

# 博士論文

コンクリートの構成材料に基づく乾燥収縮  
予測方法に関する研究

中山 英明



## 目 次

第1章 序論	1
1.1 本研究の背景と目的	1
1.2 本論文の構成	4
第2章 乾燥収縮ひずみの予測方法に関する現状と課題	6
2.1 緒 言	6
2.2 乾燥収縮のメカニズムに関する既往の研究	6
2.3 コンクリートの構成材料が乾燥収縮に及ぼす影響に関する既往の研究	12
2.3.1 セメント	12
2.3.2 骨材	12
2.3.3 混和材料	14
2.4 乾燥収縮の予測方法に関する既往の研究	15
2.4.1 汎用性の高い予測式	15
2.4.2 短期データを用いた予測方法	20
2.5 数値解析を用いた予測方法に関する既往の研究	21
2.6 各予測式と実測値の比較	28
2.7 まとめ	33
第3章 骨材の物性評価	40
3.1 概 論	40
3.2 実験概要	42
3.2.1 使用材料	42
3.2.2 ヤング係数の評価方法	43
3.2.3 粗骨材の収縮ひずみの評価方法	45
3.2.4 骨材のその他物性値の評価方法	45
3.3 ヤング係数に関する実験結果	47
3.3.1 粗骨材のヤング係数	47
3.3.2 細骨材のヤング係数	50
3.3.3 骨材のヤング係数と吸水率および密度との関係	53
3.4 粗骨材の収縮ひずみに関する実験結果	54
3.4.1 粗骨材の収縮ひずみ	54
3.4.2 相対湿度の異なる場合の粗骨材の収縮ひずみ	56
3.4.3 粗骨材の粉末 X 線回折および偏光顕微鏡観察結果	57
3.4.4 粗骨材の収縮ひずみと強熱減量の関係	61
3.4.5 粗骨材の収縮ひずみと各種物性値の関係	62
3.5 まとめ	63

第4章 セメント硬化体の物性評価 .....	66
4.1 概論 .....	66
4.2 実験概要 .....	67
4.2.1 使用材料 .....	67
4.2.2 セメント硬化体の調合および練混ぜ方法 .....	68
4.2.3 試験項目および試験方法 .....	68
4.2.4 セメント硬化体の分析方法 .....	69
4.3 セメント硬化体のヤング係数 .....	70
4.3.1 C/W とセメント硬化体のヤング係数の関係 .....	70
4.3.2 乾燥過程のヤング係数の推移 .....	72
4.4 セメント硬化体の収縮ひずみ .....	78
4.4.1 セメント硬化体の質量減少率, 質量含水率および収縮ひずみの経時変化 .....	78
4.4.2 質量減少率と収縮ひずみの関係 .....	82
4.4.3 相対湿度および養生期間の影響 .....	84
4.4.4 水セメント比の影響 .....	86
4.4.5 強熱減量およびCH量の推移 .....	88
4.4.6 BET比表面積の推移 .....	89
4.4.7 セメント硬化体の平均吸着厚さと分離圧の関係 .....	91
4.5 まとめ .....	93
第5章 コンクリートの水分移動に関する検討 .....	95
5.1 概論 .....	95
5.2 実験概要 .....	97
5.2.1 使用材料 .....	97
5.2.2 コンクリートの調合および練混ぜ方法 .....	97
5.2.3 養生条件 .....	98
5.2.4 試験項目および試験方法 .....	99
5.3 実験結果 .....	101
5.3.1 乾燥に伴う相対含水率の推移 .....	101
5.3.2 水分拡散係数の算出 .....	105
5.3.3 水分拡散係数の推定方法の検討 .....	110
5.3.4 平衡含水率 .....	113
5.4 水分移動解析 .....	116
5.4.1 水分移動解析方法 .....	116
5.4.2 仮想空間厚さの検討 .....	117
5.4.3 一面乾燥における相対含水率 .....	120
5.4.4 六面乾燥における平均質量含水率 .....	124
5.5 まとめ .....	127

第6章	コンクリートの乾燥収縮ひずみの予測方法に関する検討	129
6.1	概論	129
6.2	相対湿度とコンクリートの乾燥収縮ひずみの関係	131
6.2.1	相対湿度と骨材およびセメント硬化体の収縮ひずみの関係	131
6.2.2	骨材およびセメント硬化体のヤング係数	133
6.2.3	相対湿度と複合式で求めた乾燥収縮ひずみの関係	133
6.3	相対含水率と乾燥収縮ひずみの関係	137
6.4	乾燥収縮ひずみ解析	139
6.4.1	解析条件	139
6.4.2	解析方法の検証	139
6.4.3	解析結果	141
6.4.4	乾燥収縮ひずみの予測値に及ぼす各種パラメータの影響評価	144
6.5	本予測方法の予測精度の検証	147
6.6	まとめ	149
第7章	結論	152
7.1	まとめ	152
7.2	本研究の課題と今後の展望	155
	謝辞	158



## 第1章 序論

### 1.1 本研究の背景と目的

社会的要求となっているコンクリート構造物の長寿命化を実現するためには、ひび割れの抑制が重要となる。ひび割れの要因は様々であるが、例えば、温度ひび割れに対しては温度応力解析によるひび割れ発生確率の推定が可能となっており、調合計画段階において低熱型セメントを使用するなどの有効な対策を提案できる。一方、乾燥収縮ひび割れに対しては、そのメカニズムにおいて未解明の部分が多い。コンクリートの乾燥収縮ひび割れを抑制するためには、設計・施工において様々な対策が検討されるが、コンクリートの乾燥収縮ひび割れを抑制することが重要となる。コンクリートの乾燥収縮ひび割れの制御に関して、2007年に土木学会では、コンクリート標準示方書【設計編】で、構造物の応力値算定に用いる乾燥収縮ひび割れ値の最終値として、乾燥収縮ひび割れの予測値で得られる値の1.5倍となる $1200 \times 10^{-6}$ を規定した<sup>1</sup>。その後の改定において、この数値は削除されたものの、乾燥収縮の特性値をJISによる試験値や実績をもとに定めることを原則とすることが規定された<sup>2</sup>。日本建築学会でも、特記がない場合は、計画供用期間の級が長期および超長期のコンクリートでは、コンクリートの乾燥収縮率を $8 \times 10^{-4}$ 以下とすることが規定された<sup>3</sup>。

コンクリートの乾燥収縮ひび割れを評価する場合、環境条件や部材寸法が異なる実構造物では難しいので、JISに拠り、コンクリートのポテンシャルとしての乾燥収縮ひび割れを測定することとなる。しかし、従来、レディーミクストコンクリート工場(以下生コン工場)では、自社製品の乾燥収縮ひび割れをほとんど測定していなかった。これは、「JIS A 5308 レディーミクストコンクリート」の品質にその規定がないことや乾燥収縮ひび割れの測定には6か月間かかるため、生コンクリート納入時にコンクリートの乾燥収縮ひび割れを評価できないためである。そこで、これらの規定をきっかけに、全国の生コン工場で、自主的にコンクリートの乾燥収縮ひび割れを測定する試みが行われ、それらの実態調査が報告された<sup>4</sup>。またこの調査以降、一部では年1回程度自社製品の乾燥収縮ひび割れを評価する試みが行われている。ただし、上述したようにコンクリートの乾燥収縮ひび割れは、生コン工場の品質管理項目ではなく、コンクリートの使用者側が要求性能として規定しても、データを提示できるほど十分に整備されていないのが実情である。このため、乾燥収縮ひび割れ抑制対策として、コンクリートに使用する粗骨材を、コンクリートの乾燥収縮ひび割れが小さいといわれる石灰石骨材に限定するケースも発生している。しかし、骨材岩種を限定することは資源の有効利用や経済性を考慮すると合理的ではない。コンクリートの生産者はできるだけ現地で入手可能な材料を用いて、適切なコストおよび品質のコンクリートを製造し、コンクリートの使用者はこれらのコンクリートを適切に使用していくことが求められる。そのためには生コン工場では、できるだけ簡易かつ迅速な手法を用いて乾燥収縮ひび割れを評価し、これを品質情報としてユーザーに対して示すことが求められる。

コンクリートを構成する材料を見た場合、我が国では良質な骨材が枯渇し、新たな骨材資源の採掘が困難になっており、将来的に生コン工場で低品質の骨材を使用せざるを得なくなる可能性が懸念される。さらに、骨材価格の上昇に拠り、より安価な骨材への切替えを余儀なくされるケースも想定される。近年、骨材自体の収縮ひび割れがコンクリートの乾燥収縮に影響を及ぼすことが指摘されているが<sup>5-7</sup>、骨材の変更あるいは品質の変動に応じてコンクリートの乾燥収縮ひび割れを評価するのは物理的に困難である。さらに、我が国のセメント産業は、静脈産業

として、石炭灰を始めとした各種産業副産物・廃棄物を原燃料に積極的に使用せざるを得ず、その結果、諸外国と比べると、セメントの間隙相が高い仕様となっている。ただし、これらが収縮ひずみに及ぼす影響は不明な部分が多く、また各種セメントがコンクリートの乾燥収縮に及ぼす影響について評価した事例はあるものの<sup>8,9</sup>、データが十分とは言い難い。生コン工場において、調合毎の乾燥収縮ひずみのデータを蓄積しておくことが望ましいが、実際に対応することは不可能である。このため、コンクリートを構成する材料の物性や調合条件から乾燥収縮ひずみを予測する技術ができれば、事前にコンクリートの品質情報として提供することができる。また調合計画段階でコンクリートの乾燥収縮ひずみを推定できるため、骨材のスクリーニングや調合を最適化することで乾燥収縮ひずみの小さいコンクリートを製造できる可能性がある。

コンクリートの乾燥収縮に及ぼす影響要因は図 1.1-1 に示すように、使用材料、調合条件、設計・施工条件および供用後の環境条件が挙げられる。このうち、施工条件および供用後の環境条件は打込まれたコンクリート構造物の乾燥収縮ひずみに影響を及ぼす要因である。コンクリートの生産者が評価する乾燥収縮ひずみは、使用材料および調合条件から求まるポテンシャルとしての乾燥収縮ひずみとなる。現在、実用的な観点から提案されているコンクリートの乾燥収縮の予測方法は 例え<sup>ば</sup> 10-12、必ずしも使用材料の物性値を考慮できるわけではなく、また考慮できる場合においても、予測式に適用する骨材やセメントペーストの物性値が不足しており、現状ではその予測精度は低いと言わざるを得ない。

以上を踏まえ、本研究では、コンクリートを構成する骨材およびセメントペーストの物性値を取得し、これらを用いて、コンクリートの乾燥収縮ひずみを高精度に予測する方法を提案することを目的とする。

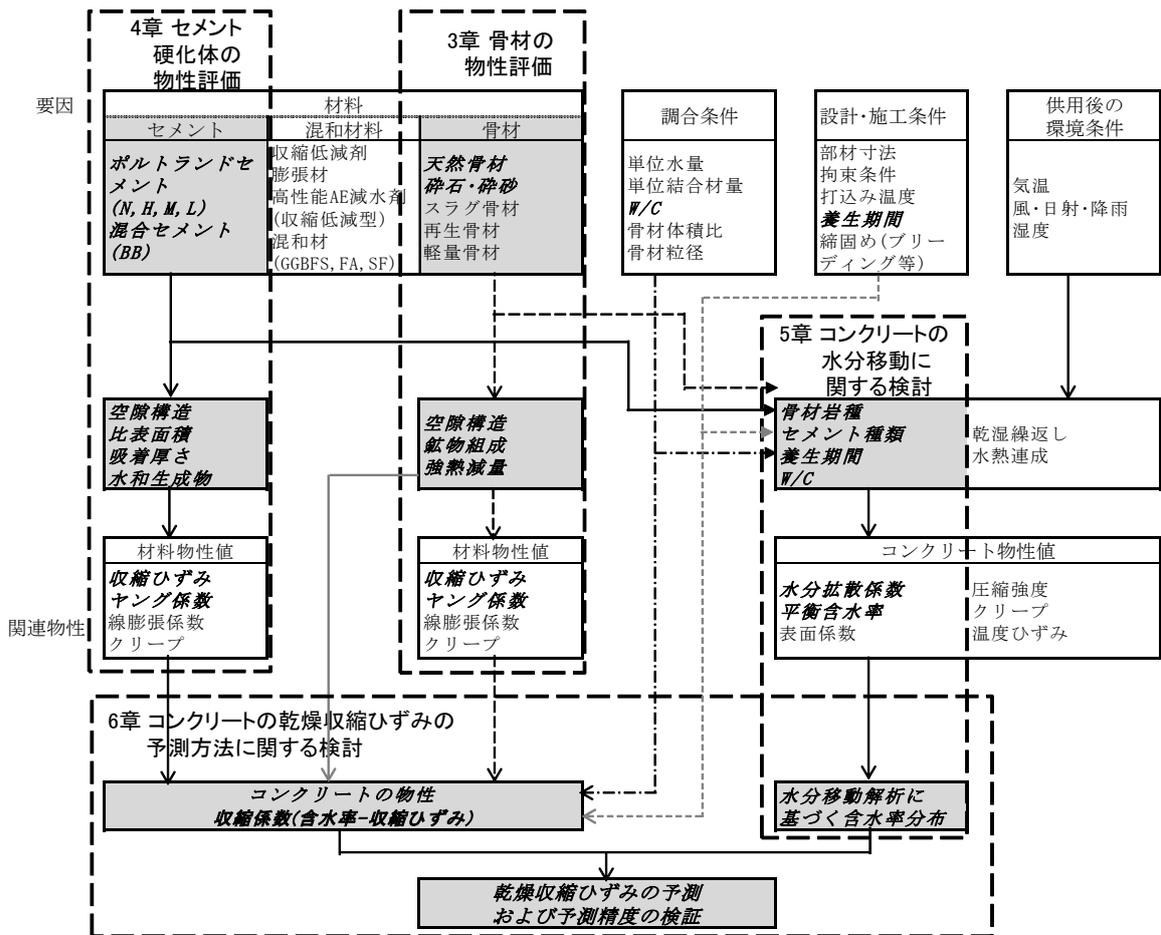


図 1.1-1 コンクリートの乾燥収縮の影響要因  
 ( および斜線部は本研究で検討した範囲を示す )

## 1.2 本論文の構成

本論文は7章で構成される。

[第1章]は本章であり、本研究の背景、目的および論文の構成について述べる。

[第2章]では、乾燥収縮ひずみの予測技術の現状と課題をとりまとめ、本研究で提案する方法の考え方について述べる。

[第3章]では、コンクリートの乾燥収縮に影響を及ぼす要因として、骨材のヤング係数および乾燥収縮ひずみに着目し、その測定方法を提案するとともに、各種物性値との関係性を評価し、定式化の可能性を検討する。

[第4章]では、コンクリートの乾燥収縮に影響を及ぼす要因となる、セメント硬化体のヤング係数および収縮ひずみを評価する。特に、従来の研究でほとんどデータのない普通ポルトランドセメント以外のポルトランドセメントの収縮ひずみについて定量的に評価する。

[第5章]では、第3章および第4章で評価した材料を使用したコンクリートの相対含水率を測定し、水分移動に関わる物性値の評価を試みる。また、これらの物性値を用いて、汎用的なソフトウェアを用いた数値解析により、乾燥に伴うコンクリートの含水率分布を評価する手法を提案する。

[第6章]では、コンクリートの含水率分布と乾燥収縮ひずみの関係性を評価し、これを用いて、5章にて得られた含水率分布から乾燥収縮ひずみ分布を予測する手法を提案する。また、供試体レベル(100×100×400mm)にて解析した結果を JIS 試験の結果と比較検証し、提案した予測方法の妥当性を検証する。これらの結果をもとに、セメントおよび骨材の物性値を考慮したコンクリートの乾燥収縮ひずみの予測技術の提案を行う。

[第7章]では、本論文で得られた成果を取りまとめるとともに、提案した予測技術を実用するための課題と今後の展望について言及する。

## 【参考文献】

- 1 (公社)土木学会：2007年制定 コンクリート標準示方書【設計編】，pp. 45-49(2007)
- 2 (公社)土木学会：2012年制定 コンクリート標準示方書【設計編】，pp. 40-41(2012)
- 3 (一社)日本建築学会：鉄筋コンクリート工事標準仕様書・同解説 JASS 5 鉄筋コンクリート工事 2009，pp. 185-190(2009)
- 4 全国生コンクリート工業組合連合会：「新技術開発報告 No. 35, 乾燥収縮に関する実態調査報告書(平成 21 年度)」(2009)
- 5 後藤幸正, 藤原忠司：「コンクリートの乾燥収縮に及ぼす骨材の影響」，土木学会論文報告集，第286号，pp. 125-137(1979)
- 6 寺西浩司：「骨材の乾燥収縮ひずみの評価指標に関する研究」，日本建築学会構造系論文集，Vol. 78, No. 687, pp. 905-912(2013)
- 7 岩月栄治：「コンクリート用骨材としての岩石の基礎知識」，骨材資源，通巻No. 180，pp. 204-209(2014)
- 8 (一社)セメント協会：「コンクリート専門委員会 F-55(追補)各種セメントを使用したコンクリートの耐久性に関する研究 (コンクリートの乾燥収縮に関する実験結果)」(2011)
- 9 (一社)セメント協会：「耐久性専門員会ひび割れ分科会報告 H-23, コンクリートの乾燥収縮に及ぼす各種要因の検討」(1992)
- 10 (一社)日本建築学会：「鉄筋コンクリート造建築物の収縮ひび割れ制御設計・施工指針(案)・同解説」，pp. 53-54(2006)
- 11 (公社)土木学会：2012年制定 コンクリート標準示方書【設計編】，pp. 105-108(2012)
- 12 CEB-FIP：“Model Code, Comite Euro-International du Beton,” pp. 53-58(1990)

## 第2章 乾燥収縮ひずみの予測方法に関する現状と課題

### 2.1 緒言

本章では、既往のコンクリートの乾燥収縮の予測方法の現状について取り纏める。また、実測データを用いて、汎用的な予測式の予測精度を検証して課題を抽出し、本研究で提案する予測方法の考え方について説明する。

### 2.2 乾燥収縮のメカニズムに関する既往の研究

コンクリートの乾燥収縮はセメント硬化体の収縮に起因する。そこで、本節ではセメント硬化体の乾燥収縮に関する現状の知見を取り纏めた。

セメント硬化体の収縮メカニズムに関し、古典的な理論として以下の4つの理論、すなわち、T. C. Powers<sup>1</sup>により提唱された毛細管張力理論、分離圧理論および表面張力理論、および層間水移動理論がある。

#### (1) 毛細管張力理論

水和の進行に伴いセメント硬化体には微細な空隙(毛細管空隙)が形成される。相対湿度の低下とともに、毛細管空隙中に存在する凝縮水は蒸発し、この毛細管空隙中にはメニスカスが形成される。この時、相対湿度( $p/p_0$ )と気液界面の曲率は以下のケルビン式(2.2-1)によって表すことができる。

$$\ln \frac{p}{p_0} = -\frac{2\gamma M}{RT\rho r} \quad (2.2-1)$$

ここに、 $p/p_0$  : 相対湿度  
 $\gamma$  : 水の表面張力  
 $M$  : 水の分子量  
 $R$  : 気体定数  
 $T$  : 絶対温度  
 $\rho$  : 水の密度  
 $r$  : 気液界面の曲率半径

ここで、毛細管張力( $\Delta p$ )は、ラプラス式(2.2-2)で表すことができる。

$$\Delta p = \frac{2\gamma}{r} \quad (2.2-2)$$

ここに、 $r$  : 毛細管の半径

すなわち、乾燥に伴いセメント硬化体の相対湿度が低下すると毛細管張力が作用し、これが収縮の駆動力になる。本理論では、ある相対湿度において水分が逸散する細孔半径を式(2.2-1)および式(2.2-2)で算出できるため、セメント硬化体の細孔量がわかれば収縮応力を計算できる。ただし、式(2.2-1)および式(2.2-2)において、相対湿度の低下に伴い、毛細管の径は小さくなるため、相対湿度が40%以下になると毛細管水は消失することになる。このため、本理論は高～中湿度域で支配的な要因と考えられている。

## (2) 分離圧理論

分離圧は二つの界面に吸着した水の層に作用する圧力である。図 2.2-1 に示すように、相対湿度に応じて界面の吸着水層の厚さは変化するが、ゲル粒子の隙間がこの吸着層の厚さより小さい場合は、見かけ上この厚さを一定にするように水分子が入り込もうとして圧力(分離圧)が作用する。一方、相対湿度の低下に伴い、水分子が減少すると、圧力は解放され収縮を引き起こすこととなる。本理論では、相対湿度の低い領域において水 1 分子よりもさらに吸着層が非常に薄くなる条件下での収縮の進行を説明できないため、相対湿度が 50% 以上の中・高湿度領域で適用できることが示されている。

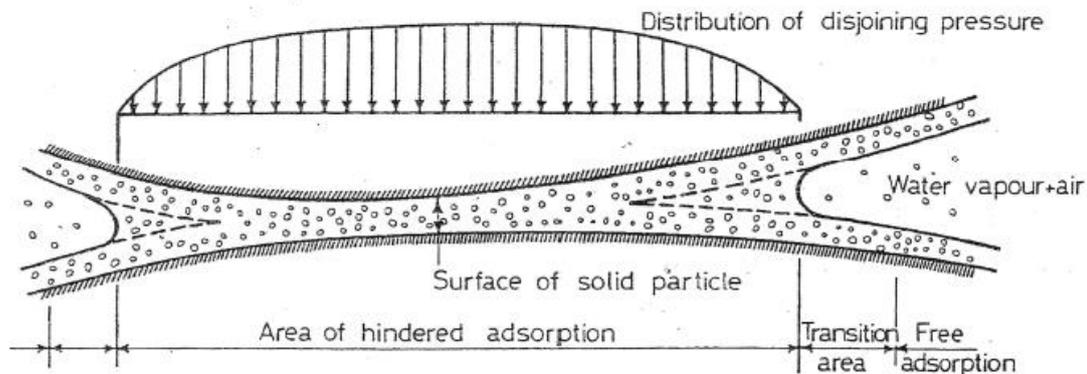


図 2.2-1 分離圧の概念図<sup>1</sup>

## (3) 表面張力理論

液体および固体は常にその表面積をできるだけ最小にしようとするが、その表面の単位長さに働く力が表面張力である。固体であるセメント硬化体中のセメントゲル粒子を考える場合、相対湿度が高くなると、ゲル粒子表面に吸着する水分子は増加する。この時、水分子はゲル粒子の表面積の一部とみなされ、ゲル粒子の表面張力が緩和される。逆に相対湿度が低下して、吸着する水分子が減少すると、ゲル粒子の表面積が減少するため、表面張力は増加する。この表面張力の変化がセメント硬化体の体積変化の駆動力となるという理論である。

## (4) 層間水移動理論

セメント硬化体の水和物である C-S-H の層間内へ水が出入りすることにより体積変化が生じるという理論である。Feldman と Sereda<sup>2</sup>は、セメント硬化体の N<sub>2</sub>および水蒸気吸着試験結果に基づいて、乾燥時に層間の変化が生じるため、脱着および吸着過程で必ずみにヒステリシスを示すことを指摘している。一方、Ishai<sup>3</sup>は層間水の移動は非可逆で収縮のみに生じるとしている。

上記の古典的理論のうち、特に毛細管張力理論は国内外で広く支持されてきた。一方で、広範囲な実験データに基づき、毛細管張力理論ではセメント硬化体の収縮メカニズムを説明できないことが明らかにされている。また先に述べたようにそれぞれの理論は適用できる相対湿度

の範囲が異なることから、これらを複合的に組み合わせたモデルが提唱されている。

例えば、Wittmann<sup>4</sup>は図 2.2-2 に示すように、相対湿度が 40%以下の領域では表面張力理論が、それより高い相対湿度領域では分離圧が支配的要因となるモデル(ミュンヘンモデル)を提唱している。これに対して、Hansen<sup>5</sup>は W/C=40 および 60%のセメント硬化体の処女乾燥時の収縮ひずみ、比表面積、細孔容積および吸着等温線の実験値から、図 2.2-3 に示すように、表面エネルギーで収縮ひずみを評価できることを示している。図 2.2-3 において相対湿度 0~100% で表面エネルギーの計算値と収縮ひずみには高い相関があることから、表面エネルギーが支配的要因となること、および相対湿度が 25%以上で表面エネルギーの計算値と収縮ひずみに相違が生じている理由として、この相対湿度領域で毛細管張力が作用していると説明している。

一方、Beltzung と Wittmann<sup>6</sup>は、2 つの球状の石英粒子のメニスカスを形成できない数ナノサイズの隙間の分離圧を測定し、相対湿度が 50%を超える領域における乾燥収縮の駆動力は分離圧が支配的要因となることを報告している。Maruyama ら<sup>7</sup>も収縮低減剤を添加したセメント硬化体を短期および長期間乾燥させた場合の長さ変化・吸着等温線を測定し、十分に水和したセメント硬化体において、毛細管張力の影響は無視できるほど小さいことを示している。

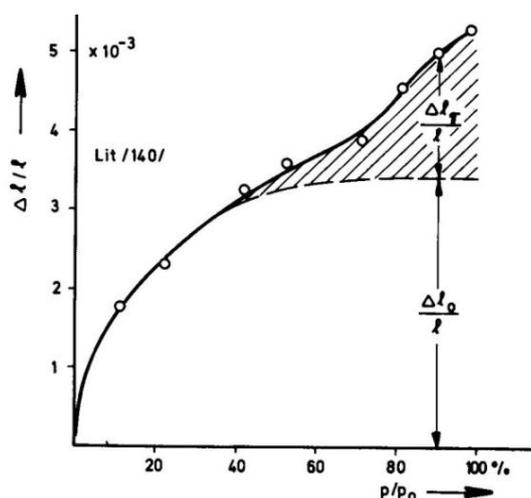


図 2.2-2 相対湿度とセメント硬化体の収縮ひずみの関係<sup>4</sup>  
(斜線部が分離圧の作用に拠る付加的なひずみを示す)

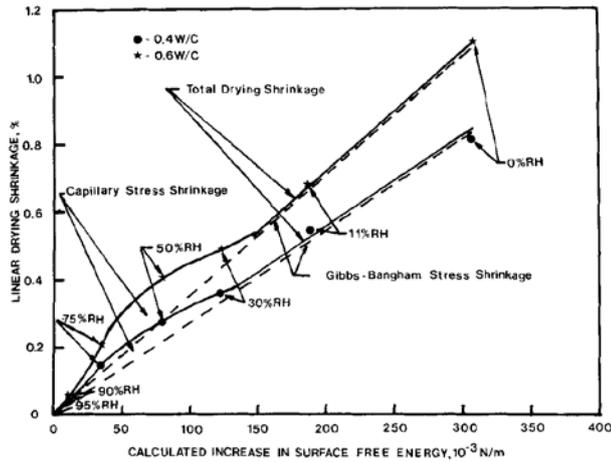


図 2.2-3 W/C=40 および 60%のセメント硬化体の処女乾燥時のひずみと表面エネルギーの増分との関係<sup>5</sup>

セメント硬化体の主要な水和物であるC-S-Hの構造から収縮挙動を評価しようとする試みが行われている。Feldman と Sereda<sup>2</sup>は図 2.2-4 に示すトバモライトゲルのモデルを提案した。このモデルにおいて、脱着・吸着による層間水の変化に伴い、トバモライトゲル層間も変化するが、この時に最初の脱着過程でトバモライトゲル層の一部が接合することでセメント硬化体の収縮挙動にヒステリシスが生じることを説明している。乾燥に伴うC-S-Hの構造変化の現象は、その後実験的にも明らかにされている。Maruyama ら<sup>8</sup>は、相対湿度の異なる環境で長期間乾燥させたセメント硬化体について、水蒸気吸着による比表面積およびX線小角散乱(SAXS)を用いた微細構造を評価し、相対湿度の低下に伴いC-S-Hの層間距離が段階的に変化することを実測で示している。

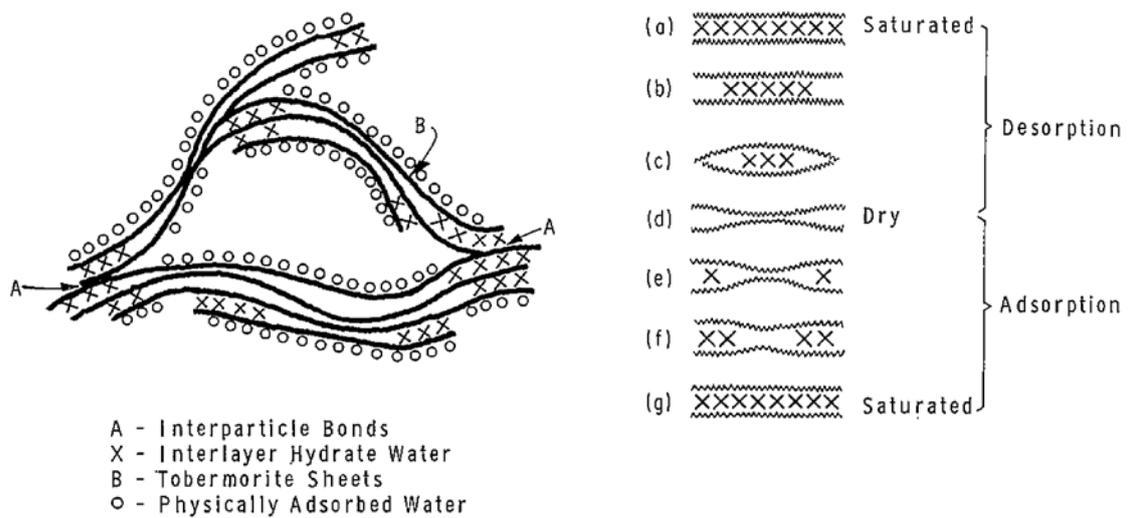


図 2.2-4 トバモライトゲルのモデル<sup>2</sup>

Jennings<sup>9</sup>はセメント硬化体の C-S-H について、低密度(LD C-S-H)および高密度(HD C-S-H)の2つの形態が存在することを示し、乾燥を受けると、LD C-S-H の凝集体がより密実にパッキングされて再配列することで、不可逆的な収縮が生じることを説明している。Jennings<sup>10</sup>はさらに、このモデルを発展させ、図 2.2-5 に示すような単層の C-S-H が3層の積層構造(グロービュール)となるモデルを提唱した。このグロービュールの凝集体が乾燥等を受けると再配列することでゲル空隙の変化が生じることを示している。

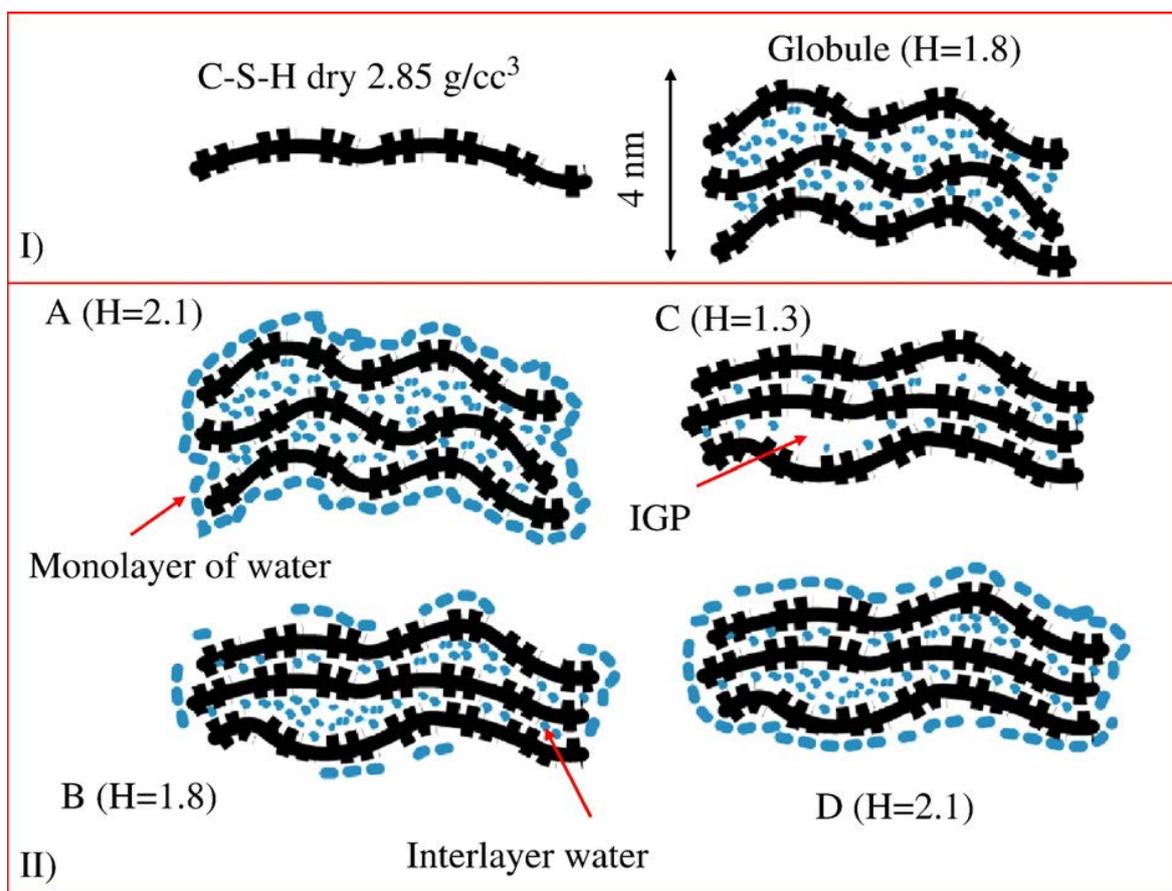
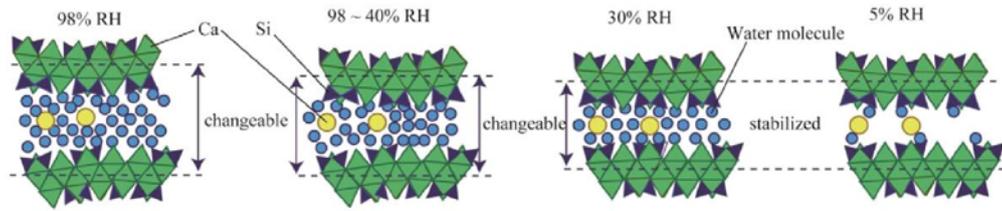


図 2.2-5 グロビュールの模式図<sup>10</sup>

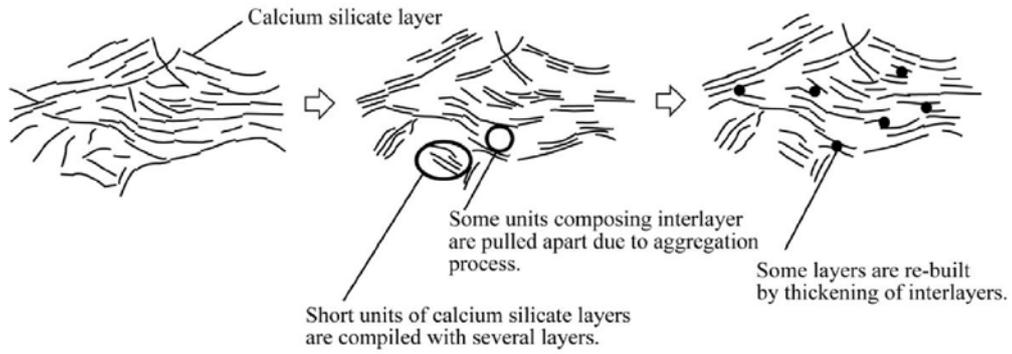
これに対して Maruyama ら<sup>11</sup>は、短期間の吸・脱着過程におけるセメント硬化体の長さ変化および吸着等温線の実測値をもとに、セメント硬化体の収縮メカニズムに関し、C-S-H の層間変形の影響を含めた新たな提案を行っている。これによれば、図 2.2-6 に示すように、相対湿度 98-40%までは C-S-H の層間変形が支配的な要因となる。相対湿度が 40-5%では、相対湿度が 40%以上の時よりも C-S-H はより安定した構造となり、この領域では表面エネルギーが支配的な要因となることを示している。

乾燥収縮の予測において、そのメカニズムに立脚したモデルが必要となるが、現状ではセメント硬化体の収縮メカニズムを統一的に説明できる理論はいまだ確立されていない。今後、C-S-H の構造・形態がより明らかにされれば、実現象に適合した乾燥収縮モデルの提案が可能になると考えられる。

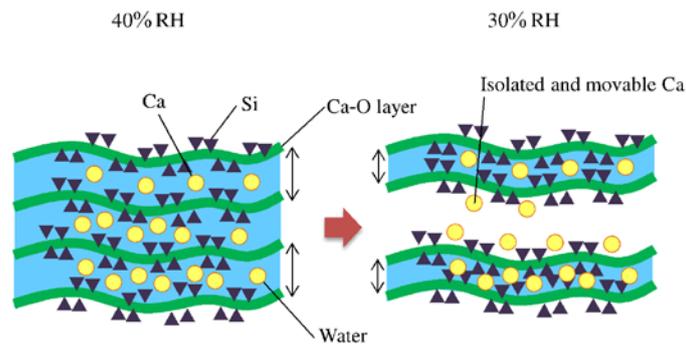


(a) Interplanar spacing change of C-S-H

Wet condition (above 40% RH 20 °C)      Dried condition (below 40% RH 20 °C)      Re-wetting condition (above 40% RH 20 °C)



(b) C-S-H aggregation, thinning of C-S-H interlayer, and pulled apart C-S-H interlayer spacings.



(c) Close-up of the pulled apart C-S-H interlayer spacing

図 2.2-6 短期間の脱・吸着過程を受けた C-S-H の微細構造の変化の模式図<sup>11</sup>

## 2.3 コンクリートの構成材料が乾燥収縮に及ぼす影響に関する既往の研究

図 1.1-1 に示すように、コンクリートの乾燥収縮には使用材料、調合条件、設計・施工条件および供用後の環境条件等の様々な要因が影響を及ぼす。本研究ではコンクリートの生産者が乾燥収縮ひずみを把握するための予測技術を提案することを目的としている。そこでここでは、コンクリートの構成材料が乾燥収縮に及ぼす影響に関して現状の知見を取り纏めた。

### 2.3.1 セメント

Maruyama<sup>12</sup>はN、MおよびLを用いたW/C=55 および40%のセメント硬化体の吸・脱着過程の長さ変化を評価し、W/C=55%において、Lの収縮ひずみが大きくなることを報告している。セメント種類を要因としたコンクリートの乾燥収縮についても幾つか検討されているが、セメント種類の影響は必ずしも明確ではない。セメント協会<sup>13</sup>では、我が国で流通している5種類のセメント(N、H、M、L、BB)を対象に、W/C=55%とした同一調合での乾燥収縮共通試験を実施している。これによればHのみ他のセメントに比べ、コンクリートの乾燥収縮ひずみは小さくなるもののその他のセメントでは有意差はないことが示されている。また、大野ら<sup>14</sup>は、W/C=50%の同一調合において、コンクリートの乾燥収縮ひずみは、Nに比べHおよびMが小さくなることおよび日本建築学会の「鉄筋コンクリート造建築物の収縮ひび割れ制御設計・施工指針(案)・同解説」に示された乾燥収縮ひずみの推定式<sup>15</sup>におけるセメント種類の影響を表す修正係数はHで0.81、Mで0.85となることを報告している。一方、小澤ら<sup>16</sup>は単位水量180および160kg/m<sup>3</sup>のコンクリートにおける26週の乾燥収縮率は、N≦M<BBの順となり、Nに比べMで2~3%程度、BBで6~16%程度大きくなることを報告している。

セメントの鉱物組成と収縮に関して、例えば自己収縮はC<sub>3</sub>AやC<sub>4</sub>AFの影響を大きく受けるが<sup>17</sup>、乾燥収縮に対するクリンカーの鉱物組成等の依存性は明らかではないことが報告されている<sup>18</sup>。またJIS以外のセメントであるが、三隅ら<sup>19,20</sup>よりクリンカー中のC<sub>3</sub>Aを13%程度、C<sub>4</sub>AFを11%程度かつ少量混合成分を10%まで高めた高間隙相型混合セメントにおいて、コンクリートの乾燥収縮ひずみは現行のNと同等となることも報告されている。

### 2.3.2 骨材

骨材がコンクリートの乾燥収縮に及ぼす影響についてこれまでも数多くの研究がなされている。主な要因を表2.3-1および表2.3-2に取り纏めた。表2.3-1に示すように、石灰石を除けば、岩種の違いがコンクリートの乾燥収縮に及ぼす影響は明確でない。また骨材の物理・化学的物性に関し、特に骨材自身の収縮ひずみがコンクリートの乾燥収縮に最も影響を及ぼすと考えられる。また、骨材種類でみると表2.3-2に示した各種スラグ骨材の中にはコンクリートの乾燥収縮を低減させる効果があるものも存在するが、細骨材の一部に置換して使用する場合において、その効果は小さいと考えられる。

表 2.3-1 骨材の各要因がコンクリートの乾燥収縮に及ぼす影響

要因	コンクリートの乾燥収縮に及ぼす影響
岩種	石灰石を用いた場合、他の岩種のものもより乾燥収縮は相対的に小さくなるが <sup>21</sup> 、その他の岩種については明確な傾向はない <sup>22</sup> 。
粒度・粒径	W/C=45, 40 および 35%の高流動コンクリートにおいて、細骨材の粗粒率が乾燥収縮に及ぼす影響は明確ではない <sup>23</sup> 。一方、粗骨材の場合、骨材寸法が大きいほど乾燥収縮は小さくなるが、骨材界面に形成される微細なひび割れが影響するためと考えられる <sup>24</sup> 。
粘土塊	細骨材の粘土塊量と乾燥収縮に高い相関が認められる <sup>25</sup> 。
微粒分量	W/C=45 および 25%のコンクリートにおいて、比表面積が 2270cm <sup>2</sup> /g の石灰石微粉末を粗骨材の微粒分量として 0~5%添加した場合、乾燥収縮の差は $37 \times 10^{-6}$ と小さい <sup>26</sup> 。
収縮特性	骨材により収縮特性が大きく異なり、収縮の大きい骨材ほど、乾燥収縮は大きくなる <sup>27, 28</sup> 。
吸水率	同一岩種において粗骨材の吸水率と乾燥収縮には高い相関がある <sup>29</sup> 。ただし両者の関係は岩種で異なるため、岩種を区分して評価する必要がある <sup>30</sup> 。
比表面積	骨材の比表面積が大きくなるほど、乾燥収縮は大きくなる <sup>31</sup> 。
ヤング係数	骨材のヤング係数が大きくなると、乾燥収縮は小さくなる <sup>32</sup> 。ただし、骨材の収縮ひずみに比べ乾燥収縮に及ぼす影響は極めて小さい <sup>32, 33</sup> 。
鉱物組成	骨材中の粘土鉱物含有量と骨材の収縮ひずみには高い相関がある <sup>34</sup> 。すなわち粘土鉱物含有量が多いほど、骨材の収縮ひずみが大きく、乾燥収縮も大きくなると考えられる。

表 2.3-2 骨材種類がコンクリートの乾燥収縮に及ぼす影響

種類	コンクリートの乾燥収縮に及ぼす影響
銅スラグ	銅スラグ細骨材の混合率に関わらず、乾燥収縮はほとんど変わらない <sup>35</sup> 。一方、混合率を高めるほど乾燥収縮は低減し、混合率 100%の場合、砕砂を用いたものより 50%小さくなるという報告もある <sup>36</sup> 。これらは混合する細骨材の種類によると考えられる。
高炉スラグ	W/C=45 および 30%のコンクリートにおいて、高炉スラグ細骨材を 25~50%混合した場合、乾燥収縮は約 6~19%低減する <sup>37</sup> 。また W/C=60~20%の範囲においても、高炉スラグ細骨材を用いたほうが川砂を用いたものよりも乾燥収縮は小さくなる <sup>38</sup> 。
フェロニッケルスラグ	W/C=47%のコンクリートにおいて、フェロニッケル細骨材の混合率を 30~100%にした場合、砕砂を用いたものより 5~20%小さくなる <sup>35</sup> 。また吸水率の高いフェロニッケル細骨材は、内部養生効果に拠り、高強度コンクリートの自己収縮を低減する <sup>39</sup> 。
電気炉酸化スラグ	W/C=55%のコンクリートにおいて、混合率を高めると乾燥収縮は小さくなる <sup>40</sup> 。この理由として電気炉酸化スラグ骨材のヤング係数が大きく、拘束効果が高くなることを考察している。

### 2.3.3 混和材料

#### (1) 高炉スラグ微粉末 (GGBFS)

W/B=38%のコンクリートにおいて、GGBFSの混合割合が40および60%の場合に、無混入のものよりも乾燥収縮が大きくなることが報告されている<sup>41</sup>。一方、壇ら<sup>42</sup>はW/B=55および65%のコンクリートの乾燥収縮は、GGBFSの混合割合が30および50%では無混入のものと大差ないが、70%では小さくなることを示している。一般にコンクリートの乾燥収縮には自己収縮も含まれ、特にGGBFSが自己収縮に及ぼす影響は大きい。このため、前者の報告<sup>41</sup>には自己収縮の影響も含まれていると考えられる。また、GGBFSのSO<sub>3</sub>量も高めることでコンクリートの自己収縮および乾燥収縮を低減できることも報告されている<sup>43</sup>。

#### (2) フライアッシュ (FA)

FAの混合がコンクリートの乾燥収縮に及ぼす影響について実験条件によりその効果は異なるようである。すなわちFAの混合によりコンクリートの単位水量が低減される場合、FA無混入のものよりも乾燥収縮は小さくなるが、単位水量が同一の場合では乾燥収縮はわずかに小さくなるかまたはほとんど変わらないことが報告されている<sup>44-47</sup>。一方、コンクリートの単位水量以外の要因についても指摘されている。全ら<sup>48</sup>はFAIV種を混合したコンクリートにおいて、単位水量は増加するものの乾燥収縮が低減することおよびこの理由としてペースト部分の微細構造の変化の可能性を指摘している。また、出雲ら<sup>49</sup>はW/C=25および45%のFA混合モルタルにおいて、FAの混合割合を高めると自己収縮・乾燥収縮が小さくなる理由として、細孔内の自由水の割合が増大し、水の消費・逸散の際の化学ポテンシャルの減少が少なくなることを考察している。

#### (3) 膨張材

膨張材は水和反応に拠り、エトリンガイト、水酸化カルシウムなどを生成し、モルタルまたはコンクリートに膨張させる作用のある混和材であり、初期材齢で膨張性を付与させることにより収縮を補償する。またコンクリートの乾燥収縮率はJIS A 6202 附属書2(膨張コンクリートの拘束膨張及び収縮試験方法)で評価される。このため、水中養生7日を基準とするJIS A 1129における乾燥収縮に対して膨張材の影響は小さくなることが報告されている<sup>50</sup>。一方で、膨張材の使用により、JIS A 1129における乾燥収縮も小さくなるという報告もある<sup>51</sup>。

#### (4) 収縮低減剤および収縮低減型高性能AE減水剤

収縮低減剤は、JASS5 M-402 附属書1に「コンクリートの乾燥収縮率を低減する作用を持つ混和剤」として定義されており、主成分がアルコール系のものをはじめ、さまざまな種類のものが市販されている。収縮低減剤は使用量が多くなるほど、収縮低減効果が高まり、齊藤ら<sup>52</sup>はW/C=45%のコンクリートに収縮低減剤を3~10kg/m<sup>3</sup>使用した場合、コンクリートの乾燥収縮を20~40%低減できることを報告している。最近では収縮低減剤を高性能AE減水剤に配合した一液型の高性能AE減水剤が開発されており、これを所定量使用することに拠り、通常の高性能AE減水剤の場合よりもコンクリートの乾燥収縮を82~89%まで小さくできることも報告されている<sup>53</sup>。

以上より、コンクリート材料に関して、特に骨材の収縮ひずみがコンクリートの乾燥収縮に最も影響を及ぼすと考えられる。ただし、収縮ひずみの小さい石灰石を除けば、骨材岩種・産地で収縮ひずみは異なり一律に評価することは難しい。またコンクリートの乾燥収縮はセメント硬化体の乾燥収縮によると考えられるが、セメント種類がモルタル・コンクリートの乾燥収縮に及ぼす影響については、現状ではデータが不足しており、明確ではない。このため、コンクリートの乾燥収縮の予測においては、骨材およびセメントの物性、特に収縮ひずみを明らかにすることが重要となる。

## 2.4 乾燥収縮の予測方法に関する既往の研究

コンクリートの乾燥収縮の予測方法に関し、実用性を考慮した汎用性の高い予測式が幾つか提案されている。また最近では、ごく短期間(乾燥期間1ヶ月程度)の乾燥収縮ひずみを実測し、この値から乾燥収縮ひずみの終局値を推定することで予測式の精度を高める方法も提案されている。ここでは、これらの予測方法の特長を述べる。

### 2.4.1 汎用性の高い予測式

(1) 日本建築学会:鉄筋コンクリート造建築物の収縮ひび割れ制御設計・施工指針(案)・同解説<sup>15</sup>

本予測式(以降建築学会式と略す)は各種実験データへの適合性を考慮し、乾燥収縮ひずみの時間変化を双曲線関数で評価した予測式である。部材寸法の影響(体積表面積比)を乾燥収縮ひずみの進行度を表す係数で考慮し、また骨材、セメントおよび混和材料の種類に応じた修正係数で与えることで、最終ひずみに及ぼすコンクリート材料の影響を考慮できる。

$$\varepsilon_{sh}(t, t_0) = k \cdot t_0^{-0.08} \cdot \left\{ 1 - \left( \frac{h}{100} \right)^3 \right\} \cdot \left( \frac{(t - t_0)}{0.16(V/S)^{1.8} + (t - t_0)} \right)^{1.4(V/S)^{-0.18}} \quad (2.4-1)$$

$$k = (11W - 1.0C - 0.82G + 404) \cdot \gamma_1 \cdot \gamma_2 \cdot \gamma_3$$

ここに、 $\varepsilon_{sh}(t, t_0)$  : 乾燥開始材齢 $t_0$ 日における材齢 $t$ 日の乾燥収縮ひずみ( $\times 10^{-6}$ )

$W$  : 単位水量( $\text{kg}/\text{m}^3$ )

$C$  : 単位セメント量( $\text{kg}/\text{m}^3$ )

$G$  : 単位粗骨材量( $\text{kg}/\text{m}^3$ )

$h$  : 相対湿度(%) ( $40\% \leq h \leq 100\%$ )

$V$  : 体積( $\text{mm}^3$ )

$S$  : 外気に接する表面積( $\text{mm}^2$ )

$V/S$  : 体積表面積比(mm) ( $v/s \leq 300\text{mm}$ )

$\gamma_1 \cdot \gamma_2 \cdot \gamma_3$  : それぞれ骨材の種類の影響、セメント種類の影響、混和材種類の影響を表す修正係数

表 2.4-1 式(2.4-1)における影響因子の修正係数 $\gamma_1 \cdot \gamma_2 \cdot \gamma_3$

$\gamma_1$	0.7	石灰石砕石	$\gamma_3$	0.7	収縮低減剤
	1.0	天然骨材		0.8	シリカフューム
	1.2	軽量骨材		0.9	フライアッシュ
	1.4	再生骨材		1.0	無混入
$\gamma_2$	0.9	フライアッシュセメント	高炉スラグ微粉末		
		早強セメント			
	1.0	普通セメント			
高炉セメント					

(2)2007年制定コンクリート標準示方書【設計編】<sup>54</sup>

本予測式(以降2007年土木学会式と略す)は、 $W/C=40\sim 65\%$ で、圧縮強度の特性値が $50N/mm^2$ 以下の普通ポルトランドセメントを用いたコンクリートを対象としたものである。乾燥収縮ひずみの時間変化を指数関数で評価している。本予測式は早強ポルトランドセメントに対しても比較的良く適合することが記載されているが、その他のセメント種類への適合性については明らかにされていない。相対湿度、単位水量および体積表面積比を要因とした予測式であり、JISの試験条件に適用した場合、乾燥収縮ひずみはコンクリートの単位水量にのみ依存することとなる。また骨材岩種の影響等は考慮されていない。

$$\varepsilon'_{ch}(t, t_0) = \left[ 1 - \exp\left\{ -0.108(t - t_0)^{0.56} \right\} \right] \cdot \varepsilon'_{sh} \quad (2.4-2)$$

$$\varepsilon'_{sh} = -50 + 78 \cdot \left\{ 1 - \exp\left( \frac{RH}{100} \right) \right\} + 38 \log_e W - 5 \left\{ \log_e \left( \frac{V/S}{10} \right) \right\}^2 \quad (2.4-3)$$

ここに、  
 $\varepsilon'_{sh}$  : 乾燥収縮ひずみの最終値( $\times 10^{-5}$ )  
 $\varepsilon'_{ch}(t, t_0)$  : コンクリートの材齢が $t_0$ から $t$ までの乾燥収縮ひずみ( $\times 10^{-5}$ )  
 $RH$  : 相対湿度(%) ( $45\% \leq RH \leq 80\%$ )  
 $W$  : 単位水量( $kg/m^3$ ) ( $130kg/m^3 \leq W \leq 230kg/m^3$ )  
 $V$  : 体積( $mm^3$ )  
 $S$  : 外気に接する表面積( $mm^2$ )  
 $V/S$  : 体積表面積比(mm) ( $25mm \leq V/S \leq 300mm$ )、  
 $t_0$ および $t$  : 乾燥開始時および乾燥中の有効材齢で式(2.4-4)にて補正した値

$$t_0 \text{ および } t = \sum_{i=1}^n \Delta t_i \cdot \exp \left\{ 13.65 - \frac{4000}{273 + T(\Delta t_i)/T} \right\} \quad (2.4-4)$$

$\Delta t_i$  : 温度が $T(^{\circ}C)$ である期間の日数

$T_0$  :  $1^{\circ}C$

(3)2012年制定コンクリート標準示方書【設計編】<sup>55</sup>

2012年制定コンクリート標準示方書では、乾燥収縮ひずみの予測式が改定され、構造物の応答値算定に用いるコンクリートの断面平均の収縮の設計値は、そのコンクリートの収縮の特性値に、構造物の置かれる環境温度、相対湿度、部材断面寸法、乾燥開始材齢の影響等を考慮して算定することが規定された。また収縮の特性値は、JIS A 1129 に拠らない場合、式(2.4-5)で求めることができる。

$$\varepsilon'_{sh} = 2.4 \left[ W + \frac{45}{-23 + 30 \cdot C/W} \cdot \alpha \cdot \Delta\omega \right] \quad (2.4-5)$$

ここに、 $\varepsilon'_{sh}$  : 収縮の試験値の推定値( $\times 10^{-6}$ )  
 $W$  : コンクリートの単位水量( $\text{kg}/\text{m}^3$ ) ( $w \leq 175\text{kg}/\text{m}^3$ )  
 $C/W$  : セメント水比  
 $\alpha$  : 骨材の品質の影響を表す係数( $\alpha=4\sim 6$ )、標準的な骨材の場合には $\alpha=4$ としてよい  
 $\Delta\omega$  : 骨材中に含まれる水分量

$$\Delta\omega = \frac{\omega_s}{100 + \omega_s} S + \frac{\omega_G}{100 + \omega_G} G$$

$\omega_s$  および  $\omega_G$  : 細骨材および粗骨材の吸水率(%)

$S$  および  $G$  : 単位細骨材量および単位粗骨材量( $\text{kg}/\text{m}^3$ )

本予測式(2012土木学会式)は、コンクリート中に含まれる水分量と乾燥収縮ひずみに高い相関性があることを考慮し、骨材品質の影響を骨材水分量で評価している点に特長がある。また、収縮ひずみが特に大きいような骨材は、 $\alpha$ を大きくすることでその影響をさらに考慮できる。ただし、骨材の収縮ひずみがパラメータとはなっておらず、セメント種類や混和材料の影響も考慮されない。本予測式の適用にあたり、個々の試験値に対してばらつきが最大で $\pm 50\%$ 程度あることを考慮する必要がある。

(4)CEB-FIP(1990)モデルコード式<sup>56</sup>

乾燥収縮ひずみの時間変化を双曲線関数で評価した予測式(以降CEB-FIP式と略す)である。コンクリートの圧縮強度、部材寸法、相対湿度およびセメント種類を要因とした予測式であり、骨材品質の影響は考慮されていない。JISの試験条件に適用した場合、乾燥収縮ひずみはセメント種類とコンクリートの圧縮強度に依存することとなる。

$$\varepsilon_{sh}(t, t_0) = \varepsilon_{cs0} \cdot \beta_s(t - t_0) \quad (2.4-6)$$

$$\varepsilon_{CS0} = \varepsilon_s(f_{c28}) \cdot \beta_{RH}$$

$$\varepsilon_s(f_{c28}) = \left\{ 160 + 10\beta_{sc} \left( 9 - \frac{f_{c28}}{10} \right) \right\} \times 10^{-6}$$

$$\beta_{RH} = -1.55 \left\{ 1 - \left( \frac{RH}{100} \right)^3 \right\} (40\% \leq RH < 99\%)$$

$$\beta_s(t - t_0) = \left[ \frac{(t - t_0)}{350(h/h_0)^2 + (t - t_0)} \right]^{0.5}$$

ここに、 $\varepsilon_{sh}(t, t_0)$ : 乾燥収縮ひずみ

$\varepsilon_{cs0}$  : 乾燥収縮ひずみの最終値

$\beta_s(t, t_0)$ : 乾燥収縮ひずみの経時変化を表す項

$f_{c28}$  : 材齢 28 日の圧縮強度 (N/mm<sup>2</sup>)

$t$  : 材齢 (日)

$t_0$  : 乾燥開始材齢 (日)

$\beta_{sc}$  : セメント種類による係数 (低熱ポルトランドセメント: 4, 普通または早強ポルトランドセメント: 5)

$RH$  : 相対湿度 (%)

$h$  : 部材の仮想高さ (mm)  $h = 2A_c / u$

$h_0$  : 100mm

$A_c$  : 部材断面積 (mm<sup>2</sup>)

$u$  : 空気に接する周長 (mm)

#### (5) 複合理論式を用いた予測方法

複合理論式は、コンクリートをモルタルおよび粗骨材の二相材料、あるいはセメントペースト、細骨材および粗骨材の三相材料とみなし、コンクリートの収縮が各構成材料の収縮量と構成比により成立するという理論に基づいたものである。骨材とマトリックス間の遷移帯の影響を別途評価する必要はあるが、個々の材料物性値を反映させることで、予測精度の向上を図ることができる。ただし、現状では各材料物性値に関するデータは少なく、これらを取得することが課題となる。ここでは、以下の代表的な複合理論に基づく予測式を示す。

<岸谷、馬場らによる複合式<sup>57)</sup>>

岸谷、馬場らはコンクリートの乾燥収縮ひずみを毛細管張力説に基づく乾燥収縮応力度と弾性係数の複合機能の組合せと考え、二相材料の複合式を提案している。

$$\frac{\varepsilon_{sc}}{\varepsilon_{sm}} = \frac{[1 - (1 - mn)V_a][n + 1 - (n - 1)V_a]}{n + 1 + (n - 1)V_a} \quad (2.4-7)$$

ここに、 $n = E_a / E_m$   $m = \varepsilon_{sa} / \varepsilon_{sm}$   
 $\varepsilon_s$  : 乾燥収縮ひずみ ( $\times 10^{-6}$ )  
 $E$  : ヤング係数 (GPa)  
 $V_a$  : 骨材体積比

\*添字 c, a, m はそれぞれコンクリート, 骨材, マトリックスを示す

<寺西, 佐藤による複合式<sup>58)</sup>>

寺西, 佐藤は式(2.4-7)をセメントペースト, 細骨材および粗骨材の三相モデルに展開させ, さらに, 部材寸法・形状および相対湿度を考慮させることで部材レベルへの適用を可能とする予測式(以降複合予測式と略す)を提案している。これらの予測式を適用する上で, コンクリートを構成する各材料の乾燥収縮ひずみとヤング係数が必要となるが, セメントペーストについては, 実測データに基づき定式化され, 3種類のセメントについて係数が提示されている。骨材に関しては実測によるが, データが得られない場合は, 式(2.4-9)および式(2.4-10)において, 平均的な性質の骨材を用いたと仮定した場合の予測値を得ることができる。ただし, その場合, 予測精度は悪くなる。本手法はコンクリートの乾燥収縮に影響を及ぼす構成材料の乾燥収縮ひずみおよびヤング係数を考慮できる点に特長があり, これらの材料物性値を精度よく取得することが課題となる。

$$\varepsilon_{sc}(t) = \varepsilon_{sp}(t) \frac{1 - (1 - m_s n_s)V_s - (1 - m_g n_g)V_g}{n_c} \quad (2.4-8)$$

$$n_c = 1 + \frac{2(n_s - 1)V_s}{n_s + 1 - (n_s - 1)(V_s + V_g)} + \frac{2(n_g - 1)V_g}{n_g + 1 - (n_g - 1)(V_s + V_g)}$$

$$\varepsilon_{sp}(t) = \frac{t}{R_s(\alpha W / C + \beta)} R_h(\lambda W / C + \delta)$$

$$R_s = 3.29 \log(V / S) + 1.17$$

$$R_h = 1.28 \left\{ 1 - \left( \frac{h}{100} \right)^3 \right\}, E_p = \frac{100}{W / C} \gamma + \eta$$

ここに、 $n_s = E_s / E_p$   $n_g = E_g / E_p$   $m_s = \varepsilon_{ss}(t) / \varepsilon_{sp}(t)$   $m_g = \varepsilon_{sg}(t) / \varepsilon_{sp}(t)$

$\varepsilon_s$  : 乾燥収縮ひずみ ( $\times 10^{-6}$ )  
 $E$  : ヤング係数 (GPa)  
 $V$  : 骨材体積  
 $t$  : 材齢 (日)

$W/C$  : 水セメント比(%) ( $30\% \leq W/C \leq 60\%$ )

$V/S$  : 体積表面積比(mm)

$h$  : 相対湿度(%)

$\alpha, \beta, \lambda, \delta, \gamma, \eta$  : セメント種類に関わる定数(表 2.4-2)

添字 c, p, s, g はコンクリート, セメントペースト, 細骨材, 粗骨材

表 2.4-2 セメント種類に関わる定数

セメント種類	$\alpha$	$\beta$	$\gamma$	$\delta$	$\gamma$	$\eta$
普通ポルトランドセメント	0.322	4.77	86.3	54	5.9	4.2
フライアッシュセメントB種	0.518	-4.72	67.8	581	6.9	0.2
高炉セメントB種	0.608	-10.77	143.7	-1408	6.9	-0.9

骨材の性質に関するデータが得られない場合は、下式において、 $E_s, E_g = 60\text{GPa}$ ,  $R_a = 0.22$ ,  $\varepsilon_{ss\infty} = 337 \times 10^{-6}$ ,  $\varepsilon_{sg\infty} = 180 \times 10^{-6}$ とすることができる。

$$\varepsilon_{ss}(t) = \frac{t}{R_a \cdot R_s (\alpha W/C + \beta) + t} \varepsilon_{ss\infty} \quad (2.4-9)$$

$$\varepsilon_{ss}(t) = \frac{t}{R_a \cdot R_s (\alpha W/C + \beta) + t} \varepsilon_{ss\infty} \quad (2.4-10)$$

ここに、 $\varepsilon_{s\infty}$  : 乾燥収縮ひずみの最終値( $\times 10^{-6}$ )

#### 2.4.2 短期データを用いた予測方法

JISによるコンクリートの乾燥収縮ひずみの測定には6ヶ月要するため、短期間の実測値を用いることで、長期の乾燥収縮ひずみを予測する方法が提案されている。Brooksら<sup>59</sup>は、材齢7日および28日の乾燥収縮ひずみと材齢1年のそれに高い相関があることを示し、両者の関係式を提示している。また、Ojdrovicら<sup>60</sup>は、同様に短期および長期の乾燥収縮ひずみのデータをもとに、任意の材齢の実測値から、乾燥収縮ひずみの最終値を評価する方法を提案している。本手法では、適用する短期データの材齢が早いほど推定精度が下がることから、今本ら<sup>61</sup>は、適用する各材齢とその材齢から算定した乾燥収縮ひずみの最終値(算定最終値)の関係を双曲線で最小二乗近似し、そこで得られた予測最終値と算定最終値の差を補正する方法を提案している。この方法では、入手した短期材齢の全てのデータを活用できるため、良好な精度での予測が可能となることが特長である。

また、小澤ら<sup>16</sup>は、使用材料や調合条件が乾燥収縮の進行速度に及ぼす影響を考慮することで、予測精度の向上を図っている。この方法は乾燥収縮ひずみの経時変化特性を式(2.4-11)で評価し、使用材料の種類の影響は乾燥収縮の進行速度の係数( $N_{sa}$ )で考慮している。短期材齢( $t=7, 14, 21 \dots$ 日)のデータと  $N_{sa}$  から最小二乗法で乾燥収縮ひずみの最終値を算定することで

この値から、乾燥 26 週( $t=182$  日)での乾燥収縮ひずみを評価することができる。生コン工場の 67 調査を対象に、乾燥 28 日の短期データを用いて本手法の適用性を評価し、乾燥 26 週の乾燥収縮率を $\pm 1.27 \times 10^{-4}$ 程度の誤差で推定できることが示されている。

本手法は、実測データに基づくため、個々の材料物性を評価する必要がなく、また乾燥 28 日程度で比較的精度良く予測できるため、乾燥収縮ひずみの早期判定法として利用できる。しかし実際に試験を行うという点で煩雑さを伴うことが課題として挙げられる。

$$S_t = S_\infty \left( \frac{t}{N_{sa} + t} \right) \quad (2.4-11)$$

ここに、 $S_t$  : 乾燥期間  $t$  日における乾燥収縮ひずみ

$S_\infty$  : 乾燥収縮ひずみの最終値

$N_{sa}$  : 乾燥収縮の進行速度を表す係数

$t$  : 乾燥期間(日)

$N_{sa} = 25.6 \times p_\alpha \times G_\alpha \times G_\beta \times C_\alpha \times C_\beta$

$p_\alpha = 1 - 0.023 \times (53 - X)$

$G_\alpha = 1 + 2 \times (2.70 - D_d)$

$G_\beta$  : 石灰岩 0.9, その他の骨材 1.0

$C_\alpha$  : 普通ポルトランドセメント 1.0, 中庸熱ポルトランドセメント 1.25, 高炉セメント B 種 0.6

$C_\beta$  : 膨張材無 1.0, 膨張材有 1.1

$X$  : W/C(%)

$D_d$  : 絶乾密度( $\text{g}/\text{cm}^3$ )

## 2.5 数値解析を用いた予測方法に関する既往の研究

コンクリートの乾燥収縮を数値解析により予測するには、乾燥収縮のメカニズムに立脚した数値モデルの構築が必要となる。コンクリートの乾燥収縮は水分の逸散に起因することから、数値解析では、まずコンクリート中の水分移動解析によりコンクリート内部の含水率または相対湿度分布を評価することが必要となる。

コンクリートの水分移動に関し、Pickett<sup>62</sup>は乾燥収縮ひずみの支配方程式として、水分移動に関する拡散係数を一定とした線形拡散型モデルを提唱した。その後、Bazant と Najjar<sup>63</sup>により、拡散係数を相対湿度に依存させる非線形拡散モデルが示され、阪田<sup>64</sup>や秋田ら<sup>65,66</sup>により実験的に含水率(相対含水率)と水分拡散係数の関係が示されている。またこれらの手法は乾燥過程の水分移動を対象としたものである。コンクリートの乾湿過程はヒステリシスが存在するため、一般に乾燥過程と湿潤過程では水分拡散係数は異なる値をとることが示されている。このため、このヒステリシスを考慮した水分移動モデルが提唱されている<sup>67,68</sup>。

マクロなコンクリートの水分拡散係数を求めず、微視的構造から水分移動を評価するモデルが提案されている。石田ら<sup>69-71</sup>は熱力学解析システム(DuCOM)において、セメントの水和反応に基づく空隙構造および水分平衡・移動モデルを提案している。ここでは水分平衡・移動モデルの

考え方について以下に示す。

2.2.1 項で示したように、コンクリート中の空隙中に存在する液状水は、ケルビン式によって以下のように表すことができる。

$$\ln \frac{p_v}{p_{v0}} = -\frac{2\gamma M}{RT\rho r} \quad (2.5-1)$$

ここに、 $p_v$  : 水蒸気分圧  
 $p_{v0}$  : 飽和水蒸気圧  
 $\gamma$  : 液状水の表面張力  
 $M$  : 水の分子量  
 $R$  : 気体定数  
 $T$  : 絶対温度  
 $\rho$  : 液状水の密度  
 $r$  : 毛細管の半径

細孔内には凝集水だけでなく吸着水が存在する。この吸着水の吸着厚さは次のように定義されている。

$$t_a = \frac{0.525 \times 10^{-8} RH}{(1 - RH/RH_m)(1 - RH/RH_m + 15RH)} \quad (2.5-2)$$

ここに、 $t_a$  : 吸着厚さ  
 $RH$  : 相対湿度  
 $RH_m$  : 細孔を液状水で完全に満たすのに必要な相対湿度で式(2.5-3)で求められる。

$$RH_m = \exp\left(\frac{-\gamma M}{\rho_L RT \gamma_1}\right) \quad (2.5-3)$$

ここに、 $\gamma_1$  : 細孔半径から吸着層の厚さを差し引いたもの

先に述べたようにコンクリートの乾湿過程においてヒステリシスが存在するが、DuCOMではこれをインクボトル効果で考慮している。すなわち、図2.5-1に示すように湿潤過程では、半径の小さい細孔から液状水で満たされるため、半径 $r_c$ より小さい細孔は全て液状水で満たされると仮定できる。一方、乾燥過程ではインクボトルに水分が閉じ込められるため、これを加算させる。さらに毛細管空隙だけではなく、層間空隙における水分の履歴も考慮し水分の算定量モデルに組み込まれている。

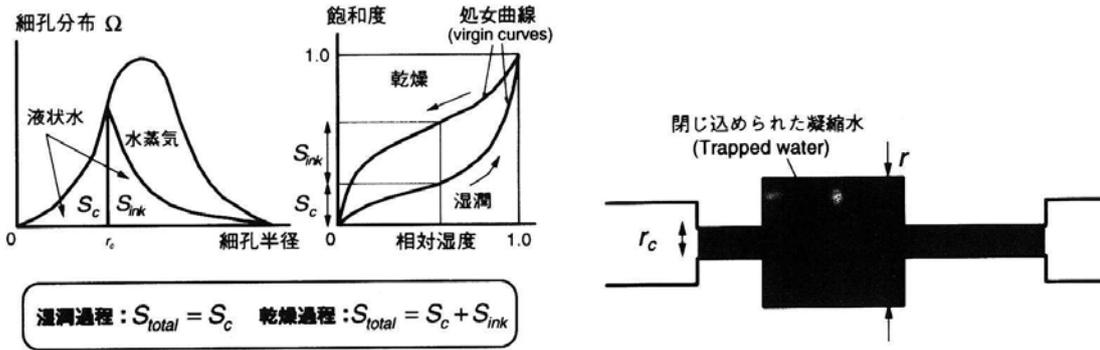


図 2.5-1 乾湿における細孔中の水分分布とインクボトル効果<sup>68</sup>

これらのモデルから、全飽和度は次の式で計算される。

$$S_{total} = \frac{\varphi_{cp} \cdot S_{cp} + \varphi_{gl} \cdot S_{gl} + \varphi_{lr} \cdot S_{lr}}{\varphi_{cp} + \varphi_{gl} + \varphi_{lr}} \quad (2.5-4)$$

ここに、 $S_{total}$  : 飽和度

$\varphi_{cp}$ ,  $\varphi_{gl}$ ,  $\varphi_{lr}$  : それぞれ、毛細管、ゲルおよび層間空隙率

$S_{cp}$ ,  $S_{gl}$ ,  $S_{lr}$  : それぞれ、毛細管空隙、ゲル空隙および層間空隙の飽和度

次に、水分の移動を液状水と水蒸気の移動と考え、コンクリートの水分移動に関する水蒸気流束は次のように定式化されている。

$$q_v = -\frac{\varphi D_0(T)}{\Omega} \int_{r_c}^{\infty} \frac{dV}{1+N_k} \nabla \rho_v = -D_v \nabla \rho_v \quad (2.5-5)$$

$$N_k = \frac{l_m}{2(r-t_a)}$$

ここに、 $D_v$  : コンクリートの水蒸気拡散係数(m<sup>2</sup>/s)

$q_v$  : 水蒸气流束(kg/m<sup>2</sup>.s)

$\varphi$  : 空隙率

$D_0(T)$  : 自由空間における水蒸気拡散係数(m<sup>2</sup>/s)

$\Omega$  : 空隙の屈曲度

$r_c$  : 気液界面の空隙半径(m)

$\rho_v$  : 絶対水蒸気密度(kg/m<sup>3</sup>)

$N_k$  : Knudsen 数

$l_m$  : 気体分子の平均自由行程(m)

$t_a$  : 空隙中の吸着厚(m)

$r$  : 空隙半径(m)

また、液状水流束は次のように定式化されている。

$$q_l = -\frac{\rho_l(T)\varphi^2}{50\eta} \left( \int_0^{r_c} r dV \right)^2 \nabla P_l = -K_l \nabla P_l \quad (2.5-6)$$

ここに、  
 $K_l$  : コンクリートの液状水移動係数 (kg/Pa. m. s)  
 $q_l$  : 液状水流束 (kg/m<sup>2</sup>. s)  
 $\varphi$  : 空隙率  
 $\rho_l$  : 液状水密度 (kg/m<sup>3</sup>)  
 $\eta$  : 液状水の粘性 (Pa. s)  
 $P_l$  : 液状水の空隙水圧 (Pa)

式 (2.5-5) および式 (2.5-6) より、コンクリート中の水分の全流束は式 (2.5-7) で表すことができる。

$$\mathbf{J} = -(D_v \nabla \rho_v + K_l \nabla P_l) \quad (2.5-7)$$

DuCOM では水和発熱モデルに基づき、得られた空隙構造が水分移動モデルに取り込まれ、液状水と水蒸気の水分移動解析を行い、各部位の細孔中の相対湿度が求められる。なお、本モデルにおいて、熱は水分移動と連成されており、任意の温湿度環境における部材の水分分布を評価することができる。

空隙中の水分状態がわかれば、水分状態に応じた駆動力をモデル化することにより、収縮ひずみを算出することができる。DuCOM では空隙中に存在する水の形態を凝集水および吸着水ととらえ、収縮応力の算定に関して、収縮駆動力を毛細管張力およびゲル粒子の表面エネルギーとした式 (2.5-8) および式 (2.5-9) で表される。

$$\sigma_{sc} = \beta \cdot P_l = \frac{\varphi_{cp} \cdot S_{cp} + \varphi_{gl} \cdot S_{gl}}{\varphi_{cp} + \varphi_{gl}} \cdot P_l \quad (2.5-8)$$

$$\sigma_{sd} = S_{sd} \cdot \gamma_{gl} = f(h) S_{pore} \quad (2.5-9)$$

$$f(h) = \frac{1 - h/h_m}{1 - h/h_m + 15h} \quad (2.5-10)$$

ここに、  
 $\sigma_{sc}$  : 毛細管張力による収縮駆動力  
 $\beta$  : 有効係数  
 $P_l$  : 液状水の空隙水圧 (Pa)  
 $\varphi_{cp}$  : 毛細管空隙率  
 $\varphi_{gl}$  : ゲル空隙率  
 $S_{cp}$  : 毛細管空隙の飽和度  
 $S_{gl}$  : ゲル空隙の飽和度  
 $\sigma_{sd}$  : 吸着水に関わる収縮力  
 $\sigma_{sd}$  : 吸着水に関わる収縮駆動力  
 $S_{sd}$  : 表面張力の分布密度関数

$\gamma_{gl}$  : ゲル粒子の表面張力 (1/m)

$h$  : 相対湿度

その後、石田ら<sup>72</sup>は収縮駆動力を毛細管張力と分離圧と考え、図 2.5-2 に示すように、両者の機構が卓越する境界の空隙半径 ( $r_{br}$ ) を仮定し、式 (2.5-8) および式 (2.5-9) に関してそれぞれ式 (2.5-11) および式 (2.5-12) のようにモデルの修正を行っている。

$$\sigma_{sc} = A \cdot V_L \cdot P_l = (V_{cp\_L} + V_{gl\_L}) \cdot P_l \quad (2.5-11)$$

$$\sigma_{sd} = \varphi_s \cdot \frac{\int_{r_c}^{r_{br}} \Pi(r) d\chi - \int_{r_c}^{r_{br}} f_r \cdot \Pi(r) d\chi}{\chi_0} \quad (2.5-12)$$

ここに、 $V_L$  : 空隙 L 群に存在する水分量 ( $\text{m}^3/\text{m}^3$ )

$V_{cp\_L}$  : 毛細管空隙における空隙 L 群に存在する水分量 ( $\text{m}^3/\text{m}^3$ )

$V_{gl\_L}$  : ゲル空隙における空隙 L 群に存在する水分量 ( $\text{m}^3/\text{m}^3$ )

$A$  : 定数 8.0nm

$\varphi_s$  : 空隙 S 群の空隙率

$\chi_0$  : 空隙 S 群の総表面積

$d\chi$  : 任意の半径  $r$  に対する空隙表面積の増分

$r_{br}$  : 境界空隙半径 10nm

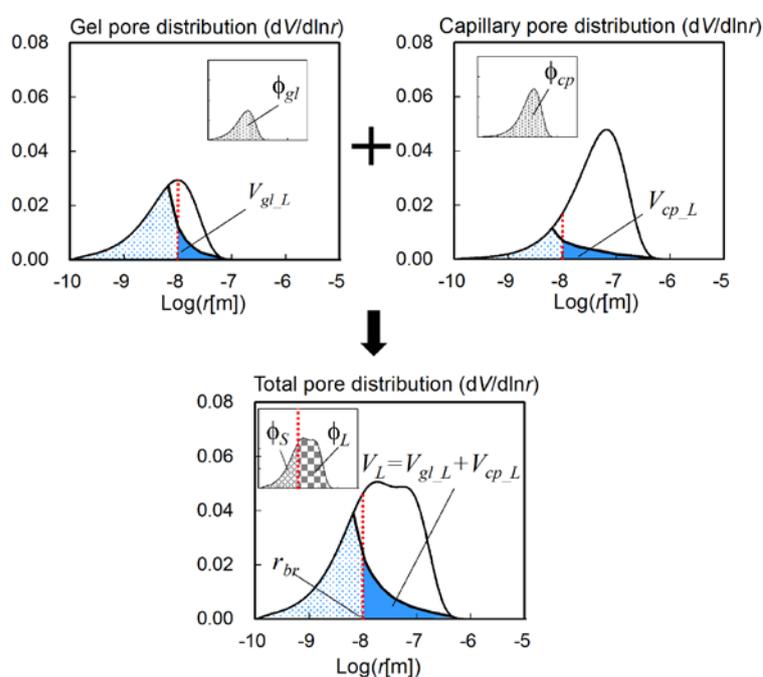


図 2.5-2 空隙 L 群と空隙 S 群の水分分布<sup>72</sup>

以上に抛り、セメント硬化体の体積応力は毛細管張力および分離圧による収縮駆動力とセメント硬化体の骨格部に生じる体積応力の和として算出することができる。

$$\sigma_{cp} = \sigma'_{cp} + \sigma_{sc} + \sigma_{sd} \quad (2.5-13)$$

ここに、 $\sigma_{cp}$  : セメント硬化体の体積応力

$\sigma'_{cp}$  : セメント硬化体の骨格部に生じる体積応力

コンクリートの乾燥収縮を取り扱う場合、骨材とセメント硬化体からなる2相系材料として、セメントは水和の進行に応じた水和殻を生成し、骨材は骨材自身の収縮特性を考慮した弾性体として取り扱うマルチスケール型時間依存モデルとして提案されている。このモデルでは、以下のような構成則に基づいている。

$$\sigma_0 = V_{ag} \sigma'_{ag} + V_{cp} \sigma_{cp} \quad (2.5-14)$$

$$\varepsilon_0 = V_{ag} \varepsilon'_{ag} + V_{cp} \varepsilon_{cp} \quad (2.5-15)$$

$$\varepsilon_{ag} = \frac{\sigma_{ag}}{3K_{ag}} + \varepsilon_{cp} \quad (2.5-16)$$

$$\varepsilon_{cp} = f(\sigma_{cp}) \quad (2.5-17)$$

$$\frac{\sigma_{ag} - \sigma_{cp}}{4G_{cp}} + (\varepsilon_{ag} - \varepsilon_{cp}) = 0 \quad (2.5-18)$$

ここに、 $\sigma_0, \sigma'_{ag}, \sigma_{cp}$  : コンクリート、骨材、セメント硬化体の体積応力

$\varepsilon_0, \varepsilon'_{ag}, \varepsilon_{cp}$  : コンクリート、骨材、セメント硬化体の体積ひずみ

$V_{ag}, V_{cp}$  : 骨材、セメント硬化体の単位体積

$K_{ag}$  : 骨材の体積剛性

$G_{cp}$  : セメント硬化体の体積剛性

なお、骨材自身の体積変化がコンクリートの乾燥収縮に影響を及ぼすことを考慮できるよう、浅本ら<sup>73</sup>により骨材収縮も以下のようにモデル化されている。

$$\begin{aligned} \varepsilon_{ag}^{sh} &= \varepsilon_{ag,max}^{sh} \cdot (1.0 - S_{ag}/0.95) & (S_{ag} \leq 0.95) \\ \varepsilon_{ag}^{sh} &= 0.0 & (S_{ag} > 0.95) \end{aligned} \quad (2.5-19)$$

ここに  $\varepsilon_{ag,max}^{sh}$  : 絶乾時の骨材収縮ひずみの最大値

$S_{ag}$  : 骨材の飽和度

収縮駆動力を毛細管張力と分離圧とする上記モデルに対して、Maruyama<sup>74</sup>は、セメント硬化体の収縮はC-S-Hのカルシウムシリケート層に吸着される水分子の数の変化に支配されると考え、統計的吸着厚さの関数として次の式でモデル化している。また提案した式はセメント硬化体の実験データとの適合性が高いことが示されている。

$$\begin{aligned}
\varepsilon_{p,Dsh} &= 0.00388(t_w - t_{w,100}) & (h \geq 0.4) \\
\varepsilon_{p,Dsh} &= 0.00912(t_w - t_{w,40}) + \varepsilon_{p,sh,40} & (h < 0.4) \\
t_{w,100} &= w / \rho_w / S_{H20} / C_{S,T} \cdot 10^3
\end{aligned}
\tag{2.5-20}$$

ここに、 $C_{S,T}$  : 温度に影響される BET 比表面積 ( $S_{H20}$ ) の影響因子

$\varepsilon_{p,Dsh}$  : 飽水状態を起点としたセメント硬化体の乾燥収縮ひずみ

$\varepsilon_{p,sh,40}$  : RH40% のセメント硬化体の乾燥収縮ひずみ

$t_w$  : 体積含水率  $w$  における統計的吸着厚さ (nm)

$t_{w,40}$  : RH40% における統計的吸着厚さ (nm)

$t_{w,100}$  : 飽和状態のセメント硬化体の統計的吸着厚さ (nm)

$\rho_w$  : 水の密度 (g/cm<sup>3</sup>)

$S_{H20}$  : 105°C で 30 分前処理後の水蒸気吸着に拠る BET 比表面積で、実験データに基づき、式(2.5-21)で定義される。(m<sup>2</sup>/g-dried hpc)

$$S_{H20} = \text{Max}(170R_{C-S-H}, 500(R_{C-S-H} - 0.35)) \tag{2.5-21}$$

ここに、 $R_{C-S-H}$  : 105°C で 30 分前処理後のセメント硬化体の C-S-H, C<sub>4</sub>AH<sub>13</sub>, Ca(A, F)H<sub>13</sub> の総量

以上のように、乾燥・湿潤過程におけるヒステリシス挙動を再現できるモデルが提案されつつあり、今後、コンクリート部材の実環境における水分移動や乾燥収縮を高精度に予測できる可能性が考えられる。

なお、JIS によるコンクリートの乾燥収縮ひずみの予測に限定すれば、乾湿繰返しや温度変化を伴わないため、必ずしも高度な予測モデルは必要ではない。乾燥 6 ヶ月のコンクリートの含水率(または相対湿度)および含水率(または相対湿度)と乾燥収縮ひずみの関係が評価できればよい。あるいは材料物性値を高精度に入手することで、既存の汎用的な予測式でも予測精度は高まる可能性がある。そこで、既存の予測式に拠る予測精度を確認し、予測精度の向上に必要な要因を次節にて抽出することとした。

## 2.6 各予測式と実測値の比較

ここでは、生コン10工場より入手した42調合を対象に、JISによるコンクリートの乾燥収縮ひずみの結果を用いて汎用的な予測式で求めた予測値と比較し、その予測精度を調査した。数値解析手法については水分移動に関する物性値が不明なため検討しなかった。調査対象は普通ポルトランドセメント(N)または高炉セメントB種(BB)を用いたコンクリートで、いずれも再生骨材、副産骨材、軽量骨材や収縮ひずみが極端に大きな骨材は含まない、一般的な骨材を使用している。主な調合条件を表2.6-1に示す。

表 2.6-1 コンクリートの主な調合条件

工場	調合数	呼び強度の範囲	単位水量の範囲 (kg/m <sup>3</sup> ) (W/C(%))	セメント	細骨材種類	粗骨材* <sup>1</sup> 種類
A	9	27-42	155-169(41.5-45.2)	N, BB	山砂	砕石(石灰岩)
B	5	27-60	159-179(27-52.5)	N, BB	陸砂, 山砂	砕石(石灰岩, カンラン岩)
C	4	24-51	168-185(30-55)	N, BB	山砂, 砕砂	砕石(流紋岩)
D	3	24-51	168-188(30-55)	N, BB	山砂, 川砂, 砕砂	砕石(流紋岩)
E	3	21-54	168-188(28.4-64)	N, BB	加工砂	砕石(石灰岩)
F	3	24-40	168-183(42-54)	N, BB	加工砂	砕石(石灰岩, 硬質砂岩)
G	5	24-54	164-185(32.8-51)	N, BB	海砂, 山砂, 砕砂	砕石(閃緑岩, 硬質砂岩)
H	4	24-42	166-183(34-54)	N, BB	海砂	砕石(石灰岩, 安山岩)
I	3	24-36	165-185(44-54)	N, BB	海砂, 砕砂	砕石(石灰岩)
J	3	24-36	157-181(44-54)	N, BB	海砂	砕石(石灰岩, 角せん岩)

\*1 ( )内は粗骨材岩種、複数ある場合は混合使用

2.4節に示した複合予測式(2.4-8)では、骨材物性が不明なため、寺西ら<sup>58</sup>の研究を参考に、 $E_s, E_g = 60\text{kN/mm}^2$ ,  $R_a = 0.22$ ,  $\varepsilon_{s\infty} = 337 \times 10^{-6}$ ,  $\varepsilon_{sg\infty} = 180 \times 10^{-6}$ を適用した。また、短期データに基づく予測式(2.4-12)では、乾燥材齢28日の実測値を用いて算出した。結果を図2.6-1~2.6-7に示す。

図2.6-1において、日本建築学会式では、骨材岩種の影響因子を修正係数で考慮しており、特に石灰石骨材の修正係数は天然骨材の0.7倍となっている、このため石灰石骨材を使用したコンクリートの乾燥収縮ひずみの実測値( $400 \sim 500 \times 10^{-6}$ )と予測値が比較的合う結果になっている。一方で石灰石以外の天然骨材の修正係数はすべて1.0であり、粗骨材の収縮ひずみが大きいと思われるコンクリート( $800 \times 10^{-6}$ 程度)では実測値との差が大きくなったと考えられる。

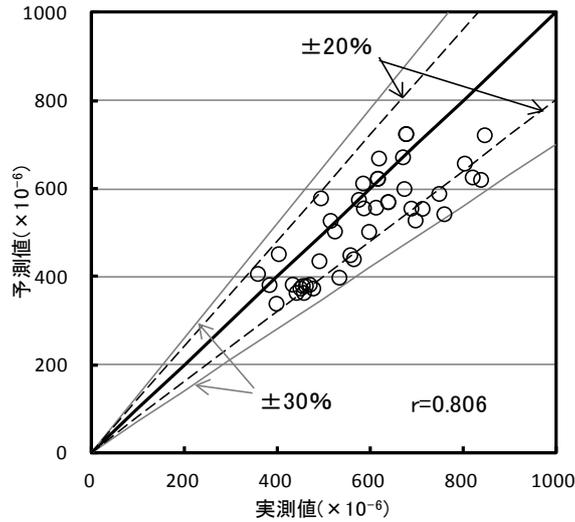


図 2. 6-1 実測値と日本建築学会式(2. 4-1)を用いた予測値の比較

図 2. 6-2 に示すように、2007 年土木学会式では、実測値に関わらず、予測値はいずれも同等の値となり、予測精度が極めて低いことがわかる。式(2. 4-2)では乾燥収縮ひずみはコンクリートの単位水量にのみ依存する式となっている。今回調査したコンクリートは粗骨材岩種が異なるが、単位水量は  $155\sim 185\text{kg/m}^3$  であり、この範囲では本予測式ではコンクリートの乾燥収縮ひずみの予測値はほとんど変わらないと考えられる。また図 2. 6-3 に今回調査したコンクリートの単位水量と乾燥収縮ひずみの関係を示すが、単位水量とコンクリートの乾燥収縮ひずみにはほとんど相関はないことがわかる。このため、本予測式の予測精度は低いと考えられる。

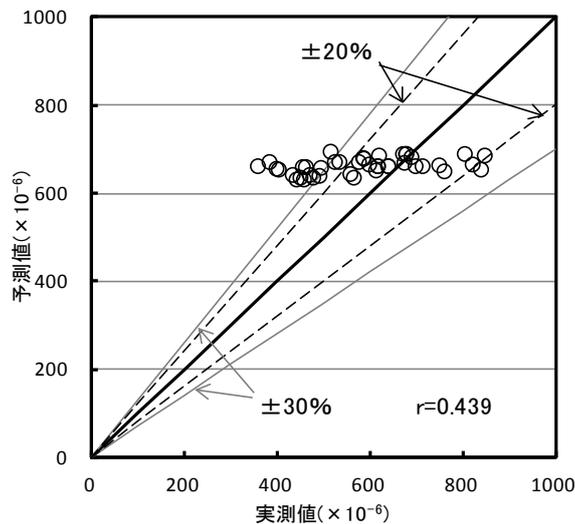


図 2. 6-2 実測値と 2007 年土木学会式(2. 4-2)を用いた予測値の比較

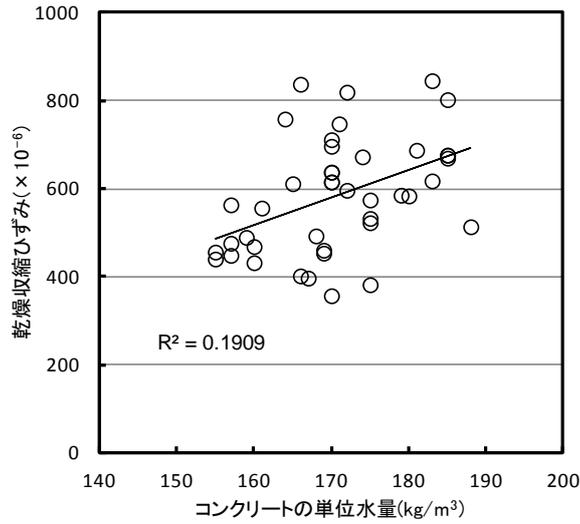


図 2. 6-3 コンクリートの単位水量と乾燥収縮ひずみの関係

図 2. 6-4 に示すように、2012 年土木学会式では、骨材品質の影響を考慮できるようになっているため、2007 年のものよりも予測精度は高まったと考えられる。本予測式では、コンクリートの全水量と乾燥収縮ひずみに相関があることから、吸水率の大きい骨材ほどコンクリートの乾燥収縮ひずみが大きく予測されることになる。しかし、吸水率の大きな骨材ほど必ずしも収縮ひずみは大きくなるため、粗骨材の収縮ひずみをパラメータとしないと予測精度は高まらなると考えられる。

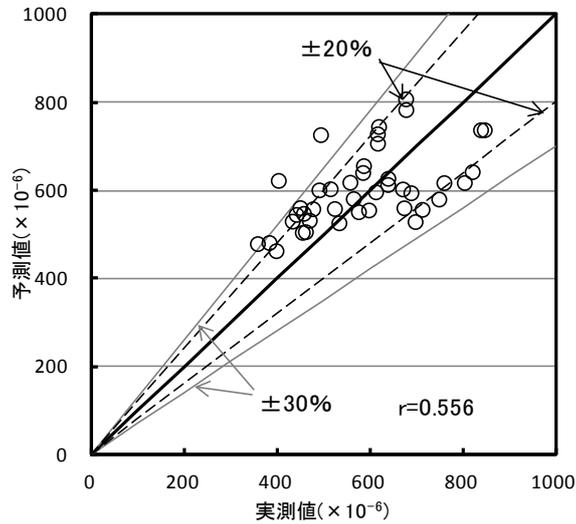


図 2. 6-4 実測値と 2012 年土木学会式 (2. 4-5) を用いた予測値の比較

図 2.6-5 に示すように、CEB-FIP 式では、実測値に対して、予測値が総じて小さくなり、また予測精度も低い。これは CEB-FIP 式がセメント種類とコンクリートの圧縮強度に依存した式になっているが、日本と諸外国ではセメントの仕様が異なるため、適合性が低かったものと考えられる。また、図 2.6-6 に示すように複合予測式は、実測値よりも高く評価される傾向を示した。この理由として、材料物性値を入力していないことに加え、弾性理論に基づくため、乾燥に伴う骨材界面の微細なひび割れ等の影響を考慮できないことが考えられる。

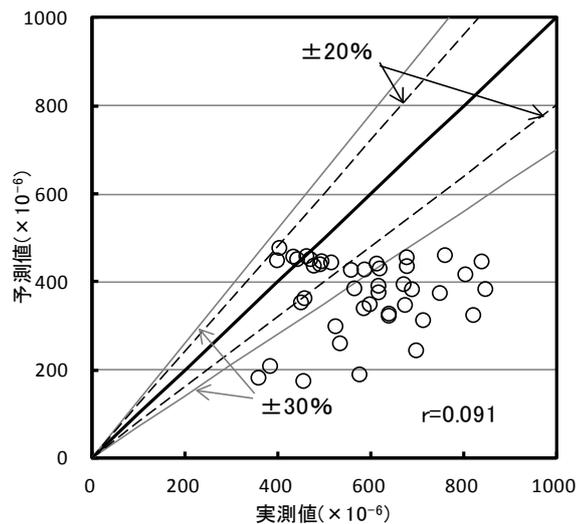


図 2.6-5 実測値と CEB-FIP 式 (2.4-6) を用いた予測値の比較

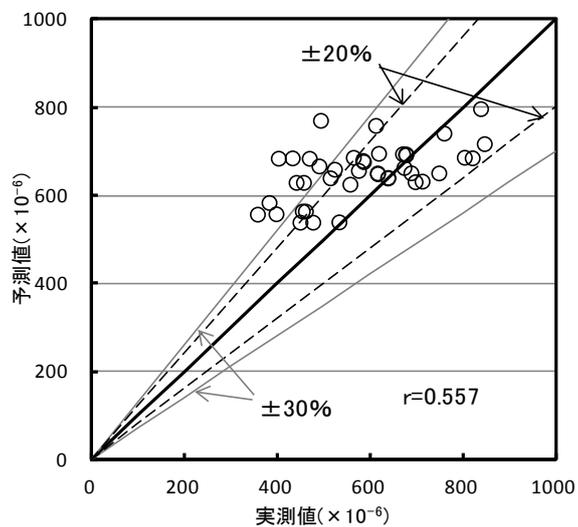


図 2.6-6 実測値と複合予測式 (2.4-8) を用いた予測値の比較

図 2.6-7 に示すように、乾燥材齢 28 日の実測値を用いた場合でも  $\pm 30\%$  程度の誤差であり、乾燥収縮ひずみの予測精度は高くはなかった。

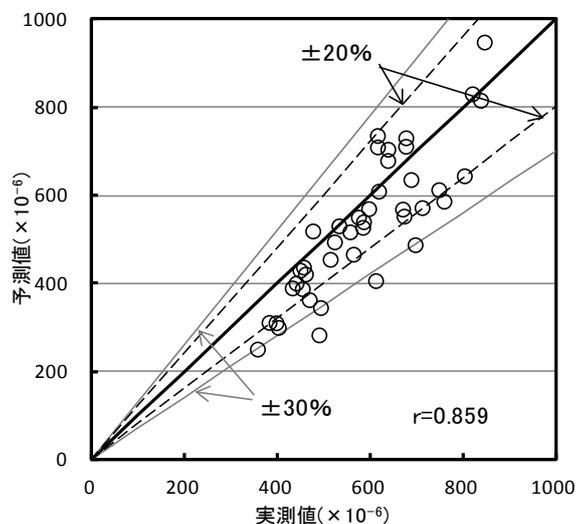


図 2.6-7 実測値と短期データに基づく予測式(2.4-11)を用いた予測値の比較

以上より、現状では各学会指針等で示された予測式は、材料物性値を考慮できなければ予測精度は低いことが明らかとなった。上記予測式のうち、構成式に材料物性値を入力できるのは、2012 年土木学会式と複合予測式であるが、セメントおよび骨材の収縮ひずみを考慮できるのは複合予測式のみである。このため、セメントおよび骨材の物性値を高精度に取得できれば複合予測式の予測精度を高められる可能性がある。

## 2.7 まとめ

本章では、コンクリートの乾燥収縮の予測技術の現状を取り纏めるとともに、実測データを用いて、その予測精度を検証し課題を抽出した。

2.2 節にてセメント硬化体の収縮メカニズムについて既往研究を調査した。不可逆的な収縮ひずみの挙動は、セメント水和物である C-S-H の層間距離の変化が影響していることが実測により示されている。最新の知見に関して、Maruyama ら<sup>11</sup>により、コロイド状の C-S-H の構造モデルが提案され、収縮のメカニズムとして相対湿度 98-40%までは、水蒸気の吸・脱着による C-S-H の層間変形が、相対湿度 40-5%では表面エネルギーが収縮ひずみの支配的要因となることも示されている。現状ではセメント硬化体の収縮メカニズムを統一的に説明できる理論はいまだ確立されていないため、今後、乾燥に伴う C-S-H の構造・形態がより明らかにされれば、実現象に適合した収縮駆動力のモデル化が可能になると考えられる。

2.3 節にてコンクリートの構成材料に着目し、乾燥収縮に及ぼす影響を調査した。セメントの収縮はコンクリートの収縮の主要因であるが、セメント種類や鉱物組成がコンクリートの乾燥収縮に及ぼす影響は、現状ではデータが少ないこともあり、明確でない。コンクリートの乾燥収縮に対して、骨材の物性、特に収縮ひずみが最も影響を及ぼす。また、収縮ひずみの小さい石灰石を除けば、岩種による明確な傾向は認められない。さらに骨材種類でみると、スラグ骨材の中には、コンクリートの乾燥収縮を低減する効果があるものも存在するが、細骨材の一部に置換して使用する場合において、その効果は小さいと考えられる。

次に 2.4 節にて、各種学会式など汎用性の高い予測式の特長を、2.5 節に数値解析による予測方法を取り纏めた。数値解析による予測方法では、特に収縮駆動力をどのように考えるかが重要になる。石田ら<sup>68-71</sup>の DuCOM では毛細管張力および分離圧を支配的要因としたモデルを、Maruyama ら<sup>73</sup>は、セメント硬化体の収縮は C-S-H の層間変形を支配的要因として統計的吸着厚さの関数として評価するモデルを提案している。いずれも実験データとの適合性について確認されており、今後、乾燥収縮のメカニズムがさらに明らかにされ、より適合性の高いモデルが提案されることが望まれる。

2.6 節にて、生コン 10 工場より入手した 42 調合を対象に、JIS によるコンクリートの乾燥収縮ひずみの結果を用いて、汎用的な予測式の予測精度を検証した。その結果、材料物性値を考慮できない予測式の精度は低かった。予測精度を高めるには、材料物性値を高精度に取得することが求められる。ただし、取得した材料物性値を適用する場合にも課題がある。JIS における乾燥 6 カ月後のコンクリートの含水率(または相対湿度)は平衡状態ではなく、コンクリート内部の含水率(または相対湿度)は異なる。コンクリートの含水率(または相対湿度)を評価し、その含水率(または相対湿度)に応じたセメントおよび粗骨材の収縮ひずみを適用する必要がある。従って、乾燥 6 ヶ月の含水率(または相対湿度)が分かれば、さらにひずみの予測精度を高められる可能性がある。

以上を踏まえ本研究では、以下の手法に基づいた予測方法を検討することとした。

- ①実構造物を想定した温度変化や乾湿繰返し条件を考慮せず、コンクリートのポテンシャルとしての乾燥収縮ひずみを予測する方法を提案する。
- ②コンクリートを構成するセメントおよび骨材に着目し、コンクリートの乾燥収縮に影響を及ぼす材料特性値であるヤング係数および収縮ひずみを考慮できるようにする。

- ③乾燥6ヶ月のコンクリートの含水率分布を数値解析により評価する。
- ④含水率とコンクリートの乾燥収縮ひずみの関係を実験に拠らず入手し、これをパラメータとして与えることで、乾燥収縮ひずみを予測できる方法を提案する。
- ⑤実用性を考慮し、これらの数値計算には汎用的なプログラムを適用する。

なお、コンクリートの体積変化を取り扱う場合、乾燥収縮、自己収縮および温度変化に拠る体積変化を考慮する必要がある。JIS A 0203によれば、乾燥収縮はコンクリートが乾燥によって収縮する現象、自己収縮はセメントの水和反応の進行によって、コンクリートの体積が減少し、収縮する現象と定義されている。また、コンクリートの設計用値としての乾燥収縮ひずみは、一般には、 $20\pm 2^{\circ}\text{C}$ の水中養生材齢7日を基準として、供試体を温度 $20\pm 2^{\circ}\text{C}$ 、湿度 $60\pm 5\%$ の環境条件で保存して測定される。よって本研究では、温度変化に伴う体積変化は考慮しない。またコンクリートの乾燥収縮ひずみには自己収縮ひずみが含まれるが、両者を区分して評価することは難しい。ただし、自己収縮ひずみの大きな高強度コンクリートでは乾燥収縮ひずみは小さくなることから、本研究では自己収縮が実用上問題とならない $W/C=55\sim 45\%$ の普通コンクリートを対象とした乾燥収縮ひずみの予測方法を提案する。

## 【参考文献】

1. T. C. Powers : "Mechanism of shrinkage and reversible creep of hardened cement paste", In Proceedings, pp.319-344(1965)
2. R. F. Feldman, P. J. Sereda : "A model for hydrated Portland cement paste as deduced from sorption-length change and mechanical properties", Matériaux et Construction Volume 1, Issue 6, pp.509-520(1968)
3. O. Ishai : "The time-dependent deformational behavior of cement paste, mortar and concrete", Proceedings of conference on structure of concrete and its behavior under load, Cement and Concrete Association, London, pp.345-364(1968)
4. F. H. Wittmann: "Creep and shrinkage mechanisms" Creep and shrinkage in concrete structures" , pp.129-161(1982)
5. W. Hansen : "Drying Shrinkage Mechanisms in Portland Cement Paste" ,Journal of the American Ceramic Society, Vol.70, No.9, pp.323-328(1987)
6. F. Beltzung and F. H. Wittmann: "Role of disjoining pressure in cement based materials", Cement and Concrete Research, Vol.35, No.12, pp.2364-2370(2005)
7. I. Maruyama, K. Beppu, R. Kurihara: "A. Furuta, Action Mechanisms of Shrinkage Reducing Admixture in Hardened Cement Paste", Journal of Advanced Concrete Technology, Vol.14, pp.311-323(2016)
8. I. Maruyama, N. Sakamoto, K. Matsui, G. Igarashi: "Microstructural changes in white Portland cement paste under the first drying process evaluated by WAXS, SAXS, and USAXS", Cement and Concrete Research, (submitted) (2016)
9. H. M. Jennings: "A model for the microstructure of calcium silicate hydrate in cement paste" , Cement and Concrete Research, Vol.30, pp.101-116(2000)
10. H.M. JENNINGS: "Refinements to colloid model of CSH in cement: CM-II" , Cement and Concrete Research, Vo.1.38, pp.275-289(2008)
11. I. Maruyama, Y. Nishioka, G. Igarashi, K. Matsui: "Microstructural and bulk property changes in hardened cement paste during the first drying process", Cement and Concrete Research, Vol.58, pp.20-34(2014)
12. I. Maruyama: "Origin of Drying Shrinkage of Hardened Cement Paste: Hydration pressure", Journal of Advanced Concrete Technology, Vol.8, pp.187-200(2010)
13. (一社)セメント協会 : コンクリート専門委員会報告 F-55(追補), pp.21-25(2011)
14. 大野吉昭, 榊田佳寛, 鹿毛忠継 : 「 コンクリートの乾燥収縮に及ぼすセメントおよび混和材料の種類の影響」, 日本建築学会構造系論文集, Vol.678, pp.1167-1173(2012)
15. (一社)日本建築学会 : 「 鉄筋コンクリート造建築物の収縮ひび割れ指針・施工指針 (案)・同解説」, pp.53-57(2006)
16. 小澤貴史, 西田 朗, 橋田 浩 : 「コンクリートの乾燥収縮率の早期推定方法に関する研究」, 清水建設研究報告, 第85号, pp.1-10(2007)
17. 田澤栄一, 宮澤伸吾: 「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, Vol.502, pp.43-52(1994)

18. (公社)日本コンクリート工学会:「コンクリートの収縮問題検討委員会報告書」, pp. 82-83 (2010)
19. 三隅英俊, 丸屋英二, 高橋俊之:「高 C<sub>3</sub>A 型混合セメントのコンクリート物性」, セメント・コンクリート論文集, Vol. 66, pp. 353-358 (2013)
20. 三隅英俊, 丸屋英二, 高橋俊之:「高間隙相型混合セメントのコンクリート物性」, セメント・コンクリート論文集, Vol. 67, pp. 290-295 (2014)
21. 石灰石鉱業協会:「石灰石骨材とコンクリート」, pp. 35-37 (2005)
22. 吉兼 亨:「コンクリートの乾燥収縮 生コンクリートにおける乾燥収縮の全国実態調査結果の報告および乾燥収縮の規定への対応について」, コンクリートテクノ, Vol. 28, No. 2 pp. 9-15 (2009)
23. 須藤栄治, 五味信治, 池見由美, 梶田佳寛:「細骨材の粗粒率の違いが高流動コンクリートの圧縮強度および乾燥収縮におよぼす影響」, 日本建築学会学術講演梗概集, pp. 141-142 (1996)
24. I. Maruyama, H. Sasano: "Strain and crack distribution in concrete during drying", Materials and structures, Vol. 47, No. 3, pp. 517-532 (2014)
25. 上原元樹, 鶴田孝司, 水野 清, 佐藤隆恒:「コンクリートの乾燥収縮に影響を及ぼす骨材の物理・化学的性質」, RTRI REPORT, Vol. 26, No. 12, pp. 5-10 (2012)
26. 宮菌雅裕, 勝山正彦, 鈴木宏信, 岡本英明:「石灰石砕石に付着する微粉末がコンクリート性状に及ぼす影響に関する研究」, セメント・コンクリート論文集, Vol. 64, pp. 225-230 (2010)
27. G. Pickett: "Effect of aggregate on shrinkage of concrete and a hypothesis concerning shrinkage", Journal Proceedings, Vol. 52, No. 1, pp. 581-590 (1956)
28. 後藤幸正, 藤原忠司:「コンクリートの乾燥収縮に及ぼす骨材の影響」, 土木学会論文集, 第 286 号, pp. 125-137 (1979)
29. L. C. Snowdon, A. G. Edwards: "The moisture movement of natural aggregate and its effect on concrete", Magazine of Concrete Research, Vol. 14(41), pp. 109-116 (1962)
30. 片平博, 渡辺博志:「コンクリートの乾燥収縮率を推定するための簡易評価指標に関する実験的検討」, コンクリート工学年次論文集, Vol. 32, No. 1, pp. 467-472 (2010)
31. K. Imamoto, M. Arai: "Specific surface area of aggregate drying shrinkage and its relation to concrete drying shrinkage", Materials and Structures, Vol. 41, pp. 323-333 (2008)
32. 兵頭彦次, 谷村 充, 杉山真悟, 佐藤良一:「骨材のヤング係数・乾燥収縮に基づくコンクリートの乾燥収縮評価」, コンクリート工学年次論文集, Vol. 33, No. 1, pp. 479-484 (2011)
33. 浅本晋吾, 石田哲也, 前川宏一:「骨材特性との連関を考慮した複合構成モデルによりコンクリートの収縮解析」, 土木学会論文集, Vol. 63, No. 2, pp. 327-340 (2007)
34. G. Igarashi, I. Maruyama, Y. Nishioka, H. Yoshida: "Influence of mineral composition of siliceous rock on its volume change", Construction and Building Materials, No. 94, pp. 701-709 (2015)

35. 中島和俊, 渡辺 健, 橋本親典, 石丸啓輔:「拘束条件の有無による非鉄スラグ細骨材を用いたコンクリートの乾燥収縮特性の評価」, コンクリート年次論文集, Vol. 37, No. 1, pp.469-474(2015)
36. 木村祥平, 黒岩義仁, 美坂 剛:「銅スラグ細骨材を使用したコンクリートの諸性質に関する調査」, 土木学会年次学術講演会講演概要集, V-479, pp. 957-958(2015)
37. 齊藤和秀, 木之下光男, 伊原俊樹, 吉澤千秋:「高炉スラグ細骨材を使用した耐久性向上コンクリートの性質」, コンクリート工学年次論文集, Vol. 31, No. 1, pp. 139-144(2009)
38. 石東昇, 榊田佳寛, 阿部道彦, 鹿毛忠継:「高炉スラグ細骨材を使用した高強度コンクリートの調査と力学特性」, コンクリート工学, Vol. 51, No. 2, pp. 165-172(2013)
39. 松田 拓, 蓮尾孝一, 野口貴文:「細骨材の違いが超高強度コンクリートの性状に及ぼす影響」, コンクリート年次論文集, Vol. 37, NO. 1, pp. 1117-1122(2015)
40. (一社)日本鉄鋼連盟 普通鋼電炉工業会 鐵鋼スラグ協会電気炉スラグ特別委員会:「電気炉酸化スラグ利用研究委員会報告書(2001)
41. 君島健之, 長岡誠一, 小林隆芳, 國田 淳, 福手 勤:「中部国際空港エプロン舗装に使用したコンクリートの収縮特性」, 材料, Vol.55, No. 4, pp. 424-431(2006)
42. 壇 康弘, 伊与田岳志:「マスコンクリートの高炉セメントの適用」, コンクリート工学協会論文集, Vol. JCI-C66, pp. 7-12(2005)
43. 宮澤伸吾, 大澤友宏, 廣島明男, 鯉渕 清:「低発熱・収縮抑制型高炉セメントを用いたコンクリートの特性」, コンクリート工学年次論文集, Vol. 27, No. 1, pp. 487-492 (2005)
44. 本田 悟, 椎葉大和:「各種フライアッシュがコンクリートの諸特性に及ぼす影響」, コンクリート工学年次論文報告集, Vol. 18, No. 1, pp. 351-356(1996)
45. 古賀善雄, 船本憲治, 藤本 浩:「フライアッシュを外割り使用したコンクリートの諸特性」, コンクリート工学年次論文集, Vol. 28, No. 1, pp. 1643-1648(2006)
46. 中川隆夫, 大野義照, 徐 泰錫, 松田成貴:「フライアッシュを用いたコンクリートの乾燥収縮ひび割れ性状」, コンクリート工学年次論文集, Vol. 26, No. 1, pp. 483-488(2004)
47. (公社)土木学会:「フライアッシュを用いたコンクリートの施工指針(案)」, pp. 121-122(1999)
48. 全 洪珠; 嵩英 雄:「コンクリートの強度および耐久性に及ぼすフライアッシュの種類・置換率の影響に関する実験的研究」, 日本建築学会構造系論文集, Vol. 602, pp. 1-7(2006)
49. 出雲健司, 名和豊春:「二つの異なる温度環境下でのフライアッシュを使用したモルタルの収縮ひずみ挙動」, 土木学会論文集, Vol. 739, pp. 221-236(2003)
50. 大野吉昭, 榊田佳寛, 鹿毛忠継:「コンクリートの乾燥収縮に及ぼす膨張材と収縮低減剤の影響」, セメント・コンクリート論文集, Vol. 65, pp. 233-238(2011)
51. 郭 度連, 佐竹紳也:「膨張材および収縮低減剤を用いたコンクリートの収縮低減効果」, コンクリート工学年次論文集, Vol. 29, No. 1, pp. 573-578(2007)
52. 齊藤和秀:「収縮低減剤のひび割れ低減・抑制効果」, セメント・コンクリート, Vol. 761, pp. 60-63(2010)

53. 井上和政, 三井健郎, 岩清水隆, 木之下光男, 齊藤和秀, 稲垣順司: 「ハイブリッド高性能 AE 減水剤を用いた低収縮コンクリートの開発と建築物への適用によるひび割れ低減効果の検証」, 日本建築学会技術報告集, Vol.16, No. 34, pp. 849-854(2010)
54. (公社)土木学会: 2007年制定 コンクリート標準示方書【設計編】, pp. 45-46(2007)
55. (公社)土木学会: 2012年制定 コンクリート標準示方書【設計編】, pp. 105-106(2012)
56. CEB-FIP: "Model Code, Comite Euro-International du Beton", pp. 53-58(1990)
57. 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. 364, pp. 30-40(1975)
58. 寺西浩司, 佐藤嘉昭: 「複合モデルを基盤としたコンクリートの乾燥収縮予測式 3相モデルへの展開および外的要因の影響の考慮」, 日本建築学会構造系論文集, Vol. 602, pp. 21-28(2006)
59. J. J. Brooks, A. M. Neville: "Predicting long-term creep and shrinkage from short-term tests", Magazine of Concrete Research, Vol. 27, pp. 3-12(1975)
60. R. P. Ojdovic, M. S. Zarghamee: "Concrete Creep and Shrinkage Prediction from Short-Term Tests", ACI Materials Journal, Vol. 93, pp. 169-177(1996)
61. 今本啓一, 石井寿美江, 閑田徹志, 百瀬晴基, 藤森啓祐: 「短期データに基づくコンクリートの乾燥収縮ひずみ予測に関する研究」, 日本建築学会構造系論文集, Vol. 602, pp. 15-20(2006)
62. G. PICKETT: 「Shrinkage stresses in concrete」, "Journal of ACI. Vol. 7, No. 3(1946)
63. Z. P. BAZANT, L. J. NAJJAR: "Nonlinear water diffusion in nonsaturated concrete", Materaux et Constructions, Vol. 5, No. 25, pp. 3-20(1972)
64. K. Sakata: "A study on moisture diffusion in drying and drying shrinkage of concrete", Cement and Concrete Research, Vol. 13, pp. 216-224(1983)
65. 秋田 宏, 藤原忠司, 尾坂芳夫: 「モルタルの乾燥・吸湿・吸水過程における水分移動」, 土木学会論文集 No. 420, V-13, pp. 61-69(1990)
66. 秋田 宏, 藤原忠司, 尾坂芳夫: 「乾燥を受けるコンクリート中の水分移動を解析する手法」, 土木学会論文集 No. 490, V-23, pp. 101-110(1994)
67. H. Derluyn, D. Derome, J. Carmeliet, E. Stora, R. Barbarulo: "Hysteretic moisture behavior of concrete: Modeling and analysis", Cement and Concrete Research, Vo. 42, No. 10, pp. 1379-1388(2012)
68. B. Johannesson, M. Janz: "A two-phase moisture transport model accounting for sorption hysteresis in layered porous building constructions", Building and Environment, Vol. 44, No. 6, pp. 1285-1294(2009)
69. 石田哲也, R. P. Chaube, 岸利治, 前川宏一: 「任意の乾湿繰り返しを受けるコンクリートの含水状態予測モデル」, 土木学会論文集, No. 564, pp. 199-209(1997)
70. 石田哲也, 前川宏一, 岸利治, 磐田五郎, 楠原千佳子: 「温湿度履歴に関するセメントペーストの水分平衡・移動モデルの高度化」, 土木学会論文集, No. 795, p. 39-53(2005)
71. 朱 銀邦, 石田哲也, 前川宏一: 「細孔内水分の熱力学的状態量に基づくコンクリートの複合構成モデル」, 土木学会論文集, No. 760, pp. 241-260(2004)

72. 石田哲也, LUAN, Yao : 「水和収縮と細孔内水分の形態に立脚した収縮駆動モデルの再構築」, 土木学会論文集, Vol. 68, No. 4, pp. 422-436 (2012)
73. 浅本晋吾, 石田哲也, 前川宏一 : 「骨材特性との連関を考慮した複合構成モデルによりコンクリートの収縮解析」, 土木学会論文集, Vol. 63, No. 2, pp. 327-340 (2007)
74. I. Maruyama, G. Igarashi : " Numerical Approach towards Aging Management of Concrete Structures : Material Strength Evaluation in a Massive Concrete Structure under One-Sided Heating", Journal of Advanced Concrete Technology, Vol. 13, pp. 500-527 (2015)

## 第3章 骨材の物性評価

### 3.1 概論

2012年の我が国における骨材の需給量は約381百万トンであり、このうち、コンクリート用は276百万トンである<sup>1</sup>。その内訳をみると、図3.1-1に示すように、天然骨材(河川、山、陸、海の砂利および砂)の比率は低下している。近年の環境規制強化により、新たな骨材の採掘が難しく、将来的には砕砂および砕石の割合は高まることが予想される。石灰石を除けば、わが国で生産されている砕石の岩種は、砂岩と安山岩で約7割を占めるものの<sup>1</sup>、採取場を確保できなくなった場合、多様な岩種の砕石が供給されることも考えられる。また、良質の天然骨材を継続的に安定供給することが困難になる可能性もある。

骨材は、コンクリートの大部分の容積を占めるため、その品質がコンクリートの各種性状に影響を及ぼす。JIS A 5308 附属書 A や JIS A 5005 に密度、吸水率、粒度等の骨材の品質基準が定められているが、コンクリートの乾燥収縮や自己収縮に骨材自身の収縮ひずみが影響を及ぼすことが明らかになっており、骨材の収縮ひずみに対するユーザーの意識は高まりつつある。Maruyama ら<sup>2</sup>は、乾燥を受けるコンクリートにおいて、モルタルと粗骨材の収縮ひずみの差異に起因した微細なひび割れが粗骨材界面に形成されること、ひずみ差が大きいほど微細なひび割れの影響も大きくなることを明らかにしている。このため、骨材の収縮ひずみの違いに起因した骨材界面の微細ひび割れはマクロなコンクリートの収縮ひずみに影響を及ぼすことが考えられる。さらに、この微細ひび割れはコンクリートの表層品質に影響を及ぼす可能性があることが指摘されていることから<sup>3</sup>、乾燥に伴う含水状態にも影響を及ぼす可能性がある。そこで、本章では、一般の生コン工場で使用されている岩種や産地の異なる骨材を入手し、その収縮ひずみを評価した。また収縮ひずみに影響を及ぼす要因を調査し、実測に拠らず、収縮ひずみを推定する方法を検討した。コンクリートの乾燥収縮に対して、骨材はセメントペースト体積を希釈する効果と収縮を拘束する効果を持つ。一般には、前者にくらべ、後者の効果は小さいことが知られている。2章で示したように、骨材のヤング係数はコンクリートの乾燥収縮に影響を及ぼすものの、骨材の収縮ひずみに比べれば、その影響は小さい<sup>4,5</sup>。ただし、骨材のヤング係数のデータは少ない。特に細骨材では、砕砂であれば母岩のヤング係数を適用して推定することは可能であるが、天然砂の場合、測定することはできない。このため、簡易にヤング係数を推定できる方法があれば、材料物性値として与えることで、予測精度を高めることができると考えられる。そこで、本章では粗骨材および細骨材のヤング係数の評価方法を検討するとともに、骨材のヤング係数の実態を把握することとした。

なお、コンクリートのサステナビリティや環境負荷低減を考えた場合、副産骨材である各種スラグ骨材や再生骨材を活用していくことが望まれる。特に、高炉スラグ細骨材を用いた場合、乾燥収縮が小さくなることが報告されており<sup>6</sup>、コンクリートの収縮抑制という観点からは、有効な骨材であると考えられる。しかしながら、骨材自身の反応性など、普通骨材とはコンクリートの収縮挙動に及ぼすメカニズムが異なる可能性がある。また溶融スラグを除くその他のスラグ骨材も一般には重量コンクリート用であり、収縮抑制を要求される部位には適用されにくい。軽量骨材や再生骨材(Hを除く)も、収縮ひずみの制御が求められる構造物には適用されることは考えにくい。以上を勘案して、本章では、各種スラグ骨材、再生骨材および軽量骨材は検討対象外とした。

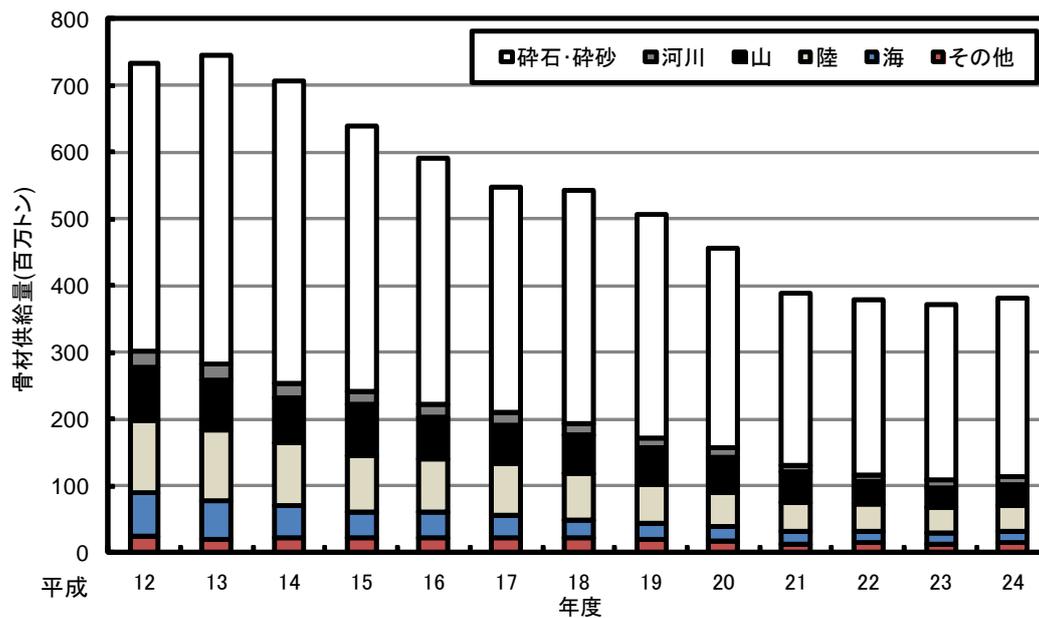


図 3.1-1 骨材の需給量の推移<sup>1</sup>

### 3.2 実験概要

#### 3.2.1 使用材料

試験に供した骨材を表 3.2-1 に示す。いずれの骨材も JIS A 5308 附属書 A または JIS A 5005 を満足するものである。

表 3.2-1 試験に供した骨材

種類	岩種	記号	表乾密度 (g/cm <sup>3</sup> )	吸水率 (%)	
粗骨材	砕石	硬質砂岩	TG1*1	2.72	0.67
			TG2	2.66	0.54
			TG3	2.88	1.70
			TG4	2.64	1.54
			TG5	2.71	0.65
		石灰岩	LiG1	2.70	0.34
			LiG2	2.78	0.64
			LiG3	2.70	0.40
			LiG4*2	2.68	0.46
			LiG5	2.71	0.38
	LiG6		2.71	0.31	
	カンラン岩	PG	2.98	0.65	
	流紋岩	RG*3	2.62	0.81	
	安山岩	AG1	2.67	1.66	
		AG2*4	2.62	2.43	
		AG3	2.57	2.36	
	片麻岩	GG	2.70	0.76	
	閃緑岩	DG	2.97	0.63	
	結晶片岩	CrG*5	2.79	0.63	
	角閃岩	AmG1	2.80	0.63	
AmG2		2.89	0.63		
凝灰岩	BG	2.60	2.96		
砂利	安山岩系	G	2.66	0.98	
細骨材	山砂	-	PS	2.63	1.38
	陸砂	-	LS	2.60	1.73
	川砂	-	RS	2.64	1.90
	海砂	-	SS	2.60	1.20
	加工砂	-	PrS	2.58	0.99
	砕砂*	硬質砂岩	TG1-S*1	2.71	0.75
		石灰岩	Li4-S*2	2.63	1.38
		流紋岩	RG-S*3	2.59	1.33
		安山岩	AG2-S*4	2.64	2.57
		結晶片岩	CrG-S*5	2.78	1.12

\*1-5 の砕砂，砕石は同一岩種・産地品

### 3.2.2 ヤング係数の評価方法

#### (1)粗骨材

一般に、骨材(碎石)のヤング係数は原石からコア供試体を採取し、静的試験により求められる。この方法は、原石の入手から試験までのプロセスが煩雑である。また結晶構造に配向性があるため、コア供試体の採取方向により力学的特性が異なり、静ヤング係数のバラツキが大きくなるという課題がある。他には、超音波パルス法により動ヤング係数を評価する方法が知られている。両者の関係について、林田<sup>7</sup>は種々の岩石について検討し、例外はあるが、動ヤング係数の方が静ヤング係数よりも大きくなることを報告している。また、甲村<sup>8</sup>は、ひずみレベルの小さい領域で、弾性波速度(p波)とポアソン比を用いて算出した動ヤング係数は、静ヤング係数と同等になることを報告している。コンクリート用骨材についても堀口ら<sup>9</sup>が動ヤング係数による評価を試みている。そこで、堀口ら<sup>9</sup>の手法を参考に、骨材粒子を用いて、各種粗骨材のヤング係数を超音波パルス法で評価することとした。試験手順は以下の通りである。

- ①20mmのふるいに留まる粗骨材粒子を精密カッタで7~10mmの立方体に加工し、断面を平滑処理する(写真3.2-1)。
- ②加工した試料を、24時間水中に浸漬させ、測定の前直前にウェスで水分を拭き取り表面乾燥状態とし、JGS 1220「パルス透過法による岩石の超音波速度測定法」に準拠し、一振動子型超音波厚さ計(探触子中心周波数5MHz)にて、試料の直交する3面で縦波および横波の伝播速度を測定する(写真3.2-2)。
- ③②と試料の表乾密度から式(3.2-1)~(3.2-4)にて、それぞれ動ポアソン比、動せん断弾性係数、動ヤング係数および体積弾性率を算出した。なお、試料の密度には使用した骨材の表乾密度を用いた。

各試料とも3方向の測定値の平均値を求め、さらに試料数の平均値として算出した。

$$\nu = \frac{(V_L^2 - 2V_S^2)}{2(V_L^2 - V_S^2)} \quad (3.2-1)$$

$$G = \rho V_S^2 \quad (3.2-2)$$

$$E = 2(\nu + 1)G \quad (3.2-3)$$

$$K = \frac{E}{3(1 - 2\nu)} \quad (3.2-4)$$

ここに、 $E$ :動ヤング係数(GPa)、 $\nu$ :動ポアソン比、 $G$ :動せん断弾性係数(GPa)、  
 $V_L$ :縦波伝播速度(m/s)、 $V_S$ :横波伝播速度(m/s)、 $\rho$ :粗骨材の表乾密度(g/cm<sup>3</sup>)  
 $K$ :体積弾性率(GPa)



写真 3.2-1 測定対象の骨材（左）と  
測定に使用した加工済みの骨材（右）



写真 3.2-2 測定状況

## (2) 細骨材

モルタルのヤング係数から細骨材のヤング係数を測定する方法を試みた。Hashin-Hansen の複合式<sup>10</sup>を用い、細骨材体積比を変化させた同一 W/C のモルタルのヤング係数を測定し、細骨材体積比とヤング係数の関係を求め、細骨材体積比が  $V=1.0$  になるときのヤング係数を細骨材のヤング係数とみなした。

$$E_m = E_p \frac{[(1-V_s)E_p + (1+V_s)E_s]}{[(1+V_s)E_p + (1-V_s)E_s]} \quad (3.2-5)$$

ここに、 $E$  : ヤング係数(GPa),  $V$  : 骨材体積比( $m$ :モルタル,  $s$  : 細骨材,  $p$  : 結合材)

本手法ではブリーディングやセメントペーストと骨材界面の遷移帯の影響により、ヤング係数が小さくなることが指摘されており<sup>11,12</sup>、界面の影響を考慮した補正を行う必要がある。そこで、これらの影響をできるだけ受けないように、結合材にはセメントではなく、レジンを採用した。レジンモルタルは、質量比で結合材：充填材=1：1とし、これに硬化剤をレジンの1wt%添加した配合とした。細骨材量は供試体成形が可能な範囲(細骨材体積比で0～0.7)で調整し、絶乾状態で使用した。使用材料を表3.2-2に示す。ホバートミキサにてレジンモルタルを練混ぜ、JIS A 1181:2005に準拠し、 $\phi 50 \times 100\text{mm}$ の供試体を作製した。骨材体積比が0.6以上では外部振動機にて締め固めて成形し、それ以外はタンピングして供試体を成形した。併せて、レジンモルタルの単位容積質量を測定し、JIS A 1116に準拠して、フレッシュ時の空気量を算出した。レジンモルタルは硬化時に発熱を伴い、極めて大きな収縮挙動を示す。このため、供試体は成形後、20℃、封かん養生し、供試体温度および硬化収縮がほぼ安定する材齢3日で脱型し、JIS A 1149:2010に準拠して、コンプレッソメータにてヤング係数を測定した。

表 3.2-2 使用材料

種類	記号	銘柄・産地	備考
結合材	B	不飽和ポリエステル樹脂	
硬化剤	P	パーメック	
充填材	LF	炭酸カルシウム	ブレン値 5000cm <sup>2</sup> /g
細骨材	表 3.2-1 に示す細骨材		

### 3.2.3 粗骨材の収縮ひずみの評価方法

写真 3.2-3 に示すように、粗骨材の収縮ひずみをひずみゲージを用いて測定した。20mm のふるいに留まる粗骨材粒子の 3 方向を平滑に研磨し、防水のための下地材を塗布した後、防水型のひずみゲージを貼り付けた。そして 14 日間吸水後、環境試験室内にて、温度 20℃で相対湿度を 90～30%まで段階的に下げた時の平衡状態の収縮ひずみを測定した。試料数は n=5 とし、3 方向のひずみの平均値を各試料のひずみとし、5 試料のひずみの平均値を粗骨材の収縮ひずみとして評価した。



写真 3.2-3 骨材粒子の収縮ひずみ測定の一例

### 3.2.4 骨材のその他物性値の評価方法

3.2.3 項に示したひずみゲージ法による測定は、粗骨材の収縮ひずみを直接評価できる手法であるが、骨材表面およびゲージの防水処理が煩雑なこと、ひずみゲージより小さい粗骨材粒子径では測定できないこと、および吸水から乾燥後の平衡状態のひずみを得るまでに時間がかかるという課題がある。このため、何らかの物理的指標で簡易に収縮ひずみを評価できるほうが望ましい。

粗骨材の収縮特性に関し、骨材粒子自体の空隙構造から評価を試みた研究がおこなわれている。例えば、後藤<sup>13</sup>らは軽量骨材および普通骨材において、比表面積と収縮ひずみの相関から骨材の収縮メカニズムは表面エネルギーに基づくことを提唱しており、その後、今本ら<sup>14</sup>や寺西<sup>15</sup>からも、水蒸気吸着による BET 比表面積が大きいほど、収縮ひずみが大きくなることが報告されている。また、骨材の空隙構造に着目した検討もなされており、朝倉<sup>16</sup>は毛細管張力理論に基づき、骨材の細孔径分布から収縮ひずみを評価するモデルを提唱している。さらには、気乾含水率や吸湿率といった測定が簡易な指標を用いて収縮ひずみを評価する手法が提案されている<sup>17,18</sup>。しかし、いずれもひずみを評価できない骨材が存在することが示されている。この理由として、骨材中に含まれる粘土鉱物の影響であることが指摘されている<sup>15</sup>。これに対して Igarashi ら<sup>19</sup>は、凝灰岩、頁岩、泥岩および硬質砂岩砕石の収縮ひずみや鉱物組成を評価し、骨材中の粘土鉱物であるクロライト含有量と収縮ひずみおよび結合水量にそれぞれ高い相関があることから、収縮ひずみと 105℃から 600℃または 1000℃の強熱減量の関係を用いることで簡易に骨材の収縮ひずみを評価できる手法を提案している。そこで、表 3.2-1 に示す粗骨材について偏光顕微鏡および粉末 X 線回折により、骨材中の粘土鉱物の有無を調査するとともに、熱分析による強熱減量と収縮ひずみの関係の評価した。また比較として、骨材の収縮ひ

ずみと空隙構造に関連する各種物性値との関係も併せて評価した。試験項目および試験方法を以下に示す。

#### ①偏光顕微鏡および粉末 X 線回折

偏光顕微鏡観察および粉末 X 線回折に抛り、骨材中の鉱物組成を同定した。偏光顕微鏡観察には、20mm ふるいに留まる骨材粒子 (n=2) を用いた。また粉末 X 線回折は、粗骨材粒子を 105°C で 24 時間乾燥させた後、150  $\mu$  以下に微粉碎し、コランダム ( $\alpha$ -Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>) を内割で 10.0wt% 混合して実施した。

#### ②強熱減量

粗骨材粒子を 105°C で 24 時間乾燥させた後、150  $\mu$  以下に微粉碎し、TG-DTA プロファイルの 1000°C までの質量減少から、105~600°C までの強熱減量 (ig. loss<sub>600</sub>) および 105~1000°C までの強熱減量 (ig. loss<sub>1000</sub>) を算出した。なお、600~800°C における減量は脱炭酸による減量として補正した。

#### ③気乾含水率

細骨材は 500g、粗骨材は 2kg を試料とし、飽水状態の試料を温度 20°C、相対湿度 60% の環境下に 2 週間保管し、JIS A 1125 に準拠して測定した含水率を骨材の気乾含水率とした。

#### ④吸湿率

細骨材は 500g、粗骨材は 2kg を試料とし、絶乾状態の試料を温度 20°C、相対湿度 99% の環境下に 24 時間保管し、JIS A 1125 に準拠して測定した含水率を骨材の吸湿率とした。

#### ⑤細孔径分布

粗骨材粒子を 2.5~5.0mm の範囲に粉碎して調整し、105°C で 24 時間乾燥させた試料を用いて、水銀圧入法により細孔径分布を測定した。

⑥粗骨材粒子を 0.3~0.6mm の範囲に粉碎して調整し、105°C で 24 時間乾燥させた試料を用いて、N<sub>2</sub> 吸着および水蒸気吸着による BET 比表面積を測定した。

なお、粉末 X 線回折、強熱減量および BET 比表面積の測定には 3.2.3 で収縮ひずみを測定した骨材粒子を試料とした。

### 3.3 ヤング係数に関する実験結果

#### 3.3.1 粗骨材のヤング係数

##### (1) 動ヤング係数と静的試験におけるヤング係数の比較

粗骨材の動ヤング係数を評価するにあたり、静的試験におけるヤング係数(静ヤング係数)との比較を実施した。表 3.2-1 に示した 3 種類の粗骨材(TG1, AG1 および BG)の原石から試料(7~10mm の立方体, n=5)およびコア供試体(φ50×100mm, n=3)を採取し、それぞれ超音波法および一軸圧縮試験で求めた動ヤング係数と静ヤング係数を比較した結果を図 3.3-1 に示す。既往文献<sup>7</sup>と同様に、本結果も動ヤング係数は、静ヤング係数より若干大きくなるものの、両者の相関は高く、動ヤング係数での評価は可能と判断した。

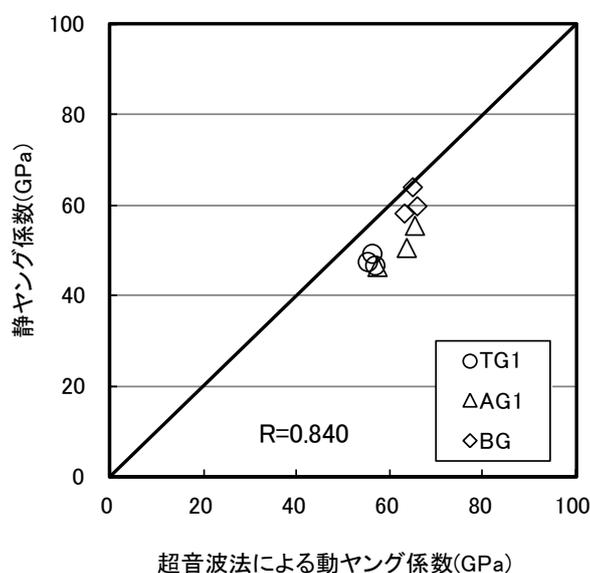


図 3.3-1 超音波法により求めた動ヤング係数と静ヤング係数の比較

##### (2) 試料数の検討

試料数の検討を行うことを目的に、測定値のばらつきを検証した。表 3.1-1 の TG1 および DG の試料について、n=50 で動ヤング係数を評価した結果を表 3.3-1 と図 3.3-2 に示す。ばらつきはあるものの、いずれも正規分布に基づくことがわかる。

表 3.3-1 動ヤング係数の測定結果

試料	動ヤング係数 (GPa)				変動係数 (%)
	最大値	最小値	平均	標準偏差	
TG1	93.1	67.9	79.1	4.18	5.28
DG	125	69.3	107	10.4	9.81

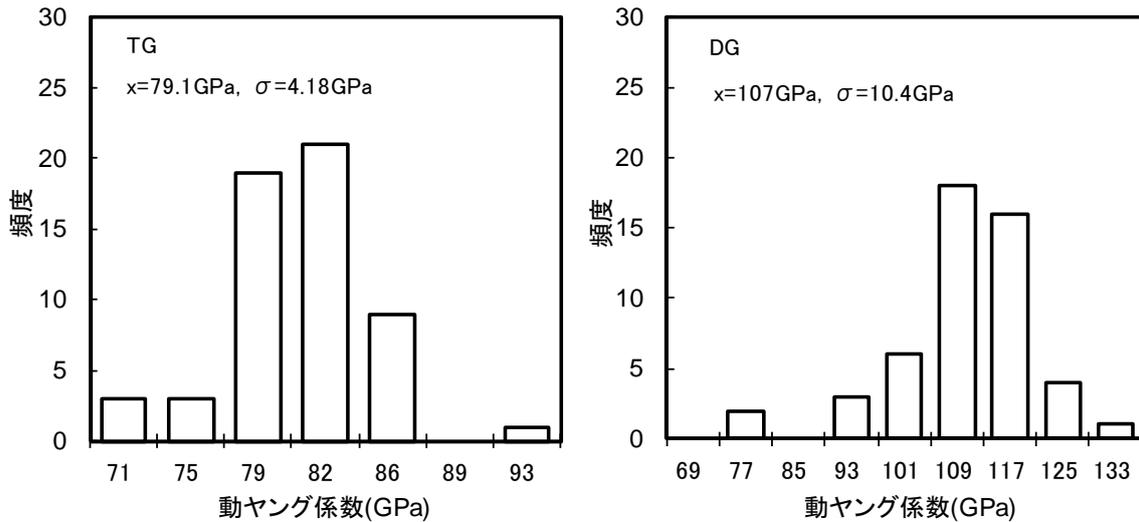


図 3.3-2 各種骨材の動ヤング係数のヒストグラム

粗骨材の動ヤング係数を、骨材粒子を用いて測定する場合、精度を高めるには試料数をできるだけ増やすほうが好ましいが、効率性を考慮すると  $n=50$  とすることは困難である。そこで、図 3.3-2 の結果より、粗骨材の動ヤング係数を平均値  $\pm 10\%$  の精度で推定するのに必要な試料の個数を下記の手法にて検討した<sup>20</sup>。なお、危険率は  $5\%$  ( $k=1.96$ ) とした。

一般に母集団から  $n$  個抜き取った場合、母集団の平均値  $\mu$  の信頼区間は下記式(3.3-1)で表される。

$$\bar{x} - k \sqrt{\frac{s^2}{n}} < \mu < \bar{x} + k \sqrt{\frac{s^2}{n}} \quad (3.3-1)$$

ここで、 $\bar{x}$  :  $n$  個の測定値の平均値、 $k$  : 正規分布の棄却限界値 ( $=1.96$ )、 $s^2$  : 母集団の分散の推定値である。信頼区間を  $CI$  とすると、 $CI = \text{信頼上限} - \text{信頼下限}$  なので、式(3.3-2)で評価できる。

$$CI = 2k \sqrt{\frac{s^2}{n}} \quad (3.3-2)$$

式(3.3-2)を  $n$  について解くと、

$$n = \left( \frac{2k}{CI} \right)^2 s^2 \quad (3.3-3)$$

となる。

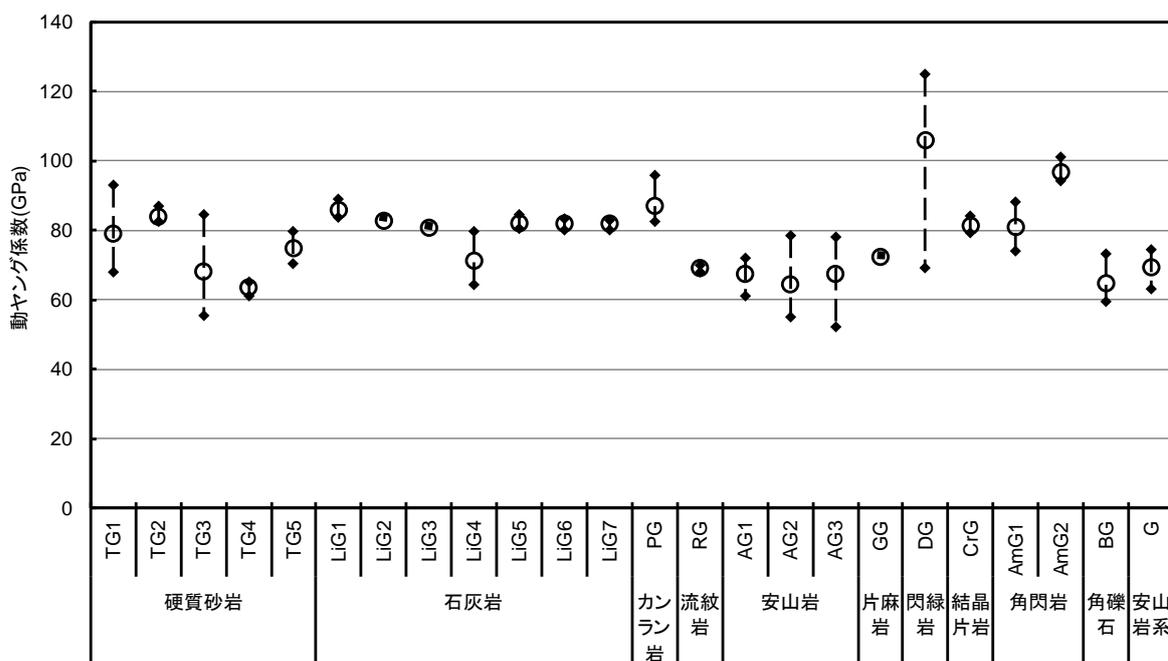
動ヤング係数を平均値の  $\pm 10\%$  の精度で算定するとした場合で試料数を算出すると表 3.3-2 に示す通りとなることから、以降の測定では試料数を 5 個として実施した。

表 3.3-2 必要な試料数の検討結果

試料	CI (GPa)	S <sup>2</sup> (GPa)	k	サンプルの大きさ(個)
TG1	16	17.5	1.96	2
DG	22	108	1.96	4

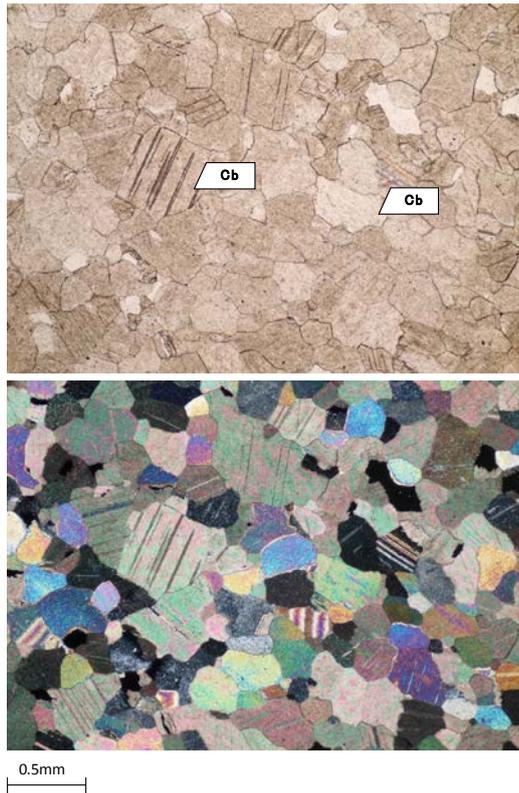
(3) 各種粗骨材の動ヤング係数

各種粗骨材の動ヤング係数を図 3.3-3 に示す。動ヤング係数の平均値は 63.6~107GPa の範囲となった。石灰岩のヤング係数は他の岩種に比べるとばらつきは小さいといわれるが<sup>21</sup>、本結果も LiG4 を除けば、概ね動ヤング係数は 80GPa で同様である。LiG4 は写真 3.3-1 に示すように結晶質の石灰岩である。一般に、結晶質の石灰岩は隠微晶質や非晶質のものよりも脆く、圧縮強度は低いといわれており<sup>21</sup>、本結果でも動ヤング係数が低い傾向を示した。安山岩の場合、いずれも動ヤング係数の平均値は 65GPa 程度と他の岩種よりも総じて低くなった。硬質砂岩の場合、動ヤング係数の平均値は産地で大きく異なった。



\*図中の○は平均，エラーバーは範囲を示す(TG1 と DG のみ n=50 の結果)

図 3.3-3 各種粗骨材の動ヤング係数

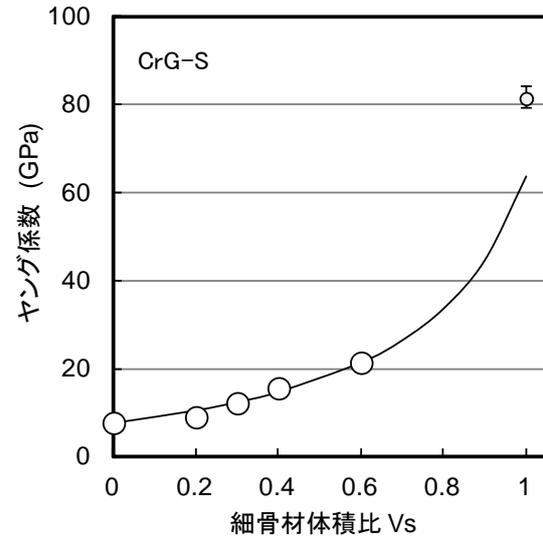
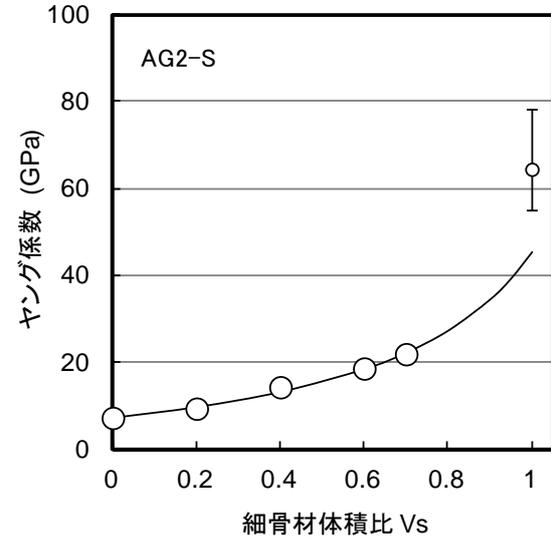
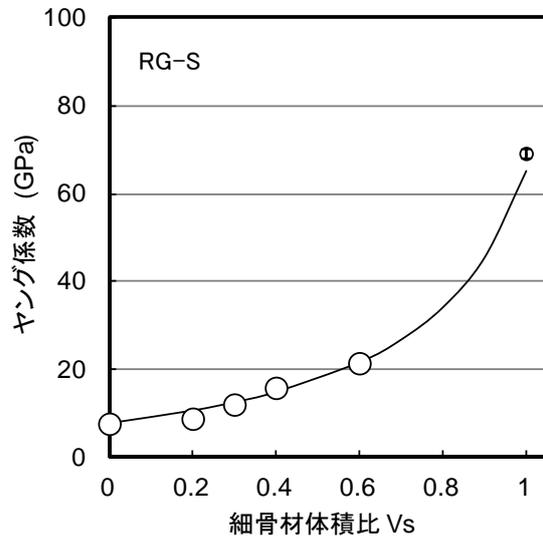
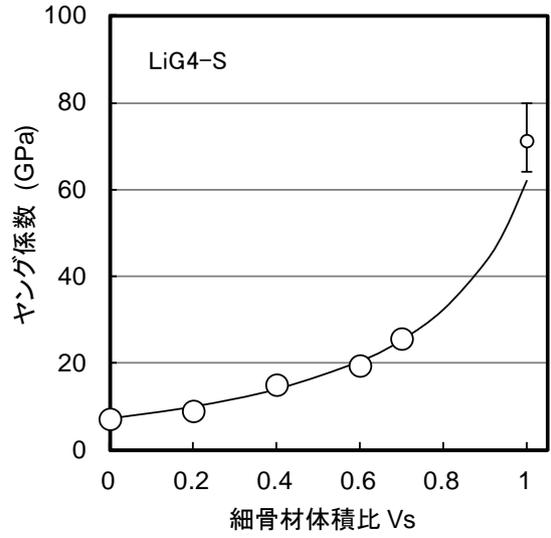
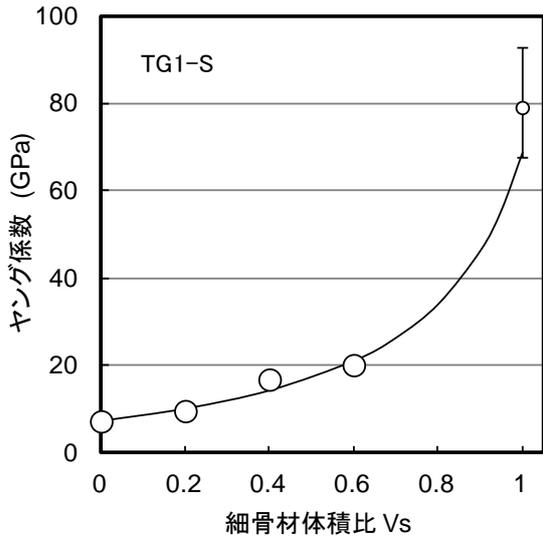


Cb : 炭酸塩鉱物 写真上 : 下方ポーラ, 写真下 : 直交ポーラ  
 写真 3.3-1 偏光顕微鏡写真 (LiG4)

### 3.3.2 細骨材のヤング係数

表 3.2-1 に示した砕砂を用いたレジンモルタルの細骨材体積比とヤング係数の関係を図 3.3-4 に示す。また、図中の  $V_s=1.0$  におけるデータは、図 3.3-3 に示した同産地の粗骨材の動ヤング係数の測定値の範囲である。レジンモルタルのヤング係数の実測値と Hashin-Hansen の式<sup>10</sup>から逆解析に拠り求めた  $V_s=1.0$  のヤング係数は、いずれも動ヤング係数の下限値またはそれより低い値が得られた。これは、図 3.3-1 に示すように、動ヤング係数が静ヤング係数よりも高めに算出されるためである。江口ら<sup>12</sup>はセメントモルタルを用いた時の同手法に拠る細骨材のヤング係数の推定値が原石の 65~73%になることを報告している。本結果では、細骨材のヤング係数は粗骨材の動ヤング係数に対して 71~94%程度である。結合材にレジンを用いたことにより、ブリーディングや骨材界面の遷移帯の影響は小さくなっていると考えられる。よって、本手法により、細骨材のヤング係数を評価することは可能であると考えられる。

図 3.3-5 に本手法で求めた細骨材のヤング係数の測定結果を示す。本章で検討した範囲では、細骨材のヤング係数は 45.5~88.9GPa となり、粗骨材に比べて範囲は小さかった。



\* $V_s=1.0$  の値は同産地の碎石の動ヤング係数(○は平均, エラーバーは範囲を示す)

図 3. 3-4 レジンモルタルの細骨材体積比とヤング係数の関係

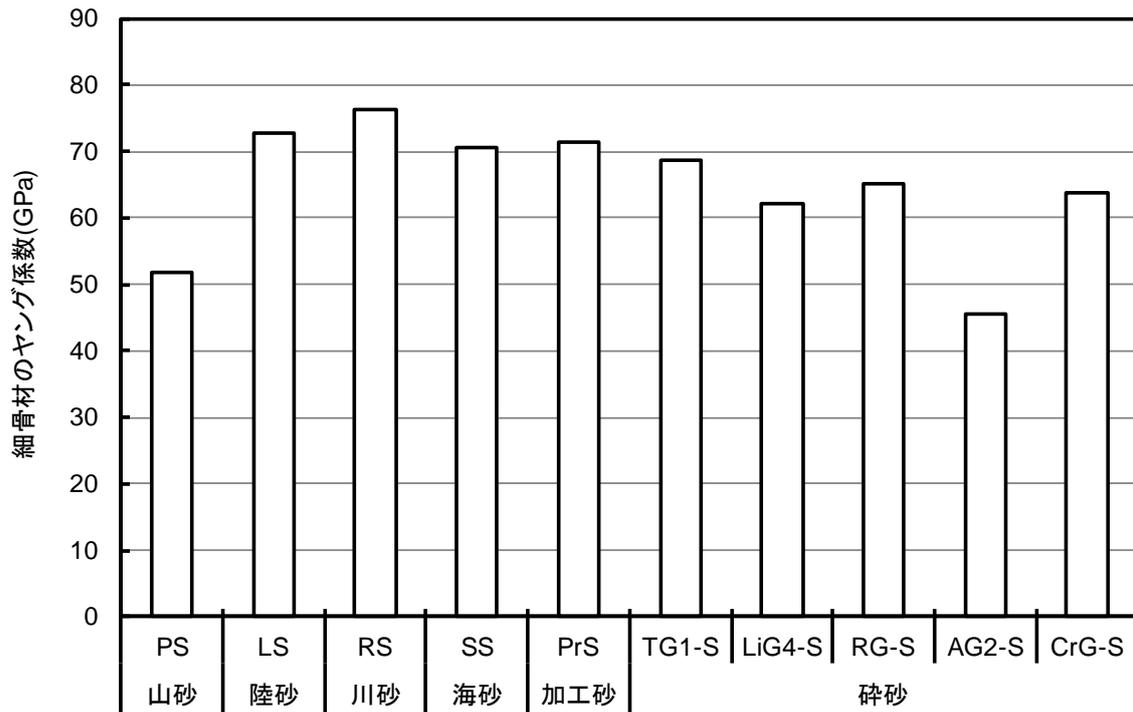


図 3.3-5 細骨材のヤング係数

### 3.3.3 骨材のヤング係数と吸水率および密度との関係

3.3.1 項および前項にて、粗骨材の動ヤング係数および細骨材のヤング係数を評価した。その結果、粗骨材は超音波法で、細骨材はレジンモルタルを用いた方法で推定できることを見出した。ただし、これらの方法を用いても、骨材種類毎に試験を実施することは煩雑である。また最大寸法の異なる粗骨材を混合使用する場合において、最大寸法が小さいもの(Gmax. 10mm以下)では動ヤング係数の測定が難しい。そこで実用性を考慮して、骨材のヤング係数の定式化を検討した。

清原ら<sup>22</sup>は骨材の吸水率とヤング係数に相関があることを示し、ヤング係数を吸水率で評価する実験式を提案している。兵頭ら<sup>23</sup>も骨材岩種によらず、その実験式で評価できることを報告している。式(3.2-2)および式(3.2-3)より、動ヤング係数は試料の密度の影響を受ける。また、高木ら<sup>24</sup>は粗骨材の絶乾密度とヤング係数に高い相関があることを示している。そこで、本実験結果において、骨材の吸水率、密度とヤング係数の関係を評価した。結果を図3.3-6に示す。なお、図3.3-6には粗骨材の動ヤング係数および細骨材のヤング係数をプロットしている。吸水率が大きいほど、密度が小さいほどヤング係数は総じて低くなる傾向を示すが、本検討の範囲では、骨材の吸水率および密度からヤング係数を高精度に推定できるほどの相関は得られなかった。この傾向は粗骨材および細骨材いずれも同様である。

3.1 節で述べたように、骨材自身の収縮ひずみに比べて、ヤング係数がコンクリートの乾燥収縮に及ぼす影響はそれほど高くないと考えられる。また本結果の範囲では一部の骨材を除けば、粗骨材の動ヤング係数の平均値の範囲は粗骨材では60~90GPaに、細骨材は60~80GPaになっている。このため、より簡易な手法として、骨材種類や岩種によらず、ヤング係数には一律に一定値を与えることも可能と考えられる。なお、骨材のヤング係数の変動がコンクリートの乾燥収縮の予測値に及ぼす影響については6章で詳述する。

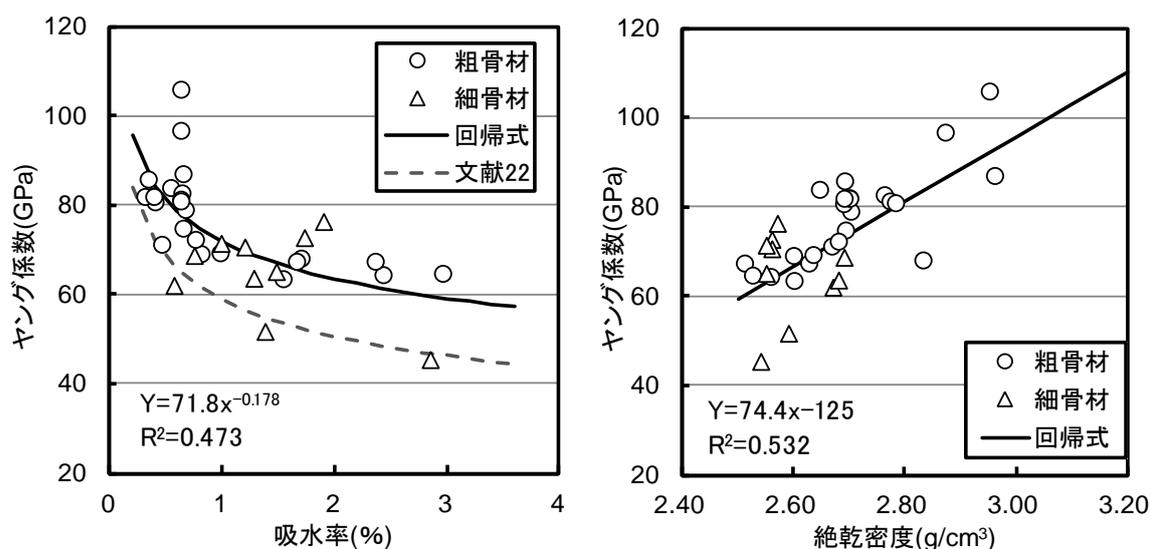


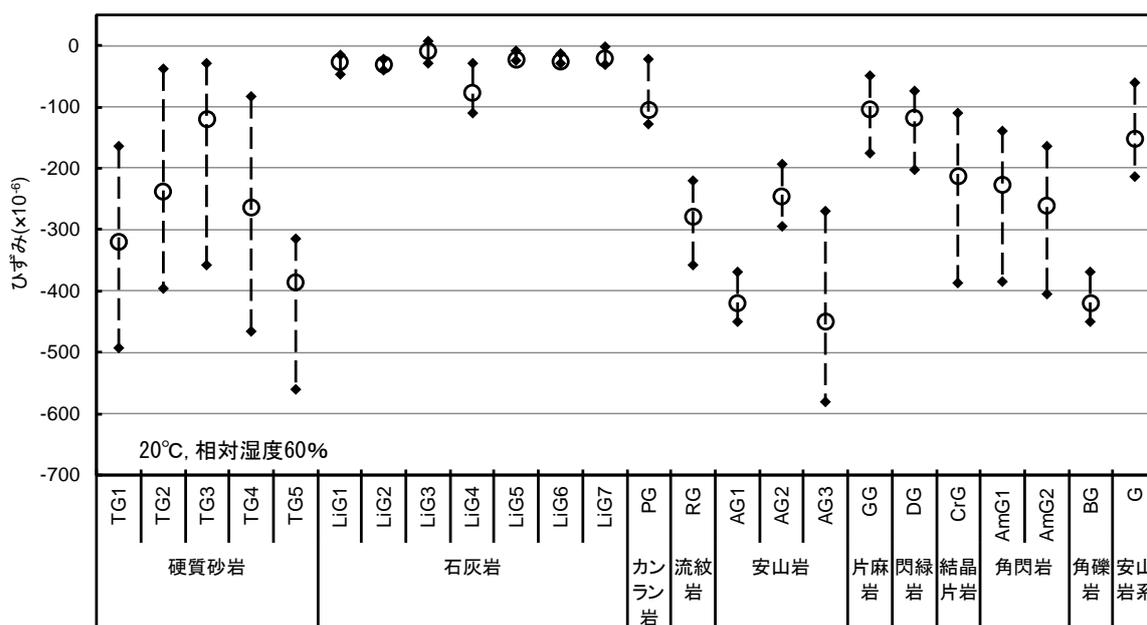
図 3.3-6 骨材の各種物性値とヤング係数の関係

### 3.4 粗骨材の収縮ひずみに関する実験結果

#### 3.4.1 粗骨材の収縮ひずみ

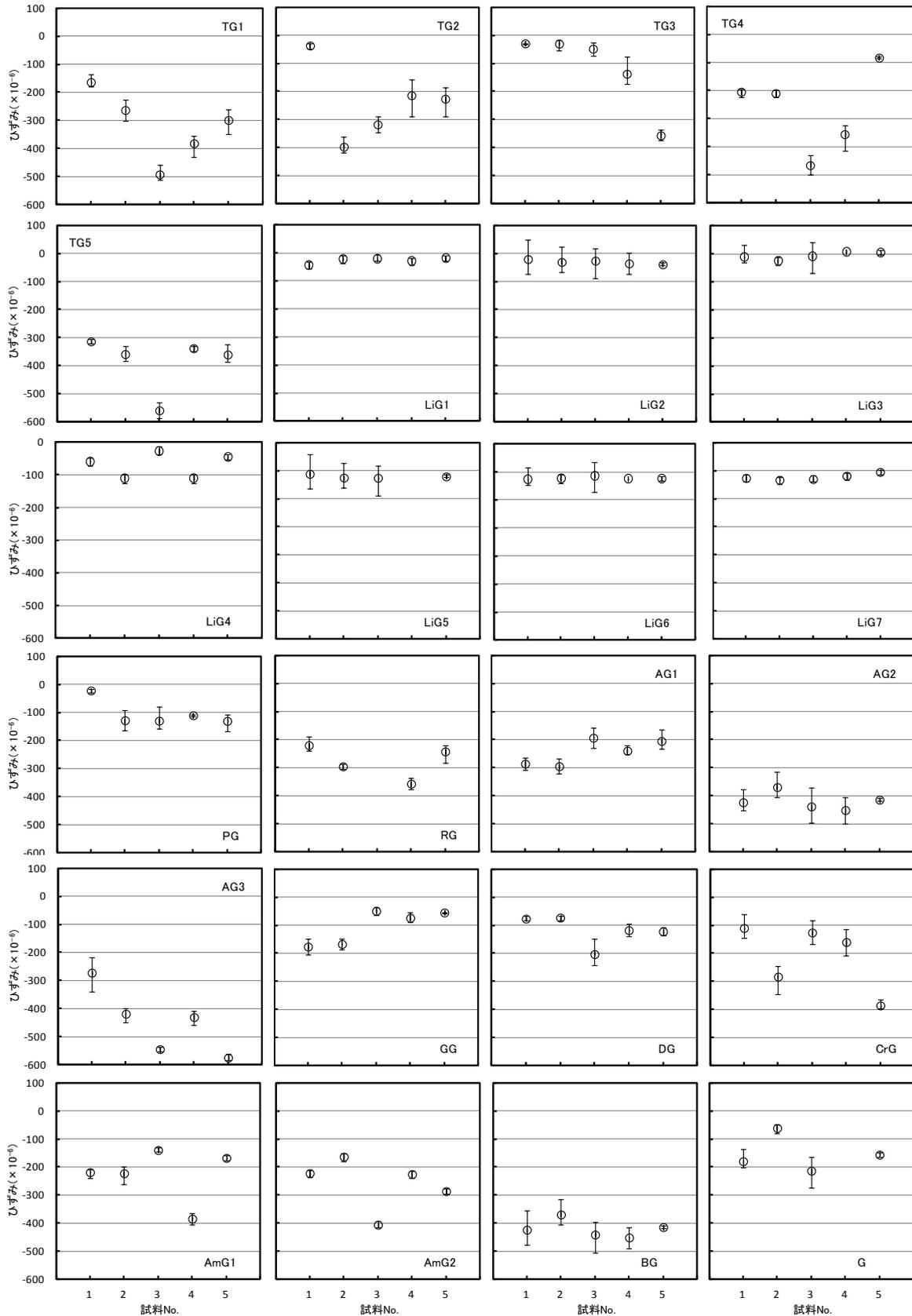
粗骨材粒子にひずみゲージを貼り付けて、収縮ひずみを測定した。3方向のひずみの平均値を骨材粒子のひずみとし、さらに骨材粒子5試料の平均値を、各種粗骨材の収縮ひずみとした。なお、粗骨材のうち、LiG5、RGおよびGは測定中にひずみゲージが破損したため、n=4で評価した。20℃、相対湿度60%環境下での平衡状態における各種粗骨材の5試料の収縮ひずみの平均値と範囲を図3.4-1に、各骨材粒子の3方向の収縮ひずみの平均値と範囲を図3.4-2に示す。なお、収縮ひずみは負で示している。

図3.4-1に示すように粗骨材の収縮ひずみの平均値は $-10 \sim 450 \times 10^{-6}$ の範囲となり、粗骨材種類で大きく異なった。骨材岩種でみると、石灰岩はひずみが最小となり、また試料間のばらつきも小さかった。硬質砂岩や安山岩では産地により収縮ひずみは異なり、岩種により一律に収縮ひずみを評価できないと考えられる。また試料間で収縮ひずみの差が大きいものが存在することがわかる。図3.4-2に示すように、異なる3方向の収縮ひずみの範囲は最大でも $-130 \times 10^{-6}$ 程度となり、平均値を用いれば概ね節理等の異方性の影響はキャンセルできると考えられる。しかし、本検討の範囲では、骨材種類によっては、試料間のばらつきが大きく、骨材の代表値としての収縮ひずみ評価が難しいことが分かる。



\*図中の○は平均，エラーバーは範囲を示す

図 3.4-1 各粗骨材の収縮ひずみ



\*LiG5, RG および G はひずみゲージの破損により n=4 で実施(○は平均, エラーバーは範囲を示す)

図 3.4-2 各試料の 3 方向の収縮ひずみの平均値と範囲

### 3.4.2 相対湿度の異なる場合の粗骨材の収縮ひずみ

各粗骨材の相対湿度毎の収縮ひずみを図 3.4-3 に示す。図中の収縮ひずみは、各相対湿度で収縮ひずみがほぼ平衡状態になった時の値である。石灰岩を除けば、いずれも相対湿度の低下に伴い、収縮ひずみは増加した。ただし、骨材種類により両者の関係は必ずしも直線関係とはならなかった。また、石灰岩の場合、LG4 を除けば、いずれも収縮ひずみは $-30 \times 10^{-6}$ 程度と小さかった。LG4 は結晶質の石灰岩砕石であり、結晶粒子構造の違いが収縮ひずみに影響を及ぼしたことが考えられる。また石灰岩で相対湿度の低下に伴い、膨張挙動を示す場合があることが堀口ら<sup>9</sup>や後藤<sup>13</sup>らにより指摘されているが、本結果においても、わずかではあるが、ひずみが膨張側に移行するものが存在した。

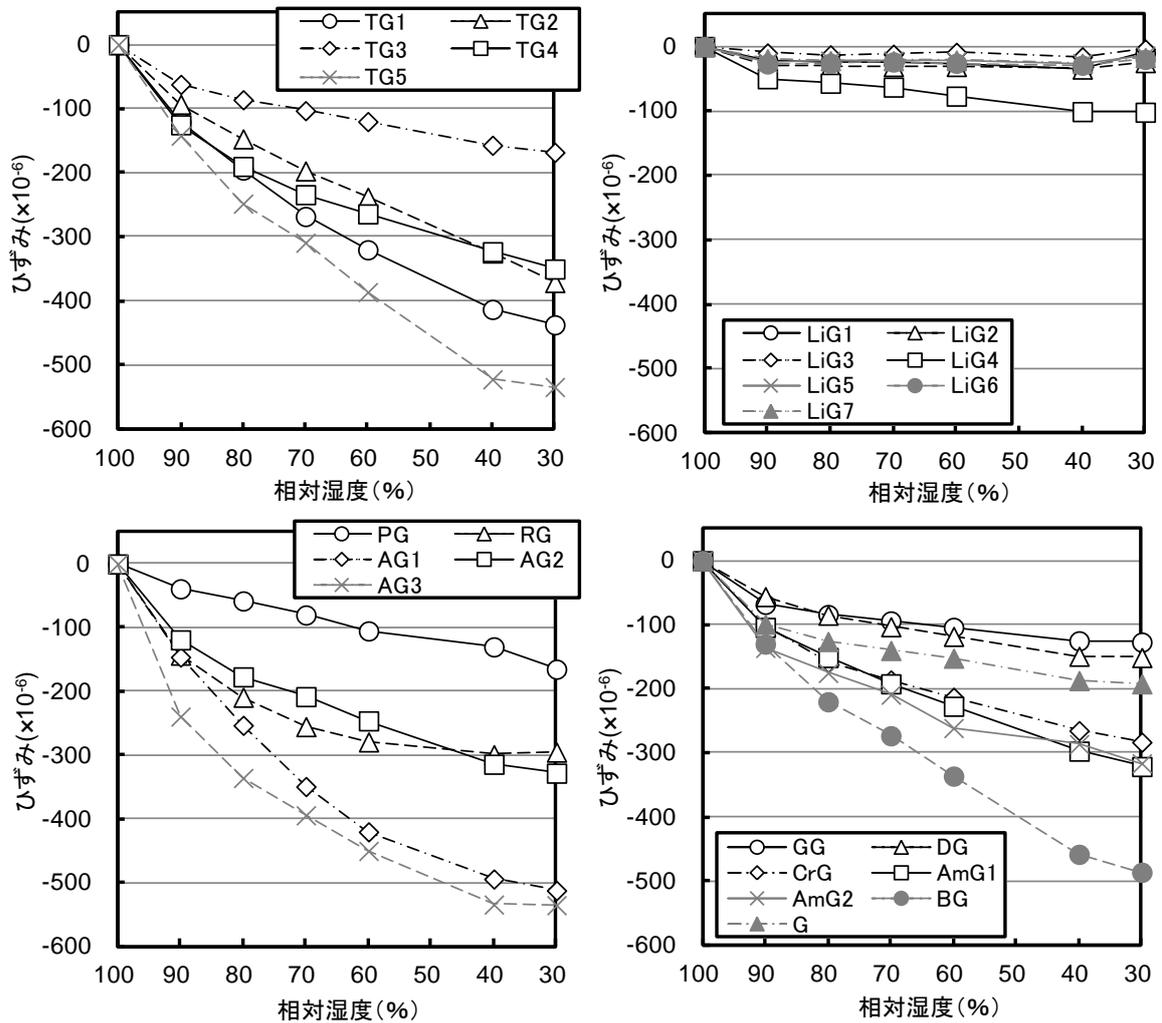


図 3.4-3 各種粗骨材の相対湿度とひずみの関係

### 3.4.3 粗骨材の粉末 X 線回折および偏光顕微鏡観察結果

図 3.4-4 に収縮ひずみを測定した骨材について粉末 X 線回折により、粘土鉱物の有無を確認した。結果、図 3.4-4 に示すとおり、一部の骨材に膨潤性粘土鉱物であるスメクタイトや粘土鉱物である緑泥石等が同定された。なお、粘土鉱物量の定量を試みたが、鉱物間のばらつきが大きく評価できなかった。また写真 3.4-1~6 に収縮ひずみを測定した骨材粒子とは異なるが、同ロットの粗骨材からサンプリングした粗骨材粒子を偏光顕微鏡にて観察した結果の一例を示す。一部の骨材にスメクタイト、泥緑石および濁沸石等が含まれていることが明らかとなった。迫田ら<sup>25</sup>はスメクタイトの一種であるモンモリロナイトを含有する骨材を用いた場合、その含有量によってはコンクリートの乾燥収縮が大きくなることを報告している。またその影響は岩種により異なり、堆積岩の場合では粘土鉱物を取り囲んでいる鉱物の結合力がそれほど強くないため、少量でも影響が表れやすいことを指摘している。濁沸石についても、その含有量や含有される粒径によってモルタルの乾燥収縮が大きくなることが報告されている<sup>26</sup>。さらに、Igarashi ら<sup>19</sup>により骨材マトリックスに存在する粘土鉱物のほうが、長石鉱物内に包有されているものよりも体積変化に及ぼす影響が大きいことが示されている。写真 3.4-1~6 に示すように、スメクタイト、泥緑石および濁沸石等の粘土鉱物はいずれも骨材マトリックスに存在している。本研究では粘土鉱物の含有量と骨材自身の収縮特性に関しては評価できないが、粘土鉱物が同定された骨材は総じて収縮ひずみが大きく、既往の研究<sup>15</sup>と同様に、粘土鉱物が収縮ひずみに影響を及ぼしていることが伺える。

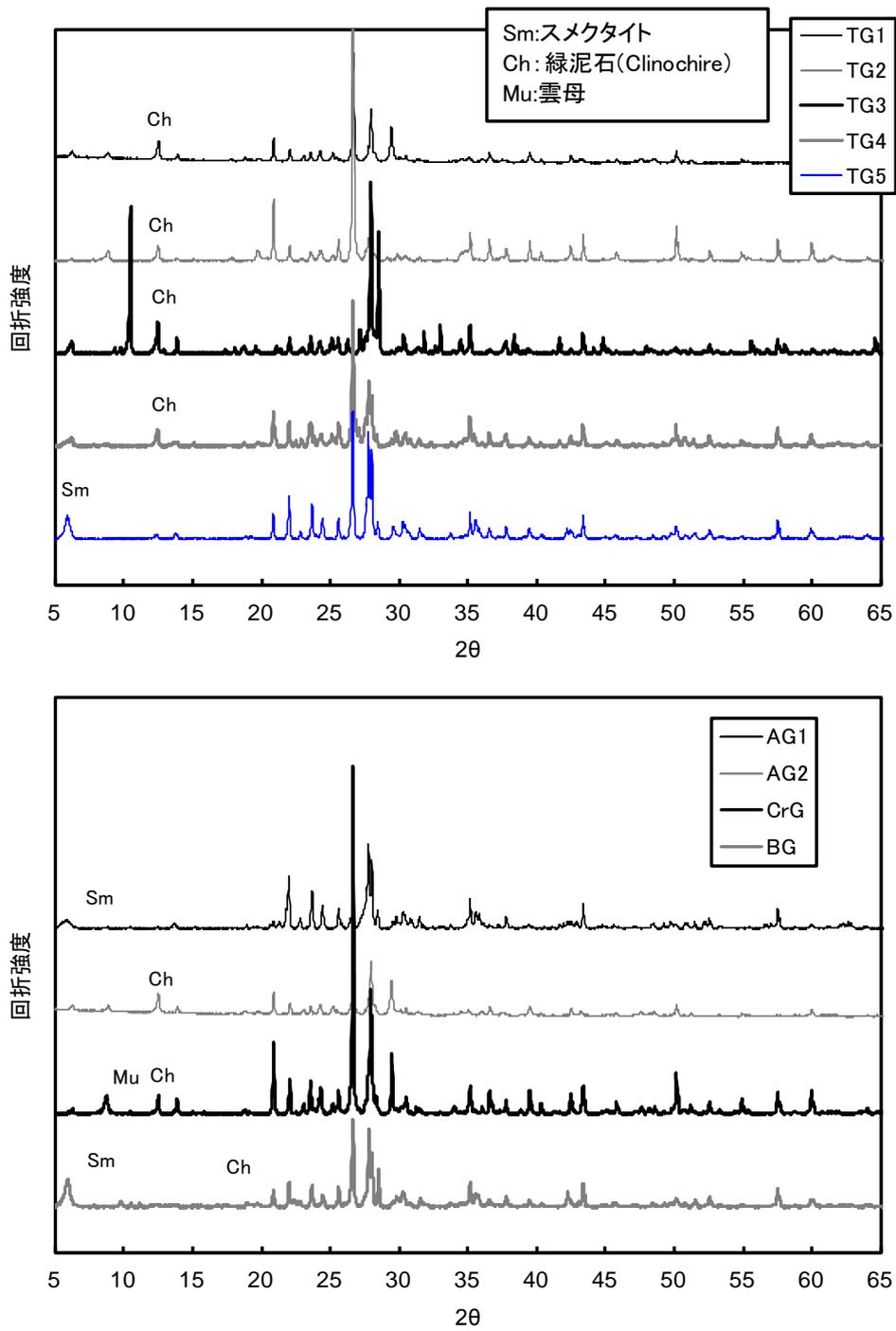
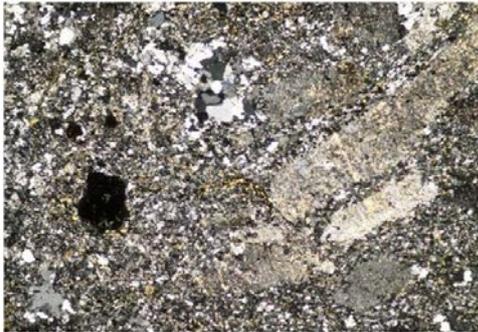
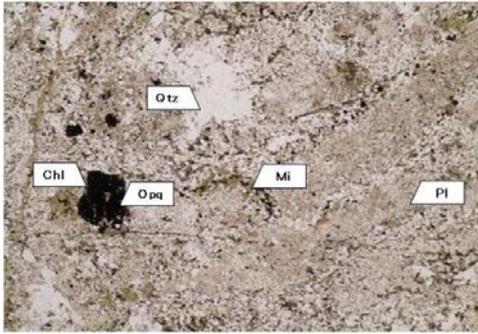


図 3.4-4 粉末 X 線回折図



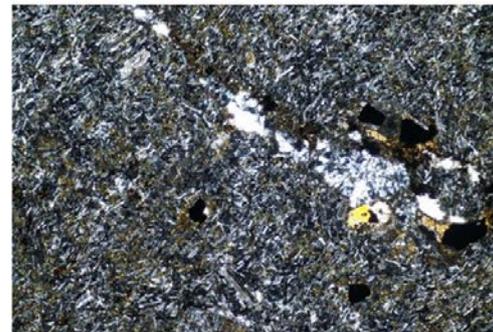
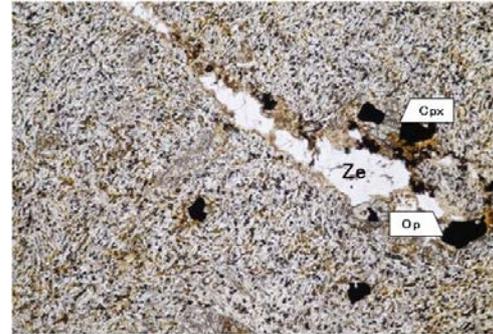
0.5mm

Qtz : 石英, Pl 斜長石, Mi : 雲母鉱物

Chl : 緑泥石, Opi : 不透明鉱物

写真上 : 下方ポーラ, 写真下 : 直交ポーラ

写真 3. 4-1 偏光顕微鏡写真 (TG4)

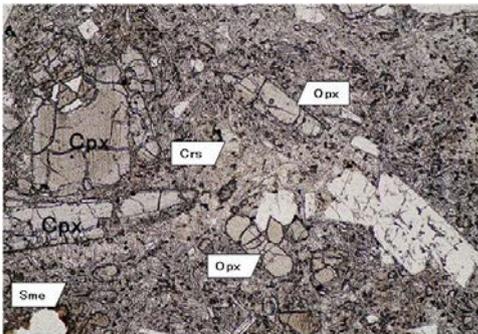


0.5mm

Cpx : 単斜輝石, Opi : 不透明鉱物, Ze : 濁沸石

写真上 : 下方ポーラ, 写真下 : 直交ポーラ

写真 3. 4-2 偏光顕微鏡写真 (TG5)



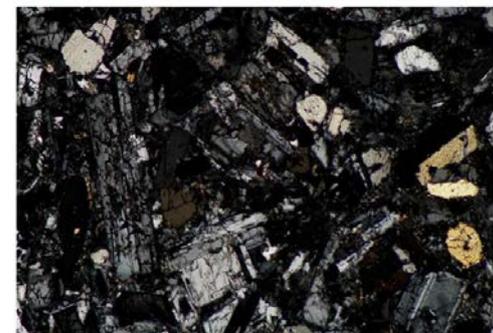
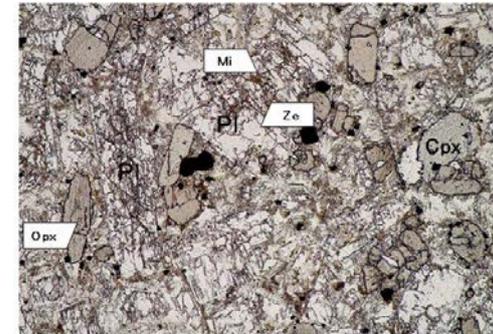
0.5mm

Pl : 斜長石, Cpx : 単斜輝石, Opx : 斜方輝石

Crs : クリソバライト, Sme : スメクタイト

写真上 : 下方ポーラ, 写真下 : 直交ポーラ

写真 3. 4-3 偏光顕微鏡写真 (AG1)



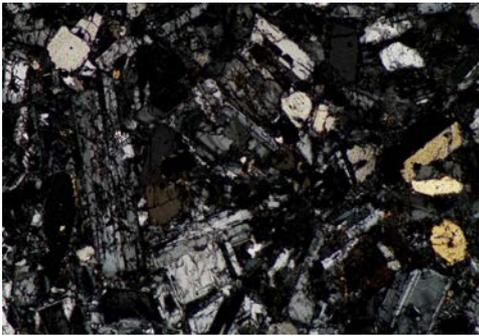
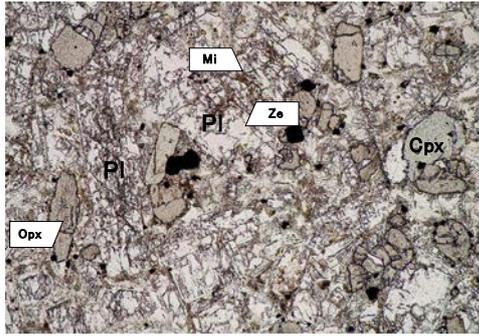
0.5mm

Pl : 斜長石, Cpx : 単斜輝石, Opx : 斜方輝石

Mi : 雲母鉱物, Ze : 濁沸石

写真上 : 下方ポーラ, 写真下 : 直交ポーラ

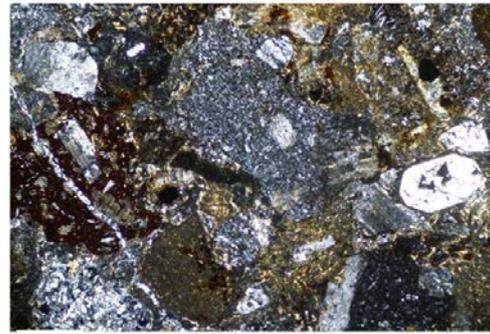
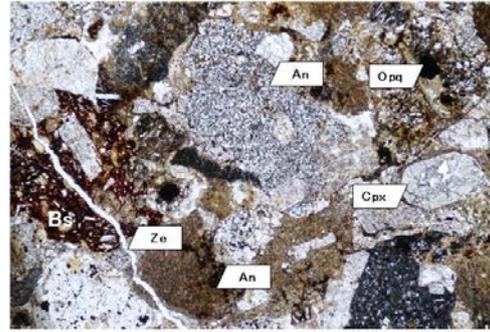
写真 3. 4-4 偏光顕微鏡写真 (AG2)



Pl : 斜長石, Cpx : 単斜輝石, Opx : 斜方輝石  
 Mi : 雲母鉱物, Ze : 濁沸石

写真上 : 下方ポーラ, 写真下 : 直交ポーラ

写真 3. 4-5 偏光顕微鏡写真 (CrG)



Cpx : 単斜輝石, Opx : 斜方輝石, As : 安山岩  
 Bs : 玄武岩, Ze : 濁沸石

写真上 : 下方ポーラ, 写真下 : 直交ポーラ

写真 3. 4-6 偏光顕微鏡写真 (BG)

### 3.4.4 粗骨材の収縮ひずみと強熱減量の関係

粗骨材の体積変化に関し、粘土鉱物の層間水の脱着に起因する体積変化が影響している可能性が指摘されている<sup>27</sup>。先に述べたように Igarashi ら<sup>19</sup>は、結合水量から粗骨材の収縮ひずみを推定する手法を提案している。そこでここでは、熱分析により求めた 105~1000℃の強熱減量(ig. loss<sub>1000</sub>)および 105~600℃の強熱減量(ig. loss<sub>600</sub>)と粗骨材の収縮ひずみの関係の評価した。なお、105~1000℃の強熱減量(ig. loss<sub>1000</sub>)は 600 から 800℃の減量をカルサイトの脱炭酸による減量とみなし、これを差し引くことで補正した。結果を図 3.4-5 に示す。図 3.4-5 に示すように、安山岩(◇の記号)を除けば、本結果においても両者には比較的良好な相関が認められた。特に硬質砂岩(○の記号)は相関が高かった。安山岩に関して AG1 にはスメクタイトが、AG2 には濁沸石が含まれている。いずれも結晶水の脱水に伴い体積変化を生じることが知られている。スメクタイトや混合層粘土鉱物などの膨潤性粘土鉱物を含む岩石を 105℃で乾燥させると結晶水の一部が脱水する<sup>28</sup>。このため、前処理時の 105℃の乾燥において、結晶水の一部脱水が生じた可能性が考えられるが、安山岩のみ傾向が異なる理由については今後の課題としたい。

以上より、Igarashi ら<sup>19</sup>の提案した手法を用いることで、安山岩を除く粗骨材の収縮ひずみの簡易な評価が可能となることが示された。

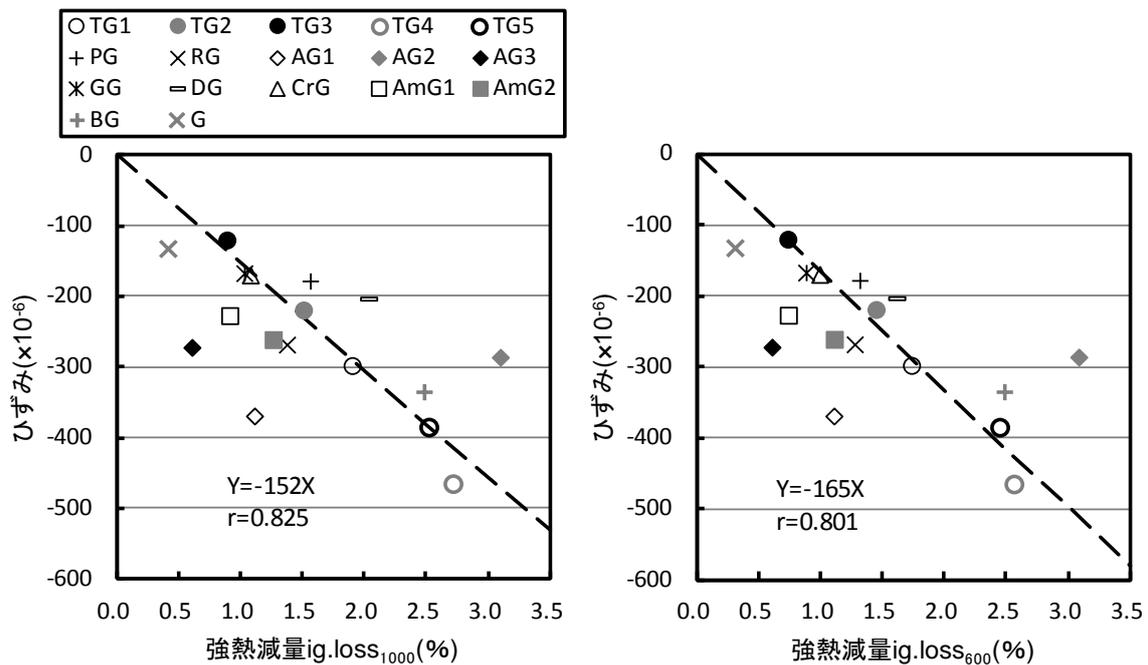


図 3.4-5 強熱減量と粗骨材の収縮ひずみの関係

### 3.4.5 粗骨材の収縮ひずみと各種物性値の関係

骨材の収縮に関し、セメント硬化体と同様に骨材自体の空隙構造に着目し、毛細管張力や表面エネルギー理論にもとづいたメカニズムが提唱されている<sup>13,14,16</sup>。そこで、ここでは既往の研究を参考に、粗骨材の各種物性と収縮ひずみとの関係性を評価した。結果を図 3.4-6 に示す。なお水銀圧入による細孔径分布に関しては、後藤ら<sup>29</sup>の研究を参考に、細孔半径 3.5-50nm の細孔容積との関係で評価した。図 3.4-6 に示すように、粗骨材の収縮ひずみに対して、体積含水率は比較的相関が認められるが、他の物性との相関は総じて低かった。本研究の範囲では、骨材の空隙構造に関連する細孔径分布や比表面積等の物性値から収縮ひずみを評価することは難しいと考えられる。

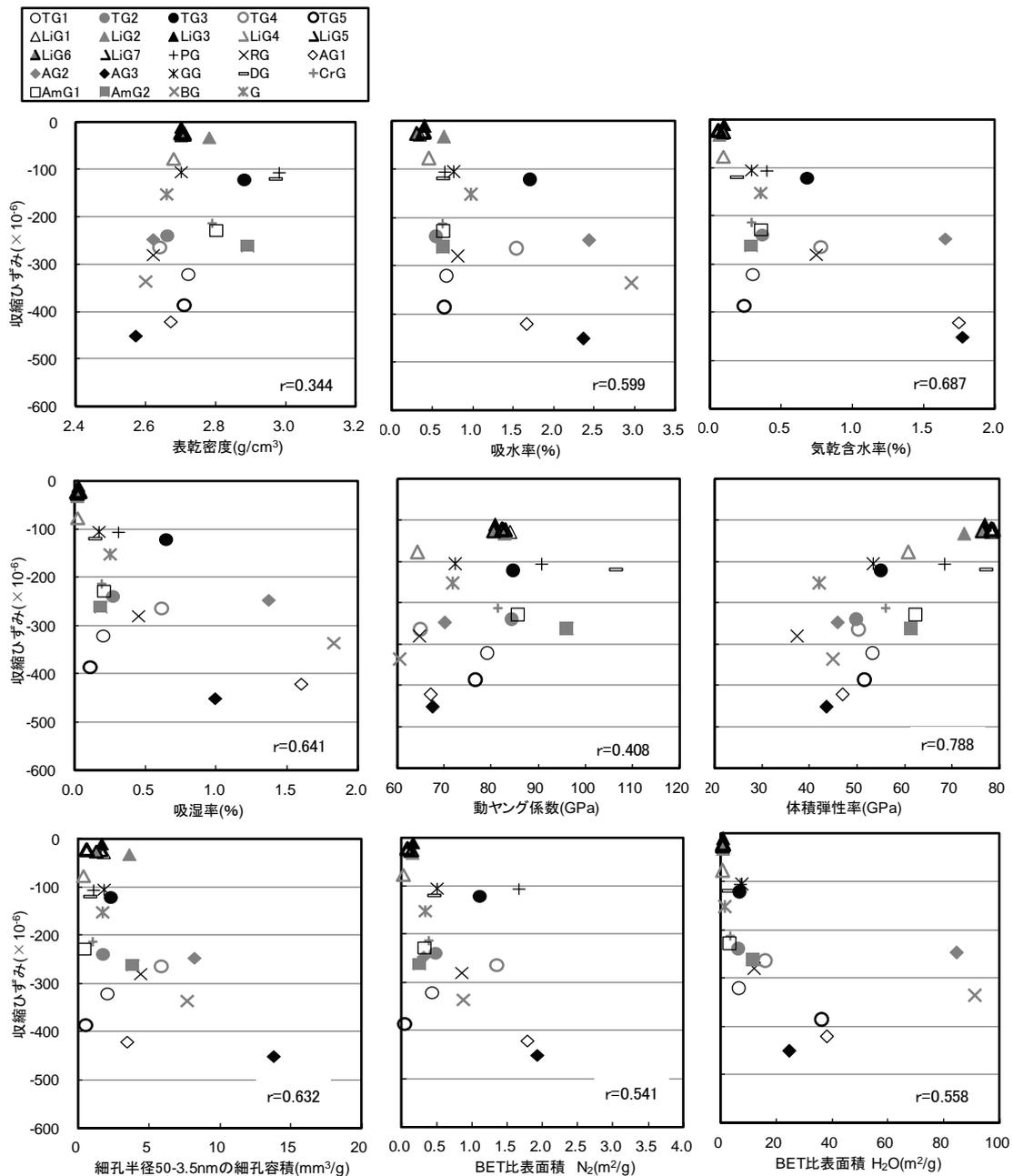


図 3.4-6 粗骨材の各種物性値と収縮ひずみの関係

### 3.5 まとめ

本章では、コンクリートの乾燥収縮に影響を及ぼす骨材のヤング係数および収縮ひずみの測定方法を検討するとともに、岩種や産地の異なる骨材について評価した。得られた知見は以下のとおりである。

3.3節において、粗骨材のヤング係数を、立方体に加工した粗骨材粒子を用いて、超音波パルス法にて異なる3面の伝播速度から求めた動ヤング係数で評価した。その結果、本手法で測定した岩種や産地の異なる24種類の粗骨材の動ヤング係数の平均値は63.6~107GPaの範囲であった。骨材体積比の異なるレジンモルタルのヤング係数を、Hashin-Hansenの複合式<sup>10</sup>にて回帰する手法を用いて、細骨材のヤング係数を推定する方法を提案した。この方法にて求めた10種類の細骨材のヤング係数は45.5~88.9GPaとなり、粗骨材に比べ範囲は小さかった。また粗・細骨材の吸水率および密度と本手法で求めたヤング係数には相関が認められるが、これらの物性値からヤング係数を高精度に推定するほどの関係式は得られなかった。

次に3.4節にて、各種粗骨材の収縮ひずみを測定した。その結果、粗骨材の収縮ひずみの平均値は $-10\sim 450\times 10^{-6}$ の範囲となり産地や岩種で一律に評価できないこと、3方向のひずみを測定することで結晶方向の異方性の影響をキャンセルできるが、試料間のばらつきが大きく、骨材の代表値としてのひずみの評価が難しいことが明らかとなった。さらに収縮ひずみの大きな粗骨材について、粉末X線回折および偏光顕微鏡観察で鉱物を同定した結果、緑泥石、濁沸石およびスメクタイト等の粘土鉱物の存在が認められた。そこでIgarashiら<sup>19</sup>の研究に基づき、粗骨材の収縮ひずみを推定する方法を検討した。その結果、安山岩を除く粗骨材では、収縮ひずみとカルサイトの脱炭酸の減量を補正した105~1000℃の強熱減量または105~600℃の強熱減量には高い相関が認められ、本手法を用いて、粗骨材の収縮ひずみを評価できる可能性が示された。一方、これまで骨材の収縮ひずみと相関があると指摘されてきた各種物性値(気乾含水率、吸湿率、細孔容積、比表面積)等<sup>13-15, 28</sup>は、いずれも収縮ひずみとの相関は高くなかった。

## 【参考文献】

- 1 セメント新聞社：「平成 26 年度版 セメント年鑑」，第 66 卷，pp. 431-433(2014)
- 2 I. Maruyama, H. Sasano. "Strain and crack distribution in concrete during drying" Materials and structures, Vol.47, No.3, pp.517-532(2014)
- 3 大野直也，米田大樹，石田哲也：「骨材とセメント硬化体の収縮差に起因する微細損傷がコンクリートの挙動に及ぼす影響」，コンクリート工学年次論文集，Vol. 37, No. 1, pp. 391-396(2015)
- 4 浅本晋吾，石田哲也，前川宏一：「骨材特性との連関を考慮した複合構成モデルによりコンクリートの収縮解析」，土木学会論文集，Vol. 63, No. 2, pp. 327-340(2007)
- 5 兵頭彦次，谷村 充，杉山真悟，佐藤良一：「骨材のヤング係数・乾燥収縮に基づくコンクリートの乾燥収縮評価」，コンクリート工学年次論文集，Vol. 33, No. 1, pp. 479-484(2011)
- 6 渡邊詩穂子，松下文明，濱 幸雄，柴田純夫：「スラグ系細骨材を用いたモルタルの乾燥収縮」，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp. 907-908(2010)
- 7 林田精郎：「岩石の動弾性係数と静弾性係数について」，応用地質，Vol. 14, No. 3, pp. 17-25(1973)
- 8 甲村雄一：「岩石のヤング率に関する考察」，材料，Vol. 63, No. 3, pp. 234-238(2014)
- 9 堀口直也，五十嵐豪，丸山一平：「含水率の変化による骨材の体積変化に関する基礎研究」，コンクリート工学協会年次論文集，Vol. 33, No. 1, pp. 131-136(2011)
- 10 T. C. Hansen: "Influence of Aggregate and Void on Modulus of Elasticity of Concrete, Cement Mortar and Cement Paste", Journal of the American Concrete Institute, Vol. 62, No. 2, pp. 193-216(1965)
- 11 川上英男：「複合理論による骨材の弾性係数評価」，コンクリート工学年次論文集，Vol. 29, No. 1, pp. 111-116(2007)
- 12 江口 清，寺西浩司：「複合モデルを基盤としたコンクリートの乾燥収縮予測式」，日本建築学会構造系論文集，Vol. 557, pp. 15-22(2002)
- 13 後藤幸正，藤原忠司：「コンクリートの乾燥収縮に及ぼす骨材の影響」，土木学会論文集，第 286 号，pp. 125-137(1979)
- 14 今本啓一，荒井正直：「比表面積の観点から見た骨材の収縮特性」，セメント・コンクリート，No. 729, pp. 64-69(2007)
- 15 寺西浩司：「骨材の乾燥収縮ひずみの評価指標に関する研究」，日本建築学会構造系論文集，Vol. 78, No. 687, pp. 905-912(2013)
- 16 藤倉佑介：「骨材の空隙特性に着目したコンクリートの乾燥収縮推定モデル」，フジタ技術研究報告，第 49 号，pp. 41-46(2013)
- 17 寺西浩司，丸山一平，齊藤秀和，平岩 隆，森堅太郎：「コンクリートの乾燥収縮ひずみの推定と収縮ひび割れ対策の選定-ASCOT [コンクリートの収縮ひび割れ検討委員会] の成果報告-」，コンクリート工学，Vol. 49, No. 11, pp. 8-15(2011)
- 18 藤原忠司：「低品質の粗骨材を用いたコンクリートの諸性質」，セメント・コンクリート，No. 481, pp. 8-15(1987)

- 19 G. Igarashi, I. Maruyama, Y. Nishioka, H. Yoshida: "Influence of mineral composition of siliceous rock on its volume change", Construction and Building Materials, No. 94, pp. 701-709 (2015).
- 20 食品総合研究所: 「サンプル数の理論的決め方」, 国立研究開発法人農業・食品産業技術総合研究機構ホームページ,  
<http://www.naro.affrc.go.jp/org/nfri/yakudachi/sampling/pdf/logical-sample-number.pdf> (参照 2014-01-10)
- 21 石灰石鉱業協会: 「石灰石骨材とコンクリート」, p10 (2005)
- 22 清原千鶴, 佐藤嘉昭, 永松静也, 南本 敬: 「複合則理論を用いたコンクリートの乾燥収縮ひずみの推定」, コンクリート工学年次論文集, Vol. 26, No. 1, pp. 489-494 (2004)
- 23 兵頭彦次, 谷村 充, 井坂幸俊: 「コンクリートの乾燥収縮に及ぼす骨材物性の影響評価」, セメント・コンクリート, No. 777, pp. 24-29 (2011)
- 24 高木亮一, 肥後康秀, 吉本 稔: 「粗骨材の静弾性係数が超高強度コンクリートに及ぼす影響に関する基礎的研究」, コンクリート工学学学年次論文集, Vol. 31, No. 1, pp. 157-162 (2009)
- 25 迫田恵三, 丸 章夫, 伊藤利治: 「粗骨材中のモンモリロナイトがコンクリートの諸性質に及ぼす影響」, 土木学会論文集, No. 426, pp. 81-90 (1991)
- 26 武田 均, 中尾誠司, 三谷 哲, 脇坂安彦, 喜田達夫: 「沸石含有骨材が硬化モルタルに及ぼす影響」, 土木学会第 51 回年次学術講演会, pp. 172-173 (1996)
- 27 須藤定久: 「コンクリートの乾燥収縮を考える」, 骨材資源, 通巻 No. 169, pp. 8-18 (2011)
- 28 河野勝宣, 前田寛之, 鹿毛一平, 小竹純平, 仁井太陽: 「スメクタイトを含む岩石の円柱(縦)点載荷強さ試験方法」, 土木学会論文集, Vol. 66, No. 4, pp. 859-868 (2010)
- 29 後藤貴弘, 中村俊彦, 高尾 昇, 鳴瀬浩康: 「コンクリートの乾燥収縮に影響を及ぼす骨材の物性について」, コンクリート工学学学年次論文集, Vol. 32, No. 1, pp. 89-94 (2010)

## 第4章 セメント硬化体の物性評価

### 4.1 概論

セメント硬化体の収縮ひずみは骨材のそれに比べて数十倍以上となり、コンクリートの乾燥収縮に及ぼす影響は無視できない。このため、コンクリートの乾燥収縮の予測において、セメント硬化体の収縮ひずみのデータは必要である。2章で述べたように、セメント硬化体の不可逆な収縮挙動について、乾燥に伴う C-S-H の構造・形態との関連から様々な検討が進められており、乾燥収縮のメカニズムについて明らかになりつつある。セメント硬化体の収縮ひずみに関し、Maruyama の研究<sup>1</sup>を除けば、そのほとんどが普通ポルトランドセメントを対象としたものであり、セメント種類を要因とした検討は少ない。

現在、日本に流通しているセメントの70%は普通ポルトランドセメント(N)であり、ほとんどの建築構造物にはNが使用されているが、最近では、都市部にも、従来ダム用セメントとして流通していた中庸熱ポルトランドセメントが適用されるケースも増えている。従って、コンクリートの収縮ひずみの予測において、N以外のセメントを用いた場合にも適用できるほうが望ましい。

セメント硬化体の収縮ひずみに関し、1959年にセメント協会でセメント種類を要因とした調査を行っている<sup>2</sup>。当時と現在ではセメントの組成が異なること、またその当時に規格化されていない低熱ポルトランドセメントのデータはない。さらに、我が国を含む諸外国を見ても、一部の国<sup>3</sup>を除けば、セメントの収縮ひずみに関する規格はなく、セメントの品質情報として、収縮ひずみのデータはほとんどない。そのため、各種セメントの収縮ポテンシャルとしての収縮ひずみを評価し、これを情報として提示することは有益である。

そこで、本章では、我が国で製造されている普通、早強、中庸熱、低熱および高炉セメントB種の5種類のセメントを対象に、水セメント比、養生期間および相対湿度を要因として収縮ひずみを定量的に評価した。特に、養生期間が7日と短い場合での乾燥過程における水和の進行が収縮ひずみに及ぼす影響についても併せて検討した。さらに、力学的特性であるヤング係数、ポアソン比および体積弾性率も評価した。

## 4.2 実験概要

### 4.2.1 使用材料

セメント硬化体の作製に用いた材料を表 4.2-1 に示す。セメントには市販の 5 種類のセメントを用いた。普通ポルトランドセメント(N)は少量混合成分を含んでいる。また、ペースト練混ぜ時にブリーディングの影響を受けないよう、増粘剤を使用した。

表 4.2-1 使用材料一覧

種類	記号	種類および銘柄	備考
セメント	N	普通ポルトランドセメント	
	H	早強ポルトランドセメント	
	M	中庸熱ポルトランドセメント	
	L	低熱ポルトランドセメント	
	BB	高炉セメントB種	
混和剤	VT	高機能特殊増粘剤	アルキルアリスルホン酸塩, アルキルアンモニウム塩特殊ポリマーの混合物
	DE	消泡剤	

表 4.2-2 セメントの化学組成および鉱物組成(単位：%)

セメント	ig. loss	SiO <sub>2</sub>	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	CaO	MgO	SO <sub>3</sub>	Na <sub>2</sub> O	K <sub>2</sub> O	Na <sub>2</sub> Oeq
N	2.28	20.39	5.66	2.88	63.65	1.20	2.38	0.28	0.38	0.53
H	0.93	19.92	5.33	2.58	65.11	1.04	3.23	0.29	0.36	0.53
M	0.61	24.35	3.85	3.06	63.48	0.74	2.80	0.25	0.31	0.45
L	0.79	26.10	3.41	3.26	62.56	0.79	2.74	0.31	0.29	0.50
BB	0.73	25.93	9.30	1.74	54.32	3.55	2.17	0.25	0.36	0.49

ボーグ式による鉱物組成(%)			
C <sub>3</sub> S	C <sub>2</sub> S	C <sub>3</sub> A	C <sub>4</sub> AF
-	-	-	-
65	8	10	8
35	43	5	9
21	59	3	10
-	-	-	-

表 4.2-3 セメントの物理的性質

セメント	密度 (g/cm <sup>3</sup> )	ブレン値 (cm <sup>2</sup> /g)	圧縮強さ(N/mm <sup>2</sup> )				
			1日	3日	7日	28日	91日
N	3.16	3290	-	28.0	42.7	60.0	-
H	3.14	4530	27.4	44.6	57.7	70.4	-
M	3.21	3650	-	18.0	25.6	61.1	-
L	3.24	3710	-	-	14.0	55.5	86.4
BB	3.04	3870	-	24.6	38.3	61.4	-

#### 4.2.2 セメント硬化体の調合および練混ぜ方法

セメント硬化体の調合を表 4.2-4 に示す。練混ぜ後のセメントペーストにブリーディングが発生しないよう、増粘剤を単位水量の 3~4% を内割で添加した。また、空気量が 1% 以下となるよう消泡剤を所定量添加した。

表 4.2-4 セメント硬化体の調合

W/C(%)	VT	消泡剤
55, 50, 45	W×3~4%	C×0.01%

セメントペーストはホバートミキサを用いて、以下の方法にて練り混ぜた。

セメント, 水(消泡剤含む) → 練混ぜ(60秒) → 掻き落とし(15秒) → VT 添加 → 練混ぜ(120秒) → 排出

#### 4.2.3 試験項目および試験方法

##### (1) ヤング係数

セメント硬化体のヤング係数を評価することを目的として、 $\phi 50 \times 100$ mm 供試体を用いて、JIS A 1149 に準拠し、コンプレッソメータにてヤング係数を測定した。供試体は成形後、20°C で封かん養生し、N, H および BB は材齢 1 日で、M および L は材齢 2 日で脱型した後、所定材齢まで 20°C 水中養生した。ヤング係数は材齢 7, 28 および 91 日で測定した。

##### (2) 動ヤング係数

乾燥に伴うセメント硬化体の動ヤング係数の経時変化を評価した。 $\phi 50 \times 100$ mm 供試体を用いた場合、乾燥過程で供試体にひび割れが発生するため、ここでは  $9 \times 30 \times 30$ mm の小型供試体を用いて、3.3.1 項と同様に超音波パルス法にて評価することとした。セメントペースト練り混ぜ後、小型供試体を作製し、前項と同条件で養生した。試験は材齢 7, 28 および 91 日をイニシャルとし、イニシャル測定後の供試体を 20°C、相対湿度 60% としたデシケータ内に保管して、乾燥期間 1, 4, 8, 13 週で、動ヤング係数、ポアソン比および体積弾性率を算出した。

##### (3) 収縮ひずみ

セメント硬化体の収縮ひずみを評価する場合、薄肉の円筒供試体<sup>4</sup>や薄片の供試体<sup>5</sup>を用いた検討が行われている。これは短期間での平衡状態のひずみの評価が可能になること、供試体内部の含水率の不均一性や乾燥過程の水和が収縮ひずみに及ぼす影響をキャンセルできるためである。4.1 節に述べたように、本章では、水セメント比、養生期間および相対湿度を要因とした各種セメントの収縮ひずみを評価することを目的としている。養生期間が短い場合、強度発現の遅いセメントではごく薄肉の供試体の作製が困難となる。そこで、セメント硬化体の収縮ひずみの測定においては、ひび割れ等が発生せず、成形可能な寸法を検討した結果、 $9 \times 40 \times 160$ mm 供試体を用いることとした。4.5 節以降で記述するが、本供試体を用いた場合、概ね 1 年程度で質量変化が平衡状態に達する。この場合、養生期間が短いものは乾燥過程における水和の影響を受ける可能性がある。ただし、コンクリートの乾燥収縮を考える場合、ごく短期間に収縮ひずみは平衡状態にはならない。また部材寸法にもよるが、乾燥に伴い全ての自由水が

逸散するわけではなく、乾燥過程でもわずかではあるが水和が進行する可能性が考えられる。従って、本供試体を用いた収縮ひずみの評価は、実際のコンクリートの乾燥条件にも整合すると判断した。

4.2.2項と同条件でセメントペーストを練り混ぜ、供試体を作製した後、封かん状態にして、20℃相対湿度98%環境にて保管し、N、HおよびBBは材齢2日で、MおよびLは材齢3日で脱型し、寸法および質量を測定した。その後、所定材齢まで20℃水中養生を施した。乾燥開始前の養生期間は材齢7、28および91日として、JIS A 1129-3:2010に準拠して、乾燥収縮ひずみと質量変化を測定した。

供試体は、20℃で、水酸化ナトリウム溶液の濃度で相対湿度80、60、40%に調湿したデシケータ内に保管した。相対湿度80、60、40%に相当する水酸化ナトリウム溶液の濃度はそれぞれ16.1%、24.7%、31.6%である。各供試体は、収縮ひずみがほぼ平衡状態となる乾燥期間1年まで測定した後、105℃で乾燥させ、質量含水率を算出した。収縮ひずみの測定条件を表4.2-5に示す。

表4.2-5 収縮ひずみの測定条件

セメント種類	W/C(%)	養生期間(日)	乾燥条件	
			温度(℃)	相対湿度(%)
N, H, M, L, BB	55	7, 28, 91	20	80, 60, 40
	50			
	45			

#### 4.2.4 セメント硬化体の分析方法

乾燥に伴う水和の進行の影響を評価することを目的に、各乾燥期間において、表4.2-6に示す項目を調査した。前項と同様に、収縮ひずみ測定用供試体と同条件にて作製・保管した9×30×30mmの小型供試体を用いた。乾燥前、乾燥4週、8週、13週、26週および52週で供試体を5mm以下まで粗粉碎した。これをアセトンにて水和停止後、2.5-5mmのものを細孔径分布の試料に、105℃で24時間乾燥させ、150μm以下まで粉碎したものを強熱減量の試料とした。また、CH量の測定には、炭酸化の影響を受けないよう、粗粉碎後の残りの試料をそのままアセトンで水和停止し、150μm以下まで粉碎した試料を用いた。強熱減量は、ポルトランドセメントは1000℃まで、BBは700℃までの質量減少から、CH量は400～600℃の質量減少から算出した。試験のフローを図4.2-1に示す。

表4.2-6 試験項目および試験方法

項目	試験方法等
強熱減量	N <sub>2</sub> フロー下で105～1000℃(BBは700℃)までの減量から算出
CH量	TG-DTAプロファイルの400～600℃の質量減少から算出
BET比表面積	前処理：105℃で1時間
細孔径分布	水銀圧入測定装置(ポロシメーター)により定量

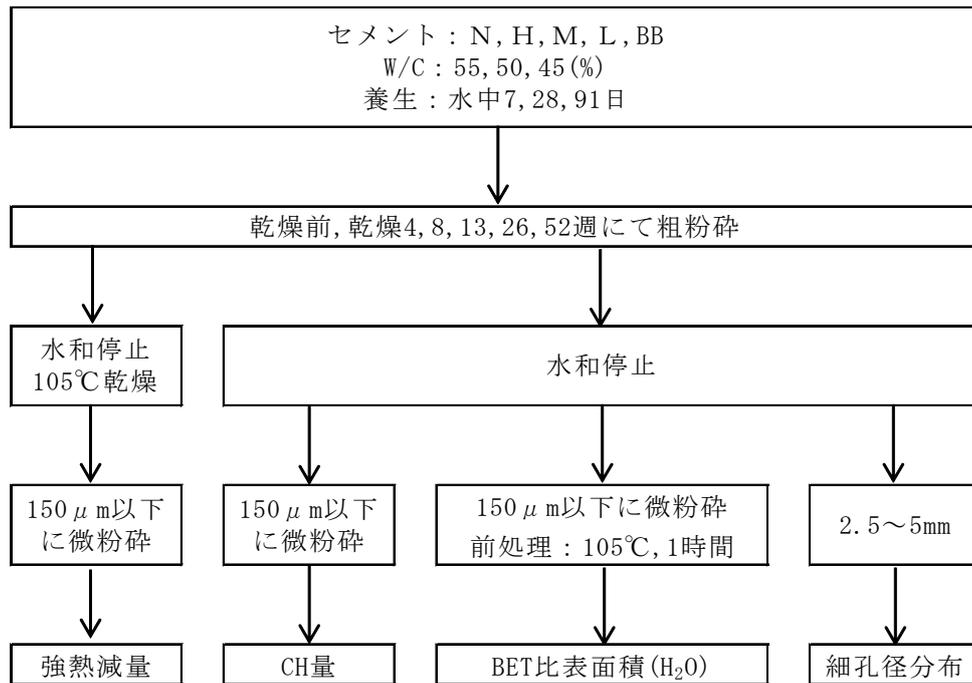


図 4.2-1 試験フロー

### 4.3 セメント硬化体のヤング係数

#### 4.3.1 C/W とセメント硬化体のヤング係数の関係

清原ら<sup>6</sup>や江口ら<sup>7</sup>はセメント硬化体のヤング係数は、セメント水比の一次関数で評価できることを報告している。そこでセメント水比(C/W)とセメント硬化体のヤング係数の関係の評価した。結果を図 4.3-1 に示す。また、図中のNおよびBB には江口ら<sup>7</sup>が示した回帰式を、N, MおよびLにはMaruyama の実験値<sup>1</sup>も併せて示す。図 4.3-1 に示すように、本結果でも同様の傾向が得られた。養生条件等が異なるため、単純な比較はできないが、既往文献値に比べると、総じて本結果の方がヤング係数は低かった。

セメント種類で比べると、水セメント比で若干異なるが、材齢 28 日までは、 $L < M < BB < N < H$ となるが、材齢 91 日では $M < L < N < BB < H$ となりかつセメント間の差も小さくなった。

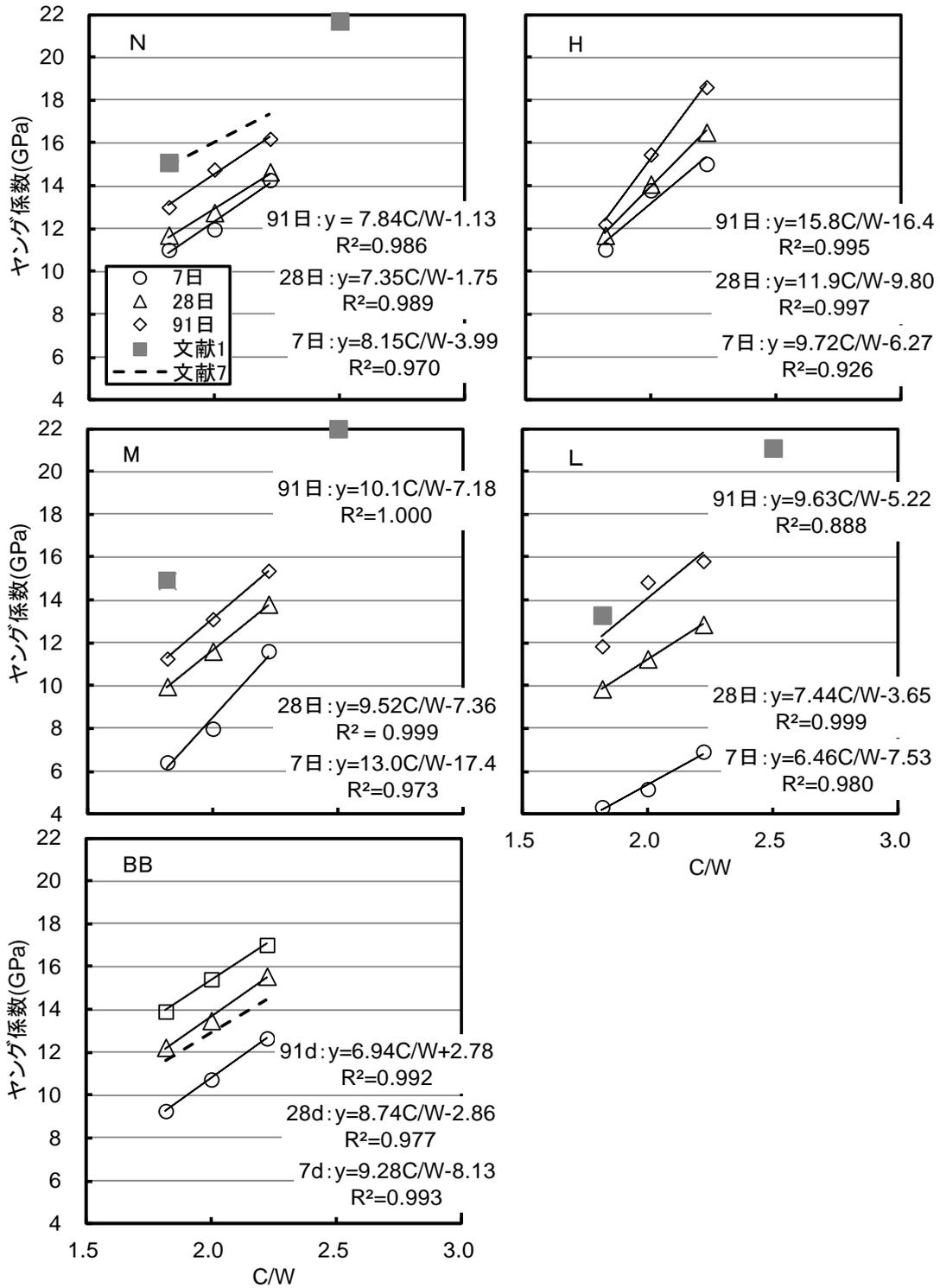


図 4.3-1 各種セメント硬化体の C/W とヤング係数の関係

#### 4.3.2 乾燥過程のヤング係数の推移

セメント硬化体のヤング係数は、十分に水和が進行する環境下では材齢の経過とともに増加するが、乾燥を受ける条件下では異なると考えられる。清原ら<sup>6</sup>の研究では、Nを用いたセメント硬化体が封かん養生7日後に乾燥を受けた場合、水セメント比(W/C)に拠らず、ヤング係数は乾燥開始時とほぼ同等か若干小さくなるが示されている。ただしN以外のセメントでは、現状ではデータはほとんどない。そこで、ここでは、3章で検討した超音波パルス法を用いて、各種セメントについて、乾燥に伴う動ヤング係数の推移を評価した。また同手法を用いて測定した動ポアソン比および体積弾性率についても併せて評価した。なお、セメント硬化体の動ヤング係数の評価に当たり、前項に示した静的試験におけるヤング係数との関係を確認した結果、図4.3-2に示すように、両者には高い相関が認められた。従って、本手法により、乾燥過程のセメント硬化体の動ヤング係数からヤング係数の推移を評価できると判断した。

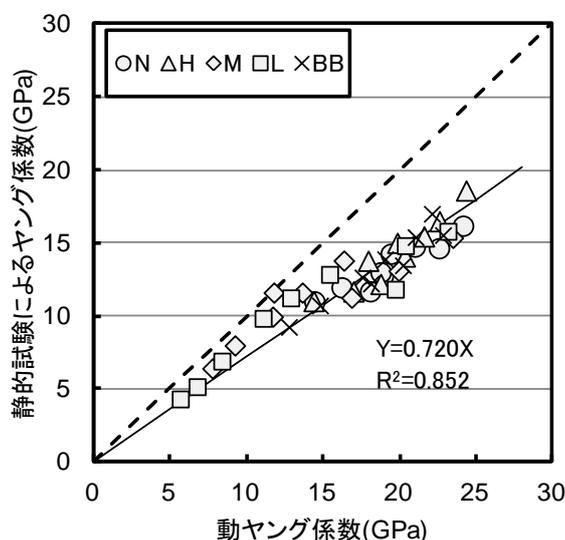
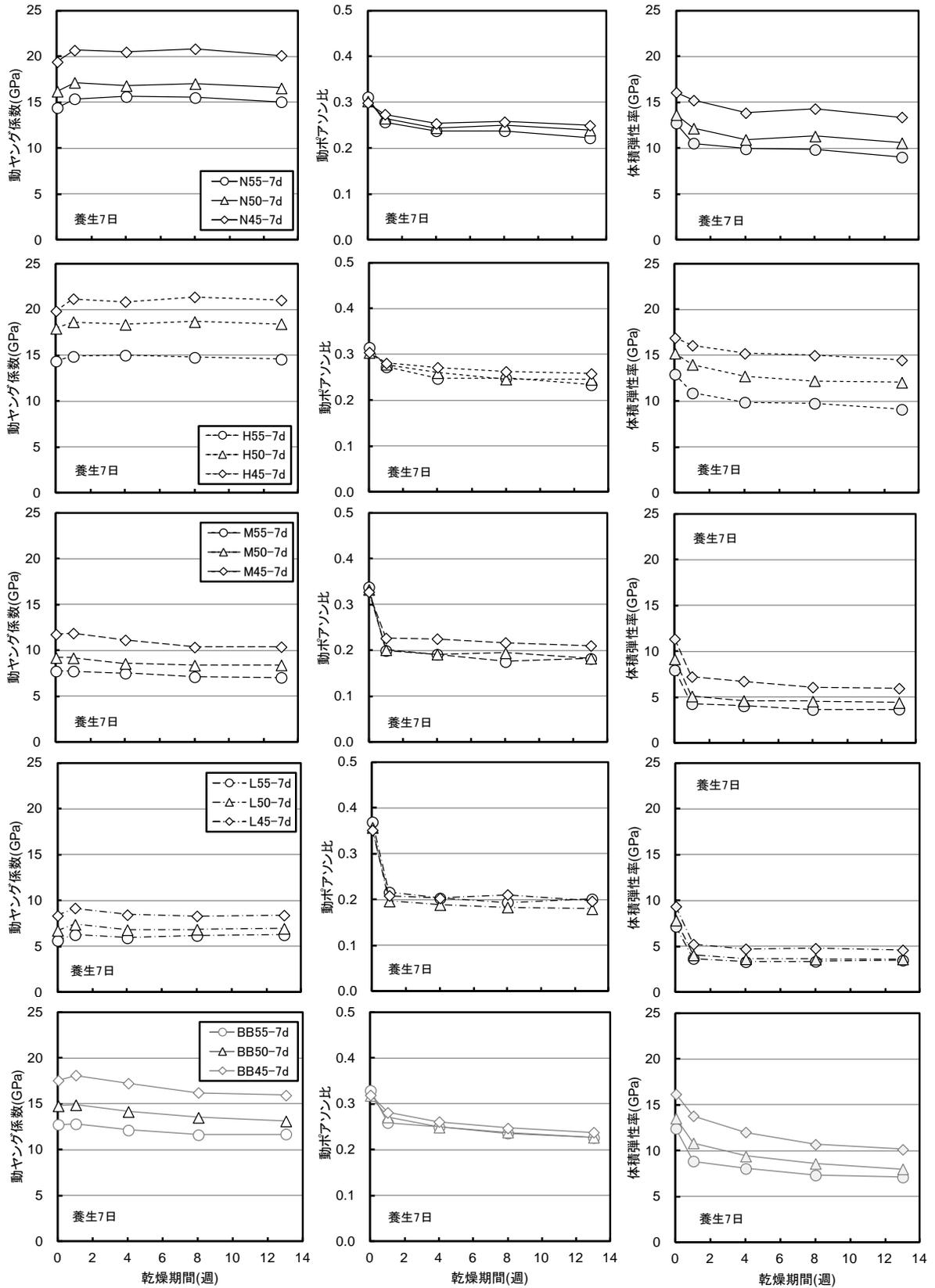


図 4.3-2 動ヤング係数と静的試験におけるヤング係数の関係

図4.3-3～図4.3-5に、養生7,28および91日の供試体を、20℃、相対湿度60%環境下で保管した時の動ヤング係数、動ポアソン比および体積弾性率の推移を示す。なお、結果は乾燥13週まで示したが、この時点では平衡状態には達していない。養生7日の場合、W/Cにかかわらず、ポルトランドセメント硬化体の動ヤング係数は、イニシャル時(飽水状態)と乾燥13週でほとんど変わらなかったが、養生28日および91日では乾燥13週で低下する傾向を示した。これに対してBBは養生期間およびW/Cにかかわらず、乾燥13週の動ヤング係数は低下した。乾燥を受けるセメント硬化体のヤング係数に関し、Wittmann<sup>8</sup>は、相対湿度とヤング係数の関係は相対湿度が30～40%で最小値を示す凹型となることを示している。Murayamaら<sup>9</sup>も、異なる相対湿度におけるセメント硬化体の動ヤング係数を評価し、相対湿度30%で最小値を示し、さらに低湿度領域では増加することを明らかにしている。またその理由として、相対湿度90-40%では乾燥に伴うマクロポアの増加が、相対湿度40-11%では、層間水の減少に伴うC-S-Hのグロビュールの強度増進が影響していることを説明している。図4.3-4～図4.3-5に示した養生28日および91日では乾燥に伴い動ヤング係数は若干低下しており、既往の研究<sup>8,9</sup>と同様の傾

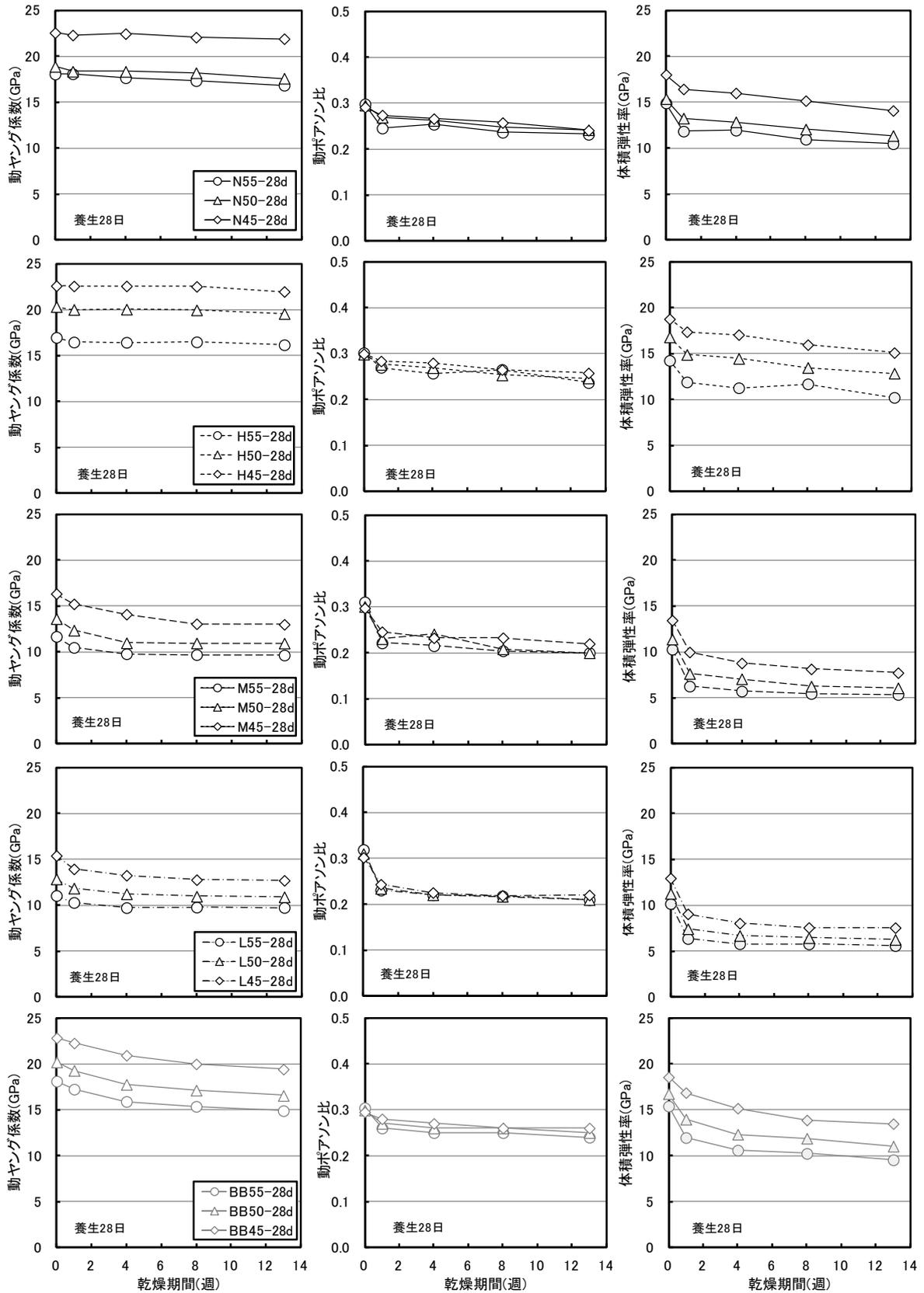
向を示している。養生 7 日の場合、乾燥過程における水和の進行が動ヤング係数を増進させ、これが乾燥に伴う動ヤング係数の低下を抑制した可能性が考えられる。ただし、BB では養生 7 日でも動ヤング係数は低下しており、この理由については今後の検討課題としたい。

堀口ら<sup>10</sup>は、Nを用いたセメント硬化体の動ポアソン比を測定し、相対湿度とともに動ポアソン比も低下すること、およびW/Cによる違いはほとんど確認されないことを明らかにしている。本結果も同様に、動ポアソン比は乾燥1週で低下する傾向を示したが、それ以降ではほとんど変わらなかった。また乾燥1週での低下は低熱系のポルトランドセメントで顕著であった。堀口ら<sup>10</sup>は、動ポアソン比はセメント硬化体の固相量の大小よりも水の影響が大きい可能性を指摘している。本結果において乾燥1週で脱水量が多いこと、特に低熱系のポルトランドセメントはその傾向が大きく、動ポアソン比の低下も大きくなったものと推察される。



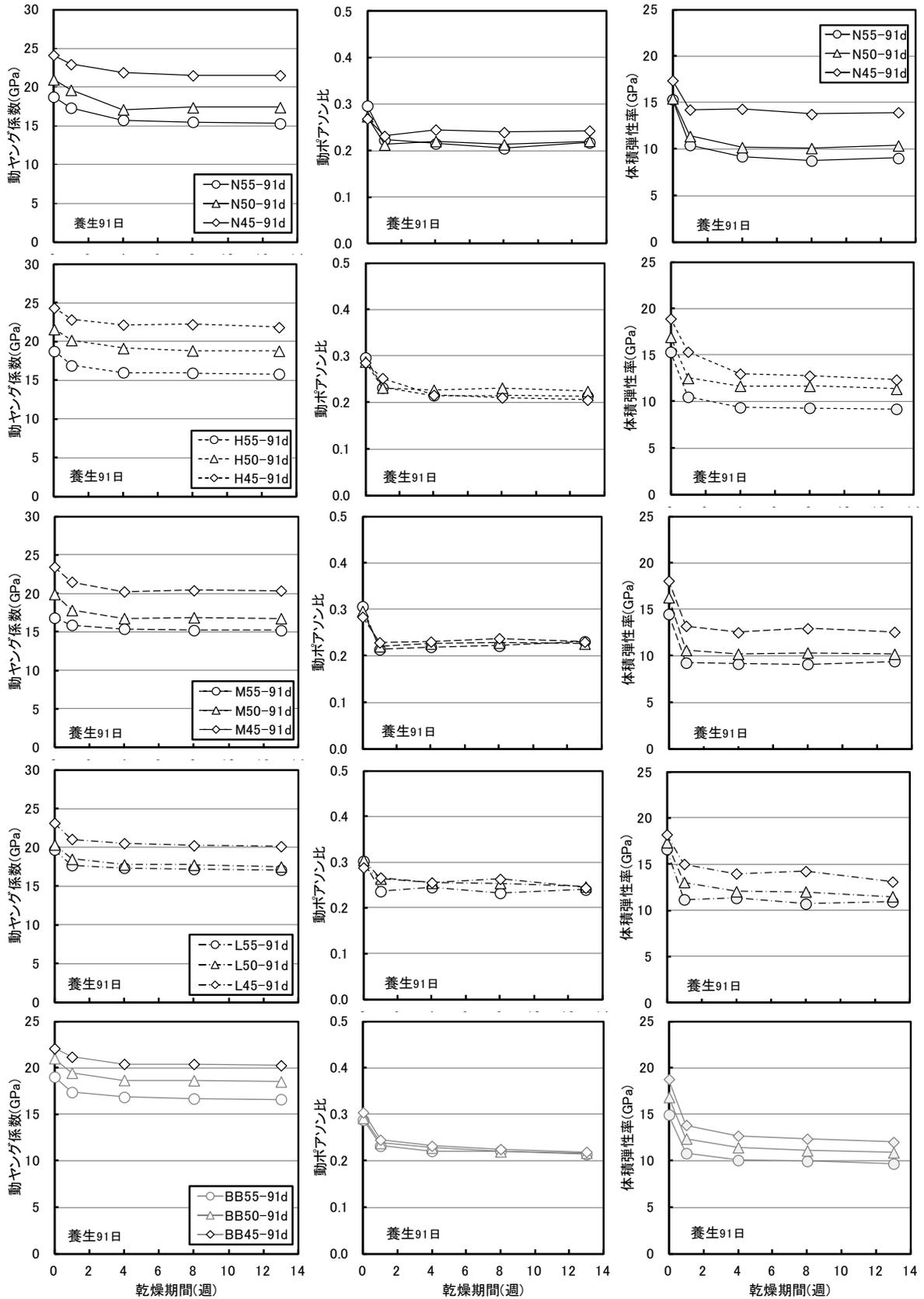
\*凡例はセメント種類 W/C-養生期間

図 4.3-3 動ヤング係数, 動ポアソン比および体積弾性率の推移 (養生7日)



\*凡例はセメント種類 W/C-養生期間

図 4.3-4 動ヤング係数, 動ポアソン比および体積弾性率の推移 (養生 28 日)



\*凡例はセメント種類 W/C-養生期間

図 4.3-5 動ヤング係数, 動ポアソン比および体積弾性率の推移 (養生 91 日)

以上より、ポルトランドセメントでは、乾燥に伴う動ヤング係数は養生7日ではほとんど変わらず、養生28日および91日では若干低下し、BBではいずれの養生期間でも若干低下した。コンクリートのポテンシャルとしての収縮ひずみは、通常養生期間を7日とした場合で評価することから、コンクリートの乾燥収縮予測に用いるセメント硬化体のヤング係数には、セメント種類、W/Cおよび養生期間に関わらず、乾燥開始前の測定値を用いることとした。各種セメント硬化体のヤング係数を式(4.3-1)に示すセメント水比の一次関数で回帰したときの係数を表4.3-1に示す。

$$E_p = \gamma \cdot C/W + \eta \quad (4.3-1)$$

ここに、 $E_p$  : セメント硬化体のヤング係数(GPa)

$C/W$  : セメント水比

$\gamma, \eta$  : セメント種類に関わる係数(表4.3-1)

表 4.3-1 セメント種類に関わる係数(W/C=55~45%)

セメント 種類	材齢(日)						文献 <sup>7</sup>
	7		28		91		
	$\gamma$	$\eta$	$\gamma$	$\eta$	$\gamma$	$\eta$	
N	8.15	-3.99	7.35	-1.75	7.84	-1.13	$\gamma=5.9, \eta=4.2$
H	9.72	-6.27	11.9	-9.80	15.8	-16.4	-
M	13.0	-17.4	9.52	-7.36	10.1	-7.18	-
L	6.46	-7.53	7.44	-3.65	9.63	-5.22	-
BB	9.28	-8.13	8.74	-2.86	6.94	2.78	$\gamma=6.9, \eta=-0.9$

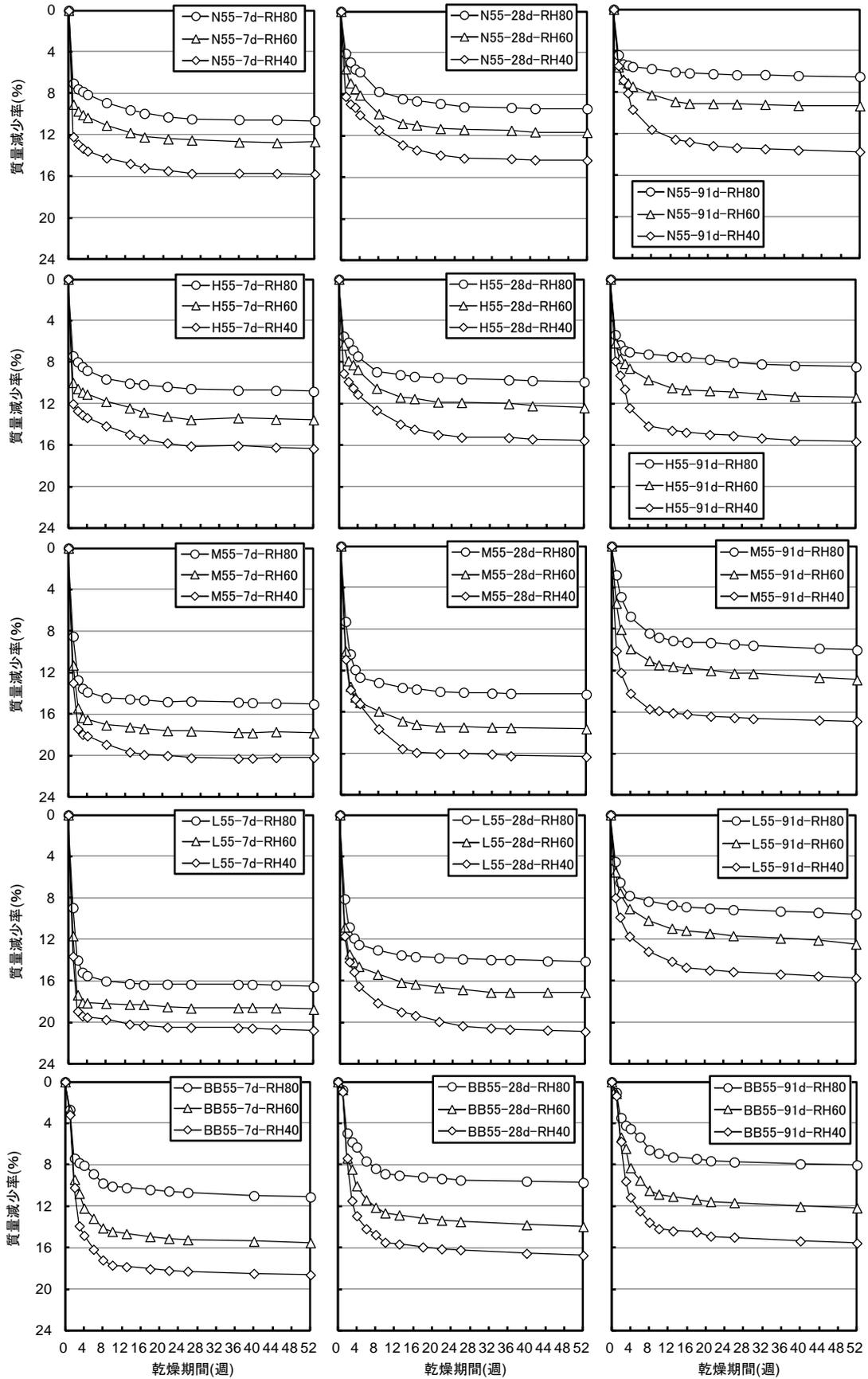
#### 4.4 セメント硬化体の収縮ひずみ

##### 4.4.1 セメント硬化体の質量減少率、質量含水率および収縮ひずみの経時変化

供試体の乾燥の程度は質量減少率および質量含水率で評価した。セメント種類、養生期間および相対湿度の異なる W/C=55% のセメント硬化体の質量減少率を図 4.4-1 に、質量含水率を図 4.4-2 に示す。なお、質量含水率は乾燥 52 週後の供試体を、N<sub>2</sub>フロー下で 105℃ で乾燥させたときの絶乾質量と各乾燥過程の質量から算出した。図 4.4-1 に示すように、いずれも乾燥初期の質量減少が大きく、その後乾燥期間とともに質量は緩やかに低下し、養生 91 日の一部の調合を除けば、乾燥 52 週で平衡状態となった。乾燥初期で比べると、いずれの相対湿度でも、養生期間が短いほど、セメント種類では水和の遅いセメントほど質量減少が大きい。これは、養生期間が短いほどまた水和の遅いセメントほど自由水が多く、かつ粗大な空隙構造となっているため、脱水量が多くなったと考えられる。また、乾燥 52 週で比べると、H は養生期間で質量減少率に大差ないが、その他のセメントでは、養生 91 日では、7 日や 28 日のものよりも、質量減少率は小さくなった。図 4.4-2 に示すように飽水状態の供試体の質量含水率は、セメント種類では N ≒ H < BB < M ≒ L の順となった。M および L の養生 28 日を除けば、飽水状態の質量含水率は養生期間に関わらず同等となった。ただし、乾燥 52 週後の質量含水率は、養生期間が長くなるほど総じて高くなる傾向を示した。

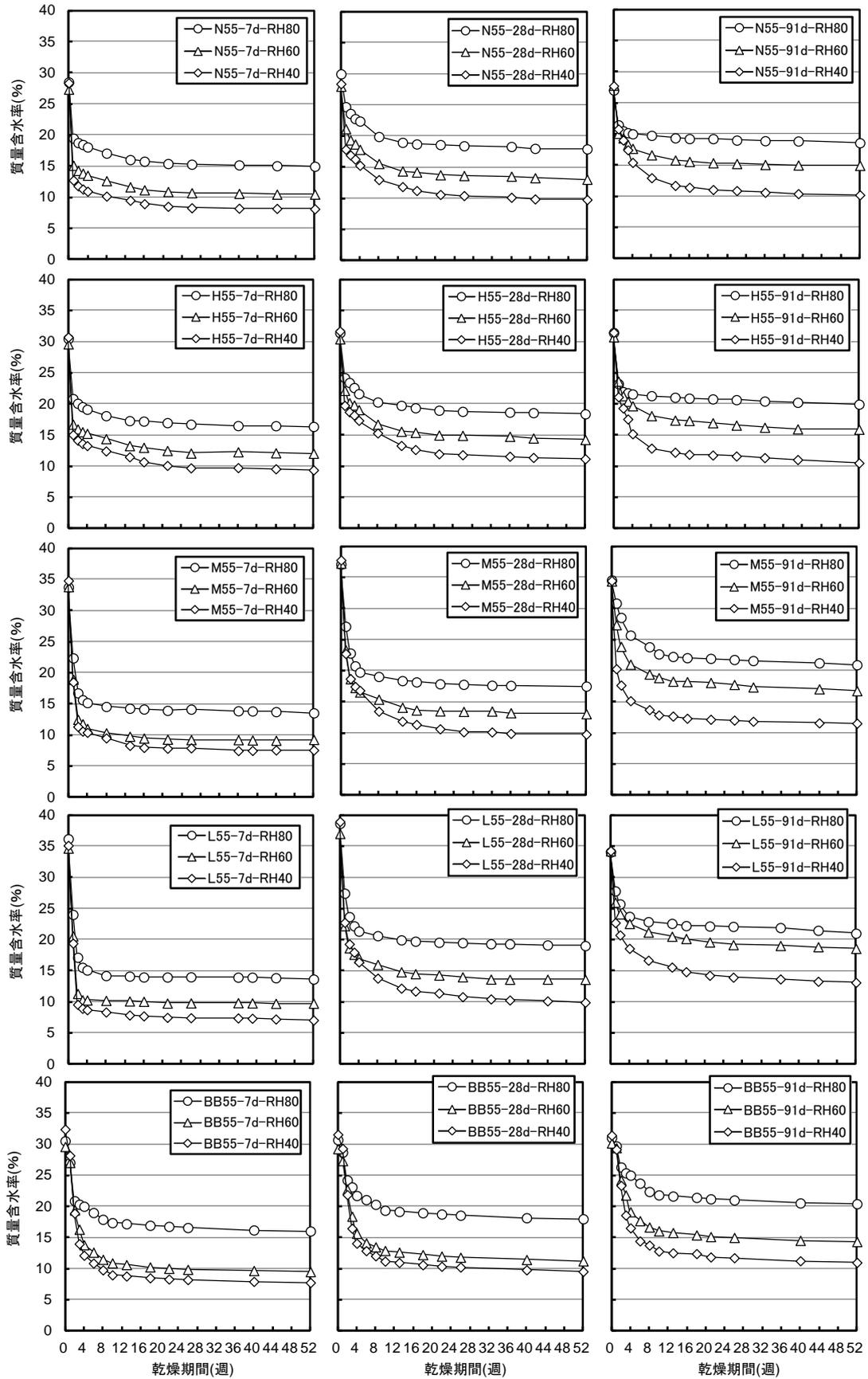
セメント種類、養生期間および相対湿度の異なるセメント硬化体の収縮ひずみを図 4.4-3 に示す。図のひずみは 3 本の供試体の平均値を示しているが、供試体間のばらつきはいずれも図中の凡例内に納まる程度と小さかった。収縮ひずみの経時変化は質量減少率と同様であった。なお W/C=50% および 45% の場合も、W/C=55% と同様の傾向を示すことを確認している。

本実験では、ほとんどの調合で、乾燥期間 52 週でひずみは収束しており、またひずみが収束していないケースでも、その増分は小さいことから、以降では乾燥 52 週の収縮ひずみの値を用いて検討することとした。



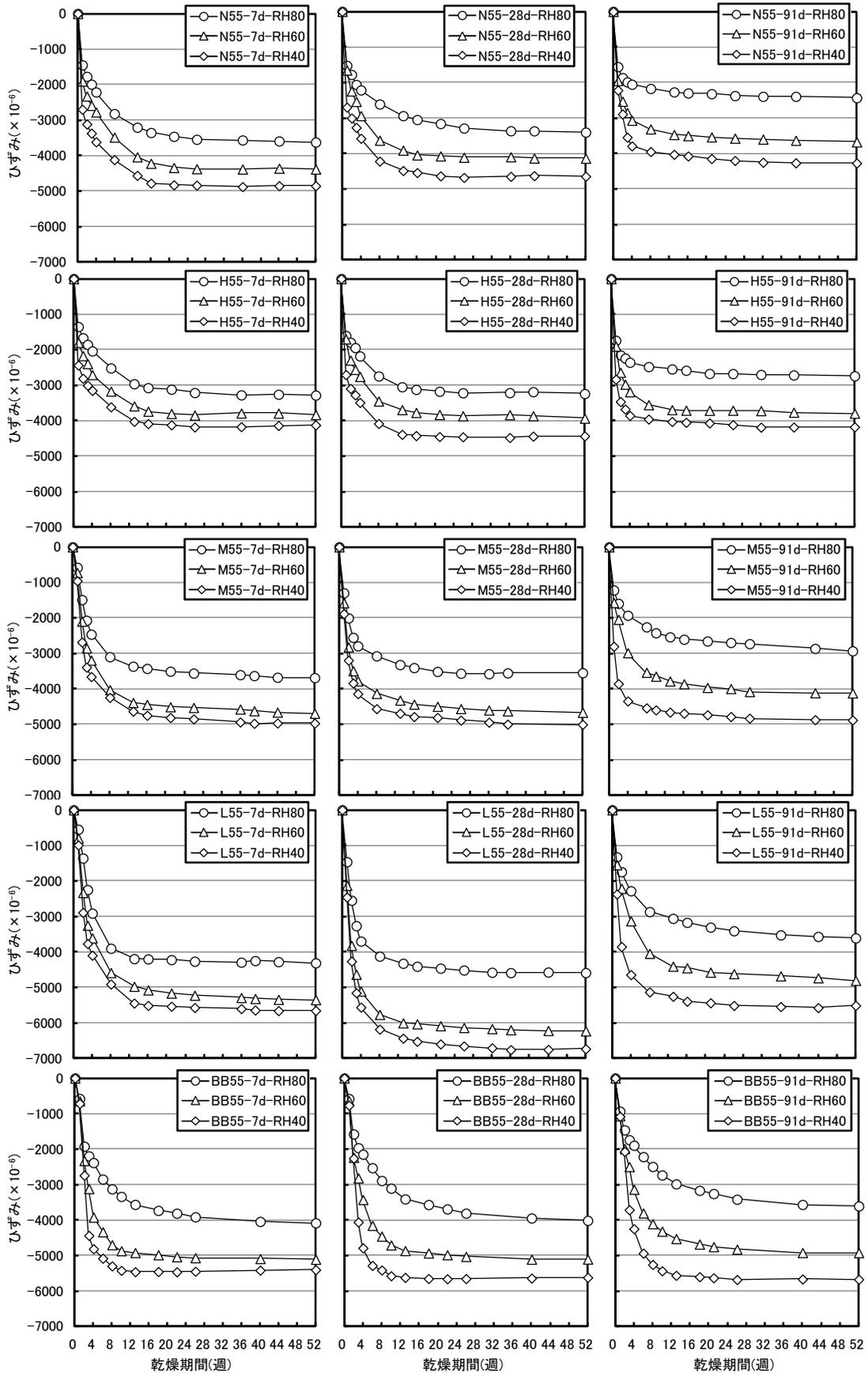
\*凡例はセメント種類-養生期間-相対湿度

図 4.4-1 セメント種類, 養生期間および相対湿度の異なる場合の質量減少率 (W/C=55%)



\*凡例はセメント種類-養生期間-相対湿度

図 4.4-2 セメント種類, 養生期間および相対湿度の異なる場合の質量含水率 (W/C=55%)



\*凡例はセメント種類-養生期間-相対湿度

図 4.4-3 セメント種類, 養生期間および相対湿度の異なる場合の収縮ひずみ (W/C=55%)

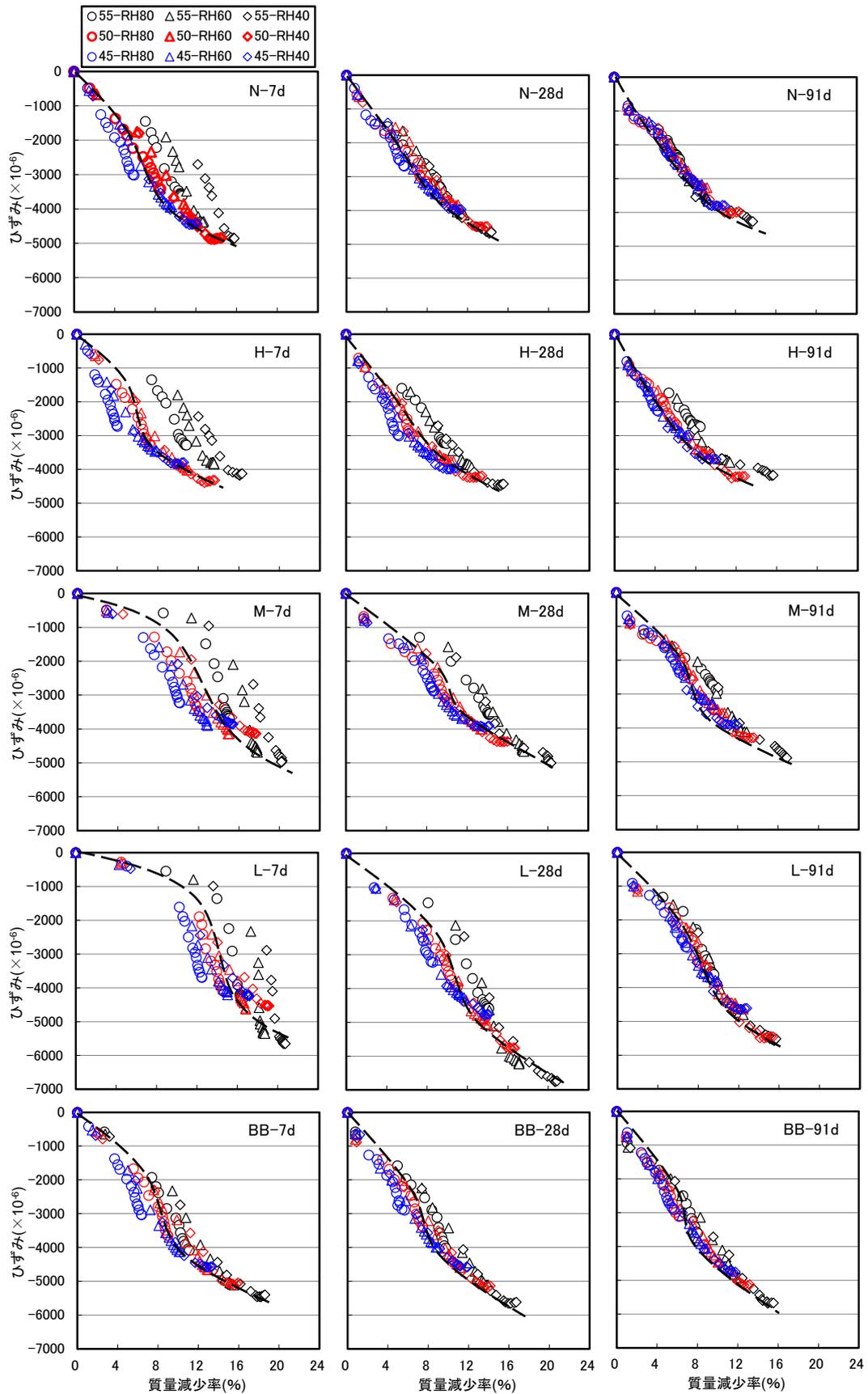
#### 4.4.2 質量減少率と収縮ひずみの関係

セメント種類、水セメント比、養生期間および相対湿度が異なるセメント硬化体の質量減少率と収縮ひずみの関係を図 4.4-4 に示す。図において、W/C=55%の質量減少率が4%程度までプロットされていないのは、乾燥後の最初の測定(乾燥1週)までの質量減少が多かったためである。

セメント硬化体の収縮ひずみに関し、Hansen<sup>11</sup>は、十分に水和させた W/C=40 および 60%との薄肉試験体(厚さ 2.3mm×長さ 76mm)を用いた実験にて、収縮ひずみと質量減少量は相対湿度に関わらず同一曲線で評価できることを報告している。永松ら<sup>5</sup>も同様に薄肉試験体(幅 40mm×厚さ 4mm×長さ 150mm)を用いて、乾燥材齢 3 日から 104 日の N を用いたセメント硬化体の収縮ひずみを評価し、質量減少量と収縮ひずみの関係は乾燥開始材齢で異なるものの、いずれの場合も相対湿度に関わらず同一曲線で評価できることを報告している。これは、セメント硬化体の収縮ひずみは、水和物である C-S-H からの脱水に依存することから、乾燥過程で C-S-H の生成量およびその形態が変わらなければ、養生条件毎に水分逸散量によって一律に評価できることを意味している。また、Almudaiheem ら<sup>12</sup>により、収縮ひずみと質量減少量の関係は供試体寸法に拠らず、同一曲線で評価できることも報告されている。本結果では、養生 91 日の場合、H および M で若干のばらつきはあるものの、既往の研究と同様に、相対湿度に関わらず、W/C 毎に同一曲線上にプロットされた。しかし、養生 7 日ではすべてのセメントで、養生 28 日では H、M および L で同一曲線にプロットされず、従来の研究<sup>11</sup>とは異なる傾向を示した。

曲線の傾きをみると、養生 7 日の場合、乾燥初期で同一質量減少量に対する収縮ひずみ量は小さく、その後乾燥に伴い収縮ひずみが増加し、さらに質量が平衡状態に近づくとひずみの増進は緩やかになるという S 字曲線を示している。これに対して、養生 28 日および 91 日では、乾燥初期から同一質量減少量に対する収縮ひずみ量は増加し、より直線的な関係にシフトしている。この理由として、養生期間が短いほど粗大な空隙が多く形成され、乾燥初期では収縮に寄与しないこの粗大な空隙からの脱水量が多くなるためと考えられる。これに対して養生期間が長くなると粗大な空隙は減少し、かつ水和の進行に伴い C-S-H 量は増加することから、同一質量減少量に対する収縮ひずみ量が増加したものと考えられる。セメント種類で比べると、養生 28 日および 91 日における曲線の傾きは W/C=50% および 45% では  $N \approx H \approx M < L \approx BB$  の順となり、L および BB は同一質量減少に対する収縮ひずみの増分が他のセメントよりも大きくなった。また養生 7 日における W/C=45% の H および BB では、乾燥初期より収縮ひずみが急増しているが、これは自己収縮の影響が考えられる。

養生 7 日の場合、特に M および L では、乾燥 4~8 週において収縮ひずみ量が急増する傾向を示した。また上述したように N、H および BB においても質量減少量と収縮ひずみの関係が既往の研究<sup>11</sup>と異なる傾向を示していることから、養生 7 日の場合、乾燥期間中の水和の進行が収縮ひずみに影響を及ぼし、特に、N や H に比べて水和が遅い L ではその影響は大きくなったと推測される。この点については 4.4.5 項以降で詳細に検討する。



\*凡例は水セメント比(%)-相対湿度(%), また図中の記号はセメント種類-養生期間

図 4.4-4 セメント硬化体の質量減少率と収縮ひずみの関係

#### 4.4.3 相対湿度および養生期間の影響

図 4.4-5 に、相対湿度と各種セメント硬化体の収縮ひずみの関係を示す。また図には、参考として、Maruyama の論文<sup>1</sup>から読み取った同一水セメント比の収縮ひずみの値も併せて示す。

実験条件は異なるものの、養生 91 日の相対湿度 40% では、本実験値は文献値と比較的近い値を得られている。図 4.4-5 よりいづれも、相対湿度が低いほど収縮ひずみは増加した。セメント種類で比べると、相対湿度 60% 環境の収縮ひずみは、 $H \approx N < M < BB < L$  の順となるが、両者の関係は養生期間で異なった。

一般には材齢が進むほどセメント水和物である C-S-H 量も増加するため、収縮ひずみは大きくなると考えられる。永松ら<sup>5</sup>の研究でも同様の結果が報告されている。しかし本結果の場合、養生期間で比べると、必ずしも、養生期間が長いほど収縮ひずみは大きくなっておらず、各相対湿度やセメント種類で傾向が異なった。特に L は養生期間 28 日で収縮ひずみが最大となり他のセメントと異なる傾向を示した。

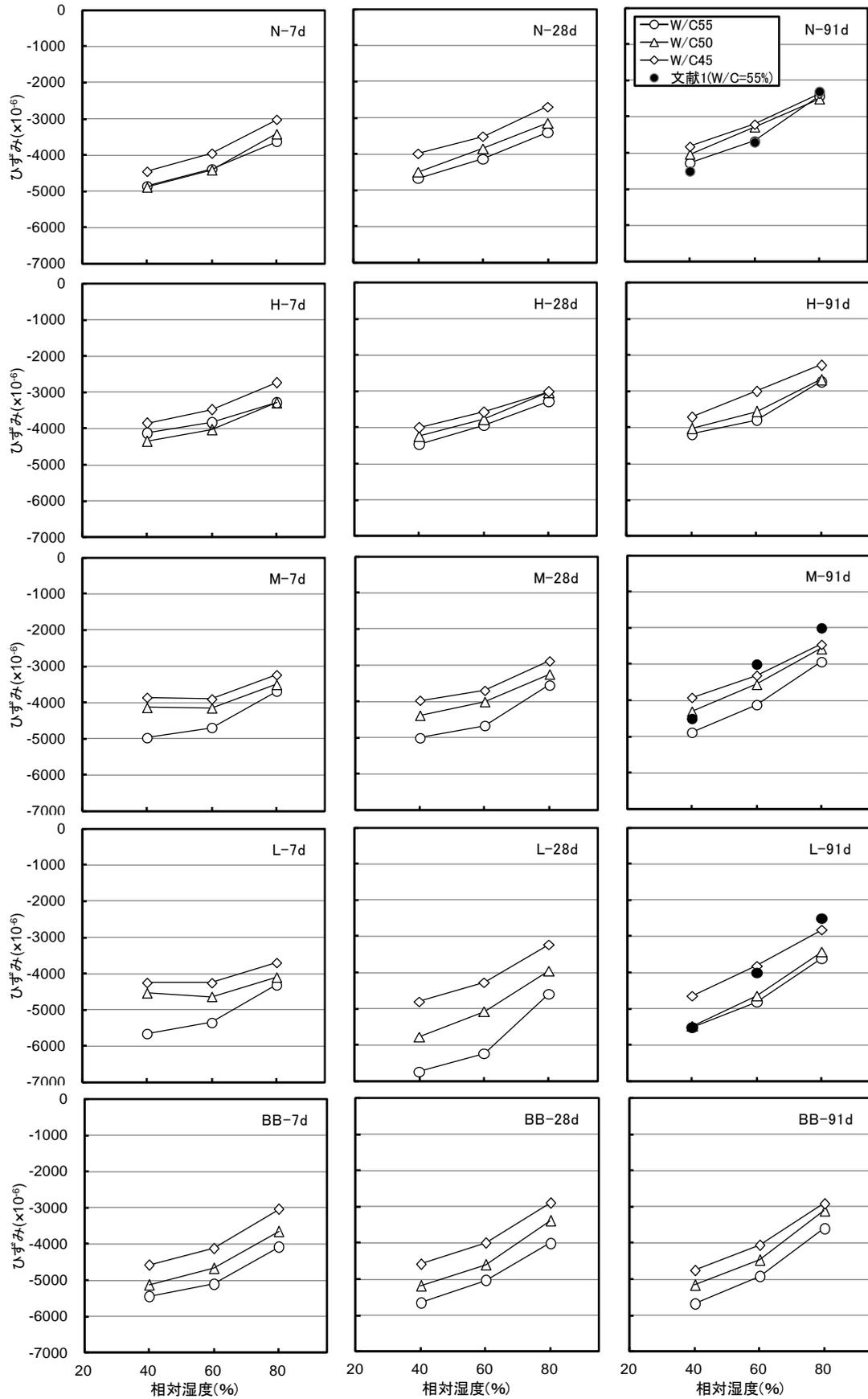


図 4.4-5 相対湿度とセメント硬化体の収縮ひずみの関係

#### 4.4.4 水セメント比の影響

図 4.4-6 に、水セメント比(W/C)と各種セメント硬化体の収縮ひずみの関係を示す。W/C とセメント硬化体の収縮ひずみには相関があり、W/C が低いほど自己収縮ひずみは大きくなるが、乾燥収縮ひずみは小さくなることが報告されている<sup>13</sup>。また、コンクリートの場合でもセメント硬化体と同様に、W/C が低くなるほど収縮ひずみは小さくなるが、その傾向は強度発現の高いセメントで顕著になることが報告されている<sup>14</sup>。本結果でも、H-7d および N-91d を除けば、W/C が低いほうが収縮ひずみは小さく、同様の傾向が得られた。ただし、セメント種類でみると、M および L の方がその傾向は大きくなった。

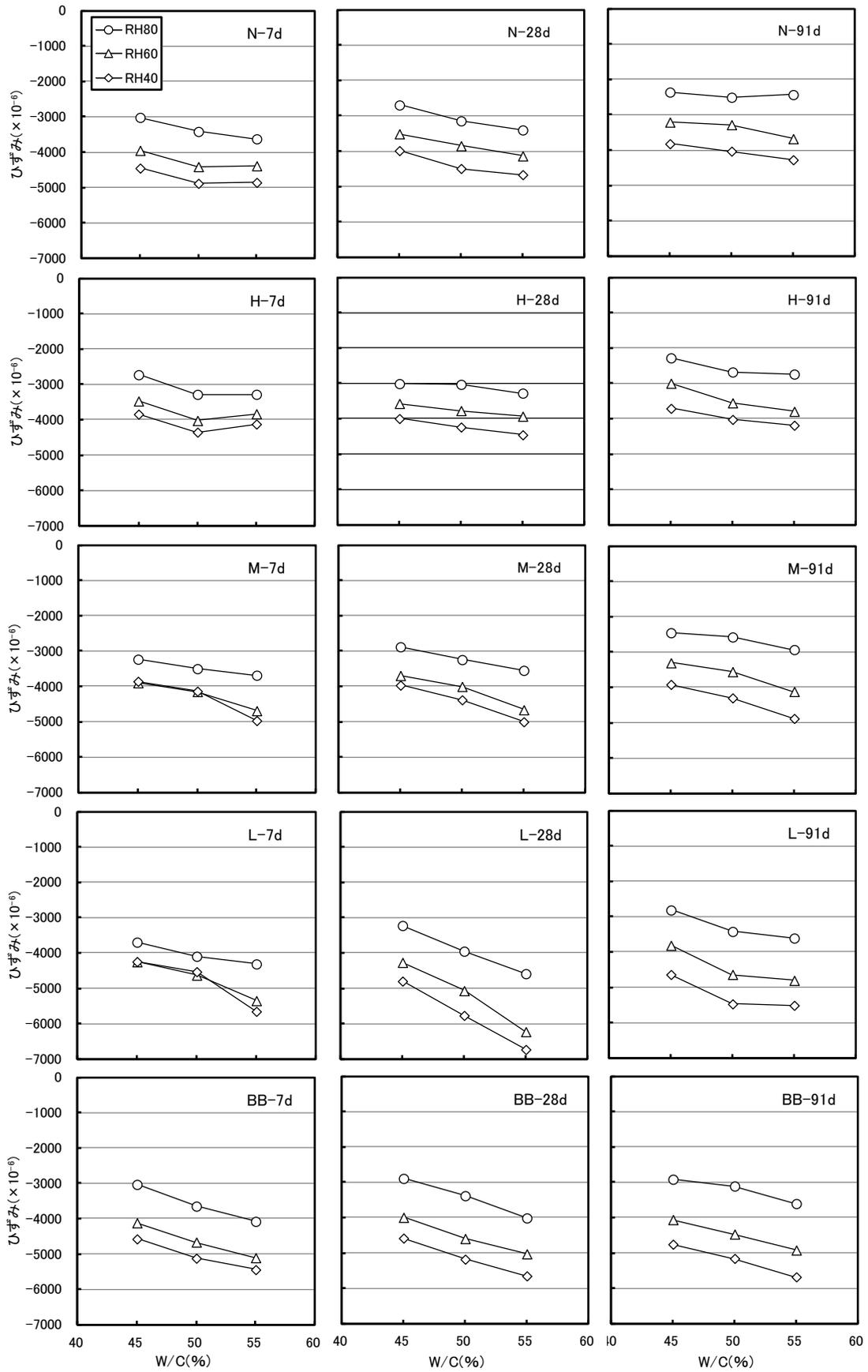
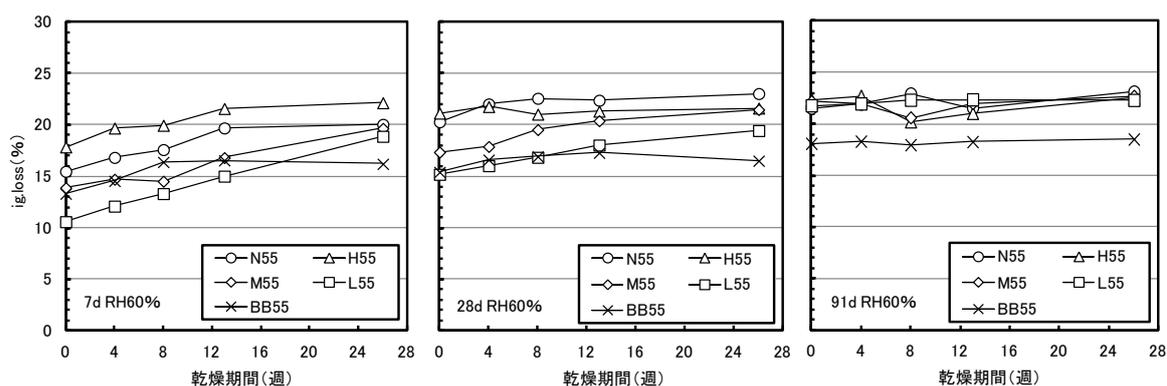


図 4.4-6 W/C とセメント硬化体の収縮ひずみの関係

#### 4.4.5 強熱減量およびCH量の推移

乾燥過程で水分は逸散するが、セメント硬化体中の自由水が全て消失するわけではないため、水和が進行している可能性がある。永松ら<sup>5</sup>の研究においても、乾燥開始材齢が3日および7日の場合、乾燥期間中もNを用いたセメント硬化体の水和は進行し、特に相対湿度が50%より高くなると水和の進行が大きくなることが報告されている。本実験では、永松らの実験よりも供試体厚さが大きく、質量変化が平衡状態に達するまで1年程度かかっていることから、特に養生期間が短いものや水和の進行が遅い低熱系のポルトランドセメントでは、乾燥過程での水和は進行しているものと考えられる。そこで、乾燥過程での水和の進行を評価した。図4.4-7に相対湿度60%で乾燥させたW/C=55%のセメント硬化体の強熱減量(ig. loss)の推移を示す。

図4.4-7より、養生7日の場合、いずれもig. lossは乾燥期間とともに増加し、特にMおよびLで増加の割合は大きくなった。養生28日でも乾燥後のig. lossは増加するものの、その割合は、7日のものよりも小さかった。また養生91日では、ig. lossはほとんど増加していない。本結果より、養生期間が短いほどまた水和の遅いセメントほど、乾燥過程で水和が進行していることがうかがえた。

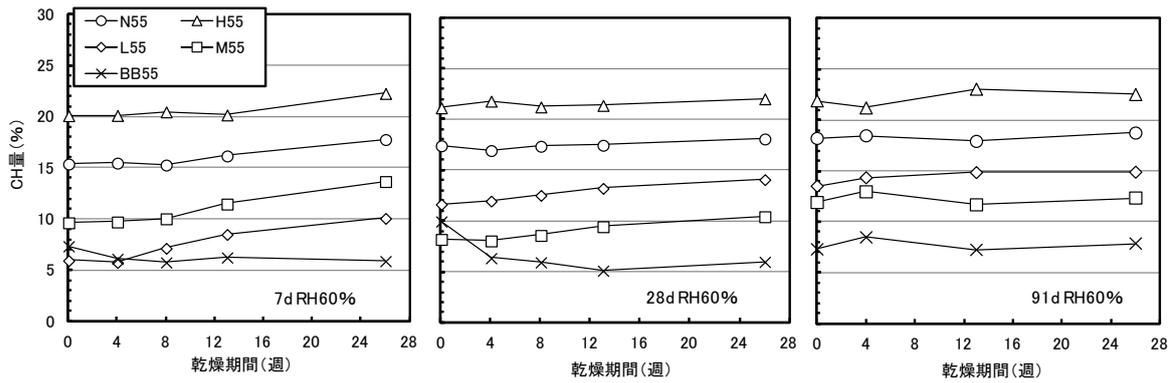


\*凡例はセメント種類, 水セメント比(%)

図4.4-7 セメント硬化体のig. lossの推移(W/C=55%)

図4.4-8に同試料のCH量の推移を示す。養生期間が7日の場合、ポルトランドセメントのCH量は乾燥期間とともに増加し、MおよびLで増加の割合は大きくなった。養生期間が長くなるほど、乾燥期間中のCH量の増加は小さくなり、ig. lossと同様の傾向を示した。BBは乾燥に伴いCH量は若干減少したが、これは高炉スラグの反応も進行したためと考えられる。

以上の結果より、養生期間が7日と短い場合には、乾燥期間中でも水和が進行し、特に水和の遅い低熱系ポルトランドセメントではその傾向が顕著となることが明らかとなった。この乾燥過程での水和の進行が4.4.2項に示した相対湿度毎に質量減少率と収縮ひずみの関係が異なる結果や4.4.3項に示した養生期間が長いほど収縮ひずみは大きくならない結果の一因である可能性が考えられる。



\*凡例はセメント種類, 水セメント比(%)

図 4.4-8 セメント硬化体の CH 量の推移 (W/C=60%)

#### 4.4.6 BET 比表面積の推移

今本<sup>15</sup>はコンクリートの乾燥収縮ひずみと水蒸気吸着による比表面積に高い相関があることを示している。またセメント硬化体の体積変化に関して、Muruyama<sup>1</sup>が提唱した分離圧理論に基づく構成式において、含水率や吸着厚さが同一の場合、比表面積が大きいほど収縮ひずみが大きくなることが示されている。乾燥過程での水和の進行が収縮ひずみに影響を及ぼすと仮定すると、セメント硬化体の比表面積も大きく変化していると考えられる。そこで、乾燥前後の比表面積を評価した。図 4.4-9 に W/C および養生期間の異なるセメント硬化体の乾燥 4, 13, 52 週での比表面積を示す。乾燥前の比表面積は、養生 7 および 28 日では  $L < M < BB < N < H$  の順となり、強度発現の遅いセメントほど、比表面積は小さくなった。しかし養生 91 日では、BB, M および L は水和が進行し、比表面積は N および H と同等以上となった。材齢の経過に伴う L の比表面積の増加に関して、五十嵐ら<sup>16</sup>の研究でも同様の傾向が報告されている。乾燥に伴う比表面積の変化をみると、すべてのケースで、乾燥前に比べ、乾燥 52 週後の比表面積は増加し、その傾向は養生期間が短いほど顕著であった。特に養生 7 および 28 日において、M は乾燥前から 80% 程度、L は 2 倍以上比表面積が増加している。このことから、乾燥期間中でも水和の進行に伴い比表面積が増加し、これが収縮ひずみの増進に影響していると考えられる。

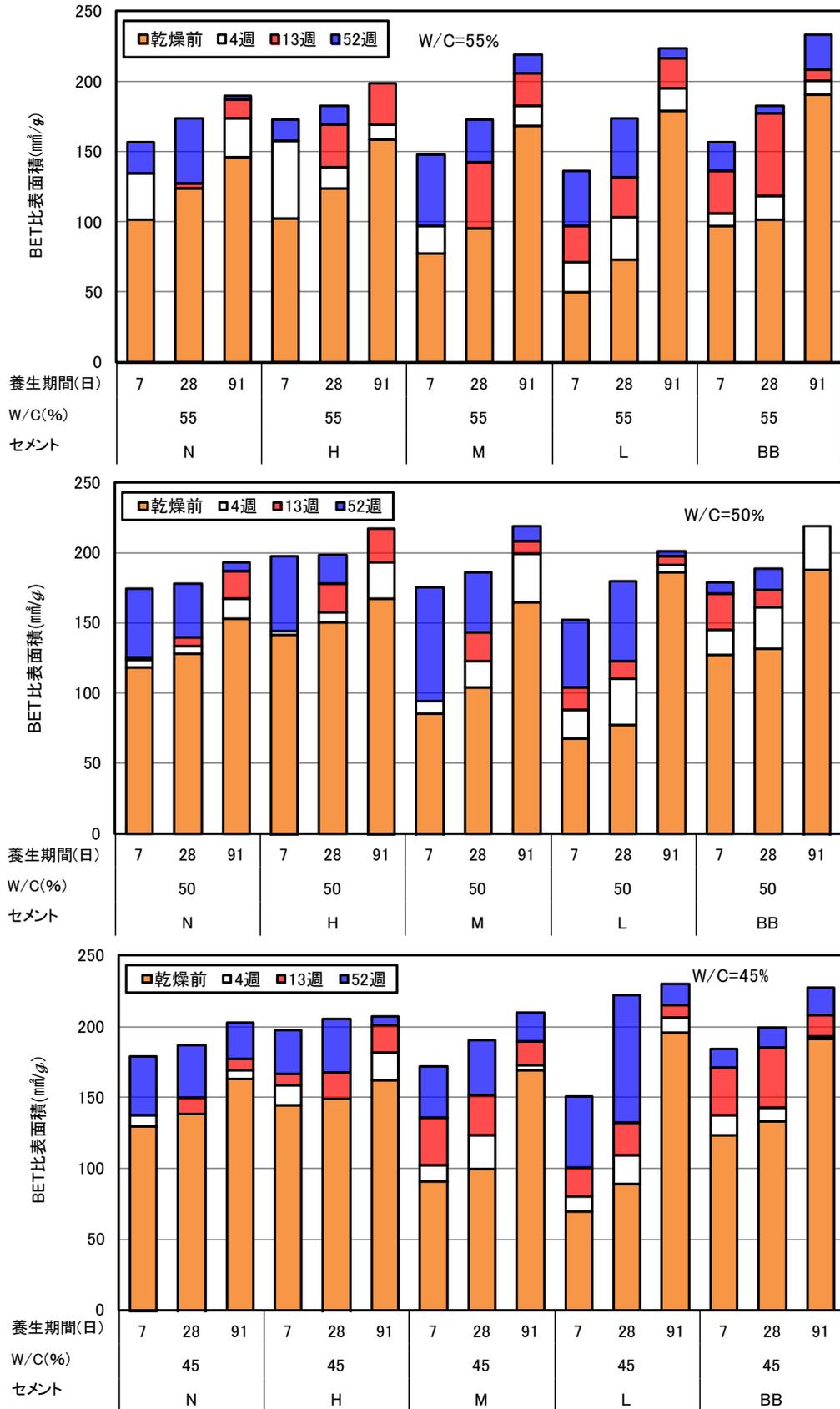


図 4. 4-9 W/C および養生期間の異なるセメント硬化体の BET 比表面積

#### 4.4.7 セメント硬化体の平均吸着厚さと分離圧の関係

4.4.6 項までの結果において、養生期間が長いほどセメント硬化体の収縮ひずみの終局値は大きくなっておらず、Lは、養生 28 日の場合に収縮ひずみが最大となる特異な傾向を示している。また、養生 7 および 28 日の場合、特にMおよびLでは、乾燥期間中でも水和が進行し、比表面積も急増していることが明らかとなった。そこで、ここでは、Maruyama の研究<sup>1</sup>を参考に、セメント硬化体の平均吸着厚さと分離圧の関係を評価した。

Maruyama<sup>1</sup>はセメント硬化体の体積変化は、セメント種類や調合条件によらず分離圧理論に基づく下記の構成式に従うことを示している。また、各種ポルトランドセメントについて、式(4.4-1)から求まる分離圧と式(4.4-2)から求まる平均吸着厚さの関係を求めた結果、セメント種類に関わらずほぼ同一の曲線で評価できることを明らかにしている。

$$w\Pi(e) + K \cdot \Delta V / V = 0 \quad (4.4-1)$$

$$e = m_w / (\rho_w \cdot S) \quad (4.4-2)$$

ここに、 $w$  : 体積含水率 ( $\text{cm}^3/\text{cm}^3$ )

$\Pi(e)$  : 分離圧 (GPa)

$K$  : 体積弾性率 (GPa) 式(3.2-4)にて算出

$\Delta V / V$  : 体積変化率で、セメント硬化体の一軸ひずみ ( $\Delta l / l$ ) から、 $\Delta V / V = 3\Delta l / l$  によって算出

$e$  : 平均吸着厚さ (m)

$m_w$  : 質量含水率 (g/g)

$\rho_w$  : 水の密度 ( $\text{g}/\text{m}^3$ )

$S$  : セメント硬化体の比表面積 ( $\text{m}^2/\text{g}$ )

上記構成式に基づき、本実験結果から平均吸着厚さと分離圧の関係を求めた。ここで、セメント硬化体の体積弾性率には超音波法で求めた図 4.3-3~5 の結果を、セメント硬化体の比表面積には乾燥前の値を用いた。質量含水率は、収縮ひずみを測定した供試体の乾燥 52 週後の質量とこれを 105°C で乾燥させた時の質量から算出した。また、体積含水率は同供試体の体積あたりの含水量として算出した。養生期間毎に各種セメント硬化体の平均吸着厚さと分離圧の関係をプロットした結果を図 4.4-10 に示す。なお BB はポルトランドセメントと異なり、スラグの反応に伴い水和物のカルシウムシリケート比が変化し、これが C-S-H の構造に影響を及ぼすと考えられるが、比較として併せて示した。図 4.4-10 に示すように、十分に水和が進行している養生 91 日では全てのセメントにおいて、養生 7 および 28 日では L を除くポルトランドセメントにおいて Maruyama<sup>1</sup>の提案した分離圧理論により評価できることが示された。式(4.4-2)は、体積含水率および質量含水率が同一ならば、平均吸着厚さと分離圧の関係は比表面積が大きいほど、平均吸着厚さは小さくなることを示している。前項までの結果において、養生期間が短いほど、また強度発現の遅いセメントほど、乾燥に伴い比表面積が増大しており、これを考慮した場合、平均吸着厚さは小さくなるため、同一線上に近づくことが予想される。そこで、養生 7 および 28 日のケースにおいて、全てのセメント硬化体の比表面積に収縮ひずみが急増した乾燥 4 週の値を適用した場合の平均吸着厚さと分離圧の関係を図 4.4-11 に示す。

乾燥4週の値を適用することで、平均吸着厚さと分離圧の関係は概ね、同一線上に近づくものの、Lはプロットからずれる傾向を示した。本結果より、乾燥に伴う水和の進行が大きいLでは、平均吸着厚さと分離圧の関係が異なると考えられる。2.2節に示したように、Jennings<sup>17</sup>は、セメント硬化体の水和物であるC-S-Hに関し、その形態として高密度なものと低密度なものが存在することを報告している。また、C-S-Hの層間距離の変化が収縮ひずみに影響を及ぼすことも明らかにされている<sup>9,18</sup>。本実験において、特にLの収縮挙動は従来の知見と異なる傾向を示したが、乾燥過程での水和の進行によりC-S-Hの形態にも何らかの影響を及ぼした可能性がある。ただし、本研究では、Lの水和の進行に伴う水和物量やその形態について検討できておらず、Lの収縮ひずみの評価は今後の課題としたい。

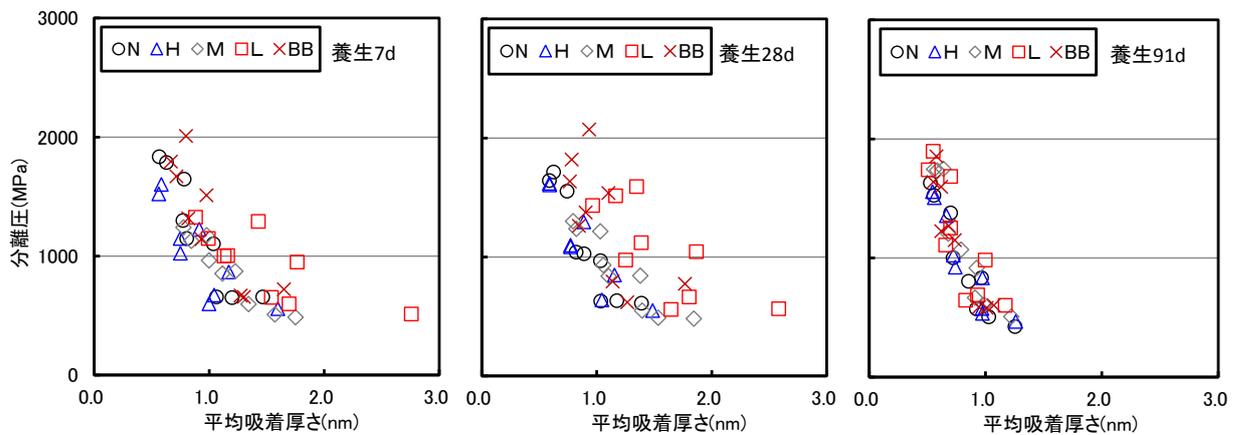


図 4.4-10 セメント硬化体の平均吸着厚さと分離圧の関係

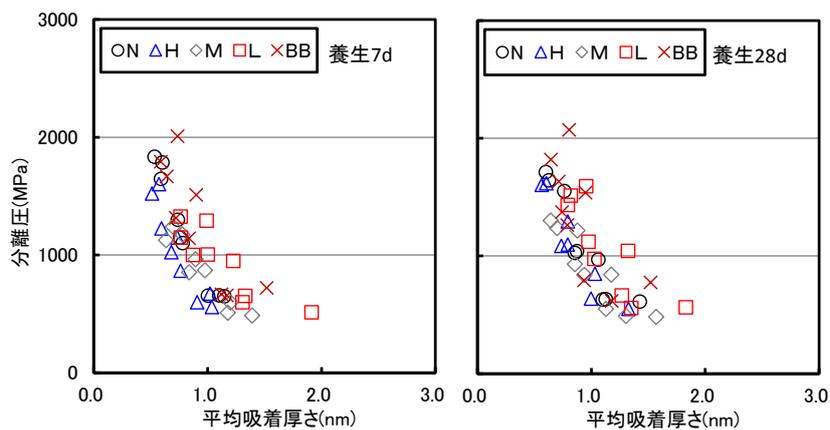


図 4.4-11 セメント硬化体の平均吸着厚さと分離圧の関係  
(乾燥4週のBET比表面積を適用)

#### 4.5 まとめ

本章ではセメント硬化体のヤング係数および収縮ひずみについて定量的に評価した。また、各種セメント硬化体の収縮ひずみの挙動について、Maruyama の分離圧理論<sup>1</sup>に基づいて検討した。

4.3 節では、セメント硬化体のヤング係数を評価した。セメント種類では、ヤング係数は材齢 28 日までは  $L < M < BB < N < H$  となるが、材齢 91 日では  $M < L < N < BB < H$  となりかつセメント間の差も小さくなった。またセメント硬化体のヤング係数は既往の研究<sup>8,9</sup>と同様に、セメント水比の一次関数で評価できることが明らかとなった。さらに、乾燥に伴うセメント硬化体の動ヤング係数を評価した結果、養生 7 日では乾燥過程でほとんど変わらず、養生 28 日および 91 日では、乾燥初期に若干低下するものの、その後はほとんど変化しなかった。コンクリートのポテンシャルとしての収縮ひずみは、通常養生期間を 7 日とした場合で評価することを踏まえ、コンクリートの乾燥収縮予測に用いるセメント硬化体のヤング係数には、乾燥開始前の測定値を用いることとした。

4.4 節では W/C および養生期間の異なる各種セメント硬化体の収縮ひずみを評価した結果、以下の知見を得た。

- ① 各相対湿度やセメント種類によっては、養生期間が長くなるほど収縮ひずみは増加しておらず、既往の知見と異なる傾向を示した。特に L は養生 28 日では、収縮ひずみが最大となった。
- ② W/C=55% のすべてのセメントで、W/C=50, 45% の M, L および BB で、収縮ひずみと質量減少量の関係は相対湿度で異なり、既往の知見と異なる傾向を示した。
- ③ 相対湿度が低いほど、また水セメント比が高いほど、収縮ひずみは大きくなった。
- ④ 本実験条件の場合、養生期間が短いほどまた水和の進行が遅いセメントほど、乾燥過程でも水和が進行することが明らかとなった。
- ⑤ 乾燥過程での水和の進行に伴い、乾燥前に比べ、乾燥 52 週後の比表面積は増加し、その傾向は養生期間が短いものほどまた水和の進行が遅いセメントほど顕著であった。特に養生 7 日の場合、M は乾燥前から 80% 程度、L は 2 倍以上比表面積が増加した。
- ⑥ Maruyama<sup>1</sup> の提案した分離圧理論に基づく構成式を用いてセメント硬化体の平均吸着厚さと分離圧の関係を評価した結果、十分に水和が進行した養生 91 日の場合において、同一曲線でプロットできることが示された。しかし、養生 7 および 28 日では、同一曲線で評価できなかった。
- ⑦ 乾燥 4 週の比表面積を用いて、養生 7 および 28 日のセメント硬化体の平均吸着厚さと分離圧の関係を評価した結果、同一線上に近づくものの、L および BB はプロットから外れる傾向を示した。
- ⑧ L の収縮挙動は従来の知見と異なる傾向を示したが、本検討の範囲ではその理由について明らかにできなかった。

## 【参考文献】

- 1 I. Maruyama: "Origin of Drying Shrinkage of Hardened Cement Paste: Hydration pressure", *Journal of Advanced Concrete Technology*, Vol.8, pp.187-200(2010)
- 2 (一社)セメント協会:「収縮委員会報告 H-7」(1962)
- 3 Australian Standard: AS 2350.13-2006
- 4 沼尾達弥, 三橋博三:「薄肉円筒供試体を用いたセメント硬化体の乾燥収縮と水分逸散に関する研究」, *セメント・コンクリート論文集*, No.44, pp.524-529(1990)
- 5 永松静也, 佐藤嘉昭, 大常好範:「セメント硬化体の乾燥の程度と乾燥収縮ひずみの関係」, *日本建築学会構造系論文報告集*, No.439, pp.13-21(1992)
- 6 清原千鶴, 佐藤嘉昭, 永松静也, 南本 敬:「複合則理論を用いたコンクリートの乾燥収縮ひずみの推定」, *コンクリート工学年次論文集* Vol.26, No.1, pp.489-494(2004)
- 7 江口 清, 寺西浩司:「複合モデルを基盤としたコンクリートの乾燥収縮予測式」, *日本建築学会構造系論文集*, Vol.557, pp.15-22(2002)
- 8 F. W. Wittmann: "Interaction of hardened cement paste and water", *Journal of the American ceramic society*, Vol.56, No.8, pp.409-415(1973)
- 9 I. Maruyama, Y. Nishioka, G. Igarashi, K. Matsui: "Microstructural and bulk property changes in hardened cement paste during the first drying process", *Cement and Concrete Research*, Vol.58, pp.20-34(2014)
- 10 堀口直也, 五十嵐 豪, 丸山一平:「セメント硬化体のヤング率およびポアソン比の相対湿度依存性」, *日本建築学会構造系論文集*, Vol.76, pp.231-236(2011)
- 11 W. Hansen: "Drying Shrinkage Mechanisms in Portland Cement Paste", *Journal of the American Ceramic Society*, Vol.70, No.9, pp.323-328(1987)
- 12 J. A. Almudaiheen, W. Hansen: "Effect of Specimen Size and Shape on Drying Shrinkage", *ACI Material Journal*, Vol.84, No.2, pp.130-135(1987)
- 13 (公社)日本コンクリート工学会:「コンクリートの収縮特性評価およびひび割れへの影響に関する調査研究委員会 報告書」, p26(2012)
- 14 (一社)セメント協会:「コンクリート専門委員会:F-55(追補)各種セメントを用いたコンクリートの耐久性に関する研究(コンクリートの乾燥収縮に関する実験結果)」, pp.26-33(2013)
- 15 今本啓一:「比表面積と細孔量に基づくセメント系材料の収縮挙動に関する一考察」, *コンクリート工学年次論文集*, Vol.29, No.1, pp.603-608(2007)
- 16 五十嵐 豪, 寺本篤史, 丸山一平:「各種ポルトランドセメントおよび高炉スラグ微粉末を用いたセメント硬化体の結合水量と水蒸気 BET 比表面積の関係」, *日本建築学会構造系論文集*, Vol.77, pp.1819-1828(2012)
- 17 H. M. Jennings: "A Model for the Microstructure of Calcium Silicate Hydrate in Cement Paste", *Cement and Concrete Research*, Vol.30, pp.101-116(2000)
- 18 I. Maruyama, N. Sakamoto, K. Matsui, G. Igarashi: "Microstructural changes in white Portland cement paste under the first drying process evaluated by WAXS, SAXS, and USAXS", *Cement and Concrete Research*, (submitted)(2016)

## 第5章 コンクリートの水分移動に関する検討

### 5.1 概 論

本章では20℃、相対湿度60%環境下における乾燥6ヶ月のコンクリートの含水率(または相対湿度)を評価する。そこで一定温度条件下の乾燥過程の水分移動のみを対象とし、乾燥に伴うコンクリート中の水分移動を、熱の移動と同様に拡散現象と考え、汎用的な伝熱解析ソフトを用いて含水率分布を評価する方法を検討した。この場合、水分拡散係数および表面係数等のパラメータが必要となる。コンクリートの水分移動に関して、その駆動力は本来化学的ポテンシャルで検討するべきであるが、温・湿度が一定条件下であることを踏まえ、見かけの駆動力として、相対湿度や相対含水率を用いることができると考えられる。相対湿度に関して、例えば湿度センサを用いる方法<sup>1</sup>があるが、コンクリート内部の高湿度環境に長期間保管した場合のドリフト現象やセンサの耐久性等の課題から、現状では信頼できるものはほとんどない。これに対して、試験体を切断してその質量から含水率を求める方法(質量法)は、切断の手間や測定時の供試体が同じでないこと等の課題はあるが、水分逸散量を直接測定でき、また過去の研究でも検討事例は多く<sup>2-4</sup>、信頼性のあるデータを入手できると判断できる。そこで、本章では、含水率を水分移動のポテンシャルとした水分拡散係数を評価することとした。

4章において、セメント種類により硬化体の乾燥時の脱水量が大きく異なる結果を示したが、コンクリートの水分移動においても同様であると考えられる。これに対して吸水率の極端に大きな軽量骨材等の特殊な骨材を除けば、骨材の物性がコンクリートの水分移動に及ぼす影響は小さいと考えられる。ただし、Maruyamaら<sup>5,6</sup>により、粗骨材寸法が大きいほど、粗骨材の収縮ひずみとモルタルのひずみ差が大きいほど骨材周囲に微細なひび割れが広範囲に発生することを報告している。また大野ら<sup>7</sup>は骨材とセメントペーストの収縮差に起因した微細損傷が水分逸散および表層透気係数に影響を及ぼす可能性を指摘している。

そこで5.3節において、粗骨材岩種およびセメント種類、W/Cの異なる各種コンクリートの含水率分布を測定し、水分拡散係数を実験的に取得した。また、コンクリートの相対湿度と平衡含水率の関係についても評価した。なお、粗骨材には収縮ひずみの異なる硬質砂岩碎石と石灰石を用いた。次に5.4節にて、取得した物性値を用いた数値解析により乾燥に伴うコンクリートの相対含水率分布を評価し、一面乾燥および六面乾燥したコンクリートの含水率分布の実測値と比較することで解析結果を検証した。図5.1-1に本章における水分移動評価のフローを示す。

5.2節 水分移動の評価に関する実験概要



5.3節 セメント・粗骨材種類、W/Cおよび養生期間  
を要因とした含水率分布の評価



水分拡散係数  
の評価



平衡含水率  
の評価



5.4節 水分移動解析  
境界条件(仮想空間厚さ)の検討  
一面乾燥における含水率の経時変化  
六面乾燥における含水率の経時変化



コンクリートの水分移動評価手法の提案

図 5. 1-1 水分移動評価のフロー

## 5.2 実験概要

### 5.2.1 使用材料

使用材料を表 5.2-1 に示す。セメントは 4 種類のポルトランドセメントおよび高炉セメント B 種を用いた。粗骨材には硬質砂岩砕石と比較のために石灰岩砕石を用いた。なおセメントおよび骨材は 3 章および 4 章で検討したものと同一ロット品である。

表 5.2-1 使用材料

種類	記号	種類	備考
セメント (C)	N	普通ポルトランドセメント	表 4.2-1 と同一ロット品
	H	早強ポルトランドセメント	
	M	中庸熱ポルトランドセメント	
	L	低熱ポルトランドセメント	
	BB	高炉セメント B 種	
細骨材 (S)	PS	山砂	表 3.2-1 と同一ロット品の PS
粗骨材 (G)	TG	硬質砂岩砕石	表 3.2-1 と同一ロット品の TG1
	LG	石灰岩砕石	表 3.2-1 と同一ロット品の LG5
混和剤	AC	増粘剤	セルロース系
	AD	AE 減水剤	リグニンスルホン酸系

### 5.2.2 コンクリートの調合および練混ぜ方法

コンクリートの水セメント比(W/C)は 55 および 45% とし、W/C=55% は表 5.2-1 に示す 5 種類のセメントおよび 2 種類の粗骨材を用いた 6 調合とし、W/C=45% は 5 種類のセメントおよび粗骨材に硬質砂岩砕石のみを使用した 5 調合とした。また、いずれの調合も粗骨材のかさ容積は一定(0.60m<sup>3</sup>/m<sup>3</sup>)とした。

目標スランプはいずれも 18±2.5cm、目標空気量は 4.5±1.5% とし、ブリーディングによる水分の逸散の影響をキャンセルするため、増粘剤を使用した。

コンクリートの調合を表 5.2-2 に、また使用したコンクリートの圧縮強度およびヤング係数を表 5.2-3 に示す。なお、いずれの調合もスランプおよび空気量は目標値を満足し、ブリーディングが発生しないことを確認している。

表 5.2-2 コンクリートの調合

記号	セメント	粗骨材	W/C (%)	s/a (%)	単位粗骨材 かさ容積 (m <sup>3</sup> /m <sup>3</sup> )	単位量(kg/m <sup>3</sup> )				AC* (C×%)	AD (C×%)
						W	C	S	G		
TG-N55	N	TG	55	47.2	0.60	170	309	852	989	0.30	0.25
LG-N55	N	LG		46.4				839	994		
TG-H55	H	TG		47.2				852	989		
TG-M55	M	TG		47.3				857	989		
TG-L55	L	TG		47.4				860	989		
TG-BB55	BB	TG		46.9				842	989		
TG-N45	N	TG	45	45.4	0.60	170	378	794	989	0.20	0.25
TG-H45	H	TG		45.4				794	989		
TG-M45	M	TG		45.6				800	989		
TG-L45	L	TG		45.7				802	989		
TG-BB45	BB	TG		45.1				788	989		

\*増粘剤は、単位セメント量の外割添加

表 5.2-3 コンクリートの圧縮強度およびヤング係数

記号	圧縮強度(MPa)		静弾性係数(GPa)	
	7日	28日	7日	28日
TG-N55	28.0	36.8	28.8	30.4
LG-N55	27.0	35.2	30.4	32.4
TG-H55	31.9	37.6	30.4	35.1
TG-M55	10.8	28.6	17.6	27.1
TG-L55	5.0	21.7	15.8	25.1
TG-BB55	21.8	38.0	22.0	29.3
TG-N45	40.9	51.9	31.8	35.9
TG-H45	41.8	50.1	34.5	36.1
TG-M45	24.2	45.2	30.1	32.3
TG-L45	12.0	32.4	22.7	28.7
TG-BB45	29.7	45.4	25.7	30.2

コンクリートは強制二軸型ミキサを用いて、以下の方法にて練り混ぜた。

セメント、増粘剤、骨材→空練り(15秒)→水(混和剤含む)→練混ぜ(120秒)→排出

### 5.2.3 養生条件

4章で養生期間が短い場合、乾燥過程においてセメント硬化体の水和が進行することを明らかにした。このため水和の進行により硬化体組織が変化し、水分移動特性にも影響を及ぼすことが考えられる。コンクリートの水分移動を評価する場合、乾燥過程で硬化体組織が変化しない方が望ましい。しかし、JISによるコンクリートの乾燥収縮ひずみの測定では、一般には、標準養生7日を基長とする場合が多い。また実構造物では水和の進行がほぼ完了するまで長期

間養生することはなく、所要の強度および耐久性を確保できる材齢にて脱型される。そこで実用性を考慮し、養生条件は標準養生 7 日および 28 日とした。

すなわち、本章では乾燥過程の水和の進行の影響を受けたコンクリートの含水率分布を評価するため、この含水率分布から算出した水分拡散係数は、いわば見かけの水分拡散係数とみなされる。

#### 5.2.4 試験項目および試験方法

##### (1) 含水率の測定

含水率の測定には、100×100×200mm 供試体を用いた。図 5.2-1 に示すように 10mm, 50mm, 100mm および 170mm の位置で、100×100×15mm の試料を容易に取得できるように、供試体成形後に、予め金属メッシュを差し込み、所定乾燥材齢にてハンマにてたたいて切断した。供試体は、乾燥に伴う水分の逸散が無いよう、成形後、表面を封かんして、20℃環境に保管し、MおよびLは材齢 2 日で、その他のセメントは材齢 1 日で脱型した。脱型後、供試体を 7 日または 28 日間標準養生し、その後、長軸の片端面以外の 5 面をラップフィルムで覆い、その上をアルミテープでシールした一面乾燥状態にし、20℃、相対湿度 60%環境に保管した。各供試体を乾燥 1, 2, 4, 8, 13, 18 週(一部 13 週)にて、ハンマで分割し、各試料の質量とこれを 105℃で 4 日間乾燥させた質量の差から、質量含水率を算出した。なお、質量含水率を算出において、試験片の骨材体積の補正および乾燥過程での水和の進行に伴う結合水量の補正は行っていない。また水中養生直後の供試体についても同様に、100×100×15mm の試料を採取して質量法に抛り飽水状態の含水率を測定した。乾燥過程の各試料の含水率は、飽水状態の含水率に対する比(相対含水率)で評価した。

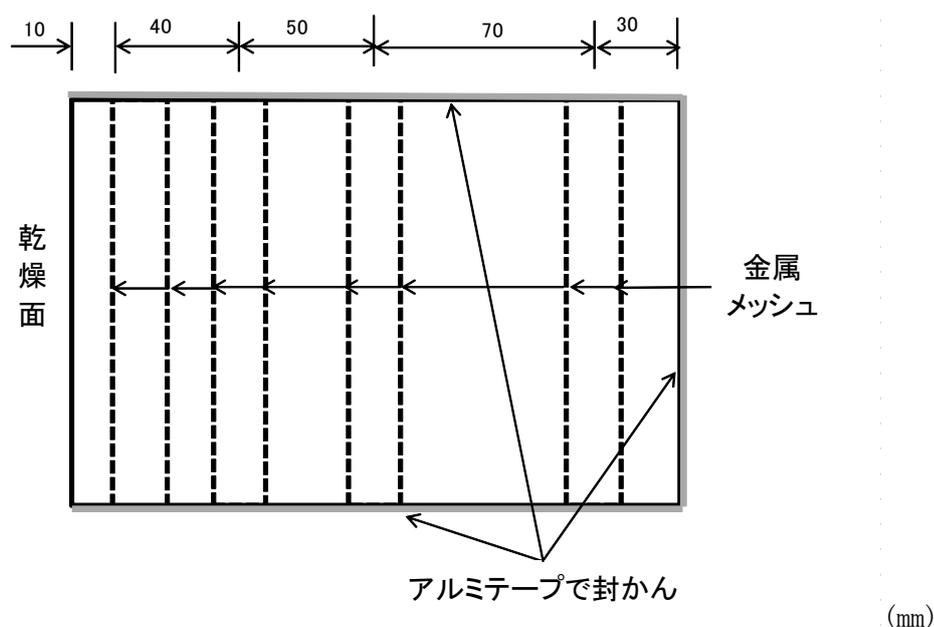


図 5.2-1 含水率測定用供試体の概要

## (2) 平衡含水率の測定

水分拡散係数を用いて含水率分布を数値解析により評価する場合、境界条件として、外部の相対湿度に応じた含水率が必要になる。そこで、各相対湿度環境における平衡状態の相対含水率(平衡含水率)を評価した。

含水率測定用供試体と併せて、 $\phi 100 \times 200 \text{mm}$  供試体を作製し、これを含水率測定用供試体と同条件で養生した。この供試体を湿式カッタにて、厚さ 10mm 程度に切断したものを試料とし、これを質量変化が平衡状態になるまで、 $20^\circ\text{C}$ 、相対湿度 9, 20, 40, 60, 80, 95%環境に保管した。養生 7 日のMおよびLは圧縮強度が低いため、切断時に破損しないよう厚さを 15~20mm とした。試料の乾燥前および  $105^\circ\text{C}$  で 4 日間程度乾燥後の質量の差から、平衡含水率を算出した。試料厚さが 10mm の場合は 4~6 週間程度、15mm の場合は 6~8 週間でほぼ平衡状態となった。相対湿度が 40%と 60%は環境試験室で、その他はデシケータで調湿した。相対湿度 95, 80, 20%環境は、それぞれ 5.5%, 16.1%, 40.0%の濃度の水酸化ナトリウム溶液で、9%環境は濃硫酸とシリカゲルにて調湿した。

コンクリートの平衡含水率は吸湿過程と放湿過程で異なるいわゆるヒステリシス現象が存在するが<sup>8</sup>、本研究では乾燥に伴う水分移動解析に用いる平衡含水率が必要となることから、放湿過程の平衡含水率を測定した。

## (3) 質量減少率および乾燥収縮ひずみの測定

含水率測定と併せて、JIS A 1129-1:2010 に準拠し、 $100 \times 100 \times 400 \text{mm}$  供試体にて、コンクリートの質量減少率と乾燥収縮ひずみを測定した。供試体の養生期間は 7 日、28 日および 91 日とし、成形、脱型および保管は含水率の測定と同一条件とした。なお、数値解析により求めた相対含水率と比較するために、乾燥 26 週後の供試体を  $105^\circ\text{C}$  乾燥させ、これと供試体の質量から、乾燥期間毎の含水率を算出した。

上記試験はいずれも供試体を  $n=3$  として実施した。

## 5.3 実験結果

### 5.3.1 乾燥に伴う相対含水率の推移

コンクリートの相対含水率の推移の一例を図 5.3-1～5.3-3 に示す。図は試料の平均値で示している。質量法にもとづく含水率の測定では、試料間の粗骨材量の変動によるばらつきが大きい。このため、一部では相対含水率が 100%を超えるケースが認められるが、いずれも乾燥初期から、乾燥表面に近い 10mm で含水率が大きく減少し、乾燥表面からの距離が長くなるほど含水率の減少は小さくなった。本結果は柳らの研究<sup>9</sup>と同等の傾向を示している。

#### (1)セメントおよび粗骨材種類の影響

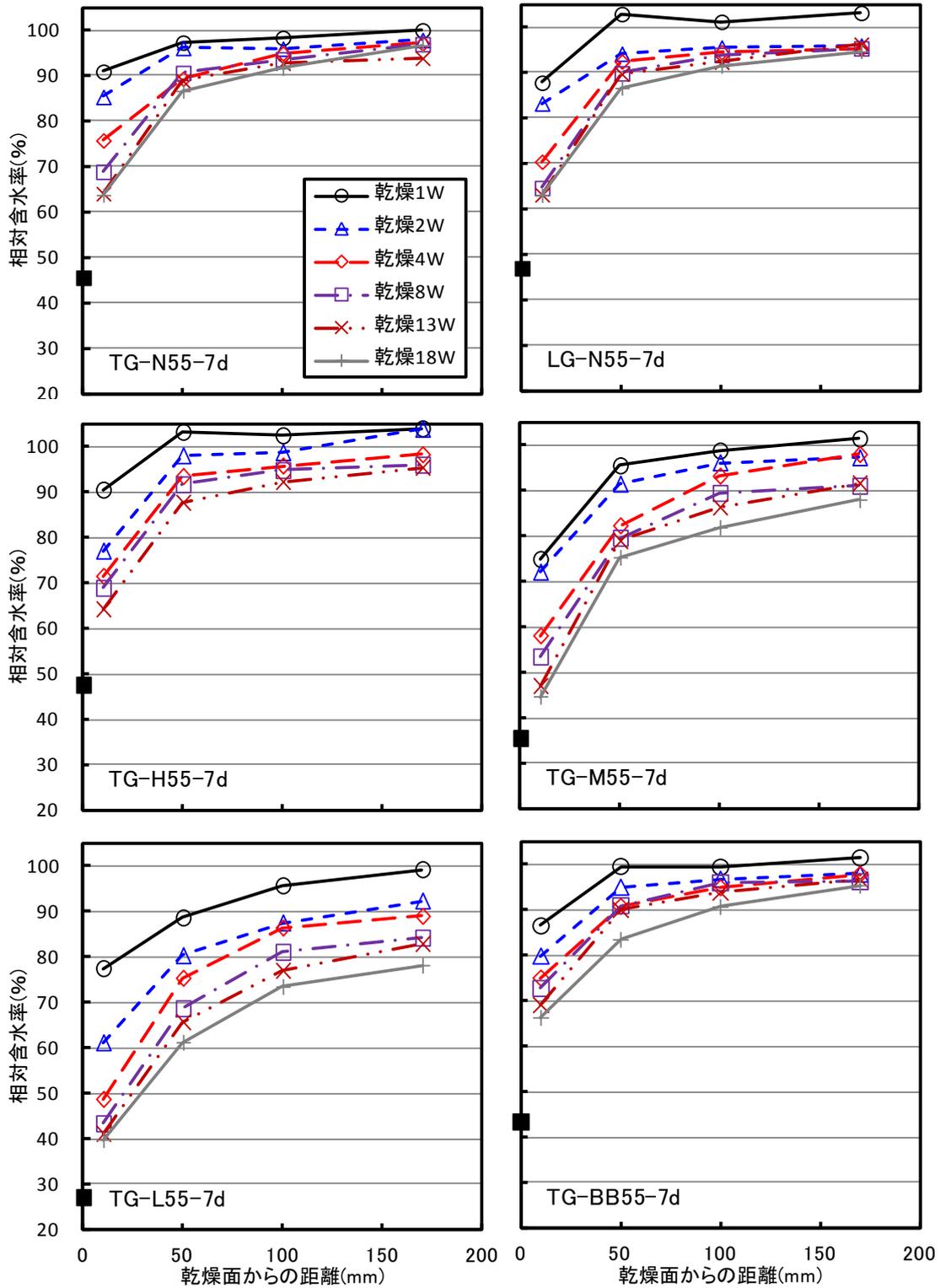
セメント種類で比べると、養生7日としたW/C=55%のコンクリートでは、図5.3-1に示すように、強度発現の遅いMおよびLは乾燥表面に近い10mmでの相対含水率の低下は大きかった。乾燥に伴う水分移動は、コンクリート内部の空隙構造に依存する。強度発現の遅いセメントでは粗大な空隙が多いため、相対含水率の低下が大きくなったものと考えられる。また、MおよびLは、乾燥表面から170mmの位置でも相対含水率の低下が大きくなったが、これは、水分の移動に加え、水和の進行により結合水として消費されたことによるものと考えられる。一面乾燥条件とした本実験結果についても、養生7日の場合、MおよびLは乾燥過程で水和の進行の影響を受けていると判断される。粗骨材岩種で比べると硬質砂岩碎石(TG-N55-7d)と石灰石碎石(LG-N55-7d)で相対含水率の推移に大差はなかった。図5.3-1は一面乾燥における乾燥18週までの結果であり、全面乾燥を受けたコンクリートに比べ、乾燥収縮ひずみは小さく、骨材とセメントペーストの収縮差に起因した微細損傷の程度も小さかった可能性が考えられる。

#### (2)養生期間の影響

W/C=55%のコンクリートにおいて、養生28日では、図5.3-2に示すように、養生7日よりコンクリートの硬化体組織は緻密になるため、いずれのセメントでも相対含水率の低下は小さくなる。また、乾燥に伴う水和の進行の影響も小さくなるため、MおよびLでみられたような170mmの位置での相対含水率の低下も小さくなっている。

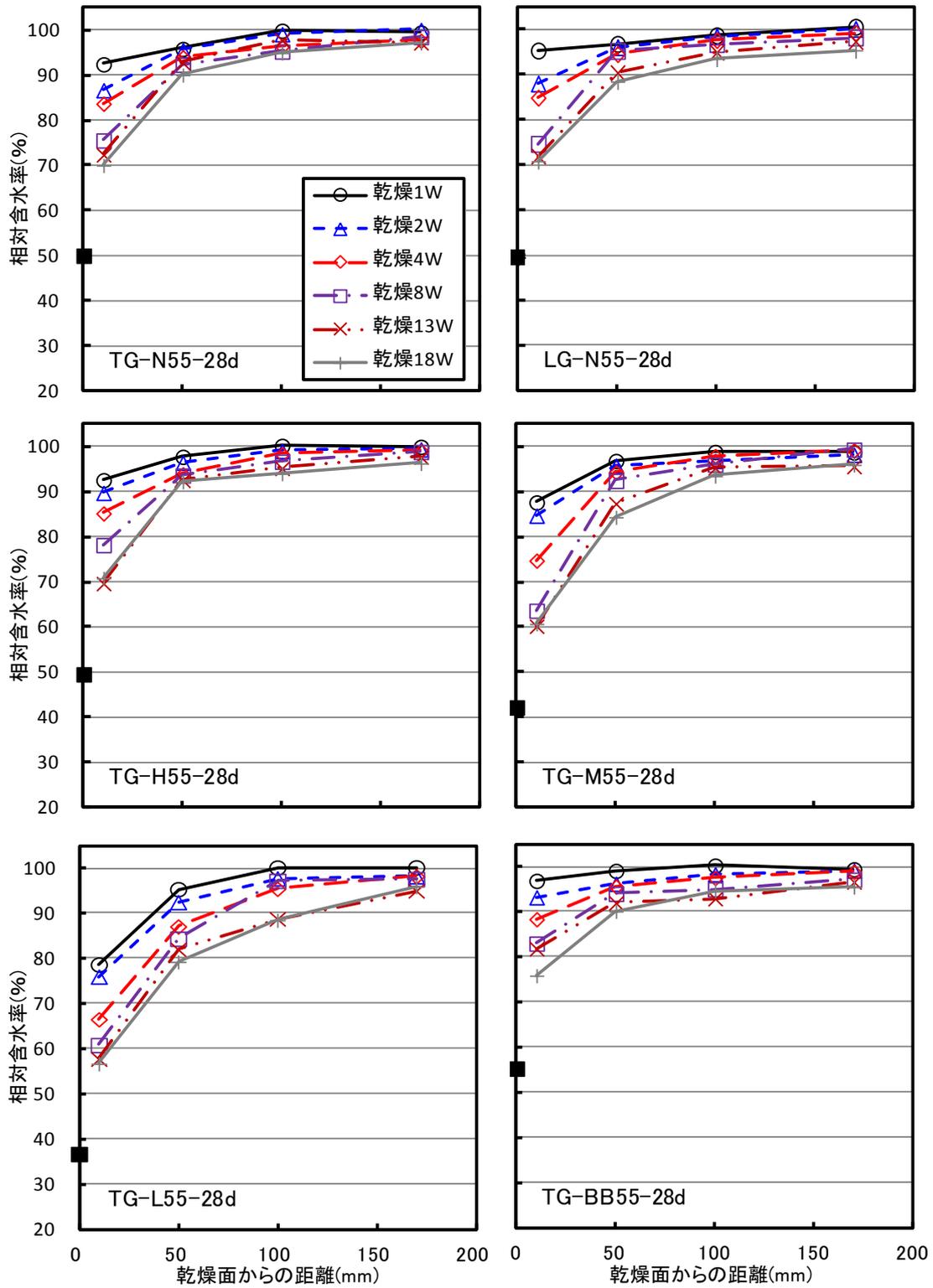
#### (3)W/Cの影響

養生7日としたW/C=45%のコンクリートでは、図5.3-3に示すように、W/Cを低くすることに拠り、コンクリートの硬化体組織は緻密になるため、W/C=55%に比べ、いずれのセメントでも相対含水率の低下は小さくなる。



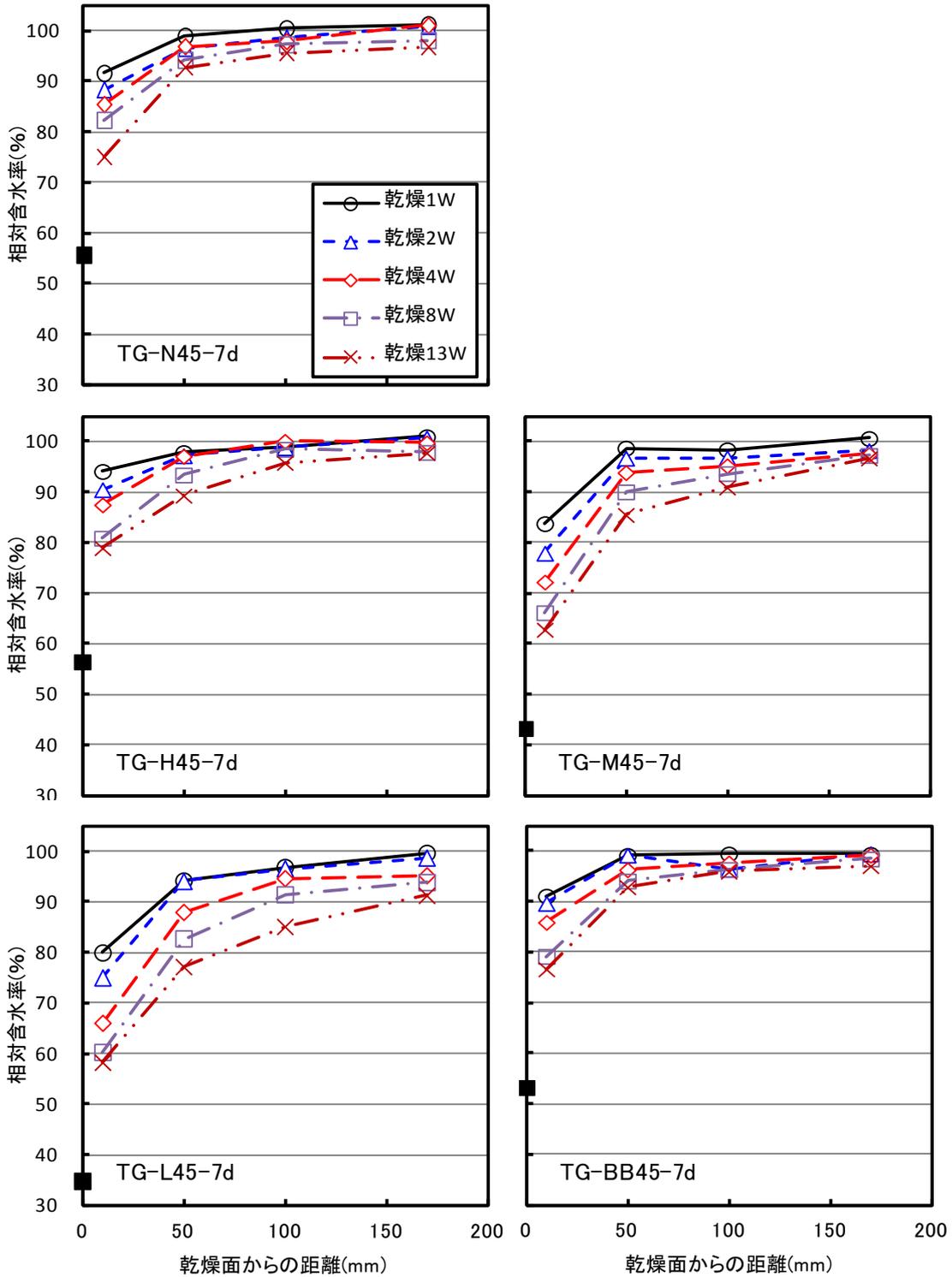
\*粗骨材種類-セメント種類 W/C-養生期間, また図中の■は, 相対湿度 60%における平衡含水率

図 5.3-1 相対含水率の推移(W/C=55%, 養生 7 日)



\*粗骨材種類-セメント種類 W/C-養生期間, また図中の■は, 相対湿度 60%における平衡含水率

図 5. 3-2 相対含水率の推移 (W/C=55%, 養生 28 日)



\*粗骨材種類-セメント種類 W/C-養生期間, また図中の■は, 相対湿度 60%における平衡含水率

図 5.3-3 相対含水率の推移 (W/C=45%, 養生 7 日)

### 5.3.2 水分拡散係数の算出

相対含水率の実験値から水分拡散係数を算出した。

一般に、熱移動を考慮しない一次元の拡散方程式は下記のように表すことができる。

$$\frac{\partial R}{\partial t} = \nabla(D\nabla R) \quad (5.3-1)$$

ここに、 $R$ は5.3.1項で求めた相対含水率(%),  $t$ は乾燥期間,  $\nabla$ は微分演算子,  $D$ は相対含水率をポテンシャルとした水分拡散係数である。

また、5.3.1項で求めた相対含水率を、式(5.3-2)に示すボルツマン変数を用いて、ボルツマン変換することで、式(5.3-3)により水分拡散係数を算出することができる。

$$\lambda = \frac{x}{\sqrt{t}} \quad (5.3-2)$$

$$D(R) = -\frac{1}{2} \left( \int_R^{100} \lambda dR \cdot \frac{\partial \lambda}{\partial R} \right) \quad (5.3-3)$$

ここに、 $\lambda$ :ボルツマン変数(m/s<sup>1/2</sup>)

$x$ :乾燥面からの距離(m)

$t$ :乾燥期間(s)

$R$ :任意の相対含水率(%)

ここで、式(5.3-3)を計算するには、5.3.1項で得られた相対含水率( $R$ )とボルツマン変数( $\lambda$ )の関係を積分可能な回帰式で評価する必要がある。そこで過去の研究において提案された幾つかの式を検討した結果、朴ら<sup>4</sup>が用いた下記式を採用することとした。

$$R = 100 \left\{ 1 - \frac{a}{(\lambda + b)^2} \right\} \quad (5.3-4)$$

ここに、 $a, b$ は回帰曲線の定数である。

一例として、図5.3-4および図5.3-5にW/C=55%の調合について求めた相対含水率( $R$ )とボルツマン変数の関係を示す。また、式(5.3-3)および式(5.3-4)を用いて水分拡散係数を算出した結果を図5.3-6に示す。図5.3-6に示すように、水分拡散係数(D)は強度発現の遅いセメントほど、養生期間が短いほど、W/Cが高いほど水分拡散係数は大きくなった。骨材岩種で比べると、硬質砂岩砕石と石灰含砕石では、水分拡散係数(D)は若干の差異はあるものの、セメント種類に比べるとその差は小さいと判断できる。

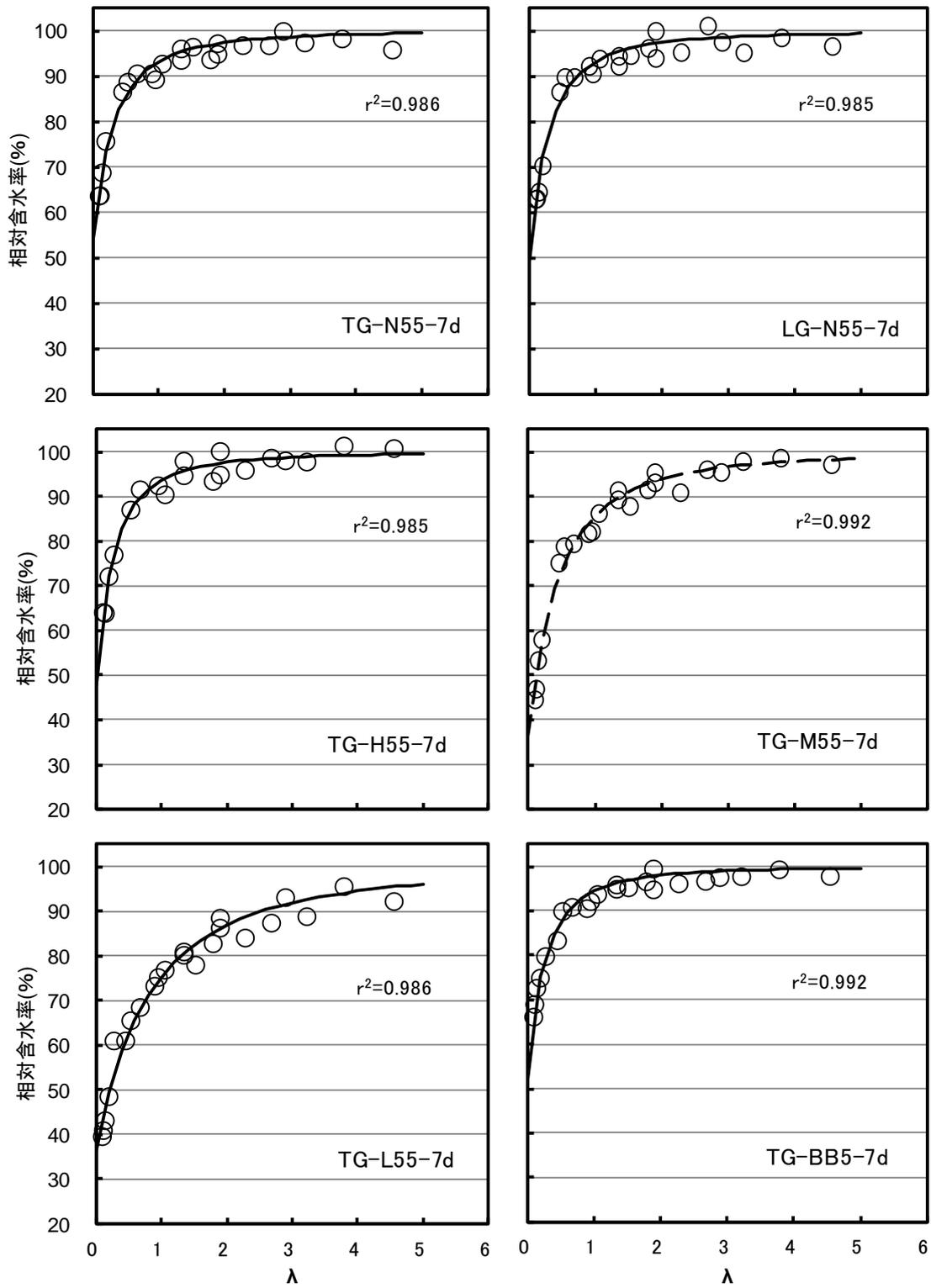


図 5.3-4 ボルツマン変換による  $\lambda$  と相対含水率の関係 (W/C=55%, 養生 7 日)

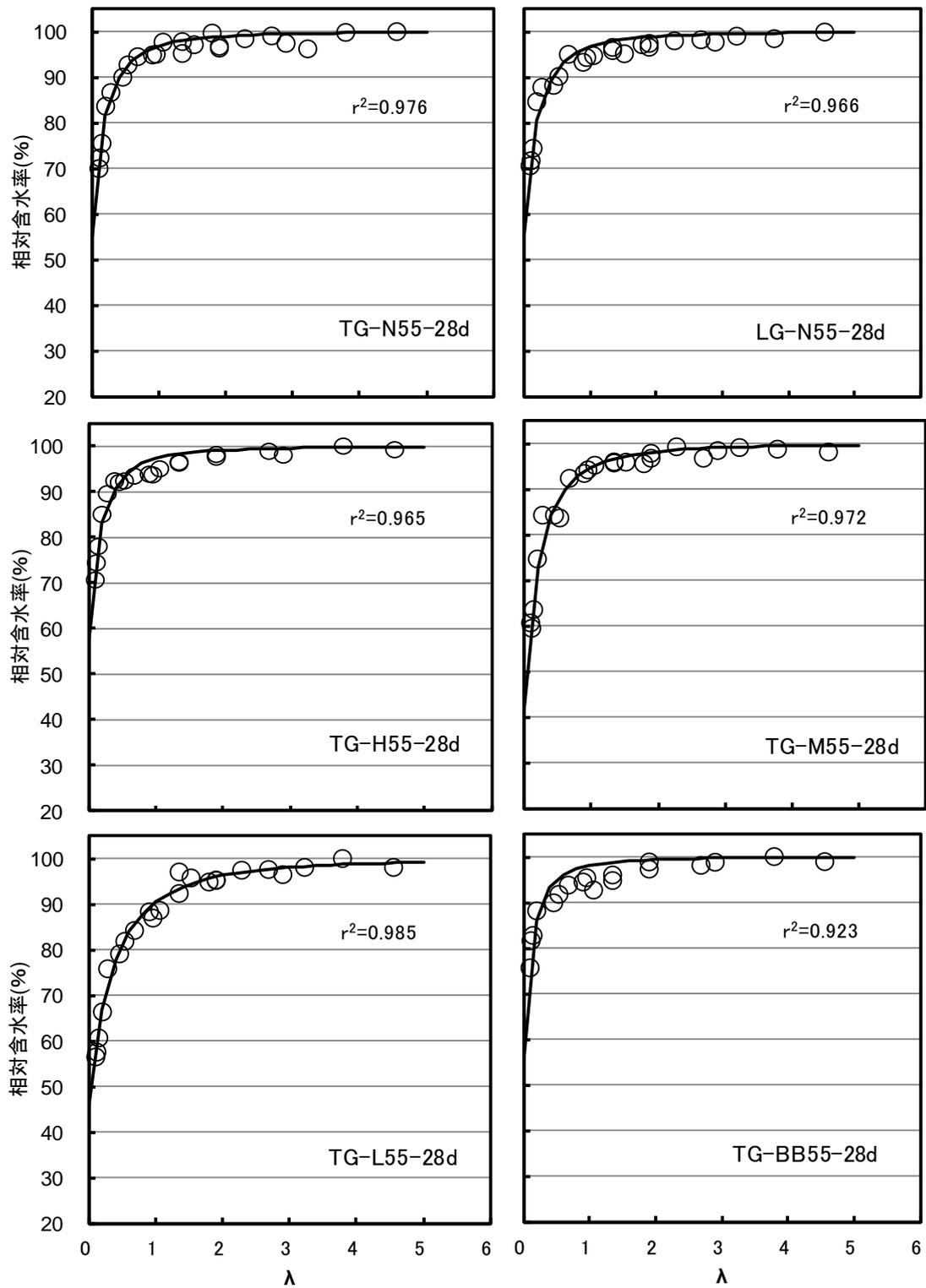


図 5.3-5 ボルツマン変換による  $\lambda$  と相対含水率の関係 (W/C=55%, 養生 28 日)

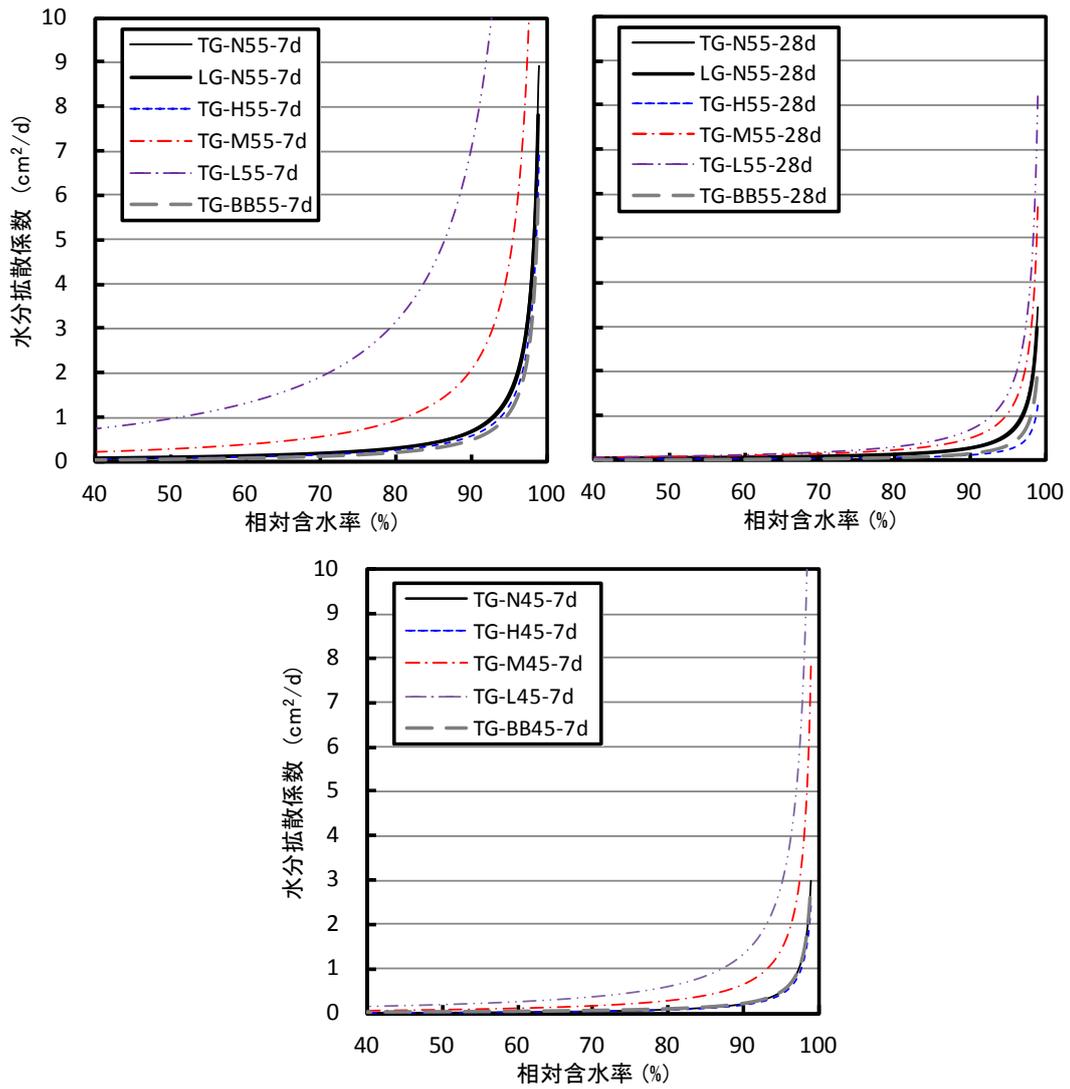


図 5.3-6 セメント種類および養生期間が異なるコンクリートの  
相対含水率と水分拡散係数の関係 (W/C=55 および 45%)

秋田ら<sup>2)</sup>は、相対含水率 99.5%の値をプロットし、外挿に拠り飽水状態(相対含水率 100%)の水分拡散係数( $D_1$ )を算出し、水分拡散係数( $D$ )との比( $D/D_1$ )で表すことにより、相対含水率と水分拡散係数の関係を調合に拠らず同一曲線で評価できることを示している。図 5.3-6 に示すように、双曲線で示される水分拡散係数は相対含水率 90%付近から急増するため、 $D_1$ を外挿して求める場合、外挿の方法に拠り  $D_1$ は異なる値となる。そこで、ここでは簡易的に相対含水率 99%の水分拡散係数を最大値( $D_{99}$ )とみなし、相対含水率 99%を超える場合の水分拡散係数にはこの値を適用することとした。 $D_{99}$ を用いて、秋田らと同様に、 $D/D_{99}$ と相対含水率の関係を評価した。相対含水率と本実験で得られた  $D/D_{99}$ の関係を式(5.3-5)に示す曲線で回帰した結果を図 5.3-7 に示す。秋田らの結果と同様に、セメント種類、W/C および養生期間が異なっても、両者は式(5.3-5)に示す同一曲線で評価できることが示された。本実験で検討した各調合における式(5.3-4)における定数および  $D_{99}$ を表 5.3-1 に合わせて示す。

$$D/D_{99} = 1 / (79.0 \times (1 - R/100) + 0.356)^{1.26} \quad (5.3-5)$$

ここに、 $D$  : 水分拡散係数( $\text{cm}^2/\text{day}$ )

$D_{99}$  : 相対含水率 99%の水分拡散係数( $\text{cm}^2/\text{day}$ )

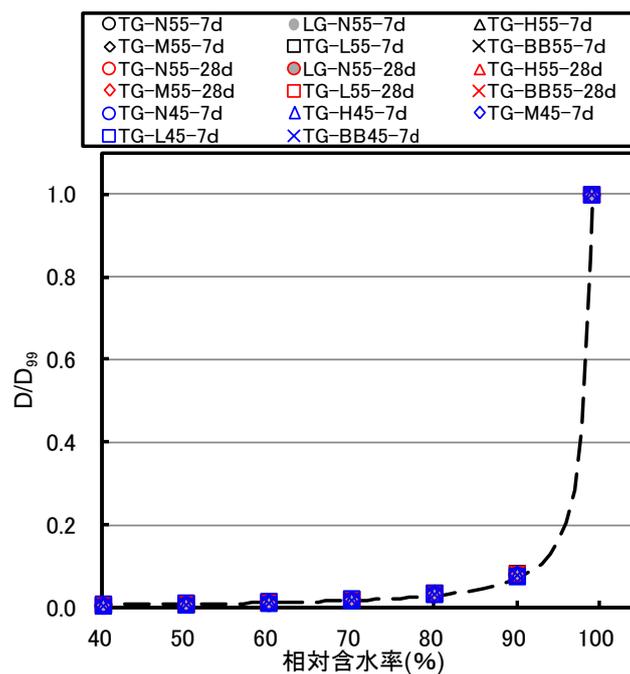


図 5.3-7 各種コンクリートの相対含水率と  $D/D_{99}$  の関係

表 5.3-1 各調合のコンクリートにおける式 (5.3-4) の定数および  $D_{99}$

記号	セメント	W/C (%)	養生 7 日			養生 28 日		
			a	b	$D_{99}$ (cm <sup>2</sup> /day)	a	b	$D_{99}$ (cm <sup>2</sup> /day)
TG-N55	N	55	0.183	0.631	8.49	0.058	0.359	2.68
LG-N55	N	55	0.168	0.575	7.82	0.065	0.381	3.01
TG-H55	H	55	0.148	0.529	6.91	0.050	0.343	2.31
TG-M55	M	55	0.519	0.901	24.3	0.105	0.422	4.91
TG-L55	L	55	1.769	1.669	82.9	0.280	0.719	13.0
TG-BB55	BB	55	0.128	0.516	5.93	0.029	0.257	1.34
TG-N45	N	45	0.058	0.412	2.98	/		
TG-H45	H	45	0.053	0.395	2.43			
TG-M45	M	45	0.163	0.567	7.58			
TG-L45	L	45	0.336	0.783	15.7			
TG-BB45	BB	45	0.057	0.395	2.60			

### 5.3.3 水分拡散係数の推定方法の検討

前項において、一面乾燥した供試体の含水率の実測値から水分拡散係数を得ることができた。しかし、調合の異なるコンクリート毎に実験的に水分拡散係数を得る方法は煩雑である。コンクリートの何らかの物性値から水分拡散係数を評価できれば、これと式(5.3-5)を用いて各調合のコンクリートの水分拡散係数を得ることができる。そこでここでは、水分拡散係数を評価する方法を検討した。

#### (1)セメント硬化体の閾細孔径と $D_{99}$ の関係

秋田ら<sup>2)</sup>は、水分拡散係数を W/C の関数として評価できることを示している。しかし、本研究のようにセメント種類や養生条件が異なる条件では、同一 W/C でも硬化体の空隙構造が異なるため、W/C の関数として評価することは難しいと考えられる。コンクリート中の物質移動に関し、酒井ら<sup>10)</sup>は連続空隙の最小径(閾細孔径)から、透水、透気および気体の拡散を評価できる可能性を報告している。これに従えば、コンクリートの水分移動も閾細孔径を用いて評価できる可能性がある。本研究では、含水率を測定したコンクリートの空隙構造を評価していないが、コンクリートの水分移動が骨材物性の影響を受けず、セメント硬化体の空隙構造に依存すると仮定すれば、セメント硬化体の空隙構造から水分移動特性を評価できると考えられる。そこで、4章にて水銀圧入法で求めたセメント硬化体の細孔径分布から推定した閾細孔径と 5.3.2 で算出した水分拡散係数の最大値 ( $D_{99}$ ) の関係性を評価した。

ここで、水銀圧入法で求めた細孔径分布における閾細孔径は、橋本<sup>11)</sup>らの研究を参考に、細孔径分布曲線の傾きが最大となる部分のデータを最小二乗法により回帰して求めた。図 5.3-8 に閾細孔径の測定結果の一例を示す。

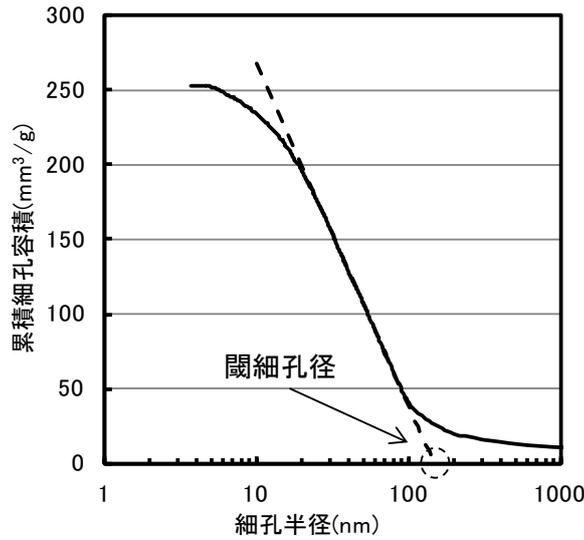


図 5.3-8 細孔径分布から求めたセメント硬化体の閾細孔径の測定結果の一例  
(L, W/C=55%, 養生 7 日)

コンクリートと同一 W/C および同一養生条件としたセメント硬化体の養生終了時(乾燥前)の細孔径分布から求めた閾細孔径と  $D_{99}$  の関係を図 5.3-9 に示す。コンクリートの水分拡散係数は水和の影響を受けた見かけの拡散係数であるが、セメント硬化体の閾細孔径は乾燥前の値を用いている。図 5.3-9 に示すように両者には高い相関が認められることから、セメント硬化体の乾燥前の閾細孔径を用いて  $D_{99}$  を評価できると考えられる。

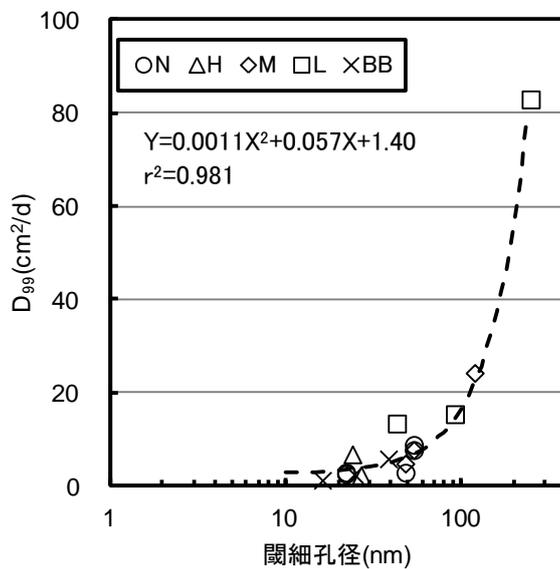


図 5.3-9 セメント硬化体の閾細孔径とコンクリートの水分拡散係数の最大値 ( $D_{99}$ ) の関係

## (2) コンクリートの圧縮強度と $D_{99}$ の関係

セメント硬化体の閾細孔径を算出するには、セメント硬化体の細孔径分布の測定が必要になるが、試験装置等の制約を受けるため、実用性を考慮すると、比較的容易に入手できる物性値から  $D_{99}$  を推定できる方法が求められる。先に述べたように、コンクリートの空隙構造は水分移動に影響を及ぼす。また、コンクリートの空隙構造と圧縮強度には密接な関係があることはよく知られている<sup>12</sup>。すなわち圧縮強度が高いほど、硬化体は緻密であり、水分移動は遅くなると考えられる。そこで、コンクリートの圧縮強度と  $D_{99}$  の関係の関係についても評価した。

図 5.3-10 にコンクリートの養生終了時(乾燥前)の圧縮強度と  $D_{99}$  の関係を示す。図 5.3-10 に示すように、閾細孔径ほどの高い相関は認められないが、コンクリートの圧縮強度と  $D_{99}$  には比較的良好な相関が認められる。今後データを蓄積できれば、圧縮強度から水分拡散係数を評価できる可能性がある。

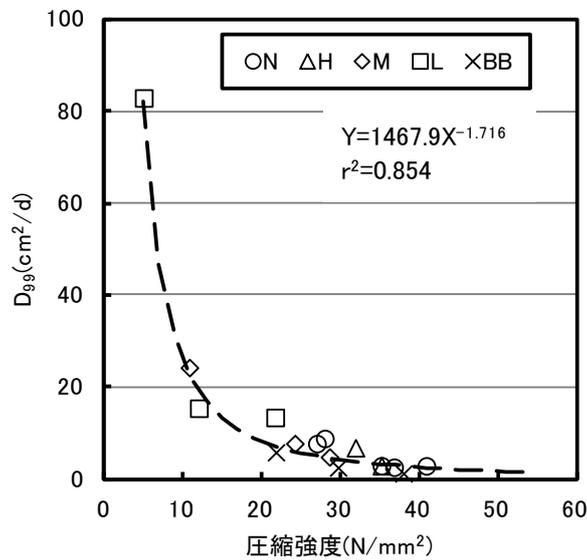


図 5.3-10 コンクリートの圧縮強度と水分拡散係数の最大値 ( $D_{99}$ ) の関係

#### 5.3.4 平衡含水率

相対湿度と表 5.2-2 に示した各種コンクリートの相対含水率の関係を評価した。結果を図 5.3-11 および図 5.3-12 に示す。

##### (1)セメントおよび粗骨材種類の影響

セメント種類で比べると、養生 7 日の場合では、平衡含水率は $L < M < BB < N \approx H$ 、養生 28 日の場合では $L < M < N \approx H < BB$  の順となった。ただし、相対湿度が低くなるほど、セメント種類の差異は小さくなり、相対湿度 12%における相対含水率はいずれも同等となった。

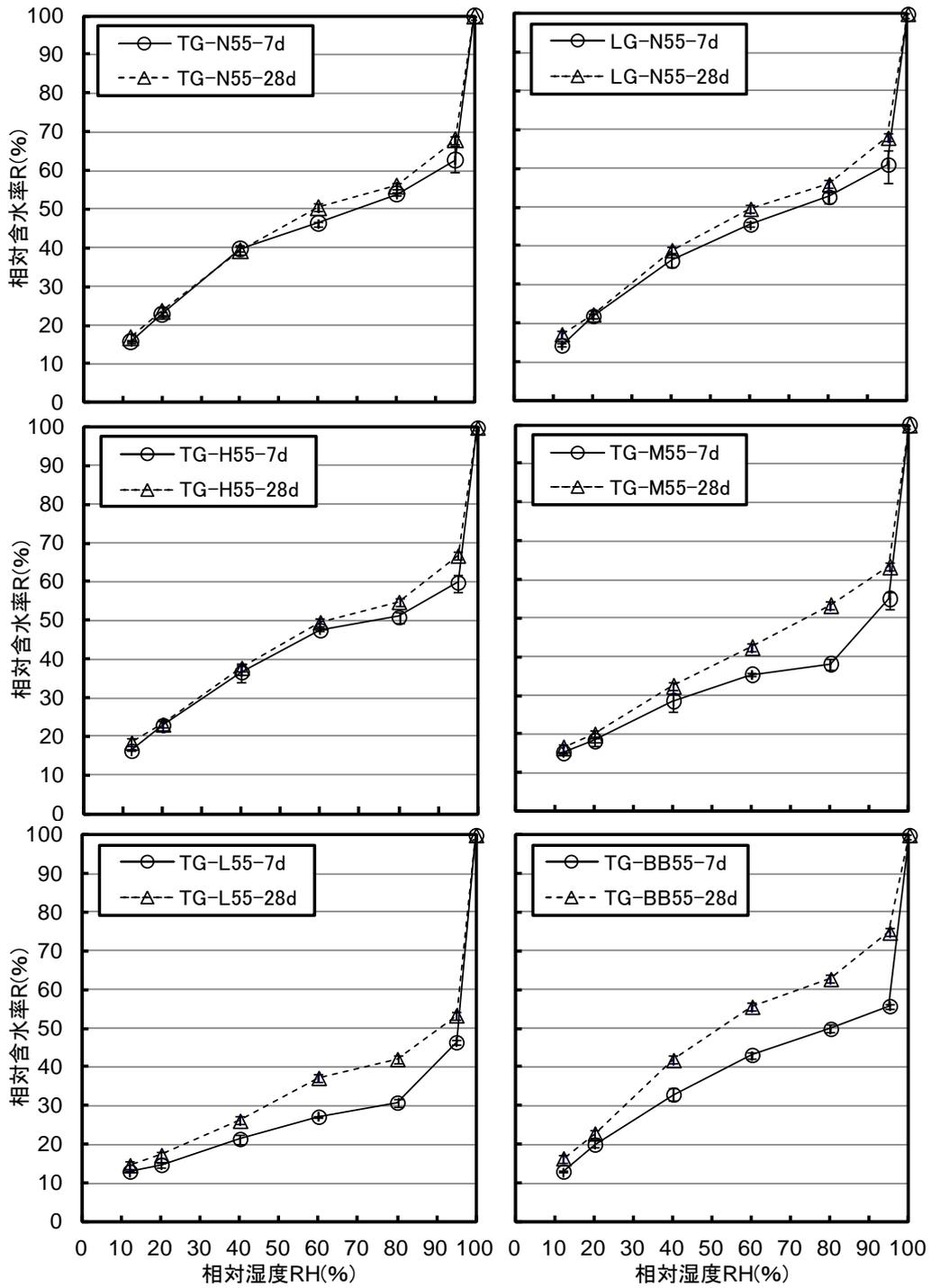
粗骨材岩種でみると、硬質砂岩碎石と石灰岩碎石はいずれも平衡含水率に大差なかった。

##### (2)W/C の影響

W/C で比べると、W/C が低い方がコンクリートの硬化体組織は緻密になるため、平衡含水率は高くなった。恩村ら<sup>8)</sup>は、 $F_c=27\sim44\text{N/mm}^2$ のコンクリートでは強度が高いほど、放湿過程での平衡含水率は高くなることを報告しており、本結果も概ね同様の傾向が得られている。

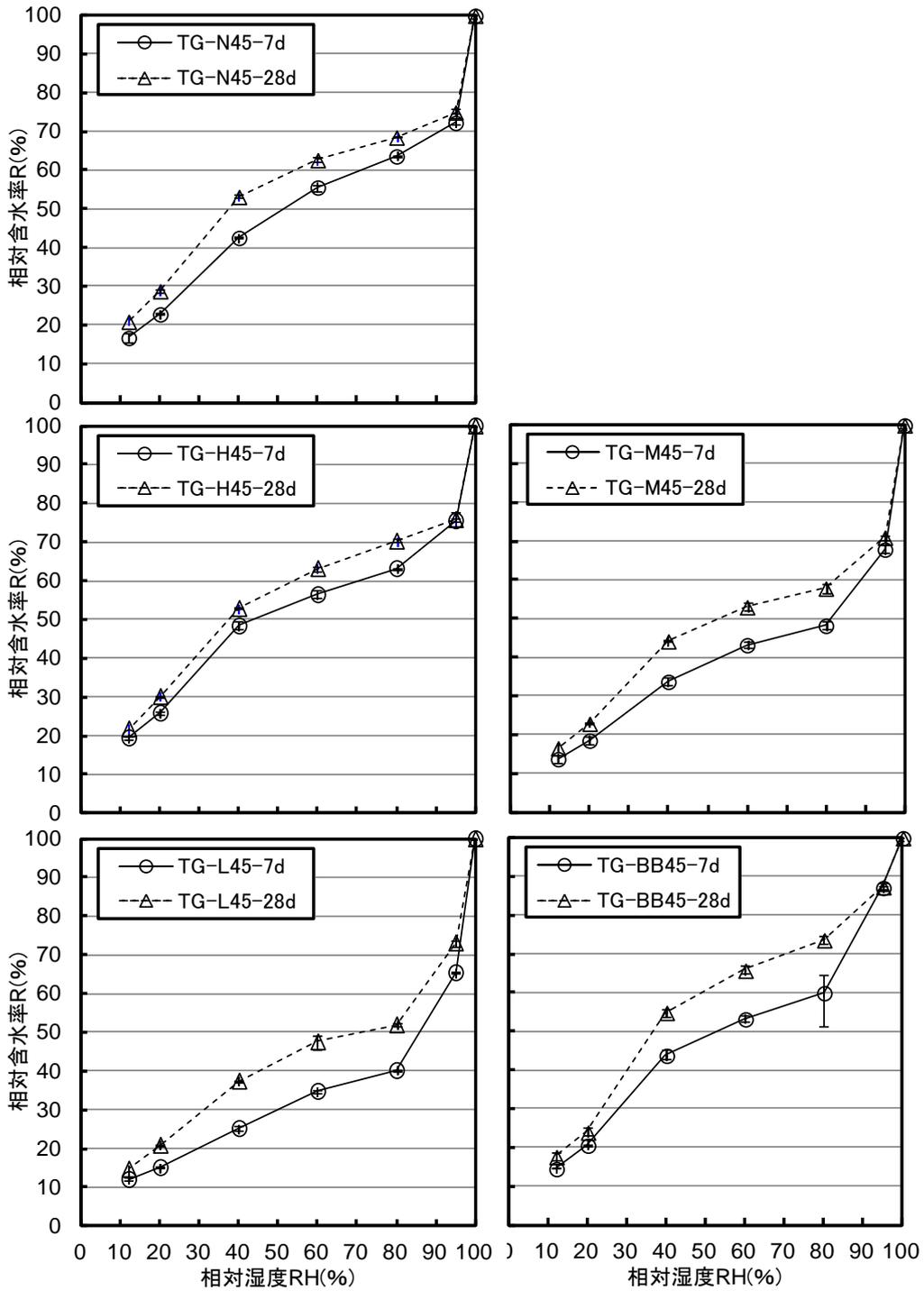
##### (3)養生期間の影響

相対湿度とともに平衡含水率も低下するが、養生 7 日では、相対湿度が 95%と高い領域から平衡含水率は大きく低下し、その傾向は強度発現の遅いセメントほど顕著だった。養生 28 日では、NおよびHは相対湿度 80%以上の湿度域で、M、LおよびBBは相対湿度 40%以上の湿度域において、養生 7 日に比べて、平衡含水率は高くなる傾向を示した。



\*図中の凡例は平均値を，エラーバーは範囲を示す。

図 5. 3-11 相対湿度と各種コンクリートの相対含水率の関係(W/C=55%)



\*図中の凡例は平均値を，エラーバーは範囲を示す。

図 5.3-12 相対湿度と各種コンクリートの相対含水率の関係(W/C=45%)

## 5.4 水分移動解析

### 5.4.1 水分移動解析方法

熱の移動と同様に、コンクリート中の水分移動を拡散現象と考え、一般的な伝熱解析ソフトを用いて、一面乾燥および六面乾燥したコンクリートの水分移動を評価する方法を検討した。この場合、伝熱解析における熱伝導率に相当する物性値として、5.3節で用いた水分拡散係数を、境界条件として必要な熱伝達率に相当する物性値として表面係数を与えてやれば、水分移動解析が可能となる。表面係数は外部の温・湿度および風速等の環境条件やコンクリートの表層の空隙構造により異なると考えられるが、直接測定した研究は少なく、ごく初期の水分逸散量の実験値と解析値が一致するようにトライアルから求めたケースが多い<sup>2,4</sup>。しかし調査毎に実測値から逆解析にて表面係数を算出する方法は煩雑である。これに対して、部材表面と外界の相対湿度が平衡するような仮想空間を設置する方法で境界条件を与える方法がある。例えば、Maruyamaら<sup>13</sup>はセメント硬化体の水分移動について、境界条件として3mmの仮想空間厚さを与えることで、実験値を再現できることを示している。そこで、本研究でも、仮想空間を設定する方法で境界条件を与える方法を検討した。

有限要素モデルは、一面乾燥では5.2.4項の相対含水率の測定に用いた100×100×200mmの供試体とし、六面乾燥では5.2.4項のJISの乾燥収縮試験の100×100×400mm供試体とした。中心から10mm間隔で要素分割し、乾燥面の外側に仮想空間を設けた。解析モデルを図5.4-1に示す。時間ステップは乾燥7日まで0.1hr、50日まで1hr、以降182日まで24hrで実施した。なお、ここでは拡散係数には5.3.2項で求めた実験値を適用した。また環境温度は20℃、相対湿度60%とし、相対湿度60%に対応した相対含水率は前項に示した平衡含水率の実測値を適用した。また乾燥に伴う水分の蒸発時の潜熱の影響は無視して、部材内は一定の温度(20℃)と見なして解析した。

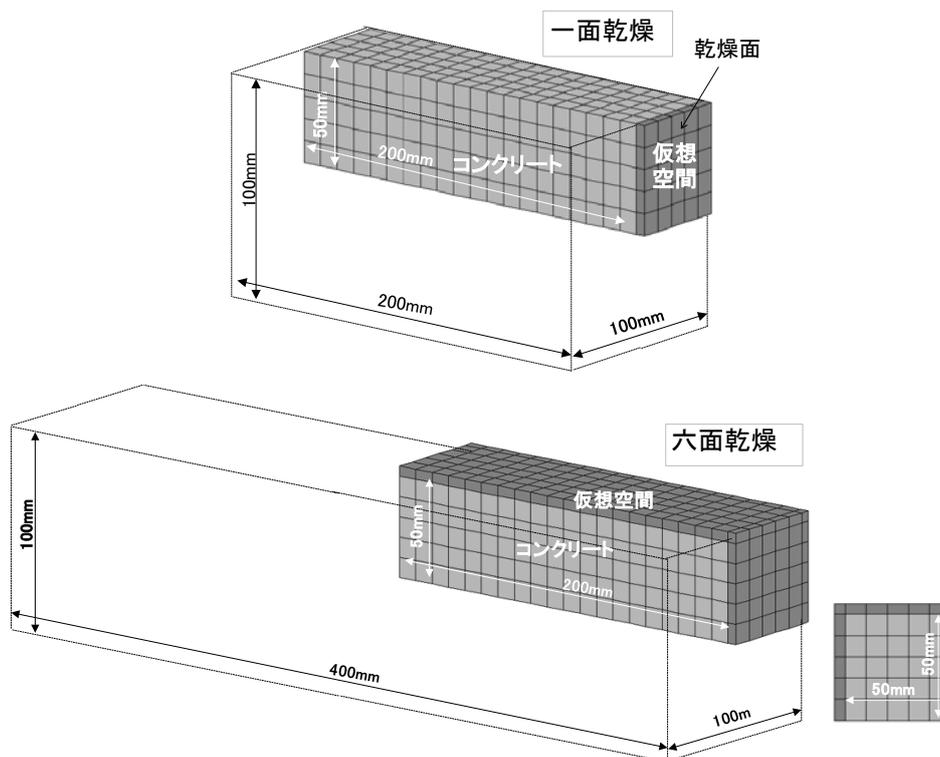


図 5.4-1 一面乾燥および六面乾燥の解析モデルの要素分割図

#### 5.4.2 仮想空間厚さの検討

Nを用いたW/C=55%の養生7日のコンクリートを対象に、図5.4-1に示した一面乾燥条件のモデルで仮想空間厚さ(d)を5.0, 1.0, 0.1および0.01mmとした条件で解析した相対含水率を実測値と比較した。結果を図5.4-2に示す。d=5.0mmでは、供試体のいずれの位置でも、乾燥初期の含水率と比較的良く一致するが、乾燥期間の経過とともに、実測値との誤差が大きくなる傾向を示す。これに対して、d=1.0mm以下のケースでは、初期の相対含水率との誤差が若干大きくなるものの乾燥28日以降の含水率の適合性が良くなることがわかる。養生7日の場合、乾燥過程で水和が進行して硬化体組織は緻密化するため、水分拡散係数も変化すると考えられる。本研究では、乾燥期間にかかわらず見かけの水分拡散係数の一定値を採用している。このため、乾燥初期の相対含水率にフィッティングするよう仮想空間厚さを設定すると、乾燥期間が長くなるほど実測値との誤差が生じることとなる。本研究では、コンクリートのポテンシャルとしての収縮ひずみの予測方法を提案することを目的としており、乾燥初期よりも乾燥182日での適合性を重視することとした。そこで、図5.4-2の結果を踏まえ、六面乾燥条件のモデルで仮想空間厚さ(d)を1.0, 0.1および0.01mmとした条件で解析した結果を実測値と比較した。六面乾燥した供試体は含水率分布を測定していないので、各要素の相対含水率から供試体全体の平均相対含水率を算出し、これに乾燥収縮ひずみを測定した供試体の乾燥前(飽水状態)の含水率を乗じて質量含水率を算出した。これと供試体の含水率の実測値と比較した。結果を図5.4-3に示す。図5.4-3に示すように、d=1.0~0.01mmの範囲では実測値と解析値の差異はほとんど認められなかった。そこで、次項の解析では、d=0.01mm一定とした条件で解析を行うこととした。

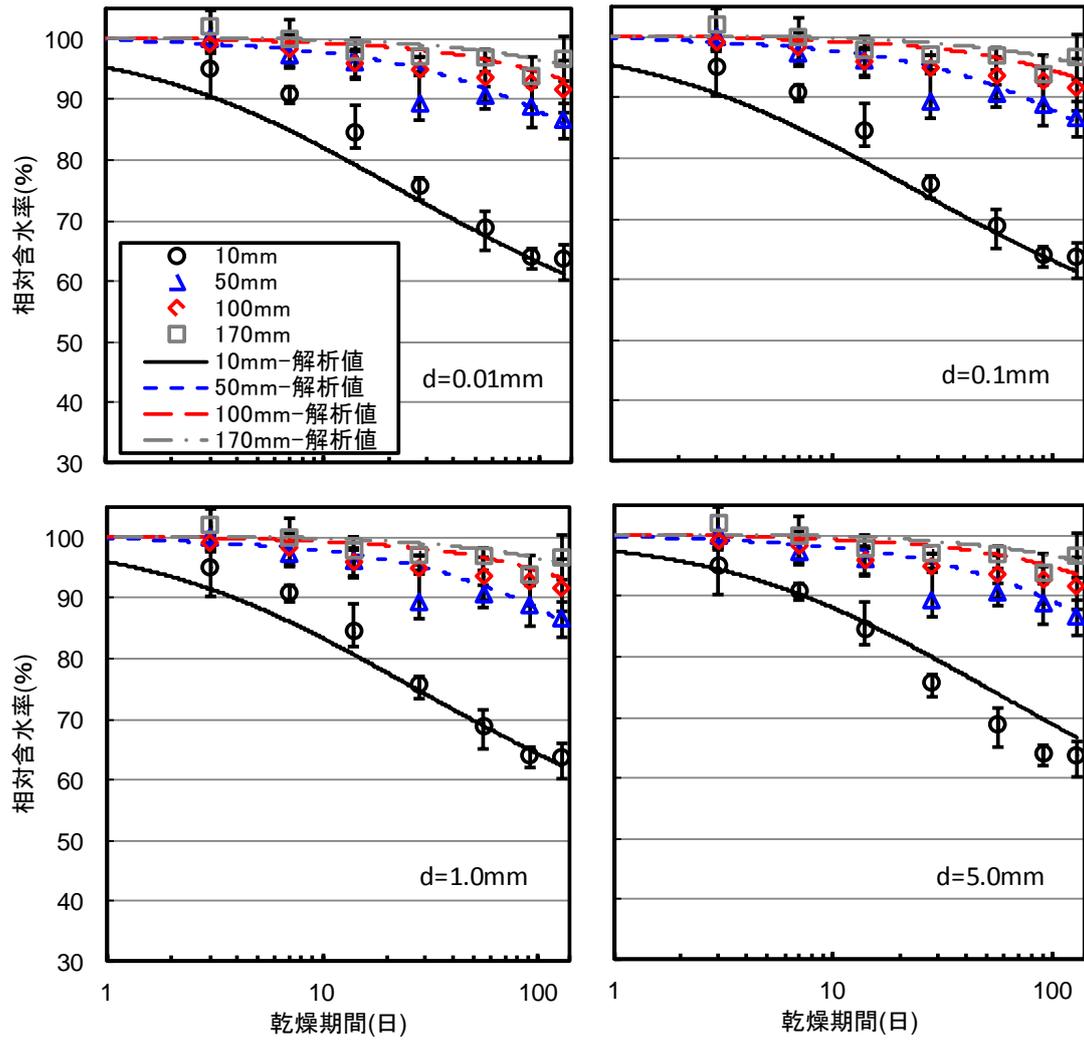


図 5. 4-2 仮想空間厚さの異なる場合の一面乾燥による相対含水率の解析値と実測値の比較 (TG-N55-7d)

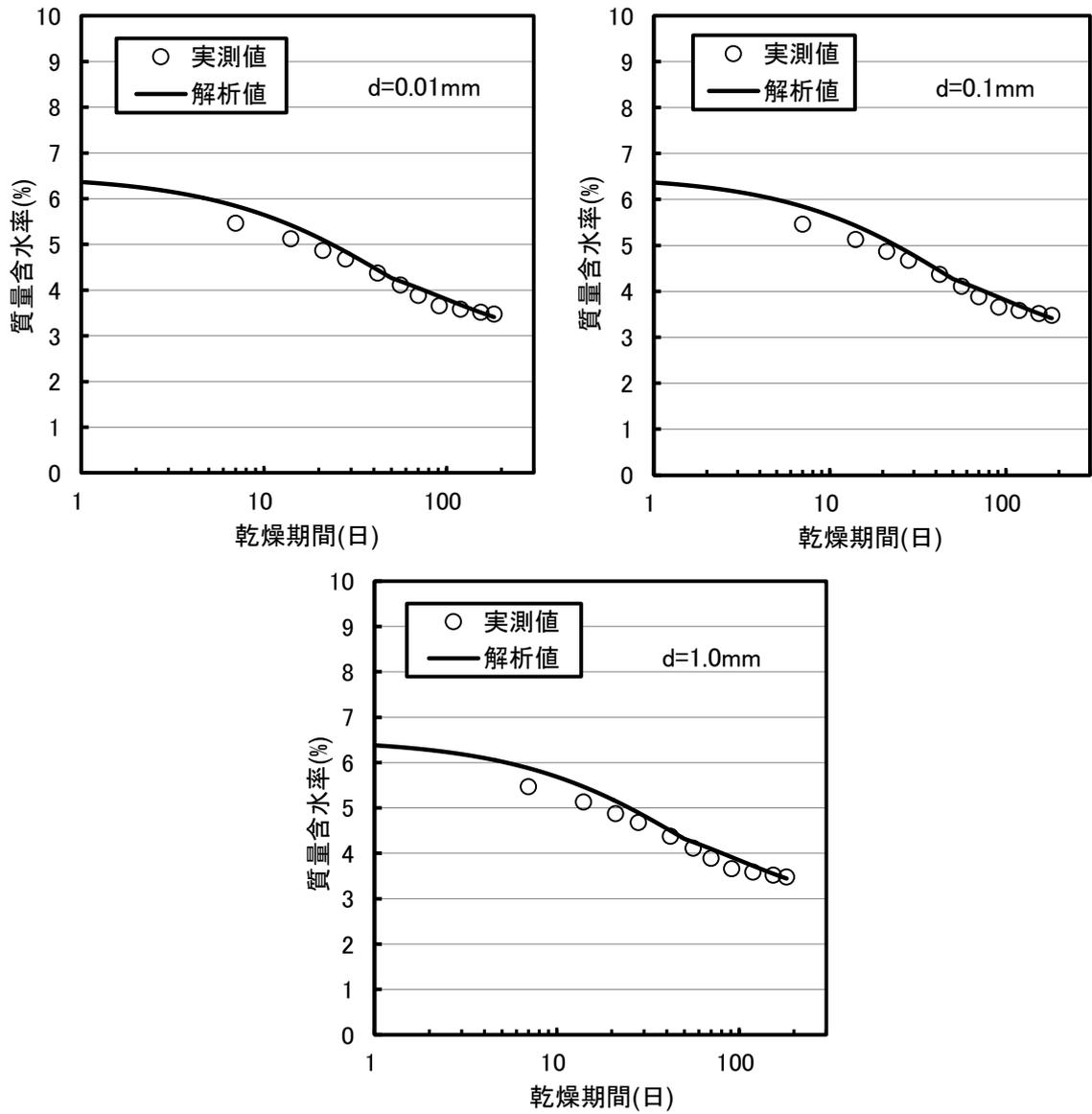


図 5. 4-3 仮想空間厚さの異なる場合の六面乾燥による質量含水率の実測値と解析値の比較  
(TG-N55-7d)

### 5.4.3 一面乾燥における相対含水率

図 5.4-4～図 5.4-6 に乾燥面からの距離毎の相対含水率の実測値および解析値を示す。質量法により求めた相対含水率の実測値はばらつきが大きいため、図には平均値および範囲も示した。図 5.4-4 において、養生 7 日の場合、L を除けば、実測値と解析値は比較的良く一致する傾向を示した。なお、乾燥面に近い 10mm の位置では乾燥 7 日までの実測値とのずれが若干大きくなっている。これは前項に示したように、養生 7 日では、乾燥過程の水和の進行により、硬化体組織が変化するため、本来、水分拡散係数も変化すると考えられるが、本解析では乾燥期間に関わらず一定値を採用していることおよびこの水分拡散係数を用いて、乾燥 182 日までの実測値を再現できる仮想空間厚さを設定していることによると考えられる。このことは、図 5.4-5 に示すように水和の影響を受けにくい養生 28 日の場合において、10mm の位置での誤差が小さくなっていることから推察できる。

本解析において、L は養生 7 日とした  $W/C=55\%$  のケース (TG-L55-7d) では、10mm の位置で実測値よりも過大に、 $W/C=45\%$  および養生 28 日とした  $W/C=55\%$  のケース (TG-L55-28d) では、50mm の位置で実測値よりも過小に評価する結果となり、実験値を再現できなかった。TG-L55-7d において、10mm の位置で実測値に合わせるためには、初期の水分逸散が少なくなるように仮想空間厚さを大きくする必要があるが、L は他のセメントに比べ、粗大な空隙が多いため、本来表面係数は大きくなると考えられるため、他のセメントよりも仮想空間厚さが大きくなることは考えにくい。また TG-L55-28d および TG-L45-7d において、50mm の位置で実測値に合わせるには、逆に仮想空間厚さを小さくする必要がある。しかし、前項での検討を踏まえ、仮想空間厚さを 0.01mm としており、これ以上仮想空間厚さを小さくしても、水分逸散量は変わらないと考える。従って、乾燥過程で特に水和の進行が大きい L では、見かけの水分拡散係数の一定値を適用した場合、水分移動を評価できないと考えられる。例えば乾燥初期と乾燥長期で異なる水分拡散係数を適用するなどの対策を検討する必要がある。

以上より、L を除くポルトランドセメントおよび BB を用いた  $W/C=55\%$  のコンクリートを対象に、相対含水率をポテンシャルとした水分拡散係数を用いて、かつ境界条件として仮想空間厚さを与える解析手法に拠り、乾燥に伴うコンクリートの含水率分布の実験結果概ねを再現できることが明らかとなった。

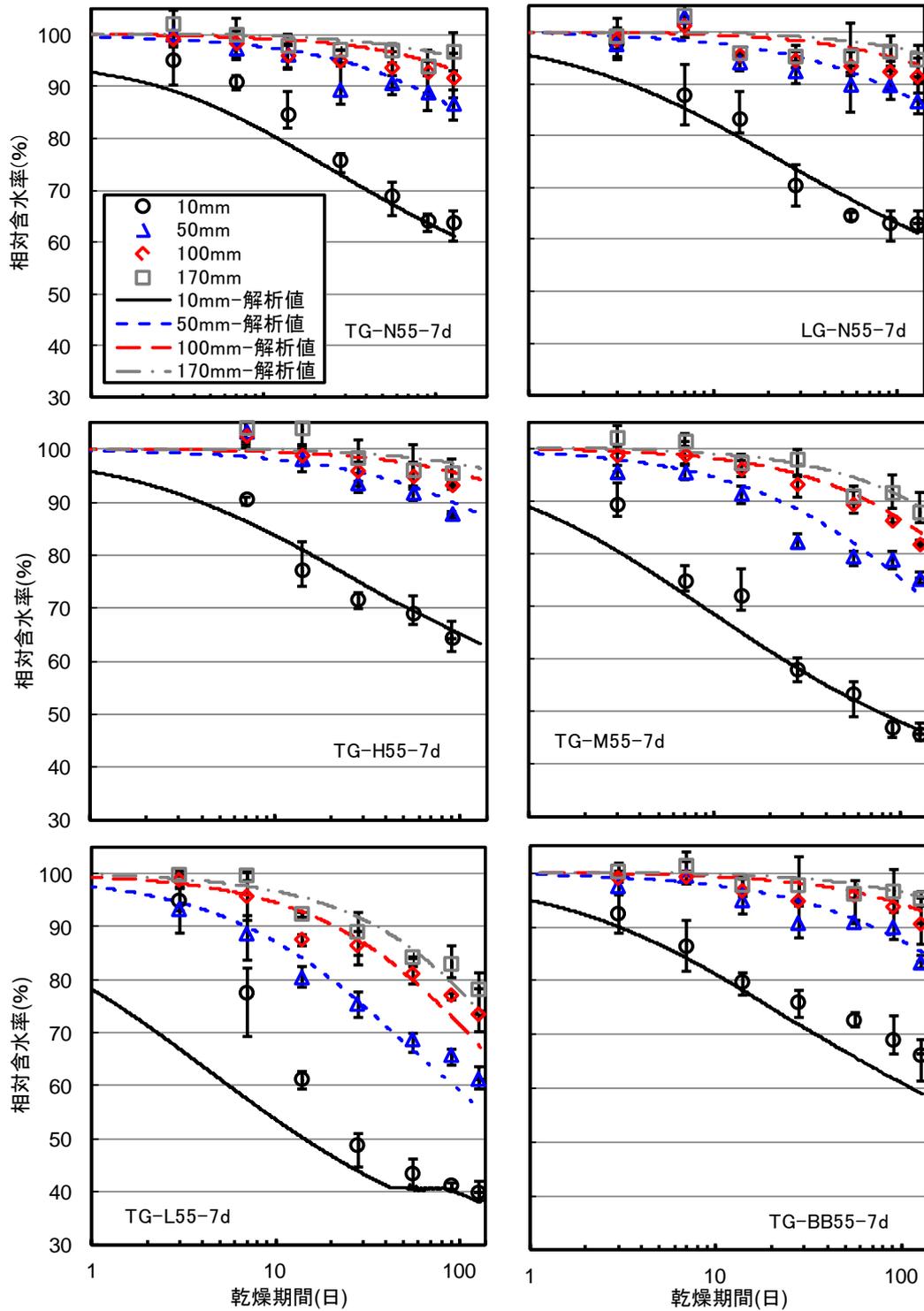


図 5.4-4 相対含水率分布の実測値と解析値の比較(W/C=55%, 養生 7 日)

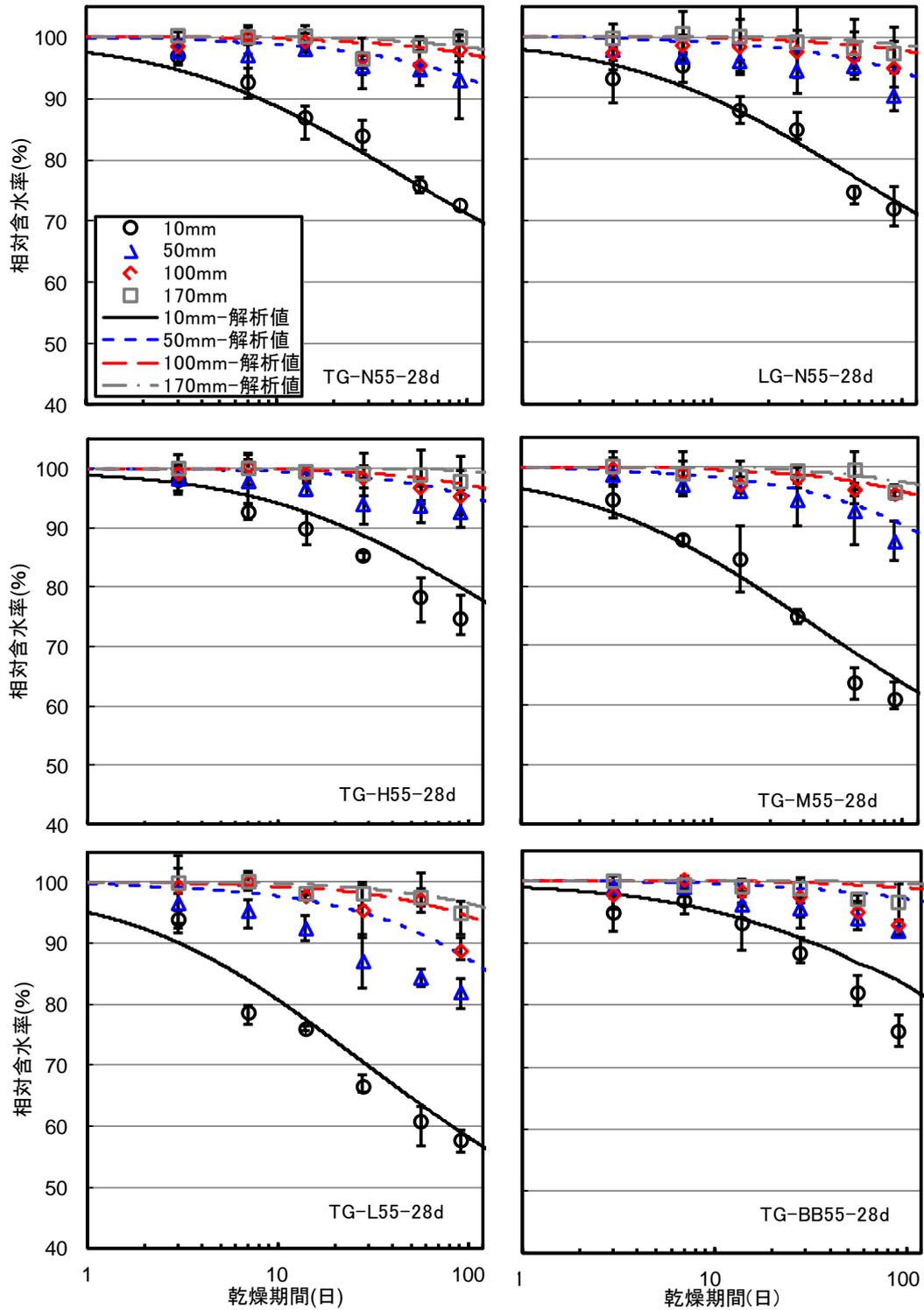


図 5.4-5 相対含水率分布の実測値と解析値の比較(W/C=55%, 養生 28 日)

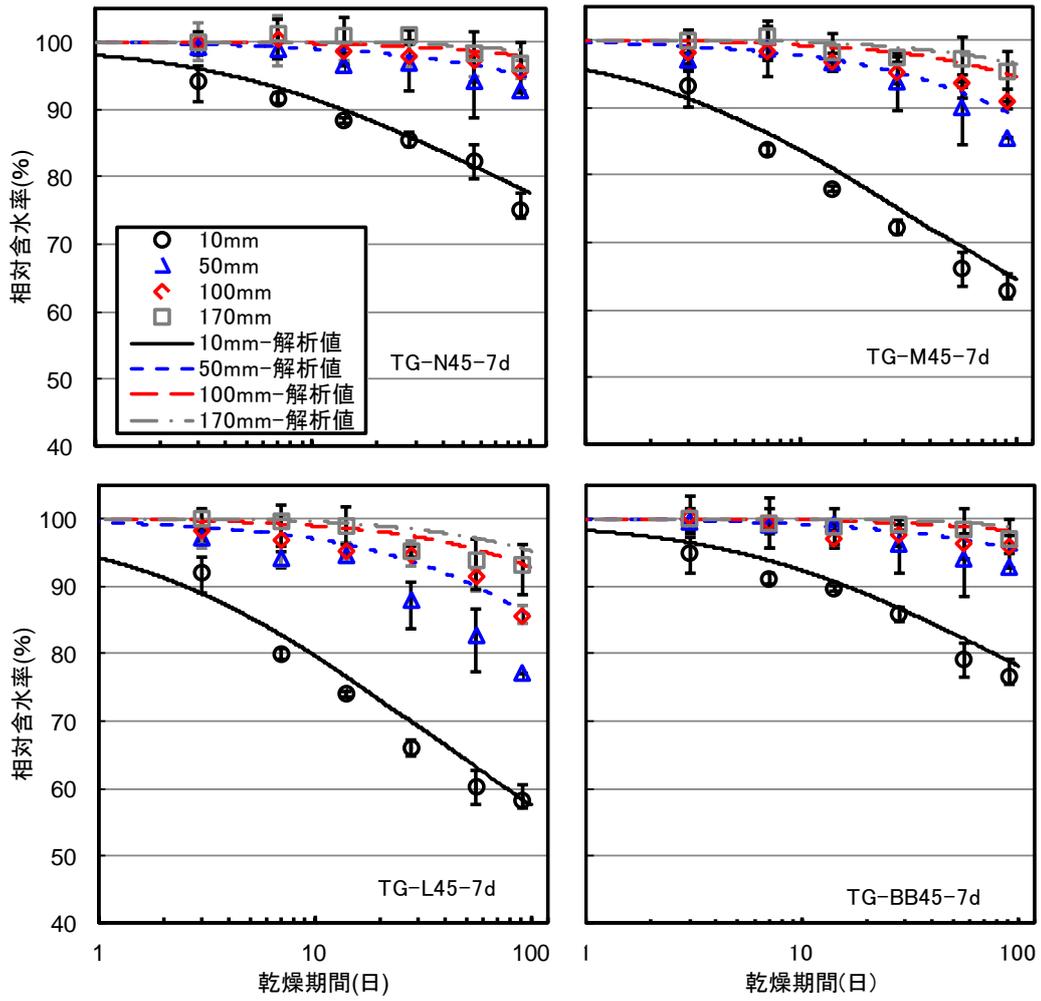


図 5.4-6 相対含水率分布の実測値と解析値の比較 (W/C=45%, 養生 7 日)

#### 5.4.4 六面乾燥における平均質量含水率

前項の結果を踏まえ、W/C=55%のコンクリートを対象に六面乾燥における供試体の質量含水率を評価した。図 5.4-7～図 5.4-8 に質量含水率の実測値および解析値を示す。図 5.4-7 において、NおよびHでは解析値は実測値と比較的良く一致する傾向を示した。これに対してMおよびBBは乾燥28日までの実測値との誤差が若干大きくなっている。Lほどではないが、MおよびBBも養生7日では乾燥過程で水和が進行することから、六面乾燥の条件では水分拡散係数に一定値を採用している影響が大きくなったものと考えられる。これに対して、図 5.4-8 に示すように乾燥過程での水和の進行が少ない養生28日ではLを除くセメントの乾燥初期の質量含水率の誤差は小さくなる傾向となった。また、図 5.4-5 および図 5.4-6 に示した一面乾燥の相対含水率の結果と同様に、Lでは含水率の解析値と実測値の乖離が大きく、本手法では乾燥に伴うコンクリートの含水率の経時変化を予測することは難しいと考えられる。

図 5.4-7 において、石灰岩砕石を用いたLG-N55-7dは、硬質砂岩砕石を用いたTG-N55-7dに比べ、実測値よりも解析値のほうが小さくなっている。これは表 5.3-1 に示すように、LG-N55-7dの水分拡散係数が、TG-N55-7dよりも若干小さく算出されたことによると考えられる。

以上の結果より、六面乾燥の条件でもLを除けば、本解析手法に拠り、乾燥182日におけるコンクリートの質量含水率の実験値を概ね再現できることが明らかとなった。

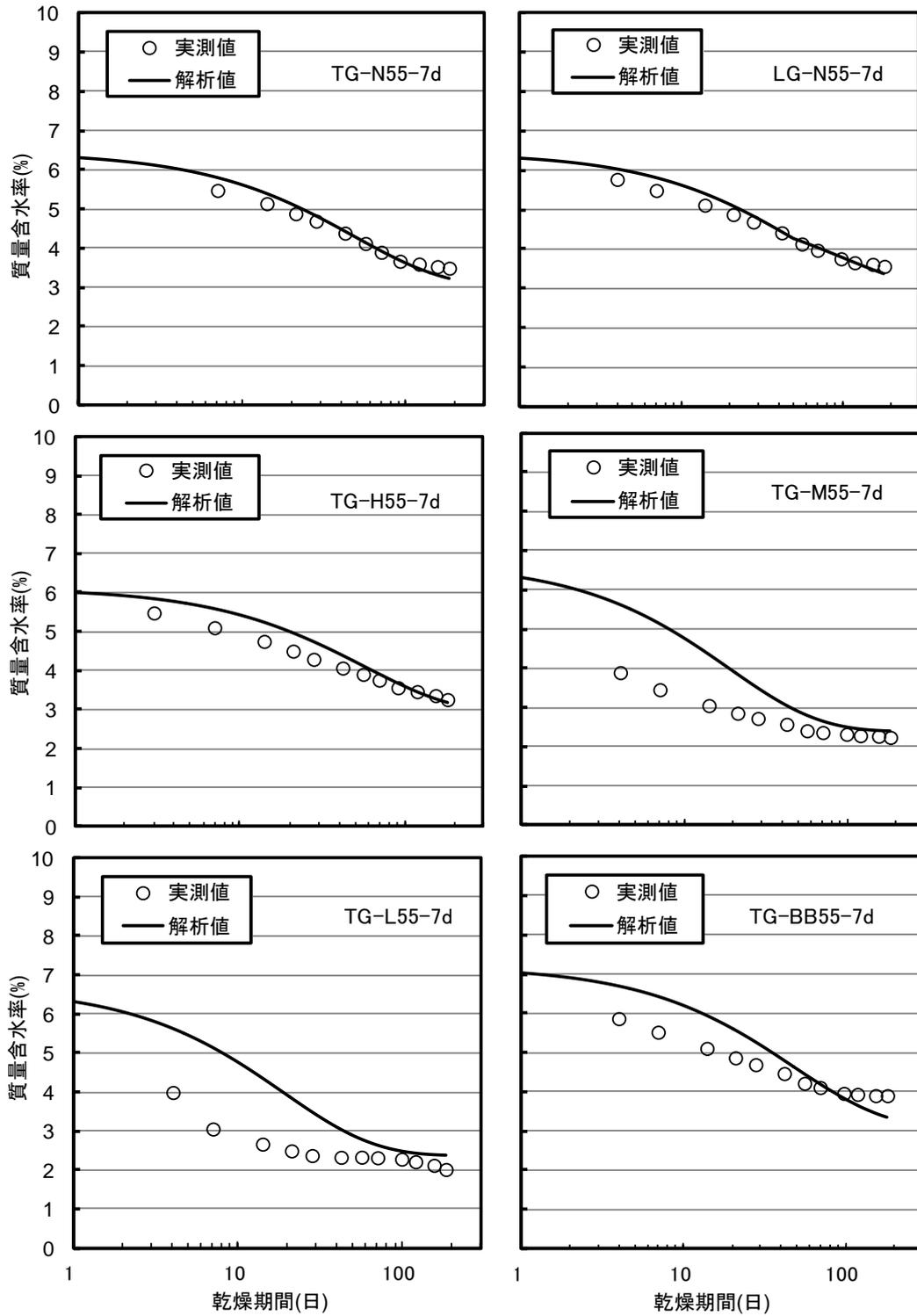


図 5.4-7 質量含水率の実測値と解析値の比較 (W/C=55%, 養生 7 日)

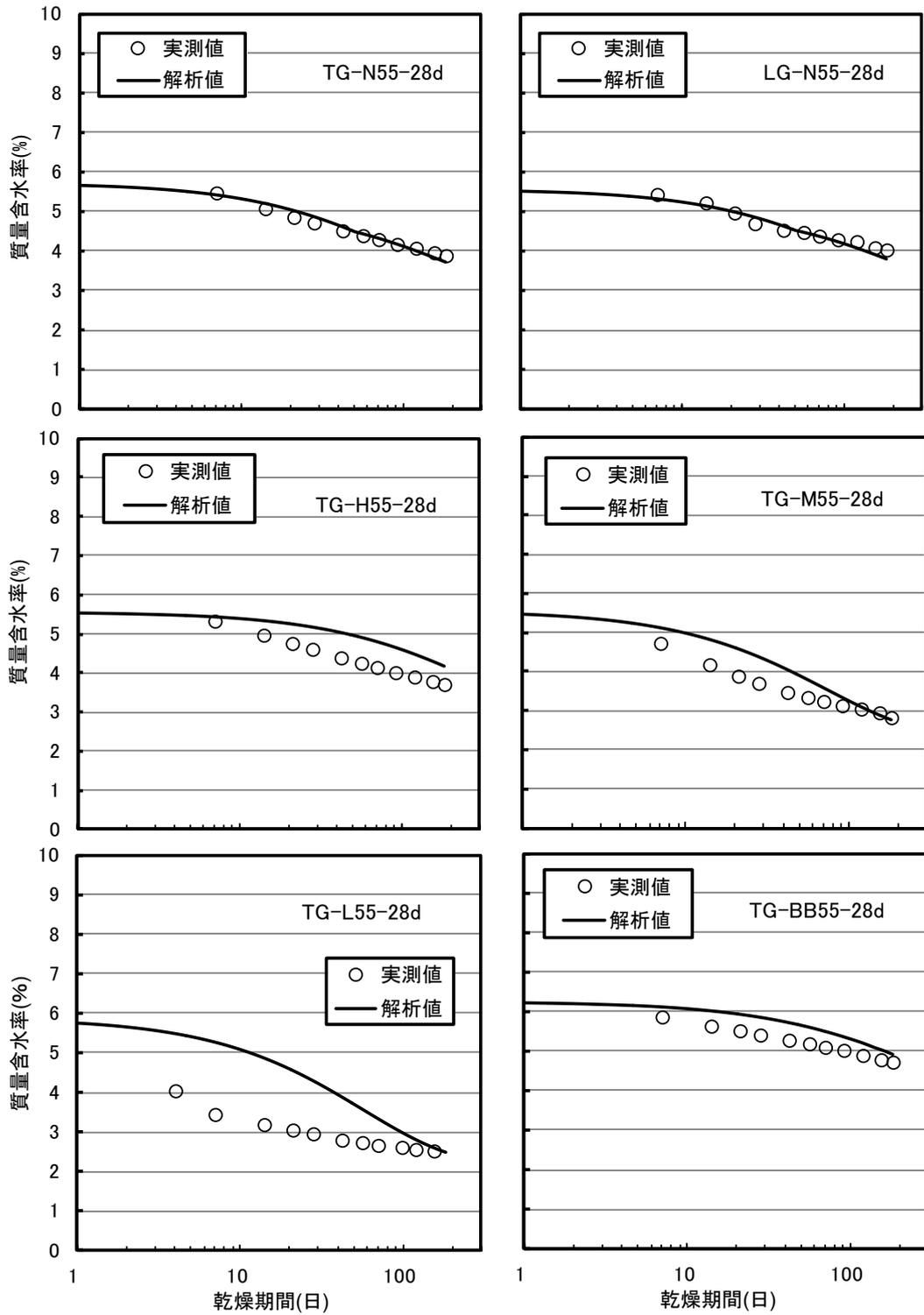


図 5.4-8 質量含水率の実測値と解析値の比較(W/C=55%, 養生 28 日)

## 5.5 まとめ

本章では、骨材およびセメント種類、W/Cの異なる各種コンクリートの乾燥に伴う水分移動を評価し、実験的に得た物性値を用いて、数値解析による含水率分布の予測を試みた。

まず5.3節において、骨材・セメント種類、W/C、養生期間の異なる各種コンクリートの一面乾燥における含水率分布を測定した。その結果、セメント種類では、強度発現の遅いセメントほど、養生期間が短いほど、W/Cが高いほど、乾燥に伴う相対含水率の低下は大きかった。骨材岩種に関し、硬質砂岩(TG-N55)および石灰岩(LG-N55)で相対含水率の推移に大差なく、本実験の範囲では、骨材岩種の影響は小さいことが明らかとなった。既往研究<sup>2,4</sup>と同様に相対含水率をボルツマン変換することで得られる水分拡散係数(D)は、水分拡散係数の最大値( $D_{99}$ )との比( $D/D_{99}$ )で表すことにより、調合条件に拠らず、一つの関数で評価できることを示した。さらに、 $D_{99}$ はW/Cおよび養生期間を同一としたセメント硬化体の閾細孔径と高い相関があること明らかにした。本結果より、セメント硬化体の閾細孔径からコンクリートの水分拡散係数(D)を推定できる可能性を示した。

水分拡散係数と併せて、平衡含水率を評価した結果、水分拡散係数と同様に、平衡含水率はセメント種類、養生期間、W/Cで異なるが、骨材岩種では大差ないことを明らかにした。

5.4節では、5.3節で入手した物性値を用いて、汎用的な伝熱プログラムを適用した数値解析により、乾燥に伴うコンクリート内部の含水率分布を評価した。まず解析における境界条件として、表面係数ではなく、仮想空間厚さを与える方法を検討した。その結果、仮想空間厚さを0.01mmと設定することで、一面乾燥および六面乾燥したコンクリートの含水率の実験値を再現できることを明らかにした。次に、この境界条件にて、一面乾燥および六面乾燥した骨材・セメント種類、W/Cおよび養生条件の異なる各種コンクリートの水分移動解析を実施した。その結果、以下の傾向が得られた。

- ①実験的に入手した見かけの水分拡散係数および平衡含水率を用いて、一面乾燥したコンクリートの相対含水率分布の実験値を概ね再現できた。ただし、Lを用いたコンクリートでは、養生7および養生28日いずれの場合も、実測値との誤差が大きくなった。これは乾燥過程での水和の進行に拠り、硬化体組織が変化するため、乾燥期間に関わらず、水分拡散係数を一定とした本解析手法では、水分移動を適切に評価できないためと考えられる。
- ②六面乾燥条件では、NおよびHは乾燥182日までの含水率を再現できることが明らかとなった。これに対してMおよびBBは、養生7日の場合、乾燥28日までは実測値に対して誤差が大きくなることが明らかとなった。MおよびBBも乾燥過程で水和が進行するため、水分拡散係数を一定とした本解析手法では、乾燥初期の水分移動を精度良く再現できないためと考えられる。ただし養生28日では、乾燥過程での水和の進行は小さくなるため、乾燥28日までの誤差は小さくなる傾向を示した。また一面乾燥と同様に、Lは乾燥に伴う含水率の推移を再現できなかった。

以上より、本実験の検討範囲において、実験的に入手した見かけの水分拡散係数および平衡含水率を用いて、かつ仮想空間を境界条件として与えることにより、市販の伝熱プログラムを用いて、Lを除くセメントを用いたコンクリートの乾燥182日の含水率を評価可能と考えられる。

## 【参考文献】

- 1 林田 宏, 濱 幸雄, 田口史雄, 遠藤裕丈:「コンクリート構造物の温湿度変化と凍害予測に関する検討」, コンクリート工学年次論文集, Vol. 32, No. 1, pp. 845-850(2010)
- 2 秋田 宏, 藤原忠司, 尾坂芳夫:「乾燥を受けるコンクリート中の水分移動を解析する手法」, 土木学会論文集, No. 490, V-23, pp. 101-110(1994)
- 3 Kenji Sakata: "A study on moisture diffusion in drying and drying shrinkage of concrete", Cement and Concrete Research, Vol. 13, pp. 216-224(1983)
- 4 朴 同天, 兼松 学, 野口貴文:「断面修復材として用いられたポリマーセメントモルタルの乾燥と収縮応力発生に関する研究」, コンクリート工学論文集, Vol. 18, No. 2, pp. 71-82(2007)
- 5 I. Maruyama, H. Sasano: " Strain and crack distribution in concrete during drying, Materials and Structures", Vol. 47, pp. 517-532(2014)
- 6 I. Maruyama, H. Sasano : , M. Lin: "Impact of Aggregate Properties on the Development of Shrinkage-Induced Cracking in Concrete under Restraint Conditions", Cement and Concrete Research, Vol. 85, pp. 82-101(2016)
- 7 大野直也, 米田大樹, 石田哲也:「骨材とセメント硬化体の収縮差に起因する微細損傷がコンクリートの挙動に及ぼす影響」, コンクリート工学年次論文集, Vol. 37, No. 1, pp. 391-396(2015)
- 8 恩村定幸, 銚井修一, 松下敬幸, 小椋大輔, 小南和也, 安井義貴:「強度の異なるコンクリートの熱湿気物性に関する研究」, 日本建築学会環境系論文集, Vol. 73, No. 625, pp. 299-306(2008)
- 9 柳 東佑, 高 正遠, 兼松 学, 野口貴文:「環境条件の変動に伴うコンクリート中の水分分布に関する研究-ひび割れの有・無がコンクリート中の水分分布に及ぼす影響」, 日本建築学会構造系論文集, No. 612, pp. 1-7(2007)
- 10 酒井雄也, 中村兆治, 岸 利治:「閾細孔径と透気・透水および気体の透過挙動との対応に関する研究」, セメント・コンクリート論文集, Vol. 67, pp. 464-471(2013)
- 11 橋本勝文, 大即信明, 齊藤 豪:「浸漬法及び電気的手法による Ca 溶脱に伴う空隙連続性の変化に関する実験的検討」, コンクリート工学年次論文集, Vol. 31, No. 1, pp. 829-834(2009)
- 12 吉野利幸, 鎌田英治, 桂 修:「空隙指標で表したコンクリート強度式の提案とその検証」, コンクリート工学論文集, 第7巻, 第2号, pp. 65-77(1996)
- 13 丸山一平, 五十嵐 豪, 岸 直哉: [セメント硬化体の水分移動に関する基礎研究日本建築学会構造系論文集], No. 668, pp. 1337-1344(2010)

## 第6章 コンクリートの乾燥収縮ひずみの予測方法に関する検討

### 6.1 概論

5章では、汎用的な伝熱解析プログラムを用いた数値解析に拠り、乾燥に伴うコンクリート内部の相対含水率分布を評価できることを明らかにした。相対含水率分布から乾燥収縮ひずみを算出するためには、線膨脹係数に相当する物性値、すなわち、コンクリートの相対含水率と乾燥収縮ひずみの関係を明らかにする必要がある。3章および4章で相対湿度と骨材およびセメント硬化体の収縮ひずみの関係を評価した。そこで、本章では、コンクリートの相対湿度と乾燥収縮ひずみの関係を定式化し、これを5.3節で求めた平衡含水率を用いて、相対含水率と乾燥収縮ひずみの関係に変換することとした。

コンクリートの相対湿度と乾燥収縮ひずみの関係について、例えば、CEB-FIP MODEL1990の予測式<sup>1</sup>を適用する方法や、実験的に乾燥収縮ひずみと相対湿度の関係を入手する方法<sup>2,3</sup>がある。本研究では、セメント種類や骨材の物性を考慮した予測方法の確立を目的としており、調合種類に応じたコンクリートの相対湿度と乾燥収縮ひずみの関係を実験的に入手するのは煩雑であり、より簡易な手法が求められる。

そこでまず6.2節において、3章および4章で評価した相対湿度と骨材およびセメント硬化体の収縮ひずみの関係から、収縮ひずみを相対湿度の関数で数式化した。これと骨材およびセメント硬化体のヤング係数を用いて、複合理論に基づく予測式(以下複合式)を適用することで、コンクリートの乾燥収縮ひずみを相対湿度の関数として定式化することとした。ただし、弾性理論に基づく複合式では、遷移帯(ITZ)の影響を考慮できない。Maruyamaら<sup>4</sup>により、粗骨材寸法が大きいほどコンクリートの乾燥収縮ひずみが小さくなる挙動は、ITZの影響を考慮しないと評価できないことが数値解析により明らかにされており、乾燥収縮ひずみの予測において、ITZの影響は無視できないと考えられる。そこで、乾燥収縮ひずみの実測値を回帰して求めた終局ひずみと複合式で算出した乾燥収縮ひずみの関係を評価し、複合式で算出した乾燥収縮ひずみを補正する手法により、ITZの影響を考慮することとした。

続く6.3節にて、この関数を5.3節で求めた平衡含水率を用いて、相対含水率と乾燥収縮ひずみの関係に変換し、6.4節において、実際に乾燥収縮ひずみの解析を行い、JISによる実験値の再現性を確認した。また各種パラメータの変動による感度解析を行い、解析に用いる材料物性値の影響を評価し、最後に6.5節にて本章で検討した予測方法による予測精度を既存の予測式を用いた場合と比較検証した。図6.1-1に本章における乾燥収縮ひずみの解析のフローを示す。

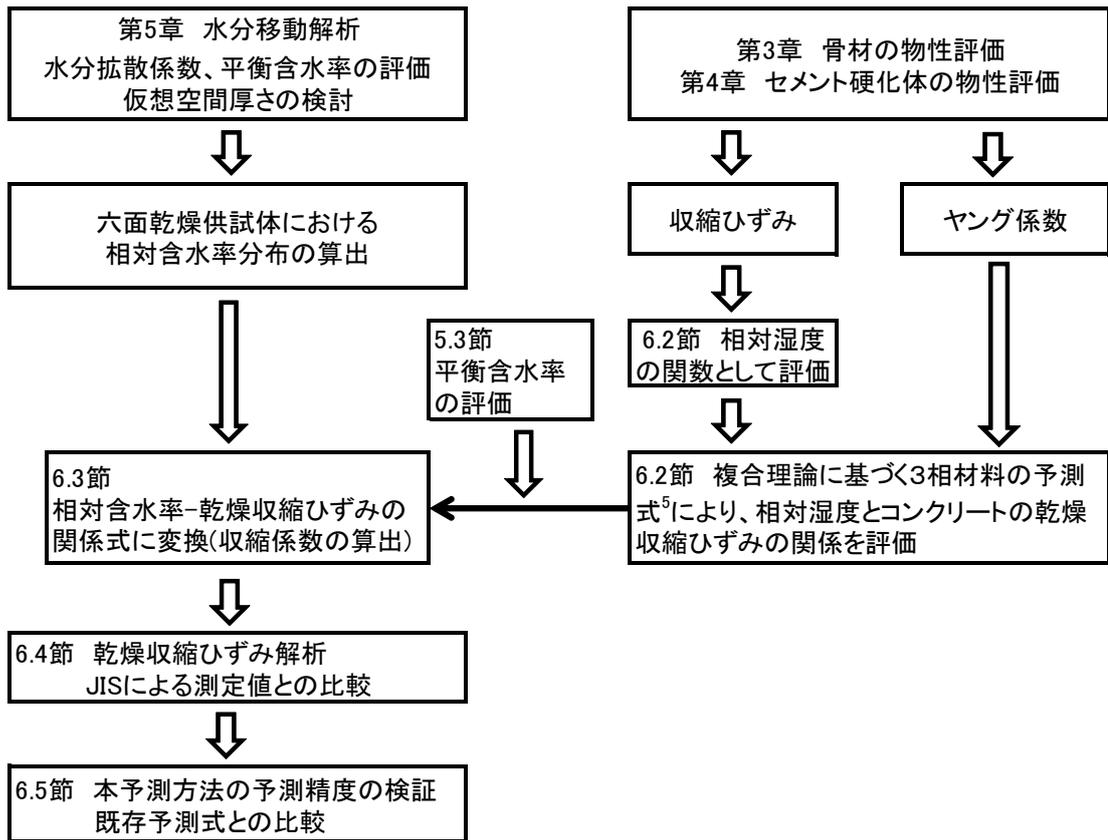


図 6. 1-1 乾燥収縮ひずみ解析のフロー

## 6.2 相対湿度とコンクリートの乾燥収縮ひずみの関係

### 6.2.1 相対湿度と骨材およびセメント硬化体の収縮ひずみの関係

3章および4章で求めた骨材およびセメント硬化体の収縮ひずみの実測値(図3.4-3および図4.4-5)を、相対湿度(RH)の関数とした式(6.2-1)にて回帰した。なお、セメント硬化体の収縮ひずみはRH=80, 60 および40%の3点のデータしか取得していないが、ここでは3点の直線近似ではなく、式(6.2-1)式により評価した。

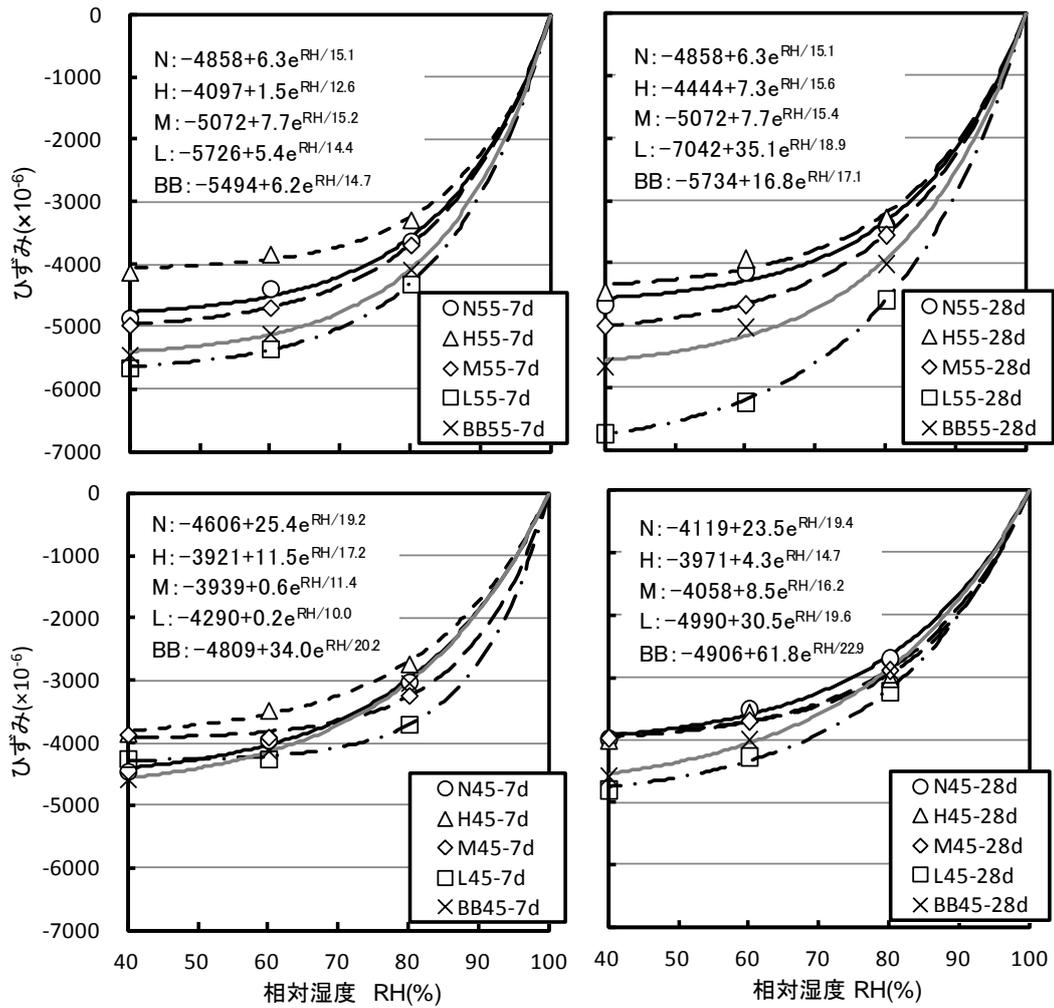
$$\varepsilon(RH) = a + b \times e^{(RH/c)} \quad (6.2-1)$$

ここに、 $\varepsilon$  : 収縮ひずみ ( $\times 10^{-6}$ )

$RH$  : 相対湿度(%)

$a, b, c$  : 係数

結果を図6.2-1および図6.2-2に示す。また、細骨材は収縮ひずみを測定することはできない。そこで、3.4.4項の検討において、粗骨材の105-1000°Cの強熱減量(ig. loss<sub>1000</sub>)と収縮ひずみの相関が高かったことを踏まえ、ig. loss<sub>1000</sub>が細骨材とほぼ同等であった粗骨材(TG3)の収縮ひずみを適用することとした。なお、細骨材の収縮ひずみに ig. loss<sub>1000</sub>が同等の粗骨材の収縮ひずみを適用することの妥当性については、6.4節にて検証する。



\*凡例：セメント種類 W/C(%)–養生期間

図 6.2-1 相対湿度とセメント硬化体の収縮ひずみの関係

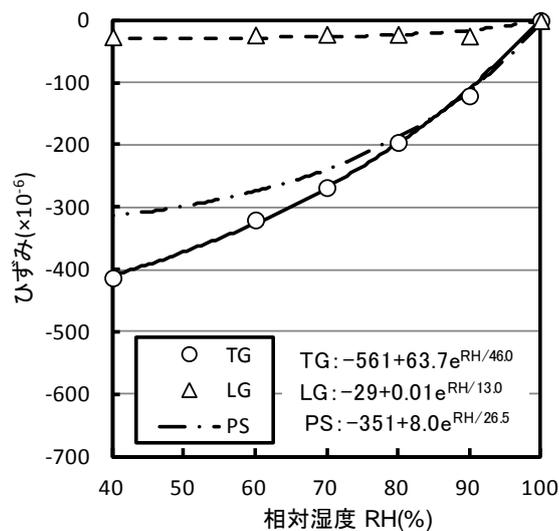


図 6.2-2 相対湿度と骨材の収縮ひずみの関係

### 6.2.2 骨材およびセメント硬化体のヤング係数

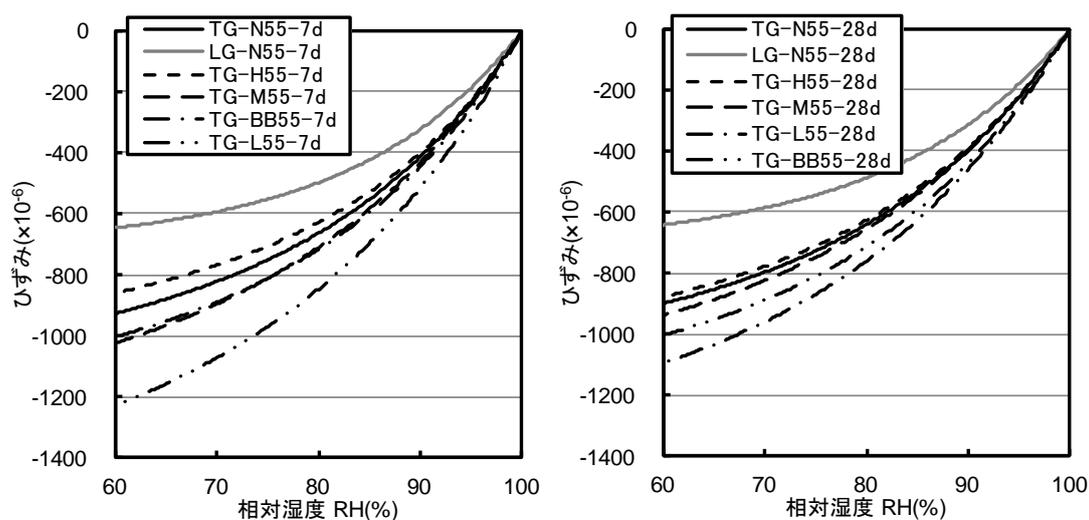
骨材のヤング係数は図 3.3-3 および図 3.3-4 の値を適用した。また、セメント硬化体のヤング係数は表 4.4-1 に示した係数を用いて、水セメント比毎に算出した。結果を表 6.2-1 に示す。

表 6.2-1 骨材およびセメント硬化体のヤング係数 (GPa)

種類	記号	W/C=55%		W/C=45%	
		養生 7 日	養生 28 日	養生 7 日	養生 28 日
セメント	N	10.8	11.6	14.1	14.6
	H	11.4	11.8	15.3	16.6
	M	6.24	9.95	11.5	13.8
	L	4.22	9.88	6.83	12.9
	BB	8.74	13.0	12.5	16.6
細骨材	PS	51.8			
粗骨材	TG	79.1			
	LG	83.1			

### 6.2.3 相対湿度と複合式で求めた乾燥収縮ひずみの関係

複合式には式(2.4-8)に示す寺西らの式<sup>5</sup>を用いて、表 5.2-2 に示す調査のコンクリートの乾燥収縮ひずみを算出した。ここでは一例として、W/C=55%のコンクリートの結果を図 6.2-3 に示す。コンクリートやモルタルの乾燥収縮ひずみの終局値は非線形な相対湿度の関数で評価できることが報告されているが<sup>6</sup>、本結果も同様である。また複合式で求めたコンクリートの乾燥収縮ひずみは各材料の体積比と収縮ひずみに依存するため、セメント硬化体または粗骨材のひずみが大きいほど、コンクリートの乾燥収縮ひずみの最終値も大きくなるのがわかる。



\*凡例：粗骨材岩種-セメント種類 W/C(%) - 養生期間

図 6.2-3 相対湿度と複合式で求めた乾燥収縮ひずみの関係 (W/C=55% 養生 7 および 28 日)

弾性理論に基づく複合式では、乾燥に伴い遷移帯に発生する微細なひび割れの影響等を考慮できない。このため、図 6.2-3 で求めた相対湿度と乾燥収縮ひずみの関係がコンクリートの乾燥収縮ひずみの代表値として適用できるか確認する必要がある。Alumdashree1<sup>7</sup>らは、乾燥収縮ひずみの最終値が供試体の寸法及び形状に依存しないと仮定し、式(6.2-2)で乾燥収縮ひずみの最終値を評価できるとしている。なお、式(6.2-2)において、 $q=1$ とした場合は、土木学会コンクリート標準示方書<sup>8</sup>の乾燥収縮ひずみの最終値を求める式と一致する。そこで表 5.2-2 に示す調合、さらにNを用いたW/C=55%で、表 3.2-1 に示す粗骨材(TG1, TG5, LG5を除く)を使用した調合のJISに拠るコンクリートの6ヶ月の乾燥収縮ひずみの実測値を、図 6.2-4 に示すように式(6.2-2)で回帰して乾燥収縮ひずみの最終値を推定した。

$$\varepsilon_t = \left( \frac{t}{N_s - t} \right)^q \cdot \varepsilon_\infty \quad (6.2-2)$$

ここに、 $\varepsilon_t$ :乾燥期間 $t$ 日の乾燥収縮ひずみ( $\times 10^{-6}$ )

$t$ :乾燥期間(日)

$N_s$ :乾燥収縮ひずみの進行を表す係数

$\varepsilon_\infty$ :乾燥収縮ひずみの最終値( $\times 10^{-6}$ )

$q$ :係数

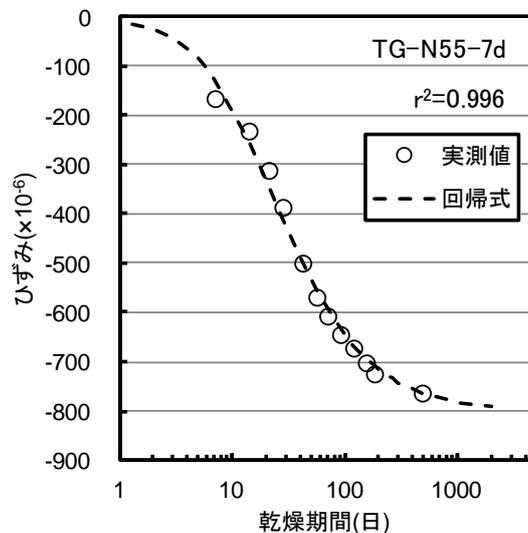


図 6.2-4 乾燥収縮ひずみの回帰例(W/C=55%, 養生7日のTG-N55)

これと図 6.2-3 に示した相対湿度 60%における乾燥収縮ひずみを比較した。結果を図 6.2-5 に示す。いずれも複合式で求めた相対湿度 60%における乾燥収縮ひずみの終局値( $\varepsilon_{60}$ )のほうが、実測値を回帰して求めた乾燥収縮ひずみの最終値( $\varepsilon_\infty$ )よりも大きくなった。

Maruyama ら<sup>9</sup>は粗骨材とモルタルのひずみ差が大きくなるほど、乾燥を受けるコンクリートのヤング係数は低下することを報告している。すなわち、乾燥収縮ひずみが小さい石灰石と収縮ひずみが大きい他の岩種では、骨材界面の脆弱部の影響は異なると考えられる。しかし、図

6.2-5(右下)に示すように、石灰石とそれ以外の粗骨材で、 $\epsilon_{\infty}$ と $\epsilon_{60}$ の関係はほとんど変わらなかった。セメント種類では両者の関係は異なった。N、HおよびBBは、養生期間やW/Cにかかわらず、同一線上にプロットされたが、MおよびLはばらついており、特に養生期間が短いほど、 $\epsilon_{60}$ と $\epsilon_{\infty}$ の差が大きくなった。この理由について次の点が考えられる。

①セメント硬化体の収縮ひずみの測定誤差の影響

4章で示したように養生期間が短いほど、強度発現の遅いセメントほど、セメント硬化体のひずみは水和の進行の影響を受けており、収縮ひずみが過大に評価されている可能性が考えられる。この場合、この値を用いて複合式により算出した $\epsilon_{60}$ も大きく算出されることとなる。このことは図6.2-5において、養生7日の場合、 $\epsilon_{\infty}$ と $\epsilon_{60}$ の差が $H \approx N < BB < M < L$ の順となること、養生28日および養生91日において、MおよびLの $\epsilon_{\infty}$ と $\epsilon_{60}$ の差が小さくなっていることから推察される。

②クリープの影響

養生期間が短いほど、強度発現の遅いセメントほどクリープは大きい。一方、複合式ではクリープの影響は考慮されないため、 $\epsilon_{60}$ と $\epsilon_{\infty}$ の差が大きくなることが考えられる。

③遷移帯の影響

養生91日では養生7日に比べてセメント硬化体の収縮ひずみに及ぼす水和の影響は小さく、またクリープも小さくなると考えられる。しかし図6.2-5において、養生91日の場合でも $\epsilon_{60}$ は $\epsilon_{\infty}$ よりも小さくなっている。これは乾燥に伴い遷移帯に発生する微細ひび割れの影響によると考えられる。

複合式を用いてコンクリートの相対湿度と乾燥収縮ひずみの関係性を評価する場合、上記の影響を考慮する必要があるが、それぞれの要因を個別に取り込むことは困難である。そこで、ここでは、 $\epsilon_{\infty}$ に対する $\epsilon_{60}$ の比を補正係数として、複合式から求めた乾燥収縮ひずみに乗じることで、上記要因の影響を考慮することとした。また骨材岩種の違いは認められなかったため、セメント種類で補正係数を算出した。さらに、MおよびLはばらつきが大きいため、養生期間で区分して補正係数を算出した。表6.2-2に各セメントの補正係数を示す。

表 6.2-2 各セメントの補正係数

養生期間(日)	N	H	M	L	BB
7	0.93	0.95	0.82	0.57	0.86
28	0.93	0.95	0.95	0.86	0.86
91	0.93	0.95	0.95	0.86	0.86

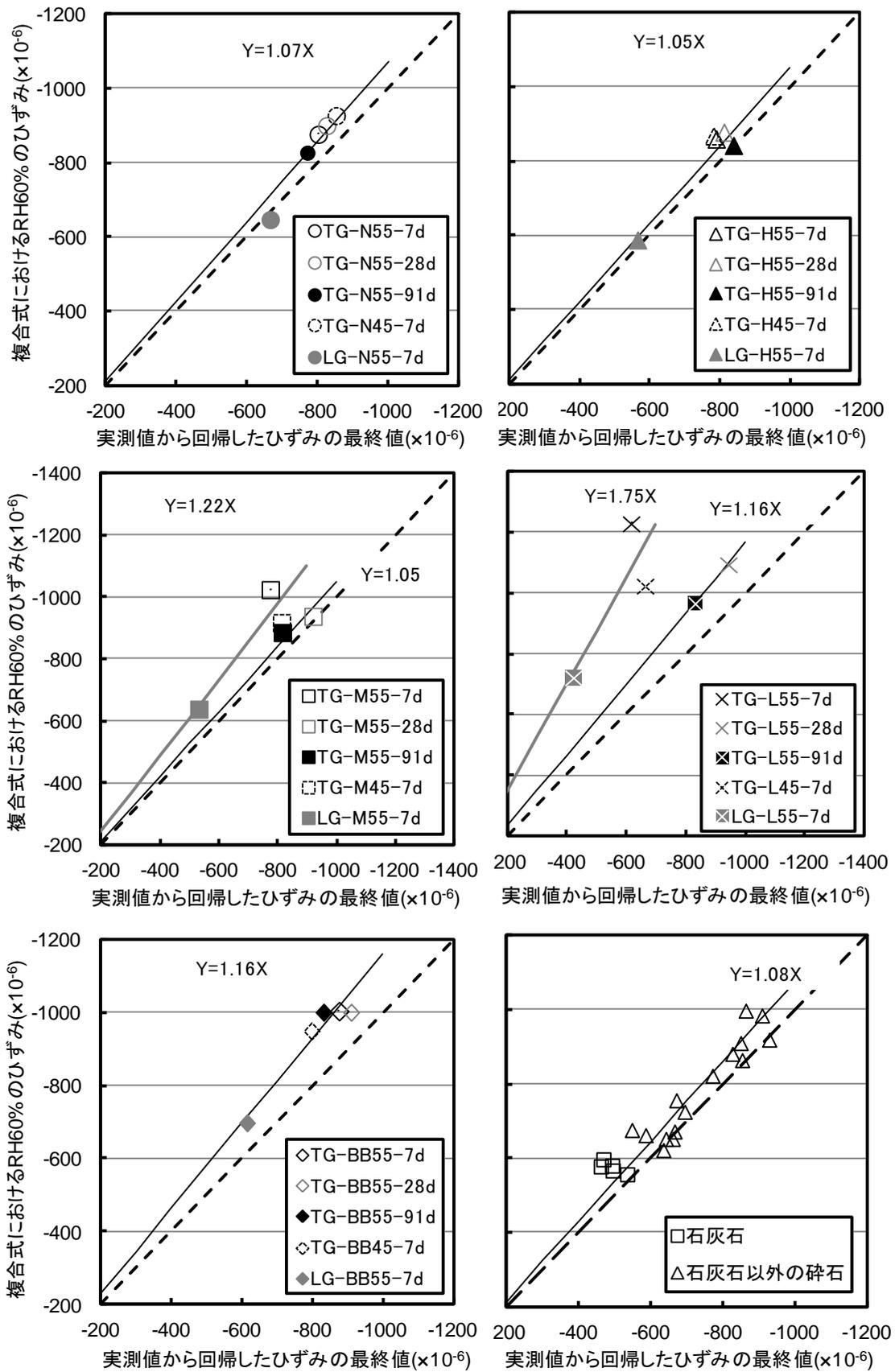


図 6.2-5  $\epsilon_{\infty}$  と  $\epsilon_{60}$  の関係

### 6.3 相対含水率と乾燥収縮ひずみの関係

本研究では相対含水率をポテンシャルとした見かけの水分拡散係数を用いて、乾燥に伴うコンクリートの相対含水率分布を算出している。このため、図 6.2-3 の相対湿度と乾燥収縮ひずみの関係を、図 5.3-10 に示した平衡含水率を用いて、相対含水率と乾燥収縮ひずみの関係に変換する必要がある。平衡含水率に関し、例えば秋田ら<sup>10</sup>は相対含水率を W/C と相対湿度の 2 変数とした多項式の回帰式で評価できることを示している。図 6.3-1 に N を用いた W/C=55% のコンクリートの養生 7 日における相対湿度と相対含水率の関係の一例を示す。図には平均値、最大値および最小値をプロットしている。図 6.3-1 に示すように、相対含水率を相対湿度の回帰曲線で評価する場合、高湿度領域での相対含水率のばらつきが、乾燥収縮ひずみの解析値に大きな影響を及ぼすことが予想される。そこで、相対湿度と相対含水率の関係を直線で近似し、さらに乾燥収縮ひずみの実測値に合うように最適化した。

図 6.2-3 の相対湿度と乾燥収縮ひずみを、図 5.3-10 に示した平衡含水率を用いて、相対含水率と乾燥収縮ひずみの関係に変換した結果の一例を図 6.3-2 に示す。

これを線膨脹係数に相当する物性値(以降収縮係数と定義する)として与え、5 章で求めた相対含水率分布から乾燥収縮ひずみを算出することとした。

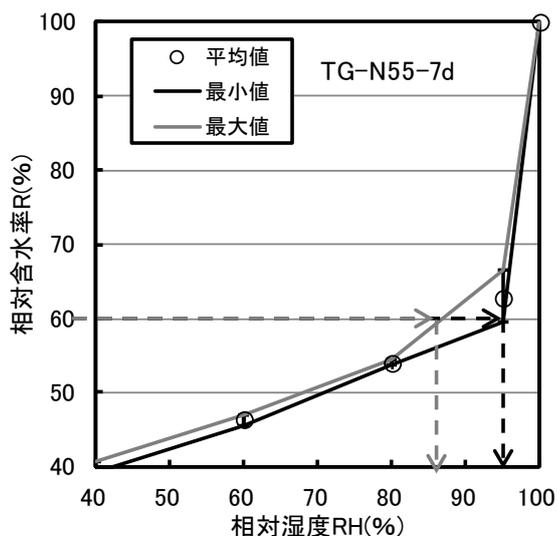
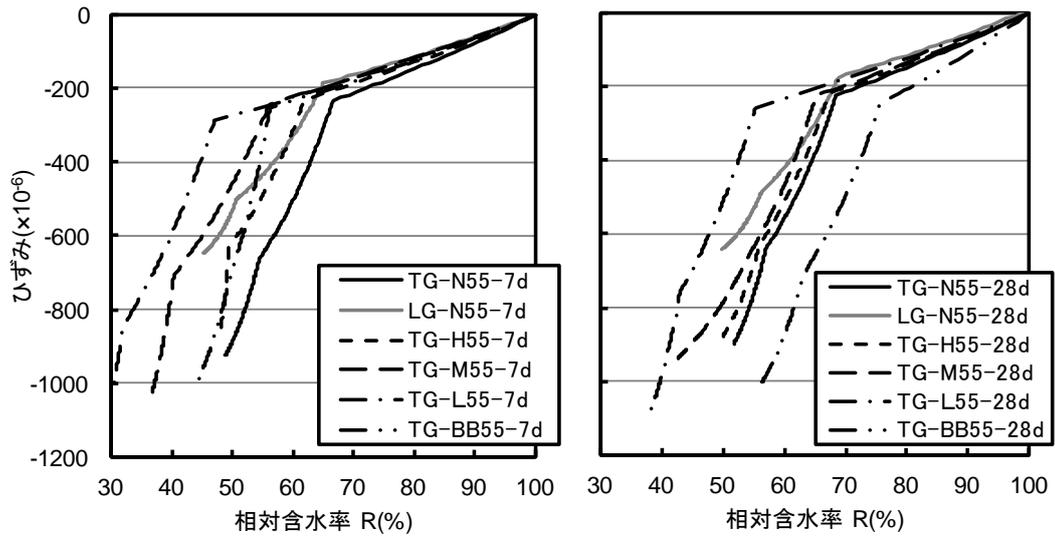


図 6.3-1 相対湿度と相対含水率の関係の一例  
(W/C=55%, 養生 7 日)



\*凡例：粗骨材岩種－セメント種類 W/C(%)

図 6.3-2 相対含水率と複合式で求めた乾燥収縮ひずみの関係  
(W/C=55% 養生 7 日および 28 日)

## 6.4 乾燥収縮ひずみ解析

### 6.4.1 解析条件

図 5.4-1 の六面乾燥した W/C=55% のコンクリート供試体(100×100×400mm)を対象に、乾燥収縮ひずみの解析を行った。解析条件を表 6.4-1 に示す。乾燥に伴い、コンクリートのヤング係数は低下する<sup>9</sup>と考えられるが、本検討では実験データを取得していない。4章において、乾燥に伴うセメント硬化体の動ヤング係数は養生 28 日でわずかに低下するが、養生 7 日ではほとんど変わらないことが示された。また封緘養生 7 日とした φ100×200mm 供試体を気中(20℃, RH60%)養生した場合、コンクリートのヤング係数は乾燥 56 日後もほとんど変わらないこと<sup>11</sup>から、ここでは、飽水状態のヤング係数を適用した。

表 6.4-1 コンクリートの物性値および解析条件

項目		コンクリートの物理的特性	
初期条件	RH=100%	収縮係数	6.3 項にて求めた値を適用
環境条件	20℃, 60%RH	比熱	1.05kJ/kg・℃
境界条件	5.4.2 項と同条件	密度	2300kg/m <sup>3</sup>
解析期間	182 日	ヤング係数	表 5.2-3 の値を適用
時間 ステップ	5.4.1 項と同条件	ポアソン比	0.2

### 6.4.2 解析方法の検証

本予測方法では、各節点の含水率分布およびひずみ分布を算出し、力の釣り合いより部材全体のひずみを計算する。このため、含水率分布に伴い発生する引張応力がコンクリートの引張強度を超えた場合、ひび割れが発生することとなり、弾性計算に基づく本手法では収縮ひずみの算出ができなくなる。そこで、乾燥収縮ひずみの解析に先立ち、コンクリートの引張応力と引張強度の関係を確認した。

コンクリートの割裂引張強度はデータがないため、ここでは、日本建築学会 鉄筋コンクリート造建築物の収縮ひび割れ制御設計・施工指針(案)・同解説<sup>12</sup>に示された式(6.4-1)および式(6.4-2)より算出した。なお、100×100×400mm 供試体において、乾燥後に圧縮強度の増進はないものと仮定し、式(6.4-2)におけるコンクリートの圧縮強度は、表 5.2-3 に示した飽水状態の値を適用した。図 6.4-1 に TG-N55-7d における供試体内部の最大引張応力の推移を示す。図に示すように乾燥直後から表面部に収縮ひび割れ発生強度を超える引張応力が発生し、乾燥の進行とともに、引張応力は低下することが確認された。乾燥初期では表層と内部の含水率勾配に起因して微細なひび割れが発生し、乾燥の進行に伴い供試体内部の乾燥も進むので応力が緩和されるとためと考えられる。なお乾燥初期に入るひび割れはペースト部の微細なひび割れであり、マクロな体積変化に及ぼす影響は小さいと考えられる。このため、弾性計算に基づくひずみの評価は可能であると判断した。

$$f_{cr}(t) = f_t(t) \times \kappa \quad (6.4-1)$$

$$f_t(t) = 0.291 f_c(t)^{0.637} \quad (6.4-2)$$

ここに,  $f_{cr}(t)$ :収縮ひび割れ発生強度 (MPa)

$f_t(t)$ :割裂引張強度 (MPa)

$\kappa$ :ひび割れ発生低減係数(0.7)

$t$ :乾燥期間(日)

$f_c(t)$ :圧縮強度(MPa)(表 5.2-3)

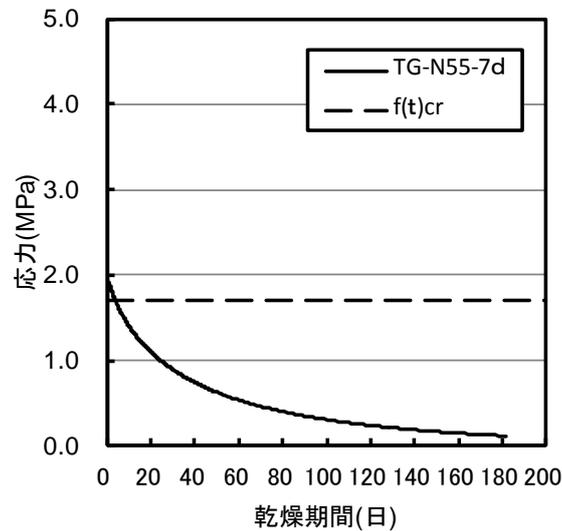


図 6.4-1 引張応力と引張強度

6.2.3 項における収縮係数は,複合式で求めた相対湿度 60%における乾燥収縮ひずみの終局値( $\varepsilon_{60}$ )と JIS の実測値を式(6.2-2)にて回帰した乾燥収縮ひずみの最終値( $\varepsilon_{\infty}$ )から算出した補正係数で補正している。そこで,式(6.2-2)の回帰式の妥当性について,数値解析により求めた乾燥収縮ひずみをこの回帰式でフィッティングできるか確認した。ここでは, W/C=55%の TG-N55-7d のケースで比較した。結果を図 6.4-2 に示す。解析値と回帰式は終局時のひずみのトレンドに若干差が生じる結果となった。ただし,ひずみの最終値の差は小さいことから,式(6.2-2)で回帰式により求めた乾燥収縮ひずみの最終値( $\varepsilon_{\infty}$ )を用いて補正係数を算出する方法は適用可能と判断した。

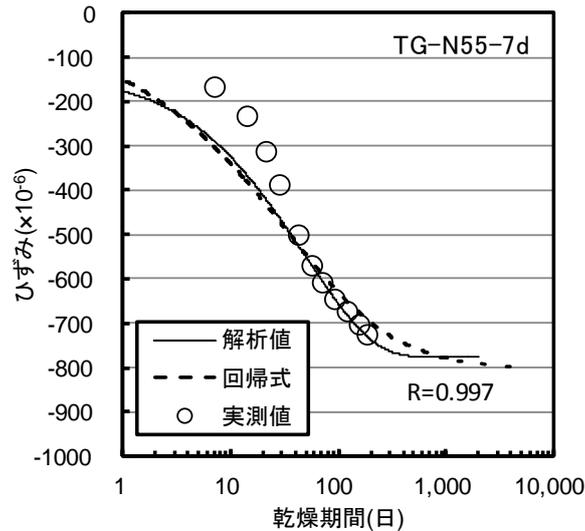


図 6.4-2 コンクリートの乾燥収縮ひずみの実測値，回帰式および解析結果の比較

#### 6.4.3 解析結果

W/C=55%のコンクリートの乾燥収縮ひずみの解析結果を図 6.4-3 および図 6.4-4 に示す。なお，解析は，表 6.2-2 に示す補正係数にて収縮係数を低減した場合(補正有)および低減しない場合(補正無)で行った。図 6.4-3 より，補正係数で低減することで，NおよびHは  $20\sim 50 \times 10^{-6}$  程度，BB およびMは  $100\sim 120 \times 10^{-6}$  程度，Lは  $400 \times 10^{-6}$  程度解析値が小さくなる。この結果，Hおよび石灰石骨材を用いた LG-N55-7d では，実測値との差は若干大きくなったが，N，MおよびLでは，6ヶ月の乾燥収縮ひずみの予測値が実測値に近づく結果となった。BB も低めに予測されるものの，実測値に対する変動幅はほとんど変わらない結果となった。なお，5章に示したように本手法ではLを用いたコンクリートの相対含水率分布を評価できておらず，図 6.4-3 においても，乾燥収縮ひずみの進行のトレンドを再現できていない。本結果より，複合式から求めた収縮ひずみを補正係数で低減させることで，Lを除くセメントでは概ね予測精度は高まることが明らかとなった。

一方，養生期間を 28 日としたケースでは，図 6.4-4 に示すように，複合式から求めた乾燥収縮ひずみを補正係数で低減するとMは実測値と良く一致するが，その他のセメントでは，実測値よりも低めに評価される結果となった。またこの傾向は養生 7 日の場合でも同様である。この理由として以下の要因が挙げられる。

- ①水和の影響を受けている見かけの水分拡散係数を用いる水分移動解析において，相対含水率を過小に評価した可能性が考えられる。
- ②細骨材のひずみに強熱減量が同等の粗骨材のひずみを代用したが，実測値よりも過小に評価した可能性が考えられる。

このため，今後，水和の影響が小さい養生 91 日の水分拡散係数を用いた場合および収縮ひずみが小さい石灰石砕砂等を用いた場合での解析を実施し，予測精度に影響を及ぼす要因を明らかにしたい。

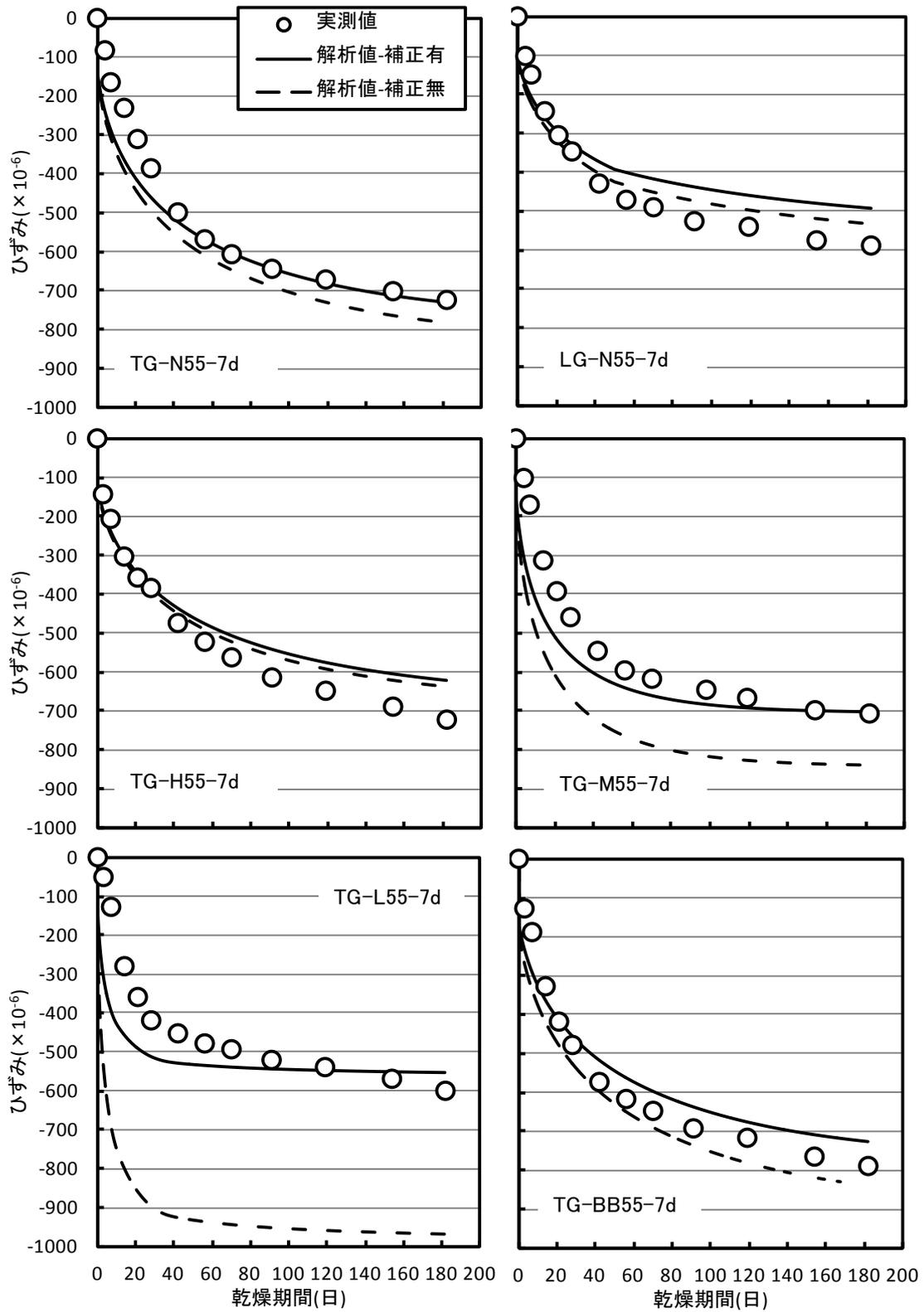


図 6.4-3 コンクリートの乾燥収縮ひずみの実測値と解析値の比較 (W/C=55%, 養生 7 日)

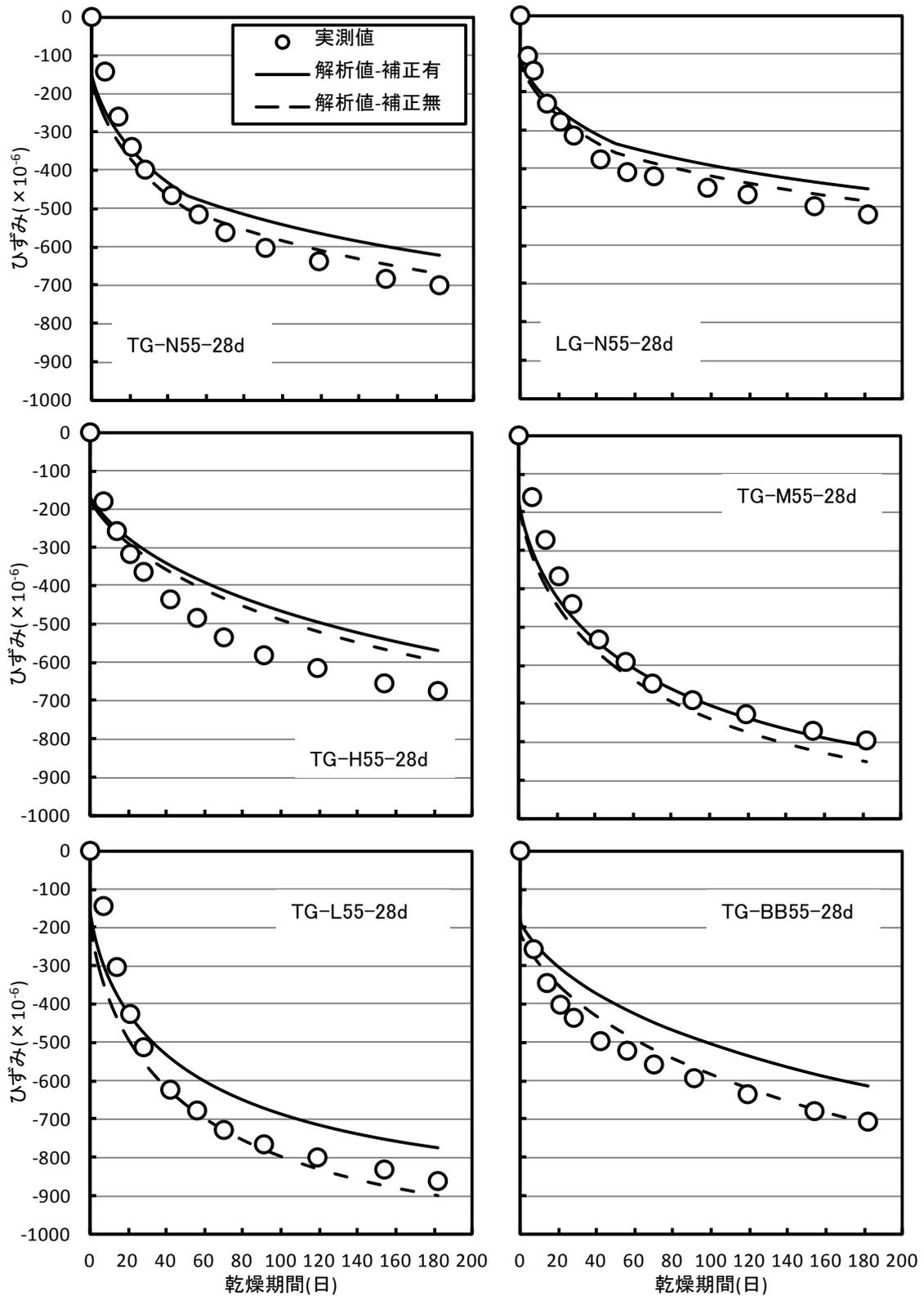


図 6.4-4 コンクリートの乾燥収縮ひずみの実測値と解析値の比較 (W/C=55%, 養生 28 日)

#### 6.4.4 乾燥収縮ひずみの予測値に及ぼす各種パラメータの影響評価

本予測方法では、水分移動解析によりコンクリートの相対含水率分布を算出し、これに収縮係数を与えることで乾燥収縮ひずみを評価できる。すなわち、収縮係数の算出に用いる材料物性値が予測精度に影響を及ぼす。図 3.4-1 に示すように粗骨材のひずみのばらつきは大きく、骨材の収縮ひずみが予測値に最も影響を及ぼすと考えられる。また、6.2.1 項において、収縮係数の算定時に用いる細骨材の収縮ひずみに強熱減量が同等の粗骨材の収縮ひずみを代用した。複合式では細骨材の収縮ひずみも粗骨材と同様に考慮されるため、細骨材の収縮ひずみがコンクリートの収縮ひずみの予測値に及ぼす影響は無視できないと考えられる。一方、骨材のヤング係数がコンクリートの収縮ひずみに及ぼす影響は小さいことが報告されていることから<sup>13,14</sup>、実測によらず骨材のヤング係数を与えることができれば、より汎用的に利用できる。そこで、W/C=55%のNを用いたコンクリート(TG-N55-7d)を対象として、これらのパラメータが乾燥収縮ひずみの解析結果に及ぼす影響を評価した。なお、前項の結果を踏まえ、解析は補正係数にて低減した収縮係数を用いて実施した。

##### (1)粗骨材の収縮ひずみ

図 3.4-1 に示した TG5 を除く全ての骨材について、ひずみの最小値、平均値および最大値を用いた場合で収縮係数を算出し、これを適用した解析結果と実測値を比較した。なお、骨材種類毎にコンクリートの水分拡散係数および平衡含水率は算出していないため、石灰石は LG5 のコンクリート(LG-N55-7d)の相対含水率分布を、その他の骨材は TG1 の相対含水率分布(TG-N55-7d)を用いることとした。すなわち、粗骨材の収縮ひずみに起因する収縮係数のみをパラメータとして解析している。また実測値は、表 6.4-2 に示す調査条件にて、表 3.2-1 に示す TG5 を除いた粗骨材を用いたコンクリートの JIS による乾燥収縮ひずみである。

結果を図 6.4-5 に、またコンクリートの乾燥収縮ひずみの実測値と予測値の相対誤差を表 6.4-2 に示す。ここで相対誤差は、実測値に対する予測値と実測値の差の割合であり、正は過大に、負は過小に評価することを意味する。

図 6.4-5 に示すように、TG3, AG2, AG3 および BG は実測値と予測値の差が大きく、特に AG2 および BG は粗骨材の収縮ひずみの最大値を用いた場合でも  $150\sim 200 \times 10^{-6}$  過小に評価された。3.4.3 項に示したように TG3, AG2, および BG には粘土鉱物が含まれている。骨材岩種で水分拡散係数が変わらなると仮定すると、収縮ひずみの測定に用いた粗骨材とコンクリートに使用したものとで収縮ひずみが異なっている可能性が考えられる。

表 6.4-3 に示すように、粗骨材の収縮ひずみに最小値を用いた場合、実測値に対して 10% 程度過小に評価する結果となった。平均値および最大値では実測値に対していずれも  $\pm 5\%$  以内であった。また、平均値の方が最大値よりも標準偏差は小さく、ばらつきは小さいと判断される。

以上の結果より、粘土鉱物を含み収縮ひずみが大きい粗骨材を用いる場合は、骨材試料の代表性を高めるために試料数をさらに増やして収縮ひずみを評価するか、収縮ひずみの最大値を適用するなどの対策が必要と考えられる。それ以外の粗骨材の場合は平均値を用いても問題ないと判断できる。

表 6. 4-2 コンクリートの調合条件

セメント	粗骨材種類	細骨材種類	W/C (%)	単位粗骨材かさ容積 (m <sup>3</sup> /m <sup>3</sup> )	単位量 (kg/m <sup>3</sup> )		AC (C×%)	AD (C×%)
					W	C		
N	表 3. 2-1 の粗骨材*	表 3. 2-1 の山砂	55	0. 60	170	309	0. 30	0. 25

\*TG5 を除く

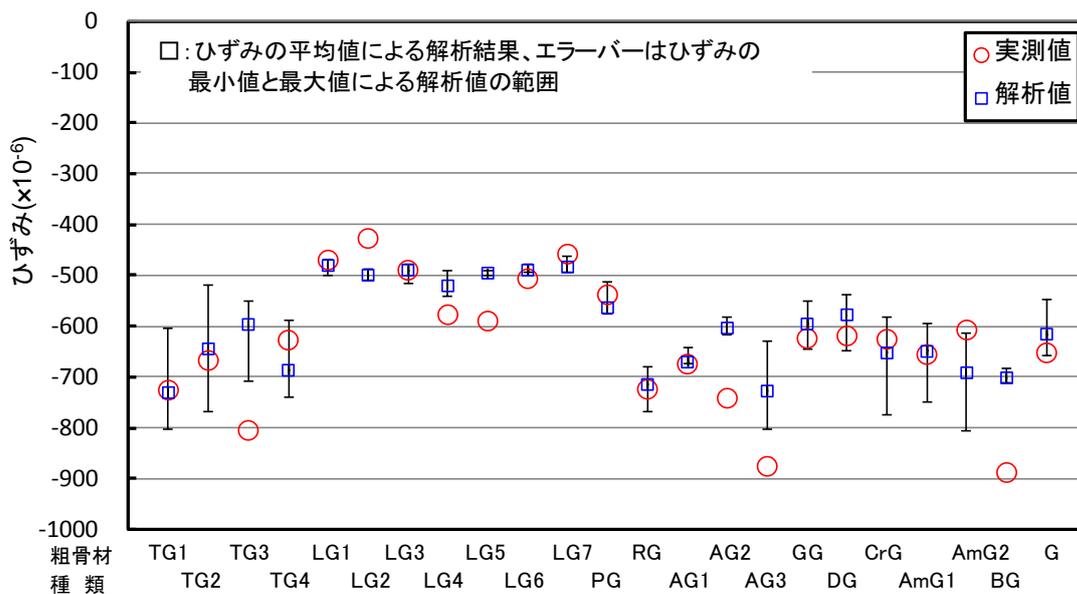


図 6. 4-5 粗骨材の収縮ひずみをパラメータとした実測値と解析値の比較 (乾燥 182 日のひずみ)

表 6. 4-2 コンクリートの乾燥収縮ひずみの実測値と予測値の相対誤差 (%)

粗骨材の収縮ひずみ	平均	標準偏差	変動係数
最小値	-10. 7	10. 5	-1. 0
平均値	-3. 6	10. 6	-3. 0
最大値	4. 1	13. 0	3. 2

## (2) 細骨材の収縮ひずみ

細骨材の収縮ひずみの推定値の誤差を考慮して、細骨材のひずみを0.5倍および2倍とした場合で収縮係数を算出し、解析を実施した。結果を図6.4-6に示す。細骨材のひずみを0.5倍にすると収縮ひずみは $100 \times 10^{-6}$ 程度小さくなり、2倍にすると $60 \times 10^{-6}$ 程度大きくなった。複合則では骨材の体積比と収縮ひずみに依存するため、ヤング係数よりもひずみの影響は大きくなる。また細骨材がコンクリートの乾燥収縮に及ぼす影響については、多くの研究がなされているが、岩種により異なることや、粗骨材ほどではないが影響は無視できないことが指摘されている<sup>例えば15,16</sup>。砕砂の場合は、母岩または同碎石の収縮ひずみを適用できるが、天然骨材の場合は、3章で示したように、粗骨材の強熱減量と収縮ひずみの関係などによる何らかの物性値等から推定することが必要と考えられる。

## (3) 骨材のヤング係数

表6.2-1に示した粗骨材(TG)および細骨材(PS)のヤング係数をそれぞれ0.5倍および2倍とした場合で収縮係数を算出し、解析を実施した。結果を図6.4-7に示す。粗骨材および細骨材のヤング係数をそれぞれ0.5倍にすると収縮ひずみは $80 \times 10^{-6}$ 程度、2倍にすると $50 \times 10^{-6}$ 程度大きくなった。3章で調査した各種粗骨材の動ヤング係数は63.6~107Gpa、細骨材のヤング係数は45.5~88.9GPaであることを踏まえると、既往の研究<sup>13,14</sup>と同様に、骨材のヤング係数の変動が予測値に及ぼす影響は小さいと考えられる。

以上を踏まえ、本予測方法では、骨材のヤング係数は実測に抛らない場合は、本実験値で得られた全骨材の平均値、すなわち粗骨材は75GPaを、細骨材は65GPaを適用することとする。

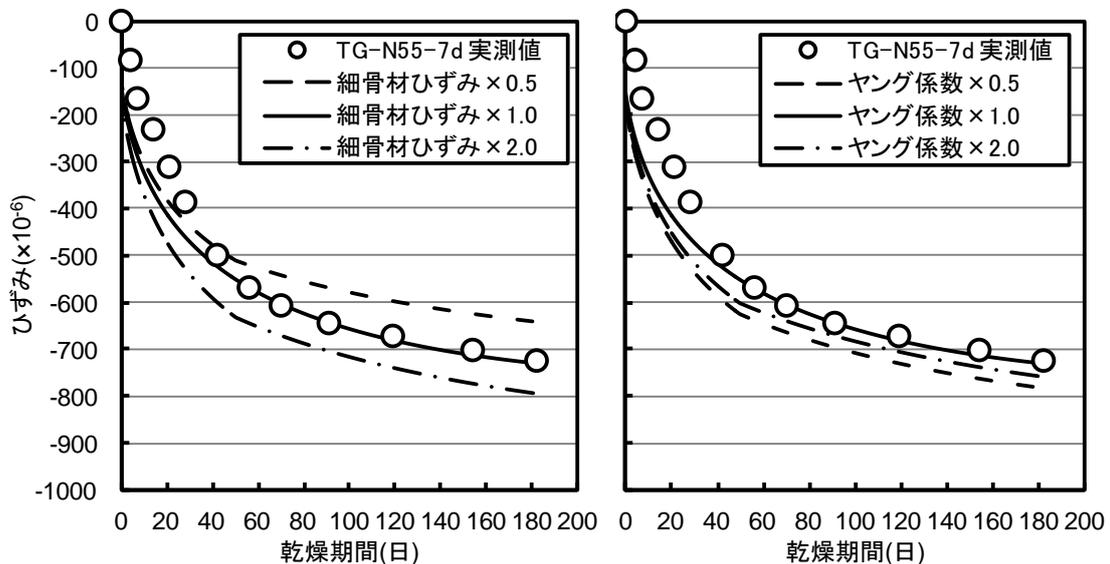


図 6.4-6 細骨材の収縮ひずみの感度解析結果 (TG-N55-7d)      図 6.4-7 骨材のヤング係数の感度解析結果 (TG-N55-7d)

## 6.5 本予測方法の予測精度の検証

6.4節において、本予測方法を用いて JIS に拠るコンクリートの6ヶ月の乾燥収縮ひずみを評価できることを示した。本予測方法は、見かけの水分拡散係数と、セメント、骨材のヤング係数および収縮ひずみを適用して求めた収縮係数をパラメータとして汎用的な伝熱解析ソフトを用いた数値解析により乾燥収縮ひずみを算出する。一方、2.4節にて示した既存の予測式も材料物性値を適切に評価できれば予測精度は高まると考えられる。そこで、2.4節において骨材物性値を考慮できる2012年土木学会式および複合予測式に3章および4章で測定した材料物性値を適用した場合と本予測方法の予測精度を比較した。ここでは、図6.4-3および図6.4-4に示したセメント種類の異なる11調合および図6.4-5に示した粗骨材の異なる22調合を対象とした。なお本予測方法の適用性が低いLは対象外とした。また2012年土木学会式において、骨材の品質を表す係数( $\alpha$ )に関し、標準的な骨材の場合は $\alpha=4$ として良いことから今回は全ての骨材で $\alpha=4$ として算出した。結果を図6.5-1,2に示す。また表6.4-2と同様にコンクリートの乾燥収縮ひずみの実測値と予測値の相対誤差を表6.5-1に示す。

図6.5-1に示すように、2012年土木学会式では概ね $\pm 20\%$ 内になるが、一部 $\pm 30\%$ を外れるものも存在した。複合予測式ではほとんどが実測値よりも高めに評価され、 $30\%$ を超えるものも存在した。これに対して本予測方法は概ね $\pm 20\%$ 以内に収まることが明らかとなった。また表6.5-1に示すように本予測式は複合予測式よりも相対誤差およびばらつきは小さくなり精度は高まる結果となった。2012年土木学会式と比べると、本予測法は実測値よりも小さく評価されるものの、ばらつきは小さくなり精度は向上すると考えられる。本予測方法は、総じて収縮ひずみが低めに評価されており、この理由として6.4.3項に示したように相対含水率または細骨材のひずみの仮定値を過小に評価した可能性が考えられる。この点に関して改善の余地はあると考えられるが、 $W/C=55\%$ で粗骨材またはセメント種類が異なる調合ケースでの比較において、既存予測式に比べて本予測方法の精度は高まると考えられる。

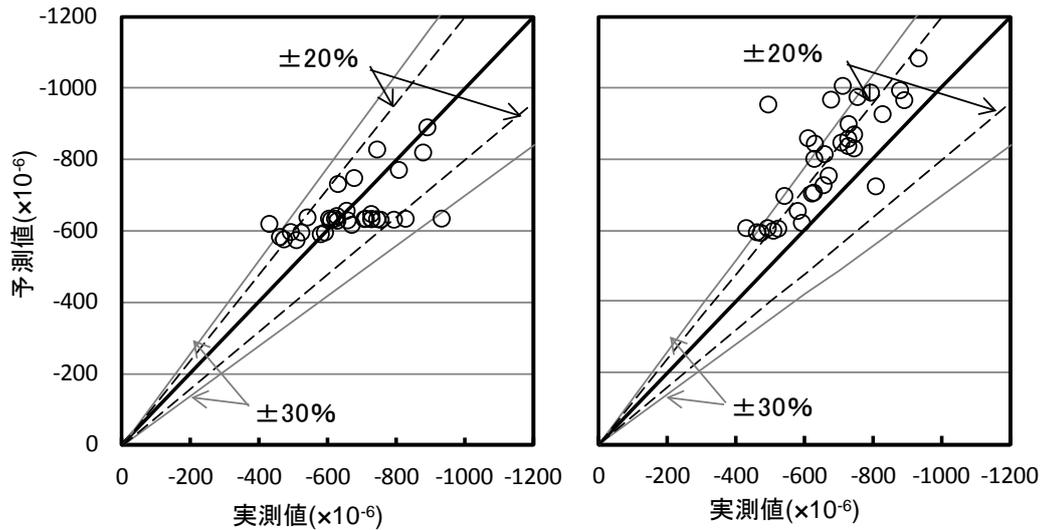


図 6.5-1 乾燥収縮ひずみの実測値と 2012 年土木学会式および複合予測式から求めた予測値の比較 (左 : 2012 年土木学会式, 右複合予測式)

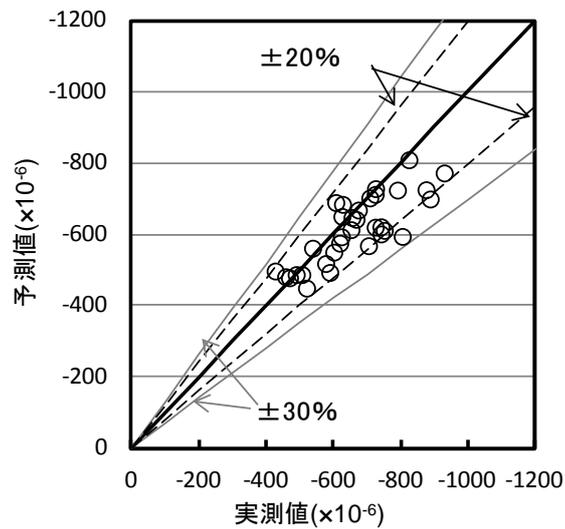


図 6.5-2 乾燥収縮ひずみの実測値と本予測方法から求めた予測値の比較

表 6.5-1 コンクリートの乾燥収縮ひずみの実測値と予測値の相対誤差 (%)

予測方法	平均	標準偏差	変動係数
2012 年土木学会式	2.2	16.4	7.6
複合予測式	25.1	17.7	0.7
本予測方法	-5.9	10.3	-1.8

## 6.6 まとめ

本章では、コンクリートの相対含水率分布から乾燥収縮ひずみを予測する手法について検討した。得られた知見は以下の通りである。

6.2 節では、セメントおよび骨材の収縮ひずみの実測値を相対湿度の関数で評価し、これとヤング係数の実測値を複合式に適用することで、乾燥収縮ひずみの解析に必要なコンクリートの相対湿度と乾燥収縮ひずみの関係を手に入れることを示した。また複合式で得た乾燥収縮ひずみ ( $\epsilon_{60}$ ) と同材料を用いた JIS のコンクリートの乾燥収縮ひずみから推定した終局値 ( $\epsilon_{\infty}$ ) の関係を評価した結果、 $\epsilon_{60}$  は  $\epsilon_{\infty}$  よりも大きくなることが明らかとなった。この理由として、1) セメント硬化体の収縮ひずみの測定誤差、2) クリープの影響を考慮できないこと、3) 乾燥に伴い遷移帯に発生する微細ひび割れの影響を考慮できないこと、が考えられた。そこで、 $\epsilon_{\infty}$  と  $\epsilon_{60}$  の比 ( $\epsilon_{\infty} / \epsilon_{60}$ ) を補正係数とし、これを  $\epsilon_{60}$  に乗じて低減させることにより、上記の要因を考慮させることとした。

6.3 節では、6.2 節で得られた相対湿度-乾燥収縮ひずみの関係を、平衡含水率を用いて相対含水率-乾燥収縮ひずみの関係に変換し、収縮係数を手に入れた。

6.4 節では、6.3 節で得た収縮係数を用いて、W/C=55% のコンクリートにおいて乾燥収縮ひずみの予測を試みた。養生 7 日の場合、H および石灰石骨材を用いた LG-N55-7d では、実測値との差は若干大きくなったが、他のセメントでは 6 ヶ月の乾燥収縮ひずみの実測値を概ね再現できることが示された。養生 28 日では、M は実測値と良く一致するが、その他のセメントでは、実測値よりも低めに評価される結果となった。この理由として、水和の影響を受けている見かけの水分拡散係数の一定値を用いて含水率分布を評価したこと、および細骨材のひずみに強熱減量が同等の粗骨材のひずみを代用したことで、コンクリートの乾燥収縮ひずみが過小に評価された可能性が考えられた。このため、今後の課題として、水和の影響が小さい養生 91 日の水分拡散係数を用いた場合および収縮ひずみが小さい石灰石砕砂等を用いた場合での解析を実施し、予測精度に影響を及ぼす要因を明らかにする必要がある。

さらに、収縮係数の算定に用いる材料物性値の感度解析を実施した。粗骨材の収縮ひずみのばらつきの影響を評価した結果、ひずみに最小値を用いた場合は 10% 程度過小評価するが、平均値および最大値では実測値に対していずれも  $\pm 5\%$  以内となった。ただし、粘土鉱物を含む一部の粗骨材を用いた場合、予測値が著しく過小に算出されるケースが認められた。このため、粘土鉱物を含む収縮ひずみの大きい粗骨材を用いる場合は、試料数をさらに増やして収縮ひずみの代表性を高めるか、収縮ひずみの最大値を適用するなどの対策が必要と考えられる。それ以外の粗骨材の場合は平均値を用いても問題ないと判断できる。細骨材の収縮ひずみは、粗骨材ほどではないが予測値に影響を及ぼすことが示された。母岩または同砕石の収縮ひずみを代用できる砕砂を除く天然骨材において、何らかの物性値等から収縮ひずみを推定することが必要と考えられる。ヤング係数が予測値に及ぼす影響は低く、実測に拠らない場合は、骨材のヤング係数には、粗骨材は 75GPa を、細骨材は 65GPa を適用することを提案した。

6.5 節において、W/C=55% で使用材料の異なる 33 の調合ケースにて、本予測方法と 3 章および 4 章で求めたセメントおよび骨材の物性値を入力した場合の 2012 年土木学会式および複合予測式の予測精度を比較した。その結果、複合予測式に比べ、相対誤差およびばらつきは小さくなるが、また 2012 年土木学会式に比べ、相対誤差は若干大きくなるが、ばらつきは小

さくなり、予測精度が高まることが示された。

【参考文献】

- 1 CEB-FIP : "Model Code, Comite Euro-International du Beton", pp. 53-58 (1990)
- 2 T. Ayano, K. Sakata, F.H. Wittmann: "Moisture Distribution, Diffusion coefficient and Shrinkage of Cement-Based Materials", J. materials, Conc. Struct., Pavement, JSCE, No. 634, V-45, pp. 387-401 (1999)
- 3 寺澤正人, 川里麻莉子, 榎島 修, 鈴木基行: 「乾燥収縮解析に用いる物性値の取得に関する収縮試験方法の提案」, コンクリート工学年次論文集, Vol. 37, No. 1, pp. 367-372 (2015)
- 4 I. Maruyama, A. Sugie: " Numerical Study on Drying Shrinkage of Concrete Affected by Aggregate Size", Journal of Advanced Concrete Technology, Vol. 12, pp. 279-288 (2014)
- 5 寺西浩司, 佐藤嘉昭: 「複合モデルを基盤としたコンクリートの乾燥収縮予測式 3 相モデルへの展開および外的要因の影響の考慮」, 日本建築学会構造系論文集, Vol. 602, pp. 21-28 (2006)
- 6 P. Havlásek, M. Jirásek: " Multiscale modeling of drying shrinkage and creep of concrete", Cement and Concrete Research, Vol. 85, pp. 55-74 (2016)
- 7 J. A. Almudaiheen, W. Hansen: "Effect of specimens size and shape on drying shrinkage", ACI Material Journal, Vol. 84, No. 2, pp. 130-135 (1987)
- 8 (公社)土木学会: 2012 年制定 コンクリート標準示方書【設計編】, p106 (2012)
- 9 I. Maruyama, H. Sasano, Y. Nishioka, G. Igarashi: "Strength and Young's modulus change in concrete due to long-term drying and heating up to 90 ° C", Cement and Concrete Research, Vol. 66, pp. 48-63 (2014).
- 10 秋田 宏, 藤原忠司, 尾坂芳夫: 「乾燥を受けるコンクリート中の水分移動を解析する手法」, 土木学会論文集, No. 490, V-23, pp. 101-110 (1994)
- 11 小池晶子, 今本啓一, 本間敏明, 西祐宜, 小川亜希子: 「収縮低減剤および収縮低減型高性能 AE 減水剤を用いたコンクリートの収縮ひび割れ低減効果, その 1 実験概要およびコンクリートの基礎力学的性質」, 日本建築学会学術講演梗概集, pp. 893-894 (2010)
- 12 (一社)日本建築学会: 「鉄筋コンクリート造建築物の収縮ひび割れ制御設計・施工指針 (案)・同解説」, p74 (2006)
- 13 浅本晋吾, 石田哲也, 前川宏一: 「骨材特性との連関を考慮した複合構成モデルによりコンクリートの収縮解析」, 土木学会論文集, Vol. 63, No. 2, pp. 327-340 (2007)
- 14 兵頭彦次, 谷村 充, 杉山真悟, 佐藤良一: 「骨材のヤング係数・乾燥収縮に基づくコンクリートの乾燥収縮評価」, コンクリート工学年次論文集, Vol. 33, No. 1, pp. 479-484 (2011)
- 15 (一社)セメント協会 耐久性専門委員会・ひび割れ分科会: 「H-21 ひび割れ抵抗性及ばす各種要因の検討」 (1988)
- 16 (一社)セメント協会 コンクリート専門委員会: 「F-32 細骨材の品質がコンクリートの諸性質に及ぼす影響」 (1981)

## 第7章 結論

### 7.1 まとめ

本論文では、コンクリートの構成材料である骨材およびセメント硬化体の物性、特にヤング係数と収縮ひずみを適切に評価し、これらの物性値を用いてコンクリートの乾燥収縮ひずみを予測する方法を提案することを目的とした。本章では、本研究で得られた成果を取りまとめる。

第1章では、本研究の背景と目的および構成について記述した。

第2章では、コンクリートの乾燥収縮予測技術に関して既往文献を調査し、現状を取り纏めるとともに、実測データを元に汎用的な予測方法の精度を確認した。その結果、材料物性値を考慮できない予測式の精度は低く、精度を高めるには材料物性値、特に収縮ひずみを評価する必要があることが示された。また、JIS に拠るコンクリートの乾燥収縮ひずみを対象とする場合、乾燥6ヶ月の含水率(または相対湿度)とその含水率(または相対湿度)に応じた粗骨材およびセメント硬化体の収縮ひずみを評価できれば、さらに精度を高められる可能性があると考えられた。そこで、本研究では乾燥6ヶ月におけるコンクリートの含水率(または相対湿度)およびその含水率に応じた収縮ひずみを評価でき、かつ収縮に影響を及ぼす材料特性値を考慮できる予測モデルを検討することとした。また実用性を考慮し、これらの数値計算には汎用的なプログラムを適用することとした。

第3章では、コンクリートの構成材料である骨材について、コンクリートの乾燥収縮ひずみに影響を及ぼす物性値であるヤング係数と収縮ひずみの評価方法を検討した。粗骨材のヤング係数は、超音波パルス法にて求めた粗骨材粒子の動ヤング係数で評価する方法を提案した。またこの方法で産地および岩種の異なる24種類の粗骨材の動ヤング係数を測定した結果、63.6～107GPaとなり、同一岩種でも産地により異なることが明らかとなった。細骨材のヤング係数は、細骨材体積比を変えたレジンモルタルのヤング係数を Hashin-Hansen の複合式<sup>1</sup>にて回帰する方法で算出できることを明らかにした。この方法で産地の異なる10種類の細骨材のヤング係数を測定した結果、45.5～88.9GPaとなり粗骨材に比べ範囲は小さかった。既往の研究では、骨材のヤング係数を吸水率から評価できることが報告されている<sup>2</sup>が、本実験の範囲では、ヤング係数と吸水率には高い相関は認められなかった。

次に、ひずみゲージにて粗骨材粒子の収縮ひずみを測定した結果、3方向にひずみゲージを貼り付けることで、異方性の影響はキャンセルできたが、試料間のばらつきが大きく、骨材の代表値としてのひずみに評価は難しいことがうかがえた。また、粉末X線回折および偏光顕微鏡観察に拠り、石灰石を除く粗骨材のうち、ひずみが大きい粗骨材には粘土鉱物が同定された。既往の研究<sup>3</sup>を参考に、粗骨材の各種物性と収縮ひずみの関係性を評価した結果、安山岩を除く粗骨材の収縮ひずみと105～600℃の強熱減量(ig. loss600)または105～1000℃の強熱減量(ig. loss1000)には比較的高い相関が認められ、強熱減量から粗骨材の収縮ひずみを評価できる可能性が示された。一方、粗骨材の収縮ひずみと気乾含水率、吸湿率、BET比表面積および細孔径分布に高い相関は認められなかった。

第4章では、4種類のポルトランドセメントおよび高炉セメントB種を用いて、W/C=55, 50

および45%のセメント硬化体のヤング係数と収縮ひずみを評価した。静的試験により各種セメント硬化体のヤング係数を評価した結果、既往の知見<sup>4</sup>と同様に、ヤング係数をセメント水比の関数で評価できることが示された。ただし、その値は文献とは異なっており、養生条件の違いに拠る影響等が考えられた。セメント種類でみると、水セメント比で若干異なるが、ヤング係数は、養生7および28日では $L < M < BB < N < H$ 、養生91日では $M < L < N < BB < H$ となり、かつセメント間の差も小さくなった。また乾燥に伴うセメント硬化体の剛性の変化を評価するため、セメント硬化体の動ヤング係数、動ポアソン比および体積弾性率を測定した。その結果、セメント種類および水セメント比(W/C)に関わらず、動ヤング係数は乾燥1週後で、養生7日の場合に若干増加する傾向を、養生28日ではわずかに減少する傾向を示した。また動ポアソン比および体積弾性率は乾燥1週で低下する傾向を示した。ただし、それ以降は、いずれも一定に推移した。これらの結果を踏まえ、セメント硬化体のヤング係数には乾燥開始前の測定値を用いることとした。

本実験条件にて測定したセメント硬化体の収縮ひずみには以下の傾向が示された。

- ①全てのセメントにおいて、相対湿度が低いほど、また水セメント比が高いほど、収縮ひずみは大きくなった。
- ②セメント種類でみると、収縮ひずみはLが最も大きく、次いでBB、Mの順となり、NおよびHは他のセメントに比べ収縮ひずみは小さかった。
- ③養生期間が長くなるほど、セメントの水和が進行して収縮ひずみは大きくなると考えられるが、Lは養生28日で収縮ひずみが最大となった。
- ④同一養生条件であれば、相対湿度に関わらず、収縮ひずみと質量減少率の関係は同一曲線にプロットされる<sup>5</sup>が、養生7日の場合、その傾向が認められなかった。
- ⑤養生7日の場合、乾燥過程で全てのセメントで強熱減量が増加した。CH量はポルトランドセメントで増加し、BBでは逆に減少した。また全てのセメントで乾燥52週後の比表面積は増加し、特にLはその割合が最も大きかった。
- ⑥養生91日では、Maruyama<sup>6</sup>の提案した分離圧理論に基づく構成式を用いてセメント硬化体の平均吸着厚さと分離圧の関係を同一曲線で評価できた。

これらの結果より、養生期間が短い場合、乾燥過程の水和の進行が収縮ひずみに何らかの影響を及ぼすことが示唆された。特に、Lは乾燥過程での水和の進行が水和物の形態にも影響を及ぼした可能性が考えられるが、本研究では、水和の進行に伴う水和物量やその形態については検討するまでには至らなかった。

5章では、骨材およびセメント種類、W/Cの異なる各種コンクリートの乾燥に伴う含水率を評価し、水分拡散係数および平衡含水率を実験的に得た。またこれらの物性値をパラメータとして、汎用的な伝熱解析ソフトを用いた数値解析により含水率分布の予測を試みた。その結果、一面乾燥供試体の含水率分布から入手した水分拡散係数(D)はW/Cが高いほど、養生期間が短いほど、強度発現の遅いセメントほど大きくなることが示された。しかし、粗骨材岩種ではほとんど変わらなかった。また相対湿度99%の水分拡散係数( $D_{99}$ )を最大値と仮定し、Dとの比( $D/D_{99}$ )で評価することで、既往文献<sup>7</sup>と同様に調合条件や養生条件によらず、同一曲線でプロットできることが示された。また、実験に拠らず $D_{99}$ を得ることを目的に、セメント硬化体の

閾細孔径と  $D_{99}$  の関係性を評価した結果、両者には高い相関が認められ、セメント硬化体の閾細孔径からコンクリートの水分拡散係数を評価できることが明らかとなった。さらに、コンクリートの圧縮強度と  $D_{99}$  の関係性を評価した結果、閾細孔径よりは相関が低くなるものの、両者には良い相関が認められ、より簡易な手法としてコンクリートの圧縮強度からも  $D_{99}$  を評価できる可能性が示された。

得られた水分拡散係数および平衡含水率を用いて、さらに丸山ら<sup>8</sup>の研究を参考に、境界条件として表面係数ではなく仮想空間厚さを与える方法で解析した結果、調査条件に関わらず、仮想空間厚さを 0.01mm とすることで、含水率分布の予測が可能となることが示された。一面乾燥供試体および六面乾燥供試体の相対含水率分布を解析した結果、Lを除くセメントでは、乾燥初期を除けば、乾燥6ヶ月の実測値を比較的良く再現することが確認できた。Lは水和の進行を受けるため、見かけの水分拡散係数の一定値を用いる本手法は適用が難しく、乾燥期間で水分拡散係数を変える方法等を検討する必要があることが明らかとなった。

6章では、乾燥収縮ひずみの予測方法を提案することを目的として、乾燥収縮ひずみの解析に必要なパラメータである収縮係数(コンクリートの相対含水率と収縮ひずみの関係)の決定方法を検討するとともに、得られたパラメータを用いて乾燥収縮ひずみの解析を行った。その結果、3章および4章で求めた骨材およびセメント硬化体のヤング係数および収縮ひずみの実測値を複合式に適用する方法に拠り、相対湿度と収縮ひずみの関係を入手した。ただし複合式で得た乾燥収縮ひずみ( $\epsilon_{60}$ )は、実測値を回帰して求めた乾燥収縮ひずみの最終値( $\epsilon_{\infty}$ )よりも大きくなることが明らかとなった。この理由として、セメント硬化体の収縮ひずみを過大に評価した可能性があること、クリープの影響および遷移帯の影響が含まれていることが考えられた。そこで、 $\epsilon_{\infty}$ と $\epsilon_{60}$ の比( $\epsilon_{\infty}/\epsilon_{60}$ )を補正係数とし、これを $\epsilon_{60}$ に乗じて低減させることにより、上記の要因を考慮させることとした。さらに、相対湿度と相対含水率の関係から、相対湿度と収縮ひずみの関係を相対含水率と収縮ひずみの関係に変換して収縮係数を得ることができた。

この収縮係数を用いて、W/C=55%のコンクリートにおいて乾燥収縮ひずみの予測を試みた結果、養生7日の場合、Hおよび石灰石骨材を用いたLG-N55-7dでは、実測値との差は若干大きくなったが、他のセメントでは乾燥6ヶ月のひずみを概ね再現できることが示された。

さらに、収縮係数の算定に用いる材料物性値の感度解析を実施した。粗骨材の収縮ひずみに最小値を用いた場合、実測値に対して10%程度過小に評価する結果となった。平均値および最大値では実測値に対していずれも±5%以内となるが、粘土鉱物を含む一部の粗骨材を用いた場合、予測値が著しく過小に算出されるケースが認められた。このため、粘土鉱物を含む収縮ひずみの大きい粗骨材では試料数をさらに増やして収縮ひずみの代表性を高めるか、収縮ひずみの最大値を適用するなどの対策が必要と考えられた。その他の骨材ではひずみには平均値を用いて問題ないと判断した。細骨材の収縮ひずみがコンクリートの乾燥収縮ひずみの予測値に及ぼす影響は粗骨材ほど大きくはないが、無視できないことが明らかとなった。このため、母岩または同砕石の収縮ひずみを代用できる砕砂を除く天然骨材において、何らかの物性値等から収縮ひずみを推定することが必要と考えられた。骨材のヤング係数が乾燥収縮ひずみの予測値に及ぼす影響は低く、実測に拠らない場合は、骨材のヤング係数には本研究で得られた実験

値の平均値，粗骨材は 75GPa を，細骨材は 65GPa を適用することを提案した。

最後に 2 章に示した 2012 年土木学会式および複合予測式に 3 章および 4 章で求めた材料物性値を適用した場合と本予測方法の予測精度を比較した。その結果，本予測方法は精度が高まることが確認された。

## 7.2 本研究の課題と今後の展望

本研究では，コンクリートの構成材料である骨材およびセメント硬化体のヤング係数および収縮ひずみを適切に評価し，これらの物性値を用いることで乾燥に伴うコンクリートの収縮ひずみを評価できる方法を確立した。本予測方法の実用化に向けた取組み案を図 7-1 に示すととともに，具体的な方策について以下に述べる。

### (1) 材料物性値のデータベース化

コンクリートの乾燥収縮の予測に用いる材料物性値，特に収縮ひずみデータが必要になる。セメントに関し，本研究や Maruyama の研究<sup>6</sup>を除けば，各種セメントを要因とした収縮ひずみデータはほとんどない。この理由として，セメント硬化体の収縮ひずみの評価方法が定められていないことが挙げられる。例えば，オーストラリアでは，コンクリートの乾燥収縮に起因したひび割れ抑制の観点から，セメントの品質規格「AS3972:2010 “General purpose and blended cements”」<sup>9</sup>において，セメント種類 (Type SL : shrinkage limited cement) でモルタルによる収縮ひずみの上限が規定されている。このような規格を参考にすれば，各種セメントの収縮ひずみの評価が可能になると思われる。将来的にセメント需要が減少し，また低炭素化の要求が高まった場合，少量混合成分や間隙相の増加など我が国のセメントの仕様も変化していくことが考えられる。従って，セメントメーカーはセメントの品質情報として収縮ひずみを定量的に評価し，データベース化することが求められる。

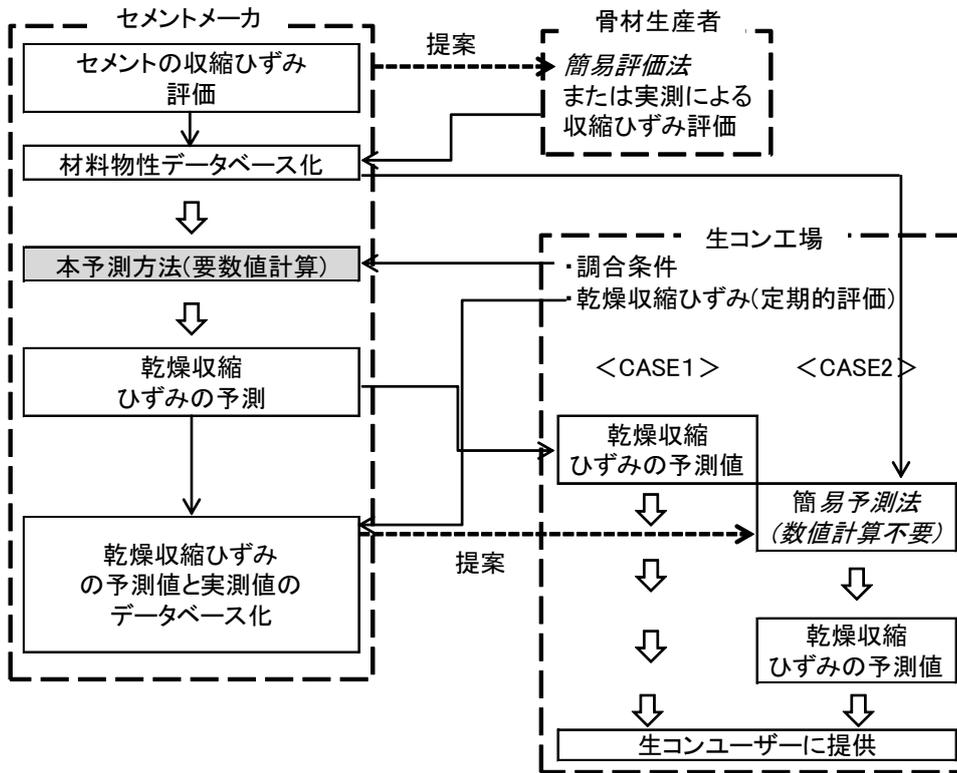
粗骨材に関して，原則として骨材の生産者が収縮ひずみを評価する必要があると考える。ただし，ひずみゲージによる測定は煩雑であり時間もかかる。このため，Igarashi ら<sup>3</sup>が提案した強熱減量による収縮ひずみの評価法などを参考に，比較的簡易に測定できる物性値から収縮ひずみを推定できる方法を別途提案する必要がある。我が国のコンクリート用粗骨材の主要な岩種は石灰岩，硬質砂岩および安山岩であるが，本研究において特に安山岩は，収縮ひずみが大きく，強熱減量による評価もできなかった。安山岩を岩種とした骨材の収縮ひずみおよびその推定方法について早急に調査したい。

### (2) コンクリートの乾燥収縮ひずみの予測と予測方法の簡素化

現状では，すべての生コン工場で本予測方法を適用できるわけではない。このため，当面は例えば系列に生コン工場を有するセメントメーカーが数値計算による予測を実施する必要がある。なお，本予測方法では乾燥 6 ヶ月の含水率分布と含水率分布に応じた収縮ひずみを算出する。すなわち 20°C，相対湿度 60% 環境下のコンクリートの平衡状態の含水率と，乾燥 6 ヶ月の含水率がわかれば，その比率に応じた乾燥収縮ひずみを数値解析に拠らず算出できる可能性がある。今後，多様な調合条件で，本予測方法にて求めた含水率および乾燥収縮ひずみと実測値との関係をデータベース化し，数値計算に拠らない簡素な予測方法を提案できれば，生コン工場での乾燥収縮の予測が可能となると考えられる。

(3) コンクリートの乾燥収縮ひずみの予測値の活用

現状では、コンクリートの乾燥収縮ひずみはJISに拠る試験値で保証するため、予測値を品質保証値にすることはできない。また、本予測方法は多様な調合条件での予測精度が検証されていない。今後さらにデータを蓄積し、本予測方法による予測精度を明らかにするとともに精度の向上を図りたい。これにより、将来的には生コンクリートのユーザーに対して、コンクリートの乾燥収縮の予測値を品質情報として提供できると考えられる。また、骨材産地や種類を変更する際のスクリーニングに活用することもできると考えられる。



\*CASE I はセメントメーカーによる、case II は生コン生産者による予測技術の運用例  
また、斜線部は今後の課題として取組むべき項目

図 7-1 乾燥収縮予測技術の実用化に向けた取組み案

【参考文献】

- 1 T. C. Hansen: "Influence of Aggregate and Void on Modulus of Elasticity of Concrete, Cement Mortar and Cement Paste", Journal of the American Concrete Institute, Vol. 62, No. 2, pp. 193-216 (1965)
- 2 清原千鶴, 佐藤嘉昭, 永松静也, 南本 敬: 「複合則理論を用いたコンクリートの乾燥収縮ひずみの推定」, コンクリート工学年次論文集, Vol. 26, No. 1, pp. 489-494 (2004)
- 3 G. Igarashi, I. Maruyama, Y. Nishioka, H. Yoshida: "Influence of mineral composition of siliceous rock on its volume change", Construction and Building Materials, No. 94, pp. 701-709 (2015)
- 4 江口 清, 寺西浩司: 「複合モデルを基盤としたコンクリートの乾燥収縮予測式」, 日本建築学会構造系論文集, Vol. 557, pp. 15-22 (2002)
- 5 永松静也, 佐藤嘉昭, 大常好範: 「セメント硬化体の乾燥の程度と乾燥収縮ひずみの関係」, 日本建築学会構造系論文報告集, No. 439, pp. 13-21 (1992)
- 6 I. Maruyama: "Origin of Drying Shrinkage of Hardened Cement Paste: Hydration pressure", Journal of Advanced Concrete Technology, Vol. 8, pp. 187-200 (2010)
- 7 秋田 宏, 藤原忠司, 尾坂芳夫: 「乾燥を受けるコンクリート中の水分移動を解析する手法」, 土木学会論文集, No. 490, V-23, pp. 101-110 (1994)
- 8 丸山一平, 五十嵐 豪, 岸 直哉: 「セメント硬化体の水分移動に関する基礎研究」, 日本建築学会構造系論文集, No. 668, pp. 1337-1344 (2010)
- 9 Australian Standard : AS 2350. 13-2006

## 謝辞

本論文は、筆者が東京大学大学院 工学系研究科建築学専攻 後期博士課程在学中に同大学大学院 工学系研究科建築学専攻 野口貴文教授の指導のもと行った研究の成果を取り纏めたものである。

本研究を実施するにあたり、多大なるご指導を賜りました野口貴文教授に深く感謝申し上げます。本学に入学以来、研究活動はもちろんのこと、建設分野における材料開発の在り方も含めて多くのご助言と示唆を賜りました。

本論文を副査として審査していただきました、東京大学大学院 工学系研究科建築学専攻 田尻清太郎准教授、同 北垣亮馬講師、東京大学大学院 工学系研究科社会基盤学専攻 石田哲也教授、名古屋大学大学院 環境学研究科都市環境学専攻 丸山一平教授に深く感謝申し上げます。田尻清太郎准教授、北垣亮馬講師、石田哲也教授には、本論文を取りまとめるにあたり貴重なご助言をいただきました。ここに改めて感謝の意を表します。

また丸山一平教授には、本研究の計画段階から長きにわたり、骨材・セメント硬化体の収縮特性ならびに水分移動に関する数値解析等全般についてご指導を賜りました。先生のお力添えがなければ本研究を成し遂げることはできなかつたと思われまふ。謹んで感謝申し上げます。

広島大学大学院 工学研究院社会環境空間部門 河合研至教授には、本学への入学に際してご推薦をいただきました。また学生時代からも懇切丁寧な指導を賜り、深く感謝申し上げます。

田村正道技術専門員、安藤達夫学術支援職員、友寄 篤学術支援専門職員、棚池 裕技術補助員、東京理科大学 理工学部建築学科 西尾悠平助教、松本悠実氏をはじめ研究室の皆様には多くのご支援をいただきました。深く感謝申し上げます。また、住友大阪セメント株式会社 野村博史氏とは、同時期にて社会人博士課程を過ごさせていただきました。同じ研究者としてともに学ぶことで大変刺激を得ることができました。心より感謝申し上げます。

本大学院への入学および本研究の機会を与えていただきました三菱マテリアル株式会社 小野直樹副社長、同社 セメント事業カンパニー 岸 和博バイスプレジデント、同 小野恭一企画管理部長、同 村山亮一生産部長、同 田中久順セメント研究所長を含め会社幹部の方に心より感謝申し上げます。また入社以来、未熟な筆者を叱咤激励して、今日までご指導していただきました三菱マテリアル株式会社 セメント事業カンパニー 原田克己品質保証部長、宇部三菱セメント株式会社 技術部 鳴瀬浩康取締役技術部長、同社 東京支店技術グループ 間所伸広部長、宮城県生コンクリート工業組合 小島利広技術部長に深く感謝申し上げます。

「マテリアルプレミアム」の一環として、本研究を共同で取り組みかつ支援していただいた、三菱マテリアル株式会社 中央研究所 CAE 応用研究部 島 裕和部長、同 高山佳典主任研究員、同 坂庭大輔研究員に多大なご支援を賜りました。ここに深く感謝申し上げます。

また多くの実験をご協力いただいた三菱マテリアル株式会社 セメント研究所コンクリートグループおよびコンクリート技術センターの皆様には厚く感謝致します。皆様のご協力がなければ、本研究を遂行することはできませんでした。

最後に、社会人博士課程の学生として入学して以来、陰ながら応援してくれた妻 律子と二人の娘 怜香と京香に心より感謝致します。