (d) 顯示交會區剪力變形所引致的變位角和柱變形所引致的變位角尚在彈性階段，並與圖 4.90 (e) 比較可得知試體之塑性變形全來自梁構件。

## 試體 OP1

試體 OP1 之遲滯迴圈如圖 4.91 所示。圖 4.91 (a) 顯示試體於層間變位角 1%弧度之前仍屬線彈性階段，載重-位移曲線斜率均未發生改變，而在過了 1%弧度之後曲線斜率開始彎曲，表示試體開始有降伏現象產生，進入非彈性階段，待進入 2%弧度，試體已有明顯塑性行為；位移歷程行至 3%弧度時，試體尚無局部挫屈現象產生，此時發展出約  $1.2 M_p$  之強度，載重持續上升；行程走至 4%弧度，梁腹板開孔角隅處有一微量面外變形產生，載重開始趨於平緩，並於第二個迴圈時，於上翼板與柱面連接之全滲透鉚道產生一突然性撕裂，因



此載重迅速下降，因此改以單向加載繼續試驗；進入 5% 弧度負方向時，於開孔末端角隅近上翼板側產生明顯之面外挫屈，而近下翼板處角隅則產生一微小裂縫，因此載重開始衰減，下降後之強度約為  $0.9M_p$ ，仍可達 80% 標稱彎矩強度之要求；試驗來到 6% 弧度負方向時，開孔對角線方向之角隅均發生嚴重之面外挫屈，而近下翼板處角隅之裂縫則持續延伸，載重持續衰減來到  $0.86M_p$ ；最後走至 7% 弧度負方向，彎矩強度降至  $0.8M_p$  左右，由以上可知在銲接品質良好的情況下，試體不但可滿足 4% 弧度層間變位角之規定，更可發展出大於  $M_p$  之彎矩強度，且於強度衰減後仍可發展出  $0.8M_p$  以上之彎矩強度，顯見其韌性行為良好。圖 4.91 (b) 顯示試體之最大塑性轉角分別為 +2.51% 弧度及 -5.98% 弧度；圖 4.91 (c) 及 (d) 顯示交會區剪力變形所引致的變位角和柱變形所引致的變位角尚在彈性階段；圖 4.91 (e) 顯示試體於梁腹板開孔受剪力作用下所提供之梁端轉角分別為 +0.78% 弧度及 -2.02% 弧度；圖 4.91 (f) 顯示試體於梁腹板開孔受撓曲作用下所提供之梁端轉角分別為 +1.47% 弧度及 -1.29% 弧度；圖 4.91 (g) 顯示試體於梁腹板開孔所提供之梁端總轉角分別為 +2.25% 弧度及 -3.31% 弧度；圖 4.91 (h) 顯示試體梁扣除梁腹板開孔所提供之梁端總轉角分別為 +1.52% 弧度及 -3.56% 弧度。以上與圖 4.91 (c) 及 (d) 比較可得知試體之塑性變形全來自梁構件，而雖然試體於 4% 弧度層間變位角破壞，僅發展出 +2.51% 弧度之總塑性轉角，但單向加載時則可發展出 -5.98% 弧度之總塑性轉角，遠遠大於所規定之 3% 弧度總塑性轉角，顯見梁腹板開孔仍可使試體發揮良好韌性。

## 試體 OP2

試體 OP2 之遲滯迴圈如圖 4.92 所示。圖 4.92 (a) 顯示試體於層

間變位角 1%弧度之前仍屬線彈性階段，載重-位移曲線斜率均未發生改變，而在過了 1%弧度之後曲線斜率開始彎曲，表示試體開始有降伏現象產生，進入非彈性階段，待進入 2%弧度，試體已有明顯塑性行為；位移歷程行至 3%弧度第一個迴圈正方向，於梁上翼板全滲透鐸道產生一微小裂縫，此時試體尚無局部挫屈現象產生，因此載重持續上升，發展出約  $1.06 M_p$  之強度，當行程來到第二個迴圈正方向時，梁上翼板全滲透鐸道之裂縫沿著梁翼 45 度開槽方向裂開，導致載重迅速下降，有鑒於破壞情形為鐸接品質不良所致，因此繼續往負方向施加單向載重直至試驗設備限制；行程走至 4%弧度負方向時，開孔區段已產生些微剪力變形，載重開始趨於平緩，僅發展出  $1.07 M_p$  之彎矩強度；進入 5%弧度負方向時，開孔末段近上翼板側之角隅產生一微量面外變形，因此載重開始呈現下降之趨勢，下降後之強度約為  $1.04 M_p$ ；試驗來到 6%弧度負方向時，開孔末端近上翼板側角隅產生明顯之面外挫屈，載重持續衰減來到  $1.0 M_p$  左右；最後走至 7%弧度負方向，開孔對角線方向之角隅皆發生明顯面外挫屈，而開孔區段也已形成明顯之剪力變形，彎矩強度降至  $0.95 M_p$  左右，由以上可知在鐸接品質良好的情況下，試體不但可滿足 4%弧度層間變位角之規定，在試體未發生局部挫屈時更可發展出大於  $M_p$  之彎矩強度，而於挫屈後之強度衰減仍可發展出  $0.8 M_p$  以上之彎矩強度，顯見其韌性行為良好。圖 4.92 (b) 顯示試體之最大塑性轉角分別為+1.68%弧度及-5.83%弧度；圖 4.92 (c) 及 (d) 顯示交會區剪力變形所引致的變位角和柱變形所引致的變位角尚在彈性階段；圖 4.92 (e) 顯示試體於梁腹板開孔受剪力作用下所提供之梁端轉角分別為+0.43%弧度及-1.88%弧度；圖 4.92 (f) 顯示試體於梁腹板開孔受撓曲作用下所提供之梁端轉角分別為+1.21%弧度及-3.24%弧度；圖 4.92 (g) 顯示試體於

梁腹板開孔所提供之梁端總轉角分別為+1.64%弧度及-5.12%弧度；圖 4.92 (h) 顯示試體梁扣除梁腹板開孔所提供之梁端總轉角分別為+1.17%弧度及-1.70%弧度。以上與圖 4.92 (c) 及 (d) 比較可得知試體之塑性變形全來自梁構件，而雖然試體於 3%弧度層間變位角破壞，僅發展出+1.68%弧度之總塑性轉角，但單向加載時則可發展出-5.83%弧度之總塑性轉角，滿足我國規範規定之 3%弧度總塑性轉角，顯見梁腹板開孔仍可使試體發揮良好韌性。

#### 4.5.4 極限彎矩強度

表 4.6 為試體之彎矩強度表， $M_{test,f}$  與  $M_{test,op}$  分別代表實驗所得於柱面和塑鉸產生處之最大彎矩強度； $M_{p,f}$  與  $M'_{p,op}$  分別代表於柱面和塑鉸產生處之斷面塑性模數乘以依拉力試驗所得之鋼板降伏強度。其中塑鉸產生處定義為開孔起始段圓弧末端，如圖 2.17 所示。

$M_{test,f}/M_{p,f}$  代表柱面於極限載重作用下之降伏狀態，當比值大於 1，代表柱面產生塑鉸後之應變硬化程度，其值愈高則應變硬化程度愈高；若比值小於 1，則表示柱面尚未達全斷面降伏。由表 4.6 可知，兩組未於梁腹板開孔之試體，其比值均高於 1，最高可達 1.42，兩組試體於柱面均已達全斷面降伏，顯見扇形銲接開孔改良型式之接頭雖可避免此處應力集中所導致之破壞，但仍無法改善柱面接頭區之高應力集中現象，也由試驗結果驗證兩組試體均由柱面處撕裂破壞。另外兩組開孔試體之比值雖均達 1 上下，但與未改良試體相比，實有一程度上之功效，而兩組試體之開孔尺寸雖相同，但對於梁斷面尺寸較小之試體來說其勁度也相對下降的多，因此其對於柱面彎矩強度之折減效果較好，由表 4.6 中得知試體 OP2 其比值可降低至 1 以下，

優於梁斷面尺寸較大之試體 OP1。

$M_{test,op}/M'_{p,op}$  代表塑鉸產生處達全斷面降伏後之應變硬化程度，如其值大於 1，則表示預期塑鉸產生處達全斷面降伏並有應變硬化行為產生。由表 4.6 可知試體 OP1 之比值為 1.09，顯見預期塑鉸產生處已發生全斷面降伏，並有較大之塑性變形與應變硬化行為發生；試體 OP2 之比值為 0.97，也相當接近全斷面降伏狀態。由上述可知梁腹板開孔能有效使塑鉸產生於預期位置，以達迫使塑鉸遠離柱面之功效。

#### 4.5.5 接頭區應變分佈

本研究之四組試體皆於適當位置黏貼單軸向應變計和三軸應變計，相關位置如圖 4.16 至圖 4.19 所示。藉由應變計之讀數可瞭解接頭區應變分佈之情形，並可以將其應變分佈與有限元素分析模型相對應之位置比較之，以增加有限元素分析之正確性，相關分析結果將詳述於第五章。以下將就應變分佈所選取之位移歷程、比較位置以及梁腹應變分佈和梁翼應變分佈分述之：

#### 3. 位移歷程

本節所探討之各應變量分別取位移行程為層間變位角 0.5%、1%、2%、3%及 4%弧度時之應變資料，以瞭解各試體於彈性及非彈性階段之應變分佈趨勢。此取法為考慮 0.5%弧度時試體尚在彈性階段，1%弧度之後進入非彈性階段，2%弧度後試體達塑性階段，而 4%弧度則為 AISC (2005) 耐震設計規範所需滿足之層間變位角，其中為了避免過大之變形降低應變計之可性度，試體 OP1 於 4%弧度時

已於開孔角隅處產生面外挫屈，因此其梁腹之應變分佈僅取至 3% 弧度；試體 OP2 在 3% 弧度時已破壞，因此其梁翼和梁腹之應變分佈均取至 3% 弧度層間變位角。此外，由於應變計黏貼於梁下翼板及梁腹板處，當梁端位移為負方向時，梁之下翼板將承受拉應力，故取梁端位移為負方向之應變量來討論。

#### 4. 比較位置

圖 4.93 和圖 4.94 分別為試體 UN1 和 UN2 之梁腹與梁翼應變比較圖。圖 (a) 為梁腹應變計黏貼之相關位置，圖中 W230 為距離柱面 230 mm 處所黏貼之應變計，目的是為了扇形開孔型式對梁腹應變之影響程度；圖 (b) 為梁翼應變計黏貼之相關位置，圖中 F60、F80、F100 及 F230 分別為距離柱面 60、80、100 與 230 mm 之梁翼應變計，其中 F60 為了解與箱型柱接合之梁翼全滲透銲道附近之應變分佈趨勢，而 F80 與 F100 分別為試體 UN2 與 UN1 於下翼板之扇形開孔根部處之應變分佈，其黏貼位置位於下翼板上側，最後 F230 則為對應 W230 位置之梁翼應變分佈。圖 4.95 和圖 4.96 分別為試體 OP1 和 OP2 之梁翼應變比較圖，圖 (a) 為梁翼應變計黏貼之相關位置，各應變計編號數字即為離柱面之距離，其中 F46 與 F56 為了解與箱型柱接合之梁翼全滲透銲道附近之應變分佈趨勢；F76 與 F96 則為了解下翼板之扇形開孔根部處之應變分佈；F202.5、F252.5、F902.5 與 F952.5 為了解梁翼板於梁腹板開孔與未開孔交接處之應變分佈；F552.5 與 F602.5 為了解梁腹板開孔中心對應梁翼板位置之應變分佈。圖 4.97 和圖 4.98 分別為試體 OP1 和 OP2 之梁腹應變比較圖，其三軸應變計黏貼之相關位置如圖中所示，是為了了解開孔周圍之剪力傳遞走向。

## 5. 梁腹應變分佈

圖 4.93 (c) 和圖 4.94 (c) 分別代表兩試體於梁腹板 W-230 處之應變分佈情形。圖中顯示兩試體在 1% 弧度前應變均趨近於線性，得知此時梁腹板仍處於線彈性階段；進入 2% 弧度後，試體 UN1 之梁腹兩側之應變明顯提高，而梁腹中心處仍近似線性，顯見腹板兩側靠近梁翼之部分已進入塑性階段，反之試體 UN2 於 2% 弧度其應變分佈已呈現非線性，顯示此時梁腹已形成一塑性降伏區域；3% 弧度後，兩試體均發展高度非線性，並於梁腹板兩側之應變值漸趨平緩。

## 6. 梁翼應變分佈

圖 4.93 (d) 至 (f) 為試體 UN1 之梁翼應變分佈。F-60 顯示梁翼兩側接柱面之全滲透銲道附近之應變值有較高之趨勢，並隨著位移歷程之增加而提高，顯見此處有較高之應變需求，而試驗結果也於此處產生撕裂，驗證此處的確有應力集中現象。F-100 為下翼板於扇形開孔根部處之應變分佈，圖中可看到每個位置的應變值均以相同的量增加，惟於 2% 弧度後位於根部處右側 95 mm 處之應變值均有稍高之趨勢，而根部處之應變值卻非預期為最高處，研判為此型式開孔可達力量均勻傳遞，降低開孔根部處高應力集中現象，並有使應變需求最大處遠離熱影響區至開孔延長段末端與圓弧段交接處之效果。F-230 為對應 W230 位置之梁翼應變分佈，圖中顯示 1% 弧度前應變均趨近於線性，2% 弧度後翼板兩側之應變值有稍高於中心處之趨勢，但差別不大，顯見梁翼兩側於遠離柱面處仍有應力集中現象。

圖 4.94 (d) 至 (f) 為試體 UN2 之梁翼應變分佈。F-60 顯示梁翼左側處接柱面之全滲透銲道附近之應變值有較高之趨勢，並隨著位移

歷程之增加而有明顯提高，並於 4%弧度時應變計破壞，顯見此處有較高之應變需求，而試驗結果也於此處產生撕裂，驗證此處的確有應力集中現象。F-80 為下翼板於扇形開孔根部處之應變分佈，圖中可看到每個位置的應變值均以相同的量增加，均以近乎線性之趨勢發展，惟於 4%弧度時，位於根部兩側 70 mm 處之應變值稍高於根部處，研判此現象同試體 UN1，為此型式開孔可達力量均勻傳遞，降低開孔根部處高應力集中現象，並有使應變需求最大處遠離熱影響區至開孔延長段末端與圓弧段交接處之效果。F-230 為對應 W230 位置之梁翼應變分佈，圖中顯示 1%弧度前應變均趨近於線性，2%弧度後翼板兩側之應變值有稍高於中心處之趨勢，直至 4%弧度，翼板兩側之應變值有一明顯之提升，顯見梁翼兩側於遠離柱面處仍有應力集中現象。

圖 4.95 (b) 至 (f) 為試體 OP1 之梁翼應變分佈。F-56 顯示梁翼邊緣接柱面之全滲透鐸道附近之應變值有較高之趨勢，並隨著位移歷程之增加而逐步遞增，顯見此處有較高之應變需求，而試驗結果也於上翼板邊緣處產生撕裂，驗證此處的確有應力集中現象。F-96 為下翼板於扇形開孔根部處之應變分佈，圖中可看到在 1%弧度之前應變增量並不明顯趨近於線性，惟於 2%弧度後位於梁翼中心扇型鐸接開孔根部處之應變值均有突然提高之趨勢，並隨著位移歷程增加而逐步遞增，顯見開孔根部處有高應力集中現象，相較於梁翼兩側有較大之應變需求，此與有限元素分析之結果相同。F-252.5、F-602.5 與 F-952.5 分別為開孔區起始端、開孔中心以及開孔末端對應梁翼相同位置之應變分佈，圖中顯示 F-252.5 之應變增量遠高於其他兩個位置，於 1%弧度之前應變增量並不明顯趨近於線性，2%弧度後應變增量逐步遞增，並於梁翼中心有稍高之趨勢，顯見此區域形成一降伏區

段，也驗證了設計理念中此處為塑鉸預期產生位置相同，而其餘兩個位置應變分佈趨勢均趨於線性分佈，並由圖中可知當其位置愈遠離柱面其應變增量將愈不明顯。

圖 4.96 (b) 至 (f) 為試體 OP2 之梁翼應變分佈。F-46 顯示梁翼邊緣接柱面之全滲透鉸道附近之應變值有較高之趨勢，並隨著位移歷程之增加而逐步遞增，顯見此處有較高之應變需求，而試驗結果也於上翼板邊緣處產生撕裂，驗證此處的確有應力集中現象。F-76 為下翼板於扇形開孔根部處之應變分佈，圖中可看到在 1% 弧度之前應變分佈趨勢趨近於線性，進入 2% 弧度後位於梁翼中心扇型鉸接開孔根部處之應變值均有突然提高之趨勢，並隨著位移歷程增加而逐步遞增，顯見開孔根部處有高應力集中現象，相較於梁翼兩側有較大之應變需求，此與有限元素分析之結果相同。F-202.5、F-552.5 與 F-902.5 分別為開孔區起始端、開孔中心以及開孔末端對應梁翼相同位置之應變分佈，圖中顯示 F-202.5 之應變增量遠高於其他兩個位置，於 1% 弧度之前應變增量並不明顯趨近於線性，2% 弧度後每個點位應變增量逐步遞增，顯見此區域形成一降伏區段，也驗證了設計理念中此處為塑鉸預期產生位置相同，而其餘兩個位置應變分佈趨勢與試體 OP1 相同，均趨於線性分佈，並由圖中可知當其位置愈遠離柱面其應變增量將愈不明顯。

由以上結果可知，梁柱接面處兩側皆有高應變現象產生，而此現象也由實驗結果得知將導致於此處產生裂縫，進而使梁翼全滲透鉸道被拉裂並延伸至母材破壞試體，惟梁腹板開孔試體於此處之應變分佈皆有遠低於未開孔試體之趨勢，顯見已達降低梁柱接面應力集中之功效。而試體 UN1 與 UN2 之扇形開孔根部雖於實驗結果皆有產生微小裂縫，但兩組試體均無從此處破壞，並由根部處應變分佈得知其



發展趨勢漸趨平順，並無於此產生集中現象，顯見此改良型式使得此區域發揮良好韌性，至於開孔試體仍於此處有應力集中現象，改善功效並不顯著，不過於試驗結果也並無產生裂縫及破壞之情形產生。試體 OP1 和 OP2 均於預期塑鉸產生處有較大之應變需求，顯見此種改良型式能有效迫使塑鉸遠離柱面，降低梁柱接面脆性破壞之可能性，並能於此區段形成塑鉸一機制，已達消能之成效。

## 7. 梁腹板剪應變分佈

由表 4.7 和 4.8 可看出兩組梁腹板開孔試體於開孔周圍之剪應變分佈趨勢大致相同。應變計 W2 和 W6 於兩組試體均承受較大之剪應變，研判為開孔四個角隅處承受極大之拉壓力作用所致，並由石灰剝落情形可知，的確於此四個位置呈現大量之剝落。而應變計 W1、W3、W4 和 W5 之剪應變均遠小於開孔角隅處，因此推斷剪力之傳遞路徑由梁端往柱面方向，在經過開孔區段時，主要往 W2 和 W6 之方向傳遞，因此梁腹開孔起始端和末端中心處與開孔中心兩側之石灰剝落情形均沒有開孔四個角隅處來的嚴重，發展趨勢均為由角隅處向外延伸。

## 4.6 結論

由實尺寸試體試驗結果顯示，兩組未開孔梁柱接頭試體均於梁翼連接柱面之全滲透鐸道處產生一突然性撕裂並延伸至母材破壞試體，與以往之試驗結果相同，惟經由扇形開孔型式之改良，使得兩組試體均無以往由開孔根部處拉裂現象產生，僅於此處產生微小裂縫，顯見此改良型式降低了此處高應力集中現象，使得應力可更平順的傳遞，並由遲滯迴圈證實兩組試體均發揮良好之韌性能力，但梁翼兩側

之全滲透鐸道處仍無法避免過早之裂縫產生而導致試體破壞，因此於此處之改良仍有探討之空間；而兩組梁腹板開孔試體雖也於梁翼連接柱面全滲透鐸道處破壞，但由單向加載之試驗結果得知，腹板開孔區段產生剪力變形後可於此區段產生塑鉸機制，達消能之效果。



## 第五章 有限元素分析模擬

### 5.1 概述

第三章以有限元素法分析針對各種不同型式之箱型柱梁柱接頭進行參數研究，而後根據分析之結果設計試體，並進行四組實尺寸梁柱接頭試驗。然為了更進一步掌握各改良型式接頭之力學特性，本章將以試體拉力試驗所得之材料強度以及實際試驗之梁柱尺寸為依據，藉由有限元素分析軟體對試驗之試體進行模擬，以了解梁柱接頭試體分析模型之可信賴程度。

### 5.2 模型之建立

為了使實驗與模擬之比較基準盡量相符，故建立有限元素分析模型時儘可能接近實驗之情形。由於實驗試體本身之複雜性以及試體製作安裝上的誤差，並非所有真實條件皆能完全考量至模型中，因此必須將模型做適當的簡化與假設。

本節所模擬的試體為 UN2 和 OP2，模型建立之基本假設與細節大部分與 3.4 節相同，惟試體 OP2 於 3% 弧度產生破壞，因此分析僅模擬至 3% 弧度。然為了符合真實情形，部份輸入必須修改，其中修改的部份為材料性質採拉力試驗所得之材料強度，如表 4.3 所示。

### 5.3 分析結果比較

#### 1. 載重-位移曲線

圖 5.1 為試體 UN2 分析與實驗之載重與位移曲線比較圖，模擬

方式以往覆位移加載與實驗做比較，圖中可看到於 2% 弧度之前模擬之曲線與實驗幾近重疊；於 4% 弧度後模擬之最大載重稍高於實驗之值而有些微差距，研判此為由於試體逐漸降伏造成勁度軟化之現象所致，即包辛格效應 (Bauschinger effect)。由比較之結果可知，模擬之情況大致與實驗吻合，也大大增加了模擬之可信度。

圖 5.2 為試體 OP2 分析與實驗之載重與位移曲線比較圖，模擬方式仍以往覆位移加載至 3% 弧度與實驗做比較，圖中可看到於 2% 弧度之前模擬之曲線仍有相當高之準確性；於 3% 弧度後模擬之最大載重也由於試體逐漸降伏造成勁度軟化之現象而稍高於實驗之值。由比較之結果可知，模擬之情況也能準確掌握試體發展趨勢。

## 2. 應變分佈比較

圖 5.3 (a) 至 (d) 為有限元素分析結果與試體 UN2 之梁翼與梁腹應變分佈比較圖，取層間變位角為 0.5%、2% 及 4% 弧度時之應變作比較；圖 5.4 (a) 至 (e) 為有限元素分析結果與試體 OP2 之梁翼應變分佈比較圖，取層間變位角為 0.5%、2% 及 3% 弧度時之應變作比較。圖中之 X 軸為沿梁縱向應變之應變值，Y 軸為對應梁翼或梁腹之中心位置。

圖 5.3 (a) 為梁腹距離柱面 230 mm 處之應變分佈，由圖中可知於 0.5% 弧度層間變位角時，實驗之應變值大致落於模擬之曲線上，顯見分析結果有一定之準確度；至 2% 及 4% 弧度時離梁腹中心兩側 145 mm 處之應變值皆稍高於模擬之曲線，但大致上仍可有效掌握應變分佈之趨勢。

圖 5.3 (b) 和圖 5.4 (a) 分別為梁翼距離柱面 60 mm 和 46 mm 處

之應變分佈，於 0.5% 弧度層間變位角時，分析之曲線與實驗應變值仍大致吻合；至 2% 弧度後，均於距離梁翼中心 140 mm 處之實驗應變值明顯高於模擬之曲線，研判此處為梁柱接面之熱影響區，而於分析時忽略了銲接熱影響，是故影響了分析之準確性。

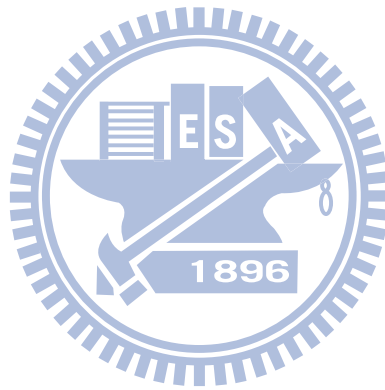
圖 5.3 (c) 和圖 5.4 (b) 為梁翼近扇形開孔根部處之應變分佈，約距離柱面 80 mm 和 76 mm，同樣於 0.5% 弧度層間變位角時，分析之曲線與實驗應變值仍大致吻合；至 2% 弧度後，試體 UN2 模擬之曲線於梁翼中心處有一提高之趨勢，而實驗之應變值則未如預期於扇形開孔根部處為最大值，研判為此改良型式有效的降低了此處應力集中現象所致，而試體 OP2 之模擬結果雖均稍低於實驗之應變值，但其分佈趨勢則與實驗吻合，均於根部處有一集中現象。

圖 5.3 (d) 為試體 UN2 梁翼距離柱面 230 mm 處之應變分佈，與梁腹應變計位置相對應，於 0.5% 弧度層間變位角時，分析之曲線與實驗應變值分佈趨勢大致吻合；至 2% 弧度後，模擬之曲線仍有相當高之準確性；惟進入 4% 弧度後，於梁翼兩側之應變值偏離模擬之曲線，稍高於模擬之結果。於此位置之分析結果大致上皆可準確掌握應變分佈之趨勢。

圖 5.4 (c)~(e) 分別為開孔區起始端、中心、末端之梁翼應變分佈，其相關位置詳見圖 4.19。由圖中之比較可知在梁翼三個不同位置之分佈趨勢與應變值於 0.5% 弧度層間變位角時，均完全與實驗吻合，而 2% 弧度後，僅圖 5.4 (c) 之實驗應變值稍高於模擬結果，但其分佈趨勢仍然相同，顯見可以借由事前分析之結果，來準確有效地預測試體局部行為之發展趨勢。

### 3. 剪應變分佈比較

表 5.1 為梁腹板開孔試體 OP2 於開孔區周圍實驗與分析之剪應變比較。由表中之比較可知，雖然分析結果與實驗之剪應變值有些微微差距，但其發展趨勢大致相同，分析之結果仍為於 W2 與 W6 之剪應變值為最高，顯見其剪力傳遞方向仍集中於角隅處，與實驗結果相呼應，也達到掌握實驗發展趨勢之效果。



## 第六章 結論與建議

### 6.1 結論

本研究進行之四組梁柱接頭試體，均為箱型柱接 H 型梁的型式，其中兩組為扇形銲接開孔改良型式接頭，另外兩組為梁腹板開孔之減弱式接頭。綜合以上各章節所述，對此兩種改良型式之梁柱接頭之相關理論、有限元素分析和試驗結果，提出以下幾點研究結論：

1. 有限元素分析得知採用 FEMA-350 建議之改良型式扇形開孔可有效降低此處根部應力集中的問題，惟梁翼全滲透銲道處仍無法獲得改善；梁腹板開孔型式之梁柱接頭，藉由開孔幾何形狀之改良，能有效改善扇形開孔及梁翼全滲透銲道處應力集中等問題。
2. 梁腹板開孔之長度提高，雖能更有效迫使塑鉸產生於此開孔區段，但須考慮其是否能發揮規範要求之彎矩強度，因此本研究建議決定開孔長度參數  $b$  中之  $\alpha$  值為 0.5~0.75 之間。
3. 本研究發現當梁翼屬厚板時，將帶來大量之銲接施作，導致銲接品質控制不易，因此於此種型式之下，可使用 FEMA-350 建議之扇形開孔搭配減弱梁斷面之手段來避免銲接瑕疵等問題。
4. 試驗結果得知兩組不同梁柱尺寸之試體 UN1 和 UN2 在採用 FEMA-350 建議之改良型式扇形開孔後，均能有效避免破壞於此處產生，惟破壞模式仍為梁翼全滲透銲處之撕裂，顯見無法改善此處應力集中問題。
5. 兩組不同梁柱尺寸之梁腹板開孔試體 OP1 和 OP2，其開孔尺寸均採設計參數中之最小值設計，並藉由試體之遲滯迴圈可知經由

單向加載方式，兩組試體皆可試驗至 7% 弧度均能有效迫使塑鉸遠離梁柱交接面產生於開孔區段，其發展位置約為預期塑鉸產生處之區段，與設計理念相符，所發展之彎矩強度也都可滿足規範之需求，此種設計型式應可發揮良好韌性行為。

6. 本研究所設計之開孔試體與以往開圓形孔之設計比較，由於開孔範圍變大，因此不需藉助柱面的補強即可有效降低梁柱接面處應力集中等問題，而雖然也於開孔四個角隅有應力集中現象，但可發現其面外挫屈均可延緩至 4% 弧度後產生，且均無由此處開裂導致試體破壞之情況發生，可見開孔型狀由圓形加以一延長區段後將有助於角隅處應力之傳遞，避免此處提早破壞。
7. 有限元素分析模擬得知箱型柱接 H 型梁型式之梁柱接頭於梁翼邊緣有應力集中現象，而梁腹板開孔型式之梁柱接頭能使塑鉸產生於開孔起始區段，並使應力集中於四個角隅，以上之分析結果均與實際試驗相符。

## 6.2 建議

1. 本次試驗之梁腹板開孔試體均採參數之最小值設計之，於未來之研究建議可加大開孔深度及參數  $b$  中之  $\alpha$  值為 0.5 以上，並搭配不同斷面之梁構件和 H 型柱，以探討此種設計是否仍可發揮良好韌性行為。
2. 另外除了本研究之開孔幾何形狀和單一開孔型式之外，也可再將之改良，如開多個圓孔、長條形開孔或者互相搭配，深入研究各種不同形狀和型式之開孔其韌性行為是否良好。



## 符號索引

$C_{pr}$ ：應變硬化放大因子（依據 FEMA-350 對切削式接頭及未補強式

接頭設計之建議，分別採為 1.15 和 1.20）

$E$ ：鋼材之楊氏係數

$F_y$ ：鋼材之標稱降伏強度

$F_u$ ：鋼材之標稱拉力強度

$L_b$ ：梁長

$M_{capacity}$ ：梁柱接面處之設計彎矩容量

$M_f$ ：梁柱接面之彎矩需求

$M_p$ ：拉力試驗所求得梁之塑性彎矩強度

$M_{p,f}$ ：拉力試驗所求得梁於柱面之塑性彎矩強度

$M_{p,op}$ ：考慮材料變異係數，梁腹板開孔斷面之塑性彎矩強度

$M'_{p,op}$ ：拉力試驗所求得梁腹板開孔斷面之塑性彎矩強度

$M_{test,f}$ ：實驗所得柱面之最大彎矩強度

$M_{test,op}$ ：試驗所得梁腹板開孔處（預期塑鉸產生處）之最大彎矩強度



$R$  : 結構系統韌性容量

$R_y$  : 材料變異係數

$R_{op}$  : 梁腹板開孔兩側圓弧之半徑

$V_{n,op}$  : 未考慮材料變異係數，梁腹板開孔斷面之剪力標稱強度

$V_{p,op}$  : 當外力彎矩達梁腹板開孔斷面之彎矩容量時所需之剪力強度

$Z_b$  : 梁斷面之塑性斷面模數

$Z_{b,op}$  : 梁腹板開孔斷面之塑性斷面模數

$a$  : 預期塑性鉸產生位置離柱面之距離

$b$  : 開孔總長度

$b_{bf}$  : 梁翼板寬度

$c$  : 開孔深度

$d_b$  : 梁深

$t_{bf}$  : 梁翼板厚度

$t_{bw}$  : 梁腹板厚度



$\alpha$  : 參數  $b$  中之係數，藉此計算開孔之總長，建議採 0.5~0.75 之間

$\theta$  : 韌性抗彎矩構架受側向力作用時之層間變位角

$\theta_E$  : 設計地震力  $E$  作用下之最大層間變位角

$\theta_p$  : 韌性抗彎矩構架之總塑性轉角

$\theta_{op}$  : 梁腹板開孔區所造成之梁端總轉角

$\theta_{op,f}$  : 梁腹板開孔區受撓曲作用所造成之梁端轉角

$\theta_{op,s}$  : 梁腹板開孔區受剪力作用所造成之梁端轉角

$\phi$  : 安全係數，採 0.9 (AISC-LRFD code 2005)



## 參考文獻

- AISC, "Seismic Provisions for Structural Steel Building," American Institute of Steel Construction, 2005.
- ANSYS (2007), ANSYS Contact Technology Guide, SAS, Inc.
- Anderson, J. C., and Duan, X., "Repair/Upgrade Procedures for Welded Beam to Column Connection," PEER 98-03, University of Southern California, 1998.
- Boresi, A. P., Schemidt, R. J., and Sidebottom, O. M., "Advance Mechanics of Materials," John Wiley & Sons, Inc, 1993.
- Chen, S. J., and Yeh, C. H., "Enhancement of Ductility of Steel Beam-to-Column Connections for Seismic Resistance," SSRC, Technical Session, Leigh University, Pennsylvania, 1994.
- Chen, S. J., Yeh, C. H., and Chu, J. M., "Ductile Steel Beam-to-Column Connections for Seismic Resistance," Journal of Structural Engineering, Vol. 122, No. 11, pp. 1292-1299, 1996.
- Chung, K. F., Liu, T. C. H., and Ko, A. C. H., "Investigation on Vierendeel Mechanism in Steel Beams with Circular Web Opening," Journal of Constructional Steel Research, Vol. 57 pp. 467-490, 2001.
- Chen, C. C., Lin, C. C., Tsai, C. L., "Evaluation of Reinforced Connections Between Steel Beams and Box Column," Engineering Structures, Vol. 26, No. 13, pp. 1889-1904, 2004.
- Chao, S. H., Khandelwal, K., El-Tawil, S., "Ductile Web Fracture Initiation in Steel Shear Links," Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol. 132, No. 8, pp. 1192-1200, 2006.

- Darwin, D., and Lucas, W. K., "Steel and Composite Beams with Web Opening," *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 116, No.6, pp. 1579-1593, 1990.
- Engelhardt, M. D., Winneberger, T., Zekany, A. J., and Potyraj, T. J., "The Dogbone Connection: Part II," *Modern Steel Construction*, Vol. 36, No.8, pp. 46-55, American Institute of Steel Construction, 1996.
- Engelhardt, M. D., and Sabol, T. A., "Reinforcing of Steel Moment Connections with Cover Plates : Benefits and Limitations," *Engineering Structures*, Vol. 20, Nos 4-6, pp. 510-520, 1997.
- Engelhardt, M. D., Winneberger, T., Zekany, A. J., and Potyraj, T. J., "Experimental Investigation of Dogbone Moment Connections," *Engineering Journal*, Fourth Quarter, pp. 128-139, 1998.
- El-Tawil, S., Mikesell, T., Vidarsson, E., and Kunnath, S., "Strength and Ductility of FR Welded-Bolted Connections," SAC Rep. No. 98-01, SAC Joint Venture, Sacramento, Calif, 1998.
- El-Tawil, S., Mikesell, T., and Kunnath, S. K., "Effect of Local Details and Yield Ratio on Behavior of FR Steel Connections," *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 126, No. 1, pp. 79-87, 2000.
- FEMA, "Interim Guidelines: Evaluation, Repair, Modification, and Design of Welded Steel Moment Frame Structures," Report No. SAC-95-02, Federal Emergency Management Agency, 1995.
- FEMA, "Connection Test Summaries," Report No. SAC-96-02, Federal Emergency Management Agency, 1997.
- FEMA, "Recommended Seismic Design Criteria for New Steel Moment-Frame Building," Report No. FEMA-350, Federal Emergency

- Management Agency, 2000.
- Hedayat, A. A., and Celikag, M., “Post-Northridge Connection with Modified Beam End Configuration to Enhance Strength and Ductility,” *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 65 pp. 1413-1430, 2009.
- Kim, T., Whittaker, A. S., Gilani, A. S. J., Bertero, V. V., and Takhirov, S. M., “Experimental Evaluation of Plate-Reinforced Steel Moment-Resisting Connections,” *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 128, No.4, pp. 483-491, 2002.
- Kim, T., Whittaker, A. S., Gilani, A. S. J., Bertero, V. V., and Takhirov, S. M., “Cover-Plate and Flange-Plate Steel Moment-Resisting Connections,” *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 128, No.4, pp. 474-482, 2002.
- Lee, K. H., Stojadinovic, B., Goel, S. C., Margarian, A. G., Choi, J., Wongkaew, A., Reyher, B. P., and Lee, D. Y., “Parametric Tests on Unreinforced Connections, Volume I - Final Report,” SAC/BD-00/01, 2000.
- Mao, C., Ricles, J., Lu, L. W., and Fisher, J., “Effect of Local Details on Ductility of Welded Moment Connections,” *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 127, No. 9, pp. 1036-1044, 2001.
- Popov, E. G., and Tsai, K. C., “Performance of Large Seismic Steel Moment Connections under Cyclic Loadings,” *Engineering Journal*, 2<sup>nd</sup> Qtr., pp. 51-60, 1989.
- Plumier, A., “New Idea for Safe Structures in Seismic Zones,” *University of Liege, IABSE Symposium, Brussels, Belgium, 1990.*

Plumier, A., Baus, R., Pepin, R., and Schleivh, J., “Antiseismic Steel Structure Work,” United States Patent, No.5148642, 1992.

Stojadinovic, B., Goel, S. C., Lee, K. H., Margarian, A. G., Choi, J. H., “Parametric Tests on Unreinforced Steel Moment Connections,” Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol. 126, No. 1, pp. 40-49, 2000.

Whittaker, A., Gilani, A., Takhirov, S., and Ostertag, C., “Forensic Studies of A Large Cover-Plate Steel Moment-Resisting Connection,” Struct. Design Tall Build. 11, 265-283, 2002.

內政部營建署，「鋼構造建築物鋼結構設計技術規範」，2007。

沈光誠，「銲接箱型柱之極限強度」，國立台灣科技大學營建工程技術研究所碩士學位論文，1990。

林新益，「箱型柱與 I 型梁接頭之強度與韌性」，國立台灣科技大學營建工程技術研究所碩士學位論文，1989。

林昆德，「抗彎鋼骨梁柱接頭之行為」，國立台灣大學土木工程學系碩士論文，1996。

林潔祥，「擴翼式鋼骨托梁抗彎接頭之耐震行為」，國立交通大學土木工程研究所碩士論文，2005。

陳嘉有，「韌性鋼骨梁柱接頭行為研究」，國立台灣大學土木工程學系碩士論文，1995。

陳紀勛，「鋼柱與鋼梁腹板開孔位處塑性區梁柱接頭之耐震行為」，國立交通大學土木工程研究所碩士論文，2008。

饒智凱，「鋼骨梁柱梁翼內側加勁補強接頭之耐震行為研究」，國立交通大學土木研究所碩士論文，2007。





表 3.1 有限元素分析模型編號

UN1-CFA	
UN1-MFA	
UN1-MCA	
UN2-MFA	
UN2-MCA	
OP1b05-MFA	
OP1b075-MFA	
OP1b10-MFA	
OP2b05-MFA	
OP2b075-MFA	
OP2b10-MFA	

	<p>A 代表有限元素分析模型</p> <p>C 代表採用四分之一圓弧型式之扇型銲接開孔</p> <p>F 代表採用 FEMA-350 建議之扇型銲接開孔</p> <p>C 代表反覆加載</p> <p>M 代表單向加載</p> <p>b 代表開孔之總長度：b05：<math>\alpha = 0.5</math></p> <p style="padding-left: 150px;">b075：<math>\alpha = 0.75</math></p> <p style="padding-left: 150px;">b10：<math>\alpha = 1.0</math></p> <p>1：柱斷面為 <math>\square 750 \times 750 \times 45 \times 45</math> mm</p> <p style="padding-left: 40px;">梁斷面為 H700×400×20×45 mm</p> <p>2：柱斷面為 <math>\square 750 \times 750 \times 35 \times 35</math> mm</p> <p style="padding-left: 40px;">梁斷面為 H700×300×18×35 mm</p> <p>UN 代表扇形銲接開孔改良型式之梁柱接頭</p> <p>OP 代表梁腹板開孔型式之梁柱接頭</p>
--	--

表 4.1 試體規格

試體編號	梁柱尺寸	材料性質	接合螺栓
UN1	H700×400×20×45 (mm) □750×750×45×45 (mm)	SN490B	4-S10t M24 bolts
UN2	H700×300×18×35 (mm) □750×750×35×35 (mm)	SN490B	4-S10t M24 bolts
OP1	H700×400×20×45 (mm) □750×750×45×45 (mm)	SN490B	6-S10t M24 bolts
OP2	H700×300×18×35 (mm) □750×750×35×35 (mm)	SN490B	6-S10t M24 bolts

表 4.2 梁腹板開孔試體設計參數

試體編號	塑性鉸位置	開孔總長	$\alpha$	開孔深度
	$a$ (mm)	$b$ (mm)		$c$ (mm)
OP1	427.5	700	0.5	350
OP2	377.5	700	0.5	350

表 4.3 試體鋼板拉力試驗強度

試體編號	位置名稱	$F_y$ (MPa)	$F_u$ (MPa)
UN1	Column flange	341	516
OP1	Beam flange	341	516
	Beam web	385	549
UN2	Column flange	387	571
OP2	Beam flange	387	571
	Beam web	382	532

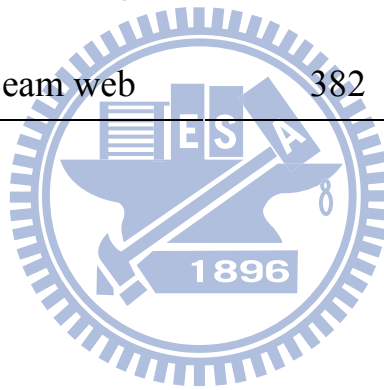


表 4.4 試驗結果

試體 編號	最大層間變位角 $\theta$ (% rad)	最大總塑性轉角 $\theta_p$ (% rad)	破壞模式
UN1	+5.00	+3.16	梁下翼板連接柱面之全滲透銲道端處產生一突然性開裂並往梁腹板方向延伸至柱面拔起
	-4.00	-2.25	
UN2	+4.00	+2.45	梁上翼板與柱面連接之全滲透銲道端處產生一突然性撕裂至翼板邊緣
	-4.00	-2.47	
OP1	+4.00	+2.51	於 4% 弧度第二個迴圈正方向，梁上翼板與柱面連接之全滲透銲道端處產生一突然性撕裂
	-7.00	-5.98	
OP2	+3.00	+1.68	於 3% 弧度第二個迴圈正方向，梁上翼板全滲透銲道產生裂縫，沿著梁翼 45 度開槽方向裂開
	-7.00	-5.83	

表 4.5 梁腹板開孔所造成之梁端轉角

試體編號	梁腹板開孔剪	梁腹板開孔撓	梁腹板開孔造
	力作用造成之	曲作用造成之	成之梁端總轉
	梁端轉角	梁端轉角	角
	$\theta_{op,s}$ (% rad)	$\theta_{op,f}$ (% rad)	$\theta_{op}$ (% rad)
OP1	+0.78	+1.47	+2.25
	-2.02	-1.29	-3.31
OP2	+0.43	+1.21	+1.64
	-1.88	-3.24	-5.12

表 4.6 試體之彎矩強度

試體編號	$M_{p,f}$	$M'_{p,op}$	$M_{test,f}$	$M_{test,op}$	$\frac{M_{test,f}}{M_{p,f}}$	$\frac{M_{test,op}}{M'_{p,op}}$
	(kN-m)	(kN-m)	(kN-m)	(kN-m)		
UN1	4737	none	+6741	none	1.42	none
			-6446	none	1.36	none
UN2	3384	none	+4282	none	1.27	none
			-4250	none	1.26	none
OP1	4737	4501	+5154	+4711	1.09	1.05
			-4900	-4479	1.03	1.00
OP2	3384	3174	+3349	+3073	0.99	0.97
			-3353	-3076	0.99	0.97

表 4.7 試體 OP1 之梁腹剪應變比較

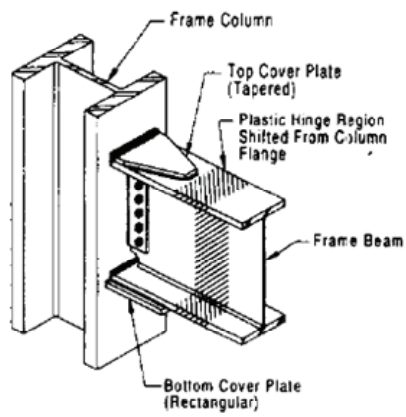
應變計位置	0.5% drift	1% drift	2% drift	3% drift
W1	0.000399	0.000833	0.001496	0.002005
W2	0.000945	0.001912	0.009683	0.007088
W3	0.000433	0.000752	0.000971	0.001133
W4	0.000252	0.000433	0.000535	0.000811
W5	0.000432	0.000855	0.001211	0.001352
W6	0.000967	0.003761	0.015616	0.011421

表 4.8 試體 OP2 之梁腹剪應變比較

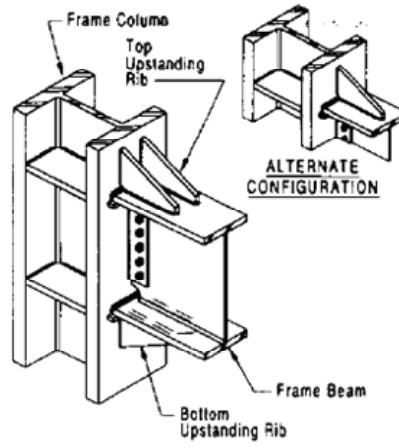
應變計位置	0.5% drift	1% drift	2% drift	3% drift
W1	0.000209	0.000584	0.001277	0.001843
W2	0.000600	0.001258	0.003491	0.008840
W3	0.000242	0.000647	0.000843	0.001054
W4	0.000136	0.000388	0.000511	0.000414
W5	0.000251	0.000851	0.001787	0.002237
W6	0.000570	0.002186	0.011302	0.011097

表 5.1 試體 OP2 分析與實驗之梁腹剪應變比較

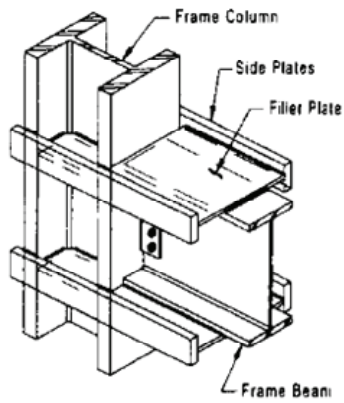
應變計位置	TEST			FEA		
	0.5% drift	2% drift	3% drift	0.5% drift	2% drift	3% drift
W1	0.000209	0.001277	0.001843	0.000363	0.001381	0.002394
W2	0.000600	0.003491	0.008840	0.000839	0.003821	0.009432
W3	0.000242	0.000843	0.001054	0.000480	0.001242	0.001419
W4	0.000136	0.000511	0.000414	0.000394	0.001145	0.001324
W5	0.000251	0.001787	0.002237	0.000385	0.001363	0.001620
W6	0.000570	0.011302	0.011097	0.000612	0.005641	0.009299



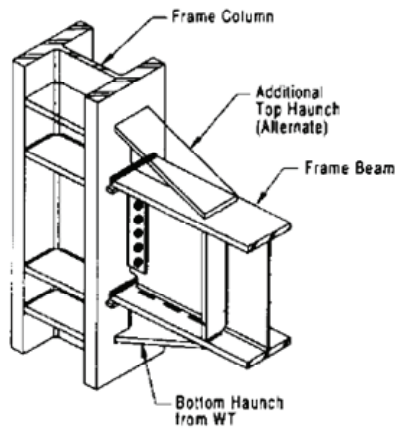
(a) cover plate



(b) upstanding ribs



(c) side plate



(d) haunch

圖 2.1 補強式梁柱接頭型式 (Engelhardt and Sabol 1998)



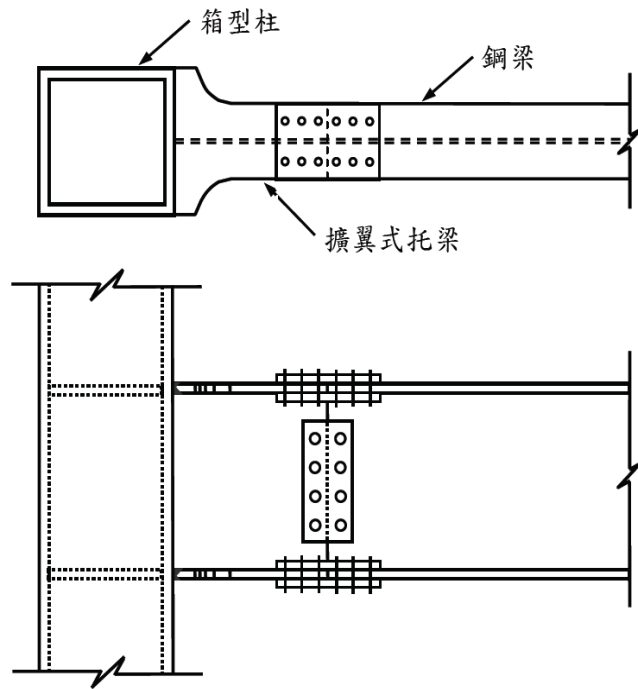


圖 2.2 擴翼式梁柱接頭 (林潔祥 2005)

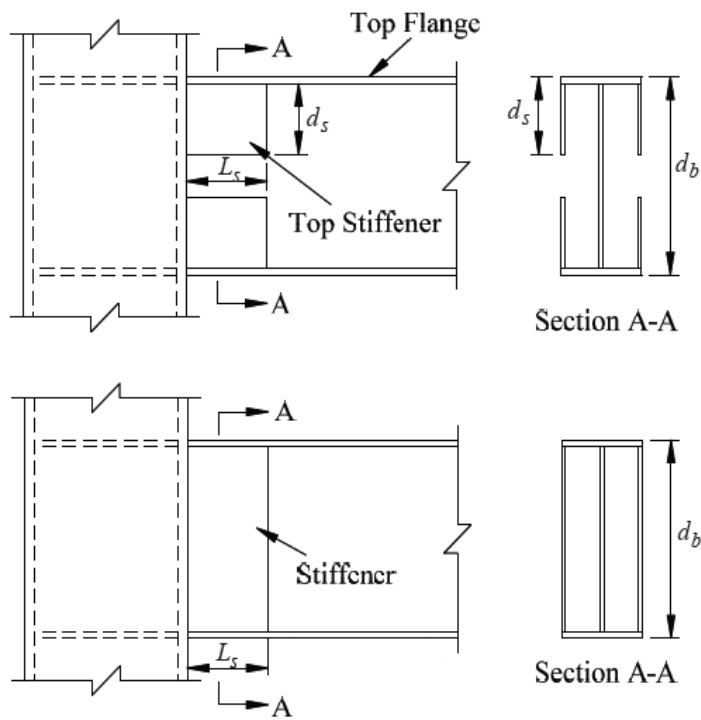


圖 2.3 梁翼板內側加勁式梁柱接頭 (饒智凱 2007)

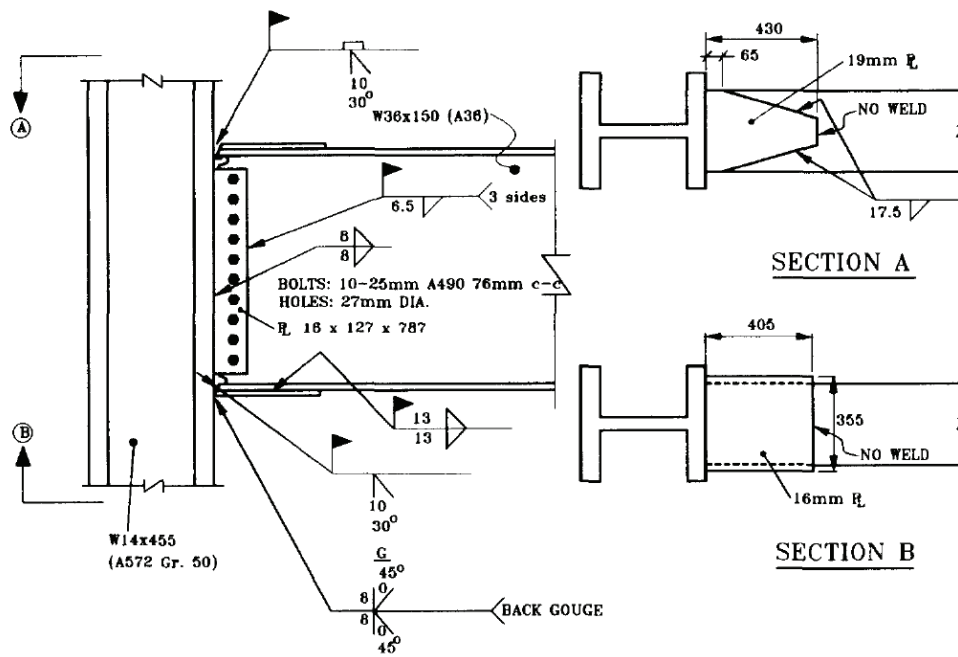


圖 2.4 蓋板式梁柱接頭 (Engelhardt and Sabol 1998)

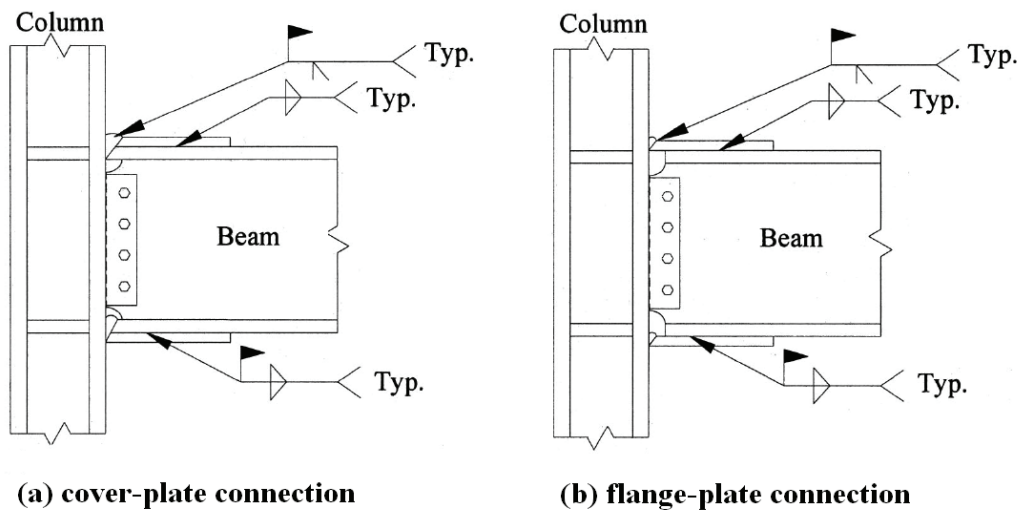


圖 2.5 蓋板式梁柱接頭 (Whittaker and Kim 2002)

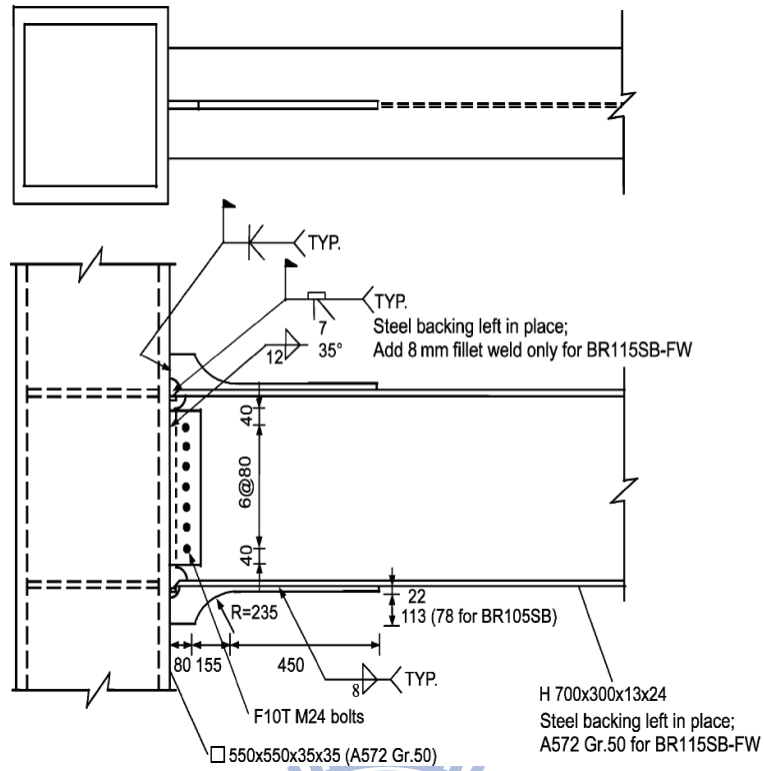


圖 2.6 延長肋板式梁柱接頭 (Chen and Lin 2004)

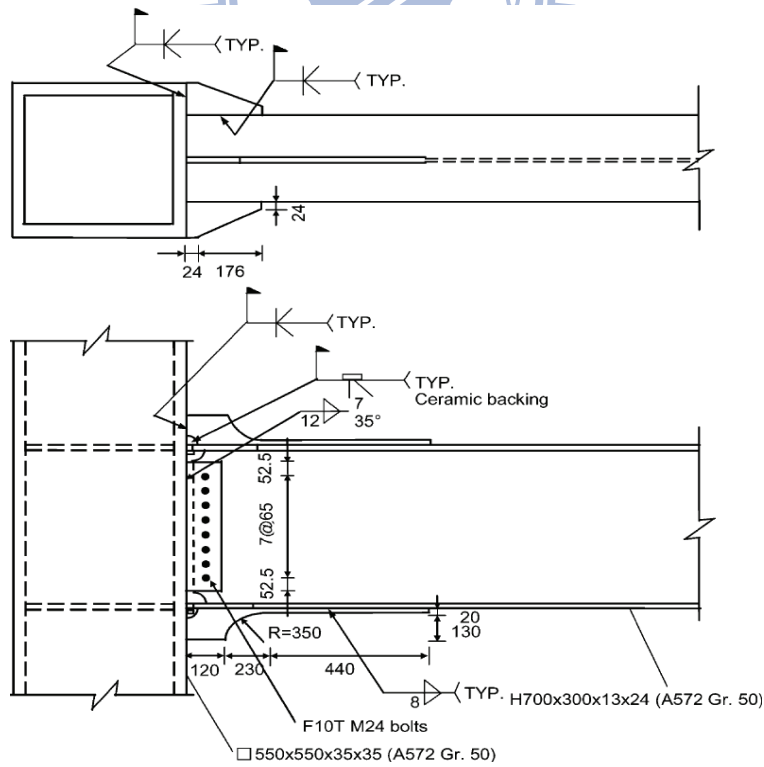


圖 2.7 延長肋板加翹板式梁柱接頭 (Chen and Lin 2004)

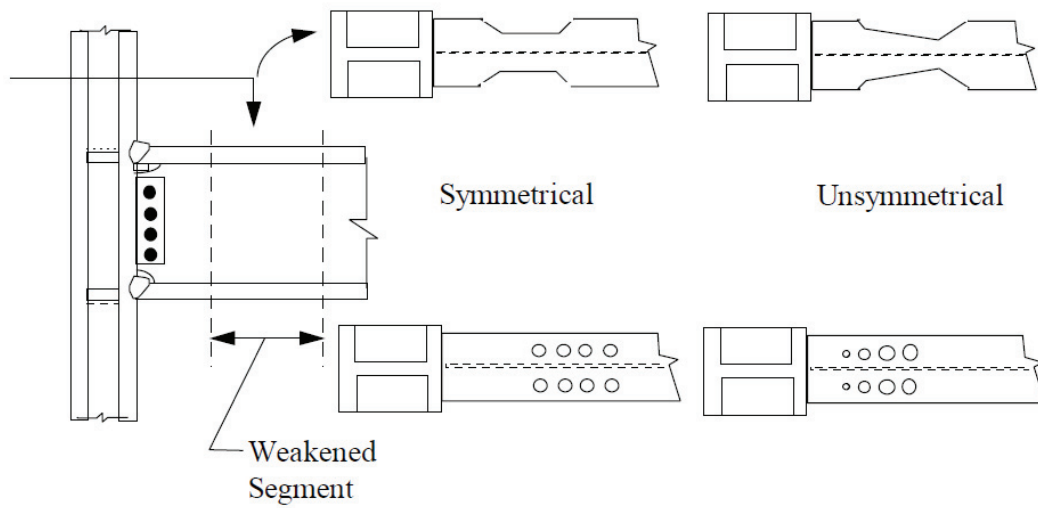


圖 2.8 切削及鑽孔式梁柱接頭 (SAC 1997)

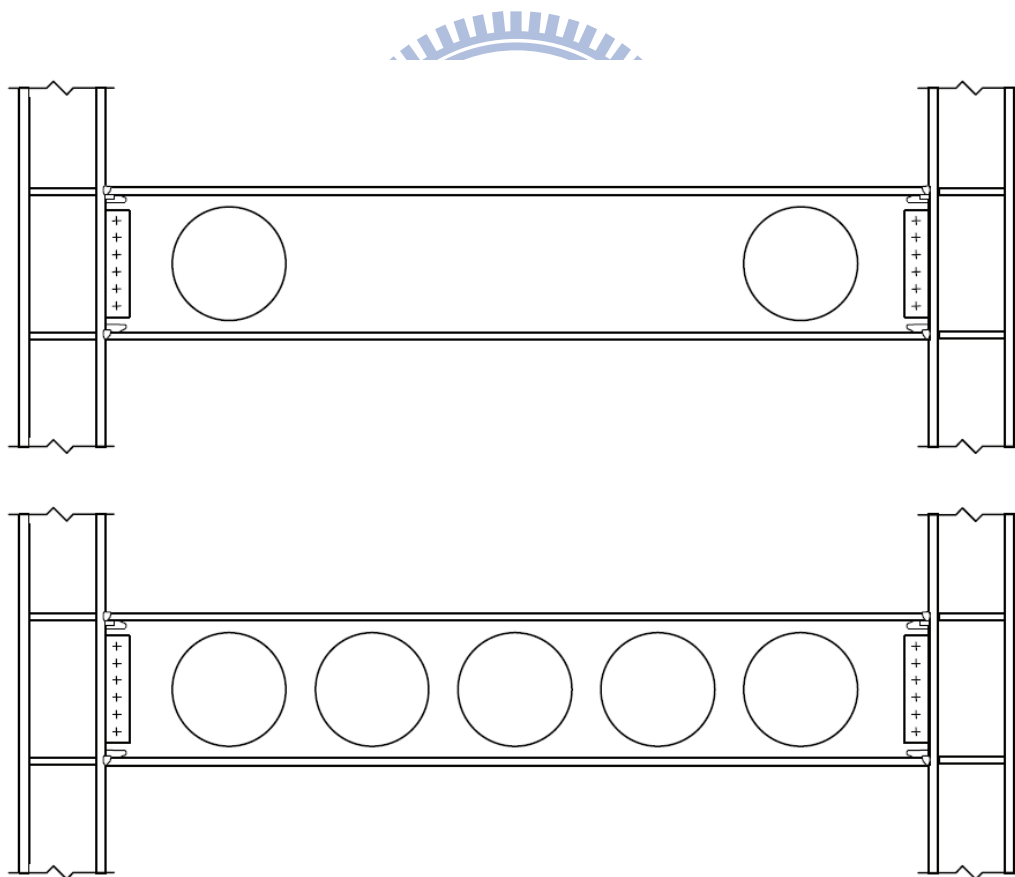


圖 2.9 梁腹板開孔式梁柱接頭 (FEMA-350, 2000)

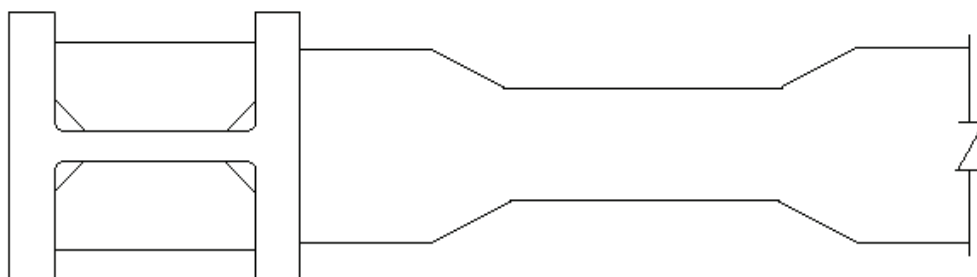


圖 2.10 等斷面切削式梁柱接頭 (Engelhardt et al. 1998)

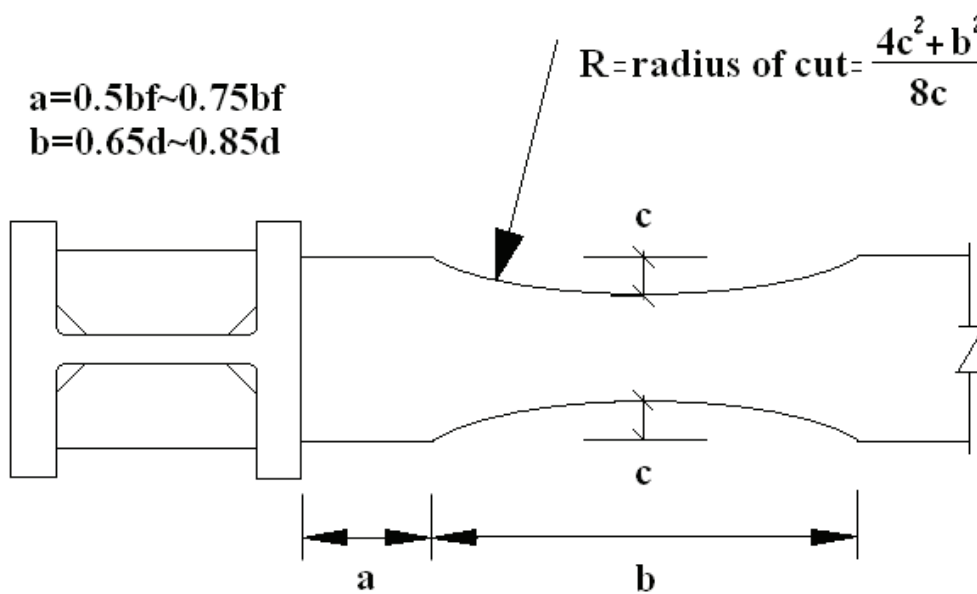


圖 2.11 圓弧切削式梁柱接頭 (Engelhardt et al. 1998)

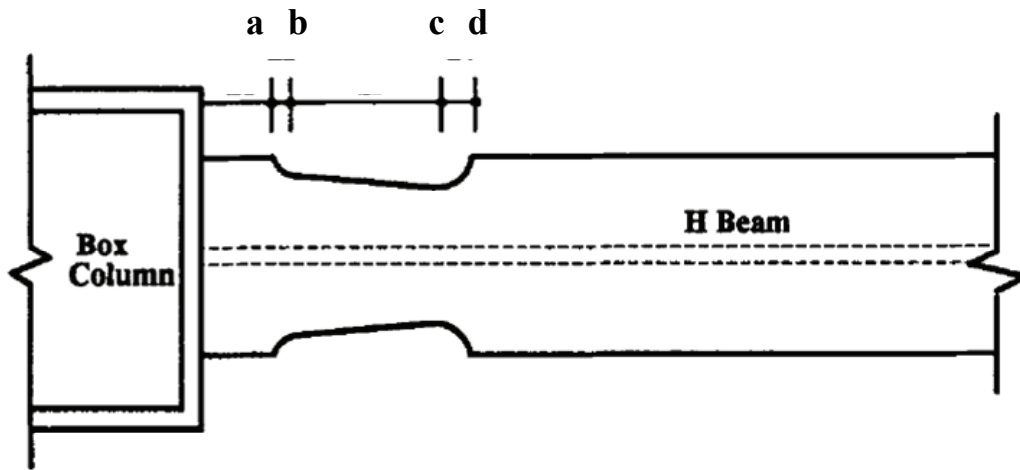


圖 2.12 漸變斷面式梁柱接頭 (Chen et al. 1996)

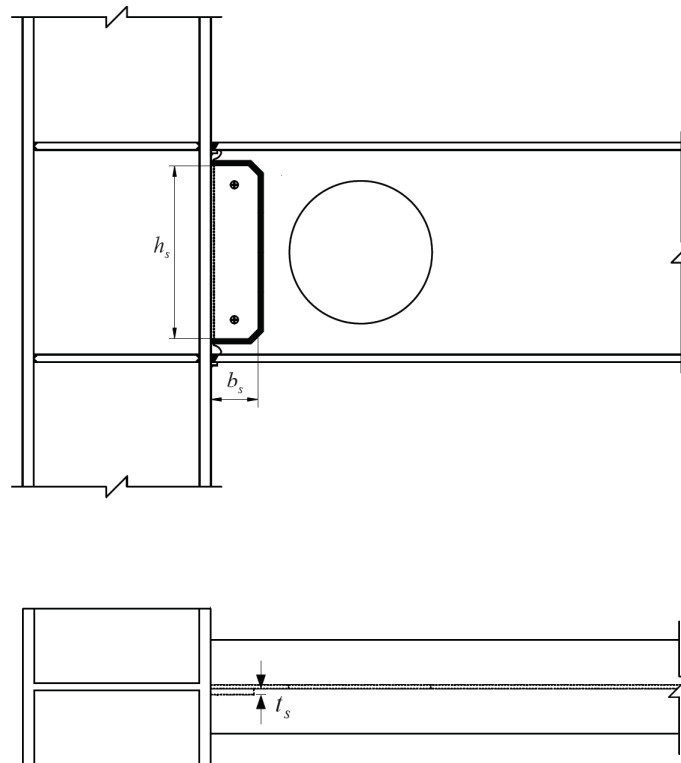


圖 2.13 剪力板補強之梁腹板開孔式梁柱接頭 (陳紀勛 2008)

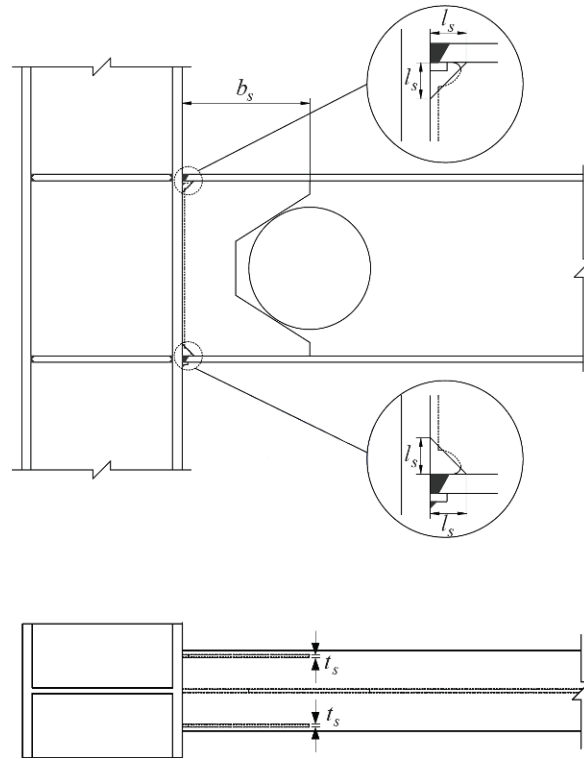


圖 2.14 加勁板補強之梁腹板開孔式梁柱接頭 (陳紀勛 2008)

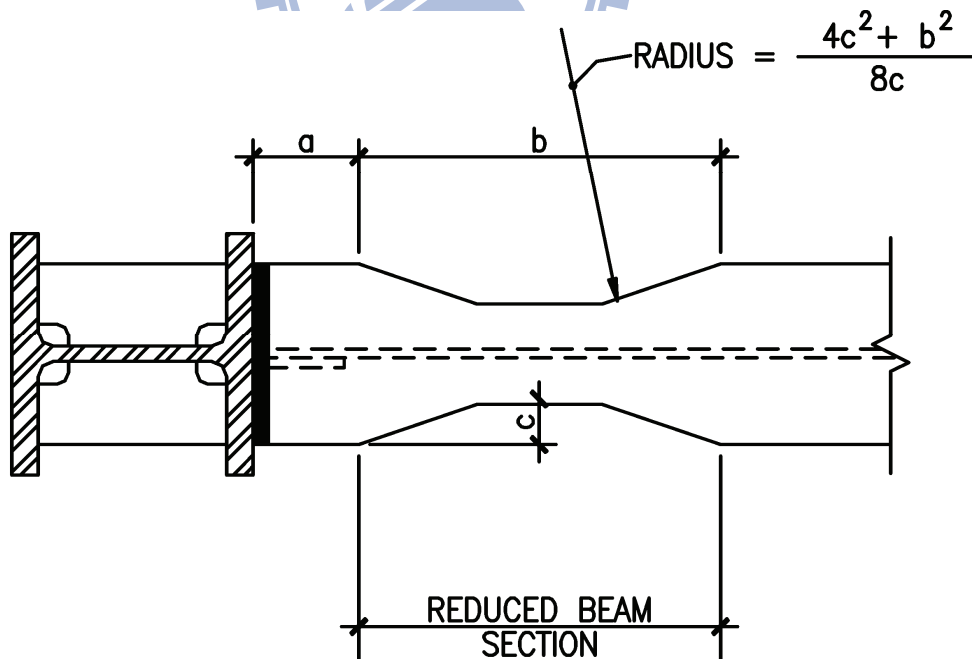


圖 2.15 圓弧切削式梁柱接頭示意圖 (FEMA-350, 2000)

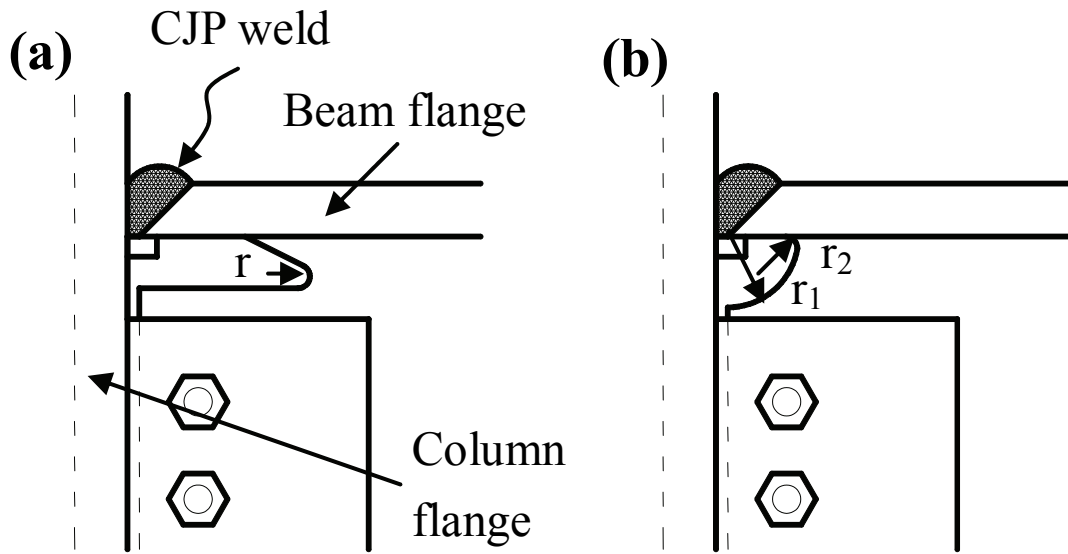


圖 3.1 銲接開孔幾何形狀示意圖：(a) FEMA-350 建議之扇形開孔型式；(b) 四分之一圓開孔型式

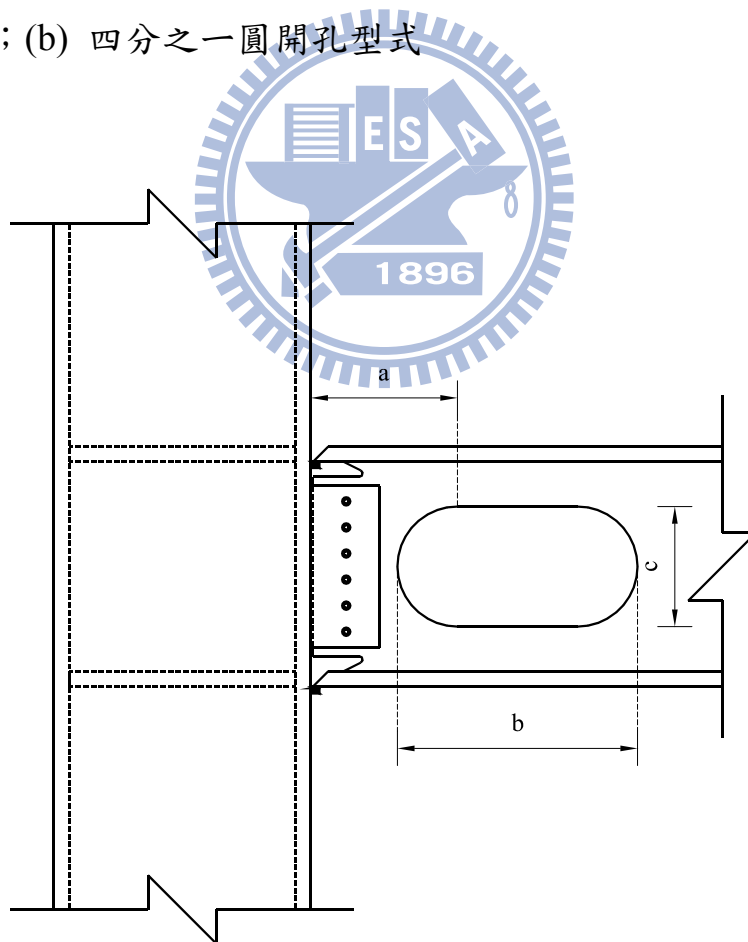


圖 3.2 梁腹板開孔式梁柱接頭示意圖



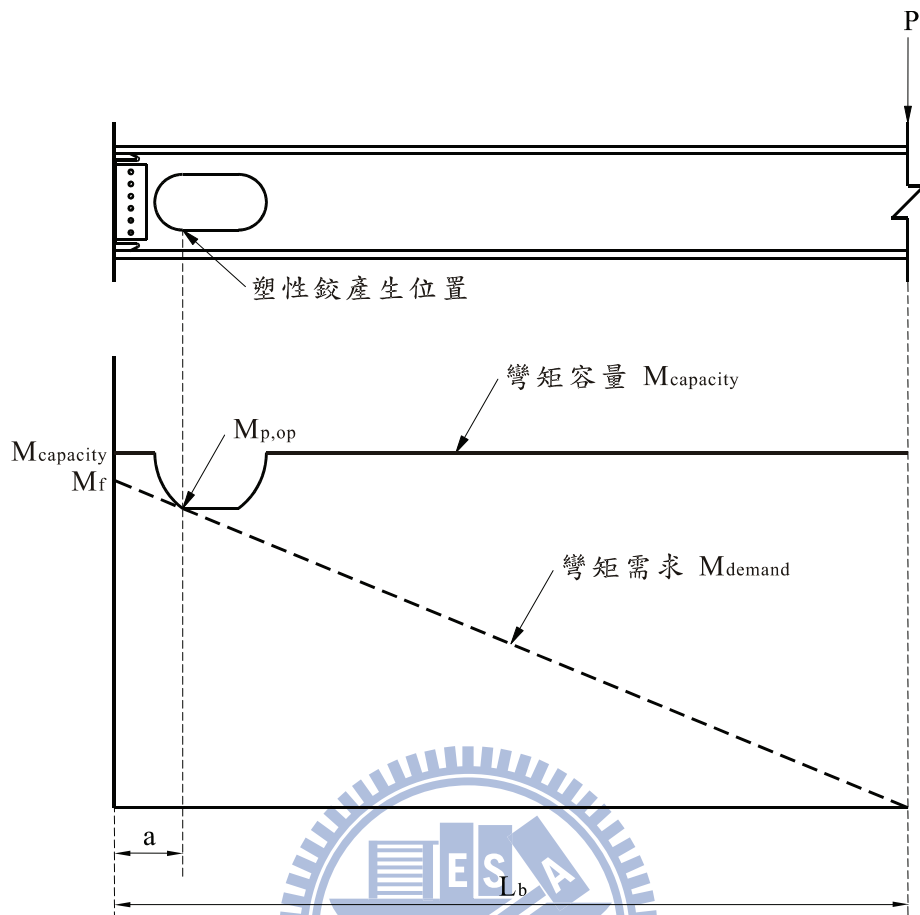


圖 3.3 梁腹板開孔式梁柱接頭之彎矩梯度圖

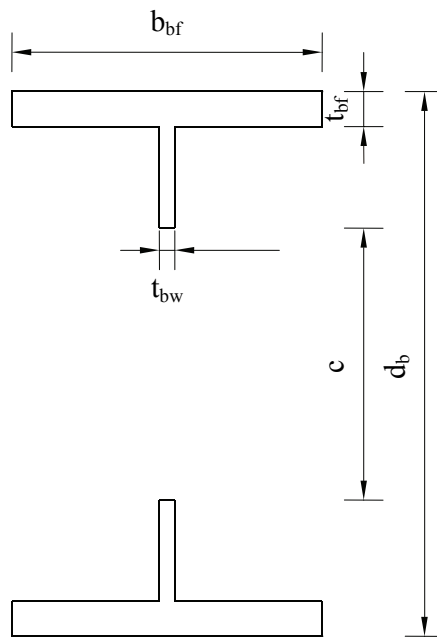


圖 3.4 梁腹板開孔斷面圖

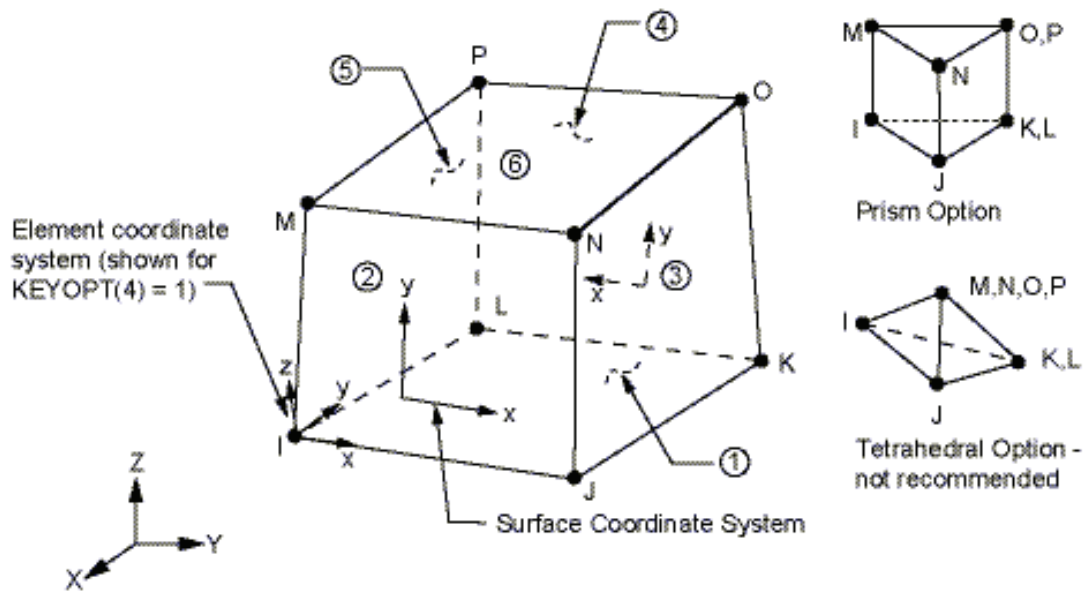


圖 3.5 分析模型選取之分割元素 Solid 45 (ANSYS 2007)

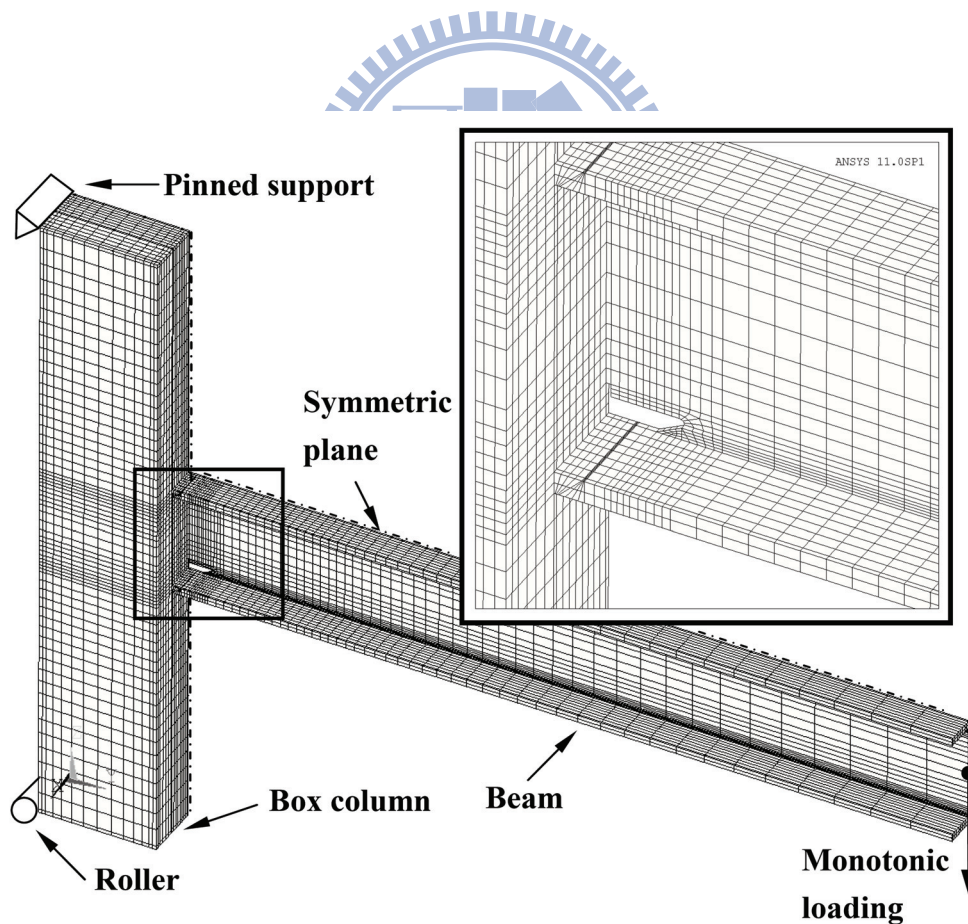


圖 3.6 UN 試體之三維有限元素分析模型

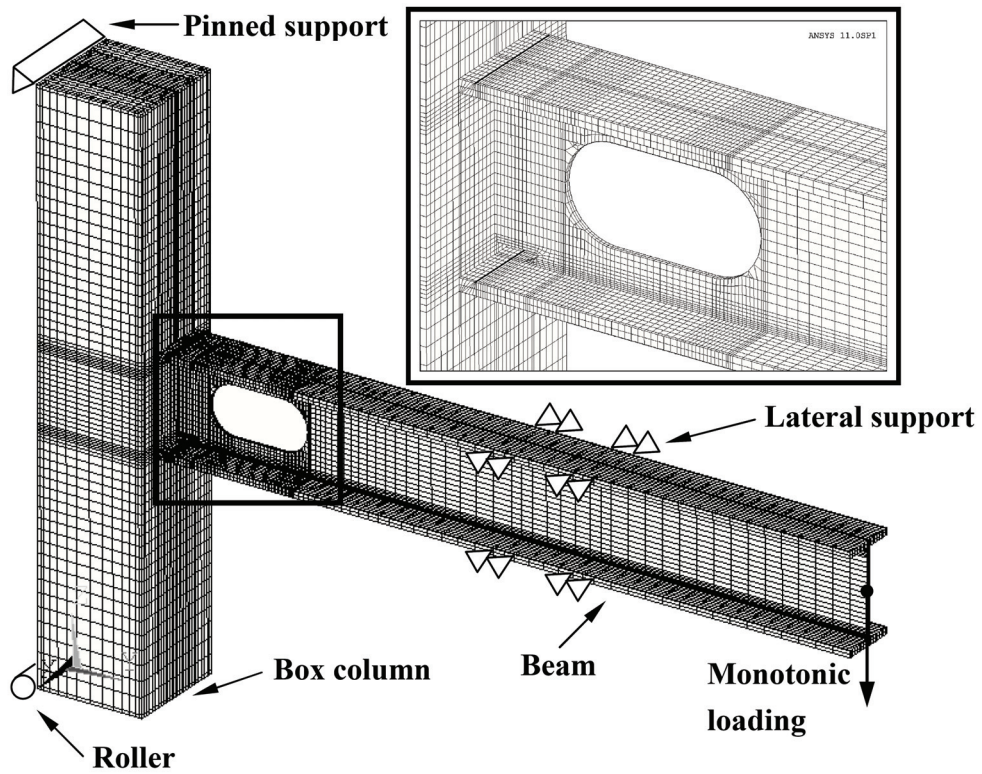


圖 3.7 OP 試體之三維有限元素分析模型

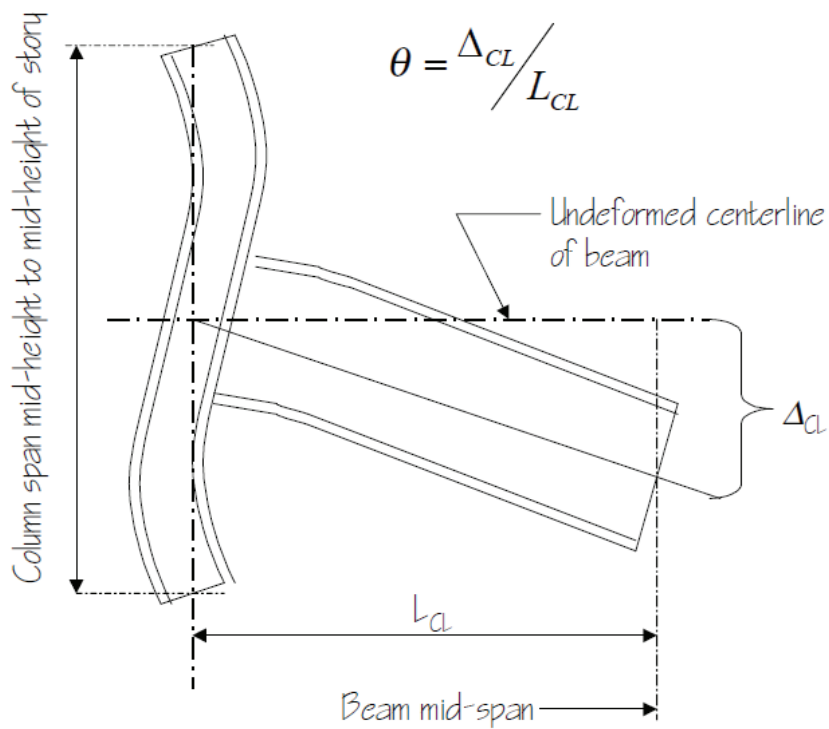
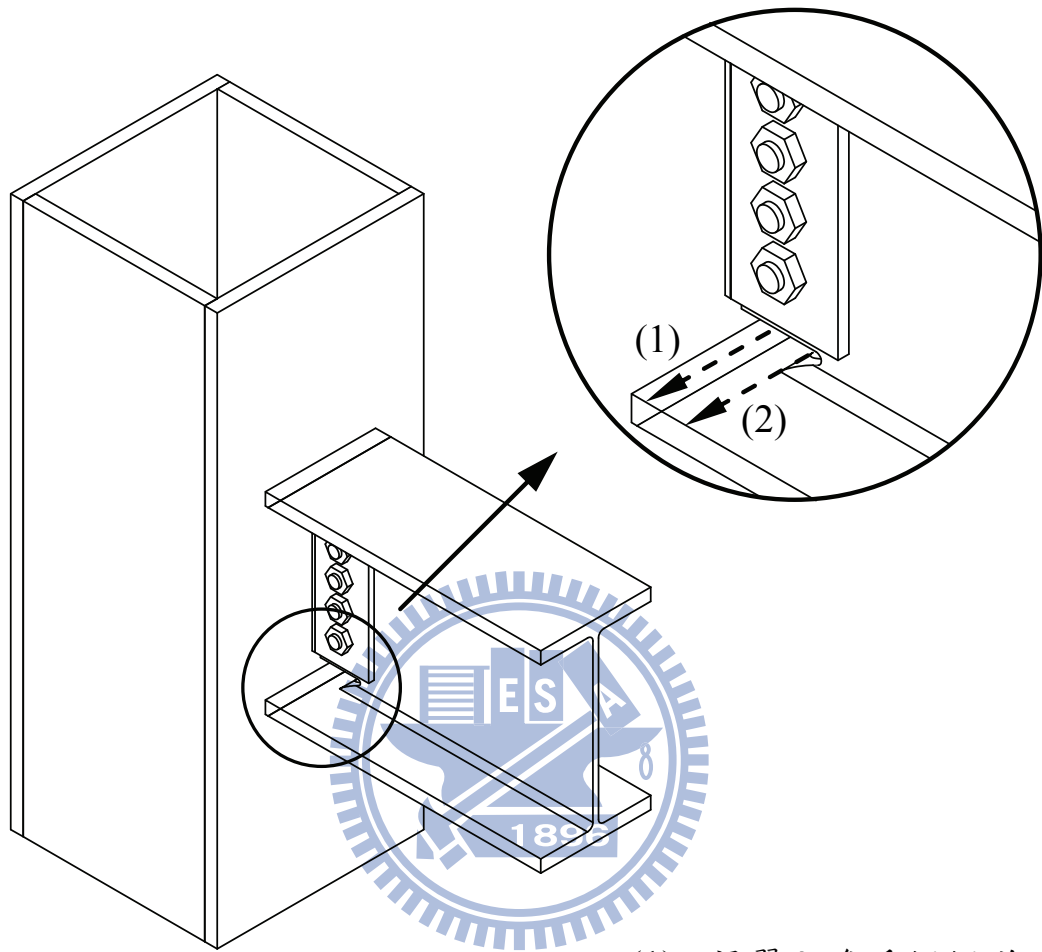


圖 3.8 梁柱接頭子結構之層間變位角定義圖 (FEMA-350, 2000)



(1) 梁翼全滲透銲銲道

(2) 扇形開孔根部處

圖 3.9 應力及應變之比較位置圖

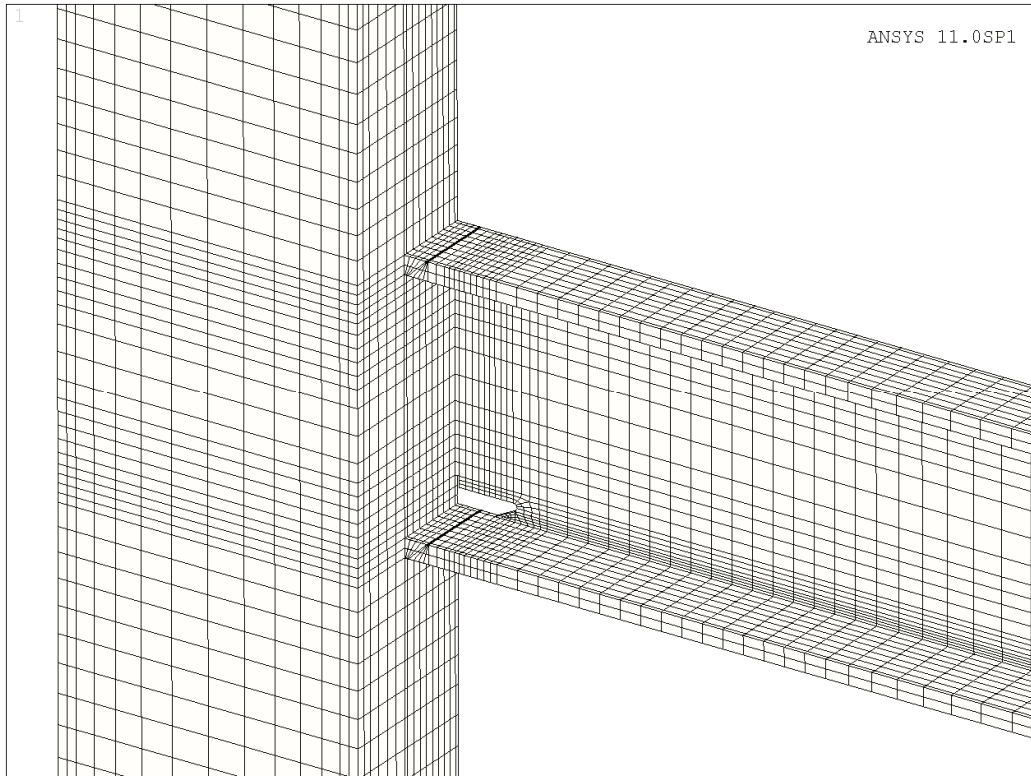


圖 3.10 模型 UNI-MFA 之有限元素網格圖

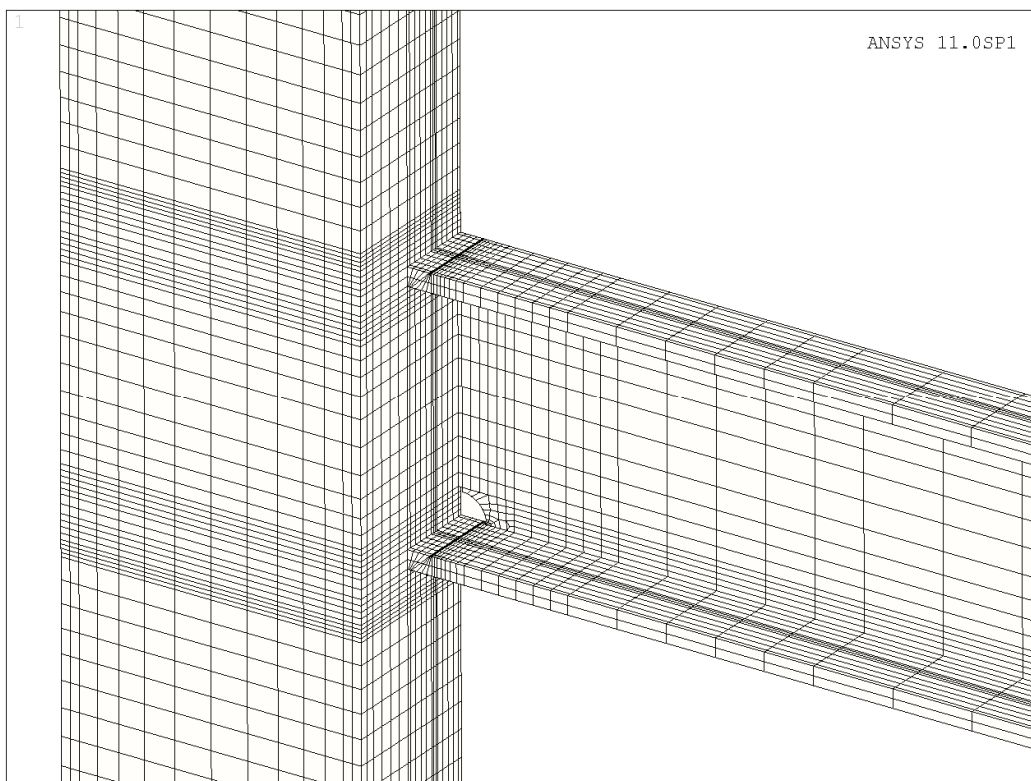


圖 3.11 模型 UNI-MCA 之有限元素網格圖

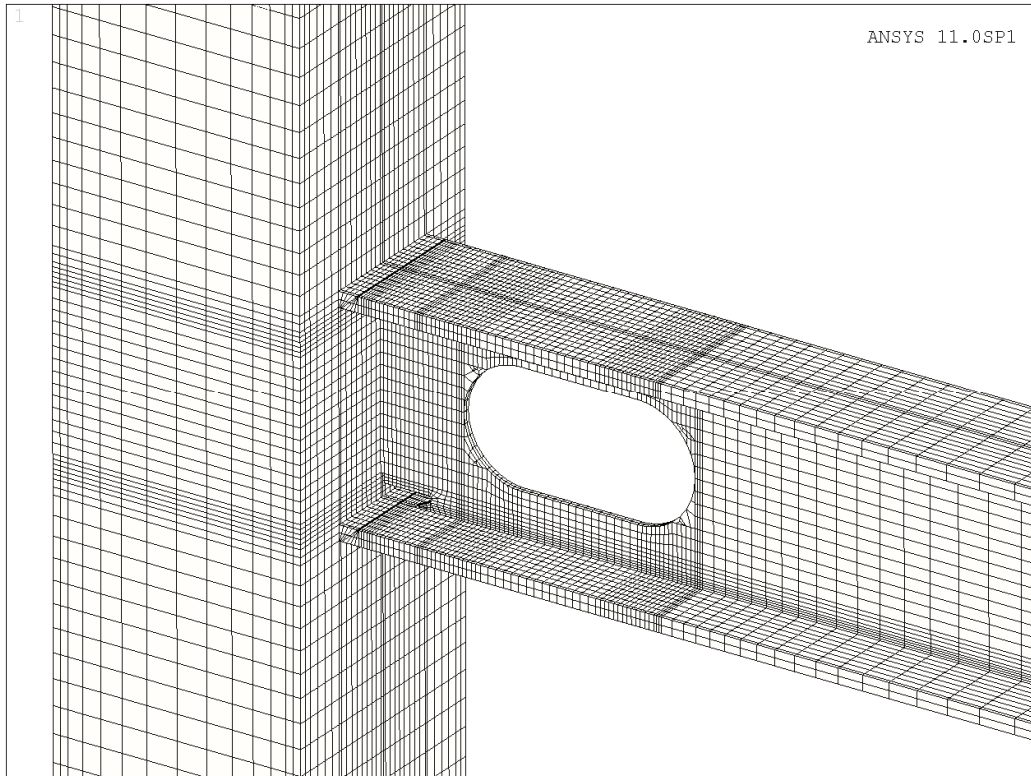


圖 3.12 模型 OP1b05-MFA 之有限元素網格圖



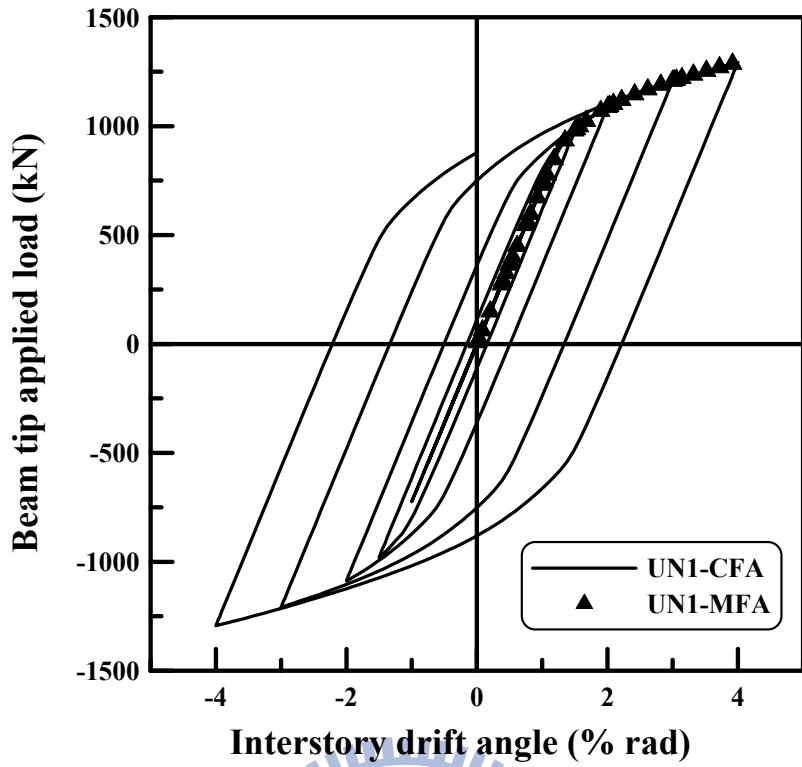


圖 3.13 單向加載與反覆加載之載重與層間變位角比較圖

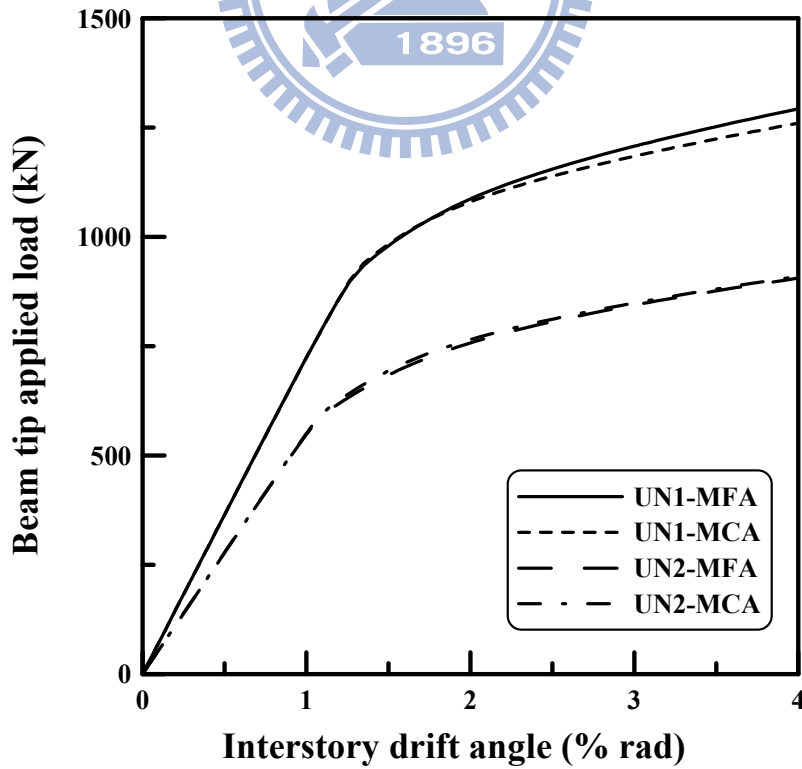


圖 3.14 UN 分析模型之梁端載重與層間變位角關係圖

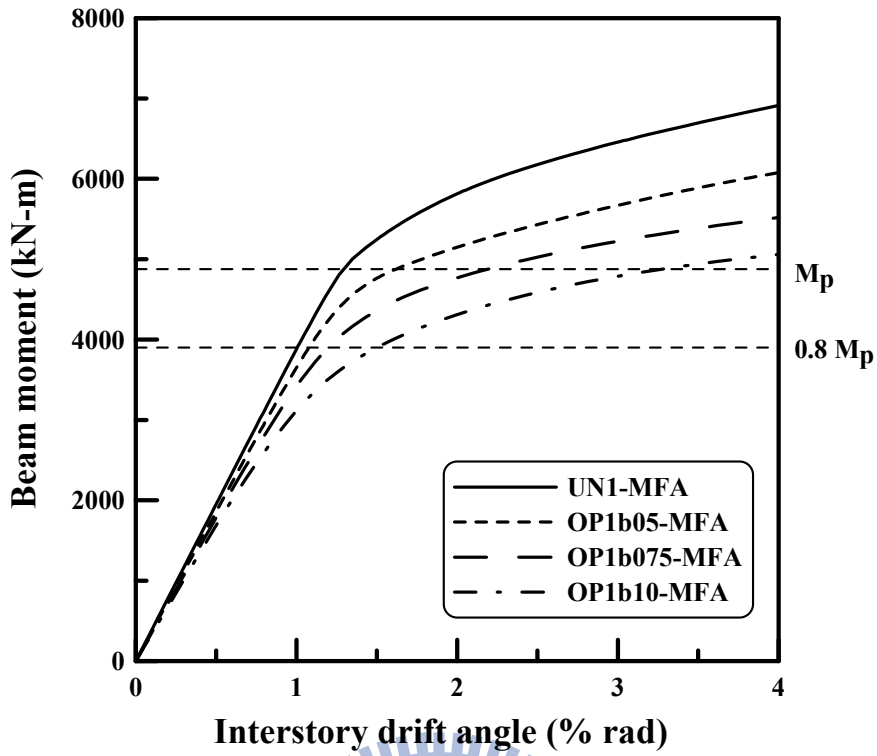


圖 3.15 UN1 與 OP1 分析模型之彎矩與層間變位角關係圖

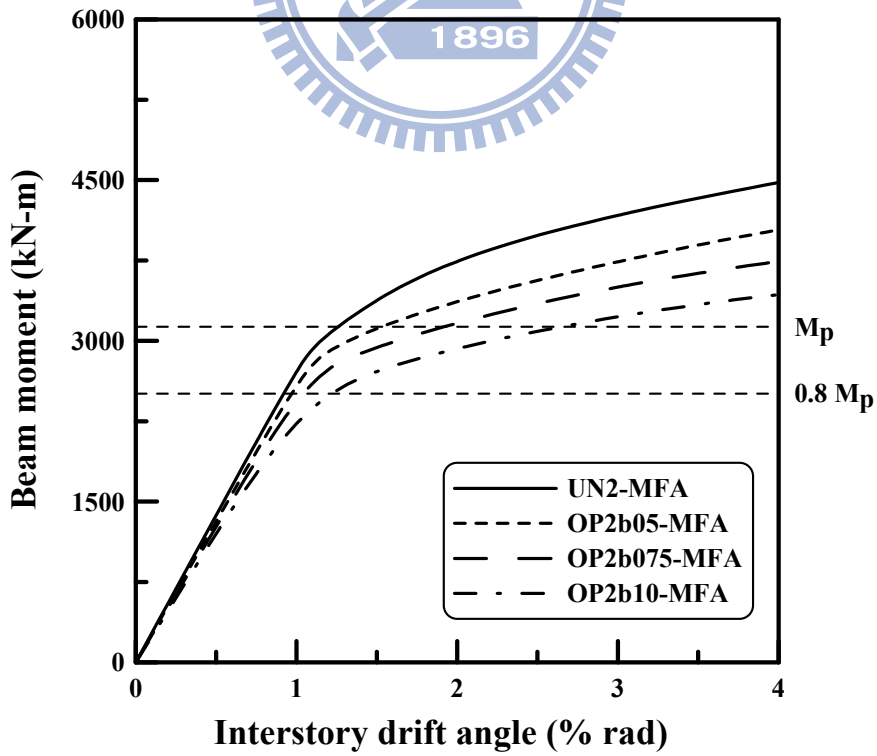
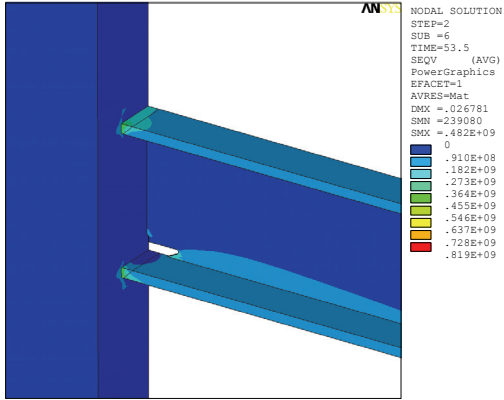


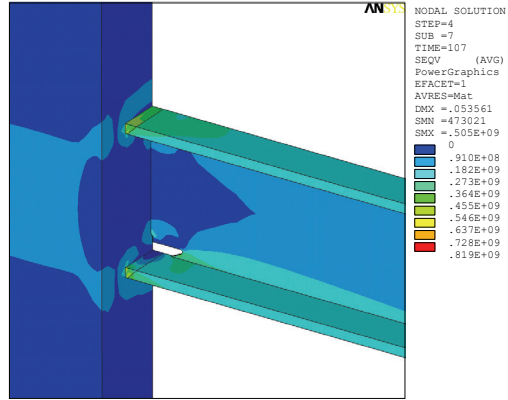
圖 3.16 UN2 與 OP2 分析模型之彎矩與層間變位角關係圖



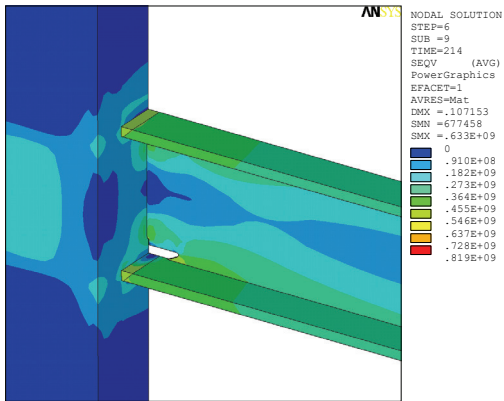
(a) 0.5% drift



(b) 1% drift



(c) 2 % drift



(d) 4% drift

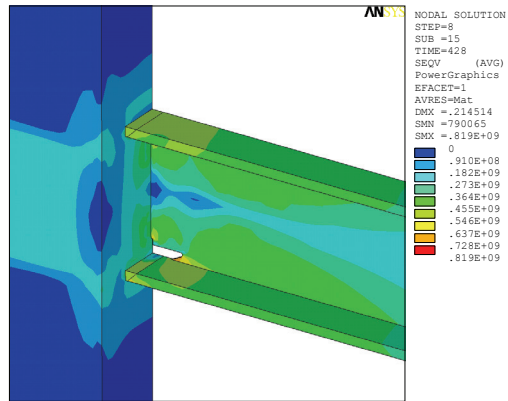
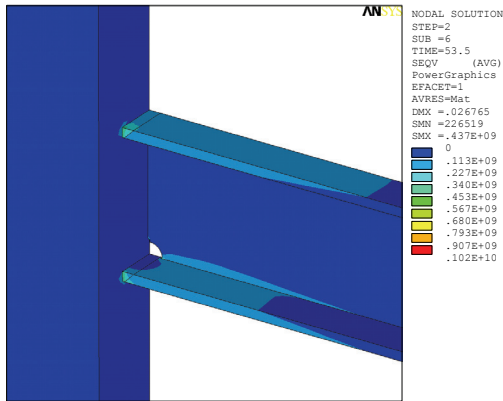
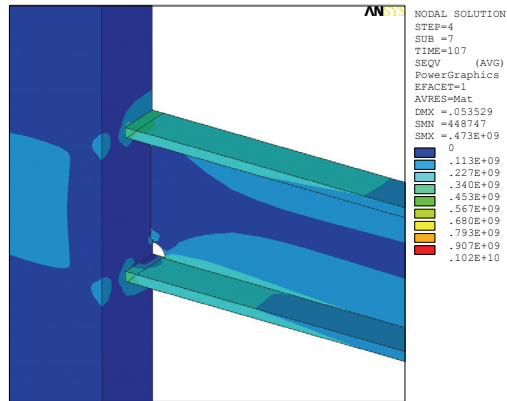


圖 3.17 模型 UN1-MFA 之 von Mises 應力分佈圖

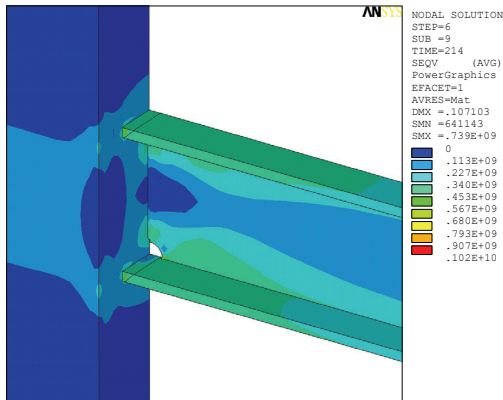
(a) 0.5% drift



(b) 1% drift



(c) 2 % drift



(d) 4% drift

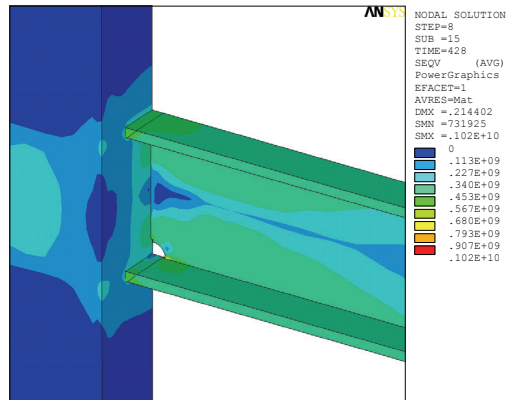
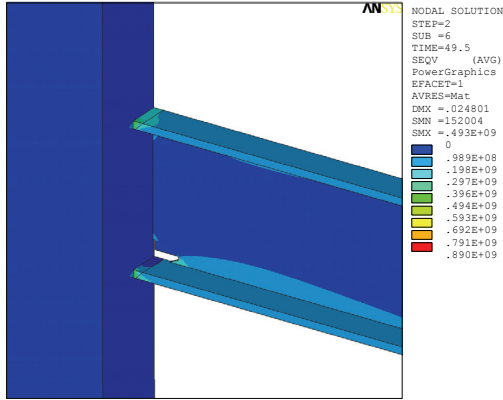
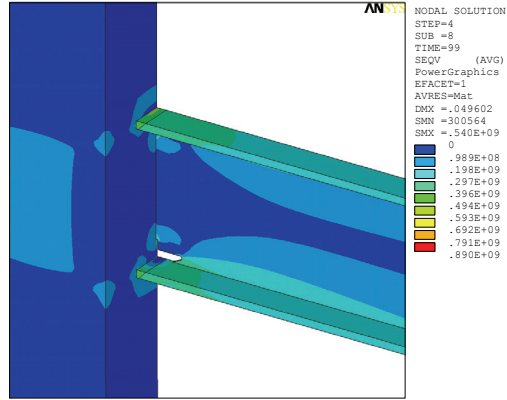


圖 3.18 模型 UN1-MCA 之 von Mises 應力分佈圖

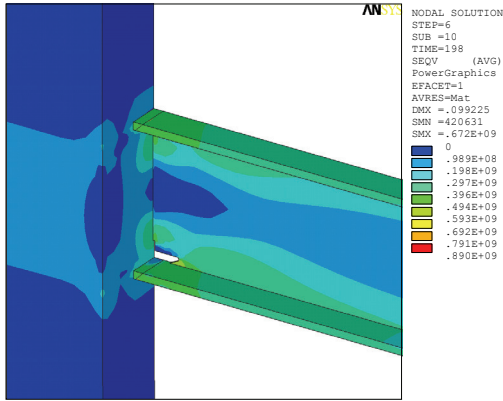
(a) 0.5% drift



(b) 1% drift



(c) 2 % drift



(d) 4% drift

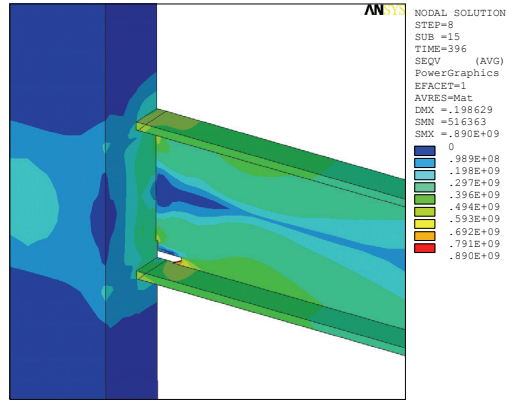
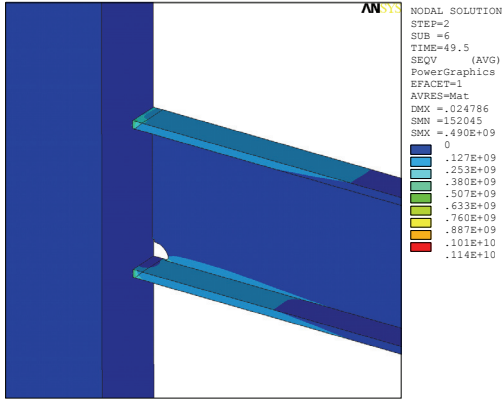
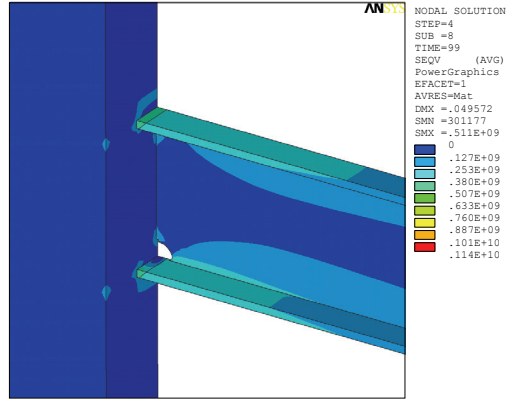


圖 3.19 模型 UN2-MFA 之 von Mises 應力分佈圖

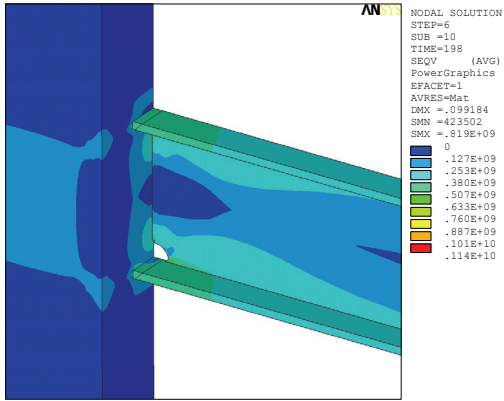
(a) 0.5% drift



(b) 1% drift



(c) 2 % drift



(d) 4% drift

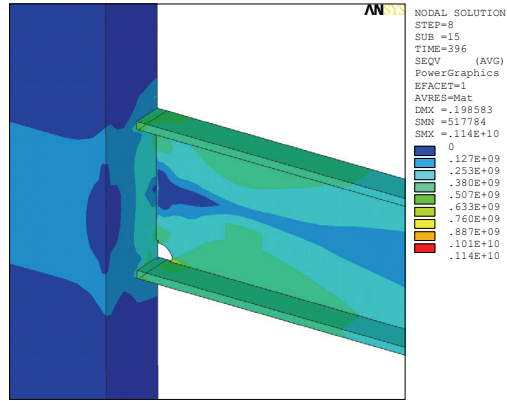
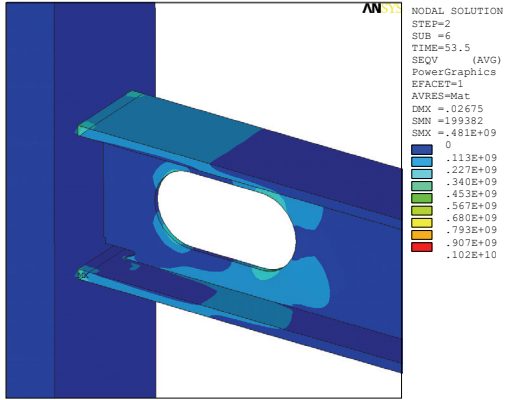
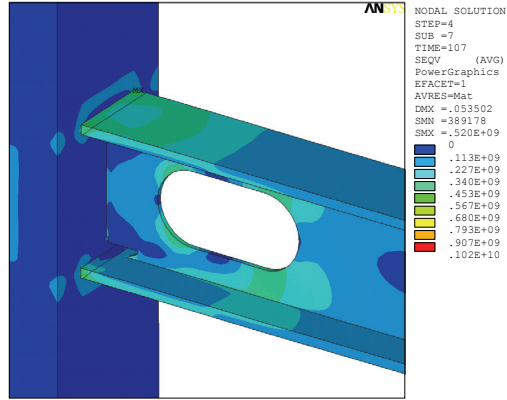


圖 3.20 模型 UN2-MCA 之 von Mises 應力分佈圖

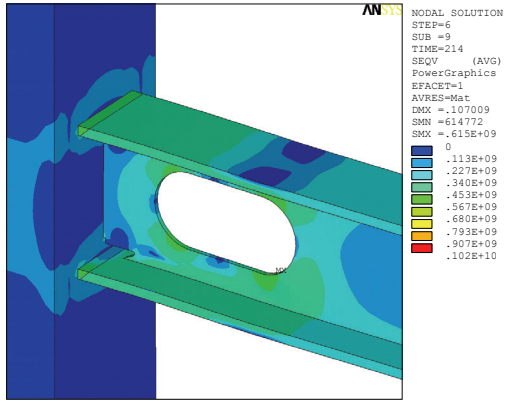
(a) 0.5% drift



(b) 1% drift



(c) 2 % drift



(d) 4% drift

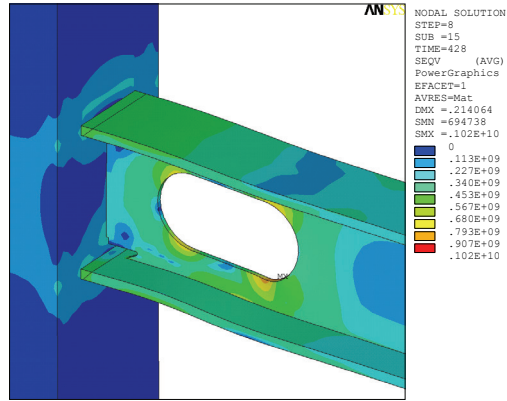
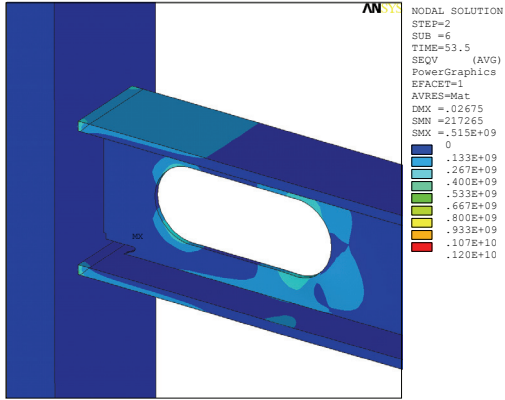
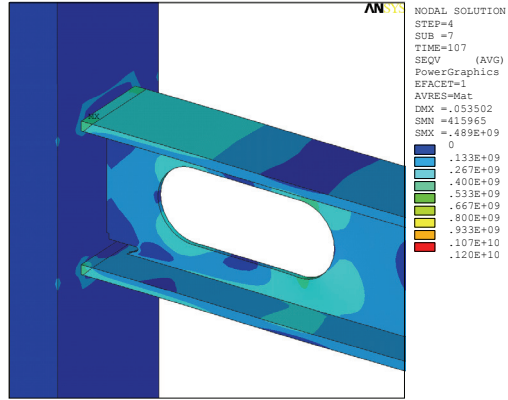


圖 3.21 模型 OP1b05-MFA 之 von Mises 應力分佈圖

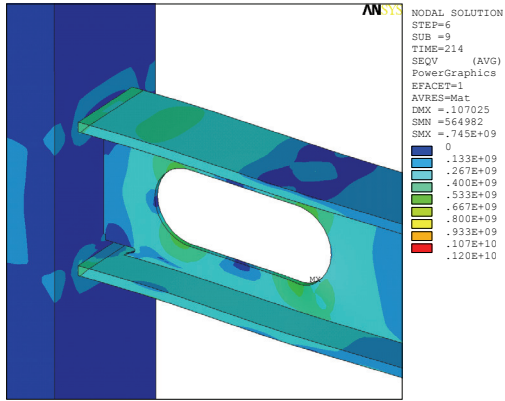
(a) 0.5% drift



(b) 1% drift



(c) 2 % drift



(d) 4% drift

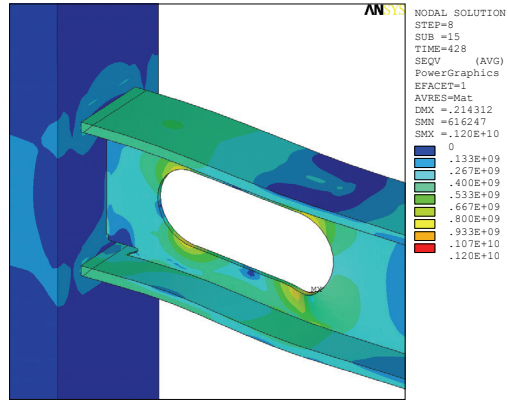
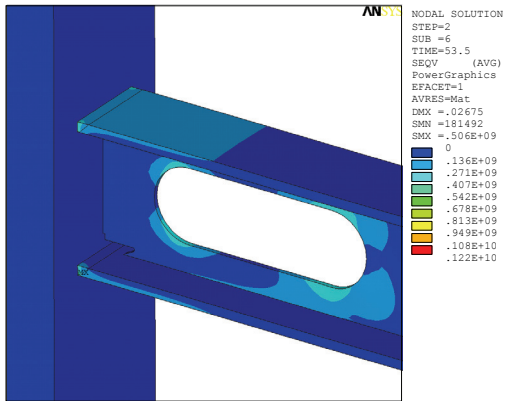
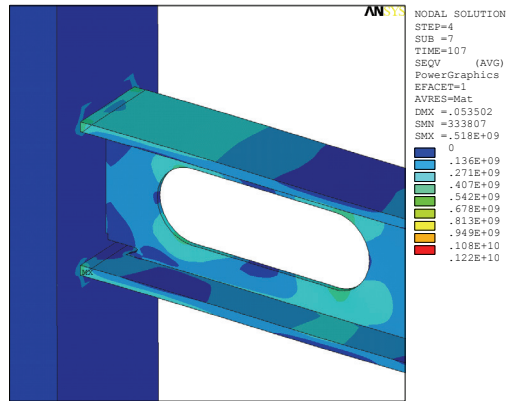


圖 3.22 模型 OP1b075-MFA 之 von Mises 應力分佈圖

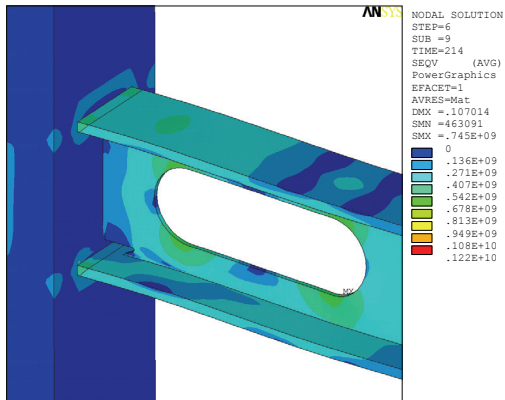
(a) 0.5% drift



(b) 1% drift



(c) 2 % drift



(d) 4% drift

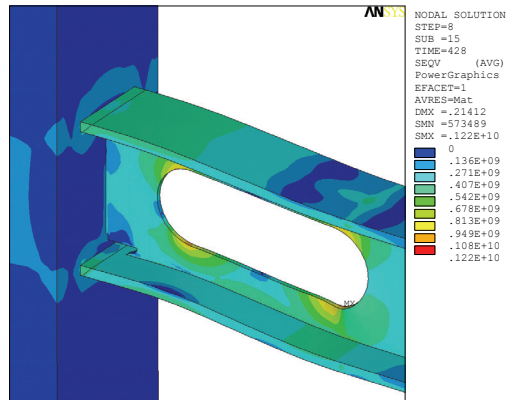
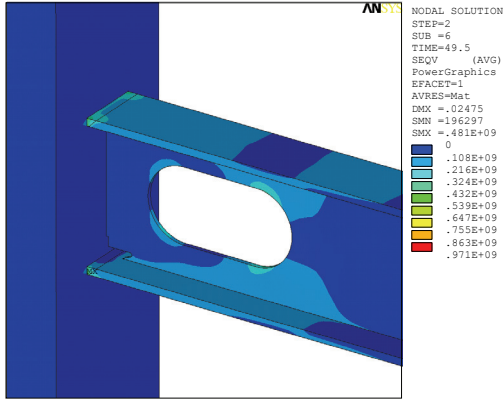
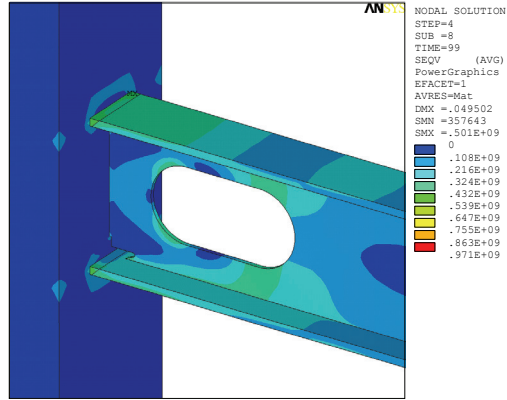


圖 3.23 模型 OP1b10-MFA 之 von Mises 應力分佈圖

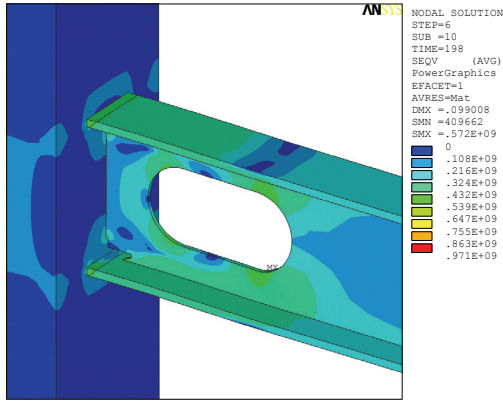
(a) 0.5% drift



(b) 1% drift



(c) 2 % drift



(d) 4% drift

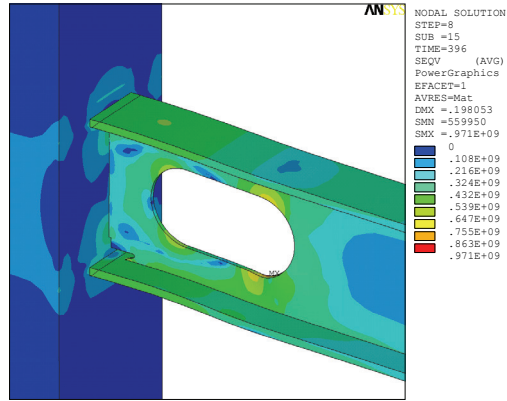
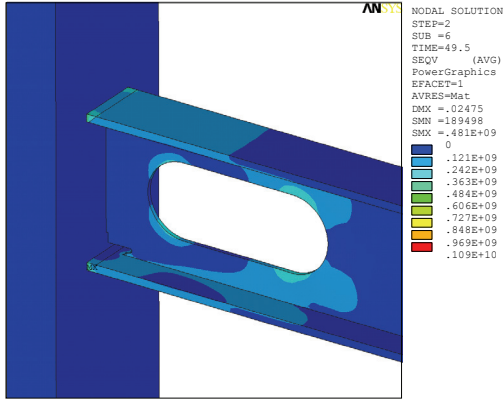


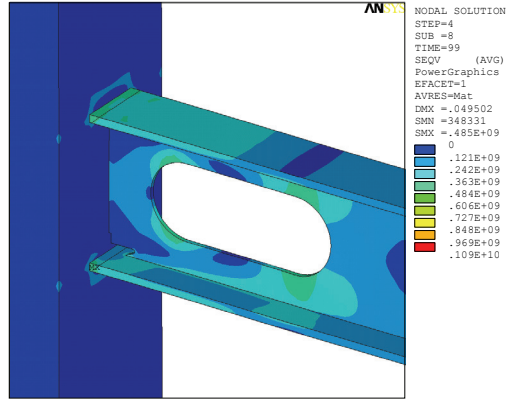
圖 3.24 模型 OP2b05-MFA 之 von Mises 應力分佈圖



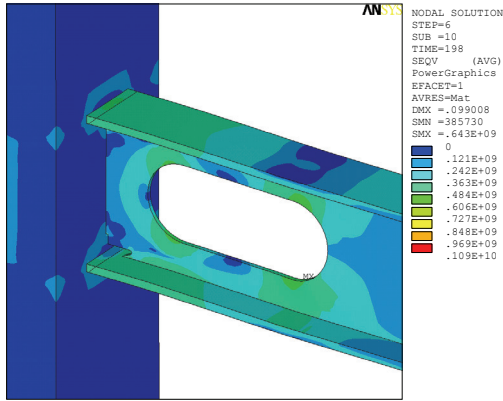
(a) 0.5% drift



(b) 1% drift



(c) 2 % drift



(d) 4% drift

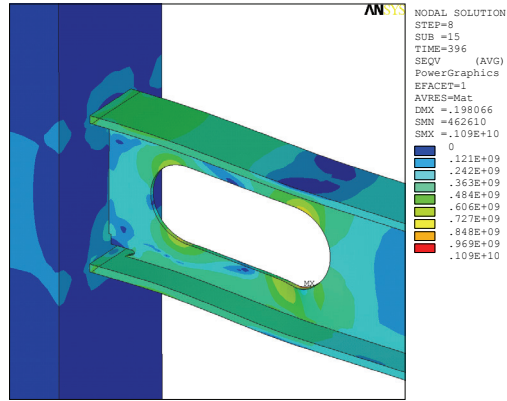
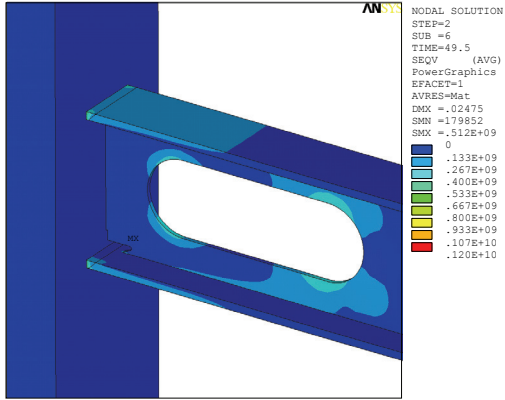
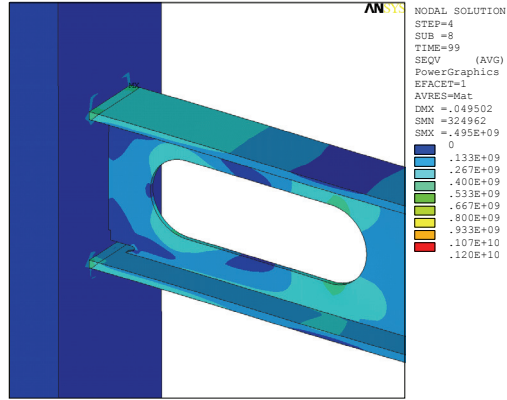


圖 3.25 模型 OP2b075-MFA 之 von Mises 應力分佈圖

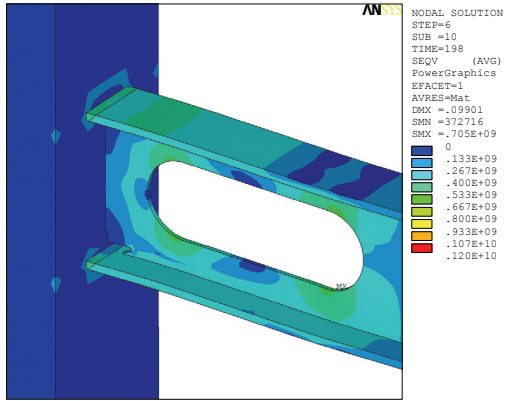
(a) 0.5% drift



(b) 1% drift



(c) 2 % drift



(d) 4% drift

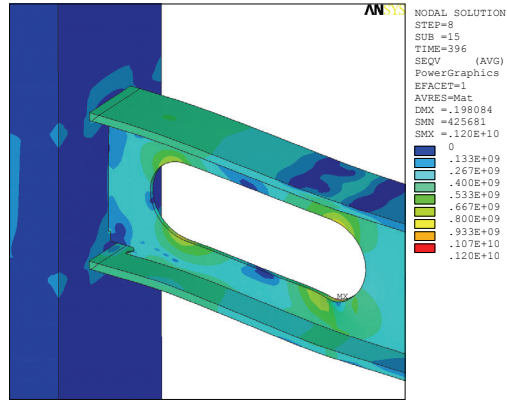
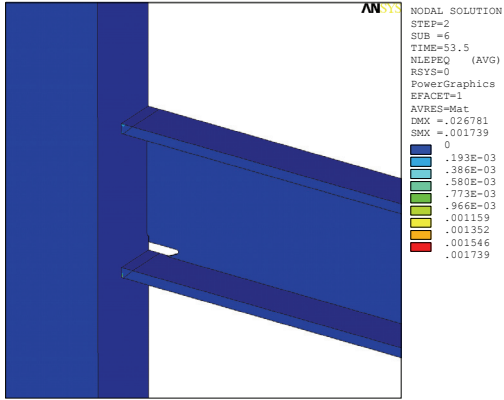
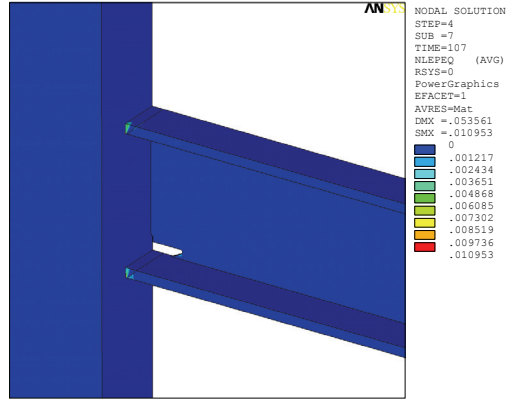


圖 3.26 模型 OP2b10-MFA 之 von Mises 應力分佈圖

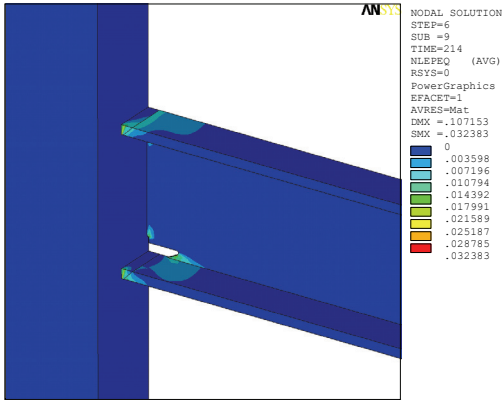
(a) 0.5% drift



(b) 1% drift



(c) 2 % drift



(d) 4% drift

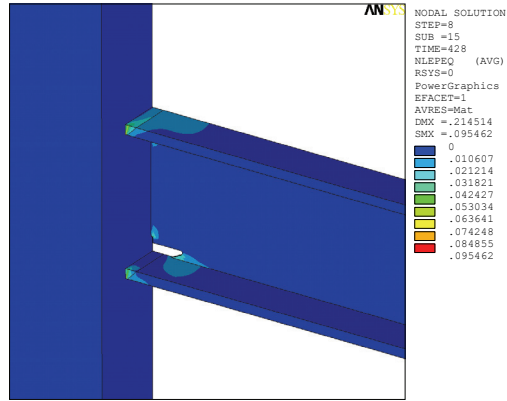
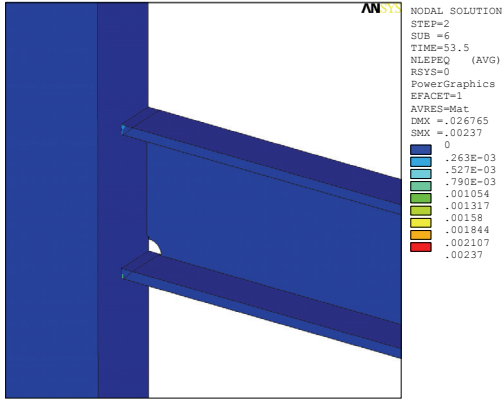
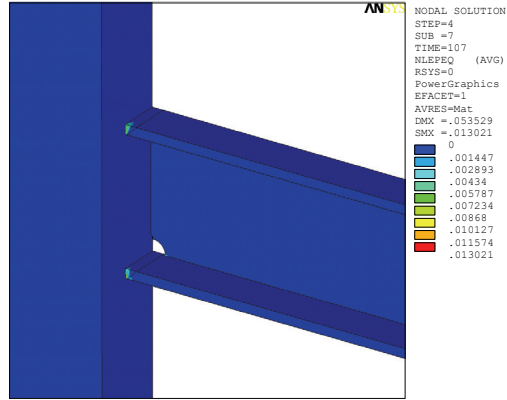


圖 3.27 模型 UN1-MFA 之 PEEQ 應變分佈圖

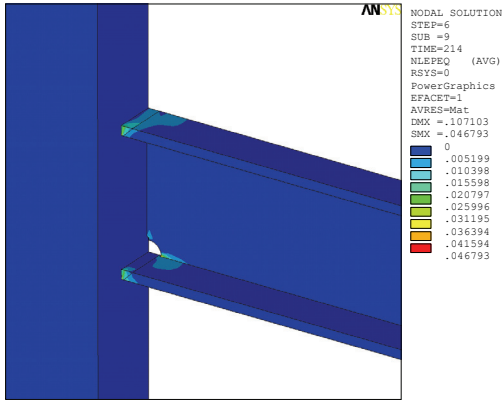
(a) 0.5% drift



(b) 1% drift



(c) 2 % drift



(d) 4% drift

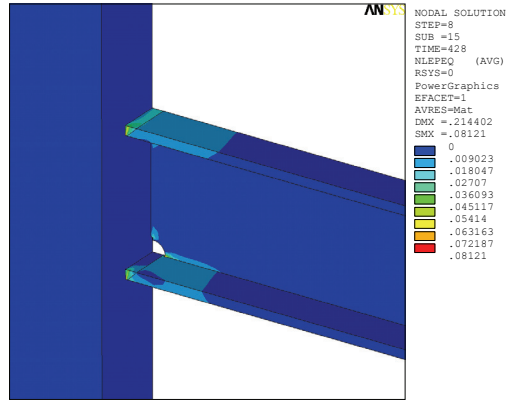
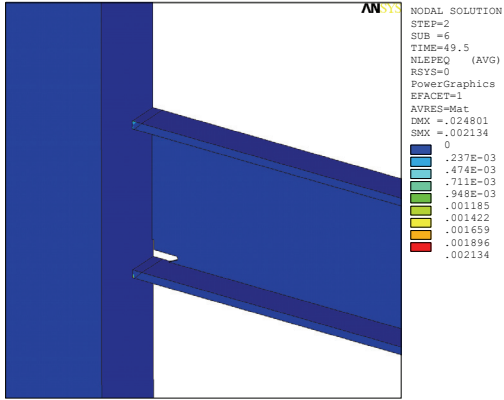
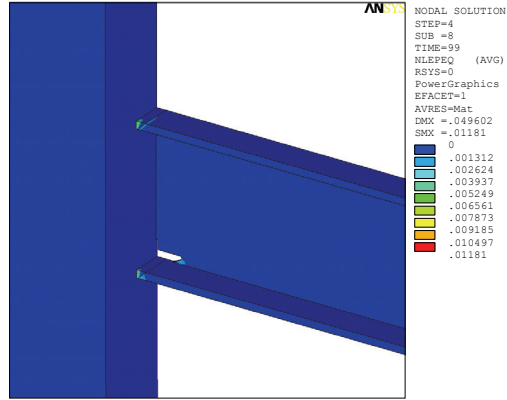


圖 3.28 模型 UN1-MCA 之 PEEQ 應變分佈圖

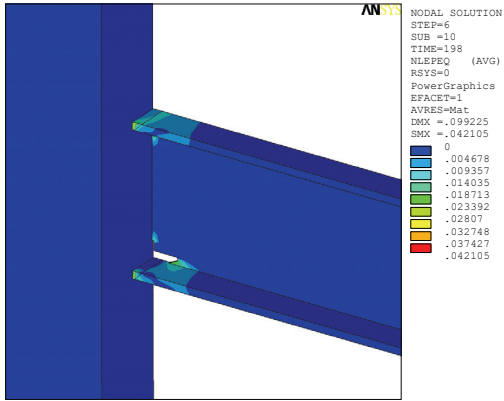
(a) 0.5% drift



(b) 1% drift



(c) 2 % drift



(d) 4% drift

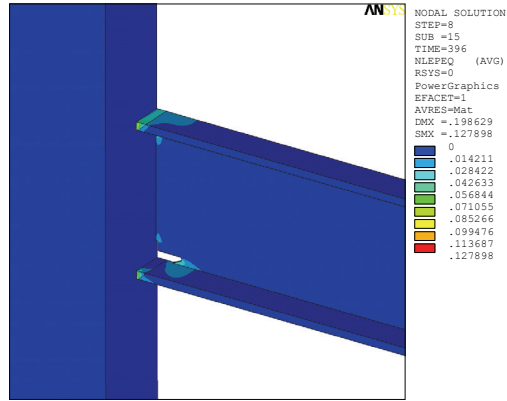
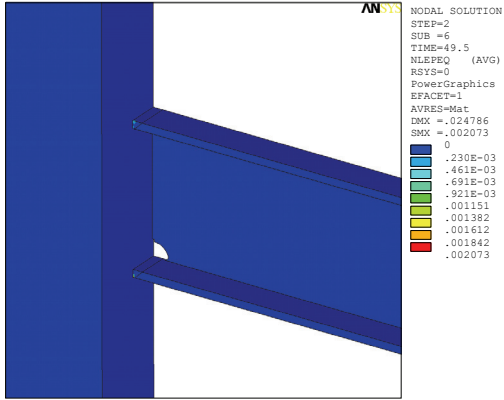
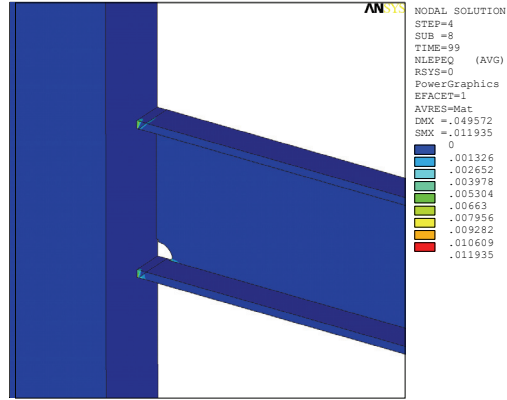


圖 3.29 模型 UN2-MFA 之 PEEQ 應變分佈圖

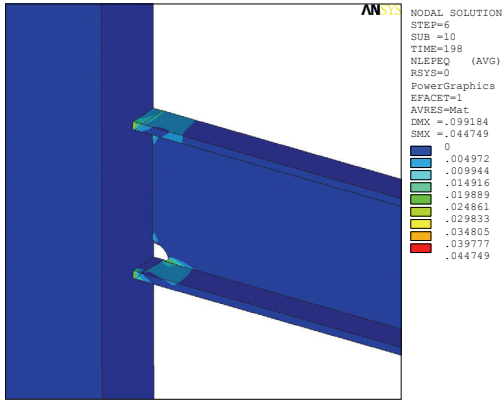
(a) 0.5% drift



(b) 1% drift



(c) 2 % drift



(d) 4% drift

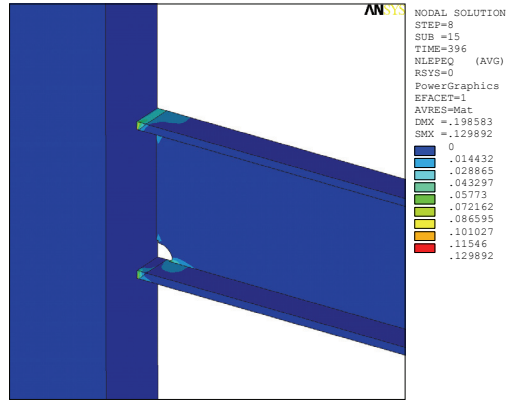
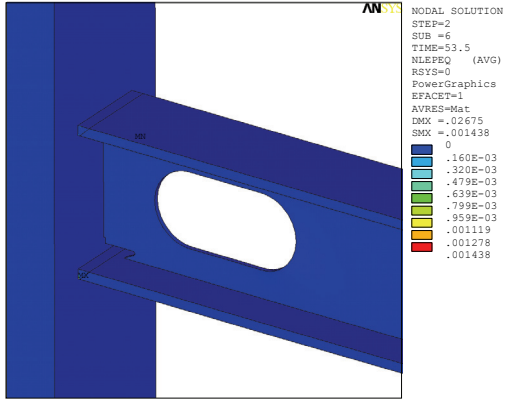
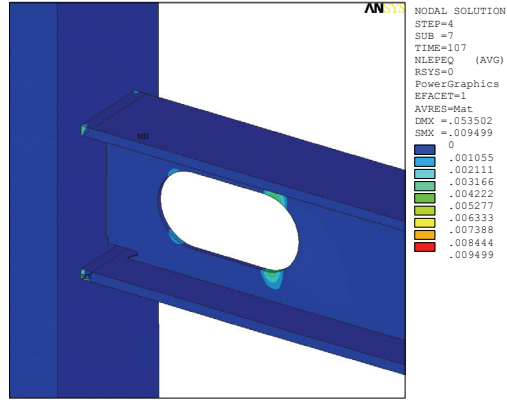


圖 3.30 模型 UN2-MCA 之 PEEQ 應變分佈圖

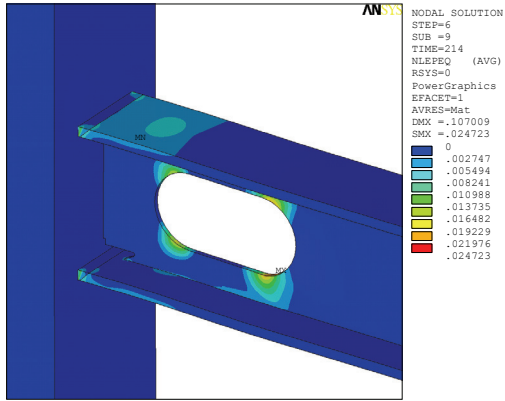
(a) 0.5% drift



(b) 1% drift



(c) 2 % drift



(d) 4% drift

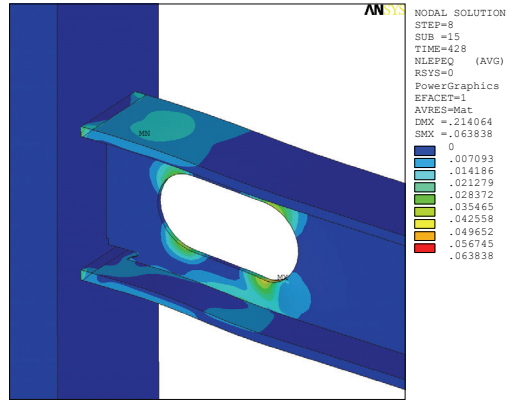
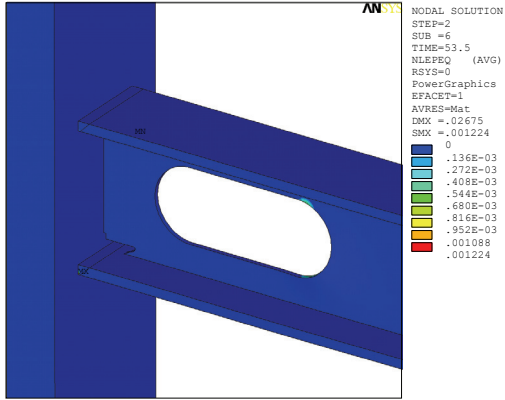
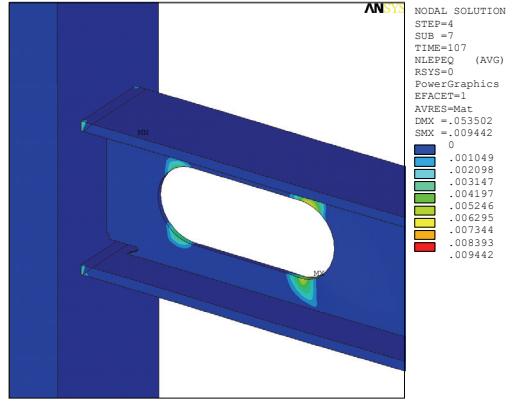


圖 3.31 模型 OP1b05-MFA 之 PEEQ 應變分佈圖

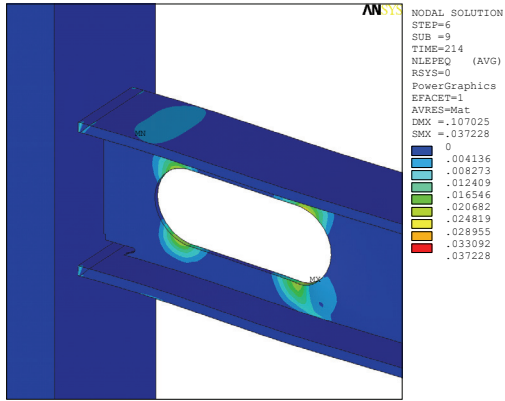
(a) 0.5% drift



(b) 1% drift



(c) 2 % drift



(d) 4% drift

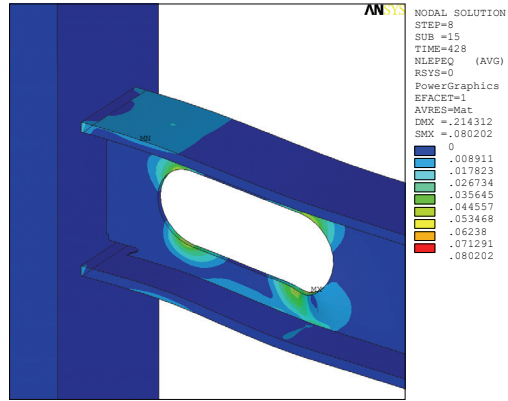
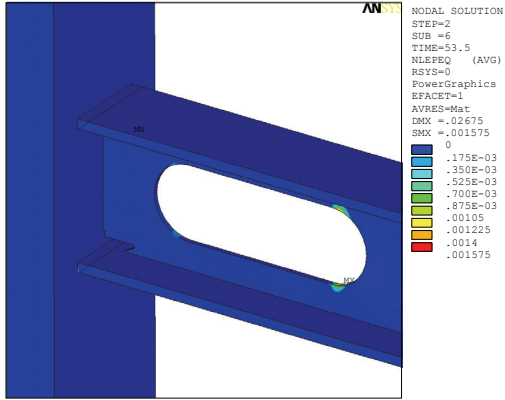


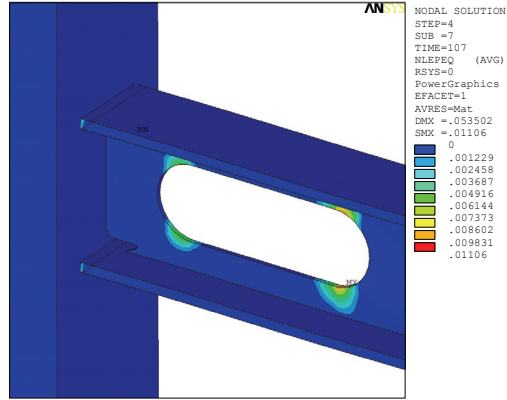
圖 3.32 模型 OP1b075-MFA 之 PEEQ 應變分佈圖



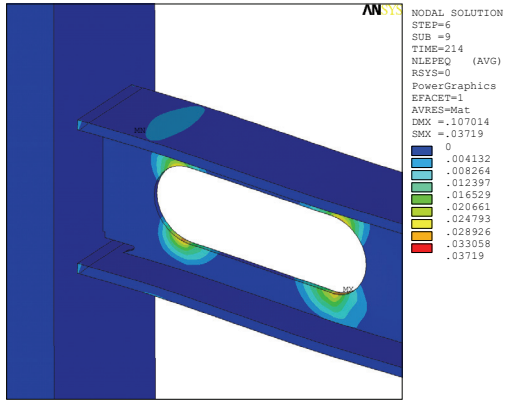
(a) 0.5% drift



(b) 1% drift



(c) 2 % drift



(d) 4% drift

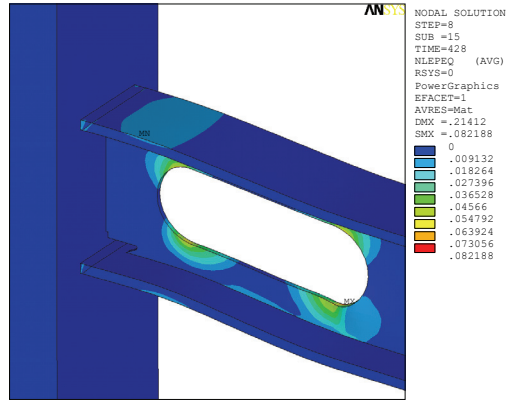
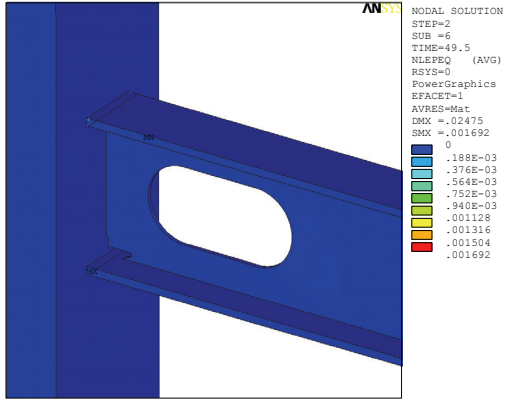
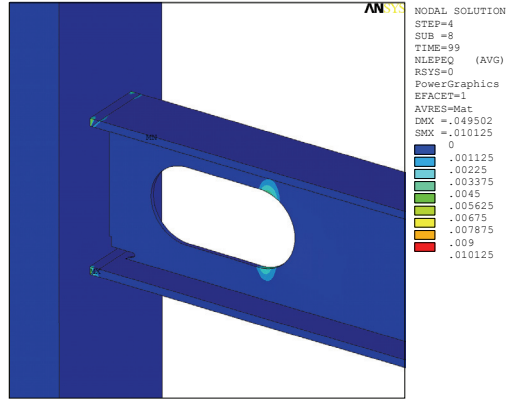


圖 3.33 模型 OP1b10-MFA 之 PEEQ 應變分佈圖

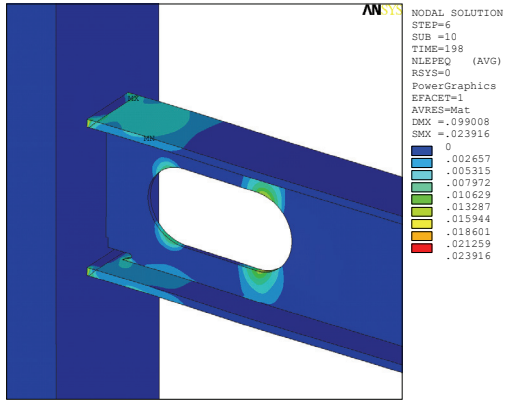
(a) 0.5% drift



(b) 1% drift



(c) 2 % drift



(d) 4% drift

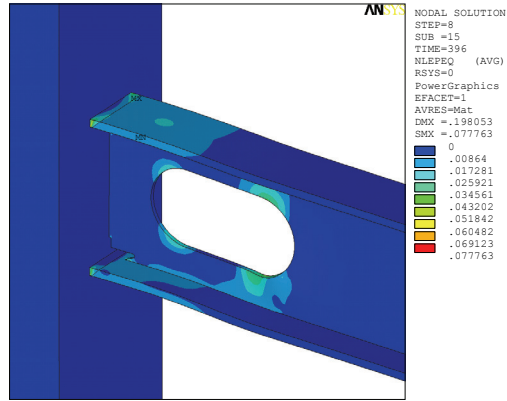
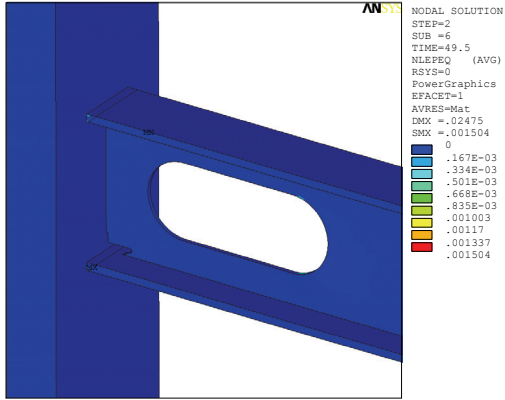
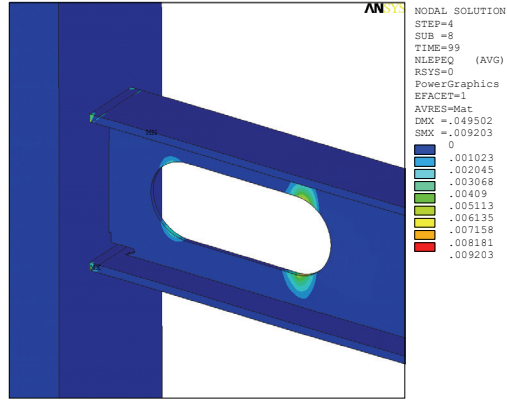


圖 3.34 模型 OP2b05-MFA 之 PEEQ 應變分佈圖

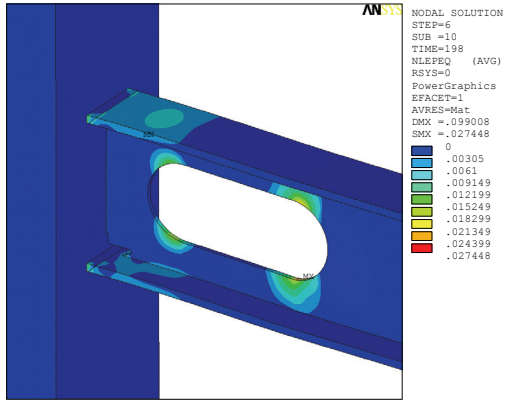
(a) 0.5% drift



(b) 1% drift



(c) 2 % drift



(d) 4% drift

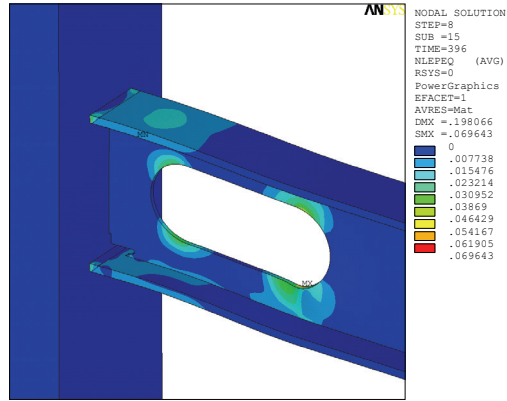
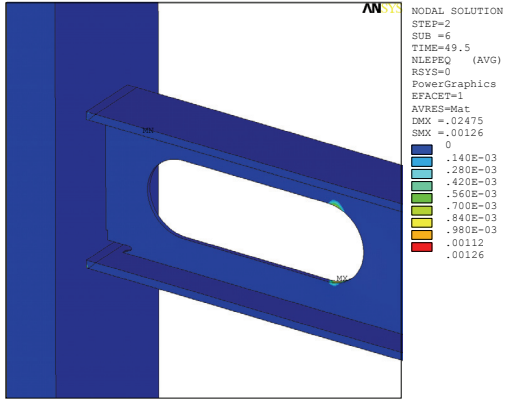
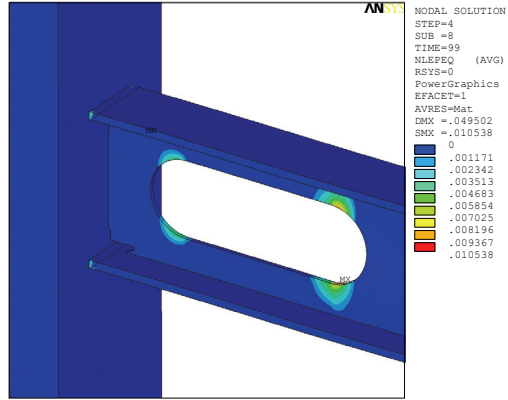


圖 3.35 模型 OP2b075-MFA 之 PEEQ 應變分佈圖

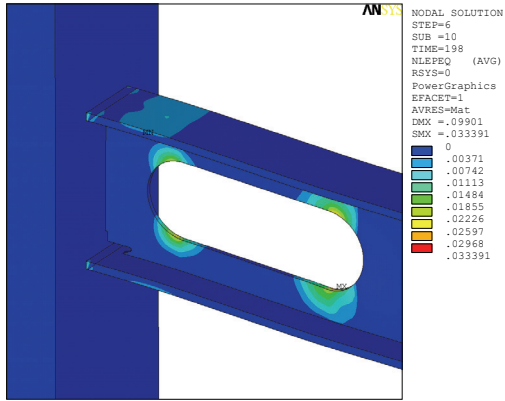
(a) 0.5% drift



(b) 1% drift



(c) 2 % drift



(d) 4% drift

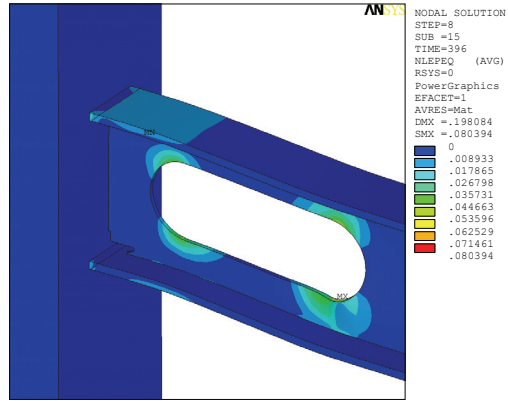


圖 3.36 模型 OP2b10-MFA 之 PEEQ 應變分佈圖

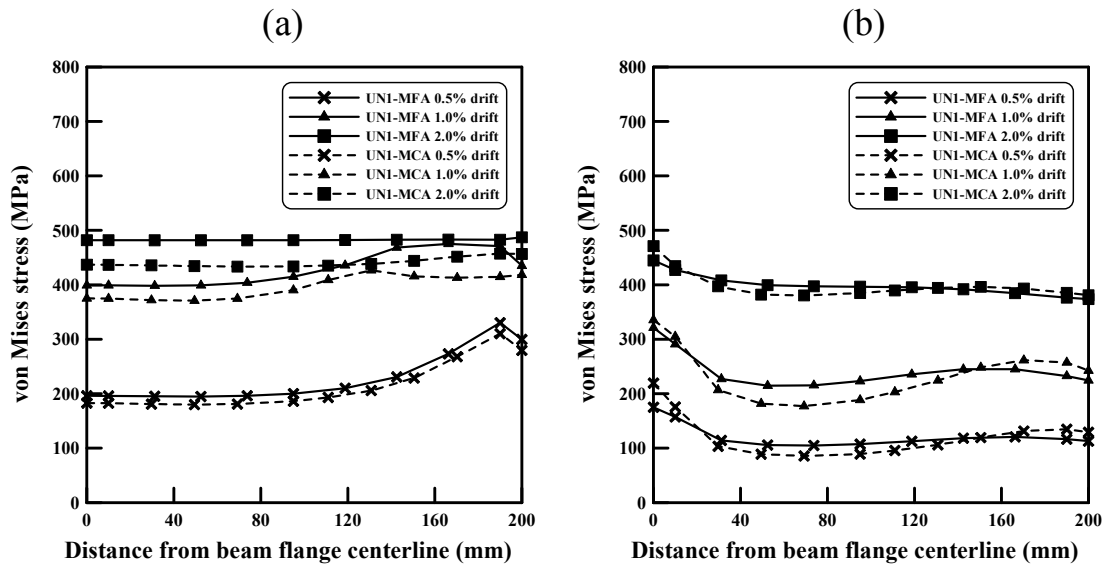


圖 3.37 UN1-MFA 與 UN1-MCA 之 von Mises 應力比較圖

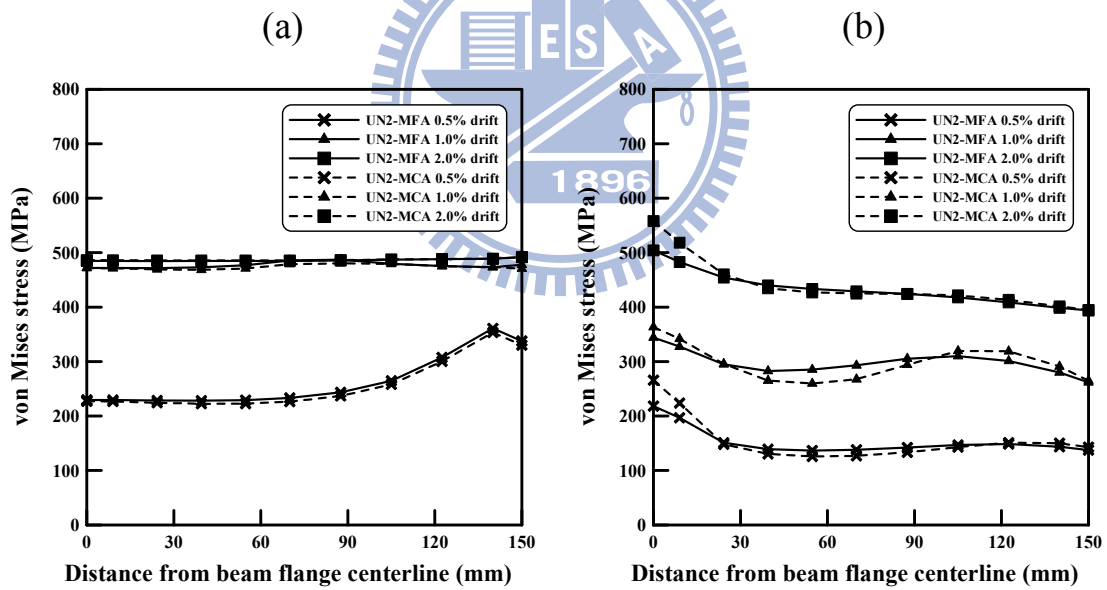


圖 3.38 UN2-MFA 與 UN2-MCA 之 von Mises 應力比較圖

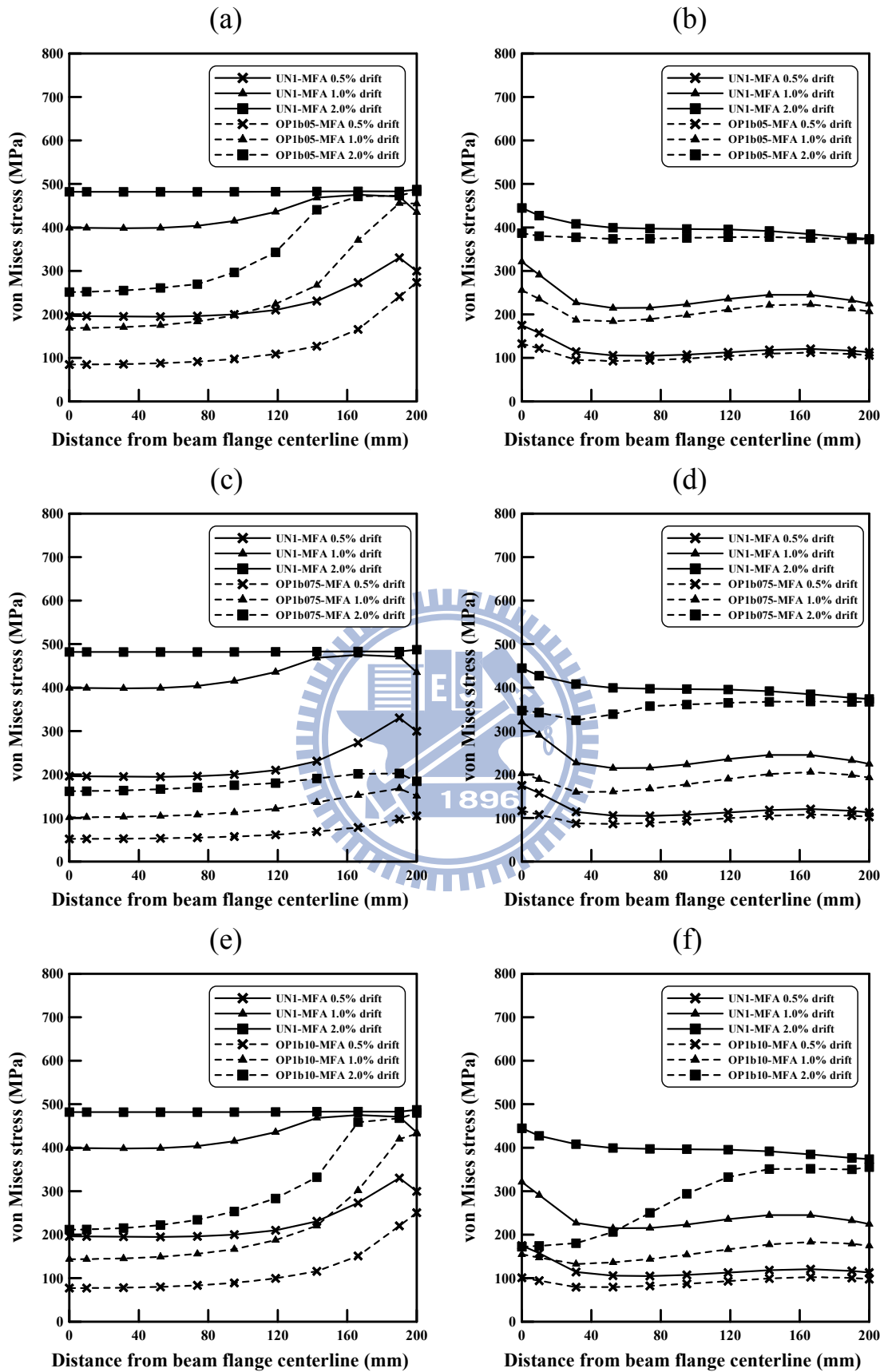


圖 3.39 UNI-MFA 與 OP1b05-MFA、OP1b075-MFA、OP1b10-MFA 之 von Mises 應力比較圖

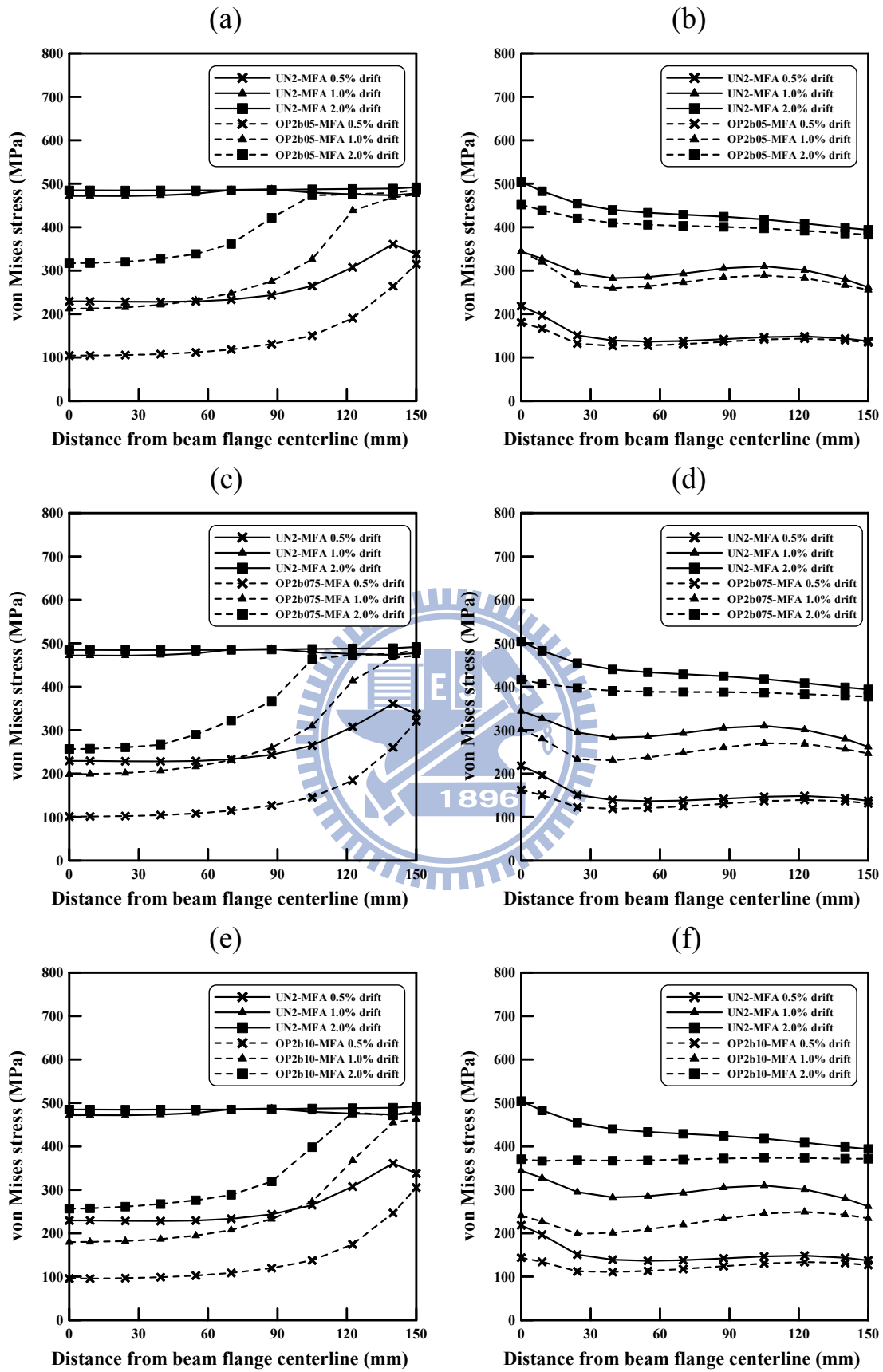


圖 3.40 UN2-MFA 與 OP2b05-MFA、OP2b075-MFA、OP2b10-MFA 之 von Mises 應力比較圖

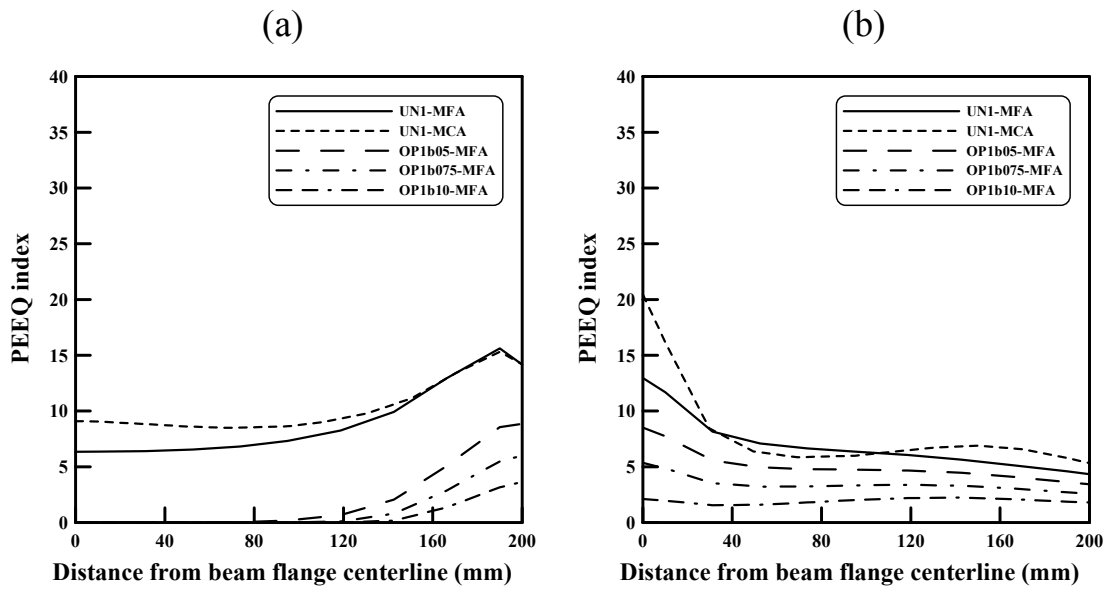


圖 3.41 UN1-MFA 與 UN1-MCA、OP1b05-MFA、OP1b075-MFA、OP1b10-MFA 之 PEEQ index 比較圖 (4% drift)

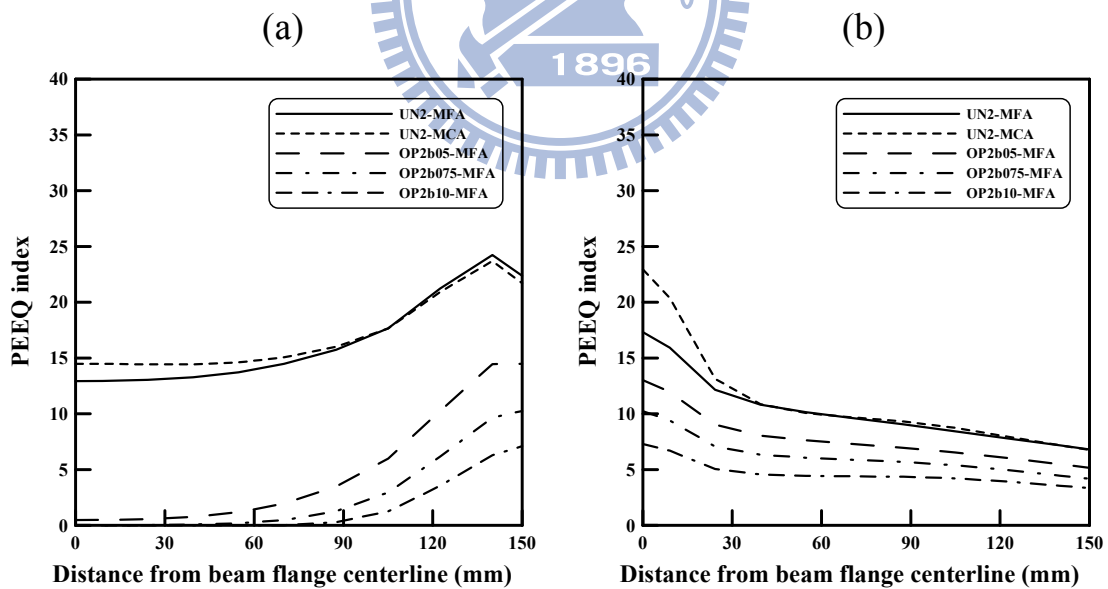


圖 3.42 UN2-MFA 與 UN2-MCA、OP2b05-MFA、OP2b075-MFA、OP2b10-MFA 之 PEEQ index 比較圖 (4% drift)



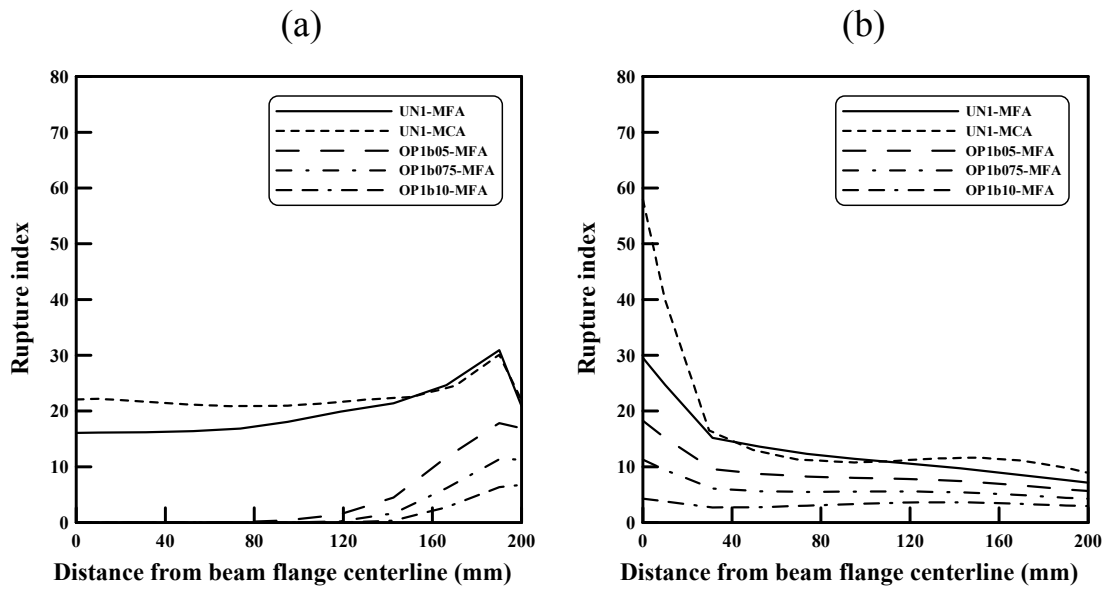


圖 3.43 UN1-MFA 與 UN1-MCA、OP1b05-MFA、OP1b075-MFA、OP1b10-MFA 之 Rupture index 比較圖 (4% drift)

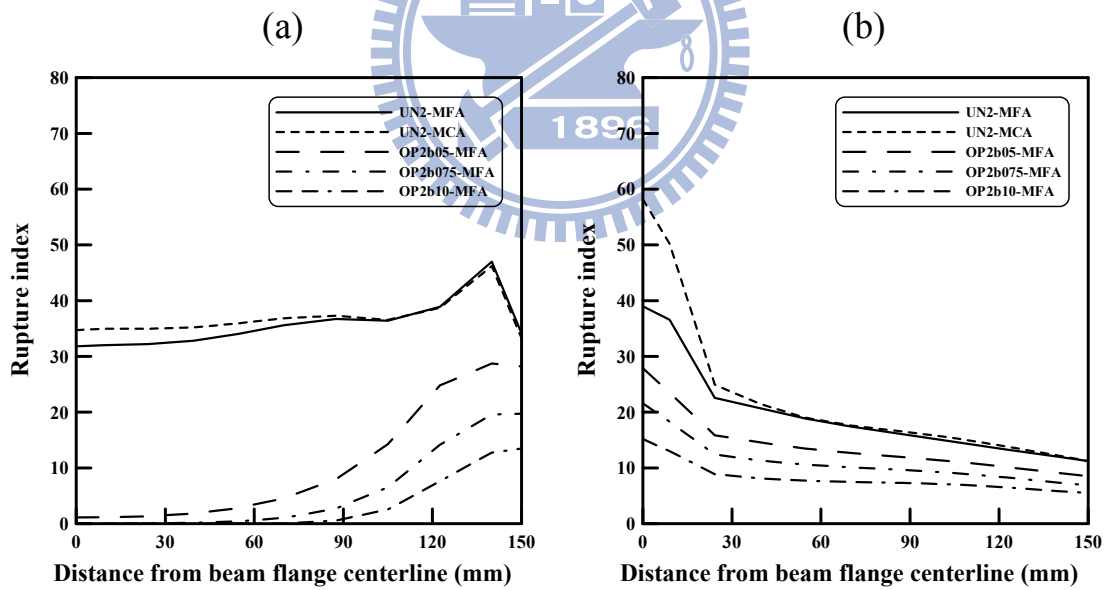


圖 3.44 UN2-MFA 與 UN2-MCA、OP2b05-MFA、OP2b075-MFA、OP2b10-MFA 之 Rupture index 比較圖(4% drift)

Unit : mm

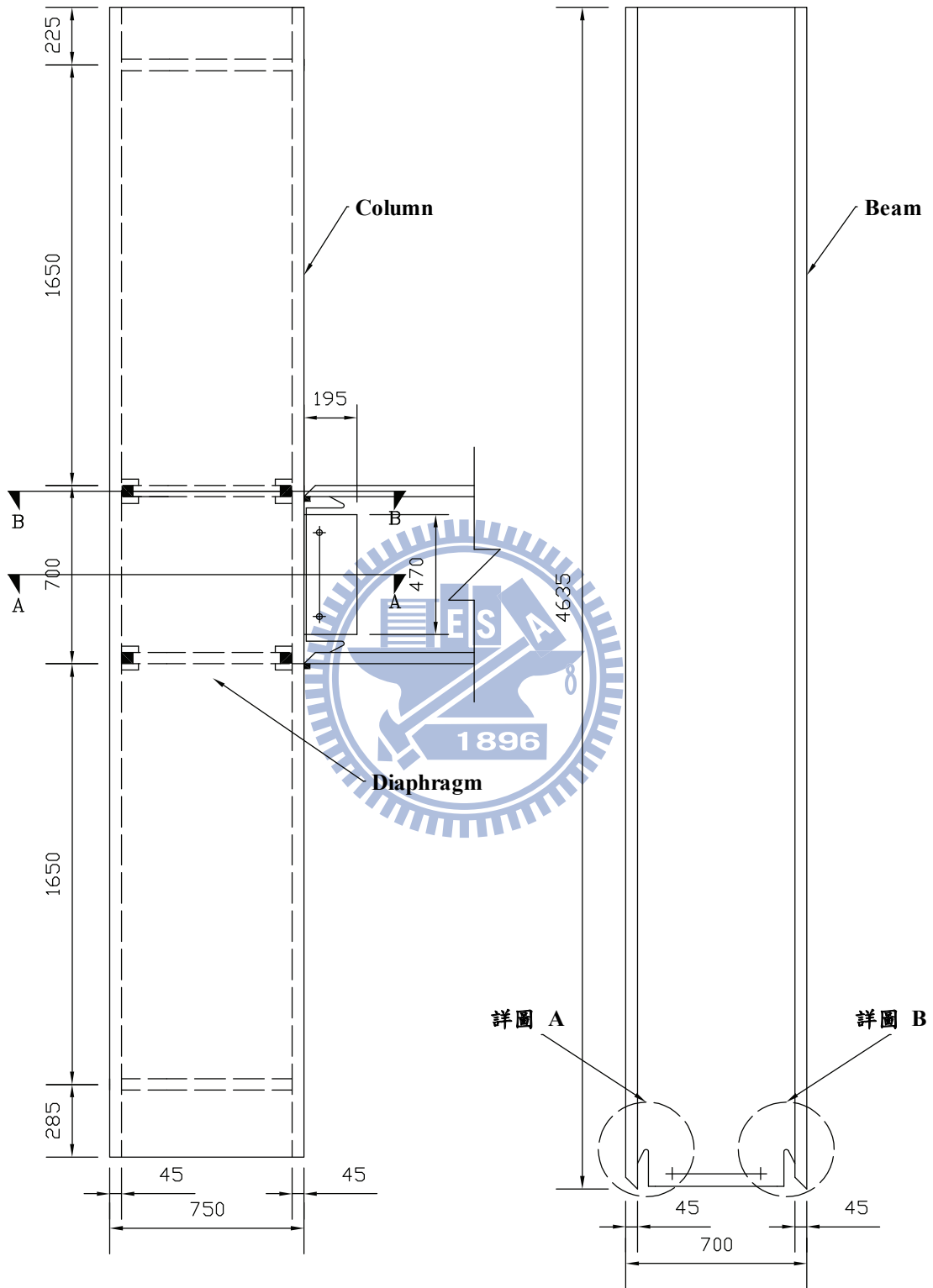


圖 4.1 試體 UN1、OP1 梁柱試體圖

Unit : mm

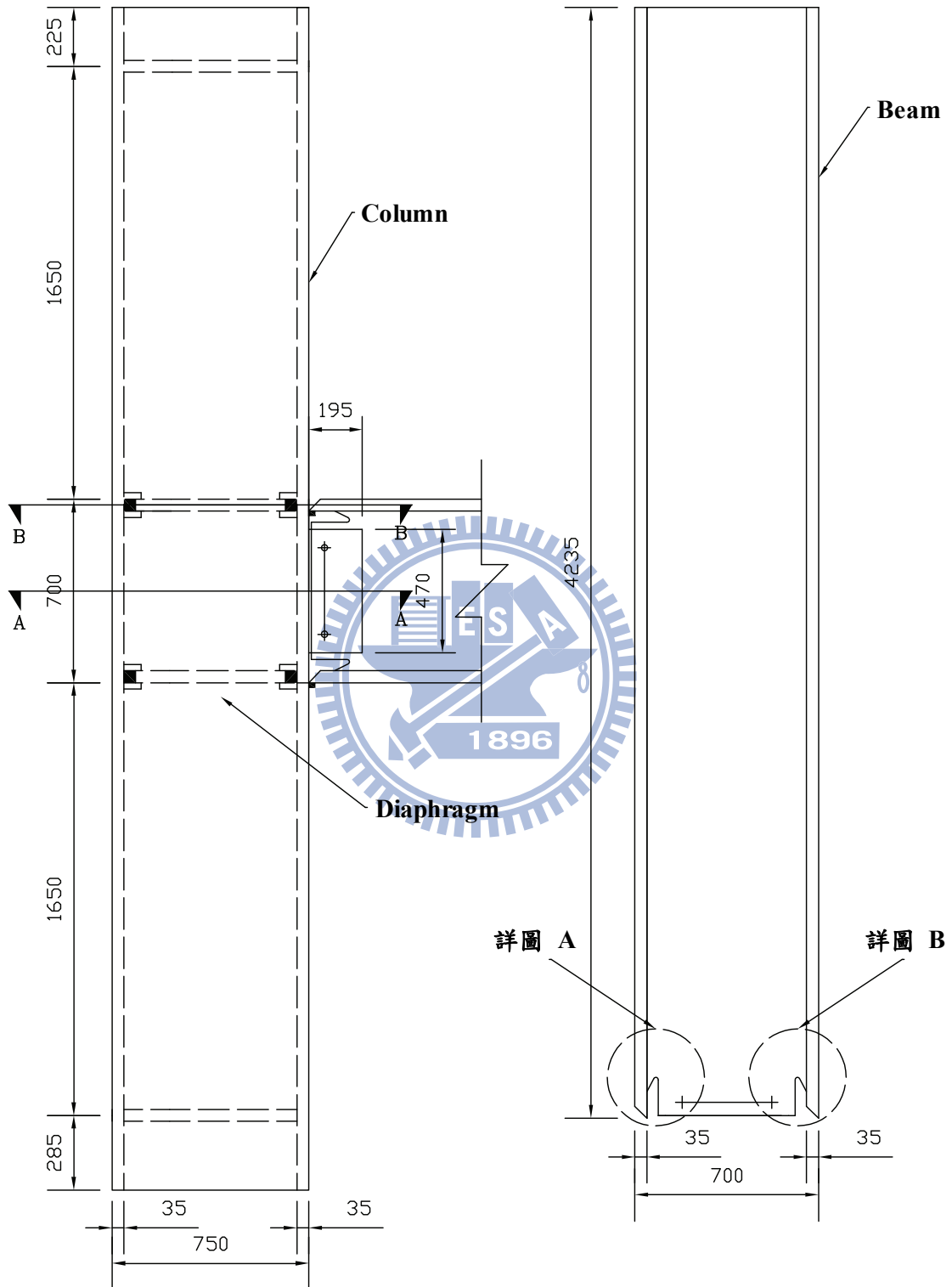
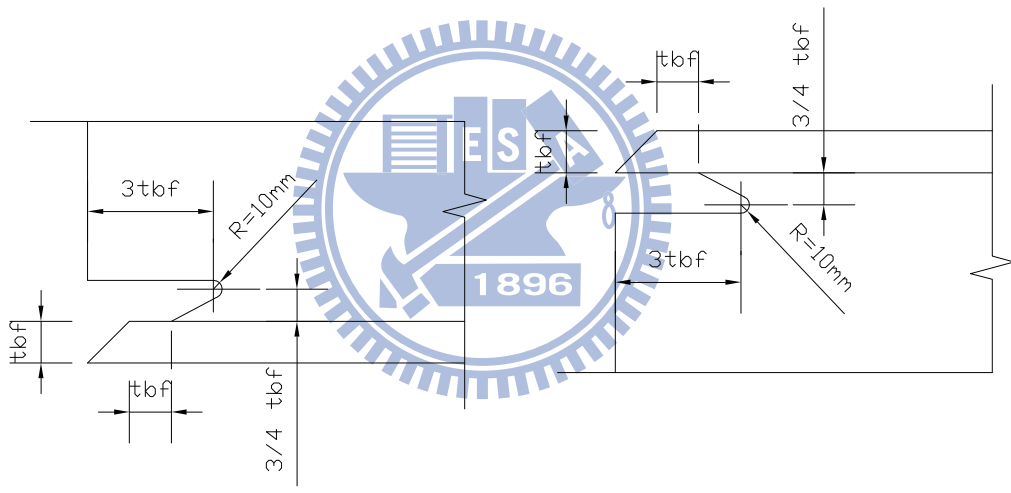
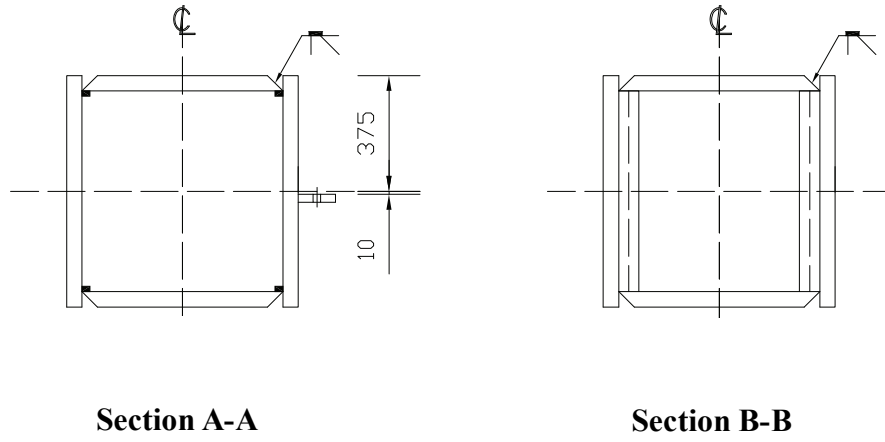


圖 4.2 試體 UN2、OP2 梁柱試體圖

Unit : mm

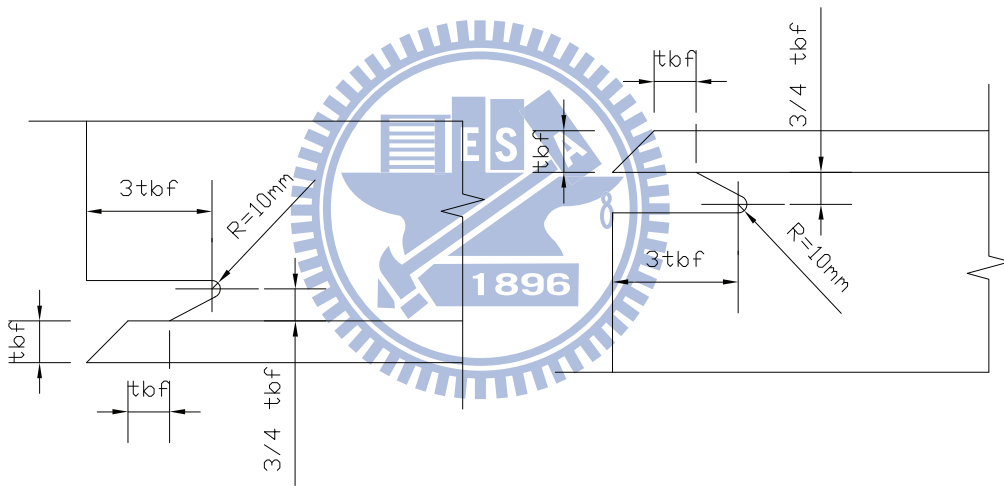
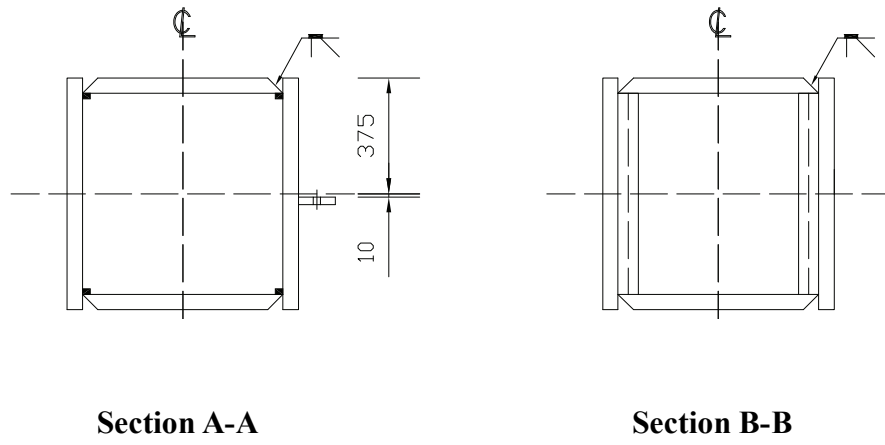


詳圖 A ( $t_{bf}=45\text{ mm}$ )

詳圖 B ( $t_{bf}=45\text{ mm}$ )

圖4.3 試體 UN1、OP1 之接合細節

Unit : mm



詳圖 A ( $t_{bf}=35\text{ mm}$ )

詳圖 B ( $t_{bf}=35\text{ mm}$ )

圖 4.4 試體 UN2、OP2 之接合細節

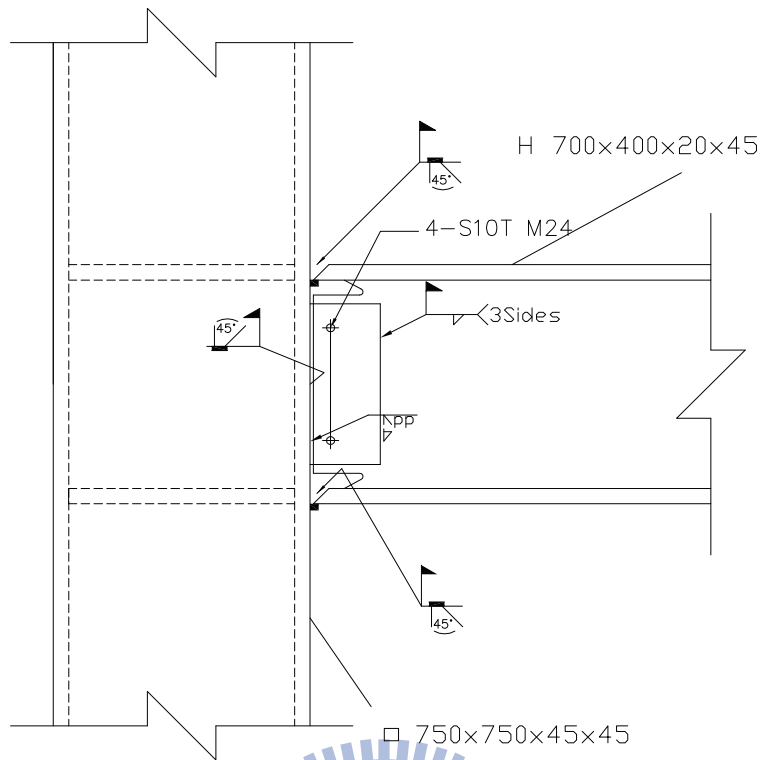


圖 4.5 試體 UN1 接頭接合細節

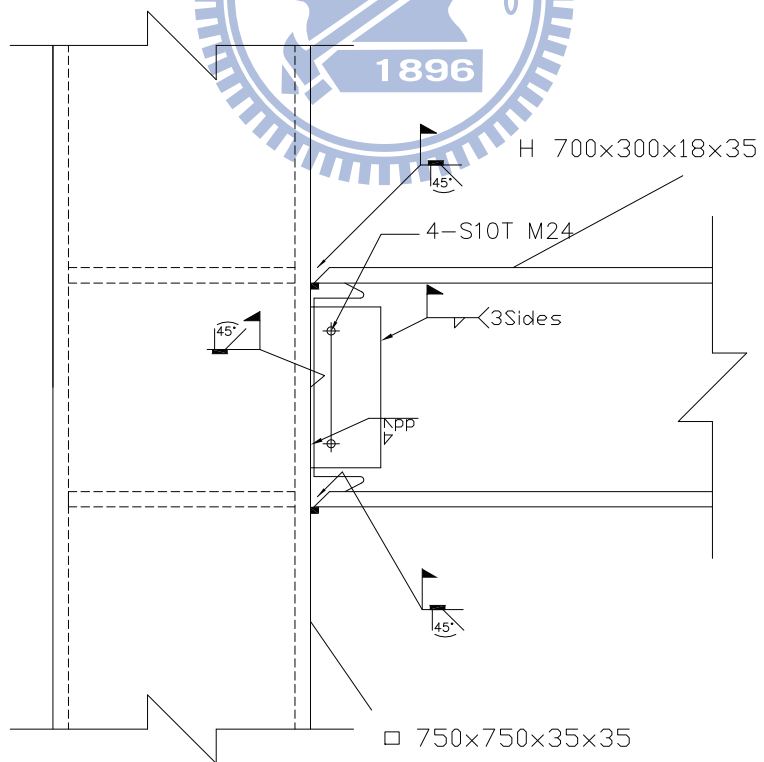


圖 4.6 試體 UN2 接頭接合細節

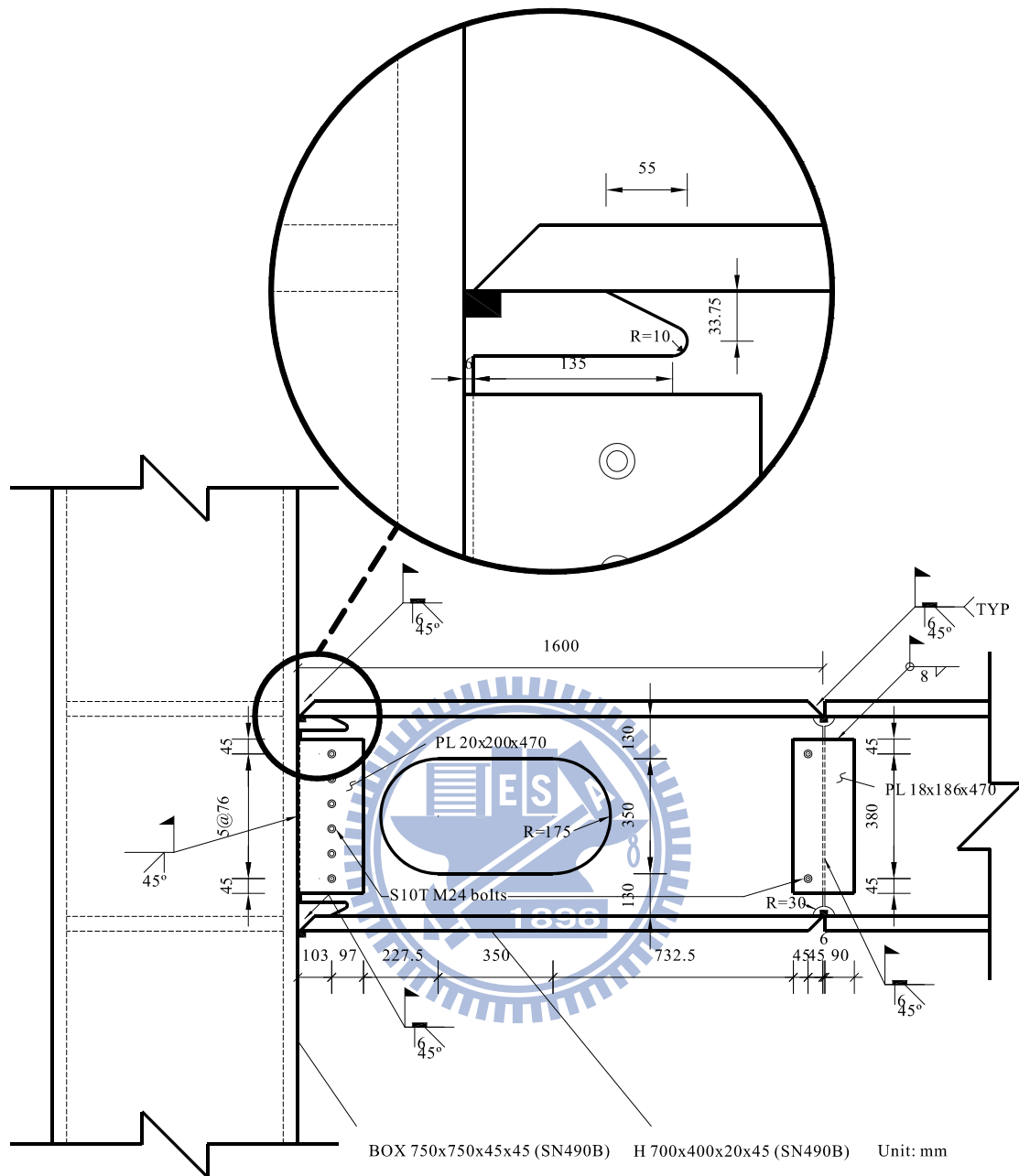


圖 4.7 試體 OP1 接頭接合細節

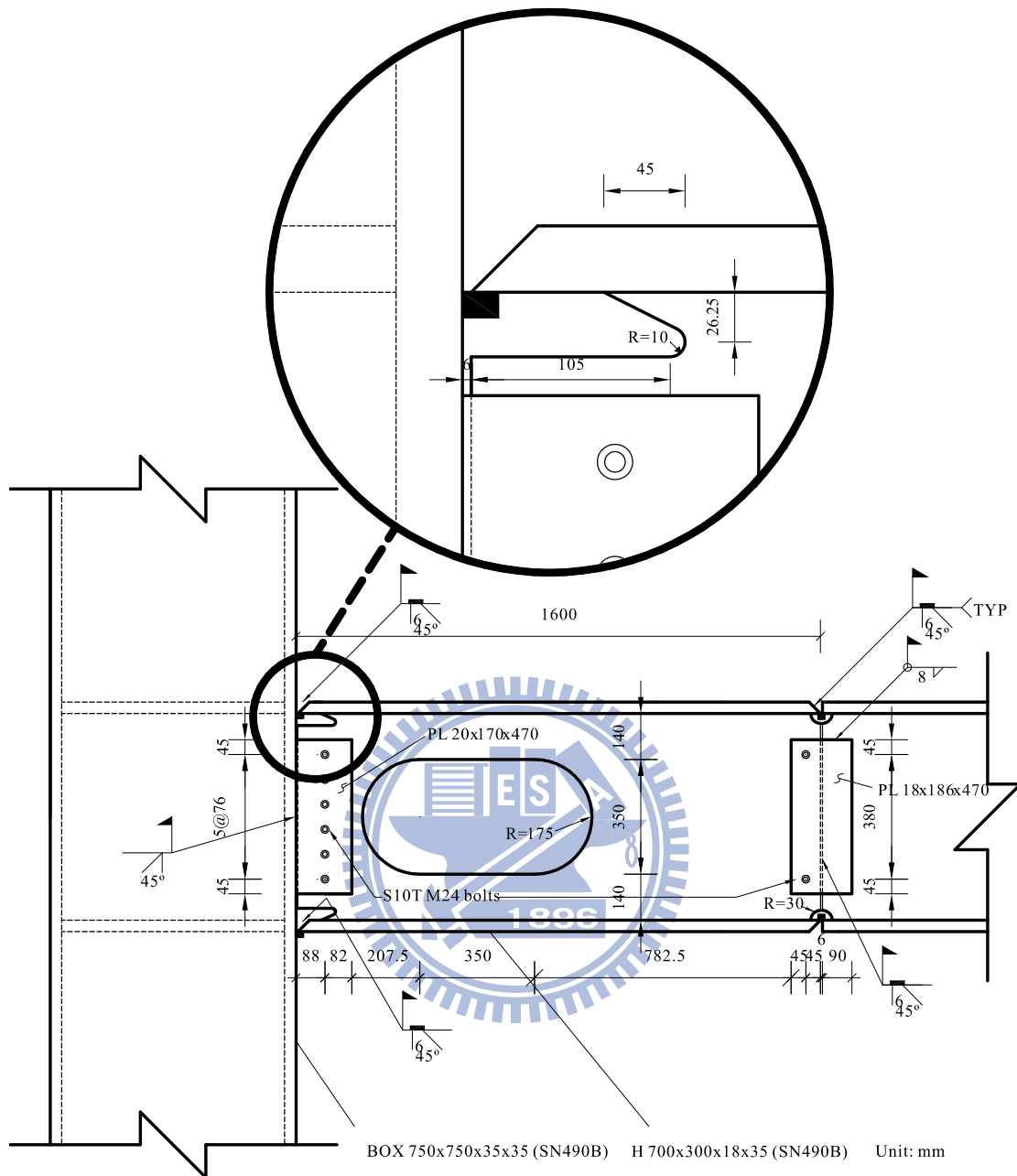


圖 4.8 試體 OP2 接頭接合細節



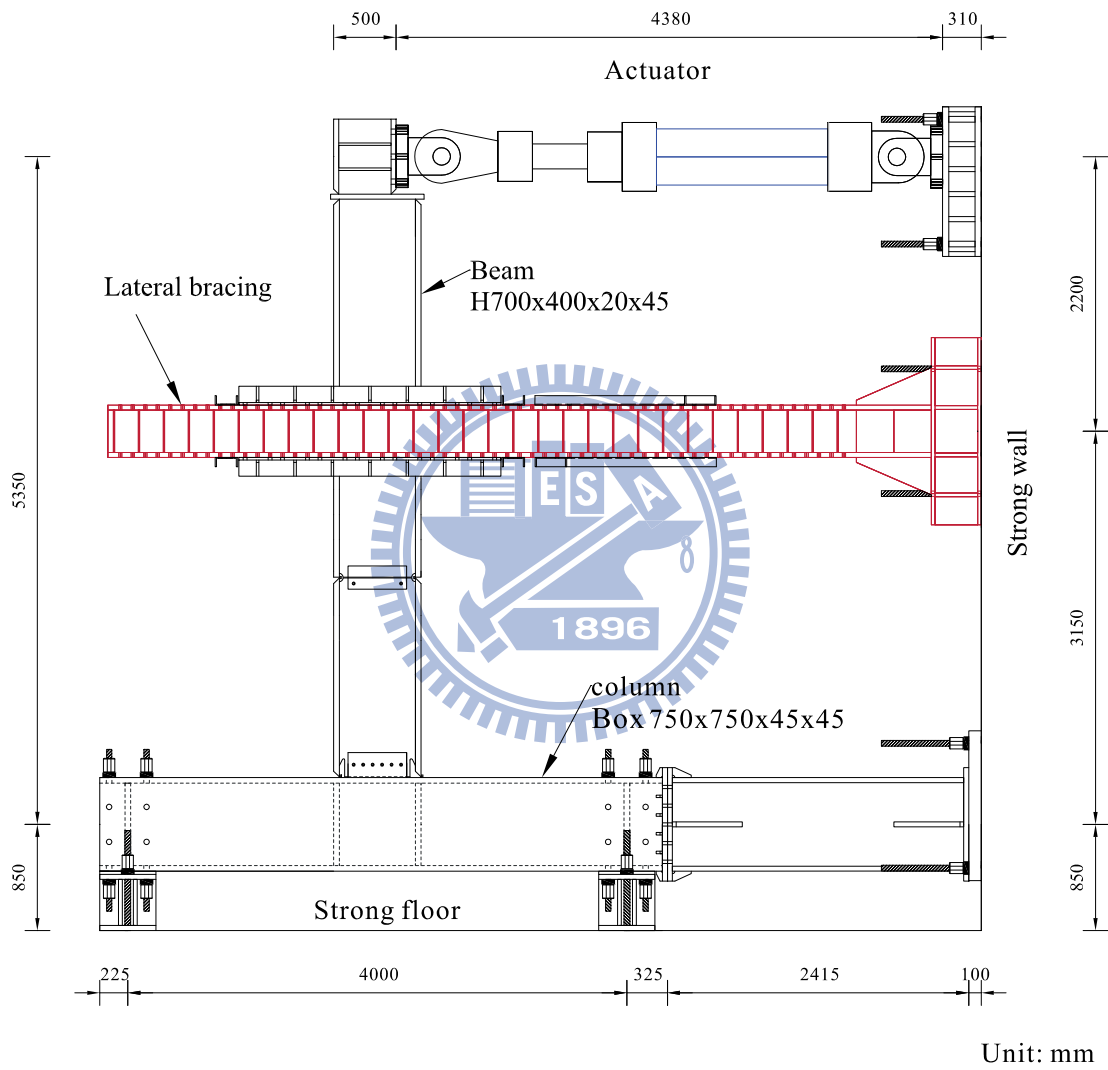
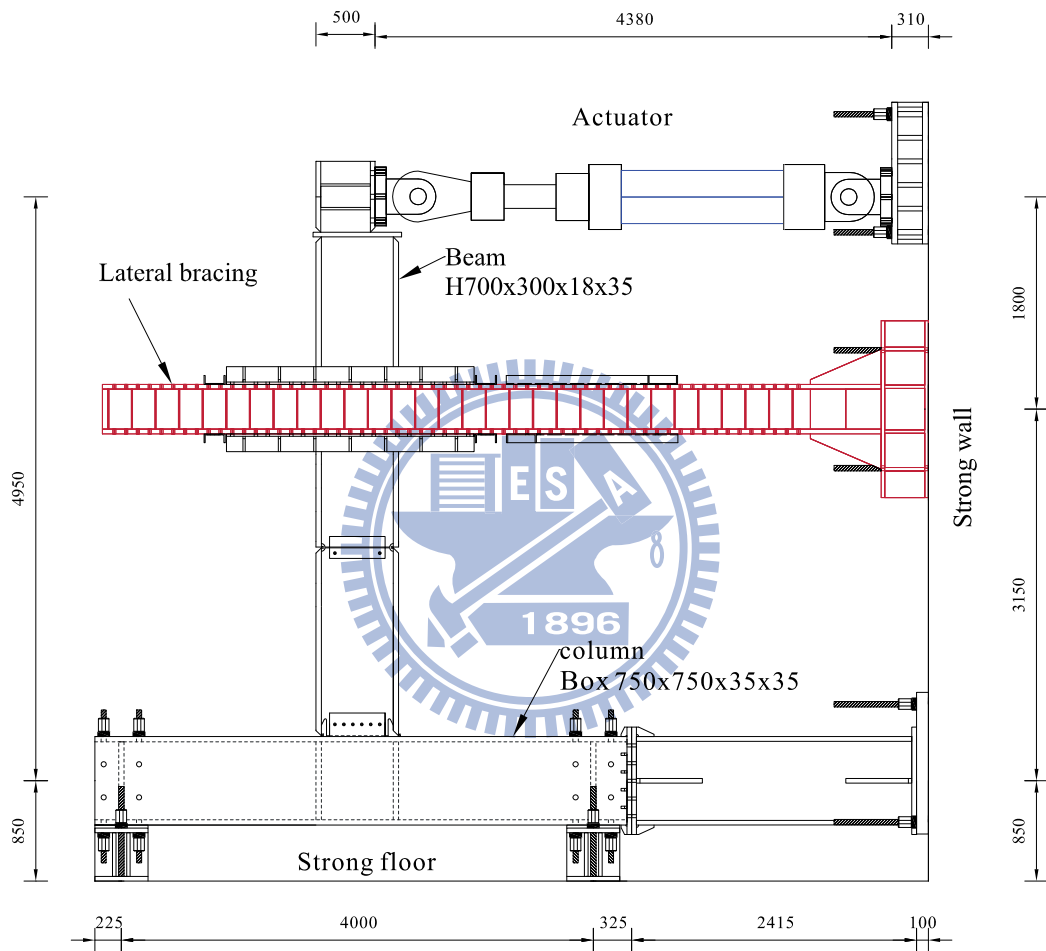


圖 4.9 試體 UN1、OP1 試驗裝置圖

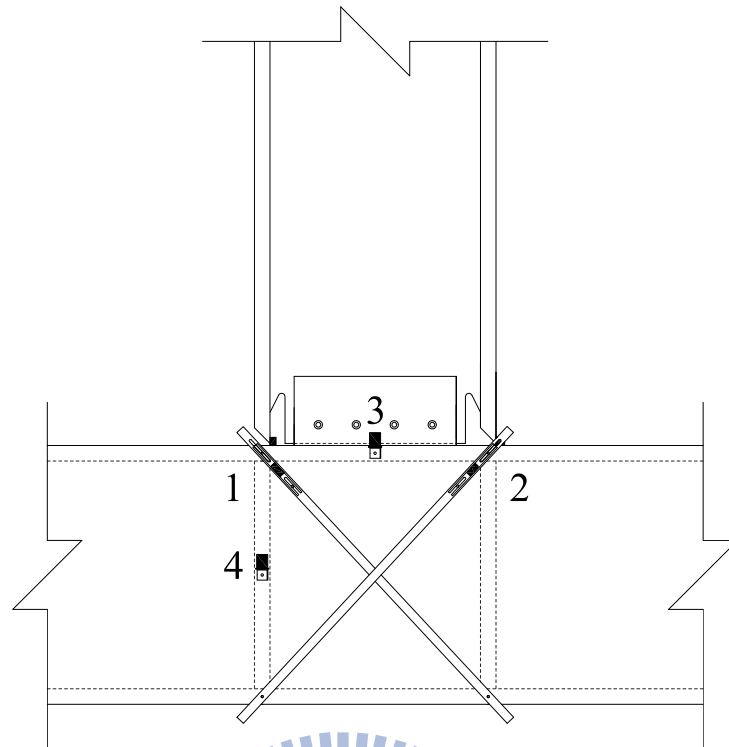


Unit: mm

圖 4.10 試體 UN2、OP2 試驗裝置圖



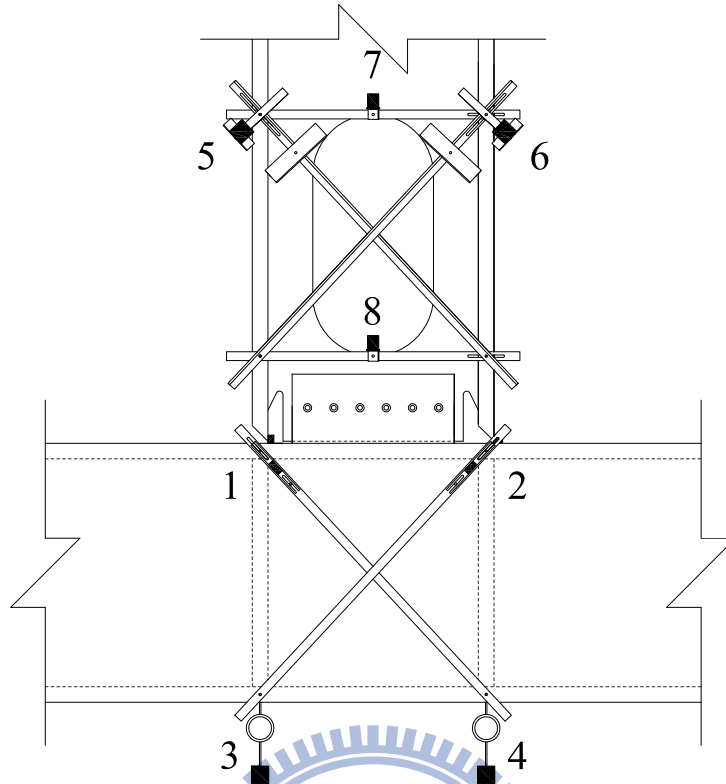
圖 4.11 試驗設置



1,2 : ( $\pi$ -Gage) , 量測交會區剪力變形

3,4 : (Tiltmeter) , 量測柱轉角

圖 4.12 試體 UN1、UN2 量測儀器配置圖



1,2 : ( $\pi$ -Gage) , 量測交會區剪力變形

3,4 : (Dial-Gage) , 量測柱變形

5,6 : (Sensor) , 量測梁腹板開孔區段之剪力變形

7,8 : (Tiltmeter) , 量測梁腹板開孔區段之撓曲變形角

圖 4.13 試體 OP1、OP2 量測儀器配置圖



圖 4.14 試體 UN1、UN2 梁柱交會區之量測儀器配置



圖 4.15 試體 OP1、OP2 梁柱交會區和梁腹板開孔區之量測儀器配置

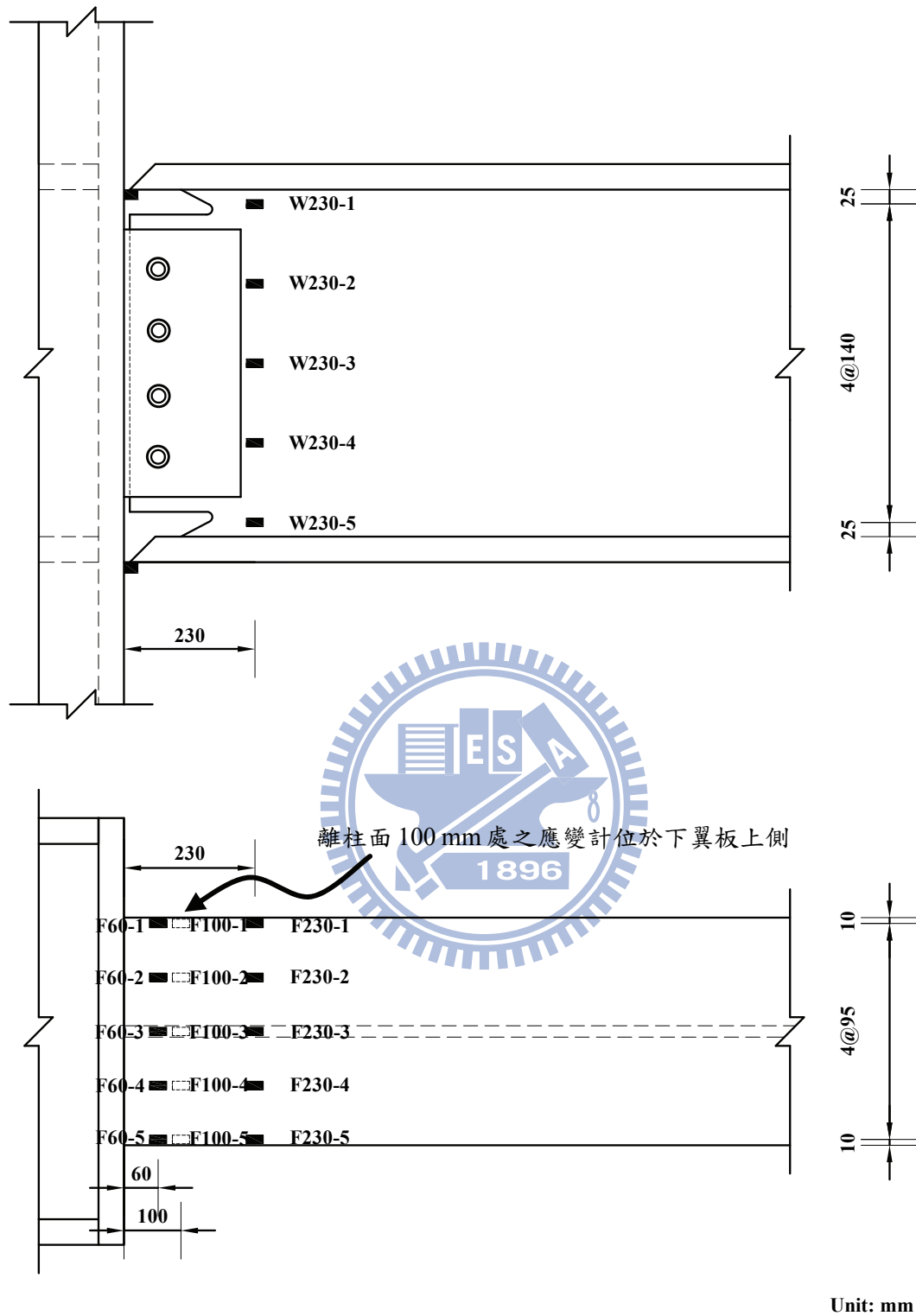


圖 4.16 試體 UN1 應變計位置圖

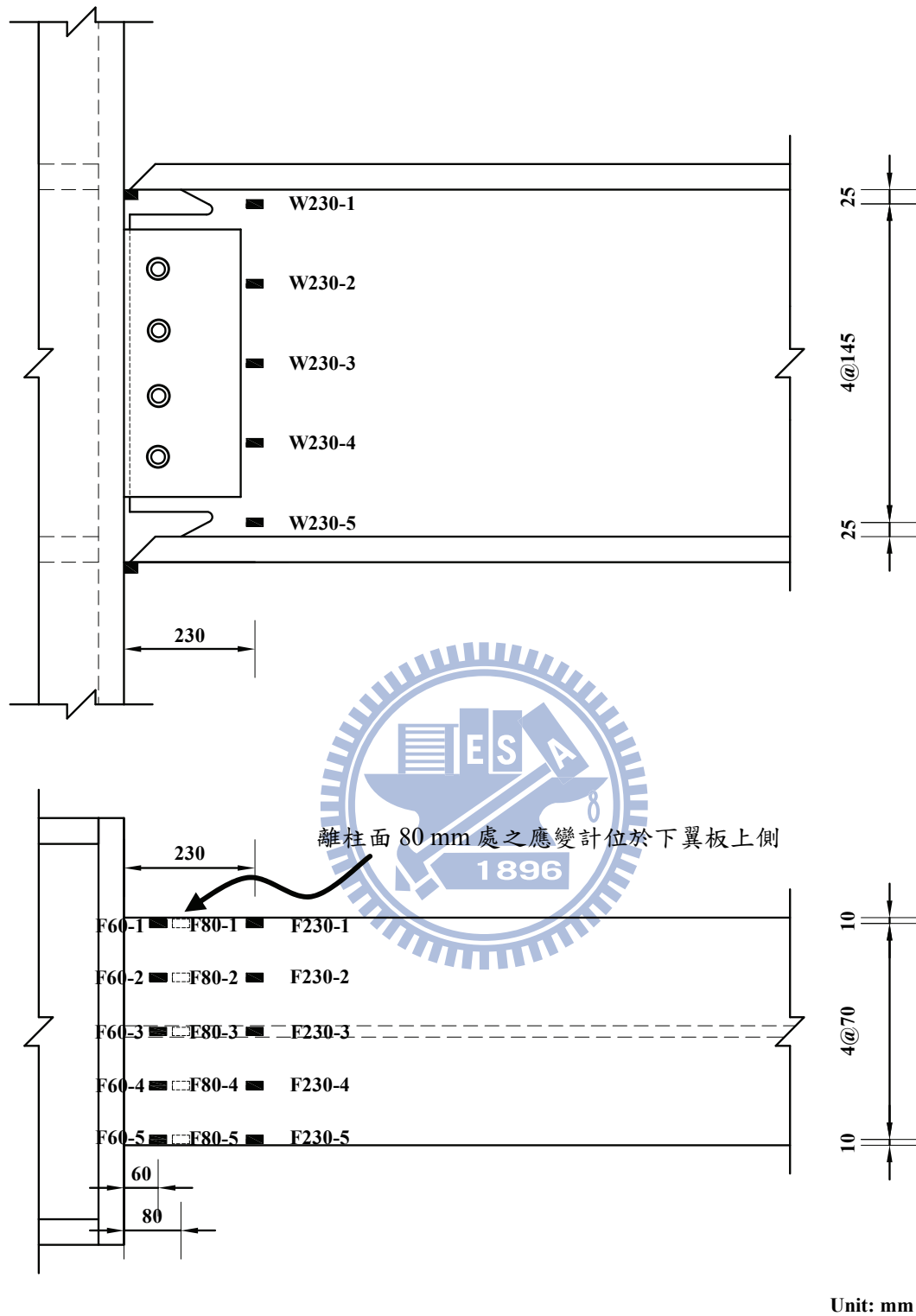


圖 4.17 試體 UN2 應變計位置圖



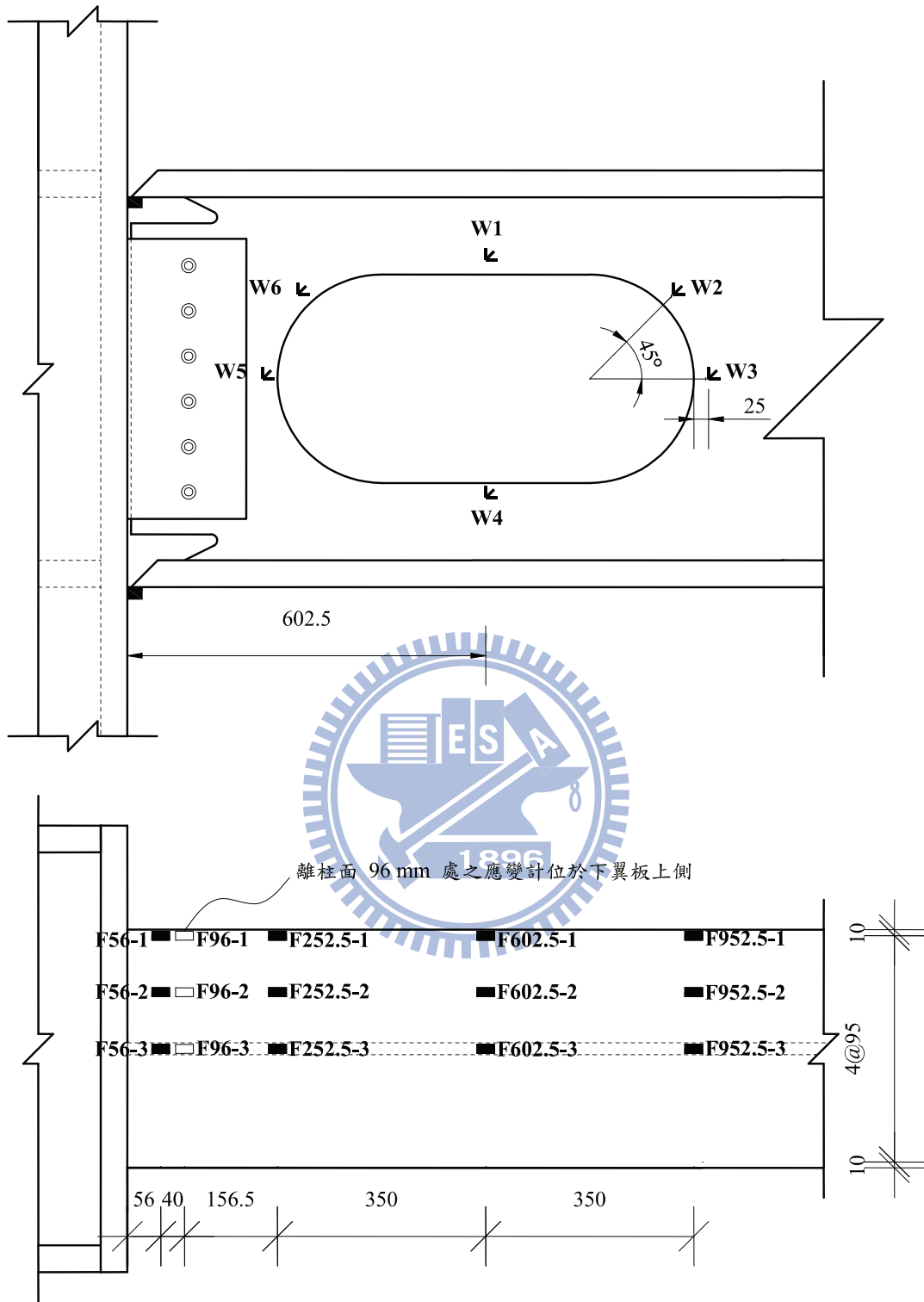


圖 4.18 試體 OP1 應變計位置圖

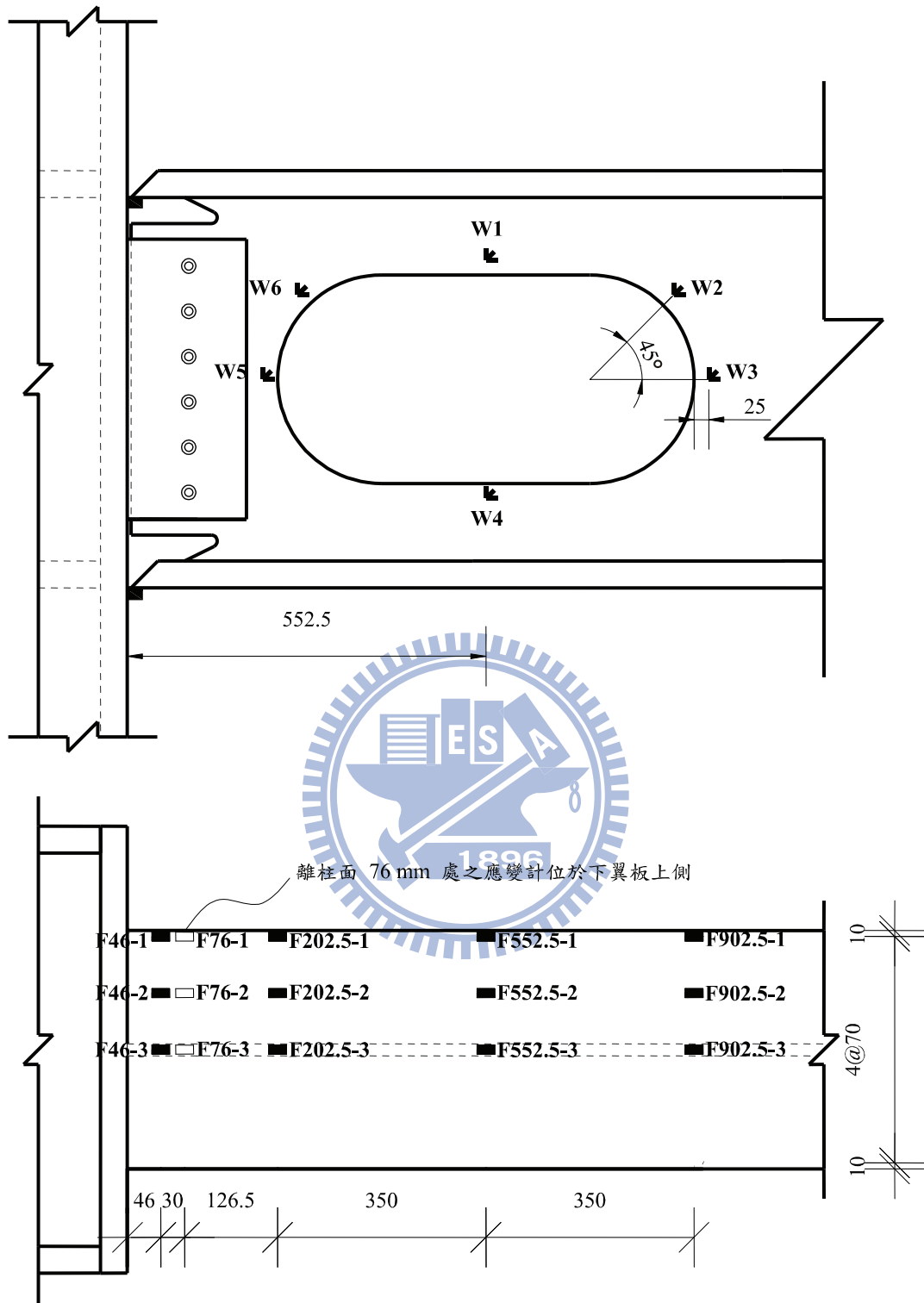


圖 4.19 試體 OP2 應變計位置圖

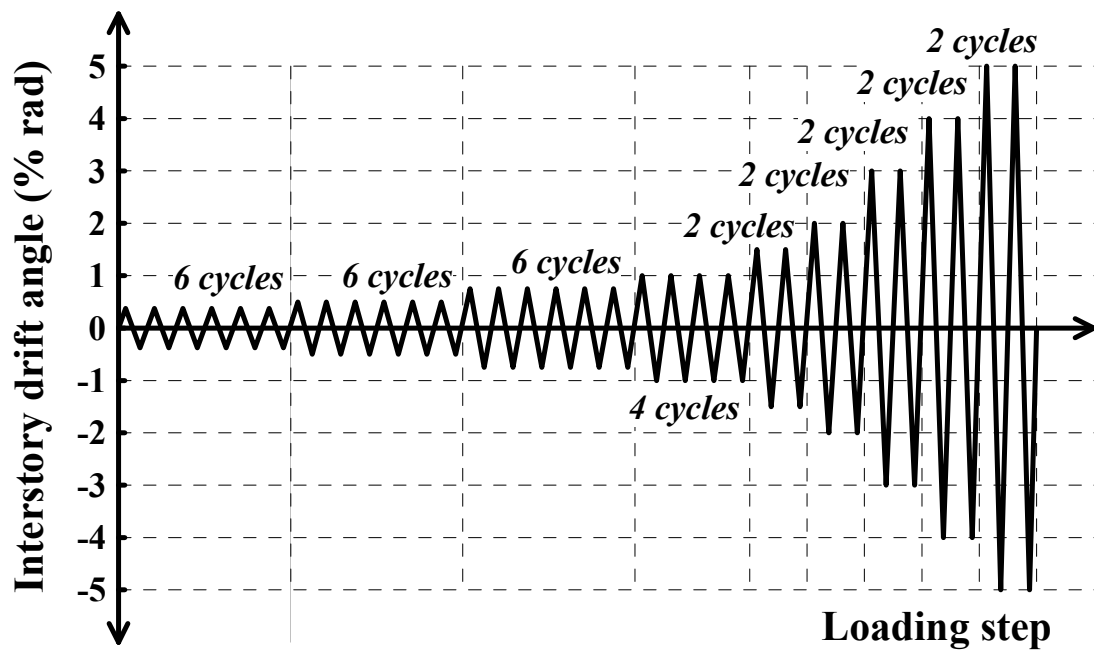


圖 4.20 位移控制歷程圖



圖 4.21 試體 UN1 表面未發現明顯變化 (0.75% drift)



圖 4.22 試體 UN1 下翼板兩側接柱面之全滲透鉚道附近呈現微量石  
灰脫落 (1% drift)



圖 4.23 試體 UN1 梁腹板兩側近翼板鉚接接合處發現兩處極少量石  
灰脫落 (1% drift)



圖 4.24 試體 UN1 梁上翼板開始出現平行於梁寬方向之石灰剝落紋路，並開始有交叉至中心的跡象 (1.5% drift)



圖 4.25 試體 UN1 於扇形開孔根部處亦開始出現剝落 (1.5% drift)



圖 4.26 試體 UN1 梁翼板之剝落向中心延伸，並遠離柱面向上發展，  
扇形開孔附近之剝落也遠離柱面向上發展 (1.5% drift)



圖 4.27 試體 UN1 梁翼板呈現遠離柱面之區域性石灰脫落，並延伸  
交叉至中心 (2% drift)

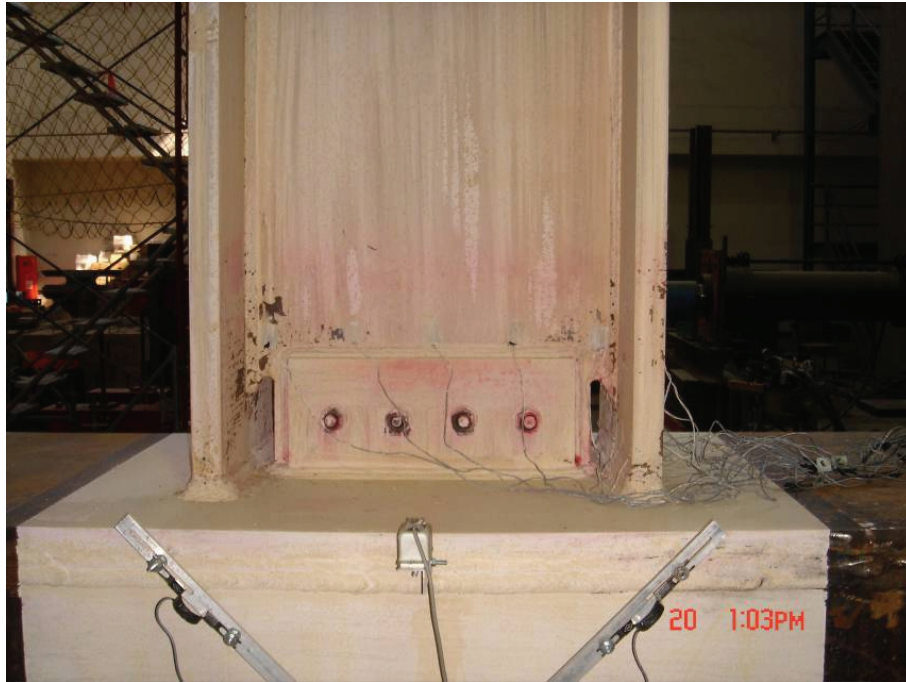


圖 4.28 試體 UN1 梁腹板兩側近扇形開孔處開始出現石灰剝落  
(2% drift)



圖 4.29 試體 UN1 梁翼板出現大量且明顯之剝落並從兩側貫穿至翼  
板中心 (3% drift)



圖 4.30 試體 UN1 梁腹板近扇形開孔處之石灰剝落開始向上發展；  
剪力板與柱面之銲道最外緣也開始產生石灰剝落 (3% drift)



圖 4.31 試體 UN1 梁上翼板全滲透銲道處最外緣產生一小裂縫  
(3% drift)





圖 4.32 試體 UN1 梁腹板兩側呈現大量石灰剝落現象並向上發展，  
剪力板與柱面間之銲道產生一微小裂縫 (3% drift)



圖 4.33 試體 UN1 梁翼板及腹板處石灰剝落仍持續發展 (4% drift)



圖 4.34 試體 UN1 上翼板扇形開孔根部產生了小裂縫 (4% drift)



圖 4.35 試體 UN1 梁翼板及腹板都已呈現局部大量石灰脫落現象 (5% drift)



圖 4.36 試體 UN1 破壞模式 (試驗結束)



圖 4.37 試體 UN2 表面未發現明顯變化 (0.75% drift)



圖 4.38 試體 UN2 下翼板兩側接柱面之全滲透鐳道附近呈現微量石灰脫落 (1% drift)



圖 4.39 試體 UN2 下翼板中央出現約 45 度方向之石灰紋路剝落 (1.5% drift)



圖 4.40 試體 UN2 下翼板出現平行於梁寬度方向之石灰剝落紋路，  
並有向中心發展的趨勢 (1.5% drift)



圖 4.41 試體 UN2 下翼板於扇形開孔根部附近出現平行於梁寬度方  
向之石灰剝落紋路 (1.5% drift)

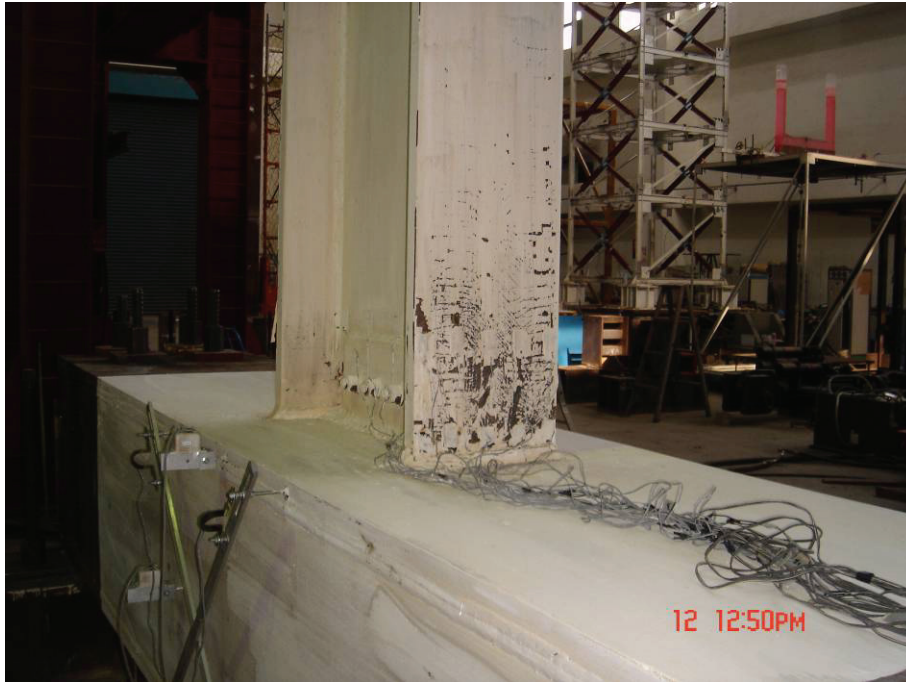


圖 4.42 試體 UN2 下翼板之石灰剝落已向中心貫穿，表示此處已發生全斷面降伏 (2% drift)



圖 4.43 試體 UN2 梁翼板出現大量且明顯之剝落並從兩側貫穿至翼板中心 (3% drift)



圖 4.44 試體 UN2 梁腹板在剪力板上緣兩側也出現石灰脫落的現象  
(3% drift)



圖 4.45 試體 UN2 梁翼板、腹板及扇形開孔處已呈現大量石灰剝落  
現象 (4% drift)

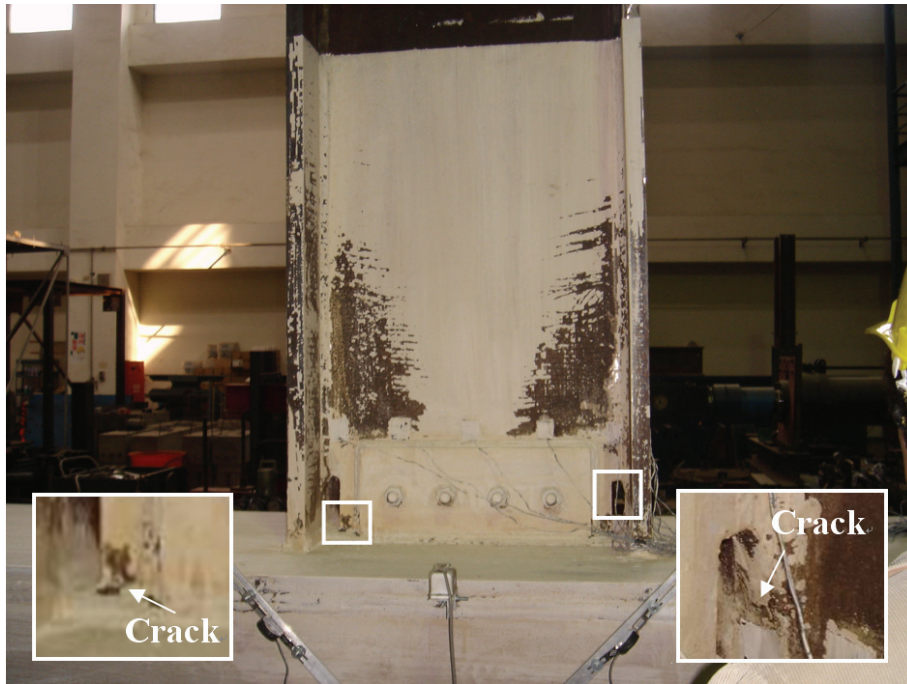


圖 4.46 試體 UN2 剪力板與柱面連接之鉚道兩端及下翼板處之扇形  
開孔根部產生一微小裂縫 (4% drift)



圖 4.47 試體 UN2 剪力板與柱面連接之鉚道及下翼板與柱面連接之  
全滲透鉚道均產生一明顯之裂縫 (4% drift)



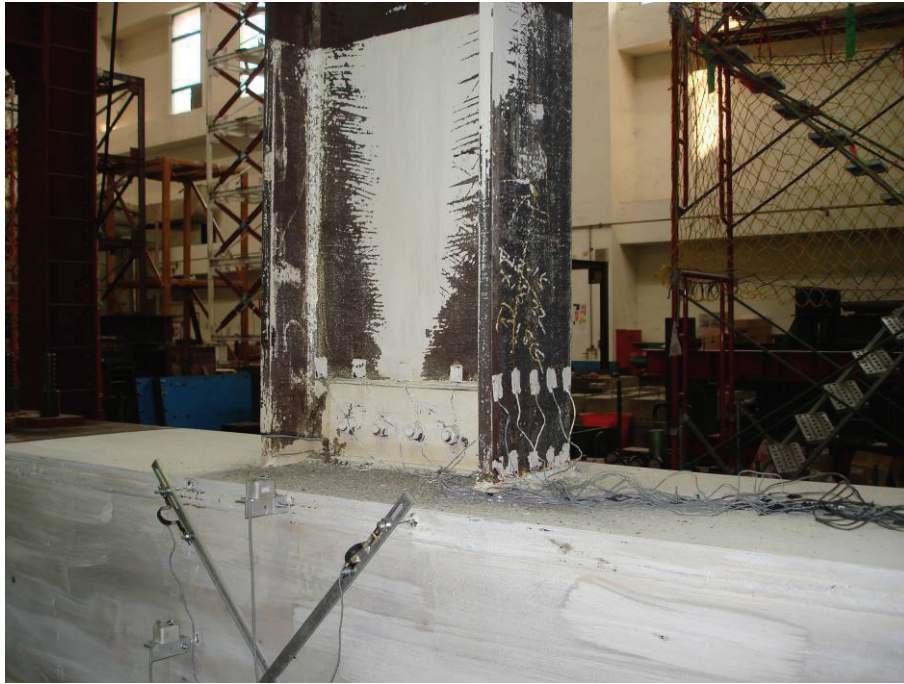


圖 4.48 試體 UN2 上翼板全滲透銲道所產生的裂縫持續延伸並產生突然性撕裂 (5% drift)



圖 4.49 試體 UN2 破壞模式 (試驗結束)

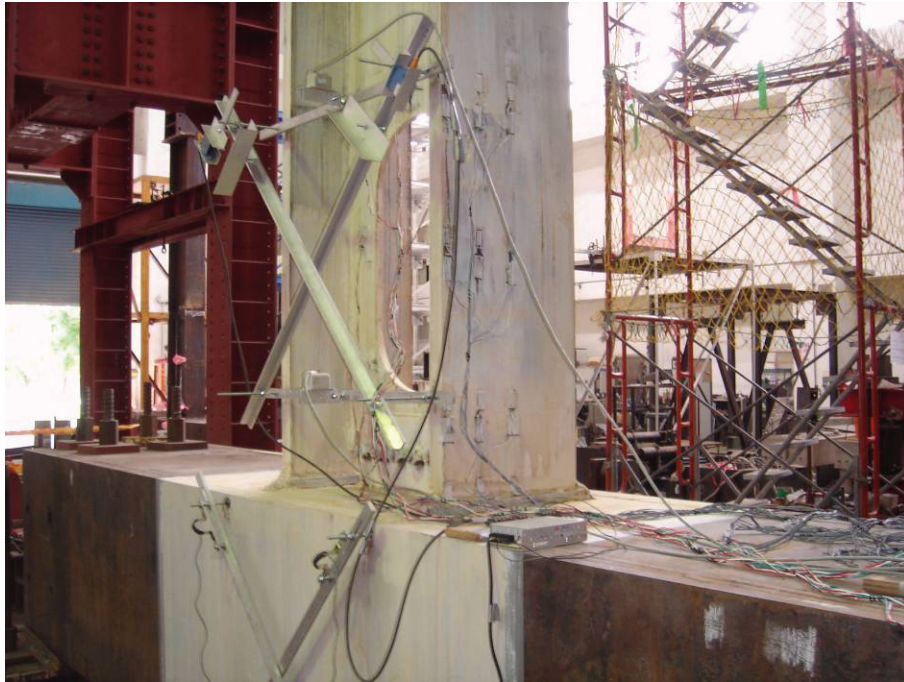


圖 4.50 試體 OP1 表面未發現明顯變化 (0.375% drift)

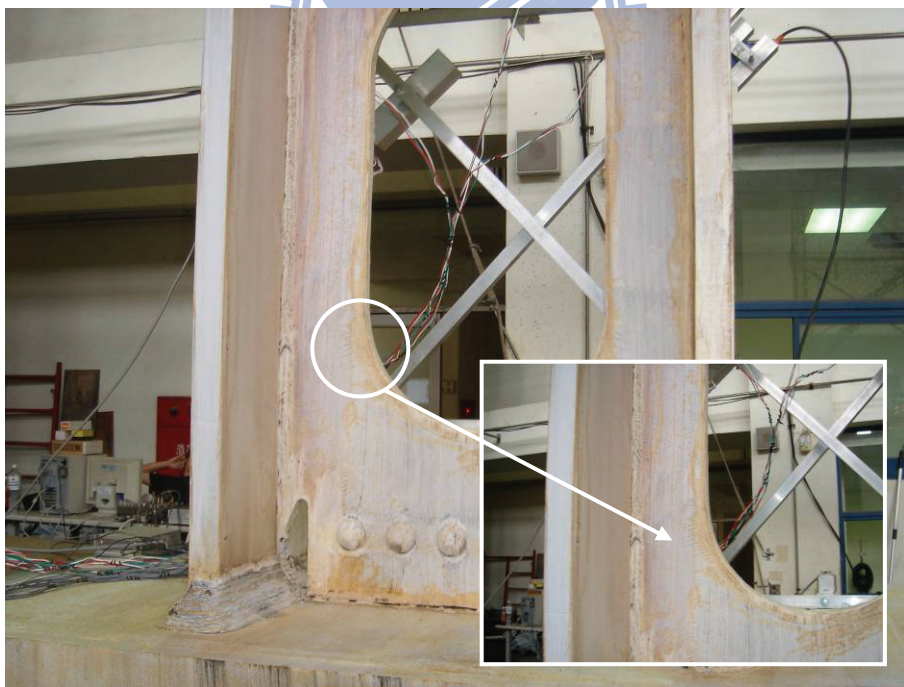


圖 4.51 試體 OP1 於開孔起始段圓弧末端產生 45 度方向微量石灰剝落(0.5% drift)

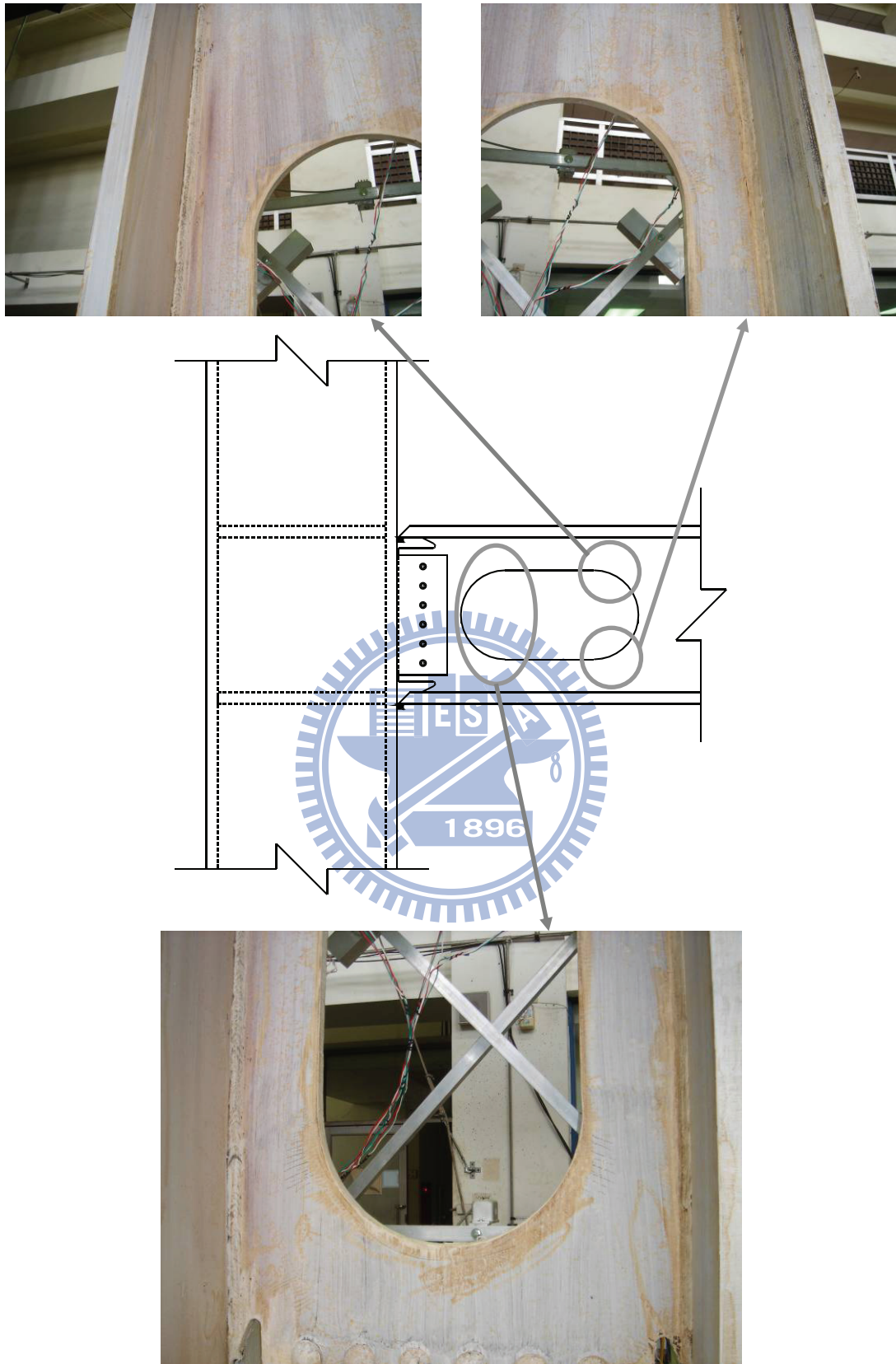


圖 4.52 試體 OP1 於開孔區段之四個角隅產生 45 度方向微量石灰剝落(0.75% drift)



圖 4.53 試體 OP1 於開孔區段四個角隅出現明顯之石灰剝落  
(1% drift)



圖 4.54 試體 OP1 於下翼板接近開孔起始端及近柱面全滲透銲道處  
出現平行柱面之石灰剝落紋路 (1.5% drift)



圖 4.55 試體 OP1 於上翼板接近開孔起始圓弧段末端處出現平行柱面之石灰剝落紋路 (1.5% drift)



圖 4.56 試體 OP1 於上、下翼板內側接近開孔角隅處出現平行柱面之石灰剝落紋路 (1.5% drift)



圖 4.57 試體 OP1 於下翼板及上翼板內側出現 45 度方向之石灰紋路剝落，並由兩側貫穿至翼板中心 (2% drift)

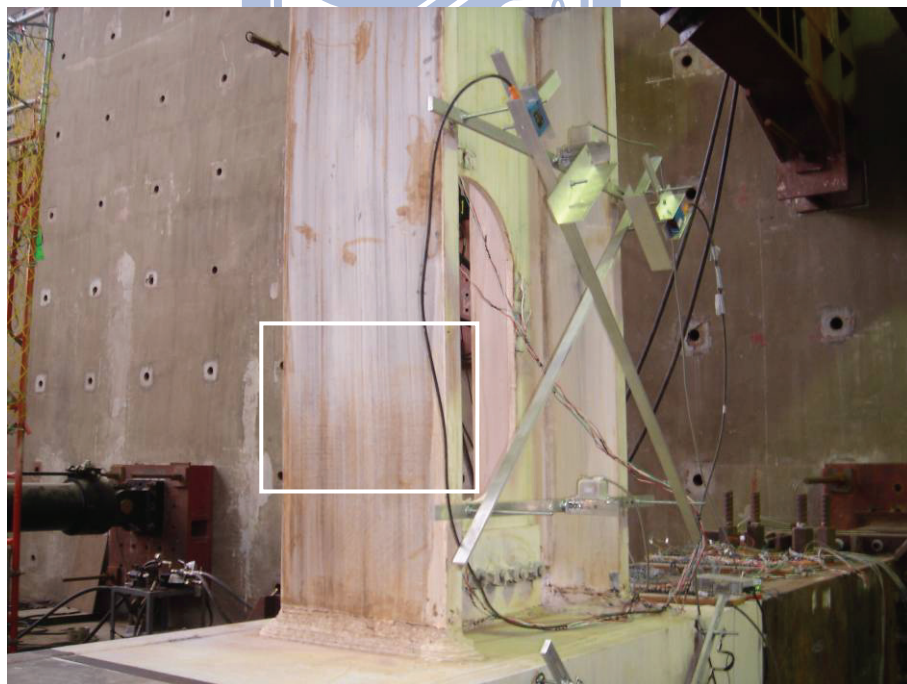


圖 4.58 試體 OP1 於上翼板接近開孔起始圓弧段末端處出現 45 度方向之石灰紋路剝落，並由兩側貫穿至翼板中心 (2% drift)

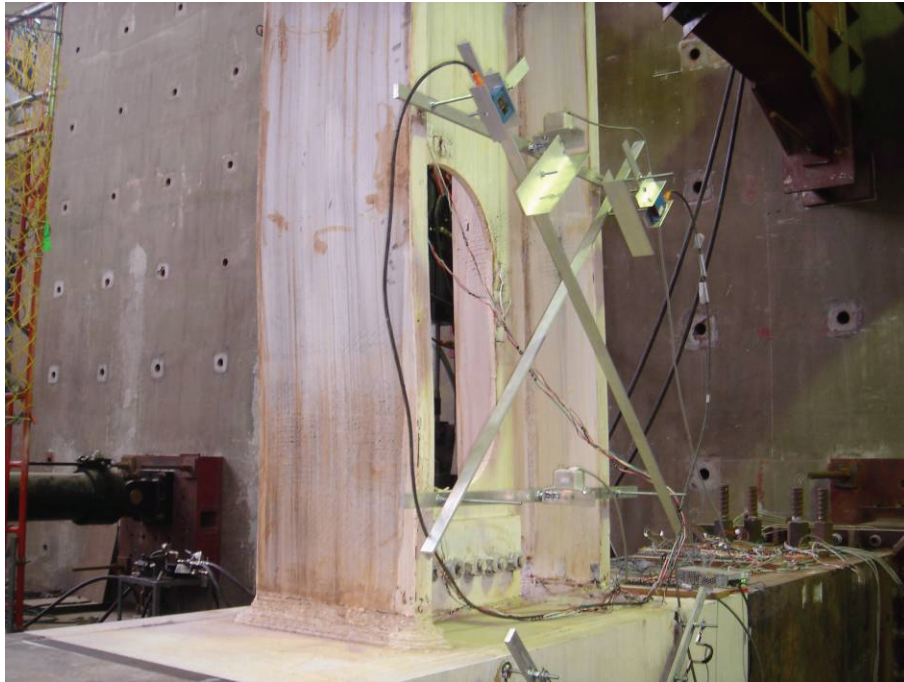


圖 4.59 試體 OP1 於上翼板平行柱面及 45 度方向之石灰紋路剝落持續向上延伸，並由兩側貫穿至翼板中心 (3% drift)



圖 4.60 試體 OP1 於上、下翼板及開孔區周圍出現區域性大量石灰剝落，並有向開孔中心發展趨勢 (3% drift)



圖 4.61 試體 OP1 開孔角隅近上翼板處出現微量面外變 (4% drift)

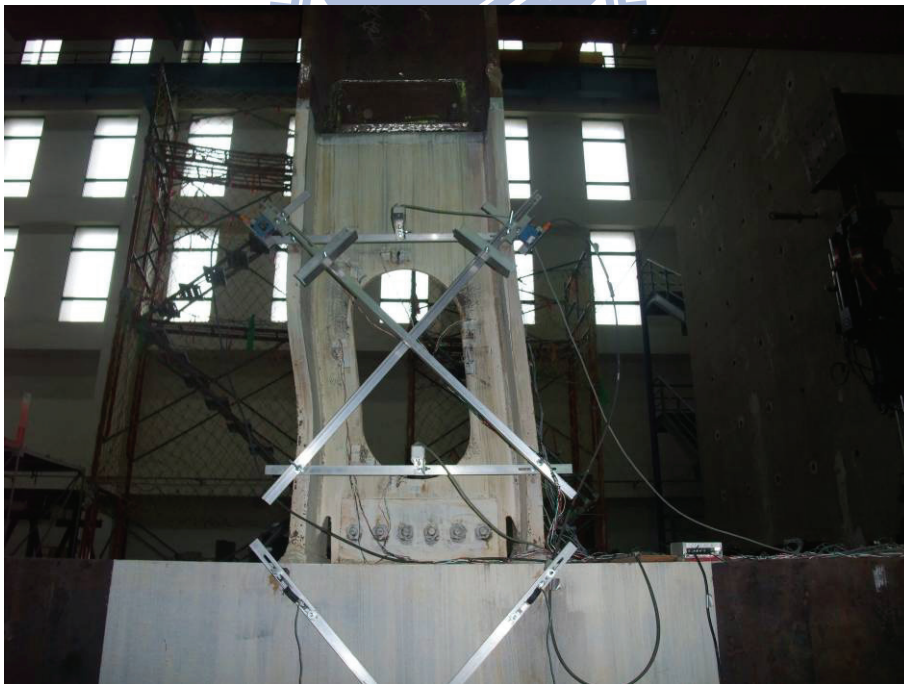


圖 4.62 試體 OP1 於開孔區段已出現明顯剪力變形 (4% drift)





圖 4.63 試體 OP1 於上翼板全滲透鐸道處發生撕裂破壞 (4% drift)



圖 4.64 試體 OP1 於上翼板全滲透鐸道處發生撕裂破壞 (4% drift)



圖 4.65 試體 OP1 開孔角隅近上翼板處產生局部挫屈現象，而近下翼板處則產生一微小裂縫 (5% drift)



圖 4.66 試體 OP1 開孔區周圍已呈現區域性石灰剝落 (5% drift)

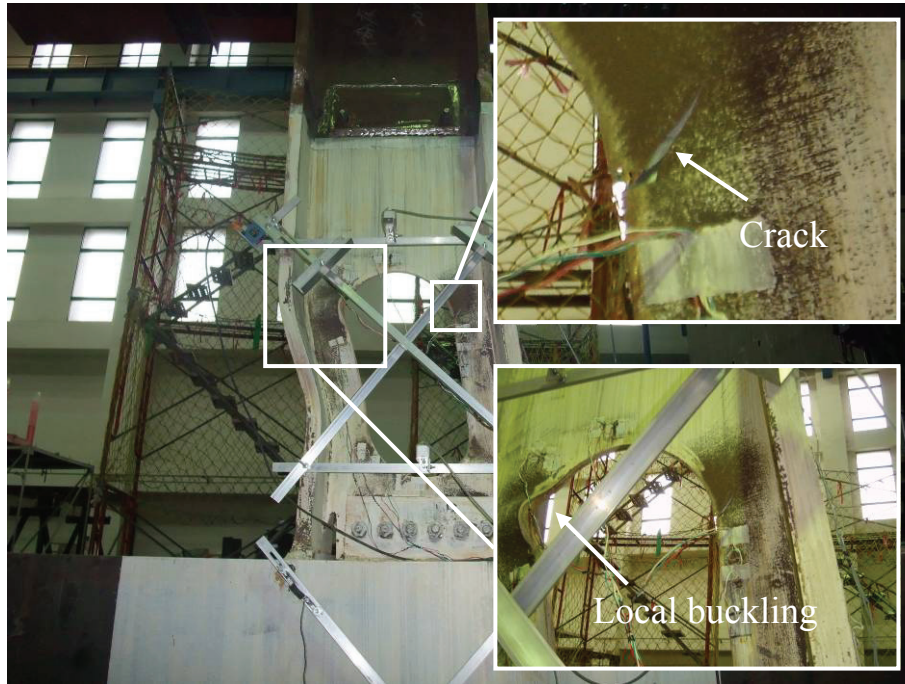


圖 4.67 試體 OP1 開孔角隅近上翼板處產生嚴重局部挫屈現象，而  
近下翼板處之微小裂縫持續延伸 (6% drift)



圖 4.68 試體 OP1 開孔角隅近下翼板處產生局部挫屈現象，而近開  
孔周圍及上、下翼板處均產生大量石灰剝落 (6% drift)



圖 4.69 試體 OP1 開孔區對角線上之角隅產生嚴重局部挫屈現象，  
而開孔區段也出現明顯剪力變形 (7% drift)

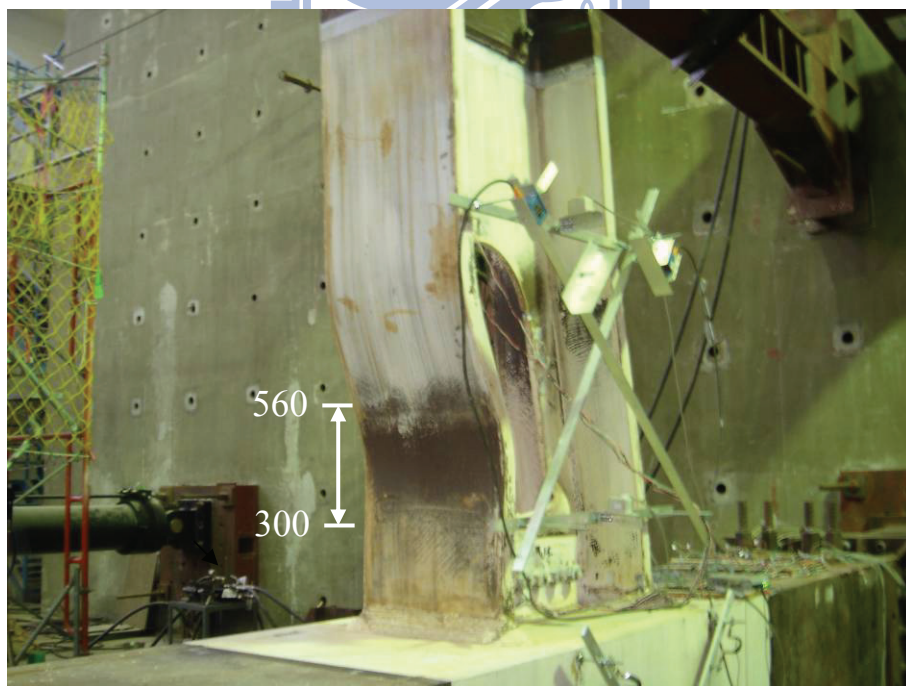


圖 4.70 試體 OP1 於上翼板產生一明顯塑鉸機制，其生成位置約離  
柱面 300 mm~560 mm 之間 (試驗結束)



圖 4.71 試體 OP2 表面未發現明顯變化 (0.5% drift)



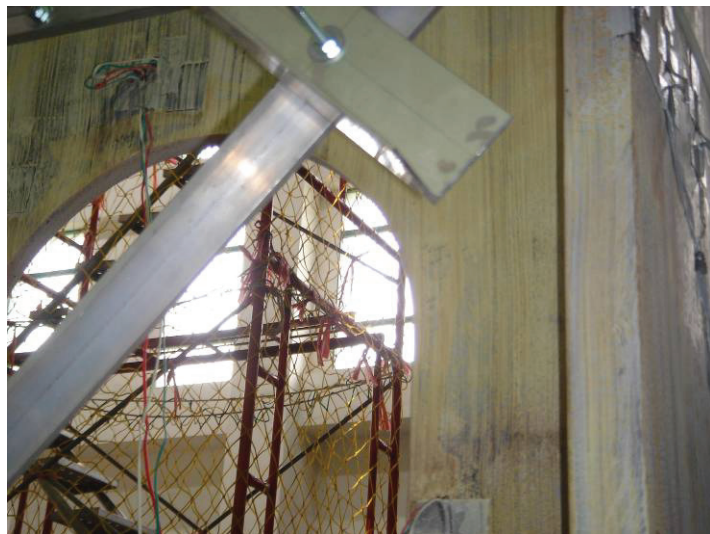
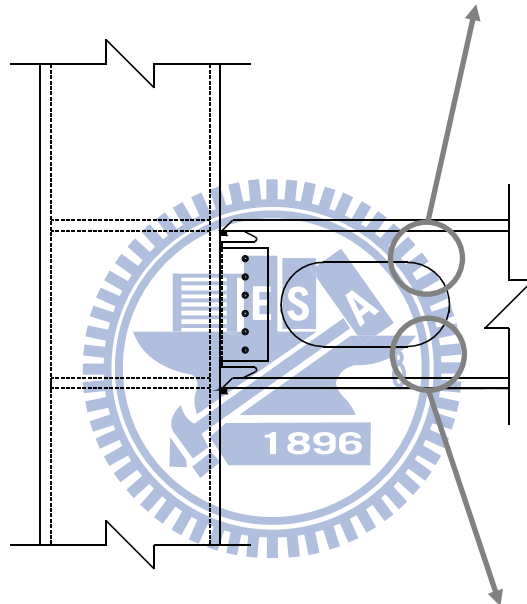


圖 4.72 試體 OP2 於開孔角隅附近產生微量石灰脫落 (0.75% drift)

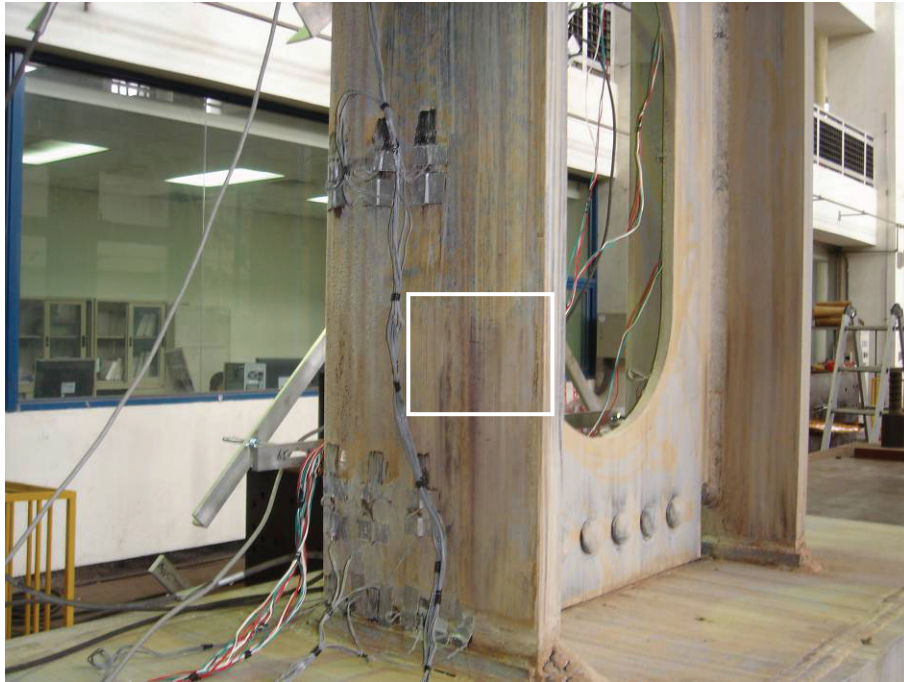


圖 4.73 試體 OP2 於下翼板接近開孔起始圓弧段末端處出現微量平行柱面之石灰剝落紋路 (1% drift)

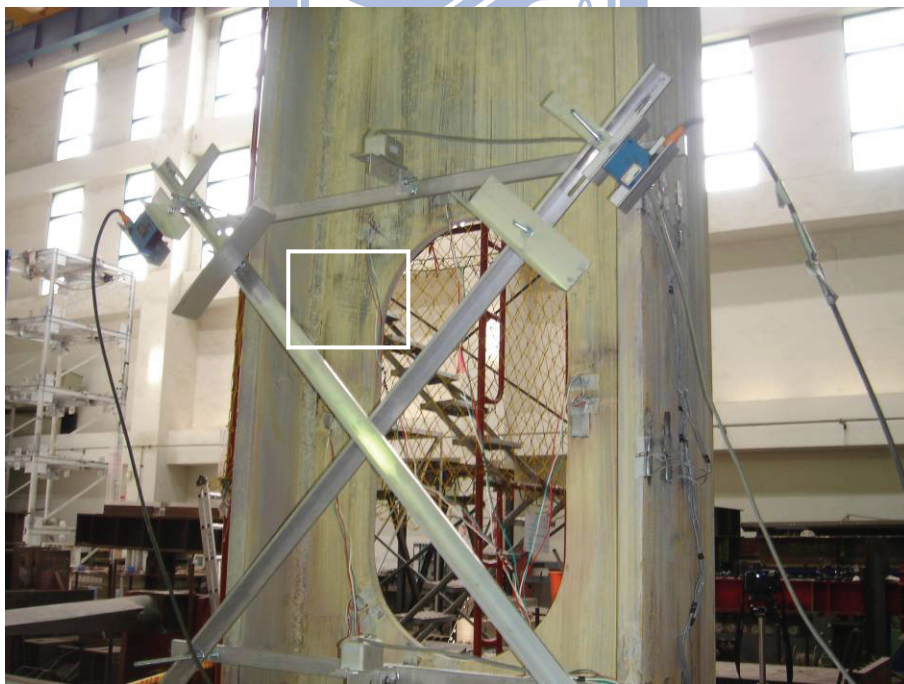


圖 4.74 試體 OP2 於開孔末端兩側之角隅處出現微量石灰剝落紋 (1% drift)

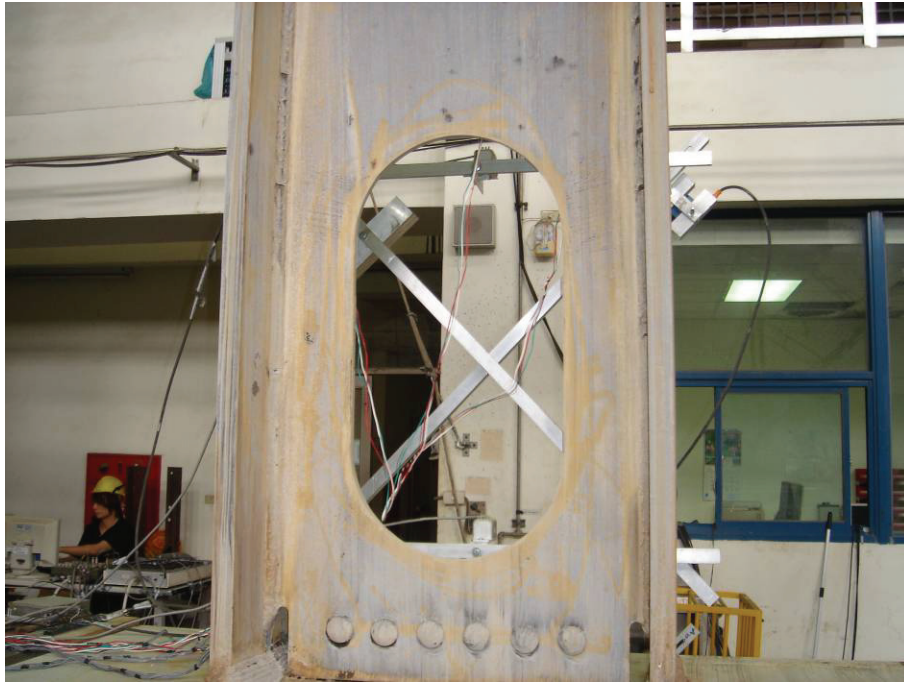


圖 4.75 試體 OP2 於開孔周圍之四個角隅處出現明顯之石灰剝落紋  
路(1.5% drift)



圖 4.76 試體 OP2 下翼板出現 45 度方向之石灰剝落，上翼板內側  
近開孔角隅處也出現平行柱面之石灰剝落紋路 (1.5% drift)





圖 4.77 試體 OP2 於開孔周圍四個角隅之石灰剝落持續發展  
(2% drift)



圖 4.78 試體 OP2 上翼板內側近開孔角隅處也出現 45 度方向之石灰剝落紋路 (2% drift)

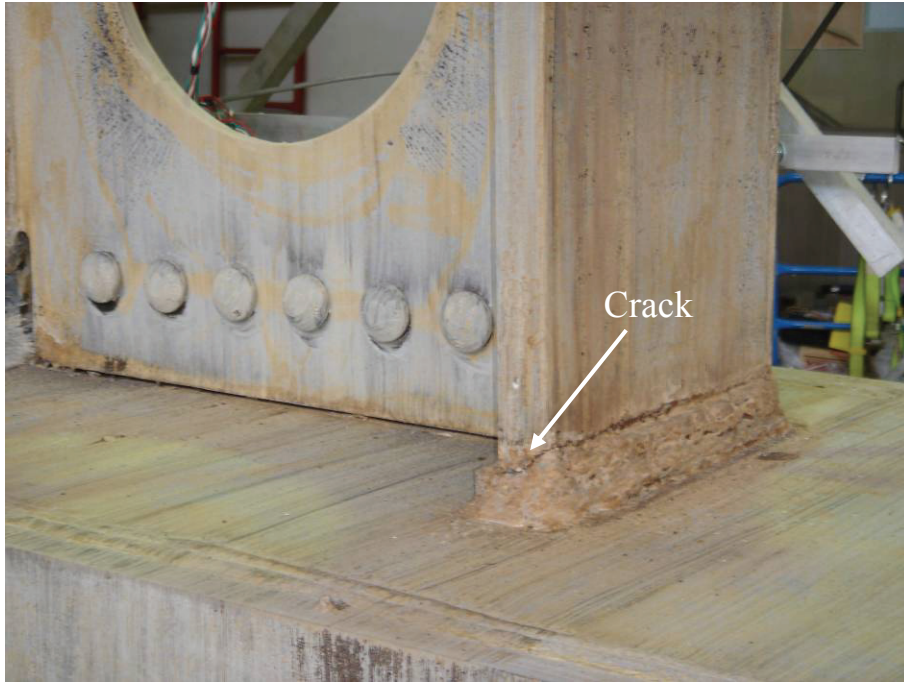


圖 4.79 試體 OP2 於上翼板全滲透鐸道處產生一微小裂縫 (3% drift)



圖 4.80 試體 OP2 走至第二迴圈正方向時上翼板全滲透鐸道處裂縫  
沿翼板開槽 45 度方向裂開 (3% drift)



圖 4.81 試體 OP2 於開孔區段已出現剪力變形 (4% drift)



圖 4.82 試體 OP2 於開孔周圍四個角隅處出現大量石灰剝落紋路  
(4% drift)



圖 4.83 試體 OP2 於開孔區段之剪力變形持續發展 (5% drift)



圖 4.84 試體 OP2 於開孔末端近上翼板角隅處出現微量面外變形  
(5% drift)



圖 4.85 試體 OP2 於上翼板出現大量區域性石灰剝落，而 45 度方向之剝落紋路亦貫穿至翼板中心 (6% drift)



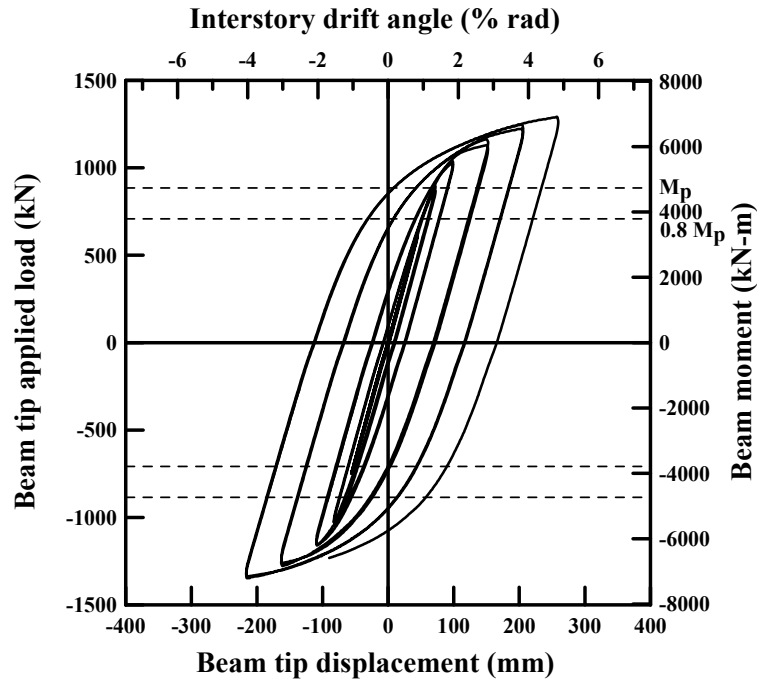
圖 4.86 試體 OP2 於開孔區末端之角隅出現明顯之面外挫屈 (6% drift)



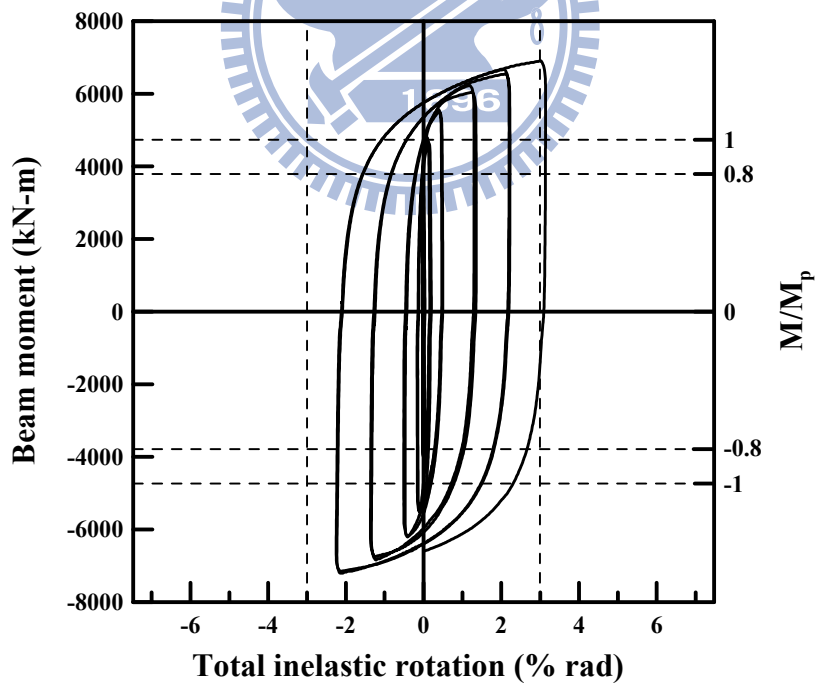
圖 4.87 試體 OP2 於開孔區對角線方向之角隅均出現嚴重面外挫屈  
(7% drift)



圖 4.88 試體 OP2 於上翼板產生一明顯塑鉸機制，其生成位置約離  
柱面 300 mm~560 mm 之間（試驗結束）

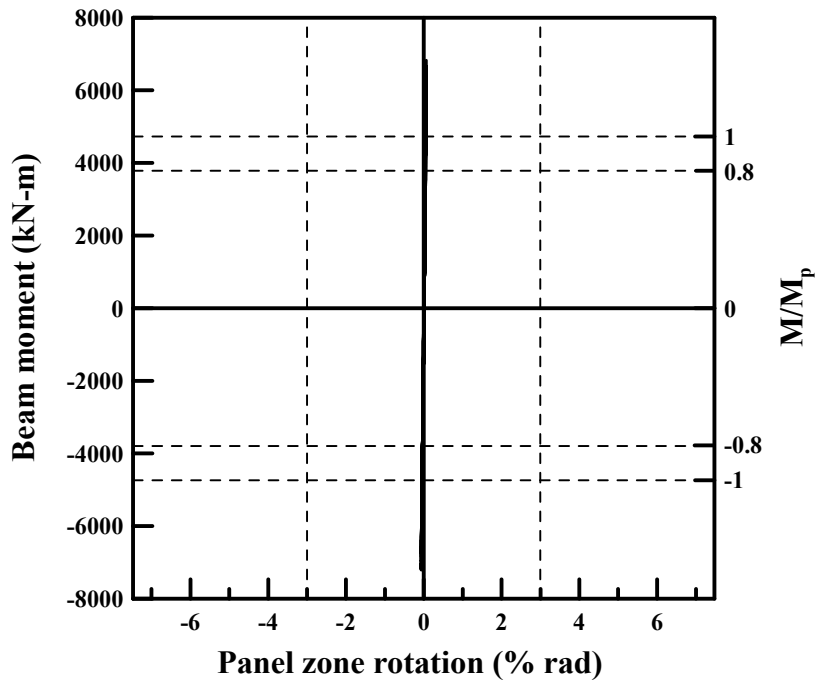


(a) 試體 UN1 之載重與位移關係圖

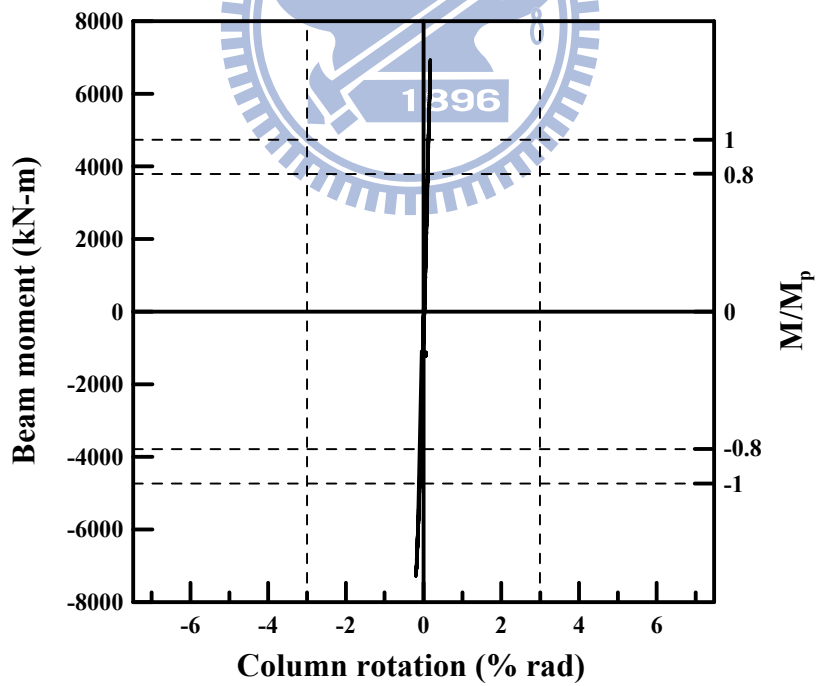


(b) 試體 UN1 之彎矩與總塑性轉角關係圖

圖 4.89 試體 UN1 之遲滯迴圈圖



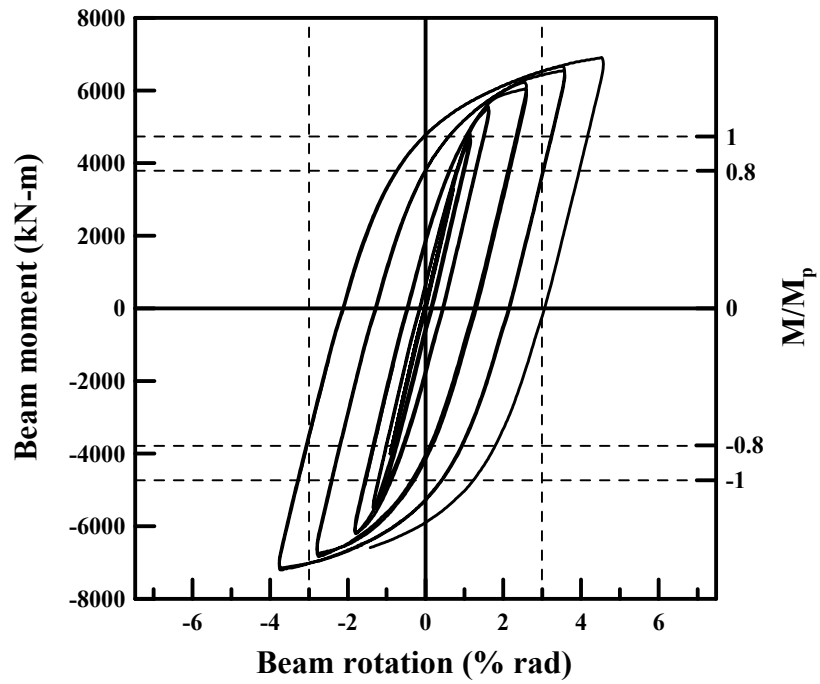
(c) 試體 UN1 之彎矩與梁柱交會區變形所引致的變位角關係圖



(d) 試體 UN1 之彎矩與柱變形所引致的變位角關係圖

圖 4.89 試體 UN1 之遲滯迴圈圖 (續)

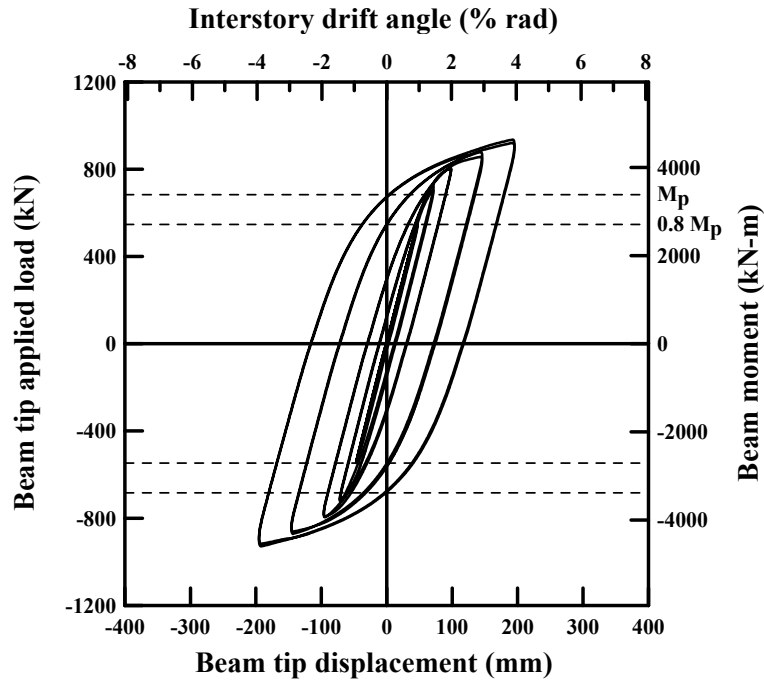




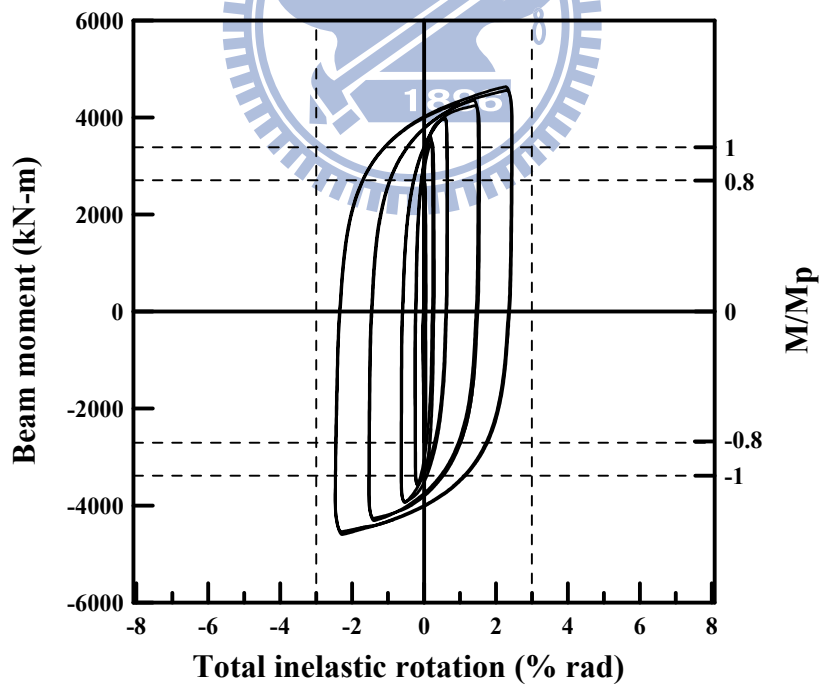
(e) 試體 UN1 之彎矩與梁變形所引致的變位角關係圖

圖 4.89 試體 UN1 之遲滯迴圈圖 (續)



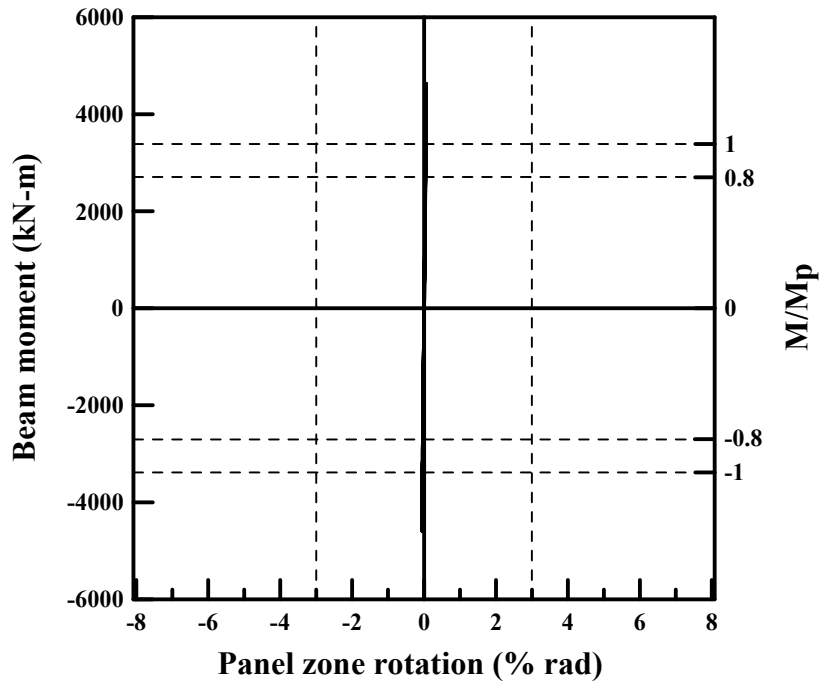


(a) 試體 UN2 之載重與位移關係圖

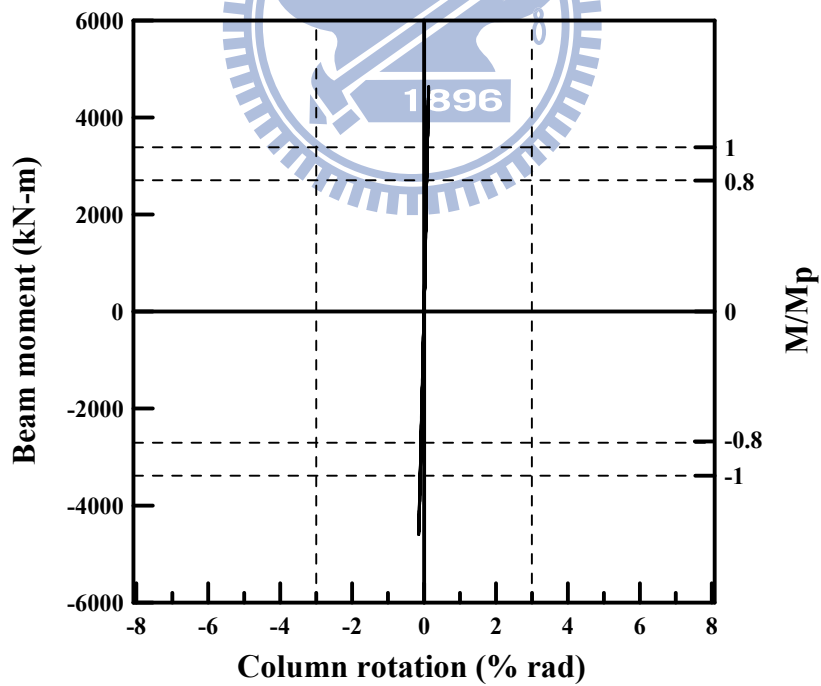


(b) 試體 UN2 之彎矩與總塑性轉角關係圖

圖 4.90 試體 UN2 之遲滯迴圈圖

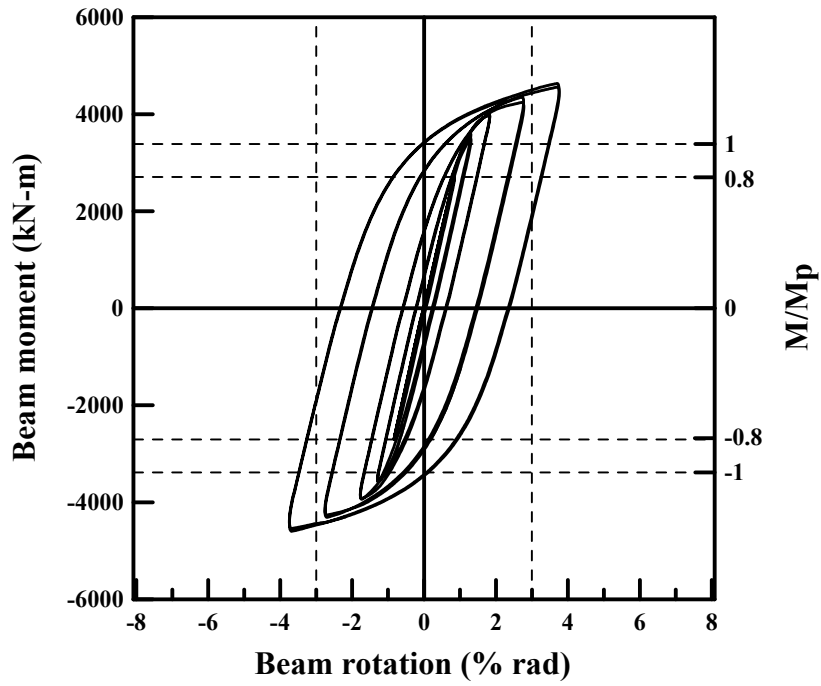


(c) 試體 UN2 之彎矩與梁柱交會區變形所引致的變位角關係圖



(d) 試體 UN2 之彎矩與柱變形所引致的變位角關係圖

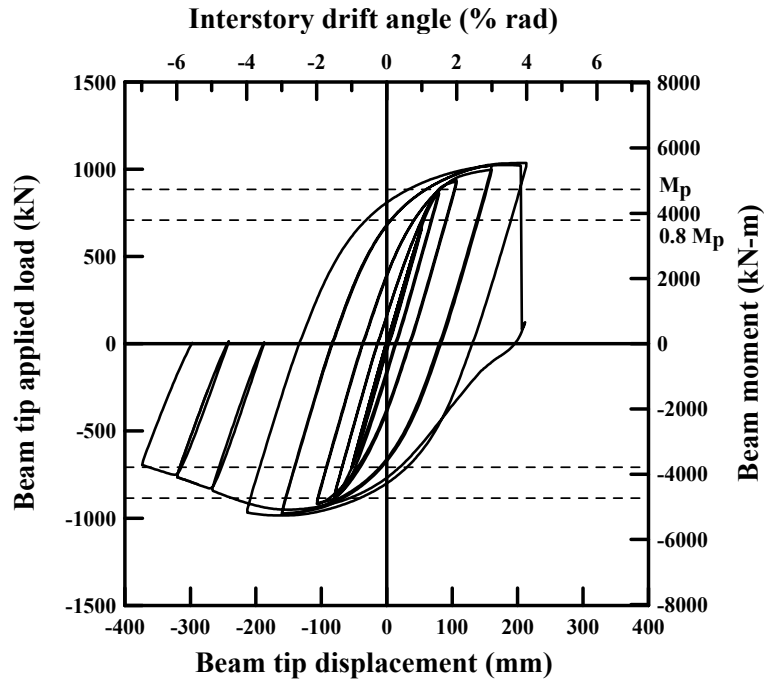
圖 4.90 試體 UN2 之遲滯迴圈圖 (續)



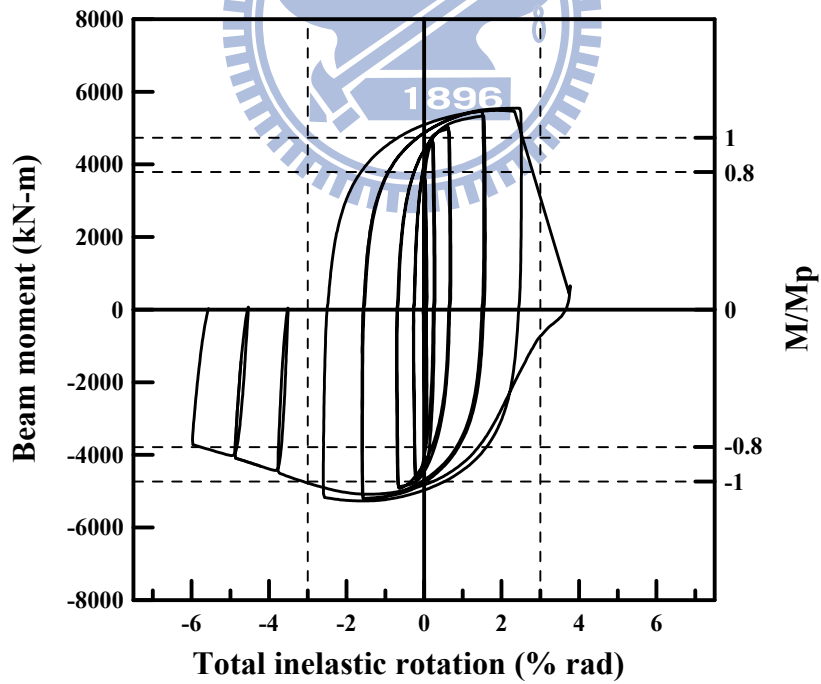
(e) 試體 UN2 之彎矩與梁變形所引致的變位角關係圖

圖 4.90 試體 UN2 之遲滯迴圈圖 (續)



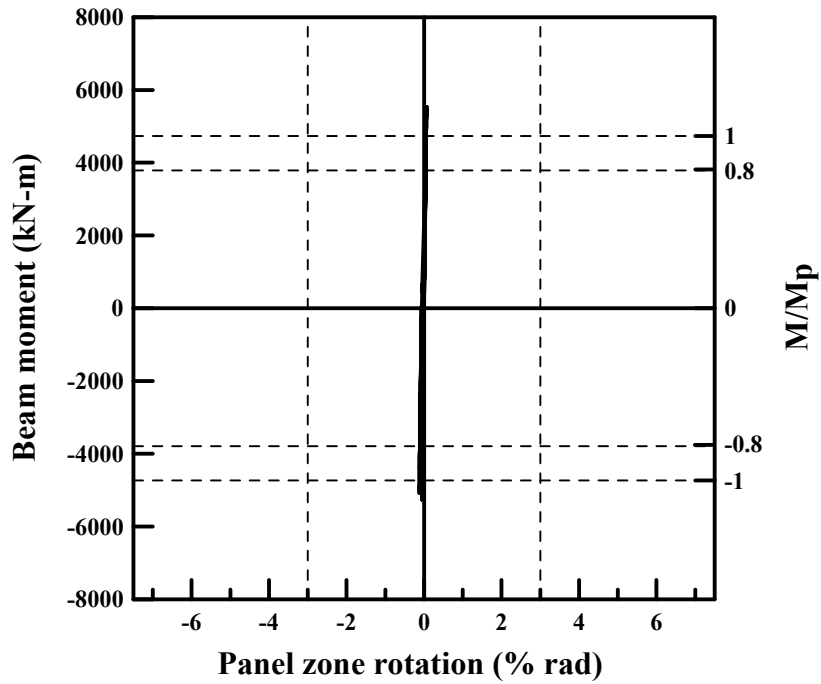


(a) 試體 OP1 之載重與位移關係圖

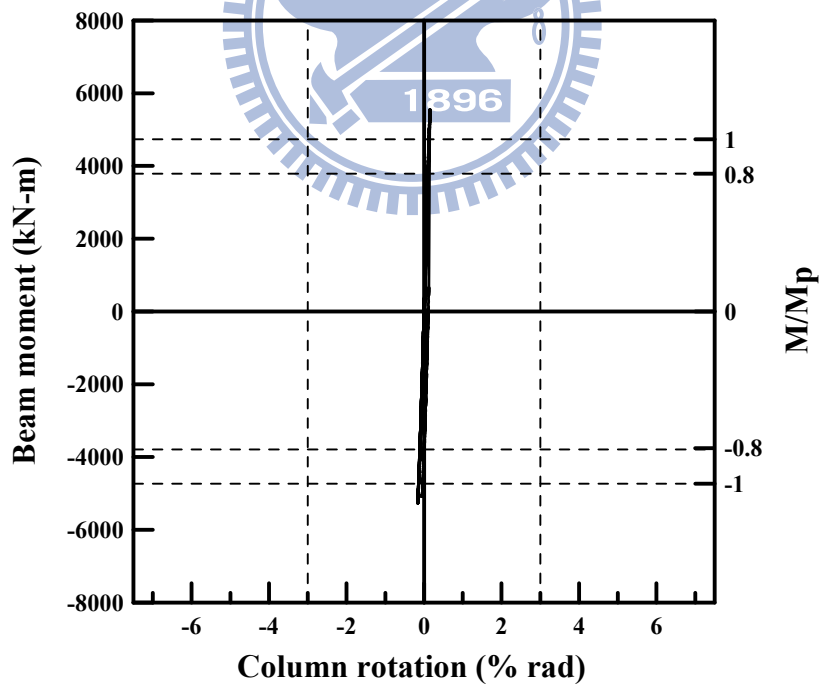


(b) 試體 OP1 之彎矩與總塑性轉角關係圖

圖 4.91 試體 OP1 之遲滯迴圈圖

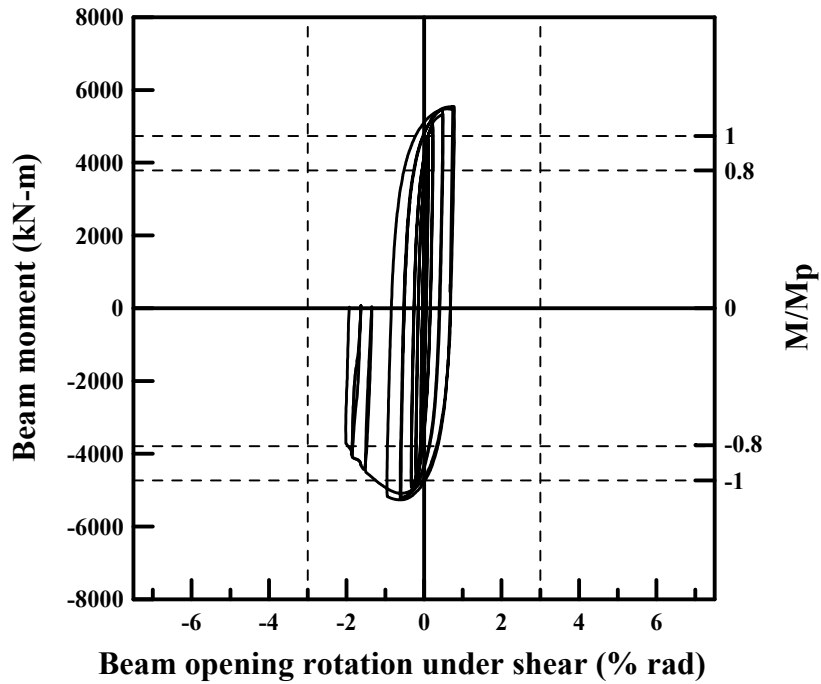


(c) 試體 OP1 之彎矩與梁柱交會區變形所引致的變位角關係圖

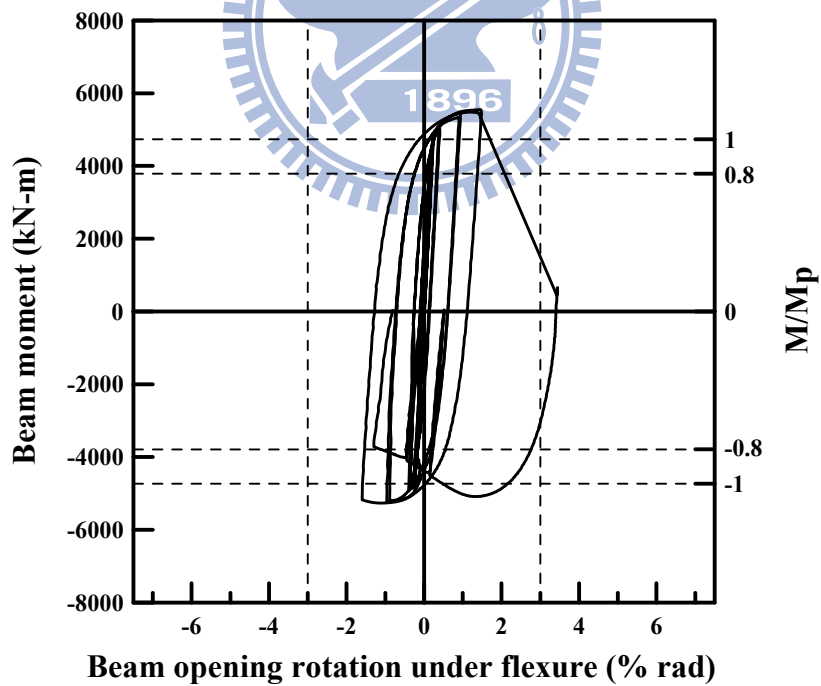


(d) 試體 OP1 之彎矩與柱變形所引致的變位角關係圖

圖 4.91 試體 OP1 之遲滯迴圈圖 (續)

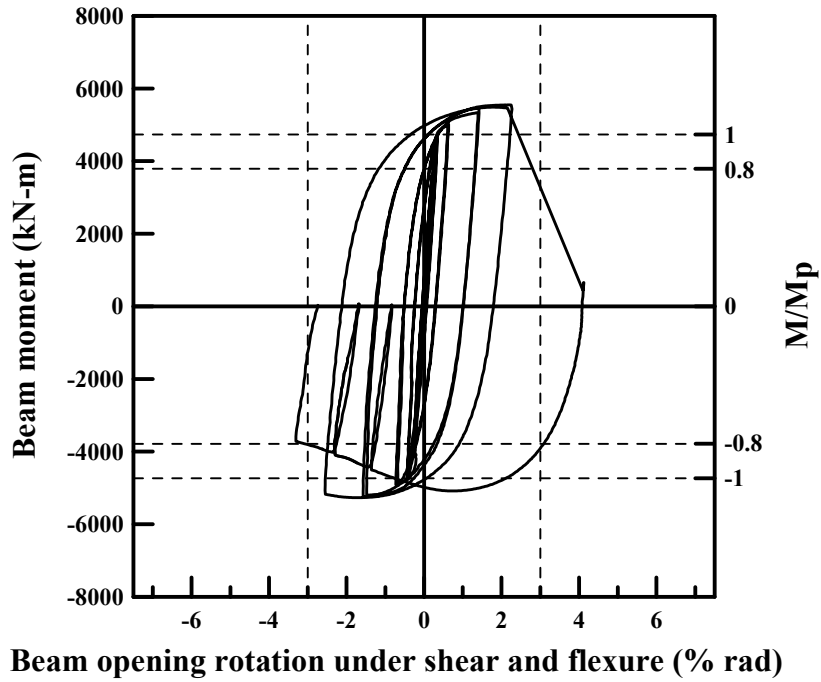


(e) 試體 OP1 之彎矩與梁腹板開孔區受剪力作用下引致變位角關係圖

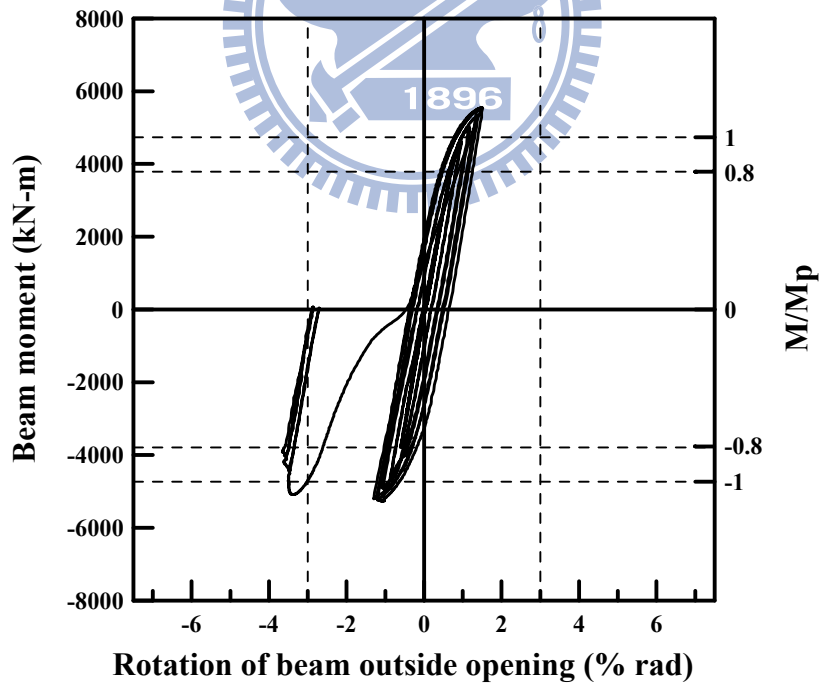


(f) 試體 OP1 之彎矩與梁腹板開孔區受撓曲作用下引致變位角關係圖

圖 4.91 試體 OP1 之遲滯迴圈圖 (續)



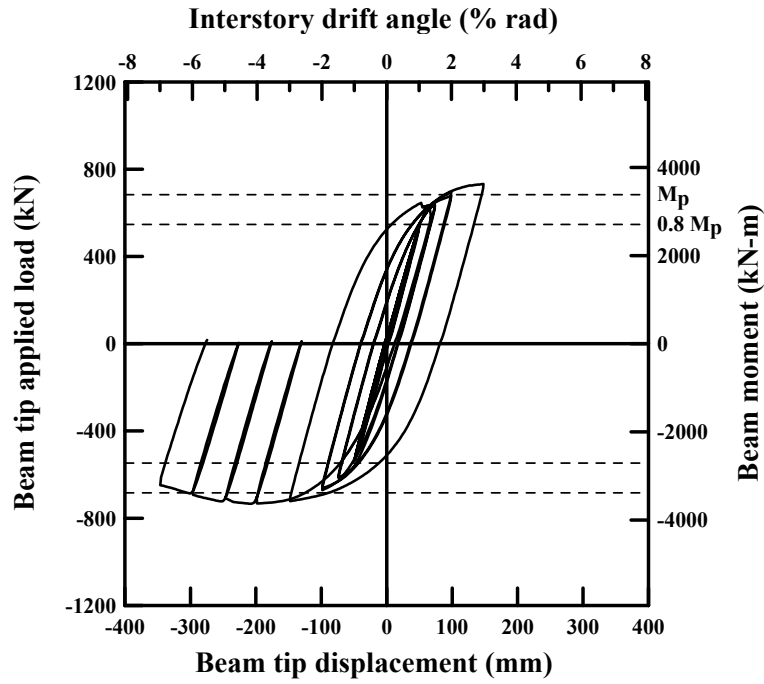
(g) 試體 OP1 之彎矩與梁腹板開孔區變形所引致變位角關係圖



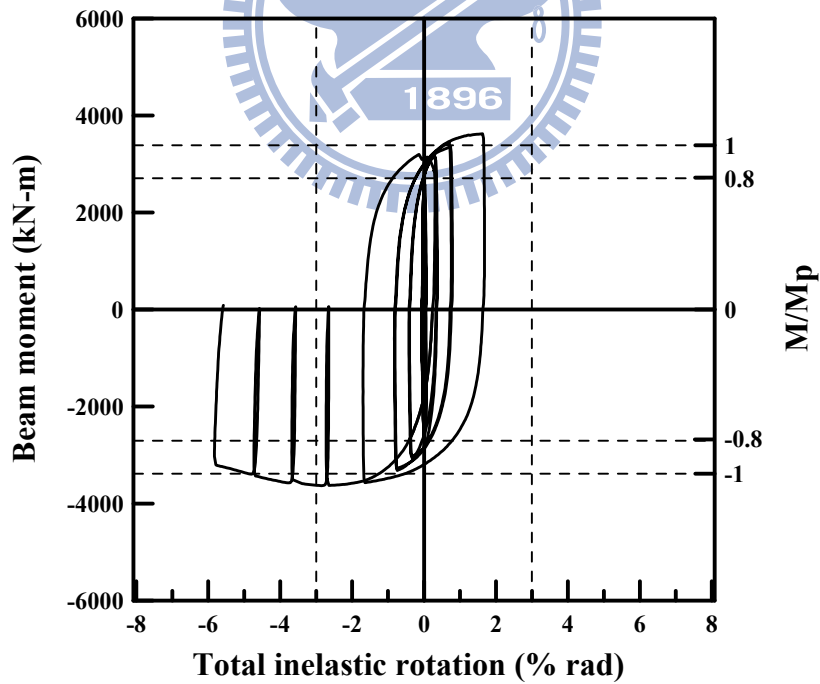
(h) 試體 OP1 之彎矩與梁扣除腹板開孔區變形引致的變位角關係圖

圖 4.91 試體 OP1 之遲滯迴圈圖 (續)



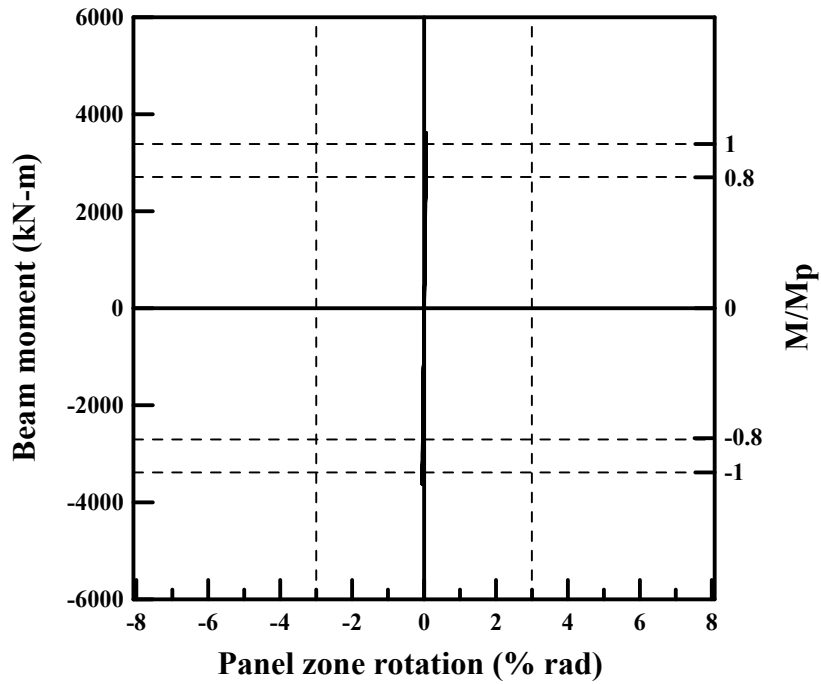


(a) 試體 OP2 之載重與位移關係圖

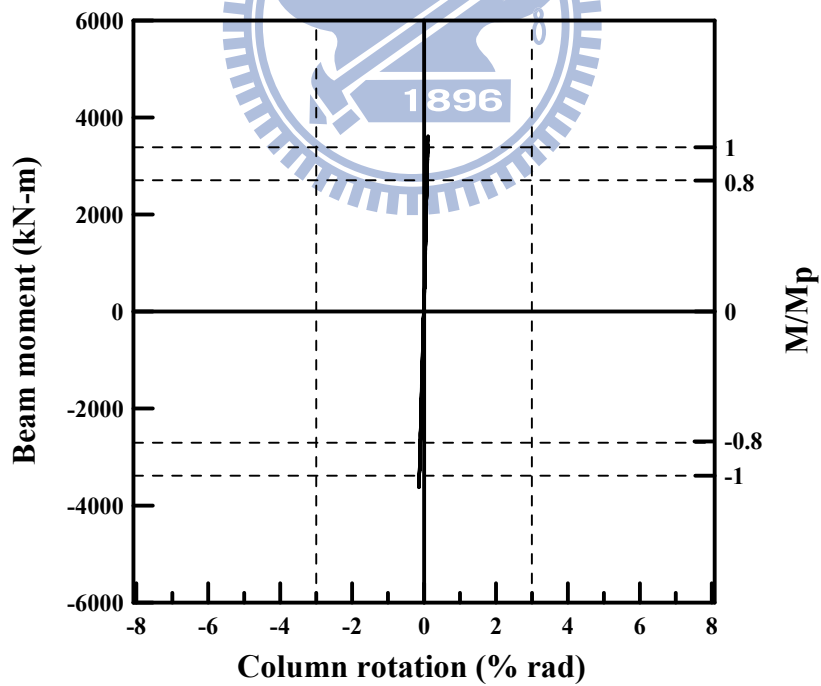


(b) 試體 OP2 之彎矩與總塑性轉角關係圖

圖 4.92 試體 OP2 之遲滯迴圈圖

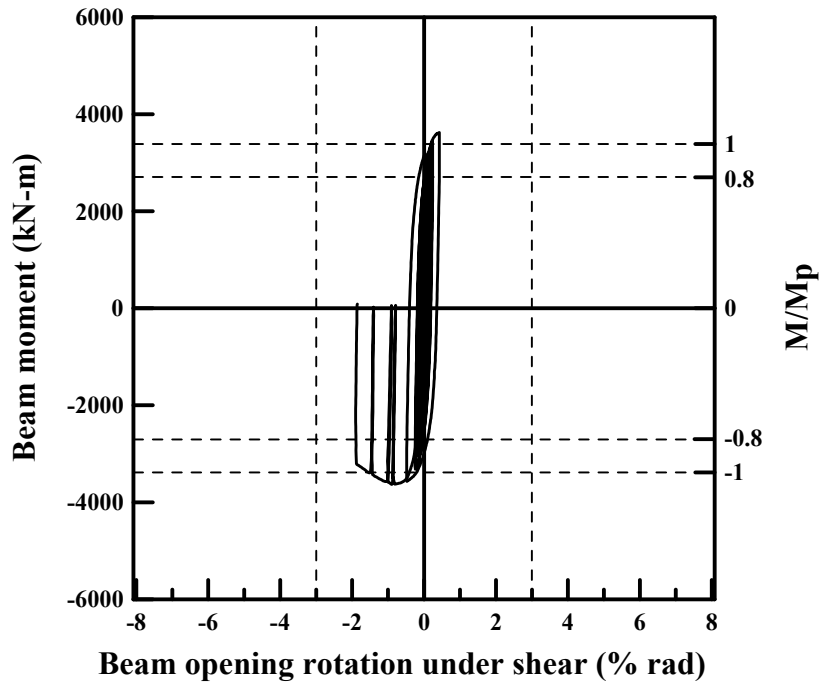


(c) 試體 OP2 之彎矩與梁柱交會區變形所引致的變位角關係圖

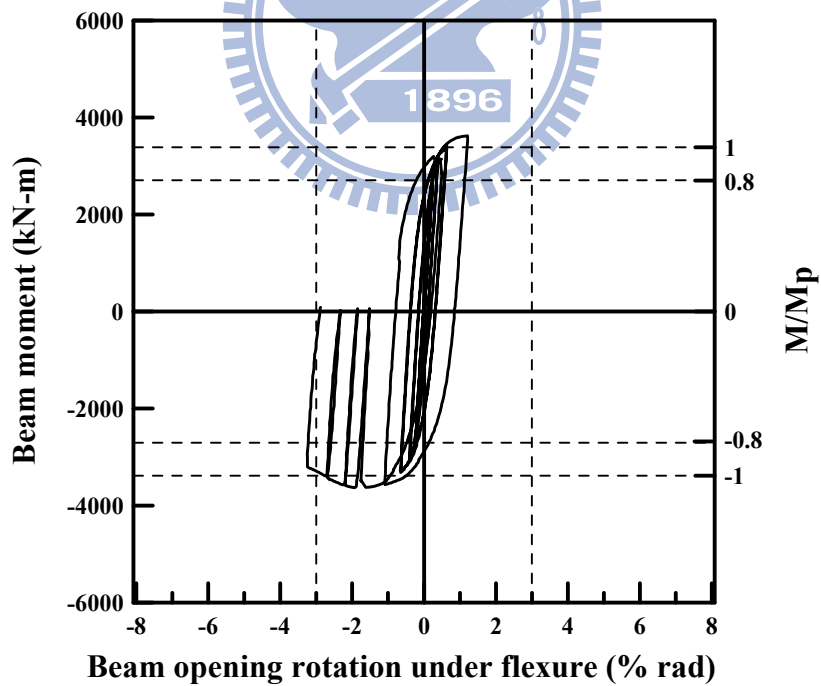


(d) 試體 OP2 之彎矩與柱變形所引致的變位角關係圖

圖 4.92 試體 OP2 之遲滯迴圈圖 (續)

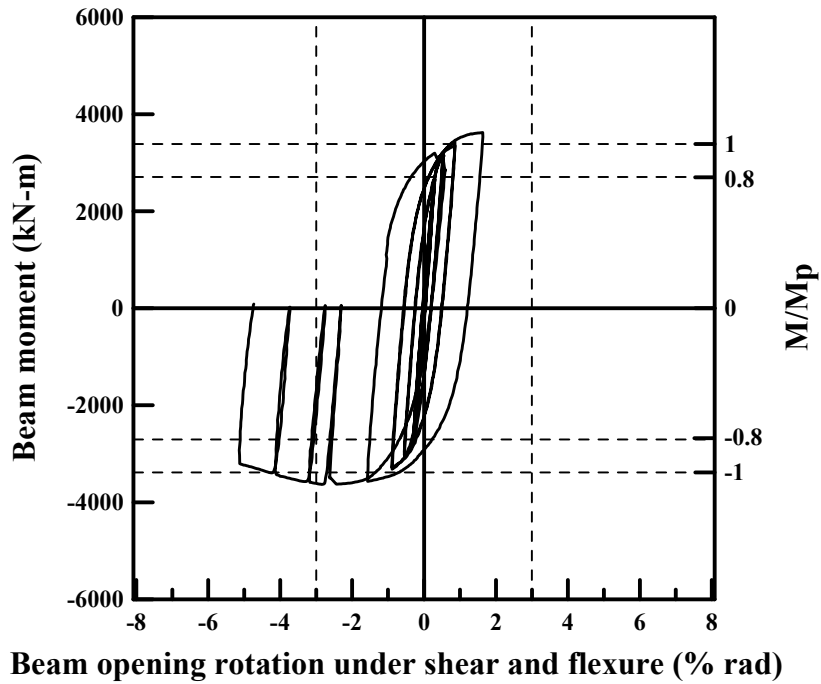


(e) 試體 OP2 之彎矩與梁腹板開孔區受剪力作用下引致變位角關係圖

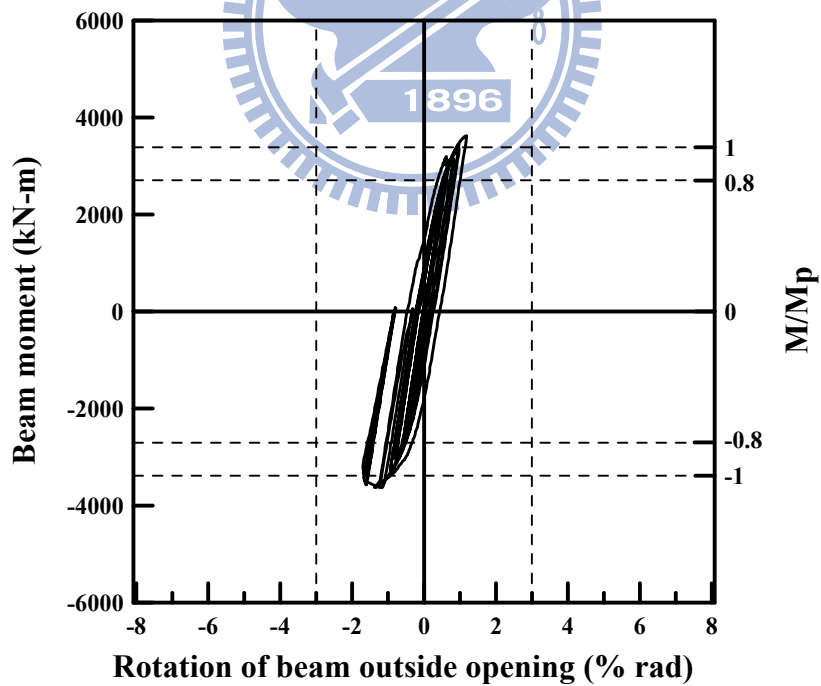


(f) 試體 OP2 之彎矩與梁腹板開孔區受撓曲作用下引致變位角關係圖

圖 4.92 試體 OP2 之遲滯迴圈圖 (續)



(g) 試體 OP2 之彎矩與梁腹板開孔區變形所引致變位角關係圖



(h) 試體 OP2 之彎矩與梁扣除腹板開孔區變形引致的變位角關係圖

圖 4.92 試體 OP2 之遲滯迴圈圖 (續)

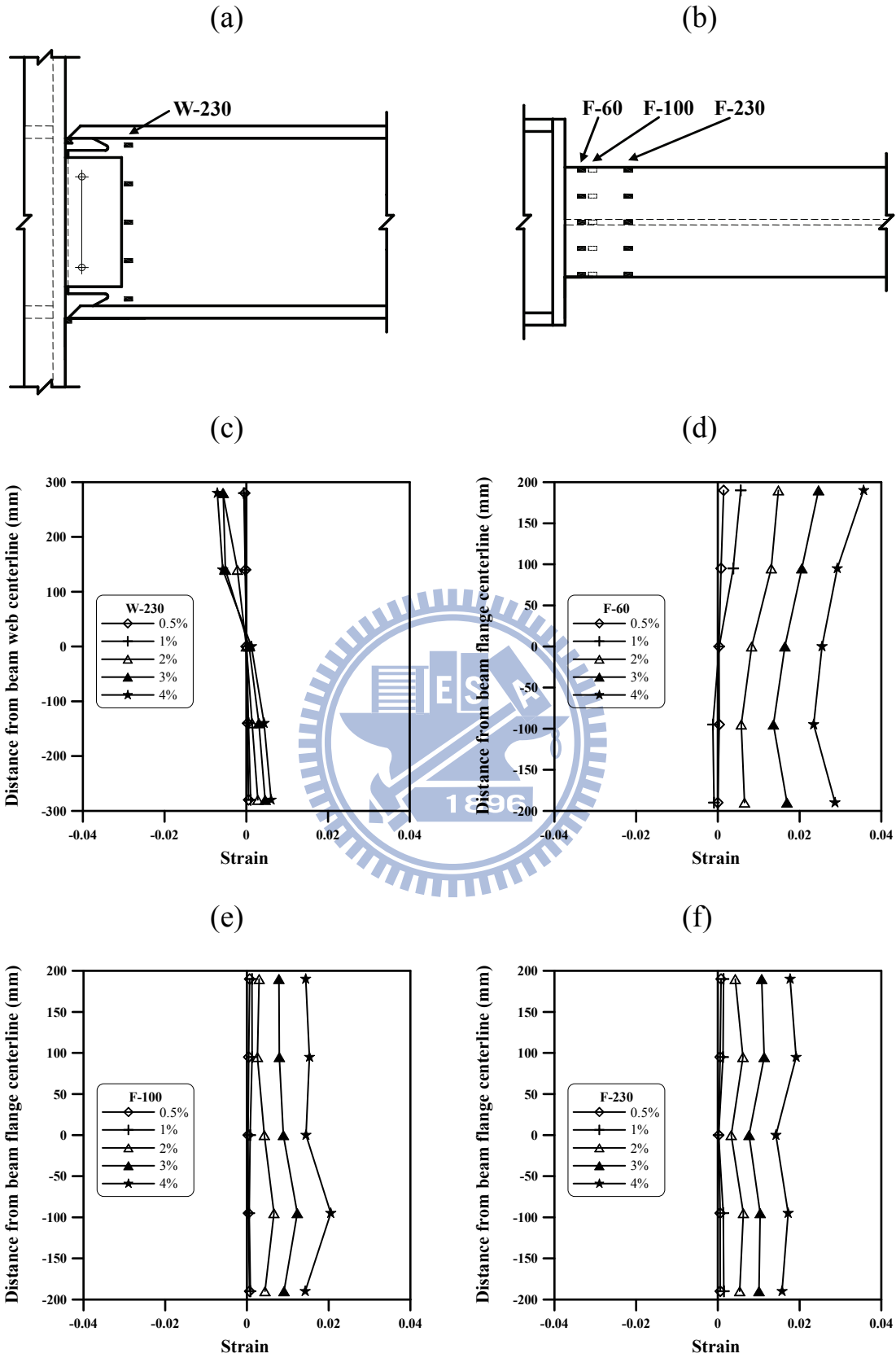


圖 4.93 試體 UN1 之梁腹與梁翼應變比較圖

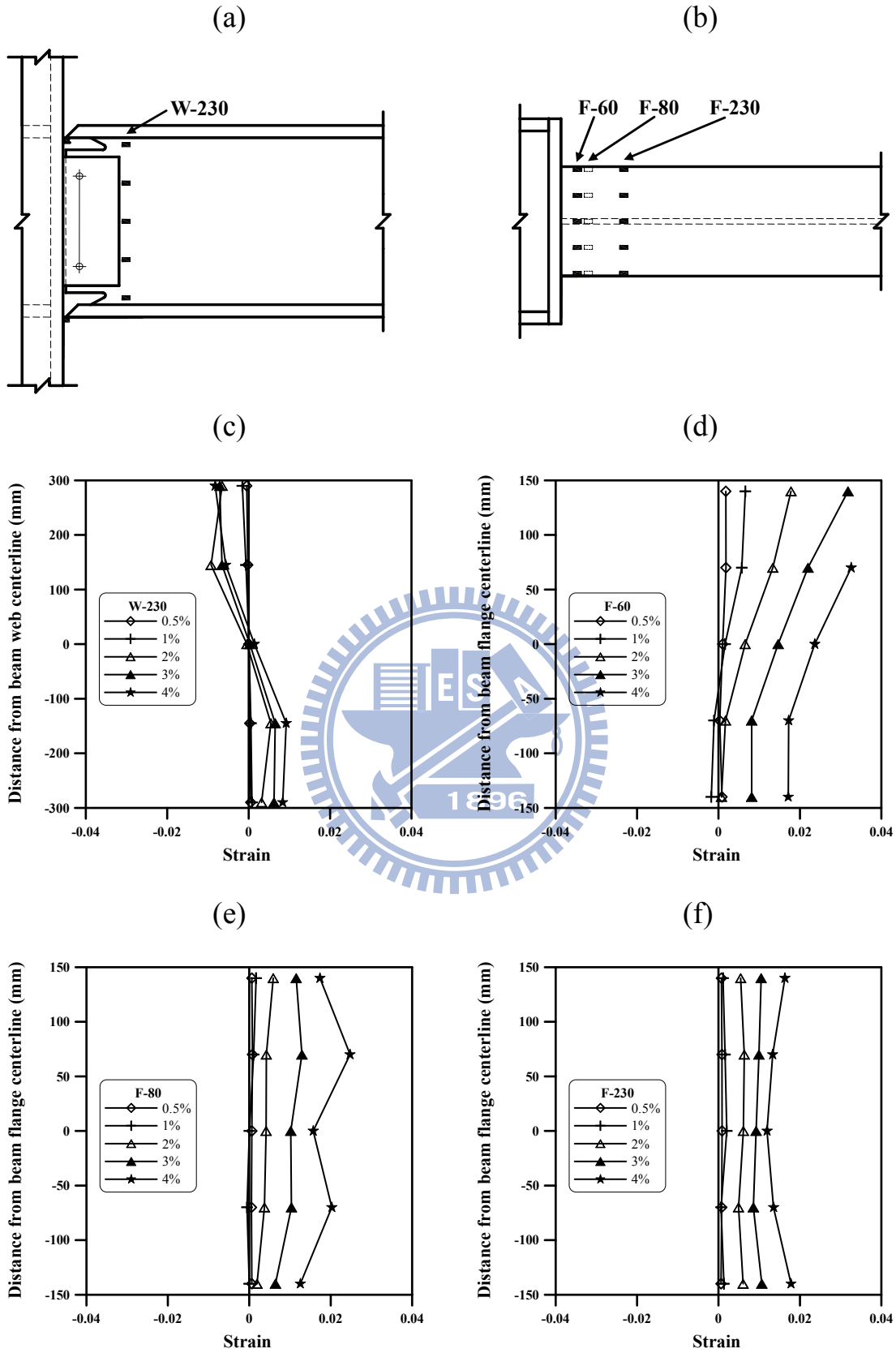


圖 4.94 試體 UN2 之梁腹與梁翼應變比較圖

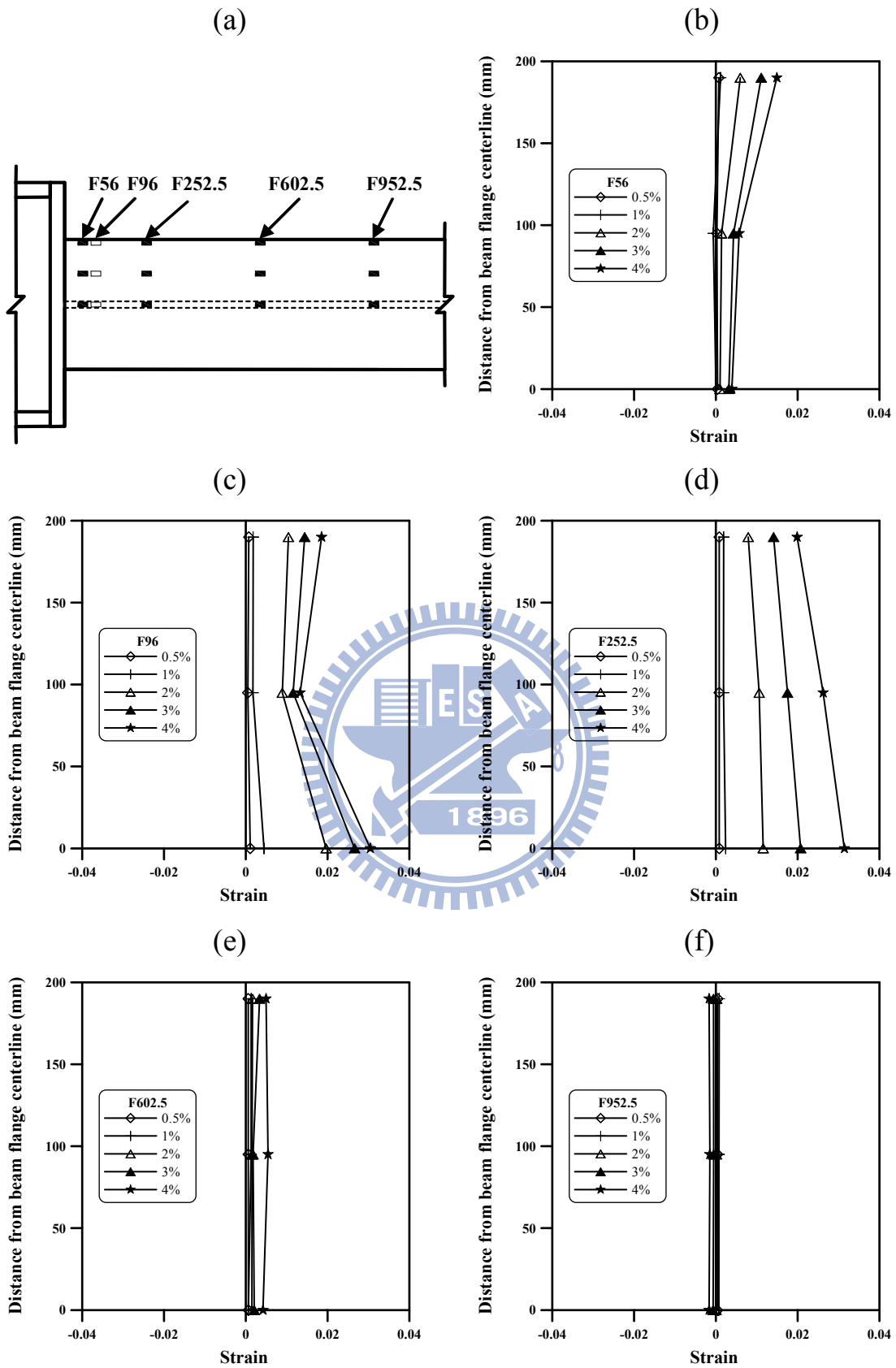


圖 4.95 試體 OP1 之梁翼應變比較圖

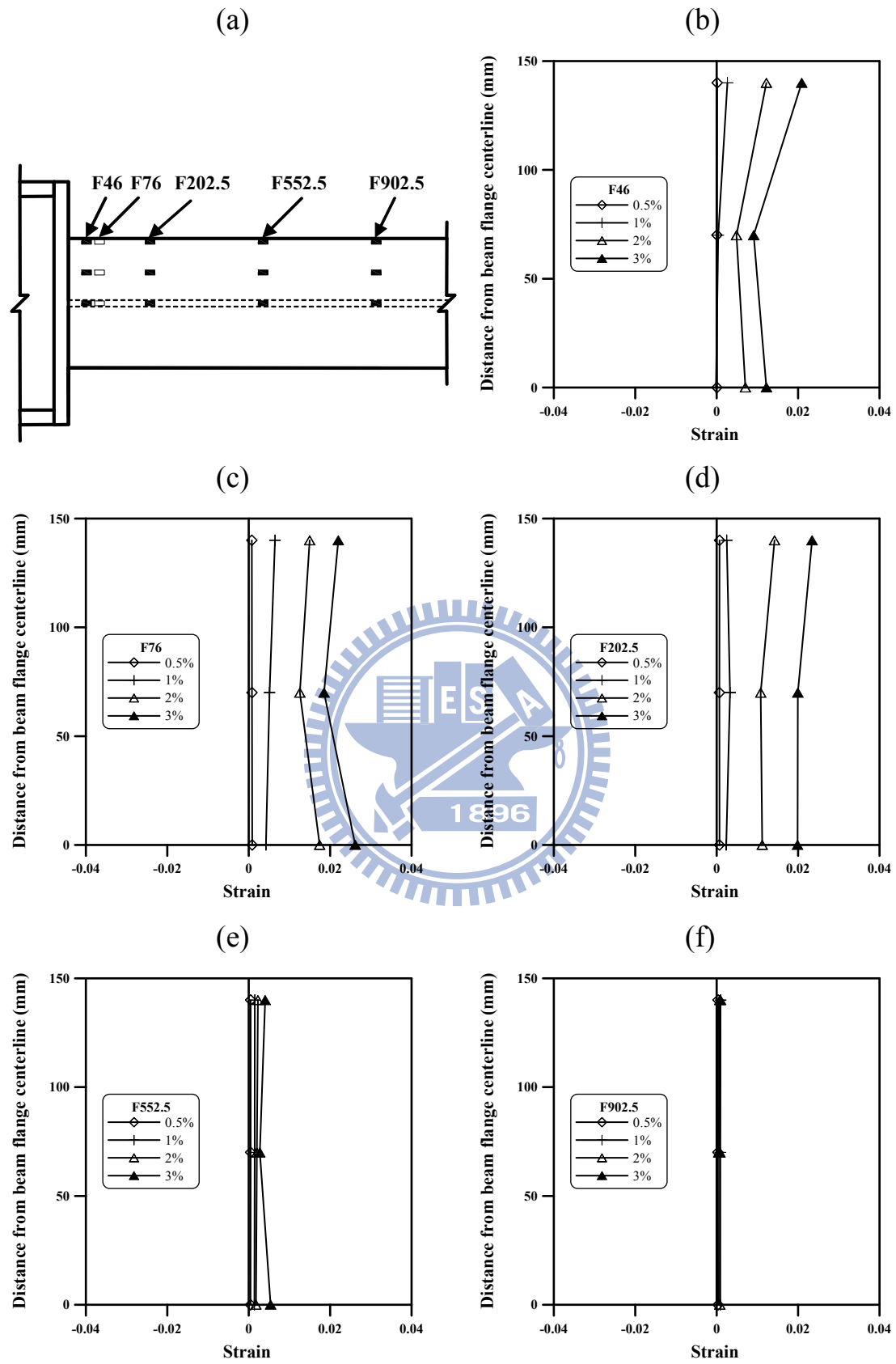


圖 4.96 試體 OP2 之梁翼應變比較圖



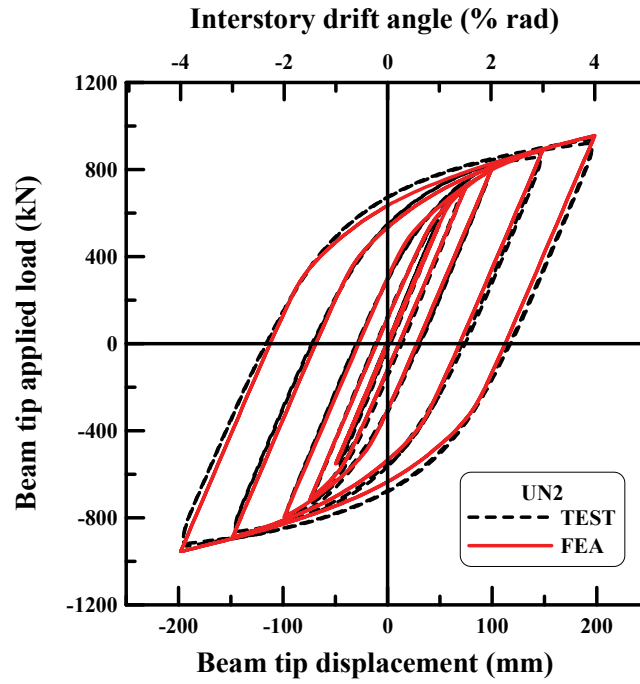


圖 5.1 試體 UN2 分析與實驗之梁端載重與位移曲線比較圖

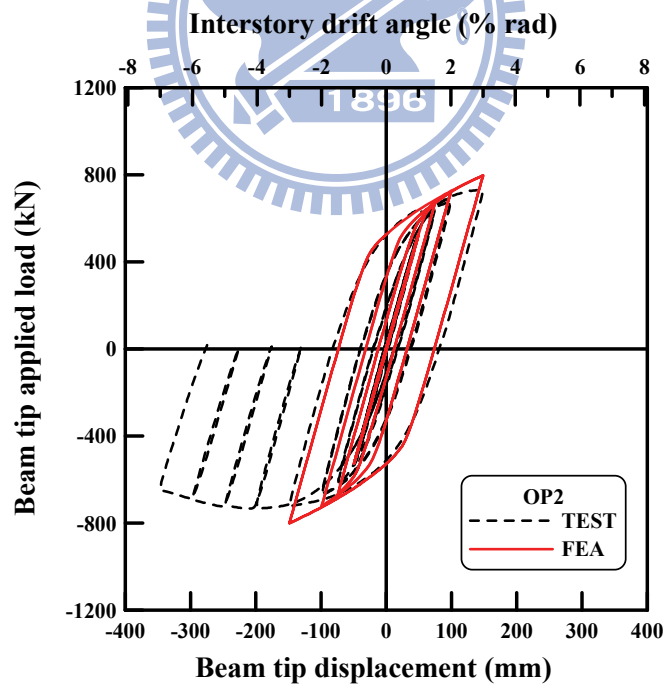


圖 5.2 試體 OP2 分析與實驗之梁端載重與位移曲線比較圖

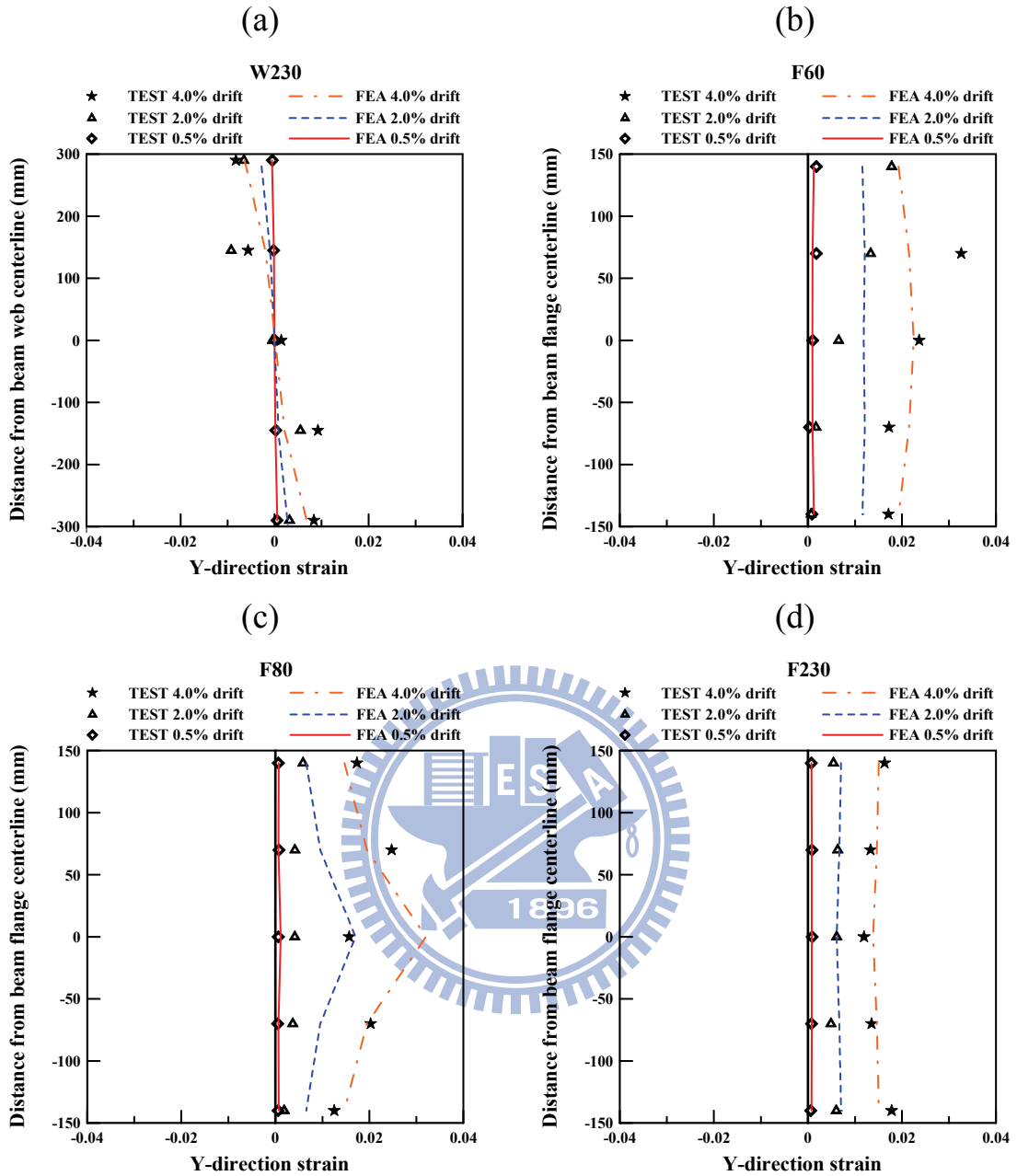


圖 5.3 試體 UN2 分析與實驗之應變分佈比較圖

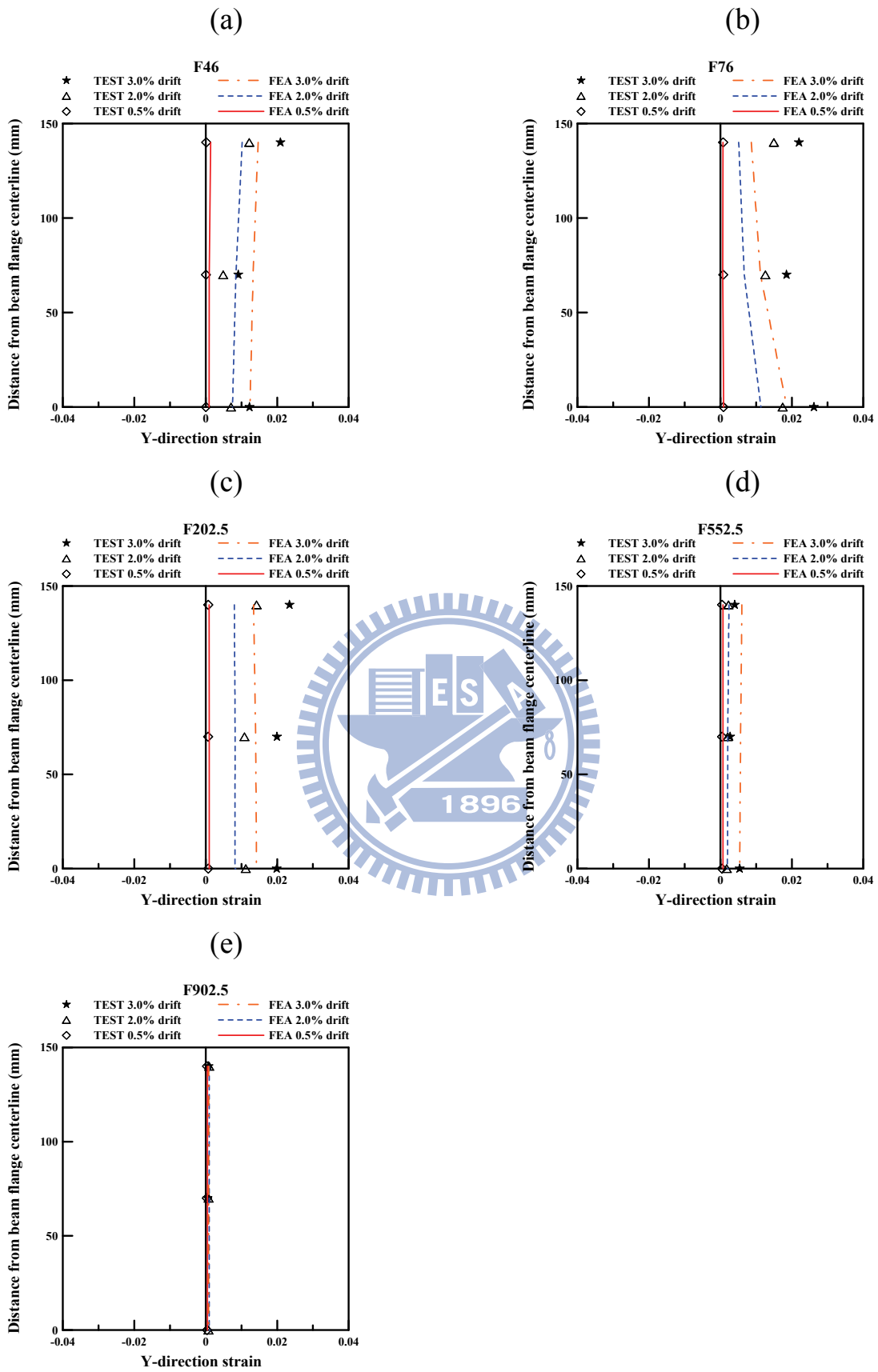


圖 5.4 試體 OP2 分析與實驗之梁翼應變分佈比較圖