

耐鋼
震結
補構
強耐
式震
接韌
頭性
火梁
害柱
行接
為頭
研之
究耐
火
性
能
研
究

(2/3)

內
政
部
建
築
研
究
所
自
行
研
究
報
告

100
年
度

鋼結構耐震韌性梁柱接頭之耐火性能研究(2/3)-耐震補強式接頭火害行為研究

內政部建築研究所自行研究報告

中華民國 100 年 11 月

鋼結構耐震韌性梁柱接頭之耐火性能
研究(2/3)-耐震補強式接頭火害行為
研究

研究人員：李鎮宏 副研究員

內政部建築研究所自行研究報告
中華民國 100 年 11 月

Architecture and Building Research Institute, Ministry
of the Interior
Research Project Report

**The Study of Fire Performance of Steel Seismic
Ductile Beam- Column Connections in Fire(2/3)-Fire
Behavior of Steel Retrofitted Connections with
Stiffeners**

By
Chen-Hung, Lee

November , 2011

目次

表次	II
圖次	III
摘要	V
第一章 緒論	1
第一節 研究緣起與背景	1
第二節 文獻回顧	2
第三節 研究目的	8
第二章 梁柱接頭火害實驗規劃	13
第一節 前言	13
第二節 試體鋼材與銲材介紹	15
第三節 梁柱接頭試體製作	18
第四節 側板補強梁柱接頭	28
第五節 圓弧切削梁柱接頭	29
第三章 鋼結構梁柱接頭火害實驗結果	71
第一節 側板補強接頭火害實驗結果(試體 C)	71
第二節 圓弧切削接頭火害實驗結果(試體 D)	75
第三節 實驗結果	79
第四章 梁柱接頭火害分析與驗證	83
第一節 前言	83
第二節 火災-結構部份耦合數值分析	83
第三節 梁柱次構架之建立	86

第四節 數值模擬與驗證	93
第四章 結論與建議	105
第一節 結論	105
第二節 建議	106
附錄一 CNS 12514建築物構造部分耐火試驗法建議增修條文內容	107
參考書目	109

表次

表 2-1 試體鋼材與鋁材表	32
表 2-2 試體鋼材強度表	32
表 2-3 SN490B 鋼材之化學材料規格表	33
表 2-4 SN490B 鋼材在各溫度下之楊氏模數折減	34
表 2-5 SN490B 鋼材在各溫度折減	34
表 2-6 SN490C 鋼材之化學材料規格表	35
表 2-7 SN490C-FR 鋼材之化學材料性質	35
表 2-8 SN490C-FR 鋼材在各溫度下之楊氏模數折減	36
表 2-9 SN490C-FR 鋼材在各溫度折減	36
表 2-10 KF330×KW-3 鋁材化學成份表	37
表 2-11 KF330×KW-3 鋁材機械材料性質表	37
表 2-12 TWE-711 鋁材化學成份表	37
表 2-13 TWE-711 鋁材機械材料性質表	37
表 2-14 TWE-721 鋁材化學成份表	37
表 2-15 TWE-721 鋁材機械材料性質表	38
表 2-16 TL-76A1 鋁材化學成份表	38
表 2-17 TL-76A1 鋁材機械材料性質表	38
表 2-18 高溫試驗量測點位表	39
表 2-19 溫度量測點位明細表	39
表 2-20 LP-400FX 位移計規格表	40
表 2-21 LWH 系列位移計規格表	40

表 2-22 扭力扳手規格表	40
表 4-1 ABAQUS/Standard 常用單位系統簡介	94
表 4-2 各溫度下螺栓預力折減係數	94
表 4-3 不同接頭之實驗破壞溫度與分析比對	95

圖次

圖 1-1 接頭型式	10
圖 1-2 Cardington 火場破壞照片	11
圖 1-3 汐止東方科學園區大火照片	11
圖 2-1 實尺寸試體示意圖	41
圖 2-2 中鋼公司 SN490B 鋼材證明	42
圖 2-3 SN490B 鋼材在各溫度下之極限強度與降伏強度	43
圖 2-4 SN490C-FR 鋼材在各溫度下之極限強度與降伏強度	43
圖 2-5 SN490B 鋼材與 SN490C-FR 鋼材在各溫度下之楊氏模數	44
圖 2-6 試體箱型柱製作照片	45
圖 2-7 試體 D 梁柱接頭製作照片(切削前)	46
圖 2-8 試體 A、C-梁柱接頭製作照片	47
圖 2-9 試體 B-梁柱接頭製作照片	48
圖 2-10 試體 D 三視圖(切削前)	49
圖 2-11 試體 D 細部示意圖(a)	50
圖 2-12 試體 D 細部示意圖(b)	51
圖 2-13 試體 A、C(補強前) 三視圖	52
圖 2-14 試體 A、C 細部示意圖(a)	53
圖 2-15 試體 A、C 細部示意圖(b)	54
圖 2-16 試體 B 三視圖	55
圖 2-17 試體 B 細部示意圖(a)	56
圖 2-18 試體 B 細部示意圖(b)	57
圖 2-19 溫度量測點位	58
圖 2-20 高溫試體位移計量測點位	59
圖 2-21 2000 噸荷重元(Load Cell)	60
圖 2-22 反力鋼架與萬用球座	60

圖 2-23 加載設備與大型高溫複合爐	61
圖 2-24 LWH 系列位移計	61
圖 2-25 LP-400FX 位移計	62
圖 2-26 扭力扳手	62
圖 2-27 SCC-2345 資料收集器	62
圖 2-28 SCXI 資料收集器	63
圖 2-29 DA100 資料收集器	63
圖 2-30 輔助設備裝置圖	64
圖 2-31 試體安裝與測試流程	65
圖 2-32 彎矩容量投影圖	66
圖 2-33 側板處所提供之彎矩示意圖	66
圖 2-34 側板式補強示意圖	67
圖 2-35 圓弧切削接頭示意圖	67
圖 2-36 圓弧切削接頭與彎矩示意圖	68
圖 2-37 圓弧切削接頭相關參數	68
圖 2-38 圓弧切削接頭尺寸示意圖	69
圖 3-1 側板補強接頭安裝程序	72
圖 3-2 柱表面溫度歷時曲線	72
圖 3-3 梁表面溫度歷時曲線(TB1~4)	73
圖 3-4 梁表面溫度歷時曲線(TB5~8)	73
圖 3-5 側板補強試體試驗後變形圖	74
圖 3-6 圓弧切削接頭安裝程序	75
圖 3-7 柱表面溫度歷時曲線	76
圖 3-8 梁表面溫度歷時曲線(TB1~4)	77
圖 3-9 梁表面溫度歷時曲線(TB5~8)	77
圖 3-10 圓弧切削試體試驗後變形圖	78

圖 3-11 層間變位轉角歷時曲線圖	81
圖 3-12 梁端變位 DB4 歷時曲線圖	81
圖 4-1 部份耦合分析法流程	96
圖 4-2 SN490B 鋼材之工程應力-應變關係曲線	97
圖 4-3 SN490C-FR 鋼材之工程應力-應變關係曲線	97
圖 4-4 柱構件網格之示意圖	98
圖 4-5 連結鈹構件網格之示意圖	98
圖 4-6 螺栓構件網格之示意圖	99
圖 4-7 圓弧切削梁構件網格之示意圖	99
圖 4-8 側板補強構件網格之示意圖	100
圖 4-9 一般接頭層間變位轉角實驗與分析比對	100
圖 4-10 耐火接頭層間變位轉角實驗與分析比對	101
圖 4-11 側板接頭層間變位轉角實驗與分析比對	101
圖 4-12 圓弧切削接頭層間變位轉角實驗與分析比對	102
圖 4-13 試體 A 實驗與分析破壞模式比對	102
圖 4-14 試體 B 實驗與分析破壞模式比對	103
圖 4-15 試體 C 實驗與分析破壞模式比對	103
圖 4-16 試體 D 實驗與分析破壞模式比對	103

摘要

關鍵字：側板補強接頭、圓弧切削接頭、結構火害

一、研究緣起

一般而言，有綠建築之稱的鋼骨結構具有較佳韌性亦有可回收的好處，在地震消能方面更有良好的表現，是耐震效果良好的結構系統。但由北嶺地震與阪神地震發現鋼結構破壞多發生在梁柱接界面銲道附近，結構在尚未進入塑性變形時即告破壞。傳統翼板銲接與腹板栓接的鋼骨結構接頭並無法提供可靠的耐震需求，目前國內規範中，有多種耐震韌性接頭在規範上被建議採用，包含補強式接頭與高韌性接頭等等。於考量建築物發生火災時，其構件強度隨高溫而持續降低，值得加以探討補強梁柱接頭與圓弧切削接頭火害破壞模式與行為，並建立耐震韌性梁柱接頭耐火性能設計，本研究所涵蓋內容如下：

1. 探討補強式鋼結構梁柱接頭耐火性能。
2. 實尺寸側板補強梁柱構件於高溫作用下之實驗與分析。
3. 探討側板補強梁柱接頭高溫作用下之破壞模式與控制參數。
4. 利用結構有限元素分析軟體進行實驗與分析結果之比對，並加以參數研究，應用有限實驗結果，延伸拓展本研究成果之應用性。

二、研究方法及過程

由文獻回顧可以發現，梁柱接頭火害實驗多注重於不同型式之螺栓接頭火害研究，至於焊接式梁柱接頭，如翼板焊接腹板栓接等抗彎式接頭在高溫下的實驗則較少見。另對於國內鋼結構常用之耐震補強或切削式梁柱接頭之火害實驗更是不多，因此本研究主要目標包括：

1. 規劃進行全尺寸抗彎梁柱接頭火害實驗，包含耐震補強或切削式梁柱接頭，以明瞭現階段國內常用梁柱接頭火害性能之差異。
2. 由於現行CNS12514結構耐火標準係針對單一構件梁或柱，進行火害

性能評估，而梁柱接頭部份之火害性能評估尚未提及，本研究將以所進行之不同梁柱接頭火害實驗，建立火害下梁柱接頭之臨界破壞溫度評估方法，並研提可行之判定基準與相關標準條文。

3. 建構3-D有限元素分析模式，利用結構有限元素分析軟體進行實驗與分析結果之比對，並加以參數研究，應用有限實驗結果，延伸拓展本研究成果之應用性，期能準確分析耐震抗彎接頭於高溫下之結構行為。
4. 進行全尺寸耐震側板補強與圓弧切削接頭火害中定載加溫試驗。

三、重要發現

1. 在接頭彎矩設計達 0.6Mp 下之不同梁柱接頭型式，其破壞溫度亦不同。
2. 以 AISC 規定耐震韌性接頭需達 4 % 層間側位移角為判定基準，一般梁柱接頭(試體 A)、耐火鋼接頭(試體 B)、側板補強接頭(試體 C)與圓弧切削接頭(試體 D)，其破壞溫度分別為一般梁柱接頭破壞溫度為 587^oC、耐火鋼接頭為 695^oC、側板補強接頭破壞溫度為 652^oC、圓弧切削接頭破壞溫度為 605^oC，皆高於 CNS-12514 標準所定義之平均 500^oC，亦即標準所訂之破壞溫度較為保守。
3. 柱構件於整體試驗過程中，仍未達破壞，符合結構系統於火害時，不可發生整體崩塌的設計，縱使梁柱接頭已破壞無法傳達梁所受之外力至柱試體上。
4. 4 種不同接頭火害下之實驗結果，以耐火鋼接頭其破壞溫度最高。
5. 圓弧切削式接頭於梁上下翼板進行切削，雖梁勁度於常溫下有所折減，然整體接頭火害實驗結果，其破壞溫度並未低於一般未切削式接頭實驗結果。
6. 側板式梁柱耐震接頭實驗結果，其下翼板雖已進入塑性並發生局部挫區，惟梁加載處因側稱系統失效，造成扭轉挫區大變形致實驗提早終止，未讓梁接頭區腹板也進入塑性。

7. 文中所建分析模式，不管是臨界破壞溫度之模擬或高溫下層間變位轉角之發展歷時皆與實驗數據近似，說明火害與結構部分耦合分析模式之可行性。

四、主要建議事項

立即可行之建議

主辦機關：內政部建築研究所

協辦機關：內政部建築研究所

側板式梁柱耐震接頭設計於接頭區所造成之遮蔽效應，接頭鋼梁溫度明顯低於一般接頭，其破壞模式亦如預期發生於遠離接頭區，避免無法發揮原有之韌性之行為，而經分析比對一般接頭與側板接頭火害行為可發現，不論在梁端點變形或梁柱相對轉角上，不僅符合耐震要求，更可提升結構耐火時效。本研究雖已進行該接頭火害實驗，惟過程中因側稱系統失效，造成梁加載處局部扭轉挫區，與接頭局部挫區結果有異，建議再次規劃進行該接頭與高韌性切削接頭火害實驗。。

中長期性建議—火害下鋼結構梁柱接頭破壞溫度與判定基準之研議

主辦機關：經濟部標準檢驗局

協辦機關：內政部建築研究所

CNS 12514 標準內容已規定單一梁、柱構件於標準升溫火害實驗下，其試驗方法、支承狀況與量測變位等相關規定，依其破壞溫度與承重能力來判定其耐火時效。然回顧實際火場中鋼結構破壞之主要模式，係為接頭區局部挫區或大變形所導致，故接頭火害實驗的方法與判定依據等須加以建立，經由本研究歷年所進行國內常見 4 種實尺寸接頭之火害實驗結果，及所提之破壞溫度判定依據與量測方法，可於該標準下增列梁柱接頭火害試驗判定基準條文，草案如附錄一。

ABSTRACT

Keywords: Retrofitted Moment Connections with Stiffeners, Doggy Moment Connection, Structures in Fire

This research presented a series test of steel beam-to-column moment connections in fires. Four full-scale beam-to-column moment connection specimens were tested at elevated temperatures according to the standard ISO-834 fire to verify the feasibility of the proposed method. In addition, a detailed 3-D finite element model was developed to simulate the structural behavior of the column-tree moment connection specimens in fire. The fire test results show that the proposed method can effectively extend the fire endurance time, reduce structural deformation, and raise the critical temperature to failure for the beam-to-column moment connections. The numerical results obtained from the 3-D finite element analyses for the four specimens successfully simulated the fire test results.

Traditionally, to protect steel structures from fire damage, fire-protection materials such as thermal insulation components are required by the prescriptive-based fire protection design method. By applying the prescribed thicknesses of fire-protection material on steel members as surface coatings, the temperatures of steel members can be kept below the specified high temperatures for the given fire durations, and steel members can achieve the fire ratings required by code. However, this traditional method can add 30% to the construction cost of bare steelwork and increase the construction time for steel structures. Besides, these kinds of insulation materials are usually not recycled and consume the energy.

However, experimental investigations of beam-to-column connections made of full-scale structures are rarely reported in literature. The column-tree MRF is a common steel construction design used in some high seismic risk regions due to its better quality control in beam-to-column joint welding and its erection efficiency during construction. The feasibility of this research is examined by

four full-scale beam-to-column moment connection specimens in the experimental portion of this study.

第一章緒論

第一節 研究緣起與背景

壹、研究緣起

美國北嶺地震及日本阪神地震發生後，甚多傳統式抗彎矩梁柱接頭在強震下，發生梁柱接合區銲道或梁翼板處撕裂破壞，導致鋼結構無法發揮原有之韌性行為等，顯示北嶺地震之前所設計之鋼結構梁柱接頭，無法完全抵抗強震，縱使目前之銲接技術已甚為成熟可靠，但梁柱接頭無法單純只藉由銲接技術來確保其韌性行為，而耐震鋼結構中也已不容許採用此種接頭設計方式。回顧歷年研究方向中，國內外學者及 FEMA-350[1]皆提出梁柱接頭改良方法，並經過動態遲滯迴圈實驗證明，改良試體之塑性鉸需能確實遠離柱面銲道，且塑性轉角容量大於3%，以表示改良之梁柱接頭能有效的抵抗強震，並達到消能目的。此類接頭設計邏輯可利用補強或減弱之方式來達成，將梁柱接頭之塑性鉸移離柱面，希望塑性鉸能避開銲接、螺栓接合，及幾何變化較大的區域，亦即避開應力/應變集中處。

國內常見之改良梁柱接頭包含補強式接頭及減弱式接頭，其中補強式接頭包括蓋板式、側板式、擴翼式、肋板式等；而減弱式接頭包括圓弧式切削及高韌性切削等梁柱切削接頭，其國內外常見及 FEMA-350 建議之梁柱接頭型式，如圖 1-1 所示。對於鋼結構火害的行為，梁柱接頭扮演著重要的腳色，由於鋼材強度與勁度隨著高溫折減，直接影響接頭是否能承受由梁傳遞外力至接頭區與並提供伴隨而至的轉角變形量，進而將其移轉至其他結構系統，將影響鋼結構系統於火害下的承載能力。

2001年雙子星大樓大樓年遭受911恐怖攻擊事件中顯示，由於鋼結構建物處在高溫的環境下，經過長時間火害後，容易造成鋼結構之材料性質改變，使得鋼材強度下降或軟化等行為，讓樓板與內、外柱相接之接頭破壞，而無法支撐樓地板載重，最後導致鋼結構建物倒塌，造成許多人員傷亡，由此可知，鋼結構之梁柱接頭火害行為研究的重要性[2,3]。許多針對鋼結構物發生火災之現場調查及Cardington在2000年於英國所作的八層樓實尺寸鋼結構物火害實驗中，結構物因梁柱接頭處在火害時保有一定的強度，使得梁身在高溫火害下發生懸垂效應時，尚未發生破壞現象，表現出良好的行為並維持了結構的安全性，若梁柱接頭在高溫火害下無法維持原有的功能而破壞時，便容易造成鋼梁掉落、樓板坍塌及鋼柱挫屈等現象(圖1-2)，由此證明梁柱接頭在高溫火害下存活與否對結構物的重要性；此外，在強震後常伴隨著火災的發生，而鋼結構之梁柱接頭在經過強震侵襲後，是否能夠抵抗火害所產生高溫，在火害中存活並維持整體結構物的安全，也是值得研究探討的問題[4]。

第二節 文獻回顧

地震來襲時造成破壞的主要原因為梁柱接頭區所需要之彎矩需求大，且由於斷面幾何的不連續，造成梁柱接頭區產生高應力集中之現象，使得梁柱接頭區未發生預期的塑性變形來消釋能量，即因高應力集中之現象造成脆性破壞。為了改善傳統梁柱接頭之破壞行為，國內外學者提出了許多新形式的梁柱接頭，其中主要分為減弱式及補強式接頭兩種，其目的均為使梁之塑性變形遠離梁柱接頭區，避免梁柱接頭區因極高之應力集中現象而造成脆性破壞。

當主震來襲當下或餘震發生時，建築物內常因瓦斯管線脫落

或電線走火導致火災，此時不管是補強式或切削式梁柱接頭，將承受火災所帶來的額外危害。因此，確保鋼梁柱接頭於火害下之承載能力為歷年來之研究目標；惟相關梁柱接頭之耐震火害行為探討，多以考量地震發生時梁柱接頭遲滯圈所能消耗之能量試驗為主，而梁柱接頭之火害行為由常以一般剪力或彎矩接頭為主，相關補強或切削接頭之火害行為較少見於以往研究中，故僅將相關研究文獻資料分述如下：

壹、常溫下補強式梁柱接頭：

Engelhardt和Sabol[5]提出蓋板梁柱接頭試體，其設計為上側之蓋板採用梯形削切能穩定的由蓋板傳遞並減少應力集中之效應，而下側蓋板則採用矩形板以方便銲接，經12組試體測試結果顯示，其中10組試體可發揮較高之塑性轉角。C.H. Lee and C.M. Uang[6]提出於梁下翼板加置一塊托梁式T形補強板，其實驗結果顯示，試體均能發揮良好的韌性行為且層間側位移角均可達到4%以上。Chen和Lin[7]之肋板補強是於梁上下翼板外側，對應於腹板之扇形開口處各加置一塊平行於腹板之鋼板，以降低梁腹扇形開口之應力集中效應，並提高梁柱接頭區之彎矩容量，使塑角移至肋板圓弧末端。而Chen和Lin共製作了6組試體，試驗結果顯示，最大塑性轉角介於3.19%至4.01%。國內部分，李智民[8]針對傳統式梁柱接頭，提出擴大接頭處梁翼板寬度，改善扇形開孔處與梁翼全滲透銲道之應力集中現象，並製作6組試體進行試驗，實驗結果顯示，試體皆可於擴翼圓弧末端產生塑性鉸，並提供優良且穩定之極限彎矩強度及韌性能力。饒智凱[9]探討鋼骨梁柱接頭於梁翼板內側加置加勁板之耐震行為，並製作9組實尺寸接頭進行試驗，目的為提高梁柱接頭區之彎矩容量，使塑鉸移至加勁板端部附近，結果顯示，其中5組內側加勁補強接頭試驗後行為良好，足以

承受AISC規定之4 %層間側位移角，並建議提高加勁板厚度，以提高接頭彎矩容量。陳紀勛[10]進行5組鋼梁接H型鋼柱試體，於鋼梁腹板塑性區開圓形孔並加入補強方式探討其耐震行為，結果顯示，試體進入非彈性行為時，在鋼梁腹板開孔處皆可達彎矩與剪力互制之強度，且於極限狀態試體皆能達鋼梁之標稱塑性彎矩強度。

貳、常溫下耐震切削梁柱接頭：

北嶺地震後，為了讓傳統梁柱接頭之韌性與耐震消能之行為能獲得改善，工程界對於梁柱接頭之改良提出了許多方法，其中一種即為切削減弱式梁柱接頭。Plumier[11]最先提出切削減弱式接頭之概念，其切削形式包含了於翼板進行均勻切削以及在翼板進鑽孔減弱，藉由切削與減弱來降低此處的彎矩強度，讓切削減弱區域於外力加載時先達到降伏，使得塑性鉸之位置能遠離梁柱接頭以避開銲接的熱影響區之影響，來穩定發展耐震消能之能力。以切削減弱的概念為出發點，所發展出的圓弧切削接頭以及高韌性接頭則是目前兩種常見的切削減弱式接頭形式。圓弧切削接頭由Popov教授與Engelhardt教授所提出，將原本Plumier教授所提出的翼板進行均勻切削改成圓弧形式，塑性鉸之發展與均勻切削類似，由單點進入降伏後，其餘切削斷面也慢慢的開始進入降伏。Engelhardt [12]針對五組實尺寸切削接頭試體進行試驗，五組切削試體當中，一組為Plumier教授所提出之翼板均勻切削形式，其餘四組則為圓弧切削形式，試驗結果發現翼板均勻切削之接頭之塑性轉角僅為0.02弧度，無法達到規範所要求之0.03弧度，而四組圓弧切削接頭皆達到規範所要求的0.03弧度，顯示出圓弧切削接頭之韌性明顯優於翼板均勻切削之接頭。有別於翼板均勻切削接頭與圓弧切削接頭，由台灣科技大學陳生金教授所提出的高韌性接頭

[13]將彎矩梯度納入切削設計中作為考量，依照彎矩梯度來進行切削。相較於前兩種切削接頭之塑性鉸為單點形成，高韌性接頭可產生切削區大範圍的降伏，相關文獻中的試驗結果也驗證高韌性接頭優異的韌性消能能力，塑性轉角達0.04弧度以上。陳誠直[14]針對四組實尺寸圓弧切削接頭進行試驗，探討圓弧切削接頭之極限彎矩強度與韌性，結果顯示圓弧切削接頭擁有優良的極限彎矩強度與韌性，其梁端總塑性轉角均超過國內規範建議的0.03弧度以上，甚至能達0.04弧度以上。

叁、鋼結構火害行為研究

對於鋼結構火害的行為，梁柱接頭扮演著重要的腳色，由於鋼材強度與勁度隨著高溫折減，直接影響接頭是否能承受由梁傳遞外力至接頭區與並提供伴隨而至的轉角變形量，進而將其移轉至其他結構系統，將影響鋼結構系統於火害下的承載能力。

從雙子星大樓於2001年遭受911恐怖攻擊事件中顯示，火場中鋼結構梁柱接頭的重要性[15, 16]。許多針對鋼結構物發生火災之現場調查及Cardington在2000年於英國所作的八層樓實尺寸鋼結構物火害實驗中，亦可發現梁柱接頭如何讓結構系統避免更進一步的倒塌[17]，同年間汐止東方科學園區大樓發生大火，該場火災並未造成人員傷亡，但卻造成將近數十億新台幣的財物損失。由圖1-3中，可看出該大樓梁、柱與梁柱接頭雖有防火披覆但仍舊造成破壞，間接地透露出鋼結構建築物於火災中防火設計之問題。因此如何避免鋼結構梁柱接頭在火害下破壞是一重要研究課題。

傳統而言，為了避免鋼結構於火場中破壞，條例式法規皆規定相對應所需防火時效之被覆材厚度，來延緩熱擴散至結構元件的時間，以確保在該防火時效內結構元件得以保持住其強度與勁

度。然而該方法約需增加30%的營建成本[18]，且防火被覆材因使用時，易經外力碰撞剝落且多屬非再生建材，於目前推廣綠能環保議題上有所出入。因此，除了前揭方法外，Sakumoto et al.[19]與 Kelly and Sha [20] 提出耐火鋼高溫下機械性質實驗成果的優異性及應用耐火鋼於結構體上可有效降低所需防火被覆或塗料的厚度。更者，在一些溫度未達600⁰C特殊火害情境下，以耐火鋼構建的結構體在無加以噴塗防火被覆下，亦保持住其結構穩定與安全。然而有關耐火鋼在梁柱接頭火害行為之實驗研究鮮少見於文獻中，這或許是因為接頭火害實驗建置不易及接頭型式的多樣化。此外耐火鋼價格比一般鋼高昂，所以如何有效率的使用耐火鋼便極為重要，也就是說，未於整個結構元件皆採用耐火鋼，取而代之的是僅於結構重要部位或可預期的火害最嚴重處採用耐火鋼而其餘部分仍採用一般鋼。

過去幾年許多梁柱接頭在高溫下進行火害實驗，以了解該接頭火害下行為，大部分試體皆著重於栓接且未納入整體梁柱構架系統[21-23]。不像前揭所示的研究方法，Ding and Wang [24]採用整體橄欖球門形狀梁柱系統，四種不同接頭型式之鋼梁與填充式混凝土柱，該H型梁柱構架系統可提供接頭區軸向束制，反應真實火害下之接頭受力行為。Qian et al. [25]進行6次裸鋼梁柱十字型端板，在三種固定高溫下實驗(400⁰C; 550⁰C and 700⁰C)。為了模擬梁軸向束制的影響，有些試體是在承受不同軸向壓力下進行，Yu et al.[26]進行一系列共計14次之平板式接頭於懸垂效應下之高溫試驗。

鋼材之材料性質及構造擁有地域性，無法將國外研究結果套入國內做應用，有鑑於此，內政部建築研究所針對I型梁-I型柱之梁柱接頭，以定溫加載與定載加溫方式，進行裸鋼與防火被覆於

高溫環境下之載重實驗(2005),並於隔年又進行 I 型梁-箱型柱彎矩接頭高溫試驗(2007)。蘇文傑[27]針對 H 型梁-箱型柱彎矩接頭進行實尺寸高溫試驗,探討此種彎矩接頭於高溫環境下之行為與破壞溫度,並比較普通鋼與耐火剛托梁接頭,驗證耐火鋼於高溫下之性能。林日增[28]利用 ABAQUS 有限元素模型來模擬實尺寸 H 型梁-箱型柱接合之耐火鋼與普通鋼彎矩接頭試體構件於高溫下行為模式,並與實驗結果做比較,驗證其有限元素模型之模擬準確性。結果顯示,所建立有限元素模型不論在結構變形、挫屈發生位置與破壞溫度上的模擬皆有不錯的精準度,也發現耐火鋼於高溫環境中擁有較普通鋼更佳的耐火性能與時效。林振吉[29]也利用 ABAQUS 有限元素模型來模擬實尺寸 H 型梁-箱型柱接合之耐火鋼與普通鋼彎矩接頭試體構件於高溫下行為模式,驗證其正確性,並模擬實際高溫環境下,不同受熱面結構型式(邊柱與角柱)之行為模式,預測在高溫環境下接頭結構的防火時效,作為日後評估結構安全的依據。(Mao and Chiou[30]以 ANSYS 軟體針對三面受火情形下梁柱接頭各種幾何參數之影響進行分析,並建立一估算三面受火情形下梁柱接頭熱膨脹旋轉角之簡易估算式,經驗證該估算式確實可以準確估算三面受火情形下梁柱接頭熱膨脹旋轉角。Lien 等人[31]應用向量式有限元素法(VFINE)建立的數值模式,與梁、柱、剛架等結構的耐火試驗驗證,顯示分析結果良好,可有效模擬與預測鋼結構在火害中,歷經升溫與冷卻降溫過程的行為。Chung[32]則分別進行一般鋼與耐火鋼之全尺寸梁柱接頭火害實驗與分析,發現採用耐火鋼所製之梁柱接頭確能提高火害下之臨界破壞溫度,且所用 ABAQUS 軟體分析結果亦能與實驗破壞溫度與模式發展一致。

第三節 研究目的

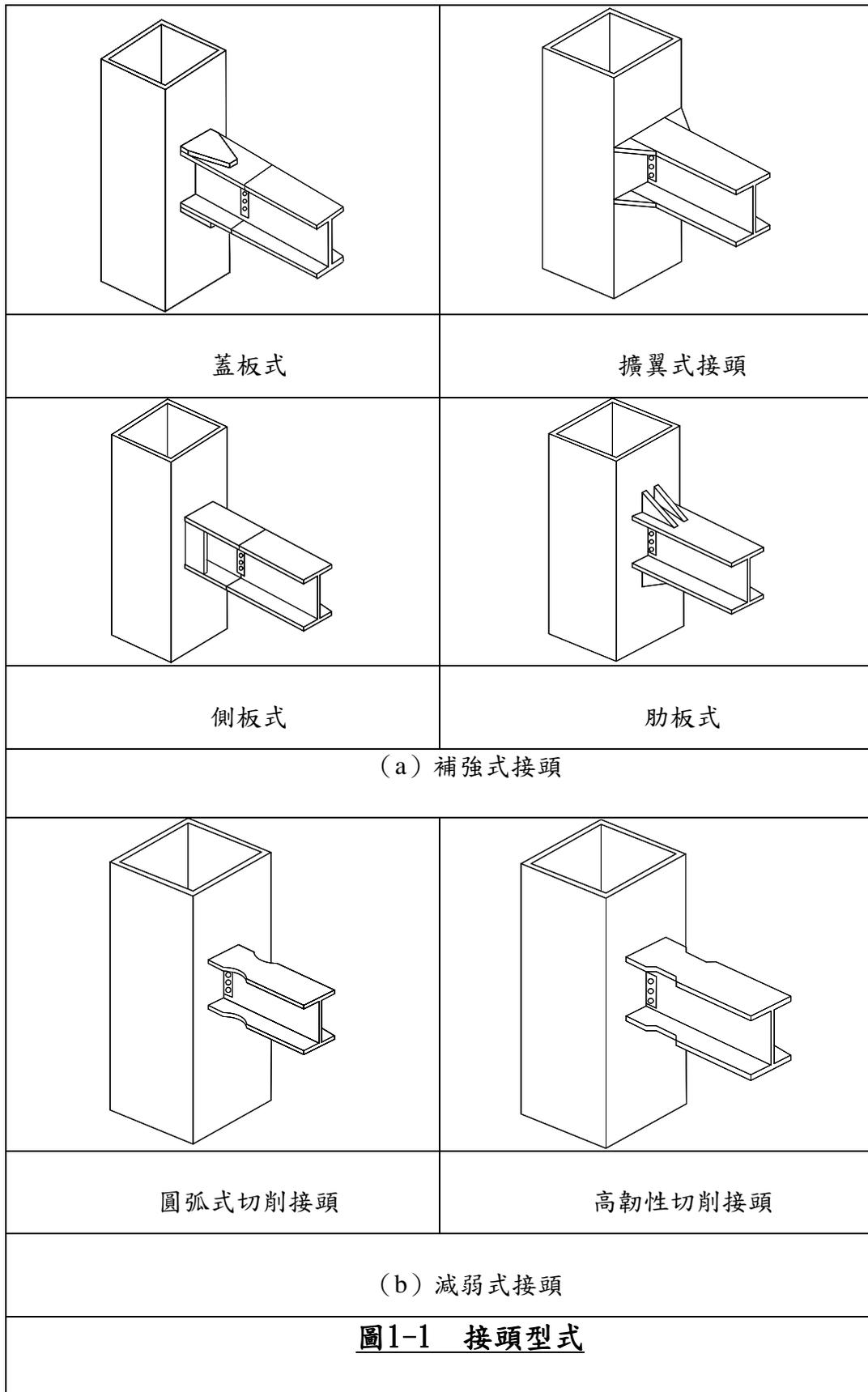
一般而言，有綠建築之稱的鋼骨結構具有較佳韌性亦有可回收的好處，在地震消能方面更有良好的表現，是耐震效果良好的結構系統。但由北嶺地震與阪神地震發現鋼結構破壞多發生在梁柱接界面銲道附近，結構在尚未進入塑性變形時即告破壞。傳統翼板銲接與腹板栓接的鋼骨結構接頭並無法提供可靠的耐震需求，目前國內規範中，有多種耐震韌性接頭在規範上被建議採用，包含補強式接頭與高韌性接頭…等等，耐震韌性接頭之設計重點在於使得塑性鉸移離柱面銲道密集處來增強梁柱接頭的耐震能力與韌性，對於補強式接頭其可以加強接頭區的強度以避免桿件破壞發生在梁柱接合面，理論上蓋板對補強區的強度增加使得梁構件彎矩容量變化，因此構架在受側力作用下時，接頭在補強與未補強交界處會先形成塑性角，最後在此破壞。而高韌性接頭其改良重點在於將梁柱發生塑性行為的位置遠離梁柱交界面，以減小銲接瑕疵或銲接施工時在接頭附近產生熱影響區與殘留應力之效應，同時亦可提供較大的塑性區以吸收強震的能量。

從前面文獻回顧可以發現，梁柱接頭火害實驗多注重於不同型式之螺栓接頭火害研究，至於焊接式梁柱接頭，如翼板焊接腹板栓接等抗彎式接頭在高溫下的實驗則較少見。另對於國內鋼結構常用之耐震補強或切削式梁柱接頭之火害實驗更是不多，因此本研究主要目標包括：

1. 規劃進行全尺寸抗彎梁柱接頭火害實驗，包含耐震補強或切削式梁柱接頭，以明瞭現階段國內常用梁柱接頭火害性能之差異。
2. 由於現行CNS12514結構耐火標準係針對單一構件梁或柱，進行火害性能評估，而梁柱接頭部份之火害性能評估尚未提

及，本研究將以所進行之不同梁柱接頭火害實驗，建立火害下梁柱接頭之臨界破壞溫度評估方法，並研提可行之判定基準與相關標準條文。

3. 建構3-D有限元素分析模式，利用結構有限元素分析軟體進行實驗與分析結果之比對，並加以參數研究，應用有限實驗結果，延伸拓展本研究成果之應用性，期能準確分析耐震抗彎接頭於高溫下之結構行為。



(資料來源:參考書目[9])



下翼板挫屈

圖1-2 Cardington火場破壞照片

(資料來源:參考書目[17])



下翼板挫屈

圖 1-3 汐止東方科學園區大火照片

(資料來源:參考書目[28])

鋼結構耐震韌性梁柱接頭之耐火性能研究(2/3)
耐震補強式接頭火害行為研究

第二章 梁柱接頭火害實驗規劃

第一節 前言

本研究之目的在以實尺寸梁柱接頭次構件之高溫試驗來探討 H 型梁-箱型柱之彎矩接頭在火害中之結構行為，因受限於實驗設備無法模擬整棟鋼構建築物在火害中之情況，且梁柱接頭次構件可於實驗中模擬與真實梁柱接頭在承受靜載重作用下相似之彎矩，如圖 2-1 所示。

一般抗彎構架之耐震設計原理，乃以強柱弱梁之概念作為出發點，讓構架在遭受地震力之作用下，於梁端產生塑性鉸，藉此消散地震時輸入結構之能量，達到耐震消能的效果。但在北嶺及阪神地震之後，發現許多梁柱接頭卻在尚未產生塑性變形前就已先達破壞，突顯出傳統銲接及施工方法之缺陷，以及傳統梁柱接合方式無法提供梁柱接頭足夠韌性與強度。

若要將梁柱接頭的耐震消能之優點有所發揮，首先應防止梁柱接頭在進入塑性變形前發生破壞，而由地震後構架破壞情形中得知，破壞處往往發生於梁柱接合面，此處不但是銲接所造成之熱影響區，也為地震側力作用下發生最大彎矩的位置，故造成脆性破壞之因素較多，若構架在設計時能將塑性鉸移離應力複雜之梁柱接合面，將有利於構件發展塑性消能機制，達到抵抗地震力作用之效果。國內外學者及 FEMA-350 (2000) 提出梁柱接頭改良方法，並經過動態遲滯迴圈實驗證明，改良試體之塑性鉸需確實能遠離柱面銲道，且塑性轉角容量大於 3%，表示改良之梁柱接頭能有效的抵抗強震，並達到消能目的。

本研究之實尺寸彎矩接頭尺寸乃參照國內某鋼結構大樓，配合其分析結果之彎矩圖，將梁之反曲點到梁柱接合面設定為試體

之梁長，其長度為 1900 (mm)，試體柱高則是柱彎矩反曲點間的高度，其高度為 4350 (mm)。其梁柱斷面形式乃採用國內最常見的 H 型梁以及箱型柱作設計依據，梁斷面尺寸為 488×300×11×18 (mm)，柱之斷面尺寸則為 BOX 600×600×25×25 (mm)，相關的梁柱尺寸以及斷面尺寸示意圖如 2-1 所示。

國內常見之梁柱接頭主要有兩種，分別是普通彎矩接頭與托梁式彎矩接頭。本文所指的普通彎矩接頭之接合型式為鋼梁翼板以全滲透槽銲與柱翼板接合，剪力片與梁腹板採高拉力螺栓栓接，通常多在工地現場直接梁柱接合。其優點為施工快速、梁不必分段接合。但銲接品質因工地銲接而不易管控為其缺點；托梁式彎矩接頭之接合方式為托梁以全滲透銲與柱翼板接合，通常在鋼構廠內製作托梁與鋼柱接合，再於工地現場進行托梁與連接梁接合。此種接合型式具有銲接品質較佳之優點，唯梁需分段續接與施工較繁複為其缺點。故在決定試體尺寸後，選擇上述兩種國內常見之鋼構梁柱接合方式做為試體梁柱接合之型式。

本研究整體規劃試驗共製作 4 組梁柱接頭試體以進行高溫火害實驗。其中梁柱試體分別編號為：

試體 A-普通鋼托梁式彎矩接頭

試體 B-耐火鋼托梁式彎矩接頭

試體 C-側板補強彎矩接頭

試體 D-圓弧切削彎矩接頭

其中試體 A 與 B 之火害試驗已於 97 年進行完成，相關研究成果發表於文獻[32, 33]中，對於前揭試驗部分，本文則不予過多贅述，僅擷取試驗結果與數值分析部分與本(100)年進行之試體 C 與 D 火害實驗結果相互比對。由於試體 C 與 D 之接頭形式需另行設計，故於本文中另闢章節說明相關設計之方法。

第二節 試體鋼材與銲接

試體箱型柱係採鋼板銲接方式組立，斷面型號為 BOX600×25t，所使用的鋼板為中鋼公司生產之 SN490B 鋼板，材料證明如圖 2-2 所示，梁的部份採用東和鋼鐵公司生產 SN490B 材質之 RH488×300×11×18 型鋼；托梁部份：普通鋼托梁亦採用 SN490B 材質之 RH488×300×11×18 型鋼，耐火鋼托梁則因國內尚未生產耐火鋼之 H 型熱軋型鋼，先行使用中鋼公司生產 SN490C-FR 鋼板組立成 BH488×300×11×18 型鋼。試體栓接所使用螺栓為春雨公司生產 S10T M24 扭矩控制型螺栓(斷尾螺栓)，試體銲接所使用銲材為天泰公司生產之 TWE721、TWE711、TL-76A1 銲材與廣泰公司生產 KF330×KW-3 銲材。試體所使用鋼材與銲材如表 2-1 所示，試體鋼材強度如表 2-2 所示。

2.1 SN490B 鋼材

SN 級鋼材專用於建築結構耐震設計，其符合 CNS 13812 G3262-03 建築結構用鋼標準，而 SN 級鋼材依照銲接性與耐震性能的好壞又有 A、B、C 的等級之分，以 C 等級最佳；SN 級的鋼材較一般構造用 SS 級鋼材(CNS G3039-92)與銲接結構用 SM 級鋼材(CNS 2947 G3057-03)在化學成份與碳當量上的要求較嚴格，表 2-3 為 SN490B 的化學材料規格表。

鋼材在銲接過程中，於高束制接合位置很容易產生層狀撕裂現象(Lamellar tearing)，及梁柱接頭在承受地震反覆應力後，於銲接熱影響區內、外均易發生脆性撕裂現象，以及柱續接處易發生受拉斷裂等情形，為避免發生這些現象必須提高鋼結構之可銲性、衝擊韌性及耐震性。影響鋼材之耐震性能之主要因素歸納如下：

1. 降伏強度上、下限(狹降伏強度)

降伏強度上、下限的規定可以控制鋼材降伏強度的變異性。鋼材降伏強度變異性過大時會導致如下的顧慮：(1) 強柱弱梁的設計理念無法落實；(2) 三維構架在非彈性階段可能產生額外的地震力偏心或扭矩；(3) 可能引致接合強度不足；(4) 容量設計的理念無法落實。SN-B系列鋼材厚度在12mm 以上之B 級鋼板及厚度在16mm 以上之C 級鋼板，其降伏強度有上限及下限之規定(3.3~4.5tf/cm²)，抗拉強度範圍限制(5~6.2 tf/cm²)

2. 降伏比上限

鋼材之降伏比為實測降伏強度與實測抗拉強度之比值。鋼材降伏比較低可使梁柱接頭的塑性鉸區增長，這樣除可減少應力集中現象外，亦可增加塑性轉角容量，提升梁-柱接頭之延展性及消能容量。日本JIS 規範規定降伏比不得大於0.8；美國ASTM 則規定不得大於0.85。另一個影響梁-柱接頭延展性及消能容量的重要因素為梁-柱接頭型式，美國對梁-柱接頭型式有明確的規定(如切削式或補強式梁-柱接頭)，鋼材降伏比則採用比日本稍微寬鬆的規定，不得大於0.85。國內SN-B系列之型鋼或鋼板其降伏比須小於0.8。

3. Charpy 衝擊值(Charpy V-notch 簡稱CVN)

鋼材雖具有高強度與甚佳之延展性，但仍無法避免應力集中所產生的疲勞裂縫，及阻止裂縫急速延伸。為確保鋼材之韌性及抗疲勞性，並提高阻止裂縫急速延伸的能力，除從接頭及附加構件之接合細部設計上，須避免產生應力集中現象及降低載重所產生的最大及最小應力的差值(或應力幅stress range)外，鋼材之衝擊韌性 (Charpy V-notch 簡稱CVN)吸收能量值一般須

達27J(焦耳)(亦即2.8kgf-m)以上，才能有效阻止裂縫的急速延伸。衝擊值越高表示產生相同斷裂面所需的能量越高，衝擊值越高就越不容易產生不穩定的裂縫成長(或稱脆性斷裂)，因此對銲接瑕疵的容忍度也較高。Charpy 衝擊值受測試時的溫度及加載速率(load rate)的影響很大，測試時的溫度越低，加載速率越高，試驗所得之Charpy 衝擊值越小。

4. 厚度方向斷面縮率

厚度方向斷面縮率指的是拉伸試片受力後，在厚度方向上產生頸縮斷裂後，斷裂面的斷面積縮率。斷面縮率越高表示鋼材厚度方向的延展性或韌性越高。梁-柱接頭區柱翼板與梁翼板交接處，柱翼板在厚度方向承受由梁塑性鉸區傳遞過來的應力，此應力可能超過梁翼板的降伏強度而進入應變硬化階段。此外柱構材還要承受本身的軸向力以及彎矩，因此柱翼板在與梁翼板的交接處有很嚴重的應力集中現象，其中又以柱翼板厚度方向的應力最大。為調節這種局部區域的應力集中現象並避免導致脆性斷裂或層狀撕裂，柱翼板厚度方向需要具有良好的延展性或韌性。

5. 碳當量

若要使用經濟而方便的銲接方法進行鋼結構的銲接，母材的碳當量必須受到限制。碳當量主要在反應鋼材銲接後的冷裂敏感性，母材碳當量過高容易在銲接後的熱影響區產生脆硬的麻田散鐵，麻田散鐵很容易捕捉氫原子，加上殘留應力的牽引，氫原子聚集形成氫分子(氫氣)進而構成裂縫，造成銲接缺陷。此種裂縫一般在銲道溫度下降至室溫後才產生，因此稱為冷裂；又這種裂縫肇因於氫的聚集，因此又稱為氫裂，此種缺陷往往在銲後一段時間才產生，所以又稱為延遲破裂(delayed fracture)。

SN 鋼材在B 級及C 級均有規定碳當量值或以銲接冷裂敏感指數)替代碳當量值，用以確保鋼材之可銲性。SN 鋼材之碳當量及銲接冷裂敏感指數之計算可參考下式：

$$\text{碳當量}(\%) = C + \frac{\text{Mn}}{6} + \frac{\text{Si}}{24} + \frac{\text{Ni}}{40} + \frac{\text{Cr}}{5} + \frac{\text{Mo}}{4} + \frac{\text{V}}{14}$$

$$\text{銲接冷裂敏感指數} = C + \frac{\text{Mn}}{20} + \frac{\text{Si}}{30} + \frac{\text{Ni}}{60} + \frac{\text{Cr}}{20} + \frac{\text{Mo}}{15} + \frac{\text{V}}{10} + \frac{\text{Cu}}{20} + 5B$$

6.磷(Phosphorus)

結構鋼中磷的含量一般均保持在0.03%以下為宜，若超過0.04%則必須特別處理。其量之多寡影響鋼材機械性質如下：

- (1) 磷有極佳的肥粒鐵強化(Ferrite Strengthening)效應，使鋼材之硬度及強度增加。但在延展性及韌性方面却相對不利。
- (2) 適量的磷(如0.1%)有助鋼材之切削性及抗蝕性及耐磨性(Wear Resistance)，但因其偏析傾向極大，不易以熱處理消除，且和氧之親和力較強，不利於鋼之銲接性。

7.硫(Sulphur)

硫在鋼中為有害元素，在煉鋼過程中無法完全去除。硫在結構鋼中的含量一般均保持在0.035%以下為宜，若超過0.05%則必須特別處理。在高級結構鋼中含硫量之規定有低於0.008%以下者。其量之多寡影響鋼材機械性質如下：

- (1) 硫在鋼中有利於切削性(Machinability)。
- (2) 硫含量太高對鋼材的韌性有不利的影響。硫一般多以硫化錳(MnS)存在於鋼材中，其中硫化錳則屬有害之夾雜物，硫化錳在鋼板軋延過程當中，會延軋延方向伸長成長條狀，因此對於鋼板機械性質之影響會有方向性。如果鋼材中硫含量太高，則會形成硫化鐵(FeS)，硫化鐵是低熔點夾雜物，當鋼材溫度高於985°C時，此低熔點夾雜物先熔融而形成晶粒間液態薄膜，以致造成熱脆性(Hot Shortness)。

(3) 隨著含硫量增加，鋼材的銲接性(Weldability)會隨著下降。

本研究自試驗所使用之 SN490B 材質的 RH488×300×11×18 型鋼上取樣，製作拉伸試驗所需試體，並進行各溫度下之拉伸試驗，得到在各溫度下的楊氏模數、降伏強度與極限強度折減如表 2-4、表 2-5、圖 2-3 與圖 2-5 所示。可發現 SN490B 鋼材在 300 度時因藍脆現象，其抗拉強度大於常溫時的強度。而在 600 度時 SN490B 鋼材強度已剩下不到常溫時的 1/3，過 600 度後 SN490B 鋼材強度開始大幅衰退，隨著試驗溫度的上昇，降伏強度與極限強度的差距已逐漸縮小。

2.2 SN490C—FR 鋼材

不論耐火鋼或傳統鋼材其降伏強度均隨著溫度上升而下降，而耐火鋼材之下降趨勢較緩。傳統鋼材在超過 500oC 後降伏強度已開始大幅地下降，到 600oC 時，強度僅只有常溫下之 0.4 倍；而耐火鋼材在溫度超過 600oC 後，降伏強度才開始下降，在 600oC 時強度尚能維持在原有強度的 0.6 倍左右，0.6 倍的降伏強度為不考慮斷面應力重分配時鋼構件之最大容許應力，即在 600°C 時之降伏強度（約相當於常溫降伏強度之 2/3）約為鋼骨結構所設計之長期荷重應力。

由於高溫下鋼材內差排容易移動，會造成鋼材軟化，而必須以冶金的原理控制差排移動。耐火鋼的耐火原理，主要於成分中添加了鉬、鉻、鈮、釩等合金元素（其中鉬為主要添加元素，添加量約 0.30~0.90%），藉由高溫時生成碳氮化合物之析出強化，以增加鋼材的高溫強度，本試驗所使用的耐火鋼是由中鋼公司自行研發生產而成的 SN490C-FR 耐火級鋼材，其化學性質與機械材料性質如表 2-6、表 2-7 所示。在高溫下 SN490C-FR 鋼材中的這些元素與碳所形成的碳化物，特別是鉬與鈮的碳化物，能鎖定住差

排(dislocation)，並阻止鋼材內的差排在一定的高溫下因受力而移動，進而延遲鋼材降伏時機的發生，而這些耐高溫合金的添加，也有助於增加鋼材在一定高溫下抗潛變的能力。

由中鋼實驗室在各溫度下進行 SN490C-FR 鋼材拉伸試驗所得之之在各溫度下的楊氏模數、降伏強度與極限強度折減如表 2-8、表 2-9 圖 2-4 與圖 2-5 所示，可發現在 300 度時因藍脆現象使得 SN490C-FR 鋼材之極限強度大於常溫時之抗拉強度。過了 300 度後，鋼材強度開始衰退，到 600 度時，鋼材強度已為常溫時的 60 %。這是因耐火鋼內鉬、鈮、釩、鈦等耐高溫合金的作用，使得耐火鋼在高溫下強度折減的趨勢變緩且強度折減的量值也變少。

2.3 鐸材

大致上試體製作因施作位置不同採用了四種不同之焊接工法

1. 潛弧鐸(SAW)
2. 電熱氣體電弧鐸(EGW)
3. 包藥鐸線電弧鐸接(FCAW)
4. 遮蔽金屬電弧鐸(SMAW)

所用鐸材可由表 2-1 對應找出，以箱型柱而言其係由 25mm 之鋼板經由潛弧鐸(SAW)鐸接而成，箱型柱內隔板鐸接為(EGW)、鋼梁加勁板鐸接(FCAW)、上、下翼板開槽鐸(FCAW)與托梁翼、腹板全滲透鐸(SMAW)等。

KF330×KW-3 鐸材為 50kg 級高張力鋼單層鐸接用之潛弧鐸鐸線。TWE-711 鐸材為為 490N/mm² 級高張力鋼用之氣體遮護包藥鐸線。TWE-721 鐸材符合 AWS A5.26 EG72T-1 標準，其鐸線優點為具自遮護性毋需外加保護氣體，垂直立鐸單道高速鐸接熔填速率高、母材組配簡便，是一極佳之高速垂直立鐸鐸接用鐸材。TL-76A1 鐸材為為 490N/mm² 級低氫系耐熱鋼電鐸條，全位置鐸接

性能優異，最適宜在 500 度高溫中使用 C-Mo 鋼的銲接。採用此種銲材之原因，係考量耐火鋼托梁與柱面接合處若採用一般銲材可能無法承受高溫，導致試驗結果為銲接處破壞，所以選用此銲材以滿足耐火鋼母材與銲材間的匹配性與合理性。

第三節 梁柱接頭試體製作

3.1 普通彎矩接頭試體製作

圓弧切削試體 D 屬於普通彎矩接頭，其箱型柱製作、鋼梁加工與梁柱接頭製作皆委由中國鋼鐵結構公司高雄廠製作，試體均通過 UT 檢驗並經中國鋼鐵結構公司品管合格。試體製作程序分別分為箱型柱製作、鋼梁製作與梁柱接合製作，細節如下列所述。

箱型柱製作：

- (1) 鋼板放樣及切割。
- (2) 組立 U 型鋼柱，如圖 2-6(a)所示。
- (3) U 型鋼柱內部隔板電銲。
- (4) 氬銲內部熱電耦線，如圖 2-6(a)所示。
- (5) 鋼柱蓋板組立。
- (6) 銲道打底。
- (7) 潛弧銲，銲接鋼板角隅處，如圖 2-6(b)所示。
- (8) UT 檢驗。
- (9) 電熱氣體電弧銲(EGW)位置鑽孔。
- (10) 電熱氣體電弧銲(EGW)，銲接箱型柱內隔板，如圖 2-6(c)所示。
- (11) 端銑箱型柱上下端，如圖 2-6(d)所示。
- (12) 透氣孔開孔，如圖 2-6(e)所示。
- (13) 組立上下端板，如圖 2-6(g)所示。

(14) 組立加勁板，如圖 2-6(h)所示。

梁製作:

- (1) 型鋼鋼梁裁切。
- (2) 梁腹板鑽孔及上下翼板開槽，如圖 2-7(a)所示。
- (3) 梁加勁板組立，如圖 2-7(b)所示。

梁柱接合製作:

- (1) 於鋼柱上放樣，組立剪力連接片，如圖 2-6(f)所示。
- (2) 吊放鋼梁於柱上定位。
- (3) 定位後，鎖斷高拉力螺栓，如圖 2-7(c)、(d)所示。
- (4) 銲接背墊板，如圖 2-7(e)所示。
- (5) 上下翼板開槽銲，如圖 2-7(f)、(g)所示。

3.2 托梁式彎矩接頭試體製作

試驗之試體 A、B、C 均屬於托梁式彎矩接頭，其箱型柱製作、鋼梁加工與梁柱接頭製作皆委由中國鋼鐵結構公司(CSSC)高雄廠製作，試體均通過 UT 檢驗並經中國鋼鐵結構公司品管合格。試體製作程序分別分為箱型柱製作、鋼梁製作與梁柱接合製作，細節如下列所述。

箱型柱製作:

- (1) 鋼板放樣及切割。
- (2) 組立 U 型，如圖 2-6(a)所示。
- (3) U 型內部隔板電銲。
- (4) 氬銲內部熱電耦線，如圖 2-6(a)所示。
- (5) 蓋板組立。
- (6) 銲道打底。
- (7) 潛弧銲，銲接鋼板角隅處，如圖 2-6(b)所示。

- (8) UT 檢驗。
- (9) 電熱氣體電弧銲(EGW)位置鑽孔。
- (10) 電熱氣體電弧銲(EGW)，銲接箱型柱內隔板，如圖 2-6(c)所示。
- (11) 端銑箱型柱上下端，如圖 2-6(d)所示。
- (12) 透氣孔開孔，如圖 2-6(e)所示。
- (13) 組立上下端板，如圖 2-6(g)所示。
- (14) 組立加勁板，如圖 2-6(h)所示。

鋼梁製作:

托梁式接頭試體製作部份，分為普通鋼托梁與耐火鋼托梁兩部份。其中普通鋼托梁的製作過程同普通彎矩接頭試體梁製作。而耐火鋼部份，因國內尚未生產耐火鋼材質之 H 型鋼，故採鋼板以銲接方式組立 H 型鋼梁組成所需托梁。

製作過程為：

- (1) 鋼板裁切。
- (2) 組立 H 型梁。
- (3) 鋼梁鑽孔與開槽，如圖 2-8(a)與圖 2-9(a)所示。

梁柱接合製作: 如圖 2-8、圖 2-9 所示。

- (1) 托梁定位。
- (2) 上下翼板及腹板全滲透銲。
- (3) 續接鋼梁吊放定位。
- (4) 螺栓鎖斷。
- (5) 背墊板點銲。
- (6) 托梁與續接鋼梁上下翼板全滲透銲。

所有試體尺寸圖與細部圖如圖 2-10~圖 2-18 所示。

3.3 試體量測計劃

3.3.1 量測點位說明

在本試驗中，為量測梁柱接頭在加載下所產生之變形，架設多種感測儀器以量測試體之變形。受限於在高溫環境下，感測儀器無法直接碰觸試體，因此採用耐熱陶瓷管直接碰觸試體，再架設感測儀器於陶瓷管後方，使感測儀器能測得陶瓷管之移動，以此間接方式量測試體之變形。

高溫試驗，架設多組位移計以量測試體梁、柱之變形；並另外設置位移計量測上下柱端板之變形；溫度量測則佈設 83 個點位。高溫試驗量測點位如表 2-10 所示。本文中使用的 δ 表示變形量，各測點編號及所求位移量如下列小節所述。

3.3.1.1 溫度點位

試驗中的溫度量測點位佈置乃依據 CNS12514 規定外並另外按照試驗需求增加量測溫度點位，梁點位佈設 38 個，柱點位佈設 45 個，總共設置 83 個溫度點位，詳細點位如表 2-11、圖 2-19 所示。

3.3.1.2 梁端點位

梁的量測點位分為 4 個，分別量測加載點變位、梁中段變位、柱中間處變形，如圖 2-20 所示。梁端測位點編號為 DB1—DB4，位移量編號 δ_{DB1} 、 δ_{DB2} 、 δ_{DB3} 、 δ_{DB4} 。

3.3.1.3 柱端點位

柱的量測點位分為 4 個，分別量測柱上部變位、梁柱接頭區變位及柱下部變位，柱端測位點編號為 DC1—DC4，位移量編號為 δ_{DC1} 、 δ_{DC2} 、 δ_{DC3} 和 δ_{DC4} 。並另外使用 4 組位移計量測上下柱端板之變形量，端板測點編號為 DE1—DE4。位移量編號為 δ_{DE1} 、 δ_{DE2} 、 δ_{DE3} 和 δ_{DE4} ，如圖 2-20 所示。

3.4 試驗設備儀器介紹

3.4.1 加載設備與反力鋼架

本試驗之加載設備主要包含 2000 噸油壓千斤頂 1 具、100 噸油壓千斤頂 1 具、油壓設備、反力鋼架與萬用球座。

3.4.1.1 2000 噸油壓千斤頂

2000 公噸千斤頂係使用於進行柱加載，該裝置設於高溫試驗爐下方，透過油壓設備供應油的進出以控制千斤頂之衝程。試體柱所受荷載值則經由裝設於反力鋼架上方荷重元(Load Cell)讀取加載值，如圖 2-21 所示。

3.4.1.2 100 噸油壓千斤頂

100 噸油壓千斤頂則使用於梁加載，該千斤頂裝設在一加載鋼架上方，千斤頂下方裝設加載桿，加載桿桿頭為球形。100 噸油壓千斤頂之加載，由位於高溫試驗爐下方之油壓設備供應油的進出以控制千斤頂之衝程，試體梁荷載值則由裝置千斤頂中的荷重元(Load Cell)讀取。

3.4.1.3 油壓設備

本油壓設備是由數個油壓單元所組成，設置於高溫試驗爐前方，於本試驗中分別供應 1 具 2000 噸千斤頂與 1 具 100 噸千斤頂操作，其最大供應能量可同時提供 1 具 2000 噸千斤頂與 4 具 50 噸千斤頂進行加載。該設備可選擇於現場控制台手動操作或是經由控制室遠端電腦操作，電腦操作則可設定加載時間、加載流程與加載荷重值等。此油壓設備僅能進行力控制試驗。

3.4.1.4 反力鋼架

此平衡反力鋼架由 H 型鋼與 II 型組合斷面型鋼所組成，其中梁的部份採用 II 型組合斷面型鋼，並增加縱向加勁板與橫向加勁板；柱的部份採用大尺寸之 H 型鋼以承受加載時之反力荷載，另外主要承受 2000 噸千斤頂反力之主柱採雙柱加設橫梁之方式以因

應試驗之需求。該構架見圖 2-22 所示。

3.4.1.5 萬用球座

此球座各設置於 2000 噸千斤頂上方與 2000 噸反力鋼架上。該球座可模擬鉸接與固接狀態，提供試驗所需之邊界條件。

3.4.2 大型複合實驗爐

本試驗所使用之複合高溫實驗爐，如圖 2-23 所示，其加熱方式係為燃燒瓦斯之方式，可進行 CNS12514 或 ISO 834 標準升溫曲線試驗或 ASTM -E119 標準升溫曲線試驗。該爐內部全長為 8 公尺，寬度為 4 公尺，高溫爐內部又分為柱爐與梁爐兩部份，其中柱爐部份尺寸：高度 3.63 公尺，長 4 公尺，寬 4 公尺；梁爐部份尺寸：高度 2.43 公尺，長 4 公尺，寬 4 公尺。爐體外部係由鋼架及鋼板所組成，內部以耐火磚、耐火棉及耐火水泥，構成高溫爐內牆面及高溫爐底部。

3.4.3 感測儀器

本試驗所使用之感測儀器主要有位移計(potentiometer)、LVDT(Linear Variable Differential Transformer)、熱電耦式(Thermal Couple)溫度計分別量測試體位移、溫度。

3.4.3.1 位移計(potentiometer)

試驗使用兩種不同廠牌位移計以量測試體位移。使用 NOVOTECHNIK 公司生產之 LWH 系列位移計用以量測梁與柱變位，如圖 2-24 所示。LWH 系列位移計使用 225mm、400mm 及 900mm 三種規格共 8 組，規格如表 2-20 所示。另外使用 Midori 公司生產 LP-400FX 位移計量測上下柱端板變位，如圖 2-25 所示。LP-400FX 位移計僅使用 400mm 規格共 4 組，規格如表 2-12 所示。

位移計作用原理為利用拉桿升長或縮短造成內部電阻改變進而產生電子訊號，並透過資料截取器讀取該訊號轉成數值。

3.4.3.2 LVDT

試驗所使用之 LVDT(Linear Variable Differential Transformer) 為 G. L.Collins 公司所生產之 LMT 系列線性差動變壓器，如圖 3-42 所示。LVDT 由一個圓柱形之不鏽鋼管及一個具透磁性之管狀鐵心所構成，其運作原理為圓柱形之不鏽鋼管為一變壓器，其內部包含了一個置於一對且相同之次級線圈中間的初級線圈，此初級線圈和次級線圈之間具有對稱的行間。這些線圈是纏繞在一個中空之熱塑性玻璃纖維的強化型聚合物上，為了防止受濕氣影響，外部再包上一層高透磁性的隔離物，然後密封在一個圓柱形之不鏽鋼管內。而管狀鐵心為一可在不鏽鋼管中移動之元件，透過管狀鐵心的移動造成電壓差的改變，再經由電子回路的處理，轉換為高準位的直流電壓或電流傳遞到資料截取器上。該 LVDT 最大量測範圍為 33 公分。

3.4.3.3 熱電耦式溫度計

試驗所使用之熱電耦式(Thermal Couple)溫度計種類為 K-Type 型，其耐熱溫度最高可達 1260°C，因此廣泛地使用於工業上。其正電耦元素含量為 90%Ni 與 9%Cr，負電耦元素含量為 94%Ni 和矽、錳、鋁、鐵、鈷的合金，而本試驗分別將單一熱電耦溫度計上的正負兩端以敲擊入方式鑲接於試體表面之上，用以量測試體表面溫度。

3.4.4 資料截取器

試驗所使用資料截取器為 PF-M2、SCXI-1000 及 DA-100，其中 SCXI-1000 配合 NI LabView 程式可同步進行資料截取和記錄。DA-100 則與 PF-M2 搭配進行試驗資料收集與記錄；這三組資料截取器主要使用於位移計資料截取、LVDT 資料截取及溫度資料截取之用。

3.4.4.1 PF-M2 微電腦型數字設定錶

可用以量測交直流電壓、電流、電阻、壓力、荷重元件、溫度(熱電耦)等信號如圖 2-26 所示，經由實驗前先行將所量得電壓與實際 LVDT 變位進行轉換計算，於 DA-100 中納入比例常數設定，便可得到即時變位數據。

3.4.4.2 SCXI-1000

SCXI-1000為美商NI公司生產之高效能訊號處理和切換資料收集器，可選用各種類比輸入、類比輸出、數位 I/O和切換模組，以選擇符合實際應用所需。本試驗採用之SCXI系統是採單一機箱配置，搭配LVDT、位移計與熱電耦模組以進行試驗所需之資料截取工作。運作方式為訊號經LVDT、位移計與熱電耦模組取樣後，再經機箱整合訊號利用傳輸線及PCI介面資料截取卡將訊號傳至個人電腦，結合LabVIEW程式進行讀取數值及資料記錄。

本試驗中搭配 SCXI-1540 LVDT 輸入模組、SCXI-1520 通用應變規輸入模組與 SCXI-1102 熱電耦輸入模組做為讀取 LVDT、位移計與熱電耦之訊號，如圖 2-27 所示。

3.4.4.3 DA100

DA100 為日商 Yokogawa 公司生產之多功能資訊收集器，具有量測溫度、應變、流速等多個項目能力。該資訊收集器之運作係藉由電壓或電流的改變關係配合不同模組讀取電壓或電流值後，再利用 GPIB 介面與個人電腦聯接後，透過軟體讀取數值。本試驗主要用來讀取溫度與位移計之試驗值。如圖 2-28 所示。

3.4.5 輔助設備

3.4.5.1 側撐鋼架

側撐鋼架是由 RH400×400×13×21 之 H 型鋼組立而成，其功能在於提供梁側向支撐，避免產生側向扭轉破壞。如圖 2-29 所示。高溫試驗時，為避免鋼架在高溫環境下強度與勁度衰退，鋼架除

原有之防火被覆外，更在鋼架外部以防火棉包裹以提供防火保護。

3.4.5.2 萬能角鋼

萬能角鋼為一種輕型角鋼，具有簡易組立、質輕之特性，在本試驗中主要使用於輔助位移計架設。

3.5 試驗流程

3.5.1 試驗準備

試體於中鋼構公司高雄廠製作完畢後，運回本所防火試驗中心。於試驗場進行銲接試體外部熱電耦，並測試熱電耦訊號是否正常。接著進行以下試驗前置作業：

- (1) 試體吊入複合爐中固定，並安裝 2000 噸油壓千斤頂反力鋼架。
- (2) 吊裝側撐鋼架及 100 噸梁加載鋼架。
- (3) 吊裝上部爐蓋及填塞防火棉。
- (3) 裝設各式感測儀器並注意訊號線防火隔熱措施。
- (4) 加載設備測試並同時測試各感測儀器作動與訊號是否正常。

3.5.2 試驗步驟

試體安裝定位、感測儀器裝設完畢後，逐一進行以下試驗步驟：

- (1) 將試驗所使用之資料截取器 PF-M25、SCXI-1000 及 DA-100 啟動，並開啟量測程式，注意此時各感測儀器訊號是否正常。同時亦備妥記錄表格以供人工記錄之用。
- (2) 進行柱加載：分 5 個階段加載至 500 噸，每次加載 100 噸。
- (3) 進行梁加載：梁加載位置距柱端 1.7 公尺處。於加載初期，每次加載 10 噸，最後加載至梁端彎矩為 0.6Mp。
- (4) 進入爐內檢察試體與陶瓷管有無異狀，並最後察看內部防火棉是否有遺漏未填塞之處。

- (5) 封閉爐門，爐內灌入高壓空氣以測試複合爐上部防火棉是否填塞緊密、完全。
- (6) 燃燒機點火，開始進行高溫試驗。
- (7) 試驗結束關鍵由兩點因素控制：
 - (a) 當加載桿位移量超過 50 公分時。
 - (b) 加載桿與梁之加載面有高低落差時，此時會因加載設備的自我保護功能，將停止加載，試驗結束。試驗流程如圖 2-30 所示。
- (8) 試驗結束後，燃燒機停止點火，100 噸油壓千斤頂自 36.8 噸卸載至 0 噸，2000 噸油壓千斤頂自 500 噸卸載至 0 噸。資料截取器停止記錄，試驗資料存檔。

第四節 側板補強梁柱接頭

本節主要介紹試體 C 側板式梁柱接頭設計，梁為 H488×300×11×18、全長為 8100mm，其步驟則參考饒智凱[9]所設計，如下所示：

- (1) 依梁斷面計算出梁本身之塑性彎矩 M_{pb} ：

$$M_{pb} = R_y Z_b \sigma_y \quad (2-1)$$

R_y 為材料變異係數、 Z_b 為梁之塑性模數、 σ_y 為鋼材之降伏強度，而本研究先前已委託中鋼構鋼試驗室進行 SN490B 鋼材之材料試驗，並且確定材料之力學性質等，所以上式之 R_y 材料變異係數可帶 1.0，設計梁之塑性模數為 3130cm³、鋼材降伏強度為 396.56MPa，經過計算之 $M_{pb}=126.53$ (t-m)。

- (2) 假設塑性鉸發生在離柱面 $d_b/4$ 位置，計算此處塑性鉸彎矩

$$M_{ph}：$$

$$M_{ph} = \beta M_{pb} \quad (2-2)$$

$$\beta = \frac{\sigma_y + \sigma_u}{2\sigma_y} \quad (2-3)$$

d_b 為梁深 (488mm)、 σ_u 為鋼材極限強度、 β 為塑鉸超強因子，依 FEMA-350 建議 $\beta \geq 1.2$ ，經過計算之 $M_{ph} = 131.7$ (t-m)。

(3) 將塑性鉸之彎矩投影至柱面，如圖 2-31 所示，並設計柱面需求之彎矩 M_{dem} ：

$$M_{dem} = \frac{L_b M_{ph}}{L_b (L_s + \frac{d_b}{4})} \quad (2-4)$$

L_b 為實尺寸梁跨距之半 (4050mm)， L_s 為加勁板長度 (300mm) $\geq b_f$ 梁翼板寬度 (300mm)，經過計算之 $M_{dem} = 148.39$ (t-m)。

(4) 依圖 2-32 所示，可計算出加勁板所提供之塑性彎矩 M_{ps} ：

$$M_{ps} = \frac{1}{2} (d_b - 2t_f)^2 \sigma_y t_s \quad (2-5)$$

t_f 為梁翼板厚度 (18mm)、 t_s 為加勁板厚度，假設加勁板厚度為 18mm，代入上式後可得 $M_{ps} = 64.47$ (t-m)。

(5) 計算梁身經側板補強後之彎矩容量 M_{cap} ：

$$M_{cap} = M_{pb} + M_{ps} \quad (2-6)$$

將梁與加勁板之彎矩相加，可得 $M_{cap} = 191$ (t-m)。隨後利用側板補強之彎矩容量 M_{cap} ，計算出下節之蓋板補強厚度。

(6) 檢核彎矩強度需求比 α' ：

$$\alpha' = \frac{M_{cap}}{M_{dem}} \quad (2-7)$$

將 M_{cap} 及 M_{dem} 代入，可得 $\alpha'=1.287$ 大於建議值 1.15。

(7)最後可得側板尺寸，如圖 2-32 所示。

第五節 圓弧切削梁柱接頭

切削式接頭其原理則是在梁翼板選定一塊區域進行部份的切除，此區域需距離梁柱接合面一段距離，避開銲接所造成之熱影響區，以免影響到塑性消能機制的發展。梁翼板為梁抵抗外力彎矩的主要部份，若在梁翼板進行切削，則梁之抗彎矩能力將會降低，而使得切削區於外力作用下先達降伏，以達到將塑性鉸遠離梁柱接合面以及耐震消能之目的。由於切削式接頭只需作額外的切除作業，故沒有蓋板補強式接頭的銲接及施工上問題，也較具經濟效益，若建築物要進行梁柱接頭相關改善時，切削式接頭也較補強式接頭來的簡易許多。而許多學者所提出的切削形式與方法也不盡相同，本文主要針對圓弧切削接頭探討其火害行為。

圓弧切削接頭，即為以一圓弧來決定切削形狀，如圖 2-2-34 所示。圓弧切削接頭在只受到地震側力之作用下，理論上會於圓弧最大切削量靠柱面處(如圖 2-32-35)產生最大應力，並於此點先達到降伏狀態，再逐漸發展降伏區域。

關於圓弧切削接頭設計部分，本文參照 Engelhardt 與陳生金教授所著所建議之公式[34]，將文中所提到未考慮垂直載重之圓弧切削接頭設計步驟整理成幾點，如下所示：

假設作用於梁上之外力彎矩梯度為線性分佈，並在梁中央將形成反曲點。

1. 切削起始點距柱面約 0.5 ~ 0.75 倍之梁翼板寬度，所得即為 a 值。
2. 切削目標區長度約 0.65 ~ 0.85 倍之梁深，此為 b 值。
3. 切削量 $c \geq \frac{Z}{2t_f(d-t_f)} \left[1 - \frac{\alpha(L-a-0.5b)}{1.15L} \right] \leq 0.25b_f$

其中，Z：梁斷面塑性模數

t_f ：梁翼板厚度

b_f ：梁翼板寬度

d ：梁深

L ：柱面至梁上反曲點之距離

α ：設計彎矩與塑性彎矩之比值(0.85~1)

4. 切削半徑 $R = \frac{4c^2 + b^2}{8c}$

將以上幾點所列之參數 a、b、c 以及 R 繪於圓弧切削接頭圖作為相關標示，如圖 2-36。將梁尺寸代入上述公式及步驟，並作為相關參數選擇，則可得下列相關參數之數值：

1. 切削區起始點與柱面距離取 0.6 倍之梁翼板寬度，得 $a = 0.6 \times 300 = 180$ (mm)
2. 切削目標區長度則取 0.85 倍梁深，得 $b = 0.85 \times 488 = 414.8$

(mm)

3. 取簡易公式 $=0.2bf$ ，可得切削量 $=60\text{mm}$ ：所設計出之圓

弧切削接頭詳細尺寸圖，如圖 2-37

表 2-1 試體鋼材與銲材表

試體編號	接頭型式	箱型柱	H 型梁	H 型托梁	螺栓	銲材			
						潛弧銲 (SAW)	電熱氣體電弧銲 (EGW)	包藥銲線電弧銲接 (FCAW)	遮蔽金屬電弧銲 (SMAW)
A	普通鋼托梁式彎矩	SN490B	SN490B	SN490B	S10T	KF330×KW-3	TWE721	TWE711	—
B	耐火鋼托梁式彎矩	SN490B	SN490B	SN490C-FR	S10T	KF330×KW-3	TWE721	TWE711	TL-76A1
C	側板補強彎矩	SN490B	SN490B	SN490B	S10T	KF330×KW-3	TWE721	TWE711	—
D	圓弧切削彎矩	SN490B	SN490B	—	S10T	KF330×KW-3	TWE721	TWE711	—

(資料來源:本研究)

表 2-2 試體鋼材強度表

試體編號	構件	鋼材	製造商	F_y (MPa)	F_u (MPa)
A	箱型鋼柱	SN490B	中國鋼鐵	398	534
	托梁	SN490B	東和鋼鐵	396.56	524.59
	鋼梁	SN490B	東和鋼鐵	396.56	524.59
B	箱型鋼柱	SN490B	中國鋼鐵	343	494.8
	托梁	SN490C-FR	中國鋼鐵	449.1	562.72
	鋼梁	SN490B	東和鋼鐵	396.56	524.59
C	箱型鋼柱	SN490B	中國鋼鐵	398	534
	托梁	SN490B	東和鋼鐵	396.56	524.59
	鋼梁	SN490B	東和鋼鐵	396.56	524.59
D	箱型鋼柱	SN490B	中國鋼鐵	398	534
	鋼梁	SN490B	東和鋼鐵	396.56	524.59

(資料來源:本研究)

表 2-3 SN490B 鋼材之化學材料規格表

種類符號	厚度範圍 mm	化學成分(%)						機械性質											
		碳 C	矽 Si	錳 Mn	磷 P	硫 S	碳當量 Ceq	拉伸試驗				彎曲試驗							
								降伏強度 Mpa	抗拉強度 Mpa	降服比 %	伸長率 %	厚度方向 三個試片之平均	單一試驗值	試驗溫度 °C	衝擊值 J	試片			
SN490B	6 以上 未滿 12	0.18 以下	0.55 以下	1.60 以下	0.03 以下	0.015 以下	0.44 以下	325.000	490~610	-	1A 號	17 以上	25%	-	0	27	長度 55mm 高度 與寬 度 10mm		
	12 以上 未滿 16							325~445		80 以下									
	16.000							325~445		80 以下									
	超過 16,40 以 下							325~445		80 以下								1A 號 或 4 號	23 以上
	超過 40,50 以 下									80 以下								23 以上	
	超過 50,100 以下							0.20 以下		295~415								80 以下	4 號

(資料來源:中鋼公司)

表 2-4 SN490B 鋼材在各溫度下之楊氏模數折減

溫度 (°C)	楊氏模數 (MPa)	折減係 數 (%)
20.00	213625.00	1.00
100.00	191142.26	0.89
300.00	163616.75	0.77
400.00	166325.14	0.78
500.00	124919.02	0.58
600.00	75211.29	0.35
700.00	51430.15	0.24
800.00	10282.25	0.05

(資料來源：中鋼公司)

表 2-5 SN490B 鋼材在各溫度折減

溫度(°C)	F _y		F _u	
	強度(MPa)	折減(%)	強度(MPa)	折減(%)
20.00	396.56	1.00	524.59	1.00
100.00	364.84	0.92	466.89	0.89
200.00	333.11	0.84	493.11	0.94
300.00	285.52	0.72	508.85	0.97
400.00	265.70	0.67	456.39	0.87
500.00	230.00	0.58	325.25	0.62
600.00	154.66	0.39	183.61	0.35
650.00	107.07	0.27	131.15	0.25
700.00	67.42	0.17	83.93	0.16
750.00	47.59	0.12	62.95	0.12
800.00	35.69	0.09	57.70	0.11

(資料來源：中鋼公司)

表 2-6 SN490C 鋼材之化學材料規格表

種類符號	厚度範圍 mm	化學成分(%)					機械性質											
		碳 C	矽 Si	錳 Mn	磷 P	硫 S	碳當量 Ceq	拉伸試驗				彎曲試驗						
								降伏強度 Mpa	抗拉強度 Mpa	降服比 %	伸長率 %	厚度方向		試驗溫度 °C	衝擊值 J	試片		
SN490C	6 以上 未滿 12	0.18 以下	0.55 以下	1.60 以下	0.02 以下	0.008 以下	0.44 以下	-	490~610	-	1A 號	17 以上	25 以上	15 以上	0	27 以上	四號軋延方向	
	12 以上 未滿 16							-		80 以下								23 以上
	16.000							325~445		80 以下								1A 號或 4 號
	超過 16,40 以下	325~445	80 以下	4 號	23 以上													
	超過 40,50 以下	295~415	80 以下															
	超過 50,100 以下	0.22 以下																

(資料來源：中鋼公司)

表 2-7 SN490C-FR 鋼材之化學材料性質

材質	化學成分(%)						
	C	Si	Mn	Mo	Nb	V	Ti
SN490C-FR	0.080	0.230	0.900	0.330	0.024	0.036	0.015

(資料來源：參考書目[27])

表 2-8 SN490C-FR 鋼材在各溫度下之楊氏模數折減

溫度 (°C)	楊氏模 數 (MPa)	折減係 數 (%)
20	225919	1.00
100	225683.9	0.99
200	215556.2	0.95
300	173303.2	0.77
400	138556.8	0.61
500	162031.9	0.72
550	157992.5	0.70
600	124210.6	0.55
650	119127.4	0.53
700	95221.32	0.42
750	56411.62	0.25
800	20995.42	0.09

(資料來源：中鋼公司)

表 2-9 SN490C-FR 鋼材在各溫度折減

溫度(°C)	F _y		F _u	
	強度(MPa)	折減(%)	強度(MPa)	折減(%)
20.00	449.10	1.00	562.72	1.00
100.00	426.59	0.95	531.80	0.94
200.00	426.40	0.95	560.48	0.99
300.00	392.64	0.87	580.07	1.03
400.00	371.77	0.83	518.16	0.92
500.00	332.21	0.74	423.43	0.75
550.00	299.24	0.67	373.99	0.66
600.00	256.93	0.57	313.93	0.55
650.00	191.23	0.43	228.80	0.40
700.00	124.05	0.28	156.86	0.27
750.00	72.26	0.16	90.30	0.16
800.00	32.88	0.07	52.97	0.09

(資料來源：中鋼公司)

表 2-10 高溫試驗量測點位表

序號	量測編號	量測位置	量測儀器名稱	量測位移量
1	DB1	柱中間處位移	位移計	δ_{DB1}
2	DB2	柱中間處位移	位移計	δ_{DB2}
3	DB3	梁上距柱面 730mm 處位移	位移計	δ_{DB3}
4	DB4	梁加載處位移	位移計	δ_{DB4}
5	DC1	離柱上端 35mm 處位移	位移計	δ_{DC1}
6	DC2	梁柱腹板交會區上方位移	位移計	δ_{DC2}
7	DC3	梁柱腹板交會區下方位移	位移計	δ_{DC3}
8	DC4	離柱下端 230mm 處位移	位移計	δ_{DC4}
9	DE1	柱左上端板 230mm 處位移	位移計	δ_{DE1}
10	DE2	柱右上端板 230mm 處位移	位移計	δ_{DE2}
11	DE3	柱左上端板 230mm 處位移	位移計	δ_{DE3}
12	DE4	柱右上端板 230mm 處位移	位移計	δ_{DE4}

(資料來源:本研究)

表 2-11 溫度量測點位明細表

斷面編號	斷面類型	溫度測點編號	斷面熱電耦數目
TB1	SEC B-B	Temp1~5	5
TB2	SEC A-A	Temp6~9	4
TB3	SEC A-A	Temp10~13	4
TB4	SEC B-B	Temp14~18	5
TB5	SEC A-A	Temp19~22	4
TB6	SEC A-A	Temp23~26	4
TB7	SEC A-A	Temp27~30	4
TB8	SEC A-A	Temp31~34	4
TB9	SEC A-A	Temp35~38	4
TC1	SEC C-C	Temp39~47	9
TC2	SEC D-D	Temp48~56	9
TC3	SEC D-D	Temp57~65	9
TC4	SEC C-C	Temp67~74	9
TC5	SEC C-C	Temp75~83	9

(資料來源:本研究)

表 2-12 LP-400FX 位移計規格表

Length (mm)	Resistance (k Ω)	Independent linearity	Operating temperature	Life
400	10	$\pm 0.1\%$	-40°C to +125°C	10 million strokes min.

(資料來源:本研究)

表 2-13 LWH 系列位移計規格表

量測編號	測量長度 (mm)	線性度 (%)	重複性 (mm)	溫度係數 (typ.ppm/k)	使用溫度 (°C)	輸出信號	工作速度 (ms ⁻¹)	最大量測速度 (ms ⁻¹)
DB1	225	0.1-0.04	0.01	5	-30 to+100	Voltage Divider	10	200
DB2	225	0.1-0.04	0.01	5	-30 to+100	Voltage Divider	10	200
DC2	225	0.1-0.04	0.01	5	-30 to+100	Voltage Divider	10	200
DC3	225	0.1-0.04	0.01	5	-30 to+100	Voltage Divider	10	200
DB3	900	0.1-0.04	0.01	5	-30 to+100	Voltage Divider	10	200
DB4	900	0.1-0.04	0.01	5	-30 to+100	Voltage Dividerr	10	200
DC1	400	0.1-0.04	0.01	5	-30 to+100	Voltage Divider	10	200
DC4	400	0.1-0.04	0.01	5	-30 to+100	Voltage Divider	10	200

(資料來源:本研究)

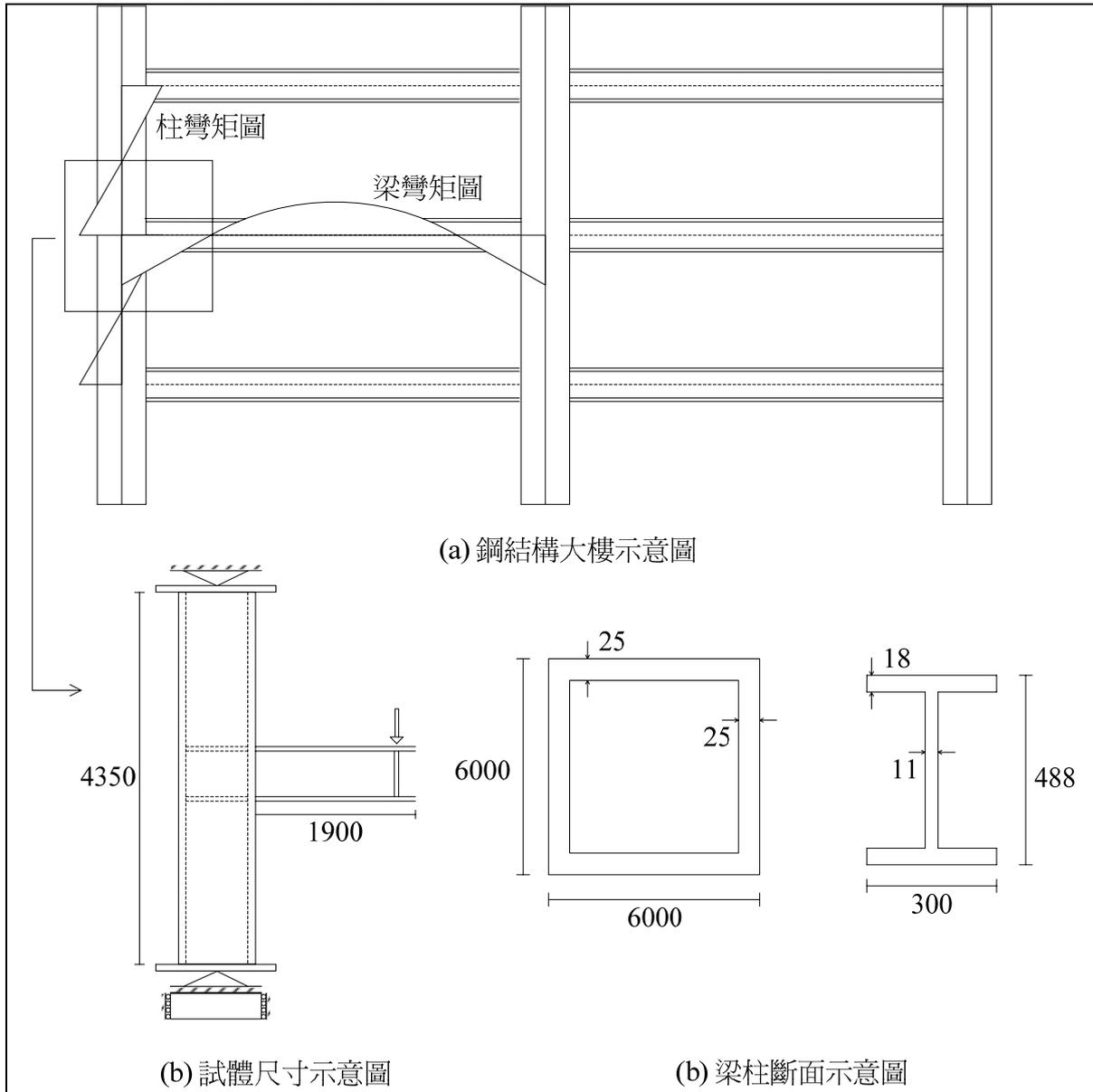


圖 2-1 實尺寸試體示意圖

(資料來源:參考書目[27])

第二章 梁柱接頭火害實驗規劃



品質證明書
TEST CERTIFICATE

中國鋼鐵股份有限公司
CHINA STEEL CORPORATION
中華民國高雄市小港區中鋼路1號
1 CHUNG KANG ROAD, HSIAO KANG, KAOHSIUNG 812,
TAIWAN, REPUBLIC OF CHINA.
TEL: (07) 802-1111 FAX: (07) 802-2511 (07) 801-9427
A0002-01 0470

客戶名稱 SOLD TO	中國鋼鐵股份有限公司 T11	產品名稱 PRODUCT	PLATE-CARBON STEEL (MILL EDGE)								
規格名稱 SPEC	JIS G3136-94 SN490B	發票號碼 INVOICE NO.	證明書編號 CERTIFICATE NO.								
檢驗 INSP	CSC MILL INSPECTION	客戶編號 CUSTOMER NO.	961127A0002								
	T/C 01	交運日期 SHIPPING DATE	中鋼訂單編號 CSC ORDER NO.								
		NOV. 26, 2007	TUR6049A								
		證明書日期 T/C ISSUE DATE	NOV. 27, 2007								
		客戶訂單編號 CSC ORDER NO.									
項目 ITEM NO.	產品序號 SERIAL NO.	MATERIAL DESCRIPTION 厚度 THICK. 寬度 WIDTH 長度 LENGTH 鋼重 WT. KGS	爐號 HEAT NO.	板號 SLAB NO.	試片編號 SAMPLE ID.	拉伸試驗 G.L. = 200 Y.S. T.S. EL. % N/MM2	#04 MP. OC	#05 MP. OC	#19 % OC	化學成份 CHEMICAL ANALYSIS %	REMARK
003	34274	25.00 1525 7850 1 2,345	3P480	501290853	#	- - -	214	208	-	C 2.2 3 2 2 Mn 10 10 10 10 P 0.005 0.005 0.005 0.005 S 0.005 0.005 0.005 0.005 Si 0.005 0.005 0.005 0.005 Ni 0.005 0.005 0.005 0.005 Cr 0.005 0.005 0.005 0.005 Mo 0.005 0.005 0.005 0.005 Cu 0.005 0.005 0.005 0.005 Al 0.005 0.005 0.005 0.005 N 0.005 0.005 0.005 0.005 O 0.005 0.005 0.005 0.005 S 0.005 0.005 0.005 0.005 P 0.005 0.005 0.005 0.005	
		TOTAL: 1 2,345		90854		398 53426.9	-	222	7E		
註釋 NOTES	#01 拉伸試驗 TENSILE TEST #04 衝擊試驗縱平均 IMPACT TEST LONG AVG #05 衝擊試驗縱個別 IMPACT TEST LONG INDV #19 降伏比 YIELD RATIO #: IMPACT TEST SPECIMEN SIZE (MM) #5: 10X5, 0X55; #6: 10X6, 7X55; #7: 10X7, 5X55; #8: 10X10X55. 茲證明本表所列產品，均依材料規格製造及試驗，並符合規格之要求，且經偵測無輻射污染。 WE HEREBY CERTIFY THAT MATERIAL DESCRIBED HEREIN HAS BEEN MANUFACTURED AND TESTED WITH SATISFACTORY RESULTS IN ACCORDANCE WITH THE REQUIREMENT OF THE ABOVE MATERIAL SPECIFICATION.										
SURVEYOR TO									冶金技術處處長 GENERAL MANAGER, METALLURGICAL DEPARTMENT		

(a)



品質證明書
TEST CERTIFICATE

中國鋼鐵股份有限公司
CHINA STEEL CORPORATION
中華民國高雄市小港區中鋼路1號
1 CHUNG KANG ROAD, HSIAO KANG, KAOHSIUNG 812,
TAIWAN, REPUBLIC OF CHINA.
TEL: (07) 802-1111 FAX: (07) 802-2511 (07) 801-9427
A0001-01 0469

客戶名稱 SOLD TO	中國鋼鐵股份有限公司 T11	產品名稱 PRODUCT	PLATE-CARBON STEEL (MILL EDGE)								
規格名稱 SPEC	JIS G3136-94 SN490B	發票號碼 INVOICE NO.	證明書編號 CERTIFICATE NO.								
檢驗 INSP	CSC MILL INSPECTION	客戶編號 CUSTOMER NO.	961127A0001								
	T/C 01	交運日期 SHIPPING DATE	中鋼訂單編號 CSC ORDER NO.								
		NOV. 26, 2007	TUR6049A								
		證明書日期 T/C ISSUE DATE	NOV. 27, 2007								
		客戶訂單編號 CSC ORDER NO.									
項目 ITEM NO.	產品序號 SERIAL NO.	MATERIAL DESCRIPTION 厚度 THICK. 寬度 WIDTH 長度 LENGTH 鋼重 WT. KGS	爐號 HEAT NO.	板號 SLAB NO.	試片編號 SAMPLE ID.	拉伸試驗 G.L. = 200 Y.S. T.S. EL. % N/MM2	#04 MP. OC	#05 MP. OC	#19 % OC	化學成份 CHEMICAL ANALYSIS %	REMARK
001	90850	25.00 1820 17440 1 6,228	3P480	503190853	#	- - -	214	208	-	C 2.2 3 2 2 Mn 10 10 10 10 P 0.005 0.005 0.005 0.005 S 0.005 0.005 0.005 0.005 Si 0.005 0.005 0.005 0.005 Ni 0.005 0.005 0.005 0.005 Cr 0.005 0.005 0.005 0.005 Mo 0.005 0.005 0.005 0.005 Cu 0.005 0.005 0.005 0.005 Al 0.005 0.005 0.005 0.005 N 0.005 0.005 0.005 0.005 O 0.005 0.005 0.005 0.005 S 0.005 0.005 0.005 0.005 P 0.005 0.005 0.005 0.005	
002	34253	25.00 1670 17740 1 5,814	3P480	501390853	#	398 53426.9	-	214	7E		
		TOTAL: 2 12,043		90854		398 53426.9	-	222	7E		
註釋 NOTES	#01 拉伸試驗 TENSILE TEST #04 衝擊試驗縱平均 IMPACT TEST LONG AVG #05 衝擊試驗縱個別 IMPACT TEST LONG INDV #19 降伏比 YIELD RATIO #: IMPACT TEST SPECIMEN SIZE (MM) #5: 10X5, 0X55; #6: 10X6, 7X55; #7: 10X7, 5X55; #8: 10X10X55. 茲證明本表所列產品，均依材料規格製造及試驗，並符合規格之要求，且經偵測無輻射污染。 WE HEREBY CERTIFY THAT MATERIAL DESCRIBED HEREIN HAS BEEN MANUFACTURED AND TESTED WITH SATISFACTORY RESULTS IN ACCORDANCE WITH THE REQUIREMENT OF THE ABOVE MATERIAL SPECIFICATION.										
SURVEYOR TO									冶金技術處處長 GENERAL MANAGER, METALLURGICAL DEPARTMENT		

(b)

圖 2-2 中鋼公司 SN490B 鋼材證明

(資料來源: 參考書目 [27])

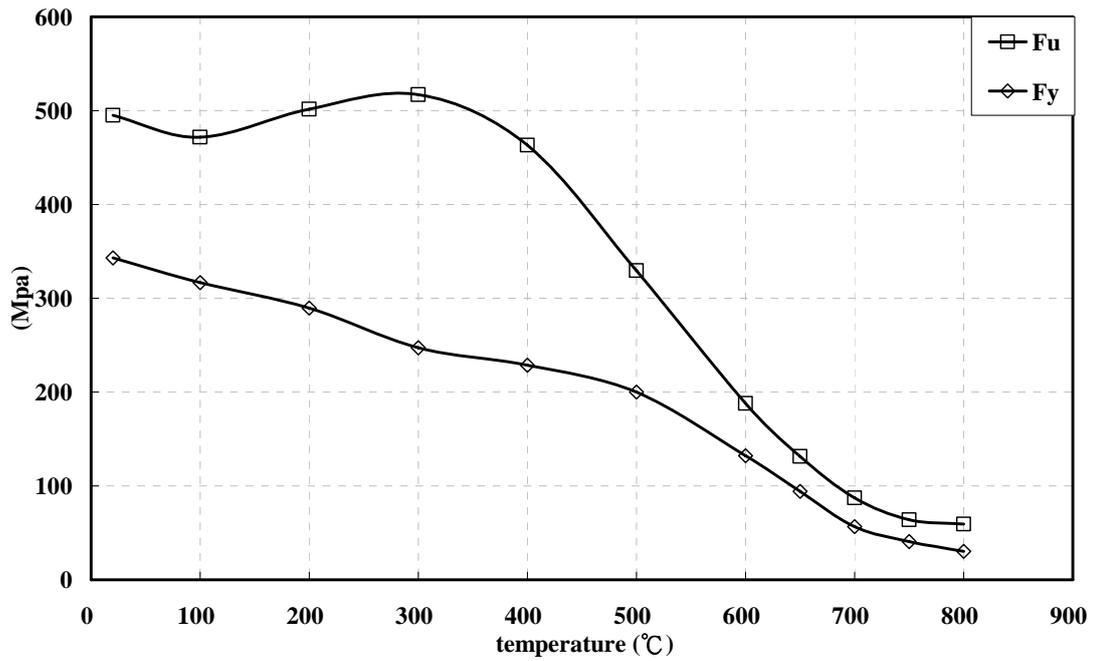


圖 2-3 SN490B 鋼材在各溫度下之極限強度與降伏強度
(資料來源:本研究)

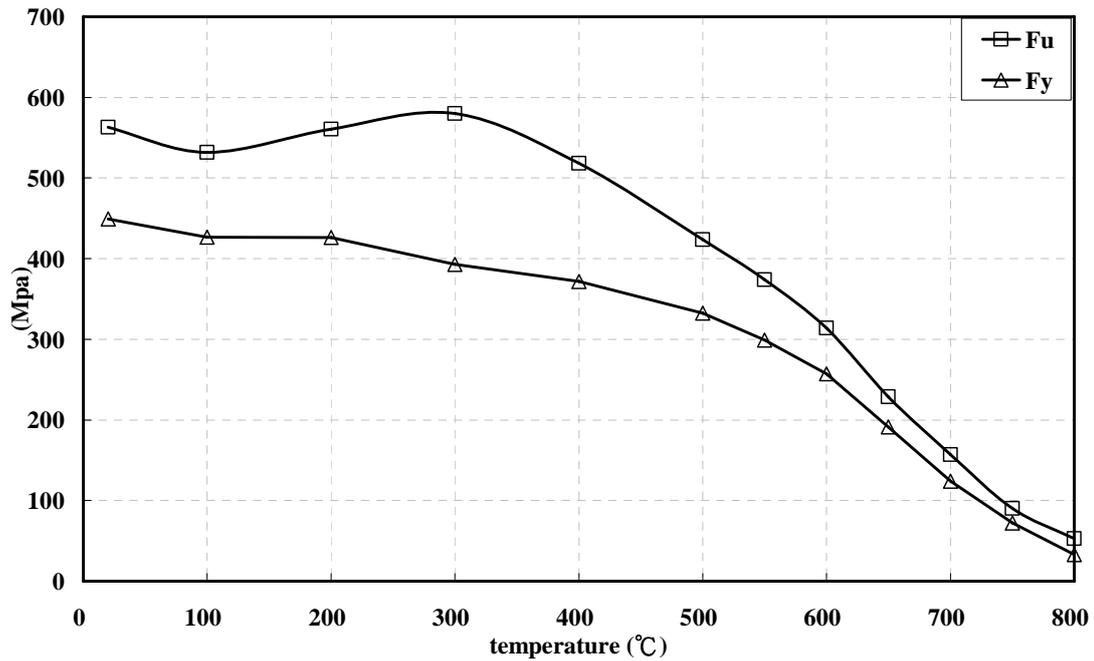


圖 2-4 SN490C-FR 鋼材在各溫度下之極限強度與降伏強度
(資料來源:本研究)

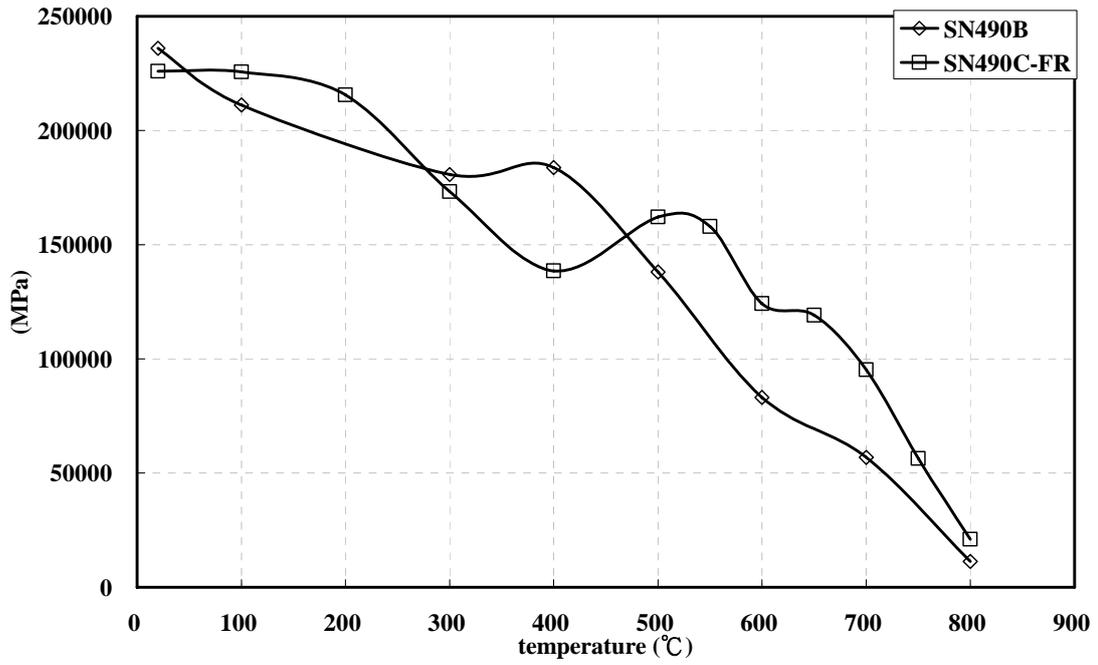


圖 2-5 SN490B 鋼材與 SN490C-FR 鋼材在各溫度下之楊氏模數
(資料來源:本研究)

鋼結構耐震韌性梁柱接頭之耐火性能研究(2/3)
耐震補強式接頭火害行為研究



(a) U型組立與內部熱電耦線佈設完成



(b) 箱型柱潛弧鐸(SAW)



(c) 箱型柱內隔板鐸接(EGW)



(d) 端銑箱型柱上下端完成



(e) 組立柱端板



(f) 點鐸剪力片



(g) 箱型柱端板及加勁組立完成



(h) 加勁板與端板鐸接完成

圖 2-6 試體箱型柱製作照片

(資料來源:本研究)



(a) 梁開槽、扇形孔切割及鑽孔完成



(b) 鋼梁加勁板銲接(FCAW)



(c) 鋼梁定位及高拉力螺栓鎖固(人工)



(d) 高拉力螺栓鎖斷(機械)



(e) 背墊板點銲



(f) 上翼板開槽銲(FCAW)



(g) 下翼板開槽銲(FCAW)



(h) 試體 D 製作完成

圖 2-7 試體 D 梁柱接頭製作照片(切削前)

(資料來源:本研究)



(a) 托梁鑽孔與開槽完成



(b) 箱型柱與托梁組立



(c) 托梁翼板內緣全滲透鐸完成



(d) 托梁翼板碳棒吹蝕



(e) 托梁翼板全滲透鐸完成



(f) 鋼梁與托梁定位



(g) 高拉力螺栓鎖斷



(h) 試體 A、C 製作完成

圖 2-8 試體 A、C-梁柱接頭製作照片

(資料來源:本研究)



(a) 耐火鋼托梁組立完成



(b) 耐火鋼托梁與鋼柱組立



(c) 耐火鋼托梁腹板全滲透銲完成



(d) 耐火鋼托梁翼板全滲透銲



(e) 耐火鋼托梁翼板內緣碳棒吹蝕



(f) 耐火鋼托梁全滲透銲完成



(g) 耐火鋼托梁與梁連接處完成



(h) 試體 B 製作完成

圖 2-9 試體 B-梁柱接頭製作照片

(資料來源:本研究)

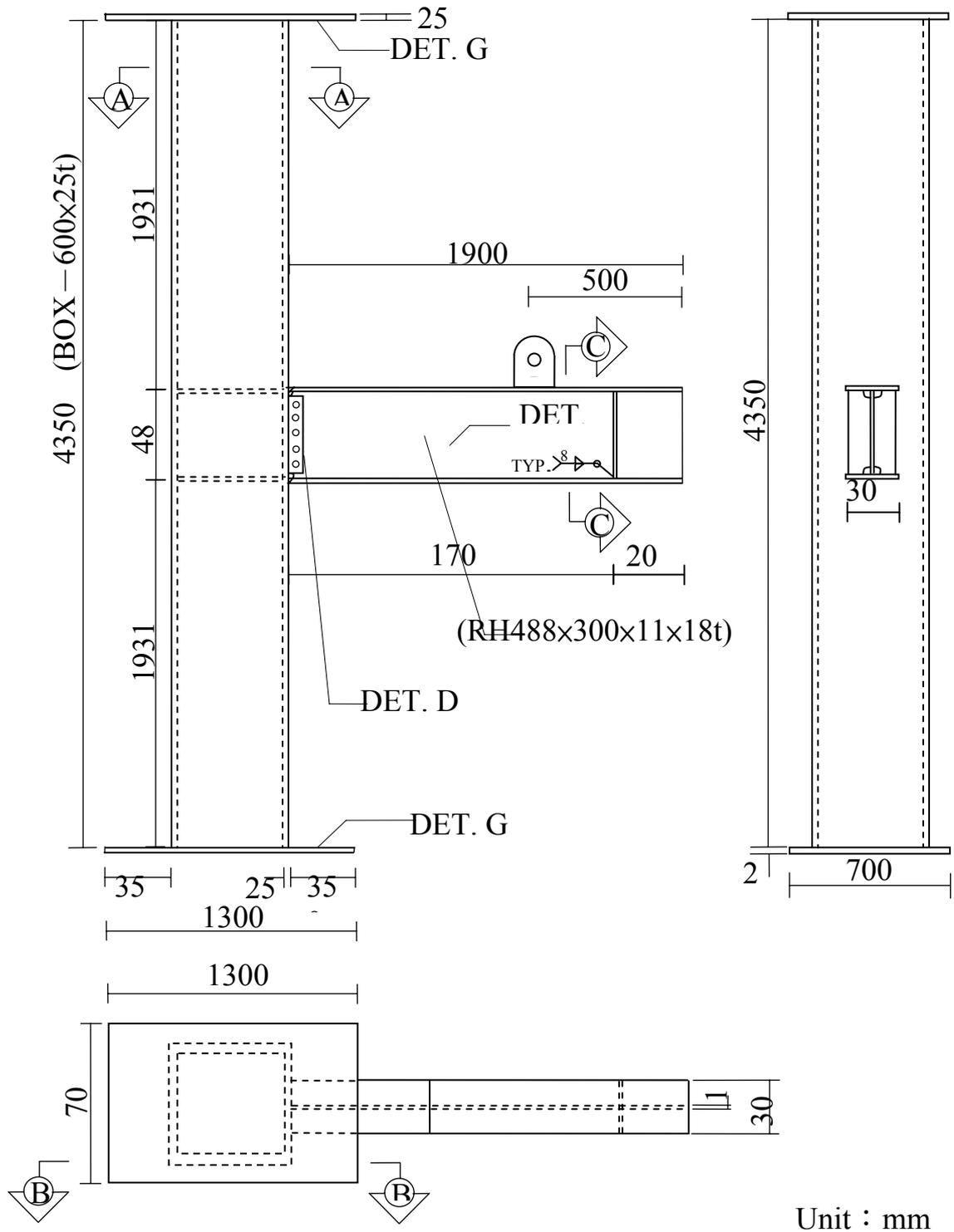


圖 2-10 試體 D 三視圖(切削前)

(資料來源:本研究)

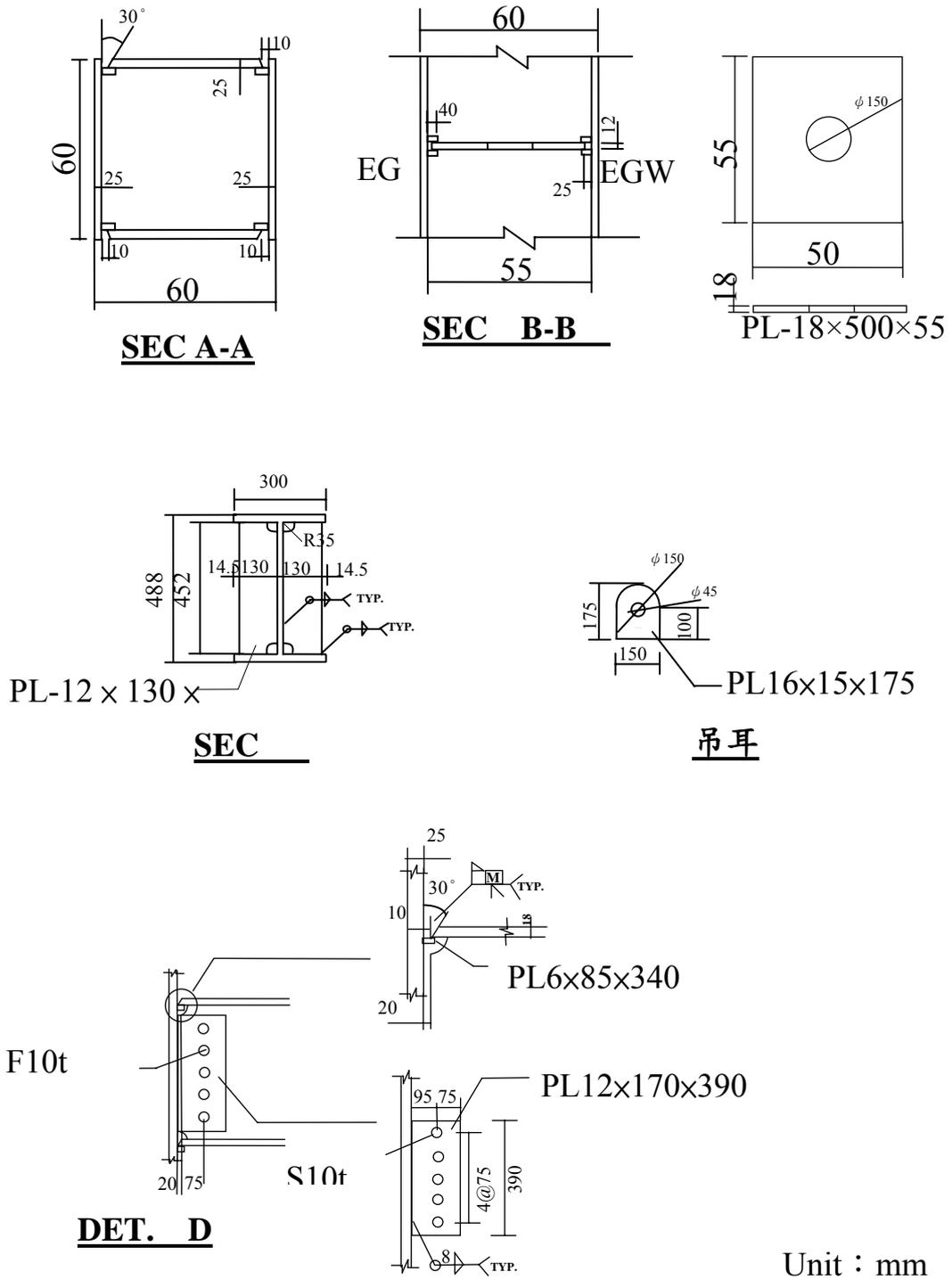


圖 2-11 試體 D 細部示意圖(a)

(資料來源:本研究)

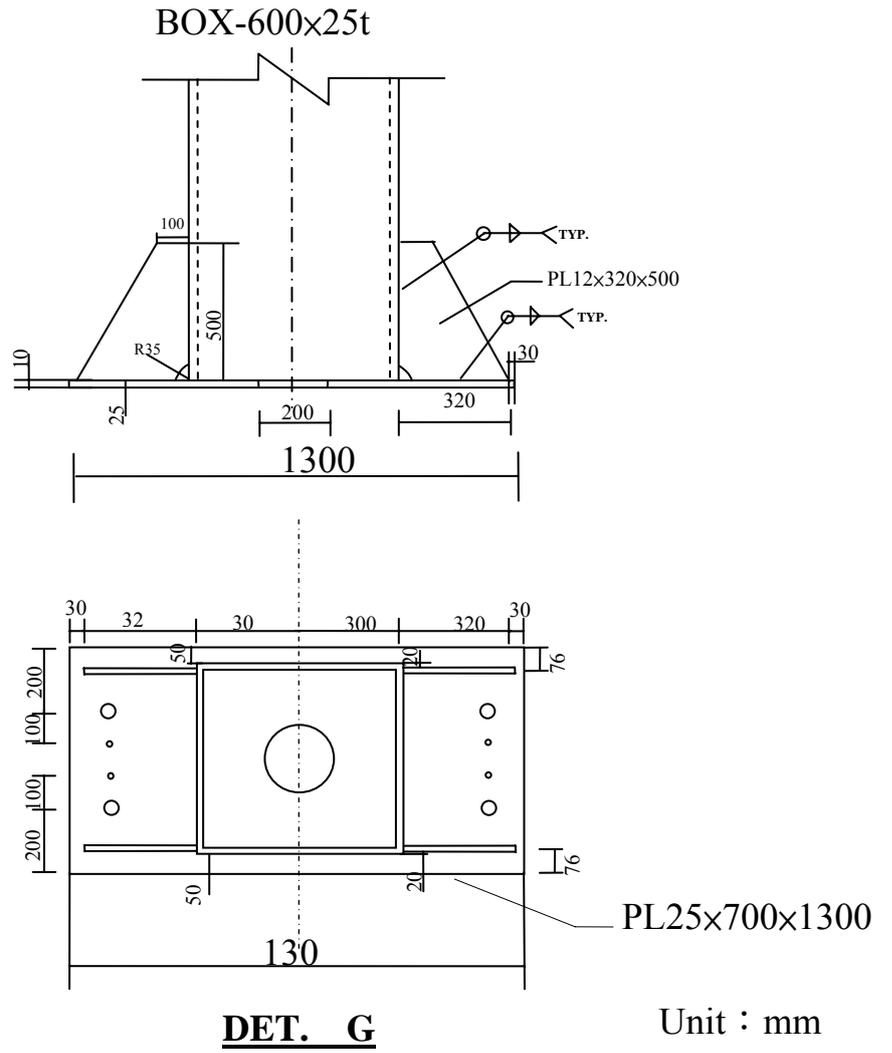


圖 2-12 試體 D 細部示意圖(b)

(資料來源:本研究)

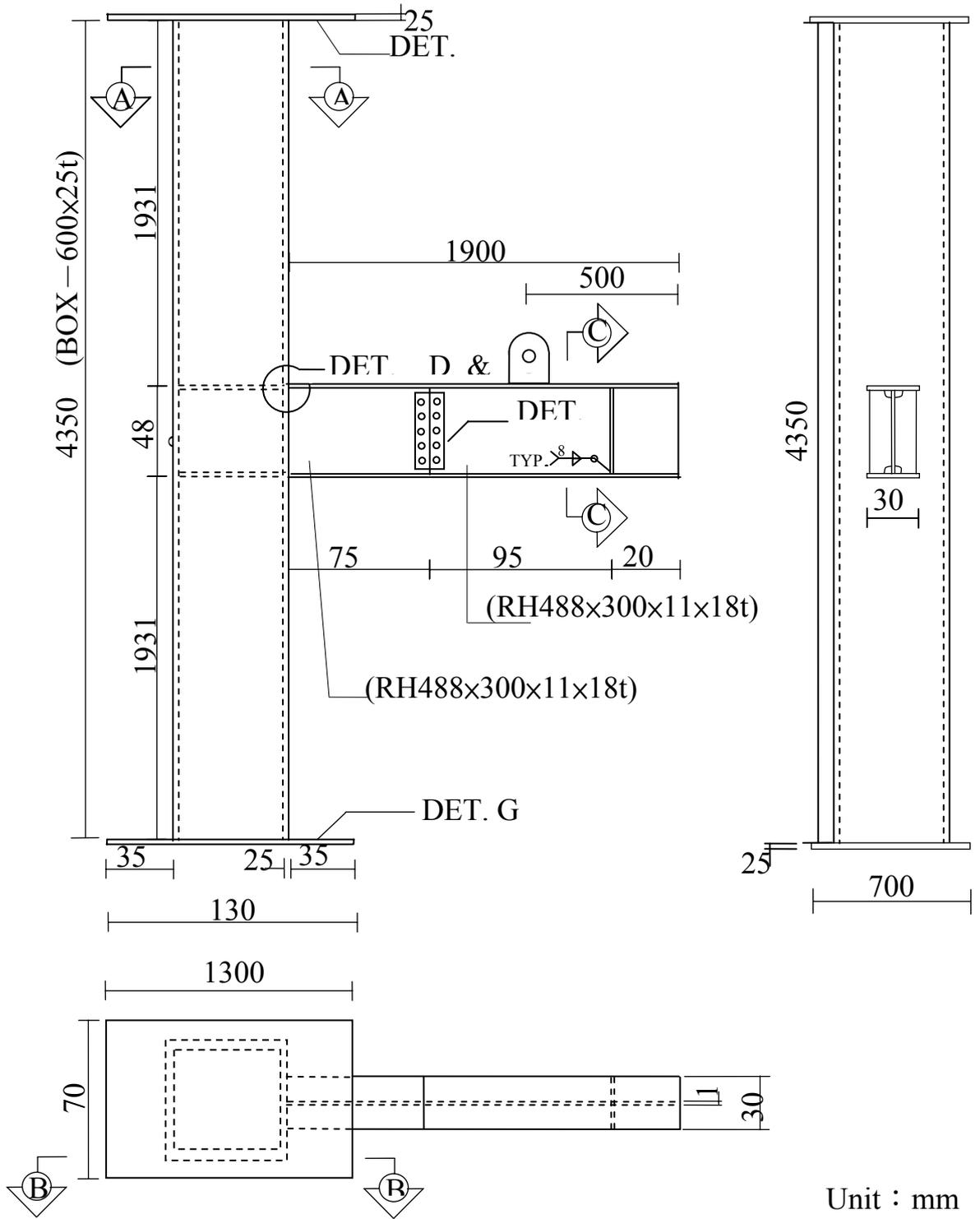
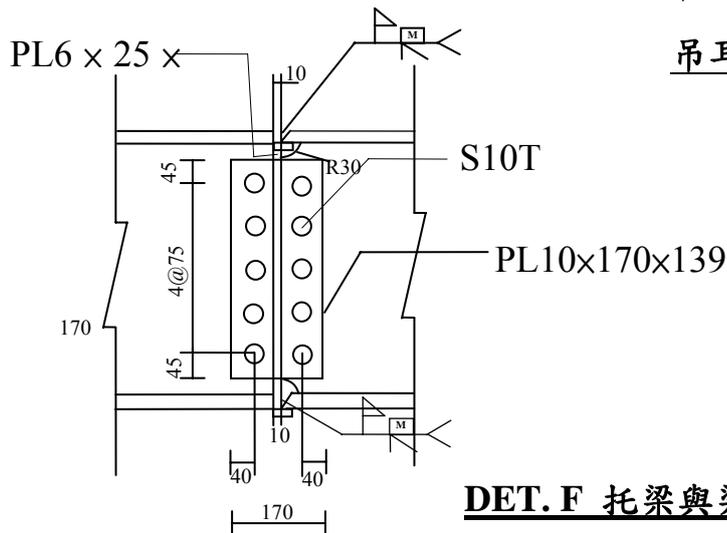
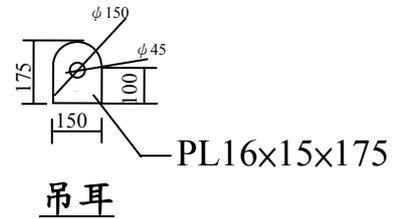
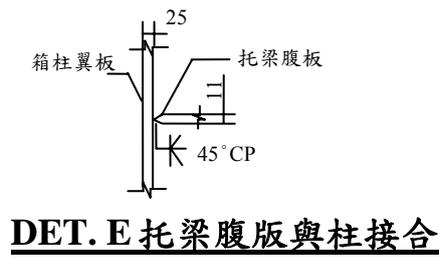
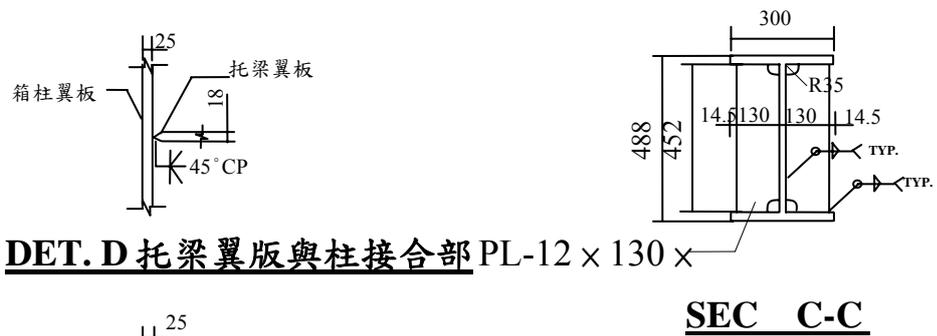
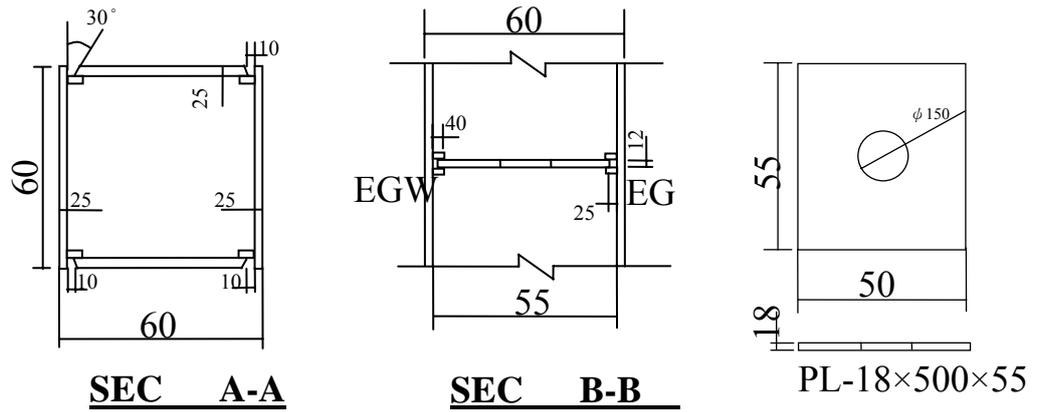


圖 2-13 試體 A、C(補強前) 三視圖

(資料來源:本研究)



Unit : mm

圖 2-14 試體 A、C 細部示意圖(a)

(資料來源:本研究)

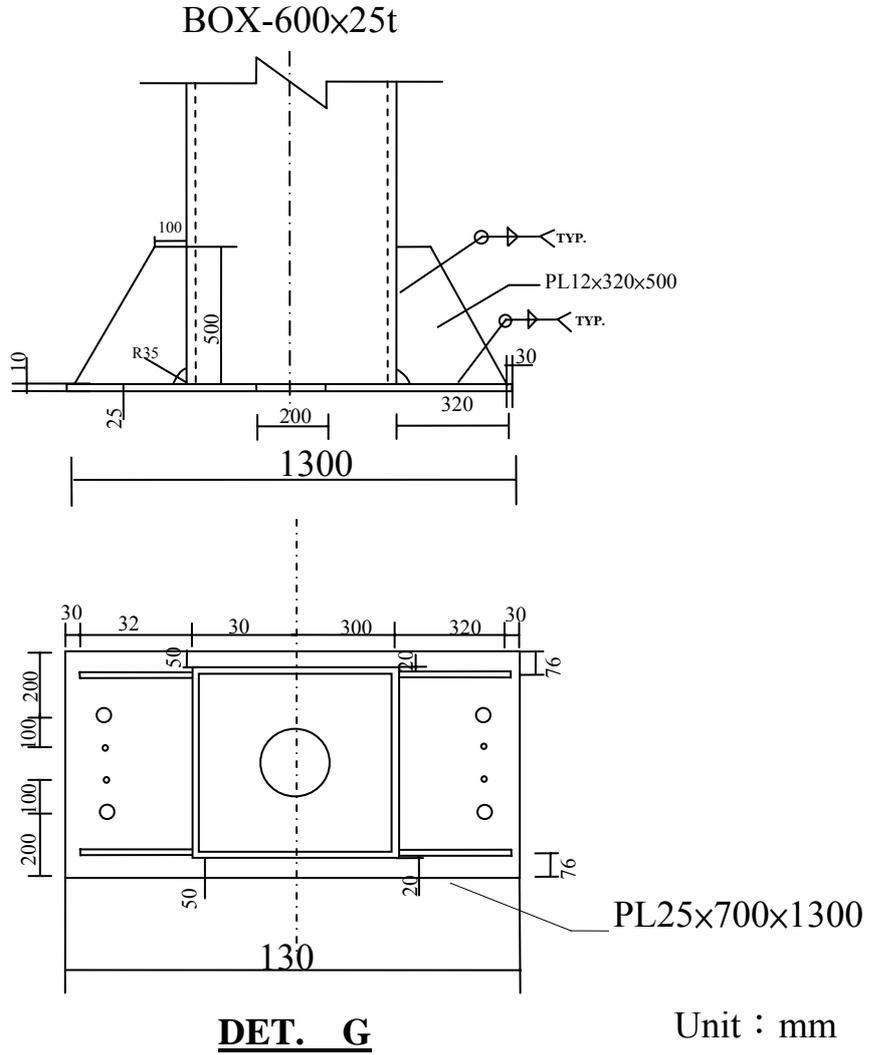
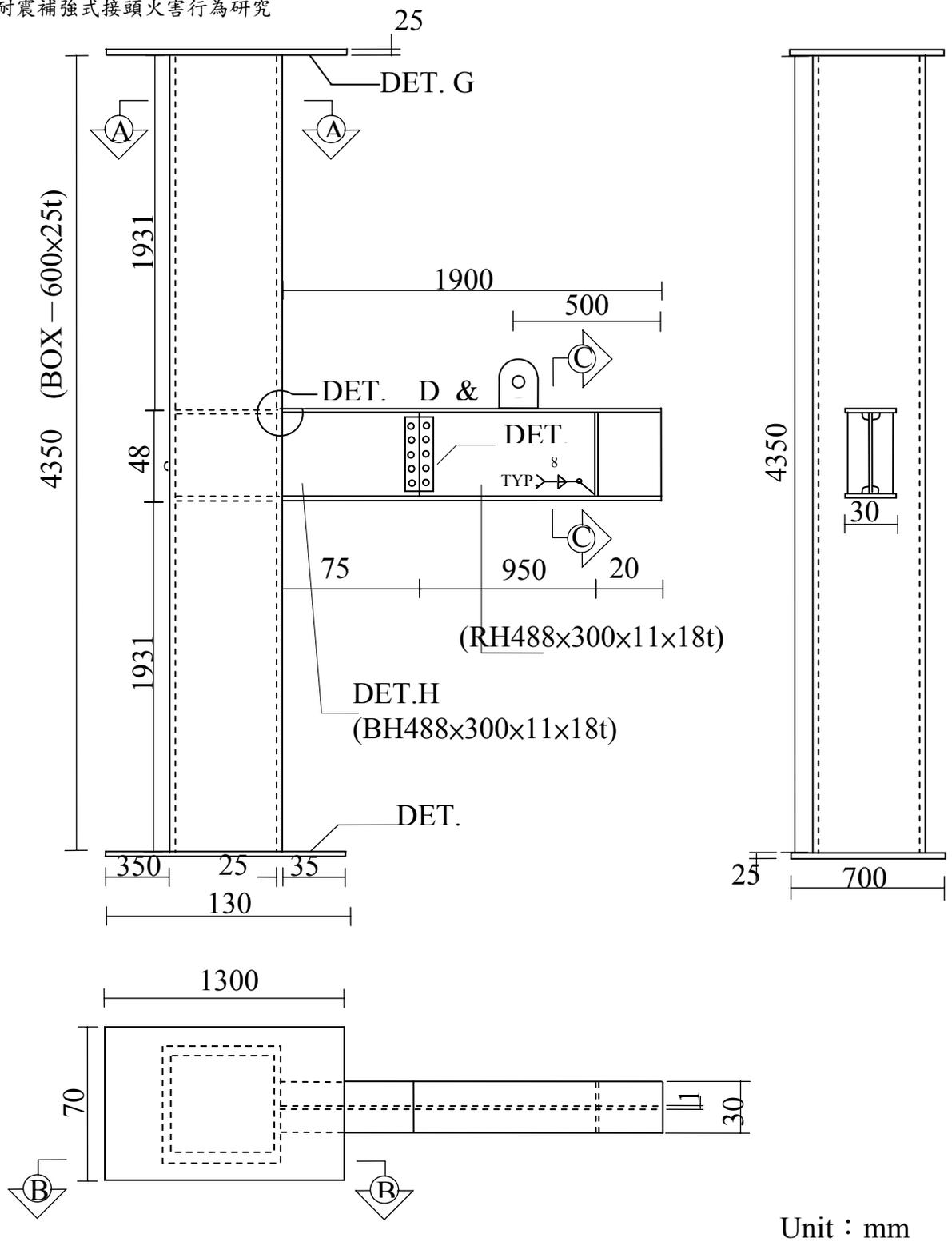


圖 2-15 試體 A、C 細部示意圖(b)

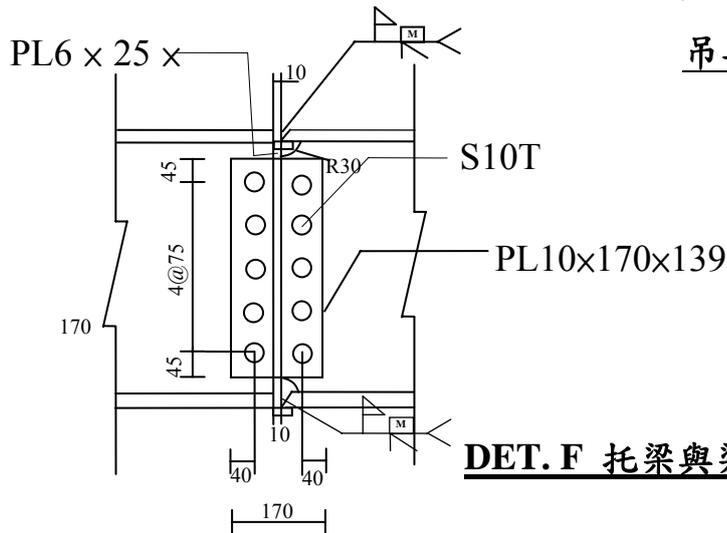
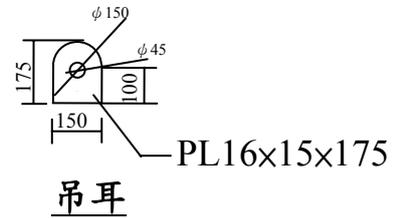
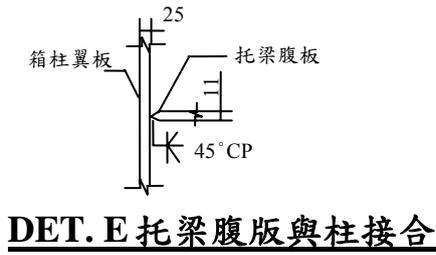
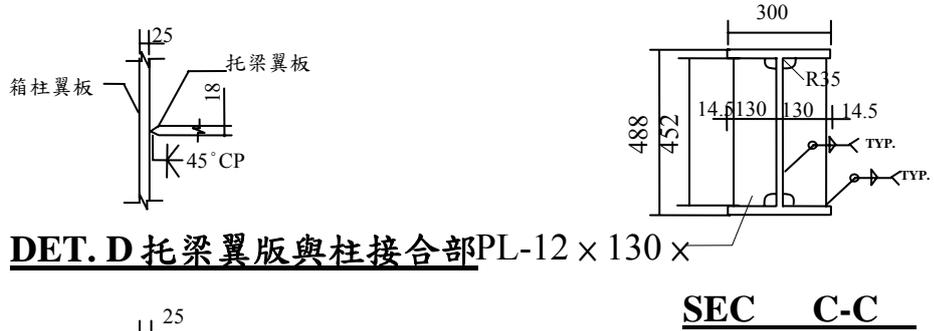
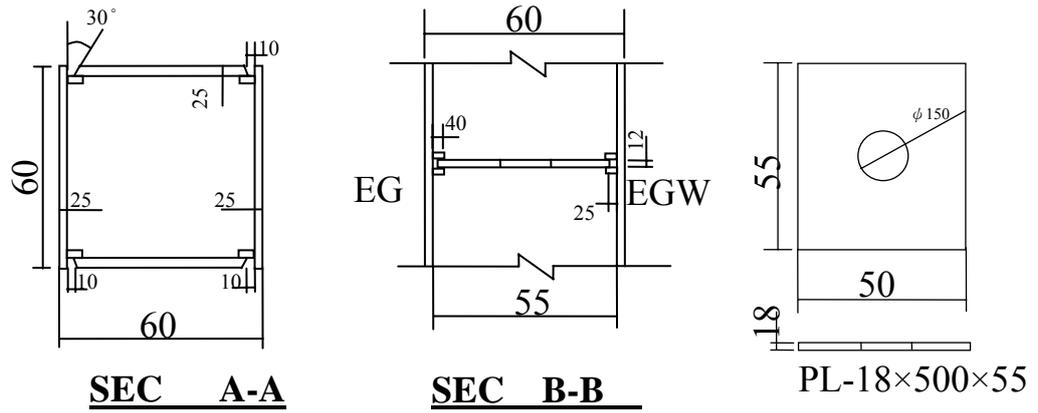
(資料來源:本研究)



Unit : mm

圖 2-16 試體 B 三視圖

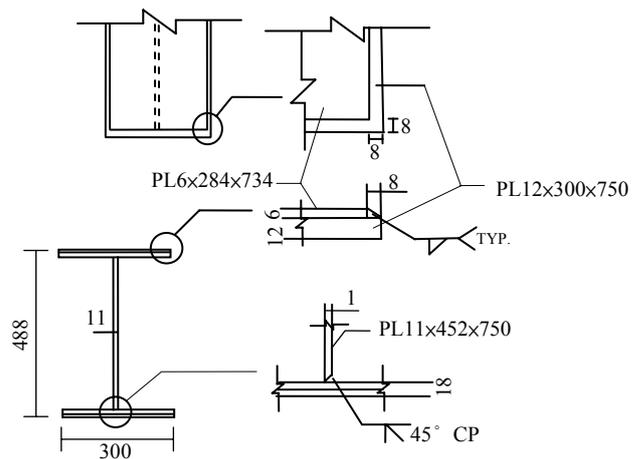
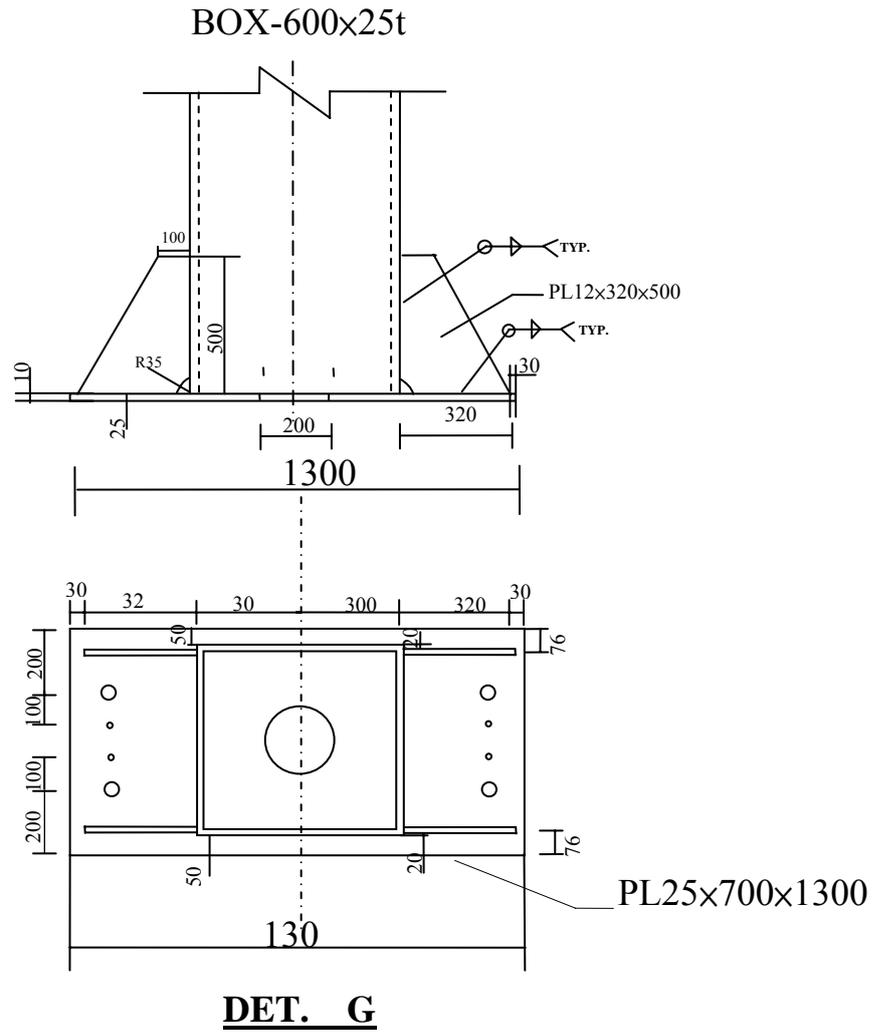
(資料來源:本研究)



Unit : mm

圖 2-17 試體 B 細部示意圖(a)

(資料來源:本研究)



DET. H 組合型梁 BH488x300x

Unit : mm

圖 2-18 試體 B 細部示意圖(b)

(資料來源:本研究)

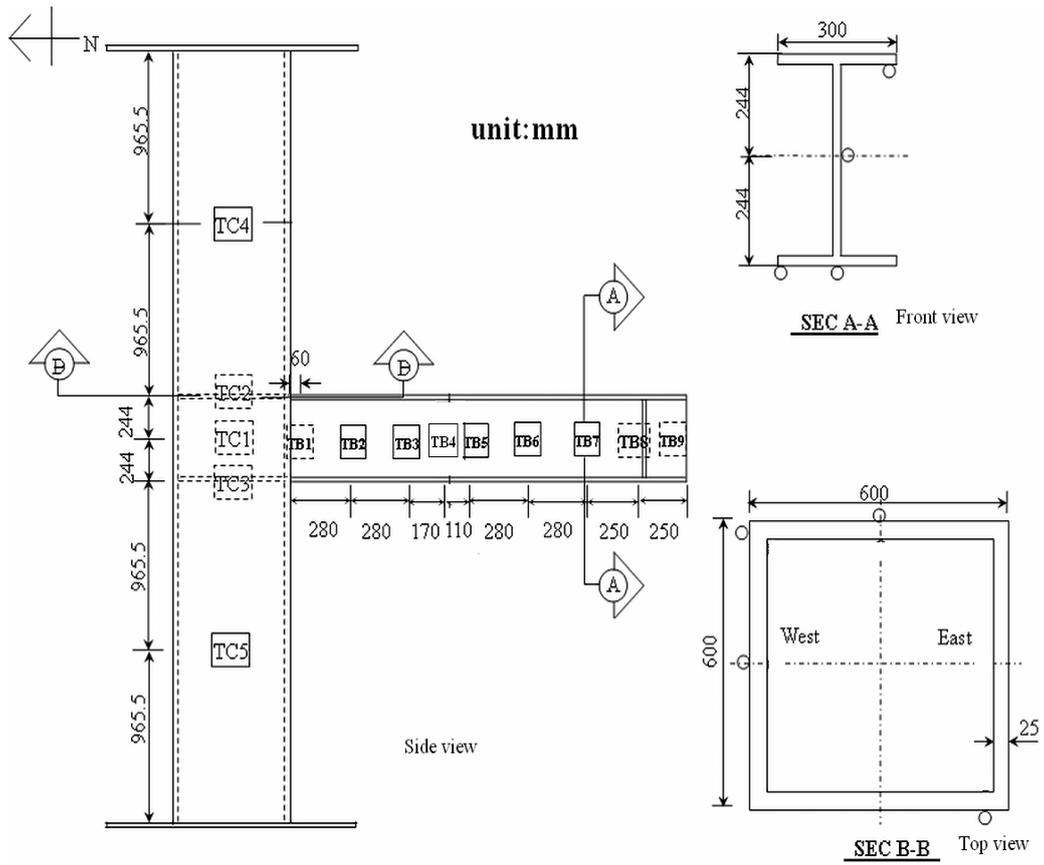


圖 2-19 溫度量測點位

(資料來源:本研究)

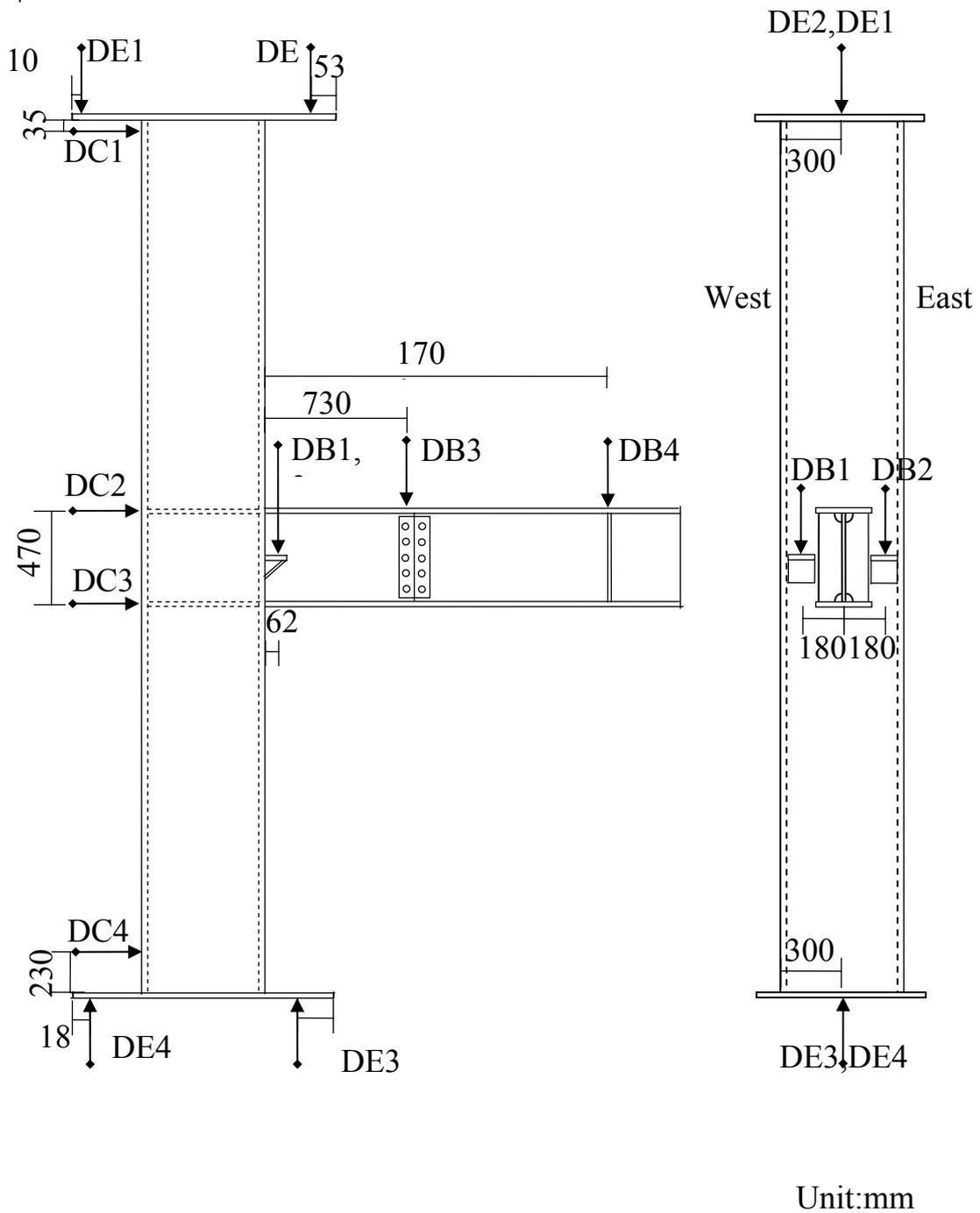
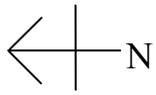


圖 2-20 高溫試體位移計量測點位



圖 2-21 2000 噸荷重元(Load Cell)

(資料來源:本研究)

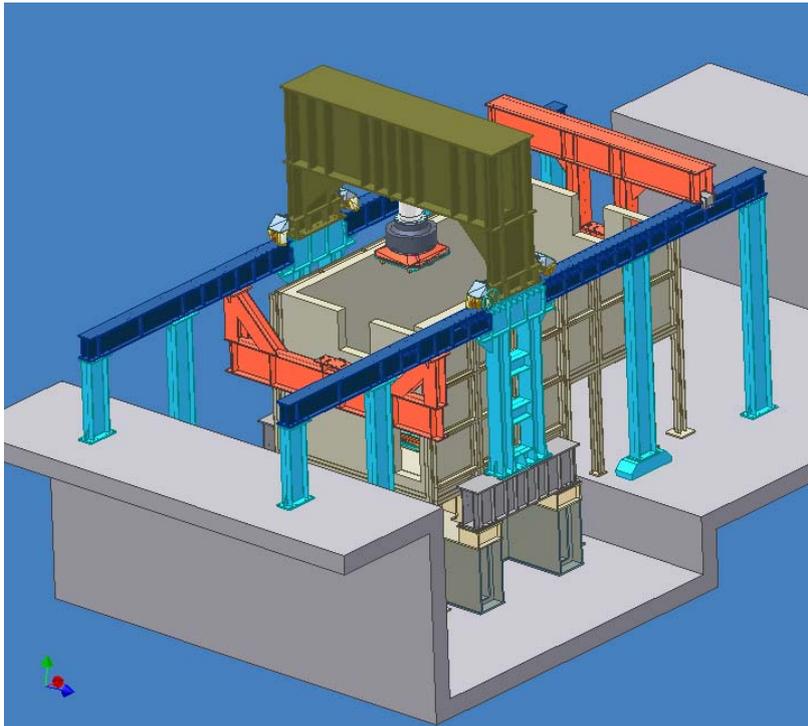


圖 2-22 反力鋼架與萬用球座

(資料來源:本研究)



圖 2-23 加載設備與大型高溫複合爐

(資料來源:本研究)

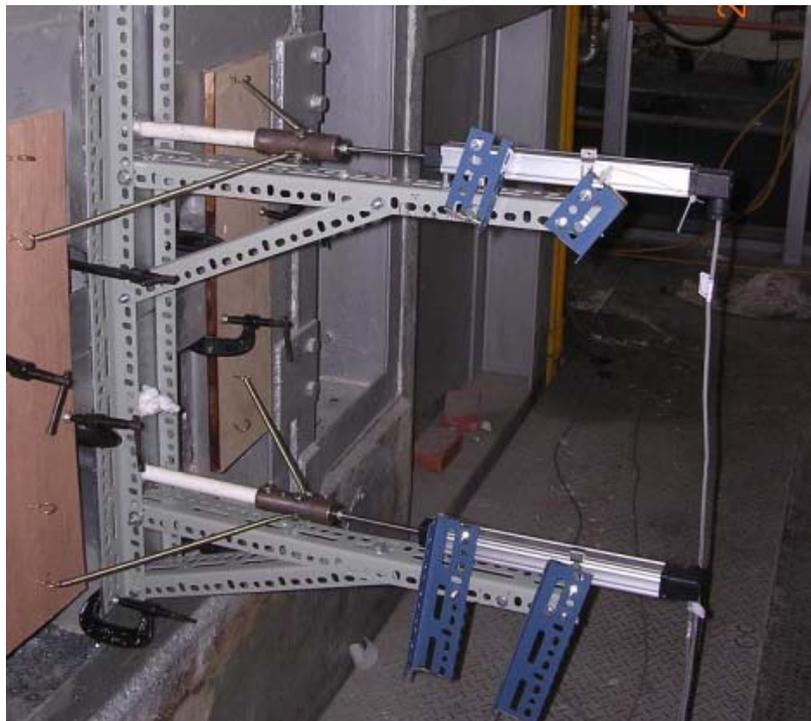


圖 2-24 LWH 系列位移計

(資料來源:本研究)



圖 2-25 LP-400FX 位移計

(資料來源:本研究)



圖 2-26 PF-M2 資料收集器

(資料來源:本研究)



圖 2-27 SCXI 資料收集器

(資料來源:本研究)



圖 2-28 DA100 資料收集器

(資料來源:本研究)



圖 2-29 輔助設備裝置圖

(資料來源:本研究)

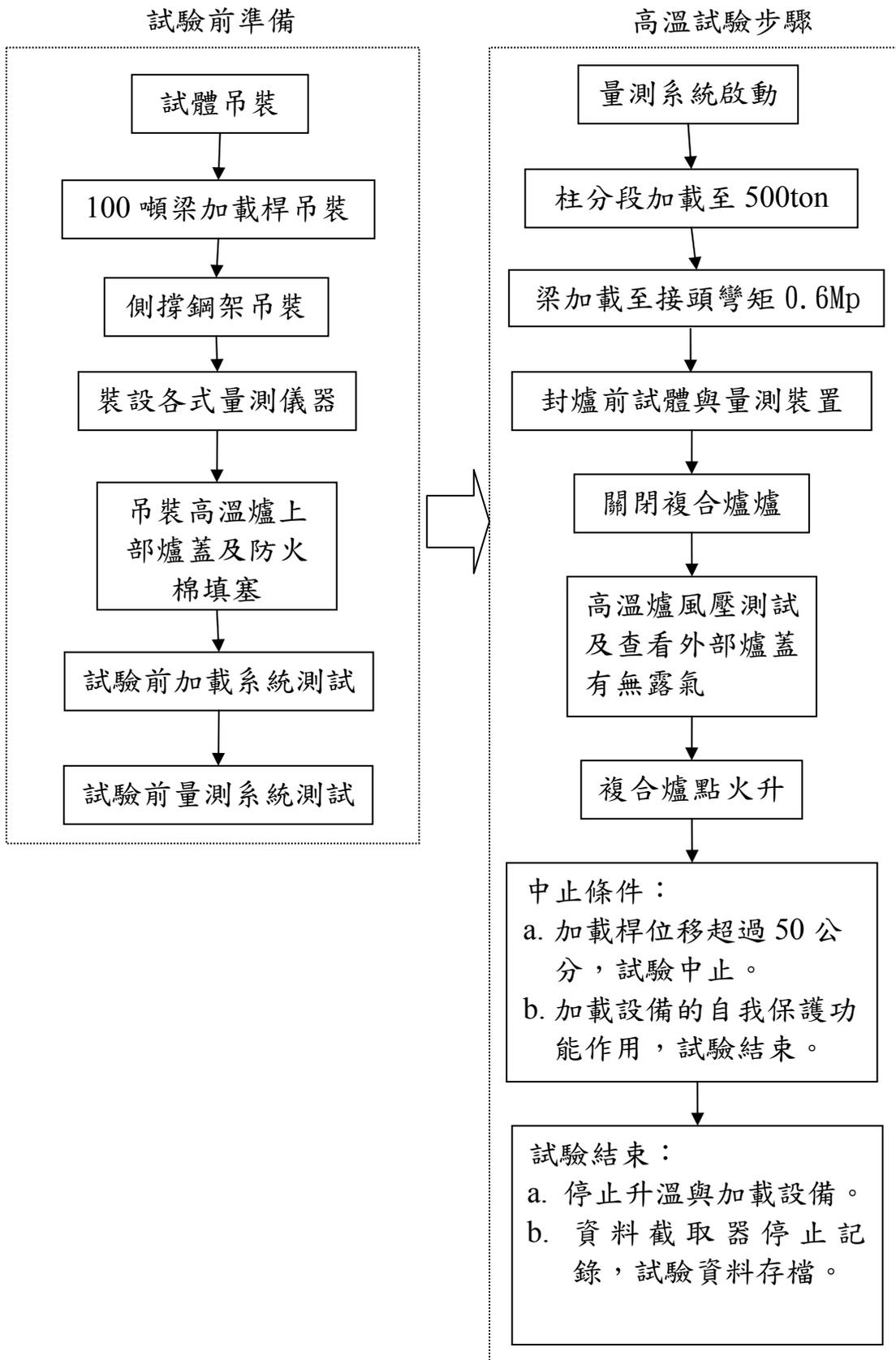


圖 2-30 試體安裝與測試流程

(資料來源:本研究)

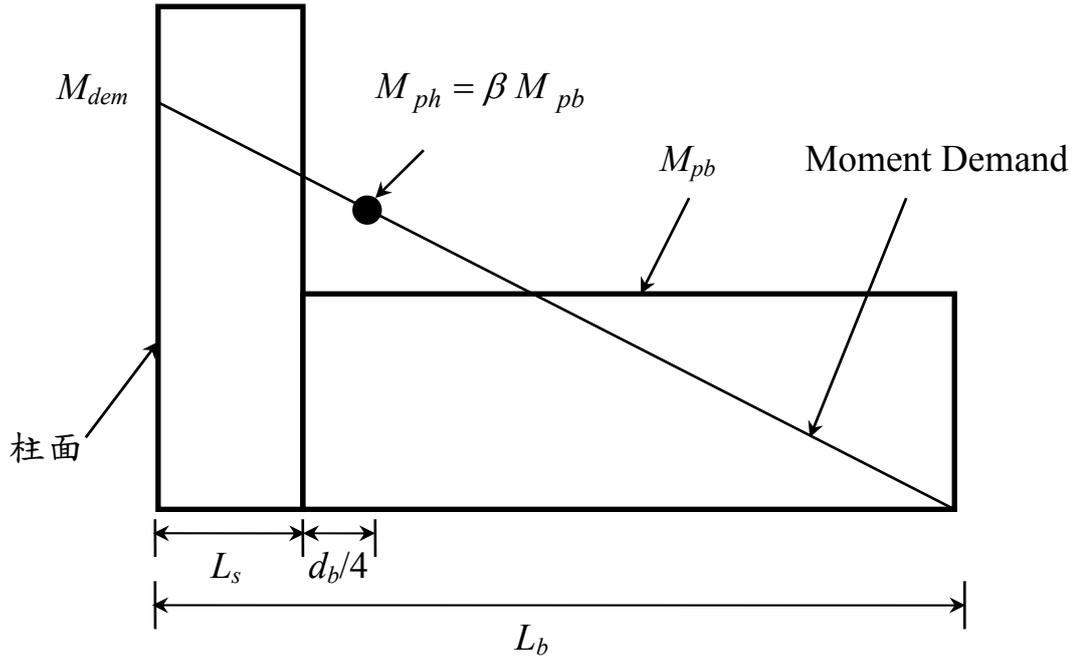


圖 2-31 彎矩容量投影圖

(資料來源:參考書目[9])

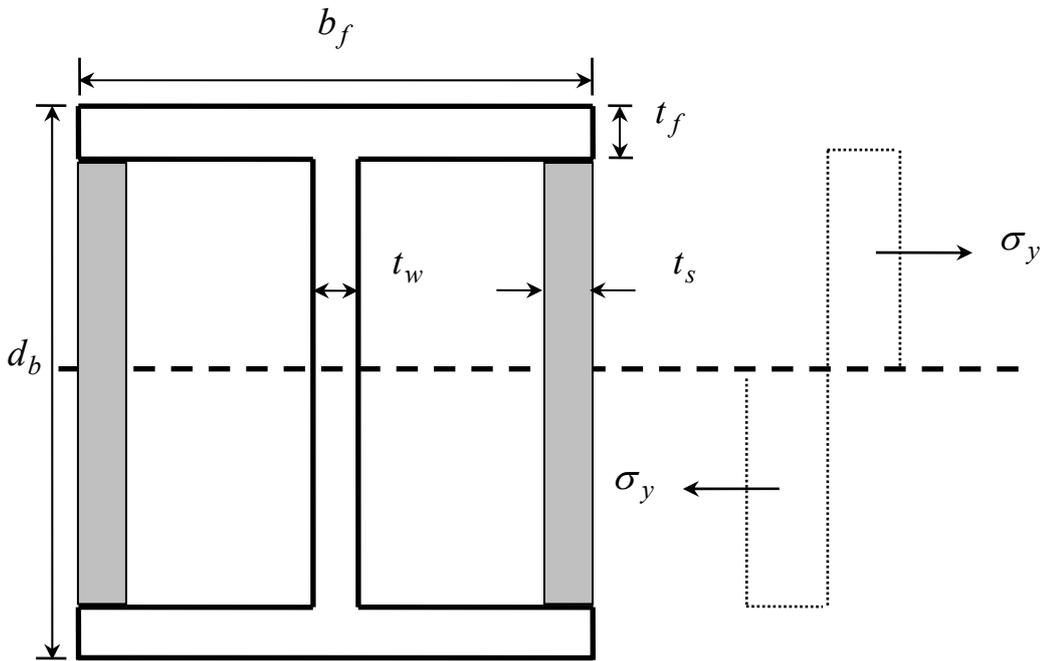


圖 2-32 側板處所提供之彎矩容量示意圖

(資料來源:參考書目[9])

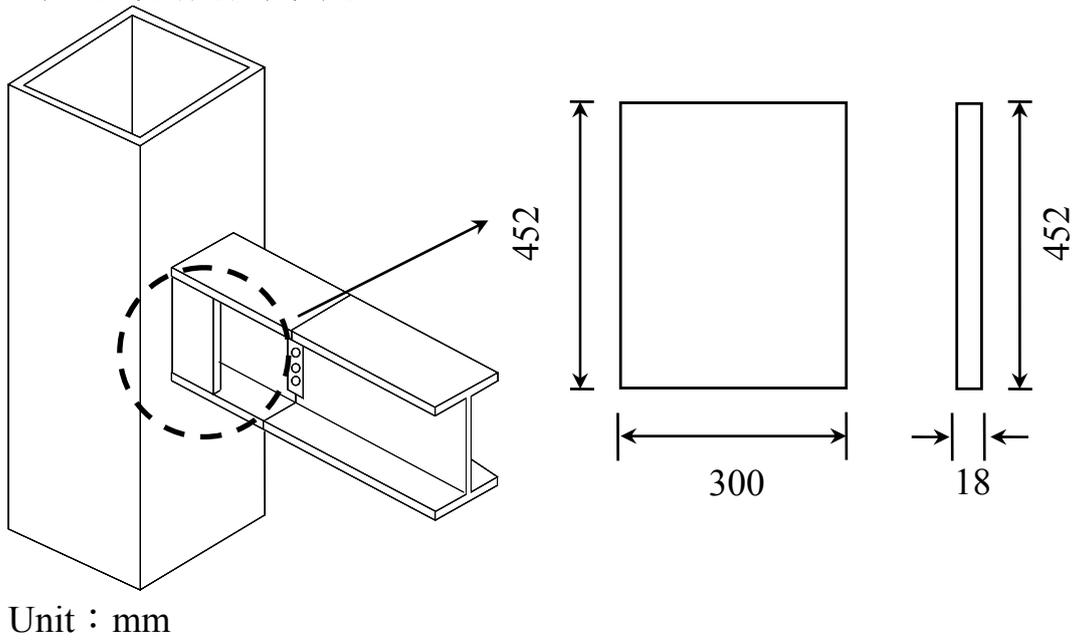


圖 2-33 側板式補強尺寸圖

(資料來源:本研究)

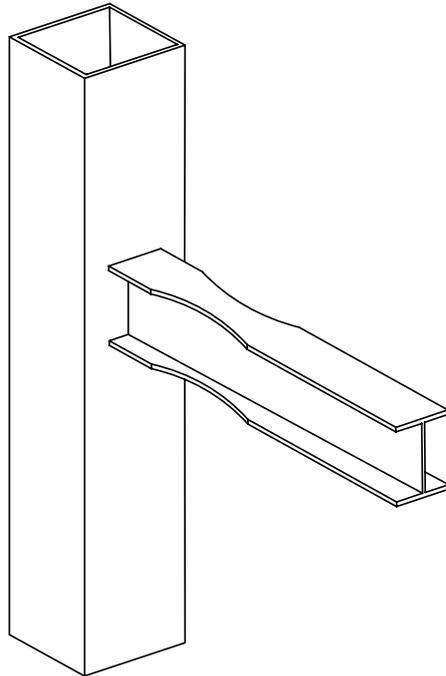


圖 2-34 圓弧切削接頭示意圖

(資料來源:本研究)

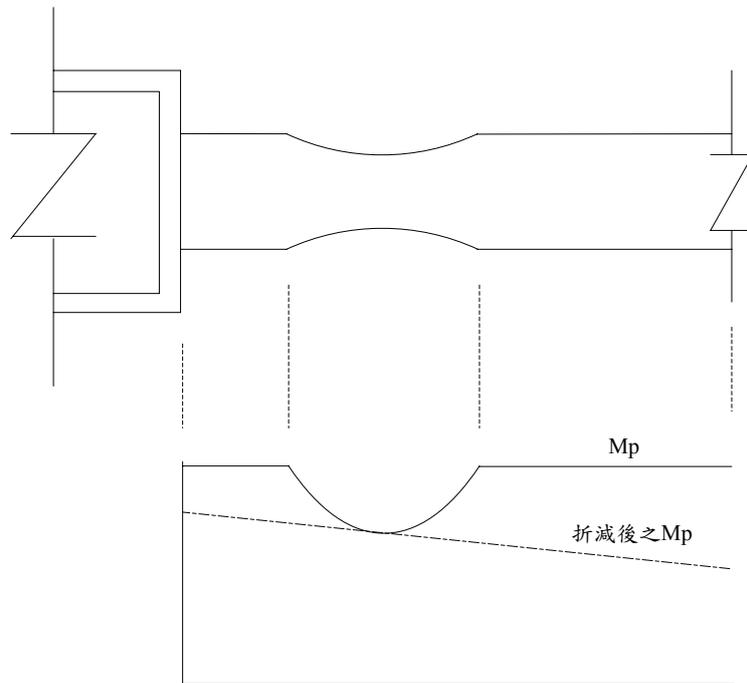


圖 2-35 圓弧切削接頭與彎矩示意圖

(資料來源：參考書目[30])

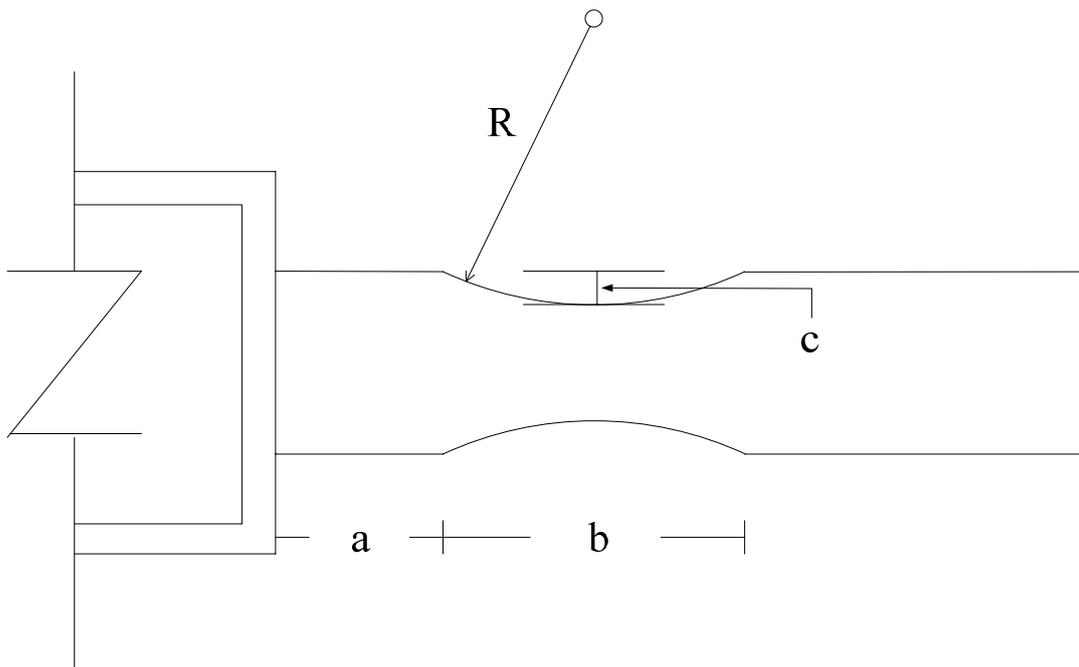


圖 2-36 圓弧切削接頭相關參數

(資料來源：參考書目[30])

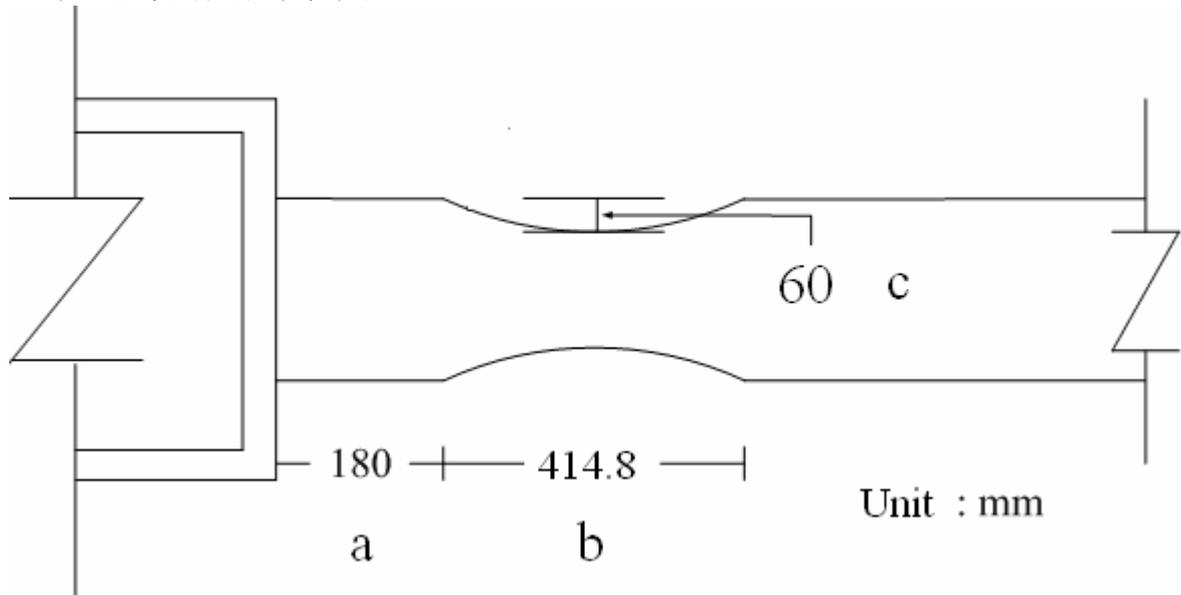


圖 2-37 圓弧切削接頭尺寸示意圖

(資料來源:本研究)

第三章 鋼結構梁柱接頭火害實驗結果

由於試體 A 與 B 之火害實驗結果已於 97 年進行，相關研究成果發亦表於文獻[32, 33]中，對於前揭試驗部分，本章則不予過多贅述，僅將今(100)年進行之試體 C 側板補強接頭與試體 D 圓弧切削接頭火害實驗結果列出，並一併探討 4 種不同梁柱接頭形式於高溫下之破壞行為。

第一節 側板補強接頭火害實驗結果(試體 C)

1. 試驗前置作業



(a) 試體吊裝至爐內



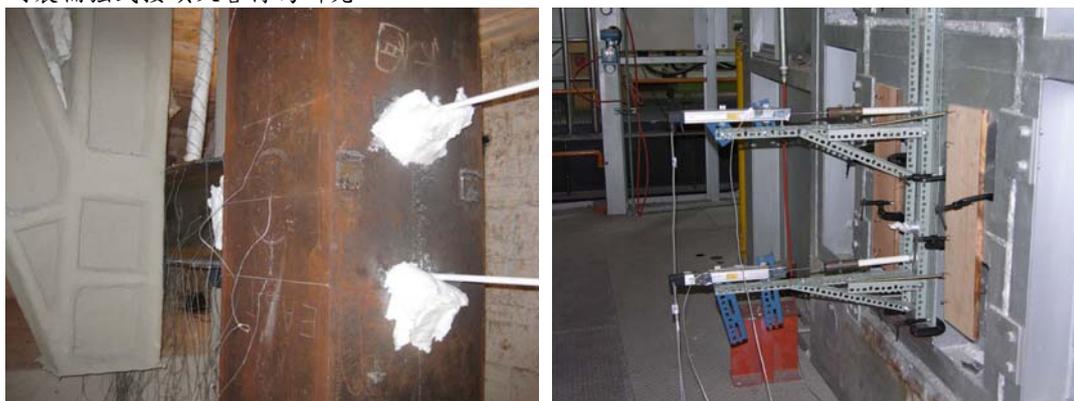
(b) 安裝防側向扭轉鋼架



(c) 接頭區溫度點安裝



(d) 梁加載桿定心



(e)DC2 與 DC3 柱變位延伸桿安裝
裝 (f)DC2 與 DC3 柱變位爐外連接
裝

圖 3-1 側板補強接頭安裝程序

(資料來源:本研究)

2. 試體表面溫度歷時

當發生梁柱接頭破壞時，對柱而言，其最高與最低表面溫度為 550°C 與 444°C ，整體平均溫度為 513°C (如圖 3-2)。對梁而言，其最高與最低表面溫度為 676°C 與 458°C ，整體平均溫度為 520°C (如圖 3-3 與 3-4)，而發生局部挫屈位置 TB2 平均溫度為 611°C 。

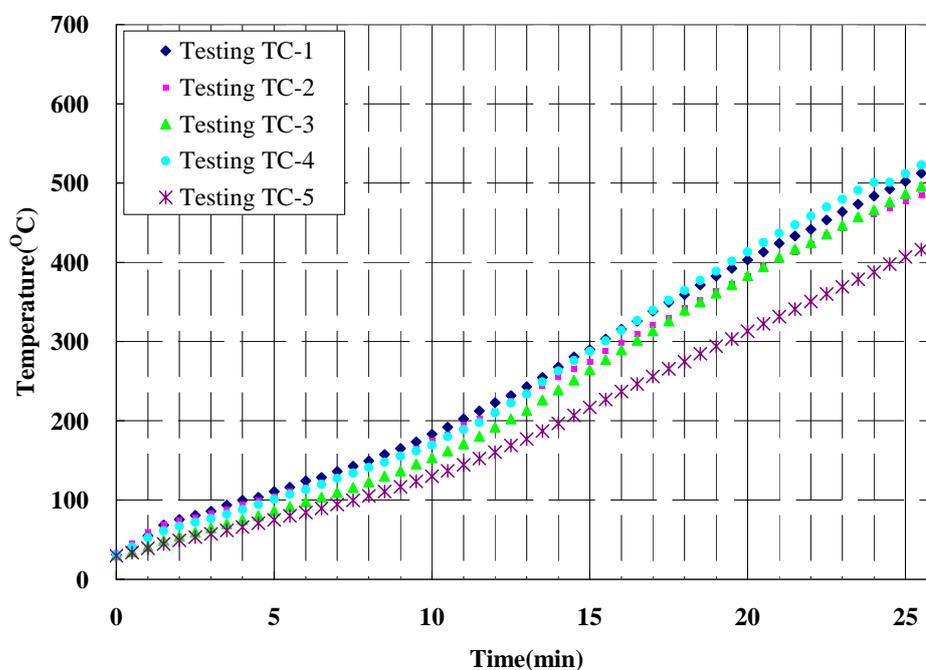


圖 3-2 柱表面溫度歷時曲線

(資料來源:本研究)

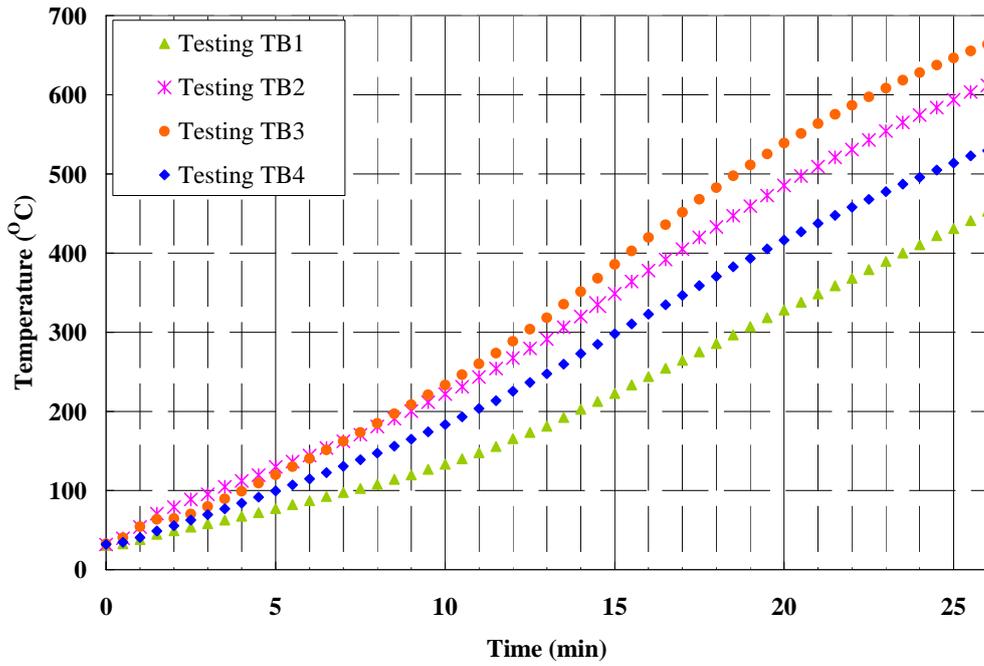


圖 3-3 梁表面溫度歷時曲線(TB1~4)

(資料來源:本研究)

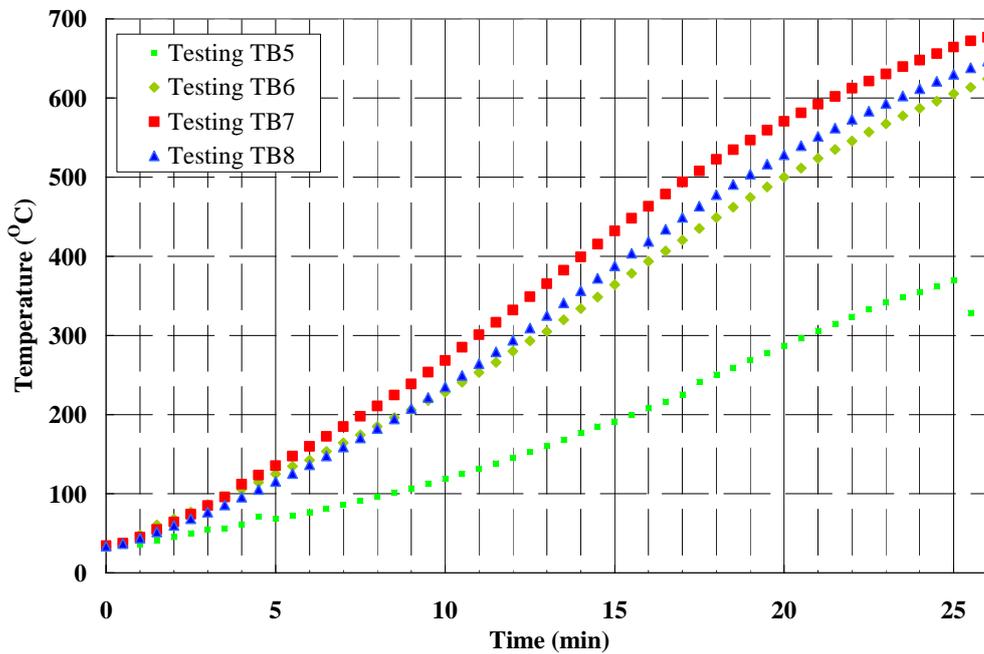
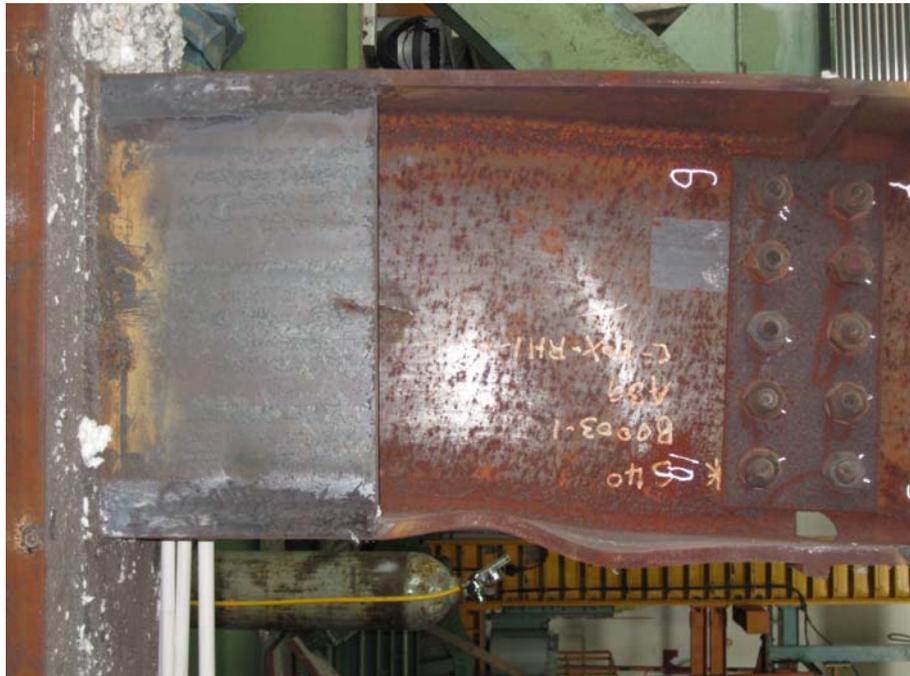


圖 3-4 梁表面溫度歷時曲線(TB5~8)

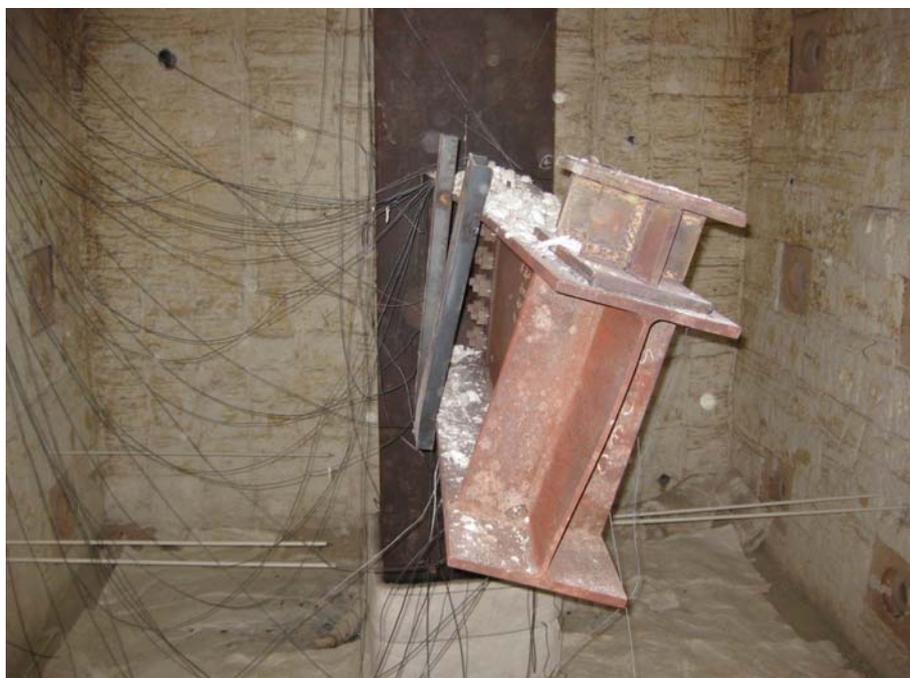
(資料來源:本研究)

3. 試體破壞描述：整體焊接與栓接處無明顯破壞，而梁端側向支撐

失效，於實驗中發生扭轉挫屈，而提早結束實驗。



(a) 下翼板局部挫屈



(b) 梁端扭轉挫屈

圖 3-5 側板補強試體試驗後變形圖

(資料來源:本研究)

第二節 圓弧切削接頭火害實驗結果(試體 D)

1. 試驗前置作業



(1) 試體吊裝至爐內



(2) 安裝防側向扭轉鋼架



(3) DB3 梁變位延伸桿安裝



(4) 測溫點接線安裝



(5) DC2 與 DC3 柱變位延伸桿安
裝



(6) DC2 與 DC3 柱變位爐外連接
裝

圖 3-6 圓弧切削接頭安裝程序

(資料來源:本研究)

2. 試體表面溫度歷時

當發生梁柱接頭破壞時，對柱而言，其最高與最低表面溫度為 468°C 與 366°C ，整體平均溫度為 415°C (如圖 3-7)。對梁而言，其最高與最低表面溫度為 646°C 與 467°C ，整體平均溫度為 592°C (如圖 3-8 與 3-9)，而發生局部挫屈位置 TB2 平均溫度為 646°C 。

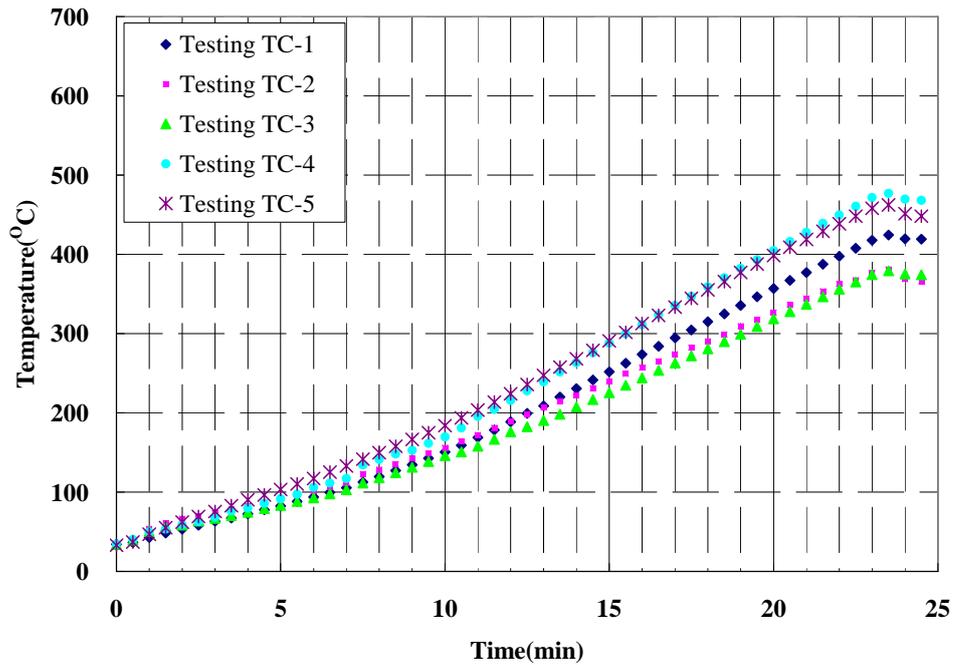


圖 3-7 柱表面溫度歷時曲線

(資料來源:本研究)

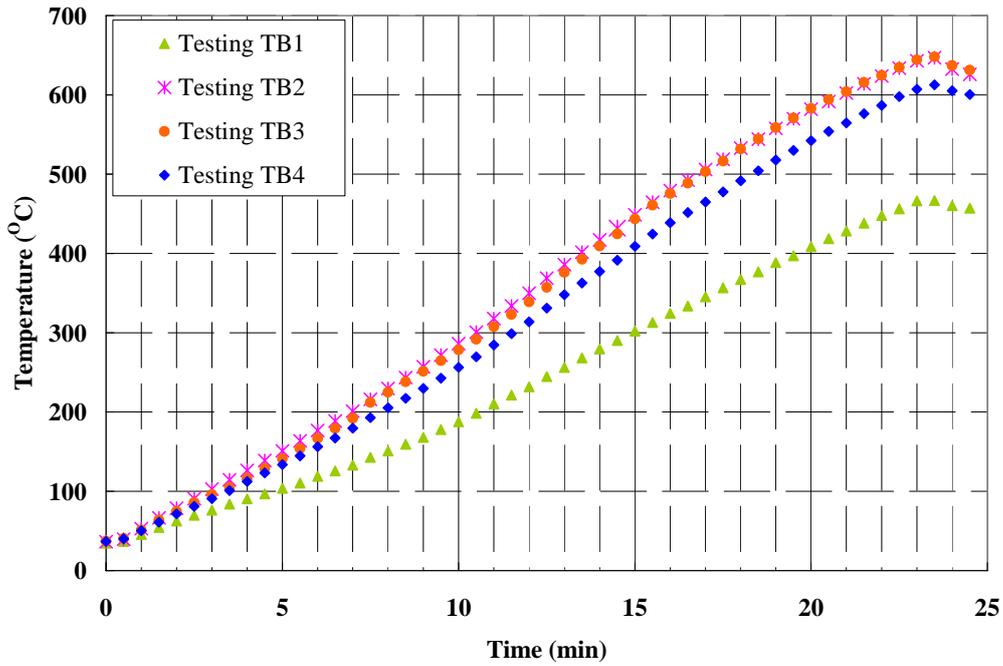


圖 3-8 梁表面溫度歷時曲線(TB1~4)

(資料來源:本研究)

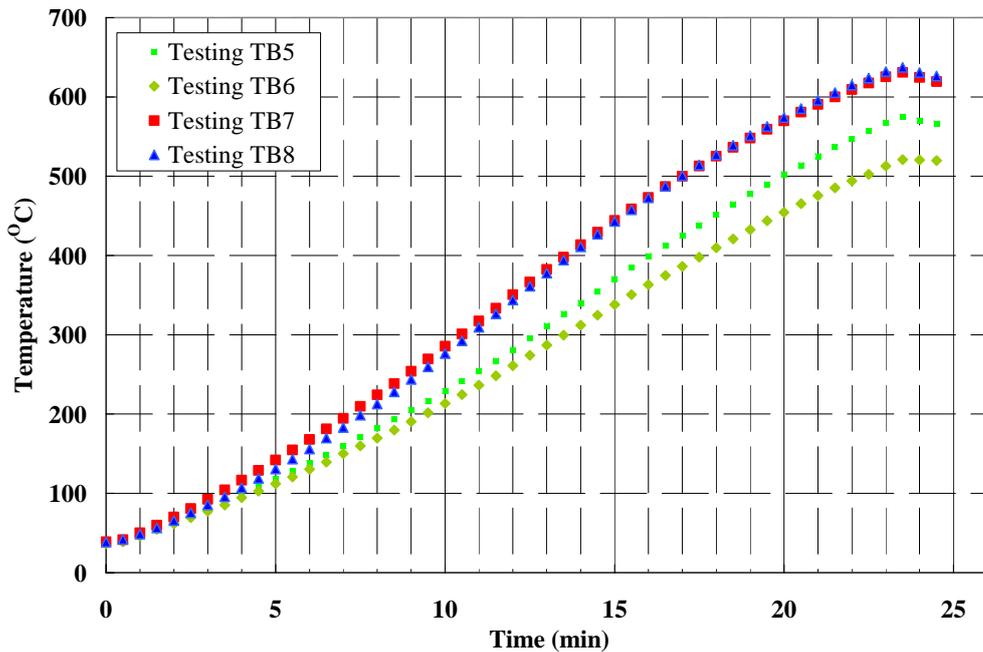


圖 3-9 梁表面溫度歷時曲線(TB5~8)

(資料來源:本研究)

3. 試體破壞描述: 梁端側向支撐發揮功效, 使梁於實驗中並無發生

扭轉挫屈, 而且焊接與栓接處無明顯破壞, 主

要因梁端變形加劇，導致下翼板局部挫屈。



(a) 下翼板與腹板局部挫屈
(發生於切削最大處)



(b) 梁端變形

圖 3-10 圓弧切削試體試驗後變形圖

(資料來源:本研究)

第三節 實驗結果比對

一、溫度歷時資料

(一) 複合爐內氣場溫度

1. 實驗中依 CNS 12514 規定加熱試驗時爐內溫度其隨時間經過之變化值，應依下列函數式所示數值控制加熱。

$$T=345 \times \log_{10}(8t+1)+20 \quad (3-1)$$

式中 T = 平均爐內溫度($^{\circ}\text{C}$)

t = 試驗經過時間(分)

2. 試驗溫度時間曲線許可差(de)如下列數值所規定。但對於含有大量可燃物質、材料之試體，若確認可燃成分突然著火燃燒以致平均爐內溫度增加異常情形不超過10分鐘，得不受此限。

$$(1) 5 < t \leq 10 \quad de \leq 15\%$$

$$(2) 10 < t \leq 30 \quad de = 15 - 0.5(t - 10)\%$$

$$(3) 30 < t \leq 60 \quad de = 5 - 0.083(t - 30)\%$$

$$(4) 60 < t \quad de = 2.5\%$$

$$\text{式中，} \quad de = \frac{A - A_s}{A_s} \times 100$$

A = 實際試驗平均爐內溫度-時間曲線以下面積
($^{\circ}\text{C} \cdot \text{分}$)

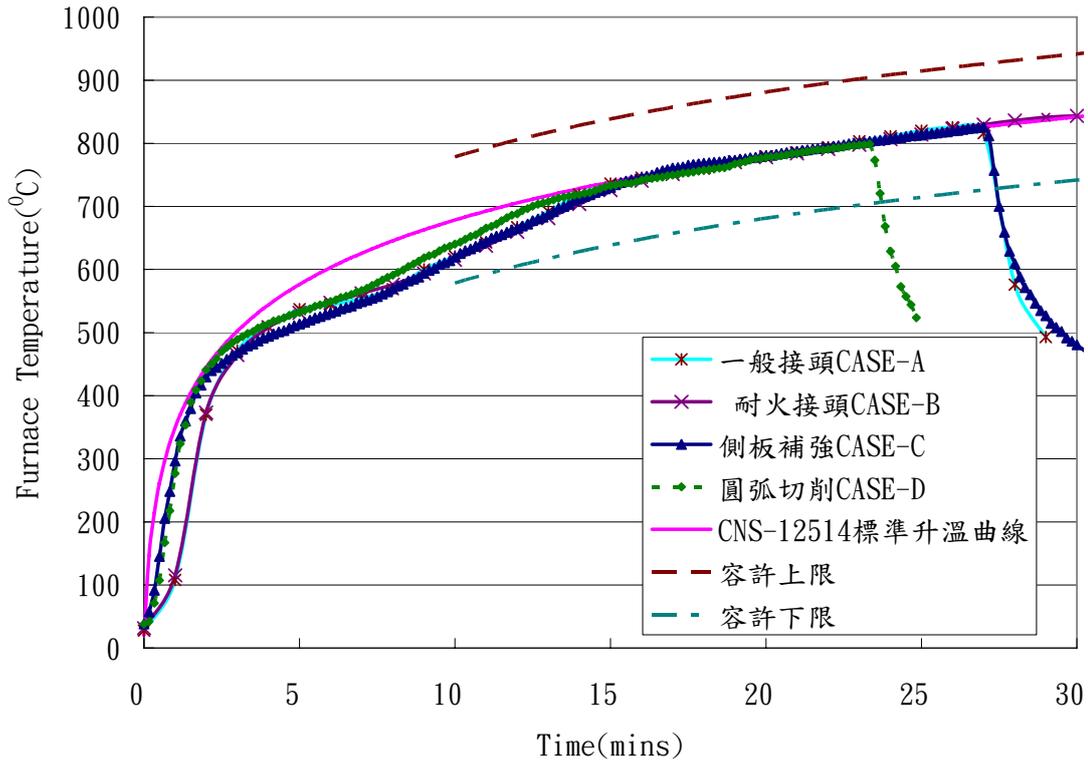
A_s = 標準加熱溫度-時間曲線以下面積($^{\circ}\text{C} \cdot \text{分}$)

3. 在試驗初期10分鐘以後之任何時間，任一爐內溫度熱電偶所測得溫度與標準曲線對應溫度不得大於 $\pm 100^{\circ}\text{C}$ 。

圖3-11為4次實驗過程中爐內平均溫度歷時，可知整體氣場溫度發展符合CNS 12514相關規定，實驗初期因鋼材吸熱導致爐內溫度稍微偏離標準升溫曲線，而10分鐘後其爐溫則漸漸逼

近標準值，且均在容許上下限內，在15分鐘後則完全與標準值重疊直至實驗停止。

以規範容許之實驗標準差來看(圖3-12)，4次實驗之爐溫皆符合規範之要求，也可以說，本研究4種試體皆置於相同加熱環境下進行火害實驗。



圖表 3-11 實驗爐內氣場平均溫度

(資料來源:本研究)

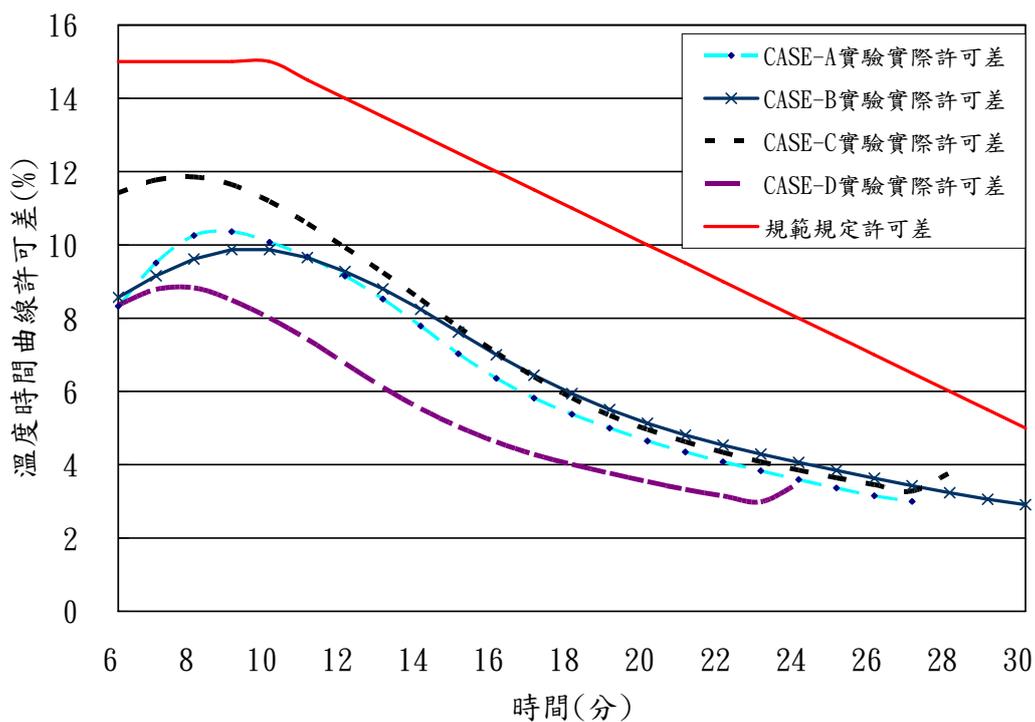


圖 3-12 實驗爐內氣場溫度許可差

(資料來源:本研究)

(二) 試體表面溫度比對

以下就 4 次實停止時，所量測到梁、柱整體構件與梁發生局部挫屈位置 TB2 之平均溫度。

表 3-1 實驗停止試體表面溫度

部位 試體 溫度	梁			柱			局部挫屈位 置 TB2 最高 平均溫度
	最大	最小	平均	最大	最小	平均	
A-普通鋼托梁 式彎矩接頭	696	382	529	459	345	394	587
B-耐火鋼托梁 式彎矩接頭	741	577	643	495	384	450	695
C-側板補強彎 矩接頭	676	458	520	550	444	513	597
D-圓弧切削彎 矩接頭	647	467	592	468	366	415	604

就實驗停止時鋼材表面溫度結果可知，耐火鋼接頭(試體 B)其破壞時之溫度已接近 700°C。而一般材質所組成之不同形式接頭，其破壞時之平均溫度亦接近 600°C，皆高於 CNS 12514 標準所訂之平均溫度達 500°C 即便破壞，標準規定較偏保守。

二、結構火害下變形

本研究高溫試驗中所能量測之變形量分別為 1.柱軸向壓縮變形量(DC1)、2.梁柱交會區水平變形量(DC2 與 DC3)與 3.梁端垂直變位(DB3 與 DB4)。量測到的梁端總位移主要由三種變形分量所組成：

1. 柱撓曲所引致的梁端位移分量。
2. 鋼骨梁柱交會區剪力變形所造成的梁端位移分量
3. 梁撓曲變形造成的梁端位移分量

梁端總轉角即為梁端總位移除以梁端至柱腹中心線之長度，亦為層間變位角(圖 3-13)。梁端總轉角扣除彈性部份即可得梁端總塑性轉角。另依 CNS 12514 標準，實驗所得之 DB4 變形量可供單一梁判定破壞溫度與耐火時效之用，公式如下：

1. 水平承重構造(樓板、屋頂、梁等)

最大撓曲度(mm)， $D=L^2/400d=1700^2/400/488=14.8\text{mm}$

最大撓曲速率(mm/min)， $dD/dt=L^2/9000d=1700^2/9000/488=0.66\text{mm/min}$

式中， L =試體之淨跨度(支承點間距)，(mm)。

d =試體構造斷面之壓縮側緣至拉伸側緣之距離(mm)。

2. 垂直承重構造(柱)

最大軸向壓縮量 (mm)， $C=h/100=4350/100=43.5\text{mm}$

最大軸向壓縮速率(mm/min)， $dC/dt=3h/1000=3\times 4350/1000=13.05\text{mm/min}$

式中， h =試體之初始高度 (mm)。

參考：通常撓度已超過 $L/30$ ，始開始應用撓曲速率基準。

備考：未進行加載試驗但測定構造中鋼材溫度之試體，其鋼材溫度最高值若超過 550°C 或平均值若超過 500°C ，即表示試體構造已達破壞溫度，視為承重能力失敗。

以下則分別針對層間變位角、梁加載點撓曲度與柱軸向變形來判定其對應之破壞溫度進行討論。

(1)以層間變位角來判定破壞溫度

本文以 AISC 規定耐震韌性接頭需達 4 % 層間側位移角為判定基準，圖 3-14 為一般梁柱接頭(試體 A)、耐火鋼接頭(試體 B)、側板補強接頭(試體 C)與圓弧切削接頭(試體 D)，溫度與層間變位角之歷時曲線，由該圖可明顯當實驗趨於破壞時，不管接頭型式為何，皆發生曲線瞬間下滑，其破壞溫度分別為一般梁柱接頭破壞溫度為 587°C 、耐火鋼接頭為 695°C 、側板補強接頭破壞溫度為 597°C 、圓弧切削接頭破壞溫度為 604°C ，皆高於 CNS-12514 標準所定義之 500°C 。

(2)梁端垂直變位(DB4)

依 CNS 12514 梁變形破壞準則來判定，不管梁柱接頭型式為何，當最大撓曲度=14.8mm 時，即認定達破壞。由實驗數據得知，一般梁柱接頭破壞溫度為 495°C 、耐火鋼接頭為 609°C 、側板補強接頭破壞溫度為 509°C 、圓弧切削接頭破壞溫度為 510°C 。惟本研究所採用之梁試體支承係採懸臂梁與 CNS 12514 標準所用兩端為簡支承系統，比較下懸臂梁系統勁度較弱，其破壞溫度亦較偏低，但仍尚與標準要求之 500°C 差異甚小(圖 3-15)。

(3)垂直承重構造(柱)

由圖 3-16 可知，兩鋼柱於定載加溫實驗過程中，仍維持於膨脹且線性增量變形下，尚無軸向壓縮變形。概因柱試體為箱型斷面，其形狀因子比梁大，使其表面溫度發展未如梁來的快，在接頭發生破壞時，其試體平均溫度約為 477°C 與 420°C ，尚無法辨識其破壞溫度為何。

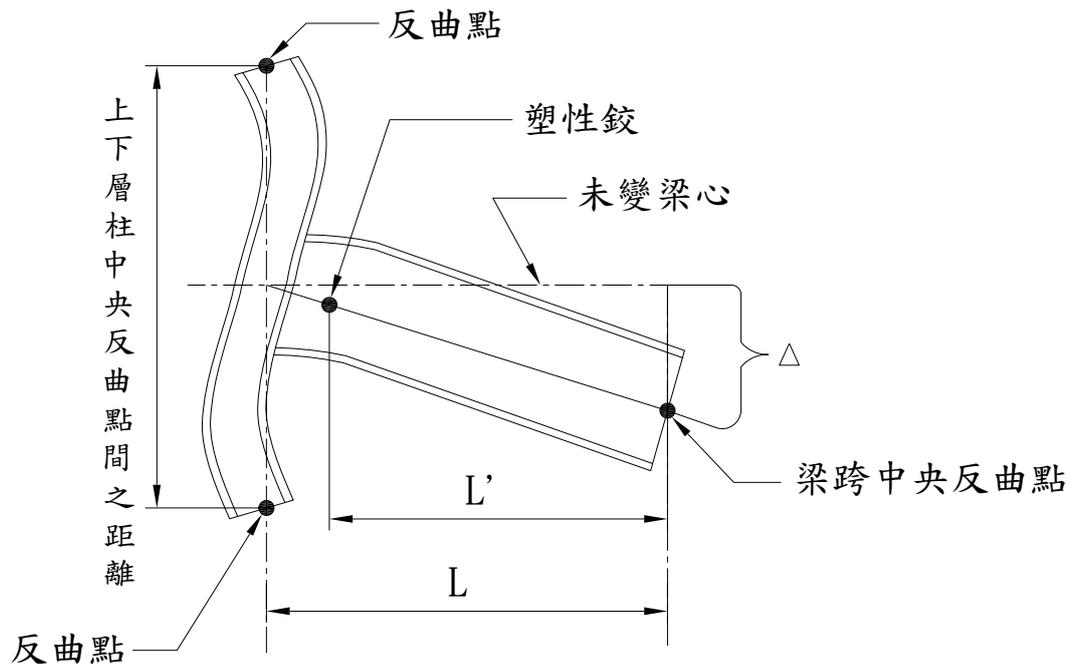


圖 3-13 層間變位轉角示意圖

(資料來源:本研究)

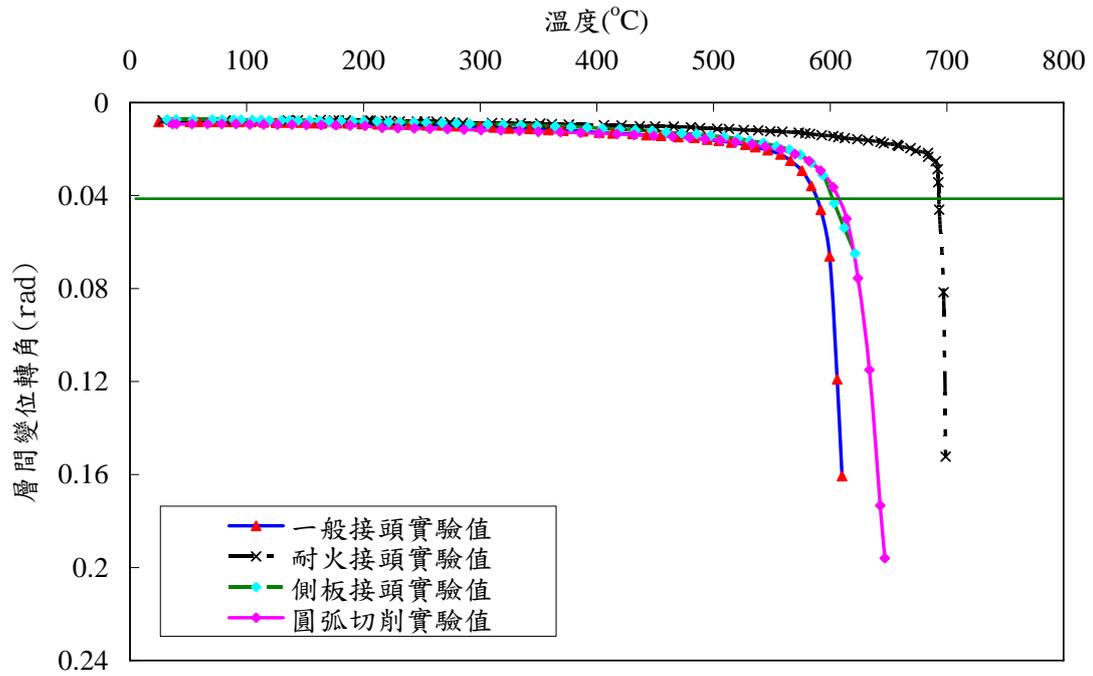


圖 3-14 層間變位轉角歷時曲線圖

(資料來源:本研究)

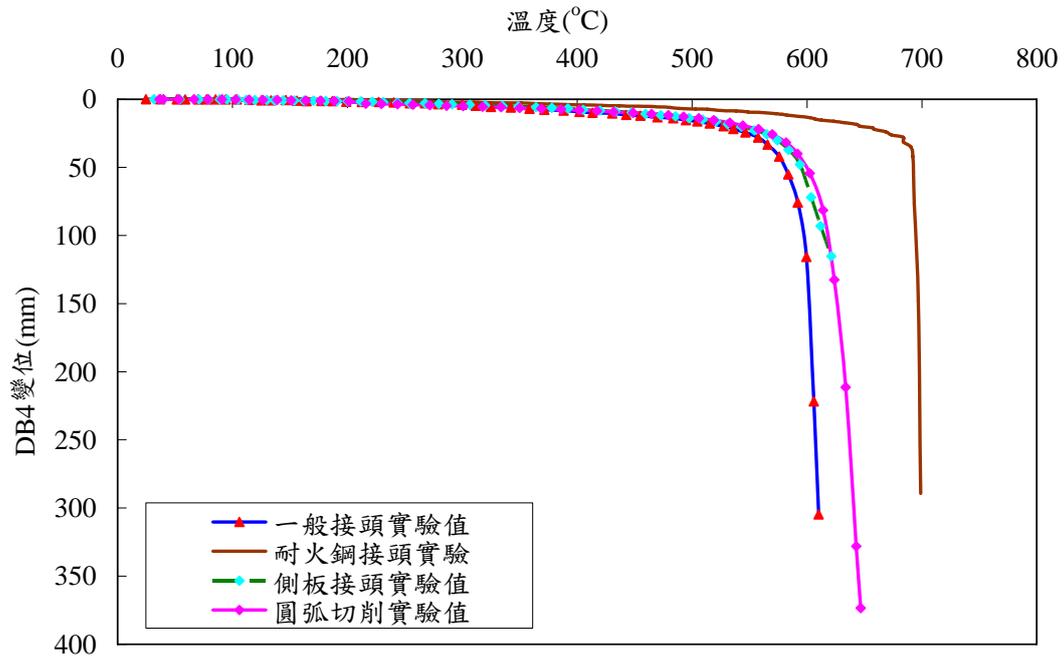


圖 3-15 梁端變位 DB4 歷時曲線圖

(資料來源:本研究)

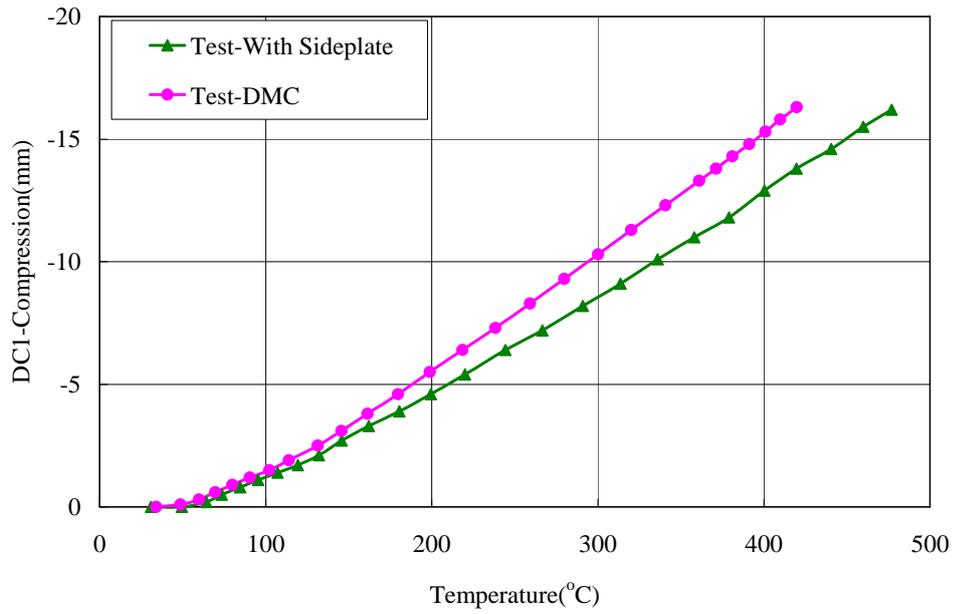


圖 3-16 柱垂直壓縮量歷時曲線圖

(資料來源:本研究)

第四章 梁柱接頭火害分析與驗證

第一節 前言

利用有限元素分析軟體 ABAQUS/Standard，建立一套能模擬 H 型梁-箱型柱彎矩接頭在火害下結構行為之有限元素數值模型，對照試驗數據與數值模擬之結果，顯示此數值模型有著極高的準確度。本文據此建立圓弧切削接頭及側板補強接頭在火害下結構行為之有限數值元素模型，了解溫度對於不同接頭之結構行為的影響。

由於 ABAQUS 對於單位系統這部份並沒有固定，其單位系統之輸入講求的是一致性的單位系統，例如：SI、SI (mm)、US unit (ft)、US unit (inch) 等等，如表 4-1 所示。以下的數值模擬所採用之單位系統為 SI (mm) 單位制，所輸入之相關參數皆以此單位系統為準。

進行數值模擬分析時，為排除在實際狀況時所遭遇的許多複雜性問題，往往會將分析模型作為出相關假設，進而對模型加以簡化，以利分析能順利進行，以下是本文對模型所作為的相關假設：

- (1)材料均為等向性材料。
- (2)不考慮銲接所造成的熱影響區與殘留應力之影響。
- (3)連接構件之銲道行為簡化為束縛約束 (tie)。

第二節 火災-結構部份耦合數值分析

目前利用電腦數值模擬來研究火災的模式有兩種，一為區域模式 (Zone model)，另一個為場模式 (Field model)。區域模式是將模擬區域劃分為若干區域，在同一區域內在劃分成流場及物理、化學性質均勻的高溫煙層及低溫空氣層，不同區域有不同性質，並利用數值方法求解守恆方程式，預測每個區域內之溫度、濃度分佈情形，此模式在計算上較簡單、快速，

但缺點是需要大量假設，這些假設需仰賴實際實驗結果。

場模式也就是 CFD (Computational Fluid Dynamics) 模式，將模擬區域分成眾多細小的格點，利用數值方法求解控制方程式，由於火場行為複雜，使用場模式需要其它物理及化學模式(如紊流模式、燃燒模式、熱輻射模式等)以預測火災發生過程中，每個格點的氣流速度、溫度、壓力以及濃度值，此模式所需假設較少，因此能較仔細正確地描述火場結果，但計算所耗時間較多。隨著電腦科技的發展而提升電腦的計算速度，對於模擬效率而言，也較以前快速省時，因此場模式已逐漸成為火災模擬的主要趨勢。

此兩種模式的比較上，區域模式雖可得到合理的結果，但需要仰賴眾多實際實驗結果以作為參數假設，且只能得到各區域的平均值，無法考量因火源位置或延燒特性的不同所產生之非均勻溫度分佈的火場行為，而場模式計算出的非均勻溫度火場則可提供更具體之細部結果，可以較清楚看出火場內任一點的溫度、速度、壓力等變化，本文研究使用之火災模擬軟體 FDS 即為場模式之分析軟體。

本文應用數值模擬分析建築結構在火場溫度下之行為，其建築材料會受火場溫度影響而產生結構變形行為，所以試體實際上所受的載重型態有結構載重與熱載重，且這兩種載重型態是同時進行，隨溫度升高，結構之熱膨脹受束制條件的不同，產生相應的溫度應力，造成結構應力的重新分配。其中結構載重包括模型自重與外力載重，而熱載重的施加過程實際上為建築結構在受熱時材料性質變化之歷時，而模型中所有材料性質變化歷時則可由結構受熱時之溫度分佈歷時配合各溫度下之材料性質求得。本文採用熱傳分析來模擬建築結構在火災過程中，結構體受熱時每個元素節點之溫度歷時之變化，因火場與結構間之熱傳效應，包

括熱傳導、熱對流以及熱輻射已在 FDS 模擬，故熱傳分析以考慮結構內部之熱傳導效應，所以先輸入模型受熱面之表面溫度歷時執行熱傳分析 (ABAQUS) 來求得試體受熱時每個元素節點的溫度歷時之結果，以提供在接下來在非線性結構分析中熱載重的施加模擬，最後得到建築結構火害之結構變形行為，此結合兩種分析的方法稱為部份耦合熱應力分析 (Sequentially coupled thermal-stress analysis)，其耦合分析流程圖如圖 4-1 所示。因材料性質受溫度影響極大，熱傳分析結果將嚴重影響結構高溫受熱非線性行為。

本研究使用 FDS 模擬軟體所擷取的溫度，是透過將試體表面模擬成牆，並以 FDS 內部計算「Wall-Temperature」作為試體表面節點溫度，透過 FDS 模擬計算，求得其歷時變化，再輸入至結構分析軟體做熱傳分析。邊界條件如下：

$$T_w \equiv T_{s,1/2} = (T_{s,0} - T_{s,1})/2 \quad (4-1)$$

$T_{s,i}$ ：第*i*個元素的中心點溫度

$k_{s,i}$ ：第*i*個元素的中心點固體熱傳導系數

分析步驟說明如下：

1. ABAQUS之CAE介面建立實體分析模組
2. 將結構實體進行網格分割，輸出ABAQUS之inp檔，截取結構體曝火面之節點資料。
3. 將步驟2之節點資料，透過自行撰寫之程式轉換成FDS相對應之輸入格式，將節點之輸出參數設成WALL_TEMPERATURE以輸出結構體表面溫度資料，並納入FDS火災模擬中。
4. 建立FDS之火災模擬情境，進行火場分析，可輸出受熱面對應之節點溫度歷時。

5. 將受熱面之節點溫度歷時，利用自行撰寫之程式轉換成 ABAQUS 之輸入格式，當作熱傳分析之溫度邊界條件，置入 inp 檔。
6. 執行 ABAQUS 之熱傳分析，可得到結構體每一個節點之動態溫度變化，把此結果當作結構分析之溫度邊界條件。
7. 進行 ABAQUS 非線性結構分析，模擬結構在火場中之行為。

第三節 梁柱次構架之建立

首先將基本的梁柱接頭構件(Part)繪出，在本模型中構件包含了：梁、托梁、柱、螺栓以及梁與托梁間之連接板，將以上基本構件繪製完畢後，於梁上開始分別針對不同接頭形式進行補強或切割。

3.1 材料參數之給定

此節將對本文中數值模擬所需參數作介紹，包含彈性模數、柏松比、塑性性質、熱膨脹係數、熱傳導係數、比熱及密度。

3.1.1 彈性模數

本文數值模型分析中所採用之鋼材有 SN490B 鋼材以及 SN490C-FR 耐火鋼材兩種，其彈性模數則採用各溫度所對應之彈性模數則如圖 2-5 所示。

3.1.2 柏松比

針對於柏松比，由於目前國內對於高溫下之柏松比資料有限，因此本文採用 0.3(與溫度無關)。

3.1.3 塑性性質

本文中數值模型分析所需之 SN490B 鋼材及 SN490C-FR 耐火鋼材於高溫下之應力應變關係，乃以於中鋼實驗室所進行的高溫鋼材試驗得到的應力-應變曲線之數值作為參考依據。

圖 4-2 為 SN490B 鋼材於各溫度下所對應的工程應力應變曲線，由

曲線可以觀察出此鋼材於 200°C 及 300°C 時，其強度較常溫來得大，然而延展性較差。在溫度達到 300°C 之後，其材料強度隨著溫度升高而降低，但延展性變佳。

圖 4-4-3 則是 SN490C-FR 耐火鋼材於各溫度下所對應的工程應力應變曲線，觀察此圖得知此耐火鋼溫度達到 200°C 及 300°C 時，其強度較常溫時來的優異。到達 300°C 之後，鋼材強度則隨溫度上升而降低。比較圖 4-4-2 與圖 4-4-3 可以發現，SN490B 鋼材與 SN490C-FR 耐火鋼材在 200°C 及 300°C 時性質類似，其強度皆大於常溫時的強度，但延展性卻顯得較差，到達 300°C 之後，材料強度隨著溫度上升而降低，延展性則變佳。

3.1.4 熱膨脹係數

本文分析中兩種鋼材，並無提供各溫度下之膨脹係數的資料，故在此引用 Eurocode-3 (1995) 規範所建議，熱膨脹係數採用 $\alpha=14\times 10^{-6}$ ($^{\circ}\text{C}^{-1}$)，來作為分析時熱膨脹細數之參考根據。

3.1.5 熱傳導係數

關於熱傳導係數 (k)，則採用 Eurocode-3 (1995) 規範所建議之公式，如式 (4-2)、(4-3) 所示：

$$\text{當 } 20^{\circ}\text{C} \leq T < 800^{\circ}\text{C} \text{ 時, } k = 54 - 3.33 \times 10^{-2} T \text{ (W/m}^{\circ}\text{C)} \quad (4-2)$$

$$\text{當 } 800^{\circ}\text{C} \leq T < 1200^{\circ}\text{C} \text{ 時, } k = 27.3 \text{ (W/m}^{\circ}\text{C)} \quad (4-3)$$

其中 T 為鋼材之溫度 ($^{\circ}\text{C}$)

3.1.6 比熱

單位質量物質升高 1°C 時所需的熱能稱為該物質的比熱容量，簡稱『比熱』(Specific Heat- C)，亦是試體的材料特性，依 EC3 規範所建議的計算公式如下：

當 $20^{\circ}\text{C} \leq T < 600^{\circ}\text{C}$ 時，

$$C = 425 + 7.73 \times 10^{-1} T - 1.69 \times 10^{-3} T^2 + 2.22 \times 10^{-6} T^3 \quad \text{J/kgK} \quad (4-4)$$

當 $600^{\circ}\text{C} \leq T < 735^{\circ}\text{C}$ 時，

$$C = 666 + \frac{13002}{738 - T} \quad J/\text{kgK} \quad (4-5)$$

當 $735^{\circ}\text{C} \leq T < 900^{\circ}\text{C}$ 時，

$$C = 545 + \frac{17820}{T - 731} \quad J/\text{kgK} \quad (4-6)$$

當 $900^{\circ}\text{C} \leq T < 1200^{\circ}\text{C}$ 時，

$$C = 950 \quad J/\text{kgK} \quad (4-7)$$

其中 T 為鋼材的溫度 ($^{\circ}\text{C}$)

3.1.7 密度

在普通的情形之下，普通鋼平均密度以 $\rho = 7850$ (kg/m^3) 作為參考值，而耐火鋼則以 $\rho = 7981$ (kg/m^3) 作為平均密度之參考值。

3.2 分析步驟設定

本節主要說明利用 ABAQUS 設定接頭於火害下的結構行為模擬之相關假設以及分析步驟，如下：

Initial：初始條件之相關給定。將構件未受熱前之初始溫度設為室溫 (23°C)，以及建立構件之接觸條件以及邊界條件。

Step1：螺栓之預力給定。每顆螺栓給予 10 公噸預拉力。螺栓預拉力會因溫度產生變化，這部份則參照方朝俊 (2000) 論文中所得到螺栓預拉力在火害中的折減關係作為參考依據，如表 4-3。

Step2：柱之力加載給定。於柱底端施予向上之力，其力之大小為柱設計載重，其值大小為 500 公噸。

Step3：梁之力加載給定。於距柱面 1700mm 之梁端處施加向下之力，其力之效果為造成接頭處承受 0.6 倍塑性彎矩 (Mp)。

Step4：定載加溫分析。將已完成之熱傳分析結果套入結構模型中，設定成結構模型中之負載，開始進行高溫結構行為分析，直到非線性結構分析停止。

3.3 接觸設定

由於組裝 (Assembly) 之功能只是將所有構件在整體座標系中作為定位並組合，其構件間之接觸性質並無給定，在此將對熱傳模型以及結構模型中構件所設定之接觸性質作說明。

3.3.1 熱傳模型之接觸設定：

熱傳模型接觸設定之目的，主要是希望熱傳所帶來之效應能在構件中順利表現出來，因此，在此各構件間之接觸面使用束縛 (Tie) 來約束，藉由此約束設定，讓接觸面間之熱傳能夠順利進行，讓整體構件之熱傳導效應能夠準確呈現。於熱傳模型中構件所設定約束之接觸面對，主要包括：梁與柱之交界面、連接板與梁腹板之接觸面、螺栓與梁腹板以及螺栓與連接板之接觸面。

3.3.2 結構模型之接觸設定：

結構模型在 ABAQUS/Standard 中要設定構件與構件所發生的接觸行為作定義，首先應將可能會產生接觸行為之面，設定成 ABAQUS 中的表面 (Surfaces)，接著將所設定好之可能發生接觸交會作用的兩個表面建立成接觸面對 (Contact Pair)，其中一個是主控表面 (Master Surfaces)，另一個則是從屬表面 (Slave Surfaces)。為了得到良好的接觸模擬效果，其接觸面對中的主、從面選擇應該小心謹慎，其簡單的規則為：選擇主面時，通常是取材料較硬之表面來當主面；從面之選擇，則是取材料較軟或者是網格劃分較精細之表面來當從面。於 ABAQUS/Standard 中，主、從面之間則採用主 - 從接觸演算法，其內容大致上為：接觸面對中的從屬表面上之節點不能穿過主控表面，而主 - 從接觸演算法對於主控表面

並無上述之限制，即主控表面上之節點可以穿過從屬表面，。在本文的結構模型中所設定的接觸面對，包括：螺栓柄(Shank)與螺栓孔(Hole)、螺栓頭(Head)與剪力片(Shear Plate)、螺栓帽(Nut)與梁腹板以及剪力片(Shear Plate)與梁腹板(Beam Web)。螺栓柄、螺栓孔、螺栓頭在接觸面對中屬材料較硬之表面，因此都將被選擇為主控表面，梁腹板則都選擇為從屬表面。至於梁柱交界面之銲接則是用束縛(tie)來模擬其行為，此種約束將梁柱交界面的梁、柱兩個面束縛在一起，從屬表面上每一節點被距離主控表面上最近之節點所約束，也就是從屬表面之節點與其對應距離最近之主控面節點有這相同的運動。接觸面對之間的摩擦係數則會隨著溫度不同而有所變化，在此則參照方朝俊[35]，其摩擦係數與溫度之間的關係如表 4-24-2 所示。本文中各構件之間的相對滑動量小，所以滑動面全都設定為小滑動，增加分析效率。

3.4 負載及邊界條件設定

3.4.1 力加載

高溫模擬中，柱載重之施加方式為由柱底端給予向上之負載，首先將柱底端之表面圈選成加載之表面，然後再於所圈選之表面上施加壓力，其壓力大小為 85.2174 N/mm^2 ，此值等同於柱承受 500 噸之載重。

將柱承受 500 噸之載重及柱底端之面積 57500 mm^2 代入上式並作換算，即可得柱底端表面所施加壓力之大小。至於梁端之加載，也是採上述之方式，將梁加載處之表面圈選，再給予其壓力。在此所圈選之加載表面，其長為梁翼板之寬 300mm，寬度則為加勁版之寬 12mm，故面積為 3600 mm^2 ，其施加的壓力等同加載 36.8 噸於梁距柱面 1700mm 處所造成之效果，其效果為使梁端承受 0.6 倍塑性彎矩 (Mp) 之載重，可得所給予之壓力值為 100.178 N/mm^2 。於梁距柱面 1700mm 處加載 36.8 噸，

其載重值之決定乃根據鋼結構規範 - 容許應力法中所規定，在給予梁充分有效側撐之情況下，梁最大彎矩值為塑性彎矩，此時規範要求之安全係數為 1.67，即梁的容許彎矩值為 0.6 倍塑性彎矩 (Mp)。

3.4.2 邊界條件給定

梁柱接頭於試驗時，所用的大型複合爐中是以球座將柱試體之上下兩端給束制住，其束制條件為無法抵抗彎矩但是可以限制其位移，所造成之拘束效果類似鉸支承。柱加載是由柱下端的油壓千斤頂給予向上 500 公噸外力，而油壓千斤頂與下球座是一體，所以給柱軸力時，下球座也跟著往上移動，此外，梁於加載處則有側撐給予束制。柱之邊界條件設定部份則使用參考點 (Reference Point) 來給予柱上下端之邊界條件約束，即先將柱的上下端中空矩形斷面中心各設一參考點，再把柱上下端之表面與其參考點利用連結 (Coupling)，讓兩者的邊界條件作結合，如此參考點的邊界條件便代表整個柱端中空矩形表面的邊界條件，以達到利用參考點來達到給予柱上下端邊界條件之效果。根據試驗中所提到球座給予柱端約束條件，在此將柱上端參考點的 X、Y、Z 三方向作束制，柱下端參考點則是 X、Y 方向束制，而 Z 方向自由。至於梁加載處之側撐所給予之約束效果，在此則設定梁加載處在 Y 方向給予束制。螺栓在第一個分析步需給予全束制，預防剛體位移的發生，當接觸已經順利建立，在下一個分析步以後解除所有束制，以免影響分析結果。

3.5 網格分割及元素選擇設定

模型之網格部份，柱構件因幾何以及應力變化較小，所以在網格劃分上將較單純稀疏，元素個數為 3720，如圖 4-5 所示。托梁之間的連接板接觸行為及幾何形狀複雜，在此將連接板之網格分割為較細密，沿板厚度方向劃分為四層網格，元素個數為 3848，如圖 4-6 所示。至於螺栓網格方面，為了精確模擬螺栓在梁受載重下之變形，且確切模擬出螺栓

與梁腹板、連接板之間的接觸行為，在此將螺栓的網格細密分割，沿螺帽厚度方向分割為 2 層網格，螺母則分割 4 層網格，螺栓柄 (shank) 厚度方向為 6 層，其元素個數為 434，如圖 4-7 所示。梁構件於分析中的變化較劇烈，在此將其網格劃分較細密，且梁腹板與螺栓、連結板之間有著複雜之接觸行為，因此在沿梁腹板厚度方向將網格劃分為四層，梁的上下翼板在厚度方向網格劃分為兩層，並在兩種切削接頭之切削目標區分割較細緻，以便觀察出切削區之行為模式，圓弧切削接頭模型梁構件元素總數為 26495，如圖 4-8 所示；側板補強接頭模型梁構件元素總數為 29514，如圖 4-9 所示。

本文分析中牽涉到梁柱接頭構件之加載，模型之鋼材於加載的過程中將會近入塑性變形，然而金屬材料於塑性階段中，具有體積不可壓縮之特性，此性質將會使模擬彈 - 塑材料時可選擇之元素類型減少，並限制所選擇的元素於積分點處之體積須保持常數。此種不可壓縮之性質，也會使得元素擁有過多約束，當元素無法將這些約束給消除時，將會產生體積自鎖 (Volumetric Locking) 的現象，使得元素過於剛硬而影響到分析結果。為了避免體積自鎖對分析造成不良影響，在此元素則採用 C3D8，此元素於 ABAQUS/Standard 當中為完全積分的一次實體元素，採用常數體積應變，不受到體積自鎖之影響，可用於分析本研究所遭遇的塑性相關問題當中。

本研究以上述金屬材料遭遇塑性問題時所使用的元素 C3D8 為基礎，在分別針對熱傳以及非線性結構分析來選擇元素種類，其選擇說明如下：

熱傳分析之元素選擇：

於熱傳分析時，由於不考慮熱輻射以及熱對流所造成之效應，在此

分析中元素則採用 DC3D8，此元素每個節點各對應一個溫度自由度。

非線性結構分析之元素選擇：

於梁端進行加載步驟時，將會產生彎矩，然而彎矩對於 C3D8 此種完全積分的一階實體元素會造成剪力自鎖 (Shear Locking) 的現象，此現象主要是由於元素為線性元素，其邊在受到純彎矩的作用下不能彎曲，若使用減積分元素雖然可以克服剪力自鎖問題，但在使用線性實體減積分元素時，則會遭遇到來自於此元素本身的沙漏 (Hourglassing) 數值問題，此問題則是由於此種元素在純彎矩作用下沒有產生應變能，造成一個零能量模式，當網格不夠細緻時此模式會通過網格擴展，而產生無意義之結果。為了使分析能夠順利進行以及避免元素產生對分析不利之影響，本數值分析之元素，選擇的是非協調模式元素 C3D8I，此種元素除了原本每節點上的三方向自由度外，額外增加 13 個自由度來克服剪力自鎖問題，而且其分析結果與二階元素精度相當，但所耗費的計算成本卻更少。

第四節 數值模擬與驗證

今將試體 A-普通鋼托梁式彎矩接頭、試體 B-耐火鋼托梁式彎矩接頭、試體 C-側板補強彎矩接頭與試體 D-圓弧切削彎矩接頭，其層間變位角於高溫實驗下之變化趨勢與臨界破壞溫度，就實驗與分析部分相互比對如表 4-3。

由該表可發現不管梁柱接頭形式為何，分析值雖皆略高於實驗值，然實驗與分析之破壞溫度皆極為相近，且高溫下層間變位角發展趨勢亦極為相似(圖 4-9~圖 4-12)。而其破壞模式更可由圖 4-13 至圖 4-16 看出，與實驗實際破壞模式一致，證明本研究所建立之分析模式與實驗時之現況相同，可真實呈現不同接頭高溫下之結構行為。因此，倘試體 C-側板

補強彎矩接頭於試驗過程中無因側撐系統失效，提早發生側向扭轉挫屈(LTB)破壞，而由分析結果來看，其臨界破壞溫度可達 668^oC，代表該接頭系統於火害過程中確能提升接頭抗火能力。

表 4-1 ABAQUS/Standard 常用單位系統簡介

量	SI	SI (mm)	US unit (ft)	US unit (inch)
長度	m	mm	ft	in
力	N	N	lbf	lbf
質量	kg	ton (10 ³ kg)	slug	lbf-s ² /in
時間	sec	sec	sec	sec
應力	Pa (N/m ²)	MPa (N/mm ²)	lbf/ft ²	psi (bf/ft ²)
能量	J	mJ (10 ⁻³ J)	ft-lbf	in-lbf
密度	kg/m ³	ton/mm ³	slug/ft ³	lbf-s ² /in ⁴

(資料來源:本研究)

表 4-2 各溫度下螺栓預力折減係數

溫度 (°C)	滑動載重 (t)	滑動係數	預力 (t)	預力折減係數
室溫	15.6	0.33	23.64	1
	15.9		24.09	
200	14.7	0.27	27.2	1.156
	15.1		27.96	
400	12.5	0.25	25	1.691
	12.7		25.4	
600	2.2	0.35	3.14	0.111
	2.1		3.0	
800	1.0	0.83	0.6	0.025
	1.1		0.66	

(資料來源:參考書目[35])

表 4-3 不同接頭之實驗破壞溫度與分析比對

接頭型式	試體 A	試體 B	試體 C		試體 D
			(LTB)	or (not)	
破壞溫度 (實驗值)	587 ^o C	695 ^o C	597 ^o C	?	605 ^o C
破壞溫度 (分析值)	587 ^o C	699 ^o C	596 ^o C	668 ^o C	612 ^o C

(資料來源:本研究)

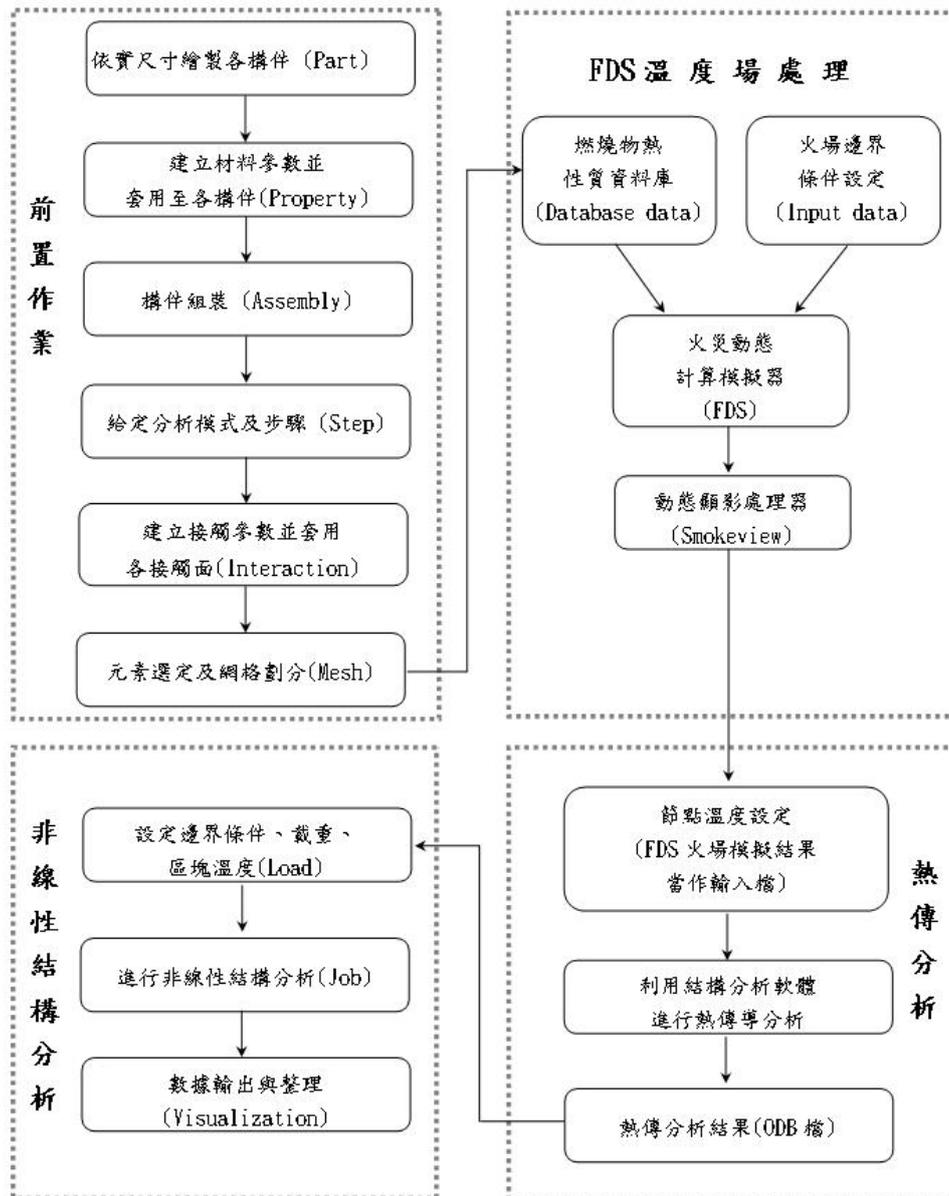


圖 4-1 部份耦合分析法流程

(資料來源:本研究)

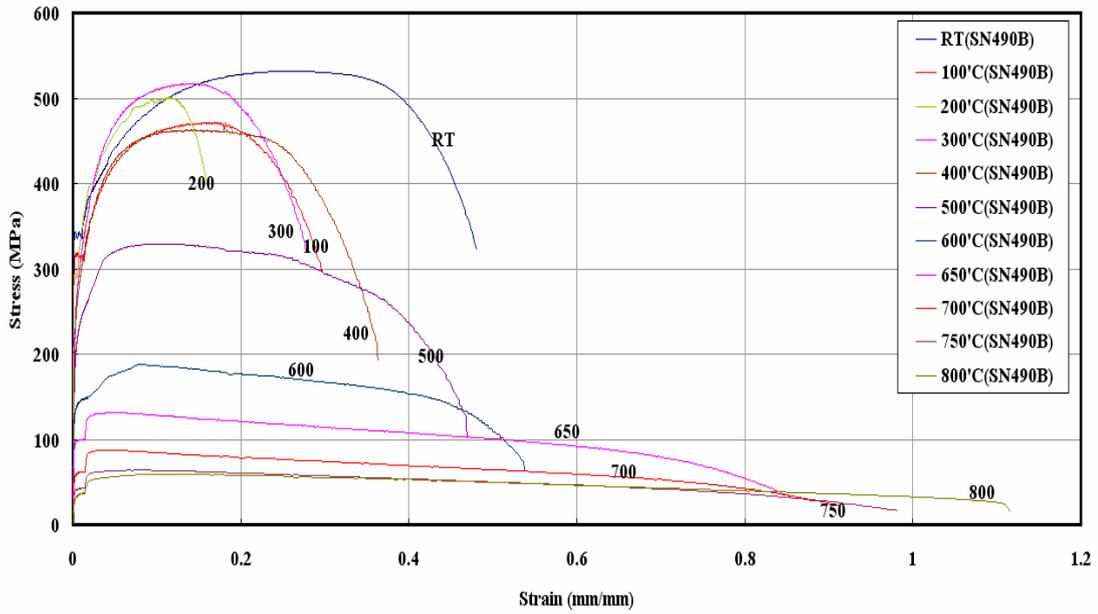


圖 4-2 SN490B 鋼材之工程應力-應變關係曲線

(資料來源:本研究)

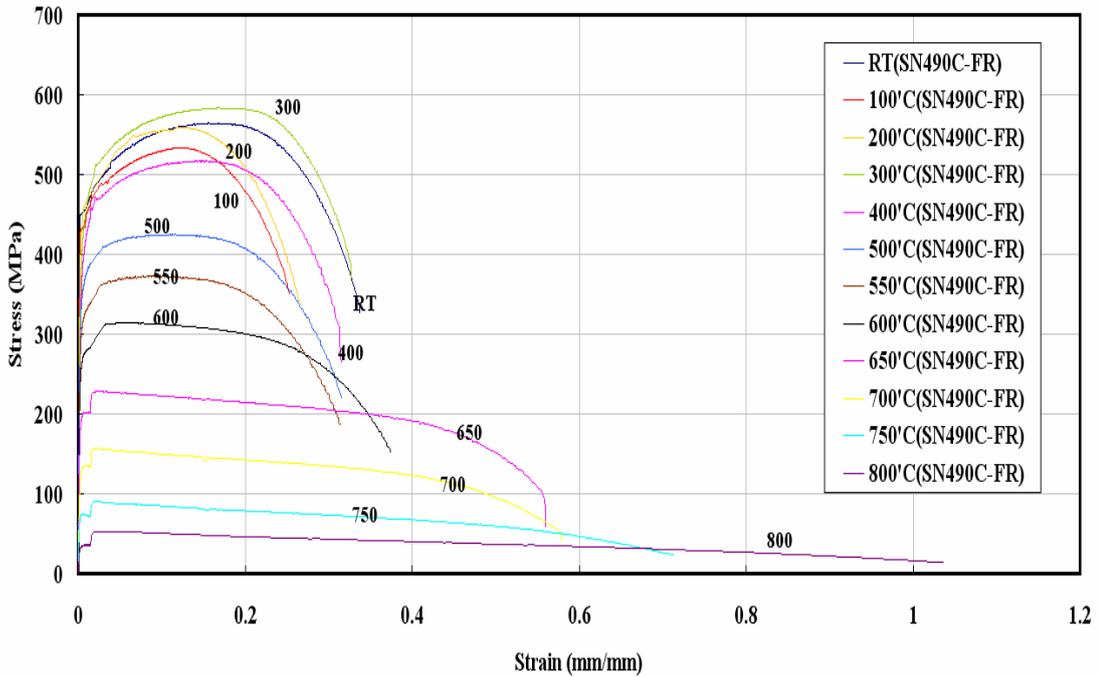


圖 4-3 SN490C-FR 鋼材之工程應力-應變關係曲線

(資料來源:本研究)

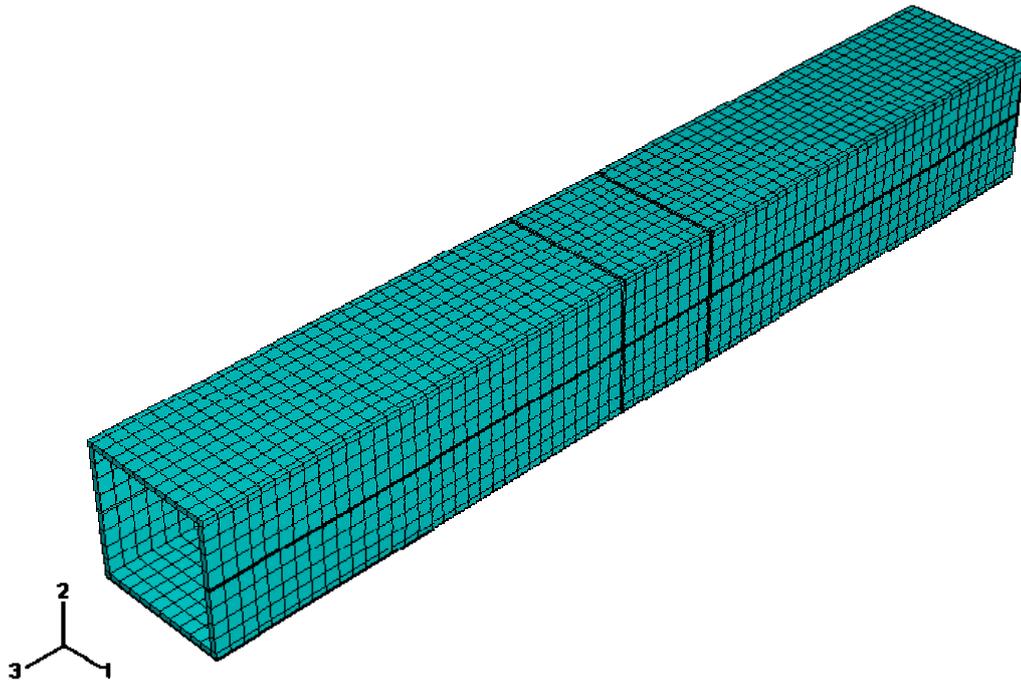


圖 4-4 柱構件網格之示意圖

(資料來源:本研究)

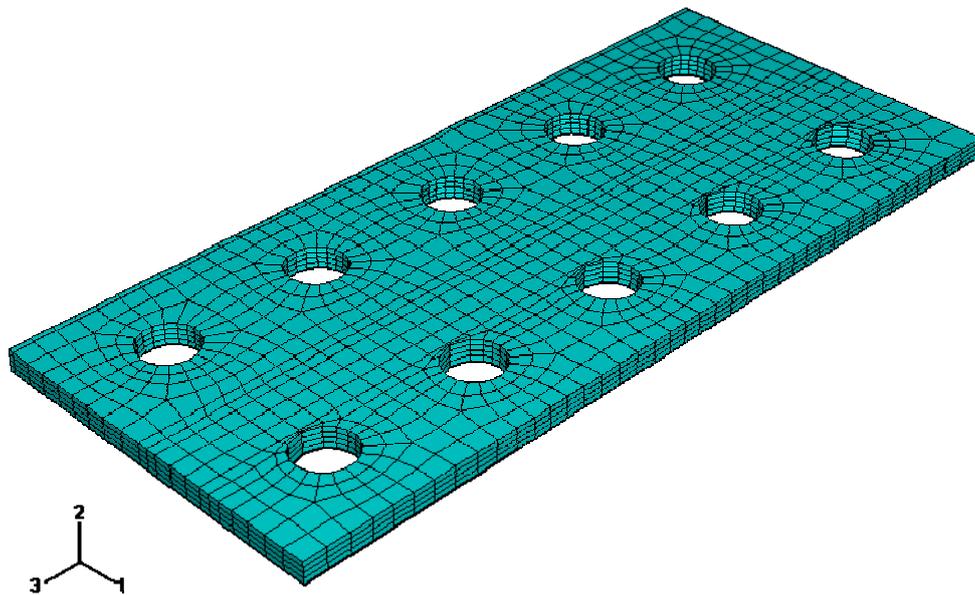


圖 4-5 連結板構件網格之示意圖

(資料來源:本研究)

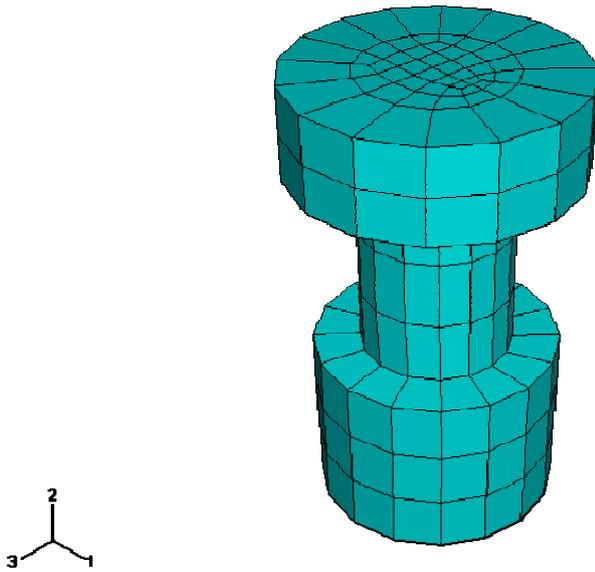


圖 4-6 螺栓構件網格之示意圖

(資料來源:本研究)

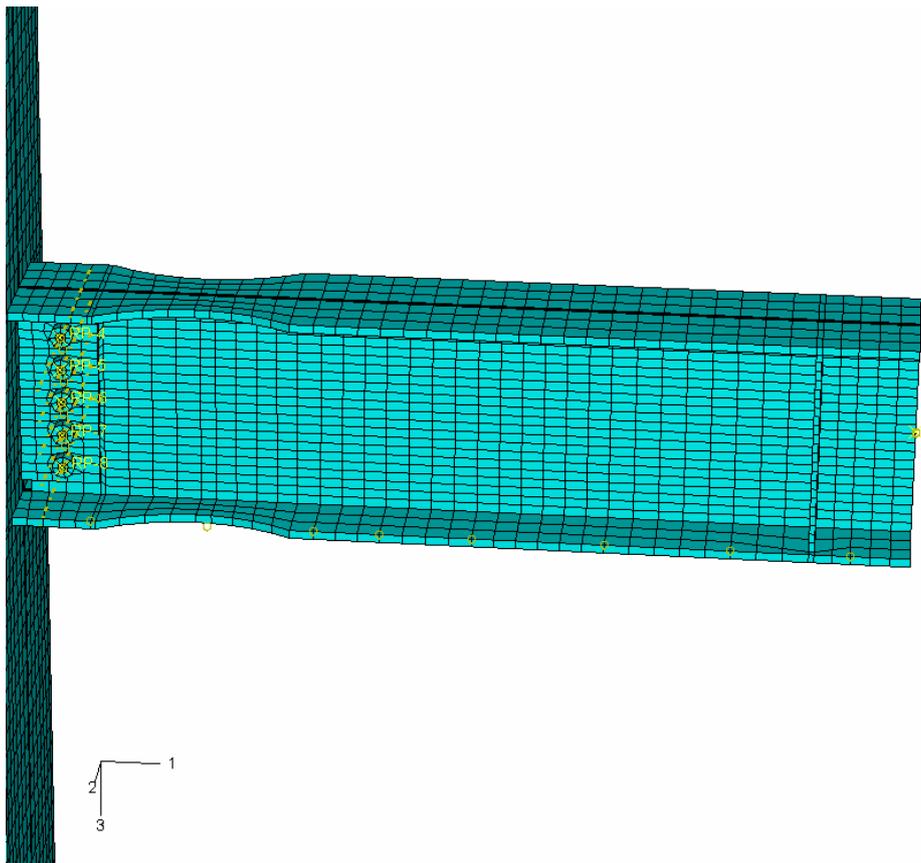


圖 4-7 圓弧切削梁構件網格之示意圖

(資料來源:本研究)

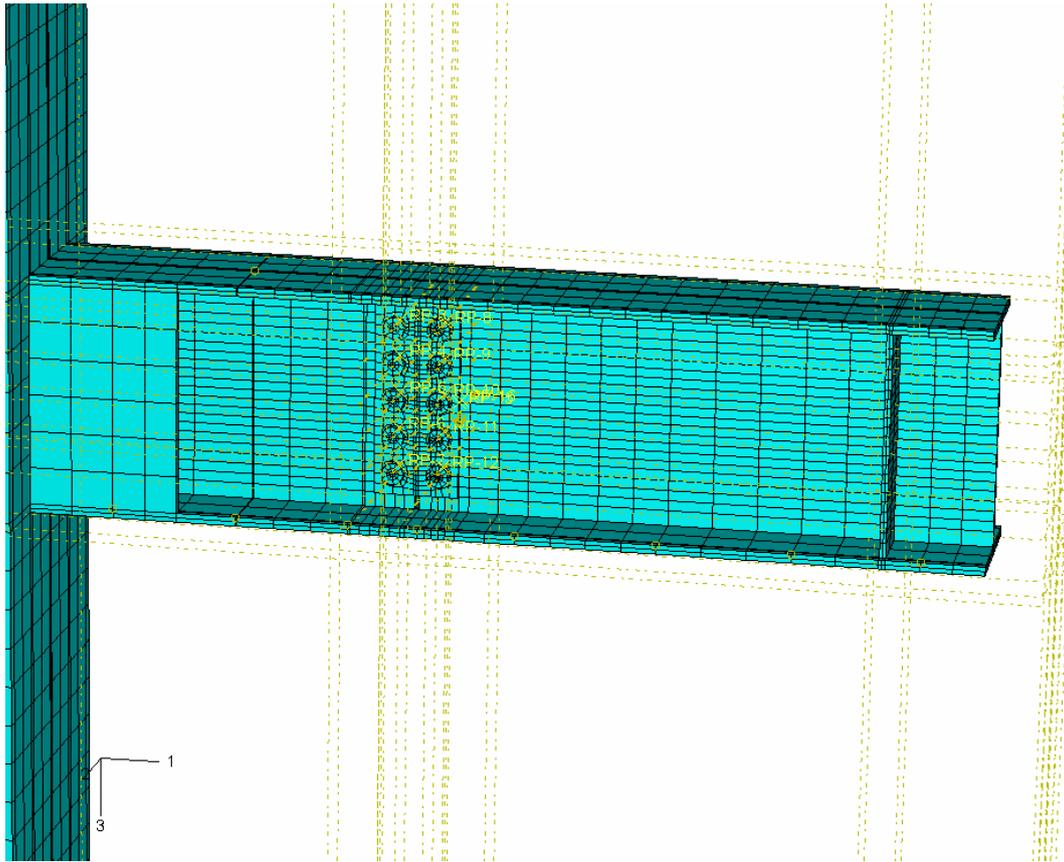


圖 4-8 側板補強構件網格之示意圖
(資料來源:本研究)

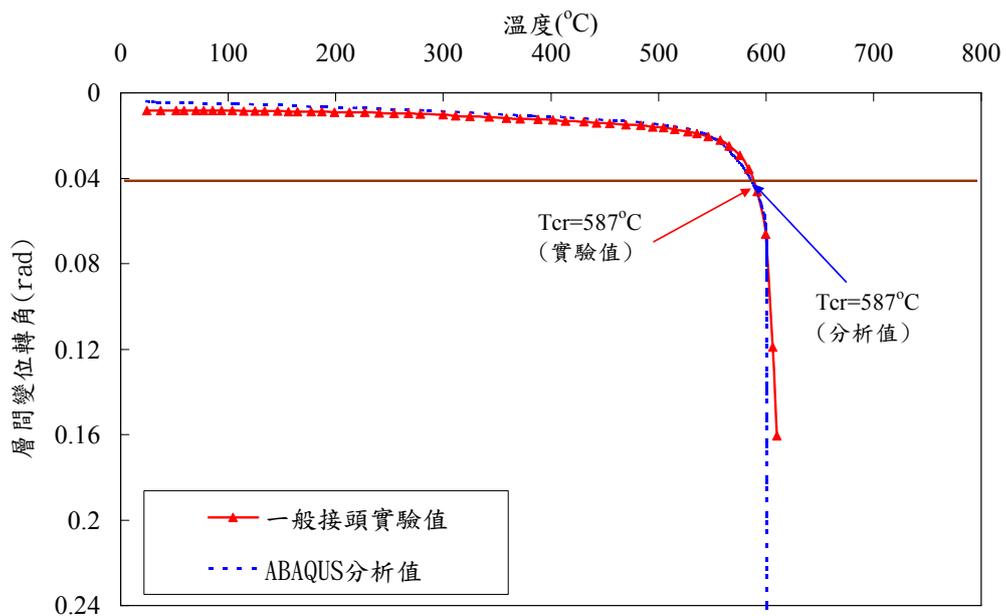


圖 4-9 一般接頭層間變位轉角實驗與分析比對
(資料來源:本研究)

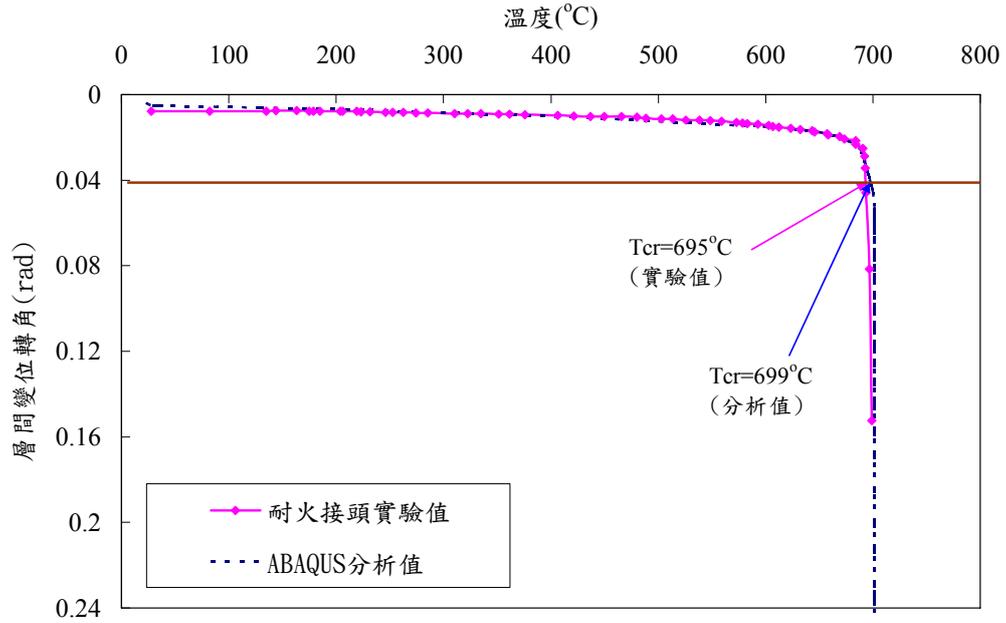


圖 4-10 耐火接頭層間變位轉角實驗與分析比對
 (資料來源:本研究)

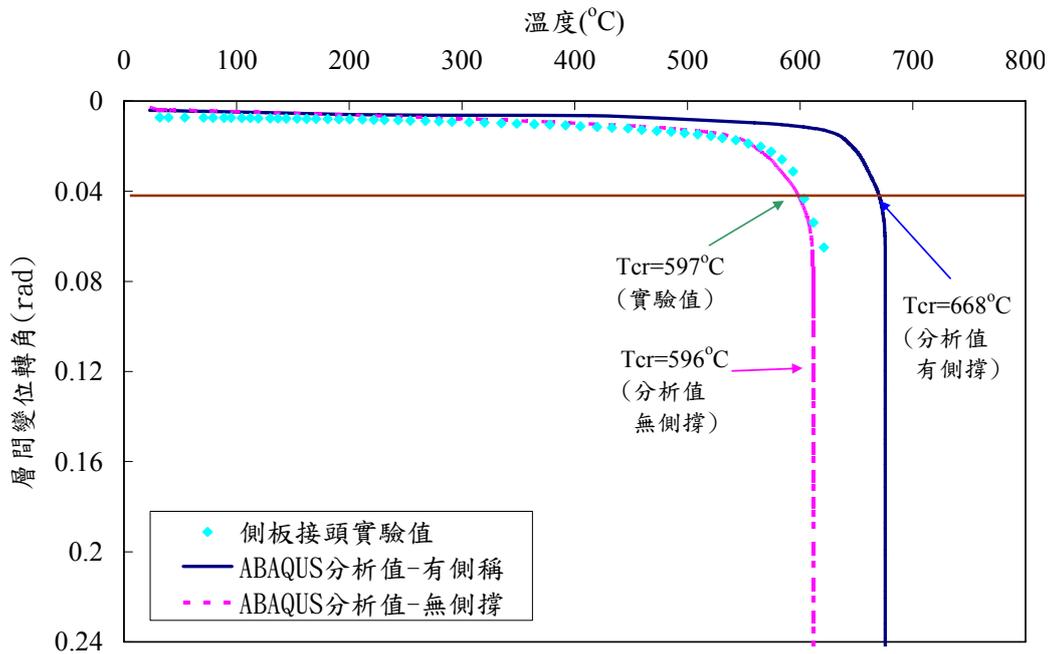


圖 4-11 側板接頭層間變位轉角實驗與分析比對
 (資料來源:本研究)

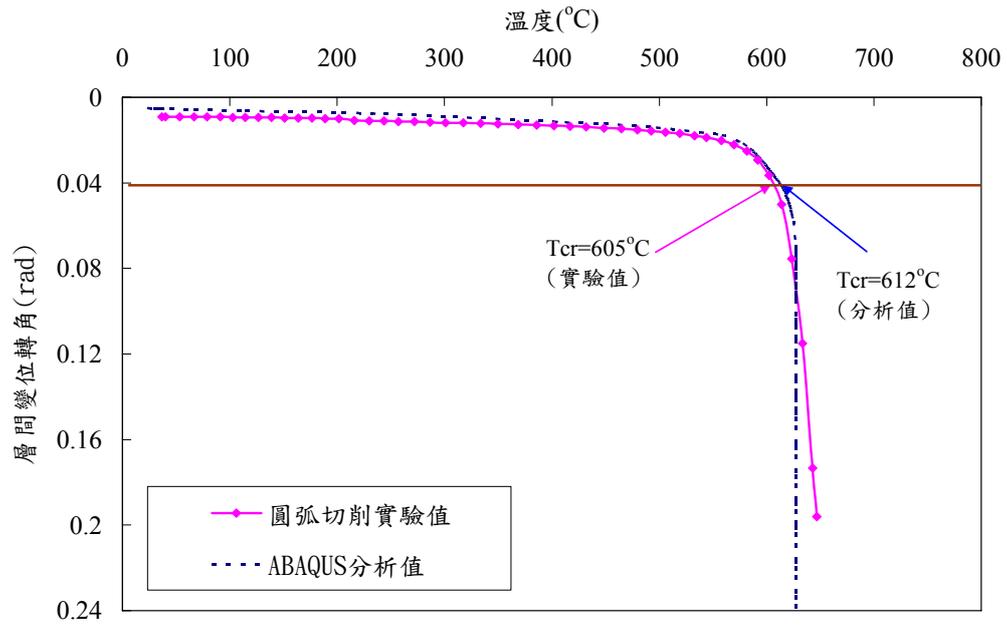


圖 4-12 圓弧切削接頭層間變位轉角實驗與分析比對
(資料來源:本研究)

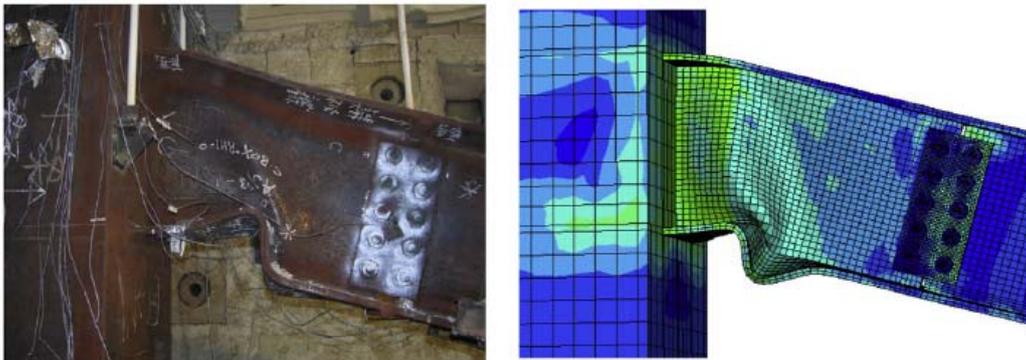


圖 4-13 試體 A 實驗與分析破壞模式比對
(資料來源:本研究)

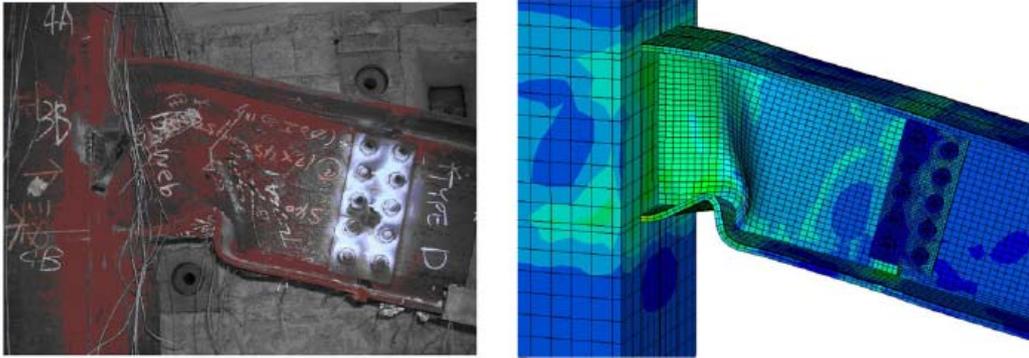


圖 4-14 試體 B 實驗與分析破壞模式比對

(資料來源:本研究)

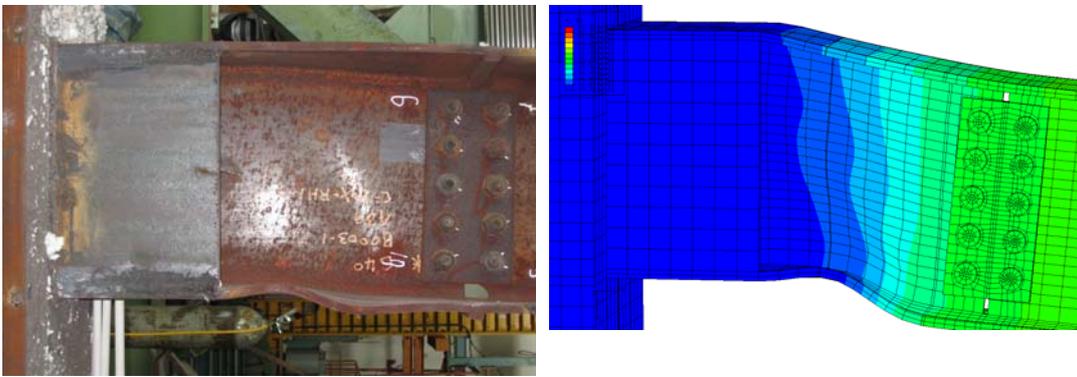


圖 4-15 試體 C 實驗與分析破壞模式比對

(資料來源:本研究)

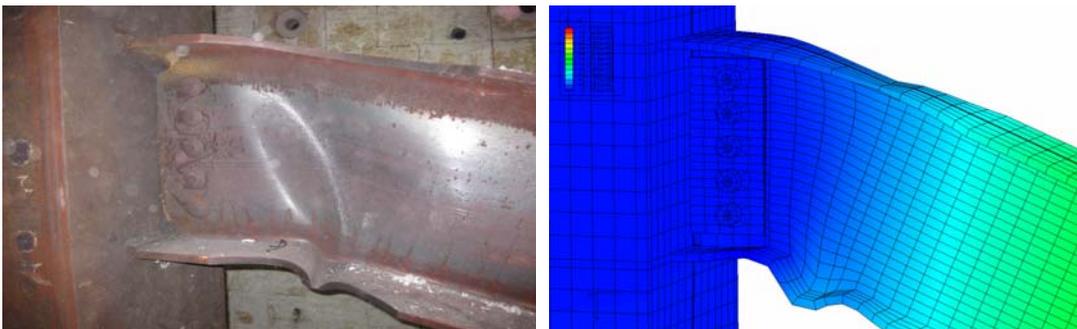


圖 4-16 試體 D 實驗與分析破壞模式比對

(資料來源:本研究)

鋼結構耐震韌性梁柱接頭之耐火性能研究(2/3)
耐震補強式接頭火害行為研究

第五章 結論與建議

第一節 結論

1. 在接頭彎矩設計達 0.6Mp 下之不同梁柱接頭型式，其破壞溫度亦不同。
2. 以 AISC 規定耐震韌性接頭需達 4 % 層間側位移角為判定基準，一般梁柱接頭(試體 A)、耐火鋼接頭(試體 B)、側板補強接頭(試體 C)與圓弧切削接頭(試體 D)，其破壞溫度分別為一般梁柱接頭破壞溫度為 587^oC、耐火鋼接頭為 695^oC、側板補強接頭破壞溫度為 597^oC、圓弧切削接頭破壞溫度為 605^oC，皆高於 CNS-12514 標準所定義之平均 500^oC，亦即標準所訂之破壞溫度較為保守。
3. 柱構件於整體試驗過程中，仍未達破壞，符合結構系統於火害時，不可發生整體崩塌的設計，縱使梁柱接頭已破壞無法傳達梁所受之外力至柱試體上。
4. 4 種不同接頭火害下之實驗結果，以耐火鋼接頭其破壞溫度最高。
5. 圓弧切削式接頭於梁上下翼板進行切削，雖梁勁度於常溫下有所折減，然整體接頭火害實驗結果，其破壞溫度並無明顯低於一般未切削式接頭實驗結果。
6. 側板式梁柱耐震接頭(試體 C)實驗結果，其下翼板雖已進入塑性並發生局部挫區，惟梁加載處因側稱系統失效，造成扭轉挫區大變形致實驗提早終止，未讓梁接頭區腹板也進入塑性。

7. 文中所建分析模式，不管是臨界破壞溫度之模擬、高溫下層間變位轉角之發展歷時及破壞模式皆與實驗數據近似，說明本研究建立之火害與結構部分耦合分析模式之可行性。
8. 由分析結果來看，倘試體 C-側板補強彎矩接頭於試驗過程中無因側撐系統失效而提早發生側向扭轉挫屈(LTB)破壞，其臨界破壞溫度可達 668^oC，僅次於耐火鋼接頭之臨界破壞溫度 668^oC，代表該補強接頭系統於火害過程中確能提升接頭抗火能力。

第二節 建議

建議一

火害下鋼結構梁柱接頭破壞溫度與判定基準之研議:中長期建議

主辦機關：經濟部標準檢驗局

協辦機關：內政部建築研究所

CNS 12514 標準內容已規定單一梁、柱構件於標準升溫火害實驗下，其試驗方法、支承狀況與量測變位等相關規定，依其破壞溫度與承重能力來判定其耐火時效。然回顧實際火場中鋼結構破壞之主要模式，係為接頭區局部挫區或大變形所導致，故接頭火害實驗的方法與判定依據等須加以建立，經由本研究歷年所進行國內常見 4 種實尺寸接頭之火害實驗結果，及所提之破壞溫度判定依據與量測方法，可於該標準下增列梁柱接頭火害試驗判定基準條文，草案如附錄一。

建議二

高韌性切削與側板式梁柱耐震接頭火害行為研究:立即可行之建議

主辦機關：內政部建築研究所

協辦機關：內政部建築研究所

側板式梁柱耐震接頭設計於接頭區所造成之遮蔽效應，接頭

鋼梁溫度明顯低於一般接頭，其破壞模式亦如預期發生於遠離接頭區，避免無法發揮原有之韌性之行為，而經分析比對一般接頭與側板接頭火害行為可發現，不論在梁端點變形或梁柱相對轉角上，不僅符合耐震要求，更可提升結構耐火時效。本研究雖已進行該接頭火害實驗，惟過程中因側稱系統失效，造成梁加載處局部扭轉挫區，與接頭局部挫區結果有異，建議再次規劃進行該接頭與高韌性切削接頭火害實驗。

參考書目

- [1] FEMA. Recommended seismic design critical for new steel moment-frame buildings, FEMA-350. Washington, DC (USA): Federal Emergency Management Agency; 2000.
- [2] NIST. Final report on the collapse of the World Trade Center towers. Report NIST NCSTAR 1, National Institute of Standards and Technology, Gaithersburg Maryland (USA); 2005.
- [3] FEMA. World Trade Center building performance study: Data collection, preliminary observations, and recommendations, FEMA-403. Washington, DC (USA): Federal Emergency Management Agency; 2002.
- [4] Newman GM, Robinson JT, Bailey CG. Fire safety design: A new approach to multi-storey steel framed buildings. Ascot Berkshire (UK): SCI Publication 2000,p.288.
- [5] Engelhardt, M. D., Sabol, T. A. Reinforcing of Steel Moment Connections With Cover Pates: Benefits and Limitations, Engineering Structures 1998; 20:510-520.
- [6] Lee, C. H., Uang, C. M. Analytical Modeling and Seismic Design of Steel Moment Connections With Welded Straight Haunch. J. Structural Engineering 2001;127(9):1028-1035.
- [7] Chen, C. C, Lin, C. C., Tsai, C. L. Evaluation of Reinforced Connections Between Steel Beams and Box Column. Engineering Structures 2004;26(13):1889-1904.
- [8] 李智民，“H型鋼柱接擴翼鋼梁抗彎接頭之耐震行為與設計”，國立交通大學土木工程學系，碩士論文，新竹（2006）。
- [9] 饒智凱，“鋼骨梁柱翼內側加勁補強接頭之耐震行為研究”，國立交通大學土木工程學系，碩士論文，新竹（2007）
- [10] 陳紀勛，“鋼柱與鋼梁腹板開孔位處塑性區梁柱接頭之耐震行為”，國立交通大學土木工程學系，碩士論文，新竹（2008）

- [11]Plumier, A., Baus, R., Pepin, R. and Schleich, J. Antiseismic Steel Structural Work. United States Patent, No. 5148642, (1992).
- [12]Engelhardt, M.D., Winnerberger, T., Zekany, A.J., and Potyraj, T.J., Experimental Investigation Dogbone Moment Connections. Engineering Journal 1998: 128-139.
- [13]Chen, Sheng-Jin, Yeh, C.H., Chu, J.M. Ductile Steel Beam-to-Column Connections for Seismic Resistance. Journal of structural Engineering 1996:1292-99.
- [14]陳誠直、陳宣維、鐘明達， “梁翼圓弧切削鋼骨梁柱接頭之耐震行為” ，中國土木水利工程學刊 (2003)，第15卷第一期，第15-19頁。
- [15]NIST. Final report on the collapse of the World Trade Center towers. Report NIST NCSTAR 1, National Institute of Standards and Technology, Gaithersburg Maryland (USA); 2005.
- [16]FEMA. World Trade Center building performance study: Data collection, preliminary observations, and recommendations, FEMA-403. Washington, DC (USA): Federal Emergency Management Agency; 2002.
- [17]Newman GM, Robinson JT, Bailey CG. Fire safety design: A new approach to multi-storey steel framed buildings. Ascot Berkshire (UK): SCI Publication P288; 2000.
- [18] Lawson RM. Fire engineering design of steel and composite buildings. J Const Steel Res 2001;57(12):1233_47.
- [19]Sakumoto Y, Yamaguchi T, Ohashi M, Saito H. High-temperature properties of fire-resistant steel for buildings. J Struct Engrg 1992;118(2):392_407.
- [20] Kelly FS, Sha W. A comparison of the mechanical properties of fire-resistant and S275 structural steels. J Const Steel Res 1999;50(3):223_33.

- [21]Leston-Jones LC, Lennon T, Plank RJ, Burgess IW. Elevated temperature moment-rotation tests on steelwork connections. Proc Inst Civ Eng Struct Bldgs 1997;122:410_9.
- [22] Al-Jabri KS, Lennon T, Burgess IW, Plank RJ. Behaviour of steel and composite beam-column connections in fire. J Const Steel Res 1998;46(1_3): [Paper no.180].
- [23]Wang WY, Li GQ, Dong YL. Experimental study and spring-component modelling of extended end-plate joints in fire. J Const Steel Res 2007;63(8): 1127_37.
- [24]Ding J, Wang YC. Experimental study of structural fire behaviour of steel beam to concrete filled tubular column assemblies with different types of joints. Eng Struct 2007;29(12):3485_502.
- [25]Qian ZH, Tan KH, Burgess IW. Behavior of steel beam-to-column joints at elevated temperature: Experimental investigation. J Struct Eng 2008;134(5): 713_26.
- [26]Yu H, Burgess IW, Davison JB, Plank RJ. Experimental investigation of the behaviour of fin plate connections in fire. J Const Steel Res 2009;65(3):723_36.
- [27]蘇文傑，“實尺寸 H 型梁-箱型柱彎矩接頭之火害實驗研究”，碩士論文，國立成功大學土木工程學系，台南 (2008)。
- [28]林日增，“H 型梁-箱型柱耐火彎矩接頭高溫行為之數值模擬”，碩士論文，國立成功大學土木工程學系，台南 (2008)。
- [29]林振吉，“H 型梁-箱型柱彎矩接頭之火害行為研究”，碩士論文，國立成功大學土木工程學系，台南 (2008)。
- [30] Lien, K. H., Chiou, Y. J., Wang, R. Z., Hsiao, P. A. Vector form intrinsic finite element analysis of nonlinear behavior of steel structures exposed to fire. Engineering Structures 2010; 32: 80-92.
- [31] Mao, C.H. , Chiou, Y. J. The Stiffness Estimation of Steel Semi-Rigid Beam-Column Moment Connections in Fire Journal of

Constructional Steel Research 2010;66:680-694.

[32]Chung H.Y. , Lee C.H., Su W.J., Lin R.Z. Application of fire-resistant steel to beam-to-column moment connections at elevated temperatures. Journal of Constructional Steel Research 2010; 66: 289-303.

[33]Lee, C.H., Chiou, Y.J., Chung, H,Y,, Chen C.J. Numerical modeling of the fire–structure behavior of steel beam-to-column connections 2011;67: 1386-40.

[34]陳生金,「鋼結構行為與設計」,P147~187, 2009.

[35]方朝俊,“火害對耐火鋼構件銲接及栓接行為影響”,國立台灣科技大學營建工程學系,台北 (2000)。

附錄一

CNS 12514建築物構造部分耐火試驗法 建議增修條文內容(黑斜體字部分)

9.性能基準與判定

試驗進行至預定試驗時間終止，試體之耐火性及防火時效須依下列性能基準加以判定。

9.1 承重能力

若量測結果超過下列每項性能基準，試體即視為承重能力失敗。

(1) 水平承重構造(樓板、屋頂、梁等)

最大撓曲度(mm)， $D=L^2/400d$

最大撓曲速率(mm/min)， $dD/dt=L^2/9000d$

式中， L =試體之淨跨度(支承點間距)，(mm)。

d =試體構造斷面之壓縮側緣至拉伸側緣之距離，(mm)。

參考：通常撓度已超過 $L/30$ ，始開始應用撓曲速率基準。

(2) 垂直承重構造(牆壁、柱等)

最大軸向壓縮量(mm)， $C=h/100$

最大軸向壓縮速率(mm/min)， $dC/dt=3h/1000$

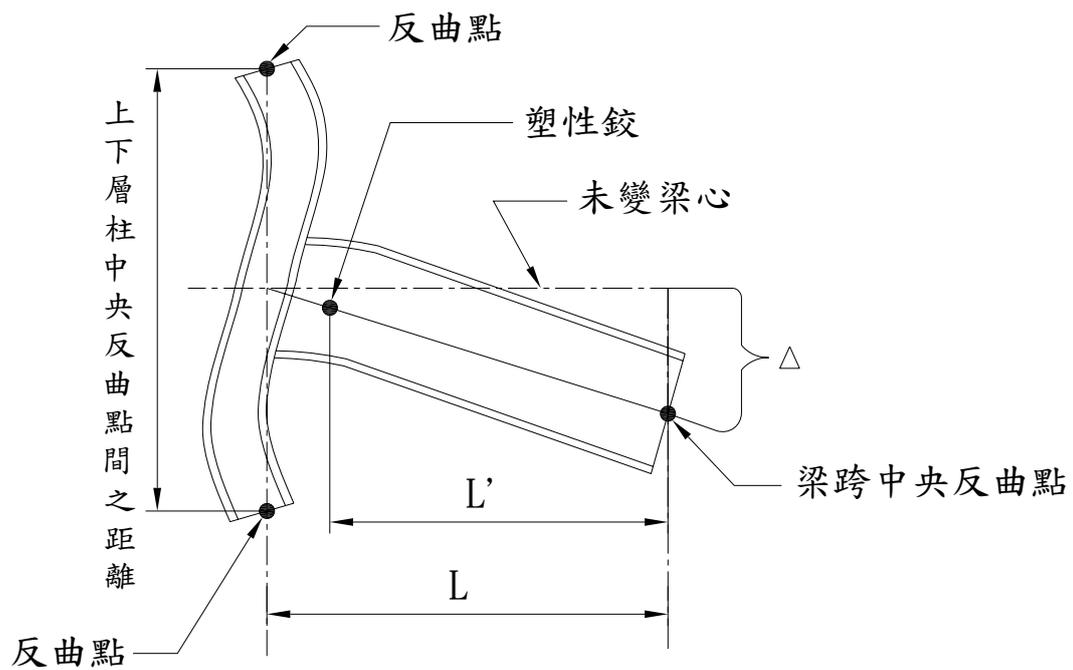
式中， h =試體之初始高度，(mm)。

備考：依第5.3.3節未進行加載試驗但測定構造中鋼材溫度之試體，其鋼材溫度最高值若超過 550°C 或平均值若超過 500°C ，即表示試體構造已達破壞溫度，視為承重能力失敗。

(3) 鋼結構梁柱接頭

最大層間變位轉角(rad)為4%。

式中層間變位轉角為梁端總位移除以梁端至柱腹中心線之長度，如下圖所示。



層間變位轉角 = Δ / L