

國立臺灣大學工學院土木工程學系

碩士論文

Department of Civil Engineering

College of Engineering

National Taiwan University

Master's Thesis

AISC 341 韌性鋸接組合箱型鋼柱新寬厚比規定研究

New Width-to-Thickness Limits for Steel Ductile Built-Up Box

Columns in AISC 341

陳緯軒

Wei-Hsuan Chen

指導教授：周中哲 博士

Advisor: Chung-Che Chou, Ph.D.

中華民國 114 年 8 月

August 2025

國立臺灣大學碩士學位論文

口試委員會審定書

NATIONAL TAIWAN UNIVERSITY

MASTER'S THESIS ACCEPTANCE CERTIFICATE

AISC 341韌性鋸接組合箱型鋼柱新寬厚比規定研究

New Width-to-Thickness Limits for Steel Ductile Built-Up Box Columns in AISC 341

本論文係 陳緯軒 (R12521234) 在國立臺灣大學土木工程學系結構工程組
完成之碩士學位論文，於民國114年7月31日承下列考試委員審查通過及口試
及格，特此證明。

The undersigned, appointed by the Department of Civil Engineering Structural Engineering on July 31,2025 have examined a Master's Thesis entitled above presented by Wei-Hsuan Chen (R12521234) candidate and hereby certify that it is worthy of acceptance.

口試委員 Oral examination committee:

周中哲

周中哲

(指導教授 Advisor)

鍾育霖

鍾育霖

蕭博謙

蕭博謙

吳東諭

吳東諭

系主管 Director :

葛宇甯

葛宇甯

致謝



特別感謝周中哲特聘教授兩年來的悉心指導，感謝周老師提供一個良好的研究環境，並給予學生最豐富的指導，使我具備從事研究工作的能力與素養，在此致上最誠摯的感謝。

學位口試期間，承蒙國立臺灣大學吳東諭教授、國立成功大學鍾育霖教授、國立臺灣科技大學蕭博謙教授的蒞臨指導，感謝各位老師所給予的指導與建議，使學生論文能更加完整。

感謝國家地震工程研究中心的各位弟兄與同仁，感謝家曼用精湛的技術操控MATS，使得實驗能順利進行，感謝慎佑、弟兄剛哥、豪哥於實驗期間幫忙吊裝試體協助實驗順利進行，也感謝弟兄豪哥於實驗結束後幫忙將試體底板切除，使後續觀察能順利進行。

特別感謝 512 的研究室成員，於實驗期間的鼎力相助，沒有你們就沒有這份論文，感謝好同學澔瑋(假甲、IU 的狗)、曼謬(小貓喵喵喵、太妍的狗)，學弟培華(卡逼巴啦、邪惡銀龍魚)、誠恩(藍甲)、睿廷(NBA 灰狼隊-Anthony Edwards、母胎單身-勝理)、學妹彥妤，感謝學長金漢對我的指導、Alvaro(楊家辰)幫我練英文、浚瑋(台大狂亂憲貓)陪我們打 LOL、立宇(小胖貓)逗我們笑、其錚(一隻瘋狗)總是給予我們最專業的建議。

最後感謝我的家人，謝謝你們的栽培，衷心感謝你們。

摘要



本研究主要延續 Tedjasukmana(2024)與 Chou and Chen(2020)之研究，探討矩形鍚接箱型鋼柱在中軸力與高軸力作用下之耐震行為，並與先前針對正方形鍚接箱型鋼柱之實驗結果進行比較，進一步分析翼板與腹板寬厚比變化對鋼柱耐震性能之影響。試驗結果顯示，翼板與腹板之寬厚比均對構件行為具顯著影響，且兩者間存在交互作用；在承受相同軸力條件下，較大的翼板或腹板寬厚比會導致局部挫屈提早發生，進而造成彎矩強度較快遞減與韌性下降，整體耐震行為亦隨之惡化。

Chou and Chen(2020)針對六支採用高強度鋼材(SM570MC)之鍚接箱型鋼柱進行反覆側推試驗，探討不同寬厚比、軸力比與載重歷時(AISC 反覆載重歷時與近斷層載重歷時)對構件耐震性能之影響，試體之翼板寬厚比範圍為 $b/t=11、12、14、16$ 與 20 。試驗結果指出，AISC 341 所採用之反覆載重歷時比近斷層載重歷時嚴格許多。Tedjasukmana(2024)則延續此研究，擴大寬厚比範圍至 24 至 36 ，並分別施加高軸力($0.4P_{ya}$)與低軸力($0.2P_{ya}$)進行試驗，同時整合過往針對正方形箱型鋼柱之試驗資料，透過迴歸分析提出適用於美國與台灣鋼構規範之建議寬厚比規定，試驗結果顯示現行 AISC 341-22 對寬厚比之限制過於保守。

然而，Tedjasukmana(2024)所建立之實驗資料庫僅涵蓋正方形鍚接箱型鋼柱，為使資料庫更完整，本研究新增六組矩形鋼柱試體之實驗資料，並透過有限元素模擬以擴充資料量，最終建構包含 78 組鋼柱之完整資料庫，進行迴歸分析並提出修正後適用於正方形與矩形箱型鋼柱之 AISC 341 高等與中等韌性構件寬厚比建議規定，期能為未來美國與台灣鋼構規範之修訂提供參考依據。

關鍵字：矩形鍚接組合箱型鋼柱、寬厚比、耐震設計、反覆側推試驗

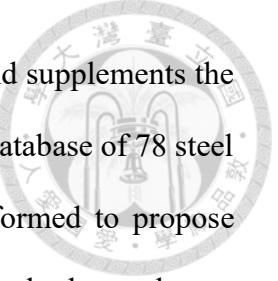
ABSTRACT



This study builds upon the research conducted by Tedjasukmana (2024) and Chou and Chen (2020), focusing on the seismic behavior of rectangular welded box columns under moderate and high axial loads. The test results are compared with previous experiments on square welded box columns to further investigate the influence of flange and web width-to-thickness ratios on the seismic performance of steel columns. The results indicate that both flange and web b/t ratios significantly affect the structural behavior, with clear interactive effects between the two. Under the same axial load condition, a larger flange or web b/t ratio leads to earlier local buckling, resulting in faster moment strength degradation, reduced ductility, and an overall deterioration in seismic performance.

Chou and Chen (2020) conducted cyclic lateral loading tests on six welded box columns made of high-strength steel (SM570MC), examining the effects of different b/t ratios, axial load ratios, and loading histories (AISC cyclic loading protocol and near-fault loading protocol) on seismic performance. The flange b/t ratios of the specimens ranged from 11, 12, 14, 16, to 20. Their results showed that the cyclic loading protocol adopted by AISC 341 is significantly more stringent than the near-fault loading protocol. Tedjasukmana (2024) extended this study by increasing the b/t range to 24–36 and testing under high ($0.4P_{ya}$) and low ($0.2 P_{ya}$) axial loads. By integrating previous data on square box columns, a regression analysis was conducted to propose recommended b/t limits suitable for both U.S. and Taiwanese steel design codes. The results revealed that the current AISC 341-22 b/t limits are overly conservative.

However, the database developed by Tedjasukmana (2024) only covered square welded box columns. To enhance the completeness of the database, this study adds



experimental data from six new rectangular box column specimens and supplements the dataset with finite element simulations. Ultimately, a comprehensive database of 78 steel column cases is established, from which regression analysis is performed to propose revised width-to-thickness limits applicable to both square and rectangular box columns for highly and moderately ductile members per AISC 341. The proposed limits aim to serve as a reference for future revisions of steel design codes in the U.S. and Taiwan.

Keywords: Rectangular Section Built-up Box Columns, Width-to-Thickness Ratio, Seismic Compactness Limit, Cyclic Lateral Loading Test

目次



口試委員會審定書	i
致謝	ii
摘要	iii
ABSTRACT	iv
目次	vi
圖次	x
表次	xiii
照片次	xiv
第一章 緒論	1
1.1 文獻回顧	1
1.1.1 各國寬厚比規範	1
1.1.2 鋼接箱型鋼柱研究	2
1.2 研究動機與目的	5
1.3 研究方法	6
1.4 論文架構	6
第二章 單柱實驗	7
2.1 前言	7
2.2 實驗資料庫建立	7
2.3 試體介紹	8
2.4 載重歷時與實驗流程	10
2.5 實驗機台與儀器配置	10
2.5.1 多軸向試驗系統 MATS	10
2.5.2 位移計	11

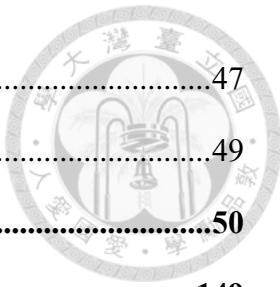


2.5.3	應變計	11
2.5.4	影像量測系統 Motion Capture	11
2.6	材料性質	12
2.7	實驗觀察	12
2.7.1	試體 I-11-24-20	12
2.7.2	試體 I-11-24-40	13
2.7.3	試體 I-12-41-20	14
2.7.4	試體 I-12-41-40	14
2.7.5	試體 I-24-42-20	15
2.7.6	試體 I-24-42-40	16
2.8	試體整體行為比較	17
2.8.1	I-24-24 與 I-11-24 比較	17
2.8.2	I-12-41 與 I-24-42 比較	18
2.8.3	I-11-24 與 I-12-41 比較	19
2.8.4	I-24-24 與 I-24-42 比較	20
2.9	試體局部行為比較	22
2.9.1	正方形斷面試體局部挫屈比較	22
2.9.2	矩形斷面試體局部挫屈比較	22
2.10	試體裂縫觀察與分析	25
2.10.1	前言	25
2.10.2	裂縫觀察	26
2.10.3	製造建議	28
第三章	有限元素分析與驗證	29
3.1	前言	29
3.2	建模方法	29



3.2.1	模型介紹	29
3.2.2	材料性質擬合	29
3.2.3	接觸性質與網格尺寸	30
3.2.4	邊界條件與力量加載	31
3.2.5	ABAQUS 求解器	31
3.3	初始缺陷的影響	32
3.4	模型驗證結果	32
3.5	近斷層載重之參數研究	32
3.6	箱型鋼柱資料庫建立	33
第四章	AISC 341 新寬厚比規定發展	34
4.1	前言	34
4.2	迴歸分析	34
4.2.1	迴歸模型建立	34
4.2.2	分析方法	34
4.3	新寬厚比規定設計	36
4.3.1	軸力修正係數 γ_a	36
4.3.2	邊界條件修正係數 γ_b	36
4.3.3	側向載重歷時修正係數 γ_l	37
4.3.4	新寬厚比規定建立	37
4.4	新寬厚比規定討論	40
4.4.1	新寬厚比規定與各國規範比較	40
4.4.2	新寬厚比規定與實驗結果比較	41
4.4.3	新寬厚比規定後續研究	44
4.5	高樓層柱寬厚比規定討論	45
第五章	結論與建議	47

5.1	結論	47
5.2	建議	49
參考文獻		50
附錄 A 各國規範		149



圖次



圖 1.1 Chou and Chen (2020).....	67
圖 1.2 Chou and Wu (2019).....	68
圖 1.3 Chou et al. (2024)	69
圖 1.4 Ozkula et al. (2021)	69
圖 1.5 Tedjasukmana (2024).....	70
圖 1.6 Su et al. (2006)	71
圖 1.7 Hassan Moghaddam et al. (2021).....	72
圖 2.1 試體斷面	73
圖 2.2 實驗斷面與各國規範比較	73
圖 2.3 M_{pc} 推導(Tedjasukmana 2024)	74
圖 2.4 載重歷時	74
圖 2.5 MATS	74
圖 2.6 試體儀器配置	75
圖 2.7 試體側向力遲滯迴圈	76
圖 2.8 試體彎矩遲滯迴圈	77
圖 2.9 試體軸向變形	78
圖 2.10 試體軸力	79
圖 2.11 試體柱底翼板塑鉸區軸向應變與彎矩歷時	80
圖 2.12 各試體彎矩遲滯迴圈比較	81
圖 2.13 試體 I-24-24-20 與試體 I-11-24-20 遲滯迴圈與挫屈比較.....	82
圖 2.14 試體 I-24-24-40 與試體 I-11-24-40 遲滯迴圈與挫屈比較.....	83
圖 2.15 試體 I-12-41-20 與試體 I-24-42-20 遲滯迴圈與挫屈比較.....	84
圖 2.16 試體 I-12-41-40 與試體 I-24-42-40 遲滯迴圈與挫屈比較.....	85



圖 2.17 試體 I-11-24-20 與試體 I-12-41-20 遲滯迴圈與挫屈比較.....	86
圖 2.18 試體 I-11-24-40 與試體 I-12-41-40 遲滯迴圈與挫屈比較.....	87
圖 2.19 試體 I-24-24-20 與試體 I-24-42-20 遲滯迴圈與挫屈比較.....	88
圖 2.20 試體 I-24-24-40 與試體 I-24-42-40 遲滯迴圈與挫屈比較.....	89
圖 2.21 鋼柱初始裂縫比較	90
圖 2.22 正方形斷面挫屈與強度比較	91
圖 2.23 矩形斷面挫屈與強度比較 (紅線:高軸力, 藍線:低軸力)	92
圖 3.1 有限元素模型	93
圖 3.2 材料參數擬合	94
圖 3.3 初始缺陷的影響 (Tedjasukmana 2024)	94
圖 3.4 彎矩遲滯迴圈有限元素模型驗證結果	95
圖 3.5 軸向變形有限元素模型驗證結果	97
圖 3.6 挫屈量有限元素模型驗證結果	98
圖 3.7 正方形與矩形斷面有限元素模型與實驗挫屈趨勢比較	101
圖 3.8 I-11-24-20 實驗和模擬挫屈比較 (第一圈)	102
圖 3.9 I-11-24-40 實驗和模擬挫屈比較 (第一圈)	103
圖 3.10 I-12-41-20 實驗和模擬挫屈比較 (第一圈)	104
圖 3.11 I-12-41-40 實驗和模擬挫屈比較 (第一圈)	105
圖 3.12 I-24-42-20 實驗和模擬挫屈比較 (第一圈)	106
圖 3.13 I-24-42-40 實驗和模擬挫屈比較 (第一圈)	107
圖 3.14 近斷層加載歷時	108
圖 3.15 近斷層載重和反覆載重有限元素模擬結果	109
圖 3.16 資料庫斷面分布	109
圖 3.17 資料庫各參數與 SDA_{cr} 關係	110
圖 4.1 邊界條件示意圖 (Ozkula et al. 2021)	111



圖 4.2 邊界條件修正係數	111
圖 4.3 Near-Fault SDA_{cr} 定義 (Ozkula et al. 2021)	112
圖 4.4 近斷層載重和反覆載重有限元素模擬結果	113
圖 4.5 模型預測值與實際值比較	114
圖 4.6 實驗資料模型預測值與實際值比較	114
圖 4.7 實驗資料之模型預測值與實際值誤差	114
圖 4.8 簡化前與簡化後比較 (SN490B).....	115
圖 4.9 新寬厚比規定與各國規範比較 (SN490B).....	115
圖 4.10 新寬厚比規定與各國規範比較 (SM570MC)	116
圖 4.11 新寬厚比規定與各國規範比較 (A572 Gr.50).....	117
圖 4.12 實驗資料與新寬厚比規定、AISC 341-22 比較 (SN490B)	118
圖 4.13 迴歸模型預測值比較	119
圖 4.14 新寬厚比規定比較 (SN490B).....	119

表次



表 1.1 各國翼板寬厚比規定	53
表 1.2 各國腹板寬厚比規定	54
表 2.1 實驗試體資料庫	55
表 2.2 試驗參數	56
表 2.3 各試體斷面參數	56
表 2.4 材料性質	56
表 2.5 柱頂裂縫與背墊板鍛接情形	57
表 2.6 柱底裂縫與背墊板鍛接情形	58
表 2.7 鋼柱裂縫與內部背墊板鍛接情形	59
表 3.1 有限元素分析斷面參數	60
表 3.2 有限元素分析材料參數	64
表 4.1 邊界條件修正係數	65
表 4.2 側向載重歷時修正係數	65
表 4.3 模型預測值與實際值比較	66

照片次



照片 2.1 實驗配置	120
照片 2.2 I-11-24-20 試體整體實驗照片	121
照片 2.3 I-11-24-20 試體局部實驗照片	122
照片 2.4 I-11-24-40 試體整體實驗照片	125
照片 2.5 I-11-24-40 試體局部實驗照片	126
照片 2.6 I-12-41-20 試體整體實驗照片	129
照片 2.7 I-12-41-20 試體局部實驗照片	130
照片 2.8 I-12-41-40 試體整體實驗照片	132
照片 2.9 I-12-41-40 試體局部實驗照片	133
照片 2.10 I-24-42-20 試體整體實驗照片	135
照片 2.11 I-24-42-20 試體局部實驗照片	136
照片 2.12 I-24-42-40 試體整體實驗照片	139
照片 2.13 I-24-42-40 試體局部實驗照片	140
照片 2.14 鋼柱背墊板點鋸實際照片	142
照片 2.15 翼板裂縫 (內側背墊板腹板點鋸).....	142
照片 2.16 腹板裂縫 (內側背墊板腹板點鋸).....	143
照片 2.17 翼板和腹板裂縫 (內側背墊板翼板和腹板點鋸).....	143
照片 2.18 翼板裂縫 (內側背墊板翼板腹板點鋸).....	144
照片 2.19 翼板和腹板裂縫 (內側背墊板腹板點鋸).....	144
照片 2.20 翼板和腹板裂縫 (內側背墊板翼板點鋸).....	145
照片 2.21 翼板和腹板裂縫 (內側背墊板無點鋸).....	145
照片 2.22 翼板和腹板皆無裂縫 (內側背墊板腹板點鋸).....	146
照片 2.23 翼板和腹板皆無裂縫 (內側背墊板翼板和腹板點鋸).....	146



照片 2.24 翼板和腹板皆無裂縫 (內側背墊板無點鋸).....	147
照片 2.25 翼板和腹板皆無裂縫 (內側背墊板翼板點鋸).....	147
照片 2.26 腹板裂縫 (內側背墊板翼板和腹板點鋸).....	148
照片 2.27 腹板裂縫 (內側背墊板無點鋸).....	148



第一章 緒論

1.1 文獻回顧

1.1.1 各國寬厚比規範

本研究主要比較美國 AISC 341-22 (2022)、台灣鋼結構極限設計法 (2010) 以及日本 AIJ (2010) 規範，各國規範對翼板寬厚比的計算方式以及限制皆有些許差異，美國規範與台灣規範之寬厚比定義為 b/t ，而日本規範之寬厚比定義為 B/t ，其中 B 為翼板全寬， b 為翼板全寬減去 2 倍腹板的厚度，本研究後續比較皆使用 b/t ，因此用全寬算出之寬厚比 B/t 要減去 2 來換算成 b/t ，各國規範之翼板寬厚比規定值如表 1.1 所示。

美國 AISC 341-22 對鍛接箱型鋼柱翼板之高等韌性構件 (λ_{hd}) 以及中等韌性構件 (λ_{md}) 限制為：

$$\lambda_{hd} : \frac{b}{t} \leq 0.55 \sqrt{\frac{E}{R_y F_y}} \quad (1.1)$$

$$\lambda_{md} : \frac{b}{t} \leq 1.00 \sqrt{\frac{E}{R_y F_y}} \quad (1.2)$$

台灣鋼結構極限設計法對鍛接箱型鋼柱翼板之塑性設計斷面 (λ_{pd}) 限制為：

$$\lambda_{pd} : \frac{b}{t} \leq \frac{45}{\sqrt{F_y}} \quad (1.3)$$

日本 AIJ (2010) 規範對鍛接箱型鋼柱翼板之 P-I-1 等級斷面限制為：

$$\text{P-I-1} : \frac{B}{t} \leq 1.1 \sqrt{\frac{E}{F_y}} \quad (1.4)$$

各國規範對腹板寬厚比的計算方式以及限制也有些許差異，美國規範與台灣規範之寬厚比定義為 h/t ，其中 h 為腹板全深減去 2 倍翼板的厚度，而日本規範則



僅考慮正方形斷面($b/t=h/t$)未對矩形斷面的腹板寬厚比做限制。各國規範之腹板寬厚比規定值如表 1.2 所示。

美國 AISC 341-22 對鋸接箱型鋼柱腹板之高等韌性構件(λ_{hd})以及中等韌性構件(λ_{md})限制為：

$$\lambda_{hd} : \text{For } C_a \leq 0.113: \frac{h}{t} \leq 2.45(1-1.04C_a) \sqrt{\frac{E}{R_y F_y}} \quad (1.5)$$

$$\text{For } C_a > 0.113: \frac{h}{t} \leq 2.26(1-0.38C_a) \sqrt{\frac{E}{R_y F_y}} \geq 1.56 \sqrt{\frac{E}{R_y F_y}}$$

$$\lambda_{md} : \text{For } C_a \leq 0.113: \frac{h}{t} \leq 3.76(1-3.05C_a) \sqrt{\frac{E}{R_y F_y}} \quad (1.6)$$

$$\text{For } C_a > 0.113: \frac{h}{t} \leq 2.61(1-0.49C_a) \sqrt{\frac{E}{R_y F_y}} \geq 1.56 \sqrt{\frac{E}{R_y F_y}}$$

台灣鋼結構極限設計法對鋸接箱型鋼柱翼板之塑性設計斷面(λ_{pd})限制為：

$$\lambda_{pd} : \text{For } \frac{P_u}{\phi_b P_y} \leq 0.125: \frac{h}{t} \leq \frac{138}{\sqrt{F_y}} \left[1 - 1.54 \frac{P_u}{\phi_b P_y} \right] \quad (1.7)$$

$$\text{For } \frac{P_u}{\phi_b P_y} > 0.125: \frac{h}{t} \leq \frac{51}{\sqrt{F_y}} \left[2.33 - \frac{P_u}{\phi_b P_y} \right] \geq \frac{68}{\sqrt{F_y}}$$

其中， F_y 為鋼材標稱降伏應力， R_y 為材料超強因子， C_a 為承受軸力比， P_u 為施加軸力， P_y 為降伏軸力比， ϕ_b 為撓曲桿件強度折減係數 0.9。

1.1.2 鋸接箱型鋼柱研究

◆ 陳冠維 (2019)、Chou and Chen (2020)

陳冠維 (2019) 進行了 6 支高強度鋼材(SM570MC)鋸接箱型鋼柱的反覆側推試驗，探討鋼柱在不同寬厚比、軸力比與載重歷時(AISC 反覆載重歷時與近斷層載重歷時)下的耐震行為，試驗試體的 b/t 為 11、12、14、16 與 20，其中有三組試體滿足 AISC 341-16 所規定之高等韌性構件(λ_{hd})寬厚比規定，其餘三組試體滿足台灣鋼結構極限設計法規範(2010)之塑性設計斷面(λ_{pd})限制。研究結果顯示，AISC 341 所



規定的反覆載重歷時相較於近斷層載重歷時而言更為嚴苛，並發現台灣規範對全滲透鋸接箱型鋼柱的寬厚比規定放寬，並不適用於高軸力的鋼柱，若要做耐震設計仍需採用美國 AISC 341 規範做設計。部分試驗結果如圖 1.1 所示。

◆ Chou and Wu (2019)

Chou and Wu (2019)探討了高強度混凝土充填鋸接箱型鋼柱(Concrete Filled Box Column)，在承受軸力與反覆側向載重作用下的耐震行為。所使用的鋼材為 SM 570，降伏強度介於 420 至 540 MPa 之間。為了比較填充與否的影響，另外亦測試了兩支中空鋸接箱型鋼柱試體探討了填入高強度混凝土的鋸接箱型鋼柱， b/t 比分別為 11 與 18，軸力比均為 0.4。試體高度皆為 2000 mm，斷面寬度分別為 400 mm 與 280 mm。研究結果顯示，在鋼柱內部充填混凝土對於柱構件之韌性與挫屈量的抑制並無明顯幫助，僅能增加鋼柱的軸力與側向強度，如圖 1.2 所示。

◆ Chou et al. (2024)

Chou et al.(2024)針對一層樓之子構架系統中的組合式鋸接箱型鋼柱進行耐震試驗，並與具相同翼板寬厚比與軸力比之單柱試驗進行比較，以探討邊界條件對柱構件耐震性能的影響。試驗結果顯示，子構架中所有試體皆可達到最大側向位移角 0.04 rad。從 I-16-40(單柱試體)與 S-16-40(子構架試體)的比較結果來看，單柱試體 I-16-40 的最大側向位移角僅達 0.03 rad，而子構架試體 S-16-40 的最大側向位移角可達 0.045 rad(圖 1.3)。研究結果指出，相較於臺灣鋼結構構極限設計規範(2010)與日本規範(2010)，AISC 341-22 所規定之高等韌性需求構件寬厚比規定(λ_{hd})對於組合式箱型鋼柱而言相當保守。

◆ Ozkula et al. (2021)

Ozkula et al. (2021)進行實驗與有限元素建模分析探討美國常用 I 型鋼柱的耐震性能，發現彎矩強度的遞減與局部挫屈的產生有關，根據實驗結果與模擬結果定義了臨界層間位移角 SDA_{cr} 為彎矩遲滯迴圈中最大彎矩值所對應的側位移轉角(圖 1.4 (b))，作為一種判斷鋼柱耐震性能的指標，並且透過考慮實際影響鋼柱行為的關



鍵參數如軸力比、寬厚比、材料性質等來建立迴歸分析模型，透過迴歸分析提出建議的 AISC 341 高等與中等韌性寬厚比規定(圖 1.4 (c))。

◆ Tedjasukmana (2024)

Tedjasukmana (2024)進行了 6 支大寬厚比的正方形鍛接箱型鋼柱實驗，斷面的 b/t 為 24、27 和 36，分別施加高與低軸力($0.4P_{ya}$ 、 $0.2P_{ya}$)，試驗之彎矩遲滯迴圈如圖 1.5 (a)所示，並蒐集了過往正方形鍛接箱型鋼柱的實驗資料，建立了一正方形鍛接箱型鋼柱資料庫，並建立有限元素模型與實驗資料驗證，得到一可靠的正方形鍛接箱型鋼柱模擬方法，用於後續進行迴歸分析與新寬厚比的建立，研究結果顯示，現行 AISC 341-22 規範對高等與中等韌性構件的限制皆過於保守，建議可以在不同軸力條件下可以適度放寬(圖 1.5 (b))。

◆ 林皇佐 (2023)

進行了一座實尺寸三層樓二元系統鋼構架振動台實驗，其中構架的柱斷面寬厚比為 20.5 以及 21.1，在 AISC 341-22 中僅滿足中等韌性的要求，試驗結果顯示，中等韌性箱型鋼柱在側位移角達 0.045 rad 的情況下，仍未發生局部挫屈，鋼柱彎矩強度也可發展至 M_{pc} ，展現出良好的耐震性能，顯示 AISC 341-22 中對於高等韌性鍛接箱型鋼柱的寬厚比要求過於保守。

◆ Su et al. (2006)

Su et al. (2006)針對矩形箱型鋼柱進行了實驗與數值模擬比較，探討了矩形箱形柱的遲滯行為與破壞機制，特別探討了軸力比、翼板與腹板寬厚比對耐震性能的影響，研究結果表明，軸力比、翼板與腹板寬厚比皆為影響破壞機制的關鍵參數，當寬厚比較大時，構件更容易產生局部挫屈，無軸力加載下的試體，試體表現出飽滿的遲滯迴圈與良好的延性，失效模式多為疲勞裂縫，有軸力作用下，特別是大軸力下，局部挫屈成為主要破壞模式，遲滯迴圈明顯變得尖銳且不飽滿，能量耗散能力降低。相關試驗結果如圖 1.6 所示。

◆ Hassan Moghaddam et al. (2021)

Hassan Moghaddam et al. (2021) 透過有限元素分析探討了正方形與矩形不鏽鋼鋸接箱型柱在恆定軸力與雙曲率反覆側推載重作用下之耐震行為(圖 1.7)，共計建立 208 組數值模型，涵蓋多種影響參數，包括腹板寬厚比、翼板寬厚比、軸力比、整體細長比以及不同側向載重歷時，並進一步提出多項性能指標，包括柱超強係數(M_{max}/M_p)、軸向縮短量、面外挫屈變形量、塑鉸長度(plastic hinge length)，以及柱端轉角能力(rotation capacity)等。這些指標提供了從構件變形能力與承載行為兩方面量化地分析局部挫屈與軸力比對構件耐震表現的實際影響，其中，柱端轉角能力反映了構件在非線性階段維持彎矩能力的延展性，研究指出即使在發生局部挫屈後，多數試體仍具備良好的塑性轉角能力，然而，當翼板或腹板的寬厚比較大時，轉角能力亦出現下降，同時發現軸向縮短量與面外挫屈變形皆會隨著軸力比提高而明顯增加，尤其在高軸力比的條件下，構件更容易出現非對稱或局部挫屈擴展至腹板與翼板交界處之現象，研究結果顯示構件的局部挫屈模式及彎矩強度受到翼板與腹板寬厚比以及軸力比顯著影響，此外該文章亦提及鋸接熱影響區(HAZ)對構件耐震行為的潛在影響，指出鋸接處可能成為局部弱面，尤其在反覆載重下更容易發生裂縫與非對稱挫屈模式。

1.2 研究動機與目的

鋸接箱型鋼柱在工程實務中已被廣泛應用，且國內外亦有諸多相關研究。然而，過去的研究多聚焦於正方形斷面，對於矩形斷面之行為探討仍較少。有鑑於此，本研究針對 6 支矩形鋸接箱型鋼柱進行反覆側推試驗，以探討翼板與腹板寬厚比變化對鋼柱的影響為何。此外，現行美國 AISC 341-22、日本 AIJ，以及台灣鋼結構極限設計規範對於高等韌性構件之寬厚比規定存在顯著差異。美國規範較為保守，而日本與台灣規範則相對寬鬆。文獻與試驗結果亦指出，軸力對鋼柱之實際行為具有顯著影響，然現行各國規範於翼板部分尚未考慮軸力效應；至於腹



板部分，雖已納入軸力影響，惟試驗結果顯示現行規範仍有過於寬鬆之情形。因此，本研究將彙整現有正方形與矩形鋸接箱型鋼柱之試驗資料，建立資料庫，並進行迴歸分析，綜合考量軸力影響與翼板、腹板間之交互作用，最終提出一套適用於 AISC 341 的高等與中等韌性構件之新寬厚比規定建議，期能作為未來設計規範修訂之參考依據。

1.3 研究方法

本研究共進行六支矩形試體之試驗，其中包含三種斷面($b/t = 11$ 、 $h/t = 24$ ， $b/t = 12$ 、 $h/t = 41$ ， $b/t = 24$ 、 $h/t = 41$)，並各搭配兩種軸力比(0.2 及 0.4 P_{ya})，載重歷時採用 AISC 341-22 K2.4b 所規定之反覆循環載重歷時進行側推試驗。所得之試驗資料將整合進既有資料庫，並與正方形斷面進行比較。此外，本研究亦建立有限元素模型，並與試驗結果進行驗證，進行參數研究以拓展鋸接箱型鋼柱的資料庫數據。最後透過迴歸分析提出建議的 AISC 341 高等與中等韌性寬厚比規定。

1.4 論文架構

本研究分為 5 個章節：第 1 章為介紹研究背景與進行文獻回顧；第 2 章介紹本研究進行的 6 支矩形試體反覆側推試驗，並討論翼板與腹板寬厚比變化對鋼柱的影響為何；第 3 章介紹有限元素分析模型的建立以及與試驗資料驗證的結果；第 4 章介紹如何利用迴歸分析建立新的寬厚比規定；第 5 章為結論與建議，統整所有章節的內容給出總結與未來研究方向的建議。

第二章 單柱實驗



2.1 前言

本章將介紹鋸接箱型鋼柱之單柱實驗與其結果，本研究於國家地震工程研究中心 (NCREE) 進行共六支矩形鋸接箱型鋼柱試體的反覆側推實驗，進一步比較不同寬厚比 b/t 、深厚比 h/t 、軸力比 P_u/P_{ya} 對鋸接箱型鋼柱的耐震性能影響，並拓展鋸接箱型鋼柱之實驗資料庫。

2.2 實驗資料庫建立

原實驗資料庫僅有 16 組正方形斷面 (Tedjasukmana (2024))，缺乏矩形斷面之實驗數據，加入此 6 支矩形斷面實驗資料後可使實驗資料庫更加完整，利於後續進行有限元素分析參數研究與新規範的制定。22 組實驗資料庫如表 2.1 所示，其中第 1~16 組為正方形試體，第 17~22 組為矩形試體，資料庫中 b/t 涵蓋範圍為 11~36， h/t 涵蓋範圍為 11~42， P_u/P_{ya} 涵蓋範圍為 0.2~0.5。圖 2.2 為 22 組實驗斷面與美國 AISC 341-22、日本 AIJ 以及台灣鋼結構極限設計法規範之比較，在翼板 (b/t) 的限制中(圖 2.2 (a))美國規範最為嚴格日本規範最為寬鬆，在腹板 (h/t) 的限制中(圖 2.2 (b))由於日本規範並未針對矩形斷面的 h/t 做限制，因此沿用其 b/t 之限制作依據，撇除掉日本規範，一樣是美國規範最為嚴格，台灣規範最為寬鬆，圖 2.2 (a) 為針對翼板 (b/t) 的限制，材料為 SM570MC 的斷面中僅一組正方形斷面滿足 AISC 341-22 之高等韌性構件規定，其臨界側位移角為 0.051 rad，有滿足美國規範對高等韌性構件需至少能達到臨界側位移角 0.04 rad 的定義，有兩組試體臨界側位移角有達到 0.04 rad，但在規範中卻只屬於中等韌性構件規定，而美國規範定義中等韌性構件為臨界側位移角能達 0.02 rad，顯示美國規範過於保守，根據實驗結果此兩斷面應歸類為高等韌性構件，但現行規範僅歸類為中等韌性構件；所有斷面皆符合台灣與日本規範，但有 3 組斷面之臨界側位移角未達到 0.04 rad。材料為



SN490B 的斷面中有 4 組矩形斷面滿足美國規範高等韌性構件限制，但僅一組試體有達到臨界側位移角 0.04 rad 的要求，原因為 h/t 也會影響試體的耐震性能，矩形斷面必須針對翼板與腹板做限制，然而此 4 組斷面在腹板(h/t)的規範中皆符合高等韌性構件 (圖 2.2 (b))，顯示了現行美國規範在腹板的限制太過寬鬆，此外台灣規範比美國規範來的更加寬鬆，顯示各國對腹板(h/t)的規範都過於寬鬆。

2.3 試體介紹

本研究進行共六支高 4 公尺試體的反覆側推實驗，目的在於觀察鍔接箱型柱在對稱循環載重下的行為。採用三種不同斷面形式，每種斷面配置兩種不同的軸力比，軸力比定義如下：

$$\frac{P_u}{P_{ya}} \quad (2.1)$$

其中 P_u 為施加於試體的軸力， $P_{ya} = F_{ya}A_g$ ， F_{ya} 為材料拉伸試驗所得之鋼材降實際降伏應力， A_g 為試體的斷面面積。六支試體的斷面參數如表 2.2 所示，試體由四片鋼板組合而成，各板件間以全滲透鍔 (CJP) 鍔接，鍔接方法為在腹板開槽 (圖 2.1)，且背墊板在試體組裝完成後保留於試體內部，其中， B 為翼板全寬、 b 為翼板全寬-兩倍腹板厚度之翼板寬、 H 為腹板全寬、 h 為腹板全寬-兩倍翼板厚度之腹板寬、 t_w 為腹板厚度， t_f 為翼板厚度， L 為試體淨高。為方便辨識各試體並與其他研究中的試體區分，本研究建立了統一的試體編號方式：I-XX-YY-ZZ，I 代表試體為單柱，XX 代表該試體的 b/t ，YY 代表該試體的 h/t ，ZZ 代表該試體的軸力比 P_u/P_{ya} ，舉例來說，I-11-24-20 代表該試體為單柱試驗，試體斷面為 $b/t=11$ 、 $h/t=24$ ， $P_u/P_{ya}=0.2$ 。

由於實驗過程中軸力維持恆定加載，因此試體柱底的彎矩計算考慮了 P-△效應，計算方法如下：



$$M = \frac{1}{2}(VL + P_u\Delta) \quad (2.2)$$

V 為水平千斤頂提供的側向力， L 為試體淨高， P_u 為施加軸力， Δ 為試體側向位移。

在試驗過程中，試體會同時承受軸力與彎矩的作用，因此柱之塑性彎矩強度會受軸力影響由全斷面降伏的彎矩強度 M_p 下降為考慮軸力互制影響後折減的 M_{pc} ，並定義折減係數為 m ，如式 (2.3) 所示：

$$\frac{M_{pc}}{M_p} = m \quad (2.3)$$

圖 2.3(a) 為斷面在同時承受軸力與彎矩的情況下的應力分布，相當於圖 2.3 (b) 中斷面因軸力產生的應力，再加上圖 2.3 (c) 中彎矩造成的應力 (Wong, 2011)。依此塑性力學概念，針對箱型斷面可進行以下推導，得出 m 的公式：

$$P_u = \int_A \sigma dA = F_y(2wy_0) \quad (2.4)$$

$$P_y = F_y(A_f + A_w) \quad (2.5)$$

$$\frac{P_u}{P_y} = \frac{2y_0}{d_w(1 + A_f/A_w)} \quad (2.6)$$

$$M_p = F_y\left(\frac{1}{2}A_f d_f + \frac{1}{4}A_w d_w\right) \quad (2.7)$$

$$M_{pc} = \int_A \sigma y dA = F_y\left(\frac{1}{2}A_f d_f + \frac{1}{4}A_w d_w - wy_0^2\right) \quad (2.8)$$

其中， P_u 為施加的柱軸力， P_y 為柱之降伏軸力， F_y 為材料降伏強度， w 為腹版總厚度，此處須注意箱型柱有兩腹版須加總， y_0 為因初始軸力造成的中性軸偏移距離， A_f 為翼版總斷面積， d_f 為兩翼版中心距， A_w 為腹版總斷面積， d_w 為腹版深度。

根據軸力大小的不同，中性軸會發生偏移，有兩種情況，第一種情況為中性軸偏移後仍位於腹板範圍內，第二種為中性軸偏移至翼板範圍，根據這兩種情況將式 (2.4)~式 (2.8) 整理簡化，就可得兩種情形下的折減係數 m 的公式，如式 (2.9) 所示，根據公式算出 m_{BOX} 後，再乘上斷面塑性彎矩 M_p 就能得到箱型鋼柱的 M_{pc} 。各試體的相關參數如表 2.3 所示，其中包含 6 組試驗的矩形試體，以及 2 組資料庫



中的正方形試體，由於後續 2.8 小節會用到此兩組正方形試體來做討論，因此一併列出。

$$m_{box} = \begin{cases} 1 - \frac{A_g^2 \left(\frac{P_u}{P_{ya}} \right)^2}{8t_w Z_x} & \text{for } 0 \leq \frac{P_u}{P_{ya}} \leq \frac{2t_w(d-2t_f)}{A_g} \\ \frac{A_g \left(1 - \frac{P_u}{P_{ya}} \right)}{2Z_x} \left[d - \frac{A_g \left(1 - \frac{P_u}{P_{ya}} \right)}{2b_f} \right] & \text{for } \frac{2t_w(d-2t_f)}{A_g} < \frac{P_u}{P_{ya}} \leq 1 \end{cases} \quad (2.9)$$

2.4 載重歷時與實驗流程

實驗採用 AISC 341-22 K2.4b (2022) 所建議之對稱反覆位移歷時，如圖 2.4 (a) 所示，所有試體皆僅承受強軸彎矩，試體上、下兩端之邊界條件為固定端，實驗為雙曲率試驗。試驗流程為先分三個階段將試體軸力加載至 P_u ，每一次加載 33% 的 P_u ，並於加載完畢後確認柱身有無異常，軸力加載完成後透過目視或水平儀調整試體的垂直度，確保試體與機台保持垂直，隨後施加一個 0.2% 側位移角的反覆載重，藉此觀察正向與負向位移所產生之側力是否對稱，透過調整機台來將正向與負向位移產生之側力誤差限制在 10% 以內，隨後開始試驗，對試體施加完整的反覆載重歷時，載重以最大速度 1.5 mm/s 進行，使加載速度足夠緩慢，以達成準靜態條件，試驗將持續進行，直至試體發生破壞或側向承載力或喪失軸向承載能力為止。

2.5 實驗機台與儀器配置

2.5.1 多軸向試驗系統 MATS

多軸向試驗系統(Multi-Axial Testing System, MATS)是一套具備六個自由度的試驗設備(圖 2.5)，能同時提供水平方向與垂直方向的載重。MATS 總高度為 7.75 公尺，主要由高強度鋼筋混凝土構成。機台載重平台可進行水平方向與垂直方向的

移動用以施加側向力以及軸力。前後兩側的 A 字鋼架連接至混凝土帽梁，並以預力方式固定，以提供穩固的結構支撐。可容納之最大試體高度為 5 公尺。水平向千斤頂設置於反力牆和載重平台之間，由反力牆提供反力推動載重平台進行水平向運動，垂直向千斤頂設置於載重平台下方，垂直最大載重能力為 6000 噸，水平最大位移為 1.2 公尺，最大水平載重能力約為 700 噸。試體透過預力螺桿與 MATS 連接以確保固定無滑動。底部共使用 24 根螺桿直徑為 42 mm 之螺桿，每根可承受最大 50 噸的預拉力。頂部則使用直徑 69 mm 的螺桿共 8 根，每根螺桿最大預拉力為 200 噸。

2.5.2 位移計

此試驗採用 MTS Systems 公司生產的 Tempsonics 磁性感應式位移計，於 MATS 南側架設一參考架，並分別於上、下柱底板架設兩支 Tempo 位移計(圖 2.6)，量測上、下柱底板與參考架之間的相對位移，以此做為實驗時試體的目標位移。在 MATS 載重平台與試體底部之間安裝一個小型 CDP 以量測兩者間的相對位移，並於實驗過程中監測，確保試體與載重平台沒有發生相對位移。該表的量測範圍為 ± 0.5 公分，精度為 0.01 mm，如圖 2.6 所示。

2.5.3 應變計

本試驗使用 Tokyo Measuring Instruments Laboratory Co., Ltd. 公司製造的 FLA-5-11-3LJC 單軸向應變計，最大應變容量為 5%。應變計安裝於試體底部的南、北側翼板以及東側腹板、柱中間高程處，以及頂部南側翼板與東側腹板，如圖 2.6 所示。

2.5.4 影像量測系統 Motion Capture

本試驗也使用 OptiTrack 公司開發的 Motion Capture 系統 (照片 2.1 (a))，此



系統為光學量測儀器，用於捕捉試體的局部挫屈形狀以及整體變形行為。該系統透過相機偵測試體上標記點的反射訊號進行擷取。標記點配置如圖 2.6 所示。

2.6 材料性質

6 支試體使用之鋼材皆為 SN490B，根據臺灣 CNS 2112 標準進行材料拉伸試驗以評估材料性質。分別製作了厚度為 9 mm、15 mm 的試片，每種厚度各試驗兩組試片，試驗結果如表 2.4 所示。

2.7 實驗觀察

2.7.1 試體 I-11-24-20

試體 I-11-24-20 在整個試驗過程中承受恆定的 1433 kN 軸力，當側位移角達 0.01 rad 時開始降伏，並觀察到柱底與柱頂翼板有明顯降伏線出現(照片 2.3 (a))。當側位移角達 0.015 rad 時，柱底翼板和腹板出現輕微局部挫屈，挫屈深度約為 1 ~2 mm (照片 2.3 (b))。試體完成側位移角 0.03 rad 第二迴圈時，柱頂與柱底腹板面外挫屈幅度約 4~10 mm，翼板面內挫屈幅度約 1~2 mm，最大挫屈位置為距離底板高度約 160 mm 處(照片 2.3 (d))。當側位移角達到 0.04 rad 時，試體達到最大側向力，如圖 2.7(a)所示，對應的彎矩計算結果如圖 2.8(a)所示。整個試驗過程中，所施加的軸力保持恆定，如圖 2.10(a)所示，軸向縮短量如圖 2.9(a)所示，試體的整體行為如照片 2.2 所示，整個試驗中皆呈現局部挫屈模式，未觀察到整體挫屈。試體完成側位移角 0.04 rad 第二迴圈時，柱底翼板面外挫屈大約為 3~8 mm，腹板面內挫屈達 14~16 mm 左右，如照片 2.3 (f)所示。試體完成側位移角 0.05 rad 第二迴圈正方向時，柱底翼板挫屈達 12~20 mm，腹板挫屈為 35~42 mm，柱頂翼板挫屈則為 30~37 mm 左右，腹板挫屈為 55mm，此時試體彎矩強度大幅衰減，剩餘最大強度的 87%左右，軸向變形也急速增加，變形量達 65 mm 左右(圖 2.9 (a))。試體完成側位移角 0.05 rad 第二迴圈負方向時，柱頂和柱底翼板挫屈達 30~40 mm，



腹板挫屈為 50~60 mm，如照片 2.3 (h)所示，另外於柱頂翼板和腹板處發現巨大橫向裂縫，裂縫長度近乎貫穿整個南面翼板如照片 2.3 (h)所示；因此將試體側位移角歸零，結束試驗。

2.7.2 試體 I-11-24-40

試體 I-11-24-40 在整個試驗過程中承受恆定的 2866 kN 軸力，當側位移角達 0.01 rad 時開始降伏，並觀察到柱底南側翼板出現降伏線 (照片 2.5(a))。側位移角達 0.015 rad 時，柱底翼板和腹板出現輕微局部挫屈，挫屈深度約為 1~2 mm (照片 2.5 (b))，試體完成側位移角 0.03 rad 第一迴圈正方向時，試體達到最大側向力，如圖 2.7 (b)所示，對應的彎矩計算結果如圖 2.8 (b)所示。整個試驗過程中，所施加的軸力保持恆定，如圖 2.10 (b)所示，軸向縮短量如圖 2.9 (b)所示，試體的整體行為如照片 2.4 所示，整個試驗中皆呈現局部挫屈模式，未觀察到整體挫屈。試體完成側位移角 0.03 rad 第二迴圈時，柱底和柱頂翼板有大約 20~41 mm 的面內挫屈，腹板有大約 40~50 mm 的面外挫屈，最大挫屈位置為距離底板高度約 200 mm 處，如照片 2.5 (e)所示。試體完成側位移角 0.04 rad 第一圈負方向時，柱底和柱頂翼板挫屈幅度約為 35~67 mm，腹板挫屈幅度達到 63~90 mm 左右，如照片 2.5 (f) 所示，此時試體彎矩強度剩餘最大強度的 50%左右，軸向變形量達 115 mm(圖 2.9 (b))。試體完成側位移角 0.04 rad 第二迴圈正方向時，柱底和柱頂翼板挫屈幅度約為 40~76 mm 左右，腹板挫屈量約為 60~90 mm，且分別於柱底北側翼板和柱頂北側、南側翼板發現長度約 2~5 cm 之縱向細小裂縫，如照片 2.5 (g)所示。在走側位移角 0.04 rad 第二迴圈負方向時，由於彎矩強度大幅衰減，大約剩下 30%的最大彎矩值，以及軸向變形快達到 MATS 軸向衝程的限制，因此並未完整走完整個迴圈，最終停留在側位移腳約-0.03 rad 處結束試驗，並觀察試體，發現柱底南側翼板近鋸道處距底板高 100 mm 處有一長 8 cm 最大寬度 12 mm 的縱向大裂縫，且柱頂南側翼板近鋸道處也有長約 5 cm 的縱向裂縫，北側翼板近鋸道處有長約 2 cm 的縱向



裂縫，如照片 2.5 (h)所示。

2.7.3 試體 I-12-41-20

試體 I-12-41-20 在整個試驗過程中承受恆定的 986 kN 軸力，當側位移角達 0.0075 rad 時開始降伏，並觀察到翼板和腹板於柱底以及柱頂有明顯降伏線，如照片 2.7 (a)所示。側位移角達 0.015 rad 時，柱底腹板發生輕微面內挫屈，挫屈量為 5 mm，柱頂腹板則發生面外挫屈，挫屈量為 10 mm，最大挫屈位置為距離底板高度約 150 mm 處 (照片 2.7 (b))，試體完成側位移角 0.02 rad 時，柱底與柱頂翼板發生局部挫屈，挫屈量為 10-15 mm，最大挫屈位置為距離底板高度約 120-150 mm 處，其中柱底翼板為面外挫屈，柱頂翼板為面內挫屈 (照片 2.7 (c))，此時試體達到最大側向力，如圖 2.7 (c)所示，對應的彎矩計算結果如圖 2.8 (c)所示。整個試驗過程中，所施加的軸力保持恆定，如圖 2.10 (c)所示，軸向縮短量如圖 2.9 (c)所示，試體的整體行為如照片 2.6 所示，整個試驗中皆呈現局部挫屈模式，未觀察到整體挫屈。試體完成側位移角 0.03 rad 第二迴圈時，柱底和柱頂翼板挫屈量約 25~40 mm，腹板挫屈量約 35~50 mm，如照片 2.7 (d)所示。試體完成側位移角 0.04 rad 第二迴圈正方向時，柱底和柱頂翼板挫屈幅度約為 25~60 mm，腹板挫屈幅度為 40~55 mm，此外在柱頂西側和東側腹板的全滲透鋸鋸道處發現有裂縫產生，裂縫形式為沿著全滲透鋸鋸道縱向開裂 (照片 2.7 (e))，在柱頂北側翼板近東側腹板處也有一水平小裂縫 (照片 2.7 (e))，此時試體彎矩強度剩餘最大強度的 43%，軸向變形量達 130 mm (圖 2.9 (c))。試體完成側位移角 0.04 rad 第二迴圈負方向時，柱頂裂縫縱向開裂增大 (照片 2.7 (f))，試體彎矩強度剩餘最大強度的 40% 不到 (圖 2.8 (c))，隨後將試體側位移角歸零，結束試驗。

2.7.4 試體 I-12-41-40

試體 I-12-41-40 在整個試驗過程中承受恆定的 1973 kN 軸力，當側位移角達

0.005 rad 時開始降伏，並觀察到翼板和腹板於柱底以及柱頂有明顯降伏線，如照片 2.9 (a)所示。側位移角達 0.01 rad 時，柱頂腹板發生面外挫屈，挫屈量為 23 mm，最大挫屈位置為距離底板高度約 400 mm 處 (照片 2.9 (b))，柱底腹板發生輕微面內挫屈，柱底翼板發生輕微面外挫屈，挫屈量為 5-8 mm，最大挫屈位置為距離底板高度約 160 mm 處 (照片 2.9 (b))，此時試體達到最大側向力，如圖 2.7 (d)所示，對應的彎矩計算結果如圖 2.8 (d)所示。整個試驗過程中，所施加的軸力保持恆定，如圖 2.10 (d)所示，軸向縮短量如圖 2.9 (d)所示，試體的整體行為如照片 2.8 所示，整個試驗中皆呈現局部挫屈模式，未觀察到整體挫屈。試體完成側位移角 0.015 rad 時，柱底和柱頂翼板挫屈量約 5~15 mm，腹板挫屈量約 20~25 mm，如照片 2.9 (c)所示，試體彎矩強度已下降至最大強度的 80% (圖 2.8 (d))。試體完成側位移角 0.02 rad 時，柱底和柱頂翼板挫屈幅度約為 15~25 mm，腹板挫屈幅度為 25~50 mm (照片 2.9 (d))，試體於側位移角 0.03 rad 第一迴圈負方向時，觀察到柱底東側及西側腹板的全滲透鋸鋸道處有裂縫產生，裂縫形式為沿著全滲透鋸鋸道縱向開裂 (照片 2.9 (e))，此時試體彎矩強度剩餘最大強度的 18% (圖 2.8 (d))，軸向變形量達 135 mm (圖 2.9 (d))，由於強度已幾乎衰減殆盡，因此將試體側位移角歸零，結束試驗。

2.7.5 試體 I-24-42-20

試體 I-24-42-20 在整個試驗過程中承受恆定的 853 kN 軸力，當側位移角達 0.0075 rad 時開始降伏，並觀察到翼板和腹板於柱底和柱頂有明顯降伏線，如照片 2.11 (a)所示。側位移角達 0.015 rad 時，柱頂翼板發生輕微面內挫屈，挫屈量為 5-20 mm，最大挫屈位置為距離底板高度約 160 mm 處 (照片 2.11 (b))，柱頂腹板發生輕微面外挫屈，挫屈量為 5-12 mm，最大挫屈位置為距離底板高度約 150 mm 處 (照片 2.11 (b))，此時試體達到最大側向力，如圖 2.7 (e)所示，對應的彎矩計算結果如圖 2.8 (e)所示。整個試驗過程中，所施加的軸力保持恆定，如圖 2.10 (e)所示，軸向縮短量如圖 2.9 (e)所示，試體的整體行為如照片 2.10 所示，整個試驗中皆呈

現局部挫屈模式，未觀察到整體挫屈。試體於側位移角 0.02 rad 時，柱頂翼板和腹板挫屈幅度增大至 35-40 mm，柱底翼板和腹板挫屈幅度則為 15-25 mm，如照片 2.11 (c)所示，試體彎矩強度已下降至最大強度的 70% (圖 2.8 (e))。試體於側位移角 0.03 rad 第二迴圈正方向時，觀察到柱頂西側腹板的全滲透鋸鋸道處有細小水平裂縫產生(照片 2.11 (d))。試體於側位移角 0.03 rad 第二迴圈負方向時，觀察到柱頂西側腹板的全滲透鋸鋸道處有新裂縫產生，裂縫形式為沿著全滲透鋸鋸道縱向開裂(照片 2.11 (e))。試體於側位移角 0.04 rad 第一迴圈負方向時，觀察到柱底西側腹板的全滲透鋸鋸道處出現縱向裂縫(照片 2.11 (f))，試體於側位移角 0.04 rad 第二迴圈正方向時裂縫增長為大縱向裂縫(照片 2.11 (g))，此時彎矩強度已衰減超過 80% (圖 2.8 (e))，軸向變形也達到 170 mm (圖 2.9 (e))，因此將試體側位移角歸零，結束試驗。

2.7.6 試體 I-24-42-40

試體 I-24-42-40 在整個試驗過程中承受恆定的 1706 kN 軸力，當側位移角達 0.005 rad 時開始降伏，並觀察到柱底腹板有明顯降伏線，柱頂翼板也有明顯降伏線，如照片 2.13 (a)所示。側位移角達 0.01 rad 時，柱底翼板產生約 30 mm 的面內挫屈，柱底腹板產生約 20 mm 的面外挫屈，最大挫屈位置為距離底板高度約 140-160 mm 處 (照片 2.13 (b))，此時試體達到最大側向力，如圖 2.7 (f)所示，對應的彎矩計算結果如圖 2.8 (f)所示。整個試驗過程中，所施加的軸力保持恆定，如圖 2.10 (f)所示，軸向縮短量如圖 2.9 (f)所示，試體的整體行為如照片 2.12 所示，整個試驗中皆呈現局部挫屈模式，未觀察到整體挫屈。試體於側位移角 0.015 rad 時，柱底和柱頂翼板挫屈幅度為 30-40 mm，柱底和柱頂腹板挫屈幅度為 30-40 mm (照片 2.13 (c))。試體於側位移角 0.02 rad 第二迴圈正方向時，彎矩強度已衰減至最大彎矩強度的 20% (圖 2.8 (f))，柱頂之翼板和腹板挫屈幅度達 40-45 mm，柱底之翼板和腹板挫屈幅度則為 35-45 mm (照片 2.13 (d))，且此時試體軸向變形達 MATS

之極限；因此暫停實驗卸載軸力加裝墊板以增加機台軸向衝程，換完墊板後由於試體已達其軸向變形極限，無法再承受 1706 kN 的軸力，只能加載到 1600 kN(約為 94%的初始軸力)，判定試體喪失軸向承載能力，因此結束試驗並觀察試體，發現柱底西側腹板有裂縫產生，裂縫形式為沿著全滲透鋸鋸道縱向開裂(照片 2.13 (e))，將試體側位移角歸零，結束試驗。

2.8 試體整體行為比較

本章節會將擁有相同 b/t 或 h/t 的試體做比較，探討 b/t 或 h/t 以及軸力比對試體的整體彎矩強度以及整體挫屈行為影響，比較的試體為 6 支矩形鋼柱與 2 支方型鋼柱 I-24-24-20 與 I-24-24-40，共 8 支試體做討論。

2.8.1 I-24-24 與 I-11-24 比較

試體 I-24-24-20 與試體 I-11-24-20 尺寸為 $400 \times 400 \times 15 \times 15$ mm 及 $400 \times 200 \times 15 \times 15$ mm，其 h/t 一樣，改變 b/t 且施加 $0.2 P_{ya}$ 的軸力之試體，兩者的正規化彎矩遲滯迴圈比較如圖 2.13 (a)所示，試體 I-11-24-20 呈現較飽滿且穩定的遲滯行為，顯示其具較佳的韌性，試體 I-24-24-20 的遲滯迴圈就沒那麼飽滿。圖 2.13 (b)為兩者的正規化彎矩強度包絡線，試體 I-11-24-20 於側位移角 0.04 rad 達到最大彎矩強度，並且強度遞減較為緩慢，試體 I-24-24-20 於側位移角 0.02 rad 達到最大彎矩強度，隨後強度快速遞減。圖 2.13 (c)、(d)為兩試體北側翼板與東側腹板在側位移 0.04 rad 下的挫屈比較，圖中正值代表面外變形，負值代表面內變形，試體 I-11-24-20 僅於腹板有局部挫屈，試體 I-24-24-20 則於翼板和腹板都發生局部挫屈，兩者挫屈量相當。顯示較小的 b/t 能抑制翼板局部挫屈發生，且試體 I-11-24-20 腹板挫屈量也比試體 I-24-24-20 小，顯示 b/t 的影響不僅對翼板也對腹板的局部挫屈有一定影響。

試體 I-24-24-40 與試體 I-11-24-40 尺寸為 $400 \times 400 \times 15 \times 15$ mm 及 $400 \times 200 \times 15 \times 15$ mm，其 h/t 一樣，改變 b/t 且施加 $0.4 P_{ya}$ 的軸力之試體，兩者的正規化彎矩遲滯迴圈比較如圖 2.14 (a) 所示，試體 I-11-24-40 的遲滯迴圈依然比試體 I-24-24-40 的遲滯迴圈飽滿，但沒有試體 I-11-24-20 那麼飽滿。圖 2.14 (b) 為兩者的正規化彎矩強度包絡線，試體 I-11-24-40 於側位移角 0.03 rad 達到最大彎矩強度，並且強度遞減較試體 I-11-24-20 快，試體 I-24-24-40 於側位移角 0.015 rad 達到最大彎矩強度，強度遞減的幅度也比試體 I-24-24-20 快。圖 2.14 (c)、(d) 為兩試體北側翼板與東側腹板在側位移 0.04 rad 下的挫屈比較，兩試體皆呈現第一模態挫屈變形，整體來說試體 I-11-24-40 的挫屈量較小，試體 I-11-24-40 與試體 I-24-24-40 在腹板的挫屈量差不多，翼板的挫屈量則是試體 I-24-24-40 明顯較大。顯示較大的軸力比會使局部挫屈更早發生加速鋼柱強度劣化。

2.8.2 I-12-41 與 I-24-42 比較

試體 I-12-41-20 與試體 I-24-42-20 尺寸為 $400 \times 200 \times 9 \times 15$ mm 及 $400 \times 240 \times 9 \times 9$ mm，其 h/t 一樣，改變 b/t 且施加 $0.2 P_{ya}$ 的軸力之試體，兩者的正規化彎矩遲滯迴圈比較如圖 2.15 (a) 所示，試體 I-12-41-20 相較於試體 I-24-42-20 呈現較飽滿且穩定的遲滯行為。圖 2.15 (b) 為兩者的正規化彎矩強度包絡線，試體 I-12-41-20 於側位移角 0.02 rad 達到最大彎矩強度，並且強度遞減較為緩慢，試體 I-24-42-20 於側位移角 0.015 rad 達到最大彎矩強度，隨後強度快速遞減。圖 2.15 (c)、(d) 為兩試體北側翼板與東側腹板在側位移 0.04 rad 下的挫屈比較，試體 I-12-41-20 在翼板與腹板的挫屈量皆較試體 I-24-42-20 小，但試體 I-12-41-20 柱底的挫屈模態與試體 I-24-42-20 不同，前者在翼板的第一波挫屈波型為面外變形第二波為面內變形，與試體 I-24-42-20 相反，在腹板的第一波挫屈波型為面內變形第二波為面外變形，也與試體 I-24-42-20 相反，不過試體 I-12-41-20 在柱頂的挫屈模態又與試體 I-24-42-20 相同，此種現象可能與試體 I-12-41-20 的 b/t 和 h/t 之差別過大有關，翼板與腹板



的寬厚比過於極端可能會導致挫屈模態改變，同時也可能因為此鋼柱存在初始缺陷進而導致此種情形發生。

試體 I-12-41-40 與試體 I-24-42-40 尺寸為 $400 \times 200 \times 9 \times 15$ mm 及 $400 \times 240 \times 9 \times 9$ mm，其 h/t 一樣，改變 b/t 且施加 $0.4 P_{ya}$ 的軸力之試體，兩者的正規化彎矩遲滯迴圈比較如圖 2.16 (a)所示，試體 I-12-41-40 相較於試體 I-24-42-40 呈現較飽滿且穩定的遲滯行為。圖 2.16 (b)為兩者的正規化彎矩強度包絡線，試體 I-12-41-40 和試體 I-24-42-40 皆於側位移角 0.01 rad 達到最大彎矩強度，但後者在達到最大強度後強度快速遞減，並最終於 0.02 rad 喪失軸向承載能力。圖 2.16 (c)、(d)為兩試體北側翼板與東側腹板在側位移 0.02 rad 下的挫屈比較，試體 I-12-41-40 在翼板的挫屈量較試體 I-24-42-40 小，腹板挫屈量則與試體 I-24-42-40 差不多，但試體 I-12-41-40 柱頂與柱底的挫屈模態與試體 I-24-42-40 不同，試體 I-12-41-40 在翼板的第一波挫屈波型為面外變形第二波為面內變形，與試體 I-24-42-40 相反，在腹板的第一波挫屈波型為面內變形第二波為面外變形，也與試體 I-24-42-40 相反，相較於試體 I-12-41-20，試體 I-12-41-40 連柱頂的挫屈模態也不相同，顯示軸力的大小可能也會影響挫屈模態，試體 I-12-41-20 僅柱底不一樣，試體 I-12-41-40 則為整體模態都發生改變。比較的 8 組試體中僅有試體 I-12-41-20 和試體 I-12-41-40 有發現此種挫屈模態。

2.8.3 I-11-24 與 I-12-41 比較

試體 I-11-24-20 與試體 I-12-41-20 尺寸為 $400 \times 200 \times 15 \times 15$ mm 及 $400 \times 240 \times 15 \times 15$ mm，其 b/t 一樣，改變 h/t 且施加 $0.2 P_{ya}$ 的軸力之試體，兩者的正規化彎矩遲滯迴圈比較如圖 2.17 (a)所示，試體 I-11-24-20 的遲滯迴圈較試體 I-12-41-20 的遲滯迴圈飽滿。圖 2.17 (b)為兩者的正規化彎矩強度包絡線，試體 I-11-24-20 於側位移角 0.04 rad 達到最大彎矩強度，並且強度遞減較為緩慢，試體 I-12-41-20 於側位移角 0.02 rad 達到最大彎矩強度，隨後強度快速遞減。圖 2.17 (c)、(d)為

兩試體北側翼板與東側腹板在側位移 0.04 rad 下的挫屈比較，試體 I-11-24-20 僅於腹板有局部挫屈，試體 I-12-41-20 則於翼板和腹板都發生局部挫屈，試體 I-11-24-20 腹板挫屈量也比試體 I-12-41-20 小，顯示較小的 h/t 能抑制腹板局部挫屈發生，且試體 I-12-41-20 翼板的挫屈量也比試體 I-11-24-20 大很多，顯示 h/t 的影響不僅對腹板也對翼板的局部挫屈有一定影響。其中試體 I-12-41-20 柱底的挫屈模態也與試體 I-11-24-20 不同，第一波的挫屈波峰方向相反。

試體 I-11-24-40 與試體 I-12-41-40 尺寸為 $400 \times 200 \times 15 \times 15$ mm 及 $400 \times 240 \times 15 \times 15$ mm，其 b/t 一樣，改變 h/t 且施加 $0.4 P_{ya}$ 的軸力之試體，兩者的正規化彎矩遲滯迴圈比較如圖 2.18 (a) 所示，試體 I-11-24-40 的遲滯迴圈比試體 I-12-41-40 的遲滯迴圈飽滿，但沒有試體 I-11-24-20 那麼飽滿。圖 2.18 (b) 為兩者的正規化彎矩強度包絡線，試體 I-11-24-40 於側位移角 0.03 rad 達到最大彎矩強度，試體 I-12-41-40 於側位移角 0.015 rad 達到最大彎矩強度，且試體 I-12-41-40 的強度遞減速度比試體 I-11-24-40 快。圖 2.18 (c)、(d) 為兩試體北側翼板與東側腹板在側位移 0.02 rad 下的挫屈比較，試體 I-11-24-40 於翼板僅有輕微挫屈，挫屈量約 1-3 mm，於腹板有較大的挫屈，挫屈模態為第一模態，試體 I-12-41-40 於翼板和腹板皆有明顯局部挫屈，且腹板挫屈量較翼板大，然挫屈模態與試體 I-11-24-40 不同，顯示較小的 h/t 與較大的軸力會導致腹板更早發生局部挫屈，使鋼柱強度開始遞減，試體 I-11-24-40 由於局部挫屈比較不嚴重僅腹板有輕微挫屈，因此能維持強度，但增長有限，於 0.03 rad 達到極限，試體 I-12-41-40 由於翼板和腹板都已發生明顯局部挫屈且腹板的挫屈量較大，導致強度無法維持開始遞減，顯示當 h/t 比 b/t 大時腹板的局部挫屈會主導強度的增長與衰減。

2.8.4 I-24-24 與 I-24-42 比較

試體 I-24-24-20 與試體 I-24-42-20 尺寸為 $400 \times 400 \times 15 \times 15$ mm 及 $400 \times 240 \times 9 \times 9$ mm，其 b/t 一樣，改變 h/t 且施加 $0.2 P_{ya}$ 的軸力之試體，兩者的正規化彎矩遲滯迴

圖比較如圖 2.19 (a)所示，試體 I-24-24-20 相較於試體 I-24-42-20 呈現較飽滿且穩定的遲滯行為。圖 2.19 (b)為兩者的正規化彎矩強度包絡線，試體 I-24-24-20 於側位移角 0.02 rad 達到最大彎矩強度，並且強度遞減較為緩慢，試體 I-24-42-20 於側位移角 0.015 rad 達到最大彎矩強度，隨後強度快速遞減，兩者皆在差不多的側位移角下達到最大強度，顯示了當 b/t 已經很大時， h/t 對強度的主導性會降低，因為翼板抵抗局部挫屈的能力本就不好，往往跟腹板一起發生挫屈，並不像試體 I-11-24-20 與試體 I-12-41-20 一樣腹板先發生局部挫屈，並主導強度的衰減。圖 2.19 (c)、(d)為兩試體北側翼板與東側腹板在側位移 0.04 rad 下的挫屈比較，兩試體在翼板與腹板皆有明顯局部挫屈，試體 I-24-24-20 在翼板與腹板的挫屈量皆較試體 I-24-42-20 小，顯示較大的 h/t 會使局部挫屈更加嚴重，不管是翼板或腹板。

試體 I-24-24-40 與試體 I-24-42-40 尺寸為 $400 \times 400 \times 15 \times 15$ mm 及 $400 \times 240 \times 9 \times 9$ mm，其 b/t 一樣，改變 h/t 且施加 $0.4 P_{ya}$ 的軸力之試體，兩者的正規化彎矩遲滯迴圈比較如圖 2.20 (a)所示，試體 I-24-24-40 相較於試體 I-24-42-40 呈現較飽滿且穩定的遲滯行為。圖 2.20 (b)為兩者的正規化彎矩強度包絡線，試體 I-24-24-40 於側位移角 0.015 rad 達到最大彎矩強度，並且強度遞減較為緩慢，試體 I-24-42-40 於側位移角 0.01 rad 達到最大彎矩強度，隨後強度快速遞減，兩者也皆在差不多的側位移角下達到最大強度，顯示了在高軸力下也有當 b/t 已經很大時， h/t 對強度的主導性會降低的現象。圖 2.20 (c)、(d)為兩試體北側翼板與東側腹板在側位移 0.02 rad 下的挫屈比較，兩試體在翼板與腹板皆有明顯局部挫屈，試體 I-24-24-40 在翼板與腹板的挫屈量皆較試體 I-24-42-40 小，顯示較大的 h/t 會使局部挫屈更加嚴重，不管是翼板或腹板。試體 I-24-24-40 的破壞模式為翼板發生破裂，而試體 I-24-42-40 的破壞模式為喪失軸向承載能力，顯示了在 b/t 已經較大的情況下，較大的 h/t 會使試體局部挫屈非常嚴重 (照片 2.13 (e))，使試體在發生破裂前先達到軸向承載極限。



2.9 試體局部行為比較

2.9.1 正方形斷面試體局部挫屈比較

圖 2.22 為三組寬厚比 b/t 分別為 24、27、36 之正方形箱型鋼柱斷面的實驗比較，以下說明四張圖之閱讀方式，每張圖同時呈現兩種資料：實線（藍色）代表挫屈量（Buckling Amplitude）與側位移角（Story Drift Angle）的關係，應對照左側 Y 軸與下方 X 軸進行判讀。虛線（紅色）則對應彎矩強度比 (M/M_{pc}) 與側位移角之關係，需對照右側 Y 軸與相同的下方 X 軸進行判讀。每條線段皆標示對應的試體編號，並以不同的符號區分三種 b/t 的試體，其中十字為 I-24-24、空心菱形為 I-27-27、實心三角形為 I-36-36，圖片之位置排列則分別代表不同的軸力條件與觀察區域：左側為翼板挫屈行為，右側為腹板挫屈行為；上排為低軸力 ($0.2 P_{ya}$)，下排為高軸力 ($0.4 P_{ya}$)。針對正正方形箱型鋼柱的局部挫屈行為可歸納出以下幾項觀察結論，首先，翼板相較於腹板更早產生局部挫屈(0.02 rad 前)，主要原因為翼板主要承受撓曲應力，承受較大的局部壓應力，導致翼板會較早發生局部挫屈。此外，翼板的挫屈量明顯大於腹板，顯示翼板挫屈對整體結構穩定性影響更為顯著。

進一步觀察可發現，當斷面具有較大的 b/t 或施加較高的軸力時，挫屈發生的時間點會提前，挫屈量也會顯著增加。高軸力會讓 $P-\Delta$ 效應放大，翼板和腹板會承受更大的偏心彎矩，使翼板或腹板更容易產生局部挫屈。從實驗結果可知，彎矩強度的發展在達到塑性彎矩 M_{pc} 之前，結構整體不會產生顯著的局部挫屈。然而，有些情況下翼板在 M/M_{pc} 尚未達到峰值前即已出現輕微局部挫屈，並且腹板多在彎矩強度達峰值時才開始產生明顯挫屈現象，顯示翼板對局部挫屈的發生有主導性。綜合而言，翼板相較於腹板對局部挫屈較為敏感，隨著寬厚比 b/t 增大與施加更高的軸力，翼板會更早挫屈，挫屈量也會顯著增大。

2.9.2 矩形斷面試體局部挫屈比較

為探討不同設計參數對矩形箱型鋼柱局部挫屈行為之影響，本研究整理了八

張比較圖(圖 2.23)，分別對翼板與腹板的挫屈行為進行分析，每張圖同時呈現兩種資料：實線代表挫屈量 (Buckling Amplitude) 與側位移角 (Story Drift Angle) 的關係，應對照左側 Y 軸與下方 X 軸進行判讀，虛線則對應彎矩強度比 (M/M_{pc}) 與側位移角之關係，需對照右側 Y 軸與相同的下方 X 軸進行判讀。每條線段皆對應一組特定斷面，並以不同符號標示，例如黑色叉叉代表 $b/t = 11$ 、 $h/t = 24$ ，黑色菱形代表 $b/t = 12$ 、 $h/t = 41$ 等；線條顏色則代表軸力比，藍色表示低軸力 ($0.2 P_{ya}$)，紅色表示高軸力 ($0.4 P_{ya}$)，圖片左上角標示 "Flange" 或 "Web"，分別代表該圖是取翼板或腹板的挫屈量。八張圖片依序比較不同 b/t 或 h/t 組合下的行為差異，圖 2.23 (a)~(b) 為相同 b/t 變更 h/t ，圖 2.23 (c)~(d) 為相同 h/t 變更 b/t ，便於釐清各參數對局部挫屈與彎矩強度衰減的影響。

透過多組矩形斷面鋼柱和正方形斷面鋼柱的實驗結果對比，探討翼板與腹板於不同 b/t 、 h/t 、軸力比下的局部挫屈行為與對彎矩強度的影響。由八張比較圖可觀察到， b/t 與 h/t 的大小對挫屈行為有顯著影響，特別是在施加高軸力的情況下，挫屈不僅發生得更早，挫屈幅度會增大。

首先，當 h/t 大於 b/t 時，腹板可能在翼板之前先發生局部挫屈，且挫屈量更大，例如 I-11-24 與 I-12-41 的比較中(圖 2.23 (a))，兩斷面的 h/t 皆大於 b/t 。I-11-24-20 的腹板在側位移角 0.03 rad 時發生初始挫屈，而其翼板則在側位移角 0.04 rad 時才發生挫屈，且最終挫屈量腹板達到 40 mm，翼板僅有 10 mm；I-12-41-20 的腹板在側位移角 0.015 rad 時發生初始挫屈，而其翼板則在側位移角 0.03 rad 時才發生挫屈，顯示較小的 b/t 能有效抑制翼板發生局部挫屈，此效應當 h/t 大於 b/t 且 b/t 本身較小時會較為明顯，當 b/t 本身已經較大時則趨勢會變為翼板和腹板同時發生挫屈，例如 I-24-42 這組試體 (圖 2.23 (b))，不管是高軸力還是低軸力翼板和腹板皆同時發生挫屈，初始挫屈量皆是翼板較大，但腹板的挫屈增幅比翼板大，最終腹板的挫屈量會大過翼板，顯示在 h/t 已經很大的情況下，若搭配較大的 b/t 做斷面設計會導致翼板和腹板同時發生挫屈，強度迅速衰減，進而使結構整體韌性下降。

無論是增加 b/t 或 h/t ，試體的挫屈量皆有明顯增大，且在高軸力 ($0.4 P_{ya}$) 作用下更為顯著。以 I-24-24 與 I-24-42 為例 (圖 2.23 (b))，兩者具有相同的 b/t ，但 h/t 分別為 24 與 42。結果顯示，I-24-42 不論於翼板或腹板其挫屈皆提早出現，且挫屈量較大；在相同 h/t 的情況下，增加 b/t 亦會導致柱構件更容易發生局部挫屈，以 I-24-24 與 I-11-24 這組相較 (圖 2.23 (c))，儘管兩者 h/t 一樣，但由於 I-24-24 的 b/t 較大，導致其翼板與腹板皆於較小的側位移下開始挫屈，並快速達到峰值。由 I-12-41 與 I-24-42 兩組試體之比較可發現 (圖 2.23 (d))，當 b/t 增加時，翼板的局部挫屈會更嚴重，初始挫屈量會變大，以高軸力條件下 ($0.4 P_{ya}$) 為例，I-12-41-40 與 I-24-42-40 兩者皆於約 0.01 rad 之側位移角發生翼板挫屈，但其初始挫屈量已有明顯差異，其中 b/t 較大的 I-24-42-40 其翼板挫屈量明顯高於 I-12-41-40，顯示翼板穩定性隨 b/t 增大而降低。相較之下，兩者在腹板的初始挫屈量則較為接近，顯示 b/t 改變對腹板挫屈之影響較低。此結果顯示，當 h/t 一樣時，較大的 b/t 將導致翼板和腹板挫屈量增大，其中對翼板的影響更大。

另外，與正方形斷面相同，多數試體在彎矩強度達到塑性彎矩 M_{pc} 之前，尚未發生明顯挫屈。然而，當挫屈量開始明顯增大時，也會伴隨強度迅速下降，尤其在 b/t 與 h/t 較大的試體中更為明顯。例如 I-24-42-40，在側位移角 0.01 rad 時翼板和腹板局部挫屈達到約 30 mm (圖 2.23 (d))，並伴隨 M/M_{pc} 的明顯退化，顯示局部挫屈為強度衰減之關鍵控制因素。

綜上所述，翼板與腹板的局部挫屈行為及其與彎矩強度衰減之關聯與柱構件的寬厚比 b/t 與深厚比 h/t 密切相關。當 b/t 增加時，無論翼板或腹板皆呈現更早發生挫屈與更大的挫屈量，其中翼板的反應尤為顯著。而當 h/t 增加時，腹板挫屈變形也會明顯放大，在某些試體中甚至超越翼板。此外， b/t 和 h/t 較大的試體常伴隨彎矩強度包絡線更早達峰值與更快速的強度衰減，並且高軸力下也會放大這些影響，使得試體更早發生局部挫屈以及使試體強度在達峰值後更快發生衰減，讓構件整體韌性下降。因此針對矩形鋼柱之設計，應考慮 b/t 、 h/t 以及軸力比三者間對局

部挫屈與強度退衰減之交互影響，需適當限制 b/t ，避免過高的 b/t 導致構件太早產生挫屈導致強度迅速劣化，特別是在高軸力作用下應更加注意。同時對於腹板也需要予以限制，避免太高的 h/t 導致腹板提早發生局部挫屈。整體而言矩形斷面鋼柱在高軸力設計條件下， b/t 與 h/t 之限制應較低軸力條件更為嚴格，進而確保整體韌性與耐震性能滿足規範要求。

2.10 試體裂縫觀察與分析

2.10.1 前言

為了進一步探討裂縫對試體破壞之影響與觀察試體內部的破壞行為，於是在單柱實驗完成後，將試體上、下底板切除，觀察並記錄鋼柱內部的破壞情形，紀錄結果如表 2.5 與表 2.6 所示，分別觀察了試體上、下端 4 個角落的外部與內部有無裂縫產生，表格左半部為記錄試體外側與內側是否有裂縫，以及裂縫位置是在翼板或腹板，4 個角落的命名方式為根據該試體在實驗時其翼板與腹板分別處於什麼方位而定(東、西面為試體腹板；南、北面為試體翼板)。除此之外，也觀察了試體內部背墊板處的鋸接情形，表格的右半部記錄了該角落挫屈率最大處對應之內部背墊板有無點鋸鋸道，內部背墊板會有點鋸鋸道的原因在於鋸接箱型鋼柱在製造時會先透過點鋸與臨時支撐將鋼板組合在一起(照片 2.14)，接著再透過全滲透鋸將 4 片鋼板完全鋸接起來，因此挫屈率最大處有可能有製造時留下的點鋸鋸道通過(照片 2.14)，進而導致該區域產生局部應力集中，因此本研究透過觀察 12 支鋼柱試體的內部情形與之對應的外部裂縫情形來探討點鋸鋸道對試體裂縫的產生與試體的破壞行為的關係，12 支試體分別為 I-24-24-20、I-24-24-40、I-27-27-20、I-27-27-40、I-36-36-20、I-36-36-40、I-11-24-20、I-11-24-40、I-12-41-20、I-12-41-40、I-24-42-20、I-24-42-40，6 支正方形試體與 6 支矩形試體。



2.10.2 裂縫觀察

表 2.7 為將表 2.5 與表 2.6 的結果進一步統整成一個內部背墊板鋸道與外側裂縫行為的表格，表中將裂縫情形區分為四種：(1) 僅腹板有裂縫 (Web Crack)、(2) 僅翼板有裂縫 (Flange Crack)、(3) 翼板與腹板皆有裂縫 (Web、Flange Crack)、(4) 無裂縫 (No Crack)。同時，依背墊板鋸道是否通過挫屈率最大處，區分為：(1) 僅腹板有鋸道 (Web)、(2) 腹板與翼板皆有鋸道 (Web、Flange)、(3) 僅翼板有鋸道 (Flange)、(4) 無鋸道通過 (No Welding)，以上各情形之實際試體照片如照片 2.15~2.27 所示。

首先本研究整理了各試體柱頂與柱底裂縫首次發生之側位移角，將各試體分為 $b/t=11$ (其中包含 $b/t=12$ 的試體)以及 $b/t=24$ 兩種種類，共比較了 8 支試體，比較的試體從左至右為 I-12-41-20、I-11-24-20、I-24-42-20、I-24-24-20、I-12-41-40、I-11-24-40、I-24-42-40、I-24-24-40，結果如圖 2.21 (a)、(b)所示，顯示 b/t 、 h/t 與軸力比皆對裂縫形成具有顯著影響， $b/t=11$ 的試體普遍可承受較大側向位移才出現裂縫， $b/t=24$ 的組別則明顯提前出現裂縫，當 b/t 一樣時 h/t 較大的試體也會較早產生裂縫，說明增加 b/t 和 h/t 會導致試體抵抗局部挫屈的能力下降使裂縫更早產生，另外軸力比越大也會使裂縫更早產生。進一步分為翼板開裂或腹板開裂來比較可發現，整體來說腹板裂縫較翼板裂縫多，從圖 2.21 (c)~(f)中可以發現低軸力下更容易產生腹板裂縫，並且當 h/t 較大時也較容易產生腹板裂縫，大部分翼板裂縫則發生於 h/t 較小的試體上

再來就整體裂縫發生率與鋸道位置進行分析 (表 2.7)，可發現不同背墊板鋸道配置下，裂縫發生率存在一定趨勢。當背墊板僅在腹板有鋸道時，總裂縫數為 23 處，無裂縫數為 17 處，裂縫發生率約為 57.5%。當腹板與翼板皆有鋸道時，裂縫總數同樣為 23 處，無裂縫數為 15 處，裂縫發生率提升至 60.5%。相較之下，僅翼板有鋸道的裂縫發生率僅為 50%，而無鋸道通過的情況下則觀察到最高裂縫發生率達 71.4%。整體趨勢顯示，當腹板有鋸道時，裂縫發生機率普遍偏高；特別是在



腹板與翼板同時有鋸道時，裂縫發生率略高於僅腹板有鋸道之情形。此外，完全無鋸道通過裂縫發生率反而最高，可能受製造幾何缺陷或構件初始缺陷影響所致。整體而言，腹板鋸道存在與裂縫發生具有較高相關性。

進一步探討裂縫發生位置與背墊板鋸道間之關聯性時，可觀察出明顯分布差異。在僅腹板有鋸道與腹板與翼板皆有鋸道的情況下，僅腹板有裂縫的出現次數分別為 7 與 3 筆，佔僅腹板有裂縫全部情況下的 62.5%；而僅翼板有裂縫同樣主要出現在上述兩鋸接類別中(各 7 與 3 筆)。然而，當僅翼板有鋸道時，並未出現任何單獨的翼板或腹板裂縫，顯示翼板單獨有鋸道通過時對裂縫生成並無明顯影響。至於腹板與翼板同時有裂縫，在翼板與腹板皆有鋸道通過的類別中出現次數高達 17 次，占該分類總樣本數之 50%以上，顯示翼板與腹板皆有鋸道時對翼板與腹板的裂縫產生有明顯影響。整體結果顯示，腹板鋸道為主導裂縫發生位置的重要因子，尤其當翼板與腹板皆有鋸道時，易產生腹板與翼板裂縫之複合型破壞模式。

綜合上述統計趨勢，可從鋸接製程與構造機制解釋其裂縫行為。在箱型鋼柱製造過程中，背墊板常以臨時點鋸定位，後續進行全滲透鋸接時，該處點鋸仍殘留於背墊板與板件間，成為局部材料性質差異區域，形成潛在的應力集中區。在受重複循環載重作用下，若該部位剛好為挫屈變形的最大曲率處，也就是局部挫屈的波峰，會承受最大壓應變，進一步誘發裂縫萌生。此外，背墊板鋸道亦可能影響板件局部挫屈模式。當腹板與翼板同時有鋸道通過時，該區板件挫屈變形可能受鋸道拘束，導致波幅更集中於鋸道鄰近區域，促使翼板與腹板同時產生裂縫之情形更為顯著。雖整體統計結果顯示腹板與翼板同時存在鋸道時裂縫發生率相對偏高，然觀察結果中仍有 15 筆翼板與腹板皆有鋸道時卻無裂縫的情形，顯示裂縫之產生並非單一由鋸道存在所控制。其裂縫形成與否，仍與挫屈模式、幾何初始缺陷分布及鋸接品質等多重因子交互影響有關。



2.10.3 製造建議

背墊板鋸道在製造過程中形成的臨時點鋸，將導致局部殘餘應力集中。此殘餘應力不僅來自加熱冷卻所產生的熱應力，更由於該區域屬板件交接轉角部位，容易形成微裂縫或微缺陷，成為後續裂縫萌生之起始點。當構件承受循環彎矩及軸力時，該區域可能更容易出現應力集中的現象，進一步導致裂縫成長與擴展。因此可在鋼柱組裝前，預先評估挫屈發生之預期位置，於背墊板定位時避免於該區域進行臨時點鋸，或採用其他非熱影響型式之暫時固定技術如夾具式定位。

第三章 有限元素分析與驗證



3.1 前言

本研究透過有限元素分析軟體 ABAQUS 2021 建立了一包含不同斷面尺寸的正方形與矩形箱型鋼柱資料庫用以探討箱型鋼柱的耐震性能，建立之模型與 22 組實驗結果 (表 2.1)進行驗證，其中 16 組為正方形鋼柱，已由 Tedjasukmana (2024) 驗證模型能有效模擬正方形斷面，6 組為本研究所做之矩形鋼柱，資料庫中共計建立了 78 組涵蓋不同寬厚比、深寬比、軸力比之模型。此外，也透過有限元素模型探討鋼柱在近斷層載重歷時下的影響，整體而言，驗證後之模型在彎矩遲滯迴圈與試體挫屈變形方面皆能準確模擬，足以應用於後續之參數研究。

3.2 建模方法

3.2.1 模型介紹

本研究建構如圖 3.1 (a)所示之單柱試體模型，為更貼近實際試驗情況，除了鋼柱試體，模型中也包含了柱頂與柱底夾具，以及上、下底板。底板與夾具之間的螺栓接合則以簡化方式進行建模並未建出實際的螺栓結構。鋼柱試體與柱底板採用殼元素(shell element)進行模擬，頂部與底部夾具則採用實體元素(solid element)建模。

3.2.2 材料性質擬合

本研究採用結合走動硬化(kinematic hardening)與等向硬化(isotropic hardening)的塑性材料模型，相關參數列於表 3.2 中。各材料模型的降伏應力設定為實際材料拉伸試驗所得之降伏值，而走動硬化參數 (C_l 與 γ) 與等向硬化參數 (Q_∞ 與 b) 則先依據材料拉伸試驗結果進行初步校準，再進行微調。彈性模數 E 假設 200 GPa。由於拉伸試驗中的頸縮現象無法反映真實應力與應變，故需先利用式 (3.1) 與式



(3.2) 將試驗數據轉換為真應力與真應變曲線。

$$\varepsilon_{true} = \ln(1 + \varepsilon_{coupon})$$

$$\sigma_{true} = \sigma_{coupon}(1 + \varepsilon_{coupon}) \quad (3.2)$$

其中， ε_{true} 為真應變， ε_{coupon} 為拉伸試驗測得之應變， σ_{true} 為真應力， σ_{coupon} 為拉伸試驗測得之應力。取得真應力-應變曲線後，再依下列公式建立對應關係並進行擬合：

$$\sigma_y^{Iso} = \sigma_y + Q_\infty(1 - e^{-b\varepsilon_{pl}}) \quad (3.3)$$

$$\sigma_y^{Kin} = \frac{C_1}{\gamma_1}(1 - e^{-\gamma_1\varepsilon_{pl}}) \quad (3.4)$$

$$\sigma = \sigma_y^{Iso} + \sigma_y^{Kin} \quad (3.5)$$

其中 σ_y^{Iso} 為等向硬化造成之降伏應力， σ_y 為初始降伏應力， Q_∞ 為降伏面的最大變化量， b 為降伏面大小的變化速率， σ^{Kin} 為走動硬化造成之降伏應力， C_1 為走動硬化模數， γ_1 為走動硬化的變化速率，另外 $a = C_1/\gamma_1$ 又可稱為背應力(Back stress)，亦即降伏面中心所移動的距離。圖 3.2 為轉換後之真應力-應變曲線與 ABAQUS 模擬結果之對照，整體而言擬合良好。

3.2.3 接觸性質與網格尺寸

分析模型中，夾具與柱底板、柱底板與試體之間皆以 Tie constraint 連接，來模擬兩者間的鋸接與栓接情形，雖然真實情況下夾具與柱底板是通過螺栓接合，不過模擬中採用簡化假設，將底板切割為若干個圓形區域如圖 3.1 (b)所示，圓形直徑為螺栓直徑，僅將這些圓形區域與夾具以 Tie constraint 連接。

試體本體採用殼元素中的一階減積分元素(S4R)進行建模，彈性區域之網格大小為 50×50 mm，自柱頂端與底端向柱中心延伸 500 mm 的範圍(圖 3.1 (c))是預測發生塑性變形之區域，將此區域的網格切為更細的 25×50 mm 用以更好的模擬挫

屈的形狀與變化，為更準確模擬實際實驗的邊界條件，模型中也對上下夾具進行建模。夾具部分使用具十個節點的二次四面體實體元素（C3D10）進行建模。



3.2.4 邊界條件與力量加載

頂部夾具於六個自由度上全部束制 ($U1 = U2 = U3 = UR1 = UR2 = UR3 = 0$) 用以模擬固定端，而底部夾具則於部分自由度進行束制 ($U1 = UR1 = UR2 = UR3 = 0$)， $U2$ 與 $U3$ 自由度則保持自由無束制($U2, U3 \neq 0$)以模擬位移控制端之邊界條件，在 $U3$ 負方向施加重力載重，並於 $U3$ 方向施加恆定之軸向載重以模擬實驗所施加的軸力。接著，於模型底部夾具施加 $U2$ 方向之位移載重，模擬方法為位移控制，與實驗相同，採用 AISC 341-22 之反覆載重歷時(圖 2.4)。

3.2.5 ABAQUS 求解器

ABAQUS 提供兩種不同的求解器，其差異在於所採用的數值求解方法不同。隱式求解器 (Implicit solver) 通常用於靜態或準靜態問題，此類求解器會強制施加載重與內部反力之間達到平衡；另一種為顯式求解器 (ABAQUS/Explicit) 一般用於動態問題，其不強制施加載重與內部反力達成平衡，故較適合用於模擬破壞行為。在本研究中，由於實驗屬於準靜態問題，所以本研究採用隱式求解器 (Implicit solver) 求解，由於材料會進入非線性，因此在設定 step 的時候將幾何非線性選項 (NLgeom) 打開，當此功能開啟後模型會考慮大變形，此時會導致分析過程中出現數值不穩定或收斂失敗，為了防止分析無法收斂的情況產生，將 Automatic stabilization 的選項也開啟在模型中自動引入一個非常小的人工阻尼作為虛擬的能量耗散抑制不穩定的變形模式，並將 Specify dissipated energy fraction 設定為 0.0002，限制人工阻尼最多只能耗散總能量的 0.02 % 以避免影響模擬結果，設定時間步初始增量為 0.01，最大增量為 0.1，最大步數為 100，用以確保模擬足夠精確。



3.3 初始缺陷的影響

根據 Tedjasukmana (2024)的研究，表明局部幾何初始缺陷在數值模擬時對試體的彎矩強度影響不大，圖 3.3 為理想模型與含初始缺陷模型之彎矩包絡線圖比較，根據此結果，因此本研究所有的模擬皆不考慮局部幾何初始缺陷。

3.4 模型驗證結果

本研究所使用的材料參數為 Tedjasukmana (2024)提出之 SN490B 鋼材材料參數 (圖 3.2)，不過該參數僅針對正方形箱型鋼柱試體進行過實驗驗證，本研究建立了 6 組矩形鋼柱模型，並將 6 組模型的模擬結果與試驗結果進行比較，圖 3.4 為有限元素模型與實驗所得彎矩遲滯迴圈比較，整體吻合良好，試體的彈性勁度與彎矩強度的遞減皆能有效模擬，最大彎矩強度的預測整體也相當吻合，僅 I-11-24-20 和 I-11-24-40 兩組試體有些微低估。由於本模型未考慮破壞演化行為與單元刪除，因此無法模擬實驗中實際發生的破壞與裂縫。圖 3.5 比較了有限元素模擬與試驗所得之軸向縮短量，雖整體準確度有限，但預測結果仍具合理性，圖 3.6 為實驗與有限元素分析之挫屈模態比較。如圖 3.7 所示，有限元素模型在模擬正方形斷面時其翼板與腹板會同時挫屈，且挫屈量差不多，與實際實驗稍有不同，實驗為翼板會先挫屈，後續挫屈量則是翼板與腹板差不多，矩形斷面在分析與實驗則較為一致，皆為腹板挫屈幅度較大。圖 3.8~圖 3.13 則進一步比較模型之挫屈模式與實驗實際之挫屈模式，除了試體 I-12-41-20 和 I-12-41-40 外，其餘模型挫屈模式皆與試驗結果相符。I-12-41-20 和 I-12-41-40 模型分析結果顯示兩側翼板產生面內挫屈、兩側腹板產生面外挫屈，但試驗中則為兩側翼板產生面外挫屈、兩側腹板產生面外挫屈，此差異可能源自試體組裝或製造時產生的初始缺陷所導致。

3.5 近斷層載重之參數研究

為後續進一步探討邊界條件對結構行為之影響，本研究利用有限元素法進行

參數研究，前述已驗證之模型改使用如圖 3.14 (a)所示之近斷層加載歷時，此近斷層加載歷時分為兩階段，第一階段為黑色線段部分，最大正向側位移角為 0.06 rad ，第二階段為藍色線段部分，最大正向側位移角為 0.12 rad ，所有參數研究之試體皆會先加載第一階段，若第一階段結束後試體的彎矩強度並未達到最大彎矩強度，則接續進行第二階段加載，此近斷層加載歷時的第一階段是由 Ozkula (2021)等人所提出的，第二階段則是簡化 Ozkula (2021)等人提出之第二階段而得，圖 3.14 (b)為 Ozkula (2021)等人所提出之近斷層加載歷時，本研究簡化了第二階段的小側位移角迴圈數，並將最大正向側位移角從 0.1 rad 放大至 0.12 rad ，圖 3.15 為近斷層載重下之分析結果，並與其對應之反覆載重遲滯迴圈進行比較。

3.6 箱型鋼柱資料庫建立

透過前述對 6 組矩形斷面以及 16 組正方形斷面進行有限元素模型與實驗結果的驗證，證明了建立之模型能有效模擬正方形與矩形斷面之箱型鋼柱，本研究進一步建立了更多不同斷面尺寸之箱型鋼柱試體，總計 56 組模型(表 3.1)，並分別施加了大軸力($0.4 P_{ya}$)與小軸力($0.2 P_{ya}$)進行反覆側推試驗，加載歷時採用 AISC 之反覆位移歷時，56 組模型中涵蓋了不同的 b/t 、 h/t 、 L/H 及 H/B ，用以研究寬厚比 b/t 、深厚比 h/t 、高深比 L/H 及斷面深寬比 H/B 對箱型鋼柱的耐震性能影響，並用於後續發展新寬厚比規範使用，如圖 3.17 所示 SDA_{cr} 和 b/t 、 h/t 、 P_w/P_{ya} 以及 H/B 有負相關性，與 L/H 則有正相關性。表 2.1 與 表 3.1 為資料庫的所有斷面，共計 78 組，其中正方形斷面為 40 組，矩形斷面為 38 組。

第四章 AISC 341 新寬厚比規定發展



4.1 前言

本章節參考 Ozkula et al. (2021)之研究，使用本研究建立之鋸接箱型鋼柱資料庫(表 2.1 與表 3.1)透過迴歸分析建立新的鋸接箱型鋼柱寬厚比規定，4.2 節將介紹迴歸分析的方法與建立迴歸模型，4.3 節會透過建立的迴歸模型制定新寬厚比規定，4.4 節會比較提出之新寬厚比規定與現行規範的差異以及與實驗結果的比較。

4.2 回歸分析

4.2.1 回歸模型建立

Ozkula et al.(2021)應用多元迴歸分析美國常用 I 型鋼柱的臨界層間位移角(SDA_{cr})與寬厚比、軸力、材料等關係， SDA_{cr} 為彎矩遲滯迴圈中最大彎矩值所對應的側位移轉角，本研究利用 Ozkula et al.(2021)的研究成果建立一箱形鋼柱迴歸分析模型用於預測鋸接箱型鋼柱的 SDA_{cr} ，如式 (4.1)所示，迴歸式考慮的變數有 b/t 、 P_u/P_{ya} 、 F_{ya}/E 、 H/B 以及 L/H ，這些參數分別代表翼板、軸力、不同鋼材、腹板對鋼柱耐震性能的影響。

$$SDA_{cr} = C_0 \left(\frac{b}{t} \right)^{C_1} \left(1 - \frac{P_u}{P_{ya}} \right)^{C_2} \left(\frac{F_{ya}}{E} \right)^{(C_1/2)} \left(\frac{H}{B} \right)^{C_3} \left(\frac{L}{H} \right)^{C_4} \quad (4.1)$$

4.2.2 分析方法

式(4.1)中的 C_0 、 C_1 、 C_2 、 C_3 、 C_4 為待解常數，可以根據下列步驟解出，首先將式(4.1)轉換成式(4.2):

$$SDA_{cr} = (10)^{a_1} \left(\frac{b}{t} \right)^{a_2} \left(1 - \frac{P_u}{P_{ya}} \right)^{a_3} \left(\frac{F_{ya}}{E} \right)^{0.5a_2} \left(\frac{H}{B} \right)^{a_3} \left(\frac{L}{H} \right)^{a_4} \quad (4.2)$$



再將式(4.2)取對數後可得到式(4.3)，將式(4.3)表示成矩陣關係式，便可得式(4.4)，其中 $[A]$ 、 $[a]$ 和 $[SDA_{cr}]$ 如式(4.5)與式(4.6)所示。

$$\log(SDA_{cr}) = a_1 + a_2 \log\left(\frac{b}{t}\right) + a_3 \log\left(1 - \frac{P_u}{P_{ya}}\right) + \frac{a_2}{2} \log\left(\frac{F_{ya}}{E}\right) + a_3 \log\left(\frac{H}{B}\right) + a_4 \log\left(\frac{L}{H}\right) \quad (4.3)$$

$$[A][a] = [SDA_{cr}] \quad (4.4)$$

$$[A] = \begin{bmatrix} 1 \log\left(\frac{b}{t}\right)_1 & \log\left(1 - \frac{P_u}{P_{ya}}\right)_1 & \log\left(\frac{F_{ya}}{E}\right)_1 & \log\left(\frac{H}{B}\right)_1 & \log\left(\frac{L}{H}\right)_1 \\ 1 \log\left(\frac{b}{t}\right)_2 & \log\left(1 - \frac{P_u}{P_{ya}}\right)_2 & \log\left(\frac{F_{ya}}{E}\right)_2 & \log\left(\frac{H}{B}\right)_2 & \log\left(\frac{L}{H}\right)_2 \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ 1 \log\left(\frac{b}{t}\right)_n & \log\left(1 - \frac{P_u}{P_{ya}}\right)_n & \log\left(\frac{F_{ya}}{E}\right)_n & \log\left(\frac{H}{B}\right)_n & \log\left(\frac{L}{H}\right)_n \end{bmatrix} \quad (4.5)$$

$$[a] = \begin{bmatrix} a_1 \\ a_2 \\ a_3 \\ a_2/2 \\ a_4 \end{bmatrix} \quad [SDA_{cr}] = \begin{bmatrix} \log(SDA_{cr})_1 \\ \log(SDA_{cr})_2 \\ \dots \\ \log(SDA_{cr})_n \end{bmatrix} \quad (4.6)$$

接著透過如式(4.7)的矩陣運算就能解出係數矩陣 $[a]$ ，最終得到 C_0 、 C_1 、 C_2 、 C_3 、 C_4 ，得到一組回歸式。

$$[a] = \left\{ [A]^T [A] \right\}^{-1} [A]^T [SDA_{cr}] \quad (4.7)$$



4.3 新寬厚比規定設計

4.3.1 軸力修正係數 γ_a

本研究的所有實驗試體以及有限元素模型皆在恆定軸力下進行測試，這些試體代表抗彎框架中的內柱，其軸力在側向力作用下仍相對穩定，外側柱的軸力則會因為傾覆彎矩效應而產生較大的變化。Chansuk et al. (2018)透過將軸力與側向位移同步施加為循環載重，以模擬外側柱所承受的軸力情況，實驗結果顯示，相較於承受恆定軸力的柱構件，其最大彎矩強度會有所提升，且局部挫屈與軸向縮短現象也較不明顯，因此， γ_a 值可取大於1，不過本研究為求規範制定保守，所以僅取 γ_a 值等於1來做後續研究。

4.3.2 邊界條件修正係數 γ_b

邊界條件修正係數 γ_b 是用來考量實際邊界條件對柱構件轉角能力的影響，主要是指柱頂端與樑連接時的轉動約束能力。在特殊抗彎框構架(SMF)中，一樓柱子的底端通常會設計為固定—固定邊界條件，但柱子的頂端會因與樑連接的柔性而產生轉動，如圖 4.1(b)所示。Ozkula et al. (2021)定義 γ_b 為實際邊界條件下的臨界層間位移角 SDA_{cr}^{FR} 與固定—固定邊界條件下的臨界層間位移角 SDA_{cr}^{FF} 之比值：

$$\gamma_b = \frac{SDA_{cr}^{FR}}{SDA_{cr}^{FF}} \quad (4.8)$$

為了探討邊界條件的影響，本研究比較了兩組具有相同 b/t 與 h/t 的試驗數據，一組為單柱試驗(isolated column test)和子構架試驗(subassemblage)，比較試體分別為陳冠維 (2020)進行的 I-16-16-40 單柱試體與 Chou et al. (2024) 進行的 SS-16-16-40 子構架試體，另一組為單柱試驗(isolated column test)和構架試驗(frame test)，比較試體分別為 Tedjasukmana (2024)進行的 I-27-27-40 單柱試體與 Tam, M.H. (2022) 進行的 FS-S-27-27-38-VA BRB 構架柱構件，試體相關數據如表 4.1 所示，對應的遲



滯迴圈如圖 4.2 所示。根據式 (4.8) 可得到 γ_l 為 1.5。

4.3.3 側向載重歷時修正係數 γ_l

不同的載重歷時會對結構的變形能力有顯著的影響，其中反覆循環的載重歷時由於循環圈數較多，因此為較嚴格的一種載重歷時，使用此類型的載重歷時去評估結構的變形能力可能會低估許多，且在實際地震中特殊抗彎構架(SMF)的反應也並不是對稱的，因此，本研究將利用有限元素分析來探討相同試體在反覆載重歷時與近斷層載重歷時下的差異，並根據 Ozkula et al. (2021) 定義的載重歷時修正係數 γ_l (式 4.9) 來修正施加反覆載重歷時下得出的實驗結果與有限元素分析結果，其中 SDA_{cr}^{NF} 為施加近斷層載重歷時下的 SDA_{cr} ， SDA_{cr}^{AISC} 為使用 AISC 反覆載重歷時得到的 SDA_{cr} 。如圖 4.3 所示根據 Ozkula et al. (2021) 的定義，透過將起始點從 O 移動到 O' 來判定該試體的 SDA_{cr}^{NF} 。所有試體之比較結果如表 4.2 所示，對應的遲滯迴圈如圖 4.4 所示，根據 10 組試體的平均值得 $\gamma_l = 1.39$

$$\gamma_l = \frac{SDA_{cr}^{AISC} + SDA_{cr}^{NF}}{2(SDA_{cr}^{AISC})} \quad (4.9)$$

4.3.4 新寬厚比規定建立

將表 2.1 中的第 1~16 組實驗資料與表 3.1 的 56 組有限元素分析資料共計 72 組資料(圖 3.16 (b))代入建立的迴歸模型(式 (4.1))做迴歸分析後可得下式：

$$SDA_{cr} = 0.0195 \left(\frac{b}{t} \right)^{-1.597} \left(1 - \frac{P_u}{P_{ya}} \right)^{1.498} \left(\frac{F_{ya}}{E} \right)^{-0.798} \left(\frac{H}{B} \right)^{-1.534} \left(\frac{L}{H} \right)^{0.273} \quad (4.10)$$

由於實際結構的行為會受到邊界條件、側向載重歷時以及軸力變化的影響，因此定義有效臨界層間位移角為：

$$SDA'_{cr} = \gamma \times SDA_{cr} \quad (4.11)$$



γ 為軸力修正係數、邊界條件修正係數(式 (4.8))以及側向載重歷時修正係數(式 (4.9))之乘積:

$$\gamma = \gamma_a \gamma_b \gamma_l = 1.0 \times 1.5 \times 1.39 = 2.08 \approx 2.0 \quad (4.12)$$

乘上 γ 後 SDA_{cr} 可轉換為 SDA'_{cr} :

$$SDA'_{cr} = 0.039 \left(\frac{b}{t} \right)^{-1.597} \left(1 - \frac{P_u}{P_{ya}} \right)^{1.498} \left(\frac{F_{ya}}{E} \right)^{-0.798} \left(\frac{H}{B} \right)^{-1.534} \left(\frac{L}{H} \right)^{0.273} \quad (4.13)$$

令 b/t 為未知數將式 (4.13) 進行移項推導，可得:

$$\frac{b}{t} = \left(\frac{SDA'_{cr}}{0.039} \right)^{\frac{1}{-1.597}} \left(1 - \frac{P_u}{P_{ya}} \right)^{\frac{-1.498}{-1.597}} \left(\frac{H}{B} \right)^{\frac{1.534}{-1.597}} \left(\frac{L}{H} \right)^{\frac{-0.273}{-1.597}} \sqrt{\frac{E}{F_{ya}}} \quad (4.14)$$

根據 AISC 341-22 的定義，高等韌性構件需達到至少 0.04 rad 的側位移角，中等韌性構件需達到至少 0.02 rad 的側位移角，因此將 SDA'_{cr} 分別代入 0.04 以及 0.02 即可得到新的高等和中等韌性構件寬厚比規定:

$$\lambda_{hd} = 0.99 (1 - C_g)^{0.94} \left(\frac{B}{H} \right)^{0.96} \left(\frac{L}{H} \right)^{0.17} \sqrt{\frac{E}{R_y F_y}} \quad (4.15)$$

$$\lambda_{md} = 1.53 (1 - C_g)^{0.94} \left(\frac{B}{H} \right)^{0.96} \left(\frac{L}{H} \right)^{0.17} \sqrt{\frac{E}{R_y F_y}} \quad (4.16)$$

其中， F_{ya} 為材料拉伸試驗所得之降伏應力， F_y 為鋼材標稱降伏應力， R_y 為材料超強因子， C_g 為承受軸力比， A_g 為斷面積， P_u 為施加軸力，定義如下所示:

$$C_g = \frac{P_u}{R_y F_y A_g} \quad , \quad F_{ya} = R_y F_y \quad (4.17)$$

為了使規範更便於使用，將式 (4.15) 和式 (4.16) 做簡化，使 B/H 和 $1 - C_g$ 項的係數為 1， L/H 項的係數則保持為 0.17， $E/R_y F_y$ 項的係數也保持不變，簡化方法為將式 (4.1) 先進行推導，得出下式:



$$\frac{b}{t} = \left(\frac{SDA_{cr}}{C_0} \right)^{\frac{1}{C_1}} \left(1 - \frac{P_u}{P_{ya}} \right)^{-\frac{C_2}{C_1}} \left(\frac{H}{B} \right)^{-\frac{C_3}{C_1}} \left(\frac{L}{H} \right)^{-\frac{C_4}{C_1}} \sqrt{\frac{E}{F_{ya}}} \quad (4.18)$$

根據式 (4.18)可以找出各系數與 C_1 的關係，並將設定之簡化後係數代入，則可得下列關係式：

$$-\frac{C_2}{C_1} = 1.00, \quad -\frac{C_3}{C_1} = -1.00, \quad -\frac{C_4}{C_1} = 0.17 \quad (4.19)$$

將式 (4.19)的關係式代回式 (4.1)，可得一新迴歸模型：

$$SDA_{cr} = C_0 \left(\frac{b}{t} \right)^{C_1} \left(1 - \frac{P_u}{P_{ya}} \right)^{-C_1} \left(\frac{F_{ya}}{E} \right)^{(C_1/2)} \left(\frac{H}{B} \right)^{C_1} \left(\frac{L}{H} \right)^{-0.17C_1} \quad (4.20)$$

再將 72 組資料代入模型做迴歸分析，可得：

$$SDA_{cr} = 0.021 \left(\frac{b}{t} \right)^{-1.574} \left(1 - \frac{P_u}{P_{ya}} \right)^{1.574} \left(\frac{F_{ya}}{E} \right)^{-0.787} \left(\frac{H}{B} \right)^{-1.574} \left(\frac{L}{H} \right)^{0.268} \quad (4.21)$$

式 (4.21)的決定係數 R^2 為 0.86，顯示此模型與數據的擬合程度相當不錯，圖 4.5 為模型預測值與實際值之比較，大部分資料點均沿對角線分布，顯示模型預測值與實際值整體呈現良好線性關係，不過仍有少數資料點預測誤差過大，代表此模型雖已具備一定的可靠性，但仍有改善空間，例如使用更能反映 SDA_{cr} 影響的參數做迴歸分析。圖 4.6 為 22 組實驗資料之預測值與實驗值的比較，整體平均誤差為 19%，不過大部分誤差皆為模型預測值低估，如表 4.3 所示，顯示此模型在預測鋼柱 SDA_{cr} 時較為保守。

接著與前述一樣的步驟，將 SDA_{cr} 乘上 γ 後轉換為 SDA'_{cr} ：

$$SDA'_{cr} = 0.042 \left(\frac{b}{t} \right)^{-1.574} \left(1 - \frac{P_u}{P_{ya}} \right)^{1.574} \left(\frac{F_{ya}}{E} \right)^{-0.787} \left(\frac{H}{B} \right)^{-1.574} \left(\frac{L}{H} \right)^{0.268} \quad (4.22)$$

令 b/t 為未知數進行移項推導，並根據 AISC 341-22 的定義，將 SDA'_{cr} 分別代入 0.04 以及 0.02 後可得到新的簡化係數之高等和中等韌性構件寬厚比規定：



(4.23)

$$\lambda_{hd} = 1.03(1 - C_g) \left(\frac{B}{H} \right) \left(\frac{L}{H} \right)^{0.17} \sqrt{\frac{E}{R_y F_y}}$$

$$\approx 1.00(1 - C_g) \left(\frac{B}{H} \right) \left(\frac{L}{H} \right)^{0.17} \sqrt{\frac{E}{R_y F_y}} \leq 1.12 \sqrt{\frac{E}{R_y F_y}}$$

$$\lambda_{md} = 1.59(1 - C_g) \left(\frac{B}{H} \right) \left(\frac{L}{H} \right)^{0.17} \sqrt{\frac{E}{R_y F_y}}$$

$$\approx 1.60(1 - C_g) \left(\frac{B}{H} \right) \left(\frac{L}{H} \right)^{0.17} \sqrt{\frac{E}{R_y F_y}} \leq 1.12 \sqrt{\frac{E}{R_y F_y}}$$

圖 4.8 (a)為式 (4.15)和式 (4.23) 之比較，最大差異為 6%，圖 4.8 (b)為式 (4.16) 和式 (4.24)之比較，最大差異為 2%，顯示簡化前與簡化後的寬厚比規定差別不大，但簡化後的式子更便於工程師做使用。另外，為求保守使用以及合理性，也限制新高等韌性與中等韌性構件寬厚比規定不能放寬超過 λ_p 的限制。由於迴歸分析時使用的資料庫中資料的 b/t 範圍為 11~36， h/t 範圍為 11~48， B/H 範圍為 0.43~1， L/H 範圍為 5~26.7， C_g 範圍為 0.2~0.5，因此本研究提出之新寬厚比規定的適用範圍也為此範圍。

4.4 新寬厚比規定討論

4.4.1 新寬厚比規定與各國規範比較

式 (4.23)和式 (4.24)為已提交給 AISC 省定之規範，預計於 AISC 341-27 發布。將 $B/H=1$ ， $L/H=10$ 作為正方形斷面的斷面參數， $B/H=0.5$ ， $L/H=10$ 作為矩形斷面的斷面參數，以及鋼材 SN490B 的材料參數: $E = 200$ GPa、 $R_y = 1.2$ 、 $F_y = 325$ MPa 代入式 (4.23)和式 (4.24)，可得到新的 AISC 341 正方形與矩形斷面的高等與中等韌性寬厚比規定，並將此限制與現行美國規範 AISC 341-22、日本 AIJ 規範以及台灣鋼結構極限設計法規範做比較(圖 4.9)，由於用於迴歸分析的資料中 C_g 分布為 0.2~0.5，所以以下討論將著重於此範圍。

從圖 4.9 (a)可以發現對於正方形斷面($B/H=1$)來說，當 L/H 越大新寬厚比規定

就會越寬鬆，另外現行 AISC 341-22 對正方形斷面的高等韌性寬厚比規定非常保守，新寬厚比規定建議於 $C_G=0.2$ 時可以放寬約 103%，於 $C_G=0.5$ 時可以放寬約 34%，日本與台灣規範則在 $C_G=0.2\sim0.25$ 的區間可以稍微放寬，在 $C_G=0.25\sim0.5$ 的區間則建議應保守一點，於 $C_G=0.5$ 時應嚴苛約 33%。圖 4.9 (b)為正方形斷面的中等韌性寬厚比規定比較，現行 AISC 341-22 依然非常保守，新寬厚比規定建議於 $C_G=0.2$ 時可以放寬約 12%，於 $C_G=0.5$ 時也可以放寬約 12%。

根據 2.2 小節的討論，現行各國規範皆將 b/t 與 h/t 限制分開檢核，且 h/t 的限制皆有過於寬鬆的情形(如圖 2.2 所示)，導致矩形斷面($B/H<1$)在設計時無法準確預估其耐震性能，新寬厚比規定建議在制訂 b/t 限制時將 h/t 的影響一併考慮進去，讓矩形與正方形斷面能使用同一套寬厚比規定來做設計，圖 4.9 (c)為矩形斷面的高等韌性寬厚比規定比較，可以發現對於矩形斷面來說，當 L/H 越大，規定會越寬鬆，但當 B/H 越小時規定會越嚴苛。在 $B/H=0.5$ ， $L/H=10$ 的條件下，新寬厚比規定建議 AISC 341-22 規範在 $C_G=0.25\sim0.5$ 間應保守一點，於 $C_G=0.5$ 時應嚴苛約 33%，對於日本與台灣規範則在 $C_G=0.2\sim0.5$ 間皆須更為保守，於 $C_G=0.2$ 時應嚴苛約 46%，於 $C_G=0.5$ 時應嚴苛約 66%。圖 4.9 (d)為矩形斷面的中等韌性寬厚比規定比較，新寬厚比規定建議 AISC 341-22 規範在 $C_G=0.2\sim0.5$ 間皆需更為保守，於 $C_G=0.2$ 時應嚴苛約 5%，於 $C_G=0.5$ 時應嚴苛約 41%。

4.4.2 新寬厚比規定與實驗結果比較

本小節將提出之新寬厚比規定與實驗結果進行比較與討論，以確認新提出之寬厚比規定能否準確反應鋼柱的耐震性能，由於新規範的制定有考慮了軸力條件、邊界條件以及側向載重歷時的影響，因此將實驗資料之 SDA_{cr} 也轉換成考慮了以上條件的 SDA'_{cr} 來與規範做比較。主要針對 16 組材料為 SN490B 的鋼柱實驗資料做討論，分別有 10 組正方形斷面($B/H=1$)，涵蓋 8.3、10、10.5，3 種不同的 L/H (圖 4.12 (a)~(c))，以及 6 組矩形斷面($B/H<1$)，其中 4 組為 $B/H=0.5$ ， $L/H=10$ 的斷面，2 組



為 $B/H=0.59$, $L/H=10$ 的斷面 (圖 4.12 (d)、(e)), B/H 、 L/H 越大規範會越寬鬆，透過此 16 組實驗資料來探討建立的新寬厚比規定能否針對不同 B/H 與 L/H 紿出正確的耐震性能限制。

圖 4.12 (a)為 $L/H=8.3$ 的正方形斷面比較, $C_G=0.3$ 下的兩組斷面在 AISC 341-22 中皆僅為中等韌性構件，在新寬厚比規定中兩斷面則皆為高等韌性構件，根據實驗結果，兩斷面的 SDA'_{cr} 皆大於等於 0.04 rad，有滿足高等韌性構件的要求。 $C_G=0.5$ 下的兩組斷面在 AISC 341-22 中也皆僅為中等韌性構件，然而 $b/t=14$ 的斷面實際行為可以達到 0.06 rad 的最大轉角，而此斷面在新寬厚比規定中有被準確判定為高等韌性構件，另一個 $b/t=20$ 的斷面在新寬厚比規定中也有被準確判定為中等韌性構件，此比較顯示 AISC 341-22 對於高等韌性構件的限制的確過於保守，而新寬厚比規定更能準確反應鋼柱的真實行為。

圖 4.12 (b)為 $L/H=10$ 的正方形斷面比較, $C_G=0.2$ 下的斷面在 AISC 341-22 中連中等韌性構件都未能滿足，但在新寬厚比規定中則為高等韌性構件，從實驗結果來看，該斷面的 SDA'_{cr} 也有達到 0.04 rad 的要求，因此實際為高等韌性構件。另一組 $C_G=0.4$ 下的斷面在 AISC 341-22 中也未滿足中等韌性構件，在新寬厚比規定中則為中等韌性構件，而該斷面的 SDA'_{cr} 為 0.03 rad，有滿足中等韌性構件需達到 0.02 rad 轉角的要求，根據此比較可以發現 AISC 341-22 對於中等韌性構件的限制也過於保守，而新寬厚比規定更能準確反應鋼柱的耐震性能。

圖 4.12 (c)為 $L/H=10.5$ 的正方形斷面比較, $C_G=0.2$ 下的兩組斷面在 AISC 341-22 中都未能滿足中等韌性構件限制，在新寬厚比規定中也不滿足中等韌性，從實際的 SDA'_{cr} 來看，兩斷面皆為 0.03 rad，代表兩斷面實際皆為中等韌性構件，此比較顯示，AISC 341-22 和新寬厚比規定皆低估了此兩斷面的真實耐震性能。在 $C_G=0.4$ 下的兩組斷面在 AISC 341-22 中也都未能滿足中等韌性構件限制，且在新寬厚比規定中也是，然而從實際的 SDA'_{cr} 來看，兩斷面皆為 0.02 rad，代表兩斷面實際皆有滿足中等韌性構件的要求，應歸類為中等韌性構件，顯示 AISC 341-22 大

幅低估了此兩斷面的真實耐震性能，而新寬厚比規定則因為不能超過 λ_p 的限制，導致也低估了這四組斷面的耐震性能，若我們拿掉不能超過 λ_p 限制的要求來看新寬厚比規定的話，可以發現，其中有三組斷面皆能被準確判定為中等韌性構件，僅有一組被低估，此結果顯示，現行 λ_p 的限制也略為保守，並且也未考慮軸力的影響，導致在搭配新寬厚比規定做使用時，會導致判定過於保守，因此未來在也應針對 λ_p 的限制做研究與更新，將軸力的影響考慮進去，使寬厚比規定更加完善。

圖 4.12 (d)為 $B/H=0.5, L/H=10$ 的矩形斷面比較， $C_G=0.2$ 下的兩組斷面在 AISC 341-22 中皆為高等韌性構件，在新寬厚比規定中也皆為高等韌性構件，從實際的 SDA'_{cr} 來看，兩斷面皆有達到 0.04 rad，代表兩斷面實際也滿足高等韌性構件的要求。 $C_G=0.4$ 下的兩組斷面在 AISC 341-22 中也皆為高等韌性構件，在新寬厚比規定中則僅為中等韌性構件，而從實際的 SDA'_{cr} 來看，一組斷面為 0.02 rad，屬於中等韌性構件，一組斷面為 0.05 rad，屬於高等韌性構件，代表 AISC 341-22 高估了一組斷面，新寬厚比規定低估了一組斷面的耐震性能，高估的試體為 I-12-41-40，由於 AISC 341-22 的腹板寬厚比規定過於寬鬆導致矩形斷面的耐震性能最終都會由翼板主導，當翼板與腹板寬厚比差別較大時往往會導致高估了斷面的耐震性能，尤其是在高軸力的情況下，因為 AISC 341-22 的翼板寬厚比規定也並未考慮軸力對鋼柱的影響，低估的試體為 I-11-24-40，會低估的原因為 I-12-41-40 和 I-11-24-40 兩試體的 B/H 和 L/H 一樣，但由於 I-12-41-40 的翼板和腹板不一樣厚(表 2.1)，因此兩試體的 h/t 有著很大的差異，導致兩試體的實際行為有差別，顯示新寬厚比規定在變厚度的斷面的判定上仍有改善空間，未來研究可以額外考慮翼板和腹板的厚度比(t_f/t_w)來建立迴歸式，使寬厚比規定能更完善。

圖 4.12 (e)為 $B/H=0.59, L/H=10$ 的矩形斷面比較， $C_G=0.2$ 下的斷面在 AISC 341-22 中不滿足中等韌性構件，在新寬厚比規定中則為中等韌性構件，而該斷面的 SDA'_{cr} 為 0.03 rad，代表 AISC 341-22 過於保守，而新寬厚比規定將中等韌性限制放寬了約 8%因此能準確將其判定為中等韌性構件。 $C_G=0.4$ 下的斷面在 AISC

341-22 中被判定為未達到中等韌性限制，在新寬厚比規定中也是未達到中等韌性限制，然而實際結果其 SDA'_{cr} 有達到 0.02 rad，有滿足中等韌性限制的要求，顯示在高軸力下 AISC 341-22 和新寬厚比規定對中等韌性構件的寬厚比規定都過於保守。

根據圖 4.12 (a)~(e)的討論，可以發現針對正方形斷面的高等與中等韌性寬厚比規定中，AISC 341-22 都過於保守，而若不考慮 λ_p 的限制則新寬厚比規定能準確反應鋼柱的耐震性能，僅低估一組試體的耐震性能，若考慮 λ_p 的限制則新寬厚比規定會趨於保守，會低估四組試體的耐震性能，不過整體來說對於鋼柱實際的耐震性能判定比現行 AISC 341-22 來的準確許多。針對矩形斷面的高等與中等韌性寬厚比規定中，AISC 341-22 的判定顯得不太可靠，在低軸力下低估了 1 組斷面，在高軸力下則高估了 1 組斷面以及低估了 1 組斷面，新寬厚比規定在低軸力下皆能準確反應鋼柱的耐震性能，但在高軸力下則顯得相對保守，低估了 2 組斷面，此外，新寬厚比規定在變厚度的斷面的判定上仍有改善空間，未來研究可以額外考慮翼板和腹板的厚度比(t_f/t_w)來建立迴歸式，使寬厚比規定能更完善，另外現行 λ_p 的限制並未考慮軸力影響，這會導致有些斷面受到低估，未來也應進行相關研究建立新的 λ_p 限制來做使用。

4.4.3 新寬厚比規定後續研究

由於新寬厚比規定的提出時間較 6 組矩形單柱實驗進行的時間早，因此新寬厚比規定在進行迴歸分析時僅使用 16 組正方形試體的實驗數據和 56 組有限元素模擬數據，並未將 6 組矩形試體的實驗數據納入，本小節將 6 組矩形試體的實驗數據加入(圖 3.16 (b))迴歸分析去建立寬厚比規定(共 78 組資料)對寬厚比規定的影響是什麼，與新寬厚比規定的差別有多少。

按照 4.3 節的做法，將表 2.1 和表 3.1 的實驗與分析資料代入迴歸模型中即可得到下式：



$$SDA_{cr} = 0.019 \left(\frac{b}{t} \right)^{-1.530} \left(1 - \frac{P_u}{P_{ya}} \right)^{1.530} \left(\frac{F_{ya}}{E} \right)^{-0.765} \left(\frac{H}{B} \right)^{-1.530} \left(\frac{L}{H} \right)^{0.306} \quad (4.25)$$

式 (4.25) 的決定係數 R^2 為 0.87, 圖 4.13 為式 (4.25) 和式 (4.21) 的預測值比較, 所有資料點均沿對角線分布, 顯示兩迴歸式之解釋能力與對 SDA_{cr} 的預測結果幾乎一樣, 代表使用 72 組或 78 組資料做迴歸分析的結果基本一樣, 原提出的新寬厚比規定已具備預測矩形鋼柱行為的能力, 接著將 SDA_{cr} 乘上 γ 後轉換為 SDA'_{cr} , 令 b/t 為未知數進行移項推導, 並將 SDA'_{cr} 分別代入 0.04 以及 0.02 後可得到高等和中等韌性構件寬厚比規定:

$$\lambda_{hd} = 0.95(1 - C_G) \left(\frac{B}{H} \right) \left(\frac{L}{H} \right)^{0.2} \sqrt{\frac{E}{R_y F_y}} \leq 1.12 \sqrt{\frac{E}{R_y F_y}} \quad (4.26)$$

$$\lambda_{md} = 1.50(1 - C_G) \left(\frac{B}{H} \right) \left(\frac{L}{H} \right)^{0.2} \sqrt{\frac{E}{R_y F_y}} \leq 1.12 \sqrt{\frac{E}{R_y F_y}} \quad (4.27)$$

圖 4.14 (a) 為式 (4.23) 和式 (4.26) 之比較, 圖 4.14 (b) 為式 (4.24) 和式 (4.27) 之比較, 顯示使用 72 組或 78 組資料得出的寬厚比規定差別不大, 代表新寬厚比規定在預測正方形與矩形鋼柱的耐震性能上已具備一定可靠性。

4.5 高樓層柱寬厚比規定討論

4.3.4 小節所建立的新寬厚比規定是針對一樓柱子的, 本小節將討論針對高樓層柱子的情況所建立的寬厚比規定為何。

高樓層柱子的新寬厚比規定建立方法與一樓柱子的一樣, 使用相同的迴歸模型(式 4.1)與分析方法, 並且也要對軸力條件、邊界條件以及側向載重歷時做修正, 不過高樓層柱子的寬厚比規定可以再額外放寬, 因此在建立修正係數 γ 時需額外乘上 1.36 的高樓層修正係數:

$$\gamma = \gamma_a \gamma_b \gamma_l \times 1.36 = 1.0 \times 1.5 \times 1.39 \times 1.36 = 2.72 \quad (4.28)$$

接著按照前述步驟，乘上 γ 後將 SDA_{cr} 轉換為 SDA'_{cr} ，再令 b/t 為未知數進行移項推導，再將得到的係數進行簡化，最後根據 AISC 341-22 的定義，高等韌性構件需達到至少 0.04 rad 的側位移角，中等韌性構件需達到至少 0.02 rad 的側位移角，因此將 SDA'_{cr} 分別代入 0.04 以及 0.02 即可得到高樓層高等和中等韌性構件寬厚比規定：

$$\lambda_{hd} = 1.25(1 - C_g) \left(\frac{B}{H} \right) \left(\frac{L}{H} \right)^{0.17} \sqrt{\frac{E}{R_y F_y}} \leq 1.12 \sqrt{\frac{E}{R_y F_y}} \quad (4.29)$$

$$\lambda_{md} = 2.00(1 - C_g) \left(\frac{B}{H} \right) \left(\frac{L}{H} \right)^{0.17} \sqrt{\frac{E}{R_y F_y}} \leq 1.12 \sqrt{\frac{E}{R_y F_y}} \quad (4.30)$$

第五章 結論與建議



5.1 結論

本研究進行了 6 支高 4 公尺的實尺寸矩形鋸接箱型鋼柱反覆側推試驗，試驗試體 b/t 分別為 11、12 與 24， h/t 分別為 24、41 與 42，並分別施加兩種恆定軸力 ($P_{ya}=0.2$ 、 $P_{ya}=0.4$) 進行試驗，探討不同 b/t 與 h/t 對鋼柱的影響為何，並透過文獻蒐集和有限元素分析軟體 ABAQUS 2021 建立了一包含不同斷面尺寸的正方形與矩形箱型鋼柱資料庫用以探討箱型鋼柱的耐震性能，共計建立了 78 組涵蓋不同寬厚比、深寬比、軸力比之模型。此外，也透過有限元素模型探討鋼柱在近斷層載重歷時下的影響，最後參考 Ozkula et al. (2021) 之研究透過迴歸分析建立新的鋸接箱型鋼柱寬厚比規定，根據試驗數據分析以及比較討論結果，可以歸納出以下幾點結論：

1. 根據第 2 章中對 8 支試體的比較，可以發現 b/t 與 h/t 之間存在交互作用，較大的 b/t 與 h/t 會使局部挫屈較容易發生，導致鋼柱整體行為較差，韌性較低，強度遞減較快，當 b/t 與 h/t 相差巨大時，翼板和腹板的挫屈模態也有可能發生改變，同時承受較大軸力的鋼柱整體行為也較差，因此 b/t 、 h/t 和軸力為影響鋼柱整體行為的重要參數。
2. 根據觀察與統計，挫屈最大波峰處的背墊板僅在翼板處有鋸道通過時對裂縫生成並無明顯影響，在翼板與腹板皆有鋸道通過時對裂縫產生有明顯影響，整體統計結果顯示，腹板鋸道為主導裂縫發生位置的重要因子，尤其當翼板與腹板皆有鋸道時，易產生腹板與翼板裂縫之複合型破壞模式。
3. 針對正方形斷面 ($B/H=1$)，研究表明美國 AISC 341-22 規範對於高等與中等韌性寬厚比規定非常保守，本研究提出之新寬厚比規定建議 AISC 341-22 在高等韌性限制中可於 $C_G=0.2$ 時放寬約 103%，於 $C_G=0.5$ 時可以放寬約 34%，日本與台灣規範則在 $C_G=0.2\sim0.25$ 的區間可以稍微放寬，在 $C_G=0.25\sim0.5$ 的區間則



建議應保守一點，於 $C_G=0.5$ 時應嚴苛約 33%。對中等韌性限制中，本研究建議 AISC 341-22 可於 $C_G=0.2\sim0.5$ 皆可以放寬約 12%。

4. 針對矩形斷面($B/H<1$)，將實驗結果與各國規範做比較後，現行各國規範皆將 b/t 與 h/t 限制分開檢核，且 h/t 的限制皆有過於寬鬆的情形，導致矩形斷面在設計時無法準確預估其耐震性能，本研究提出之新寬厚比規定建議在制訂 b/t 限制時將 h/t 的影響一併考慮進去，讓矩形與正方形斷面能使用同一套寬厚比規定來做設計，在斷面條件為 $B/H=0.5$, $L/H=10$ 的高等韌性限制下，新寬厚比規定建議 AISC 341-22 規範在 $C_G=0.25\sim0.5$ 間應保守一點，於 $C_G=0.5$ 時應嚴苛約 33%，對於日本與台灣規範則在 $C_G=0.2\sim0.5$ 間皆須更為保守，於 $C_G=0.2$ 時應嚴苛約 46%，於 $C_G=0.5$ 時應嚴苛約 66%，在中等韌性限制下，新寬厚比規定建議 AISC 341-22 規範在 $C_G=0.2\sim0.5$ 間皆需更為保守，於 $C_G=0.2$ 時應嚴苛約 5%，於 $C_G=0.5$ 時應嚴苛約 41%。
5. 將提出之新寬厚比規定與實驗結果進行比較與討論，比較結果顯示，針對正方形斷面的判定，若不考慮 λ_p 的限制則新寬厚比規定能準確反應鋼柱的耐震性能，僅低估一組試體的耐震性能，若考慮 λ_p 的限制則新寬厚比規定會趨於保守，會低估四組試體的耐震性能，不過整體來說對於鋼柱實際的耐震性能判定比現行 AISC 341-22 來的準確許多，針對矩形斷面的判定，新寬厚比規定在低軸力下皆能準確反應鋼柱的耐震性能，但在高軸力下則顯得相對保守，低估了 2 組斷面。
6. 整體來說，本研究建立之迴歸模型可以有效預測實驗結果，在不考慮 λ_p 的限制時，建立之新寬厚比規定也能準確判斷大部分實驗斷面的耐震性能，僅少數斷面有低估，顯示提出之新寬厚比規定具有實際應用的價值與可靠性，且在使用上也相對保守，若考慮 λ_p 的限制，會有大約一半的正方形斷面的耐震性能受到低估，顯示現行 λ_p 的限制也顯得略為保守，因此未來也可以對 λ_p 進行相關研究。



5.2 建議

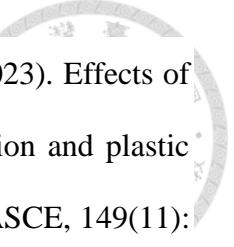
由於時間與資源有限，對未來研究提出以下幾點建議：

1. 目前的實驗資料庫中僅有 6 組矩形實驗結果，與正方形的資料差距懸殊，大部分的矩形數據皆為數值模擬數據，且大部分資料皆集中在 $P_u/P_{ya}=0.2$ 和 0.4 下，建議未來可以進行更多不同軸力與斷面條件的矩形鋼柱反覆側推試驗，使整體資料庫更加完整。
2. 由於鋼柱實際的行為會受軸力、邊界條件以及側向載重歷時影響，建議未來除了反覆側推試驗以外也可進行構架試驗或是振動台試驗探討矩形鋼柱在真實情況下的行為為何，以利建立更完善的寬厚比規定。
3. 未來也可建立能模擬裂縫之模型，透過有限元素分析探討鍚道是否會對裂縫的產生與形式造成影響。
4. 鍚接箱型鋼柱的一項優勢為在製造時可以靈活的使用不同厚度之鋼板組裝，因此翼板與腹板的寬厚比可能不同，根據討論發現新寬厚比規定在變厚度的斷面的判定上仍有改善空間，單純的使用 B/H 來考慮腹板與翼板的交互作用影響可能會導致迴歸模型無法準確預測變厚度的斷面，未來研究可以額外考慮翼板和腹板的厚度比(t_f/t_w)來建立迴歸式，使寬厚比規定能更加完整。

參考文獻



1. AISC. (2016). *Seismic provisions for structural steel buildings*. ANSI/AISC 341-16, American Institute of Steel Construction, Chicago, Illinois.
2. AISC. (2022a). *Seismic provisions for structural steel buildings*. ANSI/AISC 341-22. American Institute of Steel Construction, Chicago, Illinois.
3. AISC. (2022b). *Specification for structural steel buildings*. ANSI/AISC 360-22. American Institute of Steel Construction, Chicago, Illinois.
4. Su, M. Z., Shen, L., & Gu, Q. (2006). The cyclic behaviors of box-section steel beam-columns: Experiment and numerical comparison. *Advanced Steel Construction*, 2(2), 161-171.
5. Moghaddam, H., Sadrara, A., & Jalali, S. R. (2021, October). Seismic performance of stainless-steel built-up box columns subjected to constant axial loads and cyclic lateral deformations. In *Structures* (Vol. 33, pp. 4080-4095). Elsevier.
6. Wong, M. B. (2011). *Plastic Analysis and Design of Steel Structures*. Netherlands: Elsevier Science.
7. Chansuk, P., G. Ozkula, and C.M. Uang. (2018). *Seismic behavior and design of deep, slender wide-flange structural steel beam-columns: Phase 2 testing*. Rep. No. SSRP-18/02. San Diego: University of California.
8. Chou, C. C., and Wu, S. C. (2019). Cyclic lateral load test and finite element analysis of high-strength concrete-filled steel box columns under high axial compression. *Engineering Structures*, 189, 89–99.
9. Chou, C. C., Chen, G. W. (2020). Lateral cyclic testing and backbone curve development of high-strength steel built-up box columns under axial compression. *Engineering Structures*, 223, 111147

- 
10. Chou, C. C., Xiong, H. C., Kumar, A., Lai, Y. C., Uang, C. M. (2023). Effects of section compactness and SCWB condition on moment redistribution and plastic hinging in SMF built-up box columns. *J. Structural Engineering*, ASCE, 149(11): 04023144
 11. Chou, C. C., Shen, H. K., and Chou, D. Y. H. (2024). Subassemblage test and width-thickness design limit for steel built-up box columns subjected to axial load and cyclic lateral drift. *Engineering Structures*, 308, 118023.
 12. Ozkula, G., Uang, C. M., and Harris, J. (2021). Development of enhanced seismic compactness requirements for webs in wide-flange steel columns. *Journal of Structural Engineering*, 147(7), 04021100.
 13. 內政部營建署，「鋼結構極限設計法規範及解說」，2010 年修正
 14. 日本建築社會，「鋼構造限界狀態設計指針・同解說」，2010 年改定
 15. 陳冠維 (2019)「高強度箱型鋼柱之抗震實驗與背骨曲線發展」，碩士論文，國立台灣大學土木工程系
 16. 陳浚愿 (2021)「箱型鋼柱於高軸壓力與層間變位下之耐震行為」，碩士論文，國立陽明交通大學土木工程系
 17. 庫馬 (2021)「邊界條件對兩層樓子構架箱型鋼柱影響之有限元素分析」，碩士論文，國立台灣大學土木工程系
 18. 沉厚寬 (2022)「實尺寸一層樓架構受高軸力及地震側力下之鋼柱抗震實驗」，碩士論文，國立台灣大學土木工程系
 19. 覃文康 (2022)「實尺寸兩層樓夾型挫屈束制斜撐鋼構架在變軸力下之中等韌性構件箱型鋼柱耐震實驗」，碩士論文，國立台灣大學土木工程系
 20. 林皇佐 (2023)「實尺寸三層樓鋼構架二元系統於 2022 池上地震下之振動台測試:中等韌性箱型鋼柱、全鋼型夾型挫屈束製支撐及滑動樓版之抗震性能」，碩士論文，國立台灣大學土木工程系

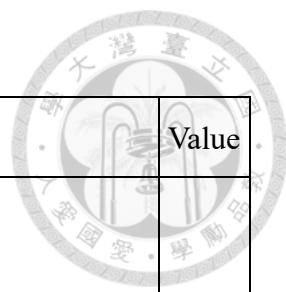
- 
21. 戴金漢(2024)「高等韌性與中等韌性箱型鋼柱寬厚比發展及 AISC 341 設計建議」，碩士論文，國立臺灣大學土木工程學系
 22. 簡浩瑋(2025)「BRB 及 SCB 構架含滑動樓板雙向振動台試驗：構架設計及實驗」，碩士論文，國立臺灣大學土木工程學系
 23. 謝旻諺(2025)「BRB 及 SCB 鋼構架含滑動樓板雙向振動台試驗之模型發展與驗證」，碩士論文，國立臺灣大學土木工程學系

表 1.1 各國翼板寬厚比規定

Code	Classification	Formula	Value
AISC 341-22	Highly Ductile Member, λ_{hd}	$0.55 \sqrt{\frac{E}{R_y F_y}}$	12.5
	Moderately Ductile Member, λ_{md}	$1.00 \sqrt{\frac{E}{R_y F_y}}$	22.6
AISC 360	Compact/Non-Compact, λ_p	$1.12 \sqrt{\frac{E}{R_y F_y}}$	25.4
鋼結構極限設計法 規範及解說 (2010)	Plastic Design, (Built-Up Box), λ_{pd}	$\frac{45}{\sqrt{F_{ytw}}}$	24.8
	Compact/Non-compact, λ_p	$\frac{50}{\sqrt{F_{ytw}}}$	27.5
AIJ (2010)	P-I-1/P-I-2	$1.1 \sqrt{\frac{E}{F_y}} - 2$	25.3

SN490B, $E = 200$ GPa, $F_y = 325$ MPa, $F_{ytw} = 3.3$ t_f/cm², $R_y = 1.2$

表 1.2 各國腹板寬厚比規定



Code	Classification	Formula	Value
AISC 341-22	λ_{hd}	For $C_a \leq 0.113$:	43.4
		$\frac{h}{t} \leq 2.45(1 - 1.04C_a) \sqrt{\frac{E}{R_y F_y}}$	
	λ_{md}	For $C_a > 0.113$:	47.5
		$\frac{h}{t} \leq 2.26(1 - 0.38C_a) \sqrt{\frac{E}{R_y F_y}} \geq 1.56 \sqrt{\frac{E}{R_y F_y}}$	
AISC 360-22	λ_p	$2.42 \sqrt{\frac{E}{F_y}}$	60.0
鋼結構極限設計 法規範及解說 (2010)	λ_{pd}	For $\frac{P_u}{\phi_b P_y} \leq 0.125$:	52.9
		$\frac{h}{t} \leq \frac{138}{\sqrt{F_{ytw}}} \left[1 - 1.54 \frac{P_u}{\phi_b P_y} \right]$	
		For $\frac{P_u}{\phi_b P_y} > 0.125$:	
		$\frac{h}{t} \leq \frac{51}{\sqrt{F_{ytw}}} \left[2.33 - \frac{P_u}{\phi_b P_y} \right] \geq \frac{68}{\sqrt{F_{ytw}}}$	

SN490B, $E = 200$ GPa, $F_y = 325$ MPa, $F_{ytw} = 3.3$ t_f/cm², $R_y = 1.2$, $C_a = 0.4$, $P_u/\phi_b P_y = 0.44$

表 2.1 實驗試體資料庫

Shape	NO.	Specimen	Specimen ID	Material	b/t	h/t	t_f (mm)	t_w (mm)	B (mm)	H (mm)	H/B	P_u/P_{ya}	P_u (kN)	F_{ya} (MPa)	L (mm)	L/H	M_{max}/M_{pc}	SDA_{cr} (rad)
Square	1	280×280×22×22	I-11-11-40	SM570MC	11	11	22	22	280	280	1	0.4	4919	520	2000	7.1	1.90	0.051
	2	385×385×28×28	I-11-11-40-2	SM570MC	11	11	28	28	385	385	1	0.4	7935	490	4000	10.4	1.79	0.040
	3	400×400×25×25	I-14-14-30	SM570MC	14	14	25	25	400	400	1	0.3	6028	530	4000	10.0	1.48	0.040
	4	400×400×25×25	I-14-14-30-2	SN490B	14	14	25	25	400	400	1	0.3	4205	374	3330	8.3	1.46	0.050
	5	400×400×25×25	I-14-14-50	SN490B	14	14	25	25	400	400	1	0.5	7008	374	3330	8.3	1.61	0.030
	6	290×290×16×16	I-16-16-40	SM570MC	16	16	16	16	290	290	1	0.4	3228	460	4000	13.8	1.74	0.030
	7	400×400×20×20	I-18-18-40	SM570MC	18	18	20	20	400	400	1	0.4	6575	540	2000	5.0	1.48	0.029
	8	360×360×16×16	I-20-20-25	SM570MC	20	20	16	16	360	360	1	0.25	2591	460	4000	11.1	1.33	0.030
	9	400×400×18×18	I-20-20-30	SN490B	20	20	18	18	400	400	1	0.3	3244	394	3330	8.3	1.40	0.020
	10	400×400×18×18	I-20-20-50	SN490B	20	20	18	18	400	400	1	0.5	5407	394	3330	8.3	1.17	0.015
	11	400×400×15×15	I-24-24-20	SN490B	24	24	15	15	400	400	1	0.2	1936	419	4000	10.0	1.18	0.020
	12	400×400×15×15	I-24-24-40	SN490B	24	24	15	15	400	400	1	0.4	3872	419	4000	10.0	1.20	0.015
	13	380×380×13×13	I-27-27-20	SN490B	27	27	13	13	380	380	1	0.2	1550	409	4000	10.5	1.17	0.015
	14	380×380×13×13	I-27-27-40	SN490B	27	27	13	13	380	380	1	0.4	3099	409	4000	10.5	1.19	0.010
	15	380×380×10×10	I-36-36-20	SN490B	36	36	10	10	380	380	1	0.2	1021	345	4000	10.5	1.15	0.015
	16	380×380×10×10	I-36-36-40	SN490B	36	36	10	10	380	380	1	0.4	2042	345	4000	10.5	1.09	0.010
Rectangular	17	400×200×15×15	I-11-24-20	SN490B	11	24	15	15	200	400	2	0.2	1433	419	4000	10.0	1.57	0.040
	18	400×200×15×15	I-11-24-40	SN490B	11	24	15	15	200	400	2	0.4	2866	419	4000	10.0	1.46	0.025
	19	400×200×9×15	I-12-41-20	SN490B	12	41	15	9	200	400	2	0.2	986	399/381	4000	10.0	1.39	0.020
	20	400×200×9×15	I-12-41-40	SN490B	12	41	15	9	200	400	2	0.4	1973	399/381	4000	10.0	1.26	0.010
	21	400×240×15×15	I-24-42-20	SN490B	24	42	9	9	240	400	1.7	0.2	853	381	4000	10.0	1.29	0.015
	22	400×240×15×15	I-24-42-40	SN490B	24	42	9	9	240	400	1.7	0.4	1706	381	4000	10.0	1.20	0.010

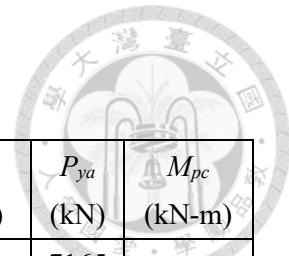


表 2.2 試驗參數

Specimen	B (mm)	H (mm)	t_f (mm)	t_w (mm)	b/t	h/t	P_u/P_{ya}	P_u (kN)	P_{ya} (kN)	M_{pc} (kN-m)
I-11-24-20	200	400	15	15	11	24	0.2	1433	7165	865
I-11-24-40	200	400	15	15	11	24	0.4	2866	7165	744
I-12-41-20	200	400	15	9	12	41	0.2	986	4930	661
I-12-41-40	200	400	15	9	12	41	0.4	1973	4930	556
I-24-42-20	240	400	9	9	24	42	0.2	853	4265	545
I-24-42-40	240	400	9	9	24	42	0.4	1706	4265	466

表 2.3 各試體斷面參數

Specimen	A_g (mm ²)	Z_x (mm ³)	M_p (kN-m)	M_{pc} (kN-m)	m_{BOX}
I-11-24-20	17100	2181750	914	865	0.95
I-11-24-40	17100	2181750	914	744	0.81
I-12-41-20	12660	1771050	696	661	0.95
I-12-41-40	12660	1771050	696	556	0.80
I-24-42-20	11196	1501218	572	545	0.95
I-24-42-40	11196	1501218	572	466	0.81
I-24-24-20	23100	336750	1398	1324	0.95
I-24-24-40	23100	33675	1398	1100	0.79

表 2.4 材料性質

Thickness (mm)	Material	F_{ya} (MPa)	F_{ua} (MPa)	$\frac{F_{ua}}{F_{ya}}$	R_{ya}
9	SN490B	381	514	1.34	1.17
15	SN490B	419	572	1.37	1.29
15	SN490B	399	546	1.37	1.23

表 2.5 柱頂裂縫與背墊板鋸接情形

No.	Specimen ID		Crack				Welding (Backup Plate)			
			WS	ES	WN	EN	WS	ES	WN	EN
11	I-24-24-20 (crack:0.04 rad)	Outside	• (F, W)	• (F, W)			▲ (F, W)	▲ (F, W)	▲ (W)	
		Inside	• (F, W)	• (F, W)						
12	I-24-24-40 (crack:0.04 rad)	Outside		• (F, W)			▲ (F, W)	▲ (F, W)	▲ (W)	▲ (W)
		Inside								
13	I-27-27-20 (crack:0.04 rad)	Outside	• (F, W)	• (F)	• (F, W)	• (F, W)	▲ (W)	▲ (W)	▲ (F, W)	▲ (F, W)
		Inside	• (W)							
14	I-27-27-40 (crack:0.03 rad)	Outside	• (F, W)	• (F, W)			▲ (F, W)	▲ (F, W)	▲ (W)	▲ (W)
		Inside								
15	I-36-36-20 (crack:0.04 rad)	Outside	• (F, W)	• (F, W)	• (W)	• (F, W)	▲ (F, W)	▲ (F, W)	▲ (W)	▲ (W)
		Inside		• (F, W)	• (W)	• (W)				
16	I-36-36-40 (crack:0.03 rad)	Outside	• (W)				▲ (F, W)	▲ (F, W)	▲ (W)	▲ (W)
		Inside								
17	I-11-24-20 (crack:0.05 rad)	Outside	• (F, W)	• (F, W)			▲ (W)	▲ (W)	▲ (F, W)	▲ (F, W)
		Inside	• (F, W)	• (F, W)						
18	I-11-24-40 (crack:0.04 rad)	Outside	• (F)	• (F, W)	• (F, W)	• (F, W)	▲ (F, W)	▲ (F, W)	▲ (W)	▲ (W)
		Inside			• (W)	• (F, W)				
19	I-12-41-20 (crack:0.04 rad)	Outside	• (F, W)	• (W)	• (F, W)	• (F, W)	▲ (W)		▲ (F)	▲ (F)
		Inside	• (W)	• (W)	• (W)	• (W)				
20	I-12-41-40 (crack:No crack)	Outside					▲ (W)	▲ (W)	▲ (F, W)	▲ (F, W)
		Inside								
21	I-24-42-20 (crack:0.03 rad)	Outside	• (F, W)	• (F, W)	• (W)	• (F, W)		▲ (W)		
		Inside	• (W)	• (W)	• (W)	• (W)				
22	I-24-42-40 (crack:No crack)	Outside						▲ (W)		
		Inside								

- = 代表有裂縫
- ▲ = 代表背墊板有鋸接
- (F) = 代表在翼板處
- (W) = 代表在腹板處
- (F,W) = 代表在翼板和腹板處

表 2.6 柱底裂縫與背墊板鋸接情形

No.	Specimen ID		Crack				Welding (Backup Plate)			
			WS	ES	WN	EN	WS	ES	WN	EN
11	I-24-24-20 (crack:0.04 rad)	Outside	• (F, W)				▲ (F, W)	▲ (F, W)	▲ (W)	▲ (W)
		Inside								
12	I-24-24-40 (crack:0.04 rad)	Outside			• (F, W)		▲ (F, W)	▲ (F, W)		
		Inside								
13	I-27-27-20 (crack:0.04 rad)	Outside		• (F)	• (F)	• (F, W)	▲ (W)	▲ (W)	▲ (F, W)	▲ (F, W)
		Inside								
14	I-27-27-40 (crack:0.03 rad)	Outside	• (W)	• (F, W)	• (F, W)	• (W)	▲ (F, W)	▲ (F, W)	▲ (W)	▲ (W)
		Inside								
15	I-36-36-20 (crack:0.04 rad)	Outside				• (F, W)	▲ (F, W)	▲ (F, W)	▲ (W)	▲ (W)
		Inside								
16	I-36-36-40 (crack:0.03 rad)	Outside	• (F)			• (F)	▲ (F, W)	▲ (F, W)	▲ (W)	▲ (W)
		Inside								
17	I-11-24-20 (crack:No crack)	Outside					▲ (W)	▲ (W)	▲ (F, W)	▲ (F, W)
		Inside								
18	I-11-24-40 (crack:0.04 rad)	Outside	• (F, W)	• (F, W)	• (F)	• (F)	▲ (F, W)	▲ (F, W)	▲ (W)	▲ (W)
		Inside	• (F, W)	• (F, W)						
19	I-12-41-20 (crack:0.04 rad)	Outside	• (F, W)					▲ (W)	▲ (F)	▲ (F, W)
		Inside								
20	I-12-41-40 (crack:0.03 rad)	Outside	• (W)	• (W)	• (W)	• (W)	▲ (W)		▲ (W)	
		Inside	• (W)	• (W)	• (W)	• (W)				
21	I-24-42-20 (crack:0.03 rad)	Outside	• (W)	• (W)	• (W)	• (F, W)			▲ (W)	▲ (F, W)
		Inside	• (W)		• (W)	• (W)				
22	I-24-42-40 (crack:0.02 rad)	Outside	• (F)	• (F)	• (F, W)	• (W)	▲ (W)	▲ (W)	▲ (F, W)	▲ (F, W)
		Inside								

- = 代表有裂縫
- ▲ = 代表背墊板有鋸接
- (F) = 代表在翼板處
- (W) = 代表在腹板處
- (F,W) = 代表在翼板和腹板處

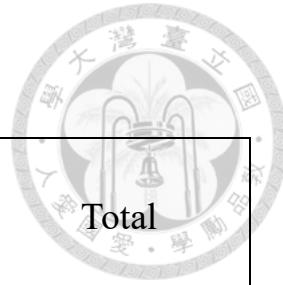


表 2.7 鋼柱裂縫與內部背墊板鋸接情形

	Backup Plate Welding				Total
	Web	Web & Flange	Flange	No Welding	
Web Crack	7	3	0	6	16
Flange Crack	7	3	0	0	10
Web & Flange Crack	9	17	2	4	32
No Crack	17	15	2	4	38

表 3.1 有限元素分析斷面參數

NO.	Data Type	Model ID	b/t	h/t	t_w (mm)	t_f (mm)	B (mm)	H (mm)	H/B	P_u/P_{ya}	F_y (MPa)	E (MPa)	L (mm)	L/B	L/H	SDA_{cr} (rad)
1	FEA	I-11-18-20	11	18	15	15	200	300	1.5	0.2	419	200000	4000	20.0	13.3	0.060
2	FEA	I-11-24-20	11	24	15	15	200	400	1.5	0.2	419	200000	4000	20.0	10.0	0.04
3	FEA	I-11-30-20	11	30	13	18	220	430	2	0.2	402	200000	4000	18.2	9.3	0.035
4	FEA	I-11-36-20	11	36	10	18	220	400	1.8	0.2	370	200000	4000	18.2	10.0	0.030
5	FEA	I-11-42-20	11	42	10	18	230	460	2	0.2	370	200000	4000	17.4	8.7	0.025
6	FEA	I-11-48-20	11	48	10	18	230	520	2.3	0.2	370	200000	4000	17.4	7.7	0.020
7	FEA	I-18-25-20	18	25	15	15	300	410	1.4	0.2	419	200000	4000	13.3	9.8	0.030
8	FEA	I-18-32-20	18	32	15	15	300	510	1.7	0.2	419	200000	4000	13.3	7.8	0.030
9	FEA	I-18-40-20	18	40	10	15	290	430	1.5	0.2	382	200000	4000	13.8	9.3	0.015
10	FEA	I-24-30-20	24	30	10	10	260	320	1.2	0.2	345	200000	4000	15.4	12.5	0.020
11	FEA	I-24-36-20	24	36	10	10	260	380	1.5	0.2	345	200000	4000	15.4	10.5	0.015
12	FEA	I-24-42-20	24	42	10	10	260	440	1.7	0.2	345	200000	4000	15.4	9.1	0.010
13	FEA	I-24-48-20	24	48	10	10	260	500	1.9	0.2	345	200000	4000	15.4	8.0	0.008
14	FEA	I-27-34-20	27	34	10	10	290	360	1.2	0.2	345	200000	4000	13.8	11.1	0.015
15	FEA	I-27-41-20	27	41	10	10	290	460	1.5	0.2	345	200000	4000	13.8	8.7	0.010
16	FEA	I-27-48-20	27	48	10	10	290	500	1.7	0.2	345	200000	4000	13.8	8.0	0.010

表 3.1 有限元素分析斷面參數 (續)

NO.	Data Type	Model ID	b/t	h/t	t_w (mm)	t_f (mm)	B (mm)	H (mm)	H/B	P_u/P_{ya}	F_y (MPa)	E (MPa)	L (mm)	L/B	L/H	SDA_{cr} (rad)
17	FEA	I-11-18-40	11	18	15	15	200	300	1.5	0.4	419	200000	4000	20.0	13.3	0.040
18	FEA	I-11-24-40	11	24	15	15	200	400	1.5	0.4	419	200000	4000	20.0	10.0	0.02
19	FEA	I-11-30-40	11	30	13	18	220	430	2	0.4	402	200000	4000	18.2	9.3	0.025
20	FEA	I-11-36-40	11	36	10	18	220	400	1.8	0.4	370	200000	4000	18.2	10.0	0.018
21	FEA	I-11-42-40	11	42	10	18	230	460	2	0.4	370	200000	4000	17.4	8.7	0.015
22	FEA	I-11-48-40	11	48	10	18	230	520	2.3	0.4	370	200000	4000	17.4	7.7	0.008
23	FEA	I-18-25-40	18	25	15	15	300	410	1.4	0.4	419	200000	4000	13.3	9.8	0.015
24	FEA	I-18-32-40	18	32	15	15	300	510	1.7	0.4	419	200000	4000	13.3	7.8	0.015
25	FEA	I-18-40-40	18	40	10	15	290	430	1.5	0.4	382	200000	4000	13.8	9.3	0.008
26	FEA	I-24-30-40	24	30	10	10	260	320	1.2	0.4	345	200000	4000	15.4	12.5	0.013
27	FEA	I-24-36-40	24	36	10	10	260	380	1.5	0.4	345	200000	4000	15.4	10.5	0.010
28	FEA	I-24-42-40	24	42	10	10	260	440	1.7	0.4	345	200000	4000	15.4	9.1	0.008
29	FEA	I-24-48-40	24	48	10	10	260	500	1.9	0.4	345	200000	4000	15.4	8.0	0.004
30	FEA	I-27-34-40	27	34	10	10	290	360	1.2	0.4	345	200000	4000	13.8	11.1	0.010
31	FEA	I-27-41-40	27	41	10	10	290	460	1.5	0.4	345	200000	4000	13.8	8.7	0.008
32	FEA	I-27-48-40	27	48	10	10	290	500	1.7	0.4	345	200000	4000	13.8	8.0	0.008

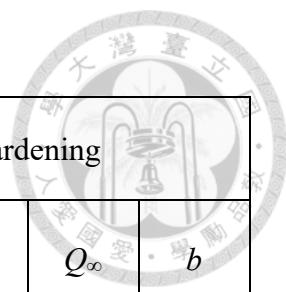
表 3.1 有限元素分析斷面參數 (續)

NO.	Data Type	Model ID	b/t	h/t	t_w (mm)	t_f (mm)	B (mm)	H (mm)	H/B	P_u/P_{ya}	F_y (MPa)	E (MPa)	L (mm)	L/B	L/H	SDA_{cr} (rad)
33	FEA	I-11-11-20	11	11	18	18	240	240	1	0.2	394	200000	4000	16.7	16.7	0.080
34	FEA	I-11-11-40	11	11	18	18	240	240	1	0.4	394	200000	4000	16.7	16.7	0.050
35	FEA	I-18-18-20	18	18	18	18	360	360	1	0.2	394	200000	4000	11.1	11.1	0.030
36	FEA	I-18-18-40	18	18	18	18	360	360	1	0.4	394	200000	4000	11.1	11.1	0.020
37	FEA	I-24-24-20	24	24	15	15	400	400	1	0.2	419	200000	4000	10.0	10.0	0.018
38	FEA	I-24-24-40	24	24	15	15	400	400	1	0.4	419	200000	4000	10.0	10.0	0.013
39	FEA	I-27-27-20	27	27	13	13	380	380	1	0.2	409	200000	4000	10.5	10.5	0.015
40	FEA	I-27-27-40	27	27	13	13	380	380	1	0.4	409	200000	4000	10.5	10.5	0.010
41	FEA	I-9-9-40	9	9	18	18	200	200	1	0.4	394	200000	4000	20.0	20.0	0.095
42	FEA	I-13-13-20	13	13	13	13	200	200	1	0.2	409	200000	4000	20.0	20.0	0.070
43	FEA	I-13-13-40	13	13	13	13	200	200	1	0.4	409	200000	4000	20.0	20.0	0.060
44	FEA	I-18-18-20	18	18	10	10	200	200	1	0.2	345	200000	4000	20.0	20.0	0.050
45	FEA	I-18-18-40	18	18	10	10	200	200	1	0.4	345	200000	4000	20.0	20.0	0.040
46	FEA	I-8-8-40	8	8	25	25	260	260	1	0.4	374	200000	6000	23.1	23.1	0.08
47	FEA	I-12-12-20	12	12	18	18	260	260	1	0.2	394	200000	6000	23.1	23.1	0.090
48	FEA	I-12-12-40	12	12	18	18	260	260	1	0.4	394	200000	6000	23.1	23.1	0.060

表 3.1 有限元素分析斷面參數 (續)

NO.	Data Type	Model ID	b/t	h/t	t_w (mm)	t_f (mm)	B (mm)	H (mm)	H/B	P_u/P_{ya}	F_y (MPa)	E (MPa)	L (mm)	L/B	L/H	SDA_{cr} (rad)
49	FEA	I-18-18-20	18	18	13	13	260	260	1	0.2	409	200000	6000	23.1	23.1	0.045
50	FEA	I-18-18-40	18	18	13	13	260	260	1	0.4	409	200000	6000	23.1	23.1	0.040
51	FEA	I-24-24-20	24	24	10	10	260	260	1	0.2	345	200000	6000	23.1	23.1	0.030
52	FEA	I-24-24-40	24	24	10	10	260	260	1	0.4	345	200000	6000	23.1	23.1	0.030
53	FEA	I-9-9-20	9	9	13	13	150	150	1	0.2	409	200000	4000	26.7	26.7	0.150
54	FEA	I-9-9-40	9	9	13	13	150	150	1	0.4	409	200000	4000	26.7	26.7	0.060
55	FEA	I-13-13-20	13	13	10	10	150	150	1	0.2	345	200000	4000	26.7	26.7	0.150
56	FEA	I-13-13-40	13	13	10	10	150	150	1	0.4	345	200000	4000	26.7	26.7	0.060

表 3.2 有限元素分析材料參數



Hardening Type	Kinematic hardening			Isotropic hardening		
Plastic Properties	σ_y (MPa)	C_I	γ_I	Equivalent Stress σ_{eq} (MPa)	Q_∞	b
SM570MC	F_{ya}	8000	43	F_{ya}	100	1
SN490B $b/t < 27$	F_{ya}	2600	10	F_{ya}	80	5
SN490B $b/t \geq 27$	F_{ya}	8000	20	F_{ya}	80	15
Elastic Properties	$E = 200$ GPa			Poisson's ratio = 0.3		

表 4.1 邊界條件修正係數

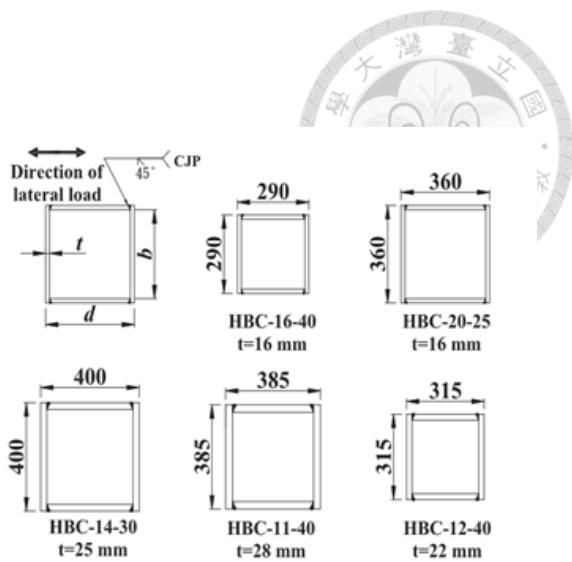
No.	Specimen	Specimen ID	b/t	P_u/P_{ya}	SDA_{cr} (rad)	γ_b
1	290×290×16 (Isolated)	I-16-16-40	16.1	0.40	0.030	1.5
	400×400×22 (Subassemblage)	SS-16-16-40	16.2	0.40	0.045	
2	400×400×13 (Isolated)	I-27-27-40	27	0.40	0.010	1.5
	295×295×10 (Two-Story Frame)	FS-S-27-27-38 -VA	27	0.38~0.48	0.015	
Boundary Condition Factor				Average $\gamma_b = 1.5$		

表 4.2 側向載重歷時修正係數

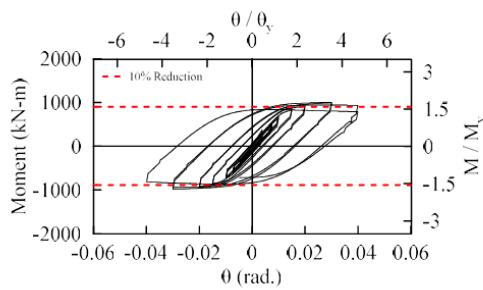
No.	Section (mm)	Model ID	SDA_{cr} (rad) (AISC / NF)	γ
1	400×200×15×15	I-11-24-20	0.04 / 0.118	1.98
2	400×200×15×15	I-11-24-40	0.02 / 0.07	2.25
3	410×300×15×15	I-18-25-20	0.03 / 0.051	1.35
4	410×300×15×15	I-18-25-40	0.015 / 0.034	1.63
5	430×290×10×15	I-18-40-20	0.015 / 0.019	1.13
6	430×290×10×15	I-18-40-40	0.008 / 0.014	1.38
7	400×240×15×15	I-24-42-20	0.015 / 0.015	1
8	400×240×15×15	I-24-42-40	0.009 / 0.008	0.94
9	400×400×15×15	I-24-24-20	0.02 / 0.023	1.08
10	400×400×15×15	I-24-24-40	0.015 / 0.019	1.13
Lateral Loading Sequence Factor				Average $\gamma = 1.39$

表 4.3 模型預測值與實際值比較

	No.	Specimen ID	b/t	h/t	H/B	P_u/P_{ya}	SDA_{cr} (rad)	SDA_{cr}^{New} (rad)	Error (%)
Square	1	I-11-11-40	11	11	1	0.4	0.051	0.041	-19.6
	2	I-11-11-40-2	11	11	1	0.4	0.040	0.040	0.0
	3	I-14-14-30	14	14	1	0.3	0.040	0.036	-10.0
	4	I-14-14-30-2	14	14	1	0.3	0.050	0.045	-10.0
	5	I-14-14-50	14	14	1	0.5	0.030	0.027	-10.0
	6	I-16-16-40	16	16	1	0.4	0.030	0.028	-6.7
	7	I-18-18-40	18	18	1	0.4	0.029	0.016	-44.8
	8	I-20-20-25	20	20	1	0.25	0.030	0.025	-16.7
	9	I-20-20-30	20	20	1	0.3	0.020	0.025	25.0
	10	I-20-20-50	20	20	1	0.5	0.015	0.015	0.0
	11	I-24-24-20	24	24	1	0.2	0.020	0.023	15.0
	12	I-24-24-40	24	24	1	0.4	0.015	0.015	0.0
	13	I-27-27-20	27	27	1	0.2	0.015	0.018	20.0
	14	I-27-27-40	27	27	1	0.4	0.010	0.012	20.0
	15	I-36-36-20	36	36	1	0.2	0.015	0.014	-6.7
	16	I-36-36-40	36	36	1	0.4	0.010	0.009	-10.0
Rectangular	17	I-11-24-20	11	24	2	0.2	0.040	0.027	-32.5
	18	I-11-24-40	11	24	2	0.4	0.025	0.018	-28.0
	19	I-12-41-20	12	41	2	0.2	0.020	0.025	25.0
	20	I-12-41-40	12	41	2	0.4	0.010	0.016	60.0
	21	I-24-42-20	24	42	1.7	0.2	0.015	0.011	-26.7
	22	I-24-42-40	24	42	1.7	0.4	0.010	0.007	-30.0

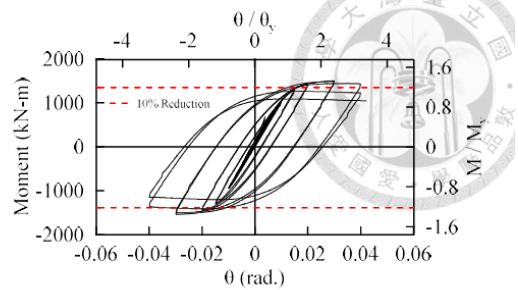


(a) 試體配置



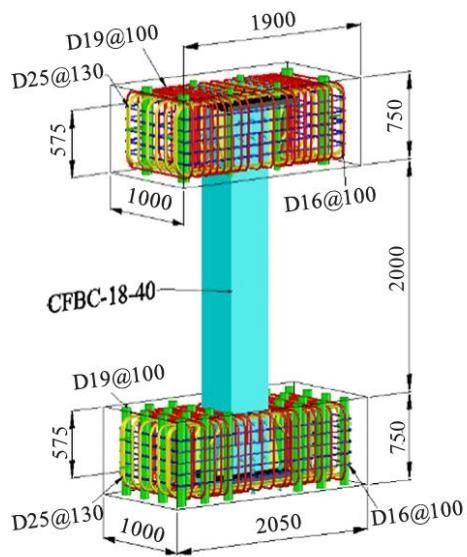
(c) HBC-16-40-A 彎矩遲滯迴圈

(b) 試驗斷面

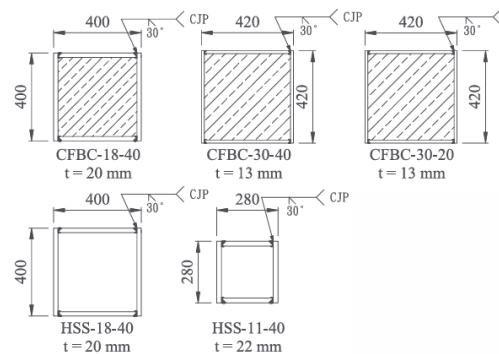


(d) HBC-20-25-A 彎矩遲滯迴圈

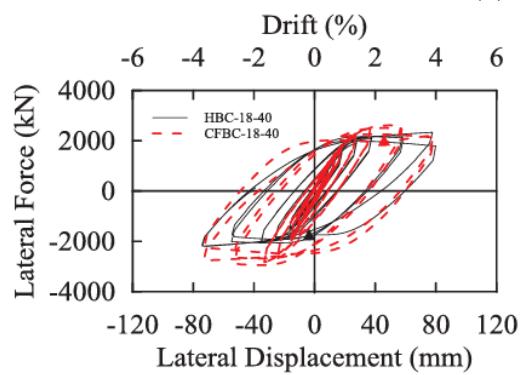
圖 1.1 Chou and Chen (2020)



(a) 試體配置

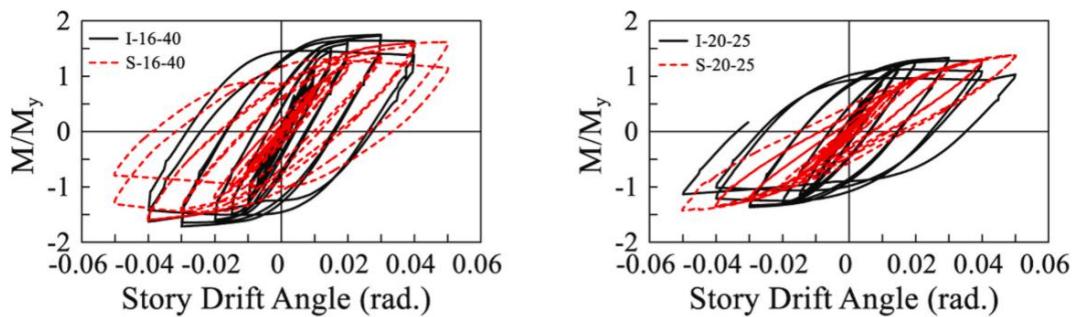
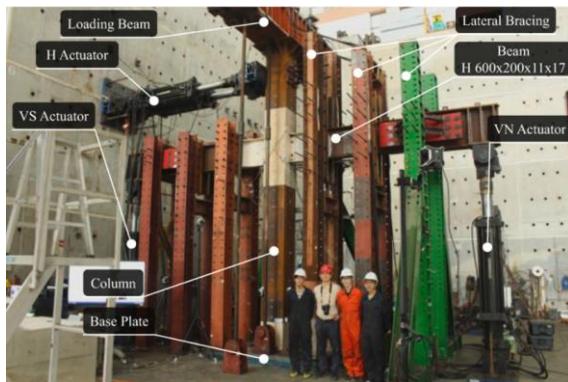


(b) 試驗斷面



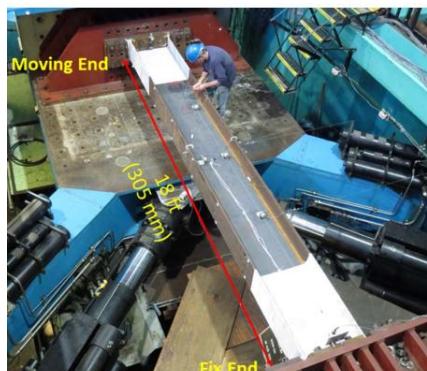
(c) HBC-18-40 與 CFBC-18-40 比較

圖 1.2 Chou and Wu (2019)

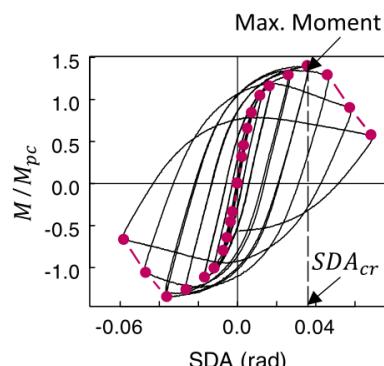


單柱試體與子構架試體比較

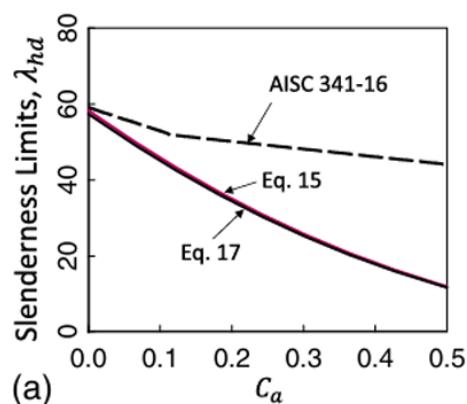
圖 1.3 Chou et al. (2024)



(a) 試體配置



(b) SDA_{cr} 定義



(c) 建議的 AISC 341 高等與中等韌性寬厚比規定

圖 1.4 Ozkula et al. (2021)

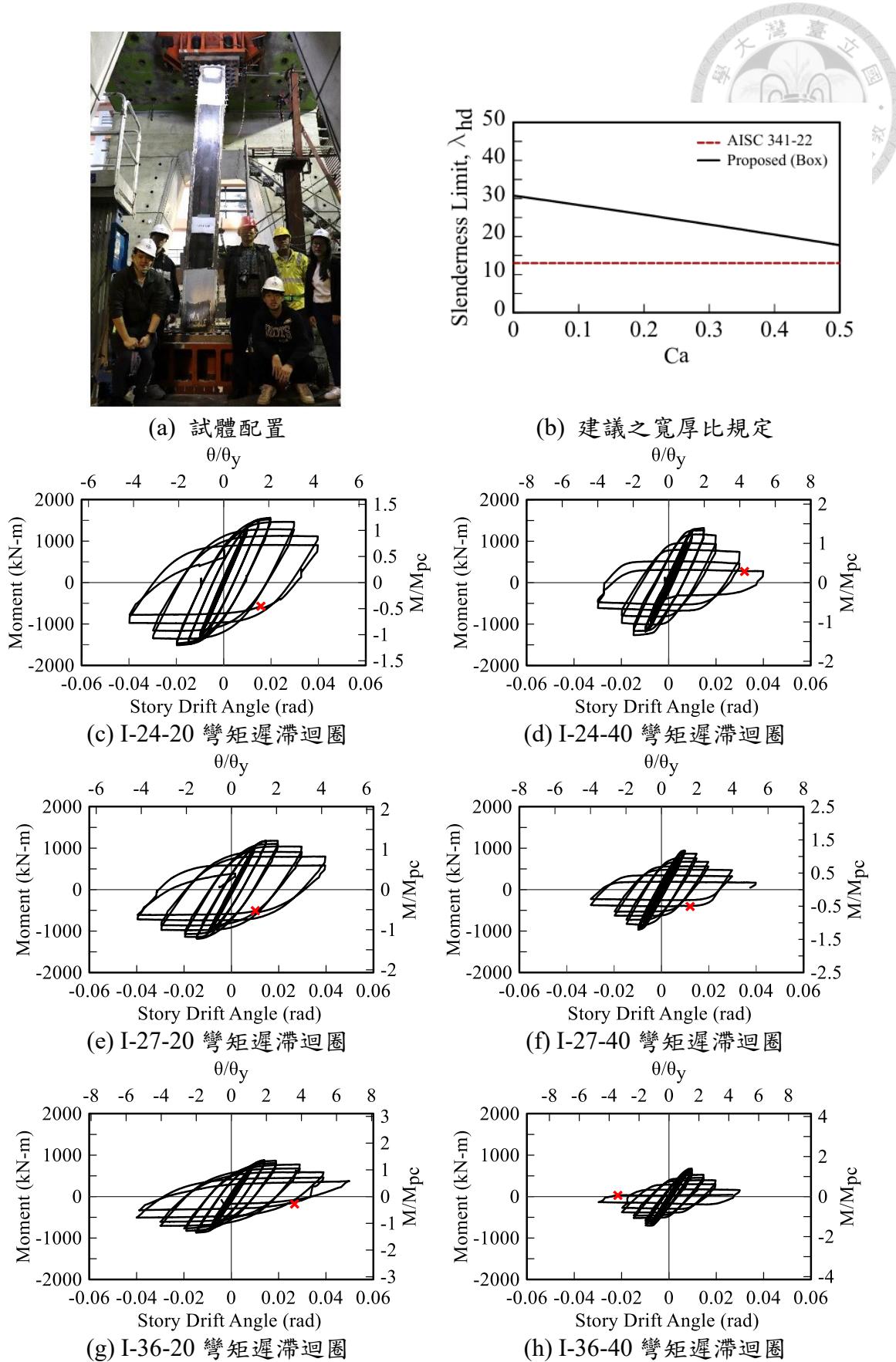


圖 1.5 Tedjasukmana (2024)



Table 1. Configuration of Specimens

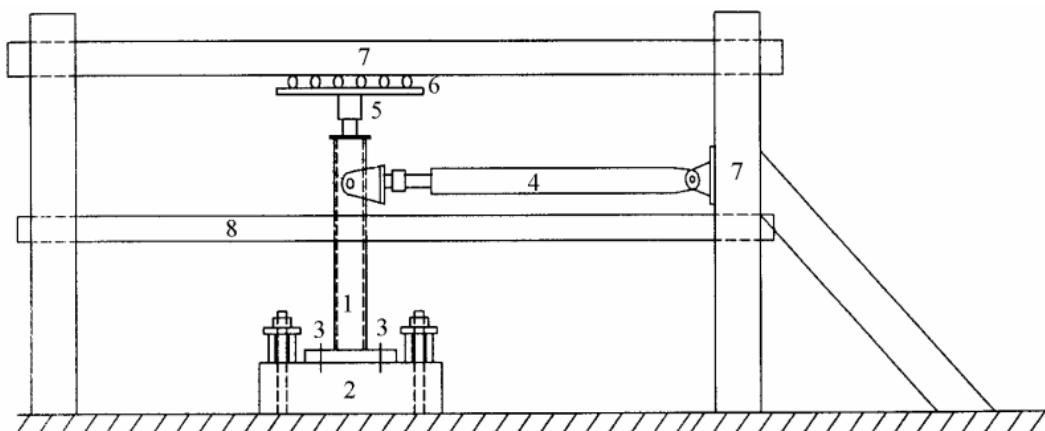
Item	h/t_w	b/t_f	h (mm)	b (mm)	t_f, t_w (mm)	N/Af_y	δ_y (mm)	Displacements (mm)		
								δ_1	δ_2	Δ
S-1-0	23.0	19.0	92	76	4	0.0	9.81	10	20	10
S-2-0	33.3	23.5	133	94	4	0.0	6.79	7	10	10
S-3-0	33.5	29.0	134	116	4	0.0	6.74	7	10	10
S-4-0	43.3	29.0	173	116	4	0.0	5.22	5	10	10
S-5-0	43.5	36.0	174	144	4	0.0	5.19	5	10	5
S-1-4	23.8	19.0	95	76	4	0.4	5.70	6	10	10
S-2-4	33.3	23.5	133	94	4	0.4	4.07	4	5	5
S-3-4	33.5	29.0	134	116	4	0.4	4.04	4	5	5
S-4-4	43.3	29.0	173	116	4	0.4	3.15	3	5	5
S-5-4	43.5	36.0	174	144	4	0.4	3.14	3	5	5
S-1-6	23.0	19.0	92	76	4	0.6	3.96	4	5	2.5
S-2-6	33.5	23.5	134	94	4	0.6	2.72	3	5	2.5
S-3-6	33.5	29.0	134	116	4	0.6	2.72	3	5	2.5
S-4-6	44.0	29.0	176	116	4	0.6	2.08	2	5	2.5
S-5-6	43.5	36.0	174	144	4	0.6	2.11	2	5	2.5

Note: i. h and b are the height and the width of the cross-section, and t_w and t_f are the thickness of its web and flange, respectively.

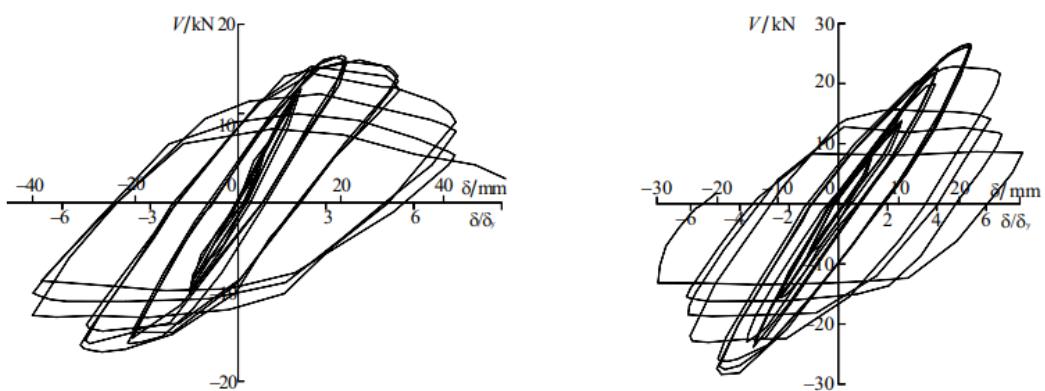
ii. N/Af_y is the axial compression ratio.

iii. δ_y is the transverse displacement when the extreme fiber at the fix end of the member yields.

(a) 試驗試體



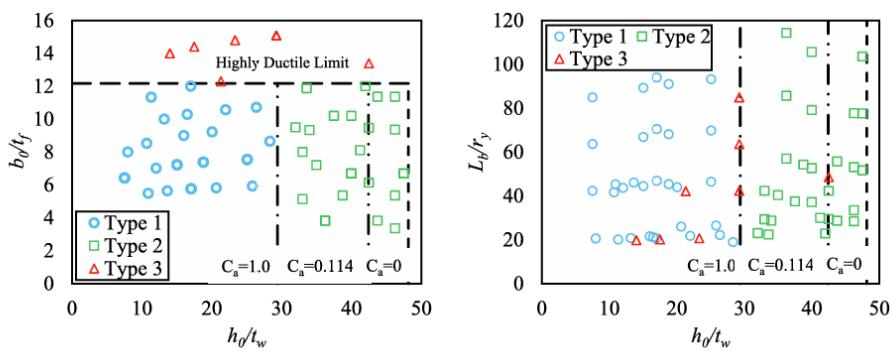
(b) 試驗配置



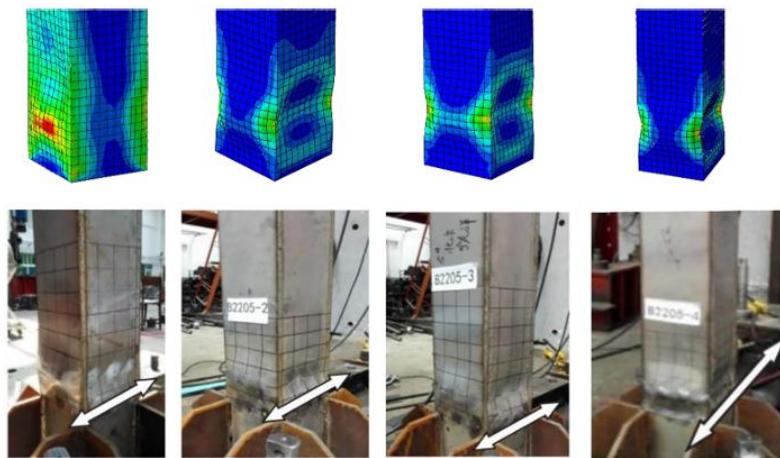
(c) 試體 S-1-4 遲滯迴圈

(d) 試體 S-2-4 遲滯迴圈

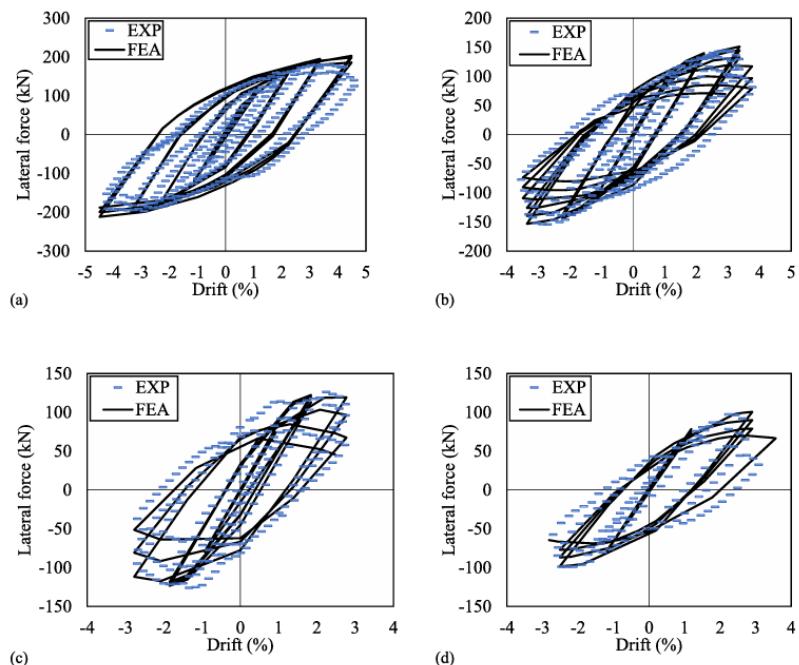
圖 1.6 Su et al. (2006)



(a) 試驗與模擬斷面



(b) 試驗試體與模擬比較



(c) 試驗與模擬彎矩遲滯迴圈比較

圖 1.7 Hassan Moghaddam et al. (2021)

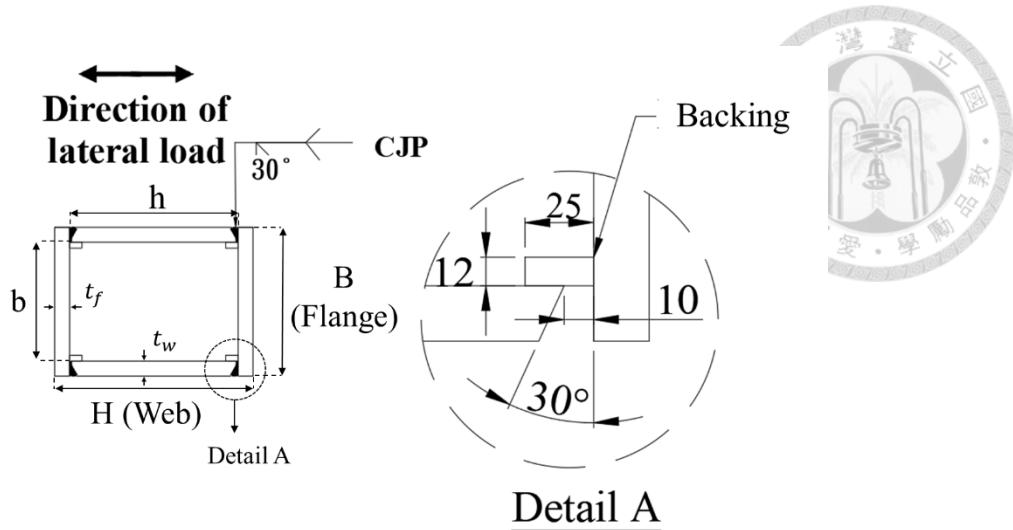


圖 2.1 試體斷面

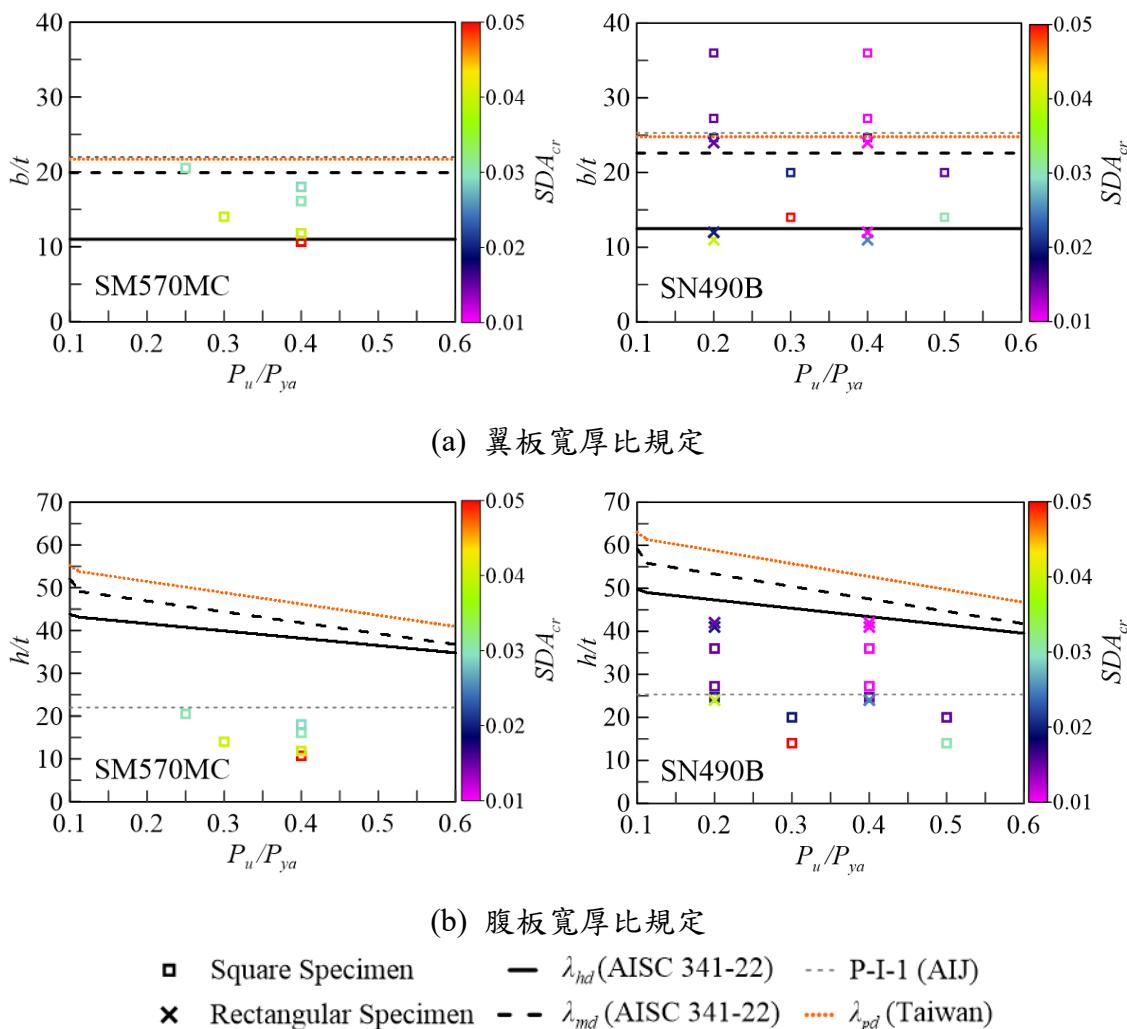


圖 2.2 實驗斷面與各國規範比較

SM570MC 材料參數: $E=200$ GPa, $F_y=420$ MPa, $R_y=1.2$

SN490B 材料參數: $E=200$ GPa, $F_y=325$ MPa, $R_y=1.2$

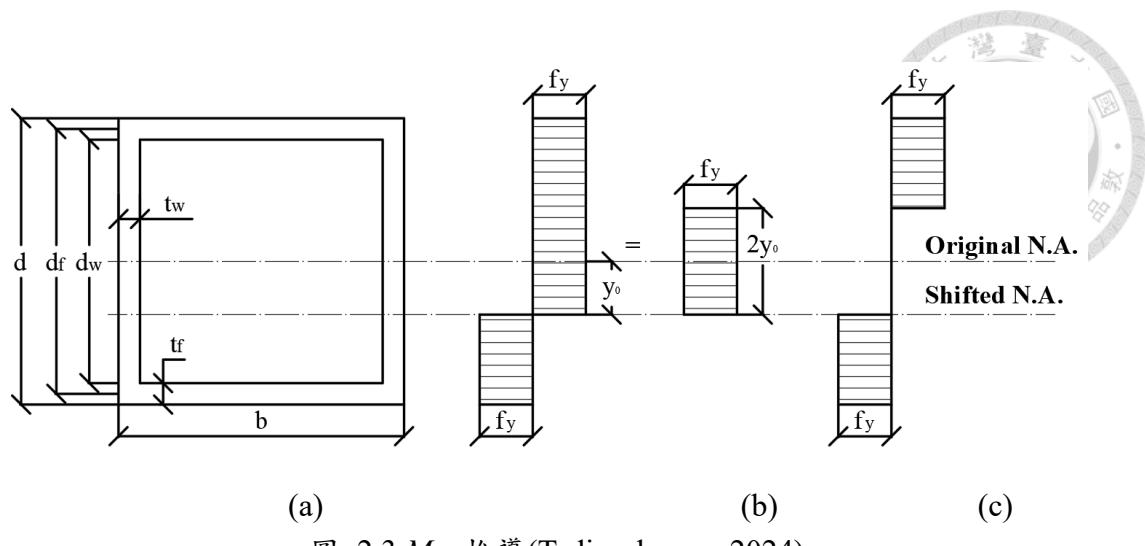


圖 2.3 M_{pc} 推導(Tedjasukmana 2024)

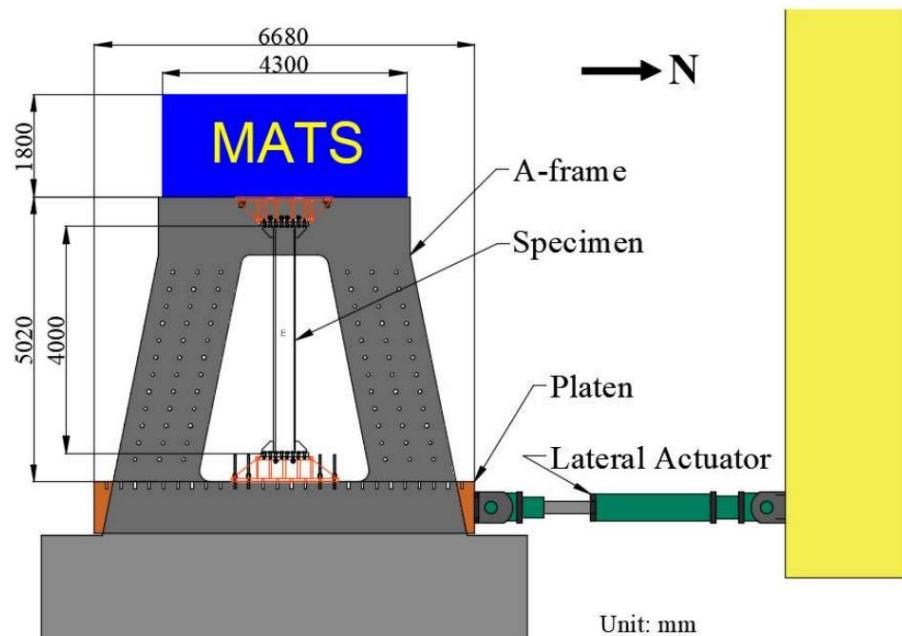
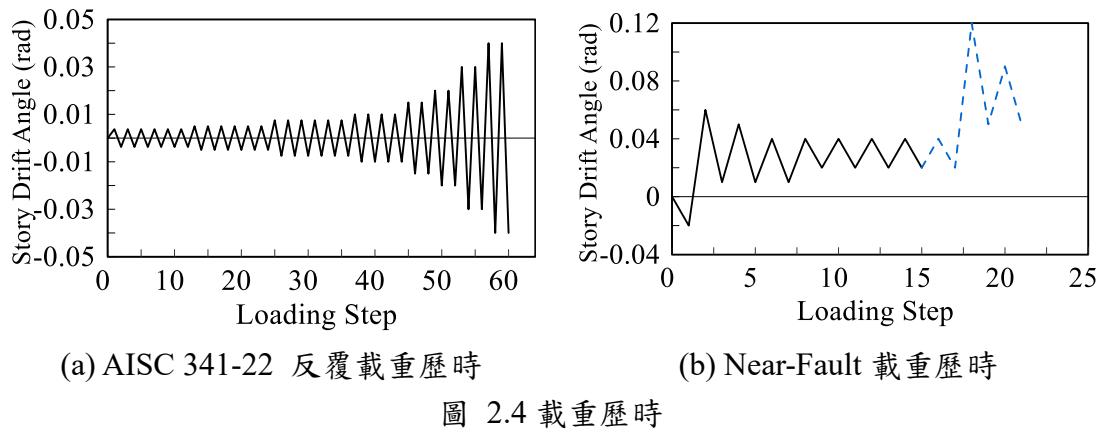


圖 2.5 MATS

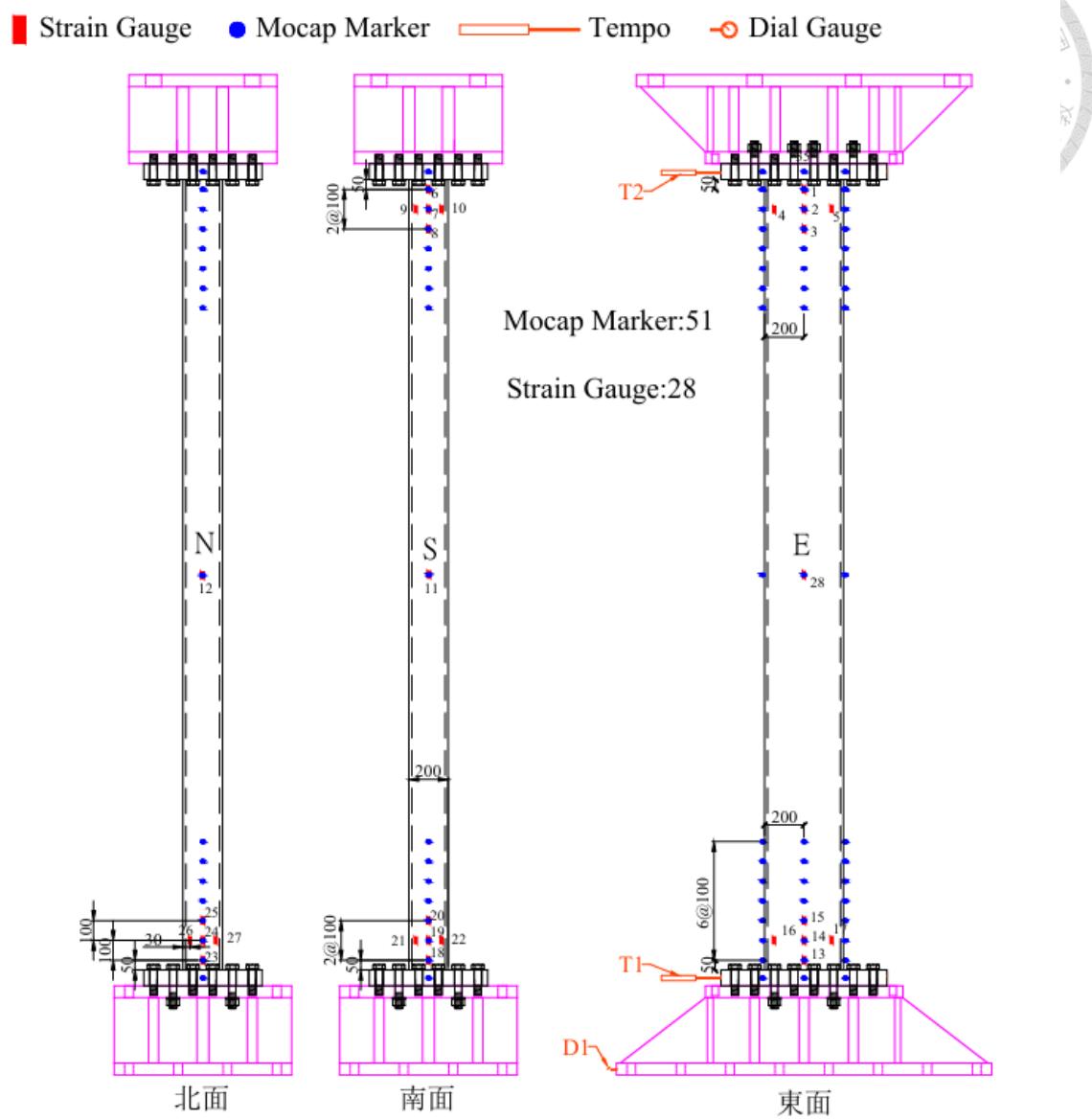
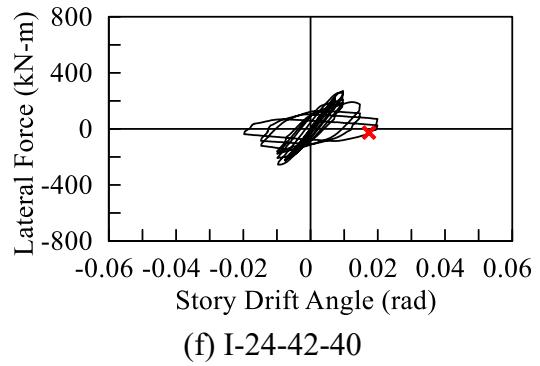
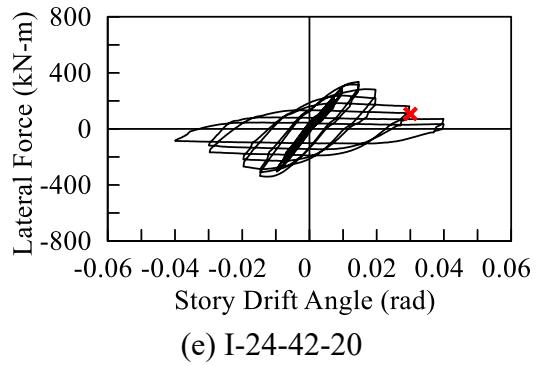
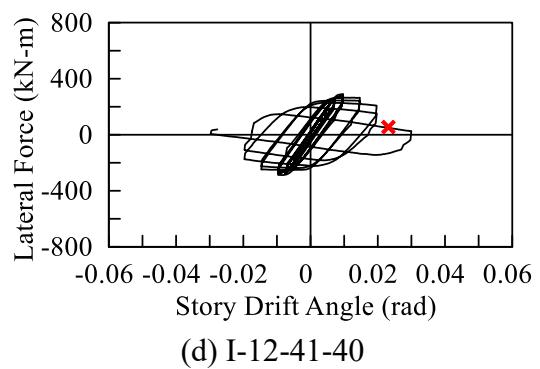
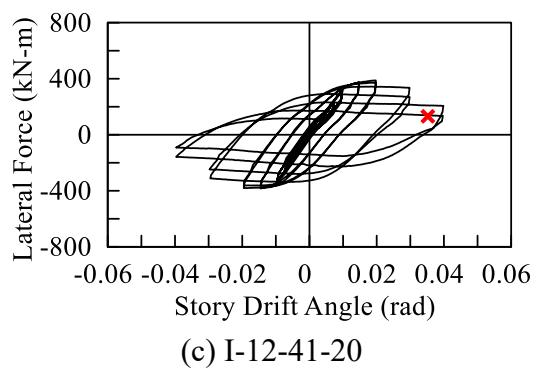
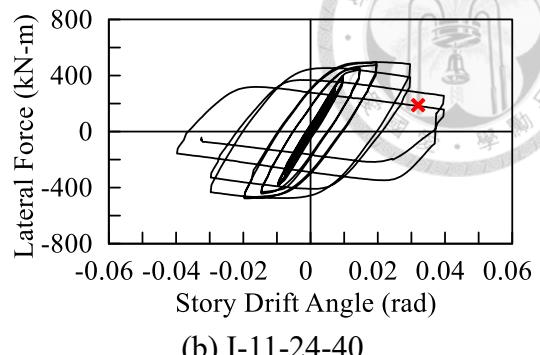
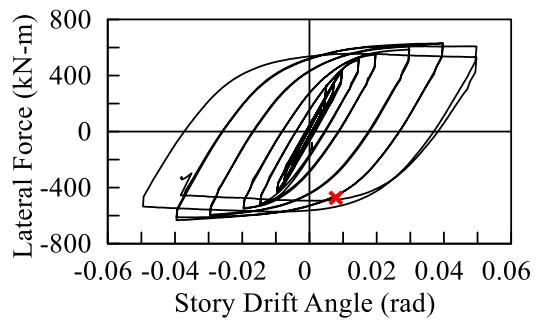
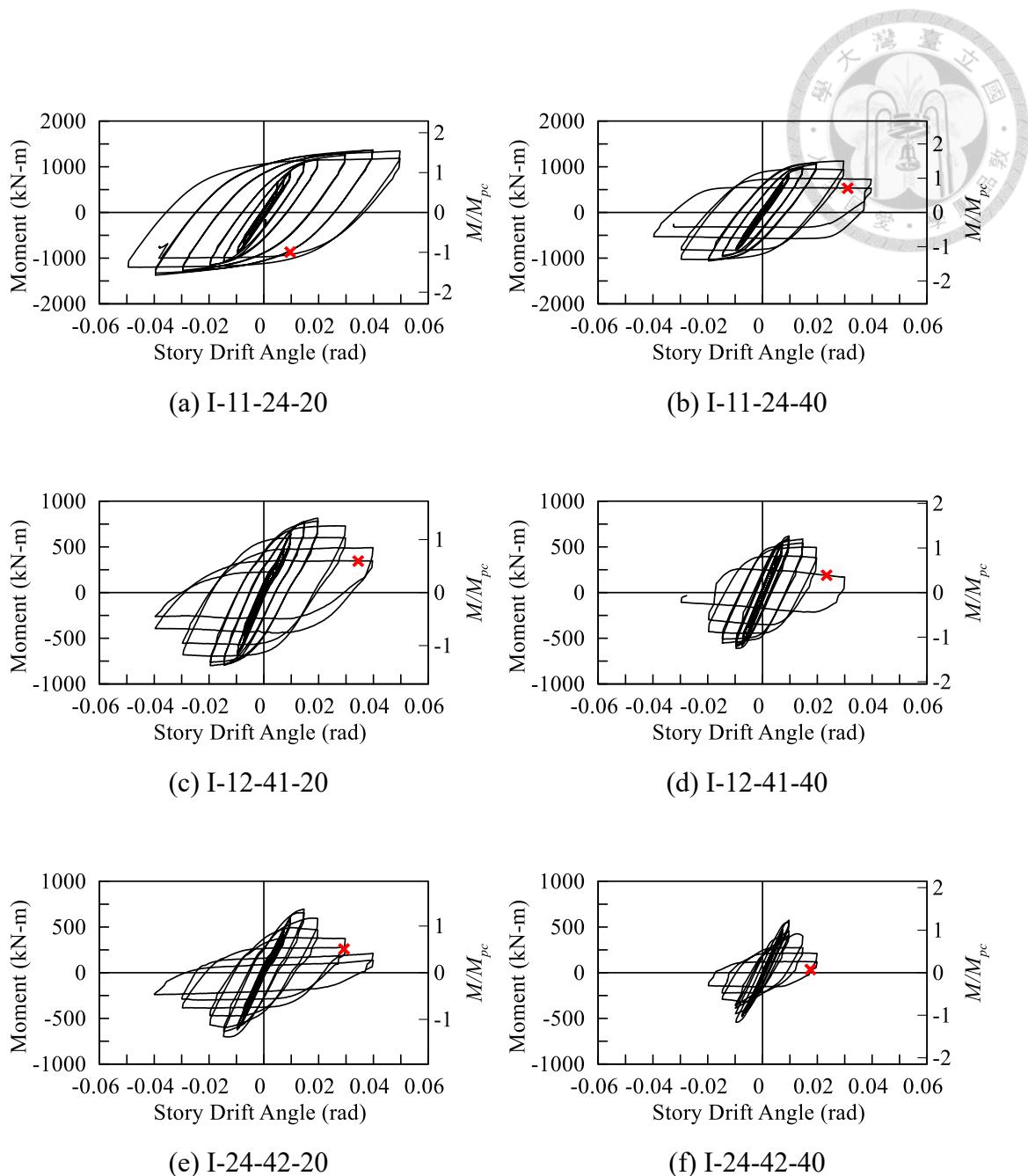


圖 2.6 試體儀器配置



✖ Fracture

圖 2.7 試體側向力遲滯迴圈



✖ Fracture

圖 2.8 試體彎矩遲滯迴圈

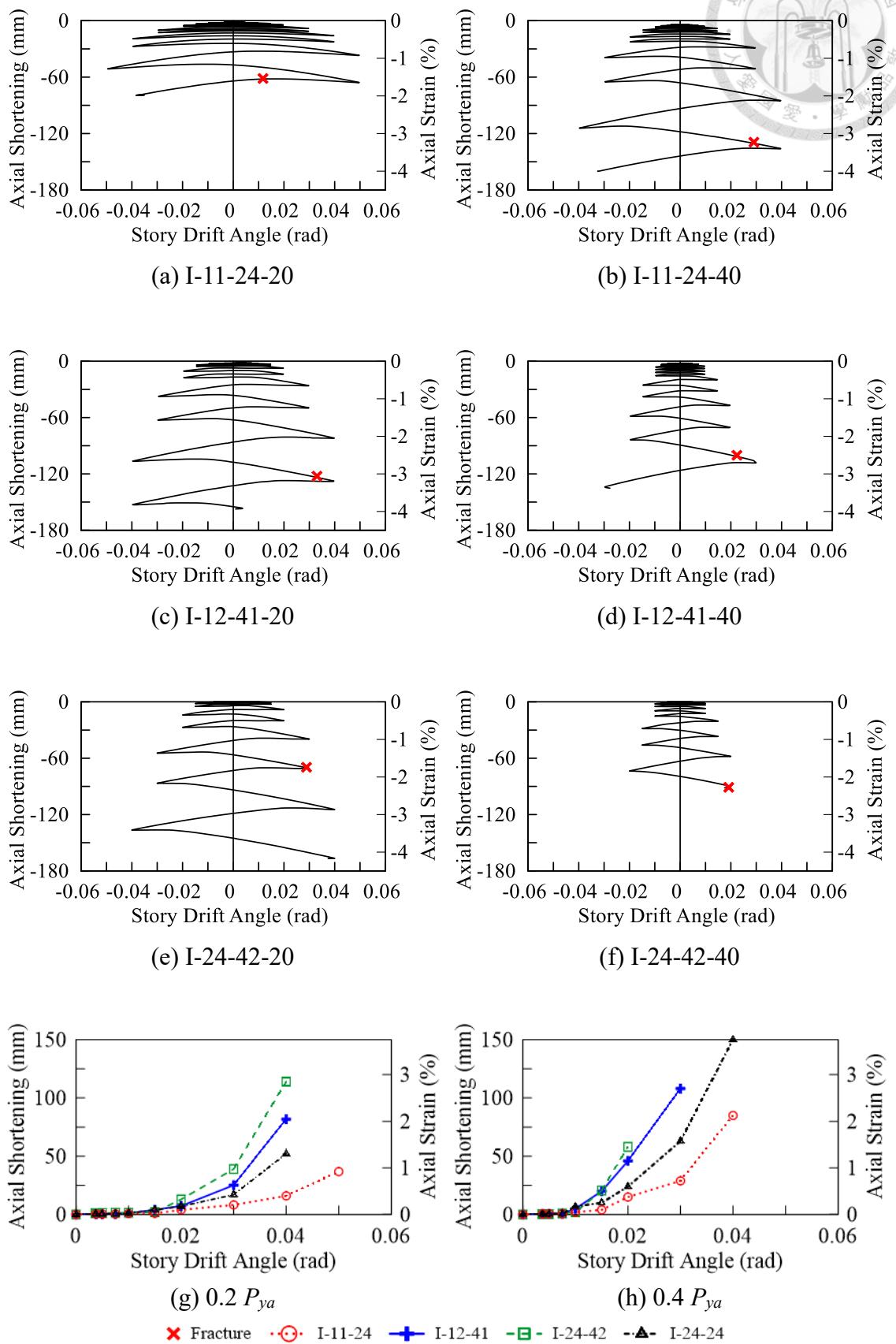
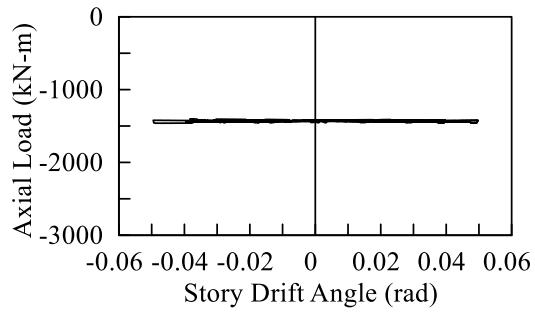
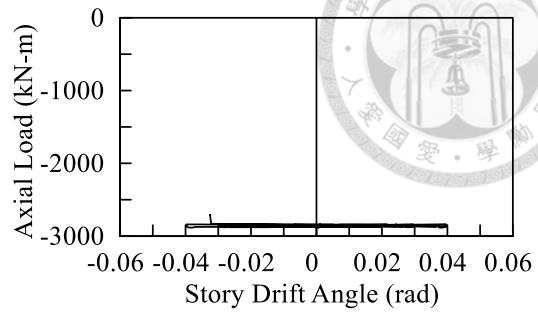


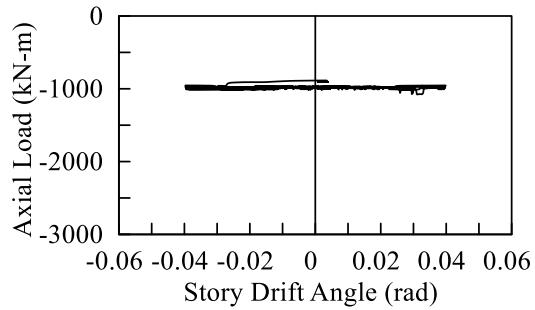
圖 2.9 試體軸向變形



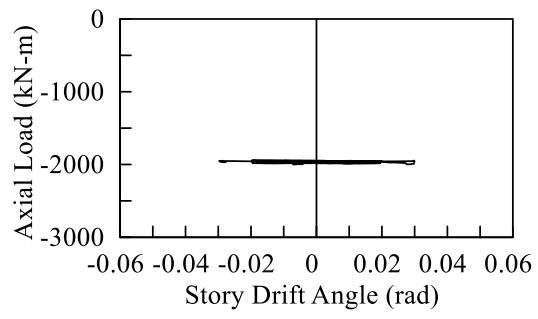
(a) I-11-24-20



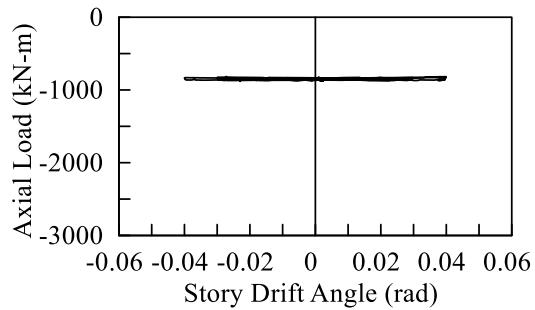
(b) I-11-24-40



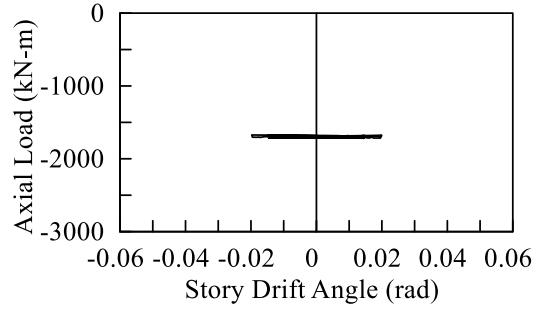
(c) I-12-41-20



(d) I-12-41-40



(e) I-24-42-20



(f) I-24-42-40

圖 2.10 試體軸力

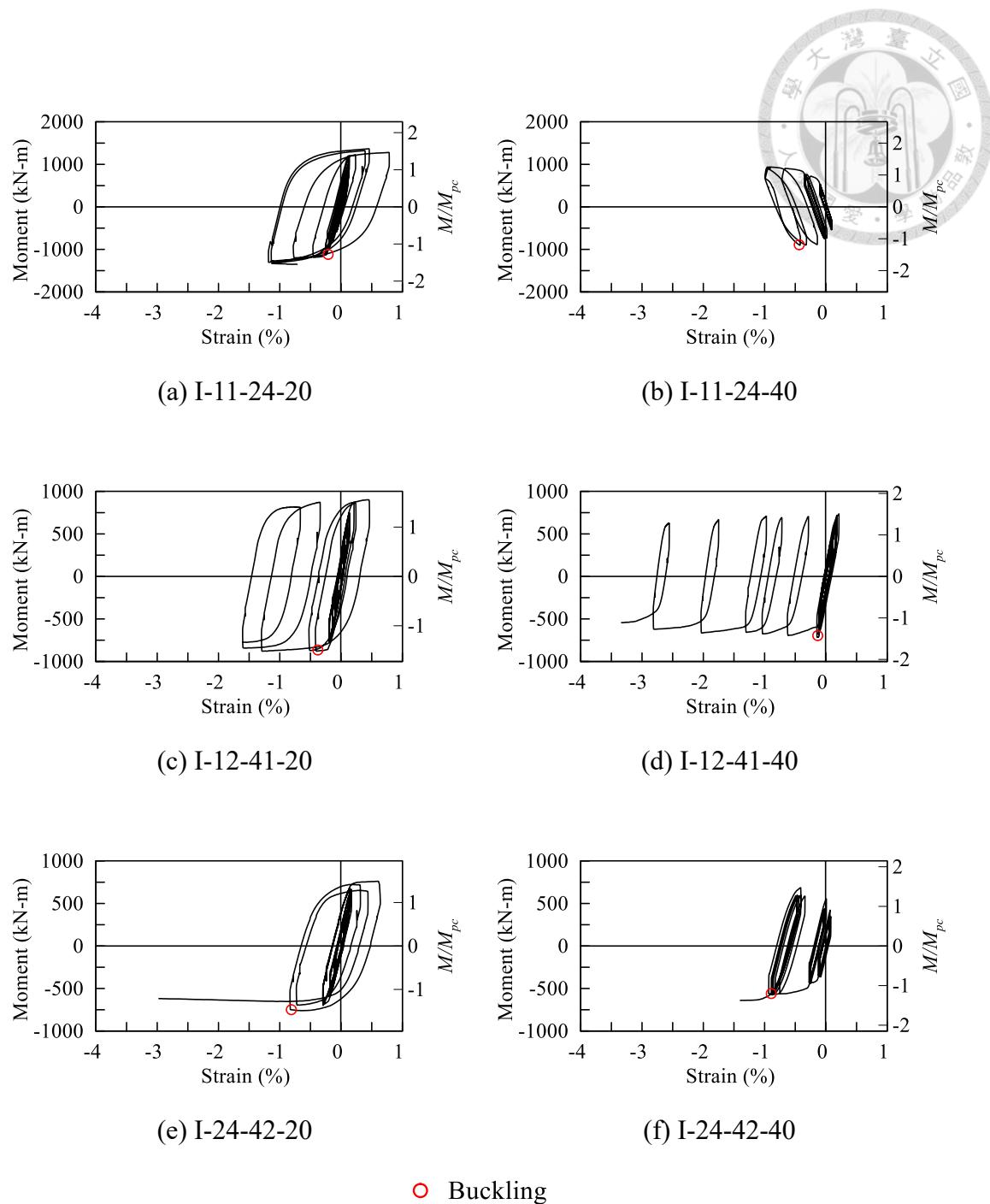


圖 2.11 試體柱底翼板塑鉸區軸向應變與彎矩歷時

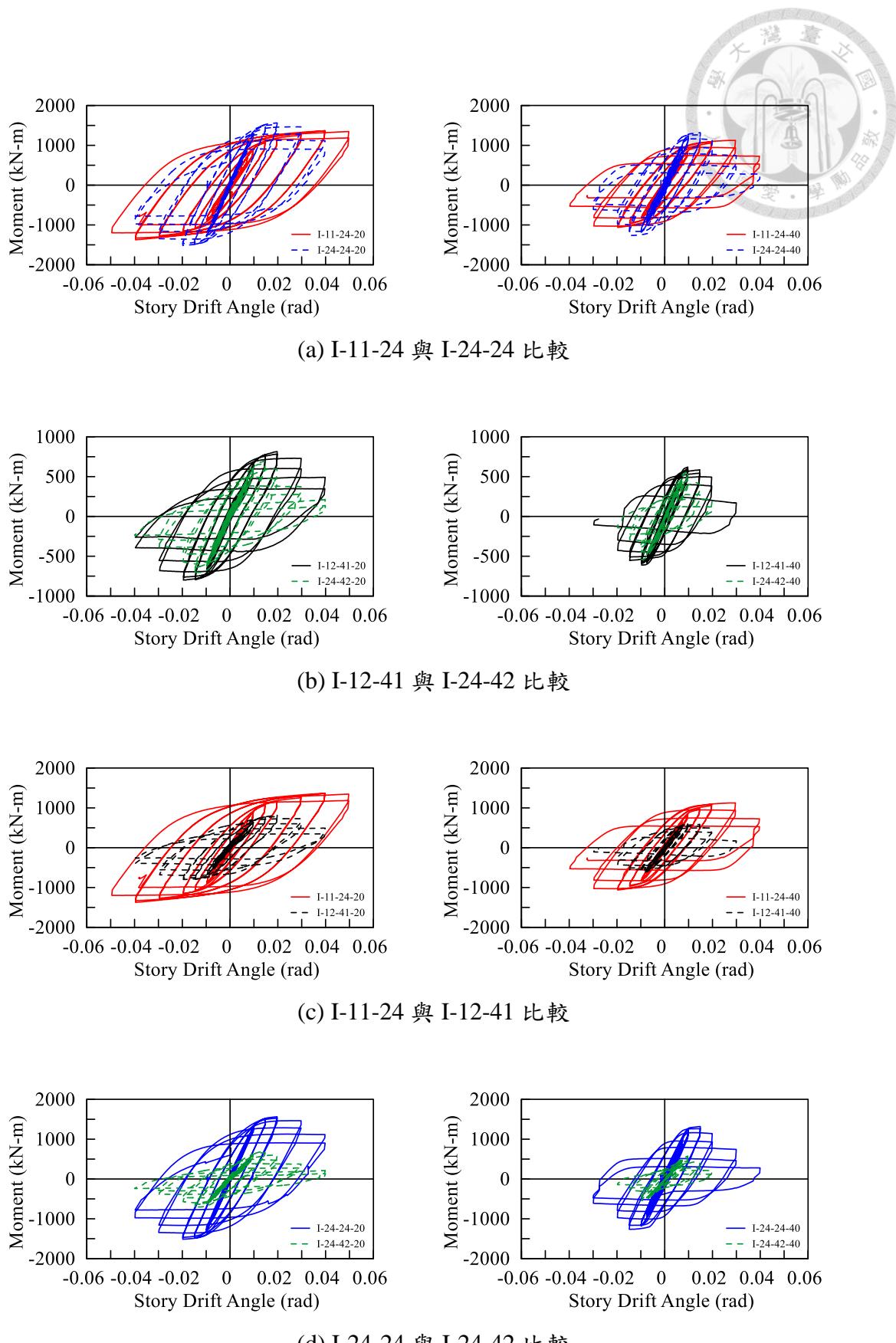


圖 2.12 各試體彎矩遲滯迴圈比較

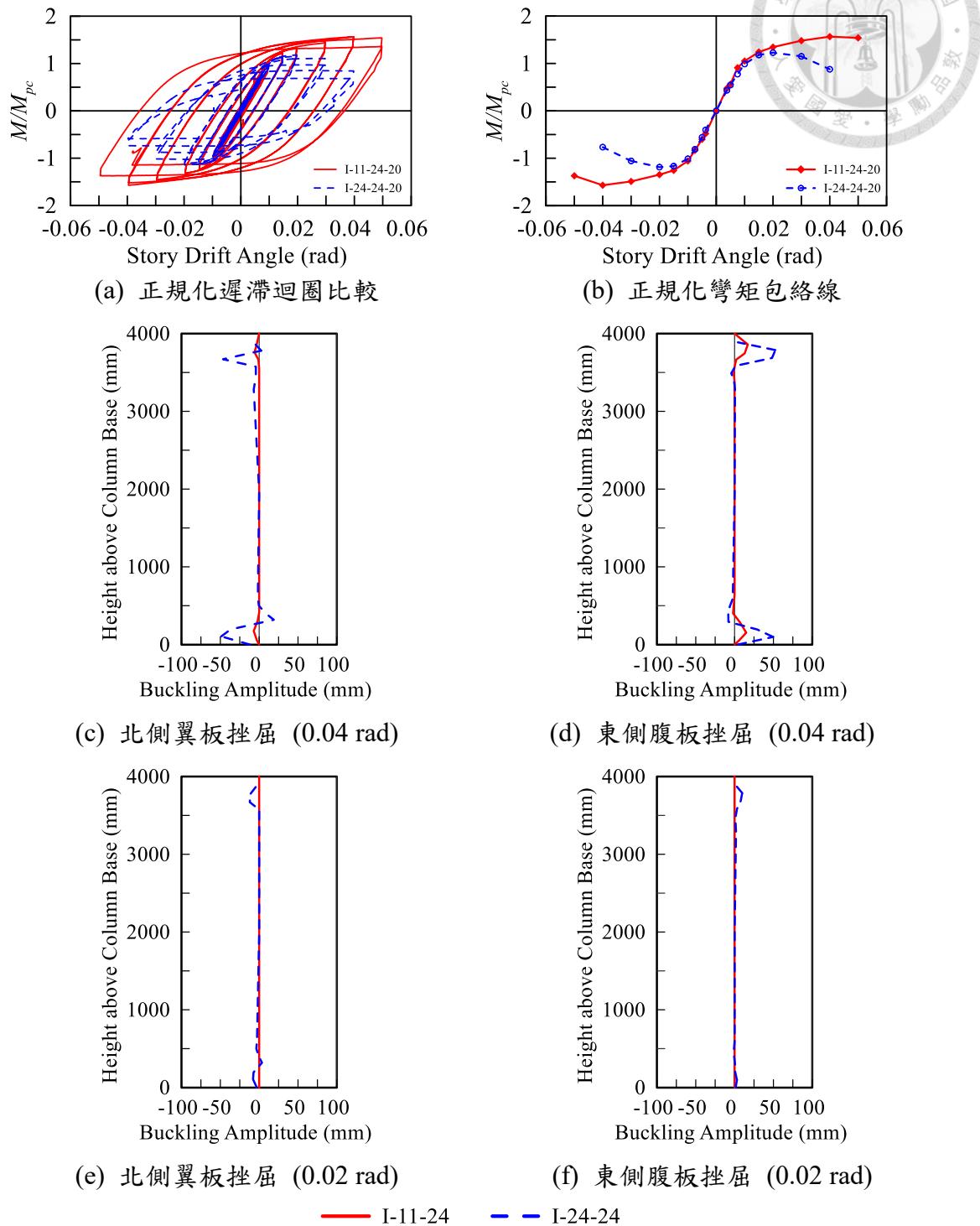


圖 2.13 試體 I-24-24-20 與試體 I-11-24-20 遲滯迴圈與挫屈比較

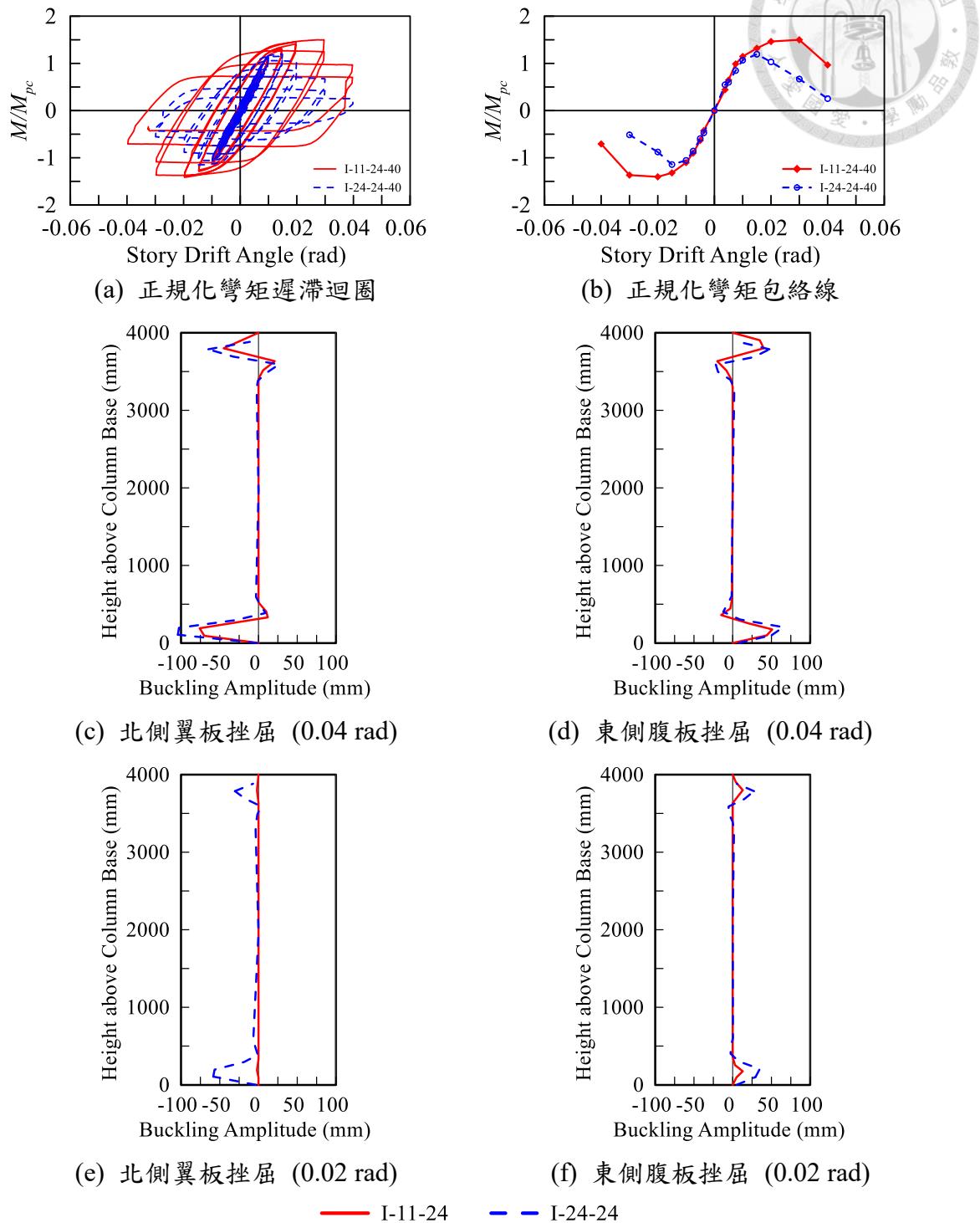
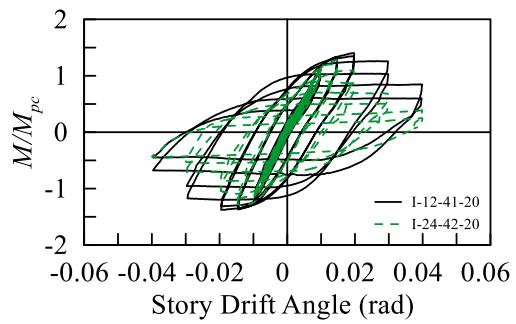
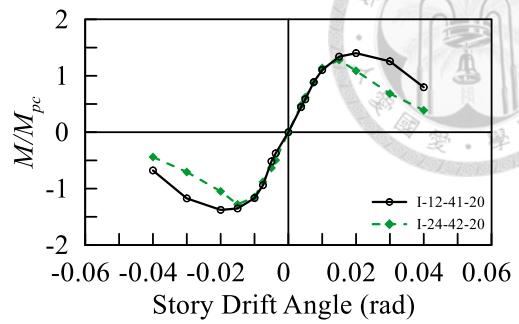


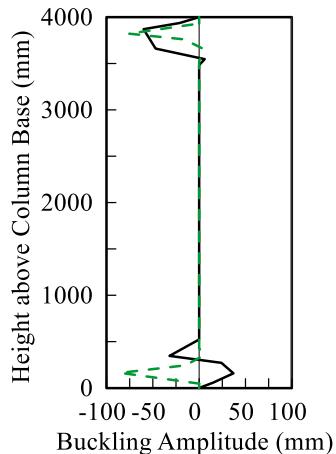
圖 2.14 試體 I-24-24-40 與試體 I-11-24-40 遲滯迴圈與挫屈比較



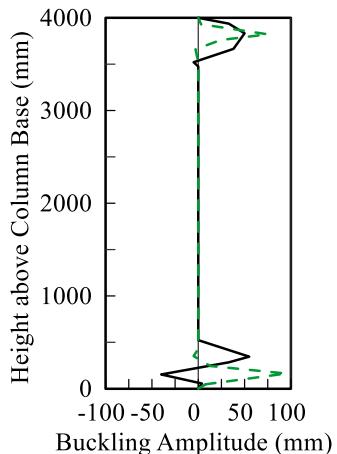
(a) 正規化彎矩遲滯迴圈



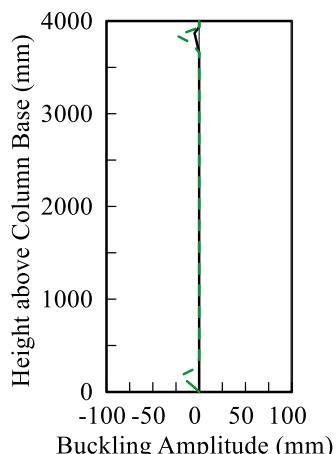
(b) 正規化彎矩包絡線



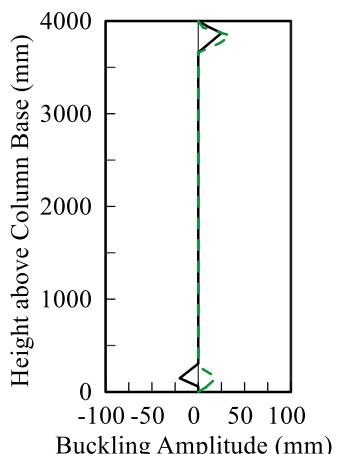
(c) 北側翼板挫屈 (0.04 rad)



(d) 東側腹板挫屈 (0.04 rad)



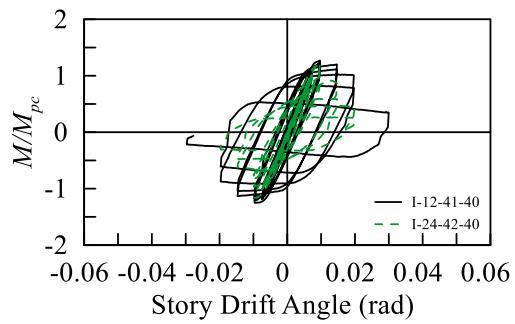
(e) 北側翼板挫屈 (0.02 rad)



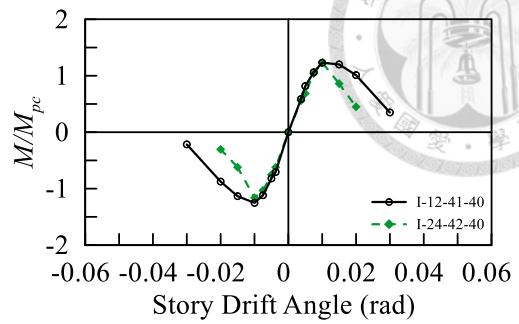
(f) 東側腹板挫屈 (0.02 rad)

— I-24-42 — I-12-41

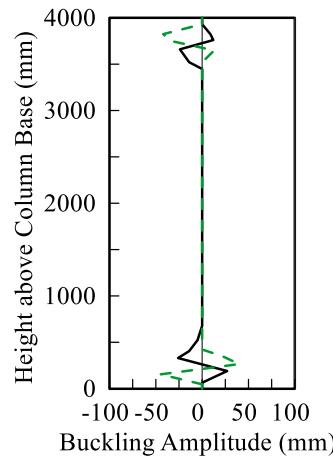
圖 2.15 試體 I-12-41-20 與試體 I-24-42-20 遲滯迴圈與挫屈比較



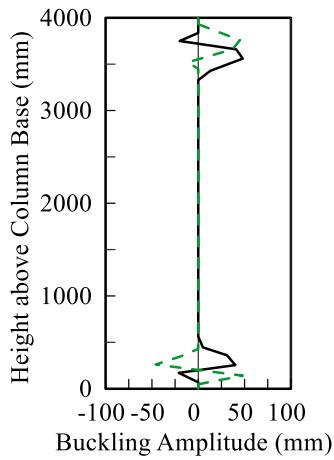
(a) 正規化彎矩遲滯迴圈



(b) 正規化彎矩包絡線



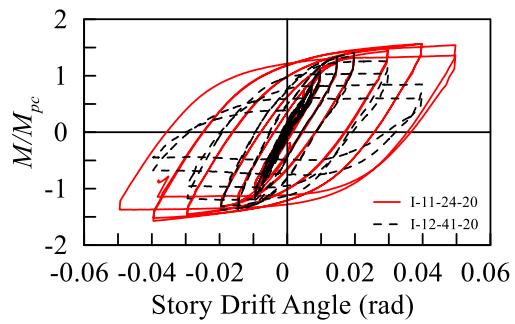
(c) 北側翼板挫屈 (0.02 rad)



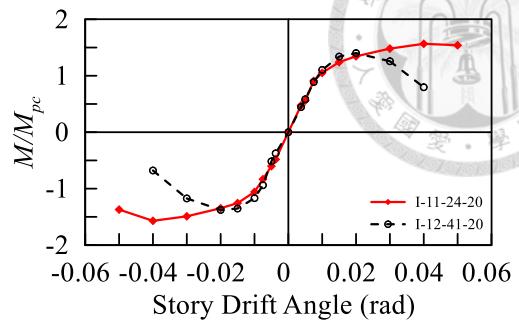
(d) 東側腹板挫屈 (0.02 rad)

— I-24-42 — I-12-41

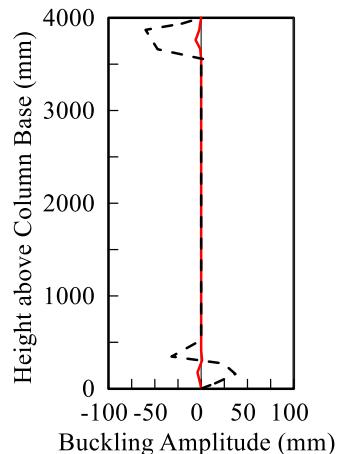
圖 2.16 試體 I-12-41-40 與試體 I-24-42-40 遲滯迴圈與挫屈比較



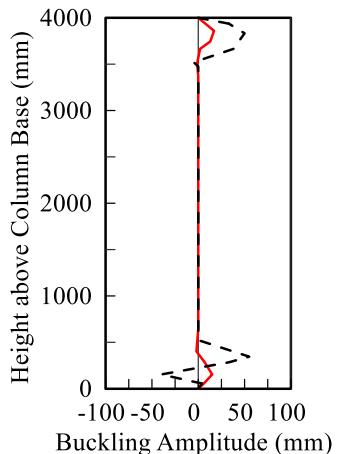
(a) 正規化彎矩遲滯迴圈



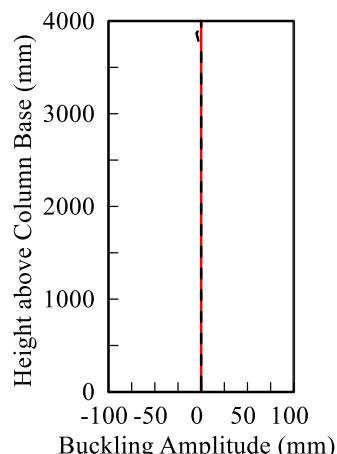
(b) 正規化彎矩包絡線



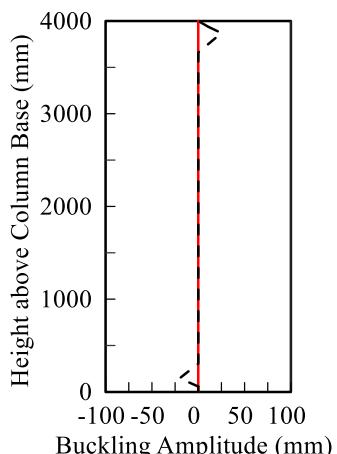
(c) 北側翼板挫屈 (0.04 rad)



(d) 東側腹板挫屈 (0.04 rad)



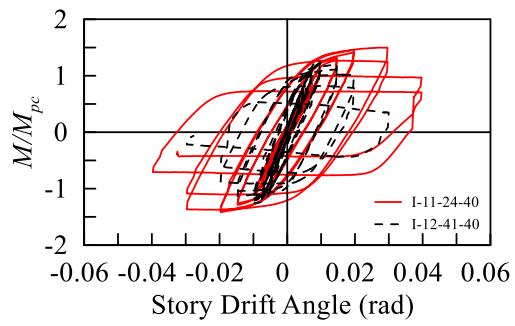
(e) 北側翼板挫屈 (0.02 rad)



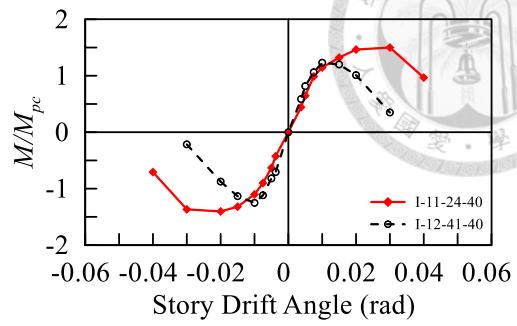
(f) 東側腹板挫屈 (0.02 rad)

— I-11-24 - - I-12-41

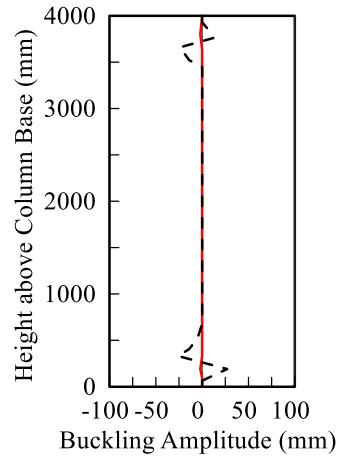
圖 2.17 試體 I-11-24-20 與試體 I-12-41-20 遲滯迴圈與挫屈比較



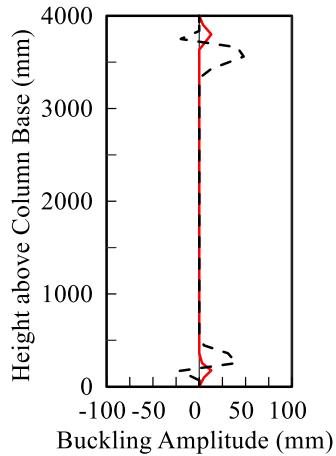
(a) 正規化彎矩遲滯迴圈



(b) 正規化彎矩包絡線



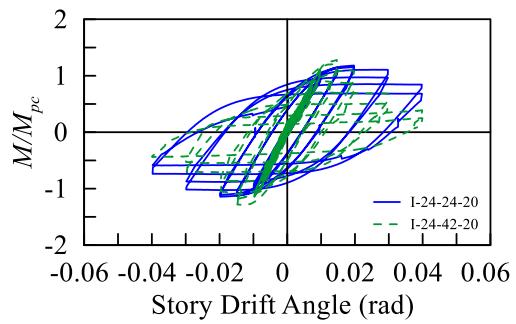
(c) 北側翼板挫屈 (0.02 rad)



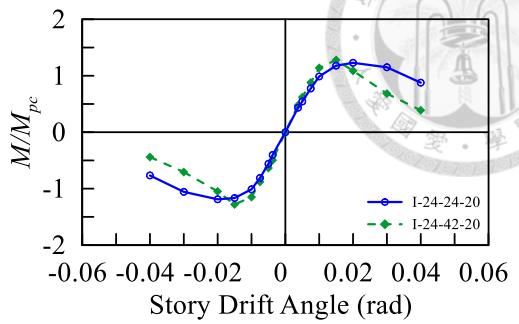
(d) 東側腹板挫屈 (0.02 rad)

— I-11-24 - - I-12-41

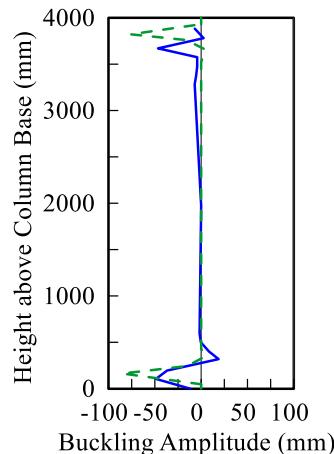
圖 2.18 試體 I-11-24-40 與試體 I-12-41-40 遲滯迴圈與挫屈比較



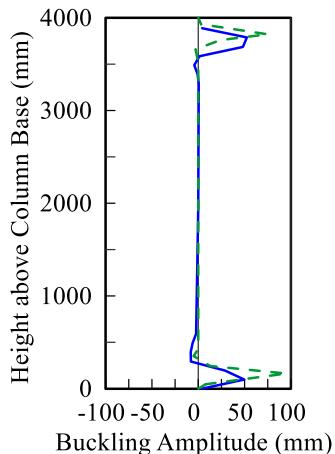
(a) 正規化彎矩遲滯迴圈



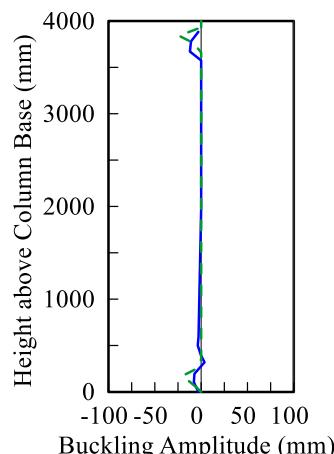
(b) 正規化彎矩包絡線



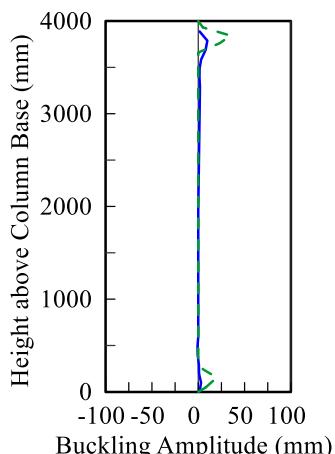
(c) 北側翼板挫屈 (0.04 rad)



(d) 東側腹板挫屈 (0.04 rad)



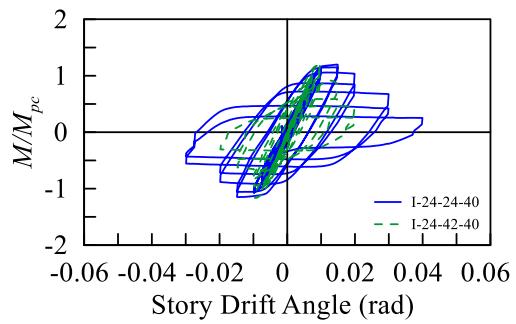
(e) 北側翼板挫屈 (0.02 rad)



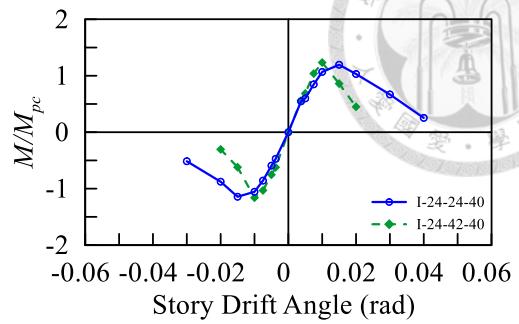
(f) 東側腹板挫屈 (0.02 rad)

— I-24-42 — I-24-24

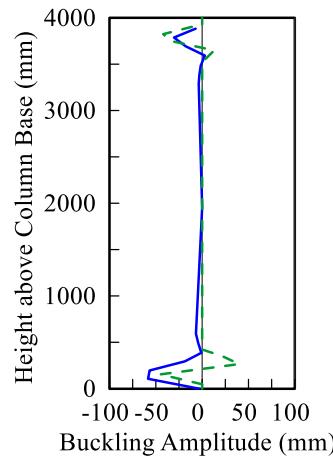
圖 2.19 試體 I-24-24-20 與試體 I-24-42-20 遲滯迴圈與挫屈比較



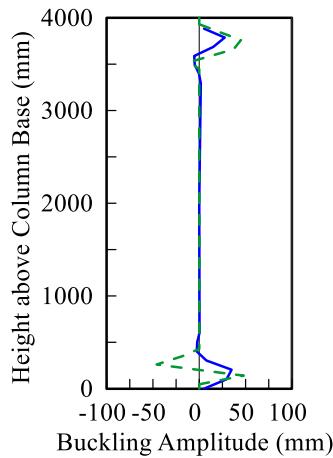
(a) 正規化彎矩遲滯迴圈



(b) 正規化彎矩包絡線



(c) 北側翼板挫屈 (0.02 rad)



(d) 東側腹板挫屈 (0.02 rad)

— I-24-42 — I-24-24

圖 2.20 試體 I-24-24-40 與試體 I-24-42-40 遲滯迴圈與挫屈比較

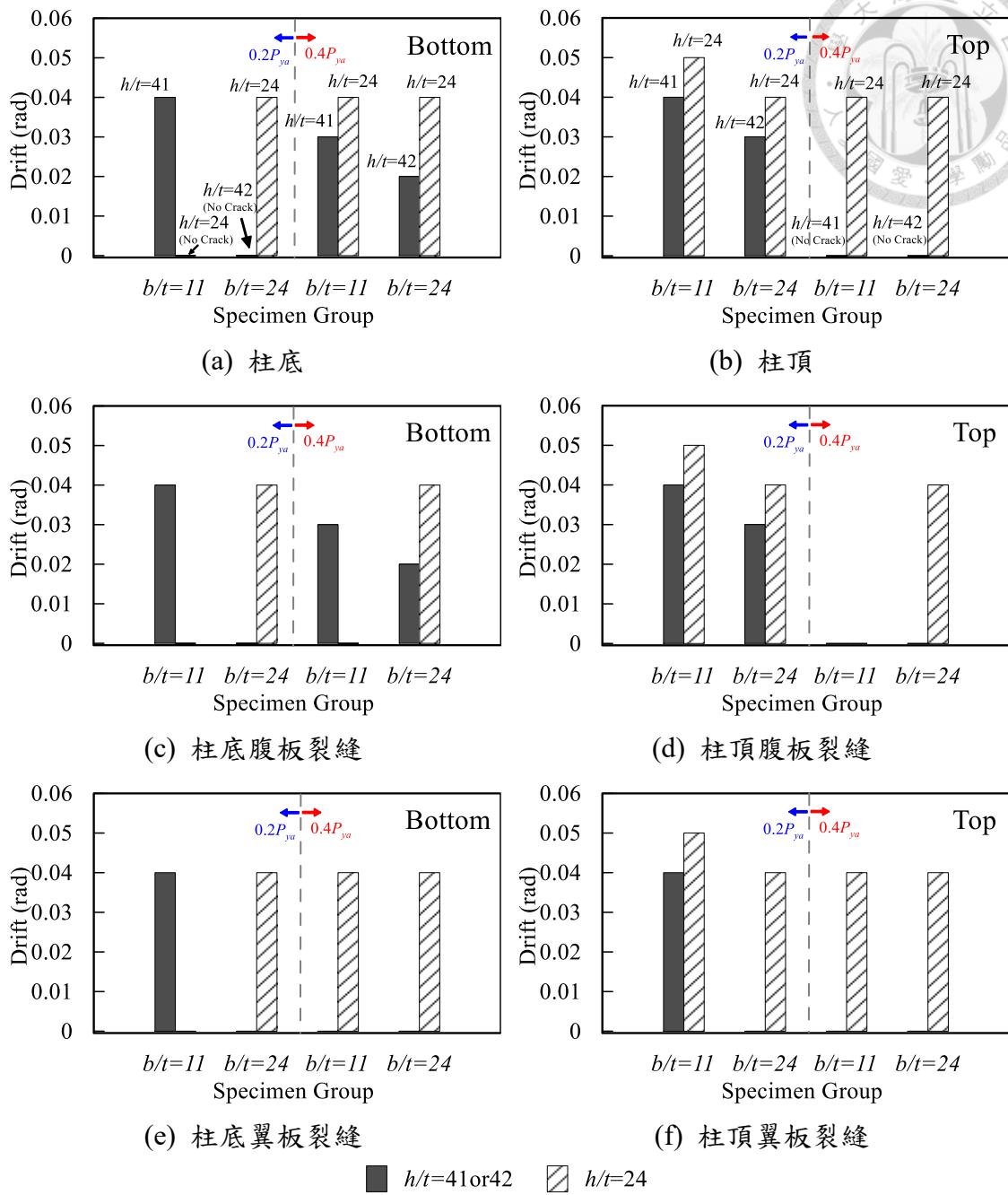


圖 2.21 鋼柱初始裂縫比較

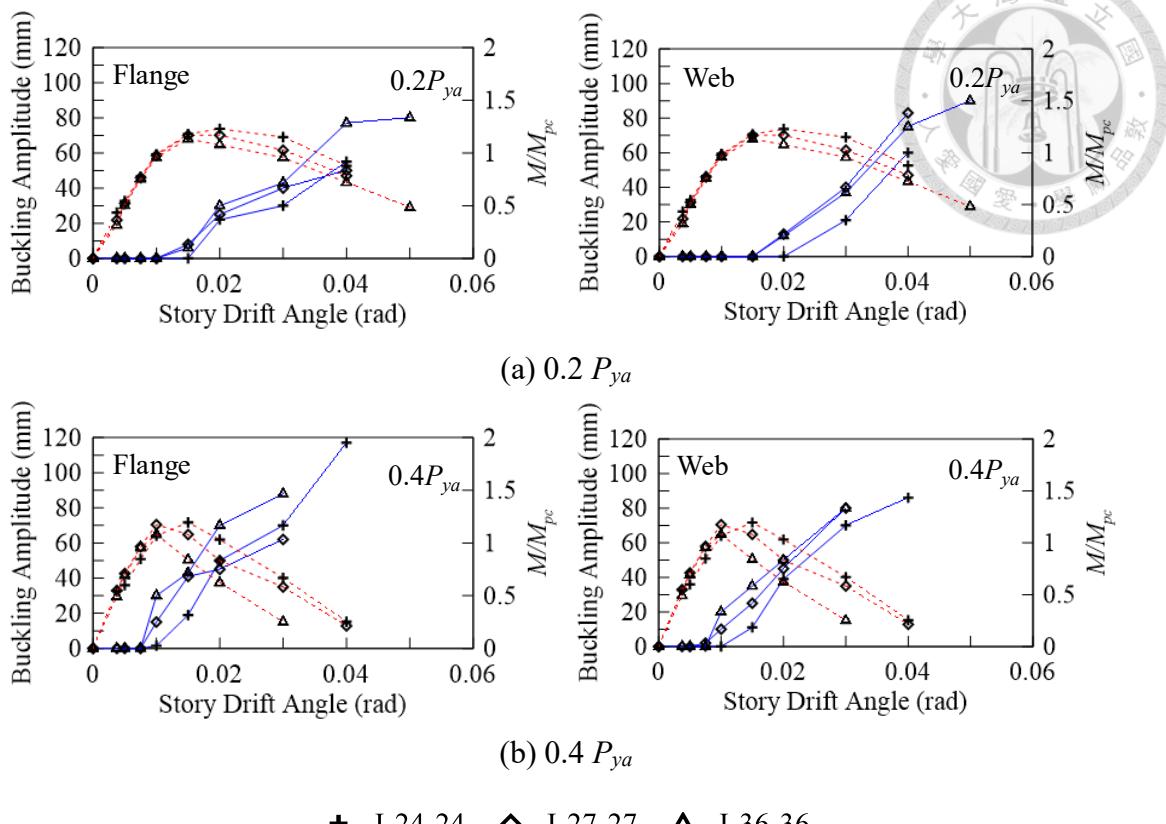


圖 2.22 正方形斷面挫屈與強度比較

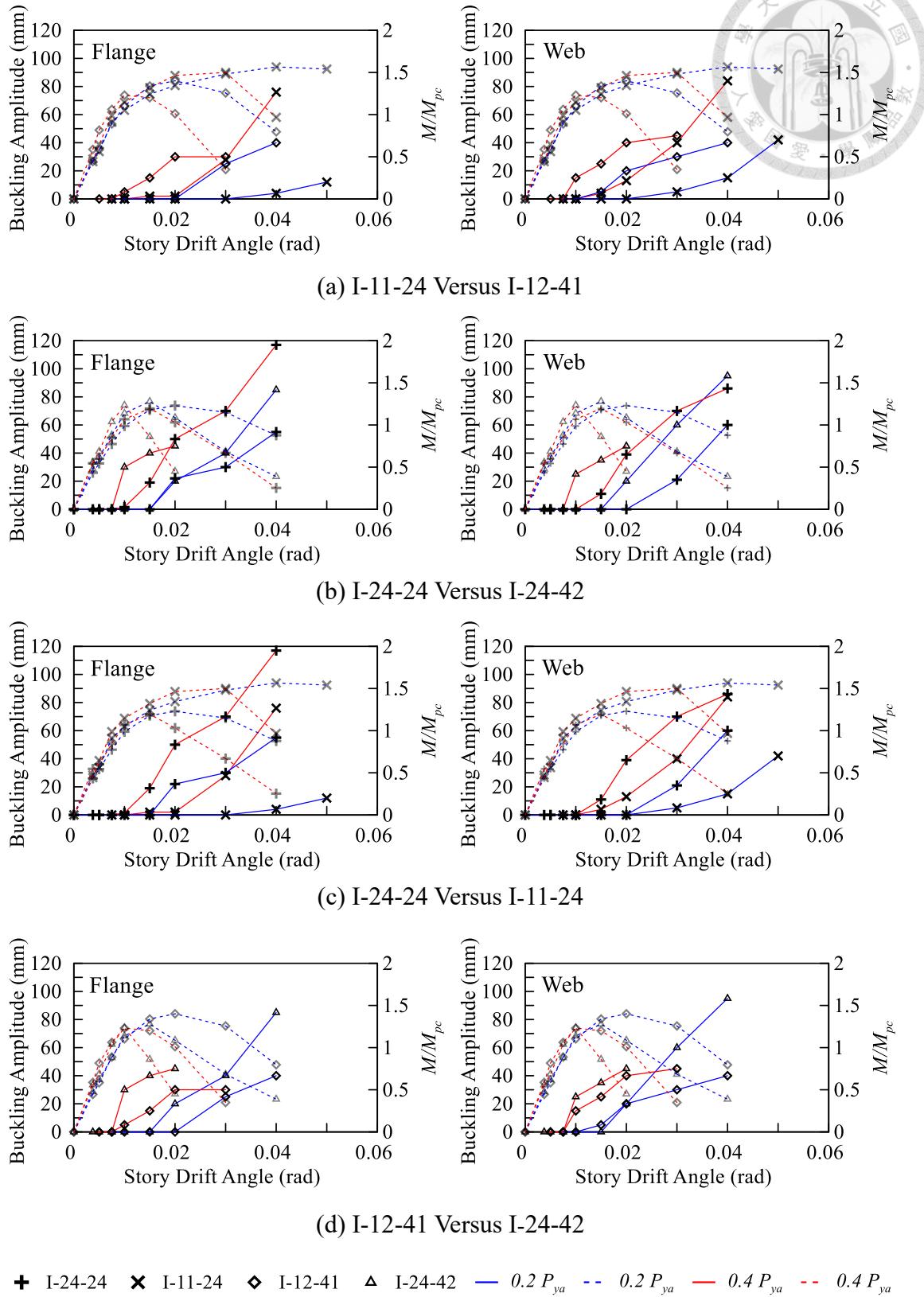
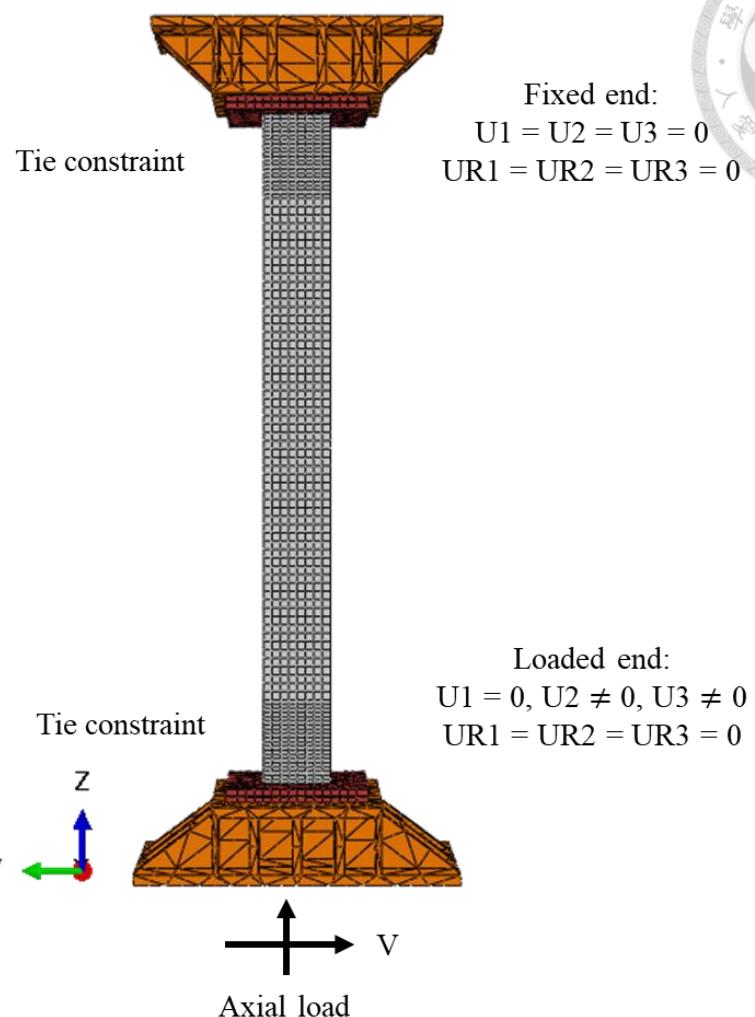
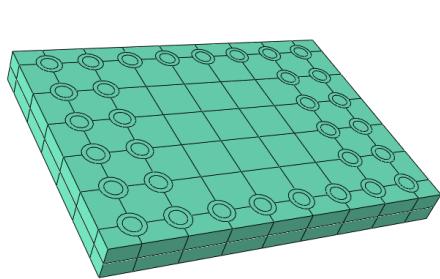


圖 2.23 矩形斷面挫屈與強度比較 (紅線:高軸力, 藍線:低軸力)

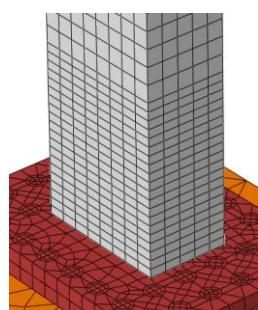


(a)

圖 3.1 有限元素模型



(b) 底板螺栓模擬



(c) 塑鉸區網格

圖 3.1 有限元素模型 (續)

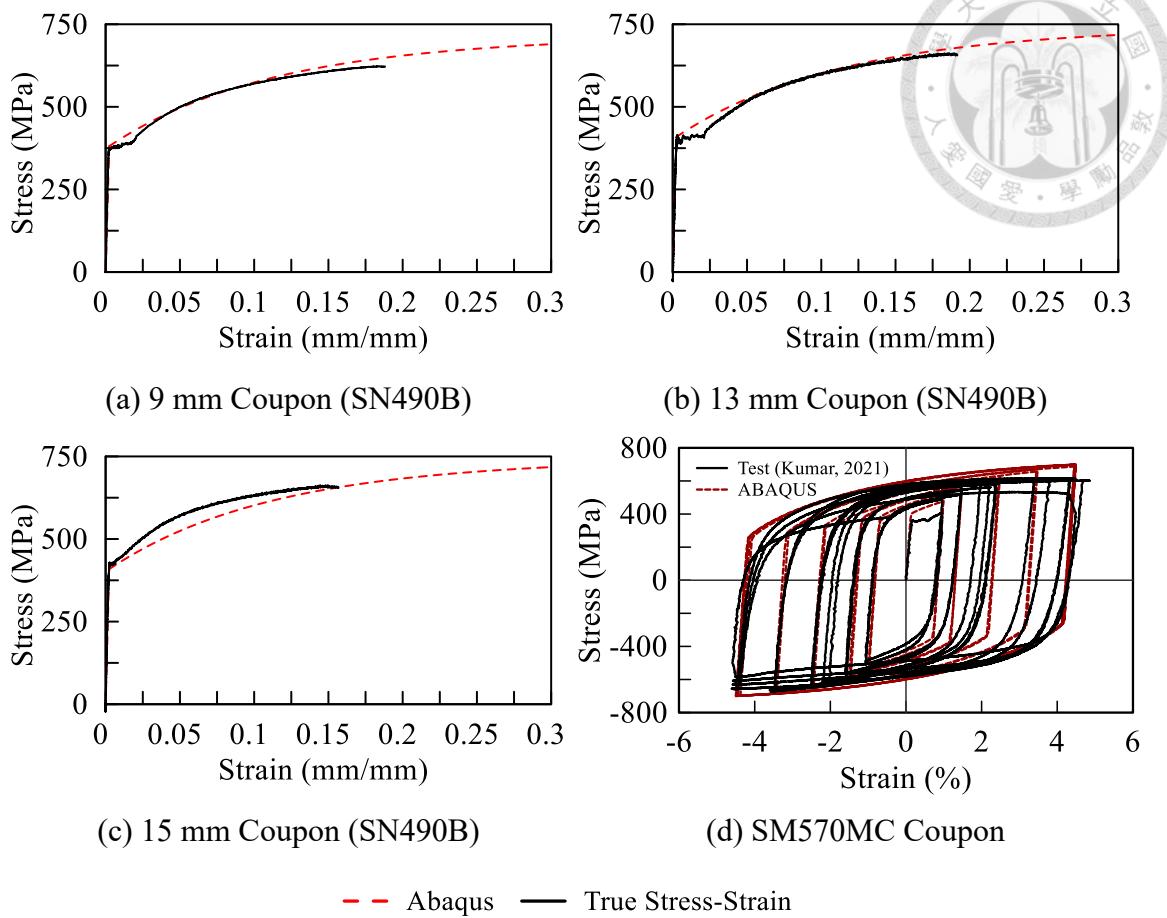


圖 3.2 材料參數擬合

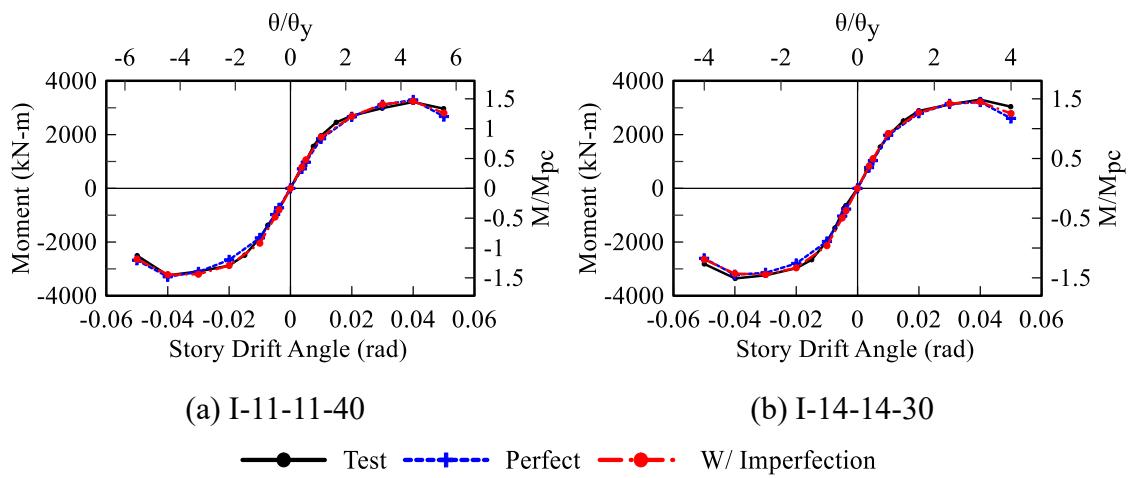


圖 3.3 初始缺陷的影響 (Tedjasukmana 2024)

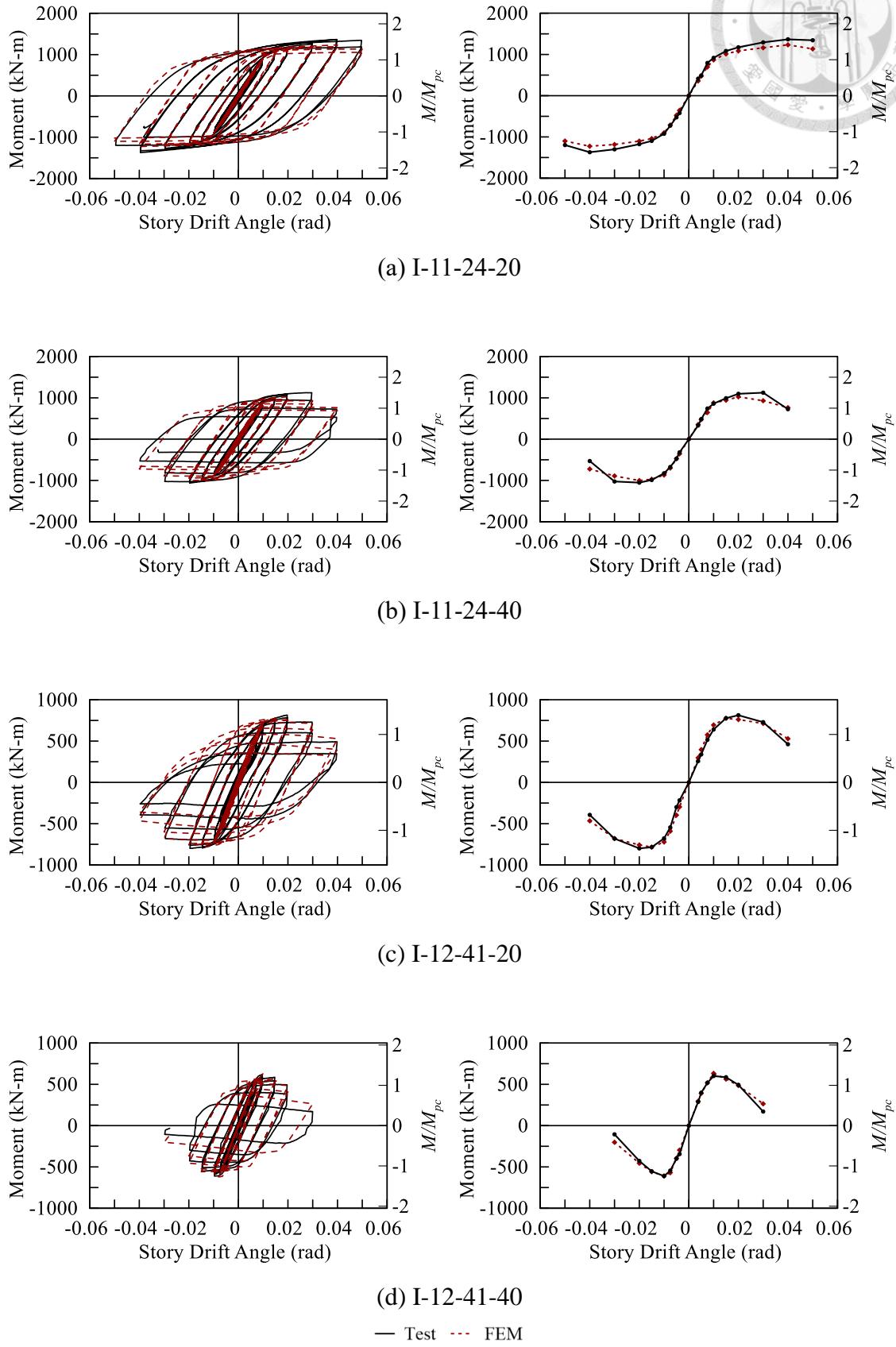
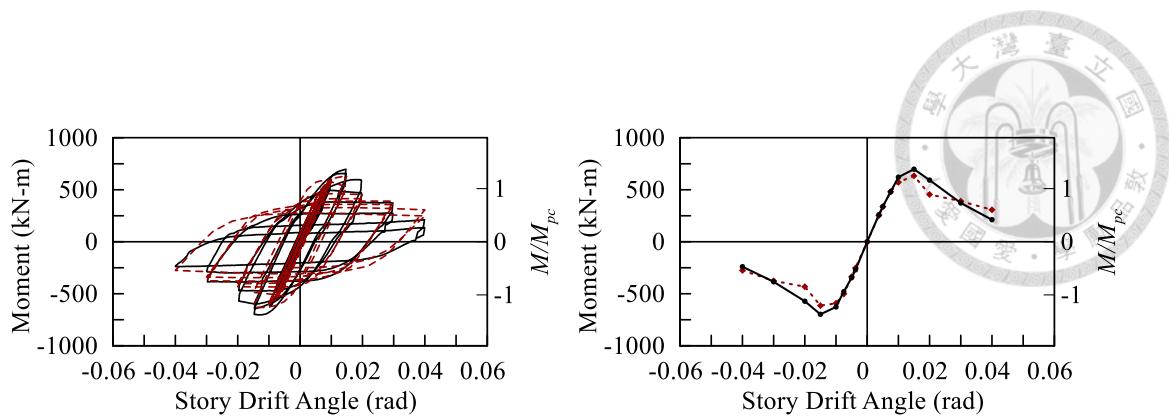
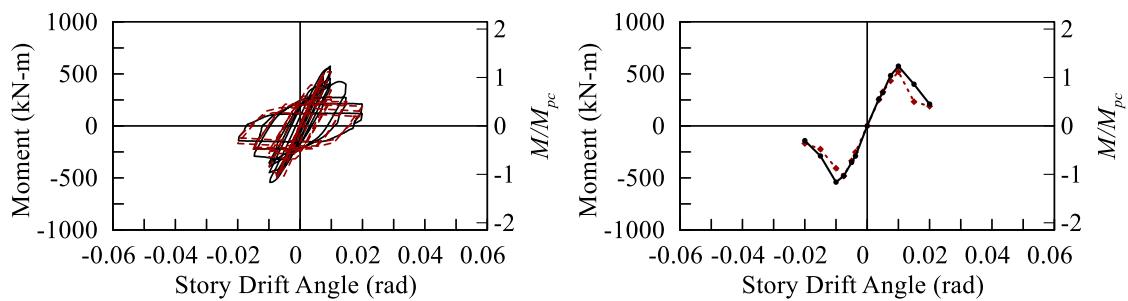


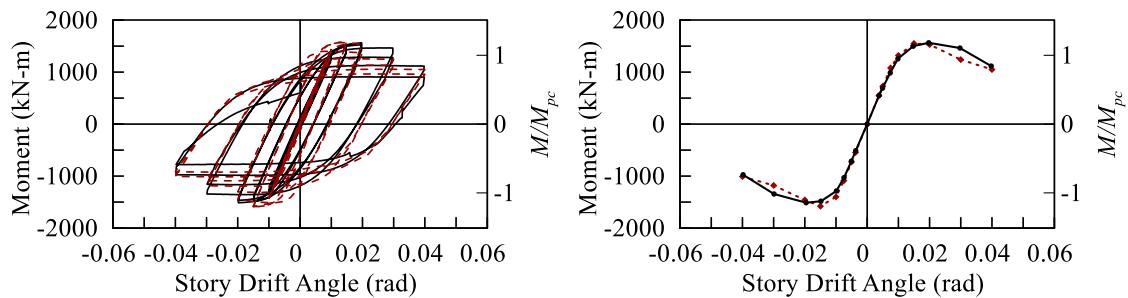
圖 3.4 彎矩遲滯迴圈有限元素模型驗證結果



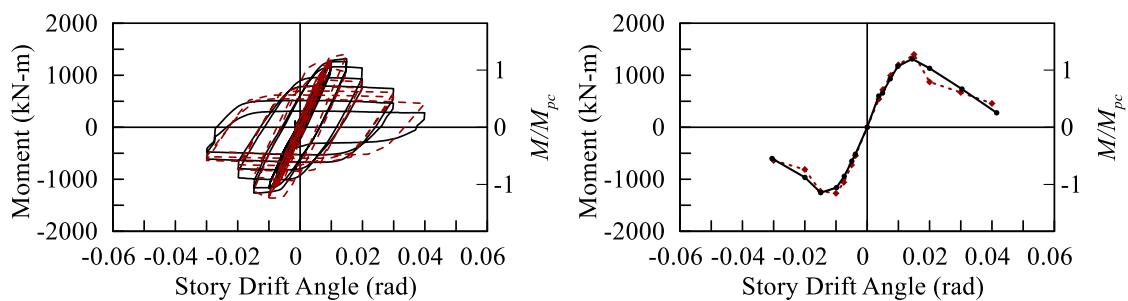
(e) I-24-42-20



(f) I-24-42-40



(g) I-24-24-20



(h) I-24-24-40

— Test - - - FEM

圖 3.4 彎矩遲滯迴圈有限元素模型驗證結果(續)

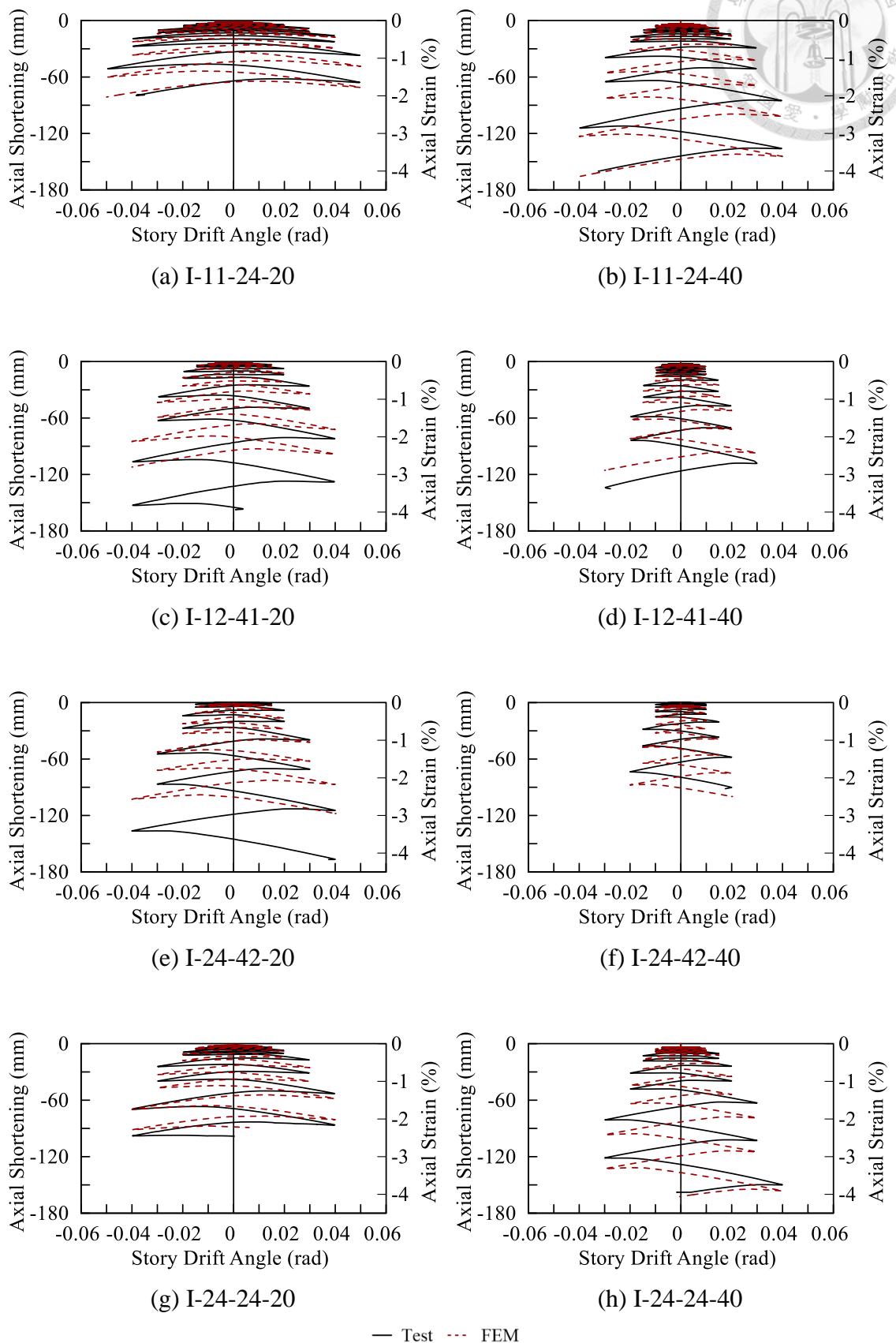


圖 3.5 軸向變形有限元素模型驗證結果

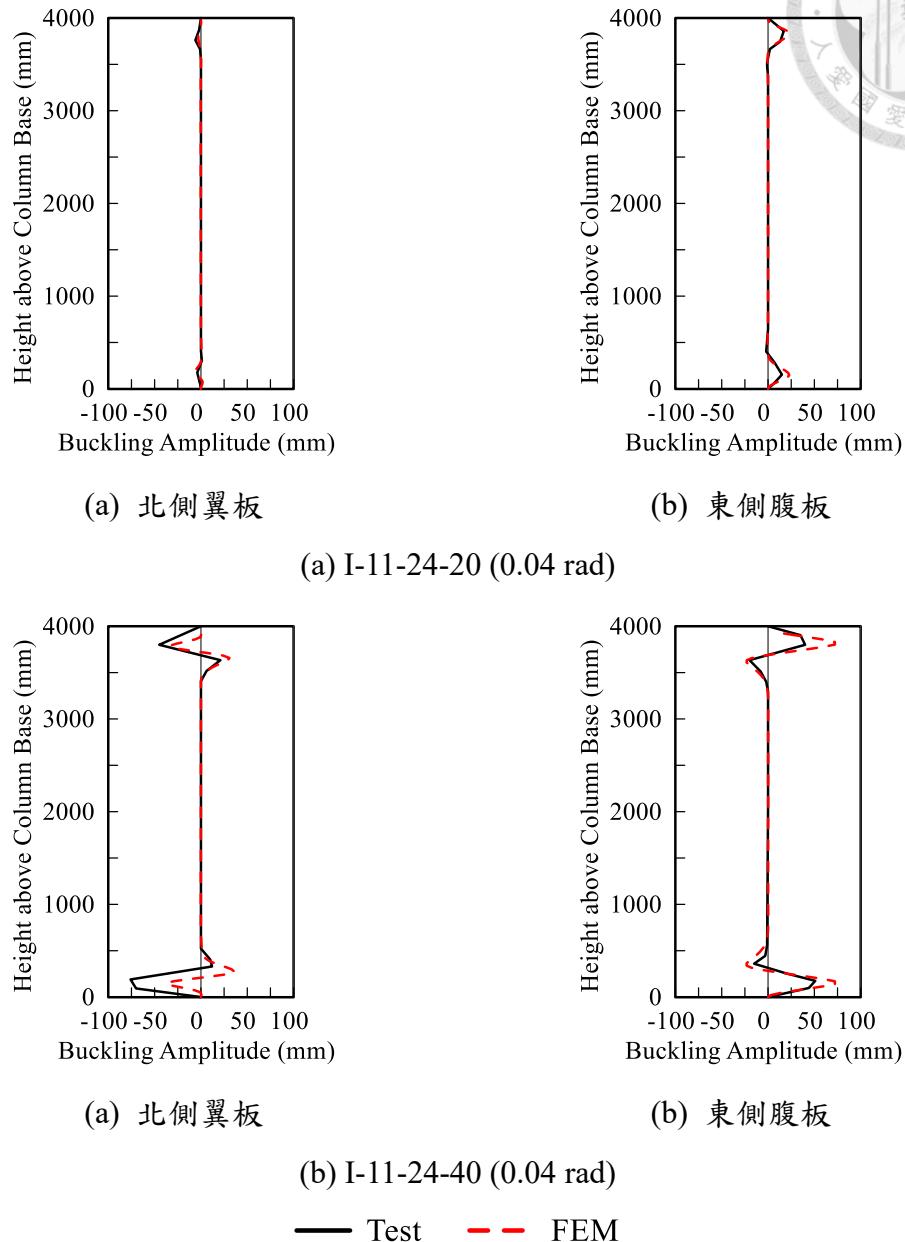


圖 3.6 挫屈量有限元素模型驗證結果

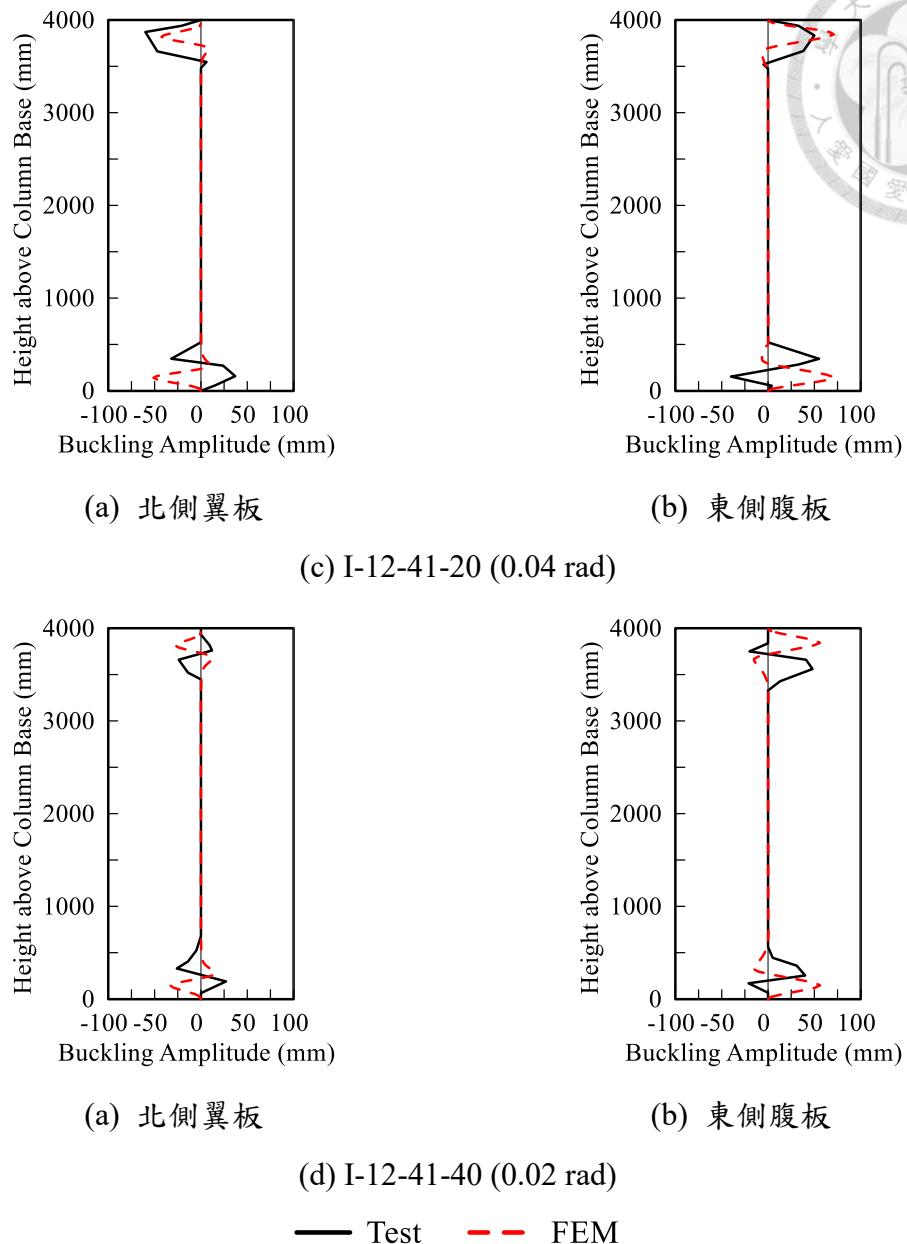


圖 3.6 挫屈量有限元素模型驗證結果 (續)

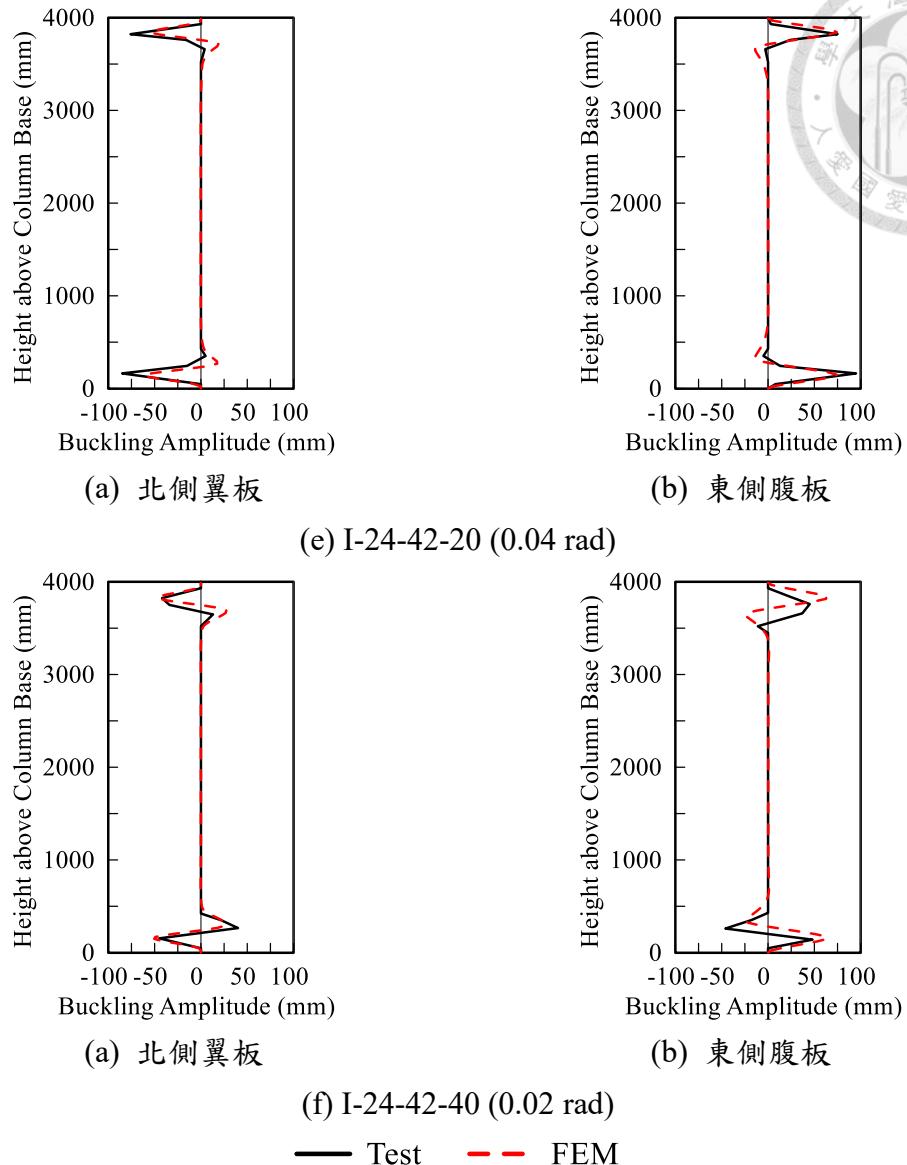
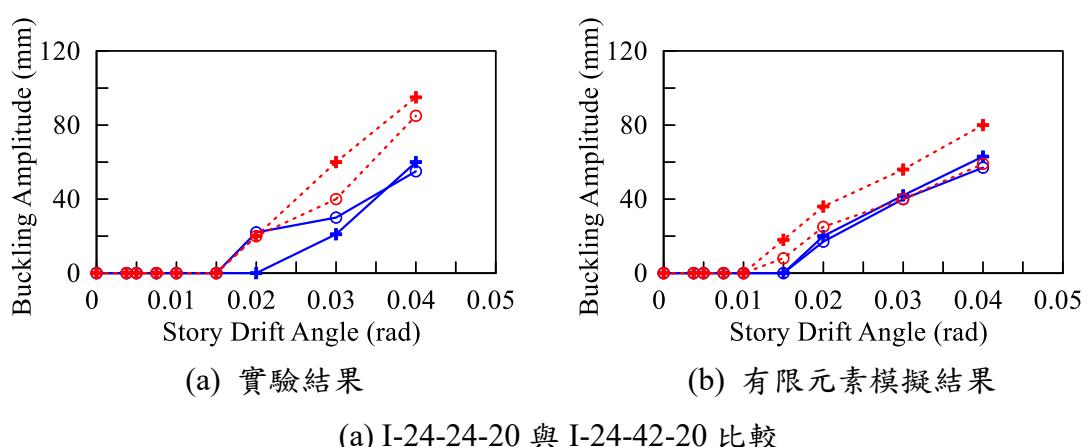


圖 3.6 挫屈量有限元素模型驗證結果 (續)



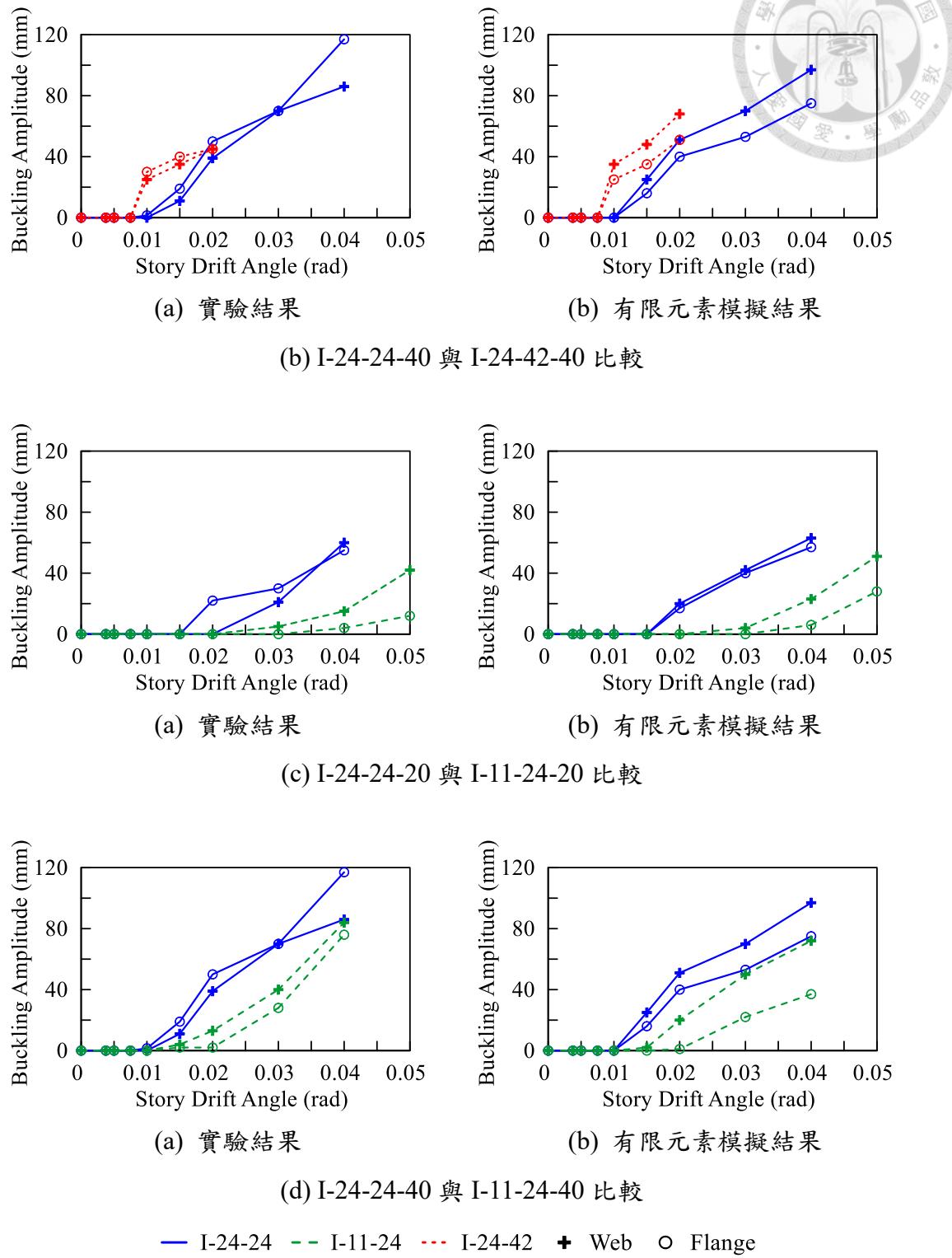
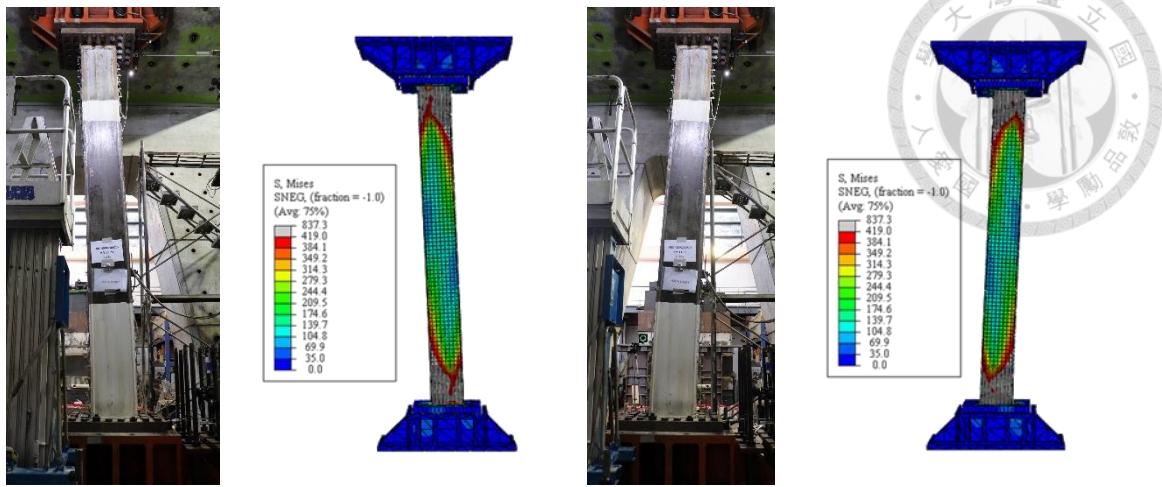


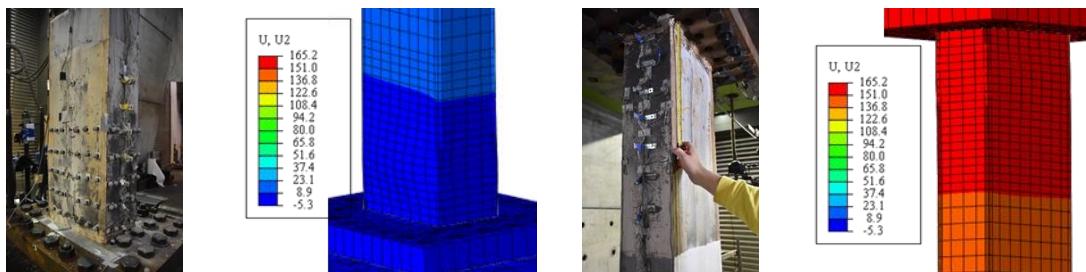
圖 3.7 正方形與矩形斷面有限元素模型與實驗挫屈趨勢比較



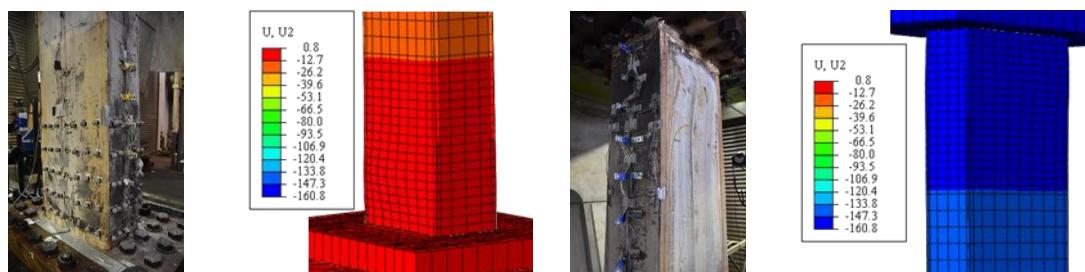
+0.04 rad

-0.04 rad

(a) 整體變形



(b) 局部挫屈 (+0.04 rad)



(c) 局部挫屈 (-0.04 rad)

圖 3.8 I-11-24-20 實驗和模擬挫屈比較 (第一圈)

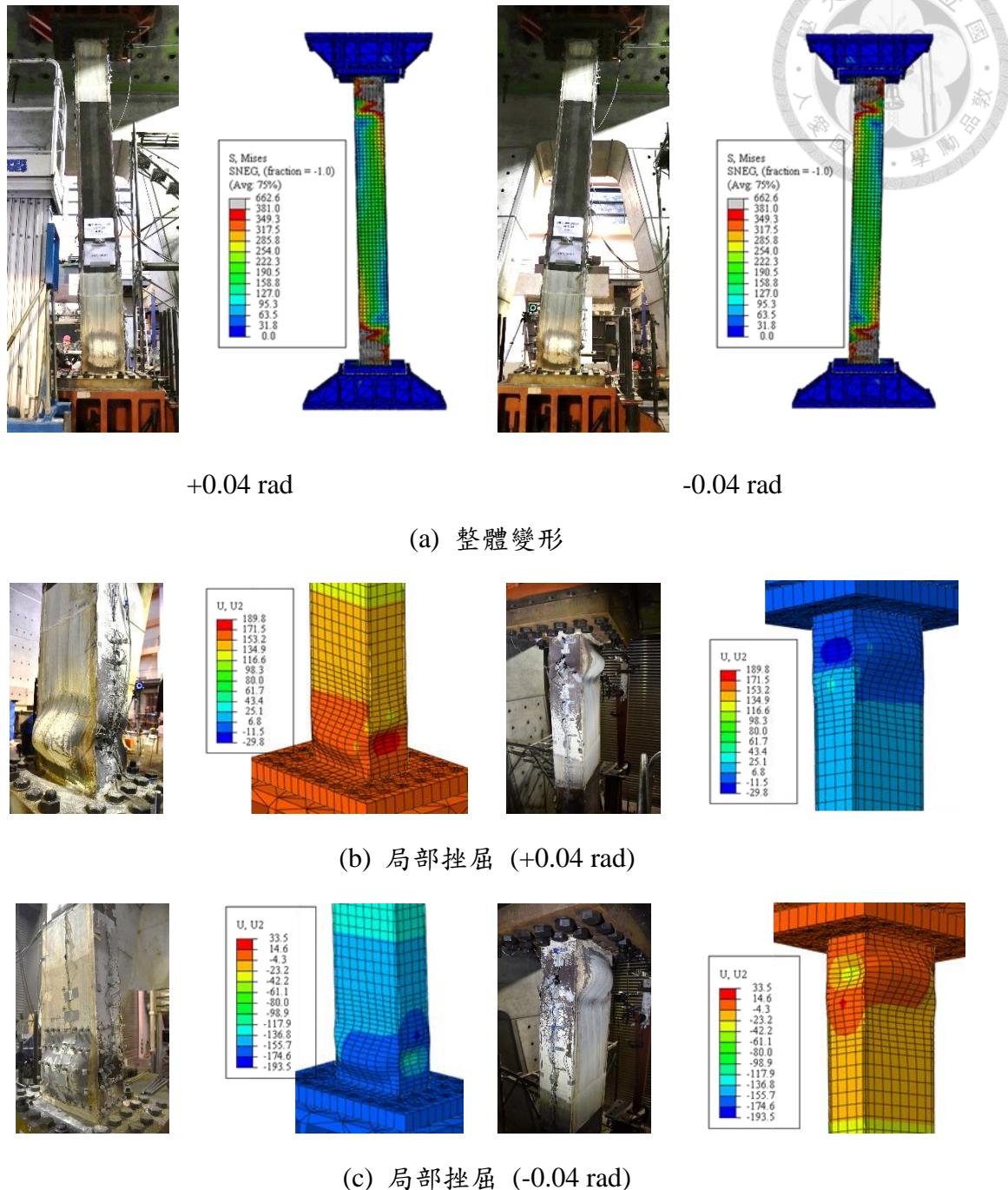


圖 3.9 I-11-24-40 實驗和模擬挫屈比較 (第一圈)

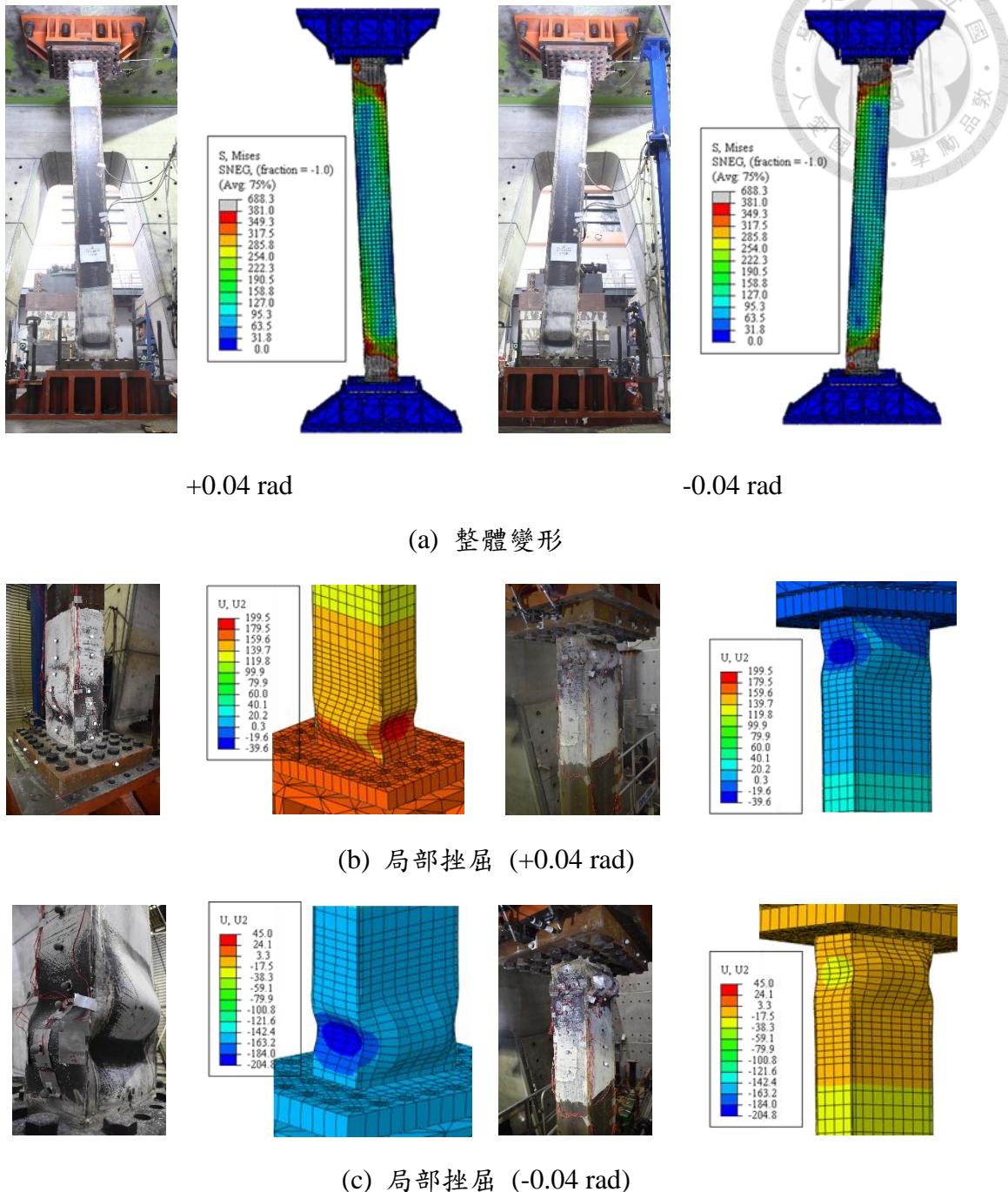
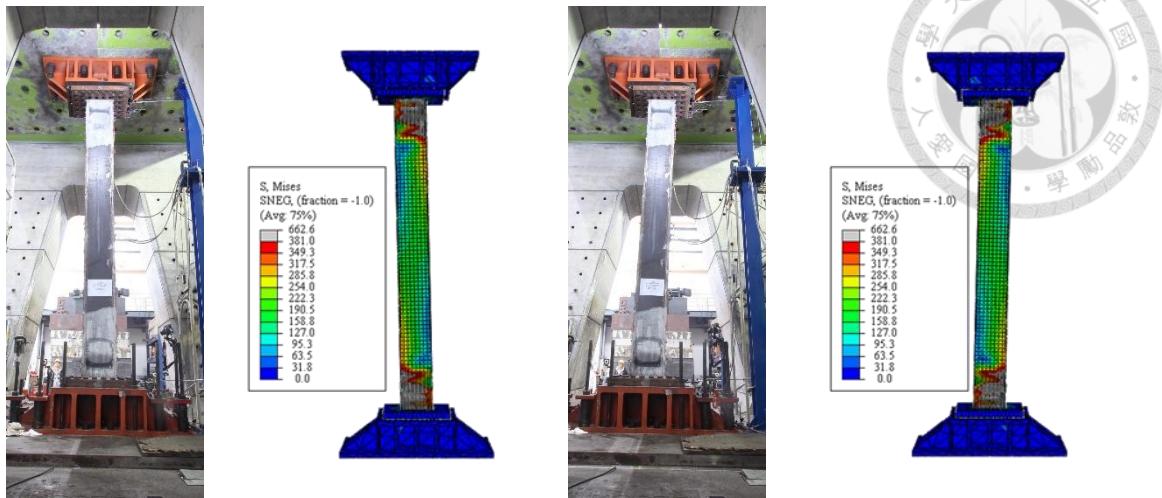


圖 3.10 I-12-41-20 實驗和模擬挫屈比較 (第一圈)



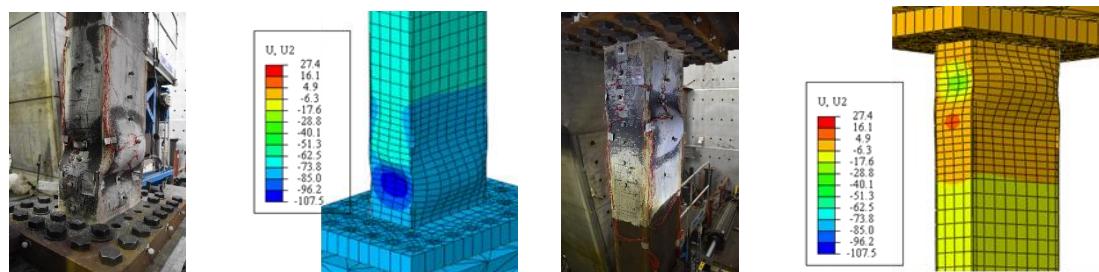
+0.02 rad

-0.02 rad

(a) 整體變形

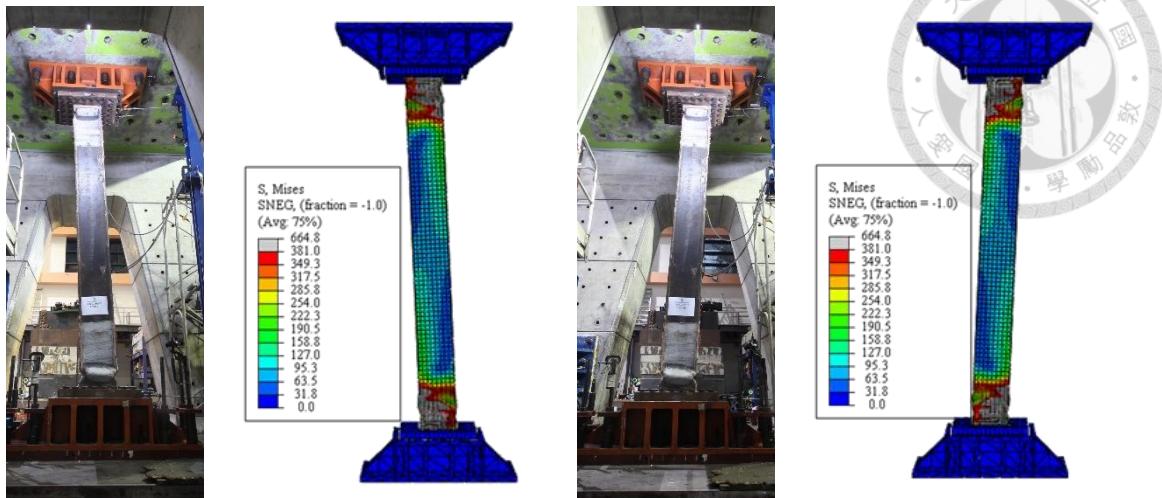


(b) 局部挫屈 (+0.02 rad)



(c) 局部挫屈 (-0.02 rad)

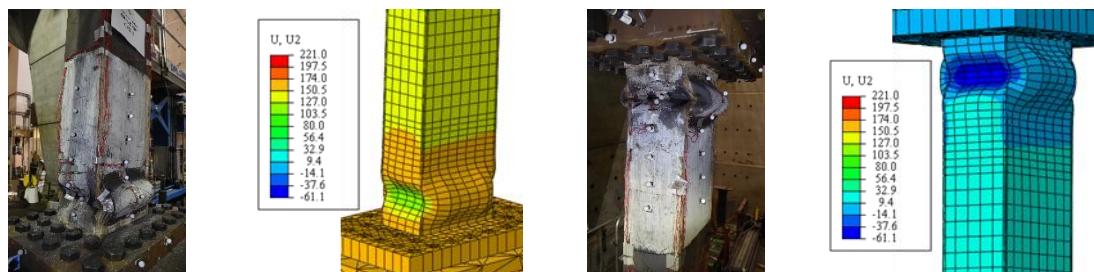
圖 3.11 I-12-41-40 實驗和模擬挫屈比較 (第一圈)



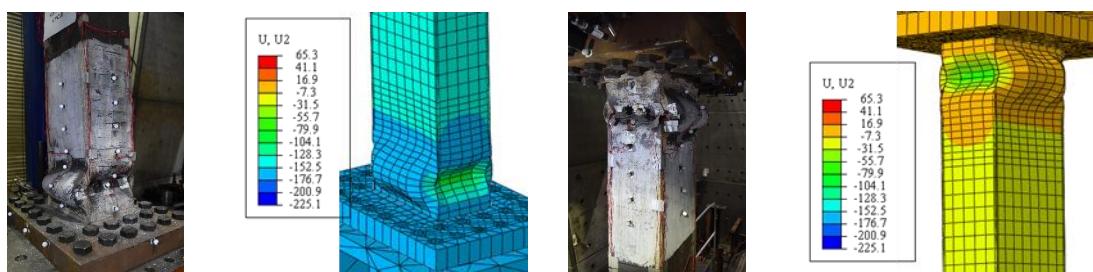
+0.04 rad

-0.04 rad

(a) 整體變形

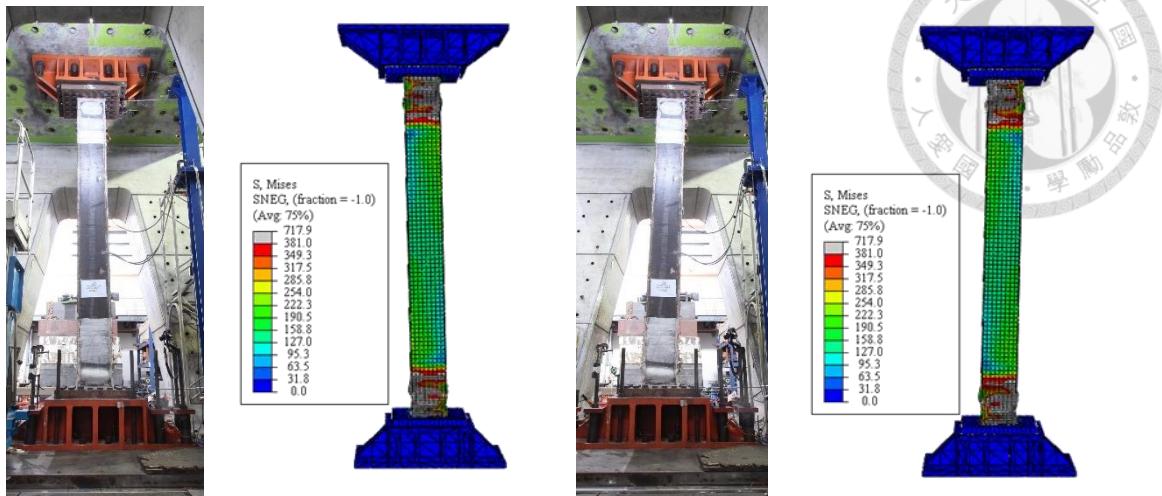


(b) 局部挫屈 (+0.04 rad)



(c) 局部挫屈 (-0.04 rad)

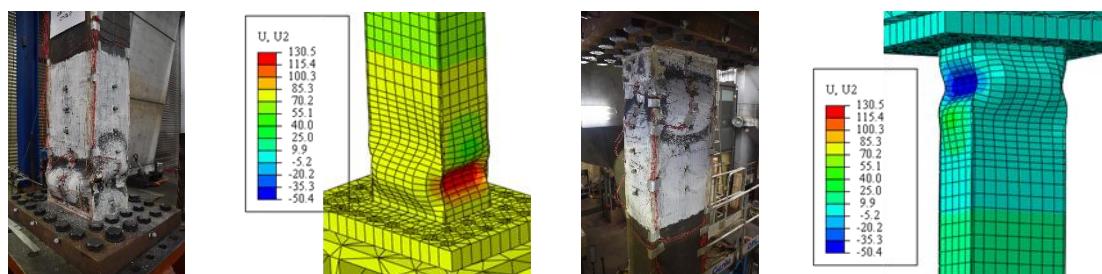
圖 3.12 I-24-42-20 實驗和模擬挫屈比較 (第一圈)



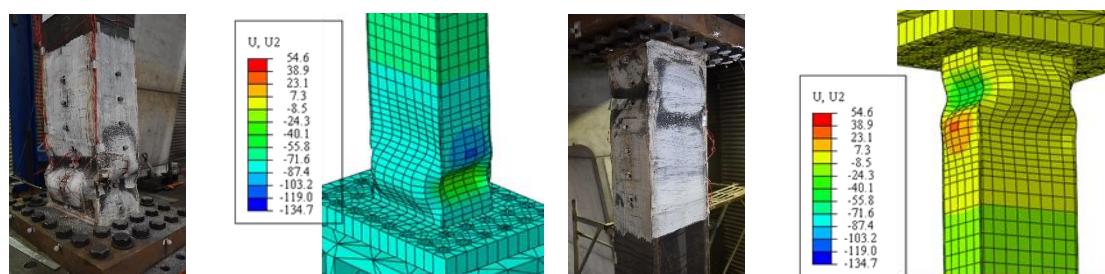
+0.02 rad

-0.02 rad

(a) 整體變形

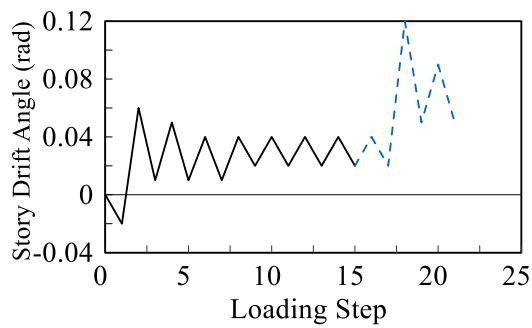


(b) 局部挫屈 (+0.02 rad)

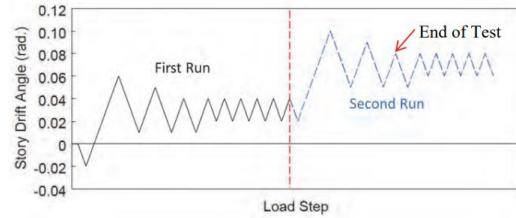


(c) 局部挫屈 (-0.02 rad)

圖 3.13 I-24-42-40 實驗和模擬挫屈比較 (第一圈)

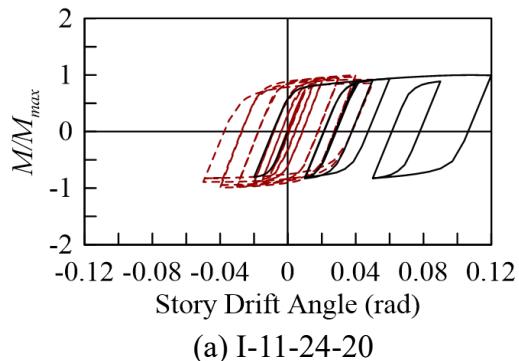


(a) 本研究使用之加載歷時

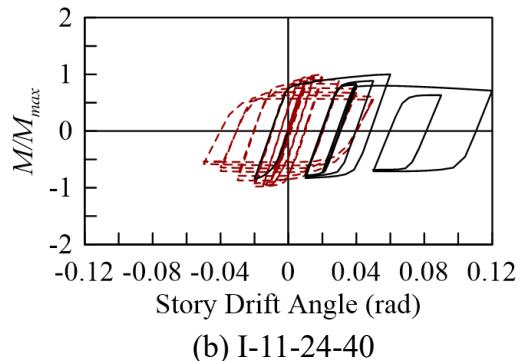


(b) Ozkula et al. 2021

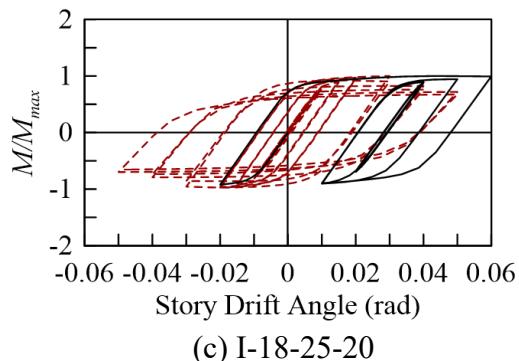
圖 3.14 近斷層加載歷時



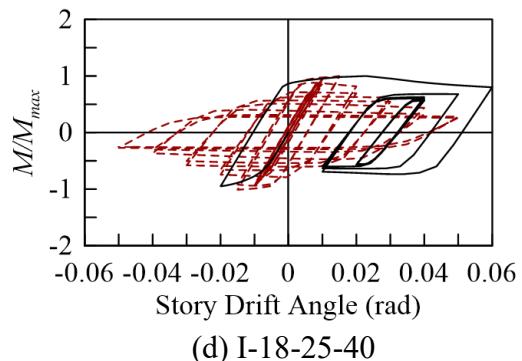
(a) I-11-24-20



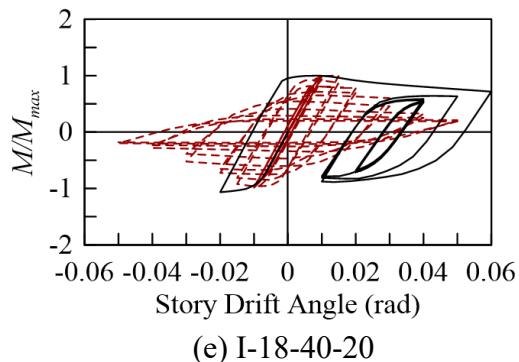
(b) I-11-24-40



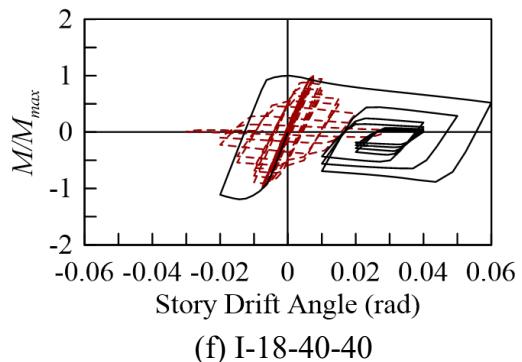
(c) I-18-25-20



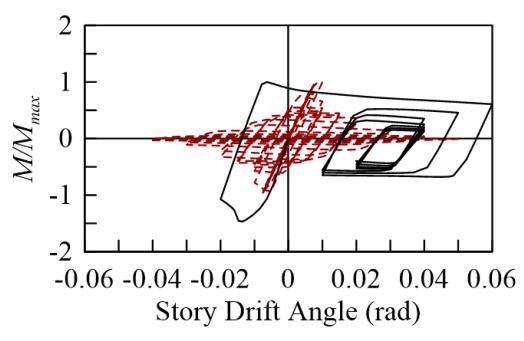
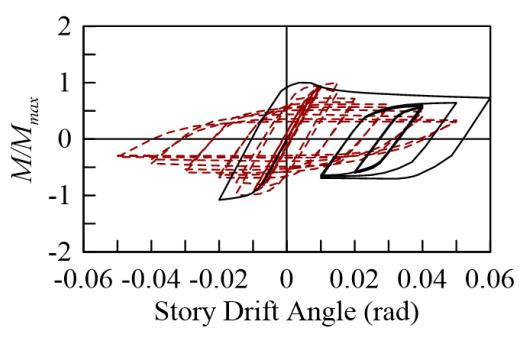
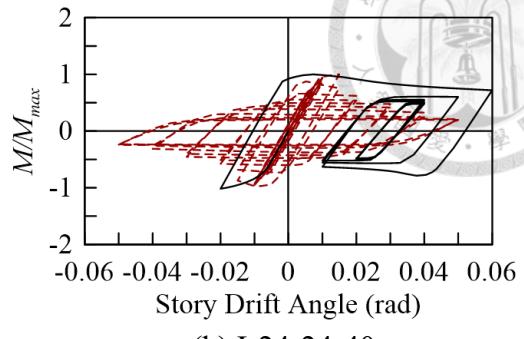
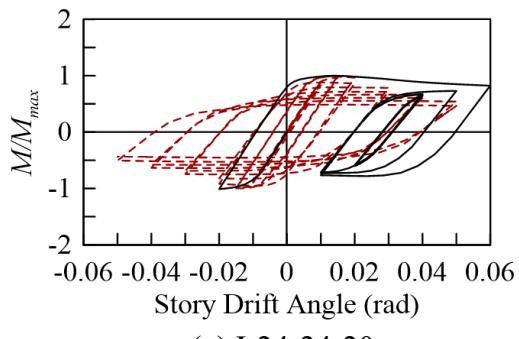
(d) I-18-25-40



(e) I-18-40-20

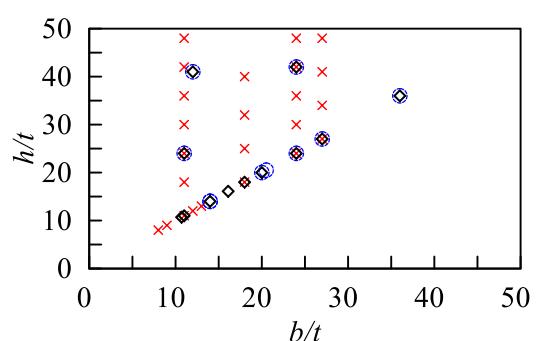
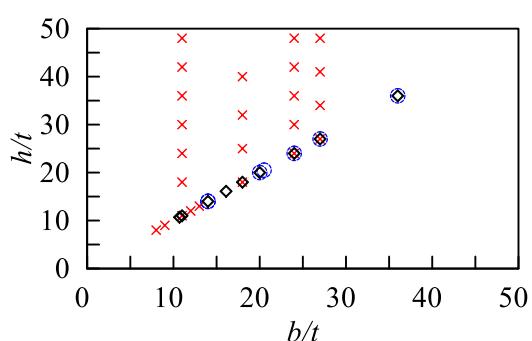


(f) I-18-40-40



— Near-Fault — Cyclic

圖 3.15 近斷層載重和反覆載重有限元素模擬結果



○ Test ($P_u/P_{ya} = 0.2 \sim 0.3$) ◆ Test ($P_u/P_{ya} = 0.4 \sim 0.5$) ✕ FEM

圖 3.16 資料庫斷面分布

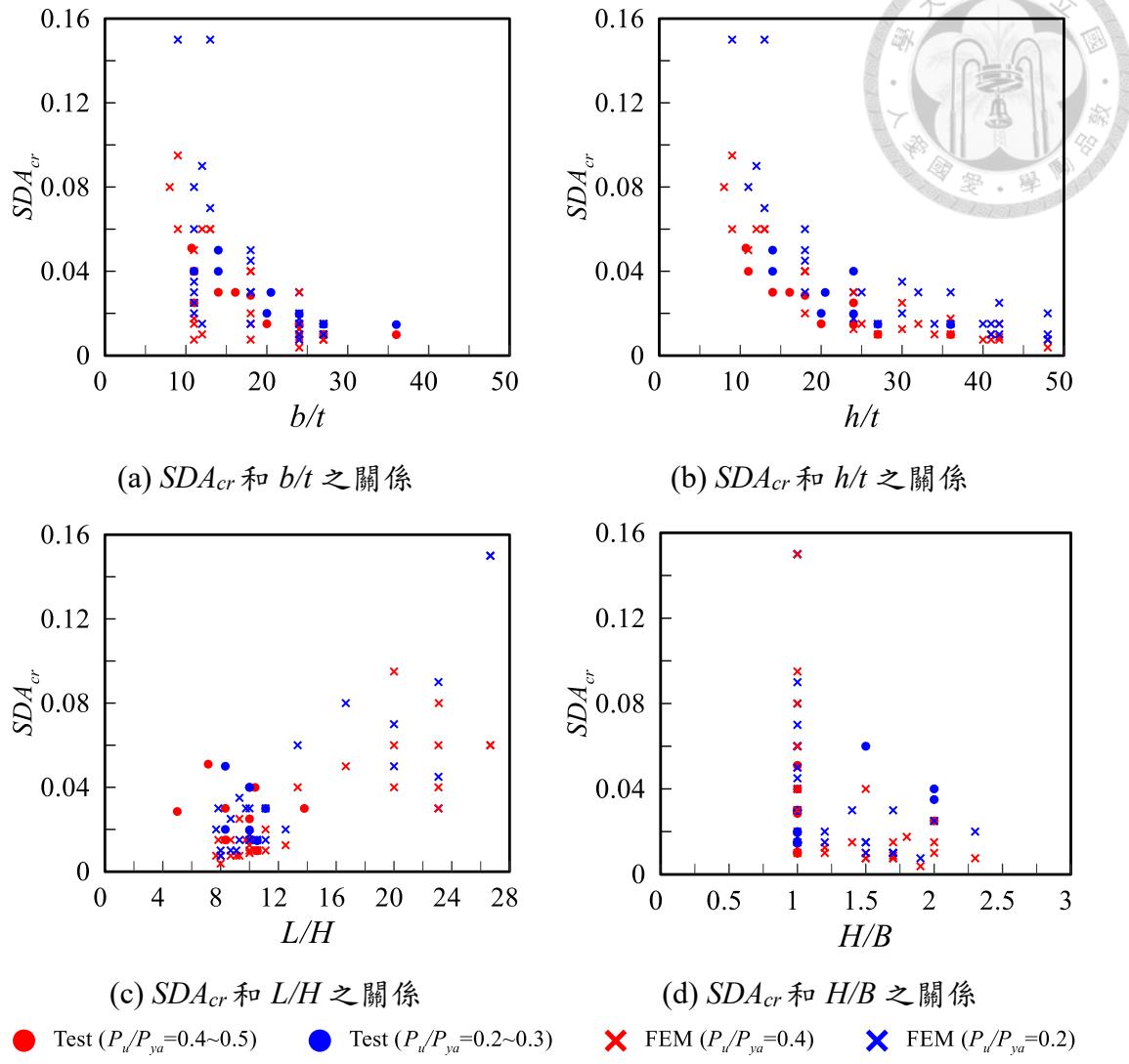
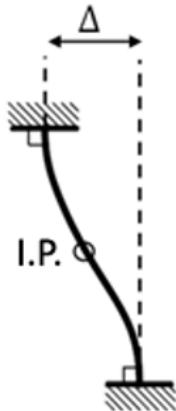
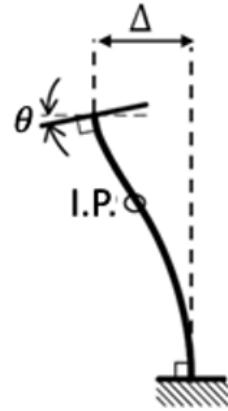


圖 3.17 資料庫各參數與 SDA_{cr} 關係

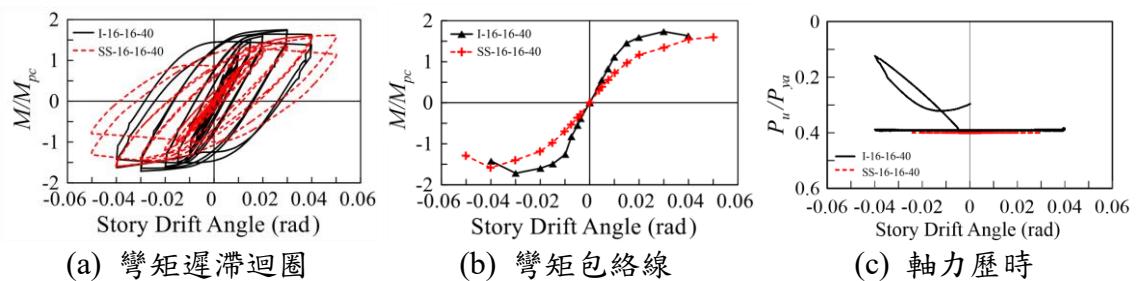


(a) Fixed-Fixed 邊界條件



(b) Fixed-Rotating 邊界條件

圖 4.1 邊界條件示意圖 (Ozkula et al. 2021)

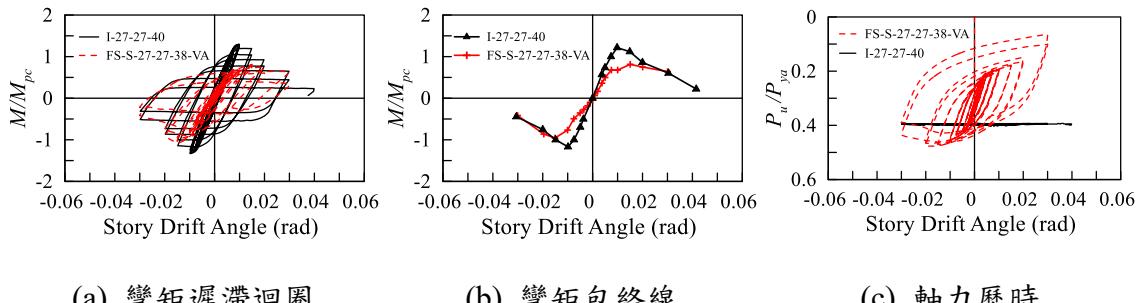


(a) 彎矩遲滯迴圈

(b) 彎矩包絡線

(c) 軸力歷時

I-16-16-40 Versus SS-16-16-40



(a) 彎矩遲滯迴圈

(b) 彎矩包絡線

(c) 軸力歷時

I-27-27-40 Versus FS-S-27-27-38-VA

圖 4.2 邊界條件修正係數

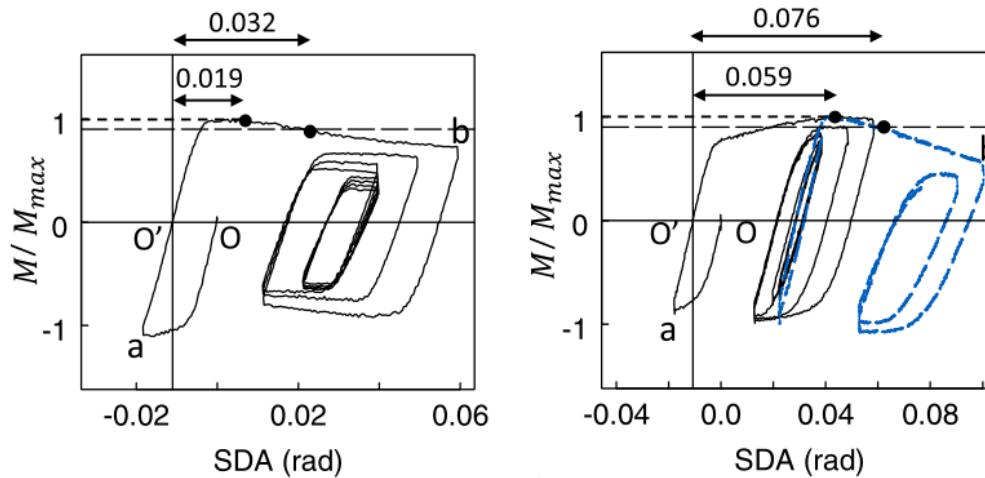
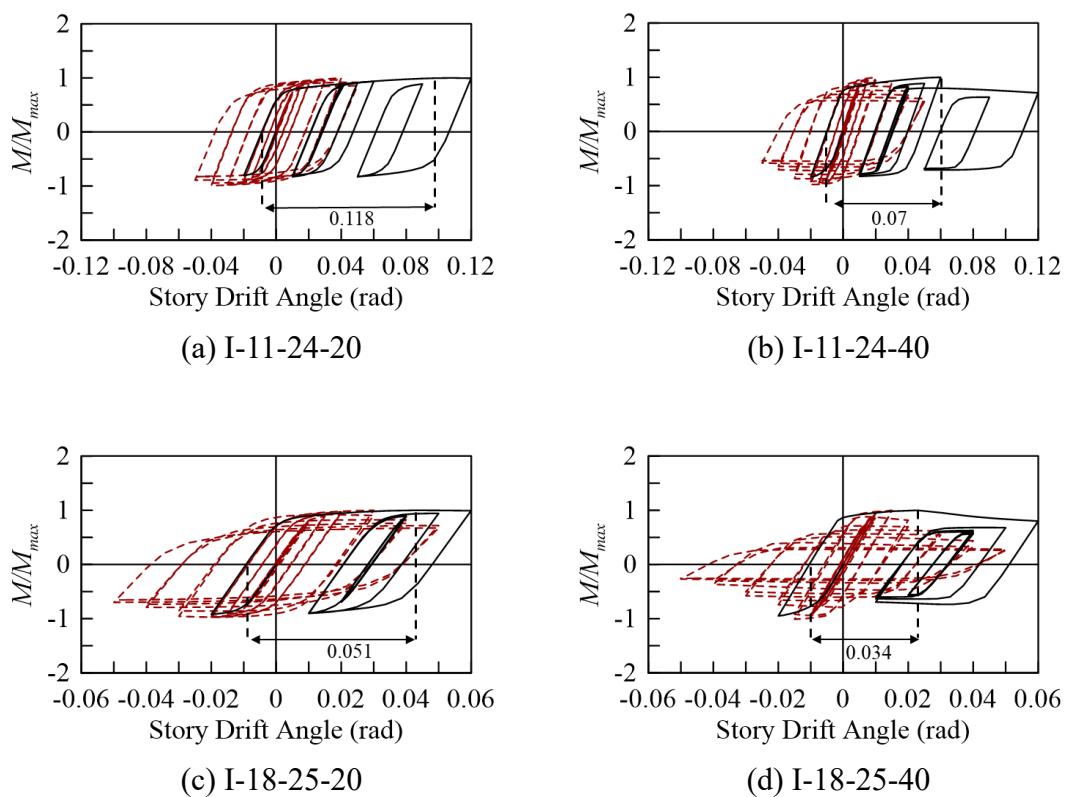
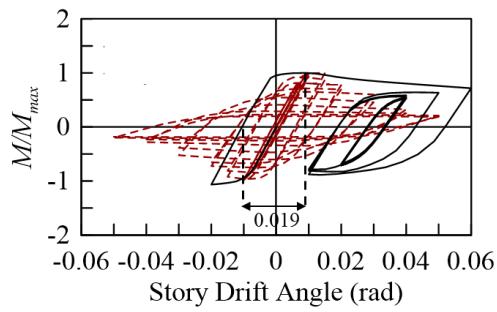
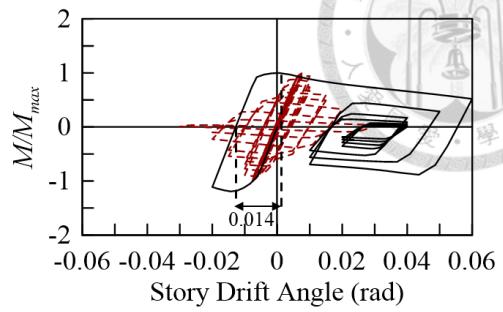


圖 4.3 Near-Fault SDA_{cr} 定義 (Ozkula et al. 2021)

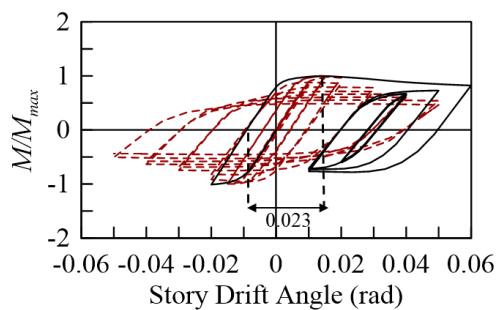




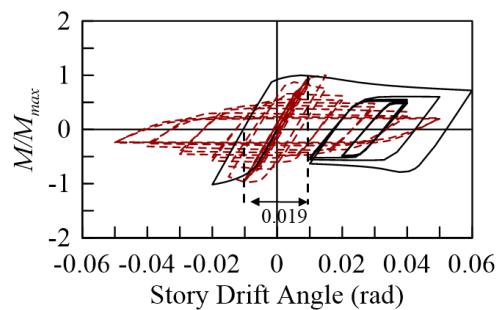
(e) I-18-40-20



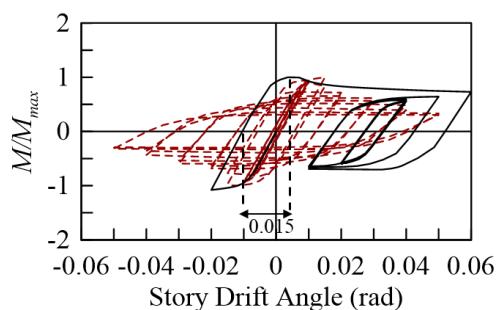
(f) I-18-40-40



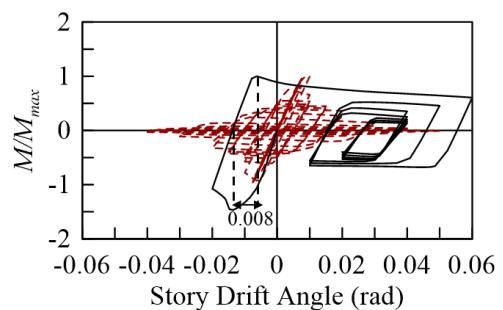
(g) I-24-24-20



(h) I-24-24-40



(i) I-24-42-20



(j) I-24-42-40

— Near-Fault - - Cyclic

圖 4.4 近斷層載重和反覆載重有限元素模擬結果

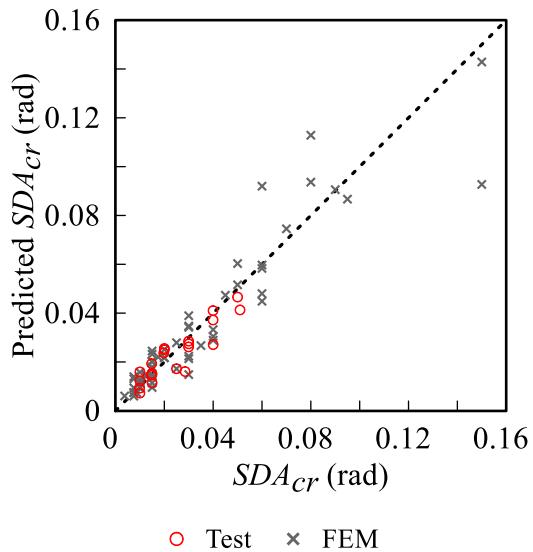


圖 4.5 模型預測值與實際值比較

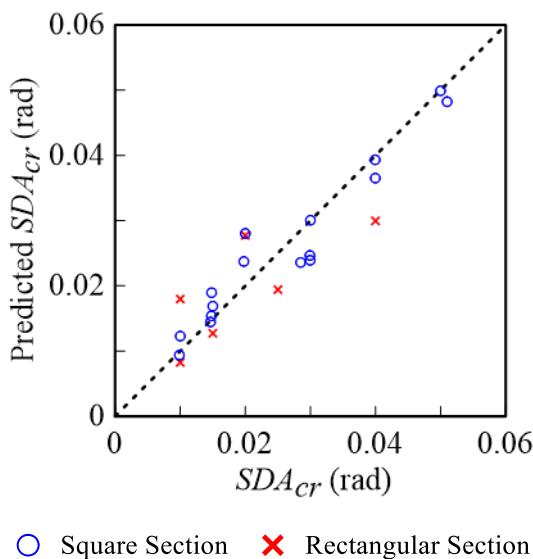


圖 4.6 實驗資料模型預測值與實際值比較

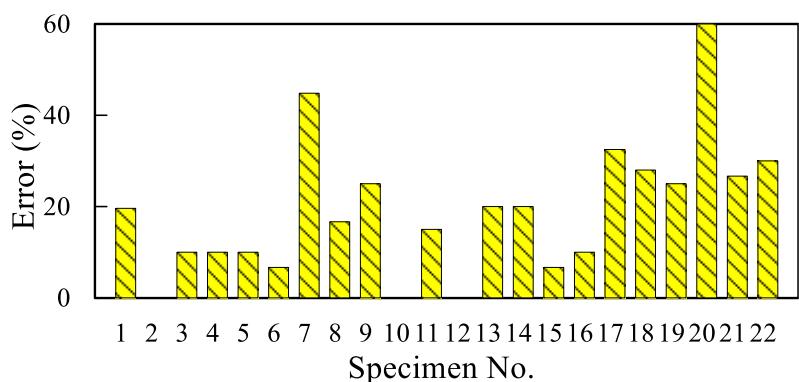


圖 4.7 實驗資料之模型預測值與實際值誤差

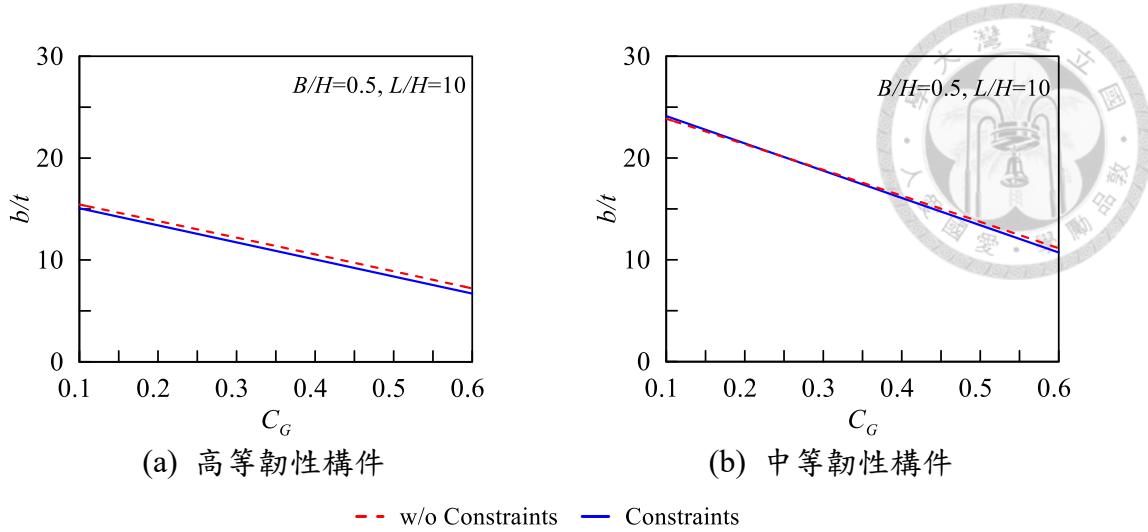


圖 4.8 簡化前與簡化後比較 (SN490B)

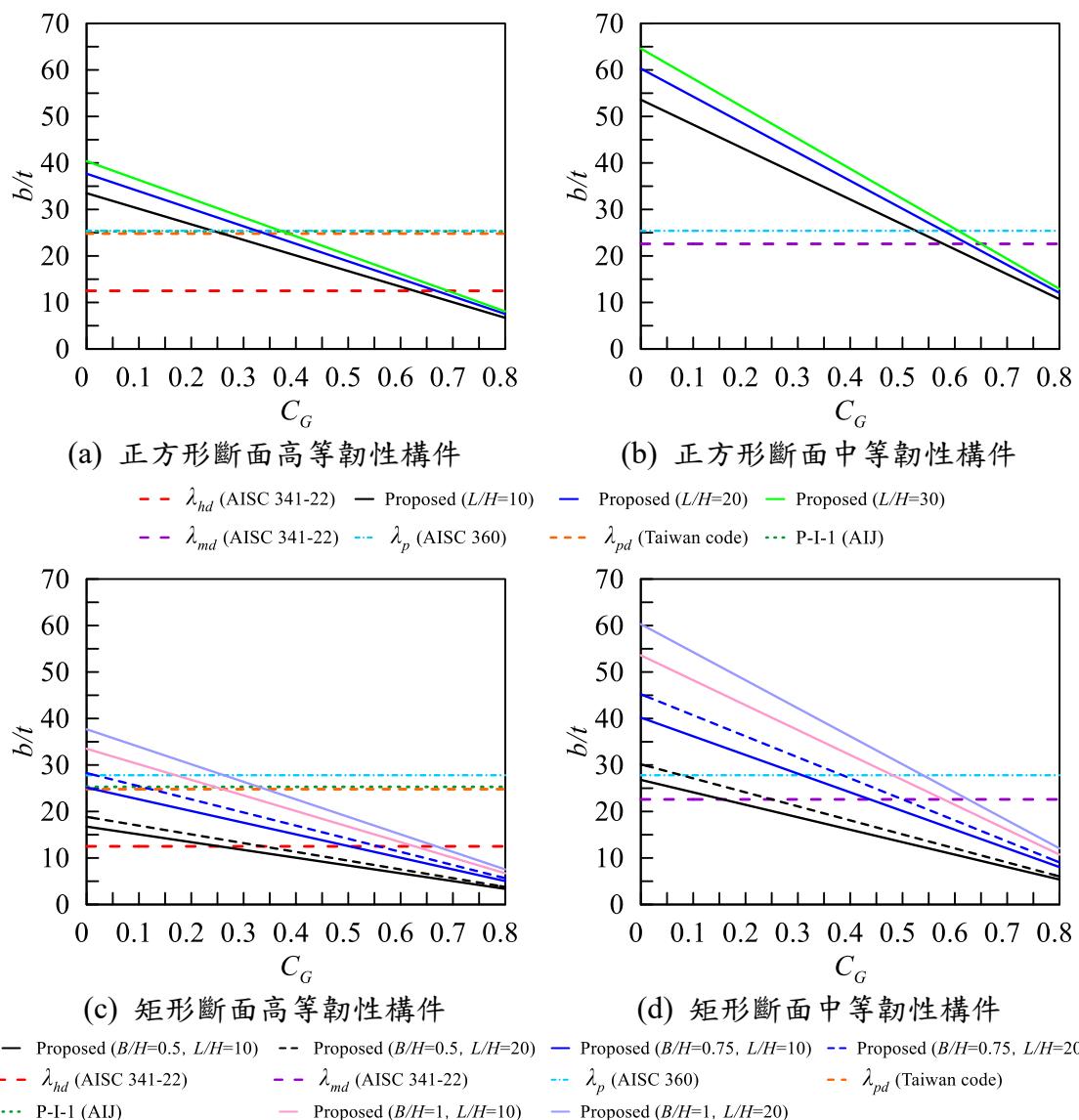


圖 4.9 新寬厚比規定與各國規範比較 (SN490B)

SN490B 材料參數: $E=200$ GPa, $F_y=325$ MPa, $R_y=1.2$

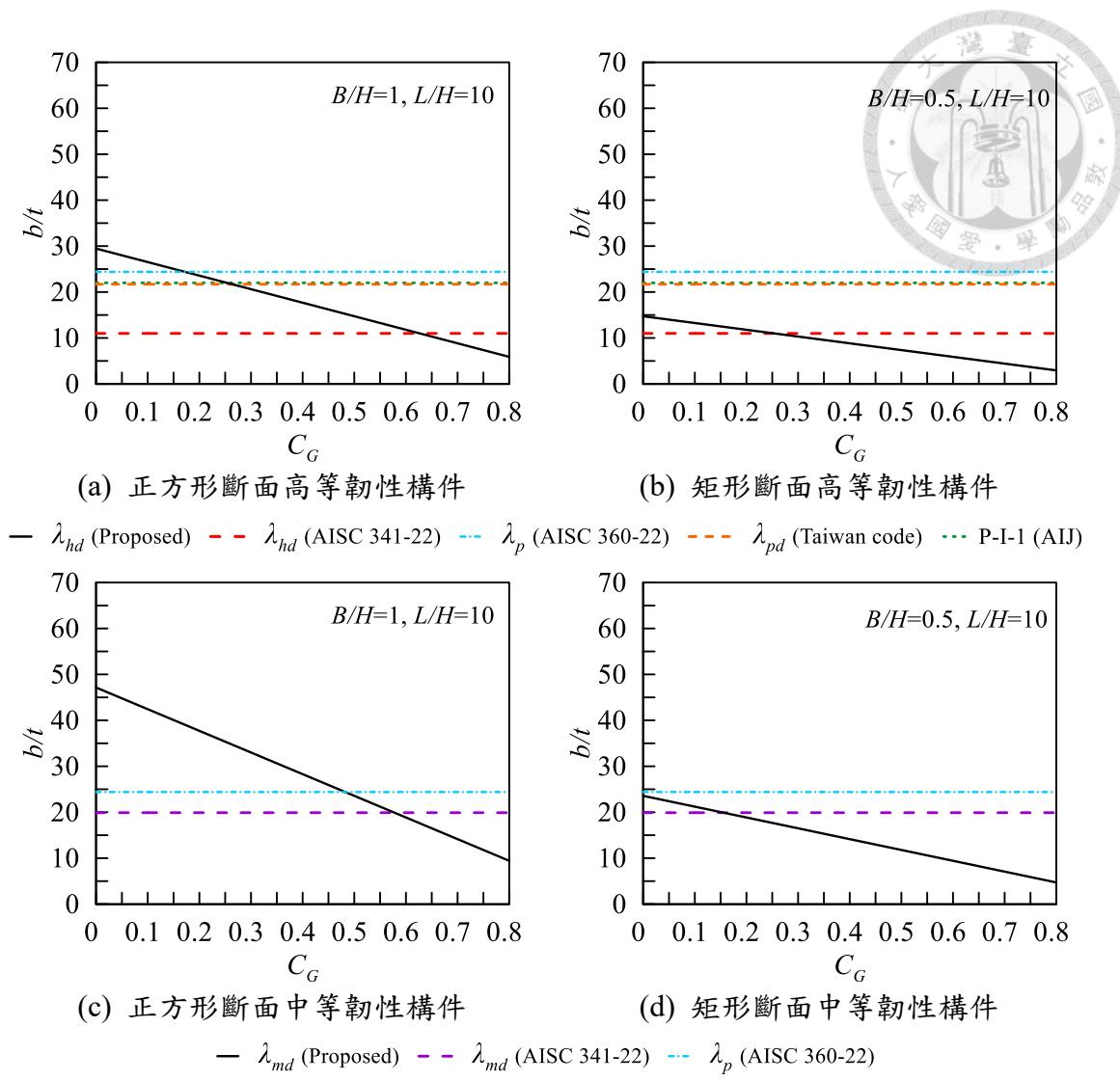


圖 4.10 新寬厚比規定與各國規範比較 (SM570MC)

SM570MC 材料參數: $E=200$ GPa, $F_y=420$ MPa, $R_y=1.2$

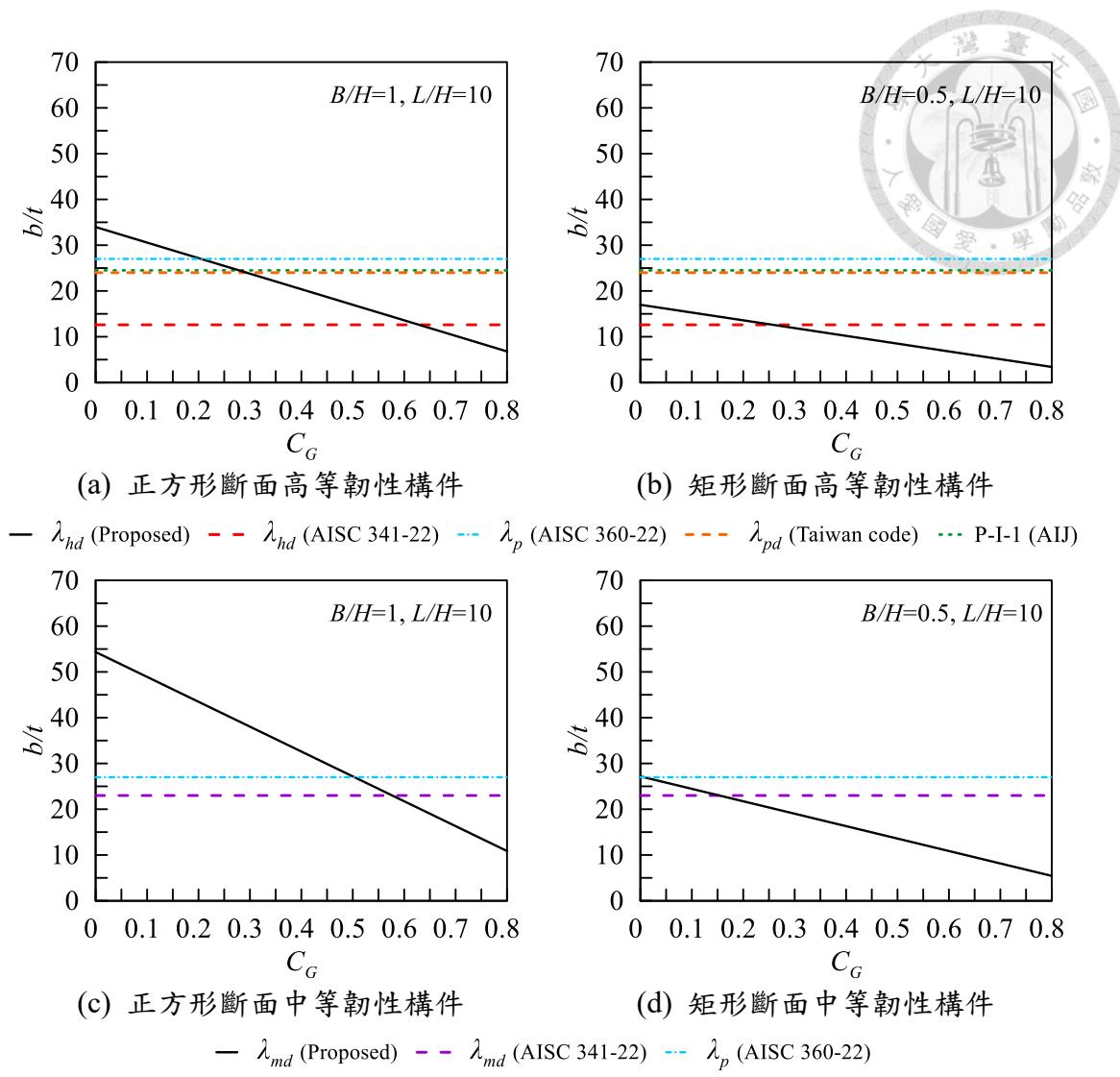


圖 4.11 新寬厚比規定與各國規範比較 (A572 Gr.50)

A572 Gr.50 材料參數: $E=200$ GPa, $F_y=345$ MPa, $R_y=1.1$

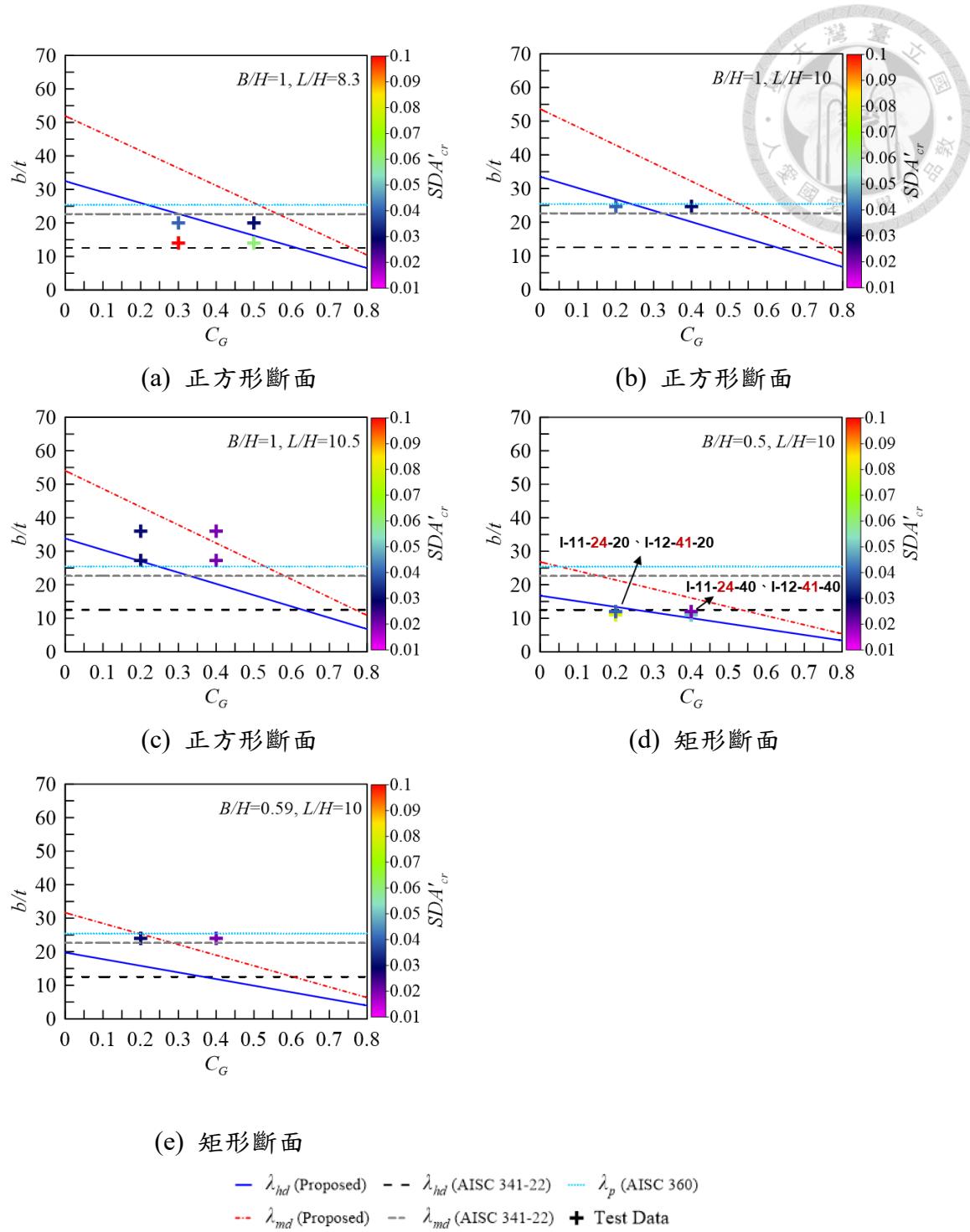


圖 4.12 實驗資料與新寬厚比規定、AISC 341-22 比較 (SN490B)

SN490B 材料參數: $E=200$ GPa, $F_y=325$ MPa, $R_y=1.2$

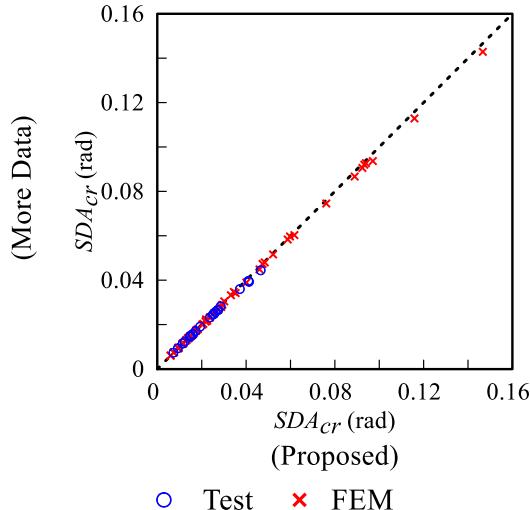


圖 4.13 迴歸模型預測值比較

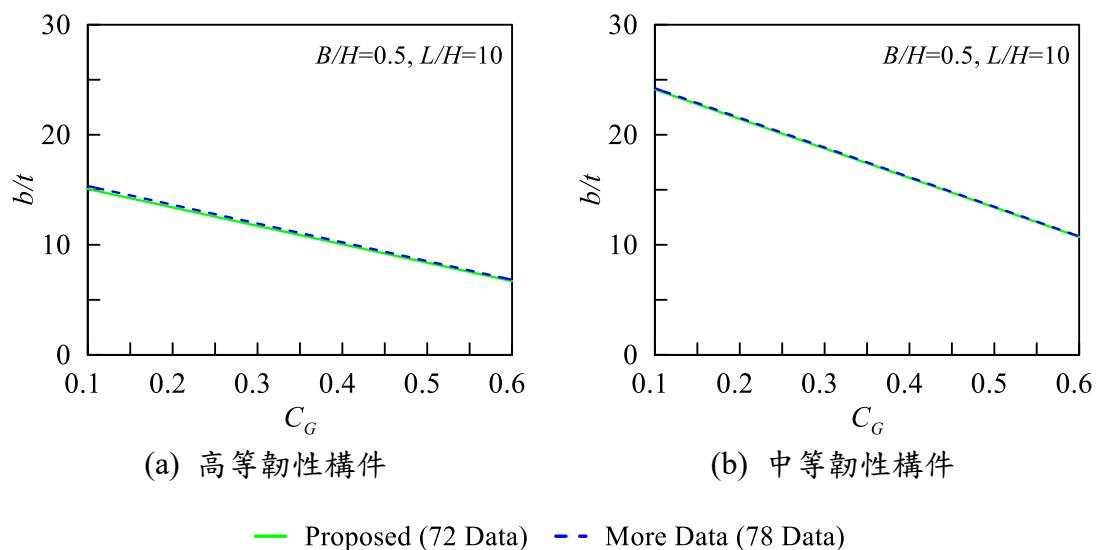


圖 4.14 新寬厚比規定比較 (SN490B)

SN490B 材料參數: $E=200$ GPa, $F_y=325$ MPa, $R_y=1.2$



(a) Motion Capture



(b) Tempo 位移計



(c) 參考架

照片 2.1 實驗配置



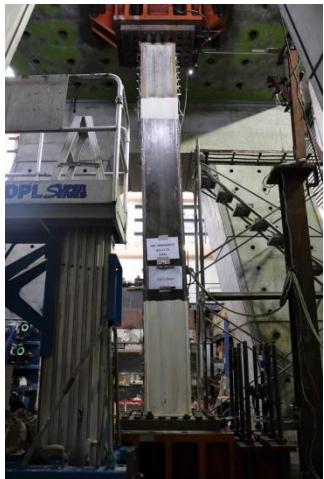
(a) 實驗前



(b) 0.01 rad Drift



(c) -0.01 rad Drift



(d) 0.03 rad Drift



(e) -0.03 rad Drift



(f) 0.04 rad Drift



(g) -0.04 rad Drift



(h) 0.05 rad Drift



(i) -0.05 rad Drift

照片 2.2I-11-24-20 試體整體實驗照片



柱底北面翼板、東面腹板



柱頂北面翼板



柱底南面翼板、西面腹板

(a) 0.01 rad Drift



柱底北面翼板、東面腹板



柱頂北面翼板、東面腹板



柱底南面翼板、西面腹板

(b) 0.015 rad Drift



柱底北面翼板、東面腹板



柱頂南面翼板、東面腹板



柱底南面翼板、西面腹板

(c) 0.03 rad Drift 2nd Cycle

照片 2.3 I-11-24-20 試體局部實驗照片



柱底北面翼板、東面腹板



柱頂北面翼板、西面腹板



柱底南面翼板、西面腹板

(d) -0.03 rad Drift 2nd Cycle



柱底北面翼板、東面腹板



柱頂北面翼板、西面腹板



柱底南面翼板、西面腹板

(e) 0.04 rad Drift 2nd Cycle



柱底北面翼板、東面腹板



柱頂北面翼板、西面腹板



柱底南面翼板、西面腹板

(f) -0.04 rad Drift 2nd Cycle

照片 2.3 I-11-24-20 試體局部實驗照片 (續)



柱底北面翼板、東面腹板



柱頂北面翼板、西面腹板



柱底南面翼板、西面腹板

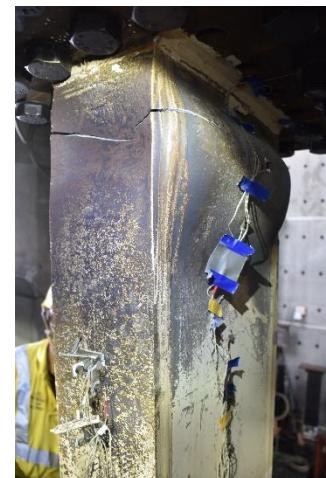
(g) 0.05 rad Drift 2nd Cycle



柱底北面翼板、東面腹板



柱頂北面翼板、西面腹板



柱頂南面翼板、東面腹板

(h) -0.05 rad Drift 2nd Cycle

照片 2.3 I-11-24-20 試體局部實驗照片 (續)



(a) 實驗前



(b) 0.01 rad Drift



(c) -0.01 rad Drift



(d) 0.02 rad Drift



(e) -0.02 rad Drift



(f) 0.03 rad Drift



(g) -0.03 rad Drift



(h) 0.04 rad Drift



(i) -0.04 rad Drift

照片 2.4 I-11-24-40 試體整體實驗照片



柱底南面翼板



柱底西面腹板



柱底北面翼板

(a) 0.01 rad Drift



柱底北面翼板、東面腹板



柱頂南面翼板、東面腹板

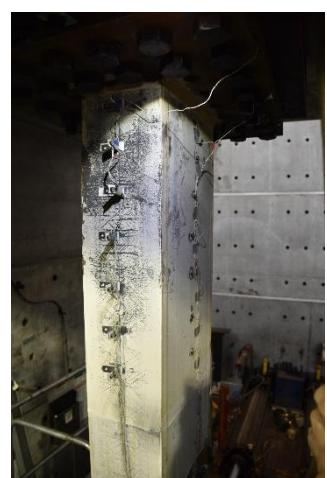


柱底南面翼板、西面腹板

(b) 0.015 rad Drift



柱底北面翼板、東面腹板



柱頂南面翼板、東面腹板



柱底南面翼板、西面腹板

(c) 0.02 rad Drift

照片 2.5 I-11-24-40 試體局部實驗照片



柱底北面翼板、東面腹板



柱頂南面翼板、東面腹板

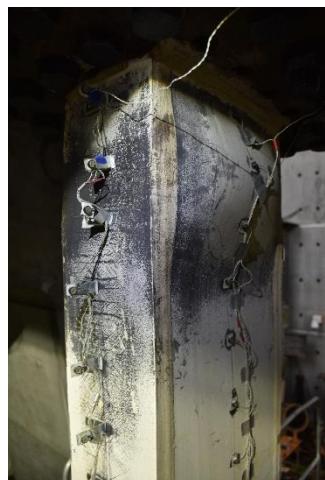


柱底南面翼板、西面腹板

(d) 0.03 rad Drift 2nd Cycle



柱底北面翼板、東面腹板



柱頂南面翼板、東面腹板



柱底南面翼板、西面腹板

(e) -0.03 rad Drift 2nd Cycle



柱底北面翼板、東面腹板



柱頂南面翼板、東面腹板



柱底南面翼板、西面腹板

(f) -0.04 rad Drift 1st Cycle



柱底北面翼板、東面腹板



柱頂南面翼板 (裂縫)



柱頂北面翼板 (裂縫)

(g) 0.04 rad Drift 2nd Cycle



柱頂北面翼板 (裂縫)



柱頂南面翼板 (裂縫)



柱底南面翼板 (裂縫)

(h) -0.04 rad Drift 2nd Cycle

照片 2.5 I-11-24-40 試體局部實驗照片 (續)



(a) 實驗前



(b) 0.01 rad Drift



(c) -0.01 rad Drift



(d) 0.02 rad Drift



(e) -0.02 rad Drift



(f) 0.03 rad Drift



(g) -0.03 rad Drift



(h) 0.04 rad Drift



(i) -0.04 rad Drift

照片 2.6 I-12-41-20 試體整體實驗照片



柱底北面翼板、東面腹板



柱底南面翼板



柱頂北面翼板、西面腹板

(a) 0.075 rad Drift



柱底東面腹板



柱底西面腹板



柱頂南面翼板、東面腹板

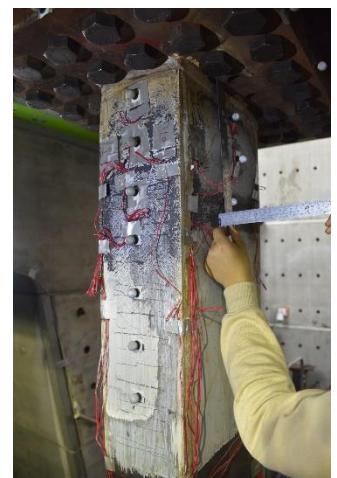
(b) 0.015 rad Drift



柱底北面翼板、東面腹板



柱底南面翼板、西面腹板



柱頂南面翼板、東面腹板

(c) 0.02 rad Drift

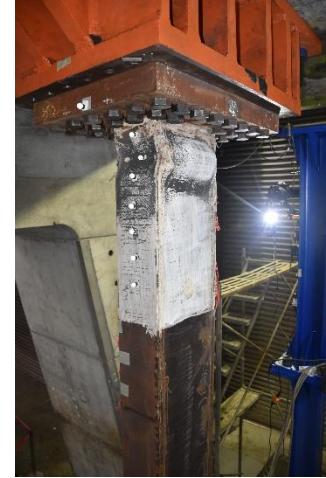
照片 2.7 I-12-41-20 試體局部實驗照片



柱底北面翼板、東面腹板



柱底南面翼板、西面腹板

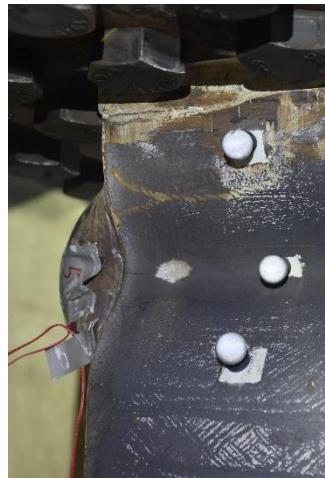


柱頂北面翼板、西面腹板

(d) -0.03 rad Drift 2nd Cycle



柱底東面腹板



柱頂北面翼板 (裂縫)



柱頂北面翼板、西面腹板

(e) 0.04 rad Drift 2nd Cycle



柱底東面腹板



柱頂腹板裂縫



柱頂腹板裂縫

(f) -0.04 rad Drift 2nd Cycle

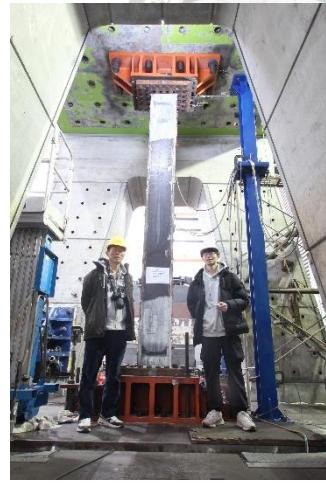
照片 2.7 I-12-41-20 試體局部實驗照片 (續)



(a) 實驗前



(b) 0.01 rad Drift



(c) -0.01 rad Drift



(d) 0.015 rad Drift



(e) -0.015 rad Drift



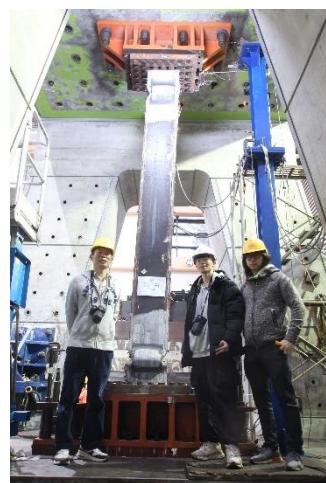
(f) 0.02 rad Drift



(g) -0.02 rad Drift



(h) 0.03 rad Drift



(i) -0.03 rad Drift

照片 2.8 I-12-41-40 試體整體實驗照片



柱底東面腹板、北面翼板



柱底西面腹板



柱頂南面翼板

(a) 0.005 rad Drift



柱底北面翼板、東面腹板



柱底南面翼板、西面腹板



柱頂北面翼板、西面腹板

(b) 0.01 rad Drift



柱底北面翼板、東面腹板



柱底北面翼板、西面腹板



柱頂北面翼板、西面腹板

(c) 0.015 rad Drift

照片 2.9 I-12-41-40 試體局部實驗照片



柱底東面腹板



柱底北面翼板



柱頂北面翼板

(d) 0.02 rad Drift



柱底東面腹板 (裂縫)



柱底西面腹板 (裂縫)



柱底東、西面腹板 (裂縫)

(e) -0.03 rad Drift 1st Cycle

照片 2.9 I-12-41-40 試體局部實驗照片 (續)



(a) 實驗前



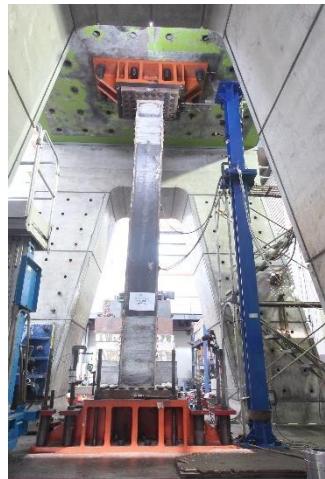
(b) 0.01 rad Drift



(c) -0.01 rad Drift



(d) 0.02 rad Drift



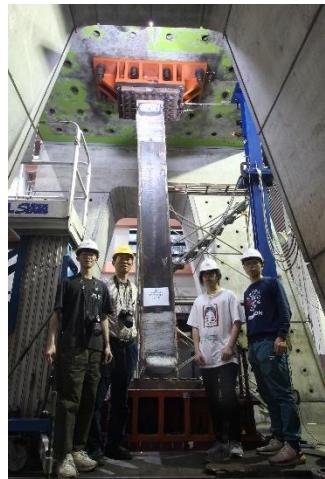
(e) -0.02 rad Drift



(f) 0.03 rad Drift



(g) -0.03 rad Drift



(h) 0.04 rad Drift



(i) -0.04 rad Drift

照片 2.10 I-24-42-20 試體整體實驗照片



柱底北面翼板、東面腹板



柱底北面翼板



柱頂北面翼板、西面腹板

(a) 0.075 rad Drift



柱底北面翼板、東面腹板



柱頂南面翼板、西面腹板



柱頂北面翼板、西面腹板

(b) 0.015 rad Drift



柱底北面翼板、東面腹板



柱頂南面翼板、西面腹板



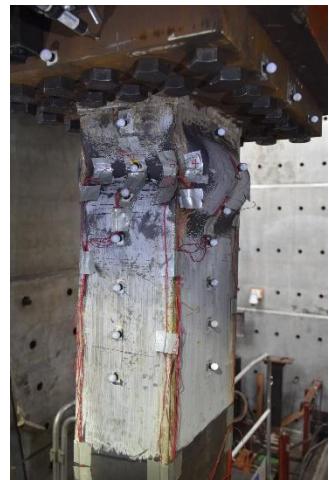
柱頂北面翼板、西面腹板

(c) 0.02 rad Drift

照片 2.11 I-24-42-20 試體局部實驗照片



柱底北面翼板、東面腹板



柱頂南面翼板、西面腹板

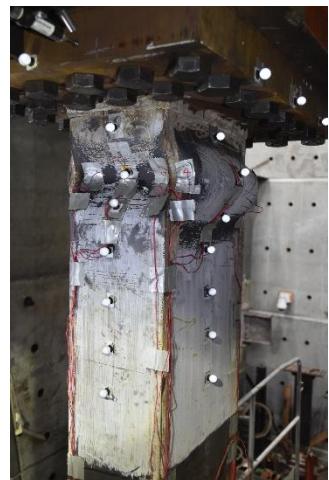


柱頂西面腹板 (裂縫)

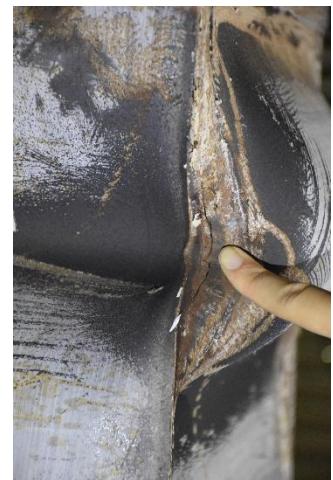
(d) 0.03 rad Drift 2nd Cycle



柱底北面翼板、東面腹板



柱頂南面翼板、西面腹板



柱頂西面腹板 (裂縫)

(e) -0.03 rad Drift 2nd Cycle



柱底北面翼板、東面腹板



柱底西面腹板



柱頂東、西面腹板 (裂縫)

(f) -0.04 rad Drift 1st Cycle



柱底北面翼板、東面腹板



柱底西面腹板 (裂縫)



柱頂東、西面腹板 (裂縫)

(g) 0.04 rad Drift 2nd Cycle

照片 2.11 I-24-42-20 試體局部實驗照片 (續)



(a) 實驗前



(b) 0.0075 rad Drift



(c) -0.0075 rad Drift



(d) 0.01 rad Drift



(e) -0.01 rad Drift



(f) 0.015 rad Drift



(g) -0.015 rad Drift



(h) 0.02 rad Drift



(i) -0.02 rad Drift

照片 2.12 I-24-42-40 試體整體實驗照片



柱底北面翼板、東面腹板



柱頂南面翼板



柱頂北面翼板

(a) 0.005 rad Drift



柱底北面翼板、東面腹板



柱底南面翼板、東面腹板



柱頂南面翼板、東面腹板

(b) 0.01 rad Drift



柱底北面翼板、東面腹板



柱底南面翼板、東面腹板



柱頂南面翼板、東面腹板

(c) 0.015 rad Drift

照片 2.13 I-24-42-40 試體局部實驗照片



柱底北面翼板、東面腹板



柱底南面翼板、東面腹板



柱頂北面翼板

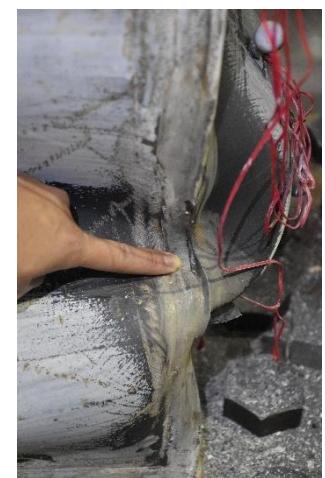
(d) 0.02 rad Drift 2nd Cycle



柱底北面翼板、東面腹板



柱底北面翼板



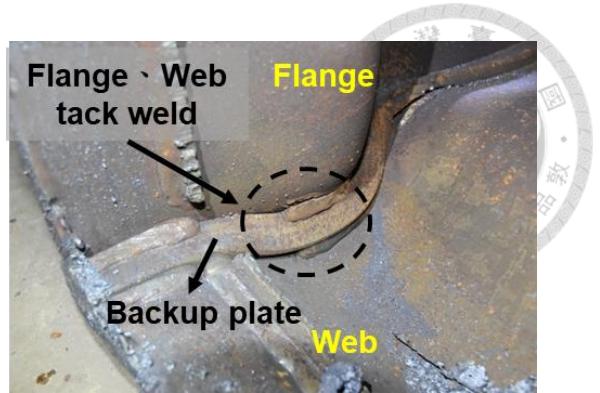
柱底西面腹板 (裂縫)

(e) 0.02 rad Drift 2nd Cycle (施加軸力後)

照片 2.13 I-24-42-40 試體局部實驗照片 (續)



(a) 鋼柱內部



(b) 點鋸鋸道

照片 2.14 鋼柱背墊板點鋸實際照片



(a) I-36-36-40



Flange



(b) I-11-24-40

照片 2.15 翼板裂縫 (內側背墊板腹板點鋸)



Flange

(a) I-12-41-40



Flange



(b) I-36-36-20

照片 2.16 腹板裂縫 (內側背墊板腹板點鋸)



(a) I-11-24-40

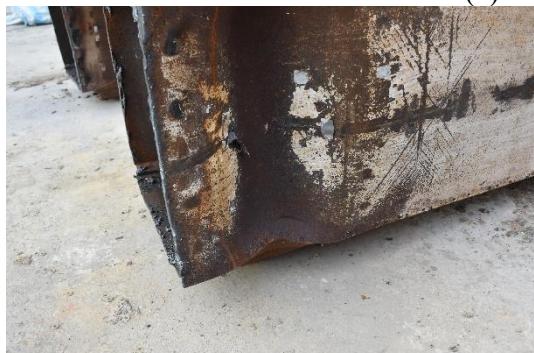


(b) I-24-24-20

照片 2.17 翼板和腹板裂縫 (內側背墊板翼板和腹板點鋸)



(a) I-11-24-40

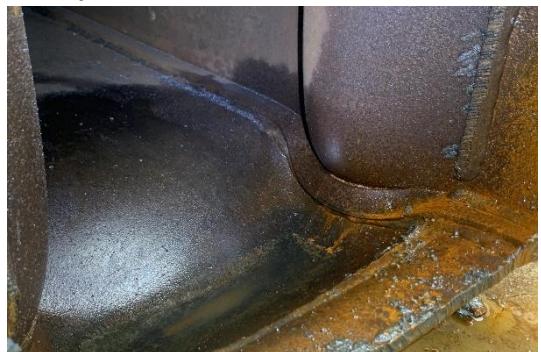


(b) I-27-27-20

照片 2.18 翼板裂縫 (內側背墊板翼板腹板點鋸)



(a) I-11-24-20



(b) I-27-27-20

照片 2.19 翼板和腹板裂縫 (內側背墊板腹板點鋸)

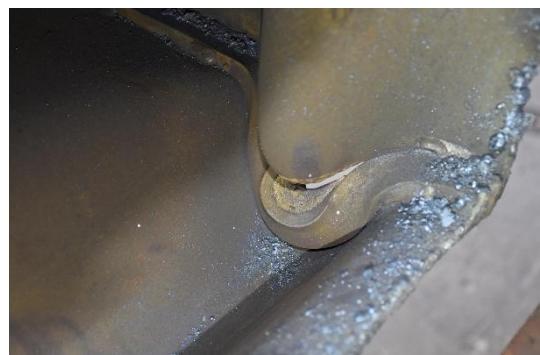


(a) I-12-41-20



(b) I-12-41-20

照片 2.20 翼板和腹板裂縫 (內側背墊板翼板點鋸)



(a) I-24-42-20



(b) I-12-41-20

照片 2.21 翼板和腹板裂縫 (內側背墊板無點鋸)

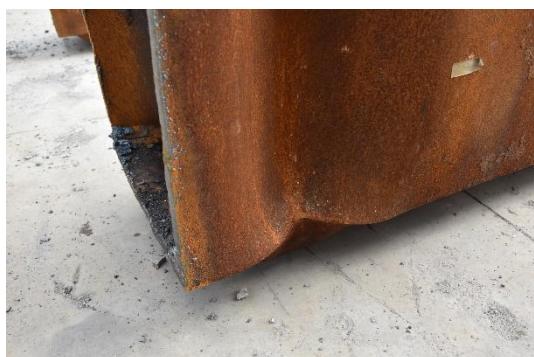


(a) I-24-24-20



(b) I-12-41-20

照片 2.22 翼板和腹板皆無裂縫 (內側背墊板腹板點鋸)



(a) I-24-24-40



(b) I-11-24-20

照片 2.23 翼板和腹板皆無裂縫 (內側背墊板翼板和腹板點鋸)



(a) I-24-42-40



(b) I-24-24-20

照片 2.24 翼板和腹板皆無裂縫 (內側背墊板無點鋸)



I-12-41-20

照片 2.25 翼板和腹板皆無裂縫 (內側背墊板翼板點鋸)

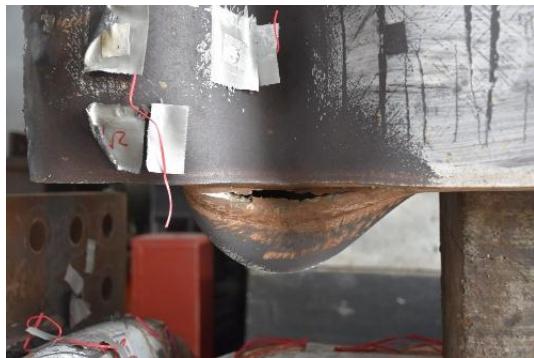


(a) I-36-36-40



(b) I-24-42-40

照片 2.26 腹板裂縫 (內側背墊板翼板和腹板點鉗)



(a) I-12-41-40



(b) I-12-41-20

照片 2.27 腹板裂縫 (內側背墊板無點鉗)

附錄 A 各國規範



TABLE D1.1b (continued)
Width-to-Thickness Ratios:
Compression Elements—All Members Except
Diagonal Braces

Case	Description of Element	Width-to-Thickness Ratio	Limiting Width-to-Thickness Ratio		Example
			λ_{hd} Highly Ductile Members	λ_{md} Moderately Ductile Members	
Stiffened Elements	10 Webs of H-pile sections	h/t_w	not applicable	$1.50 \sqrt{\frac{E}{R_y F_y}}$	
	11 For moment frames, where used in beams or columns, as webs in flexure, or combined axial and flexure Webs of rolled or built-up I-shaped sections and channels	h/t_w	$2.5(1-C_a)^{2.3} \sqrt{\frac{E}{R_y F_y}}$ [b]	$5.4(1-C_a)^{2.3} \sqrt{\frac{E}{R_y F_y}}$ [b]	
	12 Where used in beams or columns as flanges in uniform compression due to flexure or combined axial and flexure (1) Flanges of rectangular HSS ^[a] (2) Flanges of boxed I-shaped sections (3) Flanges of box sections	b/t	$0.55 \sqrt{\frac{E}{R_y F_y}}$	$1.00 \sqrt{\frac{E}{R_y F_y}}$	

圖 A.1 AISC 341-22 翼板寬厚比規定

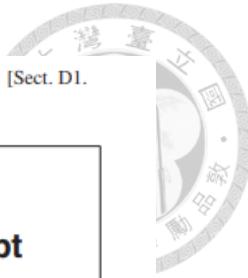


TABLE D1.1b (continued)
Width-to-Thickness Ratios:
Compression Elements—All Members Except
Diagonal Braces

Case	Description of Element	Width-to-Thickness Ratio	Limiting Width-to-Thickness Ratio		Example
			λ_{hd} Highly Ductile Members	λ_{md} Moderately Ductile Members	
13 Stiffened Elements	Where used in beams, columns, or links, as webs in flexure, or combined axial and flexure	h/t			
	(1) Side plates of boxed I-shaped sections		For $C_a \leq 0.113^{[b]}$ $2.45(1-0.04C_a)\sqrt{\frac{E}{R_yF_y}}$	For $C_a \leq 0.113^{[b]}$ $3.76(1-3.05C_a)\sqrt{\frac{E}{R_yF_y}}$	
	(2) Webs of rectangular HSS ^[a]		For $C_a > 0.113$ $2.26(1-0.38C_a)\sqrt{\frac{E}{R_yF_y}}$	For $C_a > 0.113$ $2.61(1-0.49C_a)\sqrt{\frac{E}{R_yF_y}}$	
	(3) Webs of box sections		$\geq 1.56\sqrt{\frac{E}{R_yF_y}}$	$\geq 1.56\sqrt{\frac{E}{R_yF_y}}$	
14	Except for moment frames, webs of rolled or built-up I-shaped sections and channels				
	Flanges of box sections used as link beams		b/t	$0.55\sqrt{\frac{E}{R_yF_y}}$	$0.64\sqrt{\frac{E}{R_yF_y}}$
15	Webs of box sections used as EBF links	h/t	$0.64\sqrt{\frac{E}{R_yF_y}}$	$1.67\sqrt{\frac{E}{R_yF_y}}$	
16	Walls of round HSS ^[a]	D/t	$0.038\frac{E}{R_yF_y}$	$0.07\frac{E}{R_yF_y}$	

[a] The design wall thickness shall be used in the calculations involving the wall thickness of hollow structural sections (HSS), as defined in *Specification* Section B4.2.

[b] $C_a = \frac{\alpha_s P_r}{R_y F_y A_g}$

where

A_g = gross area, in.² (mm²)

E = modulus of elasticity of steel = 29,000 ksi (200 000 MPa)

F_y = specified minimum yield stress, ksi (MPa)

P_r = required axial strength using LRFD or ASD load combinations, kips (N)

R_y = ratio of the expected yield stress to the specified minimum yield stress

α_s = LRFD-ASD force level adjustment factor

= 1.0 for LRFD and 1.5 for ASD

圖 A.2 AISC 341-22 腹板寬厚比規定

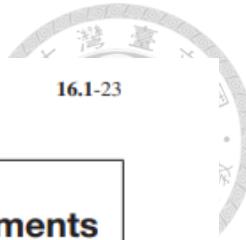


TABLE B4.1b (continued)
Width-to-Thickness Ratios: Compression Elements
Members Subjected to Flexure

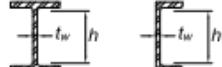
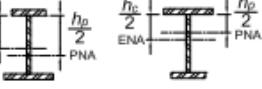
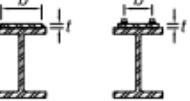
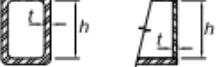
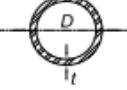
Case	Description of Element	Width-to-Thickness Ratio	Limiting Width-to-Thickness Ratio		Examples
			λ_p (compact/ noncompact)	λ_r (non- compact/ slender)	
Stiffened Elements	15 Webs of doubly symmetric I-shaped sections and channels	h/t_w	$3.76 \sqrt{\frac{E}{F_y}}$	$5.70 \sqrt{\frac{E}{F_y}}$	
	16 Webs of singly symmetric I-shaped sections	h_c/t_w	$\frac{h_c}{h_p} \sqrt{\frac{E}{F_y}} \left(0.54 \frac{M_p}{M_y} - 0.09 \right)^2 \leq \lambda_r$	$5.70 \sqrt{\frac{E}{F_y}}$	
	17 Flanges of rectangular HSS	b/t	$1.12 \sqrt{\frac{E}{F_y}}$	$1.40 \sqrt{\frac{E}{F_y}}$	
	18 Flange cover plates between lines of fasteners or welds	b/t	$1.12 \sqrt{\frac{E}{F_y}}$	$1.40 \sqrt{\frac{E}{F_y}}$	
	19 Webs of rectangular HSS and box sections	h/t	$2.42 \sqrt{\frac{E}{F_y}}$	$5.70 \sqrt{\frac{E}{F_y}}$	
	20 Round HSS	D/t	$0.07 \frac{E}{F_y}$	$0.31 \frac{E}{F_y}$	
	21 Flanges of box sections	b/t	$1.12 \sqrt{\frac{E}{F_y}}$	$1.49 \sqrt{\frac{E}{F_y}}$	

圖 A.3 AISC 360-22 寬厚比規定

表4.5-1 受壓肢之寬厚比限制 (F_y : tf/cm²)

構材	寬厚比	寬厚比限制		
		λ_{pd}	λ_p	λ_r
未加勁肢材	受撓曲之熱軋I型梁和槽形鋼之翼板	b/t	$14/\sqrt{F_y}$	$17/\sqrt{F_y}$
	受撓曲之I型混合梁和鉗接梁之翼板 ^[a]	b/t	$14/\sqrt{F_y}$	$17/\sqrt{F_y}$
	受純壓力I型斷面之翼板，受壓桿件之突肢，雙角鋼之突肢，受純壓力槽形鋼之翼板	b/t	$14/\sqrt{F_y}$	$16/\sqrt{F_y}$
	受純壓力組合斷面之翼板	b/t	$14/\sqrt{F_y}$	$16/\sqrt{F_y}$
	單角鋼支撐或有隔墊之雙角鋼支撐之突肢；未加勁構件(即僅沿單邊有支撐)	b/t	$14/\sqrt{F_y}$	$20/\sqrt{F_y}$
	T型鋼之腹板	d/t	$14/\sqrt{F_y}$	$34/\sqrt{F_y}$
加勁肢材	矩形或方形中空斷面等厚度之翼板受撓曲或壓力，翼板之蓋板及兩邊有連續螺栓或鉗接之隔板	b/t	$30/\sqrt{F_y}$	$50/\sqrt{F_y}$
	全滲透鉗組合箱型柱等厚度之翼板受撓曲或壓力	b/t	$45/\sqrt{F_y}$	$50/\sqrt{F_y}$
	半滲透鉗組合箱型柱等厚度之翼板受撓曲或純壓力	b/t	不適用	$43/\sqrt{F_y}$
	受撓曲壓應力之腹板 ^[a]	h/t_w	$138/\sqrt{F_y}$	$170/\sqrt{F_y}$
	受撓曲及壓力之腹板	h/t_w	$P_u/\phi_b P_y \leq 0.125$	$P_u/\phi_b P_y \leq 0.125$
			$\frac{138}{\sqrt{F_y}} \left[1 - 1.54 \frac{P_a}{\phi_b P_y} \right]$	$\frac{170}{\sqrt{F_y}} \left[1 - 2.75 \frac{P_a}{\phi_b P_y} \right]$
			$\frac{51}{\sqrt{F_y}} \left[2.33 - \frac{P_a}{\phi_b P_y} \right]$	$\frac{51}{\sqrt{F_y}} \left[2.33 - \frac{P_a}{\phi_b P_y} \right]$
			$\geq \frac{68}{\sqrt{F_y}}$	$\geq \frac{68}{\sqrt{F_y}}$
	其他兩端有支撐且受均勻應力之肢材	b/t h/t_w	不適用	$68/\sqrt{F_y}$
	圓形中空斷面受軸壓力	D/t	$90/F_y$	$145/F_y$
	圓形中空斷面受撓曲	D/t	$90/F_y$	$145/F_y$
				$630/F_y$

[a] 混合斷面，取翼板之 F_y 。

圖 A.4 台灣鋼結構極限設計法規範寬厚比規定

表 C2.2-1 AISC-LRFD 規範中之強度折減係數

構 件	極 限 狀 態	強度折減係數
張力桿件	降 伏 極 限 狀 態	0.9
	撕 裂 極 限 狀 態	0.75
壓 力 桿 件	—	0.85
撓 曲 桿 件	—	0.9
組 合 梁	—	0.85
鋸 接	依鋸接方式不同而定	0.75
		0.8
		0.9
螺栓接合	張力及承壓強度極限狀態	0.75
	承壓型螺栓剪力極限狀態	0.65
	摩阻型螺栓剪力極限狀態	1.0
接合剪力斷裂	接合之剪力斷裂極限狀態	0.75
腹板或翼板 承受集中力	翼 板 局 部 彎 曲	0.9
	腹 板 局 部 降 伏	1.0
	腹 板 壓 褶	0.75
	腹 板 承 壓 挫 屈	0.9
	腹 板 側 移 挫 屈	0.85

2-4

圖 A.4 台灣鋼結構極限設計法規範寬厚比規定 (續)