

國立臺灣大學工學院土木工程學研究所

碩士論文

Graduate Institute of Civil Engineering
College of Engineering

National Taiwan University

Master Thesis

高流動化混凝土應用於橋梁工程之配比設計

A study on mix proportion design of high flowing
concrete for bridge engineering



孫昌政

Sun, Chang-Cheng

指導教授：詹穎雯 教授

Advisor: Chan, Yin-Wen, Ph.D.

中華民國一零一年七月

Jul. 2012

國立臺灣大學碩士學位論文
口試委員會審定書

高流動化混凝土應用於橋梁工程之配比設計
A study on mix proportion design of high flowing
concrete for bridge engineering

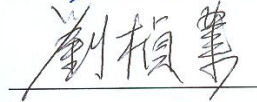
本論文係孫昌政君 (R99521208) 在國立臺灣大學土木工程學系
碩士班完成之碩士學位論文，於民國 101 年 7 月 20 日承下列考試委
員審查通過及口試及格，特此證明。

口試委員：

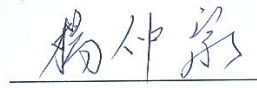
詹穎雯 (指導教授)



劉楨業



楊仲家



廖文正



系主任

呂良正



摘要

台灣地區過往之跨海橋梁工程，多數為跨度小、橋型一般之普通混凝土橋梁，因此長距離跨海大橋所使用之混凝土材料，有必要個案進行探討。另外隨著經濟與觀光發展，未來可能會有越來越多跨海橋梁新建的需求，則本研究之成果，亦可為往後相似工程之參考與借鏡。

本研究之主要目標，是希望能應用既有之高流動化混凝土及 SCC 配比技術，來設計一可實際應用於跨海大橋之混凝土配比。該混凝土配比之材料選用，是按照國內金門大橋之現地施工所用材料，如此可使研究之結果更具實用意義。

針對所設計出之混凝土配比，主要以骨材種類與爐石取代率為變數，進行了六組配比對照試驗，如此以探討此一混凝土配比，是否為合於應用在跨海大橋之混凝土配比。並且探討上述之二個試驗變數對混凝土配比，在新拌性質、強度、及體積穩定性等方面所造成之影響。另外由於國內之混凝土預拌廠，有實際使用大陸東南沿岸骨材之情況，故在本研究中，亦針對此等骨材進行基本性質檢驗，以探討其可用性。

關鍵字:橋樑工程、爐石混凝土、大陸骨材、混凝土配比、乾縮潛變

目錄

摘要.....	III
目錄.....	IV
表目錄.....	VIII
圖目錄.....	IX
第一章 緒論.....	1
1.1 研究背景.....	1
1.2 研究範圍.....	3
第二章 文獻回顧.....	5
2.1 混凝土概述.....	5
2.2 常見橋樑用混凝土分類.....	6
2.2.1 普通混凝土(OPC).....	7
2.2.2 高性能混凝土.....	8
2.2.3 自充填混凝土.....	9
2.2.3.1 粉體系 SCC.....	10
2.2.3.2 增粘劑系 SCC.....	11
2.2.3.3 併用系 SCC.....	11
2.3 HFC、SCC 配比試驗用材料之介紹.....	11
2.3.1 飛灰.....	12
2.3.2 爐石粉.....	14
2.3.2.1 爐石之來源、產製與使用概況.....	14
2.3.2.2 爐石的成分性質.....	16
2.3.2.3 爐石主要水化反應機理.....	18
2.3.2.4 爐石對混凝土性質的影響.....	19
2.3.3 高性能減水劑.....	28
2.3.3.1 各種高性能減水劑之化學結構及相關特性.....	29
2.3.3.2 高性能減水劑之分散機制.....	33
2.3.4 骨材(粗細粒料).....	38
2.4 混凝土之體積穩定性問題(乾縮與潛變).....	41
2.4.1 混凝土中的水.....	41
2.4.2 混凝土乾縮與潛變之機理.....	43
2.4.2.1 乾縮.....	43
2.4.2.2 潛變.....	47
2.4.2.3 乾燥潛變.....	47
2.4.3 潛變的表示方式.....	48
2.4.4 影響混凝土乾縮潛變之因子.....	49
2.4.4.1 骨材因素.....	49

2.4.4.2 水泥種類.....	51
2.4.4.3 水灰比之影響.....	52
2.4.4.4 養護齡期.....	53
2.4.4.5 環境溫、濕度.....	53
2.4.4.6 試體尺寸.....	54
2.5 混凝土乾縮潛變量之預測模式.....	54
2.5.1 CEB-FIP Model Code 1990(歐洲).....	55
2.5.2 GL2000(加拿大).....	56
2.5.3 B3 Model(美國).....	57
2.5.4 AASHTO LRFD(2004).....	59
2.5.5 CCL Model 2001(台灣).....	60
第三章 試驗架構與各試驗內容.....	63
3.1 研究與試驗流程.....	63
3.2 配比拌合及試驗之用料.....	65
3.3 配比設計.....	66
3.3.1 配比設計之目標與依據.....	66
3.3.2 配比設計之流程.....	68
3.3.3 上部預力結構配比.....	69
3.3.4 橋梁下部墩柱結構配比.....	73
3.4 骨材基本性質試驗.....	74
3.4.1 比重及吸水率(SSD)試驗.....	74
3.4.2 含泥量與篩分析試驗.....	76
3.4.3 洛杉磯磨損試驗.....	78
3.4.4 粗粒料中扁平、細長或扁長顆粒含量試驗.....	80
3.5 試體拌合製作與新拌性質試驗.....	81
3.5.1 試體拌合製作.....	81
3.5.2 坍度、坍流度、T ₅₀ 試驗.....	83
3.5.3 自充填混凝土流下性試驗.....	84
3.5.4 自充填混凝土障礙通過性試驗.....	86
3.5.5 含氣量與單位重試驗.....	87
3.5.6 初終凝時間試驗.....	88
3.6 抗壓強度與楊氏係數測定.....	89
3.7 體積穩定性試驗.....	93
第四章 試驗結果與分析.....	100
4.1 膠結料物化性質試驗.....	100
4.2 粗細粒料基本性質試驗.....	102
4.2.1 比重.....	109
4.2.2 面乾內飽和含水率.....	109

4.2.3 篩分析.....	109
4.2.4 含泥量.....	110
4.2.5 粗粒料洛杉磯磨耗率.....	110
4.2.6 粗粒料粒形試驗結果.....	113
4.2.6.1 粒形試驗之重要性及其結果之表示方式.....	113
4.2.6.2 粒形試驗結果分析.....	115
4.3 混凝土配比與新拌性質試驗.....	119
4.3.1 配比特性與試驗變數.....	119
4.3.2 混凝土新拌性質試驗.....	120
4.3.2.1 上構 HFC 之工作性.....	121
4.3.2.2 下構 SCC 之工作性.....	124
4.3.2.3 含氣量與單位重試驗.....	128
4.3.2.4 凝結時間試驗.....	129
4.4 抗壓強度與楊氏係數.....	130
4.4.1 爐石取代率對抗壓強度發展之影響.....	132
4.4.2 爐石取代率對楊氏係數(E)發展之影響.....	132
4.4.3 骨材種類對抗壓強度發展之影響.....	135
4.4.4 骨材種類對楊氏係數發展之影響.....	142
4.4.5 各混凝土配比之 E 值與預測模式之比較.....	144
4.4.5.1 二十八天 E 值與預測模式之比較.....	144
4.4.5.2 楊氏係數(E)與抗壓強度之關係.....	147
4.5 體積穩定性試驗.....	151
4.5.1 各乾縮預測模式之預測結果討論.....	152
4.5.2 各潛變預測模式之預測結果討論.....	155
4.5.3 乾縮試驗結果討論.....	158
4.5.3.1 爐石取代率對乾縮之影響.....	158
4.5.3.2 粗骨材種類對乾縮之影響.....	160
4.5.3.3 養護齡期對乾縮之影響.....	162
4.5.4 總潛變試驗結果討論.....	163
4.5.4.1 爐石取代率對潛變之影響.....	163
4.5.4.2 粗骨材種類對潛變之影響.....	166
4.5.4.3 養護齡期對潛變之影響.....	166
4.5.5 各混凝土配比乾縮試驗結果與預測模式之比較.....	170
4.5.6 各混凝土配比潛變試驗結果與預測模式之比較.....	179
第五章 結論與建議.....	184
5.1 結論.....	184
5.1.1 骨材性質.....	185
5.1.2 混凝土配比與新拌性質.....	185

5.1.3 抗壓強度與楊氏係數之發展.....	186
5.1.4 體積穩定性.....	187
5.2 建議.....	188
參考文獻.....	190



表目錄

表 2.1 飛灰之性質	13
表 2.2 卜作嵐材料之化學成分	18
表 2.3 爐石粉細度與抗壓強度之關係表	22
表 2.4 高強度混凝土骨材性質要求	39
表 3.1 混凝土強度規格表	67
表 3.2 第一次配比試拌結果	70
表 3.3 第二次配比試拌結果	72
表 4.1 水淬高爐爐渣粉(120 級)試驗結果	100
表 4.2 台泥卜特蘭二型水泥物性試驗結果	101
表 4.3 台泥卜特蘭二型水泥化性試驗結果	101
表 4.4 台泥卜特蘭二型水泥化學成分表	102
表 4.5 粗粒料 A 基本性質表	103
表 4.6 細粒料 A 基本性質表	104
表 4.7 粗粒料 B 基本性質表	105
表 4.8 細粒料 B 基本性質表	106
表 4.9 粗粒料 A 級配-粒形分佈表	107
表 4.10 粗粒料 B 級配-粒形分佈表	108
表 4.11 混凝土試驗配比資料表	119
表 4.12 上構 HFC 新拌性質表	121
表 4.13 下構 SCC 新拌性質表	121
表 4.14 SCC 相關試驗規定	128
表 4.15 抗壓強度發展表	131
表 4.16 28 天齡期 E 值與預測公式比較表	146
表 4.17 E 對 $\sqrt{}$ (抗壓強度)之迴歸式	148
表 4.18 各預測模式之極限乾縮量	170
表 4.19 體積穩定性試驗數據(1)	171
表 4.20 體積穩定性試驗數據(2)	172
表 4.21 體積穩定性試驗數據(3)	173
表 4.22 體積穩定性試驗數據(4)	174
表 4.23 體積穩定性試驗數據(5)	175
表 4.24 各預測模式之極限潛變係數	179

圖目錄

圖 1.1 金門大橋位置示意圖	2
圖 2.1 飛灰顆粒 SEM 照片	12
圖 2.2 爐石之分類	15
圖 2.3 爐石粉顆粒 SEM 照片	16
圖 2.4 波特蘭水泥與爐石之三相圖	17
圖 2.5 爐石粉水泥砂漿強度成長趨勢	21
圖 2.6 爐石粉細度之抗壓強度成長關係圖	22
圖 2.7 爐石粉取代與抗壓強度之關係圖	23
圖 2.8 爐石粉取代與水泥砂漿強度之關係圖	24
圖 2.9 爐石粉取代與水膠比之強度關係圖	25
圖 2.10 爐石粉取代量與抗壓強度之關係	25
圖 2.11 爐石粉取代對水化熱影響之關係圖	26
圖 2.12 爐石粉取代對砂漿膨脹影響之關係圖	28
圖 2.13 改良磺酸化木質素化學結構式	30
圖 2.14 SNF 化學結構式	31
圖 2.15 SMF 化學式	32
圖 2.16 CAE 分子結構	33
圖 2.17 水泥顆粒絮凝與束縛水	34
圖 2.18 強塑劑吸附在水泥顆粒表面	34
圖 2.19 靜電排斥	35
圖 2.20 離子強度對電雙層厚度與表面電位之影響	35
圖 2.21 立體障礙	36
圖 2.22 強塑劑對漿體顆粒之作用機制	36
圖 2.23 水披覆環繞機制	37
圖 2.24 輸氣機制	38
圖 2.25 粗骨材種類與抗壓強度之關係圖	40
圖 2.26 水泥漿體中水分存在的不同型態	42
圖 2.27 混凝土潛變之組成與定義	46
圖 2.28 不同骨材之混凝土潛變比較	50
圖 2.29 不同骨材與混凝土比潛變之關係	51
圖 2.30 不同研究中極限比潛變和水灰比之關係	52
圖 3.1 實驗流程圖	65
圖 3.2 配比設計之流程	69
圖 3.3 比重瓶	75
圖 3.4 圓錐模及搗棒	75

圖 3.5	水中重磅秤	76
圖 3.6	號篩組	77
圖 3.7	小型搖篩機	77
圖 3.8	大型搖篩機	78
圖 3.9	洛杉磯磨損試驗機	79
圖 3.10	磨球	79
圖 3.11	比例測徑器	80
圖 3.12	水平雙軸臥式拌合機	81
圖 3.13	小型拌合機	82
圖 3.14	電子式含水量測定儀	82
圖 3.15	圓柱形紙模	83
圖 3.16	坍度錐及相關用具	84
圖 3.17	混凝土流度錐	85
圖 3.18	箱型試驗儀	87
圖 3.19	B 型氣量計	88
圖 3.20	貫入試驗儀	89
圖 3.21	MTS 萬能材料試驗機	90
圖 3.22	圓柱試體端末研磨機	91
圖 3.23	電阻式變位計夾具	92
圖 3.24	電阻式變位計	92
圖 3.25	多功能資料收集器	93
圖 3.26	機械式測微計	94
圖 3.27	手提式應變指示儀	95
圖 3.28	荷重計	95
圖 3.29	三十噸油壓千斤頂	96
圖 3.30	定壓潛變架、恆溫恆濕室	97
圖 3.31	產業用除濕機	98
圖 3.32	機械式測微計測定點	98
圖 4.1	粗粒料 B	112
圖 4.2	粗粒料 B 經洛杉磯磨耗後	113
圖 4.3	粗粒料 A(#4 級配)顯著存在之細長石	115
圖 4.4	粗粒料 A(3/8 級配)顯著存在之細長石	116
圖 4.5	粗粒料 A(1/2 級配)顯著存在之扁平石	117
圖 4.6	粗粒料 A(3/8 級配)顯著存在之扁平石	117
圖 4.7	粗粒料 A(3/8 級配)顯著存在之扁長石	118
圖 4.8	粗粒料 A(#4 級配)顯著存在之扁長石	118
圖 4.9	AS0 配比坍流度情況	122
圖 4.10	AS45 配比坍流度情況	123

圖 4.11	BS0 配比坍流度情況	123
圖 4.12	BS45 配比坍流度情況	124
圖 4.13	AP 配比坍流度情況	125
圖 4.14	BP 配比坍流度情況	125
圖 4.15	AP 配比箱型試驗情況	127
圖 4.16	BP 配比箱型試驗情況	127
圖 4.17	抗壓強度發展比較圖(1)	133
圖 4.18	抗壓強度發展比較圖(2)	134
圖 4.19	楊氏係數發展比較圖(1)	134
圖 4.20	楊氏係數發展比較圖(2)	135
圖 4.21	抗壓強度發展比較圖(3)	138
圖 4.22	抗壓強度發展比較圖(4)	138
圖 4.23	抗壓強度發展比較圖(5)	139
圖 4.24	AS0 九十天齡期抗壓試體破壞面	139
圖 4.25	AS45 九十天齡期抗壓試體破壞面	140
圖 4.26	BS45 九十天齡期抗壓試體破壞面	140
圖 4.27	BP 九十天齡期抗壓試體破壞面	141
圖 4.28	楊氏係數發展比較圖(3)	143
圖 4.29	楊氏係數發展比較圖(4)	143
圖 4.30	楊氏係數發展比較圖(5)	144
圖 4.31	楊氏係數與抗壓強度關係圖(粗粒料 A)	150
圖 4.32	楊氏係數與抗壓強度關係圖(粗粒料 B)	150
圖 4.33	預測模式 90 天乾縮發展歷時曲線(1)	153
圖 4.34	預測模式 90 天乾縮發展歷時曲線(2)	153
圖 4.35	預測模式 90 天乾縮發展歷時曲線(3)	154
圖 4.36	預測模式 90 天乾縮發展歷時曲線(4)	154
圖 4.37	預測模式 90 天乾縮發展歷時曲線(5)	155
圖 4.38	預測模式 90 天潛變發展歷時曲線(1)	156
圖 4.39	預測模式 90 天潛變發展歷時曲線(2)	156
圖 4.40	預測模式 90 天潛變發展歷時曲線(3)	157
圖 4.41	預測模式 90 天潛變發展歷時曲線(4)	157
圖 4.42	預測模式 90 天潛變發展歷時曲線(5)	158
圖 4.43	乾縮試驗結果比較圖(1)	159
圖 4.44	乾縮試驗結果比較圖(2)	159
圖 4.45	乾縮試驗結果比較圖(3)	161
圖 4.46	乾縮試驗結果比較圖(4)	161
圖 4.47	乾縮試驗結果比較圖(5)	162
圖 4.48	潛變試驗結果比較圖(1)	164

圖 4.49 潛變試驗結果比較圖(2).....	164
圖 4.50 潛變試驗結果比較圖(3).....	165
圖 4.51 潛變試驗結果比較圖(4).....	165
圖 4.52 潛變試驗結果比較圖(5).....	167
圖 4.53 潛變試驗結果比較圖(6).....	167
圖 4.54 潛變試驗結果比較圖(7).....	168
圖 4.55 潛變試驗結果比較圖(8).....	168
圖 4.56 潛變試驗結果比較圖(9).....	169
圖 4.57 潛變試驗結果比較圖(10).....	169
圖 4.58 乾縮試驗結果比較圖(6).....	177
圖 4.59 乾縮試驗結果比較圖(7).....	177
圖 4.60 乾縮試驗結果比較圖(8).....	178
圖 4.61 乾縮試驗結果比較圖(9).....	178
圖 4.62 乾縮試驗結果比較圖(10).....	179
圖 4.63 潛變試驗結果比較圖(11).....	180
圖 4.64 潛變試驗結果比較圖(12).....	180
圖 4.65 潛變試驗結果比較圖(13).....	181
圖 4.66 潛變試驗結果比較圖(14).....	181
圖 4.67 潛變試驗結果比較圖(15).....	182



第一章 緒論

1.1 研究背景

台灣過去跨海橋梁之工程案例不多，現有的濱海橋梁多數為跨度小、橋型一般之普通混凝土橋梁，但目前即將動工之「金門跨海大橋」，完工後將成為我國第一座長距離現代跨海大橋，因此，其所使用之混凝土材料有必要個案進行探討，以瞭解與橋梁行為相關之各項材料特性，以確保其符合相關設計參數。另外隨著經濟與觀光發展，未來可能會有越來越多跨海橋梁新建的需求，則此一有關跨越海域環境的混凝土橋梁，所用的混凝土材料之個案研究，其之成果應亦具有某種代表性，而可為往後相似工程之參考與借鏡。

金門大橋計畫在於建立一座連接烈嶼鄉（小金門）與大金門之跨海橋梁，其路線預計總長為 5.4 公里，其中跨海部分實長約 4.78 公里，本計畫規劃路線，起點於烈嶼鄉（小金門）后頭地區與 4-17 計畫道路（湖埔路）平面相交，道路縱坡爬升跨越烈嶼鄉濱海大道後，右轉東行經金門嶼南側礁石區後，直線跨越金門海道，進入大金門端湖下南方，避開現有聚落與慈湖路平面相交。而其初步規畫設計之主橋選擇脊橋型式之大跨度混凝土橋。

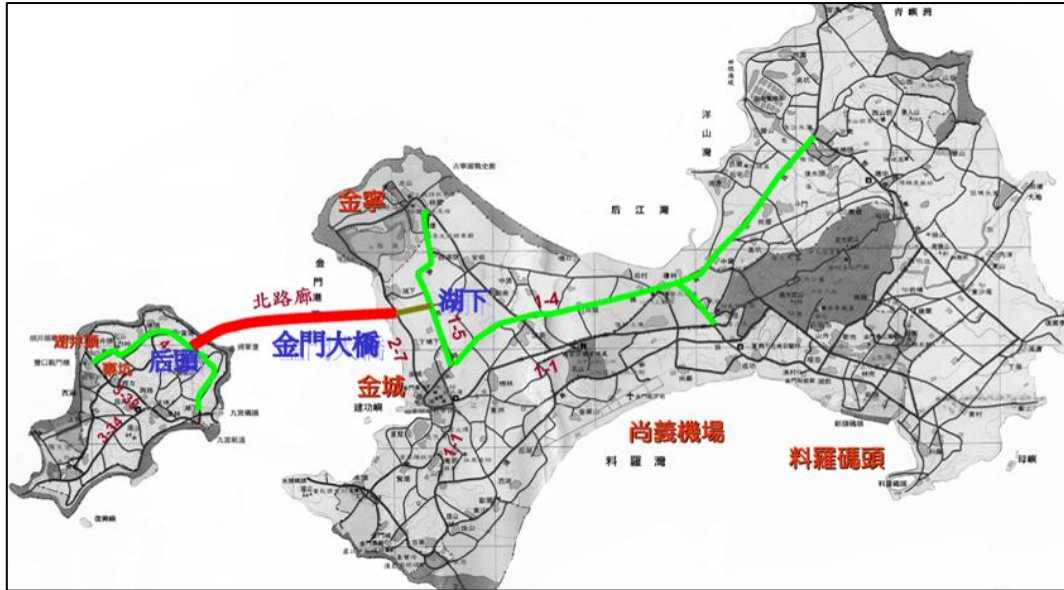


圖 1.1 金門大橋位置示意圖

上述之跨海大橋，其所需之混凝土材料特性，大致可歸納為四項主要之議題：其一為抗腐蝕條件之耐久性需求，這個特性應以「高性能混凝土」配比來加以達成，包括：低水膠比，使用高細度爐石卜作嵐材料等，藉提高混凝土水密性來提昇橋梁耐久性。再來為預力橋梁相關之混凝土材料特性，跨海橋梁多數採大跨度之特殊橋梁型式，因此，幾無例外多為預力橋梁，所以有關預力混凝土之潛變乾縮現象即屬重要議題，應加以探討，以確保設計參數之正確性。第三個議題為施工性，無可避免的，這類特殊橋梁的施工條件均有一定挑戰性，因此，如何在嚴苛的環境條件下，確保混凝土之施工品質，實為一重大考驗，以現今混凝土工程技術而言，自充填混凝土或高流動化混凝土，已普遍成為克服艱難施工條件之解決方案。最後，在實務之施工層面上，由於金門大橋之工址離台灣地區較遠，因此基於運費成本之考量，

其混凝土所用之粗細粒料，為來自中國東南沿海各省(主要為福建)開採所得，而此等粗細粒料之性質，以及其用於高性能混凝土上時，混凝土所能表現之性能，究竟與台灣本島所產之粗細粒料是否存在差異，亦應作一檢核。

綜合上述，為能提供金門大橋設計上有關混凝土材料之相關資訊，甚而供往後跨海混凝土橋梁其所用之混凝土材料之參考依據，應根據前述之各項議題，進行必要之材料試驗研究，始能提出正確適當的混凝土材料規格與相關參數，使設計者能掌握正確的材料參數、施工者亦能以最適當之配比進行施工作業，所完成的跨海橋梁始能具備包含耐久性、預力結構性能在內的各项設計需求。

1.2 研究範圍

本文研究的範圍概分為四個階段，敘述如下：

首先，根據跨海大橋之混凝土材料，強度與工作性之需求，進行初步配比測試，以擬定本研究所欲進行測試之各混凝土配比，並同時蒐集各混凝土配比所需使用之材料，包含：膠結料、中國東南沿海各地區所產之粗細粒料、高性能減水劑等。並對蒐集所得的各組粗細粒料，測定其之各項基本性質。

其次，製備各組配比所需進行之後續各試驗項目之試體，並同時測定各配比之混凝土新拌性質，以探討其之新拌行為與工作性。

再來，測定各混凝土配比之力學性質，包含各齡期之強度、楊氏係數；另外在體積穩定性的部分，將針對乾燥收縮、基本潛變、總潛變之變形行為進行測定。

最後，由上述各項試驗所得之數據，進行預力橋梁相關之混凝土材料特性分析，並針對跨海大橋設計時，所用之混凝土各參數，提出建議值；以及實際施工時，所用之混凝土配比及材料提出相關之建議。



第二章 文獻回顧

2.1 混凝土概述

混凝土主要由水、水泥、砂、和石這四種材料組成，它們在世界各地大致可以合理經濟的成本取得。混凝土成品的好壞除原料的品質與品質相當重要外，同時混凝土的配比選擇，與生產過程，包含拌和、運送、澆置、振搗和拆模後養護等，均為關鍵之因素。針對不同的目標工程，選擇最匹配的混凝土配比，是使混凝土工程的安全性、經濟性、施工性、耐久性、環保性均達工程目標的關鍵。不管是新拌混凝土，還是硬固混凝土都是如此。

新拌混凝土和硬固混凝土的性能密切相關，要使兩者都獲得優良的性能有時是矛盾的。例如，減少粗粒料用量可提高漿體量和細粒料的含量，從而提高新拌混凝土的黏滯性和流動性，使其更易於運輸、澆置和振動，以獲得更好的施工性。然而，粗粒料用量的減少會增加混凝土的開裂傾向，影響硬固混凝土的性能。尤有甚者，在乾燥環境下，水泥用量越多，混凝土的乾縮，潛變(即持續載重作用下之緩慢變形)，會因水泥漿—粗粒料比值的增加而增大。當水泥和粗細粒料的用量比例固定時，減少細粒料的用量、增加粗粒料的用量，會使混凝土的黏滯性變差，更容易泌水(Bleeding)和析離(Segregation)，

即水泥漿體容易與粒料分離。而混凝土的泵送和澆置也更困難，混凝土拆模後較易出現蜂窩（Honeycomb）等缺陷。混凝土兩個主要相：水泥漿和粒料，以及 4 個成份：水、粉體、細粒料和粗粒料的比例需依據新拌混凝土的工作性和硬固混凝土的力學性質、體積穩定性及耐久性，來進行適當之調整。

配比設計方法由 20 世紀早期的經驗體積法(1：2：3—水泥：細粒料：粗粒料)，發展到具標準設計方法的「普通混凝土、重混凝土和巨積混凝土配比設計指南」(ACI 211.1)【1】中所介紹的重量法及絕對體積法。重量法根據假定或已知的單位體積混凝土重量，能相當簡便而快速地估計混凝土拌和物的配比。更精確的方法是絕對體積法，該法利用各材料的相對密度，來計算它們各自在單位體積混凝土中所占的絕對體積。

普通混凝土的工作性依據混凝土結構的不同，坍度介於 7.5~15cm 之間，而混凝土在化學摻料的添加後成為高性能混凝土，高性能混凝土在各種性質上皆優於普通混凝土。而近年來為了提升工程施工品質，克服困難施工條件，不需振動搗實即可自行充填至模板各角落的自充填混凝土配比也已成功的發展出來。

2.2 常見橋樑用混凝土分類

RC 橋樑結構，一般可分為橋面結構(上構)，墩柱、基礎版結構(下

構)，和擋土牆、沉箱、基樁(大地基礎結構)等。本論文之討論範圍，主要為上、下構之混凝土配比設計與性能試驗，故以下依工作性之不同，簡介幾種常用於橋樑上、下構之混凝土配比種類。

2.2.1 普通混凝土(OPC)

普通混凝土(Ordinary Portland Concrete, OPC)，為早期之橋樑工程所主要應用者，其為以水泥、水和粗細粒料，按適當比例配合之拌和物。OPC 在材料均質性上由於漿體之黏稠性受用水量高低影響極大，且需振動；因此易發生粒料析離或浮水現象，材料均質性不易掌握，進而使結構體之瑕疵、孔洞或弱面發生率較高，且不同批次之預拌混凝土間，變異性亦較大。強度方面，其混凝土抗壓強度之變異性也大，品質不易控制。

在施工性方面，OPC 坍度低，泵送性較差，欲達較佳之工程品質存在先天之障礙。施工後混凝土表面較粗糙，常須二次粉光作業。而 OPC 的耐久性會因振動搗實作業不確實，常產生泌水或氣泡孔洞，影響混凝土與鋼筋間之握裹；並且因緻密性低，造成氯離子入侵混凝土之現象較劇烈，使得 RC 結構之耐久性降低。另外，凝結與硬固時間較快速，可配合提前拆模。

2.2.2 高性能混凝土

一般來說，具有比普通混凝土更為卓越的性能者，即稱為高性能混凝土。美國混凝土學會（American Concrete Institute, ACI）對其定義為：當混凝土的工作性、抗壓強度、彈性模數、體積穩定性、耐磨性、與耐久性等性質優於普通混凝土時，便可視為高性能混凝土，而其中工作性之大幅改善，一般被工程界認為為其與普通混凝土不同之處。美國材料試驗學會（American Society for Testing and Materials, ASTM）C1707 **【2】**認為混凝土坍度若大於 190 mm 以上，便可視為具有較佳工作性之流動化混凝土。

另外，文獻 **【3】**亦指出強度為 40MPa 的 HPC 用於橋樑工程時比較經濟，同時還符合耐久性因子的要求，如氣孔體系和抗氯離子滲透性等。

本研究所用之配比中，皆具備高性能混凝土之特性，即採用較低水膠比。而一般認定上其合理範圍在 0.20~0.45 之間。在配製時需要添加高效能減水劑以確保 HPC 的流動性和工作性。HPC 一般具有較高強度，但強度並非為主要考量因素，而是要兼顧具備良好的耐久性和較低的滲透性，及較高之工作性。另外，由於本研究之配比需應用於預力結構，因此尚須包括良好之體積穩定性。

基本上，本研究所指的 HPC 其所主要著重者為良好之工作性，因

此更可進一步的將其縮限為高流動化混凝土(High Flowing Concrete，簡稱為 HFC)。文獻【4】指出：在一般工程中，使用普通混凝土工作性不足以致施工困難，振搗不易確實導致耐久性不佳；使用 SCC 則強度遠高於目標強度、顯不經濟不環保，同時需考量水化熱、體積穩定性等問題。而 HFC 的概念為取 ACI 配比設計的精神，使其實際強度與目標強度相近，同時耐久性優於普通混凝土(Ordinary Portland Cement Concrete, OPC)並與 SCC 相近，僅在充填性不及於 SCC。

簡而言之，HFC 是一種同時具有流動性與黏滯性的混凝土，雖未能達到如 SCC 之完全免震搗的程度，但可承受與 OPC 相同的振搗方式而不產生粒料析離。由於此種混凝土具高流動性、易泵送、澆置速度快、可有效節省人力及工時、以及與 SCC 相同之避免施工偷加水之特性等優點，其性能雖不及 SCC 但卻遠優於 OPC，用於一般配筋量的建築結構已有顯著優勢。此外，其產製門檻較 SCC 低，預拌混凝土廠生產品質較易於控制，且經濟性較高，故可普遍應用於一般混凝土構造物。

2.2.3 自充填混凝土

自充填混凝土係指澆置過程中，不需施加任何振動搗實，完全藉由其自身之充填能力，而充填至鋼筋間隙及模版各角落之特殊混凝土。SCC 之充填性能需藉由適當的配比設計與調整，並配合特殊化學摻料

的使用所達成。以自充填混凝土施工，可有效避免因施工人員素質、訓練或管理之不良，所造成的施工瑕疵及品質落差，大幅提昇構件的可靠度，故以 SCC 施工的 RC 構造物咸信有更接近設計值之承載力與耐震力。

而自充填混凝土若應用於特殊橋樑工程，則可省去混凝土於澆置過程中，用在混凝土輸送、振動、搗實等環節上的大量人力，使「人」的因素減到最低的程度。除可確保工程的施工品質，並可因為適當的施工流程管理與人工的免除，大幅降低施工成本【5】。

參照日本自充填混凝土的配比設計規範，可將其分為以下三類：粉體系高流動混凝土配比、增稠劑系高流動混凝土配比，及併用系高流動混凝土配比【6】【7】，分述如下。

2.2.3.1 粉體系 SCC

粉體系 SCC 主要以不同種類膠結料的組合及用量來達到目的。該混凝土之材料分離抵抗性的試驗，通常以 V 漏斗流下時間及坍流度試驗到達 500mm 的時間，做為判斷的依據。在實際的施工案例中發現，若坍流度值未達 500mm，則在打送混凝土通過鋼筋時，發生堵塞的可能性將提高，若坍流度值超過 700mm，則在泵送時，材料析離的可能性將提高，故粉體系配比建議坍流度在 500mm~700mm。

粉體系的配比設計法在混凝土流動能力方面，對水量的變化極為

敏感，水量稍有不足，則流動性大減，坍流度不足，水分稍過量，則易發生析離，所以新拌混凝土的品質不易控制【6】【8】【9】。

2.2.3.2 增粘劑系 SCC

在增粘劑系 SCC 的配比中，其所需要的流動性是利用高性能減水劑的添加，而所需要的材料抗析離能力，則是靠增粘劑的添加來達到，一般說來，此配比的單位粉體多為 $300\sim 520\text{kg}/\text{m}^3$ ，而增粘劑的添加量則依其種類及水膠比而定。而該混凝土之流動性，主要利用坍流度試驗來測試，材料分離抵抗性以漏斗流下時間及坍流度到達 500mm 的時間來評估。

2.2.3.3 併用系 SCC

併用系 SCC 配比是同時添加卜作嵐礦物摻料及增稠劑，利用不同的粉體種類及粉體組合可適當配合各種工程需求，如高強度要求、低發熱性要求、早期強度要求等。併用系的流動性主要也是利用坍流度試驗來測試，材料分離抵抗性以漏斗流下時間及坍流度到達 500mm 的時間來評估。

2.3 HFC、SCC 配比試驗用材料之介紹

爐石、飛灰等卜作嵐礦物摻料，早已為高性能混凝土之產製所廣泛應用，而本研究之混凝土配比涵蓋 SCC 與 HFC，所用之卜作嵐礦物

摻料，亦包含爐石與飛灰；另外，高性能減水劑亦為 SCC 與 HFC 不可或缺之關鍵，而骨材之特性，亦會對混凝土配比之性能有所影響。所以，以下要針對上述所提及之混凝土試驗用料，做一整理。

2.3.1 飛灰

飛灰是火力發電廠的磨細煤粉燃燒後的副產物，煤在爐中燃燒，其中大多數易揮發物質和碳將被燃燒掉。在燃燒期間，煤的礦物雜質（如黏土、長石、石英及頁岩）在懸浮狀態熔融後被燃燒的廢氣帶出燃燒室。在這一過程中，熔融狀的物質冷卻固化形成球狀玻璃體顆粒，即飛灰。通過靜電集塵可將氣體中的飛灰顆粒收集起來，如圖 2.1。

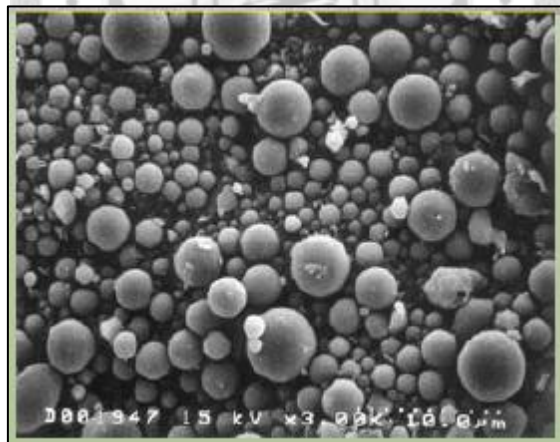


圖 2.1 飛灰顆粒 SEM 照片【4】

飛灰的元素成份有矽、鋁、鐵和鈣，也含有少量的鎂、硫、鈉、鉀和碳，化合構成型式為鋁酸鹽、石灰、與矽化合物所混雜而成。飛灰的比重通常在 $1.9\sim 2.8\text{g/cm}^3$ 之間，顏色為灰色或棕褐色，而台灣的飛灰比重大都介於 $2.1\sim 2.3\text{g/cm}^3$ 之間。飛灰顆粒大小可以從小於 1

μm 到超過 $100\ \mu\text{m}$ ，但通常顆粒尺寸在 $20\ \mu\text{m}$ 以下，而其比表面積在 $300\sim 500\text{m}^2/\text{kg}$ 。

使用在混凝土的飛灰，依 ASTM 規範可分成 F 級與 C 級飛灰，如表 2.1 所示。大於 50% 的預拌混凝土中都使用了飛灰【10】，F 級飛灰通常是按水泥質量的 15%~25% 添加；C 級飛灰通常是按水泥質量的 15%~40% 添加。

表 2.1 ASTM C618-08a【11】飛灰之性質

飛灰之性質	飛灰等級		
	N	F	C
化性需求			
SiO ₂ +Al ₂ O ₃ +Fe ₂ O ₃ (min,%)	70.0	70.0	50.0
SO ₃ (max,%)	4.0	5.0	5.0
含水量(max,%)	3.0	3.0	3.0
燒失量(max,%) ^{*A}	10.0	6.0	6.0
氯化鎂(max,%)	5.0	5.0	5.0
有效鹼性物質Na ₂ O (max,%)	1.5	1.5	1.5
物性需求			
45 μm 濕篩留篩量(max,%)	34.0	34.0	34.0
7天卜作嵐活性指數(min,%) ^{*B}	75.0	75.0	75.0
28天卜作嵐活性指數(min,%) ^{*B}	75.0	75.0	75.0
需水量(max,%) ^{*B}	115.0	105.0	105.0
高壓蒸煮膨脹率(max,%)	0.8	0.8	0.8
均質性規定：			
個別試樣之比重及細度值與其10個試樣 (如前試樣總數不足10個時，則採全部試 樣)之實驗平均值之差異：			
比重，(max,%)	5	5	5
細度，試驗篩45 μm ，(max,%)	5	5	5

文獻指出 F 級飛灰的卜作嵐效應，要在 pH 值大於 12.5 以上才會開始反應【12】，所以加入飛灰的早期強度通常成長較為緩慢。在耐久性方面，飛灰可經由卜作嵐反應產生的 CSH 膠體堵塞水合反應時無

法填充的孔隙，因此可提升混凝土之水密性。

2.3.2 爐石粉

在本研究中，為配合金門大橋施工廠商之實際用料，故在最重要的橋樑上構配比中，所用之卜作嵐取代料，只使用高細度爐石粉，並將取代率設定為規範之容許上限 45%。因此，下面要來對此膠結性取代料作一較詳細之文獻整理。

2.3.2.1 爐石之來源、產製與使用概況

高爐爐石，為煉鋼廠在煉鐵過程所生產之副產物，中國國家標準稱為「高爐爐渣」，屬一種卜作嵐材料。煉鋼廠在以高爐煉鐵過程中，每生產一噸生鐵，即伴隨著產生約 300 公斤的高爐石【13】。爐石除高爐石外，尚有轉爐石及電弧爐石，這兩種爐石均不能做為混凝土之摻料使用。而高爐石又依其冷卻方式之不同，分為氣冷爐石及水淬爐石，其分類如圖 2.2 所示【14】，其中僅水淬爐石可用為一般混凝土之摻料。

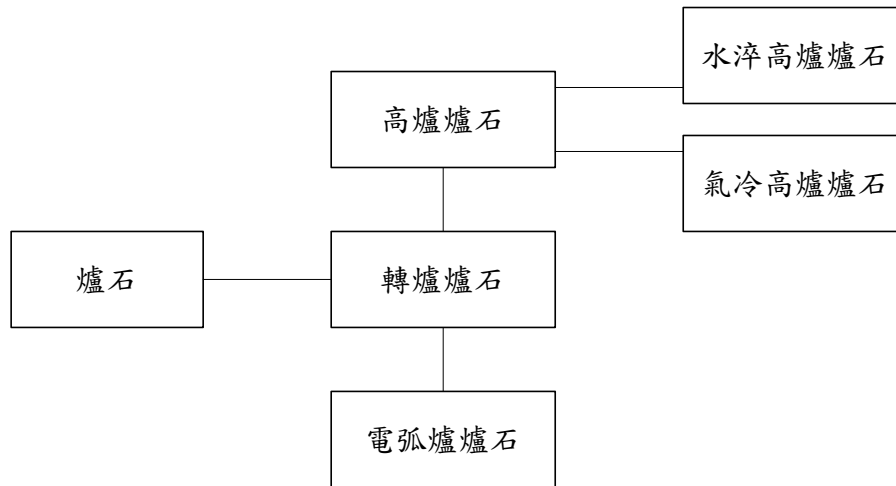


圖 2.2 爐石之分類【14】

中國鋼鐵公司早期僅生產氣冷爐石，一般都視為廢棄物，將其大部分做填海處理，少量則用做混凝土細骨材或用於路基填方。近年隨著中鋼產能提升，氣冷高爐石之年產量逐年增加，處理上已有困難。加上環保意識及節能減碳觀念的興起，故開始將原來生產之氣冷爐石，改用噴水急速冷卻， 1500°C 熔融狀態的礦渣，因冷卻速率甚劇，晶體不易形成，而產生大量玻璃態的砂狀顆粒材料，即活性大的粒狀水淬爐石。這種粒化材料可被磨細成小於 $45\mu\text{m}$ 的顆粒，其比表面積大約在 $400\sim 600\text{m}^2/\text{kg}$ 之間(勃氏法)。水淬爐石由於其成分中氧化物與波特蘭水泥熟料相近【15】，具有潛在水硬性膠結能力，故將爐石研磨成粒徑極細之爐石粉(圖 2.3)，則與波特蘭水泥混合使用會產生卜作嵐反應，可形成鈣、矽比較低之類似水泥熟料之低密度矽酸鈣及鋁酸鈣等水合物，故可作為混凝土之礦物摻料。



圖 2.3 爐石粉顆粒 SEM 照片【4】

在國內，爐石粉之使用開始於 1983 年，但爐石粉的使用在國外已有數十年之歷史。例如日本使用高爐水泥已有 90 年，且應用於許多重要工程。德國在 1853 年首先開始研究粒化高爐渣【16】。北美將粒化高爐渣用於普通混凝土，通常用量占膠結材料的 30%~45%【17】。因爐石混凝土具有優異的強度及抗海水、抗硫酸鹽侵蝕的能力，所以常被應用在水壩溢洪道、橋樑、隧道及防波堤等水工結構物上【18】。

2.3.2.2 爐石的成分性質

高爐熟料含有較高量之氧化矽 SiO_2 與氧化鈣 CaO 以及中量之氧化鋁 Al_2O_3 和氧化鎂 MgO ，其成分與水泥成分相近，如表 2.2、圖 2.4 所示。一般亦將之稱為水泥質膠結材料 (Cementitious Materials)，然而若緩慢的冷卻則 SiO_2 、 CaO 及 MgO 等會形成活性不佳之晶體，而影響化學反應的進行，因此快速冷卻使之形成玻璃質乃是使微結構更加開放的要件之一。故高爐熟料的化學及物理性質會隨著原料來源及

生產過程不同而有所差異，包括外形、化學晶相及水化活性等。

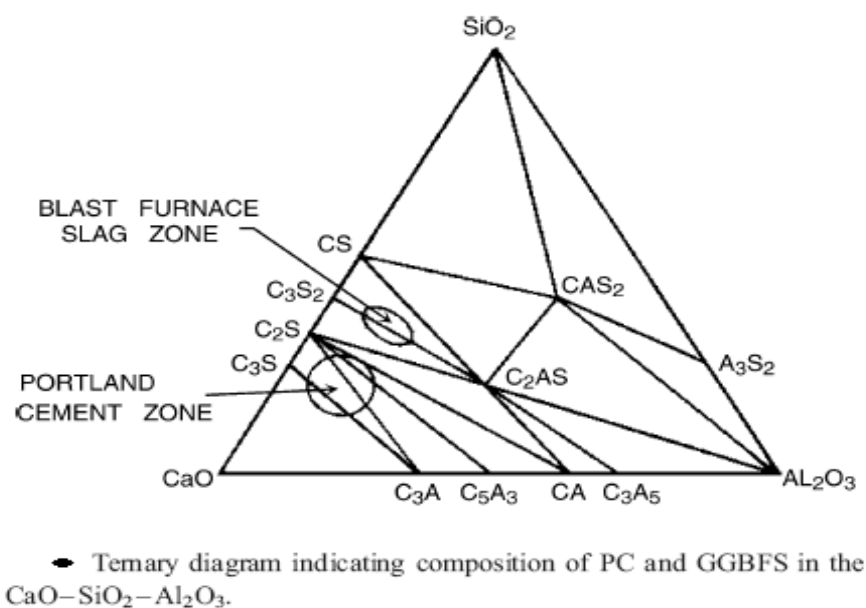


圖 2.4 波特蘭水泥與爐石之三相圖【19】

高爐熟料研磨成粉就可用來取代部分水泥，一般將其細度研磨至 4,000~6,000 cm²/kg 之時，即具有相當之膠結力，且研磨越細與水接觸面積越大，反應活性會愈好【20】。依照爐石的化學和物理特性，ASTM 以爐石活性指數(slag activity index)將爐石分為三級，分別為 Grade80、Grade100 及 Grade120。

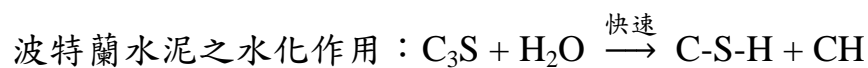
爐石粉與飛灰的主要成份差異性在於燒失量與氧化鈣，在燒失量上，爐石粉並無此問題，當飛灰燒失量偏高時，則水或化學摻料會被吸收而膨脹；在氧化鈣方面，爐石粉所含的數量大於飛灰，所以二次水化反應會較快，因此水合熱的生成會較飛灰迅速【21】。

表 2.2 卜作嵐材料之化學成分(%)【19】

化學名稱	一般水泥	高爐熟料	矽灰	飛灰	稻殼灰
氧化矽(SiO ₂)	20.69	28~38	94~98	20~60	92.15
氧化鋁(Al ₂ O ₃)	5.72	8~24	0.10~0.40	10~35	0.41
氧化鐵(Fe ₂ O ₃)	3.29	—	0.02~0.15	5~35	0.21
氧化鈣(CaO)	63.91	30~50	0.08~0.30	1~20	0.41
氧化鎂(MgO)	2.04	1~18	0.30~0.90	0.3~4.0	0.45
氧化硫(SO ₃)	2.72	1~2.5	—	0.1~1.2	—
氧化鉀(K ₂ O)	0.01	—	0.20~0.70	0.8~0.9	2.31
氧化鈉(Na ₂ O)	0.01	—	0.10~0.40	0.25	0.08
碳(C)	—	—	0.20~1.30	—	—
燒失量(LOI)	1.06	—	0.80~1.50	4.0~6.5	2.77
游離石灰(f-cao)	1.50	—	—	—	—

2.3.2.3 爐石主要水化反應機理

由於爐石粉與水泥會產生卜作嵐反應，使混凝土原本水化反應機理改變，對混凝土性質產生影響。下面為波特蘭水泥之水化反應，及含爐石粉的水泥卜作嵐反應之反應式。



而爐石混凝土的水化反應機理，可歸納為以下三個主要機理【14】：

(1) 水合作用及卜作嵐反應：

爐石粉由於含高量玻璃質，其成分與波特蘭熟料相似，具潛在膠結能力(在適當熱量、濕度與鹼性環境下，始具膠結能力)；與水泥混合使用，又可與水泥水合生成之氫氧化鈣發生卜作嵐反應，借以消耗混凝土中之氫氧化鈣及鹼骨材反應，形成類似波特蘭水泥之水合物 C-S-H 與 C-A-H 膠體，可以有效填塞孔隙，因此可用以適量替代波特蘭水泥。

(2) 顆粒堆積效應：

由於通常爐石粉之顆粒較水泥顆粒細小，並可視需要加以處理以提高細度。故將爐石粉適量用於混凝土中，可使其原有的顆粒堆積程度更加緻密化。爐石粉之顆粒可填充於水泥顆粒之間，使漿體微觀結構更加緻密，並增進混凝土之耐久性，更提升混凝土之長期品質。

(3) 漿體體積效應：

爐石粉之比重小於水泥，故爐石粉以相等重量替代部分水泥時，膠結料總重量不變，但漿體實質佔有之體積會增加，亦即漿體對骨材之體積比會因而提高，有助於混凝土之工作性。

2.3.2.4 爐石對混凝土性質的影響

(1) 工作性【22】：

由之前提到的反應機理中可知，因漿體效應的影響，混凝土的工作性會因漿體體積之增加而有所改善；另外由於爐石粉的表面吸附水的能力較水泥差【14】，若以相同的水量進行拌合，以爐石粉取代部分水泥會使游離水增加，坍度會略為增加，故以爐石粉適量取代水泥下，工作性會有所改善。然而爐石粉會些微增加泌水發生的機率，這可能是由於爐石粉的添加會延長凝結時間以及爐石粉表面的結構所致，泌水現象會影響混凝土表面的耐久性，不過較細的爐石粉將會減少泌水現象的發生。

(2) 強度發展:

爐石混凝土強度發展與爐石粉之反應活性有密切關係如圖 2.5【23】。與普通水泥砂漿比較，在早期三個等級的爐石粉水泥砂漿，抗壓強度皆較普通水泥砂漿低，但 120 級爐石粉在 3 天後強度超過普通水泥砂漿，100 級爐石粉在接近 28 天後強度超過普通水泥砂漿，而 80 級爐石粉各期強度均較低。Lim and Wee 的研究顯示【24】，如圖 2.6 所示，越高細度的爐石粉對早期強度的提高越明顯，而到了 91 天，不同細度的爐石粉卻有著差不多的抗壓強度，但仍明顯比 OPC 的高，這顯示越細的爐石粉可以提升早期強度，然而過了二十八天後，強度的成長將不明顯；由文獻【25】可知，如表 2-3 所示，爐石粉的細度越高，對抗壓強度的提升越有幫助。而 Tsuyuki【26】的研究則

說明了爐石粉細度對強度影響的機制，文中解釋到水化活性反應會隨著爐石粉細度的增加而增加。但是由傳統的活性準則，包括玻璃化程度、鹽基度、礦物學組成的角度來看，細度的增加並沒有造成上述指標之明顯差異。

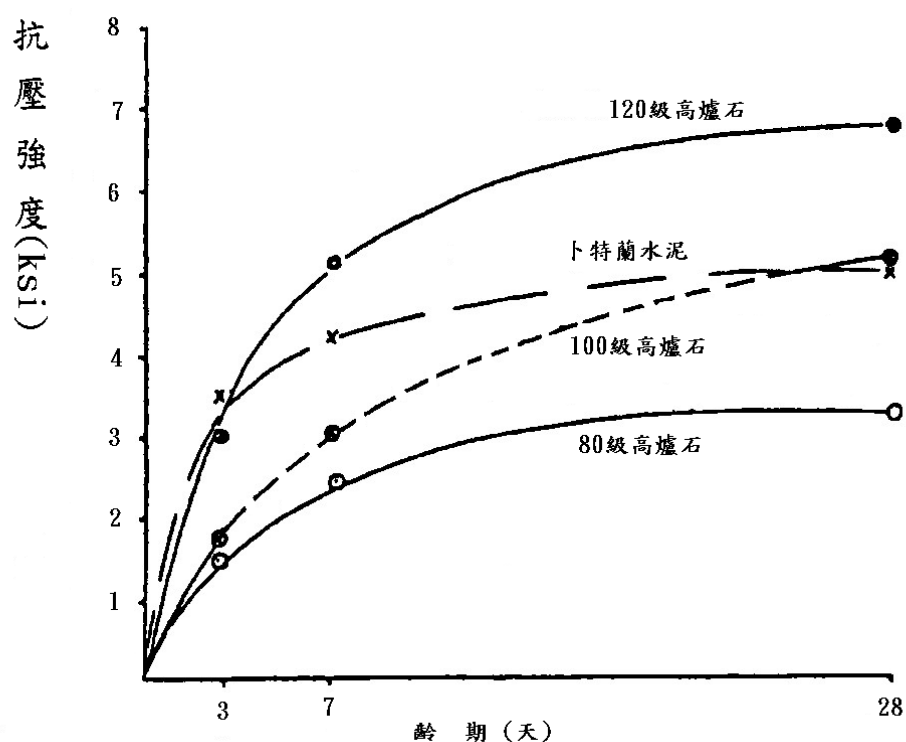


圖 2.5 爐石粉水泥砂漿強度成長趨勢【23】

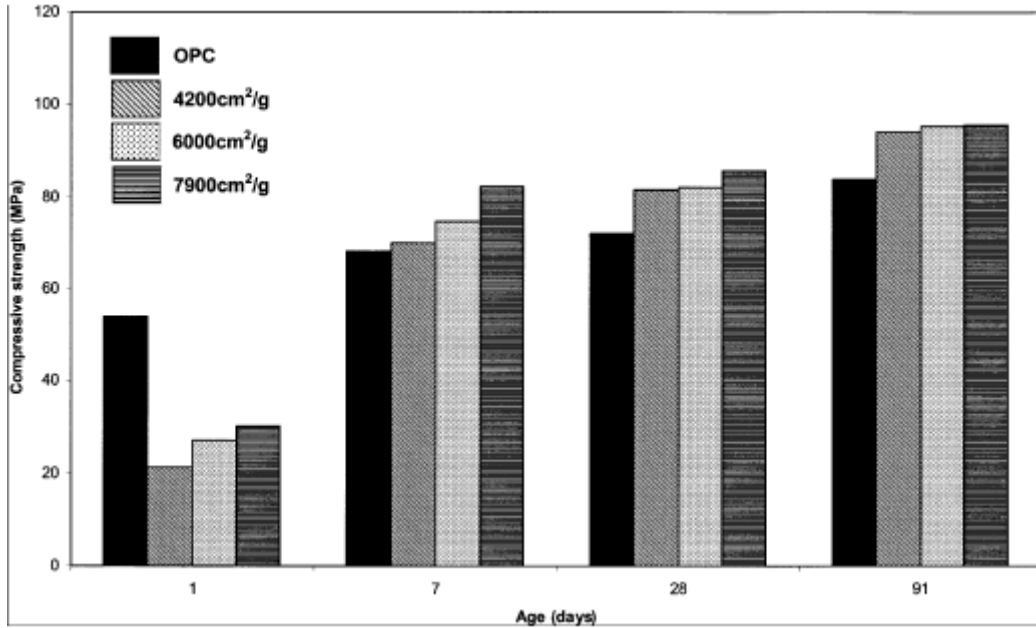


圖 2.6 爐石粉細度之抗壓強度成長關係圖【24】

表 2.3 爐石粉細度與抗壓強度之關係表【25】

No.	Cement	Slag (m ² /kg)				Water	Stone	Sand	Admixture (%)	Slump (cm)	Compressive strength (MPa)			
		300	500	700	800						3d	7d	28d	60d
1	500	-	-	-	-	150	1085	665	1.3	23.0	56.4	60.0	70.7	74.1
2	350	150	-	-	-	150	1085	665	1.3	22.0	61.5	70.0	79.5	84.3
3	350	-	150	-	-	150	1085	665	1.3	23.0	64.7	74.2	81.3	84.1
4	350	-	-	-	150	150	1085	665	1.3	23.0	76.7	88.3	93.6	99.0
5	600	-	-	-	-	150	1134	610	1.5	22.5	63.0	71.2	81.1	-
6	480	-	-	120	-	150	1134	610	1.5	24.0	65.6	79.9	93.0	-
7	420	-	-	-	180	150	1134	610	1.5	24.5	69.3	83.2	100.4	-

然而由 X 射線光電子分譜學的分析，成功地區分及識別 SiO₂ 膠體，即爐石粉表面的 CaO - SiO₂ 和 Al₂O₃ - SiO₂ 等玻璃晶相。當爐石粉的比表面積增加時，CaO - SiO₂-type 將扮演著主導水化發展的角色，水化發展則利用三甲基矽烷化法來觀察矽酸鹽陰離子的形態所得；當

爐石粉水化時，首先發生於表面內的 20\AA 區域，由三甲基矽烷化法的觀察可以知道，當爐石粉於飽和的氫氧化鈣溶液進行水化反應時，矽酸鹽陰離子的減少及二聚物的增加，在一般細度的爐石是緩慢的，然而在高細度爐石粉則是快速的，因此爐石粉的水化反應可歸因於粒子表面不同程度的玻璃質結構。

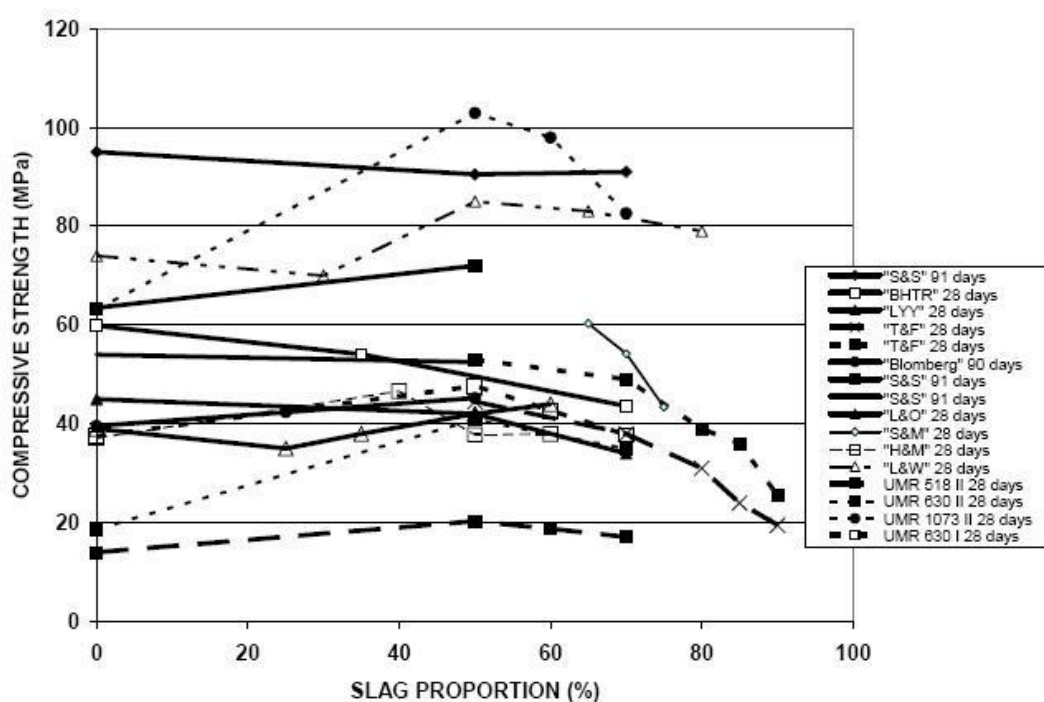


圖 2.7 爐石粉取代與抗壓強度之關係圖【27】

根據許多實驗的結果，如圖 2.7 所示【27】，雖然這之中爐石粉有不同的組成成份，且趨勢略有不同，但大致由圖可知，爐石粉之添加，對抗壓強度的效益以 50% 左右最為明顯。圖 2.8 指出【28】，爐石粉的取代量對水泥砂漿強度隨齡期長短的影響，Max 為每個齡期最大強度的取代配比，Equ 則是每個齡期與一般水泥砂漿強度相同的取

代配比，而圖 2.9 則是指出爐石粉取代量及水膠比，對於二十八天抗壓強度的影響。文獻【14】提到爐石粉對混凝土強度發展之影響與混凝土之水膠比、養護溫度有很大關係。水膠比愈低，爐石粉對混凝土規定強度之提升愈明顯；高溫養護有助於爐石混凝土強度之提升，特別是早期強度。爐石粉取代率對混凝土強度亦有很大影響，如圖 2.10【23、29】所示，以爐石粉取代水泥在早期強度成長緩慢，強度比未加爐石粉者低，7 天後有以爐石粉取代水泥者強度明顯提升，以 28 天以後強度來看，爐石粉取代水泥量最佳值，在 40%~65%之間，當爐石粉取代水泥 50%時有最佳的抗壓強度。

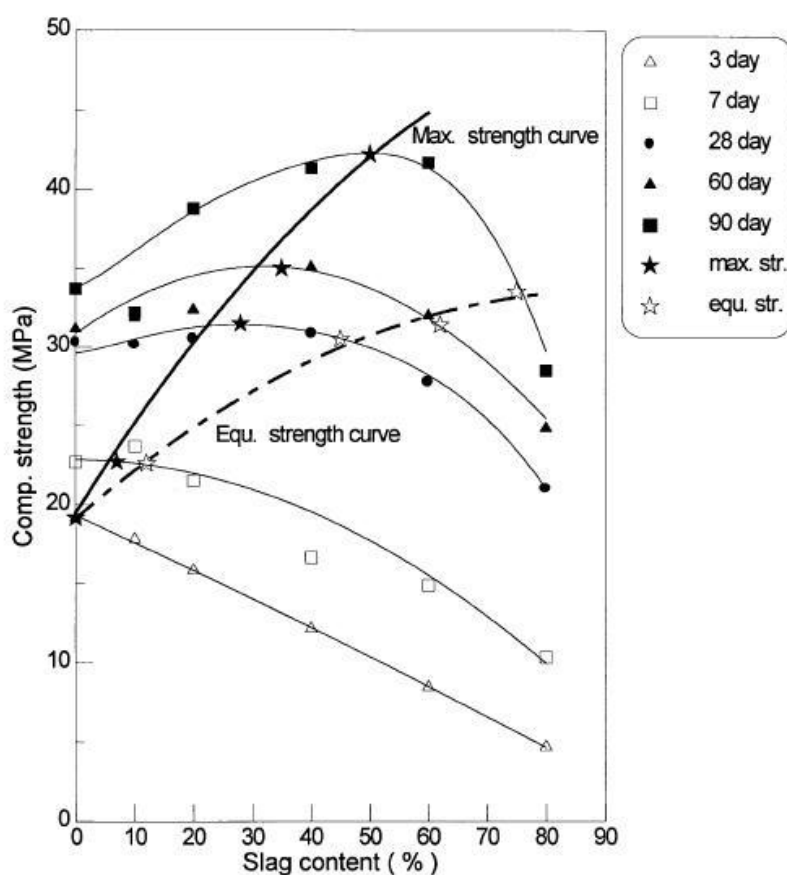


圖 2.8 爐石粉取代與水泥砂漿強度之關係圖【28】

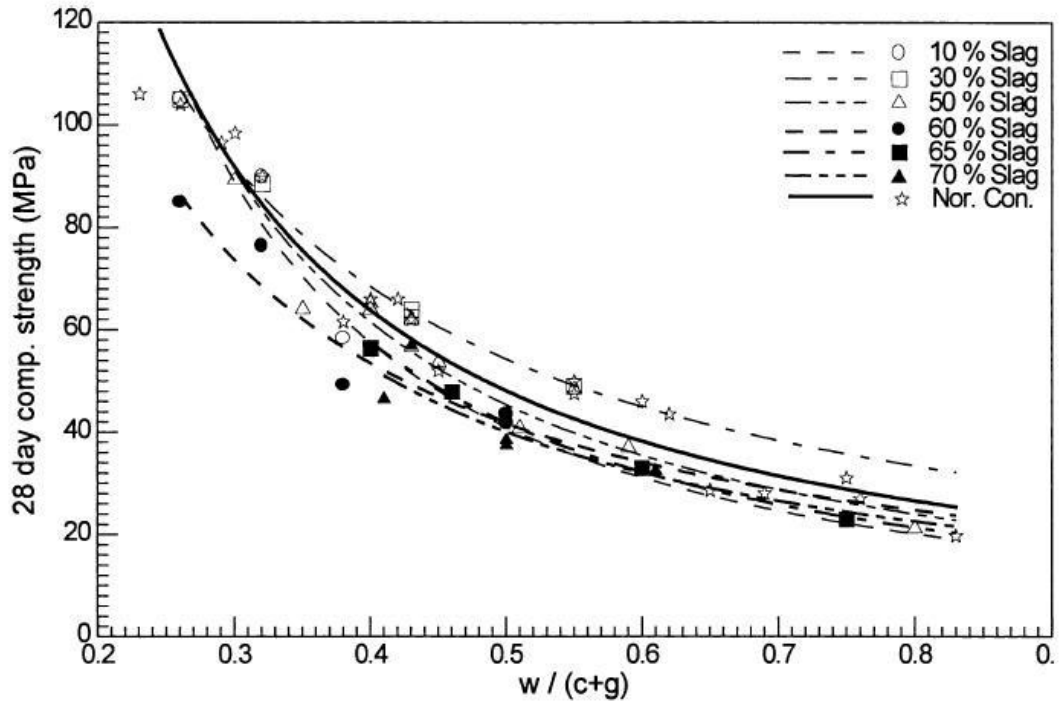


圖 2.9 爐石粉取代與水膠比之強度關係圖【28】

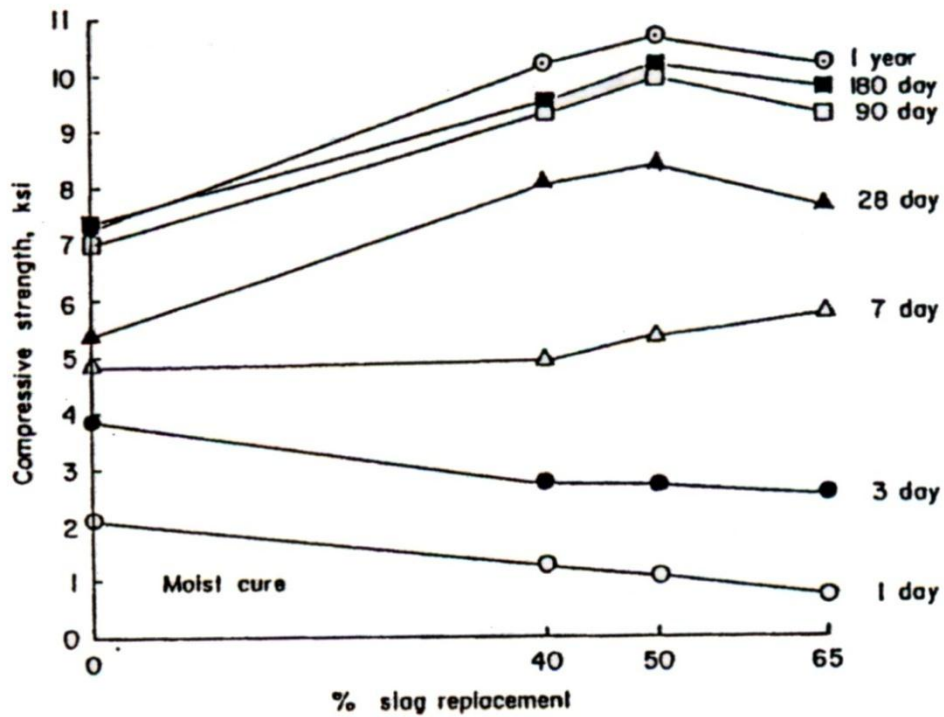


圖 2.10 爐石粉取代量與抗壓強度之關係【23、29】

(3) 彈性模數:

抗壓強度、粗骨材影響彈性模數較明顯，在一般養護情形下，混凝土中以爐石粉適量替代水泥時，對混凝土之彈性模數較無顯著的影響。

(4) 體積穩定性:

雖爐石粉對混凝土乾縮潛變之影響尚無定論【30】，但大多數資料顯示，在養護不足下乾縮潛變會明顯增加，而在適當養護情況下，爐石粉對混凝土乾縮潛變之影響則甚微。

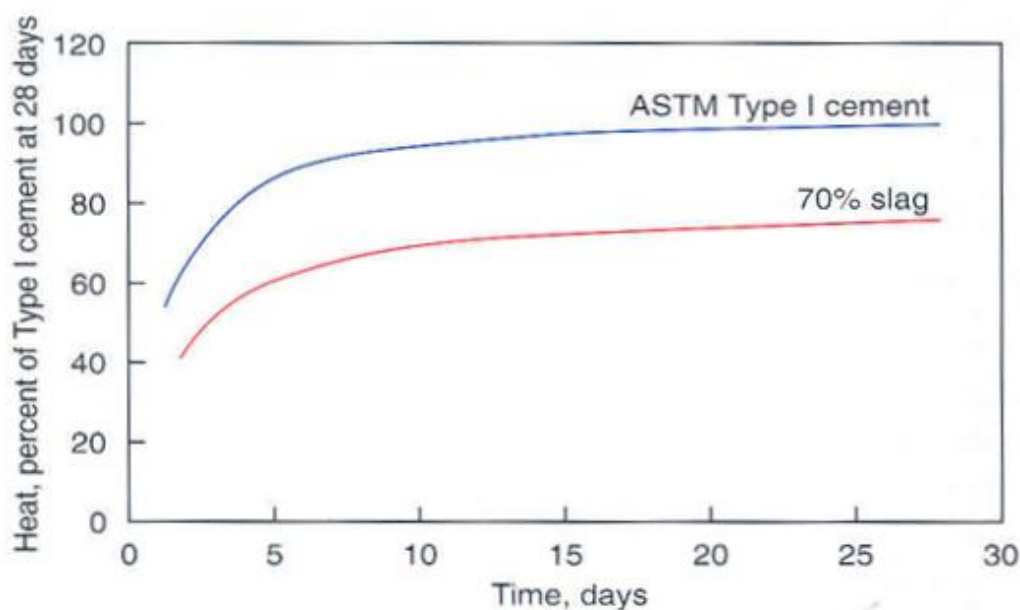


圖 2.11 爐石粉取代對水化熱影響之關係圖【31】

(5) 水化熱與混凝土溫度:

在混凝土固化初期因水化作用釋放水化熱，由於混凝土導熱性較

差，故易於混凝土中產生溫度差而產生應力，而可能使混凝土產生裂縫。為減少混凝土因水化熱過高所產生的溫度裂縫問題，適當之爐石取代率，使初期水化反應較緩和，可降低初期水化熱及混凝土內部溫度上升之速率。如圖 2.11 所示【31】，爐石粉取代水泥量率愈高或爐石粉活性愈差時，其降低水化熱之程度愈明顯。故爐石混凝土常被應用於巨積混凝土結構。

(6) 水密性:

由於顆粒較小，以爐石粉取代水泥之混凝土漿體，有較緻密的漿體結構與較低之孔隙率，對混凝土的強度、耐久性均有正面的影響。而爐石粉之卜作嵐反應，使混凝土中水泥漿體內之毛細孔直徑減小，微觀結構緻密，因此非常顯著地增加混凝土之水密性，孔隙的細化可以減少較大孔隙的體積(直徑 300 μm 以上)，因此可以減少氯離子滲透，增加對硫酸離子、海水、冰凍的抵抗能力，而養護初期的環境對此影響十分重要【32】。

(7) 耐久性

以爐石粉取代部分水泥，因漿體微觀結構較緻密，使混凝土之耐久性提高，例如提升抵抗硫酸鹽侵蝕及鋼筋銹蝕之能力。文獻【30】指出:以爐石粉替代 50% 之第 I 型水泥，混凝土抗硫酸鹽侵蝕之能力與使用第 V 型水泥相當，以相同比例替代第 II 型水泥，則效果更佳。

這是因為爐石粉的卜作嵐反應使 C-S-H 與 C-A-H 之膠體量增多，水密性提升之結果。另外爐石粉對混凝土水密性之提升可有效抑制氯離子之滲入，減少鋼筋之銹蝕。且爐石粉的添加可減少鹼矽骨材反應，這是由於爐石粉可與鹼性物質產生水化反應，而減少骨材中的酸性物質與鹼金屬反應，產生膨脹的機會，如圖 2.12 所示【31】。因此，添加卜作嵐材料可消耗鹼性物質，增加膠結反應，確保混凝土之耐久性。

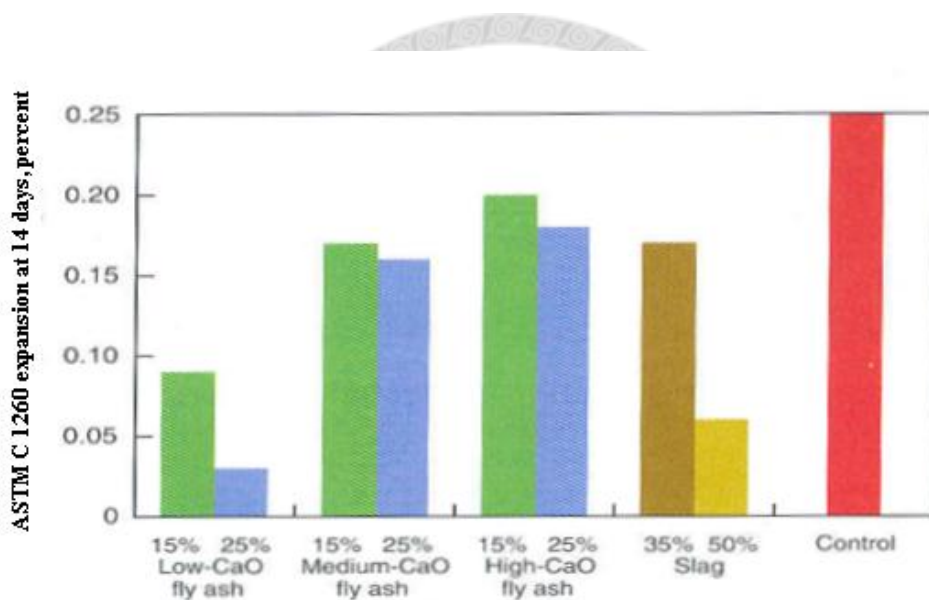


圖 2.12 爐石粉取代對砂漿膨脹影響之關係圖【31】

2.3.3 高性能減水劑

強塑劑 (superplasticizer, SP)，又稱為高性能減水劑 (high range water reducer)，具有很強的分散效果，很容易被未水合水泥顆粒所吸附，並利用其帶電荷與長分子鏈，在未水合水泥表面產生電

雙層效應 (electrical double layer) 造成相斥力量，以分散水泥顆粒間的團簇現象【33】，把顆粒間的水重新釋放，以增加流動性。

按 CNS 12283【34】對混凝土化學摻料之規定，高性能減水劑分成兩種型式，分別為僅具塑性功能 (plasticizing) 的 F 型減水劑，以及兼具塑性與緩凝 (retarding) 特性之 G 型高性能減水劑。高性能減水劑一般可降低混凝土需水量達 15~30%，使低水膠比之混凝土仍具有良好工作性；此規範並無限制強塑劑化學成份，僅對其與混凝土性質之影響作一區分。

2.3.3.1 各種高性能減水劑之化學結構及相關特性

若依據 ACI 212【35】分類，這兩類強塑劑分別為磺酸化萘甲醛聚合物、改良磺化木質素、與磺酸化三聚氰胺甲醛聚合物等其他減水劑。商業上所使用之強塑劑依其化學型式，可概略分為下列四種類型：

(1) 磺酸化木質素(Lingosulfonates, LS)：

1935~1937 年，美國人 Speriature 發明了以木質素磺酸鹽為主要成分的減水劑(Pozzolith)，並申請了專利。從此，人類開始進行各種木質素磺酸鹽在混凝土中作用的研究，以探明木質素磺酸鹽的分散機理，和對混凝土各種性能的影響，繼而發展到今天的高性能減水劑。

木質素是第一種被當作減水劑使用的化學摻料，主要來自於造紙過程產生的廢液，其含有分解的木質素、纖維素、磺酸化的木質素、多種碳氫化合物如糖和游離的磺酸或硫酸，經過中和、沈澱、發酵等過程，而製得磺酸化木質素，分子量 20000~50000。磺酸化木質素減水效果較差，因此需要較高劑量的添加，但卻因此對混凝土的凝結時間及輸氣造成不好的影響，而且效能深受製造來源的影響。如果將其純化及改良，則稱為改良型磺化木質素。其分子結構如圖 2.13 所示，其結構以酚丙烷(phenylpropane)為單位，主要官能基包含羥基、羧基及磺酸根等【36】。

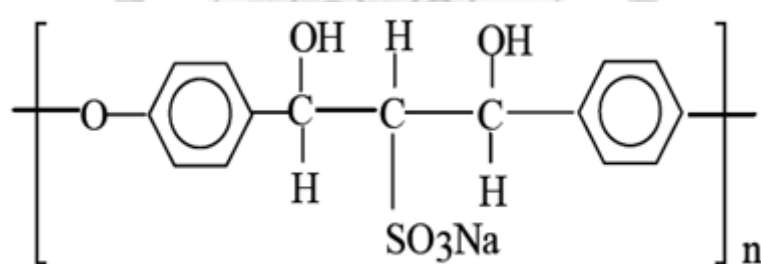


圖 2.13 改良磺酸化木質素化學結構式【36】

(2) 磺酸化萘甲醛聚合物(Sulfonated Naphthalene Formaldehyde condensates，簡稱 SNF)：

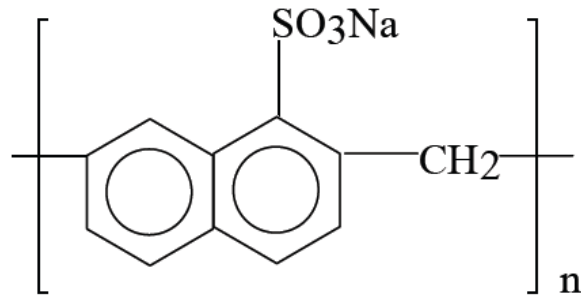


圖 2.14 SNF 化學結構式【37】

SNF 是萘加上發煙硫酸或三氧化硫使其磺酸化，再加入甲醛進行加成聚合反應，最後加入氫氧化鈉中和穩定其性質。其化學式如圖 2.14 所示【37】，依縮合度不同分子量約在 1215~3159。SNF 在水中具有高溶解性，加入混凝土中可大幅增加工作度，但大劑量對混凝土之凝結時間及輸氣作用產生影響，而且使用劑量過多容易造成泌水及析離，美、日及國內大都以此類強塑劑為主。

(3) 磺酸化三聚氰胺甲醛聚合物(Sulfonated Melamine Formaldehyde Condensates, SMF)：

三聚氰胺高效減水劑是 20 世紀 60 年代初由德國所研製，主要用於水泥、石膏和無機膠凝材料添加劑，對水泥有分散減水作用，初期強度能大幅提高，是一種水溶性高分子聚合物樹脂。SMF 是以三聚氰胺、甲醛、亞硫酸鹽在適當反應條件下經加成、磺酸化、聚合而得。其分子結構如圖 2.15。商用分子量一般 30000 左右，具有在高劑量添加下無過份延遲凝結或輸氣的優點，在歐洲使用較普遍【36】。

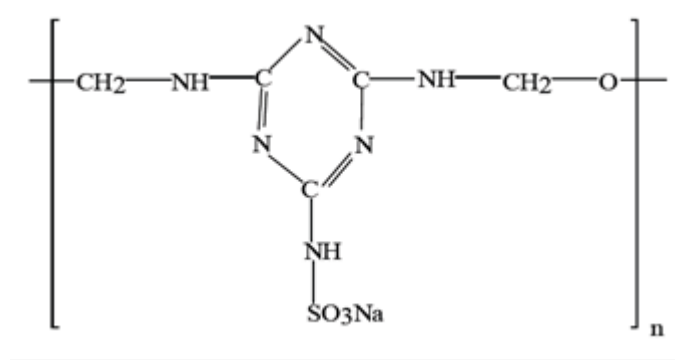


圖 2.15 SMF 化學式【36】

(4) 羧酸系強塑劑(Polycarboxylic acid type superplasticizers)：

此類強塑劑是由 acrylic monomers 經自由基聚合反應而得，為近來倍受重視的新一代強塑劑。SNF 及 SMF 之主要作用機制為靜電排斥作用，而壓克力酸系列的強塑劑其作用機制除了靜電排斥作用外還包括分子本身側鏈產生的立體障礙，化學結構式如圖 2.16 所示，分子量約 20000 左右。

此強塑劑在使用上較 SNF、FMF 效果更好，在低水膠比即能達到相同工作度、較小的坍塌，使用劑量也較 SNF 與 SMF 少。其分散效果也較不受添加的方式(即時或延遲添加)影響，而主鍊上的側鏈會因為接不同之單體結構，而改變水泥漿之流變行為【38】。

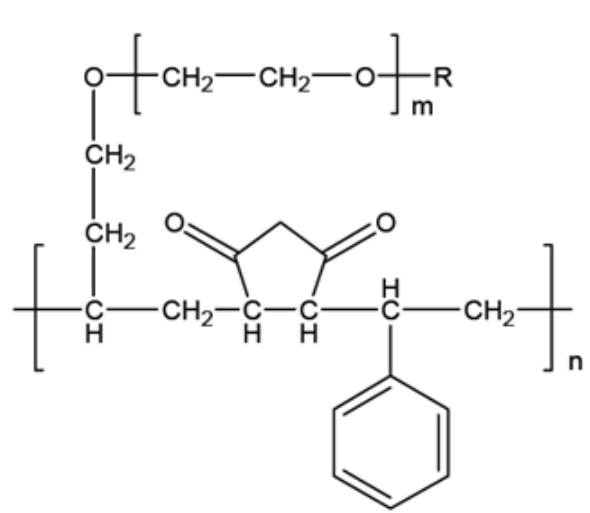


圖 2.16 CAE 分子結構【38】

2.3.3.2 高性能減水劑之分散機制

水泥漿體中，水泥顆粒因表面帶電荷，而與鄰近顆粒產生靜電吸引力或因凡得瓦力，使得水泥顆粒產生絮凝現象(flocculation)【39】，將水份束縛，造成漿體流動性不佳，如圖 2.17【40】。而強塑劑於水泥漿體中藉其結構上之極性官能基(SO_3H 、 COOH 、 OH)或離子官能基(SO_3^- 、 COO^-)吸附於漿體顆粒表面，如圖 2.18【41】所示，經由靜電排斥、立體障礙、水披覆層環繞，或輸氣作用等機制，而達到對漿體顆粒的分散效果，以下將分別介紹強塑劑各減水機制。

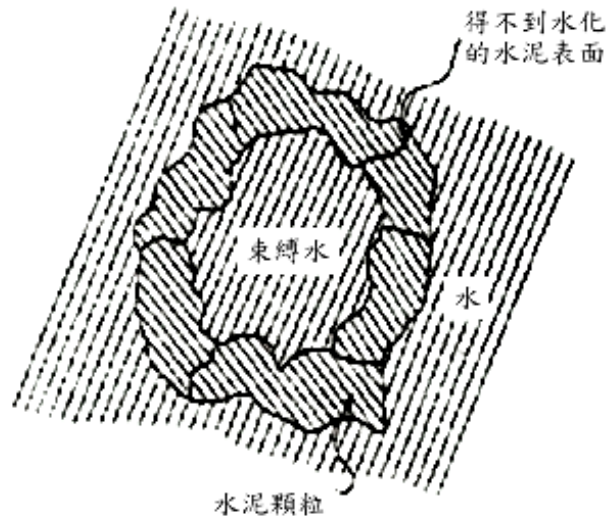


圖 2.17 水泥顆粒絮凝與束縛水【40】

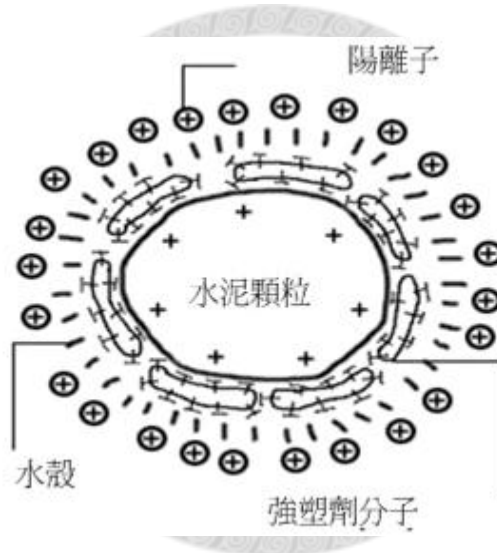


圖 2.18 強塑劑吸附在水泥顆粒表面【41】

(1) 靜電排斥(Electrostatic repulsion):

如圖 2.19 所示，當水泥一接觸到水後鈣離子立即釋放出而進入溶液中，且吸附於水泥顆粒表面，使得水泥粒子表面呈現負電荷，水泥粒子靠著同性電荷相斥而分散。由於水泥表面帶正電荷，吸附一層強塑劑之後，又會在外圍繼續吸附另一層帶相反電荷的離子，形成電雙層(electric double layer)，附著強塑劑濃度愈高，電雙層厚度

愈大，造成分散效果越好，如圖 2.20 所示【42】。

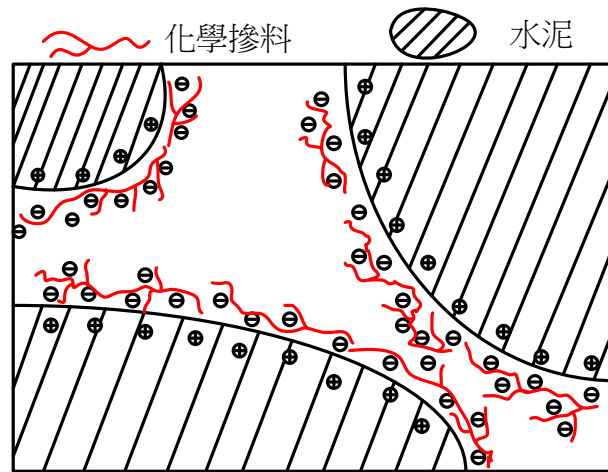


圖 2.19 靜電排斥【37】

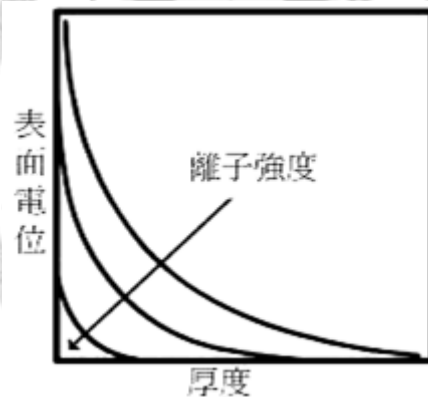


圖 2.20 離子強度對電雙層厚度與表面電位之影響【43】

(2) 立體障礙(Steric hindrance)：

羧酸系強塑劑分子吸附在水泥顆粒表面之後，因為其分子結構具有較長的側鏈，不但有靜電排斥力作用，同時側鏈還會產生立體障礙的效果，防止水泥顆粒相互接觸、凝集，而讓水泥粒子分散【12, 43】，如圖 2.21 所示。另一方面，強塑劑的立體障礙可延長水泥被水合產物包覆的時間，維持漿體的流動性【44】。Chandra 和 Björnström 之

研究顯示羧酸系強塑劑比 LS、SNF 及 SMF 有較佳的抗坍塌能力【45】。



圖 2.21 立體障礙【12, 43】

圖 2.22 是強塑劑對漿體顆粒之分散機制，(A)圖為靜電排斥、(B)圖為立體障礙排斥、(C)圖為綜合靜電排斥與立體障礙兩者；強塑劑吸附於水泥漿體顆粒後，其作用通常如(C)圖所示，可大幅增加顆粒間排斥力位能而達分散效果。

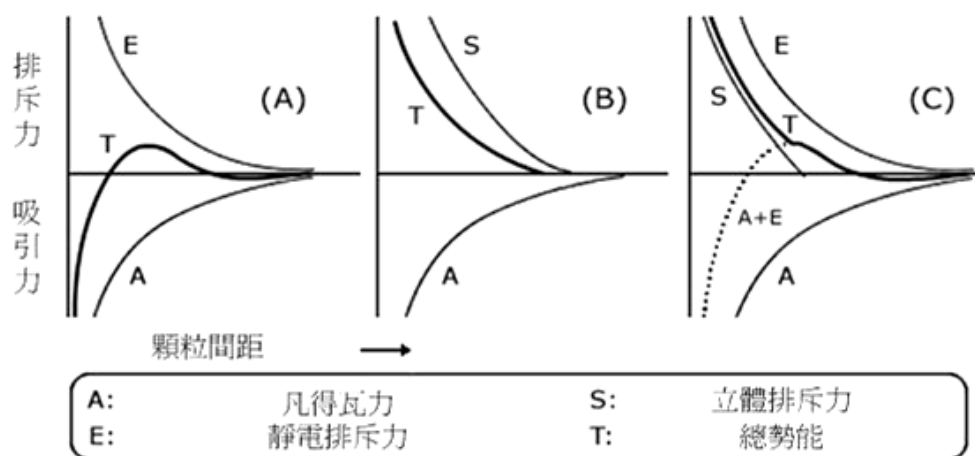


圖 2.22 強塑劑對漿體顆粒之作用機制【45】

(3) 水披覆層環繞(water sheath surrounding)機制：

強塑劑分子鏈上具有極性官能基、離子官能基或高電子密度的芳香族(如萘環、苯環)等結構，則易被周遭的水分子環繞，產生水合(solvation)現象，當強塑劑吸附於漿體顆粒表面時，將使其有效粒徑加大而降低顆粒間之吸引力，增加漿體流動性，如圖 2.23 所示

【21】。



圖 2.23 水披覆環繞機制 【21】

(4) 輸氣作用(air entrainment)機制：

強塑劑會降低水溶液之表面張力，促進氣泡的生成，由氣泡來分散避免凝聚 (Coalesce)，其極性基吸附於水泥粒子表面，使得水泥粒子互斥，對漿體有某種程度的輸氣作用，適量空氣進入漿體內可促進其分散與流動性，如圖 2.24 所示 【21】，但會造成其硬固後之強度損失。

● 水泥 ○ 空氣 — 化學摻料

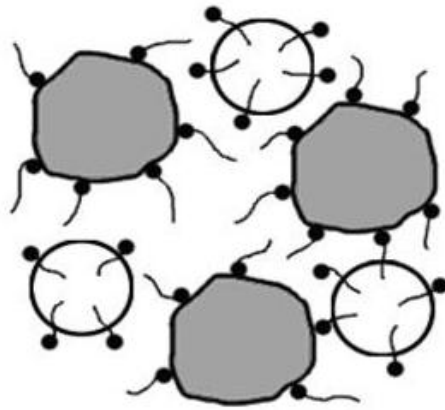


圖 2.24 輸氣機制【21】

2.3.4 骨材(粗細粒料)

骨材體積佔混凝土體積的 60%~70%，而粗骨材佔全部體積達一半以上，因此粗骨材對中高強度混凝土強度之影響相當大。骨材之基本性質如：粒形、粒徑級配、組成礦物性質、表面粗糙度、母岩鑽心強度等，都是影響混凝土強度的因素，高強度混凝土骨材性質的要求如表 2.4 所示【46】。

表 2.4 高強度混凝土骨材性質要求【46】

性質		影響原因	要求方法
粒徑級配	細骨材	高強度混凝土含有較多之礦粉摻料，因此，細骨材應避免有過 100 號篩的砂，否則會影響到用水量，而且細度模數在 2.5 以下會使混凝土稠度增加，以致太黏而難壓實。	1. 細度模數在 3 以上。 2. 不得含有雲母、黏土等雜質。 3. 減低通過 50、100 號篩的量，但仍應符合 CNS 1240。
	粗骨材	在高水泥量和低水灰比下，最大骨材粒徑應維持最小，始可產生最佳抗壓強度。主因為骨材個別表面積增加所致。另一原因係由於：硬固水泥漿與骨材的彈性模數可能有所不同，而造成骨材顆粒邊界應力集中的現象，但會因採用小骨材而減低。	最大骨材粒徑應在 1/2 吋或 3/8 吋左右。
粒形		壓碎石子比圓形卵石更能產生較高強度，原因可能是有稜角的顆粒所產生的握裹強度較大之故。但過度的稜角可能造成用水量增加且降低工作性。	理想的骨材必須是潔淨、稜角方體，百分之百壓碎，不含扁平及細長石。
吸水性		初期水化階段時，大量水分與水泥相結合，在化學反應完成後，水分的損失約佔全部體積的 1/4。這種現象造成小真空吸氣效應，可將水分短距離拉入仍具相對可滲透的混凝土內。此時，加入結構內的水均會增加極限水化量及水泥漿每單位量的固體百分比，相對混凝土的強度亦跟著增加。	骨材能吸收適當量的水分，則其作用如同小型養護水池，能分佈水分至混凝土內，因此提供額外的養護水，這對低水灰比水泥漿甚為有益。
強度		較高強度骨材可造成較高強度混凝土，唯使用某些骨材在到達某些強度時，超過此點即使再加入水泥量，仍無法增加混凝土的抗壓強度。這種現象並非導因於混凝土的抗壓強度已經完全發展，而是已經達水泥與骨材混合料間的潛在鍵結極限。	使用較佳強度之骨材，例如大部分之溪石即比山石之強度為高。

當水泥漿體品質佳、強度高時，骨材的強度變成控制混凝土抗壓

強度的主要因素，由文獻【47】顯示，不同粗骨材將對於高強度混凝土的基本性質產生差異，當混凝土強度達到高強度時，這時最弱的部份已經不是硬化的水泥漿體，或水泥漿體與粗骨材之間的過渡區，強度的限制將取決於粗骨材的強度，及它所含的礦物成份。當利用降低水膠比或提高水泥含量來達到高強度時，抗壓強度將取決於粗骨材的品質，如圖 2.25 所示。較強的粗骨材可以提高抗壓強度、彈性模數，而較弱的則會有較好的韌性。

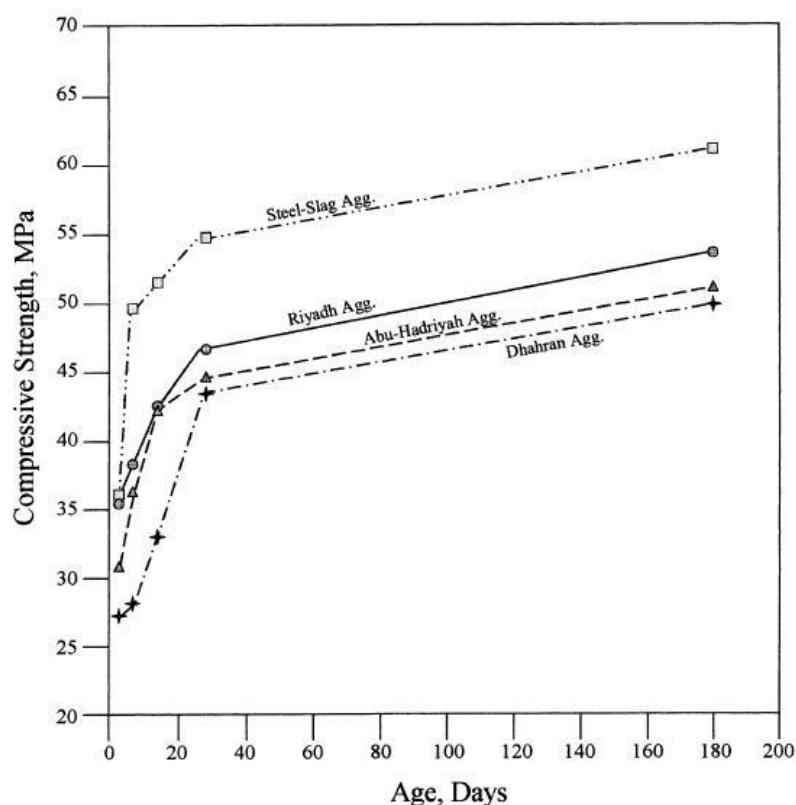


圖 2.25 粗骨材種類與抗壓強度之關係圖【46】

粗骨材強度通常以岩心抗壓強度或骨材壓碎值加以評估【48】；另外，粗骨材的磨損率對混凝土強度也有影響，由文獻【49】可知，

粗骨材磨損率由 25% 提升至 57% 時，混凝土 28 天強度下降了 16%，降低的幅度很明顯，故粗骨材的磨損率會影響到混凝土之強度。

細骨材則宜採用細度模數為 2.5~3.2 之粗砂，由於粗砂有較小的表面積，可減少吸附過量的拌合水。而細度 2.5 以下的砂會使得混凝土的稠度增加，以致太黏而難以壓實【50】。

2.4 混凝土之體積穩定性問題(乾縮與潛變)

2.4.1 混凝土中的水

混凝土主要是由水泥漿體和骨材兩部分組成。漿體之組成為固態水泥漿體及無限的毛細孔隙。而水泥漿體中的水分，若是在外界環境較其內部濕度乾燥的條件下，水分會逐漸的向外逸散，而使得混凝土產生收縮變形，以下先介紹水泥漿體中水分存在的形式，如圖 2.26

【51】所示：

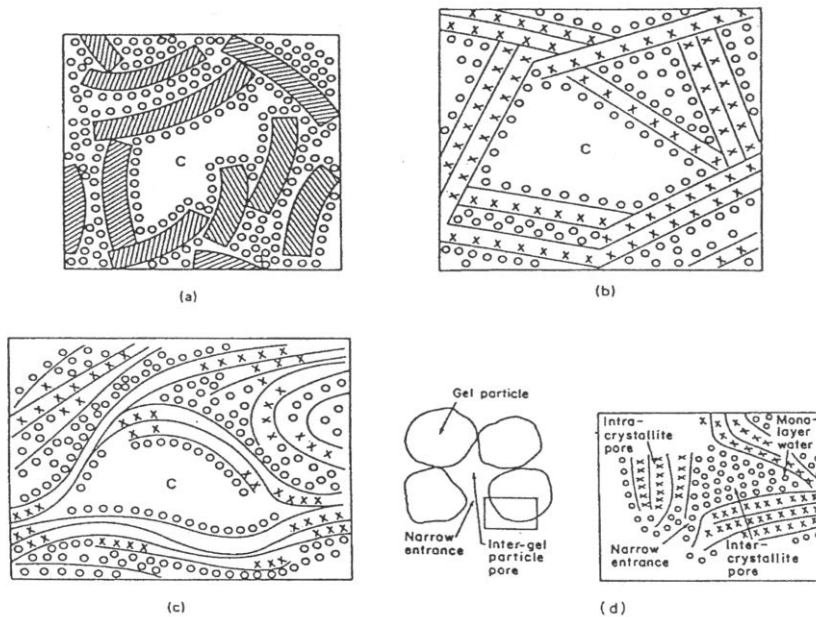


Figure 1.2 Models of C-S-H: (a) Munich model; (b) Powers-Brunauer model; (c) Feldman-Sereda model (Mindess/Young, *Concrete*, © 1981, p. 95. Adapted by permission of Prentice-Hall, Inc., Englewood Cliffs, New Jersey); (d) Tokyo model. Reproduced by permission of American Ceramic Society Inc.

圖 2.26 水泥漿體中水分存在的不同型態【51】

(1) 毛細孔隙水(capillary water)

毛細孔水依其所在水泥漿體孔隙的大小分成兩類，一是孔徑大於 $500\ \mu\text{m}$ 的毛細孔水，可以視為自由水(free water)，移除後不會影響體積；二是孔徑大小為 $50\sim 500\ \mu\text{m}$ 的毛細孔水，這些水份一旦移除後，水泥漿體將會因為毛細孔隙表面張力的影響，產生收縮變形。

(2) 吸附水(absorbed water)

水分子是受到水泥漿體的凡得瓦力吸引而附著在漿體附近，當外在環境的 R. H. 小於 30% 時，易引起混凝土的乾縮。

(3) 層間水(interlayer water)

吸附水與層間水均為可蒸發水(evaporable water)，與化學鍵結水不同；層間水存在於層狀的矽酸鈣(C-S-H)膠體間，藉由氫鍵與

C-S-H 膠體結合在一起的單分子水層，又稱為膠體水(gel water)。

只有在非常乾燥的環境下，層間水才會散失，並造成 C-S-H 膠體的乾縮。

(4) 化學鍵結水(chemically combined water)

化學鍵結水即是矽酸鈣(C-S-H)膠體中所含的結晶水，是以共價鍵的形式與 C-S-H 膠體產生化學鍵結，屬於水化產物的一部份，不會因為外界環境乾燥而散失，除非在很高的溫度下，其化學鍵被破壞，才會散失，故亦稱為不可蒸發水。

2.4.2 混凝土乾縮與潛變之機理

2.4.2.1 乾縮

混凝土的收縮變形可以持續相當長的時間(圖 2.27(a))。，一般而言，兩星期的收縮量會達到二十年收縮量的 20~25%；三個月約為二十年收縮量的 50~60%；一年收縮量則約為二十年的 75~85%【51】，收縮速率隨時間而急速下降。一般混凝土的收縮變形大致可分為三種：

(1) 塑性收縮(plastic shrinkage)

塑性收縮又稱毛細孔隙收縮(capillary shrinkage)，發生在混凝土澆置完成的初期，主要發生的原因為混凝土表面毛細孔隙中的水

分，因養護不當或外界環境因素的影響而移除後，使得原本水分所佔據的孔隙產生負的孔隙壓力(negative capillary pressures)，進而導致混凝土表面的體積收縮，這種收縮經常會使得混凝土表面產生裂縫。

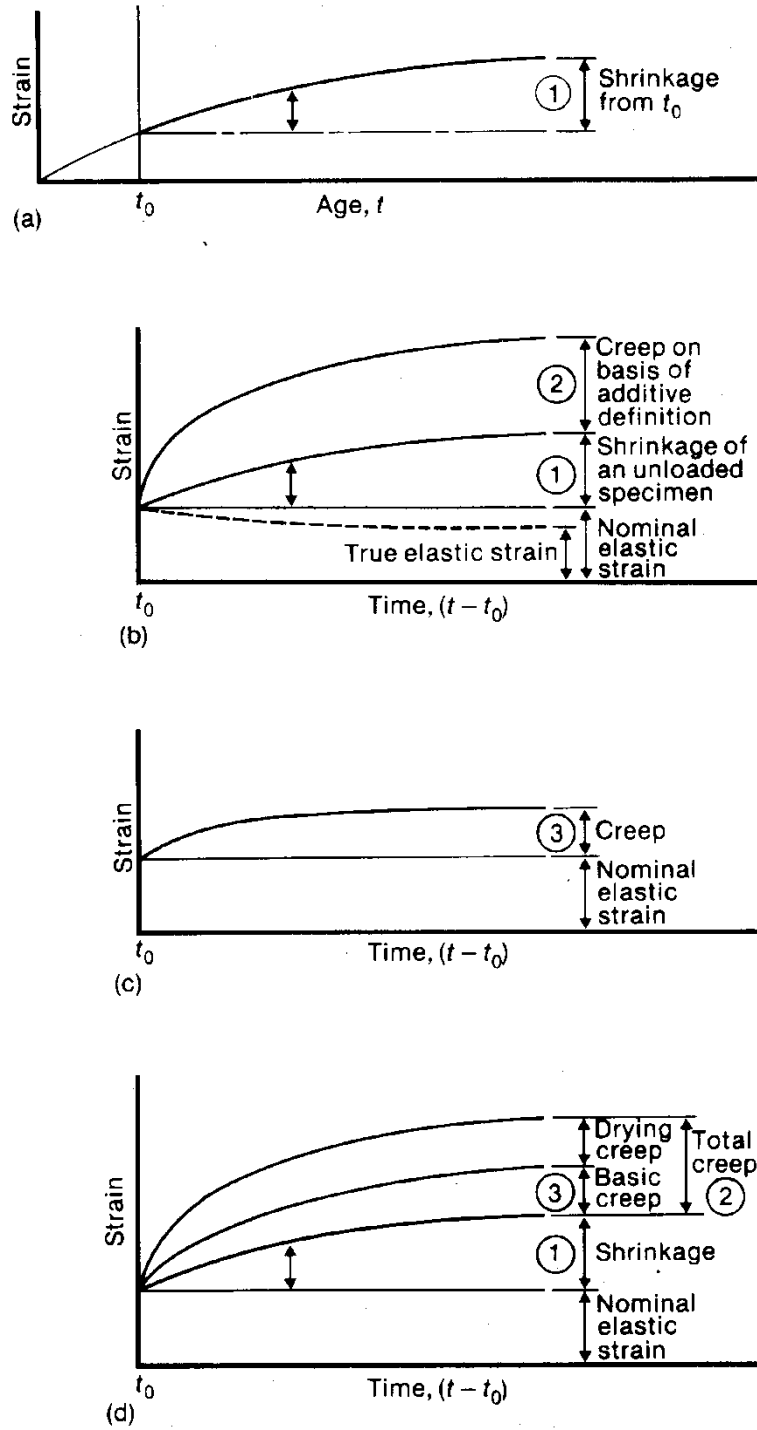
(2) 自體收縮(Autogenous Shrinkage)

在混凝土與外界無濕度交換的情況下，隨著水化作用的進行，會消耗混凝土孔隙結構內部的水份，使混凝土產生“自乾現象”而導致收縮，稱為自體收縮。根據其發生的原因，自體收縮可分為水解收縮(Dehydration Shrinkage)、碳化收縮(Carbonation Shrinkage)、轉化收縮(Conversion Shrinkage)，以上三種收縮均屬於化學收縮。一般而言，普通混凝土因為水灰比較高，所以因為水化作用使得毛細孔隙所產生的負孔隙壓力，可由存在於孔隙結構內多餘的水份來平衡，因此普通混凝土的自體收縮量並不明顯，大約介於 50~100($\mu\text{m}/\text{m}$)，所以在計算收縮變形時，通常忽略之。但就高性能混凝土而言，由於卜作嵐材料的添加及通常採用低水灰比高漿量，使得高性能混凝土可能具有不可忽視的自體收縮量，這對於應用高性能混凝土於隔絕環境或大體積之結構上時，顯然必須加以評估與考量，混凝土潛在的自體收縮量可能導致的工程問題。

(3) 乾燥收縮(Drying Shrinkage)

對普通混凝土而言，乾燥收縮是在所有收縮變形中最重要，乾燥收縮係指混凝土在未承受載重，並處於乾燥環境的情況下，混凝土內部的水分會逐漸向外移動而散失。混凝土在乾燥的初期，所排出大孔隙內的自由水，僅會造成非常小的收縮量，而當乾燥作用持續進行時，就會使得存在於膠體間的吸附水與層間水被排出，導致膠體間的相互移動，使得混凝土產生收縮變形。Neville【52】指出，當孔隙水失去時，將引起膠體間吸附水之移動而產生乾縮，因此塑性乾縮將伴隨產生乾燥收縮。





- (a) 乾縮
- (b) 總潛變
- (c) 基本潛變
- (d) 乾燥潛變之示意

圖 2.27 混凝土潛變之組成與定義【54】

2.4.2.2 潛變

混凝土在外力作用下，即產生瞬時彈性變形，而潛變(creep)是材料在應力作用下，隨時間慢慢變形的現象(圖 2.27(b)、2.27(c))。

混凝土潛變的原因十分複雜，一般而言有下列幾種可能之機制，或由各機制複合而成【53】：

- (1) 因為層間水的潤滑，使得膠體分子之間產生滑動，而造成水泥砂漿的黏滯流(viscous flow)。
- (2) 因為吸附水的滲流或層間水化水(interlayer hydrate water)的脫離，造成壓密變形(consolidation)。
- (3) 由骨材和膠體結晶組成的架構，因為其間的水泥砂漿造成對彈性變形的束縛，形成延滯彈性(delayed elasticity)。
- (4) 永久變形(permanent deformation)，其原因是再結晶(recrystalization)和新的鍵結產生，而形成局部破壞(微裂縫及結晶破壞)造成永久變形。

2.4.2.3 乾燥潛變

混凝土在乾燥環境受到荷載，除瞬時應變之外，其總應變會大於純乾縮及基本潛變的總和，如圖 2.27(d)。此額外超出的部分即稱為乾燥潛變。

乾燥潛變這種現象遠在 1942 年便由 Pickett 所發現，故此現象亦稱為比克效應(Pickett effect)。除濕度外，溫度增加也會加速潛變率。因此混凝土於加載過程中，溫度變化所產生之額外潛變量即稱為轉變熱潛變(transitional thermal creep)【55】。

2.4.3 潛變的表示方式

一般在表示潛變時，較少直接使用應變量為單位，因潛變量的大小和荷載應力大小成正相關，若加載應力不同時，便不能直接比較混凝土材料的潛變性質。由於在加載小於 0.4 倍之混凝土抗壓強度時，潛變量大致和應力成正比，因此一般都用比潛變、柔度函數或潛變係數來表示，茲說明如下：

(1) 比潛變(specific creep)：即單位應力下之應變量，其定義為：

$$C_{sp} = \frac{C(t, t')}{\sigma}$$

上式中 C_{sp} 表比潛變， $C(t, t')$ 表於齡期 t' 加力時，在時間 t 所產生之潛變。

(2) 潛變柔度函數(creep compliance function):即單位應力作用下潛變

應變與瞬時彈性應變之和稱之，其定義式為：

$$J(t, t') = \frac{1}{\sigma} [\varepsilon_{el}(t') + C(t, t')] = \frac{1}{E_c(t')} + C_{sp}$$

上式中 $\varepsilon_{el}(t')$ 表齡期 t' 時之彈性應變， $E_c(t')$ 表齡期 t' 時之彈性模

數。

(3) 潛變係數(creep coefficient)：為潛變應變與瞬時彈性應變之比，其

定義式為：

$$\phi(t) = \frac{C(t)}{\epsilon_{el}(t)}$$

2.4.4 影響混凝土乾縮潛變之因子

乾縮潛變試驗之目的，即是希望透過此一試驗，來測定特定之混凝土配比，或特定之混凝土用料，其乾縮潛變隨時間之發展情況。因此，不同之配比、用料，會影響混凝土乾縮潛變之行為。但影響乾縮潛變試驗之變因不止如此，以下說明各影響混凝土乾縮潛變行為之因子，它們包含：配比、用料、試體齡期、試體尺寸、環境溫濕度、試體加載應力等。

2.4.4.1 骨材因素

(1) 骨材含量：

Neville【56】指出不論是普通骨材、輕質骨材，基本上用這兩種骨材的混凝土之潛變行為並無二致，影響混凝土乾縮與潛變的主要是骨材含量與其彈性模數，因此，骨材含量越大，其潛變量越小。

(2) 骨材勁度：

骨材勁度愈大，對水泥漿體變形的抑制效果就愈顯著，相對的混

凝土的乾縮潛變就愈小，而骨材勁度和其岩性有絕對的關係。圖 2.28

($a/c=5.67$, $w/c=0.59$, $\text{stress}=5.5\text{MPa}$)【54】說明了不同岩性骨材之

潛變比較，圖 2.29【54】則說明不同彈性模數之骨材對潛變量大小的影響。

(3) 骨材尺寸與級配：

對乾縮潛變而言，增大最大骨材尺寸、減少漿體含量皆會減少混凝土乾縮潛變。

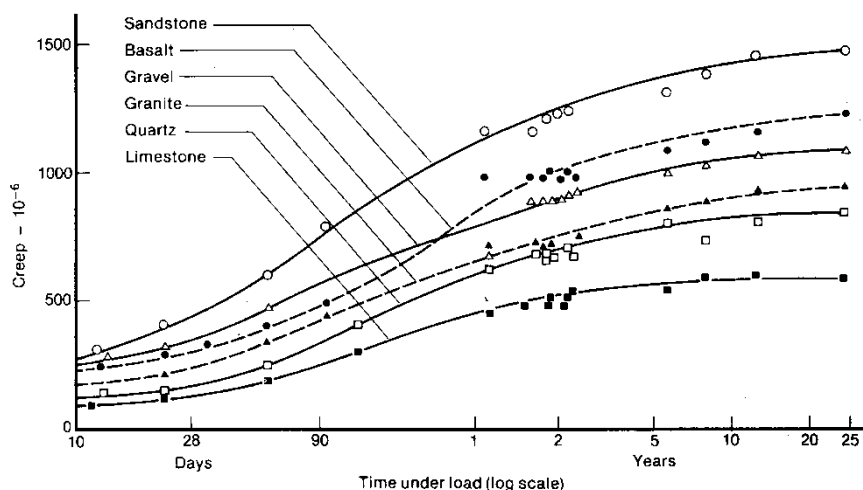


圖 2.28 不同骨材之混凝土潛變比較【54】

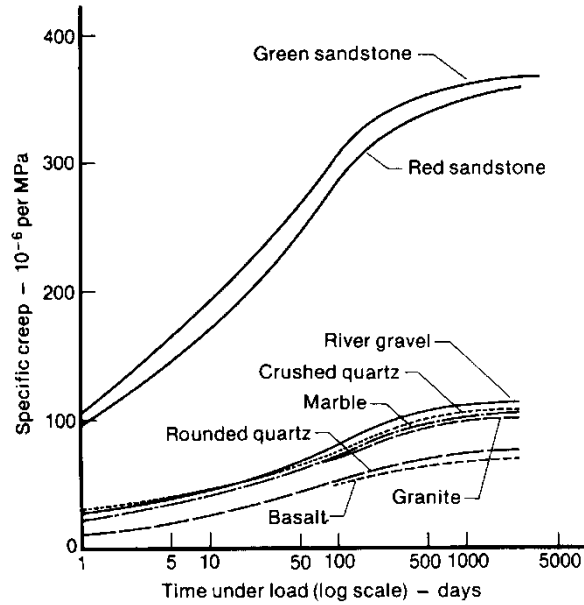


圖 2.29 不同骨材與混凝土比潛變之關係【54】

2.4.4.2 水泥種類

Roper【57】指出，石膏(硫酸鈣)含量較低，或是細度較細的水泥，有較高的乾縮量，而鋁含量高的水泥其混凝土乾縮速率較高。然而，水泥的型式和細度是影響混凝土潛變重要因素之一，因其性質會影響混凝土強度增加的速度，大體而言，細度大之水泥，其水化速度快，早期強度大，潛變因而較小，這點和乾縮是相反的。

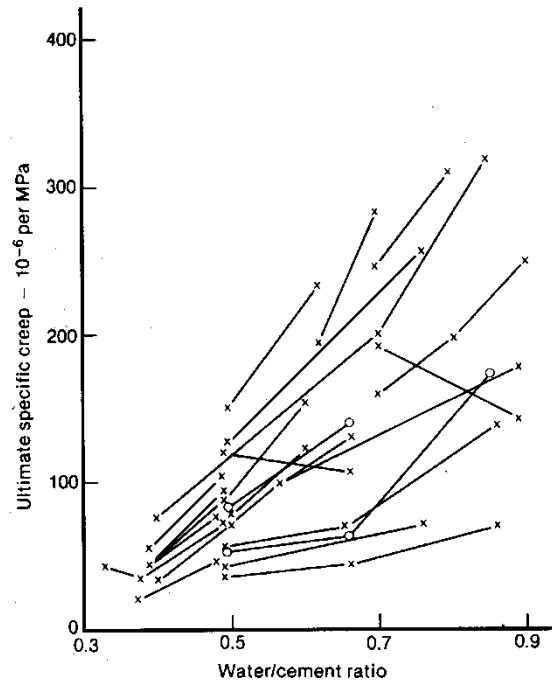


圖 2.30 不同研究中極限比潛變和水灰比之關係【54】

2.4.4.3 水灰比之影響

高水灰比之配比增加混凝土之含水量, 增加其產生潛變與乾縮之趨勢。Lorman 曾提出當其他因素不變的狀況下, 混凝土潛變約略與水灰比之平方值成正比. Wagner 在文獻調查後, 提出試驗潛變終值與水灰比之關係, 明顯的顯示高水灰比即有高潛變量的關係。含爐石或飛灰之混凝土亦有相似之效應, 而波特蘭水泥混凝土之潛變量對水灰比之敏感性甚於爐石水泥混凝土。圖 2.30【54】指出在相同骨材含量下, 高水灰比之普通混凝土之比潛變量較大, 爐石混凝土與水灰比之關係亦類同。

2.4.4.4 養護齡期

混凝土齡期對潛變之影響，主要是看水化反應和強度的成長，換言之，潛變值和混凝土的成熟度有密切的關係。因此，混凝土若在高溫下養護，將加快水化之進行，其強度增加快，潛變自然較小。

2.4.4.5 環境溫、濕度

影響乾縮之外在因素最主要為溼度，溼度會直接影響進出混凝土的水分。在環境水分充足或在水中的混凝土會產生膨脹；而溼度較低的環境有較大的收縮量，大部分的乾縮預測模式也都會將相對溼度 (R. H.) 考慮為主要參數。溫度影響較溼度小，溫度增減除了直接導致體積的熱膨脹與收縮外，溫差會促使混凝土中水分移動而產生變形，但影響有限，有時會忽略不計。

潛變隨著周圍相對溼度降低而增加，已有許多試驗證明【54】：相對溼度在 50% 時，其潛變大約是 100% 時的三倍，70% 的兩倍。不過，這種影響關係也只在混凝土荷載期間，因外界較乾燥之環境引致乾縮發生時，外界溼度才會影響潛變。若加力時，混凝土內部與外部加力環境已達溼度平衡，此時外界溼度大小對潛變影響就非常小。溫度越高，會增加潛變率 (creep rate)。實驗數據顯示，普通混凝土在 45°C 時之潛變量往往為常溫時的兩倍，而在超高溫 (如 650°C) 時其潛變

量則達到常溫時的 25 倍。

2.4.4.6 試體尺寸

一般而言，混凝土的體表比(V/S)愈大，其潛變量愈大，但其影響程度並不如對乾縮的影響那麼大，且體表比的影響對基本潛變並不明顯，且一般而言，當試體尺寸大於 400~600mm 以後，尺寸效應就不是那麼明顯了【54】。

2.5 混凝土乾縮潛變量之預測模式

在本研究中，各應用於橋樑上構之混凝土配比，均已對其進行了乾縮與潛變試驗，然由於時間之限制，各組配比之試體，在水中進行濕養護 7 天後，即開始進行乾縮潛變試驗，試驗時間總計為 90 天。因此，在本試驗中，是無法測量到長時間的乾縮潛變量的。

用於估算橋樑預力損失之乾縮潛變係數，其考量者為橋樑之使用年限中，預力混凝土可能發展出來之最大乾縮潛變量。因此，雖然 90 天之時間，本試驗之各混凝土配比，可能已經發展出其最大可能乾縮潛變量的 70~80%，但仍舊無法了解其之最大變形量為何。

透過以往對混凝土乾縮潛變已有之研究成果，最主要是一些乾縮潛變隨時間發展之預測模式，我們便可用這些模式來檢核，本研究所得之試驗數據是否為合理，並可探討試驗數據與各預測模式之差異，

以及到底哪個模式與試驗結果最為符合，最後，可以利用相當符合之預測模式，來評估應該取用之乾縮潛變係數。所以，以下要先介紹一些混凝土乾縮潛變之預測模式。

2.5.1 CEB-FIP Model Code 1990(歐洲) 【58】

考慮變數：形狀變數、水泥種類、相對溫濕度、抗壓強度。

乾縮模式： $\varepsilon_{cs} = \varepsilon_{cs0} \beta_s (t - t_0) \dots \dots (2-1)$

其中

$$\varepsilon_{cs0} = \beta(f_{cm}) \times \beta_{RH} \dots \dots (2-2)$$

$$\beta(f_{cm}) = [160 + 10 \times \beta_{sc} (9 - f_{cm} / 10)] \times 10^{-6} \dots \dots (2-3)$$

f_{cm} 為混凝土 28 天抗壓強度 (MPa)

$$\beta_{sc} = \begin{cases} 4 & \text{用於快乾高強度水泥} \\ 5 & \text{用於普通及早強水泥} \\ 8 & \text{用於緩凝水泥} \end{cases}$$

$$\beta_{RH} = \begin{cases} -1.55 \cdot \beta_{sRH} & , 40\% \leq RH \leq 99\% \\ +0.25 & , RH \geq 99\% \end{cases} \dots \dots (2-4)$$

$$\beta_{sRH} = 1 - \left(\frac{RH}{100} \right)^3 \dots \dots (2-5)$$

$$\beta_s (t - t_0) = \left[\frac{(t - t_0)}{\alpha_s + (t - t_0)} \right]^{0.5} ; \alpha_s = 350 (h_0 / 100)^2 \dots \dots (2-6)$$

其中 h_0 為平均厚度 = $\lambda \frac{2A_c}{u}$ (mm) ; A_c 為斷面積 (mm²) , u 為周長 (mm)

$$\lambda = 1 + 0.00048 e^{0.1RH} , (RH \leq 98\%) ; \lambda = 30 , (RH = 100\%) \dots \dots (2-7)$$

潛變模式：

$$\text{模式} : \varphi(t, t') = \varphi_0 \cdot \beta_c(t - t') \dots \dots (2-8)$$

$$\varphi_0 = \varphi_{RH} \cdot \beta(f_{cm}) \cdot \beta(t') \dots \dots (2-9)$$

$$\varphi_{RH} = 1 + \frac{1 - RH/100}{0.46(h_0/100)^{1/3}} \dots \dots (2-10)$$

$$\beta(f_{cm}) = \frac{5.3}{(f_{cm}/10)^{0.5}} \dots \dots (2-11)$$

$$\beta(t') = \frac{1}{0.1 + (t')^{0.2}} ; t'(\text{天}) \dots \dots (2-12)$$

水泥種類修正 $t' = t' \left[1 + \frac{9}{2 + (t')^{0.5}} \right]^\alpha$ 僅修正 $\beta(t')$ 中之 t' ，其他不需修正

$$\alpha = \begin{cases} -1 & \text{用於快乾高強度水泥} \\ 0 & \text{用於普通及早強水泥} \\ 1 & \text{用於緩凝水泥} \end{cases}$$

$$\beta_c(t - t') = \left[\frac{(t - t')}{\beta_H + (t - t')} \right]^{0.3} \dots \dots (2-13)$$

$$\beta_H = 150 \left\{ 1 + \left(1.2 \frac{RH}{100} \right)^{18} \right\} \frac{h_0}{100} + 250 \leq 1500 \dots \dots (2-14)$$

2.5.2 GL2000(加拿大) 【59】

考慮變數：相對濕度(h)、體表比(V/S)、水泥種類、抗壓強度、E 值。

乾縮模式：

$$\text{模式} : \varepsilon_{sh} = \varepsilon_{shu} \beta(h) \beta(t) \dots \dots (2-15)$$

$$\varepsilon_{shu} = 1000 \times 10^{-6} K \left(\frac{30}{f_{cm28}} \right)^{1/2} \dots \dots (2-16)$$

$$\beta(h) = (1 - 1.18h^4) \dots \dots (2-17)$$

$$\beta(t) = \left[\frac{t - t_c}{t - t_c + 0.15(V/S)^2} \right]^{1/2} \dots\dots(2-18)$$

水泥種類	K
Type I	1.00
Type II	0.70
Type III	1.15

潛變模式：

$$\text{模式：} J(t, t_0) = \frac{1}{E_{\text{cm}0}} + \frac{\phi}{E_{\text{cm}28}} \dots\dots(2-19)$$

潛變係數： $\phi =$

$$\Phi(t_c) \left[2 \frac{(t - t_0)^{0.3}}{(t - t_0)^{0.3} + 14} + \left(\frac{7}{t_0} \right)^{0.5} \left(\frac{t - t_0}{t - t_0 + 7} \right)^{0.5} + 2.5(1 - 1.086h^2) \left(\frac{t - t_0}{t - t_0 + 0.15(V/S)^2} \right)^{0.5} \right] \dots\dots(2-20)$$

當 $t_0 = t_c$: $\Phi(t_c) = 1$

$$t_0 > t_c : \Phi(t_c) = \left[1 - \left(\frac{t_0 - t_c}{t_0 - t_c + 0.15(V/S)^2} \right)^{0.5} \right]^{0.5} \dots\dots(2-21)$$

其中 t_0 為乾燥開始齡期， t_c 為潛變開始齡期。

2.5.3 B3 Model(美國) **【60~62】**

考慮變數：試體尺寸、抗壓強度、E 值、用水量(w)、水泥種類、水泥量(c)、總骨材量(a)、養護環境、相對濕度。

乾縮模式：

$$\text{模式： } \varepsilon_{sh} = \varepsilon_{sh\infty} \times K_h \times S(t) \dots\dots(2-22)$$

其中

$$\varepsilon_{sh\infty} = -\alpha_1 \alpha_2 \left[0.019 w^{2.1} f_{cm28}^{-0.28} + 270 \right] \times 10^{-6} \dots\dots(2-23)$$

$$\alpha_1 = \begin{cases} 1 & \text{適用於 Type I 水泥} \\ 0.85 & \text{適用於 Type II 水泥} \\ 1.1 & \text{適用於 Type III 水泥} \end{cases}$$

$$\alpha_2 = \begin{cases} 0.75 & \text{適用於蒸汽養護} \\ 1.00 & \text{適用於水中養護} \\ 1.00 & \text{適用於濕度100\%環境養護} \\ 1.20 & \text{適用於密封養護} \end{cases}$$

$$k_h = \begin{cases} 1 - RH^3 & \text{for } RH < 0.98 \\ -0.2 & \text{for } RH = 1.00 \\ \text{線性內差} & \text{for } 0.98 < RH < 1.00 \end{cases}$$

$$S(t) = \tanh \left[\left(\frac{t - t_0}{\tau_{sh}} \right)^{0.5} \right] \dots\dots(2-24)$$

$$\tau_{sh} = 0.085 t_0^{-0.08} f_{cm28}^{-0.25} \left[2k_s (V/S) \right]^2 \dots\dots(2-25)$$

$$k_s = \begin{cases} 1.00 & \text{for infinite slab} \\ 1.15 & \text{for infinite cylinder} \\ 1.25 & \text{for infinite prism} \\ 1.30 & \text{for sphere} \\ 1.55 & \text{for cube} \end{cases}$$

潛變模式：

$$\text{模式： } J(t, t_0) = [q_1 + C_0(t, t_0) + C_d(t, t_0)] \dots\dots(2-26)$$

其中

$$q_1 = 0.6/E_{cm28} \dots (2-27)$$

$$C_0(t, t_0) = q_2 Q(t, t_0) + q_3 \ln[1 + (t - t_0)^n] + q_4 \ln(t/t_0) \dots (2-28)$$

$$q_2 = 185.4 \times 10^{-6} c^{0.5} f_{cm28}^{-0.9} \dots (2-29)$$

$$Q(t, t') = Q_f(t') \left[1 + \left(\frac{Q_f(t')}{Z(t, t')} \right)^{r(t')} \right]^{-1/r(t')} \dots (2-30)$$

$$Q_f(t') = [0.086(t')^{2/9} + 1.21(t')^{4/9}]^{-1} \dots (2-31)$$

$$Z(t, t') = (t')^{-m} \ln[1 + (t - t')^n] \dots (2-32)$$

$$r(t') = 1.7(t')^{0.12} + 8$$

$$m = 0.5$$

$$n = 0.1$$

$$q_3 = 0.29 q_2 (w/c)^4 \dots (2-33)$$

$$q_4 = 20.3 \times 10^{-6} (a/c)^{-0.7} \dots (2-34)$$

$$C_d(t, t') = q_5 [\exp\{-8H(t)\} - \exp\{-8H(t')\}]^{1/2} \dots (2-35)$$

$$q_5 = 0.757 f_{cm28}^{-1} |\epsilon_{sho} \times 10^6|^{-0.6} \dots (2-36)$$

$$H(t) = 1 - (1 - RH)S(t) \dots (2-37)$$

2.5.4 AASHTO LRFD(2004) **【63】**

考慮變數：試體尺寸、抗壓強度、相對濕度(H)。

乾縮模式：

$$\text{模式：} e_{sh} = 480 \times 10^{-6} k_{td} k_s k_{hs} k_f \dots (2-38)$$

$$K_{td} = \frac{t}{61 - 0.58f_{ci} + t} \dots (2-39)$$

$$K_s = \frac{1064 - 3.7 V/S}{735} \dots (2-40)$$

$$K_{hs} = 2.00 - 0.0143H \dots (2-41)$$

$$K_f = \frac{34.5}{6.9 + f'_{ci}} \quad \dots\dots(2-42)$$

$f'_{ci} = 0.8f'_c$; V/S: 體表比; H: 相對濕度(%)

潛變模式:

$$\text{模式: } \Psi(t, t') = 1.90K_{td}K_{la}K_sK_{hc}K_f \dots\dots(2-43)$$

$$\text{其中: } K_{hc} = 1.56 - 0.008H \quad \dots\dots(2-44)$$

$$K_{la} = t_i^{-0.118} \quad \dots\dots(2-45)$$

t_i : 為加壓前, 養護齡期減6天(最少7天養護)

2.5.5 CCL Model 2001(台灣) **【64】**

乾縮模式:

$$\text{模式: } \varepsilon_{sh}(t) = \varepsilon_{shu} S_a (1 - RH^3) KS(t) \dots\dots(2-46)$$

$$\varepsilon_{shu} = 25385(w/c)^{1.02} (a/c)^{-2.13} + 420(\mu m/m) \dots\dots(2-47)$$

其中 w/c 為水灰比, a/c 為骨材對水泥比, RH 為相對濕度(%)。

$$S(t) = \left[\frac{t - t_0}{t - t_0 + 0.15(V/S)^2} \right]^{1/2} \quad \dots\dots(2-48)$$

$$S_a = e^{2.05(1-\alpha)} \quad \dots\dots(2-49)$$

α 為混凝土實際彈性模數與 ACI363 規範之彈性模數值之比值,

而該規範之 E 值計算方式為:

$$E_{28} = 3320 (f_c')^{0.5} + 6900 \text{ (MPa)}$$

適用於 21 MPa ~ 85 MPa 之混凝土。

K 值則如下表所示。

Cement type	K
Type I	1.00
Type II	0.85
Type III	1.15

潛變模式：

$$\text{模式: } J(t, t') = [q_1 + C_0(t, t') + C_d(t, t')] \dots\dots (2-50)$$

其中 $C_0(t, t')$ 為基本潛變項， $C_d(t, t')$ 為乾燥潛變項。

$$q_1 = 0.6/E_{cm28} \dots\dots (2-51)$$

$$C_0(t, t') = q_2 Q(t, t') + q_3 \ln[1 + (t - t')^n] + q_4 \ln(t/t') \dots\dots (2-52)$$

$$q_2 = 206 \times 10^{-6} c^{0.5} f_{cm28}^{-0.9} \dots\dots (2-53)$$

$$Q(t, t') = Q_f(t') \left[1 + \left(\frac{Q_f(t')}{Z(t, t')} \right)^{r(t')} \right]^{-1/r(t')} \dots\dots (2-54)$$

$$r(t') = 1.7(t')^{0.12} + 8 \dots\dots (2-55)$$

$$Q_f(t') = [0.086(t')^{2/9} + 1.21(t')^{4/9}]^{-1} \dots\dots (2-56)$$

$$Z(t, t') = (t')^{-0.5} \ln[1 + (t - t')^{0.1}] \dots\dots (2-57)$$

$$q_3 = 0.32 q_2 (w/c)^4 \dots\dots (2-58)$$

$$q_4 = 22.6 \times 10^{-6} (a/c)^{-0.7} \dots\dots (2-59)$$

$$C_d(t, t', t_0) = q_5 [\exp\{-8H(t)\} - \exp\{-8H(t')\}]^{1/2} \dots\dots (2-60)$$

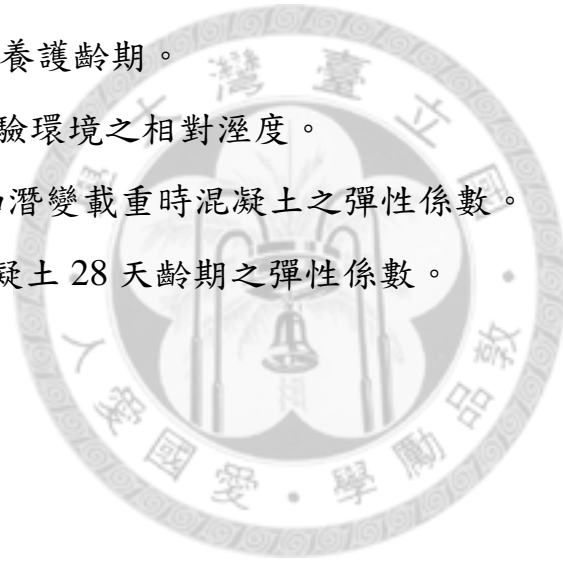
$$q_5 = 1.53 (f_{cm28}^{-1}) (\epsilon_{shu}^{-0.6}) \dots\dots (2-61)$$

$$H(t) = 1 - (1-RH)S(t) \dots\dots(2-62)$$

$$S(t) = \left[\frac{t - t_c}{t - t_c + 0.15(V/S)^2} \right]^{1/2} \dots\dots(2-63)$$

註:有關以上 2.5.1~2.5.5 各小節，其所共同使用之參數符號，定義如下。

- t : 試體澆置完成至量測時所經過之時間。
- t_0 : 試體養護齡期。
- t' : 試體養護齡期。
- t_c : 試體養護齡期。
- RH : 試驗環境之相對溼度。
- E_t : 施加潛變載重時混凝土之彈性係數。
- E_{28} : 混凝土 28 天齡期之彈性係數。



第三章 試驗架構與各試驗內容

3.1 研究與試驗流程

本研究之主要目的，乃擬將高流動化之混凝土材，應用於跨海大橋之預力橋面結構。而此等跨海大橋之材料使用問題，已於第一章中有所敘述。因此在本研究中，所安排之各項試驗，即是要針對各該問題，進行相關之探討，進而驗證混凝土材之可用性，並提出一些相關的定性或定量建議。以下將條列概述本研究之整個流程，圖 3.1 則為研究計劃之流程圖。

1. 參照金門大橋之相關設計圖說，及各文獻、研究案計劃書等，擬定各試驗項目，及混凝土配比設計之目標。
2. 蒐集中國東南沿海出產之適用骨材(兩種)，以及金門大橋施工時實際所用之混凝土膠結料。
3. 進行各項骨材基本性質試驗(比重、面乾內飽和含水率、含泥量、篩分析、洛杉磯磨損率、扁長率)。
4. 混凝土配比設計，並進行試拌，確認各配比之強度及工作性初步滿足需求。
5. 各項試驗所需正式試體之製作，並同時測定各配比之新拌性質。
6. 部分試體寄交海洋大學，進行氯離子滲入(RCPT、ACMT 等)耐久性

- 試驗。
7. 抗壓強度，楊氏係數測定。
 8. 體積穩定性試驗(乾燥收縮，基本潛變，總潛變)
 9. 分析試驗所得數據，並針對試驗變數之影響進行結果討論。
 10. 提出建議之預力結構設計參數，包含：抗壓強度、楊氏係數、混凝土乾縮潛變隨時間發展之模式、乾縮潛變係數，以及相關之施工建議。



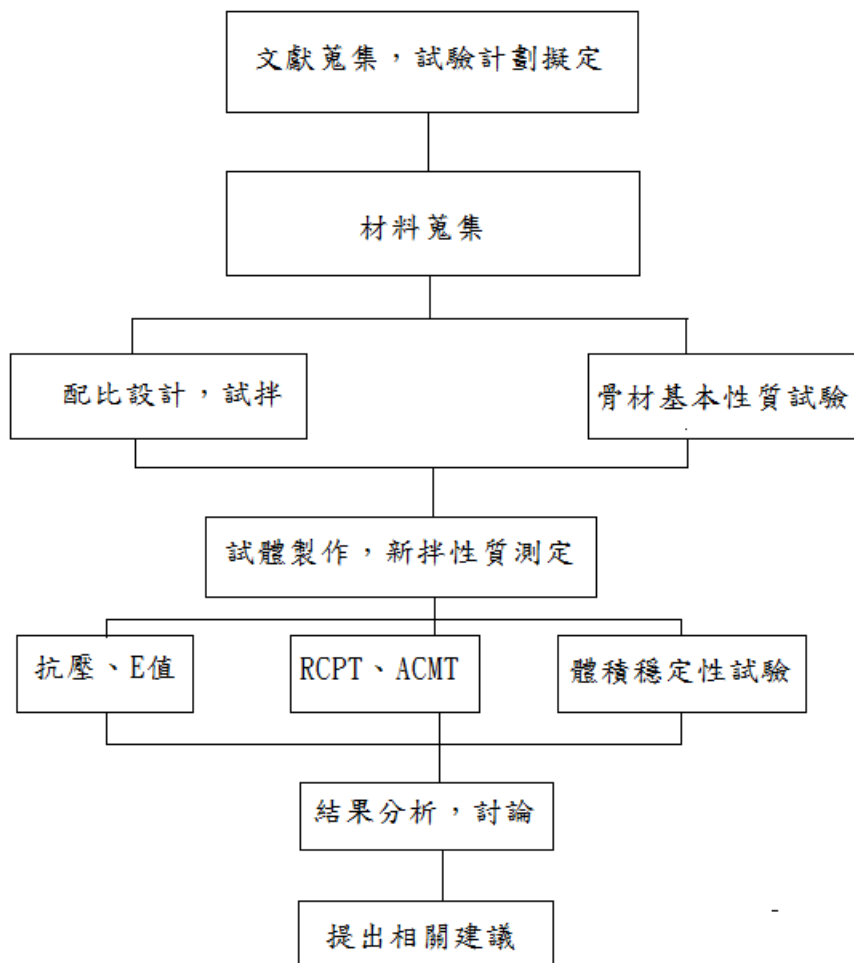


圖 3.1 實驗流程圖

3.2 配比拌合及試驗之用料

由於本研究案之標的乃是針對實際之工程案例，故在用料上，亦須與該工程施作之實際用料相同，以使得本研究之內容及數據，具有實用之意義。以下詳述本研究之各項用料。

- (1) 膠結材(上構):台灣水泥公司所生產之卜特蘭二型水泥，以及中聯爐石公司所產之高爐石粉(細度為 6000 者)。

- (2) 膠結材(下構):中聯爐石公司所提供之混合水泥,此混合水泥中包含 55%之卜特蘭一型水泥,35%之高爐石粉(細度為 4000 者),及 10%之台電公司火力發電所產之 F 級飛灰。
- (3) 粗細粒料:國產實業南港預拌廠及金門某預拌廠,所分別提供之兩種粗細粒料。
- (4) 減水劑:高譜實業所生產之羧酸。

3.3 配比設計

本研究案之混凝土配比,係針對大跨度之跨海預力橋來進行設計。而連接烈嶼鄉(小金門)與大金門之金門大橋完工後,將成為我國第一座長距離現代跨海大橋,因此混凝土配比設計之目標,將以此橋之需求為例,來進行設計。

3.3.1 配比設計之目標與依據

金門大橋之結構設計,乃由交通部委託台灣世曦工程顧問公司之第二結構部,來進行整體設計。因此配比設計的依據之一,乃參考該顧問公司所提出之圖說,目標在使得本研究所提出之混凝土配比,能滿足該圖說中相關之材料規格(強度,楊氏係數等),以使得本研究之內容,具有實用之意義。參照圖說之 ST-001 號圖(表 3.1 節錄自該圖說),則可先確定配比設計之強度要求。

表 3.1 混凝土強度規格表

混凝土 (28天之規定抗壓強度)	
A. 預力混凝土 (含箱形梁之隔梁) -----	$fc' = 420 \text{ kgf/cm}^2$
施預力強度 (除設計圖及特訂條款另有規定外) -----	$fc' i = 330 \text{ kgf/cm}^2$
C. 橋護欄、橋隔欄、緣石、進橋板、橋台、沉箱、擋土牆、 井式基礎、箱涵 -----	$fc' = 245 \text{ kgf/cm}^2$
D. 橋墩、橋墩基礎板、支承之鋼筋混凝土墊 -----	$fc' = 350 \text{ kgf/cm}^2$
E. 場鑄基樁 -----	$fc' = 315 \text{ kgf/cm}^2$
(水中混凝土設計強度以 280 kgf/cm^2 計算)	
F. 墊底混凝土 -----	$fc' = 80 \text{ kgf/cm}^2$

在上表之各項目中，A 為橋梁之上部預力結構(簡稱上構)，D 為下部墩柱結構(簡稱下構)，此二項目為橋梁中較重要之部分。而上部預力結構部分，因在混凝土齡期為七天時需施加預力，因此有七天及二十八天齡期之強度要求。下部墩柱結構則有二十八天齡期之強度要求。因此本研究之重點著眼於此二項，將分別針對其提出配比，滿足強度之要求。另外，混凝土材料除強度之需求外，工作性，經濟性，耐久性，體積穩定性也都是重要的考量因素。

首先在經濟性考量的前提下，配比中之卜作蘭取代料應用至最高之 45% 取代，以降低混凝土之成本，而高卜作蘭取代料之使用，可提升混凝土水化反應後期之 pozzolanic reaction，如此亦可有效提高混凝土之緻密性，因而得到更佳之耐久性。

工作性部分，由於不論在橋梁之上下部結構中，可能都會有許多部份存在有密集的鋼筋或預力鋼腱，因此高流動性混凝土(HFC)，或自充填混凝土(Self-compacting Concrete, SCC)為配比設計之條件

之一，以使得混凝土在搗實條件不佳的情況下，仍能有良好的澆製品質。

最後，在滿足強度及工作性的前提下，盡可能提高粗粒料用量，以抵抗乾縮潛變之發展，減少橋梁之預力損失，確保結構之安全性。

3.3.2 配比設計之流程

本研究中混凝土配比設計之方法，乃是參考國內 CNS12891【65】混凝土配比設計準則，以及 ACI 211.2 重量設計法，根據上述二項規範之建議來進行配比設計。配比設計與試拌之流程如下所述。

- (1) 在配比初步試拌的階段，由於每次拌合量僅為 30(kg)，故主要檢討之條件為坍度或坍流度(針對工作性)，及抗壓強度(七天及二十八天)。
- (2) 由於本研究所使用之粗細粒料，為自各預拌廠蒐集所得，故不再決定粗粒料標稱最大粒徑，而是直接使用已混合好之粗粒料進行試拌。
- (3) 由用水量，水膠比(取代率為 45%)，估計膠結料及骨材用量。
- (4) 由砂率，以決定粗細粒料各自之用量。
- (5) 進行有系統之初步試拌，小量製作試體，並針對(1)進行檢核。

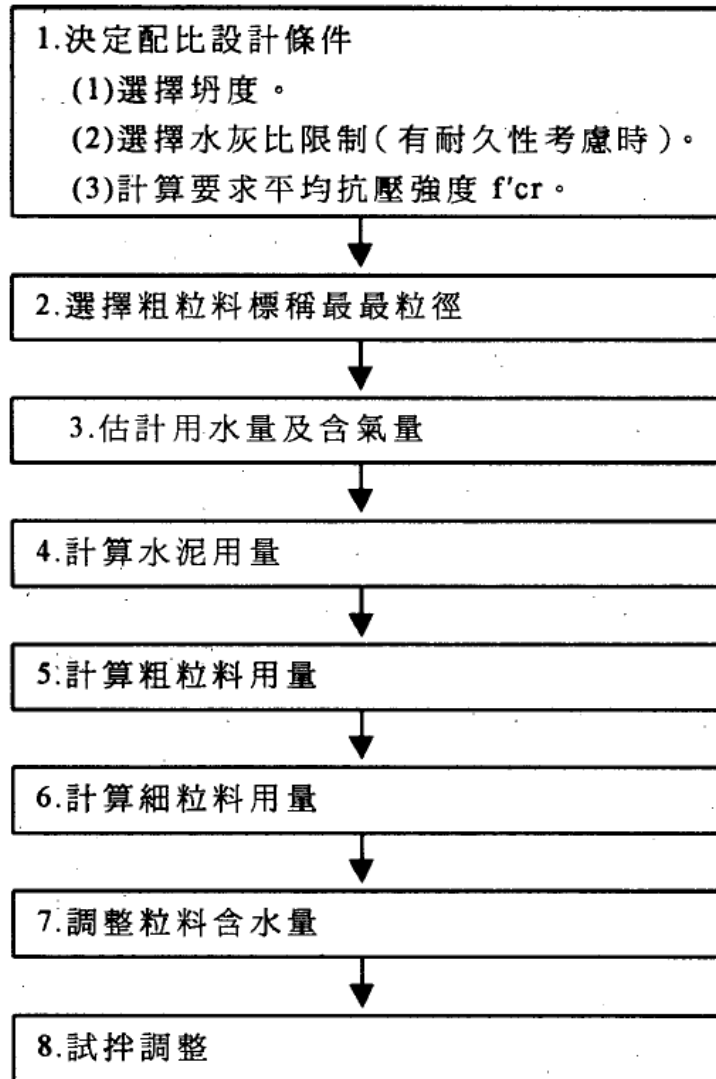


圖 3.2 配比設計之流程【65】

3.3.3 上部預力結構配比

橋梁上部預力結構承受著由預力所導入的高軸力，並且又須負擔工作載重，尚且不能因乾縮潛變造成太大之預力損失，所以其強度，體積穩定性，工作性需三者兼顧。上部預力結構配比，由於必須使用較多且粒徑較大之粗粒料來抵抗乾縮潛變，故無法達自充填混凝土之等級，但可達高流動性混凝土(HFC)之等級。而我們由用水量、水膠

比、卜作蘭材取代率、砂率、減水劑用量等五項參數之設定，可以來決定我們所需之混凝土配比，以下檢討此五項參數之選取依據。

- (1) 用水量：基本上，混凝土工作性的主控因素之一是用水量，由於本研究所使用之骨材級配和粗粒料最大粒徑已經完全固定，故高工作性之達成，僅剩用水量和減水劑之用量兩項變因。但用水量不可過多，否則在澆置搗實過程中輕易會導致嚴重泌水，且用水量過多，縱然提升工作性，卻會使漿體量增加，骨材用量減少，而降低了體積穩定性。在用水量選取的依據上，主要是參考本研究團隊過往所執行之研究案，所累積之數據，舉隅如文獻【4】【66】等，及實際之小量配比試拌數據。表 3.2 顯示出改變用水量(其他變數固定)，所試拌的三組配比的結果。

表 3.2 第一次配比試拌結果

配比 (試拌)	每方混凝土 用水量	坍流度	7 天強度	28 天強度
	(kg)	(cm)	(kgf/cm ²)	(kgf/cm ²)
1	160	37	423	533
2	170	62	520	663
3	180	70	539	691
水膠比=0.38、取代率=50%、砂率=0.55，所用骨材與正式配比者同				

綜合上述之各文獻數據及小量配比試拌數據之結果，在盡量減少用水量，並仍保有高工作性之前提下，將用水量定為每方混凝土用 175 公斤水，正式拌合各配比時，因每方混凝土單位重

實測修正之故(原假設為每方混凝土 2350kg)，用水量會在 170~180 公斤之間。

(2) 水膠比:水膠比主要關乎強度，水膠比越低，強度越高。由文獻

【4】【66】等，以及上述配比試拌數據，選定水膠比為 0.4。

文獻 **【65】**之 4.2.2 指出，若僅進行一組三個試體之抗壓試驗

之條件下，配比設計之目標強度需比實際需求多出 100 kgf/cm^2 ，

因此本研究之上構強度目標:七天須達 430 kgf/cm^2 ，28 天須達

520 kgf/cm^2 ，而水膠比為 0.4 是可滿足此要求的。

(3) 卜作蘭材(爐石)取代率:本研究所使用之卜作蘭取代料，已於

3.2 中詳述，而爐石取代率列為本研究之變數。較高的爐石取

代率，可有效提高混凝土緻密性，以提升耐久性，並可略為提

升工作性。文獻 **【4】**指出:爐石粉添加於混凝土中，有增加混

凝土流動性的效果，主要是爐石粉較水泥顆粒細，同時爐石粉

有斥水的效果，因而可提高混凝土的工作性。因此將配比之取

代率設定為 45%，並另外以 0%取代率之配比作為對照組，兩種

不同取代率之配比將進行相同之各項試驗，以比較爐石粉取代

所造成之效應。

(4) 砂率:砂率為表示細粒料佔整體骨材重之比例，較低的砂率，使

粗粒料用量提升，會使體積穩定性改善，但較多的粗粒料，會

降低工作性，增加析離機率，且易形成較多 transition zone，降低強度。但若砂率過高，形成過高的骨材比表面積，亦可能造成骨材吸附過多水份，使用水量不正確。文獻【4】指出：砂率高的配比粗粒料較少，混凝土較易流動，而砂率低的，因粗粒料較多，粒料間磨擦的效應變大，意即混凝土降伏剪應力變大，導致混凝土坍流度(工作性)變小。表 3.3 顯示出改變砂率(其他變數固定)，所試拌的二組配比的結果。

表 3.3 第二次配比試拌結果

配比 (試拌)	砂率	坍度 (cm)	7 天強度 (kgf/cm ²)	28 天強度 (kgf/cm ²)
4	0.5	25	408	547
5	0.47	25	401	602
用水量=170 kg、水膠比=0.4、取代率=50%，所用骨材與正式配比者同				

綜合上述之各文獻及小量配比試拌數據之結果，則知應盡可能合理降低砂率，提升粗粒料用量，以抵抗乾縮潛變。本研究定配比之砂率為 0.47。

- (5) 減水劑用量: 混凝土之高流動性主要來自添加減水劑之輔助，有機羧酸分子可打破粉體之靜電效應，使之均勻分散，提高流動性，但降低漿體稠度。過多的添加，將會使漿體稠度太低，托不住骨材，造成析離，故須由減水劑對粉體之重量比，來控制減水劑用量。由於不同的減水劑對上不同的膠結材，其所發揮

出之性能各異，故參考過往文獻之減水劑用量未必可靠。減水劑之用量，乃是根據上述五次小量配比試拌之結果所定，用量約為膠結材重量的千分之五。其實減水劑用量在混凝土配比中，本來就非為定值，因為每一批的膠結料及砂都存在著變異，而這些變異都會對混凝土工作性造成影響，而導致欲達相同工作性，藥劑用量可能不一樣。任何藥劑對上任何的膠結材，其對工作性的改善程度，都應先經過試拌才可得知，並且其用量也應是一個合理的添加範圍。藥劑添加量之正確性，主要仍需靠有經驗之技術人員，在拌合時加以判定。

3.3.4 橋梁下部墩柱結構配比

橋梁下部之墩柱結構，由於耐震設計之考量，往往設計的非常粗壯，以抵抗側力之作用，因此相對上其承受之軸力並不大，且其略為的乾縮潛變，並不會對整體橋樑結構造成太大危害，但墩柱結構往往存在大量密集的箍筋，因此在滿足強度之需求下，下構配比將設計為自充填混凝土之等級，此時其粗粒料用量將較少，體積穩定性可能略為下降，但可提升實際施工時之澆置品質。

由於上構配比之強度已能滿足下構配比之需求，因此下構配比將大致上沿用上構配比之各參數，僅將砂率調整為 0.55，以增加混凝

土之流動性。另外粗粒料之使用上，若無法通過箱型試驗之標準，則可能必須以篩分之方式，移除 19.1mm 篩網之留篩料，因為自充填混凝土之粗粒料最大粒徑本就需較小。而混合水泥之取代率，見 3.2。

3.4 骨材基本性質試驗

在本研究中，混凝土所使用之粗細粒料種類列為試驗變數，共使用了兩種骨材，因此各骨材之基本性質，為後續各配比之數據比較所必須者，以下介紹各骨材性質試驗之內容。

3.4.1 比重及吸水率(SSD)試驗

參考規範:CNS487【67】、CNS488【68】。

試驗目的:測定粗細粒料之比重，此為配比設計之絕對體積法所必須者，另外可由比重確定骨材中有無輕質粒料之存在。面乾內飽和吸水率(SSD)，與配比拌合用水有密切關係，拌合前由骨材含水率及 SSD 值，可計算出所需之補水或扣水量。

所需儀器:比重瓶(圖 3.3)、圓錐模及搗棒(圖 3.4)、水中重磅秤(圖 3.5)。

試驗說明:詳見參考規範。



圖 3.3 比重瓶



圖 3.4 圓錐模及搗棒



圖 3.5 水中重磅秤

3.4.2 含泥量與篩分析試驗

參考規範:CNS486【69】、CNS491【70】。

試驗目的:粗細粒料之篩分析試驗,可確定粒料是否具有優良之粒徑級配;含泥量測定可檢定粒料中是否含有過多之有害物質。上述試驗之結果須滿足規範之規定,如此以確保此等粒料,可拌製出優質之混凝土。

所需儀器:號篩組(圖 3.6)、小型搖篩機(圖 3.7)、大型搖篩機(圖 3.8)。

試驗說明:詳見參考規範。



圖 3.6 號篩組



圖 3.7 小型搖篩機



圖 3.8 大型搖篩機

3.4.3 洛杉磯磨損試驗

參考規範:CNS490【71】。

試驗目的:混凝土所用之粗粒料，從礦場開採出來，到實際成為結構體，其間會經歷一些過程，這些過程包含:開採，運送，級配分料，混合，清洗，堆置，挖取，預拌廠拌合，及最後之泵送澆置。在級配分料及混合後，理論上粗粒料之級配即已經確定，但上述任何一個動作都會磨損粗粒料，導致粒料降級，而過大的粒料降級為工程上所不允許。洛杉磯磨損試驗，及其相關之規範標準，用意即在提供一個可合理評估，粗粒料在其施工的生命週期中，是否可有效抵抗外力磨耗之方法。

所需儀器:洛杉磯磨損試驗機(圖 3.9)、磨球(圖 3.10)。



圖 3.9 洛杉磯磨損試驗機



圖 3.10 磨球

試驗說明：詳見參考規範。

3.4.4 粗粒料中扁平、細長或扁長顆粒含量試驗

參考規範:CNS15171 **【72】**。

試驗目的:扁平、細長或扁長顆粒在某些構造物施工中會干擾其密實性及導致澆置之困難度。本試驗係檢核扁平、細長或扁長顆粒在整體粒料中所佔之比例，並決定粗粒料之相對形狀特徵。

所需儀器:比例測徑器(圖 3.11)。



圖 3.11 比例測徑器

試驗說明:詳見參考規範。

3.5 試體拌合製作與新拌性質試驗

3.5.1 試體拌合製作

參考規範:CNS1230 **【73】**。

試驗目的:拌合澆置各混凝土配比，其各試驗項目所需之試體。

所需儀器:水平雙軸臥式拌合機(圖 3.12)、小型拌合機(圖 3.13)、電子式含水量測定儀(圖 3.14)、圓柱形紙模:10_(cm)X20_(cm)、10_(cm)X30_(cm) (圖 3.15)。

試驗說明:詳見參考規範。



圖 3.12 水平雙軸臥式拌合機



圖 3.13 小型拌合機

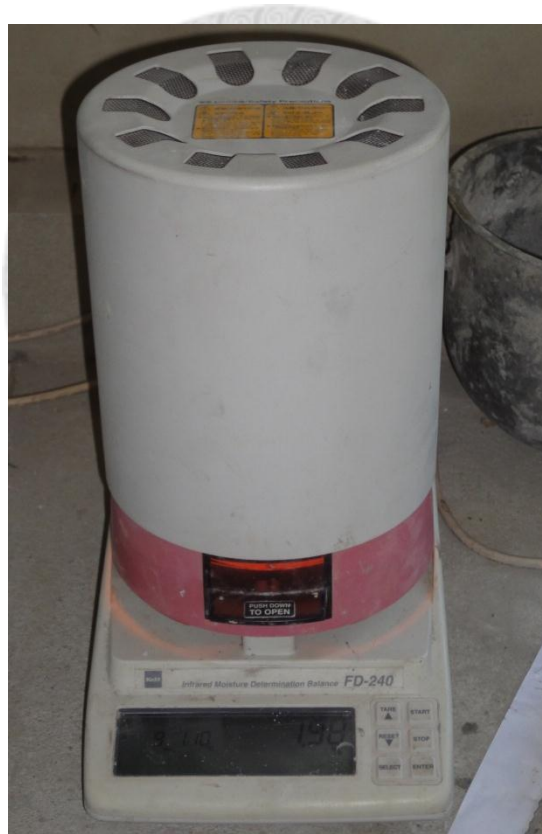


圖 3.14 電子式含水量測定儀



圖 3.15 圓柱形紙模

3.5.2 坍度、坍流度、 T_{50} 試驗

參考規範:CNS1176 【74】、CNS14842 【75】。

試驗目的:藉由上述指標之量測，以評估新拌混凝土之工作性及抗析離能力。

所需儀器:坍度錐、鋼板、尺、馬錶(圖 3.16)。



圖 3.16 坍度錐及相關用具

試驗說明：詳見參考規範。

3.5.3 自充填混凝土流下性試驗

參考規範：CNS14841 **【76】**。

試驗目的：此即俗稱之 V 漏斗試驗法，藉由量測混凝土在漏斗中之漏下時間，可用來評估自充填混凝土之抗析離能力，及漿體之稠度。

所需儀器：V 形流度錐(圖 3.17)。

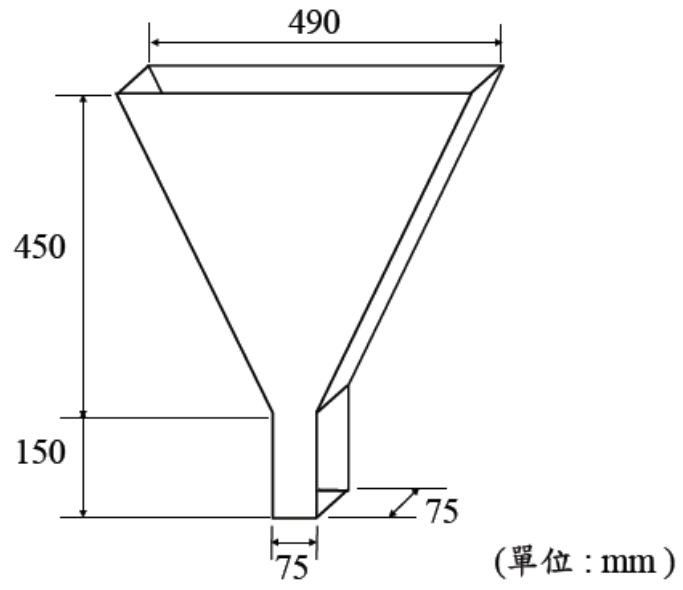


圖 3.17 混凝土流度錐

試驗說明：詳見參考規範。

3.5.4 自充填混凝土障礙通過性試驗

參考規範:CNS14840【77】。

試驗目的:此即俗稱之箱型試驗法，主要用來評估自充填混凝土穿越鋼筋障礙之能力，以了解其是否有效地自充填至模板之各處。

所需儀器:箱型試驗儀(圖 3.18)。

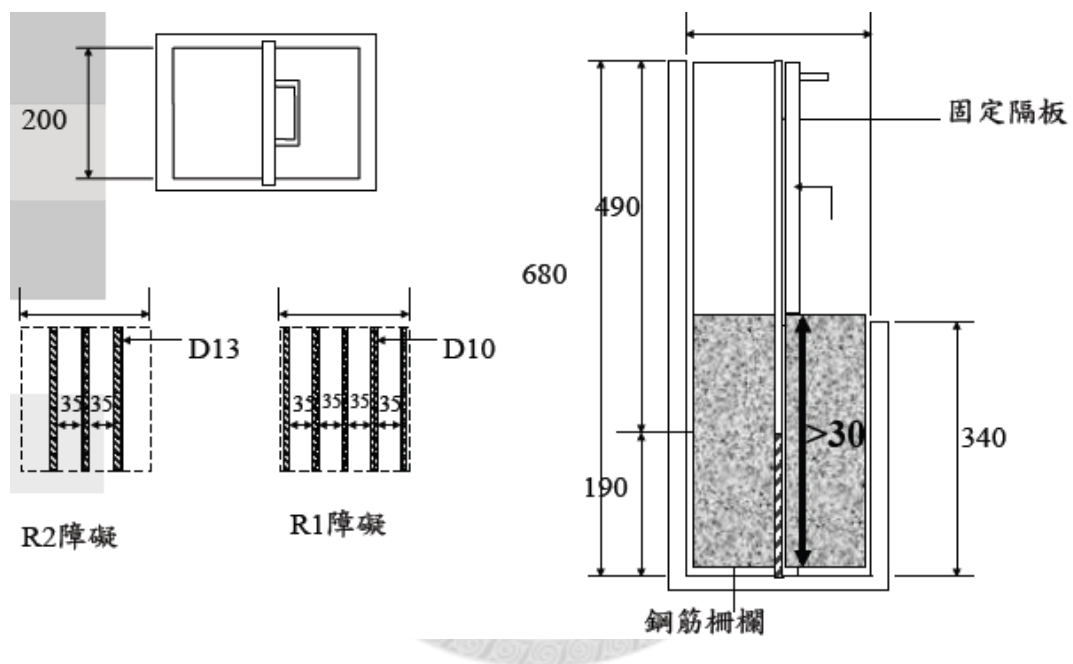




圖 3.18 箱型試驗儀

試驗說明:詳見參考規範。

3.5.5 含氣量與單位重試驗

參考規範:CNS1163【78】、CNS9661【79】、CNS11151【80】。

試驗目的:本試驗用來測定新拌混凝土含氣量之體積百分率，同時亦可測定各混凝土配比之單位重，以修正估計之每方混凝土配比中，各用料重量。

所需儀器:B型氣量計(圖 3.19)。



圖 3.19 B 型氣量計

試驗說明：詳見參考規範。

3.5.6 初終凝時間試驗

參考規範：CNS14220 【81】。

試驗目的：測定各配比之新拌混凝土，其之初凝與終凝時間。

所需儀器：貫入試驗儀(圖 3.20)。



圖 3.20 貫入試驗儀

試驗說明:詳見參考規範。

3.6 抗壓強度與楊氏係數測定

參考規範:CNS1232 **【82】**、ASTM_C469-94 **【83】**。

試驗目的:測定各試驗配比混凝土之抗壓強度與楊氏係數，試驗齡期

計有：7、14、28、56、90 天。

所需儀器：MTS 萬能材料試驗機(圖 3.21)、圓柱試體末端研磨機(圖 3.22)、電阻式變位計夾具(圖 3.23)、電阻式變位計(圖 3.24)、多功能資料收集器(圖 3.25)。

試驗說明：詳見參考規範。



圖 3.21 MTS 萬能材料試驗機

MTS 萬能材料試驗機簡介：由美國 MTS 公司製造，為自動封閉回路循環伺服油壓控制系統(servo-control closed-loop system)，由油壓機、驅動軸(actuator)、100 噸荷重計(load cell)、測位移的 LVDT，

及可外接電腦或手動調整下達命令的主控制箱(microconsole)所組成。控制箱控制荷重(load control)、位移(displacement control)、或應變(strain control)之任一形式進行試驗。儀器精度為每 10 伏特之電壓可精確到 0.001 伏特,載重之範圍控制匣(range cartridge)量測範圍為 100kN~1MN、位移範圍控制匣量測範圍為 10mm~100mm。



圖 3.22 圓柱試體端末研磨機

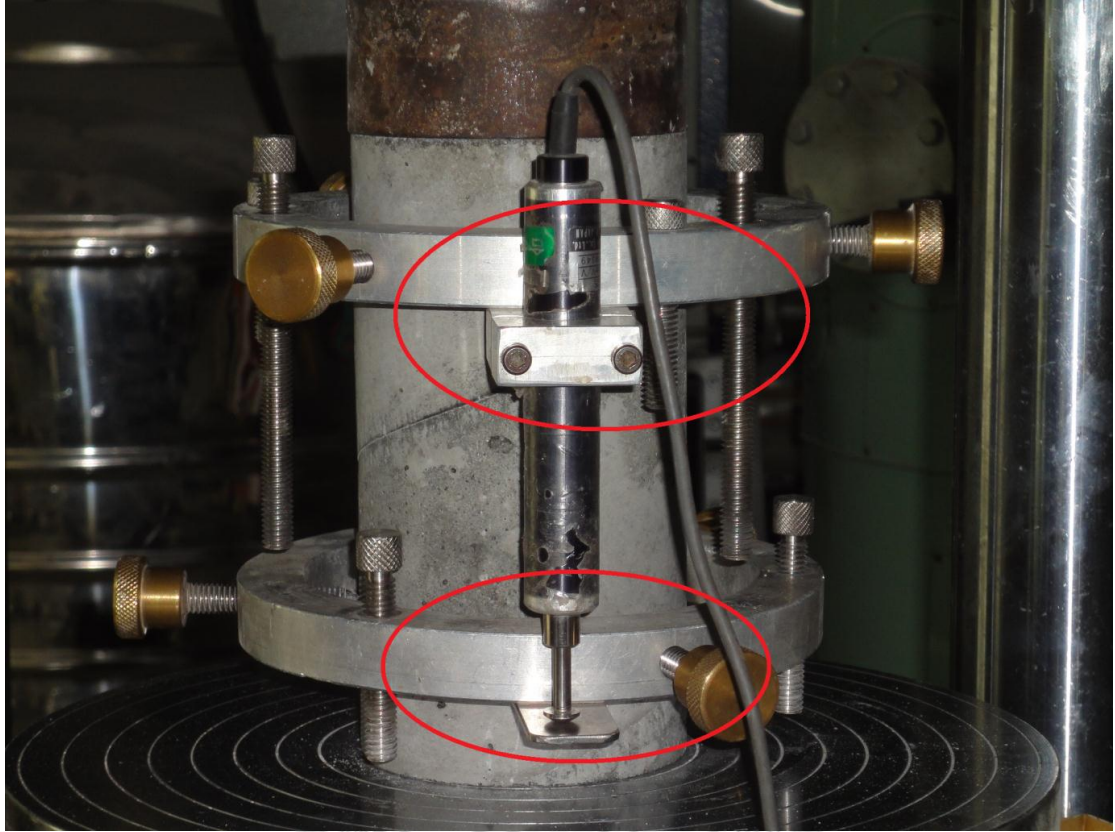


圖 3.23 電阻式變位計夾具



圖 3.24 電阻式變位計



圖 3.25 多功能資料收集器

3.7 體積穩定性試驗

參考規範:CNS14603(乾縮)【84】、ASTM_C512-87(潛變)【85】。

試驗目的與說明:潛變，是一種材料受長期大荷重(但低於破壞強度)作用下，所特有的變形現象。即加載後除材料產生彈性變形外，隨加載時間之持續，材料仍繼續產生可觀之變形(有時甚至超過一倍彈性變形量)，除混凝土外，許多其他材料亦有此現象。預力橋面板結構，因混凝土產生潛變之故，會造成可觀之預力損失，故應用於特別重要之橋樑上構之混凝土材(或配比)，於設計或施工前，於試驗室中測定其潛變變形量隨時間之發展，乃必要之舉。而體積穩定性試驗包含之內容有：總潛變試驗、基本潛變試驗、及乾燥收縮試驗三項。在上構的四組配比中，皆會進行完整之體積穩定性試驗，該試驗之混凝土養護齡期為七天，而下構配比僅測量其乾燥收縮供參考。另外將針對配

比 AS45 加測 7 與 14 天之養護齡期，所造成之體積穩定性差異。

所需儀器：機械式測微計(圖 3.26)、手提式應變指示儀(圖 3.27)、荷重計(圖 3.28)、油壓千斤頂(圖 3.29)、定壓潛變架(圖 3.30)、恆溫恆濕室(圖 3.30)、產業用除濕機(圖 3.31)、機械式測微計測定點(圖 3.32)。

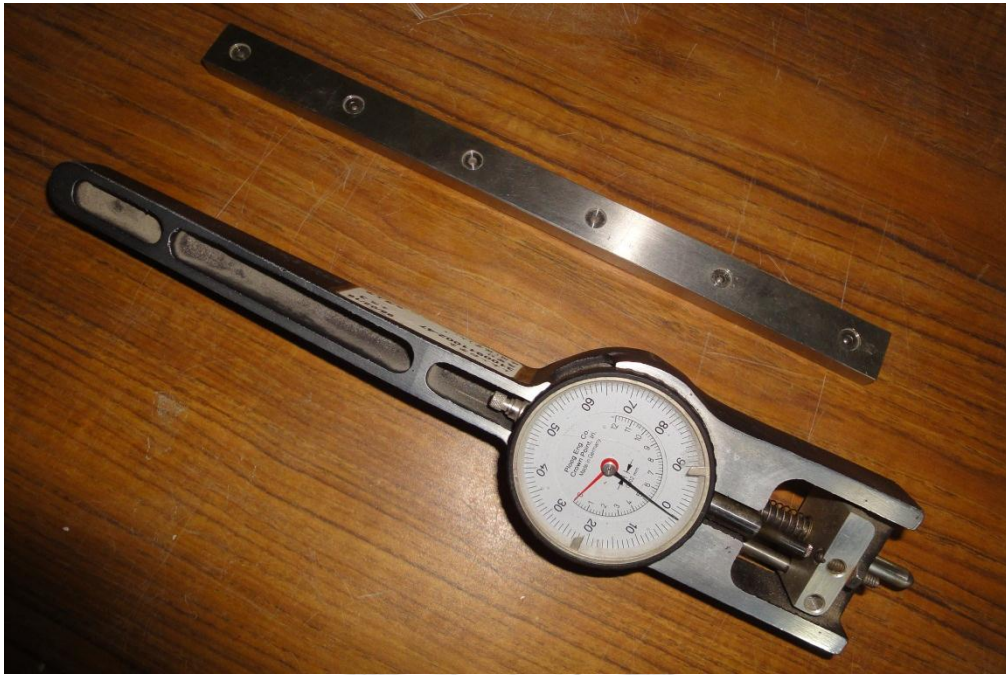


圖 3.26 機械式測微計



圖 3.27 手提式應變指示儀



圖 3.28 荷重計



圖 3.29 三十噸油壓千斤頂

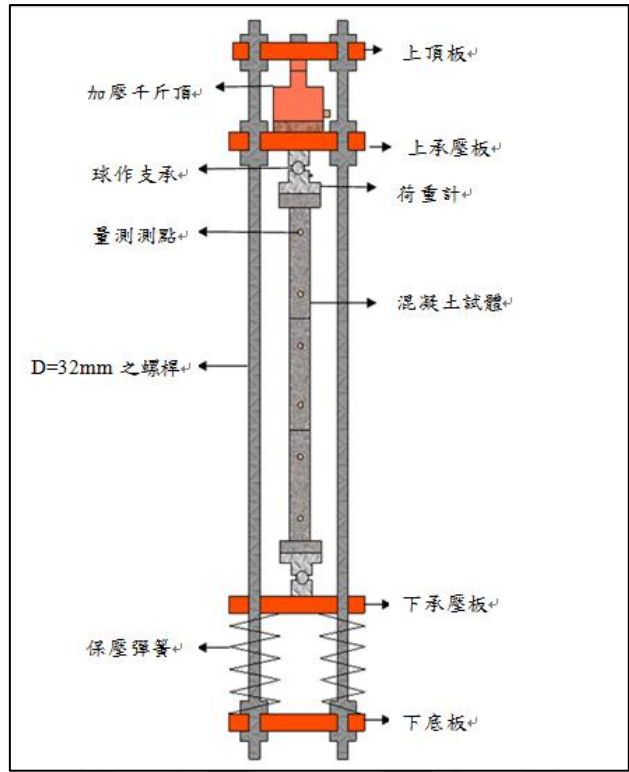


圖 3.30 定壓潛變架、恆溫恆濕室



圖 3.31 產業用除濕機

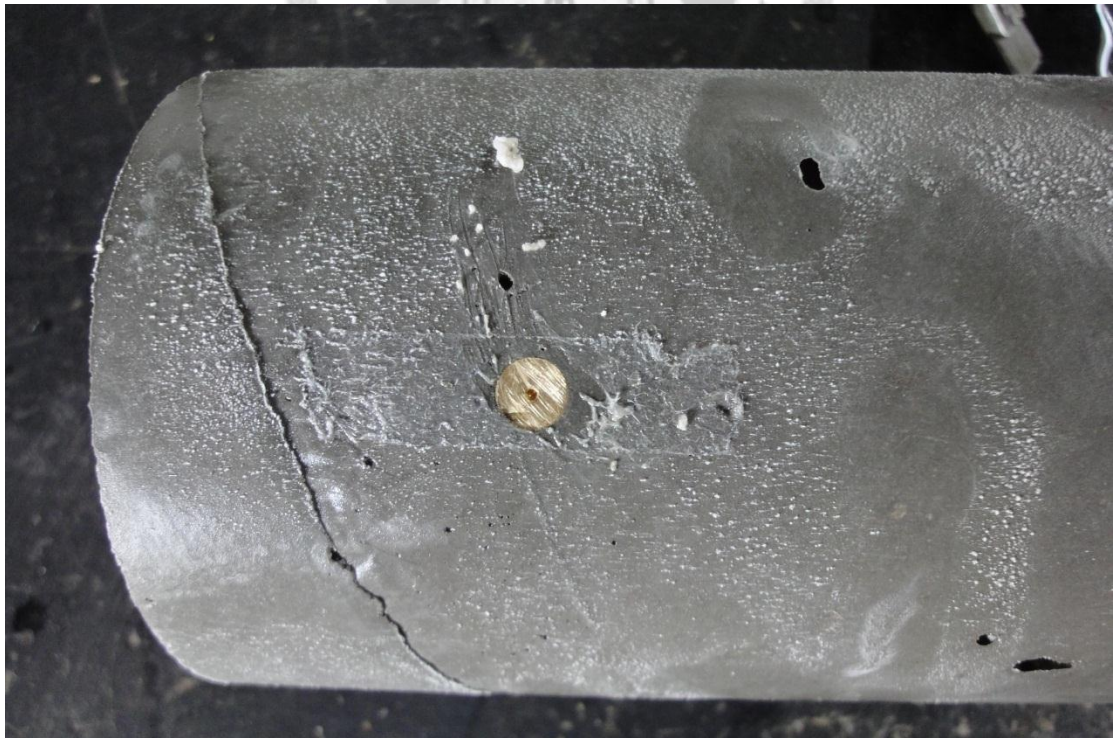


圖 3.32 機械式測微計測定點



第四章 試驗結果與分析

4.1 膠結料物化性質試驗

本研究所用之混凝土膠結料已於 3.2 中說明，其中有關上構配比所用之爐石與二型水泥，已由 中聯資源公司 與 國產實業南港預拌廠 提供相關之物化性質試驗資料，皆符合 CNS 之相關規定，今將其之試驗結果表列如下。

表 4.1 水淬高爐渣粉(120 級)試驗結果

檢驗項目 (Inspection Item)		CNS 12549		檢驗結果 (Test Result)	
		100 級	120 級		
物理 試驗 (Physical Test)	比表面積 (Fineness by Air Permeability test) (m ² /kg)	-		588	
	#325 篩餘 (Amount Retained on #325 Sieve) (%)	≤ 20.0		1.4	
	比重 (Density)	-		2.88	
	活性指數 (Activity Index)	7 天 (7 days) (%)	75	95	108.0
		28 天 (28 days) (%)	95	115	
	攪料空氣含量 (Air Content of Mortar) (%)	≤ 12.0		3.06	
化學 分析 (Chemical Analysis)	燒失量 LOI (Loss on Ignition) (%)	-		0.74	
	二氧化矽 SiO ₂ (Silicon Dioxide) (%)	-		33.47	
	三氧化二鋁 Al ₂ O ₃ (Aluminum Oxide) (%)	-		14.51	
	三氧化二鐵 Fe ₂ O ₃ (Ferric Oxide) (%)	-		0.33	
	氧化鈣 CaO (Calcium Oxide) (%)	-		41.20	
	氧化鎂 MgO (Magnesium Oxide) (%)	-		6.88	
	三氧化硫 SO ₃ (Sulfur Trioxide) (%)	≤ 4.0		0.71	
	鹽基度 (Basicity)	-		1.87	
硫化物硫 (Sulfide Sulfur) (%)	≤ 2.5		0.73		

表 4.2 台泥卜特蘭二型水泥物性試驗結果

試驗項目		試驗結果	規範值	試驗方法	
物理試驗	密度, Mg/m ³	3.20	—	CNS 11272(1985)	
	細度：比表面積(氣透儀法), m ² /kg	345	≥280	CNS 2924(1984)	
	細度：試驗篩 0.045 mm 濕篩後殘餘量, %	4.2	—	CNS 11273(1985)	
	正常稠度用水量, %	24.0	—	CNS 3590(1988)	
	摻料之空氣含量, 體積百分率, %	5.4	≤12.0	CNS 787(1983)	
	凝結時間(費開氏針法), 分鐘	初凝	200	45 ≤ x ≤ 375	CNS 786(1983)
		終凝	360	—	
	熱壓膨脹, %	0.02	≤0.80	CNS 1258(1985)	
	抗壓強度, kgf/cm ²	3天	263	≥105	CNS 1010(1993)
		7天	342	≥175	
		28天	474	≥281	
*水合熱, cal/g	7天	68	≤70	CNS 2248(1989)	
	28天	77	≤80		

表 4.3 台泥卜特蘭二型水泥化性試驗結果

試驗項目		試驗結果	規範值	試驗方法
化學分析	燒失量, %	0.8	≤3.0	CNS 1078(2001)
	不溶殘渣, %	0.26	≤0.75	
	*氯離子, %	0.02	≤0.10	
試驗項目		試驗結果	規範值	試驗方法
游離氧化鈣(Free CaO), %		0.7	—	CNS 1078(2001)

表 4.4 台泥卜特蘭二型水泥化學成分表

檢驗項目	CNS 61		測試方法	檢驗結果
	I 型	II 型		
鹼類 (Na ₂ O+0.658 K ₂ O (%)	≤0.6(任選註1)		ASTM C114-05	0.49
氧化鉀 K ₂ O (%)	—			0.50
氧化鈉 Na ₂ O (%)	—			0.16
二氧化矽 SiO ₂ (%)	—		1. 濕式請參照 CNS 1078 (90年) 2. X-ray請參照 ASTM C114-05	21.15
三氧化二鋁 Al ₂ O ₃ (%)	—	≤6.0		4.10
三氧化二鐵 Fe ₂ O ₃ (%)	—	≤6.0(註2)		3.80
氧化鈣 CaO (%)	—			62.47
氧化鎂 MgO (%)	≤6.0			3.23
三氧化硫 SO ₃ (%)	≤3.0或≤3.5(註3)	≤3.0		2.71
二氧化鈦 TiO ₂ (%)	—			-
五氧化二磷 P ₂ O ₅ (%)	—			-
氧化錳 MnO (%)	—			-
矽酸三鈣 C ₃ S (%)	—			53
矽酸二鈣 C ₂ S (%)	—		21	
鋁酸三鈣 C ₃ A (%)	—	≤8	4.4	
鋁鐵酸四鈣 C ₄ AF (%)	—		11.6	
燒失量 LOI (%)	≤3.0		CNS 1078 (90年)	-
不溶殘渣 IR (%)	≤0.75		CNS 1078 (90年)	-
*游離石灰 F.L (%)	—		CNS 1078 (90年)	-
硫化物 硫 S (%)	—		CNS 1078 (90年)	-

4.2 粗細粒料基本性質試驗

本研究所探討的混凝土配比中，把所使用的骨材種類列為試驗變數，所用之粗細粒料來源皆為中國大陸東南沿岸產地。一共使用了二種粗細粒料的組合。粗細粒料性質之差異，會對使用不同粒料所拌合生產之混凝土，不論在工作性、強度、或體積穩定性上，皆因之產生差異。以下先表列二種骨材之各基本性質試驗結果，並比較之。

表 4.5 粗粒料 A 基本性質表

料別	A(粗粒料)		
產地	福建石井		
來源或開採方式	以鑿岩機開採花崗岩所得		
視比重	2.61		
面乾內飽和吸水率(%)	0.72		
含泥量(%)	0.76		
洛杉磯磨損率(%)	40~41		
篩分析	符合 CNS 1240 之粗粒料尺度稱號 67		
篩分析數據			
篩號	規範上限	累積過篩百分率	規範下限
1(1/2)"	100	100.0	100
1"	100	99.2	100
(3/4)"	100	95.4	90
(1/2)"	-	67.0	-
(3/8)"	55	40.8	20
No. 4	10	7.3	0
底盤	-	0.0	-

表 4.6 細粒料 A 基本性質表

料別	A(細粒料)		
產地	福建石井		
來源或開採方式	碎石砂		
視比重	2.65		
面乾內飽和吸水率(%)	1.20		
含泥量(%)	3.94		
細度模數(F.M.)	2.92		
篩分析	符合 CNS 1240 細粒料之規定		
篩號	規範上限	累積過篩百分率	規範下限
No. 4	100	99.5	95
No. 8	100	83.4	80
No. 16	85	58.9	50
No. 30	60	38.1	25
No. 50	30	18.8	5
No. 100	10	9.2	0
No. 200	-	4.0	-
底盤	-	0.0	-

表 4.7 粗粒料 B 基本性質表

料別	B(粗粒料)		
產地	福建寧德		
來源或開採方式	自河床開採所得		
視比重	2.63		
面乾內飽和吸水率(%)	1.46		
含泥量(%)	0.53		
洛杉磯磨損率(%)	14~16		
篩分析	符合 CNS 1240 之粗粒料尺度稱號 67		
篩分析結果			
篩號	規範上限	累積過篩百分率	規範下限
1(1/2)"	100	100.0	100
1"	100	100.0	100
(3/4)"	100	94.3	90
(1/2)"	-	48.6	-
(3/8)"	55	25.3	20
No. 4	10	4.9	0
底盤	-	0.0	-

表 4.8 細粒料 B 基本性質表

料別	B(細粒料)		
產地	福建廈門		
來源或開採方式	碎石砂		
視比重	2.66		
面乾內飽和吸水率(%)	1.40		
含泥量(%)	1.66		
細度模數(F.M.)	2.76		
篩分析	符合 CNS 1240 細粒料之規定		
篩號	規範上限	累積過篩百分率	規範下限
No. 4	100	99.3	95
No. 8	100	89.4	80
No. 16	85	69.8	50
No. 30	60	43.6	25
No. 50	30	16.0	5
No. 100	10	5.8	0
No. 200	-	2.2	-
底盤	-	0.0	-

表 4.9 粗粒料 A 級配-粒形分佈表

篩號 \ 長寬比	2 以下	2~3	3~4	4~5	5 以上
1(1/2)	-	-	-	-	-
1	-	-	-	-	-
(3/4)	100.0	0.0	0.0	0.0	0.0
(1/2)	87.1	12.9	0.0	0.0	0.0
(3/8)	71.1	27.8	1.1	0.0	0.0
#4	64.5	31.1	4.5	0.0	0.0

篩號 \ 寬厚比	2 以下	2~3	3~4	4~5	5 以上
1(1/2)	-	-	-	-	-
1	-	-	-	-	-
(3/4)	69.7	30.3	0.0	0.0	0.0
(1/2)	68.2	27.3	4.5	0.0	0.0
(3/8)	55.5	36.0	8.5	0.0	0.0
#4	71.1	24.9	4.0	0.0	0.0

篩號 \ 長厚比	2 以下	2~3	3~4	4~5	5 以上
1(1/2)	-	-	-	-	-
1	-	-	-	-	-
(3/4)	24.9	57.3	12.6	5.3	0.0
(1/2)	31.1	37.7	24.4	6.9	0.0
(3/8)	17.0	46.8	23.1	13.1	0.0
#4	17.9	50.5	23.5	8.1	0.0

表 4.10 粗粒料 B 級配-粒形分佈表

篩號 \ 長寬比	2 以下	2~3	3~4	4~5	5 以上
1(1/2)	-	-	-	-	-
1	-	-	-	-	-
(3/4)	100.0	0.0	0.0	0.0	0.0
(1/2)	97.9	2.1	0.0	0.0	0.0
(3/8)	95.2	4.8	0.0	0.0	0.0
#4	91.7	8.3	0.0	0.0	0.0

篩號 \ 寬厚比	2 以下	2~3	3~4	4~5	5 以上
1(1/2)	-	-	-	-	-
1	-	-	-	-	-
(3/4)	100.0	0.0	0.0	0.0	0.0
(1/2)	85.4	14.6	0.0	0.0	0.0
(3/8)	82.2	17.8	0.0	0.0	0.0
#4	79.7	16.9	3.5	0.0	0.0

篩號 \ 長厚比	2 以下	2~3	3~4	4~5	5 以上
1(1/2)	-	-	-	-	-
1	-	-	-	-	-
(3/4)	60.9	36.7	2.4	0.0	0.0
(1/2)	45.4	46.3	8.3	0.0	0.0
(3/8)	37.7	43.8	16.0	2.5	0.0
#4	34.2	39.4	22.7	3.7	0.0

4.2.1 比重

一般砂石的比重約在 2.6~2.7 之間。而本研究之試驗結果顯示，各粗細粒料之比重亦在此範圍之內，皆屬常重砂石，無使用輕質粒料之虞，因此可拌製得常重混凝土。

4.2.2 面乾內飽和含水率

砂石之面乾內飽和含水率，影響拌合混凝土時之實際用水量，理論上拌合混凝土時，砂石皆須處於面乾內飽和狀態。若太乾或太濕，則需補或扣水。一般預拌廠在拌合混凝土時，砂的含水率會控制在 3% 左右，而試驗結果顯示，二種砂的面乾內飽和含水率接近，約在 1.3% 左右，似有偏低之情況。因此在實際拌合混凝土時，會把砂之含水量控制在 2% 左右。

4.2.3 篩分析

篩分析即所謂的粒徑級配分析，用來評估一骨材是否具有適當的大小顆粒摻雜比例。本研究所用之粗粒料 A 為已經混合好之狀態，粗粒料 B 則由俗稱之六分、三分石，按 3 : 7 之重量比混合而成；砂則無粗細砂之分，皆為已經混合好之狀態。兩種粗粒料之級配相似，皆符合 CNS 1240 **【86】** 之粗粒料尺度稱號 67。細粒料之級配相似，其細度模數亦相近，且皆符合 CNS 1240 之細粒料相關規定。

4.2.4 含泥量

粒料中之有害物質包含有機物、易碎顆粒、含泥等等，而本研究所使用之粗細粒料，經初步之目視判斷，應僅有含泥一項。所謂含泥，指粒徑小於試驗篩 75 μm 之物質，主要由黏土及石粉組成。規範對粗粒料之含泥量限制為 1% 以下；細粒料為 5% 以下，而試驗結果皆合於規範。

台灣所出產之混凝土用細粒料，主要為由宜蘭或花蓮所開採之河砂，顏色為黑色。而來自大陸東南地區之細粒料，顏色為黃色，它的大宗來源之一是碎石砂。所謂碎石砂，是指由岩脈開採、破碎粗骨材時，所順帶產生之砂，此等砂剛由開採之粗粒料中分濾出來時為粗砂，而砂石場會在其中加入適當比例之細砂，如此便成為級配優良之細粒料了。也因為外加細砂之故，使其含泥量頗具變異。

由試驗數據可得，碎石砂面乾內飽和含水率偏低，細度模數較接近 3。

4.2.5 粗粒料洛杉磯磨耗率

洛杉磯磨耗率為評估粗粒料品質之重要指標，它的大小，反映出骨材的堅硬程度，磨耗率越大者，骨材越軟弱，品質亦越差。CNS 1240 對此磨耗率之上限規定為 50%，本研究所使用之二種粗粒料，皆符合

此一規定。

然經重複之試驗發現，A 粒料之磨耗率在 40~41(%)之間；B 粒料之磨耗率在 14~16(%)之間，有顯著差異，A 粒料明顯比 B 粒料軟弱許多。造成此一差異之主因是它們的開採方式及來源不同。

A 粒料雖是堅硬之花崗岩，但它是由開採機具自岩脈直接破碎所得，此等經破碎之粒料，其中難免有較脆弱者，且經破碎後，許多顆粒已帶有微裂，不似原始岩脈之堅硬。然此等粒料經開採篩分後便直接被使用，並無一將軟弱粒料篩除之機制，此即其較弱之原因。

B 粒料為自河床開採所得，其中含有不少卵石，在河床中所存在之粗粒料，皆為大石頭在河川上游崩解，一路被河川沖刷破碎至下游所僅存者，而此一過程實際上便是一強度篩選之機制，仍能存在於下游之粗粒料，皆為相對較堅實者。



圖 4.1 粗粒料 B

我們從粗粒料 B 經洛杉磯磨耗後之圖，可明顯看到絕大部分的卵石都未被擊碎，甚至完全無傷，如此可映證上述之論點。



圖 4.2 粗粒料 B 經洛杉磯磨耗後

4.2.6 粗粒料粒形試驗結果

4.2.6.1 粒形試驗之重要性及其結果之表示方式

一般工程上，認為粗粒料只要滿足篩分析之級配規定，即可放心地加以使用。但篩分析所檢定者為粒徑分佈型態(即所謂之級配)，它只考慮顆粒之過篩尺寸大小，留在同一篩層上的粒料，便被視為一樣。但我們可明顯發現，同一篩層上的粒料，形狀卻可能大不相同，接近正方體者與細長形者，可能同時存在。這說明了篩分析只做了粒徑分析，它沒有再進一步針對同一篩層上的粒料，去區分顆粒形狀之好

壞。

文獻【46】指出：壓碎石子比圓形卵石更能產生較高強度，原因可能是有稜角的顆粒所產生的握裹強度較大之故。但過度的稜角可能造成用水量增加且降低工作性。另外，理想的骨材必須是潔淨、稜角方體，百分之百壓碎，不含扁平及細長石。文獻【72】指出：扁平、細長或扁長顆粒在某些構造物施工中會干擾其密實性及導致澆置之困難度。

因此我們了解到，欲檢核粗粒料粒形之好壞，主要是針對長寬厚之尺寸比例，及稜角之多寡來作為判斷指標。在本研究中，主要根據文獻【72】之定義，得出了表 4.9、4.10 之結果。而在稜角率之部分，由於國內目前尚無較具體之量化規範，因此僅能由目視判定，粗粒料 A 確實較 B 具有更多之稜角。

有關於試驗結果之表示方式，規範僅建議對長寬比、寬厚比、長厚比，可用累加所得之細長率、扁平率、扁長率(三個粒形指標)來表示。但由於試驗過程需針對每一篩層(級配)縮樣之故，所以，用級配-粒形分佈表應可更詳細地反映出整個粗粒料的粒形樣貌。

每一種粗粒料的每一個粒形指標，都有一級配-粒形分佈表，它顯示了每一篩層(級配)，分佈在不同長寬比(或寬厚比、長厚比)區間的顆粒，佔該級配總重的重量百分率，所以每一篩層的百分率都是

100。而若欲換算成對整體骨材之重量百分率時，只要再搭配精確的篩分析數據即可。

4.2.6.2 粒形試驗結果分析

首先在長寬比部分，我們發現 B 粒料各篩層幾乎都集中在「2 以下」區間，但 A 粒料在(1/2)、(3/8)、#4 篩層，卻有 10~30%不等的重量分佈在「2~3」區間。



圖 4.3 粗粒料 A(#4 級配)顯著存在之細長石



圖 4.4 粗粒料 A(3/8 級配)顯著存在之細長石

寬厚比部份，B 粒料最糟的粒形僅分佈在「2~3」區間，各級配皆約佔 15%左右；但在同一區間，A 粒料各級配卻有 30%左右的分佈，且在「3~4」區間各級配都約還有 5%的分佈。

長厚比方面，「2~3」區間 B 粒料各級配約有 35~45%的分佈，A 粒料各級配有 45~55%的分佈；「3~4」區間 B 粒料各級配約有 10~20%的分佈，A 粒料各級配有約 25%的分佈；而在「4~5」區間，B 粒料幾無分佈，A 卻還有 5~10%左右的分佈。

由此我們得到結論，即 B 粒料之顆粒形狀明顯優於 A 粒料。



圖 4.5 粗粒料 A(1/2 級配)顯著存在之扁平石



圖 4.6 粗粒料 A(3/8 級配)顯著存在之扁平石



圖 4.7 粗粒料 A(3/8 級配)顯著存在之扁長石



圖 4.8 粗粒料 A(#4 級配)顯著存在之扁長石

4.3 混凝土配比與新拌性質試驗

4.3.1 配比特性與試驗變數

由 3.3 節配比設計，我們得擬用於金門大橋上下構之混凝土配比，
配比設計之相關理念與依據已於該節中說明。而詳細之配比資料則整
理於表 4.11 中。

表 4.11 混凝土試驗配比資料表(單位:kg/m³)

配比	水泥	爐石	水	細骨材	粗骨材	減水劑	單位重
<i>AS0</i>	444	0	178	818	922	2.46	2364
<i>AS45</i>	244	200	177	817	921	2.35	2361
<i>BS0</i>	447	0	179	823	928	2.47	2379
<i>BS45</i>	245	200	178	820	925	2.47	2371
<i>AP</i>	440	0	176	949	777	2.45	2344
<i>BP</i>	440	0	176	949	777	2.42	2344

1. 配比編號：A、B 表所用骨材料別；S 表爐石取代率；P 表下構用配比。

2. 配比特性：用水量=175(kg/m³)；水膠比=0.4；砂率=0.47(上構)、0.55(下構)

3. 配比變數：骨材種類(A、B)；爐石取代率(0%、45%)

4.3.2 混凝土新拌性質試驗

混凝土之新拌性質為重要的工程性質之一，較基本而重要之性質不外乎三大項，即：工作性、組成性質(含氣量、單位重)、凝結時間。一個正式應用於工程之混凝土配比，上述之新拌性質都是必須被測定的。

混凝土配比的上述各項新拌特性，幾乎都不會用一個定值來表示。因混凝土預拌廠若使用了某一配比，則該配比必然會有數十甚至上百次的拌合，而每一批次的出貨，也必然都伴隨著各項新拌性質的重複檢定。所以，各項混凝土新拌性質的表示方式，一般都會以多次重複檢定，其數據所分佈之範圍來表示，而這也反映了混凝土各性質之變異性。

本研究因材料、人力、時間等諸多限制，許多新拌性質僅能以嚴謹之試驗條件下，進行單一測定。而後再以所得之結果，按配比變數來做比較。惟此等結果之比較討論原則，必須在兩欲互相比較之結果有顯著差異，而其差異非為混凝土本身之變異所能覆蓋者，則此比較討論方具意義。

以下先分別表列用於上構的四個 HFC 配比，與用於下構的二個 SCC 配比的各項新拌性質，並比較之。

表 4.12 上構 HFC 新拌性質表

配比	坍度	坍流度	含氣量	初凝時間	終凝時間
	(cm)	(cm)	(%)	(min)	(min)
AS0	24~25	57	2.2	260	360
AS45	24~25	53	2.2	260	375
BS0	25	63	1.1	285	410
BS45	26	60	0.6	255	375

表 4.13 下構 SCC 新拌性質表

配比	坍流度	T ₅₀	V 漏斗	箱型試驗	含氣量	初凝時間	終凝時間
	(cm)	(s)	(s)	(cm)	(%)	(min)	(min)
AP	66	6.2	51	未通過	1.9	305	475
BP	68	3.8	7	33	1.1	305	470

1. T₅₀ 表 50cm 坍流度達到時間
 2. V 漏斗表自充填混凝土流下性試驗法之漏下時間
 3. 箱型試驗之鋼筋障礙為 R2 等級
 4. AP 配比之箱型試驗填充高度過低，未記錄其值

4.3.2.1 上構 HFC 之工作性

評估四個 HFC 配比工作性的指標有坍度、坍流度二項。從試驗數據可看出，兩個極端之爐石取代率對工作性的影響不顯著。而由於是 HFC 之故，各配比之坍度皆頗大，大致在 24~26(cm) 左右，以傳統混凝土之觀念而言，已達跨陷坍度，此種坍度為 HFC、SCC 配比之本質，

也因此較無法用坍度來反映各配比工作性之差異。

四個 HFC 配比之工作性，主要可以比較的點在粗骨材種類對坍流度造成之差異。使用 A 料別者，坍流度範圍在 53~57(cm)之間；B 者之坍流度範圍在 60~63(cm)之間。若以自充填混凝土之觀點來看，它們的坍流度達到能力分屬三級與二級 SCC，因此 AS0、AS45 與 BS0、BS45 之工作性確實有顯著差異。

而造成此一差異之主因，則如 4.2.6.2 粒形試驗結果分析所論述者，主要是因為 A 種粗粒料中，存在過多粒形不佳之粒料所致。



圖 4.9 AS0 配比坍流度情況



圖 4.10 AS45 配比坍流度情況



圖 4.11 BS0 配比坍流度情況



圖 4.12 BS45 配比坍流度情況

4.3.2.2 下構 SCC 之工作性

用於下構 SCC 之配比變數只有骨材種類，首先我們針對坍流度的部分再來做一討論。雖然 AP、BP 的坍流度都符合施工技術規範的規定，且相差不大，但若觀察坍流度情況圖，可以發現 BP 的混凝土流開後，粗粒料在坍流範圍內的分佈頗為均勻。但 AP 的粗粒料，雖也有被帶開至坍流範圍邊緣，但整體上的分佈較不均勻，且在中心處有粗粒料集中堆積之現象。再觀察 AS0、AS45 與 BS0、BS45 的坍流度情況圖，也可發現此等差異，只是較不顯著。



圖 4.13 AP 配比坍流度情況



圖 4.14 BP 配比坍流度情況

有關於黏稠性指標的部分，BP 配比符合二級 SCC 之規定。而 AP 配比在此部分主要的問題，即 V 漏斗流下時間過長，造成此一問題的原因，是因為粗粒料 A 之粒形不佳，因此在漏下時，許多粗粒料互相卡鎖、堆積在漏斗之出口，使混凝土在漏下初期之漏下速度非常緩慢所致。

充填能力之部分，是由箱型試驗之充填高度來評估。BP 配比符合二級 SCC 之規定。至於 AP 配比，其之充填高度非常低，不合於規定。其於施作該試驗時，當箱型試驗之閘門拉起後，先有一小部分之混凝土迅速通過鋼筋障礙，接著整體混凝土即處於接近停滯不流之狀態，最後是一些分離之砂漿緩緩流過鋼筋障礙，而後整體混凝土便卡住不再流動。

骨材種類是本研究的重要變數之一，而綜合了以上兩小節之討論，我們可以確定由 A、B 兩種粗粒料所拌合成之混凝土，其之各項工作性指標，確實有明顯的優劣之分。

造成這種差異的原因，就是粗粒料粒形之好壞所致。粗粒料 B 之粒形優良，所以使用該粒料之混凝土有優良之工作性。相較於 B，粗粒料 A 含有過多的細長、扁平、扁長顆粒，而當含有此等粒料之混凝土流動時，這些粒形不佳之顆粒，便會在砂漿中互相卡鎖、堆積，阻礙混凝土之流動，並顯著的降低其之通過鋼筋障礙能力。



圖 4.15 AP 配比箱型試驗情況



圖 4.16 BP 配比箱型試驗情況

表 4.14 SCC 相關試驗規定【87】

SCC 充填能力等級		1	2	3
構 造 條 件	鋼筋最小間距 (mm)	35~60	60~200	200 以上
	鋼筋量 (kg/m ³)	350 以上	100~350	100 以下
U 型或箱型試驗容器之充填高度(mm)		300 以上 (R1 障礙)	300 以上 (R2 障礙)	300 以上 (無障礙)
粗粒料之絕對體積 (m ³ /m ³)		0.28~0.31	0.30~0.33	0.30~0.36
流 動 性	坍流度 (mm)	650~750	600~700	500~650
黏 稠 性	V ₇₅ 漏斗流下時間 (sec)	10~25	7~20	7~20
	500mm 坍流度到達時間 (sec)	5~20	3~15	3~15

4.3.2.3 含氣量與單位重試驗

混凝土在拌合的過程中，會有些許的空氣陷入其中，按一般拌合之習慣，會在混凝土經強制式拌合機充分拌合並卸料後，再用鏟子以手拌方式加以翻攪均勻，以驅出氣泡，再進行後續試驗。

各配比之試驗結果顯示，含氣量在 0.6~2.2(%)之間，因此無過高之虞(SCC 上限為 4%【87】)。然若觀察含氣量之趨勢，會發現它與骨材種類有相關性。使用 A 骨材者，含氣量約在 2%左右；B 者，含氣量在 0.5~1%左右，所以使用 A 骨材之混凝土有較大的含氣量。

目前雖無充分之研究顯示，粗粒料粒形與新拌混凝土含氣量之關係，但推測可能之原因為，粗粒料 A 含有過多的細長、扁平、扁長顆粒，而這些顆粒在砂漿中容易互相堆積、架橋，因此困住了較多的氣泡所致。

各配比之單位重，在 2340~2380(kg/m³)之間，屬常重混凝土之範圍，影響混凝土比重之原因，主要是各用料之比重與含氣量之大小。大致上，含氣量每增加 1%，單位重減少 20(kg/m³)。由於各配比之用料皆有所差異，所以不盡然完全符合上述規則，但上構之四組配比，大致有存在此一趨勢。

4.3.2.4 凝結時間試驗

凝結時間試驗，主要是測定混凝土之初終凝時間。影響混凝土凝結時間之因素，較重要的有：混凝土存放環境溫度、爐石飛灰之取代量、以及是否添加緩凝或速凝劑。

各混凝土配比之凝結時間試驗，都是在當時大氣溫度環境下進行，約在 26~29°C 之間。所用之藥劑主要是高效能減水劑，且其用量與粉體量之比為固定。所以可知主要影響凝結時間之變因，為粉體取代量與細骨材種類。

上構四組配比之初終凝時間，以本試驗之變異性來看，可以說是大致一樣，初凝時間約在 4~5 小時之間，終凝時間約在 6~7 小時之間，初終凝時間約間隔兩小時。下構二組配比之初終凝時間，初凝時間約 5 小時，終凝時間約 8 小時，初終凝時間約間隔 3 小時。

所以，試驗數據顯示出，細骨材種類與爐石取代率對混凝土之初終凝時間無顯著影響。即使在配比中使用了 45% 的細度 6000 爐石取

代率，也無顯著地延後初終凝時間，整體初終凝時間與一般混凝土比較，亦無偏慢。這也說明了細度 6000 爐石有甚佳之反應性。而下構配比之膠結料，由於添加了 10% 的飛灰取代，所以初終凝時間皆較上構者延後約 1~2 小時。

4.4 抗壓強度與楊氏係數

在本研究中，各混凝土試驗配比之硬固力學性質，主要探討強度與體積穩定性二議題。在有關抗壓強度方面，配比設計之目標與參數選用，已於 3.3 中說明。試驗結果顯示，各配比之強度發展，均能滿足設計目標。而抗壓強度與楊氏係數之發展歷時曲線，共測定五個齡期，分別是：7、14、28、56、90 天。

由於實驗室定壓潛變架維護之故，各組試驗配比測定抗壓強度之試體，並未與測定乾縮潛變之試體同批拌合製作。

由於試驗所需之混凝土試體是分開製作之故，所以每組乾縮潛變試體都會附帶製作一組抗壓試體，並於該配比進行體積穩定性試驗當天，先行測定其 7 天之抗壓強度與楊氏係數(抗壓強度與楊氏係數列於表 4.15)，若其之變異過大，則該組試體便須重新製作。

試驗結果顯示，不同批拌合之混凝土，7 天之抗壓強度與楊氏係數其變異最大皆在 10% 內，亦有相當接近者，這說明了在一般之拌合條件下，各試驗配比便有良好的強度性質再現性。

表 4.15 抗壓強度發展表(單位:kgf/cm²)

	7 天		14 天		28 天	
<i>配比</i>	f'_c	$E(10^3)$	f'_c	$E(10^3)$	f'_c	$E(10^3)$
AS45	369	225	507	264	572	277
AS0	472	259	528	278	579	288
BS45	399	271	512	302	637	350
BS0	425	332	501	316	549	322
AP	352	236	457	281	531	281
BP	424	326	524	327	652	349
	56 天		90 天			
<i>配比</i>	f'_c	$E(10^3)$	f'_c	$E(10^3)$		
AS45	633	293	681	300		
AS0	626	327	662	317		
BS45	728	410	751	405		
BS0	602	359	674	380		
AP	594	294	617	304		
BP	724	369	753	404		
	7 天(潛變試體)		14 天(潛變試體)			
<i>配比</i>	f'_c	$E(10^3)$	f'_c	$E(10^3)$		
AS45	410	237	504	266		
AS0	476	251				
BS45	406	305				
BS0	430	313				

4.4.1 爐石取代率對抗壓強度發展之影響

在本研究中，爐石取代率設定為規範上限之 45%，並以 0%作為試驗之對照組，因此可比較使用 A、B 兩種骨材之混凝土配比，當取代率變化時，其抗壓強度發展之趨勢有何不同。

從圖 4.17、圖 4.18 可以看出，純水泥組有較高之 7 天強度，但約在 14~28 天齡期附近，爐石取代組之抗壓強度，便已發展至與純水泥組接近，甚至開始超過純水泥組之強度。56 天之後，爐石取代組之抗壓強度有明顯超過純水泥組之趨勢。

此一試驗結果之原因，是爐石取代料之卜作蘭效應所致。即純水泥膠結料一開始有較快之水化反應；而有爐石取代者，水泥用量較少，早期水化反應較慢，但高品質之細度 6000 爐石粉，可以產生顯著之卜作蘭二次反應，所以在較長齡期時，其強度仍可繼續發展，並有超過純水泥組之趨勢(此即俗稱之晚強效應)。

4.4.2 爐石取代率對楊氏係數(E)發展之影響

圖 4.19、圖 4.20 顯示出同一骨材不同爐石取代率之配比，其 E 值對時間之發展狀況。混凝土之 E 值與其強度成正相關，但受到量測設備之先天限制，其精確度比抗壓強度之量測精確度低。因此雖整體

數據趨勢合理，但其中不規則之跳動點在所難免，其作圖曲線不似強度發展曲線之平滑。

在早齡期，因純水泥組皆有較高之抗壓強度，所以其相對應之 E 值也都較高。而以本試驗之數據有效精度來說，在 14 天齡期之後，其 E 值已頗為接近。而至長齡期時(90 天)，同一骨材不同爐石取代率之配比，其 E 值僅相差約 5%，以數據有效精度來說，可以說其具有約略一樣的 E 值。所以就本研究之配比來看，爐石取代對混凝土 E 值之最終值，無顯著影響。

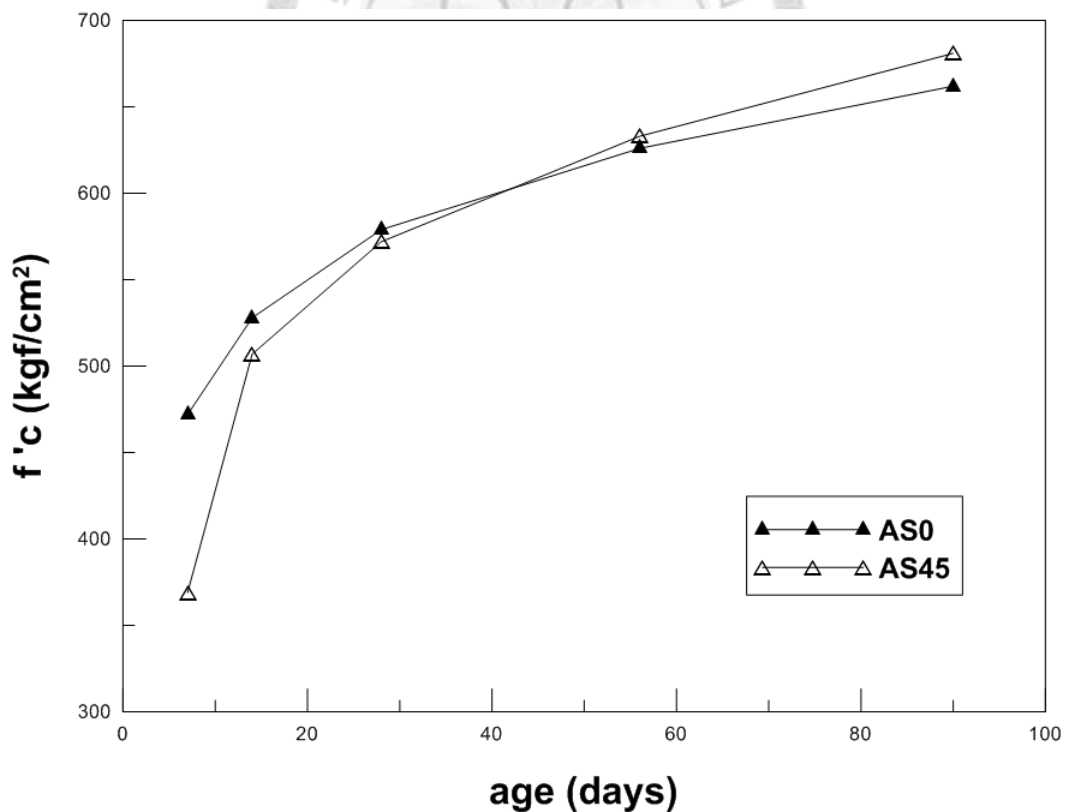


圖 4.17 抗壓強度發展比較圖(1)

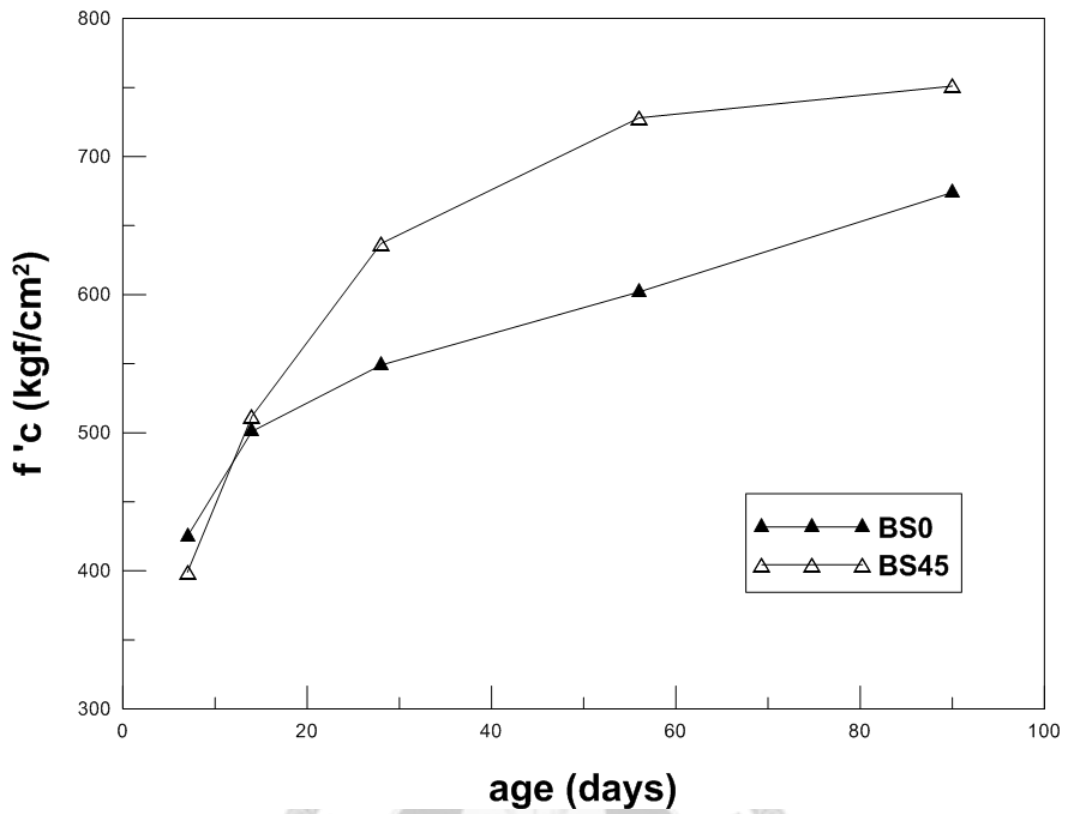


圖 4.18 抗壓強度發展比較圖(2)

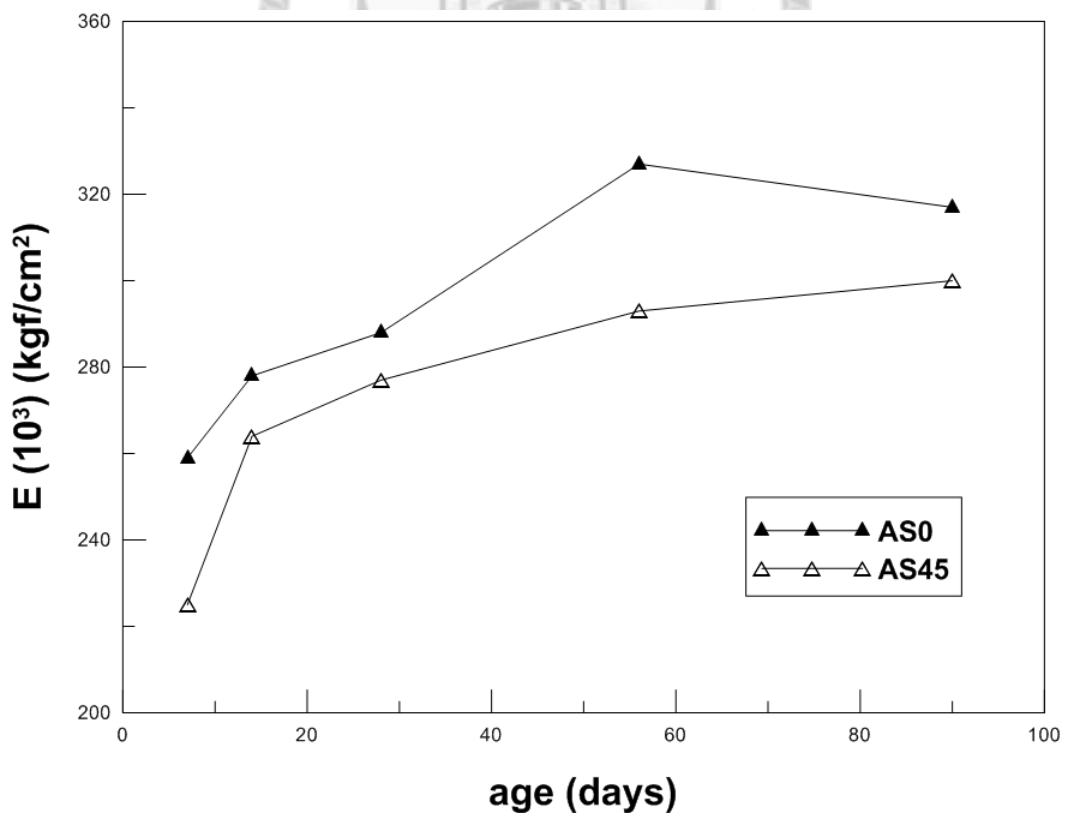


圖 4.19 楊氏係數發展比較圖(1)

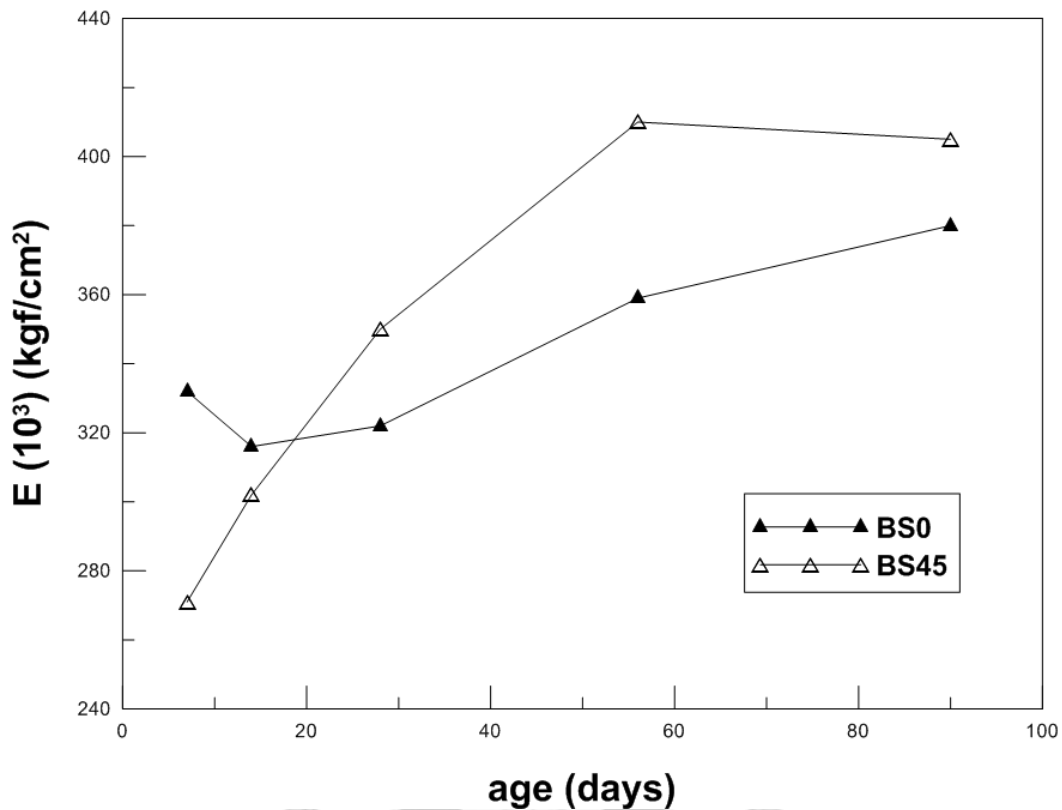


圖 4.20 楊氏係數發展比較圖(2)

4.4.3 骨材種類對抗壓強度發展之影響

圖 4.21、圖 4.22 顯示出相同爐石取代率之配比，使用不同骨材時，其抗壓強度值對時間之發展狀況。圖 4.23 顯示出使用不同骨材之下構 SCC 配比，其抗壓強度值對時間之發展狀況。

在此先說明一項試驗上的變異，以利後續之討論。在 AS45 的七天強度部分，可以發現其與潛變試體之強度試驗結果比較，有較大之差異，似乎明顯偏低，但 14 天齡期之試驗結果則又接近。造成此一現象之原因，乃是此一配比較早拌合，而當時時值冬天，養護之水溫

頗低，所以導致該組試體之早期強度較低。

其它組配比拌合時，除 AP 配比外，已無此問題，故其兩次拌合之七天強度便頗為接近。因此本小節之討論，AS45 的七天強度以 $410(\text{kgf}/\text{cm}^2)$ 為準(如此則大於 BS45 之七天強度)。

根據 4.2.6.2 粒形試驗結果分析，我們瞭解到粗粒料 A 之粒形不佳，含有較 B 多之細長、扁平、扁長石。而早齡期之混凝土抗壓強度，除跟砂漿之強度有關外，主要還跟粗粒料與砂漿之握裹(bonding)強度有關。粗粒料 A 之粒形不佳，反而因此與砂漿有較好之握裹條件，因此在早齡期時，使用該粒料之混凝土，有機會發展出比使用 B 粒料之混凝土高之強度，上構之四組配比即有此一趨勢存在。

隨養護齡期之延長，砂漿之強度不斷提升，與粗粒料之握裹強度也越來越高，此時圓柱試體之破壞面已未必沿介面層(Interfaasial zone)發展，而會開始直接穿過部分粗粒料，在越晚之齡期，此一現象也越顯著。此時粗粒料本身之強度，便會對混凝土之抗壓強度產生影響，若粗粒料強度已明顯低於砂漿強度，則混凝土強度便轉由粗粒料強度控制，因此砂漿之強度雖能繼續發展，但整體混凝土強度卻不再明顯提升，此即所謂之**粗粒料效應**。

欲探討此一現象，我們可以從各試驗配比之 56、90 天抗壓強度

來分析。在純水泥組之部分，由於無卜作蘭材二次反應之故，該混凝土之砂漿最終強度較低，較無明顯之粗粒料效應。但由圖 4.21 仍可看出，BS0 之最終強度較 AS0 有更繼續上升之趨勢，並在 90 天時超過 AS0 之強度。

在爐石取代組與下構配比之部分(見圖 4.22、圖 4.23)，因卜作蘭材二次反應之故，使得它們皆有較高之最終強度，此時粗粒料效應便可顯著看出。BS45、BP 配比在 56 天齡期之後，其強度便明顯高於 AS45、AP 配比之強度，並且達 $700(\text{kgf}/\text{cm}^2)$ 以上，90 天時更達 $750(\text{kgf}/\text{cm}^2)$ 以上。AS45、AP 配比在相對應之齡期，便無法發展出如此高之強度。

另外，從圖 4.17、圖 4.18 可以看出，使用粗粒料 A 之配比，其爐石取代造成之晚強效應，較使用粗粒料 B 者不顯著。原因為 AS45 之 56、90 天強度，受到粗粒料強度限制之故，未能繼續顯著攀升所造成。

若綜合 AS0、AS45、AP 之 56、90 天強度發展趨勢，並與相對應之 B 系列配比做比較，可以判定，在混凝土之抗壓強度發展至 $600\sim 700(\text{kgf}/\text{cm}^2)$ 區間時，已約達粗粒料 A 之極限抗劈裂強度，此時使用該骨材之混凝土，縱然砂漿強度繼續上升，整體混凝土強度仍受限於骨材，而無法上升。即此時已有顯著之粗粒料效應發生。

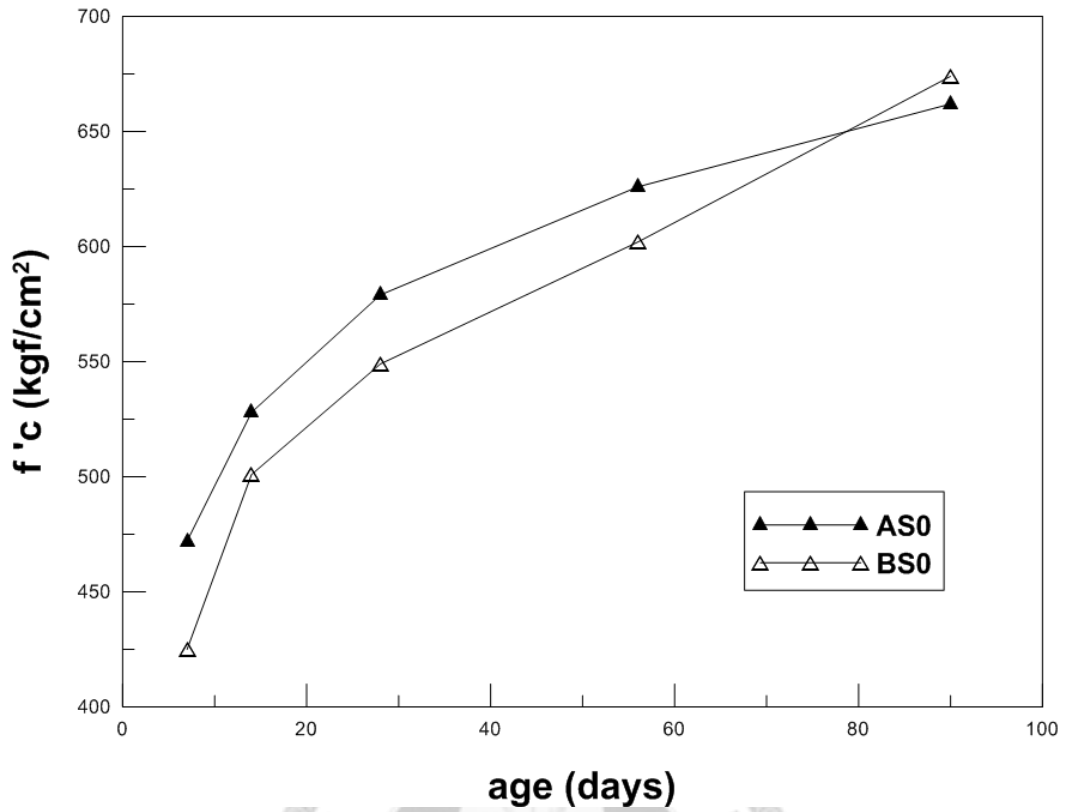


圖 4.21 抗壓強度發展比較圖(3)

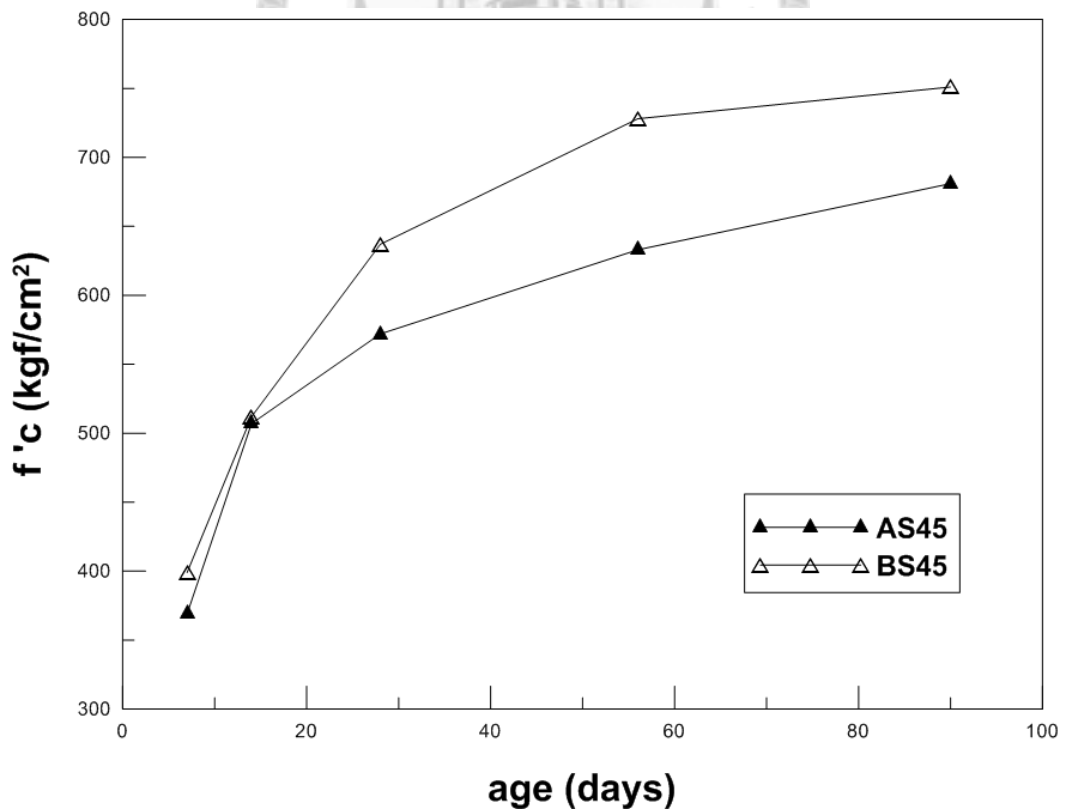


圖 4.22 抗壓強度發展比較圖(4)

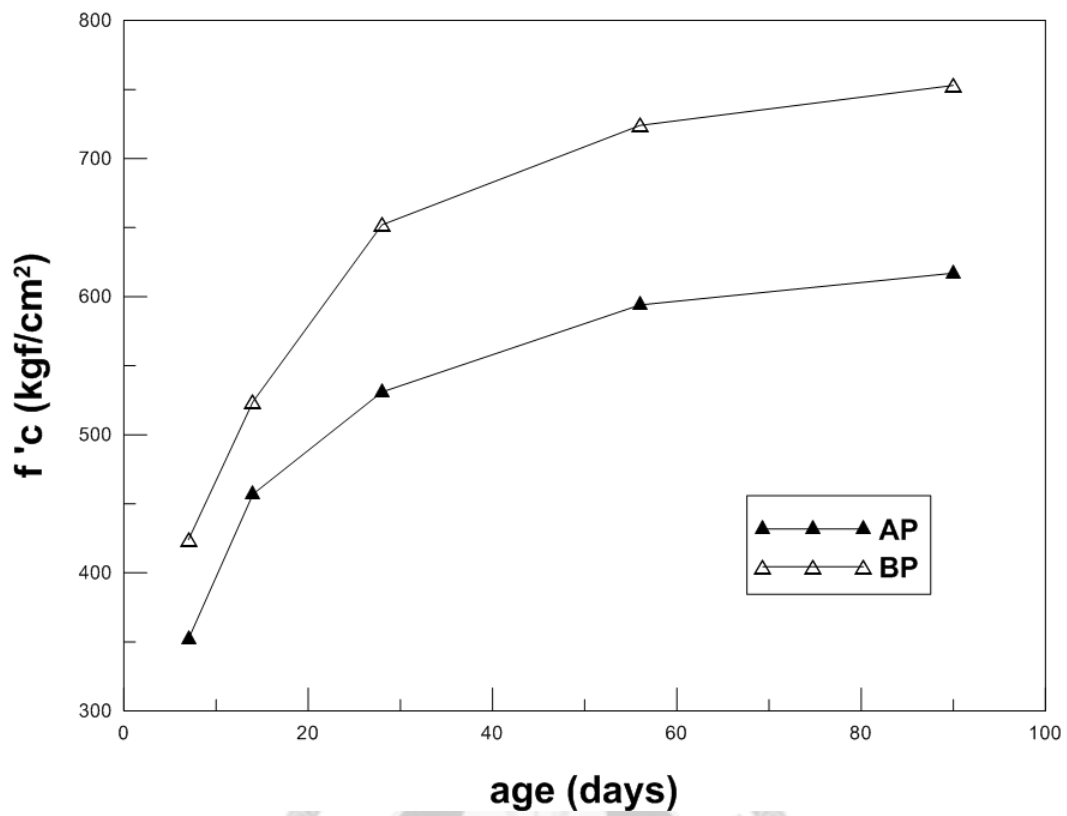


圖 4.23 抗壓強度發展比較圖(5)



圖 4.24 AS0 九十天齡期抗壓試體破壞面



圖 4.25 AS45 九十天齡期抗壓試體破壞面



圖 4.26 BS45 九十天齡期抗壓試體破壞面



圖 4.27 BP 九十天齡期抗壓試體破壞面

圖 4.24~4.27 顯示出 90 天齡期之圓柱抗壓試體，其劈裂面上之粗粒料破壞情況。從圖中可以發現，粗粒料 A 幾乎都已被劈裂面直接穿過，粗粒料 B 則部分被劈裂，部分被拉脫。此即以上有關粗粒料效應論述之證明。

4.4.4 骨材種類對楊氏係數發展之影響

由 4.4.3 之論述，我們已知較為軟弱之粗粒料 A，對混凝土之抗壓強度發展有不利之影響。由於無法直接以岩體鑽心試體來證明粗粒料 A 較軟弱，因此僅能以洛杉磯磨耗率，來做為判斷粗粒料強弱之指標。由於兩種粒料之洛杉磯磨耗率相差頗大，因此對強度發展趨勢之顯著影響應屬合理。

在有關混凝土楊氏係數發展之方面，不論純水泥組、爐石取代組、或下構配比，在任何一個齡期時，B 系列配比之 E 值都明顯高於 A 系列配比之 E 值。這說明了因受到粗粒料 B 較堅硬之影響，使得使用該粒料之混凝土，其 E 值明顯提升。

另外由 90 天各組配比之 E 值來看，可以發現相同取代率不同骨材之配比，其 E 值兩兩比較，大約呈現出 3:4 之比例。由於 90 天齡期時，砂漿之 E 值應已趨於穩定，而相同取代率者其砂漿 E 值理應相同，所以 90 天齡期混凝土 E 值之差異，應可反映出兩種粗粒料 E 值之差異。

雖不能就此判定兩種粗粒料之 E 值比為 3:4，但由相同取代率不同骨材之配比，其 E 值兩兩比較後約呈相同比例，可以確定粗粒料之強弱，對混凝土最終 E 值之影響，是相當明顯的。

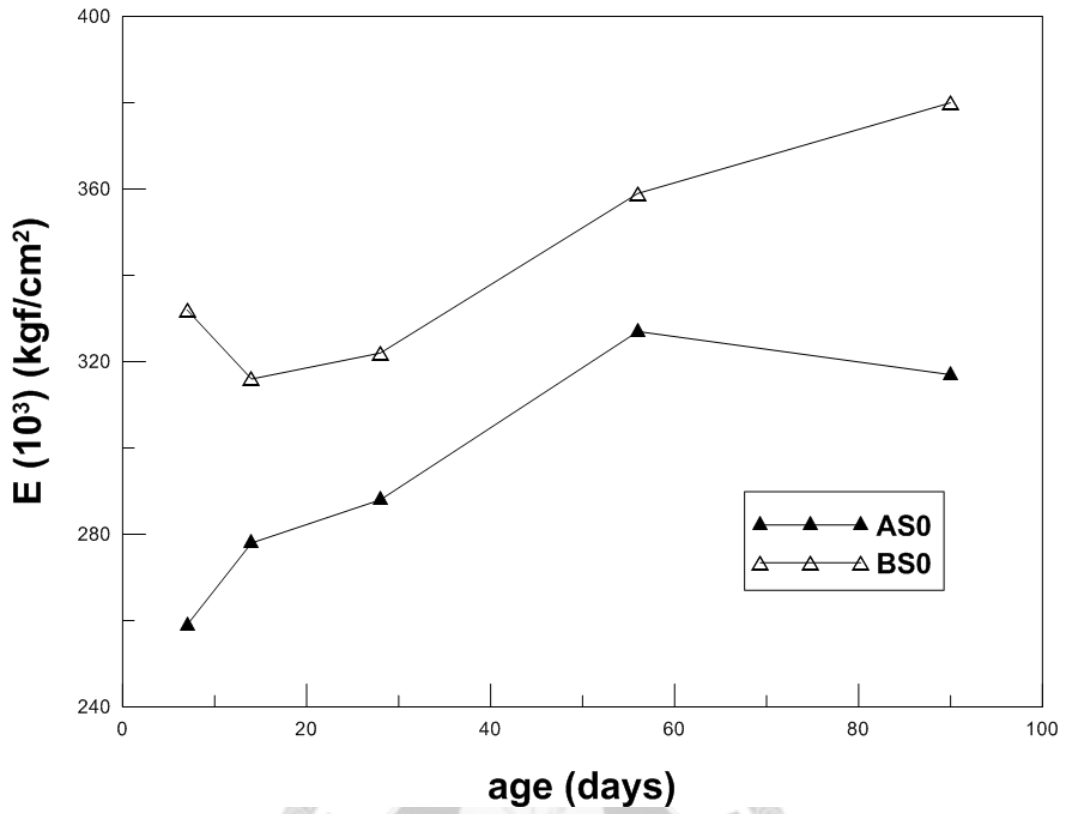


圖 4.28 楊氏係數發展比較圖(3)

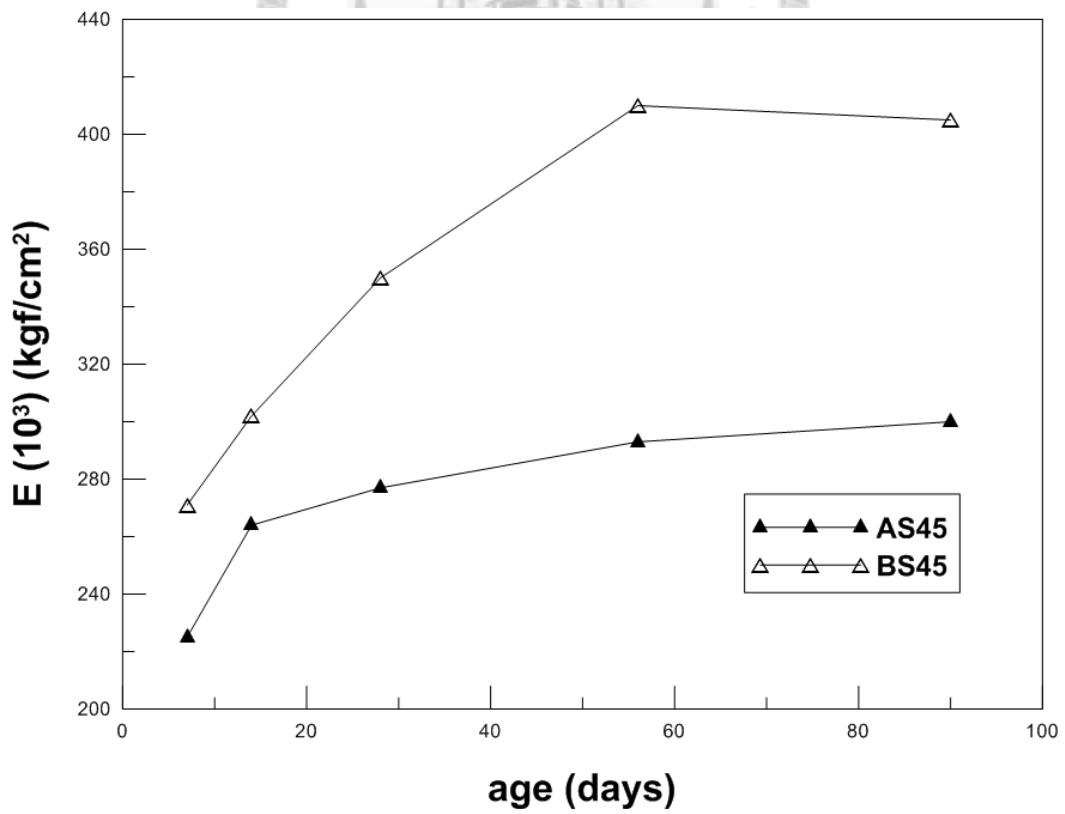


圖 4.29 楊氏係數發展比較圖(4)

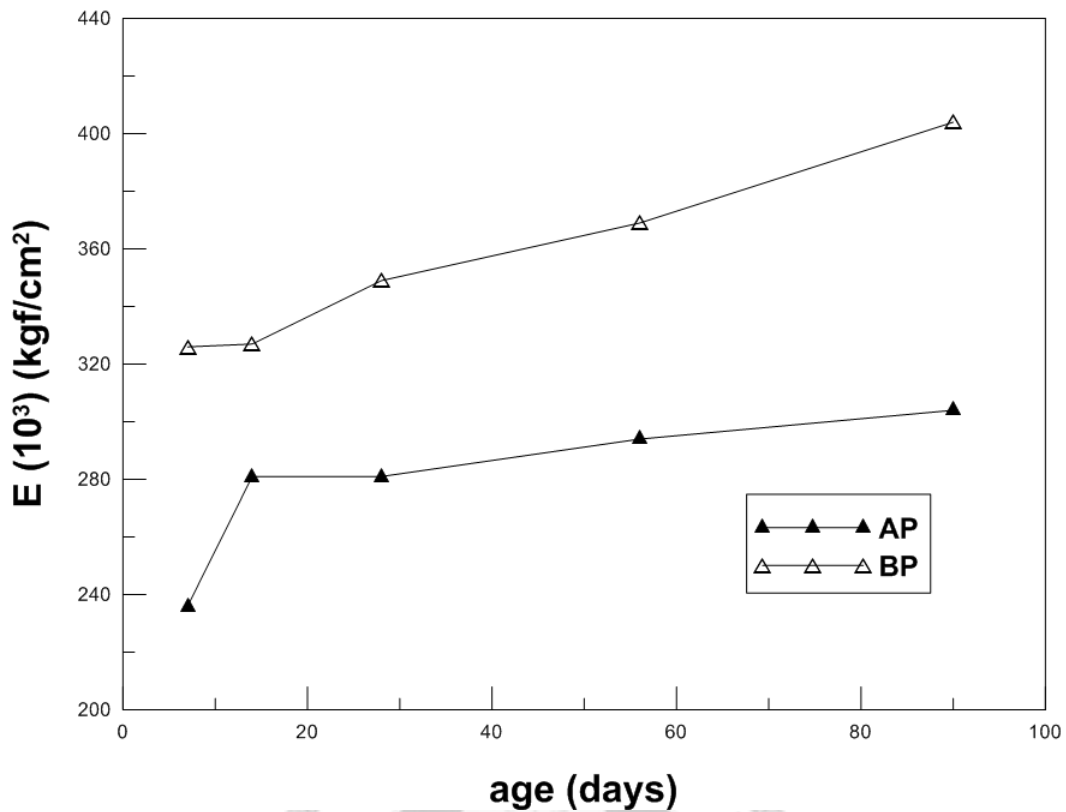


圖 4.30 楊氏係數發展比較圖(5)

4.4.5 各混凝土配比之 E 值與預測模式之比較

4.4.5.1 二十八天 E 值與預測模式之比較

在結構設計之假設裡，混凝土之 E 值一般取其 28 天齡期之值，作為設計之參數。是故在許多預測模式裡，都主要針對 28 天齡期之 E 值來做預測。在本小節中，我們用 ACI 363 中對於高強度混凝土之彈性模數預測公式，及台灣之鋼筋混凝土設計規範(土木 401-96)所建議之模式，來與試驗所得之 E 值做一比較。

ACI 363 之預測模式內容已於 2.5.5 中說明，而至於選用該模式

來比較之原因，主要是本試驗之配比 28 天以後抗壓強度，落在 55~75(MPa)之範圍，已屬於一般認定之中高強度混凝土，因此與高強度混凝土之彈性模數預測公式比較。

另外文獻【64】(CCL Model)指出 ACI 363 之預測模式，若應用於由台灣河石所產製之混凝土，則需將該模式之預測值乘上 0.9 之折減係數。原因為：台灣之河川通常較短而湍急，因此由上游崩解之岩石，還未經足夠之沖刷破碎磨耗，便已被帶到下游開採區。因而所開採得之粗粒料，相較於國外之長河川中開採者，稍嫌軟弱，故由此等粗粒料產製之混凝土 E 值會較低。

表 4.16 顯示出上述各模式之楊氏係數計算值，與各配比之試驗結果。比較發現，使用較堅硬之粗粒料 B 者，其 E 值與 ACI363 預測公式之預測差異，約在 5%以內。但使用軟弱之粗粒料 A 者，其試驗結果皆比預測值低，預測差異提高到 10~15%左右。而在使用 ACI363 預測模式時，若考慮 CCL Model 所建議之「0.9 折減係數」，則發現對 A 系列配比之預測則頗準確，預測差異約在 5%以內，但低估 B 系列配比之 E 值。

有關台灣之鋼筋混凝土設計規範，土木 401-96 之建議模式方面，則皆呈現高估的狀況，A 系列配比之試驗值僅預測值之 8 成，B 系列配比之試驗值僅預測值之 9 成。

由於 ACI363 預測模式，是根據大量之高強度混凝土 E 值試驗數據，經統計分析所得，故其之預測值亦可代表典型高強度混凝土應具有之 E 值。而使用較堅硬粗粒料 B 之配比，其 E 值與該預測模式相當符合。所以這說明了，在中高強度之混凝土配比中，應使用洛杉磯磨耗率低之相對堅硬骨材，如此所生產之混凝土方可具有合理之 E 值。而使用軟弱粗骨材所生產之混凝土，縱然發展出類似之抗壓強度，此等混凝土仍然可能具有偏低之 E 值。

表 4.16 28 天齡期 E 值與預測公式比較表

配比	28 天抗壓強度	E28 (10^3)	E 模式 1	E 模式 2	E 模式 3
AS0	579	288	326	361	293
AS45	572	277	324	359	292
BS0	549	322	319	351	287
BS45	637	350	338	379	304
AP	531	281	315	346	283
BP	652	349	341	383	307

1. 單位: kgf/cm^2
2. 模式 1: ACI363 高強度混凝土彈性模數預測公式。
3. 模式 2: 鋼筋混凝土設計規範，土木 401-96。
4. 模式 3: 台灣 CCL Model **【64】**。

4.4.5.2 楊氏係數(E)與抗壓強度之關係

E 值與混凝土之抗壓強度呈正相關，一般認為 E 對抗壓強度之方根值做迴歸分析，會得到較高之相關係數。由於在本研究中，兩種粗骨材之強弱有明顯差異，並導致相對應之 A、B 系列混凝土配比之 E 值，產生明顯差異。故進行此一迴歸分析時，使用不同骨材之數據點應加以分開，以使分析結果能反映出，粗骨材之強弱對混凝土 E 值產生之影響。

圖 4.31、**圖 4.32** 顯示出 A、B 系列混凝土配比，其迴歸分析之結果作圖，其中每一系列共有三個配比，每一配比共有五個齡期，故每一迴歸式共使用了 15 個資料點進行迴歸分析。由於資料點過少，故量化之意義稍嫌薄弱，但仍可做相對趨勢之分析。

在國內之鋼筋混凝土設計規範土木 401-96 中，有此一迴歸式之建議模式。在此我們把本研究所得數據之迴歸結果，與此模式加以比較。**表 4.17** 為上述各迴歸式之整理。

表 4.17 E 對 $\sqrt{f'c}$ (抗壓強度)之迴歸式

名稱	迴歸式 (單位: kgf/cm ²)
Taiwan 401-96	$E=15000\sqrt{f'c}$
粗粒料 A 式	$E=11300\sqrt{f'c}+19300$ ($R^2=0.83$)
粗粒料 B 式	$E=13800\sqrt{f'c}+13600$ ($R^2=0.79$)

從圖 4.31、圖 4.32 來看，可以看出粗粒料 B 式與規範之迴歸式大致符合，因其斜率頗為接近，且各資料點之分佈，亦頗靠近規範之迴歸式。而粗粒料 A 式則偏離規範之迴歸式，且明顯偏低。

由粗粒料 A 式及其所屬資料點與規範迴歸式之比較，即可進一步證明了，使用軟弱粗骨材所生產之混凝土，縱然發展出使用優質粗骨材混凝土之抗壓強度，此等混凝土仍然可能具有偏低之 E 值。

另外，由上述之比較可以初步斷定，本研究所使用之混凝土配比，在使用堅硬優質粗粒料之前提下，以規範建議之模式預測混凝土之 E 值，應可得到準確之結果。

然來自大陸東南沿岸地區之粗粒料，若其來源為自岩脈開採者(山石)，按 4.2.5 之論述，此等粗粒料便有可能屬於相對軟弱者，因此若欲以現有規範之模式預測混凝土之 E 值，理應對此等預測值進行折減修正。

可行之辦法便是乘上一粗粒料折減係數，或另外使用一合適之迴歸預測式。而此一粗粒料折減係數之模式，應與所使用之粗粒料，其岩性、開採方式、洛杉磯磨耗率、或母岩鑽心試體相關試驗結果有關。若初步由本研究之試驗數據來看，CCL Model 所建議之「0.9 折減係數」尚屬合理，可考慮採用。

而本研究之粗粒料 A 式，僅代表本研究之試驗結果，並無法代表使用軟弱粗粒料之迴歸預測式。若欲對此一粗粒料折減係數，或迴歸預測式得到更可靠之量化結論，則需更多的研究與更大量之數據。



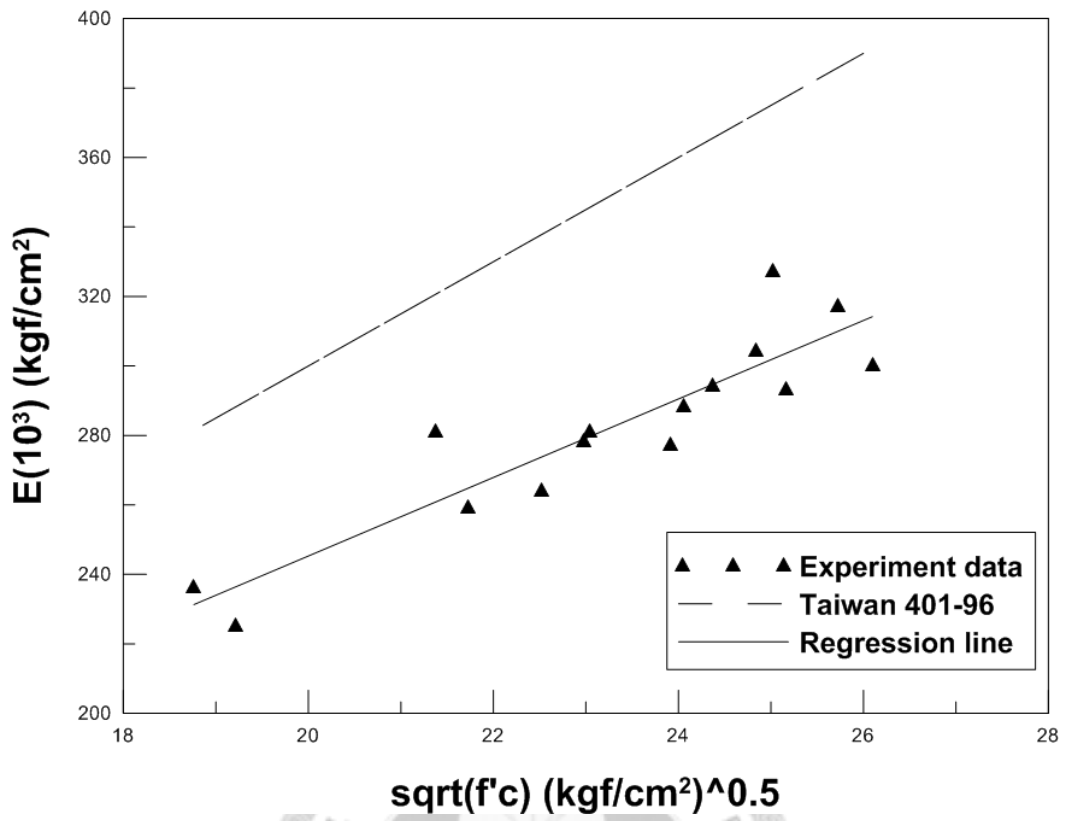


圖 4.31 楊氏係數與抗壓強度關係圖(粗粒料 A)

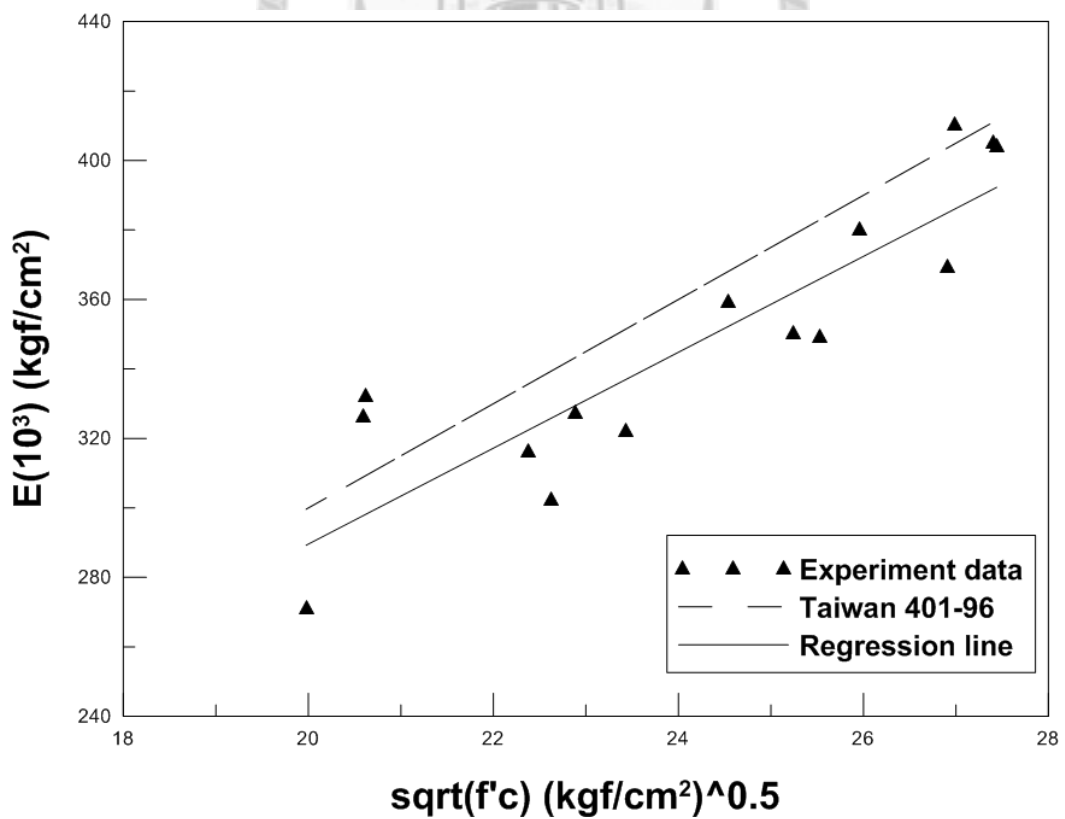


圖 4.32 楊氏係數與抗壓強度關係圖(粗粒料 B)

4.5 體積穩定性試驗

本研究進行了乾燥收縮、基本潛變、總潛變等三項體積穩定性試驗。各試驗之定義與操作條件已於第二及第三章中說明。而其中與預力損失估算有關者，主要為乾燥收縮、總潛變二項。由此二項試驗所得之結果，可計算混凝土之乾縮與潛變係數，並與既有之規範或研究成果作比較，以瞭解本研究中之混凝土配比，其乾縮、潛變係數之合理量值。

有關預測模式的部分，詳列於本文之第二章中，共有五個。其中 AASHTO、CEB-FIP1990、GL2000 屬於國外設計規範中之建議模式，B3、CCL Model 為研究型之預測模式。

在本節中首先討論，各預測模式對本研究所進行之五組體積穩定性試驗之預測結果。以探討本試驗所設定之變數(骨材種類、爐石取代率、養護齡期)，在預測模式中所反映出之結果，其趨勢為何。接著就試驗所得之結果，對所設定之變數做分析，以探討試驗變數對混凝土體積穩定性之影響趨勢，並與預測模式所指出者做比較。最後把各配比之試驗結果分別與五個預測模式作比較，以瞭解其乾縮潛變隨時間之發展趨勢與模式所預測者有何異同。並由比較之結果來假設合理之乾縮潛變係數。

4.5.1 各乾縮預測模式之預測結果討論

文獻回顧中之各乾縮預測模式指出，此等預測模式之概念，主要是利用模式所考慮的變因(例如:濕度、水泥種類、28天抗壓強度…)，來組合出一極限乾縮量預測值。另外再考慮一正規化歷時曲線，即隨時間之發展，此一曲線之值會由0漸漸趨近1，而把極限乾縮量預測值與正規化歷時曲線相乘，即得到乾縮量預測曲線。

若觀察各模式所考慮之變因，便會發現並沒有可以直接反映出爐石取代率或骨材種類之參數。主要是在發展上述之預測迴歸式時，所能納入之變數有限，因此對於許多由混凝土配比本身所產生之變因，模式統一以28天抗壓強度來粗略反映，強度越大者其極限乾縮量越小。

但CCL模式是唯一具有間接反映骨材種類變因之模式。該模式中
含有一Sa混凝土E值修正係數，而由於骨材種類不同極可能會使混凝土之E值產生明顯差異，進而就反映出骨材之變因。

圖 4.33~4.37 整理了各預測模式所預測之90天乾縮發展歷時曲線，若以混凝土乾縮試驗本身之變異與試驗精度來看，除CCL模式外，各預測模式並未指出五組乾縮試驗之結果會有明顯差異，且乾縮量對爐石取代率或骨材種類變因，亦無一定之顯著趨勢。CCL模式則指出，使用較軟弱A骨材之混凝土配比，應具有較大之乾縮量。

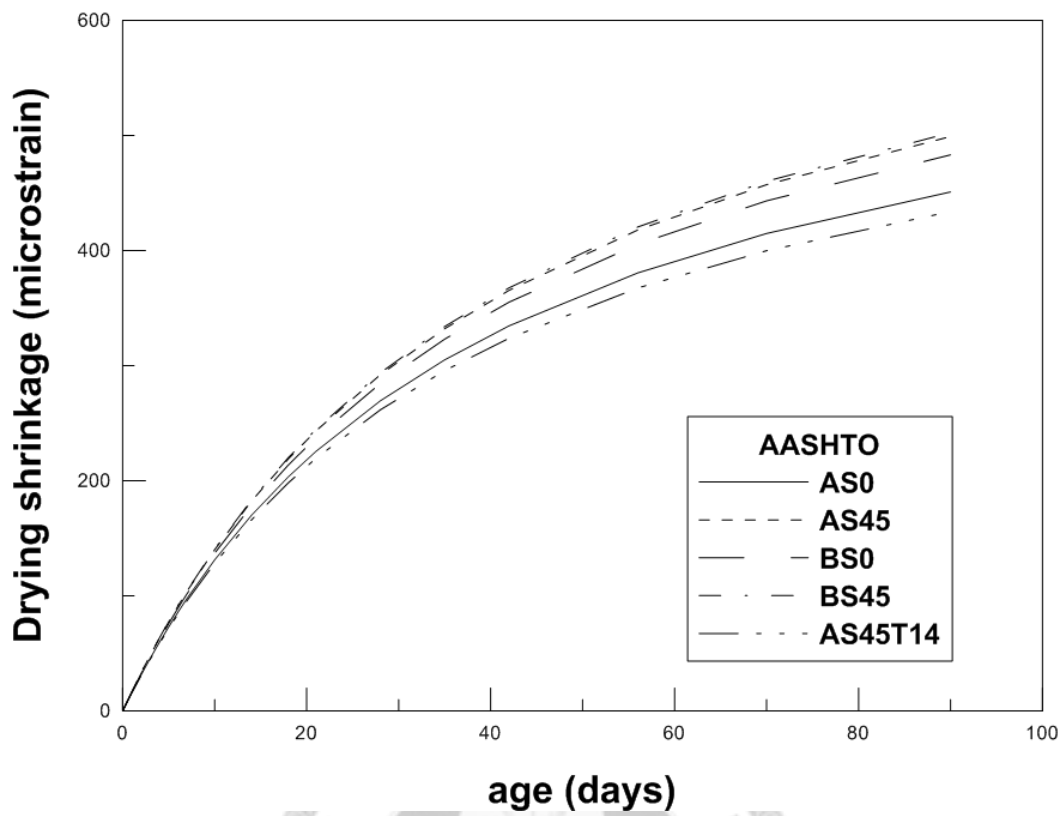


圖 4.33 預測模式 90 天乾縮發展歷時曲線(1)

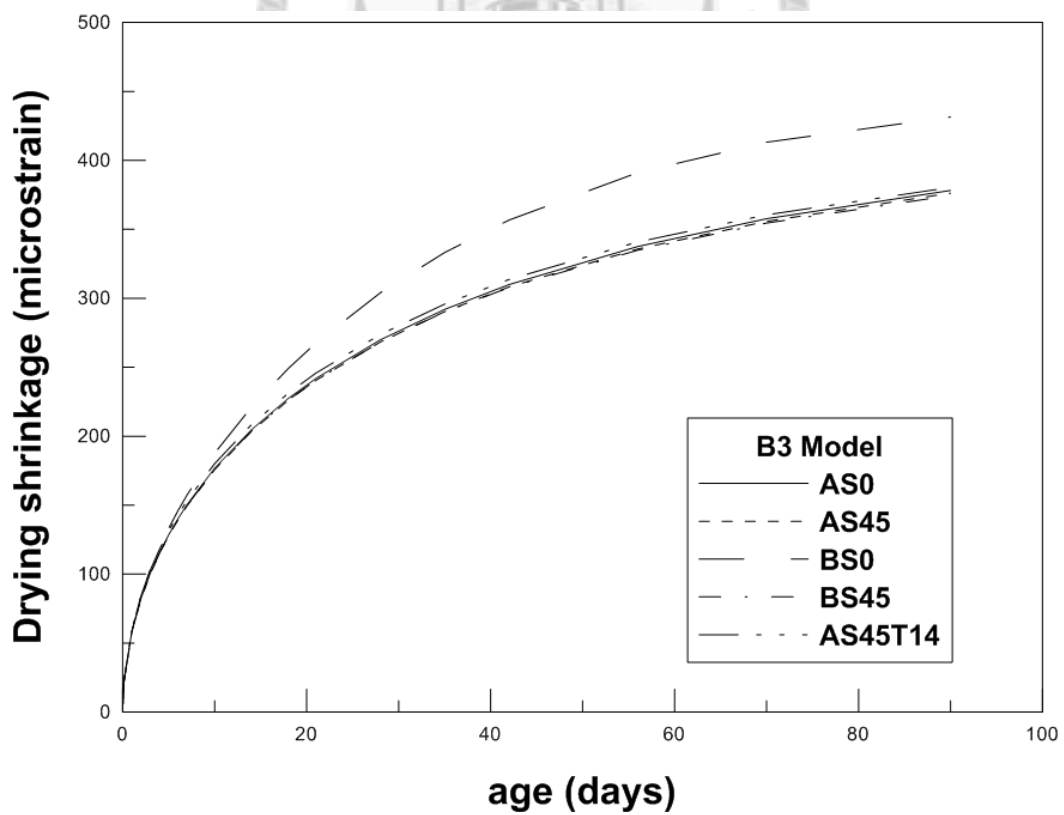


圖 4.34 預測模式 90 天乾縮發展歷時曲線(2)

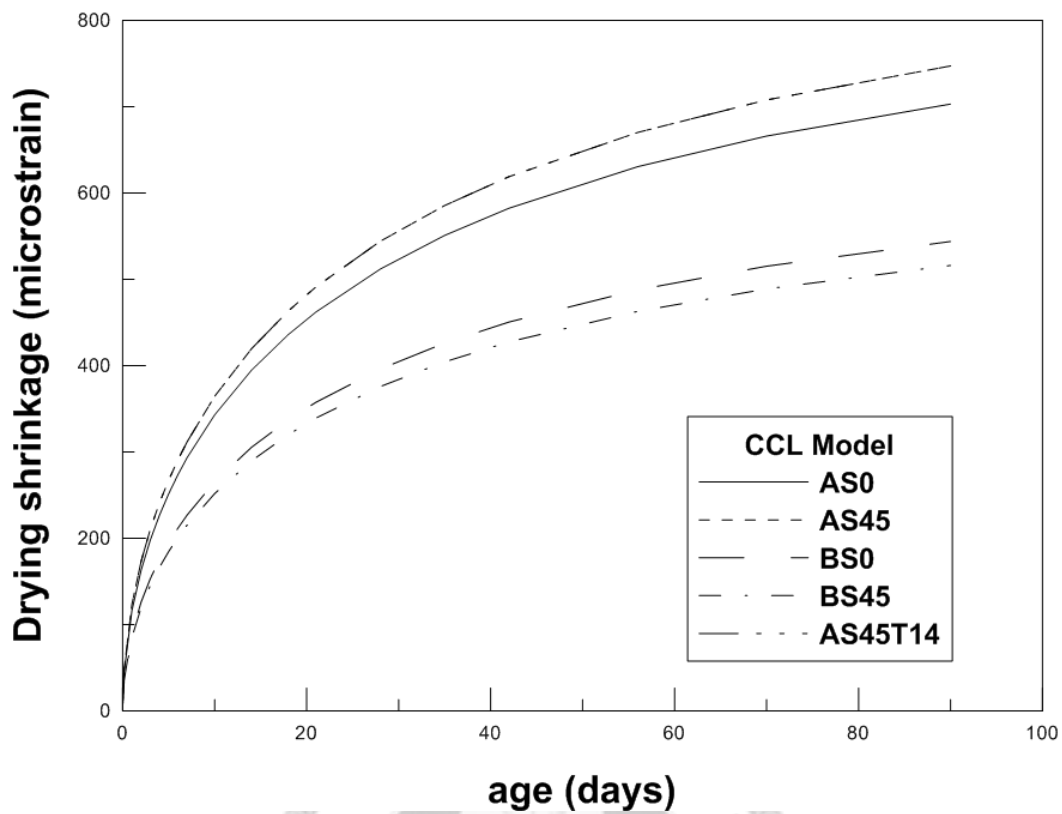


圖 4.35 預測模式 90 天乾縮發展歷時曲線(3)

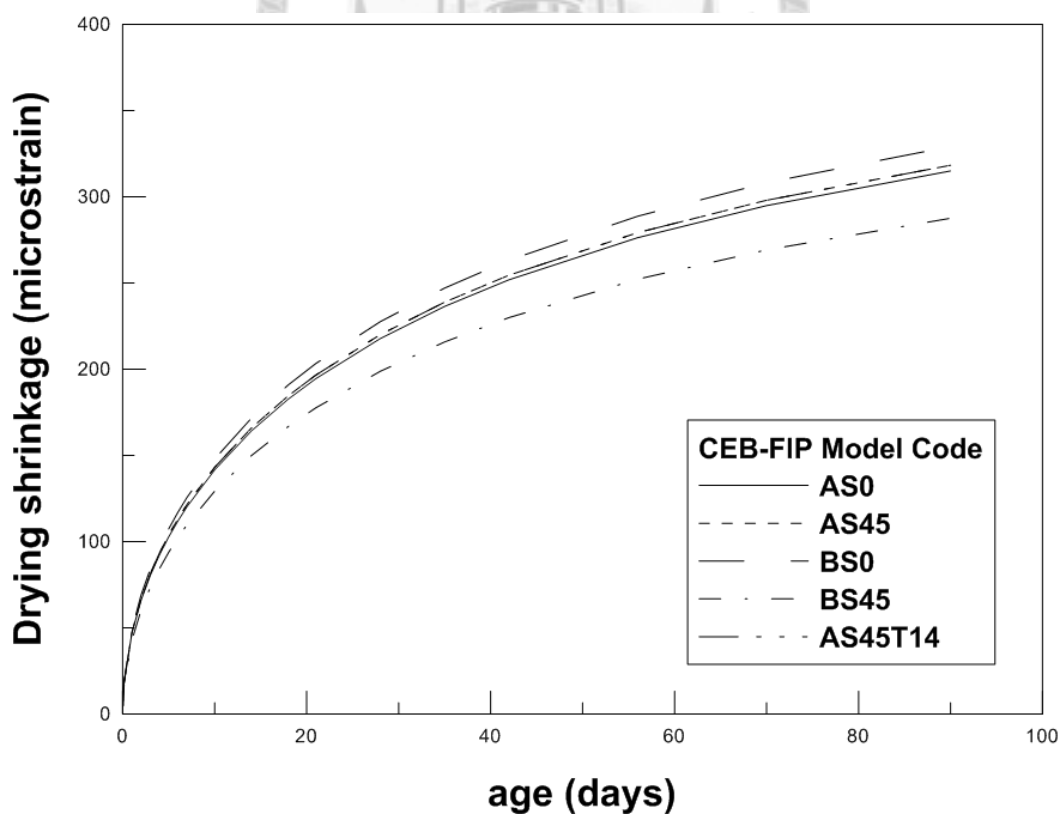


圖 4.36 預測模式 90 天乾縮發展歷時曲線(4)

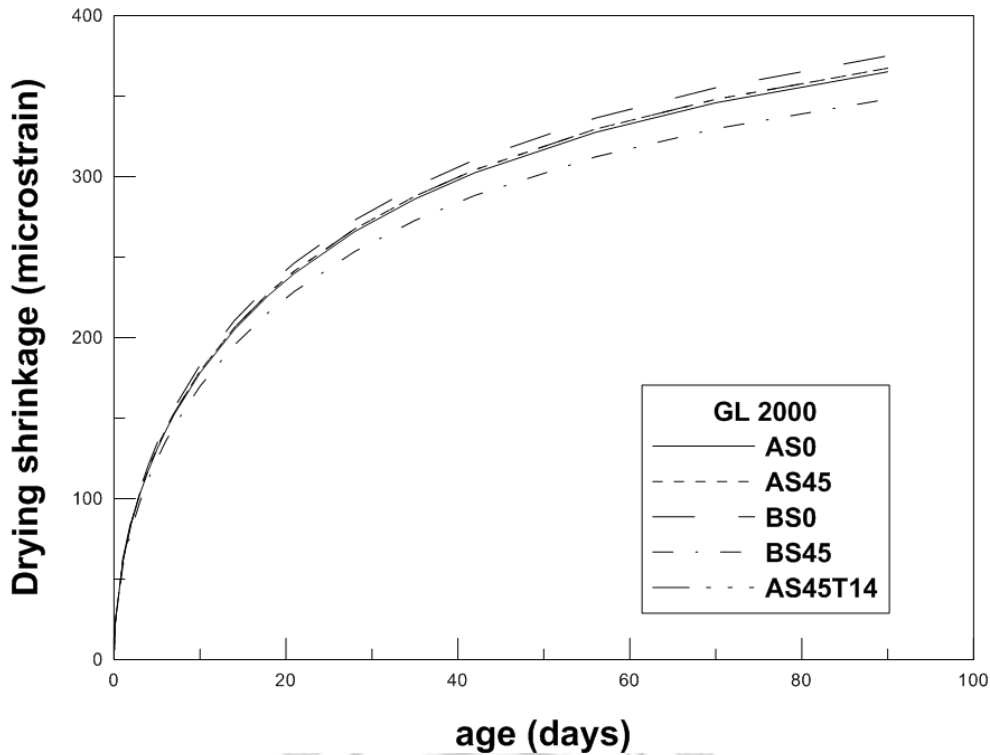


圖 4.37 預測模式 90 天乾縮發展歷時曲線(5)

4.5.2 各潛變預測模式之預測結果討論

混凝土潛變量之表示方式有柔度函數、比潛變、潛變係數等三種，其定義於第二章中有詳述。一般在使用上，都會以潛變係數來作表示，而在本文之討論裡，也主要以潛變係數之量值表示方式來作討論。

在各預測模式中所考慮之變因，同樣亦無可直接反映出爐石取代率或骨材種類之參數。但各模式均有把養護齡期列為變數，並指出養護齡期較長者($t' = 14$ 天配比)，其極限潛變係數(量)應較小。

另外在部分預測模式中會發現，使用 B 骨材之配比，其潛變係數較大，此乃因該等配比之加載瞬時彈性變形皆較小所致。而整體來看各配比之潛變量，則無特定之與本研究變數相關之顯著趨勢。

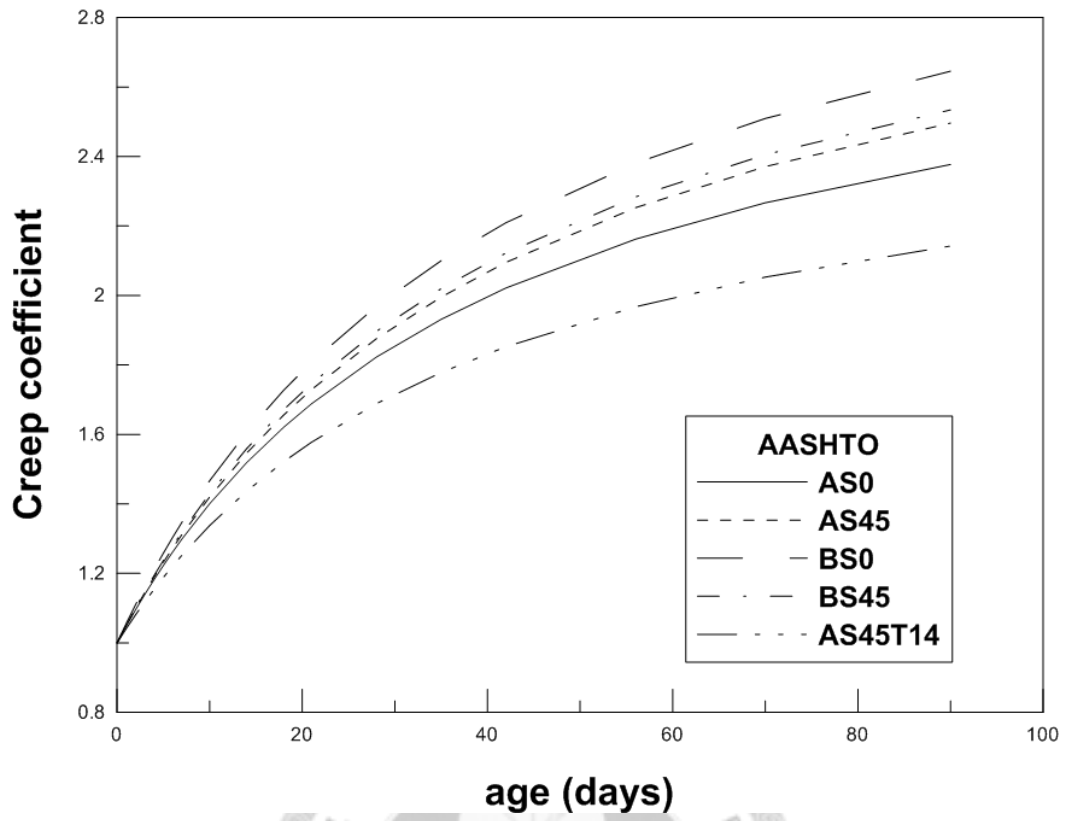


圖 4.38 預測模式 90 天潛變發展歷時曲線(1)

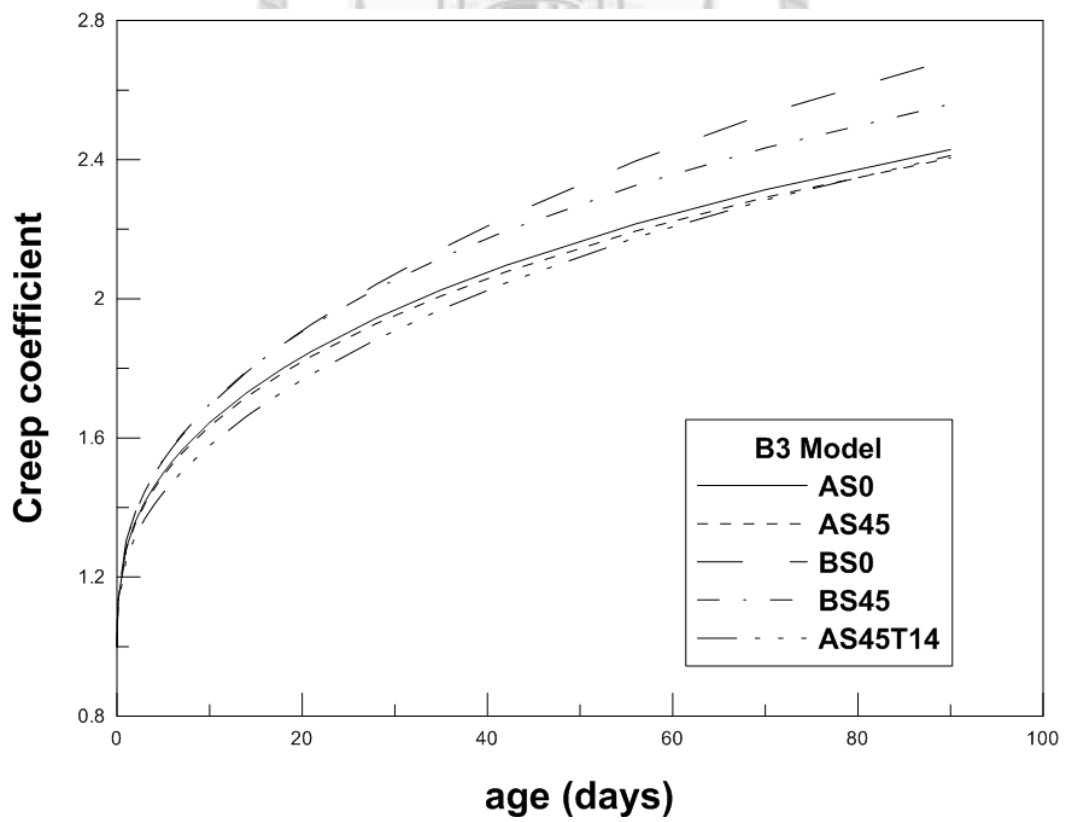


圖 4.39 預測模式 90 天潛變發展歷時曲線(2)

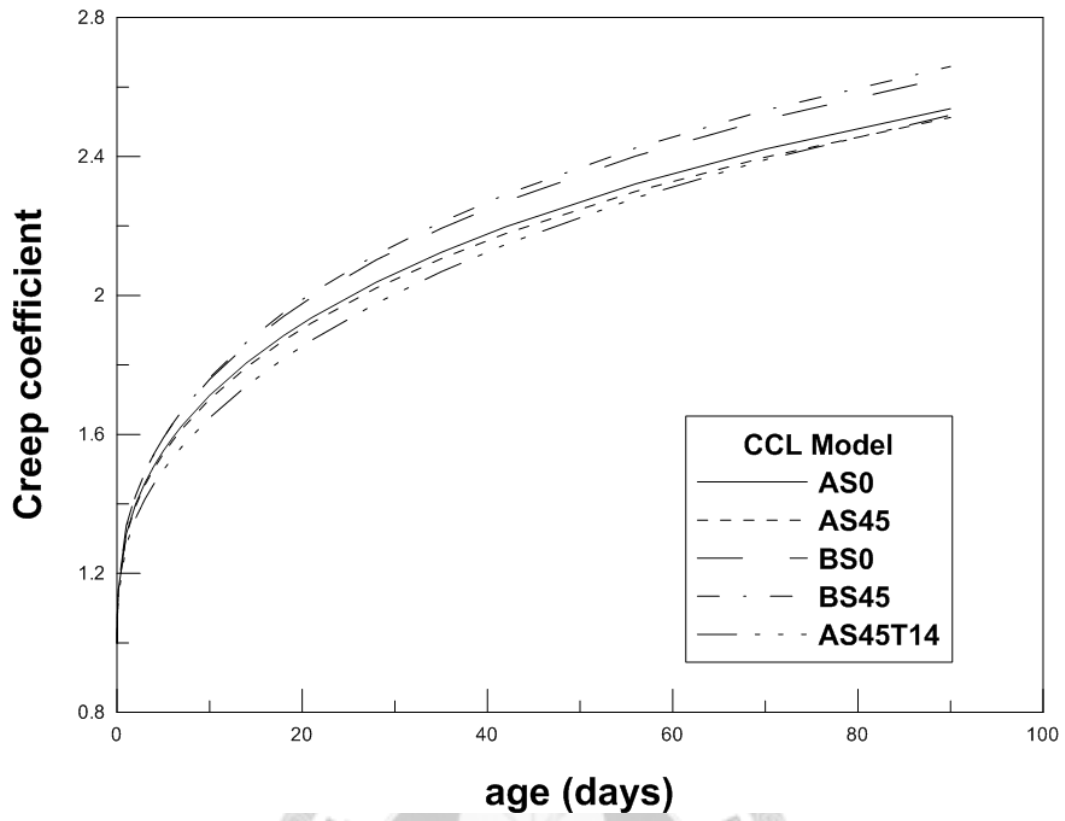


圖 4.40 預測模式 90 天潛變發展歷時曲線(3)

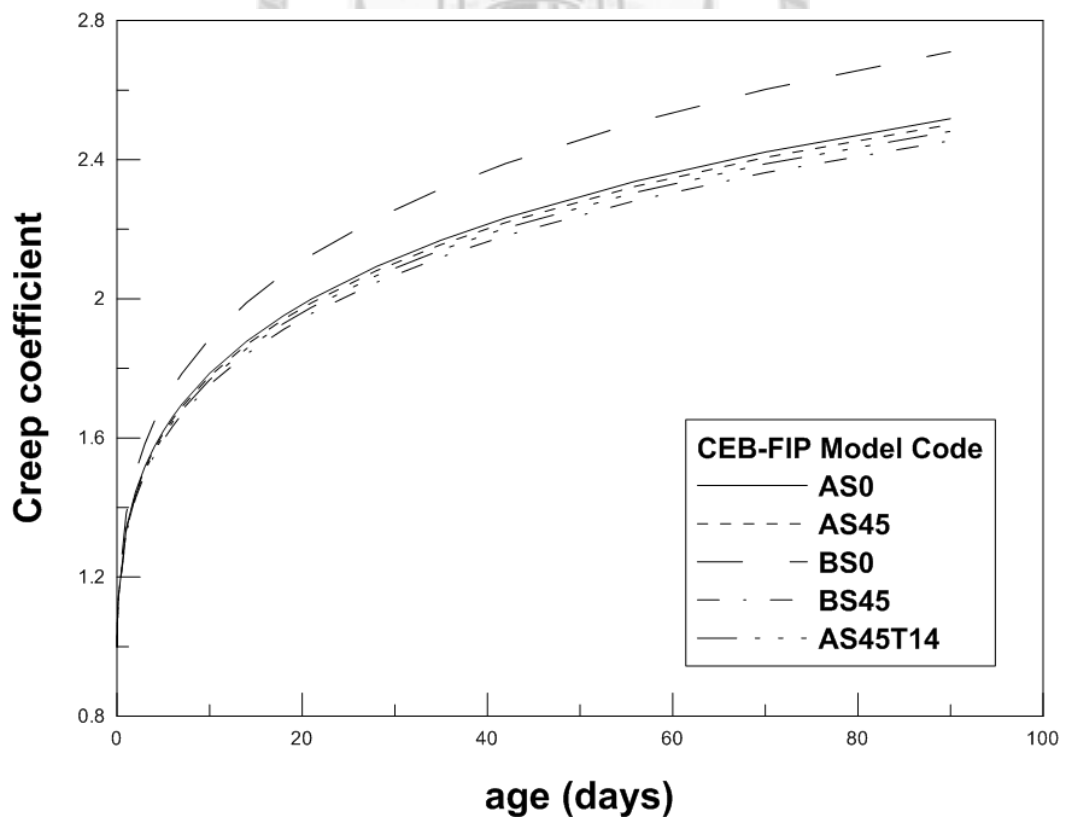


圖 4.41 預測模式 90 天潛變發展歷時曲線(4)

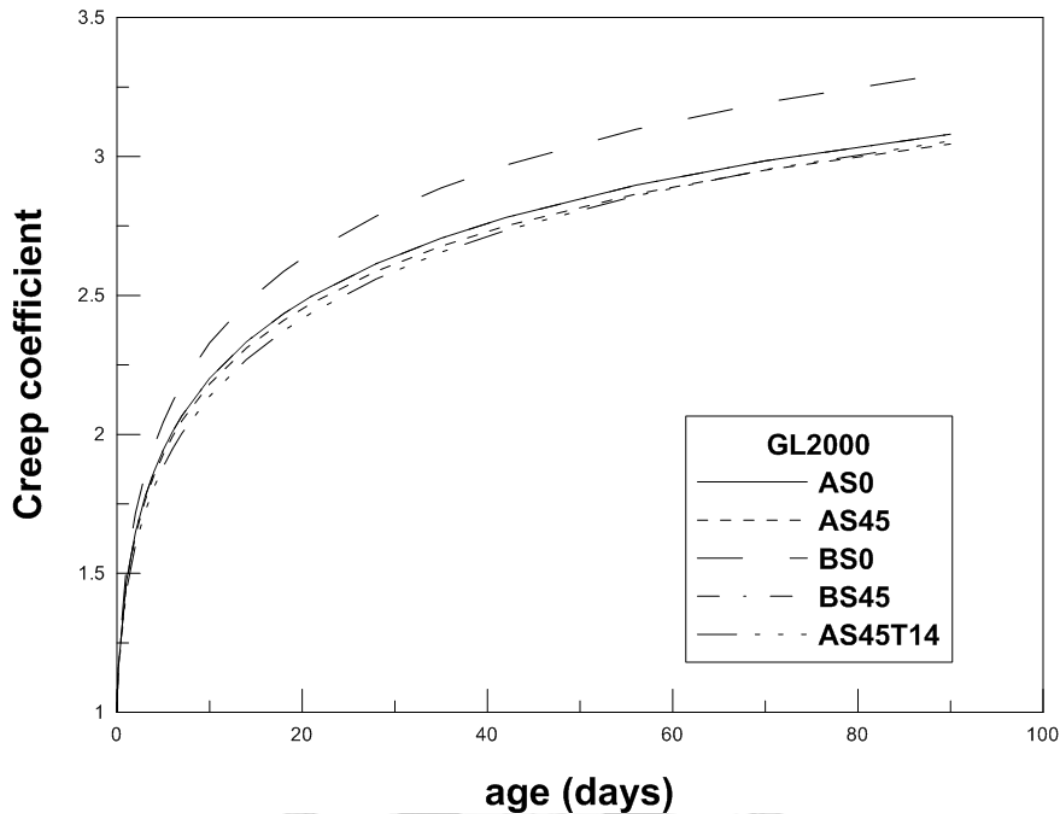


圖 4.42 預測模式 90 天潛變發展歷時曲線(5)

4.5.3 乾縮試驗結果討論

4.5.3.1 爐石取代率對乾縮之影響

根據文獻【31】【32】研究內容，顯示出爐石水泥砂漿乾縮行為，結論為爐石含量較高者，具有較大之乾縮量。本實驗結果，在固定骨材種類下，爐石取代率 45% 之混凝土配比，乾縮量比 0% 取代率大之趨勢是一致的。其中在使用 A 骨材的兩組對照配比部分，AS45 的乾縮量整體趨勢明顯大於 AS0。B 骨材部分，在 42 天前之乾縮量，BS45 亦有整體趨勢明顯大於 BS0 之現象，在後期之乾縮量則較為接近，但 BS45 之乾縮量仍較大。

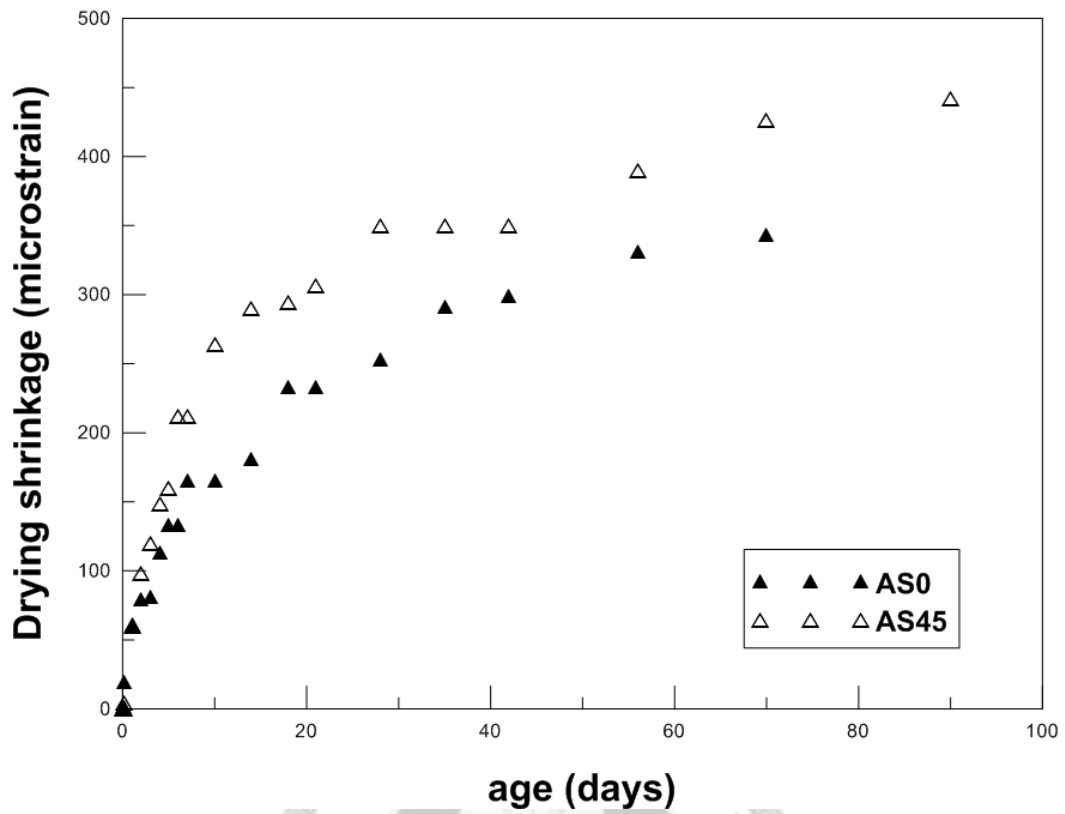


圖 4.43 乾縮試驗結果比較圖(1)

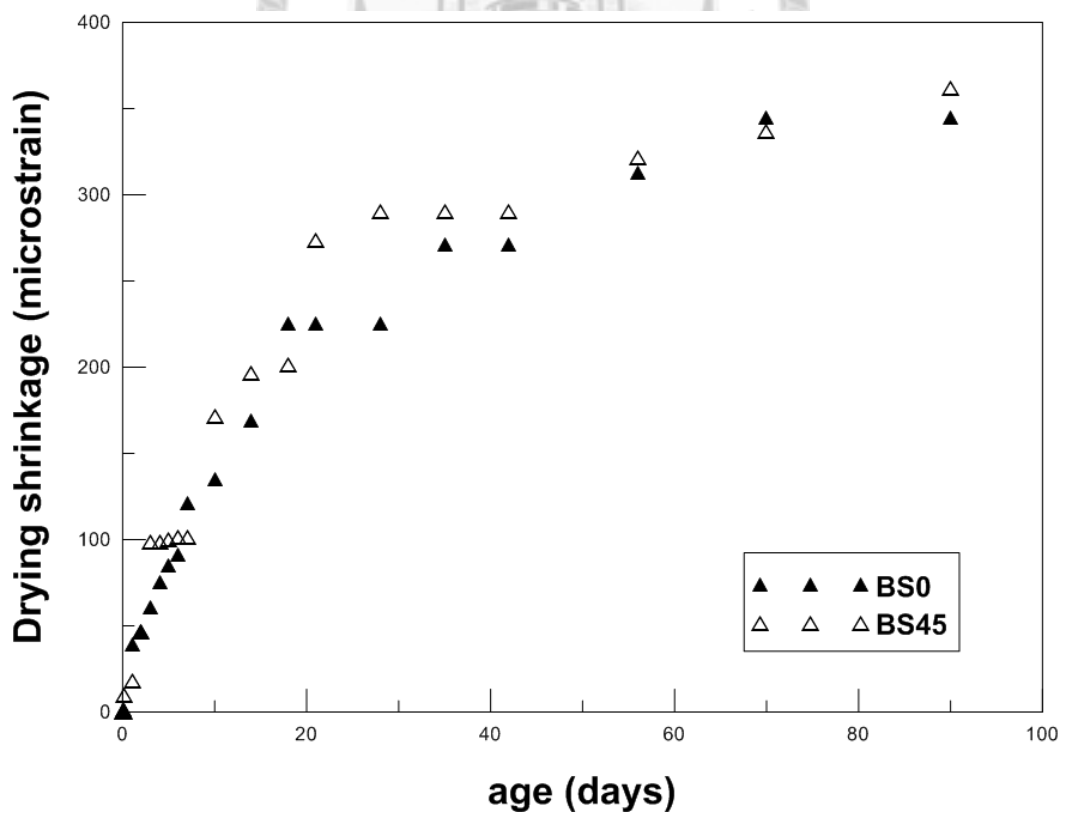


圖 4.44 乾縮試驗結果比較圖(2)

4.5.3.2 粗骨材種類對乾縮之影響

一般來說，混凝土中之整體骨材用量越大，或粗粒料佔整體骨材之比例越大者，其混凝土之乾縮量應會越小，蓋因骨材本身有抑制漿體乾縮變形之功效。

另外骨材本身的軟硬，亦對此一抑制漿體乾縮變形功效之顯著與否有所影響。在各乾縮預測模式中，CCL Model 明確地指出，混凝土 E 值越大者，其乾縮量越小。在該模式中，其引進一 Sa 修正係數來反映此一現象。

而使用越堅硬粗粒料之混凝土，其 E 值應越大。故可知，使用品質越好、越堅硬粗粒料之混凝土，其乾縮量應越小。而根據 CCL 預測模式之計算結果，所有使用粗粒料 A 之混凝土配比，其乾縮量皆會顯著大於使用粗粒料 B 之混凝土配比。

圖 4.45、4.46 顯示出相同爐石取代率不同骨材之混凝土配比，其乾縮量之兩兩比較。其中 AS0 與 BS0 之乾縮量較為接近，但整體之趨勢仍然可看出，使用軟弱粗骨材之 AS0 配比，其乾縮量大於 BS0 之乾縮量。而 AS45 之乾縮量，則明顯大於 BS45 之乾縮量。故本研究之乾縮試驗以骨材種類為變數之對照組，其所得結果與 CCL 預測模式之趨勢是一致的。

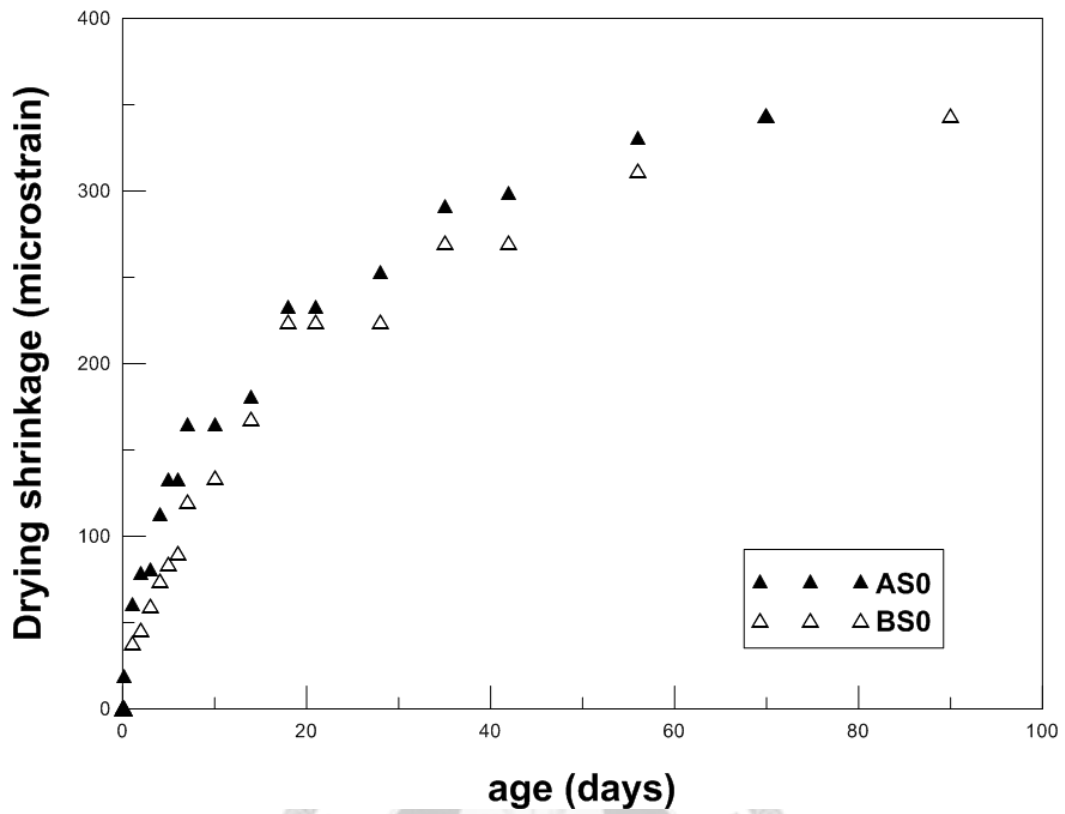


圖 4.45 乾縮試驗結果比較圖(3)

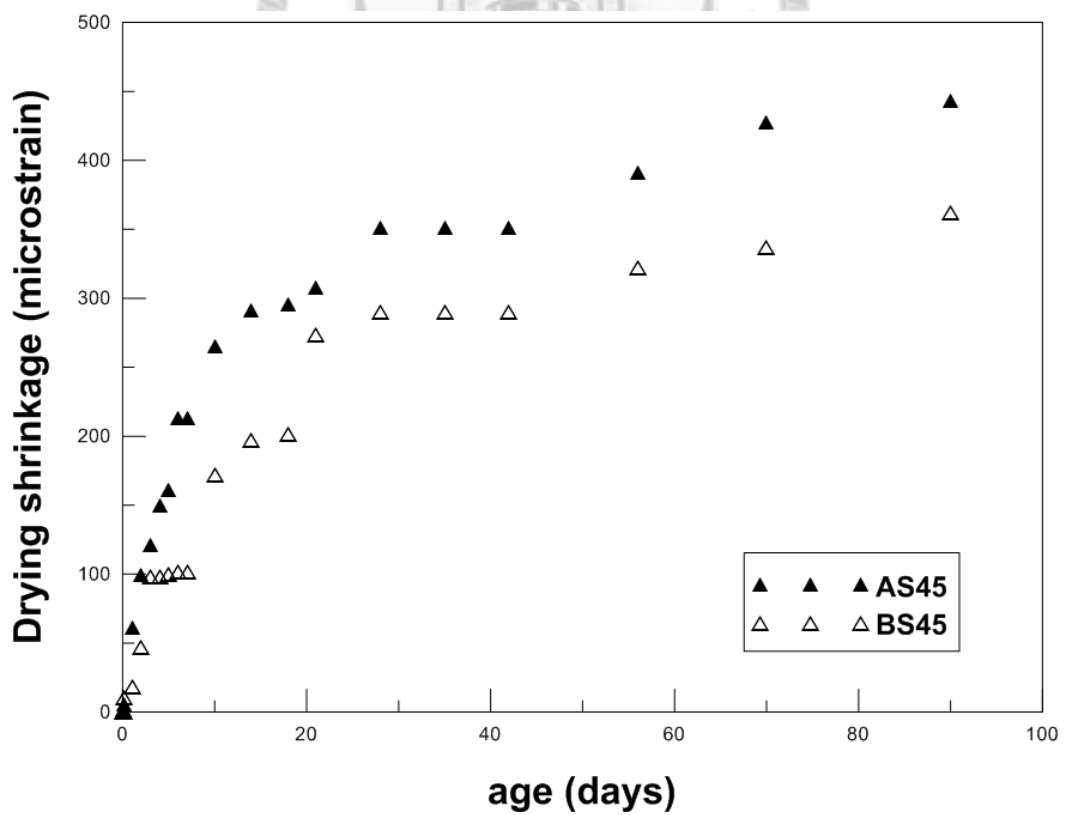


圖 4.46 乾縮試驗結果比較圖(4)

4.5.3.3 養護齡期對乾縮之影響

在各乾縮預測模式之計算中，皆未把養護齡期納入計算參數。但由於養護齡期越長之混凝土，其抗壓強度必越大；而各模式均有指出抗壓強度越大之混凝土其乾縮量應越小，故可由此推論同一混凝土配比養護齡期越長者，其乾縮量應越小。文獻【88】之研究內容，亦有指出此一現象。但在各預測模式之計算上，由於其代入之參數為混凝土 28 天抗壓強度(AASHTO 除外)，因而同一配比養護齡期分別為 7 與 14 天之試驗對照組，其乾縮量之模式預測值會一樣。而在 AASHTO 模式中則指出，養護齡期為 14 天者，其乾縮量應較小。

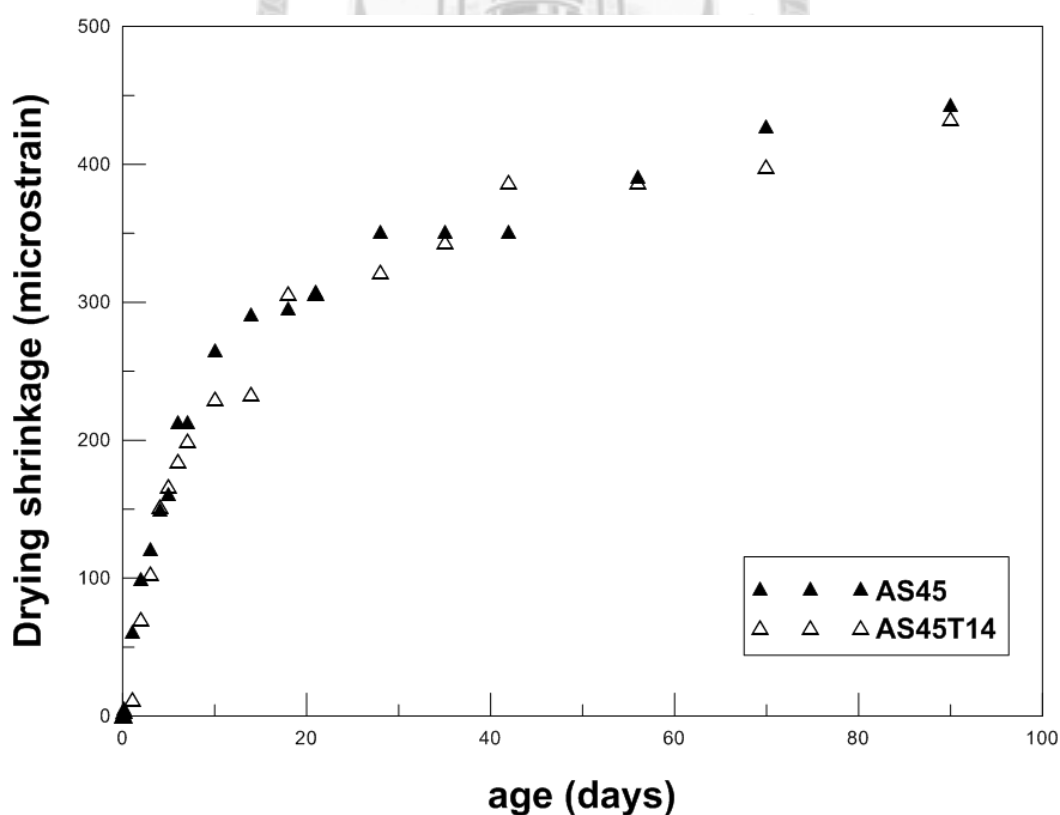


圖 4.47 乾縮試驗結果比較圖(5)

圖 4.47 顯示 AS45 配比其養護齡期分別為 7 與 14 天之試驗結果比較。就整體趨勢來看，該配比 7 與 14 天養護齡期之乾縮量則頗為接近，7 天養護齡期者其乾縮量僅稍大於 14 天養護齡期者。但基本上混凝土養護齡期越長者，其乾縮量仍應越小。

4.5.4 總潛變試驗結果討論

除去加載造成之瞬時彈性變形後，潛變之表示方式有兩種。一是考慮整體變形量對瞬時彈性變形之倍數，稱潛變係數，此為設計規範常用者。另一是把整體變形量扣除瞬時彈性變形，如此可知，因潛變本身造成之絕對變形量有多少，此稱比潛變。

4.5.4.1 爐石取代率對潛變之影響

圖 4.48~4.51 顯示固定骨材種類但改變爐石取代率之情況下，各試驗對照組之潛變係數與比潛變，兩兩比較之結果。

根據試驗結果，兩爐石取代率不同之配比，其潛變大小並無一定之趨勢。由於影響潛變之因素頗多，且一般認為爐石取代並非影響潛變大小之關鍵因素，再加上潛變試驗本身並非一個非常精密的試驗，在考慮量測與混凝土本身的變異之情況下，則本研究之試驗數據在爐石取代率對照試驗部分，其數值差異皆不大，並無指出任何顯著之趨勢。

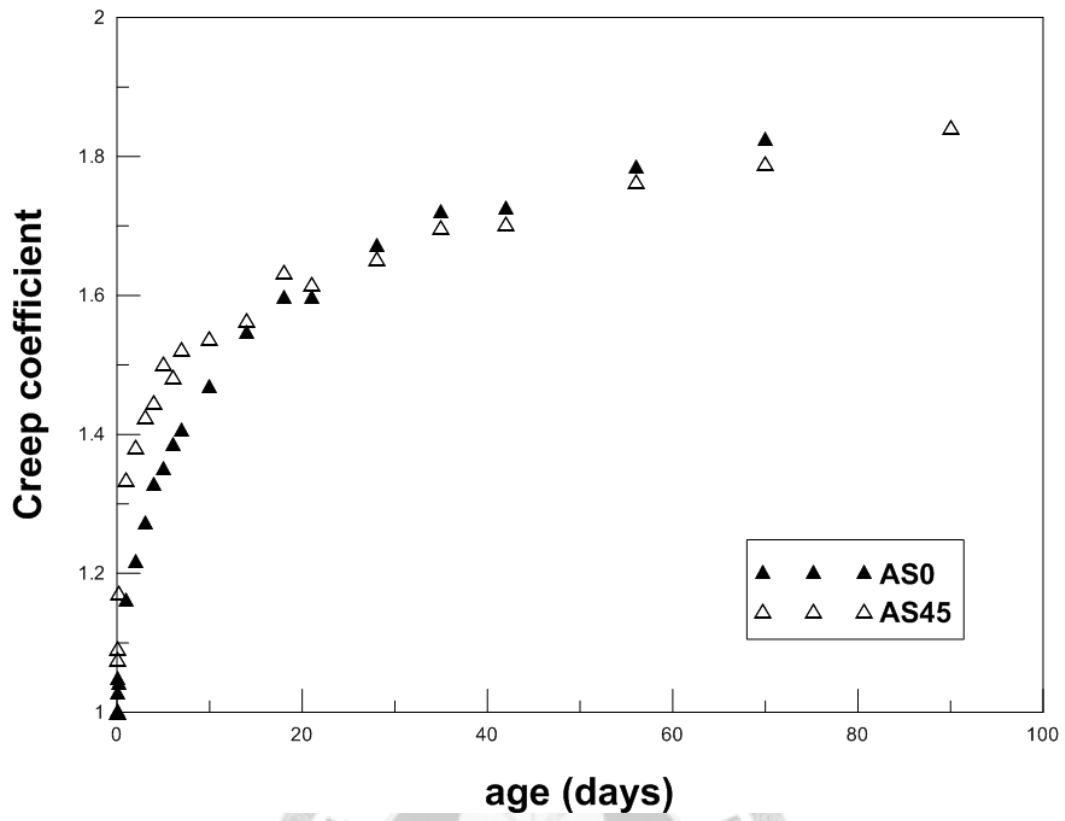


圖 4.48 潛變試驗結果比較圖(1)

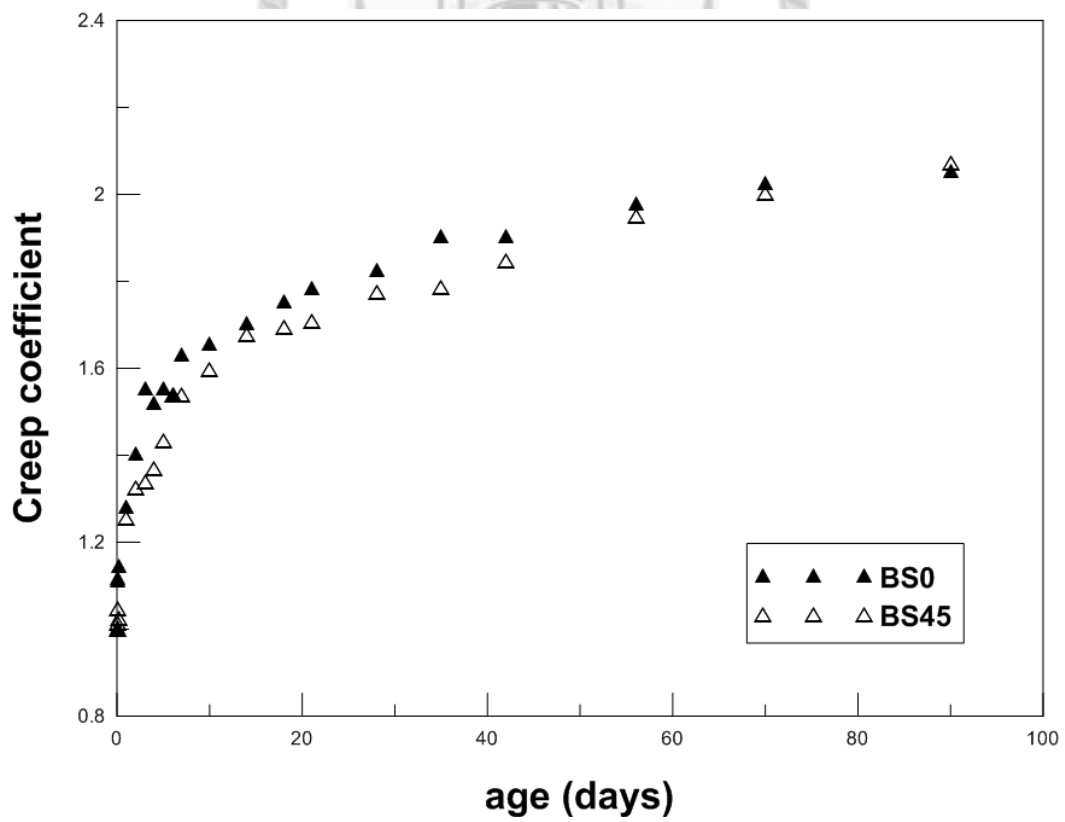


圖 4.49 潛變試驗結果比較圖(2)

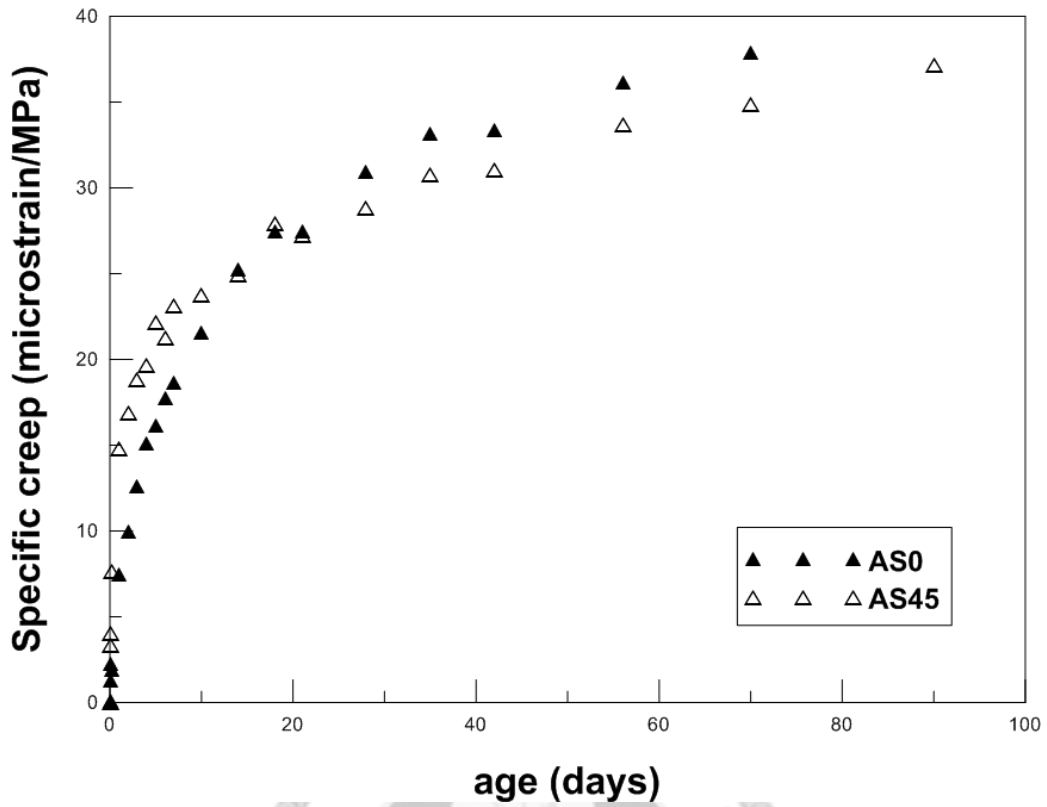


圖 4.50 潛變試驗結果比較圖(3)

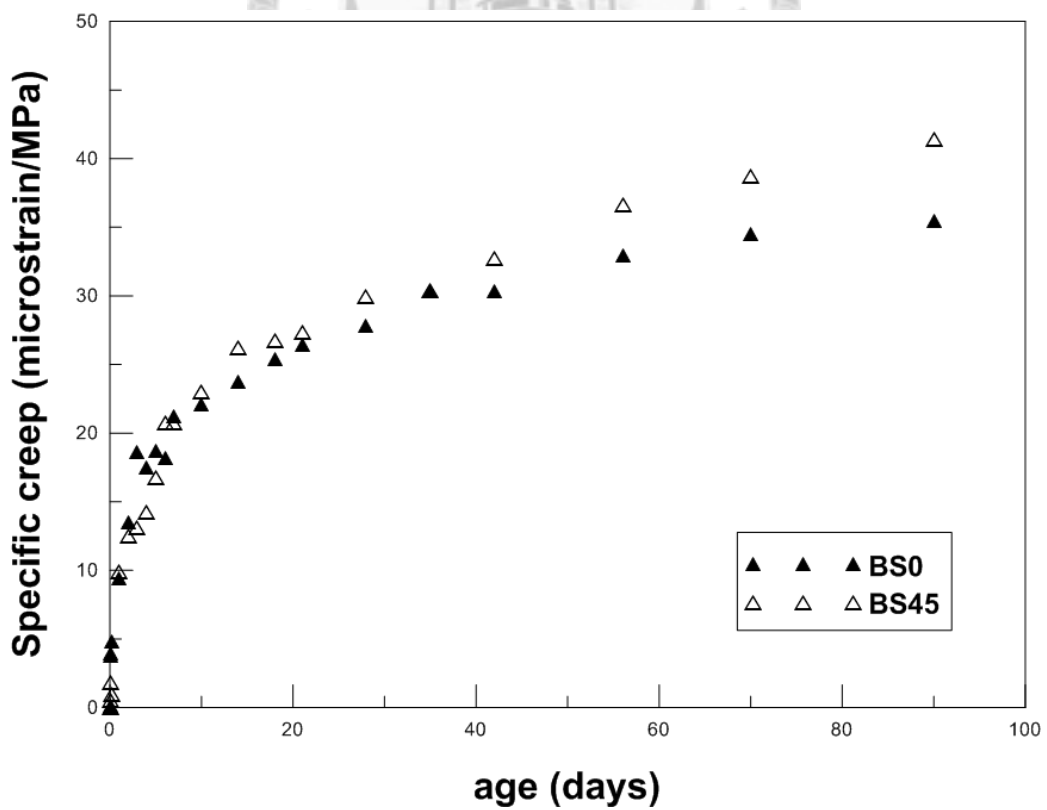


圖 4.51 潛變試驗結果比較圖(4)

4.5.4.2 粗骨材種類對潛變之影響

圖 4.52~4.55 顯示固定爐石取代率但改變骨材種類之情況下，各試驗對照組之潛變係數與比潛變，兩兩比較之結果。

在各潛變預測模式方面，同樣地亦無特定之與本研究變數相關之顯著趨勢。但由於使用 B 粗粒料之混凝土配比，其瞬時彈性變形明顯地比 A 者小之故，所以導致了 B 系列配比的潛變係數皆較大。

從試驗數據來看，B 系列配比的潛變係數皆較大，其原因也是瞬時彈性變形明顯地比 A 者小所致。但若我們考慮絕對潛變變形量的大小(比潛變)，便會發現骨材種類對比潛變的影響趨勢亦不顯著，使用軟弱粗粒料 A 者，其發展出之比潛變未必較大。且各比潛變兩兩對照組之數值大小其實亦相去不遠。

因此，在考慮量測與混凝土本身的變異之情況下，則本研究之試驗數據在骨材種類對照試驗部分，其數值差異皆不大，並無指出任何顯著之趨勢。

4.5.4.3 養護齡期對潛變之影響

圖 4.56~4.57 顯示 AS45 配比 7 與 14 天養護齡期試驗對照組之比較結果。

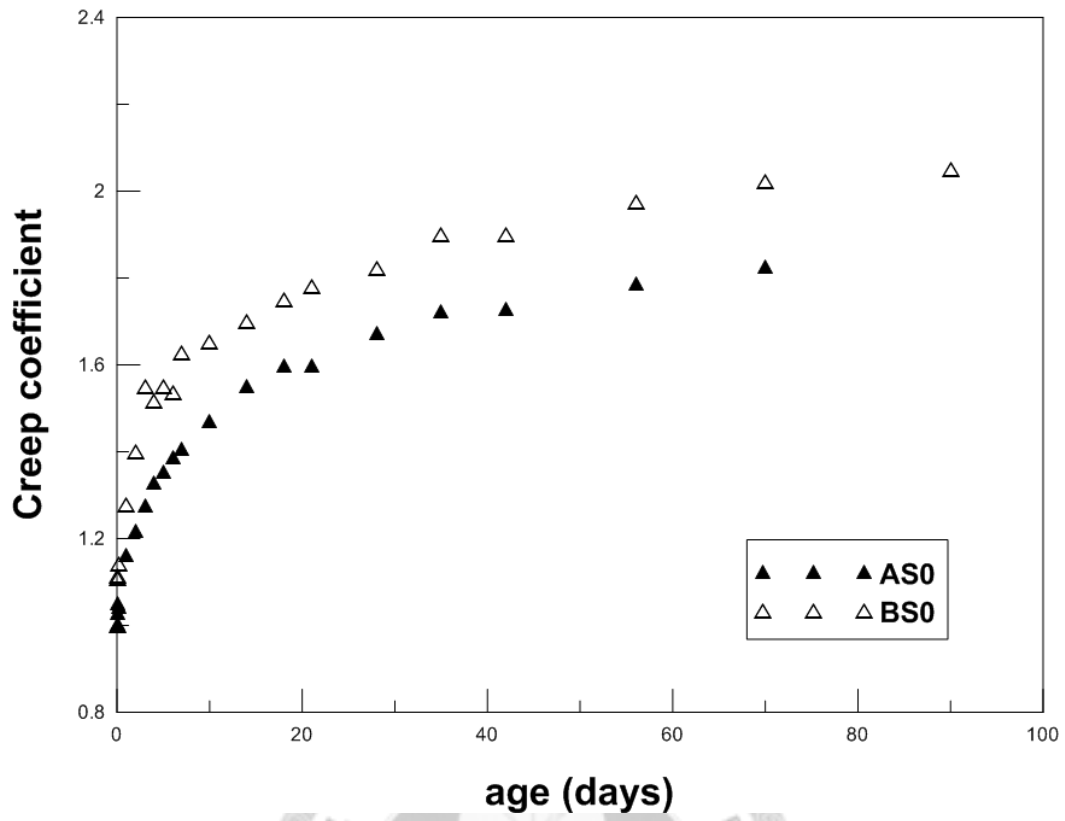


圖 4.52 潛變試驗結果比較圖(5)

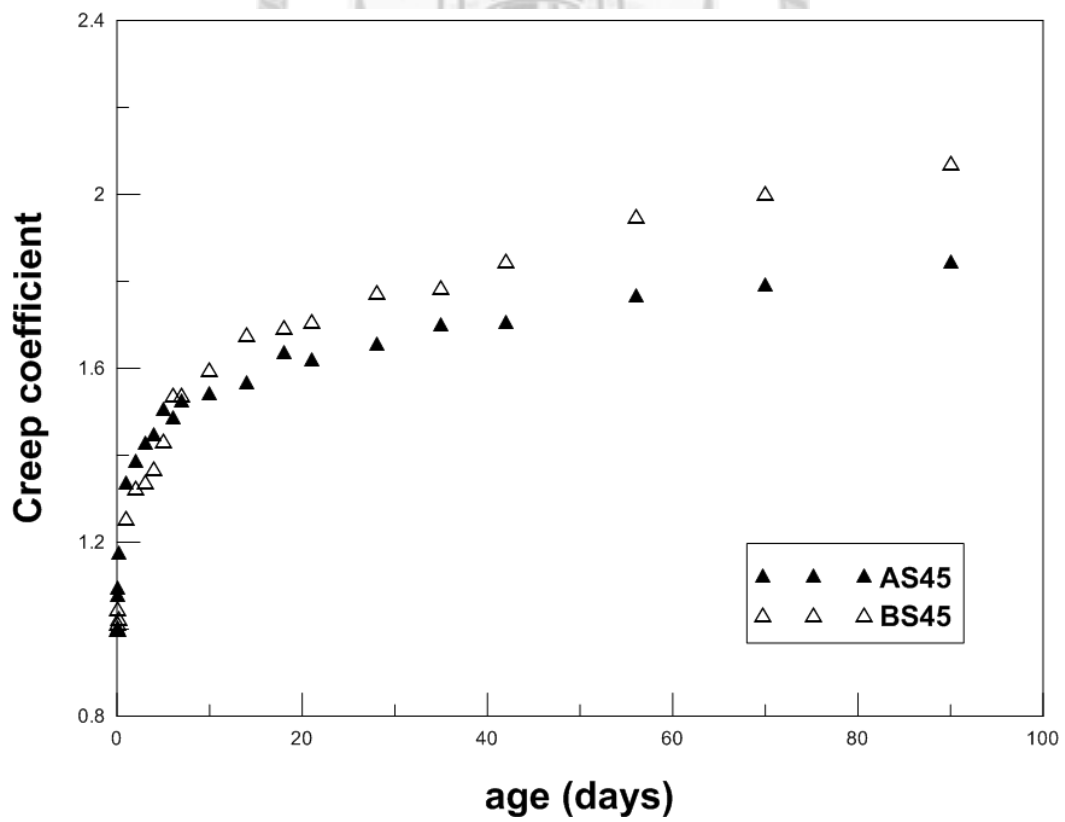


圖 4.53 潛變試驗結果比較圖(6)

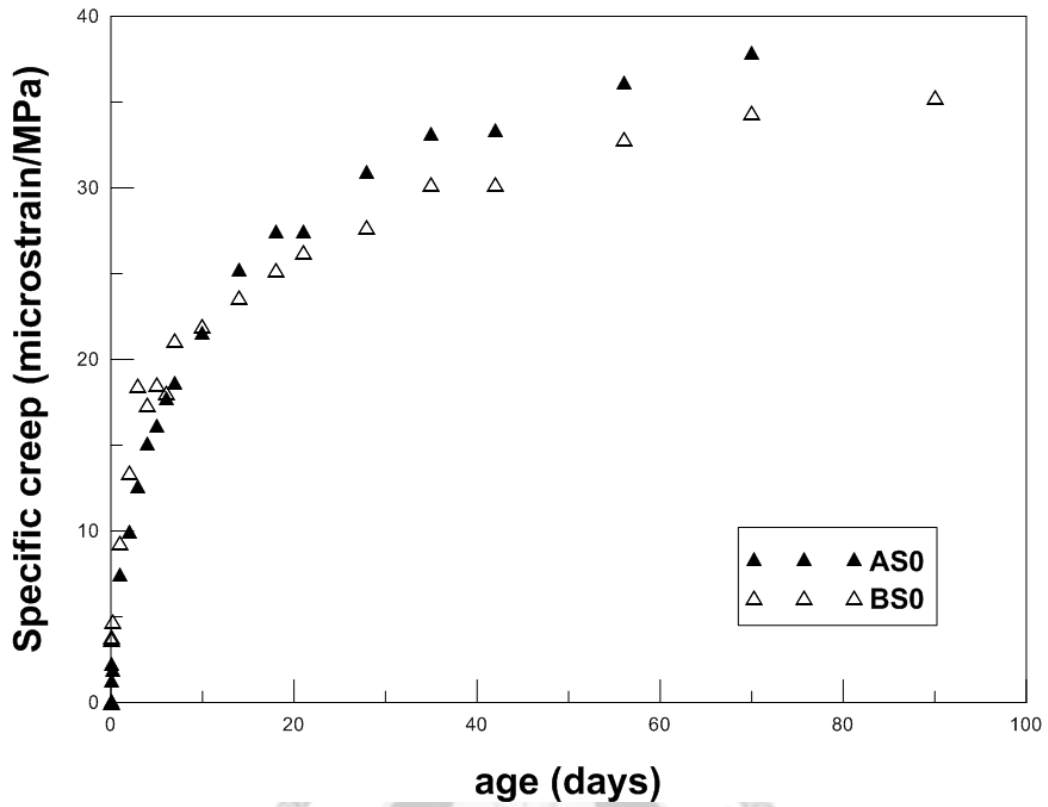


圖 4.54 潛變試驗結果比較圖(7)

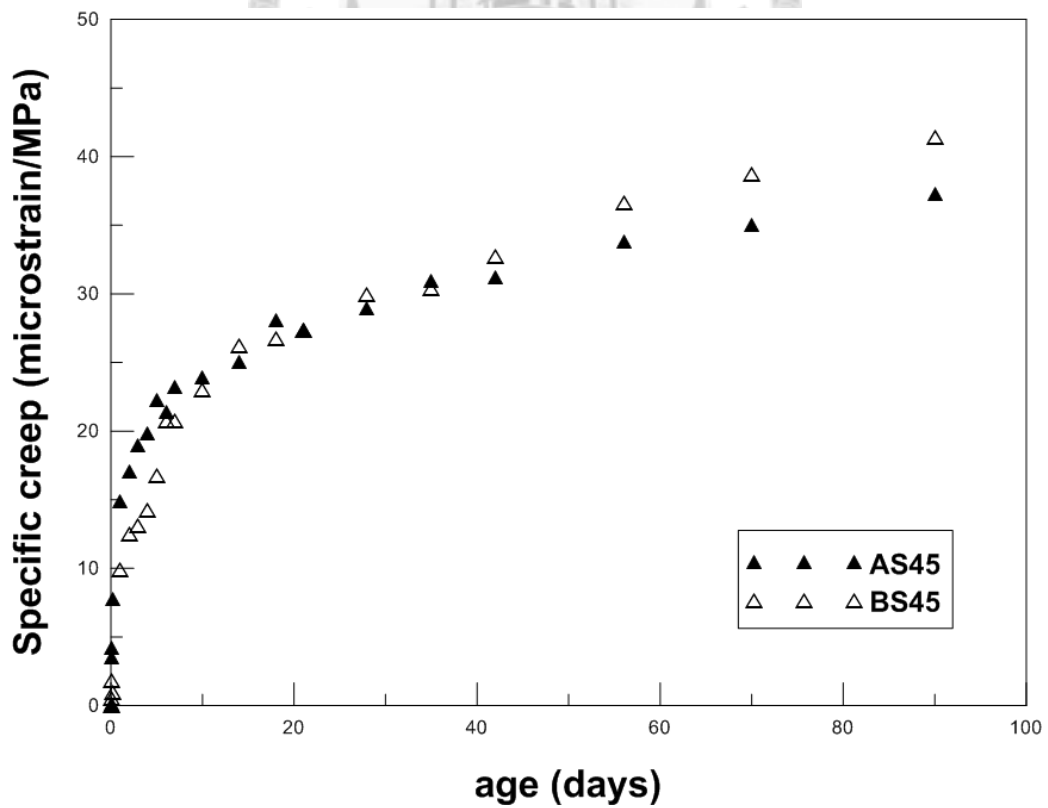


圖 4.55 潛變試驗結果比較圖(8)

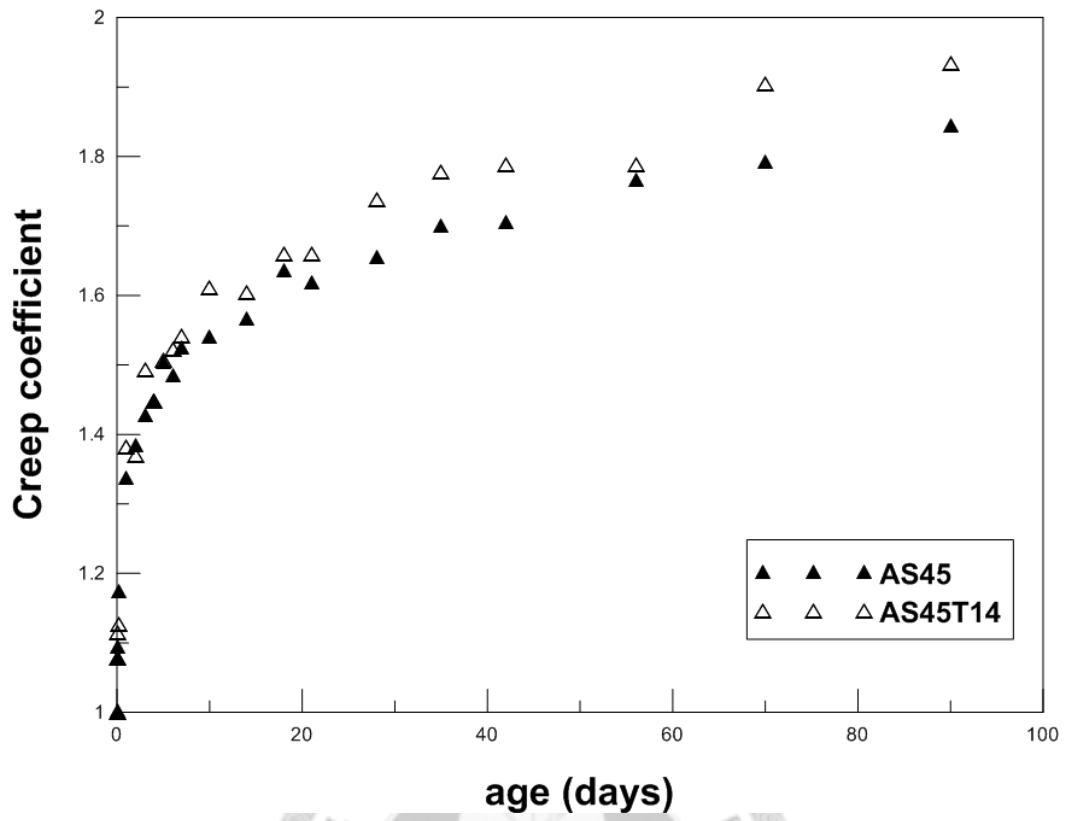


圖 4.56 潛變試驗結果比較圖(9)

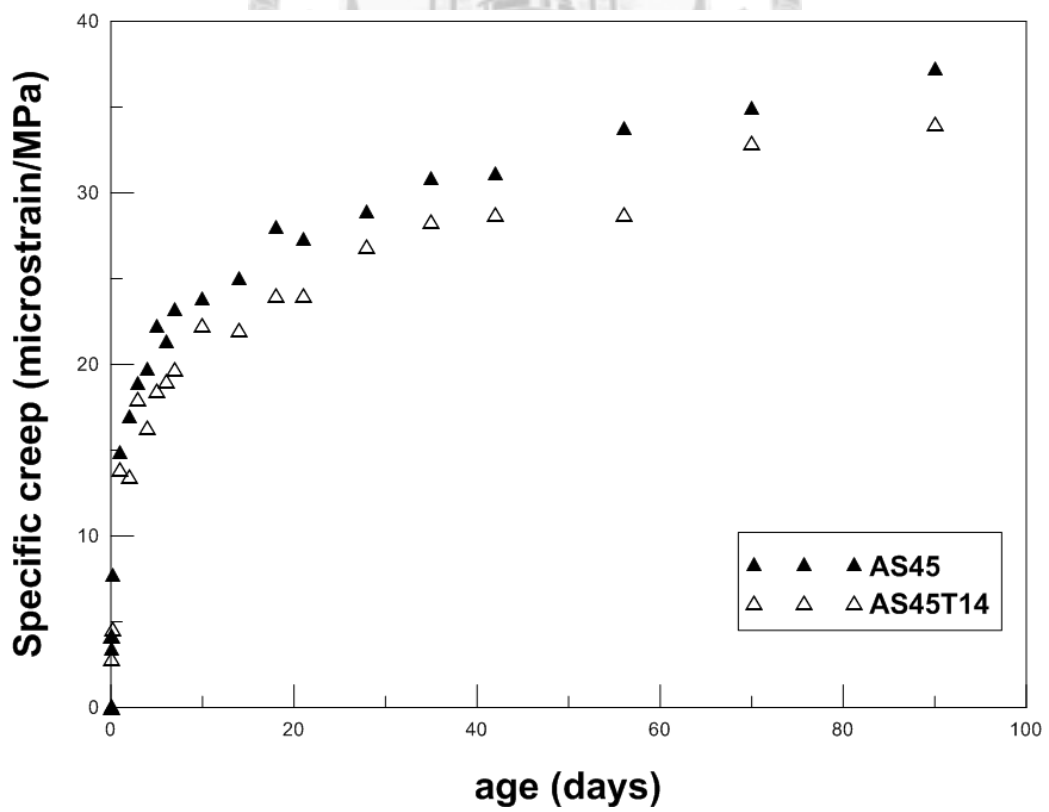


圖 4.57 潛變試驗結果比較圖(10)

根據本研究引用之各潛變預測模式，養護齡期較長之混凝土，其潛變量應較小。而在試驗結果方面，若單就潛變係數來看，則反而 14 天養護齡期之混凝土潛變係數較大。其原因也是瞬時彈性變形 14 天養護齡期者，明顯地比 7 天養護齡期者小所致。

但若我們考慮絕對潛變變形量的大小(比潛變)，便會發現 7 天養護齡期之混凝土，確實有較大之比潛變值。因此可知，養護齡期較長之混凝土，其潛變量應較小。

4.5.5 各混凝土配比乾縮試驗結果與預測模式之比較

在本節中，我們接著要對乾縮潛變之試驗值與預測模式計算值進行比較，並指出較為合適之預測模式，及建議合理之乾縮潛變係數。

表 4.18 為各預測模式之極限乾縮量整理，此即設計上所假設之乾縮係數。另外，本研究之體積穩定性試驗數據，則列於**表 4.19~4.23**中。

表 4.18 各預測模式之極限乾縮量(*microstrain*)

	AS0	AS45	BS0	BS45	AS45T14
AASHTO	647	733	705	739	617
B3 Model	443	441	450	437	441
CCL Model	907	964	702	666	964
CEB-FIP Model	442	447	462	403	447
GL2000	471	474	484	449	474

表 4.19 體積穩定性試驗數據(1)

AS0 ($t' = 7days$)				
t-t' (days)	乾燥收縮 (microstrain)	基本潛變 (microstrain/MPa)	總潛變 (microstrain/MPa)	乾燥潛變 (microstrain/MPa)
0.01	0	40.8	46.0	5.2
0.05	0	43.2	47.2	4.0
0.1	0	43.4	48.2	4.8
0.15	18	44.4	47.8	3.4
1	60	50.4	53.3	2.9
2	78	52.6	55.9	3.3
3	80	52.9	58.5	5.6
4	112	54.9	61.0	6.1
5	132	55.8	62.1	6.3
6	132	55.8	63.6	7.9
7	164	57.6	64.6	6.9
10	164	58.2	67.4	9.2
14	180	58.4	71.1	12.7
18	232	60.2	73.4	13.1
21	232	60.2	73.4	13.1
28	252	60.2	76.8	16.6
35	290	60.5	79.0	18.5
42	298	60.7	79.3	18.6
56	330	60.7	82.0	21.4
70	342	60.7	83.8	23.1
90				

表 4.20 體積穩定性試驗數據(2)

AS45 ($t' = 7days$)				
t-t' (days)	乾燥收縮 (microstrain)	基本潛變 (microstrain/MPa)	總潛變 (microstrain/MPa)	乾燥潛變 (microstrain/MPa)
0.01	0	35.1	44.1	9.1
0.05	0	37.3	47.5	10.2
0.1	0	37.6	48.2	10.6
0.15	4	40.6	51.7	11.1
1	60	45.8	58.9	13.1
2	98	48.3	61.0	12.7
3	120	50.5	62.9	12.5
4	148	50.6	63.8	13.2
5	160	50.6	66.3	15.7
6	212	51.8	65.4	13.6
7	212	51.8	67.2	15.4
10	264	52.3	67.9	15.6
14	290	52.3	69.1	16.8
18	294	52.3	72.1	19.8
21	306	52.3	71.4	19.1
28	350	52.3	73.0	20.7
35	350	52.3	74.9	22.6
42	350	52.3	75.2	22.9
56	390	52.3	77.8	25.5
70	426	52.3	79.0	26.7
90	442	52.3	81.3	29.0

表 4.21 體積穩定性試驗數據(3)

BS0 ($t' = 7days$)				
t-t' (days)	乾燥收縮 (microstrain)	基本潛變 (microstrain/MPa)	總潛變 (microstrain/MPa)	乾燥潛變 (microstrain/MPa)
0.01	0	33.1	33.6	0.5
0.05	0	33.4	37.3	3.9
0.1	0	33.5	37.4	3.9
0.15	0	33.6	38.4	4.7
1	38	39.9	43.0	3.0
2	46	41.6	47.0	5.4
3	60	44.1	52.1	8.0
4	74	44.1	51.0	6.9
5	84	44.8	52.2	7.4
6	90	44.8	51.7	6.9
7	120	47.4	54.7	7.3
10	134	47.4	55.6	8.2
14	168	47.5	57.2	9.7
18	224	48.3	58.9	10.6
21	224	48.3	59.9	11.6
28	224	48.3	61.3	13.0
35	270	49.0	63.9	14.9
42	270	49.0	63.9	14.9
56	312	49.0	66.5	17.5
70	344	49.0	68.0	19.1
90	344	49.0	68.9	20.0

表 4.22 體積穩定性試驗數據(4)

BS45 ($t' = 7days$)				
$t-t'$ (days)	乾燥收縮 (microstrain)	基本潛變 (microstrain/MPa)	總潛變 (microstrain/MPa)	乾燥潛變 (microstrain/MPa)
0.01	0	34.8	38.6	3.8
0.05	0	36.2	39.1	2.9
0.1	0	36.2	40.4	4.2
0.15	10	36.9	39.5	2.6
1	18	39.4	48.5	9.1
2	47	41.6	51.1	9.5
3	98	46.7	51.7	5.0
4	98	46.8	52.8	6.0
5	100	48.3	55.3	7.0
6	102	48.3	59.3	11.0
7	102	48.3	59.3	11.0
10	172	48.3	61.6	13.2
14	197	48.3	64.8	16.4
18	202	48.3	65.3	17.0
21	273	48.3	65.9	17.5
28	290	48.3	68.5	20.2
35	290	48.3	68.9	20.6
42	290	48.3	71.3	23.0
56	322	48.3	75.2	26.9
70	337	48.3	77.3	29.0
90	362	48.3	79.9	31.6

表 4.23 體積穩定性試驗數據(5)

AS45 ($t' = 14days$)				
t-t' (days)	乾燥收縮 (microstrain)	基本潛變 (microstrain/MPa)	總潛變 (microstrain/MPa)	乾燥潛變 (microstrain/MPa)
0.01	0	37.7	36.4	-1.2
0.05	0	38.1	39.3	1.2
0.1	0	38.3	40.6	2.3
0.15	3	38.3	41.0	2.7
1	12	39.8	50.3	10.5
2	70	41.6	49.9	8.4
3	103	47.0	54.4	7.4
4	152	47.0	52.8	5.8
5	167	47.5	54.9	7.4
6	185	48.9	55.5	6.6
7	200	48.9	56.1	7.3
10	230	48.9	58.7	9.9
14	233	48.9	58.4	9.6
18	307	49.3	60.5	11.2
21	307	49.3	60.5	11.2
28	322	49.3	63.3	14.0
35	343	49.3	64.8	15.5
42	387	49.3	65.2	15.9
56	387	49.3	65.2	15.9
70	398	49.3	69.4	20.1
90	433	49.3	70.4	21.2

圖 4.58~4.62 顯示出各組配比之乾縮試驗結果，分別與五個模式之預測結果比較之情況。若忽略掉部分跳動點，以長期整體之趨勢來看，其中 AS0、BS0、BS45 之試驗結果與 GL2000 之預測結果頗為接近。而 AS45T7、AS45T14 之試驗結果則與 AASHTO 之預測結果較為接近。

若綜合五組試驗數據與各預測模式之比較結果來看，CCL Model 之預測結果似過於保守，其預測之乾縮量明顯偏大太多；而 CEB-FIP Model 之預測結果則明顯偏小。B3 Model 與 GL2000 之預測結果頗為接近，適用 AS0、BS0、BS45 之試驗結果；AASHTO 之預測值為次大者，僅小於 CCL Model 之預測結果，適用於 AS45T7、AS45T14 之試驗結果，對其它試驗結果來說則偏大。

在進行預力混凝土設計時，需選取合理之極限乾縮應變量(乾縮係數)，以估算預力損失。若選用的乾縮係數太小，則會造成過大之預力損失，甚至造成預力結構崩塌；但也不可為保守起見而使用太大之乾縮係數，否則會在混凝土之受壓側引起張應力，並造成過大之上拱量。

由於混凝土之乾縮行為本就存在變異，因此設計使用之乾縮係數之選取，仍必須適度地放大，保持一定之安全餘裕，以避免過大的預力損失造成結構崩塌。因此根據上述之討論，可考慮採用 AASHTO 模式之建議值，來代表本研究混凝土配比之乾縮係數。

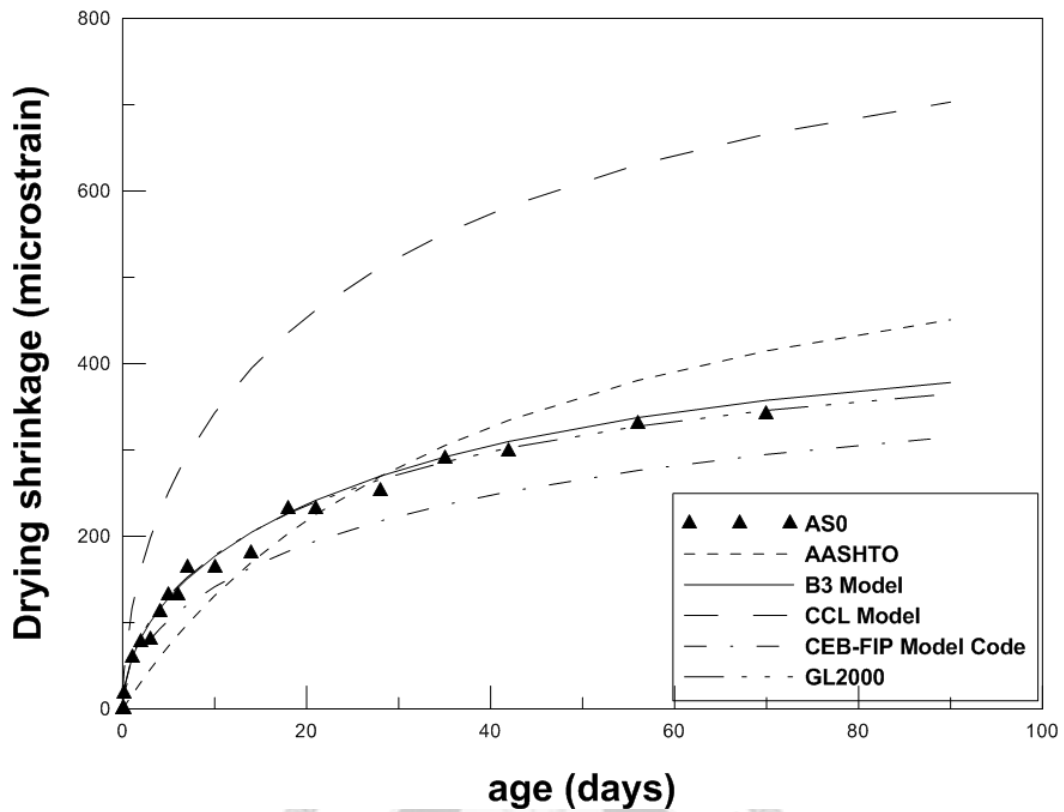


圖 4.58 乾縮試驗結果比較圖(6)

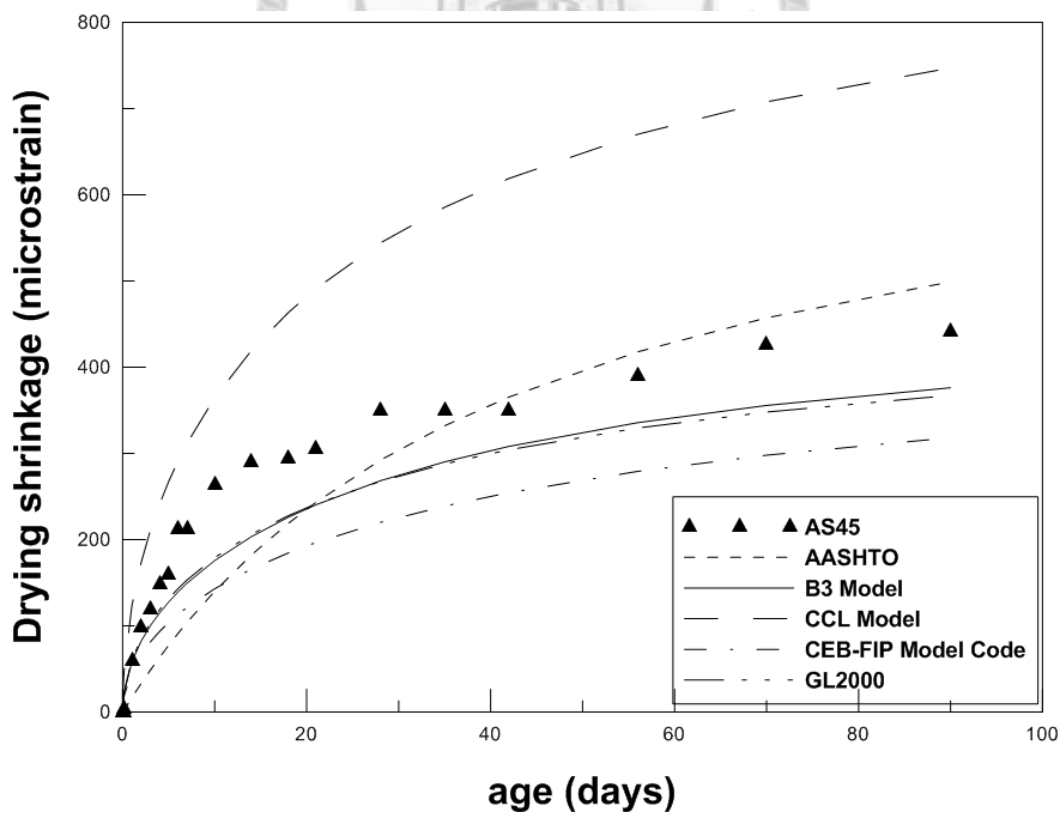


圖 4.59 乾縮試驗結果比較圖(7)

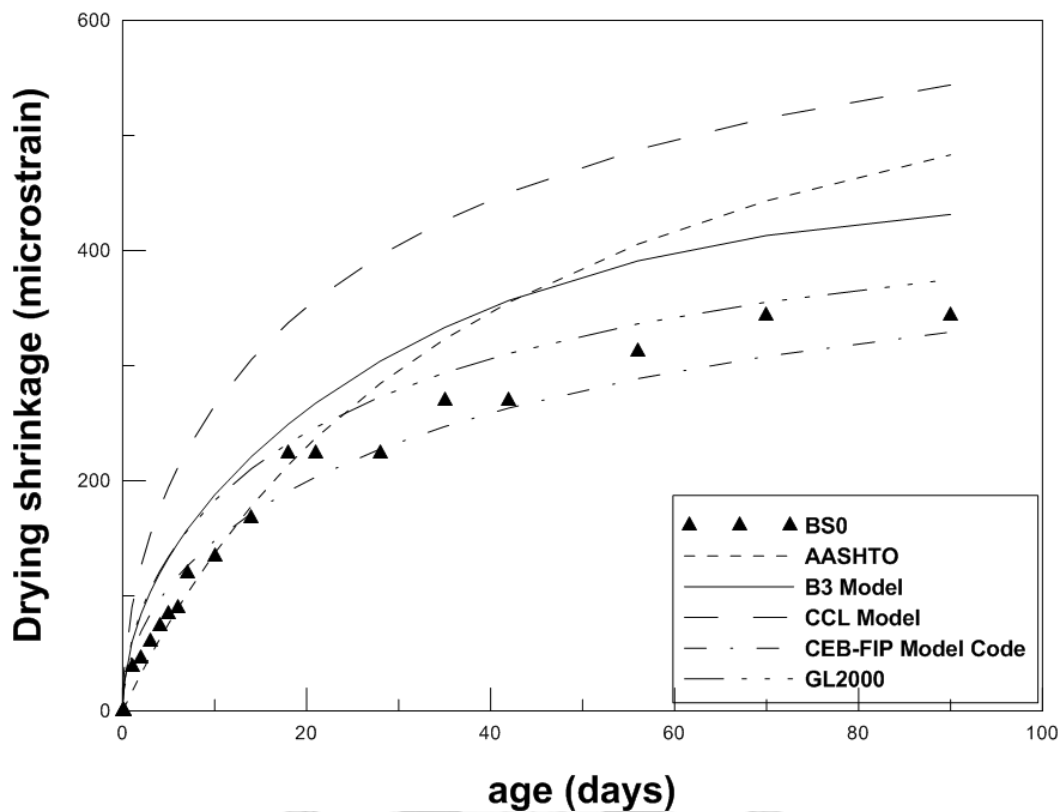


圖 4.60 乾縮試驗結果比較圖(8)

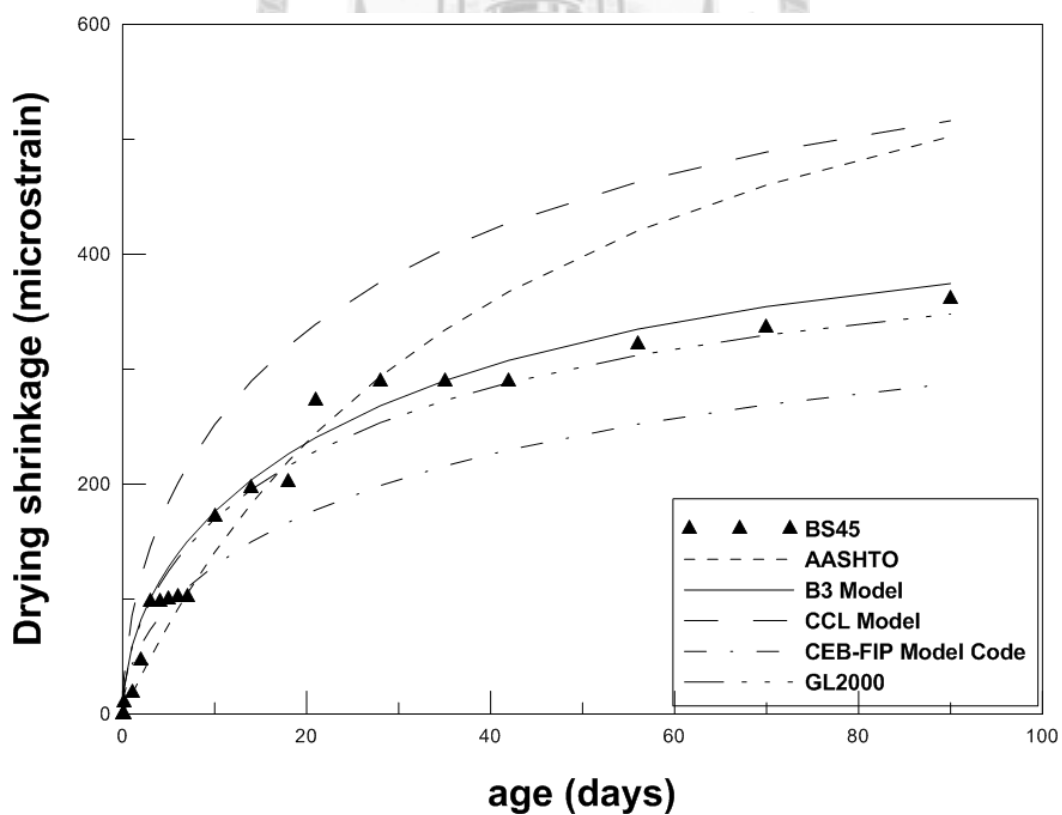


圖 4.61 乾縮試驗結果比較圖(9)

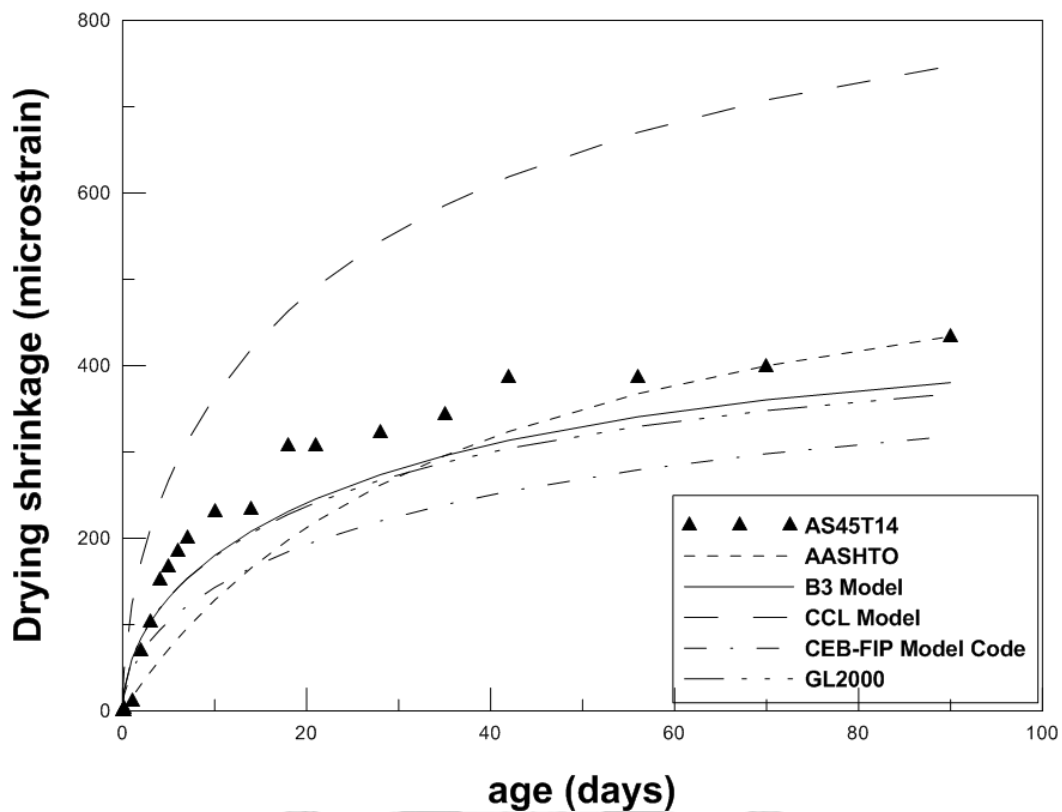


圖 4.62 乾縮試驗結果比較圖(10)

4.5.6 各混凝土配比潛變試驗結果與預測模式之比較

表 4.24 為各預測模式之極限潛變係數整理，圖 4.63~4.67 則顯示出各配比之潛變試驗結果，與五個模式預測結果比較之情況。

表 4.24 各預測模式之極限潛變係數

	AS0	AS45	BS0	BS45	AS45T14
AASHTO	2.98	3.20	3.40	3.26	2.62
B3 Model	3.92	3.87	4.07	4.23	4.06
CCL Model	4.30	4.24	4.47	4.61	4.51
CEB-FIP Model	3.46	3.43	3.77	3.36	3.40
GL2000	4.19	4.13	4.52	4.19	4.27

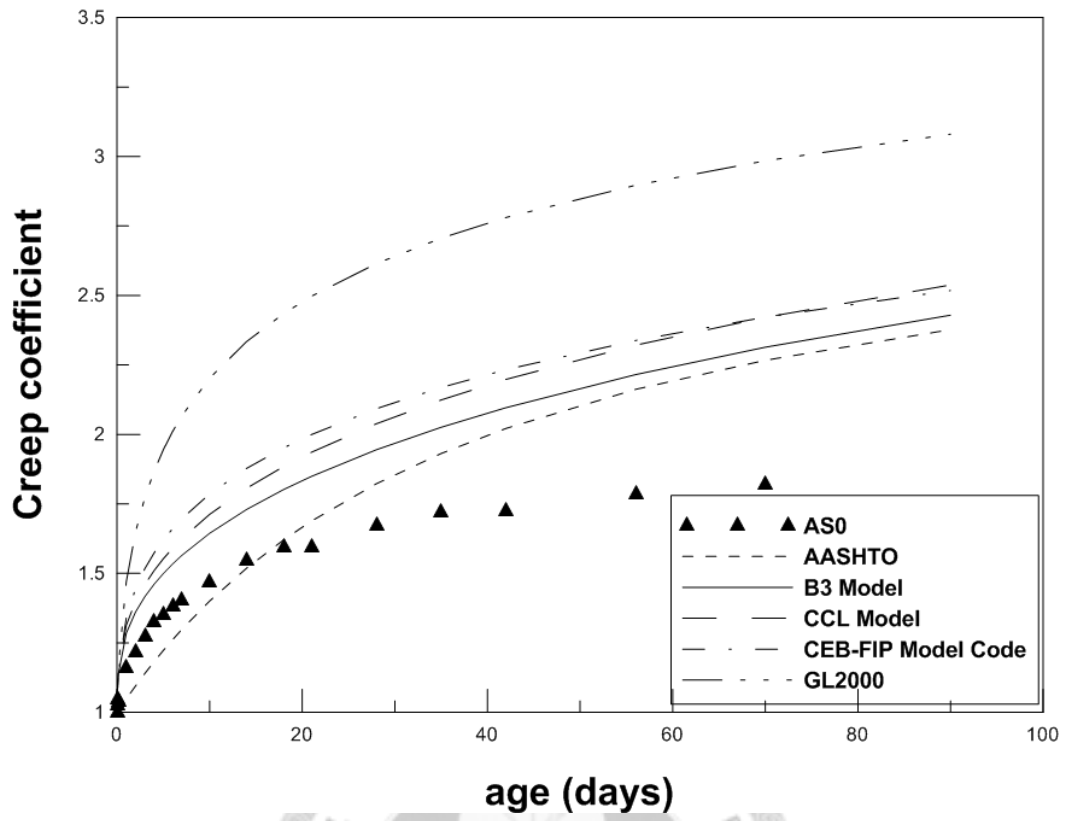


圖 4.63 潛變試驗結果比較圖(11)

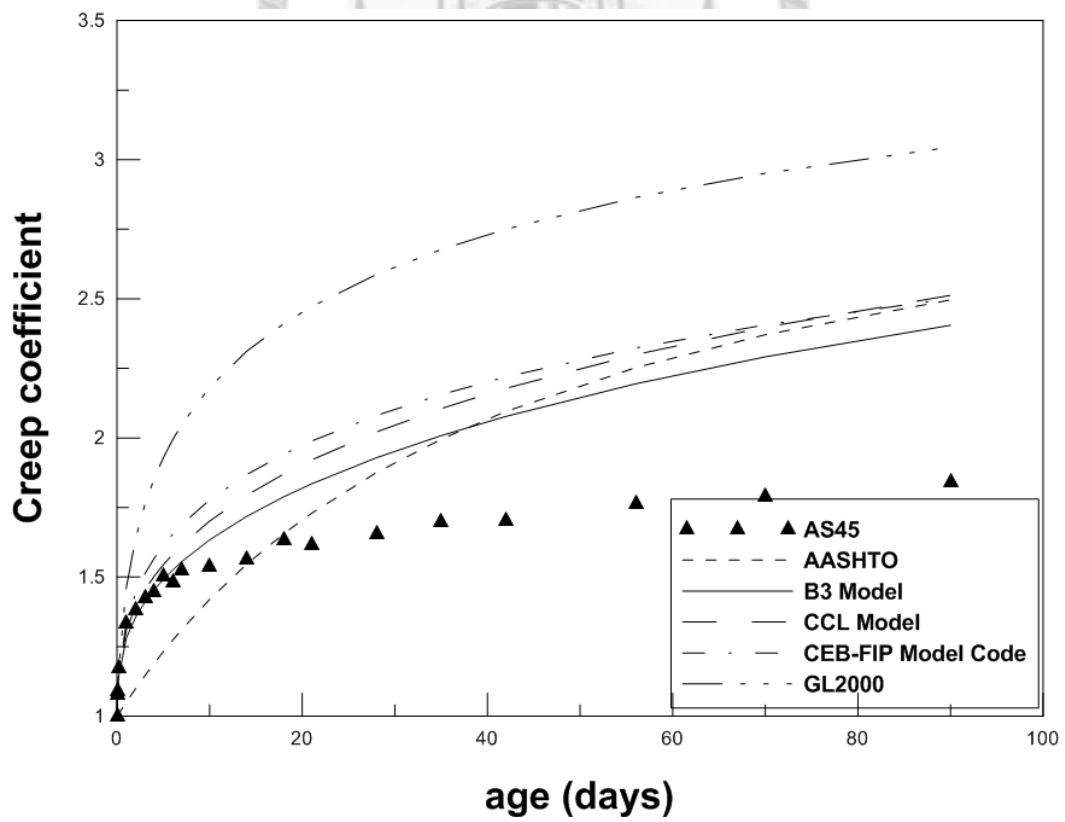


圖 4.64 潛變試驗結果比較圖(12)

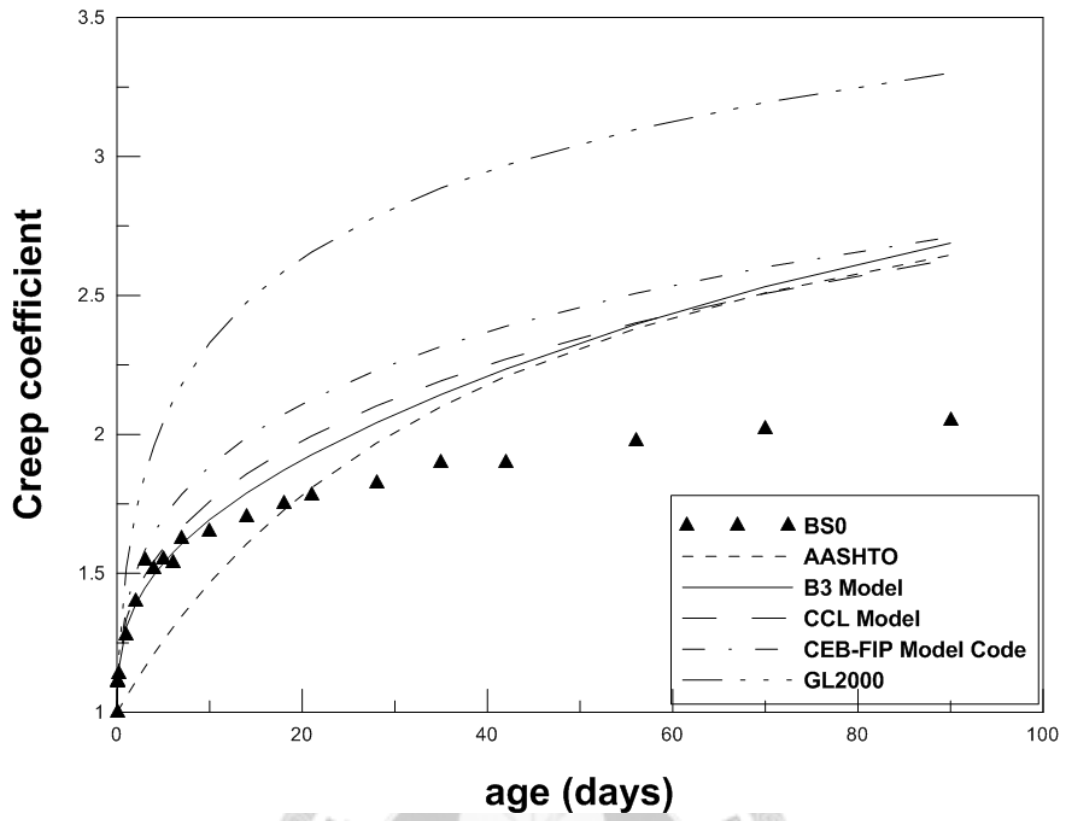


圖 4.65 潛變試驗結果比較圖(13)

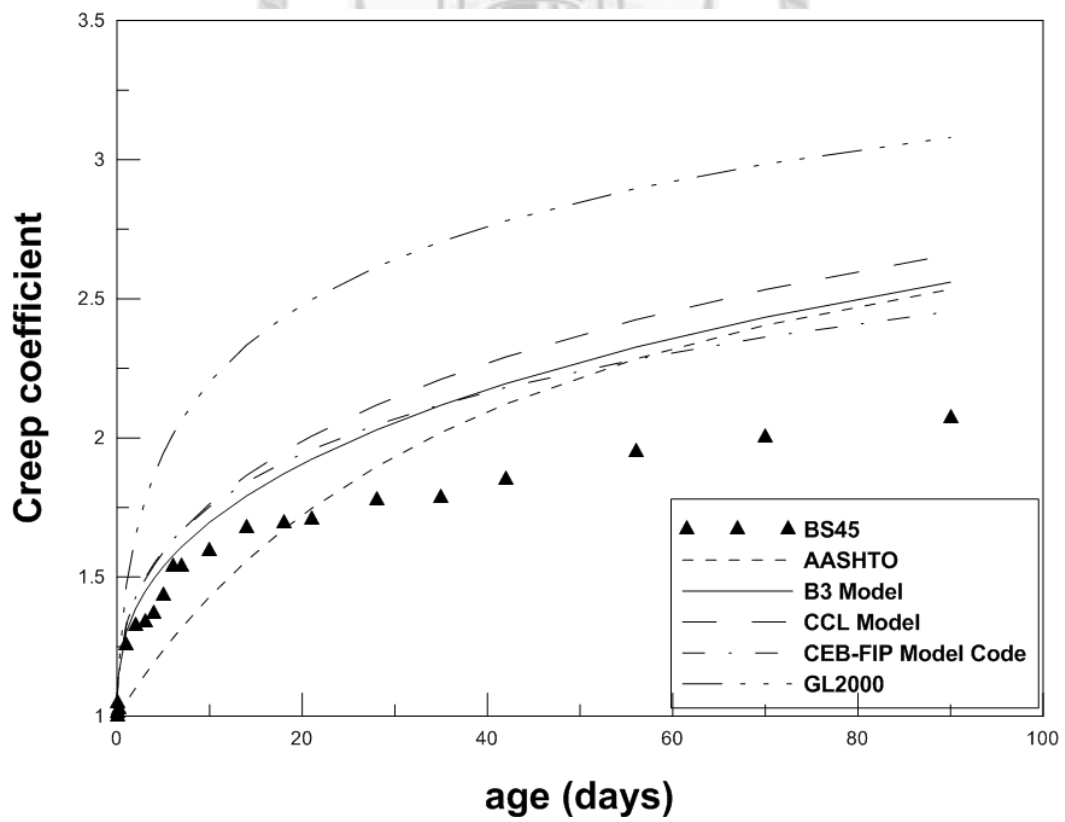


圖 4.66 潛變試驗結果比較圖(14)

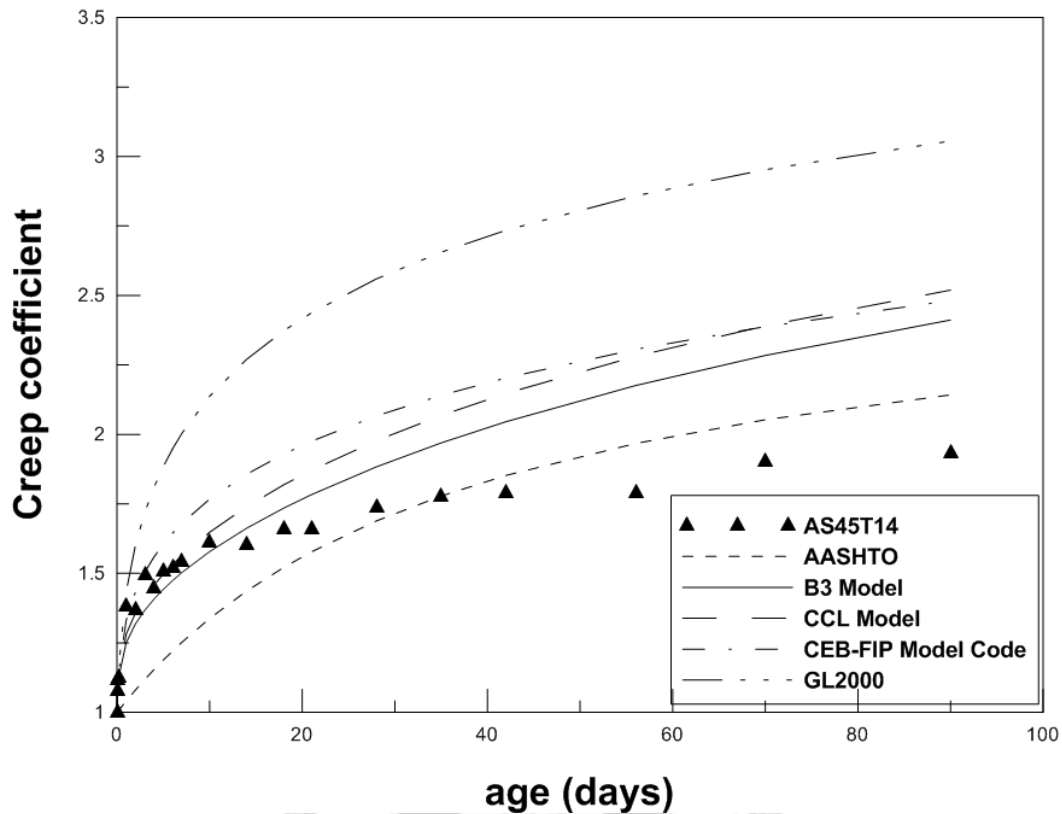


圖 4.67 潛變試驗結果比較圖(15)

根據本研究之潛變試驗結果，可以發現其早期之潛變行為較為劇烈，在3週內的試驗數據所形成之趨勢線，與規範之預測曲線頗接近，但隨齡期之逐漸加長，潛變之發展迅速趨緩。當齡期達90天時，各組試驗所測得之潛變係數皆相去不遠，約在2左右。

由各試驗結果與規範預測曲線之比較圖，可以發現各規範對潛變係數之預測似乎都比較保守，90天之潛變係數預測值即已顯著大於試驗結果。而在各模式中，AASHTO模式之預測結果皆為最小或次小者，與試驗結果最為接近。

因此若欲以既有模式之預測結果，來代表本研究之混凝土配比其潛變係數，則可考慮採用AASHTO模式。



第五章 結論與建議

5.1 結論

本研究之主要目標，是希望能應用既有之高流動化混凝土及 SCC 配比技術，來設計一可實際應用於跨海大橋之混凝土配比。該混凝土配比之材料選用，是按照國內金門大橋之現地施工所用材料，如此可使研究之結果更具實用意義。在實際所進行之試驗方面，分成四個部分，分別是骨材基本性質試驗、混凝土新拌性質、強度、及體積穩定性試驗。

由於國內之混凝土預拌廠，有實際使用大陸東南沿岸骨材之情況，且基於運輸成本考量，金門大橋亦使用了大陸東南沿岸骨材，故在本研究中，針對此等骨材進行基本性質檢驗，並進行探討。

而在所設計出之混凝土配比方面，主要以骨材種類與爐石取代率為變數，進行了六組混凝土配比之對照試驗，如此以探討此一混凝土配比，是否為合於應用在跨海大橋之混凝土配比。並且探討上述之二個試驗變數對混凝土配比，在新拌性質、強度、及體積穩定性等方面所造成之影響。以下分別就本研究試驗結果及本文第四章之探討，提出結論。

5.1.1 骨材性質

本研究之混凝土配比變數之一為骨材種類，共使用了 A、B 二種骨材，其產地皆在中國大陸東南沿岸。在粗粒料部分，A 為山石、B 為河石；細粒料部分，其來源皆為碎石砂。

有關細粒料部分，其各項性質較無顯著差異，比重、面乾內飽和吸水率、篩分析、含泥量試驗結果皆合於 CNS 規範。

粗粒料部分，山石之洛杉磯磨耗率甚大於河石；粗粒料粒形試驗部分，山石之各項粒形指標較河石差。而比重、面乾內飽和吸水率、篩分析、含泥量試驗結果，則二種粗粒料皆合於 CNS 規範。

故由岩脈直接開採之粗粒料，不若河石有沖刷磨耗之強弱篩選機制，因此較為軟弱，粒形亦較差。

5.1.2 混凝土配比與新拌性質

應用於橋樑上、下部結構之混凝土配比示於表 4.11。其中，上構為 HFC 配比，下構為 SCC 配比(二級充填能力)。

有關各混凝土配比之工作性，試驗結果顯示出 45%之爐石取代對工作性無顯著影響。骨材種類變數方面，由於粗粒料 A 含有過多的細長、扁平、扁長顆粒，導致含有此等粒料之混凝土(AS0、AS45、AP)流動時，這些粒形不佳之顆粒，便會在砂漿中互相卡鎖、堆積，阻礙

混凝土之流動，並顯著的降低其之通過鋼筋障礙能力。

含氣量部分，使用 A 骨材之混凝土有較大的含氣量，而所有混凝土配比之含氣量在 0.6~2.2(%)之間，皆無過高之虞。

單位重部分，各配比在 2340~2380(kg/m³)之間，屬常重混凝土之範圍。

混凝土之初終凝時間部分，試驗結果顯示，細骨材種類與爐石取代率(45%)對本研究之混凝土配比，其初終凝時間無顯著影響，而整體初終凝時間與一般混凝土比較，亦無偏慢。但下構配比之膠結料，由於添加了 10%的飛灰取代，故其凝結時間稍長。

5.1.3 抗壓強度與楊氏係數之發展

本研究之混凝土配比強度與 E 值試驗數據指出，相較於使用純水泥者，爐石之取代添加會降低混凝土之早期(14 天內)強度與 E 值，但 56 天齡期之後，有 45%爐石取代之混凝土，其抗壓強度有明顯超過使用純水泥者之趨勢(即有明顯之晚強效應)。而爐石取代對混凝土 E 值之最終值，則無顯著影響。

骨材種類對抗壓強度與 E 值發展之影響，主要結論有二:即較軟弱的粗粒料 A 所造成之粗粒料效應，與使用該骨材之混凝土其 E 值會較低。綜合 AS0、AS45、AP 之 56、90 天強度發展趨勢，並與相對應之 B 系列配比做比較，可以判定，在混凝土之抗壓強度發展至

600~700(kgf/cm²)區間時(約 56 天齡期),A 系列配比已有顯著之粗粒料效應發生。E 值方面,因受到粗粒料 B 較堅硬之影響,使得使用該粒料之混凝土,其 E 值明顯皆較大。而 90 天齡期時,相同取代率不同骨材之配比,其 E 值兩兩比較,大約呈現出 3:4 之比例,由此看出粗粒料之強弱,對混凝土最終 E 值之影響,是相當明顯的。

在 E 值與預測模式之比較方面,使用較堅硬粗粒料 B 之配比,其 E 值與 ACI363 預測模式相當符合,而 A 系列配比之 E 值則有偏低現象。另外由 E 對抗壓強度之方根值做迴歸分析,也可看出 A 系列配比之 E 值有整體偏低趨勢。

5.1.4 體積穩定性

各混凝土配比之乾縮試驗方面,在固定骨材種類下,爐石取代率 45%之混凝土配比,其乾縮量有比 0%取代率配比大之趨勢;而固定爐石取代率下,使用粗粒料 A 之混凝土配比,其乾縮量有比使用粗粒料 B 者大之趨勢。另外 AS45 配比,其 7 天養護齡期之乾縮量僅稍大於 14 天養護齡期者。

總潛變試驗結果指出,在固定骨材種類而改變爐石取代率之情況下,其潛變係數或比潛變有可能較大或較小,亦有頗為接近之情況,並無一定顯著之趨勢。而固定爐石取代率但改變骨材種類之情況下,由於使用粗粒料 B 之混凝土配比,其瞬時彈性變形明顯地比 A 者小,

所以導致了 B 系列配比的潛變係數皆較大。但若考慮絕對潛變變形量的大小(比潛變)，則骨材種類對比潛變的影響趨勢不顯著，各比潛變兩兩對照組之數值相去不遠。另外 AS45 配比，其 7 天養護齡期之總潛變量(比潛變)大於 14 天養護齡期者。

在乾縮量與預測模式之比較方面，若須兼顧安全性並施加恰當大小之預力量，可考慮採用 AASHTO 模式之建議值，來代表本研究混凝土配比之乾縮係數。潛變部分，各規範對潛變係數之預測似乎都比較保守，有偏大之情況。在各模式中，則以 AASHTO 模式之預測結果與試驗結果最為接近。

5.2 建議

1. RC 或預力構造用混凝土，其所用之粗粒料來自大陸東南沿岸者，則須注意其開採方式或來源，若為自岩脈直接開採者(山石)，即使其岩性為堅硬之火成岩(花崗石)，仍有可能為軟弱骨材。而若欲對其做檢驗，則洛杉磯磨耗率為方便且有效之判斷指標。
2. 本研究所提出之混凝土配比，為針對長距離之跨海預力混凝土橋所設計，而此一配比之主要工程性質均已在本研究中做過檢驗，其結果與施工規範比較皆屬合格者，可供此等橋樑工程施作之參考。
3. 對於 HFC 或 SCC 配比之設計，既有研究所考慮之各項變因中，對

粗粒料性質之研究或限制較少。文獻【87】對用於 SCC 之粗粒料粒徑級配有所限制，但對粒形好壞則無進一步之規定。而本研究之結果顯示，粗粒料粒形好壞對混凝土之流動性有所影響，而對鋼筋障礙穿越能力之影響尤其顯著。故建議進行 HFC 或 SCC 配比設計時，應對粗粒料粒形加以考量，而具體之指標則為細長、扁平、扁長率。若欲進一步建立上述指標，與混凝土各項工作性指標之初步量化關係，則需更多的研究與更大量之數據。

4. 以來自大陸東南沿岸之粗粒料(軟弱山石)所生產之混凝土，其 E 值有可能偏低，而不適用國內對混凝土 E 值之預測模式。若欲進行預測模式之折減修正，可行之辦法便是乘上一粗粒料折減係數，或另外使用一合適之迴歸預測式。而此一粗粒料折減係數之模式，應與所使用之粗粒料，其岩性、開採方式、洛杉磯磨耗率、或母岩鑽心試體相關試驗結果有關。欲對此一粗粒料折減係數，或迴歸預測式得到更可靠之量化結論，則需更多的研究與更大量之數據。
5. 混凝土體積穩定性試驗所得之結果，其乾縮量與 AASHTO 模式所建議者較接近，而潛變係數則較規範建議者小。針對本研究之混凝土配比，則建議參考 AASHTO 模式所預測者為佳。

參考文獻

- 【1】 ACI Committee 211.1 “Standard Practice for Selecting Proportions for Normal, Heavyweight, and Mass Concrete” 2002.
- 【2】 ASTM C1707, Standard Specification for Pozzolanic Hydraulic Lime for Structural Purposes, 2011.
- 【3】 Bickley, John A., and Fung, Rico, “Optimizing the Economics of High-Performance Concrete, A Concrete Canada and Canadian Cement Industry Joint Research Project” , Cement Association of Canada, Ottawa, Ontario, pp. 21, 2001.
- 【4】 李銘智, 「流動化混凝土配比演繹及澆置振動特性之研究」, 博士論文, 國立台灣大學土木工程研究所, pp. 2, 2010.
- 【5】 詹穎雯, 「自充填混凝土簡介與相關規範」, 自充填混凝土產製與施工, 台灣營建研究院, pp. 43-57, 2000.
- 【6】 日本土木學會, 「高流動混凝土施工指南」, 平成10年7月20日出版。
- 【7】 柴希文、謝明宏, 「自充填混凝土配比設計與施工」, 自充填混凝土產製與施工, 台灣營建研究院, pp. 31-41, 2000。
- 【8】 日本建築學會, 「高流動混凝土材料、調合、製造、施工指針同解說」, 1997年4月。
- 【9】 日本預拌混凝土工會, 「高流動(自己充填)混凝土製造手冊」, 平成10年7月。
- 【10】 PCA, “Survey of Mineral Admixtures and Blended Cements in Ready Mixed Concrete” , Portland Cement Association, pp. 16, 2000.
- 【11】 ASTM C618-08a, Standard Specification for Coal Fly Ash and Raw or Calcined Natural Pozzolan for Use in Concrete, 2008.
- 【12】 H. Uchikawa, S. Hanehara, D. Sawaki, “The role of steric repulsive forces in paste prepared with organic admixture” , Cement Concrete Research, Vol. 27, pp. 37-50, 1997.
- 【13】 中國鋼鐵公司, 「爐石利用推廣手冊」, 2003.
- 【14】 行政院公共工程委員會, 「公共工程高爐石混凝土使用手冊」, 2001年4月。
- 【15】 洪文方, 「普通水泥中添加高爐熟料之影響」, 國立台灣工業技術學院碩士論文, 民國七十四年。
- 【16】 Malhotra, V. M., Pozzolanic and Cementitious materials, Gordon and Breach Publishers, Amsterdam, pp. 208, 1996.
- 【17】 PCA, “Survey of Mineral Admixtures and Blended Cements in Ready Mixed Concrete” , Portland Cement Association, pp. 16, 2000.

- 【18】日本土木學會，「高爐石粉末應用於混凝土施工指針」，平成8年。
- 【19】Mehta, P. K. , “Pozzolanic and Cementitious by Products as Mineral Admixtures for Concrete—A Critical Review,” ACI SP-79, PP. 1-46, 1983.
- 【20】陳清泉、陳振川，「爐石為水泥熟料與添加料對混凝土特性影響之文獻及國外現況調查研究」，台灣營建研究中心報告，民國七十六年。
- 【21】陳慶宏(許貫中指導)，「強塑劑於高性能混凝土之效能評估」，碩士論文，國立台灣師範大學化學系，民國89年。
- 【22】林建宏(詹穎雯指導)，「爐石混凝土水中磨耗性質研究」，碩士論文，國立台灣大學土木工程研究所，民國九十三年。
- 【23】ACI Committee 233, “Ground Granulated Blast-Furnace Slag as a Cementitious Constituent in Concrete,” American Concrete Institute, Detroit, 1996.
- 【24】Lim, S. N., and T. H. Wee, “Autogenous Shrinkage of Ground-Granulated Blast-Furnace Slag Concrete,” ACI Materials Journal, V. 97, No. 5, PP. 587-593, Sept. -Oct. 2000.
- 【25】Wang, L., P. Tian, and Y. Yao, “Application of Ground Granulated Blast Furnace Slag in High Performance Concrete in China” International Workshop on Sustainable Development and Concrete Technology, 2004.
- 【26】Naomitsu, T. , and K. Koshiro, “Granularity and Surface Structure of Ground Granulated Blast-Furnace Slags,” J. Am. Ceram. Soc. , 82 [8] 2188 - 92 , 1999.
- 【27】David, N. R. , “Strength and Durability of a 70% Ground Granulated Blast Furnace Slag Concrete Mix,” Missouri Department of Transportation Organizational Results, February, 2006.
- 【28】Babu, K. G. , and V. S. R. Kumar, “Efficiency of GGBS in Concrete,” Cement and Concrete Research, PP. 1031-1036, 2000.
- 【29】Hogan, F. J. , and J. W. Meusel, “Evaluation for Durability and Strength Development of a Ground Granulated Blast-Furnace Slag,” Cement Concrete and Aggregates, Vol. 3, No. 1, PP. 40-52, 1981.
- 【30】詹穎雯，「飛灰爐石混凝土之原理、性質與應用」，飛灰爐石於混凝土工程之合理運用研討會論文集，台灣營建研究院，PP. 1-16，民國八十八年五月。
- 【31】林宜楷(詹穎雯指導)，「高強度高細度爐石粉混凝土潛變與乾縮行為之研究」，碩士論文，國立台灣大學土木工程研究所，June 2010。
- 【32】詹穎雯，「環境溫、濕度對含高爐石、飛灰與普通波特蘭水泥混凝土強度之影響與變形之研究」，碩士論文，國立台灣大學土木工程研究所，民國

七十七年六月。

- 【33】許貫中、陳慶宏，「化學摻料發展與應用」，混凝土施工自動化，台灣營建研究院，1998。
- 【34】CNS 12283，「混凝土用化學摻料」，2001。
- 【35】ACI Committee 212，“Chemical Admixtures for Concrete (ACI 212.3 R-91)” ，pp. 31, 1991.
- 【36】M. R. Rixom and N. P. Mailvaganam, “Chemical Admixtures for Concrete” , London New York, 1986.
- 【37】V. S. Ramachandran, V. M. Malhotra, C. Jolicoeur, and N. Spiratos, “Superplasticizers : properties and application in concrete” , CANMET, pp. 49-50, 1998.
- 【38】M. Collepardi, “Admixtures Use to Enhance Placing Characteristics of Concrete” , Cement Concrete Composites, Vol. 20, pp. 103-112, 1998.
- 【39】P. K. Mehta, “Concrete structure , Material and Properties” , Prentice-Hall, New Jersey, 1993.
- 【40】蘇南、李偉卿，「強塑劑經磁場處理對混凝土工作性之影響」，強塑劑於混凝土應用，台灣營建研究院叢書，民國 90 年。
- 【41】郭文田(李釗指導)，「添加強塑劑對水泥材料水化及早期行為之影響」，國立中央大學土木研究所博士論文，民國 89 年。
- 【42】Bouzoubaa, N., and Lachemi, M., “Self-compacting concrete incorporating high volumes of class F fly ash. Preliminary results” , Vol. 31, Cement and Concrete Research, Pergamon-Elsevier Science, Oxford, pp 413-420, 2001.
- 【43】Lim, G. G., Gong, S. S., Kim, D. S., Lee, B. J., and Rhb, J. S., “Slump Loss Control of Cement Paste by Adding polycarboxylic Type Slump-Releasing Dispersant” , Cement Concrete Research, Vol. 29, pp. 197-203, 2000.
- 【44】S. Chandra, J. Björnström, “Influence of superplasticizer type and dosage on the slump loss of Portland cement mortars--Part II” , Cement Concrete Research, Vol. 32, pp. 1613-1619, 2002.
- 【45】J. Davies, J. G. P. Binner, “The role of ammonium polyacrylate in dispersing concentrated alumina suspensions” , J. Eur. Ceram. Soc., Vol. 20, pp. 1539-1553, 2000.
- 【46】黃兆龍、洪盟峰，「高性能混凝土」，營建知訊，129 期，PP. 5-17，民國八十二年。
- 【47】Beshrb, H. , A. A. Almusallama, and M. Maslehuddinb, “Effect of coarse aggregate quality on the mechanical properties of high strength concrete,” Construction and Building Materials, PP.

- 97-103, 2003.
- 【48】 BS 812-103, Testing aggregates Method for determination of particle size distribution Sieve tests, 1985.
- 【49】 Amirkhani, et. al., "The Effect of Igneous Aggregate Source with Various Los Angeles Abrasion Test Values on the Strength of Concrete Mixtures," Cement Concrete and Aggregates, CCAGDP. , Vol. 14, No. 2, PP. 86-92, 1992.
- 【50】 內政部建築研究籌備處,「高強度混凝土設計及施工準則初步研究」,PP. 8 , 民國七十九年。
- 【51】 ACI Committee 209, "Prediction of Creep, Shrinkage and Temperature Effects in Concrete Structures," ACI, Detroit, PP. 98, 1978.
- 【52】 Neville, A. M., "Properties of Concrete," Pitman, London, PP. 374, 1981.
- 【53】 陳振川、高健章、詹穎雯、湯豐銘,「不同環境溫濕度對高爐水泥與波特蘭水泥混凝土之強度影響與變形研究」,研究報告,財團法人台灣營建研究院,中華民國七十六年。
- 【54】 Neville, A. M. , W. H. Dilger, J. J. Brooks, "Creep of Plain and Structural Concrete" , Longman Inc., New York, 1983.
- 【55】 Bazant, Z. P. , and Chern, J. C. , "Stress-Induced Thermal and Shrinkage Strains in Concrete", Journal of Engrg. Mech. Div. , ASCE, Vol. 113, No. 10, PP. 1493-1511, 1987.
- 【56】 Neville, A. M. , "Properties of Concrete" , The Pitman Press, 1981.
- 【57】 Roper, H. R. , " The Influence of Cement Composition and Fineness on Concrete Shrinkage, Tensile Creep and Cracking Tendency," First Australian Conference on Engineering Materials, University of New South Wales, Australia, 1974.
- 【58】 CEB-FIP Model Code 1990, Final Draft, CEB Bulletin d' Information, No. 203, PP. 2. 27-2. 38, PP. 2. 43-2. 49, 1991.
- 【59】 Gardner N. J. , and J. W. , Zhao, "Proposed Code Provisions for Shrinkage and Creep," Canadian Concrete Conference, 1993.
- 【60】 Bazant, Z. P. , and S. , Baweja "Justification and Refinements of Model B3 for Concrete Creep and Shrinkage-2. Updating and Theoretical Basis," Materials and Structures, Vol. 28, PP. 488-495, 1995.
- 【61】 Bazant, Z. P., and S., Baweja, "Justification and Refinements of Model B3 for Concrete Creep and Shrinkage-1. Statistics and Sensitivity," Materials and Structures, Vol. 28, PP. 415-430, 1995.
- 【62】 Bazant, Z. P. "Creep and Shrinkage Prediction Model for Analysis

- and Design of Concrete Structures-Model B3,” Materials and Structures, Vol. 28, PP. 357-365, 1995.
- 【63】 American Association of State Highway and Transportation Officials (AASHTO.), “AASHTO LRFD Bridge Design Specifications. 3rd ed.”, 2004.
- 【64】 陸景文, 「台灣地區混凝土橋梁溫度、彈性應變、潛變及乾縮特性之整合研究」, 博士論文, 國立台灣大學土木工程研究所, 民國九十年七月。
- 【65】 CNS12891 混凝土配比設計準則。
- 【66】 楊傑漢(詹穎雯指導), 「高流動化混凝土配比設計」, 碩士論文, 國立台灣大學土木工程研究所, 2009。
- 【67】 CNS487 細粒料比重及吸水率試驗法。
- 【68】 CNS488 粗粒料比重及吸水率試驗法。
- 【69】 CNS486 粗細粒料篩析法。
- 【70】 CNS491 含泥量試驗法。
- 【71】 CNS490 洛杉磯磨損試驗法。
- 【72】 CNS15171 粗粒料中扁平、細長或扁長顆粒含量試驗法。
- 【73】 CNS1230 試驗室混凝土試體製作及養護法。
- 【74】 CNS1176 混凝土坍度試驗法。
- 【75】 CNS14842 高流動性混凝土坍流度試驗法。
- 【76】 CNS14841 自充填混凝土流下性試驗法。
- 【77】 CNS14840 自充填混凝土障礙通過性試驗法。
- 【78】 CNS1163 粒料容積密度與空隙率試驗法。
- 【79】 CNS9661 新拌混凝土空氣含量試驗法。
- 【80】 CNS11151 混凝土單位重、拌合體積及含氣量試驗法。
- 【81】 CNS14220 混凝土凝結時間試驗法。
- 【82】 CNS1232 混凝土圓柱試體抗壓強度檢驗法。
- 【83】 ASTM_C469-94, Standard Test Method for Static Modulus of Elasticity and Poisson's Ratio of Concrete in Compression, 1994.
- 【84】 CNS14603 硬固水泥砂漿及混凝土長度變化試驗法。
- 【85】 ASTM_C512-87, Standard Test Method for Creep of Concrete in Compression, 1994.
- 【86】 CNS1240 混凝土粒料。
- 【87】 《施工技術規範》第 03315 章, 自充填混凝土。
- 【88】 陳育聖(詹穎雯指導), 「自充填混凝土之工程性質」, 碩士論文, 國立台灣大學土木工程研究所, 2000。