

國立交通大學

土木工程學系碩士班

碩士論文

五螺箍矩形 RC 柱之軸壓試驗



研究生：郭美婷

指導教授：翁正強博士

中華民國九十七年十月

五螺箍矩形 RC 柱之軸壓試驗 與優化研究

Axial Compression Tests and Optimization Study of 5-Spiral Rectangular RC Columns

研究生：郭美婷

Student : M. T. Kuo

指導教授：翁正強博士

Advisor : Dr. Frank C. C. Weng



A Thesis

Submitted to Department of Civil Engineering

National Chiao Tung University

In Partial Fulfillment of the Requirements

For the Degree of Master of Science

in

Civil Engineering

October 2008

Hsinchu, Taiwan, Republic of China

五螺箍矩形 RC 柱之軸壓試驗 與優化研究

研究生：郭美婷

指導教授：翁正強 博士

國立交通大學土木工程研究所

摘要

關鍵詞：五螺箍，矩形 RC 柱，優化研究，軸壓試驗，箍筋間距，設計方法，強度，韌性，經濟效益

本研究旨在針對五螺箍(5-Spirals)應用於矩形鋼筋混凝土(Reinforced Concrete, RC)柱之各項重要參數進行優化研究，其目的在使五螺箍RC柱在工程上之應用更具競爭力，以進一步提升五螺箍RC柱之安全性及經濟性。本優化研究包含兩部份之軸壓試驗，第一部份試體之箍筋採用標稱強度為412 MPa之一般竹節鋼筋，包含15支五螺箍RC柱與2支傳統橫箍RC柱；第二部份試體之箍筋則採用標稱強度為490 MPa之高拉力盤元鋼線，包含10支五螺箍RC柱與2支傳統橫箍RC柱。本試驗主要參數為：大螺箍與小螺箍之圍束直徑、箍筋之線徑與間距、混凝土之強度及螺箍之交集區是否需要配置縱向鋼筋。此外，本研究另一項重要目的為探討五螺箍RC柱之箍筋間距是否可突破ACI-318-08規範第7.10.4.3節所規定螺旋箍筋「最大淨間距不得大於75 mm」之限制。

本研究之試驗結果顯示，採用五螺箍之RC短柱其「強度」、「韌性」及「經濟效益」三項指標均有良好的表現。就優化目標而言，本研究建議在進行五螺箍之設計時，大螺箍之圍束直徑可在符合混凝土保護層之要求下，依斷面尺寸盡量放大以圍束柱核心區域之混凝土；小螺箍之圍束直徑則可取為大約0.3倍的大螺箍之圍束直徑；且試驗結果亦顯示大、小螺箍之交集區可以不配置輔助筋。在符合強度及韌性之要求下，試驗結果證實五螺箍RC柱可成功突破ACI-318規範「最大淨間距75 mm」之限制。針對箍筋強度採用412 MPa之五螺箍RC柱，其間距最大放寬至150 mm；箍筋強度採用490 MPa之五螺箍RC柱，其間距最大放寬至110 mm，經試驗結果顯示在強度及韌性上皆有良好的表現。最後，本論文提出兩種五螺箍RC柱圍束箍筋之設計方法，以提供設計者一套設計依據。

Axial Compression Tests and Optimization Study of 5-Spiral Rectangular RC Columns

Student: M.T. Kuo

Advisor: Dr. C. C. Weng

Institute of Civil Engineering
National Chiao-Tung University

Abstract

Keywords: 5-Spirals, Rectangular RC Column, Optimization Study, Axial Compression Test, Spiral Spacing, Design Method, Strength, Ductility, Cost Effectiveness

This study explores the optimization of the important parameters of 5-spiral rectangular RC columns. The purpose is to enhance the competitiveness of the 5-spiral RC columns and further improve the cost effectiveness. This optimization study is comprised of two parts of the axial compression test. The first part included fifteen 5-spiral RC columns and two traditional hoop-tied RC columns, and the confinement reinforcements used were the deformed bars with 412 *MPa* nominal yield stress. The second part included ten 5-spiral RC columns and two traditional hoop-tied RC columns, and the confinement reinforcements used were the high-strength coiled wires with 490 *MPa* nominal yield stress.

The major parameters of this study included the confined diameter of the big and the small spirals, size and spacing of the spiral, concrete strength, and whether it is necessary to add longitudinal bars in the intersecting zone of the big and the small spirals. Another important purpose of this study is to explore whether the maximum clear spiral spacing for the 5-spiral RC column can be allowed to exceed the 75 *mm* upper limit stipulated in Section 7.10.4.3 of the ACI 318-08 code.

Compared to the reinforced concrete column tied with traditional rectangular hoops, the test results revealed that the RC columns confined with the 5-spirals demonstrated excellent capability in strength, ductility and cost effectiveness. In respect to the optimum design of the 5-spiral RC columns, the test results of this study suggests that (1) the confined diameter of the big spiral should be enlarged to the maximum ; (2) the confined diameter of the small spiral can be taken approximately as 30% of that of the big spiral ; and (3) it is not necessary for the intersecting zone of spirals to have supplementary longitudinal bars. The test results also demonstrated that the 5-spiral RC columns can be successfully used to break the limitation of the maximum 75 *mm* clear spiral spacing set by the ACI 318 code. Finally, this study proposed two design methods for the confinement reinforcement of the 5-spiral RC columns.

誌謝

本研究惠蒙吾師 翁正強教授於論文之指導，同時於論文口試期間，承蒙交通大學土木工程系師長 陳誠直教授、周中哲教授及中央大學土木工程系師長 許協隆教授給予論文內容提供許多寶貴的意見，使本文更臻完善，在此深表最由衷之謝意。

本研究之經費承蒙潤泰集團出資贊助，尹衍樑總裁、王瑞禎協理、王振宋襄理與負責協助試體製作的姚先生與卡尼先生，及台灣世曦工程顧問股份有限公司羅應富先生、連福橡膠製品股份有限公司 曾協榮廠長熱心協助，由於他們的贊助及熱心的協助，本研究才能順利完成，在此由衷謝忱。感謝研究室學長、同學及學弟妹們在實驗上的協助，最重要的還有一群長久以來不離不棄的同窗好友 伯翰、奕齊、銘偉、佩婷、彥彰、千容、宗燁、浩然及昇陽不斷地給予精神上的支持與研究方面的指教，以及在我研究過程低落時經常陪伴在我身邊的室友 Bella、慧芸、佳君、雯靜及慈璟，在此獻上我最誠摯的感謝。

最後，僅將本論文獻給我最偉大的父母親、兩個帥氣的弟弟與可愛的姊姊，感謝他們在我每個求學階段給予全力的支持與關照，對我默默地付出、寬容與體諒，尤其是父母親長久以來對我無私地付出，盡一切所能使我無後顧之憂地完成學業，我真的由衷地感謝您們。

目錄

	頁數
中文摘要	i
英文摘要	ii
誌謝	iii
目錄	iv
表目錄	vi
圖目錄	vii
照片目錄	x
第一章 緒論	1
1.1 前言	1
1.2 動機與目的	2
1.3 研究內容	3
第二章 相關設計規範與文獻回顧	4
2.1 美國 ACI 設計規範	4
2.2 相關文獻回顧	6
2.2.1 五螺箍圍束箍筋型式之相關研究	6
2.2.2 RC 柱之箍筋圍束混凝土與軸向行為研究	7
第三章 第一部份五螺箍矩形 RC 短柱之軸壓試驗	9
3.1 試驗規劃	9
3.2 五螺箍之基本參數設計原則	11
3.3 本研究五螺箍 RC 短柱之試體設計	13
3.4 第一部份之五螺箍 RC 柱試體破壞模式	17
3.5 試體軸壓強度之探討	19
3.5.1 箍筋間距對軸壓強度之影響	21
3.5.2 小螺箍之圍束直徑對軸壓強度之影響	23

3.6 試體韌性與耐震能力之探討	24
3.7 試體經濟效益之探討	25
第四章 第二部份五螺箍矩形 RC 短柱之軸壓試驗	27
4.1 試驗規劃與試體設計	27
4.2 第二部份之五螺箍 RC 柱試體破壞模式	28
4.3 試體軸壓強度之探討	30
4.3.1 箍筋間距對軸壓強度之影響	30
4.3.2 小螺箍之圍束直徑對軸壓強度之影響	32
4.4 試體韌性與耐震能力之探討	33
4.5 試體經濟效益之探討	34
第五章 本研究建議之五螺箍 RC 柱圍束箍筋設計法	36
5.1 五螺箍 RC 柱之特性	36
5.2 本研究建議之最佳化設計法主要理念	37
5.3 本研究建議之五螺箍 RC 柱圍束箍筋最佳化設計法	38
5.4 五螺箍 RC 柱圍束箍筋設計流程	42
5.4.1 五螺箍 RC 柱圍束箍筋設計流程(一)：直接設計法	42
5.4.2 五螺箍 RC 柱圍束箍筋設計流程(二)：最佳化設計法	44
第六章 結論與建議	47
6.1 結論	47
6.2 建議	53
參考文獻	54
符號說明	57
表	60
圖	73
照片	104

表目錄

	頁數
表 3.1 第一部分軸壓試驗五螺箍與傳統橫箍 RC 柱之試體規劃表	60
表 3.2 第一部分軸壓試驗試體之混凝土實測平均強度表	61
表 3.3 第一部分軸壓試驗試體之鋼筋實測平均強度表	62
表 3.4 小螺箍之圍束直徑變化與混凝土圍束區面積比例分配表	62
表 3.5 第一部分軸壓試驗五螺箍與傳統橫箍 RC 柱軸壓強度之比較	63
表 3.6 第一部分軸壓試驗未受圍束與受圍束之混凝土抗壓強度之比較	64
表 3.7 第一部分軸壓試驗五螺箍與傳統橫箍 RC 柱之韌性比較	65
表 3.8 第一部分軸壓試驗五螺箍與傳統橫箍 RC 柱 之強度、韌性及箍筋用量經濟效益分析	66
表 4.1 第二部分軸壓試驗五螺箍與傳統橫箍 RC 柱之試體規劃表	67
表 4.2 第二部分軸壓試驗試體之混凝土實測平均強度表	68
表 4.3 第二部分軸壓試驗試體之鋼筋實測平均強度表	68
表 4.4 第二部分軸壓試驗五螺箍與傳統橫箍 RC 柱軸壓強度之比較	69
表 4.5 第二部分軸壓試驗未受圍束與受圍束之混凝土抗壓強度之比較	70
表 4.6 第二部分軸壓試驗五螺箍與傳統橫箍 RC 柱之韌性比較	71
表 4.7 第二部分軸壓試驗五螺箍與傳統橫箍 RC 柱 之強度、韌性及箍筋用量經濟效益分析	72

圖目錄

	頁數
圖 1.1 螺旋箍筋應用於 RC 柱之型式及斷面示意圖	73
圖 2.1 傳統橫箍 RC 柱與新型五螺箍 RC 柱之應力-應變曲線比較	74
圖 3.1 五螺箍 RC 短柱試體之鋼筋組裝順序示意圖	75
圖 3.2 第一部份軸壓試驗之試體斷面圖： 交集區無配置鋼筋之 S 系列五螺箍 RC 短柱	76
圖 3.3 第一部份軸壓試驗之試體斷面圖： 交集區無配置鋼筋之 M 系列五螺箍 RC 短柱	77
圖 3.4 第一部份軸壓試驗之試體斷面圖： 交集區無配置鋼筋之 L 系列五螺箍 RC 短柱	78
圖 3.5 第一部份軸壓試驗之試體斷面圖： 交集區配置輔助筋之 S 系列五螺箍 RC 短柱	79
圖 3.6 第一部份軸壓試驗之試體斷面圖：傳統橫箍 RC 短柱	79
圖 3.7 本研究軸壓試驗構架與短柱斷面示意圖	80
圖 3.8 螺箍筋圍束之核心混凝土受力示意圖	80
圖 3.9 單一螺箍體積比 ρ_s 之定義示意圖	81
圖 3.10 五螺箍體積比 $(\rho_s)_{5\text{-spirals}}$ 之定義示意圖	81
圖 3.11 五螺箍 RC 柱之大、小螺箍斷面積與圍束直徑示意圖	82
圖 3.12 大、小螺箍圍束面積定義示意圖	82
圖 3.13 交集區無配置鋼筋之 S 系列五螺箍 RC 柱之應力-應變曲線圖	83
圖 3.14 交集區無配置鋼筋之 M 系列五螺箍 RC 柱之應力-應變曲線圖	84
圖 3.15 交集區無配置鋼筋之 L 系列五螺箍 RC 柱之應力-應變曲線圖	85
圖 3.16 交集區配置輔助筋之 S 系列五螺箍 RC 柱之應力-應變曲線圖	86
圖 3.17 傳統橫箍 RC 柱之應力-應變曲線圖	86

圖 3.18	五螺箍與傳統橫箍 RC 柱之正規化軸力-位移曲線比較圖： 混凝土強度為 27.4 MPa；箍筋線徑組合為 D13 與 D10 鋼筋	87
圖 3.19	五螺箍與傳統橫箍 RC 柱之正規化軸力-位移曲線比較圖： 混凝土強度為 27.4 MPa；箍筋線徑組合為 D16 與 D10 鋼筋	87
圖 3.20	五螺箍與傳統橫箍 RC 柱之正規化軸力-位移曲線比較圖： 混凝土強度為 34.3 MPa；箍筋線徑組合為 D13 與 D10 鋼筋	87
圖 3.21	五螺箍與傳統橫箍 RC 柱之正規化軸力-位移曲線比較圖： 混凝土強度為 34.3 MPa；箍筋線徑組合為 D16 與 D10 鋼筋	87
圖 3.22	大小螺箍交集區有無配置縱向鋼筋之正規化軸力-位移曲線比較圖： 無配置鋼筋之試體為 Y2 與 Y4；有配置鋼筋之試體為 Y14 與 Y15	88
圖 3.23	五螺箍與傳統橫箍 RC 柱之韌性指標比較圖： $f_c' = 27.4 \text{ MPa}$	88
圖 3.24	五螺箍與傳統橫箍 RC 柱之韌性指標比較圖： $f_c' = 34.3 \text{ MPa}$	89
圖 3.25	五螺箍與傳統橫箍 RC 柱之每單位長度箍筋用量比較圖： $f_c' = 27.4 \text{ MPa}$	89
圖 3.26	五螺箍與傳統橫箍 RC 柱之每單位長度箍筋用量比較圖： $f_c' = 34.3 \text{ MPa}$	90
圖 4.1	第二部分軸壓試驗之試體斷面圖： 交集區無配置鋼筋之 S 系列五螺箍 RC 短柱	91
圖 4.2	第二部分軸壓試驗之試體斷面圖： 交集區無配置鋼筋之 M 系列五螺箍 RC 短柱	91
圖 4.3	第二部分軸壓試驗之試體斷面圖： 交集區無配置鋼筋之 L 系列五螺箍 RC 短柱	92
圖 4.4	第二部分軸壓試驗之試體斷面圖： 交集區配置輔助筋之 S 系列與 M 系列五螺箍 RC 短柱	93
圖 4.5	第二部分軸壓試驗之試體斷面圖：傳統橫箍 RC 短柱	93
圖 4.6	交集區無配置鋼筋之 S 系列五螺箍 RC 柱之軸力-位移曲線圖	94

圖 4.7	交集區無配置鋼筋之 M 系列五螺箍 RC 柱之軸力-位移曲線圖	94
圖 4.8	交集區無配置鋼筋之 L 系列五螺箍 RC 柱之軸力-位移曲線圖	95
圖 4.9	交集區配置輔助筋之五螺箍 RC 柱之軸力-位移曲線圖	96
圖 4.10	傳統橫箍 RC 柱之軸力-位移曲線圖	96
圖 4.11	五螺箍與傳統橫箍 RC 柱之正規化軸力-位移曲線比較圖： $f'_c = 34.3 \text{ MPa}$	97
圖 4.12	五螺箍與傳統橫箍 RC 柱之正規化軸力-位移曲線比較圖： $f'_c = 54.9 \text{ MPa}$	97
圖 4.13	S 系列五螺箍試體交集區配筋與否之正規化軸力-位移 曲線比較圖	98
圖 4.14	M 系列五螺箍試體交集區配筋與否之正規化軸力-位移 曲線比較圖	98
圖 4.15	五螺箍與傳統橫箍 RC 柱之韌性指標比較圖： $f'_c = 34.3 \text{ MPa}$	99
圖 4.16	五螺箍與傳統橫箍 RC 柱之韌性指標比較圖： $f'_c = 54.9 \text{ MPa}$	99
圖 4.17	五螺箍與傳統橫箍 RC 柱之每單位長度箍筋用量比較圖： $f'_c = 34.3 \text{ MPa}$	100
圖 4.18	五螺箍與傳統橫箍 RC 柱之每單位長度箍筋用量比較圖： $f'_c = 54.9 \text{ MPa}$	100
圖 5.1	五螺箍斷面內混凝土圍束區域之分類情形	101
圖 5.2	五螺箍斷面之小螺箍具有減緩大螺箍向外擴張變形之功能	101
圖 5.3	本研究軸壓試驗所採用之「直接設計法」設計流程圖	102
圖 5.4	本優化研究結果所建議之「最佳化設計法」設計流程圖	103

照片目錄

	頁數
照片 3.1 本研究各系列之五螺箍短柱試體斷面	104
照片 3.2 在短柱試體灌漿時同時製作 150×300 mm 之標準混凝土圓柱試體	106
照片 3.3 五螺箍短柱試體鋼筋組立完後吊裝入模之情形	106
照片 3.4 五螺箍短柱試體進行灌漿與搗實作業之情形	107
照片 3.5 五螺箍短柱試體灌漿完成之情形	107
照片 3.6 短柱試體架設於 58800 kN 抗壓試驗機平台上之情形	108
照片 3.7 大螺箍斷裂之破壞模式	108
照片 3.8 小螺箍斷裂之破壞模式	108
照片 3.9 大、小螺箍皆斷裂之破壞模式	108
照片 3.10 試體 Y1-S-95 之軸壓破壞情況	109
照片 3.11 試體 Y2-S-145 之軸壓破壞情況	109
照片 3.12 試體 Y3-S-75 之軸壓破壞情況	110
照片 3.13 試體 Y4-S-115 之軸壓破壞情況	110
照片 3.14 試體 Y5-M-55 之軸壓破壞情況	111
照片 3.15 試體 Y6-M-95 之軸壓破壞情況	111
照片 3.16 試體 Y7-M-150 之軸壓破壞情況	112
照片 3.17 試體 Y8-M-75 之軸壓破壞情況	112
照片 3.18 試體 Y9-M-150 之軸壓破壞情況	113
照片 3.19 試體 Y10-L-100 之軸壓破壞情況	113
照片 3.20 試體 Y11-L-140 之軸壓破壞情況	114
照片 3.21 試體 Y12-L-75 之軸壓破壞情況	114
照片 3.22 試體 Y13-L-110 之軸壓破壞情況	115
照片 3.23 試體 Y14-S-145 之軸壓破壞情況	115

照片 3.24	試體 Y15-S-115 之軸壓破壞情況	116
照片 3.25	試體 R1-120 之軸壓破壞情況	116
照片 3.26	試體 R2-120 之軸壓破壞情況	117
照片 4.1	交集區無配置鋼筋之五螺箍短柱試體	118
照片 4.2	交集區有配置鋼筋之五螺箍短柱試體	119
照片 4.3	試體 YW2-S-55 小螺箍局部斷裂	120
照片 4.4	試體 YW1-S-110 大螺箍連續斷裂	120
照片 4.5	試體 YW3-M-55 之最終破壞模式	120
照片 4.6	試體 YW4-M-SPE 之最終破壞模式	121
照片 4.7	試體 YW7-L-95 之最終破壞模式	121
照片 4.8	試體 YW8-L-50 之最終破壞模式	122
照片 4.9	試體 YW1-S-110 之軸壓破壞情況	122
照片 4.10	試體 YW2-S-55 之軸壓破壞情況	123
照片 4.11	試體 YW3-M-55 之軸壓破壞情況	123
照片 4.12	試體 YW4-M-SPE 之軸壓破壞情況	124
照片 4.13	試體 YW5-M-110 之軸壓破壞情況	124
照片 4.14	試體 YW6-M-55 之軸壓破壞情況	125
照片 4.15	試體 YW7-L-95 之軸壓破壞情況	125
照片 4.16	試體 YW8-L-50 之軸壓破壞情況	126
照片 4.17	試體 YW9-S-110 之軸壓破壞情況	126
照片 4.18	試體 YW10-M-110 之軸壓破壞情況	127
照片 4.19	試體 RW1-95 之軸壓破壞情況	127
照片 4.20	試體 RW2-50 之軸壓破壞情況	128

一、緒論

1.1 前言

隨著近年來國際原料價格波動之經濟因素，尤其是鋼鐵價持續上漲將直接反映在產品銷售價格上，但公共建設及房屋市場上的需求並未因此而明顯減少，相對於鋼結構及SRC(Steel Reinforced Concrete, SRC)結構而言，鋼筋混凝土結構受到的鋼價上漲的影響較低，因此RC結構在經濟性考量上較具有市場競爭力。一般RC結構系統矩形斷面之構材大多配置矩形橫向箍筋(Rectangular Hoop，簡稱橫箍)，傳統橫箍在韌性表現上不如螺旋箍筋(Spiral，簡稱螺箍)，由於橫箍的角隅處易發生彎鉤(Hook)脫落的缺點，為符合規範之要求必須採用標準彎鉤且配置繫筋，使得整體箍筋用量大為提高，在施工的綁紮作業亦十分耗時費工。因此若能將斷面改採用配置螺箍，由於螺箍具有連續性，不僅對混凝土之圍束效果較佳之外，亦沒有角隅彎鉤或繫筋，故可節省箍筋用量及大幅降低箍筋綁紮所耗費之工時。

一般螺箍較少被運用在矩形斷面之RC柱，因其未能對矩形RC柱斷面四個角落之混凝土提供有效的圍束，然而五螺箍恰巧能利用角落之小螺箍來彌補該項缺陷，並有效發揮螺箍筋在圍束效益上之優勢，如圖 1.1 所示。「年年發五螺箍」是一種新型的複合式螺旋箍筋，可應用於具有矩形斷面之RC柱，這種創新構想是由尹衍樑博士率先提出，因此又稱為尹氏螺箍(Yin's Spirals)。五螺箍的配置方式是以一個中心的大圓螺箍，再搭配四個角落的小圓螺箍交織而成。由於五螺箍是由五個圓交織而成，其形狀類似奧運標誌，故早期亦有奧林匹克螺箍(Olympic Spirals)之稱，經由張國鎮等[3]試驗證實可成功的應用於傳統矩形RC柱上，且其強度、韌性與經濟性皆明顯優於配置傳統橫箍者。因此，在五螺箍優越的抗壓強度與耐震能力之基礎上，本研究將進一步探討其斷面最佳配置方式，包括斷面上大螺箍與小螺箍圍束直徑之尺寸關係。另一方面，由於五螺箍RC柱的箍筋圍束效果明顯優於單螺箍RC柱，對於箍筋間距之設計理應將其良好之圍束效果納入考量，不僅

能夠較符合實際狀況亦可節省箍筋用量。因此本研究經由最基本的軸壓試驗來觀察其破壞模式與力學行為，以強度、韌性及經濟效益為主要優化目標，找五螺箍 RC 柱設計上之最佳原則。

1.2 動機與目的

「五螺箍」的主要特色在於突破了傳統上螺旋箍筋只適用於圓形斷面 RC 柱的限制，其巧妙的克服了螺旋箍筋應用於「矩形斷面 RC 柱」的缺點，使它對矩形 RC 柱「四個角落的混凝土」發揮了良好的圍束效果。此外，由於螺旋箍筋具有連續性，不像每一支橫箍筋均為獨立個體且需在角隅處以彎鉤來固定，所以螺旋箍筋不僅對混凝土之圍束效果比橫箍筋更好，更因為不需要角隅彎鉤而節省可觀的箍筋用量與人工成本。

在施工方面，一般傳統 RC 構造的做法是在工地組立鋼筋與模板，然後再澆置混凝土。由於在工地現場配置鋼筋十分耗費人力，因此若能以預鑄(Precast)方式在預鑄廠內完成大部分構材，再將預鑄構材運至工地組裝，將可有效的節省人力與縮短工期。在箍筋施作方面，矩形 RC 柱中配置橫箍筋為傳統常用的形式。不過，由於橫箍筋之綁紮十分耗費工時，因此若能採用螺旋箍筋並以預鑄方式來施作，將可大幅降低箍筋綁紮之人力並有效的節省成本。對建築工程而言，預鑄工法在縮短工期及提昇工程品質方面具有良好的效果，主要是由於預鑄技術具高度工業化特性，可透過自動化、系統化及模組化的方式來提高生產效率及施工速度。此外，採用預鑄構材更有助於節省人力成本與降低工地污染。

近年來的研究成果發現五螺箍具有良好圍束混凝土的能力，可以有效提昇 RC 柱之抗壓強度及韌性，並能有效改善傳統橫箍筋施工較為複雜的缺點。試驗結果亦顯示五螺箍 RC 柱在反復載重作用下具有卓越的耐震性能[3]。因此，建築構造中採用五螺箍 RC 柱，對於保障地震來襲時之生命與財產安全將有重要意義。

本研究擬在五螺箍 RC 柱優越的抗壓強度與耐震能力之基礎上，更進一步經由參數分析與大尺寸短柱試體之軸壓試驗，找出五螺箍矩形 RC 柱斷面之優化設計原

則。另一方面，本研究將特別探討突破 ACI-318-08 規範第 7.10.4.3 節[4]中對於「螺旋箍筋最大淨間距 75 mm」之規定，以期獲得五螺旋 RC 柱更合理與更經濟之設計結果。本研究之主要參數包括：混凝土強度、螺旋箍筋間距、大螺旋之圍束直徑、小螺旋之圍束直徑、大螺旋鋼筋強度、小螺旋鋼筋強度、大螺旋線徑、小螺旋線徑等，研究之目的在於深入探討五螺旋矩形 RC 柱最佳之斷面配置方式，並且提出一套可供結構設計者參考之五螺旋圍束箍筋設計方法。

1.3 研究內容

本文共分為六章。本章首先介紹五螺旋應用在 RC 矩形柱之特色及優化目標，包含五螺旋 RC 柱的在設計上應考量之問題及各設計參數之影響，並說明本研究中的兩大重點目標，即突破螺旋柱之「最大淨間距為 75 mm」之限制並找出「最佳之小螺旋圍束直徑」。

第二章針對相關設計規範中對於 RC 柱之圍束箍筋量與設計受壓強度之設計方法作一簡要說明；其次再分別介紹有關箍筋圍束混凝土作用及 RC 柱破壞行為，特別針對螺旋筋之圍束效應方面之研究成果與文獻回顧。

第三、四章分別為五螺旋 RC 短柱軸壓試驗，本論文中共進行兩部份之軸壓試驗，分別是採用一般竹節鋼筋與高拉力鋼線作為短柱試體之圍束箍筋，文中首先介紹試驗規劃及設計方法，並針對五螺旋 RC 柱設計中的斷面及材料參數加以介紹，最後根據試驗結果針對強度、韌性及經濟性之三個主要方向進行比較及討論。

第五章為介紹兩種五螺旋 RC 柱之圍束箍筋設計公式，其中「最佳化設計法」係根據前兩章之軸壓試驗結果，並且根據相關力學原理與試驗數據分析，藉此提出一套兼具經濟與簡化設計特性之五螺旋 RC 柱圍束箍筋設計公式。

第六章則是對整個研究成果作一總結與建議。

最後為本研究所參考之相關規範與研究文獻、符號說明、表、圖、照片。

二、相關設計規範與文獻回顧

2.1 美國 ACI 設計規範

本研究主要乃根據美國 ACI (American Concrete Institute) 318-08 規範[4]進行試體設計，故以下將針對 ACI-318 規範之圍束箍筋設計之相關要求進行說明：

依圍束箍筋型式不同而各有其規定，對於採用螺箍筋或圓形閉合箍筋之 RC 柱而言，在 ACI-318 規範第 10 章 10.9.3 節與第 21 章 21.6.4 節中規定其箍筋體積比， ρ_s ，不得小於下列二式之規定：

$$\rho_s = 0.45 \left(\frac{A_g}{A_{ch}} - 1 \right) \left(\frac{f'_c}{f_{yt}} \right) \quad (2-1)$$

及

$$\rho_s = 0.12 \left(\frac{f'_c}{f_{yt}} \right) \quad (2-2)$$



公式(2-2)係考慮將公式(2-1)中全斷面積與圍束區面積之比值， (A_g / A_{ch}) ，取為 1.25 時所求得之結果。其中 f'_c 為混凝土標稱抗壓強度； f_{yt} 為箍筋標稱降伏強度； A_g 為柱構件全斷面積； A_{ch} 為受箍筋圍束部分柱核之斷面積。對於螺箍筋之間距限制方面，在第 7.10.4.3 節中提到螺箍柱之箍筋淨間距不得超過 75 mm。

若採用矩形閉合箍筋及繫筋之 RC 柱，即配置傳統橫箍之 RC 柱斷面，在 ACI-318 規範第 21 章 21.6.4 節中規定採用矩形閉合箍筋及繫筋之 RC 柱之最小圍束箍筋量(包括繫筋)， A_{sh} ，不得小於下列二式之規定：

$$A_{sh} = 0.3sh_c \left(\frac{A_g}{A_{ch}} - 1 \right) \left(\frac{f'_c}{f_{yt}} \right) \quad (2-3)$$

及

$$A_{sh} = 0.09sh_c \left(\frac{f'_c}{f_{yt}} \right) \quad (2-4)$$

公式(2-4)係考慮將公式(2-3)中全斷面積與圍束區面積之比值， (A_g/A_{ch}) ，取為 1.3 時所求得之結果。其中 s 為箍筋間距； h_c 為受箍筋圍束之柱核心斷面之寬度； f'_c 為混凝土標稱抗壓強度； f_{yt} 為箍筋標稱降伏強度； A_g 為柱構件全斷面積； A_{ch} 為受箍筋圍束部分柱核之斷面積。對於矩形閉合箍筋之間距限制方面，在第 21.6.4.3 節規定最大箍筋間距， s_o ，其計算結果不可小於 100 mm 亦不大於 150 mm：

$$s_o = 100 + \left(\frac{350 - h_x}{3} \right) \leq 150 \text{ mm} \quad (2-5)$$

其中 h_x 為沿柱各邊相鄰箍筋或繫筋間最大水平中心距離，其值不可大於 350 mm。最後，對於螺箍筋及橫箍筋合成受壓構材之軸向最大設計強度的計算，分別根據 ACI-318 規範第 10.3.6.1 與 10.3.6.2 節之規定：

$$\phi P_n = \phi 0.85 \left[0.85 f'_c (A_g - A_{st}) + f_y A_{st} \right] \text{ (使用螺箍筋)} \quad (2-6)$$

$$\phi P_n = \phi 0.80 \left[0.85 f'_c (A_g - A_{st}) + f_y A_{st} \right] \text{ (使用橫箍筋)} \quad (2-7)$$

其中 ϕ 為強度折減係數，使用螺箍筋時 $\phi = 0.70$ ，使用橫箍筋時 $\phi = 0.65$ ； P_n 為柱構件標稱軸壓強度； f'_c 為混凝土標稱抗壓強度； A_g 為柱構件全斷面積； A_{st} 為縱向鋼筋總斷面積； f_y 為縱向鋼筋標稱降伏強度。由以上 ACI-318 規範之規定可發現，目前規範對於螺箍筋之間距限制明顯比矩形閉合箍筋嚴格，其中特別是針對螺箍筋間距不得大於 75 mm 之規定，係針對圓形 RC 柱所發展出來的，一般圓形斷面 RC 柱大多只配置一個螺箍，故螺箍柱需求的箍筋間距通常比橫箍柱還密。

2.2 相關文獻回顧

國內外對於探討「五螺箍」RC 柱力學行為之相關研究相當有限，然而對於 RC 柱之「圍束箍筋混凝土及軸向行為」上的研究即相當豐富，以下首先介紹關於五螺箍之相關研究，接著再針對與本研究相關之文獻加以介紹，並分別依照文獻年代先後順序簡要回顧如下：

2.2.1 五螺箍圍束箍筋型式之相關研究

王柄雄等(2004) [1]探討多種新型圍束箍筋在矩形 RC 柱之圍束行為及圍束效應，進行一系列實尺寸之軸壓試驗及反復載重試驗研究，經由試驗比較不同圍束箍筋型式之圍束效果，並建立解析圍束混凝土特性之數值模式。試驗參數包括圍束箍筋型式、間距、號數及箍筋與混凝土之材料強度。根據試驗結果發現，在適當的組合之下五螺箍型式最能夠對 RC 柱核心之混凝土發揮良好的圍束效果，其軸壓強度及韌性明顯優於配置傳統矩形橫箍筋 RC 柱，而高強度混凝土的強度及韌性表現皆略差於一般強度混凝土者。圖 2.1 為該軸壓試驗結果之五螺箍 RC 柱及傳統橫箍 RC 柱之應力-應變曲線比較圖，由圖中可看出斷面配置五螺箍型式之 RC 柱具有較佳之延展性，亦即其韌性表現明顯優於配置傳統矩形橫箍 RC 柱。

尹衍樑等(2006) [2]以傳統橫箍及五螺箍應用於矩形 SRC 柱，進行一系列大尺寸五螺箍 SRC 短柱的抗壓試驗，主要將試體之鋼骨用量及主筋用量固定，改變其箍筋間距與箍筋型式，並採用不同方法設計 SRC 柱之圍束箍筋量。研究結果顯示採用 Weng's Formula 設計之組合式五螺箍 SRC 柱具有最佳的強度、韌性與經濟效益，五螺箍 SRC 柱之軸壓強度與韌性表現不僅優於傳統橫箍 SRC 柱，亦比五螺箍 RC 柱為佳，顯示五螺箍應用於矩形 SRC 柱具有良好的抗壓及耐震能力。

Weng 等(2008) [19]進行四組大尺寸五螺箍之矩形 SRC 柱之反復載重耐震試驗，試驗結果顯示四組試體之遲滯迴圈均相當飽滿，其所發揮的層間變位角均高達 6.0% 弧度，且強度方面並無明顯下降的趨勢，從試驗結果可明顯看出五螺箍圍

束型式之遲滯迴圈比傳統圍束型式來的飽滿許多，具備優越的消能與耐震能力。此外，由試體破壞模式可知，在五螺箍 SRC 柱底部之塑鉸區域，其所圍束之混凝土僅有保護層剝落，且主筋亦無挫屈現象發生，顯示五螺箍 SRC 柱具有良好的圍束混凝土能力及防止主筋挫屈之功能。

2.2.2 RC 柱之箍筋圍束混凝土與軸向行為研究

Considine 等(1903) [6]最先探討箍筋對混凝土圍束方面之研究，結果顯示在相同箍筋用量下，圓形箍筋對強度提升之效益為矩形箍筋的兩倍以上。

Richart 等(1928) [16]利用側向靜水壓力之主動液壓的方式進行圍束效應試驗，再經由彈簧螺旋箍筋試驗，提出一套彈簧螺旋箍筋圍束效應之理論公式。

Kent & Park 等(1971) [10]首先提出受箍筋圍束之混凝土的應力-應變關係曲線，該曲線之上升段為二次曲線；下降段則為一次曲線，而曲線下降之斜率即代表箍筋圍束作用之效益，且圍束效果與箍筋降伏強度及箍筋體積成比例。

Muguruma 等(1980) [14]提出之應力-應變關係曲線，其為上、下兩段二次拋物線組成，曲線之係數由有效圍束係數所組成，利用試驗結果回歸及分析後，求出軸壓極限狀態之應力與應變值。

Sheikh 等(1982) [18]提出圍束混凝土之應力-應變曲線，認為最大應力值為有效圍束應力的函數，而有效圍束應力與箍筋體積比及箍筋綁紮方式有關。

Martinez 等(1984) [13]製作一系列不同尺寸之高強度混凝土 RC 柱進行軸壓試驗，主要探討螺箍在不同混凝土強度下之強度與圍束效應，將到達極限強度後且強度降至 85% 時與極限強度時所對應的應變比值定義為塑性比。試驗結果顯示相同箍筋圍束型式下，高強度混凝土試體極限強度之應變量與塑性比皆低於普通強度混凝土試體，且箍筋降伏強度較高之試體變形能力及韌性亦低於較一般強度者。

Mander 等(1988) [12]製作一系列圓形、方形與矩形的混凝土柱，以螺旋、圓形或矩形箍筋圍束進行軸壓試驗，提出有效圍束係數以顯示箍筋之圍束效果，認為其與間距及受圍束之核心斷面大小有關。探討的參數包含：柱斷面型式、圍束

箍筋型式、反復載重與應變速率。試驗結果發現於配置橫向箍筋圍束混凝土構件於軸壓試驗中，確實可以增加構件之強度與延展性；並且修正 Park 等人的強度預測模式。

Fujii 等(1988) [8]引用 Park 的理論為基礎，將試驗結果進一步回歸分析後找出其應力-應變曲線，該曲線由二次拋物與三次曲線之下降段所構成，藉由混凝土應力最大值和衰減率之線性函數來表示有效圍束係數。

Saatcioglu 等(1992) [17]探討在不同柱斷面形狀與尺寸中配置螺箍與橫箍之軸壓行為，提出混凝土超過極限應力之後，縱向鋼筋的行為明顯影響混凝土的變形，由於箍筋外圍部份混凝土的剝落，造成縱向鋼筋易於挫屈。經由試驗結果證實箍筋對混凝土造成的圍壓非均佈力，但分析時可轉換成等效均壓而建立受圍束混凝土之單軸抗壓強度關係式。

Hoshikuma 等(1997) [9]針對不同柱斷面型式及尺寸之試體探討不同抗壓強度、箍筋排列與錨定方式之軸壓行為，並觀察箍筋對混凝土的圍束效應，依據其抗壓試驗結果回歸分析建立圍束混凝土強度之預測公式。

Foster 等(1998) [7]探討高強度混凝土在單軸向壓力作用並到達極限狀態時，其箍筋外圍保護層的剝落情況與採用一般強度混凝土之差異，試驗結果顯示高強度混凝土到達理論之壓碎載重前，其混凝土保護層已有剝落現象發生，根據試驗結果經回歸分析後以預測不同剝落情況下之應力-應變曲線。

Pessiki 等(2001) [15]主要探討螺旋箍筋 RC 構材之軸壓行為，研究包含製作 14 支配置高強度螺箍之大尺寸軸向抗壓試體，根據試驗結果提出符合其軸壓行為及有效預測方法。

Légeron 等(2003) [11]以變形諧和及力平衡為基礎提出一套新的圍束混凝土模式，主要可有效地預測橫向箍筋之圍束效應，並且為高強度鋼筋對高強度混凝土之圍束模式。此外，透過將近五十個大尺寸之矩形、圓形斷面 RC 柱之軸壓與反復載重試驗結果，經該模式分析後獲得很好的預測結果。

三、第一部分五螺箍矩形 RC 短柱之軸壓試驗

3.1 試驗規劃

第一部分的短柱軸壓試驗共製作 15 支五螺箍及 2 支傳統橫箍 RC 短柱，所有 RC 短柱試體之全斷面尺寸為 $600 \times 600 \text{ mm}$ ，長度均為 1200 mm 。其中對於五螺箍 RC 柱可依照交集區之縱向鋼筋配置型式分為兩類，第一類為「交集區無配置鋼筋」之五螺箍斷面；第二類為「交集區有配置鋼筋」之五螺箍斷面，如照片 3.1 所示。第一類五螺箍斷面包含以下三種系列：(1)小螺箍之圍束直徑為 150 mm 之 S 系列，共 4 支試體，如圖 3.2 所示；(2)小螺箍之圍束直徑為 180 mm 之 M 系列，共 5 支試體，如圖 3.3 所示；(3)小螺箍之圍束直徑為 210 mm 之 L 系列，共 4 支試體，如圖 3.4 所示。第二類主要針對交集區面積較小之五螺箍斷面(即 S 系列之五螺箍斷面)，探討有關大螺箍與小螺箍之嵌合與軸壓行為，在柱斷面四個角落之交集區各配置一根輔助筋(採用 D13 鋼筋)，共 2 支試體，如圖 3.5 所示。另外並製作 2 支配置傳統橫箍之試體作為對照組，如圖 3.6 所示。試體編號格式依序代表：「箍筋型式」-「試體個數」-「小螺箍之圍束直徑系列」-「間距」；傳統橫箍斷面之試體編號格式則為：「箍筋型式及個數」-「間距」。各試體詳細之規劃設計如表 3.1 所示，該表所列出的項目與試體參數包括：短柱試體之編號、設計箍筋間距、大螺箍與小螺箍之箍筋間距、混凝土之強度、大螺箍與小螺箍之線徑、小螺箍之圍束直徑、大螺箍與小螺箍之圍束直徑比、箍筋體積比及單位長度之箍筋用量。本研究主要設計參數包括大螺箍與小螺箍之線徑與間距、小螺箍之圍束直徑、混凝土之強度及交集區配筋與否。為探討五螺箍之箍筋間距問題，特別嘗試突破 ACI-318 規範中第 7.10.4.3 節對於螺箍柱最大淨間距 75 mm 之保守規定，以獲得更合理與更經濟之設計結果，另一方面為了找出小螺箍之圍束直徑最佳尺寸，亦即對於混凝土圍束效應之影響，故本研究特別將所有短柱試體之箍筋用量皆依照 ACI-318 規範之最低需求作設計，並固定斷面主筋之用量，

藉由小螺箍之圍束直徑與箍筋線徑的不同，進而改變試體之設計箍筋間距。

由於考慮到試體端部可能受應力集中之影響，試驗前於短柱試體的上下兩端設置由鋼板組合成之帽蓋以確保受壓面平整，避免上下兩端因應力集中之影響而提早破壞。試驗前試體之鋼筋及混凝土皆進行基本力學性質試驗。在主筋及箍筋材料部分，採用與試體製作時同一批鋼筋，並依 ASTM 材料拉伸試驗之規定進行試驗；同理，混凝土材料部分，在 RC 柱試體灌漿時並製作 $150 \times 300 \text{ mm}$ 的標準混凝土圓柱試體，並於短柱軸壓試驗當日進行圓柱試體抗壓試驗，依照 ASTM C39 及 CNS 1232—混凝土圓柱試體抗壓強度檢驗法，由於本研究試體數量較多且灌漿所需鋼模數量有限，故灌漿作業依照混凝土強度不同分批進行灌漿，每種強度皆分兩次進行灌漿且各別於灌漿現場製作混凝土圓柱試體。本研究中 RC 短柱試體製作及灌漿作業情形分別如照片 3.2 至照片 3.5 所示，試體之材料實測強度如表 3.2 及表 3.3 所示。

本試驗所有短柱試體皆在臺灣世曦工程顧問股份有限公司位於楊梅之材料試驗室進行軸壓試驗，借用 58800 kN (6000 ton) 之萬能試驗機來進行試體之抗壓試驗，如照片 3.6 所示。圖 3.7 為 RC 短柱抗壓試驗構架與各試體斷面示意圖。試驗過程中將記錄油壓機之軸力與位移資料，進而換算成短柱試體之應力與應變曲線，依此以作為優化比較與力學分析之依據。試驗加載方式之進行採位移控制，加載速率與混凝土圓柱試體抗壓試驗一致，即應變量為每秒 $25 \mu\epsilon$ ，由於本試驗之短柱試體高度為 1200 mm ，故軸壓行程速率控制為 0.03 mm/sec 。當試體之軸壓試驗強度到達極限值以後且下降至七成之軸壓試驗強度，或當短柱試體發生嚴重破壞時才停止試驗。

3.2 五螺箍之基本參數設計原則

以下將逐一說明在進行五螺箍 RC 柱設計時所涉及之參數問題：

(1) 大螺箍與小螺箍之線徑：

基本上從五螺箍斷面配置即可發現，中心的大螺箍主要圍束整個斷面絕大部份之混凝土，四個小螺箍則負責圍束角落局部之混凝土，因而就圍束面積與重要性而言，顯然大螺箍比小螺箍更為重要。試體最終破壞模式應盡量避免大螺箍先行斷裂，此種破壞模式易造成柱整體勁度驟降，韌性較差而無法發揮預警作用，因此，在設計上大螺箍線徑至少應大於或等於小螺箍線徑將較為適當。

大螺箍與小螺箍之箍筋線徑組合會牽涉到箍筋間距的大小，設計上基於安全考量皆以需求間距較小者為控制，因此，當大螺箍採用較大線徑時，即箍筋線徑組合差距較大時，若小螺箍線徑維持不變，則其最終設計之箍筋間距相對的就會變大。一般而言，除非特別將五螺箍斷面中的小螺箍之圍束直徑加大，否則最終設計之箍筋間距通常會由大螺箍的需求間距所控制的情況居多。

(2) 大螺箍與小螺箍之圍束直徑：

一般設計者對於大螺箍之圍束直徑尺寸較無疑慮，通常會將大螺箍圍束圍區範圍擴張到最大，因此，只要在符合混凝土保護層之要求下，大螺箍之圍束直徑可依斷面尺寸盡量放大，即斷面寬度扣掉兩邊保護層厚度之尺寸，故本研究五螺箍短柱試體的大螺箍之圍束直徑即採最大值 540 mm。相對於小螺箍之圍束直徑尺寸則較難以取捨，小螺箍之圍束直徑尺寸直接影響到交集區面積之大小，此外，若將尺寸加大雖有利於增大混凝土圍束面積，但相對於螺箍間距則必須減小且增加整體箍筋用量。

(3) 箍筋間距：

由於五螺箍 RC 柱之大螺箍與小螺箍通常採用相同的箍筋間距以利施工，因

此其兩者在必須同時滿足最小螺箍筋體積比之情況下，依照所設計之材料強度與整體圍束面積，根據 ACI-318 規範求出該試體之最低需求圍束箍筋用量，即最小螺箍筋體積比，據此再針對大螺箍與小螺箍所設計之圍束直徑與線徑求出各自之箍筋間距，兩者取小值以作為五螺箍 RC 柱最小需求間距。

(4) 縱向鋼筋：

本優化研究中之五螺箍 RC 短柱試體所設計之縱向鋼筋包含主筋與縱向輔助鋼筋(簡稱輔助筋)，後者在設計上並非以抵抗軸力為主要目的，係考量交集區面積過小時，混凝土抗剪強度不足導致螺箍嵌合效果不佳，其主要功能為提升交集區之抗剪強度，減緩交集區混凝土開裂後而造成箍筋滑動，以確保大螺箍與小螺箍能夠順利相互嵌合。目前工程實務上為保守起見，同時兼顧施工上的考量，通常會在交集區配置一根同號主筋或較小號輔助筋。因此，本研究將探討交集區是否配置鋼筋之必要性，本研究中大部分五螺箍試體在交集區不配筋，只針對交集區較小之五螺箍斷面配置輔助筋，其長度略短於主筋(主筋為 1160 mm;輔助筋為 1140 mm);輔助筋線徑亦小於主筋(主筋採用 D25 鋼筋;輔助筋採用 D13 鋼筋)。由於輔助筋長度較主筋短，故理論上應不會直接受到軸力的作用，計算上並未將其納入對柱整體軸壓強度的貢獻。

(5) 材料強度：

混凝土與箍筋之材料強度可依照設計上的需求而定，如 RC 柱之設計承載能力與斷面尺寸。因混凝土與箍筋之間的圍束作用和材料強度有關，為達成有效之圍束效應，故兩種材料強度懸殊不宜過大。另外，為簡化設計上之參數量與計算過程，對於大、小螺箍兩者之材料選擇方面，建議可採用相同之材料強度作設計。

3.3 本研究五螺箍 RC 短柱之試體設計

由於ACI-318規範僅針對斷面配置單一螺箍之RC柱圍束箍筋用量進行規定，尚未針對五螺箍之圍束箍筋用量進行規範；因此，本研究將以ACI-318規範為基礎，推導五螺箍之圍束箍筋用量。本研究所進行的兩個部分之短柱軸壓試驗，對於五螺箍試體之圍束箍筋用量設計皆採用本節所介紹之設計法，由於該設計法係根據ACI-318規範之最低箍筋用量限制進行設計，故在本文中將該法稱之為「直接設計法」。對於本研究五螺箍RC短柱軸壓試體之圍束箍筋量，主要根據混凝土受箍筋圍束所提升的軸向強度必須足以彌補箍筋外圍混凝土剝落所損失的軸向強度來進行推導，其推導如下：

首先考慮單螺箍RC柱之圍束箍筋用量設計，根據基本設計原則故可列出：

$$0.85f'_c(A_g - A_{ch}) \leq C_l f_l A_{ch} \quad (3-1)$$

其中 f'_c 為混凝土標稱抗壓強度； A_g 為柱構件全斷面積； A_{ch} 為受箍筋圍束部分柱核之斷面積； C_l 為核心混凝土受箍筋圍束之強度提升係數； f_l 為核心混凝土受箍筋圍束所導致之側向圍壓應力。如圖 3.8 所示，對於單螺箍 RC 柱之核心混凝土受箍筋圍束所導致之側向圍壓應力 f_l 可表示為：

$$f_l = \frac{2A_{sp}f_{yt}}{sD_c} \quad (3-2)$$

其中 A_{sp} 為圍束箍筋斷面積； f_{yt} 為箍筋標稱降伏強度； s 為箍筋間距； D_c 為螺箍之圍束直徑。將公式(3-2)代入公式(3-1)，故可列出：

$$0.85f'_c(A_g - A_{ch}) \leq C_l \left(\frac{2A_{sp}f_{yt}}{sD_c} \right) A_{ch} \quad (3-5)$$

此外，對於一般單螺箍RC柱之箍筋體積比 ρ_s 定義如圖3.9所示，可表示如下：

$$\rho_s = \frac{\text{間距 } s \text{ 內螺旋箍筋之體積}}{\text{間距 } s \text{ 內核心混凝土之體積}} = \frac{\pi D_c A_{sp}}{\frac{1}{4} \pi D_c^2 s} = \frac{4 A_{sp}}{s D_c} \quad (3-6)$$

再將公式(3-6)代入公式(3-5)中，移項整理後可得：

$$\rho_s \geq \frac{1.7}{C_l} \left(\frac{A_g}{A_{ch}} - 1 \right) \frac{f'_c}{f_{yt}} \quad (3-7)$$

根據ACI-318規範對於螺箍柱之最小箍筋體積比的限制，故令 $C_l = C_{ACI}$ ，其中 C_{ACI} 為ACI-318規範所建議之核心混凝土受箍筋圍束之強度提升係數，使公式(3-7)滿足ACI 318-08第10.9.3節[4]式10-9，公式(3-7)即可表示為：

$$\rho_s \geq 0.45 \left(\frac{A_g}{A_{ch}} - 1 \right) \frac{f'_c}{f_{yt}} \quad (3-8)$$

根據以上單螺箍RC柱之箍筋設計說明，其次再進一步針對五螺箍RC柱予以說明，由於五螺箍之箍筋型式與混凝土受圍束之情形皆有別於單螺箍RC柱，如圖3.10與圖3.11所示，故對於圍束箍筋的基本設計原則可依據公式(3-1)改寫如下：

$$0.85 f'_c (A_g - A_{ch1} - A_{ch2}) \leq C_l f_{l1} A_{ch1} + C_l f_{l2} A_{ch2} \quad (3-9)$$

其中 f'_c 為混凝土標稱抗壓強度； A_g 為柱構件全斷面積； A_{ch1} 為受大螺箍圍束部分柱核之斷面積； A_{ch2} 為受小螺箍圍束部分柱核之斷面積，如圖3.12所示； C_{ACI} 為ACI-318規範所建議之核心混凝土受箍筋圍束之強度提升係數； f_{l1} 為核心混凝土受大螺箍圍束所導致之側向圍壓應力； f_{l2} 為核心混凝土受小螺箍圍束所導致之側向圍壓應力。同理，對於五螺箍RC柱其核心混凝土受大、小螺箍圍束所導致之側向圍壓應力可分別表示如下：

$$f_{l1} = \frac{2 A_{sp1} f_{yt}}{s D} \quad (3-10)$$

及

$$f_{l2} = \frac{2A_{sp2}f_{yt}}{s d} \quad (3-11)$$

再分別將公式(3-10)及公式(3-11)代入公式(3-9)，故可列出

$$0.85f'_c (A_g - A_{ch1} - A_{ch2}) \leq C_l \frac{2A_{sp1}f_{yt}}{sD} A_{ch1} + C_l \frac{2A_{sp2}f_{yt}}{sd} A_{ch2} \quad (3-12)$$

其中 f'_c 為混凝土標稱抗壓強度； A_g 為柱構件全斷面積； A_{ch1} 為受大螺箍圍束部分柱核之斷面積； A_{ch2} 為受小螺箍圍束部分柱核之斷面積； C_l 為核心混凝土受箍筋圍束之強度提升係數； A_{sp1} 為大螺箍斷面積； f_{yt} 為箍筋標稱降伏強度； s 為箍筋間距； D 為大螺箍之圍束直徑； A_{sp2} 為小螺箍斷面積； d 為小螺箍之圍束直徑。若將大螺箍與小螺箍所圍束之混凝土各別視為一個獨立的單螺箍RC柱，如圖3.9及圖3.11所示，則大、小螺箍之箍筋體積比之定義分別如下：

$$\rho_{s1} = \frac{\text{間距 } s \text{ 內大螺箍筋之體積}}{\text{間距 } s \text{ 內大螺箍之核心混凝土體積}} = \frac{\pi D A_{sp1}}{\frac{1}{4} \pi D^2 s} = \frac{4 A_{sp1}}{s D} \quad (3-13)$$

及

$$\rho_{s2} = \frac{\text{間距 } s \text{ 內小螺箍筋之體積}}{\text{間距 } s \text{ 內小螺箍之核心混凝土體積}} = \frac{\pi d A_{sp2}}{\frac{1}{4} \pi d^2 s} = \frac{4 A_{sp2}}{s d} \quad (3-14)$$

將公式(3-13)及公式(3-14)代入公式(3-12)即可得：

$$0.85f'_c (A_g - A_{ch1} - A_{ch2}) \leq \frac{C_l}{2} \rho_{s1} f_{yt} A_{ch1} + \frac{C_l}{2} \rho_{s2} f_{yt} A_{ch2} \quad (3-15)$$

進一步針對大螺箍與小螺箍對五螺箍RC柱軸向壓力之貢獻採用保守之設計原則，故將大、小螺箍之箍筋體積比兩者取小值作為最小螺箍筋體積比 $\rho_{s,min}$ ，將公式(3-15)改寫如下：

$$0.85f'_c (A_g - A_{ch1} - A_{ch2}) \leq \frac{C_l}{2} \rho_{s,min} f_{yt} (A_{ch1} + A_{ch2}) \quad (3-16)$$

其中 f'_c 為混凝土標稱抗壓強度； A_g 為柱構件全斷面積； A_{ch1} 為受大螺箍圍束部分柱

核之斷面積； A_{ch2} 為受小螺箍圍束部分柱核之斷面積； C_l 為核心混凝土受箍筋圍束之強度提升係數； $\rho_{s,min}$ 為最小螺箍筋體積比； f_{yt} 為箍筋標稱降伏強度。如圖3.12所示，可得知 $A_{ch} = A_{ch1} + A_{ch2}$ ，因此公式(3-16)可簡化為：

$$0.85f'_c(A_g - A_{ch}) \leq \frac{C_l}{2} \rho_{s,min} f_{yt} (A_{ch}) \quad (3-17)$$

令 $C_l = C_{ACI}$ ，其中 C_{ACI} 為ACI-318規範所建議之核心混凝土受箍筋圍束之強度提升係數，使公式(3-17)滿足ACI 318-08第10.9.3節中[4]式10-9，故公式(3-7)即可表示為：

$$\rho_{s,min} \geq 0.45 \left(\frac{A_g}{A_{ch}} - 1 \right) \frac{f'_c}{f_{yt}} \quad (3-18)$$

其中 $\rho_{s,min}$ 為最小螺箍筋體積比； f'_c 為混凝土之標稱抗壓強度； f_{yt} 為箍筋標稱降伏強度； A_g 為柱構件全斷面積； A_{ch} 為受箍筋圍束部分柱核之斷面積，即五螺箍整體圍束面積。因此，針對五螺箍RC柱之圍束箍筋用量進行設計時，將五螺箍的斷面性質及材料性質代入公式(3-18)即可得到最小螺箍體積比 $\rho_{s,min}$ ，故可利用此最小螺箍體積比計算大、小螺箍之箍筋間距，分別表示如下：

$$s_1 = \frac{4A_{sp1}}{\rho_{s,min} D} \quad (3-19)$$

及

$$s_2 = \frac{4A_{sp2}}{\rho_{s,min} d} \quad (3-20)$$

基於施工可行性之考量，使大螺箍與小螺箍兩者之箍筋間距一致，故保守採用以上兩式求得之間距較小者進行設計，故五螺箍 RC 柱最小需求間距即可表示為：

$$s_{5\text{-spirals}} = \min(s_1, s_2) \quad (3-21)$$

根據螺箍體積比之定義，如圖3.10所示，則對於五螺箍體積比之定義如下：

$$(\rho_s)_{5\text{-spirals}} = \frac{\text{間距 } s_{5\text{-spirals}} \text{ 內大、小螺箍之體積和}}{\text{間距 } s_{5\text{-spirals}} \text{ 內五螺箍外廓所圍束之核心混凝土體積}} \quad (3-22)$$

因此，根據公式(3-22)之定義，可進一步將五螺箍體積比表示為：

$$(\rho_s)_{5\text{-spirals}} = \frac{\pi D A_{sp1} + 4(\pi d A_{sp2})}{s_{5\text{-spirals}} A_{ch}} \quad (3-23)$$

其中 D 為大螺箍之圍束直徑； A_{sp1} 為大螺箍斷面積； d 為小螺箍之圍束直徑； A_{sp2} 為小螺箍斷面積； $s_{5\text{-spirals}}$ 為五螺箍RC柱最小需求間距； A_{ch} 為受箍筋圍束部分柱核之斷面積，即五螺箍整體圍束面積。最後再根據公式(3-23)之五螺箍體積比求出其箍筋用量，即五螺箍RC柱每單位長度之箍筋用量：

$$w = (\rho_s)_{5\text{-spirals}} A_{ch} \gamma_{steel} \quad (3-24)$$

其中 $(\rho_s)_{5\text{-spirals}}$ 為五螺箍體積比； A_{ch} 為受箍筋圍束部分柱核之斷面積，即五螺箍整體圍束面積； γ_{steel} 為鋼筋密度。



3.4 第一部分之五螺箍 RC 柱試體破壞模式

本優化研究所進行的第一部分軸壓試驗共進行 15 支五螺箍及 2 支傳統橫箍 RC 短柱之軸向抗壓試驗，主要探討五螺箍之「箍筋間距 75 mm」及「小螺箍之圍束直徑」的問題。五螺箍斷面試體包括三種不同系列：(1)小螺箍之圍束直徑為 150 mm 之 S 系列；(2)小螺箍之圍束直徑為 180 mm 之 M 系列；(3)小螺箍之圍束直徑為 210 mm 之 L 系列，另針對 S 系列之五螺箍試體，探討交集區配筋問題之軸壓行為差異。首先，根據試驗結果短柱試體之破壞模式進行討論，再分別依照試體規劃之設計參數，比較以上不同類型五螺箍之強度、韌性及箍筋用量之經濟性等。

將軸壓試驗過程中所讀取之數據轉換成應力及應變值，即將軸壓試驗過程中所讀取之軸力與位移值，分別除以試體之全斷面積及高度即為應力與應變值，圖

3.13 至圖 3.17 分別為五螺箍及傳統橫箍 RC 短柱試體於軸壓試驗過程中之應力-應變曲線圖。一般而言，在試體開始受到軸向載重作用時，會有一段近似直線之受力行為；隨著載重增加的過程中，試體表面混凝土逐漸出現細微裂縫，裂縫持續發展到最後導致箍筋外圍混凝土開裂或剝落現象。當試體持續加載到達最大軸向應力值後，曲線隨後會有下降趨勢產生，這是由於試體外圍保護層剝落後導致整體強度下降，而受箍筋圍束部分柱核之混凝土受到箍筋所產生的側向圍束壓力，若圍束效果愈好則混凝土之軸壓強度亦隨之提升，此種陡降的情況便會趨於緩和，曲線在過了極限狀態後並不會有強度驟降之情況發生。由於五螺箍斷面箍筋之圍束方式為五個螺箍筋交互嵌合而成，且螺箍本身就具備優於傳統橫箍之圍束效益之特點，故即使當外圍保護層剝落後，其受箍筋圍束部分之核心混凝土仍有很好的承載能力。

相對於傳統橫箍來說，當外圍的混凝土保護層開裂或剝落後，其柱角隅之 135 度彎鉤因受到軸向位移逐漸變大，且核心混凝土側向膨脹及主筋挫屈之影響而造成彎鉤脫落之現象，而配置於水平方向之繫筋亦有類似情況發生。針對以上兩種箍筋型式之軸壓行為與破壞模式的比較後即可發現，一般傳統橫箍 RC 短柱之破壞模式較類似突發性的剪力破壞，較容易造成整體強度驟降之危險，相較之下五螺箍 RC 短柱則較具有緩衝性，因核心混凝土圍束效果較佳而可以穩定地維持一定強度，其整體強度下降較為緩和且變形能力亦較大。最後由於主筋挫屈或螺箍斷裂，此時試體之應力值就會稍微下降，但仍可以維持大部分的外加載重，展現良好的韌性，即代表五螺箍在地震時可充分發揮預警作用，不僅具有較高之承載能力亦能發揮良好之韌性。以下將針對五螺箍短柱試體試驗結果的最終破壞模式進行說明，依照箍筋斷裂模式可分為三種：(1)大螺箍斷裂；(2)小螺箍斷裂；(3)大螺箍及小螺箍皆斷裂，分別如照片 3.7 至照片 3.9 所示。

第一種情況為大螺箍與小螺箍的斷面積差距較小時，即大螺箍的斷面積略大於小螺箍的斷面積，則大螺箍除了要圍束核心大量混凝土外，亦同時要承受主筋向外推擠的側向力，特別是箍筋間距較大的試體，其受到柱四邊主筋挫屈的影響

更大，導致大螺箍會比小螺箍先斷裂。如照片 3.7 所示，大螺箍採用大螺箍線徑採用 D13 鋼筋；小螺箍線徑採用 D10 鋼筋之五螺箍試體，箍筋間距為 100 mm 之試體 Y10-L-100，其大螺箍因為受力較大而先斷裂。

第二種情況為大螺箍與小螺箍的斷面積差距較大時，小螺箍可能會因為抵抗不住核心混凝土外擴而斷裂，亦可能因角落混凝土剝落後促使主筋向外推擠，小螺箍因受到主筋挫屈變形的影響而斷裂。如照片 3.8 所示，大螺箍線徑採用 D16 鋼筋；小螺箍線徑採用 D10 鋼筋之五螺箍試體，箍筋間距為 120 mm 之試體 Y9-M-120，則會發角落主筋挫屈造成小螺箍斷裂。小螺箍發生斷裂處有兩種部位，第一種為大螺箍與小螺箍交界處，即交集區外部之小螺箍部分，另一種則發生在斷面對角處，即斷面四個角落，根據試驗結果顯示大螺箍與小螺箍交界處發生斷裂的情況較多。

第三種情況為大螺箍及小螺箍皆斷裂的情況，根據試驗結果顯示該破壞模式大多發生於混凝土強度為 34.3 MPa 之試體，且箍筋間距較小者較容易發生大螺箍與小螺箍皆斷裂之情況，研判可能因為間距較小則大螺箍與小螺箍圍束行為差異較小。如照片 3.9 所示，大螺箍線徑採用 D13 鋼筋；小螺箍線徑採用 D10 鋼筋之五螺箍試體，箍筋間距為 75 mm 之試體 Y8-M-75，其大螺箍與小螺箍於最終破壞時皆發生斷裂的情況。

3.5 試體軸壓強度之探討

在軸壓強度方面，本研究探討各試體之軸壓試驗強度 $(P_u)_{test}$ 與壓碎強度 $(P_u)_{squash}$ 之比值， $(P_u)_{test} / (P_u)_{squash}$ ，此比值越高表示箍筋的圍束效果越好，即所提升之軸壓強度較高。軸壓試驗強度包含箍筋的圍束效應所導致的混凝土強度提升之影響，亦為試體進行軸壓測試之加載過程的最大值；壓碎強度係根據材料的實測強度所計算之預測值。本研究之壓碎強度計算公式如下：

$$(P_u)_{squash} = 0.85(f'_c)_{test} A_c + (f_y)_{test} A_{st} \quad (3-25)$$

其中 $(f'_c)_{test}$ 為混凝土實測抗壓強度； A_c 為柱構件混凝土淨斷面積； $(f_y)_{test}$ 為縱向鋼筋實測降伏強度； A_{st} 為縱向鋼筋總斷面積。本研究採用 $0.85f'_c$ 而非 f'_c 來作為未受圍束的混凝土之抗壓強度，主要是考慮混凝土材料強度受尺寸效應(Size Effect)的影響。根據 Bresler[5]之研究，混凝土圓柱試體的抗壓強度會隨著試體尺寸的增加而逐漸降低，降幅由 $1.0f'_c$ 漸變 $0.85f'_c$ 至左右。尺寸效應發生的原因可能是小尺寸的混凝土圓柱試體製作上較簡易且搗實效果較好，發生骨材粒料析離或泌水的現象亦較少，故其變異性較低，試體也較為結實。因此，在考慮未受圍束的混凝土之抗壓強度時，大尺寸試體的混凝土強度通常低於小尺寸圓柱試體；故本研究參考 Bresler 之建議，以 $0.85f'_c$ 作為計算未受圍束的混凝土之抗壓強度。表 3.5 顯示所有短柱試體預測之壓碎強度值 $(P_u)_{squash}$ ；試驗所得之軸壓試驗強度值 $(P_u)_{test}$ 及試驗結果之軸壓強度提升比值 $(P_u)_{test} / (P_u)_{squash}$ 。

整體而言，五螺箍 RC 短柱試體經測試後的軸壓試驗強度值皆比所預測之壓碎強度值為高，除了間距較大之試體 Y2-S-145 與試體 Y14-S-145 的表現較不佳以外，大部分配置五螺箍之試體受圍束混凝土之抗壓強度提升比值約為 1.20 倍；而配置傳統橫箍之試體則約提升 1.05 倍，在軸壓強度提升效果上比五螺箍試體較不明顯，故顯示混凝土受到五螺箍圍束作用下，試體整體軸壓強度提升之比值可有效增加。

根據各試體經測試後之軸壓強度來推估受到箍筋圍束作用之混凝土的抗壓強度， f'_{cc} ，即將 RC 柱之軸壓試驗強度扣除主筋的軸力貢獻後，再除以受箍筋圍束部分柱核之斷面積，其計算公式如下：

$$f'_{cc} = [(P_u)_{test} - (f_y)_{test} A_{st}] / A_{ch} \quad (3-26)$$

其中 $(P_u)_{test}$ 為柱構件軸壓試驗強度； $(f_y)_{test}$ 為柱構件軸壓試驗強度； A_{st} 為縱向鋼筋

總斷面積； A_{ch} 為受箍筋圍束部分柱核之斷面積，即五螺箍整體圍束面積。表 3.6 顯示各 RC 短柱試體未受圍束的混凝土抗壓強度 f'_{co} ，即 $0.85(f'_c)_{test}$ ；經上式計算所求得之的混凝土圍束抗壓強度 f'_{cc} 及未受圍束與受圍束之混凝土抗壓強度比值 f'_{cc}/f'_{co} ，由表中可看出五螺箍對圍束區域內部混凝土提供良好的圍束效果，配置五螺箍之試體受圍束混凝土之抗壓強度提升比值約為 1.60 倍；而配置傳統橫箍之試體則約提升 1.20 倍。因此，根據試驗結果顯示五螺箍 RC 柱其受圍束混凝土之抗壓強度提升比值明顯優於傳統橫箍 RC 柱，證實五螺箍確實發揮較佳的圍束效應，進而有效地提升圍束箍筋內部混凝土之抗壓強度。以下再分別針對「箍筋間距」與「小螺箍之圍束直徑」探討試體於軸壓行為上的差異。

3.5.1 箍筋間距對軸壓強度之影響

本研究試體設計係根據 ACI-318 規範最低需求箍筋體積比的要求，因五螺箍圍束箍筋型式有別一般單螺箍 RC 柱，螺箍柱最大箍筋間距 75 mm 限制對於五螺箍可能會過於保守，故本研究測試一系列箍筋間距大於 75 mm 以上之五螺箍試體，進一步探討 ACI-318 規範中該項箍筋間距限制條件的適用性。各試體之破壞情況分別如照片 3.10 至照片 3.26 所示。由試體破壞情況來看，斷面配置五螺箍且箍筋間距較大的試體在極限載重時，混凝土開裂情況較箍筋間距較小者明顯，在試驗終止剝除破裂混凝土後，其主筋挫屈情況大致相同且軸壓強度仍然符合預期之值。

整體而言，試驗結果顯示箍筋間距大於 75 mm 以上之五螺箍試體，其軸壓強度仍然符合預期之值，故證實五螺箍之箍筋間距可突破 ACI-318 規範對於螺箍柱最大淨間距為 75 mm 之限制，根據試驗結果顯示其箍筋間距放寬到 100 mm 至 150 mm 時，其強度及韌性上皆能優於傳統橫箍 RC 柱。

(1) 交集區無配置鋼筋之五螺箍 RC 柱：

五螺箍 RC 柱之箍筋間距由 55 mm 變化到 150 mm，除了試體 Y5-M-55 因採用同線徑之大螺箍與小螺箍作設計，故大螺箍之需求間距縮小而使最後所設計の間

距變小，其餘五螺箍試體之間距皆大於 75 mm 以上。由表 3.5 可發現間距大於 75 mm 以上之五螺箍試體，其軸壓強度仍然符合預期之值，故證實五螺箍之箍筋間距可突破 ACI-318 規範對於螺箍柱最大淨間距為 75 mm 之限制。在箍筋線徑組合方面，比較 S 系列中的試體 Y1-S-95 及試體 Y2-S-145，其軸壓強度提升比值分別為 1.17 及 0.97；M 系列中的試體 Y8-M-75 及試體 Y9-M-120，其軸壓強度提升比值分別為 1.22 及 1.18。試體 Y1 與試體 Y8 之大螺箍採用較小線徑之組合(即大螺箍線徑採用 D13 鋼筋；小螺箍線徑採用 D10 鋼筋)，而相對於大螺箍採用較大線徑之組合(即大螺箍線徑採用 D16 鋼筋；小螺箍線徑採用 D10 鋼筋)的試體 Y2 與 Y9，因大螺箍需求間距變大而放寬整體箍筋間距，間距放寬後對於主筋的側向支撐效果相對減低，特別是柱四邊主筋容易發生挫屈而導致箍筋斷裂，故軸壓強度提升效果比試體 Y1 與 Y8 較不佳。

在混凝土強度方面，如圖 3.18 至圖 3.21 所示，依照混凝土強度及箍筋線徑組合之不同而分類，利用正規化軸力-位移曲線圖以比較五螺箍與傳統橫箍之軸壓行為差異。整體而言，五螺箍 RC 柱之軸壓強度提升比值較傳統橫箍 RC 柱高，顯示五螺箍具有較佳的圍束能力而有效地提升混凝土之抗壓強度。根據 ACI-318 規範之設計公式，若採用較高強度之混凝土則須配置較密之箍筋間距，故設計結果所需之箍筋用量較多，其軸壓強度提升之比值將略微提高。比較結果發現，在約略相同箍筋間距下，混凝土強度為 34.3 MPa 之試體，大致上其軸壓強度提升效果比混凝土強度為 27.4 MPa 較明顯，顯示採用較高強度混凝土可達到提高混凝土抗壓強度之效果。

(2) 交集區配置輔助筋之五螺箍 RC 柱：

如圖 3.22 所示，在四個角落交集區各配置一根 4 號(即採用 D13 鋼筋)之縱向輔助筋，其軸壓強度提升之比值有些微提升之趨勢，特別是針對交集區面積較小且箍筋間距較大之 S 系列五螺箍斷面，其軸壓強度提升比值有些許提高的趨勢，例如試體 Y14-S-145 其軸壓強度提升比值為試體 Y2-S-145 的 1.08 倍(試體 Y2 為 0.97；Y14 為 1.05)，故可得知交集區配置輔助筋之試體雖其軸壓強度提升比值稍

高，但所提升之比例並不是很明顯，因此若針對軸壓行為而言，基於經濟上之考量則交集區可不配置鋼筋。

(3) 傳統橫箍 RC 柱：

對照組 2 支不同混凝土強度之傳統橫箍 RC 柱的箍筋間距皆為 120 mm，因依照 ACI-318 規範所規定之橫箍筋應配置適當繫筋，故箍筋間距轉而由橫箍筋之最大箍筋間距限制規定所控制，即公式(2-5)所計算出的最大箍筋間距 s_o 。其中，若依照 ACI-318 規範所規定橫箍柱之最小圍束箍筋量的規定作設計，則試體 R1-120 原需求間距為 160.7 mm；試體 R2-120 原需求間距為 128.5 mm，而試體斷面配置相同數量與線徑之繫筋，依規定所計算出的最大箍筋間距限制皆為 122.5 mm，而試體 R1 即因該項設計規定必須將設計間距縮小，由此可知在設計上試體 R1 將顯得較為保守許多。因此，雖 2 支試體皆為配置傳統橫箍之斷面，但試驗結果在軸壓強度提升比值方面將會有所差異(試體 R1 為 1.09；R2 為 0.83)。

3.5.2 小螺箍之圍束直徑對軸壓強度之影響

根據表 3.4 及表 3.5 所示，分別比較三種不同系列之五螺箍試體之軸壓行為差異，並依照不同混凝土強度及箍筋線徑組合進行比較。試驗結果顯示，在配置相同縱向鋼筋、混凝土強度及箍筋線徑組合的情況下，L 系列之五螺箍試體的軸壓強度提升比值明顯高於 S 與 M 系列。如三種系列之五螺箍試體 Y3-S-75、Y8-M-75、Y12-L-75，皆為混凝土強度 27.4 MPa 且箍筋線徑組合為 D13 與 D10 鋼筋之試體，其軸壓強度提升之比值分別為 1.17、1.22、1.29，可得知小螺箍之圍束直徑變大將有助於提升軸壓強度比值的趨勢。由於 L 系列之小螺箍圍束直徑最大而總箍筋用量較多，且受箍筋圍束部分柱核之斷面積與交集區面積較大，故增加小螺箍之圍束直徑可對軸壓強度有所提升。因交集區內部混凝土的圍束行為較為特殊，因同時受到大螺箍與小螺箍圍束效應交互作用之影響，當試體受到軸向壓力的作用時，兩者同時會因內部圍束之混凝土側向膨脹而產生環向拉力，顯示混凝土於複合螺箍中能發揮類似雙重圍束的特性，並有助於提升混凝土軸向抗壓強度。

整體而言，雖將小螺箍圍束直徑加大可提升軸壓強度，但若採用較小之小螺箍圍束直徑，一方面可使用較少之箍筋用量，且強度仍然符合預期之值，其表現亦略優於傳統橫箍 RC 柱之軸壓強度，因此採用小螺箍圍束直徑較小之 S 系列作設計較符合經濟效益。

3.6 試體韌性與耐震能力之探討

對於試體韌性的比較，本研究根據試體軸壓試驗之應力-應變曲線圖，為評估試體之韌性時能考慮各種不同情況之韌性行為，故將試體之韌性指標(Ductility Index)作以下之定義：試體軸壓強度下降至其極限軸壓強度七成時所測得之應變量， $\epsilon_{0.7P_u}$ ，與其在達到極限軸壓強度時之應變量， ϵ_{P_u} ，之比值，即 $\epsilon_{0.7P_u} / \epsilon_{P_u}$ ，作為本研究試體之韌性指標， μ ，其結果如表 3.7 所示。此外，為評估試體於軸壓變形過程中所吸收之應變能，根據試體軸壓試驗之應力-應變曲線下之面積，另將試體之應變能密度 (Strain Energy Density) 作以下之定義：試體從試驗開始持續至其軸壓強度下降至極限軸壓強度七成時之應力-應變曲線下所涵蓋之面積，據此區域之大小作為本研究試體之應變能密度， U ，各試體之韌性指標 μ 值與應變能密度 U 值分別將如圖 3.13 及圖 3.17 所示。當試體之韌性指標或應變能密度愈大時，表示 RC 柱之延展性及消能性愈好，愈不容易發生脆性破壞，亦即耐震能力愈好，圖 3.23 及圖 3.24 分別依照混凝土強度不同作分類，並依照試體經試驗結果所得之韌性指標值由低至高排序，可看出五螺箍試體軸壓試驗結果之韌性指標值皆明顯比傳統橫箍試體還高。

一般 RC 構件大多利用箍筋所提供之圍束力而增加之韌性及能量吸收能力，因此對於柱斷面箍筋型式所具有的圍束效益才是提升整體韌性之關鍵。根據試驗結果顯示，若同樣依照 ACI 規範最低需求箍筋量作設計，本試驗之五螺箍短柱試體韌性表現皆明顯優於配置傳統橫箍者。小螺箍之圍束直徑與箍筋體積比成正比，在本研究中三種系列之箍筋體積比將隨著小螺箍圍束直徑增加而提高，因此箍筋

用量增加勢必對韌性表現有所提升。值得注意的是，若設計之箍筋間距由小螺箍控制時，則其韌性指標會有所遞減之趨勢，例如試體 Y11-L-140 與試體 Y13-L-110 的箍筋間距皆由小螺箍所控制，並且皆為大螺箍採用較大線徑之組合(即大螺箍線徑採用 D16 鋼筋;小螺箍線徑採用 D10 鋼筋)的試體，其韌性指標值分別為 2.48 與 3.28；相對於箍筋間距由大螺箍所控制，且大螺箍採用較小線徑之組合的試體 Y10-L-100 與試體 Y12-L-75，其韌性指標值分別為 3.01 與 3.42，由以上試驗結果可發現，試體 Y11 與試體 Y13 之韌性指標值皆略低於試體 Y10 與試體 Y12，即設計間距由小螺箍所控制之試體其韌性指標值較低。對五螺箍 RC 柱而言，試驗結果顯示小螺箍確實發揮了重要功能，基於韌性上的考量建議五螺箍之箍筋間距設計應由大螺箍控制較為保守，由於設計方法主要是以大螺箍與小螺箍兩者之箍筋間距較小者所控制，當小螺箍直徑增大時，由於其圍束面積增大故其箍筋間距因而縮小，因此最終設計之箍筋間距將由小螺箍所控制，如此一來對於設計結果而言，小螺箍將會顯得比大螺箍較為不保守。

3.7 試體經濟效益之探討

此節將探討本軸壓試驗中的 15 支五螺箍 RC 短柱與 2 支傳統橫箍 RC 短柱試體之經濟效益，圖 3.25 與圖 3.26 為依照混凝土強度分類以比較兩種圍束箍筋型式之經濟性差異，而五螺箍各自包含之大螺箍或小螺箍比例，由圖中即可發現小螺箍所佔整體箍筋用量確實不低，因此針對小螺箍圍束直徑之優化結果較偏向於採用 S 系列之五螺箍斷面。根據強度、韌性及箍筋用量之經濟效益作一綜合整理，如表 3.8 所示，該表之箍筋體積比是根據實際配置之箍筋量計算後之結果，可參考公式(3-23)；每單位長度之箍筋重量是根據箍筋體積比與鋼筋密度所求得，可參考公式(3-24)，本研究即以該項參數值作為經濟性指標。

本研究中五螺箍斷面所包含的三種尺寸之小螺箍圍束直徑，其箍筋用量將隨著圍束直徑擴大而增加，因此理論上若採用相同材料參數作設計，將可看出小螺箍圍束直徑變化之趨勢，根據本軸壓試驗結果大致上可以觀察出該趨勢，即大螺

箍圍束直徑變大則強度與韌性將隨之提高。但若採用較大尺寸的小螺箍圍束直徑作設計時，即本研究中 L 系列之五螺箍斷面，則其強度與韌性表現較佳，應屬於可預期之情況，因為增加小螺箍圍束直徑，其整體箍筋量絕對比採用較小尺寸之小螺箍圍束直徑來得多。整體而言，增加小螺箍圍束直徑雖然可提升軸壓強度，但其提升效益不及於所增加的箍筋用量，若採用較小之小螺箍圍束直徑同樣可符合預期軸壓強度值，就經濟效益方面之考量，建議可選用較小尺寸之小螺箍圍束直徑作設計即可。



四、第二部分五螺箍矩形 RC 短柱之軸壓試驗

4.1 試驗規劃與試體設計

第二部分的短柱軸壓試驗共製作 12 支大尺寸 RC 短柱試體，包括 10 支五螺箍 RC 短柱試體及 2 支傳統橫箍 RC 短柱試體，其中五螺箍試體部分又依照交集區輔助筋之配置情形分成兩類，如照片 4.1 與照片 4.2 所示。短柱試體之全斷面尺寸為 $600 \times 600 \text{ mm}$ ，試體總長度均為 1200 mm 。本研究所有 RC 短柱試體之箍筋用量皆依照 ACI-318 規範之最低需求作設計，並固定試體斷面主筋之用量，試體製作所採用的鋼筋材料強度，除了主筋及輔助筋採用一般竹節鋼筋之外，所有試體之圍束箍筋皆採用高拉力鋼線，其不僅具高度抗拉之材料特性，相對地亦可達到節省箍筋用量之經濟效益，並且很適合應用在機械化加工製造之五螺箍。表 4.1 為本研究所有短柱試體之試驗規劃表，該表詳細列出試體之編號、大螺箍與小螺箍之設計間距及需求間距、混凝土之強度、大螺箍與小螺箍之線徑、小螺箍之圍束直徑、大螺箍與小螺箍之圍束直徑比、箍筋之體積比及單位長度之箍筋用量。

本研究主要設計參數包括大螺箍與小螺箍之線徑與間距、小螺箍之圍束直徑、混凝土之強度及交集區配筋與否。本研究為找出小螺箍圍束直徑的最佳尺寸，故針對該項參數設計三種不同尺寸之試體以進行軸壓測試，小螺箍之圍束直徑大小包括以下三種：(1)小螺箍之圍束直徑為 150 mm 之 S 系列，共 3 支試體；(2)小螺箍之圍束直徑為 180 mm 之 M 系列，共 5 支試體；(3)小螺箍之圍束直徑為 210 mm 之 L 系列，共 2 支試體。其中 S 與 M 系列中各有 1 支為交集區配置輔助筋(採用 D13 鋼筋)之試體，各試體斷面圖分別如圖 4.1 至圖 4.4 所示；另外製作 2 支斷面配置傳統橫箍之試體作為對照組，如圖 4.5 所示。為了更加詳細探討五螺箍 RC 柱之箍筋間距限制問題，即針對 ACI-318 規範中第 7.10.4.3 節對於螺箍柱最大淨間距 75 mm 之規定，因此共製作 6 支箍筋間距大於 75 mm 之五螺箍 RC 短柱試體，其中 4 支(試體 YW1-S-110、YW4-M-SPE、YW5-M-110 及 YW7-L-95)為交集區無

配置鋼筋之五螺箍 RC 柱，另外 2 支(試體 YW9-S-110 及 YW10-M-110)為交集區有配置鋼筋之五螺箍 RC 柱。

進行軸壓試驗之前，試體製作所採用之鋼筋及混凝土皆依 ASTM 之規定進行基本力學性質試驗。混凝土材料部分，在試體灌漿時同時製作 150×300 mm 的標準混凝土圓柱試體，並於短柱軸壓試驗當日進行圓柱試體抗壓試驗，由於本研究中配置一般強度混凝土($f'_c = 34.3 \text{ MPa}$)之試體數較多且灌漿所採用的鋼模數量有限，故其試體灌漿作業分成兩批進行，並且各別於灌漿現場製作混凝土圓柱試體，而配置高強度混凝土($f'_c = 54.9 \text{ MPa}$)之試體數較少故同時進行灌漿。本研究各短柱試體之混凝土實測強度如表 4.2 所示。在主筋、輔助筋及箍筋材料部分，分別取自於與試體同批之鋼筋進行拉伸試驗，經測試後的鋼筋實測材料強度如表 4.3 所示。本試驗所進行的地點皆與第一部分軸壓試驗相同，其餘相關之試驗設備、方法及試體設計亦同於第一部分軸壓試驗。

4.2 第二部分之五螺箍短柱試體破壞模式

本優化研究所進行的第一部分軸壓試驗共進行 10 支五螺箍及 2 支傳統橫箍 RC 短柱之軸向抗壓試驗，針對五螺箍 RC 柱的軸壓試驗結果，主要欲探討之重點包括：(1)箍筋採用高拉力鋼線之軸壓行為表現；(2)箍筋間距能否突破 75 mm 之限制；(3)小螺箍之圍束直徑最佳尺寸；(4)交集區配置輔助筋對軸壓強度之影響。首先，根據試驗結果短柱試體之破壞模式進行討論，再分別依照試體規劃之設計參數，比較以上不同類型五螺箍之強度、韌性及箍筋用量之經濟性等。

圖 4.6 至圖 4.10 為本研究中各試體於軸壓試驗過程中所記錄的軸力-位移曲線圖。一般而言，對於斷面配置足夠圍束箍筋量之 RC 柱而言，箍筋能夠對柱核心混凝土產生足夠的圍束力，阻止柱核心混凝土向外爆開，使得試體之軸力-位移曲線到試驗末段呈現較為平緩之遞減趨勢，若其圍束箍筋量不足，則箍筋所產生之圍束力將無法抵抗混凝土向外之膨脹力，故箍筋圍束區內混凝土之開裂及剝落情況將較為嚴重，因此當試體達極限載重後，軸壓強度之下降現象亦較為明顯。

根據試驗結果破壞模式及試體之軸力-位移曲線圖的觀察所發現，五螺箍RC柱在到達極限狀態之後，除了箍筋間距較小之試體以外，大部分之五螺箍試體在箍筋發生斷裂時會出現強度遞減之現象。如照片4.3與圖4.6 (b)所示，試體YW2-S-55在到達極限強度時角落之小螺箍發生局部性斷裂情形，並可從試體之軸力-位移曲線清楚看出試體在到達極限軸壓強度時，該曲線即隨之出現強度驟降之情形。另一種試體破壞模式為較嚴重的箍筋連續性斷裂情形，可經由試體之軸力-位移曲線之下降曲線段明顯看出箍筋斷裂時之強度驟降點。如照片4.4與圖4.6 (a)所示，試體YW1-S-110在接近試驗終止時大螺箍發生連續性斷裂情形，並可從試體之軸力-位移曲線看出其下降曲線末段出現兩個明顯的強度驟降點，最後因軸壓強度持續下降而終止試驗。

整體而言，根據本軸壓試驗結果顯示，在符合強度及韌性之要求下，採用高拉力鋼線之五螺箍RC柱不僅可有效發揮其圍束效應且更優於傳統橫箍RC柱。本研究採用的圍束箍筋材料為高拉力鋼線，其本身即具備高強度低韌性之材料特性，因此在承受變形能力上較易發生脆性破壞，也因此將其應用在五螺箍上也同樣會反應出此種材料特性之行為。由於受圍束混凝土在軸壓作用下產生軸向應變，進而使其於橫方向相對地產生側向應變，此膨脹效應觸發了外圍箍筋產生抵抗混凝土膨脹之環向張力，此圍束效應將提升混凝土之軸向抗壓能力。試體於軸向壓力作用下，當外圍混凝土保護層開裂與剝落後，主筋及核心混凝土將會對箍筋產生額外的側向力，當箍筋無法承受過度變形時就會發生斷裂的情形，試驗結果顯示大部分五螺箍試體之破壞模式為箍筋連續性斷裂之情形，此破壞模式對柱整體之韌性較為不佳，但在使用相同之箍筋用量下，五螺箍試體之韌性表現大致上略優於傳統橫箍RC柱。根據試驗結果的觀察與破壞模式之分析，採用高拉力鋼線之五螺箍RC柱斷面中心的大螺箍及角落四個小螺箍皆能有效發揮其圍束作用，可提高箍筋內部受圍束混凝土之軸向抗壓能力，其所提升軸壓強度之效果皆優於傳統橫箍RC柱。

4.3 試體軸壓強度之探討

表 4.4 顯示所有短柱試體之軸壓試驗強度($P_{u, test}$)與壓碎強度($P_{u, squash}$)之比值，此比值即代表軸壓強度提升程度。軸壓試驗強度包含箍筋的圍束效應所導致的混凝土強度提升之影響，亦為試體進行軸壓測試之加載過程的最大值；壓碎強度係根據材料的實測強度所計算之預測值。在此所定義之壓碎強度計算公式與第一部分軸壓試驗相同，即為公式(3-25)。

本研究所設計的短柱試體包含兩種混凝土強度，圖 4.11 及圖 4.12 分別依照混凝土強度分類且箍筋用量相近之試體的正規化軸力-位移曲線比較圖。由圖中即可明顯看出五螺箍 RC 柱所提升之軸壓強度皆明顯高於傳統橫箍 RC 柱。此外，本研究之五螺箍斷面設計之縱向鋼筋包含主筋與縱向輔助鋼筋(簡稱輔助筋)，其中，輔助筋在設計上並非以抵抗軸力為主要目的，係考量交集區面積過小時，混凝土抗剪強度不足導致螺箍嵌合效果不佳，其主要功能為提升交集區之抗剪強度，減緩交集區混凝土開裂後而造成箍筋滑動，以確保大螺箍與小螺箍能夠順利相互嵌合。故針對交集區配置輔助筋之五螺箍 RC 柱，由於設計時輔助筋長度較主筋短(主筋為 1160 mm；輔助筋為 1140 mm)，理論上應不會直接受到軸力的作用，因此計算上並未將其計入整體軸壓強度之貢獻。以下再分別針對「箍筋間距」與「小螺箍之圍束直徑」探討五螺箍試體於軸壓行為上的差異。

4.3.1 箍筋間距對軸壓強度之影響

本研究試體設計係根據 ACI-318 規範最低需求箍筋體積比的要求，因五螺箍圍束箍筋型式有別一般單螺箍 RC 柱，為進一步探討 ACI-318 規範中螺箍柱最大箍筋間距 75 mm 限制對於五螺箍之適用性，故本研究所設計之五螺箍 RC 短柱試體中，有六支五螺箍試體其箍筋間距大於 75 mm 以上，其中試體試體 YW4-M-SPE 之箍筋間距配置較為特殊，即大螺箍間距為 110 mm；小螺箍間距為 55 mm，其大螺箍間距設計為兩倍小螺箍間距，主要目的為瞭解五螺箍的箍筋配置方式中大、

小螺箍兩者間距變化之影響。由表 4.4 可發現箍筋間距大於 75 mm 以上之五螺箍試體皆具有良好的強度表現，顯示採用高拉力鋼線之五螺箍亦可考量放寬 ACI-318 規範中箍筋間距限制之規定，經本研究所進行的軸壓試驗結果，初步建議其間距最大約可放寬至 110 mm。此外，比較試體 YW3-M-55 及試體 YW4-M-SPE，其軸壓強度提升比值分別為 1.24 及 1.16。前者破壞模式為大、小螺箍呈斜線狀連續性斷裂；後者僅於角落小螺箍出現局部性斷裂，分別如照片 4.5 與照片 4.6 所示。試驗結果顯示大螺箍間距將會影響其於軸壓強度提升之效果，若將大螺箍間距放寬後將不利於整體強度方面之提升，由於斷面中心之大螺箍所圍束之混凝土面積遠大於角落四個小螺箍，此結果亦說明大螺箍對圍束效應方面的貢獻。

對於交集區配置輔助筋之五螺箍斷面而言，額外四個角落之大、小螺箍交集區各配置一根 D13 之縱向輔助筋，其軸壓強度提升之比值只有些微提升之趨勢，以交集區面積較小之 S 系列五螺箍斷面的提升趨勢較為明顯。如圖 4.13 所示，比較 S 系列之五螺箍 RC 柱，有配置輔助筋之試體 YW9-S-110 其軸壓強度提升比值为無配置輔助筋之試體 YW1-S-110 的 1.19 倍(試體 YW1 所提升軸壓強度比值为 1.18；YW9 所提升軸壓強度比值为 1.28) 可得知交集區配置輔助筋之試體其所提升軸壓強度比值稍高。另外，如圖 4.14 所示，比較 M 系列之五螺箍 RC 柱，有配置輔助筋之試體 YW10-M-110 與無配置輔助筋之試體 YW5-M-110 的軸壓強度提升比值皆為 1.22，故兩者在軸壓強度提升程度上並無差別。因此若針對軸壓行為而言，從經濟上考量則建議交集區可不配置鋼筋，仍可保有不錯之軸向抗壓強度，亦可達到強度優於傳統橫箍 RC 柱之目的。

整體而言，兩種混凝土強度之五螺箍 RC 柱所提升的強度皆比傳統橫箍 RC 柱為高，顯示採用高拉力鋼線之五螺箍可有效地提升混凝土之抗壓強度。此外，根據 ACI-318 規範之設計公式，若採用較高強度之混凝土則須配置較密之箍筋間距，即設計結果所需之箍筋用量較多，理論上其軸壓強度提升效果應較為明顯，但經軸壓試驗結果比較後發現，採用高強度混凝土對於配置高拉力鋼線之五螺箍 RC 柱所提升的效果並不明顯，即採用一般強度混凝土($f'_c = 34.3 \text{ MPa}$)之五螺箍試

體所提升之比值約在 1.11 至 1.28 之間，傳統橫箍試體所提升之比值為 0.97；若採用高強度混凝土($f'_c=54.9\text{ MPa}$)之五螺箍 RC 柱所提升之比值約在 1.14 至 1.22 之間，傳統橫箍 RC 柱所提升之比值為 1.11。

4.3.2 小螺箍之圍束直徑對軸壓強度之影響

為了探討小螺箍之圍束直徑的尺寸變化，可利用混凝土受圍束後所提升抗壓強度之趨勢來進行比較，表 4.5 為未受圍束與受圍束之混凝土抗壓強度比較。本研究共有兩種混凝土強度，其中一般強度混凝土($f'_c=34.3\text{ MPa}$)因試體數量較多故分為兩次灌漿，實測結果之抗壓強度分別為 37.6 MPa 及 36.9 MPa ；高強度混凝土($f'_c=54.9\text{ MPa}$)之試體皆同時進行灌漿，實測結果之抗壓強度為 54.2 MPa 。混凝土抗壓強度一般以圓柱試體強度作為指標，因尺寸效應故實際柱內混凝土強度通常比圓柱試體強度為低，因此本研究採用混凝土之試驗抗壓強度，即以 $0.85(f'_c)_{test}$ 作為計算 RC 短柱試體之混凝土強度。為了探討五螺箍 RC 柱內混凝土受箍筋圍束效應而提高抗壓強度之影響，本研究將所有試體之受圍束混凝土最大圍束軸壓強度 f'_{cc} 除以未圍束混凝土強度 f'_{co} (即 $0.85f'_c$)，根據各試體試驗結果之軸壓試驗強度來推估受圍束之混凝土抗壓強度，即將 RC 柱之軸壓試驗強度扣除主筋的軸力貢獻後，再除以受箍筋圍束部分柱核之斷面積，其計算公式與第一部分軸壓試驗相同，即為公式(3-26)。表 4.5 顯示各 RC 短柱試體未受圍束與受圍束混凝土抗壓強度之比較。

試驗結果顯示，在配置相同縱向鋼筋、混凝土強度及箍筋線徑組合的情況下，強度提升比值隨小螺箍直徑增加而提高。例如在同樣的設計參數下，三種不同系列之五螺箍 RC 柱試體 YW2-S-55、YW6-M-55、YW8-L-50，其圍束與未圍束之混凝土抗壓強度之比值分別為 1.53、1.58、1.64，即可看出小螺箍之圍束直徑增大有助於提升核心混凝土抗壓強度的趨勢；而傳統橫箍 RC 柱試體 RW2-50 的圍束與未圍束之混凝土抗壓強度之比值為 1.11，表示五螺箍 RC 柱對於圍束混凝土之抗壓強度提升作用比傳統橫箍 RC 柱更為有效。由於小螺箍之圍束直徑增大，相對於整體

之箍筋用量亦隨之增加，且受箍筋圍束部分柱核與交集區的面積亦較大，故增加小螺箍之圍束直徑確實能夠對於軸壓強度方面有所貢獻。經由本軸壓試驗結果之比較，小螺箍之圍束直徑增大雖可提升軸壓強度，但整體而言其所提升之效果並不明顯，即採用小螺箍之圍束直徑較小者同樣可達到預期之軸壓表現，亦優於配置傳統橫箍之 RC 柱，因此，若考慮箍筋用量方面的經濟性差異，建議採用小螺箍之圍束直徑較小的 S 系列五螺箍斷面較符合經濟效益。

4.4 試體韌性與耐震能力之探討

表 4.6 顯示本研究所有試體試驗結果之韌性比較，根據試體軸壓試驗之軸力-位移曲線圖以評估試體之韌性行為，故將試體之韌性指標(Ductility Index)作以下之定義：試體軸壓強度下降至其極限軸壓強度七成時所測得之位移量， $\delta_{0.7P_u}$ ，與其在達到極限軸壓強度時之位移量， δ_{P_u} ，之比值，即 $\delta_{0.7P_u} / \delta_{P_u}$ ，作為本研究試體之韌性指標 μ 值，圖 4.15 與圖 4.16 分別依照混凝土強度不同作分類，並將其韌性指標值由低至高排序。從圖中可看出採用一般強度混凝土 ($f'_c = 34.3 \text{ MPa}$) 之五螺箍 RC 柱，除了表現較為不佳之試體 YW7-L-95 以外，其餘斷面配置五螺箍之短柱試體的韌性指標皆明顯高於配置傳統橫箍者；採用高強度混凝土 ($f'_c = 54.9 \text{ MPa}$) 之五螺箍 RC 柱，斷面配置五螺箍之短柱試體的韌性指標則全部略低於配置傳統橫箍者。

整體而言，採用一般強度混凝土之五螺箍 RC 柱的韌性指標約在 1.47 至 2.85 之間，對照組之傳統橫箍 RC 柱為 1.69；採用高強度混凝土之五螺箍 RC 柱的韌性指標約在 1.54 至 1.65 之間，對照組之傳統橫箍 RC 柱為 1.94。根據試驗過程的觀察，推測其原因可能由於高強度混凝土較一般強度混凝土為脆，而其箍筋所採用的高拉力盤元鋼線亦屬於高強度低韌性之脆性材料，因此當試體軸向應變持續加大時，受圍束之核心混凝土對箍筋造成的側向膨脹力較大，加上箍筋外圍混凝土保護層開裂或剝落後，更易導致主筋喪失側向圍束而發生挫屈現象，故箍筋於軸

壓作用下將可能因無法承受高強度混凝土之側向膨脹力而斷裂。

另一方面，五螺箍試體最終設計之箍筋間距若由小螺箍之箍筋間距所控制者，則其韌性指標值將有所遞減之趨勢。例如試體 YW7-L-95 與 YW8-L-50 之箍筋間距皆由小螺箍所控制，其韌性指標值分別為 1.47 與 1.54，對照組之傳統橫箍試體 RW1-95 與 RW2-50 之韌性指標值分別為 1.69 與 1.94。此兩支五螺箍 RC 柱的主筋皆有明顯挫屈現象，其韌性指標值皆略低於傳統橫箍 RC 柱，試體 YW7-L-95 之破壞模式屬於角落之小螺箍局部性斷裂；試體 YW8-L-50 之破壞模式則屬於大、小螺箍呈斜線狀連續性斷裂，如照片 4.7 與照片 4.8 所示。各試體之軸壓破壞情況分別如照片 4.9 至照片 4.20 所示，針對五螺箍 RC 柱而言，試驗結果顯示小螺箍確實發揮了重要功能，基於韌性上的考量建議五螺箍之箍筋間距設計應由大螺箍控制較為保守，由於設計方法主要是以大螺箍與小螺箍兩者之箍筋間距較小者所控制，當小螺箍之圍束直徑增大時，由於其圍束面積增大故其箍筋間距因而縮小，因此最終設計之箍筋間距將由小螺箍所控制，如此一來對於設計結果而言，小螺箍將會顯得比大螺箍較為不保守。

4.5 試體經濟效益之探討

本節針對本研究中所有五螺箍 RC 柱及傳統橫箍 RC 柱之經濟效益進行比較，主要根據強度、韌性及箍筋用量之經濟效益作一綜合整理，如表 4.7 所示。由於五螺箍斷面中的四個小螺箍所佔總箍筋用量之比例不低，故設計上希望小螺箍之圍束直徑不宜太大，另一方面，雖然增加小螺箍圍束直徑有助於提高混凝土圍束效果，但若此提升效益不及於箍筋用量增加所提高之成本，則增加小螺箍圍束直徑將不利於五螺箍 RC 柱之經濟效益。圖 4.17 與圖 4.18 為各試體的單位長度箍筋用量之比較，並特別將五螺箍 RC 柱之大螺箍與小螺箍依其用量比例以不同圖示分開表示，由圖中即可發現小螺箍佔整體箍筋用量之比例確實不低，並且其所佔的比例隨著小螺箍圍束直徑增加而提高。本研究中五螺箍 RC 柱之試體斷面包含三種不同的小螺箍尺寸，因此採用相同材料參數設計之下，其單位長度箍筋用量將隨著

小螺箍圍束直徑的尺寸增加而增加，即可明顯看出對整體箍筋用量之趨勢。此外，由圖中可發現五螺箍 RC 柱所需之箍筋用量皆低於傳統橫箍 RC 柱，即使是小螺箍尺寸最大之 L 系列五螺箍斷面其單位長度箍筋用量仍低於配置傳統橫箍者。

試驗結果顯示，本研究三種系列之五螺箍斷面中，小螺箍圍束直徑較大之五螺箍 RC 柱其強度提升之比值有較為提高之趨勢，若將單位長度之箍筋用量多寡列入考量，則與小螺箍圍束直徑較小之五螺箍 RC 柱相較之下，小螺箍直徑較大者其所提升的幅度並不明顯。就經濟效益方面之考量，採用較小之小螺箍圍束直徑同樣可符合預期軸壓強度值，故建議可選用較小尺寸之小螺箍圍束直徑作設計即可。此外，如圖 4.13 與圖 4.14 所示，在使用相同箍筋線徑及混凝土強度之情況下，則交集區有配置輔助筋之五螺箍 RC 短柱所提升之軸向抗壓強度比值有略微提高的趨勢，但提升效果差異不大，顯示五螺箍 RC 柱在軸向抗壓行為下其交集區可不配置鋼筋，仍可保有不錯之軸向抗壓強度，同樣可展現優於傳統橫箍 RC 柱之圍束能力。

另一方面，在設計上採用強度較高之箍筋材料將可減少箍筋用量，對五螺箍 RC 柱整體而言，提高材料強度所能節省之箍筋用量已超越提高材料強度所增加之單價差，而本研究所採用之高拉力盤元鋼線屬於連續之型式，很適合應用在機械化加工製造之五螺箍，無一般竹節鋼筋加工製造過程所產生之損耗，至於材料線徑規格亦較為多樣，在箍筋線徑組合方面可提供較為多樣化之型式，藉此即可配合經濟考量之設計結果。因此，採用高拉力鋼線之五螺箍 RC 柱不僅具有強度方面之優勢，同時又兼具優越之經濟效益，故在強度與經濟性的雙重考量下，採用高拉力鋼線之五螺箍 RC 柱確實具有優於傳統橫箍 RC 柱之優勢。

五、本研究建議之五螺箍 RC 柱圍束箍筋設計法

5.1 五螺箍 RC 柱之特性

目前規範對於螺箍筋之圍束箍筋設計相關規定，大多是針對斷面配置單個螺箍之 RC 構件，若依此規定直接套用到斷面配置數個單螺箍組合而成之複合螺箍 RC 柱，顯然不太合理且會造成過於保守之設計結果。而之所以造成設計上過於保守的原因，主要是因為尚未將複合螺箍對於提升混凝土抗壓強度方面的優勢納入考慮，亦即忽略多個螺箍組合之下同時對混凝土圍束效應之交互作用，因此目前 ACI-318 規範中對於螺箍柱設計公式及箍筋間距之相關要求，對五螺箍 RC 柱設計之適用性仍需要進一步的探討。若欲探討其圍束效應勢必亦將角落四個小螺箍所提供的功能併入其中，因此，為考量小螺箍對混凝土圍束效應之貢獻，可依照斷面中混凝土受箍筋圍束之情形，據此分成三種不同特性的區域：第一種為「單一圍束區」(Single-Confined Area)，即僅受大螺箍或小螺箍單一型式箍筋所圍束之區域，故可分為大螺箍之單一圍束區(如圖 5.1 中之細點狀標示部份)及小螺箍之單一圍束區(如圖 5.1 中之斜線狀標示部份)；第二種為「雙重圍束區」(Double-Confined Area) (如圖 5.1 中之格子狀標示部份)，即大螺箍與小螺箍共同圍束之區域；第三種為「未受圍束區」(Unconfined Area) (如圖 5.1 中空白部份)，即圍束箍筋外圍之區域。在混凝土受圍束區域面積的大小方面，本研究 S、M 及 L 三種系列之五螺箍斷面，其圍束區域面積分配比例有所不同，各系列的圍束區面積值及比例如表 3.4 所示，可發現大螺箍與小螺箍之交集區面積將隨著小螺箍圍束直徑增加而明顯變大，由於交集區面積的大小將影響大螺箍與小螺箍之嵌合效果，加上該區域內混凝土具有類似雙重圍束的效果，因此在軸壓強度提升方面有不錯的表現。

如圖 5.2 所示，五螺箍 RC 柱可視為由中心一根大圓柱，加上角落四根小圓柱所組合而成的柱子，柱斷面透過這樣的組合後將由原本的圓形趨近於矩形，不僅可發揮螺箍有效的圍束效果，更可以將螺箍配置在一般建築物較為普遍之矩形柱

斷面中。當五螺箍斷面中心的大螺箍內部之混凝土受到軸壓而向外膨脹時，除了大螺箍會因而產生圍束力以外，四個角落之小螺箍亦可藉由配置在交集區外之主筋來傳遞圍束力，可間接抑制大螺箍之外擴變形，因此小螺箍亦對大螺箍產生束制效應，進而促進大螺箍之圍束效果並提升交集區混凝土之抗壓強度。整體而言，小螺箍對於軸向抗壓行為扮演不可或缺的角色，根據軸壓試驗之觀察發現其主要發揮以下重要功能：(1)圍束矩形 RC 柱四個角落的混凝土；(2)對大螺箍提供側向束制以減緩大螺箍外擴現象；(3)固定角落的主筋並提供其側向支撐。

5.2 本研究建議之最佳化設計法主要理念

由於五螺箍矩形RC柱中有小螺箍的存在，因此在軸壓作用下其混凝土受圍束之情形有別於一般單螺箍圓形RC柱，並根據優化研究所進行的一系列短柱軸壓試驗結果顯示，配置五螺箍之試體其整體軸壓強度及韌性表現明顯優於配置傳統橫箍者。此外，經由軸壓試驗過程的觀察發現，五螺箍RC柱中角落四個小螺箍之功能除了圍束角落混凝土之外，尚包含減緩大螺箍外擴現象、增加交集區混凝土抗剪能力、固定主筋及避免主筋挫屈等多項重要功能，換言之，小螺箍的存在確實對柱整體軸向行為有所貢獻，應有助於降低五螺箍RC柱之圍束箍筋需求用量。根據本優化研究之短柱軸壓試驗，對於五螺箍RC柱之圍束箍筋用量設計方面，若採用箍筋線徑組合差距較大作設計時，其設計箍筋間距可較為放寬，在箍筋用量方面可較為節省；另一方面，採用箍筋線徑組合差距較大作設計時，其設計箍筋間距對大、小螺箍兩者所發揮之圍束效應亦較為平衡，即表示兩者各自所需求之箍筋間距差距較小，同時對於混凝土所提供之圍壓應力亦較為相近。

根據一系列軸壓試驗結果之觀察發現，當箍筋線徑組合差距較大時，其韌性表現通常比箍筋線徑組合差距較小者為佳。此種組合型式由於小螺箍的線徑明顯小於大螺箍，因此其最終之破壞模式大多呈現小螺箍斷裂之情形，對於五螺箍RC柱之設計原則亦不希望大螺箍比小螺箍先行斷裂，因為此種型態之破壞模式較具有預警作用，即較不易出現強度驟降之情況。例如在第一部分軸壓試驗之五螺箍

試體設計所採用的線徑組合為D16與D10之鋼筋；第二部分軸壓試驗之五螺箍試體設計所採用的線徑組合為D14與D8之鋼線，上述這兩種箍筋線徑組合之五螺箍RC柱經軸壓試驗後顯示，不僅具有優於傳統橫箍RC柱之軸壓強度及韌性表現，且箍筋用量亦較低於箍筋線徑組合差距較小之五螺箍試體。因此，本研究主要根據試驗結果以提出一套較符合經濟性考量，且設計上較為簡易的五螺箍圍束箍筋用量設計法，利用大螺箍與小螺箍等效圍壓的概念以達到經濟性之設計結果。

故本研究所提之建議法將大、小螺箍之圍束貢獻皆納入考慮，以適當反映五螺箍RC柱斷面混凝土受圍束之情況，並以「大螺箍與小螺箍之等效圍壓」為概念，依此得到較為經濟之設計結果並簡化計算。除了將四個角落的小螺箍所提供之圍束納入考慮之外，主要又考慮到大螺箍與小螺箍兩者間的圍束效應之經濟性，亦即讓大、小螺箍各自所提供之圍束效果達到較為平衡的狀態，使五螺箍RC柱之圍束箍筋用量設計能達到最經濟性的狀態，同時亦可發揮五螺箍優越的圍束效果。一般而言，對於單一螺箍之RC柱之圍束箍筋設計，主要包含螺箍之圍束直徑、線徑與箍筋間距三個主要參數，因此對於五螺箍RC柱來說即包含大螺箍與小螺箍兩種箍筋型式，故以上三個參數進而倍增為六個參數，這也是一般設計者認為五螺箍之設計較於複雜且繁瑣的原因。因此，本建議法主要為提供初次接觸五螺箍RC柱的設計者一套設計依據，利用等效圍壓的概念及配合採用適當比例之螺箍圍束直徑與線徑，使五螺箍RC柱不僅可發揮優越的圍束效果，亦能達到較為經濟之設計結果。

5.3 本研究建議之五螺箍 RC 柱圍束箍筋最佳化設計法

五螺箍 RC 柱圍束箍筋最佳化設計法主要將五螺箍 RC 柱斷面的受圍束混凝土區域分成兩種類型，如圖 3.12 所示，依照其受到箍筋圍束型式而分為大螺箍與小螺箍兩種型式。在此建議法中，對於同時受到大螺箍與小螺箍所共同圍束之交集區將直接歸類成大螺箍之圍束區，藉此以簡化五螺箍斷面受圍束混凝土之類型，換言之，大螺箍之圍束區面積為一個完整的大圓面積，此大圓之直徑即為大螺箍

之圍束直徑；而小螺箍之圍束區面積則為四個完整的小圓面積扣除交集區面積。

本建議法主要考慮大螺箍與小螺箍對內部混凝土所提供之圍束效應，配合適當比例之螺箍圍束直徑與線徑，使五螺箍 RC 柱於軸壓作用下，大、小螺箍對各自所圍束之混凝土可產生穩定且均勻之圍壓應力，藉此達到最經濟性的設計結果，因此，主要根據「大、小螺箍對各自圍束之核心混凝土產生相同之側向圍壓應力」之概念來作設計，可將此關係式表示為：

$$f_{l1} = f_{l2} \quad (5-1)$$

其中 f_{l1} 為核心混凝土受大螺箍圍束所導致之側向圍壓應力； f_{l2} 為核心混凝土受小螺箍圍束所導致之側向圍壓應力。一般對於五螺箍 RC 柱之箍筋間距設計，其大螺箍與小螺箍通常會採用相同的箍筋間距以利施工，故可計算其核心混凝土受大、小螺箍圍束所導致之側向圍壓應力，分別表示如下：

$$f_{l1} = \frac{2A_{sp1}f_{yt}}{s_{5\text{-spirals}} D} \quad (5-2)$$

及

$$f_{l2} = \frac{2A_{sp2}f_{yt}}{s_{5\text{-spirals}} d} \quad (5-3)$$

分別將公式(5-2)及公式(5-3)代入公式(5-1)中，移項整理後可得：

$$\frac{d}{D} = \frac{A_{sp2}}{A_{sp1}} \quad (5-4)$$

其中 A_{sp1} 為大螺箍斷面積； f_{yt} 為箍筋標稱降伏強度； $s_{5\text{-spirals}}$ 為五螺箍 RC 柱最小需求間距； D 為大螺箍之圍束直徑； A_{sp2} 為小螺箍斷面積； d 為小螺箍之圍束直徑。由於五螺箍 RC 柱之大螺箍與小螺箍之圍束直徑將直接影響到設計結果之箍筋間距值，根據五螺箍優化研究所進行之軸壓試驗，由於五螺箍 RC 短柱試體之螺箍圍

束直徑比值分別為 0.28、0.33、0.39 (大螺箍之圍束直徑皆為 540 mm；小螺箍之圍束直徑分別為 150 mm、180 mm、210 mm)，故本建議法對於五螺箍 RC 柱之螺箍圍束直徑比值 (d/D) 之建議值範圍如下：

$$0.25 \leq \left(\frac{d}{D} \right) \leq 0.40 \quad (5-5)$$

因此，公式(5-5)即為採用本研究所提建議法之適用條件。將公式(5-4)代入公式(5-5)整合後即可得五螺箍 RC 柱之螺箍斷面積比值 (A_{sp2}/A_{sp1}) 之建議值範圍為：

$$0.25 \leq \left(\frac{A_{sp2}}{A_{sp1}} \right) \leq 0.40 \quad (5-6)$$

公式(5-6)主要是由公式(5-5)該適用條件加上等效圍壓條件所衍生出來之建議值，其中公式(5-4)主要是根據「大螺箍與小螺箍之等效圍壓」的概念所得到的比例關係式，若設計上完全符合此關係式則可獲得最經濟之設計結果，即大螺箍與小螺箍兩者之圍壓應力完全相等，但由於實際設計上對於所挑選之螺箍斷面積組合通常無法恰好滿足此關係式，因此藉由公式(5-6)以提供設計者一個較為合適之範圍。換言之，當設計者將大螺箍與小螺箍之圍束直徑選定好以後，即可得大、小螺箍之圍束直徑比值，再根據公式(5-4)之比例關係可得最經濟之螺箍斷面積組合，其最後挑選之螺箍斷面積比值介於公式(5-6)之建議值範圍內，使大螺箍與小螺箍兩者對核心混凝土之圍壓應力達到相等之狀態。

根據混凝土受箍筋圍束所提升的軸向強度必須足以彌補箍筋外圍混凝土剝落所損失的軸向強度之設計原則，並採用 ACI-318 規範所建議核心混凝土受箍筋圍束之強度提升係數 C_{ACI} ，故可列出：

$$0.85f'_c(A_g - A_{ch}) \leq C_{ACI} (f_{11}A_{ch1} + f_{12}A_{ch2}) \quad (5-7)$$

其中 f'_c 為混凝土標稱抗壓強度； A_g 為柱構件全斷面積； A_{ch} 為受箍筋圍束部分柱核之斷面積，即五螺箍整體圍束面積； C_{ACI} 為 ACI-318 規範建議核心混凝土受箍筋圍

束之強度提升係數； f_{l1} 為核心混凝土受大螺箍圍束所導致之側向圍壓應力； A_{ch1} 為受大螺箍圍束部分柱核之斷面積； f_{l2} 為核心混凝土受小螺箍圍束所導致之側向圍壓應力； A_{ch2} 為受小螺箍圍束部分柱核之斷面積。此建議法對於斷面受圍束混凝土面積之分類如圖3.12所示，可得知 $A_{ch} = A_{ch1} + A_{ch2}$ ，故將此關係式及公式(5-1)代入公式(5-7)整理後可得：

$$0.85f'_c(A_g - A_{ch}) \leq C_{ACI} f_{l1} A_{ch} \quad (5-8)$$

再將公式(5-2)代入公式(5-8)可得：

$$0.85f'_c(A_g - A_{ch}) \leq C_{ACI} \left(\frac{2A_{sp1}f_{yt}}{s_{5-spirals} D} \right) A_{ch} \quad (5-9)$$

再將公式(5-9)移項整理後，可得：

$$s_{5-spirals} \leq C_{ACI} \left[\frac{A_{sp1}A_{ch}}{0.425D(A_g - A_{ch})} \right] \left(\frac{f_{yt}}{f'_c} \right) \quad (5-10)$$

公式(5-10)中的 C_{ACI} 係數，此為根據ACI-318規範建議核心混凝土受箍筋圍束之強度提升係數，即配合本文第3.2節所提到的公式(3-7)及公式(3-8)。再將該係數之建議值代入公式(5-10)，則本研究所提建議法之五螺箍RC柱最小需求間距即可表示為：

$$s_{5-spirals} \leq 8.89 \left[\frac{A_{sp1}A_{ch}}{D(A_g - A_{ch})} \right] \left(\frac{f_{yt}}{f'_c} \right) \quad (5-11)$$

其中 $s_{5-spirals}$ 為五螺箍 RC 柱最小需求間距； A_{sp1} 為大螺箍斷面積； A_{ch} 為受箍筋圍束部分柱核之斷面積，即五螺箍整體圍束面積； D 為大螺箍之圍束直徑； A_g 為柱構件全斷面積； f_{yt} 為箍筋標稱降伏強度； f'_c 為混凝土標稱抗壓強度。

5.4 五螺箍 RC 柱圍束箍筋設計流程

本節將針對五螺箍 RC 柱在工程實務上之設計進行說明，本研究提供兩種不同之五螺箍 RC 柱圍束箍筋設計方法，分別為：(1)直接設計法；(2)最佳化設計法。

「直接設計法」係直接採用 ACI-318-08 規範第 21.6.4 節對圓形 RC 柱之螺箍筋設計方法，係將大、小螺箍視為個別獨立之螺箍柱，分別設計其需求間距，再取兩者之「最小值」作為五螺箍圍束箍筋間距，故稱之為直接設計法，此法略偏向保守側，但該法之特色在於使設計者在設計參數(大、小螺箍之圍束直徑與線徑)的選擇上有較大之彈性。

「最佳化設計法」乃以直接設計法為基礎，進一步利用大、小螺箍對各自圍束的混凝土產生相同圍壓應力之最佳狀態下，獲得最經濟之設計結果；但此法在設計上需藉由大、小螺箍之圍束直徑與線徑適當的搭配，詳如本文第 5.4.2 節所述，才得以達到最佳化之設計狀態。此外，為了考慮大、小螺箍嵌合之施工性，設計時宜使大、小螺箍具有相同之間距。再者，由於大螺箍需要圍束較多的混凝土，因此設計時大螺箍之線徑通常會比小螺箍之線徑大一些。

以下將針對上述兩種設計方法之設計流程進行詳細的說明，並繪製流程圖以便設計者參考，如圖 5.3 及圖 5.4 所示。

5.4.1 五螺箍 RC 柱圍束箍筋設計流程(一)：直接設計法

由於 ACI-318 規範尚未針對五螺箍 RC 柱圍束箍筋之設計進行規範，因此本研究直接以 ACI-318 規範對柱斷面配置單一螺箍之設計原則，即混凝土受箍筋圍束所提升的軸向強度必須足以彌補箍筋外圍混凝土剝落所損失的軸向強度進行推導，提出「直接設計法」；以下將針對直接設計法之設計流程進行說明，流程圖如圖 5.3 所示。

[已知條件]：RC 柱斷面尺寸與材料性質

RC 柱全斷面積 A_g ；混凝土標稱抗壓強度 f'_c ；箍筋標稱降伏強度 f_{yt} 。

[步驟一]：選定大、小螺箍之圍束直徑與箍筋斷面積

(1) 大螺箍圍束直徑： D

(2) 小螺箍圍束直徑： d

(3) 大螺箍斷面積： A_{sp1}

(4) 小螺箍斷面積： A_{sp2}

[步驟二]：計算五螺箍整體圍束面積 A_{ch}

五螺箍整體圍束面積 A_{ch} ，如圖 3.12 所示。

[步驟三]：計算最小螺箍筋體積比 $\rho_{s,min}$

$$\rho_{s,min} \geq 0.45 \left(\frac{A_g}{A_{ch}} - 1 \right) \frac{f'_c}{f_{yt}} \quad (5-12)$$

[步驟四]：計算大、小螺箍之需求間距 s_1 與 s_2

$$\text{大螺箍之需求間距：} s_1 = \frac{4A_{sp1}}{\rho_{s,min} D} \quad (5-13)$$

$$\text{小螺箍之需求間距：} s_2 = \frac{4A_{sp2}}{\rho_{s,min} d} \quad (5-14)$$

[步驟五]：求得五螺箍 RC 柱最小需求間距 $s_{5\text{-spirals}}$

考慮施工之可行性，使大螺箍與小螺箍之箍筋間距一致時，則可保守採用步驟四所求出之大、小螺箍兩者之需求間距較小者來進行設計。

$$s_{5\text{-spirals}} = \min(s_1, s_2) \quad (5-15)$$

5.4.2 五螺箍 RC 柱圍束箍筋設計流程(二)：最佳化設計法

最佳化設計法係以直接設計法為基礎，並根據優化試驗所得之結果，進一步提出最經濟之五螺箍圍束箍筋設計方法。由試驗結果顯示，當大、小螺箍兩者對於各自圍束之混凝土所提供的圍壓應力相接近時，不僅能提供良好的強度及韌性，並且其箍筋用量亦較為節省；以下將針對最佳化設計法之設計流程進行說明，流程圖如圖 5.4 所示。

[已知條件]：

(1) RC 柱斷面尺寸與材料性質

RC 柱全斷面積 A_g ；混凝土標稱抗壓強度 f'_c ；箍筋標稱降伏強度 f_{yt} 。

(2) 最佳化設計條件

為達到最佳化之設計條件，使大、小螺箍對各自圍束之核心混凝土產生相同之側向圍壓應力，如下所示：

$$f_{l1} = f_{l2} \quad (5-16)$$

考慮施工可行性，統一大、小螺箍之箍筋間距並表示為 $s_{5\text{-spirals}}$ ，大、小螺箍側向圍壓應力 f_{l1} 與 f_{l2} 可改寫如下，如圖 3.8 所示：

$$\frac{2A_{sp1}f_{yt}}{s_{5\text{-spirals}}D} = \frac{2A_{sp2}f_{yt}}{s_{5\text{-spirals}}d} \quad (5-17)$$

進一步將公式(5-17)進行簡化，可得下式：

$$\frac{A_{sp1}}{D} = \frac{A_{sp2}}{d} \quad (5-18)$$

亦可將公式(5-18)改寫如下：

$$\frac{d}{D} = \frac{A_{sp2}}{A_{sp1}} \quad (5-19)$$

由公式(5-19)可知大、小螺箍之圍束直徑比值等於大、小螺箍之箍筋斷面積比值。

[步驟一]：選定大螺箍之圍束直徑 D

大螺箍之圍束直徑： D (可盡量放大，但仍需符合混凝土保護層之要求)

[步驟二]：選定大、小螺箍之箍筋斷面積 A_{sp1} 與 A_{sp2}

大螺箍箍筋斷面積： A_{sp1}

小螺箍箍筋斷面積： A_{sp2}

(建議大、小螺箍之箍筋斷面積比值介於 $0.25 \leq A_{sp2}/A_{sp1} \leq 0.40$)

[步驟三]：決定小螺箍之圍束直徑 d

由公式(5-19)可得到小螺箍之圍束直徑 d ，如下所示：

$$d = \left(\frac{A_{sp2}}{A_{sp1}} \right) D \quad (5-20)$$

[步驟四]：計算五螺箍整體圍束面積 A_{ch}

五螺箍整體圍束面積 A_{ch} ，如圖 3.12 所示。

[步驟五]：求得五螺箍 RC 柱最小需求間距 $S_{5\text{-spirals}}$

$$S_{5\text{-spirals}} \leq 8.89 \left[\frac{A_{sp1} A_{ch}}{D(A_g - A_{ch})} \right] \left(\frac{f_{yt}}{f'_c} \right) \quad (5-21)$$

比較「直接設計法」與「最佳化設計法」對於五螺箍 RC 柱圍束箍筋之設計，兩者主要之不同處在於「最佳化設計法」採用「大、小螺箍對各自圍束之混凝土產生相同之圍束應力」為最佳設計條件，因此設計者必須透過大、小螺箍圍束直徑與線徑最佳的搭配，以獲得最經濟之設計結果；相較於「直接設計法」，設計者雖對於大、小螺箍之圍束直徑與線徑的參數選擇方面較為彈性，但由於其在五螺箍圍束箍筋間距上係選用大、小螺箍之個別需求間距之最小值進行設計，故在設計結果上就略偏保守。因此，本研究建議對於初次接觸五螺箍 RC 柱的設計者可以

採用「直接設計法」，直接利用 ACI-318 對圓形 RC 柱螺箍筋設計方法進行設計；
對於有經驗的設計者則可採用「最佳化設計法」，藉由大、小螺箍之圍束直徑與線
徑適當的搭配，獲得最經濟之設計結果。



六、結論與建議

6.1 結論

本研究主要目的在探討五螺箍 RC 柱之軸向抗壓行為，本研究共包含兩部分之短柱軸壓試驗，其中第一部分試體箍筋係採用標稱強度為 412 MPa 之一般竹節鋼筋，包含 15 支五螺箍 RC 柱與 2 支傳統橫箍 RC 柱；第二部分試體箍筋則採用標稱強度為 490 MPa 之高拉力鋼線，包含 10 支五螺箍 RC 柱與 2 支傳統橫箍 RC 柱，其中五螺箍斷面之小螺箍尺寸包含以下三種：(1)小螺箍之圍束直徑為 150 mm 之 S 系列；(2)小螺箍之圍束直徑為 180 mm 之 M 系列；(3)小螺箍之圍束直徑為 210 mm 之 L 系列。試驗主要參數為：大螺箍與小螺箍之圍束直徑、箍筋之線徑與間距、混凝土之強度及螺箍之交集區是否需要配置縱向鋼筋。此外，本研究另一項重要目的為探討五螺箍 RC 柱之箍筋間距是否可突破 ACI-318 規範第 7.10.4.3 節所規定螺旋箍筋「最大淨間距不得大於 75 mm 」之限制。

根據軸壓試驗過程之觀察，小螺箍主要扮演以下三項功能：(1)圍束矩形 RC 柱四個角落的混凝土；(2)對大螺箍提供側向束制以減緩大螺箍外擴現象；(3)固定角落的主筋並提供其側向支撐。本研究之試驗結果顯示，採用五螺箍之 RC 短柱其「強度」、「韌性」及「經濟效益」三項指標均有良好的表現。此外，試驗結果亦證實五螺箍 RC 柱之箍筋間距可以成功地突破 ACI-318 規範所規定螺箍筋「最大淨間距為 75 mm 」之限制。試驗結果顯示五螺箍 RC 柱之試體，針對箍筋強度採用 412 MPa 之一般竹節鋼筋應可放寬至 100 mm 至 150 mm 之間；箍筋強度採用 490 MPa 之高拉力鋼線最大約可放寬至 110 mm 左右，其在強度與韌性之表現皆優於傳統橫箍 RC 柱。

針對經濟性優化目標而言，本研究建議在進行五螺箍之設計時，大螺箍之圍束直徑可以盡量放大（但仍需符合混凝土保護層之要求），小螺箍之圍束直徑則可取為大約 0.3 倍的大螺箍圍束直徑，大、小螺箍之交集區可以不配置輔助筋，同樣

可展現優於傳統橫箍 RC 柱之圍束能力。

本研究主要針對「強度」、「韌性」及「經濟效益」三項優化指標進行探討，首先針對第一部分軸壓試驗結果，可歸納出以下重點：

(一) 第一部分五螺箍 RC 柱之軸壓強度：

1. 在相同的縱向主筋量下，整體而言，五螺箍 RC 柱之軸向抗壓強度提升比值較傳統橫箍 RC 柱高，其抗壓強度提升約 20%，而傳統橫箍提升約 5%，顯示五螺箍具有良好的圍束能力而有效地提升混凝土之抗壓強度。
2. 若針對受箍筋圍束部分之混凝土所提升之軸向抗壓強度比值作比較，即圍束箍筋外緣以內之混凝土所提升的軸向抗壓能力，更能夠突顯出五螺箍顯著之圍束貢獻，其受圍束混凝土之抗壓強度提升比值約 60%，其圍束效率與傳統橫箍 RC 柱所提升之 20% 相較之下高很多。
3. 在使用相同箍筋線徑及混凝土強度試體之比較下，則交集區有配置輔助筋之五螺箍 RC 短柱所提升之軸向抗壓強度比值有略微提高的趨勢，但提升效果差異不大，顯示五螺箍 RC 柱在軸向抗壓行為下交集區非必要配置鋼筋，仍可保有不錯之軸向抗壓強度，亦可展現優於傳統橫箍 RC 柱之圍束能力。

(二) 第一部分五螺箍 RC 柱之韌性：

1. 本研究發現，若以韌性指標 μ 值作為評估準則，即試體過極限狀態後，整體強度下降至其極限軸壓強度七成時與極限軸壓強度所對應之應變量比值，則五螺箍 RC 柱之韌性表現皆比傳統橫箍 RC 柱好，且配置較大之小螺箍直徑者，其韌性指標亦隨之略微提高。根據試驗結果，五螺箍試體之韌性指標範圍為 2.18 至 3.42 之間，其中間值約 2.60；而傳統橫箍試體之韌性指標約 2.10。
2. 若以應變能密度 U 值作為評估準則，即試體達極限強度以後，下降至其極限軸壓強度七成時的應力-應變曲線下之面積，則五螺箍 RC 柱亦明顯優於傳統橫箍 RC 柱。根據試驗結果，五螺箍試體之應變能密度介於 0.91 MPa 與

1.51 MPa 之間，其中間值約 1.20 MPa 左右；而傳統橫箍試體之應變能密度約為 0.60 MPa。

3. 整體而言，斷面配置五螺箍之試體其韌性皆優於採用傳統橫箍筋者。五螺箍除圍束能力較傳統橫箍好之外，亦沒有傳統橫箍筋在角隅處可能發生彎鉤脫落之問題，因此能夠發揮較佳的韌性。

(三) 第一部分五螺箍 RC 柱之圍束箍筋用量：

1. 本研究之試驗結果證實，根據 ACI-318 規範對 RC 柱之箍筋用量要求所設計之五螺箍 RC 柱，其每單位長度之箍筋用量皆比配置傳統橫箍者更為經濟，並且其箍筋間距不僅成功突破 75 mm 亦可維持其強度與韌性之良好表現，更可大量節省 RC 柱整體之箍筋用量。
2. 根據試驗結果顯示，小螺箍直徑增大對五螺箍 RC 柱軸壓強度提升的貢獻有限，其提升之效果不及於所增加之箍筋用量，故建議採用尺寸較小之小螺箍直徑（即 S 系列之五螺箍斷面）較具經濟效益。

其次，關於本優化研究第二部分所進行之短柱軸壓試驗，主要是為了進一步探討高拉力鋼線應用於五螺箍 RC 柱之軸壓行為。以下為本研究採用高拉力鋼線作為五螺箍 RC 柱之圍束箍筋主要理由：(1)提高圍束箍筋之材料強度可減少 RC 柱之圍束箍筋需求量以利於節省成本；(2)高拉力鋼線可採用盤元之型式，配合五螺箍自動化機械加工，其連續型式可解決一般竹節鋼筋加工過程之損耗問題；(3)鋼線尺寸規格較多，故設計上可提供多樣化之線徑組合，以達到較經濟之設計結果；(4)降低圍束箍筋之需求量可減輕構材重量以有效節省運輸及吊裝作業。基於上述理由顯示，採用高拉力鋼線之五螺箍 RC 柱不僅具有強度方面之優勢，同時又兼具優越之經濟效益。

整體而言，採用高拉力鋼線可有效減少箍筋用量，雖提高材料強度對於其單價方面亦有所增加，但對於五螺箍來說其所節省之箍筋用量已超越提高材料強度所增加之成本，故顯示採用高強度鋼線之五螺箍在強度及經濟性的雙重考量下具

有不錯之優勢。以下針對第二部分軸壓試驗結果分別歸納出以下重點：

(四) 第二部分五螺箍 RC 柱之軸壓強度：

1. 在相同縱向主筋用量下，採用高拉力鋼線之五螺箍 RC 柱的軸壓強度提升比值皆較傳統橫箍 RC 柱高。一般強度混凝土($f'_c = 34.3 \text{ MPa}$)之五螺箍 RC 柱的強度提升比值約在 1.11 至 1.28 之間，傳統橫箍 RC 柱的強度提升比值為 0.97；而高強度混凝土($f'_c = 54.9 \text{ MPa}$)之五螺箍 RC 柱的強度提升比值約在 1.14 至 1.22 之間，傳統橫箍 RC 柱的強度提升比值為 1.11。
2. 根據試驗結果顯示，採用高拉力鋼線之五螺箍 RC 柱具有良好的圍束能力，可有效地提升圍束混凝土的抗壓強度，且在箍筋間距大於 75 mm 的情況下，亦可達到優於傳統橫箍 RC 柱之軸壓強度表現。
3. 交集區配置輔助筋之五螺箍 RC 柱對於提升軸壓強度的效果並不明顯。S 系列之五螺箍 RC 柱中，無配置輔助筋者所提升比值為 1.18，有配置輔助筋者所提升比值為 1.28；M 系列之五螺箍 RC 柱中，無配置及有配置輔助筋兩者所提升比值皆為 1.22。顯示五螺箍 RC 柱在交集區內配置輔助筋之軸壓行為差異不大，若無配置輔助筋同樣可展現優於傳統橫箍 RC 柱之軸壓強度表現。

(五) 第二部分五螺箍 RC 柱之韌性：

1. 根據試驗結果顯示，在箍筋用量明顯低於傳統橫箍之情況下，採用高拉力鋼線之五螺箍 RC 柱具有良好的韌性表現。從試驗過程中觀察可發現，五螺箍 RC 柱中角落四個小螺箍之功能除了圍束四個角落混凝土之外，尚包含減緩大螺箍外擴現象及固定角落的主筋並提供其側向支撐等重要功能。
2. 本研究以韌性指標 μ 值作為評估準則，即試體過極限狀態後，整體強度下降至其極限軸壓強度七成時與極限軸壓強度所對應之位移量比值。試驗結果顯示，對於一般強度混凝土($f'_c = 34.3 \text{ MPa}$)之五螺箍試體的韌性指標約在 1.47 至 2.85 之間，對照組之傳統橫箍 RC 柱為 1.69；高強度混凝土($f'_c = 54.9$

MPa)之五螺箍的試體韌性指標約在 1.54 至 1.65 之間，對照組之傳統橫箍 RC 柱為 1.94。

(六) 第二部分五螺箍 RC 柱之經濟性：

1. 整體而言，配置五螺箍所需之箍筋用量皆明顯低於配置傳統橫箍者，而試驗結果證實五螺箍 RC 柱的箍筋間距不僅成功突破 75 mm，更可大量節省 RC 柱整體之箍筋用量，試驗結果顯示五螺箍之箍筋間距最大放寬至 110 mm 時，亦可維持其強度與韌性之良好表現且更優於傳統橫箍 RC 柱。
2. 經由試驗結果證實，小螺箍之直徑增大確實對軸壓強度之提升有所貢獻，但其強度提升程度並不明顯，故在經濟效益考量之下，建議採用較小的小螺箍直徑作設計同樣可達到優於傳統橫箍 RC 柱之軸壓表現，因此建議可採用 S 系列(小螺箍之直徑為 150 mm)之五螺箍斷面較符合經濟性考量。
3. 對五螺箍 RC 柱整體而言，其箍筋採用降伏強度較高之材料可有效減少箍筋用量，且提高材料強度所能節省之箍筋用量已超越提高材料強度所增加之成本，故在強度與經濟性的雙重考量下，採用高強度鋼線之五螺箍 RC 柱具有優於傳統橫箍 RC 柱的優勢。

最後，根據本優化研究之軸壓試驗結果顯示，箍筋線徑組合差距較大之五螺箍試體的破壞模式大多為小螺箍斷裂之情形，其韌性表現通常比箍筋線徑組合差距較小者為佳，此種型態之破壞模式亦較具有預警作用。由於大螺箍主要圍束整個斷面絕大部份之混凝土；小螺箍則是負責圍束四個角落局部之混凝土，因此就圍束面積與重要性而言，顯然大螺箍比小螺箍更為重要，故設計上亦不希望大螺箍比小螺箍先行斷裂，造成整體強度驟降而較無法提供預警作用。另一方面，設計上若採用箍筋線徑組合差距較大之配置型式時，其設計箍筋間距可較為放寬，在箍筋用量方面可較節省，亦可使大螺箍與小螺箍所提供之圍束效果達到較為平衡的狀態，即兩者對其所圍束之混凝土會提供相近之側向圍壓應力。

由於 ACI-318 規範尚未針對五螺箍 RC 柱圍束箍筋之設計進行規範，因此本研

究中短柱軸壓試驗試體設計所採用之「直接設計法」係根據 ACI-318 規範對圓形 RC 柱之螺箍筋設計方法，主要將五螺箍斷面中的大、小螺箍視為個別獨立之螺箍柱，分別設計其需求間距，再取兩者之最小值作為五螺箍圍束箍筋間距。採用直接設計方法所得之設計結果較略偏於保守，但該法之特色在於使設計者對於大、小螺箍之圍束直徑與線徑之參數選擇上有較大的彈性。

「最佳化設計法」係根據先前進行的一系列五螺箍優化研究成果，進一步提出最經濟之五螺箍圍束箍筋設計方法。根據試驗結果顯示，當大、小螺箍兩者對於各自圍束之混凝土所提供的圍壓應力相近時，不僅能提供良好的強度及韌性，並且其箍筋用量亦較為節省。因此，最佳化設計法主要是在一般設計法之基礎上，進而利用大、小螺箍對各自圍束之混凝土產生相同之圍束應力，依此作為最佳設計條件以獲得最經濟之設計結果，故設計時則必須藉由大、小螺箍之圍束直徑與線徑適當的搭配，才得以達到最佳化之設計狀態。

整體而言，以上兩種設計方法之差別在於「最佳化設計法」主要是以「大、小螺箍對各自圍束之混凝土產生相同之圍束應力」為最佳設計條件，因此設計者對於五螺箍之設計參數選擇，必須透過大、小螺箍之圍束直徑與線徑最佳的搭配，以達到最具經濟效益之設計。換言之，直接設計法對於設計參數選定有較多彈性；最佳化設計法係基於最佳條件所進行之設計，故在設計參數選定上需配合最佳化條件，藉此獲得最經濟之設計結果。因此，對於初次接觸五螺箍 RC 柱的設計者而言，本研究建議可以採用直接設計法，即利用 ACI-318 規範對圓形 RC 柱之螺箍筋設計方法進行設計；對於五螺箍 RC 柱設計較有經驗的設計者，則建議採用最佳化設計法，藉由最佳化設計參數的搭配可達到最經濟之設計結果。

6.2 建議

1. 本研究所進行的兩部分軸壓試驗，五螺箍 RC 柱在軸壓強度方面提升之比值皆明顯高於配置傳統橫箍之 RC 柱。此外，箍筋間距限制上亦突破 ACI-318 規範 75 mm 之限制，試驗結果顯示其圍束箍筋若採用強度為 412 MPa 之一般竹節鋼筋應可放寬至 100 mm 至 150 mm 之間；採用強度為 490 MPa 之高拉力鋼線最大約可放寬至 110 mm 左右。一方面顯示五螺箍擁有良好之圍束效果；另一方面也顯示本研究依照 ACI-318 規範進行五螺箍之圍束箍筋設計將趨於保守。
2. 本研究發現，採用高拉力鋼線之五螺箍 RC 柱具有明顯的經濟效益。在本研究之試體中，其圍束箍筋若採用高拉力鋼線之五螺箍 RC 柱所需之箍筋用量不僅大幅低於對照組之傳統橫箍 RC 柱，亦低於採用降伏強度較低的一般竹節鋼筋之箍筋用量。
3. 試驗結果顯示若根據大螺箍與小螺箍兩者依照 ACI-318 規範所規定的最小螺旋箍筋體積比之限制作設計仍趨於保守，即為本研究軸壓試驗之 RC 短柱試體設計所採用之「直接設計法」，因此，可進一步考慮採用本優化研究最後所提出之建議法作設計，即五螺箍 RC 柱圍束箍筋之「最佳化設計法」，經由試驗方試驗證該建議法之可行性，如此將有助於減少箍筋用量及提升經濟效益。

參考文獻

1. 王柄雄，「新矩形混凝土柱圍束型式之研究」，碩士論文，國立台灣大學土木工程研究所，台北 (2004)。
2. 尹衍樑、翁正強、王瑞禎、梁景裕，「預鑄複合螺箍 SRC 柱之軸壓行為研究」，中國工程科學，中國工程學院，第十二期，pp. 16-30，十二月，北京 (2006)。
3. 張國鎮、尹衍樑、王瑞禎、王柄雄，「螺旋箍筋於矩形柱應用之試驗研究」，工程，中國工程師學會，第七十八卷，第三期，pp. 101-124，台北 (2005)。
4. ACI, “Buildings Code Requirements for Structural Concrete (ACI 318-08) and Commentary,” American Concrete Institute, Farmington Hills, Michigan (2008).
5. Bresler, B., “Reinforced Concrete Engineering: Volume I - Materials, Structural Elements, Safety,” John Wiley & Sons, New York (1974).
6. Considere, A., “Experimental Researches Reinforced Concrete,” L. F. Moisseiff, translator, McGraw-Hill, New York (1903).
7. Foster, S. J., Liu, J., and Sheikh, S. A., “Cover Spalling in HSC Columns Loaded in Concentric Compression,” Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol.124, No.12, pp.1431-1437 (1998).
8. Fujii, M., Kobayashi, K., Miyagaya, T., Inoue, S. and Matsumoto, T., “A Study on The Application of A Stress-Strain relation of Concrete,” Proceedings, JCA Cement and Concrete, Vol.42, Japan Cement Assn., Tokyo, Japan, pp.311-314 (1988).
9. Hoshikuma, J., Kwashima, K., Nagaya, K. and Taylor, A. W., “Stress-Strain Model for Confined Reinforced Concrete in Bridge Piers,” Journal of Structural

- Engineering, ASCE, Vol.123, No.5, pp.624-633 (1997).
10. Kent, D.C., and Park, R., "Flexural Members with Confined Concrete," Journal of the Structural Division, ASCE, Vol. 97, No. ST7, pp.1969-1990 (1971).
 11. Légeron, F. and Paultre, P., "Uniaxial Confinement Model for Normal- and High-Strength Concrete Columns," Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol.129, No.2, pp.241-252 (2003).
 12. Mander, J. B., Priestly, M. J. N., Park, R., "Theoretical Stress-Strain Model for Confined Concrete," Journal of The Structural Division, ASCE, Vol.114, No.8, pp.1804-1826 (1988).
 13. Martinez, S., Nilson A. H. and Slate, F. O., "Spirally Reinforced High-Strength Concrete Columns," ACI Journal, Proceedings, Vol.81, No.5, pp.431-442 (1984).
 14. Muguruma, H., Watanabe, S., Katsuta, S. and Tannka, S., "A Stress-Strain Model of Confined Concrete," Proceedings, JCA Cement and Concrete, Vol.34, Japan Cement Assn., Tokyo, Japan, pp.429-432 (1980).
 15. Pessiki, S., Graybeal, B., and Mudlock, M., "Propose Design of High-Strength Spiral Reinforcement in Compression Members," ACI Structural Journal, Vol. 98, No. 6, pp.799-810 (2001).
 16. Richart, F. E., Brandtzaeg, A., and Brown, R. L., "A Study of The Failure of Concrete Under Combined Compressive Stresses," Bulletin No.185, Engineering Experimental Station, University of Illinois, Urbana (1928).
 17. Saatcioglu, M., and Razvi, S. R., "Strength and Ductility of Confined Concrete," Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol.118, No.6, pp.1590-1607 (1992).

18. Sheikh, S. A., and Uzumeri, S. M., "Analytical Model for Concrete Confinement in Tied Columns," Journal of The Structural Division, ASCE, Vol.108, No.12, pp.2703-2722 (1982).
19. Weng, C.C., Yin, Y.L., Wang, J.C. and Liang, C.Y., "Seismic Cyclic Loading Test of SRC Columns Confined with 5-Spirals," Science in China Series E: Technological Sciences, Vol. 51, No. 5, pp. 529-555, Chinese Academy of Sciences, May, Beijing (2008).



符號說明

A_g	柱構件全斷面積
A_{st}	縱向鋼筋總斷面積
A_c	柱構件混凝土淨斷面積
A_{ch}	受箍筋圍束部分柱核之斷面積，即五螺箍整體圍束面積 (包含圍束區縱向鋼筋之斷面積)
A_{ch1}	受大螺箍圍束部分柱核之斷面積
A_{ch2}	受小螺箍圍束部分柱核之斷面積
A_{sp}	圍束箍筋斷面積
A_{sp1}	大螺箍斷面積
A_{sp2}	小螺箍斷面積
D_c	螺箍之圍束直徑
D	大螺箍之圍束直徑
d	小螺箍之圍束直徑
ϕ_1	大螺箍線徑
ϕ_2	小螺箍線徑
s	箍筋間距
s_o	傳統橫箍最大箍筋間距
s_1	大螺箍之需求間距



s_2	小螺箍之需求間距
$s_{5\text{-spirals}}$	五螺箍 RC 柱最小需求間距
h_c	受箍筋圍束之柱核心斷面之寬度
h_x	沿柱各邊相鄰箍筋或繫筋間最大水平中心距離
f'_c	混凝土標稱抗壓強度
$(f'_c)_{test}$	混凝土實測抗壓強度
f_y	縱向鋼筋標稱降伏強度
$(f_y)_{test}$	縱向鋼筋實測降伏強度
f_{yt}	箍筋標稱降伏強度
$(f_{yt})_{test}$	箍筋實測降伏強度
f_l	核心混凝土受箍筋圍束所導致之側向圍壓應力
f_{l1}	核心混凝土受大螺箍圍束所導致之側向圍壓應力
f_{l2}	核心混凝土受小螺箍圍束所導致之側向圍壓應力
ρ_s	箍筋體積比
ρ_{s1}	大螺箍之箍筋體積比
ρ_{s2}	小螺箍之箍筋體積比
$\rho_{s,min}$	最小螺箍筋體積比
$(\rho_s)_{5\text{-spirals}}$	五螺箍體積比
C_l	核心混凝土受箍筋圍束之強度提升係數



C_{ACI} ACI-318 規範所建議之核心混凝土受箍筋圍束之強度提升係數

ϕ 強度折減係數

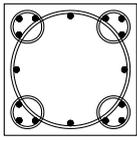
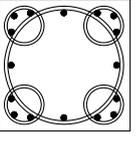
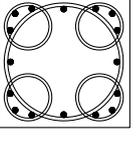
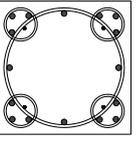
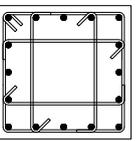
P_n 柱構件標稱軸壓強度

$(P_u)_{test}$ 柱構件軸壓試驗強度

$(P_u)_{squash}$ 柱構件壓碎強度



表 3.1 第一部分軸壓試驗五螺箍與傳統橫箍 RC 柱之試體規劃表

Column Cross-Section	Specimen Designation	Design Spacing s (mm)	Required Spacing		Spiral (Hoop) Bar Size		Nominal Concrete Strength f'_c (MPa)	Small Spiral Diameter d (mm)	Diameter Ratio of Spirals $\left(\frac{d}{D}\right)$	Spiral (Hoop) Volume Ratio ρ_s (%)	Spiral (Hoop) Weight w (N/m)
			Big Spiral s_1 (mm)	Small Spiral s_2 (mm)	Big Spiral ϕ_1 (mm)	Small Spiral ϕ_2 (mm)					
	Y1-S-95	95	94	189	13	10	27.4	150	0.28	1.36	283
	Y2-S-145	145	146	189	16	10	27.4	150	0.28	1.20	249
	Y3-S-75	75	75	151	13	10	34.3	150	0.28	1.73	359
	Y4-S-115	115	117	151	16	10	34.3	150	0.28	1.51	315
	Y5-M-55	55	55	164	10	10	27.4	180	0.33	1.88	394
	Y6-M-95	95	98	164	13	10	27.4	180	0.33	1.45	305
	Y7-M-150	150	152	164	16	10	27.4	180	0.33	1.21	255
	Y8-M-75	75	78	131	13	10	34.3	180	0.33	1.84	386
	Y9-M-120	120	122	131	16	10	34.3	180	0.33	1.52	319
	Y10-L-100	100	99	142	13	10	27.4	210	0.39	1.47	310
	Y11-L-140	140	154	142	16	10	27.4	210	0.39	1.37	288
	Y12-L-75	75	79	114	13	10	34.3	210	0.39	1.96	414
	Y13-L-110	110	124	114	16	10	34.3	210	0.39	1.74	366
	Y14-S-145	145	146	189	16	10	27.4	150	0.28	1.20	249
	Y15-S-115	115	117	151	16	10	34.3	150	0.28	1.51	315
	R1-120	120	123		13		27.4	NA	NA	1.87	421
	R2-120	120	123		13		34.3	NA	NA	1.87	421

Note : (1) Column dimensions: Height : 1200 mm ; Cross-section : 600 × 600 mm
 (2) Diameter of the big spiral : $D = 540$ mm ; diameter of the small spirals : $d = 150$ mm , 180 mm and 210 mm
 (3) Nominal spiral(hoop) yield strength : SD420 ; $f_{yt} = 412$ MPa
 (4) Longitudinal bars : 16 # 8 (D25) ; 1160 mm ; $\rho_r = 2.25\%$; SD420 ; $f_y = 412$ MPa
 (5) Supplementary longitudinal bars : 4 # 4 (D13) ; 1140 mm ; SD420 ; $f_y = 412$ MPa (Specimens Y14 and Y15 only)

表 3.2 第一部分軸壓試驗試體之混凝土實測平均強度表

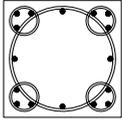
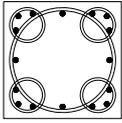
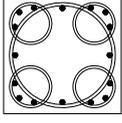
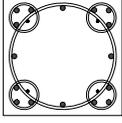
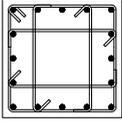
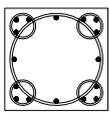
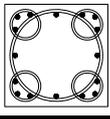
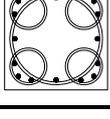
Column Cross-Section	Specimen Designation	Nominal Concrete Strength f'_c (MPa)	Measured Concrete Strength $(f'_c)_{test}$ (MPa)
	Y1-S-95	27.4	31.0
	Y2-S-145	27.4	30.1
	Y3-S-75	34.3	36.9
	Y4-S-115	34.3	37.6
	Y5-M-55	27.4	31.0
	Y6-M-95	27.4	30.1
	Y7-M-150	27.4	31.0
	Y8-M-75	34.3	37.6
	Y9-M-120	34.3	36.9
	Y10-L-100	27.4	31.0
	Y11-L-140	27.4	31.0
	Y12-L-75	34.3	36.9
	Y13-L-110	34.3	36.9
	Y14-S-145	27.4	30.1
	Y15-S-115	34.3	36.9
	R1-120	27.4	31.0
	R2-120	34.3	36.9

表 3.3 第一部分軸壓試驗試體之鋼筋實測平均強度表

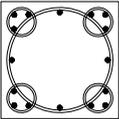
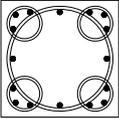
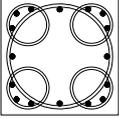
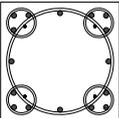
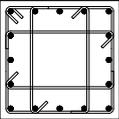
Size Strength	Reinforcement (SD420)			
	#3 (D10)	#4 (D13)	#5 (D16)	#8 (D25)
f_y (MPa)	487	468	466	497
f_u (MPa)	663	665	676	723

表 3.4 小螺箍之圍束直徑變化與混凝土圍束區面積比例分配表

Column Cross-Section	Small Spiral Diameter d (mm)	Unconfined Area A_0 (mm ²)	Confined Area A_{ch} (mm ²)	Single-Confined		Double-Confined A_3 (mm ²)	$\frac{A_1}{A_{ch}}$	$\frac{A_2}{A_{ch}}$	$\frac{A_3}{A_{ch}}$
				Big Spiral A_1 (mm ²)	Small Spiral A_2 (mm ²)				
	150	90100	269900	199200	40800	29900	74 %	15 %	11 %
	180	87600	272400	170700	43400	58300	63 %	16 %	21 %
	210	86600	273400	134900	44400	94100	49 %	16 %	35 %

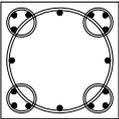
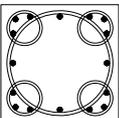
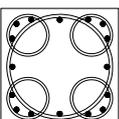
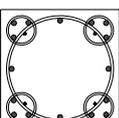
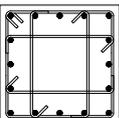
註：(1) A_{ch} 為受箍筋圍束部分柱核之斷面積(包含縱向鋼筋之斷面積)， $A_{ch} = A_1 + A_2 + A_3$
 (2) D 為大螺箍之圍束直徑； d 為小螺箍之圍束直徑， $\pi D^2 / 4 = A_1 + A_3$ ； $\pi d^2 = A_2 + A_3$

表 3.5 第一部分軸壓試驗五螺箍與傳統橫箍 RC 柱軸壓強度之比較

Column Cross-Section	Specimen Designation	Design Spacing s (mm)	$(P_n)^{(1)}$ (kN)	$(P_u)_{squash}^{(2)}$ (kN)	$(P_u)_{test}^{(3)}$ (kN)	$\frac{(P_u)_{test}}{(P_n)}$	$\frac{(P_u)_{test}}{(P_u)_{squash}}$	Spiral (Hoop) Weight w (N/m)
	Y1-S-95	95	11558	13302	15566	1.35	1.17	283
	Y2-S-145	145	11558	13038	12690	1.10	0.97	249
	Y3-S-75	75	13612	15063	17650	1.30	1.17	359
	Y4-S-115	115	13612	15268	18393	1.35	1.20	315
	Y5-M-55	55	11558	13302	15148	1.31	1.14	394
	Y6-M-95	95	11558	13038	14294	1.24	1.10	305
	Y7-M-150	150	11558	13302	14913	1.29	1.12	255
	Y8-M-75	75	13612	15268	18647	1.37	1.22	386
	Y9-M-120	120	13612	15063	17771	1.31	1.18	319
	Y10-L-100	100	11558	13302	15227	1.32	1.14	310
	Y11-L-140	140	11558	13302	15659	1.35	1.18	288
	Y12-L-75	75	13612	15063	19405	1.43	1.29	414
	Y13-L-110	110	13612	15063	18104	1.33	1.20	366
	Y14-S-145	145	11558	13038	13728	1.19	1.05	249
	Y15-S-115	115	13612	15063	18166	1.33	1.21	315
	R1-120	120	11558	13302	14493	1.25	1.09	421
	R2-120	120	13612	15063	12517	0.92	0.83	421

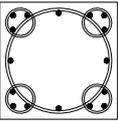
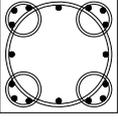
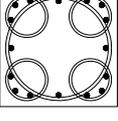
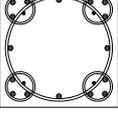
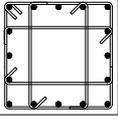
Note : (1) (P_n) is the nominal compressive strength of column : $(P_n) = 0.85 f'_c A_c + f_y A_{st}$
 (2) $(P_u)_{squash}$ is the calculated squash strength of column : $(P_u)_{squash} = 0.85 (f'_c)_{test} A_c + (f_y)_{test} A_{st}$
 (3) $(P_u)_{test}$ is the ultimate compressive strength of column from test.

表 3.6 第一部分軸壓試驗未受圍束與受圍束之混凝土抗壓強度之比較

Column Cross-Section	Specimen Designation	Design Spacing s (mm)	Confined Area A_{ch} (mm ²)	f'_{co} ⁽¹⁾ (MPa)	f'_{cc} ⁽²⁾ (MPa)	$\frac{f'_{cc}}{f'_{co}}$	Spiral (Hoop) Weight w (N/m)
	Y1-S-95	95	269900	269	436	1.62	283
	Y2-S-145	145	269900	261	327	1.25	249
	Y3-S-75	75	269900	320	514	1.61	359
	Y4-S-115	115	269900	326	542	1.67	315
	Y5-M-55	55	272400	269	416	1.55	394
	Y6-M-95	95	272400	261	384	1.47	305
	Y7-M-150	150	272400	269	407	1.52	255
	Y8-M-75	75	272400	326	547	1.68	386
	Y9-M-120	120	272400	320	514	1.61	319
	Y10-L-100	100	273400	269	417	1.55	310
	Y11-L-140	140	273400	269	434	1.61	288
	Y12-L-75	75	273400	320	573	1.79	414
	Y13-L-110	110	273400	320	525	1.64	366
	Y14-S-145	145	269900	261	363	1.39	249
	Y15-S-115	115	269900	320	529	1.66	315
	R1-120	120	291600	269	366	1.36	421
	R2-120	120	291600	320	297	0.93	421

Note : (1) f'_{co} is the unconfined compressive strength of unconfined concrete in the column : $f'_{co} = 0.85(f'_c)_{test}$
 (2) f'_{cc} is the calculated compressive strength of confined concrete in the column : $f'_{cc} = [(P_u)_{test} - A_{st}(f_y)_{test}] / A_{ch}$

表 3.7 第一部分軸壓試驗五螺箍與傳統橫箍 RC 柱之韌性比較

Column Cross-Section	Specimen Designation	Design Spacing S (mm)	Spiral (Hoop) Bar Size		Nominal Concrete Strength f'_c (MPa)	$\epsilon_{P_u}^{(1)}$	$\epsilon_{0.7P_u}^{(2)}$	$\mu^{(3)}$	Spiral (Hoop) Weight w (N/m)
			Big Spiral ϕ_1 (mm)	Small Spiral ϕ_2 (mm)					
	Y1-S-95	95	13	10	27.4	0.0108	0.0286	2.65	283
	Y2-S-145	145	16	10	27.4	0.0128	0.0329	2.57	249
	Y3-S-75	75	13	10	34.3	0.0112	0.0308	2.76	359
	Y4-S-115	115	16	10	34.3	0.0083	0.0264	3.19	315
	Y5-M-55	55	10	10	27.4	0.0163	0.0356	2.18	394
	Y6-M-95	95	13	10	27.4	0.0128	0.0354	2.77	305
	Y7-M-150	150	16	10	27.4	0.0114	0.0299	2.63	255
	Y8-M-75	75	13	10	34.3	0.0135	0.0318	2.36	386
	Y9-M-120	120	16	10	34.3	0.0092	0.0279	3.02	319
	Y10-L-100	100	13	10	27.4	0.0111	0.0333	3.01	310
	Y11-L-140	140	16	10	27.4	0.0116	0.0288	2.48	288
	Y12-L-75	75	13	10	34.3	0.0100	0.0343	3.42	414
	Y13-L-110	110	16	10	34.3	0.0098	0.0320	3.28	366
	Y14-S-145	145	16	10	27.4	0.0133	0.0307	2.31	249
	Y15-S-115	115	16	10	34.3	0.0087	0.0294	3.39	315
	R1-120	120	13		27.4	0.0104	0.0213	2.05	421
	R2-120	120	13		34.3	0.0100	0.0216	2.16	421

Note : (1) ϵ_{P_u} is the axial strain of column at ultimate axial load.
 (2) $\epsilon_{0.7P_u}$ is the axial strain of column at 70% ultimate axial load after reaching maximum capacity.
 (3) The ductility index , μ , is defined as the ratio of the axial strain measured at 70% of the post-peak load , $\epsilon_{0.7P_u}$, to the strain recorded at the peak load ϵ_{P_u} .

表 3.8 第一部分軸壓試驗五螺箍與傳統橫箍 RC 柱之強度、韌性及箍筋用量
經濟效益分析

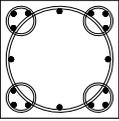
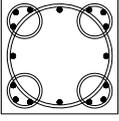
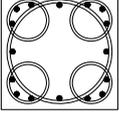
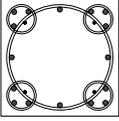
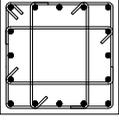
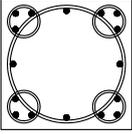
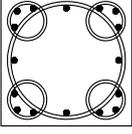
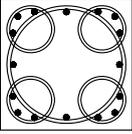
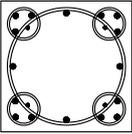
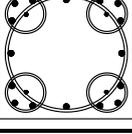
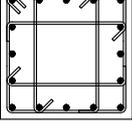
Column Cross-Section	Specimen Designation	Design Spacing S (mm)	Required Spacing		Spiral (Hoop) Bar Size		Measured Spiral (Hoop) Strength $(f_{yt})_{test}$		Measured Concrete Strength $(f'_c)_{test}$ (MPa)	$\frac{(P_u)_{test}}{(P_u)_{squash}}$	μ	Spiral (Hoop) Weight w (N/m)
			Big Spiral S_1 (mm)	Small Spiral S_2 (mm)	Big Spiral ϕ_1 (mm)	Small Spiral ϕ_2 (mm)	Big Spiral (MPa)	Small Spiral (MPa)				
	Y1-S-95	95	94	189	13	10	468	487	31.0	1.17	2.65	283
	Y2-S-145	145	146	189	16	10	466	487	30.1	0.97	2.57	249
	Y3-S-75	75	75	151	13	10	468	487	36.9	1.17	2.76	359
	Y4-S-115	115	117	151	16	10	466	487	37.6	1.20	3.19	315
	Y5-M-55	55	55	164	10	10	487	487	31.0	1.14	2.18	394
	Y6-M-95	95	98	164	13	10	468	487	30.1	1.10	2.77	305
	Y7-M-150	150	152	164	16	10	466	487	31.0	1.12	2.63	255
	Y8-M-75	75	78	131	13	10	468	487	37.6	1.22	2.36	386
	Y9-M-120	120	122	131	16	10	466	487	36.9	1.18	3.02	319
	Y10-L-100	100	99	142	13	10	468	487	31.0	1.14	3.01	310
	Y11-L-140	140	154	142	16	10	466	487	31.0	1.18	2.48	288
	Y12-L-75	75	79	114	13	10	468	487	36.9	1.29	3.42	414
	Y13-L-110	110	124	114	16	10	466	487	36.9	1.20	3.28	366
	Y14-S-145	145	146	189	16	10	466	487	30.1	1.05	2.31	249
	Y15-S-115	115	117	151	16	10	466	487	36.9	1.21	3.39	315
	R1-120	120	123		13		468		31.0	1.09	2.05	421
	R2-120	120	123		13		468		36.9	0.83	2.16	421

表 4.1 第二部分軸壓試驗五螺箍與傳統橫箍 RC 柱之試體規劃表

Column Cross-Section	Specimen Designation	Design Spacing s (mm)	Required Spacing		Nominal Concrete Strength f'_c (MPa)	Spiral (Hoop) Bar Size		Small Spiral Diameter D (mm)	Diameter Ratio of Spirals $\left(\frac{d}{D}\right)$	Spiral (Hoop) Volume Ratio ρ_s (%)	Spiral (Hoop) Weight w (N/m)
			Big Spiral s_1 (mm)	Small Spiral s_2 (mm)		Big Spiral ϕ_1 (mm)	Small Spiral ϕ_2 (mm)				
	YW1-S-110	110	108	127	34.3	14	8	150	0.28	1.20	249
	YW2-S-55	55	54	64	54.9	14	8	150	0.28	2.40	498
	YW3-M-55	55	57	62	34.3	10	6	180	0.33	1.32	276
	YW4-M-SPE	Big : 110	113	62	34.3	14	6	180	0.33	1.30	272
		Small : 55									
	YW5-M-110	110	113	110	34.3	14	8	180	0.33	1.25	262
YW6-M-55	55	56	55	54.9	14	8	180	0.33	2.50	525	
	YW7-L-95	95	114	96	34.3	14	8	210	0.39	1.52	319
	YW8-L-50	50	57	48	54.9	14	8	210	0.39	2.88	607
	YW9-S-110	110	108	127	34.3	14	8	150	0.28	1.20	249
	YW10-M-110	110	113	110	34.3	14	8	180	0.33	1.25	262
	RW1-95	95	94		34.3	10		NA	NA	1.48	331
	RW2-50	50	47		54.9	10		NA	NA	2.81	631

Note : (1) Column dimensions: Height : 1200 mm ; Cross-section : 600 × 600 mm
 (2) Diameter of the big spiral : $D = 540$ mm ; diameter of the small spirals : $d = 150$ mm , 180 mm and 210 mm
 (3) Nominal spiral(hoop) yield strength : $f_{yr} = 490$ MPa
 (4) Longitudinal bars : 16 # 8 (D25) ; 1160 mm ; $\rho_r = 2.25\%$; $f_y = 412$ MPa
 (5) Supplementary longitudinal bars : 4 # 4 (D13) ; 1140 mm ; $f_y = 412$ MPa (Specimens YW9 and YW10 only)

表 4.2 第二部分軸壓試驗試體之混凝土實測平均強度表

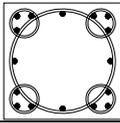
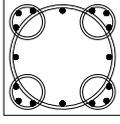
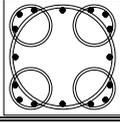
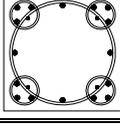
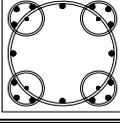
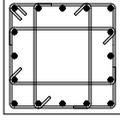
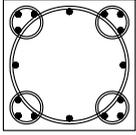
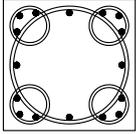
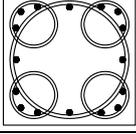
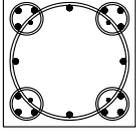
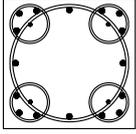
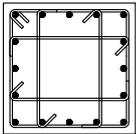
Column Cross-Section	Specimen Designation	Nominal Concrete Strength f'_c (MPa)	Measured Concrete Strength $(f'_c)_{test}$ (MPa)
	YW1-S-110	34.3	37.6
	YW2-S-55	54.9	54.2
	YW3-M-55	34.3	37.6
	YW4-M-SPE	34.3	37.6
	YW5-M-110	34.3	37.6
	YW6-M-55	54.9	54.2
	YW7-L-95	34.3	36.9
	YW8-L-50	54.9	54.2
	YW9-S-110	34.3	36.9
	YW10-M-110	34.3	36.9
	RW1-95	34.3	36.9
	RW2-50	54.9	54.2

表 4.3 第二部分軸壓試驗試體之鋼筋實測平均強度表

Type	Diameter (mm)	Yield Strength f_y (MPa)	Ultimate Strength f_u (MPa)
Coiled Wire	6	544	599
	8	531	629
	10	690	729
	14	578	606
Reinforcement	13	468	665
	25	497	723

表 4.4 第二部分軸壓試驗五螺箍與傳統橫箍 RC 柱軸壓強度之比較

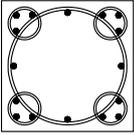
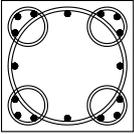
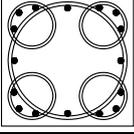
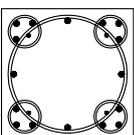
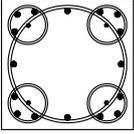
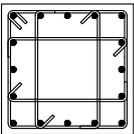
Column Cross-Section	Specimen Designation	Design Spacing s (mm)	$(P_n)^{(1)}$ (kN)	$(P_u)_{squash}^{(2)}$ (kN)	$(P_u)_{test}^{(3)}$ (kN)	$\frac{(P_u)_{test}}{(P_n)}$	$\frac{(P_u)_{test}}{(P_u)_{squash}}$	Spiral (Hoop) Weight w (N/m)
	YW1-S-110	110	13612	15268	17984	1.32	1.18	249
	YW2-S-55	55	19774	20256	23090	1.17	1.14	498
	YW3-M-55	55	13612	15268	18907	1.39	1.24	276
	YW4-M-SPE	Big : 110	13612	15268	17706	1.30	1.16	272
		Small : 55						
	YW5-M-110	110	13612	15268	18621	1.37	1.22	262
YW6-M-55	55	19774	20256	23865	1.21	1.18	525	
	YW7-L-95	95	13612	15063	16758	1.23	1.11	319
	YW8-L-50	50	19774	20256	24714	1.25	1.22	607
	YW9-S-110	110	13612	15063	19252	1.41	1.28	249
	YW10-M-110	110	13612	15063	18384	1.35	1.22	262
	RW1-95	95	13612	15063	14591	1.07	0.97	331
	RW2-50	50	19774	20256	22543	1.14	1.11	631

Note : (1) (P_n) is the nominal compressive strength of column : $(P_n) = 0.85 f'_c A_c + f_y A_{st}$

(2) $(P_u)_{squash}$ is the calculated squash strength of column : $(P_u)_{squash} = 0.85 (f'_c)_{test} A_c + (f_y)_{test} A_{st}$

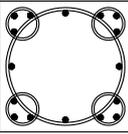
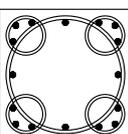
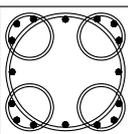
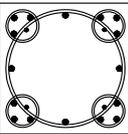
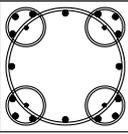
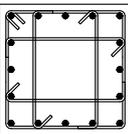
(3) $(P_u)_{test}$ is the ultimate compressive strength of column from test.

表 4.5 第二部分軸壓試驗未受圍束與受圍束之混凝土抗壓強度之比較

Column Cross-Section	Specimen Designation	Design Spacing S (mm)	Confined Area A_{ch} (m^2)	f'_{co} ⁽¹⁾ (MPa)	f'_{cc} ⁽²⁾ (MPa)	$\frac{f'_{cc}}{f'_{co}}$	Spiral (Hoop) Weight w (N/m)
	YW1-S-110	110	26.99	31.9	51.7	1.62	249
	YW2-S-55	55	26.99	46.1	70.6	1.53	498
	YW3-M-55	55	27.24	31.9	54.6	1.71	276
	YW4-M-SPE	Big : 110	27.24	31.9	50.2	1.57	272
		Small : 55					
	YW5-M-110	110	27.24	31.9	53.6	1.68	262
YW6-M-55	55	27.24	46.1	58.2	1.58	525	
	YW7-L-95	95	27.34	31.4	46.6	1.48	319
	YW8-L-50	50	27.34	46.1	75.7	1.64	607
	YW9-S-110	110	26.99	31.4	55.9	1.78	249
	YW10-M-110	110	27.24	31.4	52.5	1.67	262
	RW1-95	95	29.16	31.4	36.2	1.16	331
	RW2-50	50	29.16	46.1	63.5	1.38	631

Note : (1) f'_{co} is the unconfined compressive strength of unconfined concrete in the column : $f'_{co} = 0.85(f'_c)_{test}$
 (2) f'_{cc} is the calculated compressive strength of confined concrete in the column : $f'_{cc} = [(P_u)_{test} - A_{st}(f_y)_{test}] / A_{ch}$

表 4.6 第二部分軸壓試驗五螺箍與傳統橫箍 RC 柱之韌性比較

Column Cross-Section	Specimen Designation	Design Spacing s (mm)	Nominal Concrete Strength f'_c (MPa)	Spiral (Hoop) Bar Size		$\delta_{P_u}^{(1)}$ (mm)	$\delta_{0.7P_u}^{(2)}$ (mm)	$\mu^{(3)}$	Spiral (Hoop) Weight w (N/m)
				Big Spiral ϕ_1 (mm)	Small Spiral ϕ_2 (mm)				
	YW1-S-110	110	34.3	14	8	12.79	23.40	1.83	249
	YW2-S-55	55	54.9	14	8	15.52	25.04	1.61	498
	YW3-M-55	55	34.3	10	6	11.55	25.14	2.18	276
	YW4-M-SPE	Big : 110	34.3	14	6	7.66	21.85	2.85	272
		Small : 55							
	YW5-M-110	110	34.3	14	8	10.12	23.51	2.32	262
YW6-M-55	55	54.9	14	8	15.96	26.28	1.65	525	
	YW7-L-95	95	34.3	14	8	14.88	21.81	1.47	319
	YW8-L-50	50	54.9	14	8	19.23	29.54	1.54	607
	YW9-S-110	110	34.3	14	8	9.82	20.50	2.09	249
	YW10-M-110	110	34.3	14	8	10.70	20.99	1.96	262
	RW1-95	95	34.3	10		9.70	16.48	1.69	331
	RW2-50	50	54.9	10		12.05	23.33	1.94	631

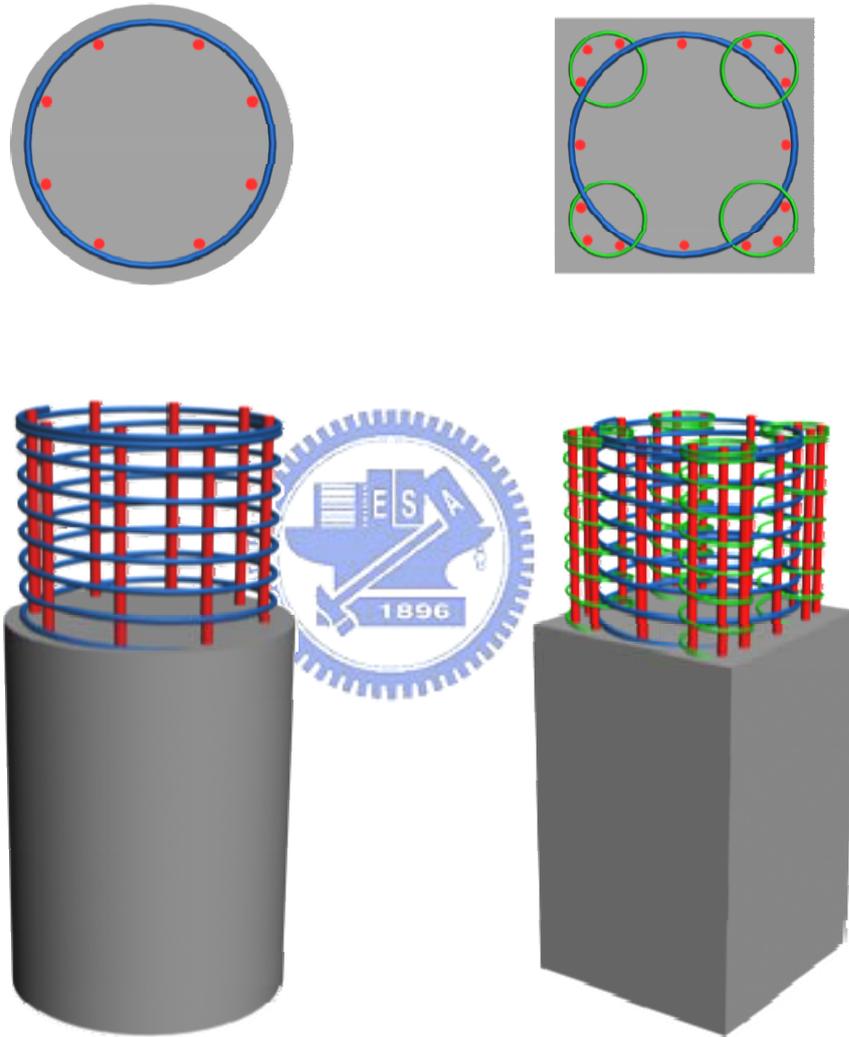
Note : (1) δ_{P_u} is the axial displacement of column at ultimate axial load.

(2) $\delta_{0.7P_u}$ is the axial displacement of column at 70% ultimate axial load after reaching maximum capacity.

(3) The ductility index, μ , is defined as the ratio of the axial displacement measured at 70% of the post-peak load, $\delta_{0.7P_u}$, to the displacement recorded at the peak load δ_{P_u} .

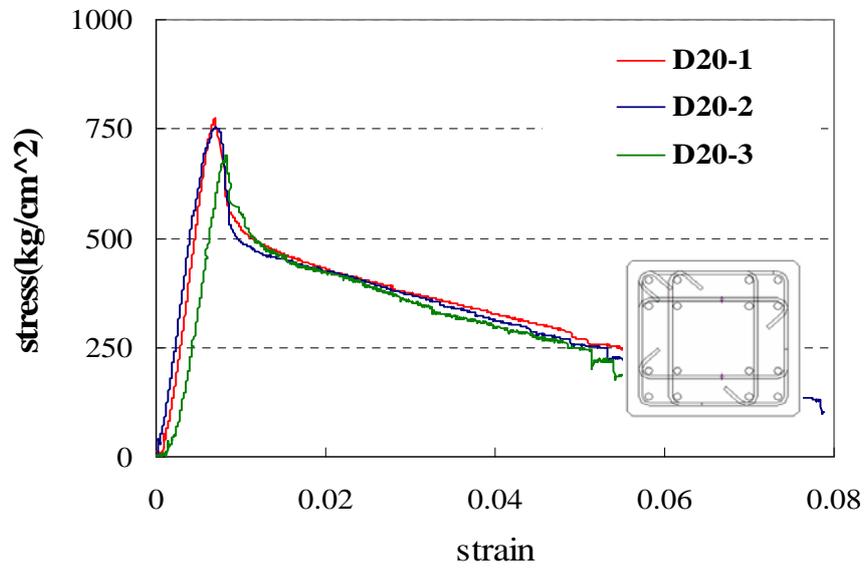
表 4.7 第二部分軸壓試驗五螺箍與傳統橫箍 RC 柱之強度、韌性及箍筋用量
經濟效益分析

Column Cross-Section	Specimen Designation	Design Spacing s (mm)	Required Spacing		Measured Concrete Strength $(f'_c)_{test}$ (MPa)	Measured Spiral (Hoop) Strength $(f_{yt})_{test}$		Spiral (Hoop) Bar Size		$\frac{(P_u)_{test}}{(P_u)_{squash}}$	μ	Spiral (Hoop) Weight w (N/m)
			Big Spiral s_1 (mm)	Small Spiral s_2 (mm)		Big Spiral (MPa)	Small Spiral (MPa)	Big Spiral ϕ_1 (mm)	Small Spiral ϕ_2 (mm)			
	YW1-S-110	110	108	127	37.6	578	531	14	8	1.18	1.83	249
	YW2-S-55	55	54	64	54.2	578	531	14	8	1.14	1.61	498
	YW3-M-55	55	57	62	37.6	690	544	10	6	1.24	2.18	276
	YW4-M-SPE	Big : 110	113	62	37.6	578	544	14	6	1.16	2.85	272
		Small : 55										
	YW5-M-110	110	113	110	37.6	578	531	14	8	1.22	2.32	262
YW6-M-55	55	56	55	54.2	578	531	14	8	1.18	1.65	525	
	YW7-L-95	95	114	96	36.9	578	531	14	8	1.11	1.47	319
	YW8-L-50	50	57	48	54.2	578	531	14	8	1.22	1.54	607
	YW9-S-110	110	108	127	36.9	578	531	14	8	1.28	2.09	249
	YW10-M-110	110	113	110	36.9	578	531	14	8	1.22	1.96	262
	RW1-95	95	94		36.9	690		10		0.97	1.69	331
	RW2-50	50	47		54.2	690		10		1.11	1.94	631

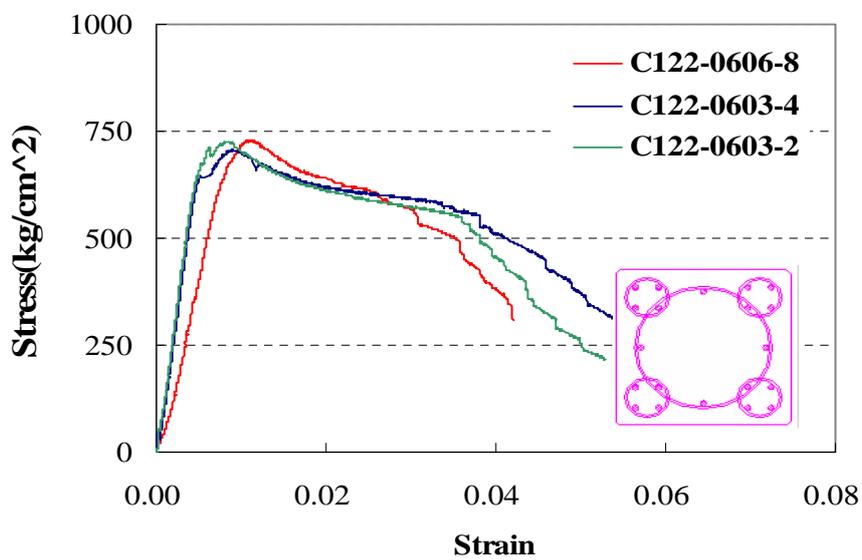


(a) 一般型式之單螺箍圓形 RC 柱 (b) 本研究之五螺箍矩形 RC 柱

圖 1.1 螺旋箍筋應用於 RC 柱之型式及斷面示意圖

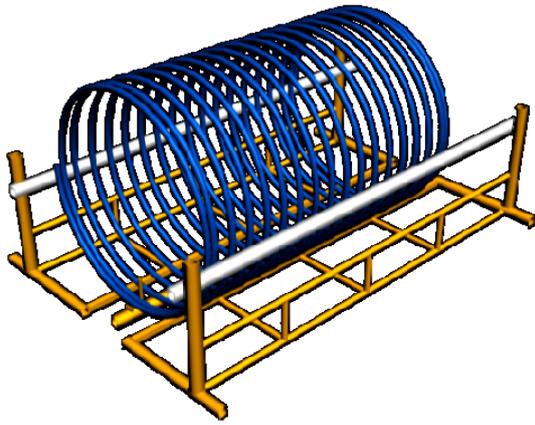


(a) 傳統橫箍 RC 柱受軸壓之應力-應變曲線

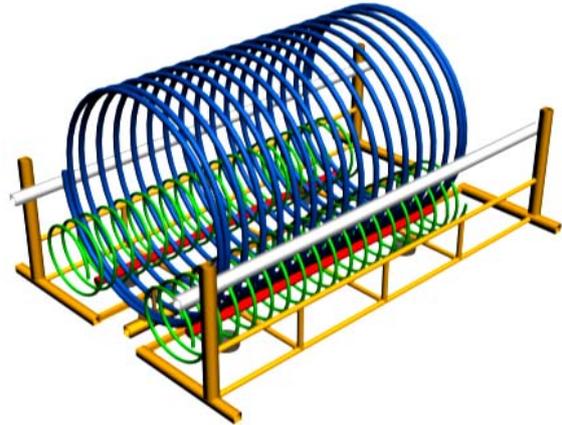


(b) 五螺箍 RC 柱受軸壓之應力-應變曲線

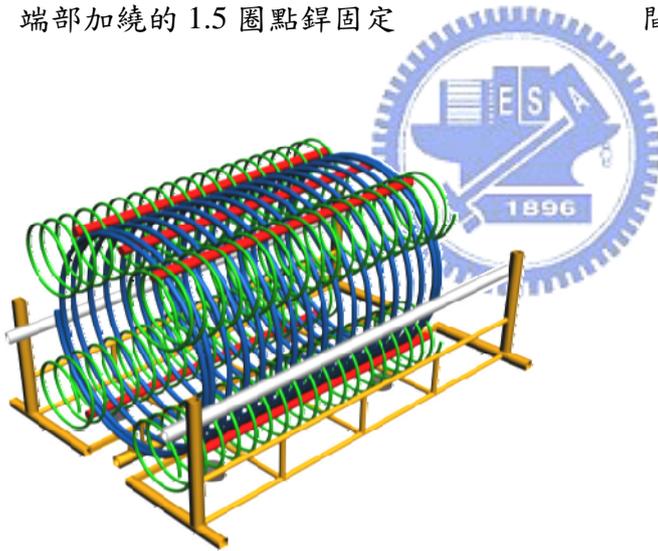
圖 2.1 傳統橫箍 RC 柱與新型五螺箍 RC 柱之應力-應變曲線比較[1]



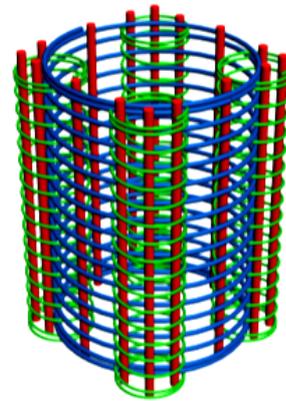
(a) 大螺箍置於工作架上調整間距並將端部加繞的 1.5 圈點鉚固定



(b) 套入下部小螺箍及主筋並固定其間距

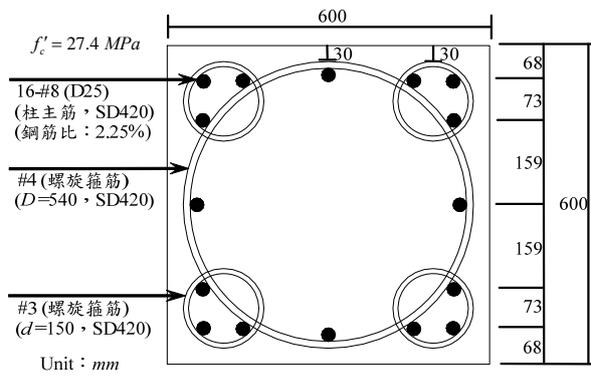


(c) 套入上部小螺箍及主筋並固定其間距

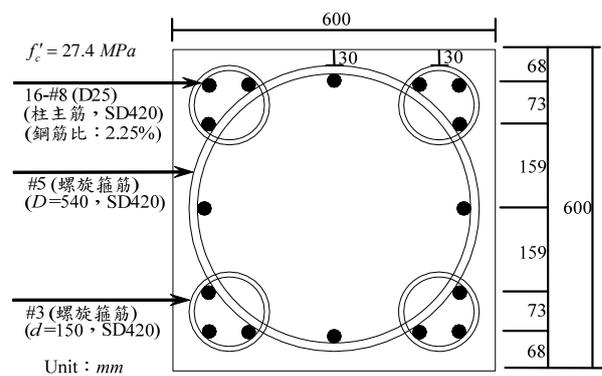


(d) 插入所有主筋並固定小螺箍端部加繞的 1.5 圈即完成

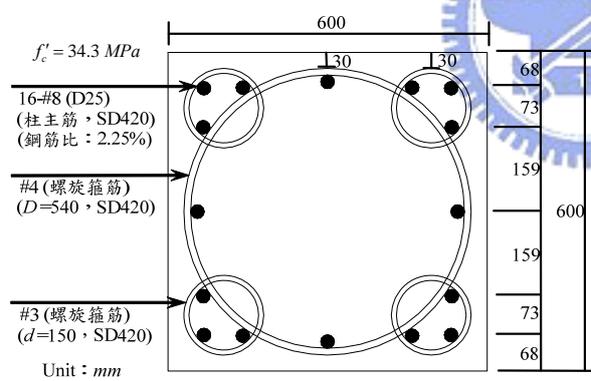
圖 3.1 五螺箍 RC 短柱試體之鋼筋組裝順序示意圖



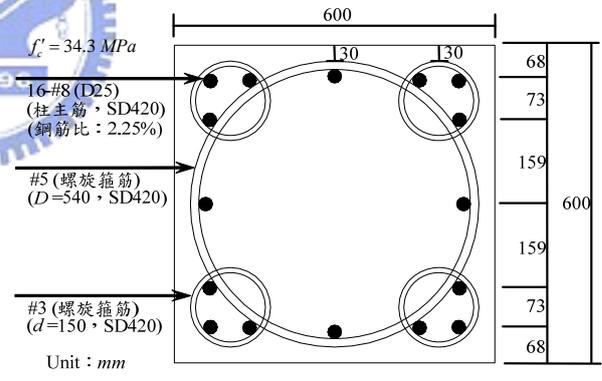
(a) Y1-S-95



(b) Y2-S-145



(c) Y3-S-75



(d) Y4-S-115

圖 3.2 第一部分軸壓試驗之試體斷面圖：交集區無配置鋼筋
之 S 系列五螺箍 RC 短柱

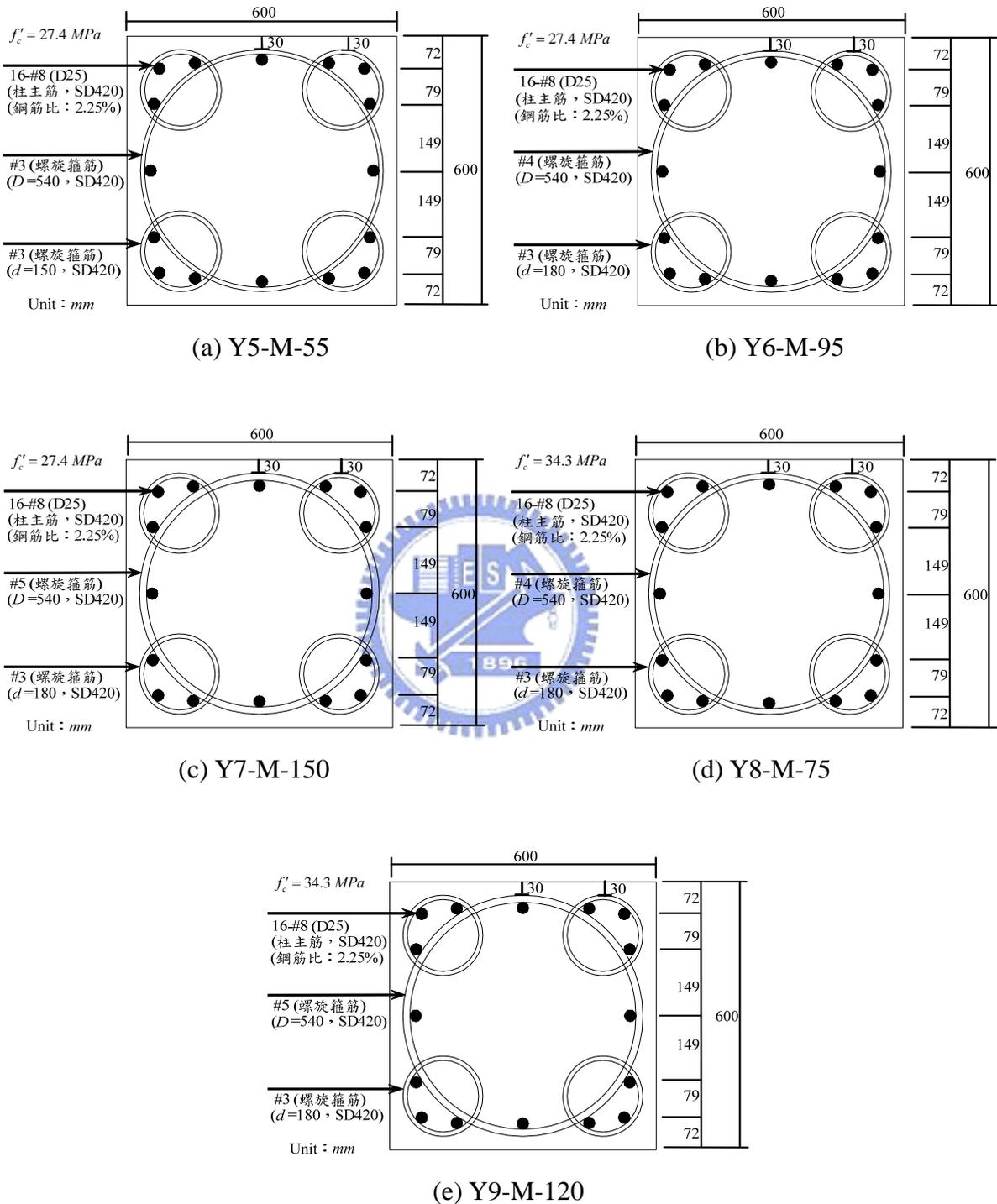
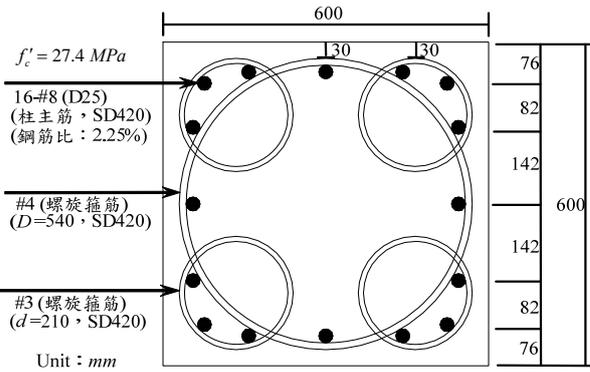
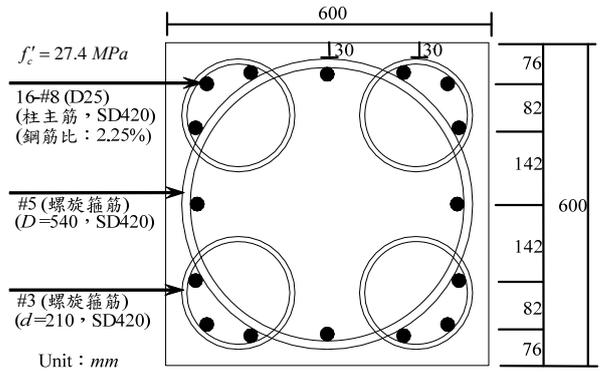


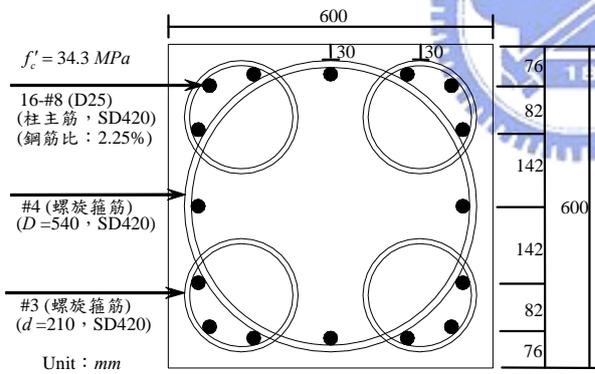
圖 3.3 第一部分軸壓試驗之試體斷面圖：交集區無配置鋼筋之 M 系列五螺箍 RC 短柱



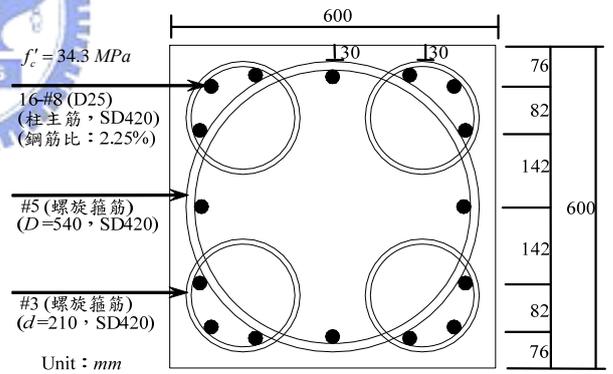
(a) Y10-L-100



(b) Y11-L-140

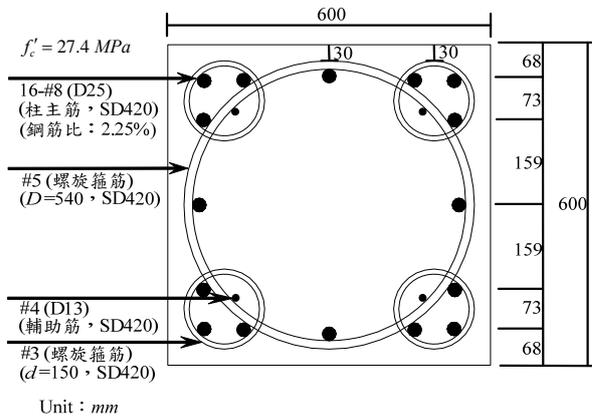


(c) Y12-L-75

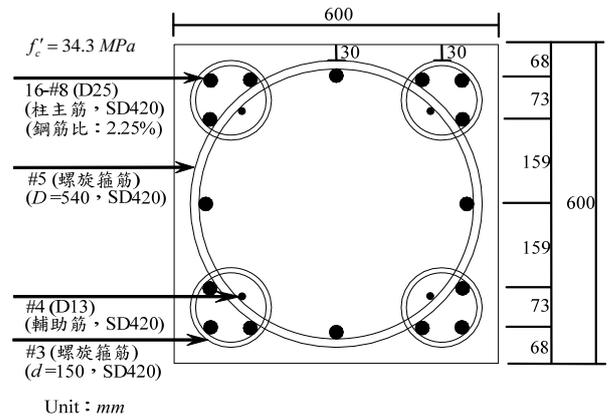


(d) Y13-L-110

圖 3.4 第一部分軸壓試驗之試體斷面圖：交集區無配置鋼筋
之 L 系列五螺箍 RC 短柱

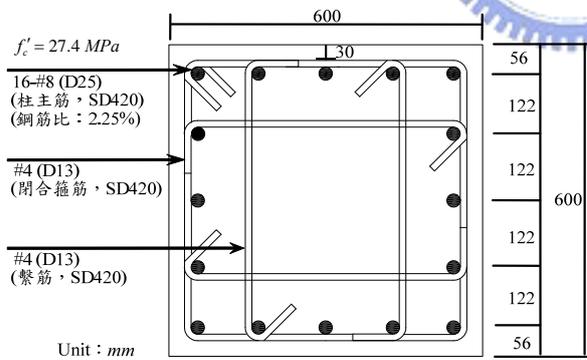


(a) Y14-S-145

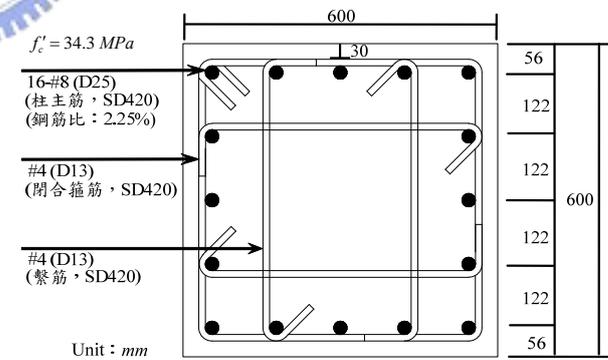


(b) Y15-S-115

圖 3.5 第一部分軸壓試驗之試體斷面圖：交集區配置輔助筋之 S 系列五螺箍 RC 短柱

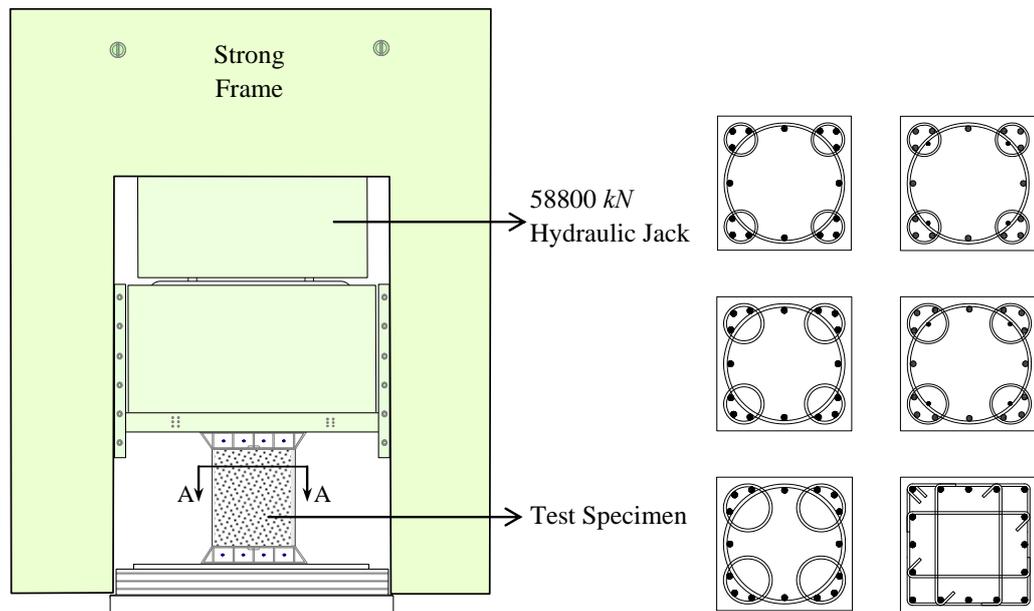


(a) R1-120



(b) R2-120

圖 3.6 第一部分軸壓試驗之試體斷面圖：傳統橫箍 RC 短柱



最大軸力	58800 kN
最大位移	500 mm
最大加載速度	0.58 mm/sec
試驗台面尺寸	2000×2000 mm ²

A-A 剖面：短柱試體斷面
(尺寸：600 mm×600 mm)

圖 3.7 本研究軸壓試驗構架與短柱斷面示意圖

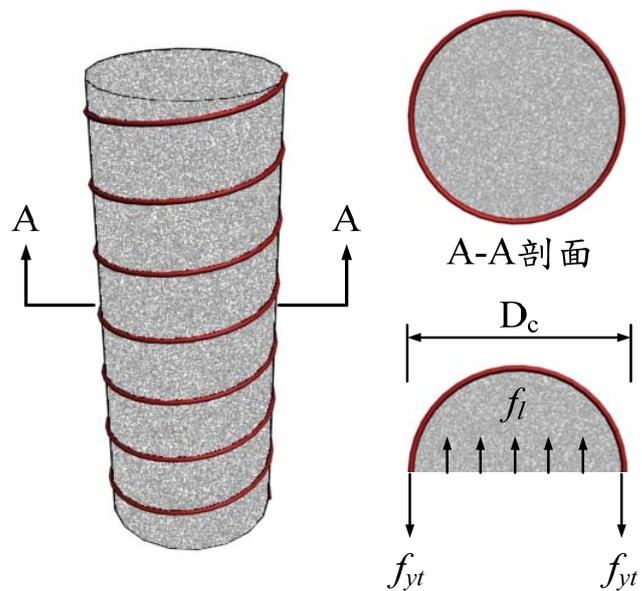
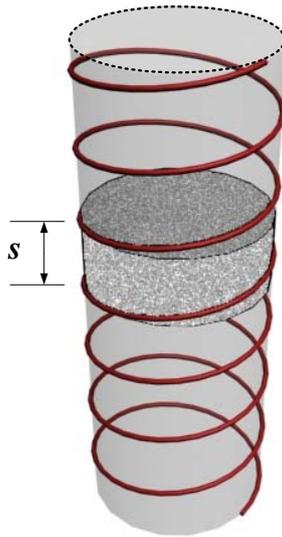
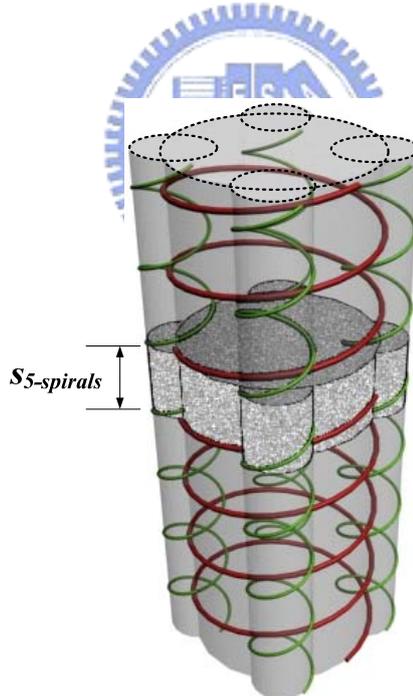


圖 3.8 螺箍筋圍束之核心混凝土受力示意圖



$$\rho_s = \frac{\text{間距 } s \text{ 內螺旋箍筋之體積}}{\text{間距 } s \text{ 內核心混凝土之體積}} = \frac{\pi D_c A_{sp}}{\frac{1}{4} \pi D_c^2 s} = \frac{4 A_{sp}}{s D_c}$$

圖3.9 單一螺箍體積比 ρ_s 之定義示意圖



$$\begin{aligned} (\rho_s)_{5\text{-spirals}} &= \frac{\text{間距 } S_{5\text{-spirals}} \text{ 內大、小螺箍之體積和}}{\text{間距 } S_{5\text{-spirals}} \text{ 內五螺箍外廓所圍束之混凝土體積}} \\ &= \frac{\pi D A_{sp1} + 4(\pi d A_{sp2})}{S_{5\text{-spirals}} A_{ch}} \end{aligned}$$

圖3.10 五螺箍體積比 $(\rho_s)_{5\text{-spirals}}$ 之定義示意圖

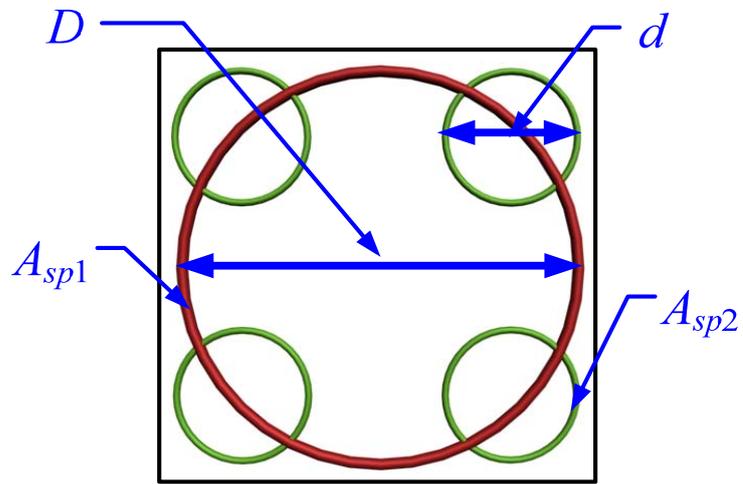


圖3.11 五螺箍RC柱之大、小螺箍斷面積與圍束直徑示意圖

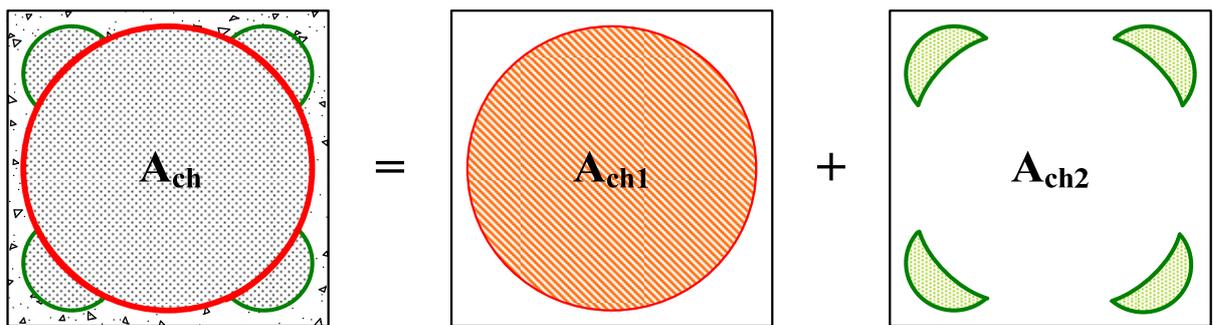
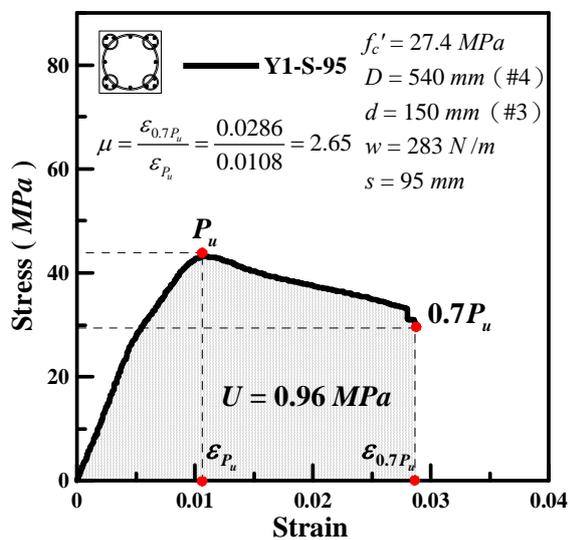
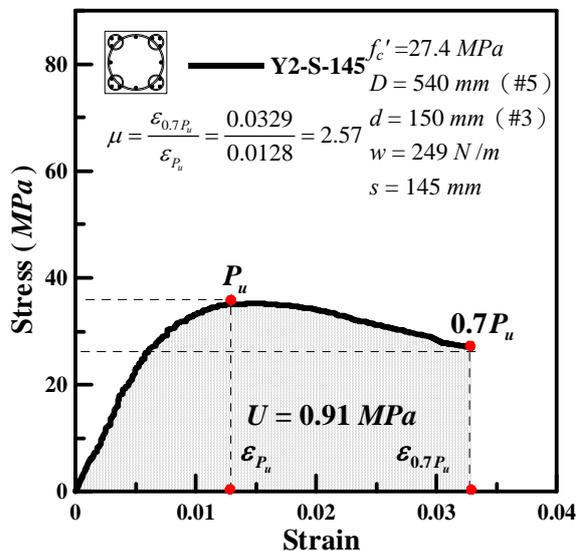


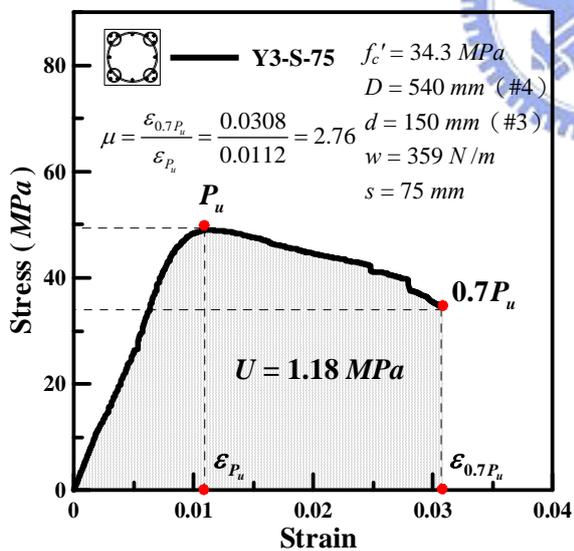
圖 3.12 大、小螺箍圍束面積定義示意圖



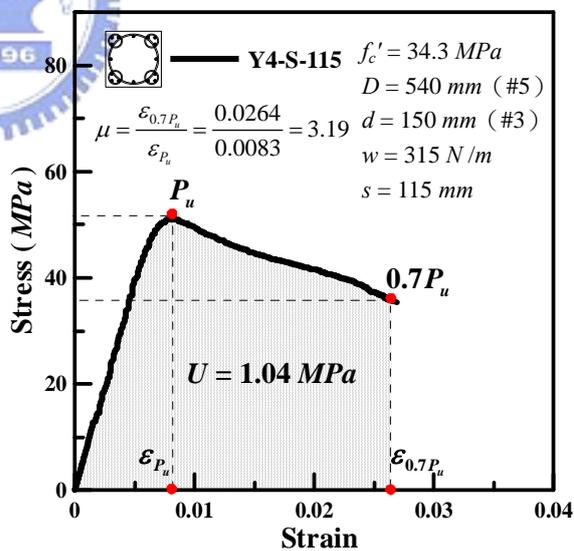
(a) 試體 Y1-S-95



(b) 試體 Y2-S-145

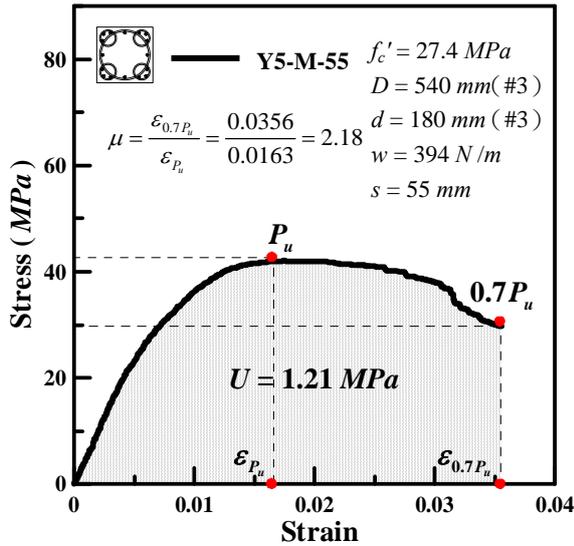


(c) 試體 Y3-S-75

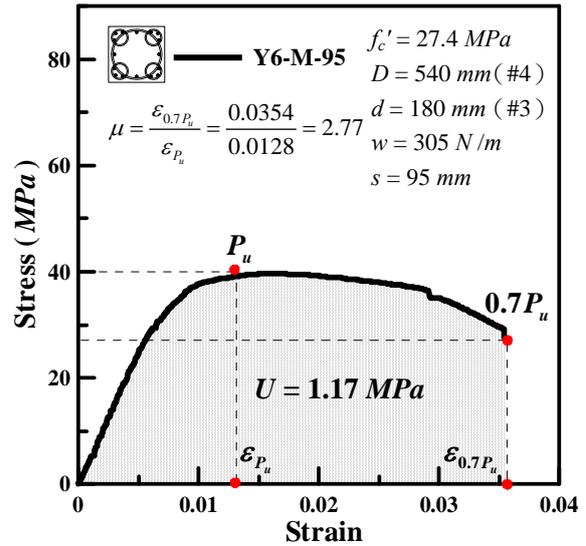


(d) 試體 Y4-S-115

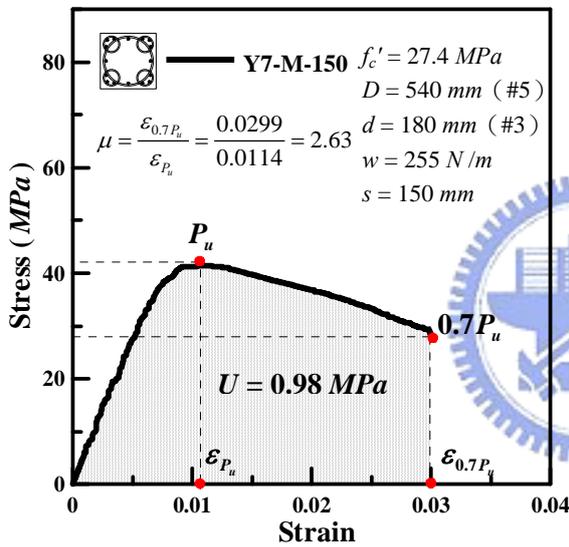
圖 3.13 交集區無配置鋼筋之 S 系列五螺箍 RC 柱之應力-應變曲線圖



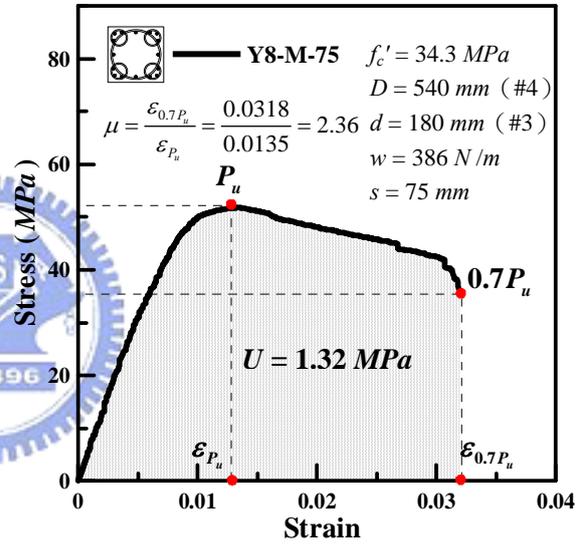
(a) 試體 Y5-M-55



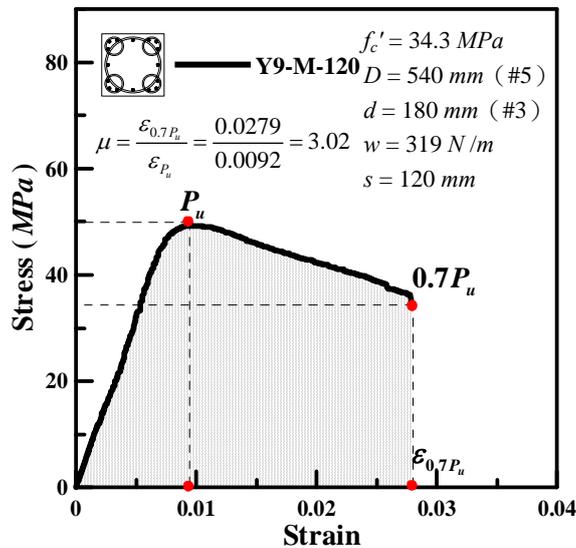
(b) 試體 Y6-M-95



(c) 試體 Y7-M-150

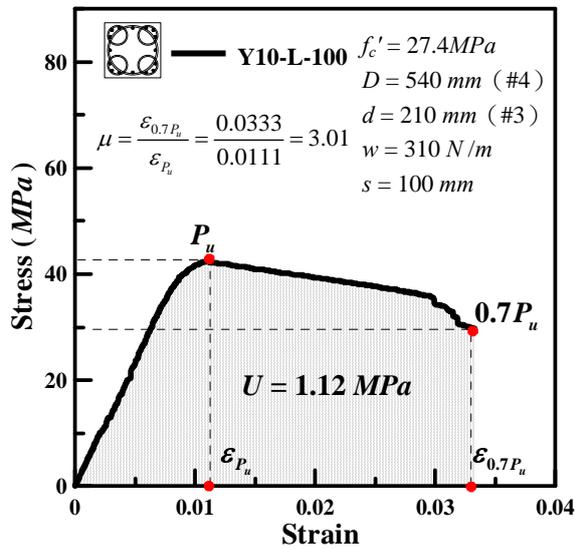


(d) 試體 Y8-M-75

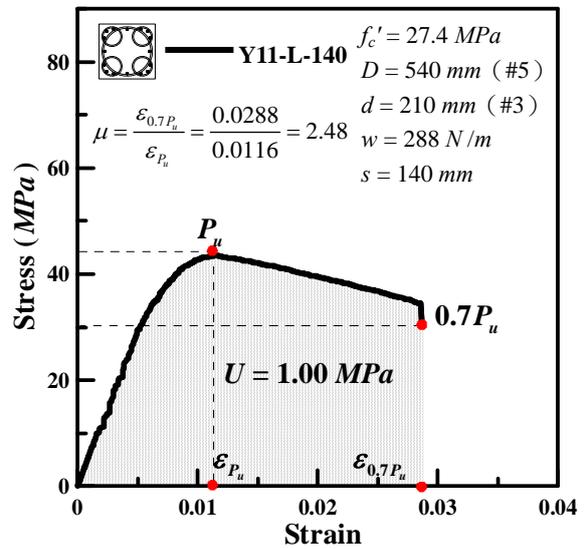


(e) 試體 Y9-M-120

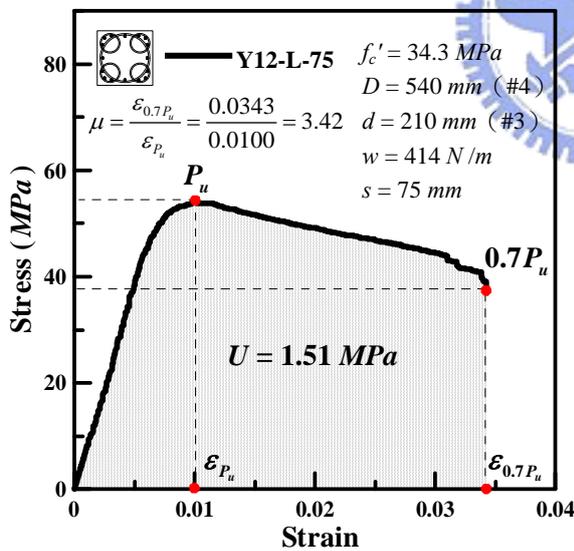
圖 3.14 交集區無配置鋼筋之 M 系列五螺箍 RC 柱之應力-應變曲線圖



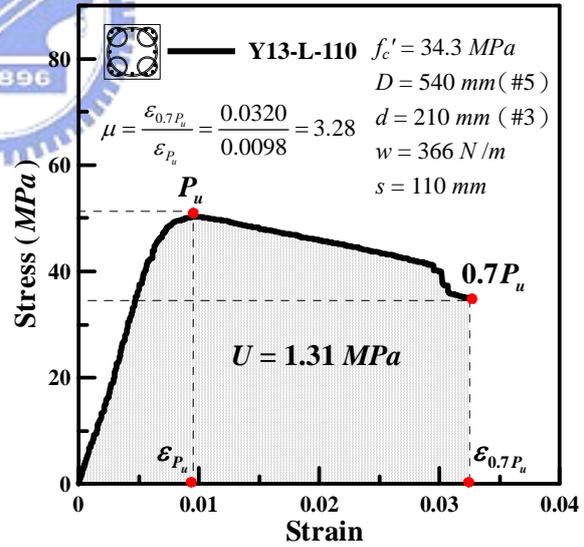
(a) 試體 Y10-L-100



(b) 試體 Y11-L-140

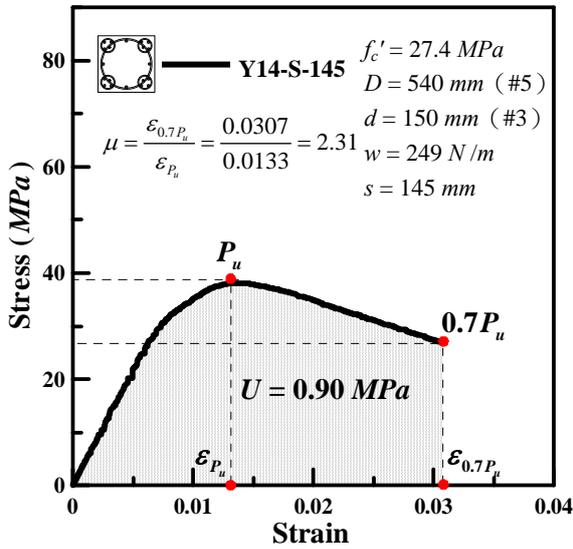


(c) 試體 Y12-L-75

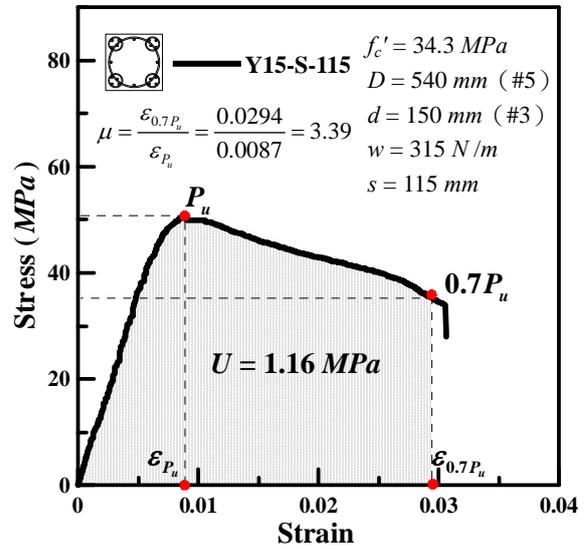


(d) 試體 Y13-L-110

圖 3.15 交集區無配置鋼筋之 L 系列五螺箍 RC 柱之應力-應變曲線圖

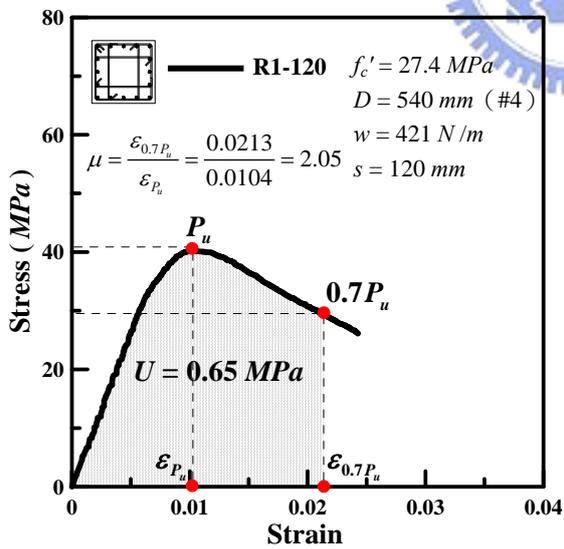


(a) 試體 Y14-S-145

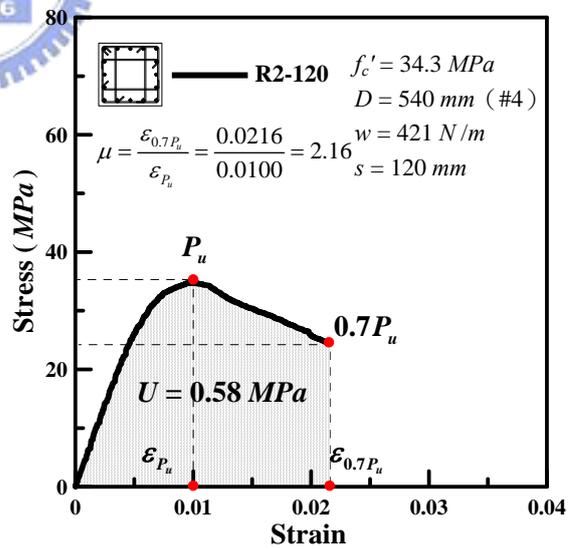


(b) 試體 Y15-S-115

圖 3.16 交集區配置輔助筋之 S 系列五螺箍 RC 柱之應力-應變曲線圖



(a) 試體 R1-120



(b) 試體 R2-120

圖 3.17 傳統橫箍 RC 柱之應力-應變曲線圖

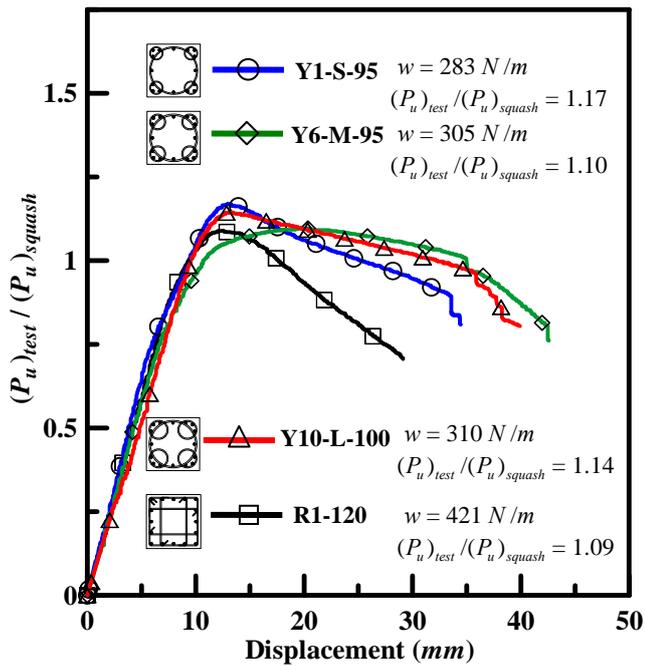


圖 3.18 五螺箍與傳統橫箍 RC 柱之正規化軸力-位移曲線比較圖：混凝土強度為 27.4 MPa；箍筋線徑組合為 D13 與 D10 鋼筋

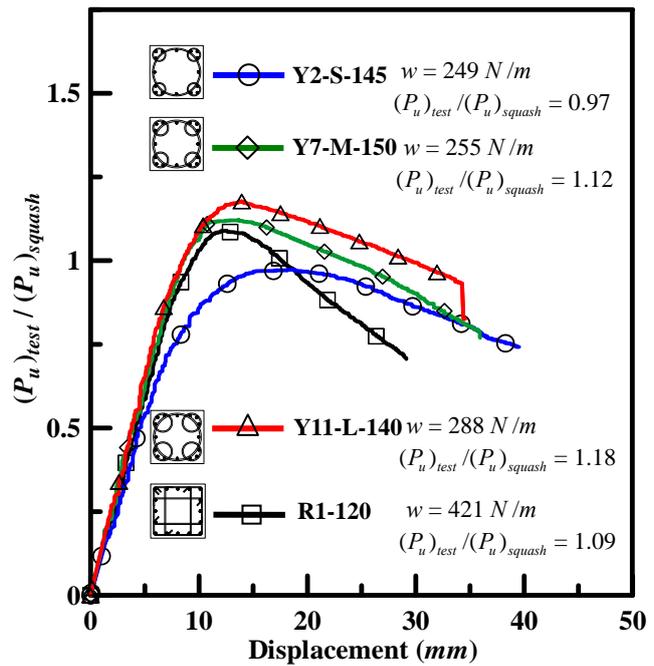


圖 3.19 五螺箍與傳統橫箍 RC 柱之正規化軸力-位移曲線比較圖：混凝土強度為 27.4 MPa；箍筋線徑組合為 D16 與 D10 鋼筋

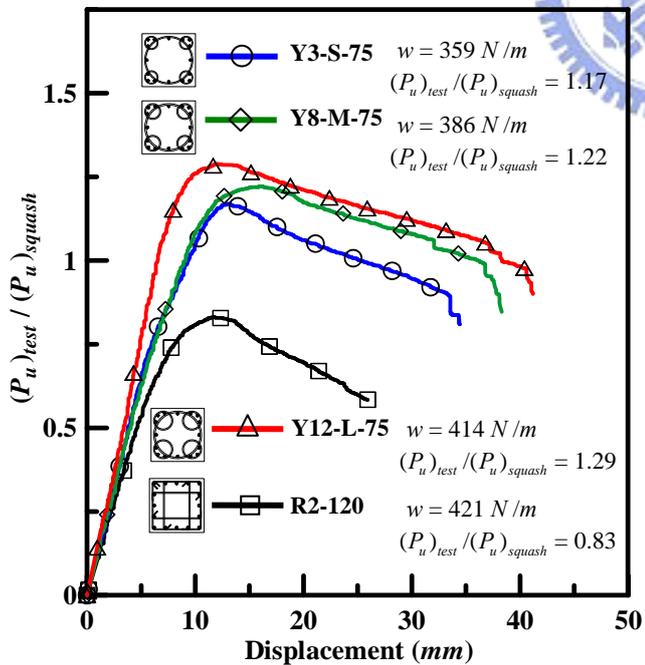


圖 3.20 五螺箍與傳統橫箍 RC 柱之正規化軸力-位移曲線比較圖：混凝土強度為 34.3 MPa；箍筋線徑組合為 D13 與 D10 鋼筋

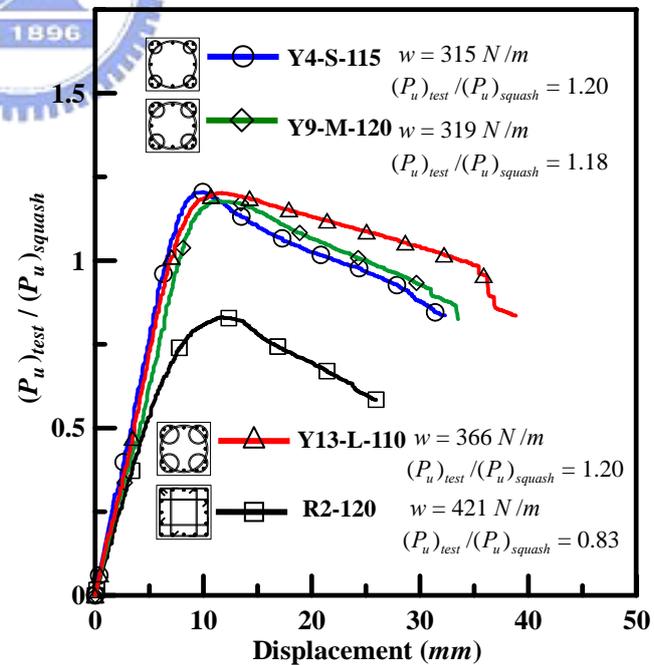


圖 3.21 五螺箍與傳統橫箍 RC 柱之正規化軸力-位移曲線比較圖：混凝土強度為 34.3 MPa；箍筋線徑組合為 D16 與 D10 鋼筋

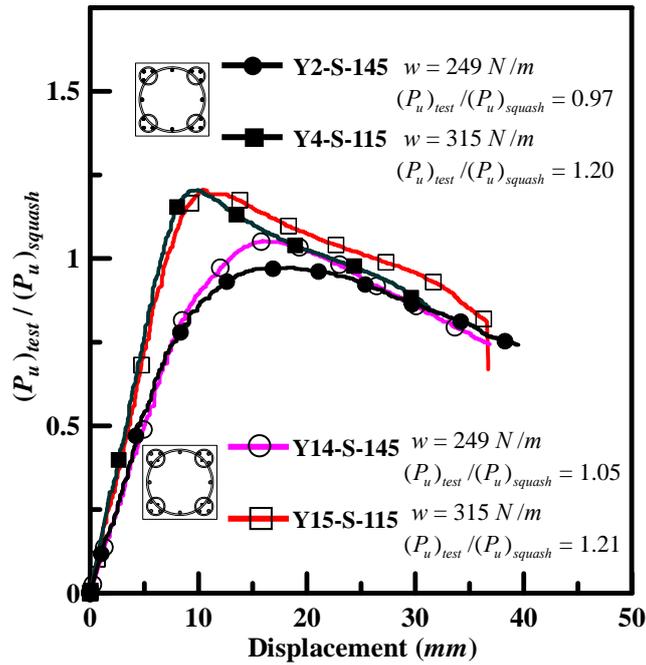


圖 3.22 大小螺箍交集區有無配置縱向鋼筋之正規化軸力-位移曲線比較圖：
無配置鋼筋之試體為 Y2 與 Y4；有配置鋼筋之試體為 Y14 與 Y15

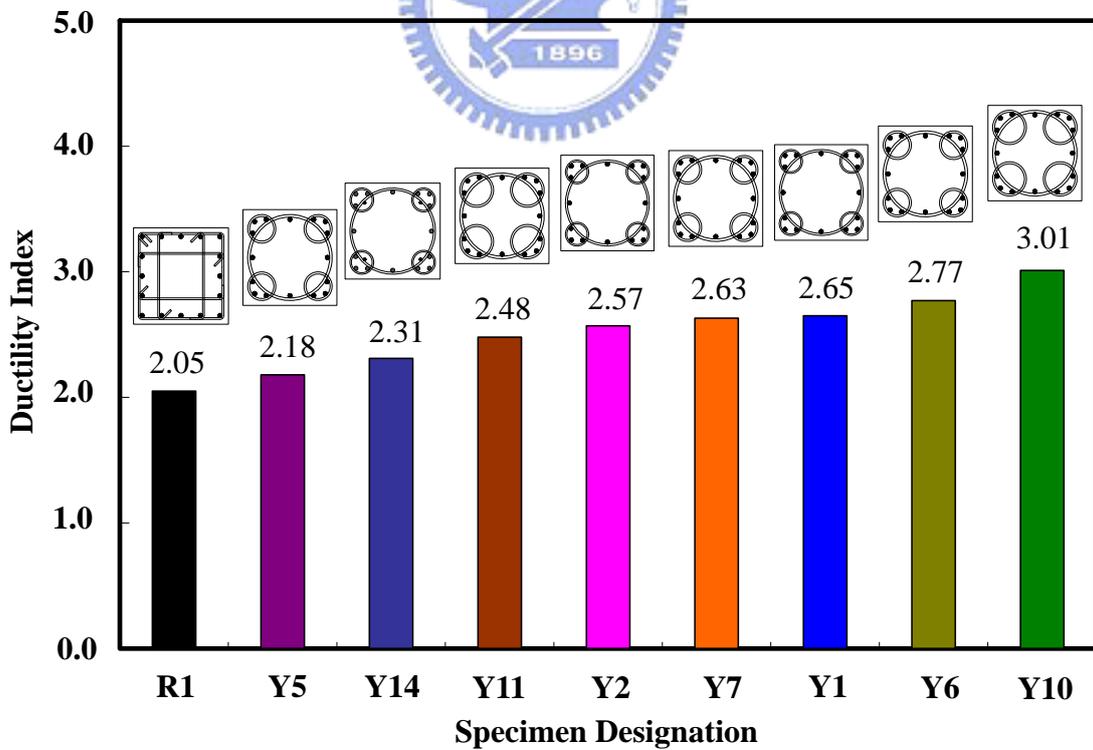


圖 3.23 五螺箍與傳統橫箍 RC 柱之韌性指標比較圖： $f'_c = 27.4 MPa$

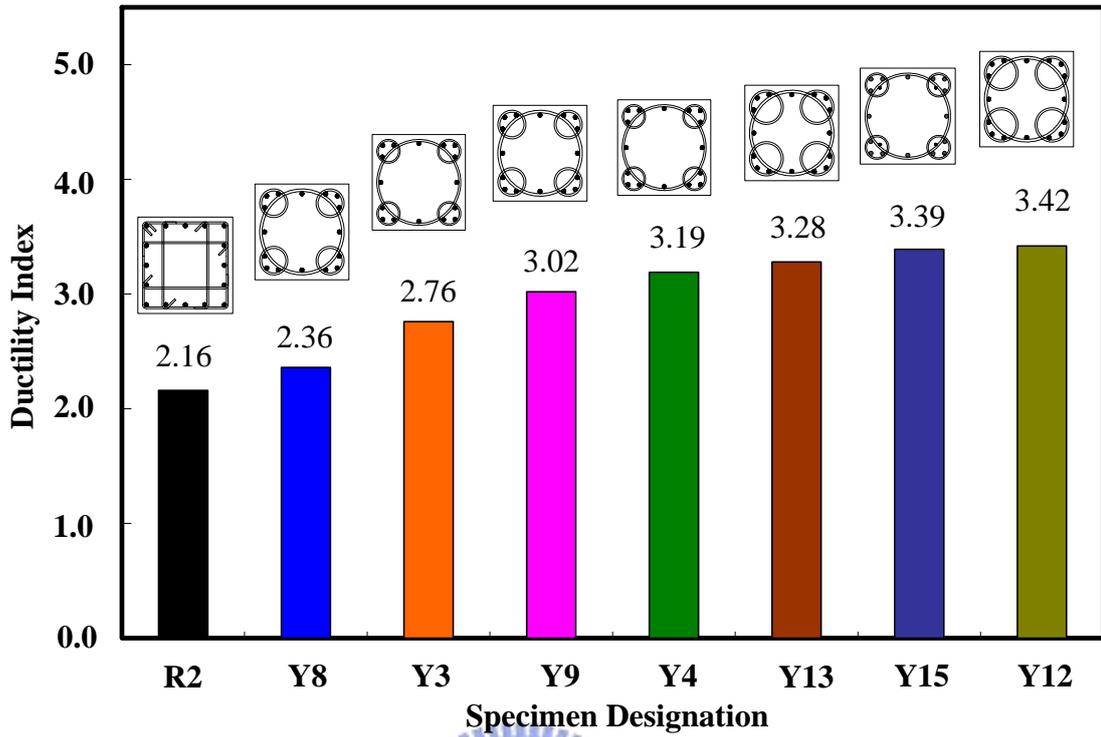


圖 3.24 五螺箍與傳統橫箍 RC 柱之韌性指標比較圖： $f'_c = 34.3 \text{ MPa}$

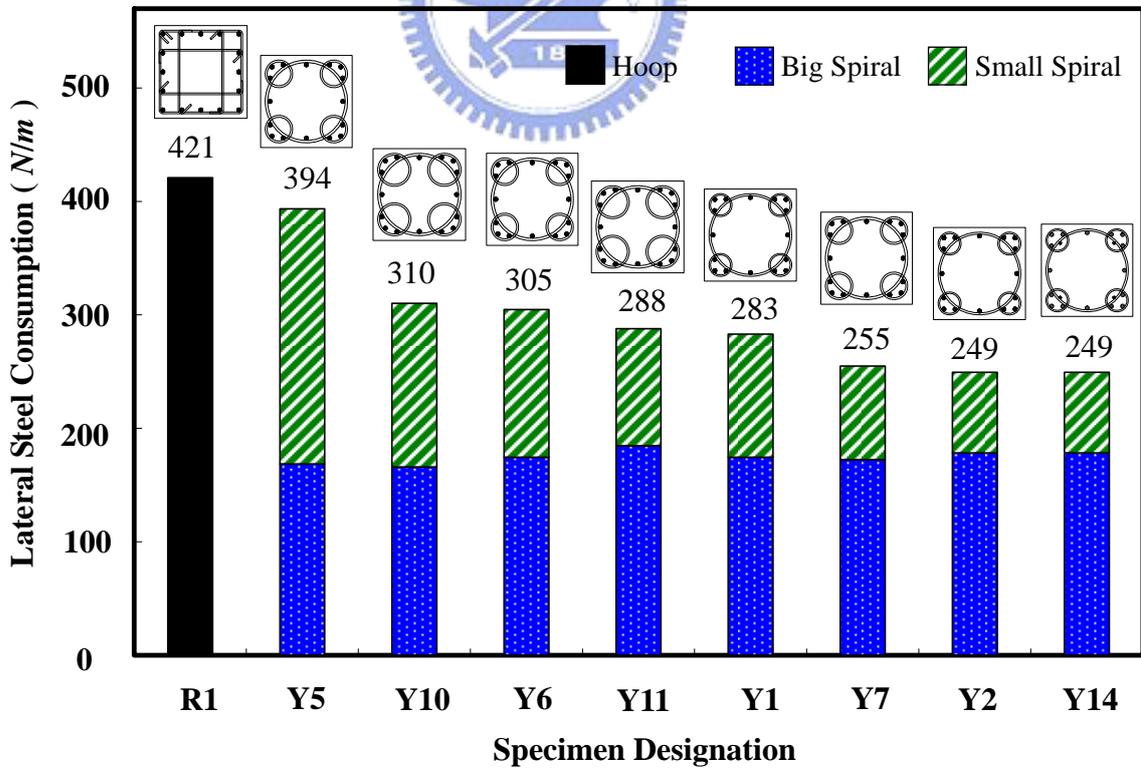


圖 3.25 五螺箍與傳統橫箍 RC 柱之每單位長度箍筋用量比較圖： $f'_c = 27.4 \text{ MPa}$

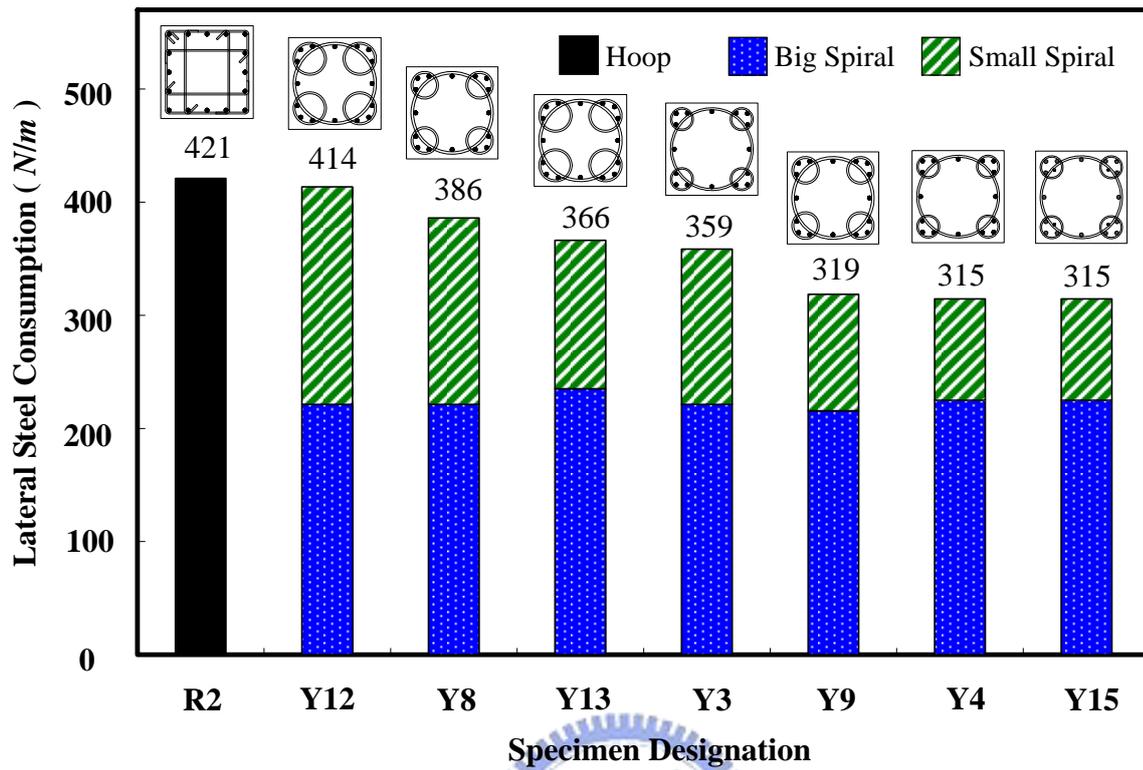


圖 3.26 五螺箍與傳統橫箍 RC 柱之每單位長度箍筋用量比較圖： $f'_c = 34.3 \text{ MPa}$

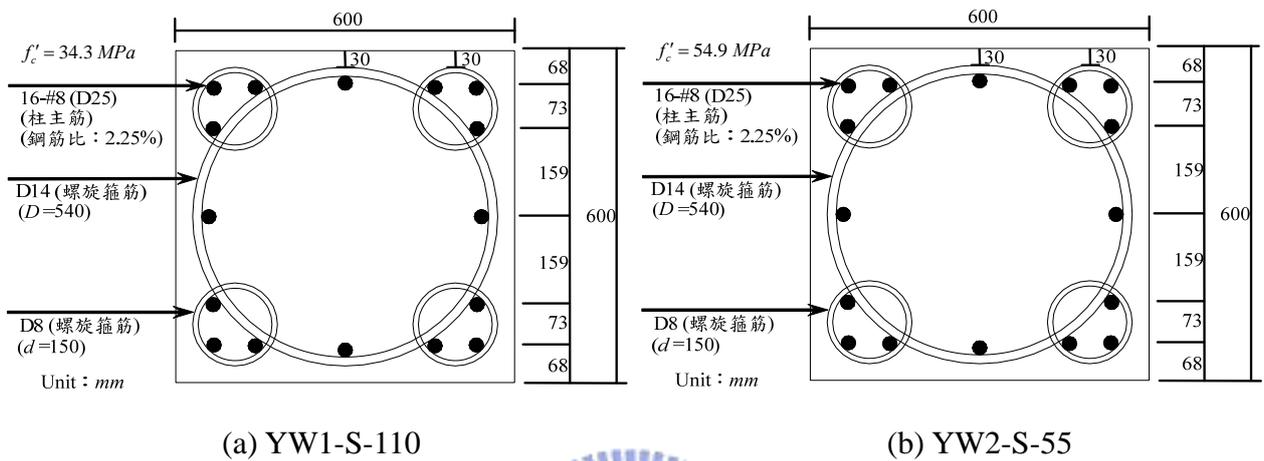


圖 4.1 第二部分軸壓試驗之試體斷面圖：交集區無配置鋼筋之 S 系列五螺箍 RC 短柱

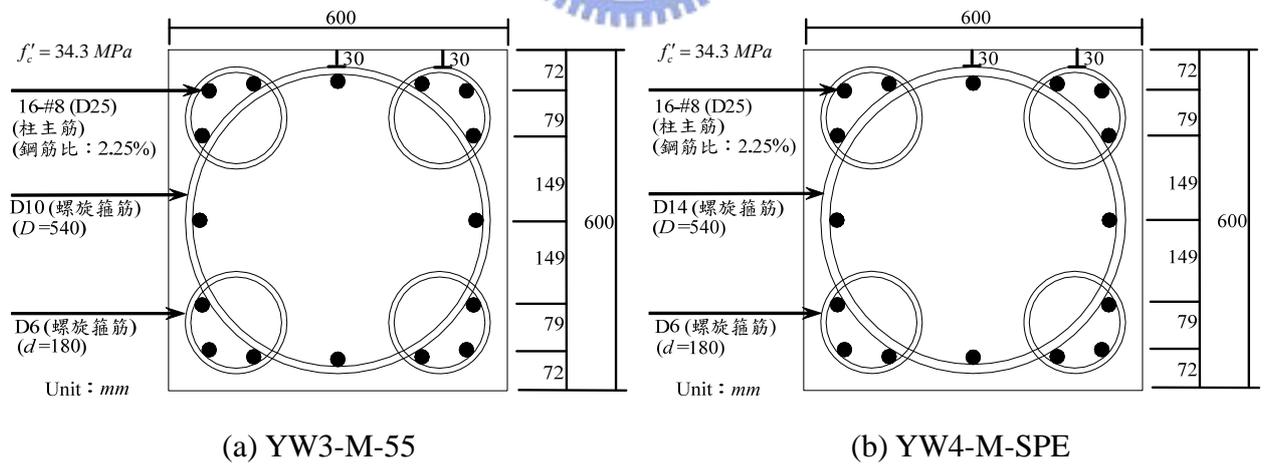
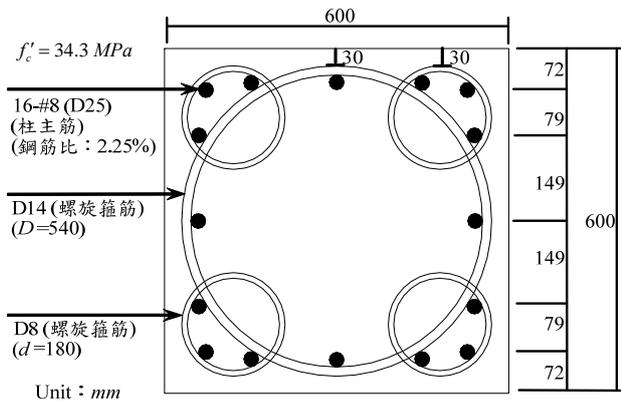
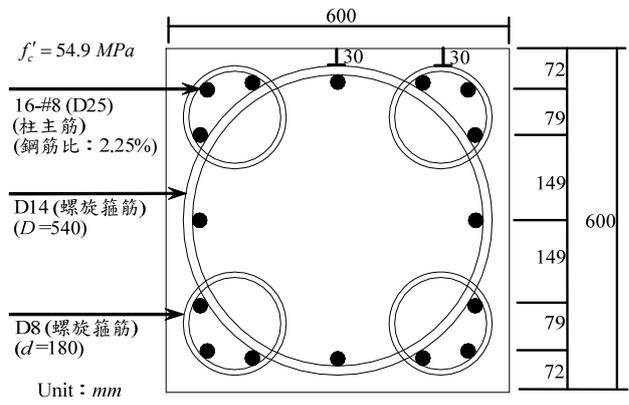


圖 4.2 第二部分軸壓試驗之試體斷面圖：交集區無配置鋼筋之 M 系列五螺箍 RC 短柱

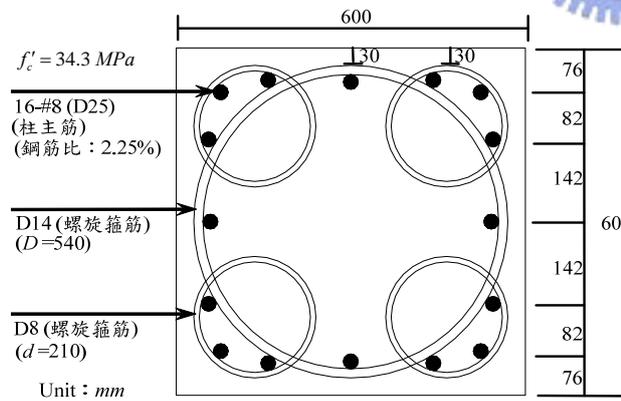


(c) YW5-M-110

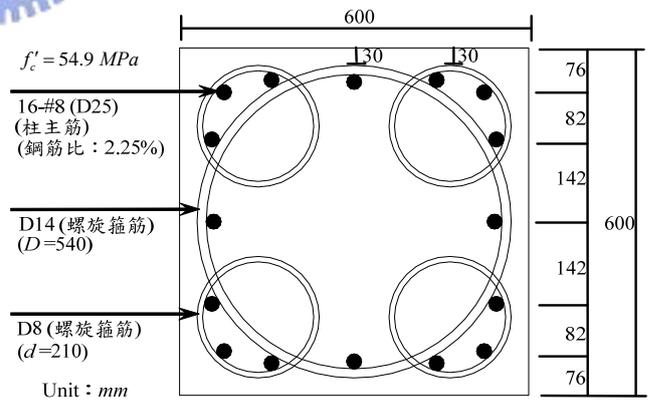


(d) YW6-M-55

圖 4.2 第二部分軸壓試驗之試體斷面圖：交集區無配置鋼筋
之 M 系列五螺箍 RC 短柱(續)



(a) YW7-L-95



(b) YW8-L-50

圖 4.3 第二部分軸壓試驗之試體斷面圖：交集區無配置鋼筋
之 L 系列五螺箍 RC 短柱

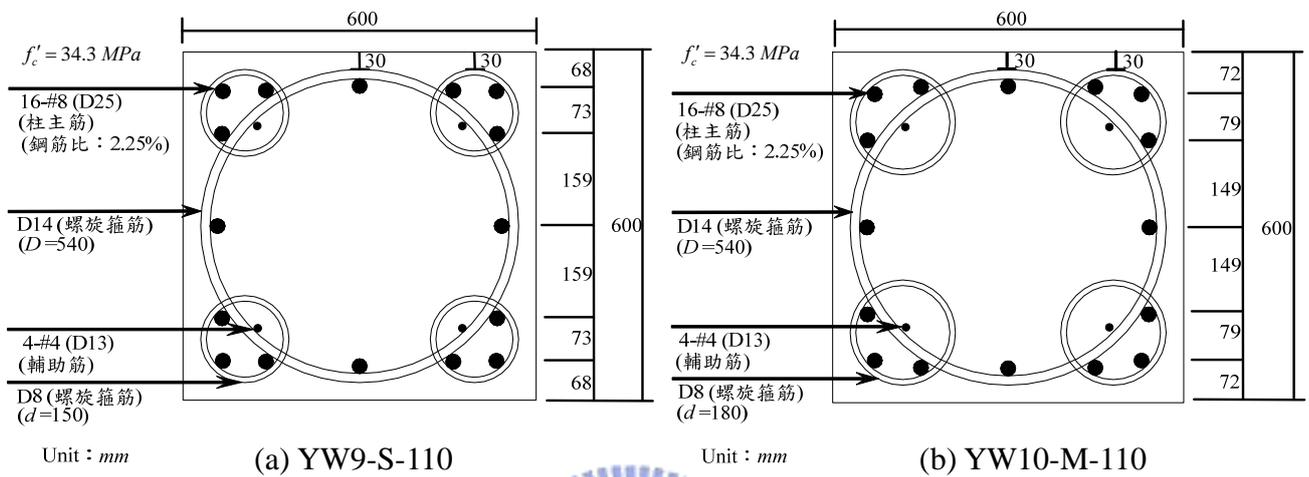


圖 4.4 第二部分軸壓試驗之試體斷面圖：交集區配置輔助筋之 S 系列與 M 系列五螺箍 RC 短柱

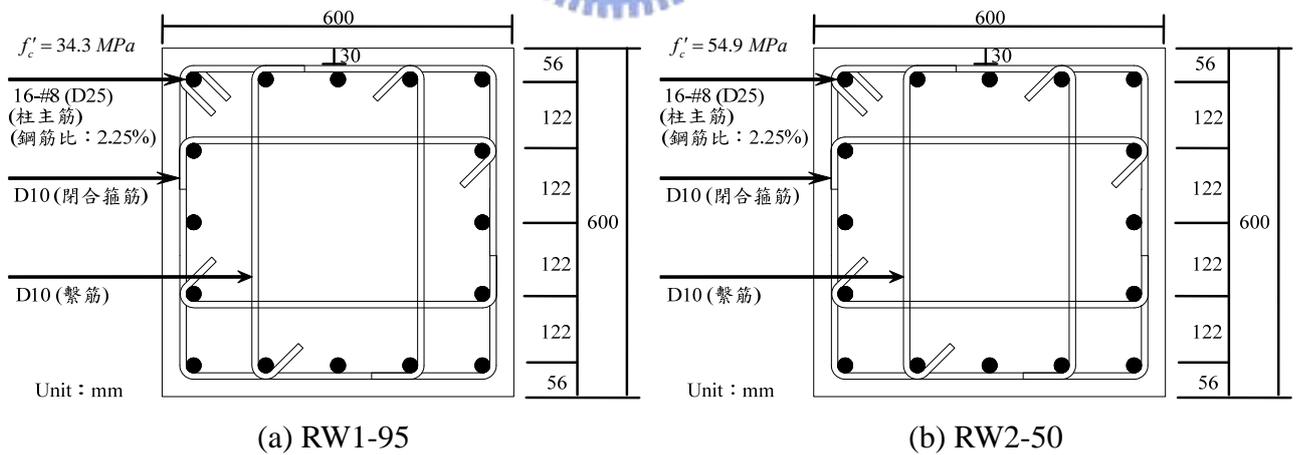
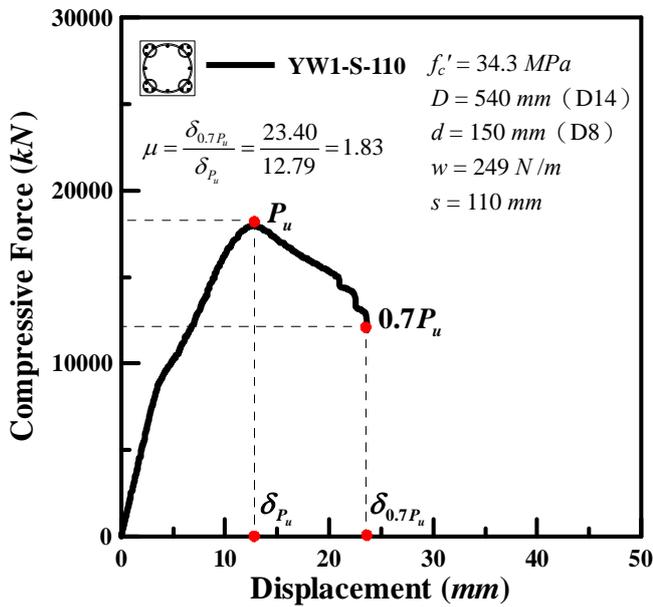
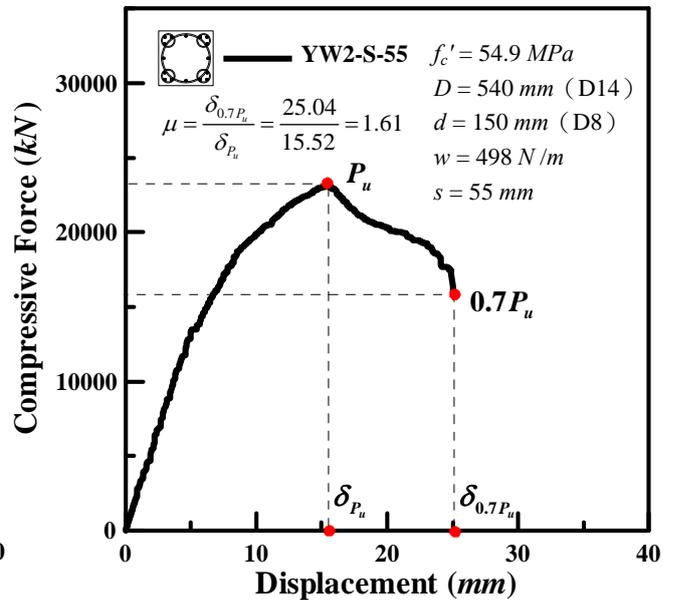


圖 4.5 第二部分軸壓試驗之試體斷面圖：傳統橫箍 RC 短柱

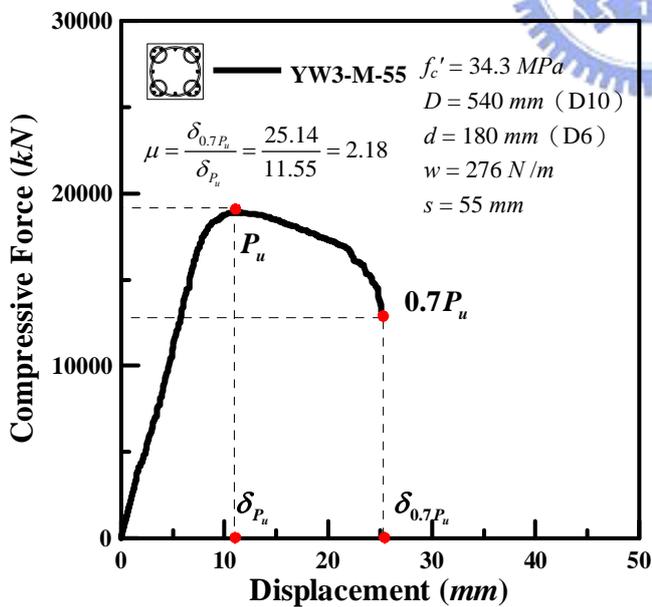


(a) 試體 YW1-S-110

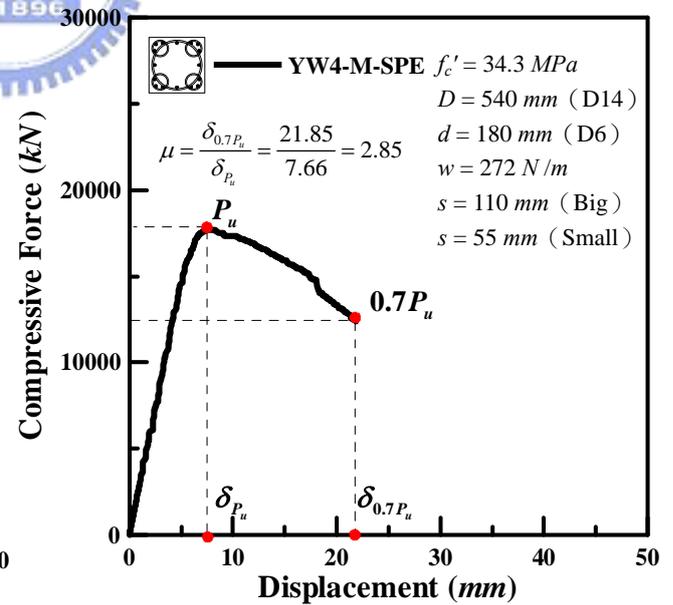


(b) 試體 YW2-S-55

圖 4.6 交集區無配置鋼筋之 S 系列五螺箍 RC 柱之軸力-位移曲線圖

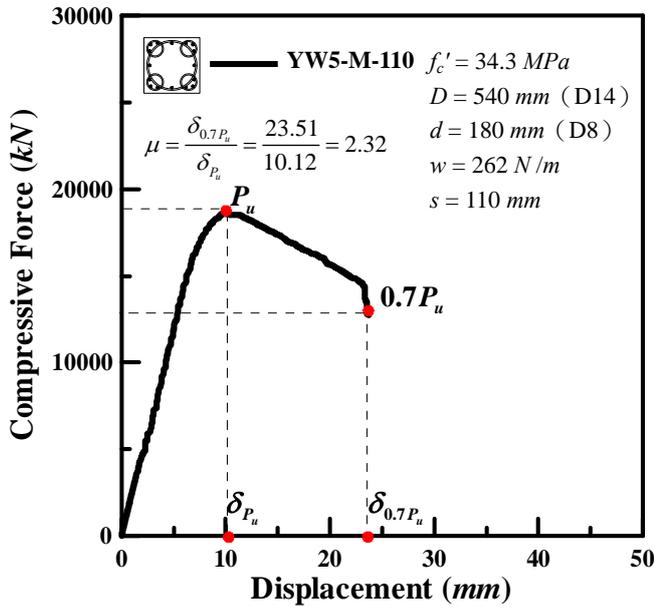


(a) 試體 YW3-M-55

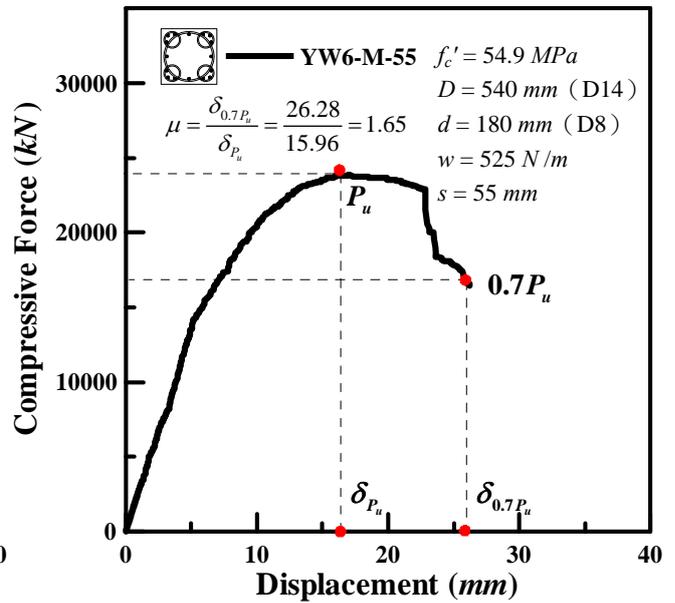


(b) 試體 YW4-M-SPE

圖 4.7 交集區無配置鋼筋之 M 系列五螺箍 RC 柱之軸力-位移曲線圖

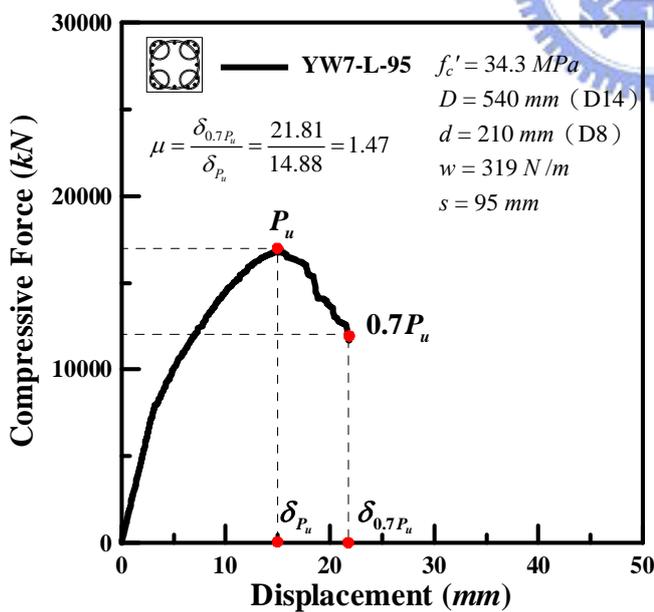


(c) 試體 YW5-M-110

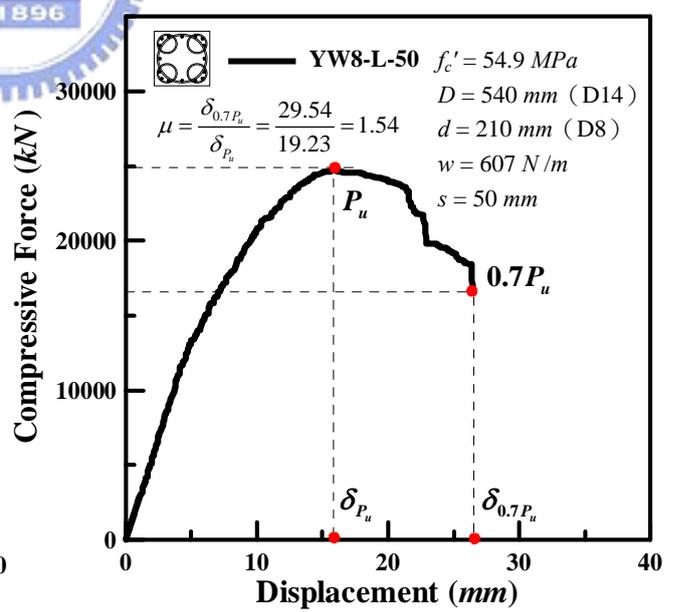


(d) 試體 YW6-M-55

圖 4.7 交集區無配置鋼筋之 M 系列五螺箍 RC 柱之軸力-位移曲線圖(續)

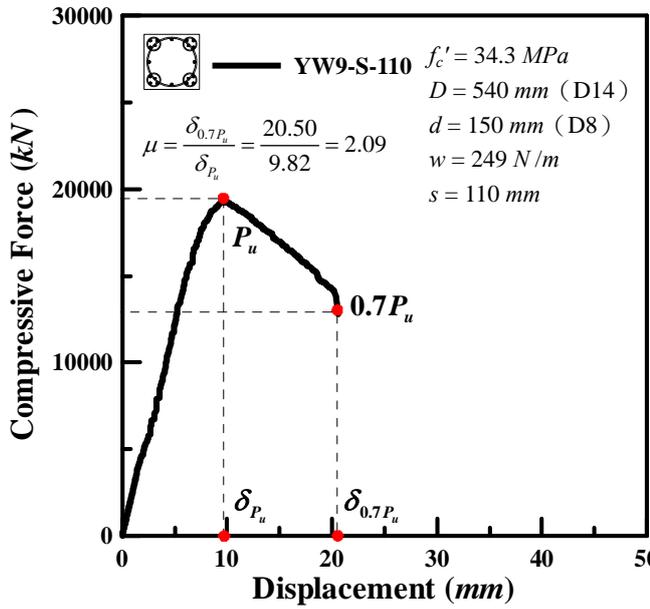


(a) 試體 YW7-L-95

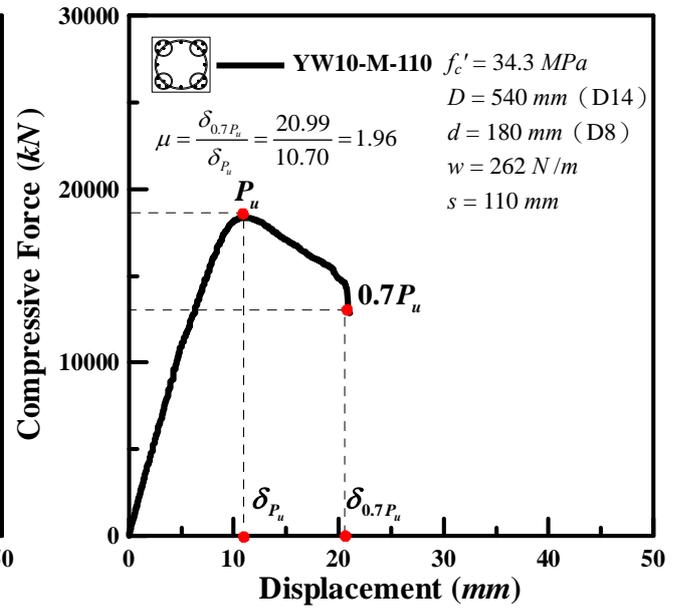


(b) 試體 YW8-L-50

圖 4.8 交集區無配置鋼筋之 L 系列五螺箍 RC 柱之軸力-位移曲線圖

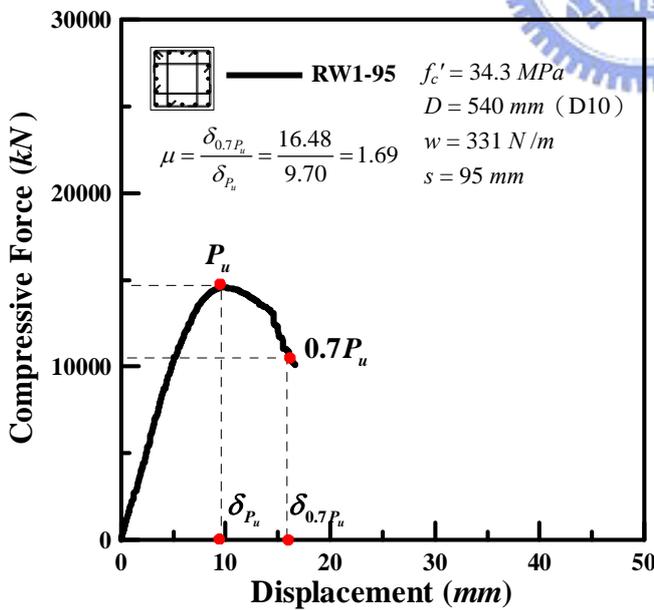


(a) 試體 YW9-S-110

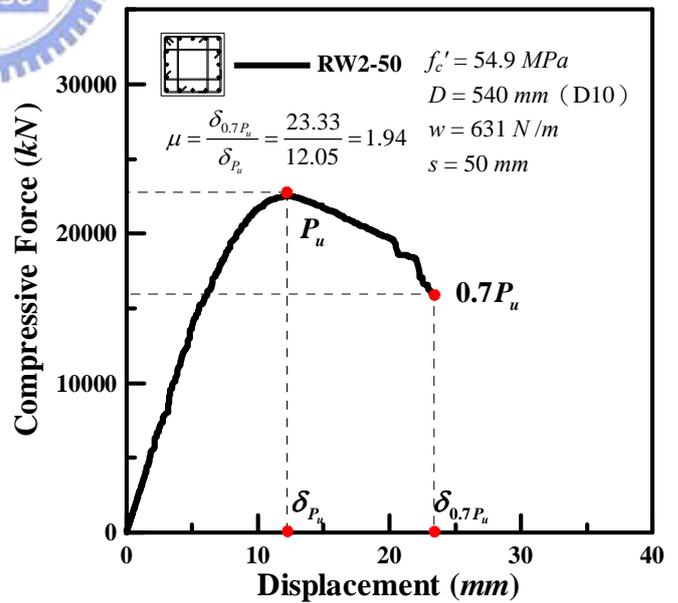


(b) 試體 YW10-M-110

圖 4.9 交集區配置輔助筋之五螺箍 RC 柱之軸力-位移曲線圖



(a) 試體 RW1-95



(b) 試體 RW2-50

圖 4.10 傳統橫箍 RC 柱之軸力-位移曲線圖

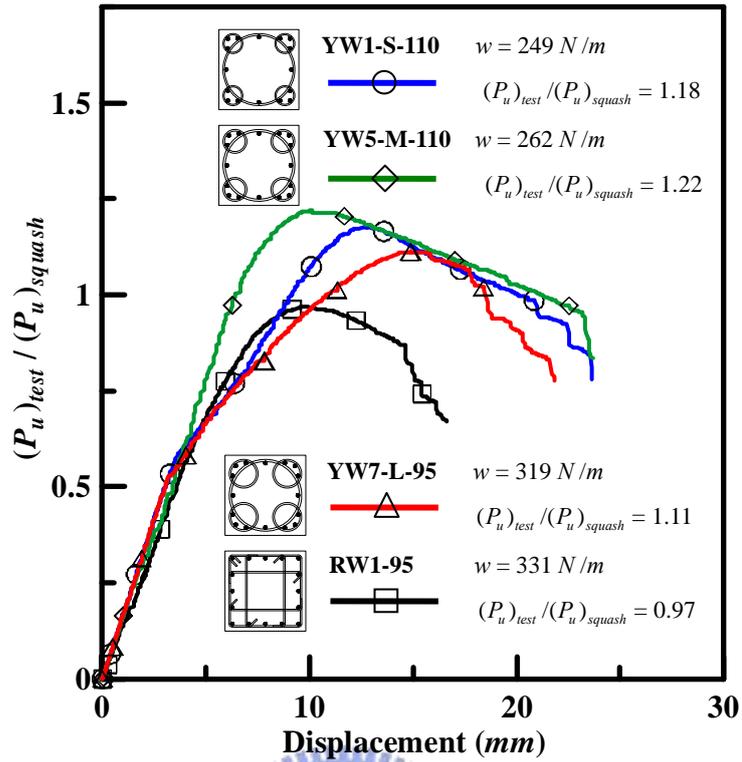


圖 4.11 五螺箍與傳統橫箍 RC 柱之正規化軸力-位移曲線比較圖： $f'_c = 34.3 \text{ MPa}$

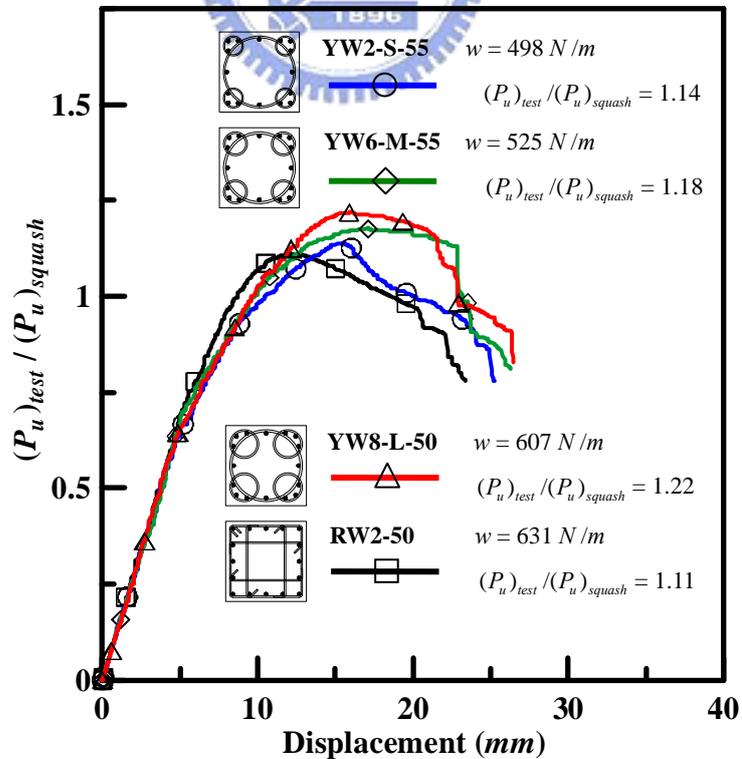


圖 4.12 五螺箍與傳統橫箍 RC 柱之正規化軸力-位移曲線比較圖： $f'_c = 54.9 \text{ MPa}$

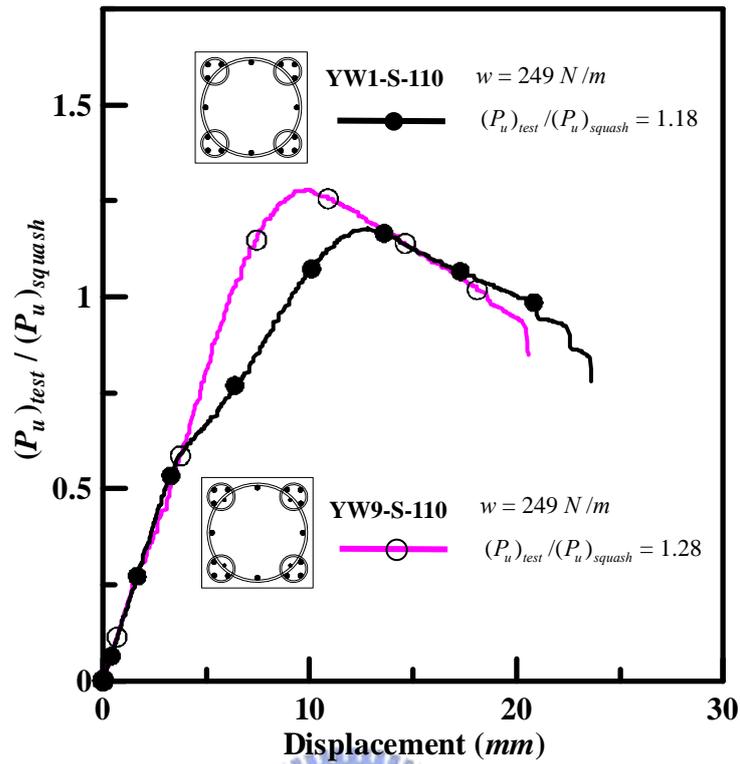


圖 4.13 S 系列五螺箍試體交集區配筋與否之正規化軸力-位移曲線比較圖：
無配置鋼筋之試體為 YW1；有配置鋼筋之試體為 YW9

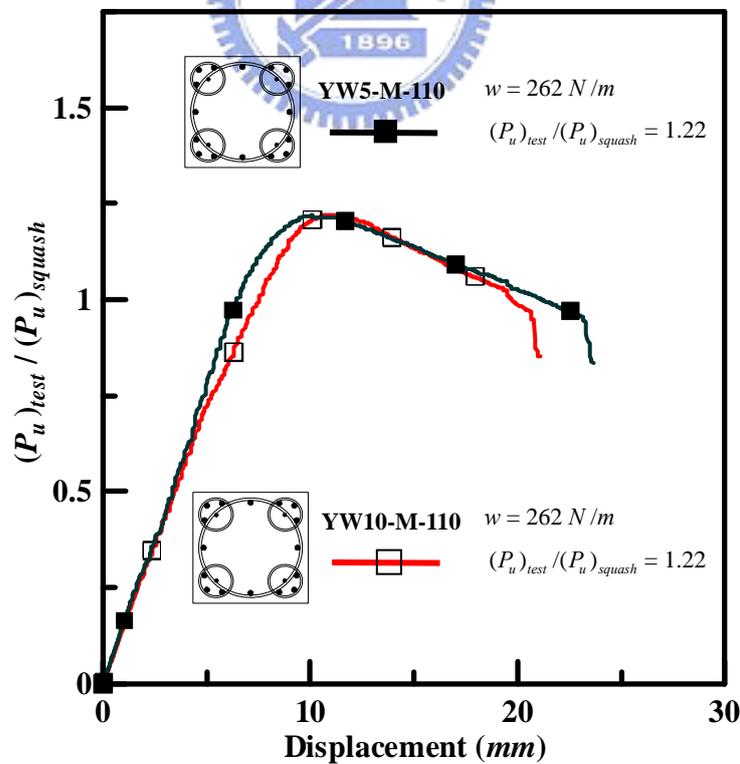


圖 4.14 M 系列五螺箍試體交集區配筋與否之正規化軸力-位移曲線比較圖：
無配置鋼筋之試體為 YW5；有配置鋼筋之試體為 YW10

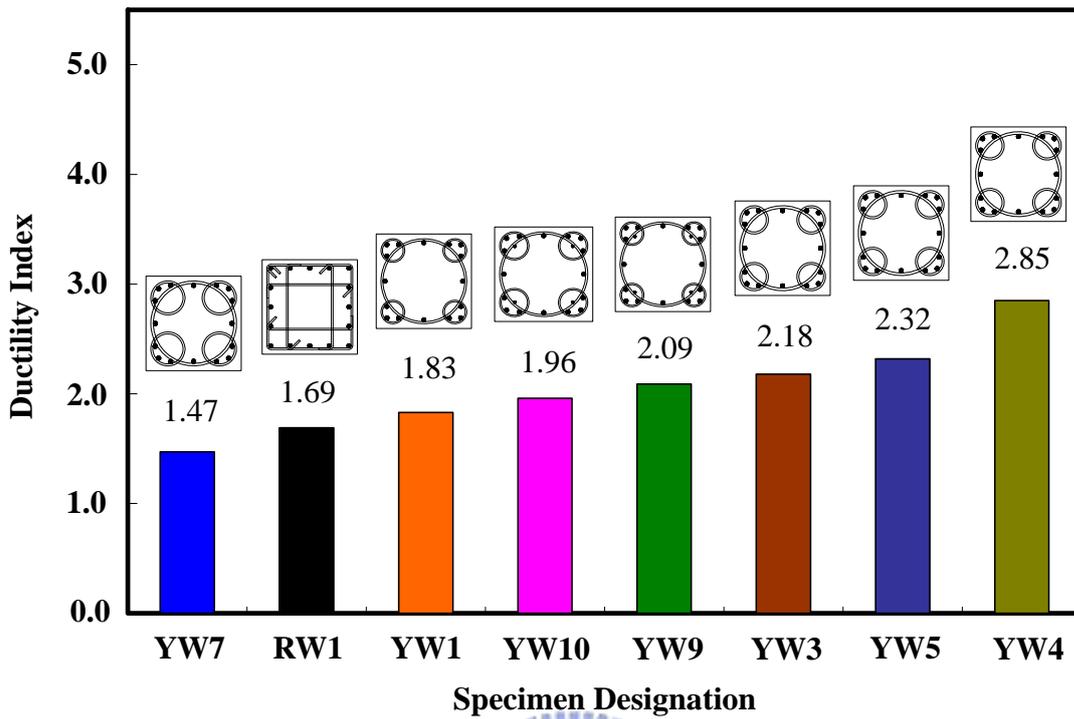


圖 4.15 五螺箍與傳統橫箍 RC 柱之韌性指標比較圖： $f'_c = 34.3 \text{ MPa}$

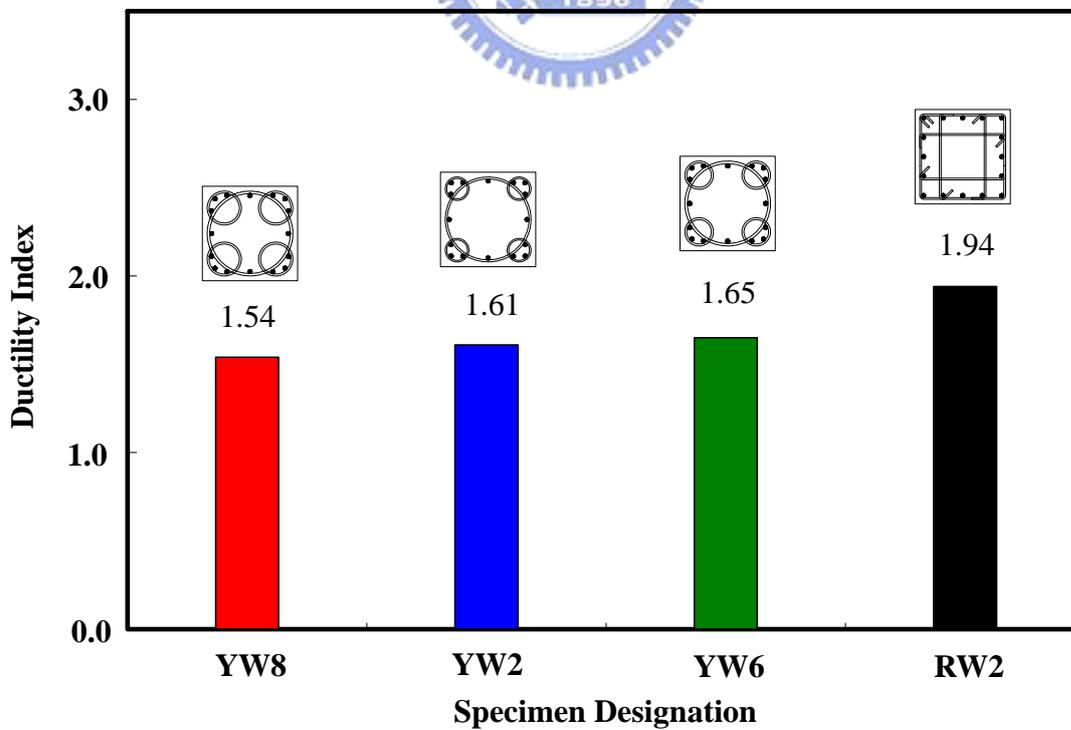


圖 4.16 五螺箍與傳統橫箍 RC 柱之韌性指標比較圖： $f'_c = 54.9 \text{ MPa}$

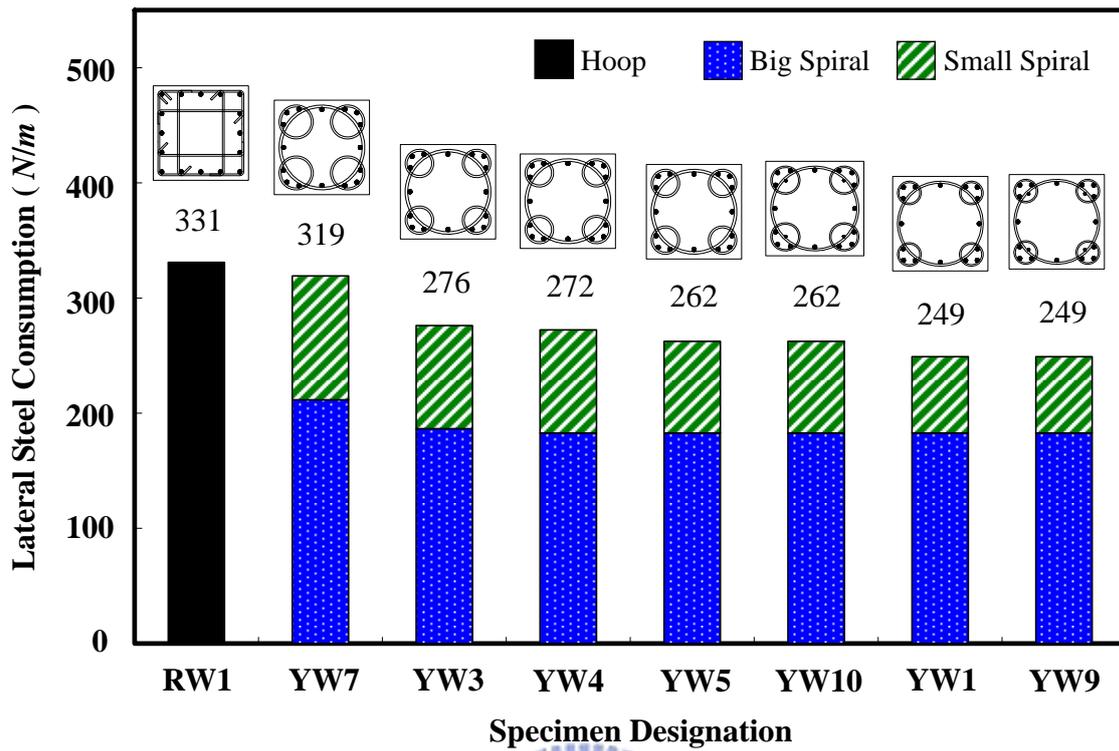


圖 4.17 五螺箍與傳統橫箍 RC 柱之每單位長度箍筋用量比較圖： $f'_c = 34.3 \text{ MPa}$

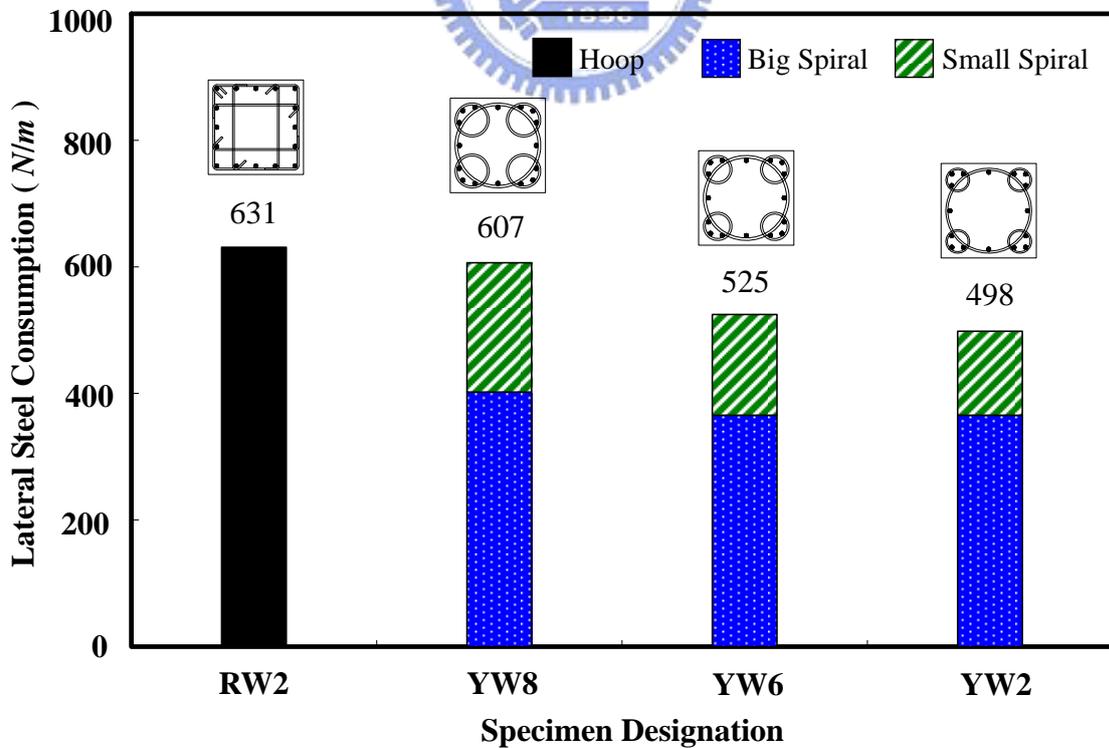


圖 4.18 五螺箍與傳統橫箍 RC 柱之每單位長度箍筋用量比較圖： $f'_c = 54.9 \text{ MPa}$

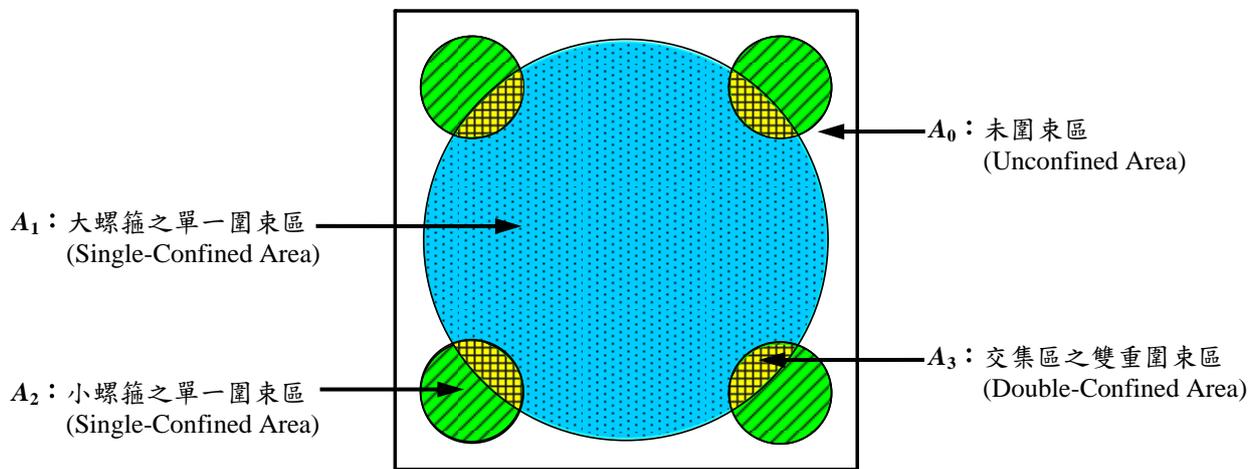


圖 5.1 五螺箍斷面內混凝土圍束區域之分類情形

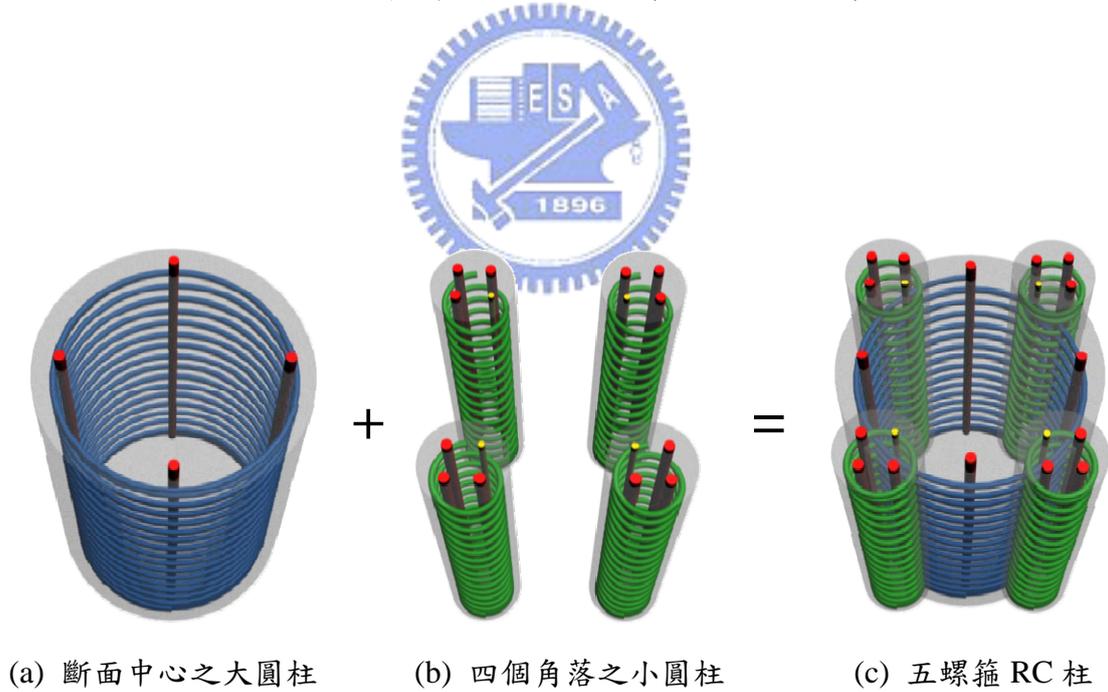


圖 5.2 五螺箍斷面之小螺箍具有減緩大螺箍向外擴張變形之功能

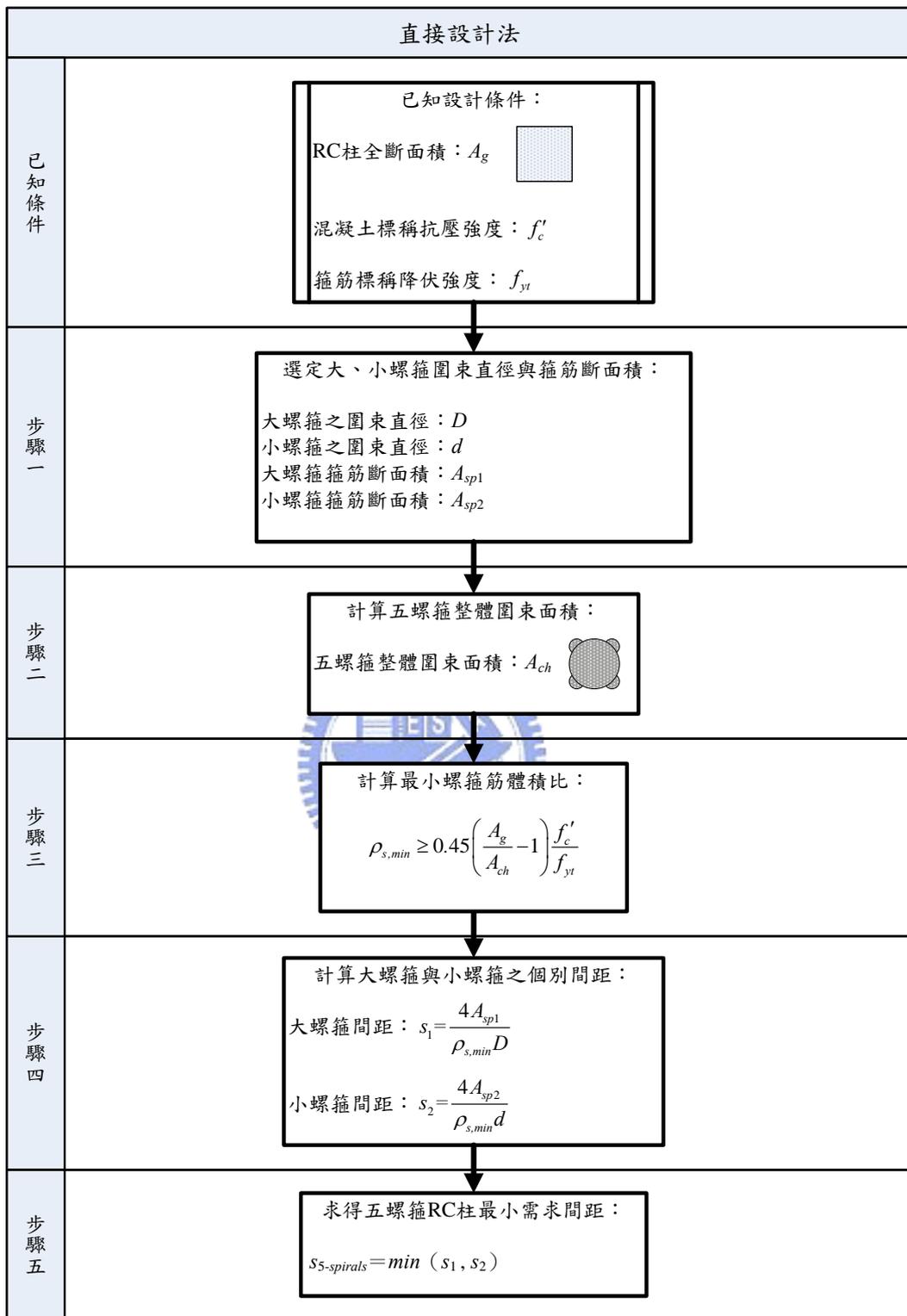


圖 5.3 本研究軸壓試驗所採用之「直接設計法」設計流程圖

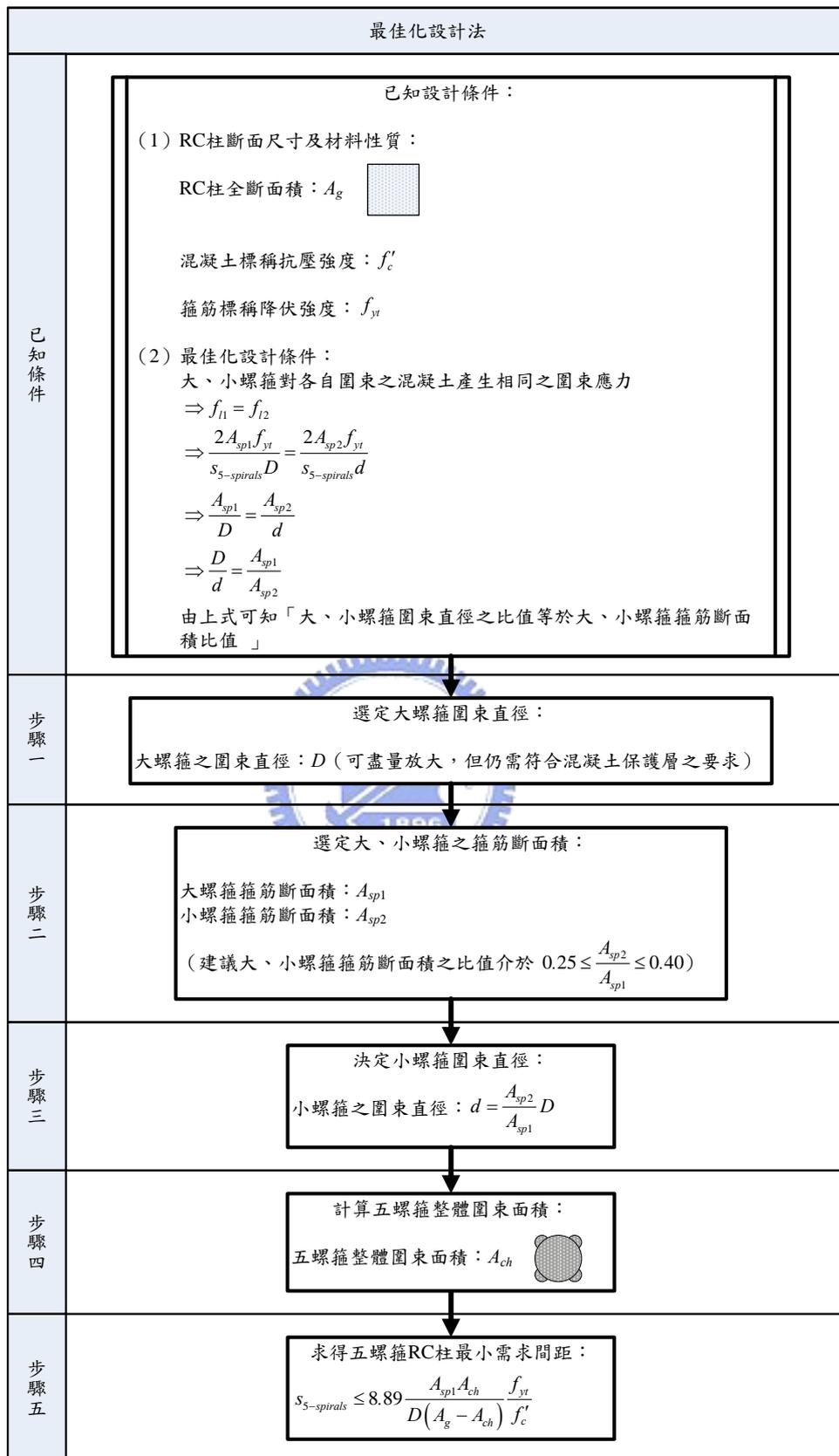
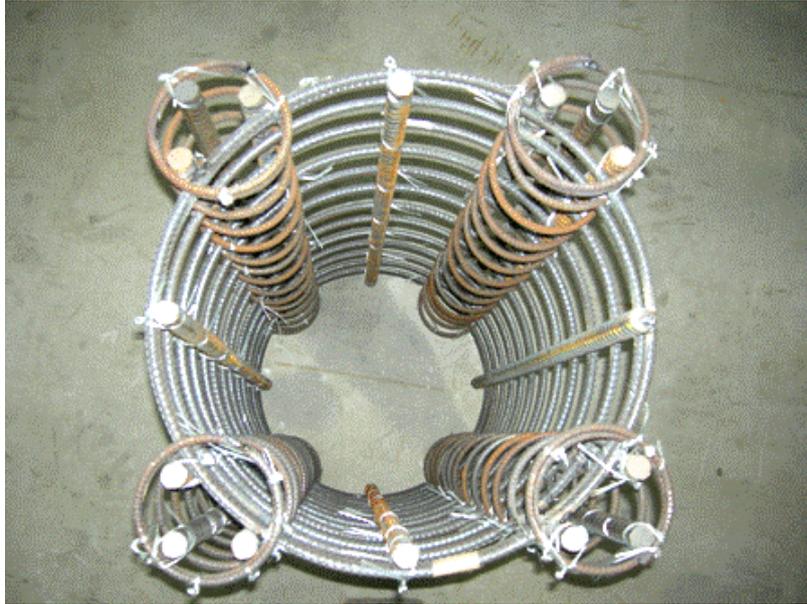
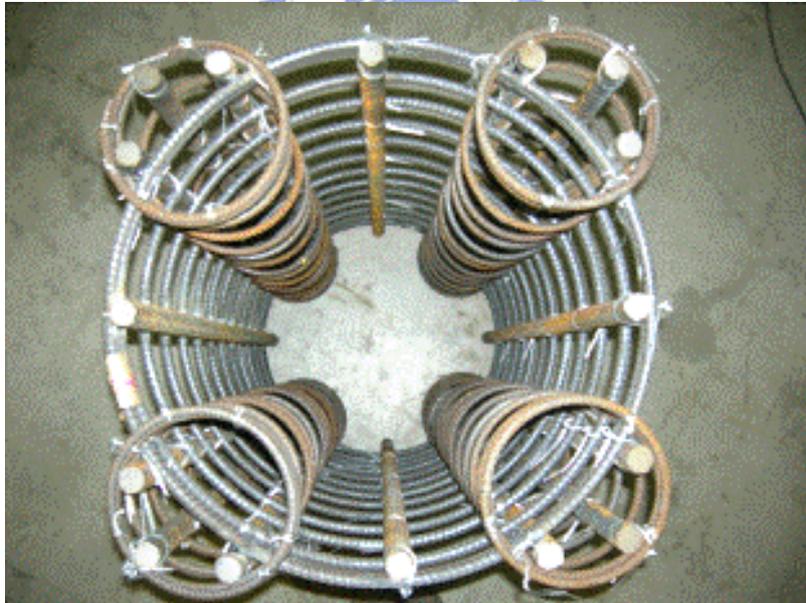


圖 5.4 本優化研究結果所建議之「最佳化設計法」設計流程圖

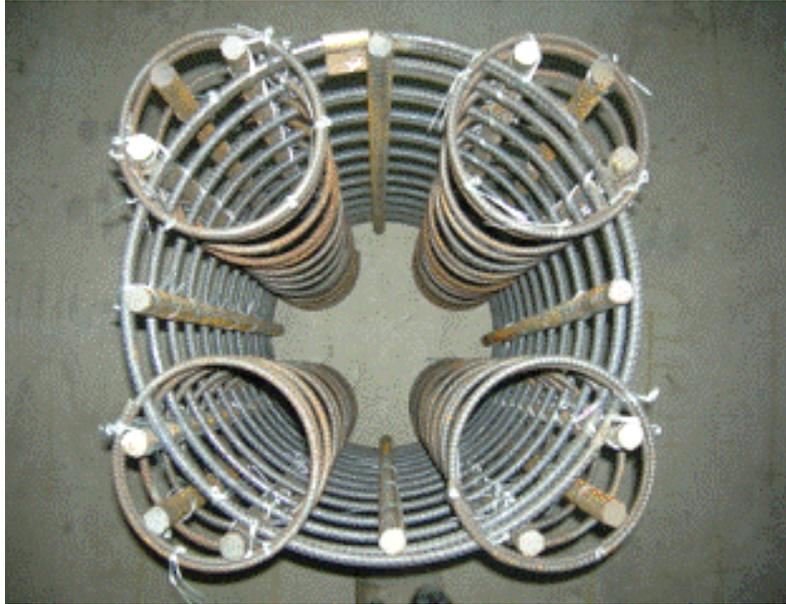


(a) 交集區無配置鋼筋之 S 系列

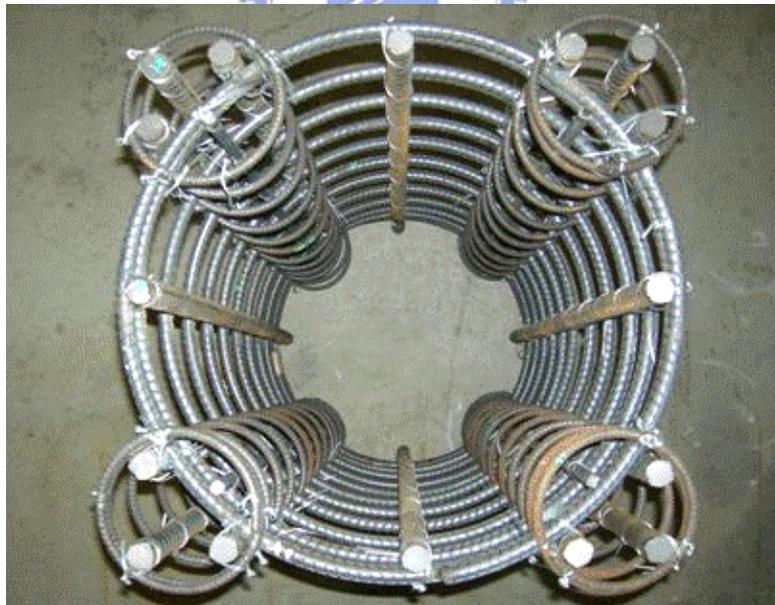


(b) 交集區無配置鋼筋之 M 系列

照片 3.1 本研究各系列之五螺箍短柱試體斷面



(c) 交集區無配置鋼筋之 L 系列



(d) 交集區配置輔助筋之 S 系列

照片 3.1 本研究各系列之五螺箍短柱試體斷面(續)



照片 3.2 在短柱試體灌漿時同時製作 $150 \times 300 \text{ mm}$ 之標準混凝土圓柱試體



照片 3.3 五螺箍短柱試體鋼筋組立完後吊裝入模之情形



照片 3.4 五螺箍短柱試體進行灌漿與搗實作業之情形



照片 3.5 五螺箍短柱試體灌漿完成之情形



照片 3.6 短柱試體架設於 58800 kN
抗壓試驗機平台上之情形照片



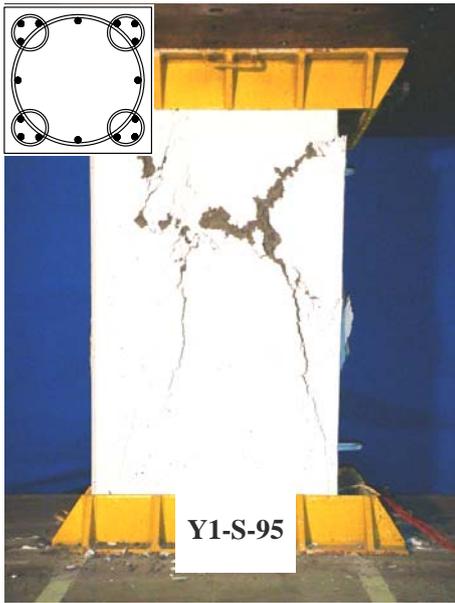
照片 3.7 大螺箍斷裂之破壞模式
(試體 Y10-L-100, 箍筋間距為 100 mm,
大、小螺箍線徑分別為 D13 與 D10)



照片 3.8 小螺箍斷裂之破壞模式
(試體 Y9-M-120, 箍筋間距為 120 mm,
大、小螺箍線徑分別為 D16 與 D10)



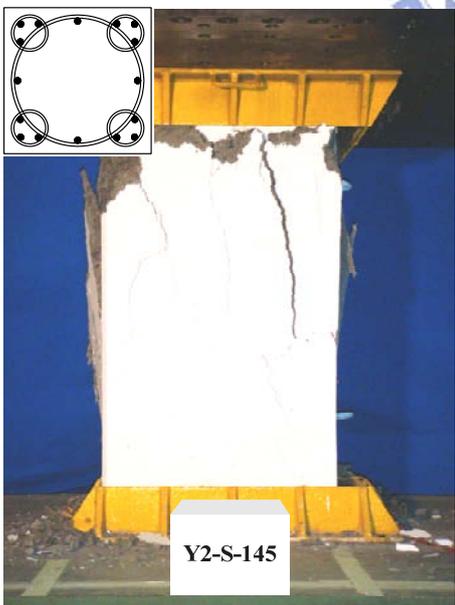
照片 3.9 大、小螺箍皆斷裂之破壞模式
(試體 Y8-M-75, 箍筋間距為 75 mm, 大、小螺
箍線徑分別為 D13 與 D10)



(a) 試體 Y1-S-95 達極限載重 P_u 時之破壞情形(極限載重 $P_u = 15566 \text{ kN}$)

(b) 試體 Y1-S-95 在試驗終止後剝除破裂混凝土之破壞情形

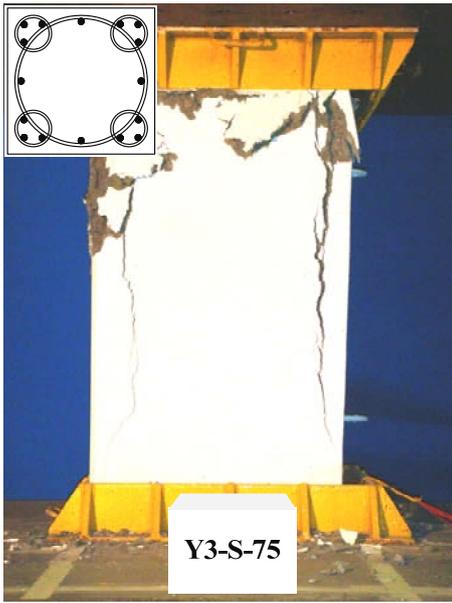
照片 3.10 試體 Y1-S-95 之軸壓破壞情況



(a) 試體 Y2-S-145 達極限載重 P_u 時之破壞情形(極限載重 $P_u = 12690 \text{ kN}$)

(b) 試體 Y2-S-145 在試驗終止後剝除破裂混凝土之破壞情形

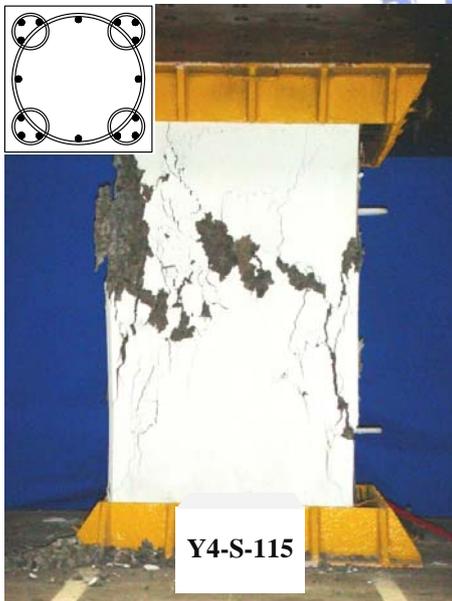
照片 3.11 試體 Y2-S-145 之軸壓破壞情況



(a) 試體 Y3-S-75 達極限載重 P_u 時之破壞情形(極限載重 $P_u = 17650 \text{ kN}$)

(b) 試體 Y3-S-75 在試驗終止後剝除破裂混凝土之破壞情形

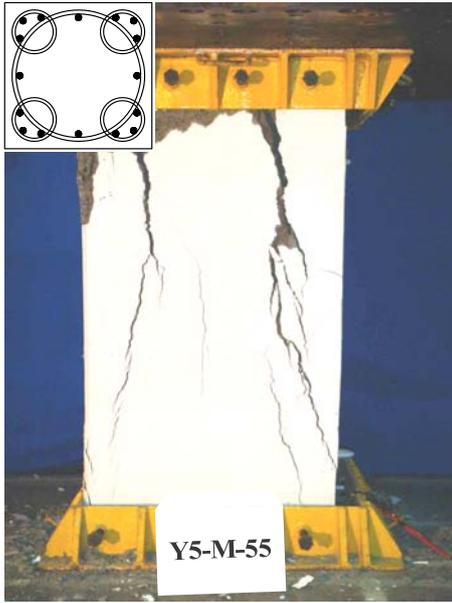
照片 3.12 試體 Y3-S-75 之軸壓破壞情況



(a) 試體 Y4-S-115 達極限載重 P_u 時之破壞情形(極限載重 $P_u = 18393 \text{ kN}$)

(b) 試體 Y4-S-115 在試驗終止後剝除破裂混凝土之破壞情形

照片 3.13 試體 Y4-S-115 之軸壓破壞情況

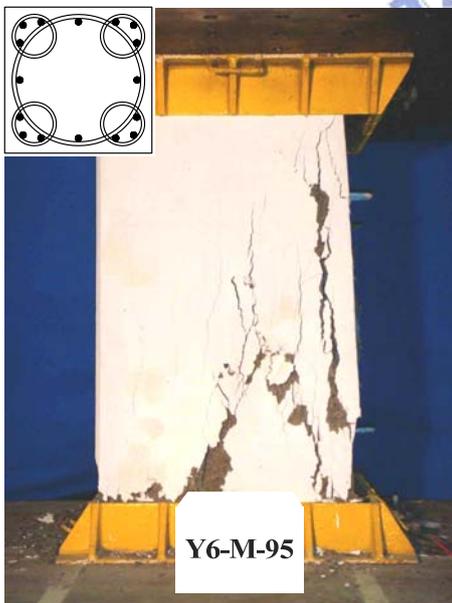


(a) 試體 Y5-M-55 達極限載重 P_u 時之破壞情形(極限載重 $P_u = 15148 \text{ kN}$)

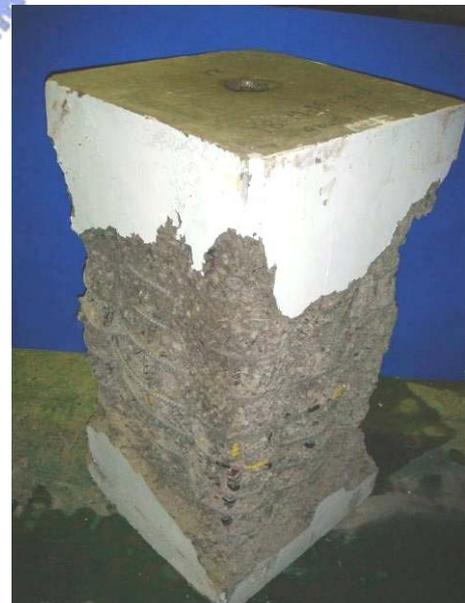


(b) 試體 Y5-M-55 在試驗終止後剝除破裂混凝土之破壞情形

照片 3.14 試體 Y5-M-55 之軸壓破壞情況

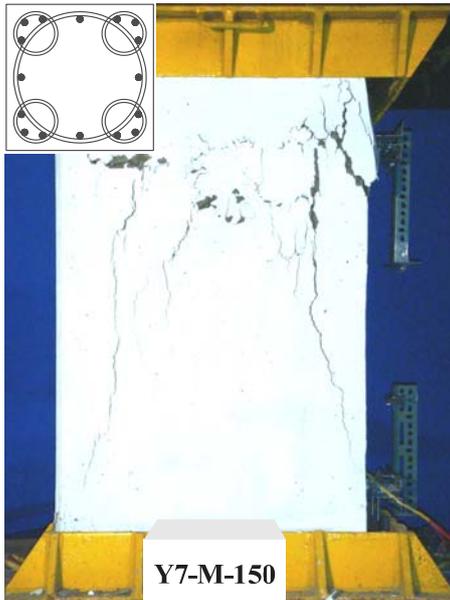


(a) 試體 Y6-M-95 達極限載重 P_u 時之破壞情形(極限載重 $P_u = 14294 \text{ kN}$)



(b) 試體 Y6-M-95 在試驗終止後剝除破裂混凝土之破壞情形

照片 3.15 試體 Y6-M-95 之軸壓破壞情況



(a) 試體 Y7-M-150 達極限載重 P_u 時之破壞情形(極限載重 $P_u = 14913 \text{ kN}$)



(b) 試體 Y7-M-150 在試驗終止後剝除破裂混凝土之破壞情形

照片 3.16 試體 Y7-M-150 之軸壓破壞情況



(a) 試體 Y8-M-75 達極限載重 P_u 時之破壞情形(極限載重 $P_u = 18647 \text{ kN}$)



(b) 試體 Y8-M-75 在試驗終止後剝除破裂混凝土之破壞情形

照片 3.17 試體 Y8-M-75 之軸壓破壞情況



(a) 試體 Y9-M-120 達極限載重 P_u 時之破壞情形(極限載重 $P_u = 17771 \text{ kN}$)



(b) 試體 Y9-M-120 在試驗終止後剝除破裂混凝土之破壞情形

照片 3.18 試體 Y9-M-150 之軸壓破壞情況



(a) 試體 Y10-L-100 達極限載重 P_u 時之破壞情形(極限載重 $P_u = 15227 \text{ kN}$)



(b) 試體 Y10-L-100 在試驗終止後剝除破裂混凝土之破壞情形

照片 3.19 試體 Y10-L-100 之軸壓破壞情況



(a) 試體 Y11-L-140 達極限載重 P_u 時之破壞情形(極限載重 $P_u = 15659 \text{ kN}$)

(b) 試體 Y11-L-140 在試驗終止後剝除破裂混凝土之破壞情形

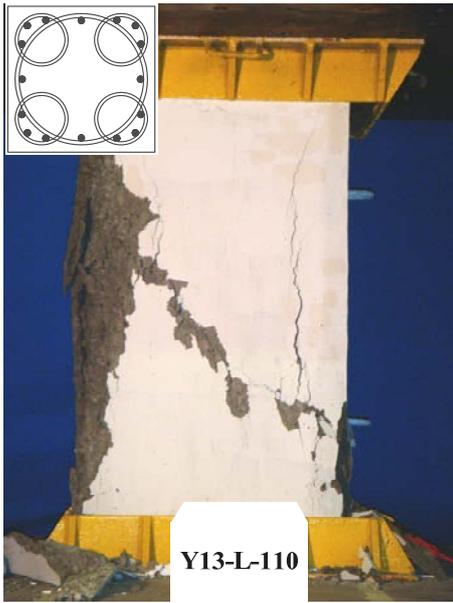
照片 3.20 試體 Y11-L-140 之軸壓破壞情況



(a) 試體 Y12-L-75 達極限載重 P_u 時之破壞情形(極限載重 $P_u = 19405 \text{ kN}$)

(b) 試體 Y12-L-75 在試驗終止後剝除破裂混凝土之破壞情形

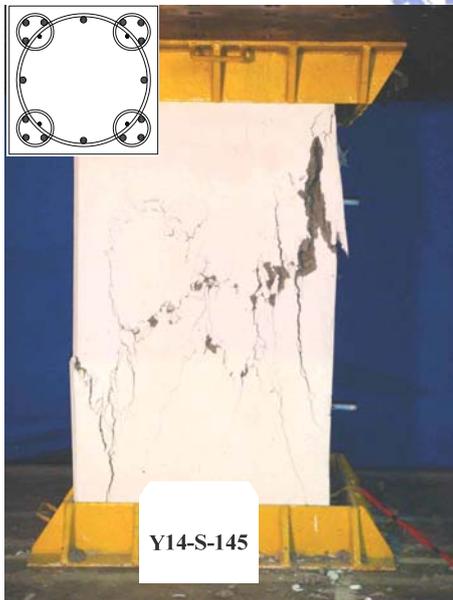
照片 3.21 試體 Y12-L-75 之軸壓破壞情況



(a) 試體 Y13-L-110 達極限載重 P_u 時之破壞情形(極限載重 $P_u = 18104 \text{ kN}$)

(b) 試體 Y13-L-110 在試驗終止後剝除破裂混凝土之破壞情形

照片 3.22 試體 Y13-L-110 之軸壓破壞情況



(a) 試體 Y14-S-145 達極限載重 P_u 時之破壞情形(極限載重 $P_u = 13728 \text{ kN}$)

(b) 試體 Y14-S-145 在試驗終止後剝除破裂混凝土之破壞情形

照片 3.23 試體 Y14-S-145 之軸壓破壞情況

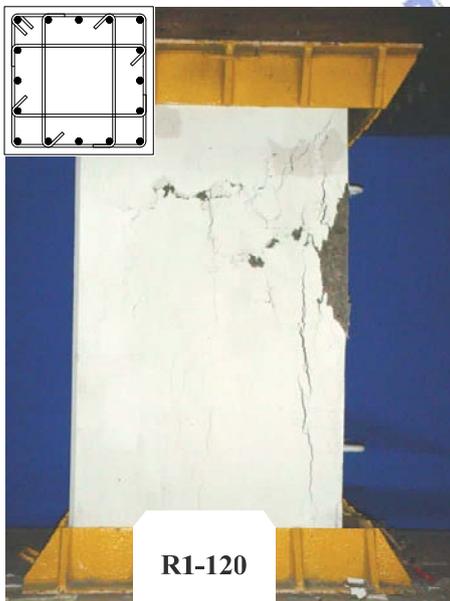


(a) 試體 Y15-S-115 達極限載重 P_u 時之破壞情形(極限載重 $P_u = 18166 \text{ kN}$)



(b) 試體 Y15-S-115 在試驗終止後剝除破裂混凝土之破壞情形

照片 3.24 試體 Y15-S-115 之軸壓破壞情況

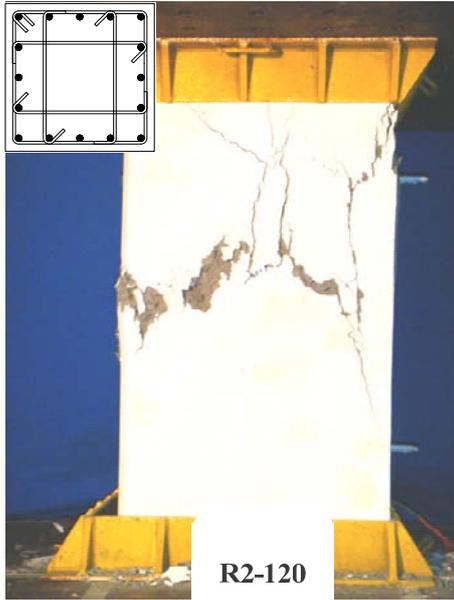


(a) 試體 R1-120 達極限載重 P_u 時之破壞情形(極限載重 $P_u = 14493 \text{ kN}$)



(b) 試體 R1-120 在試驗終止後剝除破裂混凝土之破壞情形

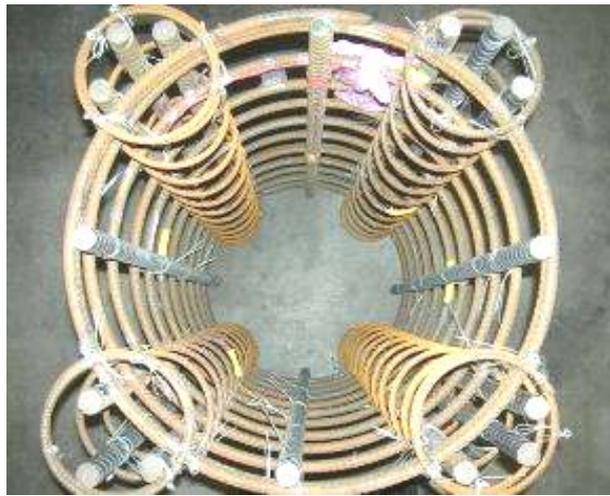
照片 3.25 試體 R1-120 之軸壓破壞情況



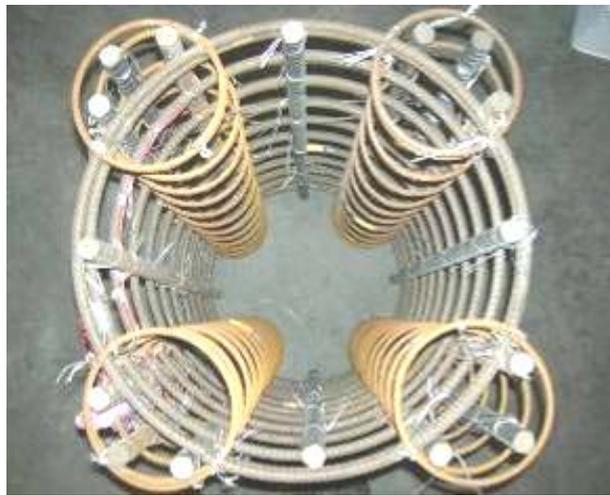
- (a) 試體 R2-120 達極限載重 P_u 時之破壞情形(極限載重 $P_u = 12517\text{ kN}$)
- (b) 試體 R2-120 在試驗終止後剝除破裂混凝土之破壞情形

照片 3.26 試體 R2-120 之軸壓破壞情況

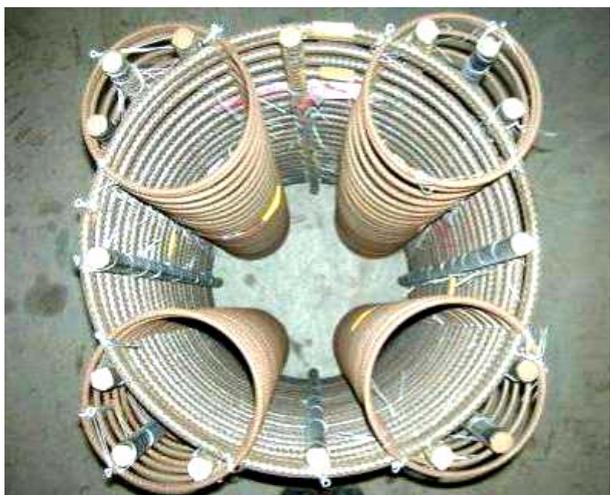




(a) S 系列五螺箍斷面

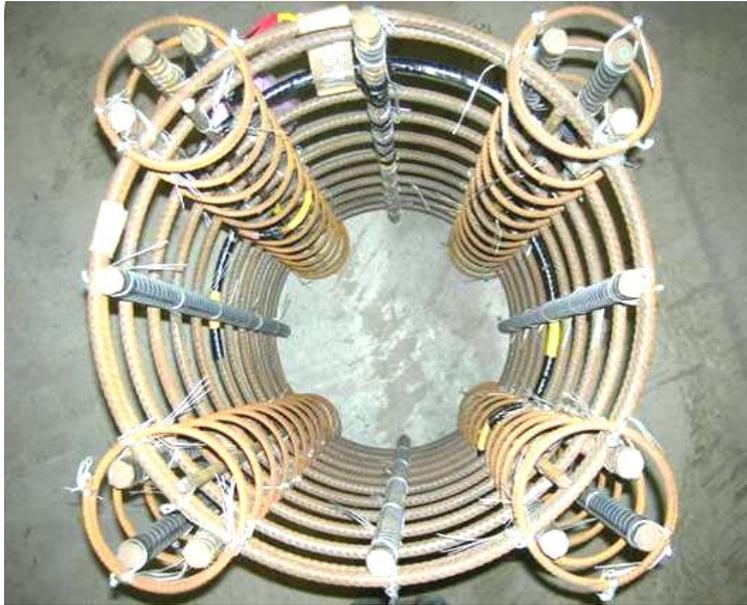


(b) M 系列五螺箍斷面

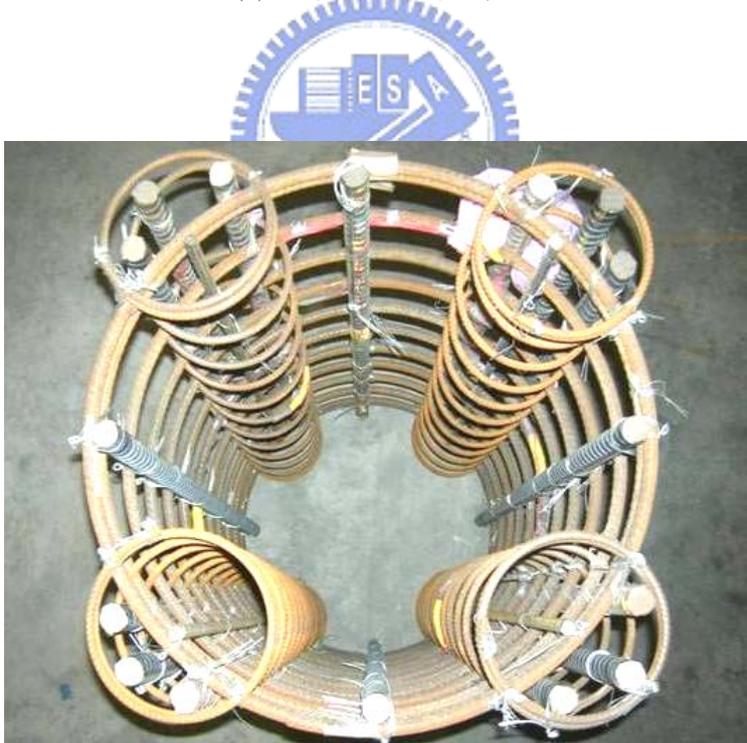


(c) L 系列五螺箍斷面

照片 4.1 交集區無配置鋼筋之五螺箍短柱試體



(a) S 系列五螺箍斷面



(b) M 系列五螺箍斷面

照片 4.2 交集區有配置鋼筋之五螺箍短柱試體



照片 4.3 試體 YW2-S-55 小螺箍局部斷裂



照片 4.4 試體 YW1-S-110 大螺箍連續斷裂



(a) 試驗終止且剝除破裂混凝土後之情形



(b) 大、小螺箍呈斜線狀連續性斷裂

照片 4.5 試體 YW3-M-55 之最終破壞模式



(a) 試驗終止且剝除破裂混凝土後之情形



(b) 角落之小螺箍連續性斷裂

照片 4.6 試體 YW4-M-SPE 之最終破壞模式



(a) 剝除破裂混凝土後主筋挫屈情形



(b) 大、小螺箍交集處之小螺箍斷裂

照片 4.7 試體 YW7-L-95 之最終破壞模式

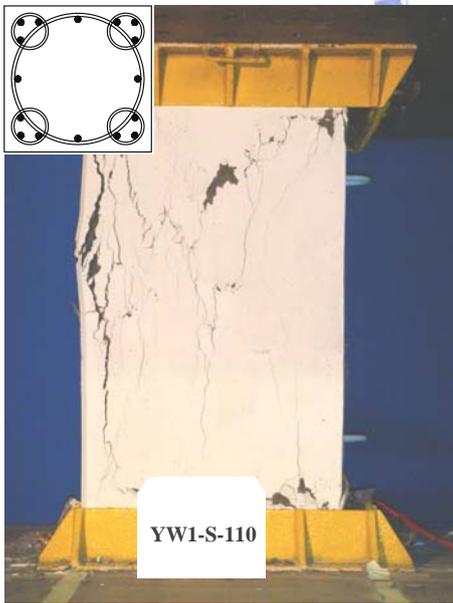


(a) 剝除破裂混凝土後主筋挫屈情形



(b) 大、小螺箍呈斜線狀連續性斷裂

照片 4.8 試體 YW8-L-50 之最終破壞模式

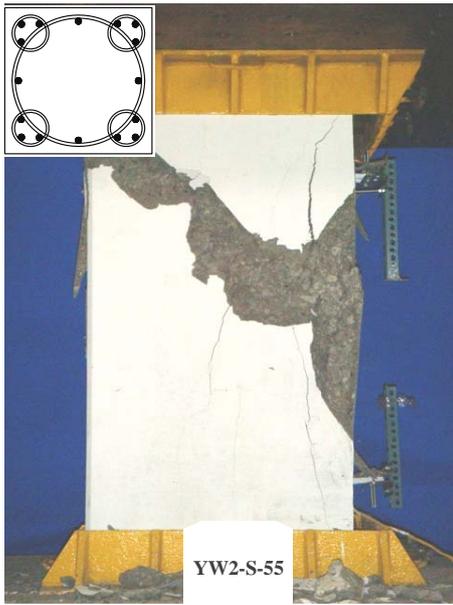


(a) 試體 YW1-S-110 達極限載重 P_u 時之破壞情形(極限載重 $P_u = 17984 \text{ kN}$)



(b) 試體 YW1-S-110 在試驗終止後剝除破裂混凝土之破壞情形

照片 4.9 試體 YW1-S-110 之軸壓破壞情況

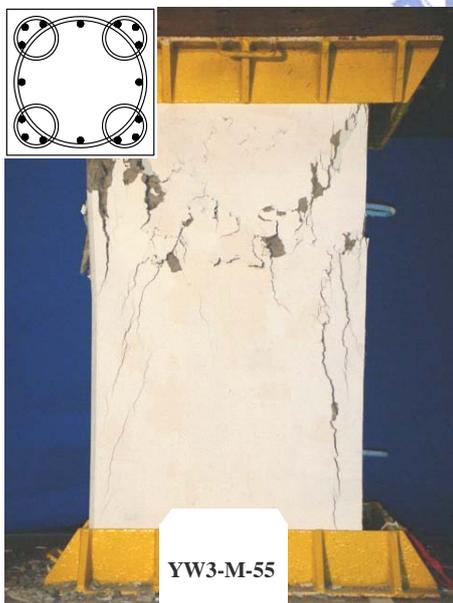


(a) 試體 YW2-S-55 達極限載重 P_u 時之破壞情形(極限載重 $P_u=23090\text{ kN}$)



(b) 試體 YW2-S-55 在試驗終止後剝除破裂混凝土之破壞情形

照片 4.10 試體 YW2-S-55 之軸壓破壞情況

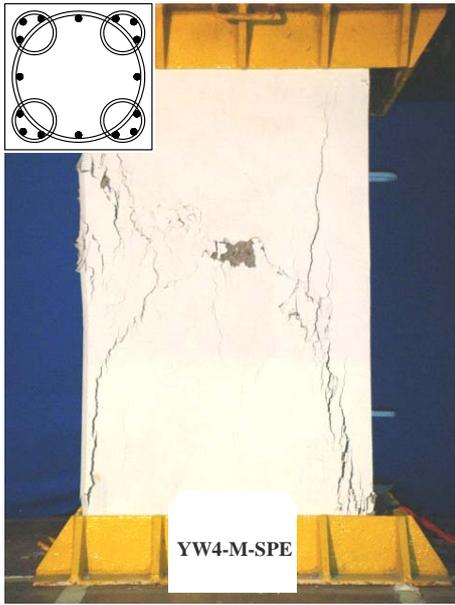


(a) 試體 YW3-M-55 達極限載重 P_u 時之破壞情形(極限載重 $P_u=18907\text{ kN}$)



(b) 試體 YW3-M-55 在試驗終止後剝除破裂混凝土之破壞情形

照片 4.11 試體 YW3-M-55 之軸壓破壞情況

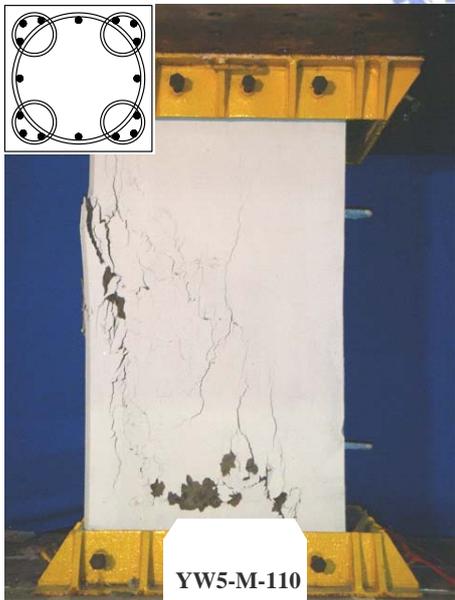


(a) 試體 YW4-M-SPE 達極限載重 P_u 時之破壞情形(極限載重 $P_u=17706\text{ kN}$)



(b) 試體 YW4-M-SPE 在試驗終止後剝除破裂混凝土之破壞情形

照片 4.12 試體 YW4-M-SPE 之軸壓破壞情況

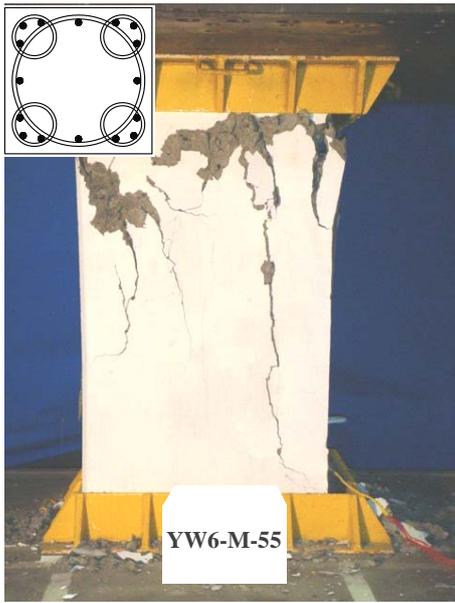


(a) 試體 YW5-M-110 達極限載重 P_u 時之破壞情形(極限載重 $P_u=18621\text{ kN}$)



(b) 試體 YW5-M-110 在試驗終止後剝除破裂混凝土之破壞情形

照片 4.13 試體 YW5-M-110 之軸壓破壞情況

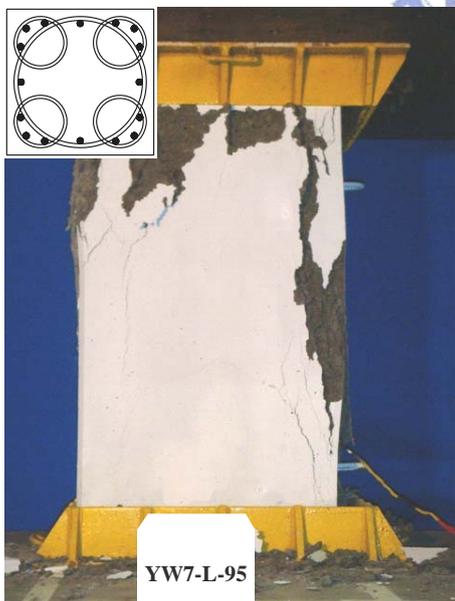


(a) 試體 YW6-M-55 達極限載重 P_u 時之破壞情形(極限載重 $P_u=23865\text{ kN}$)



(b) 試體 YW6-M-55 在試驗終止後剝除破裂混凝土之破壞情形

照片 4.14 試體 YW6-M-55 之軸壓破壞情況

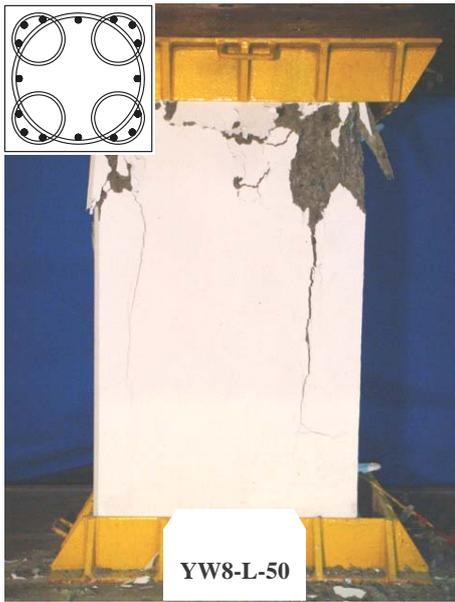


(a) 試體 YW7-L-95 達極限載重 P_u 時之破壞情形(極限載重 $P_u=16758\text{ kN}$)



(b) 試體 YW7-L-95 在試驗終止後剝除破裂混凝土之破壞情形

照片 4.15 試體 YW7-L-95 之軸壓破壞情況

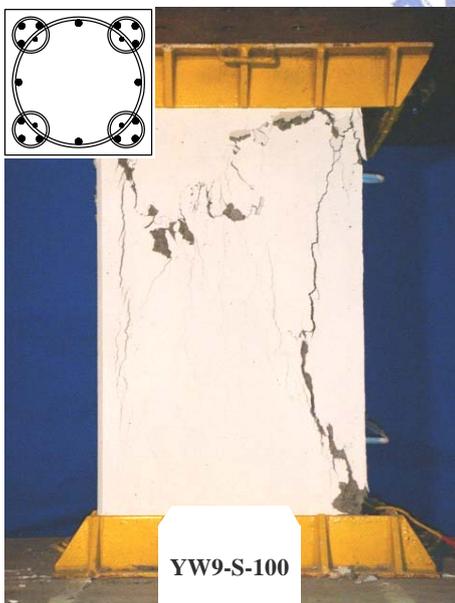


(a) 試體 YW8-L-50 達極限載重 P_u 時之破壞情形(極限載重 $P_u=24714\text{ kN}$)



(b) 試體 YW8-L-50 在試驗終止後剝除破裂混凝土之破壞情形

照片 4.16 試體 YW8-L-50 之軸壓破壞情況

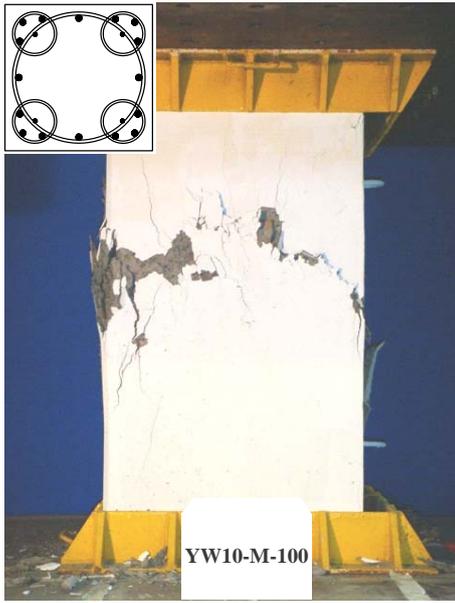


(a) 試體 YW9-S-110 達極限載重 P_u 時之破壞情形(極限載重 $P_u=19252\text{ kN}$)



(b) 試體 YW9-S-110 在試驗終止後剝除破裂混凝土之破壞情形

照片 4.17 試體 YW9-S-110 之軸壓破壞情況

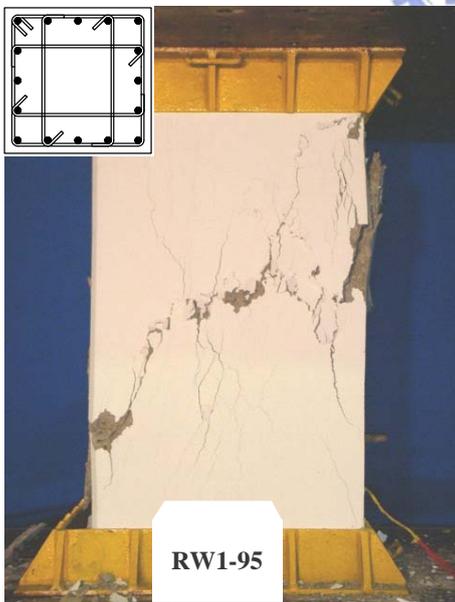


(a) 試體 YW10-M-110 達極限載重 P_u 時之破壞情形(極限載重 $P_u = 18384 \text{ kN}$)



(b) 試體 YW10-M-110 在試驗終止後剝除破裂混凝土之破壞情形

照片 4.18 試體 YW10-M-110 之軸壓破壞情況

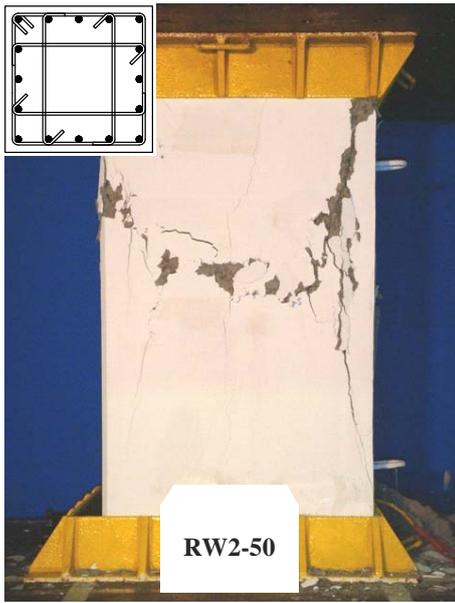


(a) 試體 RW1-95 達極限載重 P_u 時之破壞情形(極限載重 $P_u = 14591 \text{ kN}$)



(b) 試體 RW1-95 在試驗終止後剝除破裂混凝土之破壞情形

照片 4.19 試體 RW1-95 之軸壓破壞情況



(a) 試體 RW2-50 達極限載重 P_u 時之破壞情形(極限載重 $P_u=22543\text{ kN}$)



(b) 試體 RW2-50 在試驗終止後剝除破裂混凝土之破壞情形

照片 4.20 試體 RW2-50 之軸壓破壞情況

