

論文 / 著書情報  
Article / Book Information

題目(和文)	高強度軽量骨材コンクリートの収縮機構ならびに混和材料と合成短繊維の併用による高強度軽量RCはりのせん断強度改善
Title(English)	Shrinkage mechanism of high-strength lightweight aggregate concrete, and improvement of shear strength of high-strength lightweight RC beams by a combination of admixtures and synthetic short fiber
著者(和文)	河野克哉
Author(English)	Katsuya Kono
出典(和文)	学位:博士(工学), 学位授与機関:東京工業大学, 報告番号:乙第4024号, 授与年月日:2010年4月30日, 学位の種別:論文博士, 審査員:二羽 淳一郎
Citation(English)	Degree:Doctor (Engineering), Conferring organization: Tokyo Institute of Technology, Report number:乙第4024号, Conferred date:2010/4/30, Degree Type:Thesis doctor, Examiner:
学位種別(和文)	博士論文
Type(English)	Doctoral Thesis

東京工業大学博士論文

高強度軽量骨材コンクリートの収縮機構  
ならびに混和材料と合成短繊維の併用による  
高強度軽量 RC はりのせん断強度改善

2010 年 4 月

河野克哉

## ABSTRACT

### **Shrinkage Mechanism of High-strength Lightweight Aggregate Concrete, and Improvement of Shear Strength of High-strength Lightweight RC Beams by A Combination of Admixtures and Synthetic Short Fiber**

by  
Katsuya KONO

Recently, new types of artificial lightweight aggregates with high-strength have been developed. Most of them are pelletized and coated lightweight aggregates made from finely ground mineral powder. Due to their surfaces are perfectly coated and interior consists of closed micro-cells, low water absorption in using these aggregates can be expected.

With application of these high-performance lightweight aggregates, structural concrete with high-workability, high-strength and high-durability can be produced. Due to this type of concrete has a low water-cement ratio, increase in autogenous shrinkage of this concrete is expected. However, few studies have been carried out on the shrinkage of high-performance lightweight aggregates with low water-cement ratio. Hence, factors influencing on shrinkage mechanisms of high-performance lightweight aggregate concrete, such as mixing proportion and curing condition, have been experimentally studied. It is found that the autogenous shrinkage of lightweight aggregate concrete increases with decrease in moisture content of lightweight aggregates. It can be observed that loss of internal water due to self-desiccation of cement paste is replaced by moisture from the lightweight aggregates.

Moreover, for reinforced concrete (RC) members using this kind of concrete, the shear carrying capacity decreases due to the increase in autogenous shrinkage and the decrease in fracture toughness. To clarify and to take an advantage of combined effects of shrinkage-reducing admixtures and synthetic short fiber on improvement of shear carrying capacity, loading tests of high-performance lightweight RC beams with their variations have been performed.

Owing to the conventional equation for evaluating shear carrying capacity cannot be applied to structures using high-strength lightweight concrete, in application of such concrete on structural members, the practical numerical method is extremely required. Shear loading tests of RC beams have been performed to investigate the shear resisting mechanism. The evaluation equation of shear carrying capacity of high-performance lightweight RC beams considering effects of shrinkage-reducing admixture and synthetic short fiber is proposed. It can be noted that the proposed equation provides a good agreement with the experimental results.

# 目 次

## 第 1 章

序 論 .....	1
1.1 研究の背景 .....	1
1.2 研究の目的 .....	3
1.3 論文の構成 .....	4

## 第 2 章

高品質軽量骨材の特性ならびに高品質軽量骨材を用いたコンクリートの特性 に関する既往の研究 .....	7
2.1 構造用人工軽量骨材の概要 .....	7
2.1.1 構造用軽量骨材の種類 .....	8
2.1.2 人工軽量骨材の原料と発泡機構 .....	8
2.1.3 人工軽量骨材の製造方法 .....	9
2.1.4 人工軽量骨材の物性と問題点 .....	11
2.2 高品質軽量骨材の特性 .....	13
2.2.1 高品質軽量骨材の概要ならびに種類 .....	13
2.2.2 高品質軽量骨材の原料と発泡機構 .....	14
2.2.3 高品質軽量骨材の製造方法 .....	14
2.2.4 高品質軽量骨材の特性 .....	15
(1) 吸水特性 .....	15
(2) 強度特性 .....	16
(3) 微細組織構造 .....	17
2.3 高品質軽量骨材コンクリートの特性 .....	19
2.3.1 コンクリートの施工性 .....	19
(1) 流動性の保持性能 .....	19
(2) ポンプ圧送性 .....	19
(3) 高流動化したコンクリートの充填性 .....	19
2.3.2 コンクリートの強度特性 .....	20
(1) 圧縮強度 .....	20

(2) 引張強度	21
2.3.3 コンクリートの破壊特性	22
(1) 骨材周辺の応力状態とひび割れ性状	22
(2) 破壊エネルギー	23
2.3.4 コンクリートの耐久性	23
(1) 耐凍害性	23
(2) 疲労特性	24
(3) アルカリ骨材反応性	25
2.4 高品質軽量骨材コンクリートを用いた部材の特性	26
2.4.1 はり部材の曲げ性能	26
2.4.2 はり部材のせん断性能	26
(1) せん断耐力に関する諸外国の規準と問題点	26
(2) 高品質軽量骨材コンクリートのせん断耐力低減係数	28
2.5 まとめ	28

### 第3章

高品質軽量骨材を用いた高強度コンクリートの収縮に及ぼす内的要因	31
3.1 実験概要	31
3.1.1 使用材料	31
3.1.2 配合ならびに練混ぜ	32
3.1.3 自己収縮ひずみの測定	33
3.1.4 乾燥収縮ひずみの測定	34
3.1.5 乾燥収縮と自己収縮が同時に進行するコンクリートのひずみ分布の測定	34
3.2 高品質軽量骨材コンクリートの自己収縮に与える配合条件の影響	36
3.2.1 粗骨材種類の影響	36
3.2.2 粗骨材含水率の影響	38
3.2.3 粗骨材絶対容積の影響	39
3.3 高品質軽量骨材コンクリートの乾燥収縮に与える配合条件の影響	40
3.3.1 粗骨材種類の影響	40
3.3.2 粗骨材含水率の影響	41
3.3.3 粗骨材絶対容積の影響	43
3.4 自己収縮と乾燥収縮が同時に生じたコンクリートのひずみ分布	45
3.5 まとめ	47

## 第4章

高品質軽量骨材を用いた高強度コンクリートの収縮に及ぼす外的要因	49
4.1 実験概要	49
4.1.1 使用材料	49
4.1.2 配合	50
4.1.3 養生ならびに乾燥の条件	50
4.1.4 長さ変化の測定	52
4.1.5 モルタル組織の細孔径分布の測定	52
4.2 高品質軽量骨材コンクリートの収縮に与える養生条件の影響	52
4.2.1 養生期間の影響	52
4.2.2 養生方法の影響	55
4.2.3 養生条件による $w-\varepsilon$ 曲線の変化	57
(1) 粗骨材含水率の影響	57
(2) 水セメント比の影響	58
4.3 高品質軽量骨材コンクリートの全収縮に占める自己収縮の割合	61
4.4 まとめ	62

## 第5章

高強度軽量骨材コンクリートの自己収縮ならびに破壊力学特性に与える 混和材料と合成短繊維の併用効果	63
5.1 実験概要	63
5.1.1 使用材料	63
5.1.2 配合	64
5.1.3 練混ぜならびに養生	66
5.1.4 自己収縮の測定	66
5.1.5 破壊力学特性の測定	66
5.2 合成短繊維と収縮低減材料の併用が自己収縮に与える影響	67
5.2.1 合成短繊維と膨張材の併用による影響	67
5.2.2 膨張材と併用した合成短繊維の種類による影響	68
5.2.3 合成短繊維と収縮低減剤の併用による影響	69
5.3 破壊力学特性の測定結果および考察	70
5.3.1 荷重-変位曲線に与える影響	70
5.3.2 引張軟化曲線に与える影響	72
5.3.3 破壊エネルギーに与える影響	74
5.4 まとめ	75

## 第6章

### 高強度軽量 RC はりのせん断特性に与える合成短繊維と混和材料の

併用効果 .....	77
6.1 実験概要 .....	77
6.1.1 コンクリートの材料ならびに配合 .....	77
6.1.2 鉄筋コンクリート (RC) はりの概要 .....	79
6.1.3 載荷方法ならびに測定項目 .....	79
6.1.4 RC はり供試体の画像解析方法 .....	80
6.2 RC はりの載荷試験の結果および考察 .....	81
6.2.1 荷重-たわみ曲線ならびにせん断耐力 .....	81
6.2.2 ひび割れ性状 .....	83
6.2.3 主鉄筋ひずみ .....	85
6.3 数値解析を用いた載荷試験結果の検証 .....	87
6.3.1 数値解析の概要 .....	87
6.3.2 数値解析の結果ならびに考察 .....	89
6.4 まとめ .....	91

## 第7章

### 収縮低減剤と合成短繊維を併用した高強度軽量 RC はりのせん断強度式の

構築 .....	93
7.1 実験概要 .....	93
7.1.1 コンクリートの材料ならびに配合 .....	93
7.1.2 RC はり供試体の概要 .....	95
7.1.3 載荷方法ならびに測定項目 .....	98
7.2 実験結果ならびに考察 .....	99
7.2.1 せん断破壊の状況 .....	99
7.2.2 RC はりのせん断強度に及ぼす $p_w$ , $d$ および $a/d$ の影響 .....	99
(1) RC はりのせん断耐荷機構に及ぼす要因 .....	99
(2) PP 短繊維で補強した軽量 RC はりの $v_u$ .....	102
(2) PP 短繊維と収縮低減剤を併用した軽量 RC はりの $v_u$ .....	102
7.2.3 RC はりのせん断強度・耐荷機構と $a/d$ の影響 .....	104
7.2.4 RC はりのせん断強度に及ぼす $V_f$ , $V_{sra}$ および $f_c'$ の影響 .....	106
(1) 収縮低減剤の添加による $v_u$ の改善に対する考え方 .....	106
(2) $V_f$ ならびに $V_{sra}$ の影響 .....	107
(3) $f_c'$ の影響 .....	108
7.3 高強度軽量 RC はりのせん断強度式の提案 .....	108

7.3.1 PP 短繊維と収縮低減剤を併用した高強度軽量 RC はりのせん断強度式 .....	108
7.3.2 提案した高強度軽量 RC はりのせん断強度式の算定精度 .....	109
7.3.3 提案した高強度軽量 RC はりのせん断強度式に対する課題 .....	110
7.4 まとめ .....	110
<b>第 8 章</b>	
<b>結 論</b> .....	<b>113</b>
8.1 高品質軽量骨材を用いた高強度コンクリートの収縮機構 .....	113
8.2 混和材料と合成短繊維を併用した高強度軽量 RC はりの力学特性 .....	115
8.3 混和材料と合成短繊維を併用した高強度軽量 RC はりのせん断強度式 .....	116
8.4 高強度軽量骨材コンクリートの実用化に対する課題 .....	117
8.4.1 せん断設計に関わる課題とその考え方 .....	117
8.4.2 建設コストに関わる課題とその考え方 .....	118
<b>付 録 A</b>	
高強度コンクリートに生じる収縮とその制御 .....	119
<b>付 録 B</b>	
高強度コンクリートに生じる破壊とその制御 .....	133
<b>付 録 C</b>	
高強度軽量 RC はり供試体の載荷実験に関する結果データ集 .....	145
<b>謝 辞</b> .....	<b>181</b>
<b>参考文献</b> .....	<b>183</b>
<b>論文発表リスト</b> .....	<b>197</b>



## 図の目次

図 1.1	高強度軽量骨材コンクリートを構造利用することによる長所	3
図 1.2	本論文の構成	6
図 2.1	現在市販されている構造用人工軽量骨材(膨張頁岩系, 非造粒型, 粗骨材)	8
図 2.2	$\text{SiO}_2 - \text{Al}_2\text{O}_3 - (\text{CaO} + \text{MgO} + \text{K}_2\text{O} + \text{Na}_2\text{O} + \text{Fe}_2\text{O}_3)$ 系における膨張頁岩・膨張粘土の範囲	9
図 2.3	構造用人工軽量骨材の製造工程	10
図 2.4	軽量骨材コンクリートのセメント水比と圧縮強度の関係	12
図 2.5	栓流	12
図 2.6	管内の脱水ならびに吸水	12
図 2.7	軽量粗骨材の含水率とコンクリートの耐久性指数	13
図 2.8	最近開発された高品質軽量骨材(粗骨材)	14
図 2.9	高品質軽量骨材の製造方法(真珠岩系)	15
図 2.10	高品質軽量骨材の加圧吸水ならびに除圧放水(粗骨材)	16
図 2.11	人工軽量骨材の内部ならびに表面の SEM 像	18
図 2.12	高品質軽量骨材を用いたコンクリートのモルタル強度とコンクリート強度の関係	20
図 2.13	高品質軽量骨材を用いた高強度コンクリートの単位容積質量と圧縮強度の関係	21
図 2.14	高品質軽量骨材を用いたコンクリートの密度と圧縮強度の関係	21
図 2.15	高品質軽量骨材を用いたコンクリートの圧縮強度と引張強度の関係	22
図 2.16	粗骨材周辺の応力状態	22
図 2.17	ひび割れの発生状態	22
図 2.18	高品質軽量骨材を粗骨材に用いたコンクリートの凍結融解抵抗性	24
図 2.19	高品質軽量骨材を粗骨材に用いたコンクリートの圧縮疲労試験結果	25
図 2.20	せん断耐力低減係数に関する諸外国の規準	27
図 3.1	自己収縮の測定方法(材齢 1 日以前)	34
図 3.2	ひずみ分布測定に用いたコンクリート供試体	35
図 3.3	粗骨材種類がコンクリートの自己収縮に与える影響	37
図 3.4	セメント水和にともなう軽量骨材コンクリート中の水分移動	37

図 3.5	粗骨材 HLA-M の含水率がコンクリートの自己収縮に与える影響	38
図 3.6	粗骨材 LA の含水率がコンクリートの自己収縮に与える影響	38
図 3.7	粗骨材 HLA-M の絶対容積がコンクリートの自己収縮に与える影響	39
図 3.8	粗骨材種類がコンクリートの $w-\varepsilon$ 曲線に与える影響	41
図 3.9	粗骨材種類による $\dot{w}$ ならびに $\dot{\varepsilon}$ の経時変化	41
図 3.10	粗骨材 HLA-M の含水率がコンクリートの $w-\varepsilon$ 曲線に与える影響	42
図 3.11	粗骨材 HLA-M の含水率による $\dot{w}$ ならびに $\dot{\varepsilon}$ の経時変化	42
図 3.12	軽量骨材コンクリートの水分逸散過程	43
図 3.13	粗骨材 HLA-M の絶対容積がコンクリートの $w-\varepsilon$ 曲線に与える影響	44
図 3.14	粗骨材 HLA-M の絶対容積による $\dot{w}$ ならびに $\dot{\varepsilon}$ の経時変化	44
図 3.15	粗骨材 CS を用いた供試体内部のひずみ分布	46
図 3.16	粗骨材 HLA-L を用いた供試体内部のひずみ分布	46
図 3.17	粗骨材 LA を用いた供試体内部のひずみ分布	46
図 4.1	供試体の養生ならびに乾燥の条件	51
図 4.2	自己収縮の測定方法(材齢 1 日以前)	52
図 4.3	養生期間 1 日のコンクリートの長さ変化(W/C=30%)	53
図 4.4	養生期間 14 日のコンクリートの体積変化(W/C=30%)	53
図 4.5	養生期間によるセメントペースト部分の細孔径分布	54
図 4.6	含水量の異なる HLA-L を用いたコンクリートの体積変化に与える養生方法の影響	56
図 4.7	CS ならびに LA を用いたコンクリートの体積変化に与える養生方法の影響	56
図 4.8	養生方法によるセメントペースト部分の細孔径分布	57
図 4.9	24 時間吸水 HLA-L を用いた供試体の $w-\varepsilon$ 曲線の変化(W/C=30%)	58
図 4.10	煮沸吸水 HLA-L を用いた供試体の $w-\varepsilon$ 曲線の変化(W/C=30%)	58
図 4.11	養生期間 1 日のコンクリートの長さ変化(W/C=40%)	59
図 4.12	養生期間 14 日のコンクリートの体積変化(W/C=40%)	59
図 4.13	24 時間吸水 HLA-L を用いた供試体の $w-\varepsilon$ 曲線の変化(W/C=40%)	60
図 4.14	煮沸吸水 HLA-L を用いた供試体の $w-\varepsilon$ 曲線の変化(W/C=40%)	60
図 4.15	コンクリートの自己収縮と乾燥収縮の重ね合わせ	61
図 4.16	コンクリートの全収縮ひずみに対する自己収縮ひずみの割合	62
図 5.1	自己収縮の測定方法(材齢 1 日以前)	67
図 5.2	切欠きはりの形状ならびに 3 点曲げ試験の方法	67
図 5.3	膨張材 EX と短繊維 PP を併用した高強度軽量骨材コンクリートの自己収縮	68
図 5.4	膨張材 EX と短繊維 PVA を併用した高強度軽量骨材コンクリートの自己収縮	69

図 5.5	収縮低減剤 SRA と短繊維 PP を併用した高強度軽量骨材コンクリートの自己収縮	69
図 5.6	切欠きはりの荷重-変位曲線	71
図 5.7	合成樹脂系の短繊維を用いたコンクリートの荷重-変位曲線の模式図	71
図 5.8	コンクリートの引張軟化曲線	73
図 5.9	コンクリートの破壊エネルギーに与える影響	75
図 6.1	鉄筋コンクリート (RC) はりならびに載荷方法	79
図 6.2	載荷時における RC はり供試体の画像計測	80
図 6.3	RC はりの荷重-たわみ曲線	82
図 6.4	載荷した RC はりのひび割れ状況	83
図 6.5	終局直前における RC はりの主引張ひずみ分布 (画像解析の結果)	84
図 6.6	荷重と斜めひび割れ幅の関係	85
図 6.7	RC はりのせん断強度と引張鉄筋ひずみの関係	87
図 6.8	RC はりの要素分割図	88
図 6.9	界面要素のモデル	88
図 6.10	コンクリートの構成則	88
図 6.11	鉄筋のモデル	89
図 6.12	数値解析から求めた各 RC はりのひび割れ図	90
図 6.13	数値解析から求めた各 RC はりの荷重-たわみ曲線	90
図 7.1	RC はり供試体の形状ならびに配筋	95
図 7.2	RC はりの荷重-たわみ曲線に与える $V_f$ ならびに $V_{sra}$ の影響	98
図 7.3	RC はりのせん断耐荷機構	99
図 7.4	せん断ひび割れを生じた RC はりのフリーボディ	100
図 7.5	PP 短繊維で補強した軽量 RC はりのせん断強度に及ぼす影響	103
図 7.6	PP 短繊維と収縮低減剤を併用した軽量 RC はりのせん断強度に及ぼす影響	103
図 7.7	RC はりのせん断強度・耐荷機構と $a/d$ の関係	104
図 7.8	引張軟化曲線の折れ曲がり点応力	106
図 7.9	収縮低減剤添加の有無による高強度軽量 RC はりの $v_u$ と $V_f$ の関係	107
図 7.10	高強度軽量 RC はりの $v_u$ に及ぼす $f_c'$ の影響	108
図 7.11	PP 短繊維で補強した高強度軽量 RC はりのせん断強度の実験値と算定値の比較	109
図 a.1	自己収縮率と水和収縮率の関係	120
図 a.2	自己収縮と水和収縮の関係 (水平方向)	120
図 a.3	全収縮に占める自己収縮の割合	121
図 a.4	コンクリートの自己収縮と乾燥収縮の関係	121

図 a.5	普通コンクリートならびに高強度コンクリートの収縮	121
図 a.6	毛細管中の水	122
図 a.7	セメントペーストの自己収縮に及ぼすセメント種類の影響 (水セメント比 30%)	124
図 a.8	低水結合材比セメントペーストの自己収縮	125
図 a.9	自己収縮に及ぼす高炉スラグ微粉末の置換率とブレン比表面積の影響	125
図 a.10	骨材の体積濃度とコンクリートの自己収縮の関係	126
図 a.11	骨材混入による自己収縮の低減割合に与える水セメント比の影響	126
図 a.12	セメントペーストの水中養生中における長さ変化	128
図 a.13	乾燥開始の材齢がコンクリートの収縮ひずみに与える影響	128
図 a.14	混和材を添加したモルタルの自己収縮	129
図 a.15	混和材を添加したモルタルの内部相対湿度	129
図 a.16	膨張材を添加したセメントペーストの自己収縮	130
図 a.17	収縮低減剤を添加したセメントペーストの自己収縮	131
図 a.18	石灰石砕石を用いたコンクリートの自己収縮	132
図 b.1	高強度コンクリートの圧縮強度と引張強度の関係	134
図 b.2	一軸圧縮を受けるコンクリート円柱供試体の破壊過程	135
図 b.3	水セメント比(圧縮強度)を変化させたコンクリートの応力-ひずみ曲線	136
図 b.4	一軸直接引張を受けるコンクリート供試体の破壊過程	137
図 b.5	引張軟化曲線と破壊エネルギー	139
図 b.6	切欠きはりの3点曲げ試験による破壊エネルギーの評価方法	139
図 b.7	高強度コンクリートの引張軟化曲線の模式図	140
図 b.8	繊維補強コンクリートの引張荷重-変形曲線	142
図 b.9	鋼繊維補強コンクリートの引張軟化曲線の一例	142
図 b.10	破壊進行領域と引張軟化特性	143

## 表の目次

表 2.1	構造用軽量骨材の種類 .....	8
表 2.2	国内で現在市販されている人工軽量骨材の物性 .....	10
表 2.3	高品質軽量骨材の物性(粗骨材) .....	16
表 2.4	高品質軽量骨材の強度(粗骨材) .....	17
表 3.1	使用したセメント, 細骨材および混和剤 .....	32
表 3.2	使用した粗骨材 .....	32
表 3.3	コンクリートの配合 .....	33
表 3.4	コンクリートの性状 .....	33
表 3.5	使用した材料 .....	35
表 3.6	コンクリートの配合 .....	35
表 4.1	使用したセメント, 細骨材および混和剤 .....	50
表 4.2	使用した粗骨材 .....	50
表 4.3	コンクリートの配合 .....	51
表 4.4	コンクリートの性状 .....	51
表 4.5	乾燥開始から材齢 1 年までの乾燥収縮量 .....	53
表 5.1	使用したセメント, 細骨材および混和剤 .....	64
表 5.2	使用した粗骨材 .....	64
表 5.3	使用した合成短繊維ならびに自己収縮低減型混和材料(収縮低減材料) .....	64
表 5.4	コンクリートの配合 .....	65
表 5.5	コンクリートの性状 .....	65
表 6.1	使用した結合材, 細骨材, 収縮低減型混和材料および短繊維 .....	78
表 6.2	使用した粗骨材 .....	78
表 6.3	コンクリートの配合 .....	78
表 6.4	RC はりのせん断載荷試験結果 .....	82
表 6.5	養生中に生じた RC はりの引張鉄筋ひずみならびにコンクリート下縁応力 (材齢 14 日) .....	85
表 7.1	使用した結合材, 細骨材, 混和剤および短繊維 .....	94
表 7.2	使用した粗骨材 .....	94
表 7.3	コンクリートの配合 .....	94

表 7.4	コンクリートの性状 .....	94
表 7.5	RC はり 供試体の緒元 .....	96
表 7.6	RC はり 供試体の載荷実験結果 .....	97
表 b.1	コンクリート用繊維の種類と特性 .....	141
表 b.2	繊維の引抜き試験による摩擦付着強度の測定例 .....	141

# 第 1 章

## 序 論

本章では、軽量骨材ならびに軽量骨材コンクリートの開発に関する沿革や動向などの技術的背景を解説する。また、本研究では新しく開発された高品質軽量骨材を用いることで得られる軽量かつ高強度なコンクリートを対象としており、このような高強度軽量骨材コンクリートの構造部材への適用性が研究課題である。本研究における目的を明確化するとともに、本論文の構成について示した。

### 1.1 研究の背景

コンクリートは他の構造材料にくらべて耐久性や経済性に優れるため、現在まで土木構造物や建築物に多く利用されているものの、その強度にくらべて質量が大きいこと(比強度が小さいこと)が短所のひとつに挙げられる。実際にはある程度の重量が必要となるコンクリート構造物(重力式ダム、擁壁、放射線遮蔽用壁など)も存在するが、多くのコンクリート構造物ではコンクリートの自重が低減できれば、長大化・高層化などに対応した新しい設計・施工が可能となる。このようにコンクリートを軽量化するためには、i) コンクリート自体を高強度化することで部材断面を縮小させる、ii) コンクリート自体の密度を軽減させる、といった2つの方策がある。現在市販されている人工軽量骨材は、後者によるコンクリートの軽量化方策のひとつである。前者のコンクリートの高強度化も極めて効果的な方策であるが、部材の断面が減少することで、過密配筋となって施工が難しくなる、ダクトの設置スペースが確保できなくなるといった問題を生じることがもある。ただし、最近では、軽量化と同時に高強度化も実現できるような新しい人工軽量骨材が開発されるようになった。これら2つの性能を兼ね備えたコンクリートを構造物に適用した場合には設計・施工上の利点や経済性がさらに拡大する可能性がある。なお、コンクリート密度を低減する方策には、軽量骨材を用いる方法(軽量骨材コンクリート)以外にも、セメントペースト部分に気泡を連行する方法(気泡コンクリート)も存在する。しかし、このような気泡コンクリートでは、強度・耐久性などの面で構造部材に要求されるような性能を満足することができない。

国内では、膨張頁岩系の人工軽量骨材が開発される以前(1940年代後半～1950年代)には、火山礫(天然軽量骨材)をコンクリート用骨材として適用する研究が行われており、低層RC建

築物や高層 SRC 建築物に用いる軽量コンクリートとして実用化された経緯がある。しかし、このような天然軽量骨材は、必ずしも構造用コンクリートに適するような強度・施工性・耐久性などの高い性能を有していたわけではなく、国内における人工軽量骨材の製造・販売の開始とともに、その利用は衰退していった。

ローマ時代の 118~128 年に建造された現存のパンテオン(直径 43.2m のドーム建築)では、巨大なドーム天井を支持するために多孔質な天然の火山砂利・火山砂を使用することでコンクリートの軽量化が図られていた[1.1]。古代より建造物の大型化に対応する技術のひとつとして、コンクリートの軽量化が行われていたことを考えると、その技術的背景は現在まで引き継がれているといっても過言ではない。そもそも電化製品や自動車などの一般的な工業製品では、軽量化やダウンサイジングが利便性を向上させるだけでなく、今日では低エネルギー・低環境負荷をもたらす技術となっている。軽量化は工業製品における本質的な研究開発テーマであり、これはコンクリート構造物に対してもまったく同様である。

現在まで用いられている膨張頁岩や膨張粘土を原料とする人工軽量骨材は、1875 年に米国ではじめて特許が取得され、はじめて実用化されたのは英国である。米国においては、第一次世界大戦時から 1950 年ごろまでコンクリート製船舶の建造に人工軽量骨材が多量に用いられており、1930 年ごろから膨張頁岩や膨張粘土を原料にしてロータリーキルンで焼成された人工軽量骨材が本格的に製造されるようになっていく。米国では天然軽量骨材となる鉱産資源が広い国土に偏在していたことが人工軽量骨材の利用を進展させた理由といわれている。国内では、1961 年に米国から製造技術が導入されたことで、1964 年に膨張頁岩系の人工軽量骨材が製造・販売されるようになり、現在まで構造用コンクリートに利用されている。

国内における人工軽量骨材の出荷量は、1973 年に年間約 180 万  $\text{m}^3$  に達したものの、1973 年と 1979 年の 2 回のオイルショックで需要が減退し、その後 1991 年のバブル経済期には年間約 110 万  $\text{m}^3$  にまで回復した。しかし、現在は低成長経済の影響を受けて年間出荷量 30 万  $\text{m}^3$  程度となっている。人工軽量骨材の販売当時から 1970 年代までは土木構造物(主に橋梁)に対する需要も多かったものの、近年では建築物に対するレディーミクストコンクリート(全体の 7 割、主として床スラブ)と PCa カーテンウォール(全体の 3 割)でほとんどの用途を占めるようになっていく。今日のように土木用途が減少した理由として、コンクリートの軽量化による設計上・コスト上のメリットは大きいものの、膨張頁岩系の人工軽量骨材は吸水性が高く、施工性と耐久性に問題を生じたことが挙げられる。すなわち、ポンプ圧送性を確保するために軽量骨材製造工場において事前吸水(含水率 28%程度)した状態で出荷されているが、このような高い含水状態の人工軽量骨材を用いたコンクリートでは凍結融解抵抗性などの耐久性が著しく低下し、耐久性が求められる土木構造物には適さないと考えられたためである。逆に耐久性を確保する観点から、事前吸水を十分に実施せずに低い含水状態で軽量骨材を使用した場合には、ポンプの吐出量低下、さらにはポンプ閉塞事故などを生じる可能性が心配された。

このような従来の人工軽量骨材を用いたコンクリートに生じる問題は骨材自体の内部組織構造に起因するものであり、新しい原料や製造方法を検討して人工軽量骨材の内部組織構造を



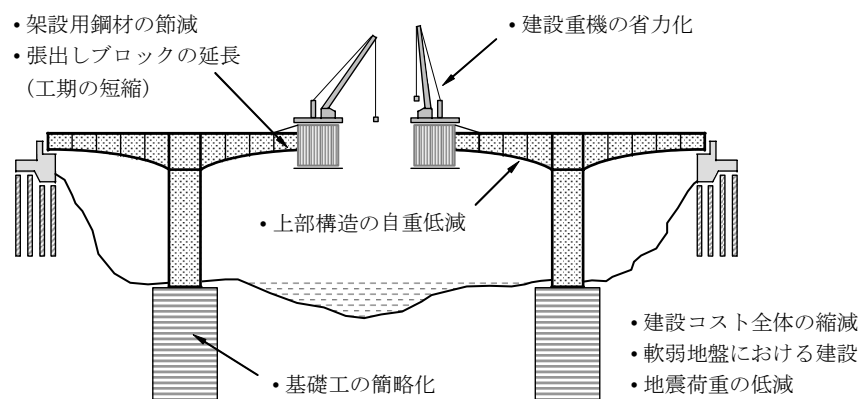


図 1.1 高強度軽量骨材コンクリートを構造利用することによる長所

改質することで大幅な性能改善が期待できる。このような考え方にもとづいて最近開発された高品質軽量骨材は吸水性がきわめて低く、事前吸水しなくてもポンプ施工ができるため、凍結融解抵抗性などの耐久性も大幅に改善した。さらに骨材自体も高い強度を有するようになったため、従来よりも格段に軽量かつ高強度なコンクリートが比較的容易に得られるようになった。このような施工性と耐久性を備えた高強度軽量骨材コンクリートを構造部材に適用した場合には、構造物の自重低減に大きく寄与できることが期待される。たとえば、図 1.1 に示すように橋梁上部構造に適用した場合には、建設重機の省力化、基礎工の簡略化、架設用鋼材の節減、張出しブロックの延長による工期短縮などのコスト縮減のほか、軟弱地盤における構造物の建設、地震荷重の低減などの新しい工法の選択が可能になるものと考えられる。

## 1.2 研究の目的

本研究では、新しく開発された高品質軽量骨材として、真珠岩系ならびに黄土系の 2 種類の骨材を対象としている。これらは、いずれも骨材の内部ならびに表面の微細空隙組織を改質することによって低い吸水性と高い骨材強度を実現しており、従来よりも施工性、耐久性に優れ、軽量かつ高強度なコンクリートを得ることができるものとなっている。しかし、このような高強度軽量骨材コンクリートでは自己収縮や脆性破壊が生じやすくなるのではないかといった懸念もあり、構造部材への適用に対しては必ずしも利点ばかりを有しているわけではない。とくに部材としてのせん断性能が弱点になることも考えられる。

本研究では、はじめに、高品質軽量骨材を用いた高強度コンクリートにおいて収縮機構を明らかにすることを目的とした。ここでは、とくにコンクリートの自己収縮に着目した研究を実施している。これは、従来の人工軽量骨材を用いた場合には水セメント比の低減によるコンクリート強度の向上はほとんど期待できなかったものの、高品質軽量骨材を用いた場合には自己収縮が懸念されるような低水セメント比として高強度コンクリートが得られるようになったことに関連する。つぎに、高品質軽量骨材を用いた高強度コンクリートを RC はり部材に適用

するうえで、弱点となりやすいせん断性能に着目した研究を実施している。これは、とくに軽量骨材を用いた場合において、その母材となるモルタル組織が緻密化(高強度化)するほどコンクリートは脆性的な破壊を生じやすくなることや、高強度化したコンクリートの自己収縮が RC はり部材のせん断耐力を低下させる可能性が指摘されていることに関連する。このため、高品質軽量骨材を用いた高強度コンクリートで作製した RC はり(以下、高強度軽量 RC はり)のせん断性能を効果的に改善する方策を提案すること、また、提案した方策を適用した高強度軽量 RC はりのせん断強度を評価すること(強度算定式の構築)を目的とした。具体的には、はり部材のせん断性能に対する改善策として、混和材料と合成短繊維の併用効果を検討している。

なお、本研究では、軽量性ととも高強度・高耐久性に着眼したことから、粗骨材のみに高品質軽量骨材を使用した軽量コンクリート I 種を対象としたものになっている。また、高性能軽量骨材を使用することでコンクリートの高強度化と軽量化が同時に達成できるが、このような材料性能を最大限活用できる構造物としては、PC 橋梁上部構造などの PC はり部材が挙げられる。現行の PC はりのせん断耐力算定法には、 $M_0$  法、 $M_{cr}$  法、 $\theta$  法などが提案されているものの、いずれの算定法においても RC はりのせん断耐力式が基本となっている。したがって、本研究では、第一段階の検討として RC はり部材を対象としたものになっている。

### 1.3 論文の構成

本論文は、図 1.2 に示すような論理展開で構成されている。本論文は全 8 章から成り立っており、各章の概要は以下のとおりである。

第 1 章では、軽量骨材ならびに軽量骨材コンクリートの開発に関する沿革や動向などの技術的背景を述べるとともに、本研究の目的ならびに本論文の構成を示した。

第 2 章では、現在市販されている膨張頁岩系の人工軽量骨材の原料・発泡機構・製造方法・物性をまとめて、この骨材の特性について整理するとともに、コンクリートへ適用した際に生じる現状の技術的な問題点を説明した。また、このような問題を解決する目的で新しく開発された高品質軽量骨材について、その原料・発泡機構・製造方法・品質について解説した。さらに、高品質軽量骨材の特性ならびに高品質軽量骨材を用いたコンクリートの特性について、これまでの知見を整理するとともに、はり部材に適用した場合の力学特性と設計上の課題について明確にした。

第 3 章では、高品質軽量骨材を粗骨材として用いた低水セメント比コンクリートの自己収縮ならびに乾燥収縮について検討した。具体的には、高品質軽量骨材コンクリートの収縮に及ぼす内的要因として、粗骨材の種類、含水状態、絶対容積などの配合条件の影響について検証した。また、高品質軽量骨材を用いたコンクリートの収縮を市販の頁岩系非造粒型軽量骨材や普通砕石といった吸水特性が異なる骨材を用いた場合と比較する形で、高品質軽量骨材コンクリートの収縮機構を考察した。

第 4 章では、高品質軽量骨材を用いた低水セメント比コンクリートの収縮に及ぼす外的要因

として、養生条件の影響について検討した。とくに軽量骨材中の水分の移動現象とペーストの細孔構造変化の関係に着目しながら、養生の期間ならびに方法が高品質軽量骨材を用いたコンクリートの収縮に与える影響について考察した。さらに、高品質軽量骨材を用いたコンクリートに生じる自己収縮と乾燥収縮の関係について検討した。

第5章では、高品質軽量骨材を用いて高強度化したコンクリートが自己収縮や脆性破壊を生じやすいといった課題に対して、それらの改善方法を検討した。具体的には、合成短繊維とともに混和材料として早強性の膨張材ならびに有機系の収縮低減剤を用いて自己収縮を制御し、短繊維の架橋効果を向上させることを提案した。このような混和材料と合成短繊維の併用が高強度軽量コンクリートの自己収縮特性ならびに破壊力学特性に与える効果を評価した。

第6章では、高品質軽量骨材を用いた高強度コンクリートに収縮低減型混和材料(早強性膨張材, 有機系収縮低減剤)と合成短繊維を併用する形で作製したRCはりのせん断特性を検討した。収縮低減型混和材料と合成短繊維の併用によるコンクリートの自己収縮特性と破壊力学特性の改善が高強度軽量RCはりのせん断特性に与える影響を曲げせん断載荷試験ならびに数値構造解析から検証した。

第7章では、合成短繊維で補強した高強度軽量RCはり、ならびに収縮低減剤と合成短繊維を併用した高強度軽量RCはりを作製し、その断面諸元を変化させて曲げせん断載荷実験を行った。これらのRCはりのせん断強度に及ぼす軸方向鉄筋比、有効高さ、せん断スパン有効高さ比、短繊維混入率、収縮低減剤添加量および圧縮強度の影響を従来の算定式と比較検討するとともに、そのせん断耐荷機構の変化について考察した。また、このような高強度軽量RCはりに対するせん断強度式を新たに構築し、その算定精度について検討した。

第8章では、第3章から第7章までに得られた結果を取りまとめて結論とするとともに、本研究の成果を実用化するうえでの今後の課題を述べた。

なお、付録として、本研究の内容に関連した事項として、高強度コンクリートの収縮ならびに破壊、それらの制御に関する知見を取りまとめるとともに、第7章で検討した高強度軽量RCはりのせん断載荷実験に関する結果データを整理した。

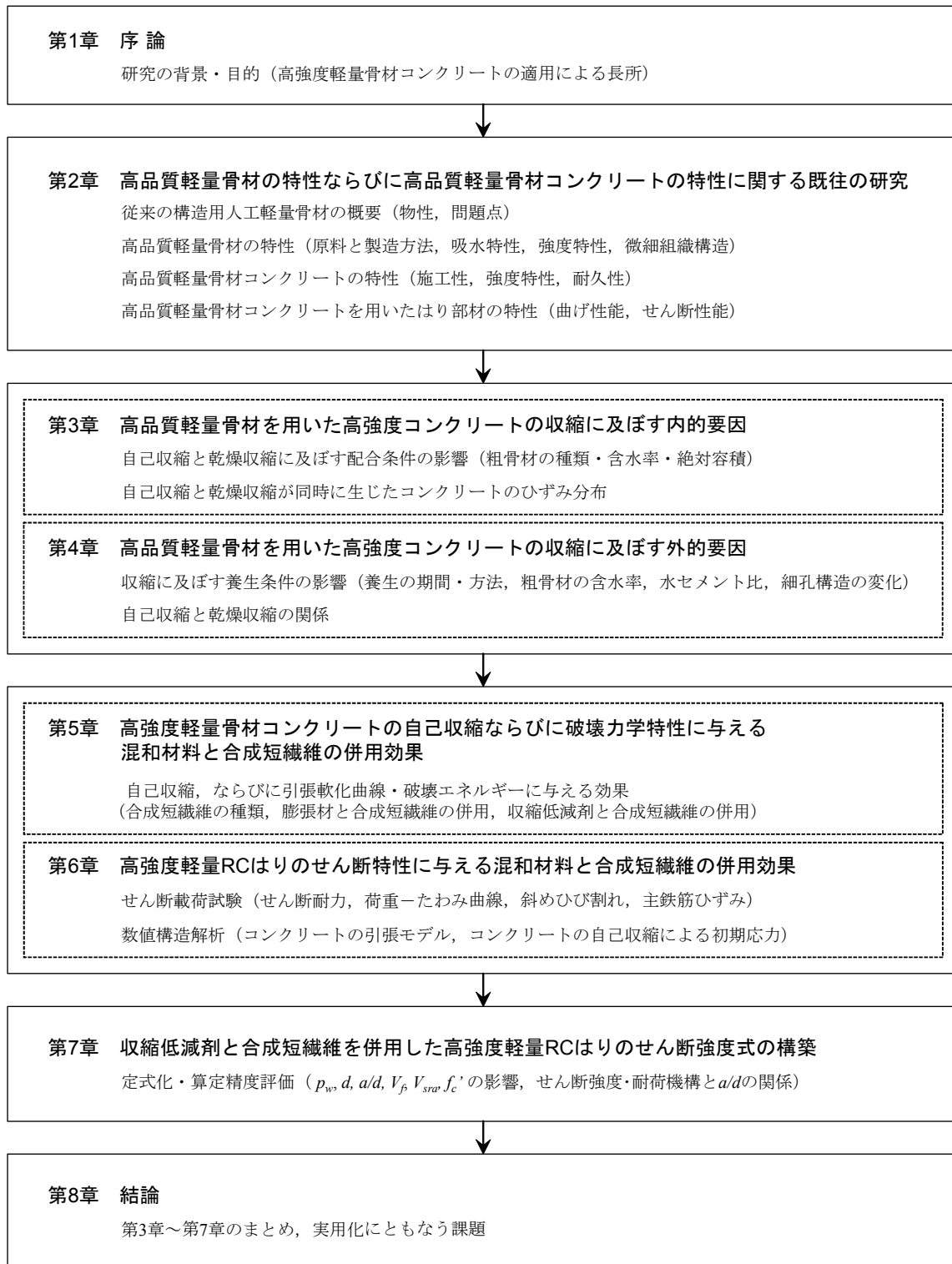


図 1.2 本論文の構成

## 第2章

# 高品質軽量骨材の特性ならびに高品質軽量骨材を用いたコンクリートの特性に関する既往の研究

構造用人工軽量骨材の種類，原料，発泡機構，製造方法に関する既往の知見を整理するとともに，現在市販されている膨張頁岩系の人工軽量骨材の物性ならびにコンクリートに適用した場合の問題点について述べる．このような従来の人工軽量骨材を用いたコンクリートに生じる問題は骨材自体の内部組織構造に起因するものであり，新しい原料や製造方法を検討して人工軽量骨材の内部組織構造を改質することで大幅な性能改善が期待できる．高品質軽量骨材は，このような概念にもとづいて開発されたものであり，現在までに実用化に至った経緯がある．ここでは，高品質軽量骨材の原料，発泡機構，製造方法などについてまとめるとともに，骨材の特性ならびにコンクリートの特性に関する既往の研究を取り上げる．また，高品質軽量骨材を用いたコンクリートを構造部材に適用する上で，今後の検討が必要となる課題についても述べる．

### 2.1 構造用人工軽量骨材の概要

#### 2.1.1 構造用軽量骨材の種類

軽量骨材は用途によって構造用と非構造用(断熱・吸音・間仕切り用)があり，さらに構造用の軽量骨材は人工軽量骨材，天然軽量骨材および副産軽量骨材に分類される．現在までに開発・製造・販売された構造用軽量骨材は主原料や製造方法などによって表 2.1 に示すように整理できる．一般に，構造用軽量骨材は密度が 1.0kg/l 以上のものが多く，非構造用軽量骨材は密度が 0.1~0.8 kg/l 程度である．国内でもっとも一般的に市販されている構造用軽量骨材は膨張頁岩を主原料としており，非造粒型の人工骨材，または非造粒型と造粒型(押出成形)を混合した人工骨材である．なお，図 2.1 は現在市販されている膨張頁岩系の非造粒型人工軽量骨材の外観を示したものである．

表 2.1 構造用軽量骨材の種類

分類	主原料	種類	製造方法	粒径	形状
人工	膨張頁岩	非造粒型	破碎→分級→焼成→分級	粗・細骨材	川砂利・川砂型
		造粒型	微粉碎→押出成形→乾燥→焼成→分級	粗骨材	円柱形
			微粉碎→回転造粒→乾燥→焼成→分級	粗骨材	球形
		破碎型	粉碎→焼成→破碎→分級	粗・細骨材	碎石・砕砂型
	膨張粘土	造粒型	粉碎→押出成形→乾燥→焼成→分級	粗骨材	円柱形, 角柱形
			粉碎→成形→乾燥→破碎→焼成→分級	粗・細骨材	川砂利・川砂型
	真珠岩, 抗火石	造粒型	微粉碎→回転造粒→乾燥→焼成→分級	粗・細骨材	球形
副産	焼成フライアッシュ	造粒型	粉碎→回転造粒→乾燥→焼成→分級	粗骨材	球形
	膨張スレート	破碎型	粉碎→焼成→破碎→分級	粗骨材	碎石型
	膨張ぼた(石炭ぼた)	造粒型	粉碎→回転造粒→乾燥→焼成→分級	粗骨材	球形
	膨張スラグ(高炉スラグ)	—	水冷→分級	粗骨材	碎石型
	石炭がら	—	分級→セメント被覆	粗骨材	碎石型
天然	火山れき	—	掘削→破碎→分級	粗骨材	碎石型
	改良火山れき	—	掘削→破碎→分級→セメント被覆	粗骨材	碎石型

(注1) 下線\_\_\_の骨材が現在もっとも一般的に市販されている骨材。

(注2) 下線.....の骨材が低吸水性を有する高品質軽量骨材。

(注3) 本表は文献[2.1, 2.2]を参考にして作成。



図 2.1 現在市販されている構造用人工軽量骨材(膨張頁岩系, 非造粒型, 粗骨材)

### 2.1.2 人工軽量骨材の原料と発泡機構

現在, 国内でもっとも市販されている構造用人工軽量骨材は膨張頁岩を原料とするものが大半であり, 一部で膨張粘土も混用されている. 膨張頁岩, 膨張粘土は地質鉱物学的分類では泥岩(堆積岩)に属し, 泥岩は粘土やシルト(鉱物の微粒子)が河海・湖沼で堆積した後, 地圧により硬化したもので, 国内に広く分布している. 泥岩のうちで節理を示すものを膨張頁岩と称し, 軟質なものを膨張粘土と称している.

C. M. Reley は, 通常の焼成温度(1000~1300°C)において良好な膨張性を示す頁岩および粘土は, 図 2.2 に示したシリカ( $\text{SiO}_2$ ), アルミナ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ )およびその他の成分( $\text{CaO}$ ,  $\text{MgO}$ ,  $\text{FeO}$ ,  $\text{Fe}_2\text{O}_3$ ,  $\text{K}_2\text{O}$ ,  $\text{Na}_2\text{O}$ )の3成分系の点線で囲まれた範囲であることを実験的に明らかにしている

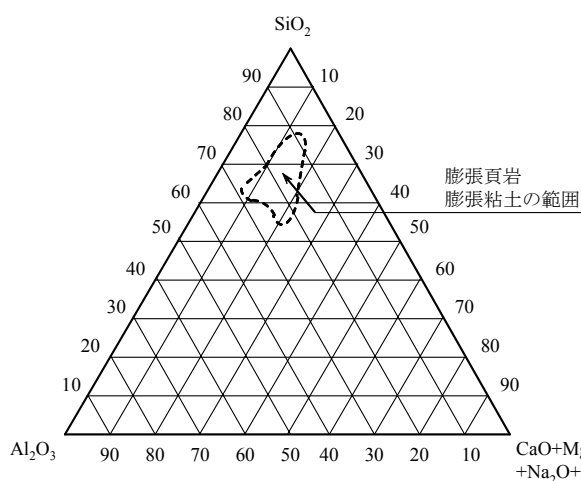


図 2.2  $\text{SiO}_2 - \text{Al}_2\text{O}_3 - (\text{CaO} + \text{MgO} + \text{K}_2\text{O} + \text{Na}_2\text{O} + \text{Fe}_2\text{O}_3)$ 系における膨張頁岩・膨張粘土の範囲

[2.3]. 頁岩や粘土の発泡によって軽量骨材を得るためには、

- i) 原料を高温加熱することで放出されるガスを内部に封じ込めておくことができる程度の粘稠な融液が生成すること。
- ii) 高温状態で粘稠な融液が生成された後にガスを放出するような物質を原料中に含有していること。

などの条件が整っている必要がある。原料中のガス発生物質とガス発生反応については、①  $\text{Fe}_2\text{O}_3$  の高温解離による  $\text{O}_2$  の発生、②炭酸塩の熱分解による  $\text{CO}_2$  の発生、③含有炭素または有機成分と  $\text{Fe}_2\text{O}_3$  の高温反応による  $\text{CO}_2$  の発生、④  $\text{FeS}$  や  $\text{CaSO}_4$  などの硫化物の分解による  $\text{SO}_2$  の発生などと考えられている [2.4, 2.5]。これらの反応の中でも、とくに鉄化合物が果たす役割が重要であると見なされているものの、現在までに軽量骨材の焼成過程における発泡機構は明確になっていない。

### 2.1.3 人工軽量骨材の製造方法

図 2.3 は国内で市販されている構造用人工軽量骨材の製造工程を示したものである。図 2.3(a) は非造粒型の製造工程を示し、頁岩の原石を粗砕して直ちに焼成できるため、製造工程が単純なこと、製品の粒度分布の管理・調整が比較的容易なことなどが特長である。粗砕された粒子は碎石・砕砂状であるものの、焼成によって溶融した骨材表面に硬質な殻が形成されて川砂利・川砂のような形状となる。なお、原料成分の変動がそのまま製品の品質変動となって現れるため、均質で豊富な原石の鉱床を確保することが必要である。そして、図 2.3(b) は造粒型の製造工程を示し、頁岩の原石(他の原料を加えることもある)を微粉碎し、水(バインダーを加えることもある)を加えて混合したものを押出成形機にて造粒した後、乾燥・焼成するものである。原料の粉碎工程で原石の品質変動を調整できるため、非造粒型の場合のように原石鉱床の均一性を必要としないこと、種々の原料(最近では廃棄物なども利用される)を調べることなどが特長である。なお、骨材粒子は押出し成形によって単一直径をもった円柱状とな

るために連続した粒度分布が得られにくいこと(そのため非造粒型の骨材と混合されることが多い), 焼成までの製造工程が増加して複雑になることなどの問題もある。

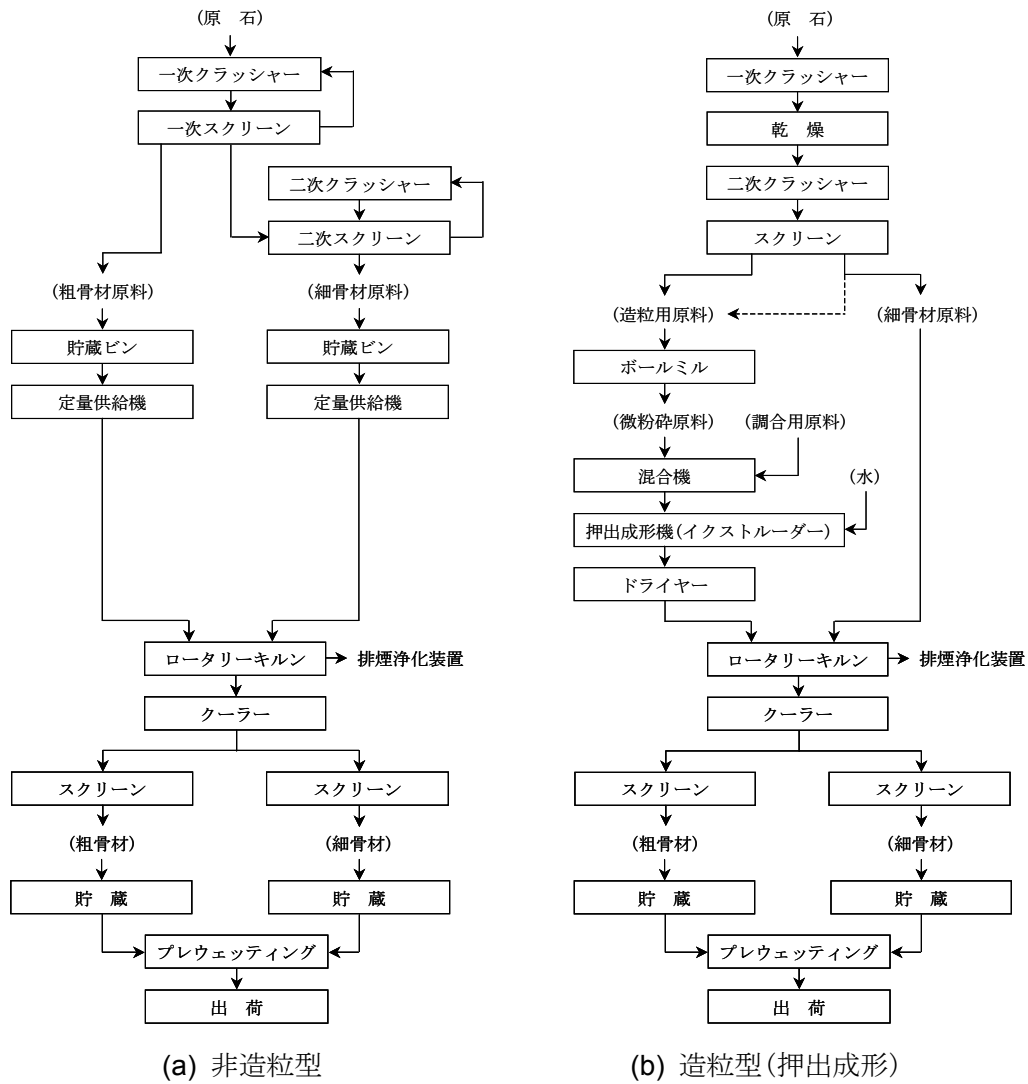


図 2.3 構造用人工軽量骨材の製造工程

表 2.2 国内で現在市販されている人工軽量骨材の物性 [2.6]

銘柄	原料	製造方法	種類	絶乾密度 (kg/l)	吸水率 (%)	単位容積質量 (kg/l)	実積率 (%)	浮遊率 (%)
AL	膨張頁岩	非造粒型	粗骨材	1.20~1.30	8~10	0.70~0.80	62~64	3 以下
			細骨材	1.64~1.74	8~10	1.10~1.16	53~54	—
ML	膨張頁岩, 汚泥, 焼却灰	非造粒・造粒 混合型	粗骨材	1.24~1.34	7~10	0.76~0.86	60~65	10 以下
			細骨材	1.60~1.79	7~13	0.98~1.08	52~55	—
FAL	フライアッシュ	造粒型	粗骨材	1.30~1.38	14~18	0.80~0.85	61~63	0



#### 2.1.4 人工軽量骨材の物性ならびに問題点

表 2.2 は国内で現在市販されている 3 種類の人工軽量骨材の物性を示したものである [2.6]. これらの骨材では原料や製造方法が異なっているものの、それらの物性はほぼ同等といえる.

これら市販の人工軽量骨材を用いたコンクリートの圧縮強度は、図 2.4 に示すように 45N/mm<sup>2</sup> 程度まで同一水セメント比で川砂利(普通骨材)を用いたコンクリートと同等となるものの、45N/mm<sup>2</sup> 程度以上(水セメント比でおおよそ 40%以下)になると低下する傾向を示す [2.7, 2.8, 2.9]. 軽量骨材コンクリートにおいては、水セメント比が小さくなるとセメントペーストの強度よりも軽量骨材の強度の方が小さくなってコンクリート強度が主として骨材強度に支配されるようになるため、セメント水比説は成立しないことがある [2.10, 2.11, 2.12]. このように現在市販の人工軽量骨材を用いて 60N/mm<sup>2</sup> 以上となるような高強度コンクリートを得ることは水セメント比をいたずらに低下させることになり、効率的に強度を発現させるような配合とならない.

また合理化施工が進んだ今日では、コンクリートの場内輸送はポンプ圧送に依存している. 一定径の管内を流動するコンクリートは図 2.5 に示すような栓流の状態であり、管壁の近傍部は水とセメントまたは細骨材の微粒子から構成される潤滑層、ならびに流速が一定の中心部は粗骨材、細骨材、セメント、水、空気から構成される固体栓になっている. このような潤滑層が管壁全面に生じる場合を飽和流動(水理流動)、管との抵抗に固体摩擦が一部含まれる場合を不飽和流動(摩擦流動)という [2.13]. 軽量骨材が圧力吸水を起こすため、軽量骨材コンクリートは普通骨材コンクリートにくらべて不飽和流動になる傾向が強い [2.14]. 図 2.6(a)に示すように管内で流動している普通コンクリートは内圧によって水の分離(管径方向の分離)を生じて潤滑層を形成している. しかし、軽量骨材を用いたコンクリートでは、図 2.6(b)に示すように内圧によって骨材が吸水し、管壁との摩擦で圧送抵抗が増加しやすい. さらに摩擦が増加すると粗骨材、細骨材、セメント粒子のアーチングを順次起こして、最終的には水の分離(管軸方向の分離)を生じて閉塞に至ることもある.

このような圧送抵抗の増加や閉塞などを防止するためには、軽量骨材を事前吸水(プレウェットティング、またはプレソーキングともいう)することで、圧送中における軽量骨材の加圧吸水を抑制しておくことが基本となる. 軽量粗骨材の含水率とコンクリート圧送中の閉塞率の関係は経験的に求められており、通常の圧送条件の場合、事前吸水は含水率 20%程度であればよいことがわかっている [2.15]. 事前吸水は軽量骨材製造工場内で行われており、粗骨材の場合 28%程度、細骨材の場合 16%程度の含水率で出荷されている.

しかしながら、練混ぜ前における軽量骨材の含水率(飽和度)とコンクリートの凍結融解抵抗性には密接な関係があり、軽量骨材の含水率が増加するほど凍結融解抵抗性は低下する [2.16, 2.17, 2.18]. たとえば、図 2.7 は、一般的な普通骨材コンクリートにおいては凍結融解抵抗性を十分に確保できるような空気量 5.0%以上、気泡間隔係数 200  $\mu$  m 以下の条件でエントレインドエアを連行した軽量骨材コンクリート I 種(粗骨材のみ軽量骨材を使用)において、耐久性指数と軽量骨材の含水率との関係を示したものである. この図から、軽量骨材コンクリートでは

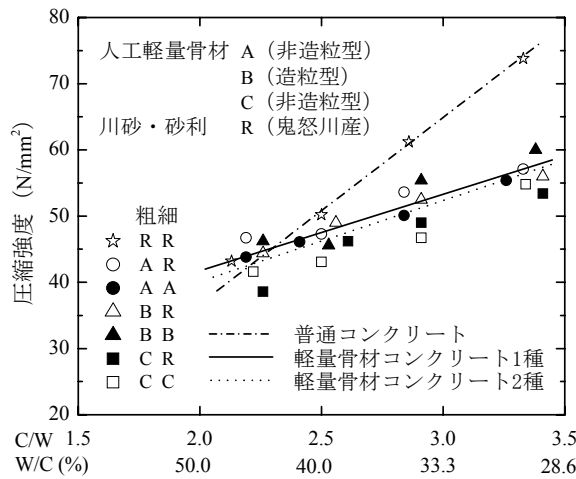


図 2.4 軽量骨材コンクリートのセメント水比と圧縮強度の関係 [2.8]

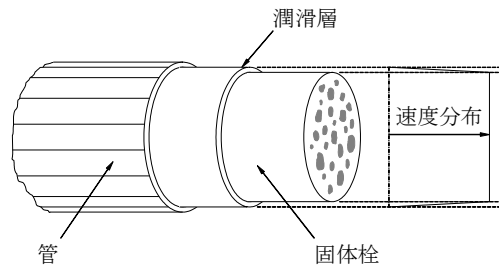


図 2.5 栓流

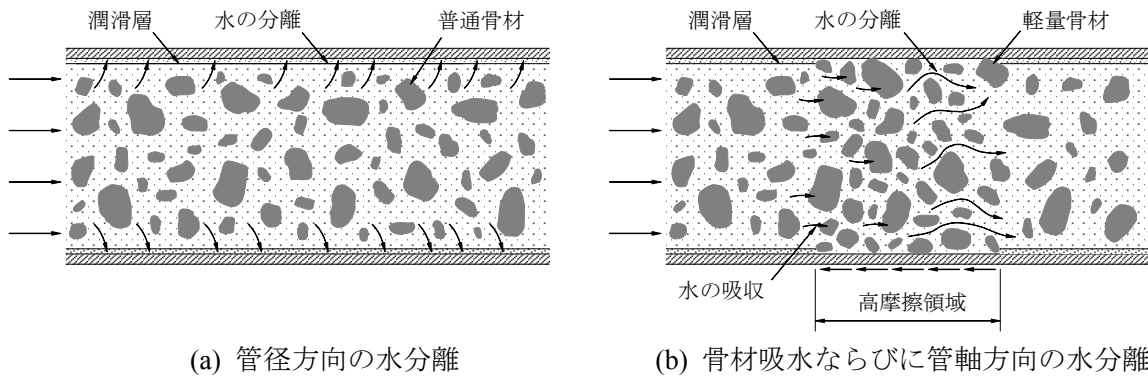


図 2.6 管内の脱水ならびに吸水

軽量骨材の含水率が 5%以上になると耐久性指数(凍結融解試験による動弾性係数の変化から求めた凍結融解の繰返し作用に対するコンクリートの耐久性を表す指数)が急激に低下することがわかる [2.16]. このため、軽量骨材コンクリートの耐凍害性を確保する観点からは練混ぜ前における軽量骨材の含水率を 5%以下に管理することが一般的な考え方になっている [2.19].

以上のように市販の人工軽量骨材は連続した空隙構造をもつため、コンクリートに適用した場合、強度発現性、ポンプ圧送性および凍結融解抵抗性に問題を生じることがある。

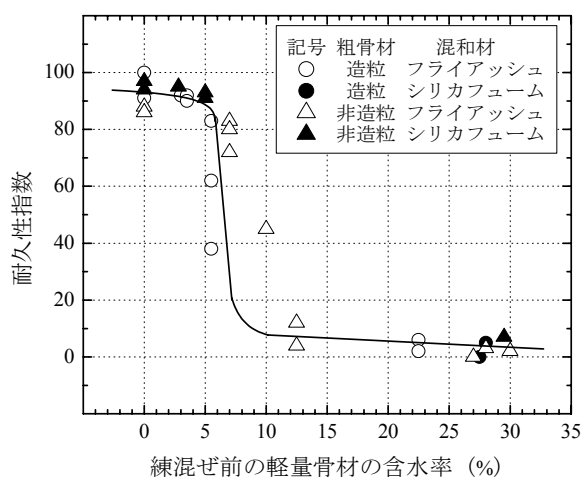


図 2.7 軽量粗骨材の含水率とコンクリートの耐久性指数 [2.16]



(a) 真珠岩系，造粒型



(b) 黄土系，造粒型

図 2.8 最近開発された高品質軽量骨材(粗骨材)

## 2.2 高品質軽量骨材の特性

### 2.2.1 高品質軽量骨材の概要ならびに種類

膨張頁岩を主原料とした従来の人工軽量骨材には、コンクリートの高強度化が困難なことや、コンクリートのポンプ圧送性と凍結融解抵抗性の両立が不可能なことに大きな問題があった。このような問題を生じる原因は、従来の人工軽量骨材が内部に有する空隙構造ならびにその空隙構造に依存した吸水特性、すなわち従来の人工軽量骨材の内部はほとんどが粗大で連続した空隙で形成されているために骨材の強度が低く、吸水率(とくに加圧時の吸水率)が高いことにある。したがって、内部に微細で独立した空隙構造を持つ骨材を開発することで、人工軽量骨材の高強度化と低吸水性が同時に可能となり、コンクリートに適用した場合の問題点が解決できる。このような概念によって開発された人工軽量骨材が鉱物質微粉末を主原料にして高密度造粒し、高温焼成した低吸水性の高品質軽量骨材である。

このような高品質軽量骨材の種類には、表 2.1 に示したように抗火石または真珠岩の微粉末を主原料に回転造粒したもの[2.20, 2.21]，ならびに堆積粘土(黄土)を主原料にした乾燥物を破砕によって造粒したもの[2.22]が存在する。これら2種類の高品質軽量骨材が実用化に至っており、それらの外観を図 2.8(a) ならびに(b)にそれぞれ示す。

## 2.2.2 高品質軽量骨材の原料と発泡機構

高品質軽量骨材の主原料には新島産の抗火石(完新世の流紋岩溶岩)や奥尻島産の真珠岩(多数の同心状の割れ目を有するガラス質流紋岩)、中国黄河流域産の黄土(シルトを主体とした更新世の風成細粒堆積物)などの微粉末が用いられている。また、副原料には可塑剤としてベントナイト、発泡剤として炭化珪素(SiC)、造粒助剤としてリグニン水溶液などが利用されている。一般に原料の調合比率は、主原料が90~95%、副原料が10~5%となっている。高品質骨材は主原料である抗火石、真珠岩および黄土が膨張頁岩や膨張粘土のようにそれ自体で焼成発泡しないため、平均粒径 $10\mu\text{m}$ 以下に微粉碎した上で発泡剤が原料中に均一な形で混合されている。また、高品質軽量骨材の主原料は、現在市販の人工軽量骨材の原料である膨張頁岩にくらべて、ガラス含有率ならびにシリカ含有率が高いことが特徴である。たとえば、真珠岩の場合は、約90%がガラスであり(膨張頁岩はガラスをほとんど含有しない)、また化学成分の約75%が $\text{SiO}_2$ で構成される(膨張頁岩は $\text{SiO}_2$ が約60%で構成される)。なお、主原料中のガラスが多いほど高温加熱時に粘稠な融液を保持できるために発生気泡を独立した状態で閉じ込めておくことが可能となり、また主原料中のシリカが多いほど強い組織構造を形成することが可能になると考えられている。

また、高品質軽量骨材の焼成工程における発泡機構については、以下のように考えられている。まず主原料の微粉材料に可塑剤や造粒助剤を添加した造粒物は $400\sim 900^\circ\text{C}$ 程度で酸化して分解ガスであるCOや $\text{CO}_2$ を外部に放出し(酸化過程)、つぎに $1000^\circ\text{C}$ 程度で焼結することで高密度化する(焼結過程：融点以下の高温で加熱すると粉末粒子同士が表面エネルギーを減少させる方向、すなわち表面積を減少する方向に物質移動が起こるために融着して空隙が減少する)。その後 $1100\sim 1200^\circ\text{C}$ 程度で発泡剤が分解することで気泡が発生し(発泡過程)、この気泡は緻密化した焼結物内部で微細かつ独立した状態で閉じ込められるため、外部と連通した空隙構造を残さずに軽量化した骨材を得ることが可能となる。

## 2.2.3 高品質軽量骨材の製造方法

図 2.9 は真珠岩系の高品質軽量骨材の製造方法を示したものであり、真珠岩(主原料)、ベントナイト(可塑剤)および炭化珪素(発泡剤)を混合してボールミルにて微粉碎したものに水を加えて混練し、リグニン水溶液(造粒助剤)を滴下しながら回転造粒機(パン型ペレタイザー)にて高密度造粒する(回転造粒型)。この球状の造粒物を乾燥させてロータリーキルンにて焼成することで、内部に均一で微細な独立空隙を生じる。この際に焼成温度や発泡剤添加量を調整す

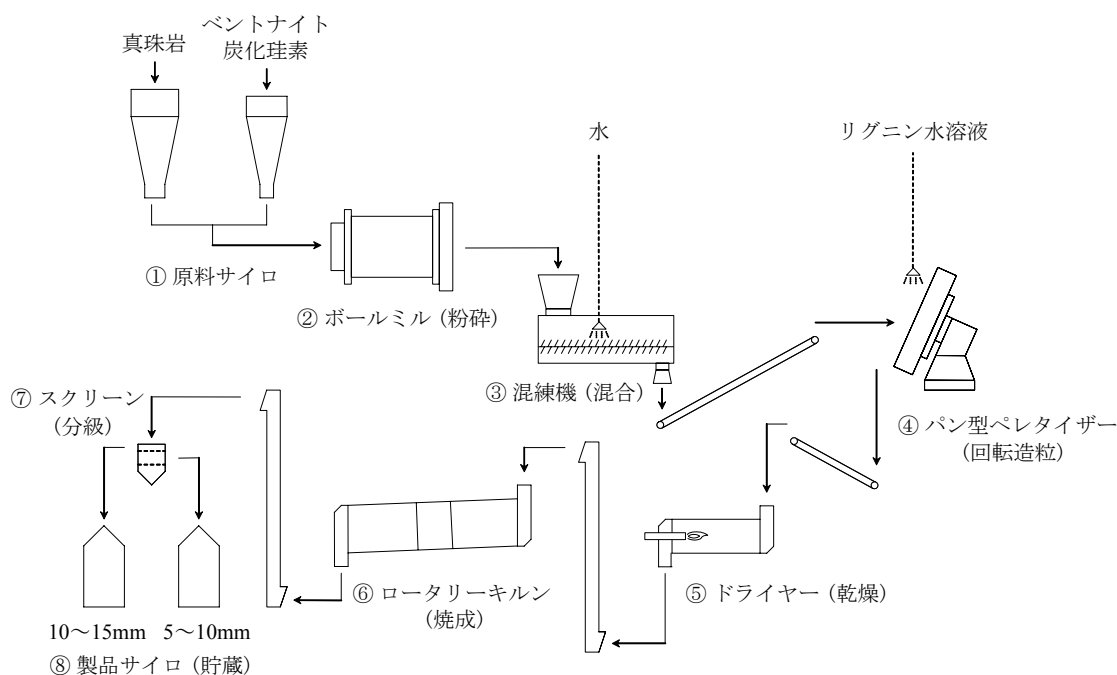


図 2.9 高品質軽量骨材の製造方法(真珠岩系)

ることで、密度が  $0.6 \sim 1.5\text{kg}/\ell$  の範囲で変化させることができる。なお、耐火石系の高品質軽量骨材は真珠岩系の場合とほとんど同様の製造方法となっている。また、黄土系の高品質軽量骨材の場合は造粒工程が異なっており、原料と水の混練物を板状に成型し、乾燥後に粗砕することで造粒物を得ている。このため、黄土系の高品質軽量骨材の形状は川砂利・川砂状となっている。

## 2.2.4 高品質軽量骨材の特性

### (1) 吸水特性

表 2.3 は、絶乾密度  $1.2\text{kg}/\ell$  程度の粗骨材において、高品質軽量骨材と市販人工軽量骨材の物性を比較したものである。高品質軽量骨材は従来の人工軽量骨材にくらべて 24 時間吸水率ならびに煮沸吸水率のいずれも飛躍的に小さくなっており、低吸水性であることが大きな特長となる。とくにポンプ圧送を行う場合には軽量骨材の加圧吸水による圧送抵抗の増加、さらに除圧放水による材料分離が問題となっており、図 2.10 は、絶乾密度  $1.2\text{kg}/\ell$  程度の粗骨材において、高品質軽量骨材ならびに市販人工軽量骨材を水中にて  $3.5\text{N}/\text{mm}^2$  で加圧したときの吸水性状ならびに除圧したときの放水性状を比較したものである。この図より、高品質軽量骨材は加圧吸水を生じにくく、除圧放水もきわめて少ないことがわかる。

表 2.3 高品質軽量骨材の物性(粗骨材)

種類	主原料	製造方法	絶乾密度 (kg/l)	吸水率				最大寸法 (mm)	実積率 (%)	400kN 破砕値 * <sup>3</sup> (%)
				24時間 * <sup>1</sup>		煮沸 * <sup>2</sup>				
				(wt.%)	(vol.%)	(wt.%)	(vol.%)			
高品質 軽量骨材	真珠岩	造粒型(回転)	1.21	3.78	4.42	8.26	9.67	15	60.1	30.8
	黄土	造粒型	1.17	1.77	2.07	4.40	5.15	15	61.8	29.1
市販の 軽量骨材	膨張頁岩	非造粒型	1.24	10.7	13.2	24.3	30.1	15	63.0	36.4
	膨張頁岩	造粒(押出)・非造粒 混合型	1.27	10.3	13.1	17.5	22.2	15	65.9	35.1

\*<sup>1</sup> 静水中に24時間浸漬して表乾状態にしたときの含水率を示す。

\*<sup>2</sup> 煮沸を2時間して表乾状態にしたときの含水率を示す。

\*<sup>3</sup> 粒径 15~10mm の骨材を試料として計量器(内径 115mm×内高 178mm)にて計量して試験容器(内径 154mm×内高 140mm)に詰め、プランジャーにて 400kN まで加圧したときの全試料に対する 2.5mm ふるいを通過した試料の割合(質量%)。

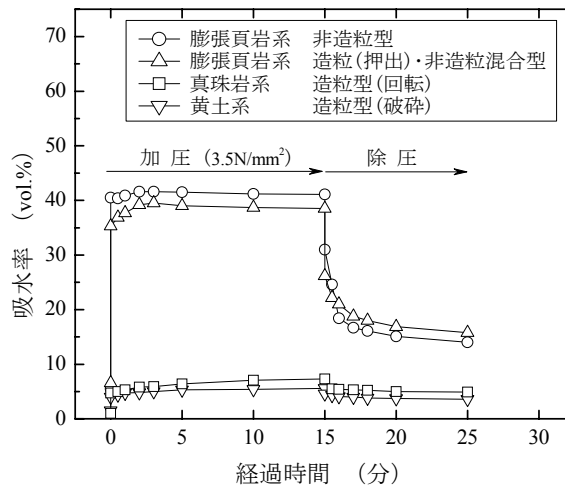


図 2.10 高品質軽量骨材の加圧吸水ならびに除圧放水(粗骨材)

## (2) 強度特性

現在までに骨材自体の強度を測定する方法は確定されていないものの、相対的な評価においては骨材の破砕試験が用いられることがある。表 2.3 に示した高品質軽量骨材の 400kN 破砕値 (BS 812) は従来の膨張頁岩系の軽量骨材にくらべて若干小さい値となっており、高品質軽量骨材の骨材強度が高いことを示唆している。なお、軽量骨材のように 400kN 破砕値が 30%を超えるような場合には 10%破砕値 (BS 812) が用いられることも多い。軽量骨材の 10%破砕値とコンクリートの圧縮強度には相関があることを報告されているものの [2.23]、骨材の破砕試験は舗装用礫の転圧に対する破砕度の評価試験を転用したものであり、コンクリート用骨材の強度やその骨材を用いたコンクリート強度を的確に示すものではないといわれている [2.24]。

表 2.4 は、絶乾密度が異なる真珠岩系高品質軽量骨材の強度に関するデータを得る目的で実施された試験結果であり [2.25]、高品質軽量骨材は絶乾密度が 0.85kg/l の場合であっても従来の膨張頁岩系軽量骨材にくらべて同等以上の骨材強度を有し、絶乾密度が 1.20kg/l の場合では相当に高い骨材強度を示すようになる。

表 2.4 高品質軽量骨材の強度(粗骨材) [2.25]

種類	主原料	製造方法	絶乾密度 (kg/l)	骨材強度		弾性係数 * <sup>1</sup> (kN/mm <sup>2</sup> )
				一軸圧縮強度 * <sup>1</sup> (N/mm <sup>2</sup> )	圧壊荷重 * <sup>2</sup> (N)	
高品質軽量骨材	真珠岩	造粒型(回転)	0.85	26.0	1380	10.1
			1.20	62.3	2248	15.2
市販の軽量骨材	膨張頁岩	非造粒型	1.25	24.2	1138	7.7

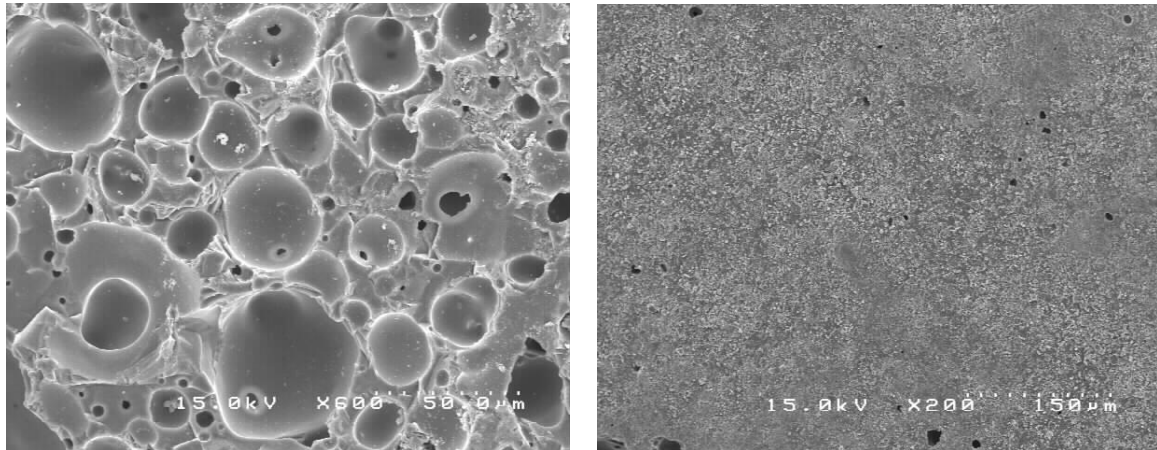
\*<sup>1</sup> 骨材粒子から寸法 6×6×14mm の試験片を切り出して一軸載荷したときの圧縮強度ならびに弾性係数.

\*<sup>2</sup> 直径 14mm の骨材粒子を平行な載荷平板の間に挟んで点載荷したときの圧縮破壊荷重.

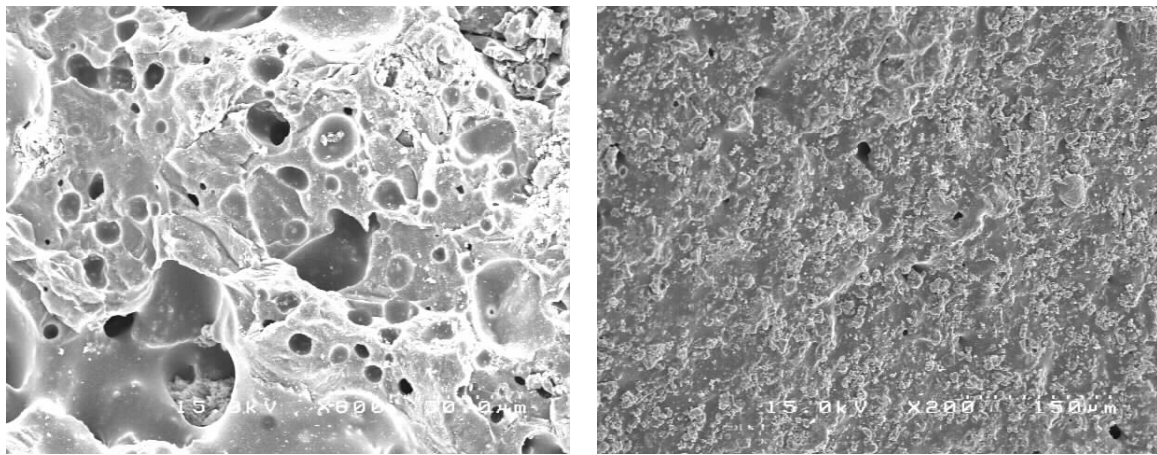
### (3) 微細組織構造

軽量骨材の吸水特性や強度特性は内部や表面の微細組織の構造に依存する. たとえば同じ空隙率の骨材であっても, 内部空隙が外部と連通した構造(連通空隙構造)であれば吸水性は高くなり, 内部空隙が独立して存在する構造(独立空隙構造)であれば吸水性は低くなる. 粗大空隙が多い骨材では加圧後に短時間で吸水が行われて吸水量が一定となり, 除圧後も急激に放水し, その後の変化も小さいものの, 微細空隙が多い骨材では加圧しても吸水が徐々に行われて容易に一定とならず, 除圧後の放水も緩慢になる [2.26]. また, 軽量骨材の強度も内部の空隙構造が関係しており, 微細で独立した空隙が多いほど骨材強度は高くなり, 粗大で連通した空隙が多いほど骨材強度は低くなると考えられる. これは, グリフィスの破壊理論において, ヤング係数  $E$  で単位面積当りの表面エネルギー  $\gamma$  の薄い弾性体の内部に長さ  $2c$  のひび割れ(欠陥長)が存在するときの破壊応力  $\sigma_u$  が  $(2E\gamma/\pi c)^{1/2}$  で与えられることから, 独立した微細な空隙が存在するほど内部の欠陥長は短くなり, 破壊に至る応力(強度)が高くなることで説明できる.

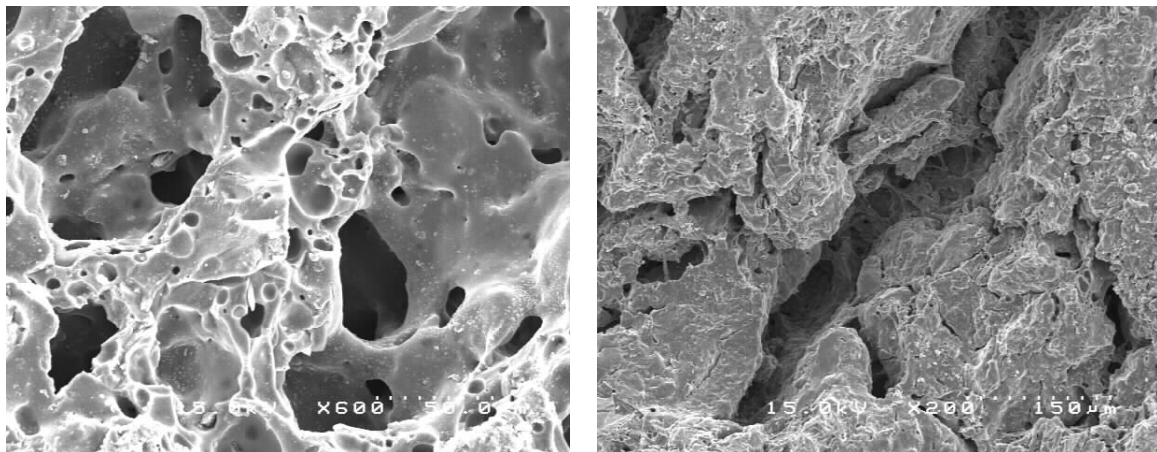
図 2.11 は, 真珠岩系と黄土系の高品質軽量骨材ならびに膨張頁岩系の非造粒型軽量骨材について, 各々の内部ならびに表面の SEM 像を示したものである. 高品質軽量骨材の内部は独立した空隙で構成されており, 表面も滑らかで外部まで連通した気孔はほとんど存在しない. また, 真珠岩系の軽量骨材は独立した空隙構造が発達しており, 黄土系の軽量骨材は微細な空隙構造が発達している傾向が認められる. 一方, 膨張頁岩系の非造粒型軽量骨材の内部は粗大な連通空隙で構成されており, 表面にも亀裂状の空隙が多く存在し, 内部空隙が骨材表面まで連通した構造になっている.



(a) 真珠岩系の高品質軽量骨材(左図：内部 600倍，右図：表面 200倍)



(b) 黄土系の高品質軽量骨材(左図：内部 600倍，右図：表面 200倍)



(c) 膨張頁岩系の非造粒型軽量骨材(左図：内部 600倍，右図：表面 200倍)

図 2.11 人工軽量骨材の内部ならびに表面の SEM 像



## 2.3 高品質軽量骨材を用いたコンクリートの特性

### 2.3.1 コンクリートの施工性

#### (1) 流動性の保持性能

抗火石系ならびに真珠岩系の高品質軽量骨材は事前吸水することなく絶乾状態で使用しても圧力が作用しない状態ではほとんど吸水しないため、コンクリートのスランプならびにスランプフローの経時変化に与える影響は小さいことが確認されている[2.27, 2.28].

#### (2) ポンプ圧送性

高品質軽量骨材は圧力下における吸水量が従来の膨張頁岩系非造粒型軽量骨材にくらべて飛躍的に少なく、加圧時のフレッシュコンクリートの流動性低下に対する骨材吸水の影響を低減できる[2.29, 2.30]. このため、圧送前のコンクリートにおいて500~550mmのスランプフローを確保して流動化させることで、事前吸水を行わずに絶乾状態で高品質軽量骨材を用いた場合でも水セメント比を40%よりも低減した高強度コンクリートのポンプ圧送が可能になる[2.27, 2.31]. 実際に鉄道や道路におけるプレストレストコンクリート橋の上部構造に高品質軽量骨材を用いた高強度コンクリートが適用されており、これらの橋梁ではポンプ圧送によって施工された実績がある[2.32, 2.33, 2.34].

#### (3) 高流動化したコンクリートの充填性

高品質軽量骨材を粗骨材に用いて自己充填性を有するような高流動コンクリートも開発されるようになってきている. たとえば、水平方向流動時に生じやすい粗骨材分離については、フライアッシュと増粘剤を併用してモルタル部分の密度低下と粘性付与を図ることで密度が小さい高品質軽量粗骨材の浮き上がりを抑制できる[2.35]. また、鉄筋などの間隙通過性については、間隙を通過する際にコンクリートの自重が圧力として作用するため、高品質軽量骨材を用いた場合には充填性が低下すると予想される. しかし、高流動コンクリートの間隙通過性には粗骨材形状が影響しており、粗骨材粒子の円度が0.8以上になると間隙通過性は急激に向上することがわかっている[2.36]. なお、円度は骨材粒子の平面画像から $4\pi \times (\text{面積}) \div (\text{周囲長})^2$ として算出したもので、真球の円度は1.0となる. 高品質軽量骨材のように回転造粒された粗骨材粒子では円度は1.0に近くなっており、鉄筋間を通過する際には、粗骨材粒子が小さい半径で回転できるうえ、同じ粗骨材絶対容積となる配合ではその粗骨材の粒子個数も減少する. このため、高品質軽量骨材を用いた高流動コンクリートでは、粗骨材同士の接触や衝突が減少し、自己充填性が向上する. ただし、スランプフローを過度に増加させた場合、密度の高い普通骨材は粗骨材粒子が沈降してボックス型やU型などの充填試験装置の通過鉄筋間で粗骨材体積濃度が高くなって閉塞しやすくなるのに対して、密度の低い高品質軽量骨材では逆に粗骨材粒子が浮上して粗骨材体積濃度の低いコンクリートが鉄筋間を通過できるようになる. このため、軽量骨材を用いた高流動コンクリートでは粗骨材分離の影響が充填高さという指標に反映されない場合があることについて注意が必要となる[2.37, 2.38, 2.39].

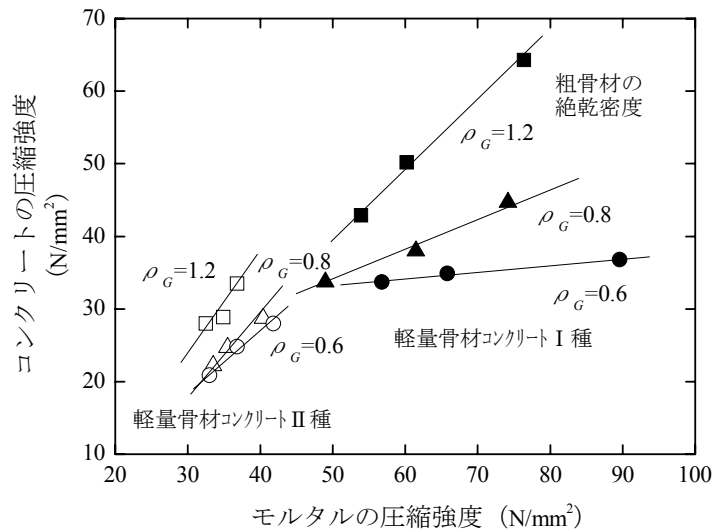


図 2.12 高品質軽量骨材を用いたコンクリートのモルタル強度とコンクリート強度の関係

## 2.3.2 コンクリートの強度特性

### (1) 圧縮強度

図 2.12 は、絶乾密度 0.6~1.2kg/l の抗火石系の高品質軽量骨材を用いたコンクリートにおいて、モルタル強度とコンクリート強度の関係を示したものであり [2.40]、高品質軽量骨材の密度が高いほど、すなわち骨材強度が高いほど、モルタル強度に対するコンクリート強度の増加程度も大きくなる。そのため、高強度コンクリートを得るためには絶乾密度 1.2kg/l 程度の強度を有する骨材を選択することが必要になる。また、図 2.13 は、抗火石系の高品質軽量骨材にシリカフェームならびに高性能 AE 減水剤を組み合わせ用いたコンクリートの単位容積質量と圧縮強度の関係を示したものである [2.41]。この図から、低水結合材比 25% として高品質軽量骨材を使用することで、単位容積質量 1.9t/m<sup>3</sup> で圧縮強度 90N/mm<sup>2</sup> 以上となる軽量かつ高強度なコンクリートを得られることがわかる。

図 2.14 は、水セメント比を 30~40% として真珠岩系の高品質軽量骨材を用いたコンクリートの密度と圧縮強度の関係を示したものである [2.42]。なお、図中には同じ水セメント比の範囲で膨張頁岩系の非造粒型軽量骨材を用いた場合の結果も併記している。鉱物質微粉末を混和材として使用しない場合においても、高品質軽量骨材を用いたコンクリートでは密度 1.2~1.6t/m<sup>3</sup> で 35~45N/mm<sup>2</sup> (軽量コンクリート II 種)、密度 1.6~1.8t/m<sup>3</sup> で 45~70N/mm<sup>2</sup> (軽量コンクリート I 種) の圧縮強度が得られている。従来の軽量骨材を用いたコンクリートでは密度 1.5~1.7t/m<sup>3</sup> で 30~35N/mm<sup>2</sup> (軽量コンクリート II 種)、密度 1.7~1.9t/m<sup>3</sup> (軽量コンクリート I 種) で 35~60N/mm<sup>2</sup> の圧縮強度しか得られないことを勘案すると、高品質軽量骨材が軽量化と同時に高強度化を実現できる材料であることがわかる。

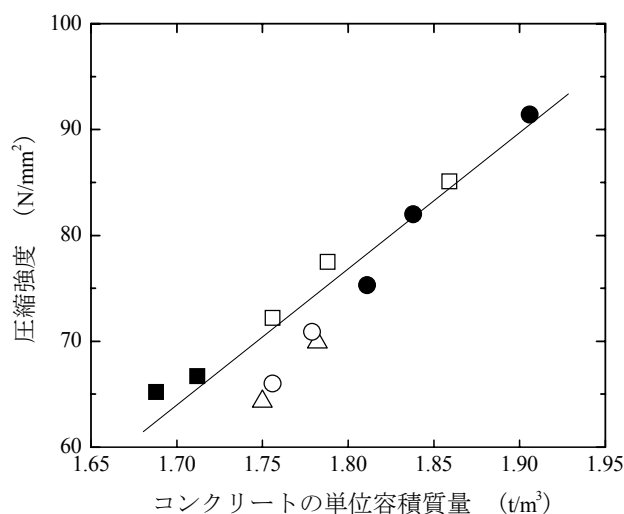


図 2.13 高品質軽量骨材を用いた高強度コンクリートの単位容積質量と圧縮強度の関係 [2.41]

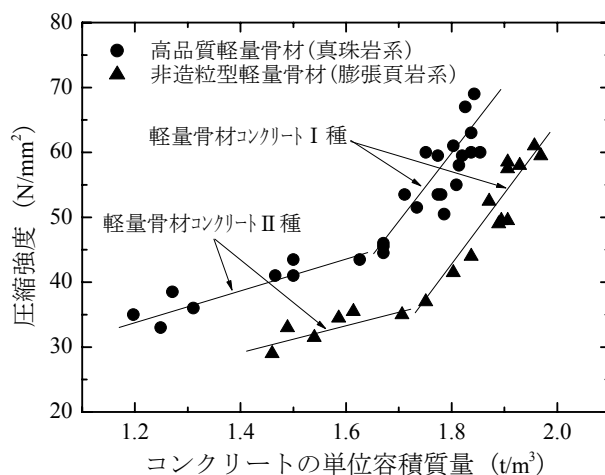


図 2.14 高品質軽量骨材を用いたコンクリートの密度と圧縮強度の関係 [2.42]

## (2) 引張強度

図 2.15 は、水セメント比を 30~40%として真珠岩系の高品質軽量骨材を用いたコンクリートの圧縮強度と引張強度の関係を示したものである[2.42]。なお、図中には同じ水セメント比の範囲で膨張頁岩系の非造粒型軽量骨材を用いた場合の結果も併記している。高品質軽量骨材を用いたコンクリートの引張強度は、同じ圧縮強度を有する非造粒型軽量骨材を用いたコンクリートの場合にくらべて小さいことがわかる。高品質軽量骨材を用いたコンクリートの脆度係数(引張強度に対する圧縮強度の比率)は 15.5~17 となり、従来の非造粒型軽量骨材を用いたコンクリートの場合の 12~15 よりも大きな値となる。したがって、高品質軽量骨材を用いた場合には脆性的な破壊を生じやすいといえる。

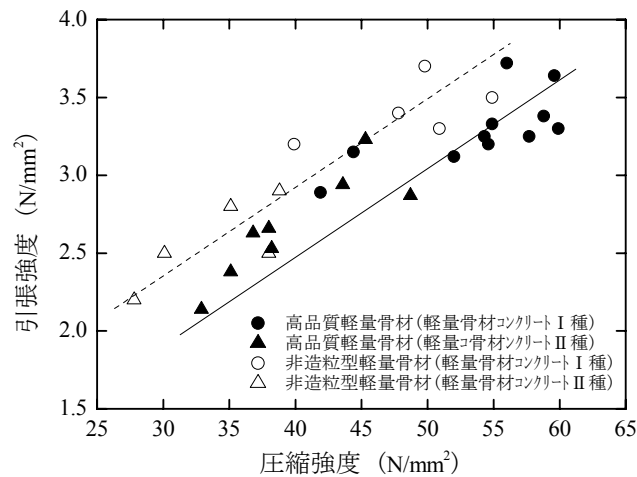


図 2.15 高品質軽量骨材を用いたコンクリートの圧縮強度と引張強度の関係 [2.42]

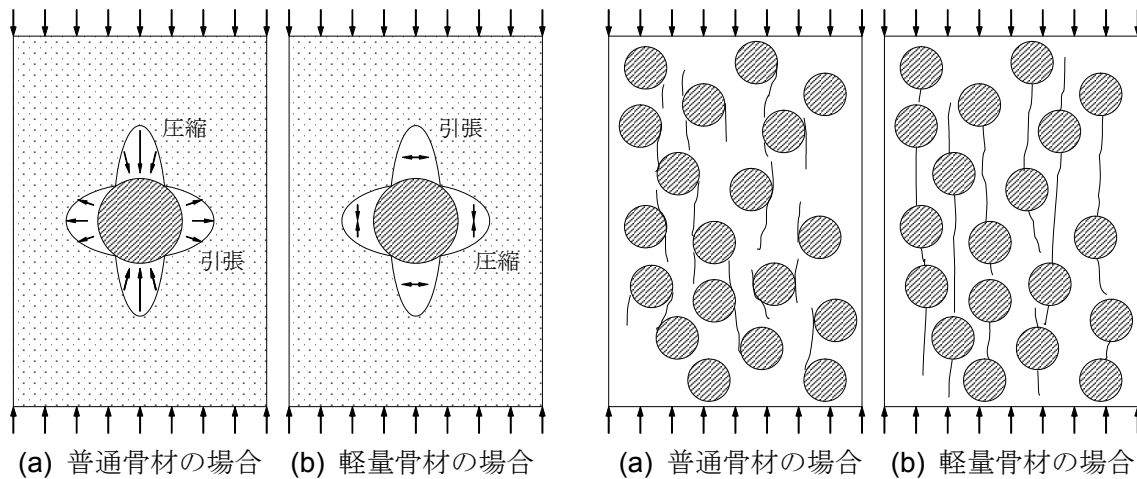


図 2.16 粗骨材周辺の応力状態 [2.45]

図 2.17 ひび割れの発生状態 [2.45]

### 2.3.3 コンクリートの破壊特性

#### (1) 骨材周辺の応力状態とひび割れ性状

絶乾密度  $0.85\text{kg}/\ell$  のならびに  $1.20\text{kg}/\ell$  の高品質軽量骨材を粗骨材として用いたコンクリート円柱供試体において、圧縮応力下で発生した AE 波形からモーメントテンソル解析を行い [2.42], Ohtsu の方法 [2.44] にもとづいてひび割れタイプを分類すると、引張型のひび割れ発生率は普通骨材を用いた場合に 30%となるのに対し、高品質軽量骨材を用いた場合は絶乾密度  $0.85\text{kg}/\ell$  の場合 54%, 絶乾密度  $1.20\text{kg}/\ell$  の場合 51% となって引張型ひび割れを生じやすくなる。これは、普通粗骨材の弾性係数ならびに強度は母材(モルタル)の弾性係数ならびに強度とくらべていずれも大きいものの、軽量粗骨材の場合には粗骨材の弾性係数ならびに強度は母材の弾性係数ならびに強度とくらべていずれも小さくなっていることに起因する。つまり、粗骨材と母材との力学的性質の違いから、軽量骨材コンクリートの場合、粗骨材周辺の応力状態が図 2.16(b)のように粗骨材の上下に引張応力が作用する形となり、図 2.17(b)のように母材中に引

張型のひび割れが増加するためと考えられる。一方、普通コンクリートの場合は、粗骨材周辺が図 2.16(a)のような応力状態となり、図 2.17(a)のように粗骨材の左右の界面にせん断型のひび割れが発達するためと考えられる。

## (2) 破壊エネルギー

水セメント比を 30%として絶乾密度 1.20 kg/lの黄土系高品質軽量骨材を用いたコンクリートの破壊エネルギーは 70N/m 程度となる。同じ圧縮強度を有する普通骨材コンクリートの破壊エネルギーは 100N/m 程度であり、高品質軽量骨材を用いて高強度化した場合には破壊エネルギーが低下する[2.46]。なお、黄土系の高品質軽量骨材を用いたコンクリートの破壊エネルギーは真珠岩系の高品質軽量骨材よりもやや高い程度でほとんど同等して扱うことが可能であり[2.47]、黄土系ならびに真珠岩系のいずれの高品質軽量骨材においてもモルタル部分が同じ配合(同じ強度)であれば高品質軽量粗骨材の絶乾密度の減少に応じてコンクリートの破壊エネルギーも低下する[2.47, 2.48]。母材となるモルタルの強度にくらべて軽量粗骨材の強度が大きい領域(高強度コンクリートの場合)では従来の膨張頁岩系の非造粒型軽量粗骨材よりも造粒型の高品質軽量粗骨材を用いた方がコンクリートの破壊エネルギーは増加する傾向になる。しかし、母材となるモルタルの強度にくらべて軽量粗骨材の強度が大きい領域(低強度コンクリートの場合)では高品質軽量粗骨材よりも従来の軽量粗骨材を用いた方がコンクリートの破壊エネルギーは増加する傾向になる[2.48]。高強度域ではひび割れが軽量粗骨材内部を貫通してコンクリートの破壊に至るために軽量粗骨材の強度が破壊の支配的な要因となりやすいのに対して、低強度域ではひび割れが軽量粗骨材周辺を迂回してコンクリートの破壊に至るために軽量粗骨材の形状が破壊の支配的な要因になりやすい。したがって、低強度域のコンクリートに限っては、回転造粒型の高品質軽量粗骨材(完全な球状)よりも従来のような非造粒型軽量骨材(碎石よりもやや丸みを帯びた形状)を用いた方が破壊エネルギーの増加を生じる現象が観察されたのではないかと考えられている。

## 2.3.4 コンクリートの耐久性

### (1) 耐凍害性

図 2.18 は、高品質軽量骨材を粗骨材に用いたコンクリートの凍結融解抵抗性(水中凍結水中融解)を示したものである[2.49, 2.50]。膨張頁岩系の非造粒型軽量骨材は事前含水率を 20%以上として加圧吸水を抑制してポンプ施工性を確保するものの、このような高含水率状態で使用した場合は図 2.18(a)のようにコンクリートの凍結融解抵抗性が急激に低下する。真珠岩系の高品質軽量骨材は低吸水性で加圧吸水も生じにくいいため絶乾状態で使用してもポンプ施工できるうえ、図 2.18(b)のように事前吸水率が 4%程度(24 時間吸水)までであれば凍結融解繰返し 300 サイクルで相対動弾性係数 60%程度(凍結融解サイクル前後における動弾性係数の低下度合い)を確保することができる。また、高品質軽量骨材を用いたコンクリートでは図 2.18(a)に示すように水セメント比を 40%以下とすることで耐凍害性を確保することができる。

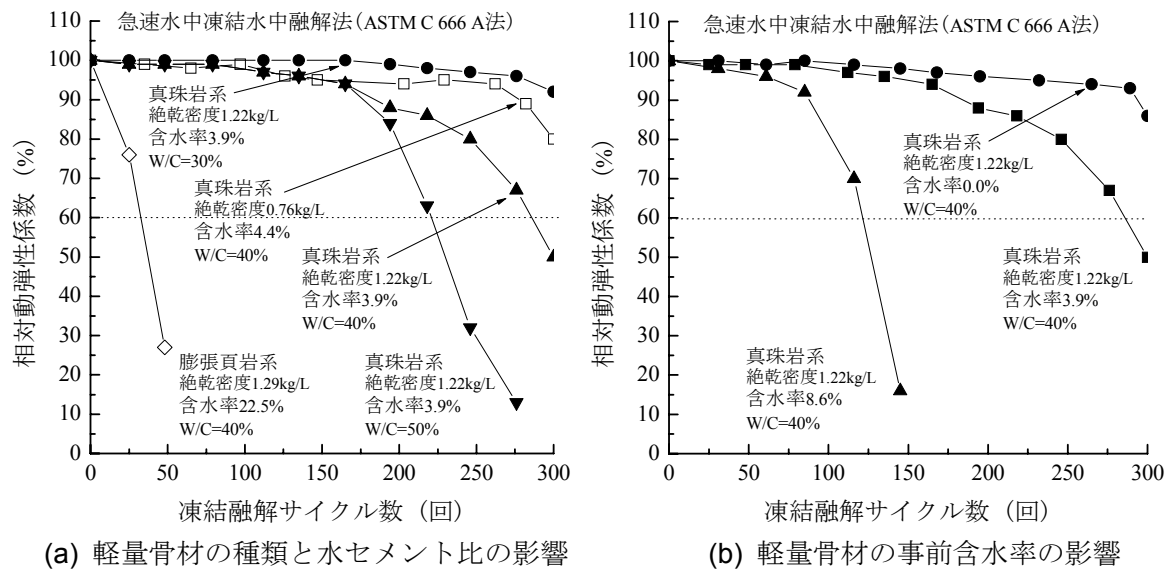


図 2.18 高品質軽量骨材を粗骨材に用いたコンクリートの凍結融解抵抗性

## (2) 疲労特性

図 2.19 は、真珠岩系の高品質軽量骨材を粗骨材に用いた高強度コンクリートの気中ならびに水中における圧縮疲労試験の結果を示したものである [2.51]。なお、土木学会コンクリート標準示方書では図中に示す Goodman 型の  $S-N$  線式をコンクリートの圧縮疲労強度式として採用している。この  $S-N$  直線の傾きを表現する係数  $K$  の値は、高品質軽量骨材コンクリートの場合、気中で  $K=18$ 、水中で  $K=11$  とすることで 95% の生存確率が保証できると報告されている [2.52, 2.53]。この  $K$  の値は普通強度となる普通骨材コンクリートの場合では、気中で  $K=17$ 、水中で  $K=10$  となることから、高品質軽量骨材を用いたコンクリートの圧縮疲労強度は普通コンクリートとほぼ同等である。なお、従来の膨張頁岩系人工軽量骨材を用いたコンクリートの場合には、気中で  $K=10$  (水中における普通コンクリートの場合の水中における値に等しい) となっている。これは従来の人工軽量骨材が水分を豊富に含んでおり、気中であっても水中の場合と同様に水のクサビ作用によってコンクリートの疲労強度が低下するためと考えられる。したがって、低吸水性の高品質軽量骨材を用いたコンクリートでは、従来の人工軽量骨材を用いた場合のように圧縮疲労強度の低下を生じることはなく、普通コンクリートとほぼ同等な水準まで圧縮疲労特性を改善できる。

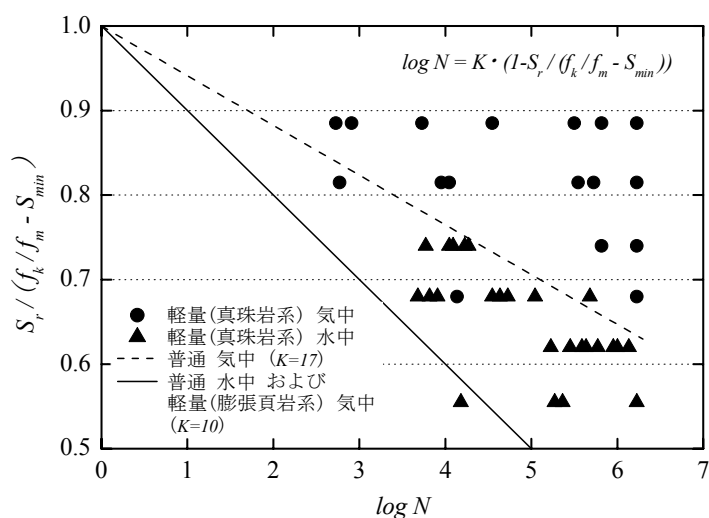


図 2.19 高品質軽量骨材を粗骨材に用いたコンクリートの圧縮疲労試験結果

### (3) アルカリ骨材反応性

人工軽量骨材のアルカリシリカ反応(以下, ASR)については, もともと反応性が高くないうえ, たとえ ASR ゲルを生成しても骨材内部に多数存在する空隙の緩衝作用で有害な膨張を生じないものと考えられていた[2.54]. しかし, 近年では人工軽量骨材を用いた実際のコンクリート構造物における劣化事例が顕在化しており[2.55, 2.56], 試験室においてはガラス相を含有するような軽量骨材において ASR ゲルの生成[2.57]や骨材自体からのアルカリ溶出[2.58]などが確認されている. ここで, 国内において人工軽量骨材の ASR が検討された最近の報告から[2.59, 2.60], 高品質軽量骨材の ASR に関する内容をまとめると以下のとおりである.

- i) 真珠岩系ならびに黄土系の高品質軽量骨材はいずれもガラス相を有しており, 黄土系骨材には石英と長石が, 真珠岩系骨材には反応性鉱物のクリストバライトが存在する. また, 従来の膨張頁岩系軽量骨材もガラス相を有し, 鉱物として石英と長石が存在している. なお, 化学法(JIS A 1145)を実施した後の骨材粉末試料を XRD に供すると, 黄土系ならびに膨張頁岩系骨材の石英と長石のピークには化学法の前後で変化がないものの, 真珠岩系骨材のクリストバライトのピークは化学法の後で消失した(クリストバライトが反応した).
- ii) 水酸化カルシウム飽和溶液(38°C)に粒径 5mm 以下の骨材粒子を浸漬した結果, 真珠岩系, 黄土系, 膨張頁岩系のいずれの軽量骨材も初期からアルカリを溶出するものの, 浸漬 28 日までに溶出は終了しており, 浸漬 182 日ではいずれの軽量骨材であっても天然骨材と溶出量は同等となる.
- iii) 化学法(JIS A 1145)の結果は, 真珠岩系, 黄土系および膨張頁岩系のいずれの軽量骨材も「無害でない」と判定されるものの, モルタルバー法(JIS A 1146)ではすべての軽量骨材を用いた場合に 6 か月の膨張率は 0.1%未満であり, 「無害」と判定される. また外来アルカリ供給ならびに高温促進を行うモルタルバー法(ASTM C 1260 ならびにデンマーク法)においても膨張率は小さく, すべての軽量骨材が厳しい試験条件下でも「無害」と判定される.

- iv) モルタルバー法 (ASTM C 1260) を実施した試験体の切断面から、真珠岩系の高品質軽量骨材ならびに従来の膨張頁岩系軽量骨材において ASR ゲルの生成が確認された (酢酸ウラニル法)。なお、黄土系の高品質軽量骨材の試験体は蛍光発色を示さず、ASR ゲルの生成は認められない。
- v) コンクリートバー法 (湿気槽養生法, 1N-NaOH 溶液浸漬法, 飽和 NaCl 浸漬法) を、真珠岩系と黄土系の高品質軽量骨材, ならびに従来の膨張頁岩系軽量骨材をそれぞれ粗骨材に用いたコンクリートにおいて実施したものの, いずれの軽量骨材を用いた場合にもほとんど膨張を生じない。

## 2.4 高品質軽量骨材コンクリートを用いた部材の特性

### 2.4.1 はり部材の曲げ性能

高品質軽量骨材を用いた RC はり部材の曲げ載荷試験 [2.61] から、i) 降伏時ならびに終局時における曲げ耐力の算定は普通コンクリートと同様の手法で十分な精度で予測できること、ii) 曲げひび割れの分散性は良好であり、主鉄筋降伏後においても良好な変形性能を有すること、iii) 主鉄筋降伏までのひび割れ幅の測定値は土木学会コンクリート標準示方書の算定式を用いた計算値とよく一致すること、iv) 主鉄筋ひずみ  $1000 \times 10^{-6}$  の時ならびに主鉄筋の降伏時における断面高さ方向のひずみ分布はいずれも高さ方向に直線的に変化しており、曲げ耐力の算定で用いた平面保持の仮定が妥当であること、などが確認されている。ここでは粗骨材の全部ならびに細骨材の一部に高品質軽量骨材を用いており、水セメント比 40% で単位容積質量  $1.64 \text{ t/m}^3$ 、圧縮強度  $40.8 \text{ N/mm}^2$  の軽量骨材コンクリート II 種を RC はり部材に適用したものである。なお、高品質軽量骨材を粗骨材の全部ならびに粗骨材の一部のみに使用した軽量骨材コンクリート I 種の RC はり部材においても曲げ性能は同様であり、この場合にも普通コンクリートに用いる手法にて曲げ耐力を算定できることが確認されている [2.62]。

### 2.4.2 はり部材のせん断性能

#### (1) せん断耐力に関する諸外国の規準と問題点

一般に、軽量骨材コンクリートを用いた RC はり部材のせん断耐力は、普通コンクリートを用いた場合よりも低下する。これは、i) 軽量骨材コンクリート自体のせん断剛性 (せん断剛性はヤング係数に比例) が普通コンクリートの場合にくらべて低下するため、まだひび割れていないコンクリート部分の直接的なせん断抵抗が減少すること、ii) 軽量骨材自体の強度ならびにヤング係数が普通骨材の場合にくらべていずれも低下するため、斜めひび割れ面における骨材のかみ合せ抵抗が減少すること、などに起因するものと考えられる。

たとえば、土木学会標準コンクリート示方書では、軽量骨材コンクリートを用いたせん断補強筋が無い棒部材の設計せん断耐力は普通コンクリートを用いた場合の 70% として一律に低



減すること(せん断耐力低減係数として 0.7)が示されている[2.63]。また、英国規格(BS 8110)の場合も日本と同じような考え方が採用されており、軽量骨材コンクリートを用いた場合のせん断耐力低減係数として 0.8 が一律に採用されている[2.64]。

一方、欧州コード(ENV 1992-1-4)では、軽量骨材コンクリートの密度に応じてせん断耐力を低減できるように、 $(0.4 + 0.6 \rho / 2400)$  という形でせん断耐力低減係数が与えられている[2.65]。ここで、 $\rho$ の値は軽量骨材コンクリートの絶乾密度(単位:  $\text{kg/m}^3$ )である。また、ノルウェーのコード(NS 3473)においても、欧州コードの場合と同様に軽量骨材コンクリートの絶乾密度に応じて、 $(0.3 + 0.7 \rho / 2400)$  という形でせん断耐力を低減させている[2.66]。

米国の ACI ビルディングコード(ACI 318)は、すべての骨材に軽量骨材を使用した場合(軽量コンクリート II 種)に 0.75 を、粗骨材のみに軽量骨材を使用した場合(軽量コンクリート I 種)に 0.85 をせん断耐力低減係数として乗じることが示されている[2.67]。米国の場合には、日本ならびに英国のような一律かつ一定に低減する手法と欧州のようにコンクリート密度に応じて低減する手法を折衷させた形といえる。

図 2.20 は、軽量骨材コンクリートを用いた部材のせん断耐力低減係数に関する諸外国の規準を比較したものである[2.68]。なお、図中には真珠岩系高品質軽量骨材を用いてコンクリート密度を変化させた RC はり部材ならびに PC はり部材のせん断耐力の実験値を併記した[2.69]。高品質軽量骨材を用いたせん断補強筋が無い RC はりのせん断耐力はノルウェーの規準に近いこと、土木学会コンクリート標準示方書は諸外国の中でももっとも安全側となっていることなどがわかる。また、現行のいずれの設計規準においても PC はり部材に軽量骨材コンクリートを適用した場合のせん断耐力を過小評価している。これらの問題点は、軽量骨材コンクリートを構造部材として合理的かつ経済的に設計する上で改善が必要となる。

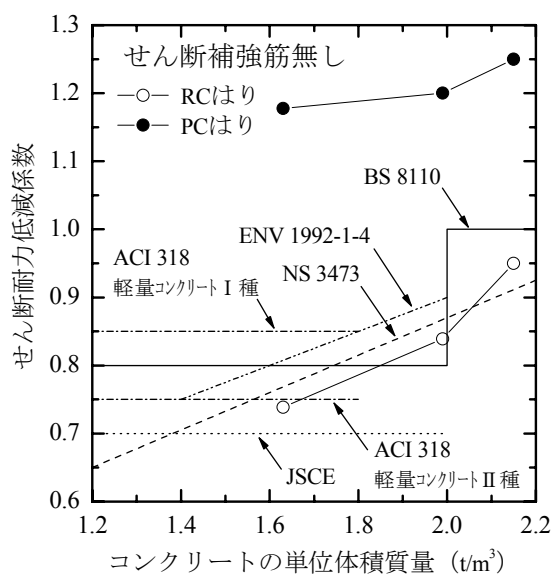


図 2.20 せん断耐力低減係数に関する諸外国の規準

## (2) 高品質軽量骨材コンクリートのせん断耐力低減係数

真珠岩系高品質軽量骨材を用いて単位容積質量を  $1290\sim 1840\text{kg/m}^3$  に変化させたコンクリート (圧縮強度  $f_c'=23.0\sim 45.0\text{N/mm}^2$ ) にてせん断補強筋が無い RC はりを作製し、せん断スパン  $a=500\sim 3500\text{mm}$ 、有効高さ  $d=200\sim 1000\text{mm}$ 、せん断スパン有効高さ比  $a/d=2.5\sim 5.0$  の範囲で曲げせん断載荷試験が行われている [2.70]。このせん断試験の結果では、土木学会コンクリート標準示方書におけるせん断耐力算定式のもととなった二羽らの式 [2.71] にコンクリートの単位容積質量に応じた低減係数として  $(\rho/2300)^{3/2}$  を乗じることで、高品質軽量骨材を用いた RC はりのせん断耐力 (斜めひび割れ発生耐力) を十分に評価できると報告されている。

また、高品質軽量骨材を用いた軽量コンクリート I 種 ( $\rho=1760\text{kg/m}^3$  で  $f_c'=26.7\text{N/mm}^2$ 、 $\rho=1640\text{kg/m}^3$  で  $f_c'=22.7\text{N/mm}^2$  の 2 種類) ならびに軽量コンクリート II 種 ( $\rho=1210\text{kg/m}^3$  で  $f_c'=26.5\text{N/mm}^2$  の 1 種類) にて RC はり部材を作製し、有効高さ  $d=200\text{mm}$  で一定としてせん断スパン有効高さ比が  $a/d=2.0\sim 3.6$  の範囲で曲げせん断載荷試験を実施されている [2.72]。この載荷試験結果では、せん断耐力低減係数に脆度係数を考慮して  $(0.84 \cdot \xi_L / \xi_N + 0.32)$  を乗じることで、高品質軽量骨材を用いた RC 部材のせん断耐力が算定できると報告されている。ここで、 $\xi_L$  は高品質軽量骨材コンクリートの脆度係数の逆数、 $\xi_N$  は普通骨材コンクリートの脆度係数の逆数となる。

## 2.5 まとめ

構造用人工軽量骨材の種類、原料、発泡機構、製造方法および物性に関する既往の知見をまとめるとともに、現在市販されている膨張頁岩系の人工軽量骨材をコンクリートに適用した場合の問題点について述べた。また、これらの問題点を解決する目的で新しく開発された高品質軽量骨材について概説し、その骨材の特性ならびにコンクリートの特性に関する既往の研究を示し、高品質軽量骨材を用いたコンクリートの実用化における新たな問題点を抽出した。これらの内容をまとめると、以下のとおりである。

- (1) 現在市販されている膨張頁岩系の軽量骨材は内部組織が連通空隙構造となっており、骨材の強度が比較的 low、吸水性が高いという特性がある。このため、i) 高いコンクリート強度が得られにくいこと、ii) 骨材の事前吸水を行わない場合にはコンクリートのポンプ圧送性が著しく低下すること、iii) 骨材の事前吸水を行った場合には凍結融解抵抗性が著しく低下すること、などの問題点を有している。
- (2) 主原料である鉱物質微粉末に発泡剤などの副原料を混合して造粒・焼成した高品質軽量骨材は内部組織が微細独立空隙構造となるため、高い骨材強度ならびに低い吸水性を有している。このため、水セメント比などを低下させることで比較的容易に軽量かつ高強度なコンクリートを得ることができると、骨材の事前吸水を行わずに用いた場合でもコンクリートのポンプ施工性と耐凍害性の確保を両立させることができる。
- (3) 高品質軽量骨材を用いたコンクリートは脆度係数 (引張強度に対する圧縮強度の比率) が

大きいため、脆性的な破壊を生じやすく、破壊エネルギーも低下する傾向がある。また、高品質軽量骨材を用いたコンクリートの疲労強度は普通コンクリートとほぼ同等であり、膨張頁岩系の軽量骨材を用いたコンクリートの場合よりも大幅に向上する。高品質軽量骨材の種類ならびに環境条件によってはアルカリと反応してゲルを生成するものも存在するが、モルタルやコンクリートに有害な膨張を生じさせるようなものではない。

- (4) 高品質軽量骨材を用いたコンクリートをはり部材に適用した場合、曲げ耐力は普通コンクリートと同様の方法で算定することが可能である。しかし、せん断耐力は普通コンクリートの場合よりも低下するため、せん断耐力低減係数を設定することが必要になる。現行の土木学会コンクリート標準示方書では軽量骨材コンクリートのせん断耐力を一律に低減する手法が採用されており、諸外国の設計基準と比較しても過剰に安全側である。

## 第3章

# 高品質軽量骨材を用いた高強度コンクリートの収縮に及ぼす内的要因

現在市販されている頁岩系の非造粒型軽量骨材では骨材自体の強度が不十分なことから、水セメント比を低下させた場合でも(おおよそ水セメント比 40%で)コンクリート強度は頭打ちとなる。これに対して、高品質軽量骨材は内部に微細で独立した空隙構造を有することから、吸水性が低く、さらに骨材強度が高いことを特長とする。このため、高品質軽量骨材をコンクリートに用いる場合、高性能 AE 減水剤や微粉材料を組み合わせ水結合材比を低下させることで母材の強度が向上し、軽量骨材コンクリートの高強度化が実現できることになる。したがって、高品質軽量骨材は低水セメント比で利用されることが多くなり、自己収縮に対する配慮が必要なコンクリートのひとつといえる。しかし、既往の研究では、その代表的な改善性能である強度特性や凍結融解抵抗性に着目したものがほとんどであり、体積変化、とくに自己収縮に関する報告はない。これは、従来の頁岩系非造粒型軽量骨材が水セメント比 40%以下となるような範囲で使用されることがきわめて少なかったことによるものと思われる。

このような背景のもと、本章では高品質軽量骨材を粗骨材として用いた低水セメント比コンクリートの自己収縮ならびに乾燥収縮について検討した。具体的には、高品質軽量骨材コンクリートの体積変化に与える内的要因として、粗骨材の種類、含水状態、絶対容積などの配合条件の影響について検証した。また、高品質軽量骨材を用いたコンクリートの体積変化を市販の頁岩系非造粒型軽量骨材や普通砕石といった吸水特性の異なる骨材を用いた場合と比較する形で、高品質軽量骨材コンクリートの体積変化機構を考察した。

### 3.1 実験概要

#### 3.1.1 使用材料

表 3.1 ならびに表 3.2 に使用材料を示す。セメントには早強ポルトランドセメントを、細骨材には普通砕砂を用いた。また、粗骨材には真珠岩を原料とする高品質軽量骨材、頁岩を原料とする非造粒型軽量骨材(以下、LA)、および普通砕石(以下、CS)の 3 種類を用いた。なお、高品質軽量骨材は、製造工程の焼成温度を変化させることで、JIS A 5002 における区分が M と

表 3.1 使用したセメント，細骨材および混和剤

種類	使用材料	記号	物性または成分
結合材	早強ポルトランドセメント	C	密度 3.14g/cm <sup>3</sup> ，比表面積 4490cm <sup>2</sup> /g
細骨材	普通砕砂(青梅産硬質砂岩)	S	表乾密度 2.62kg/l，吸水率 1.63wt.%，粗粒率 3.07
混和剤	高性能 AE 減水剤	SP	ポリカルボン酸系
	AE 剤	AE	変性アルキルカルボン酸化合物

表 3.2 使用した粗骨材

種類	製造方法	記号	絶乾密度 (kg/l)	吸水率				最大 寸法 (mm)
				24 時間 * <sup>1</sup>		煮沸 * <sup>2</sup>		
				(wt.%)	(vol.%)	(wt.%)	(vol.%)	
高品質軽量骨材 (奥尻島産真珠岩)	造粒型 (回転式)	HLA-M	1.21	3.78	4.42	8.26	9.67	15
		HLA-L	0.94	5.10	4.79	9.26	8.70	15
市販の軽量骨材 (淡路島産頁岩)	非造粒型	LA	1.24	16.1	20.0	27.9	34.6	15
普通砕石 (青梅産硬質砂岩)	—	CS	2.62	0.74	1.94	—	—	15

\*<sup>1</sup> 静水中に 24 時間浸漬して表乾状態にしたときの含水率を示す。

\*<sup>2</sup> 煮沸を 2 時間して表乾状態にしたときの含水率を示す。

(異なる密度の骨材の吸水性を比較するため，吸水率は質量百分率だけでなく体積百分率も示した。)

なる絶乾密度 1.2kg/l 程度のもの(以下，HLA-M)，ならびに区分が L となる絶乾密度 0.9kg/l 程度のもの(以下，HLA-L)の 2 種類を使用した。

### 3.1.2 配合ならびに練混ぜ

配合は表 3.3 に示すように，すべて単位水量ならびに単位セメント量を一定(単位セメントペースト量を一定)とし，W/C=32%の低水セメント比コンクリートとした。粗骨材は前述の 4 種類とし，軽量粗骨材を用いる場合にはその含水率(含水状態)ならびに絶対容積を変化させた。ただし，軽量粗骨材の含水状態(含水率)を変化させる場合，含水状態によって粗骨材が練混ぜ水の一部を吸収してペースト部の組成が変化することがないようにフレッシュコンクリート中における軽量粗骨材の吸水分に相当する水量を練混ぜ水に加え，W/C を一定に保つように配慮した。すなわち，煮沸吸水状態の骨材では骨材中の連通空隙が水で満たされており，骨材による吸水は生じないものと考えられるものの，絶乾状態の骨材では，当然，骨材が吸水し，また，24 時間吸水状態の骨材であってもミキサによる練混ぜで骨材表面が破損し，骨材内部の空隙が外部と連通することで吸水を生じることがある。このため，練混ぜによる骨材破損ができるだけ生じないようにオムニミキサ(容量 70l)を使用するとともに水量の補正を行った。既往の研究で軽量骨材の初期吸水は浸水してから 20 分経過以降は緩慢になることが示されており[3.1]，絶乾骨材や 24 時間吸水骨材を用いる場合には，まったく同一配合(混和剤添加量も同一)の下で煮沸吸水状態の骨材を使用したコンクリートの 20 分経過後のスランプと一致するような水量を実験的に求めた。補正のための添加水量は粗骨材絶対容積  $G$  (kg/m<sup>3</sup>) に対する割合で，絶乾状態で用いる場合に HLA-L ならびに HLA-M でいずれも 1.6%，LA で 4.3%となり，24 時

表 3.3 コンクリートの配合

No.	W/C (%)	s/a (%)	W (kg/m <sup>3</sup> )	C (kg/m <sup>3</sup> )	S (kg/m <sup>3</sup> )	SP (C×%)	G								
							絶対容積 (ℓ/m <sup>3</sup> )	種類	含水率						
									(vol.%)	吸水方法					
1	32.0	43.3	166	518	700	350	350	HLA-M	4.42	24h 吸水					
2								HLA-L	4.79						
3								LA	20.0	24h 吸水					
4								CS	1.94						
5								HLA-M	0.00	絶対乾燥					
6								HLA-M	9.67	煮沸吸水					
7								LA	0.00	絶対乾燥					
8									34.6	煮沸吸水					
9								48.2	38.5	780	0.90	320	HLA-M	4.42	24h 吸水
10								623							

表 3.4 コンクリートの性状

No.	フレッシュコンクリート			硬化コンクリート * <sup>1</sup>	
	スランプ (cm)	空気量 (%)	単位容積質量 (kg/m <sup>3</sup> )	圧縮強度 (N/mm <sup>2</sup> )	ヤング係数 (kN/mm <sup>2</sup> )
1	12.5	5.2	1801	61.1	22.1
2	14.0	5.7	1705	53.3	20.3
3	17.0	5.5	1907	61.3	20.9
4	12.5	4.1	2343	82.0	33.9
5	18.0	4.6	1796	60.8	21.8
6	12.0	4.8	1817	59.7	22.9
7	15.5	4.6	1830	63.1	23.0
8	18.0	4.9	1901	57.9	20.6
9	12.0	5.6	1834	60.1	22.3
10	18.0	4.4	1770	59.9	21.8

\*<sup>1</sup> 水中養生 20℃, 材齢 28 日.

間状態で用いる場合は HAL-L ならびに HAL-M でいずれも 0.9%, LA で 2.1%となった. この補正水量を加えたコンクリートは, 練混ぜ終了直後のスランプが表 3.4 の値となったものの, 注水から 20 分経過後のスランプはいずれの配合も 12±1.5cm で一定となった.

### 3.1.3 自己収縮ひずみの測定

材齢 1 日までは, 図 3.1 に示すように型枠(10×10×40cm)内の底面に摩擦を断つためのテフロンシート, 両端に自由な変形の拘束を防ぐためのポリスチレンボード, および打込み面も含めた供試体全面に水分逸散を防ぐためのポリエステルフィルムを施し, 恒温恒湿室(20℃, 80% R.H.)にてコンクリートを打ち込んで測定を行った. 凝結の始発に達した時点から, 供試体中央部の埋込みひずみゲージ(弾性係数 39N/mm<sup>2</sup>, 標点距離 10cm)にて測長した. なお, ひずみの算出では水和による温度上昇を熱電対にて測定し, コンクリートの線膨張係数を 10×10<sup>-6</sup>/℃と仮定して長さを補正した.

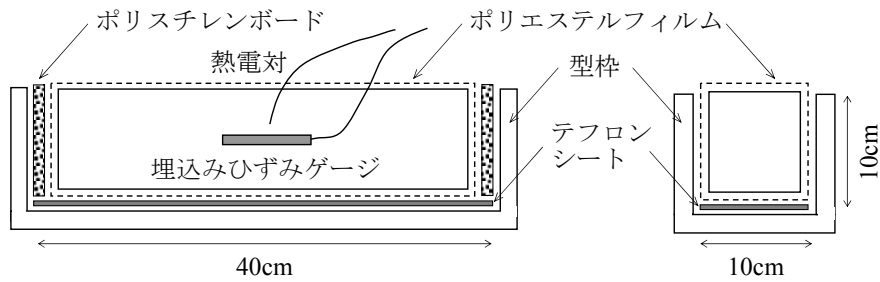


図 3.1 自己収縮の測定方法(材齢 1 日以前)

材齢 1 日を経過した時点で、この型枠から脱型して全面をアルミ粘着シールで封緘し、引き続き、埋込みひずみゲージにて長さ変化を測定した。

### 3.1.4 乾燥収縮ひずみの測定

供試体は寸法  $10 \times 10 \times 40\text{cm}$  とし、材齢 1 日で脱型後、材齢 14 日まで水中養生 ( $20^\circ\text{C}$ ) を行った。その後、この供試体を恒温恒湿室 ( $20^\circ\text{C}$ ,  $60\%\text{R.H.}$ ) にて乾燥させた。なお、乾燥中の長さ変化は乾燥を開始した材齢 14 日の時点を経長とし、傾斜式デジタルマイクロメータにて測定した。また、供試体の質量変化を測定し、供試体表面からの逸散水量を算出した。なお、この試験における乾燥収縮とは「養生後の乾燥開始時点以降の全収縮」を意味しており(一般的な乾燥収縮試験で得られるもの)、厳密にいうと、低水セメント比のコンクリートの場合は「乾燥開始時点以降に生じる自己収縮」を若干含んだものとなっている。

### 3.1.5 乾燥収縮と自己収縮が同時に進行するコンクリートのひずみ分布の測定

乾燥収縮はコンクリート供試体が乾燥する面に卓越して起きる現象で、一方、自己収縮は自己乾燥が生じたコンクリート供試体全体で起きる現象である。乾燥収縮と自己収縮が同時に発生するコンクリート部材として図 3.2 のように両端 2 面を乾燥面として残し、他の 4 面をポリエチレンフィルムとアルミ粘着テープでシールした供試体 ( $10 \times 10 \times 100\text{cm}$ ) において、凝結の始発時点から内部 5 か所に設置した埋込みひずみゲージ(弾性係数  $39\text{N/mm}^2$ , 標点距離  $10\text{cm}$ ) にてひずみ分布を測定した。供試体は、材齢 1 日まで封緘状態に保ち、材齢 1 日以降、恒温恒湿室 ( $20^\circ\text{C}$ ,  $60\%\text{R.H.}$ ) にて乾燥させた。

表 3.5 ならびに表 3.6 は、試験に供したコンクリートの材料ならびに配合条件をそれぞれ示したものである。配合は水セメント比 30% の高強度コンクリートとし、粗骨材には HLA-L, CS, および LA の 3 種類を使用した。なお、これら骨材の使用時の吸水状態については以下のように考えて設定した。従来型の LA は吸水率が高く、骨材のプレウェッティングが不十分な場合、セメントペースト中の水分を吸収してスランプロスやポンプ圧送性の低下など生じやすい。このため、軽量骨材製造工場において煮沸吸水と同様な状態(含水率 30% 程度)までプレウェッティングして供給されるのが通常である。一方、独立空隙型の HLA では普通骨材とほぼ

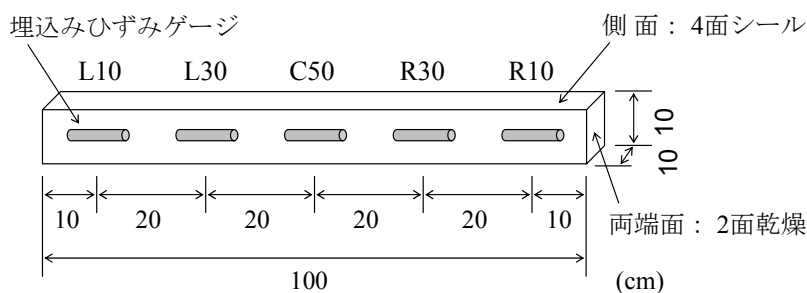


図 3.2 ひずみ分布測定に用いたコンクリート供試体

表 3.5 使用した材料

種類	使用材料	記号	物性または成分
結合材	普通ポルトランドセメント	C	密度 3.15g/cm <sup>3</sup> , 比表面積 3350cm <sup>2</sup> /g
細骨材	普通砂(小笠産陸砂)	S	表乾密度 2.62kg/ℓ, 吸水率 1.63wt.%, 粗粒率 2.83
粗骨材	高品質軽量骨材 (造粒型, 奥尻島産真珠岩)	HLA-L	絶乾密度 0.96kg/ℓ, 吸水率 4.34vol.%(24h), 11.7vol.%(煮沸), 最大寸法 15mm
	市販の軽量骨材 (非造粒型, 淡路島産頁岩)	LA	絶乾密度 0.96kg/ℓ, 吸水率 13.4vol.%(24h), 28.9vol.%(煮沸), 最大寸法 15mm
	普通砕石(青梅産硬質砂岩)	CS	絶乾密度 2.62kg/ℓ, 吸水率 1.94vol.%(24h), 最大寸法 15mm
混和剤	高性能 AE 減水剤	SP	ポリカルボン酸系
	AE 剤	AE	変性アルキルカルボン酸化合物

表 3.6 コンクリートの配合

No.	W/C (%)	s/a (%)	W (kg/m <sup>3</sup> )	C (kg/m <sup>3</sup> )	S (kg/m <sup>3</sup> )	SP (C×%)	G			
							絶対容積 (ℓ/m <sup>3</sup> )	種類	含水率	
									(vol.%)	吸水方法
1	30.0	42.2	165	550	664	1.00	350	HLA-L	4.34	24h 吸水
1.15						LA		28.9	煮沸吸水	
1.30						CS		1.94	24h 吸水	

同様な含水率管理としても流動性の低下が小さいと報告されている[3.2]。これらのことから、各粗骨材におけるプレウェッティングの程度は、HLA-L ならびに CS の場合、いずれも 24 時間吸水状態とし、LA の場合は煮沸吸水状態とすることで、実際の使用状況に近い形にて試験に供した。



## 3.2 高品質軽量骨材コンクリートの自己収縮に与える配合条件の影響

### 3.2.1 粗骨材種類の影響

図 3.3 は、24 時間吸水した各粗骨材を絶対容積  $350\text{l}/\text{m}^3$  一定で用いたコンクリートの自己収縮の経時変化を示したものである。LA を用いた場合は、凝結直後から材齢 1 日までに大きな自己膨張を生じ、その後も徐々に膨張した。これに対して、HLA-M ならびに HLA-L を用いた場合は、材齢 1 日までに収縮を生じ、以降も長期的に自己収縮が進行している。軽量粗骨材を用いた場合には、いずれも普通骨材 CS を用いた場合よりも自己収縮が小さくなっている。これは、いずれの供試体においても外部との水の出入りがないことから、プレウェッティングで含水した軽量粗骨材中の水が供給源となり、ペースト組織の自己乾燥を内部的に抑制したものと推察できる。自己乾燥はセメントの水和にともなう新たな空隙の形成と間隙水の消費に起因するものであり、吸水率が高く粗骨材中の水分が多い骨材であるほど、ペースト空隙内に水が供給されやすく、空隙内の湿度低下を抑制できる。そのため、自己収縮の駆動力となる空隙内の負圧が生じにくくなったものと考えられる。軽量骨材中の水は主として連通した空隙に含まれており、この水は乾燥過程ではじめに粗い空隙内から逐次細かい空隙内で失われると言われており [3.3]、ここではセメントの水和にともなう自己乾燥を起因とする軽量骨材中ならびにコンクリート中における水の挙動を図 3.4 に模式図として示した。一方、LA を用いた供試体の場合は、材齢 1 日までに大きく膨張し、まったく自己収縮を生じていない。これは、他の骨材にくらべて含水量が多いため、ペーストの組織骨格が強固でない早期材齢までに粗骨材中の豊富な水分が供給されて自己乾燥を生じず、逆に湿潤膨張を起こしたのではないかと思われる。また、同一の含水量で骨材密度が異なる HLA-M ならびに HLA-L に着目すると、自己収縮の発生挙動はほとんど一致する結果となった。田澤、宮沢ら [3.4] は、骨材の弾性係数を変化させる目的で天然骨材 (弾性係数  $71.5\text{kN}/\text{mm}^2$ ) のほかに合成樹脂や合成ゴム (それぞれ弾性係数  $0.94\text{kN}/\text{mm}^2$ ,  $0.010\text{kN}/\text{mm}^2$ ) を骨材として用い、骨材弾性係数の低下にともない自己収縮が増加することを明らかにしている。HLA-L の弾性係数は、川上の研究 [3.5] において複合理論にもとづいて推定された値は  $9.7\text{kN}/\text{mm}^2$ 、清原らの研究 [3.6] において粗骨材 1 粒子の圧壊試験から算出された値では  $14.5\text{kN}/\text{mm}^2$  と報告されている。また、多数個 (36 個) の粗骨材粒子を一平面上に配置して載荷したときの応力-ひずみ曲線から算出された HLA-L ならびに HLA-M の弾性係数は、それぞれ  $10.3\sim 11.8\text{kN}/\text{mm}^2$ ,  $23.3\sim 26.1\text{kN}/\text{mm}^2$  と報告されている [3.7]。すなわち、絶乾密度による区分 M ならびに L の HLA は異なる弾性係数を有しているものの、本実験の結果からは、このような骨材の力学性状の違いが自己収縮に与える影響は小さいものであり、実用上の範囲ではほとんど問題にならないものと考えられる。

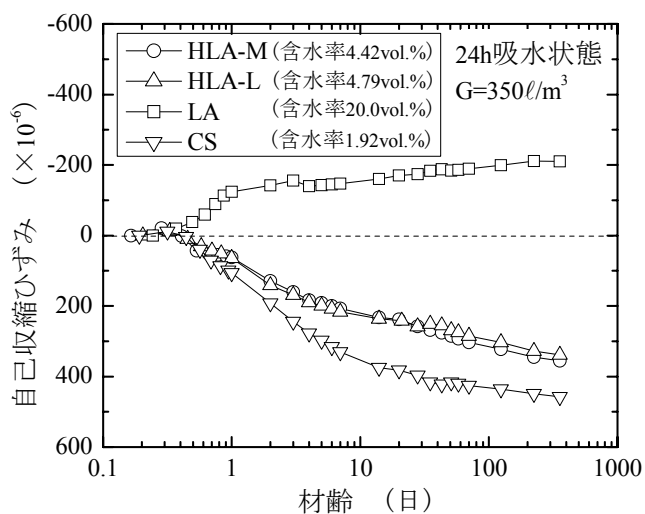


図 3.3 粗骨材種類がコンクリートの自己収縮に与える影響

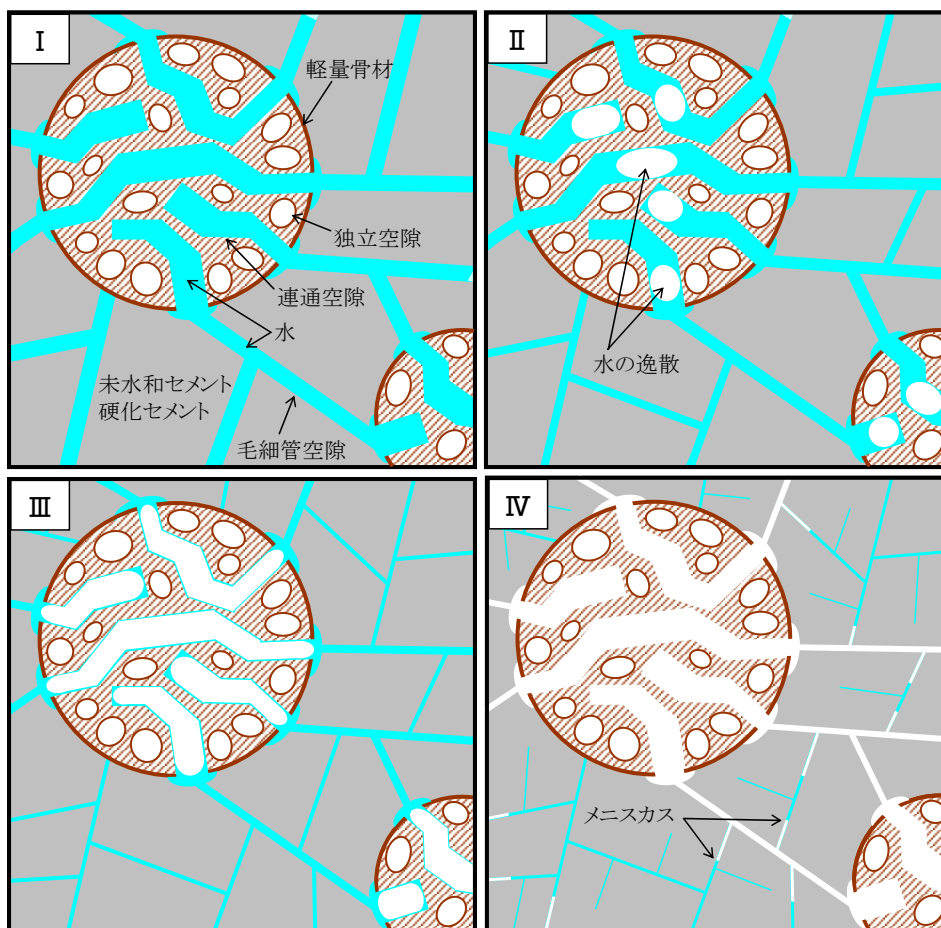


図 3.4 セメント水和にともなう軽量骨材コンクリート中の水分移動

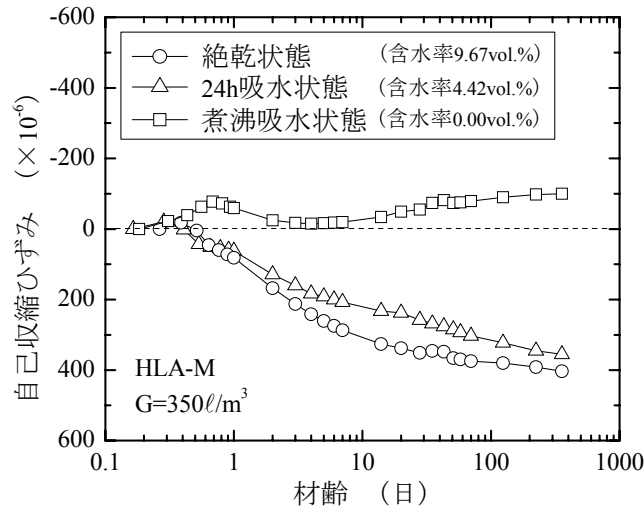


図 3.5 粗骨材 HLA-M の含水率がコンクリートの自己収縮に与える影響

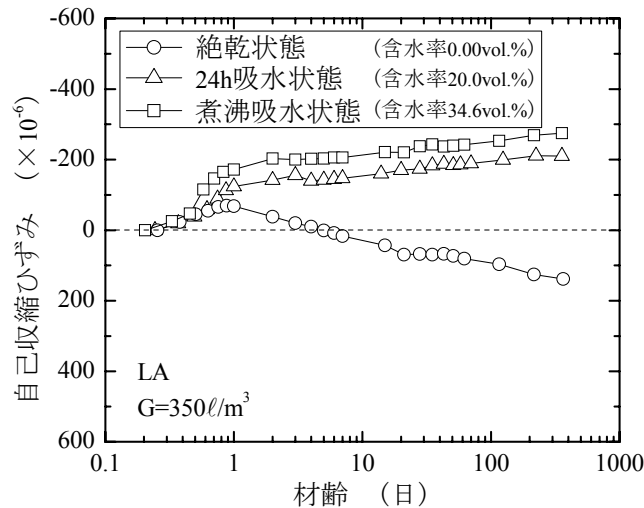


図 3.6 粗骨材 LA の含水率がコンクリートの自己収縮に与える影響

### 3.2.2 粗骨材含水率の影響

図 3.5 ならびに図 3.6 は、絶対容積  $350\text{l/m}^3$  の HLA-M ならびに LA の含水率をそれぞれ変化させたコンクリートの自己収縮の経時変化を示したものである。煮沸吸水により蒸気圧を利用して強制的に吸水させた HLA-M を用いた場合には、まったく自己収縮が生じていないものの、HLA-M の含水率の低下とともに自己収縮が増大している。LA を用いた場合は、いずれの吸水状態においても材齢 1 日までに自己膨張を生じ、その後も煮沸吸水ならびに 24 時間吸水したのものについては収縮を生じていない。LA を絶対乾状態で用いた場合であっても材齢初期に一時的な膨張が生じるのは、LA は外部と連通した空隙が多く、練混ぜ水に加えた骨材吸水補正の水をすぐに吸収していることに起因するものと考えられる。実際に、練混ぜ終了後から 10 分経過したフレッシュコンクリートをウェットスクリーニングして粗骨材部分を取り出し、附着

したモルタル分をウエスで取り除いた粗骨材を乾燥させた結果、含水率は4.1%であった。このように、同じ種類の軽量粗骨材を用いた場合でも、その含水量の変化は自己収縮量に直接関与し、粗骨材の含水率が高いほどペースト部に水分が供給されて自己収縮が発生しにくくなる。

### 3.2.3 粗骨材絶対容積の影響

図 3.7 は、24 時間吸水した HLA-M の絶対容積を変化させて用いたコンクリートの自己収縮を測定した結果である。粗骨材の絶対容積が多いほど、徐々に収縮の発生時期に遅れを生じ、その後の収縮量も低減している。すべての配合においてセメントペースト容積、骨材容積(細骨材ならびに粗骨材の容積)を一定としているため、普通砕砂よりも弾性係数の低い軽量粗骨材の絶対容積を増加させることは、収縮に対する骨材の拘束効果を小さくするものと思われる。しかし、本実験では、軽量粗骨材の絶対容積の増加によって自己収縮が低減しており、同様の結果は、Takada, Breugel ら[3.8]の容積配合一定のもとで行われた普通粗骨材(碎石)の一部を軽量粗骨材に置換したコンクリートの実験においても得られている。これは、含水した軽量粗骨材の絶対容積が増加するほど、ペースト組織に供給できる水分が多くなり、自己乾燥の抑制効果も大きくなるためと考えられる。自己収縮においても、乾燥収縮と同様にセメントペーストと骨材からなる二相材料と考え、各構成材料の収縮量、弾性係数および体積混合比で表現する複合則が成り立つと考えられているが[3.4]、軽量骨材を用いたコンクリートにおいては、体積混合比によってセメントペースト-骨材間の物質移動量が変化し、各構成材料の性質(細孔構造、収縮特性)に影響を及ぼすことを考慮しなければならないと思われる。

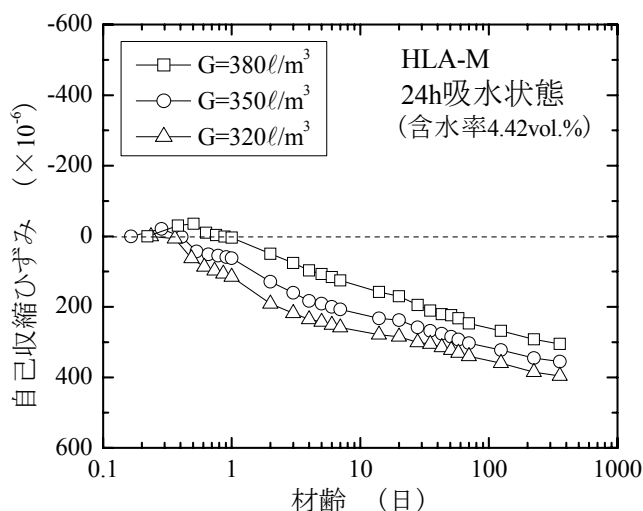


図 3.7 粗骨材 LA の含水率がコンクリートの自己収縮に与える影響

### 3.3 高品質軽量骨材コンクリートの乾燥収縮に与える配合条件の影響

#### 3.3.1 粗骨材種類の影響

図 3.8 は、24 時間吸水した各粗骨材を絶対容積  $350\text{l/m}^3$  で用いた供試体の逸散水量(以下,  $w$ )と乾燥収縮ひずみ(以下,  $\varepsilon$ )の関係を示したものである。なお, 各  $w-\varepsilon$  曲線の乾燥期間の等しい点を結んだ曲線(以下, 乾燥材齢曲線)を併記した。含水量の多い粗骨材であるほど,  $w-\varepsilon$  曲線は横軸右方向に移動し, 従来の軽量骨材 LA にくらべて低吸水性の HLA-M ならびに HLA-L を用いた場合は, 普通骨材 CS を用いた場合にきわめて近い収縮性状を示すことがわかった。西林, 阪田[3.9]は, 細・粗骨材とも頁岩系の人工軽量骨材, もしくは普通骨材を用いた普通強度レベルのコンクリートにおいて,  $w-\varepsilon$  曲線は折曲り点をもつ二直線で表されることを明らかにしている。しかし, 本実験のように低水セメント比で粗骨材のみに軽量骨材を用いた場合, LA では非線形な曲線となり, おおよそ二直線に近い形状となるものの, CS, HLA-M および HLA-L ではほぼ線形となった。本実験では粗骨材のみに軽量骨材を使用したこと, ならびに低水セメント比としたことから, LA 以外の他の骨材ではもともとコンクリート供試体中に含まれる水分自体が少なくなっており, ほとんど直線的な挙動を示したものと考えられる。図 3.9 は, 図 3.8 中の各供試体の  $w$  と  $\varepsilon$  の実測値を乾燥時間( $t$ )で微分して水分逸散速度(以下,  $\dot{w}$ )ならびに収縮ひずみ速度(以下,  $\dot{\varepsilon}$ )を求め, その経時変化を両対数軸上に示したものである。なお, HLA-L のデータは, HLA-M とほとんど一致したため, 図が煩雑になるのを避ける目的で割愛した。HLA-M を用いた供試体の場合,  $\dot{w}$  は乾燥 7 日までの初期において CS を用いた場合よりもやや大きい傾向を示すが, 逆に  $\dot{\varepsilon}$  は乾燥初期で CS を用いた場合よりも小さくなっている。この乾燥初期に HLA-M を用いた供試体で, 水分逸散水量が多いにもかかわらず, 収縮ひずみが生じにくくなっているのは, 粗骨材中の水分がペースト組織へ供給されて乾燥を抑制した結果と考えられる。LA を用いた場合,  $\dot{w}$  は全乾燥期間を通じて CS や HLA-M を用いた場合よりも常に大きい値を示した。また, LA を用いた供試体の  $\dot{\varepsilon}$  は乾燥開始直後に負の値となって両対数グラフ上に図示できず, 乾燥 2 日目以降にはじめて収縮が発生した。事実, 図 3.8 で示すように LA を用いた場合は乾燥状態に置かれているにもかかわらず, 乾燥開始 1 日目の時点でわずかな膨張を生じた。これは, ごく初期の乾燥時にセメントペースト部分で外部への水分逸散よりも粗骨材からの水分供給が卓越したことを示し, 粗骨材からの水分移動の発生を直接支持するデータといえる。また, 図 3.9 で LA を用いた供試体の  $\dot{\varepsilon}$  は乾燥 60 日の時点で大きく遷移し, 乾燥 60 日以前はほぼ一定速度で収縮が進行している。とくに乾燥 20 日以降において, LA 供試体の  $\dot{\varepsilon}$  は CS や HLA-M を用いた供試体を上回っており, その結果, 図 3.8 に示すように乾燥期間 1 年における収縮ひずみ  $\varepsilon$  は他の粗骨材を用いた場合よりも増大した。含水量の多い LA で乾燥長年に  $\varepsilon$  が増大する理由として, 粗骨材中の豊富な水分が養生水として利用されることでペースト細孔が微細化することが考えられる。すなわち, 粗骨材からの水分供給が徐々に停止し, 粗骨材中の水分が枯渇した長期材齢においてペースト細孔に乾燥が生じた際, 他の低吸水性骨材よりも毛細管張力による負圧が大きくなるためと推察できる。

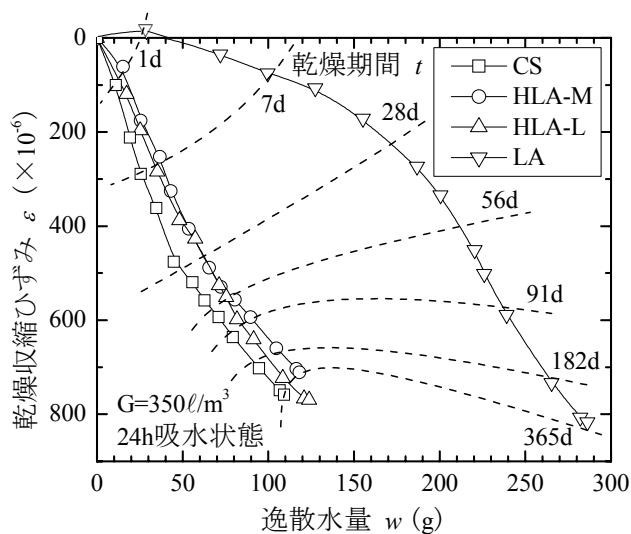


図 3.8 粗骨材種類がコンクリートの  $w-\varepsilon$  曲線に与える影響

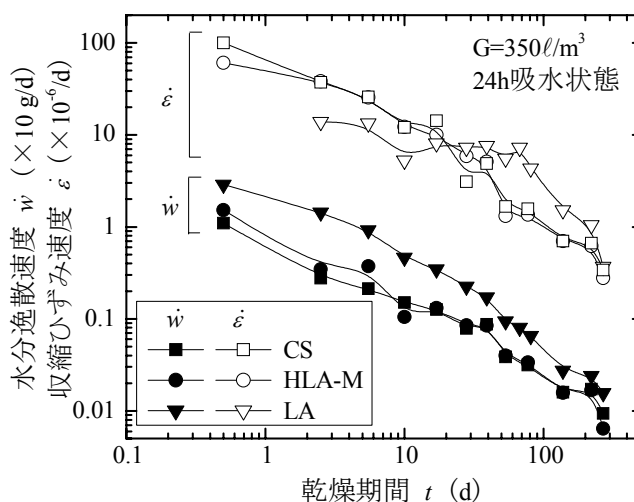


図 3.9 粗骨材種類による  $\dot{w}$  ならびに  $\dot{\varepsilon}$  の経時変化

### 3.3.2 粗骨材含水率の影響

図 3.10 は、絶対容積  $350\text{l/m}^3$  で用いた HLA-M の含水率を変化させたコンクリートの  $w-\varepsilon$  曲線を示したものであり、図 3.11 は、HLA-M を絶乾状態ならびに煮沸吸水状態で用いた場合の  $\dot{w}$  と  $\dot{\varepsilon}$  の経時変化を示したものである。図 3.10 から、たとえ粗骨材の種類が同じ場合であっても、 $w-\varepsilon$  曲線の横軸方向への移動量は粗骨材含水量に対応させることができ、含水率が増加するほど横軸右方向への移動量も増加することがわかる。また、乾燥初期に右上がりであった乾燥材齢曲線の傾きは、乾燥期間 14 日でほぼ水平になり、以降は右下がりに変化している。すなわち、HLA-M の含水率の増加によって、図 3.11 にも示されるように乾燥初期で  $\dot{\varepsilon}$  の低下が生じるものの、乾燥 1 年後までに  $\dot{\varepsilon}$  は徐々に増加し、煮沸吸水状態で用いた場合には、絶乾状態で用いた場合にくらべて乾燥収縮ひずみが  $150 \times 10^{-6}$  程度増大した。これは、前述し

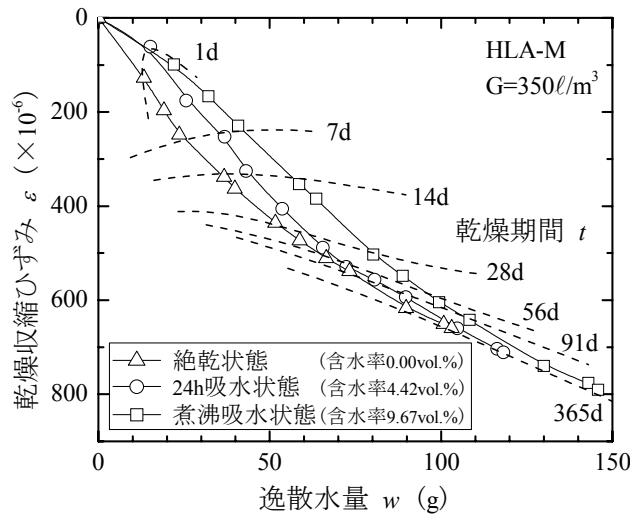


図 3.10 粗骨材 HLA-M の含水率がコンクリートの  $w-\varepsilon$  曲線に与える影響

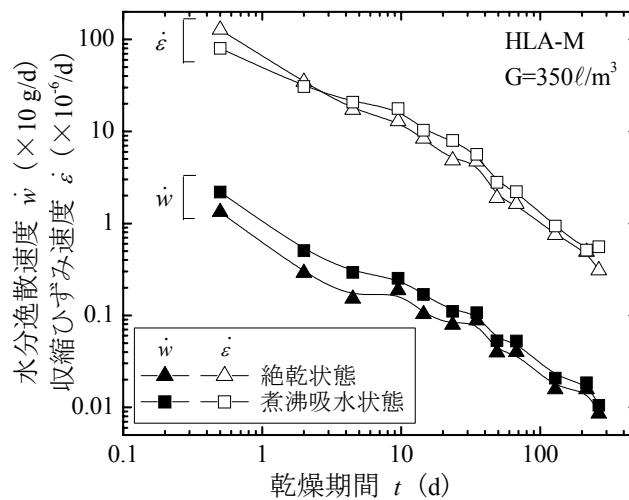


図 3.11 粗骨材 HLA-M の含水率による  $\dot{w}$  ならびに  $\dot{\varepsilon}$  の経時変化

た含水量の多い LA において乾燥 1 年後の最終的な収縮ひずみが増大した理由と同様のものと考えられる。

田澤[3.10][3.11]は、セメントペーストが 2 種類の大きさの異なる空隙(セメント粒子を結び付ける寸法の大きい空隙、およびこの空隙内で二次的に形成される微細な空隙)から構成されるものと見なして、セメントペースト中の水の蒸発過程モデルを提案している。図 3.12 は、このセメントペーストモデルを高含水性の頁岩系軽量骨材コンクリートに適用して整理したものであり、 $\dot{w}$  と  $\dot{\varepsilon}$  の変化は水が逸散する場の変化と関連する。図 3.11 のように低吸水性の軽量骨材を用いた場合では、A 点以前の過程が存在しないこと、B-C 間の過程における  $\dot{w}$  が一定とならず減少することが特徴的といえる。とくに B-C 間における逸散過程の違いは、軽量骨材の種類や含水率によってセメントペーストの微細な細孔構造が変化することを示唆する

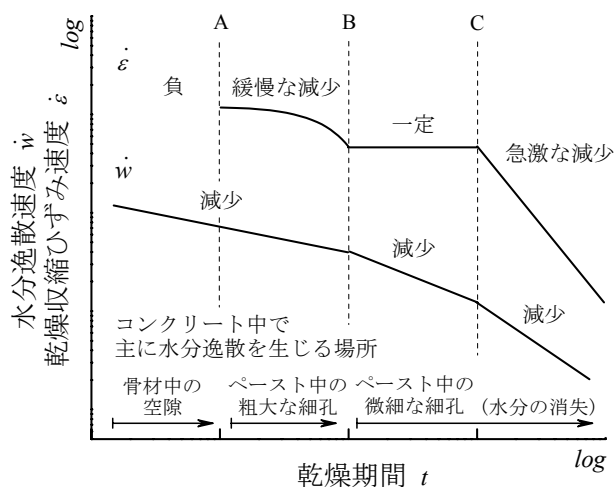


図 3.12 軽量骨材コンクリートの水分逸散過程

ものといえる。

### 3.3.3 粗骨材絶対容積の影響

図 3.13 は、24 時間吸水した HLA-M の絶対容積を変化させたコンクリートの  $w-\epsilon$  曲線を示したものである。絶対容積の違いによる  $w-\epsilon$  曲線の変化は、図 3.8 に示した含水率の場合とは明らかに異なっており、横軸方向への移動は生じていない。これは、HLA-M の絶対容積が  $320\text{l/m}^3$  から  $380\text{l/m}^3$  の範囲で与えられるコンクリート  $1\text{m}^3$  当りの水分量の違いは  $2.7\text{l}$  であり、図 3.8 で示した HLA-M の含水率の変化が与える水分量の違いの  $33.8\text{l}$  より相当小さいことによるものと推察される。また、この場合の乾燥材齢曲線は鉛直縦向きにほぼ並列する形となっており、いずれの絶対容積で用いた供試体においても水分逸散速度  $\dot{w}$  がほぼ等しいことを意味している。図 3.14 は、24 時間給水状態の HLA-M を絶対容積  $320\text{l/m}^3$  ならびに  $380\text{l/m}^3$  にて使用した場合の  $\dot{w}$  と  $\dot{\epsilon}$  の経時変化を示したものであり、いずれの  $\dot{w}$  も全乾燥期間を通じてほぼ一致している。コンクリート供試体の水分量は粗骨材絶対容積に直接対応しており、 $\dot{w}$  が粗骨材絶対容積に依存せず一定であれば、粗骨材絶対容積が大きいほどペースト部分の湿度低下も小さくなるために収縮が低減したものとする。したがって、乾燥収縮ひずみ速度  $\dot{\epsilon}$  は粗骨材絶対容積が大きいほど全乾燥期間を通じて小さな値を示している。



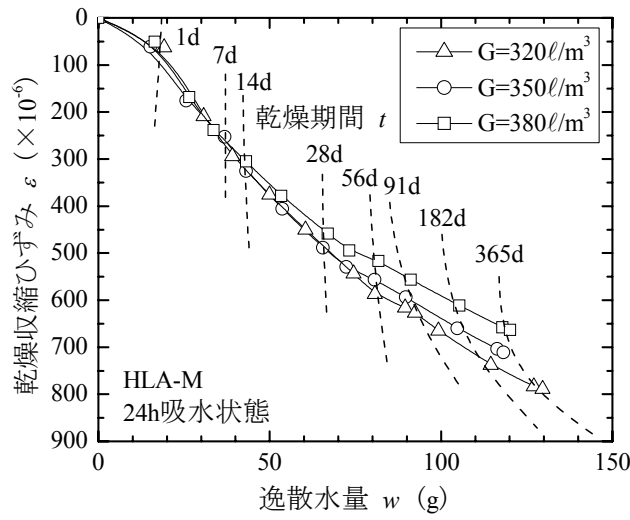


図 3.13 粗骨材 HLA-M の絶対容積がコンクリートの  $w-\epsilon$  曲線に与える影響

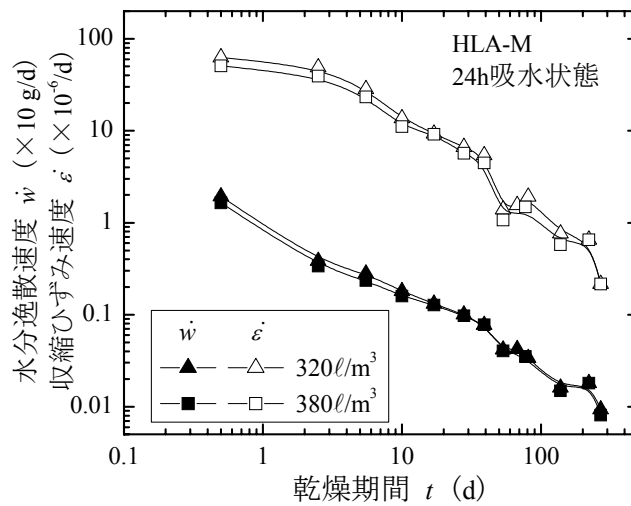


図 3.14 粗骨材 HLA-M の絶対容積による  $\dot{w}$  ならびに  $\dot{\epsilon}$  の経時変化

### 3.4 自己収縮と乾燥収縮が同時に生じたコンクリートのひずみ分布

図 3.15, 図 3.16 および図 3.17 は CS, HLA-L および LA を粗骨材を用いた供試体内部のひずみ分布をそれぞれ示したものである。なお, ひずみは, 収縮ひずみを正, 膨張ひずみを負で表している。CS を用いた場合, 材齢 7 日まではどの部位も一様に収縮しているものの, 材齢 7 日以降は乾燥面に近い位置 L10 ならびに R10 における収縮速度が増加し, さらに材齢の進行とともに中心部 C50 の位置における収縮速度が若干増加して, 内部のひずみ分布は「M」の字のような形状となった。このような供試体内部のひずみ分布は, 水分分布に対応するものと考えられる。中心部 C50 では自己収縮が, 両端部 L10 と R10 では乾燥収縮が卓越する環境であること, ならびにコンクリート中の水は分子間力によって連続体として移動することなどを勘案すると [3.12], 外部からの乾燥ならびに内部的な乾燥(自己乾燥)を受けてコンクリート中の水は一様に存在せず不均一となるため, ひずみ分布にも影響したのではないかと推察される。HLA-L を用いた場合も CS を用いた場合とほぼ同様なひずみ分布を示すものの, 粗骨材中の水分の影響で中心部の収縮ひずみは小さく, CS の場合よりも中心部と両端部のひずみ差が大きくなっている。一方, 含水量の多い LA を用いた場合には, 材齢 7 日まで膨張を示しており, このときの膨張量は中心部 C50 よりも乾燥面に近い L10 ならびに R10 の方がやや大きくなるのが観察できる。これは両端面への水分移動が生じていることを示しており, 図 3.8 において LA 供試体の乾燥 1 日で生じた膨張と同じ機構によるものではないかと考える。材齢 7 日以降になると, L10 ならびに R10 では一変して収縮を生じるのに対して, 中心部の L30-C50-R30 では膨張が継続しているため, 中心部と両端部のひずみ差はいつそう大きくなることがわかった。

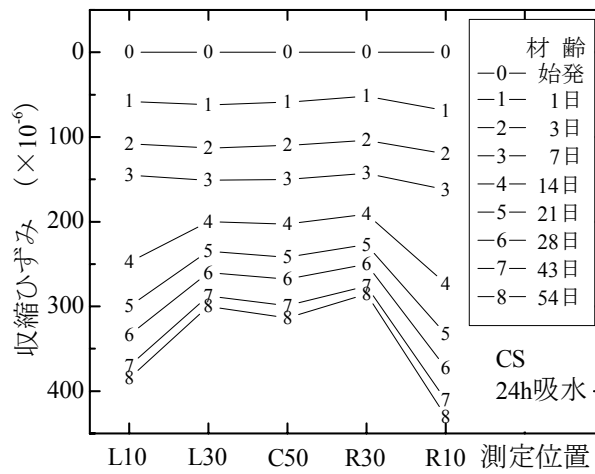


図 3.15 粗骨材 CS を用いた供試体内部のひずみ分布

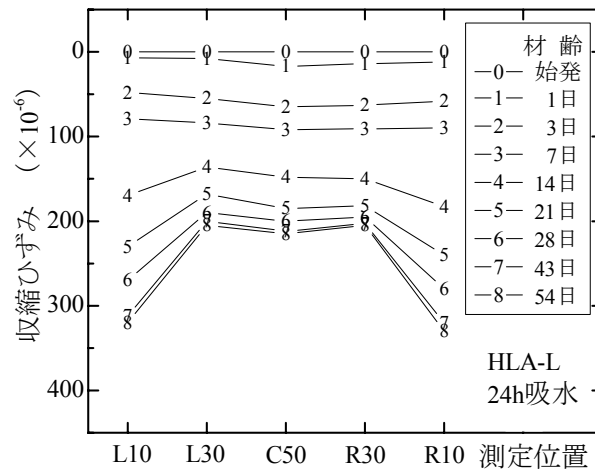


図 3.16 粗骨材 HLA-L を用いた供試体内部のひずみ分布

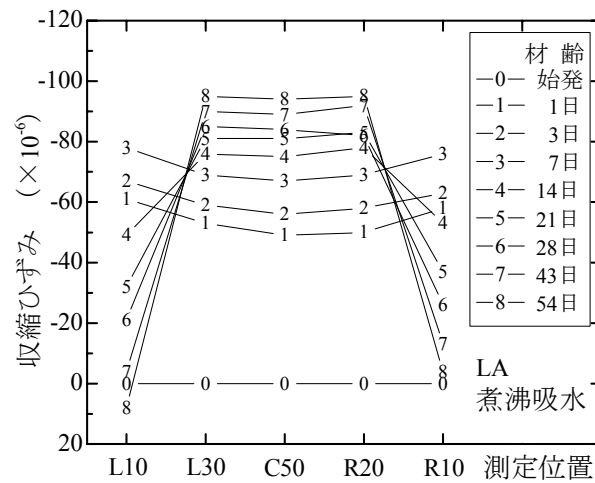


図 3.17 粗骨材 LA を用いた供試体内部のひずみ分布

### 3.5 まとめ

高品質軽量骨材を粗骨材に用いた低水セメント比コンクリートの体積変化に与える粗骨材の種類，含水状態，絶対容積などの配合条件の影響，ならびに乾燥収縮と自己収縮が同時に進行するコンクリートのひずみ分布について得られた結果をまとめると，以下のとおりである．

- (1) 高品質軽量骨材は頁岩系の非造粒型軽量骨材にくらべて吸水率が非常に小さいため，高品質軽量骨材コンクリートの自己収縮，乾燥収縮のいずれも普通砕石を用いた場合に近い性状を示す．
- (2) 高品質軽量骨材コンクリートの自己収縮は，高品質軽量粗骨材の含水率ならびに絶対容積が増加するほどセメントペースト部への水分供給量が増加するために小さくなる．
- (3) 高品質軽量骨材コンクリートの乾燥収縮は，高品質軽量粗骨材の含水率が増加するほど大きくなり，粗骨材絶対容積が増加するほど小さくなる．
- (4) 含水率が高い軽量骨材もしくは吸水率が高い骨材種類であるほど，乾燥初期の収縮速度は低下し，長期での収縮量は増大する．この収縮機構には，コンクリート中で粗骨材含水がペースト部へ供給されることによる乾燥初期の収縮ひずみ速度の低下ならびにペースト組織の緻密化が関与していると考えられる．
- (5) 低吸水性である高品質軽量骨材を用いた場合，その乾燥収縮特性は普通コンクリートの場合とほぼ同様の傾向となる．高品質軽量骨材の絶対容積を増加させても，コンクリート中で骨材含水がペースト部へ十分に供給されず，長期における乾燥収縮は小さくなる．
- (6) 含水率が低い高品質軽量骨材では供試体中心部で自己収縮が，供試体の乾燥表面で乾燥収縮が卓越している．内部的な乾燥(自己乾燥)と外部からの乾燥を受けてコンクリート中の水は不均一となり，供試体の中心部よりも乾燥表面の方が収縮ひずみは大きい傾向となる．
- (7) 含水率が高い頁岩系非造粒型軽量骨材では乾燥初期に供試体の中心部よりも供試体の乾燥表面の方が膨張ひずみは大きい傾向となり，乾燥表面への水分移動が生じている．しかし，乾燥期間が進行すると供試体の乾燥表面には一変して収縮を生じるものの，供試体の中心部では膨張が継続しているために供試体の中心部と乾燥表面でひずみの差が増大する．

## 第4章

# 高品質軽量骨材を用いた高強度コンクリートの収縮に及ぼす外的要因

前章では配合条件といった内的要因が高品質軽量骨材を用いた低水セメント比コンクリートの体積変化に与える影響について検討した。高品質軽量骨材は内部組織が微細な独立空隙から形成されることで低吸水性を示す新しい骨材である。このため、高品質軽量骨材を用いた場合のコンクリートの自己収縮ならびに乾燥収縮は、吸水性が高い市販の頁岩系非造粒型軽量骨材の場合とは異なっており、むしろ吸水性が低い普通骨材の場合に近い挙動を示すことが明らかになった。また、骨材の吸水特性によってコンクリート内部で生じる軽量骨材からの水分移動挙動が異なるために断面内における収縮ひずみ分布が変化することなども新たに示唆された。

本章では、高品質軽量骨材を用いた低水セメント比コンクリートの外的要因として養生条件が体積変化に与える影響について検討した。とくに、軽量骨材中の水分の移動現象とペーストの細孔構造変化の関係に着目しながら、養生の期間ならびに方法が軽量骨材を用いたコンクリートの収縮に与える影響について考察した。また、高品質軽量骨材を用いたコンクリートに生じる自己収縮と乾燥収縮の関係について検討した。

### 4.1 実験概要

#### 4.1.1 使用材料

表 4.1 ならびに表 4.2 に使用材料を示す。セメントには普通セメントを、細骨材には陸砂を用いた。粗骨材には HLA-L, LA および CS を使用した。

表 4.1 使用したセメント，細骨材および混和剤

種類	使用材料	記号	物性または成分
結合材	普通ポルトランドセメント	C	密度 3.15g/cm <sup>3</sup> , 比表面積 3350cm <sup>2</sup> /g
細骨材	普通砂(小笠産陸砂)	S	表乾密度 2.60kg/l, 吸水率 1.86wt.%, 粗粒率 2.83
混和剤	高性能 AE 減水剤	SP	ポリカルボン酸系
	AE 剤	AE	変性アルキルカルボン酸化合物

表 4.2 使用した粗骨材

種類	製造方法	記号	絶乾密度 (kg/l)	吸水率				最大 寸法 (mm)
				24 時間 * <sup>1</sup>		煮沸 * <sup>2</sup>		
				(wt.%)	(vol.%)	(wt.%)	(vol.%)	
高品質軽量骨材 (奥尻島産真珠岩)	造粒型 (回転式)	HLA-L	0.96	4.52	4.34	12.2	11.7	15
市販の軽量骨材 (淡路島産頁岩)	非造粒型	LA	1.33	10.1	13.4	21.7	28.9	15
普通碎石 (青梅産硬質砂岩)	—	CS	2.62	0.74	1.94	—	—	15

\*<sup>1</sup> 静水中に 24 時間浸漬して表乾状態にしたときの含水率を示す。

\*<sup>2</sup> 煮沸を 2 時間して表乾状態にしたときの含水率を示す。

(異なる密度の骨材の吸水性を比較するため、吸水率は質量百分率だけでなく体積百分率も示した。)

#### 4.1.2 配合

表 4.3 に示すように、いずれのコンクリートも単位水量を 165kg/m<sup>3</sup> で一定とし、W/C を 30% ならびに 40%，粗骨材の絶対容積は 300l/m<sup>3</sup> ならびに 350l/m<sup>3</sup> とした。また、粗骨材の含水率(含水状態)については、HLA-L の場合は 24 時間吸水状態および煮沸吸水状態で、LA ならびに CS の場合には 24 時間吸水状態のみで使用した。なお、軽量粗骨材を 24 時間吸水状態で用いる場合は、フレッシュコンクリート中における骨材吸水の影響を補正する目的で、前章の 3.1.2 と同様に粗骨材絶対容積 G (kg/m<sup>3</sup>) に対する割合で HLA-L は 0.9%，LA は 2.1%の水量を練混ぜ水に加えた。このように骨材吸水に起因したペースト組成の変化を抑制し、すべての配合で 20 分経過後のスランプが 8±1.5cm で一定となった。なお、表 4.4 に示したスランプは練混ぜ終了直後の値を示したものである。

#### 4.1.3 養生ならびに乾燥の条件

養生ならびに乾燥の条件を図 4.1 に示す。いずれの供試体も材齢 1 日で脱型するまで封緘状態とし、その後の養生条件を、i) 材齢 14 日まで封緘養生(20℃)、ii) 材齢 1 日まで封緘養生(20℃)、iii) 材齢 14 日まで水中養生(20℃)の 3 通りに変化させた。また、iv) 比較用として全材齢を通じて封緘状態とする供試体も作製した。なお、封緘状態とする場合は、供試体全面をポリエステルフィルムならびにアルミ粘着テープでシールすることで水分の浸入と逸散を防止した。所定の養生を完了した供試体は、恒温恒湿室(20℃, 60%R.H.)にて乾燥させた。

表 4.3 コンクリートの配合

No.	W/C (%)	s/a (%)	W (kg/m <sup>3</sup> )	C (kg/m <sup>3</sup> )	S (kg/m <sup>3</sup> )	SP (C×%)	G				
							絶対容積 (ℓ/m <sup>3</sup> )	種類	含水率		
									(vol.%)	吸水方法	
1	30.0	42.2	165	550	664	1.00	350	HLA-L	4.34	24h 吸水	
2						1.00			11.7	煮沸吸水	
3						1.15			13.4	24h 吸水	
4						1.30			1.94		
5						0.75			4.34		
6		46.1		413	778	0.75		350	HLA-L	11.7	煮沸吸水
7						0.90				13.4	24h 吸水
8						1.05				1.94	
9						1.00				4.34	
10						50.4				550	794
				1.00		CS	1.94				

表 4.4 コンクリートの性状

No.	フレッシュコンクリート			硬化コンクリート * <sup>1</sup>	
	スランプ (cm)	空気量 (%)	単位容積質量 (kg/m <sup>3</sup> )	圧縮強度 (N/mm <sup>2</sup> )	ヤング係数 (kN/mm <sup>2</sup> )
1	14.5	6.0	1729	58.9	21.7
2	12.5	5.5	1773	61.2	22.1
3	13.5	5.8	1901	63.4	22.3
4	12.0	4.1	2328	71.8	33.1
5	13.0	6.0	1698	48.9	20.1
6	13.5	5.9	1725	50.4	20.6
7	12.5	4.0	1898	51.1	21.0
8	12.0	4.9	2287	61.2	30.5
9	13.5	5.5	1810	60.7	22.0
10	13.0	4.0	2338	74.1	32.6

\*<sup>1</sup> 水中養生 20℃, 材齢 28 日.

図 4.1 供試体の養生ならびに乾燥の条件

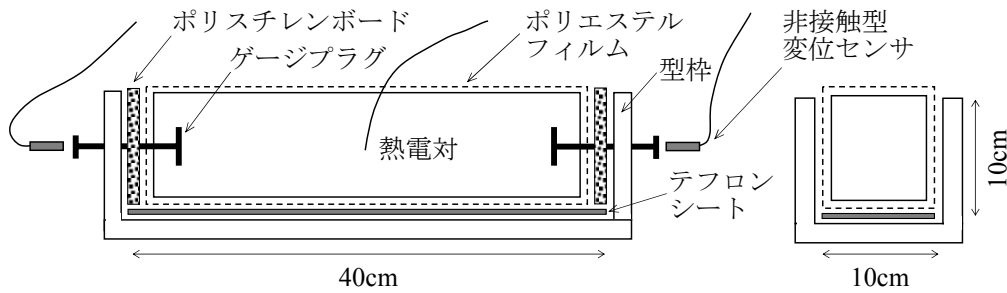


図 4.2 自己収縮の測定方法(材齢 1 日以前)

#### 4.1.4 長さ変化の測定

JCI 自己収縮研究委員会の試験方法案(JCI-SAS2)に準じて、材齢 1 日までは、図 4.2 に示すような型枠に打ち込んだ状態で測長した。ただし、本実験においては供試体両端部に設置したゲージプラグの移動量を非接触型変位センサ(渦電流式)にて高精度に測定した。材齢 1 日以降は、供試体両端部にコンタクトチップを貼り付けて、傾斜式デジタルマイクロメータにて測長した。また、供試体の質量変化を測定し、供試体表面からの逸散水量を算出した。

#### 4.1.5 モルタル組織の細孔径分布の測定

モルタル組織の細孔径分布は、水銀圧入法にて測定した。試料は、長さ変化測定用の供試体と同一のバッチで同一の養生・乾燥条件とした円柱供試体(φ10×20cm)から中心部を採取し、粗骨材粒子を除去したモルタル部分のみを 5mm 角程度の大きさに切断加工したものを利用した。試料は、アセトンに繰返し浸漬して水和を停止させ、D-乾燥(-80℃の飽和蒸気圧下の乾燥)としたものを用いた。なお、水銀圧入式ポロシメータにおいて、試料セル内の圧力を 689Pa(0.1psia)から 414MPa(60000psia)まで変化させたときに Washburn の式( $D = -4 \gamma \cos \theta / P$ , ここで、 $D$ : 細孔直径,  $\gamma$ : 水銀の表面張力  $480 \text{ dyne cm}^{-1}$ ,  $\theta$ : 水銀と細孔壁面の接触角  $140^\circ$ )から求められる細孔直径と水銀の浸入容積の関係から細孔径分布を算出した。

## 4.2 高品質軽量骨材コンクリートの収縮に与える養生条件の影響

### 4.2.1 養生期間の影響

図 4.3 ならびに図 4.4 は、それぞれ各粗骨材を絶対容積  $350 \text{ l/m}^3$  で用いた水セメント比 30% のコンクリートにおいて、乾燥開始までの養生期間を封緘養生 1 日, 14 日に変化させた場合の長さ変化を示したものである。なお、図中には全材齢を通じて封緘養生とした供試体の測定結果(自己体積変化)も併記した。また、表 4.5 は乾燥開始時点から材齢 1 年までの収縮量、すなわち養生終了後の乾燥収縮量を示したものである。水セメント比が 30% の場合で低含水状態の粗骨材(24 時間吸水 CS ならびに 24 時間吸水 HLA-L)と高含水状態の粗骨材(煮沸吸水 HLA-L



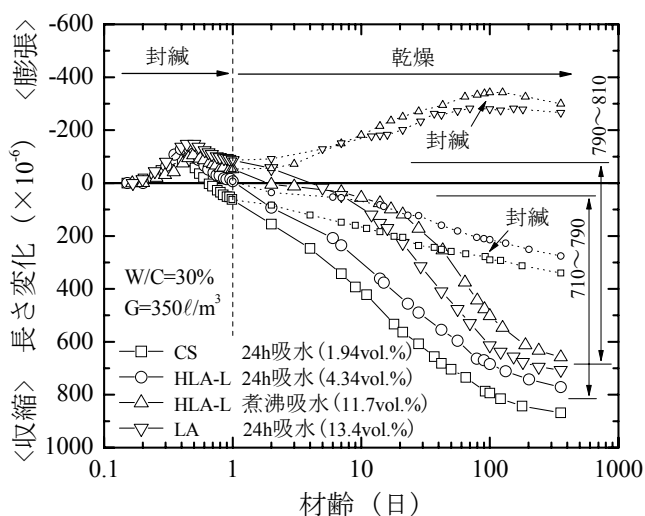


図 4.3 養生期間 1 日のコンクリートの長さ変化(W/C=30%)

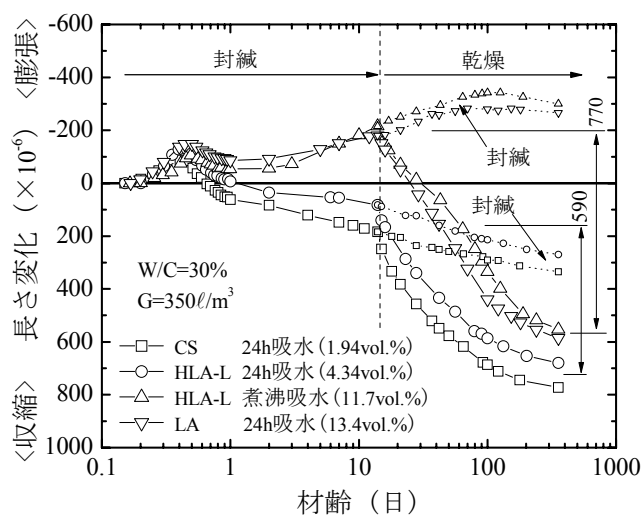


図 4.4 養生期間 14 日のコンクリートの体積変化(W/C=30%)

表 4.5 乾燥開始から材齢 1 年までの乾燥収縮量

水セメント比		30%		40%	
養生期間		1 日	14 日	1 日	14 日
CS	24 時間吸水	$810 \times 10^{-6}$	$588 \times 10^{-6}$	$831 \times 10^{-6}$	$768 \times 10^{-6}$
HLA-L	24 時間吸水	$786 \times 10^{-6}$	$597 \times 10^{-6}$	$803 \times 10^{-6}$	$834 \times 10^{-6}$
HLA-L	煮沸吸水	$711 \times 10^{-6}$	$769 \times 10^{-6}$	$781 \times 10^{-6}$	$745 \times 10^{-6}$
LA	24 時間吸水	$793 \times 10^{-6}$	$766 \times 10^{-6}$	$834 \times 10^{-6}$	$770 \times 10^{-6}$

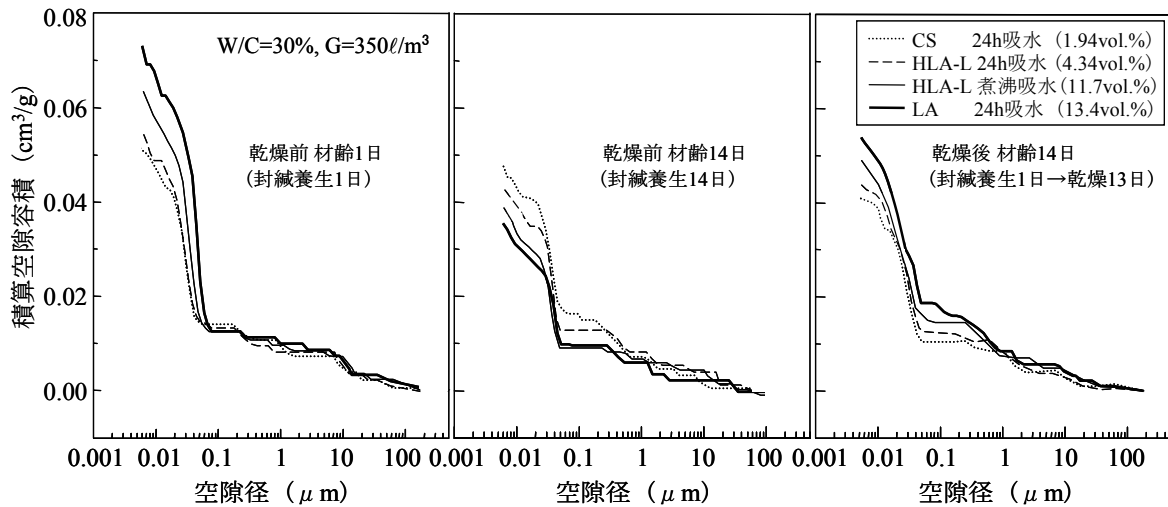


図 4.5 養生期間によるセメントペースト部分の細孔径分布

ならびに 24 時間吸水 LA) を比較すると、養生期間 1 日では、粗骨材の含水量が少ない場合に乾燥収縮がやや大きい傾向となるものの、養生期間 14 日では、逆に粗骨材の含水量が少ない場合に乾燥収縮が小さくなっている。また、養生期間を 1 日から 14 日に延長することで、低含水骨材の場合、いずれの粗骨材においても  $200 \times 10^{-6}$  程度の収縮低減効果を生じているのに対して、高含水骨材では粗骨材の種類によって  $50 \times 10^{-6}$  程度のひずみ増大もしくは低減となっており、収縮低減効果は明確なものになっていない。これらの現象が生じる理由としては、低含水状態の粗骨材を用いた場合、コンクリートに自己乾燥が生じて自己収縮が大きくなり、乾燥収縮自体は小さくなるのが原因のひとつと考えられるが、粗骨材含水率ならびに養生期間がセメント硬化組織の細孔構造に与える影響と関連付けて、以下のように考察した。

図 4.5 は、封緘養生を 1 日間行った乾燥前の供試体(材齢 1 日)と乾燥後の供試体(材齢 14 日)、および封緘養生を 14 日間行った乾燥前の供試体(材齢 14 日)について、セメントペースト組織の細孔径分布を示したものである。養生 1 日におけるペースト組織は、粗骨材の含水量が少ないものほど微細化しており、この時点で乾燥を受けて毛細管空隙内にメニスカスが発生すると、含水量が少ない骨材を用いたコンクリートにおいて大きな収縮応力が発生すると考えられる。このため、高含水粗骨材(煮沸吸水 HLA-L, 24 時間吸水 HLA-L)を用いた場合に乾燥収縮が増加したのではないかと考える。一方、養生 14 日におけるペースト組織は、逆に粗骨材の含水量が多いものほど微細化しており、この時点から乾燥を受けた場合には、高含水粗骨材を用いた供試体では乾燥収縮が増大しやすく、低含水粗骨材を用いた供試体では細孔の空隙径が大きいことや、養生 14 日までに自己乾燥が進んでいることなどによって乾燥収縮が低減したものと考えられる。このように粗骨材含水率によってセメントペーストの細孔構造が変化する理由については、以下のように考察できる。すなわち、1 日までの若材齢では、セメントペーストの組織骨格はまだ柔軟であり、含水量の多い粗骨材が存在すると十分な水分供給によって緩んだ組織が形成される。このとき、セメントペーストが 10% 程度の水和収縮を起こしながら、実

際には図 4.3 に示すように 0.2~0.3%程度のマクロな膨張を生じていることを考えると、粗骨材中の水分がすべてペーストに吸水されたとしても、この膨潤作用のみが組織に緩みを与えた主因とすることはオーダー的な観点から無理がある。現在のところ、このような膨張については様々な作用が複合した結果と考えられるものの明確になっておらず[4.1]、本実験の結果からは、初期の水分供給が豊富な環境下では、多くの空隙を取り込むように水和物が形成されるメカニズムが存在したことが示唆される。一方、養生日数が増すと、含水量の多い粗骨材から供給された水分が養生水として機能するようになって密実なペースト組織が形成されるが、含水量が少ない粗骨材の場合、水和が進まずにペースト中に大きな空隙が取り残されたものと考えられる。

#### 4.2.2 養生方法の影響

図 4.6 は、含水量の異なる HLA-L を絶対容積  $3500\text{m}^3$  で用いた水セメント比 30%のコンクリートにおいて、乾燥開始まで水中養生ならびに封緘養生とした場合の長さ変化を示したものである。いずれの含水率の HLA-L を用いた場合においても、水中養生することで膨張するものの、養生の違いによって生じたひずみの差(封緘養生供試体を基準に考えた水中養生供試体の膨張量)は、粗骨材の含水量が少ない方(24 時間吸水 HLA-L)が大きく、養生方法の影響を受けやすいといえる。図中には、乾燥開始から材齢 1 年までの収縮量(乾燥収縮量)を示しており、いずれの粗骨材含水率においても封緘養生よりも水中養生の方が乾燥収縮は増加した。しかし、この乾燥収縮が増加する程度は、低含水状態の場合で約  $200 \times 10^{-6}$ 、高含水状態の場合で約  $100 \times 10^{-6}$  であり、低含水状態の粗骨材を用いた場合に、養生が乾燥収縮に与える影響は大きくなるのがわかる。また、図 4.7 は、含水量が大きく異なる CS ならびに LA において水中養生ならびに封緘養生とした場合の長さ変化を比較したものである。この場合においても、粗骨材含水量と養生方法による乾燥収縮への影響は図 4.6 とまったく同じ傾向となっている。

図 4.8 は、含水量の異なる HLA-L を用いた供試体において封緘養生ならびに水中養生を行った場合のセメントペースト組織の細孔径分布を示したものである。粗骨材の含水量が少ない場合、封緘養生によって材齢 14 日まで細孔の微細化が進行するものの、材齢 90 日の長期では細孔構造の変化はあまり生じておらず、水中養生を行った供試体でもっとも微細化が進行している。一方、粗骨材の含水量が多い場合、材齢 90 日の長期まで細孔が微細化し、材齢 14 日における細孔構造は、封緘養生ならびに水中養生のいずれの場合でもほとんど違いを生じなかった。低含水骨材を用いた場合、供試体内部は自己乾燥を生じているため、封緘養生では十分な水分が供給されずにペースト組織の形成に必要な水分は主として外部から調達される。このため、水中養生した供試体の方が、細孔が微細化して乾燥を受けた際の収縮が増加したものと考えられる。これに対して、高含水粗骨材の場合は、粗骨材が含む豊富な水分によってペーストの水和に必要な水分は内部的に調達が可能となる。したがって、養生の方法が異なっても細孔構造に大きな変化が与えられず、乾燥収縮に与える影響も小さかったものと考えられる。

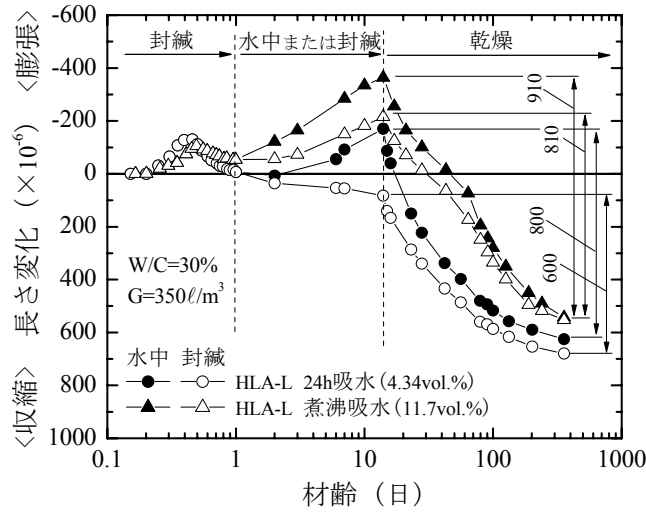


図 4.6 含水量の異なる HLA-L を用いたコンクリートの体積変化に与える養生方法の影響

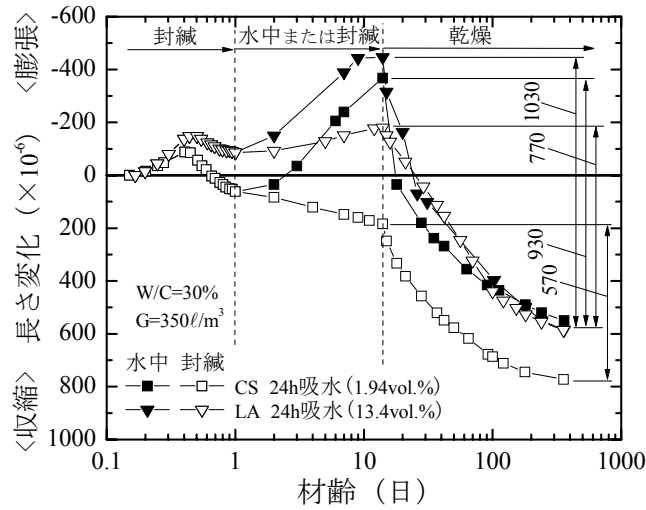


図 4.7 CS ならびに LA を用いたコンクリートの体積変化に与える養生方法の影響

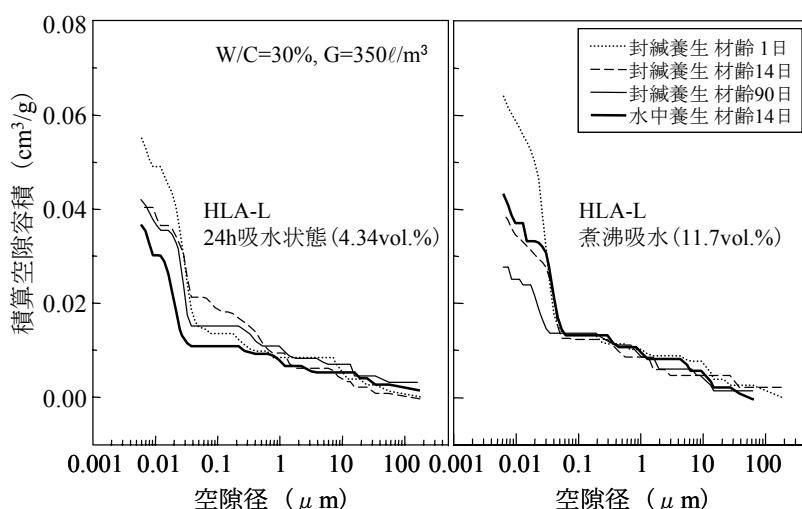


図 4.8 養生方法によるセメントペースト部分の細孔径分布

#### 4.2.3 養生条件による $w-\varepsilon$ 曲線の変化

##### (1) 粗骨材含水率の影響

図 4.9 ならびに図 4.10 は、24 時間吸水ならびに煮沸吸水した HLA-L を用いた水セメント比 30% の供試体の  $w-\varepsilon$  曲線を示したものである。低含水状態の粗骨材 (24 時間吸水 HLA-L) を用いた場合、封緘養生の期間を短縮することで、 $w-\varepsilon$  曲線は横軸右方向へ移動した。この移動は水和で消費する水に対応するもので、ペーストの水和が不十分で粗大空隙が多くなり、この空隙中の水が乾燥初期に収縮を起こすことなく逸散して供試体の質量のみ減少させたために生じたものである。また、養生方法を水中養生とすることによる  $w-\varepsilon$  曲線の横軸左方向への移動は、外部からの水分供給で水和が進み、微細化した空隙中の水が乾燥とともに収縮をもたらしたことに起因する。一方、高含水状態の粗骨材 (煮沸吸水 HLA-L) を用いた場合は、低含水状態の場合よりも  $w-\varepsilon$  曲線は全体的に横軸右方向に移動している。この移動量に対応するのは粗骨材中の水分の増加量であり、ペーストの細孔よりも粗大な粗骨材の空隙中の水が乾燥初期に収縮とは無関係に逸散することを示唆している。また、高含水粗骨材では、養生期間の短縮によって与えられる  $w-\varepsilon$  曲線の移動量は小さく、また、封緘養生した場合と水中養生した場合の  $w-\varepsilon$  曲線は互いに一致しており、養生方法の違いが収縮機構に与える影響は小さいといえる。

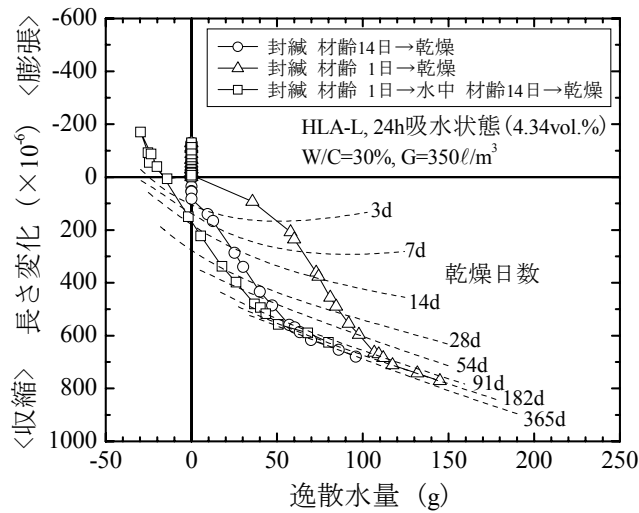


図 4.9 24 時間吸水 HLA-L を用いた供試体の  $w-\varepsilon$  曲線の変化 (W/C=30%)

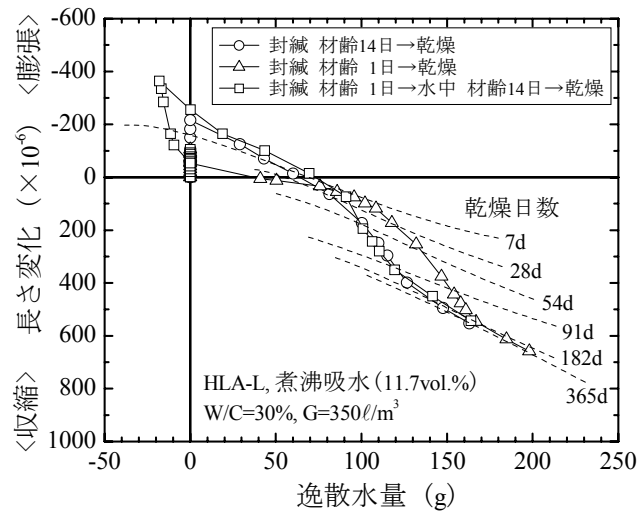


図 4.10 煮沸吸水 HLA-L を用いた供試体の  $w-\varepsilon$  曲線の変化 (W/C=30%)

## (2) 水セメント比の影響

図 4.11 ならびに図 4.12 は、水セメント比を 40%一定として各粗骨材を用いたコンクリートにおいて、乾燥開始までの養生期間を変化させた場合の長さ変化を示したものである。図中には各供試体の自己体積変化も併記しており、いずれの粗骨材を用いた供試体においても水セメント比が 30%の場合とくらべて自己体積変化(自己収縮と自己膨張)は小さくなっている。また、前述した表 4.5 には、養生終了時点を基長とした乾燥収縮量を示しており、水セメント比 40%とした供試体の乾燥収縮は、水セメント比 30%の場合にくらべていずれも増加し、粗骨材含水率による変化も明確ではなくなっている。図 4.3～図 4.4 と図 4.11～図 4.12 とを比較すると、いずれの養生期間ならびに粗骨材の場合でも材齢 1 年における全収縮ひずみは、水セメント比が大きくなることで増大するが、CS を用いた場合に最大、煮沸吸水した HLA-L を用いた場合

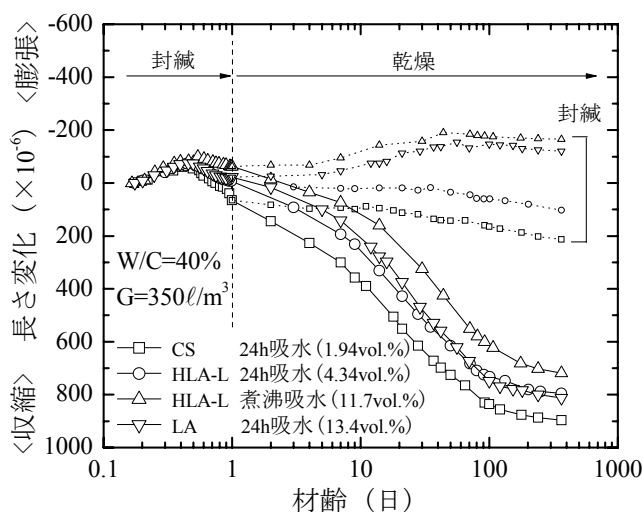


図 4.11 養生期間 1 日のコンクリートの長さ変化(W/C=40%)

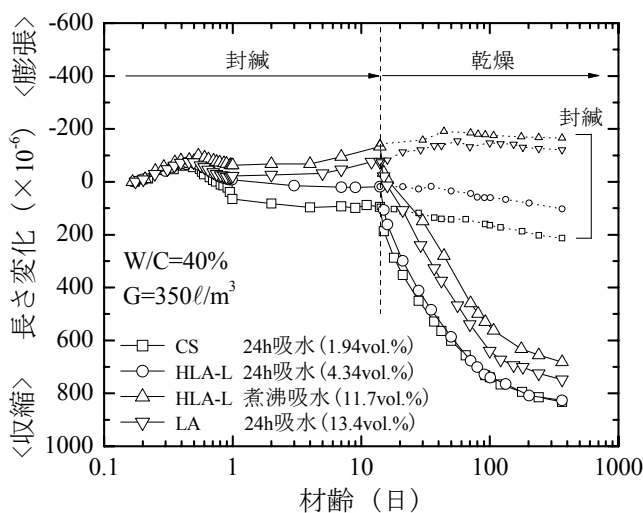


図 4.12 養生期間 14 日のコンクリートの体積変化(W/C=40%)

に最小となる傾向は水セメント比に依存せず一致した。

図 4.13 ならびに図 4.14 は、それぞれ 24 時間吸水ならびに煮沸吸水した HLA-L を用いた水セメント比 40% の供試体の  $w-\varepsilon$  曲線を示したものである。いずれの含水率の場合も、水セメント比 30% の場合とくらべて  $w-\varepsilon$  曲線は横軸右方向に移動しており、水セメント比の増加によって供試体から水分が逸散しやすくなっている。ここで、乾燥期間 365 日の乾燥材齢曲線に着目すると、図 4.9 ならびに図 4.10 で示したように水セメント比 30% のときには右下がりとなっているものの、水セメント比 40% では図 4.13 ならびに図 4.14 のように右上がりとなって養生期間が短いほど全収縮ひずみが増大した。セメントペーストにおいて長期の乾燥収縮は養生期間が長くて短くても小さくなり、最大の収縮を与える養生期間が存在することが明らかになっている[4.2][4.3]。養生期間を長くすると、ペースト組織は、細孔構造が微細化して乾

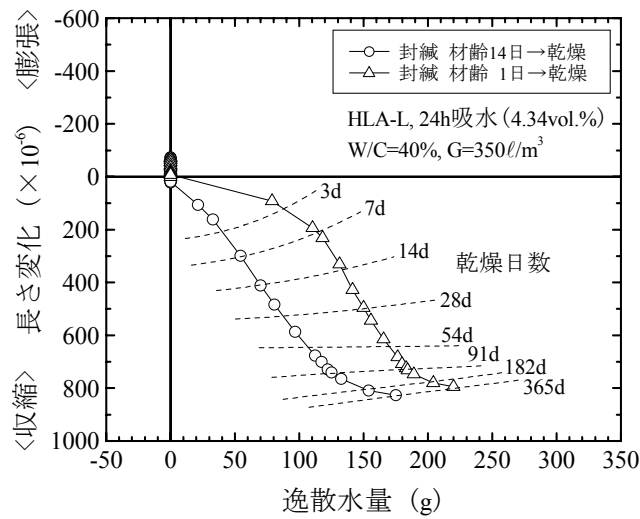


図 4.13 24 時間吸水 HLA-L を用いた供試体の  $w-\varepsilon$  曲線の変化 (W/C=40%)

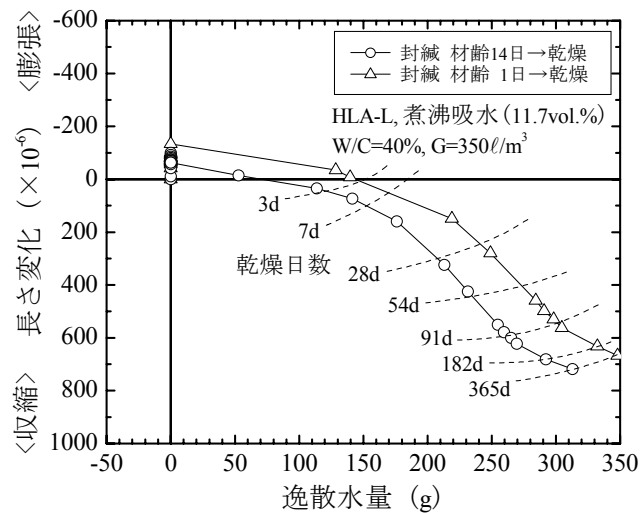


図 4.14 煮沸吸水 HLA-L を用いた供試体の  $w-\varepsilon$  曲線の変化 (W/C=40%)

燥に際して大きな収縮応力が発生しやすくなるものの、その反面で水和の進行によって弾性係数が増大し、変形しにくくなる。収縮は、この2つの側面がバランスした結果として生じる現象であり、このバランスはセメントペーストの水セメント比によって影響を受けるものと推量できる。なお、養生期間を短縮することで収縮低減することは実際上において不適切な措置であり、養生を十分な期間行うことで緻密な組織を形成し、強度・耐久性を向上させることが基本となる。



### 4.3 高品質軽量骨材コンクリートの全収縮に占める自己収縮の割合

自己収縮と乾燥収縮が同時に進行するコンクリートにおいて全収縮を評価する場合、自己収縮ひずみと乾燥収縮ひずみの重ね合わせについて研究が行われている[4.4]. 自己収縮と乾燥収縮の駆動力がいずれも毛細管張力の発生に起因するものと考えれば、同一のメカニズムをもった2つの収縮を完全に分離できないことは自明である. しかしながら、現在のところ、設計上の取扱いではこれらの収縮を分離して、**図 4.15** のように重ね合わせが成立するものと仮定されている[4.5]. **図 4.16** は、本実験において低含水状態の粗骨材を用いた場合に重ね合わせが成り立つものとして全収縮ひずみに対する自己収縮ひずみの割合を求めたものである. どの供試体においても全材齢を通じて全収縮ひずみと自己収縮との関係はほぼ直線的である. 全収縮ひずみに占める自己収縮ひずみの割合は、HLA-L よりも CS を用いた場合、水セメント比が低い場合などで大きくなっている. この割合は、水セメント比 30% の場合、CS 供試体で 40~50% 程度、HLA-L 供試体で 30% 程度となり、水セメント比 40% の場合には CS 供試体で 20% 程度、HLA-L 供試体で 10% 程度となっている. HLA-L を用いた供試体では、CS を用いた場合よりも自己収縮の寄与が小さくなるものの、水セメント比を低減した配合では自己収縮に対する配慮が必要と考えられる. なお、CS を用いた場合、粗骨材絶対容積を変化させると自己収縮が占める割合も変化したが、HLA-L を用いた場合には大きな変化がなかった.

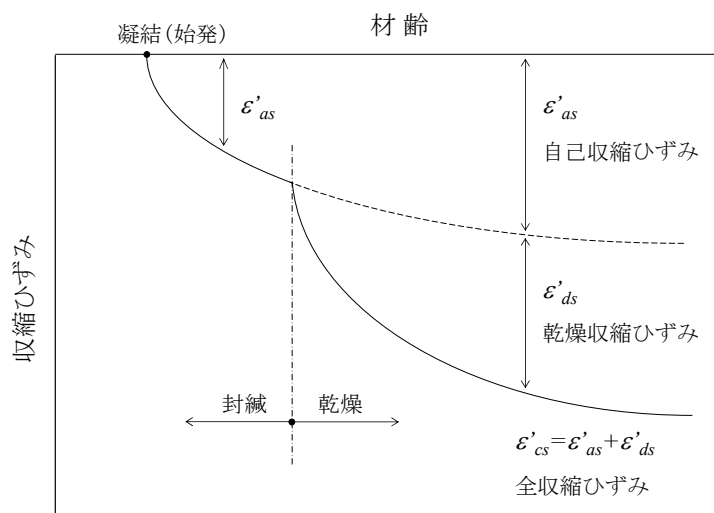


図 4.15 コンクリートの自己収縮と乾燥収縮の重ね合わせ

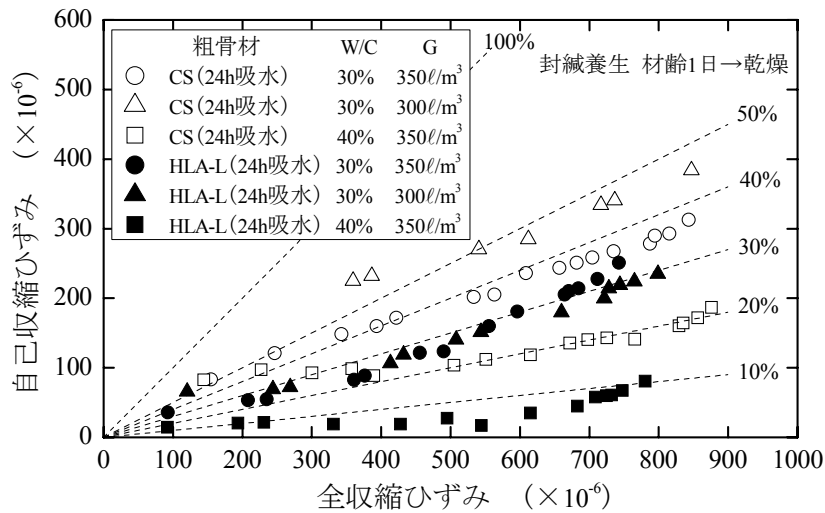


図 4.16 コンクリートの全収縮ひずみに対する自己収縮ひずみの割合

#### 4.4 まとめ

高品質軽量骨材を粗骨材に用いた低水セメント比コンクリートの体積変化に与える養生の期間、方法などの養生条件の影響、ならびに自己収縮と乾燥収縮の関係について得られた結果をまとめると、以下のとおりである。

- (1) 高品質軽量骨材を低含水状態で用いた場合は、養生期間が短くても微細なペースト細孔が多いため、乾燥時には大きな収縮応力が発生しやすい。しかし、養生期間を延長することで大幅に改善される。
- (2) 高品質軽量骨材を高含水状態で用いた場合は、養生期間の延長による収縮低減効果はあまり大きくない。これは、粗骨材中の水が養生水として機能することで、ペースト細孔の微細化が進行することに関連する。
- (3) 高品質軽量骨材を低含水状態で用いた場合は、粗骨材中には養生水として利用できるだけの水分は存在せず、低水セメント比であっても主として外部から水が調達される。
- (4) 高品質軽量骨材を高含水状態で用いた場合は、主に粗骨材中の水が養生に利用されるため、養生方法がペースト組織や収縮に与える影響は比較的小さい。
- (5) 高品質軽量骨材を用いたコンクリートの全収縮に占める自己収縮の割合は、水セメント比が30%のとき約3割、40%のとき約1割である。この自己収縮が占める割合は、普通骨材を用いた場合よりも若干小さい値となるものの、従来の市販の頁岩系非造粒型軽量骨材を用いた場合よりも大きい値となる。

## 第5章

# 高強度軽量骨材コンクリートの自己収縮ならびに破壊力学特性に与える混和材料と合成短繊維の併用効果

高品質軽量骨材は、従来の頁岩系非造粒型軽量骨材よりも飛躍的に吸水率が低く、コンクリートの施工性や耐久性を大幅に改善できる特長がある。また、高品質軽量骨材の骨材強度自体が向上しているため、微粉材料や高性能減水剤などと組み合わせて低水結合材比としてもコンクリート強度の頭打ちを生じにくく、軽量かつ高強度なコンクリートを得ることができる。しかしながら、高品質化(低吸水性)した軽量骨材を用いたコンクリートは、その母材部分を高強度化することで、逆に自己収縮が増大することや脆性的な破壊挙動を示すことなどの課題も存在し、必ずしも構造部材への適用に対して長所ばかりを持ち合わせているわけではない。

このような背景のもと、本章では合成短繊維で補強したコンクリートに着目し、その破壊力学特性を効果的に改善することを目的とした。具体的には、混和材料として早強型の膨張材ならびに有機系の収縮低減剤を用いて自己体積変化を制御することで、短繊維の架橋効果を向上させることを検討した。すなわち、高品質軽量骨材を用いた高強度コンクリートにおいて、混和材料と合成繊維の併用がコンクリートの破壊力学特性に与える影響を考察した。

### 5.1 実験概要

#### 5.1.1 使用材料

表 5.1、表 5.2 および表 5.3 に使用材料を示す。早強セメントとともにシリカフェームならびに高性能 AE 減水剤を使用し、練混ぜ水は水道水(以下、W)とした。細骨材には陸砂を、粗骨材には最近開発された低吸水性で高い骨材強度を有する独立空隙型の中国製高品質軽量骨材(以下、HLA)を用いた。また、低水結合材比コンクリートの自己収縮低減に有効となる混和材料として、石灰系の早強型膨張材(以下、EX)ならびに有機系の収縮低減剤(以下、SRA)の2種類を使用した。なお、本論文中では、膨張材ならびに収縮低減剤の両者を「収縮低減材料」と

表 5.1 使用したセメント，細骨材および混和剤

種類	使用材料	記号	物性または成分
結合材	早強ポルトランドセメント	C	密度 3.14g/cm <sup>3</sup> ，比表面積 4490cm <sup>2</sup> /g
	シリカフューム	SF	密度 2.22g/cm <sup>3</sup> ，比表面積 200000cm <sup>2</sup> /g
細骨材	普通砂(小櫃産陸砂)	S	表乾密度 2.60kg/l，吸水率 1.53wt.%，粗粒率 2.63
混和剤	高性能 AE 減水剤	SP	ポリカルボン酸エーテル系化合物，密度 1.07g/cm <sup>3</sup>
	AE 剤	AE	変性アルキルカルボン酸化合物

表 5.2 使用した粗骨材

種類	製造方法	記号	絶乾密度 (kg/l)	吸水率				最大寸法 (mm)
				24 時間 * <sup>1</sup>		煮沸 * <sup>2</sup>		
				(wt.%)	(vol.%)	(wt.%)	(vol.%)	
高品質軽量骨材 (黄河流域堆積粘土)	造粒型 (中国産)	HLA-M	1.17	1.77	2.07	4.40	5.15	15

\*<sup>1</sup> 静水中に 24 時間浸漬して表乾状態にしたときの含水率を示す。

\*<sup>2</sup> 煮沸を 2 時間して表乾状態にしたときの含水率を示す。

表 5.3 使用した合成短繊維ならびに自己収縮低減型混和材料(収縮低減材料)

種類	使用材料	記号	短繊維としての物性
短繊維	ポリプロピレン	PP	波型* <sup>1</sup> ，長さ 30mm，アスペクト比 54.2，断面形状 1.6×0.6mm，密度 0.91kg/l，引張強度 465N/mm <sup>2</sup> ，ヤング係数 15kN/mm <sup>2</sup>
	ポリビニルアルコール	PVA	直線型，長さ 30mm，アスペクト比 45.5，断面形状 φ0.66mm，密度 1.30kg/l，引張強度 861N/mm <sup>2</sup> ，ヤング係数 23kN/mm <sup>2</sup>
混和材料	早強型膨張材	EX	石灰系，密度 3.19g/cm <sup>3</sup> ，比表面積 4550cm <sup>2</sup> /g
	収縮低減剤	SRA	低級アルコールアルキレンオキシド付加物，密度 1.00g/cm <sup>3</sup>

\*<sup>1</sup> 型押し加工にて短繊維 1 本当たり 4 組程度の凹凸の成形，ならびに表面の親水性処理。

まとめて呼ぶことにした。これら 2 種類の収縮低減材料に対して組み合わせる短繊維は，軽量性を確保する観点から合成繊維とした。このような短繊維として，実構造物で高品質軽量骨材とともに使用した実績があり [5.1]，短繊維混入量の増加にともなうスランプの低下が小さい波型形状のポリプロピレン繊維(以下，PP)を選定した [5.2]。また，短繊維の種類による影響について比較する目的で，直線型形状のポリビニルアルコール繊維(以下，PVA)も使用した。PP 繊維は PVA 繊維にくらべて，密度が低く，引張強度やヤング係数などの繊維自体の力学的性能の面で劣るものの，流動性や材料コストの面では優れていることが特長となっている。

### 5.1.2 配合

配合は表 5.4 に示すように，すべての配合において単位水量 165kg/m<sup>3</sup>，水結合材比(以下，W/B)22%で一定とした。シリカフュームは全結合材量に対して 10%を内割で置換した。収縮低減材料の単位量は表に示すように，膨張材量を 0 kg/m<sup>3</sup>，20 kg/m<sup>3</sup>および 40kg/m<sup>3</sup>の 3 水準，収縮低減剤添加量を 0 kg/m<sup>3</sup>ならびに 6 kg/m<sup>3</sup>の 2 水準に変化させた。膨張材はセメント量の一部に，収縮低減剤は水量の一部に内割でそれぞれ置換した。また，高品質軽量粗骨材は，いずれも 24 時間吸水状態で使用した。なお，スランプならびに空気量は，それぞれ 21±1.5cm，4.0

表 5.4 コンクリートの配合

No.	W/B* <sup>1</sup> (%)	s/a (%)	単 位 量										
			W (kg/m <sup>3</sup> )	SRA (kg/m <sup>3</sup> )	C (kg/m <sup>3</sup> )	EX (kg/m <sup>3</sup> )	SF (kg/m <sup>3</sup> )	S (kg/m <sup>3</sup> )	HLA-M (ℓ/m <sup>3</sup> )	PP* <sup>2</sup> (%)	PVA* <sup>2</sup> (%)	SP (B×%)	AE (B×%)
1	22	45.6	165	-	675	0	75	654	300	0	-	1.10	0.006
2										1		1.20	0.006
3										2		1.25	0.006
4					0	1.20				0.006			
5					1	1.20				0.006			
6					2	1.25				0.006			
7					0	1.20				0.006			
8					1	1.20				0.006			
9					2	1.25				0.006			
10					-	1				1.25		0.006	
11					-	1				1.30		0.006	
12					0	-				1.10		0.006	
13					1	-				1.20		0.006	

\*<sup>1</sup> B=C+EX+SF\*<sup>2</sup> コンクリート体積に対する短繊維の体積比率(外割).

表 5.5 コンクリートの性状

No.	フレッシュコンクリート			硬化コンクリート * <sup>1</sup>	
	スランプ (cm)	空気量 (%)	単位容積質量 (kg/m <sup>3</sup> )	圧縮強度 (N/mm <sup>2</sup> )	ヤング係数 (kN/mm <sup>2</sup> )
1	23.5	2.4	1938	71.3	27.0
2	23.5	3.8	1918	70.1	27.0
3	18.5	3.9	1915	69.2	26.4
4	19.0	3.0	1922	70.3	27.3
5	22.5	3.5	1932	71.5	26.4
6	18.5	3.5	1926	73.2	27.1
7	23.5	4.2	1912	74.2	27.5
8	22.5	3.7	1922	71.1	26.6
9	18.5	3.8	1916	69.8	26.3
10	18.0	3.5	1927	74.6	27.9
11	18.0	3.6	1929	72.8	27.7
12	19.0	3.4	1926	70.4	27.1
13	19.0	3.2	1930	68.6	27.2

\*<sup>1</sup> 水中養生 20℃, 材齢 28 日.

±1.5%の範囲となるように高性能 AE 減水剤ならびに AE 剤の添加量を調整した。これらの配合では、いずれも表 5.5 に示すように単位容積質量 1.9t/m<sup>3</sup>程度で圧縮強度 70N/mm<sup>2</sup>程度を有する軽量かつ高強度なコンクリートとなった。

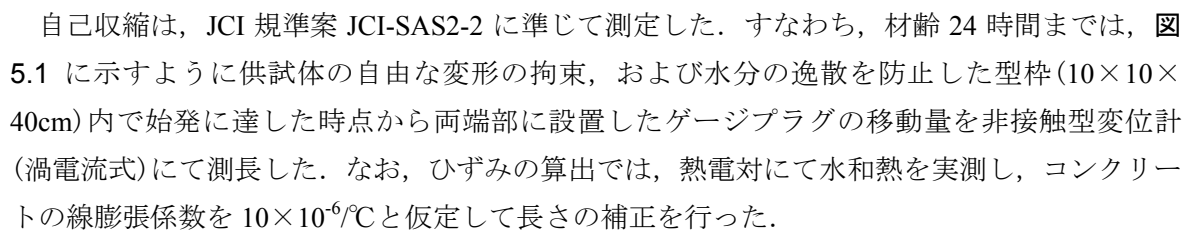
なお、膨張材を添加した配合については、円柱供試体(φ10×20cm)を材齢6か月まで水中養生(20℃)し、単位量 40kg/m<sup>3</sup>以下であれば異常な膨張やひび割れを生じないことを確認している。

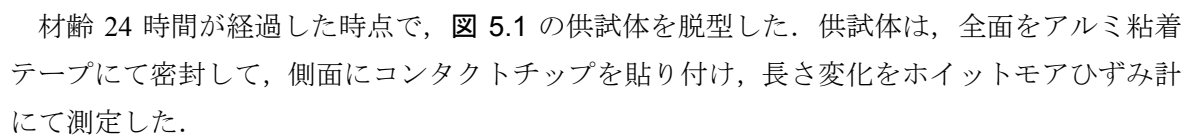
### 5.1.3 練混ぜならびに養生

2軸強制練りミキサにて3分間練り混ぜてモルタルを製造し、短繊維を投入しながらさらに1分間の練混ぜを行った。その後、高品質軽量粗骨材を投入して1分間練り混ぜることでコンクリートを製造した(計5分間)。

圧縮強度ならびに引張強度の測定には円柱供試体を、破壊力学特性値の測定には切欠きはり供試体を用い、いずれの場合も材齢1日で脱型後、ポリ塩化ビニリデンフィルムで密封して封緘養生(20°C)し、材齢14日にて各試験に供した。

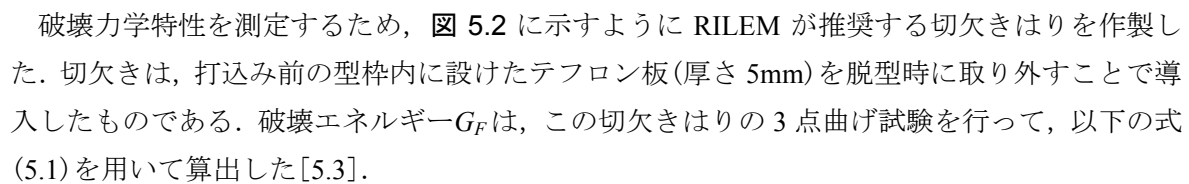
### 5.1.4 自己収縮の測定

自己収縮は、JCI規準案 JCI-SAS2-2 に準じて測定した。すなわち、材齢24時間までは、 5.1 に示すように供試体の自由な変形の拘束、および水分の逸散を防止した型枠(10×10×40cm)内で始発に達した時点から両端部に設置したゲージプラグの移動量を非接触型変位計(渦電流式)にて測長した。なお、ひずみの算出では、熱電対にて水和熱を実測し、コンクリートの線膨張係数を  $10 \times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$  と仮定して長さの補正を行った。

材齢24時間が経過した時点で、 5.1 の供試体を脱型した。供試体は、全面をアルミ粘着テープにて密封して、側面にコンタクトチップを貼り付け、長さ変化をホイットモアひずみ計にて測定した。

自己収縮の測定については各配合に対してそれぞれ3個の供試体を用意した。全測定期間を通じて供試体間における測定値のばらつきなどは、ほとんど認められなかった。

### 5.1.5 破壊力学特性の測定

破壊力学特性を測定するため、 5.2 に示すように RILEM が推奨する切欠きはりを作製した。切欠きは、打込み前の型枠内に設けたテフロン板(厚さ5mm)を脱型時に取り外すことで導入したものである。破壊エネルギー  $G_F$  は、この切欠きはりの3点曲げ試験を行って、以下の式(5.1)を用いて算出した[5.3]。

$$G_F = \frac{W_0 + mg \cdot \delta_0}{A_{lig}} \quad (\text{N/m}) \quad (5.1)$$

ここで、 $W_0$ ：荷重-変位曲線下の面積 (N・m)、 $m$ ：載荷スパンとはり長さの比を乗じて求めた支点間はり質量 (kg)、 $g$ ：重力加速度 ( $\text{m/s}^2$ )、 $\delta_0$ ：はり破断時変位 (m)、 $A_{lig}$ ：はり破断部分面積 ( $\text{m}^2$ )。

なお、短繊維を混入した供試体は最終的に破壊しないため、ひび割れ発生後の最大荷重(第2ピーク)とその下降域の挙動が十分に確認できる時点(はり中央変位20mm)で試験を打ち切り、

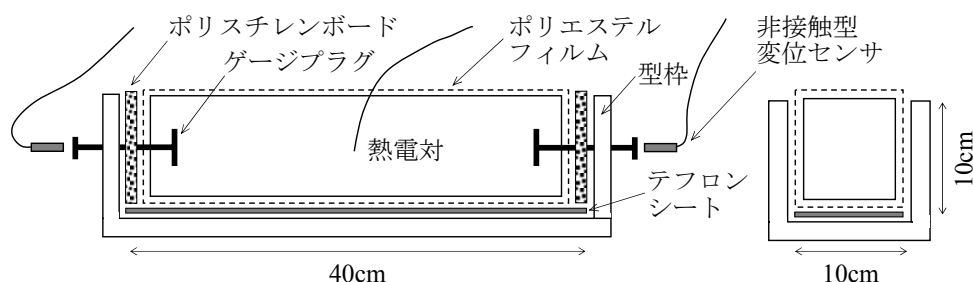


図 5.1 自己収縮の測定方法(材齢 1 日以前)

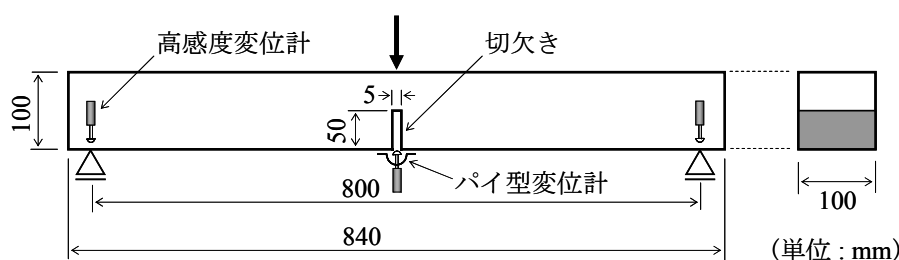


図 5.2 切欠きはりの形状ならびに 3 点曲げ試験の方法

その時点で破壊したものと仮定して計算した。

引張軟化曲線は、図 5.2 の試験で得られた荷重-変位曲線から、はり供試体中央に仮想ひび割れモデルを組み込んだ FEM を用いて、多直線近似法[5.4]にて推定した。

## 5.2 合成短繊維と収縮低減材料の併用が自己収縮に与える影響

### 5.2.1 合成短繊維と膨張材の併用による影響

図 5.3 は、膨張材量  $0\text{kg/m}^3$ 、 $20\text{kg/m}^3$  および  $40\text{kg/m}^3$  の HLA コンクリートにおいて、PP 繊維の混入率を 0%、1% および 2% とした場合の自己収縮を示したものである。膨張材量  $0\text{kg/m}^3$  の場合、いずれの PP 繊維混入率においても自己収縮量はほぼ一致し、PP 繊維は自己収縮の低減に寄与していない。しかし、膨張材量を  $20\text{kg/m}^3$  とした場合には、PP 繊維の混入率によって自己収縮量が異なっており、PP 繊維混入率が増加するほど自己収縮が低減した。このとき、PP 繊維混入率を 0%、1% および 2% とした配合の自己収縮は、膨張材をまったく使用しなかった配合にくらべて、それぞれ  $220 \times 10^{-6}$ 、 $270 \times 10^{-6}$  および  $320 \times 10^{-6}$  程度低減している。これらは、

- i) 母材に大きな収縮力が働くような配合において PP 繊維を単独で使用しても十分な収縮低減効果は見られないこと。
- ii) 膨張材のみを単独で使用した場合よりも PP 繊維と膨張材を併用した場合の方が収縮低減効果は大きくなること。

を意味している。膨張材量を  $40\text{kg/m}^3$  まで増加させた配合では、いずれの PP 繊維の混入率においても自己膨張を生じた。なお、PP 繊維混入率 1% の場合は、PP 繊維無混入の場合よりも膨

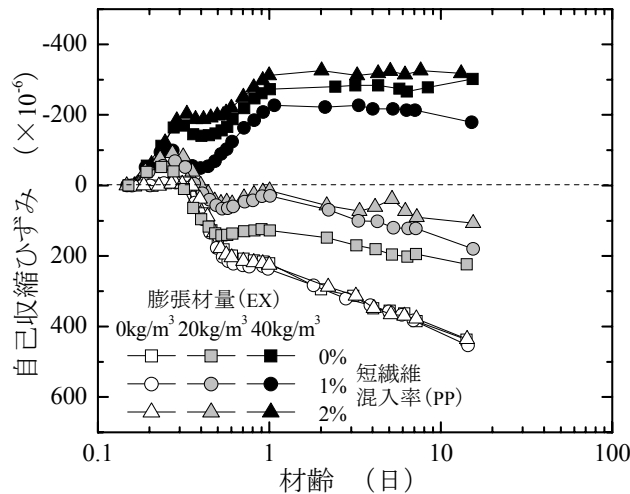


図 5.3 膨張材 EX と短繊維 PP を併用した高強度軽量骨材コンクリートの自己収縮

張が抑制され、母材には PP 繊維による膨張拘束に起因したケミカルプレストレスが生じた可能性も考えられる。しかし、PP 繊維混入率を 2%まで増加させた場合には、PP 繊維無混入の場合よりも膨張量がやや増加している。このように母材の膨張を拘束するための繊維量は 2%が限界であり、その最適量は 1%以上 2%未満の範囲に存在しているものと思われる。早強型膨張材を添加したコンクリートでは無添加のコンクリートと同一スランプを得るための高性能 AE 減水剤添加量が若干増加し、粘性がやや高くなる傾向が認められた。膨張材量  $40\text{kg/m}^3$  としたコンクリートに PP 繊維を 2%混入した場合には、1%混入した場合よりも短繊維の分散性・配向性などが低下し、PP 繊維が母材の膨張に十分抵抗できなかつたことも考えられる。しかしながら、フレッシュ時ならびに硬化後のコンクリートにおいて、PP 繊維の分散・配向に目視で確認できるような大きな変化は生じておらず、現在のところ、このような現象が生じた理由については明確にできていない。

## 5.2.2 膨張材と併用した合成短繊維の種類による影響

図 5.4 は、PVA 繊維の混入率を 1%とし、膨張材量を  $0\text{kg/m}^3$ ならびに  $40\text{kg/m}^3$ とした HLA コンクリートの自己収縮を示したものである。なお、この図には PP 繊維を用いた同一配合の結果も併記した。PVA 繊維を用いた場合の自己収縮ならびに自己膨張は、PP 繊維を用いた場合と同等であり、合成繊維の種類による影響はきわめて小さいものであった。



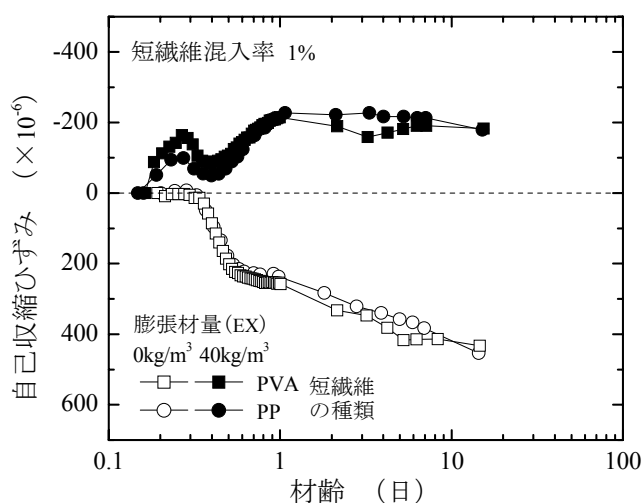


図 5.4 膨張材 EX と短繊維 PVA を併用した高強度軽量骨材コンクリートの自己収縮

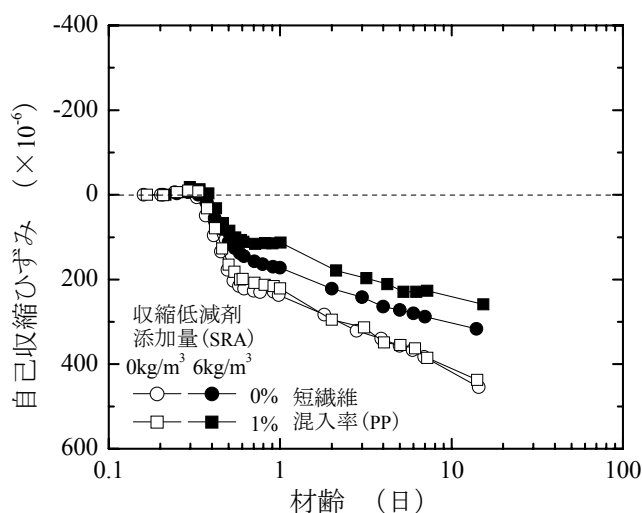


図 5.5 収縮低減剤 SRA と短繊維 PP を併用した高強度軽量骨材コンクリートの自己収縮

### 5.2.3 合成短繊維と収縮低減剤の併用による影響

図 5.5 は、PP 繊維混入率を 0%ならびに 1%とし、収縮低減剤を 0kg/m<sup>3</sup>ならびに 6kg/m<sup>3</sup>添加した HLA コンクリートの自己収縮を示したものである。この図より、PP 繊維の有無にかかわらず収縮低減剤を添加することで自己収縮は低減するものの、PP 繊維混入率が 0%の場合よりも 1%の場合の方が自己収縮の低減効果が大きくなった。膨張材の場合と同様に、収縮低減剤の場合にも自己収縮低減に対する合成繊維との併用効果が確認された。

## 5.3 破壊力学特性の測定結果および考察

### 5.3.1 荷重－変位曲線に与える影響

図 5.6 (a)ならびに図 5.6 (b)は、それぞれ PP 繊維混入率 1%ならびに 2%の場合に膨張材量  $0\text{kg/m}^3$ ,  $20\text{kg/m}^3$  および  $40\text{kg/m}^3$  とした切欠きはりの荷重－変位曲線を示したものである。荷重－変位曲線には 2 つのピーク、すなわち、母材に初期ひび割れを生じて荷重が急減する点(第 1 ピーク)、ならびに初期ひび割れ発生後にひずみ硬化をとめないながら荷重が漸増した後にひずみ軟化に転じる点(第 2 ピーク)が存在した。このような荷重－変位曲線は、小林によって合成樹脂系の短繊維を用いた場合に生じる特徴的な性質として報告された結果[5.5]と一致しており、図 5.7 はその模式図を示したものである。すなわち、

- i) 第 1 ピーク ( $P_1$ ) 以前(領域 A)は、コンクリートのみが荷重を分担すること。
- ii) それ以降は、荷重が急減する過程(領域 B)でコンクリートから短繊維に引張力が徐々に移行し、荷重が再度増加して第 2 ピーク ( $P_2$ ) に至る過程(領域 C)では短繊維が全引張力を負担すること。

が述べられている。したがって、ひび割れが発生する荷重( $P_1$ )の値は短繊維の混入による影響をほとんど受けず、領域 A の挙動は主に母材の力学特性によって決定されている。一方、領域 B、領域 C および領域 D の挙動、とくにひび割れ発生以降の最大荷重( $P_2$ )の値は合成短繊維の力学特性ならびにその混入量によって支配されている。

本実験で PP 繊維混入率 1%の場合、第 1 ピークの荷重は、膨張材量  $20\text{kg/m}^3$  のとき、無添加の場合とほぼ同一であったものの、膨張材量  $40\text{kg/m}^3$  のときはやや増加した。これは、図 5.6 (a) に示したように膨張材を  $40\text{kg/m}^3$  使用した配合で PP 繊維が自己膨張を拘束したことを勘案すると、母材にケミカルプレストレスが作用してひび割れ発生に要するエネルギーを増加させたのではないかと推察できる。なお、このようなケミカルプレストレスの効果は鋼繊維と膨張材を組み合わせた既往の研究でも確認されているが[5.6]、鋼繊維よりもヤング係数の小さい合成繊維における膨張拘束については今後も十分な検証が必要と考える。PP 繊維混入率 1%の場合、第 2 ピークは、第 1 ピークにくらべて緩やかであり、膨張材量を増加させるほどピークが明瞭となって徐々にその荷重が増加した。一方、PP 繊維混入率 2%の場合、第 2 ピーク荷重は膨張材の増加量と対応せず、膨張材量  $20\text{kg/m}^3$  のときに最大となった。この供試体では、第 1 ピーク荷重よりもむしろ第 2 ピーク荷重の方が大きく、はりにひび割れが発生したあとで最大の耐荷力を示した。このように第 2 ピーク荷重は PP 繊維の混入ならびに膨張材の使用によって増大する。PP 繊維の混入率を増加させると、ひび割れ面に架橋する短繊維量が増えることで第 2 ピークに至るまでに架橋繊維全部で受け持つ引張力は増大する。一方、膨張材の使用量を増加させると、例えば母材と短繊維との付着が向上するなどの理由によって短繊維の引き抜けが生じにくくなり、第 2 ピークに至るまでに架橋繊維自体が受け持つことのできる引張力が増大したのではないかとと思われる。そして PP 繊維と膨張材を併用した場合には、これらの効果が組み合わさることで大きな引張力を負担できるようになったのではないかと考えられる。しかし

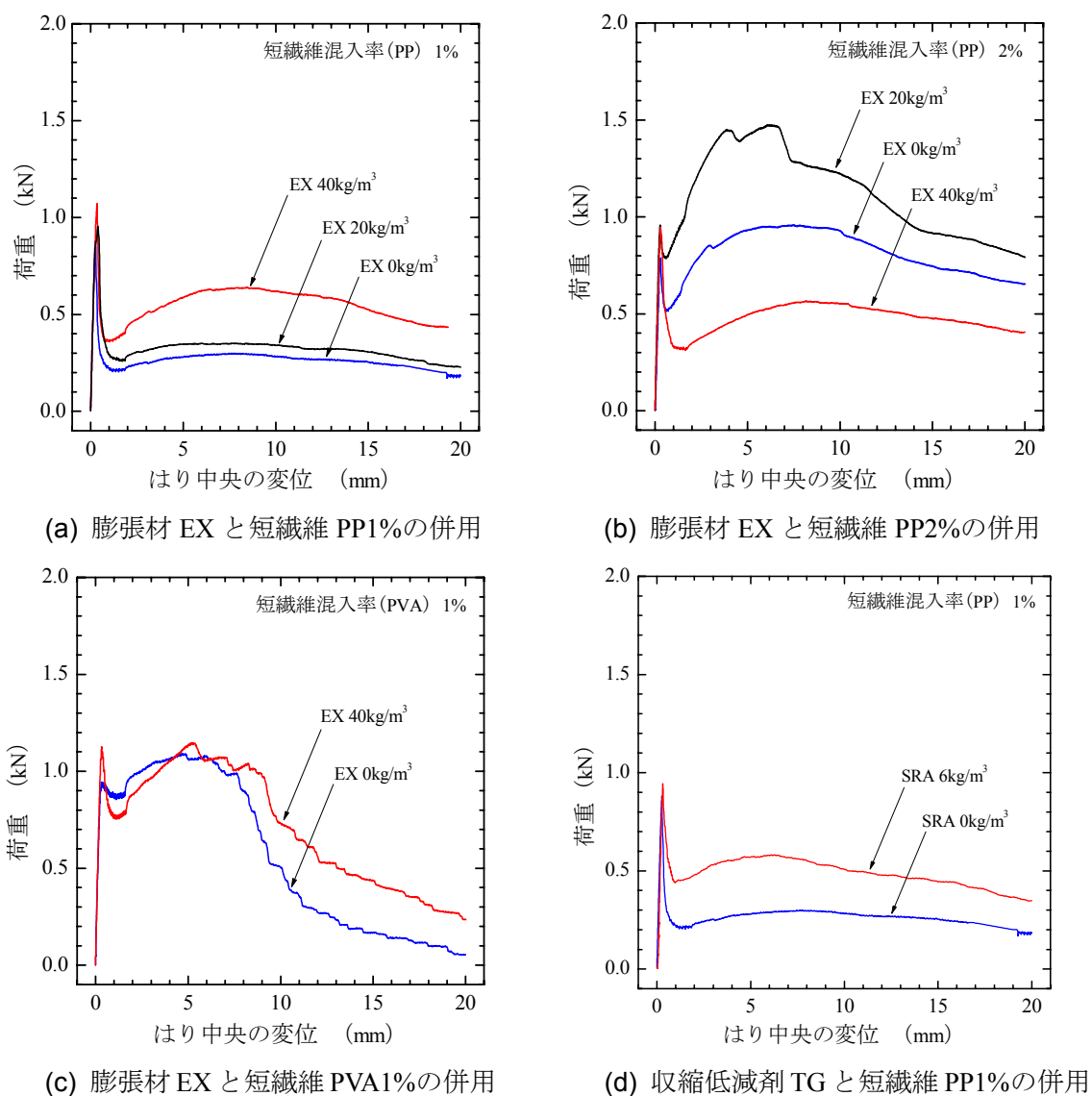


図 5.6 切欠きはりの荷重－変位曲線

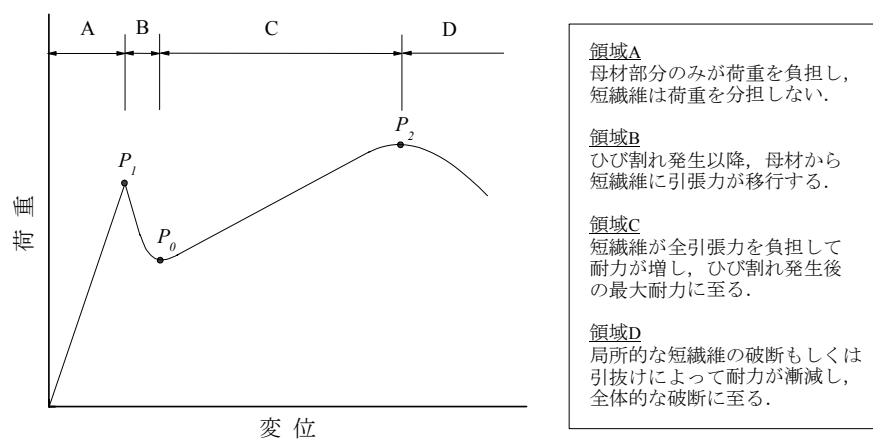


図 5.7 合成樹脂系の短繊維を用いたコンクリートの荷重－変位曲線の模式図

ながら、PP 繊維混入率を 2%、膨張材量を  $40\text{kg/m}^3$  にそれぞれ増加した場合には、同じ PP 繊維混入率 2%で膨張材を無添加とした場合よりも第 2 ピーク荷重が小さくなった。この理由については、次の 5.3.2 で後述するが、これらのコンクリートの自己収縮に関する結果と考え合わせて、母材自体の緻密性や母材と PP 繊維の密着性などの違いに起因するものではないかと考えた。

図 5.6 (c)は、PVA 繊維の混入率を 1%とし、膨張材量を  $0\text{kg/m}^3$  ならびに  $40\text{kg/m}^3$  とした切欠きはりの荷重-変位曲線を示したものである。それぞれの膨張材量において、図 5.6 (a)に示す PP 繊維混入率 1%の場合と比較すると、いずれも第 1 ピーク荷重はほぼ同一で、第 2 ピーク荷重が増大している。また、PVA 繊維の場合は PP 繊維の場合にくらべて第 2 ピーク以降の荷重低下が急激であり、はり中央変位が 20mm に達した際の荷重も小さくなった。第 1 ピーク以降の挙動(引張力の繊維負担による荷重増加)には合成繊維が有する力学性能(粘弾性)が、さらに第 2 ピーク以降の挙動(繊維の引抜けによる荷重低下)では合成繊維が有する母材との付着性能が大きく関与すると考えられる。このような合成繊維の種類による性能の違いが荷重-変位特性に影響したものと思われる。

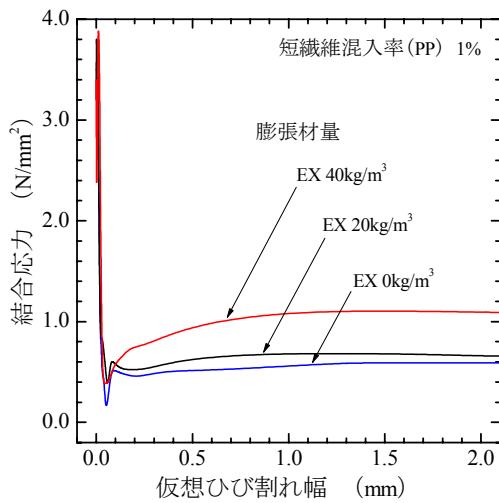
図 5.6 (d)は、PP 繊維の混入率を 1%とし、収縮低減剤の添加量を  $0\text{kg/m}^3$  ならびに  $6\text{kg/m}^3$  とした切欠きはりの荷重-変位曲線を示したものである。収縮低減剤を添加した場合にも膨張材の場合と同様に、第 2 ピーク荷重が増加する現象が認められた。

### 5.3.2 引張軟化曲線に与える影響

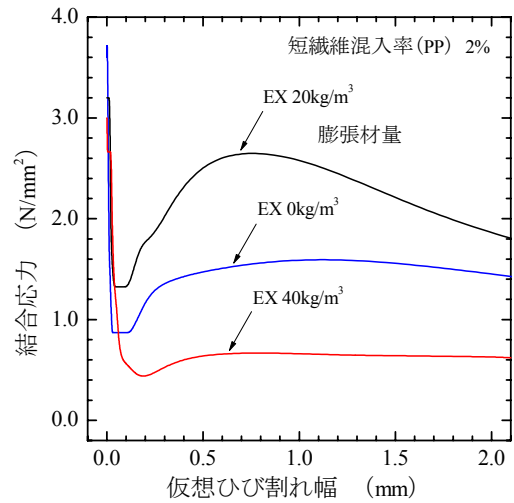
図 5.8 (a)ならびに図 5.8 (b)は、PP 繊維が 1%ならびに 2%で膨張材量を変化させた HLA コンクリートの引張軟化曲線を示したものである。PP 繊維混入率が 1%のとき、膨張材量が多いほど、ひび割れ面における結合応力が高くなった。これは自己収縮によって母材と PP 繊維の界面に発生する応力、換言すれば、母材の収縮を短繊維が拘束することで生じる微視的な自己収縮応力が、膨張材により低減したことに起因すると思われる。短繊維と母材の付着が改善され、ひび割れ面における短繊維の応力伝達効果が向上したものと考えられる。一方、PP 繊維混入率 2%のときは、膨張材量  $20\text{kg/m}^3$  でもっとも結合応力が増大し、逆に膨張材量  $40\text{kg/m}^3$  では膨張材量  $0\text{kg/m}^3$  の場合よりも結合応力が低下する結果となった。この現象が生じた理由として以下のことが挙げられる。図 5.8 (a)において PP 繊維混入率 2%の場合には短繊維が母材の膨張を拘束しておらず母材は PP 繊維無混入の場合と同様に自由膨張した。このために PP 繊維混入率 2%の場合は、PP 繊維混入率 1%の場合にくらべて母材の緻密性ならびに母材と PP 繊維の密着性が小さくなり、ひび割れ面に架橋した短繊維は小さい応力で引き抜けるようになった。

図 5.8 (c)は、PVA 繊維混入率 1%で膨張材量を  $0\text{kg/m}^3$  ならびに  $40\text{kg/m}^3$  とした HLA コンクリートの引張軟化曲線を示したものである。PVA 繊維を用いた場合は、膨張材量によって結合応力の最大値が変化しなかった。しかし、仮想ひび割れ幅 0.7mm 程度以上で生じる結合応力の急激な減少は、膨張材の使用によって改善できることがわかった。

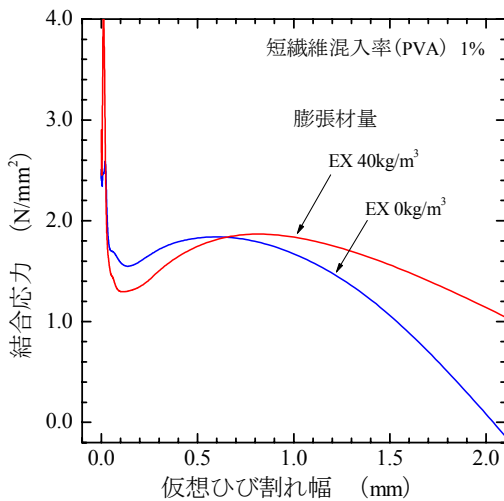
図 5.8 (d)は、PP 繊維混入率 1%で収縮低減剤の添加量を  $0\text{kg/m}^3$  ならびに  $6\text{kg/m}^3$  とした HLA



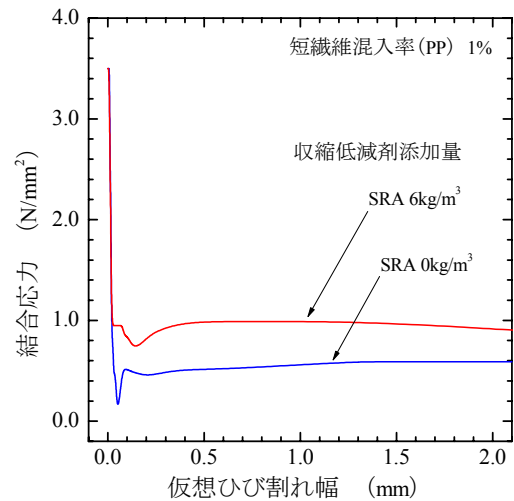
(a) 膨張材 EX と短繊維 PP1%の併用



(b) 膨張材 EX と短繊維 PP2%の併用



(c) 膨張材 EX と短繊維 PVA1%の併用



(d) 収縮低減剤 TG と短繊維 PP1%の併用

図 5.8 コンクリートの引張軟化曲線

コンクリートの引張軟化曲線を示したものである。収縮低減剤を添加した配合では、軟化曲線の折れ曲がり点の応力が高くなり、結合応力も増加することがわかった。収縮低減剤を添加した場合にも、膨張材の場合と同様に引張軟化曲線の形状に対して影響を及ぼすことが明らかになった。

### 5.3.3 破壊エネルギーに与える影響

コンクリートの破壊エネルギーは、CEB-FIP Model Code 1990 で圧縮強度の関数として与えられている[5.7]. ここでは、曲げ試験の結果から算出した破壊エネルギーの値について圧縮強度の影響を式(5.2)によって補正し、 $G_{F0}$ として評価した.

$$G_{F0} = \frac{G_F}{\left(\frac{f'_c}{f_{c0}}\right)^{0.7}} \quad (5.2)$$

ここで、 $G_F$ : 破壊エネルギー (N/m),  $f'_c$ : 圧縮強度 (N/mm<sup>2</sup>),  $f_{c0}$ : 定数 (10 N/mm<sup>2</sup>).

図 5.9 は、短繊維混入率を変化させた HLA コンクリートにおいて、前述の補正された破壊エネルギー(以下、 $G_{F0}$ )と膨張材量の関係を示したものである. なお、収縮低減剤を添加した場合についても図中に併記した. 短繊維を無混入とした場合の  $G_{F0}$  は、膨張材量 0kg/m<sup>3</sup>, 20kg/m<sup>3</sup> および 40kg/m<sup>3</sup> のとき、それぞれ 26.9N/m, 20.9N/m および 20.8N/m となり、膨張材量の増加に依存せずほとんど一定であった. しかし、PP 繊維混入率 1% の場合は、膨張材量の増加にともなって徐々に  $G_{F0}$  が増加した. PP 繊維混入率 2% の場合では、膨張材量 20kg/m<sup>3</sup> のときに膨張材による  $G_{F0}$  の向上効果が最大となり、逆にこれ以上膨張材量が増加した場合には膨張材による改善効果が低下した. PP 繊維 2% と膨張材 40kg/m<sup>3</sup> の組合せで生じた  $G_{F0}$  の低下は、前述したように母材と PP 繊維との付着性能に起因するものであるが、その低下機構についてはさらに検証が必要である. 本実験で検討した範囲で破壊エネルギーの改善効果がもっとも高い配合は、混入率 2% の PP 繊維と単位量 20kg/m<sup>3</sup> の膨張材の組合せとなった. また、収縮低減剤と PP 繊維を組み合わせた場合は、膨張材と PP 繊維を組み合わせた場合にくらべて同一の繊維混入率における破壊エネルギーの向上効果が大きくなった. これは、収縮低減剤を添加することで圧縮強度が約 7% 低下し(封緘養生 20°C で材齢 14 日の圧縮強度は PP1% で SRA0kg/m<sup>3</sup> の場合 67.2N/mm<sup>2</sup>, PP1% で SRA6kg/m<sup>3</sup> の場合 62.6N/mm<sup>2</sup>)、この影響が  $G_{F0}$  の値に反映されたものと考えられる. なお、合成繊維の種類としては、PP の場合よりも PVA の場合の方が同一混入率における破壊エネルギーは増加している. これは、表 5.3 に示したように PP にくらべて PVA の方が引張強度やヤング係数が高く、繊維自体の力学的性能がコンクリートの破壊力学特性に直接関与したのと考えられる.

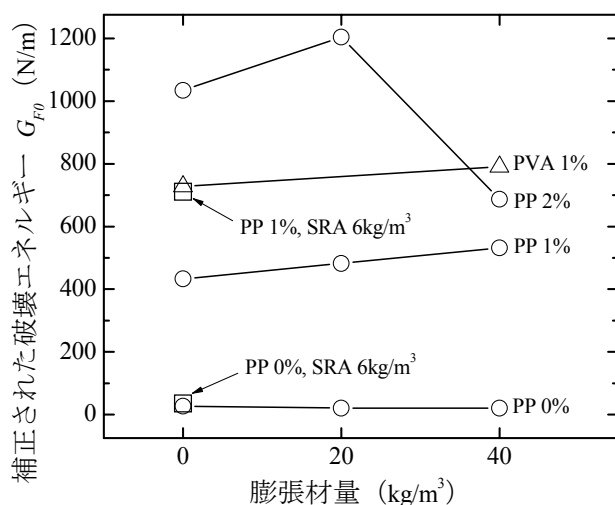


図 5.9 コンクリートの破壊エネルギーに与える影響

## 5.4 まとめ

高品質軽量骨材を用いた高強度コンクリートにおいて、収縮低減材料(早強型膨張材, 有機系収縮低減剤)と合成短繊維(PP 繊維, PVA 繊維)の併用がコンクリートの自己収縮, 引張軟化曲線や破壊エネルギーなどの破壊力学特性に与える影響について得られた結果をまとめると, 以下のとおりである。

- (1) 収縮低減材料を用いずに低水結合材比とした配合では, PP 繊維の混入率によって自己収縮量に変化せず, 合成短繊維が自己収縮に与える影響はきわめて小さいことがわかった。また, 合成短繊維の種類が自己収縮に与える影響も小さいものであった。
- (2) 収縮低減材料のみを単独で用いた配合よりも収縮低減材料と PP 繊維を併用した配合の方が自己収縮は小さいこと, ならびに収縮低減材料と PP 繊維を併用した配合では PP 繊維混入率の増加に対応する形で自己収縮が低減したことから, 自己収縮の低減に対する材料の併用効果を確認することができた。
- (3) PP 繊維を混入した配合の引張軟化曲線は, 収縮低減材料の添加量が増加するほど, 折れ曲がり点の応力ならびに結合応力の最大値が向上し, 破壊エネルギーの増大を確認することができた。
- (4) 膨張材の使用によって自己膨張するような配合では, PP 繊維混入率ならびに単位膨張材量のある限度以上増加させると, 破壊力学特性が低下することを確認した。
- (5) 収縮低減材料と合成短繊維を併用することで, 母材に生じる自己収縮の低減によって母材と短繊維の界面付着が改善され, 架橋した短繊維の伝達応力を増大させるような現象の存在が明らかになった。このことによって, 収縮低減材料と合成短繊維を併用したコンクリートでは破壊力学特性が向上したものと推察できた。

## 第 6 章

# 高強度軽量 RC はりのせん断特性に与える混和材料と合成短繊維の併用効果

高品質軽量骨材を用いたコンクリートは母材を低水結合材比とすることによって高い圧縮強度が得られるものの、圧縮強度にくらべて引張強度はほとんど増加しないために脆性的破壊を生じやすいこと、母材の低水結合材比化に加えて軽量骨材も低吸水性化することで自己乾燥を生じて自己収縮が増大しやすいことなどの問題があった。このような材料的性質は構造利用を図る上で必ずしも有利とはいえず、たとえば、高品質軽量骨材を用いた場合に高強度 RC はり部材のせん断性能が弱点となることも考えられる。そのため、前章では収縮低減型混和材料と合成短繊維の併用によってコンクリート性能を改善することを試み、自己収縮の低減ならびに破壊力学特性の向上に効果があることを明らかにした。

このような背景のもと、本章では高品質軽量骨材を用いた高強度コンクリートに収縮低減材料と合成短繊維を併用する形で作製した RC はりのせん断特性を検討した。収縮低減材料と合成短繊維の併用によるコンクリートの自己収縮特性と破壊力学特性の改善が高強度軽量 RC はりのせん断特性に与える影響を載荷実験ならびに数値解析から検証した。

### 6.1 実験概要

#### 6.1.1 コンクリートの材料ならびに配合

表 6.1 ならびに表 6.2 にコンクリートに使用した材料を示す。早強セメントとともにシリカフュームならびに高性能 AE 減水剤を使用し、練混ぜ水は水道水(以下、W)とした。細骨材には陸砂を、粗骨材には独立空隙型の中国製高品質軽量骨材(以下、HLA)を用いた。また、低水結合材比コンクリートの自己収縮低減に有効となる収縮低減型の混和材料として石灰系の早強型膨張材(以下、EX)ならびに有機系の収縮低減剤(以下、SRA)の 2 種類を使用し、これらの収縮低減材料に組み合わせる短繊維として波型形状のポリプロピレン繊維(以下、PP)を使用した。



表 6.1 使用した結合材, 細骨材, 収縮低減型混和材料および短繊維

種類	使用材料	記号	物性または成分
結合材	早強セメント	C	密度 3.14g/cm <sup>3</sup> , 比表面積 4490cm <sup>2</sup> /g
	シリカフェーム	SF	密度 2.22g/cm <sup>3</sup> , 比表面積 200000cm <sup>2</sup> /g
細骨材	普通砂(小櫃産陸砂)	S	表乾密度 2.60kg/l, 吸水率 1.53wt.%, 粗粒率 2.63
混和剤	高性能 AE 減水剤	SP	ポリカルボン酸エーテル系化合物, 密度 1.07g/cm <sup>3</sup>
	AE 剤	AE	変性アルキルカルボン酸化合物
混和材料	早強型膨張材	EX	石灰系, 密度 3.19g/cm <sup>3</sup> , 比表面積 4550cm <sup>2</sup> /g
	有機系収縮低減剤	SRA	低級アルコールアルキレンオキシド付加物, 密度 1.00g/cm <sup>3</sup>
短繊維	ポリプロピレン	PP	波型, 長さ 30mm, アスペクト比 54.2, 断面形状 1.6×0.6mm, 密度 0.91kg/l, 引張強度 465N/mm <sup>2</sup> , ヤング係数 15kN/mm <sup>2</sup>

表 6.2 使用した粗骨材

種類	製造方法	記号	絶乾密度 (kg/l)	吸水率				最大寸法 (mm)
				24 時間 * <sup>1</sup>		煮沸 * <sup>2</sup>		
				(wt.%)	(vol.%)	(wt.%)	(vol.%)	
高品質軽量骨材 (黄河流域堆積粘土)	造粒型 (中国産)	HLA-M	1.17	1.77	2.07	4.40	5.15	15

\*<sup>1</sup> 静水中に 24 時間浸漬して表乾状態にしたときの含水率を示す。\*<sup>2</sup> 煮沸を 2 時間して表乾状態にしたときの含水率を示す。

表 6.3 コンクリートの配合

No.	W/B* <sup>1</sup> (%)	s/a (%)	単位量													
			W (kg/m <sup>3</sup> )	SRA (kg/m <sup>3</sup> )	C (kg/m <sup>3</sup> )	EX (kg/m <sup>3</sup> )	SF (kg/m <sup>3</sup> )	S (kg/m <sup>3</sup> )	HLA-M (l/m <sup>3</sup> )	PP* <sup>2</sup> (%)	SP (B×%)	AE (B×%)				
1	22	45.6	165	—	675	0	75	654	300	0	1.10	0.006				
2										1	1.20	0.006				
3										0	1.10	0.006				
4			159	6	675	—				1	1.20	0.006				
5										0	1.15	0.006				
6										165	—	655	20	1	1.20	0.006
7														635	40	1

\*<sup>1</sup> B=C+EX+SF\*<sup>2</sup> コンクリート体積に対する短繊維の体積比率(外割)。

コンクリートの配合は, すべてにおいて単位水量 165kg/m<sup>3</sup>, 水結合材比(以下, W/B)22%で一定とし, シリカフェームは全結合材量に対して 10%を内割で置換した。PP 短繊維と収縮低減材料の組合せは第 5 章の試験に供したのものの中から選定する形とし, 表 6.3 に示すような 7 通りの配合とした。すなわち, PP 短繊維を 0%ならびに 1%混入した配合において, 収縮低減材料として膨張材(0kg/m<sup>3</sup>, 20kg/m<sup>3</sup>および 40kg/m<sup>3</sup>の 3 水準)または収縮低減剤(0kg/m<sup>3</sup>ならびに 6kg/m<sup>3</sup>の 2 水準)を使用することでコンクリートの自己収縮量を変化させている。なお, これらと比較する目的で, PP 短繊維ならびに収縮低減材料のいずれも使用していない配合についても検討した。

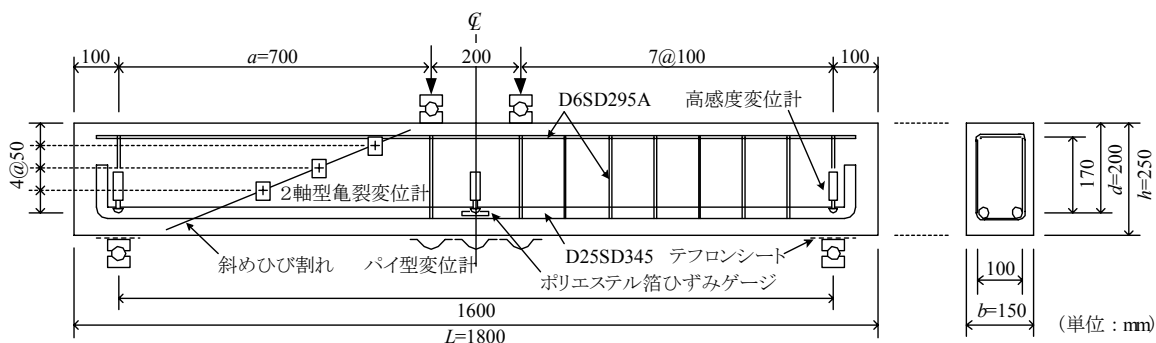


図 6.1 鉄筋コンクリート (RC) はりならびに荷重方法

### 6.1.2 鉄筋コンクリート (RC) はりの概要

図 6.1 は、鉄筋コンクリート (RC) はりの形状ならびに配筋を示したものであり、すべての RC はりは全長  $L=1800\text{mm}$ 、高さ  $h=250\text{mm}$ 、幅  $b=150\text{mm}$ 、有効高さ  $d=200\text{mm}$  およびせん断スパン  $a=700\text{mm}$  で一定とした。また、主鉄筋は、引張側に D25 (SD345、降伏強度  $f_y=379\text{N/mm}^2$ ) を 2 本 (引張側軸方向鉄筋比  $p_w=3.38\%$ )、圧縮側に組立鉄筋として D6 (SD295A、降伏強度  $f_y=325\text{N/mm}^2$ ) を 2 本、それぞれ配置した。スターラップは、図のように D6 (SD295A、降伏強度  $f_y=325\text{N/mm}^2$ ) を  $100\text{mm}$  ピッチで片側スパンだけに配置することで、せん断破壊 (斜めひび割れ) が生じるスパンを配筋しなかった方のスパンに限定した。

RC はりに用いたコンクリートの配合は表 6.3 に示した 7 通りで、これらのコンクリートは 2 軸強制練りミキサにて 3 分間練り混ぜてモルタルを製造し、短繊維を投入しながらさらに 1 分間の練混ぜを行った後、高品質軽量粗骨材を投入して 1 分間練り混ぜることで製造したものである。なお、RC はりは、材齢 1 日で脱型した後、ポリ塩化ビニリデンフィルムで全面を密封することで水分の逸散・浸入を防止し、材齢 14 日で荷重試験に供した。

### 6.1.3 荷重方法ならびに測定項目

図 6.1 に示すように、支間  $1600\text{mm}$  に固定したローラー支承の上にテフロンシートを介して RC はり供試体を設置した。供試体上面には等モーメント区間  $200\text{mm}$ 、せん断スパン有効高さ比  $a/d=3.5$  となるようにローラー支承ならびに荷重分配桁を載せ、 $2000\text{kN}$  耐圧機にて 2 点集中荷重を静的に作用させた。荷重をロードセルにて検出しながら、荷重段階ごとに、はり中央のたわみ、引張鉄筋のひずみ、斜めひび割れ幅などの各項目の測定、ならびにせん断スパンにおけるひび割れの追跡を行った。

なお、斜めひび割れ幅を確実に測定するため、斜めひび割れの発生が確認できた時点でいったん除荷し、2 軸型亀裂変位計を取り付けて再荷重する方法を採用した。この 2 軸型亀裂変位計はスターラップを配置していない方のスパンに生じた 1 本の斜めひび割れに対して鉄筋位置から上縁まで鉛直方向に高さ  $50\text{mm}$  間隔ごと、計 3 か所に取り付けた (図 6.1)。また、曲げひ

び割れの発生を確認する目的で、はり中央部の下縁にパイ型変位計を取り付けた。

はり中央部のたわみは、支間中央位置ならびに支点位置の鉛直変位を高感度変位計にて測定することで算出した。さらに、引張鉄筋中央部には、ポリエステル箔ひずみゲージを貼り付けて載荷中のひずみを測定するとともに、あらかじめ凝結始発から載荷直前までに生じた初期ひずみについても測定した。

#### 6.1.4 RC はり供試体の画像解析方法

載荷によってRCはり供試体表面に発生するひずみ分布を非接触で測定するため、格子法による画像計測を行った[6.1, 6.2]。図6.2のようにRCはり供試体のせん断スパンに、あらかじめ赤色の円形ターゲットを格子状(20mm角)に貼り付け、載荷中のRCはり供試体を所定の荷重段階ごとに固定デジタルカメラ(画素数2272×1704)で撮影した。供試体画像は、市販の画像処理ソフト(HALCON7.0)にて、カメラレンズの収差補正、彩度画像の抽出、2値化処理、ならびにダスト除去を行い、認識されたターゲットを円近似して中心座標を算出した。変形前後のターゲットの座標位置を節点とし、測定された節点変位から定ひずみ三角形要素を用いた変位の内挿を行い、供試体表面に生じたひずみを算出した。

なお、マイクロメータ(最小目盛1/100mm)の可動先端部にターゲットを貼り付け、はり供試体と同一条件として撮影した画像の解析結果から、本方法による変位計測がマイクロメータによる変位計測と同等の精度を有することを別途確認している[6.3]。

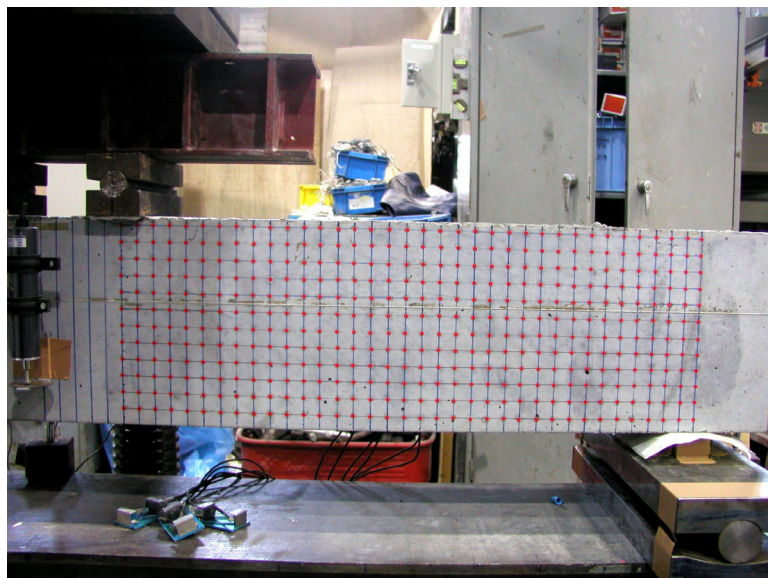


図 6.2 載荷時におけるRCはり供試体の画像計測

## 6.2 RC はりの載荷試験の結果および考察

### 6.2.1 荷重－たわみ曲線ならびにせん断耐力

図 6.3(a)ならびに図 6.3(b)は、それぞれ収縮低減剤、膨張材を使用した RC はりの荷重－たわみ曲線を示したものである。なお図の凡例では、収縮低減材料の種類と単位量ならびに短繊維の種類と添加率を略記して RC はりの種類を示した。また図中には斜めひび割れを生じた点も併記した。PP 繊維を用いていない場合、斜めひび割れの発生と同時に荷重低下を生じるものの、PP 繊維を用いた場合には斜めひび割れ発生後も耐荷性能を維持できることがわかる。とくに PP 繊維とともに収縮低減剤や膨張材を用いた場合には、斜めひび割れ発生後も高い荷重を保持しており、終局耐力の大幅な向上が認められる。

表 6.4(a)ならびに表 6.4(b)は、各 RC はりにおいてせん断載荷試験結果をまとめたものである。なお、表中に示したせん断耐力  $P_{cal}$  は、式(6.1)の普通コンクリートを用いたせん断補強筋が無い RC はりのせん断耐力算定式[6.4]から求めたものである。

$$V_c = 0.2 \cdot f_c^{1/3} \cdot p_w^{1/3} \left( \frac{10^3}{d} \right)^{1/4} \left( 0.75 + \frac{1.4}{a/d} \right) \cdot b_w \cdot d \quad (6.1)$$

ここで、 $p_w$ : 軸方向鉄筋比 (%),  $d$ : 有効高さ (mm),  $a$ : せん断スパン (mm),  $b_w$ : 幅 (mm).

表 6.4(a)は、収縮低減剤と PP 繊維の併用が RC はりのせん断耐力向上に寄与する程度を示している。収縮低減剤ならびに PP 繊維のいずれも用いていない SRA00-PP0 のせん断耐力は、同一圧縮強度の普通コンクリートを用いた RC はり(以下、普通コンクリートはり)の 0.56 倍であり、高強度軽量骨材コンクリートを用いた RC はりでは、せん断耐力が大幅に低下した。収縮低減剤を添加せず PP 繊維 1%のみ使用した SRA00-PP1 のせん断耐力は普通コンクリートはりの 0.84 倍となり、SRA00-PP0 の場合と比較して 50%増大することがわかった。この効果は PP 繊維が斜めひび割れ面で架橋してせん断力を伝達したことに起因する。また、収縮低減剤  $6\text{kg/m}^3$  のみを添加して PP 繊維は使用しなかった SRA06-PP0 のせん断耐力は普通コンクリートはりの 0.64 倍となり、SRA00-PP0 の場合と比較して 14%増大した。この効果は、主に鉄筋などの拘束を受けたコンクリートに生じる自己収縮応力の低減に起因するもので、短繊維補強による効果よりも耐力向上に寄与する程度は小さくなっている。これらに対して、収縮低減剤  $6\text{kg/m}^3$  と PP 繊維 1%を併用した SRA06-PP1 のせん断耐力は、普通コンクリートはりの場合と同程度となる 1.04 倍であり、SRA00-PP0 の場合と比較して 86%増大できることを確認した。このときのせん断補強効果(86%)は、短繊維補強による効果(50%)ならびに収縮低減による効果(14%)を単に足し合わせた効果(64%)よりも大きいものとなった。このことは、PP 繊維と収縮低減剤を併用した場合、せん断耐力の向上に対してそれぞれの材料が単独に寄与したのでは

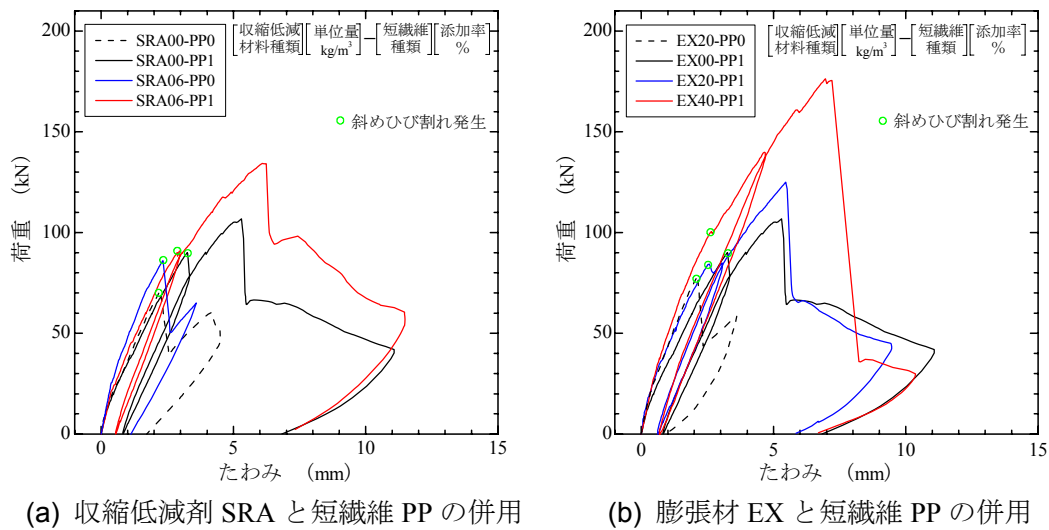


図 6.3 RC はりの荷重-たわみ曲線

表 6.4 RC はりのせん断荷試験結果

(a) 収縮低減剤 SRA と短繊維 PP の併用効果

配合 No.	供試体の名称 *1	圧縮強度 (N/mm <sup>2</sup> ) $f'_c$	終局荷重 (kN)		$P_u / P_{cal}$ *2	斜めひび割れ発生荷重 (kN)
			実験値 $P_u$	計算値 $P_{cal}=2 \times V_c$		
1	SRA00-PP0	68.8	71.0	127.2	0.56 [1.00]	71.0
2	SRA00-PP1	70.3	106.8	127.8	0.84 [1.50]	90.1
3	SRA06-PP0	83.9	86.1	135.5	0.64 [1.14]	86.1
4	SRA06-PP1	70.3	134.3	129.4	1.04 [1.86]	90.8

(b) 膨張材 EX と短繊維 PP の併用効果

配合 No.	供試体の名称 *1	圧縮強度 (N/mm <sup>2</sup> ) $f'_c$	終局荷重 (kN)		$P_u / P_{cal}$ *2	斜めひび割れ発生荷重 (kN)
			実験値 $P_u$	計算値 $P_{cal}=2 \times V_c$		
1	EX00-PP0	68.8	71.0	127.2	0.56 [1.00]	71.0
2	EX00-PP1	70.3	106.8	127.8	0.84 [1.50]	90.1
5	EX20-PP0	71.2	78.5	128.3	0.61 [1.09]	78.5
6	EX20-PP1	70.6	125.0	128.0	0.98 [1.75]	84.3
7	EX40-PP1	71.7	175.5	128.6	1.36 [2.43]	100.4

\*1 名称は、(収縮低減材料種類)(単位量)-(短繊維種類)(添加率)。

\*2 [ ]内は、配合 No.1 の RC はりの  $P_u / P_{cal}$  を 1 としたときの値。

なく、収縮低減剤との組合せで繊維補強の効率を高める作用があることを示唆している。第5章のコンクリート要素試験において破壊力学特性の改善に併用効果が存在したように、PP 繊維と母材の間で生じる微視的自己収縮応力の低減により、ひび割れたコンクリート自体のせん断伝達能力が増加したことがその原因ではないかと考える。

また、表 6.4(b)は、膨張材と PP 繊維の併用が RC はりのせん断耐力向上に寄与する程度を示している。膨張材 20kg/m<sup>3</sup> と PP 繊維 1%を併用した EX20-PP1 のせん断耐力も普通コンクリートはりの場合と同程度となる 0.98 倍まで改善され、膨張材と PP 繊維のいずれも使用していな

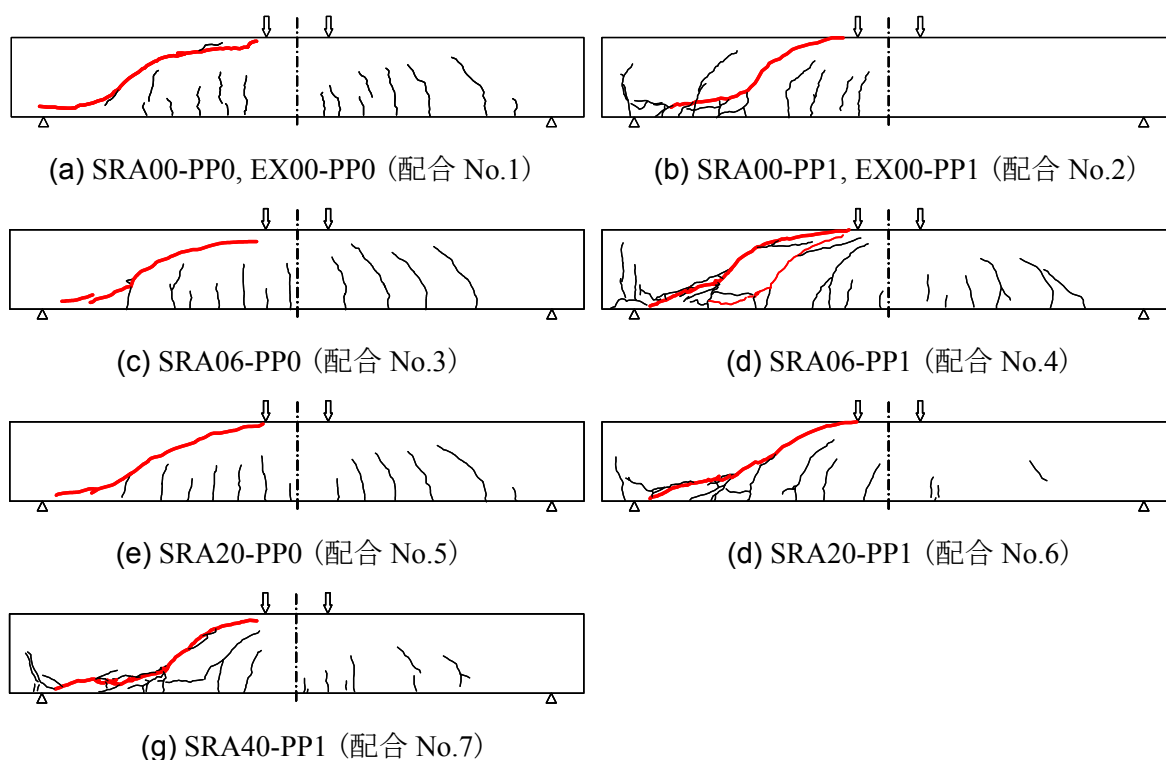


図 6.4 荷重した RC はりのひび割れ状況

い EX00-PP0 と比較して 75%ほど耐力が増大した。膨張材  $20\text{kg/m}^3$  のみ単独で用いた EX20-PP0 の耐力は普通コンクリートはりの 0.61 倍で、EX00-PP0 と比較して 9%ほど増加した。PP 繊維 1%を単独で用いた場合の補強効果 (50%) と膨張材による収縮低減効果 (9%) をそれぞれ単独に作用する現象と見なして足し合わせた効果 (59%) よりも、膨張材と PP 繊維を併用した効果 (75%) の方が大きく、この場合にも膨張材との組合せで繊維補強の効率を高める作用があった。

## 6.2.2 ひび割れ性状

図 6.4(a)～図 6.4(g)は、各配合を用いた RC はりにおいて荷重試験終了後のひび割れ状況を示したものである。いずれの RC はりも斜めひび割れによって破壊に至ったが、PP 繊維を使用した RC はりでは腹部における斜めひび割れ以外にも主鉄筋に沿う割裂ひび割れが観察された。表 7.4 に示した終局荷重と斜めひび割れ発生荷重からわかるように、PP 繊維を使用していない RC はりでは、斜めひび割れの発生とほとんど同時に終局的な破壊に至ったが、PP 繊維を使用した RC はりの場合は、斜めひび割れ発生後も荷重が増加した。この短繊維を混入したケースでは、斜めひび割れがはり上縁まで到達した直後に荷重低下(最大荷重)を生じ、その後に引張鉄筋に沿った割裂ひび割れが発生したものである。

図 6.5(a)～図 6.5(d)は、PP 繊維を使用した RC はり 4 体について、せん断スパン部の画像解析から得た供試体表面の主引張りずみ分布を示したものである。なお、これらの図は、各 RC はりにおいて、それぞれ終局に至る直前に撮影した画像を利用したものである。いずれの RC

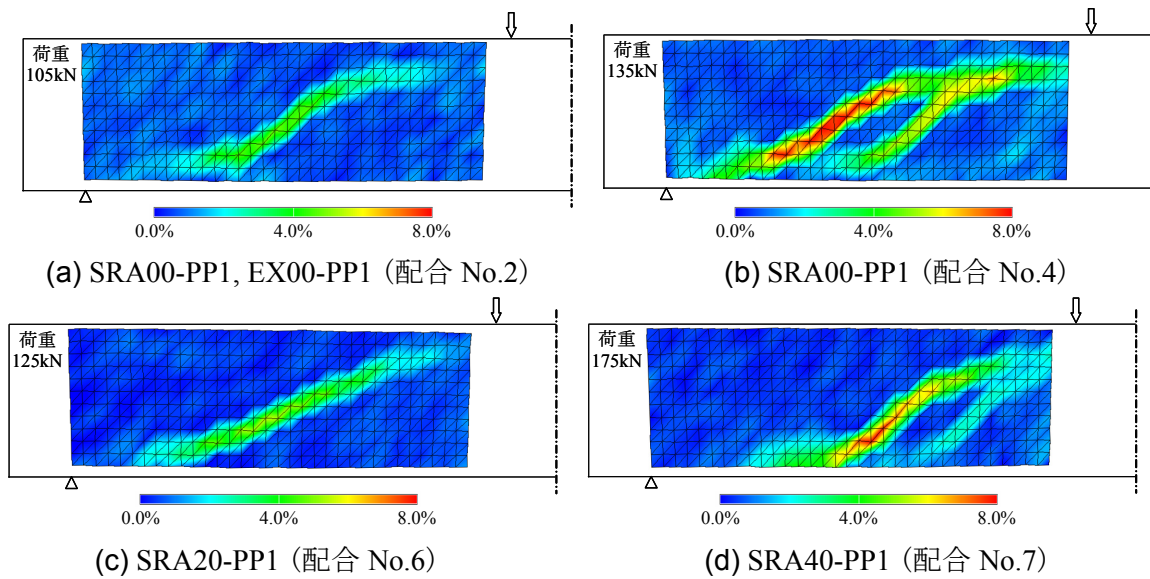


図 6.5 終局直前における RC はりの主引張ひずみ分布 (画像解析の結果)

はりにおいても斜めひび割れに沿う形で主引張ひずみが集中する状況が確認できる。これらの主引張ひずみは、斜めひび割れ発生以前は、表面全体に様に分布して最大でも 0.5%程度であったが、終局直前では、収縮低減材料を用いていない RC はりで最大 4%程度(図 6.5(a))、収縮低減剤を  $6\text{kg/m}^3$  用いた RC はりで最大 8%程度(図 6.5(b))、膨張材を  $20\text{kg/m}^3$  用いた RC はりで最大 6%程度(図 6.5(c))、膨張材を  $40\text{kg/m}^3$  用いた RC はりで最大 8%程度(図 6.5(d))に達するひずみが局所化した。なお、収縮低減剤を  $6\text{kg/m}^3$  用いた RC はりでは、この局所化する領域が 2 か所となっており、その領域に沿って 2 本の斜めひび割れを生じた状況が観察できる。

図 6.6 は、PP 繊維を使用した RC はり 4 体について荷重と斜めひび割れ幅の関係を示したものである。この斜めひび割れ幅は、2 軸型亀裂変位計で測定された水平方向変位  $x$  ならびに鉛直方向変位  $y$  を、測定位置における斜めひび割れの角度に回転させた座標系に変換したものであり、斜めひび割れの開口方向(斜めひび割れと直交する方向)の変位を表している。これは、1 本の斜めひび割れについて異なる高さ 3 か所で測定された値を平均したものである。なお、収縮低減剤を用いた RC はり (SRA06-PP1) については、発生した 2 本の斜めひび割れに関するデータを示した。同一荷重レベルで比較すると、収縮低減材料を用いた RC はりは、収縮低減材料を用いていない RC はりよりも斜めひび割れ幅が小さくなっており、ひび割れ幅の抑制に PP 繊維と収縮低減材料を併用した効果が認められる。また、斜めひび割れ発生荷重に達した点以降(斜めひび割れの開口幅が急増する点以降)のグラフの傾きに注目すると、その傾きは PP 繊維のみを用いた場合よりも PP 繊維と収縮低減材料を併用した場合の方がやや急になっていることから、このような材料の併用にはひび割れ幅が進展することを抑制する効果も存在するといえる。

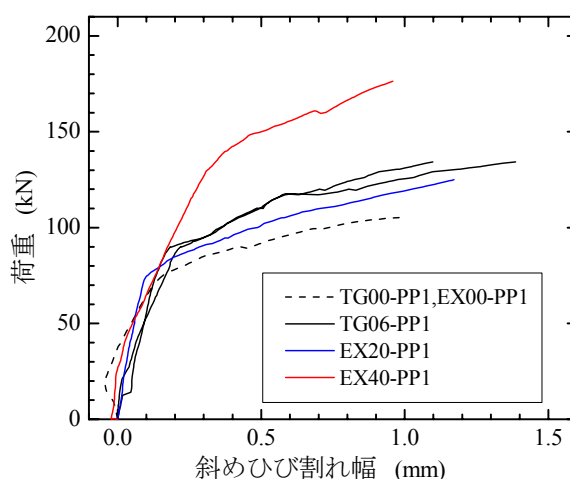


図 6.6 荷重と斜めひび割れ幅の関係

表 6.5 養生中に生じた RC はりの引張鉄筋ひずみならびにコンクリート下縁応力(材齢 14 日)

配合 No.	供試体の名称	載荷前の RC はり		要素	RC はりの 曲げひび割れ荷重 (kN)
		引張鉄筋 ひずみ * <sup>1</sup> ( $\times 10^{-6}$ )	コンクリート の下縁応力 * <sup>1</sup> (N/mm <sup>2</sup> )	コンクリート の自己収縮 * <sup>2</sup> ( $\times 10^{-6}$ )	
1	EX00-PP0 SRA00-PP0	155	-0.27	437	8.3
2	EX00-PP1 SRA00-PP1	152	-0.27	454	12.1
3	SRA06-PP0	101	-0.18	317	25.5
4	SRA06-PP1	95	-0.17	289	22.6
5	EX20-PP0	64	-0.11	224	20.3
6	EX20-PP1	53	-0.09	180	21.0
7	EX40-PP1	-17	0.03	-179	28.2

\*<sup>1</sup> 圧縮は正，引張は負として表示.

\*<sup>2</sup> 収縮は正，膨張は負として表示.

### 6.2.3 主鉄筋ひずみ

表 6.5 は，載荷直前における RC はりの引張鉄筋の初期ひずみ，すなわち材齢 14 日までの養生中に生じた引張鉄筋のひずみを示したものであり，第 5 章で測定したコンクリート要素(供試体寸法 10×10×40cm)の自己収縮ひずみのデータも併記した．これより，収縮低減材料を使用してコンクリートの自己収縮を低減するほど，RC はりの引張鉄筋に生じるひずみも小さくなることがわかる．また，表中には，この引張鉄筋ひずみの実測値を用いて，平面保持の仮定の下で RC はりの引張下縁コンクリートに生じた拘束応力を式(6.2a)にて算出した結果を併記した[6.5, 6.6]．なお，圧縮鉄筋においては実際にひずみを測定していない．しかしながら，本実験で使用したような細径の鉄筋(D6)による拘束は非常に小さく，ここでは圧縮鉄筋のひずみをほとんど無視できる程度と考えた．



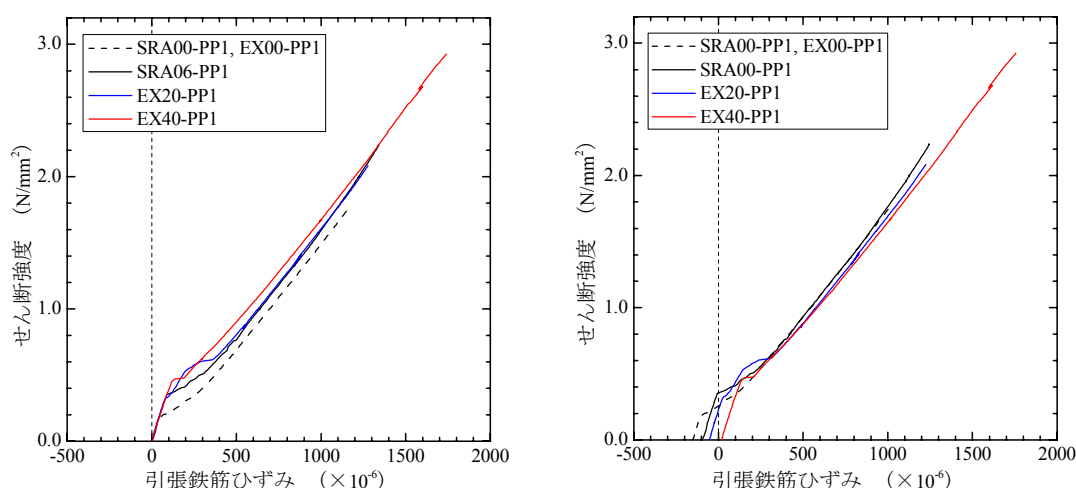
$$\sigma_t = \frac{N_{S1} + N_{S2}}{A_g} - \frac{N_{S1} \cdot e_{S1} - N_{S2} \cdot e_{S2}}{I_g} \cdot (h - y_c) \quad (6.2a)$$

$$N_{S1} = A_{S1} \cdot E_{S1} \cdot \varepsilon_{S1}, \quad N_{S2} = A_{S2} \cdot E_{S2} \cdot \varepsilon_{S2} \quad (6.2b)$$

ここで、 $N_{S1}, N_{S2}$ ：鉄筋に生じる軸力、 $A_{S1}, A_{S2}$ ：鉄筋の断面積、 $E_{S1}, E_{S2}$ ：鉄筋のヤング係数、 $\varepsilon_{S1}, \varepsilon_{S2}$ ：鉄筋のひずみ、 $e_{S1}, e_{S2}$ ：図心から鉄筋の中心までの距離、 $A_g$ ：換算断面積、 $I_g$ ：換算断面2次モーメント、 $h$ ：はりの高さ、 $y_c$ ：図心からはり上縁までの距離。（なお、添え字の1は引張側を、添え字の2は圧縮側を表す。）

表 6.5 から、収縮低減剤や膨張材などの収縮低減材料を用いていない RC はり（配合 No.1～No.2）の場合、自己収縮の鉄筋拘束によって生じたコンクリート下縁応力は PP 繊維の有無にかかわらずほぼ同等であり、曲げひび割れ発生荷重はいずれも 10kN 前後となっている。一方、収縮低減材料を用いた RC はり（配合 No.3～No.6）の場合は、コンクリート下縁応力が低減しており、膨張材 40kg/m<sup>3</sup> を使用した RC はり（配合 No.7）ではケミカルプレストレス（圧縮の拘束応力）を生じている。載荷前に生じるコンクリート下縁応力は曲げひび割れ発生荷重に関与しており、自己収縮の低減によって曲げひび割れ発生荷重が増加することがわかる。しかし、PP 繊維の有無で比較すると、PP 繊維が曲げひび割れ発生荷重に与える影響は認められなかった。曲げひび割れの発生には、PP 繊維よりも収縮低減材料の関与が大きく、短繊維との併用効果は期待できないものと考えられる。

図 6.7(a)ならびに図 6.7(b)は、PP 繊維を用いた RC はりのせん断強度と引張鉄筋ひずみの関係を示したものである。図 6.7(a)は、載荷前（養生中）に生じた引張鉄筋のひずみを無視したものの（初期ひずみ=0×10<sup>-6</sup>）であり、いずれの RC はりにおいても曲げひび割れ発生以前の挙動は一致しているものの、曲げひび割れ発生以降になると、自己収縮が小さいものほど同一せん断強度における鉄筋ひずみは小さい傾向を示した。実際には、載荷前（養生中）の引張鉄筋にコンクリートの自己体積変化に応じた量の初期ひずみを生じていることから、谷村らが提案する載荷前の長さ変化と構造挙動の考え方[6.7]を参考にすると、RC はりのせん断強度と鉄筋ひずみの関係は図 6.7(b)のように修正できる。載荷以前に生じた引張鉄筋のひずみを考慮することで、曲げひび割れ発生後の RC はりのせん断強度と鉄筋ひずみの関係は自己体積変化にかかわらずほぼ一致することがわかる。このことから、自己体積変化に起因した引張鉄筋の初期応力を考慮する形で、PP 繊維と収縮低減材料を併用した RC はりのせん断耐力の向上効果を数値解析的に検討することにした。



(a) 荷前に生じた鉄筋の初期ひずみを無視 (b) 荷前に生じた鉄筋の初期ひずみを考慮

図 6.7 RC はりのせん断強度と引張鉄筋ひずみの関係

## 6.3 数値解析を用いた荷試験結果の検証

### 6.3.1 数値解析の概要

本研究で実施した RC はりのせん断荷試験に対して、解析コード DIANA8.1 を用いて 2 次元有限要素解析を行った。解析対象は、PP 繊維を 1% 混入して収縮低減材料の種類ならびに使用量を変化させたコンクリートとし、表 6.4 に示した配合の中で、No.2 (SRA00-PP1, EX00-PP1)、No.4 (SRA06-PP1)、No.6 (EX20-PP1) および No.7 (EX40-PP1) の計 4 通りとした。

はり供試体全体を図 6.8 のように要素分割し、コンクリートには 8 節点アイソパラメトリック平面応力要素を、鉄筋には埋込み鉄筋要素を用いた。支圧板とコンクリートの間には、拘束による影響を低減する目的で界面要素 (厚さ 1mm) を挿入した。この界面要素は直方向 (はり軸直交方向)  $n$  とせん断方向 (はり軸方向)  $t$  に抵抗するバネ状のモデルであり、直方向剛性  $D_n$  を十分に大きい値 ( $D_n=25000\text{N/m}^3$ ) にし、せん断方向  $D_t$  は十分に小さい値 ( $D_t=0.1\text{N/m}^3$ ) にすることで、はり供試体の水平移動を可能にした (図 6.9)。

コンクリートには回転ひび割れモデルを用い、1 要素に 1 本のひび割れが発生するものと仮定し、ひび割れ幅を等価長さ  $L_{eq}$  で除して平均ひずみを算出した。ここで、 $L_{eq}$  は各要素の面積の平方根の平均 (62.5mm) とした。コンクリートの引張モデルは引張強度までは弾性体とし、ポストピークは図 5.8(a) ならびに図 5.8(d) に示した解析対象となる 4 配合の引張軟化曲線のひび割れ幅を  $L_{eq}$  で除してひずみに換算した (図 6.10(a))。一方、コンクリートの圧縮モデルには Thorenfeldt モデル [6.8] に圧縮破壊エネルギー  $G_{FC}$  を適用したものをを用いた。すなわち、 $G_{FC}$  を  $L_{eq}$  で除した値と等しい面積を持つように Thorenfeldt モデルのポストピーク領域をひずみ軸方向に拡大し、 $G_{FC}$  は既往の研究 [6.9] を参考にして圧縮強度から算出した (図 6.10(b))。

鉄筋はコンクリートと完全付着するものと仮定し、降伏強度に達する前は弾性挙動 ( $E_s=200\text{kN/mm}^2$ ) で、降伏強度に達した後は剛性が  $0.01 E_s$  に変化するバイリニアモデルとした

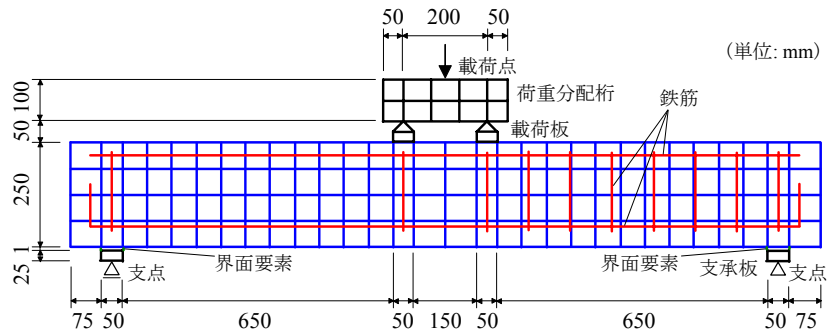


図 6.8 RC はりの要素分割図

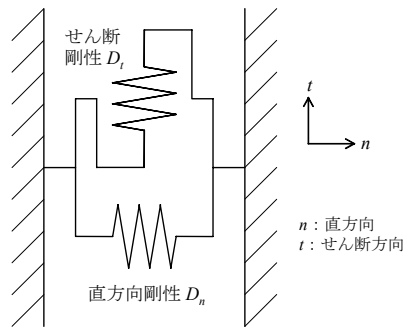


図 6.9 界面要素のモデル

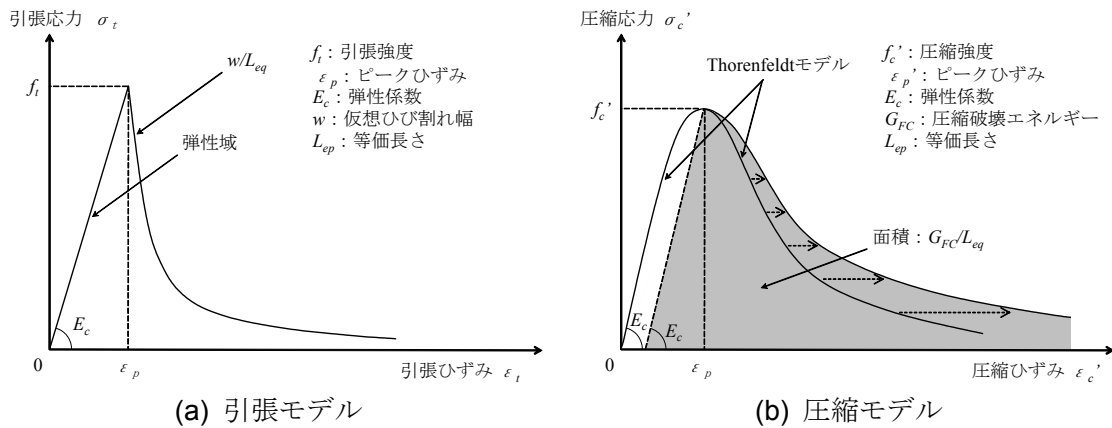


図 6.10 コンクリートの構成則

(図 6.11). 引張鉄筋には、養生中にコンクリートの自己収縮で生じた初期応力をプレストレスの形で導入した(解析 A). この初期応力は、表 6.5 に示した引張鉄筋のひずみの実測値にもとづいて、それぞれ、TG00-PP1 (EX00-PP1) 供試体は圧縮で  $30\text{N/mm}^2$  (ひずみ  $150 \times 10^{-6}$  に相当), TG06-PP1 供試体は圧縮で  $20\text{N/mm}^2$  (ひずみ  $100 \times 10^{-6}$  に相当), EX20-PP1 供試体は圧縮で  $10\text{N/mm}^2$  (ひずみ  $50 \times 10^{-6}$  に相当), および EX40-PP1 供試体は引張で  $4\text{N/mm}^2$  (ひずみ  $20 \times 10^{-6}$  に相当) とした. なお, 比較検討のために, すべての供試体で自己収縮による影響を考慮せず, 鉄筋の初期応力を  $0\text{N/mm}^2$  とした解析も行った(解析 B).

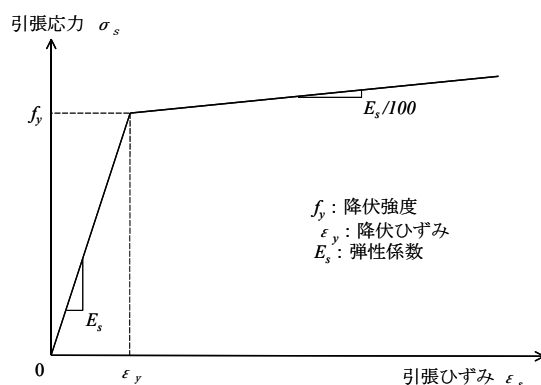


図 6.11 鉄筋のモデル

### 6.3.2 数値解析の結果ならびに考察

図 6.12 は、本解析の結果から得た各 RC はりのひび割れ図を示したものであり、解析に供したすべての RC はりは実験と同様に斜め引張破壊を生じた。図 6.13 は、数値解析から求めた各 RC はりの荷重－たわみ曲線を実験結果と比較したものである。ここで、図 6.13(a)～(c)のようにコンクリートが自己収縮した RC はりの場合、引張鉄筋の初期応力を無視した解析(解析 B)では、いずれの場合にも最大荷重が実験結果よりも大きくなった。引張鉄筋に実際に生じた圧縮応力を考慮した解析(解析 A)では、初期応力を無視した解析結果よりも最大荷重が低下し、実験結果とほぼ同じ挙動になった。また、図 6.13(d)のようにコンクリートが自己膨張した RC はりにおいても、引張鉄筋に生じた引張応力を実際に考慮して解析(解析 A)することで、初期応力を無視した解析(解析 B)よりも最大荷重が増加し、実験結果とほぼ一致した。

また、斜めひび割れ発生以前の初期剛性についても、SRA06-PP1 以外の 3 つの供試体ではほぼ再現されている。しかし、斜めひび割れ発生以降の剛性についてはいずれの供試体においても再現性は低いものであった。これらのことは、本実験において、

- i) SRA06-PP1 供試体では顕著な斜めひび割れが 2 本発生したこと。
- ii) すべての供試体で斜めひび割れ発生後に除荷・再載荷を実施したこと。

などに起因するものと考える。

載荷試験ならびに数値解析の結果から、PP 繊維と収縮低減材料を併用した高強度軽量骨材コンクリートはりのせん断挙動には、巨視的な自己収縮応力ならびに微視的な自己収縮応力が影響しているものと推察される。巨視的な自己収縮応力とは、主として鉄筋からコンクリートが受ける拘束応力である。鉄筋は部分的に配置されるため、場所によって拘束応力の大きさは変化し、部材に初期応力分布を与えている。一方、微視的な自己収縮応力とは、主として収縮する母材が均一に分散した短繊維から受ける拘束応力である。場所による拘束応力の大きさにはあまり違いはなく一様に分布し、コンクリート要素がひび割れたときの引張軟化特性に対する関与が大きい。そして、巨視的な自己収縮応力は主にひび割れ発生後の位置や荷重に、微視的な自己収縮応力は主にひび割れた後の架橋繊維によるせん断伝達、すなわち最大耐力に及ぼす影響が大きいのではないかと予想される。

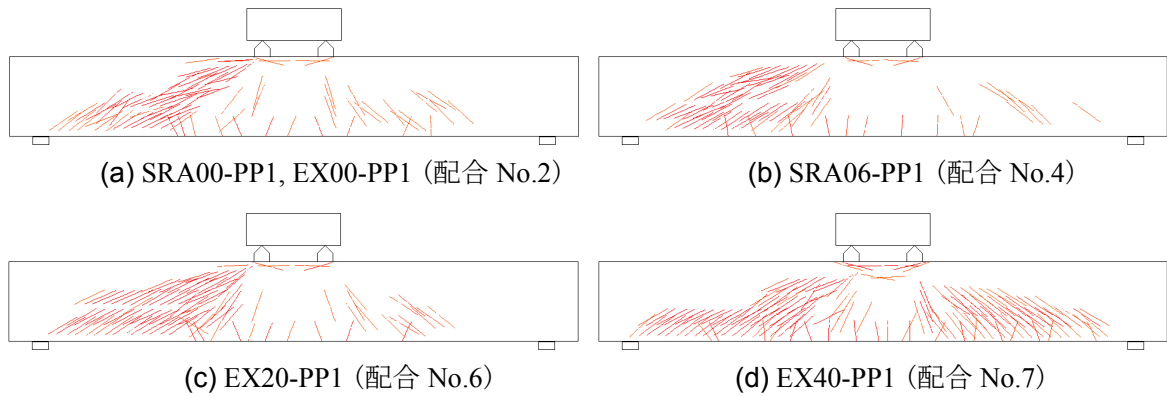


図 6.12 数値解析から求めた各 RC はりのひび割れ図

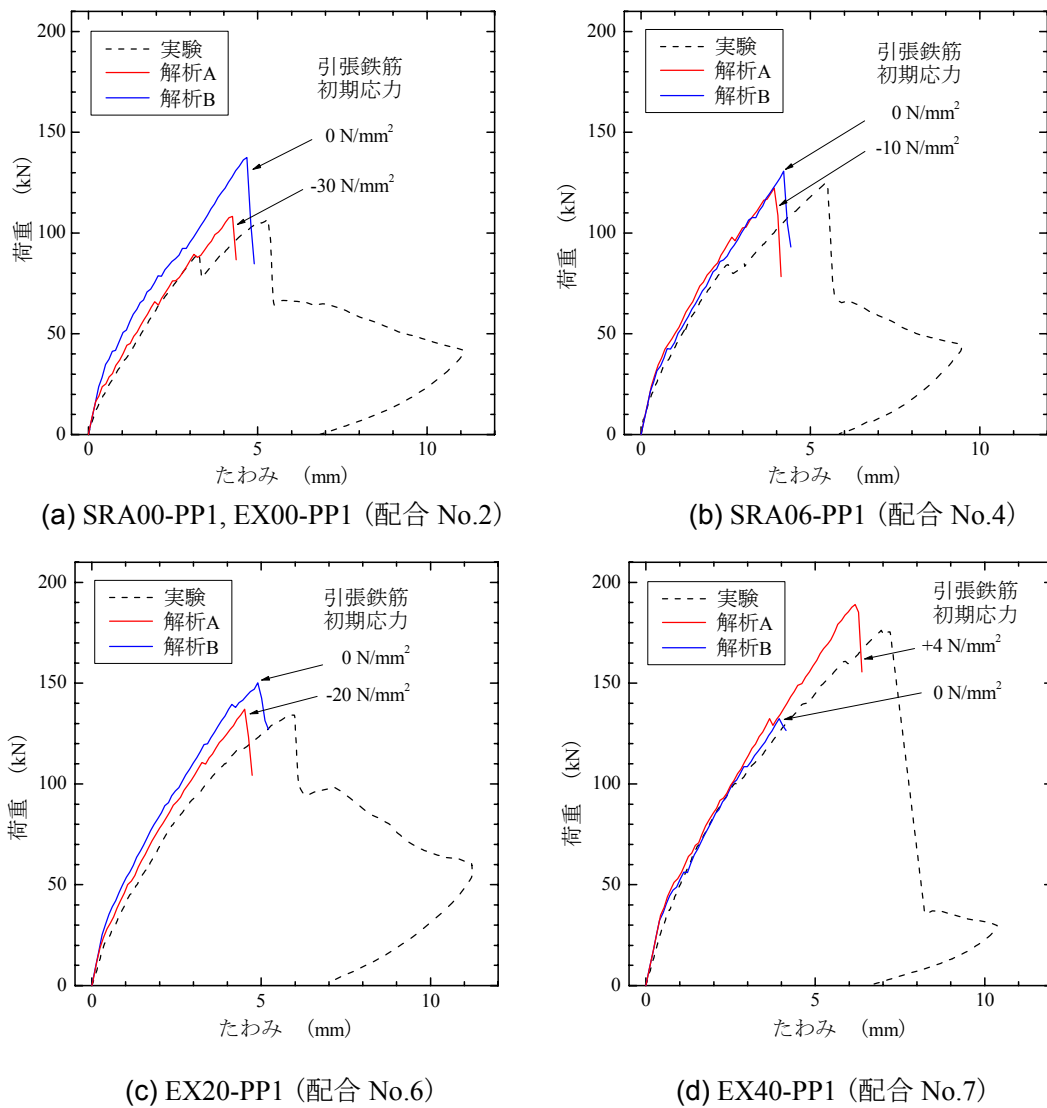


図 6.13 数値解析から求めた各 RC はりの荷重-たわみ曲線

## 6.4 まとめ

高品質軽量骨材を用いた高強度コンクリートに収縮低減材料(膨張材ならびに収縮低減剤)と合成短繊維を併用することで作製した RC はりのせん断特性について、実験的ならびに解析的な検討から得られた結果をまとめると、以下のとおりである。

- (1) PP 繊維ならびに収縮低減材料をそれぞれ単独で使用した場合よりも、PP 繊維と収縮低減材料を併用した場合の方が RC はりのせん断耐力が向上することがわかった。
- (2) 収縮低減材料を用いた RC はりは、収縮低減材料を用いていない RC はりよりも斜めひび割れ幅が小さくなっており、斜めひび割れ幅の抑制に PP 繊維と収縮低減材料を併用した効果が認められる。
- (3) 実験で得られたコンクリートの引張軟化特性，ならびに自己収縮の拘束で主鉄筋に生じた初期応力をそれぞれ導入した数値解析によって，PP 繊維を混入して収縮低減材料の種類と量を変化させた RC はりのせん断挙動をほぼ再現することができた。
- (4) コンクリートには，鉄筋から受ける巨視的な自己収縮応力ならびに短繊維から受ける微視的な自己収縮応力が同時に作用している。短繊維と収縮低減材料を併用することで，これら 2 つの応力が低減され，RC はりのせん断特性，とくにせん断耐力の向上に大きく寄与したのではないかと考えられる。

## 第7章

# 収縮低減剤と合成短繊維を併用した高強度軽量RCはりのせん断強度式の構築

高品質軽量骨材を用いた高強度コンクリートは上部構造の自重低減ができるため、建設重機の省力化、仮設用鋼材の節減、張出しブロックの延長、基礎工の簡略化などに寄与できる。しかし、はり部材などに適用する場合には脆性的な破壊を生じやすく、せん断性能が弱点となることが指摘される。また、低吸水性である高品質軽量骨材を低水結合材比で使用すると自己収縮が大きいことも明らかになり、RCはりのせん断に対する収縮の影響が懸念される。前章では、このような問題を解決する目的で合成短繊維や収縮低減剤を添加し、とくにこれら2つの材料を併用した場合に高強度軽量RCはりのせん断耐力を効果的に向上できることを明らかにした。

このような背景のもと、本章では、合成短繊維で補強した高強度軽量RCはり、ならびに合成短繊維と収縮低減剤を併用した高強度軽量RCはりを作製し、せん断載荷実験を行った。これらのRCはりのせん断強度に及ぼす軸方向鉄筋比、有効高さ、せん断スパン有効高さ比、短繊維混入率、収縮低減剤添加量および圧縮強度の影響を従来の算定式と比較検討するとともに、そのせん断耐荷機構の変化について考察した。また、このような高強度軽量RCはりに対するせん断強度式を新たに構築し、その算定精度についても検討した。

### 7.1 実験概要

#### 7.1.1 コンクリートの材料ならびに配合

表 7.1 ならびに表 7.2 にコンクリートに使用した材料を示す。早強セメントとともにシリカフュームならびに高性能 AE 減水剤を使用し、練混ぜ水は水道水(以下、W)とした。細骨材には陸砂を、粗骨材には最近開発された独立空隙型で低吸水性の中国製高品質軽量骨材(以下、HLA)を用いた。また、短繊維は軽量性と流動性を確保する観点から、合成繊維で波型形状を有する市販のポリプロピレン(以下、PP)とした[7.1]。さらに低水結合材比コンクリートの自己収縮低減に有効な混和材料として有機系の収縮低減剤(以下、SRA)を使用した。

表 7.1 使用した結合材，細骨材，混和剤および短繊維

種類	使用材料	記号	物性または成分
結合材	早強セメント	C	密度 3.14g/cm <sup>3</sup> ，比表面積 4490cm <sup>2</sup> /g
	シリカフューム	SF	密度 2.22g/cm <sup>3</sup> ，比表面積 200000cm <sup>2</sup> /g
細骨材	普通砂(小櫃産陸砂)	S	表乾密度 2.60kg/ℓ，吸水率 1.53wt.%，粗粒率 2.63
混和剤	高性能 AE 減水剤	SP	ポリカルボン酸エーテル系化合物，密度 1.07g/cm <sup>3</sup>
	AE 剤	AE	変性アルキルカルボン酸化合物
	有機系収縮低減剤	SRA	低級アルコールアルキレンオキシド付加物，密度 1.00g/cm <sup>3</sup>
短繊維	ポリプロピレン	PP	波型，長さ 30mm，アスペクト比 54.2，断面形状 1.6×0.6mm，密度 0.91kg/ℓ，引張強度 465N/mm <sup>2</sup> ，ヤング係数 15kN/mm <sup>2</sup>

表 7.2 使用した粗骨材

種類	製造方法	記号	絶乾密度 (kg/ℓ)	吸水率				最大寸法 (mm)
				24 時間 * <sup>1</sup>		煮沸 * <sup>2</sup>		
				(wt.%)	(vol.%)	(wt.%)	(vol.%)	
高品質軽量骨材 (黄河流域堆積粘土)	造粒型 (中国産)	HLA-M	1.17	1.77	2.07	4.40	5.15	15

\*<sup>1</sup> 静水中に 24 時間浸漬して表乾状態にしたときの含水率を示す。\*<sup>2</sup> 煮沸を 2 時間して表乾状態にしたときの含水率を示す。

表 7.3 コンクリートの配合

配合 No.	W/B * <sup>1</sup> (%)	s/a (%)	単位量								
			W (kg/m <sup>3</sup> )	SRA (kg/m <sup>3</sup> )	C (kg/m <sup>3</sup> )	SF (kg/m <sup>3</sup> )	S (kg/m <sup>3</sup> )	HLA-M (ℓ/m <sup>3</sup> )	PP * <sup>2</sup> (%)	SP (B×%)	AE (B×%)
1	22	45.6	165	—	675	75	654	300	0	1.10	0.006
2									1	1.20	0.006
3									2	1.30	0.006
4			0	1.10					0.006		
5			1	1.20					0.006		
6			2	1.30					0.006		

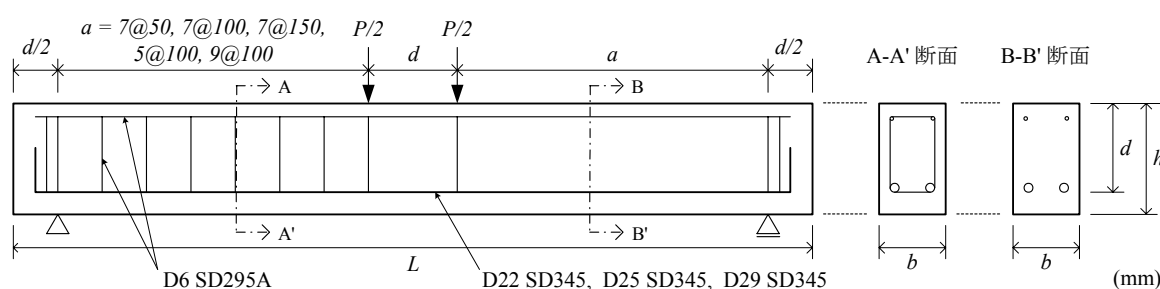
\*<sup>1</sup> B=C+EX+SF\*<sup>2</sup> コンクリート体積に対する短繊維の体積比率(外割)。

表 7.4 コンクリートの性状

配合 No.	フレッシュコンクリート			硬化コンクリート * <sup>1</sup>	
	スランプ (cm)	空気量 (%)	単位容積質量 (kg/m <sup>3</sup> )	圧縮強度 (N/mm <sup>2</sup> )	ヤング係数 (kN/mm <sup>2</sup> )
1	22.5	3.8	1938	78.6	28.1
2	22.0	4.4	1919	74.3	27.0
3	19.5	4.9	1916	71.2	26.7
4	22.0	3.9	1939	80.4	27.1
5	21.5	4.2	1924	74.7	27.2
6	21.0	4.9	1918	73.6	26.9

\*<sup>1</sup> 水中養生 20℃，材齢 28 日。





[記号]  $a$ : せん断スパン,  $d$ : 有効高さ,  $b$ : 幅,  $h$ : 高さ,  $L$ : はり全長,  $P$ : 荷重

図 7.1 RC はり供試体の形状ならびに配筋

表 7.3 に示すようにすべての配合で水結合材比を 22% で一定とし, シリカフェームは全結合材量に対して 10% を内割で置換した. また, 短繊維混入率 (以下,  $V_f$ ) を 0.0%, 1.0% および 2.0% の 3 水準に, 収縮低減剤添加量 (以下,  $V_{sra}$ ) は  $0\text{kg/m}^3$  ならびに  $6\text{kg/m}^3$  の 2 水準に変化させた. スランブならびに空気量は, それぞれ  $21 \pm 1.5\text{cm}$ ,  $4.0 \pm 1.5\%$  となるように高性能 AE 減水剤ならびに AE 剤の添加量で調整した. これらの配合では, いずれも表 7.4 に示すように単位容積質量  $1.9\text{t/m}^3$  程度で圧縮強度  $70\text{N/mm}^2$  以上の軽量かつ高強度なコンクリートとなった. なお, 本実験では, 収縮低減剤を添加することでコンクリートの圧縮強度が若干増加する傾向になった. 一般的には, 圧縮強度に対する収縮低減剤の影響は小さく, 収縮低減剤を添加してもほぼ同等か, もしくは 1 割程度低下する傾向となる [7.2].

### 7.1.2 RC はり供試体の概要

RC はり供試体の形状ならびに配筋を図 7.1 に, その諸元ならびに寸法を表 7.5 に示す. RC はり供試体は, 表 7.5 のように有効高さ (以下,  $d$ ) を 100mm, 200mm および 300mm の 3 水準, 軸方向引張鉄筋比 (以下,  $p_w$ ) を 2.58%, 3.38% および 4.28% の 3 水準, せん断スパン有効高さ比 (以下,  $a/d$ ) を 2.5, 3.5 および 4.5 の 3 水準とした. なお, 斜めひび割れが発生するスパンを一方 (B-B' 断面) に限定するため, もう片方のスパン (A-A' 断面) にはせん断補強筋 (降伏強度  $f_y=325\text{N/mm}^2$ ) を配置した.

RC はり供試体はコンクリートを打ち込んだ後, 材齢 1 日で脱型して载荷試験に供する材齢 14 日までポリ塩化ビニリデンフィルムにて全面を密封することで水分の逸散・浸入を防止した.

表 7.5 RC はり 供試体の緒元

供試体 No.	配 合		RC はり 供試体の寸法						引張鉄筋	
	$V_f$ (%)	$V_{sra}$ (kg/m <sup>3</sup> )	$a$ (mm)	$d$ (mm)	$a/d$	$b$ (mm)	$h$ (mm)	$L$ (mm)	$p_w$ (%)	$f_y$ (N/mm <sup>2</sup> )
1	0.0	0	700	200	3.5	150	250	1800	3.38	379
2	1.0									
3	2.0									
4	0.0	6	700	200	3.5	150	250	1800	3.38	379
5	1.0									
6	2.0									
7	0.0	0	700	200	3.5	150	250	1800	3.38	379
8										
9	1.0									
10										
11	2.0									
12										
13	0.0	0	350	100	3.5	75	125	900	3.38	379
14			1050	300		225	375	2700		
15	1.0		350	100		75	125	900		
16			1050	300		225	375	2700		
17	2.0		350	100		75	125	900		
18			1050	300		225	375	2700		
19	0.0	6	350	100	3.5	75	125	900	3.38	379
20			1050	300		225	375	2700		
21	1.0		350	100		75	125	900		
22			1050	300		225	375	2700		
23	2.0		350	100		75	125	900		
24			1050	300		225	375	2700		
25	0.0	0	500	200	2.5	150	250	1400	3.38	379
26			900		4.5			2200		
27	1.0		500		2.5			1400		
28			900		4.5			2200		
29	2.0		500		2.5			1400		
30			900		4.5			2200		
31	0.0	6	500	200	2.5	150	250	1400	3.38	379
32			900		4.5			2200		
33	1.0		500		2.5			1400		
34			900		4.5			2200		

$V_f$ : 短繊維混入率,  $V_{sra}$ : 収縮低減剤添加量,  $a$ : せん断スパン,  $d$ : 有効高さ,  $a/d$ : せん断スパン有効高さ比,  $b$ : 幅,  $h$ : 高さ,  $L$ : はり全長,  $p_w$ : 引張鉄筋比,  $f_y$ : 降伏強度

表 7.6 RC はり 供試体の荷重実験結果

供試体 No.	コンクリート		RC はり			破壊形式
	$f'_c$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\rho$ (t/m <sup>3</sup> )	$P_c$ (kN)	$P_u$ (kN)	$v_c$ (N/mm <sup>2</sup> )	
1	78.8	1.97	77.6	77.6	1.29	DT <sub>1</sub>
2	69.0	1.87	78.2	105.4	1.76	DT <sub>2</sub>
3	62.9	1.87	88.4	140.2	2.34	DT <sub>2</sub>
4	83.9	1.96	86.6	86.6	1.44	DT <sub>1</sub>
5	73.0	1.93	90.1	134.3	2.24	DT <sub>2</sub>
6	74.3	1.94	119.0	197.2	3.29	DT <sub>2</sub>
7	78.8	1.97	84.4	84.4	1.41	DT <sub>1</sub>
8	71.6	1.93	82.5	82.5	1.38	DT <sub>1</sub>
9	62.9	1.81	63.6	86.7	1.45	DT <sub>2</sub>
10	73.7	1.98	105.0	130.8	2.18	DT <sub>2</sub>
11	61.7	1.90	82.1	145.1	2.42	DT <sub>2</sub>
12	72.8	1.92	91.0	166.1	2.77	DT <sub>2</sub>
13	76.4	1.98	26.2	26.2	1.75	DT <sub>1</sub>
14	76.4	1.98	146.3	146.3	1.08	DT <sub>1</sub>
15	65.9	1.86	11.7	30.4	2.03	DT <sub>2</sub>
16	65.9	1.86	194.7	230.3	1.71	DT <sub>2</sub>
17	61.9	1.88	27.1	48.4	3.23	DT <sub>2</sub>
18	61.9	1.88	120.7	303.8	2.25	DT <sub>2</sub>
19	82.4	1.98	27.4	27.4	1.83	DT <sub>1</sub>
20	82.4	1.98	166.0	166.0	1.23	DT <sub>1</sub>
21	81.4	1.96	40.1	42.2	2.81	DT <sub>2</sub>
22	81.4	1.96	227.7	282.9	2.10	DT <sub>2</sub>
23	73.7	1.93	31.6	57.1	3.81	DT <sub>2</sub>
24	73.7	1.93	230.3	405.4	3.00	DT <sub>2</sub>
25	78.8	1.98	75.6	92.1	1.54	DT <sub>2</sub>
26	78.8	1.98	86.3	86.3	1.44	DT <sub>1</sub>
27	67.4	1.90	81.1	135.8	2.26	DT <sub>2</sub>
28	62.3	1.91	79.4	95.4	1.59	DT <sub>2</sub>
29	63.9	1.91	133.8	205.2	3.42	DT <sub>2</sub>
30	67.2	1.96	94.5	116.3	1.94	DT <sub>2</sub>
31	71.8	1.91	80.7	99.2	1.65	DT <sub>2</sub>
32	71.8	1.91	78.4	78.4	1.31	DT <sub>1</sub>
33	70.2	1.92	115.3	196.5	3.28	DT <sub>2</sub>
34	70.2	1.92	87.5	102.1	1.70	DT <sub>2</sub>

$f'_c$ : 圧縮強度 (RC はりと同じ封緘 14d),  $\rho$ : 単位容積質量,  $P_c$ : 斜めひび割れ発生荷重,  $P_u$ : 終局荷重,  $v_u$ : 公称せん断強度 ( $=P_u/2/(bd)$ ), DT: 斜め引張破壊 (添え字の 1 は斜めひび割れ発生と同時の破壊を, 添え字の 2 は斜めひび割れ発生で破壊せず荷重増加後の破壊を示す.)

### 7.1.3 荷重方法ならびに測定項目

材齢14日まで封緘養生(20°C)したRCはり供試体は、図7.1に示すような曲げせん断荷重実験に供した。図7.1ならびに表7.5に示すような支間、等モーメント区間、およびせん断スパン有効高さ比になるように供試体、ローラー支承、および荷重分配桁を設置し、2000kN耐圧機にて静的2点集中荷重を作用させた。なお、荷重点ならびに支点ではローラー支承と供試体との間に支圧板とフッ素樹脂シートを挿入し、供試体の水平方向移動を可能にするとともに荷重点や支点の直下における局所的破壊を防止した。

荷重をロードセルにて検出しながら、荷重段階ごとに、はり中央のたわみ、引張鉄筋のひずみといった各項目の測定、ならびにせん断スパンにおけるひび割れの追跡を行った。また、曲げひび割れの発生を確認する目的で、はり中央部の下縁にパイ型変位計を取り付けた。はり中央部のたわみは、支間中央位置ならびに支点位置の鉛直変位を高感度変位計にて測定することで算出した。さらに、引張鉄筋中央部には、ポリエステル箔ひずみゲージを貼り付けて荷重中のひずみを測定した。

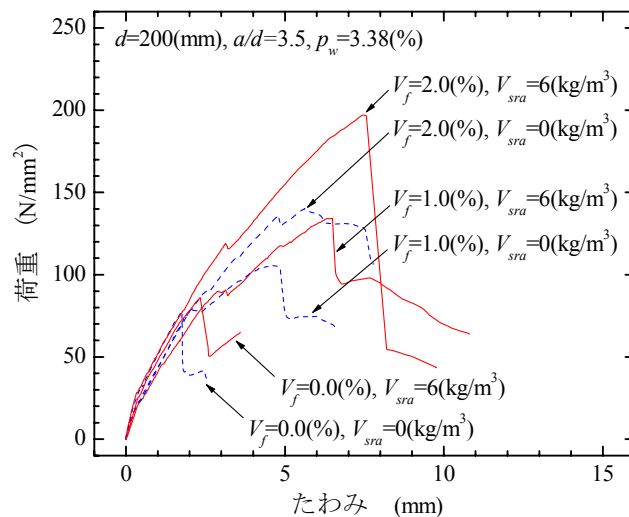


図 7.2 RC はりの荷重-たわみ曲線に与える  $V_f$  ならびに  $V_{sra}$  の影響

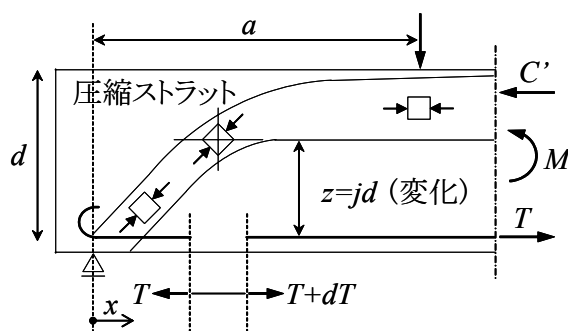


図 7.3 RC はりのせん断耐荷機構

## 7.2 実験結果ならびに考察

### 7.2.1 せん断破壊の状況

RC はり供試体の載荷実験結果を表 7.6 に示す. すべての供試体は斜め引張破壊したものの, その破壊に至るまでの過程には主として PP 短繊維の有無による違いが見られた. すなわち, PP 短繊維を混入していない RC はりでは斜めひび割れ発生とほぼ同時に破壊に至るのに対して, PP 短繊維を混入した RC はりでは斜めひび割れが発生しても直ちに破壊に至らず荷重増加後に破壊した. ただし, PP 短繊維が無混入の場合でも  $a/d=2.5$  でディープビーム的な RC はりでは斜めひび割れ発生後に荷重が増加した (供試体 No.25 ならびに No.31).

図 7.2 は  $d=200\text{mm}$ ,  $a/d=3.5$  および  $p_w=3.38\%$  と一定の下でコンクリートの  $V_f$  ならびに  $V_{sra}$  を変化させた RC はりの荷重-たわみ曲線を示したものである. PP 短繊維のみ用いた場合にくらべて, PP 短繊維と収縮低減剤を併用した場合には斜めひび割れ発生後も高い荷重を保持し, 終局耐力が増大している. これは収縮低減剤の添加によって PP 短繊維の補強効果が高くなり, ひび割れたコンクリートにおける引張応力の伝達性能が向上することを意味している.

### 7.2.2 RC はりのせん断強度に及ぼす $p_w$ , $d$ および $a/d$ の影響

#### (1) RC はりのせん断耐荷機構に及ぼす要因

RC はりがせん断力に抵抗する機構には, はり機構とアーチ機構が混在している. 図 7.3 に示した RC 断面を考えると, コンクリートの圧縮合力  $C'$ , 鉄筋の引張力  $T$ , 合力中心間距離  $z (=jd)$  を用いて, 曲げモーメント  $M$  は力の釣り合いから式 (7.1a) のように表され, さらにせん断力  $V$  は  $V=dM/dx$  の関係から式 (7.1b) のように表現できる.

$$M = C' \times z = T \times z \quad (7.1a)$$

$$V = \frac{dT}{dx} z + \frac{dz}{dx} T = \frac{dT}{dx} (jd) + \frac{d(jd)}{dx} T \quad (7.1b)$$

(はり機構)                      (アーチ機構)

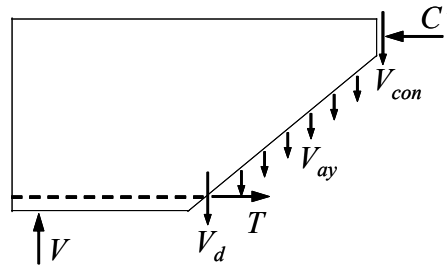


図 7.4 せん断ひび割れを生じた RC はりのフリーボディ

式(7.1b)において第1項がはり機構を、第2項がアーチ機構を示しており、せん断力は2つの異なる機構を合算したものとして表現されている。jdが一定のとき、 $T$ は $M$ の大きさに比例して変化し、 $V$ はコンクリート断面に生じるせん断応力によって負担される。せん断ひび割れ発生後はアーチ機構で $V$ に抵抗し、鉄筋には一定の $T$ が生じており、 $M$ の変化には $jd$ の変化で対応することになる。コンクリートの圧縮合力の軌跡(圧縮ストラット)がアーチ状となり、鉄筋はつなぎ材として単に機能している(これをタイド・アーチ作用という)。ディープビームでは、せん断ひび割れが発生しても、このタイド・アーチ的な耐荷機構によって大きなせん断耐荷力が発揮される。一方、スレンダービームでは、せん断ひび割れの形成によってはり機構が喪失することで直ちに破壊に至る。

せん断ひび割れが発生したRCはりのフリーボディを考えると、図7.4のように作用せん断力 $V$ には以下の式で示される各要因によって分担されると考えることができる。

$$V = V_{con} + V_{ay} + V_d \quad (7.2)$$

ここに、 $V_{con}$ ：圧縮部のコンクリートに作用するせん断抵抗、 $V_{ay}$ ：せん断ひび割れ面の骨材のかみ合せ抵抗(鉛直成分)、 $V_d$ ：軸方向鉄筋のダウエル作用。

これらの3つがRCはりのせん断抵抗の主たる要因となるものの、これらの各要素がどの程度貢献しているのかは、現在まで明確にできていない。普通骨材コンクリートを用いたRCはりのせん断応力分布を推定したH. P. J. Taylorの検討例では、破壊時において、圧縮部で20～40%、ダウエル作用で15～25%、骨材のかみ合せ作用で33～50%がせん断力に抵抗することを示すものの[7.3]、かなり幅をもった値である。とくに不確実な要因と思われる骨材のかみ合せ作用の貢献が大きいことから、高品質軽量骨材を用いたコンクリートでは、斜めひび割れが骨材を貫通してかみ合せ抵抗が期待できないこと、節間に骨材がかむことによる主鉄筋の引き抜け抵抗が小さいことがRCはりのせん断強度を低下させていると考える。なお、このような3つの抵抗要素は相互に関連しており、完全に分離することは不可能であり、それらの相互関係も位置や応力状態で常に変化する。このため、部分的な要素の取り扱いのみから、はりの全体のせん断挙動を精度よく評価するとはできず、せん断問題に対して各抵抗要素の作用を平均化

した取り扱いが必要になる。

$V_{con}$ は、コンクリートの圧縮強度 $f_c'$ が関与するほか、圧縮部の面積(中立軸の位置)が関係するため、軸方向鉄筋比 $p_w$ に依存する。また $V_{ay}$ は、骨材の最大寸法とせん断ひび割れ幅、すなわち寸法効果と呼ばれる骨材寸法と部材寸法の相対関係に左右され、粗骨材の最大寸法が一定であれば有効高さ $d$ に依存する。さらに $V_d$ は、線材である軸方向鉄筋の曲げ抵抗であり、軸方向鉄筋比 $p_w$ に依存する。これらの要因とは別にRCはりの破壊モード自体にせん断スパン有効高さ比 $a/d$ が影響することが実験的に明らかにされている(これは、前述のスレンダービームとディープビームとの破壊モードの違いを意味する)。

これらのことから、RCはりのせん断強度は、 $f_c'$ 、 $p_w$ 、 $d$ および $a/d$ に依存することは確かであるが、現状ではこれらの各影響を理論的に定式化できるまでには至っていない。そのため、RCはりのせん断強度は、せん断載荷試験から得られた結果にもとづいて $f_c'$ 、 $p_w$ 、 $d$ および $a/d$ をパラメータとする経験式で評価されている。

たとえば、式(7.3)は、土木学会コンクリート標準示方書においてせん断補強筋の無い普通コンクリートを用いたRCはり(以下、普通RCはり)のせん断強度を算定する上で、その基本となった二羽らの式である[7.4]。

$$v_c = 0.2 \cdot f_c'^{1/3} p_w^{1/3} \left( \frac{10^3}{d} \right)^{1/4} \left( 0.75 + \frac{1.4}{a/d} \right) \quad (7.3)$$

ここに、 $f_c'$ ：圧縮強度 (N/mm<sup>2</sup>)、 $p_w$ ：軸方向鉄筋比 (%)、 $d$ ：有効高さ (mm)、 $a$ ：せん断スパン (mm)。

また、土木学会コンクリート標準示方書では、軽量骨材コンクリートを用いたRCはり(以下、軽量RCはり)のせん断強度は普通RCはりによる算定値を一律に70%とするように推奨している。このような算定方法に対して、舟橋らは式(7.4)に示すようなコンクリートの単位容積質量に応じた低減係数 $\eta_c$ を新たに導入することで、高品質軽量骨材コンクリートを用いたRCはりのせん断強度式を提案している[7.5]。

$$v_c = \eta_c \cdot 0.2 \cdot f_c'^{1/3} p_w^{1/3} \left( \frac{10^3}{d} \right)^{1/4} \left( 0.75 + \frac{1.4}{a/d} \right) \quad (7.4a)$$

$$\eta_c = \left( \frac{\rho}{2.3} \right)^{3/2} \quad (7.4b)$$

ここに、 $\rho$ ：コンクリートの単位容積質量 (t/m<sup>3</sup>)。

ここでは、PP短繊維ならびに収縮低減剤を用いた軽量RCはりの終局せん断強度(以下、 $v_u$ )に対する $p_w$ 、 $d$ および $a/d$ の影響について検討する。前述した2つの従来式において引張鉄筋比 $p_w$ 、有効高さ $d$ および $a/d$ の影響は、 $p_w^{1/3}$ 、 $(10^3/d)^{1/4}$ および $\{0.75+1.4(a/d)\}$ という共通した項の形で評価されており、これらと同じ項の形で表現できるかどうかを考察することにした。

### (2) PP短繊維で補強した軽量RCはりの $v_u$

#### a) $p_w$ の影響

図7.5(a)は、 $V_f$ を変化させたときの $v_u$ と $p_w$ の関係を示したものである。この図から、 $d$ ならびに $a/d$ が一定のとき、 $p_w$ が大きくなるほど $v_u$ はほぼ直線的に増加することがわかる。この関係は $V_f$ が増加した場合でもそれぞれ成り立っていることから、 $p_w$ が $v_u$ に与える影響は $V_f$ に依らず、従来式と同じように $p_w^{1/3}$ に任意の定数を乗じた形で表現できるものと考えられる。

#### b) $d$ の影響

図7.5(b)は、 $V_f$ を変化させたときの $v_u$ と $d$ の関係を示したものである。この図から、 $p_w$ ならびに $a/d$ が一定のとき、 $d$ が大きくなるほど $v_u$ は徐々に低下することがわかる。この関係は $V_f$ が増加した場合でもそれぞれ成り立っていることから、 $d$ が $v_u$ に与える影響は $V_f$ に依らず、従来式と同じように $(10^3/d)^{1/4}$ に任意の定数を乗じた形で表現できるものと考えられる。

#### c) $a/d$ の影響

図7.5(c)は、 $V_f$ を変化させたときの $v_u$ と $a/d$ の関係を示したものである。この図から、 $p_w$ ならびに $d$ が一定のとき、 $a/d$ が大きくなるほど $v_u$ は徐々に低下することがわかる。 $a/d$ の増大に対する $v_u$ の低下は $V_f$ が増加するほど顕著であり、 $V_f$ が増加して2.0%になると $v_u$ は $\{1+1.4/(a/d)\}$ に比例する形から大きく乖離した。このような現象を生じた理由については次節にて考察を行う。ただし、データ数もまだ少ないことから、本研究の定式化ではいずれの $V_f$ においても $\{1+1.4/(a/d)\}$ に任意の定数を乗じた形で表現することを検討する。

### (3) PP短繊維と収縮低減剤を併用した軽量RCはりの $v_u$

#### a) $d$ の影響

図7.6(a)は、 $V_f$ ならびに $V_{sra}$ を変化させたときの $v_u$ と $d$ の関係を示したものである。収縮低減剤を添加することで、いずれの $V_f$ の場合にも $v_u$ は増加するが、その増加の程度は $V_f=0.0\%$ の場合よりも $V_f=1.0\%$ または $2.0\%$ の場合の方がかなり大きいことがわかる。PP短繊維と収縮低減剤を併用することで $v_u$ の複合的な改善効果を生じている。なお、 $d$ が $v_u$ に及ぼす影響には収縮低減剤の添加の有無は大きく関与しておらず、従来式と同じように $(10^3/d)^{1/4}$ に任意の定数を乗じた形で表現できるものと考えられる。

#### b) $a/d$ の影響

図7.6(b)は、 $V_f$ ならびに $V_{sra}$ を変化させたときの $v_u$ と $a/d$ の関係を示したものである。 $v_u$ は従来式と同じ $\{0.75+1.4/(a/d)\}$ の形で完全に表現できていない。例えば $V_{sra}=0\text{kg/m}^3$ の場合で $V_f=2.0\%$ のとき、ならびに $V_{sra}=6\text{kg/m}^3$ の場合で $V_f=1.0\%$ 以上のときは従来式の形と一致せず、次第に乖離している。このことは収縮低減剤の添加によってせん断強度・耐荷機構と $a/d$ の関係に変化が生じたことを示唆するものと考えられる。



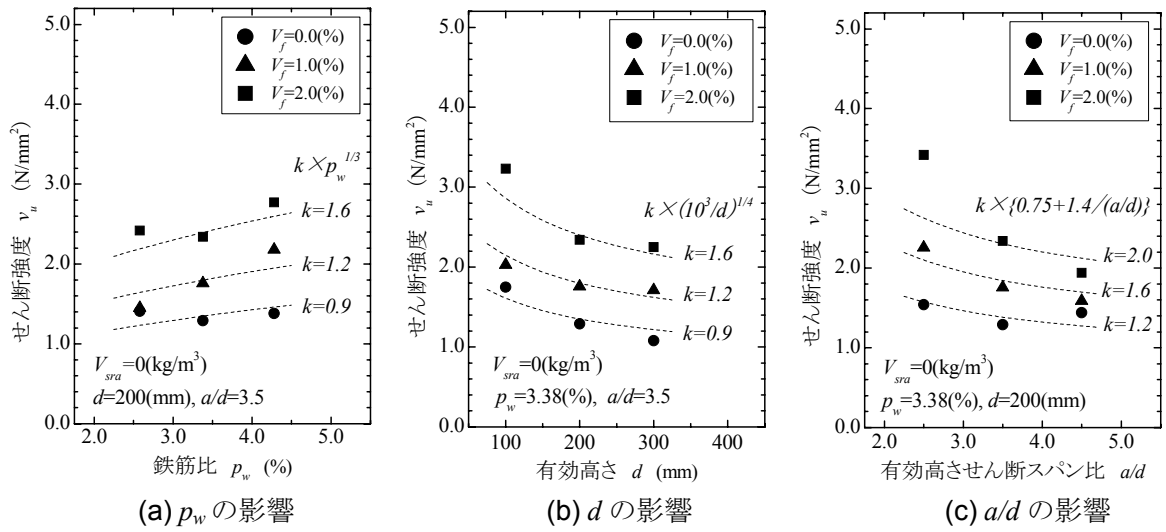


図 7.5 PP 短繊維で補強した軽量 RC はりのせん断強度に及ぼす影響

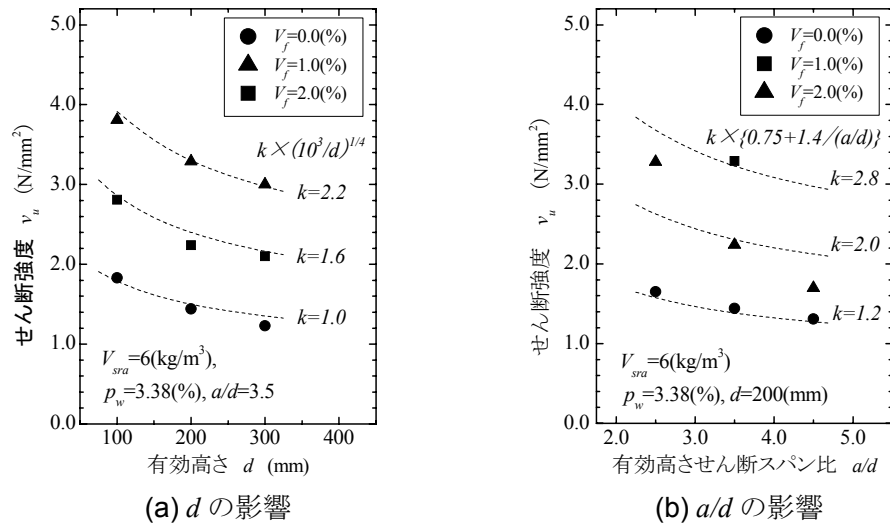


図 7.6 PP 短繊維と収縮低減剤を併用した軽量 RC はりのせん断強度に及ぼす影響

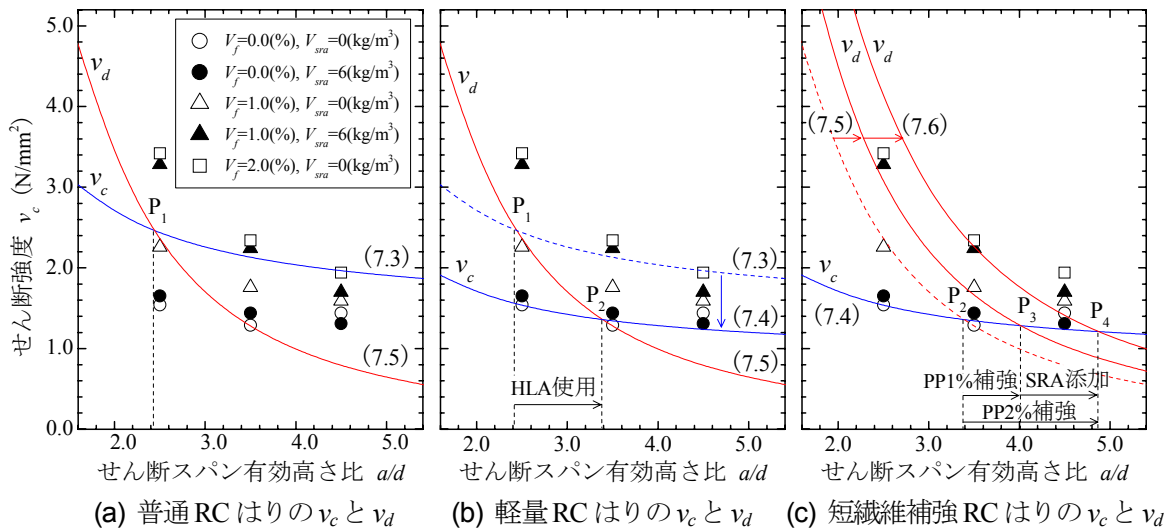


図 7.7 RC はりのせん断強度・耐荷機構と  $a/d$  の関係

### 7.2.3 RC はりのせん断強度・耐荷機構と $a/d$ の影響

図 7.7(a)は、 $V_f=0.0\sim 2.0\%$ ならびに  $V_{sra}=0\sim 6\text{kg/m}^3$  の範囲で組み合わせた軽量 RC はりの  $v_u$  の実験値に対して、普通 RC はりにおける斜めひび割れ発生時(斜め引張破壊)とアーチ機構破壊時(せん断圧縮破壊)のせん断強度(以下、それぞれ  $v_c$ 、 $v_d$ )の計算値を重ね合わせたものである。すなわち、斜め引張破壊については前述した式(7.1)で、せん断圧縮破壊については式(7.5)に示す二羽のディープビーム式で算出した[7.6]。ただし、支圧板の幅  $r$  は実際に使用した板の値  $75(\text{mm})$ を、 $f_c'$ は図中に示した 5 種類のコンクリートの平均値  $70.0(\text{N/mm}^2)$ を用いた。

$$v_d = 0.244 \cdot f_c'^{2/3} \left( I + p_w^{1/2} \right) \frac{I + 3.33 \cdot (r/d)}{1 + (a/d)^2} \tag{7.5}$$

ここに、 $r$  : 支圧板の幅 (mm).

ここで、普通 RC はりの  $v_u$  は式(7.3)による曲線上の  $v_c$  と式(7.5)による曲線上の  $v_d$  のうちで大きい方の値として評価され、これら 2 曲線の交点は図中の  $P_1$  で示される。このことは、

- i) せん断圧縮破壊は斜めひび割れ発生後のアーチ機構の破壊により生じること。
- ii) 斜め引張破壊では斜めひび割れ発生前にアーチ機構は存在しないこと(これは斜めひび割れ発生後のアーチ耐力が斜めひび割れ耐力よりも小さいことから明白である)。

などから明らかである。

図 7.7(b)は、 $V_f=0\%$ のときの軽量 RC はりの  $v_c$  を式(7.4)で  $\rho=1.93(\text{t/m}^3)$ として算出した曲線を示したものである。式(7.2)による  $v_c$  曲線は  $V_f=0\%$ の下で  $V_{sra}=0 \text{ kg/m}^3$ ならびに  $6\text{kg/m}^3$ とした軽量 RC はりの実験値とよく一致し、式(7.3)による普通 RC はりの  $v_c$  曲線から縦軸鉛直下方向へ移動する。このため 2 曲線の交点が  $P_1$  から  $P_2$  まで移動し(交点の  $a/d$  は約 2.4 から約 3.4 に

増加する), 軽量 RC はりでは普通 RC はりにくらべて大きな  $a/d$  でタイド・アーチ的な耐荷機構に移行する。

図 7.7(c)は, 合成短繊維で補強した普通 RC はりの  $v_d$  を式 (7.6) から算出した曲線を示したものである。この式はポリビニルアルコール系の短繊維で補強した普通 RC はりに対して, 式 (7.5) を基本にして伊藤らが提案したものである [7.7]。

$$v_d = \left( 1 + 0.2 \cdot \frac{\sigma_{bp} - 0.1}{d/10^3} \right) \cdot v_{d0} \quad (7.6)$$

ここに,  $\sigma_{bp}$ : 引張軟化曲線の折れ曲がり点応力 ( $\text{N/mm}^2$ ),  $v_{d0}$ : 式 (7.3) のせん断強度 ( $\text{N/mm}^2$ )。

ここで, 図 7.8 は第 5 章にて実施した  $V_f=1.0\sim 2.0\%$  の下で  $V_{sra}=0\sim 6\text{kg/m}^3$  の範囲で組み合わせた高強度軽量骨材コンクリートの 3 配合 (本章の実験と同一配合) について, それぞれの引張軟化曲線を示したものである。この図から  $V_f=1.0\%$  のコンクリートに収縮低減剤を添加することで引張軟化曲線の折れ曲がり点応力ならびに結合応力がともに増加し, 収縮低減剤を添加していない  $V_f=2.0\%$  のコンクリートの引張軟化特性とほぼ同等になることがわかる。式 (7.6) の計算で必要となる  $\sigma_{bp}(\text{N/mm}^2)$  の値は各配合の引張軟化曲線から読み取って,  $V_f=1.0\%$  で  $V_{sra}=0\text{kg/m}^3$  の配合が 0.4,  $V_f=1.0\%$  で  $V_{sra}=6\text{kg/m}^3$  の配合ならびに  $V_f=2.0\%$  で  $V_{sra}=0\text{kg/m}^3$  の配合がいずれも 0.8 とした。図 7.7(c) に示すように,  $V_f=1.0\%$  の場合は式 (7.5) による  $v_d$  曲線は横軸水平右方向へ移動し, 式 (7.4) による軽量 RC はりの  $v_c$  曲線との交点が  $P_2$  から  $P_3$  まで移動する。そして  $V_f=2.0\%$  の場合は  $v_d$  曲線の水平方向移動量がさらに増加し,  $v_c$  曲線との交点は  $P_2$  から  $P_4$  まで移動する。図 7.7(c) において  $V_{sra}=0\text{kg/m}^3$  で  $V_f=1.0\%$  とした RC はりの  $v_u$  の実験値は式 (7.6) による  $v_d$  曲線とあまり一致しないが,  $V_f=2.0\%$  とした RC はりの  $v_u$  の実験値は式 (7.6) による計算結果にかなり近づいている。これは, いずれの RC はりにおいても最終的な破壊形式は斜め引張破壊であったものの, PP 短繊維の混入によって斜めひび割れの拡大が抑制され, 斜めひび割れ発生後もタイド・アーチ的な耐力を保持できるように耐荷機構が変化するためと考える。すなわち,  $V_f=1.0\%$  の場合はまだ短繊維量が少ないため, 斜めひび割れ発生後に形成されるアーチ機構が十分に作用しなかったが,  $V_f=2.0\%$  まで短繊維量を増加すると斜めひび割れの発生からしばらくの間は全体的な破壊に至らず, アーチ機構が荷重増加に寄与できたと考える。

ここで PP 短繊維と収縮低減剤を併用した場合を考えると,  $V_f=1.0\%$  で  $V_{sra}=6\text{kg/m}^3$  とした RC はりは  $V_f=2.0\%$  で  $V_{sra}=0\text{kg/m}^3$  とした RC はりとほぼ同等の  $v_u$  を示しており,  $V_f=1.0\%$  の場合であっても収縮低減剤を添加することでタイド・アーチ的な耐荷機構に変化することがわかる。タイド・アーチ的な耐荷機構に移行する  $a/d$  は交点  $P_2$  の移動によって約 3.4 から  $V_f=1.0\%$  のときは約 4.0 まで,  $V_f=2.0\%$  のときは約 4.9 まで増加する。 $V_f=1.0\%$  の RC はりに対して収縮低減剤を  $6\text{kg/m}^3$  添加した場合も  $V_f=2.0\%$  の場合と同じように交点が移動するため, 耐荷機構の変化の分岐点となる  $a/d$  は約 4.9 まで増加する。このため,  $V_f=1.0\%$  で  $V_{sra}=6\text{kg/m}^3$  とした RC はりや,  $V_f=2.0\%$

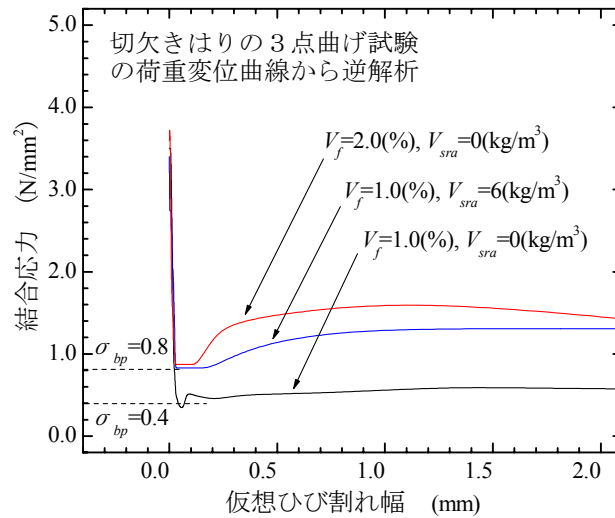


図 7.8 引張軟化曲線の折れ曲がり点応力

で  $V_{sra}=0\text{kg/m}^3$  とした RC はりの  $v_u$  の実験値は，アーチ機構にもとづいた式による計算結果とよく一致するようになったと考える．なお，図 7.7(c)に示すように， $V_f=1.0\%$  の RC はりに対して収縮低減剤を  $6\text{kg/m}^3$  添加する効果は，同じ  $V_f=1.0\%$  の RC はりに対して PP 短繊維をもう  $1.0\%$  追加する効果にほぼ匹敵するといえる．

## 7.2.4 RC はりのせん断強度に及ぼす $V_f$ 、 $V_{sra}$ および $f_c'$ の影響

### (1) 収縮低減剤の添加による $v_u$ の改善に対する考え方

本研究のように低水結合材比とした高強度な母材には大きな自己収縮が生じており，この自己収縮によって母材と短繊維との界面に発生する応力，すなわち母材の収縮を短繊維が拘束することで生じる応力(微視的な自己収縮応力)が作用していると考えられる．収縮低減剤の添加によって母材の自己収縮が低減されることで母材と短繊維との界面付着が改善し，ひび割れ面で架橋した短繊維の応力伝達効果が向上する．このことはコンクリートがひび割れたときの引張軟化特性に寄与し，RC はりのせん断耐荷力が増加するように働いたと考える．

また，収縮低減剤の添加は高強度コンクリートが鉄筋などから受ける拘束応力(巨視的な自己収縮応力)を低減するため，このことが RC はりのせん断に關与することも指摘されている [7.8]．たとえば， $p_w$  の変化は収縮を生じるコンクリートの拘束度に直接關与し，収縮低減剤の添加が RC はりの  $v_u$  と  $p_w$  の關係に影響することも予想される．このことは，本研究の中で十分に検討できていないが，図 7.5(b)ならびに図 7.6(a)から  $p_w=3.38\%$  の下で  $V_f=0.0\%$  とした RC はりの巨視的自己収縮応力の影響を考えると，収縮低減剤の添加によって  $v_u$  が改善する程度は高々 1 割と見込まれる．これに対して  $V_f=1.0\%$  または  $2.0\%$  の場合に収縮低減剤を添加する効果，つまり PP 短繊維との界面近傍に作用する母材の微視的自己収縮応力を低減する効果の方が  $v_u$  に寄与する程度は大きいことがわかる．

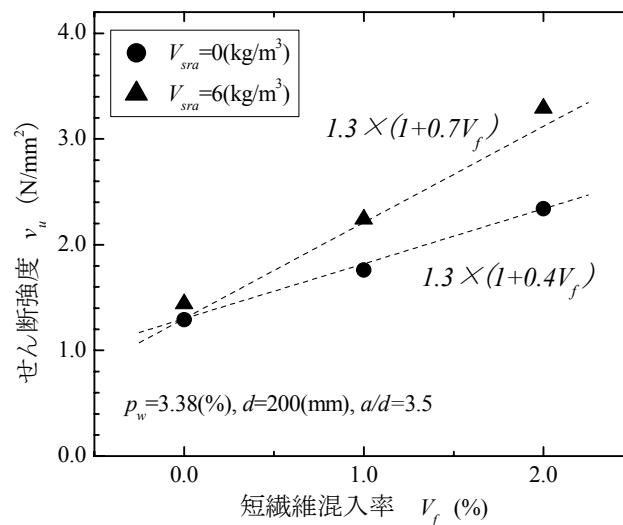


図 7.9 収縮低減剤添加の有無による高強度軽量 RC はりの  $v_u$  と  $V_f$  の関係

## (2) $V_f$ ならびに $V_{sra}$ の影響

図 7.9 は、 $V_{sra}$  を  $0 \text{ kg/m}^3$  ならびに  $6 \text{ kg/m}^3$  に変化させた高強度軽量 RC はりの  $v_u$  と  $V_f$  の関係を示したものであり、いずれの  $V_{sra}$  の場合にも  $v_u$  は  $V_f$  に比例して直線的に変化することがわかる。鋼繊維補強鉄筋コンクリート柱部材の設計指針(案)では、鋼繊維で補強した普通 RC はりの場合に鋼繊維混入によるせん断強度の増加を式(7.7)に示すように割増し係数を導入する形で表現している[7.9].

$$v_c = (1 + \kappa) \cdot 0.2 \cdot f_c^{1/3} p_w^{1/3} \left( \frac{10^3}{d} \right)^{1/4} \left( 0.75 + \frac{1.4}{a/d} \right) \quad (7.7)$$

ここに、 $\kappa$  : 定数(=1.0).

ここで、RC はりの  $v_c$  に及ぼす  $V_f$  の影響を評価する場合に式(7.7)を参考にすると、 $\kappa = \alpha V_f$  と考えることで  $V_f$  の影響を式に直接反映させることができる。すなわち、式中の  $(1 + \kappa)$  の項を  $\beta \cdot (1 + \alpha V_f)$  の形として本実験の  $v_u$  を直線回帰することを検討し(ただし、 $\alpha$  と  $\beta$  はいずれも定数)、その結果を図 7.9 中に併記した。この図から  $\alpha$  の値は PP 短繊維のみを単独で使用した場合は 0.4 となるものの、収縮低減剤を  $6 \text{ kg/m}^3$  添加し、PP 短繊維と収縮低減剤を併用した場合には 0.7 となった。このように収縮低減剤の添加は主に短繊維補強の効率を高めるように作用すると考えられる。短繊維のみを単独で使用してせん断強度を改善する場合は、短繊維入量を増加させることになり、施工性の低下を引き起こす。そのため、短繊維を収縮低減剤と併用することで短繊維混入量を低減させることが実用上は不可欠といえる。

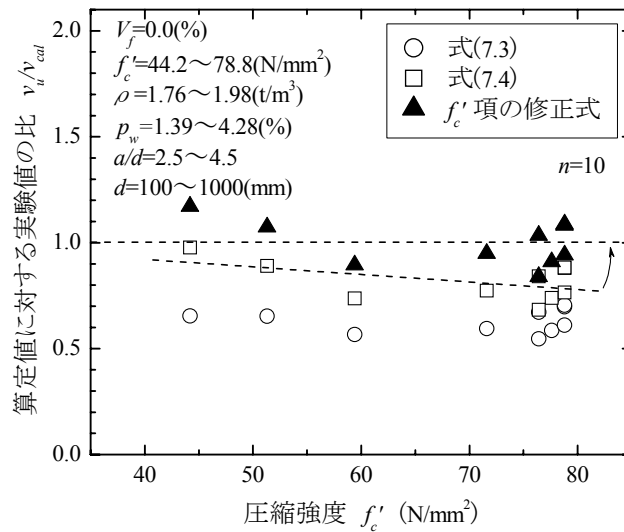


図 7.10 高強度軽量 RC はりの  $v_u$  に及ぼす  $f'_c$  の影響

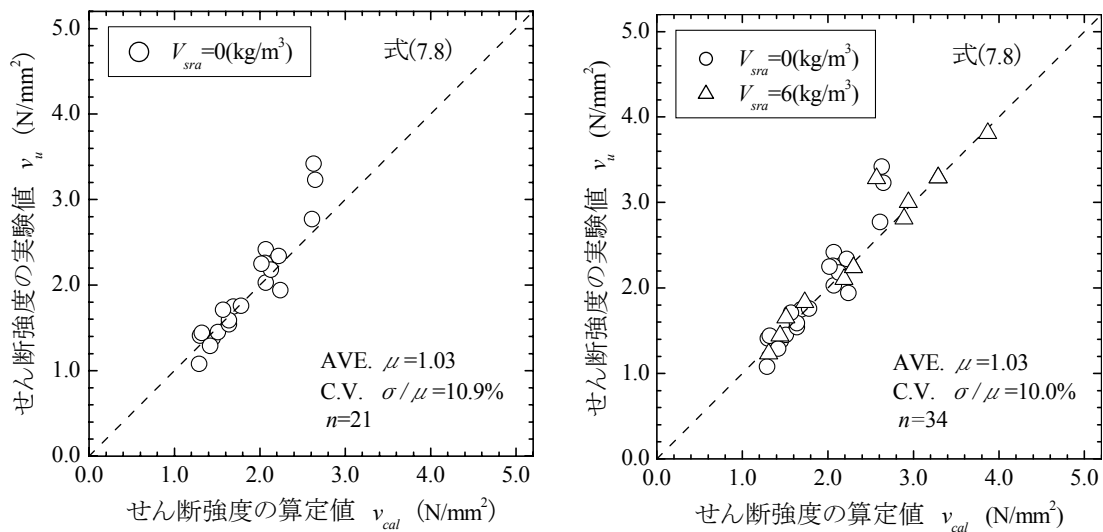
### (3) $f'_c$ の影響

$f'_c$  の影響については、本研究で対象としたような  $f'_c$  が  $70\text{N/mm}^2$  を超えるような高強度域での整合性を考えることが重要である。これまで適用を検討した式(7.3)ならびに式(7.4)は、 $f'_c$  がそれぞれ  $12\sim 66\text{N/mm}^2$ 、 $23\sim 45\text{N/mm}^2$  の範囲の実験データをもとに構築されている。図 7.10 は短繊維が無混入の RC はりについて、式(7.3)ならびに式(7.4)によるせん断強度の算定値に対する実験値の比(以下、 $v_u/v_{cal}$ )を  $f'_c$  との関係で整理したものである。なお、 $f'_c$  が  $60\text{N/mm}^2$  以下のデータは本実験と同一の軽量骨材を用いた RC はりに関する既往の実験を参考にした[7.10, 7.11, 7.12]。図から、普通強度の軽量骨材コンクリートに対する式(7.4)では  $f'_c$  が増加すると  $v_u/v_{cal}$  は徐々に 1.0 よりも小さくなる傾向が認められた。これは軽量骨材コンクリートが高強度になると普通コンクリートの場合以上に  $f'_c$  に対する引張強度の比( $f_t/f'_c$ )が減少し、式(7.4)の適用性が低下することを意味する。そこで式(7.4)の  $f'_c$  に関する項を  $f'_c{}^{1/3}$  から  $f'_c{}^{1/3.5}$  に修正する形で再計算した。その結果、図 7.10 に示すように普通強度から高強度までの広い範囲で  $v_u/v_{cal}$  を 1.0 に近づけることができた。

## 7.3 高強度軽量 RC はりのせん断強度式の提案

### 7.3.1 PP 短繊維と収縮低減剤を併用した高強度軽量 RC はりのせん断強度式

本研究では、PP 短繊維と収縮低減剤を用いたせん断補強筋が無い高強度軽量 RC はりのせん断強度を  $d=100\sim 300\text{mm}$ 、 $a/d=2.5\sim 4.5$ 、 $p_w=2.58\sim 4.28\%$ 、 $V_f=0.0\sim 2.0\%$ 、 $V_{sra}=0\sim 6\text{kg/m}^3$  および  $f'_c=44.2\sim 83.9\text{N/mm}^2$  の範囲で検討した。一部のデータでは  $a/d$ 、 $V_f$  および  $V_{sra}$  の組合せによってアーチ機構にもとづいた式に整合性が認められた。しかし、本実験の範囲ではそのようなデータ数が少ないこともあり、従来から軽量 RC はりで適用されている式(7.3)の形を基本とするせん断強度式を構築することにした。



(a) 収縮低減剤を添加しない配合の場合 (b) 収縮低減剤を添加した配合を加えた場合

図 7.11 PP 短繊維で補強した高強度軽量 RC はりのせん断強度の実験値と算定値の比較

これまでの検討から，PP 短繊維と収縮低減剤を併用した高強度軽量 RC はりについて，式 (7.8) のようにせん断強度式を整理した．

$$v_c = (1 + \kappa) \cdot \eta_c \cdot 0.2 \cdot f_c'^{1/3.5} p_w^{1/3} \left( \frac{10^3}{d} \right)^{1/4} \left( 0.75 + \frac{1.4}{a/d} \right) \quad (7.8a)$$

$$\kappa = \alpha V_f \quad (7.8b)$$

$$\eta_c = \left( \frac{\rho}{2.3} \right)^{3/2} \quad (7.8c)$$

ここに， $V_{sra}=0\text{kg/m}^3$  のとき  $\kappa=0.4$ ， $V_{sra}=6\text{kg/m}^3$  のとき  $\kappa=0.7$ ．

### 7.3.2 提案した高強度軽量 RC はりのせん断強度式の算定精度

図 7.11(a)は収縮低減剤を添加せずに PP 短繊維で補強した高強度軽量 RC はりのせん断強度について，本実験の 21 個の実験値を式 (7.8) による算定値と比較したものである．この結果，提案した式 (7.8) によって平均値 1.03，変動係数 10.9% の高い精度でせん断強度を評価することができた．

また，図 7.11(b)は前述の収縮低減剤を添加していない場合の実験値 21 個に収縮低減剤を添加して PP 短繊維で補強した場合の実験値 13 個を加えた合計 34 個の実験値を式 (7.8) による算定値と比較したものである．この結果，提案した式 (7.8) によって平均値 1.03，変動係数 10.0% の高い精度でせん断強度を評価できた．なお，収縮低減剤を添加しなかった場合に収縮低減剤を添加した場合のデータを追加しても算定精度にほとんど差を生じなかった．

### 7.3.3 提案した高強度軽量 RC はりのせん断強度式に対する課題

本研究における実験データの範囲では十分に検証できなかった課題として、次のことが挙げられる。

- i) 短繊維の材質や形状が本実験と異なる場合には、その補強効果が適切に評価されるような  $\kappa$  の値を再設定すること。あるいは、短繊維の力学的特性や幾何学的特性をパラメータとする関数の形で一般化して  $\kappa$  を再設定すること。
- ii)  $V_{sra}$  を変化させた高強度軽量 RC はりの  $v_u$  に及ぼす  $p_w$  の影響を把握すること。
- iii) アーチ機構に移行する  $a/d$  に及ぼす  $V_f$ ,  $V_{sra}$  およびこれらの組み合わせの影響を把握し、耐荷機構の変化に応じて式を適用すること。

今後は、これらを反映したせん断強度式を構築することによって、式の適用範囲の拡大ならびに算定精度の向上が期待できるものと考えられる。とくに、提案式では短繊維の混入率に  $\alpha$  を乗じて繊維補強の効率を変化させる形となっているが、短繊維の力学的性質(引張強度, 引張弾性率, コンクリートの付着力など)ならびに幾何学的性質(長さ, 径, 全体形状, 表面形状, 配向性など)が、これらの各要因がせん断強度に与える影響を明確にすることで、式の一般化が可能になるものと考えられる。

また、本研究で提案した高強度軽量 RC はりのせん断強度式は、材齢 14 日における部材の載荷試験結果にもとづいて構築されている。このため、実際の部材のせん断強度は長期に供用されることを考えると以下のような影響を受けることが考えられる。

- i) 材齢の経過にともなうコンクリートの強度増進の影響
- ii) 材齢の経過にともなうコンクリートの自己収縮増加の影響

なお、上述の i) の影響は、長期材齢においてコンクリートの圧縮強度が十分に発現してもコンクリートの引張強度と圧縮強度の比は小さくなるため、RC はりのせん断強度に対してそれほど大きくない。早期材齢で実際の供用中よりも低い圧縮強度で評価しておくことは少なくとも長期的な部材の強度を高く見積もることはないといえる。また、ii) の影響は、材齢 14 日以降のコンクリートの自己収縮増加量は少なく、自己収縮は若材齢であるほど顕著な現象である。さらに長期的にはコンクリートのクリープの影響なども考えられるため、RC はりのせん断強度に対してそれほど大きく影響しないといえる。

## 7.4 まとめ

本章では PP 短繊維を用いた高強度軽量 RC はり、ならびに PP 短繊維と有機系収縮低減剤を併用した高強度軽量 RC はりの載荷実験を実施し、せん断耐荷機構の考察やせん断強度式の提案を行った。その結果をまとめると以下のとおりである。

- (1) せん断強度に及ぼす  $p_w$ ,  $d$  ならびに  $a/d$  の影響は、普通強度の普通骨材コンクリートに対する従来の算定式と同様の形でおおむね評価できる。
- (2) PP 短繊維と収縮低減剤を併用した場合、収縮低減剤は斜めひび割れに架橋した PP 短繊維



維の応力伝達に作用し、せん断強度の向上に寄与できる。このため、PP 短繊維混入率 1.0%の高強度軽量 RC はりに対して、収縮低減剤を  $6\text{kg/m}^3$  添加した場合と PP 短繊維をもう 1.0%追加して 2.0%とした場合のせん断強度の向上効果はほぼ同等であった。

- (3) PP 短繊維によるせん断強度の増加割合は $(1+0.4V_f)$ を乗じる形で、PP 短繊維と収縮低減剤  $6\text{kg/m}^3$  の併用によるせん断強度の増加割合は $(1+0.7V_f)$ を乗じる形で表現できる。短繊維混入量を低減して施工性を確保したうえで、せん断強度を向上させるためには短繊維と収縮低減剤との併用が不可欠となる。また、高強度化にともなうせん断強度の増加割合は、従来の算定式よりも小さい $f_c^{1/3.5}$ の形で表現できる。
- (4) 収縮低減剤を用いずに PP 短繊維で補強した高強度軽量 RC はりのせん断強度の実験値 21 個に対して、提案した斜め引張破壊にもとづくせん断強度式は平均値 1.03, 変動係数 10.9%の高い精度で評価できる。さらに収縮低減剤と PP 短繊維を併用した場合のせん断強度の実験値 13 個を加えた場合(計 34 個の実験値)に対して、提案したせん断強度式は平均値 1.03, 変動係数 10.0%となり、ほぼ同等の高い算定精度で評価できることがわかった。
- (5) 軽量骨材コンクリートを用いた RC はりでは、タイド・アーチ的耐荷機構に移行する  $a/d$  が普通骨材を用いた RC はりにくらべて大きい。その  $a/d$  が短繊維混入率  $V_f$  によって変化する。
- (6) 提案したせん断強度式の適用範囲の拡大や算定精度の向上を図るためには、タイド・アーチ的耐荷機構に移行する  $a/d$  が軽量骨材, PP 短繊維および収縮低減剤の使用やそれらの量と組合せによって変化することを考慮した評価が必要となる。

## 第 8 章

### 結 論

新しく開発された高品質軽量骨材を用いることで、従来から軽量骨材コンクリートで問題となっていた施工性や耐久性を大幅に改善できるうえ、比較的容易に高強度かつ軽量なコンクリートを得ることが可能になった。このような高強度軽量コンクリートを構造部材に適用することは、構造物の軽量化による建設コストの削減に寄与できるため、きわめて重要な意義をもつものと考ええる。

本研究では、高強度軽量骨材コンクリートに生じやすい自己収縮と脆性破壊に着眼し、それらの性能改善を図ることで RC 構造部材の耐荷力を効果的に向上できることを検討したものである。本章では、第 3 章から第 7 章までに得られた結果をまとめるとともに、高強度軽量骨材コンクリートの実用化に対する今後の課題を述べる。

#### 8.1 高品質軽量骨材を用いた高強度コンクリートの収縮機構

第 3 章ならびに第 4 章は、高品質軽量骨材を用いた高強度コンクリートの体積変化について、その特性と機構を検討した内容である。

第 3 章は、高品質軽量骨材を粗骨材に用いた低水セメント比コンクリートの体積変化に与える粗骨材の種類、含水状態、絶対容積などの配合条件の影響、ならびに乾燥収縮と自己収縮が同時に進行するコンクリートのひずみ分布について検討したものであり、その結果をまとめると以下のとおりである。

- (1) 高品質軽量骨材は頁岩系の非造粒型軽量骨材にくらべて吸水率が非常に小さいため、高品質軽量骨材コンクリートの自己収縮、乾燥収縮のいずれも普通砕石を用いた場合に近い性状を示す。
- (2) 高品質軽量骨材コンクリートの自己収縮は、高品質軽量粗骨材の含水率ならびに絶対容積が増加するほどセメントペースト部への水分供給量が増加するために小さくなる。
- (3) 高品質軽量骨材コンクリートの乾燥収縮は、高品質軽量粗骨材の含水率が増加するほど大きくなり、粗骨材絶対容積が増加するほど小さくなる。
- (4) 含水率が高い軽量骨材もしくは吸水率が高い骨材種類であるほど、乾燥初期の収縮速度

は低下し、長期での収縮量は増大する。この収縮機構には、コンクリート中で粗骨材含水量がペースト部へ供給されることによる乾燥初期の収縮ひずみ速度の低下ならびにペースト組織の緻密化が関与していると考える。

- (5) 低吸水性である高品質軽量骨材を用いた場合、その乾燥収縮特性は普通コンクリートの場合とほぼ同様の傾向となる。高品質軽量骨材の絶対容積を増加させても、コンクリート中で骨材含水量がペースト部へ十分に供給されず、長期における乾燥収縮は小さくなる。
- (6) 含水率が低い高品質軽量骨材では供試体中心部で自己収縮が、供試体の乾燥表面で乾燥収縮が卓越している。内部的な乾燥(自己乾燥)と外部からの乾燥を受けてコンクリート中の水は不均一となり、供試体の中心部よりも乾燥表面の方が収縮ひずみは大きい傾向となる。
- (7) 含水率が高い頁岩系非造粒型軽量骨材では乾燥初期に供試体の中心部よりも供試体の乾燥表面の方が膨張ひずみは大きい傾向となり、乾燥表面への水分移動が生じている。しかし、乾燥期間が進行すると供試体の乾燥表面には一変して収縮を生じるものの、供試体の中心部では膨張が継続しているために供試体の中心部と乾燥表面でひずみの差が増大する。

第4章は、高品質軽量骨材を粗骨材に用いた低水セメント比コンクリートの体積変化に与える養生の期間、方法などの養生条件の影響、ならびに自己収縮と乾燥収縮の関係について検討したものであり、その結果をまとめると以下のとおりである。

- (1) 高品質軽量骨材を低含水状態で用いた場合は、養生期間が短くても微細なペースト細孔が多いため、乾燥時には大きな収縮応力が発生しやすい。しかし、養生期間を延長することで大幅に改善される。
- (2) 高品質軽量骨材を高含水状態で用いた場合は、養生期間の延長による収縮低減効果はあまり大きくない。これは、粗骨材中の水が養生水として機能することで、ペースト細孔の微細化が進行することに関連する。
- (3) 高品質軽量骨材を低含水状態で用いた場合は、粗骨材中には養生水として利用できるだけの水分は存在せず、低水セメント比であっても主として外部から水が調達される。
- (4) 高品質軽量骨材を高含水状態で用いた場合は、主に粗骨材中の水が養生に利用されるため、養生方法がペースト組織や収縮に与える影響は比較的小さい。
- (5) 高品質軽量骨材を用いたコンクリートの全収縮に占める自己収縮の割合は、水セメント比が30%のとき約3割、40%のとき約1割である。この自己収縮が占める割合は、普通骨材を用いた場合よりも若干小さい値となるものの、従来の市販の頁岩系非造粒型軽量骨材を用いた場合よりも大きい値となる。

## 8.2 混和材料と合成短繊維を併用した高強度軽量 RC はりの力学特性

第 5 章ならびに第 6 章は、高品質軽量骨材を用いた高強度コンクリートにおいて収縮低減材料と合成短繊維を併用することで、コンクリートの自己体積変化特性と破壊力学特性、および RC はりのせん断特性の改善に関する内容である。

第 5 章は、高品質軽量骨材を用いた高強度コンクリートにおいて、収縮低減材料(早強型膨張材, 有機系収縮低減剤)と合成短繊維(PP 繊維, PVA 繊維)の併用がコンクリートの自己収縮, 引張軟化曲線や破壊エネルギーなどの破壊力学特性に与える影響について検討したものであり, その結果をまとめると以下のとおりである。

- (1) 収縮低減材料を用いずに低水結合材比とした配合では, PP 繊維の混入率によって自己収縮量が変化せず, 合成短繊維が自己収縮に与える影響はきわめて小さいことがわかった。また, 合成短繊維の種類が自己収縮に与える影響も小さいものであった。
- (2) 収縮低減材料のみを単独で用いた配合よりも収縮低減材料と PP 繊維を併用した配合の方が自己収縮は小さいこと, ならびに収縮低減材料と PP 繊維を併用した配合では PP 繊維混入率の増加に対応する形で自己収縮が低減したことから, 自己収縮の低減に対する材料の併用効果を確認することができた。
- (3) PP 繊維を混入した配合の引張軟化曲線は, 収縮低減材料の添加量が増加するほど, 折れ曲がり点の応力ならびに結合応力の最大値が向上し, 破壊エネルギーの増大を確認することができた。
- (4) 膨張材の使用によって自己膨張するような配合では, PP 繊維混入率ならびに単位膨張材量のある程度以上増加させると, 破壊力学特性が低下することを確認した。
- (5) 収縮低減材料と合成短繊維を併用することで, 母材に生じる自己収縮の低減によって母材と短繊維の界面付着が改善され, 架橋した短繊維の伝達応力を増大させるような現象の存在が明らかになった。このことによって, 収縮低減材料と合成短繊維を併用したコンクリートでは破壊力学特性が向上したものと推察できた。

第 6 章は、高品質軽量骨材を用いた高強度コンクリートに収縮低減材料(膨張材ならびに収縮低減剤)と合成短繊維を併用することで作製した RC はりのせん断特性について, 実験的ならびに解析的な検討を行ったものであり, その結果をまとめると以下のとおりである。

- (1) PP 繊維ならびに収縮低減材料をそれぞれ単独で使用した場合よりも, PP 繊維と収縮低減材料を併用した場合の方が RC はりのせん断耐力が向上することがわかった。
- (2) 収縮低減材料を用いた RC はりは, 収縮低減材料を用いていない RC はりよりも斜めひび割れ幅が小さくなっており, 斜めひび割れ幅の抑制に PP 繊維と収縮低減材料を併用した効果が認められる。
- (3) 実験で得られたコンクリートの引張軟化特性, ならびに自己収縮の拘束で主鉄筋に生じ

た初期応力をそれぞれ導入した数値解析によって、PP 繊維を混入して収縮低減材料の種類と量を変化させた RC はりのせん断挙動をほぼ再現することができた。

- (4) コンクリートには、鉄筋から受ける巨視的な自己収縮応力ならびに短繊維から受ける微視的な自己収縮応力が同時に作用している。短繊維と収縮低減材料を併用することで、これら 2 つの応力が低減され、RC はりのせん断特性、とくにせん断耐力の向上に大きく寄与したのではないかと考えられる。

### 8.3 混和材料と合成短繊維を併用した高強度軽量 RC はりのせん断強度式

第 7 章は、高強度軽量 RC はりのせん断耐荷機構やせん断強度式に関する内容である。具体的には、PP 短繊維を用いた高強度軽量 RC はり、ならびに PP 短繊維と有機系収縮低減剤を併用した高強度軽量 RC はりの載荷実験を実施し、せん断耐荷機構の考察やせん断強度式の提案を行ったものであり、その結果をまとめると以下のとおりである。

- (1) せん断強度に及ぼす  $p_w$ ,  $d$  ならびに  $a/d$  の影響は、普通強度の普通骨材コンクリートに対する従来の算定式と同様の形でおおむね評価できる。
- (2) PP 短繊維と収縮低減剤を併用した場合、収縮低減剤は斜めひび割れに架橋した PP 短繊維の応力伝達に作用し、せん断強度の向上に寄与できる。このため、PP 短繊維混入率 1.0% の高強度軽量 RC はりに対して、収縮低減剤を  $6\text{kg/m}^3$  添加した場合と PP 短繊維をもう 1.0% 追加して 2.0% とした場合のせん断強度の向上効果はほぼ同等であった。
- (3) PP 短繊維によるせん断強度の増加割合は  $(1+0.4V_f)$  を乗じる形で、PP 短繊維と収縮低減剤  $6\text{kg/m}^3$  の併用によるせん断強度の増加割合は  $(1+0.7V_f)$  を乗じる形で表現できる。短繊維混入量を低減して施工性を確保したうえで、せん断強度を向上させるためには短繊維と収縮低減剤との併用が不可欠となる。また、高強度化にともなうせん断強度の増加割合は、従来の算定式よりも小さい  $f_c^{-1/3.5}$  の形で表現できる。
- (4) 収縮低減剤を用いずに PP 短繊維で補強した高強度軽量 RC はりのせん断強度の実験値 21 個に対して、提案した斜め引張破壊にもとづくせん断強度式は平均値 1.03、変動係数 10.9% の高い精度で評価できる。さらに収縮低減剤と PP 短繊維を併用した場合のせん断強度の実験値 13 個を加えた場合 (計 34 個の実験値) に対して、提案したせん断強度式は平均値 1.03、変動係数 10.0% となり、ほぼ同等の高い算定精度で評価できることがわかった。
- (5) 軽量骨材コンクリートを用いた RC はりでは、タイド・アーチ的耐荷機構に移行する  $a/d$  が普通骨材を用いた RC はりにくらべて大きいという、その  $a/d$  が短繊維混入率  $V_f$  によって変化する。
- (6) 提案したせん断強度式の適用範囲の拡大や算定精度の向上を図るためには、タイド・アーチ的耐荷機構に移行する  $a/d$  が軽量骨材、PP 短繊維および収縮低減剤の使用やそれらの量と組合せによって変化することを考慮した評価が必要となる。

## 8.4 高強度軽量骨材コンクリートの実用化に対する課題

### 8.4.1 セン断設計に関わる課題とその考え方

本研究は、せん断補強筋が無い高強度軽量骨材コンクリートはり部材のせん断耐力に対して収縮低減材料と合成短繊維の併用効果を検討したものである。せん断補強筋が無い RC はりに作用するせん断力には、まだひび割れていないコンクリート部分の直接的せん断抵抗、軸方向鉄筋のダウエル抵抗、および斜めひび割れ面のかみ合せ抵抗の3つが作用する。この場合のせん断耐力には式(7.1)のように圧縮強度、軸方向鉄筋比、有効高さ、せん断スパン有効高さ比といったパラメータを基本とする従来式に対して、短繊維ならびに収縮低減材料の効果を新しいパラメータとして組み入れることで評価できると考える。なお、超強度繊維補強コンクリートの設計・施工指針(案)におけるせん断耐力の算定では、このようなコンクリート分担分  $V_c$  は母材分担分  $V_{pc}$  と短繊維分担分  $V_f$  の和と考えると耐荷機構ごとに評価する考え方が採用されている[8.1]。しかし、本研究で対象とした高強度軽量骨材コンクリートでは、収縮を低減した母材と短繊維とが複合的な効果を発揮してせん断力に抵抗することから、短繊維と収縮低減材料の併用効果を1つの形で表現できる式の方が合理的と考える。また、せん断耐力算定において収縮が軸方向鉄筋に与える影響については、本研究の第3章で検討したように収縮による鉄筋の初期応力をプレストレスとして取り扱う方法のほかにも、牛尾らはせん断抵抗の減少を軸方向鉄筋比の低減として取り扱う方法を提案している[8.2]。

せん断補強筋が有る普通 RC はりのせん断耐力は、一般にコンクリート分担分  $V_c$  とせん断補強筋分担分  $V_s$  の和として修正トラス理論から算定できる。この考え方は鋼繊維補強鉄筋コンクリート柱部材の設計指針(案)にも採用されており[8.3]、合成短繊維を用いた場合のせん断耐力算定にも基本的に利用できるものと考えられる。収縮がせん断補強筋に与える影響については河金らが高強度 RC はりを用いて検討し、修正トラス理論におけるコンクリート分担分  $V_c$  としてせん断補強筋が無い RC はりの収縮を考慮したせん断力を用いることで、降伏までのせん断補強筋応力が推定できることを報告している[8.4]。

以上より、合成短繊維と収縮低減材料を併用した高強度軽量骨材コンクリートはりにおいても、せん断補強筋が無い RC はりのせん断耐力を精度良く評価し、これを修正トラス理論の補正項  $V_c$  とすることでせん断補強筋を有する場合の耐力算定が可能になるものと考えられる。ただし、母材の収縮低減が短繊維以外の補強材である軸方向鉄筋、せん断補強筋にも影響してせん断耐力向上に寄与することから、これらの影響も十分に考慮して耐力評価することが重要となる。

現行の2007年制定土木学会コンクリート標準示方書では、コンクリートの収縮が RC のせん断耐力に及ぼす影響が考慮される形になっておらず、RC の曲げひび割れ幅の算定式において、コンクリートの収縮およびクリープ等によるひび割れ幅の増加を考慮するための数値として式中に  $\varepsilon'_{csd}$  が設定されているのみである。この  $\varepsilon'_{csd}$  の値は照査項目で異なっており、鋼材腐食に対する照査に用いるひび割れ幅の算定で  $150 \times 10^{-6}$  程度(高強度コンクリートの場合  $100 \times 10^{-6}$  程度)、外観に対する照査に用いるひび割れ幅の算定で  $450 \sim 300 \times 10^{-6}$  程度となっている。

また、材料の設計値としたコンクリートの収縮ひずみは、示方書に記載されている式から求めた収縮ひずみの最終値を1.5倍する形で規定されている。これは式から算定される収縮ひずみの最終値が最大でも $800 \times 10^{-6}$ 程度であることから、設計では $1200 \times 10^{-6}$ 程度を収縮ひずみの最終値として想定していることを意味するものである。また、乾燥収縮試験(JIS A 1129, 供試体寸法 $10 \times 10 \times 40\text{cm}$ , 水中養生7日後6か月間の乾燥)から求めた測定値に材齢7日以前の自己収縮と材齢6か月以降の収縮を見込んだ $200 \times 10^{-6}$ を加算する形で規定されている。これも乾燥収縮試験で得られる収縮ひずみが $1000 \times 10^{-6}$ 以上になることはきわめて少ないという事実から、やはり収縮ひずみの最終値として $1200 \times 10^{-6}$ を想定したものである。これまで示方書では $800 \times 10^{-6}$ 程度の収縮を生じるコンクリートを対象としていた。しかし、最近における骨材供給事情の変化から収縮ひずみが $800 \times 10^{-6}$ 以上、場合によっては $1000 \times 10^{-6}$ 以上になるようなコンクリートも存在する実態が顕在化し、緊急的な措置として規定されたものである。この背景には、骨材に起因したコンクリートの収縮によって完成から1年半で高架道路橋の上部構造に過剰なひび割れとたわみが発生する事故があり、これまで土木構造物では十分に考慮されていなかったコンクリートの収縮問題が懸念されるようになってきている。現在のところ、コンクリートの収縮を考慮した部材設計が体系的に検討されているとはいえ、今後、骨材物性とコンクリートの収縮の関係、コンクリートの収縮と部材の構造性能や耐久性能の関係などを明確にし、積極的に設計に取り入れていくことが必要である。

#### 8.4.2 建設コストに関わる課題とその考え方

本研究で用いた高品質軽量骨材は黄河流域堆積物(黄土)を主原料にして中国天津で製造され、国内の総合商社の仲介によって輸入されている。これまで高品質軽量骨材は抗火石や真珠岩を主原料に国内で製造・実用化された経緯がある。これに対して中国製の骨材は豊富に存在する鉱物資源と安価な労働力を利用して現地生産されるため、従来の国内製の高品質軽量骨材よりも製造の原価低減を図ることが可能である。国内における骨材天然資源の欠乏、資源リサイクルの促進などの社会情勢に対応して、今後、廃棄物などを原料とした造粒型骨材の開発が進展する可能性が高い。現状では、このような骨材の利用技術について十分に検討しておくことが求められる。

また、本研究で対象としたコンクリートは、高品質軽量骨材以外にも合成短繊維や収縮低減材料を使用することで材料コストが上昇するといった実用上の課題がある。しかしながら、このコンクリート材料によって上部構造の力学性能を改善でき、その自重低減にも大きく寄与できることから、建設重機の省力化、基礎工の簡略化、架設用鋼材の節減、張出しブロックの延長による工期短縮などのコスト縮減のほか、軟弱地盤における構造物の建設、地震荷重の低減などの新しい工法を可能にするものと考えられる。今日のように建設分野における投資余力が減少する中で、建設当初の材料コストだけではなく施工上の時間的コスト、環境・リサイクル上の社会的コスト、供用中の維持管理コストなどを含めた建設コストの全体が縮減に向かうような方策を重視することが必要である。

# 付 録 A

## 高強度コンクリートに生じる収縮とその制御

本研究では高品質軽量骨材を用いた高強度コンクリートを対象として、収縮機構の考察ならびに収縮制御の検討を行った。ここでは、一般的に知られている高強度コンクリートに生じる収縮に関する知見をまとめるとともに、現在までに明らかになっている収縮の制御方法について整理した。

### A-1 自己収縮の概要

自己収縮とは、セメント系材料において水などの物質の浸入や逸散、温度変化、外力や外部拘束が無い状態で凝結始発以降に生じる巨視的な体積減少のことをいう[a.1, a.2]。セメントを構成する各鉱物の水和反応式から化学量論的に定まる絶対体積の減少は水和収縮といい(化学収縮、または硬化収縮ということもある)、自己収縮とは異なるものとして図 a.1 ならびに図 a.2 のように区別して取り扱われる[a.1, a.2]。鉱物組成が明らかな普通ポルトランドセメントを水和率 100%と仮定して水和反応の前後で体積を求めると、水セメント比 40~60%の範囲で 10.01~7.83%の体積減少(すなわち水和収縮)が生じることになる[a.3]。しかし、水和後(硬化後)のセメントペーストが見掛け上で約 10%も体積減少するような観察例はない。これは、そのほとんどが内部で空隙形成される形で実質的な固相部分の体積減少を生じているからであって、見掛け上の巨視的な体積減少(すなわち自己収縮)には直接現れにくいからである。また、国内では自己収縮の起点となる材齢を凝結始発としているが、欧州では練混ぜ直後を起点として扱っている[a.4]。国内において、水和収縮に起因したフレッシュコンクリートの体積変化を自己収縮から除外して扱う理由としては、i) 練混ぜ後の初期に生じる収縮は流動または塑性変形が容易であるために応力の発生を伴わないこと、ii) 凝結始発前に生じたひび割れなどの不都合は再振動で軽減できること、iii) 凝結始発以降はセメント硬化体の組織骨格が形成されるために収縮が拘束を受けると自己応力を生じることなどが挙げられており、発生機構と対策が異なる体積変化は区別する方が工学的に対処しやすいと考えるためである。



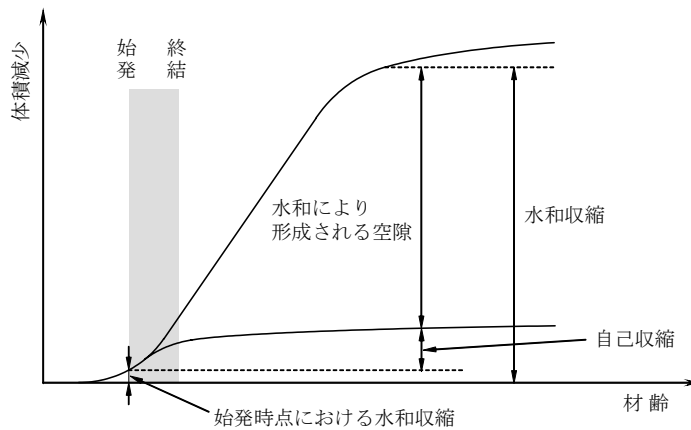


図 a.1 自己収縮率と水和収縮率の関係

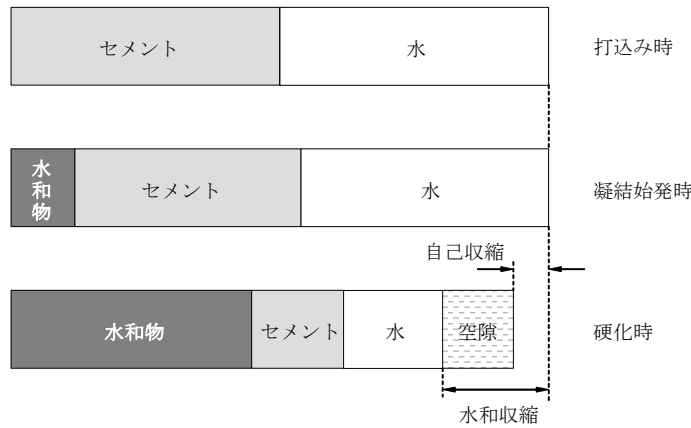


図 a.2 自己収縮と水和収縮の関係(水平方向)

コンクリートに生じる自己収縮については、すでに 1930 年代から報告されており [a.5, a.6]，当時は数年間で高々  $50 \sim 100 \times 10^{-6}$  程度の小さな値であったため、実用上はこのような現象が無視されてきた経緯がある [a.7]。近年では、高性能 AE 減水剤など化学混和剤の普及による水セメント比の低下，シリカフェームなどの微粉材料の利用による硬化組織の緻密化などが進んだことで、現場において比較的容易に高強度コンクリートが得られるようになった。そして、1990 年頃に高強度コンクリートにおいて自己収縮が増大する事実が指摘されるようになり [a.8, a.9]，今日では高強度コンクリートに生じるひび割れの支配的な原因として、自己収縮に対する検討がきわめて重要になっている。

なお、自己収縮は三次元的(または自己乾燥が起きる部材全体)に生じる現象であり、本来は体積減少率の形である「自己収縮率」として表すことが望ましい。しかし、今日では棒部材における取扱いを簡便にする観点から、自己収縮は一軸方向のひずみの形である「自己収縮ひずみ」として表されることがほとんどである。

## A-2 高強度コンクリートの自己収縮

図 a.3 はコンクリートの全収縮に占める自己収縮の割合 [a.10, a.11] を、図 a.4 はコンクリートの自己収縮と乾燥収縮の関係 [a.12] を示したものである。水セメント比が低下するほど全収縮に占める自己収縮の割合が増加し、水セメント比 17% のコンクリート供試体 (寸法  $10 \times 10 \times 120 \text{cm}$ ) で生じた収縮のほとんどは自己収縮によるものである。全収縮は水セメント比が 30% までほとんど一定であるものの、水セメント比が 30% より小さくなると急に増加する。自己収縮は水セメント比が 50% 以下で発生するようになって水セメント比の低下とともに直線的に増加するものの、逆に乾燥収縮は水セメント比が 50% 以下になって徐々に減少するようになる。このような普通コンクリートならびに高強度コンクリートにおける収縮現象の違いは、図 a.5 のように模式的に示される [a.13]。なお、厳密には同一のコンクリート供試体内に生じた自己収縮と乾燥収縮に分離することはできないものの、これらの図のように定めることで便宜的な取扱いが可能になる。

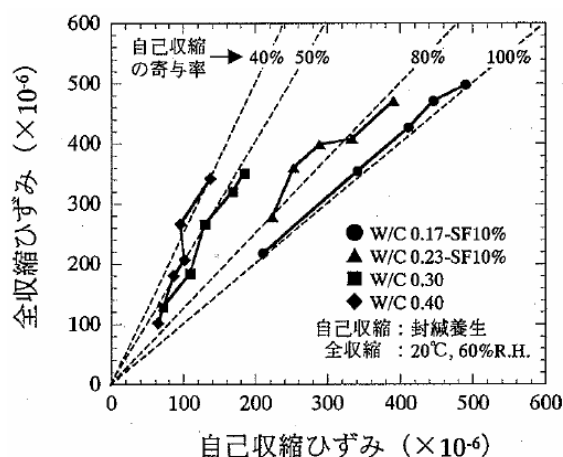


図 a.3 全収縮に占める自己収縮の割合

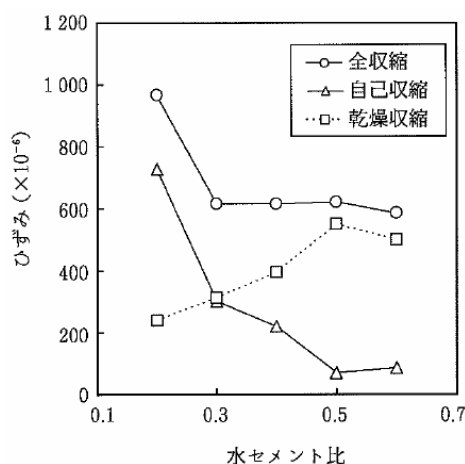
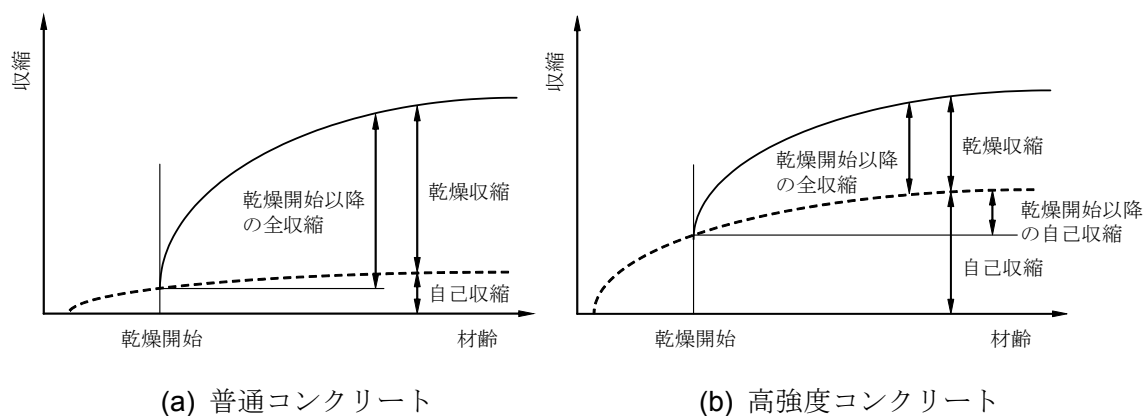


図 a.4 コンクリートの自己収縮と乾燥収縮の関係



(a) 普通コンクリート

(b) 高強度コンクリート

図 a.5 普通コンクリートならびに高強度コンクリートの収縮

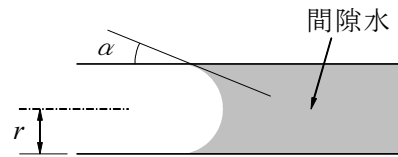


図 a.6 毛細管中の水

### A-3 自己収縮の発生機構

普通ポルトランドセメントの水和収縮を試験で求めると、材齢 1 日で 3~4%程度、材齢 28 日で 6~7%程度になる [a.14, a.15]。セメントペーストの体積変化は流動性を有するごく初期の材齢までは水和収縮と同じ量だけ生じることになる。しかし、凝結が始まって硬化組織の骨格が形成されるようになると、水和収縮の進行にともなって内部に新たに空隙が内部に生成する。水和初期は生成した空隙はまだ水で充填されているが、水和が進むと空隙中の水が消費されるとともに新たに寸法の小さい空隙が生成するようになる。このとき、寸法の大きな空隙から寸法の小さな空隙に水の移動(毛管凝集)を生じて大きな空隙は不飽和(自己乾燥)となり、図 a.6 に示すような気液界面が存在する空隙の寸法に応じた負圧が空隙水に発生する。この毛細管中の水に生じる負圧は次式のように表現できる。

$$\Delta P = \frac{2 \cdot \sigma \cdot \cos \alpha}{r} \quad (\text{a.1})$$

ここに、 $\Delta P$ ：空隙水の負圧， $\sigma$ ：空隙水の表面張力， $\alpha$ ：毛細管壁に対する空隙水の接触角， $r$ ：毛細管の半径。

この空隙水に生じる負圧がセメント硬化体に見掛けの体積変化，すなわち自己収縮を発生させる駆動力であると説明されている [a.16]。現在，使用材料や配合などによって自己収縮の大きさが異なる理由として式(a.1)を用いて説明されることが多い。たとえば，材齢の経過，水セメント比の低下，比表面積が大きいセメントの使用，シリカフュームや高炉スラグ微粉末などの混和材の使用によって自己収縮が大きくなるのは，気液界面が存在する空隙の寸法  $r$  が小さくなることで空隙水の負圧  $\Delta P$  が増加するためである。このような説明は毛細管張力説とよばれており，乾燥収縮の機構の説明として用いられているものと同様である。乾燥収縮の機構には毛細管張力説 [a.17, a.18, a.19, a.20, a.21, a.22] のほかにも，分離圧説 [a.23, a.24]，表面エネルギーの変化説 [a.25, a.26]，層間水の移動説 [a.27, a.28] などが提案されており，まだ決定的な説は存在しない。なお，分離圧説は，分離圧が C-S-H のコロイド粒子に吸着した水の膜の厚さが増加すると大きくなることにもとづいており，湿度が上がれば粒子間のファン・デル・ワールス力は斥力として作用するために膨潤し，逆に湿度が下がれば粒子間のファン・デル・ワール

ス力は引力として作用するために収縮するというものである(この力は相対湿度 60%以上の高湿度域で働く)。表面エネルギーの変化説は、C-S-H の表面積が大きいため表面エネルギーが高くなり、その変化によって固体に応力が作用するというものである(この力は相対湿度 20%以下で働くが、相対湿度 50%以上では無視できる)。層間水の移動説は、C-S-H の層構造に水(層間水)を保有しており、この水の逸散によって層間隔が減少して収縮が生じるというものである(相対湿度 30~100%の範囲では層間水は移動しない)。

コンクリートに生じる収縮は、相対湿度 30%以上の中・高湿度域では毛細管張力説と分離圧説によるものであり、相対湿度 30%以下の低湿度域では表面エネルギーの変化説と層間水の移動説によるものと考えられている。さらに高湿度域での収縮は分離圧説よりも毛細管張力説の寄与が大きいと考えられている。これらの説はいずれも単独、むしろ複数の説を状態に応じて組み合わせることで、より一般的な自己収縮の機構を説明できる可能性がある。

なお、次節の A-4 1) で述べるように自己収縮は乾燥収縮にくらべてセメントの鉱物組成の影響を強く受けることを考えると、毛細管張力説による説明だけでは困難な面もある。このため、セメントの水和生成物と関連づけた研究も行われている。たとえば、i) 水和初期にセメントの  $C_3A$  とセッコウの反応で生成した針状結晶のエトリンガイトがセッコウの消費によってモノサルフェートへの転化や再結晶化による溶解が生じることで自己収縮の駆動力になる[a.29, a.30]、ii) 若材齢時に生じる急激な自己収縮は  $C_3S$  の水和反応に関連する[a.31]、といった報告がある。

## A-4 自己収縮に影響を与える要因

### 1) セメントの影響

図 a.7 に示すようにセメントペーストの自己収縮にはセメントの種類が大きく影響しており[a.32]、ポルトランドセメントでは早強ポルトランドセメントや普通ポルトランドセメントの自己収縮が比較的大きく、中庸熱セメントや低熱セメントの自己収縮は比較的小さくなる。自己収縮ひずみはセメント鉱物ごとに異なった大きさを生じるひずみを線形に重ね合わせたものと仮定し、水セメント比 30%のセメントペーストに生じる自己収縮ひずみの最終値は以下の式となる[a.33]。

$$\varepsilon_{p\infty} = 2.15 \cdot (C_3S\%) - 5.49 \cdot (C_2S\%) + 68.7 \cdot (C_3A\%) + 48.5 \cdot (C_4AF\%) \quad (\text{a.2})$$

ここに、 $\varepsilon_{p\infty}$  : 材齢 1 日を起点とした自己収縮ひずみの最終値 ( $\times 10^{-6}$ )、 $(C_3S\%)$  :  $C_3S$  の含有率 (%),  $(C_2S\%)$  :  $C_2S$  の含有率 (%),  $(C_3A\%)$  :  $C_3A$  の含有率 (%),  $(C_4AF\%)$  :  $C_4AF$  の含有率 (%)。

この式より、ポルトランドセメント中の  $C_2S$  の量が多いほど、間隙の相( $C_3A$  ならびに  $C_4AF$ ) が少ないほど、自己収縮は小さくなることがわかる[a.34]。なお、間隙相に占める  $C_3A$  の比率

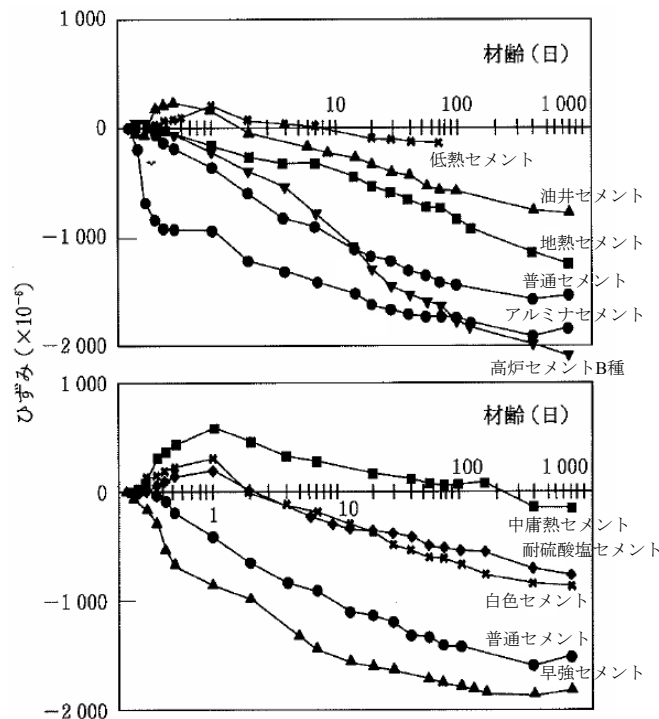


図 a.7 セメントペーストの自己収縮に及ぼすセメント種類の影響(水セメント比 30%)

が高いほど自己収縮が増加することもわかっている[a.35, a.36]. また, 混合セメントでは高炉セメント B 種を用いた場合に自己収縮が大きくなり, 他のポルトランドセメントの場合にくらべても最大である. ただし, 最近では高炉セメントの銘柄によって自己収縮の大きさが異なることや[a.37], 収縮を制御した高炉セメントが開発されていること[a.38]が報告されている.

セメントの比表面積(粉末度)も自己収縮に影響しており, 同じ鉱物組成の普通ポルトランドセメントの比表面積を変化させた水セメント比 30%のセメントペーストの自己収縮はセメントの比表面積が大きいものほど増大する[a.32].

## 2) 混和材の影響

図 a.8 はシリカフュームと高性能 AE 減水剤を用いて低水結合材比としたセメントペーストの自己収縮の経時変化である[a.8]. シリカフュームの使用は自己収縮を増大させること, 水結合材比 17%まで低減した場合には長期にわたって大きな自己収縮を生じることがわかる. また, シリカフュームはセメントに対する置換率を増加させるほど自己収縮が大きくなることも報告されている[a.39].

図 a.9 はセメントペーストの自己収縮に及ぼす高炉スラグ微粉末の置換率とブレン比表面積(粉末度)の影響を示したものである[a.40]. 同じ置換率では高炉スラグ微粉末のブレン比表面積が大きいものほど自己収縮は増加する. また, ブレン比表面積が  $4000\text{cm}^2/\text{g}$  程度ならびに  $8000\text{cm}^2/\text{g}$  程度の高炉スラグ微粉末を用いた場合には置換率 70%程度まで置換率の増加にともなって自己収縮が大きくなるものの, ブレン比表面積が小さい  $3000\text{cm}^2/\text{g}$  程度の場合では置換率によって自己収縮はあまり変化しない.

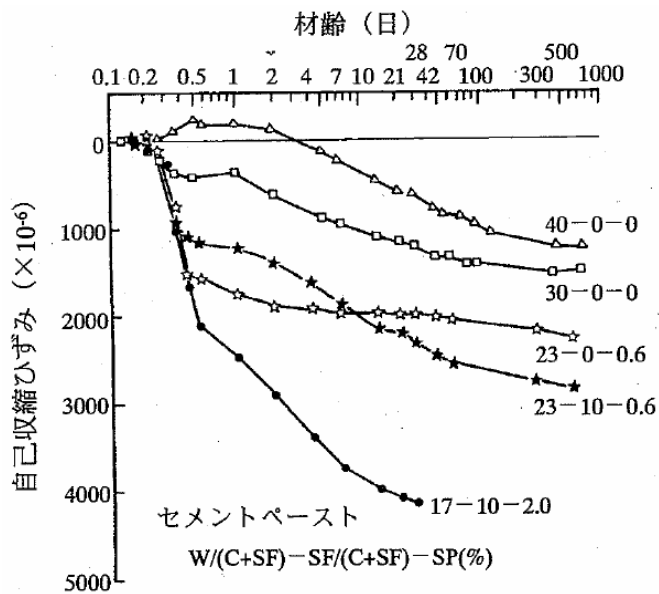


図 a.8 低水結合材比セメントペーストの自己収縮

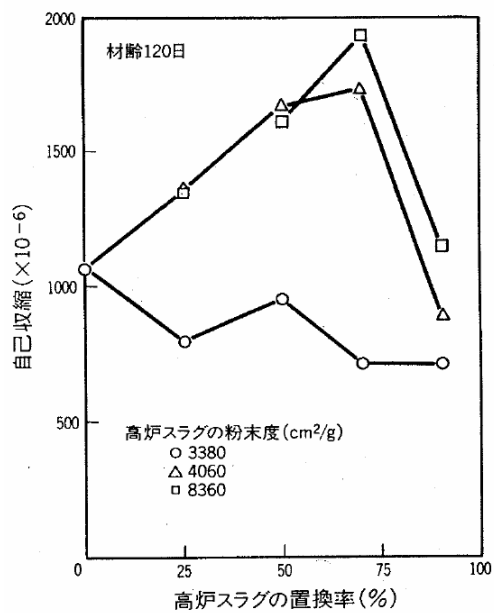


図 a.9 自己収縮に及ぼす高炉スラグ微粉末の置換率とブレン比表面積の影響

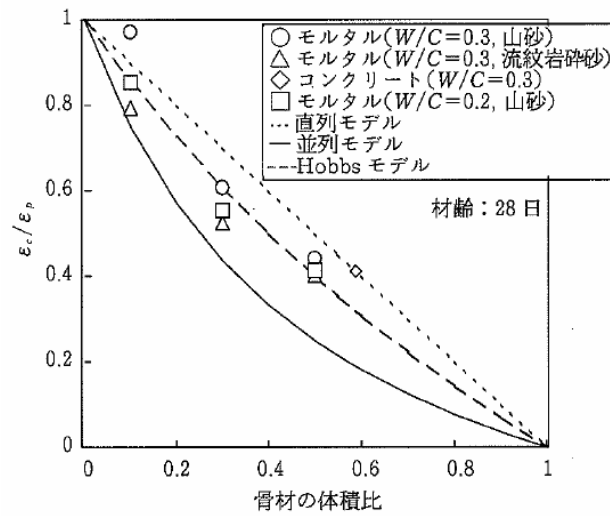


図 a.10 骨材の体積濃度とコンクリートの自己収縮の関係

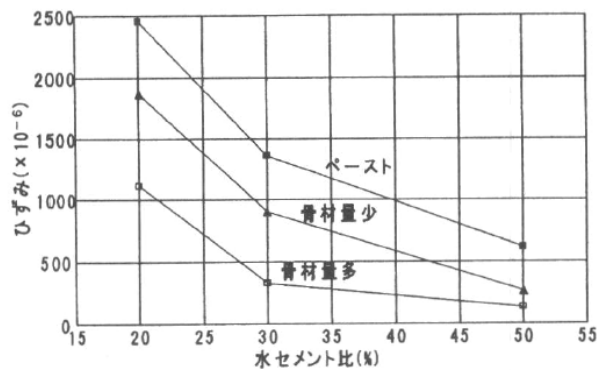


図 a.11 骨材混入による自己収縮の低減割合に与える水セメント比の影響

### 3) 配合の影響

配合条件の中でも水セメント比が自己収縮に与える影響はもっとも支配的な要因となっており、図 a.8 に示したように水セメント比が低下するほど自己収縮は増大する。これは、水セメント比が小さいほど、水和にともなう空隙水の消費と新たな細孔の形成によって自己乾燥を生じやすいためと考えられる。

図 a.10 は、骨材の体積濃度(単位容積当りのコンクリートに占める骨材の容積比)とコンクリートの自己収縮の関係を示したものである[a.41]。この図は、骨材量の増加にともなって自己収縮は低減すること、コンクリートをセメントペーストと骨材から構成される二相材料と仮定した複合則である以下の Hobbs モデル[a.42]を用いることでコンクリートの自己収縮ひずみの予測が可能となること、を明らかにしている。

$$\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_p} = \frac{(1-V_a) \cdot (K_a/K_p + 1)}{1 + K_a/K_p + V_a \cdot (K_a/K_p - 1)} \quad (\text{a.3})$$

ここに、 $\varepsilon_c$ ：コンクリートの自己収縮ひずみ、 $\varepsilon_p$ ：セメントペーストの自己収縮ひずみ、 $V_a$ ：骨材の体積濃度、 $E_a$ ：骨材の静弾性係数、 $E_p$ ：セメントペーストの静弾性係数、 $K_a$ ：骨材の体積弾性係数、 $K_p$ ：セメントペーストの体積弾性係数、 $K_a : E_a/3(1-\mu)$ 、 $K_p : E_p/3(1-\mu)$ 、 $\mu$ ：ポアソン比。

また、**図 a.11** に示すように骨材の混入による自己収縮の低減割合は水セメント比が低下するほど大きくなることを示している [a.43]。

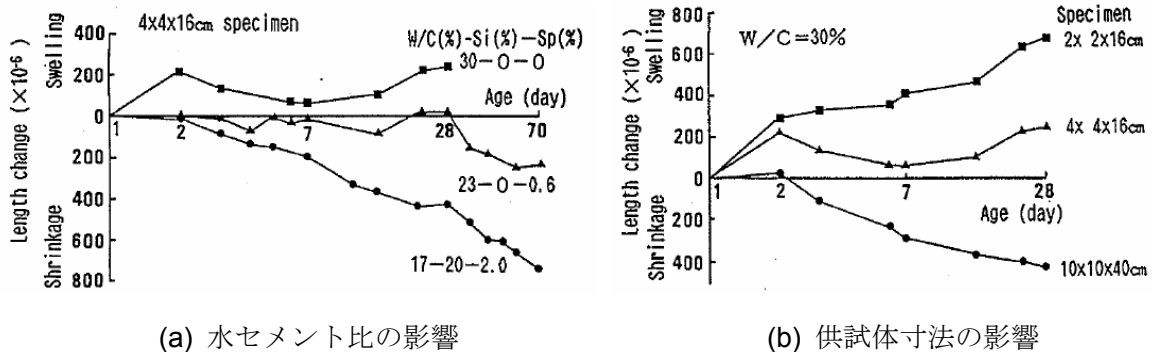
#### 4) 養生の影響

打込み直後からコンクリートあるいはセメントペーストの養生温度を変化させたときの自己収縮を測定した報告では、養生温度が高くなるほど早期から自己収縮が生じるものの、その後の収縮ひずみの増加は鈍化する傾向を示している [a.44, a.45, a.46]。

また、**図 a.12(a)**ならびに**(b)**は、セメントペーストの水中養生中における長さ変化を示したものであり、水中養生中においても水セメント比が小さい場合や供試体寸法が大きい場合には水中で質量増加をとめないながら収縮を生じることがある [a.47]。これは、水セメント比の低下で緻密化するほど、供試体表面からの水の浸透が水和収縮で生じる内部空隙の増加に追いつかなくなり、供試体内部は自己乾燥状態になるためと考えられている。

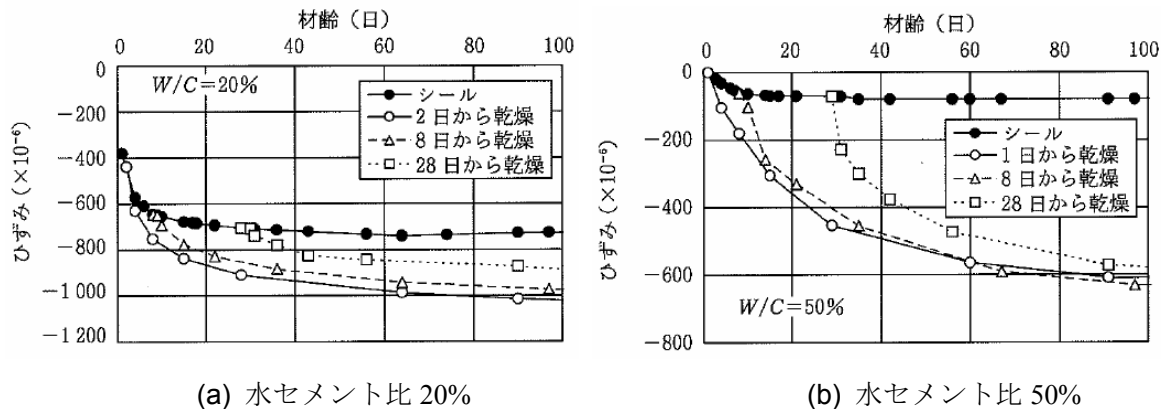
**図 a.13** は乾燥開始の材齢がコンクリートの収縮ひずみに与える影響を示したものである [a.48]。自己収縮ひずみの増加速度は、若材齢であるほど、水セメント比が小さいほど、速くなる。また、乾燥開始材齢が 8 日程度の場合にその後の収縮ひずみの速度がもっとも速くなる傾向を示す。これは乾燥開始前における組織の空隙構造の違いが関与したものである。すなわち、材齢 2 日程度では細孔組織が充分発達していないために乾燥を受けても大きな毛細管張力が作用せず収縮は小さくなる。一方、材齢 28 日程度の長期では細孔組織が発達するものの組織自体の剛性も高くなるために乾燥を受けて大きな毛細管張力が作用してもあまり収縮しなくなる。このように細孔構造の発達にともなう毛細管張力の増加と組織自体の剛性は、それぞれ収縮に対して正反対の効果をもっているため、中間程度の材齢 8 日にて乾燥を開始させた場合に収縮がもっとも増大する結果になったものと考えられる。





(a) 水セメント比の影響 (b) 供試体寸法の影響

図 a.12 セメントペーストの水中養生中における長さ変化



(a) 水セメント比 20% (b) 水セメント比 50%

図 a.13 乾燥開始の材齢がコンクリートの収縮ひずみに与える影響

## A-5 自己収縮を低減する材料

### 1) 低熱ポルトランドセメント

低熱ポルトランドセメントは、図 a.7 に示したように自己収縮が小さいポルトランドセメントである。低熱ポルトランドセメントは  $C_2S$  の量を増加させて 40%以上とし、 $C_3S$  ならびに  $C_3A$  の量を減少させているため、自己収縮が小さい鉱物組成をもっている。一般に、低熱ポルトランドセメントは普通ポルトランドセメントにくらべて初期材齢における強度発現性が低くなる。しかし、材齢 28 日に所定の圧縮強度を得るための水セメント比は、その圧縮強度が  $60N/mm^2$  以上となる高強度であれば、普通ポルトランドセメントの場合よりも低熱ポルトランドセメントの方が大きくできる [a.49]。また、所定の圧縮強度を得る材齢を 56 日、91 日と延長すれば、低熱ポルトランドセメントの方がさらに水セメント比を大きくすることができる。圧縮強度ならびに自己収縮がいずれも水セメント比に強く依存することを考えると、低熱ポルトランドセメントはコンクリートの高強度化と低収縮化に有利な材料と考えられる。

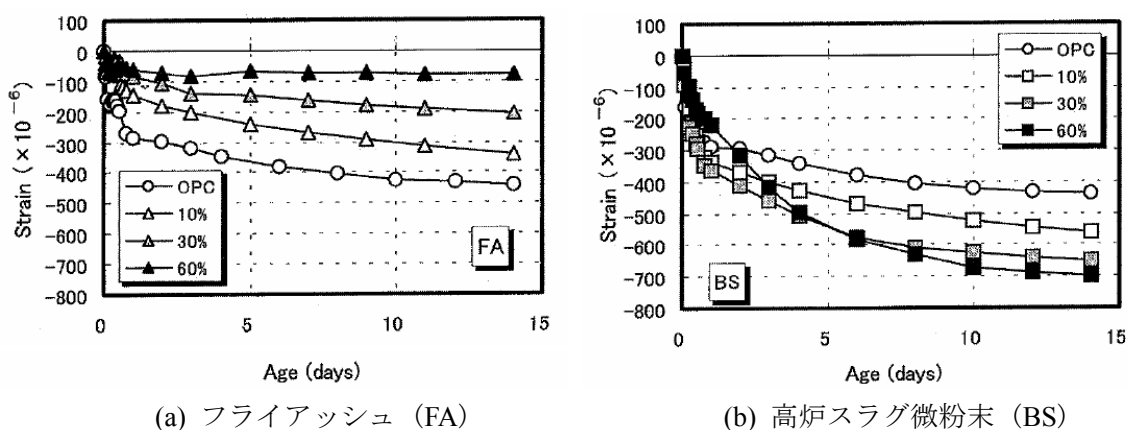


図 a.14 混和材を添加したモルタルの自己収縮

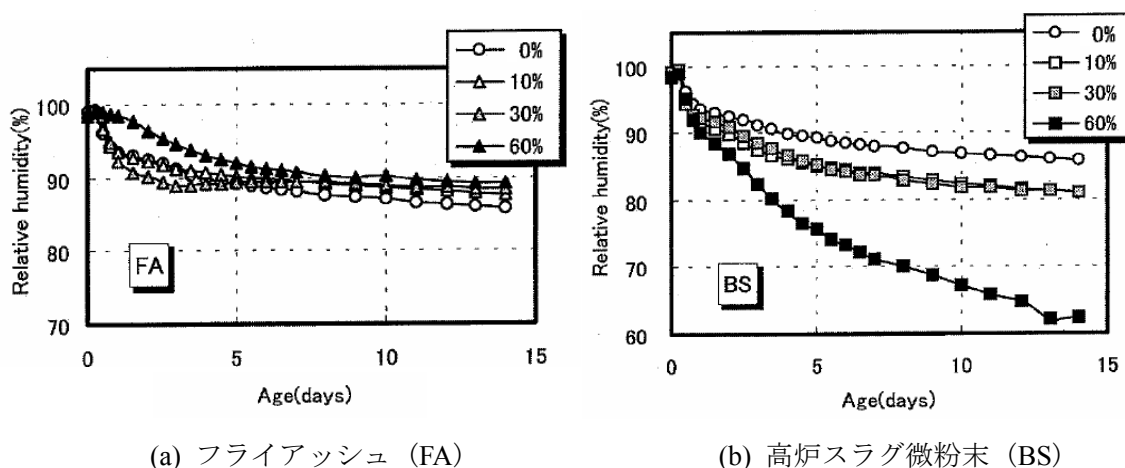


図 a.15 混和材を添加したモルタルの内部相対湿度

## 2) フライアッシュ

普通ポルトランドセメントにフライアッシュを置換したセメントペーストでは、フライアッシュを混入していない場合よりも自己収縮が低減する[a.50]。図 a.14(a)ならびに(b)は、混和材としてフライアッシュならびに高炉スラグ微粉末を添加したモルタルの自己収縮の経時変化を示したものである[a.51]。高炉スラグ微粉末の場合はセメントに対する置換率が増加するほど自己収縮も増大するのに対し、フライアッシュの場合にはセメントに対する置換率が増加するほど自己収縮は減少している。これは、図 a.15(a)ならびに(b)に示すように供試体内部に埋め込んだ湿度センサによる計測から、高炉スラグ微粉末を添加した場合は内部湿度が低下しながら水和が進行するのに対して、フライアッシュを添加した場合は内部湿度があまり変化せず水和ともなう自己乾燥を生じにくいためと考察している。なお、フライアッシュの種類によっては自己収縮の低減効果が認められないものも存在し、品質による影響が大きい[a.52]。

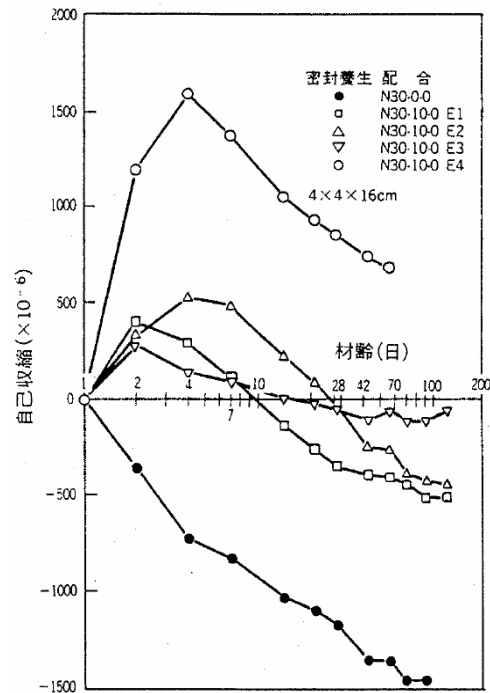


図 a.16 膨張材を添加したセメントペーストの自己収縮化

### 3) 膨張材

国内で市販されている一般的なセメント系の膨張材は、主成分であるカルシウムサルフォアルミネート ( $3\text{CaO}\cdot 3\text{Al}_2\text{O}_3\cdot \text{CaSO}_4$ , 以下 CSA) の水和反応によりエトリンガイトを生成させる CSA 系(エトリンガイト系ともいう), 主成分である生石灰 ( $\text{CaO}$ ) の水和反応により水酸化カルシウムを生成させる石灰系の 2 種類に大別される. これらの膨張材の理論的な水和反応はいずれも絶対体積の減少(水和収縮)をともなうものであるが, 実際には水和物が細かい空隙を巻き込みながら生成するために見掛けの体積増加を生じるものと考えられている [a.53]. 膨張材の水和にともなう膨張機構は, 粉化説 [a.54], 結晶成長説 [a.55, a.56], 膨潤説 [a.57] などが提案されている.

収縮の補償を目的として使用する場合は, 一軸拘束膨張率 (JIS A 6202 の A 法) で  $150\times 10^{-6}$  ~  $250\times 10^{-6}$  が目安となり, セメントに対する置換率は約 10% (単位膨張材量  $30\text{kg}/\text{m}^3$  程度) が標準となる. また, ケミカルプレストレスの導入を目的として膨張材を使用する場合には, 一軸拘束膨張率で  $200\times 10^{-6}$  ~  $700\times 10^{-6}$  が目安となり, セメントに対する置換率は約 15~20% (単位膨張材量  $40\sim 60\text{kg}/\text{m}^3$  程度) が標準となる. なお, 最近では, 二次製品用に早期脱型を可能とする早強型 [a.58], 所定の膨張率を得るための添加量が少ない低添加型 (収縮補償用途で単位膨張材量  $20\text{kg}/\text{m}^3$  程度) などの新しい膨張材 [a.59, a.60] も開発・実用化されている.

図 a.16 は, 市販の膨張材をセメントに 10% 置換して水結合材比 30% としたセメントペーストの自己収縮の経時変化を示したものであり [a.10, a.40], いずれの膨張材においても膨張材を添加していない場合にくらべて収縮量が低減されている. ただし, 膨張が終了した時点からは

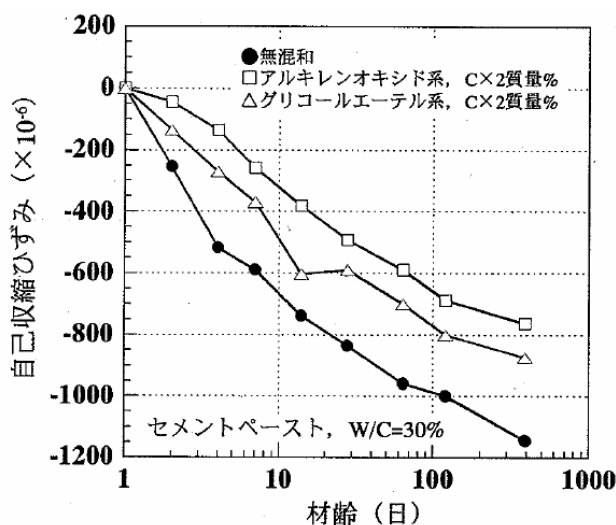


図 a.17 収縮低減剤を添加したセメントペーストの自己収縮

膨張材を無混入とした場合と同程度の収縮量を生じており、自己収縮の発生自体を抑制するものではなく最終的な自己収縮量を補償する効果を示していることに注意が必要である。

#### 4) 収縮低減剤

現在までに開発されている有機系の収縮低減剤は、その化学構造の骨格にアルキレンオキシド重合体(ポリオキシアルキレン)を有しており、末端に低級アルコール、フェノール、アミノ結合物などを付加させたものとなっている。これらの組成は、一般的に  $R_1O(AO)_nR_2$  と表され、 $R_1$  ならびに  $R_2$  は水素基、アルキル基、フェニル基、シクロアルキル基などで、 $A$  は炭素数 1 から 3 の 1 種か、ランダムあるいはブロック重合させた 2 種のアルキレン基、 $n$  は重合度を示す 2 から 20 の整数である [a.61, a.62]。

このような有機系の収縮低減剤は、乾燥収縮を低減できる混和剤としてセメントに対して数%程度が添加される。収縮低減剤の作用機構は、界面活性作用をもつ収縮低減剤を使用すると式(a.1)に示した間隙水の表面張力  $\sigma$  が小さくなるので負圧  $\Delta P$  が小さくなり、その結果、収縮が低減したものと推察されており、乾燥収縮機構における毛細管張力説の有効性を支持している [a.63]。なお、収縮低減剤の作用機構については、水の表面張力を低減するすべての薬剤に収縮低減効果が認められるとは限らず、セメントの水和に影響して水和生成物や微細空隙構造を変化させている可能性も指摘されている [a.64]。

図 a.17 は、収縮低減剤をセメント質量に対して 2% 添加した水セメント比 30% のセメントペーストの自己収縮の経時変化を示したものであり、乾燥収縮と同じように自己収縮に対する低減効果が認められている。このような事実も、自己収縮の発生機構のひとつとして、乾燥収縮における毛細管張力説が適用できる根拠となっている。

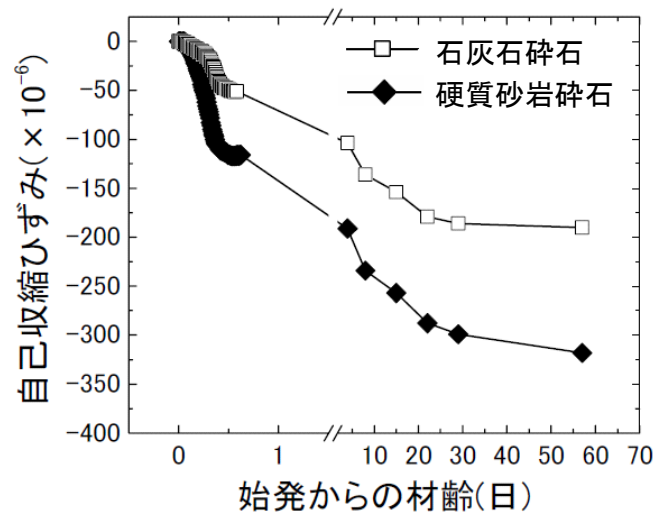


図 a.18 石灰石碎石を用いたコンクリートの自己収縮

### 5) 石灰石微粉末ならびに石灰石骨材

石灰石微粉末で 40%置換した高炉セメント B 種を用いた低水結合材比コンクリートの自己収縮は、石灰石微粉末を混入していない場合に比べて材齢 14 日の自己収縮ひずみが約 40% 低減されており [a.65]、石灰石微粉末による自己収縮の低減効果が認められる。

図 a.18 は、粗骨材として石灰石碎石ならびに硬質砂岩碎石を用いた低水セメント比コンクリートの自己収縮の経時変化を示したものであり [a.66]、石灰石を骨材に用いることで自己収縮が約 40% 低減される。これは、石灰石は他のコンクリート用碎石に比べて弾性係数が高く、収縮を拘束する効果が大きいのではないかと考えられている。

## 付 録 B

### 高強度コンクリートに生じる破壊とその制御

本研究では高品質軽量骨材を用いた高強度コンクリートを対象として、脆性破壊の制御ならびに破壊力学特性の検討を行った。ここでは、一般的に知られている高強度コンクリートに生じる破壊に関する知見をまとめるとともに、現在までに明らかになっている脆性破壊の制御方法について整理した。

#### B-1 圧縮強度の改善

コンクリートを高強度化するための技術的な方策は、i) 結合材の強度改善、ii) 骨材の強度改善、iii) 骨材と結合材との付着改善、iv) コンファインドによる強度改善、の4つに大別される。i)の結合材の強度改善は、硬化体の空隙率の低減や空隙構造の改質によって達成されるもので、高性能 AE 減水剤などの減水率が高い混和剤による水セメント比の低減、シリカフュームなどの超微粉材料を用いた空隙充填(マイクロファイラー効果)、ポズラン活性を利用した水和物による長期的な空隙充填、セメントの球状化による粉体の最密充填、ポリマー含浸による空隙充填、せん断ミキサによる練混ぜの均一化や脱気ミキサによる練混ぜ中の欠陥気泡の除去、加圧成形による高密度充填、炭酸化養生や高温高圧養生による組織緻密化などが挙げられる。ii)の骨材の強度改善は、人工軽量骨材の場合には原料・造粒・焼成方法などの改良による内部空隙構造の微細独立空隙化、普通骨材の場合には強度発現に有効な品質(骨材の強度・弾性係数・密度・吸水率・粒度分布・粒子形状など)を有する骨材の選定などが挙げられる。iii)の骨材と結合材との付着改善は、コーティングなどによる骨材表面の改質などが考えられるものの、まだ技術的に確立されてない分野である。iv)のコンファインドによる強度改善は、スパイラル筋による補強、鋼板やFRPシートの巻立てによる補強、鋼管への充填といったコンクリートを拘束する方法であり、コンクリート材料単体としての方策ではなく構造部材としての強度改善策となる。

コンクリートの高強度化は、コンクリート構造物の自重低減や部材断面の縮小などを可能にするため、構造物の長大化・高層化に対応できる技術である。しかしながら、もともと脆性材料であるコンクリートにおいて単に圧縮強度を高めることは脆性化を生じやすくしており、構造部材へ適用するに当たって必ずしも合理的かつ経済的な設計にならないこともある。

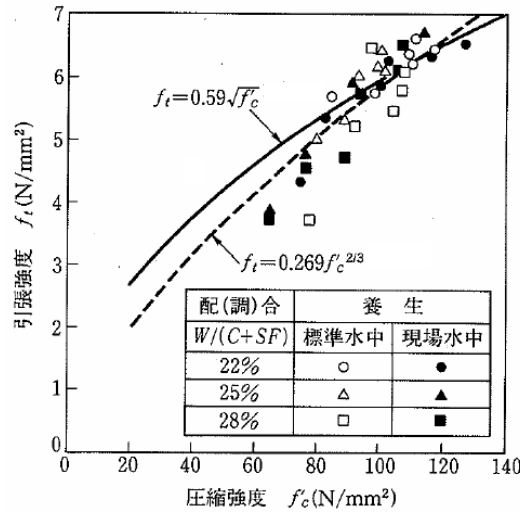


図 b.1 高強度コンクリートの圧縮強度と引張強度の関係

## B-2 圧縮強度と引張強度の関係

圧縮強度( $f'_c$ )に対する引張強度( $f_t$ )の比(以下,  $f_t/f'_c$ )は, 普通強度のコンクリートの場合に  $1/10 \sim 1/13$  といわれている. コンクリートは圧縮強度が上昇するにつれて引張強度もその割合を減少させながら上昇する. したがって, 高強度コンクリートの場合には, 普通強度のコンクリートの場合よりも  $f_t/f'_c$  の値が低下し ( $1/14 \sim 1/17$ ), その破壊は脆性的なものとなる. 図 b.1 は, 高強度コンクリートの圧縮強度と引張強度の関係を示したものであり [b.1], 実験データにもとづく回帰式として以下のような形のものが利用されることが多い.

$$f_t = k \cdot (f'_c)^n \quad (\text{b.2})$$

ここに,  $f_t$ : 引張強度 ( $\text{N/mm}^2$ ),  $f'_c$ : 圧縮強度 ( $\text{N/mm}^2$ ),  $k$  ならびに  $n$ : 係数.

国内における土木分野では, 式 (b.2) で  $k=0.269$ ,  $n=2/3$  としたものが利用されており [b.2], 全般的な圧縮強度の範囲でよく適合するといわれている [b.3]. なお, 米国の ACI 規準では  $k=0.59$ ,  $n=1/2$  が採用されており [b.4], 圧縮強度が高い領域では引張強度を過小評価している. なお, 引張強度は圧縮強度のおおよそ  $2/3$  乗に比例することから, 材齢の経過にともなってコンクリートの  $f_t/f'_c$  は変化しており, 圧縮強度が低い早期材齢では相対的に大きく, 圧縮強度が大きい長期材齢では相対的に小さくなる. とくに高強度コンクリートにおいては, 長期材齢で圧縮強度が十分に発現したとしても, 材齢とともに  $f_t/f'_c$  が低下する程度が大きいため, 引張強度に依存するような部材のせん断強度や付着強度はそれほど増加しないことになる [b.5].

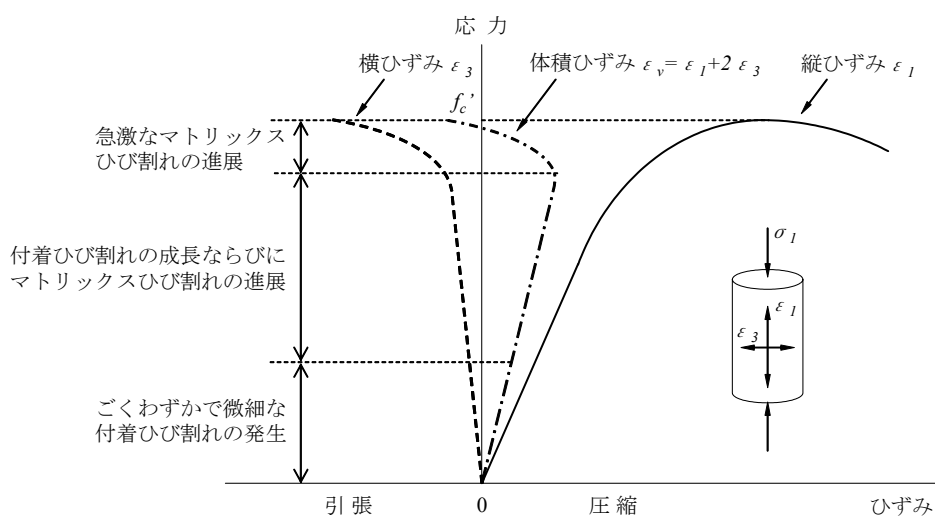


図 b.2 一軸圧縮を受けるコンクリート円柱供試体の破壊過程

## B-3 圧縮を受ける高強度コンクリートの挙動

### 1) コンクリートの圧縮破壊 [b.5, b.6]

図 b.2 は、一軸圧縮を受けるコンクリート円柱供試体の応力比(圧縮強度  $f'_c$  に対する圧縮応力  $\sigma$  の比率)と縦ひずみ ( $\epsilon_1$ )、横ひずみ ( $\epsilon_2$ ) および体積ひずみ ( $\epsilon_v = \epsilon_1 + 2\epsilon_2$ ) の関係を示したものであり、圧縮を受けるコンクリートの破壊過程は応力比によって以下のように区分できる。

- i) 応力比 0.3 以下: セメントペーストの自己収縮や乾燥収縮が骨材によって拘束されるとコンクリート中に引張応力を生じて、载荷する以前からセメントペーストと骨材の界面に微細ひび割れ(付着ひび割れ, ボンドクラック)を生じていることがある。しかし、このような微細ひび割れは、一般にコンクリートの  $\sigma - \epsilon_1$  関係に大きく影響することはない。このため、応力比が 0.3 程度までは、圧縮を受けるコンクリートはほぼ弾性的な挙動を示す。
- ii) 応力比 0.3~0.8 程度: 応力比が 0.3 を超えると微細な付着ひび割れがモルタル間に成長してマトリックスひび割れ(モルタルひび割れ)となるために、コンクリートは非線形な挙動を示すようになる。コンクリートの  $\sigma - \epsilon_1$  関係はしだいに直線から離れるようになるものの、 $\sigma - \epsilon_v$  関係はまだ直線を維持する。このときに発生するひび割れは圧縮载荷軸方向と平行して成長する。
- iii) 応力比 0.8 以上: 応力比が 0.8 を超えるとマトリックスひび割れの数が増加するとともに、ひび割れが連結するようになる。このときのマトリックスひび割れは圧縮载荷軸方向にほぼ一致する。 $\sigma - \epsilon_1$  関係は著し非線形性を示すようになり、 $\epsilon_3$  が急激に増加するためにポアソン比が急増する。ポアソン比の急増は圧縮载荷軸方向のマトリックスひび割れの増加に対応するものである。しだいに局所的な破壊面が形成されるようになり、コンクリートはひび割れ部とそれに取り囲まれた非損傷部に分けられる。 $\epsilon_v$  が減少から増加に転じ、その転向点は臨界応力または開始応力とよばれ、コンクリートの破壊開始の指標とされる。



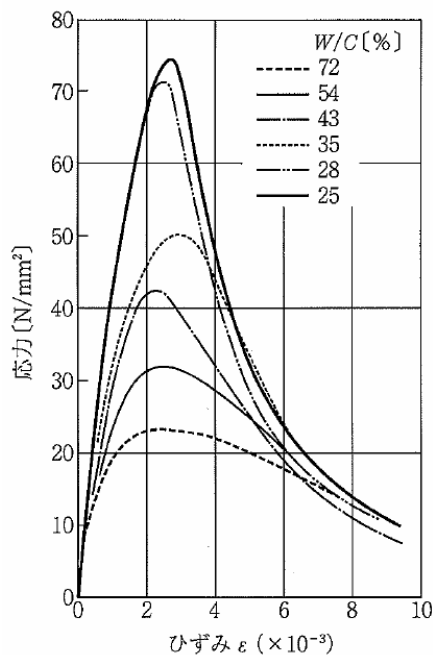


図 b.3 水セメント比(圧縮強度)を変化させたコンクリートの応力-ひずみ曲線

iii) 圧縮強度以降：連結したマトリックスひび割れが供試体を数個に分断して、しだいに荷力を失って破壊に至る。この破壊に至る過程で最大耐力を示す点を強度破壊点といい、一般には強度として示される。

なお、高強度コンクリートを一般的な耐圧機を用いて一軸圧縮試験に供した場合、供試体が圧縮強度到達と同時に爆裂するように崩壊することがある。これは軸方向剛性が低い耐圧機であったために圧縮強度到達時に耐圧機から急激にひずみエネルギーが解放され、これが供試体の破壊に要するエネルギーを上回るために起きる現象である。高強度コンクリートにおいて圧縮強度到達以降の挙動を正確に計測するためには、高剛性耐圧機を用いることが必要になる [b.7].

## 2) コンクリートの応力-ひずみ特性

図 b.3 は水セメント比を変化させたコンクリートの応力-ひずみ曲線を示したものである [b.8]. 水セメント比が低下して圧縮強度が増加するほど、応力上昇域(プレピーク域)の剛性ならびに最大応力時(ピーク時)のひずみは大きくなり、応力下降域(ポストピーク域)の下り勾配が急になる。普通コンクリートの応力-ひずみ曲線ではピークに近づくにつれて応力-ひずみ曲線の非線形性が強くなり、接線弾性係数が低下していくが、これはコンクリート内部における微細ひび割れの発生・進展によるものである。高強度コンクリートの応力-ひずみ曲線は、ピークに至るまで急勾配かつ線形に近い挙動となり、ピークを越えると同時に急激な応力低下を生じ、ほとんど降伏状態を示すことなく破壊する。このように高強度コンクリートの応力-ひずみ曲線は、プレピーク域で完全弾性型、ポストピーク域で脆性破壊型の挙動となっている。なお、ポストピーク域でひずみが  $4 \sim 6 \times 10^{-6}$  を超えるような高ひずみ領域(収束領域という)に

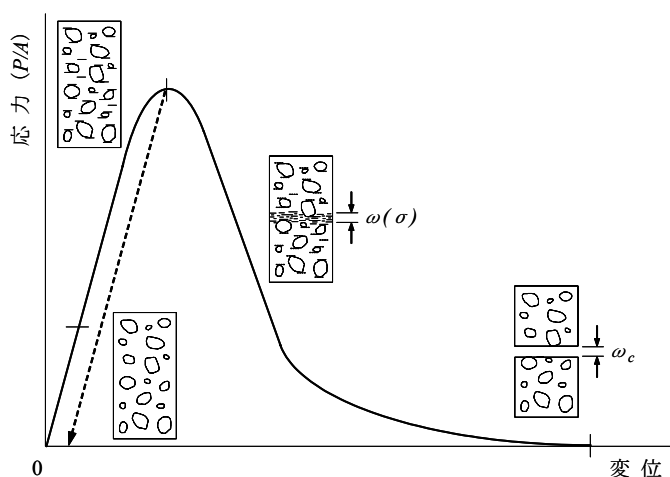


図 b.4 一軸直接引張を受けるコンクリート供試体の破壊過程

なると、コンクリートの圧縮強度に依存せず、ほぼ類似した形状を示す。この領域では内部のひび割れの進展が著しく、荷重はひび割れ面における摩擦や粗骨材のかみ合せ作用によって大部分が負担されるようになり、モルタル自体の強度(すなわち水セメント比、コンクリートの圧縮強度)はコンクリートとしての耐荷力に関与しなくなるためといわれている[b.9]。

軽量骨材コンクリートの応力-ひずみ曲線は、普通骨材コンクリートの場合にくらべてプレピーク域における剛性が小さくなり、ポストピーク域は急な下り勾配となって応力低下を生じる。さらに軽量骨材コンクリートの水セメント比を低下させて圧縮強度を増加させた場合にはピーク直後にひずみがスナップバックするような挙動が観察される[b.10, b.11]。

## B-4 引張を受ける高強度コンクリートの挙動

### 1) コンクリートの引張破壊 [b.12, b.13]

図 b.4 は、高剛性試験機を用いて変位制御下でコンクリート供試体の一軸直接引張試験を行ったときの応力と変位の関係を示したものである。コンクリートの引張破壊は、巨視的にはある位置で一本のひび割れにより供試体が2つに分断される現象であり、その破壊はきわめて局所的なものである。したがって、コンクリート供試体の変形をひずみで表現することはできず、破壊挙動は応力と変位(伸び)の関係で示す必要がある。引張強度の1/3程度までは応力変位関係はほとんど完全な線形であるが、引張強度の1/3程度を超えると微細ひび割れを生じるようになる。微細ひび割れは、骨材粒子などによってすぐに成長が妨げられるため、コンクリート中のさまざまな箇所で一樣に発生すると考えられている。したがって、この破壊過程では、供試体の巨視的な変形も一樣なもので見なすことができるため、平均ひずみを用いて変形を表現しても差し支えない。最大応力(引張強度)に達する直前で応力変位関係がやや湾曲するものの、実用上は引張強度までを直線として見なしてよい。引張強度以降も変位を強制すると、微細ひび割れが局所的に集中して、破壊進行領域が形成されるようになる。ポストピーク域では、こ

の破壊進行領域内で微細ひび割れの発生・進展および凝集が急増するため、変形の増加にともなうて応力が急激に低下する。なお、引張強度到達後の変形は破壊進行領域に集中しており、それ以外の部分は弾性的に除荷されている。

## 2) コンクリートの引張軟化特性と破壊エネルギー [b.12, b.13]

図 b.4 に示したように引張強度に達した以降、コンクリートに形成された破壊進行領域では巨視的な変形の増加にともなうて伝達される応力が徐々に減少し、最終的には完全に開口したひび割れ(まったく応力が伝達されない状態)に至る。この現象は引張軟化とよばれている。引張強度以降から供試体が破断するまでの変形特性には、ひび割れ部の変形(破壊進行領域の巨視的変位)、すなわちひび割れ幅、ならびに巨視的な引張応力(荷重/元断面積)、すなわち伝達応力が用いられている。このひび割れ幅と伝達応力の関係を示したものを引張軟化曲線といい、コンクリートの引張軟化特性を表す材料パラメータとして利用されている。また、図 b.5 に示すように引張軟化曲線下の面積は、単位面積の完全に開口したひび割れを形成するのに必要なエネルギーと解釈することができるため、破壊エネルギー( $G_F$ )とよばれている。なお、破壊エネルギーは引張軟化曲線の積分値であり、破壊エネルギーの値が同じであっても引張軟化曲線が同じとは限らない。

コンクリート供試体を一軸直接引張試験に供することで引張軟化特性を得ることは、実際には困難である。このため、コンクリートの引張軟化曲線ならびに破壊エネルギーの評価には、図 b.6 に示すような中央部に切欠きを設けたはりの3点曲げ試験による方法が推奨されている [b.14]。

破壊エネルギーは、コンクリートの圧縮強度が大きいほど、また骨材の最大寸法が大きいほど増大し、土木学会コンクリート標準示方書では圧縮強度( $d_{max}$ )と粗骨材最大寸法( $f'_c$ )の関数として、以下のように与えられている [b.15]。

$$G_F = 10 \cdot (d_{max})^{\frac{1}{3}} \cdot f'_c{}^{\frac{1}{3}} \quad (\text{b.3})$$

式(b.3)は、高強度コンクリートになるほど、その圧縮強度の増加に比べて破壊エネルギーの増加割合は小さくなることを示唆している。ただし、圧縮強度 35~150N/mm<sup>2</sup> の範囲におけるコンクリートの破壊エネルギーの測定では、圧縮強度によって破壊エネルギーはそれほど変化しないという結果も示されている [b.16]。

また、二直線モデルで表現した高強度コンクリートの引張軟化曲線は、普通コンクリートの場合と比較して、図 b.7 に示すように変化する。すなわち、圧縮強度の増大とともに引張強度も増大することで軟化開始応力( $f_t$ )が増加する。モルタルマトリックスの強度の増加にともなうて巨視的なひび割れは粗骨材-モルタルマトリックス間の界面の付着ひび割れから粗骨材中の貫通ひび割れへ移行する。界面の付着ひび割れは粗骨材とモルタルマトリックスのブリッジング効果に起因する引張軟化が継続するのに対して、粗骨材の貫通ひび割れはブリッジング

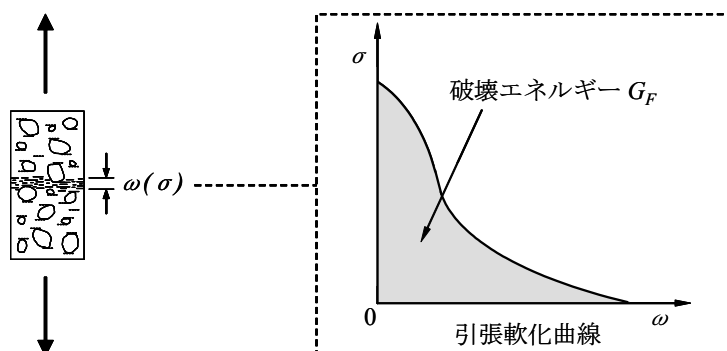


図 b.5 引張軟化曲線と破壊エネルギー

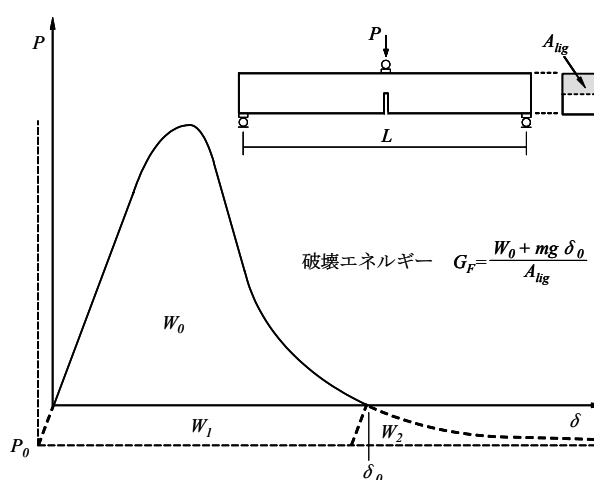


図 b.6 切欠きはりの3点曲げ試験による破壊エネルギーの評価方法

効果が減少して変形能は低下するため、圧縮強度の増加とともに限界ひび割れ幅 ( $w_{cr}$ ) は減少する。圧縮強度の増加によって、軟化開始応力ならびに限界ひび割れ幅が変化するとともに引張軟化曲線の折れ曲がり点は図中に示すように左斜め上方向へ移動し、引張軟化曲線下の面積である破壊エネルギーはあまり変化しないことが示されている [b.17]。

高強度コンクリートの引張軟化特性における脆性化の原因には、モルタルマトリックスの高強度化によって粗骨材が相対的に弱体化し、粗骨材のブリッジング効果が低下することによるものである。また、高強度コンクリート(とくに自己充填コンクリート)のように粉体量が多く高性能化されたコンクリートでは、流動性や間隙通過性を確保する観点から配合設計において粗骨材の絶対容積が低減される。このことは粗骨材によるブリッジング効果を低下させることになるため、破壊エネルギーが低下することも指摘されている [b.18]。また、高強度コンクリートにおいては、使用する粗骨材の種類によって破壊エネルギーが異なる結果を示し、必ずしもすべての粗骨材でモルタル部の強度増加に対応してコンクリートの破壊エネルギーは増加しないことも指摘されている [b.19]。

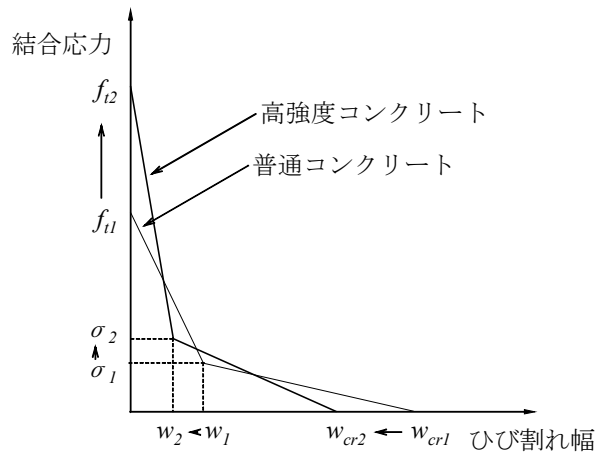


図 b.7 高強度コンクリートの引張軟化曲線の模式図

## B-5 繊維混入による脆性の改善

### 1) 繊維の種類と特性 [b.20]

高強度コンクリートの脆性を改善するためには、微小なひび割れが生じる破壊進行領域を拡大させることで、エネルギー吸収が生じる場所を増加させることが必要となる。このためには、モルタルマトリックス中に短繊維を補強材料として混入することが有効である。コンクリート用繊維としては、表 b.1 に示すように従来から広く用いられてきた鋼繊維のほかにも、ポリビニルアルコール繊維、ポリエチレン繊維、ポリプロピレン繊維などの有機系の合成繊維も利用されるようになっている。

コンクリート用繊維に求められる特性としては、アルカリに対する化学的抵抗性が高いことが必須となる。たとえば、ポリエステル繊維の場合は耐アルカリ性に問題があり、コンクリート中ではアルカリによる分解を受ける。ガラス繊維の場合にも汎用の E ガラス繊維はアルカリ浸食を受けるため、ジルコニアを含有させた耐アルカリガラス繊維が用いられる。

一般には、繊維の引張弾性率ならびに引張強度が大きいほど、コンクリートの補強には適した繊維と考えられている。また、マトリックスとの付着性能も重要であり、繊維の化学的な接着性ならびに機械的な引抜き抵抗性が高いほど、コンクリート補強用繊維としては望ましいことになる。ポリエチレン繊維ならびにポリプロピレン繊維などのポリオレフィン系の繊維は表面が無極性で親水性がないため、セメント水和物との化学的な接着性は低いといわれている。ナイロン繊維も表面に疎水性が強い化学構造をもつため、セメント水和物との付着性が低い。このような繊維では親水性をもつ物質で繊維表面の処理を行うことで、付着性が改善されることもある。一方、鋼繊維、ポリビニルアルコール繊維などは一般にセメント水和物との化学的接着性が良い繊維とされている。なお、表 b.2 は、各繊維の引抜き試験による摩擦付着強度の測定例をまとめたものである。

表 b.1 コンクリート用繊維の種類と特性

分類	種類	引張強度 ( $\times 10\text{N/mm}^2$ )	引張弾性率 ( $\times 10^3\text{N/mm}^2$ )	破断時伸び率 (%)	比重
無機繊維	鋼繊維	49~98	200	—	7.85
	炭素繊維(PAN系)	250~360	230~350	1~2	1.9
	炭素繊維(ピッチ系)	76~290	39~98	1~2	2.0
	耐アルカリガラス繊維	250	74	2	2.78
合成繊維	ポリビニルアルコール繊維	69~150	11~36	3~13	1.30
	ポリエチレン繊維	25~70	1.4~2.2	10~15	0.95
	ポリプロピレン繊維	30~75	1.4~2.2	10~15	0.91
	アラミド繊維	200~290	62~130	2~4	1.45

表 b.2 繊維の引抜き試験による摩擦付着強度の測定例

種類	摩擦付着強度 ( $\times \text{N/mm}^2$ )	文献
鋼	2.35	[b.21]
ナイロン	0.05	[b.21]
ポリビニルアルコール	2.21~4.40	[b.22]
ポリエチレン	0.54	[b.23]
	0.9~2.1	[b.24]
ポリプロピレン	0.10	[b.21]
アラミド	2.0	[b.24]

コンクリートの補強用途には長さ 30mm 程度の繊維が、ひび割れ抑制用途(収縮抑制)には長さ 10~20mm 程度の繊維が使用される。繊維の混入はコンクリートの流動性ならびに施工性を著しく低下させることがあり、繊維の混入量とともに繊維の長さや形状などの変更によって改善できることがある。

## 2) 繊維で補強したコンクリートの力学特性

引張または曲げを受ける繊維補強コンクリートの挙動は、使用する繊維の弾性係数( $E_f$ )とマトリックスであるコンクリートの弾性係数( $E_m$ )との大小関係によって完全に異なったものとなる。マトリックスの弾性係数にくらべて繊維の弾性係数の方が大きい場合の例は鋼繊維補強コンクリート( $E_f/E_m=5\sim 7$ )であり、マトリックスの弾性係数にくらべて繊維の弾性係数の方が小さい場合の例には合成繊維補強コンクリート( $E_f/E_m=0.08\sim 0.16$ )を挙げることができる。図 b.8(a)ならびに(b)は、小林によって示された鋼繊維補強コンクリートならびに合成繊維補強コンクリートの引張荷重-変形曲線の模式図であり、これらの図を用いてそれぞれのコンクリートにおける力学特性の違いを以下のように説明している [b.26]。

すなわち、鋼繊維補強コンクリートの荷重-変形曲線は、図 b.8(a)に示すように、鋼繊維とコンクリートが一体で引張力を負担する過程(以下、領域(I))と、鋼繊維のみで引張力を負担する過程(以下、領域(II))の2つに大別され、さらに領域(I)は、初期ひび割れが発生するまでの過程(以下、領域(a))と、その後最大荷重に達するまで過程(以下、領域(b))に分けられ

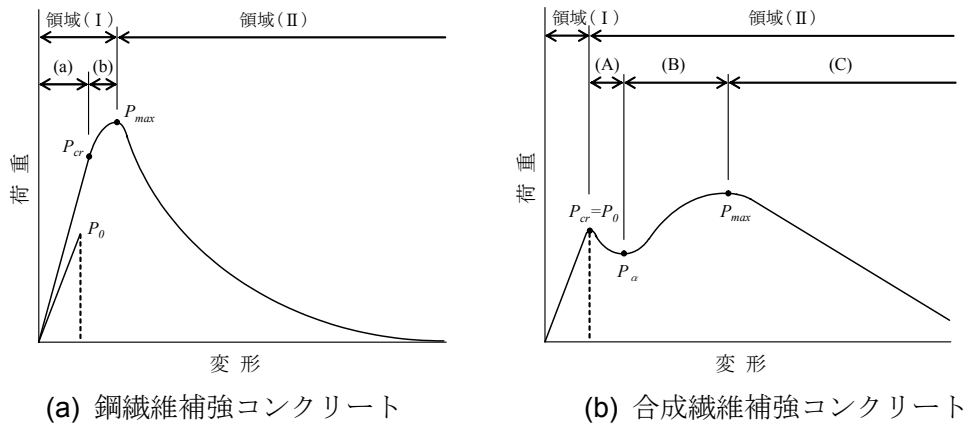


図 b.8 繊維補強コンクリートの引張荷重-変形曲線 [b.26]

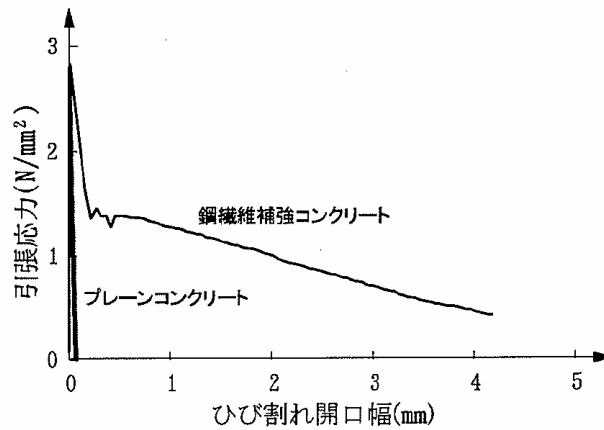


図 b.9 鋼繊維補強コンクリートの引張軟化曲線の一例 [b.27]

る。領域(a)ではマトリックスであるコンクリートの引張破壊荷重(図中の  $P_0$ )よりも初期ひび割れ荷重(図中の  $P_{cr}$ )が著しく増大し、領域(b)では鋼繊維とマトリックスの付着力による引張荷重分担の割合が増加して最大荷重(図中の  $P_{max}$ )に達する。領域(II)では鋼繊維が引き抜けながら引張力に抵抗し、徐々に耐荷力を失うようになる。また、合成繊維補強コンクリートの荷重-変形曲線は、図 b.8(b)に示すように、初期ひび割れが発生するまでの過程(以下、領域(I))と、合成繊維のみで引張力を負担する過程(以下、領域(II))の2つに大別される。領域(I)では、マトリックスであるコンクリートのみが荷重を分担し、合成繊維はほとんど荷重を分担しないため、初期ひび割れ発生荷重(図中の  $P_{cr}$ )はマトリックスであるコンクリートの引張破壊荷重(図中の  $P_0$ )と等しくなり、鋼繊維補強コンクリートの場合のように初期ひび割れ荷重が増大することはない。領域(II)は、さらに、マトリックスから合成繊維に引張力が移行する過程(以下、領域(A))と、合成繊維がすべての引張力を負担して耐荷力が増大してひび割れ発生後の最大荷重に達する過程(以下、領域(B))、局所的な合成繊維の破断や引抜けによって耐荷力を徐々に失う過程(以下、領域(C))の3つに分けられる。合成繊維補強コンクリートの場合、初期ひび割れ発生強度は改善されないものの、ひび割れ発生後に変形量がかなり増大して最大

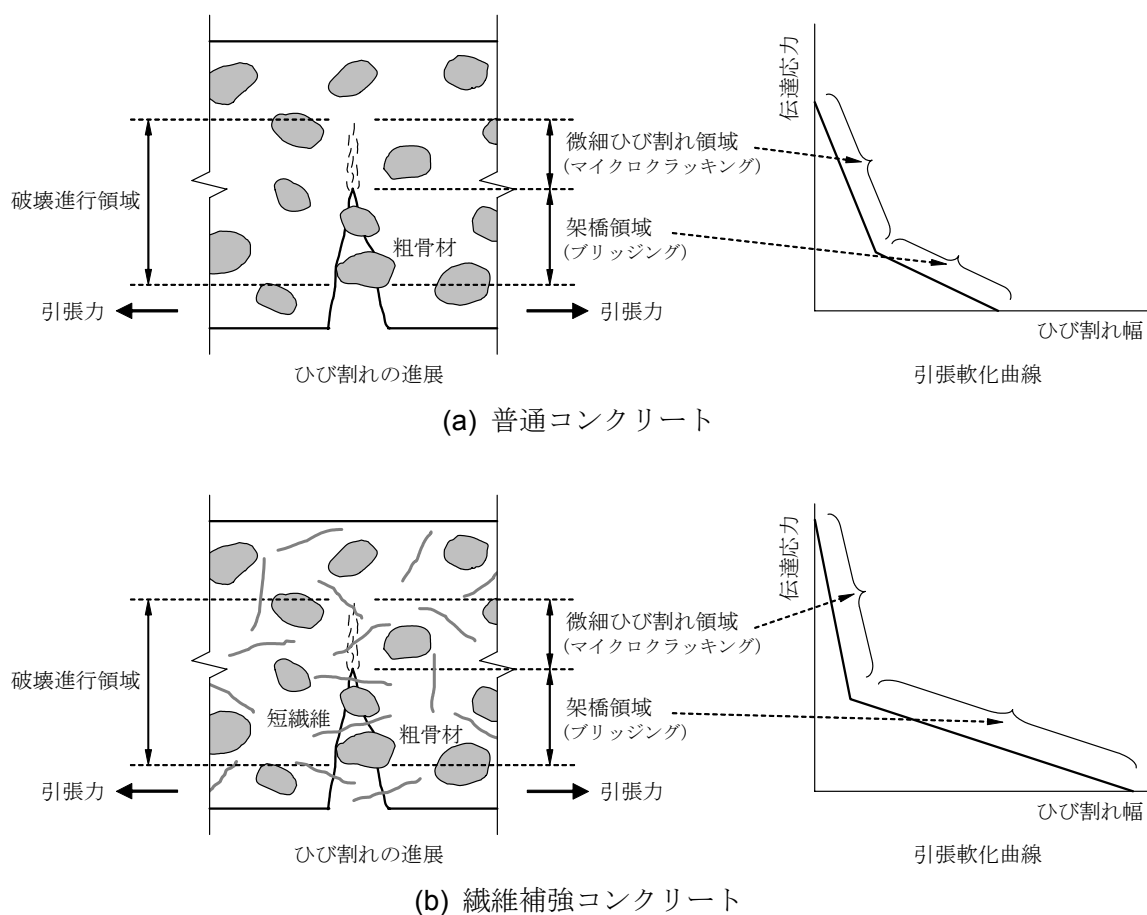


図 b.10 破壊進行領域と引張軟化特性

耐力に至るため、見掛け上の靱性は鋼繊維補強コンクリートの場合よりも大きくなるといえる。

なお、現在では、鋼繊維補強コンクリートの引張強度については、上記と異なる見解が一般的となっている(1.0~1.5%程度のごく一般的な鋼繊維混入率の場合)。たとえば、土木学会の鋼繊維補強鉄筋コンクリート柱部材の設計指針(案)においては、鋼繊維はひび割れが発生した後に応力を伝達することから、鋼繊維補強コンクリートの引張強度はプレーンコンクリートの引張強度とほとんどかわらないことが記載されており、鋼繊維の混入によるコンクリートの引張破壊特性への影響は、引張強度ではなく、主として引張軟化曲線に現れることに着目することが重要である[b.27]。図 b.9 は、鋼繊維補強コンクリートの引張軟化曲線の一例を示したものである。

### 3) 繊維による補強機構

図 b.10(a)ならびに(b)は、それぞれ引張力を受ける普通コンクリートならびに繊維補強コンクリートにおいて破壊進行領域と引張軟化特性の関係を模式的に示したものである。コンクリートに生じたひび割れは、i) 大きく開口して粗骨材のかみ合せが無くなり、短繊維の切断や抜け出しを生じている領域、ii) 粗骨材のかみ合せや短繊維の架橋を生じている領域(架橋領域、ブリッジング領域)、iii) 開口先端部で微細ひび割れを生じている領域(微細ひび割れ領域、



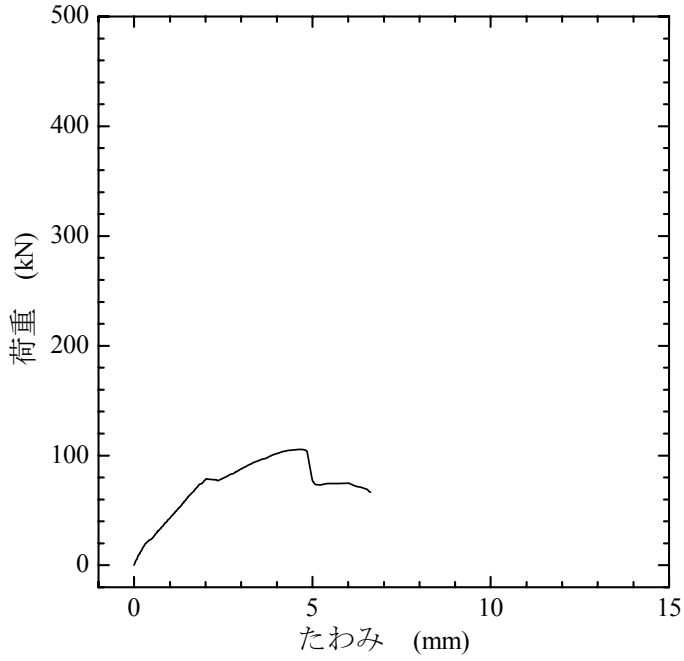
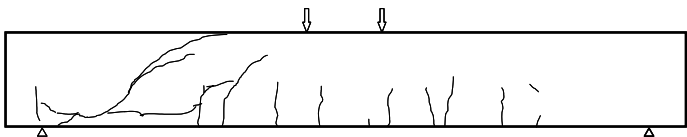
マイクロクラッキング領域)の3つに分けることができ、ii)とiii)の2つの領域を合わせて破壊進行領域という。この破壊進行領域においてコンクリートは引張軟化を生じており、マイクロクラッキング領域は二直線モデルと仮定した引張軟化曲線で急激な勾配をもつ第一直線に、ブリッジング領域は比較的緩慢な勾配をもつ第二直線に対応している。短繊維を混入することで、マイクロクラッキング領域におけるコンクリートの引張軟化は、はじめは短繊維を混入していない場合とほぼ同様の傾向を示すものの、徐々にひび割れ幅が大きくなるにつれて、短繊維を混入していない場合に比べて同一のひび割れ幅における伝達応力が高くなる。さらにブリッジング領域では、粗骨材のかみ合わせが作用する以前から短繊維の架橋によって応力が伝達できるようになるため、引張軟化曲線において第二直線に移行する点、すなわち、折れ曲がり点でのひび割れ幅は減少する。繊維補強コンクリートでは、このような破壊進行領域における応力伝達機構を有するため、エネルギー吸収能力が増大するものと考えられている。

## 付 録 C

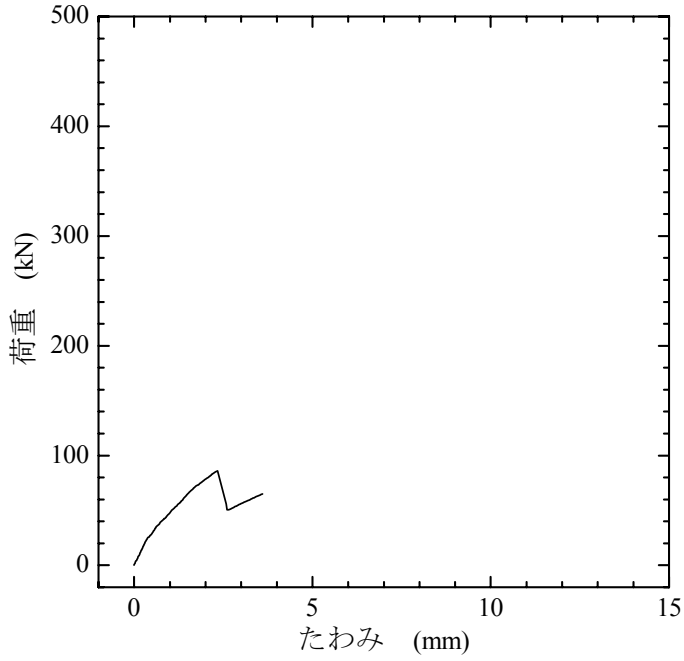
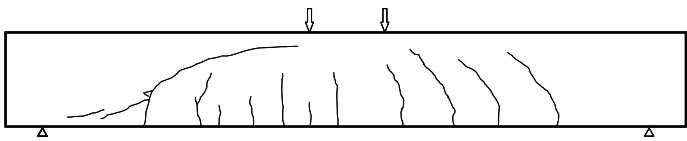
### 高強度軽量 RC はり供試体の載荷実験に関する 結果データ集

ここでは、本研究で実施した合成短繊維で補強した高強度軽量 RC はり、ならびに合成短繊維と収縮低減剤を併用した高強度軽量 RC はりのせん断載荷実験(第7章)に関する結果のデータを付録として整理した。載荷を行ったすべての RC はり供試体(計 34 体)について、実験結果である荷重-たわみ曲線ならびにひび割れ図をそれぞれ示した。なお、RC はり供試体の形状ならびに配筋については前述の図 7.1 (p.95)に、RC はり供試体の緒元(コンクリートの配合、RC はり供試体の寸法、引張鉄筋の特性など)については前述の表 7.5 (p.96)に示している。また、RC はり供試体の載荷実験結果(斜めひび割れ発生荷重、終局荷重、破壊形式など)については前述の表 7.6 (p.97)に示している。

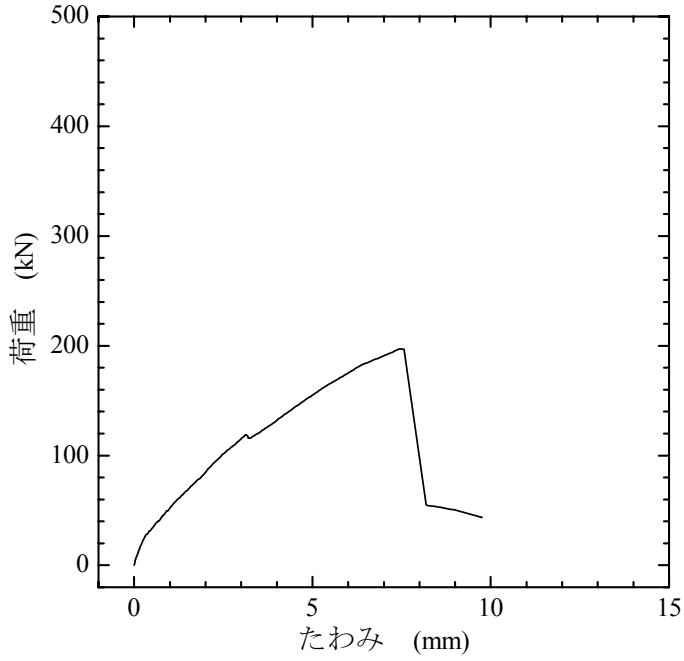
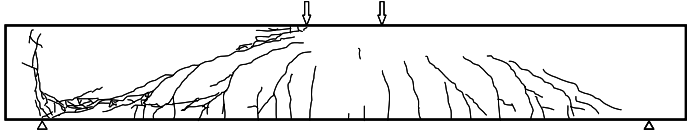
供試体 No.1	
配 合	$V_f=0.0$ (%), $V_{sra}=0$ ( $\text{kg/m}^3$ )
緒 元	$d=200$ (mm), $a/d=3.5$ (mm), $p_w=3.38$ (%)
荷 重 — た わ み 曲 線	
ひ び 割 れ 図	

供試体 No.2	
配合	$V_f=1.0$ (%), $V_{sra}=0$ ( $\text{kg}/\text{m}^3$ )
緒元	$d=200$ (mm), $a/d=3.5$ (mm), $p_w=3.38$ (%)
荷重   たわみ曲線	 <p>The graph plots Load (kN) on the y-axis (0 to 500) against Deflection (mm) on the x-axis (0 to 15). The curve shows an initial linear elastic region, followed by a non-linear region with a peak load of about 100 kN at 5 mm deflection, and then a slight drop in load as deflection increases further.</p>
ひび割れ図	 <p>The diagram shows a rectangular specimen supported at two points (indicated by triangles). Two downward arrows represent the load points. The bottom edge of the specimen shows several vertical cracks, indicating the failure mode under the applied loads.</p>

供試体 No.3	
配 合	$V_f=2.0$ (%), $V_{sra}=0$ ( $\text{kg}/\text{m}^3$ )
緒 元	$d=200$ (mm), $a/d=3.5$ (mm), $p_w=3.38$ (%)
荷 重 — た わ み 曲 線	<p style="text-align: center;">たわみ (mm)</p>
ひ び 割 れ 図	

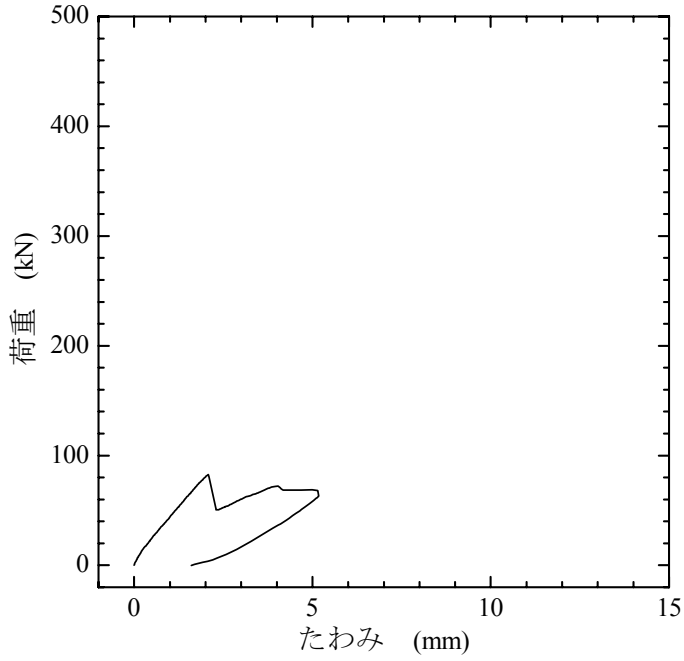
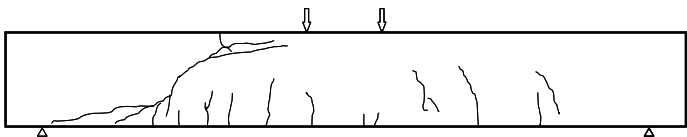
供試体 No.4	
配合	$V_f=0.0$ (%), $V_{sra}=6$ ( $\text{kg}/\text{m}^3$ )
緒元	$d=200$ (mm), $a/d=3.5$ (mm), $p_w=3.38$ (%)
荷重   たわみ曲線	
ひび割れ図	

供試体 No.5	
配 合	$V_f=1.0$ (%), $V_{sra}=6$ (kg/m <sup>3</sup> )
緒 元	$d=200$ (mm), $a/d=3.5$ (mm), $p_w=3.38$ (%)
荷 重 — た わ み 曲 線	
ひ び 割 れ 図	

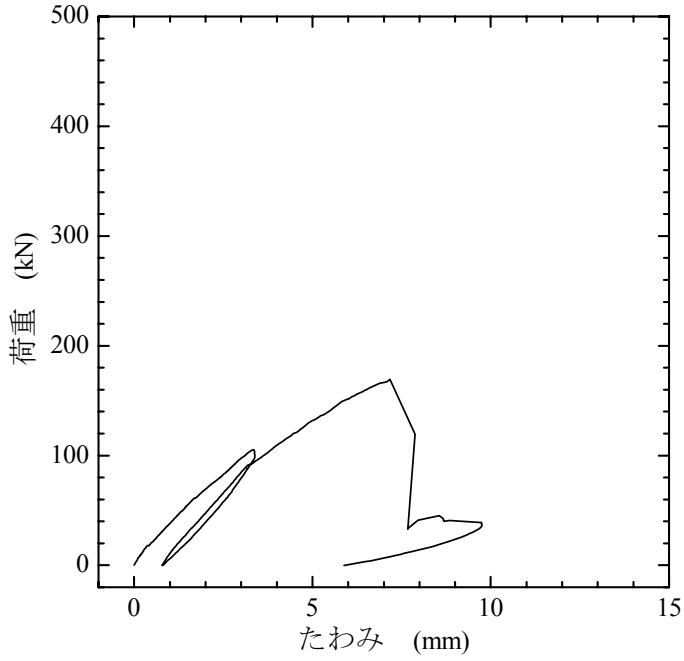
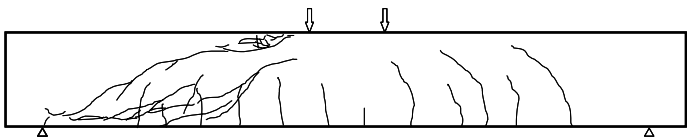
供試体 No.6	
配合	$V_f=2.0$ (%), $V_{sra}=6$ ( $\text{kg}/\text{m}^3$ )
緒元	$d=200$ (mm), $a/d=3.5$ (mm), $p_w=3.38$ (%)
荷重   たわみ曲線	 <p>荷重 (kN)</p> <p>たわみ (mm)</p>
ひび割れ図	



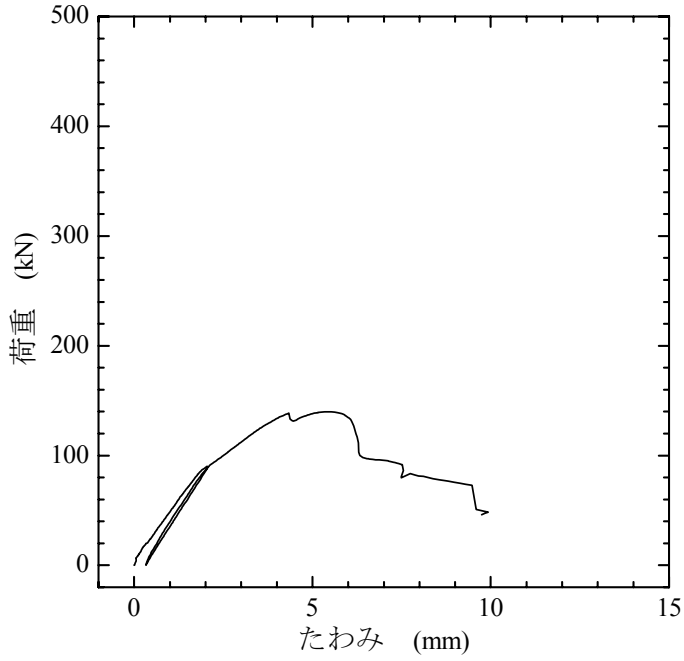
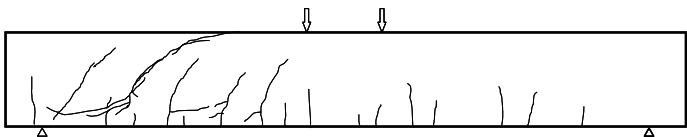
供試体 No.7	
配 合	$V_f=0.0$ (%), $V_{sra}=0$ ( $\text{kg}/\text{m}^3$ )
緒 元	$d=200$ (mm), $a/d=3.5$ (mm), $p_w=2.58$ (%)
荷 重 — た わ み 曲 線	<p style="text-align: center;">たわみ (mm)</p>
ひ び 割 れ 図	

供試体 No.8	
配合	$V_f=0.0$ (%), $V_{sra}=0$ ( $\text{kg}/\text{m}^3$ )
緒元	$d=200$ (mm), $a/d=3.5$ (mm), $p_w=4.28$ (%)
荷重   たわみ曲線	
ひび割れ図	

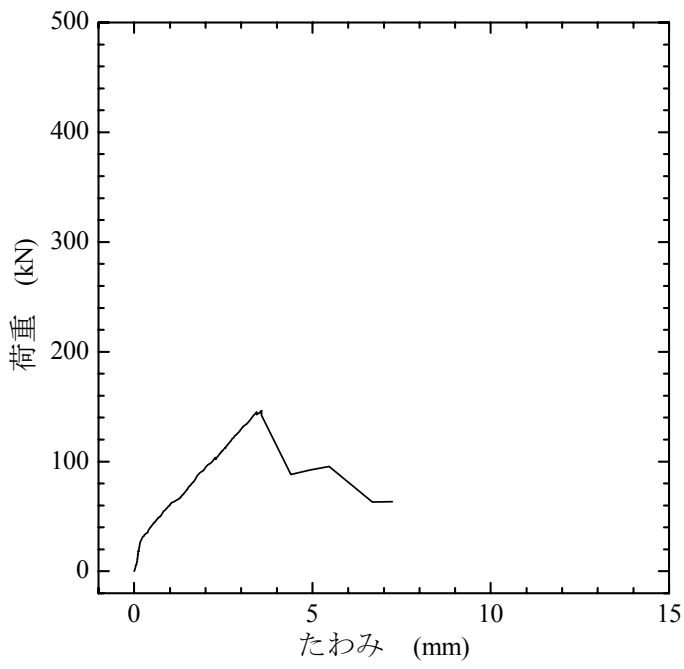
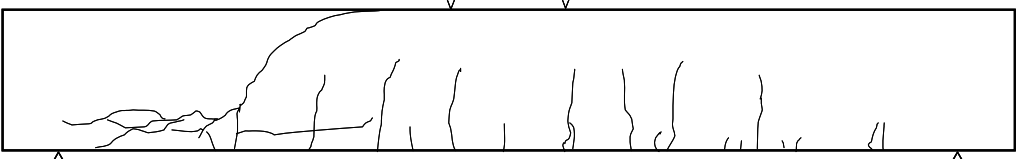
供試体 No.9	
配 合	$V_f=1.0$ (%), $V_{sra}=0$ ( $\text{kg/m}^3$ )
緒 元	$d=200$ (mm), $a/d=3.5$ (mm), $p_w=2.58$ (%)
荷 重 — た わ み 曲 線	
ひ び 割 れ 図	

供試体 No.10	
配合	$V_f=1.0$ (%), $V_{sra}=0$ ( $\text{kg}/\text{m}^3$ )
緒元	$d=200$ (mm), $a/d=3.5$ (mm), $p_w=4.28$ (%)
荷重   たわみ曲線	
ひび割れ図	

供試体 No.11	
配 合	$V_f=2.0$ (%), $V_{sra}=0$ ( $\text{kg/m}^3$ )
緒 元	$d=200$ (mm), $a/d=3.5$ (mm), $p_w=2.58$ (%)
荷 重 — た わ み 曲 線	
ひ び 割 れ 図	

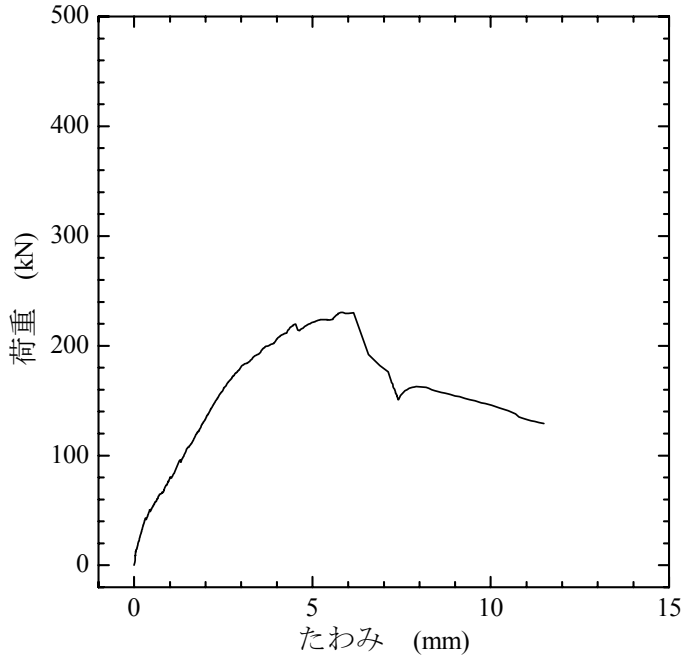

供試体 No.12	
配合	$V_f=2.0$ (%), $V_{sra}=0$ ( $\text{kg/m}^3$ )
緒元	$d=200$ (mm), $a/d=3.5$ (mm), $p_w=4.28$ (%)
荷重   たわみ 曲線	 <p>A line graph showing the relationship between load and deflection. The vertical axis is labeled '荷重 (kN)' and ranges from 0 to 500 with major ticks every 100 units. The horizontal axis is labeled 'たわみ (mm)' and ranges from 0 to 15 with major ticks every 5 units. The curve starts at the origin (0,0), rises linearly to about 100 kN at 2 mm deflection, then curves to a peak of approximately 140 kN at 5 mm deflection. After the peak, the load drops sharply to about 100 kN at 6 mm deflection, then to about 80 kN at 7 mm, and finally to about 50 kN at 10 mm deflection.</p>
ひび割れ 図	 <p>A schematic diagram of a rectangular specimen. Two downward-pointing arrows are positioned above the specimen, indicating the locations of applied loads. The specimen is supported at two points, marked with triangles at the bottom corners. Several vertical lines represent cracks that have formed in the specimen, primarily concentrated in the middle section between the two load points.</p>

供試体 No.13	
配 合	$V_f=0.0$ (%), $V_{sra}=0$ ( $\text{kg/m}^3$ )
緒 元	$d=100$ (mm), $a/d=3.5$ (mm), $p_w=3.38$ (%)
荷 重 — た わ み 曲 線	<p>荷重 (kN)</p> <p>たわみ (mm)</p>
ひ び 割 れ 図	

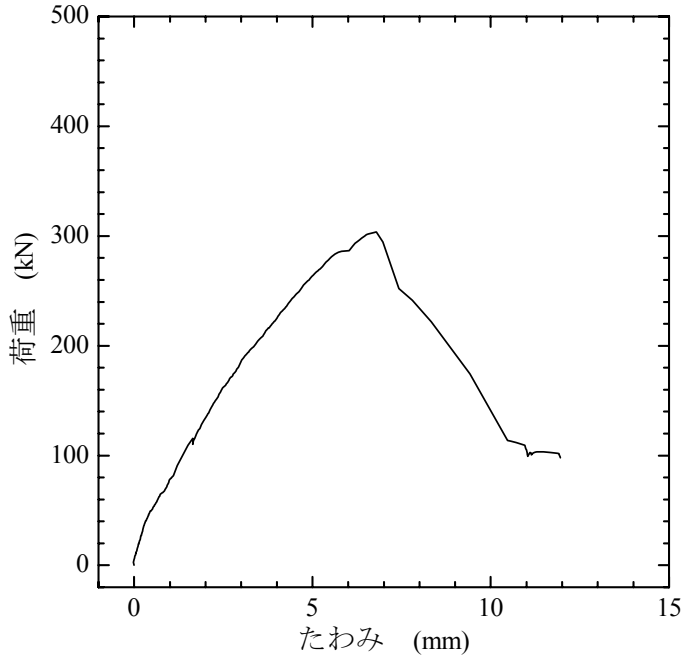
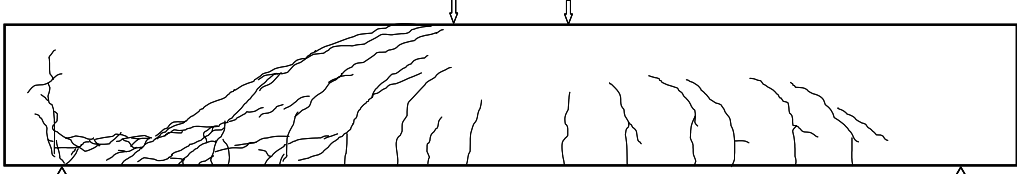
供試体 No.14	
配合	$V_f=0.0$ (%), $V_{sra}=0$ ( $\text{kg}/\text{m}^3$ )
緒元	$d=300$ (mm), $a/d=3.5$ (mm), $p_w=3.38$ (%)
荷重   たわみ 曲線	
ひび割れ 図	



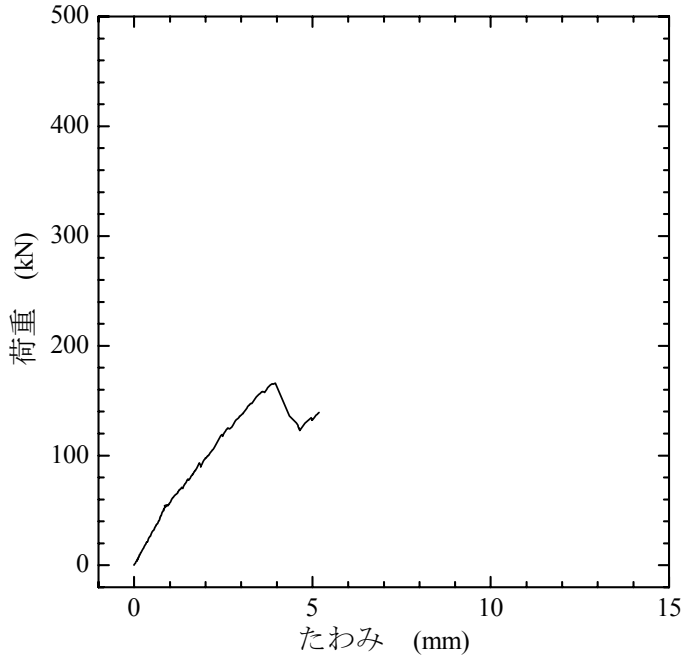
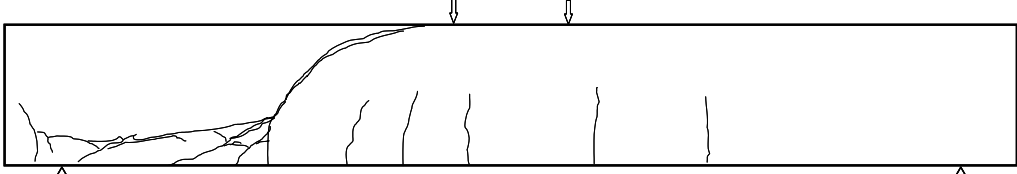
供試体 No.15	
配 合	$V_f=1.0$ (%), $V_{sra}=0$ ( $\text{kg/m}^3$ )
緒 元	$d=100$ (mm), $a/d=3.5$ (mm), $p_w=3.38$ (%)
荷 重 — た わ み 曲 線	<p style="text-align: center;">たわみ (mm)</p>
ひ び 割 れ 図	

供試体 No.16	
配合	$V_f=1.0$ (%), $V_{sra}=0$ ( $\text{kg/m}^3$ )
緒元	$d=300$ (mm), $a/d=3.5$ (mm), $p_w=3.38$ (%)
荷重   たわみ 曲線	
ひび割れ 図	

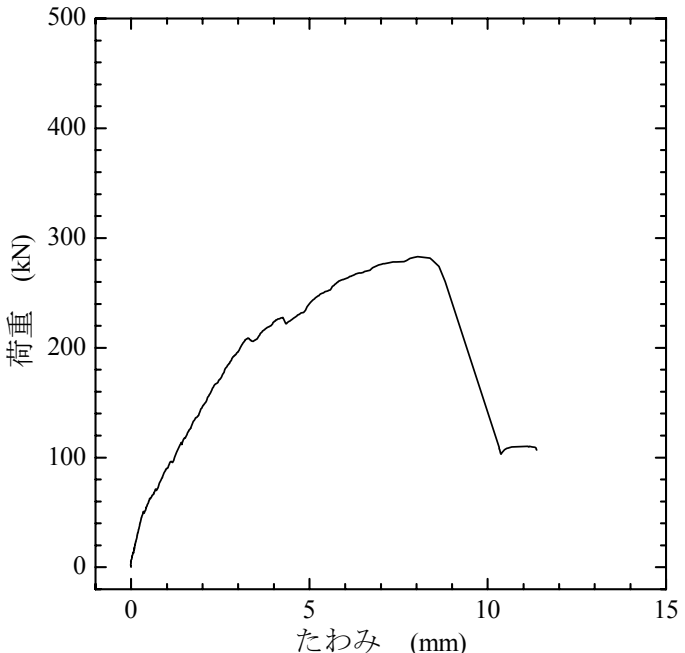
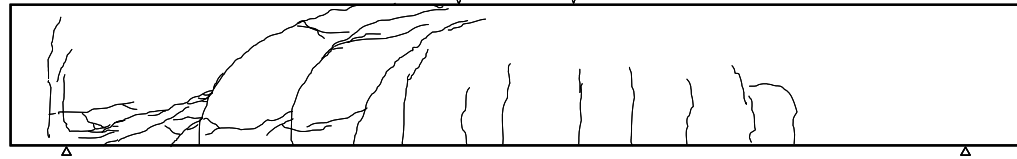
供試体 No.17	
配 合	$V_f=2.0$ (%), $V_{sra}=0$ ( $\text{kg/m}^3$ )
緒 元	$d=100$ (mm), $a/d=3.5$ (mm), $p_w=3.38$ (%)
荷 重 — た わ み 曲 線	
ひ び 割 れ 図	

供試体 No.18	
配合	$V_f=2.0$ (%), $V_{sra}=0$ ( $\text{kg}/\text{m}^3$ )
緒元	$d=300$ (mm), $a/d=3.5$ (mm), $p_w=3.38$ (%)
荷重   たわみ曲線	
ひび割れ図	

供試体 No.19	
配 合	$V_f=0.0$ (%), $V_{sra}=6$ ( $\text{kg}/\text{m}^3$ )
緒 元	$d=100$ (mm), $a/d=3.5$ (mm), $p_w=3.38$ (%)
荷 重 — た わ み 曲 線	
ひ び 割 れ 図	

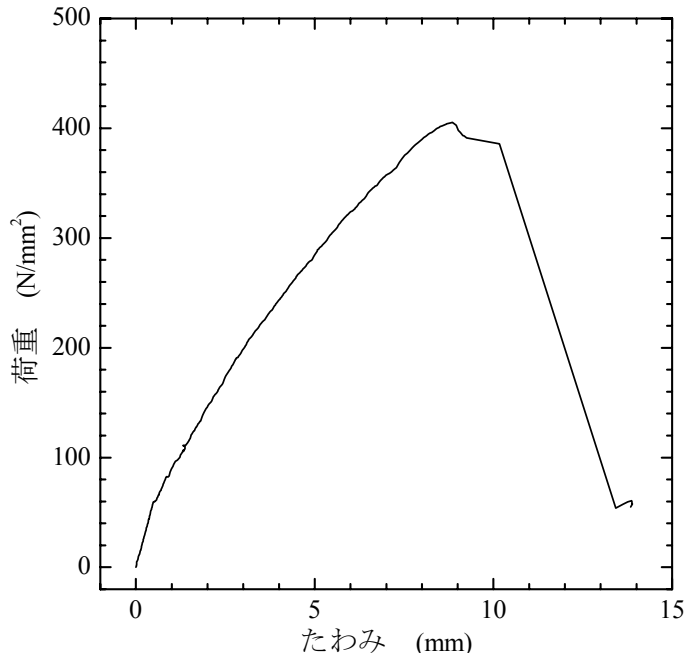

供試体 No.20															
配合	$V_f=0.0$ (%), $V_{sra}=6$ ( $\text{kg}/\text{m}^3$ )														
緒元	$d=300$ (mm), $a/d=3.5$ (mm), $p_w=3.38$ (%)														
荷重   たわみ曲線	 <p>荷重 (kN)</p> <p>たわみ (mm)</p> <table border="1"><caption>Approximate data points from the load-deflection curve</caption><thead><tr><th>たわみ (mm)</th><th>荷重 (kN)</th></tr></thead><tbody><tr><td>0</td><td>0</td></tr><tr><td>1</td><td>50</td></tr><tr><td>2</td><td>100</td></tr><tr><td>3</td><td>130</td></tr><tr><td>4</td><td>160</td></tr><tr><td>5</td><td>140</td></tr></tbody></table>	たわみ (mm)	荷重 (kN)	0	0	1	50	2	100	3	130	4	160	5	140
たわみ (mm)	荷重 (kN)														
0	0														
1	50														
2	100														
3	130														
4	160														
5	140														
ひび割れ図															

供試体 No.21	
配 合	$V_f=1.0$ (%), $V_{sra}=6$ ( $\text{kg}/\text{m}^3$ )
緒 元	$d=100$ (mm), $a/d=3.5$ (mm), $p_w=3.38$ (%)
荷 重 — た わ み 曲 線	
ひ び 割 れ 図	

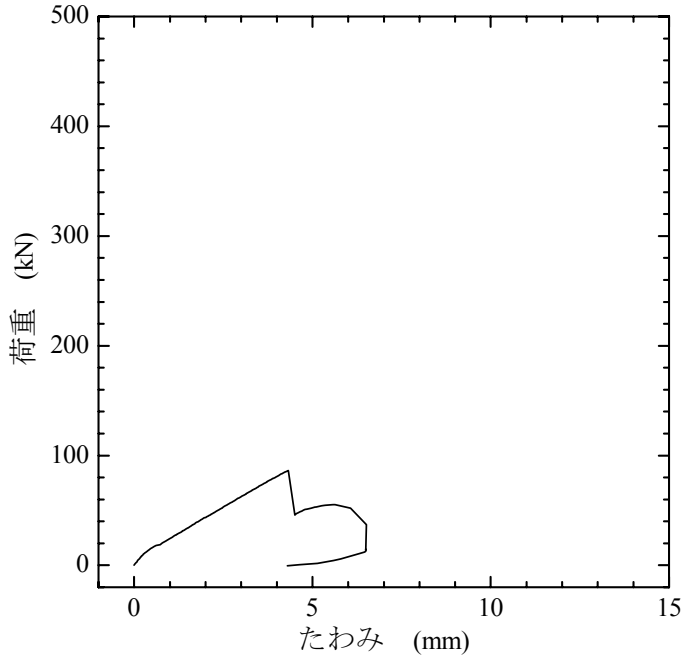
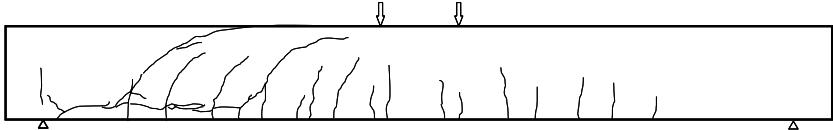
供試体 No.22	
配合	$V_f=1.0$ (%), $V_{sra}=6$ ( $\text{kg/m}^3$ )
緒元	$d=300$ (mm), $a/d=3.5$ (mm), $p_w=3.38$ (%)
荷重   たわみ曲線	 <p>荷重 (kN)</p> <p>たわみ (mm)</p>
ひび割れ図	



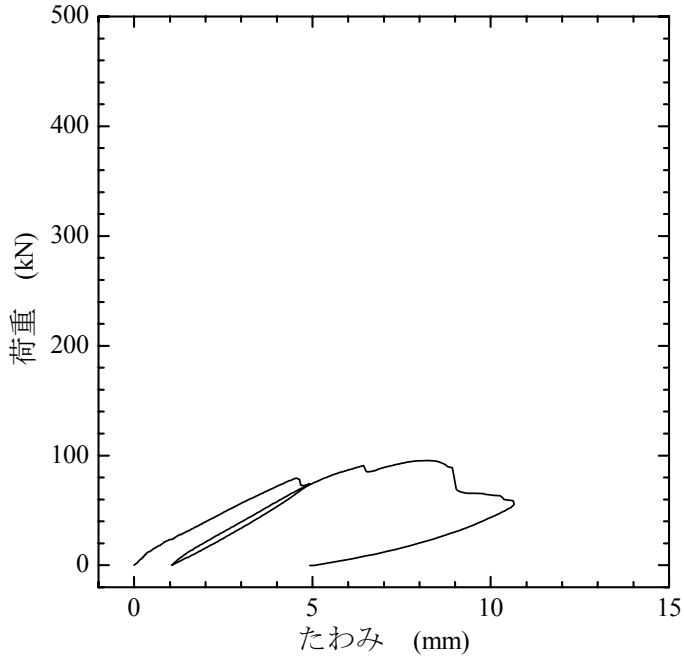
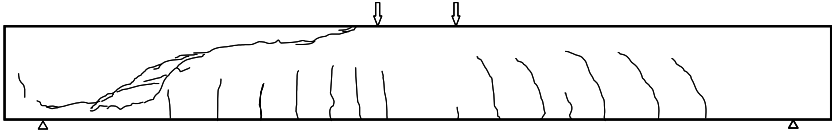
供試体 No.23	
配 合	$V_f=2.0$ (%), $V_{sra}=6$ ( $\text{kg}/\text{m}^3$ )
緒 元	$d=100$ (mm), $a/d=3.5$ (mm), $p_w=3.38$ (%)
荷 重 — た わ み 曲 線	
ひ び 割 れ 図	

供試体 No.24	
配合	$V_f=2.0$ (%), $V_{sra}=6$ ( $\text{kg}/\text{m}^3$ )
緒元	$d=300$ (mm), $a/d=3.5$ (mm), $p_w=3.38$ (%)
荷重   たわみ曲線	 <p>荷重 (N/mm<sup>2</sup>)</p> <p>たわみ (mm)</p>
ひび割れ図	

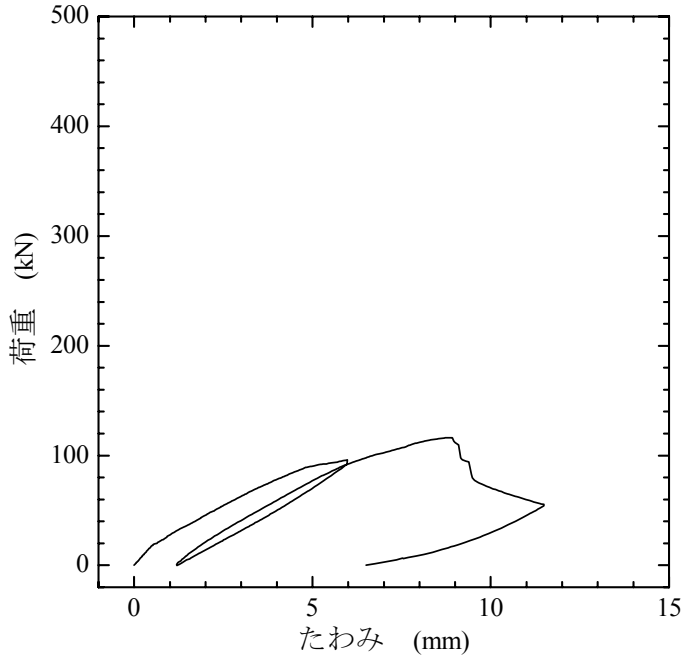
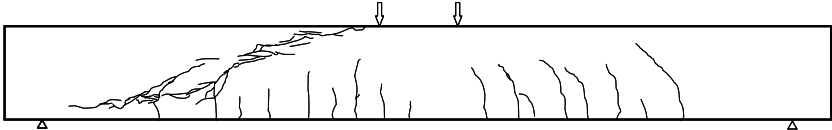
供試体 No.25	
配合	$V_f=0.0$ (%), $V_{sra}=0$ ( $\text{kg/m}^3$ )
緒元	$d=200$ (mm), $a/d=2.5$ (mm), $p_w=3.38$ (%)
荷重 — たわみ 曲線	
ひび 割れ 図	

供試体 No.26	
配合	$V_f=0.0$ (%), $V_{sra}=0$ ( $\text{kg}/\text{m}^3$ )
緒元	$d=200$ (mm), $a/d=4.5$ (mm), $p_w=3.38$ (%)
荷重   たわみ曲線	
ひび割れ図	

供試体 No.27	
配 合	$V_f=1.0$ (%), $V_{sra}=0$ ( $\text{kg/m}^3$ )
緒 元	$d=200$ (mm), $a/d=2.5$ (mm), $p_w=3.38$ (%)
荷 重 — た わ み 曲 線	
ひ び 割 れ 図	

供試体 No.28	
配合	$V_f=1.0$ (%), $V_{sra}=0$ ( $\text{kg/m}^3$ )
緒元	$d=200$ (mm), $a/d=4.5$ (mm), $p_w=3.38$ (%)
荷重   たわみ曲線	
ひび割れ図	

供試体 No.29	
配 合	$V_f=2.0$ (%), $V_{sra}=0$ ( $\text{kg/m}^3$ )
緒 元	$d=200$ (mm), $a/d=2.5$ (mm), $p_w=3.38$ (%)
荷 重 — た わ み 曲 線	
ひ び 割 れ 図	

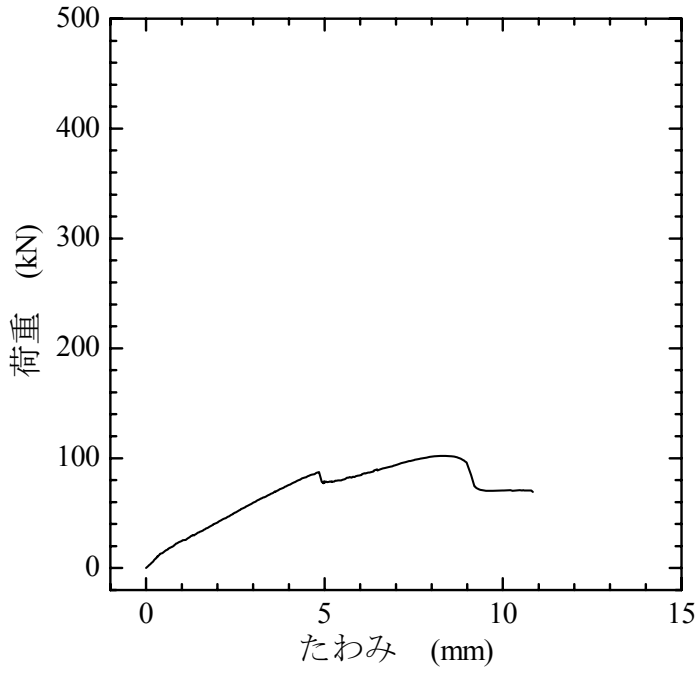
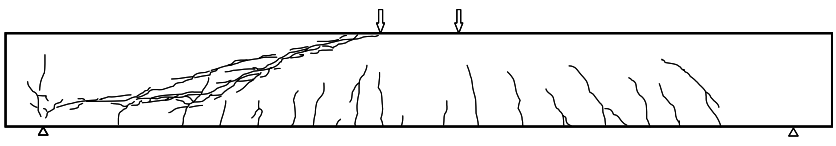
供試体 No.30	
配合	$V_f=2.0$ (%), $V_{sra}=0$ ( $\text{kg}/\text{m}^3$ )
緒元	$d=200$ (mm), $a/d=4.5$ (mm), $p_w=3.38$ (%)
荷重   たわみ 曲線	
ひび割れ 図	



供試体 No.31	
配合	$V_f=0.0$ (%), $V_{sra}=6$ ( $\text{kg}/\text{m}^3$ )
緒元	$d=200$ (mm), $a/d=2.5$ (mm), $p_w=3.38$ (%)
荷重 — たわみ 曲線	
ひび割れ 図	

供試体 No.32	
配合	$V_f=0.0$ (%), $V_{sra}=6$ ( $\text{kg}/\text{m}^3$ )
緒元	$d=200$ (mm), $a/d=4.5$ (mm), $p_w=3.38$ (%)
荷重   たわみ 曲線	<p>荷重 (kN)</p> <p>たわみ (mm)</p>
ひび割れ 図	

供試体 No.33	
配 合	$V_f=1.0$ (%), $V_{sra}=6$ ( $\text{kg/m}^3$ )
緒 元	$d=200$ (mm), $a/d=2.5$ (mm), $p_w=3.38$ (%)
荷 重 — た わ み 曲 線	<p style="text-align: center;">たわみ (mm)</p>
ひ び 割 れ 図	

供試体 No.34	
配合	$V_f=1.0$ (%), $V_{sra}=6$ ( $\text{kg}/\text{m}^3$ )
緒元	$d=200$ (mm), $a/d=4.5$ (mm), $p_w=3.38$ (%)
荷重   たわみ 曲線	
ひび割れ 図	

## 謝 辞

本論文は、筆者が日本セメント株式会社中央研究所ならびに太平洋セメント株式会社中央研究所に在職中、さらに東京工業大学大学院理工学研究科土木工学専攻文部科学教官助手として赴任中に実施した一連の研究を取りまとめたものです。この長期間にわたって研究を進めるに当たっては、多くの方々からご指導、ご鞭撻、ご協力を賜りました。

本研究の実施と本論文の作成に当たっては、東京工業大学教授 二羽淳一郎博士に懇切丁寧なご指導を賜り、衷心より感謝の意を表します。コンクリート構造に浅学であった私を研究室の助手として採用して頂き、不足する学術をご教示頂きました。さらに学生に対する大学教育や研究指導に熱心な先生の姿勢を間近で拝見させて頂いたことが、今日まで会社における私の部下・後輩育成のお手本になっています。

本論文の取りまとめでは、東京工業大学教授 大即信明博士、東京工業大学教授 日下部治博士、東京工業大学教授 坂井悦郎博士、東京工業大学准教授 小野潔博士に大変有益なご指導とご助言を賜ることができ、深く感謝致します。

本研究の遂行と本論文を取りまとめるに当たって、当時の東京工業大学連携准教授であった北海道大学教授 横田弘博士に懇切丁寧なご指導を賜り、厚くお礼申し上げます。

本研究に取り組む貴重な機会を与えて頂いた太平洋セメント株式会社取締役常務執行役員 富田六郎博士、立命館大学教授 岡本享久博士に衷心より深謝致します。本論文を取りまとめる過程では、お二人から幾度となく叱咤激励を頂きましたことを有り難く存じます。

論文の取りまとめで激励を頂きました太平洋セメント株式会社中央研究所所長 小川賢治博士、太平洋コンサルタント株式会社代表取締役社長 下山善秀博士に深く感謝致します。

また、学生時代の恩師である広島大学名誉教授 田澤榮一博士には、本研究に関わる自己収縮機構解明の第一人者として先端理論をご教示頂き、深く感謝致します。

論文を取りまとめる過程では、ご助言や励ましを頂きました太平洋セメント株式会社中央研究所部長 市川牧彦博士、部長 石川雄康博士、チームリーダー 山田一夫博士、チームリーダー 田中敏嗣博士に深く感謝致します。

本研究の遂行にご協力を頂きました当時の太平洋セメント株式会社中央研究所のチームメンバーであった柴田辰正氏、児玉明彦氏の両先輩、森寛晃氏、小幡浩之氏の両後輩に深く感謝致します。

さらに、東海大学教授 笠井哲郎博士には有益なご助言を頂いたうえ、先生の研究室に当時所属する優秀な学生であった中村達夫氏を派遣して頂き、本研究にご協力を頂きました。心よ

りお礼申し上げます。

最後に、当時の東京工業大学二羽研究室の学生諸君には実験遂行に多大なるご協力を頂き、感謝申し上げます。とくに、本研究は当時学生であった大滝晶生氏、村田裕志博士、Manakan Lertsamattiyakul 博士、大寺一清氏、掛井孝俊氏、児玉亘氏、野間康隆氏、鈴木暢恵氏のご協力によって実施できたことを深く感謝致します。また、二羽研究室秘書の中島典子氏には当時不慣れであった大学事務の仕事にご助力頂けたことで研究に取り組みましたことを改めて感謝致します。

2010年3月19日

太平洋セメント株式会社  
中央研究所 主任研究員  
河野 克哉

## 参考文献

### 第 1 章

- [1.1] Andrew Short and William Kinniburgh : Lightweight Concrete, pp.3-5, C. R. Books Ltd., 1963.

### 第 2 章

- [2.1] 日本セメント株式会社建材事業部：軽量コンクリート技術資料， p.3， 1997.9.
- [2.2] 日本コンクリート工学協会：高性能軽量コンクリート研究委員会報告書， p.11， 2000.8.
- [2.3] C. M. Riley : Relation of Chemical Properties to The Bloating of Clays, Journal of American Ceramics Society, Vol.34, No.4, 1950.
- [2.4] 近藤連一：人工軽量骨材の製造，セメント・コンクリート， No.259， pp.55-62， 1968.
- [2.5] 吉岡隆：人工軽量骨材の発泡機構と超軽量骨材の試作，コンクリート工学， Vol.13, No.5， pp.22-27， 1975.
- [2.6] 日本セメント株式会社建材事業部：軽量コンクリート技術資料， p.9， 1997.9.
- [2.7] 日本建築学会：高強度コンクリートの技術の現状， pp.67-68， 1991
- [2.8] 人工軽量骨材協会：人工軽量骨材コンクリート技術資料， No.5 高強度コンクリート， p.4， 1988.
- [2.9] 日本建築学会：高強度人工軽量骨材コンクリートを用いた建築物の設計と施工， 1992.
- [2.10] 奥島正一：人工軽量骨材を用いたコンクリートの力学的諸性質，セメント・コンクリート， No.259， pp.68-75， 1968.
- [2.11] 軽量骨材コンクリートハンドブック編集委員会：軽量骨材コンクリートハンドブック，日刊工業新聞社， pp.104-106， 1969.
- [2.12] 岩崎訓明：コンクリートセミナー1 コンクリートの特性， pp.82-84， 共立出版， 1975.
- [2.13] Broene, R. D. and P. B. Bamforth : Tests to Establish Concrete Pumpability, ACI Journal, 1977.5
- [2.14] 田沢栄一：ポンプ圧送技術の現状と問題点，コンクリート工学， Vol.21, No.11, pp.13-22， 1983.
- [2.15] 日本建築学会：コンクリートポンプ工法施工指針・同解説， 1994.
- [2.16] 橘大介，今井實：高強度軽量コンクリートの耐凍害性改善方法について，土木学会論文集， No.496/V-24， pp.51-60， 1994.

- [2.17] 藤木英一, 国府勝郎, 遠藤裕悦, 保坂鐵矢: 軽量コンクリートの凍害劣化機構に関する研究, 土木学会論文集, No.627/V-44, pp.239-250, 1999.
- [2.18] 西岡思郎, 大江長生: 人工軽量骨材コンクリートの凍結融解耐久性に関する研究, セメント・コンクリート, No.285, pp.8-14, 1970.
- [2.19] 日本コンクリート工学協会: 高性能軽量コンクリート研究委員会報告書, pp.65-67, 2000.8.
- [2.20] 橋大介, 木村薫, 内藤憲一: 高品質人工軽量骨材が軽量コンクリートの物性改善に及ぼす効果, 土木学会論文集, No.496/V-24, pp.89-98, 1994.8.
- [2.21] 日本コンクリート工学協会: 高性能軽量コンクリート研究委員会報告書, pp.15-16, 2000.8.
- [2.22] 九々正武, 坂口昇, 木村薫: 中国産人工軽量骨材を使用したコンクリートの物性, コンクリート工学年次論文集, Vol.23, No.2, pp.43-48, 2001.
- [2.23] 小林一輔, 趙力采, 河原俊厚: 人工軽量骨材の破砕試験について, コンクリートライブラリー第24号, pp.14-17, 1969.
- [2.24] 村田二郎: 人工軽量骨材コンクリート, コンクリートパンフレット第79号, セメント協会, pp.34-35, 1974.7.
- [2.25] 石川雄康: 高性能軽量骨材を用いた構造用高強度軽量コンクリートの開発, 東京都立大学博士論文, pp.45-46, 2001.12.
- [2.26] 岸谷孝一, 林俊雄, 守屋慶隆: 人工軽量骨材の加圧吸水に関する実験研究, セメント・コンクリート, No.287, pp.22-29, 1971.
- [2.27] 大森淑孝, 熊沢憲一, 友竹博一: プレウェットイングの有無が軽量コンクリートのフレッシュ性状に及ぼす影響, セメント・コンクリート論文集, No.48, pp.148-151, 1994.
- [2.28] 坂田昇, 柳井修司, 石川雄康, 榎木隆: 高性能軽量コンクリートのポンプ圧送性に関する一考察, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.21, No.2, pp.355-360, 1999.
- [2.29] 石川雄康, 児玉明彦, 坂田昇, 柳井修司: 高性能軽量骨材の吸水特性がコンクリートのポンプ圧送に及ぼす影響, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.21, No.2, pp.349-354, 1999.
- [2.30] Yuko Ishikawa, Takahisa Okamoto, Noboru Sakata, Katsuro Kokubu: Study on The Pumpability of High Performance Lightweight Concrete, Proceedings of Second International Symposium on Structural Lightweight aggregate Concrete, Norway, pp.792-801, 2000.
- [2.31] 柳井修司, 坂田昇, 信田佳延, 石川雄康: 高性能軽量コンクリートの配合がポンプ圧送性に及ぼす影響, コンクリート工学年次論文集, Vol.22, No.2, pp.1405-1410, 2000.
- [2.32] 佐々木敏也, 谷口俊一, 依田佐知子, 柳井修司: 東北新幹線沼宮内橋への軽量コンクリートの適用, コンクリート工学, Vol.40, No.2, pp.47-55, 2002.2.
- [2.33] 山崎通人, 東田典雅, 中村元, 竹本伸一: 高性能軽量骨材コンクリートを用いたPC箱桁橋の設計・施工ー北海道縦貫自動車道 シラリカ川橋ー, プレストレストコンクリー



- ト, Vol.44, No.3, pp.33-40, 2002.5.
- [2.34] 高木芳光, 竹市八重子, 榎本茂光, 坂本淳: 長距離ポンプ圧送による高強度・軽量骨材コンクリートの施工—仙台北部道路3径間連続PCラーメン橋上部工工事—, コンクリート工学, Vol.40, No.7, pp.47-53, 2002.7.
- [2.35] 柳井修司, 坂田昇, 信田佳延, 岡本享久: 高性能軽量・高流動コンクリートに関する研究, 土木学会論文集, No.640/V-47, pp.23-32, 2000.
- [2.36] 藤原浩巳, 長瀧重義, 大即信明, 堂園昭人: 高流動コンクリートの間隙通過性に関する研究, 土木学会論文集, No.550/V-33, pp.23-32, 1996.
- [2.37] 小林孝一: 人工軽量骨材を用いた高流動コンクリートのフレッシュ時の性状, コンクリート工学年次論文集, Vol.22, No.2, pp.913-918, 2000.
- [2.38] 小林孝一: 真珠岩系人工軽量骨材を用いた高流動コンクリートのフレッシュ性状に関する基礎的研究, 材料, Vol.50, No.9, pp.1021-1027, 2001.
- [2.39] 河野克哉, 棚木隆, 岡本享久, 笠井哲郎, 青木亘: 人工軽量骨材を用いた高流動コンクリートの自己充填性と自己収縮, 土木学会第56回年次学術講演会講演概要集第V部, pp.302-303, 2001.
- [2.40] 大森淑孝, 児玉明彦, 小野剛士: 比重の異なる超軽量骨材を用いたコンクリートの強度特性, セメント・コンクリート論文集, 48, pp.442-445, 1994.
- [2.41] 内藤憲一, 橘大介, 中西正俊, 木村薫: 高品質人工軽量骨材を使用した高強度軽量コンクリート, 土木学会第47回年次学術講演会講演概要集第V部, pp.864-865, 1999.
- [2.42] 石川雄康: 高性能軽量骨材を用いた構造用高強度軽量コンクリートの開発, 東京都立大学博士論文, pp.51-53, 2001.12.
- [2.43] 柴田辰正, 石川雄康, 荒井利奈, 岡本享久: 高性能軽量骨材を使用したコンクリートの破壊時のマイクロクラック発生挙動に関する研究, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.21, No.2, pp.913-918, 1999.
- [2.44] Ohtsu, M.: Simplified Moment Tensor Analysis and Unified Decomposition of Acoustic Emission Source, Journal of Geophysical Research, 96 (B4), pp.6211-6221, 1991.
- [2.45] 岡田清: 最新コンクリート工学, 国民科学社, pp.22-24, 1986.3.
- [2.46] 河野克哉, 二羽淳一郎, 大滝晶生: 高品質軽量骨材を用いたコンクリートの破壊力学特性ならびに自己収縮に及ぼす短繊維の効果, コンクリート工学年次論文集, Vol.26, No.1, pp.1587-1592, 2004.
- [2.47] 笹倉伸晃, 小原孝之, 原夏生, 舟橋政司: 高性能軽量コンクリートの破壊エネルギーに関する研究, コンクリート工学年次論文集, Vol.25, No.?, pp.1819-1824, 2003.
- [2.48] 石川雄康, 國府勝郎, 森大介, 岡本享久: 高性能軽量骨材を用いたコンクリートの破壊挙動に関する実験的研究, 土木学会論文集, No.725/V-58, pp.1-13, 2003.2.
- [2.49] 岡本享久, 石川雄康, 棚木隆, 笹嶋昌男: 高性能軽量コンクリート, コンクリート工学, Vol.37, No.4, pp.12-18, 1999.4.

- [2.50] 岡本享久, 寺光泰文, 石川雄康, 栩木隆, 笹嶋昌男, 柴田辰正, 早野博幸, 河野克哉, 森寛晃: 高性能軽量コンクリートの基本性状に関する研究, 太平洋セメント研究報告, 第136号, pp.26-32, 1999.
- [2.51] 二羽淳一郎, 岡本享久, 前堀伸平: 高品質軽量コンクリートの構造部材へに適用, コンクリート工学, Vol.38, No.12, pp.3-9, 2000.12.
- [2.52] 林宏信, 高木宣章, 児島孝之: 高強度コンクリートの圧縮疲労特性, 土木学会論文集, No.641/V-46, pp.67-76, 2000.2.
- [2.53] Takayuki Kojima, Nobuaki Takagi, Takahisa Okamoto: Fatigue Properties of High Performance Lightweight Concrete, Proceedings of Second International Symposium on Structural Lightweight aggregate Concrete, Norway, pp.251-260, 2000.
- [2.54] Branka Zatler, M. and Edvard Mali, B.: Alkali-Aggregate Reaction in Lightweight Concrete, Proceedings of Sixth International Conference on Alkali in Concrete Research and Practice, pp.495-502, 1983.
- [2.55] 松田芳範, 津吉毅, 石橋忠良: 軽量骨材を用いた実構造物の調査報告, コンクリート構造物の補修,補強,アップグレード論文報告集, 日本材料学会, Vol.4, pp.183-188, 2004.10.
- [2.56] Ceukelarire, L. De.: Alkali-silica Reaction in Lightweight Concrete Bridge, Proceedings of Ninth International Conference on Alkali in Concrete, pp.231-239, 1992.
- [2.57] Mladenovic A., Suput, J. S., Ducman, V. and Skapin, A. S.: Alkali-silica Reactivity of Some Frequently Used Lightweight Aggregates, Cement and Concrete Research, Vol.34, No.10, pp.1809-1816, 2004.
- [2.58] Ducman, V., Mladenovic A. and Skapin, J. S.: Lightweight Aggregate Based on Waste Glass and its Alkali-silica Reactivity, Cement and Concrete Research, Vol.32, No.2, pp.223-226, 2002.
- [2.59] 杉山彰徳, 鳥居和之, 酒井賢太, 石川雄康: 人工軽量骨材のアルカリシリカ反応性とASR判定試験法の提案, 土木学会論文集 E, Vol.63, No.1, pp.79-91, 2007.2.
- [2.60] 杉山彰徳: 軽量骨材及びリサイクル骨材のアルカリシリカ反応性の評価に関する研究, 金沢大学博士論文, pp.34-74, 2008.1.
- [2.61] 横田弘, 山田昌郎, 濱田秀則, 横沢和夫, 舟橋政司, 原夏生, 三輪俊彦, 岡本享久, 栩木隆, 二羽淳一郎: 高性能軽量コンクリートの港湾構造物への適用に関する基礎的研究, 港湾技研資料, No.967, pp.9-14, 2000.9.
- [2.62] 舟橋政司, 原夏生, 横田弘, 二羽淳一郎: 繰返し荷重を受ける高性能軽量コンクリートはりの曲げ耐力, コンクリート工学年次論文集, Vol.24, No.2, pp.1477-1482, 2002.
- [2.63] 土木学会: 2002年制定コンクリート標準示方書 構造性能照査編, pp.67-72, 2002.3
- [2.64] BS8110: Structural use of concrete: Part 1, Code of practice for design and construction; Part 2, Code of practice for special circumstances, British Standards Institution, London, 1985.
- [2.65] ENV 1992-1-1: Part 1: Design of concrete structures, Part 1 General rules and rules for buildings, Final draft, European Committee for Standardization, Brussels, 1991. (Part 1C, The

use of lightweight concrete with closed structures, to be issued as ENV 1992-1-4.)

- [2.66] NS 3473 : Concrete structures, Norwegian Council for Building Standardization, 1989.
- [2.67] ACI 318-89 and ACI 318R-89 : Building code requirements for reinforced concrete and Commentary, American Concrete Institute, Detroit, 1989.
- [2.68] J. L. Clarke : Structural Lightweight Aggregate Concrete, Blackie Academic & Professional, pp.56-58, 1993.
- [2.69] J. Niwa, S. Tamura, Y. Hamada, T. Okamoto and Y. Ishikawa : Ultimate Shear Capacity of Concrete Beams Using High Performance Lightweight Aggregates, fib Symposium, pp.241-246, 1999.10.
- [2.70] 舟橋政司, 原夏生, 横田弘, 二羽淳一郎 : 高性能軽量コンクリートを用いた RC 部材のせん断耐力評価手法, 土木学会論文集, No.767/V-64, pp.211-226, 2004.8.
- [2.71] 二羽淳一郎, 山田一字, 横沢和夫, 岡村甫 : せん断補強鉄筋を用いない RC はりのせん断強度式の再評価, 土木学会論文集, 第 372 号/V-5, pp.167-176, 1986.8.
- [2.72] 前田拓郎, 日比野憲太, 高木宣章, 児島孝之 : 高品質軽量骨材を用いた RC はりのせん断特性, コンクリート工学年次論文集, Vol.23, No.3, pp.913-918, 2001.

### 第 3 章

- [3.1] 大森淑孝, 熊澤憲一, 友竹博一 : プレウェチングの有無が軽量コンクリートのフレッシュ性状に及ぼす影響, セメント・コンクリート論文集, No.48, pp.148-151, 1994.
- [3.2] 岡本享久, 石川雄康, 棚木隆, 笹嶋昌男 : 高性能軽量コンクリート, コンクリート工学, Vol.37, No.4, pp.12-18, 1999.
- [3.3] セメント協会 : コンクリートパンフレット第 79 号 人工軽量骨材コンクリート, p.52, 1974.
- [3.4] 田澤榮一, 宮沢伸吾, 佐藤剛, 小西謙二郎 : コンクリートの自己収縮, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.14, No.1, pp.561-566, 1992.
- [3.5] 川上英男 : コンクリートの弾性係数と複合理論の適用, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.21, No.2, pp.619-624, 1999.
- [3.6] 清原千鶴, 永松静也, 佐藤嘉昭, 上田賢司 : 軽量骨材を用いたコンクリートのヤング係数と乾燥収縮ひずみ, コンクリート工学年次論文集, Vol.22, No.2, pp.523-528, 2000.
- [3.7] 原田至克, 菅谷智幸, 南部正光, 上保知伸, 井澤泰雄, 寺光泰文 : 人工軽量骨材の強度評価方法, 太平洋セメント研究報告, 第 136 号, pp.49-58, 1999.
- [3.8] Takada, K., Breugel, K. Van, Koenders, E.A.B. and Kaptijn, N.: Experimental Evaluation of Autogenous Shrinkage of Lightweight Aggregate Concrete, Proceedings of the International Workshop organized by JCI, Hiroshima, pp.229-238, 1998.
- [3.9] 西林新蔵, 阪田憲次 : コンクリートの乾燥収縮の内部機構に関する一考察, 材料, Vol.22,

- No.232, pp.52-56, 1973.
- [3.10] 田澤栄一：ポルトランドセメントの収縮及びそのメカニズムに及ぼす養生の影響，マサチューセッツ工科大学修士論文，1969.
- [3.11] セメント・コンクリート委員会 水研究会：セメント・コンクリート中の水の挙動，TCR, pp.55-61, 1993.10.
- [3.12] 田澤栄一，宮沢伸吾：水和による自己収縮，コンクリート工学，Vol.32, No.9, pp.25-30, 1994.

## 第4章

- [4.1] 日本コンクリート工学協会：コンクリートの自己収縮研究委員会報告書，p.72, 2002.9.
- [4.2] 田澤栄一：ポルトランドセメントの収縮及びそのメカニズムに及ぼす養生の影響，マサチューセッツ工科大学修士論文，1969.
- [4.3] セメント・コンクリート委員会 水研究会：セメント・コンクリート中の水の挙動，TCR, pp.55-61, 1993.10.
- [4.4] 例えば，日本コンクリート工学協会：コンクリートの自己収縮研究委員会報告書，pp.94-96, 2002.
- [4.5] 土木学会：2002年制定コンクリート標準示方書 構造性能照査編，pp.30-34, 2002.

## 第5章

- [5.1] 佐々木敏也，谷口俊一，依田佐知子，柳井修司：東北新幹線沼宮内橋への軽量コンクリートの適用，コンクリート工学，Vol.40, No.2, pp.47-55, 2002.2.
- [5.2] 平石剛紀，坂田昇，矢吹増男，細田常正：ポリプロピレン短繊維補強コンクリートのフレッシュおよび硬化性状，コンクリート工学年次論文集，Vol.22, No.1, pp.283-288, 2000.
- [5.3] RILEM Draft Recommendation : Determination of the Fracture Energy of Mortar and Concrete by Means of Three-Point Bend Tests on Notched Beams, Materials and Structures, Vol.18, No.106, pp.285-290, 1985.
- [5.4] 栗原哲彦，安藤貴宏，国枝稔，内田裕市，六郷恵哲：多直線近似法による引張軟化曲線の推定と短繊維補強コンクリートの曲げ性状，土木学会論文集，No.532/V-30, pp.119-129, 1996.2.
- [5.5] 小林一輔：合成有機系繊維のコンクリート補強材への応用，日本複合材料学会誌，Vol.8, No.4, pp.121-128, 1982.
- [5.6] 小林一輔，野口哲生：膨張コンクリートをマトリクスとした鋼繊維補強コンクリートの特性，土木学会論文報告集，336, pp.169-177, 1983.

- [5.7] CEB : CEB-FIP Model Code 1990, Bulletin d' Information, No.213/214, pp.33-43, 1993.

## 第 6 章

- [6.1] 矢川元基, 松浦真一, 安藤良夫 : 点認識画像処理を用いた非接触ひずみ解析法, 日本機械学会論文集 (A 編), 第 49 巻, 447 号, pp.1435-1443, 1983.11.
- [6.2] 松尾豊史, 酒井理哉, 松村卓郎, 金津努 : 鉄筋腐食した RC はり部材のせん断耐荷機構に関する研究, コンクリート工学論文集, 第 15 巻, 第 2 号, pp.69-77, 2004.5.
- [6.3] 児玉亘, 大寺一清, 二羽淳一郎 : 短繊維補強された RC はりの斜めひび割れ特性の評価, コンクリート工学年次論文集, Vol.27, No.2, pp.1327-1332, 2005.
- [6.4] 二羽淳一郎, 山田一字, 横沢和夫, 岡村甫 : せん断補強鉄筋を用いない RC はりのせん断強度式の再評価, 土木学会論文集, 第 372 号/V-5, pp.167-176, 1986.8.
- [6.5] 田中敏嗣 : 低熱ポルトランドセメントによるコンクリートの高性能化に関する研究, 広島大学博士論文, pp.120-122, 2000.
- [6.6] 吉川弘道 : 第 2 版 鉄筋コンクリートの解析と設計—限界状態設計法と性能設計法—, pp.112-114, 丸善, 2004.
- [6.7] 谷村充, 佐藤良一, 平松洋一, 兵藤彦次 : 若材齢時長さ変化を考慮した RC 曲げ部材のひび割れ・変形の一般化評価方法, 土木学会論文集, No.760/V-63, pp.181-195, 2004.
- [6.8] Thorenfeldt, E., Tomaszewicz, A. and Jensen, J. J. : Mechanical properties of high-strength concrete and applications in design, Symposium Proceedings, Utilization of High-strength Concrete, Norway, 1987.
- [6.9] Nakamura, H. and Higai, T. : Compressive fracture energy and fracture zone length of concrete, Modeling of RC Structures under Seismic Loads, ASCE, pp.471-487, 2001.

## 第 7 章

- [7.1] 平石剛紀, 坂田昇, 矢吹増男, 細田常正 : ポリプロピレン短繊維補強コンクリートのフレッシュおよび硬化性状, コンクリート工学年次論文集, Vol.22, No.1, pp.283-288, 2000.
- [7.2] シーエムシー : コンクリート混和剤の開発技術, pp.148-149, 1995.
- [7.3] H. P. J. Taylor : Shear strength of large beams, Proceedings of ASCE, ST11, pp.2473-2490, 1972.
- [7.4] 二羽淳一郎, 山田一字, 横沢和夫, 岡村甫 : せん断補強鉄筋を用いない RC はりのせん断強度式の再評価, 土木学会論文集, 第 372 号/V-5, pp.167-176, 1986.8.
- [7.5] 舟橋政司, 原夏生, 横田弘, 二羽淳一郎 : 高性能軽量コンクリートを用いた RC 部材のせん断耐力評価手法, 土木学会論文集, No.767/V-64, pp.211-226, 2004.8.
- [7.6] 二羽淳一郎 : FEM 解析に基づくディープビームのせん断耐荷力算定式の提案, 第 2 回 RC 構造のせん断問題に対する解析的研究に関するコロキウム論文集, pp.119-126, 1983.

- [7.7] 伊藤始, 岩波光保, 横田弘: PVA 短繊維で補強した RC はりのせん断耐力評価に関する実験的研究, 土木学会論文集, No.774/V-65, pp.123-138, 2004.11.
- [7.8] 日本コンクリート工学協会: コンクリートの自己収縮研究委員会報告書, pp.183-189, 2002.9.
- [7.9] 土木学会: コンクリートライブラリー97 鋼繊維補強鉄筋コンクリート柱部材の設計指針(案), pp.15-16, 1999.11.
- [7.10] 大滝晶生, 河野克哉, 二羽淳一郎: 高品質軽量骨材を用いた RC はりの力学特性に及ぼす自己収縮の影響, コンクリート工学年次論文集, Vol.27, No.2, pp.1459-1464, 2005.
- [7.11] 大滝晶生, 河野克哉, 二羽淳一郎: 中国産高品質軽量骨材を用いたコンクリートにおける短繊維補強効果, 土木学会第 59 回年次学術講演会講演概要集第 V 部, pp.953-954, 2004.
- [7.12] 小野聖久, 稲葉尚文, 室井智文, 上平謙二: 繊維補強材を用いた軽量コンクリート梁のせん断耐荷力に関する実験的研究, コンクリート工学年次論文集, Vol.26, No.2, pp.1639-1644, 2004.

## 第 8 章

- [8.1] 土木学会: コンクリートライブラリー113 超高強度繊維補強コンクリートの設計・施工指針(案), pp.31-35, 2004.9.
- [8.2] 牛尾亮太, 河金甲, 丸山一平, 佐藤良一: せん断補強筋のない高強度 RC はりのせん断強度評価に対する一提案, 高強度コンクリート構造物の構造性能研究委員会報告書・論文集, pp.496-501, 2006.7.
- [8.3] 土木学会: コンクリートライブラリー97 鋼繊維補強鉄筋コンクリート柱部材の設計指針(案), pp.14-18, 1999.11.
- [8.4] 河金甲, 牛尾亮太, 丸山一平, 佐藤良一: せん断補強筋を有する高強度 RC はりのせん断挙動に及ぼす収縮の影響, 高強度コンクリート構造物の構造性能研究委員会報告書・論文集, pp.502-509, 2006.7.

## 付 録 A

- [a.1] 日本コンクリート工学協会: 自己収縮研究委員会報告書, pp.1-5, 1996.11.
- [a.2] 日本コンクリート工学協会: コンクリートの自己収縮研究委員会報告書, pp.3-7, 1996.11.
- [a.3] セメント・コンクリート研究会 水委員会: セメント・コンクリート中の水の挙動, TCR, pp.51-53, 1993.10.
- [a.4] Bentur A.: Early Age Cracking in Cementitious Systems, Report of RILEM Technical Committee TC 181-EAS, 2003.

- 
- [a.5] Lyman C. G. : Growth and Movement in Portland Cement Concrete, Oxford University Press, London, pp.26-27, 1934.
- [a.6] Davis, H. E. : Autogenous Volume Change of Concrete, Proceedings of The Forty-Third Annual Meeting, American Society for Testing Materials, Vol.40, pp.1103-1110, 1940.
- [a.7] Neville, A. M. : Properties of Concrete, Third Edition, Longman Scientific & Technical, pp.371-373, 1981.
- [a.8] 田澤栄一, 宮澤伸吾, 重川幸司 : 水和反応による硬化セメントペーストのマクロな体積減少, セメント・コンクリート論文集, No.45, pp.122-127, 1991.
- [a.9] Tazawa, E. and Miyazawa, S. : Autogenous Shrinkage of Cement Paste with Condensed Silica Fume, Fourth CANMET/ACI International Conference on Fly Ash, Silica Fume, Slag and Natural Pozzolans in Concrete, Istanbul, Turkey, Supplementary Papers, pp.875-894, 1992.
- [a.10] 田澤栄一 : 水和反応によるセメントペーストの自己収縮, セメント・コンクリート, No.565, pp.35-44, 1994.
- [a.11] E. Tazawa and S. Miyazawa : Experimental Study on Mechanism of Autogenous Shrinkage of Concrete, Cement and Concrete Research, Vol.25, No.8, pp.1633-1638, 1995.
- [a.12] 宮澤伸吾 : 自己収縮の機構および予測式, コンクリート工学, Vol.43, No.5, pp.27-33, 2005.5.
- [a.13] 土木学会 : 2002年版コンクリート標準示方書 改訂資料, コンクリートライブラリー108, pp.13-16, 2002.
- [a.14] 田澤栄一, 宮澤伸吾, 笠井哲郎 : セメントの硬化収縮と硬化体の内部組織について, セメント技術年報, Vol.140, pp.75-78, 1986.
- [a.15] 笠井哲郎, 田澤栄一 : 硬化収縮の測定によるセメントの水和度の簡易推定法, 広島大学工学部研究報告, Vol.37, No.1, 別冊, pp.23-29, 1988.
- [a.16] 日本コンクリート工学協会 : 自己収縮研究委員会報告書, pp.43-45, 1996.11.
- [a.17] Powers, T. C. : Physical Properties of Cement Paste, Proceedings of Forth International Symposium on the Chemistry of Cement, Vol.2, Washington, DC, pp.577-609, 1960.
- [a.18] Fagerlund, G. : General Theory for Shrinkage and Swelling of Porous Materials at Relative Humidities above 45% - With Application to Concrete, Proceedings of International Symposium on Pore Structure and Properties of Materials, Modry, S., Svata, M., eds, 6Vols, E123-148, 1973.
- [a.19] 岸谷孝一, 馬場明生 : 建築材料の乾燥収縮機構, セメント・コンクリート, No.346, pp.30-40, 1975.
- [a.20] 長滝重義, 米倉亜州夫 : コンクリートの乾燥収縮機構に関する研究, コンクリート工学年次論文集, Vol.2, pp.153-156, 1980.
- [a.21] 田澤栄一, 米倉亜州夫, 田中敏嗣 : 乾燥収縮低減剤がセメント硬化体の乾燥収縮及びクリープに及ぼす影響, セメント技術年報, No.42, pp.435-438, 1988.

- [a.22] 下村匠, 前川宏一: 微視的構造に基づくコンクリートの乾燥収縮モデル, 土木学会論文集, No.520/V-28, pp.35-45, 1995.
- [a.23] Powers, T. C. : Mechanism of Shrinkage and Reversible Creep of Hardened Cement, Proceedings of an International Conference on the Structure of Concrete and Its Behavior under Load, London, pp.319-344, 1965.
- [a.24] Ferraris, C. F. and Wittmann, F. H. : Shrinkage Mechanisms of Hardened Cement Paste, Materials and Structures, Vol.1, No.6, pp.547-552, 1968.
- [a.25] Wittmann F. H. : Surface Tension Shrinkage and Strength of Hardened Cement Paste, Materials and Structures, Vol.1, No.6, pp.547-552, 1968.
- [a.26] Feldman R. F. and Sereda, P. J. : A Model for Hydrated Portland Cement Paste as Deduced from Sorption — Length Change and Mechanical Properties, Materials and Structures, Vol.1, No.6, pp.509-520, 1968.
- [a.27] Ishai, O. : The Time-dependent Deformation Behavior of Cement Paste, Mortar and Concrete, Proceedings of an International Conference on the Structure of Concrete and Its Behavior under Load, London, pp.345-364, 1965.
- [a.28] Uchikawa, H. Hanehara, D. and Sawaki, D. : Structural Change of Hardened Mortar by Drying, Third NCB International Seminar, Vol.4, pp.1-12, 1991.
- [a.29] 田澤栄一, 宮澤伸吾, 三浦智哉, 谷慎太郎: セメントペーストの自己収縮に及ぼす鉱物組成の影響, 第46回土木学会中国四国支部研究発表会講演概要集, pp.630-631, 1994.
- [a.30] 高橋俊之, 田中英喜, 吉田孝三郎, 後藤誠史: セメントペーストの自己収縮に及ぼす水和収縮の影響, コンクリート工学論文集, Vol.7, No.2, pp.137-142, 1996.
- [a.31] 矢野めぐみ, 名和豊春, 荻原淳平, 堀田智明: 高流動コンクリートの自己収縮に関する実験的研究, セメント・コンクリート論文集, No.54, pp.673-679, 2000.
- [a.32] 田沢栄一, 宮澤伸吾, 佐藤剛: 自己収縮に及ぼすセメントの化学組成の影響, セメント・コンクリート論文集, No.47, pp.528-533, 1993.
- [a.33] 宮澤伸吾, 田澤栄一: セメント系材料の自己収縮に及ぼすセメントの化学組成の影響, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.18, No.1, pp.699-704, 1996.
- [a.34] E. Tazawa, and S. Miyazawa : Influence of Cement Composition on Autogenous Shrinkage of Concrete, Proceeding of the Tenth International Congress on the Chemistry of Cement, 2ii071, 1997.
- [a.35] 大崎雅史, 田中英喜, 坂井悦郎, 大門正機: セメントペーストの自己収縮に及ぼす間隙相およびその組成の影響, 第55回セメント技術大会講演要旨, pp.188-189, 2001.
- [a.36] 宮澤伸吾, 黒井登起雄, 北田悦子: 自己収縮に及ぼすセメントの鉱物組成および粒径の影響, セメント・コンクリート論文集, No.53, pp.543-549, 1999.
- [a.37] 久保証則, 青木茂, 新村亮, 原田暁: 高炉セメントを用いたコンクリートの自己収縮に関する実験的研究, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.19, No.1, pp.763-768, 1997.



- [a.38] 宮澤伸吾, 大澤友宏, 廣島明男, 鯉渕清 : 高炉セメントの自己収縮および断熱温上昇量に関する研究, セメント・コンクリート論文集, No.58, pp.154-159, 2004.
- [a.39] 今本啓一, 大谷博 : 高強度・超高強度コンクリートの収縮性状に関する研究, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.17, No.1, pp.1061-1066, 1995.
- [a.40] 田沢栄一, 宮沢伸吾 : セメント系材料の自己収縮に及ぼす結合材および配合の影響, 土木学会論文集, No.502/V-25, pp.43-52, 1994.
- [a.41] 田澤榮一, 宮沢伸吾, 佐藤剛, 小西謙二郎 : コンクリートの自己収縮, コンクリート工学論文報告集, Vol.14, No.1, pp.561-566, 1992.
- [a.42] Hobbs, D. W. : Influence of Aggregate Restraint on the Shrinkage of Concrete, Journal of ACI, Vol.71, No.9, pp.445-450, 1974.
- [a.43] 宮澤伸吾, 北田悦子, 井田教師 : コンクリートの自己収縮に及ぼす骨材混入量の影響, コンクリート工学論文報告集, Vol.20, No.2, pp.667-672, 1998.
- [a.44] Tazawa, E., Matsuoka, Y., Miyazawa, S., Okamoto. S. : Effect of Autogenous Shrinkage on Selfstress in Hardening Concrete, International Symposium on Thermal Cracking in Concrete at Early Ages, Munich, pp.221-228, 1994.10.
- [a.45] 筋野晃司, 田澤栄一, 宮澤伸吾, 保明淳二 : マスコンクリートのひび割れ発生に及ぼす自己収縮の影響, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.17, No.1, pp.1139-1144, 1995.
- [a.46] 田澤栄一, 宮澤伸吾 : 水和による自己収縮, コンクリート工学, Vol.32, No.9, pp.25-30, 1994.9.
- [a.47] Tazawa, E., Miyazawa, S. : Autogenous Shrinkage of Cement Paste with Condensed Silica Fume, Forth CANMET/ACI International Conference on Fly Ash, Silica Fume, Slag and Natural Pozzolans in Concrete, ACI, Istanbul, pp.965-986, 1992.5.
- [a.48] 宮澤伸吾 : 自己収縮の機構および予測法, コンクリート工学, Vol.43, No.5, pp.27-33, 2005.5.
- [a.49] 田中敏嗣 : 低熱ポルトランドセメントによるコンクリートの高性能化に関する研究, 広島大学博士論文, pp.42-45, 2000.
- [a.50] E. Tazawa, S. Miyazawa : Autogenous Shrinkage Caused by Self Desiccation in Cementitious Material, Ninth International Congress on the Chemistry of Cement, pp.712-718, 1992.
- [a.51] 名和豊春, 出雲健司, 矢野めぐみ, 湯浅昇 : モルタル硬化体の湿度変化と自己収縮の関係, セメント・コンクリート論文集, No.55, pp.218-225, 2001.
- [a.52] 堀田智明, 名和豊春 : モルタル硬化体の自己収縮に及ぼすフライアッシュ品質の影響, コンクリート工学年次論文集, Vol.24, No.1, pp.165-170, 2002.
- [a.53] 山崎之典, 流洋, 根本銀作, 杉浦孝三 : 膨張セメントの初期膨張現象の観察, セメント・コンクリート, No.333, pp.9-12, 1973.
- [a.54] Ramachandran, V. S., Serada, P. J. and Feldman, R. F. : Mechanism of Hydration of Calcium Oxide, Nature, Vol.201, No.4916, pp.288-289, 1964.

- [a.55] Catterji, S. and Jeffery, J. W. : A New Hypothesis of Sulfate Expansion, Magazine of Concrete Research, Vol.15, No.44, pp.83-86, 1963.
- [a.56] Catterji, S. and Jeffery, J. W. : The Volume Expansion of Hardened Cement Paste Due to the Presence of Dead-burnt CaO, Magazine of Concrete Research, Vol.18, No.55, pp.65-68, 1966.
- [a.57] Mehta, P. K. : Mechanism of Expansion Associated with Ettringite Formation, Cement and Concrete Research, Vol.3, pp.1-6, 1973.
- [a.58] 佐久間隆司, 鈴木脩, 佐竹紳也, 渡邊斉: 早強型膨張材の諸特性とコンクリート製品への適用性, コンクリート工学年次論文集, Vol.25, No.1, pp.131-136, 2003
- [a.59] 保利彰宏, 高橋光男, 辻幸和, 原田真剛: 低添加型膨張材を用いたコンクリートの基礎物性, コンクリート工学年次論文集, Vol.24, No.1, pp.261-266, 2002.
- [a.60] 佐久間隆司, 伊達重之, 柴垣昌範: 石灰系低添加型膨張材のひび割れ抑制効果に関する研究, コンクリート工学年次論文集, Vol.26, No.1, pp.219-224, 2004.
- [a.61] シーエムシー編集部: 最新 コンクリート混和剤の技術と応用, シーエムシー, pp.146-162, 2001.
- [a.62] 富田六郎: 収縮低減剤, コンクリート工学, Vol.26, No.3, pp.55-60, 1988.
- [a.63] 佐藤健, 後藤孝治, 酒井公武: セメント硬化体の乾燥収縮を低減する有機質混和剤の作用機構, セメント技術年報, Vol.37, pp.65-68, 1987.
- [a.64] 永松静也, 佐藤嘉昭, 真鍋宏司: セメント硬化体の乾燥収縮理論と乾燥収縮低減剤の効果について その1, その2, 日本建築学会学術講演梗概集(関東), pp.483-486, 1984.
- [a.65] 近松竜一, 竹田宣典, 鎌田文男, 十河茂幸: 結合材の種類がコンクリートの硬化収縮に及ぼす影響, コンクリート工学年次論文集, Vol.15, No.1, pp.543-548, 1993.
- [a.66] 小島明, 鶴田昌宏, 中村秀三: 石灰石砕石を用いたコンクリートの強度特性, コンクリート工学年次論文集, Vol.26, No.1, pp.93-98, 2004.

## 付 録 B

- [b.1] 河井徹也: 1000kgf/cm<sup>2</sup> コンクリートの実用化への挑戦, セメント・コンクリート, No.508, pp.31-38, 1989.6.
- [b.2] 岡村甫: コンクリート構造の限界状態設計法, 共立出版, pp.17-19, 1978.
- [b.3] A.M. Neville : Properties of Concrete, Fourth Final Edition, pp.-, 1995.
- [b.4] ACI Committee 363 : State-of-the-Art Report on High-Strength Concrete, Manual of Concrete Practice, ACI, pp.363 R1-363R55, 1993.
- [b.5] 小林一輔: コンクリート実務便覧, オーム社, pp.96-97, 2004.12.
- [b.6] 岡田清: 最新コンクリート工学, オーム社, pp.18-21, 1986.3.
- [b.7] 小林一輔: コンクリート実務便覧, オーム社, pp.105-107, 2004.12.
- [b.8] 平松良雄, 岡田清, 岡行俊, 小柳洽, 水田義明: 剛性試験機的设计・試作とコンクリー

- トの剛性試験結果について, 材料, Vol.24 (No.260), pp.447-454, 1975.
- [b.9] Watanabe, F. : Complete Stress-Strain Curve of Concrete in Confined Compression, Proceedings of International Conference on Mechanical Behavior of Material, Vol.IV, Kyoto, pp.153-161, 1971.
- [b.10] 谷川恭雄, 西川公三, 小阪義夫 : 高剛性変位速度制御圧縮試験機の試作・開発並びにコンクリートの塑性変形挙動に関する複合材料論的考察, 日本建築学会論文報告集, No.260, pp.9-19, 1977.
- [b.11] 谷川恭雄, 畑中重光, 小阪義夫 : 高ひずみ領域に至るまでのコンクリートの応力度(ひずみ度曲線の表示式), セメント技術年報, No.34, pp.242-245, 1980.
- [b.12] 内田裕市, 市之瀬敏勝 : 破壊のメカニズムと破壊の力学, コンクリート工学, Vol.37, No.9, pp.11-17, 1999.9..
- [b.13] 日本コンクリート工学協会 : コンクリート構造物のポストピーク挙動評価と設計への応用, pp.93-100, 2003.7.
- [b.14] RILEM Draft Recommendation (50-FMC) : Determination of the Fracture Energy of Mortar and Concrete by Means of Three-Point Bend Tests on Notched Beams, Materials and Structure, Vol.18, No.106, pp.285-290, 1985.
- [b.15] 土木学会 : 2007年制定コンクリート標準示方書 設計編, pp.42-43, 2008.3.
- [b.16] 藤田学, 高木康宏 : 高強度コンクリートの破壊エネルギーに関する検討, 三井住友建設技術研究所報告, Vol.1, pp.15-20, 2003.
- [b.17] 野村希晶, 三橋博三, 鈴木篤, 和泉正哲 : 非線形破壊力学手法に基づく高強度コンクリートの脆性化機構の考察, 日本建築学会構造系論文報告集, Vol.416, pp.9-16, 1990.10.
- [b.18] 二羽淳一郎, Somnuk Tangtermsirikul : 高強度コンクリートおよび自己充填コンクリートの破壊力学特性, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.19, No.2, pp.117-122, 1997.
- [b.19] 橋高義典, 中村成春 : 高強度コンクリートの破壊パラメータに及ぼす粗骨材の影響, 日本建築学会構造系論文集, No.490, pp.7-16, 1996.12.
- [b.20] 日本コンクリート工学協会 : 高靱性セメント複合材料を知る・作る・使う 高靱性セメント複合材料の性能評価と構造利用研究委員会報告書, pp.11-27, 2002.1
- [b.21] Wang, Y., Li, V. C. and Backer, S. : Modeling of Fiber Pull-out from a Cement Matrix, International Journal of Cement Composite and Light Weight Concrete, Vol.10, No.3, pp.79, No.3, pp.700-704, 1996.
- [b.22] Kanda, T. and Li, V. C. : Interface Property and Apparent Strength of a High Strength Hydrophilic Fiber in Cement Matrix, Journal of Materials in Civil Engineering, ASCE, Vol.10, No.1, pp.5-13, 1998.
- [b.23] Li, V. C., Wu, H. C. and Chan, Y. W. : Effect of Plasma Treatment of Polyethylene Fibers on Interface and Cementitious Composite Properties, Journal of American Ceramic Society, Vol.79, No.3, pp.3, pp.700-704, 1996.

- [b.24] 清田雅量, 三橋博三, 閑田徹志, 川又篤: セメント系複合材料における繊維の付着特性に関する基礎研究, コンクリート工学年次論文集, Vol.23, No.2, pp.187-192, 2001.
- [b.25] 小林一輔: 繊維補強コンクリート 特性と応用, オーム社, pp.1-4, 1981.6.
- [b.26] 真嶋光保, 幸左賢二, 大野定俊: 繊維補強セメント/コンクリート複合材料, 技報堂出版, pp.45-50, 1994.5.
- [b.27] 土木学会: コンクリートライブラリー97 鋼繊維補強鉄筋コンクリート柱部材の設計指針(案), pp.4-5, 1999.11.

## 論文発表リスト

### A. 査読付き論文： ○印は本論文に関するもの

#### 【土木学会論文集】（土木学会）

1. 河合研至・河野克哉・森永力・田澤榮一：好気性微生物によるコンクリート劣化における有機酸及び炭酸の影響，土木学会論文集，No.550/V-33，pp.105-115，(1996)
- 2. 河野克哉・二羽淳一郎・岡本享久：高品質軽量骨材を用いた低水セメント比コンクリートの体積変化機構，土木学会論文集，No.802/V-69，pp.123-136，(2005)
3. 野間康隆・三木朋広・河野克哉・二羽淳一郎：各種リサイクル材料を用いたコンクリートの力学特性に関する研究，土木学会論文集 第E部門，Vol.63，No.1，pp.1-13，(2007)
- 4. 河野克哉・二羽淳一郎・大滝晶生・村田裕志：高強度軽量骨材コンクリートはりのせん断特性に及ぼす合成短繊維と収縮低減材料の併用効果，土木学会論文集 第E部門，Vol.63，No.4，pp.575-589，(2007)

#### 【Concrete Library of Japan Society of Civil Engineers】（土木学会）

5. Kawai, K., Kohno, K., Morinaga, T., Tazawa, E. : Effects of organic and carbonic acids on concrete deterioration caused by aerobic microorganisms, Concrete Library of Japan Society of Civil Engineers, No.30, pp.111-123, (1997)

#### 【Cement and Concrete Research】

- 6. K. Kohno, T. Okamoto, Y. Ishikawa, T. Sibata, H. Mori : Effects of artificial lightweight aggregate on autogenous shrinkage of concrete, Cement and Concrete Research, Vol.29, No.4, pp.611-614, (1999)

#### 【コンクリート工学年次論文集】（日本コンクリート工学協会）

- 7. 河野克哉・岡本享久・柴田辰正・石川雄康：超軽量骨材を用いたコンクリートの自己収縮ならびに乾燥収縮，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.20，No.2，pp.43-48，(1998)
- 8. 河野克哉・岡本享久・石川雄康・児玉明彦：人工軽量骨材を用いたコンクリートの収縮に及ぼす養生の影響，コンクリート工学年次論文集，Vol.22，No.2，pp.241-246，(2000)
- 9. 河野克哉・二羽淳一郎・大滝晶生：高品質軽量骨材を用いたコンクリートの破壊力学

- 特性ならびに自己収縮に及ぼす短繊維の効果, コンクリート工学年次論文集, Vol.26, No.1, pp.1587-1592, (2004)
- 10. 河野克哉・大滝晶生・二羽淳一郎: 混和材料と合成繊維を併用した高強度軽量骨材コンクリートの破壊力学特性, コンクリート工学年次論文集, Vol.27, No.1, pp.1369-1374, (2005)
  - 11. 大滝晶生・河野克哉・二羽淳一郎: 高品質軽量骨材を用いたコンクリート部材の力学特性に及ぼす自己収縮の影響, コンクリート工学年次論文集, Vol.27, No.1, pp.1459-1464, (2005)
  - 12. 野間康隆・河野克哉・二羽淳一郎: エコセメントおよび再生ポリエチレンテレフタレート繊維を用いたコンクリートの破壊力学特性, コンクリート工学年次論文集, No.1, pp.1339-1344, Vol.27, (2005)
  - 13. 大滝晶生・河野克哉・二羽淳一郎: 合成短繊維ならびに収縮低減剤を用いた高品質軽量コンクリートはり部材のせん断耐力, コンクリート工学年次論文集, Vol.28, pp.1495-1500, (2006)
  - 14. 野間康隆・河野克哉・二羽淳一郎: 再生粗骨材および再生 PET 繊維を用いたエコセメントコンクリートはりのせん断特性, コンクリート工学年次論文集, Vol.28, pp.1595-1600, (2006)
  - 15. 河野克哉・二羽淳一郎・大滝晶生: ポリプロピレン短繊維で補強した高強度軽量 RC はりのせん断強度式, コンクリート工学年次論文集, Vol.28, pp.1549-1554, (2007)
  - 16. 河野克哉・二羽淳一郎・大滝晶生: ポリプロピレン短繊維と有機系収縮低減剤を併用した高強度軽量 RC はり部材のせん断強度評価, コンクリート工学年次論文集, Vol.30, pp.1567-1572, (2008)
  - 17. 林建佑・河野克哉・山田一夫・原健悟: 石灰岩碎石と海砂を使用したコンクリート構造物のアルカリ骨材反応による劣化診断, コンクリート工学年次論文集, Vol.31, pp.1249-1254, (2009)
  - 18. 黒澤真一・林建佑・河野克哉・山田一夫: 超微細空隙を有する珪質頁岩微粉末を使用したモルタルの基本物性, コンクリート工学年次論文集, Vol.31, pp.199-204, (2009)
  - 19. 久我龍一郎・河野克哉・野崎隆人・山田一夫: 高炉スラグ微粉末と石灰石微粉末を添加したエコセメントモルタルの強度発現性ならびに乾燥収縮特性, コンクリート工学年次論文集, Vol.31, pp.55-60, (2009)
  - 20. 河野克哉・黒澤真一・高木亮一・吉本稔: 石灰岩砕砂の微粒分量がモルタルの乾燥収縮に及ぼす影響, コンクリート工学年次論文集, Vol.31, pp.103-108, (2009)
  - 21. 川口哲生・石田征男・河野克哉・田中敏嗣: 化学的応力を付与した超高強度繊維補強モルタルの破壊力学特性, コンクリート工学年次論文集, Vol.32, pp.1247-1252, (2010)

#### 【セメント・コンクリート論文集】(セメント協会)

- 22. 河合研至・河野克哉・森永力・田澤榮一: 連続培養を行った好気性細菌によるコンク

- リートの劣化, セメント・コンクリート論文集, No.50, pp.416-421, (1996)
23. 河合研至・河野克哉・森永力・田澤榮一: 合成有機酸溶液を用いたコンクリートの劣化シミュレーション, セメント・コンクリート論文集, No.50, pp.422-427, (1996)
- 24. 河野克哉・釜谷健悦・早野博幸: モルタルの軽量高強度化に関する検討, セメント・コンクリート論文集, No.51, pp.724-729, (1997)
25. 野間康隆・河野克哉・二羽淳一郎: 再生粗骨材および再生 PET 繊維を用いたエコセメントコンクリートの破壊挙動に関する実験的研究, セメント・コンクリート論文集, No.59, pp.498-503, (2006)
26. 林建佑・河野克哉・山田一夫・山下弘樹: 外来アルカリ環境下におけるフライアッシュⅡ種のアリシリカ反応抑制効果, セメント・コンクリート論文集, No.62, pp.334-341, (2008)

**【コンクリート構造物の補修, 補強, アップグレード論文報告集】(日本材料学会)**

27. 細川佳史・河野克哉・山田一夫: 若材齢時における空隙水中の $[Cl^-]/[OH^-]$ の経時変化と鋼材発錆の関係に関する検討, コンクリート構造物の補修, 補強, アップグレード論文報告集, 第6巻, pp.259-266, (2006)
28. 河野克哉・山田一夫・細川佳史・梁承奎: 単位セメント量が異なるコンクリート中の鋼材腐食に対する塩化物イオンの限界濃度, コンクリート構造物の補修, 補強, アップグレード論文報告集, 第6巻, pp.267-274, (2006)
29. 山田一夫, 川端雄一郎, 河野克哉, 林建佑, 広野真一: 岩石学的考察を含んだ ASR 診断の現実と重要性, コンクリート構造物の補修, 補強, アップグレード論文報告集, 第7巻, pp.21-28, (2007)
30. 林建佑, 河野克哉, 山田一夫: EPMA を用いた ASR 劣化構造物におけるゲルの化学組成分析, コンクリート構造物の補修, 補強, アップグレード論文報告集, 第8巻, pp.167-178, (2008)

**【セメント・コンクリート研究討論会論文報告集】**

31. 河合研至・河野克哉・森永力・田澤榮一: 好気性微生物によるコンクリート劣化における有機酸の寄与, 第22回セメント・コンクリート研究討論会論文報告集, pp.23-28, (1995)

**B. 論文(査読無し):** ○印は本論文に関するもの

**【東海大学紀要工学部】**

- 1. 中村辰夫・岡本享久・河野克哉・笠井哲郎: 低吸水性を有する軽量骨材を用いたコンクリートの強度特性および耐凍害性, 東海大学紀要工学部, Vol.38, No.2, pp.133-143, (1998)

- 2. 中村達夫・岡本享久・河野克哉・笠井哲郎：軽量骨材コンクリートの収縮特性に及ぼす骨材の含水状態および養生条件の影響, 東海大学紀要工学部, Vol.40, No.1, pp.101-106, (2000)

### 【太平洋セメント研究報告】

- 3. 岡本享久・寺光泰文・石川雄康・棚木隆・笹嶋昌男・柴田辰正・早野博幸・河野克哉・森寛晃：高性能軽量コンクリートの基本性状に関する研究, 太平洋セメント研究報告, 第136号, pp.26-32, (1999)
4. 江里口玲・小川洋二・大森啓至・早野博幸・大竹淳一郎・河野克哉：コンクリートソリューションシステム—インターネットを利用した新しいコンクリート技術の提案方法—, 太平洋セメント研究報告, No.144, pp.72-79, (2003)
5. 河野克哉・市川牧彦・梁承奎・嚴泰善・李宋烈：コンクリート中の鋼材腐食に対する塩化物イオンの限界濃度と規制のあり方, 太平洋セメント研究報告, No.158, pp.4-12, (2010)
- 6. 河野克哉・二羽淳一郎：合成短繊維と収縮低減剤を併用した高強度軽量 RC はりのせん断強度評価, 太平洋セメント研究報告, No.159, (2010) 投稿中

### C. 国際会議発表： ○印は本論文に関するもの

- 1. K. Kohno : Autogenous shrinkage of High-performance lightweight concrete, Proceedings of International Workshop on Autogenous Shrinkage of Concrete organized by Japan Concrete Institute (AUTOSHRINK' 98, Hiroshima), pp.387-389, (1998)
2. R. Arai, T. Sibata, H. Hayano, K. Kohno, H. Mori, T. Okamoto : Modeling and verification of microcrack propagation in concrete, 3rd International Conference on Fracture Mechanics of Concrete Structures(FRAMCOS-3, Gifu), pp.921-930, (1998)
3. Naoki Matsunaga, Dominador Pagbilao, Katsuya Kono, Junichiro Niwa : Mechanical Properties of Lightweight Concrete Using Pinatubo Aggregate with Coir Fiber, Symposium on Environmental Issues Related to Infrastructure Development (Makati City, Philippines), pp.515-522, (2003)
4. Y. Noma, K. Kono, J. Niwa : Study on Mechanical Property of Concrete Using Recycled Materials, Materials, Experimentation, Maintenance and Rehabilitation, Proceedings of the Tenth East Asia-Pacific Conference on Structural Engineering and Construction (EASEC-10, Bangkok), pp.543-548, (2006)
5. Yasutaka NOMA, Katsuya KONO, Tomohiro MIKI, Junichiro NIWA : Analytical Study on the Shear Carrying Capacity of Reinforced Concrete beams Using Recycled Materials : Proceedings of the Symposium on Infrastructure Development and the Environment (SIDE 2006) including 5th Regional Symposium on Infrastructure Development (RSID-5), MTL-004,



(2006)

**D. 著書：** ○印は本論文に関するもの

- 1. 岡本享久・河野克哉：コンクリート工学ハンドブック，朝倉書店，〔第17章 軽量コンクリート〕，pp.625-663，(2009)
2. 河野克哉・山本賢司・丸屋剛：コンクリート技術シリーズ コンクリート中の鋼材の腐食性評価と防食技術研究小委員会（338委員会）委員会報告書，土木学会，〔1.5 鋼材の腐食発生限界塩化物イオン濃度  $C_{lim}$ 〕 pp.80-95，(2009)
3. 河野克哉：コンクリート技術シリーズ コンクリート中の鋼材の腐食性評価と防食技術研究小委員会（338委員会）委員会報告書，土木学会，〔1.7.2 材料係数について ( $D_d = \gamma_c \cdot D_k$ )〕 pp.117-118，(2009)

**E. 口頭発表要旨：** ○印は本論文に関するもの

**【土木学会年次学術講演会講演概要集】（土木学会）**

- 1. 河野克哉・森寛晃・岡本享久・石川雄康・柴田辰正：人工軽量骨材を用いたコンクリートの自己体積変化，土木学会第53回年次学術講演会講演概要集第V部，pp.470-471，(1998)
- 2. 森寛晃・河野克哉・柴田辰正・石川雄康・岡本享久：超軽量骨材の凍結融解抵抗性，土木学会第53回年次学術講演会講演概要集第V部，pp.472-473，(1998)
- 3. 河野克哉・石川雄康・森寛晃・岡本享久・中村達夫：人工軽量骨材がコンクリートの乾燥収縮に与える影響，土木学会第54回年次学術講演会講演概要集第V部，pp.306-307，(1999)
- 4. 森寛晃・河野克哉・小幡浩之・石川雄康・岡本享久：凍結融解作用を受ける軽量骨材コンクリートの表層部の性状，土木学会第55回年次学術講演会講演概要集第V部，pp.756-757，(2000)
- 5. 河野克哉・榎木隆・岡本享久・笠井哲郎・青木亘：人工軽量骨材を用いた高流動コンクリートの自己充填性と自己収縮，土木学会第56回年次学術講演会講演概要集第V部，pp.302-303，(2001)
6. 大竹淳一郎・大森啓至・小川洋二・早野博幸・河野克哉：工場製品向け高ビーライト系セメントコンクリートの物性，土木学会第58回年次学術講演会講演概要集第V部，pp.587-588，(2003)
- 7. 大滝晶生・河野克哉・二羽淳一郎：中国産高品質軽量骨材を用いたコンクリートにおける短繊維補強効果，土木学会第59回年次学術講演会講演概要集第V部，pp.953-954，(2004)

- 8. 大滝晶生・河野克哉・二羽淳一郎：合成短繊維および収縮低減剤を用いた高品質軽量骨材コンクリートはりのせん断特性，土木学会第 60 回年次学術講演会講演概要集第 V 部，pp.737-738，(2005)
9. 野間康隆・二羽淳一郎・河野克哉・中沢聡：再生粗骨材の品質がエコセメントコンクリートの破壊力学特性に及ぼす影響，土木学会第 60 回年次学術講演会講演概要集第 V 部，pp.779-780，(2005)
10. 河野克哉・山田一夫・細川佳史・梁承奎：単位セメント量が異なるコンクリート中における塩化物イオンの鋼材発錆限界濃度，土木学会第 61 回年次学術講演会講演概要集第 V 部，pp.507-508，(2006)
11. 林建佑・河野克哉・山田一夫：能登半島地域の橋脚コンクリートに生じた ASR の岩石・鉱物学的考察，土木学会第 63 回年次学術講演会講演概要集第 V 部，pp.163-164，(2008)
12. 林建佑・山田一夫・河野克哉・大庭光商：プレストレストコンクリート橋で生じた ASR の劣化診断，土木学会第 64 回年次学術講演会講演概要集第 V 部，pp.195-196，(2009)
13. 河野克哉・梁承奎・市川牧彦・山田一夫・高橋晴香：混合セメントを用いたモルタル中の鋼材腐食に対する塩化物イオンの限界濃度，土木学会第 64 回年次学術講演会講演概要集第 V 部，pp.483-484，(2009)
14. 黒澤真一・河野克哉・山田一夫・林建佑：珪質頁岩微粉末を使用したモルタルの圧縮強度発現性と ASR 抑制効果，土木学会第 64 回年次学術講演会講演概要集第 V 部，pp.573-574，(2009)
15. 久我龍一郎・野崎隆人・河野克哉・山田一夫： $Al_2O_3$ 含有量が異なるセメントの強度改善に及ぼす高炉スラグ微粉末と石灰石微粉末の影響，土木学会第 64 回年次学術講演会講演概要集第 V 部，pp.903-904，(2009)
16. 野崎隆人・河野克哉・山田一夫：モルタル浸漬試験におけるタウマサイトの生成条件，土木学会第 64 回年次学術講演会講演概要集第 V 部，pp.471-472，(2009)
17. 河野克哉・吉本稔・黒澤真一・高木亮一：微粒分の岩種ならびに量が異なる砕砂を用いたモルタルの乾燥収縮，土木学会第 65 回年次学術講演会講演概要集第 V 部，(2009) 投稿中
18. 田中敏嗣・川口哲生・石田征男・河野克哉：5 年間供用した UFC 耐摩耗版の路面性状，土木学会第 65 回年次学術講演会講演概要集第 V 部，(2010) 投稿中
19. 川口哲生・石田征男・河野克哉・田中敏嗣：材質の異なる有機繊維を混合した超高強度繊維補強セメント系材料の破壊エネルギー，土木学会第 65 回年次学術講演会講演概要集第 V 部，(2010) 投稿中
20. 寫田聖史・石田征男・河野克哉・川口哲生・田中敏嗣：多量に鋼繊維を混入したコンクリートの破壊力学特性，土木学会第 65 回年次学術講演会講演概要集第 V 部，(2010) 投稿中
21. 石田征男・河野克哉・田中敏嗣・川口哲生・出井丈也：集束アラミド繊維を使用した

超高強度繊維補強コンクリートの引張特性, 土木学会第 65 回年次学術講演会講演概要集第 V 部, (2010) 投稿中

### 【土木学会中国支部研究発表講演概要集】(土木学会)

22. 田沢栄一・森永力・河合研至・河野克哉: 好気性微生物の代謝産物によるセメントペーストの劣化, 土木学会中国四国支部研究発表講演概要集, Vol.46, p.648-649, (1994)
23. 河合研至・森永力・河野克哉・渡辺実: 環境温度がコンクリートの微生物劣化に及ぼす影響, 土木学会中国支部研究発表講演概要集, Vol.47, p.454-455, (1995)
24. 河合研至・森永力・富家有紀・河野克哉: 連続培養を行った好気性細菌によるセメントペーストの劣化, 土木学会中国支部研究発表講演概要集, Vol.48, p.537-538, (1996)

### 【セメント技術大会講演要旨】(セメント協会)

25. 河合研至・河野克哉・森永力・田澤栄一: 連続培養を行った好気性細菌によるコンクリートの劣化, 第 50 回セメント技術大会講演要旨, pp.176-177, (1996)
26. 河合研至・河野克哉・森永力・田澤栄一: 合成有機酸溶液を用いたコンクリートの劣化シミュレーション, 第 50 回セメント技術大会講演要旨, pp.178-179, (1996)
- 27. 河野克哉・釜谷健悦・早野博幸: モルタルの軽量高強度化に関する検討, 第 50 回セメント技術大会講演要旨, pp.342-343, (1997)
28. 林建佑・河野克哉・山田一夫・山下弘樹: 各種フライアッシュを混和したモルタルの高温高アルカリ溶液下における ASR 膨張特性, 第 62 回セメント技術大会講演要旨, pp.80-81, (2008)
29. 林建佑・河野克哉・山田一夫: 反応性骨材の粒径と ASR 膨張の関係, 第 63 回セメント技術大会講演要旨, pp.228-229, (2009)
30. 久我龍一郎・野崎隆人・河野克哉・山田一夫: 高炉スラグ微粉末と石灰石微粉末を添加した高アルミナセメントの水和反応解析, 第 63 回セメント技術大会講演要旨, pp.198-199, (2009)
31. 野崎隆人・丸山一平・山田一夫・河野克哉: シリカフェーム混合セメントの XRD/リートベルト法による解析, 第 63 回セメント技術大会講演要旨, pp.30-31, (2009)

### 【日本建築学会大会学術講演梗概集】(日本建築学会)

32. 河野克哉, 山田一夫, 細川佳史: EPMA 法によるコンクリート中鉄筋の発錆に対する限界塩化物イオン濃度の算定, 日本建築学会大会学術講演梗概集, A-1 分冊, pp.1235-1236, (2007)
- 33. 河野克哉・石田征男: 短繊維補強コンクリートの破壊エネルギーに及ぼす混和材料の影響, 日本建築学会大会学術講演梗概集, A-1 分冊, pp.503-504, (2009)
34. 石田征男・河野克哉: 鋼繊維を多量混入したセメント系材料の成形方法ならびに破壊特性 (その 1 調査選定と成形方法), 日本建築学会大会学術講演梗概集, (2010) 投稿中

35. 河野克哉・石田征男：鋼繊維を多量混入したセメント系材料の成形方法ならびに破壊特性（その2 破壊力学特性），日本建築学会大会学術講演梗概集，(2010) 投稿中

## E. 特許： ○印は本論文に関するもの

- 1. 早野博幸・藤原浩巳・釜谷健悦・河野克哉・岡本享久：軽量コンクリートの製造方法，特開平 11-019920
- 2. 河野克哉・岡本享久・石川雄康・柴田辰正：軽量コンクリート，特開 2000-109378
- 3. 森寛晃・石川雄康・児玉明彦・河野克哉：軽量骨材コンクリート，特開 2000-264699
- 4. 岡本享久・石川雄康・児玉明彦・上野雅之・河野克哉：土木用に使用可能な軽量コンクリート組成物とその硬化体，特開 2001-114580
- 5. 小幡浩之・児玉明彦・森寛晃・河野克哉・石川雄康：軽量コンクリート組成物，特開 2001-261413
- 6. 花田達雄・石田聡・栩木隆・河野克哉：充填用コンクリート，特開 2002-265251
- 7. 丸井浩・久家幸夫・持永毅・河野克哉：低吸水性軽量骨材の製造方法，特開 2002-274901
- 8. 肥後康秀・栩木隆・河野克哉：高流動・軽量2種コンクリート，特開 2002-274920
- 9. 持永毅・河野克哉・丸井浩・久家幸夫：低吸水性軽量骨材の製造方法，特開 2002-293590
- 10. 石田泰之・林浩志・河野克哉・石森正樹：セルフレベリング性組成物，特開 2003-267771
- 11. 石田泰之・林浩志・河野克哉・石森正樹：グラウト組成物，特開 2003-267772
- 12. 河野克哉・林浩志・石田泰之・石森正樹：セメント組成物，特開 2003-286060
- 13. 林浩志・石田泰之・河野克哉・石森正樹：セメント組成物，特開 2003-286064，特許第 4090772 号
- 14. 林浩志・石田泰之・河野克哉・石森正樹：セメント組成物，特開 2003-286065
- 15. 石田泰之・林浩志・河野克哉・石森正樹：防食工法，特開 2003-292364，特願 2002-97598
- 16. 石田泰之・林浩志・河野克哉・石森正樹：耐食性コンクリート，特開 2003-292368
- 17. 黒澤真一・河野克哉・山田一夫：セメント添加材及びセメント組成物，出願中
- 18. 林建祐・河野克哉：セメント組成物，出願中
- 19. 久我龍一郎・野崎隆人・河野克哉・山田一夫：セメント組成物，出願中
- 20. 黒澤真一・河野克哉・山田一夫：セメント添加材及びセメント組成物，出願中
- 21. 河野克哉・黒澤真一・高木亮一・吉本稔：モルタル又はコンクリート用細骨材及びこれを用いたモルタル・コンクリート，出願中

## F. 受賞業績： ○印は本論文に関するもの

- 1. 第 20 回コンクリート工学講演会優秀講演賞：[超軽量骨材を用いたコンクリートの自己収縮ならびに乾燥収縮]，日本コンクリート工学協会，1998 年 7 月

- 
- 2. 第 22 回コンクリート工学講演会優秀講演賞：〔人工軽量骨材を用いたコンクリートの収縮に及ぼす養生の影響〕，日本コンクリート工学協会，2000 年 7 月
  - 3. 第 56 回年次学術講演会優秀講演者表彰：〔人工軽量骨材を用いた高流動コンクリートの自己充填性と自己収縮〕，土木学会，2001 年 10 月
  - 4. 日本コンクリート工学協会賞(奨励賞)：〔合成短繊維と収縮低減剤の併用による高強度軽量 RC はり部材のせん断強度の改善と評価(総合題目)〕，日本コンクリート工学協会，2009 年 5 月
  - 5. セメント協会論文賞(土木部門)：〔外来アルカリ環境下におけるフライアッシュ II 種のアルカリシリカ反応抑制効果〕，セメント協会，2009 年 5 月