

原子力規制庁 御中

平成26年度高経年化技術評価高度化事業  
(コンクリート構造物の長期健全性評価に係る調査研究)

成果報告書

平成27年3月

**MRI**株式会社三菱総合研究所

本報告書は、原子力規制庁の委託業務により、三菱総合研究所が、首都大学東京、東京工業大学、名古屋大学、東北大学、広島大学との連携により作成し、原子力規制庁へ納品したものです。

したがって、本資料の公開、複製、転載、引用等には、原子力規制庁の承認が必要です。

## 目 次

1 序論	1-1
1.1 事業目的	1-1
1.2 事業項目	1-1
1.3 事業遂行体制	1-1
1.4 実施スケジュール	1-2
1.5 事業概要	1-2
2 コンクリート構造物の複合劣化評価	2-1
2.1 コンクリート構造物の長期健全性評価の枠組み構築	2-1
2.1.1 長期健全性評価の枠組み	2-1
2.1.2 コンクリート構造物の長期健全性評価の枠組み構築	2-13
2.1.3 鉄筋腐食と耐荷力に関する研究事例	2-14
2.1.4 中性化・塩害による鉄筋腐食に伴う構造性能低下に関する PDFt 曲線例	2-31
2.2 熱影響を受けたコンクリートのひび割れ発生に関する検討	2-36
2.2.1 研究の背景および目的	2-36
2.2.2 破壊特性の評価	2-38
2.2.3 100℃未満で長期の加熱を受けたコンクリートのひび割れ発生特性	2-39
2.2.4 100℃以上で加熱を受けたコンクリートのひび割れ発生特性	2-52
2.2.5 100℃未満で中性化したコンクリートのひび割れ発生特性	2-55
2.2.6 まとめ	2-61
2.3 複合劣化を受けた鉄筋コンクリートのひび割れ発生に関する検討	2-62
2.3.1 研究の背景および目的	2-62
2.3.2 コンクリートに埋込まれた鉄筋の腐食実験	2-63
2.3.3 デジタル X 線画像によるコンクリート内部の鉄筋腐食の評価	2-65
2.3.4 コンクリートに埋込まれた鉄筋の腐食促進実験の経過	2-69
2.3.5 まとめおよび今後の課題	2-76
2.3.6 今後の予定	2-76
2.4 複合劣化を受けた鉄筋コンクリートの鉄筋腐食に関する検討	2-77
2.4.1 研究の背景および目的	2-77
2.4.2 実験概要	2-77
2.4.3 実験結果（鉄筋の断面減少状況）	2-83
2.4.4 まとめおよび今後の課題	2-89
2.5 鉄筋コンクリート梁部材の付着割裂実験	2-90
2.5.1 はじめに	2-90

2.5.2	梁部材の曲げせん断実験概要.....	2-91
2.5.3	実験結果および考察.....	2-97
2.5.4	まとめ.....	2-110
2.6	鉄筋コンクリート柱要素試験体の主筋・横補強筋促進腐食試験.....	2-111
2.6.1	はじめに.....	2-111
2.6.2	促進腐食実験概要.....	2-112
2.6.3	実験結果および考察.....	2-128
2.6.4	ひび割れ進展のFEM解析.....	2-146
2.6.5	まとめ.....	2-153
2.7	まとめ.....	2-159
2.7.1	今年度の成果.....	2-159
2.7.2	今後の課題.....	2-160
3	放射線照射によるコンクリート強度劣化評価.....	3-1
3.1	コンクリートおよび構成要素のガンマ線影響評価.....	3-11
3.1.1	物理特性試験（コンクリート）.....	3-11
3.1.2	物理特性試験（骨材）.....	3-69
3.1.3	まとめ.....	3-105
3.1.4	今後の課題.....	3-106
3.2	コンクリートおよび構成要素の中性子影響評価.....	3-107
3.2.1	照射試験の実施状況.....	3-107
3.2.2	相互作用試験.....	3-129
3.2.3	物理特性試験.....	3-144
3.2.4	試験結果の分析.....	3-216
3.2.5	まとめ.....	3-245
3.2.6	今後の課題.....	3-246
3.3	健全性評価に資する数値解析的検討.....	3-247
3.3.1	数値解析手法の高度化.....	3-247
3.3.2	数値解析手法に資する実験的検討.....	3-284
3.3.3	まとめ.....	3-348
3.4	放射線に対するコンクリート構造物の健全性評価に関する検討.....	3-350
3.4.1	解析手法の妥当性検証・JPDR炉を用いた検証について.....	3-350
3.4.2	数値解析手法による健全性評価の検討.....	3-374
3.4.3	まとめ.....	3-400
3.5	まとめ.....	3-401

4	コンクリート構造物のアルカリ骨材反応に関する調査研究.....	4-1
4.1	はじめに .....	4-1
4.1.1	骨材の反応性の検証.....	4-1
4.1.2	高経年化評価における ASR 評価の全体像.....	4-4
4.1.3	ASR 診断.....	4-7
4.1.4	報告書の構成.....	4-9
4.2	ASR ポテンシャル評価の検討.....	4-10
4.2.1	試験用試料の入手・選定.....	4-10
4.2.2	試験用試料の岩石学的試験.....	4-17
4.2.3	骨材の試験方法の比較検討.....	4-23
4.2.4	まとめ .....	4-45
4.3	ASR 診断方法に関する課題抽出.....	4-157
4.3.1	既存の ASR 診断・健全性評価フロー調査.....	4-157
4.3.2	ASR に係る健全性評価事例 .....	4-169
4.3.3	ASR 診断・健全性評価に関する今後の課題 .....	4-177
4.3.4	まとめ .....	4-181
4.4	高経年化対策に関する調査.....	4-182
4.4.1	ASR に関する部材の健全性評価 .....	4-182
4.4.2	ASR 膨張を評価するための基礎情報 .....	4-197
4.4.3	ASR の高経年化対策に関する国際動向 .....	4-223
4.4.4	まとめ .....	4-228
4.5	まとめ .....	4-234
5	事業進捗の管理と成果総括に係る活動の実施.....	5-1
5.1	実施履歴 .....	5-1
5.2	報告会 .....	5-1
5.3	第三者有識者委員会.....	5-2
5.4	研究会 .....	5-3
5.5	定例報告 .....	5-3
5.6	国際会議 .....	5-4
6	結論 .....	6-1

謝辞

## 1. 序論

### 1.1 事業目的

運転開始後 30 年を超えて運転する経年プラントの健全性評価をより高度化するため、高経年化技術評価に対して最新知見を取り入れて、コンクリート材料の経年劣化進展に伴う安全裕度の低下に係る予測手法の導入や予測精度の改善を図り、コンクリート構造物の長期健全性評価手法の高度化に資するものである。

### 1.2 事業項目

以下の項目について実施する。

- (1) コンクリート構造物の複合劣化評価
- (2) 放射線照射によるコンクリート強度劣化評価
- (3) コンクリート構造物のアルカリ骨材反応に関する調査研究
- (4) 事業進捗の管理と成果総括に係る活動の実施

### 1.3 事業遂行体制

本事業は、三菱総合研究所が受託機関代表となり、国立大学法人東北大学（以下、東北大学）、国立大学法人東京工業大学（以下、東京工業大学）、国立大学法人名古屋大学（以下、名古屋大学）、国立大学法人広島大学（以下、広島大学）、公立大学法人首都大学東京（以下、首都大学東京）とコンソーシアムを組み、業務を遂行した。図 1.3-1 に事業遂行体制図を記す。

なお、本事業で実施した各研究の遂行体制については、1.5 の事業概要に記載した。

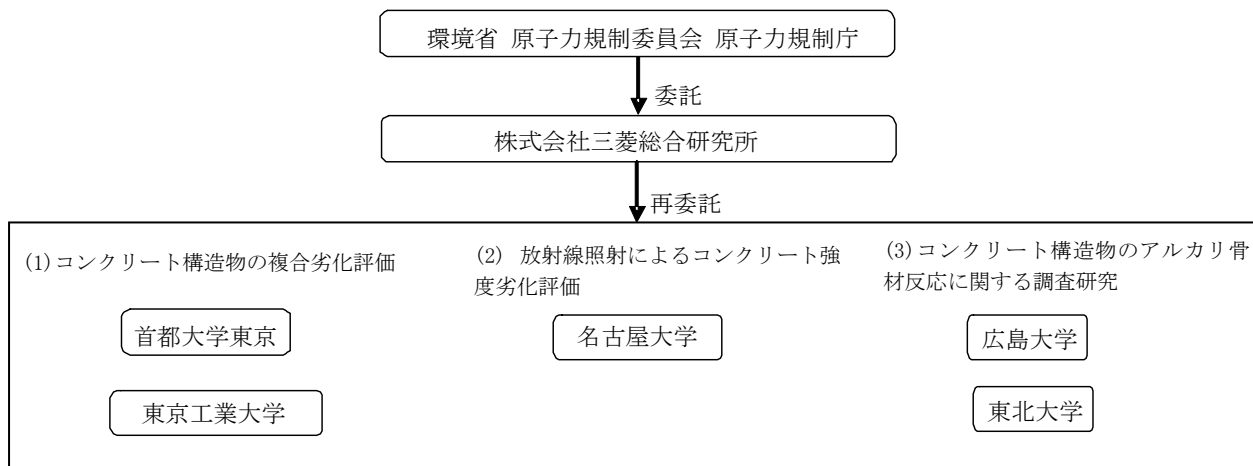


図 1.3-1 事業遂行体制

#### 1.4 実施スケジュール

実施スケジュールは以下の通りである。

平成 26 年 8 月 22 日から、平成 27 年 3 月 16 日まで

#### 1.5 事業概要

1.3 に記載した事業遂行体制に加え、関係各所の協力を仰ぐ形での研究実施体制を構築し、1.2 に示した 3 項目の研究を実施する。この (1)～(4) が、2 章～5 章に対応する。各研究の実施概要を以下に示す。

##### (1) コンクリート構造物の複合劣化評価

###### 1) 実施内容

複合劣化によるコンクリート構造物の材料劣化並びに構造性能の低下が、原子力発電施設の長期健全性に及ぼす影響の定量評価手法を導出する。

###### 2) 実施方法

コンクリート構造物の材料劣化並びに構造性能の低下に及ぼす中性化、塩害、熱等の複合劣化の影響を調査し、複合劣化を受けたコンクリートのひび割れ発生メカニズム、複合劣化による鉄筋腐食と強度の関係を試験等により明らかにするとともに、鉄筋腐食を受けた鉄筋コンクリート部材の構造性能を解明する。

これらの検討結果に基づき、複合劣化因子の作用量と材料劣化の関係を定式化し、経年劣化進展を推定するためのコンクリート構造物の長期健全性評価の枠組を構築する。

平成 26 年度は、定式化に必要な鉄筋腐食度とせん断耐力に関する文献収集、熱影響を受けたコンクリートのひび割れ発生に関する検討、複合劣化を受けた鉄筋コンクリー

トのひび割れ発生に関する検討、複合劣化を受けた鉄筋コンクリートの鉄筋腐食に関する検討、鉄筋コンクリート部材の付着割裂試験及び促進腐食試験を実施し、長期健全性評価全体の枠組を整理する。

### 3) 研究体制

図 1.5-1 に研究実施体制を示す。

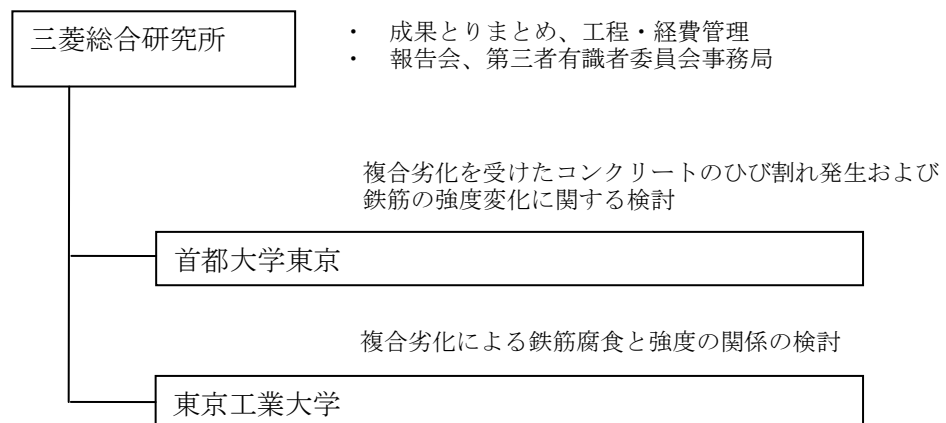


図 1.5-1 研究実施体制



## (2) 放射線照射によるコンクリート強度劣化評価

### 1) 実施内容

原子力発電施設の遮蔽機能が要求されるガンマ線や中性子線の照射環境下にある安全上重要なコンクリート構造物に対して、放射線照射によるコンクリート劣化に関するメカニズムを解明し、健全性評価上の判断に資する体系化を行う。

### 2) 実施方法

ガンマ線並びに中性子線の累積照射量の制限値として参考としている目安値の設定根拠の妥当性検証や放射線がコンクリートの強度特性に及ぼす影響を把握するため、ガンマ線並びに中性子線の照射試験条件や試験方法を選定して照射試験を実施する。

ガンマ線については、長期間の照射がコンクリート構成材料（セメントペースト、骨材）及びコンクリート部材の物理特性に及ぼす影響を評価するためのデータ取得とデータ分析を行い、劣化メカニズムの妥当性について検証し、累積照射量と劣化の関係を評価する。

中性子線については、運転期間 60 年の累積照射量をカバーする照射試験を行い、中性子がコンクリート部材の物理特性に及ぼす影響を評価するためのデータ取得とデータ分析を行う。その他、非照射で照射試験と同一温度条件の加熱試験を行い、劣化メカニズムを解明するためのデータ取得とデータ分析を行う。

合わせて、照射と熱がコンクリート強度へ与える影響を評価し、実部材の構造性能を将来にわたって予測可能な数値解析的検討を行う。これにより、放射線照射の影響を受ける原子力発電施設の鉄筋コンクリート部材に対する長期健全性評価手法を確立する。

平成 26 年度は、熱の影響については材料条件を変化させた実験、ガンマ線の影響についてはセメントペーストや骨材の照射による変質に関するデータの取得・分析、中性子線の影響については照射後サンプルの分析を実施し基礎データを取得、数値解析的検討については水分移動やセメントの変質等について、昨年度までに開発したコードを高度化する。なお、放射線の影響等に関する国際会議等に参加し、本研究の成果を発信すると共に参加各国の情報を収集する。

### 3) 研究体制

図 1.5-2 に研究実施体制を示す。

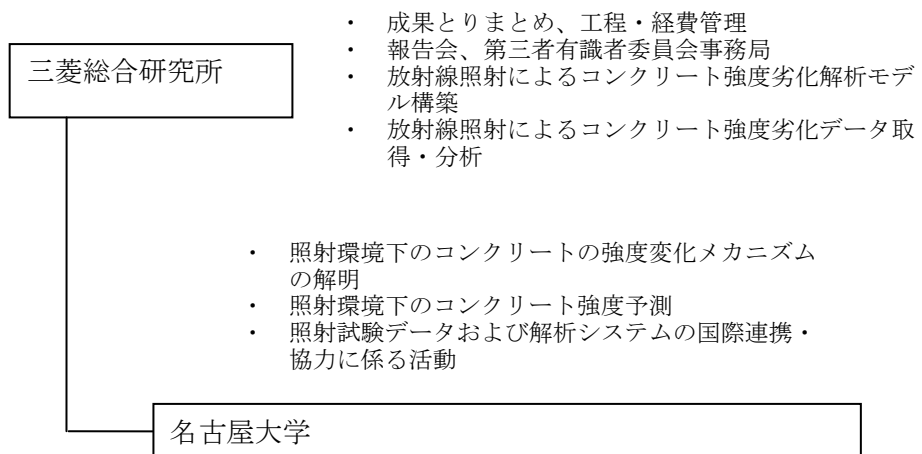


図 1.5-2 研究実施体制

### (3) コンクリート構造物のアルカリ骨材反応に関する調査研究

#### 1) 実施内容

旧（独）原子力安全基盤機構で実施したアルカリ骨材反応（以下、「ASR」という。）の評価に関する国内外の学術論文や技術関連情報による最新知見の調査結果を基に検討した骨材試験方法、ASR 診断方法の総合的な ASR 評価システムの有効性を検証し、ASR 評価への適用性を確認し、原子力発電施設のコンクリート構造物の ASR 評価に係る新評価基準を検討する。

#### 2) 実施方法

原子力発電施設の高経年化技術評価に係るコンクリート構造物の健全性について、ASR に関しては、既往の規格基準類により評価を実施している。近年、ASR の原因である急速膨張性骨材以外に、遅延膨張性（10 数年以上経過してからコンクリートにひび割れを生じる。）骨材による劣化事例が報告されている。現在、国内外の関係機関でも様々な検討が実施されているが、遅延膨張性骨材を含むすべての反応性骨材を対象にした ASR 評価基準は策定されていない。従って、高経年化技術評価の ASR 評価に反映するため、遅延膨張性骨材を含むすべての反応性骨材の ASR に係るデータを整備して新しい評価基準を策定する必要がある。

平成 26 年度は、試験の準備として、試験に用いる試験用試料（急速膨張性骨材、遅延膨張性骨材、セメント、混和材等）を選定し入手する。試験に用いる使用材料の化学組成、鉱物組成を確認するため、X 線回折や偏光顕微鏡観察等による岩石学的試験を行う。

骨材試験の実証試験として、国内の試験方法として従来から行われている方法（例：化学法、モルタルバー法等）と最新知見に基づき提案されている外国の試験方法（例：RILEM AAR-2～4）を比較し、国内の急速膨張性骨材と遅延膨張性骨材に対する有効性を確認する。

#### 3) 研究体制

図 1.5-3 に研究実施体制を示す。

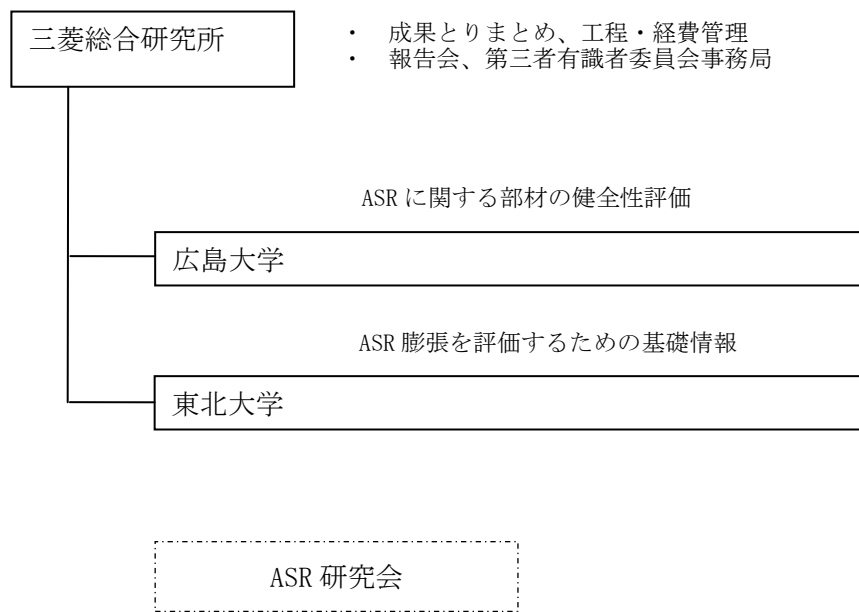


図 1.5-3 研究実施体制

#### (4) 事業進捗の管理と成果総括に係る活動の実施

##### 1) 実施内容

本事業で実施する(1)、(2)及び(3)の各個別調査研究について、研究計画に対する進捗度の確認、研究目標に対する実施内容の妥当性の確認、研究成果の取りまとめ等に係る管理を行い、事業開始時説明、中間成果報告及び最終成果報告を行う。

##### 2) 実施方法

本事業で実施する(1)コンクリート構造物の複合劣化評価、(2)放射線照射によるコンクリート強度劣化評価及び(3)コンクリート構造物のアルカリ骨材反応に関する調査研究に対して、研究計画の確認や進捗度の把握、研究目標に対する実施内容の妥当性の確認及び研究成果の取りまとめ等に係る管理を行う。

上記の管理において、規制庁殿と1～2ヶ月に1回程度の打合せを行う。また、規制庁殿との打合せ議事録、並びに月ごとの研究の進捗状況、課題状況及び課題への対応案をまとめた月報を提出する。

また、各調査研究について、事業開始時における研究計画の説明、中間での進捗状況及び成果取りまとめ状況の報告(2回程度)、並びに最終成果取りまとめ報告を実施する。なお、第三者有識者による委員会を設置し、進捗状況、成果の妥当性等に関する意見聴取を行い、その結果を成果とりまとめの参考とすることとする。

## 2. コンクリート構造物の複合劣化評価

### 2.1 コンクリート構造物の長期健全性評価の枠組み構築

#### 2.1.1 長期健全性評価の枠組み

##### (1) 複合劣化による長期健全性評価の枠組み方針

##### a) 評価の範囲

本評価法で対象とする原子力発電所施設コンクリートの部位は、特に中性化、塩害、熱の影響を受ける部分であり、さらにそれらが複合的な作用を受ける部分である。高経年化技術評価審査マニュアル<sup>1</sup>（コンクリートの強度低下及び遮蔽能力低下）においては、劣化要因毎に、経年劣化の影響がもっとも厳しくなると想定される部位を選定とあり、そこでの代表的な部位選定例には以下の表 2.1.1-1 がある。この中で本研究での対象を赤枠で示す。また、この中で特に複合劣化の可能性が考えられる要因を、\*1) 中性化、\*2) 塩分、\*3) 熱として示した。

表 2.1.1-1 評価対象部位（例）

経年劣化要因	BWR プラント	PWR プラント
熱	原子炉ペDESTAL	内部コンクリート*1)
放射線照射	原子炉ペDESTAL、一次遮蔽壁	内部コンクリート
中性化	外周コンクリート*2)、内壁コンクリート*3)	外部遮へい壁*2)、原子炉格納施設基礎、内部コンクリート*3)
塩分浸透	取水構造物*1)、外周コンクリート*1)	取水構造物*1)、外部遮へい壁*1)
アルカリ骨材反応	コンクリート構造物全般	コンクリート構造物全般
機械振動	タービン架台、非常用ディーゼル発電機基礎	タービン架台、非常用ディーゼル発電機基礎
凍結融解	取水構造物、外周コンクリート	取水構造物、外部遮へい壁

\*複合劣化の可能性が考えられる要因： 1) 中性化、2) 塩分、3) 熱

##### b) RC 構造物の劣化度評価ダイアグラム

<sup>1</sup> 独立行政法人 原子力安全基盤機構：“高経年化技術評価審査マニュアル コンクリートの強度低下及び遮蔽能力低下（含む鉄骨構造の強度低下）”、JNES - RE - 2013 - 9012、（2013）

RC 構造物の劣化度予測に関して、「RC 構造物の劣化度評価ダイアグラム ( $PDFt$  曲線)」を用い、実際の劣化度測定データに基づいた RC 構造物の健全性評価法<sup>2</sup> (以下、 $PDFt$  曲線による健全性評価)がある。図 2.1.1-1 に  $PDFt$  曲線の概念図を示す。本法の基本的考え方は、劣化関数の基本形を予め定め、構造物の実際の劣化度測定データを外挿し、劣化関数の係数を帰納的に決定し、劣化関数を決定し劣化予測を行うことにある。劣化関数の係数により様々な構造物(ここでは各地域の原子力関連施設)の耐久性に関する特性を共通的な尺度で評価できる。また、時間  $t$ 、劣化因子の作用量  $F$ 、材料劣化度  $D$ 、構造物の性能  $P$  について各因子間の関係を独立事象として明確にとらえることで推定精度が上がる。 $F-t$  曲線、 $D-F$  曲線は基本式に基づく外挿法により定めるのが適当と考えられ、そのために基本式の妥当性を広範囲の条件で確認する必要がある。また、 $P-D$  曲線については、劣化後の材料特性を用いた数値解析、設計式などで評価するのが現実的である。最終的に構造性能の時間変化を評価する  $P-t$  曲線が得られる。

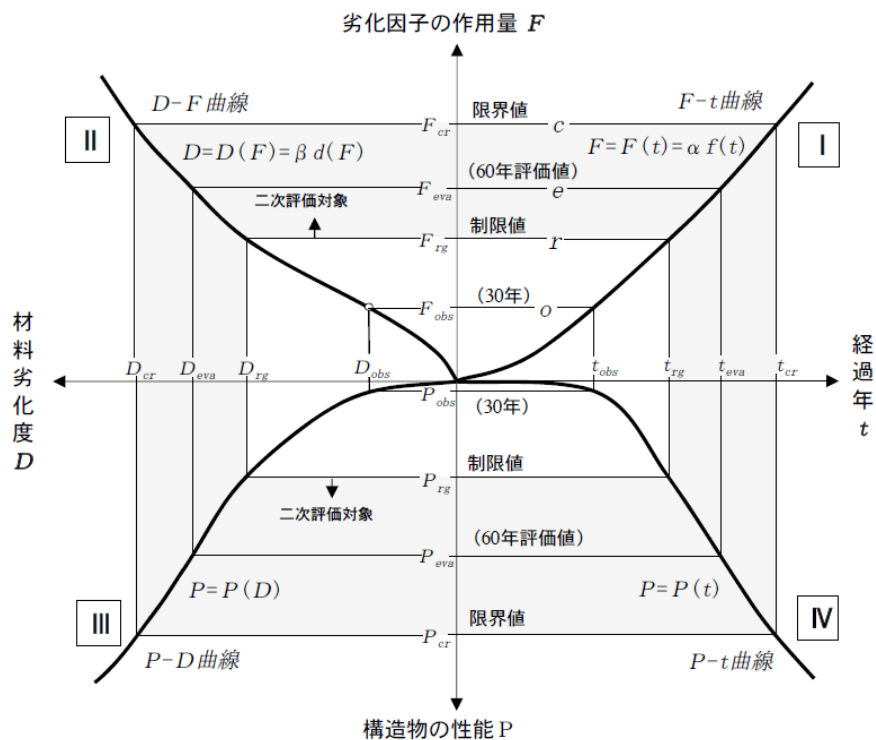


図 2.1.1-1 RC 構造物の劣化度評価ダイアグラム ( $PDFt$  曲線)

(2)  $PDFt$  曲線での劣化評価基本式

a)  $PDFt$  曲線による複合劣化の評価方法

<sup>2</sup> 橋高義典：“鉄筋コンクリート構造物の高経年化技術評価における健全性評価の方法”、日本建築学会技術報告集、No. 32、pp. 27-30 (2010)

複合劣化作用を受けた場合での  $PDFt$  曲線による評価の基本的な考え方は、劣化評価基本式の各係数（劣化因子指数および材料劣化指数）の中に複合因子の影響を含んだ評価式を構築することであるが、 $PDFt$  評価の基本は実測に基づく劣化基本式への外挿法であり、複合劣化が作用した場合でも劣化基本式が成り立つことを前提として評価する。

劣化因子作用量  $F$  と時間  $t$  との関係 ( $F-t$  曲線) の劣化評価基本式は、式 (2.1.1-1) のとおりである。

$$F(t) = \alpha f(t) \quad (2.1.1-1)$$

$\alpha$ : 劣化因子指数

劣化因子指数  $\alpha$  は複合因子が作用する場合は、式 (2.1.1-2) で表せる。

$$\alpha = \alpha(I_1, I_2, \dots, I_n) \quad (2.1.1-2)$$

$I_{1\sim n}$ : 影響要因

影響因子が複合的に作用しても基本式が成立することが検証されれば、実測値に基づく外挿法により  $\alpha$  で劣化因子の複合作用を一律に評価可能となる。

材料劣化度  $D$  と劣化因子作用量  $F$  との関係 ( $D-F$  曲線) の劣化評価基本式は、式 (2.1.1-3) のとおりである。

$$D(F) = \beta d(F) \quad (2.1.1-3)$$

$\beta$ : 材料劣化指数

材料劣化指数  $\beta$  は複合因子が作用する場合は、式 (2.1.1-4) で表せる。

$$\beta = \beta(F_1, F_2, \dots, F_n)t \quad (2.1.1-4)$$

$F_{1\sim n}$ : 劣化因子

劣化因子が複合的に作用しても基本式が成立することが検証されれば、実測値に基づく外挿法により  $\beta$  で劣化因子の複合作用を一律に評価可能となる。

構造性能  $P$  と材料劣化度  $D$  との関係 ( $P-D$  曲線) の複合的な作用は、式 (2.1.1-5) で表せる。

$$P(D) = P(D_1, D_2, \dots, D_n) \quad (2.1.1-5)$$

$D_{1\sim n}$ : 材料劣化度

本式による評価は、材料劣化度について、複合的な作用を組み込んだ、演繹式、計算式、数値解析などによる。

#### b) 劣化要因と $F-t$ 関係および $D-F$ 関係の劣化評価基本式

以下に、劣化因子作用量  $F$  と時間  $t$  との関係 ( $F-t$  曲線)、材料劣化度  $D$  と劣化因子作用量  $F$  との関係 ( $D-F$  曲線) それぞれの劣化評価基本式の劣化因子指数および材料劣化指数に複合因子の影響を含ませた評価式を示す。

#### ・中性化



中性化深さに関する  $F-t$  関係基本式は下式が提案されている<sup>3</sup>。

$$F_1 = \alpha\sqrt{t} \quad (2.1.1-6)$$

$F_1$  : 中性化深さ (mm<sup>2</sup>)

$t$  : 年数(year)

影響因子  $I_1$  として、各種条件についておおよそ基本式が成立すると考えられ、各種影響因子の影響は  $\alpha$  に含ませることができ、実測結果の外挿により、式 (2.1.1-6) で各種要因の複合的な影響を評価できることになる。

中性化深さと鉄筋腐食度に関しては以下の評価式がある<sup>4</sup>。

$$W_c = \frac{1}{38.1} (1.35T + 2.76H + 1.800O_2 - 163) \cdot \sqrt{t} \quad (2.1.1-7)$$

$W_c$  : 腐食による鉄筋の質量減少量 (10<sup>-4</sup>g/cm<sup>2</sup>)

$T$  : 温度 (°C)

$H$  : 相対湿度 (%)

$O_2$  : 酸素濃度 (%)

$t$  : 鉄筋部分へ中性化達成後の期間 (day)

ここで、式 (2.1.1-7) に関して、腐食量  $W_c$  は、中性化速度式に用いられる  $\sqrt{t}$  と線形関係にあり、暴露環境条件を  $\beta_1$  とって、中性化深さと鉄筋の腐食度  $D_1$  との  $D-F$  関係として以下の劣化評価基本式が提案されている<sup>5</sup>。

$$D_1 = \beta_1 \sqrt{F_1^2 - F_0^2}, \quad D_3 = \frac{d\rho}{4} \times D_1 \times 100 \quad (2.1.1-8)$$

$D_1$  : 鉄筋の断面欠損率

$\beta_1$  : 定数 (式 (3.4.1-8) での各影響因子:温度、相対湿度、酸素濃度)

$F_1$  : 中性化深さ (mm)

$F_0$  : 鉄筋が腐食し始める鉄筋までのかぶりコンクリート厚さ\*注 (mm)

$D_3$  : 腐食による鉄筋の質量減少量 (mg/cm<sup>2</sup>)

$d$  : 鉄筋径 (mm)

$\rho$  : 鉄筋の密度 (g/mm<sup>3</sup>)

\*注例えば、屋外側はかぶりコンクリート厚さ、屋内側はかぶりコンクリート厚さ+20mm

$F_1$  として、使用材料、温湿度について基本式が成立すれば、使用材料、温湿度の影響は  $\beta$  に含ませることができ、実測結果の外挿により、式 (2.1.1-8) で使用材料、温湿度の複合的な影響を評価できることになる。

<sup>3</sup> 岸谷孝一：“鉄筋コンクリートの耐久性”、鹿島建設技術研究所出版部 (1963)

<sup>4</sup> 友沢史紀、福士勲、森永繁：“中性化および鉄筋腐食速度にもとづく鉄筋コンクリートの速度論的耐久性予測手法に関する予備的考察”、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp. 101-102(1985)

<sup>5</sup> Kitsutaka Y. and Tsukagoshi M.：“Method on the aging evaluation in nuclear power plant concretes structures”、Nuclear Engineering and Design、pp. 286-290、(2014)

## ・塩害

塩化物イオンの作用量に関しての劣化評価基本式は下式が提案されている<sup>6</sup>。

$$F_2 = \int_0^{t_n} C_t dt, \quad C_t \geq C_{cr} \quad (2.1.1-9)$$

$F_2$  : 塩化物イオンの作用量 (kg/m<sup>3</sup>・year)

$C_t$  : 塩化物イオン濃度 (kg/m<sup>3</sup>)

$t$  : 年数(year)

$t_n$  : 評価年(year)

$C_{cr}$  : 鉄筋腐食開始塩化物イオン濃度=1.2kg/m<sup>3</sup>

$C_t$  は下式となる。

$$C_t = C_0 \left\{ 1 - \sqrt{1 - \exp\left(-\frac{\alpha_2 \cdot x^2}{t}\right)} \right\}, \quad \alpha_2 = \frac{1}{\pi D} \quad (2.1.1-10)$$

$C_0$  : コンクリート表面の塩化物イオン濃度 (kg/m<sup>3</sup>)

$x$  : かぶり厚さ (mm)

$D$  : みかけの拡散係数 (mm<sup>2</sup>/year)

$\alpha_2$  は材料条件などに影響される劣化因子の作用量に関する定数である。 $C_0$  および  $\alpha_2$  は各評価年での塩化物イオン濃度の深さ方向の分布の実測値などから求める。影響因子  $I_1$  として、各種調合、温湿度、の影響は  $\alpha$  に含ませることで、式 (2.1.1-10) で複合的な影響を評価する。

塩化物イオンの作用量と鉄筋腐食度に関しての劣化評価基本式には下式が提案されている。<sup>6</sup>

$$D_3 = \beta F_2 \quad (2.1.1-11)$$

$D_3$  : 腐食による鉄筋の質量減少量 (mg/cm<sup>2</sup>)、 $F_1$  : 塩化物イオンの作用量

腐食量に影響する因子は  $\beta$  に含ませることで、実測結果の外挿により、式 (2.1.1-11) (2.1.1-11) で塩害による鉄筋腐食の複合的な影響を評価できることになる。

## ・熱

熱の  $F-t$  関係については以下の提案<sup>5</sup>がある。熱によるコンクリート中の水和物の組織の変化に関する作用量を熱劣化作用量  $F_3$  とし、熱劣化定数  $\alpha_3$  と時間  $t$  との積で表す。

$$F_3 = \alpha_3 \cdot t \quad (2.1.1-12)$$

$\alpha_3$  は、温度・組織の変化に関する係数であり、たとえば、一般的に用いられている反応速度式の速度理論に基づき以下の式 (2.1.1-13) が考えられる。

$$\alpha_3 = a \cdot \exp\left(-\frac{b}{T}\right) \quad (2.1.1-13)$$

ここで、 $a$ 、 $b$  : 定数、 $T$  : 温度 (°C) である。

<sup>6</sup> 橋高義典：“塩害による鉄筋腐食における劣化因子の作用量と材料劣化度との関係について”、2013年度日本建築学会大会学術講演梗概集 A-1、pp.423-424 (2013)

なお、既往の加熱時間と圧縮強度低下に関する実験結果<sup>7</sup>により、 $a$ 、 $b$ を回帰すると、 $a=160$ 、 $b=1$ が得られている。

高温下に暴露されたコンクリートの強度の低下は図 2. 1. 1-2 に示すような傾向がある。

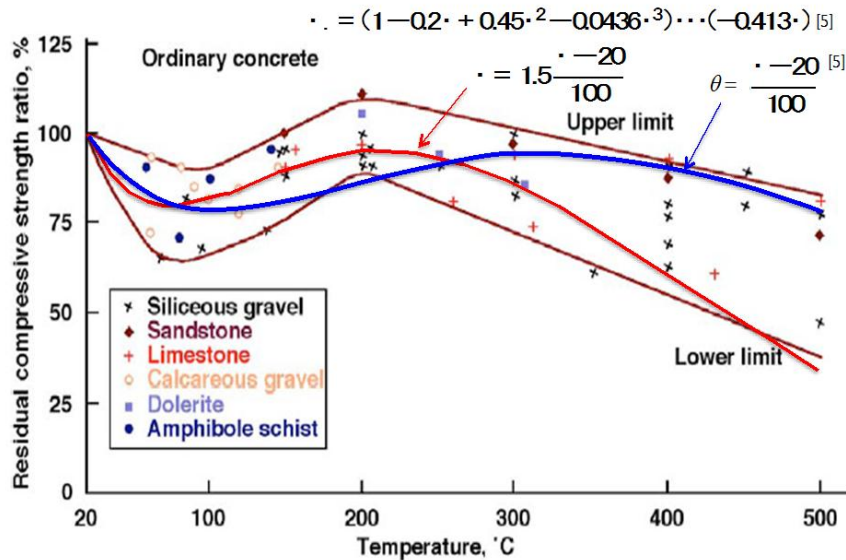


図 2. 1. 1-2 コンクリートの圧縮強度と温度の関係

本結果等より、熱の作用とコンクリートの圧縮強度低下率の関係  $D$ - $F$  曲線について、加熱温度と強度低下率  $D_u$  との関係は、阿部らの表示式<sup>8</sup> (図 2. 1. 1-2 中の [5]) を参考に、式 (2. 1. 1-14) に示す。

$$D_u = (1 - 0.2\theta + 0.45\theta^2 - 0.0436\theta^3)\exp(-0.413\theta) \quad (2. 1. 1-14)$$

$$\theta = 1.5 \frac{T-20}{100} \quad (2. 1. 1-15)$$

ここで、 $T$  は温度 (°C) (ただし、 $T = 20$  °C ~ 400°C)

また、高温下に暴露されたコンクリートの強度低下度  $D_1$  は、初期に急激に低下し収束値  $D_u$  に収束する傾向がある。これらの関係は式 (2. 1. 1-16) で表わせると考えられる。

$$D_1 = e^{-F_3}(1 - D_u) + D_u \quad (2. 1. 1-16)$$

以上の評価式の妥当性に関しては、図 2. 1. 1-3 に示す加熱時間と圧縮強度低下に関する実験結果<sup>7</sup>がある。

<sup>7</sup> 平成 25 年度高経年化技術評価高度化事業成果報告書、第 3 分冊、(株) 三菱総合研究所、平成 26 年 3 月

<sup>8</sup> 安部武雄、大塚貴弘、小林裕、道越真太郎：“高温度における普通強度コンクリートの力学的特性”、日本建築学会構造系論文集、pp7-13、(2007)

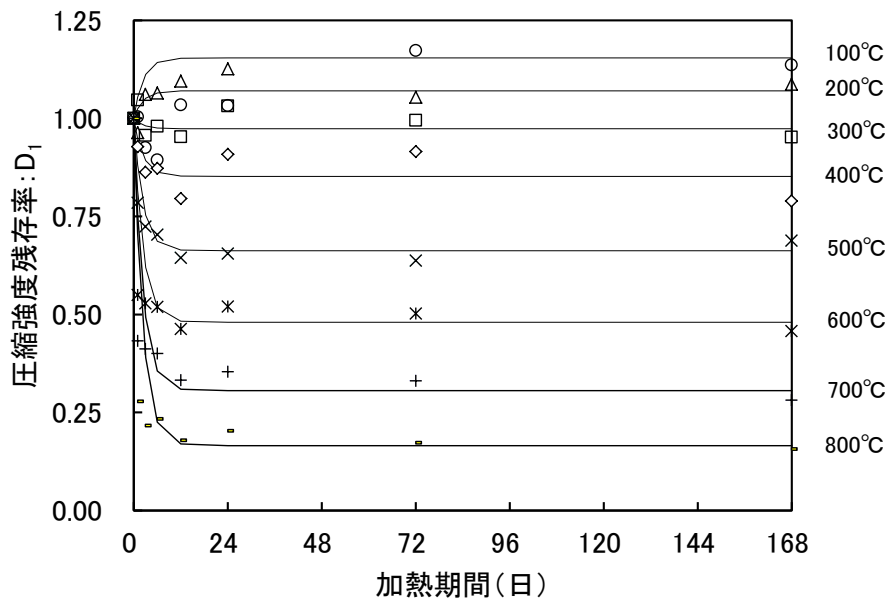


図 2.1.1-3 加熱時間  $t$  と圧縮強度残存率  $D$  との関係

#### ・放射線

放射線照射量とコンクリートの圧縮強度低下率の関係  $D-F$  曲線については、Hilsdorf らの論文<sup>9</sup>で示されている放射線の照射量と圧縮強度の関係に基づき制限値の目安値が提案されている(図 2.1.1-4)。

放射線に関しては、中性子および  $\gamma$  線照射量の積算値を  $F_4$  とし(以下、放射線照射量)式 (2.1.1-17) で表す。

$$F_4 = \alpha_4 \cdot t^n \quad (2.1.1-17)$$

ここで、 $F_4$  : 放射線照射量、 $\alpha_4$  : 放射線特性(線種、累積量、スペクトル分布等)線源と構造体の位置関係に依存する定数、 $t$  : 時間(year)、 $n$  : 定数(=1)

<sup>9</sup> Hilsdorf、H.K. Kropp、J. Koch、H.J. : “The effects of nuclear radiation on the Mechanical Properties of concrete”、ACI SP-55、pp.223-254、(1978)

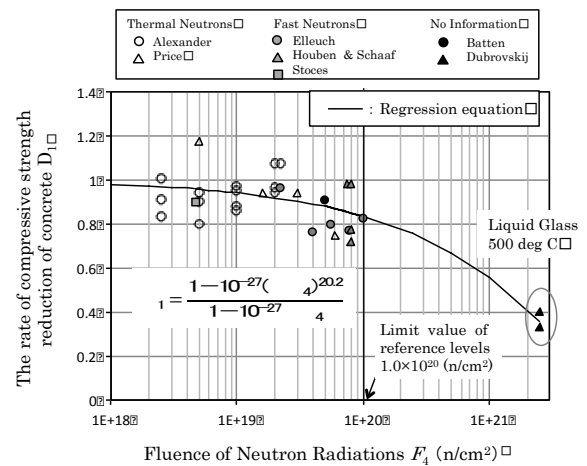
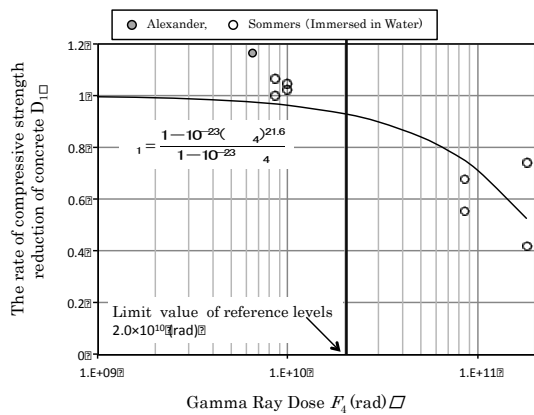


図 2. 1. 1-4 放射線の照射量とコンクリートの圧縮強度の関係

この図 2. 1. 1-4 では試験体条件、温度条件等が異なるが、安全側を考慮し、全ての実験結果の回帰式を求め、これを、コンクリートの強度の低下率  $D_1$  の評価式とする。中性子・ $\gamma$  線の回帰式は式 (2. 1. 1-18)、式 (2. 1. 1-19) に示す通りである。

中性子の場合の回帰式

$$D_1 = \frac{1 - 10^{-27} (\log F_4)^{20.2}}{1 - 10^{-27} \log F_4} \quad (2. 1. 1-18)$$

ここに、 $D_1$ : 圧縮強度の低下率 (-)、 $F_4$ : 中性子照射量 ( $\text{n}/\text{cm}^2$ )

$\gamma$  線の場合の回帰式

$$D_1 = \frac{1 - 10^{-23} (\log F_4)^{21.6}}{1 - 10^{-23} \log F_4} \quad (2. 1. 1-19)$$

ここに、 $D_1$ : 圧縮強度の低下率 (-)、 $F_4$ :  $\gamma$  線照射量 (rad)

### (3) 健全性評価への適用

すでに  $PDFt$  曲線を用いた原子力関連施設 RC 構造物の健全性評価方法<sup>10</sup>を提案した。健全性評価フローを図 2. 1. 1-5 に示す。複合劣化に関しても評価の流れは変わらず、これと同様の手順で行う。その手順は以下のとおりである。

- 1) 評価対象の決定: 着目する劣化因子の作用量  $F$ 、材料の劣化度  $D$ 、構造物の性能  $P$  を定める。
- 2) 評価基本式: 評価基本式  $f(t)$ 、 $d(F)$  を定める。
- 3) 劣化度  $D$  の測定: 評価時期  $t_{\text{obs}}$  (30 年等) での実際の構造物での  $F_{\text{obs}}$  と  $D_{\text{obs}}$  を、一般的な破壊試験、非破壊試験等により測定する。

<sup>10</sup> 平成 22 年度高経年化対策強化基盤整備事業、技術情報基盤の整備等成果報告書、第 2 分冊、(株) 三菱総合研究所、平成 23 年 3 月

- 4) 劣化指数の評価:得られた劣化因子の作用量  $F_{\text{obs}}$  と経過年  $t$ 、材料劣化度  $D_{\text{obs}}$  と  $F_{\text{obs}}$  とを、過去のデータがある場合はそれらも含めプロットし、 $f(t)$ 、 $d(F)$ に外挿し、 $\alpha$ 、 $\beta$ の係数を求める。それぞれ、劣化因子指数  $\alpha_n$ 、材料劣化指数  $\beta_m^n$ としその施設特有の評価値とする。なお、 $n$ 、 $m$ はそれぞれ、劣化因子の項目番号に対応する(複合作用の場合は連番とする)。たとえば、 $\beta_3^{12}$ は、中性化および塩化物の劣化因子が作用した場合での鉄筋腐食度を評価する材料劣化指数となる。
- 5) 劣化評価曲線の決定: $\alpha$ 、 $\beta$ の係数より  $F-t$  曲線、 $D-F$  曲線を確定する。また、 $P-D$  曲線に関しては部材条件等から経験式、解析、設計式などにより予め求める。
- 6)  $P-t$  曲線の確定:確定した  $F-t$  曲線、 $D-F$  曲線、 $P-D$  曲線から、 $PDFt$  曲線を作成し、レベルIVの  $P-t$  曲線を確定する。
- 7) 健全性評価: $PDFt$  曲線を用い、推定したい年度  $t_{\text{eva}}$  での評価値  $P_{\text{eva}}$  を求める。付随する  $F_{\text{eva}}$ 、 $D_{\text{eva}}$  も求める。
- 8) 二次評価:構造物の性能により規定値  $P_{\text{rg}}$  を定めておく。それが確定できない場合は  $F_{\text{rg}}$ 、 $D_{\text{rg}}$  を定める。評価値が規定値を超えている場合には、二次評価等に進み詳細調査を行う。
- 9) 高経年化対策:上記8)で規定値を超えない場合については評価値が規定値を超える時期  $t_{\text{rg}}$  を見据え高経年化対策を行う。
- 10) 継続的検査および健全性評価法の検証:さ継続的、定期的に評価対象ごとに劣化因子の作用量、材料劣化度を計測し、基本式の予測値との照合から妥当性の検討、劣化指数の再評価などを行ない、評価方法の検証を行う。

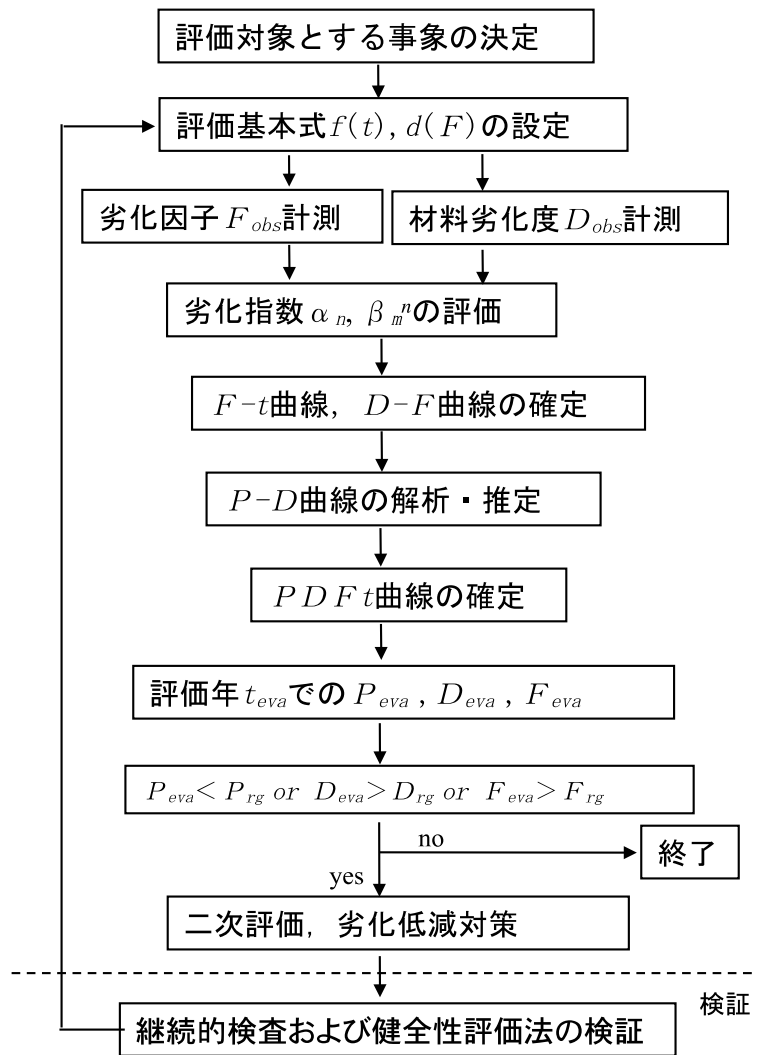


図 2.1.1-5 健全性評価のフロー図

さらに、構造性能の評価が必要な場合の二次評価のフローを図 2.1.1-6 に示す。

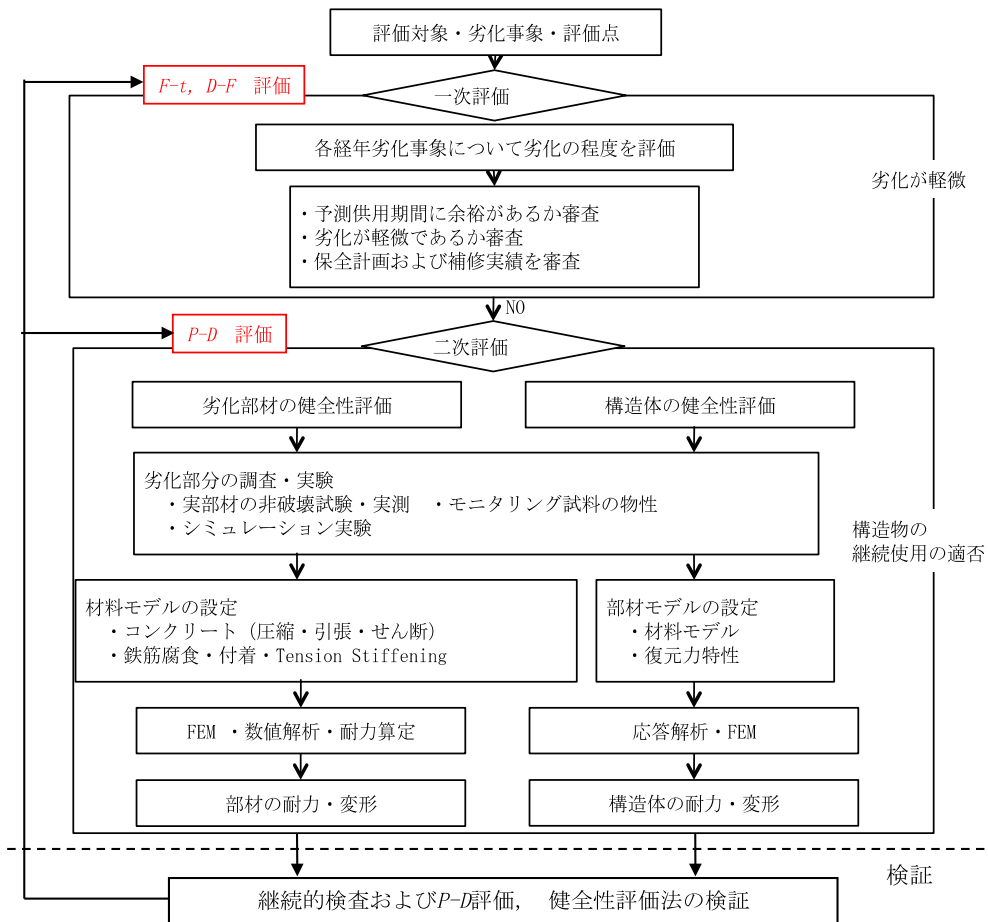


図 2. 1. 1-6 コンクリート構造物の健全性 2 次評価のフロー

鉄筋コンクリート構造物の性能を評価する上では、構造物を構成する各部材レベルでの評価と、構造体としての評価の大きく二段階ある。得られた部材の評価結果（部材の耐力・変形の関係等）を用いた構造体の評価として FEM 解析等による耐力算定が行われる。まず、実際に経年劣化した構造物を評価する場合、様々な劣化要因により経年劣化した部材の構成則を適切に検討する。その際に、着目する劣化事象に対して  $D-F$  関係、 $F-t$  関係を求め、劣化材料構成則を評価しておく。その概要は以下の通りである。

- 1) 構成則を得るため、まず劣化調査の対象部位の検討し、評価の必要な部位を選定する。
- 2) その後、その部材について、どのような解析を行うのか検討する。これは、材料の劣化現象および劣化要因を明確にして力学的にどのような損傷が生じているか把握した上で解析の方法が決定される。



- 3) 解析の方法が決まり、その解析に必要な材料のモデルの検討を行う。この時、材料の劣化度の影響を適切に評価できる材料モデルを選定するよう注意が必要であり、解析結果が保守的（安全側）となるような材料モデルを使用する。
- 4) この材料モデルを作成するために必要なパラメータ、たとえば、強度や変形量の低下など、材料の劣化性状を評価するためのパラメータを選定する。
- 5) 供用期間での材料の劣化度について、先の一次評価で示した実際の劣化した部位から試料を採取しそれらの物性にに基づき決定した  $F-t$  曲線、 $D-F$  曲線を用いて推定する。
- 6) 供用期間時のパラメータを用いて、解析に必要な材料のモデルを得る。
- 7) FEM、数値解析などにより、部材の耐力、構造体の耐力などを求め、 $P-t$  曲線を求める。
- 8) 構造性能の規定値などを定め  $P-t$  曲線を用い健全性評価を行ない現状の健全性、任意時期での健全性、耐用年数などの評価を行う。
- 9) 継続的検査により評価対象ごとに劣化因子の作用量、材料劣化から構造性能を評価し健全性を評価する。構造性能の解析方法についてはその精度向上を検討する。

以上の健全性評価に具体的に使用される、 $PDFt$  曲線について、中性化、塩害、鉄筋腐食、ひび割れ、曲げ耐力などについて具体的に示した例を図 2.1.8-1～図 2.1.8-6 に示す。

#### (4) 継続的検査および健全性評価方法の検証

評価の枠組みで重要となる、 $F-t$  曲線、 $D-F$  曲線に関しては、実際の構造物の劣化状態から評価するのでその精度は高いが、その妥当性の検証も必要である。これに関しては、その後の構造物の経年変化での継続的検査および実測値の蓄積により、基本式より求められた外挿式の妥当性を検証することが必要となる。各原子力発電所ごとに数年毎の定期点検を基に、中性化深さ、塩化物イオン濃度、温度条件、強度特性などを評価し、 $F-t$  関係、 $D-F$  関係をデータベース化することで、劣化基本式の適用性、評価の妥当性を検証する。この過程は図 2.1.1-5 に示した。

構造性能である  $P-D$  曲線に関しては解析的な手法がメインとなるためその実構造物での検証は不可能であるが、解析方法の精度を上げることが重要となる。この場合は材料劣化の複合的な関係を解析する手法が必要である。複合劣化による  $P-D$  曲線を明らかにすることは、二次評価（材料劣化が規定値を超えた場合での構造性能の評価）での規定値策定にも重要となる。特に原子力関連施設は一般的な構造物よりも高い安全性が要求され、設計上の裕度も大きいと考えられるが、 $P-D$  関係を整備することにより、材料の劣化に対する構造性能上の安全性の検証にもなる。この過程は図 2.1.1-6 に示した。

## 2.1.2 コンクリート構造物の長期健全性評価の枠組み構築

前項までの方法論に基づき、種々の PDFt 関係のデータを収集することでコンクリート構造物の長期健全性評価の枠組み構築が可能となる。既往の研究<sup>11</sup>では、中性化、塩化物、温度等の劣化要因が複合的に作用する場合、鉄筋コンクリート構造物の材料劣化および構造性能の低下にどのような影響を及ぼすかについて、既往の調査研究、実験研究などの事例をもとに検討を行ってきた。特に、以下に示す既往の研究事例を広範に収集しつつ、複合劣化を受けた鉄筋コンクリートの強度低下、ひび割れ発生、コンクリート中の鉄筋の腐食進展・強度低下メカニズムなどに基づき、複合劣化の健全性評価方法の枠組みを、劣化度評価ダイアグラム (PDFt 曲線) を用いて構築してきた。

- ・ 鉄筋腐食による劣化因子の作用量と材料劣化度の関係の整理・分析した研究
- ・ 複合劣化現象を詳細に見た研究成果 (例えば、長期の暴露期間で鉄筋位置の塩化物イオン量、中性化深さ、鉄筋減少率の推移を詳細に取得した研究など)
- ・ 塩化物イオンの時間積算値と鉄筋腐食率の関係について、実構造物での実験、計測をもとにした検討・分析した研究

今年度は、図 2.1.2-1 に示すように劣化度評価ダイアグラムの「第Ⅲ象限」に位置づけられる「鉄筋腐食が構造物性能に与える影響」を研究した事例について、特に原子力建屋の耐荷性能で重要な「曲げ耐力」の低下を対象とした最近の研究事例を収集し、その評価式について検討を行った。

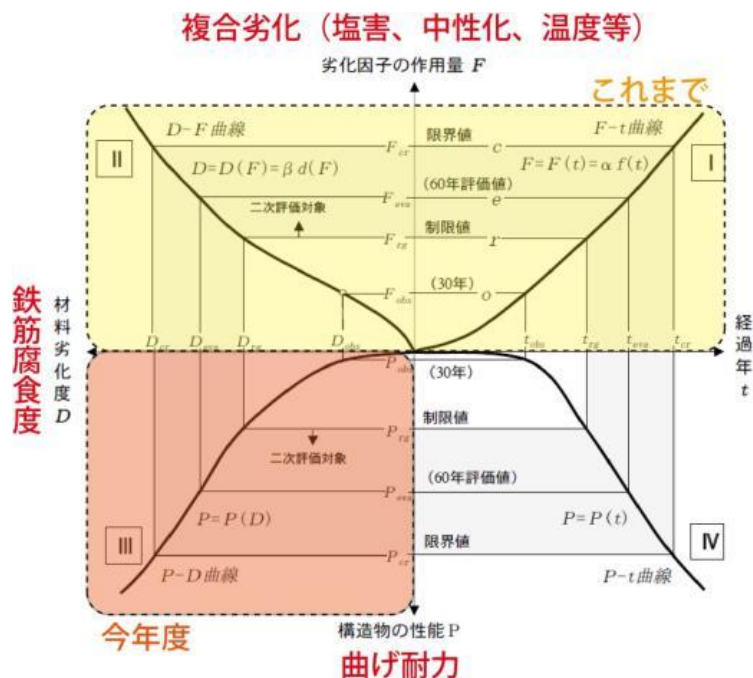


図 2.1.2-1 鉄筋コンクリート構造物の劣化度評価ダイアグラム (PDFt 曲線)

<sup>11</sup>平成 24 年度高経年化技術評価高度化事業成果報告書、第 3 分冊、(株) 三菱総合研究所、平成 25 年 3 月

### 2.1.3 鉄筋腐食と耐荷力に関する研究事例

鉄筋コンクリートの梁部材の鉄筋腐食と耐荷力について検討した研究事例は少なくないが、多くの既往の研究では理想化された条件下での実験の結果に基づき論じられているのが現状である。しかしながら、近年、鉄筋腐食を有する鉄筋コンクリート構造物の曲げ耐荷に及ぼす影響について、様々な複雑な条件下での実験や解析を行った研究事例も徐々に増加しており、例えば、過去5年以内には、表 2.1.3-1 に示すような研究事例が見られる。各研究について要点を概説する。

表 2.1.3-1 鉄筋腐食の耐荷力に及ぼす影響を論じた研究 (例)

論文名	著者	発表年	概要
鉄筋腐食の空間的不均一性が鉄筋コンクリート部材の耐荷性状に及ぼす影響	村松真伍 小林豊 下村匠	2009 年	部材中における軸方向鉄筋の腐食の分布が一様でない RC はりの曲げ載荷試験を行い、 <u>鉄筋腐食の空間的不均一性が部材の耐荷性状に及ぼす影響</u> について検討
鉄筋腐食した RC 梁部材の残存耐力ならびに破壊性状に及ぼす定着性能の影響に関する研究	董衛 村上祐樹 大下永吉 鈴木修一 堤知明	2011 年	<u>鉄筋腐食した RC 梁部材の残存耐力性状および破壊性状に及ぼす定着性状の影響を評価するとともに定着性能の劣化した RC 梁部材の耐荷機構の評価</u> を行った
飛沫帯にある RC 部材の曲げ耐力に関する劣化予測手法	木下真一 内田慎哉 鎌田敏郎	2011 年	飛沫帯にある RC 部材を対象として、既往の研究や実構造物での調査結果に基づいて設定した表面塩化物イオン濃度や鉄筋の腐食速度などの確率分布および統計量から、モンテカルロ法により <u>曲げ耐力に関する劣化曲線の導出</u> を行った。
局所的な鉄筋腐食が RC はり部材の曲げ耐荷性状に及ぼす影響	金子生樹 田村涼 村上祐貴	2013 年	<u>主鉄筋の局所的な腐食が、非腐食時に曲げ破壊が先行する RC はり部材の曲げ耐荷性状に及ぼす影響</u> について検討

### 2.1.3.1 鉄筋腐食の空間的不均一性が鉄筋コンクリート部材の耐荷性状に及ぼす影響

(コンクリート工学年次論文集、Vol. 31、No. 1、pp. 1345-1350、2009)

#### (1) 実験概要

図 2.1.3-1 の試験体形状・寸法 に示すように、標準試験体は D13 鉄筋を 50 mm 間隔で 3 本配置し、主鉄筋本数の影響を検討するために、主鉄筋総断面積を同程度とする D22 鉄筋を 1 本配置した試験体も加えて用意した。電食により腐食を導入するのは軸方向鉄筋のみとした (N シリーズ)。P シリーズは、腐食によるコンクリートと鉄筋との付着劣化の影響を検討するためのシリーズであり、あらかじめ鉄筋単体に電食による腐食を導入し、腐食生成物を取り除いた後にこれを軸方向鉄筋として用いて、N シリーズと同寸法・形状の試験体を作製した。図 2.1.3-2 に実験の作業順序、表 2.1.3-2 に曲げ載荷試験時のコンクリートおよび鉄筋の物性値を示す。

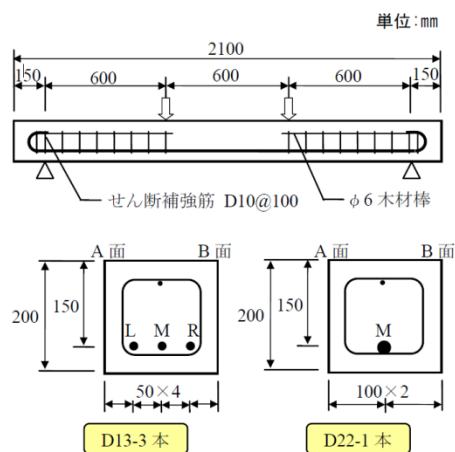


図 2.1.3-1 試験体形状・寸法

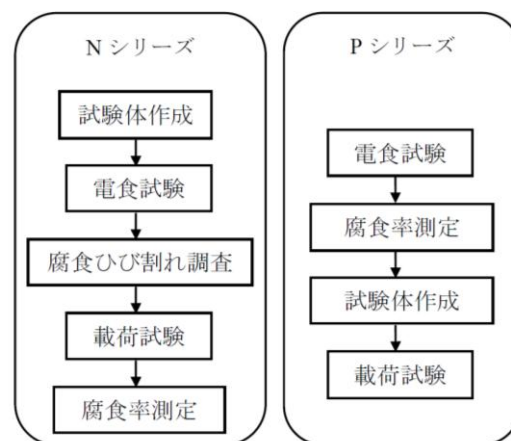


図 2.1.3-2 実験の作業順序

表 2.1.3-2 曲げ載荷試験時のコンクリートおよび鉄筋の物性値

試験体	コンクリート		鉄筋		
	圧縮強度	弾性係数	種類	降伏強度	弾性係数
	N/mm <sup>2</sup>	kN/mm <sup>2</sup>		N/mm <sup>2</sup>	kN/mm <sup>2</sup>
N13-0	47.5	36.5	D13	394.2	188.1
N13-10-1	50.7	37.1			
N13-10-2	66.4	35.8			
N13-30	53.2	42.5	D22	406.2	180.6
N22-10	51.9	36.8			
P13-10	54.2	31.7	D13	394.2	188.1
P13-30	57.0	38.5			
P13-15	45.8	30.1			

(2) 実験結果

図 2.1.3-3 に荷重と中央変位の関係を示す。すべての試験体において剛性の明らかな違いは見られなかった。また、すべての試験体において降伏荷重は明確であった。

表 2.1.3-3 に載荷試験結果一覧を示す。破壊モードは、すべての試験体が曲げ引張破壊であった。また、N13-30 および P13-30 の荷重比は他の試験体と同様に 0.9 程度であったため、本研究の条件範囲では、降伏荷重や最大荷重などの力学性能に対して、部材断面内の各鉄筋の腐食量の違いの影響は小さく、部材断面の鉄筋の平均腐食量(または総腐食量)を考慮すればよいことがわかった。

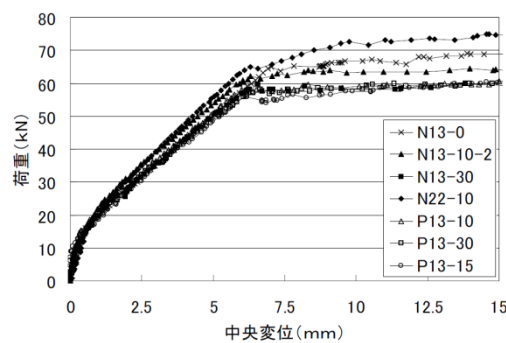


図 2.1.3-3 荷重と中央変位の関係

表 2.1.3-3 載荷試験結果一覧

試験体	降伏荷重	最大荷重	降伏荷重比	最大荷重比
	kN	kN		
N13-0	65.0	74.3	1.00	1.00
N13-10-2	62.2	70.5	0.96	0.95
N13-30	59.5	64.3	0.92	0.87
N22-10	65.8	78.0	1.01	1.05
P13-10	57.8	70.2	0.89	0.94
P13-30	56.3	68.7	0.87	0.92
P13-15	56.0	64.0	0.86	0.86

図 2.1.3-4 に軸方向鉄筋全長の質量減少率とはり試験体の降伏荷重の関係、図 2.1.3-5 に軸方向鉄筋全長の質量減少率とはり試験体の最大荷重の関係を示す。図 2.1.3-5 においては比較のため、既往の研究<sup>12</sup>のデータを追記した。両荷重比の実験値は、計算値と概ね一致する結果となり、N シリーズと P シリーズを比較しても明らかな違いが見られなかった。これらから、端部定着が確保されている条件下では、耐荷性に対する腐食による付着劣化の影響は小さいことがわかった。

<sup>12</sup> 三方康弘、中村英佑、小林孝一、黒田一郎、下村匠：“鉄筋腐食 RC はり供試体に関する共通試験による曲げ耐荷特性の検討”、コンクリート構造物の補修・補強アップグレード論文報告集、第 8 巻、pp. 383-390、(2008)

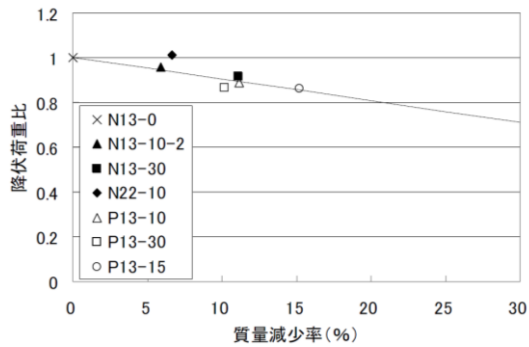


図 2.1.3-4 質量減少率と降伏荷重比

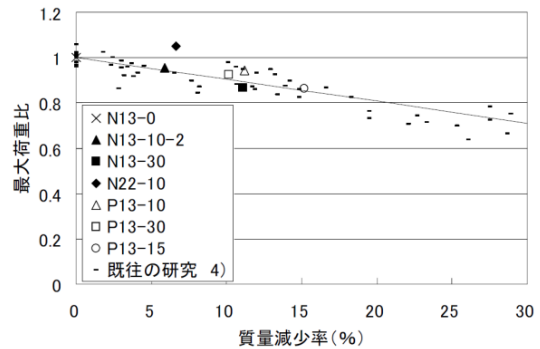


図 2.1.3-5 質量減少率と最大荷重比

図 2.1.3-6 に N13-30 の変位分布を示す。N13-30 と P13-30 は、断面内の 3 本の軸方向鉄筋のうち端の 1 本のみが腐食しているため両側面の変位に差が生じることが予想されたが、両側面の変位差は小さく、健全試験体 N13-0 に生じる変位差と同程度であった。

図 2.1.3-7 にモーメントと曲率の関係を示す。N13-10-2 と N13-30、両シリーズ間に明らかな傾向はみられず、腐食鉄筋の偏在や付着状態が曲げ耐力に及ぼす影響は小さいと考えられる。

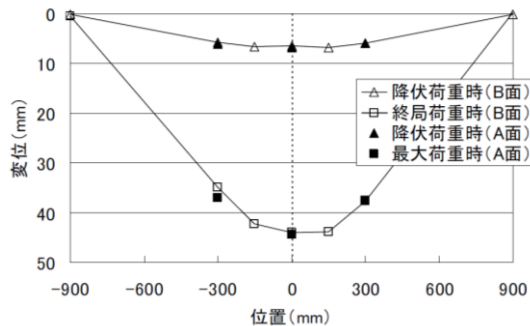


図 2.1.3-6 変位分布

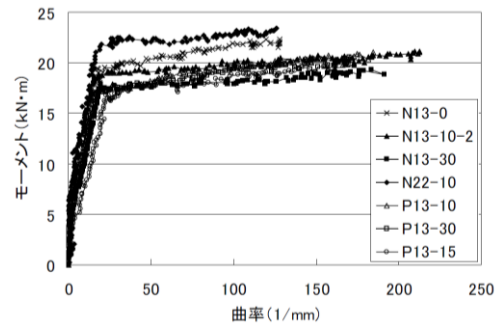


図 2.1.3-7 モーメントと曲率の関係

### (3) 得られた示唆

部材断面内の各鉄筋の腐食量の違いが力学性能に及ぼす影響は小さく、部材断面の鉄筋の平均腐食量または総腐食量を考慮することで概ね曲げ耐力を予測できる。主鉄筋端部の定着が保たれている場合、付着劣化はひび割れ分散性に影響はあるものの、曲げ耐力への影響は小さい。

2.1.3.2 鉄筋腐食したRC梁部材の残存耐力ならびに破壊性状に及ぼす定着性能の影響に関する研究<sup>13</sup>

(1) 実験概要

図 2.1.3-8 に試験体の形状寸法、表 2.1.3-4 に実験パラメータを示す。鉄筋の腐食手法としては比較的早期に目標の腐食率が得られ、その制御が容易である電食試験法を採用している。載荷は図 2.1.3-8 に示したように、載荷点間隔 350 mm、支点間隔距離 1800 mm とした静的 2 点集中載荷による曲げ載荷である。載荷の制御方法は変位制御とし、載荷速度は 0.5 mm/min とした。

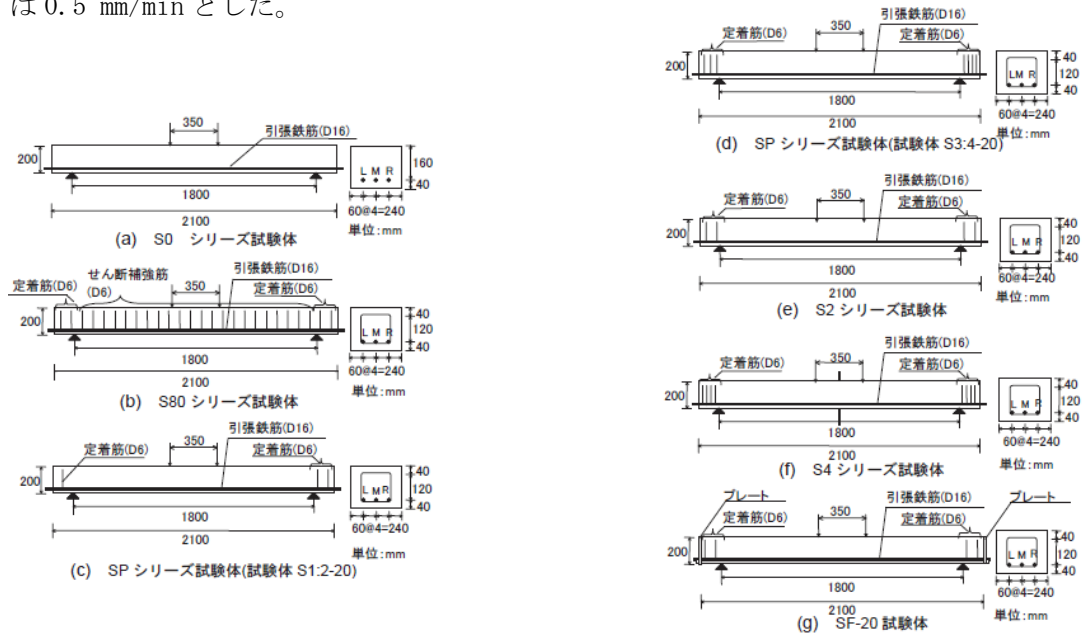


図 2.1.3-8 試験体概要

表 2.1.3-4 実験パラメータ

シリーズ	試験体名	a/d	セメント	設定腐食率 (%)	せん断補強筋量(%) / 定着筋量 (%)	圧縮強度 (N/mm <sup>2</sup> )	設計時の破壊荷重算定値		
							曲げ破壊時 (kN)	せん断破壊時 (kN)	
S0 <sup>5)</sup>	S0-0	4.53	普通	0(非腐食)	-	30.8	70.6	82.7	
	S0-10			10		31.6			
	S0-20			20		35.5			
	S0-30			30		26.2			
S80 <sup>6)</sup>	S80-0			0(非腐食)	0.33/0.35	27.0			147.9
	S80-5			5		29.6			
	S80-10			10		26.5			
	S80-20			20		27.2			
S2	S2-0			0(非腐食)	0.00/0.35	30.3			82.7
	S2-10			10		30.4			
	S2-20			20		28.0			
S4	S4-20A			20	0.00/0.70	28.7			
	S4-20B	20	30.0						
SP	S1.2-20	早強	20	0.00/0.18:0.35	38.1				
	S3.4-20	普通	20	0.00/0.53:0.70	35.5				
SF	SF-20	普通	20	0.00/0.35	34.2				

注: S後の数値はせん断補強筋間隔(mm)または定着筋本数, 末尾の数字は目標腐食率

<sup>13</sup> コンクリート工学論文集、第 35 巻第 1 号、pp.13-26、2011 年 9 月

## (2) 実験結果

- ・ 定着筋が残存耐力性状に及ぼす影響検討

図 2.1.3-9 に荷重変位関係比較を示す。定着筋を有する S2 シリーズは主鉄筋のみを有する S0 シリーズと同じく鉄筋の腐食により耐力は低下し、破壊性状も脆性的な挙動を示している。しかし、耐力低下は S0 シリーズと比べて大幅に抑制されている。また、せん断補強筋を有する S80 シリーズの S80-2 と S2-20 を比較すると耐力に明確な差はない。このように、定着筋 2 本配筋すると主鉄筋のみを有する梁部材に比べて残存耐力は大幅に改善されるばかりか、スパン全長にわたりせん断補強筋を配筋した梁部材ともほとんど変わらない。しかしながら、破壊性状に関しては S0 シリーズのような脆性的破壊挙動を示している。

図 2.1.3-10 に荷重と中央変位の関係を示す。S4 シリーズでは S2 シリーズと異なり、いずれの腐食試験体も鉄筋が降伏し、延性的な破壊挙動を示した。S2 シリーズと S4 シリーズの破壊性状は明らかに違い、これは主鉄筋の腐食性状の不均一性に起因する。主鉄筋の腐食が均一な状態であれば S4 シリーズでは S2 シリーズに比べて定着鉄筋が多いため、耐力は大きくなることを推測できる。

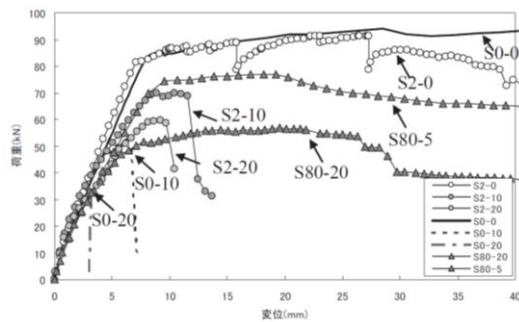


図 2.1.3-9 荷重変位関係比較

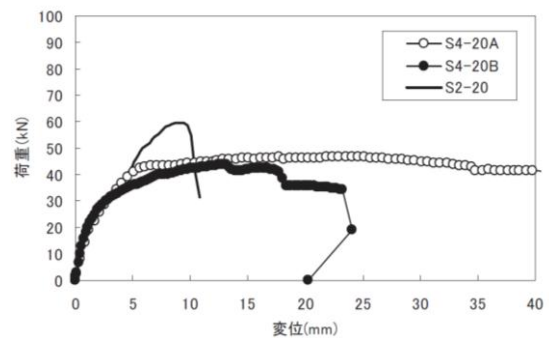


図 2.1.3-10 荷重と中央変位

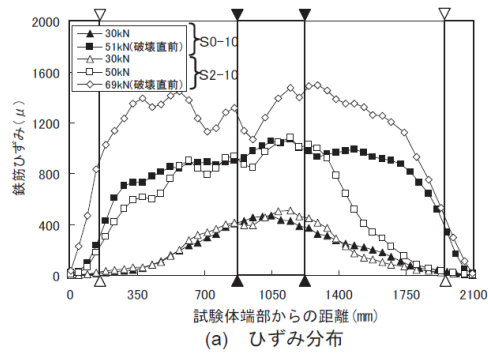
- ・ 付着応力性状

図 2.1.3-11 に破壊直前の付着応力分布、図 2.1.3-12 に各領域における平均付着応力の荷重履歴を示す。同図(a)に示す主鉄筋の平均腐食率が 10% の場合、S0-10 では荷重が約 46kN でせん断領域の平均付着応力は最大となり、その後定着領域の平均付着応力は急激に上昇している。S2-10 でも S0-10 と同じ傾向である。しかし、S0-10 では、せん断領域の平均付着応力が低下する過程で破壊を生じたことに対して、S2-10 は平均付着応力が完全にゼロになるまで荷重が増加している。同図(b)に示す主鉄筋の平均腐食率が 20% の場合においても、10% と同じ傾向であり、定着領域の平均付着応力の最大値は S2-10 で約 2.0kN であり、S0-10 の約 2 倍である。

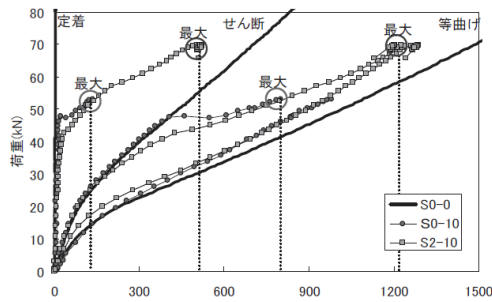
このように、S0、S2 シリーズともに荷重の増加にともなってせん断領域の付着応力が低下し、主鉄筋を介して定着領域まで主荷重が伝達された。S0 シリーズに関しては、定着不



良が生じていることから伝達される荷重が僅かであっても、端部からの鉄筋の拔出しにより破壊する。すなわち、S2 シリーズでは主鉄筋上方に強固なアーチリブが形成され、耐力が増加したものと考えられる。これより、定着性能が十分である RC 梁部材では鉄筋腐食に伴う残存耐力の低下は大幅に抑制されるものと考えられる。

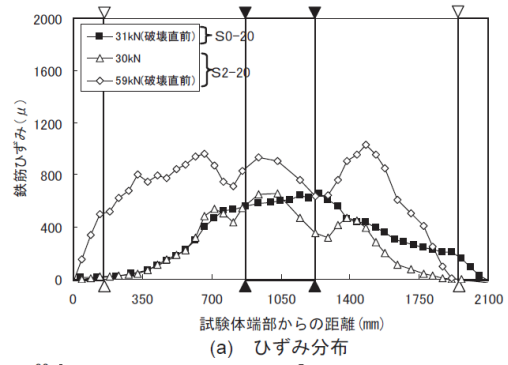


(a) ひずみ分布

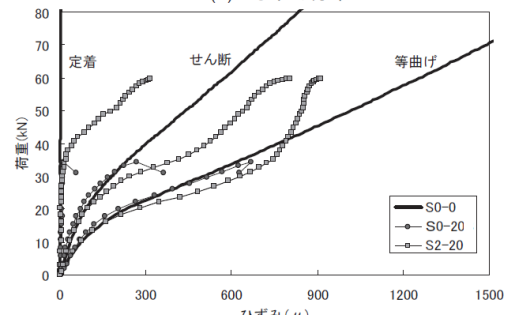


(b) 各領域の平均ひずみ

図 2. 1. 3-11 破壊直前の付着応力分布



(a) ひずみ分布



(b) 各領域の平均ひずみ

図 2. 1. 3-12 各領域における平均付着応力の荷重履歴

・ 腐食の不均一性と定着性能

本研究では式 (2. 1. 3-1) に示す偏差率を指標として、鉄筋腐食の不均一性が残存耐力に及ぼす影響を評価した。(図 2. 1. 3-13 参照)

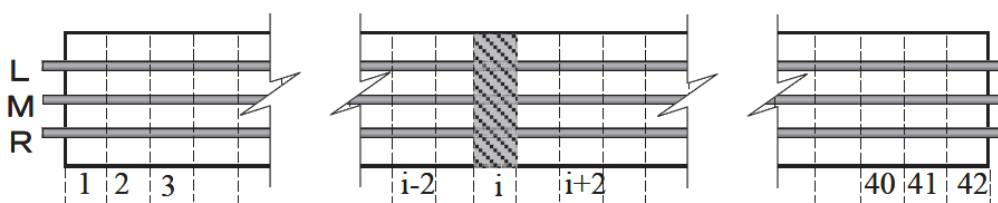
$$k = (\alpha_i - \alpha_{avg}) / \alpha_{avg} \quad (2. 1. 3-1)$$

ここで、 $k$ : 偏差率、 $\alpha_i$ : 50 mm 区間 (S0 シリーズは 100mm)  $i$  の主鉄筋の平均腐食率、 $\alpha_{avg}$ : 主鉄筋の全長の平均腐食率 (各計測領域の腐食率の平均) である。

表 2. 1. 3-5 に実施した一連の鉄筋腐食を生じた RC 針部材の残存耐力評価実験結果を示す。本実験の範囲内では梁の局所的な破壊という観点に立脚して鉄筋腐食の不均一性を定量的に評価すると最大偏差率が 0.9 以下であれば均一な腐食、それ以上であれば不均一な腐食と定義できる。また、腐食の不均一性が生じた場合、破壊が局所的に進行することにより、定着性能は残存耐力に寄与しないものと考えられる。

表 2.1.3-5 各試験体の最大偏差率

シリーズ	試験体名	破壊モード	主筋の平均腐食率		耐力比 P <sub>e</sub>	最大偏差率
			全体(%)	等曲げ(%)		
S0	S0-10	付着割裂	10.2	10.9	/	0.07
	S0-20	付着割裂	18.6	22.5		0.23
	S0-30	曲げ(破断)	26.4	25.8		0.47
S80	S80-5	曲げ	3.7	5.8	0.84	<b>1.10</b>
	S80-10	曲げ	14.8	21.3	0.63	<b>1.34</b>
	S80-20	曲げ	18.3	16.9	0.62	<b>1.23</b>
SP	S1:2-20	付着割裂	17.0	19.0	/	0.65
	S3:4-20	付着割裂	19.0	18.5		0.67
S2	S2-10	付着割裂	10.1	9.2	/	0.32
	S2-20	付着割裂	16.4	19.4		0.36
S4	S4-20A	曲げ	19.5	30.4	0.51	<b>1.31</b>
	S4-20B	曲げ(破断)	20.5	38.5	0.48	<b>1.61</b>



$$\alpha_{\text{avg}} = \left( \sum_{i=1}^n \alpha_{Li} + \sum_{i=1}^n \alpha_{Mi} + \sum_{i=1}^n \alpha_{Ri} \right) / 3n \quad n: \text{腐食率計測区間数}$$

$$\alpha_i = (\alpha_{Li} + \alpha_{Mi} + \alpha_{Ri}) / 3$$

図 2.1.3-13 偏差率の算出方法

(3) 得られた示唆

主鉄筋の腐食が比較的均一な状態では、定着筋を 2 本（定着筋量 0.35%）配筋するのみでスパン全長にわたりせん断補強筋を配筋した場合の残存耐力はほとんど変わらない。しかし、破壊性状に関しては脆性的な破壊性状を示す。主鉄筋の腐食が比較的均一な状態では、定着が端面で完全に固定された場合、強固なアーチ耐荷機構が形成され、非常に大きな残存耐力が期待できる。定着筋による主鉄筋の定着効果（拘束効果）は、主鉄筋の腐食率および定着筋の残存料の影響を受けるが、特に引張鉄筋下側の残存量に依存する。定着領域まで荷重が伝達された場合、定着不良が生じていると僅かな荷重で端部から鉄筋が拔出し、梁は破壊する。定着領域への荷重伝達には主鉄筋とコンクリートの定着性状が非常に重要である。主鉄筋軸方向の腐食の不均一性は残存耐力性状に大きな影響を及ぼす。本研究の範囲内では、最大偏差率が 0.9 以上であれば鉄筋が著しく断面欠損を生じた領域で変形が局在化するため、残存耐力に定着性能は影響しない。これに対して、比較的均一に

鉄筋腐食が生じた場合（最大偏差率 0.9 以下）、主鉄筋を介して定着領域まで荷重が伝達され、残存耐力性状に定着性能が支配的な影響となる。

### 2.1.3.3 飛沫帯にある RC 部材の曲げ耐力に関する劣化予測手法

(コンクリート工学年次論文集、Vo1. 33、No. 1、pp. 887-892、2011)

#### (1) 試験体概要

対象とした RC 部材は、図 2.1.3-14、表 2.1.3-6 の栈橋の断面図、RC スラブの部材諸元に示すような、栈橋上部工の飛沫帯に設置された RC スラブである。文献<sup>14、15</sup>によると、栈橋のコンクリート上部工における表面の塩化物イオン濃度： $C_o$ ( $\text{kg}/\text{m}^3$ )は、H.W.L. と部材下面までの距離： $d$ (m)が 0～2.0m 程度の場合、次式から推定できる。

$$C_o = -6.0d + 15.1 \quad (2.1.3-2)$$

よって、 $C_o=14.0\text{kg}/\text{m}^3$ となる。

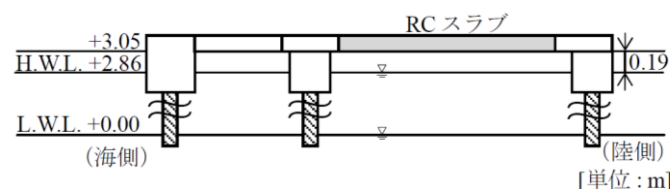


図 2.1.3-14 栈橋の断面図

表 2.1.3-6 RC スラブの部材諸元

スラブ厚さ(mm)		350
上段鉄筋	径(mm)	16
	本数(本)	2
	有効高さ(mm)	225
	かぶり(mm)	117
	降伏強度( $\text{N}/\text{mm}^2$ )	363
	弾性係数( $\text{kN}/\text{mm}^2$ )	186
下段鉄筋	径(mm)	13
	本数(本)	5
	有効高さ(mm)	280
	かぶり(mm)	63.5
	降伏強度( $\text{N}/\text{mm}^2$ )	380
	弾性係数( $\text{kN}/\text{mm}^2$ )	183
コンクリートの圧縮強度( $\text{N}/\text{mm}^2$ )		32.6
コンクリートの弾性係数( $\text{kN}/\text{mm}^2$ )		28
水セメント比(%)		47.5

#### (2) 曲げ耐力に関する劣化曲線の導出方法

##### ・ 導入手順概要

推定した表面塩化物イオン濃度および RC スラブの部材諸元から、曲げ耐力に関する劣化曲線を導出した。まず、鉄筋腐食発生限界塩化物イオン濃度や腐食ひび割れ発生前後の腐食速度などのバラツキを考慮するために、これらを確認率変数として取り扱い、既往の研究

<sup>14</sup>日本港湾協会：“港湾の施設の技術上の基準・同解説”、p. 488、(2008)

<sup>15</sup>山路 徹、横田 弘、中野松二、濱田秀則：“実構造物調査および長期暴露試験結果に基づいた港湾 RC 構造物における鉄筋腐食照査手法に関する検討”、土木学会論文集 E、Vo1. 64、No. 2、pp. 335-347、(2008)

および実構造物での調査結果から確率変数の確率分布および統計量を設定した。その後、鉄筋の腐食開始時刻および腐食ひび割れ発生時刻を、MCM を用いて推定した。これらの推定結果を用いて、供用年数ごとに同じく MCM により鉄筋の質量減少率の平均値を求め、「鉄筋の質量減少率の経時変化」を算出した。さらに、既往の研究成果に基づき、「曲げ耐力比と鉄筋の質量減少率との関係」を整理した。最後に、「鉄筋の質量減少率の経時変化」と「曲げ耐力比と鉄筋の質量減少率との関係」から「曲げ耐力に関する劣化曲線」を導出した。

表 2.1.3-7 に使用した確率変数の確率分布および統計量、図 2.1.3-15、図 2.1.3-16 に試行回数 10000 回の MCM により推定した鉄筋腐食発生確率と腐食ひび割れ発生確率を示す。

表 2.1.3-7 確率変数の確率分布および統計量

確率変数		確率分布	平均値	変動係数	標準偏差
鉄筋腐食発生限界塩化物イオン濃度	$X_1$	一様	1.0	0.20	0.20
鉄筋位置での塩化物イオン濃度	$X_2$	対数正規	1.1	—	0.47
表面塩化物イオン濃度	$X_3$	正規	1.00	0.363	0.363
かぶりの施工誤差(mm)	$X_4$	正規	-0.16	—	7.8
塩化物イオンの見かけの拡散係数	$X_5$	対数正規	0.34	—	0.24
腐食ひび割れ発生時の腐食量	$X_6$	対数正規	1.00	0.330	0.330
コンクリートの圧縮強度	$X_7$	正規	1.00	0.0382	0.0382
腐食ひび割れ発生前の鉄筋の腐食速度	$X_8$	一様	1.0	0.47	0.47
腐食ひび割れ発生後の鉄筋の腐食速度	$X_9$	一様	1.0	0.33	0.33

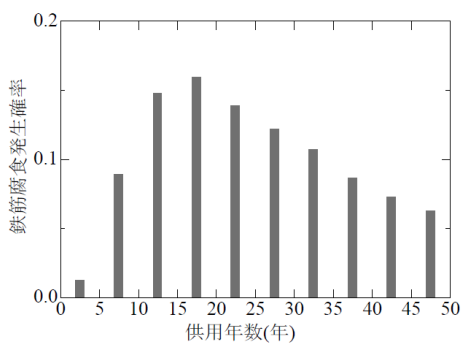


図 2.1.3-15 鉄筋腐食発生確率図

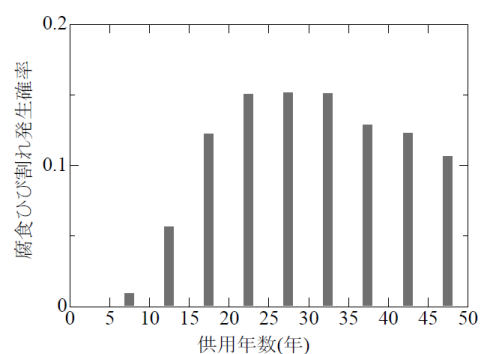


図 2.1.3-16 腐食ひび割れ発生確率

・ 鉄筋の質量減少率の算出

腐食量を求めるため、図 2.1.3-17 に示すような 3 ケースを想定し、それぞれのケースごとに腐食量を算出した。ここで、腐食量を算出する供用年数： $t$ 、腐食開始年： $t_{corr}$  とする。ケース I における腐食量の算出式を式 (2.1.3-3) に、ケース II における算出式を式 (2.1.3-4) にケース III 算出式を式 (2.1.3-5) に示す。

$$Q(V_b, V_a, t_{co}, t_{cr}, t) = x_8 V_b (t_{cr} - t_{corr}) + x_9 V_a (t - t_{cr}) \quad (2.1.3-3)$$

$$Q(V_b, t_{corr}, t) = x_8 V_b (t - t_{corr}) \quad (2.1.3-4)$$

$$Q = 0$$

(2.1.3-5)

$$V_a = 50.3 \text{ (mg/cm}^2\text{/年)}$$

$x_g$ :  $V_a$  のバラツキを表す確率変数の MCM による標本観測値

腐食量を求めようとする供用年数  $t$  と MCM で求めた 10,000 個の  $t_{corr}$  と  $t_{cr}$  のペアとを比較し、上記のケース I~III のどのケースに分類されるかを決定し、ケースごとに式を使い分けて腐食量を求めた。最後に、供用年数 1 年ごとに以下の式から鉄筋の質量減少率の平均値を算出した。図 2.1.3-18 に算出した鉄筋の質量減少率の平均値と供用年数との関係を示す。

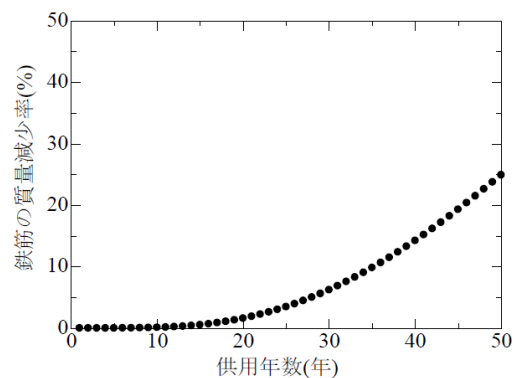
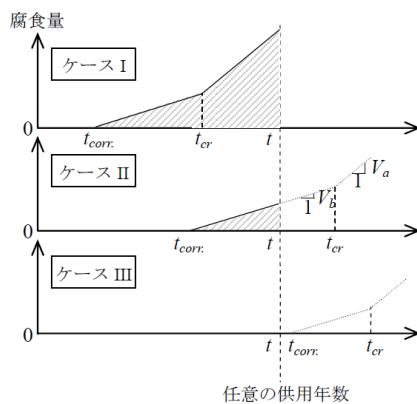


図 2.1.3-17 任意の供用年数における鉄筋の質量減少の算出方法の概念図 図 2.1.3-18 鉄筋の質量減少率の平均値の経時変化

・ 曲げ耐力と鉄筋の質量減少率の関係と劣化曲線

RC はり供試体を対象に、電食試験以外の方法で鉄筋の腐食促進試験を行ない、その後、曲げ載荷試験を行なって得られた最大荷重とその供試体での鉄筋の質量減少率との関係を既往の研究を参考にしてまとめたものを図 2.1.3-19 に示す。また、回帰式を以下に示す。

$$L = -2.01 \times 10^{-2} \times m \times 1.00 \quad (2.1.3-6)$$

$L$ : 曲げ耐力比、 $m$ : 鉄筋の質量減少率(%)

図 2.1.3-19 における供用年数 1 年ごとの質量減少率の平均値を、回帰式 (2.1.3-6) 代入して曲げ耐力比を求め、曲げ耐力の劣化曲線を算出した。図 2.1.3-20 に曲げ耐力の劣化曲線を示す。

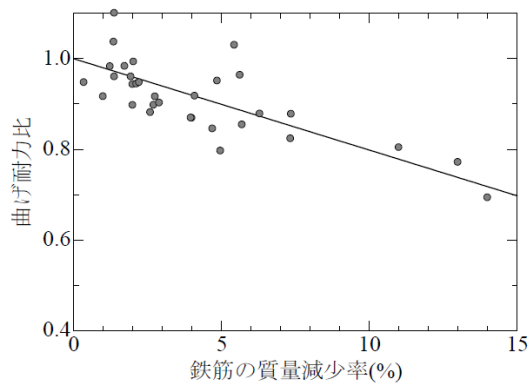


図 2. 1. 3-19 曲げ耐力と鉄筋の質量減少率との関係

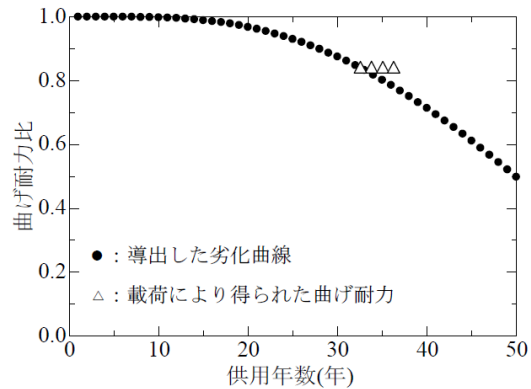


図 2. 1. 3-20 曲げ耐力の劣化曲線

### (3) 導出した劣化曲線の検証

2004年に撤去されたRCスラブからはり状に切り出したRC部材に対して4点曲げ載荷試験を行った既往の研究成果<sup>16</sup>と比較し、導出した劣化曲線の妥当性を検証した。建設当時の健全な状態でのRCスラブの設計曲げ耐力を推定するため、有限要素法による解析を行った。

その結果、飛沫帯にあるRC部材の曲げ耐力比は実験によって測定した最大荷重を解析で求めた最大荷重で除し、0.818となった(図2.1.3-20中の△)。以上のことから、導出した劣化曲線から推定した供用年数が33年～36年での曲げ耐力比は、実際の曲げ耐力比と概ね良い対応関係を示すことが明らかとなった。

### (4) 得られた示唆

飛沫帯での暴露実験や実構造物の調査結果に基づき確率分布および統計量の見直しを行うことで劣化曲線の導出手順の再構築を行った。導出した劣化曲線から供用年数33年から36年での曲げ耐力を推定し、載荷により得られた実際の曲げ耐力と比較した。その結果、本研究の範囲内では、推定した曲げ耐力と実際の曲げ耐力は、比較的良い一致を示した。

<sup>16</sup>加藤絵万、岩波光保、山路 徹、横田 弘：“建設後30年以上経過した栈橋上部工から切り出したRC部材の劣化性状と構造性能”、港湾空港技術研究所資料、No.1140、(2006)

### 2.1.3.4 局所的な鉄筋腐食がRCはり部材の曲げ耐荷性状に及ぼす影響

(コンクリート工学年次論文集、Vol. 35、No. 1、pp. 1087-1092、2013)

#### (1) 試験体概要

試験体の形状寸法および配筋を図 2.1.3-21 に、実験パラメータを表 2.1.3-8 に示す。S0 シリーズ試験体は、せん断補強筋を有しない試験体シリーズであり、S1 シリーズ試験体は、せん断補強筋として D6 (SD295A) を 75 mm 間隔で配筋した試験体シリーズである。本実験では局所的な鉄筋腐食を再現するため、あらかじめ局所的に腐食を導入した主鉄筋を用いて、腐食領域は断面減少分を油粘土で埋め、グリスを塗布したビニールテープを巻き付け、アンボンド処理を施すことにより、腐食対象領域の付着を人工的に断つことで腐食ひび割れの発生による付着劣化を模擬した。

また、S0a-40-150 試験体および S0a-40-300 試験体は、腐食膨張の 3 次元的効果による腐食領域を越えた付着劣化の影響について検討するため、支間中央から 225 mm~375 mm および 75 mm (載荷点)~375 mm の領域にアンボンド処理を施した。鉄筋の腐食手法としては、設定した腐食率が比較的早期に得られ、その制御が容易な電食試験法を採用した。

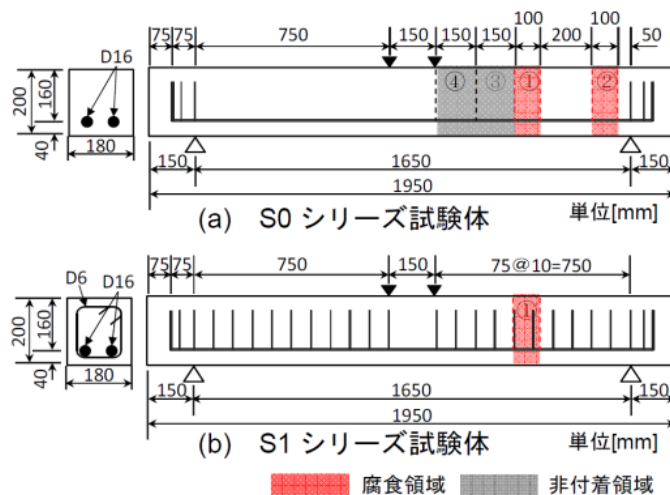


図 2.1.3-21 試験体の形状寸法および配筋

表 2.1.3-8 実験パラメータ

シリーズ	試験体名	腐食幅 (mm)	設定腐食率 (%)	非付着領域 (mm)	腐食領域	非付着領域	
S0	S0-0-0	100	40	—	①	—	
	S0a-10-0			10		—	—
	S0a-20-0			20		—	—
	S0a-40-0			—		—	—
	S0a-40-150			150		—	③
	S0a-40-300			300		—	③, ④
	S0b-40-0			—		—	②
S1	S1-0-0	100	40	—	①	—	
	S1a-20-0			20		—	—
	S1a-40-0			40		—	—



(2) 載荷試験結果

・ S0 シリーズ試験体

表 2.1.3-9 に実験結果の一覧、図 2.1.3-22 (a) に荷重と中央変位の関係を示す。せん断補強筋を有しない S0 シリーズ試験体では、全ての試験体で非腐食試験体 (S0-0-0 試験体) と比べ剛性の低下が確認され、鉄筋の腐食率、付着劣化を模擬した非付着領域が大きいほど、剛性低下が顕著に生じた。図 2.1.3-23 (a)～(f) に S0 シリーズ腐食試験体の各荷重時における主鉄筋のひずみ分布性状を実線で示す。各図中に破線で示したひずみ分布は非腐食試験体 S0-0-0 の鉄筋ひずみ分布である。全腐食試験体において、腐食領域では主鉄筋量が少ないため局所的にひずみが大きくなる傾向にあり、これが腐食試験体の剛性低下の主たる要因である。

・ S1 シリーズ試験体

図 2.1.3-22 (b) に S1 シリーズ試験体の荷重と中央変位の関係を示す。S1a-20-0 試験体においては、非腐食試験体である S1-0-0 試験体とほぼ同様の荷重変位関係を示し、耐荷性状に及ぼす局所的な鉄筋腐食の影響は認められなかった。S1a-40-0 試験体については、図 2.1.3-23 (f) に示す鉄筋ひずみ分布より、荷重が約 50 kN の時点で腐食領域の鉄筋が降伏したため、その時点から剛性が低下したが、その後も緩やかに荷重は増加し、耐力は非腐食試験体とほぼ同程度の値を示した。腐食領域の平均腐食率がほぼ同じである S0a-40-0 試験体においても荷重が約 43kN の時点で腐食領域の鉄筋が降伏したものの、破壊モードが斜め引張破壊に移行したため降伏以降の荷重増加は認められず、せん断補強筋が局部腐食によるせん断耐力低下の抑制に有効であることが確認できる。

表 2.1.3-9 実験結果

シリーズ	試験体名	設定腐食率 (%)	質量減少率 (%)	平均腐食率 <sup>※1</sup> (%)	最大腐食率 <sup>※1</sup> (%)	変動係数	降伏荷重 <sup>※2</sup> (kN)	最大荷重 (kN)	圧縮強度 (N/mm <sup>2</sup> )	破壊モード
S0	S0-0-0			-			60.0	66.5	30.0	曲げ引張
	S0a-10-0	10	11.2	11.2	14.9	0.02	55.4	61.0	30.0	斜め引張
	S0a-20-0	20	20.6	20.4	26.6	0.04	52.5	53.0	27.5	斜め引張
	S0a-40-0	40	37.3	38.5	46.7	0.13	43.0	44.0	30.0	斜め引張
	S0a-40-150		38.0	37.5	47.4	0.06	44.7 <sup>※3</sup>	45.0	31.3	斜め引張
	S0a-40-300		42.7	44.3	59.8	0.10	32.2	44.5	29.9	曲げ引張
	S0b-40-0		43.4	40.7	56.9	0.12	57.4	62.0	31.0	曲げ引張
S1	S1-0-0			-			59.3 <sup>※3</sup>	64.5	30.3	曲げ引張
	S1a-20-0	20	25.6	22.5	31.7	0.06	62.5 <sup>※3</sup>	65.0	30.9	曲げ引張
	S1a-40-0	40	45.8	41.6	57.7	0.14	46.8	61.5	31.0	破断

※1 3D レーザースキャンの断面計測値を補正し算出した腐食率

※2 降伏荷重は計測した鉄筋ひずみが降伏値に達した時点の荷重

※3 鉄筋ひずみを未計測のため荷重中央変位関係から降伏荷重を判断した

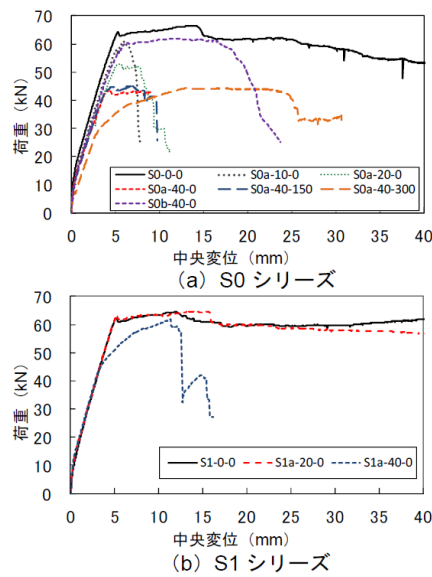


図 2.1.3-22 荷重と中央変位

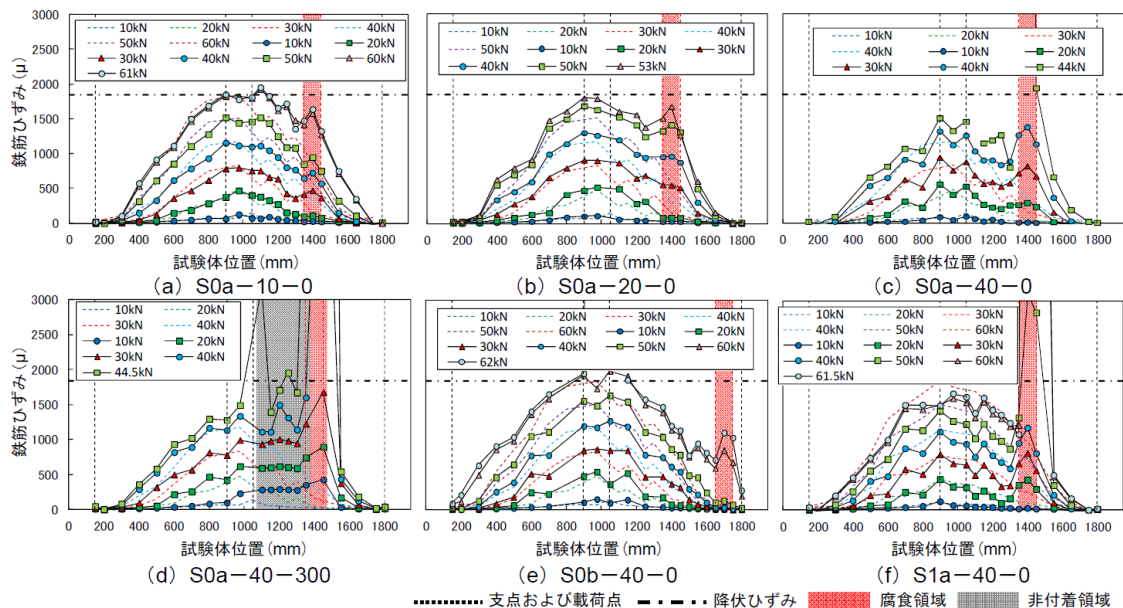


図 2.1.3-23 鉄筋のひずみ分布

### (3) 局所的に鉄筋腐食した RC はり部材の耐荷力

図 2.1.3-24 に降伏曲げモーメント比と平均腐食率の関係を示す。等曲げ区間で主鉄筋が降伏した S0a シリーズ腐食試験体の腐食対象領域に作用するモーメントは、等曲げ区間の 60%であり、腐食対象領域の鉄筋の腐食率が 40%以上にならないと、耐荷力に影響を及ぼすことはないと考えられる。しかし、試験体 S0a-10-0 および試験体 S0a-20-0 は図 2.1.3-23 (a)、(b) に示したように、等曲げ区間において鉄筋が降伏したものの、モーメント比が 1.0

より小さい値を示しており、局所的な腐食が部材全体の降伏モーメントに影響を及ぼす結果となった。

図 2.1.3-25 に降伏曲げモーメント比と最大腐食率を示す。平均腐食率で整理した場合に比べて理論値と実験値の差異は減少し、最大腐食率が耐荷性状に大きな影響を及ぼしていることが明らかとなった。一方、非付着領域を設定した試験体 S0a-40-150 および試験体 S0a-40-300 は、最大腐食率を用いて整理した場合でも実験値は理論値を下回っている。非付着領域は一種のせん断破壊の状態にあり、腐食領域の鉄筋に作用する力が非付着領域を有しない場合に比べて相対的に大きくなった。よって、腐食領域よりも作用モーメントの大きい箇所非付着領域が存在する場合、付着を有する場合に比べて腐食領域の鉄筋が早期に降伏する可能性がある。

図 2.1.3-26 に付着を考慮した降伏曲げモーメント比と最大腐食率を示す。非付着領域を考慮することによって、降伏荷重は理論値と比較的良好な一致を示した。

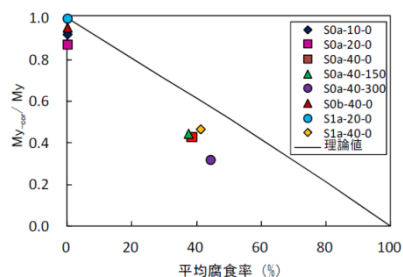


図 2.1.3-24

My-cor/My と平均腐食率

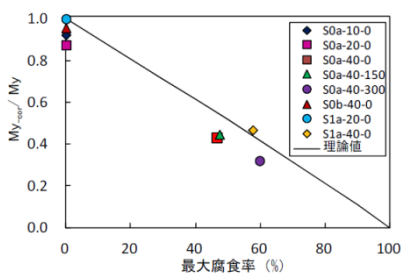


図 2.1.3-25

My-cor/My と最大腐食率

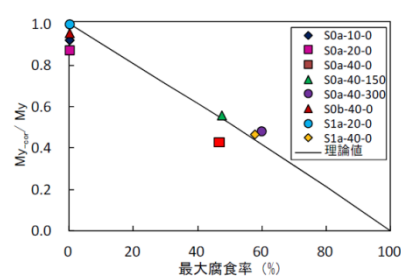


図 2.1.3-26

My-cor/My と最大腐食率  
(付着考慮)

#### (4) 得られた示唆

腐食対象領域の最大腐食率を用いて降伏曲げモーメント比を整理した場合の方が、平均腐食率で整理した場合に比べて理論値と実験値の差異は減少したため、最大腐食率が耐荷性状に大きな影響を及ぼしていることが明らかとなった。

せん断スパン内において局所的な鉄筋腐食を生じた場合、鉄筋の断面減少および非付着領域を考慮した曲げ理論に基づき、降伏荷重をある程度評価可能であった。

#### 2.1.4 中性化・塩害による鉄筋腐食に伴う構造性能低下に関する PDFt 曲線例

##### (1) はじめに

今年度は、これまでに収集した研究事例に示されている評価式を用いて、中性化・塩害による鉄筋腐食に伴う柱・はり部材の曲げ強度保持率、せん断強度保持率、コンクリート表面のひび割れ発生に関する PDFt 曲線例を得た。

##### (2) PDFt 曲線における各象限での評価方法

「第Ⅰ象限 (F-t 曲線)」「第Ⅱ象限 (D-F 曲線)」については、2.1.1 章に示した評価式を用いた。「第Ⅲ象限 (P-D 曲線)」は、曲げ強度保持率については 2.1.3 章で示した、

$$L = -2.01 \times 10^{-2} \times m \times 1.00 \quad (2.1.4-1)$$

$L$ : 曲げ耐力比、 $m$ : 鉄筋の質量減少率(%)

を用いた。

また、せん断強度保持率については、鉄筋コンクリート造建物の靱性保証型耐震設計指針・同解説<sup>17</sup>により、せん断強度  $V_u$  は下式の値のうち最小値とした。

$$V_u = \mu p_{we} \sigma_{wy} b_e j_e + \left( v \sigma_B - \frac{5 p_{we} \sigma_{wy}}{\lambda} \right) \frac{bD}{2} \tan \theta \quad (2.1.4-2)$$

$$V_u = \frac{\lambda v \sigma_B + p_{we} \sigma_{wy}}{3} b_e j_e \quad (2.1.4-3)$$

$$V_u = \frac{\lambda v \sigma_B}{2} b_e j_e \quad (2.1.4-4)$$

$P_{we}$ : 有効補強筋比

$\mu$ : トラス機構の角度係数

$v$ : コンクリート圧縮強度の有効係数

$\lambda$ : トラス機構の有効係数

$b_s$ : 横補強筋最大間隔

適用範囲として、せん断強度には軸力は考慮しない、下界の定理、主筋は降伏しない（ヒンジはなし）等を仮定する。今回は、かぶり厚さ、補強筋径を変化パラメータとし、それ以外は固定値とした。それらは記号とともに表 2.1.4-1 に示す。

<sup>17</sup> 日本建築学会：“鉄筋コンクリート造建物の靱性保証型耐震設計指針・同解説”、(1999)

表 2. 1. 4-1 記号と入力データ

部材のクリアスパン $L$ (mm)	2500
部材のせいと幅 $D$ $b$ (mm)	700
せん断補強筋間隔 $s$ (mm)	100
せいと横方向のかぶり厚 $c_d$ $c_s$ (mm)	10,30,50
せん断補強筋径 $d_s$ (mm)	10,13,16,19
中子筋の本数 $N_s$	2
コンクリートの圧縮強度 $\sigma_B$ (N/mm <sup>2</sup> )	30
せん断補強筋の降伏強度 $\sigma_{sy}$ (N/mm <sup>2</sup> )	295
主筋径 $d_b$ (mm)	29
主筋の本数 $N_1$	12

コンクリート表面のひび割れ発生と鉄筋腐食減量の関係には以下の評価式を用いた。<sup>18</sup>

$$D_u = -(0.19d + 0.06x + 2.0) \times \ln(F_c) + 0.1d + 47 \quad (2. 1. 4-5)$$

$D_u$ : FEM 解析によるひび割れ発生時の鉄筋腐食減量 (mg/cm<sup>2</sup>)

$D$ : 鉄筋の直径 (mm)

$F_c$ : コンクリートの圧縮強度 (N/mm<sup>2</sup>)

鉄筋の腐食量とひび割れの開口はほぼ線形関係にあることにより<sup>19</sup>、鉄筋の腐食減量  $D_3$  とひび割れ幅 (mm)  $P_8$  の関係は下式となる。

$$P_8 = 0.1 \frac{D_3}{d_u} \quad (2. 1. 4-6)$$

### (3) PDFt 曲線例

図 2. 1. 4-1～図 2. 1. 4-6 に、前節に示す各評価式より作成した  $PDFt$  曲線例を示す。本図には代表的な条件を例として示したが、 $F-t$ 、 $D-F$  曲線については実測結果から外挿して求める方法もある。本図右下  $P-t$  曲線より、曲げ強度保持率に関する  $PDFt$  曲線では、曲げ強度の低下の時間変化、供用期間での曲げ強度の健全度等が、ひび割れ発生に関する  $PDFt$  曲線では、表面ひび割れが発生する時期、供用期間での表面ひび割れの有無等が、せん断強度保持率に関する  $PDFt$  曲線では、せん断強度の低下の時間変化、供用期間でのせん断強度の健全度等が推定評価できる。

<sup>18</sup> 橘高義典、L. P. Nguyen、塚越雅幸、松沢晃一：“鉄筋コンクリート表面のひび割れ発生時の鉄筋腐食量に関する検討”、コンクリート工学年次論文報告集、(2011)

<sup>19</sup> 橘高義典：“表面ひび割れ幅からの鉄筋腐食減量の推定に関する破壊力学的検討”、日本コンクリート工学協会、コンクリート構造物のリハビリテーションに関するシンポジウム・論文集、pp. 21-28、(1998)

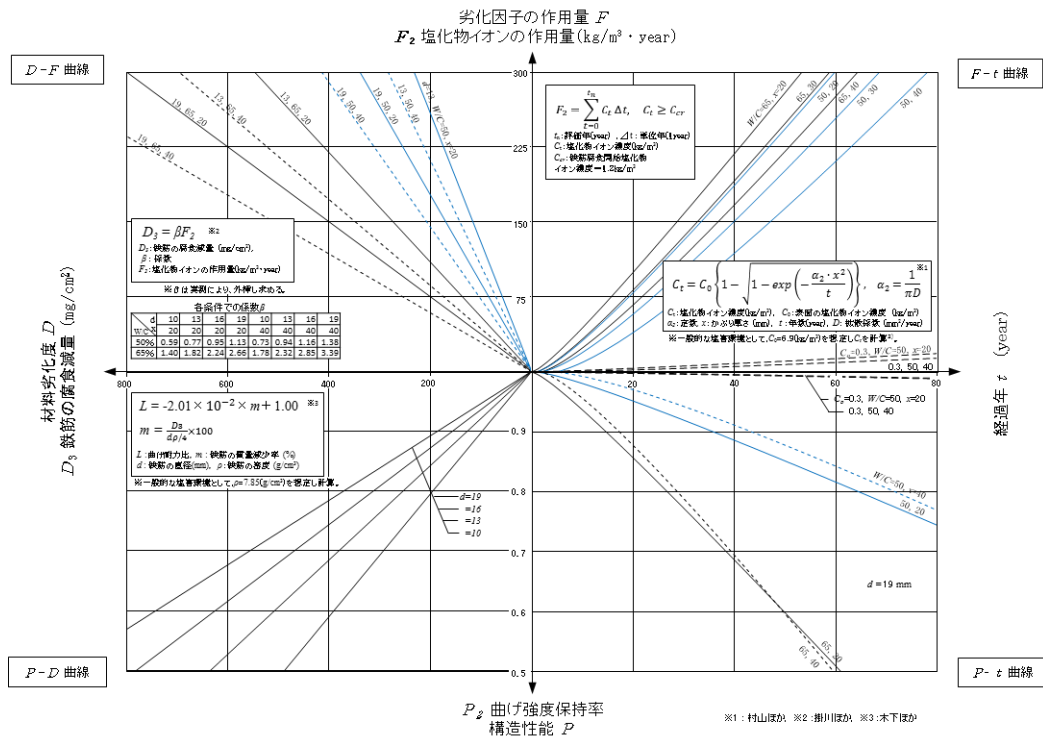


図 2.1.4-1 塩害による鉄筋腐食に伴う柱・はり部材の曲げ強度保持率に関する PDFt 曲線例

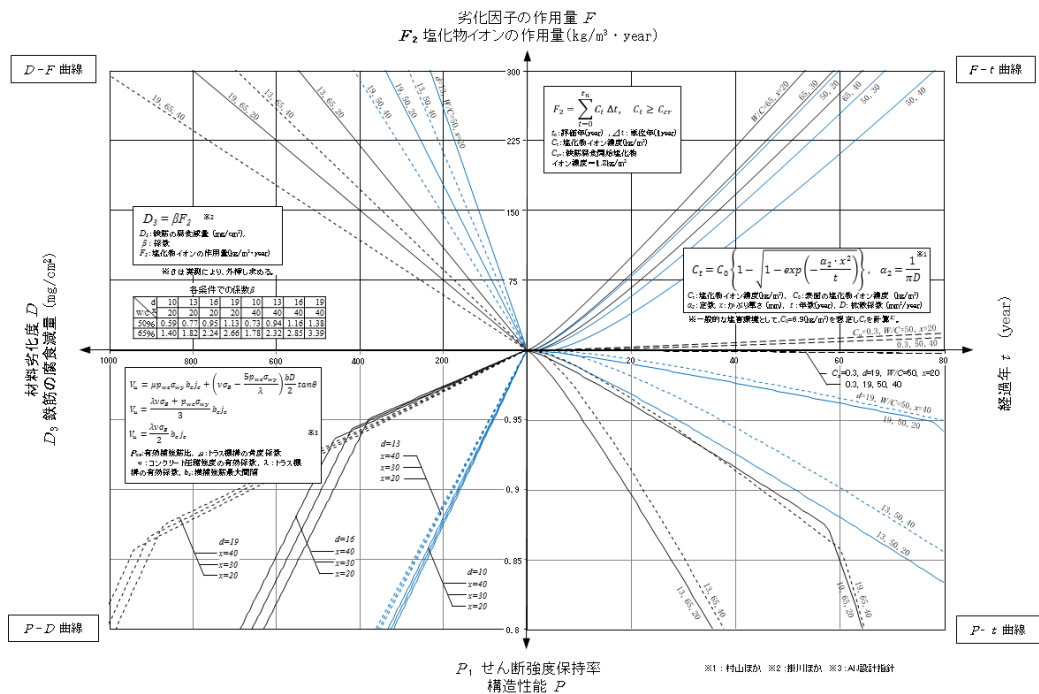


図 2.1.4-2 塩害による鉄筋腐食に伴う柱・はり部材のせん断強度保持率に関する PDFt 曲線例

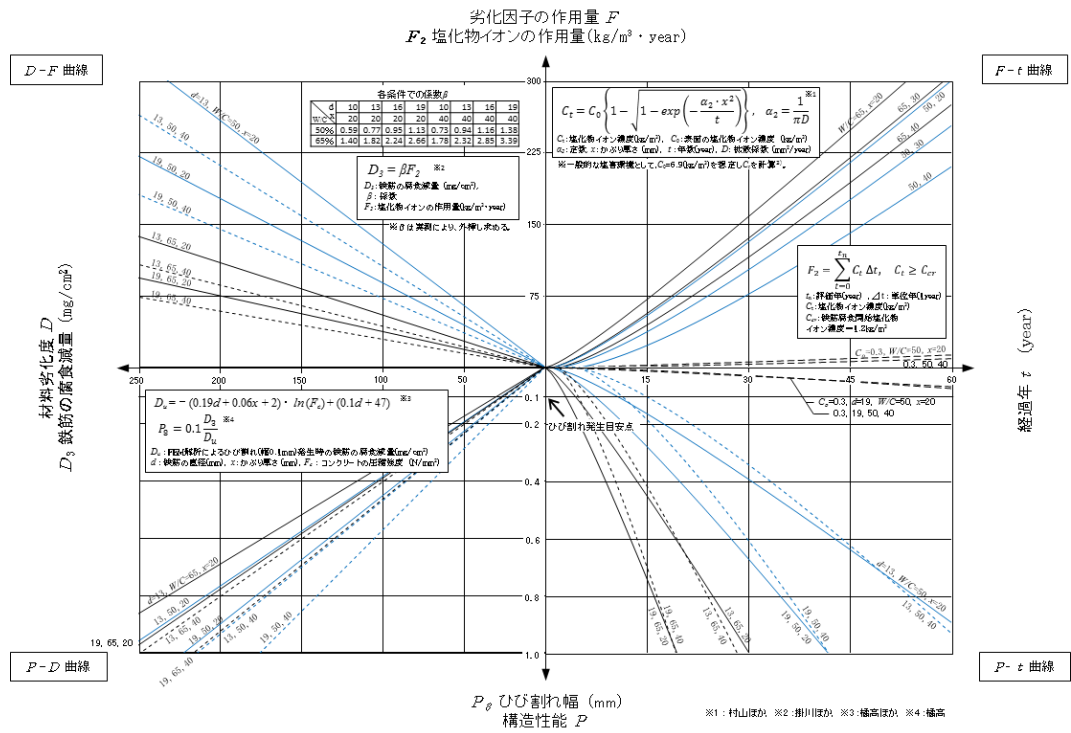


図 2.1.4-3 塩害による鉄筋腐食に伴うコンクリート表面のひび割れ発生に関する PDFt 曲線例

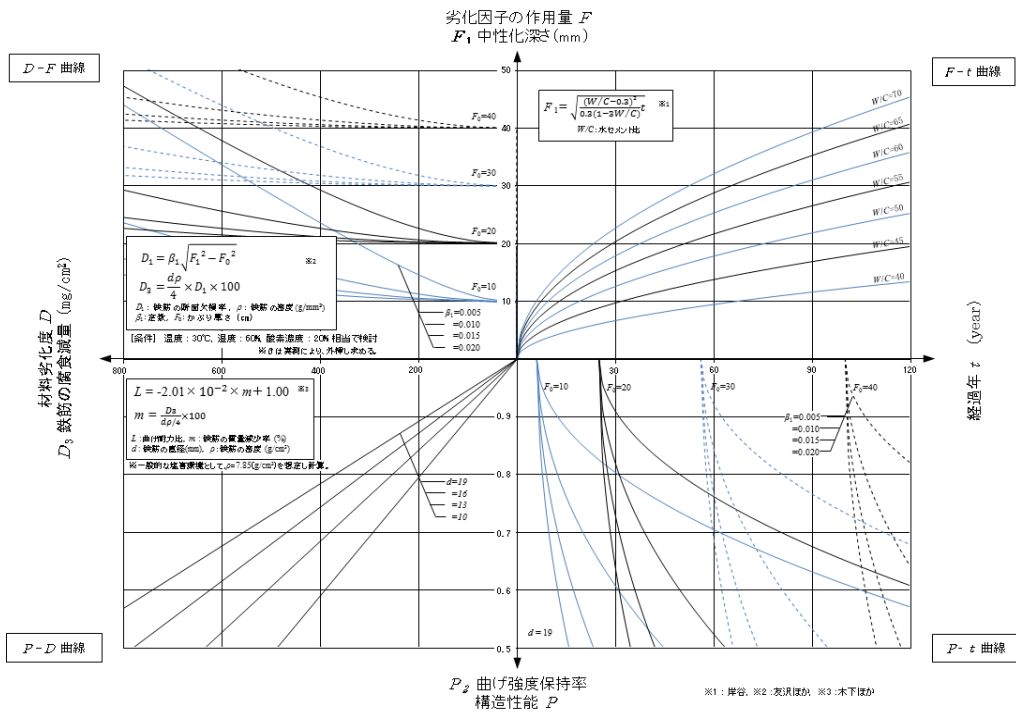


図 2.1.4-4 中性化による鉄筋腐食に伴う柱・はり部材の曲げ強度保持率に関する PDFt 曲線例

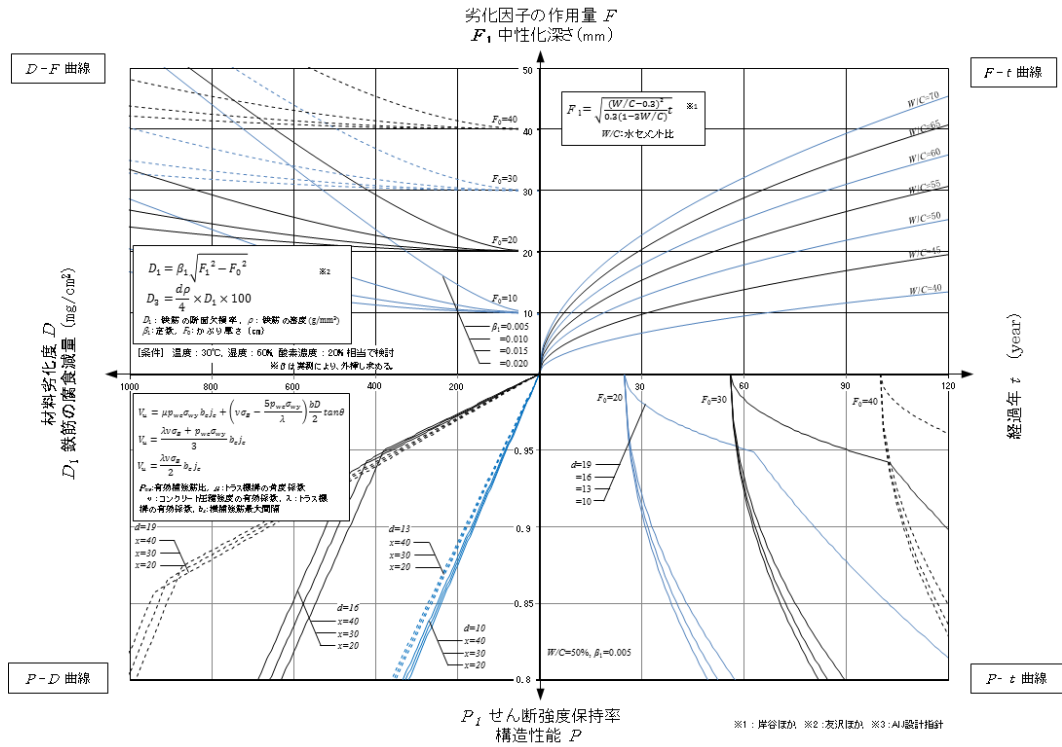


図 2.1.4-5 中性化による鉄筋腐食に伴う柱・はり部材のせん断強度保持率に関する PDFt 曲線例

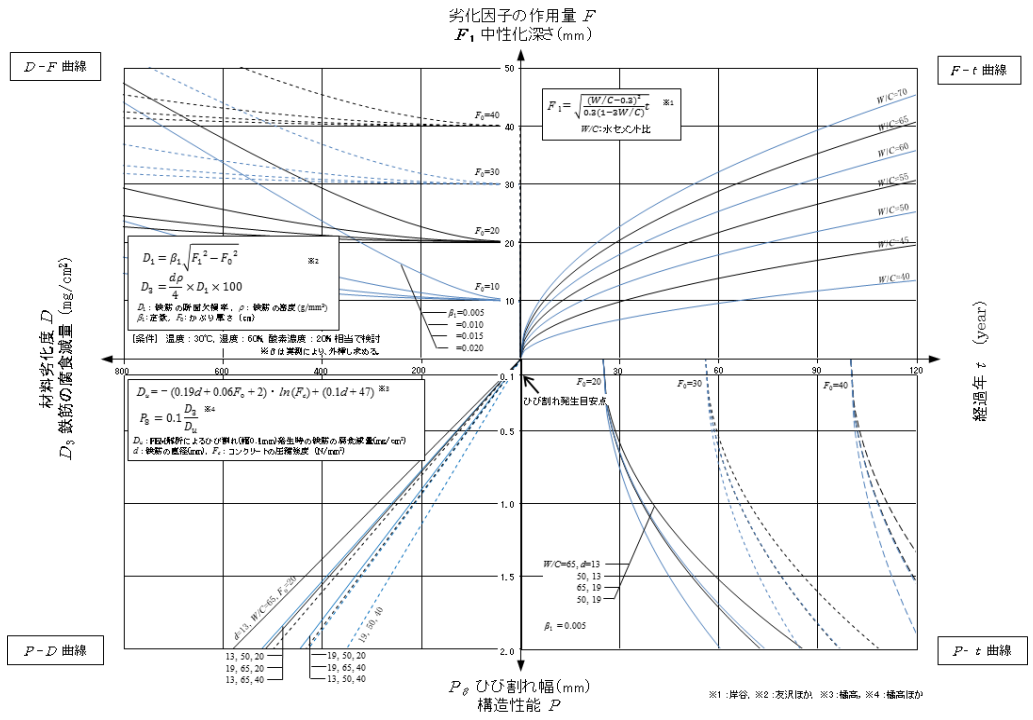


図 2.1.4-6 中性化による鉄筋腐食に伴うコンクリート表面のひび割れ発生に関する PDFt 曲線例



## 2.2 熱影響を受けたコンクリートのひび割れ発生に関する検討

### 2.2.1 研究の背景および目的

コンクリート構造物は様々な用途に用いられているが、その供用期間中に多くの劣化因子の影響を受ける。熱の影響を受ける場合は、強度特性などの性質が変化するため、長期にわたり熱の影響を受ける原子力発電所施設では、供用時のコンクリートに対して温度制限値が設けられる<sup>20</sup>。また、火災時においても、短期間ではあるが高温加熱の影響を受けて、コンクリートの性質は変化する。そのため、熱の影響を受けたコンクリートに関しては多くの検討がなされている。

コンクリート構造物におけるコンクリートの役割は、主に圧縮応力を負担することであるため、強度特性に関しては多くの検討がなされている。100°C未満の長期加熱に関しては、高温乾燥による含水状態の変化によって強度が50°C付近で低下すること<sup>21、22、23</sup>、一方、シールの有無や養生条件に関係なく加熱後の強度低下がないこと<sup>24</sup>、温度65°C、湿度30%R.H.に5ヶ月間放置したコンクリートの強度変化がなかったこと<sup>25</sup>などが報告されている。また、100°C以上の高温加熱に関しては、普通強度および高強度コンクリートについて、熱間および加熱冷却後における検討が行われ、熱間の圧縮強度は100°Cで低下し、200°Cで常温とほぼ同等まで再上昇して低下していくこと、加熱冷却後では温度上昇にともない徐々に低下すること<sup>26</sup>、超高強度コンクリートの加熱冷却後の圧縮強度は100°Cで低下し、200°Cで常温とほぼ同等の強度まで再上昇して低下していくこと<sup>27</sup>などが報告されている。

高温加熱の影響によるコンクリートの引張強度は、割裂引張試験により高温になるほど低下し、600°Cでは20°Cと比較して30%程度まで低下すること<sup>28、29</sup>が報告されており、高強度お

---

<sup>20</sup> 日本建築学会：“原子炉建屋構造設計指針・同解説”（1988）

<sup>21</sup> 岸谷孝一、嵩英雄、椎葉大和、奥野亨：“各種セメントモルタルの耐熱性に関する研究”、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp. 157-158（1971）

<sup>22</sup> 岸谷孝一、嵩英雄、奥山治也、奥野亨：“20～300°Cの高温にさらされたコンクリートの諸性状に関する研究（その1）”、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp. 143-144（1972）

<sup>23</sup> 岸谷孝一、嵩英雄、奥山治也、奥野亨：“20～300°Cの高温にさらされたコンクリートの諸性状に関する研究（その2）”、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp. 145-146（1972）

<sup>24</sup> 長尾覚博、中根淳：“高温履歴を受けるコンクリートの物性に関する実験的研究”、日本建築学会構造系論文集、No. 457、pp. 1-10（1994）

<sup>25</sup> 廣永道彦、蔵重勲、井元晴丈：“セメント硬化体の熱影響に関する検討—温度 65°Cにおけるセメント系材料の変質状況について—”、電力研究所報告、N04013（2004）

<sup>26</sup> 安部武雄、古村福次郎、戸祭邦之、黒羽健嗣、小久保勲：“高温度における高強度コンクリートの力学特性に関する基礎的研究”、日本建築学会構造系論文集、第 515 号、pp. 163-168（1999）

<sup>27</sup> 松戸正士、西田浩和、片寄哲務、安部武雄：“高温加熱後の超高強度コンクリートの力学的性質に関する実験的研究”、日本建築学会構造系論文集、第 603 号、pp. 171-177（2006）

<sup>28</sup> 本田義博、大岡督尚、藤巻敏之：“高強度コンクリートの耐火性能に関する実験的研究（その1 定常温度の一軸試験）”、日本建築学会大会学術講演梗概集、A-2 分冊、pp. 23-24（1996）

<sup>29</sup> 河辺伸二、一瀬賢一、川口徹、長尾覚博：“高温加熱を受けたコンクリートの強度特性に関する研究”、コンクリート工学年次論文報告集、Vol. 25、No. 1、pp. 377-382（2003）

よび一般強度のコンクリートについて、1200°Cまで加熱の影響を受けた場合の引張強度低下が、圧縮強度低下と比較して大きいことも報告されている<sup>30、31、32</sup>。

上述のように、高温加熱の影響を受けたコンクリートは強度が低下するため、ひび割れも発生しやすくなることが予想される。しかし、高温加熱の影響を受けたコンクリートの、ひび割れ発生や進展に関する検討はなされていない。

また、鉄筋コンクリート構造物の安全性や耐久性を考慮する場合に検討しなければならない要因の1つに中性化がある。炭酸ガスの浸透によりコンクリート表面から中性化が進み、コンクリート内部の鉄筋まで中性化が進むと鉄筋が腐食するなどして、コンクリート構造物の安全性および耐久性の低下を招いてしまう。コンクリートの中性化は、温度が高くなること、そして、湿度が低くなるほど進みやすく<sup>33</sup>、湿度40%R. H. で極大値をとるとの報告もある<sup>34</sup>。

しかし、中性化がコンクリートのひび割れ特性にどのように影響するかは検討されておらず、コンクリートの中性化とひび割れ発生特性の関係についても明らかにされていない。

ひび割れは、主に引張破壊によって起こるため、ひび割れ発生や進展を検討する際には、引張変形による破壊進展の評価が必要となる。そのためには、コンクリートの引張変形時における最大荷重以降の軟化域を含め、安定した荷重-変位関係が得られる破壊靱性試験を応用し、間接的に引張軟化曲線を求める方法が有効であると考えられる。

そこで、本研究では、原子炉建屋特有の温度 100°C未満の環境下で供用されるコンクリートおよびSA時などを想定し、以下の3項目についてひび割れの発生や、その後のひび割れ進展に関して破壊靱性試験により検討を行った。

- 100°C未満で長期の加熱を受けたコンクリート
- 100°C以上で短期の加熱を受けたコンクリート
- 100°C未満で中性化したコンクリート

---

<sup>30</sup> Sammy Y. N. Chan, Gai-fai Peng and John K. W. Chan : “Comparison between high strength concrete and normal strength concrete subjected to high temperature”, Material and Structure, Vol. 29, pp. 616-619 (1996)

<sup>31</sup> A. N. Noumowe, P. Clasters, G. Debicki, M. BolvinY. : “High Temperature Effect on High Performance Concrete (70-600C) Strength and Porosity”, SP-145 Durability of Concrete, Third International Conference, pp. 157-172 (1994)

<sup>32</sup> P. A. Jahren : “Fire Resistance of High Strength/Dense Concrete with Particular Reference to the Use of Condensed Silica Fume”, SP-114, pp. 1013-1049 (1989)

<sup>33</sup> K. Matsuzawa, Y. Kitsutaka, M. Tsukagoshi : “Effect of Humidity on Rate of Carbonation of Concrete Exposed to High-Temperature Environment”, International Symposium on the Ageing Management & Maintenance of Nuclear Power Plants (ISaG2010) Proceedings, pp. 109-114 (2010)

<sup>34</sup> 阿部道彦、梶田佳寛、田中斉、柳啓、和泉意登志、友沢史紀 : “コンクリートの促進中性化試験法の評価に関する研究”、日本建築学会構造系論文報告集、第 409 号、pp. 1-10 (1990)

## 2.2.2 破壊特性の評価

### (1) 引張軟化曲線の推定方法

引張軟化曲線は、くさび割裂試験より得られる荷重-開口変位 (CMOD) 曲線の解析プログラムを作成し、実験結果を多直線近似法<sup>35, 36, 37</sup>により逆解析して求めた。逆解析による多直線近似方法は、実験により求められた荷重-開口変位 (CMOD) 曲線のデータを利用して結合応力-開口変位 (COD) の関係を非線形ひび割れ方程式の繰り返し演算により求める際に、計算により既に求めている一部の結合応力-開口変位 (COD) 関係を繰り返し演算の構成則として適用し、逐次解析をするという手法を採用している。

くさび割裂試験による引張軟化曲線の推定も、切欠き梁 3 点曲げ試験による方法<sup>35, 36</sup>と同様に求めることが可能であるが、応力拡大係数が切欠き梁 3 点曲げ試験の場合と異なっている。その応力拡大係数は、コンパクトテンション試験<sup>38</sup>によっている。また、解析に用いる、くさび割裂試験における形状関数は、既往研究<sup>37</sup>により求めている。

### (2) 破壊パラメータ

破壊特性は、引張軟化曲線から得られる破壊パラメータである初期結合応力および破壊エネルギーにより評価した。

引張軟化曲線は、結合力モデルにより破壊進展をモデル化した場合の結合力とひび割れ開口変位の関係を示す指標となり、その初期結合応力は、材料の本質的な引張強度を反映するパラメータとなる。初期結合応力は、ひび割れ発生抵抗性を示す値となり、この値が大きいほどひび割れが発生しにくいことを意味する。

引張軟化曲線で囲まれた面積は破壊エネルギーとなる。破壊エネルギーは、ひび割れ進展抵抗性を示す値となり、この値が大きいほどひび割れが進展しにくいことを意味する。

---

<sup>35</sup> 橘高義典、上村克郎、中村成春：“コンクリートの引張軟化曲線の多直線近似解析”、日本建築学会構造系論文集、No. 453、pp. 15-25 (1993)

<sup>36</sup> 橘高義典：“引張軟化曲線の多直線近似解析によるコンクリートの弾塑性破壊パラメータの評価”、日本建築学会構造系論文集、No. 469、pp. 17-24 (1995)

<sup>37</sup> 橘高義典、高橋仁智：“破壊力学手法によるひび割れ分散を考慮した繊維補強軽量コンクリートパネルの曲げ破壊解析”、日本建築学会構造系論文集、No. 541、pp. 37-42 (2001)

<sup>38</sup> G. V. Guinea, M. Elices and J. Planas：“Stress Intensity Factors for Wedge-splitting Geometry”、Int. J. of Fract. 81、pp. 113-124 (1996)

## 2.2.3 100°C未満で長期の加熱を受けたコンクリートのひび割れ発生特性

### (1) 実験概要

#### a) 供試体概要

ここでは、強度の異なるコンクリートについて100°C未満で長期（本年度は加熱期間104週まで）加熱を行なった場合のひび割れ発生特性に関して検討を行う。

表2.2.3-1に使用材料、表2.2.3-2に調合、表2.2.3-3に実験の要因と水準を示す。コンクリートは、4週標準養生における圧縮強度が18、27、36N/mm<sup>2</sup>（以下、 $\sigma_{18}$ 、 $\sigma_{27}$ 、 $\sigma_{36}$ ）となるように3水準とした。加熱温度は40、60°Cとし、加熱を行わない供試体（20°C）についても試験を行うこととした。また、加熱による水分の逸散を考慮して、供試体はシールを行うもの（シールあり）およびシールを行わないもの（シールなし）を設定した。なお、加熱期間は26、52、104、156週とし、加熱時の湿度は60%R.H.とした。

コンクリートは、レディーミクストコンクリート工場（神奈川県相模原市）の強制2軸強制練りミキサ（公称容量1.7m<sup>3</sup>）を用いて製造されたものを用いた。なお、製造から打込みまでの時間は約15分である。

供試体は、各試験条件につき破壊特性を評価するためのくさび割れ試験用供試体（100×100×120mm）3体、圧縮強度試験およびヤング係数測定用供試体（ $\phi$ 100×200mm）3体、質量変化測定用供試体1体（ $\phi$ 100×200mm）とした。供試体は打込み後2日で脱型し、材齢13週まで標準養生を行なった。

表2.2.3-4にフレッシュ性状および材齢4週での強度試験結果を示す。4週標準養生時の圧縮強度は、設定した強度に対して3~4N/mm<sup>2</sup>程度高い値となった。

表2.2.3-1 使用材料

材料	種類	記号	物性
セメント	普通ポルトランドセメント	C	密度 3.16g/cm <sup>3</sup>
細骨材	砕砂（相模原産）	S1	表乾密度 2.63g/cm <sup>3</sup> 、吸水率 1.15%、粗粒率 3.00
	砕砂（八王子産）	S2	表乾密度 2.63g/cm <sup>3</sup> 、吸水率 1.15%、粗粒率 3.00
	陸砂（君津産）	S3	表乾密度 2.56g/cm <sup>3</sup> 、吸水率 1.19%、粗粒率 1.80
粗骨材	砕石（相模原産）	G1	表乾密度 2.66g/cm <sup>3</sup> 、吸水率 1.14%、実積率 60.0%
	砕石（八王子産）	G2	表乾密度 2.66g/cm <sup>3</sup> 、吸水率 1.14%、実積率 60.0%
混和剤	AE減水剤	Ad1	リグニンスルホン酸塩、オキシカルボン酸塩とポリカルボン酸系化合物
	高性能AE減水剤	Ad2	ポリカルボン酸系化合物

表2.2.3-2 調合

呼び強度	Gmax (mm)	スランプ (cm)	空気量 (%)	W/C (%)	s/a (%)	W	C	S1	S2	S3	G1	G2	Ad1	Ad2
18	20	18	4.5	69.6	51.2	183	263	368	323	230	447	447	2.63	—
27	20	18	4.5	57.2	50.1	173	303	359	314	225	455	455	—	2.73
36	20	18	4.5	48.3	48.7	173	359	339	297	212	456	456	—	3.23

表 2.2.3-3 実験の要因と水準

要因	水準
呼び強度 (N/mm <sup>2</sup> )	18 ( $\sigma$ 18)、27 ( $\sigma$ 27)、36 ( $\sigma$ 36)
加熱温度 (°C) ※	20、40、60 (40 は呼び強度 27 のみ)
加熱期間 (週)	26、52、104、156
シールの有無	あり、なし

※加熱温度 80°C に関しては、試験装置故障により試験を中止したため省くこととする。

表 2.2.3-4 フレッシュ性状および強度試験結果

呼び強度	スランプ (cm)	空気量 (%)	圧縮強度 (N/mm <sup>2</sup> )	ヤング係数 (kN/mm <sup>2</sup> )
18	17.0	5.8	22.1	22.0
27	20.0	5.8	31.4	25.2
36	19.0	4.5	39.0	27.3

b) 試験方法

(i) 加熱方法

100°C未満加熱は恒温恒湿槽 (図 2.2.3-1) を用いて行なった。



図 2.2.3-1 恒温恒湿槽

(ii) 圧縮強度試験方法

圧縮強度試験は、JIS A 1108 に準じて行なった。また、同時にコンプレッソメーターを用いてヤング係数を測定した (JIS A 1149)。

### (iii) 破壊靱性試験方法

コンクリートの破壊特性を評価する方法として、モード I 型（引張型）の破壊が得られる切欠き梁による 3 点曲げ試験方法が示されているが<sup>39, 40</sup>、この試験では、例えば 100×100×400mm のように寸法の大きな供試体が必要であり、このような供試体を用いて破壊特性の評価を行う場合は、供試体の自重の影響が無視できない。本研究のように高温加熱の影響を受けたコンクリートは、加熱前と比較して加熱後ではコンクリートが脆性的となり、自重が破壊特性に及ぼす影響が大きくなることが予想された。そのため、小型の供試体を用いる方が実験値の誤差が小さいと考えられた。また、炉内でコンクリートを均一に加熱するという観点からは、試験に用いる供試体寸法を可能な限り小さくする方がよい。そこで、本研究では、切欠き梁による 3 点曲げ試験と同様にモード I 型（引張型）の破壊が小型供試体（100×100×120mm）（図 2.2.3-2）で得られるくさび割裂試験（図 2.2.3-3）を採用した。なお、くさび割裂試験も、切欠き梁 3 点曲げ試験同様に引張軟化特性を評価できることが確認されている<sup>41</sup>。

くさび割裂試験用供試体は、加熱前に供試体中央にダイヤモンドカッター（刃厚 1mm）を用いてリガメント高さが 50mm となるように切欠きを入れ、くさびの挿入により引張破壊を生じさせることとした。試験に用いた治具の寸法などは、RILEM で提案されている方法<sup>42</sup>に準じた。高温加熱の影響を受けたコンクリートは、加熱を受ける前と比較して脆性的となるため、引張力に対する抵抗性が著しく弱くなることが予想された。したがって、安定した荷重-開口変位曲線を計測するためには、最大荷重以降の軟化域を精度良く検出する必要があった。そのため、試験装置として加力部、油圧装置およびフィードバック機能を有する制御装置からなるクローズドループシステム型（閉回路機構）のサーボ・コントロール式油圧試験機（MTS 社製、図 2.2.3-4）を用いた。また、供試体の安定破壊が得られるように、切欠き端部の開口変位の変位速度を 0.02mm/min に設定し、開口変位の計測には変位制御用の高感度クリップゲージを使用した。

---

<sup>39</sup> RILEM AAC13.1: "Determination of the specific fracture energy and strain softening of AAC", RILEM Recommendations for the Testing and Use of Construction Materials, pp. 156-158 (1994)

<sup>40</sup> "切欠きはりを用いたコンクリートの破壊エネルギー試験方法", JCI-S-001-2003

<sup>41</sup> 神山力、橘高義典、田村雅紀: "各種コンクリートの破壊特性の試験方法に関する研究", コンクリート工学年次論文集, Vol23, No. 3, pp. 91-96 (2001)

<sup>42</sup> G. V. Guinea, M. Elices and J. Planas: "Stress Intensity Factors for Wedge-splitting Geometry", Int. J. of Fract. 81, pp.113-124 (1996)

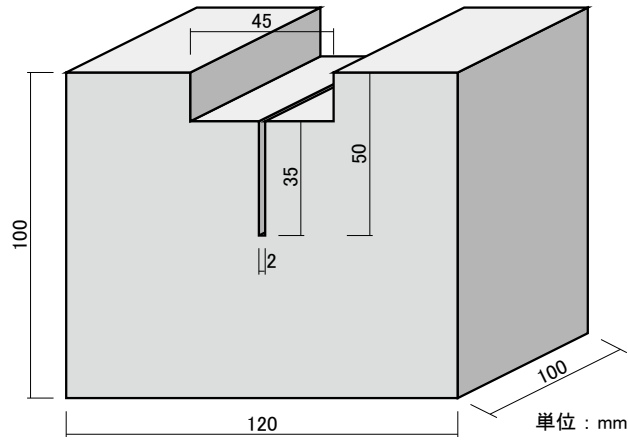


図 2.2.3-2 くさび割裂供試体概要

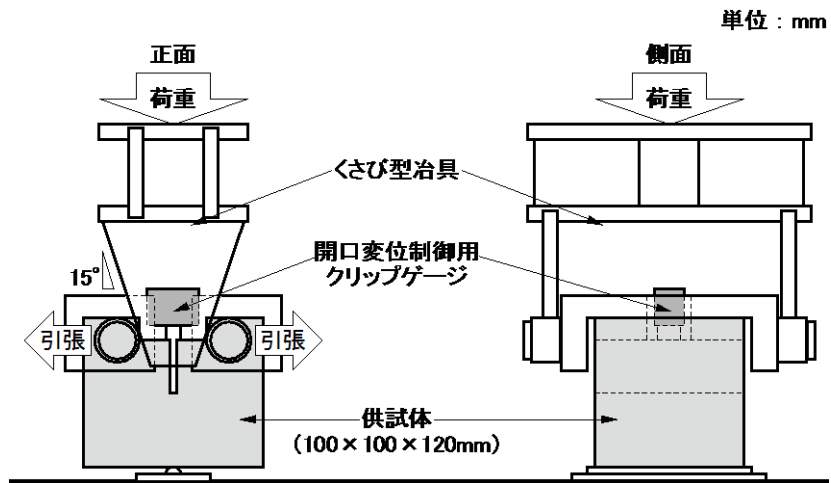


図 2.2.3-3 破壊靱性試験（くさび割裂試験）概要



図 2.2.3-4 サーボコントロール式油圧試験機

(2) 実験結果および考察

a) 質量変化

図 2.2.3-5 にシールなし供試体の加熱前後の質量変化率を示す。加熱なし供試体については、単位水量の多い $\sigma$ 18の質量減少率が、 $\sigma$ 27、 $\sigma$ 36と比較して大きいのがわかる。また、加熱温度が高くなるほど質量減少率も大きくなっている。しかし、加熱温度40、60℃では差が小さい。そして、加熱時間が長くなると質量減少率も大きくなる傾向があるが、加熱期間104週からの変化は小さい。

図 2.2.3-6 にシールあり供試体の加熱前後の質量変化率を示す。シールを行ったにもかかわらず、加熱期間とともに質量が変化してしまっている。完全にシールができておらず、時間とともに供試体中の水分が逸散してしまったためである。質量の減少はシールなし供試体と同様に、単位水量が多い $\sigma$ 18が大きく、また、加熱温度が高いと、そして、加熱期間が長くなると大きくなっている。

なお、質量変化率の差は、加熱期間104週において、シールなし供試体の方がシールあり供試体と比較して、2%程度大きい値となった。

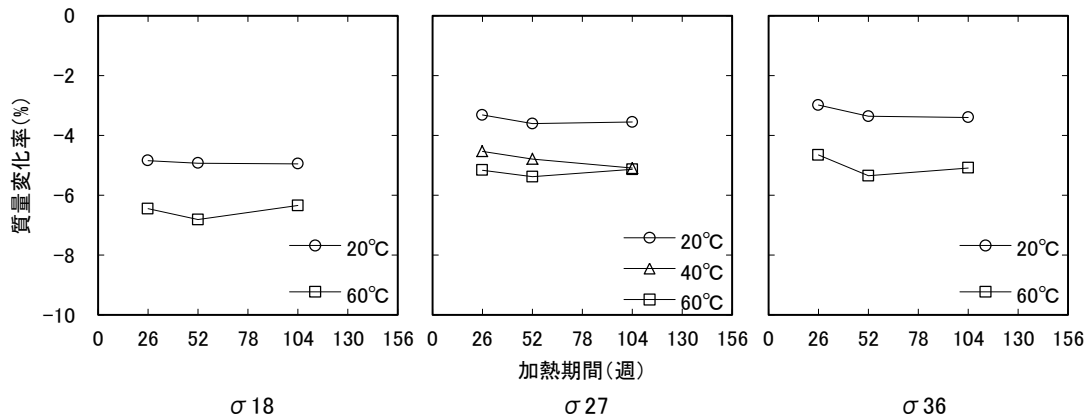


図 2.2.3-5 質量変化率 (シールなし)

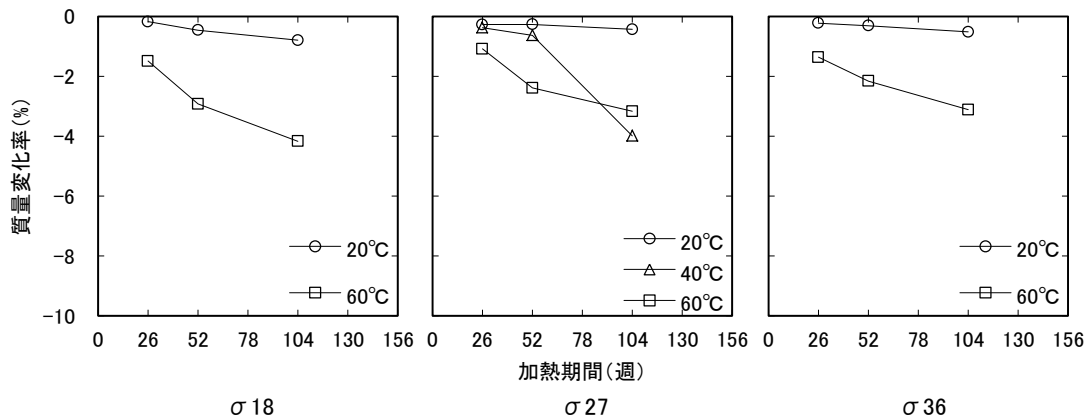


図 2.2.3-6 質量変化率 (シールあり)



b) 力学特性

図 2.2.3-7 にシールなし供試体の加熱前後の圧縮強度を示す。加熱の有無に関係なく、水セメント比が小さくなると圧縮強度は大きくなり、加熱温度が高くなると、圧縮強度は小さくなっている。これは、水分の逸散によって水和が阻害されているためであると考えられる。なお、加熱期間 104 週では、加熱時間にもなう圧縮強度の変化は小さい。

図 2.2.3-8 にシールあり供試体の加熱前後の圧縮強度を示す。加熱期間 52 週までは圧縮強度が増加するものもあったが、加熱期間 104 週では増加は見られず、若干減少するものもある。加熱期間 52 週程度までは未水和セメントの水和により強度が増加する傾向にあるが、それ以降は未水和セメントの水和がほとんどないこと、また、シールが完全でないことによる水分の逸散も影響していると推察される。シールなし供試体では、加熱温度が高い方の強度が小さいが、シールあり供試体では異なっている。加熱温度 20°C の圧縮強度と比較して、 $\sigma 18$  では 60°C の方が大きく、 $\sigma 27$  では 40°C で上昇し、60°C で下降、そして  $\sigma 36$  では加熱期間 52 週まではほとんど同じだが、104 週で小さくなっている。水分の逸散が小さいことで、加熱による未水和セメントの水和促進の影響があるものと考えられる。

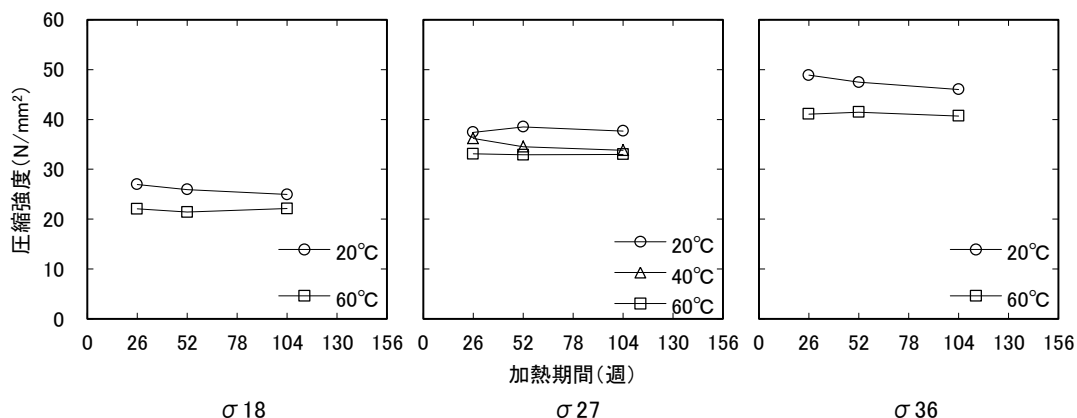


図 2.2.3-7 圧縮強度 (シールなし)

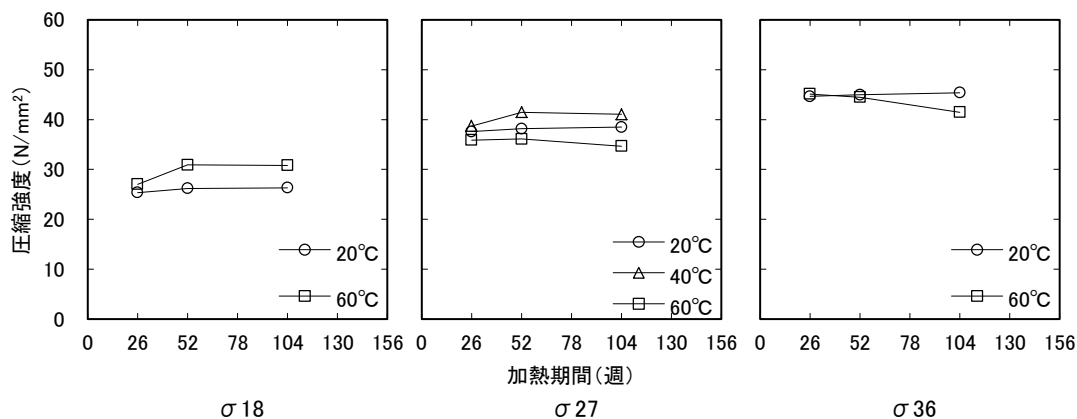


図 2.2.3-8 圧縮強度 (シールあり)

図 2.2.3-9 にシールなし供試体の加熱後のヤング係数を示す。加熱の有無に関係なく、水セメント比が小さくなるとヤング係数は大きくなっている。なお、シールなし供試体においては、加熱温度に関係なくヤング係数は同程度となっている。また、加熱期間による影響も見られない。

図 2.2.3-10 にシールあり供試体の加熱後のヤング係数を示す。シールあり供試体もシールなし供試体と同様に水セメント比が小さくなるとヤング係数が大きくなっている。また、加熱温度が高くなるとヤング係数が小さくなっている。なお、加熱時間による影響はほとんど見られない。

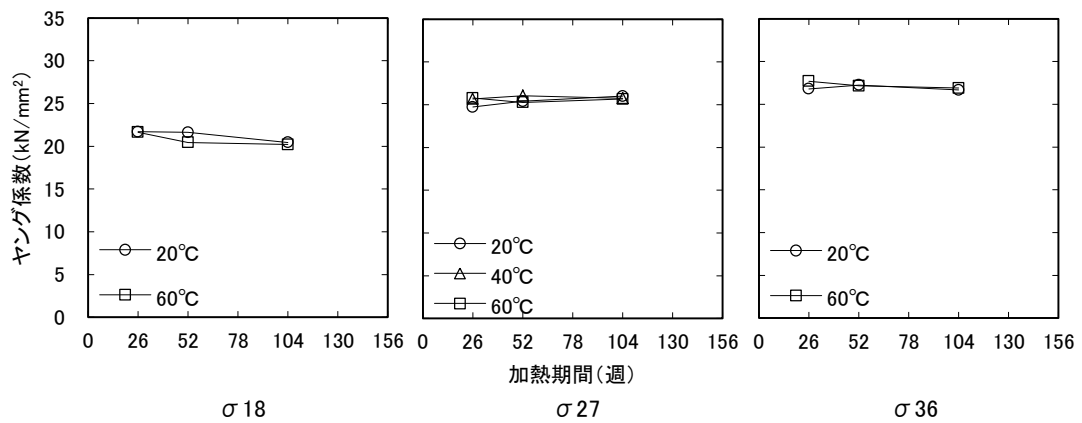


図 2.2.3-9 ヤング係数 (シールなし)

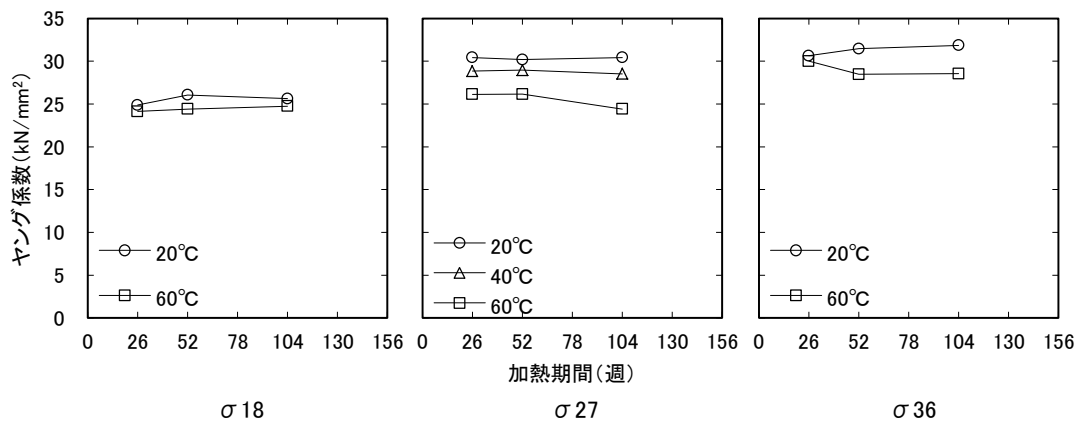


図 2.2.3-10 ヤング係数 (シールあり)

c) 破壊靱性試験結果（荷重－開口変位曲線）

図 2. 2. 3-11～図 2. 2. 3-13 にくさび割裂試験により得られた荷重－開口変位曲線を示す。水セメント比が小さくなると最大荷重が大きくなっている。また、シールなし供試体と比較して、シールあり供試体の最大荷重が小さくなる傾向にある。加熱温度に関しては、加熱温度が 60℃ の最大荷重が小さくなる傾向にあるが、ほとんど変化のない場合もある。

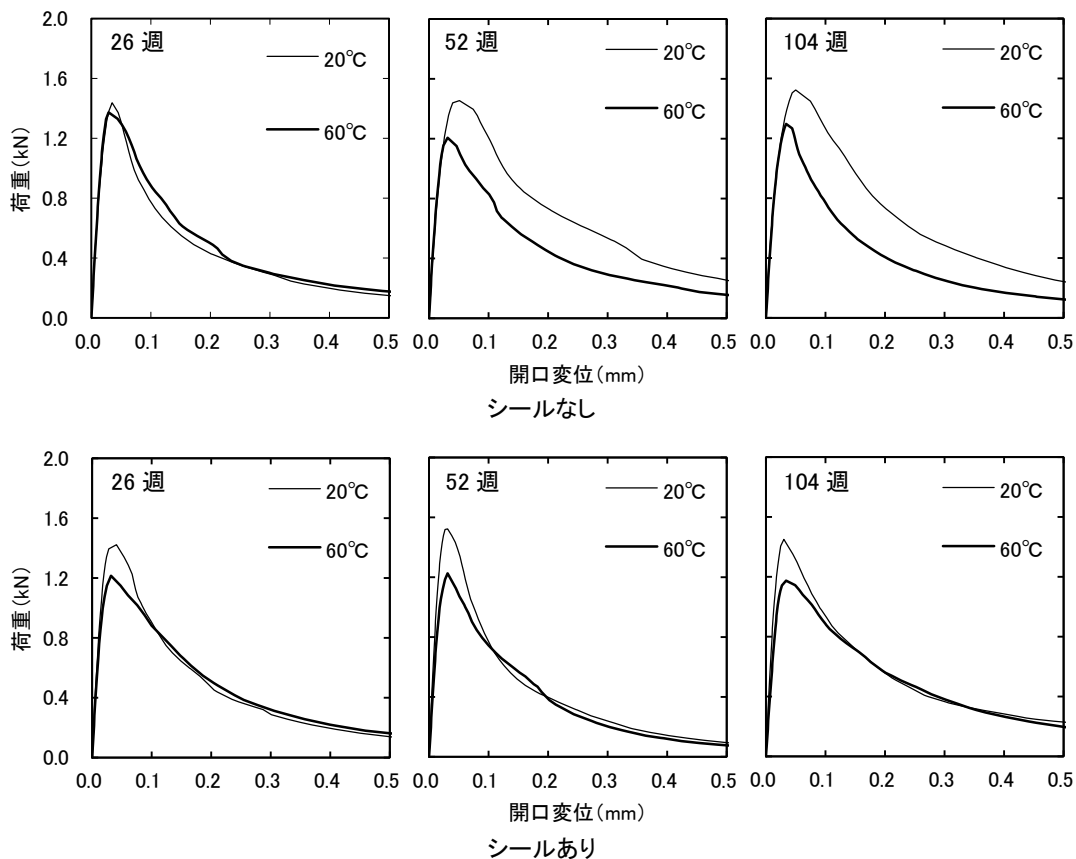
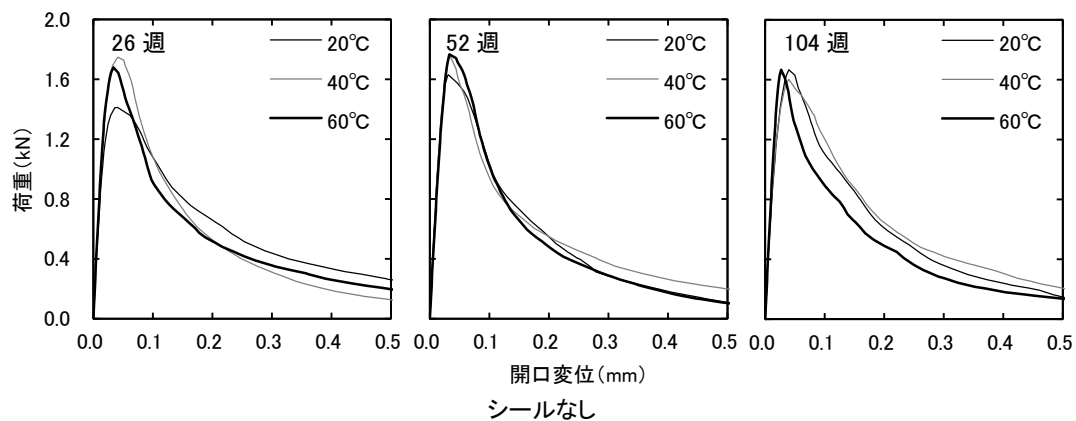


図 2. 2. 3-11 荷重－開口変位曲線（ $\sigma 18$ ）



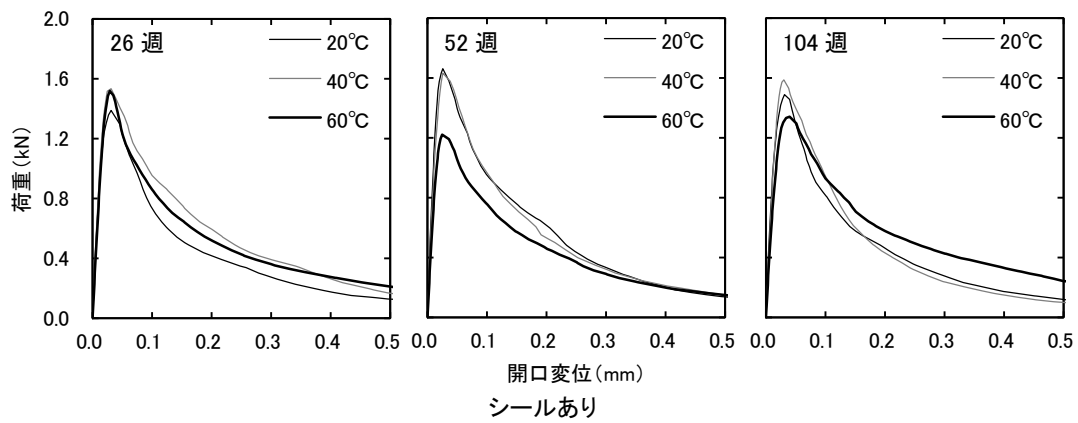


図 2.2.3-12 荷重－開口変位曲線 ( $\sigma 27$ )

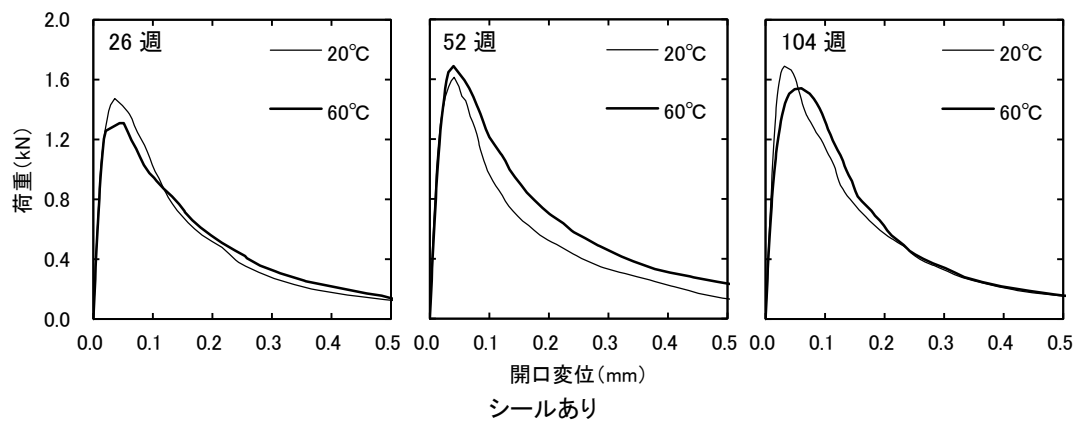
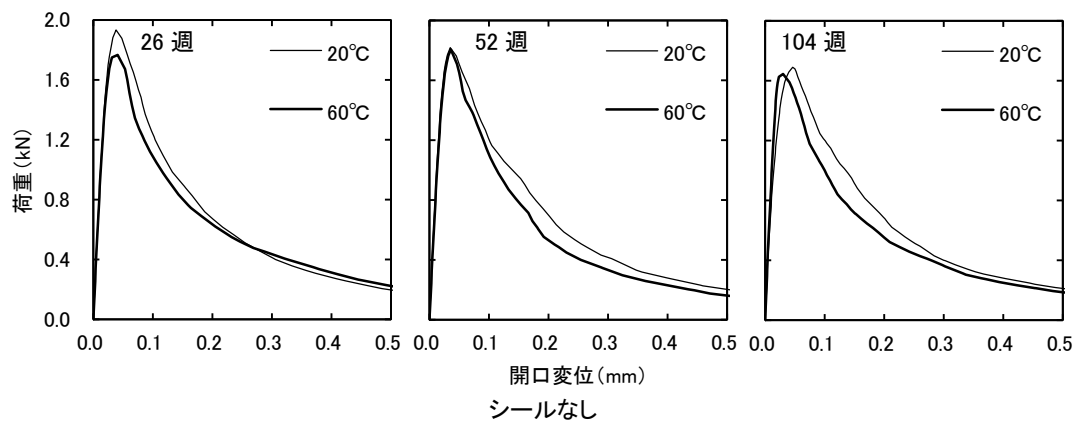


図 2.2.3-13 荷重－開口変位曲線 ( $\sigma 36$ )

d) 引張軟化曲線

図 2.2.3-14～図 2.2.3-16 に荷重－開口変位を基に、多直線近似解析法によって求めた引張軟化曲線を示す。調合、加熱温度、加熱期間などに関係なく、開口変位の増加にともない結合応力は低下している。

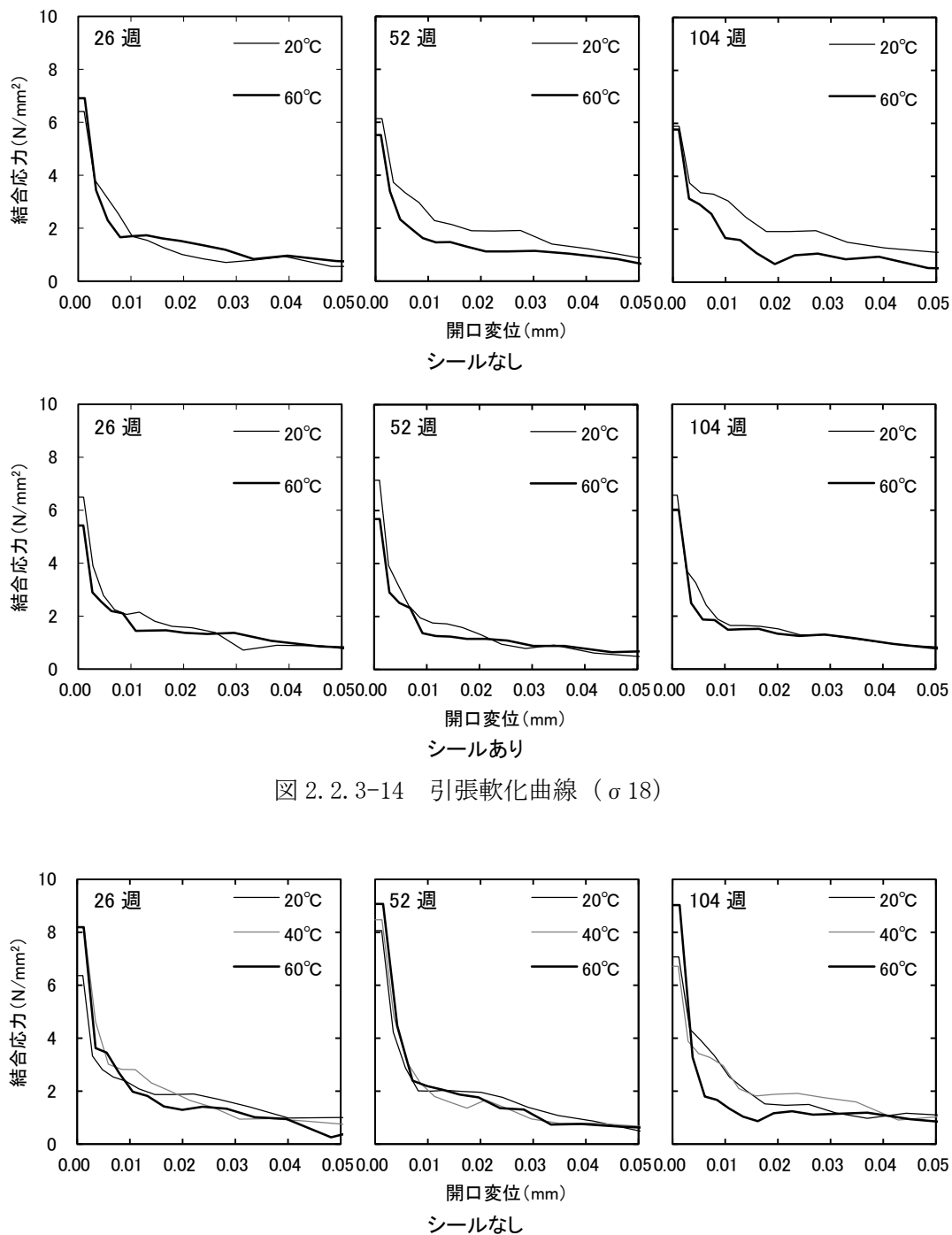


図 2.2.3-14 引張軟化曲線 (σ18)

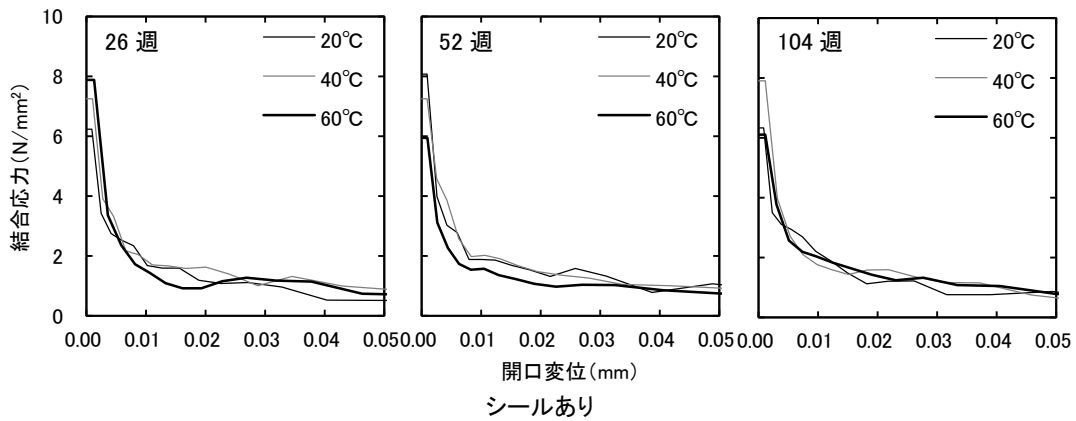


図 2. 2. 3-15 引張軟化曲線 (σ 27)

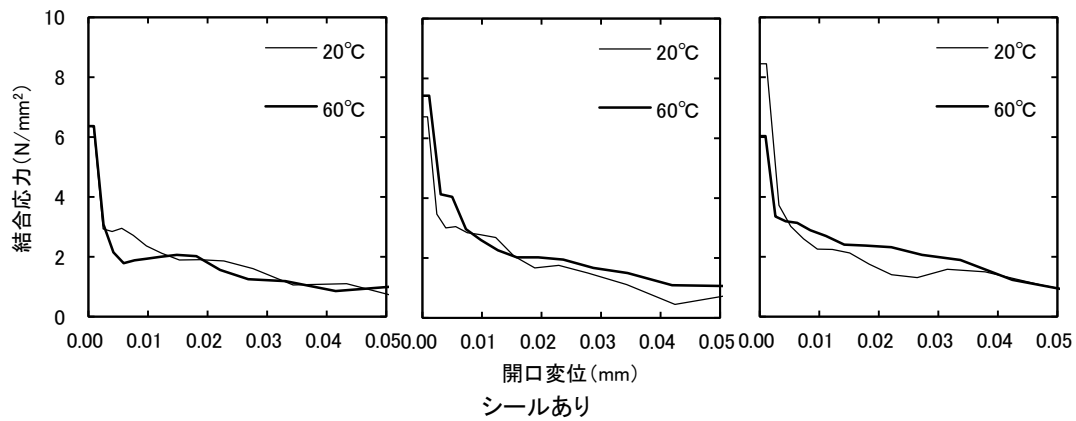
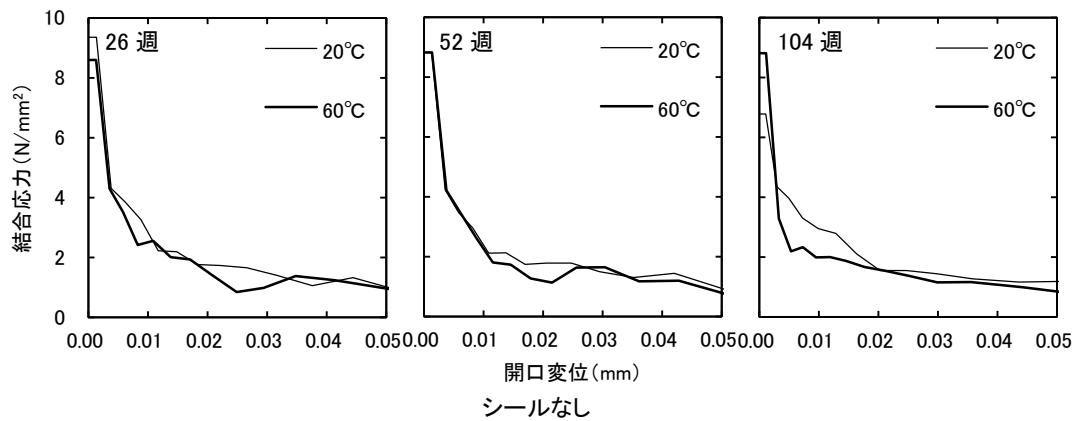


図 2. 2. 3-16 引張軟化曲線 (σ 36)

e) 破壊特性

(i) 初期結合応力

図 2. 2. 3-17 にくさび割裂試験における荷重－開口変位曲線を基に、多直線近似解析法によって求めた引張軟化曲線から算出されたシールなし供試体の初期結合応力を示す。水セメント比が小さくなると初期結合応力が大きくなっているのがわかる。また、加熱期間が

長くなるにともない初期結合応力が低下している。これは、供試体の乾燥により微細クラックが発生し、初期結合応力も低下していると考えられる。なお、シールなし供試体については、加熱温度に関係なく同じような初期結合応力となっており、加熱温度の影響はほとんどないものと推察される。

図 2.2.3-18 にシールあり供試体の初期結合応力を示す。加熱なし供試体と同様に、水セメント比が小さくなると初期結合応力が大きくなっているのがわかる。加熱期間に関しては、加熱なし供試体の傾向と異なり、加熱温度 20、40℃では加熱期間とともに初期結合応力が増加している。これは、シールされていることにより供試体中の水分が逸散せず、長期にわたり水和がされているためと考えられる。なお、加熱温度 60℃の初期結合応力が低下しているのは、図 2.2.3-6 からわかるとおり、シールしたにも関わらず、水分の逸散が大きく、乾燥による微細ひび割れの発生などが影響していると推察される。

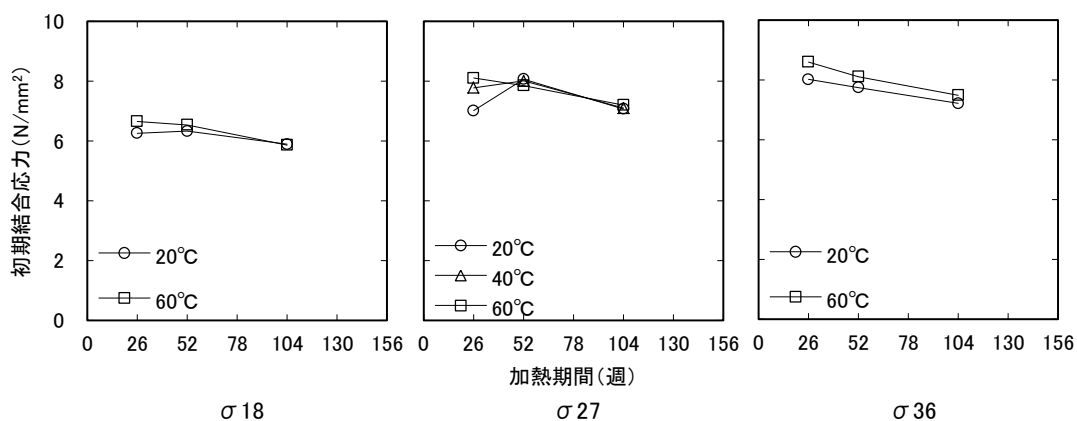


図 2.2.3-17 初期結合応力 (シールなし)

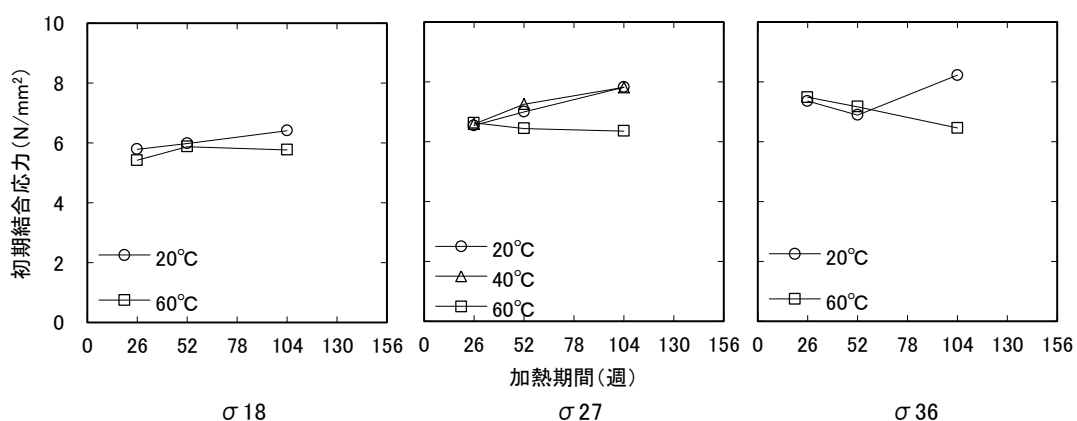


図 2.2.3-18 初期結合応力 (シールあり)

(ii) 破壊エネルギー

図 2.2.3-19 にシールなし供試体の破壊エネルギーを示す。加熱温度が高くなると破壊エネルギーが小さくなっている。また、加熱期間とともに破壊エネルギーが低下する傾向にある。しかし、その変化は小さい。なお、水セメント比が小さくなると、加熱にともなう破壊エネルギーの低下は小さくなっている。

図 2.2.3-20 にシールあり供試体の破壊エネルギーを示す。加熱なし供試体と異なり、加熱温度が高くなると破壊エネルギーが若干ではあるが大きくなっている。シールにより供試体から逸散せず止まっていた水分が、加熱温度が高くなると未水和セメントと水和したために、破壊エネルギーが上昇していると思われる。また、加熱期間 104 週では、その影響はほとんどない。

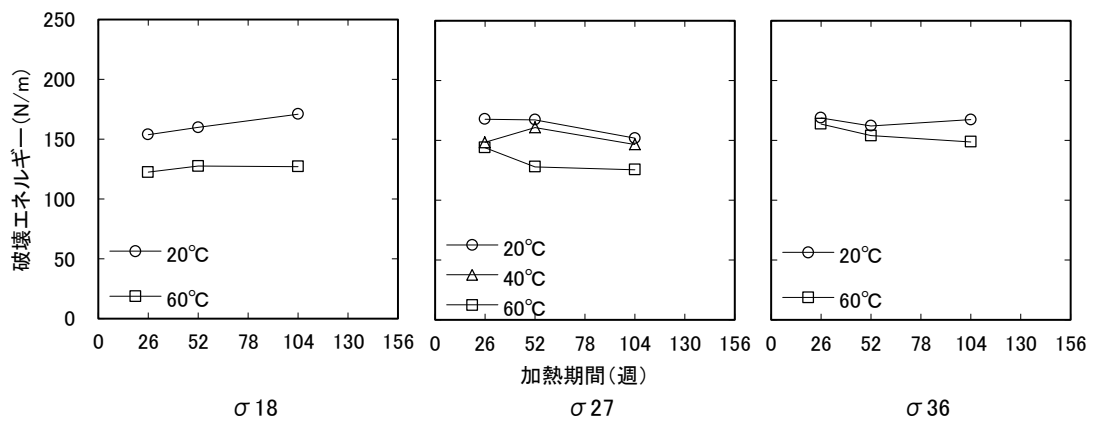


図 2.2.3-19 破壊エネルギー (シールなし)

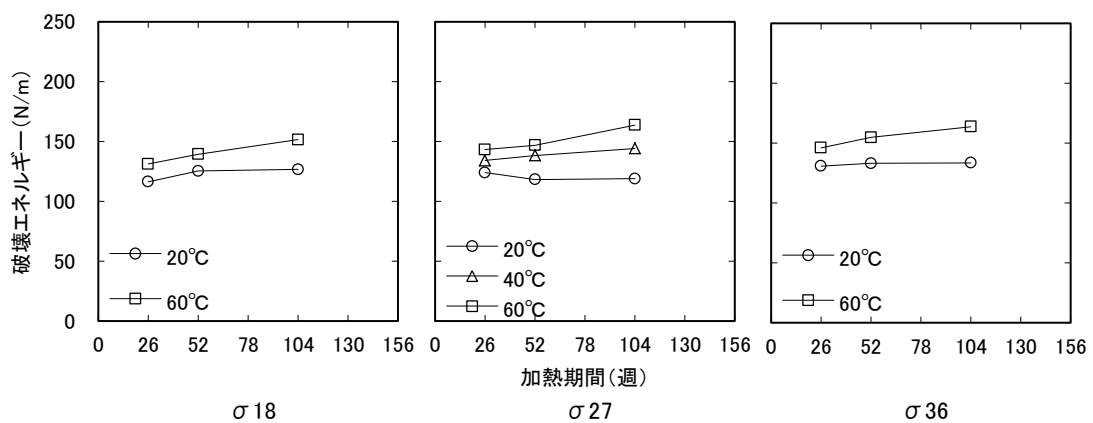


図 2.2.3-20 破壊エネルギー (シールあり)



## 2.2.4 100°C以上で加熱を受けたコンクリートのひび割れ発生特性

### (1) 実験概要

#### a) 供試体概要

ここでは、粗骨材の異なる供試体について 400°Cまで加熱を行なった場合のコンクリートのひび割れ発生特性に関して検討を行う。

表 2.2.4-1 に使用材料、図 2.2.4-1 に使用した骨材、表 2.2.4-2 に調合、表 2.2.4-3 に実験の要因と水準を示す。粗骨材には、岩種の異なる 3 種類を用いることとした。コンクリートは水セメント比 57%とし、目標スランプ 18cm、目標空気量 4.5%とした。また、粗骨材量は容積 3560/m<sup>3</sup>とし、スランプおよび空気量は混和剤量で調整することとした。

供試体の練混ぜには、容量 100 リットルのパン形ミキサを使用した。コンクリートの練混ぜは、ミキサにセメントと細骨材を投入し 10 秒間、水および混和剤を投入し 30 秒間練混ぜを行った後に粗骨材を投入、そして、さらに 90 秒間練混ぜを行った。モルタルの練混ぜは、ミキサにセメントと細骨材を投入し 10 秒間、水および混和剤を投入し 30 秒間練混ぜを行った後に掻き落とし、そして、さらに 90 秒間練混ぜを行った。

練混ぜ量は 1 バッチにつき 100 リットルとし、各調合 3 バッチの練混ぜを行い、それぞれについてフレッシュ試験を行い型枠に打ち込んだ。

供試体は、各試験条件につき破壊特性を評価するためのくさび割裂試験用供試体 (100×100×120mm) 3 体、圧縮強度試験およびヤング係数測定用供試体 (φ100×200mm) 3 体とした。供試体は打込み後 2 日で脱型し、材齢 52 週まで標準養生を行なった後に試験に供することとする。表 2.2.4-4 にフレッシュ性状および材齢 4 週での強度試験結果を示す。

表 2.2.4-1 使用材料

材料	種類	記号	物性
セメント	普通ポルトランドセメント	C	密度 3.16g/cm <sup>3</sup>
細骨材	陸砂	S	表乾密度 2.58g/cm <sup>3</sup> 、吸水率 2.15%、粗粒率 2.68
粗骨材	砂岩	G1	表乾密度 2.66g/cm <sup>3</sup> 、吸水率 0.53%、実積率 62.4%
	石灰岩	G2	表乾密度 2.71g/cm <sup>3</sup> 、吸水率 0.27%、実積率 61.0%
	チャート	G3	表乾密度 2.64g/cm <sup>3</sup> 、吸水率 1.10%、実積率 58.0%
混和剤	AE 減水剤	Ad	リグニンスルホン酸化合物とポリカルボン酸エーテルの複合体



陸砂



砂岩



石灰岩



チャート

図 2.2.4-1 使用した骨材

表 2.2.4-2 調合 (単位: kg/m<sup>3</sup>)

粗骨材種類	Gmax (mm)	スランプ (cm)	空気量 (%)	W/C (%)	s/a (%)	W	C	S	G1	G2	G3	Ad (C×%)
砂岩	20	18	4.5	57.0	47.9	175	307	844	947	—	—	0.8
石灰岩	20	18	4.5	57.0	47.9	175	307	844	—	965	—	0.8
チャート	20	18	4.5	57.0	47.9	175	307	844	—	—	940	1.5
— (モルタル)	—	—	—	57.0	—	292	512	1409	—	—	—	—

表 2.2.4-3 実験の要因と水準

要因	水準
粗骨材の有無	あり (コンクリート)、なし (モルタル)
粗骨材種類	砂岩、石灰岩、チャート
加熱温度 (°C)	100、200、300、400

表 2.2.4-4 フレッシュ性状および強度試験結果

記号	粗骨材種類	バッチ	スランプ (フロー値) (cm)	空気量 (%)	圧縮強度 (N/mm <sup>2</sup> )	ヤング係数 (kN/mm <sup>2</sup> )
砂岩コン	砂岩	1	17.5	4.3	39.3	27.9
		2	17.0	4.3		
		3	18.0	4.3		
石灰岩コン	石灰岩	1	17.5	4.3	39.0	31.1
		2	17.5	4.4		
		3	17.0	4.4		
チャートコン	チャート	1	17.5	5.4	38.1	27.7
		2	17.0	4.9		
		3	17.5	5.1		
モルタル	—	1	(222×221)	—	46.0	24.0
		2	(223×220)	—		
		3	(223×221)	—		

## b) 試験方法

## (i) 加熱方法

図 2.2.4-2 に炉内での加熱履歴を示す。加熱時の炉内最高温度は 100、200、300、400 °C とし、比較用として加熱なし (20°C) についても試験を行う。加熱にはプログラム調整器付きマッフル炉 (炉内寸法 W310×D610×H310 mm、左右 2 面加熱、図 2.2.4-3) 2 機を用いる。供試体は、炉内での均一加熱を行うために、左右のヒーターからの距離が同一になるように炉内中央に配置する。

炉内の昇温は、表面および中心部に K 型熱電対を設置した φ100×200mm 供試体を用いた昇温試験により、供試体表面と内部中央との温度差が小さくなるように 0.5°C/min とする。炉内温度が目標温度に達した後は、その温度を 1 時間保持して加熱を終了する。そして、供試体温度が外気温度と同程度になるまで炉内で自然除熱し、試験を行う。

(ii) 圧縮強度試験方法

圧縮強度試験は、100°C未満加熱試験と同様に JIS A 1108 に準じて行う。また、同時にコンプレッソメーターを用いてヤング係数を測定する (JIS A 1149)。

(iii) 破壊靱性試験方法

破壊靱性試験も 100°C未満加熱試験と同様に、くさび割裂試験 (図 2.2.3-3) により行うこととする。切欠きは加熱直前に入れることとし、試験時の切欠き端部の開口変位の変位速度は 0.02mm/min に設定する。

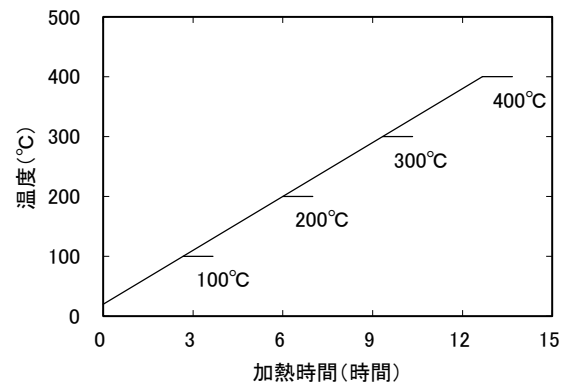


図 2.2.4-2 加熱履歴



図 2.2.4-3 マッフル炉

(2) 今後の予定

本実験は、供試体の作製が 12 月初旬に終わり、標準養生を行っている。材齢 52 週となった後に試験を行う予定である。

## 2.2.5 100℃未満で中性化したコンクリートのひび割れ発生特性

### (1) 実験概要

#### a) 供試体概要

ここでは、水セメント比の異なるモルタルについて 100℃未満の温度環境下で中性化促進を行なった場合のひび割れ発生特性に関して検討を行う。

表 2.2.5-1 に使用材料、表 2.2.5-2 に調合、表 2.2.5-3 に実験の要因と水準を示す。モルタルは、水セメント比が 40、60、80、100%の 4 水準とし、フロー値が  $180 \pm 10\text{mm}$  となるように砂セメント比 (S/C) をそれぞれ定めた。中性化促進時の温度は 20、65℃とし、炭酸ガス濃度は 0、5%、湿度は 60%R.H. とした。

供試体の作製は、温度 20℃の恒温室で行った。練混ぜには容量 10 リットルのモルタルミキサを使用した。セメント、細骨材をミキサに投入し空練を 30 秒間、水を投入し 30 秒間練混ぜを行い、掻き落とし、さらに 60 秒間練混ぜを行った後に型枠に打ち込んだ。練混ぜ量は 1 バッチにつき 7 リットルとした。

供試体は、各試験条件につき破壊特性を評価するための切欠きは 3 点曲げ試験用供試体 ( $40 \times 40 \times 160\text{mm}$ ) 3 体、中性化深さを測定するためダミー供試体 ( $40 \times 40 \times 160\text{mm}$ ) 3 体とした。圧縮強度試験は切欠き梁 3 点曲げ試験を終えた試験片を用いて行った。供試体は打込み後 2 日で脱型し、材齢 4 週まで標準養生を行なった後に各条件で中性化促進を行った。本試験における破壊特性は、 $40 \times 40 \times 160\text{mm}$  供試体による切欠き梁 3 点曲げ試験にて評価することとした。これは、短期間で供試体内部まで中性化するように、断面を小さくするためである。表 2.2.5-4 にフロー値および材齢 4 週での圧縮強度試験結果を示す。

表 2.2.5-1 使用材料

材料	種類	記号	物性
セメント	普通ポルトランドセメント	C	密度 $3.16 \text{ g/cm}^3$ 比表面積 $3300 \text{ cm}^2/\text{g}$
細骨材	硬質砂岩砕砂 (相模原産)	S	表乾密度 $2.61 \text{ g/cm}^3$ 絶乾密度 $2.56 \text{ g/cm}^3$ 吸水率 2.15 % 粗粒率 3.25

表 2.2.5-2 調合

W/C(%)	S/C(kg/kg)	質量(kg/m <sup>3</sup> )		
		W	C	S
40	1.5	312	857	1286
60	3.0	243	500	1500
80	4.3	243	376	1616
100	5.0	214	314	1571

表 2.2.5-3 実験の要因と水準

要因	水準
水セメント比(%)	40、 <u>60</u> 、 <u>80</u> 、 <u>100</u> <sup>*</sup>
中性化促進時温度(°C)	20、65
中性化促進時 CO <sub>2</sub> 濃度(%)	0、5

※本年度では下線部が実験対象

表 2.2.5-4 フロー値および強度試験結果

W/C(%)	フロー値(mm)	圧縮強度(N/mm <sup>2</sup> )
40	175	85.7
60	185	53.1
80	173	41.4
100	185	24.7

## b) 試験方法

### (i) 促進中性化方法

促進中性化は促進中性化試験装置（図 2.2.3-1）を用いて行なった。

### (ii) 圧縮強度試験方法

圧縮強度試験は、切欠き梁 3 点曲げ試験を終えた試験片を用い、JIS R 5201 に準じて行なった。

### (iii) 破壊靱性試験方法

破壊靱性試験は、40×40×160mm 供試体を用い、JCI-S-001-2003「切欠きはりをを用いたコンクリートの破壊エネルギー試験方法」に準じて行なった。

切欠きはり 3 点曲げ試験用供試体は、所定の促進中性化を終えた後に、供試体中央にダイヤモンドカッター（刃厚 1mm）を用いてリガメント高さが 12mm となるように切欠きを入れ、リガメント部分にひび割れが発生するよう 3 点曲げを行うこととした（図 2.2.5-1）。試験にはクローズドループシステム型（閉回路機構）のサーボ・コントロール式油圧試験機（MTS 社製、図 2.2.3-4）を用いた。また、供試体の安定破壊が得られるように、切欠き

端部の開口変位の変位速度を 0.02mm/min に設定し、開口変位の計測には変位制御用の高感度クリップゲージを使用した。

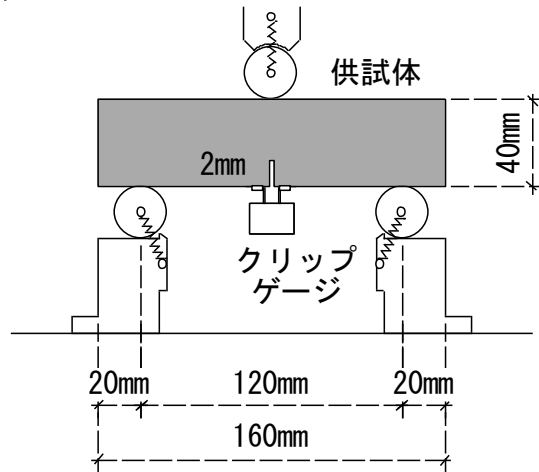


図 2.2.5-1 破壊靱性試験（切欠きはり 3 点曲げ試験）概要

(2) 実験結果および考察

a) 力学特性

図 2.2.5-2 に圧縮強度を示す。20℃養生の供試体は 4 週時点より強度が上昇したが、65℃養生の供試体は強度が低下していた。また 20℃、65℃ともに中性化により強度が上昇しており、65℃養生ではその傾向が顕著に表れ、大幅な上昇が確認された。また、W/C の低下とともに強度の上昇がより急激になる傾向がみられた。S/C が低いほど供試体の単位セメント量が多く空隙の割合が大きいため、中性化により緻密化する割合が大きくなり、その分強度の上昇がより急激になったと考えられる。

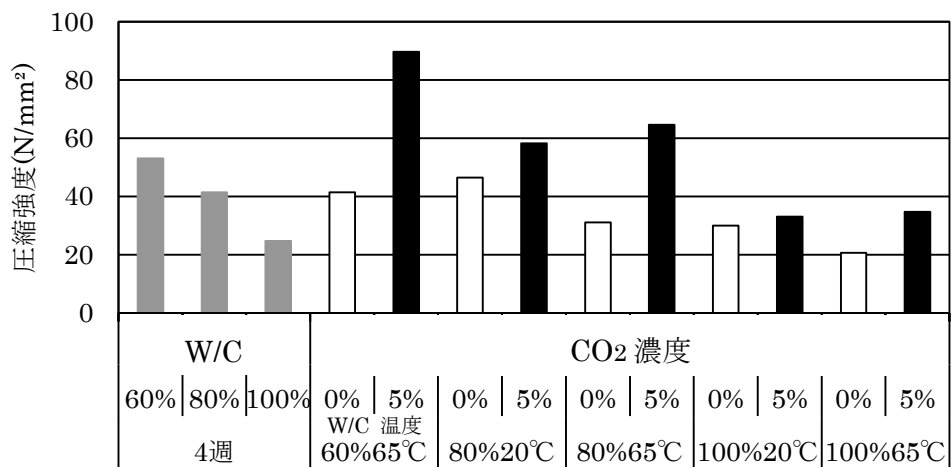
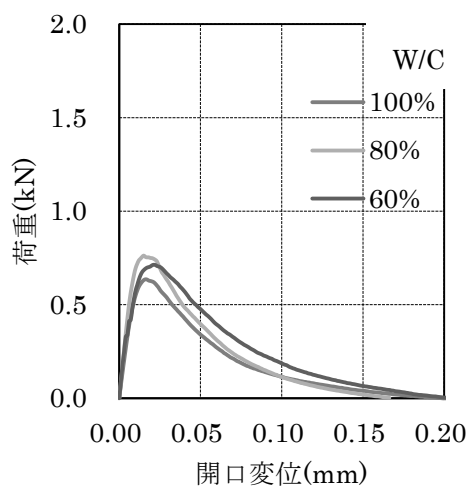


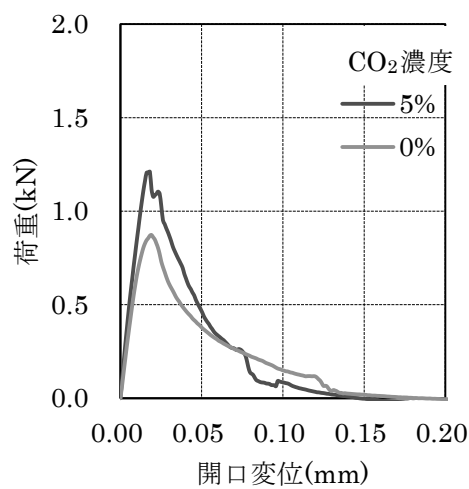
図 2.2.5-2 圧縮強度

b) 破壊靱性試験結果（荷重－開口変位曲線）

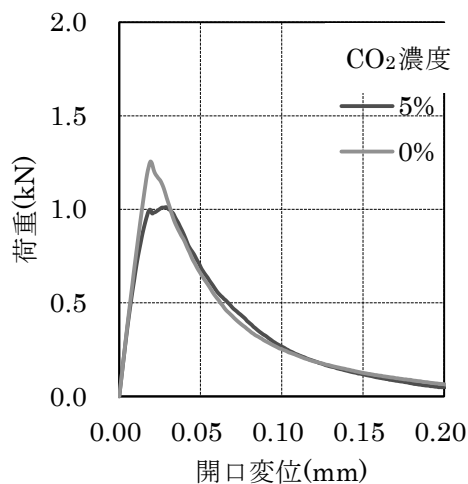
図 2.2.5-3 に荷重 - 開口変位曲線を示す。20°Cで養生した供試体はいずれも 4 週時点より曲げ強度が上昇した。中性化した供試体も強度は上昇していたが、上昇率は小さかった。65°Cで養生した供試体は 20°C養生より強度が低く、これには加熱による水和反応の阻害、水分散逸に伴う供試体内部の空隙の粗大化、微小ひび割れの発生などの要因が考えられる。しかし中性化すると強度が大きく上昇しており、この要因としては中性化による組織の緻密化、加熱の劣化作用に対する抑制効果の発揮などが考えられる。また、強度の上昇が著しいものは最大荷重以降の下降勾配が急になっており、より脆い破壊挙動を示しているといえる。



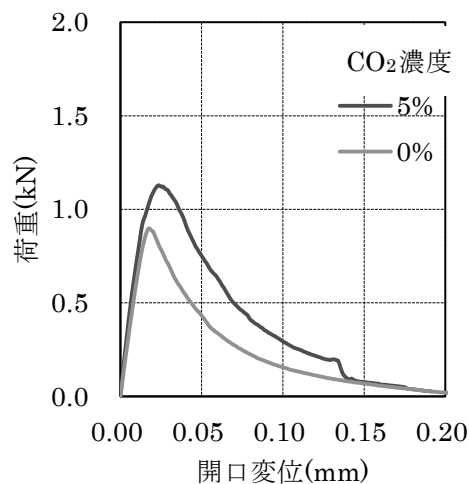
W/C=60、80、100% (材齢 4 週)



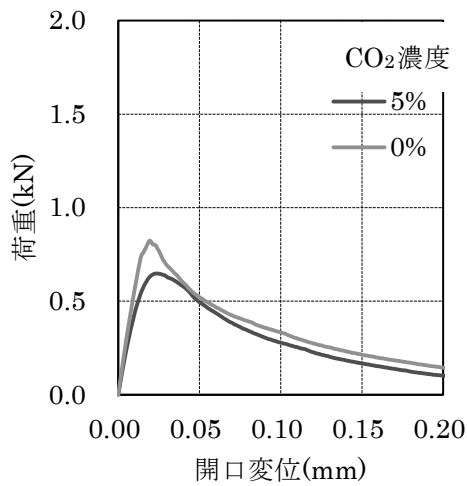
W/C=60%、温度 65°C、CO<sub>2</sub>濃度 0、5%



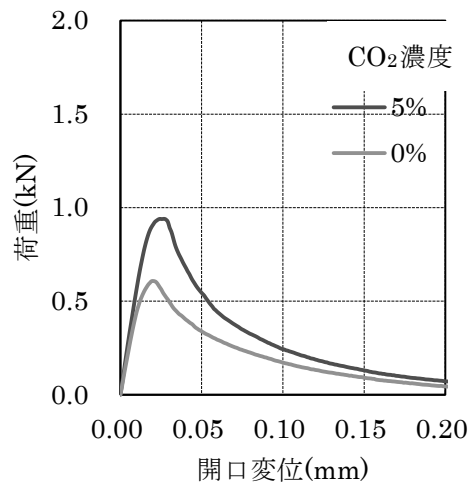
W/C=60%、温度 65°C、CO<sub>2</sub>濃度 0、5%



W/C=60%、温度 65°C、CO<sub>2</sub>濃度 0、5%



W/C=100%、温度 65°C、CO<sub>2</sub> 濃度 0、5%

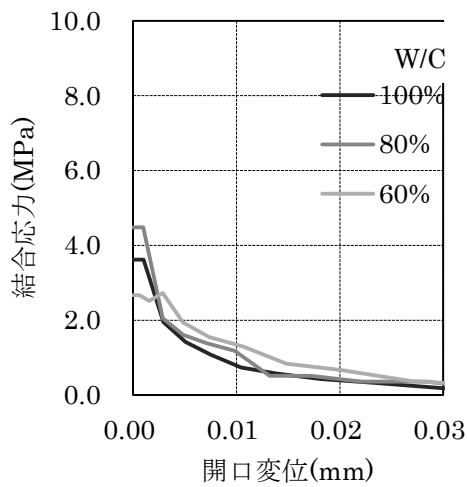


W/C=100%、温度 65°C、CO<sub>2</sub> 濃度 0、5%

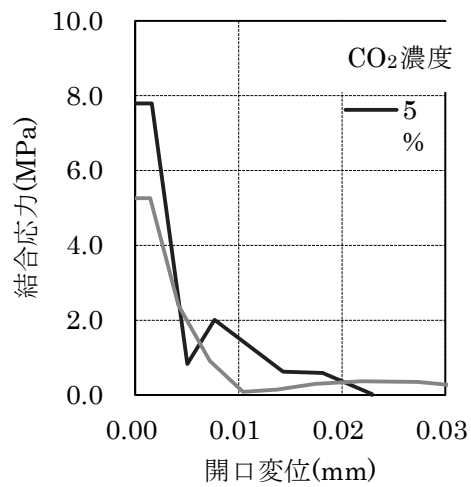
図 2. 2. 5-3 荷重 - 開口変位曲線

c) 引張軟化曲線

図 2. 2. 5-4 に引張軟化曲線を示す。荷重 - 開口変位曲線と似た傾向がみられ、また中性化すると曲線の下降勾配が緩やかになる傾向にあることが確認された。初期結合応力  $F_t$  に着目してみると、20°Cにおいては中性化すると低下し 65°Cにおいては中性化すると上昇していることが明らかとなった。しかし W/C=80%の供試体については、65°Cで中性化しても  $F_t$  がほぼ変化しなかった。このことから、曲げ強度には初期結合応力以外の要素も影響すると考えられる。また圧縮強度と同様に、65°C養生で中性化すると強度が大きく上昇する供試体が確認できた。これについては中性化による組織の緻密化などが原因として考えられる。

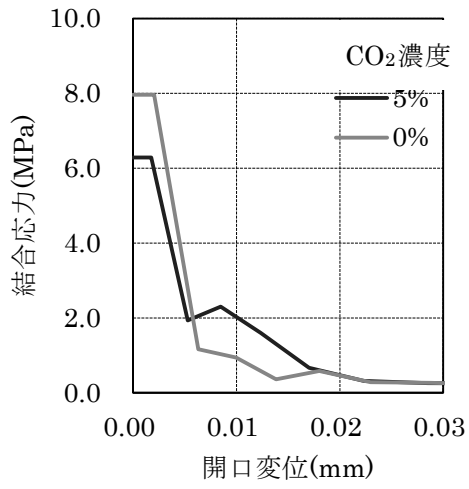


W/C=60、80、100%、材齢 4 週

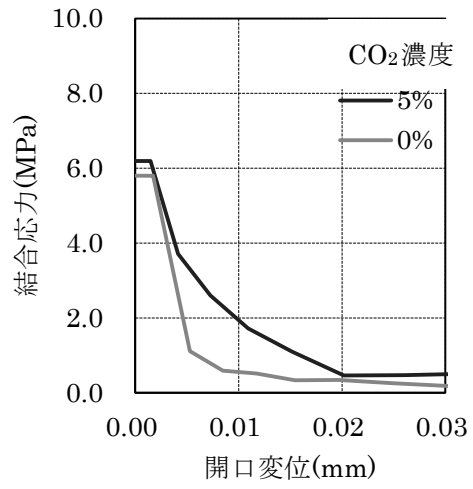


W/C=60%、温度 65°C、CO<sub>2</sub> 濃度 0、5%

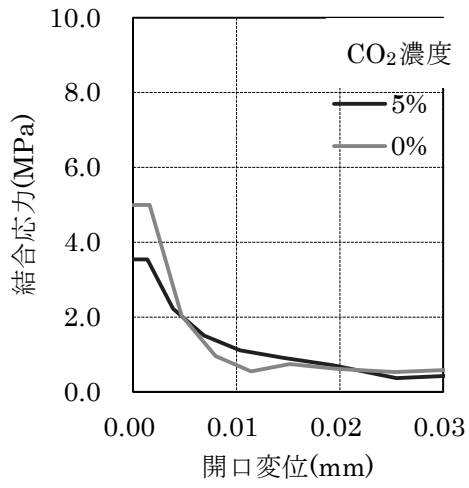




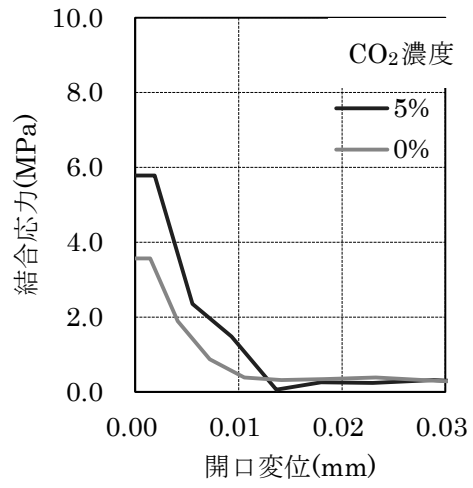
W/C=80%、温度 20°C、CO<sub>2</sub>濃度 0、5%



W/C=80%、温度 65°C、CO<sub>2</sub>濃度 0、5%



W/C=100%、温度 20°C、CO<sub>2</sub>濃度 0、5%

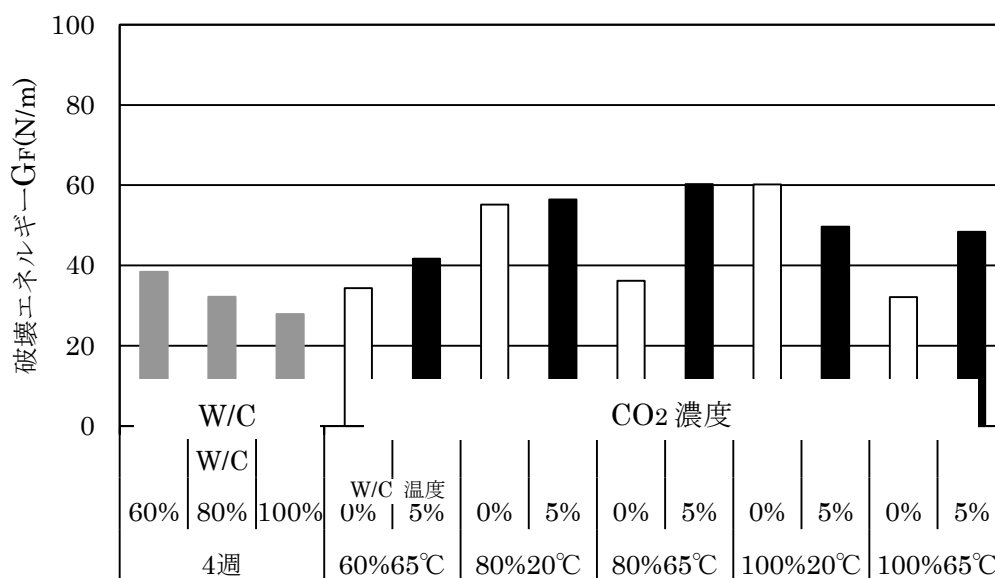


W/C=100%、温度 65°C、CO<sub>2</sub>濃度 0、5%

図 2. 2. 5-4 引張軟化曲線

d) 破壊特性（破壊エネルギー）

図 2.2.5-5 に破壊エネルギー $G_F$ を示す。荷重 - 開口変位曲線とほぼ同様の傾向がみられ、ある程度に関連性が確認できる。しかし W/C=60%、温度 65°C の供試体については、荷重 - 開口変位曲線と比較すると荷重の増大の幅が小さく傾向として一致しない点があり、また曲線のピーク時以降の下降勾配も破壊エネルギーのみでは表しきれない性質をもっているといえる。また、 $G_F$ も  $F_t$  や圧縮強度と同様に、65°C養生で中性化すると値が大きく上昇する傾向が確認できた。これは、中性化による組織の緻密化などが原因として考えられる。



2.2.6 まとめ

ここでは、強度の異なる供試体について 100°C未満で長期（本年度は加熱期間 104 週まで）加熱を行なった場合のコンクリートのひび割れ発生特性に関して検討を行った。その結果、本年度に得られた知見を以下に示す。

- ・シールなし供試体の初期結合応力は、加熱期間が長くなるにともない低下するが、加熱温度の影響はみられない。
- ・シールあり供試体の初期結合応力は、加熱期間が長くなるにともない、加熱温度 20、40°C では増加する。なお、加熱温度が高くなるとともに初期結合応力は小さくなる。
- ・シールなし供試体の破壊エネルギーは、加熱温度が高くなると小さくなる。また、加熱期間とともに破壊エネルギーが低下する傾向にあるが、その変化は小さい。なお、水セメント比が小さくなると、加熱にともなう破壊エネルギーの低下は小さくなる。
- ・シールあり供試体の破壊エネルギーは、加熱温度が高くなると若干ではあるが大きくなる。また、加熱期間 104 週では、破壊エネルギーの低下はみられない。

## 2.3 複合劣化を受けた鉄筋コンクリートのひび割れ発生に関する検討

### 2.3.1 研究の背景および目的

コンクリート構造物の複合劣化の中でも、鉄筋腐食によるコンクリートのひび割れは、さらなる鉄筋腐食を促進するため重要である。特に原子力施設で問題となるのは、海水と接する環境下にある取水構造物、潮風などの影響を受ける構造物である。また今回の震災のように、鉄筋コンクリートが海水に曝された場合にどのような劣化現象が生じるかは明らかではない。

コンクリート内部の鉄筋腐食やひび割れを非破壊的に把握する手法として、X線透過技術を用いる方法がある。この方法は物体のX線透過量の違いを利用し部材を破壊せずに目視で構造物の鉄筋の配置・かぶり厚さ・配管などの内部構造およびその異常箇所を確認することが出来るため、様々な検査や評価に用いることができる。また、鉄筋腐食の評価法の代表的なものとして、鉄筋表面の不動態被膜と錆の部分での電位差により内部鉄筋の腐食状態を推定する自然電位法がある。本手法はRC構造物内部の鉄筋が腐食し、腐食によりかぶりコンクリートにひび割れが発生するまでのコンクリート構造物が腐食劣化する初期の段階での診断にのみ有効であるため、鉄筋の腐食の進行度合いとそれに伴うかぶりコンクリートへの影響を経時的に観察することには適しておらず、また鉄筋の詳細な腐食状態を立体的に把握することが難しいと考えられる<sup>43</sup>。X線画像によって、鉄筋の腐食度合いを把握し、それによる構造物のかぶり面に起こるひび割れの発生時期およびその幅を経時的に観察することによって、何らかの関係を把握することが出来れば、構造物にひび割れが起きる時期やひび割れ幅等を予測することが可能となり、早期の補修・改善が可能になる。

本研究では、コンクリート内部鉄筋の腐食の状態と表層のひび割れとの関係を推定する手法の検討を行う。特に中性化を想定した均一な鉄筋腐食、塩害を想定した孔食などの鉄筋の立体的な腐食性状とコンクリート表面のひび割れとの関係を検討する。昨年度は、RC試験体内部の鉄筋の腐食状況をデジタルX線画像の明度分布の分析を元に三次元的に把握する手法を確立した。また、複合劣化作用を受ける小型RC供試体の腐食促進実験を行い、コンクリート内部の鉄筋の腐食状態を明らかにした。本年度は、昨年度の延長として、継続的に複合劣化作用を受ける小型RC供試体の腐食促進実験を行い、コンクリート内部の鉄筋の腐食状態を明らかにし、表面のひび割れとの関係を検討する。本報告の内容は以下で構成される。

- 研究の背景および目的
- コンクリートに埋込まれた鉄筋の腐食実験
- デジタルX線画像によるコンクリート内部の鉄筋腐食の評価
- コンクリートに埋込まれた鉄筋の腐食促進実験の経過

<sup>43</sup> 社団法人 日本コンクリート工学協会：“コンクリート診断学”、pp162-163

- まとめおよび今後の課題
- 今後の予定

### 2.3.2 コンクリートに埋込まれた鉄筋の腐食実験

#### (1) 目的

中性化、温度、塩分などの複合劣化作用を受けたコンクリート内部鉄筋の腐食状態を三次元的に観察することを目的とし、鉄筋を埋込んだコンクリート試験体に継続的に外部劣化作用を加え続け、一定期間ごとにデジタルX線撮影装置によりX線撮影を行い、得られたX線画像から錆の程度を計測する。また、錆の程度とコンクリート表面のひび割れ幅との関係を把握する。

#### (2) 供試体概要

表 2.3.2-1 表 2.3.2-1 に実験の要因と水準を、

図 2.3.2-1 に実験で使用する供試体の寸法を示す。実験で用いる供試体の寸法は 40×40×40mm の立方体とし、鉄筋(SD295・D10)をかぶり厚さを指定して埋め込んだものとする。供試体は、かぶり厚さ 5mm、10mm の 2 種類と、塩化物イオンが 0kg/m<sup>3</sup>、50kg/m<sup>3</sup> の 2 種類。外部劣化作用(腐食方法)の種類は、中性化促進試験(温度 35℃・湿度 60%・二酸化炭素濃度 10%)のみ行なうもの、中性化促進試験を 2 週間行なった後に複合劣化試験機を用いて、温度 35℃の環境下で濃度 3%NaCl 水溶液を常時噴霧するもの、中性化促進試験を 2 週間行なった後に屋外暴露試験を行うものの 3 種類とする。

表 2.3.2-1 要因と水準

要因	水準
水セメント比[%]	80
かぶり厚さ[mm]	5、10
外部劣化作用の種類	中性化、 中性化+塩水噴霧 中性化+屋外暴露
塩化物量[kg/m <sup>3</sup> ]	0、50

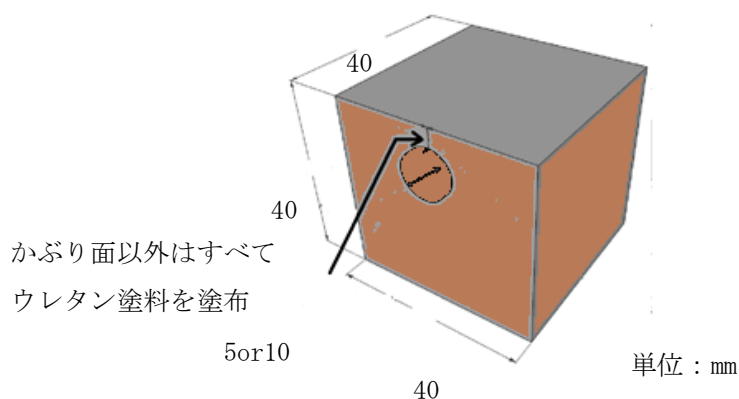


図 2. 3. 2-1 供試体寸法

表 2. 3. 2-2 に使用材料、表 2. 3. 2-3 にモルタルの調合を示す。セメントと細骨材をミキサに入れ 30 秒混ぜ、あらかじめ塩化物を混入あるいは無混入の水を投入し、30 秒間混ぜる。その後掻き落としを行ない、60 秒間練り混ぜを行なった。試験体の作製は、温度 20℃、相対湿度 60%の恒湿恒温室で行なった。打込みから 4 日で脱型し、露出した鉄筋端部に防水塗料を塗装し、材齢 1 週まで水中養生を行なった。かぶり面への外部劣化作用のみの影響によって、供試体内部の鉄筋の腐食が進むように、養生後、かぶり面以外の 5 面に防水性、耐候性に優れた油性ウレタン塗料の塗装を施した。図 2. 3. 2-2 に実験フローを示す。

表 2. 3. 2-2 使用材料

材料	種類	物性
セメント	普通ポルトランドセメント	表乾密度 3.16g/cm <sup>3</sup>
細骨材	硬質砂岩砕砂	表乾密度 2.56g/cm <sup>3</sup> 絶乾密度 2.58g/cm <sup>3</sup>
練り混ぜ水	東京都八王子市南大沢の上水道	20℃
鉄筋	SD295・D10	

表 2. 3. 2-3 モルタルの調合

W/C [%]	S/C [kg/kg]	質量(kg/m <sup>3</sup> )			
		水	セメント	砕砂(表乾状態)	
80	4.3	289	362	1556	0
					86.7

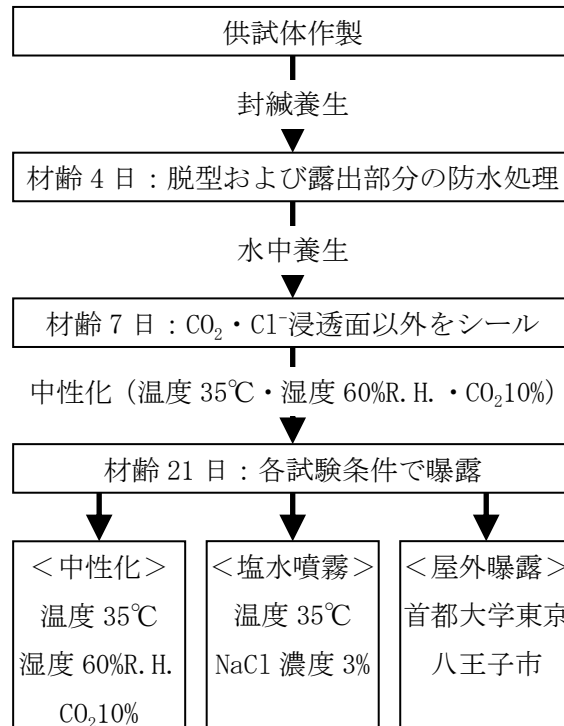


図 2. 3. 2-2 実験フロー

### 2. 3. 3 デジタル X 線画像によるコンクリート内部の鉄筋腐食の評価

#### (1) デジタル X 線画像の撮影装置

本実験で使用した産業用 X 線撮影装置の概要を図 2. 3. 3-1 に、外観を図 2. 3. 3-2 に示す。装置内部の X 線発生部よりコーンビーム状に、X 線が照射室に設置した試験体に照射され、二次元検出器 (FPD) に入力された電気信号により、255 階調の二次元 X 線画像データを取得することが出来る。本装置の X 線照射仕様は、管電圧 0~160 [kV]、管電流 0~500 [ $\mu$ A]、照射時間 1~5 [sec] である。既往の研究<sup>44</sup>を踏まえ、本研究における撮影条件は、管電圧 160kV、管電流 200  $\mu$ A、照射時間 3 秒間とした。

<sup>44</sup> 兵庫和佳奈、橘高義典、松沢晃一、“デジタル X 線画像を用いたコンクリートの性能評価に関する研究”、日本建築学会学術講演梗概集 2013(材料施工)、pp. 427-428 (2013)

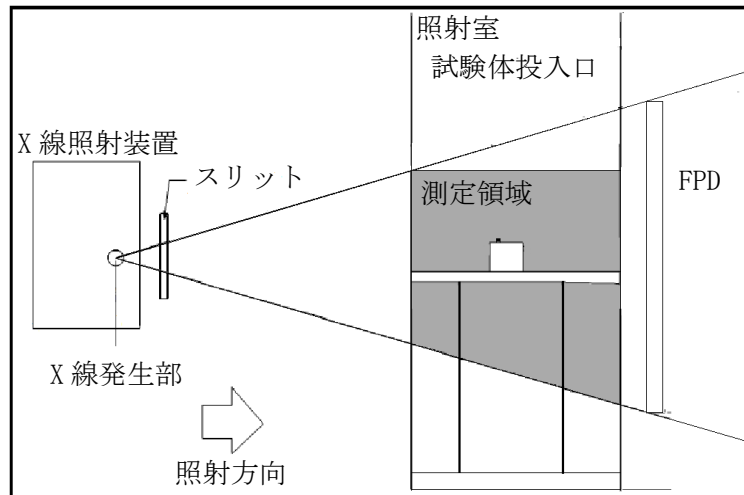


図 2.3.3-1 デジタル X 線撮影装置概要



図 2.3.3-2 X 線撮影装置外観

(2) 内部鉄筋の三次元的観察手法の検討

腐食促進試験を行った試験体の内部の鉄筋腐食状況を三次元的に把握する方法を検討した。X 線撮影装置の中に試験体を設置する際に、図 2.3.3-3 のようにかぶり面が X 線発生部に向いている状態を撮影角度 0° とする。試験体を水平に保った状態で機械制御により、鉄筋を回転の中心とし、図 2.3.3-3 のように時計回りに 15° 回して計 12 回撮影を行なう。

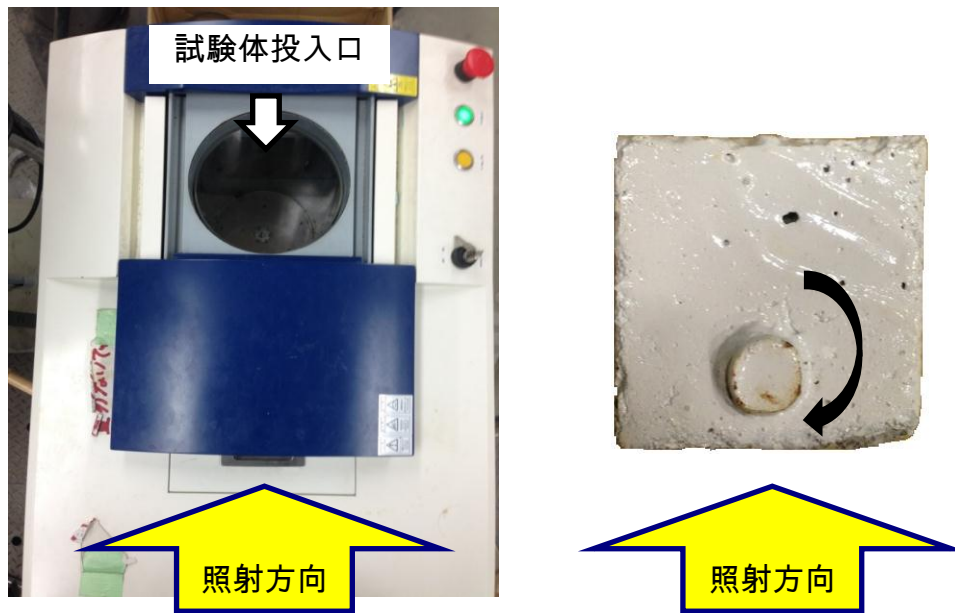


図 2.3.3-3 撮影における供試体の設置例(0° の場合)

0°	15°	30°	45°	60°	75°
90°	105°	120°	135°	150°	165°

図 2.3.3-4 供試体の撮影角度一覧

1 個の供試体につき、図 2.3.3-4 のような X 線画像が 12 枚得られる。それぞれに対して 錆の有無を、目視による確認と、画像処理ソフトを用いたモルタルの明度と鉄の明度との 比較による確認を行なう。予備実験により



図 2.3.3-5、図 2.3.3-6 のように錆部分はモルタル部分、鉄筋部分とは違う明度として画像上に現れる。錆が確認された場合、錆の部分を一一定高さごとに半径方向の長さを計測する。

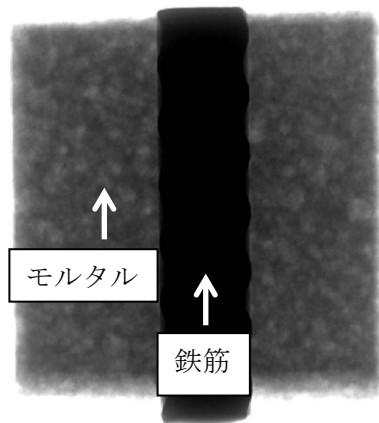


図 2.3.3-5 供試体の X 線画像例 ( $0^\circ$ )

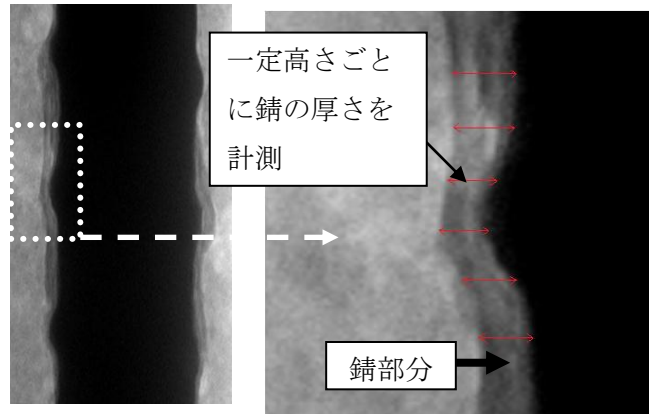


図 2.3.3-6 錆部分の測定例

測定した数値を角度により直交座標系 ( $x$ 、 $y$ 、 $z$ ) に変換する。ただし  $z$  は鉄筋の下端からの距離とする。図 2.3.3-7 に直交座標系に変換する際に必要な角度の設定例を示す。鉄筋の右側の界面の角度は供試体の撮影角度、左側の界面は撮影角度  $+180^\circ$  として各計測地点ごとに座標を記録する。三次元グラフ描画ソフト「gnuplot」を用いて、錆の厚さで色分けをし、三次元グラフで可視化する。

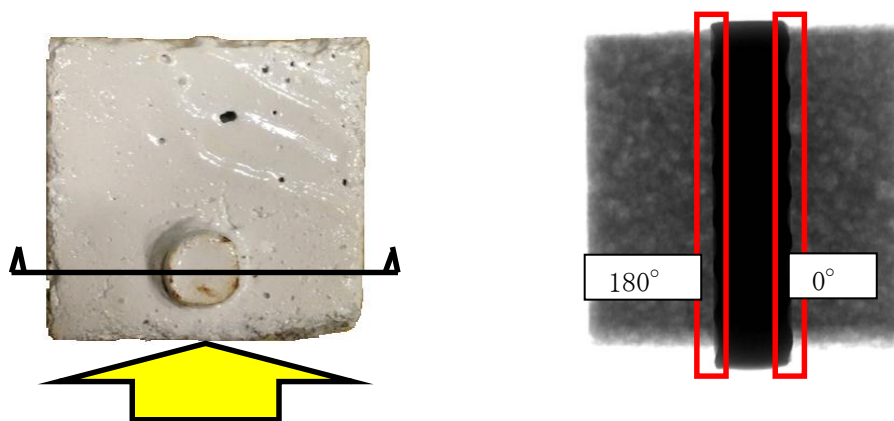


図 2.3.3-7 計測部分の角度の設定例 ( $0^\circ$  の場合)

## 2.3.4 コンクリートに埋込まれた鉄筋の腐食促進実験の経過

### (1) 錆厚さ計測手法

図 2.3.4-1 にコンクリートに埋め込まれた鉄筋の錆の厚さの計測手法を示す。鉄筋のコンクリート中に埋め込まれた部分を計測対象とし、鉄筋のコンクリート内に含まれる部分の端部から 5mm 離れたところから 6mm 間隔で、鉄筋軸と垂直に線を引く。その線上の錆部分の長さ (mm) を鉄筋の界面 (左右) で各々 6 箇所、計 12 箇所計測した。この作業を撮影角度  $0^\circ$  の画像と、撮影角度  $90^\circ$  の画像で行う。計測地点の名称を、かぶり面に最も近い部分を「表 1」、その裏を「裏 2」、かぶり面正面から撮影した X 線画像で右側の鉄筋界面を「横右 3」、左側の鉄筋界面を「横左 4」とし、各測定地点の平均錆厚さを算出後、各平均錆厚さの平均を取った値を供試体の平均錆厚さ (mm) とした。

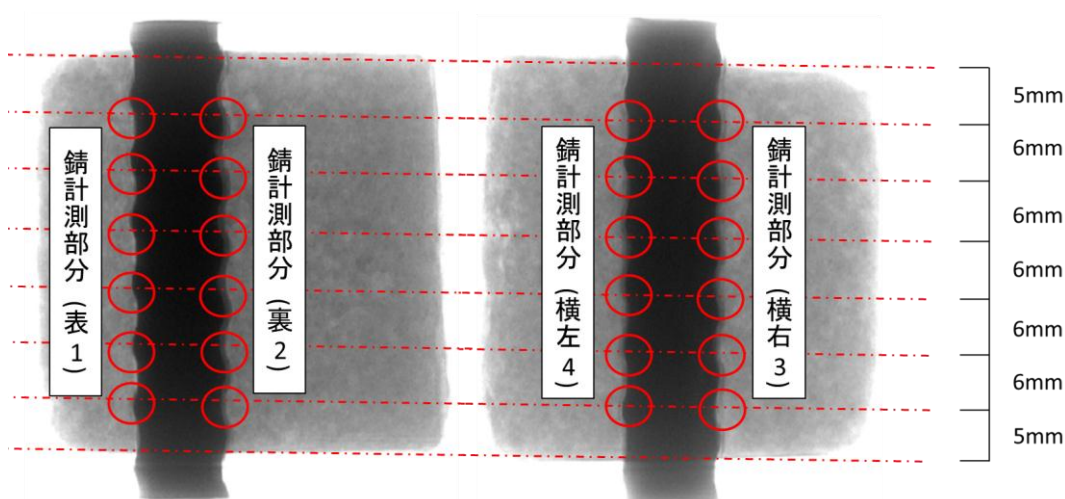


図 2.3.4-1 錆厚さ計測位置

### (2) ひび割れ幅計測手法

図 2.3.4-2 に供試体かぶり表面のひび割れ幅計測部分を示す。鉄筋の供試体の鉄筋に沿ったひび割れを対象として、鉄筋軸方向のかぶり面の端部から 5mm 離れたところから 6mm 間隔で、鉄筋軸と垂直に線を引き、ひび割れの交点を計 6 箇所計測し、そのひび割れ幅を平均したものをその供試体の平均ひび割れ幅 (mm) とした。なお計測する際には、計測位置を示す線をあらかじめ描いた OHP フィルムを供試体かぶり面に貼り付け、図 2.3.4-3 に示したマイクロスコープでひび割れ幅を計測した。マイクロスコープは最小目盛り 0.02mm のものを使用した。

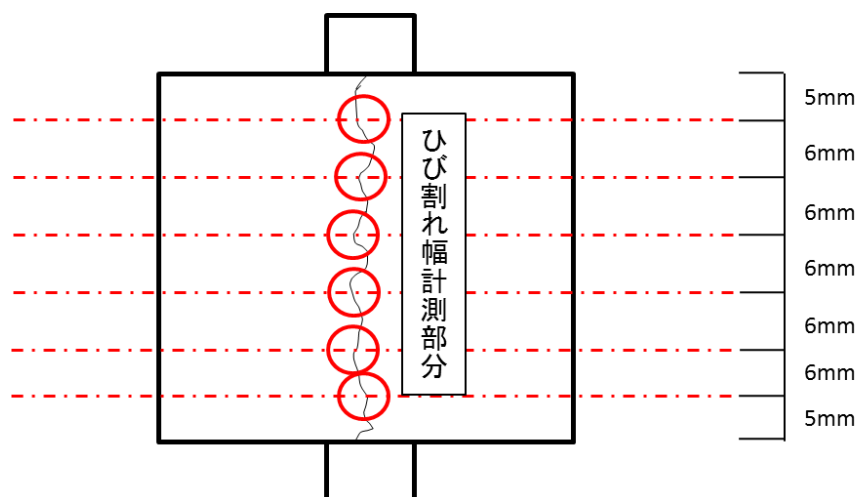


図 2.3.4-2 ひび割れ幅計測位置



図 2.3.4-3 マイクロスコープ

### (3) 計測結果

上記の手法を用いて、表 2.3.4-1 に示す通り、腐食促進開始後 10 ヶ月目、12 ヶ月目に各供試体のひび割れ幅の計測、14 ヶ月目に各供試体のひび割れ幅計測および錆厚さ計測を行った。ひび割れ幅の経時変化を、それぞれ図 2.3.4-4、図 2.3.4-5 に、14 ヶ月目での各供試体の平均ひび割れ幅と平均錆厚さの関係を表 2.3.4-2、図 2.3.4-6～図 2.3.4-11 に示す。

表 2.3.4-1 ひび割れ幅計測結果

腐食方法	かぶり厚さ (mm)	Cl <sup>-</sup> 量 (kg/m <sup>3</sup> )	供試体名称	平均ひび割れ幅(mm)				
				腐食期間(月)				
				10	12	14		
中性化	5	0	中-5-0-N2	0.00	0.00	0.00		
			中-5-0-N3	0.00	0.00	0.00		
			中-5-50-N2	0.25	0.37	0.43		
		中-5-50-N3	0.00	0.08	0.10			
		10	0	中-10-0-N2	0.00	0.00	0.00	
				中-10-0-N3	0.00	0.00	0.00	
	中-10-50-N2			0.17	0.25	0.36		
	中-10-50-N3		0.43	0.49	0.53			
	中性化 +塩水 噴霧		5	0	塩-5-0-N1	0.00	0.00	0.00
					塩-5-0-N2	0.00	0.00	0.00
		塩-5-0-N3			0.00	0.00	0.00	
		塩-5-50-N1		0.00	0.11	0.14		
塩-5-50-N2		0.00		0.00	0.00			
塩-5-50-N3		0.00		0.00	0.00			
10		0	塩-10-0-N1	0.00	0.00	0.00		
			塩-10-0-N2	0.00	0.00	0.00		
			塩-10-0-N3	0.00	0.00	0.00		
		塩-10-50-N1	0.00	0.08	0.29			
		塩-10-50-N2	0.00	0.00	0.00			
		塩-10-50-N3	0.00	0.00	0.00			
中性化 +屋外 暴露	5	0	屋-5-0-N1	0.00	0.00	0.00		
			屋-5-0-N2	0.00	0.00	0.00		
			屋-5-0-N3	0.00	0.00	0.00		
		屋-5-50-N1	0.67	0.82	1.02			
		屋-5-50-N2	0.38	0.38	0.64			
		屋-5-50-N3	0.39	0.65	0.84			
	10	0	屋-10-0-N1	0.00	0.00	0.00		
			屋-10-0-N2	0.00	0.00	0.00		
			屋-10-0-N3	0.00	0.00	0.00		
		屋-10-50-N1	0.00	0.00	0.00			
		屋-10-50-N2	1.04	1.26	2.22			
		屋-10-50-N3	0.97	0.97	2.66			

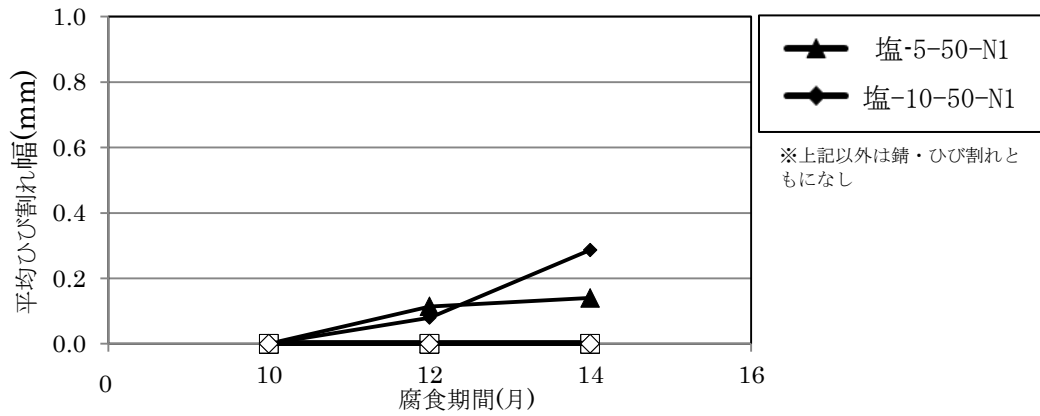


図 2. 3. 4-4 中性化+塩水噴霧による腐食作用を受けた供試体のひび割れ幅

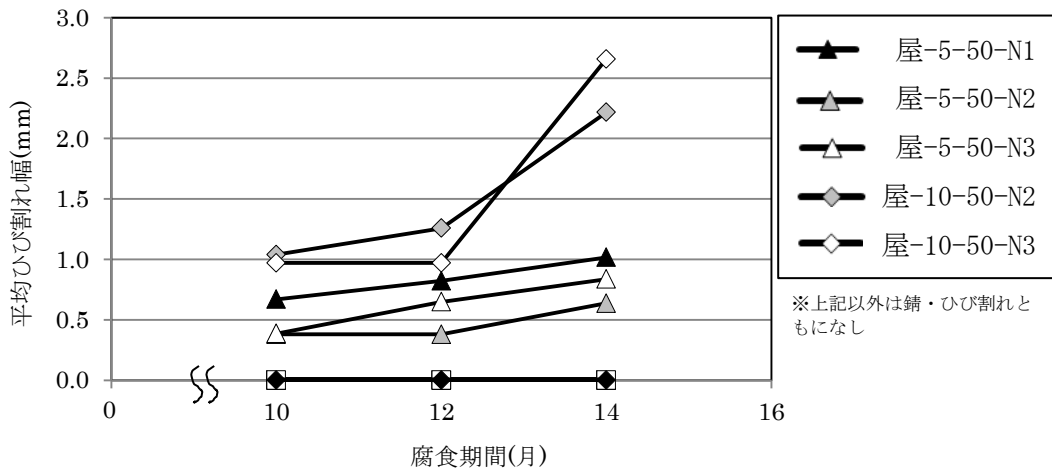


図 2. 3. 4-5 中性化+屋外暴露による腐食作用を受けた供試体のひび割れ幅

表 2.3.4-2 ひび割れ幅計測結果 腐食期間 14 ヶ月目における各供試体の錆厚さおよびひび割れ幅

腐食方法	かぶり厚さ (mm)	Cl <sup>-</sup> 量 (kg/m <sup>3</sup> )	供試体番号	腐食期間14ヶ月目					
				錆厚さ(mm)				平均錆厚さ (mm)	平均ひび割れ幅 (mm)
				錆計測位置					
				表1	裏2	横右3	横左4		
中性化	5	0	中-5-0-N2	0	0	0	0	0.00	0.00
			中-5-0-N3	0	0	0	0	0.00	0.00
		50	中-5-50-N2	0	0.04	0.08	0.19	0.08	0.43
	中-5-50-N3		0	0	0.11	0	0.03	0.10	
	10	0	中-10-0-N2	0	0	0	0	0.00	0.00
			中-10-0-N3	0	0	0	0	0.00	0.00
50		中-10-50-N2	0.12	0	0.06	0.09	0.07	0.36	
	中-10-50-N3	0.47	0.37	0.3	0.16	0.33	0.53		
中性化 +塩水 噴霧	5	0	塩-5-0-N1	0	0	0	0	0.00	0.00
			塩-5-0-N2	0	0	0	0	0.00	0.00
			塩-5-0-N3	0	0	0	0	0.00	0.00
		50	塩-5-50-N1	0	0	0.12	0	0.03	0.14
			塩-5-50-N2	0.08	0	0	0	0.02	0.00
			塩-5-50-N3	0.06	0	0	0	0.02	0.00
	10	0	塩-10-0-N1	0	0	0	0	0.00	0.00
			塩-10-0-N2	0	0	0	0	0.00	0.00
			塩-10-0-N3	0	0	0	0	0.00	0.00
		50	塩-10-50-N1	0.02	0.1	0.02	0.06	0.05	0.29
			塩-10-50-N2	0	0	0	0	0.00	0.00
			塩-10-50-N3	0	0	0	0	0.00	0.00
中性化 +屋外 暴露	5	0	屋-5-0-N1	0	0	0	0	0.00	0.00
			屋-5-0-N2	0	0	0	0	0.00	0.00
			屋-5-0-N3	0	0	0	0	0.00	0.00
		50	屋-5-50-N1	0.26	0.68	0.49	0.61	0.51	1.02
			屋-5-50-N2	0	0.28	0.52	0.42	0.31	0.64
			屋-5-50-N3	0	0.76	0.64	0.68	0.52	0.84
	10	0	屋-10-0-N1	0	0	0	0	0.00	0.00
			屋-10-0-N2	0	0	0	0	0.00	0.00
			屋-10-0-N3	0	0	0	0	0.00	0.00
		50	屋-10-50-N1	0.37	0.72	0.59	0.53	0.55	0.00
			屋-10-50-N2	0.77	1.04	0.86	0.7	0.84	2.22
			屋-10-50-N3	0.2	0.8	0.65	0.52	0.54	2.66

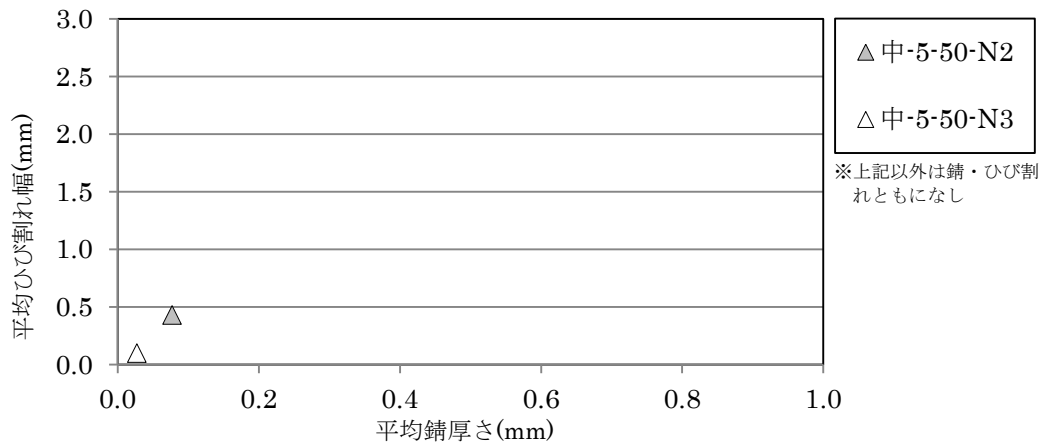


図 2.3.4-6 中性化を受けたかぶり厚さ 5mm の供試体の錆厚さとひび割れ幅の関係

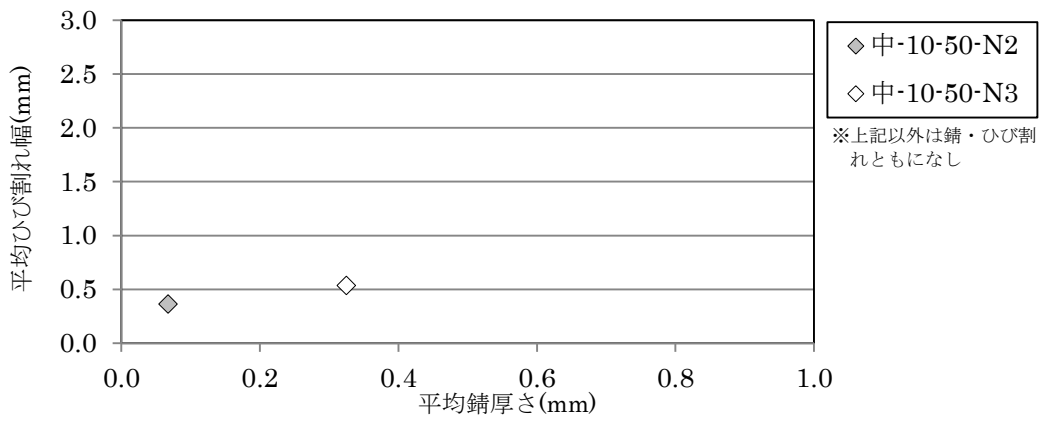


図 2.3.4-7 中性化を受けたかぶり厚さ 10mm の供試体の錆厚さとひび割れ幅の関係

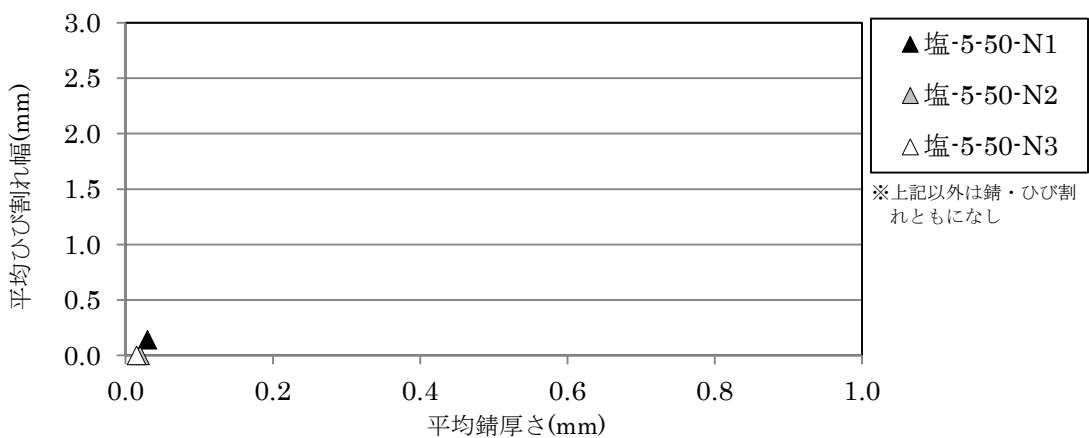


図 2.3.4-8 中性化+塩水噴霧を受けたかぶり厚さ 5mm の供試体の錆厚さとひび割れ幅の関係

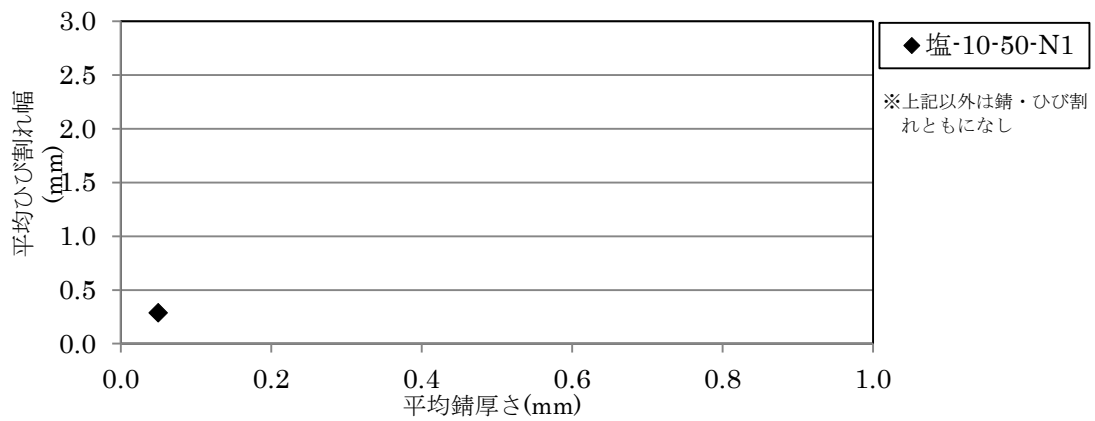


図 2.3.4-9 中性化+塩水噴霧を受けたかぶり厚さ 10mm の供試体の錆厚さとひび割れ幅の関係

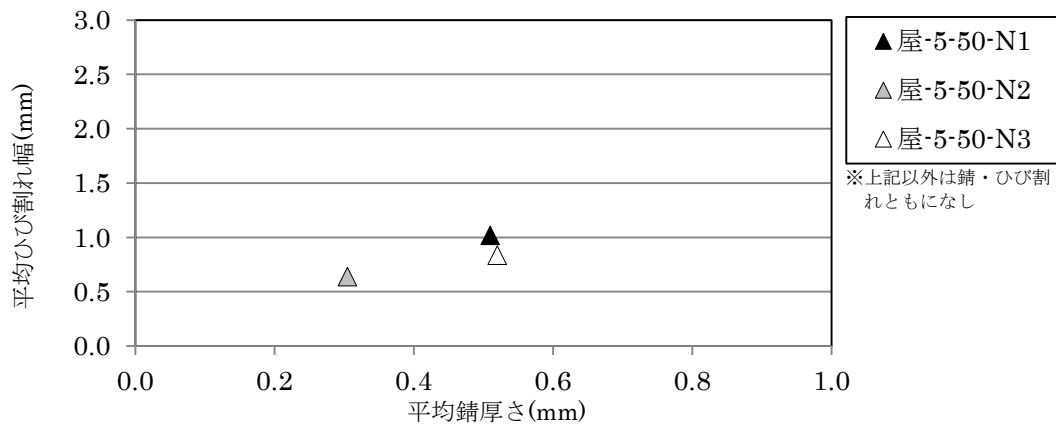


図 2.3.4-10 中性化+屋外暴露を受けたかぶり厚さ 5mm の供試体の錆厚さとひび割れ幅の関係

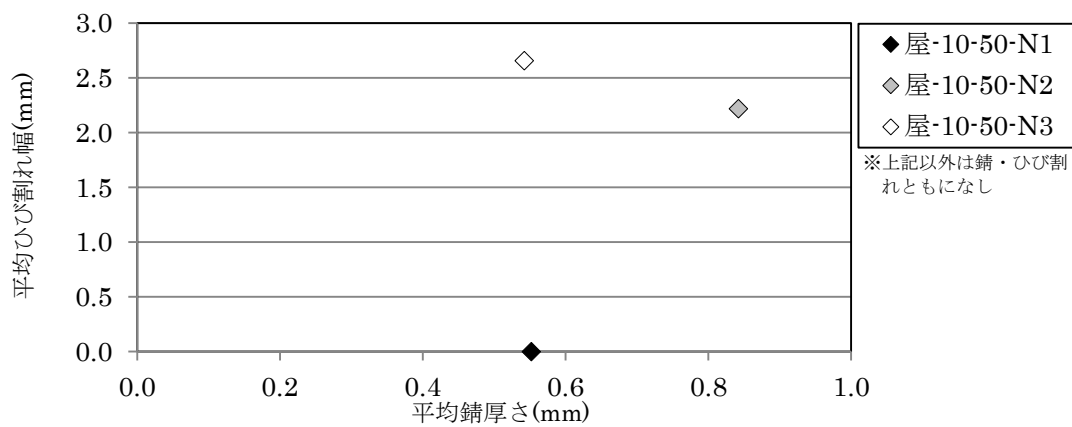


図 2.3.4-11 中性化+屋外暴露を受けたかぶり厚さ 10mm の供試体の錆厚さとひび割れ幅の関係



ひび割れの特徴としては、塩化物を入れた供試体は入れていないものに比べてひび割れの進展が著しいこと、かぶり厚さが大きい供試体はかぶり厚さが小さい供試体よりもひび割れ幅が大きいことが挙げられる。また、中性化+塩水噴霧を行った供試体は、他の腐食促進方法に比べてひび割れが進展していないという傾向が見られた。本研究での塩水噴霧は、NaCl 濃度 3%の塩水を常時噴霧しており、供試体が乾燥することが少ないため、塩水噴霧以外の腐食促進方法では少なからず乾燥の影響があるのではないかと考えられる。

発錆の特徴としては、かぶり厚さの大きいほうが錆が進行していることが挙げられる。また、内部鉄筋の発錆部分に関して、かぶり面に最も近い「表 1」の部分が多く腐食することを想定していたが、今回の結果では多くの供試体が「裏 2」の部分で発錆が最も顕著であり、次に「横右 3」、「横左 4」、そして「表 1」という順に錆が多かった。

図 2.3.4-6～図 2.3.4-11 から、錆厚さとひび割れ幅は比例の関係にあることがわかる。また各腐食促進方法の供試体のひび割れおよび発錆の傾向を、今後継続的に腐食促進を行うことで明らかにすることができるのではないかと考えられるため、本実験の継続は有意義である。

#### 2.3.5 まとめおよび今後の課題

小型 RC 供試体を劣化作用により腐食させて、内部の鉄筋の腐食を観察する実験を行い、内部鉄筋の腐食した X 線画像の特徴、腐食鉄筋を埋め込んだモルタル供試体中の腐食鉄筋の X 線画像の特徴を把握した。

今後の課題としては、引続き小型 RC 供試体の腐食促進の継続と、内部鉄筋の発錆状況と供試体表面のひび割れとの関係の経時変化の観察を行い、両者の関係を明らかにすることである。

#### 2.3.6 今後の予定

今後もそれぞれの条件で鉄筋を腐食させた供試体について、各試験期間において X 線撮影を行い、X 線画像による内部鉄筋の腐食に関する検討を行なう。以下が計測予定である。

中性化のみ：試験期間 1.5 年、2 年

中性化+塩水噴霧：試験期間 1.5 年、2 年

中性化+屋外暴露：試験期間 1.5 年、2 年

また、水セメント比が 60%、100%の 2 水準、かぶり厚さが 5mm の 1 水準、塩化物イオン量が 0、50 (kg/m<sup>3</sup>) の 2 水準、外部劣化作用の種類として中性化、中性化+塩水噴霧、中性化+屋外暴露の 3 水準とし、供試体を作製した。今後は腐食促進を行い、ひび割れ幅と発錆状況を以下のように継続的に観察していく予定である。

中性化のみ：試験期間 3 ヶ月、6 ヶ月、9 ヶ月、1 年、1.5 年、2 年

中性化+塩水噴霧：試験期間 3 ヶ月、6 ヶ月、9 ヶ月、1 年、1.5 年、2 年

中性化+屋外暴露：試験期間 3 ヶ月、6 ヶ月、9 ヶ月、1 年、1.5 年、2 年

## 2.4 複合劣化を受けた鉄筋コンクリートの鉄筋腐食に関する検討

### 2.4.1 研究の背景および目的

従来、鉄筋コンクリート構造は優れた耐久性を有しているとされてきたが、一方で近年、塩害、アルカリ骨材反応、中性化などの様々な要因による構造物の劣化現象が報告されている<sup>45, 46</sup>。また、原子力発電所施設には取水構造物もあり、それらの構造物は海水と接する環境下にあるため、飛来塩化物の影響を受け、鉄筋コンクリート構造物内部の鉄筋が腐食する場合がある。コンクリート構造物中の鉄筋の腐食は、部材の耐久性能の低下を引き起こすため、鉄筋腐食と鉄筋の強度性状の把握は構造物の耐久性の観点から極めて重要である。

鉄筋の腐食の程度が、腐食した鉄筋の力学的性能に及ぼす影響についての研究はいくつか見られるが、SD490やD41などの高強度太径鉄筋の腐食が力学的性状の変化に及ぼす影響について検討を行った例は少ない。また、コンクリートはその性質上、乾燥収縮や自己収縮によるひび割れが発生する恐れがあり、ひび割れが発生した鉄筋コンクリート構造において、内部の鉄筋は発錆しやすくなる。しかし、ひび割れのあるコンクリート構造体内の鉄筋腐食について検討を行った例は少ない。

本研究では、SD490やD41などの高強度太径鉄筋を含む、種類および径の異なる異形鉄筋が、電食試験や塩水噴霧試験などにより腐食した場合の断面形状を、回転式3次元レーザー変位計によって鉄筋軸方向に沿って測定し、腐食領域の形状ならびに断面減少率を把握し<sup>47</sup>、鉄筋の力学的性質との関係について明らかにすることを目的とする。

検討内容は、コンクリート内部の鉄筋が均一に腐食した場合を想定し、鉄筋そのものを電食または塩水噴霧により腐食させた場合（以下、鉄筋全面腐食試験）と、コンクリートのひび割れなどにより、内部の鉄筋の一部が孔食により腐食した場合を想定し、予めひび割れを発生させたモルタル中の鉄筋を塩水噴霧により腐食させた場合（以下、鉄筋孔食試験）である。

### 2.4.2 実験概要

#### (1) 供試体概要

表 2.4.2-1 に実験の要因と水準、表 2.4.2-2 に使用鉄筋の主な機械的性質、表 2.4.2-3 に使用鉄筋の寸法・質量を示す。鉄筋種類は、異形棒鋼として JIS G 3112<sup>48</sup>に規定されている SD295A、SD345、SD390、SD490 とし、SD295A は D13、SD345 および SD390 は D13、D19、D29、D41、SD490 は D19、D29、D41 について試験を行なった。また、腐食方法は塩水噴霧

<sup>45</sup>土木学会：鉄筋腐食・防食および補修に関する研究の現状と今後の動向、コンクリート委員会 腐食防食小委員会報告(1997)

<sup>46</sup>社団法人日本コンクリート工学協会：複合劣化コンクリート構造物の評価と維持管理計画研究委員会報告書(2001)

<sup>47</sup>金螢来、野口貴文、長井宏憲：腐食形態を考慮した腐食鉄筋の力学的性能の評価に関する研究、日本建築学会構造系論文集、第 73 巻、第 624 号、pp181-188(2008)

<sup>48</sup>日本工業規格 JIS G 3112、鉄筋コンクリート用棒鋼(2010)

および電食の2種類、腐食長さは25、50、100mmの3水準、腐食による目標断面減少率は0～30.0%の9水準とした。また、鉄筋孔食試験において使用したモルタルの使用材料を表2.4.2-4、調合を表2.4.2-5に示す。モルタル中の鉄筋が腐食しやすいように、また、フロー値が180±0.5mmなるように水セメント比を80%、砂セメント比4.3とした。

昨年度は塩水噴霧試験による断面減少率0～10%の鉄筋について行った。本年度は、塩水噴霧試験による目標腐食断面減少率15～30%について検討を行う。

表 2.4.2-1 実験の要因と水準

試験名	要因	水準							
		鉄筋全面腐食試験*	鉄筋種類	SD295A、SD345、SD390、SD490					
呼び名(径)	D13、D19、D29、D41								
腐食方法	塩水噴霧、電食								
腐食長さ(mm)	25、50、100								
腐食による目標断面減少率(%)	0、2.5、5.0、7.5、10.0、15.0、20.0、25.0、30.0								
鉄筋孔食試験	鉄筋種類	SD295A、SD345、SD390、SD490							
	呼び名(径)	D13、D19、D29、D41							
	腐食方法	塩水噴霧							
	腐食長さ(mm)	50							
	腐食促進期間(週)	0、4、8、12、16							
	中性化促進試験	有り(温度60℃、相対湿度60%、CO2濃度10%)							

\*鉄筋全面腐食試験では枠が本年度の検討内容

表 2.4.2-2 機械的性質

種類の記号	降伏点または0.2%耐力 (N/mm <sup>2</sup> )	引張強さ (N/mm <sup>2</sup> )
SD295A	295以上	440～600
SD345	345～440	490～
SD390	390～510	560～
SD490	490～625	620～

表 2.4.2-3 鉄筋径毎の寸法・質量

呼び名	公称寸法			外径φD (mm)
	直径 (mm)	断面積 (cm <sup>2</sup> )	単位重量 (kg/m)	
D13	12.7	1.267	0.995	14.0
D19	19.1	2.865	2.25	21.5
D29	28.6	6.424	5.04	32.1
D41	41.3	13.40	10.50	46.3

表 2.4.2-4 モルタル使用材料

材料	種類	物性
セメント	普通ポルトランドセメント	密度 3.16g/cm <sup>3</sup>
細骨材	砂岩砕砂	表乾密度 2.56g/cm <sup>3</sup> 、絶乾密度 2.58g/cm <sup>3</sup>

表 2. 4. 2-5 モルタル調合

水セメント比 W/C (%)	砂セメント比 S/C(wt)	質量(kg/m <sup>3</sup> )			フロー値 (mm)
		水	セメント	細骨材	
80	4.3	289	362	1556	175

図 2. 4. 2-1 に鉄筋全面腐食実験で用いた供試体、図 2. 4. 2-2 に鉄筋孔食試験で用いた供試体概要を示す。鉄筋長さは 600mm のねじ節鉄筋とし、腐食面以外をシリコン樹脂およびビニールテープでシールした。鉄筋孔食試験では鉄筋全面腐食試験で用いた供試体を 0.5mm 幅のひび割れを有するブロック状のモルタルに埋め込んだ。なお、モルタル部分の腐食劣化促進面に 0.5mm のひび割れを再現するため、型枠に設置した 0.5mm 厚のプラスチック板により、0.5mm 幅の切欠きを入れた。ひび割れ位置はちょうど鉄筋の腐食対象領域の中心位置の真上となるようにした。またモルタルと鉄筋のかぶり厚さは全て 5mm とするようにした。



図 2. 4. 2-1 鉄筋全面腐食試験供試体概要

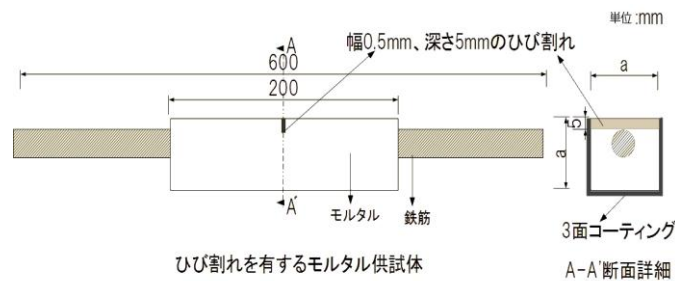


図 2. 4. 2-2 鉄筋孔食試験供試体概要

## (2) 鉄筋腐食促進方法

鉄筋全面腐食試験における鉄筋の腐食には複合劣化促進試験装置を用いての塩水噴霧（図 2.4.2-3、図 2.4.2-4）にて行った。塩水噴霧は温度 35℃環境下で 3%NaCl 水溶液を連続噴霧して行なった。腐食期間は、鉄筋の目標断面減少量が 15.0、20.0、25.0、30.0%になるまでとし、所定の腐食を終えた供試体は、10%クエン酸二アンモニウム水溶液浸漬にて錆を除去し、断面計測後、引張試験を実施した。

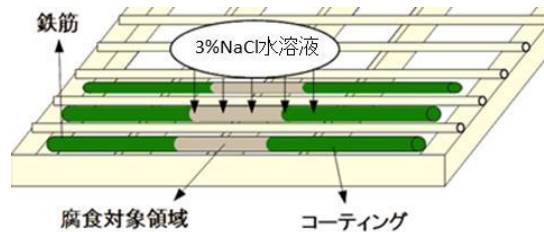


図 2.4.2-3 塩水噴霧試験概要



図 2.4.2-4 塩水噴霧試験の様子

また、鉄筋孔食試験における腐食劣化促進試験は温度 35℃、相対湿度 60%、二酸化炭素濃度 10%の条件で二週間中性化促進試験を行い、モルタル表面から鉄筋までのモルタル部分を中性化させてから、温度 35℃環境下で 3%NaCl 水溶液を連続噴霧して、塩水噴霧試験を行った(図 2.4.2-5)。

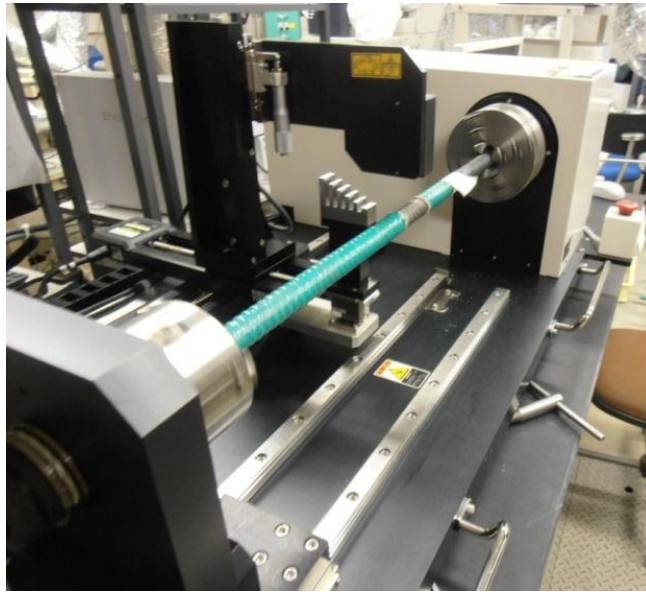


図 2.4.2-5 ひび割れを有するモルタル供試体の塩水噴霧試験の様子

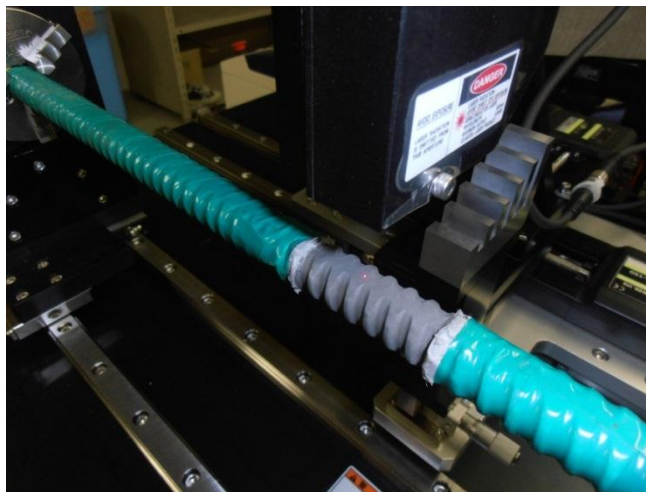
### (3) 断面測定方法

図 2.4.2-6 に断面測定に用いた測定装置を示す。本装置はレーザー変位計を用いて  $\phi$  50mm 程度までの棒鋼の断面を長手方向 100mm まで 0.1mm ピッチで測定できる装置である。なお、円周方向では  $0.36^\circ$  間隔でデータを測定している。

本研究では、長手方向 1mm ピッチで断面を測定することとした。



(a) 外観



(b) 測定状況

図 2.4.2-6 断面測定装置

#### (4) 引張試験方法

供試体は断面の測定後、万能試験機（容量 1000kN）を用いて引張試験を行なう。供試体には試験前にポンチによる打跡により標点を作製し、ノギスを用いて標点間距離並びに腐食領域部の材軸方向距離を測定した（図 2.4.2-7）。標点間距離は 120 mm とし、試験前には鉄筋と試験機のチャックとのすべりを防ぐため、試験体に防水の目的で巻きつけたビニールテープやシリコンを除去した。なお、試験の際には、図 2.4.2-8 に示すように変位測定治具を用いて変位も測定することとした。



図 2.4.2-7 標点作製状況



図 2.4.2-8 引張試験状況

### 2.4.3 実験結果（鉄筋の断面減少状況）

図 2.4.3-1 に断面積測定時の 3D 表示例、図 2.4.3-2～図 2.4.3-10 に塩水噴霧により各鉄筋の断面積測定地点ごとの断面減少率を示す。断面積減少率は、腐食劣化促進試験前後で断面積測定開始地点を揃え、節は節というように対応する腐食後の断面積を腐食前の断面積で除した値とした。また、腐食後の断面積の平均値は間隔 1mm ごとに測定した計測地点ごとの鉄筋断面の平均、最小断面はその最小値である。平均腐食断面減少率は平均腐食断面積を公称断面積で除したもので、最大腐食断面減少率は最小腐食断面積を公称断面積で除したものである。

塩水噴霧によって全面腐食させた鉄筋の断面減少率は腐食領域 50mm においてほぼ均一に腐食する傾向が分かった。また、節の頂点部分では節と節の間の部分と比較すると断面減少が緩やかな傾向を見せ、節が残るような腐食形態をみせた。表 2.4.3-1、表 2.4.3-2 に全面腐食させた鉄筋の断面減少率の一覧、図 2.4.3-11～図 2.4.3-14 に各鉄筋の平均断面減少率のグラフを示す。いずれの鉄筋も目標とする断面減少率に達していなかったため、今後も腐食を継続していく必要がある。

今後の課題は、孔食による腐食を想定した、モルタルに埋め込まれた鉄筋を、次年度に腐食期間 8 ヶ月の時点で鉄筋をはつりだし、断面計測を行い、引張試験を行うことで孔食による鉄筋の耐久性への影響を明らかにすることである。

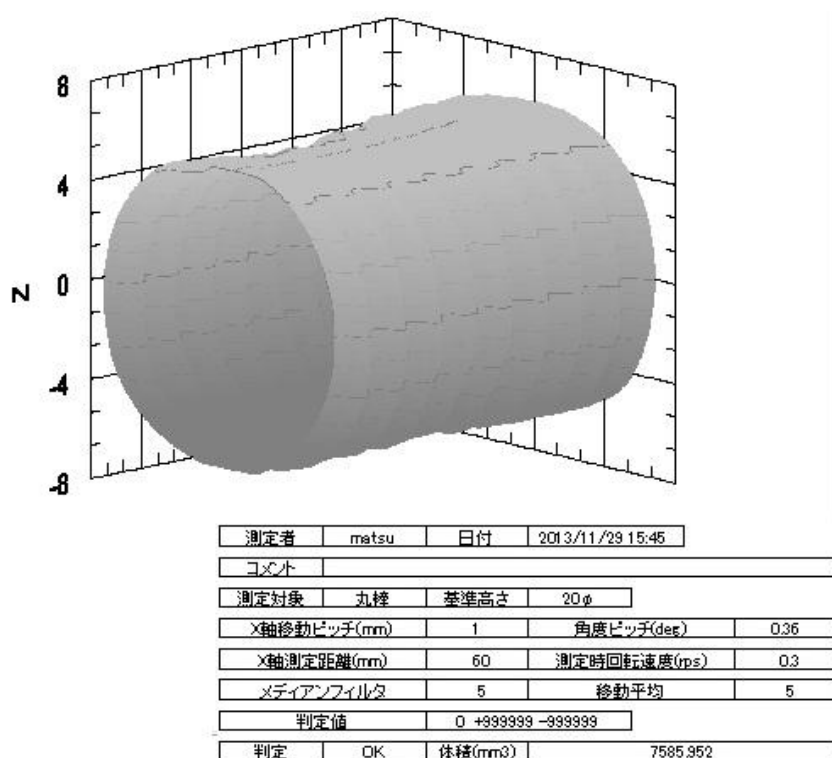


図 2.4.3-1 断面積 3D 表示例



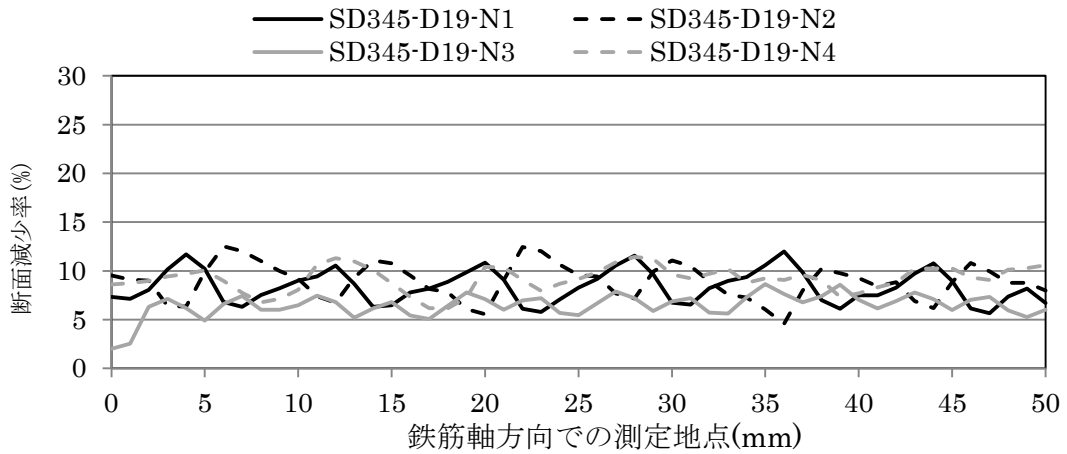


図 2.4.3-2 測定地点ごとの断面減少率(SD345・D19)

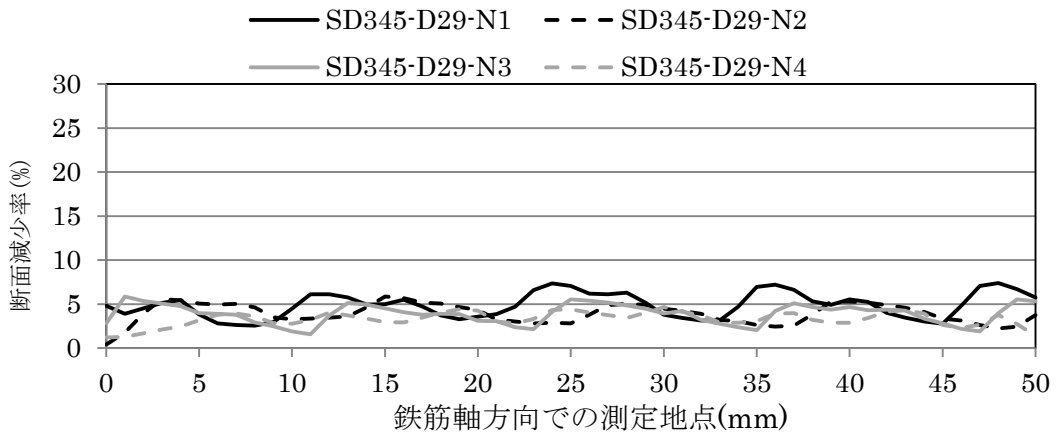


図 2.4.3-3 測定地点ごとの断面減少率(SD345・D29)

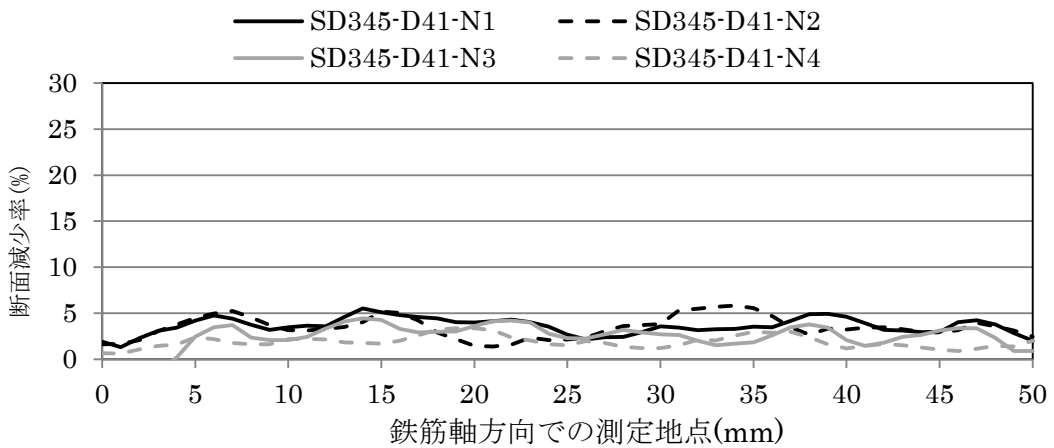


図 2.4.3-4 測定地点ごとの断面減少率(SD345・D41)

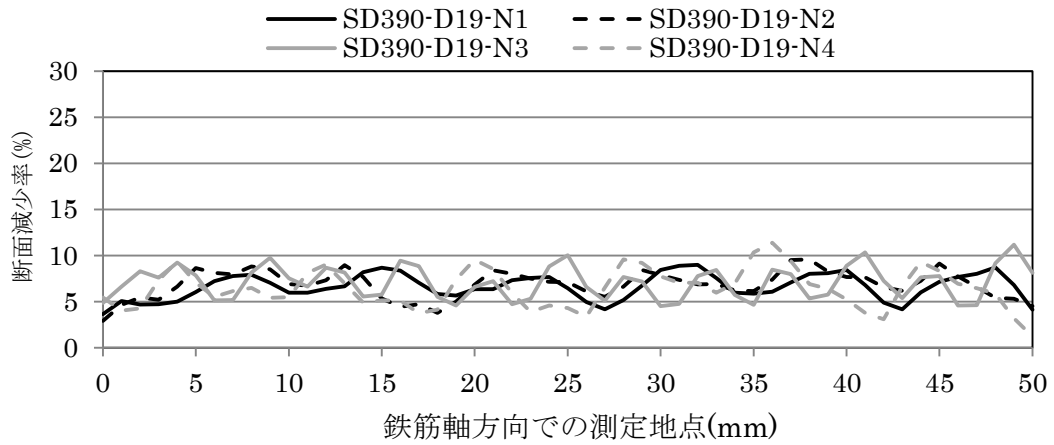


図 2.4.3-5 測定地点ごとの断面減少率(SD390・D19)

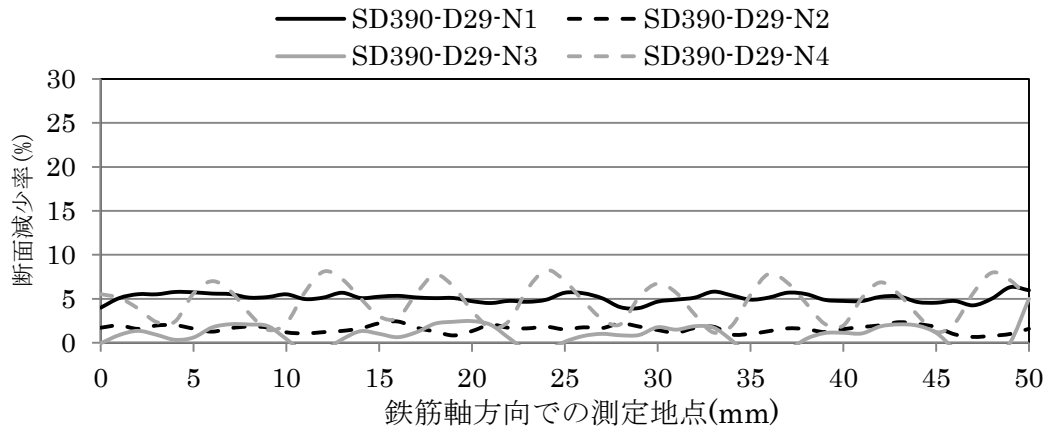


図 2.4.3-6 測定地点ごとの断面減少率(SD390・D29)

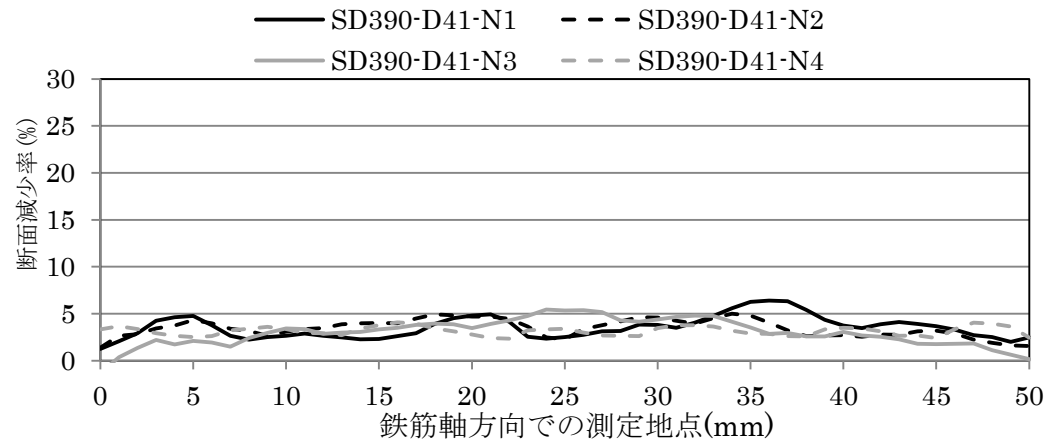


図 2.4.3-7 測定地点ごとの断面減少率(SD390・D41)

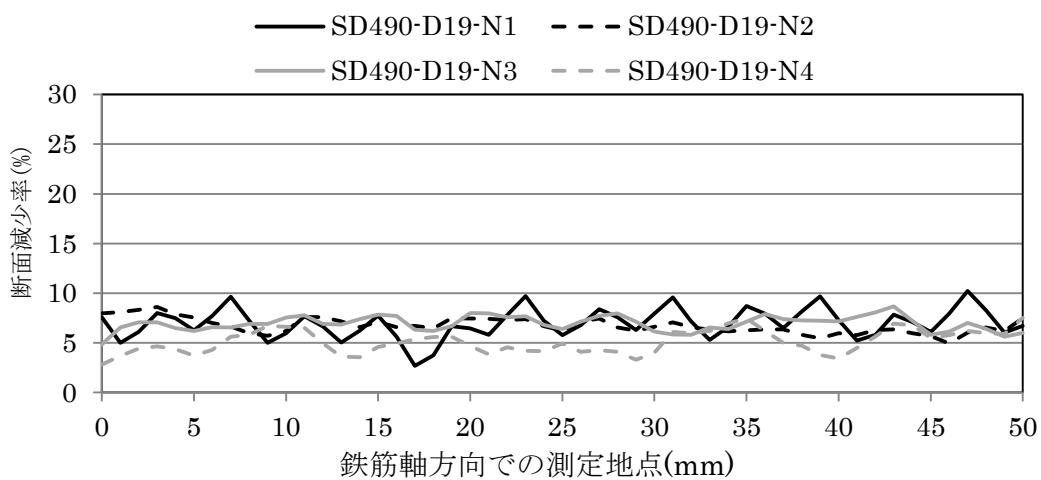


図 2.4.3-8 測定地点ごとの断面減少率(SD490・D19)

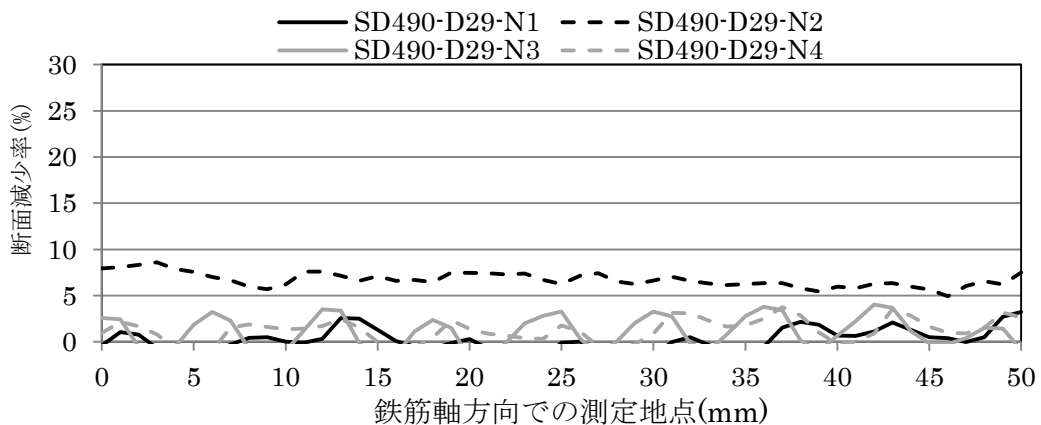


図 2.4.3-9 測定地点ごとの断面減少率(SD490・D29)

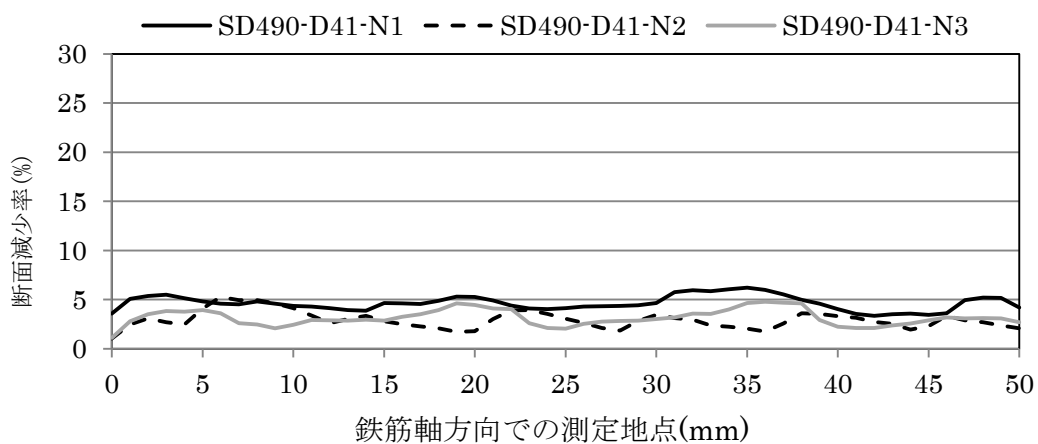


図 2.4.3-10 測定地点ごとの断面減少率(SD490・D41)

表 2.4.3-1 腐食期間 2 ヶ月目の鉄筋の断面減少率一覧

鉄筋名称	腐食期間(月)	平均断面減少率(%)
SD345-D19-N1	2	8.41
SD345-D19-N2	2	8.90
SD345-D19-N3	2	6.45
SD345-D19-N4	2	9.19
SD345-D29-N1	2	4.91
SD345-D29-N2	2	3.93
SD345-D29-N3	2	3.89
SD345-D29-N4	2	3.30
SD345-D41-N4	2	1.87
SD390-D19-N1	2	6.63
SD390-D19-N2	2	6.85
SD390-D19-N3	2	7.08
SD390-D19-N4	2	6.39
SD390-D29-N1	2	5.12
SD390-D29-N2	2	1.58
SD390-D29-N3	2	0.79
SD390-D29-N4	2	4.67
SD390-D41-N4	2	3.15
SD490-D19-N1	2	6.98
SD490-D19-N2	2	6.73
SD490-D19-N3	2	6.94
SD490-D19-N4	2	5.10
SD490-D29-N1	2	0.15
SD490-D29-N2	2	0.83
SD490-D29-N3	2	0.97
SD490-D29-N4	2	1.23

表 2.4.3-2 腐食期間 7 ヶ月目の鉄筋の断面減少率一覧

鉄筋名称	腐食期間(月)	平均断面減少率(%)
SD345-D41-N1	7	3.61
SD345-D41-N2	7	3.46
SD345-D41-N3	7	2.44
SD390-D41-N1	7	3.54
SD390-D41-N2	7	3.46
SD390-D41-N3	7	2.99
SD490-D41-N1	7	4.64
SD490-D41-N2	7	2.92
SD490-D41-N3	7	3.15

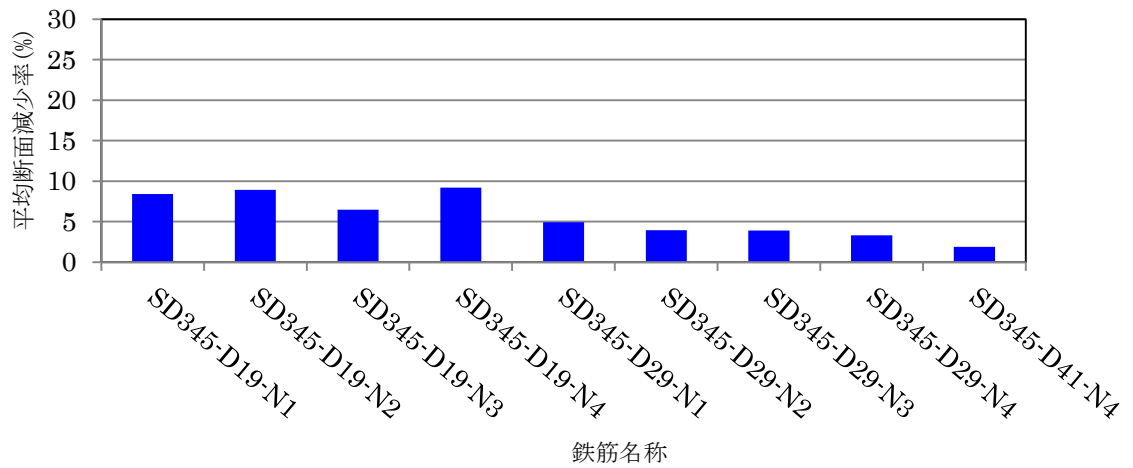


図 2.4.3-11 腐食 2 ヶ月目の SD345 鉄筋の平均断面減少率

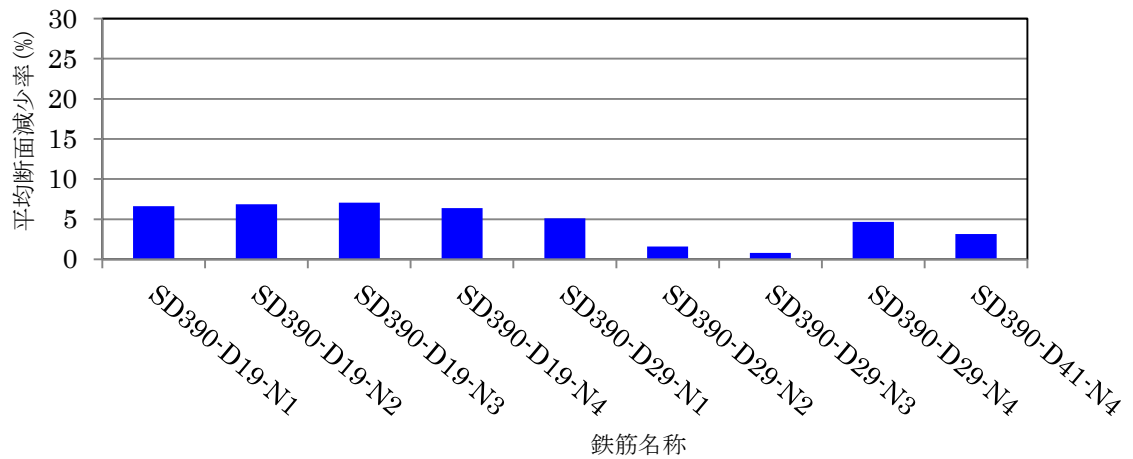


図 2.4.3-12 腐食 2 ヶ月目の SD390 鉄筋の平均断面減少率

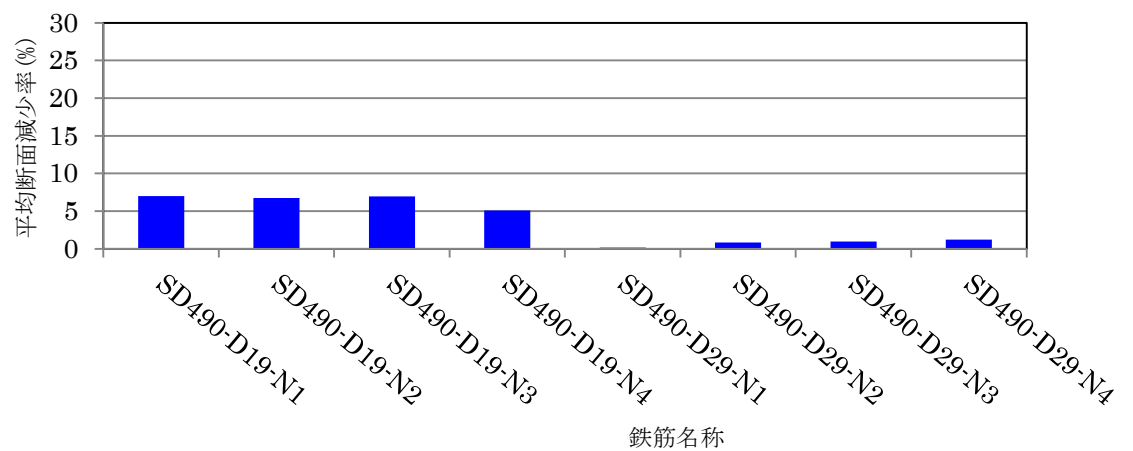


図 2.4.3-13 腐食 2 ヶ月目の SD490 鉄筋の平均断面減少率

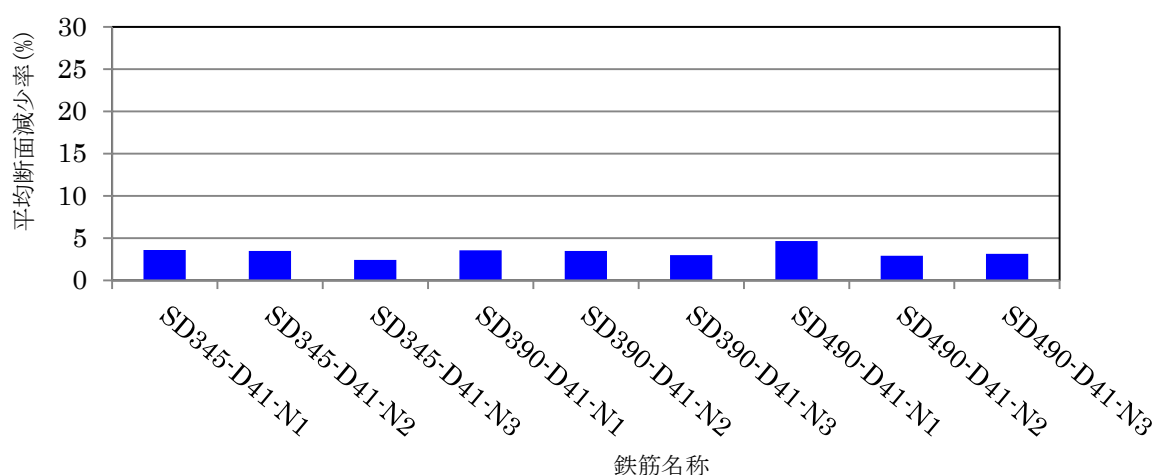


図 2.4.3-14 腐食 7 ヶ月目の鉄筋の平均断面減少率

#### 2.4.4 まとめおよび今後の課題

本研究でのまとめおよび今後の課題を以下に示す。

- (1) 鉄筋そのものの塩水噴霧を継続し、断面減少率鉄筋単体での塩水噴霧試験で得られた腐食鉄筋の断面減少率について鉄筋の軸方向の分布が得られた。
- (2) 塩水噴霧によって全面腐食させた鉄筋の断面減少率は腐食領域 50mm においてほぼ均一に腐食する傾向があった。
- (3) 節の頂点部分では節と節の間の部分と比較すると断面減少が緩やかな傾向を見せ、節が残るような腐食形態をみせた。
- (4) 鉄筋単体での塩水噴霧試験では鉄筋の腐食促進が進行したが、断面減少率は、最大でも 8%程度であり、当初の設定断面減少率までは達していない。
- (5) モルタルに埋込まれた鉄筋腐食についても当初の設定断面減少率までは達していないことが予想され、内部鉄筋をはつり出し鉄筋引張試験の実施までには至っていない。
- (6) 鉄筋単体での塩水噴霧試験では目標とする断面減少率に達していなかったため、今後も腐食を継続していく必要がある。
- (7) 孔食を模擬したモルタルに埋込まれた鉄筋腐食についても引き続き腐食促進を継続する必要がある。

## 2.5 鉄筋コンクリート梁部材の付着割裂実験

### 2.5.1 はじめに

原子力建屋を含む重要構造物に対する耐震基準が強化され、必要鉄筋量が多くなり、配筋の過密化による施工性やコンクリート充填性が問題となってきた。高強度鉄筋の利用はその解決策の一つであるが、横補強筋に用いる際は横補強筋量を減らすことによる付着・定着強度の低下が懸念される。日本建築学会「原子力施設鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説」によると、面部材となる壁部材、床部材は FEM 解析を実施し、曲げモーメント分布から判断して、不要となる鉄筋は途中で切断するカットオフ筋とする場合が多いと記載されている。また、同規準書では、コンクリート構造物の安全性に係る脆性破壊として、定着破壊およびせん断破壊が挙げられている。これらの破壊形式は、変形能力がなく、急激に耐力が低下するためである。

平成 23 年度から平成 25 年度は、経年劣化を想定して鉄筋コンクリート(以下 RC と略す)梁部材の主筋を促進腐食させた後、付着割裂実験を行い、鉄筋の腐食が付着割裂性状に及ぼす影響を検討した。腐食量 6%程度までは、付着割裂強度の低下は 1 割程度であるが、最大耐力後の付着すべり挙動が脆性的になることおよび主筋の腐食ひび割れに伴って、横補強筋のひずみが増し、せん断耐力に影響することを明らかにしてきた。

平成 24 年度から平成 25 年度は、RC 部材の部材端部の必要鉄筋量は多くなり、多段配筋となる場合、2 段筋は途中で切断するカットオフ筋が、原子力施設の面部材と同じように、多用されていることを踏まえ、各種付着割裂補強筋がカットオフ筋の付着・定着性状に及ぼす影響を検討した。2 段目カットオフ主筋は 1 段目主筋の付着作用の影響を受け<sup>1,2</sup>、さらに短い付着長さで応力を伝達することから、付着・定着破壊が懸念されている。施工性を重視した非閉鎖型補強筋(廃炉に至るまでの長期間の複合劣化を想定した場合、鉄筋腐食の極限である破断に相当する)の場合、補強効果は閉鎖型補強筋の 6 割程度に低下することを明らかにしてきた。

今年度は、カットオフ筋の付着・定着性状および定着強度を検討するため、せん断補強筋の補強筋量、付着割裂補強筋の補強筋量・形状・材料強度の外に、主筋径、カットオフ長さおよびコンクリート強度を変動要因とする付着割裂実験を行う。それらの実験結果・考察に基づいて、最も合理的な 2 段目カットオフ主筋の付着・定着破壊に対する安全余裕度を検討し、RC 梁部材の安全性・健全性評価の判断基準とする。また、廃炉後も含めた経年劣化に対する RC 部材の長期健全性評価の判断基準に対して、RC 構造図面等により配筋方法を知ることによって、長期健全性を評価する際の重要な基礎データを蓄積する。

---

<sup>1</sup> 日本建築学会：鉄筋コンクリート造建物の靱性保証型耐震設計指針・同解説，(1999)

<sup>2</sup> 太刀川毅，林静雄，篠原保二，佐々木聡：多段配筋部材における主筋段数と横補強筋が付着強度へ与える影響に関する実験研究，コンクリート工学年次論文報告集，Vol. 31, No2, pp667-672, (2009)

## 2.5.2 梁部材の曲げせん断実験概要

### (1) 試験体諸元

実験に使用した試験体はRC梁を対象とした約1/2の縮尺模型とし、表2.5.2-1に示した10体である。共通因子は、断面寸法(350 mm × 500 mm)と試験区間長さ(2550 mm)である。主筋径は1段目、2段目主筋共に、シリーズ1では4-D25とし、シリーズ2では4-D22を用いた。試験体名のSに続く数値は、せん断補強筋比(%), Cまたは2番目のSに続く数値は付着割裂補強筋比(%)を示している。CとSは、それぞれFig. 1に示す閉鎖型(Closed)と個別型(Separated)付着割裂補強筋を表し、さらにUは高強度補強筋を示す。また、3SEはカットオフ先端部におけるせん断補強筋の3重配筋である。最後の英文字はカットオフ長さを表し、M(1070 mm)、S(970 mm)、NC(カットオフ無)である。ただしFcはコンクリート強度( $F_{c27}$ )であり、その他は $F_{c39}$ である。

コンクリートは表2.5.2-2で示すように調合設計強度を $F_{c39}$ と $F_{c27}$ (試験体名末尾:Fc)としたが、バッチや載荷日の違いによって圧縮強度差が生じるため、線形補間によって求めた各試験体の圧縮強度を表2.5.2-1に示している。また打設方向は載荷時に上端鉄筋と下端鉄筋でブリージング等の影響によって付着強度に差が出るのを避けるため、横打ちとした。全試験体で用いている主筋は曲げ降伏が先行するのを防ぎ、付着割裂破壊を先行させるために、竹節鉄筋SD390を焼入れ処理し、高強度化した(表2.5.2-3を参照)。

表 2.5.2-1 試験体一覧

シリーズ 主筋径	試験体名	コンクリート 強度 (N/mm <sup>2</sup> )	カットオフ 長さ (mm)	せん断補強筋	付着割裂補強筋
1 4-D25 $p_t=0.27\%$	S0.6-M	44.7	1070	U-10.7 @85 mm $p_w=0.6\%$	—
	S0.6+C0.11-M	44.9			D6 $p_{wb}=0.11\%$
	S0.6+C0.24-M	45.1			D10 $p_{wb}=0.24\%$
	S0.6+S0.24-M	45.2			
	S0.6+C0.24-Fc	30.0			
S0.6+US0.13-M	43.2	U7.1 $p_{wb}=0.13\%$			
2 4-D22 $p_t=0.21\%$	S0.3+US0.29-S	38.5	970	U-7.1 @80 mm $p_w=0.3\%$	U7.1 $p_{wb}=0.29\%$
	S0.3+US0.51-S	39.6			U10.7 $p_{wb}=0.51\%$
	S0.3+3SE-S	41.1			—
	S0.3-NC	42.0	—		



表 2.5.2-2 コンクリート調合表 (Unit: kg/m<sup>3</sup>)

調合呼び名	水セメント比	水	セメント	細骨材	粗骨材	混和剤
Fc39	0.50	180	360	656	979	3.60
Fc27	0.60	190	317	623	976	3.17

表 2.5.2-3 使用した鉄筋の力学特性

鉄筋種別	降伏強度 $\sigma_y$ (N/mm <sup>2</sup> )	引張強度 $\sigma_t$ (N/mm <sup>2</sup> )	弾性係数 $E_s$ (10 <sup>5</sup> N/mm <sup>2</sup> )	降伏ひずみ $\varepsilon_y$ ( $\mu$ )
主筋: D25	955	1093	1.82	5699
主筋: D22	974	1093	1.79	5834
横補強筋: D6	277	532	1.62	1768
横補強筋: D10	368	521	1.59	2581
横補強筋: U7.1	1454	1483	1.88	7735
横補強筋: U10.7	1373	1492	1.94	7294

カットオフ長さは試験体シリーズ 1 では昨年度<sup>3</sup>までに行った基準試験体の 1070 mm(試験体名末尾:M)とし、シリーズ 2 では鉄筋コンクリート造配筋指針・同解説<sup>4</sup>に準じ、必要長さの  $l_0$ (梁スパン)/4+15d(主筋径)を満足する値として設計し、主筋径 D22 に対し 970 mm(試験体名末尾:S)と区切りのよい値を使用した。さらにカットオフ自体の影響を確認するために、カットオフを施していない試験体(S0.3-NC)を設計した。

使用した鉄筋の力学特性を表 2.5.2-3 に示す。基本となるせん断補強筋はすべて高強度鉄筋 SBPD1275 とし、シリーズ 1 試験体では U10.7 (@85 mm、 $\sigma_y=1380$  N/mm<sup>2</sup>、 $p_w=0.6\%$ )を溶接接合、シリーズ 2 試験体では U7.1 (@80 mm、 $\sigma_y=1454$ N/mm<sup>2</sup>、 $p_w=0.3\%$ )を 135° フックとした。付着割裂補強筋には図 2.5.2-1 に示すように、付着補強を施していない基準試験体 S0.6-M に対して、閉鎖型割裂補強(C)、個別型割裂補強筋(T)の 2 形状の付着割裂補強筋を使用した。また昨年度の実験では、付着割裂補強筋が降伏後、付着破壊に至った試験体があったため、2 種類の付着割裂補強筋の強度を設定した。昨年度と同じ通常強度鉄筋を用いたもの(C、S タイプ)と高強度鉄筋 SBPD1275 (US タイプ)である。

<sup>3</sup> 篠原保二, 村上和久: 各種形状の付着割裂補強筋で補強した 2 段目カットオフ主筋の付着性状, 日本建築学会構造系論文集第 79 巻 第 706 号 pp1887-1897, 2014 年 12 月

<sup>4</sup> 日本建築学会: 鉄筋コンクリート造配筋指針・同解説, 2003

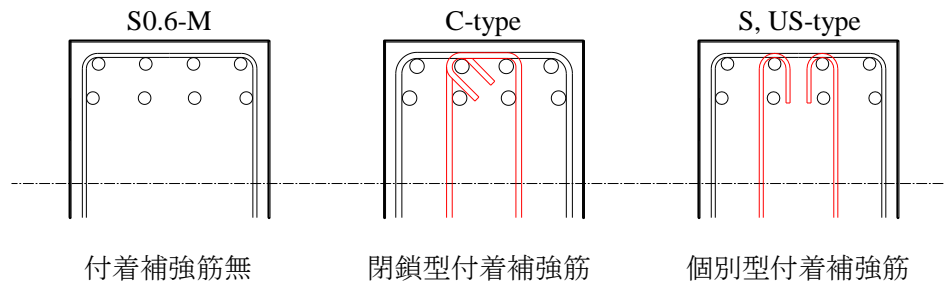


図 2.5.2-1 付着割裂補強筋の形状と名称

さらに鈴木ら<sup>5</sup>や昨年度の実験<sup>6</sup>では、カットオフ位置近傍での斜めひび割れが顕著に見られたことから、この斜めひび割れを抑えることを目的とし、カットオフ位置から内側にせん断補強筋を三重配筋した試験体 S0.3+3SE-S を計画した。各試験体の付着割裂補強筋詳細を図 2.5.2-2 に示す。付着割裂補強筋は、通常強度鉄筋を用いた試験体では、2 段目カットオフ主筋区間のみ配筋し、高強度鉄筋 SBPD1275 を用いた試験体では、カットオフ主筋の無い全試験区間に配筋した。

表 2.5.2-4 には靱性指針式<sup>7</sup>によって求めた付着信頼強度を表示している。ただしここでは、靱性指針式は強度の下限値とするため、既往の実験値の平均値に 0.8 を乗じていることを考慮し、0.8 で除した実験平均値(以下、実験平均値と略す)である。さらに靱性指針式によるせん断信頼強度  $Q_{SU}$ 、付着破壊の影響を考慮したせん断信頼強度  $Q_{BU}$ 、断面計算による 2 段目主筋付着破壊強度  $Q_{2BU}$  およびコンクリートが終局ひずみ ( $\epsilon_{cu}=0.3\%$ ) 時の曲げ耐力  $Q_{FU}$  を示している。

<sup>5</sup> 鈴木悠矢，長谷川佳亮，伊藤彩夏，高橋之，市之瀬敏勝：2 段目主筋をカットオフした RC 梁の付着規定の検討，日本建築学会大会学術講演集(北海道)，pp429-432，2013 年 8 月

<sup>6</sup> 篠原保二，村上和久：各種形状の付着割裂補強筋で補強した 2 段目カットオフ主筋の付着性状，日本建築学会構造系論文集第 79 巻 第 706 号 pp1887-1897，2014 年 12 月

<sup>7</sup> 日本建築学会：鉄筋コンクリート造建物の靱性保証型耐震設計指針・同解説，(1999)

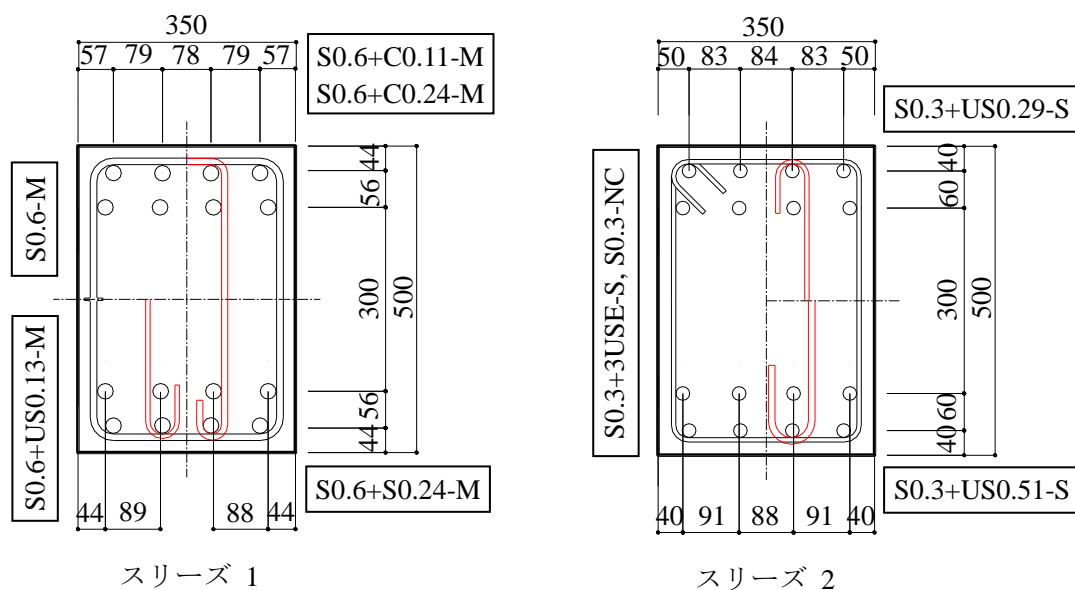


図 2.5.2-2 付着割裂補強筋の配筋詳細

表 2.5.2-4 使用材料強度に基づく試験体の設計強度および実験結果

試験体名	$\tau_{1cal}$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\tau_{2cal}$ (N/mm <sup>2</sup> )	$Q_{SU}$ (kN)	$Q_{BU}$ (kN)	$Q_{2BU}$ (kN)	$Q_{FU}$ (kN)	$Q_{exp}$ (kN)
S0.6-M	4.6	3.1	1057	1049	401	876	798
S0.6+C0.11-M	5.6	3.4	1058	1201	437	878	837
S0.6+C0.24-M	6.2	3.7	1062	1308	480	878	930
S0.6+S0.24-M	6.2	3.7	1063	1309	480	879	917
S0.6+C0.24-Fc	5.7	3.4	818	1182	446	786	738
S0.6+US0.13-M	5.7	3.4	1036	1210	471	890	891
S0.3+US0.29-S	4.9	3.3	871	981	335	744	785
S0.3+US0.51-S	6.7	4.0	882	1235	405	754	855
S0.3+3SE-S	4.2	2.5	897	839	257	765	516
S0.3-NC	4.2	2.5	906	847	863	773	683

注)  $\tau_{1cal}$  と  $\tau_{2cal}$ : 靱性指針式による 1 段目と 2 段目主筋の付着強度を 0.8 で除した実験中央値

$Q_{BU}$  と  $Q_{SU}$ : 靱性指針式による付着耐力とせん断耐力

$Q_{2BU}$  と  $Q_{FU}$ : 断面解析による 2 段目主筋付着強度時の耐力と圧縮縁コンクリートひずみ 0.3% 時の耐力

(2) 測定および荷重方法

鉄筋のひずみゲージ貼付位置の一例を図 2.5.2-3 に示す。ただしひずみを測定した主筋は幅方向に並ぶ 4 本のうち、打設底面に近い外側の 1 本と打設上面に近い内側の 1 本の計 2 本である。正荷重時に引張側となる主筋ひずみは、部材端から 210 mm 間隔に 2 か所、その後 160 mm 間隔(一部 320 mm 間隔)で測定した。特に 2 段目主筋に関して、危険断面位置、有効せいに相当する部材端から 420 mm 位置のひずみは、付着挙動を検討する重要区間とし、1 か所に 2 枚のひずみゲージを貼付し、平均値を使用した。また曲げの影響を受けないように鉄筋の側面にひずみゲージを貼付した。ひずみゲージの貼付が、付着特性に与える影響を最小限にするため、ゲージ長 2 mm (ベース長 5.5 mm) のひずみゲージを使用、保護テープ領域は 30 mm 未満、リード線は鉄筋から 100 mm 内側に離して通した。また、せん断補強筋および付着割裂補強筋はそれぞれ打設時底面側中央に 1 枚ずつ貼付した。

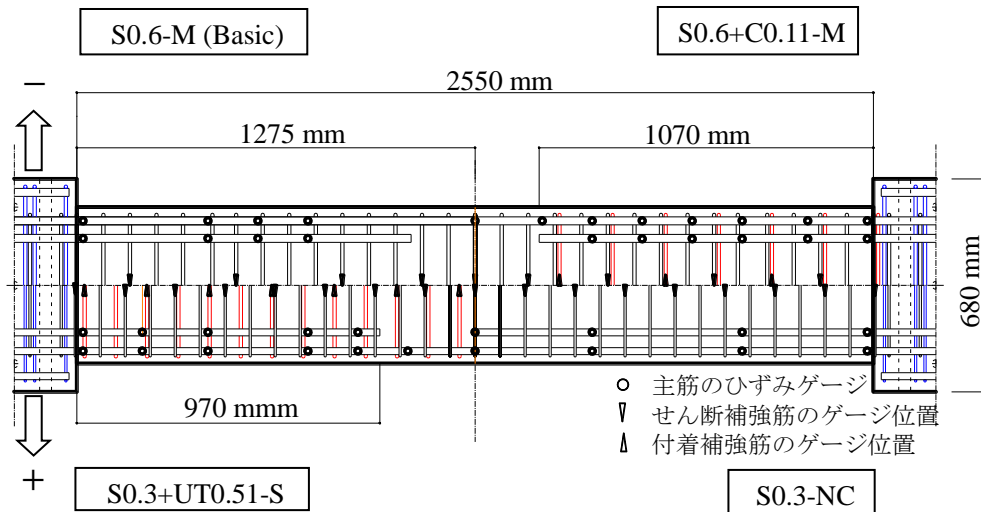


図 2.5.2-3 試験体配筋図とひずみゲージ位置

逆対称曲げせん断载荷装置を図 2.5.2-4 に示す。試験体の右側スタブは PC 鋼棒によって 载荷フレームと緊張し、左側スタブには 载荷梁および面外変形を拘束するための クランク を取り付けた。 载荷は 1000kN と 500kN の オイルジャッキを 载荷梁に取り付け、左側スタブ が回転しないように、2 台のジャッキを 制御装置でコントロールしながら変位制御する逆対 称正負交番载荷とした。梁の部材角  $R\pm 1/400$  をそれぞれ 1 サイクル、その後  $R=\pm 1/200$ 、  $\pm 1/100$ 、 $\pm 1/50$ 、 $\pm 1/33$  を各 2 回繰り返した。ただし、1 回目の部材角ピーク時にせん断 力が過去の最大値を超えない場合は除荷後载荷を打ち切った。スタブ間の相対変位（水平 方向と鉛直方向）は、左右スタブに取り付けた変位測定冶具を用いて計測した。

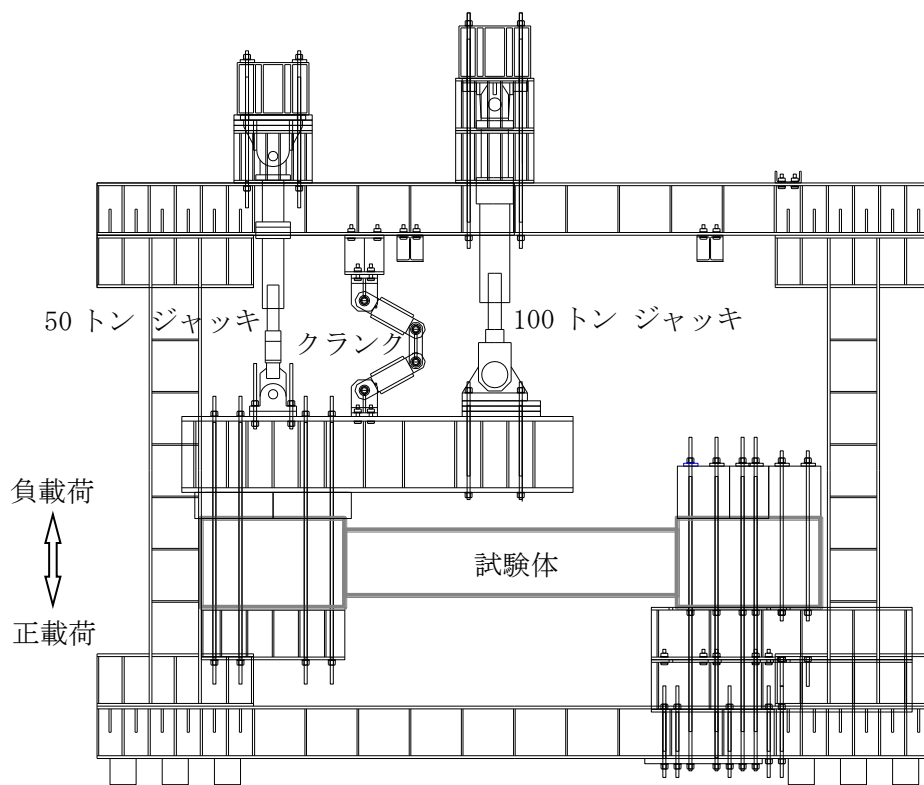


図 2.5.2-4 逆対称曲げせん断载荷装置

### 2.5.3 実験結果および考察

#### (1) せん断力-部材角関係

図 2.5.3-1、図 2.5.3-2 および図 2.5.3-3 にせん断力  $Q$  と部材角  $R$  の関係を示す。同図には、表 2.5.2-1 に示した 2 段目主筋が付着（定着）破壊する耐力  $Q_{2BU}$  を破線で、曲げ耐力  $Q_{FU}$  を一点鎖線で示している。また図中の○は最大耐力時、△は 2 段目主筋のカットオフ長さから有効せい 430 mm を差し引いた部分の平均付着応力が最大に達した点、◇は 2 段目カットオフ主筋先端の小区間（カットオフ長さ 1070 mm のとき 160 mm、カットオフ長さ 970 mm のとき 60 mm、負荷荷時 320 mm）の付着応力が最大に達した点、□は 1 段目主筋が降伏した点を示している。表 2.5.3-1 に示すように、高強度材料 SBPD1275 を使用した基本となるせん断補強筋および付着割裂補強筋は、载荷を通して降伏に至ったものはなかった。しかしその一方で、最大耐力時の通常強度鉄筋を使用した付着割裂補強筋には、多数の降伏が見られた。破壊性状は、ほぼ全試験体とも最大耐力前(○)に 2 段目カットオフ主筋の付着応力が最大値(◇や△)を迎えており、付着割裂破壊が先行したと思われる。高強度付着割裂補強筋を使用した主筋 D22 試験体 S0.3+US0.29-S と S0.3+US0.51-S は、2 段目主筋の付着劣化を伴いながら曲げ破壊に至ったと考えられる。但し、主筋 D25 の主筋量の多い試験体 S0.6+US0.13-M は加力装置の容量よって载荷を打切っているが、ほぼ曲げ耐力に達している。

試験体 S0.6+C0.24-M と試験体 S0.6+S0.24-M では付着割裂補強筋の形状が閉鎖型補強(C)と個別型補強(S)と異なるが、ほぼ同等のせん断耐力を有しており、個別型割裂補強においても有効な補強効果が得られた。カットオフ位置近傍での斜めひび割れを抑制するために、カットオフ先端部分に集中配筋を施した試験体 S0.3-3SE-S は、明確な補強効果を得ることは出来なかった。また、2 段目主筋を通し筋とした試験体 S0.3-NC の場合、1 段目主筋に降伏が見られるものの、表 2.5.2-4 に示したせん断強度  $Q_{SU}$  や付着割裂強度  $Q_{BU}$  を下回る結果となり、後述するひび割れ性状から付着割裂破壊と判断した。

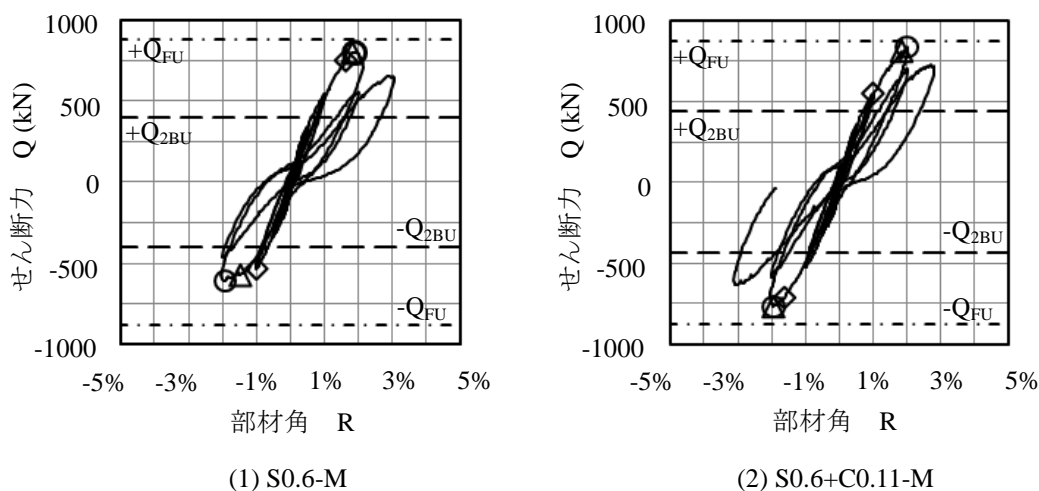
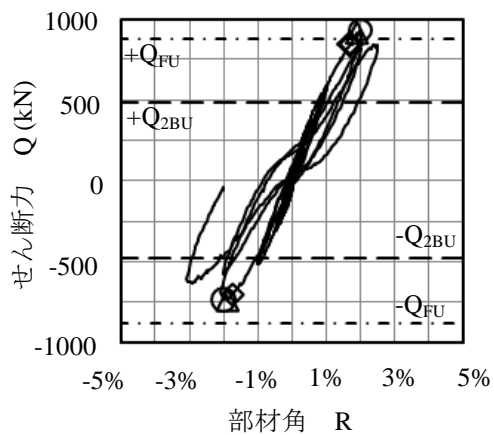
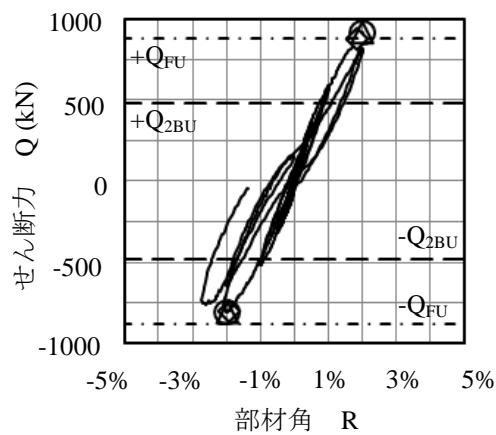


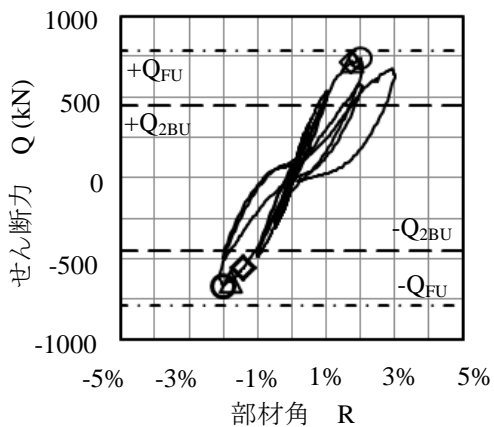
図 2.5.3-1 せん断力-部材角関係(その 1)



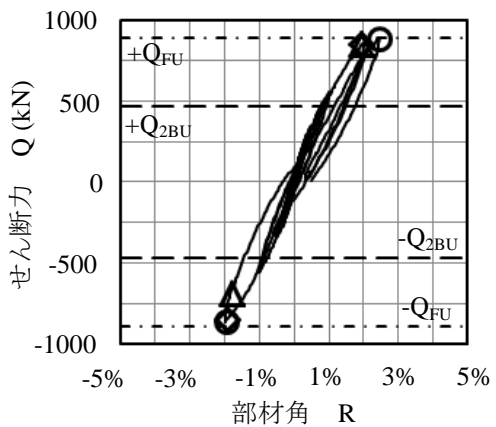
(3) S0.6+C0.24-M



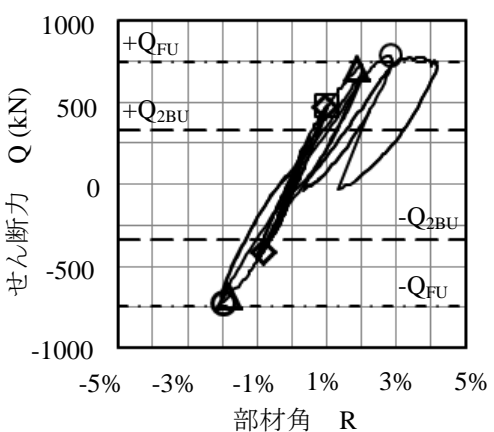
(4) S0.6+S0.24-M



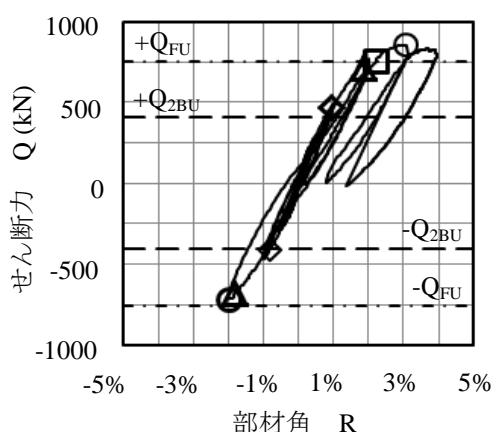
(5) S0.6+C0.24-Fc



(6) S0.6+US0.13-M

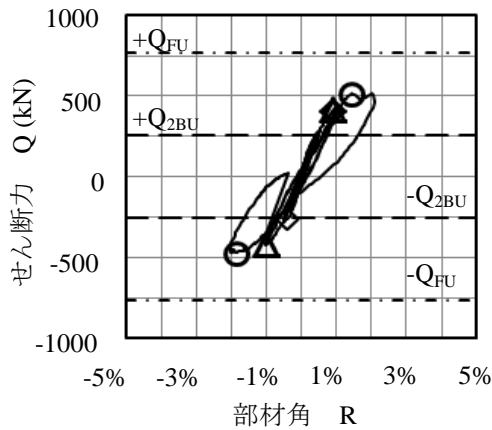


(7) S0.3+US0.29-S

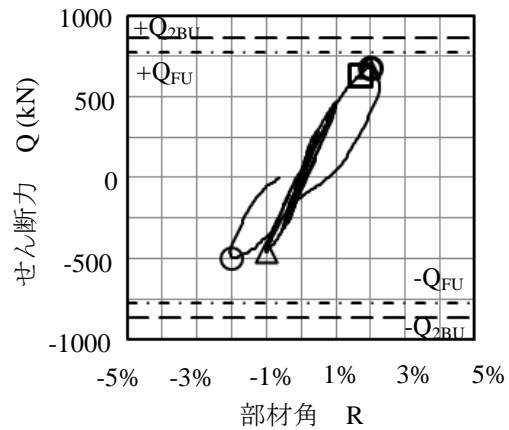


(8) S0.3+US0.51-S

図 2.5.3-2 せん断力-部材角関係(その2)



(9) S0.3+3SE-S



(10) S0.3-NC

図 2.5.3-3 せん断力-部材角関係(その3)

表 2.5.3-1 最大せん断力時における横補強筋の応力

試験体名	横補強筋種別	左側横補強筋順位				右側横補強筋順位			
		-4	-3	-2	-1	+1	+2	+3	+4
S0.6-M	せん断補強筋	361	590	643	442	299	456	446	238
S0.6+C0.11-M	せん断補強筋	139	586	650	505	326	478	422	26
	付着補強筋	<u>277</u>	<u>277</u>	<u>277</u>	<del>277</del>	<del>277</del>	<u>277</u>	<u>277</u>	<u>277</u>
S0.6+C0.24-M	せん断補強筋	238	401	833	420	270	559	441	216
	付着補強筋	308	<u>368</u>	324	<del>324</del>	<del>270</del>	-22	224	<u>368</u>
S0.6+S0.24-M	せん断補強筋	214	393	539	331	288	372	375	144
	付着補強筋	361	300	<u>368</u>	<del>331</del>	<del>288</del>	30	218	<u>368</u>
S0.6+C0.24-Fc	せん断補強筋	309	386	610	365	368	485	354	180
	付着補強筋	<u>368</u>	<u>368</u>	<u>368</u>	<del>365</del>	<del>368</del>	355	298	<u>368</u>
S0.6+US0.13-M	せん断補強筋	383	742	608	413	473	525	656	386
	付着補強筋	507	980	764	565	487	597	776	707
S0.3+UT0.29-S	せん断補強筋	602	910	798	513	592	879	997	531
	付着補強筋	882	805	865	590	678	815	905	752
S0.3+UT0.51-S	せん断補強筋	726	700	704	440	543	811	767	611
	付着補強筋	514	635	512	453	512	453	662	470
S0.3+3USE-S	せん断補強筋	286	932	1087	201	192	657	891	314
S0.3-NC	せん断補強筋	541	1183	1175	1028	755	1023	1139	598

アンダーラインは降伏後を意味する



## (2) ひび割れ性状および破壊形式

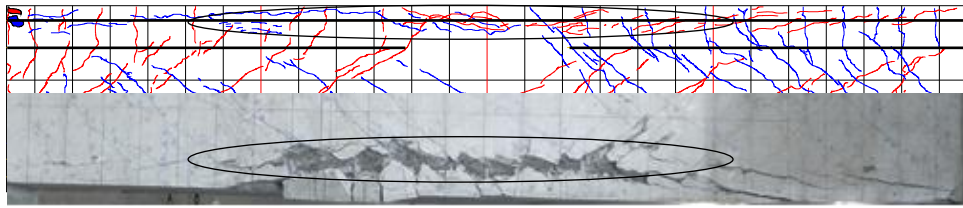
図 2.5.3-4 と図 2.5.3-5 に最大せん断力時のひび割れ図を試験体上半分に、加力終了後、除荷時の写真を試験体下半分に示す。曲げ耐力前に付着割裂破壊によって最大耐力を迎えた試験体(S0.6-M、S0.6+C0.11-M、S0.6+C0.24-M、S0.6+S0.24-M、S0.6+C0.24-Fc、S0.3+3SE-S、S0.3-NC)では、主筋に沿った付着割裂ひび割れが明瞭に現れている(ただし S0.3-NC は上側)。付着割裂ひび割れ挙動は、昨年度までの実験結果<sup>8</sup>と同様に、2 段目カットオフ主筋の先端近傍に発生したひび割れが、せん断力の影響を受けて斜め方向に進展・拡幅するとともに、試験体中央部の 1 段目主筋に沿う付着割裂ひび割れを誘発し、特に、カットオフ筋の先端近傍で顕著に見られた。これは次節で検討するが、主筋のひずみ勾配は全長に渡って一様ではなく、1 段目主筋では、2 段目カットオフ筋が存在しない試験体中央部分のひずみ勾配が大きくなり、2 段目カットオフ筋では、カットオフ先端部分のひずみ勾配が大きくなるため、カットオフ先端近傍の部材中央部が付着応力の高い領域となることに起因していると考えられる。

一方、2 段目カットオフ筋の付着劣化後、最終的に曲げ破壊によって最大耐力を迎えた試験体(S0.6+US0.13-M、S0.3+US0.29-S、S0.3-US0.51-S)では、危険断面において圧縮側かぶりコンクリートの多くが剥落したが、部材中央部の付着割裂ひび割れは顕著にならなかった。これは、表 2.5.3-1 に示すように、同程度の補強筋量で比較すると、高強度付着割裂補強筋は、通常強度補強筋の 2 倍以上の応力となっており、付着割裂ひび割れの拡幅に効果があったと思われるが、2 段目主筋のない試験体中央部に付着割裂補強筋を配したことも一因と考えられる。また、カットオフ先端位置を重点的に補強した S0.3+3SE-S 試験体では、カットオフ先端位置での局所的な損傷を抑制することができたものの、横補強筋量が相対的に少ない主筋に沿って、付着割裂ひび割れが進展した。

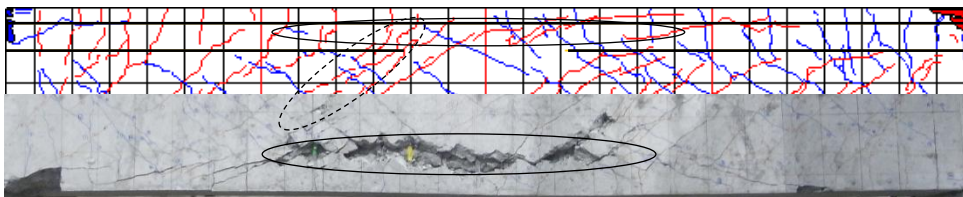
なお、最大耐力が曲げ耐力より小さく、明らかに付着割裂破壊モードとなった試験体 S0.3-3SE-S と S0.3-NC の付着割裂ひび割れは、最大耐力付近で割裂音がしたが顕著なひび割れは現れず、その後の逆載荷により圧縮側鉄筋に転じた段階で、スタブ側から押されることによって、静かに拡幅していった。

---

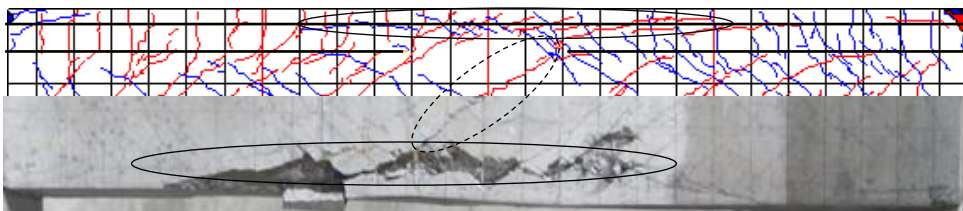
<sup>8</sup> 篠原保二，村上和久：各種形状の付着割裂補強筋で補強した 2 段目カットオフ主筋の付着性状，日本建築学会構造系論文集第 79 巻 第 706 号 pp1887-1897，2014 年 12 月



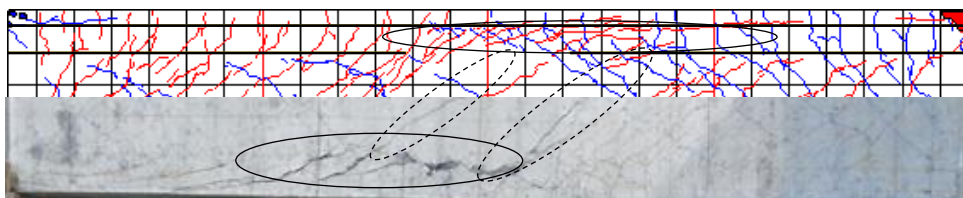
(1) S0.6-M ( $Q_{\max}=798\text{kN}$ ,  $R=1/50$ )



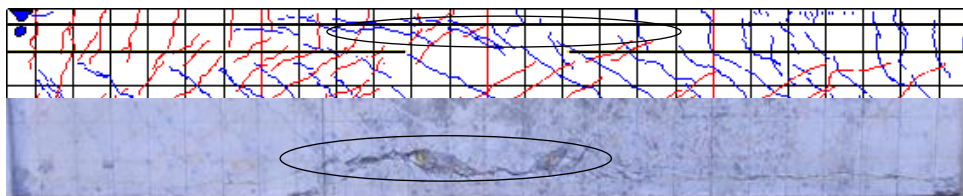
(2) S0.6+C0.11-M ( $Q_{\max}=837\text{kN}$ ,  $R=1/50$ )



(3) S0.6+C0.24-M ( $Q_{\max}=930\text{kN}$ ,  $R=1/50$ )

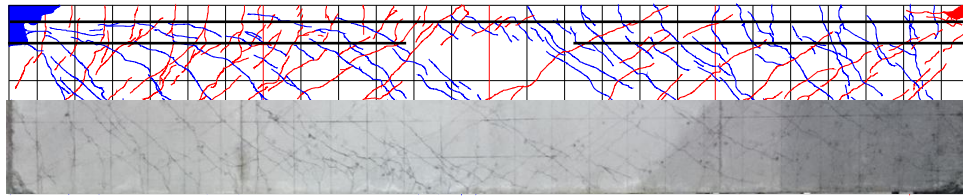


(4) S0.6+T0.24-M ( $Q_{\max}=914\text{kN}$ ,  $R=1/50$ )

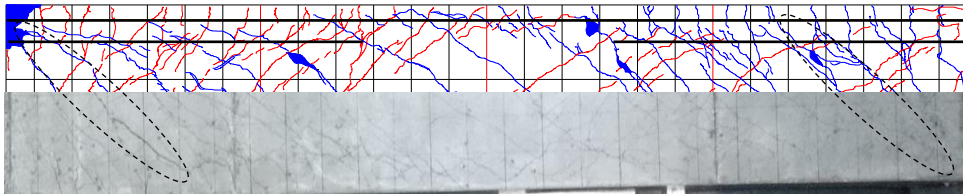


(5) S0.6+C0.24-Fc ( $Q_{\max}=738\text{kN}$ ,  $R=1/50$ )

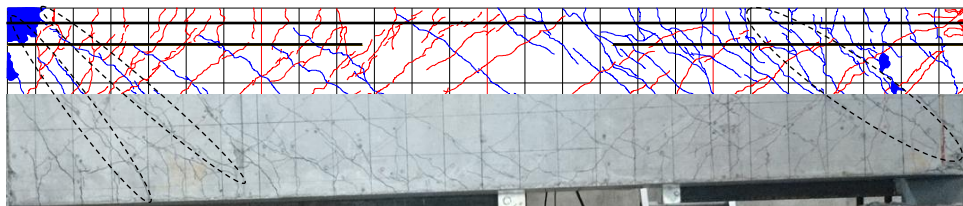
図 2.5.3-4 各試験体の最終ひび割れ性状(その1)



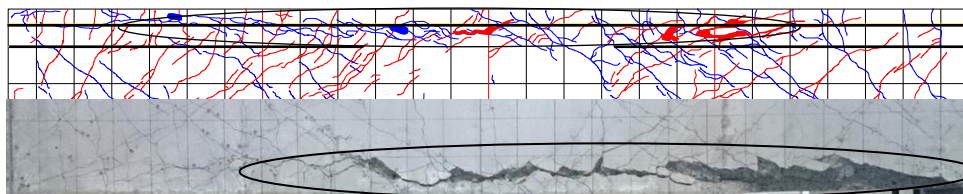
(6) S0.6+UT0.13-M ( $Q_{\max}=891\text{kN}$ ,  $R=1/33$ )



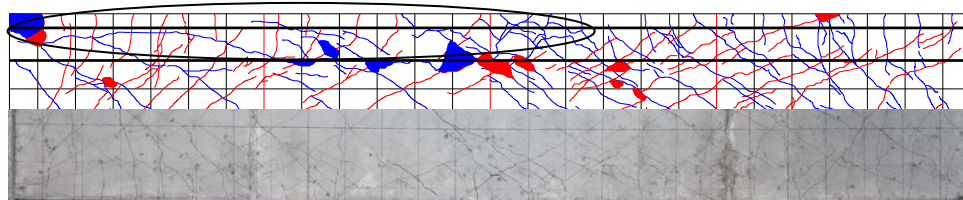
(7) S0.3+UT0.29-S ( $Q_{\max}=785\text{kN}$ ,  $R=1/33$ )



(8) S0.3+UT0.51-S ( $Q_{\max}=855\text{kN}$ ,  $R=1/33$ )



(9) S0.3+3USE-S ( $Q_{\max}=516\text{kN}$ ,  $R=1/50$ )



(10) S0.3-NC ( $Q_{\max}=683\text{kN}$ ,  $R=1/50$ )

図 2.5.3-5 各試験体の最終ひび割れ性状(その2)

表 2.5.3-2 に引張側カットオフ筋近傍に生じたひび割れの 1 段目、2 段目を横切る位置で測定したひび割れ幅を示す。各サイクルのピーク時と除荷時で計測したが、ほとんどの試験体の 2 段目主筋が後述する最大付着応力に達している部材角 1/50 サイクルのひび割れ挙動を示している。ひび割れ幅は 1/100 mm 精度のマイクروسコープを用いて計測した。カットオフを有しない試験体 S0.3-NC では、カットオフ長さ 1070 mm 試験体と同位置で測定した。試験体ごとにピーク時の最大ひび割れ幅を比較すると、多くの試験体において 2 段目位置でのひび割れ幅が最大なり、前述したようにカットオフ位置での付着・定着破壊が斜めひび割れの進展に起因していると考えられる。また高強度付着割裂補強筋を使用した試験体 3 体のひび割れ幅は、通常強度補強筋を用いた試験体より小さくなっており、表 2.5.3-1 で示した高強度鉄筋による補強効果が表れている。

一方、残留ひび割れ幅に関しては、付着割裂補強筋(中子筋)の無い試験体 S0.6-M、S0.3+3SE-S、S0.3-NC とコンクリート強度の低い試験体 S0.6+C0.24-Fc 以外、ほぼ 0.2mm 以内に収まっており、前年度と同様に、中子筋型付着割裂補強筋の有用性が認められる。

表 2.5.3-2 部材角 1/50 サイクル時のカットオフ先端位置でのひび割れ幅

試験体名	R=1/50 サイクル時におけるカットオフ先端のひび割れ幅 (mm)				
	測定時期	上端 1 段筋	上端 2 段筋	下端 1 段筋	下端 2 段
S0.6-M	ピーク時	1.40	1.70	0.30	2.00
	除荷時	1.20	0.40	0.20	1.00
S0.6+C0.11-M	ピーク時	0.20	0.30	0.92	0.70
	除荷時	0.07	0.10	0.22	0.10
S0.6+C0.24-M	ピーク時	0.40	0.50	0.40	0.60
	除荷時	0.25	0.17	0.20	0.13
S0.6+S0.24-M	ピーク時	0.20	0.30	0.25	0.80
	除荷時	-	0.10	0.10	0.11
S0.6+C0.24-Fc	ピーク時	-	-	0.20	1.63
	除荷時	-	-	0.10	1.30
S0.6+US0.13-M	ピーク時	0.69	0.08	0.04	0.06
	除荷時	0.05	0.03	0.02	0.01
S0.3+US0.29-S	ピーク時	0.07	0.10	0.12	0.15
	除荷時	0.03	0.05	0.08	0.04
S0.3+US0.51-S	ピーク時	0.35	0.40	0.55	0.45
	除荷時	0.15	0.13	0.15	0.17
S0.3+3SE-S	ピーク時	1.16	1.40	0.20	10.50
	除荷時	0.47	0.53	0.02	5.00
S0.3-NC*	ピーク時	2.02	2.06	0.15	1.29
	除荷時	1.41	1.30	0.01	0.61

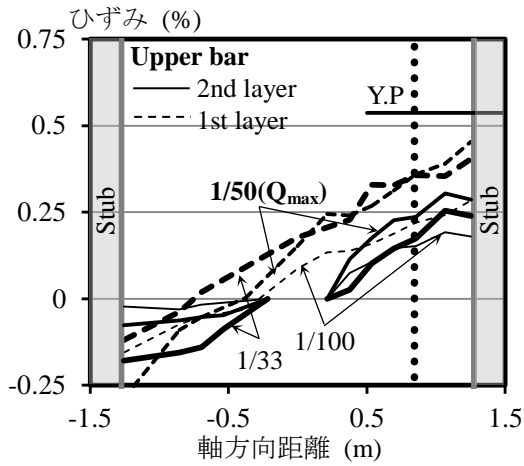
\*: 計測位置は危険断面から 1070 mm

### (3) 主筋のひずみ分布

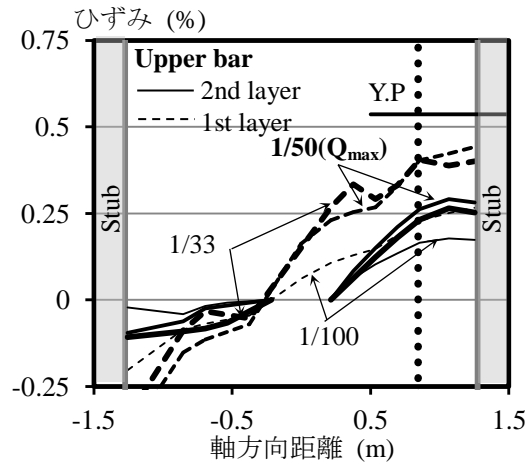
図 2.5.3-6 および図 2.5.3-7 に全試験体の正載荷時における上端側の 1 段目主筋と 2 段目主筋のひずみ分布を示す。1 段目、2 段目主筋共に、内側と外側の 2 本の主筋に対してひずみ計測を行っているが、各々その平均値を示している。実線は 2 段目主筋のひずみ分布を、破線は 1 段目主筋のひずみ分布を示しており、点線は引張側危険断面から有効せい  $d(=430\text{ mm})$  の位置を示している。また図中の数字は部材角であり、1/100 以降のひずみ分布を示している。

2 段目カットオフ主筋に着目すると、圧縮側でのひずみ分布の変動は引張側と比べると小さく、最大耐力まで引張側先端でのひずみ勾配(付着応力)が最も大きくなっている。通常強度付着割裂補強筋を使用した試験体は、カットオフ先端のひずみ勾配が最大耐力前後で減少しており、先端部分において付着劣化が認められる。一方、高強度付着割裂補強筋を使用した試験体およびカットオフ先端に三重配筋した試験体 S0.3+3SE-S は、最大耐力後においてもカットオフ先端部でのひずみ勾配の減少は少なく、付着劣化を抑制していることが分かる。全試験体とも 1 段目主筋のひずみ勾配は、最大耐力後の部材角においてもほぼ同程度の勾配を保持しているが、2 段目カットオフ主筋では最大耐力前後でひずみ勾配が減少に転じる区間があり、2 段目カットオフ主筋は 1 段目主筋より先行して付着劣化が生じていることが確認できる。

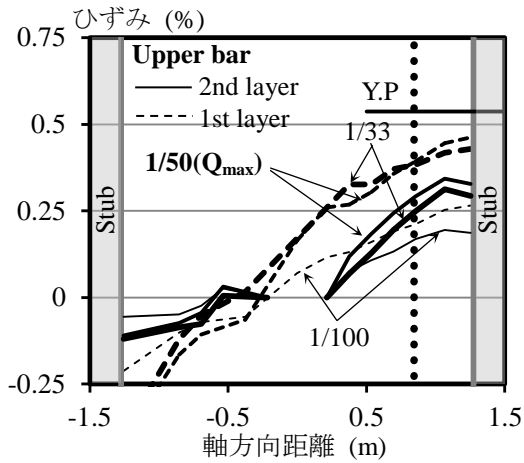
ひずみ勾配は全長に渡って一様でなく、1 段目主筋は 2 段目カットオフ主筋を有する場合はカットオフ部におけるひずみ勾配が大きくなり、危険断面から有効成分内においてはひずみ勾配が緩やかになっている。これは 2 段目主筋の負担している引張応力が 1 段目主筋へシフトしたことと、有効せい分内においては曲げやせん断ひび割れの影響を受けてテンションシフトが生じたためと考えられる。なお、1 段目、2 段目主筋共に通し配筋とした試験体 S0.3-NC では、1 段目主筋のひずみ勾配と比較すると、2 段目主筋のひずみ勾配は半分程度となり、かなり低い付着強度となった。



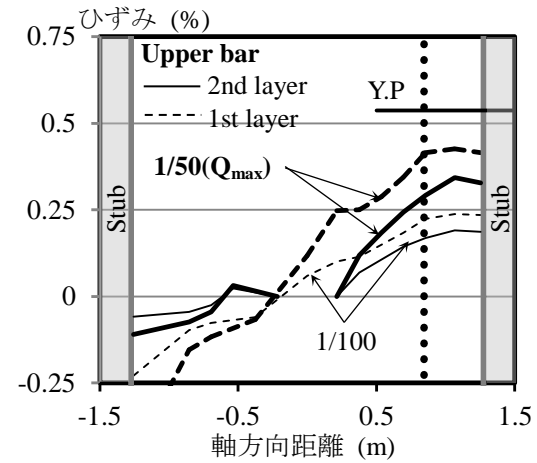
(1) S0.6-M



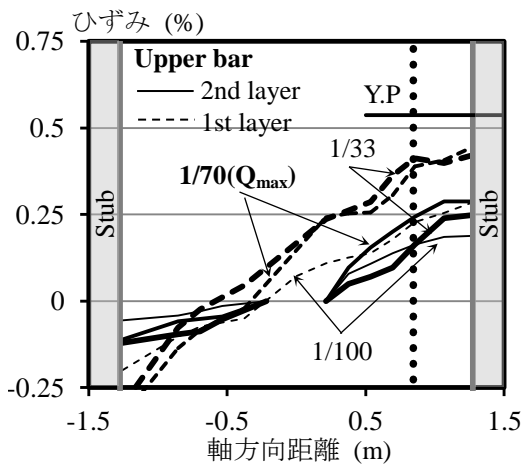
(2) S0.6+C0.11-M



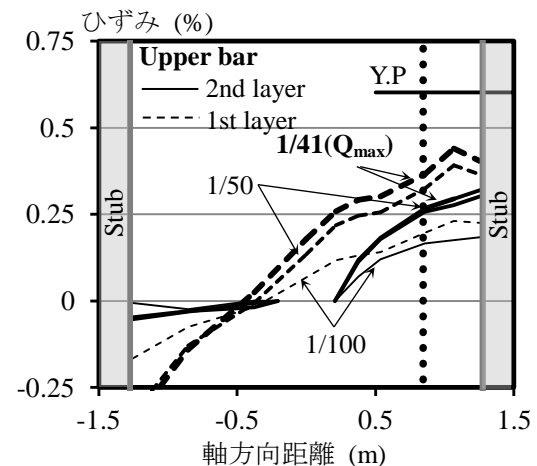
(3) S0.6+C0.24-M



(4) S0.6+S0.24-M

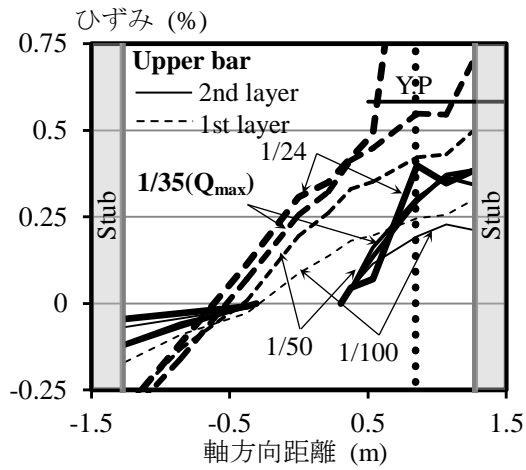


(5) S0.6+C0.24-Fc

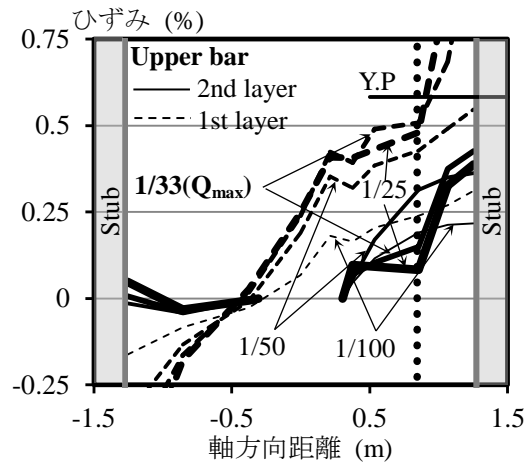


(6) S0.6+US0.13-M

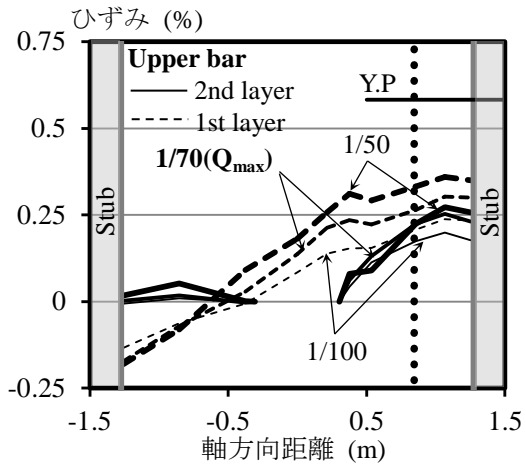
図 2.5.3-6 主筋のひずみ分布挙動(その1)



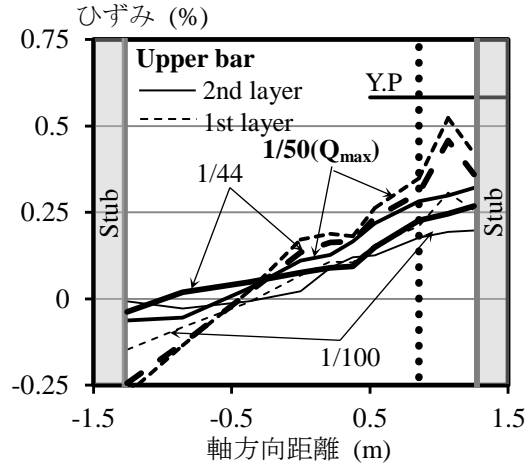
(7) S0.3+US0.29-S



(8) S0.3+US0.51-S



(9) S0.3+3SE-S



(10) S0.3+NC

図 2.5.3-7 主筋のひずみ分布挙動(その2)

(4) 最大平均付着応力度

表 2.5.3-3 に正載荷におけるひずみゲージを貼付した各鉄筋の最大平均付着応力度とその平均値を示す。計算値は靱性指針式による値を 0.8 で除し、実験平均値としている。1 段目主筋の平均付着応力度は、図 2.5.3-6 および図 2.5.3-7 に示すように危険断面より有効成分中央よりの領域にひずみシフトが認められるため、引張側のひずみは危険断面から 420mm の位置に貼付したひずみゲージの値、圧縮側は危険断面のひずみゲージの値を使用し、表 2.5.2-3 に示した主筋の材料特性から算出した。2 段目カットオフ筋の平均付着応力度は、カットオフ先端のひずみを 0 として、同様に算出した。表中の数字は各主筋の平均付着応力度の最大値であり、同じ試験体でも部材角が異なる場合もある。ただし、表中の太字は最大耐力前の値で、下線は最大耐力後の値であり、無印は最大耐力時に平均付着応力度が最大を迎えたものを示している。2 段目カットオフ主筋は最大耐力前に、1 段目主筋は最大耐力後に、最大付着応力になる鉄筋が多いことが分かる。さらに、1 段目主筋の最大平均付着応力度は、実験平均値に達している試験体はなかった。これは 2 段目カットオフ主筋が先行して劣化したことで付着割裂破壊によって耐力低下が生じたことと、2 段目カットオフ主筋の劣化後、1 段目主筋へ引張応力がシフトしたことで降伏し、曲げ破壊に至ったためである。

表 2.5.3-3 正載荷時における最大平均付着応力度

試験体名	計算値 (N/mm <sup>2</sup> )		最大平均付着応力度 (N/mm <sup>2</sup> )									
			上端 1 段筋		上端 2 段筋		下端 1 段筋		下端 2 段筋		平均値	
	$\tau_{1cal}$	$\tau_{2cal}$	中筋	隅筋	中筋	隅筋	中筋	隅筋	中筋	隅筋	1 段	2 段
S0.6-M	4.6	3.1	<b>3.0</b>	<u>3.6</u>	3.9	<u>4.8</u>	<b>3.5</b>	<u>4.3</u>	<b>4.5</b>	5.4	3.6	4.7
S0.6+C0.11-M	5.6	3.4	2.0	4.1	4.6	5.1	4.1	4.6	<b>4.1</b>	5.0	3.7	4.7
S0.6+C0.24-M	6.2	3.7	4.0	4.3	5.0	5.5	4.7	4.5	<b>6.4</b>	5.7	4.4	5.6
S0.6+T0.24-M	6.2	3.7	<u>4.3</u>	<u>4.7</u>	5.1	5.6	<u>4.8</u>	3.9	5.6	5.1	4.4	5.4
S0.6+C0.24-Fc	5.7	3.4	3.6	<u>4.0</u>	4.3	4.6	<b>3.3</b>	<b>3.5</b>	<b>4.2</b>	4.8	3.6	4.5
S0.6+US0.13-M	5.7	3.4	3.1	4.5	4.5	4.7	4.0	4.0	5.8	<u>4.9</u>	3.9	5.0
S0.3+US0.29-S	4.9	3.3	<u>4.0</u>	<u>4.5</u>	<u>7.7</u>	<b>5.2</b>	<b>4.0</b>	<u>4.1</u>	7.4	<b>5.6</b>	4.2	6.5
S0.3+US0.51-S	6.7	4.0	5.1	<u>3.8</u>	<b>8.4</b>	<b>5.2</b>	<u>5.1</u>	<u>4.5</u>	<u>8.0</u>	<b>5.8</b>	4.6	6.9
S0.3+3SE-S	4.2	2.5	<u>2.3</u>	<u>2.5</u>	<u>3.6</u>	<u>4.7</u>	2.2	<u>2.4</u>	2.9	<b>2.9</b>	2.4	3.5
S0.3-NC	4.2	2.5	-	3.0	1.6	1.6	-	<b>3.9</b>	1.5	<b>1.6</b>	3.4	1.6

$\tau_{1cal}$ 、 $\tau_{2cal}$ : AIJ 靱性指針式を 0.8 で除した実験平均値

太字は最大耐力前、アンダーラインは最大耐力後に最大値を記録



中子筋の無い試験体 S0.6-M、S0.3+3SE-S、S0.3-NC では、外側鉄筋の方が、せん断補強筋の 2 方向拘束効果により付着強度が高くなるが、中子筋タイプの閉鎖型補強を施すと昨年度までの実験結果と同様に、内側鉄筋の付着強度が上昇している。特に、高強度付着割裂補強筋を 0.29%と 0.51%補強した試験体 S0.3+US0.29-S と S0.3+US0.51-S の内側鉄筋は、 $8 \text{ N/mm}^2$  程度の最大付着応力度を記録し、通常強度付着割裂補強筋より 30%程度大きくなった。また、個別型補強においても閉鎖型補強と同等の補強効果が得られることが確認できた。

2 段目主筋を通し筋とした試験体 S0.3-NC では、2 段目主筋の実験値が既往の実験平均値式より下回る結果となった。2 段目主筋に対する靱性指針式を決めるにあたって使用した実験データが 61 体あるが、そのうち本実験と同様に逆対称曲げせん断加力を行った実験は 4 体と少なく、このデータのうち 2 体は靱性指針式の下限值より低い値を示していることが原因と考えられる。昨年度の実験においても、付着長さが短くなると付着応力が高くなり、長くなると付着応力が小さくなるという構造上の問題があり、付着長さの影響に関しては今後の検討課題である。

各試験体の表 2.5.3-3 の 2 段目主筋上下 2 本および 2 段目主筋内外側 2 本の計 4 本の付着強度平均値を表 2.5.3-3 の付着計算値  $\tau_{2cal}$  と比較して図 2.5.3-8 に示す。ここで◆は高強度付着割裂補強筋 SBPD1275 を用いた試験体であり、■は通常強度付着割裂補強筋 SD295 を用いた試験体を示している。また塗りつぶしは靱性指針による付着信頼強度を 0.8 で除した既往の実験平均値であり、白抜きは靱性指針式から計算した値を示している。

2 段目カットオフ主筋の実験結果と計算値の変動係数  $v=12\%$  と、良い対応を示した。コンクリート強度が低い試験体では、同じ補強を行った試験体の計算値と比較して余裕度が 20%ほど小さく、コンクリート強度の影響が顕著に見られた。しかしながら、現行の 2 段目主筋の付着信頼強度設計式に対して 10 体の試験体の実験平均値からの平均余裕度は 1.52 と大きく、過剰設計となっている。特に、2 段目カットオフ筋に現行の設計式を適用する場合、必要付着長さが長くなり、合理的な設計が難しくなる場合もある。そこで 2 段目カットオフ筋の設計式として現行の 2 段目に対する低減係数は改善の余地が存在するため、今後、合理的な低減係数を検討する。

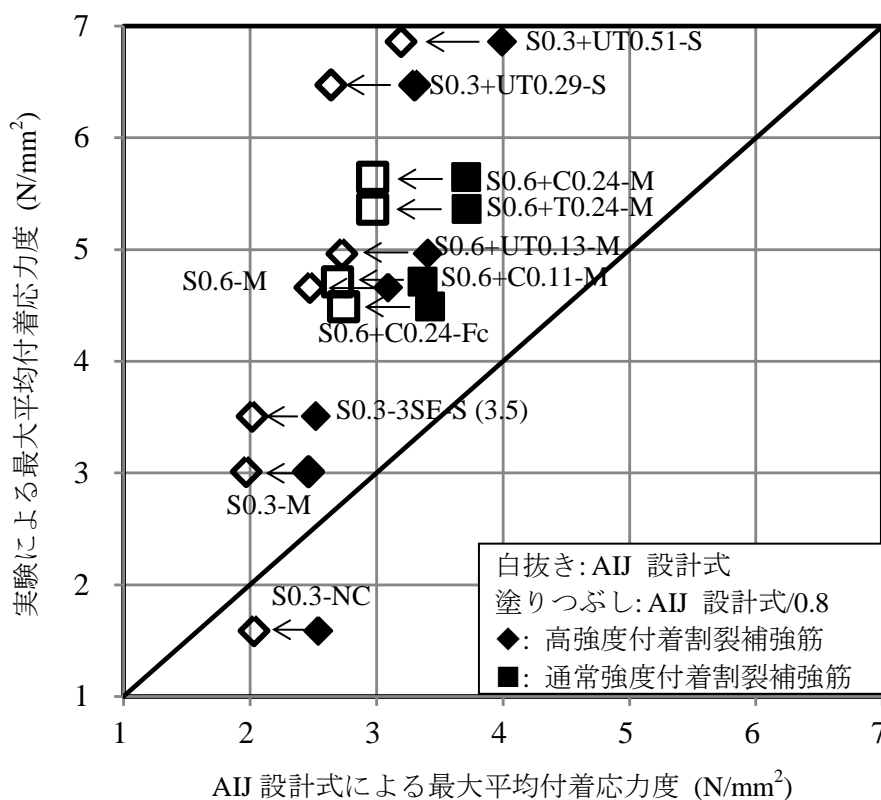


図 2.5.3-8 2 段目主筋の最大平均付着応力度の計算値と実験値の比較

#### 2.5.4 まとめ

カットオフ 2 段目主筋を有する RC 梁部材として、施工性を重視した非閉鎖型補強筋（廃炉に至るまでの長期間の複合劣化を想定した場合、鉄筋腐食の極限である破断に相当する）について、閉鎖型付着割裂補強筋を含む各種補強筋の補強効果を検討するため、曲げせん断実験を行った。主な結論を以下に述べる。

- 1) 高強度材料 SBPD1275 を使用した基本となるせん断補強筋および付着割裂補強筋は、載荷を通して降伏に至らなかったが、通常強度付着割裂補強筋は最大耐力時までに降伏したものが複数本あった。
- 2) ほぼ全試験体とも最大耐力前に 2 段目カットオフ主筋の付着応力が最大値を迎えており、付着割裂破壊が先行した。
- 3) 付着割裂ひび割れ挙動は 2 段目カットオフ主筋の先端近傍に発生したひび割れが、せん断力の影響を受けて斜め方向に進展・拡幅すると共に、試験体中央部 1 段目主筋に沿う付着割裂ひび割れを誘発し、特にカットオフ筋の先端近傍でひび割れ幅が大きくなった。
- 4) 大部分の 2 段目主筋が最大付着応力に達した部材角 1/50 サイクル除荷時の残留ひび割れ幅に関は、付着割裂補強筋(中子筋)の無い試験体とコンクリート強度の低い試験体以外、ほぼ 0.2 mm 以内であった。
- 5) 2 段目カットオフ主筋のひずみ勾配は、最大耐力まで引張側先端で最も大きくなり、通常強度付着割裂補強筋を使用した試験体はカットオフ先端のひずみ勾配が最大耐力後減少し付着劣化が認められた。一方、高強度付着割裂補強筋を使用した試験体は最大耐力後においてもカットオフ先端部でのひずみ勾配の減少は少なく、付着劣化を抑制した。
- 6) 1 段目主筋のひずみ勾配は全長に渡って一様でなく、カットオフ部におけるひずみ勾配が大きく、危険断面から有効成分内におけるひずみ勾配は小さくなった。
- 7) 個別型補強においても閉鎖型補強と同等の補強効果が得られることが確認できた。
- 8) 高強度付着割裂補強筋を 0.29 % と 0.51 % 補強した試験体の内側鉄筋は、 $8 \text{ N/mm}^2$  程度の最大付着応力度を記録し、通常強度付着割裂補強筋より 30% 程度大きくなった。
- 9) 1 段目主筋の最大平均付着応力度は、2 段目カットオフ主筋の劣化が先行したこと、および主筋の降伏による曲げ破壊に至ったため、既往の実験平均値に達した試験体はなかった。
- 10) カットオフ部のせん断補強筋を三重配筋した試験体では、カットオフ先端の付着劣化を抑えることができたが、耐力の向上や有効な付着補強効果は得られなかった。
- 11) 2 段目主筋を通し筋とした試験体では、2 段目主筋の実験値が既往の実験平均値式より下回る結果となり、付着長さに関して、今後検討する必要がある。
- 12) 2 段目カットオフ主筋を有する本実験結果は、現行の 2 段目主筋の付着信頼強度設計式に対して、大きな余裕度があり、定着破壊に関しては今後見直す必要がある。
- 13)  $PDF-t$  曲線の第Ⅲ象限の評価式（鉄筋腐食度－曲げ耐荷力）について、参考となる実験データを提示することができた。

## 2.6 鉄筋コンクリート柱要素試験体の主筋・横補強筋促進腐食試験

### 2.6.1 はじめに

海岸付近に建設される原子力施設の鉄筋コンクリート（RC）建物にとって、塩害による鉄筋腐食は最も深刻な経年劣化の一つである。塩害により鉄筋が腐食すると鉄筋の健全な断面が減少し、腐食生成物が鉄筋とコンクリートの界面に生成する。腐食生成物は健全鉄筋よりも体積が大きく、鉄筋腐食の進行とともに周囲のコンクリートに膨張圧力が生じる。その結果として鉄筋周囲のコンクリートには鉄筋を中心としたリング状の引裂き力が作用し、この引裂き力によりコンクリートにひび割れが発生・進展する。また柱・梁部材において横補強筋を横切るひび割れは、横補強筋に引張ひずみを誘発することが既往の研究により示されており、腐食による鉄筋の断面減少と同様に RC 柱・梁部材の構造性能の低下を招く危険性がある。

近年、日本における高度経済成長期に急速に発達した数多くの RC 建物の経年劣化に注目が集まっており、RC 建物の長期健全性の評価法を確立することが RC 建物の補修・補強計画および安全利用上の寿命の予測をするうえで急務となっている。しかしながら、塩害を受けた RC 建物の健全性の評価には適切な方法が確立されておらず、現在のところ塩害による鉄筋腐食の程度を正確に評価するには、コンクリートから腐食鉄筋を研出し鉄筋の質量減少を測定する必要があるが、使用中の RC 建物から鉄筋を研出すことは時間・費用の面で実用的ではない。そのためコンクリート表面に現れるひび割れ幅と内部の鉄筋の腐食状況および横補強筋ひずみの関係性を評価する知見を得るための研究が数多く行われてきたが、大部分が単一の鉄筋を埋め込んだ試験体を用いており、実際の RC 部材における配筋を考慮した研究は少ない。

昨年度までは、実際の配筋を考慮した梁試験体を用いた腐食実験を行い、鉄筋径・主筋間距離・補強方法およびコンクリート強度等の変動要因が、塩害による鉄筋腐食とひび割れ進展および横補強筋ひずみ挙動に及ぼす影響を検討してきた。その結果、横補強筋が主筋の腐食によるひび割れ進展によって通常強度の鉄筋であれば降伏に達するレベルのひずみを受ける可能性が示された。しかし、この実験では促進腐食中、横補強筋に張り付けたひずみゲージを保護するために、ビニールテープを巻き付けた。その結果として横補強筋は腐食しておらず、実際の塩害においては相対的にかぶり厚の小さい横補強筋の方が腐食しやすいという状況を再現していない。

そこで本年度は、実際の RC 柱を想定した 1/1 スケールの試験体を制作し、主筋と横補強筋の双方を、実際に近い塩害を再現する腐食実験を行う。RC 柱梁部材における鉄筋腐食の進行とひび割れ進展および横補強筋ひずみ挙動の関係性を明らかにすることによって、RC 建物の長期健全性評価手法の高精度化に資することを目的とする。

## 2.6.2 促進腐食実験概要

### (1) 試験体概要

#### 1) 変動要因

RC 柱における鉄筋腐食がひび割れおよび横補強筋ひずみ挙動に与える影響を検討するため、コンクリート強度・主筋径・かぶり厚および横補強筋の配筋方法を変動要因とした 10 体の試験体を製作した。

コンクリート強度の差異はセメント組織内に存在する空隙量に影響し、高強度の場合には腐食生成物が鉄筋周囲のコンクリートへ分散する量が少なくなることによってひび割れ面に集中する。その結果、ひび割れ幅と横補強筋ひずみの上昇が大きくなることが胡桃澤<sup>9</sup>の研究や Aryanto ら<sup>10</sup>の研究によって報告されているため、本研究ではコンクリートの調合強度を  $F_c24$ 、 $F_c48$ 、 $F_c72$  の 3 水準としている。

橘高<sup>11</sup>は異なる鉄筋径を持つ単筋を埋め込んだコンクリート試験片を用いた促進腐食実験を行い、コンクリート表面にひび割れが発生する時点における鉄筋腐食量を検討した。その結果、鉄筋径が大きくなるほど、少ない腐食量でコンクリート表面にひび割れを生じる結果を得ており、本研究においても主筋径を変動させることによって鉄筋腐食とひび割れ挙動与える影響を検討するために 8-D38、12-D32、20-D25 の 3 水準の主筋を用いる。

前川<sup>12</sup>は RC 部材におけるかぶり厚が大きい場合に鉄筋で発生した腐食生成物のひび割れ面への侵入および分散の影響が大きくなる現象を数値解析により再現した。本研究ではかぶり厚を 20、40、60 mm の 3 水準に変動させる。

Aryanto らの研究では、RC 梁断面を 2 次元でモデル化した数値解析を行っている。これによると横補強筋に中子筋を用いることで主筋間のひび割れ連結を抑制する効果が見られたため、本研究では横補強筋に中子筋を用いるものと外周筋のみの 2 水準の試験体を製作した。

---

<sup>9</sup> 胡桃澤清文：セメント硬化体の細孔観察手法の開発、東京工業大学博士論文、(2003)

<sup>10</sup> Aris ARYANTO : Cracking and Bond Splitting Degradation of Corroded Reinforced Concrete Members、東京工業大学 博士論文、(2014)

<sup>11</sup> 橘高義典、LE PHONG NGUYEN、塚越雅幸、松沢幸一：鉄筋コンクリート表面のひび割れ発生時の鉄筋腐食量に関する検討、コンクリート工学年次論文報告集、Vol.33, No1, (2011)

<sup>12</sup> Kukrit Toongoenthong, Koichi Maekawa, : Simulation of Coupled Corrosive Product Formation, Migration into Crack and Propagation in Reinforced Concrete Sections, Jjournal of Advanced Concrete Technology Vol.3, No.2, 253-265, (2005)

## 2) 試験体設計

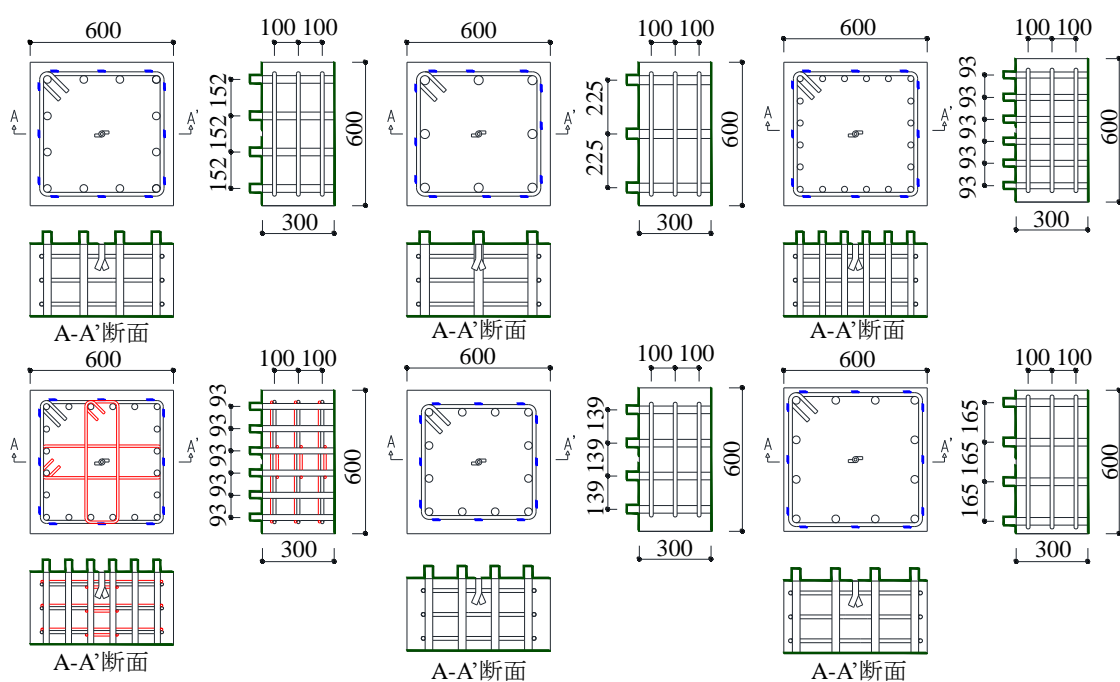
表 2.6.2-1 に試験体緒元を示す。試験体は実務設計における寸法と鉄筋径を考慮し、600×600 mmの断面を有する RC 柱の一部を切り出した要素試験体とし、全部で 10 体製作した。共通要因は断面寸法 (600 mm×600 mm)、横補強筋 3 本を含むカットオフ高さ (300 mm) および横補強筋間隔 (100 mm) である。主筋の配筋は主筋径を変動要因としているが、引張鉄筋比  $p_t$  および主筋量  $p_g$  を各試験体間で同等となるよう本数を調整した。また横補強筋量  $p_w$  も各試験体間で同等となるよう設計した。

主筋は促進腐食試験で通電するための電線を接続するためにコンクリート表面より 50 mm 突出させている。また促進腐食試験において試験体の側面のみから塩化物イオンが侵入することを想定し、試験体の上面と下面にはエポキシ樹脂によるコーティングによる防水加工を施した。さらに、試験体は後述するひび割れ幅の測定のために吊り上げる必要があるため、試験体上部中央に Y 字インサートを挿入した。

表 2.6.2-1 RC 柱試験体諸元

試験体名	圧縮強度 (N/mm <sup>2</sup> )	主筋			横補強筋			かぶり厚さ (mm)
		配筋	$p_t$ (%)	$p_g$ (%)	外周筋	中子筋	$p_w$ (%)	
12-F <sub>c</sub> 48	44.7	12-D32	0.88	2.65	D16 @100	-	0.66	40
12-F <sub>c</sub> 72	59							
12-F <sub>c</sub> 24	22.3							
8-F <sub>c</sub> 48	44.7	8-D38	0.95	2.53	D13 @100	D10 @100	0.66	
20-F <sub>c</sub> 48		20-D25	0.84	2.82				
20-T-F <sub>c</sub> 48								
20-T-F <sub>c</sub> 72					59			
20-T-F <sub>c</sub> 24	22.3							
12-C60	44.7	12-D32	0.88	2.65	D16 @100	-	0.66	60
12-C20								20

試験体の配筋図およびひずみゲージの貼付位置（青色マーカー）を図 2.6.2-1 に示す。試験体のカットオフ高さ 300 mm は横補強筋間隔(=100 mm)3 本分の高さである。3 本の横補強筋のうち、ひずみゲージを貼付けているのは中間に位置するものだけである。鉄筋の腐食膨張による横補強筋ひずみの上昇は上部と下部の横補強筋においては隣接する横補強筋が欠損しているため、実際の RC 柱と拘束条件が異なる可能性がある。そのため本研究では、中間に位置する横補強筋のひずみが実際の RC 柱における鉄筋腐食による横補強筋ひずみ挙動を再現できていると考え、中央の補強筋に着目した。



注) 青色マーカーはひずみゲージ位置。  
 注) 上下面はエポキシ樹脂による防水加工。  
 注) 単位は mm

図 2.6.2-1 試験体の配筋図およびひずみゲージの貼付位置

コンクリートの打設には型枠用合板を用いた。図 2.6.2-2 にコンクリート打設直前の型枠内に設置した試験体の配筋状況を示す。本研究では試験体側面に生じるひび割れ幅の計測を行うため、試験体側面部には塗装合板を使用し、きれいな仕上げ面とした。また、横補強筋に張付けたひずみゲージのリード線は、かぶりコンクリートへの影響を避けるために試験体中央部に集中してから試験体外部へ出している。

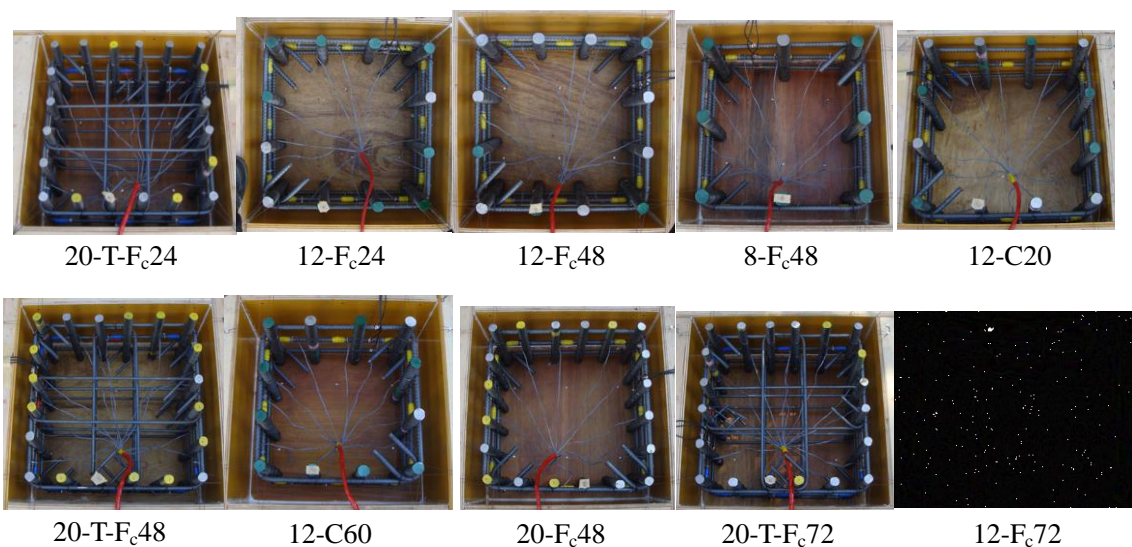


図 2.6.2-2 コンクリート打設前の配筋およびリード線処理



3) 使用材料

表 2.6.2-2 にコンクリートの調合表、表 2.6.2-3 に使用材料の力学特性を示す。コンクリートの力学特性は打設後 28 日間養生した後の試験結果を示している。

表 2.6.2-2 コンクリート調合表

調合強度	W/C (%)	セメント (kg/m <sup>3</sup> )	水 (kg/m <sup>3</sup> )	細骨材 (kg/m <sup>3</sup> )	粗骨材 (kg/m <sup>3</sup> )	混和剤 (kg/m <sup>3</sup> )
Fc24	63.5	290	184	891	901	2.90
Fc48	43.7	389	170	822	923	3.89
Fc72	34.1	499	170	804	891	5.49

表 2.6.2-3 使用材料の力学特性

力学特性	コンクリート			鉄筋					
	F <sub>c</sub> 24	F <sub>c</sub> 48	F <sub>c</sub> 72	D10	D13	D16	D25	D32	D38
圧縮強度 (N/mm <sup>2</sup> )	22.3	44.7	59	-	-	-	-	-	-
引張強度 (N/mm <sup>2</sup> )	2.83	3.96	4.06	486	493	493	553	611	641
降伏強度 (N/mm <sup>2</sup> )	-	-	-	351	349	340	380	439	447
ヤング係数 (×10N/mm <sup>2</sup> )	0.24	0.30	0.36	1.9	1.8	1.8	1.9	1.9	1.9

図 2.6.2-3 に脱型後の試験体の例（基準試験体）の写真を示す。

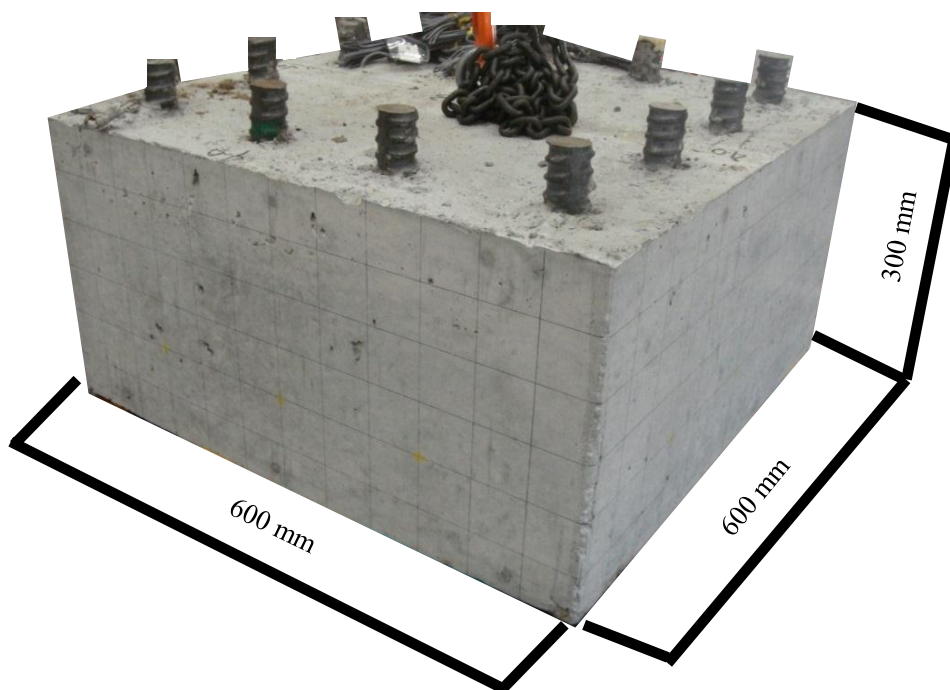


図 2.6.2-3 脱型直後の試験体例（基準試験体）

## (2) 促進腐食試験

### 1) メカニズム

本年度では、実環境における塩害による鉄筋腐食を電気化学的な方法により再現する。鉄筋腐食は(2.6.2-1)式と(2.6.2-2)式に示す化学反応が鉄筋の表面で進行することによって生じる。塩害の生じるメカニズムは鉄筋の表面に存在する不導体被膜を塩化物イオンが破壊することによってこの反応が加速することである。本研究で用いる促進腐食も鉄筋への通電によってこれと同様の反応を行うため、実環境における塩害を再現出来ると考えられる。

本研究では鉄筋に通電することによって、陽極は(2.6.2-1)式のアノード反応、陰極は(2.6.2-2)式に示すカソード反応を促進することで塩害による鉄筋腐食を再現し、鉄筋に通電された電気量の合計、積算電流量によって鉄筋の腐食量を予想している。積算電流量による鉄筋の腐食量の予想は、(2.6.2-3)式のファラデー則を用いている。



$$W_{loss} = \frac{J_{corr} M_{Fe} t}{Fn} \quad (2.6.2-3)$$

ここに、 $W_{loss}$  は鉄筋の質量減少量(g)を示し、 $J_{corr}$ 、 $M_{Fe}$ 、および  $t$  はそれぞれ腐食電流 ( $\text{mA}/\text{cm}^2$ )、鉄の原子量 (55.8 g/mol) および通電時間 (sec.) である。また、 $F$  はファラデー一定数 (96485 C/mol) を表し、 $n$  は鉄のイオン価 (=2) である。

塩害により鉄筋腐食が始まると腐食生成物の鉄に対する体積膨張により、周囲のコンクリートにリングテンションを生じる。リングテンションとは腐食鉄筋の円周方向に生じる引張応力であり、腐食ひび割れはこの引張応力がコンクリートの引張強度に達すると発生する。腐食生成物の体積膨張とリングテンションの概要を図 2.6.2-4 に示す。

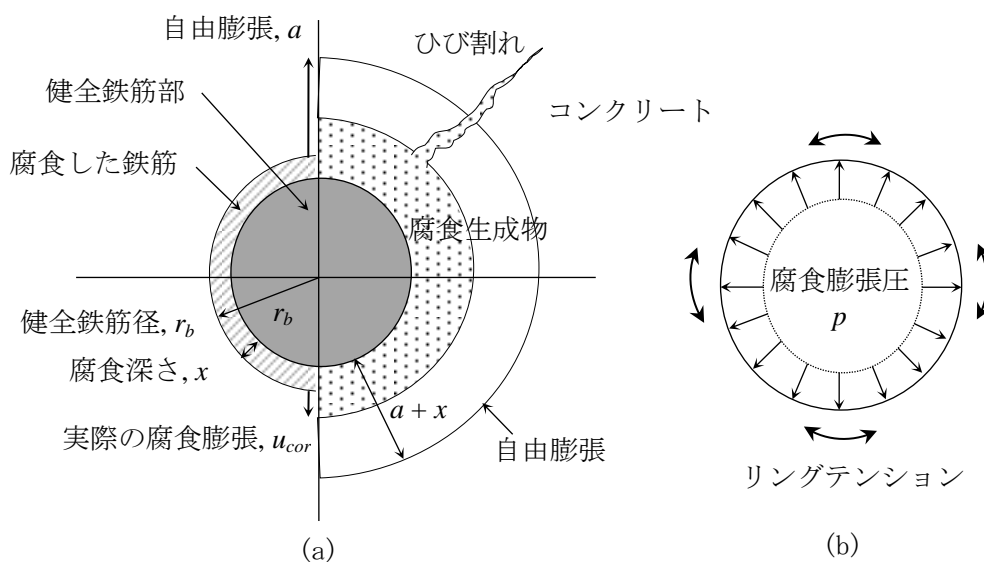


図 2.6.2-4 腐食膨張による腐食鉄筋周りの変形性状

鉄筋腐食によるひび割れが横補強筋と交差する場合、横補強筋はひび割れ幅の増大に抵抗するため、図 2.6.2-5 に示すように主筋に起因するひび割れが横補強筋と交差する位置において横補強筋ひずみが上昇する。本研究では横補強筋に張付けたひずみゲージによりこのひずみ挙動を記録した。

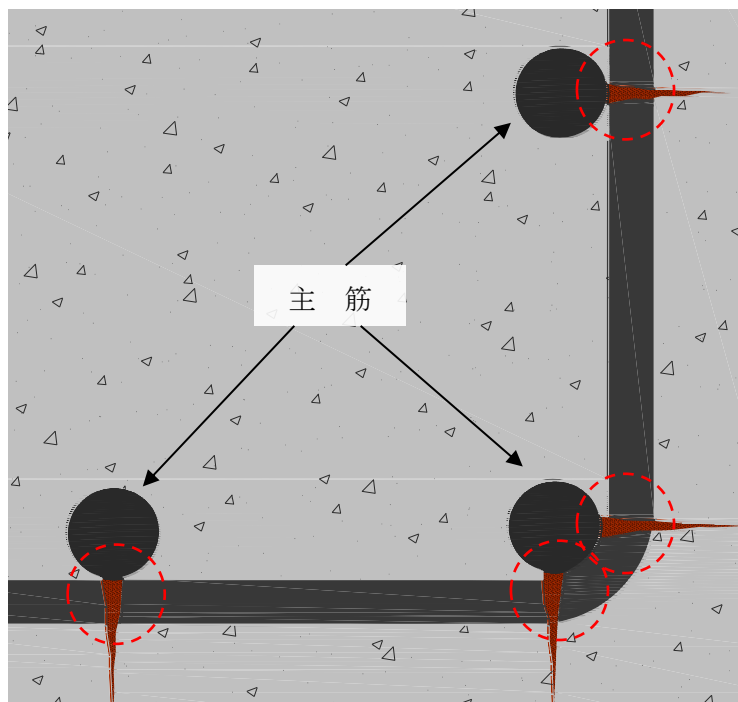


図 2.6.2-5 主筋の腐食膨張圧によるひび割れ進展と横補強筋の関係

## 2) 試験方法

図 2.6.2-6 に促進腐食試験の概要を示す。試験体は打設後 27 日間の気中養生した後、試験体上下面からの塩化物イオンの侵入を防止するために、上下面をエポキシ樹脂によりコーティングした。コーティングは二度塗りとし、厚さ 1 mm で試験体の上下面にエポキシ樹脂を塗布し、硬化させたのちに更に 1mm 厚を塗布した。その後促進腐食試験に際し、3%の塩化ナトリウム水溶液中に設置した。

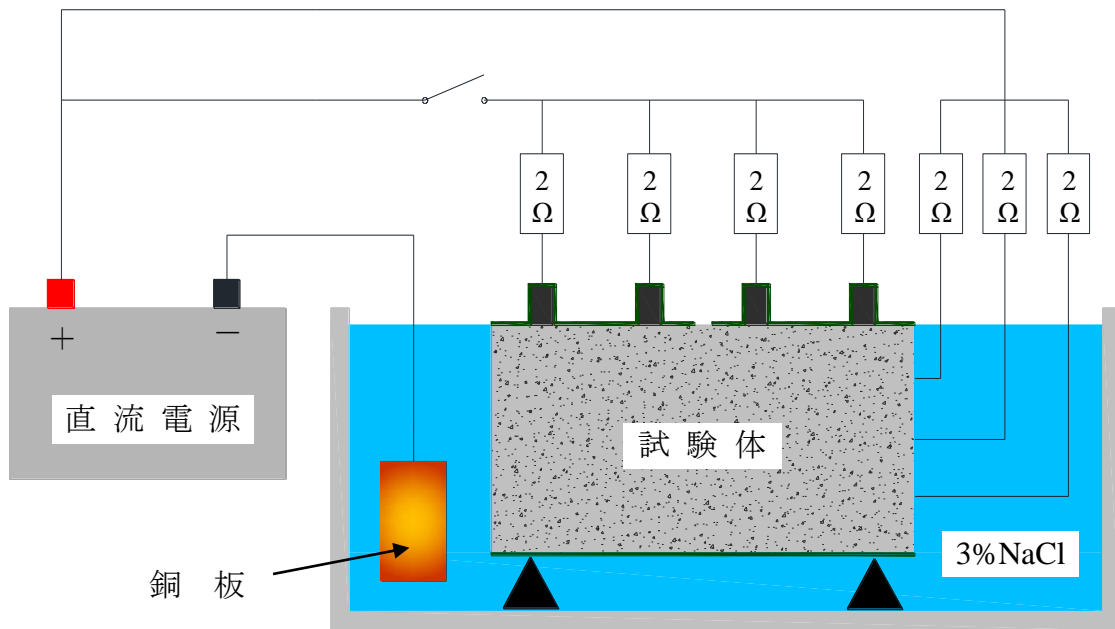


図 2.6.2-6 促進腐食装置の模式図

促進腐食試験中の横補強筋ひずみを 1 時間ごとにデータロガーにより記録した。また、主筋および横補強筋には直流電源の正側のリード線に接続し、負側のリード線は銅板に接続した後、銅板を塩化ナトリウム水溶液中に浸した。鉄筋に接続したそれぞれのリード線には  $2\Omega$  の抵抗を直列接続している。この抵抗体の両端の電圧を 1 時間ごとにデータロガーで計測した。

データロガーによる測定点が過多になることを避けるため、主筋に接続されるリード線上の  $2\Omega$  の抵抗体のうち、電圧を測定したのは次に赤丸で示す代表のみとした。

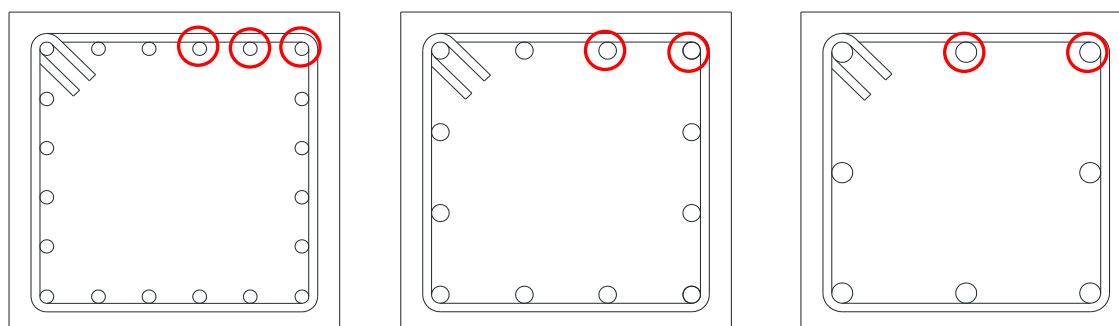


図 2.6.2-7 電圧を測定した鉄筋

主筋と横補強筋に接続するリード線のうち、主筋に接続されているものにはスイッチを設置した。実環境における塩害を再現するため、各試験体における主筋と横補強筋の位置における塩化物イオン濃度を次の(2.6.2-4)、(2.6.2-5)式により評価<sup>13</sup>し、主筋に接続したリード線のスイッチをON/OFFすることで両鉄筋のかぶり厚の違いによる塩化物イオンの侵入量の差異を再現した。

$$C = (C_0 - C_{ini}) \left\{ \operatorname{erfc} \left( \frac{x}{2\sqrt{Dt}} \right) \right\} + C_{ini} \quad (2.6.2-4)$$

$$\log_{10} D = -3.9(W/C)^2 + 7.2(W/C) - 2.5 \quad (2.6.2-5)$$

ここに、 $C$ は塩化物イオン濃度( $\text{kg}/\text{m}^3$ )、 $C_0$ は表面塩化物イオン量( $\text{kg}/\text{m}^3$ )、 $C_{ini}$ は初期(含有)塩化物イオン濃度( $\text{kg}/\text{m}^3$ )、 $D$ は推定する拡散係数、 $x$ と $t$ は計算位置および計算時刻で $W/C$ は水セメント比を表す。

促進腐食試験はエポキシ樹脂による防水が保たれる限り続けた。促進腐食試験においてはコンクリート内部の鉄筋腐食が進行するにつれ、腐食生成物による圧力の上昇にエポキシ樹脂が耐えられなくなり、コンクリート表面からエポキシ樹脂のコーティング層が浮く現象が見られた。本研究で用いた試験体はRC柱の一部を取り出した要素であるため、試験体の上下面からは塩化物イオンの侵入は想定していない。そのため、試験体上下面に塗布したエポキシ樹脂による保護が損なわれた後では、適切な試験条件ではなくなってしまうため試験終了とした。

---

<sup>13</sup> 山路徹，横田弘，中野松二，濱田秀則：実構造物調査および長期暴露試験結果に基づいた港湾RC構造物における鉄筋腐食照査方法に関する検討，土木学会論文集E，Vol.64，No.2，pp.335-347，(2008)



### 3) 測定項目

測定項目は表面ひび割れ幅・横補強筋ひずみおよび積算電流量である。横補強筋ひずみは1時間ごとにデータロガーを用いて測定し、積算電流量は電圧の測定値と抵抗値  $2\Omega$  から(2.6.2-6)式により電流の値を求め、積算した。

$$I = E / R \quad (2.6.2-6)$$

ここに、 $I$ は電流(A)、 $E$ は電圧(V)、 $R$ は抵抗値( $=2\Omega$ )を表す。

表面ひび割れ幅の測定には分解能  $1/100$  mm のデジタルマイクロスコープを用いた。ひび割れ幅の測定時には、に示すように試験体を塩化ナトリウム水溶液から引き上げた状態で行った。

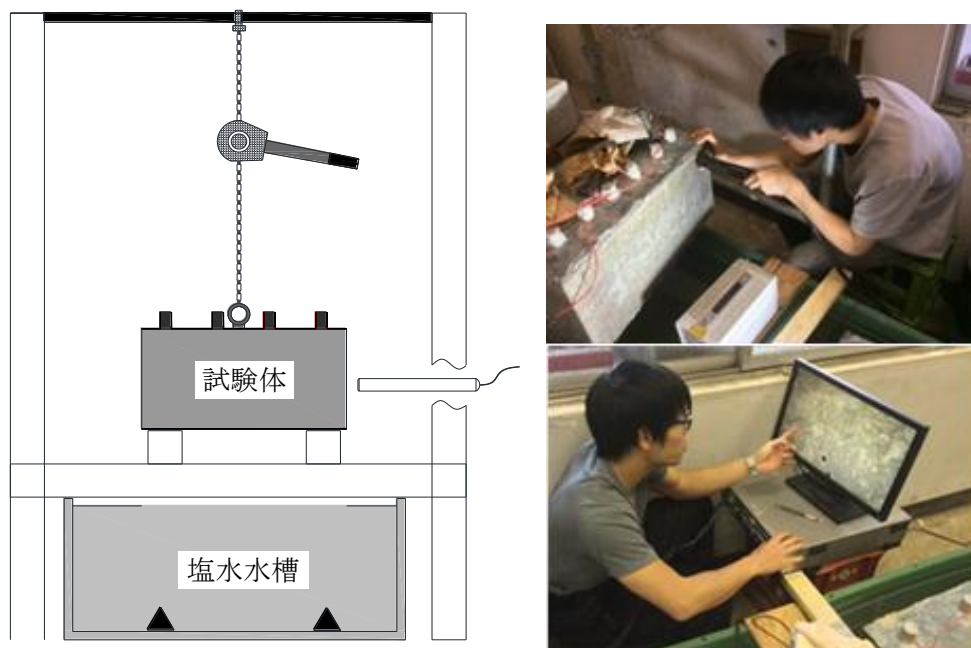


図 2.6.2-8 デジタルマイクロスコープによるひび割れ幅の計測

さらに、鉄筋の腐食の進行とコンクリート内部におけるひび割れ進展挙動の関係性を得るために、超音波探傷試験を腐食前の健全な状態と腐食ひび割れが表面に現れる前後の段階で数回行い、超音波の音速および振幅を計測した。測定は試験体を図 2.6.2-8 に示した方法で吊り上げた状態で行った。図 2.6.2-9 に示すように超音波の発信器と受信機を試験体側面の主筋と横補強筋を避けた位置に当て、超音波を伝播させた。試験体内部を伝播する超音波の音速および振幅である。

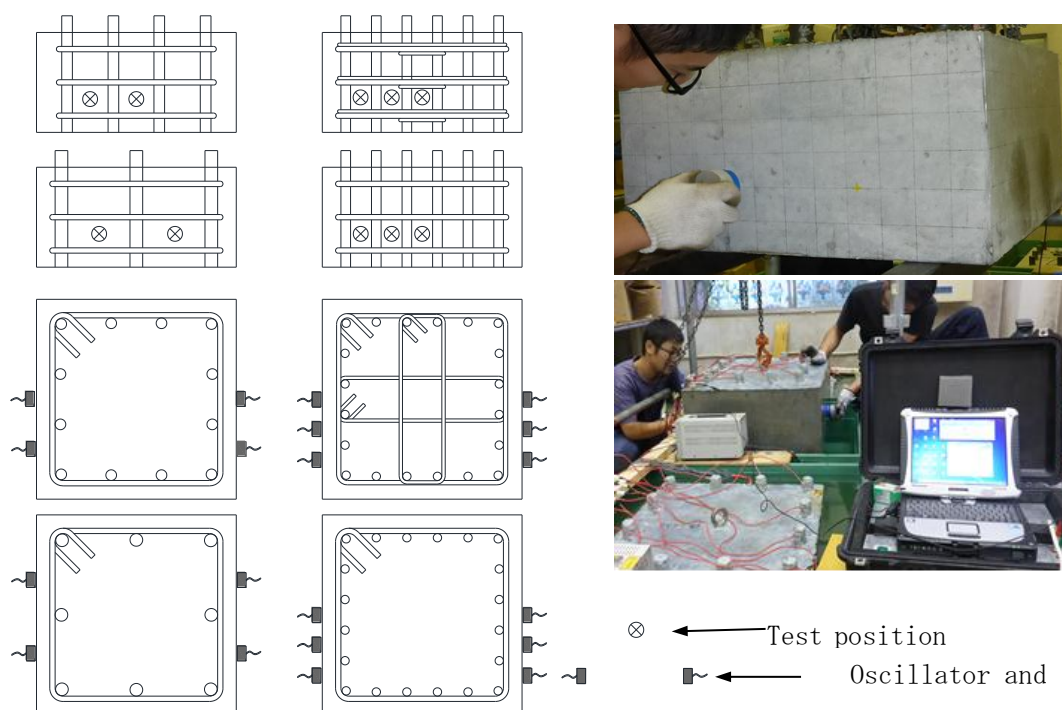


図 2.6.2-9 超音波探傷試験のセンサー位置と計測状況

促進腐食試験終了後、コンクリート内部のひび割れ進展状況の観察および鉄筋をコンクリートから取り出すためにかぶりコンクリートの取り外しと鉄筋の取り出しを行った。図 2.6.2-10 に試験終了後の試験体から鉄筋を研出す様子を示す。かぶりコンクリートの取り外しにはタガネとハンマーおよび電動ハンマーを用いた。



図 2.6.2-10 腐食鉄筋の取り出し

コンクリートから取り出した鉄筋は図 2.6.2-11 腐食鉄筋の洗浄および質量減少測定に示すように 10%クエン酸アンモニウム水溶液中に浸し、腐食生成物を除去した後、残った腐食生成物をワイヤーブラシによって除去した。腐食生成物を除去した鉄筋は電子天秤により質量を測定し、あらかじめ測定しておいた促進腐食試験に供する前の質量との差により腐食によって損した鉄の質量を求めた。



10%クエン酸アンモニウム

ブラッシング除去

質量計測

図 2.6.2-11 腐食鉄筋の洗浄および質量減少測定

### 2.6.3 実験結果および考察

#### (1) 質量減少率

表 2.6.3-1 に促進腐食試験による各鉄筋の最終腐食量の実測値  $W_{loss}$  ( $\text{mg}/\text{cm}^2$ ) および積算電流量と (2.6.2-3) 式から予測した質量減少率  $W_{cal}$  ( $\text{mg}/\text{cm}^2$ ) を示す。各試験体の主筋の腐食量は隅角部主筋と中間部主筋に分けて平均化し、横補強筋の腐食量は 3 本の平均である。全試験体を通した平均値を最終行に示す。中間部主筋に対して隅角部主筋の腐食量は全体の平均で約 2 倍となった。これは中間部では塩化物イオンの侵入が 1 方向からであるのに対し、隅角部では 2 方向から侵入することに起因していると考えられる。また昨年度までの実験において類似の試験結果が示されており、隅角部主筋の腐食量は中間部に対して 1.5 倍となる結果<sup>14</sup>を得ている。しかし、昨年度までの実験では図 2.6.3-1 に示すように促進腐食実験において、塩水はスポンジを通して梁試験体の下面に 1 方向から供給したため、今年度実験より、腐食量の差が小さかったと考えられる。

表 2.6.3-1 最終平均腐食量の計測値とファラデー則による計算値一覧

試験体名	主 筋								横補強筋			
	隅角部主筋				中間部主筋							
	$(\text{mg}/\text{cm}^2)$		$(\%)$		$(\text{mg}/\text{cm}^2)$		$(\%)$		$(\text{mg}/\text{cm}^2)$		$(\%)$	
	$W_{loss}$	$W_{cal}$	$W_{loss}$	$W_{cal}$	$W_{loss}$	$W_{cal}$	$W_{loss}$	$W_{cal}$	$W_{loss}$	$W_{cal}$	$W_{loss}$	$W_{cal}$
12-Fc24	49	130	0.81	2.1	38	99	0.63	1.6	140	63	4.5	2.0
12-Fc48	55	100	0.92	1.7	18	110	0.30	1.9	130	84	4.1	2.7
12-Fc72	38	120	0.63	2.0	26	62	0.43	1.0	100	92	3.3	3.0
20-T-Fc24	81	90	1.6	1.8	53	110	1.1	2.3	190	59	7.9	2.4
20-T-Fc48	110	170	2.3	3.6	49	81	0.99	1.7	200	110	8.2	4.5
20-T-Fc72	59	140	1.2	3.0	30	75	0.62	1.5	120	77	5.0	3.2
8-Fc48	43	130	0.58	1.8	28	110	0.38	1.5	180	84	5.7	2.7
20-Fc48	45	170	0.92	3.5	44	110	0.30	2.3	120	76	4.1	2.5
12-C20	47	190	0.78	3.1	16	130	0.27	2.2	160	61	5.0	2.0
平均	59	140	1.1	2.5	34	99	0.56	1.8	150	78	5.3	2.8

<sup>14</sup> Aris ARYANTO, Yasuji SHINOHARA : Effect of Confinement and Concrete Strength upon Crack Behaviors Induced by Corrosion-Product Expansion for Reinforced Concrete Members, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), 日本建築学会構造系論文集, No.696, pp.305~313, 2014.2

横補強筋と主筋で  $W_{loss}/W_{cal}$  を比較すると、主筋の場合が平均で 0.33 と 0.45 であるのに対して横補強筋の場合が平均で 2.0 と主筋に対して 4 倍以上大きくなっている。この原因として、鉄筋表面で生じている腐食反応が横補強筋ではアノード側へ、主筋ではカソード側へ偏っていくマクロセルが形成されたと考えられる。マクロセルに関してはこれまで多くの研究<sup>15</sup>が行われており、部材位置によって塩化物イオン濃度が不均一である場合には塩化物イオン濃度の高い部分の鉄筋においてアノード反応が卓越し、これ以外の部分にある鉄筋でカソード反応が起こるマクロセル回路が形成されることが知られている。本研究ではより実環境に近い塩害を再現するため、式と式によって主筋と横補強筋それぞれのかぶり位置における塩化物イオン濃度を評価し、主筋側の電流を ON/OFF することでその差異を再現している。これにより不均一となった塩化物イオン濃度のために横補強筋と主筋ではそれぞれアノード側、カソード側へと反応が以降したため、積算電流量からの予測に対して 4 倍以上の差異が生じたと考えられる

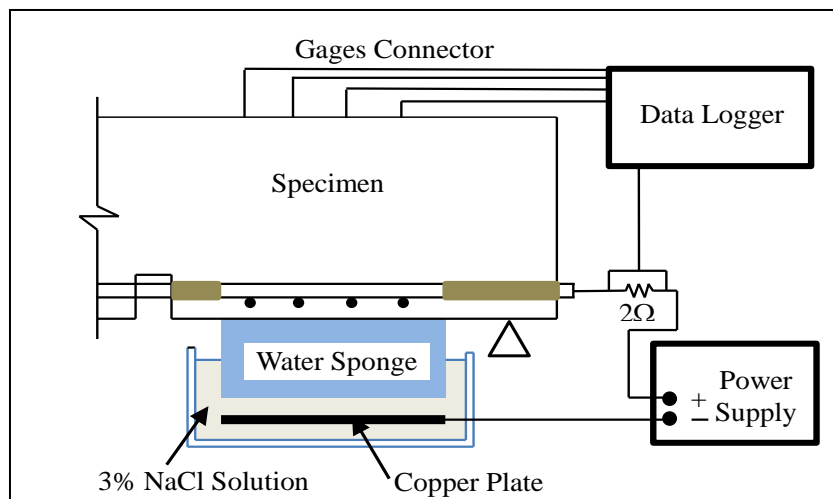


図 2.6.3-1 昨年度までの促進腐食実験方法

<sup>15</sup> 土木研究所：塩害環境下にあるコンクリート中鉄筋のマクロセル腐食形成機構，土木研究所資料，土木研究所編，pp38，(2009)

## (2) ひび割れ挙動

促進腐食開始後数日で、試験体表面に腐食膨張ひび割れが生じた。に最初に試験体表面にひび割れを観測したひび割れ位置とその時の推定腐食量を示す。本報の推定腐食量は、実測データが最終腐食量のみであるため、腐食量は積算電流量に比例関係があると仮定して、線形補間して求めている。全試験体(12-C60を除く)を通して横補強筋に沿ったひび割れが先行し、後に主筋に沿ったひび割れが生じた。横補強筋上のひび割れ、主筋上のひび割れは一本の鉄筋に対して2本以上現れることは無く、分散性は見られなかった。

12-C60 に関しては横補強筋ではなく、北東隅角部主筋に沿ったひび割れが試験体東面のコンクリート表面に最初に入った。このため、の 12-C60 の項には試験体東面の北側隅角部を示す EN (東面の北側を意味) と記す。また、12-C60 は促進腐食試験を継続中であり、鉄筋をコンクリートから取り出すことが出来なかったため、の腐食量の項には、ファラデー則による予測値を示す。

表 2.6.3-2 最初に表面ひび割れが現れた時点の位置と腐食量

試験体名	位置	推定腐食量 (mg/cm <sup>2</sup> )	推定腐食量 (%)
12-F <sub>c</sub> 24	上側横補強筋	19	0.62
12-F <sub>c</sub> 48	下側横補強筋	25	0.81
12-F <sub>c</sub> 72	下側横補強筋	20	0.65
20-T-F <sub>c</sub> 24	上側横補強筋	12	0.49
20-T-F <sub>c</sub> 48	上側横補強筋	60	2.5
20-T-F <sub>c</sub> 72	下側横補強筋	37	1.5
8-F <sub>c</sub> 48	上側横補強筋	69	2.2
20-F <sub>c</sub> 48	下側横補強筋	40	1.3
12-C20	上側横補強筋	15	0.48
12-C60	東面北側主筋	71*	1.2*

注) 12-C60 試験体は、実験継続中のためファラデー則による予測値

図 2.6.3-2 に促進腐食試験終了時における各試験体の代表として最大ひび割れを有する面のひび割れ性状を示す。E、W、S、N は東西南北の方位を示し、○と数値で最大ひび割れの位置と幅を示す。図 2.6.3-2 に示すように横補強筋ひび割れは試験体の上下に位置する補強筋に沿ったものが顕著であった。主筋上のひび割れよりも横補強筋上のひび割れが顕著に表れた理由は後述する腐食生成物の移動により、先行して生じた上下の補強筋に沿ったひび割れに腐食生成物が集中したためと考えられる。また、主筋ひび割れは全試験体を通して隅角部主筋に沿ったものしか現れなかった。隅角部では塩化物イオンの侵入が増加することにより、中間部主筋に対して 2 倍程度腐食量が大きかったことに加え、試験体隅角部では横補強筋上のひび割れが生じていなかったため、主筋表面で生じた腐食生成物の流出経路が限られたことが原因と考えられる。

図 2.6.3-3 に促進腐食試験終了後の試験体内部のひび割れ面と腐食生成物の貫入の状況を示す。図 2.6.3-3 (a) に示すように促進腐食終了後の試験体の内部では横補強筋間でひび割れ面が連結しており、コンクリート表面に達する主筋ひび割れ、横補強筋ひび割れと共に、かぶりコンクリートをコア部より切り離すようにひび割れが進展している。このひび割れ進展のため、タガネとハンマーによる打撃によって簡単にかぶりコンクリートを外すことが可能であった。横補強筋間で連結するひび割れ面および横補強筋からかぶり表面へ達するひび割れ面における腐食生成物の残留が最も顕著に見られた。腐食生成物の貫入によるひび割れ進展は横補強筋間で連結するひび割れ面より内側（コア側）では確認できなかった。腐食生成物の大部分は、より侵入の容易なコンクリート表面側へ流出したためと考えられる。図 2.6.3-3 (b) はかぶりコンクリートと横補強筋を取り出した後、横補強筋の存在した位置よりもコア側へダイヤモンドカッターを用いて切断した断面を示しており、横補強筋よりもコア側への腐食生成物の貫入がほとんど無いことを示している。腐食生成物のひび割れ面における残留は著しく、図 2.6.3-3 (c) に示すようにひび割れ面でコンクリートが容易に乖離される状況であった。

促進腐食実験後の試験体内部では主筋からの腐食生成物が上下の横補強筋上のひび割れから漏れ出ている様子が見られた。横補強筋上のひび割れが先行して生じていたために、これが腐食生成物の流出経路となったと考えられる。そのため主筋上のひび割れは腐食生成物のひび割れ面内へ貫入する量が小さくなり、逆に横補強筋上のひび割れでは横補強筋表面で生じたものに加え、主筋表面で生じた腐食生成物も同ひび割れ面内に侵入するため、ひび割れ幅の増大が顕著になったと考えられる。



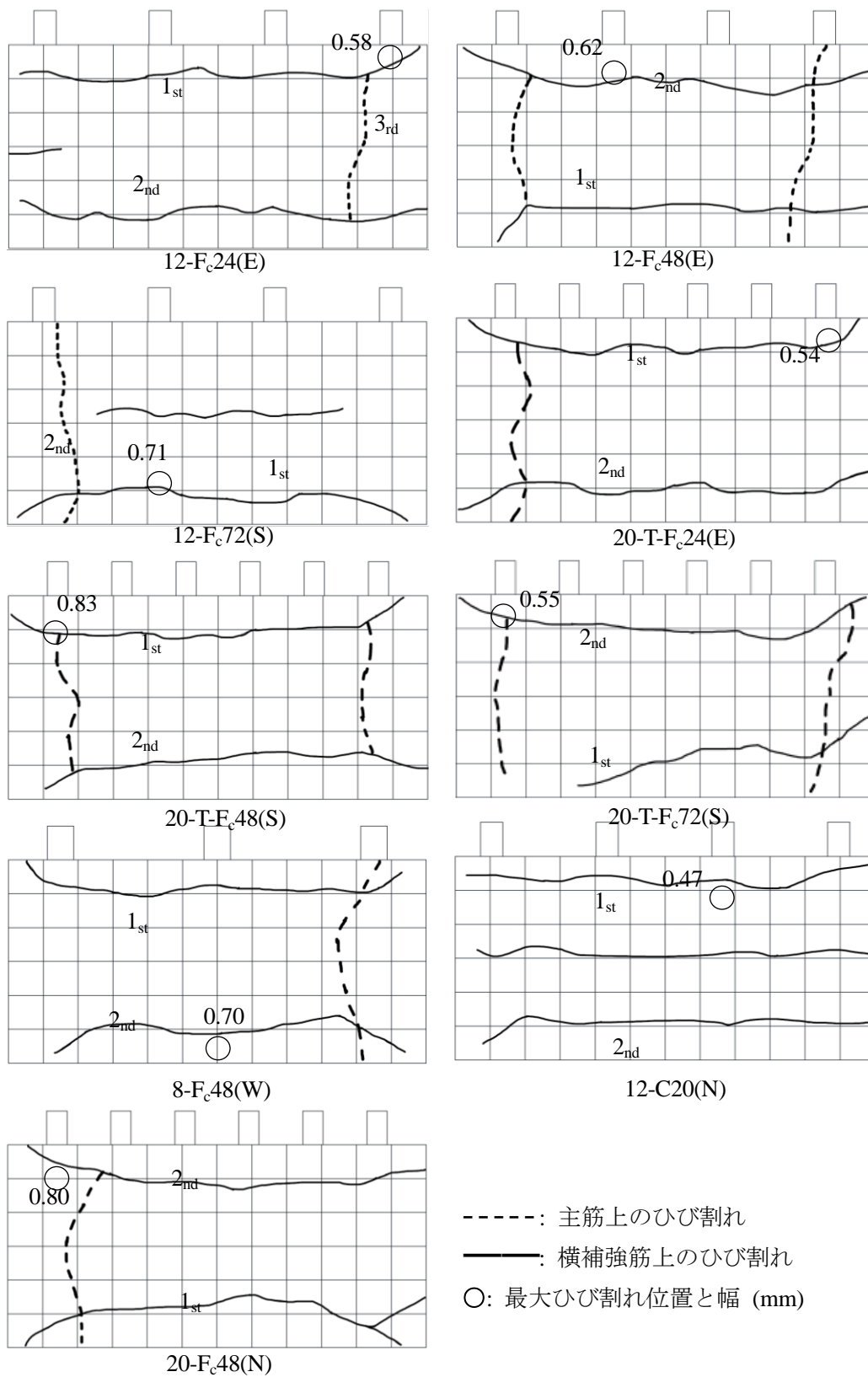


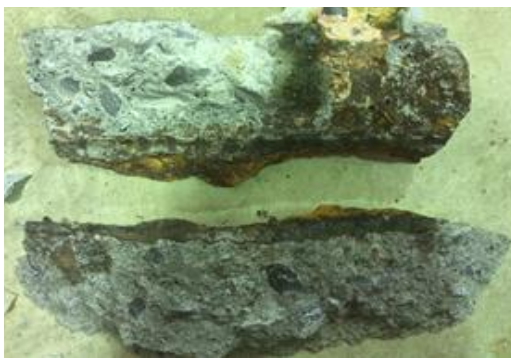
図 2.6.3-2 最終腐食ひび割れ性状



(a) かぶりコンクリート部



(b) コアコンクリートカット面



(c) ひび割れ面の乖離

図 2.6.3-3 内部腐食ひび割れ性状と腐食生成物

図 2.6.3-4 に促進腐食開始から約 40 日経過後の試験体 12-F<sub>c</sub>24、12-F<sub>c</sub>48、12-F<sub>c</sub>72 および 12-C20、12-F<sub>c</sub>48、12-C60 の外観の比較を示す。また表 2.6.3-3 に図 2.6.3-4 と同時期の主筋と横補強筋の線形補完による平均推定腐食量を示す。

図 2.6.3-4 よると同程度の期間、同じ電圧により促進腐食試験に供された試験体ではコンクリートが高強度なほど、またかぶり厚の大きい試験体ほど外観から見られるひび割れおよび腐食生成物の流出が少ないことがわかる。また、表 2.6.3-3 に示される鉄筋腐食量もコンクリートが高強度なほど、またかぶり厚の大きい試験体ほど腐食量が小さくなることわかる。これはコンクリートが高強度なほど、またかぶり厚が大きいほどコンクリートへの塩化物イオンの侵入に対する抵抗性が高いためと考えられる。

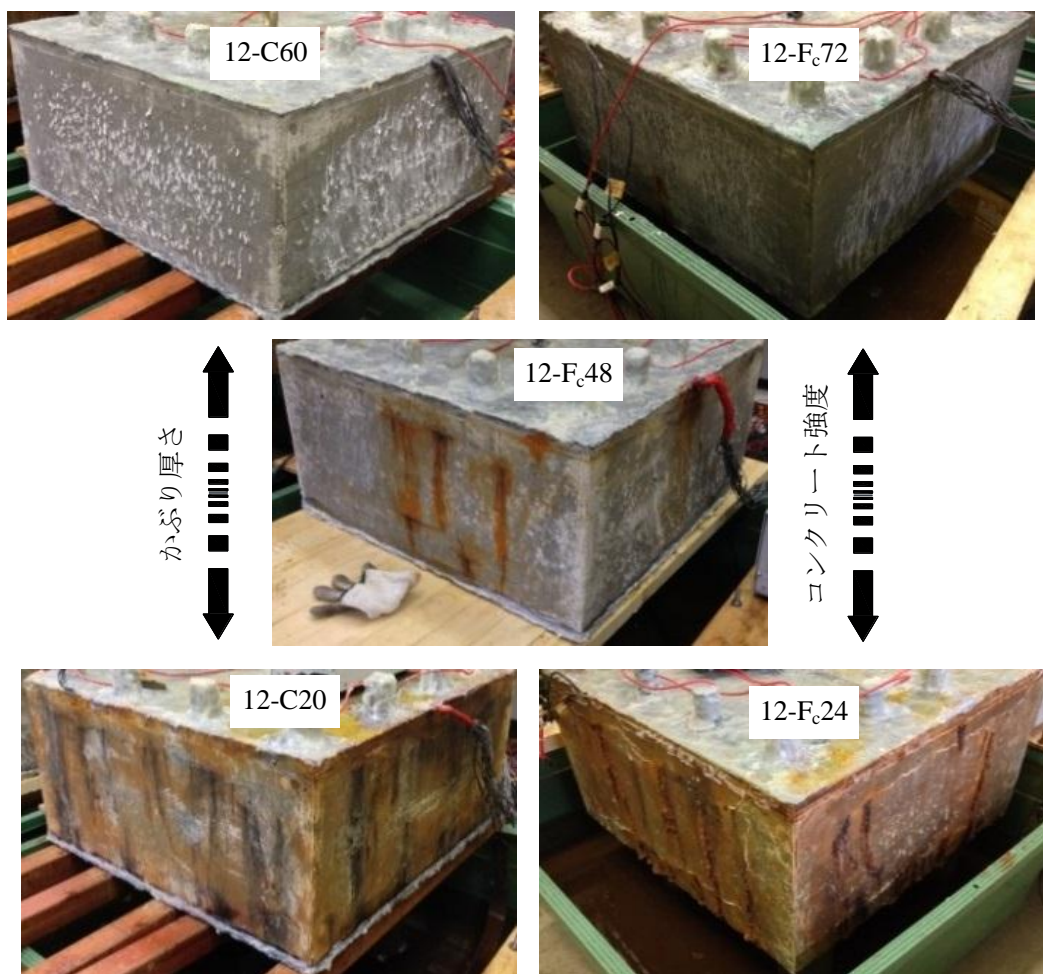


図 2.6.3-4 促進腐食開始から約 40 日経過後の表面ひび割れ性状の比較

表 2.6.3-3 促進腐食開始から約 40 日経過後の平均推定腐食量

試験体名	40 日経過後の推定腐食量 (mg/cm <sup>2</sup> )	
	主 筋	横補強筋
12-F <sub>c</sub> 24	43.4	140
12-F <sub>c</sub> 48	20.5	53.2
12-F <sub>c</sub> 72	8.89	32.0
12-C20	31.5	161
12-C60	36.4*	33.1*

注) 12-C60 試験体は、実験継続中のためファラデー則による予測値

土木学会では鉄筋腐食によるひび割れがコンクリート表面に達する時点における鉄筋腐食量を以下に示す(2.6.3-1)式によって推定できる<sup>16</sup>としている。

$$W_{cr} = 10 \times d / \phi \quad (2.6.3-1)$$

ここに、 $d$  : かぶり(cm)、 $\phi$  : 鉄筋径(mm)

<sup>16</sup> 土木学会：鉄筋腐食・防食および補修に関する研究の現状と今後の動向（その2），コンクリート技術シリーズ 40，pp180-189（2000）

図 2.6.3-5 に 12-F<sub>c</sub>24、 12-F<sub>c</sub>48、 12-F<sub>c</sub>72 シリーズと 8-F<sub>c</sub>48、 12-F<sub>c</sub>48、 20-F<sub>c</sub>48 シリーズにおける横補強筋上の平均表面ひび割れと幅腐食量 (mg/cm<sup>2</sup>) との関係を示す。

促進腐食実験後にコンクリートから取り出した鉄筋の最終腐食量はファラデー則による予測値と一致しなかった。そこで促進腐食実験中の鉄筋腐食量は計算値と実験値の相違を線形に補正することで求めた推定値を使用している。推定値 (mg/cm<sup>2</sup>) はファラデー則を用いて得られた鉄筋腐食量 (mg/cm<sup>2</sup>) の予想値に、表 2.6.3-1 に示した各鉄筋部位ごとの  $W_{loss}/W_{cal}$  の値を乗じることによって補正した推定腐食量 (以下、グラフの横軸にとる腐食量とは全てこのように補正した腐食量を用いる) を示している。

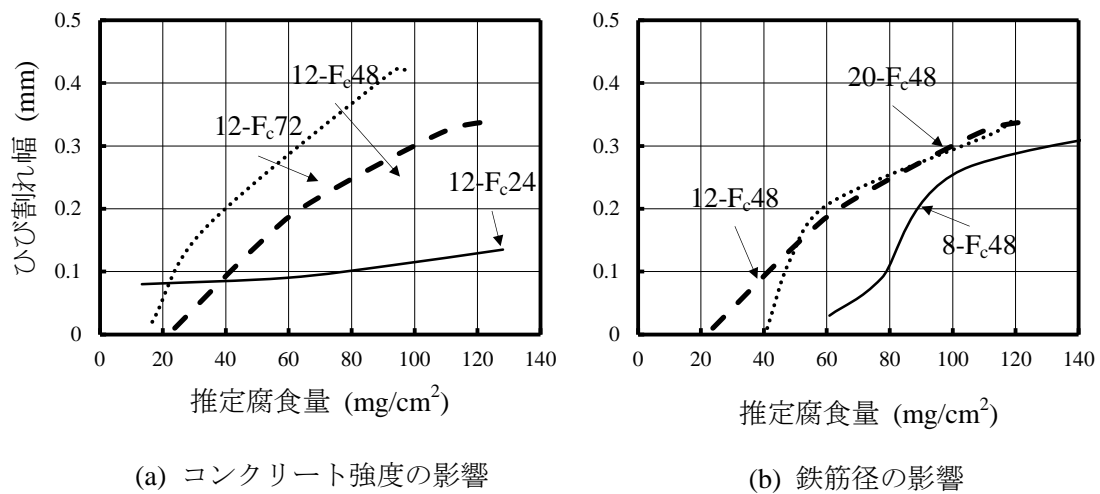


図 2.6.3-5 横補強筋上の表面ひび割れ幅と推定腐食量の関係

図 2.6.3-5 (a)によれば、コンクリート強度が高い試験体ほどひび割れ幅の拡大が急激になる傾向がある。田中ら<sup>17</sup>は水セメント比が小さいほどセメント組織に存在する空隙量が少ないことを示しており、コンクリート強度の高い試験体では水セメント比が小さいことからセメント組織中に存在する空隙量が小さくなり、鉄筋表面で発生した腐食生成物がセメント組織の空隙中へ侵入、分散することが難しくなる。そのためセメント組織中の空隙量が少ないほど、腐食生成物がひび割れ面に集中して侵入し、ひび割れの拡大に寄与する割合が大きくなり、同一の腐食量でもコンクリートが高強度であるほどひび割れ幅の増大が急激になると考えられる。

一方、図 2.6.3-5 (b)は主筋径および本数による比較である。8-F<sub>c</sub>48、12-F<sub>c</sub>48、20-F<sub>c</sub>48 シリーズでは同一のコンクリートを使用したためひび割れ幅の上昇傾向（グラフの傾き）はほぼ同程度であった。ただし、8-F<sub>c</sub>48 では他の 2 体と比較してひび割れ幅の増大が遅延する傾向が見られた。図 2.6.3-5 (b)に示す試験体 3 体は、主筋量、横補強筋の配筋ともに同程度であるが、8-F<sub>c</sub>48 では主筋本数が少ないため、主筋の表面積が他の 2 体より小さい。前述したように主筋表面で生じた腐食生成物が横補強筋上のひび割れから流出しているため、主筋の表面積が小さいことが他と比較して、ひび割れ幅が小さかった原因である可能性がある。

また、主筋に沿う腐食ひび割れ挙動と腐食量の関係については明確な相関が得られなかった。これも主筋表面で生じた腐食生成物が横補強筋上のひび割れから流出したために主筋上のひび割れ幅の増大に対する寄与分が小さかったためと考えられる。

---

<sup>17</sup> Tanaka, K. and Kurumisawa, K.: Development of technique for observing pores in hardened cement paste. Cement and Concrete Research Vol.32, pp.1435-1441, 2001

### (3) 横補強筋ひずみ挙動

主筋の腐食量と最大横補強筋ひずみとの関係を図 2.6.3-6 に示す。最大横補強筋ひずみとは、各試験体の中で最終的に最も大きなひずみ値を示したひずみゲージの値の推移である。促進腐食試験中に不良となったひずみゲージが多かったため、試験体ごとの同じ位置におけるひずみの比較が困難であったため、最大値による比較を示した。

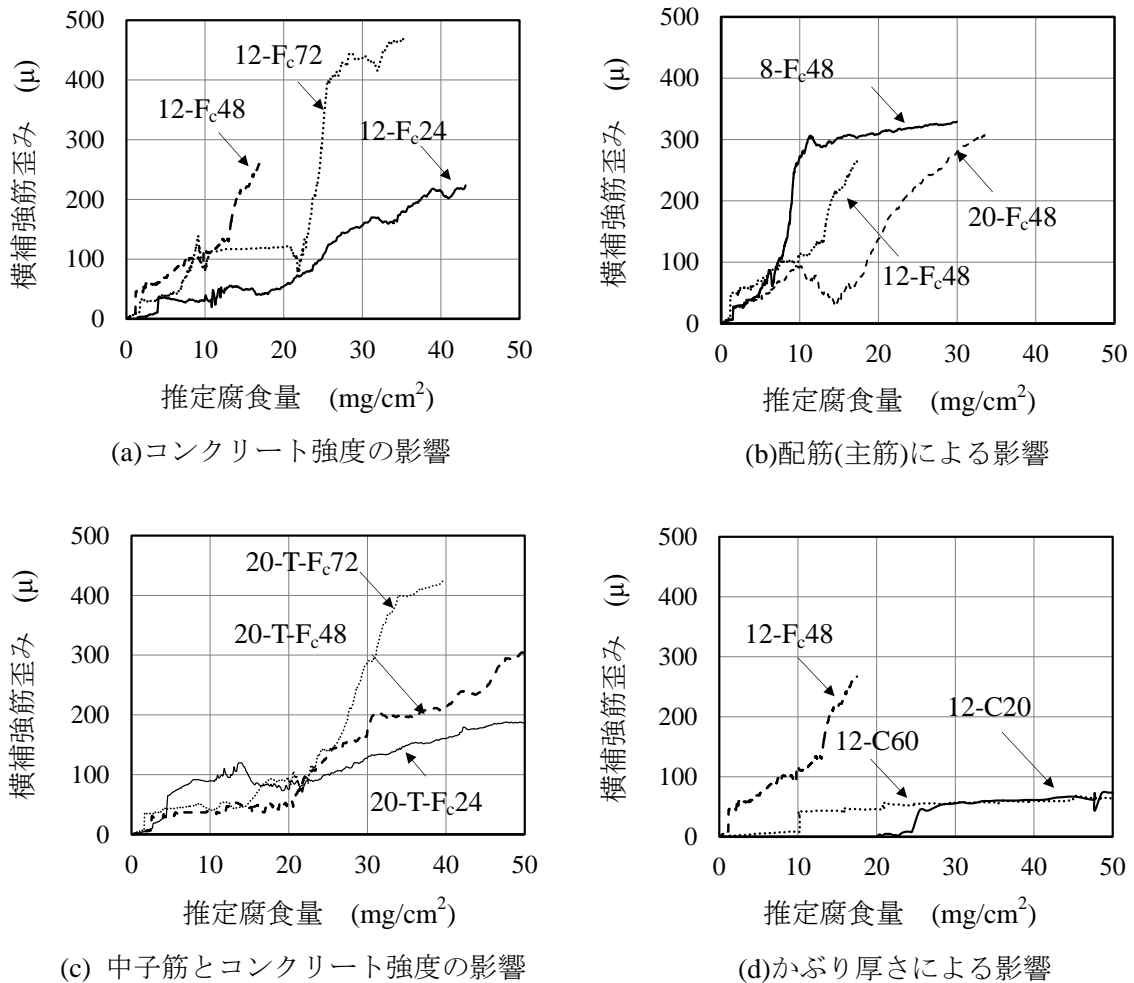


図 2.6.3-6 横補強筋ひずみ推定腐食量の関係

コンクリート強度の影響を比較した図 2.6.3-6(a)と(c)から、コンクリート強度が高くなるほど、横補強筋ひずみが上昇する。この挙動は昨年度までと同様な結果であり、セメントペーストの微細構造が影響していると考えられる。高強度コンクリートは、セメントペーストがソリッドであるため、鉄筋の腐食に対する抵抗性は大きい。乾燥収縮や地震動などにより、ひび割れが生じ、鉄筋腐食が開始すると、ひび割れが急速に拡幅する恐れがあり、注意が必要である。

主筋径が 38 mm(8-F<sub>48</sub>)、32 mm(12-F<sub>48</sub>)、25 mm(20-F<sub>48</sub>)を比較した図 2.6.3-6(b)では、主筋の腐食量が 10~20 mg/cm<sup>2</sup> 程度の範囲で、主筋径が大きいほど早い腐食段階で横補強筋ひずみが増加する傾向が見られた。主筋の腐食によるひび割れ進展が横補強筋を横切るときに、横補強筋が抵抗するためにひずみが上昇する。鉄筋径が大きくなる、腐食膨張圧によるリングテンションも大きくなり、早い段階でひび割れが発生したと考えられる。

しかし、図 2.6.3-6 (b)において主筋の腐食量が 30 mg/cm<sup>2</sup> 程度になると、8-F<sub>48</sub>、12-F<sub>48</sub>、20-F<sub>48</sub> の最大横補強筋ひずみの差異は減少し、それぞれおよそ 300  $\mu$  程度に収束した。腐食生成物がひび割れを通して流失し、膨張圧による差異が減少したと思われる。

腐食ひび割れが発生すると鉄筋表面の腐食生成物はひび割れ面に侵入するため、腐食生成物と周囲のコンクリートとの界面は鉄筋腐食の進行とともに広がっていく。このため腐食生成物のセメント空隙中への侵入、分散の影響はひび割れの進展とともに大きくなるが、腐食生成物の外部への流失が始まると、パラメーターの影響も小さくなると考えられる。



(4) 鉄筋腐食と内部ひび割れ性状の関係

鉄筋腐食の進行と内部ひび割れの進展状況との関係を検討するため、超音波による内部探傷測定を行った。測定方法は図 2.6.3-7 に示すように、超音波の発振器から出力した超音波を試験体の主筋と横補強筋を避けた位置から伝導させ、反対側の受振器に到達した時の振幅と音速を測定した。

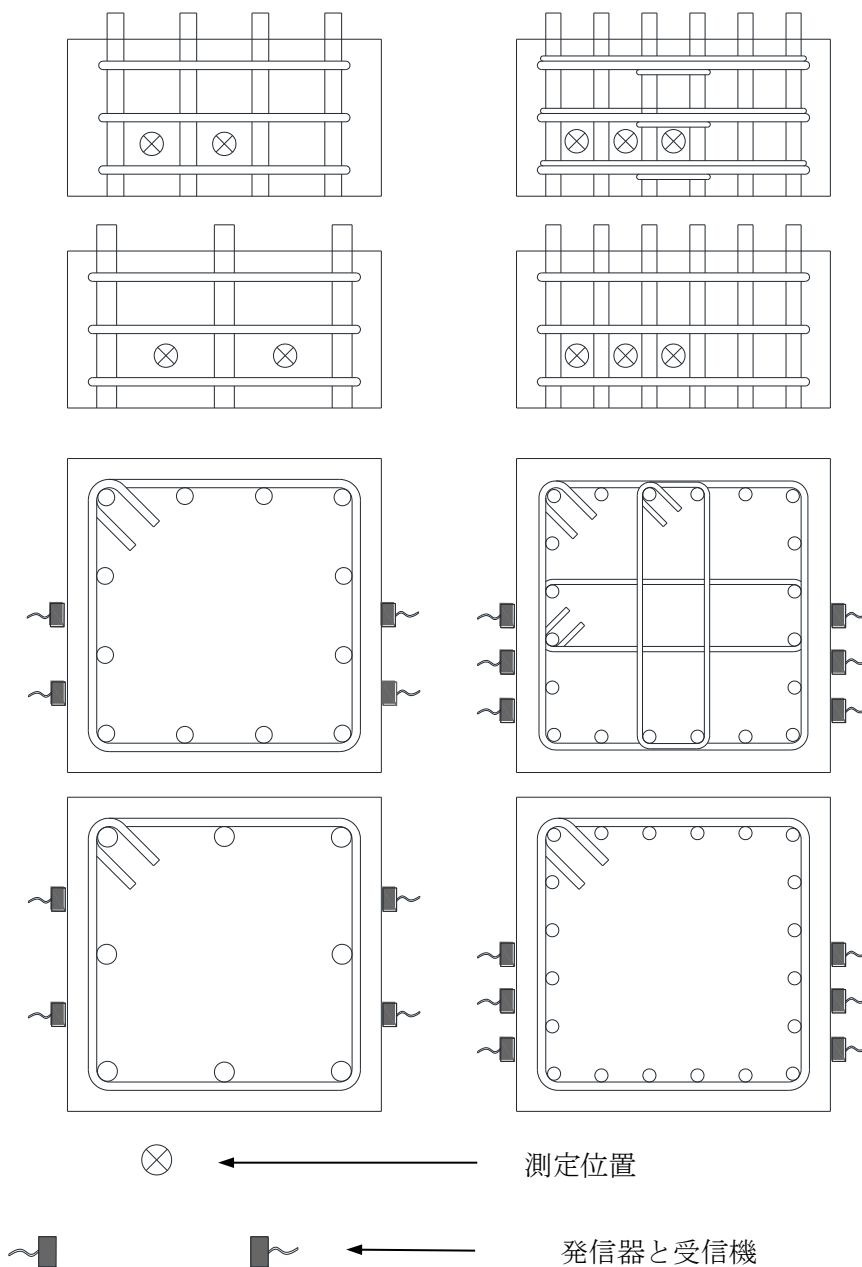
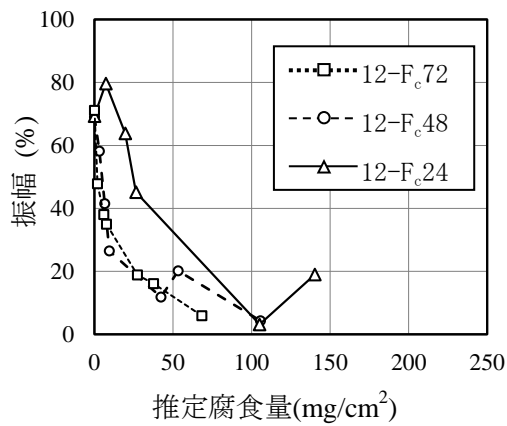
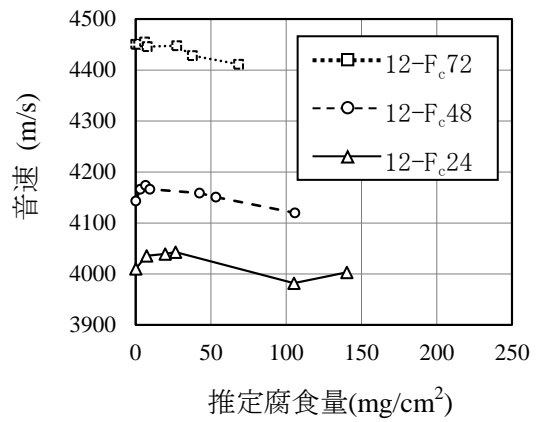


図 2.6.3-7 内部探傷測定の概要

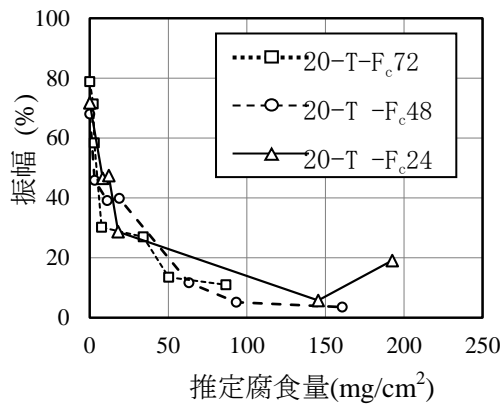
図 2.6.3-9 に各変動要因に対する腐食量( $\text{mg}/\text{cm}^2$ )と振幅(%)および音速( $\times 10^3 \text{ m/s}$ )の関係を示す。



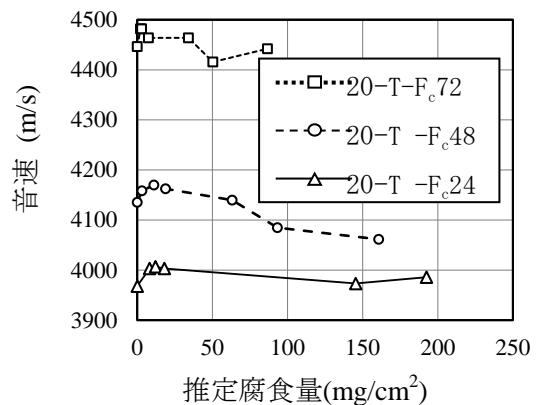
(a1) コンクリート強度による影響



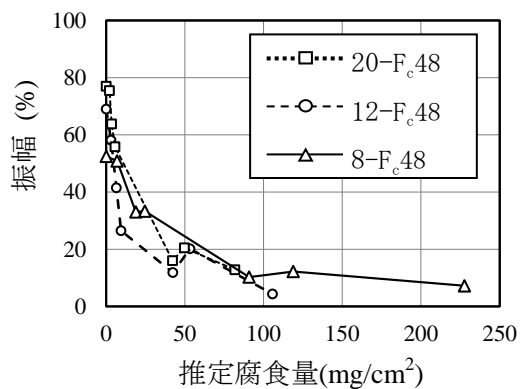
(a2) コンクリート強度による影響



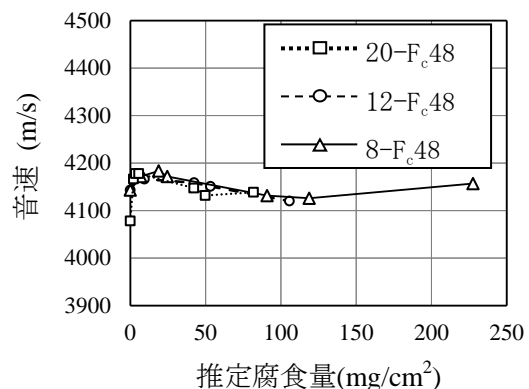
(b1) コンクリート強度による影響  
(中子筋考慮)



(b2) コンクリート強度による影響  
(中子筋考慮)

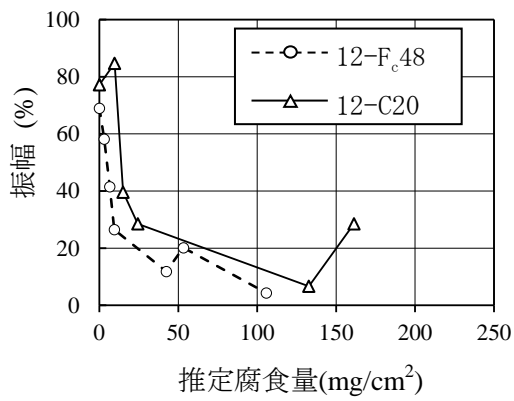


(c1) 主筋径による影響

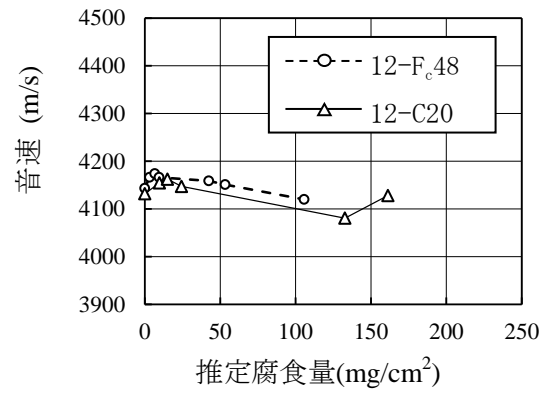


(c2) 主筋径による影響

図 2.6.3-8 内部探傷測定 of 振幅と音速



(d1) かぶり厚さによる影響



(d2) かぶり厚さによる影響

図 2.6.3-9 内部探傷測定 of 振幅と音速

全試験体を通して腐食の進行とともに振幅が減少していく傾向が示された。図 2.6.3-3 で示したように横補強筋間を連結する内部ひび割れが進展することで超音波の伝導を阻害することに起因すると考えられる。

音速についても同様に、腐食の進行とともに低下する挙動を示したが、低下の比率は振幅よりも小さい。しかし音速による比較では、コンクリート強度の違いによる差異を明確に示しており、促進腐食による音速への影響はコンクリート強度の違いによる音速の差異に対して十分小さい。に示すように促進腐食試験中に測定された音速の最大値から最小値への減少は平均で 1.6%、最大でも 2.6%であった。このことより、塩害による鉄筋腐食により内部ひび割れが進展した RC 柱部材に対して超音波の音速からコンクリート強度を推定することは十分可能であると考えられる。

表 2.6.3-4 音速の減少率

試験体	音速の最大減少率(%)
12-F <sub>c</sub> 48	1.3
12-F <sub>c</sub> 72	0.98
12-F <sub>c</sub> 24	1.5
8-F <sub>c</sub> 48	1.4
20-F <sub>c</sub> 48	2.4
20-T-F <sub>c</sub> 48	2.6
20-T-F <sub>c</sub> 72	1.5
20-T-F <sub>c</sub> 24	0.97
12-C60	1.7
12-C20	2.0
平均	1.6

前述したように横補強筋間で連結する内部ひび割れの進展に伴い超音波の振幅が減少することから、これを内部欠陥として検出可能であるか検討した。

川越ら<sup>18</sup>は柱部材への適用を想定したコンクリート内部の欠陥の検出方法を検討することを目的として超音波透過法による探傷実験を行った。図 2.6.3-10 に示すように 800×800×800 mm のコンクリートブロックの中心部に模擬ジャンカを埋め込み、超音波を伝播させた時の振幅と音速を測定した。その結果、健全部を伝播した超音波の振幅の標準偏差( $\sigma$ )の 2 倍を減じた値を指標に模擬ジャンカを検出することが出来ると報告している。

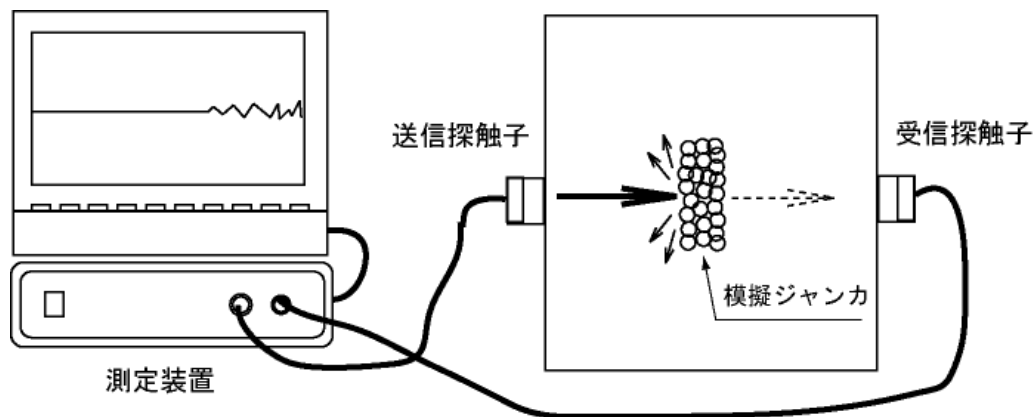


図 2.6.3-10 内部探傷測定装置

<sup>18</sup> 川越洋樹, 柳瀬高仁, 池ヶ谷靖, 村田光, 柳沢学: 超音波透過法によるジャンカ検出の実験, 日本建築学会学術講演梗概集, A-1, 材料施工, pp.1255~1256, (2009)

表 2. 6. 3-5 に本実験における各試験体の健全時の超音波振幅  $A_h$  (%) と標準偏差  $\sigma$  (%) および  $A_h - 2\sigma$  (%) を示す。表 2. 6. 3-5 に示す振幅  $A_h - 2\sigma$  は図 2. 6. 3-9 において超音波伝播振幅の減少が緩やかになる時点の振幅におおよそ一致する。腐食の進行により、振幅の減少が緩やかになるまたは上昇する理由には内部ひび割れ面内への腐食生成物の貫入が進行するにつれ、腐食生成物の堆積、圧縮を経て腐食生成物の剛性が上昇するためと考えられる。

表 2. 6. 3-5 健全時の超音波振幅と標準偏差

試験体	健全時振幅 $A_h$ (%)	標準偏差 $\sigma$ (%)	$A_h - 2\sigma$ (%)
12-Fc24	69.3	20.5	28.4
12-Fc48	69.0	13.0	43.0
12-Fc72	64.0	5.7	52.6
20-T-Fc24	64.6	20.4	23.8
20-T-Fc48	68.0	13.3	41.4
20-T-Fc72	78.8	20.7	37.4
8-Fc48	47.3	8.1	31.1
20-Fc48	77.0	24.9	27.1
12-C20	69.5	11.3	46.9

#### 2.6.4 ひび割れ進展のFEM解析

##### (1) 解析モデルおよび材料特性

鉄筋の腐食によるコンクリートへのひび割れ進展を検討するために、有限要素法による数値解析を行った。解析モデルは20 mm、40 mm、60 mmの3水準のかぶり厚を持つ試験体12-C20、12-F<sub>48</sub>、12-C60の垂直断面の半分を平面ひずみ要素によりモデル化し、横補強筋をコンクリート要素内の16 mm径の孔により模擬した。孔の内側から導入する圧力荷重を増加させることで横補強筋の腐食膨張を再現した。図2.6.4-1にモデル化の概要を、図2.6.4-2にコンクリート力学特性を示す。

支持条件はひび割れ進展の影響の少ない試験体中央部をピンローラーで支持し、仮面から150 mm位置をピン支持とした。

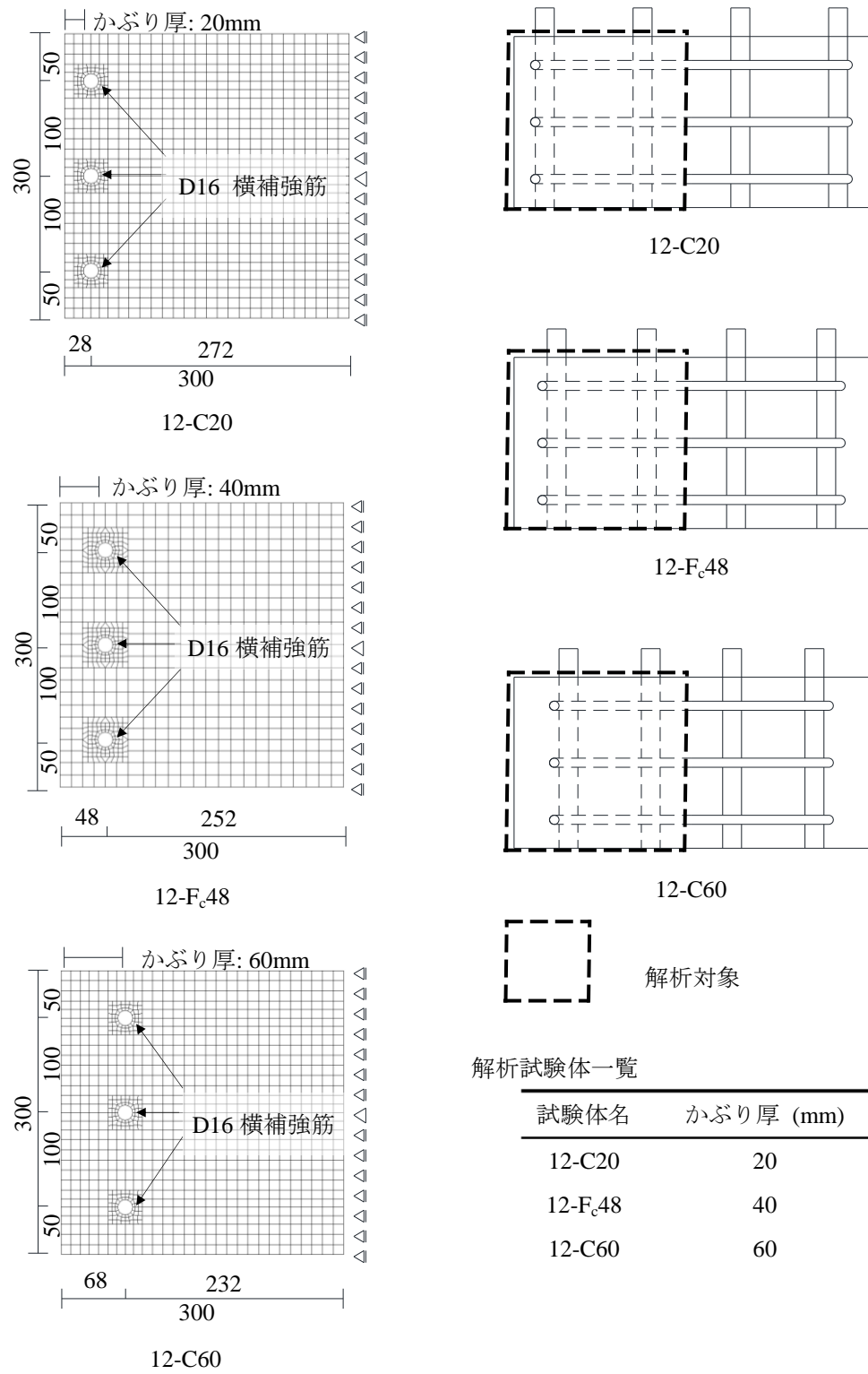


図 2.6.4-1 有限要素モデルの概要



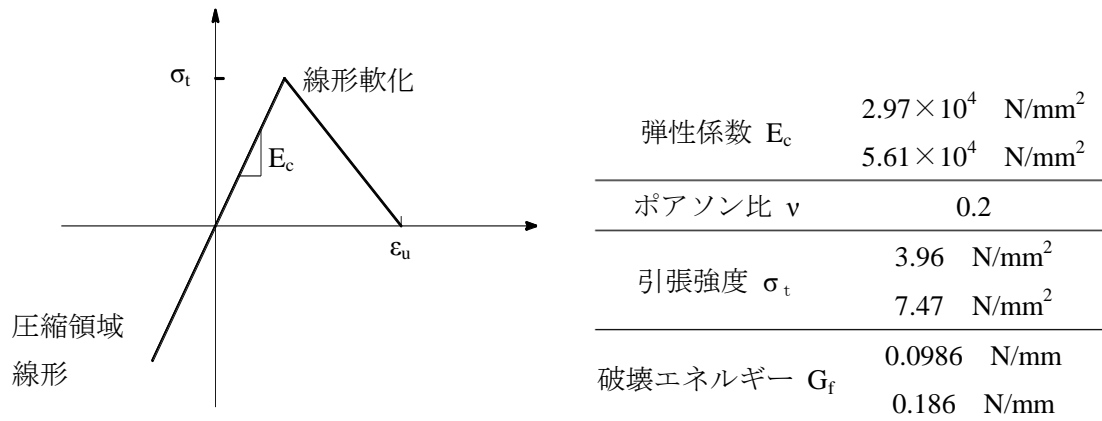


図 2.6.4-2 コンクリートの力学特性

本解析では、コンクリートは低い圧縮応力下（圧縮領域の大部分で最小主応力が 20 N/mm<sup>2</sup> 以下）における引張ひび割れが支配的であるため、圧縮領域は弾性挙動を仮定した。また、ひび割れ発生後の挙動は、図 2.6.4-1 に示すように、要素寸法が異なるため、(2.6.4-1) 式<sup>19</sup>で求めた破壊エネルギー  $G_f$  を自動設定可能な線形軟化モデルとした。

$$G_f = 10 \times (d_{\max})^{\frac{1}{3}} \cdot f_{ck}^{\frac{1}{3}} \div 1000 \quad (2.6.4-1)$$

ここに  $G_f$  : コンクリートの破壊エネルギー(N/mm)、 $d_{\max}$  : 粗骨材の最大寸法(mm)、 $f_{ck}$  : コンクリートの設計基準強度(N/mm<sup>2</sup>)

コンクリート要素のうち 1 段目主筋位置には、主筋とコンクリートが混在するため、図 2.6.4-1 に示す試験体の厚み方向のコンクリートと主筋の体積比と弾性率を(2.6.4-2)式により考慮した等価剛性を用いた。等価剛性を用いた要素は引張強度、破壊エネルギーも弾性率と同じ比率で増加させている。

$$E_c \cdot A_c + E_s \cdot A_s = E_{rc} \cdot A_{rc} \quad (2.6.4-2)$$

ここに、 $E_c$ 、 $E_s$  はコンクリートと鉄筋の弾性率、 $A_c$ 、 $A_s$  は Fig. 12 の 1 段目主筋位置におけるそれぞれの断面積を示し、 $E_{rc}$  は等価剛性、 $A_{rc}$  は  $A_c$  と  $A_s$  の和である。

その他、腐食膨張モデルは、昨年度までと同じ Lundgren モデル<sup>20</sup>を使用している。

$$a = -r_b + \sqrt{r_b^2 + (v-1)(2r_b x - x^2)} \quad (2.6.4-3)$$

$$\varepsilon_{cor} = \frac{u_{cor} - a}{x + a} \quad (2.6.4-4)$$

$$p = K_{cor} \varepsilon_{cor}^m \quad (2.6.4-5)$$

ここに、 $x$  は腐食による鉄筋半径減少分、 $\varepsilon_{cor}$  は圧縮による腐食生成物のひずみ、 $v$  は鉄に対する腐食生成物の膨張体積比で、通常、2~4 が用いられる。また、Lundgren らは腐食生成物のひずみ  $\varepsilon_{cor}$  と圧力  $p$  との関係を評価するために、実験と解析との良い一致を与える定数として、腐食生成物の剛性  $K_{cor}=7000$  N/mm<sup>2</sup>、 $m=7.0$  を採用した。

<sup>19</sup> 土木学会：コンクリート標準示方書，構造性能照査編，pp27~28，(2002)

<sup>20</sup> Landgren K. : Modelling the Effect of Corrosion on Bond in Reinforced Concrete, Magazine of Concrete Research, 54(3), 165-173 (2002)

## (2) 解析結果および考察

図 2.6.4-3、図 2.6.4-4 および図 2.6.4-5 に、かぶり厚 20 mm、40 mm および 60 mm のひび割れひずみコンター図を示す。左側がコンクリート表面に生じた時点、右側が横補強筋間で連結した時点のひび割れひずみコンター図であり、変形倍率 0.5 倍の変形を同時に示している。ただし、かぶり厚 60 mm 試験体は、促進腐食継続中であるため、右側の図は示していない。本解析では、腐食膨張倍率を  $v=2$  とし、膨張圧力  $p$  と腐食深さ  $x$  の関係を (2.6.4-3) 式、(2.6.4-4) 式および (2.6.4-5) 式により、腐食量  $W_{loss}$  を幾何学的により求めている。また、図 2.6.4-3、図 2.6.4-4 および図 2.6.4-5 には、横補強筋を模擬した孔の内側から導入した圧力  $p$  とコンクリートに生じたひび割れひずみの最大値  $\varepsilon_{max}^{cr}$  および腐食深さ  $x$  から幾何学的考察により求めた鉄筋腐食量  $W_{loss}$  (横補強筋を模擬した孔の上から順に  $W_{loss1}$ 、 $W_{loss2}$ 、 $W_{loss3}$  を示している。

図 2.6.4-3、図 2.6.4-4 および図 2.6.4-5 に示すようにかぶり厚 20 mm (12-C20) およびかぶり厚 40 mm (12-F<sub>0</sub>48) の試験体では、上または下の横補強筋上のコンクリート表面にひび割れが達した後に横補強筋間でひび割れの連結が起きている。表面ひび割れ位置および横補強筋間のひび割れ連結は実験結果と整合性を示している。また実験において 12-C20 と 12-f<sub>0</sub>48 試験体が最初に表面ひび割れを生じた時点での腐食量は、それぞれ約 15 mg/cm<sup>2</sup> と 30 mg/cm<sup>2</sup> であったが、本解析の結果では約 2 mg/cm<sup>2</sup> および 4 mg/cm<sup>2</sup> であり、両者ともかぶり厚が 20 mm と 40 mm では表面ひび割れが生じる時点での鉄筋腐食量が 1:2 であることを示している。しかしながら、解析結果が実験値の 1/10 と過小評価したのは、昨年度までの解析で使用した平面応力要素ではなく、平面ひずみ要素を使用した影響の可能性もあり、今後検討が必要である。

かぶる厚 60 mm の 12-C60 試験体では、横補強筋上のひび割れ進展はコンクリート表面に到達せず、補強筋間のひび割れ連結が先行した。実験において 12-C60 は他の試験体と比較すると、横補強筋上のひび割れ発生が大きく遅延し、実験終了時までには表面ひび割れを観測できなかった。この原因は FEM の結果が示す補強筋間ひび割れの連結により侵入の容易な連結ひび割れ面内へ腐食生成物が侵入した可能性がある。

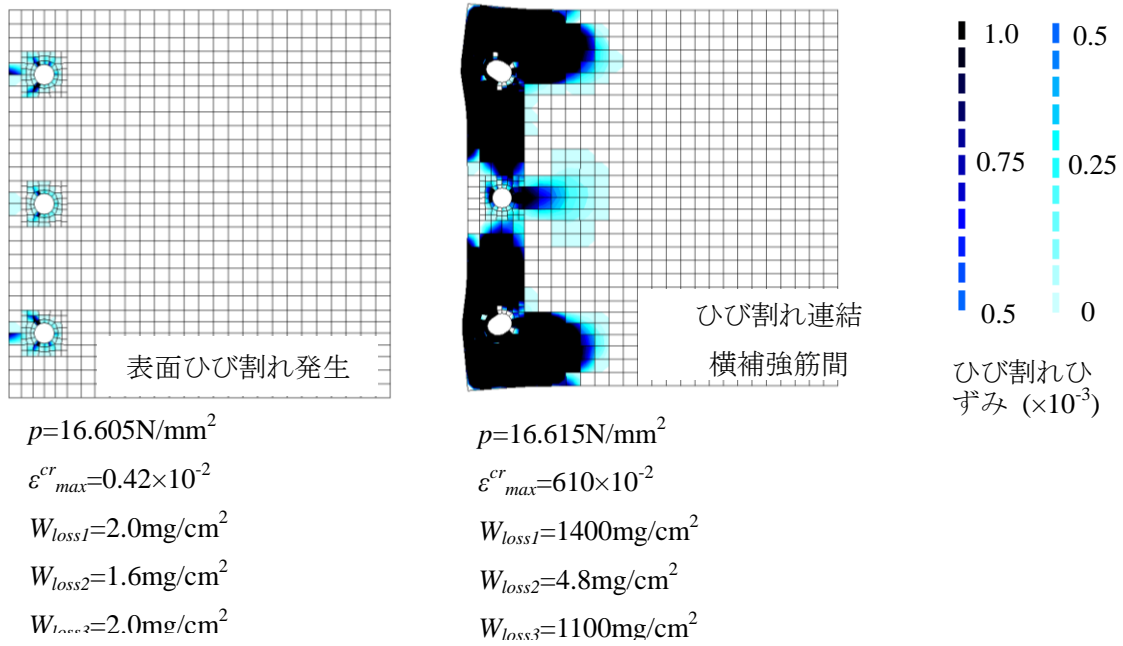


図 2.6.4-3 12-C20 試験体のひび割れひずみカウンター

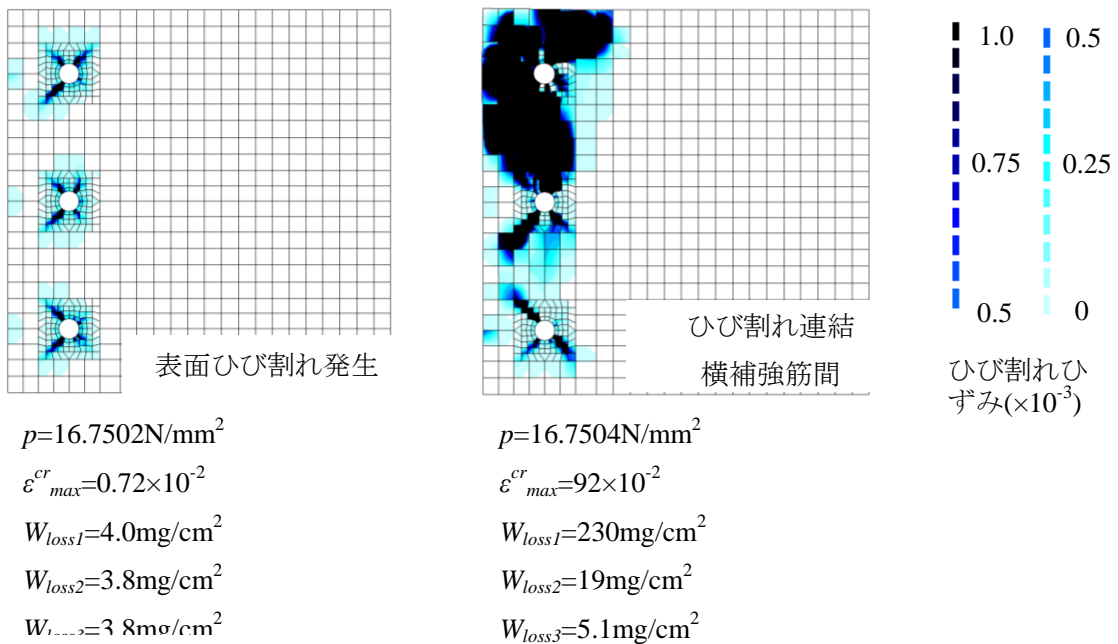
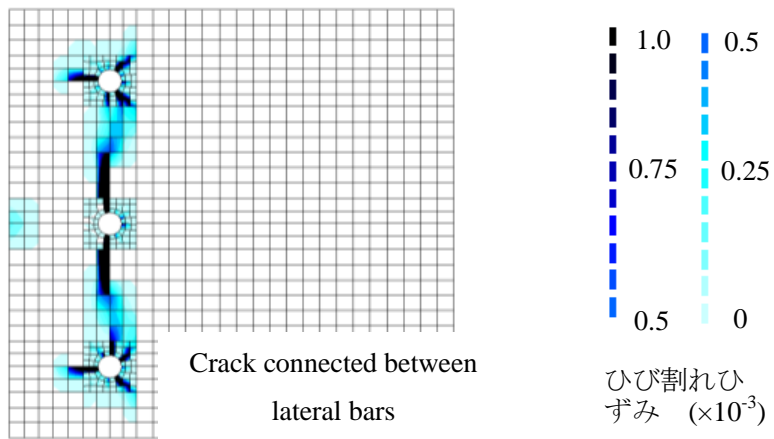


図 2.6.4-4 12-Fc48-C40 試験体のひび割れひずみカウンター



$$p=17.8\text{N/mm}^2$$

$$\varepsilon_{max}^{cr}=2.1\times 10^{-2}$$

$$W_{loss1}=4.3\text{mg/cm}^2$$

$$W_{loss2}=6.0\text{mg/cm}^2$$

$$W_{loss3}=4.2\text{mg/cm}^2$$

図 2.6.4-5 12-12-Fc48-C60 試験体のひび割れひずみコンター

### 2.6.5 まとめ

現実に近い腐食状況を再現するため、主筋と横補強筋には実大径を使用し、塩化物イオン侵入量を考慮して、促進腐食試験を行った。主筋、横補強筋、コンクリート強度、かぶりが腐食膨張ひび割れおよび横補強筋のひずみ上昇に及ぼす影響を検討した。さらに、コンクリートの内部ひび割れ挙動を評価するため、超音波による内部探傷測定およびFEM解析を行った。今年度の主な結論は以下の通りである。

- 1) 横補強筋の腐食量とひび割れ幅の関係およびこれに与えるコンクリート強度の影響を示した。
- 2) 塩害によるRC柱において、横補強筋、隅角部主筋および中間部主筋の腐食量の割合は、およそ(9:4:2)の関係にある結果を得た。
- 3) 表面ひび割れ幅が0.1 mmのときの内部鉄筋の推定腐食量は、約30 mg(10 mg~50 mg) / cm<sup>2</sup>と、既往の推定式より高めになった。
- 4) コンクリート強度が大きいほど塩害への抵抗性が大きい結果が示された。しかし腐食量が同一の条件では、空隙の少ない高強度コンクリートの方が、腐食生成物がひび割れ面に集中するため、横補強筋ひずみの上昇が急激となり、横補強筋の残存降伏強度への影響を検討する必要がある。
- 5) かぶり厚が20 mmと40 mmでは $W_{cr}$ が1:2となる結果を得た。しかし、かぶり厚60 mmでは実験、FEM解析ともに表面ひび割れが観測できず、かぶり厚の増加量に対し、 $W_{cr}$ を線形に評価することは出来ないことが分かった。

コンクリート構造物の長期健全性評価に係る調査研究のうち、鉄筋コンクリート梁部材の付着割裂実験および鉄筋コンクリート柱要素試験体の主筋・横補強筋促進腐食試験を実施した。

RC構造物の長期健全性評価手法を高度化する観点から、強度・形状の異なる各種付着・定着割裂防止筋を施したカットオフ2段筋の付着・定着性状に及ぼす付着割裂補強筋量および強度の影響を明らかにし、付着・定着破壊に対する安全余裕度を明らかにすることによって、RC構造物の長期健全性評価手法を高度化した。既存原発のRC構造の長期健全性を評価する際、設計・施工図面並びに構造計算書から横補強筋の配筋詳細および強度を把握することによって、本実験の横補強筋による補強効果を考慮した付着・定着強度を算出し、RC造建物の長期健全性に対する余裕度の比較評価を可能とした。

経年劣化した鉄筋コンクリート構造物の鉄筋腐食量を推定することを目的とした鉄筋コンクリート柱要素試験では、実際の配筋と環境を再現した促進腐食試験を行い、腐食ひび割れ性状および横補強筋のひずみ上昇について重要な結果を得ることができた。腐食膨張ひび割れは、主に横補強筋に沿って表面に現れ、内部では横補強筋間に腐食生成物が侵入し、かぶりコンクリートが剥離しやすくなることを確認した。表面ひび割れ幅が0.1 mm

のときの内部鉄筋の推定腐食量は、約 30 mg (10 mg～50 mg) / cm<sup>2</sup> と、既往の推定式より高めになった。細孔の少ない高強度コンクリートのひび割れ発生は遅くなるが、ひび割れ発生後ひび割れ幅と横補強筋ひずみは急速に上昇し、せん断強度にも影響することを明らかにした。

これらの実験結果に基づいて、日本建築学会「原子力施設鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説」の中で、安全性に係る脆性破壊としている定着破壊およびせん断破壊に対する検討および長期安全性を評価するための基礎データを得ることができた。

今年度の実験では、腐食量の実測は促進試験終了後のみであり、ひび割れ幅 0.1 mm 時点の腐食量は、その時点の積算電流量を用いて線形補間した推定値である。今後、腐食膨張ひび割れ幅と鉄筋の腐食量の関係を高精度化するためには、小型化した要素試験体を多数製作し、腐食ひび割れの観測後、直ちに鉄筋を取り出し、質量減を実測していく必要がある

以下、今後の本研究の方向性を示す。

1) PDFt 曲線への反映

平成 26 年度までの実験結果を PDFt 曲線の第 3 象限 (図 2.6.5-1) に反映する。ただし、第 3 象限に反映するのは、複合構造劣化による材料強度低下に関するものとし、鉄筋腐食膨張ひび割れによるコンクリート引張強度の低下率 (図 2.6.5-2)、鉄筋腐食による付着割裂強度の低下率 (図 2.6.5-3) および腐食膨張ひび割れに伴う横補強筋の強度低下率 (図 2.6.5-4) とする。

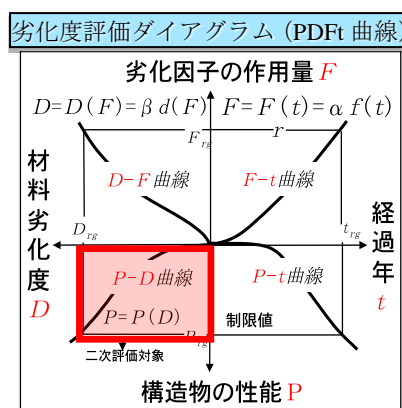


図 2.6.5-1 PDFt 曲線の材料劣化と構造性能

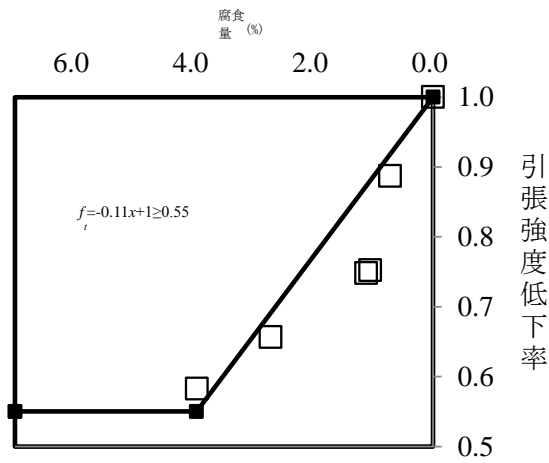


図 2.6.5-2 鉄筋腐食膨張ひび割れによるコンクリート引張強度の低下率

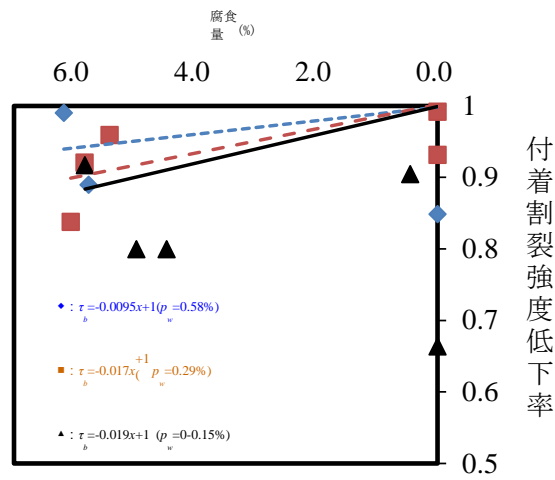


図 2.6.5-3 鉄筋腐食による付着割裂強度の低下率



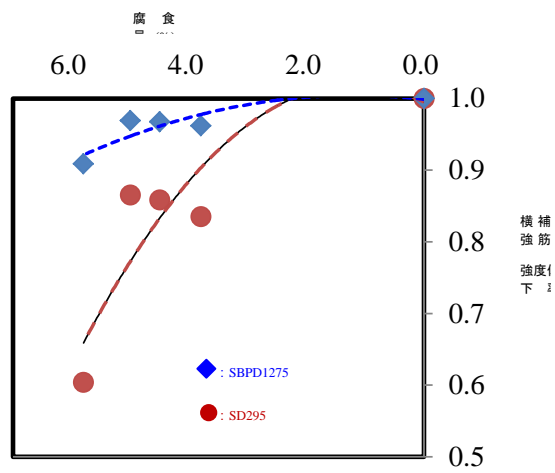


図 2.6.5-4 腐食膨張ひび割れに伴う横補強筋強度の低下率

## 2) 原子炉建屋 RC 部材の耐力評価

経年での複合劣化を受けた鉄筋コンクリートについて、観測の容易なひび割れ幅から鉄筋の腐食量を推定し、鉄筋コンクリート部材の構造性能を評価する手法を確立させるため、平成 26 年度までの実験結果および既往の研究に基づき、経年劣化材料の力学特性を整理し、部材の構造性能に及ぼす影響を検討する。特に日本建築学会「原子力施設鉄筋コンクリート構造計算基準・同解説」の中で、安全性の定義における部材の脆性的な破壊として挙げられている、複合劣化を受けた鉄筋コンクリート部材（図 2.6.5-5）のせん断破壊および定着破壊に対する耐力評価を行う（図 2.6.5-6）。

### (a) 耐力評価対象部材

日本建築学会「原子力施設鉄筋コンクリート構造計算基準・同解説」で示されているボックス壁の計算例、付着・定着・継手長さの計算例をはじめ、主に鉄筋腐食をパラメータとする柱・大梁部材のせん断破壊、耐震壁、床スラブを耐力評価の対象とする。

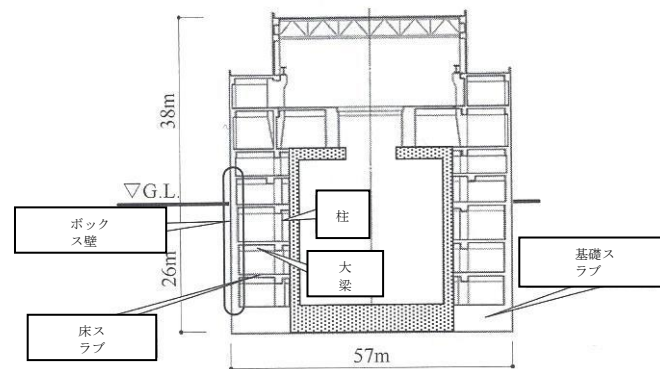


図 2.6.5-5 原子炉建屋における RC 部材

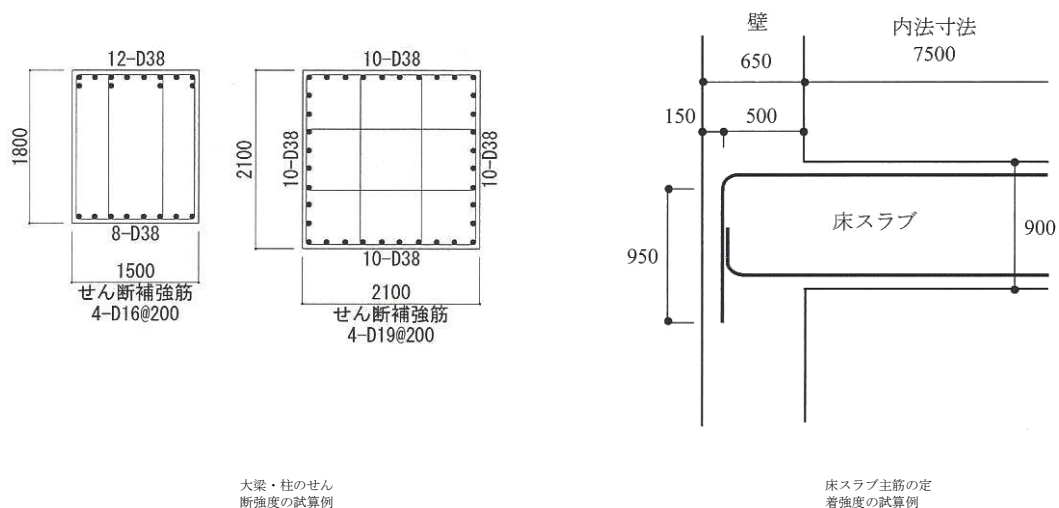


図 2.6.5-6 RC 部材のせん断強度、主筋定着強度の計算例

(b) 耐力評価手法

鉄筋コンクリート部材の耐力に関しては、各学会の設計式・指針式、マクロモデル(トラス・アーチ、ストラット・タイ)およびFEM解析を用いて行う。ただし部材耐力は、荷重・境界条件、部材寸法、鉄筋量、配筋方法、使用材料強度など影響因子が多数にわたり、PDFt曲線に反映するのは難しい。そこで指針式、マクロモデルに関しては、図 2.6.5-7 と図 2.6.5-8 に示すようなエクセル計算シートを作成し、PDFt 曲線の代用とする。この計算シートは、部材形状、材料種別、経年劣化による材料強度低下率をインプットすることによって、健全部材耐力と劣化後部材耐力を計算し、耐力比をアウトプットする。

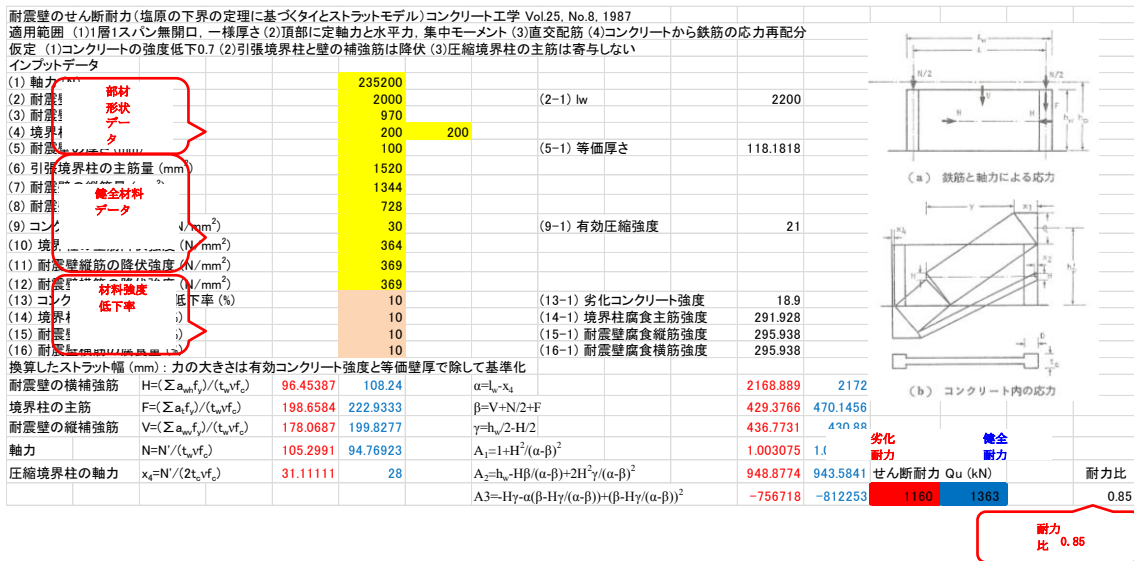


図 2.6.5-7 ストラット・タイモデルに基づく耐震壁のせん断強度計算シート例

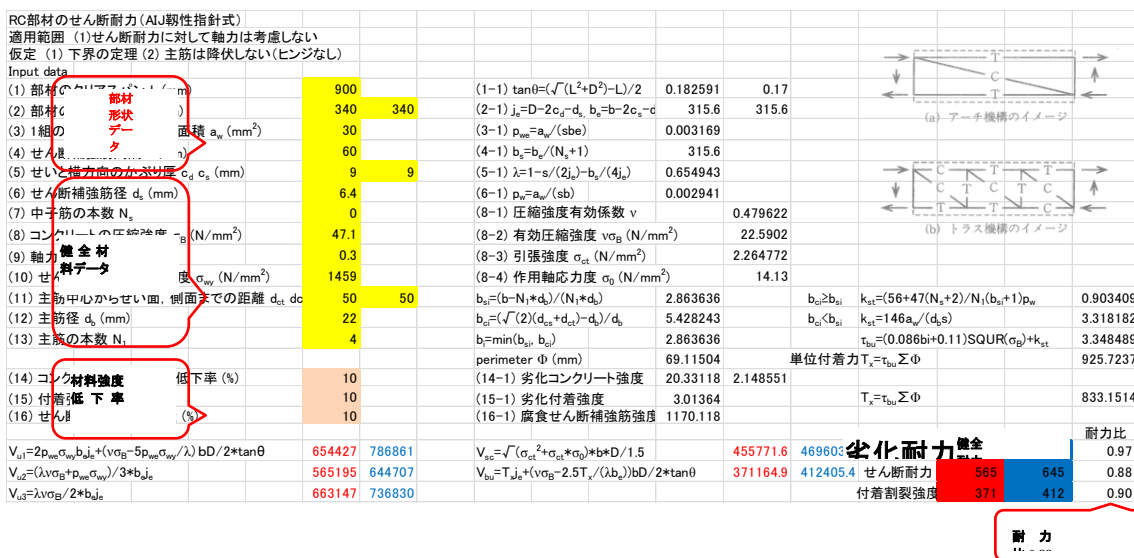


図 2.6.5-8 トラス・アーチモデルに基づく柱・梁のせん断強度計算シート例

## 2.7 まとめ

### 2.7.1 今年度の成果

今年度の結果をまとめると以下のとおりである。

長期健全性評価の枠組の検討では、長期健全性評価の枠組みの方針について示し、複合劣化を受けた場合での部材の強度に関し、材料の劣化度と構造性能との関係を広く文献調査し、それらの関係の表示式について整理するとともに、劣化度評価ダイアグラムによる劣化度推定方法の基礎データとして整備した。

熱劣化を受けたコンクリートのひび割れ発生に関する検討では、原子炉建屋特有の温度100℃以下の環境下で熱影響を受けたコンクリートを想定し、それらのコンクリートにひび割れが発生・進展するメカニズムを検討した。また、火災時などを想定し、短期間に高温加熱の影響を受けた場合のコンクリートのひび割れ発生および進展について明らかにした。

複合劣化による鉄筋腐食に伴うコンクリートのひび割れ発生の検討では、炭酸ガス、塩化物および温度湿度の変化による複合劣化を受けたコンクリート中の鉄筋腐食とそれに伴うコンクリートのひび割れ発生に関して検討を行なった。本年度は、長期間劣化作用を受けた供試体の発錆状況の把握、発錆状況とひび割れ幅との関係の把握を行った。

複合劣化を受けたコンクリート中の鉄筋の強度変化に関する検討では、原子炉建屋などで使用される高強度の鉄筋が腐食した場合の耐力低下について、塩化物を促進作用させた場合での検討を、電食促進、塩水噴霧、モルタル中の鉄筋腐食促進実験などを行ない、鉄筋腐食度を明らかにした。

RC 建造物の長期健全性評価手法を高度化する観点から、強度・形状の異なる各種付着・定着割裂防止筋を施したカットオフ2段筋の付着・定着性状に及ぼす付着割裂補強筋量および強度の影響を明らかにし、付着・定着破壊に対する安全余裕度を明らかにすることによって、RC 建造物の長期健全性評価手法を高度化した。既存プラントのRC 構造の長期健全性を評価する際、設計・施工図面並びに構造計算書から横補強筋の配筋詳細および強度を把握することによって、本研究の横補強筋による補強効果を考慮した付着・定着強度を算出し、RC 建造物の長期健全性に対する余裕度の比較評価を可能とした。

経年劣化した RC 建造物の鉄筋腐食量を推定することを目的とした実大鉄筋コンクリート柱要素試験では、実際の配筋と環境を再現した促進腐食試験を行い、腐食ひび割れ性状および横補強筋のひずみ上昇についての結果を得ることができた。腐食膨張ひび割れは、

主に横補強筋に沿って表面に現れ、内部では横補強筋間に腐食生成物が侵入し、かぶりコンクリートが剥離しやすくなることを確認した。表面ひび割れ幅が 0.1 mm のときの内部鉄筋の推定腐食量は、約 30 mg (10 mg~50 mg) / cm<sup>2</sup> と、既往の推定式より高めになった。細孔の少ない高強度コンクリートのひび割れ発生は遅くなるが、ひび割れ発生後、ひび割れ幅と横補強筋ひずみは急速に上昇し、せん断強度にも影響することを明らかにした。

#### 2.7.2 今後の課題

次年度に向けた今後の課題は以下のとおりである。

長期健全性評価方法の高度化では、*PDFt* 曲線の第Ⅲ象限の評価式作成に資する文献収集、*PDFt* 全体の関係式を検討するとともに、劣化事象毎の具体的な健全性評価の方法ならびに、クライテリアの提案等の枠組整理が必要である。

熱影響を受けたコンクリートのひび割れ発生に関する検討では、100℃未満加熱は、加熱を継続 (H27 年度まで) し、データを蓄積し、100℃以上加熱は、細孔構造や組成変化との関係について明らかにし、熱劣化の評価式の提案を行うとともに健全性評価の枠組みに反映させる。

複合劣化を受けた鉄筋コンクリートのひび割れ発生に関する検討では、複合劣化作用によるコンクリート中の鉄筋腐食の促進 (中性化、塩水噴霧、屋外暴露) (H27 年度まで)、ひび割れ発生との関係を X 線非破壊試験により定量的 3 次元的に明らかにし、鉄筋腐食によるひび割れ発生の評価式の提案を行うとともに健全性評価の枠組みに反映させる。

複合劣化を受けた鉄筋コンクリートの鉄筋腐食に関する検討では、コンクリート中の鉄筋の腐食促進実験 (塩水噴霧、中性化促進) を継続 (H27 年度まで) し、鉄筋腐食 (平均、孔食) と力学性能の定式化を行い、健全性評価の枠組みに反映させる。

RC 構造物の長期健全性評価手法を高度化する観点からは、腐食膨張ひび割れ幅と鉄筋の腐食量の関係を高精度化することを目的に、小型化した要素試験体を多数製作し、腐食ひび割れの観測後、直ちに鉄筋を取り出し、質量減を実測していく必要がある。

### 3. 放射線照射によるコンクリート強度劣化評価

#### 本プロジェクトの背景<sup>1</sup>

(独)原子力安全基盤機構の高経年化技術評価に係わる審査マニュアル<sup>2</sup> (以降、JNES 審査マニュアル) では、放射線照射によるコンクリートの劣化メカニズムについて、「コンクリートへの中性子照射やガンマ線照射によるコンクリート強度低下のメカニズムについては必ずしも明確になっていない。ただし、中性子照射やガンマ線照射を受けた物質は発熱することが知られており、コンクリート中に水分逸散が生じて、乾燥に伴うひび割れなどによりコンクリートの強度低下に結びつく可能性がある。」と記載しており、強度低下を発生させる可能性のある原因として、乾燥収縮によるひび割れなどを挙げている。

また、放射線に対するコンクリート構造物の健全性評価は、60年時点の放射線照射量予測値がコンクリート強度に問題となるようなレベル(下記を目安値)を超えているか否かを評価しており、中性子およびガンマ線について、目安値を超えていなければ健全であると評価している。

中性子照射：  $1 \times 10^{20}$  n/cm<sup>2</sup>

ガンマ線照射：  $2 \times 10^{10}$  rad

この目安値は、Hilsdorf 論文<sup>3</sup>などを参照して設定した数値であると言われているので、目安値に関して文献調査を実施した。具体的には、放射線影響評価や目安値設定の根拠となっているとされている図 3-1 および図 3-2 にまとめられている放射線照射試験における材料条件や照射条件について調査し、軽水炉における材料条件や照射条件と比較することにより、軽水炉の高経年化技術評価への適用性について検討した。

その結果、下記の通り、照射試験における試験条件が軽水炉の供用条件と異なることが明らかとなった。

- ・ 評価物性：圧縮強度ではなく曲げ強度を評価しているケースを確認した。
- ・ 使用材料：軽水炉の建設で使用されているポルトランドセメント以外のセメント(アルミナセメント等)が使われているケースを確認した。
- ・ 試験体形状：試験体形状(直方体：8×8×70mm)より圧縮強度を評価できるとは考えにくいケースがあった。
- ・ 照射条件(温度)：加速照射を行うため、照射温度が 100℃を超えているケースが多く見られた。なお、軽水炉ではコンクリート構造物の温度が 65℃(局部的には 90℃)

<sup>1</sup> ここで示す内容は、前フェーズにおける研究成果の内容である。

<sup>2</sup>(独)原子力安全基盤機構：高経年化技術評価審査マニュアル コンクリートの強度低下及び遮へい能力低下(含む鉄骨構造の強度低下)，H21. 4. 3

<sup>3</sup>Hilsdorf, H. K., et al., “The Effects of Nuclear Radiation on the Mechanical Properties of Concrete,” ACI SP-55, 1978

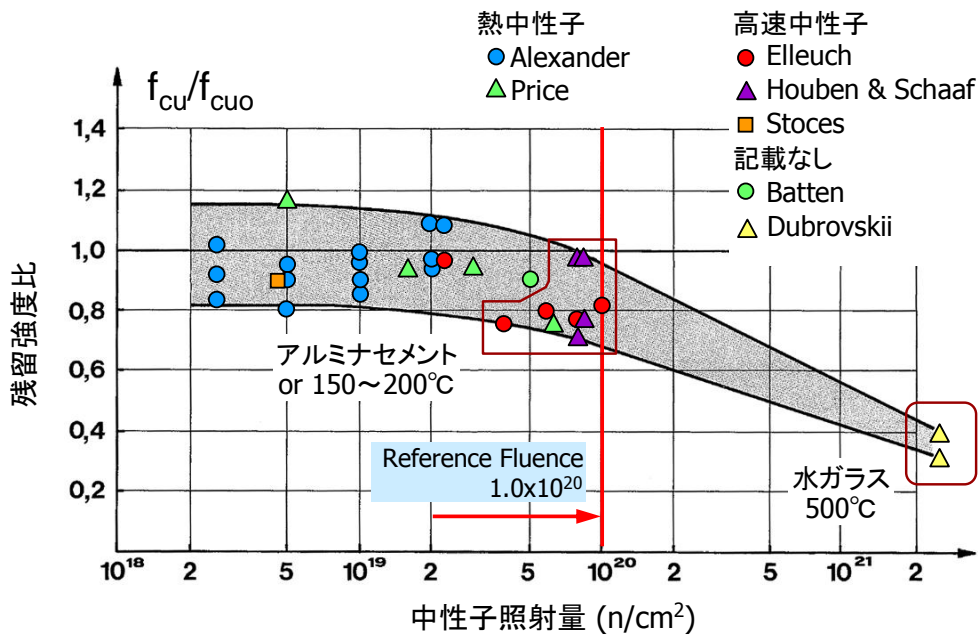
以下に押さえられている。

- 照射条件（中性子エネルギーレベル）：高経年化技術評価における中性子照射に対する健全性評価では、0.1MeV以上の高速中性子照射量予測値と目安値の比較により健全性評価を行っているが、エネルギーレベルの低い中性子により照射試験を行っているケースやエネルギーレベルが不明であるケースを確認した。
- 軽水炉ではステンレス製ライナー等により、コンクリートが直接水と接触することはないが、試験体を水中に浸漬して、ガンマ線照射試験を行っている照射試験が含まれていた。

以上の調査結果に基づいて、図 3-1 および図 3-2 より、軽水炉の環境条件とは異なる試験条件で取得されたデータを除去すること、下記のことが明らかとなった。

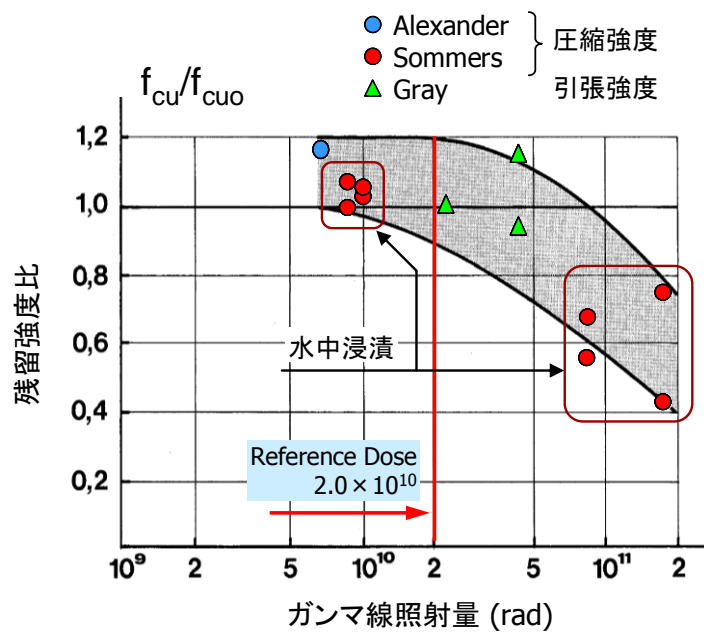
- 中性子のエネルギーレベルを考慮すると、軽水炉の高経年化技術評価に向けて残留強度を議論できるデータ数は2点（Stoces and Batton）となる。
- ガンマ線については、もともとデータ数が少なく、軽水炉条件とは異なるデータを除去すると、残留強度を議論できるデータは1点（Alexander）となる。
- Hilsdorf 論文では、中性子およびガンマ線ともに、照射量の増加に伴い、残留圧縮強度が低下する傾向は確認できない。
- Hilsdorf 論文では、中性子およびガンマ線ともに、照射試験データが少ないので、残留強度を議論することは難しい。

このように、Hilsdorf 論文<sup>3</sup>は、放射線影響評価や目安値設定の根拠としては、科学的な根拠が不足しており、放射線照射に対する健全性評価の信頼性を向上させるためには、放射線照射がコンクリートの物理特性に与える影響を把握し、劣化メカニズムを解明し、安全審査に資する科学的基盤を拡充する必要があることが重要であることを明確にした。



(参考文献 3 の凡例を変更、注記を追加)

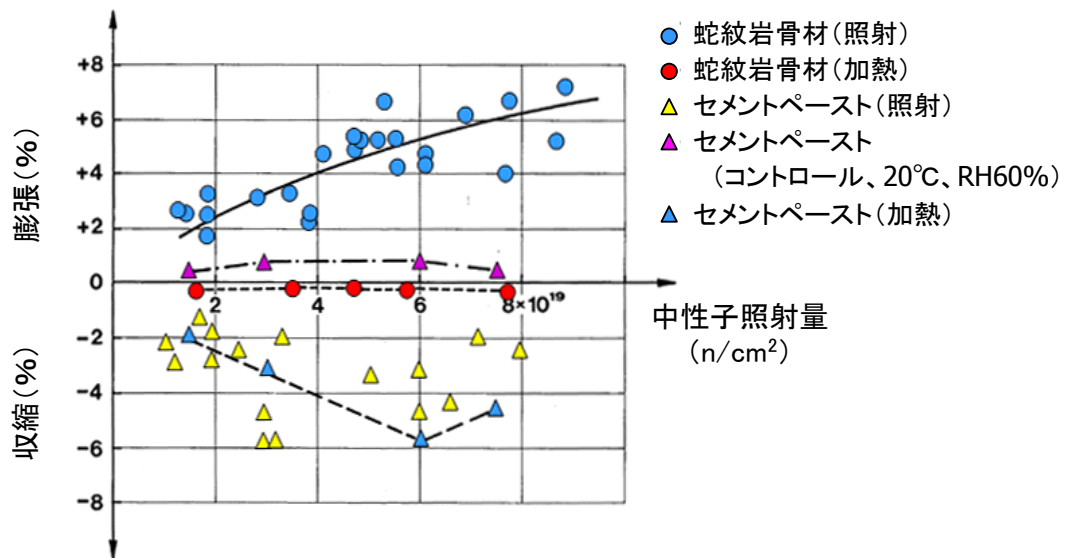
図 3-1 中性子照射量とコンクリートの圧縮強度の関係<sup>3</sup>



(参考文献 3 の凡例を変更、注記を追加)

図 3-2 ガンマ線照射量とコンクリートの圧縮強度の関係<sup>3</sup>





(参考文献3の凡例を変更)

図3-3 中性子照射量と骨材・セメントペーストの体積変化の関係<sup>3</sup>

これらの知見にもとづき、Hilsdorf 以降の研究を評価し、軽水炉に用いるコンクリートの  $F_c/F_{c0}$  (照射後のコンクリート強度とリファレンスコンクリート強度の比) についてとりまとめたものが、以下のものとなる。ここに示されるように、照射によってコンクリート強度は低下するものと考えられた。

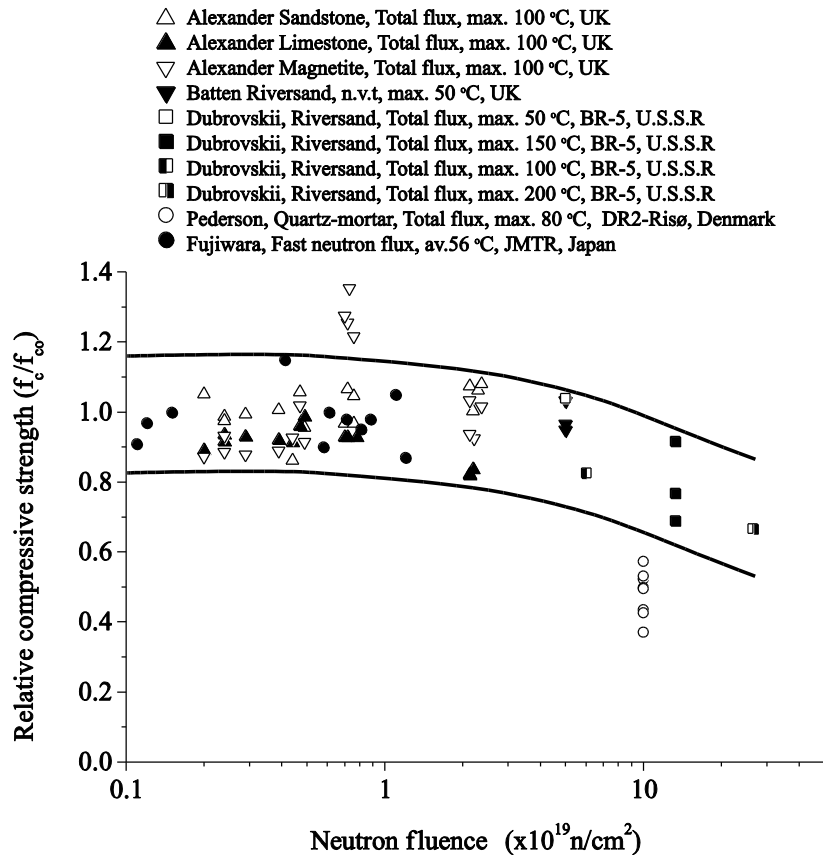


図 3-4 中性子照射量と相対コンクリート強度の関係<sup>4</sup>

<sup>4</sup> J. Komonen and V. Penttala, —Effects of High Temperature on the Pore Structure and Strength of Plain and Polypropylene Fiber Reinforced Cement Pastes, || Fire technology 39(1), pp. 23-34, 2003.

## 本研究の目的<sup>5</sup>

本研究では、健全性評価のフローの骨格として、図 3-5 を想定した研究を行う。

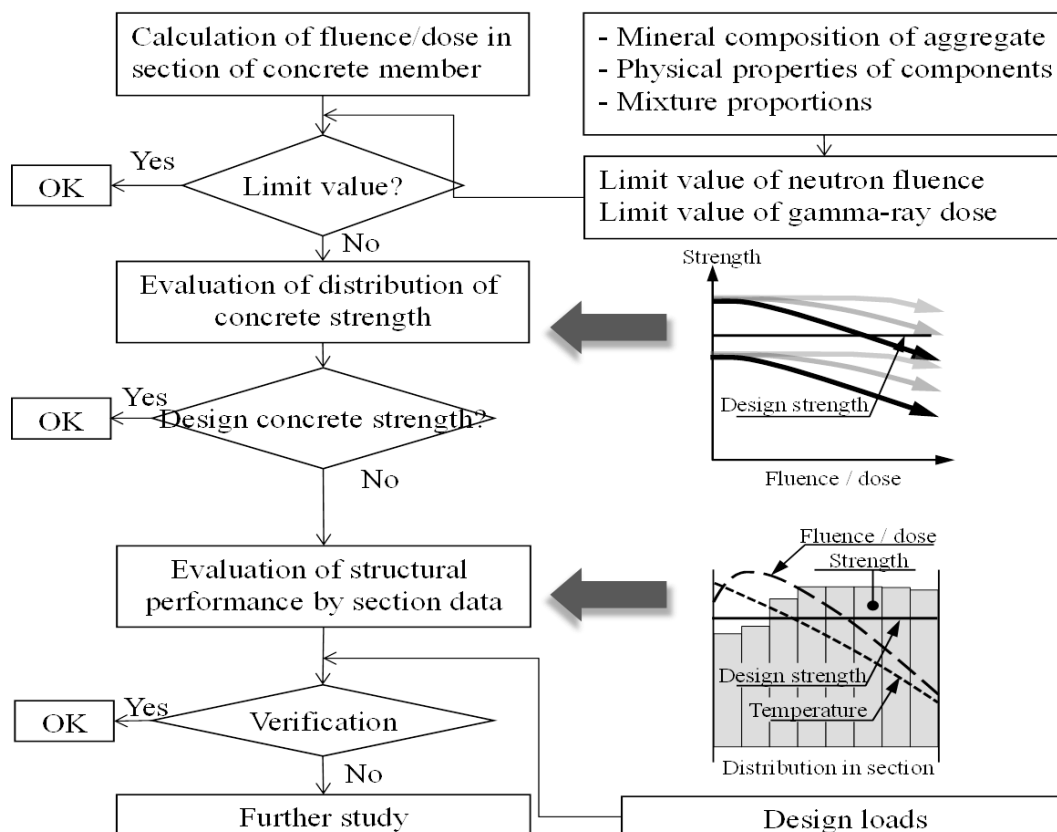


図3-5 放射線照射の影響を受けるコンクリート部材の健全性評価のフロー

このフローを成立させるため、もっとも科学的知見が無いものが放射線照射影響に関する科学的知見、規制値を定めるための技術基盤情報である。また、科学的知見を網羅し、実験データを整理するだけでは照射量による規制値の設定はできるが、それより下位の健全性評価フローを構成することはできない。科学的基盤を接合する数理モデルによる評価が、規制値より下位の健全性評価フローを構成可能とする。

以上の観点から必要となる研究項目について概要を取りまとめる。

a) **照射量に基づく劣化度評価手法の検討**：どのような骨材を用いた場合に膨張挙動が生じ、結果として、コンクリート内の損傷とコンクリートの強度低下につながるかに関する基盤データの拡充が不可欠である。本研究では、石英量が 90%以上の中性子に対する膨張

<sup>5</sup> 本節は、2013 年度高経年化技術評価高度化事業の報告書に加筆したものである。

特性の高いと考えられる骨材と、砂岩で粘土鉱物量が多く、収縮が大きく中性子に対する膨張性が小さいと考えられる骨材を用いたコンクリートの物性を比較することにより、骨材の照射影響を抽出することを一つの目的とした。加えて、照射後の試験体の水分逸散の程度が異なることから、骨材影響単身を抽出する目的で照射後の PIE の前に前乾燥を実施することとした。

また、科学的知見を収集するという観点からは、中性子、ガンマ線、熱の影響が同時に作用する部材、その内部のコンクリートの劣化を適切に評価するためには、中性子線の影響のみならず、ガンマ発熱の影響、ガンマ線発熱や伝熱による部材の加熱とそれによる乾燥の影響についても定量的な評価をすることが必要である。そのため、図 3.3-6 に示す各種要因について、それぞれの化学的変質とそのメカニズム、また、それらがコンクリート物性変化に及ぼす影響について定量的に把握することを目指した。これは、原子力発電所に用いられるコンクリートが地産地消であり、さまざまな性質を持つコンクリートの健全性評価の妥当性を判断するためには、背景となる科学的基盤の確立無しには成し得えないからである。

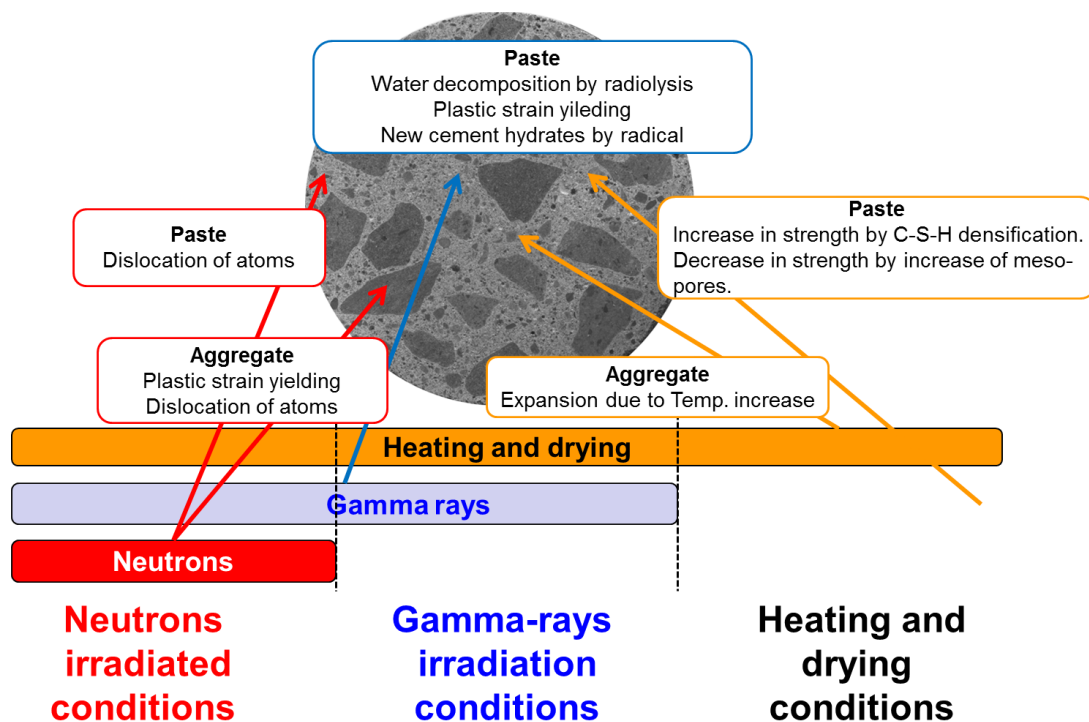


図 3.3-6 コンクリートの変質を及ぼす要因

次にこれらの知見を求めた上で、さらなる規制のあり方を議論する場合には、以下のような2項目の検討を行う必要があると考えられる。

b) **コンクリート強度等の直接評価**：照射量の制限値を上回ったとしてもコンクリート強度

の低下が本当に生じているかどうかは、まだ検討の余地がある。この場合、実躯体からのコアコンクリート強度の調査、あるいは非破壊試験と数値解析的検討の組み合わせなどによって、評価をすることで健全性評価が可能である。また、これは将来の課題となるが、表層部骨材の分析から、骨材の膨張量が推定できる場合においては、この値からコンクリートの健全性を評価することも可能となると考えられる。そのためには、骨材の構成成分と放射線量に依存した膨張特性のデータベースが必要になる。この点に相当するものとして、本検討では、異なる石英量を有する試験体についても照射試験を実施している。

c) **部材レベルによる性能評価**：中性子およびガンマ線が照射される部材のコンクリート劣化は、コンクリート自体に遮蔽効果があるため、もっとも影響を受けるのは最内側コンクリートであると考えられる。この内部コンクリートの損傷の程度を理解し、部材の性能を予測・評価は、放射線・水・熱の輸送とコンクリートの変質を評価する数値計算によることで可能となる。これらの枠組みを整備し、健全性評価に資するデータを蓄積することで、健全性評価の枠組みについてより包括的なものを提案することが可能となる。

## 国際知見交換会と先進技術の反映

コンクリートの放射線影響は、原子力プラントの Long-term operation において重要な課題となっている。一方、コンクリートの放射線影響を明らかにして規制のあり方を検討する上では、照射試験が高価なこと、コンクリートが地産地消の材料であり、セメントや骨材を初め、極めて多様な構成材料より成り立つといった課題がある。このことを考慮すると、その影響の解明と規制のあり方については、国際的知見を共有することで、本事業に最新知見を反映するとともに、規制に資する考え方を共有することが、我が国の規制研究を実施する上では極めて重要であるといえる。また、現在、科学的にはもっとも進んでいると考えられる日本の検討結果を国際的な場で情報公開することは、国際貢献としても大きな役割として評価されると考えられる。

この観点から、本研究グループでは、国内においても第一線の研究者による照射影響検討会を組織し、本研究の遂行が科学的合理性に基づき行われているかについて、逐次評価をしてもらうことを実施するとともに、米国オークリッジ国立研究所との知見交換会を定期的実施してきた。また、これらの知見交換会の枠組みを日米だけでなく、他国（スペイン、フィンランド、チェコ等）に拡大する議論を進めることとし、International Committee on Irradiated Concrete を組織した。

今年度は、2014年10月8-9日に、フィンランドのヘルシンキ、Fortrum のオフィスにて立ち上げの会合をもち、委員会の Charter の設立に合意した。参加者は米国 (ORNL, EPRI, NRC)、フィンランド (Fortrum, 規制局, VTT)、スペイン (Carmen Andrade 博士, 規制局, 他)、チェコ (大学) であった。議論の結果、Tom Rosseel 博士 (ORNL, 議長)、丸

山（副議長）、Ferreira Miguel 博士（VTT、セクレタリー）が選出され、TCとして、以下のものが組織された。

TC：

1. Structural Performance & Mechanistic Understanding of the Effects of Irradiation on Concrete (YannLe Pape - ORNL, USA)
2. Harvesting and Characterization of Service Irradiated Concrete (Manuel Ordonez, ENRESA, Spain)
3. Accelerated Irradiation Studies of Concrete and Its Components (Michal Koleska, RC-Rez, Czech Republic)
4. Characterization of Irradiated Concrete (Carmen Andrade, CSIC, Spain)

その他、話題提供として、フィンランドからは Fortrum の照射試験の経過報告、スペインからは Zorita プロジェクトの概要と共同研究の投げかけ、米国・ORNL から既往研究のデータ整理と骨材照射試験計画やその他のコンクリートモデリングについて、米国・EPRI からはホウ酸劣化とガンマ線の重畳効果について、チェコからはドイツの廃炉から切り出した部材試験、PIE 設備、非破壊検査について報告があった。

今後、既存構造物・廃炉からの実験データも出てくるが、検証のためにも本研究プロジェクトで得られる結果は、ひとつのリファレンスとなるはずで、今後、多くのコラボレーションを実施することが可能となれば、検証も含めた形の健全性評価法の提案可能性が可能であると考えられる。

#### 6) 2014 年度プロジェクトにおける目標

以上みてきたように、本プロジェクトにおいては、さまざまな規制に資する科学的基盤を実験によって蓄積する。また、メカニズムを明らかにした上で、コンクリート部材中のコンクリート性能の時間変化（すなわち、将来予測）と分布を予測可能な数値解析手法を整備することにより、その知見を体系化する。

さらに、従来から行われている規制の方針や諸外国との動向を踏まえて上で、規制の一例を提案することで、規制の高度化に役立てることを目標とする。

この枠組の中において、2014 年度は、以下のような目標設定を行い、技術的基盤の確立を目指した。

##### [ガンマ線影響]

・一般環境下において、コンクリート供試体にガンマ線を照射し、強度およびヤング率の変化を実験的に確認する。環境影響を受けることが考えられるので、実験室の温湿度を計測し、リファレンスとしての温湿度変化のみ与えた実験について、実験計画を立案する。

##### [中性子影響]

・ノルウェー、IFE 所有の JEEP-II において、コンクリート、骨材、セメントペースト試験体の照射試験を開始する。相互作用メカニズムを明確化することを目的に、照射中の  $H_2$ 、 $O_2$ 、 $H_2O$  の発生量を計測するとともに、照射前後の寸法変化、質量変化を計測する。その上で、中性子のコンクリートにおける  $H_2$  発生に関する G 値の値を算出する。

また、物理特性試験では、コンクリートの物性変化を定量的に把握することを目的、照射開始時および照射後の載荷試験を実施する。

中性子照射試験においては、ガンマ線およびガンマ線発熱による影響も重畳するので、リファレンスとして、加熱試験も併せて実施する。今年度は、照射中のサンプルの温度、含水率の経時変化量を把握するとともに、炉内のバラ付きを考慮して、加熱試験計画を立案し、予備実験を行いこれが実施可能であることを確認する。

##### [数値解析的検討]

・今年度は、過年度までに構築した放射線環境下のコンクリート部材の劣化の分布と経年変化を評価できるコードの検証を JPDR 炉の廃炉時のデータにもとづき実施する。加えて、コンクリートの膨張がコンクリートの強度低下以外の影響を及ぼす可能性に着目し、放射線により骨材が膨張した場合の剥落などの評価を可能とする解析手法の構築を行う。

また、解析コードのうち、コンクリート変質予測コードとコンクリート部材コードの高度化に資する実験を行い、解析コードの高精度化を実施する。

### 3.1 コンクリートおよび構成要素のガンマ線影響評価

#### 3.1.1 物理特性試験（コンクリート）

##### (1) 試験概要

##### 1) 照射試験

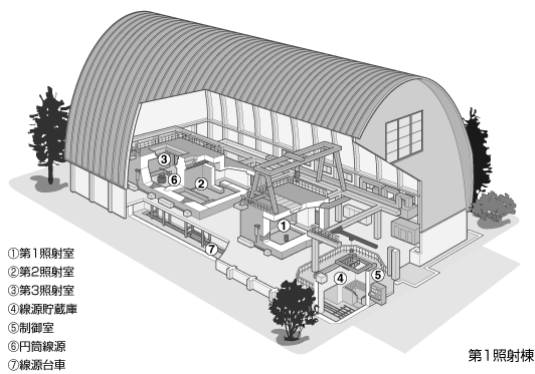
##### (a) 試験目的

ガンマ線照射量および骨材の違いがコンクリートの物理特性（強度、剛性等）に及ぼす影響を把握するために照射試験を実施する。コンクリート試験体を用い、容器等には封入せず、暴露状態で照射を行う。試験パラメータは、ガンマ線照射量 4 水準および骨材種 2 水準とする。

##### (b) 試験場所

ガンマ線照射は、高崎量子応用研究所（群馬県高崎市綿貫町 1233）のコバルト第 1 照射棟の第 2 照射室で行ない、計測のための配管、配線を照射室外の計測システムに接続した。コバルト第 1 照射棟の概要を図 3.1.1-1 に示す。また照射室内における試験体配置状況、照射室内外での配線の経路および敷設状況、乾湿計の設置箇所を図 3.1.1-2～図 3.1.1-7 に、さらに照射室外の計測システムの外観を図 3.1.1-8～図 3.1.1-10 に示す。図 3.1.1-6 の風速計は照射開始前の時間帯のみに使用され照射開始前に室外に搬出した。





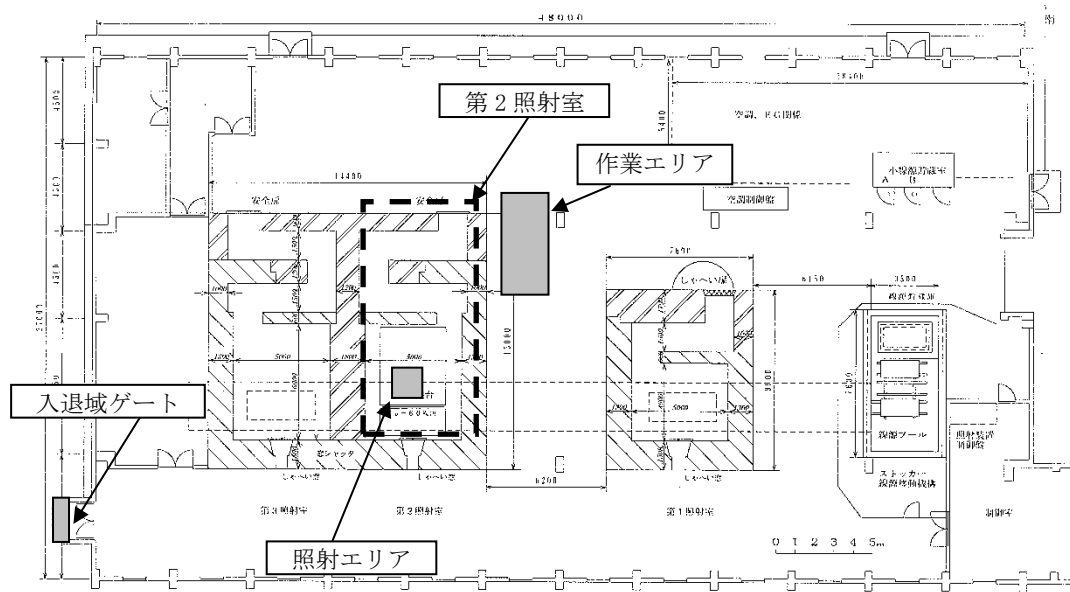
- ①第1照射室
- ②第2照射室
- ③第3照射室
- ④線源貯蔵庫
- ⑤制御室
- ⑥円筒線源
- ⑦線源台車

第1照射棟



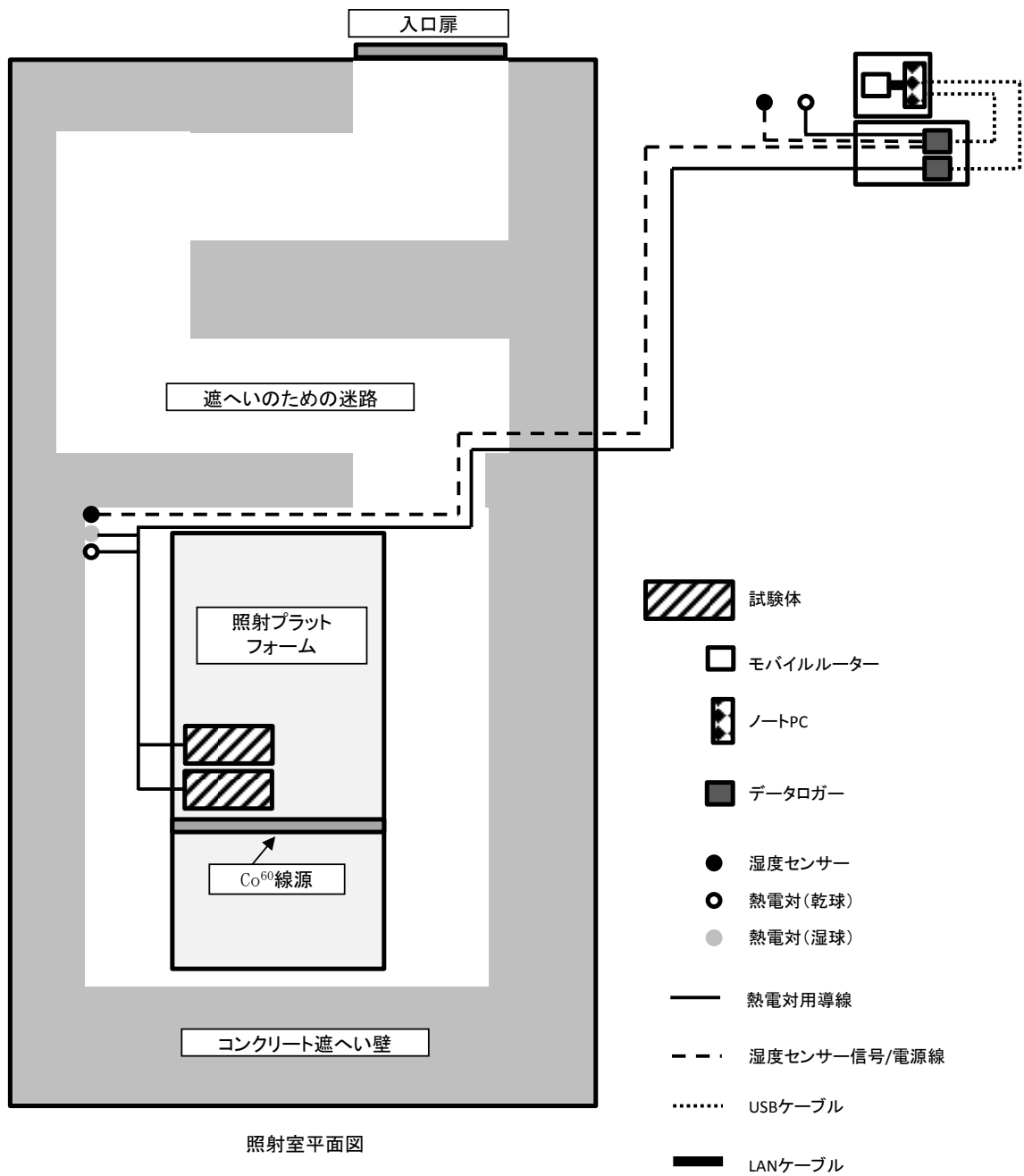
(a) イメージ図

(b) 正面写真



(c) 平面図

図 3. 1. 1-1 コバルト第1照射棟



照射室平面図

図 3.1.1-2 試験エリアにおける配線経路

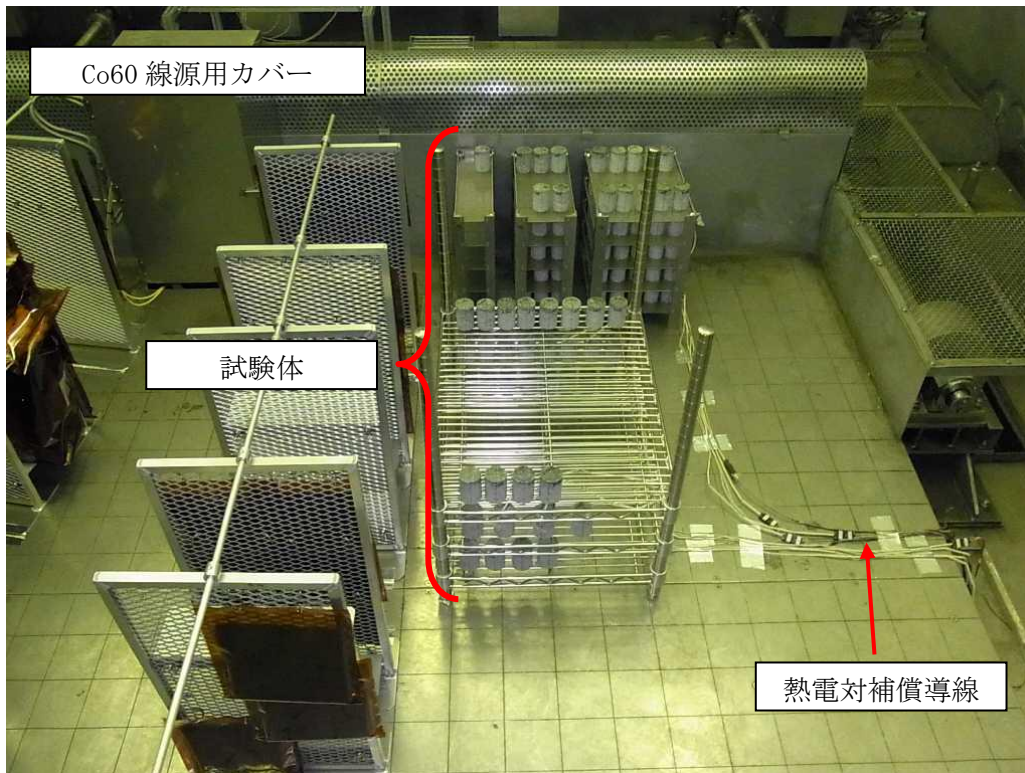


図 3.1.1-3 試験体配置写真 (全体)



図 3.1.1-4 試験体配置写真 (前列棚)



図 3.1.1-5 試験体配置写真（後列棚）



図 3.1.1-6 湿度計測ユニットおよび風速計測システム

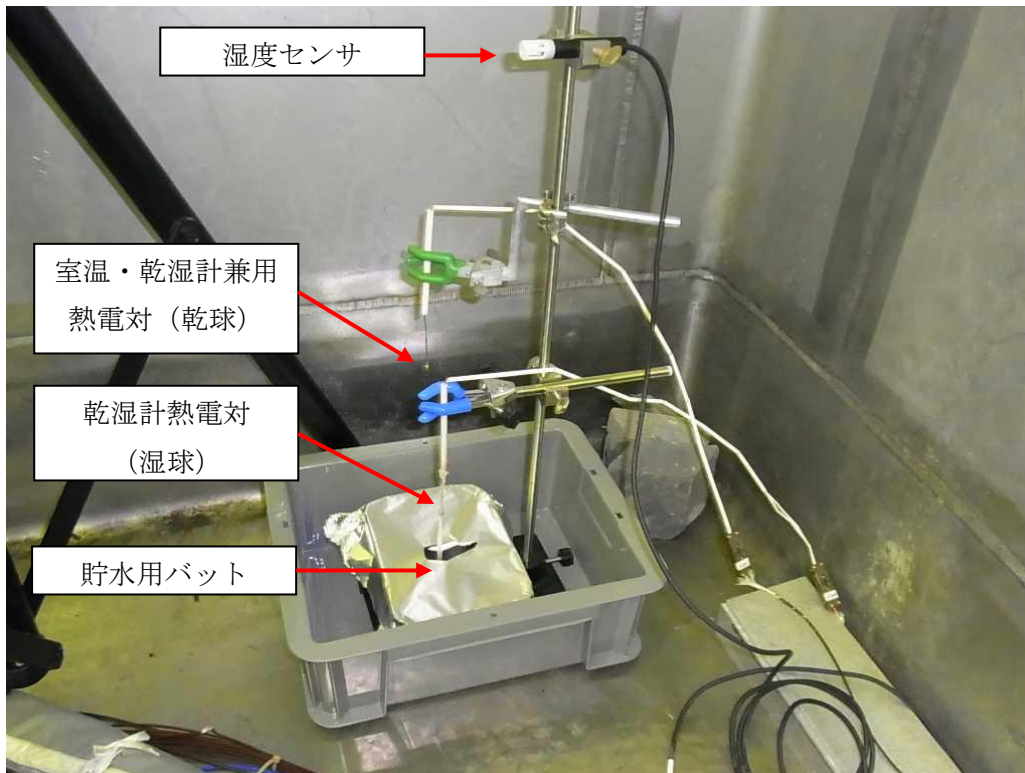


図 3. 1. 1-7 湿度計測ユニット



図 3. 1. 1-8 照射室外計測システム外観



図 3. 1. 1-9 通信機内臓モバイルルーター外観



図 3. 1. 1-10 照射室外湿度センサおよび熱電対設置箇所

(c) 試験計画

a) 試験体

試験体は、2011年度に製作したφ40×60mmの円柱形コンクリート試験体とする。調合は、セメントには早強ポルトランドセメントを、細骨材には山砂（SD2）を用いて、水セメント比を50%として、粗骨材に砂利（GV2）1種類と碎石（凝灰岩）（SS6）1種類を用いた計2調合である。

打設後、20°Cで封緘養生していた試験体を、試験開始前に脱型し、研磨した後、以下に示す試験体IDを油性マジックで記入した。

- ・コンクリート試験体（骨材1：砂利）（φ40×60mm）：1-001～1-060（60体）
- ・コンクリート試験体（骨材2：碎石）（φ40×60mm）：2-001～2-060（60体）

b) 照射試験

(i) 試験条件

試験環境は暴露環境下とし、ステンレス製試験体設置棚に試験体を配置し照射した。ステンレス製試験体設置棚を図3.1.1-11に示す。

照射量は、 $2.0 \times 10^5$  kGy、 $1.0 \times 10^5$  kGy、 $5.0 \times 10^4$  kGy、 $2.5 \times 10^4$  kGyの4水準とし、線量率が10kGy/h、5kGy/h、2.5kGy/h、1.25kGy/hの位置に試験体を4ヶ月、8ヶ月、16ヶ月、32ヶ月間配置することにより、照射速度の影響も考慮する。なお、この照射期間は目標の照射量を得るための目安の期間であり、照射期間中の線源の交換や減衰による線量率の変化を踏まえて適宜見直しすることとした。試験パラメーター一覧および試験体設置のイメージを表3.1.1-1および図3.1.1-12に示す。

図3.1.1-13～図3.1.1-19に照射試験配置図、図3.1.1-20に試験体管理番号、図3.1.1-21に照射エリアを示す。



図 3. 1. 1-11 ステンレス製試験体設置棚

表 3. 1. 1-1 試験パラメーター一覧

		線量率			
		10kGy/h	5kGy/h	2.5kGy/h	1.25kGy/h
照射期間	4ヶ月	2.5×10 <sup>4</sup> kGy 骨材2種類	—	—	—
	8ヶ月	5.0×10 <sup>4</sup> kGy 骨材2種類	2.5×10 <sup>4</sup> kGy 骨材2種類	—	—
	16ヶ月	1.0×10 <sup>5</sup> kGy 骨材2種類	5.0×10 <sup>4</sup> kGy 骨材2種類	2.5×10 <sup>4</sup> kGy 骨材2種類	—
	32ヶ月	2.0×10 <sup>5</sup> kGy 骨材2種類	1.0×10 <sup>5</sup> kGy 骨材2種類	5.0×10 <sup>4</sup> kGy 骨材2種類	2.5×10 <sup>4</sup> kGy 骨材2種類

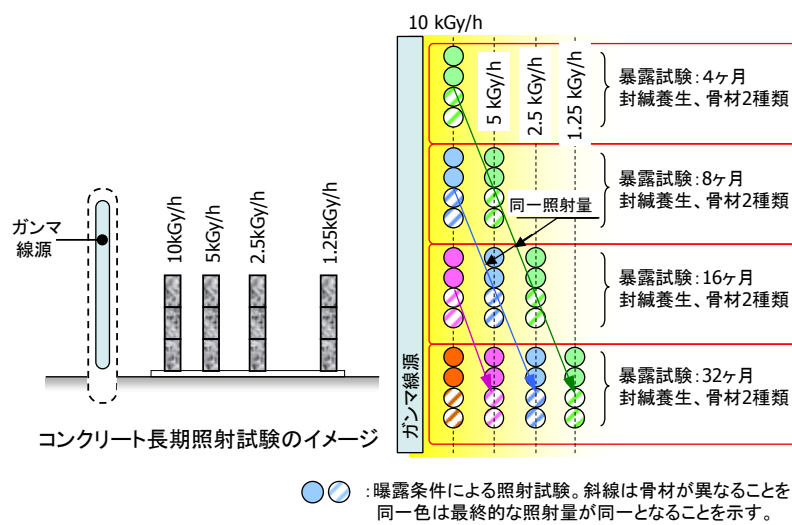


図 3. 1. 1-12 試験体設置のイメージ



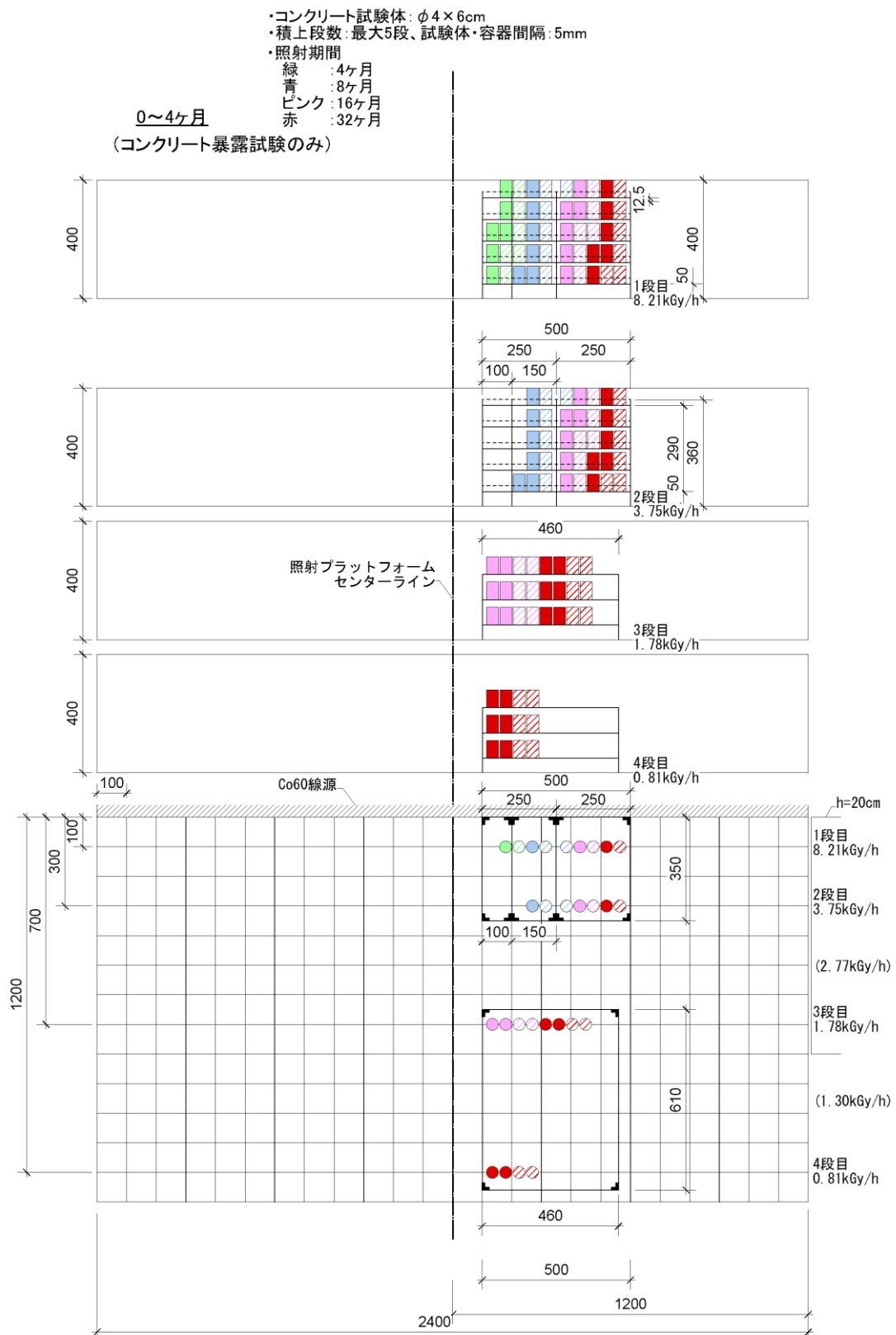


図 3. 1. 1-13 照射試験配置図 : 0~4 ヶ月間

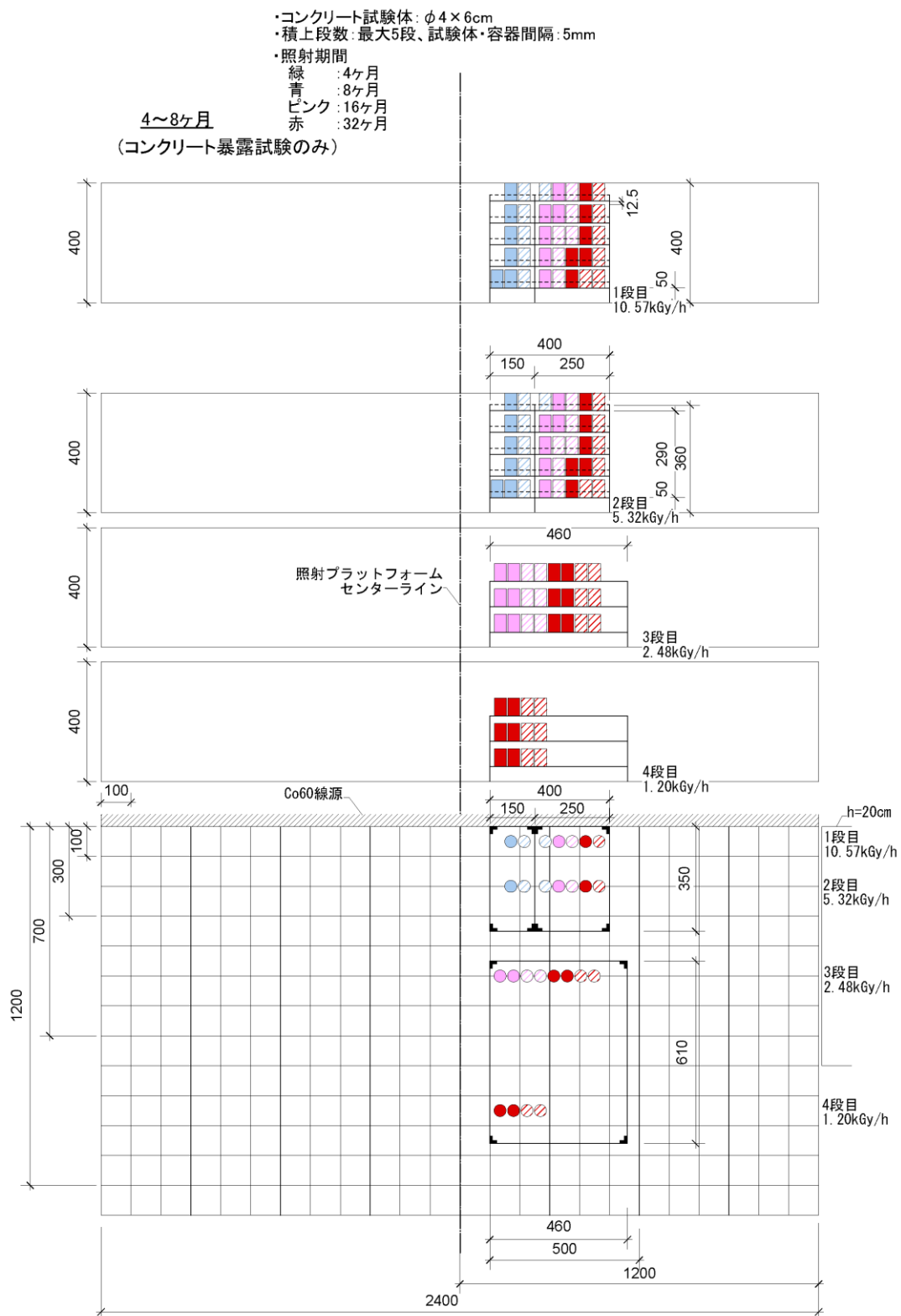


図 3. 1. 1-14 照射試験配置図：4~8ヶ月間

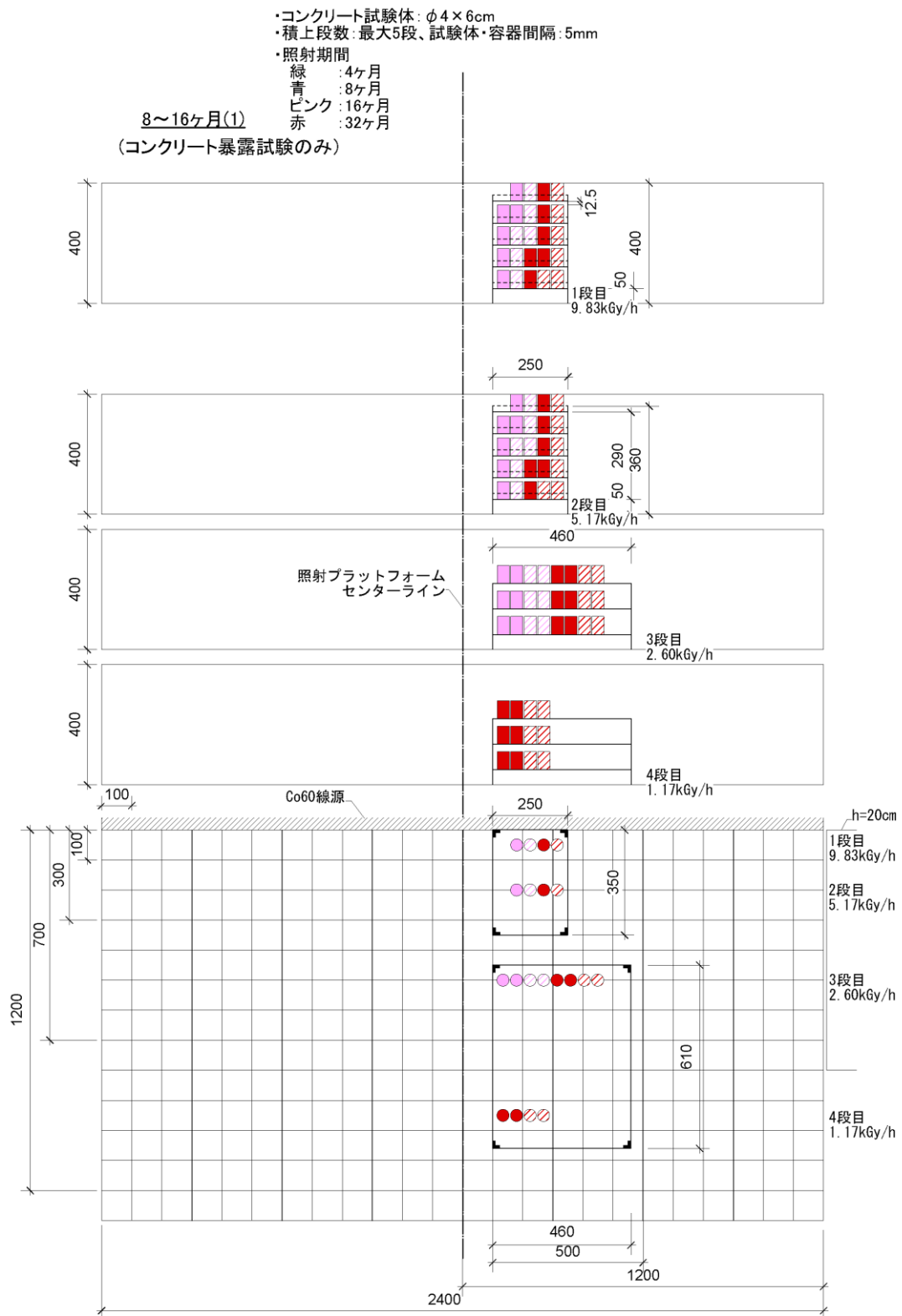


図 3.1.1-15 照射試験配置図 : 8~16 ヶ月間 (1)

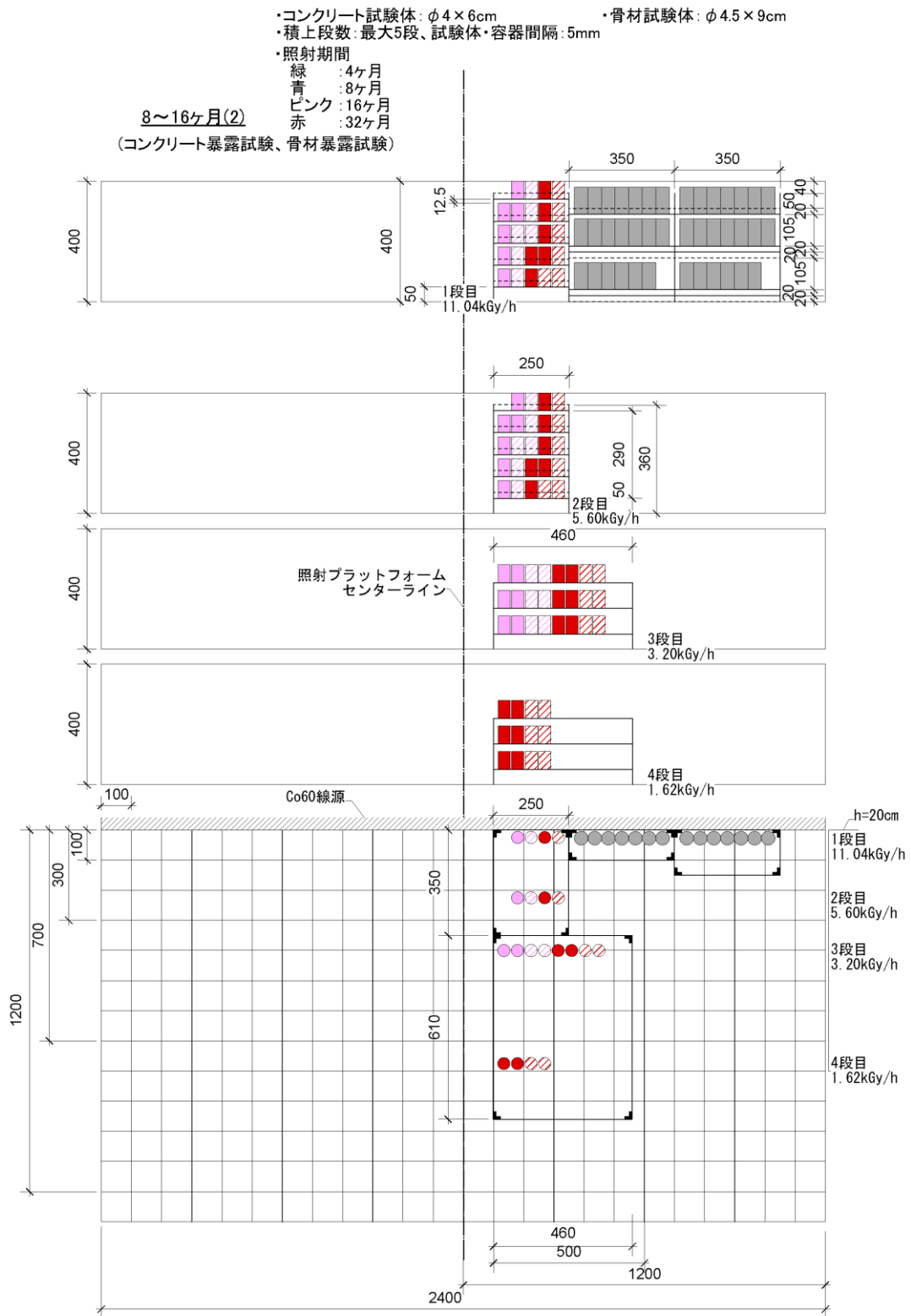


図 3.1.1-16 照射試験配置図：8～16ヶ月間(2)

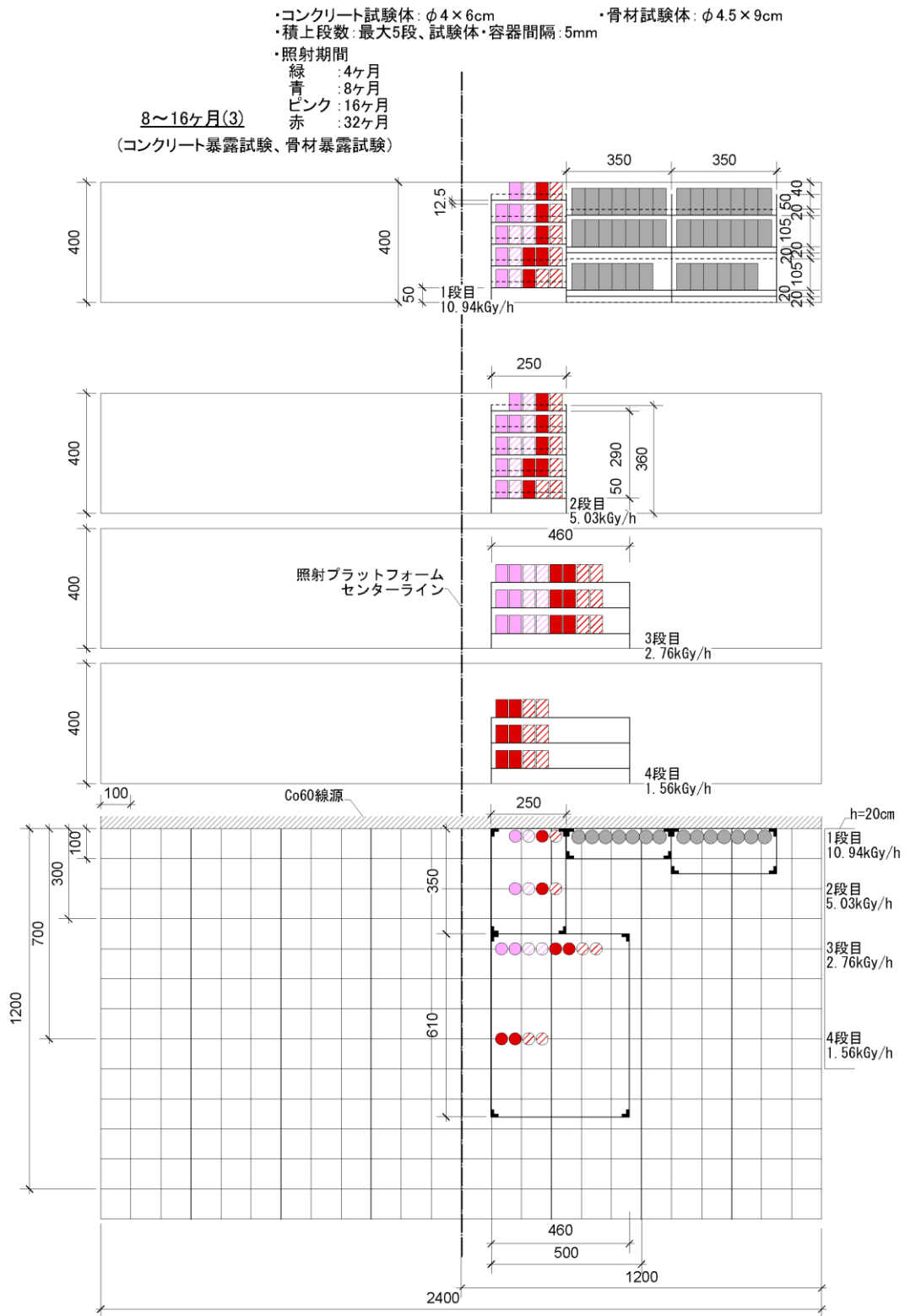


図 3.1.1-17 照射試験配置図：8～16ヶ月間 (3)

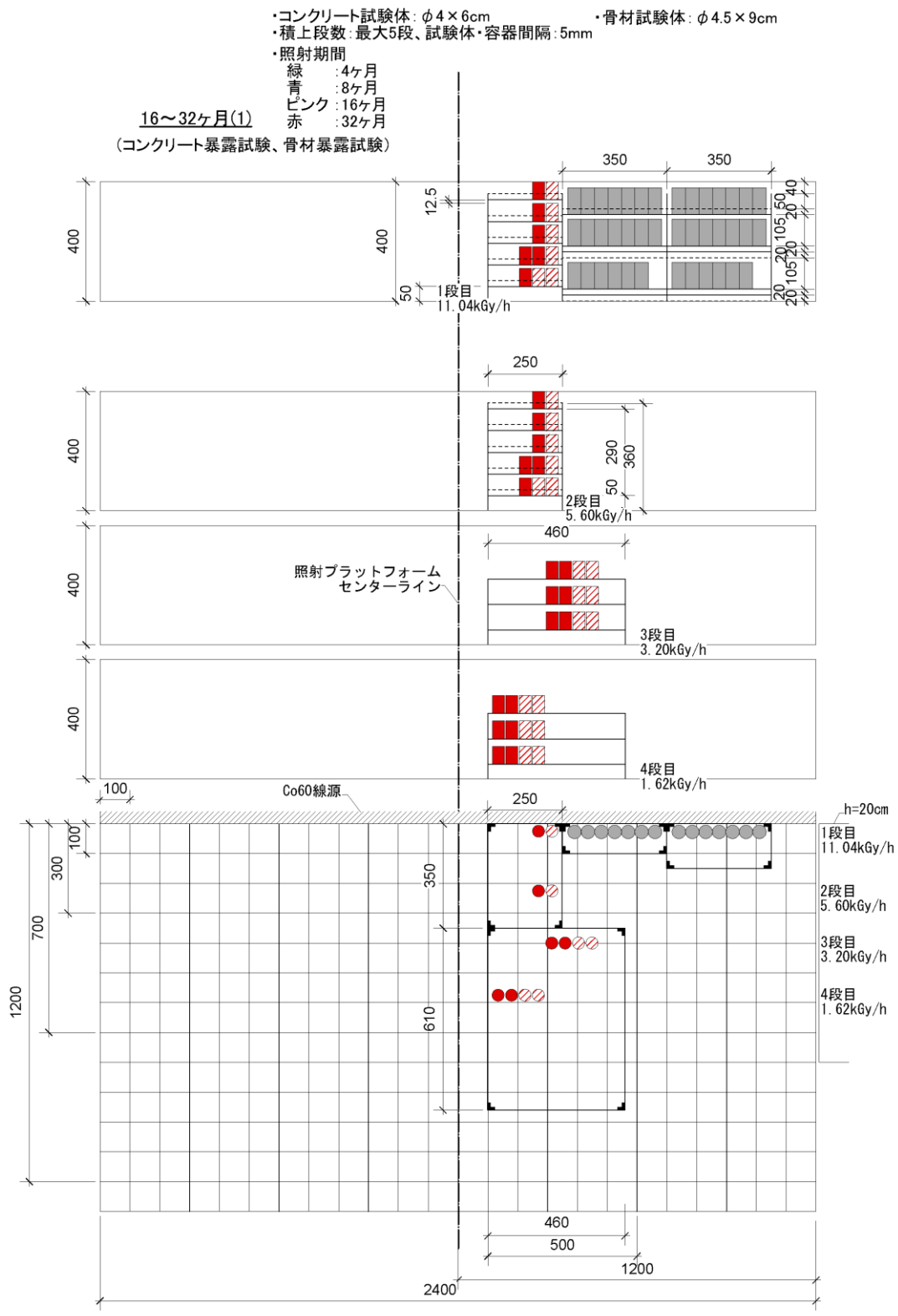


図 3. 1. 1-18 照射試験配置図：16～32ヶ月間（1）

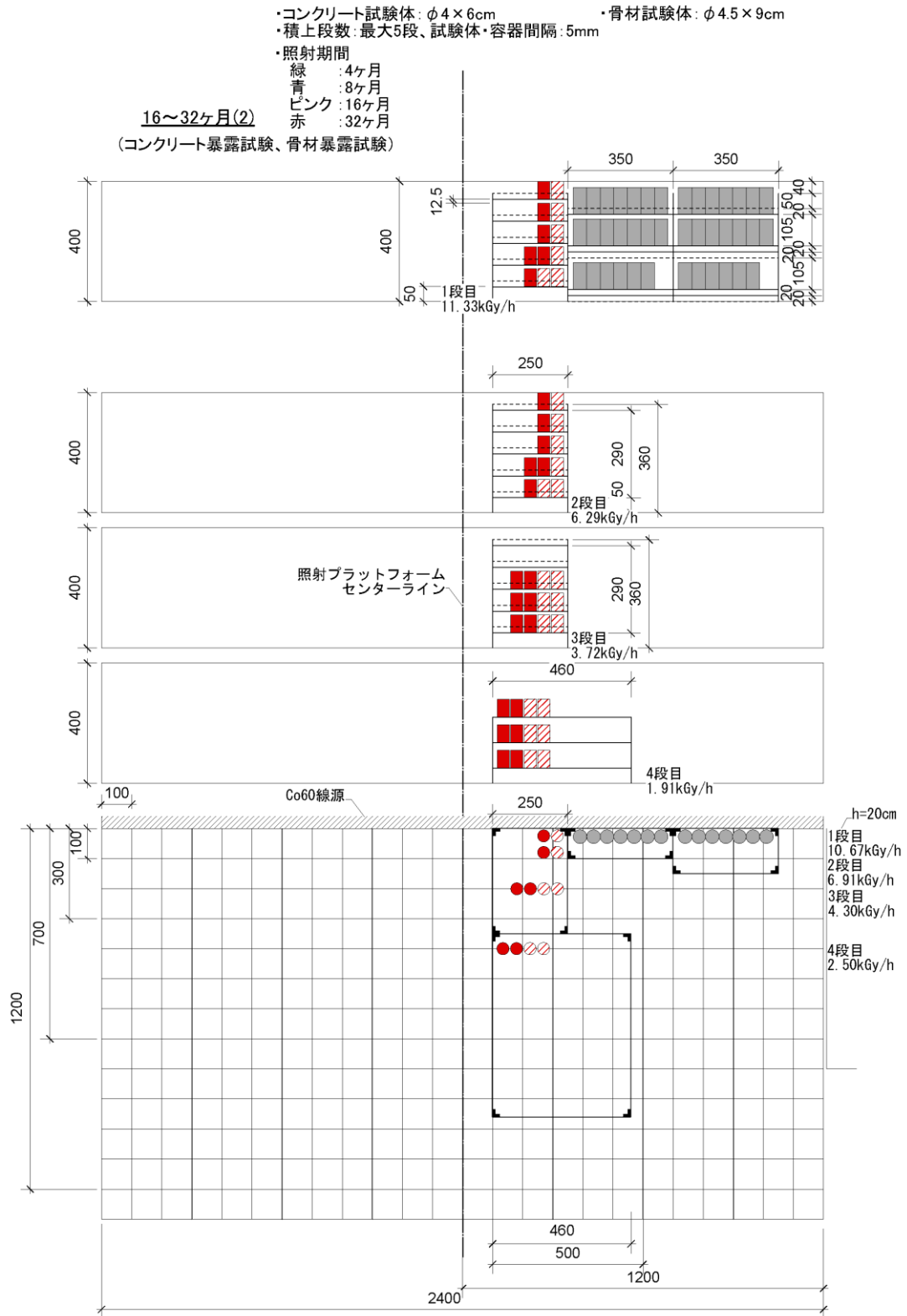


図 3.1.1-19 照射試験配置図: 16~32ヶ月間 (2)

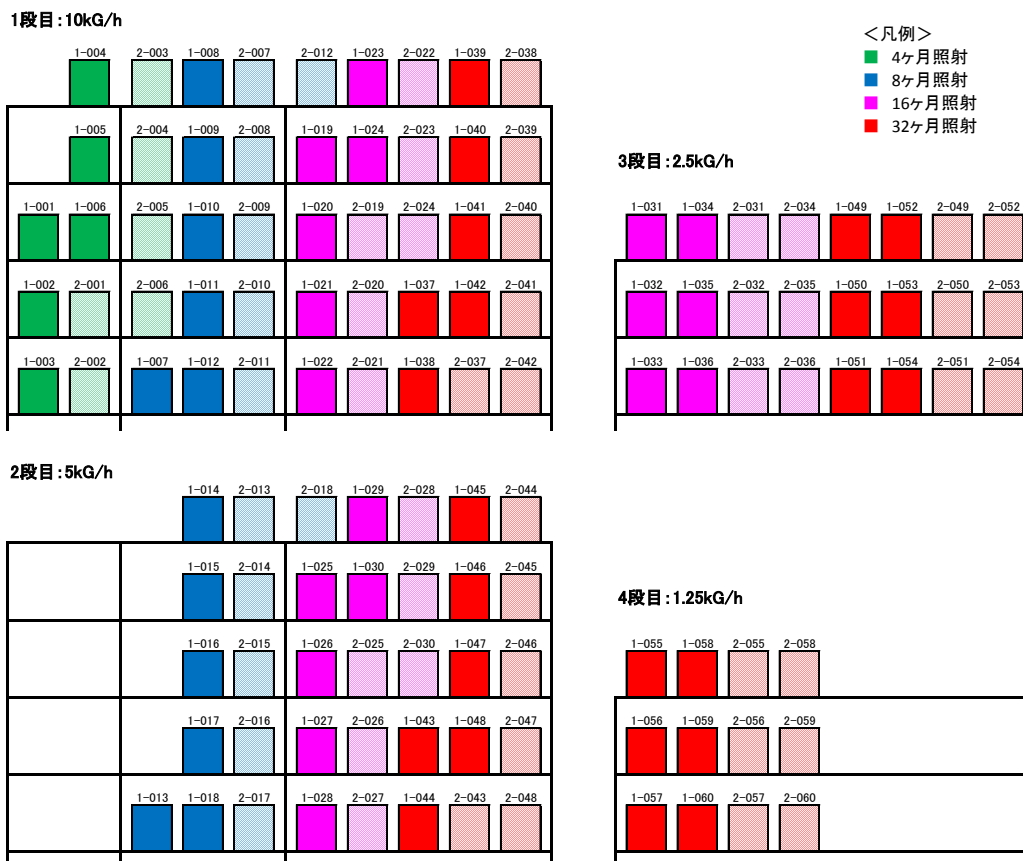


図 3. 1. 1-20 試験体管理番号

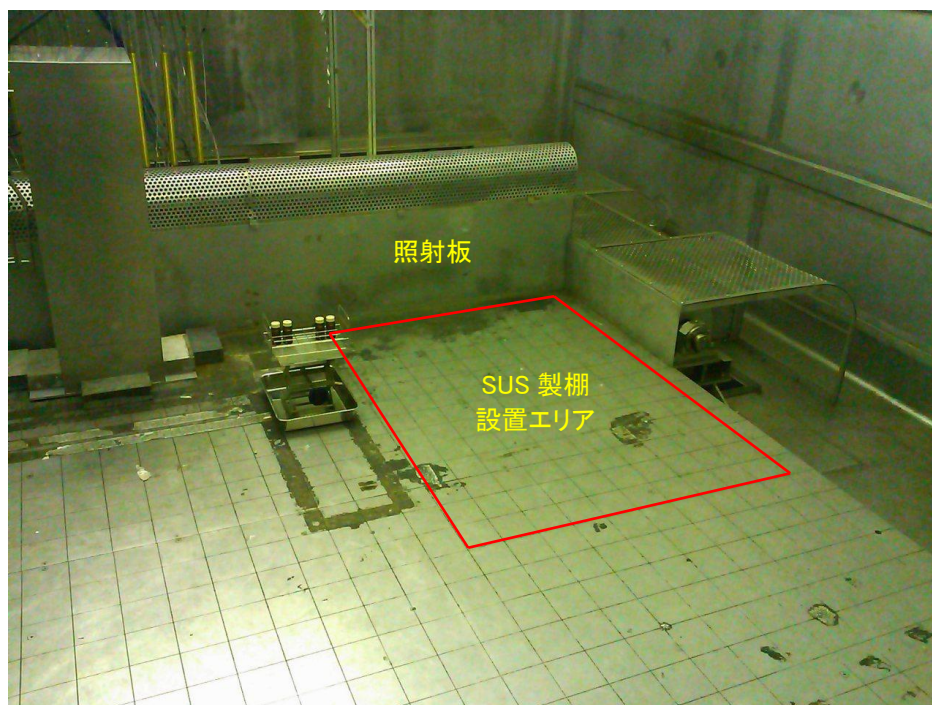


図 3. 1. 1-21 照射試験エリア



(ii) 測定項目

照射試験中の測定項目を以下に示す。

- 温度 : 照射試験中の室内および試験体表面の温度を測定する。試験体に取り付けた熱電対のケーブルをデータロガーに取り込む。なお、照射板からの距離に応じて試験体を 8 体程度選定し、試験体側面に熱電対を取り付けた。
- 湿度 : 照射試験中の室内の湿度を測定し、データロガーに取り込む。
- ガンマ線量 : 指定日にガンマ線量を測定する。測定は 1 回当たり 1 時間とする。
- 照射時間 : 照射時間を記録、管理する。

照射後物性試験の項目を以下に示す。なお、自由水量、結合水量、TG-DTA などの化学分析に関する測定項目については、今後の検討の進捗に応じて見直しになる可能性がある。

質量変化、寸法変化、圧縮強度、静弾性係数、自由水量、結合水量、TG-DTA

## 2) 非照射・加熱試験

### (a) 試験目的

ガンマ線照射試験において、コンクリート試験体はガンマ線の影響のみならず、ガンマ線発熱の影響を受けることから、熱・乾燥の影響をも受ける。コンクリートの変質を及ぼす要因として、ガンマ線の影響によるものと熱・乾燥の影響によるものを切り離して評価するために、照射試験の比較用として熱影響試験（非照射・加熱試験）を実施する。

### (b) 試験計画

#### a) 試験体

サイズ、調合、材齢および養生方法は、ガンマ線照射試験に用いる試験体と同じとする。

- ・コンクリート試験体（骨材 1：砂利）（ $\phi$  40×60mm）：1-061～1-078（18 体）
- ・コンクリート試験体（骨材 2：碎石）（ $\phi$  40×60mm）：2-061～2-078（18 体）

#### b) 非照射・加熱試験

##### (i) 試験条件

非照射・加熱試験は、ガンマ線照射中に試験体を受ける熱・乾燥の影響を再現するため、同等の温度および湿度を模擬できる恒温恒湿槽（IG400 および PR-2K）内で、試験体を暴露した状態で実施する。恒温恒湿槽および試験体設置状況を図 3.1.1-22～図 3.1.1-25 に示す。

試験パラメータは、試験期間をガンマ線照射試験 4 ヶ月、8 ヶ月、16 ヶ月、32 ヶ月相当の 4 水準とし、温湿度は、ガンマ線照射試験 1 列目および 4 列目に相当する温湿度条件の 2 水準とする。試験パラメーター一覧を表 3.1.1-2 に、試験体管理番号を図 3.1.1-26 に示す。

温湿度の条件は、照射試験で計測される温湿度に基づいて以下の通り設定する。なお、温湿度の履歴としては以下で設定した値をさらに 1 週間で平均化したものを用いる。

- ・温度：熱電対による照射試験体表面温度の 1 列目および 4 列目毎の平均値
- ・湿度：照射室内温度に対応する相対湿度（乾湿計換算）を照射試験体の表面温度に対応する相対湿度へ換算した値

ただし、このように設定した湿度は、本試験で使用する恒温恒湿槽の制御範囲を外れる場合があり、そのときは制御可能範囲で最も近い湿度で養生する。また、加熱試験中においては、定期的に試験体質量を計測し、それぞれの試験体と対応するガンマ線照射の試験体と質量減少量が大きく乖離することが無いように適宜湿度を調整する。なお、試験期間が完了する前に照射試験体の質量減少量を上回る場合には、アルミパックで封緘して水分逸散が無い状態で加熱養生するものとする。



図 3. 1. 1-22 恒温恒湿槽：IG400（照射試験 1 列目模擬）



図 3. 1. 1-23 試験体設置状況（照射試験 1 列目模擬）



図 3. 1. 1-24 恒温恒湿槽：PR-2K（照射試験 4 列目模擬）



図 3. 1. 1-25 試験体設置状況（照射試験 4 列目模擬）

表 3.1.1-2 試験パラメーター一覧

		温湿度	
		恒温恒湿槽 (IG400)	恒温恒湿槽 (PR-2K)
加熱期間	4ヶ月	照射1列目温湿度模擬 骨材2種類	—
	8ヶ月	照射1列目温湿度模擬 骨材2種類	—
	16ヶ月	照射1列目温湿度模擬 骨材2種類	照射4列目温湿度模擬 骨材2種類
	32ヶ月	照射1列目温湿度模擬 骨材2種類	照射4列目温湿度模擬 骨材2種類

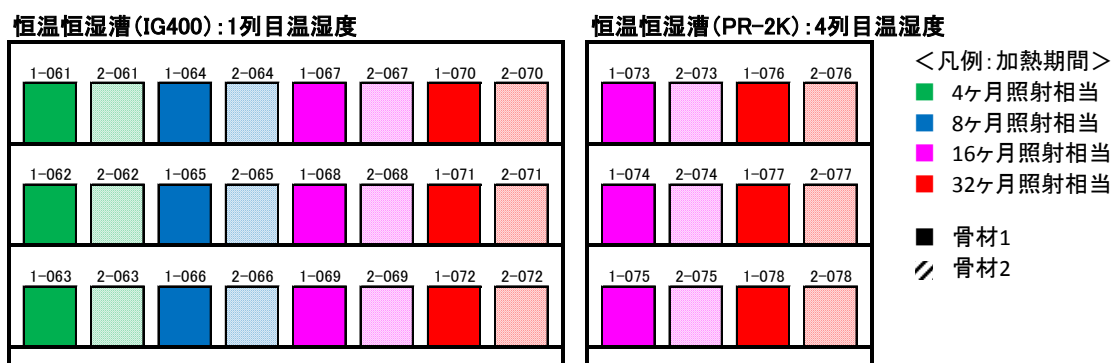


図 3.1.1-26 試験体管理番号

(ii) 測定項目

照射後物性試験の項目を以下に示す。なお、自由水量、結合水量、TG-DTAなどの化学分析に関する測定項目については、今後の検討の進捗に応じて見直しになる可能性がある。

質量変化、寸法変化、圧縮強度、静弾性係数、自由水量、結合水量、TG-DTA

## (2) 試験・計測方法

### 1) 質量・寸法計測

照射試験前後の質量および寸法を測定し、それらの変化量を算定した。測定にあたっては、寸法はデジタルノギス使用し 0.01mm 単位まで、質量は電子天秤を使用し 0.01g 単位まで各試験体同じ条件のもと計測した。

### 2) 温湿度計測

試験体温度計測用の熱電対（T 型）は温度計測用試験体の側面に接着され、セラミック絶縁管に通したのちに補償導線に切り替えてデータロガー1（OMRON 製、ZR-RX20）に接続した。照射室内湿度計測ユニットの 2 本の熱電対（乾球および湿球）もデータロガー1 に接続した。照射室内の温度は、湿度計測ユニットの熱電対（乾球）により計測を行った。

照射室内外の湿度センサ（立山科学製 SPF-54）および照射室外の室温計測用 T 型熱電対はデータロガー2（データロガー1 と同型式）に接続した。データロガー本体におけるデータ記録は 5 分間隔とし、データロガーから通信用 PC へのデータ転送は 30 分間隔とした。

乾湿計温度からの湿度計算は、以下の Tetens の飽和蒸気圧曲線の式および Pernter の式を用いた（いずれも経験式、(3.3.1-1)式～(3.3.1-4)式）。Pernter の式における定数 a, b, p はそれぞれ a=0.008、b=610、p=1013 とした（ESPEC 技術情報 No. 11(1997)P1-6）。

Tetens の飽和蒸気圧曲線の近似式による乾球温度における飽和水蒸気圧 e(t)

$$e(t)=6.1078 \times 10^{\wedge}(7.5t/(t+237.3)) \quad (3.3.1-1) \text{式}$$

t : 乾球温度

Tetens の飽和蒸気圧曲線の近似式による湿球温度における飽和水蒸気圧 esw(tw)

$$esw(tw)=6.1078 \times 10^{\wedge}(7.5tw/(tw+237.3)) \quad (3.3.1-2) \text{式}$$

tw : 湿球温度

Pernter の式

$$e=esw-ap(t-tw)*(1+tw/b) \quad (3.3.1-3) \text{式}$$

a、b : 定数

p : 計測環境下の気圧 (hPa)

相対湿度 (%)

$$\text{相対湿度 (\%)} = e/e(t) \times 100 \quad (3.3.1-4) \text{式}$$

### 3) リモートアクセスシステム

試験では計測データのリモートアクセスシステムを用いた。各々の計測結果はインターネット回線を通じてメールの添付ファイルで定時送付された。表 3.1.1-3 にリモートアクセスシステムの概要を示す。

リモートアクセスシステム伝送系の概略を図 3.1.1-27 に示す。PC に取り込まれた出力データは、LAN ケーブルを経由して無線通信機内臓のモバイルルーターに送られ、所定のアドレスに送信された。

表 3.1.1-3 リモートアクセスの概要

項目	温湿度計測用 PC
概要	温湿度計測に関連するデータを送信。データロガーに接続された PC を使用。データロガーから一定間隔で転送される CSV データを登録アドレス宛てに定時送信する。また、必要時には要求者に対する CSV データの送信も可能（リクエスト送信機能）。
PC 型式	DELL 製 INSPIRON2200
プログラム言語	VBScript、Outlook2007 VBA
送信データ	①計測日時 ②Ch1～8 の試験体温度 ③照射室内温度(乾球、湿球) ④照射室内温度および湿度
送信頻度	1 回/日

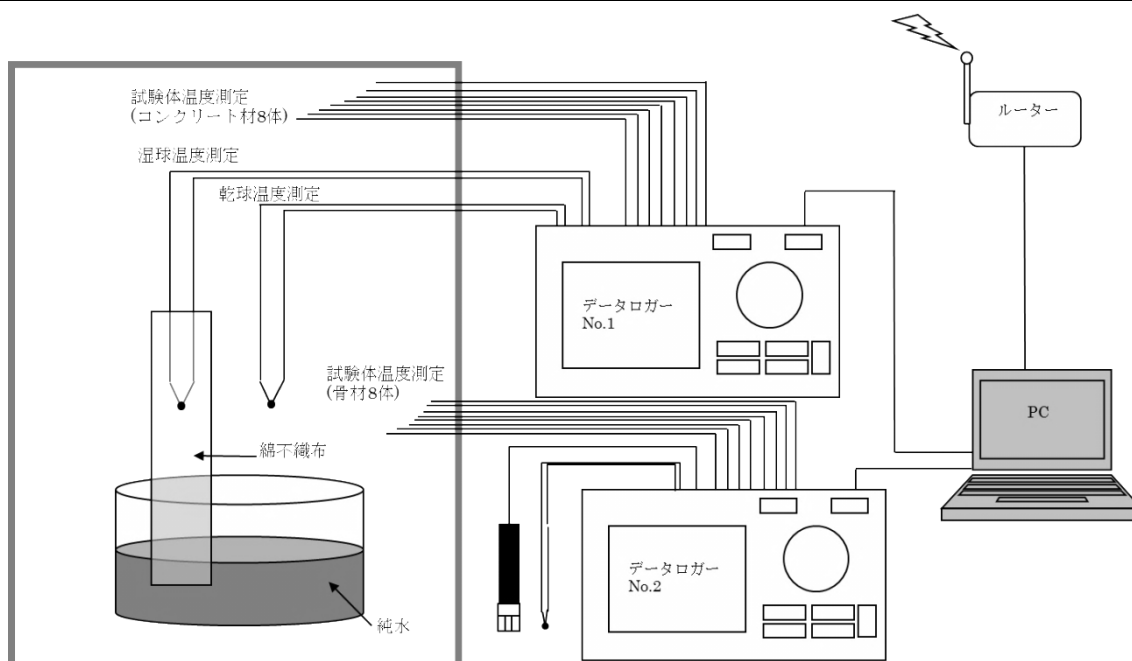


図 3.1.1-27 リモートアクセスシステム伝送系の概略

#### 4) 物性試験

照射試験後の物性試験として、圧縮強度、静弾性係数、自由水率、結合水率の4項目について計測を実施する。あわせて比較用の標準養生(20℃封緘)試験体および加熱試験体についても適宜計測を行う。各試験体の試験項目および実施時期を表3.1.1-4および表3.1.1-5に示す。

自由水率および結合水率試験は、圧縮強度試験後の所定の試験体について実施する。試験方法は、セメント協会法(F-18)を準用する。自由水率試験および結合水率試験フローを図3.1.1-28に示す。

##### 【自由水率試験方法】

所定の試験体の乾燥前の質量を測定し、試験体の質量が一定となるまで105℃で乾燥させ、乾燥後の試験体質量を測定し、(3.3.1-5)式より算出する。

$$\text{自由水率 (\%)} = m'/m \times 100 \quad (3.3.1-5) \text{式}$$

ここに、 $m'$  : 乾燥減量 (g)

$M$  : 乾燥後の試験体質量 (g)

##### 【結合水率試験方法】

自由水率試験で用いた試験体をジョークラッシャーで全量粗粉砕(5mm以下)し、試料が100g程度になるまで縮分した。縮分した試料(100g程度)を振動ミルで微粉砕(105 $\mu$ m以下)し、この中から1g程度試料を採取し、これを結合水率の試験用試料とした。結合水率の試験用試料(1g程度)を600℃の電気炉で15分間強熱し、放冷した後質量を測定した。15分間ずつ強熱を繰返し、恒量になった時の減量(強熱減量)を求め、(3.3.1-6)式より算出した。

$$\text{結合水率 (\%)} = m'/m \times 100 \quad (3.3.1-6) \text{式}$$

ここに、 $m'$  : 強熱減量 (g)

$M$  : 試料の質量 (g)



表 3. 1. 1-4 各試験体の試験項目および実施時期（骨材 1：砂利）

目的	試験種類	照射期間 (月)	照射量 (kGy)	温度	雰囲気	骨材	試験体	試験体ID	試験項目		
									圧縮強度	静弾性係数	自由水率 結合水率
物理特性	暴露	照射試験	4	2.5x10 <sup>4</sup>	照射室内 温度・雰囲気	骨材1 (砂利)	6	1-001	○	○	○
								1-002	○	○	○
			1-003	○				○	○		
			1-004	○				○	○		
			1-005	○				○	○		
			1-006	○				○	○		
		8	5.0x10 <sup>4</sup>	照射室内 温度・雰囲気	6		1-007	○	○	○	
							1-008	○	○	○	
			1-009		○		○	○			
			1-010		○		○	○			
			1-011		○		○	○			
			1-012		○		○	○			
		2.5x10 <sup>4</sup>	照射室内 温度・雰囲気	6	6		1-013	○	○	○	
							1-014	○	○	○	
				1-015			○	○	○		
				1-016			○	○	○		
				1-017			○	○	○		
				1-018			○	○	○		
		16	1.0x10 <sup>5</sup>	照射室内 温度・雰囲気	6		6	1-019	○	○	○
								1-020	○	○	○
			1-021		○			○	○		
			1-022		○			○	○		
			1-023		○			○	○		
			1-024		○			○	○		
	5.0x10 <sup>4</sup>	照射室内 温度・雰囲気	6	6	6	1-025	○	○	○		
						1-026	○	○	○		
			1-027			○	○	○			
			1-028			○	○	○			
			1-029			○	○	○			
			1-030			○	○	○			
	2.5x10 <sup>4</sup>	照射室内 温度・雰囲気	6	6	6	1-031	○	○	○		
						1-032	○	○	○		
			1-033			○	○	○			
			1-034			○	○	○			
			1-035			○	○	○			
			1-036			○	○	○			
	32	2.0x10 <sup>5</sup>	照射室内 温度・雰囲気	6	6	6	1-037	○	○	○	
							1-038	○	○	○	
				1-039			○	○	○		
				1-040			○	○	○		
				1-041			○	○	○		
				1-042			○	○	○		
		1.0x10 <sup>5</sup>	照射室内 温度・雰囲気	6	6	6	1-043	○	○	○	
							1-044	○	○	○	
				1-045			○	○	○		
				1-046			○	○	○		
				1-047			○	○	○		
				1-048			○	○	○		
5.0x10 <sup>4</sup>	照射室内 温度・雰囲気	6	6	6	1-049	○	○	○			
					1-050	○	○	○			
		1-051			○	○	○				
		1-052			○	○	○				
		1-053			○	○	○				
		1-054			○	○	○				
2.5x10 <sup>4</sup>	照射室内 温度・雰囲気	6	6	6	1-055	○	○	○			
					1-056	○	○	○			
		1-057			○	○	○				
		1-058			○	○	○				
		1-059			○	○	○				
		1-060			○	○	○				
加熱試験	4	—	1列目温度	照射室内 と同一の 雰囲気	3	3	1-061	○	○	○	
							1-062	○	○	○	
							1-063	○	○	○	
							1-064	○	○	○	
							1-065	○	○	○	
							1-066	○	○	○	
	8	—	1列目温度	照射室内 と同一の 雰囲気	3	3	1-067	○	○	○	
							1-068	○	○	○	
							1-069	○	○	○	
							1-070	○	○	○	
							1-071	○	○	○	
							1-072	○	○	○	
16	—	4列目温度	照射室内 と同一の 雰囲気	3	3	1-073	○	○	○		
						1-074	○	○	○		
						1-075	○	○	○		
						1-076	○	○	○		
						1-077	○	○	○		
						1-078	○	○	○		
32	—	4列目温度	照射室内 と同一の 雰囲気	3	3	1-079	○	○	○		
						1-080	○	○	○		
						1-081	○	○	○		
						1-082	○	○	○		
						1-083	○	○	○		
						1-084	○	○	○		
標準養生 試験	28日強度	—	—	20°C封緘	3	3	1-128	○	○	○	
	試験開始時強度	—	—				1-129	○	○	○	
	4ヶ月照射後	—	—				1-130	○	○	○	
	8ヶ月照射後	—	—				1-131	○	○	○	
	16ヶ月照射後	—	—				1-132	○	○	○	
	32ヶ月照射後	—	—				1-133	○	○	○	
標準養生 試験	28日強度	—	—	20°C封緘	3	3	1-134	○	○	○	
							1-135	○	○	○	
							1-136	○	○	○	
							1-137	○	○	○	
							1-138	○	○	○	
							1-139	○	○	○	
	試験開始時強度	—	—	20°C封緘	3	3	1-140	○	○	○	
							1-141	○	○	○	
							1-142	○	○	○	
							1-143	○	○	○	
							1-144	○	○	○	
							1-145	○	○	○	

※表中の試験項目において着色部は実施済み（2015/02/20 時点）の項目を示す。

表 3. 1. 1-5 各試験体の試験項目および実施時期（骨材 2：碎石）

目的	試験種類	照射期間 (月)	照射量 (kGy)	温度	雰囲気	骨材	試験体	試験体ID	試験項目		
									圧縮強度	静弾性係数	自由水率 結合水率
物理特性	暴露	照射試験	4	2.5x10 <sup>4</sup>	照射室内 温度・雰囲気	骨材2 (碎石)	6	2-001	○	○	○
								2-002	○	○	○
								2-003	○	○	○
								2-004	○	○	○
								2-005	○	○	○
								2-006	○	○	○
			8	5.0x10 <sup>4</sup>	照射室内 温度・雰囲気	6	2-007	○	○	○	
							2-008	○	○	○	
							2-009	○	○	○	
							2-010	○	○	○	
							2-011	○	○	○	
							2-012	○	○	○	
		2.5x10 <sup>4</sup>	照射室内 温度・雰囲気	6	6	2-013	○	○	○		
						2-014	○	○	○		
						2-015	○	○	○		
						2-016	○	○	○		
						2-017	○	○	○		
						2-018	○	○	○		
		16	1.0x10 <sup>5</sup>	照射室内 温度・雰囲気	6	6	2-019	○	○	○	
							2-020	○	○	○	
							2-021	○	○	○	
							2-022	○	○	○	
							2-023	○	○	○	
							2-024	○	○	○	
		5.0x10 <sup>4</sup>	照射室内 温度・雰囲気	6	6	6	2-025	○	○	○	
							2-026	○	○	○	
							2-027	○	○	○	
							2-028	○	○	○	
							2-029	○	○	○	
							2-030	○	○	○	
		2.5x10 <sup>4</sup>	照射室内 温度・雰囲気	6	6	6	2-031	○	○	○	
							2-032	○	○	○	
							2-033	○	○	○	
							2-034	○	○	○	
							2-035	○	○	○	
							2-036	○	○	○	
		照射試験	32	2.0x10 <sup>5</sup>	照射室内 温度・雰囲気	6	6	2-037	○	○	○
								2-038	○	○	○
								2-039	○	○	○
								2-040	○	○	○
2-041	○							○	○		
2-042	○							○	○		
1.0x10 <sup>5</sup>	照射室内 温度・雰囲気		6	6	6	2-043	○	○	○		
						2-044	○	○	○		
						2-045	○	○	○		
						2-046	○	○	○		
						2-047	○	○	○		
						2-048	○	○	○		
5.0x10 <sup>4</sup>	照射室内 温度・雰囲気	6	6	6	2-049	○	○	○			
					2-050	○	○	○			
					2-051	○	○	○			
					2-052	○	○	○			
					2-053	○	○	○			
					2-054	○	○	○			
2.5x10 <sup>4</sup>	照射室内 温度・雰囲気	6	6	6	2-055	○	○	○			
					2-056	○	○	○			
					2-057	○	○	○			
					2-058	○	○	○			
					2-059	○	○	○			
					2-060	○	○	○			
照射試験	加熱試験	—	1列目温度	照射室内 と同一の 雰囲気	3	2-061	○	○	○		
						2-062	○	○	○		
						2-063	○	○	○		
						2-064	○	○	○		
						2-065	○	○	○		
						2-066	○	○	○		
	加熱試験	—	4列目温度	照射室内 と同一の 雰囲気	3	2-067	○	○	○		
						2-068	○	○	○		
						2-069	○	○	○		
						2-070	○	○	○		
						2-071	○	○	○		
						2-072	○	○	○		
加熱試験	—	—	—	照射室内 と同一の 雰囲気	3	2-073	○	○	○		
						2-074	○	○	○		
						2-075	○	○	○		
						2-076	○	○	○		
						2-077	○	○	○		
						2-078	○	○	○		
標準養生 試験	—	—	—	20°C封緘	3	2-127	○	○	○		
						2-128	○	○	○		
						2-129	○	○	○		
						2-130	○	○	○		
						2-131	○	○	○		
						2-132	○	○	○		
標準養生 試験	—	—	—	20°C封緘	3	2-133	○	○	○		
						2-134	○	○	○		
						2-135	○	○	○		
						2-136	○	○	○		
						2-137	○	○	○		
						2-138	○	○	○		
標準養生 試験	—	—	—	20°C封緘	3	2-139	○	○	○		
						2-140	○	○	○		
						2-141	○	○	○		
						2-142	○	○	○		
						2-143	○	○	○		
						2-144	○	○	○		

※表中の試験項目において着色部は実施済み（2015/02/20 時点）の項目を示す。

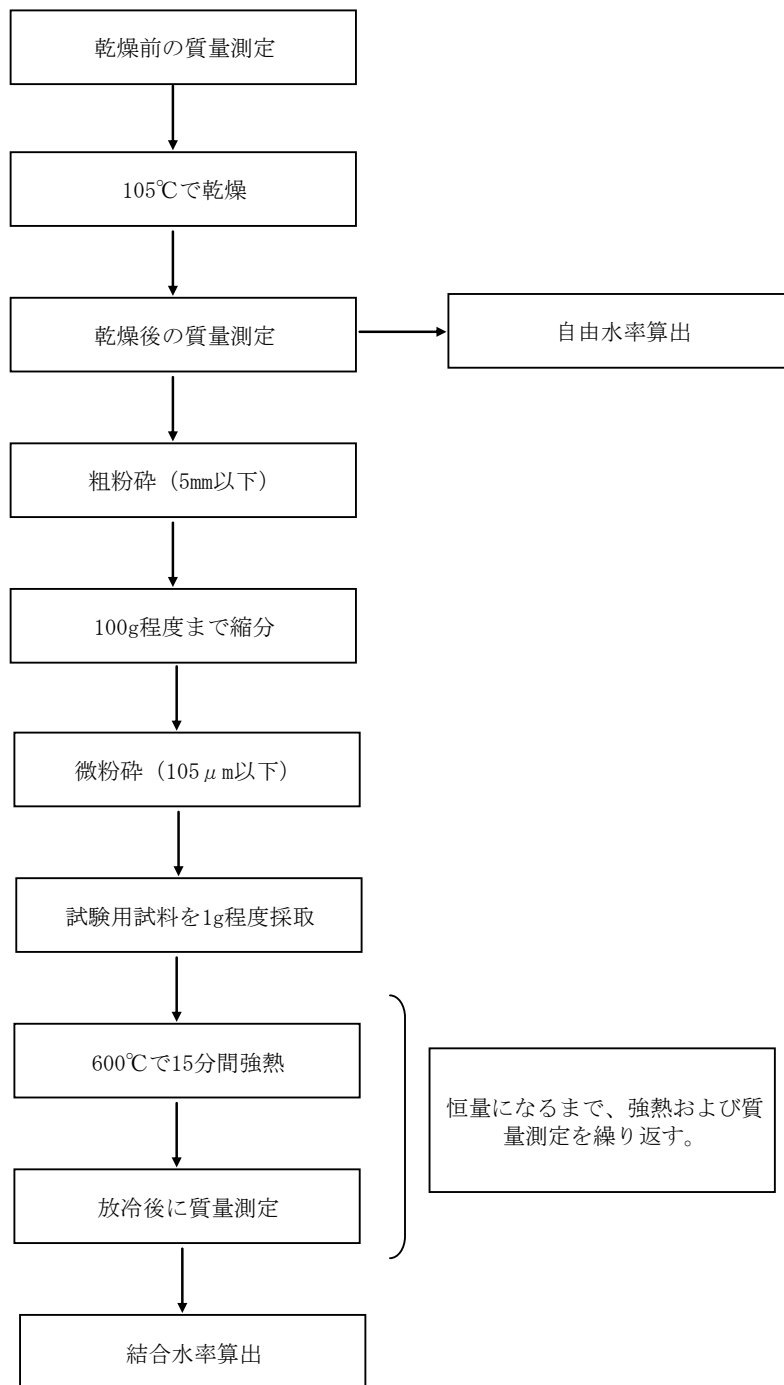


図 3. 1. 1-28 自由水率試験および結合水率試験フロー

### (3) 試験結果

#### 1) 試験期間

照射試験は2013年3月に開始した。試験期間中に主に維持管理に関わる理由で照射停止することがあり、表3.1.1-6に主な照射停止期間を示す。また、加熱試験は2014年1月に開始した。表3.1.1-7に加熱試験に用いる温湿度履歴を示す。なお、ここでの温湿度は後述の試験体温度計測結果(図3.1.1-30)および照射室内外における湿度計測結果(図3.1.1-31)に基づくものである。

以降のページでまとめる各試験結果は、2015年2月20日時点までに実施済みの結果について示す。

表 3.1.1-6 主な照射停止期間

照射停止期間	備考
2013/12/24-2014/01/10	線源交換に伴う照射施設・装置停止
2014/01/31-2014/02/02	計画停電に伴う照射施設・装置停止 (温湿度計測も停止)
2014/02/14-2014/02/17	計画停電に伴う照射施設・装置停止 (温湿度計測も停止)
2014/02/21-2014/02/24	計画停電に伴う照射施設・装置停止 (温湿度計測も停止)
2014/02/25-2014/02/28	設備点検に伴う照射施設・装置停止
2014/02/28-2014/03/03	計画停電に伴う照射施設・装置停止 (温湿度計測も停止)
2014/03/03-2014/03/14	設備点検に伴う照射施設・装置停止
2014/12/24-2015/01/06	計画停電に伴う照射施設・装置停止 (温湿度計測も停止)

表 3.1.1-7 加熱試験温湿度履歴

経過週数	1列目		4列目		(参考) 照射室内		備考
	温度(°C)	湿度(%)	温度(°C)	湿度(%)	温度(°C)	湿度(%)	
0	25.7	22.8	16.4	39.2	15.8	40.0	
1	23.3	29.8	15.7	46.5	15.3	47.2	
2	25.0	32.0	16.8	51.6	16.4	52.7	
3	23.9	21.9	15.7	35.5	15.3	37.7	
4	24.2	28.0	16.2	44.7	15.8	44.3	
5	23.3	30.8	16.4	46.2	16.1	47.2	
6	27.4	19.2	18.2	32.5	17.8	33.4	
7	29.4	25.9	20.3	43.3	19.9	43.5	
8	32.2	29.0	23.0	48.1	22.6	49.8	
9	34.0	25.3	24.9	41.4	24.4	41.9	
10	33.5	31.2	24.4	51.1	24.0	53.0	
11	35.0	29.1	26.0	47.4	25.5	49.1	
12	35.2	41.8	26.5	66.7	26.1	68.4	
13	35.7	38.1	26.8	61.4	26.4	63.0	
14	34.4	38.2	26.4	58.9	25.9	60.8	
15	36.5	41.2	28.2	64.1	27.8	65.5	
16	40.3	36.9	31.4	58.2	31.0	59.9	
17	38.4	32.9	29.6	52.1	29.1	53.8	
18	37.8	42.1	29.2	66.3	28.8	68.0	
19	38.5	41.1	29.9	64.3	29.6	65.8	
20	40.3	39.4	31.3	62.6	31.0	64.2	4ヶ月試験体回収
20.5	46.4	29.4	33.7	55.8	33.1	57.9	
21	45.9	28.6	33.1	54.6	32.4	56.6	
22	43.8	31.5	31.2	59.9	30.6	61.8	
23	42.4	32.8	30.6	60.3	30.0	62.3	
24	41.2	35.8	29.0	67.6	28.4	69.6	
25	40.8	35.6	28.7	66.9	28.2	68.5	
26	39.1	28.9	26.9	55.0	26.3	57.3	
27	37.4	33.1	25.3	63.1	24.7	64.7	
28	37.2	36.8	25.5	68.7	25.0	70.6	
29	39.0	37.1	27.1	69.5	26.7	71.1	
30	33.7	27.7	21.8	53.3	21.2	55.4	
31	32.2	30.5	20.2	59.4	19.7	60.4	
32	31.5	27.6	19.5	53.8	19.0	55.7	
33	30.1	25.5	17.7	51.3	17.1	53.3	
34	27.3	24.6	15.6	48.5	14.9	50.5	
35	27.8	22.4	15.9	44.4	15.2	46.2	
36	25.3	24.9	16.2	42.0	15.5	43.9	8ヶ月試験体回収
37	24.0	29.1	16.1	46.4	15.3	48.5	
38	22.8	28.8	15.2	45.0	14.4	46.8	
39	21.2	36.3	13.5	57.5	12.8	59.8	
40	12.8	67.8	12.3	70.4	12.2	69.4	
41	13.6	73.7	13.5	74.2	13.7	72.8	
42	15.4	38.6	10.0	54.1	9.4	55.9	
43	21.2	24.8	11.5	44.4	10.5	47.1	
44	23.9	18.6	13.6	34.2	12.5	36.2	
45	25.1	21.2	15.3	37.5	14.6	38.6	
46	25.9	16.4	13.1	35.0	12.5	36.5	
47	25.8	16.8	12.9	35.8	12.3	37.1	
48	26.8	16.6	11.8	40.1	10.9	41.9	
49	15.0	57.1	13.2	63.9	13.1	63.5	
50	14.4	64.8	14.1	66.1	14.1	65.7	
51	16.5	56.9	15.2	61.4	15.1	62.4	
52	33.5	13.4	17.6	32.5	16.5	34.5	
53	36.2	16.2	20.1	39.1	19.0	42.2	
54	32.7	17.1	17.4	40.5	16.4	42.4	
55	34.8	12.8	17.1	34.3	16.1	36.6	
56	35.8	17.8	18.0	47.5	16.9	52.0	
57	33.9	20.2	18.9	46.5	18.0	49.7	
58	37.8	20.7	21.1	51.4	20.0	55.2	

## 2) 温度計測結果

照射試験を開始した 2013 年 3 月からの照射室内外における温度計測結果を図 3.1.1-29 に、試験体温度計測結果を図 3.1.1-30 に示す。なお、表 3.1.1-6 に示す停電期間はデータが採取されていない。

照射室内外における温度について、照射室は常時機械空調により換気が行われており、温度は室内外で同様な推移となった。ただし、冬季の 250～350 日目付近および 600～700 日目付近において照射室内外で温度差が生じている。これは、照射室外温度計の設置位置に関して、照射室内の温度計と比べて、昼間は空調（暖房）による影響、夜間は外気による影響を受けやすい位置であったことによるものと推察され、照射室内外温度計の値がともに異常値ではないことが考えられる。またこれは室外温度計の最大温度が概ね 20℃程度で一定となっていることから確認できる。

試験体温度に関しては、いずれも照射室内の温度に連動して推移しており、照射板までの距離が小さい順、つまりガンマ線の線量率が大きい順に温度が高くなった。照射板からの距離が遠い 3 列目および 4 列目については、照射室内と同程度の温度となった。なお、照射板からの距離が同一である時の骨材が異なるコンクリート試験体間での温度差は認められなかった。

試験期間中の照射停止により、各々停止時間に応じた温度低下が確認された。また、2013 年 8 月 9 日（143 日目）および 2014 年 1 月 22 日（309 日目）などに行った線量率調整のための試験体位置の変更および 2014 年 1 月 10 日（297 日目）の線源交換による線量率の変動により、試験体温度が変化している。

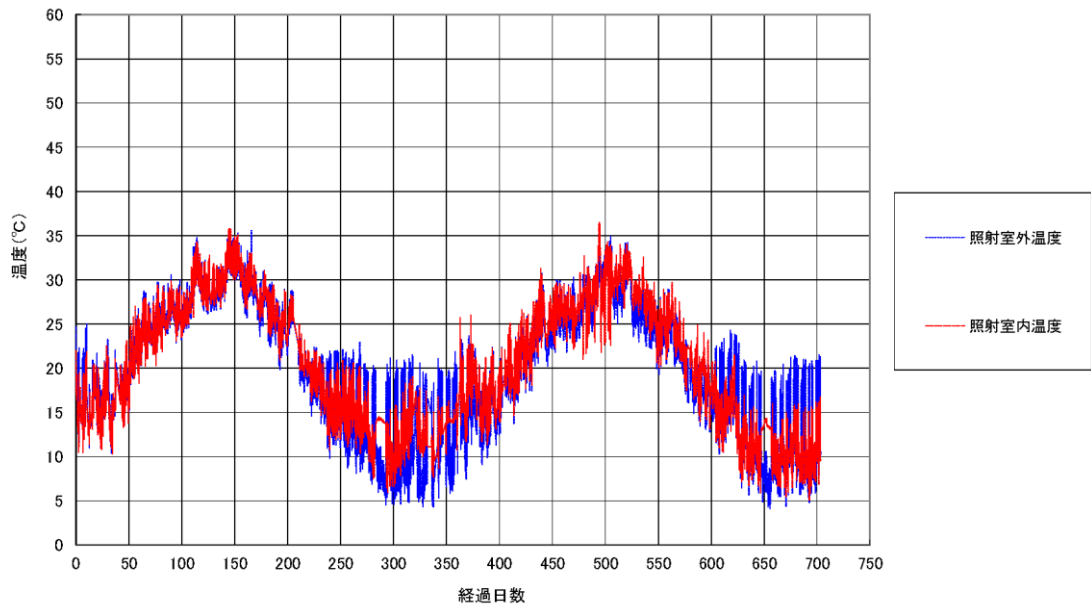


図 3. 1. 1-29 照射室内外における温度計測結果

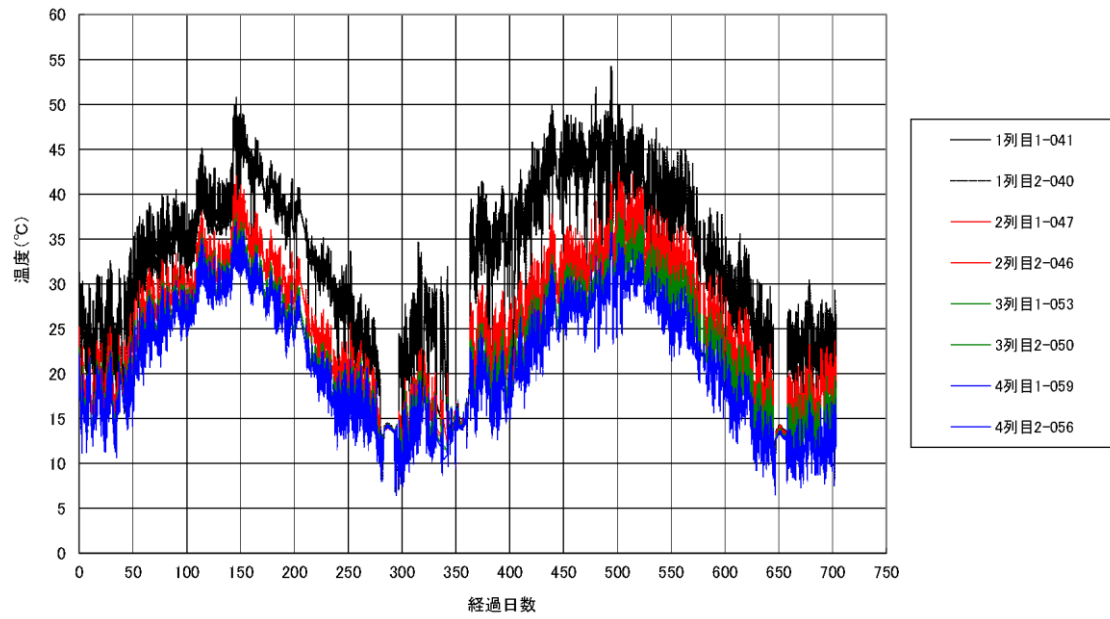


図 3. 1. 1-30 試験体温度計測結果（実線：骨材 1(砂利)、点線：骨材 2(碎石)）

### 3) 照射室内湿度計測結果

照射試験を開始した2013年3月からの照射室内外における湿度計測結果を図3.1.1-31に示す。なお、温度と同様に停電期間はデータが採取されていない。

照射室内の湿度センサがガンマ線による影響を受け、照射開始直後から異常値を示した。なお、2013年8月26日(160日目)以降、計測値が0のままとなり故障を確認したため、2014年1月22日(309日目)に湿度センサを撤去した。

照射室内の乾湿計換算湿度は、照射室の空調換気により照射室外の湿度センサとほぼ同等の値で推移しており、照射室内の湿度が概ね適切に計測されていると判断できる。

なお、比較的長期にわたって機械空調が停止した時期(線源交換時期:280~297日目、空調設備交換時期:332~363日目付近、年末年始停止時期:645~658日)があり、その時期については照射室内外の湿度に乖離が見られる。

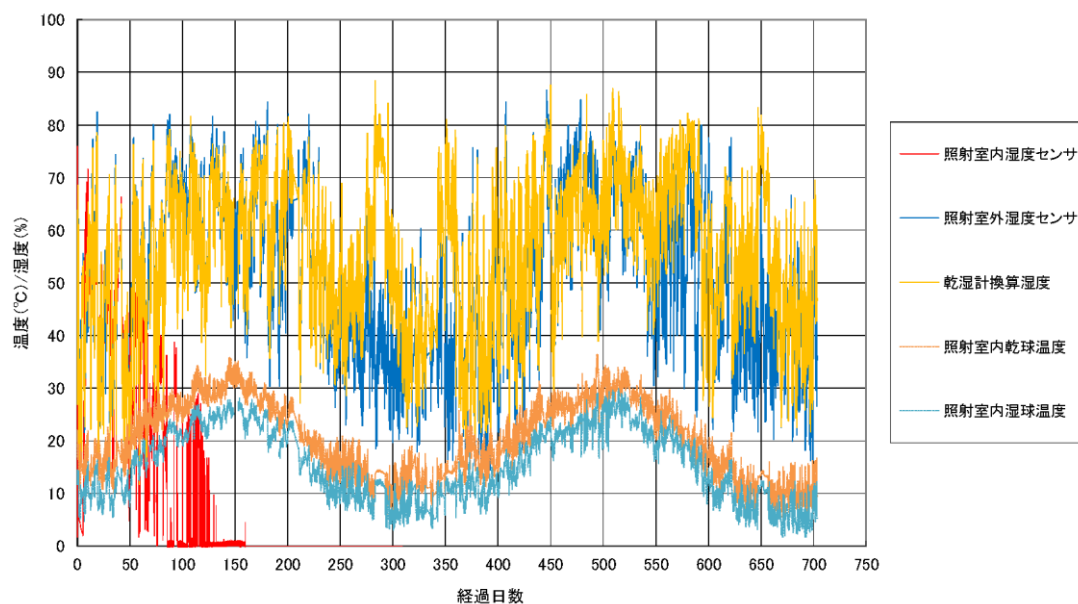


図 3.1.1-31 照射室内外における湿度計測結果



#### 4) 照射後物性試験

##### (a) 質量・寸法計測結果

質量および寸法の計測状況を図 3.1.1-32 および図 3.1.1-33 に、質量・寸法計測結果一覧を表 3.1.1-8 および表 3.1.1-9 に示す。また、パラメータごとに照射前後の質量減少量を平均し比較したものを図 3.1.1-34 に示す。

図 3.1.1-34 より照射前後での質量減少量を比較すると、線量率（線源からの距離）に依存し、線量率が高いほど質量減少量が大きくなる傾向が確認された。また、累積照射量についても同様の傾向が見られ、照射量が多いほど質量減少量が大きくなっているが、線量率ほどの強い傾向とはならなかった。なお、骨材間における質量減少に顕著な差はなかった。

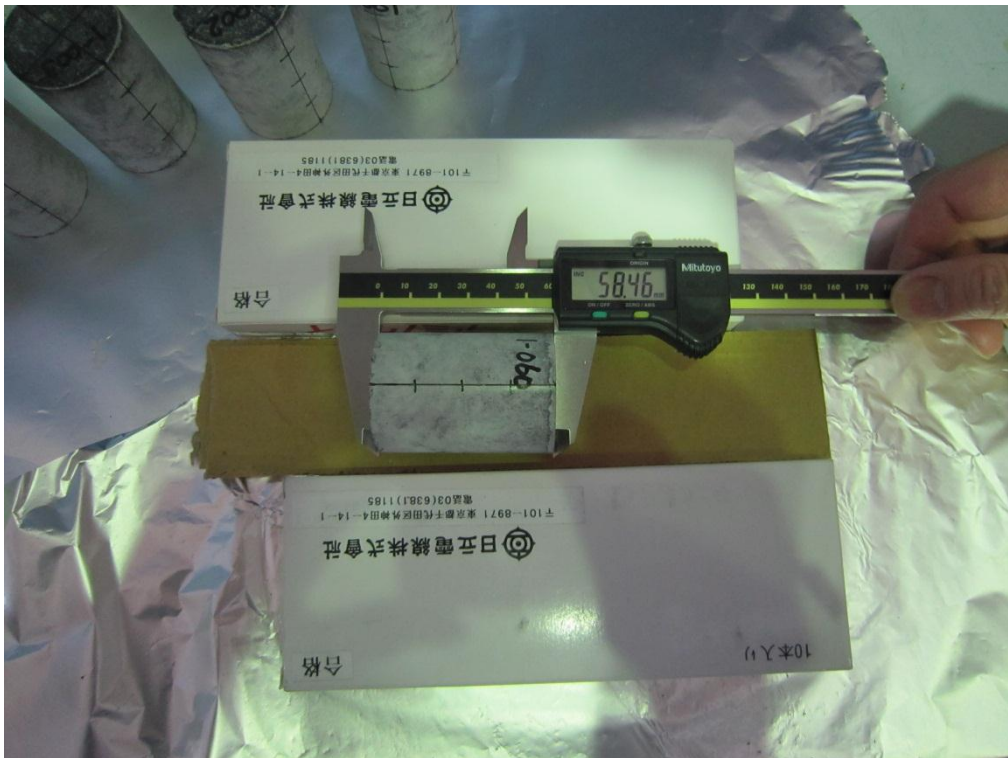
体積については、質量ほど大きな変化は生じなかった。その結果、単位体積質量は、質量と同様の傾向を示した。



図 3.1.1-32 質量測定状況



(a) 直径



(b) 高さ

図 3.1.1-33 寸法測定状況

表 3.1.1-8 形状・重量計測結果一覧 (骨材 1 : 砂利)

試験 状況	照射 期間 (月)	照射量 (kGy)	No	照射開始時					照射終了時					差分(照射開始時-照射終了時)					質量 減少率 (%)
				質量 (g)	直径 (mm)	高さ (mm)	体積 (cm <sup>3</sup> )	単位 体積 質量 (g/cm <sup>3</sup> )	質量 (g)	直径 (mm)	高さ (mm)	体積 (cm <sup>3</sup> )	単位 体積 質量 (g/cm <sup>3</sup> )	質量 (g)	直径 (mm)	高さ (mm)	体積 (cm <sup>3</sup> )	単位 体積 質量 (g/cm <sup>3</sup> )	
照射 暴露	4	2.5 × 10 <sup>4</sup>	1-001	181.72	40.23	59.52	75.66	2.40	177.87	40.22	59.47	75.56	2.35	3.85	0.01	0.05	0.10	0.05	2.1
			1-002	183.14	40.31	59.53	75.97	2.41	179.38	40.32	59.51	75.98	2.36	3.76	-0.01	0.02	-0.01	0.05	2.1
			1-003	184.16	40.34	59.96	76.63	2.40	180.68	40.33	59.92	76.55	2.36	3.48	0.01	0.04	0.09	0.04	1.9
			1-004	181.54	40.30	59.82	76.30	2.38	177.64	40.24	59.79	76.04	2.34	3.90	0.06	0.03	0.27	0.04	2.1
			1-005	183.78	40.24	59.94	76.23	2.41	180.50	40.20	59.90	76.03	2.37	3.28	0.04	0.04	0.20	0.04	1.8
			1-006	182.26	40.32	59.28	75.69	2.41	178.88	40.34	59.22	75.69	2.36	3.38	-0.02	0.06	0.00	0.04	1.9
	8	5.0 × 10 <sup>4</sup>	1-007	184.84	40.31	59.47	75.90	2.44	181.43	40.28	59.49	75.81	2.39	3.41	0.03	-0.02	0.09	0.04	1.8
			1-008	180.11	40.34	58.83	75.19	2.40	176.24	40.33	58.87	75.20	2.34	3.87	0.01	-0.04	-0.01	0.05	2.1
			1-009	182.66	40.34	59.06	75.48	2.42	179.25	40.33	59.14	75.55	2.37	3.41	0.01	-0.08	-0.07	0.05	1.9
			1-010	181.06	40.27	59.27	75.49	2.40	177.23	40.24	59.46	75.62	2.34	3.83	0.03	-0.19	-0.13	0.05	2.1
			1-011	183.95	40.38	60.05	76.90	2.39	180.03	40.34	59.99	76.67	2.35	3.92	0.04	0.06	0.23	0.04	2.1
			1-012	182.59	40.28	59.73	76.11	2.40	178.71	40.25	59.66	75.91	2.35	3.88	0.03	0.07	0.20	0.04	2.1
		2.5 × 10 <sup>4</sup>	1-013	181.88	40.35	59.44	76.01	2.39	178.59	40.30	59.40	75.77	2.36	3.29	0.05	0.04	0.24	0.04	1.8
			1-014	184.51	40.39	59.92	76.77	2.40	181.17	40.40	59.84	76.71	2.36	3.34	-0.01	0.08	0.06	0.04	1.8
			1-015	182.02	40.46	59.47	76.46	2.38	178.30	40.35	59.38	75.93	2.35	3.72	0.11	0.09	0.53	0.03	2.0
			1-016	182.78	40.30	59.65	76.09	2.40	179.34	40.29	59.65	76.05	2.36	3.44	0.01	0.00	0.04	0.04	1.9
			1-017	181.82	40.35	59.20	75.70	2.40	178.38	40.34	59.31	75.80	2.35	3.44	0.01	-0.11	-0.10	0.05	1.9
			1-018	184.01	40.35	59.79	76.46	2.41	180.71	40.35	59.73	76.38	2.37	3.30	0.00	0.06	0.08	0.04	1.8
	16	1.0 × 10 <sup>5</sup>	1-019	184.49	40.33	59.90	76.52	2.41	180.90	40.29	59.82	76.27	2.37	3.59	0.04	0.08	0.25	0.04	1.9
			1-020	182.23	40.29	59.86	76.32	2.39	178.37	40.26	59.81	76.14	2.34	3.86	0.03	0.05	0.18	0.05	2.1
			1-021	181.36	40.32	59.44	75.89	2.39	177.40	40.22	59.40	75.47	2.35	3.96	0.10	0.04	0.43	0.04	2.2
			1-022	181.44	40.23	59.32	75.40	2.41	177.77	40.22	59.29	75.33	2.36	3.67	0.01	0.03	0.08	0.05	2.0
			1-023	183.79	40.31	59.69	76.18	2.41	180.24	40.26	59.61	75.89	2.38	3.55	0.05	0.08	0.29	0.04	1.9
			1-024	184.11	40.32	59.92	76.51	2.41	180.29	40.28	59.87	76.29	2.36	3.82	0.04	0.05	0.22	0.04	2.1
		5.0 × 10 <sup>4</sup>	1-025	183.60	40.37	59.94	76.72	2.39	180.51	40.34	59.85	76.49	2.36	3.09	0.03	0.09	0.23	0.03	1.7
			1-026	182.50	40.29	59.90	76.37	2.39	179.16	40.26	59.79	76.11	2.35	3.34	0.03	0.11	0.25	0.04	1.8
			1-027	182.46	40.24	59.77	76.01	2.40	179.05	40.25	59.68	75.94	2.36	3.41	-0.01	0.09	0.08	0.04	1.9
			1-028	183.58	40.33	59.87	76.48	2.40	180.41	40.33	59.82	76.42	2.36	3.17	0.00	0.05	0.06	0.04	1.7
			1-029	181.26	40.34	59.32	75.82	2.39	177.95	40.37	59.28	75.88	2.35	3.31	-0.03	0.04	-0.06	0.05	1.8
			1-030	183.76	40.32	60.01	76.62	2.40	180.71	40.42	59.97	76.95	2.35	3.05	-0.10	0.04	-0.33	0.05	1.7
		2.5 × 10 <sup>4</sup>	1-031	182.82	40.29	59.73	76.15	2.40	179.98	40.33	59.69	76.25	2.36	2.84	-0.04	0.04	-0.10	0.04	1.6
			1-032	183.11	40.32	59.75	76.29	2.40	180.14	40.36	59.70	76.38	2.36	2.97	-0.04	0.05	-0.09	0.04	1.6
			1-033	182.81	40.35	59.77	76.43	2.39	180.01	40.45	59.73	76.76	2.35	2.80	-0.10	0.04	-0.33	0.05	1.5
			1-034	182.05	40.34	59.21	75.88	2.41	179.49	40.41	59.34	76.11	2.36	2.56	-0.07	-0.13	-0.43	0.05	1.4
			1-035	184.94	40.37	59.81	76.56	2.42	182.14	40.48	59.78	76.94	2.37	2.80	-0.11	0.03	-0.38	0.05	1.5
			1-036	181.70	40.31	59.51	75.95	2.39	179.08	40.36	59.45	76.06	2.35	2.62	-0.05	0.06	-0.11	0.04	1.4
	32	2.0 × 10 <sup>5</sup>	1-037	182.95	40.33	59.70	76.26	2.40											
			1-038	184.14	40.38	59.91	76.72	2.40											
			1-039	178.93	40.33	58.71	75.00	2.39											
			1-040	184.07	40.38	59.81	76.59	2.40											
			1-041	183.26	40.40	59.65	76.47	2.40											
			1-042	183.40	40.29	59.65	76.05	2.41											
		1.0 × 10 <sup>5</sup>	1-043	182.66	40.25	59.91	76.23	2.40											
			1-044	183.65	40.30	59.85	76.34	2.41											
			1-045	183.19	40.36	59.82	76.53	2.39											
			1-046	183.06	40.29	59.90	76.37	2.40											
			1-047	182.25	40.40	59.58	76.38	2.39											
			1-048	183.47	40.31	60.20	76.83	2.39											
			1-049	181.15	40.30	59.04	75.31	2.41											
			1-050	180.99	40.32	59.15	75.52	2.40											
	5.0 × 10 <sup>4</sup>	1-051	183.06	40.34	59.89	76.55	2.39												
		1-052	183.79	40.35	60.04	76.78	2.39												
		1-053	182.12	40.36	59.46	76.07	2.39												
		1-054	183.85	40.43	59.79	76.76	2.40												
		1-055	180.38	40.26	59.33	75.53	2.39												
		1-056	183.79	40.29	60.01	76.51	2.40												
	2.5 × 10 <sup>4</sup>	1-057	183.73	40.27	59.89	76.28	2.41												
		1-058	182.88	40.39	59.49	76.22	2.40												
		1-059	182.70	40.29	59.71	76.13	2.40												
		1-060	180.24	40.41	58.57	75.12	2.40												

表 3.1.1-9 形状・重量計測結果一覧 (骨材 2 : 碎石)

試験 状況	照射 期間 (月)	照射量 (kGy)	No	照射開始時					照射終了時					差分(照射開始時-照射終了時)					質量 減少率 (%)
				質量 (g)	直径 (mm)	高さ (mm)	体積 (cm <sup>3</sup> )	単位 体積 質量 (g/cm <sup>3</sup> )	質量 (g)	直径 (mm)	高さ (mm)	体積 (cm <sup>3</sup> )	単位 体積 質量 (g/cm <sup>3</sup> )	質量 (g)	直径 (mm)	高さ (mm)	体積 (cm <sup>3</sup> )	単位 体積 質量 (g/cm <sup>3</sup> )	
照射 暴露	4	2.5 × 10 <sup>4</sup>	2-001	182.53	40.23	59.97	76.23	2.39	179.68	40.25	59.88	76.19	2.36	2.85	-0.02	0.09	0.04	0.04	1.6
			2-002	182.61	40.22	59.77	75.94	2.40	178.97	40.24	59.74	75.98	2.36	3.64	-0.02	0.03	-0.04	0.05	2.0
			2-003	183.43	40.28	59.87	76.29	2.40	179.77	40.29	59.84	76.29	2.36	3.66	-0.01	0.03	0.00	0.05	2.0
			2-004	182.13	40.31	59.41	75.82	2.40	178.20	40.30	59.38	75.74	2.35	3.93	0.01	0.03	0.08	0.05	2.2
			2-005	183.39	40.23	59.87	76.10	2.41	179.89	40.22	59.83	76.01	2.37	3.50	0.01	0.04	0.09	0.04	1.9
			2-006	183.47	40.25	59.98	76.32	2.40	179.64	40.24	59.90	76.18	2.36	3.83	0.01	0.08	0.14	0.05	2.1
	8	5.0 × 10 <sup>4</sup>	2-007	183.92	40.22	59.91	76.12	2.42	180.24	40.38	59.82	76.61	2.35	3.68	-0.16	0.09	-0.49	0.06	2.0
			2-008	182.21	40.28	59.25	75.50	2.41	178.43	40.34	59.22	75.69	2.36	3.78	-0.06	0.03	-0.19	0.06	2.1
			2-009	182.76	40.32	59.54	76.02	2.40	178.93	40.41	59.48	76.29	2.35	3.83	-0.09	0.06	-0.26	0.06	2.1
			2-010	184.40	40.25	60.04	76.40	2.41	180.58	40.33	59.97	76.61	2.36	3.82	-0.08	0.07	-0.21	0.06	2.1
			2-011	184.25	40.27	59.88	76.27	2.42	180.49	40.38	59.81	76.59	2.36	3.76	-0.11	0.07	-0.33	0.06	2.0
			2-012	182.60	40.28	59.64	76.00	2.40	178.52	40.27	59.65	75.97	2.35	4.08	0.01	-0.01	0.02	0.05	2.2
		2.5 × 10 <sup>4</sup>	2-013	182.77	40.32	59.07	75.42	2.42	179.77	40.38	59.04	75.61	2.38	3.00	-0.06	0.03	-0.19	0.05	1.6
			2-014	180.36	40.34	59.05	75.47	2.39	176.77	40.46	59.06	75.93	2.33	3.59	-0.12	-0.01	-0.46	0.06	2.0
			2-015	182.67	40.33	59.68	76.24	2.40	179.07	40.42	59.68	76.58	2.34	3.60	-0.09	0.00	-0.34	0.06	2.0
			2-016	181.72	40.28	59.32	75.59	2.40	178.25	40.33	59.35	75.82	2.35	3.47	-0.05	-0.03	-0.23	0.05	1.9
			2-017	181.74	40.27	59.46	75.73	2.40	178.31	40.35	59.36	75.91	2.35	3.43	-0.08	0.10	-0.17	0.05	1.9
			2-018	183.06	40.25	59.36	75.53	2.42	179.80	40.40	59.34	76.07	2.36	3.26	-0.15	0.02	-0.54	0.06	1.8
	16	1.0 × 10 <sup>5</sup>	2-019	184.68	40.28	59.74	76.13	2.43	181.07	40.29	59.75	76.18	2.38	3.61	-0.01	-0.01	-0.05	0.05	2.0
			2-020	182.67	40.29	59.51	75.87	2.41	178.85	40.38	59.40	76.07	2.35	3.82	-0.09	0.11	-0.20	0.06	2.1
			2-021	181.44	40.28	59.39	75.68	2.40	177.81	40.34	59.45	75.98	2.34	3.63	-0.06	-0.06	-0.30	0.06	2.0
			2-022	182.47	40.26	59.36	75.57	2.41	178.76	40.35	59.45	76.02	2.35	3.71	-0.09	-0.09	-0.45	0.06	2.0
			2-023	183.59	40.24	59.50	75.67	2.43	179.94	40.38	59.49	76.18	2.36	3.65	-0.14	0.01	-0.51	0.06	2.0
			2-024	183.32	40.28	59.84	76.25	2.40	179.28	40.44	59.81	76.82	2.33	4.04	-0.16	0.03	-0.57	0.07	2.2
		5.0 × 10 <sup>4</sup>	2-025	181.57	40.35	59.58	76.19	2.38	177.87	40.44	59.63	76.59	2.32	3.70	-0.09	-0.05	-0.40	0.06	2.0
			2-026	181.75	40.24	59.20	75.29	2.41	178.67	40.40	59.33	76.06	2.35	3.08	-0.16	-0.13	-0.77	0.06	1.7
			2-027	182.09	40.29	59.11	75.36	2.42	178.74	40.52	59.19	76.33	2.34	3.35	-0.23	-0.08	-0.97	0.07	1.8
			2-028	182.81	40.26	59.74	76.05	2.40	179.73	40.56	59.76	77.21	2.33	3.08	-0.30	-0.02	-1.16	0.08	1.7
			2-029	183.65	40.34	59.88	76.53	2.40	179.93	40.52	59.82	77.14	2.33	3.72	-0.18	0.06	-0.61	0.07	2.0
			2-030	183.13	40.24	59.64	75.85	2.41	179.88	40.40	59.71	76.54	2.35	3.25	-0.16	-0.07	-0.69	0.06	1.8
		2.5 × 10 <sup>4</sup>	2-031	183.84	40.32	59.87	76.44	2.40	180.93	40.44	59.81	76.82	2.36	2.91	-0.12	0.06	-0.38	0.05	1.6
			2-032	183.88	40.27	60.09	76.53	2.40	180.96	40.48	59.96	77.17	2.35	2.92	-0.21	0.13	-0.63	0.06	1.6
			2-033	183.63	40.31	60.02	76.60	2.40	180.66	40.47	59.95	77.12	2.34	2.97	-0.16	0.07	-0.52	0.05	1.6
			2-034	182.11	40.29	59.77	76.20	2.39	179.28	40.46	59.74	76.81	2.33	2.83	-0.17	0.03	-0.61	0.06	1.6
			2-035	183.94	40.27	59.37	75.62	2.43	181.31	40.46	59.41	76.38	2.37	2.63	-0.19	-0.04	-0.77	0.06	1.4
			2-036	181.91	40.25	59.20	75.33	2.41	179.18	40.38	59.40	76.07	2.36	2.73	-0.13	-0.20	-0.74	0.06	1.5
	32	2.0 × 10 <sup>5</sup>	2-037	181.11	40.29	59.68	76.09	2.38											
			2-038	181.88	40.26	59.42	75.64	2.40											
			2-039	183.35	40.28	59.70	76.08	2.41											
			2-040	183.77	40.33	59.85	76.46	2.40											
			2-041	182.26	40.29	59.87	76.33	2.39											
			2-042	182.61	40.25	59.96	75.02	2.43											
		1.0 × 10 <sup>5</sup>	2-043	183.67	40.34	59.77	76.39	2.40											
			2-044	181.25	40.29	59.22	75.50	2.40											
			2-045	184.78	40.28	59.95	76.39	2.42											
			2-046	183.80	40.32	59.93	76.52	2.40											
			2-047	180.84	40.34	59.63	76.21	2.37											
			2-048	181.92	40.29	59.65	76.05	2.39											
		5.0 × 10 <sup>4</sup>	2-049	182.92	40.27	59.47	75.74	2.41											
			2-050	182.77	40.28	59.64	76.00	2.40											
			2-051	181.34	40.29	59.64	76.04	2.38											
			2-052	184.57	40.31	59.96	76.52	2.41											
			2-053	181.41	40.34	59.73	76.34	2.38											
			2-054	181.71	40.29	59.56	75.93	2.39											
		2.5 × 10 <sup>4</sup>	2-055	182.47	40.28	59.66	76.02	2.40											
			2-056	182.32	40.22	59.72	75.87	2.40											
			2-057	183.76	40.40	59.82	76.68	2.40											
			2-058	184.14	40.39	59.91	76.76	2.40											
			2-059	181.44	40.36	59.32	75.89	2.39											
			2-060	183.66	40.29	59.74	76.16	2.41											

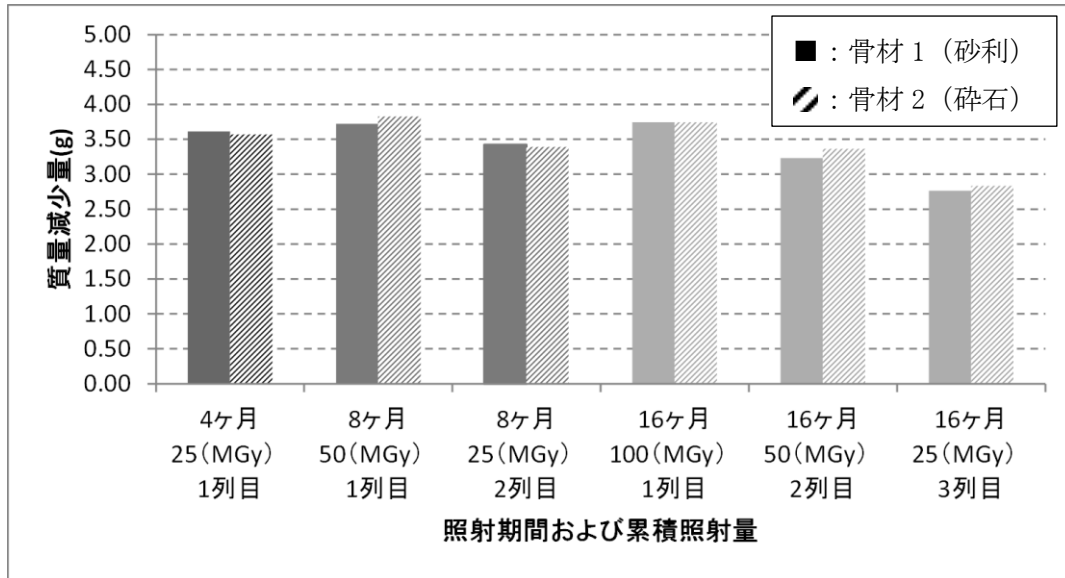


図 3. 1. 1-34 照射前後での差分質量（骨材毎の平均値比較）

(b) 物性試験結果

物性試験（圧縮強度、静弾性係数、自由水率、結合水率）について、試験結果の一覧を表 3.1.1-10 および表 3.1.1-11 に示す。また、各試験項目に対して、結果への影響要因を評価するため、横軸を期間、熱影響度（照射又は加熱期間×温度）および累積照射量について並び替えたグラフを図 3.1.1-35～図 3.1.1-36 に示す。

圧縮強度について、期間（図 3.1.1-35）および熱影響度（図 3.1.1-39）を横軸にとると、強度が上昇している傾向が見られる。期間の影響については、外的な影響をほとんど受けていない 20℃封緘養生の試験体で強度が増進していることから、試験開始時点で既に強度が概ね安定する程度の材齢を経ているものの、材齢が進むことによって強度が増進したと考えられる。また、熱影響度の影響については、ガンマ線発熱および加熱試験の熱影響により乾燥収縮が進み、密度が減少したことで強度が増進したことが考えられる。これは、熱影響を受けることで自由水率が減少していることから確認できる。

累積照射量（図 3.1.1-43）を横軸にとった場合には、照射量に対する明確な傾向は確認できなかったが、照射量よりも熱による影響の方が大きいということが推察される。

累積照射量および乾燥による圧縮強度への影響をより明確に評価するために、累積照射量－圧縮強度比（照射試験体／同材齢 20℃封緘試験体）の関係と、乾燥による質量減少量－圧縮強度比（照射・加熱試験体／同材齢 20℃封緘試験体）の関係を示したグラフを図 3.1.1-47 に示す。後者のグラフについては、本研究の一環として別途実施している熱・乾燥試験の結果についても参考として示すとともに、既往の同様の研究における質量減少量－圧縮強度比のグラフを並べて示す。これらのグラフにより、照射を受けることによる圧縮強度の増進が確認され、また、乾燥（質量減少）の程度による強度増減の傾向が既往の研究とも概ね対応していることが分かった。

一方で、静弾性係数については、熱影響度を横軸にとった図 3.1.1-40 に示されるようにガンマ線の照射を受けた試験体の方が小さくなった。これは乾燥が進むことで、静弾性係数が低下したことが考えられる。また累積照射量や線量率の大小で顕著な差は確認できなかった。

自由水率については、既に述べたガンマ線発熱および加熱試験の熱影響による自由水率の減少に関連して、図 3.1.1-41 より照射量および線量率に依存して、それぞれの値が大きいほど自由水率の減少が大きくなる傾向が見られる。

結合水率については、図 3.1.1-41 および図 3.1.1-46 より熱影響度や照射の有無、累積照射量および線量率による明らかな差は確認できない。なお、16ヶ月照射後の試験体の結合水率が比較的大きくなっている。これは、本試験方法が 600℃の強熱を与えて、その前後の質量差分で結合水量を評価する方法であることが起因している可能性が考えられる。つまり、水分以外の物質（例えば、中性化した試験体から強熱時に発散される炭酸ガス等）が強

熱時に放出されていて、その分が水分量として評価されている可能性が考えられる。このため、本試験結果の妥当性を検証するために、強熱時に発生する水分量を直接捕集することで結合水量を評価する方法での試験を今後実施する予定である。

表 3. 1. 1-10 物性試験結果一覧（骨材 1：砂利）

試験体ID	試験内容	材齢情報	照射量 (kGy) 温湿度	圧縮強度 (N/mm <sup>2</sup> )		静弾性係数 (kN/mm <sup>2</sup> )		自由水率 (%)		結合水率 (%)					
					平均		平均		平均		平均				
1-001	照射試験	照射開始 4ヶ月後	2.5×10 <sup>4</sup>	66.7	65.5	35.2	34.5	1.5	1.5	3.8	3.9				
1-002				65.8		32.8		1.4		3.8					
1-003				63.9		36.8		1.4		3.9					
1-004				67.0		37.6		1.5		3.9					
1-005				64.1		30.3		-		-		-	-		
1-007		照射開始 8ヶ月後	5.0×10 <sup>4</sup>	79.9	75.2	32.6	34.2	1.4	1.4	3.5	3.5				
1-008				72.9		36.8		1.4		3.6					
1-009				73.7		31.7		1.3		3.4					
1-010				74.4		35.3		1.3		3.5					
1-011			75.1	34.6	-	-	-	-							
1-013			2.5×10 <sup>4</sup>	76.3	73.4	36.3	35.9	1.6	1.6	3.4	3.4				
1-014				77.7		35.5		1.7		3.3					
1-015				73.8		37.1		1.6		3.6					
1-016				70.3		37.3		1.6		3.3					
1-017				69.1		33.4		-		-		-	-		
1-019		1.0×10 <sup>5</sup>		73.0		74.4		37.1		36.5		0.9	1.0	3.8	4.1
1-020				76.1				38.7				1.0		4.1	
1-021			86.5	35.6	1.1		4.2								
1-022			70.9	35.4	1.1		4.1								
1-023			65.7	35.7	-		-	-	-						
1-025			5.0×10 <sup>4</sup>	64.8	66.4		32.8	33.8	1.3		1.3	4.3		4.4	
1-026				67.7			37.3		1.3			4.2			
1-027				61.7			29.4		1.4			4.4			
1-028				68.8			32.8		1.3			4.7			
1-029				68.9			36.9		-			-			
1-031		2.5×10 <sup>4</sup>	75.6	71.6	32.0	34.5	1.5	1.5	4.4	4.2					
1-032			72.2		33.8		1.5		4.0						
1-033			71.0		37.0		1.6		4.1						
1-034			64.8		33.5		1.4		4.4						
1-035			74.3		36.0		-		-		-	-			
1-061		加熱試験	4ヶ月後	1列目 温度	66.8	65.4	36.6	32.9	1.5	1.5	3.3	3.4			
1-062					64.5		30.7		1.5		3.4				
1-063					64.8		31.5		-		-		-	-	
1-064			8ヶ月後	雰囲気 湿度	65.0	68.4	29.5	30.9	1.4	1.4	3.8	3.8			
1-065					72.8		32.2		1.4		3.7				
1-066	67.3				30.9		-		-		-		-		
1-127	20℃ 封緘養生	材齢28日	-	46.1	46.8	-	-	-	-	-					
1-128			45.1		-		-		-						
1-129			46.5		-		-		-						
1-130		照射試験 開始時	-	61.9	62.0	34.1	31.9	-	-	-					
1-131			61.6		37.9		-		-		-				
1-132			62.1		32.5		-		-		-				
1-133		4ヶ月後	-	61.8	66.1	35.2	37.1	4.3	4.5	3.8					
1-134			57.9		35.8		4.0		3.4						
1-135			61.3		32.7		-		-		-	-			
1-136		8ヶ月後	-	65.1	64.8	42.6	47.1	4.5	4.5	3.4					
1-137			61.8		40.2		4.5		3.4						
1-138			68.8		40.6		-		-		-	-			
1-139		16ヶ月後	-	66.2	65.6	34.3	28.7	4.4	4.4	3.5					
1-140			67.6		35.0		4.4		3.5						
1-141	65.4		39.3		-		-		-		-				

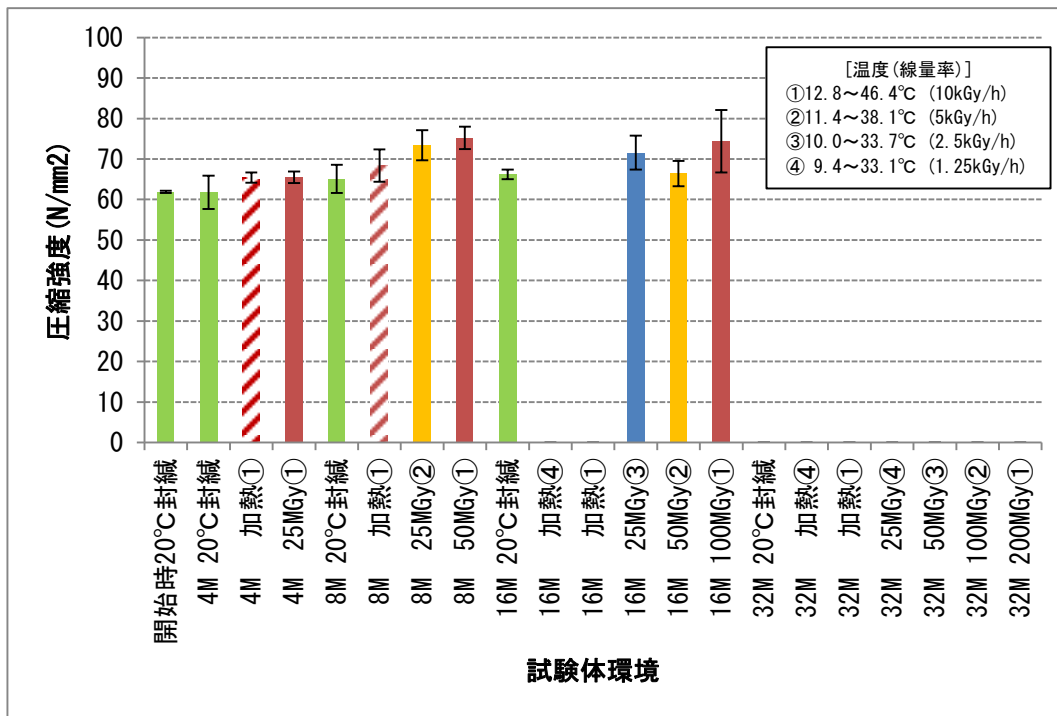


表 3. 1. 1-11 物性試験結果一覧（骨材 2：碎石）

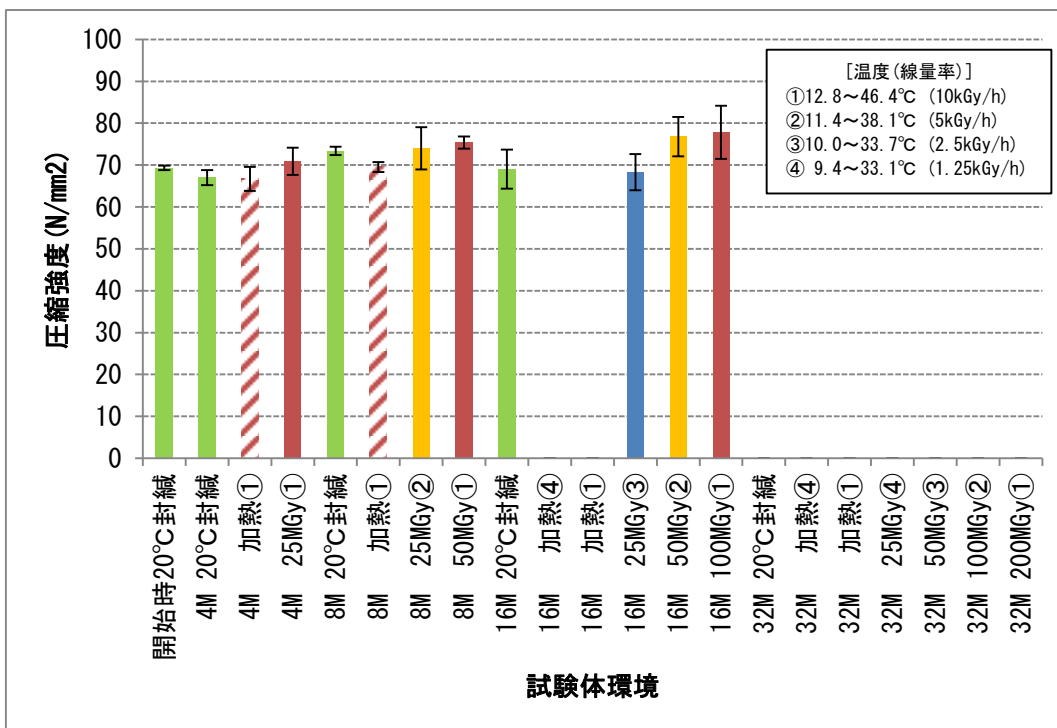
試験体ID	試験内容	材齢情報	照射量 (kGy) 温湿度	圧縮強度 (N/mm <sup>2</sup> )		静弾性係数 (kN/mm <sup>2</sup> )		自由水率 (%)		結合水率 (%)		
					平均		平均		平均		平均	
1-001	照射試験	照射開始 4ヶ月後	2.5×10 <sup>4</sup>	66.7	65.5	35.2	34.5	1.5	1.5	3.8	3.9	
1-002				65.8		32.8		1.4		3.8		
1-003				63.9		36.8		1.4		3.9		
1-004				67.0		37.6		1.5		3.9		
1-005				64.1		30.3		-		-		-
1-007		照射開始 8ヶ月後	5.0×10 <sup>4</sup>	79.9	75.2	32.6	34.2	1.4	1.4	3.5	3.5	
1-008				72.9		36.8		1.4		3.6		
1-009				73.7		31.7		1.3		3.4		
1-010				74.4		35.3		1.3		3.5		
1-011				75.1		34.6		-		-		-
1-013			2.5×10 <sup>4</sup>	76.3	73.4	36.3	35.9	1.6	1.6	3.4	3.4	
1-014				77.7		35.5		1.7		3.3		
1-015				73.8		37.1		1.6		3.6		
1-016				70.3		37.3		1.6		3.3		
1-017				69.1		33.4		-		-		-
1-019		照射開始 16ヶ月後	1.0×10 <sup>5</sup>	73.0	74.4	37.1	36.5	0.9	1.0	3.8	4.1	
1-020				76.1		38.7		1.0		4.1		
1-021				86.5		35.6		1.1		4.2		
1-022				70.9		35.4		1.1		4.1		
1-023				65.7		35.7		-		-		-
1-025			5.0×10 <sup>4</sup>	64.8	66.4	32.8	33.8	1.3	1.3	4.3	4.4	
1-026				67.7		37.3		1.3		4.2		
1-027				61.7		29.4		1.4		4.4		
1-028				68.8		32.8		1.3		4.7		
1-029				68.9		36.9		-		-		-
1-031		2.5×10 <sup>4</sup>	75.6	71.6	32.0	34.5	1.5	1.5	4.4	4.2		
1-032			72.2		33.8		1.5		4.0			
1-033			71.0		37.0		1.6		4.1			
1-034			64.8		33.5		1.4		4.4			
1-035			74.3		36.0		-		-		-	-
1-061		加熱試験	4ヶ月後	1列目 温度	66.8	65.4	36.6	32.9	1.5	1.5	3.3	3.4
1-062					64.5		30.7		1.5		3.4	
1-063					64.8		31.5		-		-	
1-064			8ヶ月後	雰囲気 湿度	65.0	68.4	29.5	30.9	1.4	1.4	3.8	3.8
1-065					72.8		32.2		1.4		3.7	
1-066	67.3				30.9		-		-		-	
1-127	20℃ 封緘養生	材齢28日	-	-	46.8	46.1	-	-	-	-		
1-128			45.1		-		-		-			
1-129			46.5		-		-		-			
1-130		照射試験 開始時	-	-	62.0	61.9	31.9	34.1	-	-	-	-
1-131			61.6		37.9		-		-		-	
1-132			62.1		32.5		-		-		-	
1-133		4ヶ月後	-	-	66.1	61.8	37.1	35.2	4.5	4.3	3.8	3.6
1-134			57.9		35.8		4.0		3.4			
1-135			61.3		32.7		-		-		-	
1-136		8ヶ月後	-	-	64.8	65.1	47.1	42.6	4.5	4.5	3.4	3.4
1-137			61.8		40.2		4.5		3.4			
1-138			68.8		40.6		-		-		-	
1-139		16ヶ月後	-	-	65.6	66.2	28.7	34.3	4.4	4.4	3.5	3.5
1-140			67.6		35.0		4.4		3.5			
1-141	65.4		39.3		-		-		-		-	

【凡例】■:照射試験、▨:加熱試験

■:20°C封緘養生、■:1列目温度、■:2列目温度、■:3列目温度、■:4列目温度



(a)骨材 1(砂利) 平均

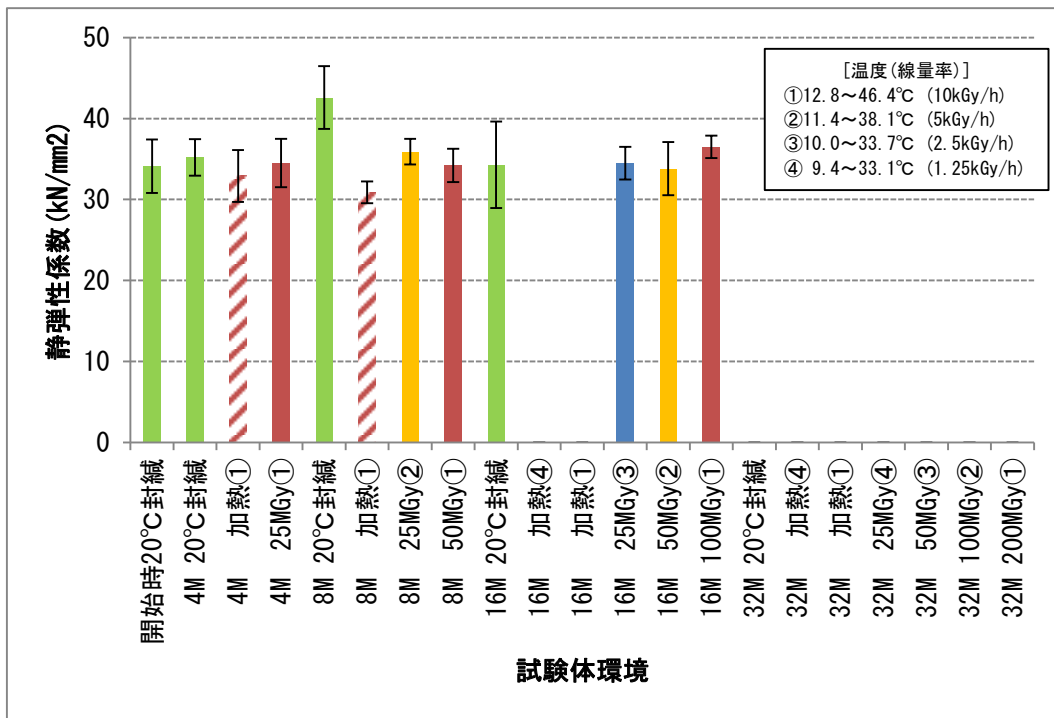


(b)骨材 2(碎石) 平均

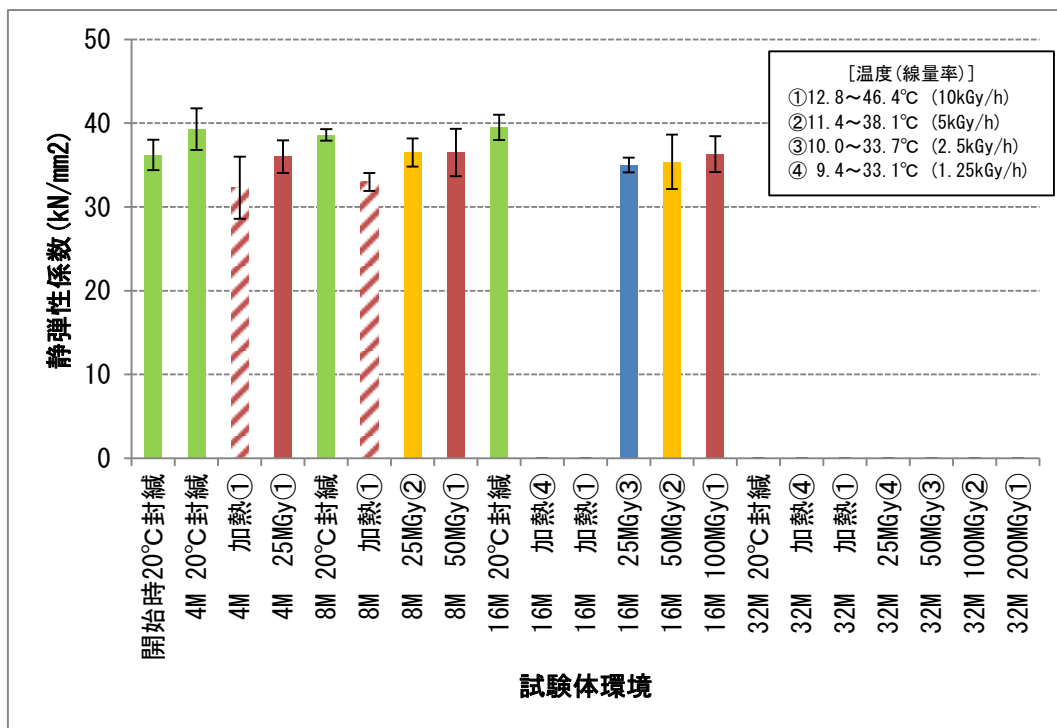
図 3. 1. 1-35 圧縮強度の比較 (横軸: 期間)

【凡例】■:照射試験、▨:加熱試験

■:20°C封緘養生、■:1列目温度、■:2列目温度、■:3列目温度、■:4列目温度



(a)骨材 1(砂利) 平均

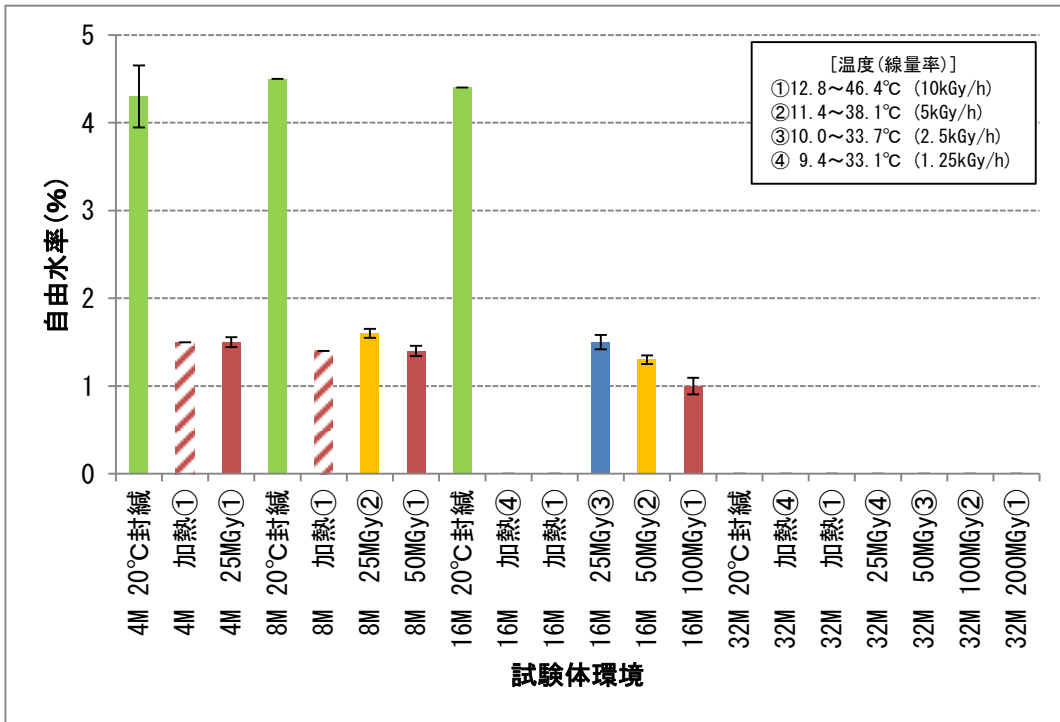


(b)骨材 2(碎石) 平均

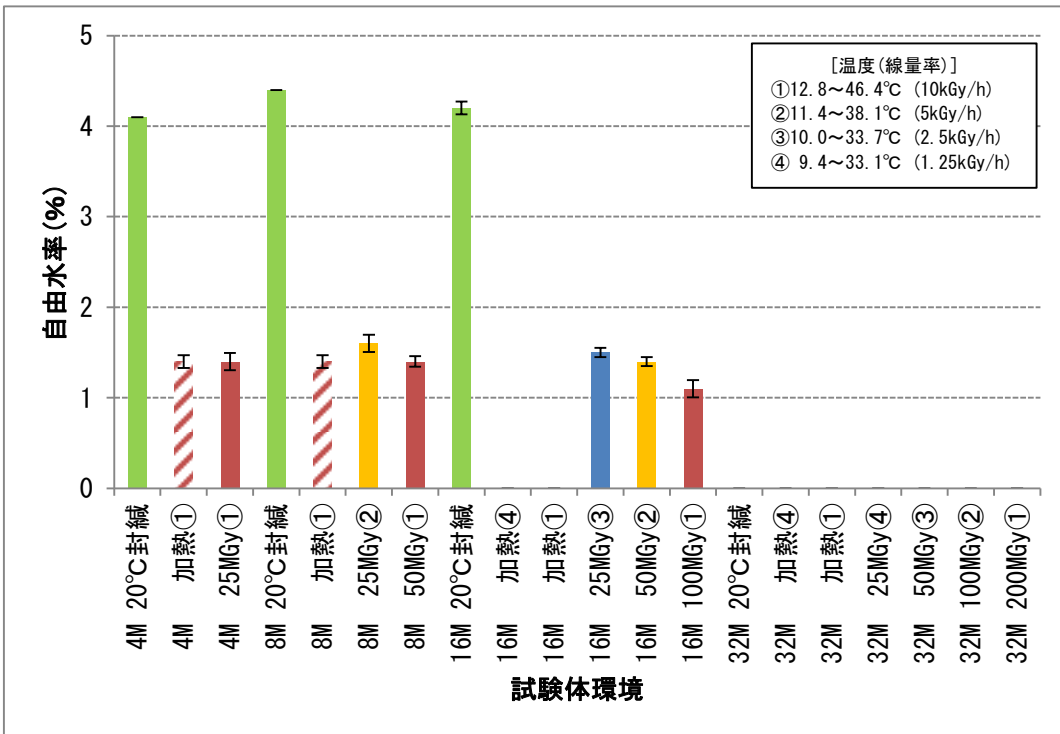
図 3. 1. 1-36 静弾性係数の比較 (横軸: 期間)

【凡例】■:照射試験、▨:加熱試験

■:20°C封緘養生、■:1列目温度、■:2列目温度、■:3列目温度、■:4列目温度



(a)骨材 1(砂利) 平均

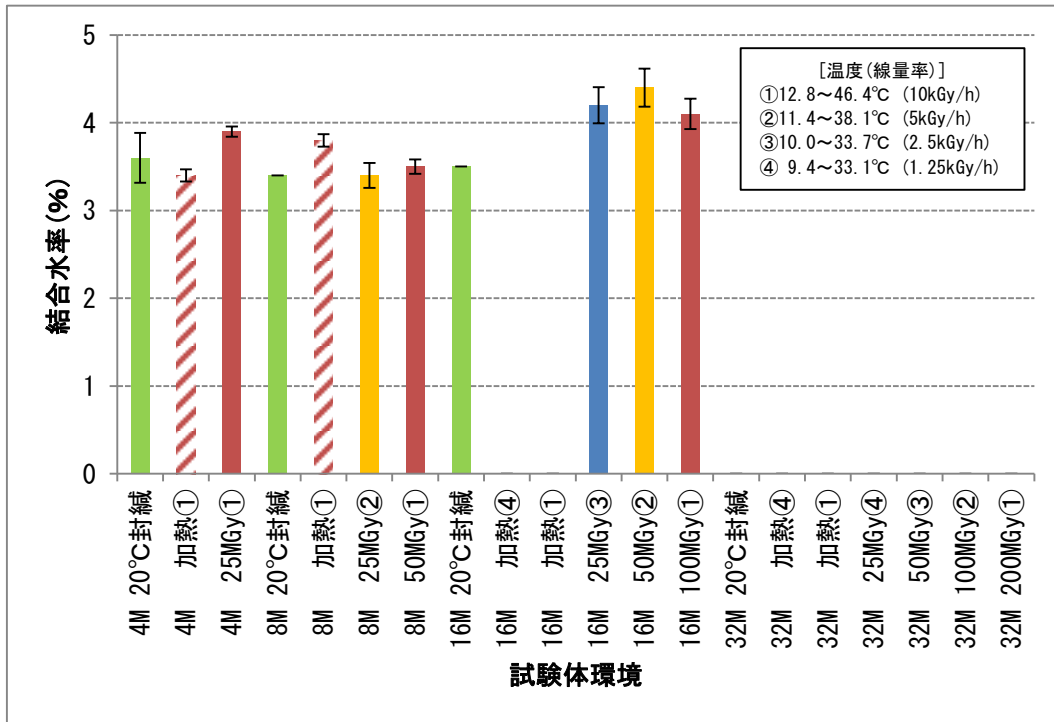


(b)骨材 2(碎石) 平均

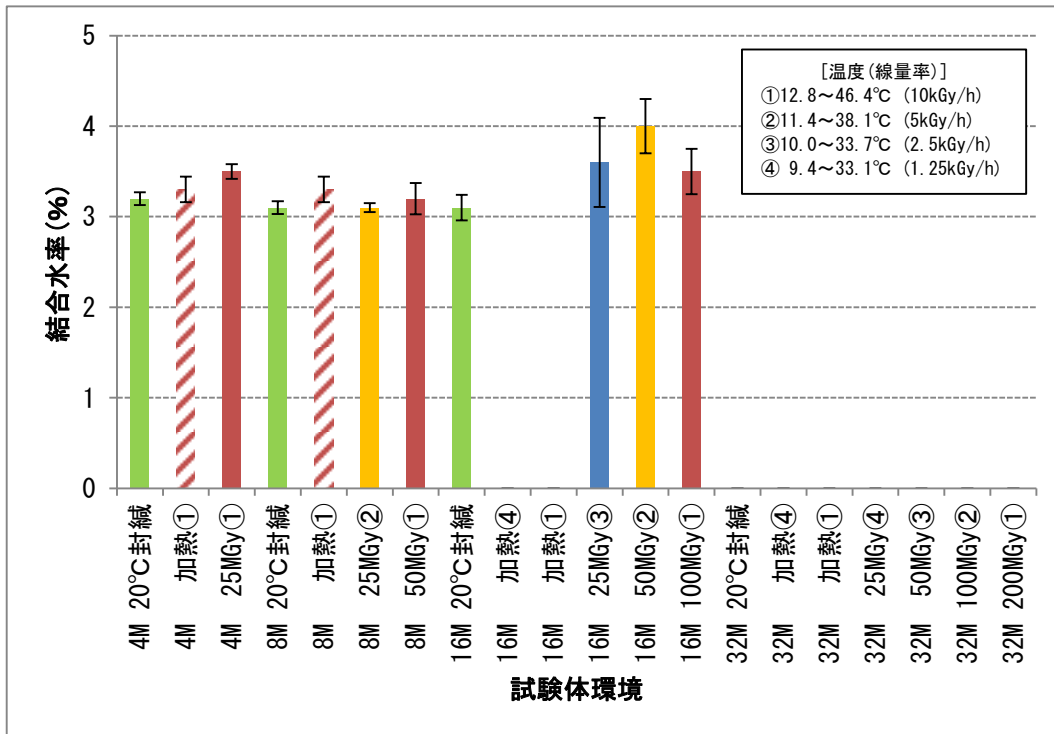
図 3.1.1-37 自由水率の比較 (横軸: 期間)

【凡例】■:照射試験、▨:加熱試験

■:20°C封緘養生、■:1列目温度、■:2列目温度、■:3列目温度、■:4列目温度



(a)骨材 1(砂利) 平均

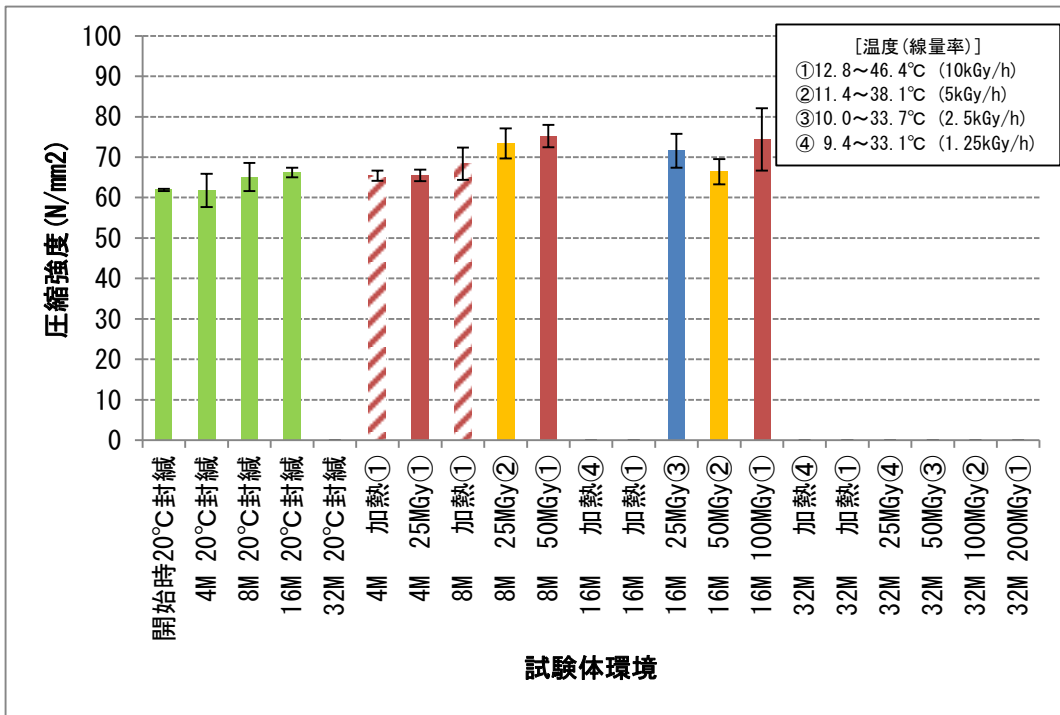


(b)骨材 2(碎石) 平均

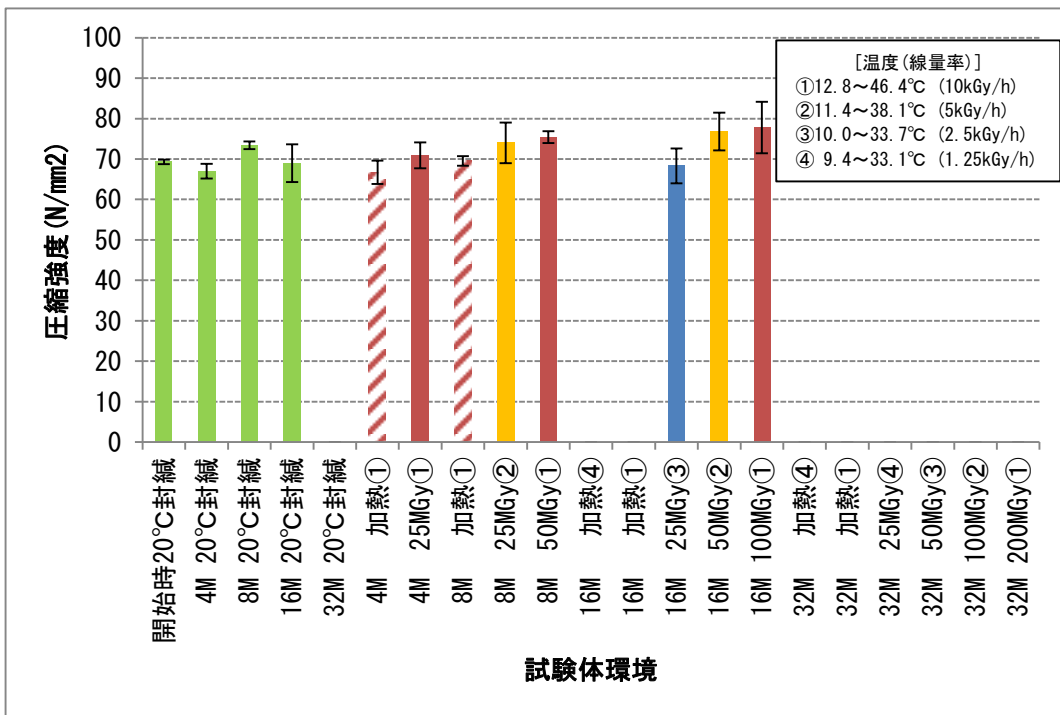
図 3. 1. 1-38 結合水率の比較 (横軸: 期間)

【凡例】■:照射試験、▨:加熱試験

■:20°C封緘養生、■:1列目温度、■:2列目温度、■:3列目温度、■:4列目温度



(a)骨材 1(砂利) 平均

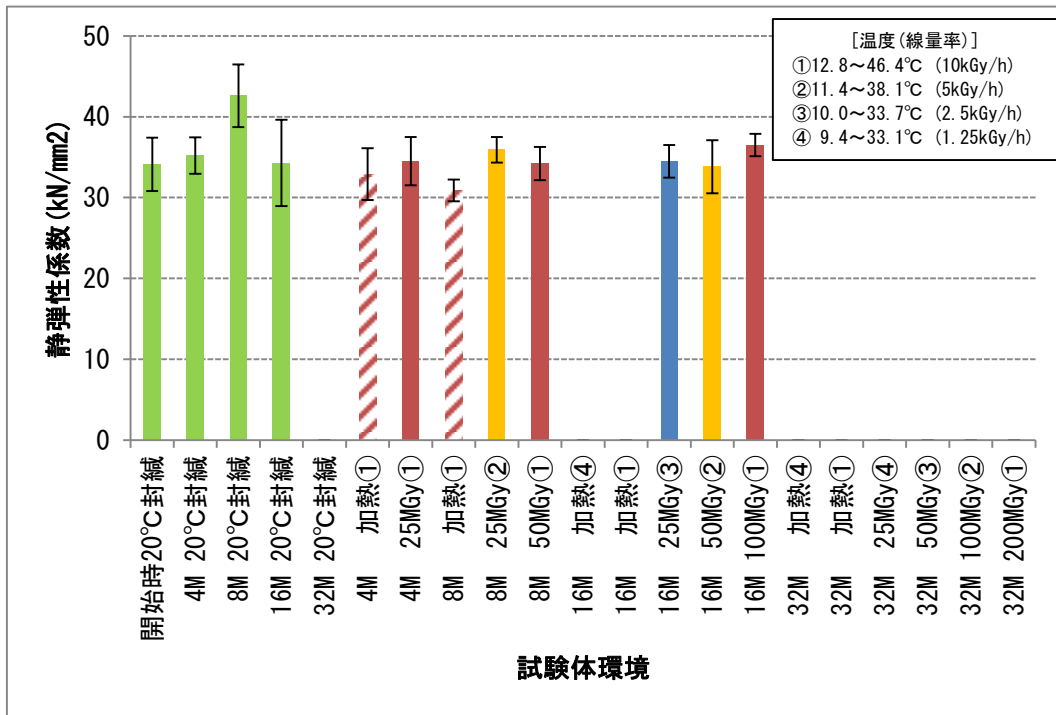


(b)骨材 2(碎石) 平均

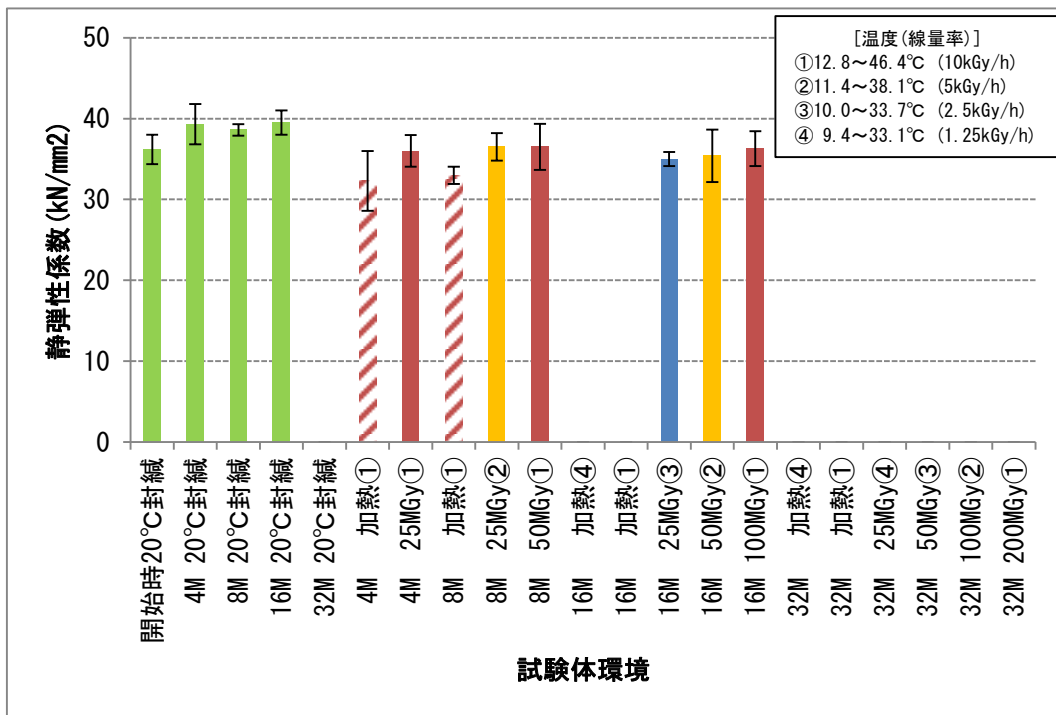
図 3. 1. 1-39 圧縮強度の比較 (横軸: 熱影響度)

【凡例】■:照射試験、▨:加熱試験

■:20°C封緘養生、■:1列目温度、■:2列目温度、■:3列目温度、■:4列目温度



(a)骨材 1(砂利) 平均

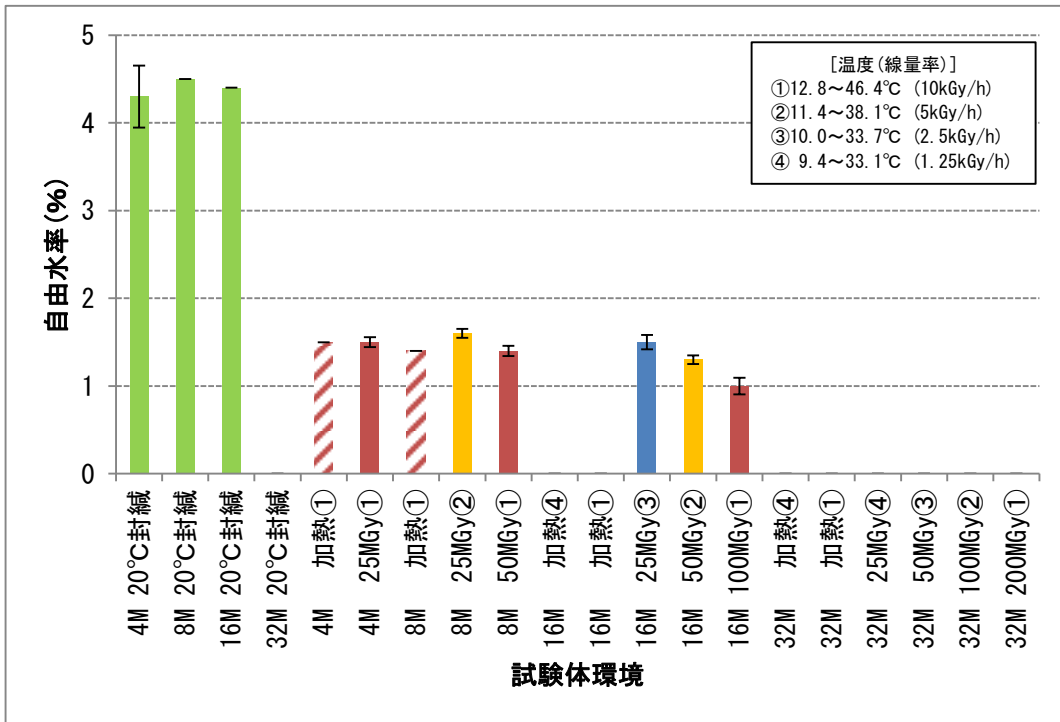


(b)骨材 2(碎石) 平均

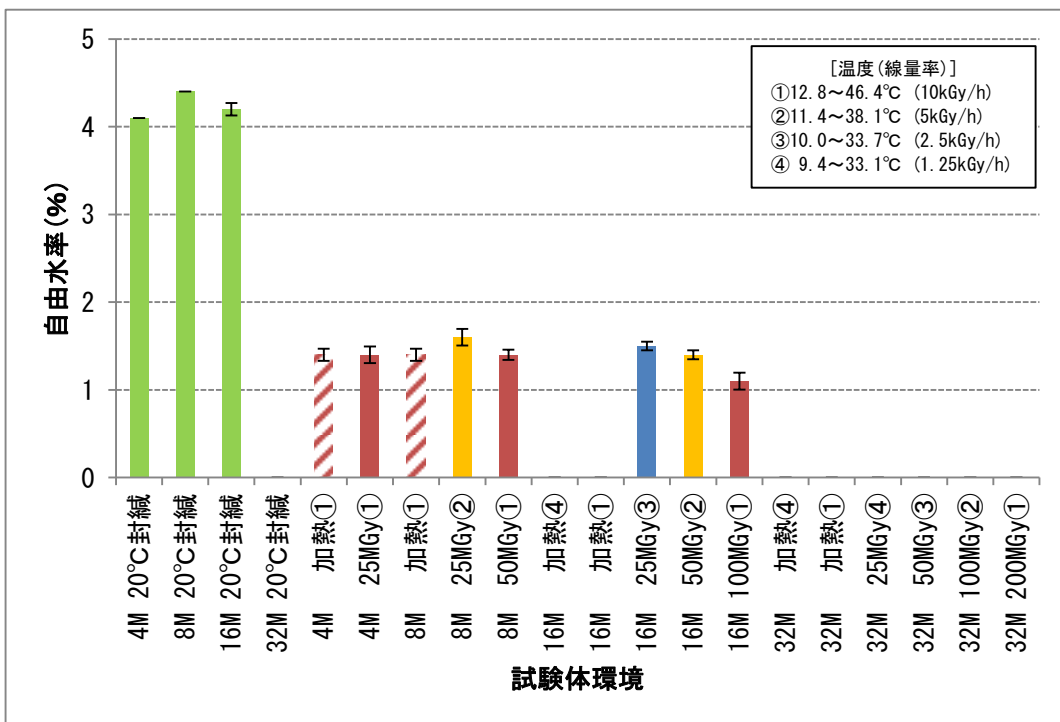
図 3.1.1-40 静弾性係数の比較 (横軸:熱影響度)

【凡例】■:照射試験、▨:加熱試験

■:20°C封緘養生、■:1列目温度、■:2列目温度、■:3列目温度、■:4列目温度



(a)骨材 1(砂利) 平均



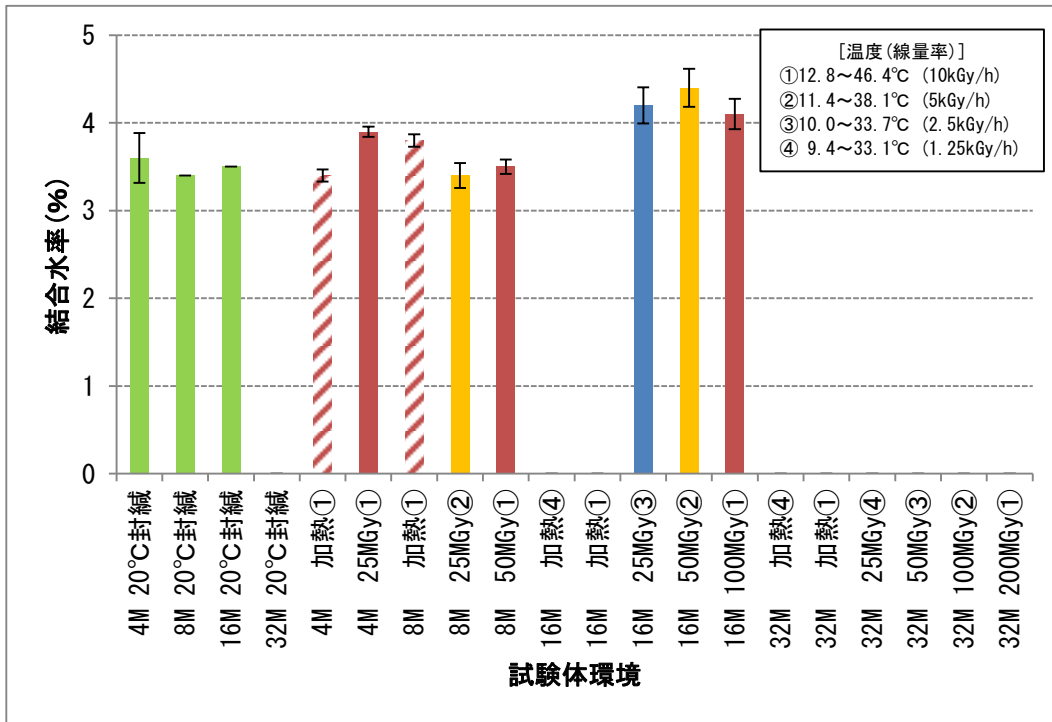
(b)骨材 2(碎石) 平均

図 3. 1. 1-41 自由水率の比較 (横軸: 熱影響度)

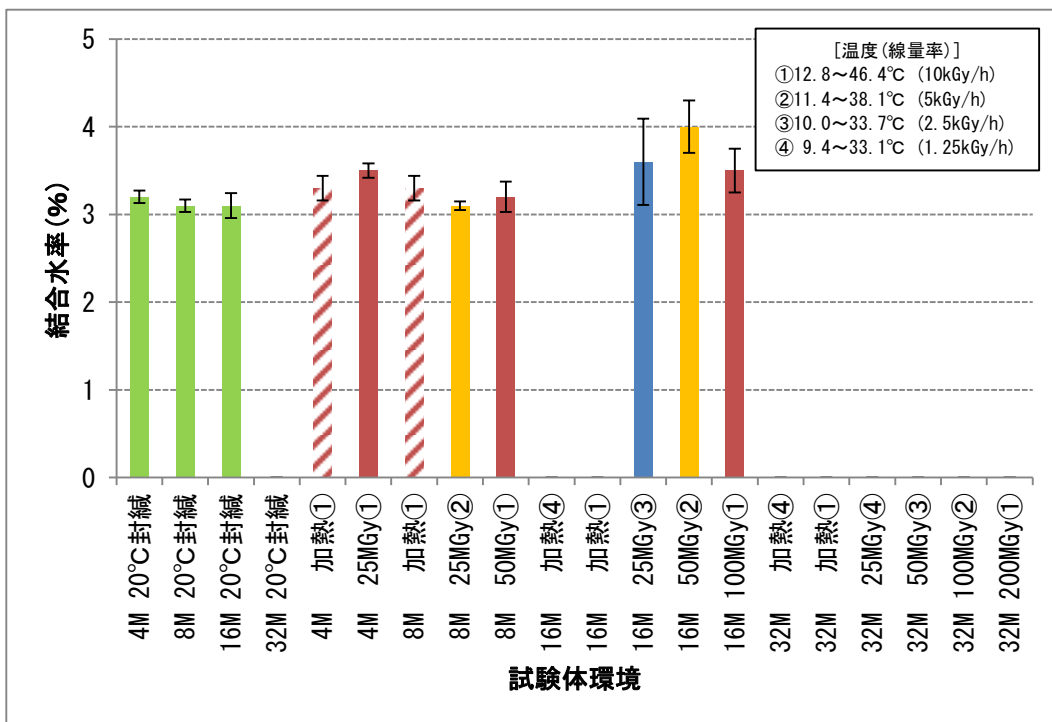


【凡例】■:照射試験、▨:加熱試験

■:20°C封緘養生、■:1列目温度、■:2列目温度、■:3列目温度、■:4列目温度



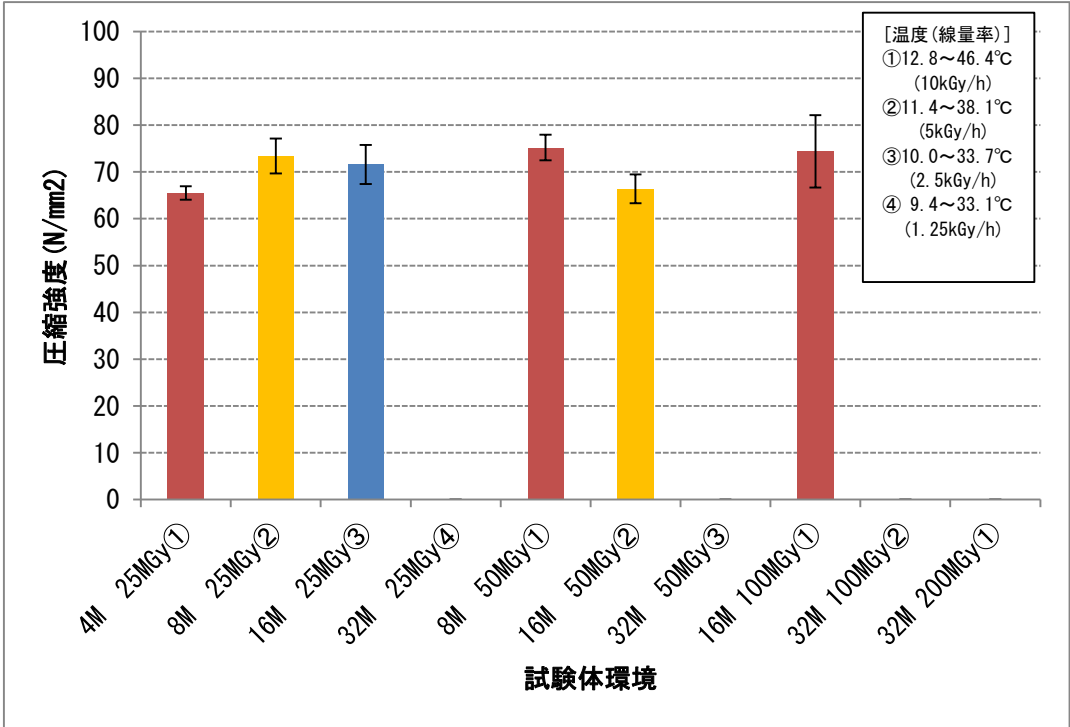
(a)骨材 1(砂利) 平均



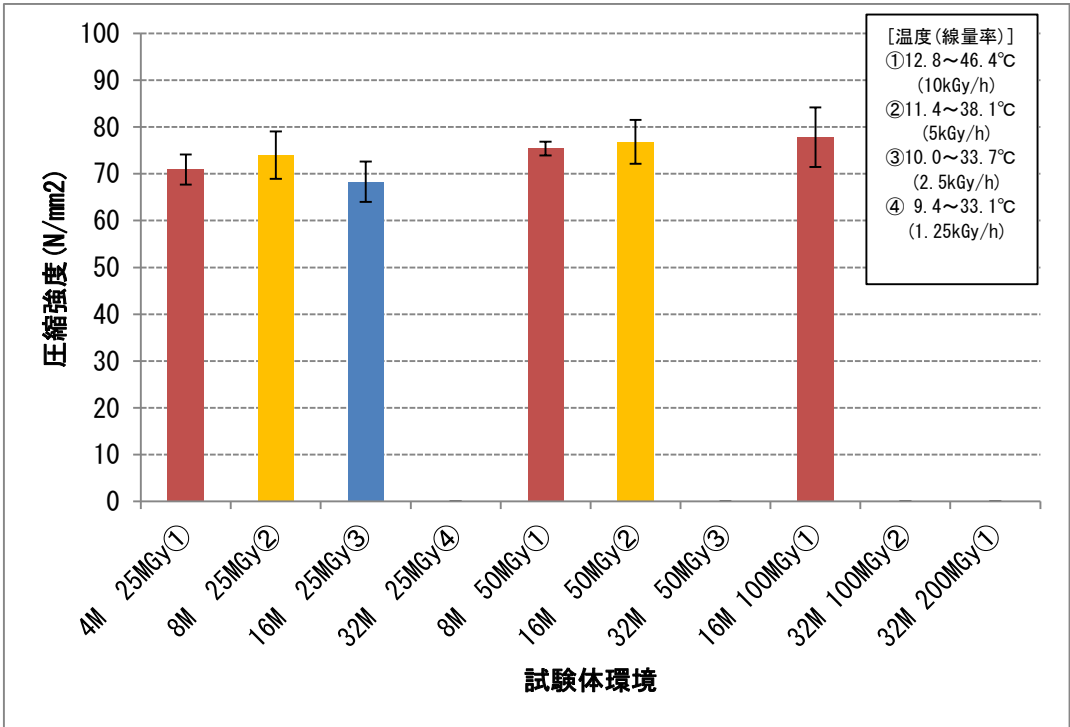
(b)骨材 2(碎石) 平均

図 3. 1. 1-42 結合水率の比較 (横軸：熱影響度)

【凡例】 ■:1列目温度、■:2列目温度、■:3列目温度、■:4列目温度



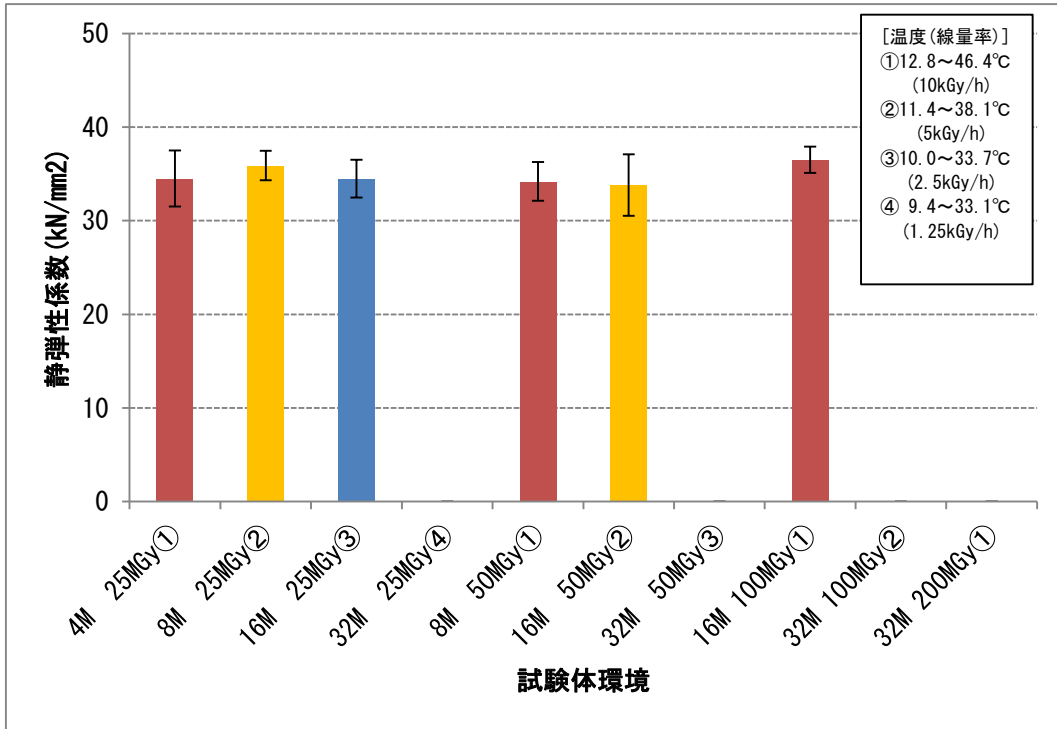
(a) 骨材 1 (砂利) 平均



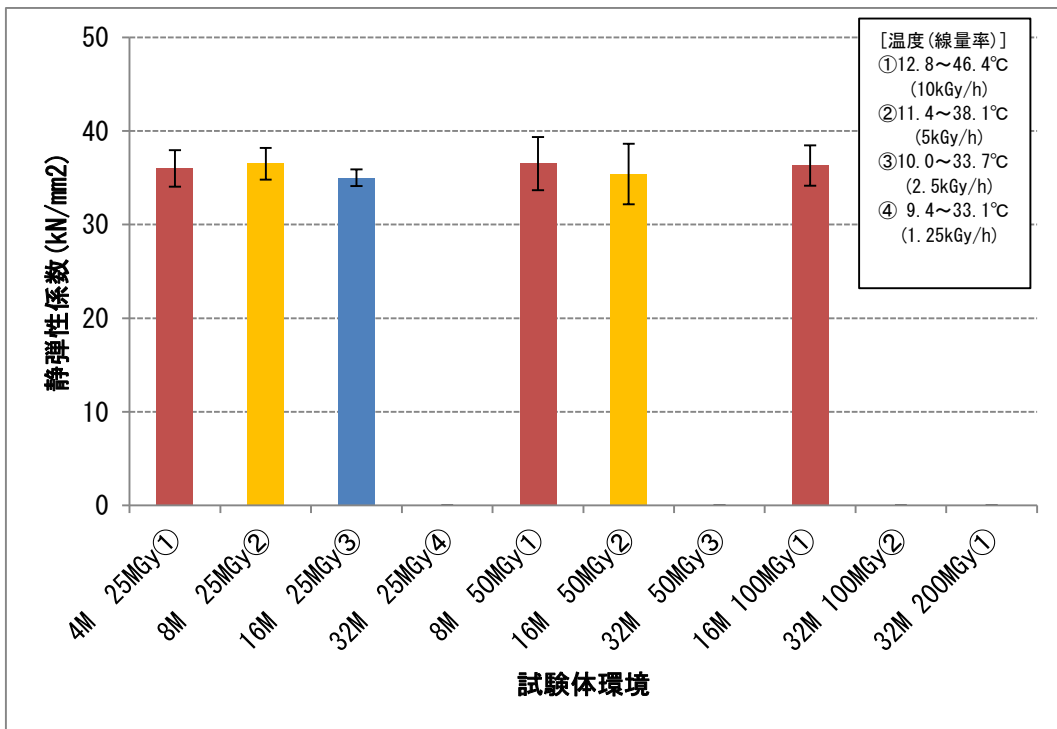
(b) 骨材 2 (碎石) 平均

図 3. 1. 1-43 圧縮強度の比較 (横軸: 累積照射量)

【凡例】 ■:1列目温度、■:2列目温度、■:3列目温度、■:4列目温度



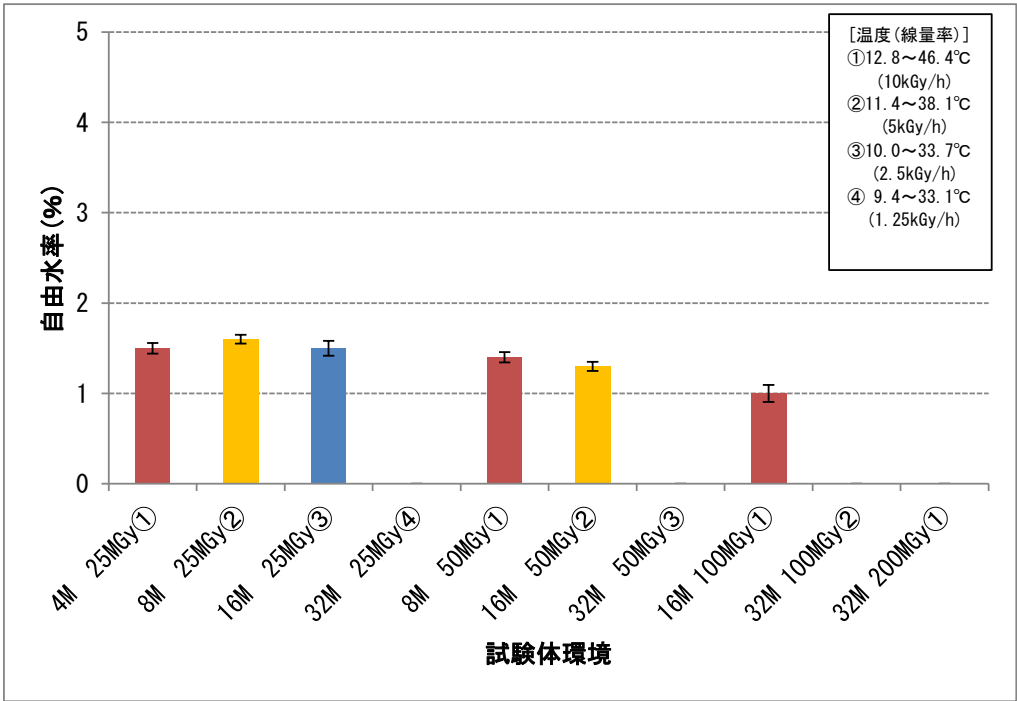
(a)骨材 1(砂利) 平均



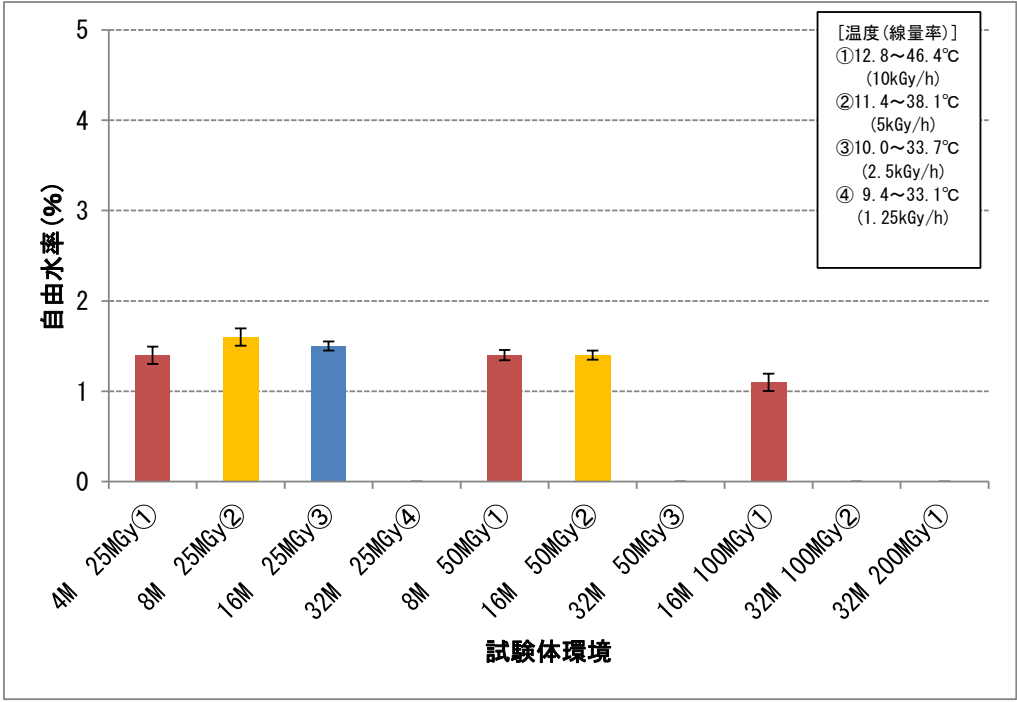
(b)骨材 2(碎石) 平均

図 3.1.1-44 静弾性係数の比較 (横軸：累積照射量)

【凡例】 ■:1列目温度、■:2列目温度、■:3列目温度、■:4列目温度



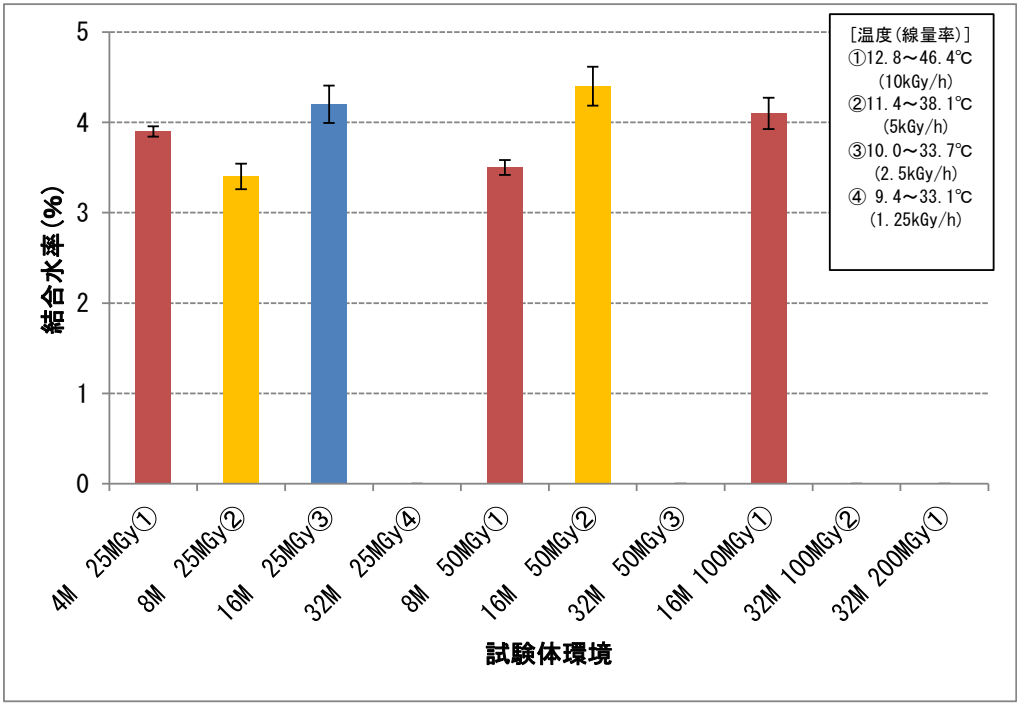
(a)骨材 1(砂利) 平均



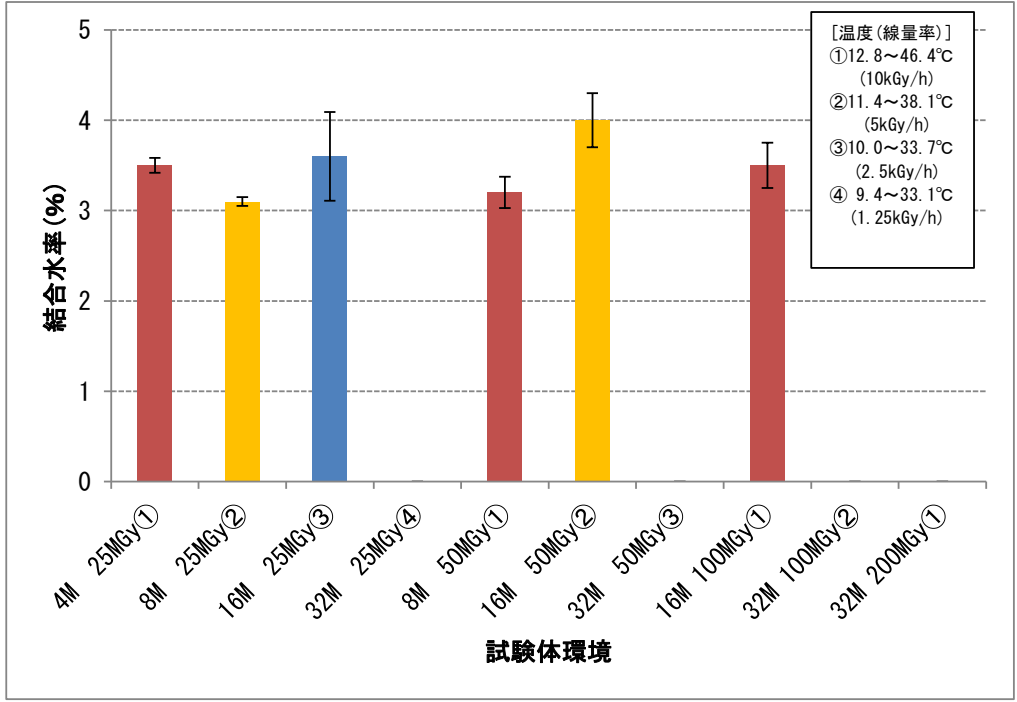
(b)骨材 2(碎石) 平均

図 3. 1. 1-45 自由水率の比較 (横軸：累積照射量)

【凡例】 ■:1列目温度、■:2列目温度、■:3列目温度、■:4列目温度



(a)骨材 1(砂利) 平均

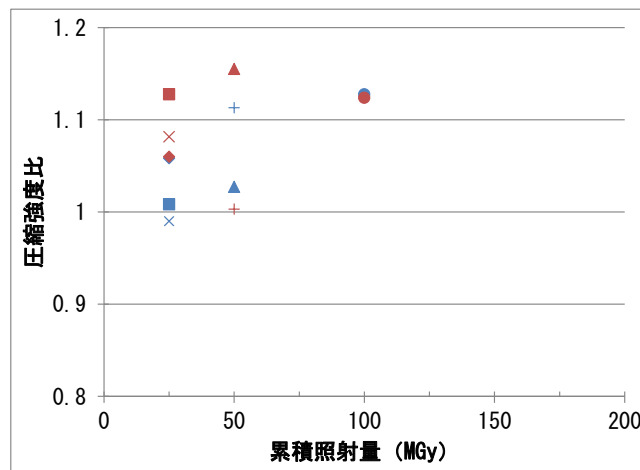


(b)骨材 2(碎石) 平均

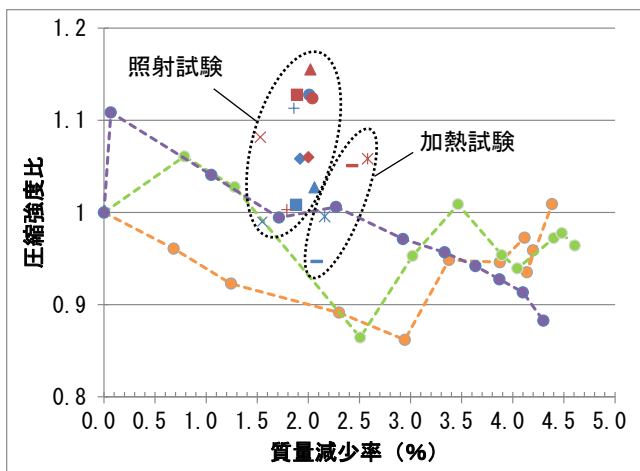
図 3. 1. 1-46 結合水率の比較 (横軸：累積照射量)

<凡例>  
**【ガンマ線照射試験・加熱試験】**  
 赤字:骨材(砕石 春日井)、青字:骨材(砂利 静岡)  
 ◆:照射試験体25MGy(4ヶ月) 一照射1列目  
 ■:照射試験体25MGy(8ヶ月) 一照射2列目  
 ×:照射試験体25MGy(16ヶ月) 一照射3列目  
 ▲:照射試験体50MGy(8ヶ月) 一照射1列目  
 +:照射試験体50MGy(16ヶ月) 一照射2列目  
 ●:照射試験体100MGy(16ヶ月)一照射1列目  
 \*:加熱試験体(4ヶ月)一照射1列目温度模擬  
 -:加熱試験体(8ヶ月)一照射1列目温度模擬

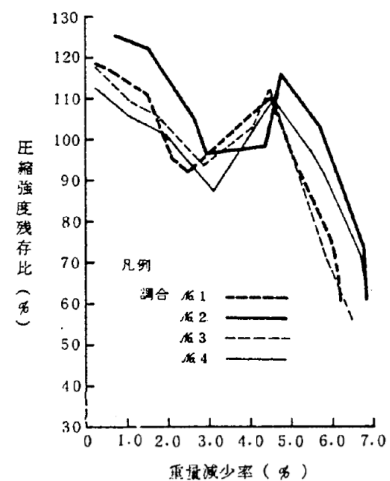
**【熱・乾燥影響試験】**  
 橙字:W/C=0.55、骨材(砕石 春日井)  
 緑字:W/C=0.55、骨材(砂利 静岡)  
 紫字:W/C=0.40、骨材(砕石 春日井)  
 ●:熱・乾燥影響試験体



(a)横軸：累積照射量 (MGy)



(b)横軸：質量減少率 (%)



参考文献：岸谷孝一，高英雄，押田文雄，奥野亨，  
 20~300℃の高温に長期間さらされたコンクリートの性状に関する研究・その1，その2，日本建築学会大会学術講演梗概集，1982年

図 3. 1. 1-47 圧縮強度比 (照射・加熱試験体/同材齢 20℃封緘試験体)

(c) 線量計測結果

線量計測結果を表 3.1.1-12 に、照射試験完了時点の累積照射量および平均線量率を表 3.1.1-13 に示す。

また、線量計測状況を図 3.1.1-48 および図 3.1.1-49 に示す。

表 3.1.1-12 線量計測結果

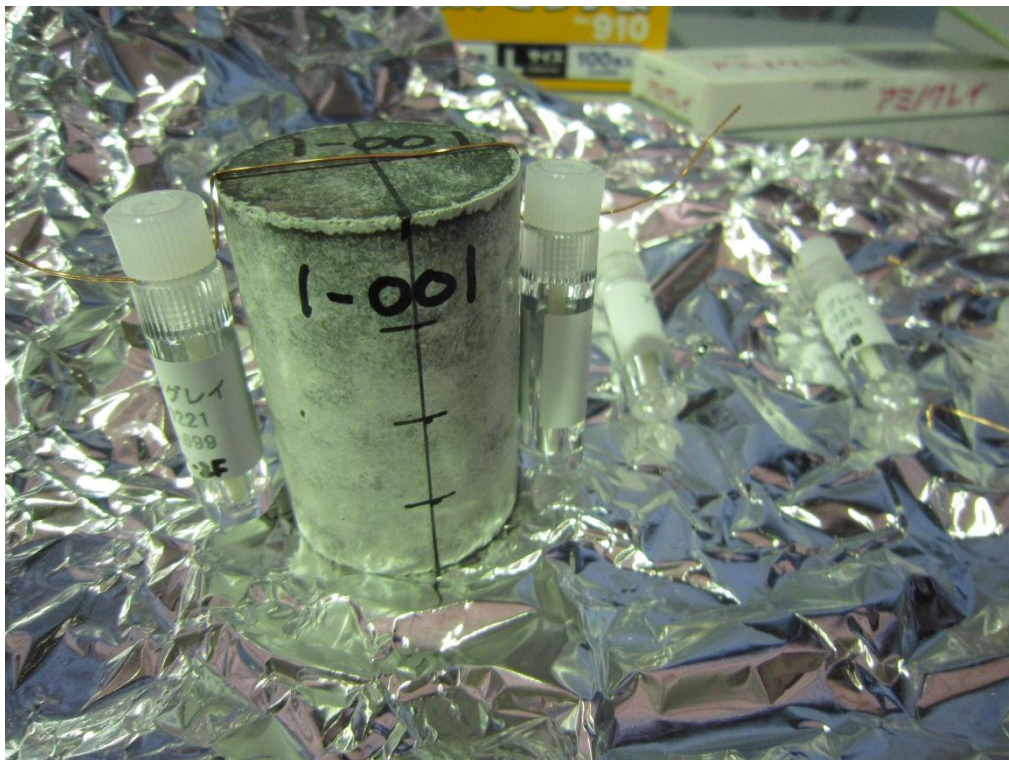
線量計測				計測位置			
年	月	備考		1 列目	2 列目	3 列目	4 列目
2013	3	試験開始	-	8.21	3.75	1.78	0.81
	8	コンクリート 4ヶ月試験体回収	位置調整前	8.14	3.93	1.89	0.86
			位置調整後	10.57	5.32	2.48	1.20
11	コンクリート 8ヶ月試験体回収	-	9.83	5.17	2.60	1.17	
2014	1	線源交換後	-	11.03	5.32	3.25	1.80
		位置調整	位置調整後	11.04	5.60	3.20	1.62
	5	位置調整	位置調整前	11.47	4.84	2.75	1.43
			位置調整後	10.91	4.93	2.70	1.55
	7	コンクリート 16ヶ月試験体回収	位置調整前	11.46	5.03	2.91	1.64
			位置調整後	11.33	6.29	3.72	1.91
1	骨材 4ヶ月試験体回収	-	10.94	5.03	2.76	1.56	
2015	1	骨材 4ヶ月試験体回収	-	10.27	5.64	3.36	1.54
	2	位置調整	位置調整前	9.98	5.68	3.38	1.68
位置調整後			10.67	6.91	4.30	2.50	

表 3.1.1-13 累積照射量および平均線量率

目標照射量 (kGy)	目安期間	試験体位置	照射日数 (日)	累積照射量 (kGy)	平均線量率 (kGy/h)
25000	4ヶ月	1列目	142	27860	8.18
	8ヶ月	2列目	254	27185	4.46
	16ヶ月	3列目	453	26717	2.46
50000	8ヶ月	1列目	254	55278	9.07
	16ヶ月	2列目	453	51592	4.75
100000	16ヶ月	1列目	453	107733	9.91



(a)線量計



(b)線量計取り付け状況

図 3. 1. 1-48 線量計測状況 (1)





(a) 線量計配置状況 (1)



(b) 線量計配置状況 (1)

図 3.1.1-49 線量計測状況 (2)

### 3.1.2 物理特性試験（骨材）

#### (1) 試験概要

ガンマ線照射試験では、セメントペースト試験体を用いてガンマ線との相互作用について分析するとともに、コンクリート試験体を用いてガンマ線がコンクリートの物理特性に及ぼす影響について検討している。これらの試験結果の分析より、ガンマ線がセメントペーストおよびコンクリートに及ぼす影響については、かなり明確になってきている。

一方、「平成 22 年度高経年化対策強化基盤整備事業」（成果報告書 H23.6）では、骨材単体のガンマ線照射試験を実施した。その際の結果の一部を図 3.1.2-1 および図 3.1.2-2 に示す。砂岩と石灰石ともに、ガンマ線照射による強度上昇の傾向が見られ、特に、砂岩での上昇が著しい。また、弾性係数については明確な傾向は見られなかった。

また、「平成 23 年度高経年化技術評価高度化事業」（成果報告書 H24.3）では、中性子照射による主な劣化要因は骨材の膨張であるとの仮説を証明するために、中性子照射試験に用いる骨材を選定するための検討を行った。この段階で乾燥により収縮する骨材が比較的多く存在することが明らかとなっており、中性子照射で膨張しても乾燥で収縮すると中性子照射の影響を捉えられない。そこで、当時の研究では、中性子照射で膨張しやすいと考えられる石英の含有量が大きく、ガンマ線照射による乾燥でも骨材が収縮しないという特性の骨材を選定するために、全国から骨材サンプルを収集し分析を行った。乾燥収縮の小さい骨材に共通の特性としては、粘土鉱物の含有量が少ないことがわかっていたので、石英と粘土鉱物の含有量について分析し、これらをパラメータとして骨材を選定した。

そこで、今年度は、ガンマ線照射による骨材の強度変化について検討するために、骨材単体の照射試験を行った。強度変化の原因としては、骨材の乾燥収縮により骨材の密度が増大し、骨材強度が上昇することが考えられるので、この仮説を検証するための実験計画とする。

#### ガンマ線による骨材照射用に選定した骨材を

表 3.1.2-1 に示す。また、図 3.1.2-3、図 3.1.2-4 および図 3.1.2-5 に、ガンマ線照射試験用に選定した骨材について、XRD による分析結果を示す。なお、石灰石については、中性子照射の対象とはしておらず、ガンマ線照射の対象をして、今回選定したものである。以下に各骨材の特徴を示す。

SS4（硬質砂岩）：砂岩として典型的なプロファイルである。緑泥石と雲母粘土鉱物は粘土鉱物ではあるが、一般には吸水/脱水に伴い、膨張/収縮するものではない。緑泥石や雲母粘土鉱物の幅広い(シャープでない)ピークや左右非対象なピークは、吸水/脱水に伴い、膨張/収縮する粘土鉱物であるスメクタイトとの混合層鉱物である可能性もある。ただし、その特定にはさらなる検討が必要である。

SS6（凝灰岩）：産地と石英の卓越した粉末X線回折のプロファイルなどから、チャートが周辺に貫入した花崗岩により焼かれた変成岩（チャートホルンフェルス）である可能性が強い。もともとチャートは主に石英からなり粘土鉱物は少量、さらに含まれていた粘土鉱

物の大部分も熱変成により結晶性の高い雲母に再結晶している。

GV2 (砂利) : 緑泥石と雲母粘土鉱物は粘土鉱物ではあるが、一般には吸水/脱水に伴い、膨張/収縮するものではない。緑泥石や雲母粘土鉱物の幅広い(シャープでない)ピークや左右非対象なピークは、吸水/脱水に伴い、膨張/収縮する粘土鉱物であるスメクタイトとの混合層鉱物である可能性もある。ただし、その特定にはさらなる検討が必要である。

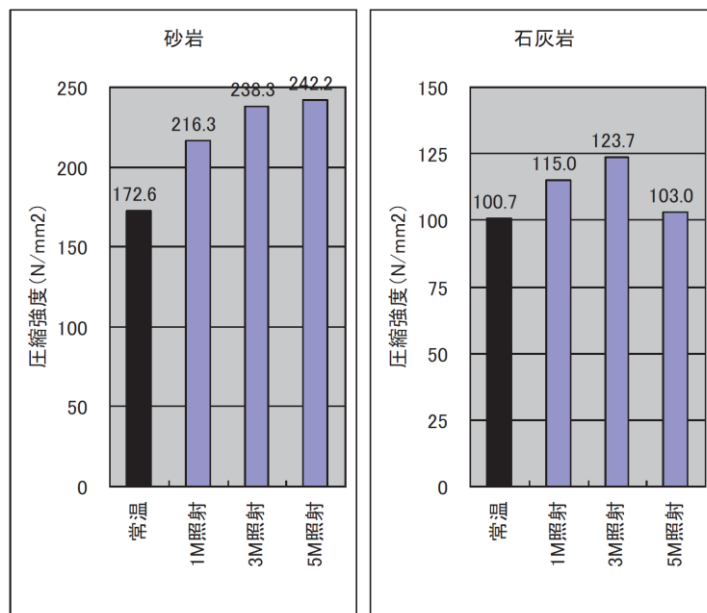


図 3.1.2-1 骨材の圧縮強度変化

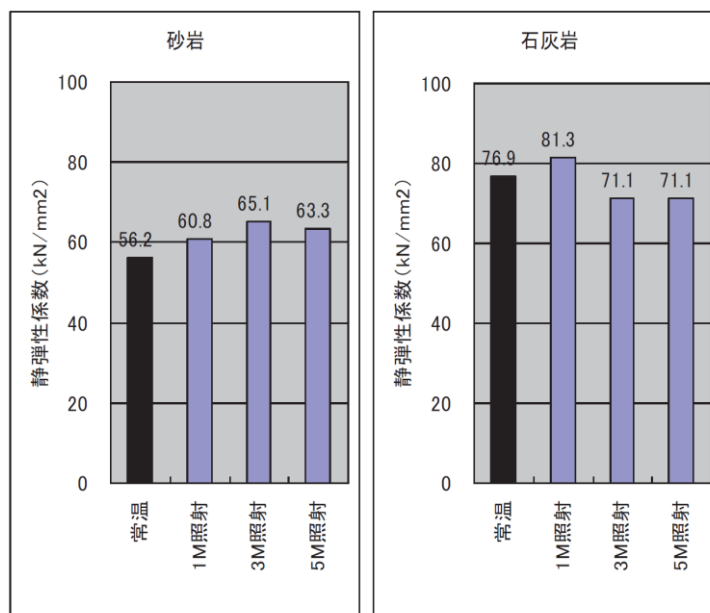


図 3.1.2-2 骨材の弾性強度変化

表 3.1.2-1 ガンマ線照射試験における骨材選定

骨材の種類	試料名	産地	特徴	ガンマ線照射	中性子照射
粗骨材	硬質砂岩	SS1	埼玉県 典型的な砂岩 石灰石含有量が多い		
		SS2	静岡県 典型的な砂岩 SiO <sub>2</sub> とAl <sub>2</sub> O <sub>3</sub> がSS5と同等		
		SS3	岐阜県 砂岩ではなくチャート SiO <sub>2</sub> の含有率90%以上 石英がSS6と同等に卓越		
		SS4	東京都 典型的な砂岩 SiO <sub>2</sub> とAl <sub>2</sub> O <sub>3</sub> がSS2と同等	○	
		SS5	— Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> の含有率が高い 雲母のピークが特徴的		
	凝灰岩	SS6	愛知県 砂岩ではなくチャート 石英がSS3と同等に卓越	○	○
	石灰石	—	大分県 (中性子照射では対象外、 平成22年度成果の検証)	○	
	砂利	GV1	神奈川県 SiO <sub>2</sub> の含有率が少なめで 石英、長石類、角閃石の ピークがGV4と類似		
		GV2	静岡県 砂岩起源と考えられる SiO <sub>2</sub> の含有率が75%程度 石英がGV3と同等に卓越	○	○
		GV3	埼玉県 砂岩起源と考えられる SiO <sub>2</sub> の含有率が77%程度 石英がGV2と同等に卓越		
GV4		富山県 SiO <sub>2</sub> の含有率が少なめで 石英、長石類、角閃石の ピークがGV1と類似			
細骨材	山砂	SD1	静岡県 SiO <sub>2</sub> の含有率が78%程度 石英がSD2と同等に卓越		
		SD2	静岡県 SiO <sub>2</sub> の含有率が76%程度 石英がSD1と同等に卓越		○

ハッチングは、骨材単体のガンマ線照射試験のために選定した骨材に対応している。あわせて、中性子照射のためのコンクリート試験体製作で用いた骨材を示す。

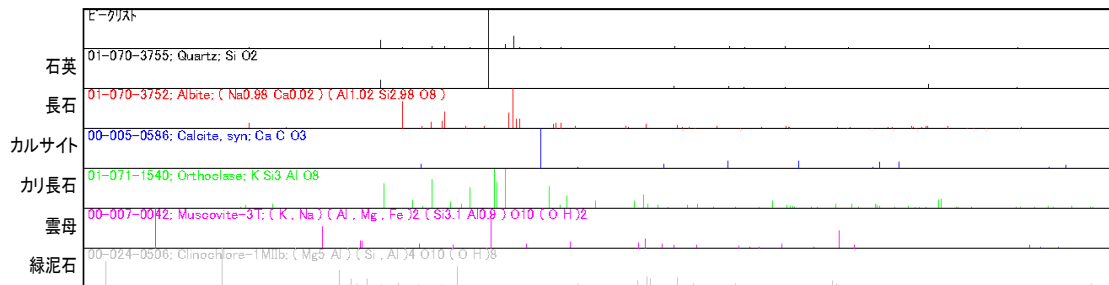
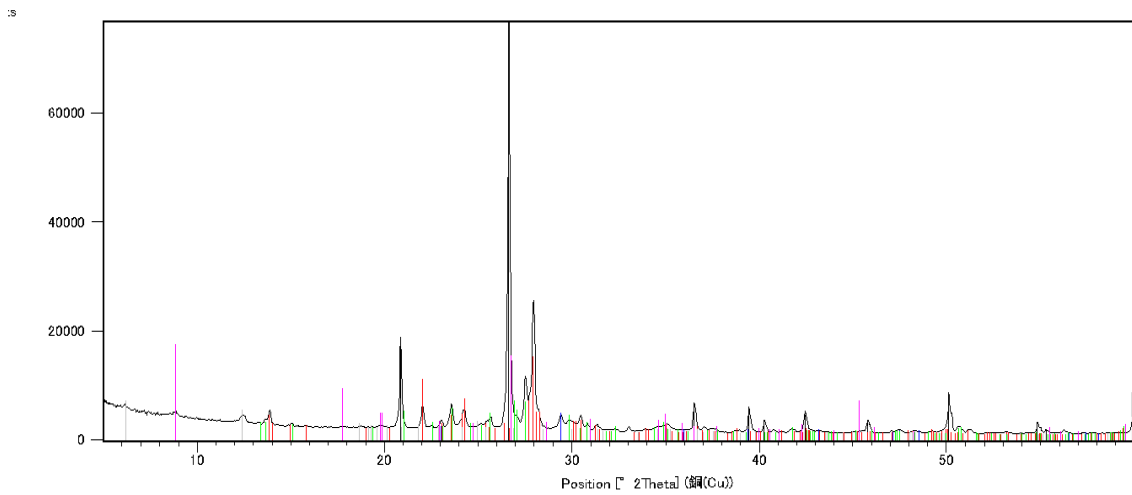
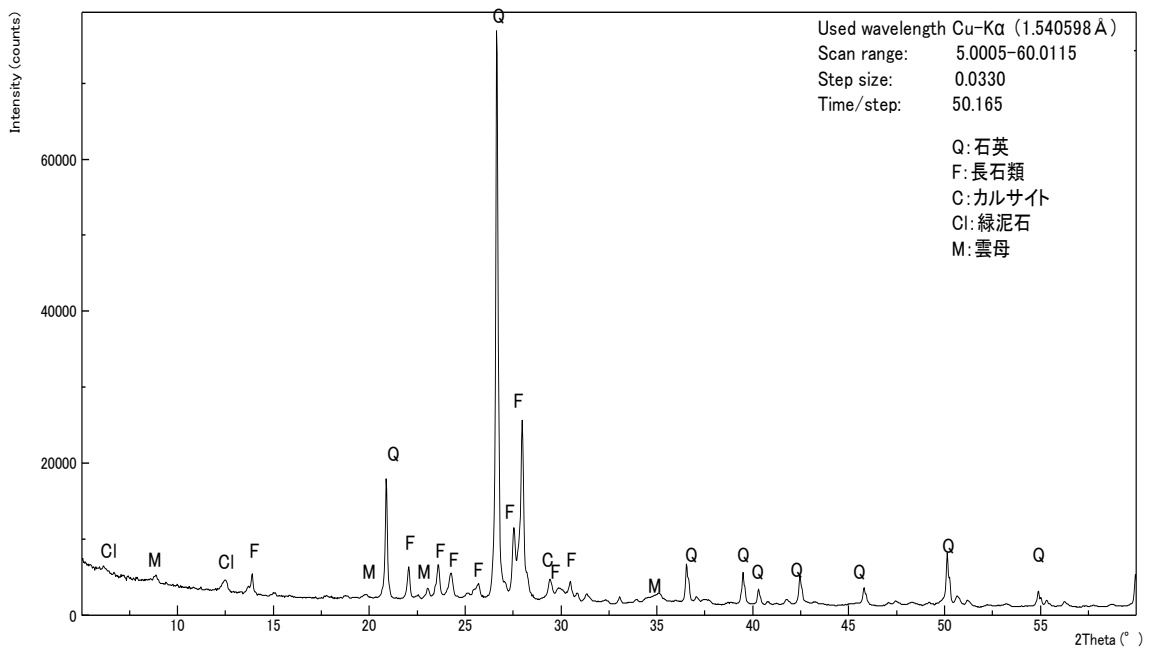


図 3. 1. 2-3 XRD 試験結果 (SS4)

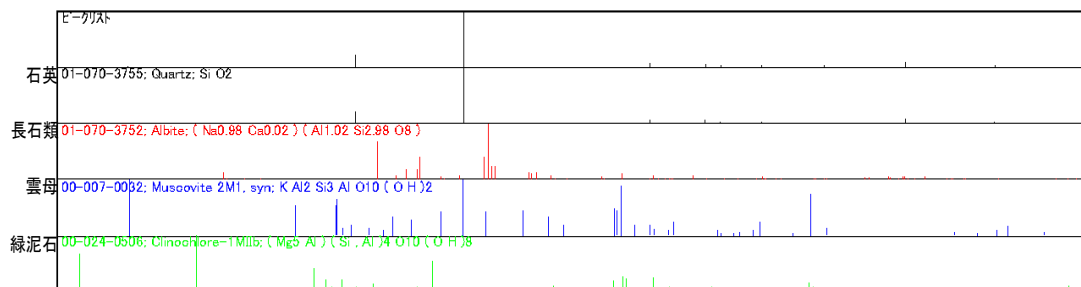
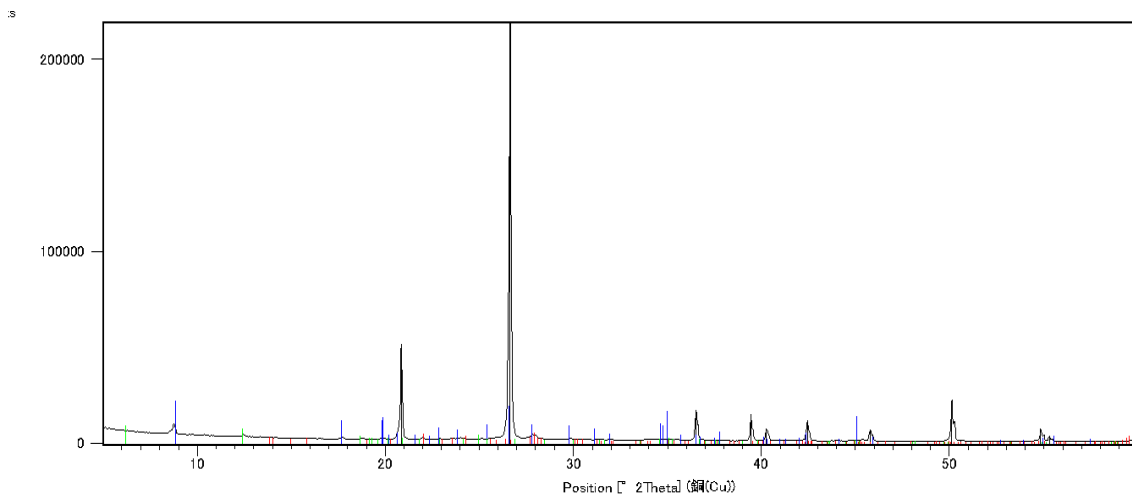
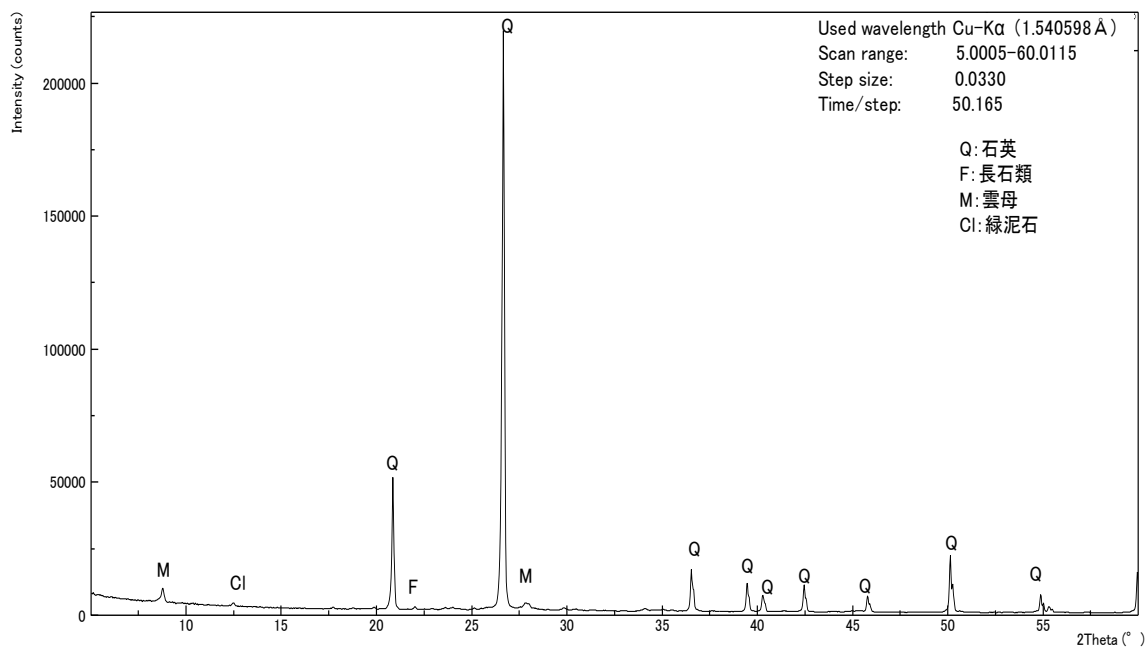


図 3. 1. 2-4 XRD 試験結果 (SS6)

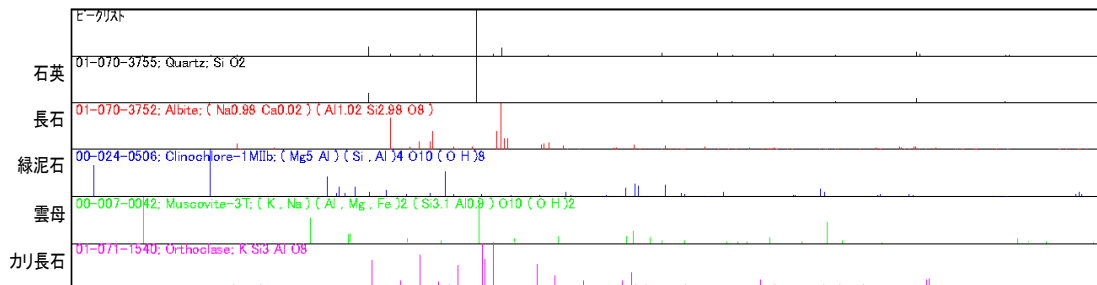
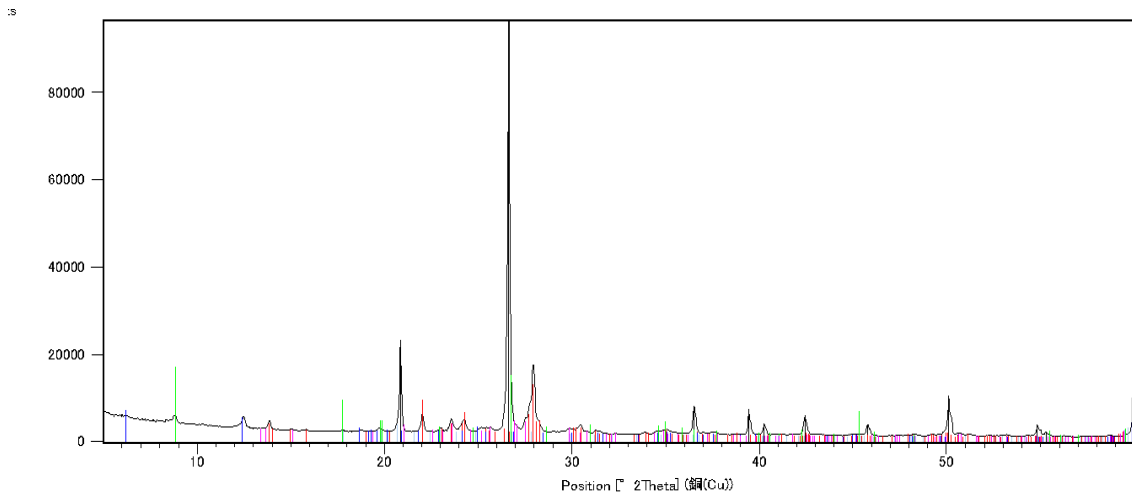
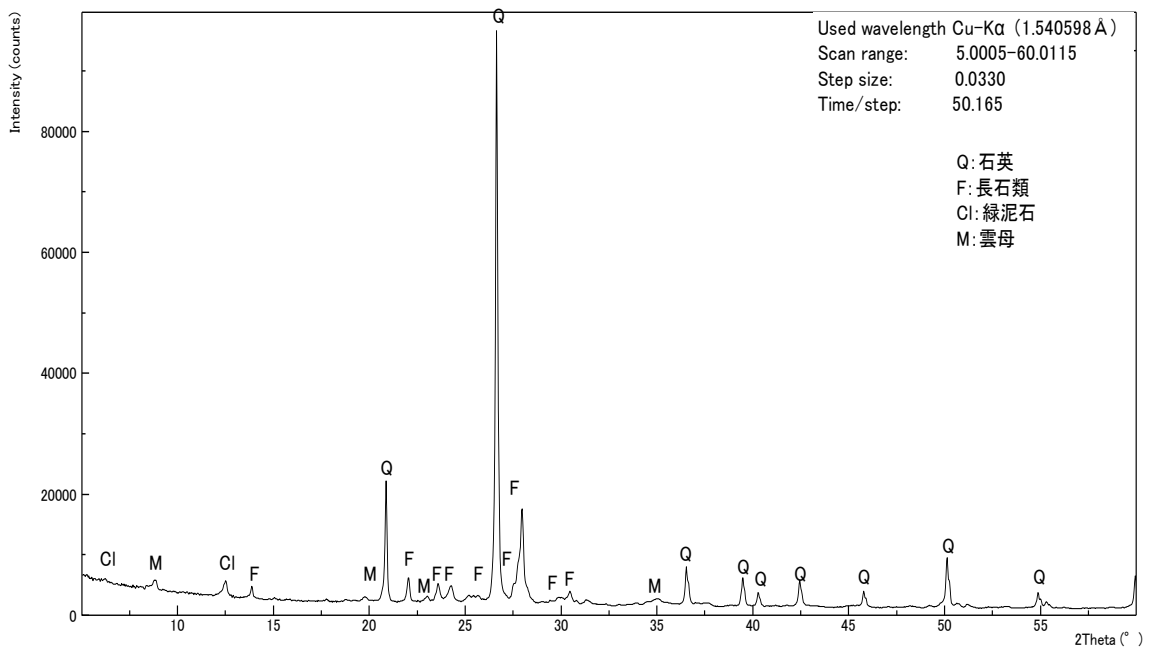


図 3. 1. 2-5 XRD 試験結果 (GV2)

(2) 試験・計測方法

本研究では、ガンマ線照射が骨材単体に及ぼす影響について把握するために、4種類の骨材から試験体を取得して、ガンマ線による照射試験を実施する。選定した骨材を以下に示す。

- A：凝灰岩（碎石）
- B：砂岩（砂利（砂岩起源））
- C：砂岩（碎石）
- D：石灰岩（碎石）

骨材の試験体サイズは直径4～5cm、長さ径比2の円柱試験体とする。なお、試験体の取得が困難な場合は、直径4～5cm、長さ径比2より小さめのサイズでもよい。Bの骨材については砂利なので、大きめの砂利を採取し、コア試験体を取得する。岩石試料の状況を図3.1.2-6に示す。

各骨材についての試験ケースを表3.1.2-2に示す。同一条件での試験体数を、ばらつきが大きい場合を想定して、5体とする。ガンマ線照射期間は、4ヵ月、8ヵ月、16ヵ月の3水準とし、JAEA高崎研究所の照射施設で実施する。コンクリートと同様に非照射・加熱試験を行うこととし、ガンマ線照射試験における温度計測結果を1週間毎に平均化し加熱する。温湿度履歴を表3.1.2-3に示す。

また、ガンマ線照射開始時に管理試験を行う。コンクリートとは異なり、照射期間の変化に伴う強度変化を考慮する必要がないので、管理試験は照射開始時のみとする。試験体は、各骨材について35体となる。

また表3.1.2-2に65℃加熱による試験ケースを示す。これは、照射効果研究会での指摘に対応するもので、65℃での急速な乾燥が骨材の物理特性に及ぼす影響を把握するために実施する。

表 3.1.2-2 骨材試験体による試験ケース数

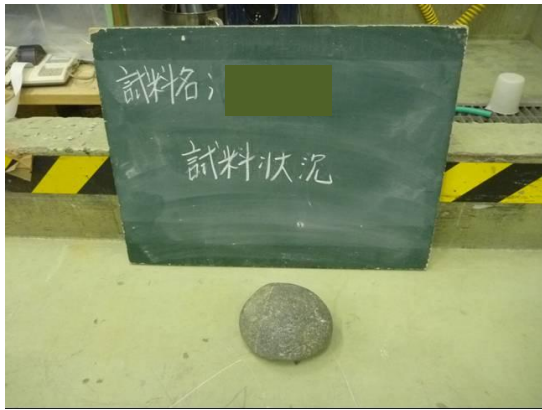
	照射影響評価				加熱影響評価	
	4ヵ月 ( $2.5 \times 10^4$ )	8ヵ月 ( $5.0 \times 10^4$ )	16ヵ月 ( $1.0 \times 10^5$ )	照射 開始時	恒量 達成時	加熱 開始時
ガンマ線 照射試験	5体	5体	5体	—	—	—
非照射 加熱試験	5体	5体	5体	—	—	—
65℃加熱	—	—	—	—	5体	—
管理試験	—	—	—	5体		5体

( )：目標照射量 (kGy)



表 3.1.2-3 加熱試験温湿度履歴

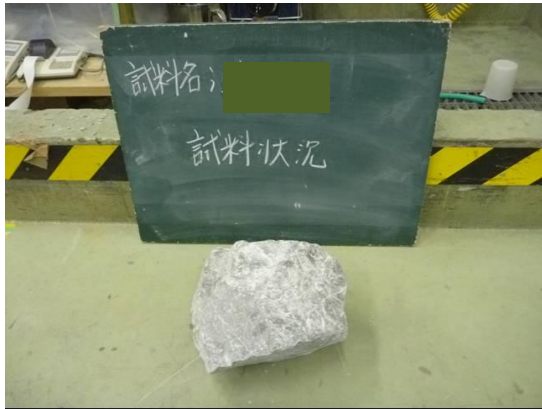
経過週数	4ヶ月・16ヶ月試験体		8M試験体		(参考)照射室内		備考
	温度(°C)	湿度(%)	温度(°C)	湿度(%)	温度(°C)	湿度(%)	
0	25.9	15.6			12.8	33.3	
1	26.2	20.2			14.8	38.8	
2	25.5	16.3			12.1	36.2	
3	25.5	17.3			11.8	38.7	
4	21.9	27.8			11.4	50.4	
5	13.4	63.9			13.3	64.2	
6	14.6	65.3			14.3	66.7	
7	19.6	44.9			15.9	57.2	
8	30.1	15.7			16.6	33.6	
9	32.6	19.1			18.9	41.3	
10	29.1	20.8			16.1	43.3	
11	31.1	16.4			16.3	37.9	
12	31.4	23.3			16.8	54.2	
13	30.8	24.6			18.4	49.7	
14	33.8	25.1			19.8	54.7	
15	33.8	21.1			19.8	46.5	
16	36.5	22.3			22.4	48.4	
17	36.1	27.4			22.4	58.0	
18	39.5	27.9	39.5	27.9	25.9	58.4	4ヶ月試験体回収
19	37.9	35.3	37.9	35.3	24.5	72.8	
20	39.5	26.9	39.5	26.9	26.1	55.2	
21	39.9	29.6	39.9	29.6	26.8	59.5	
22	39.2	32.2	39.2	32.2	26.4	63.5	
23	38.8	34.6	38.8	34.6	26.3	66.9	
24	39.9	34.1	39.9	34.1	27.4	65.4	
25	39.6	35.6	39.6	35.6	28.5	63.8	
26	42.3	32.4	42.3	32.4	30.6	58.7	
27	41.7	36.1	41.7	36.1	30.1	64.9	
28	42.2	39.7	42.2	39.7	30.1	73.8	
29	43.2	38.7	43.2	38.7	30.7	73.4	
30	41.9	39.3	41.9	39.3	31.4	67.2	
31	39.5	35.6	39.5	35.6	28.2	64.7	
32	40.2	35.6	40.2	35.6	28.4	65.8	
33	39.2	31.1	39.2	31.1	26.9	59.6	



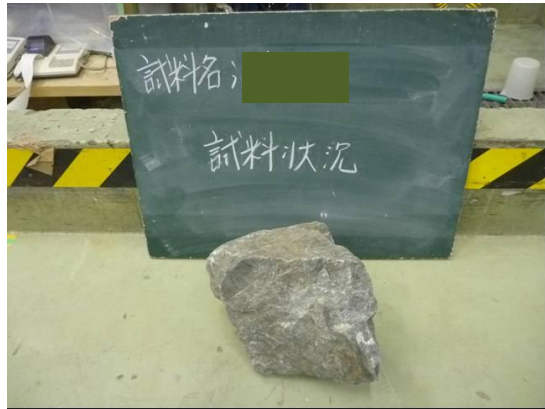
A : 凝灰岩 (碎石)



B : 砂岩 (砂利 (砂岩起源) )



C : 砂岩 (碎石)



D : 石灰岩 (碎石)

図 3. 1. 2-6 岩石試料の状況

骨材試験体製作後、寸法・質量計測を行う。計測後水分の変化を防ぐために、アルミパック等で密閉保管する。

管理試験（5体）については、照射試験を実施する前の段階で、圧縮強度試験およびXRDを実施する。

照射試験および非照射・加熱試験の試験体については、試験期間終了後、速やかに、寸法・質量計測、圧縮強度試験、XRDの試験を実施する。

XRDについては、強度試験を実施した5体の試験体の内、1体を用いてサンプリングを行い、計測を行うものとする。

試験後の材料実験において、試験体を移送する必要がある場合には、アルミパック等で密閉保管する。

圧縮強度試験では、強度と剛性を計測する。

表3.1.2-4に各骨材についての照射影響を評価するための試験ケースを示す。表3.1.2-5に加熱影響評価のための試験ケースを示す。また、試験体番号を表3.1.2-6に示す。

骨材のガンマ線照射は、コンクリート試験体と同様に、日本原子力研究開発機構高崎量子応用研究所のコバルト第1照射棟の第2照射室で実施した。第2照射室の照射スペースを有効に使用するために、3水準の照射試験を同時に行うのではなく、4ヵ月照射と8ヵ月照射は同一スペースを用いて連続して実施することとした。

照射室での試験体設置のイメージ（平面）および（立面）を図3.1.2-7および図3.1.2-8に示す。骨材試験体、熱電対の取り付け状況、および骨材試験体の照射状況を図3.1.2-9～図3.1.2-11に示す。

表 3.1.2-4 照射影響評価試験ケース

実施項目	ガンマ線照射試験			非照射・加熱試験			管理試験
	4 ヶ月	8 ヶ月	16 ヶ月	4 ヶ月	8 ヶ月	16 ヶ月	
寸法・質量計測 (試験実施前)	5 体	5 体	5 体	5 体	5 体	5 体	5 体
ガンマ線照射試験	5 体	5 体	5 体	—	—	—	—
非照射・加熱試験	—	—	—	5 体	5 体	5 体	—
寸法・質量計測 (試験実施後)	5 体	5 体	5 体	5 体	5 体	5 体	—
圧縮強度試験	5 体	5 体	5 体	5 体	5 体	5 体	5 体
XRD	1 体	1 体	1 体	1 体	1 体	1 体	1 体

表 3.1.2-5 熱影響評価試験ケース

実施項目	65℃加熱	管理試験
寸法・質量計測 (加熱前)	5 体	5 体
恒量達成時	5 体	—
寸法・質量計測 (加熱後)	5 体	—
圧縮強度試験	5 体	5 体
XRD	1 体	—

表 3.1.2-6 骨材試験体番号

試験種類			A 凝灰岩	B 砂岩	C 砂岩	D 石灰岩
			(碎石)	(砂利)	(碎石)	(碎石)
照射影響評価	照射試験	4ヶ月	A-01	B-01	C-01	D-01
			A-02	B-02	C-02	D-02
			A-03	B-03	C-03	D-03
			A-04	B-04	C-04	D-04
			A-05	B-05	C-05	D-05
		8ヶ月	A-06	B-06	C-06	D-06
			A-07	B-07	C-07	D-07
			A-08	B-08	C-08	D-08
			A-09	B-09	C-09	D-09
			A-10	B-10	C-10	D-10
		16ヶ月	A-11	B-11	C-11	D-11
			A-12	B-12	C-12	D-12
			A-13	B-13	C-13	D-13
			A-14	B-14	C-14	D-14
			A-15	B-15	C-15	D-15
	非照射加熱試験	4ヶ月	A-16	B-16	C-16	D-16
			A-17	B-17	C-17	D-17
			A-18	B-18	C-18	D-18
			A-19	B-19	C-19	D-19
			A-20	B-20	C-20	D-20
		8ヶ月	A-21	B-21	C-21	D-21
			A-22	B-22	C-22	D-22
			A-23	B-23	C-23	D-23
			A-24	B-24	C-24	D-24
			A-25	B-25	C-25	D-25
		16ヶ月	A-26	B-26	C-26	D-26
			A-27	B-27	C-27	D-27
			A-28	B-28	C-28	D-28
			A-29	B-29	C-29	D-29
			A-30	B-30	C-30	D-30
	管理試験	A-31	B-31	C-31	D-31	
		A-32	B-32	C-32	D-32	
		A-33	B-33	C-33	D-33	
		A-34	B-34	C-34	D-34	
		A-35	B-35	C-35	D-35	
加熱影響評価	65℃加熱試験	A-36	B-36	C-36	D-36	
		A-37	B-37	C-37	D-37	
		A-38	B-38	C-38	D-38	
		A-39	B-39	C-39	D-39	
		A-40	B-40	C-40	D-40	
	管理試験	A-41	B-41	C-41	D-41	
		A-42	B-42	C-42	D-42	
		A-43	B-43	C-43	D-43	
		A-44	B-44	C-44	D-44	
		A-45	B-45	C-45	D-45	

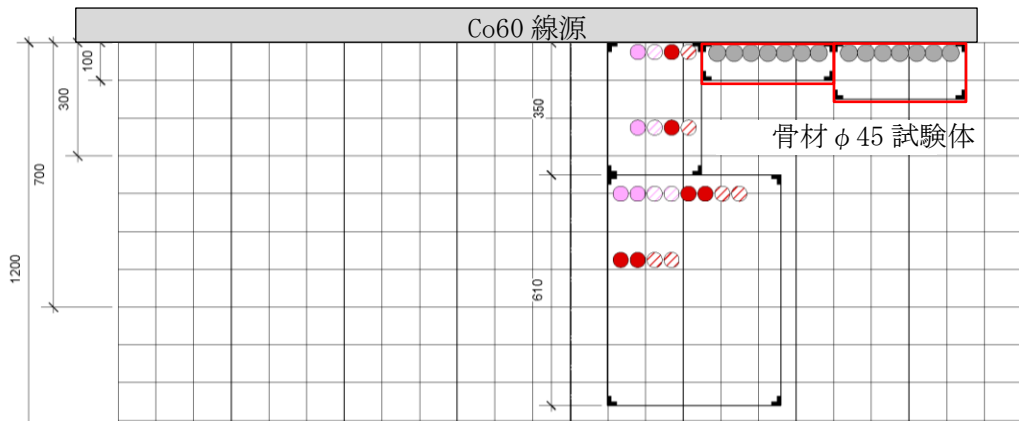
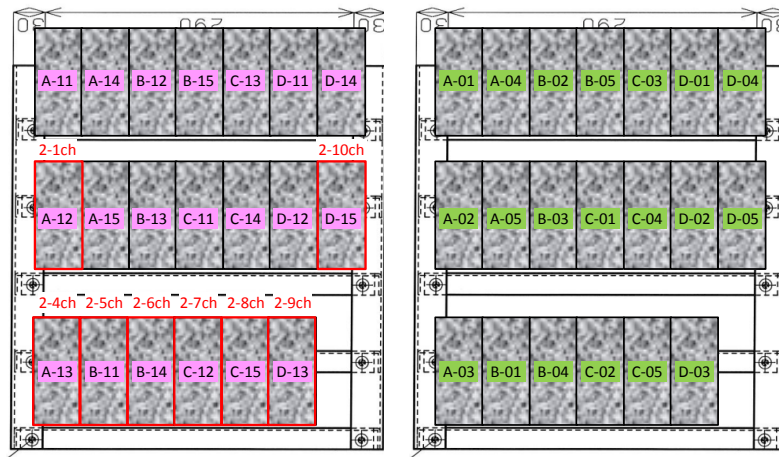
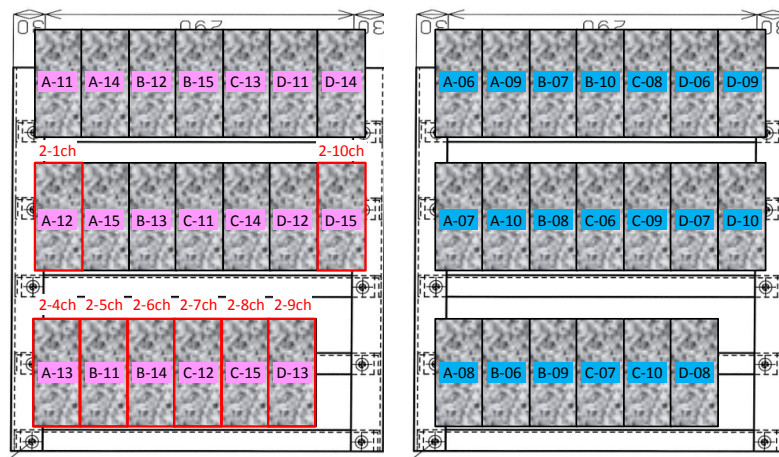


図 3.1.2-7 照射室での試験体設置のイメージ (平面)



(a)照射開始から4ヵ月間の状況



(b)照射開始4ヵ月以降の状況

図 3.1.2-8 照射室での試験体設置のイメージ (立面)



図 3.1.2-9 骨材試験体



図 3.1.2-10 熱電対の取り付け状況

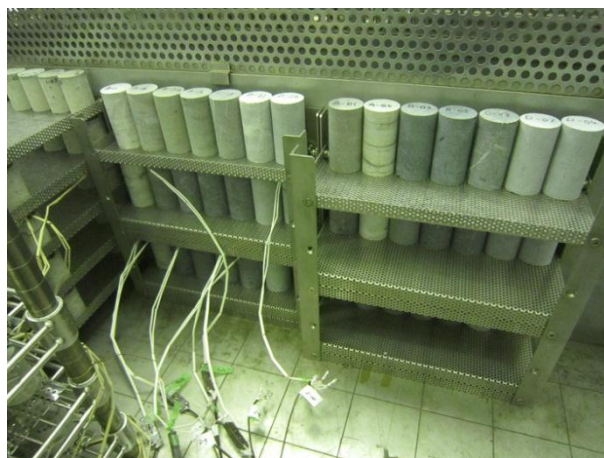


図 3.1.2-11 骨材試験体の照射状況

### (3) 試験結果

各試験結果は、2015年2月20日時点までの結果について示す。

#### 1) 温度計測結果

照射中は、各骨材の代表サンプル2体について温度計測を行った。また、あわせて、室温および湿度の計測も行っている。図3.1.2-12に温度測定結果を示す。

#### 2) 物性試験結果

物性試験（圧縮強度、静弾性係数）について、試験結果の一覧を表3.1.2-7に示す。また、圧縮強度試験に関して、各試験体におけるパラメータごとの比較を図3.1.2-13および図3.1.2-14に示す。なお、照射影響確認試験および加熱影響確認試験における管理試験体については、養生状況が同じであるため非照射試験体として1つにまとめている。また、各骨材とも強度試験結果の値に大きなばらつきがみられたため、ここで示す値は、各試験体5体のうち圧縮強度が最大・最小の試験体2体を除外した3体の平均値を示す。

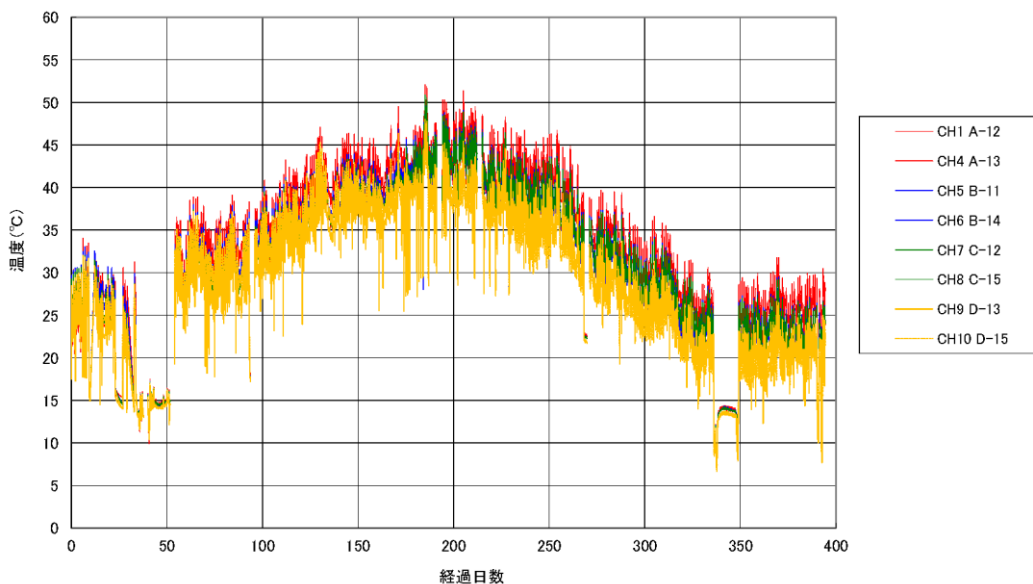


図 3.1.2-12 骨材の温度計測結果



表 3.1.2-7 強度・剛性計測結果

試験体ID	試験内容	材齢情報	照射量 (kGy) 温湿度	圧縮強度 (N/mm <sup>2</sup> )		静弾性係数 (kN/mm <sup>2</sup> )		試験体ID	試験内容	材齢情報	照射量 (kGy) 温湿度	圧縮強度 (N/mm <sup>2</sup> )		静弾性係数 (kN/mm <sup>2</sup> )	
					平均		平均						平均		
A-01	照射試験	照射開始 4ヶ月後	2.5×10 <sup>4</sup>	318	261	90.7	79.8	B-01	照射試験	照射開始 4ヶ月後	2.5×10 <sup>4</sup>	310	301	71.6	71.4
A-02				178		82.2		B-02				244		75.4	
A-03				278		84.3		B-03				294		49.0	
A-04				279		69.4		B-04				365		79.4	
A-05				252		72.3		B-05				291		81.6	
A-31	標準養生	管理試験	20℃封緘	262	246	85.0	73.5	B-31	標準養生	管理試験	20℃封緘	198	275	68.2	60.3
A-32				250		52.0		B-32				300		61.6	
A-33				258		84.1		B-33				236		46.1	
A-34				148		71.5		B-34				292		56.3	
A-35				313		74.8		B-35				351		69.4	
A-36	加熱影響 確認試験	加熱後	65℃	267	245	87.0	76.5	B-36	加熱影響 確認試験	加熱後	65℃	205	316	69.0	71.4
A-37				207		72.8		B-37				235		81.2	
A-38				241		75.6		B-38				411		76.2	
A-39				271		74.2		B-39				422		78.1	
A-40				238		72.9		B-40				306		52.6	
A-41	管理試験	20℃封緘	20℃封緘	142	199	82.3	71.1	B-41	管理試験	20℃封緘	20℃封緘	249	284	70.3	62.9
A-42				187		73.1		B-42				303		65.7	
A-43				174		62.7		B-43				381		70.3	
A-44				276		67.5		B-44				319		63.8	
A-45				216		69.9		B-45				169		44.5	

試験体ID	試験内容	材齢情報	照射量 (kGy) 温湿度	圧縮強度 (N/mm <sup>2</sup> )		静弾性係数 (kN/mm <sup>2</sup> )		試験体ID	試験内容	材齢情報	照射量 (kGy) 温湿度	圧縮強度 (N/mm <sup>2</sup> )		静弾性係数 (kN/mm <sup>2</sup> )	
					平均		平均						平均		
C-01	照射試験	照射開始 4ヶ月後	2.5×10 <sup>4</sup>	124	184	58.7	64.5	D-01	照射試験	照射開始 4ヶ月後	2.5×10 <sup>4</sup>	129	131	78.3	77.6
C-02				260		69.3		D-02				203		78.5	
C-03				198		53.5		D-03				74.5		69.4	
C-04				177		71.3		D-04				114		83.7	
C-05				159		69.8		D-05				134		78.0	
C-31	標準養生	管理試験	20℃封緘	129	153	60.6	52.7	D-31	標準養生	管理試験	20℃封緘	135	119	82.5	77.1
C-32				167		48.6		D-32				151		69.0	
C-33				145		45.1		D-33				130		81.6	
C-34				170		63.0		D-34				91.5		81.6	
C-35				156		46.2		D-35				85.3		70.7	
C-36	加熱影響 確認試験	加熱後	65℃	373	292	70.0	65.8	D-36	加熱影響 確認試験	加熱後	65℃	117	119	70.0	69.6
C-37				210		64		D-37				111		73.9	
C-38				373		63.7		D-38				88		72.2	
C-39				261		69.5		D-39				102		61.8	
C-40				243		61.6		D-40				177		70.3	
C-41	管理試験	20℃封緘	20℃封緘	150	166	65.9	60.9	D-41	管理試験	20℃封緘	20℃封緘	114	164	73.8	78.3
C-42				131		64.5		D-42				176		80.9	
C-43				139		51.3		D-43				179		85.2	
C-44				287		61.7		D-44				176		79.2	
C-45				124		61.1		D-45				174		72.6	

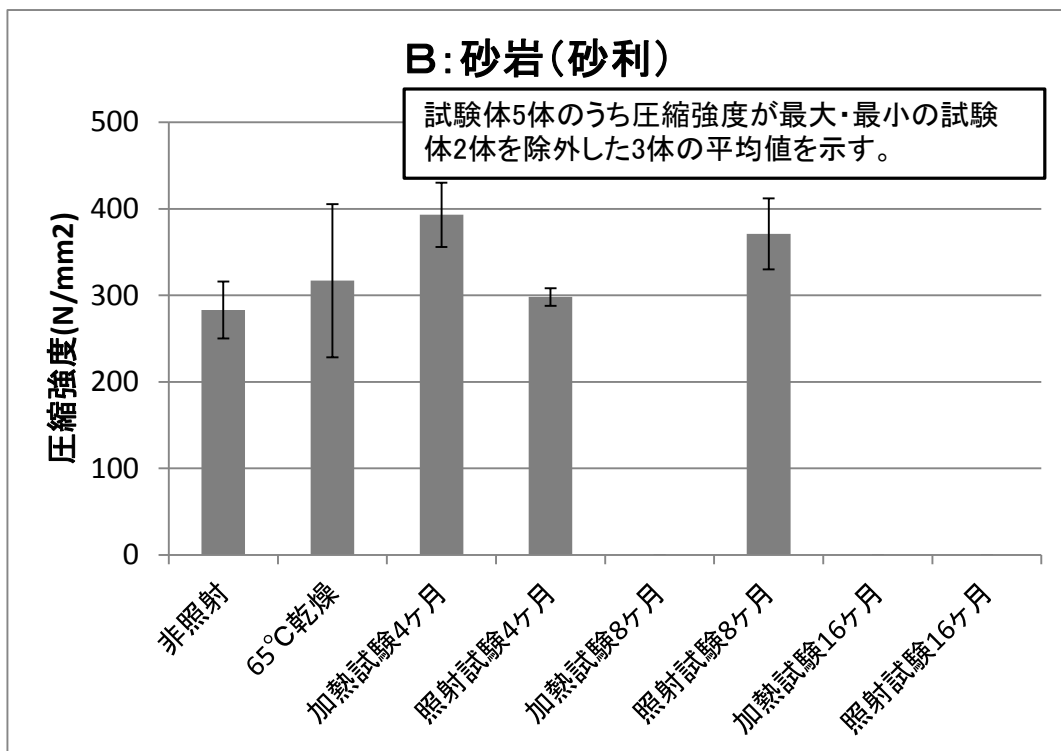
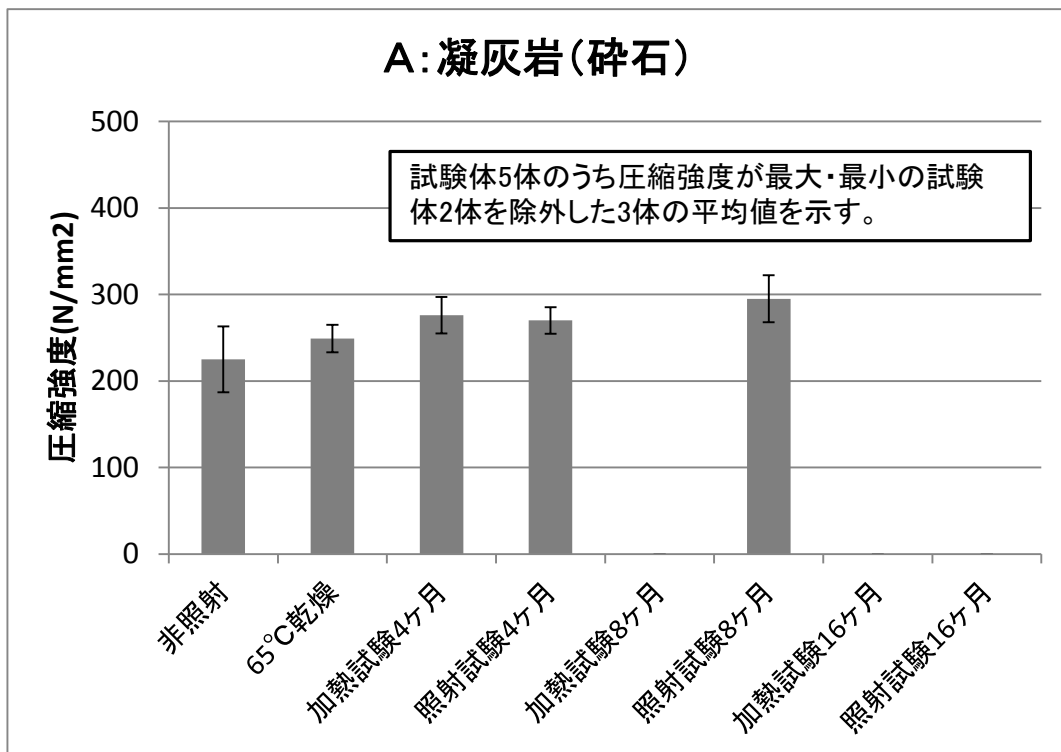


図 3.1.2-13 骨材圧縮強度比較 (1)

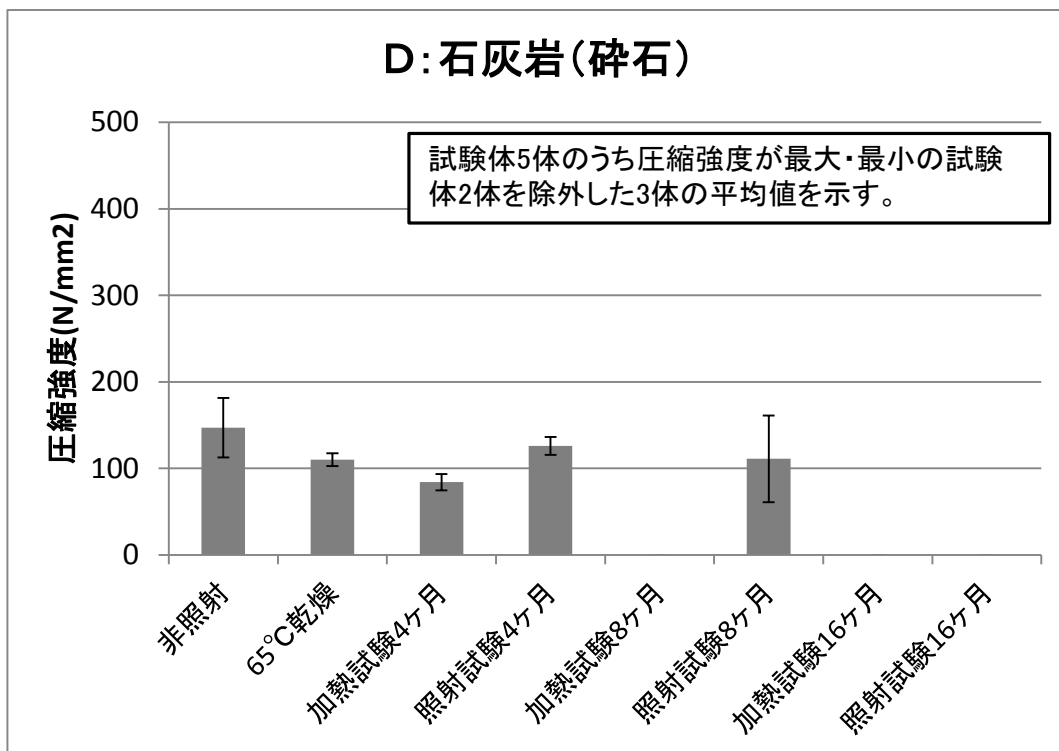
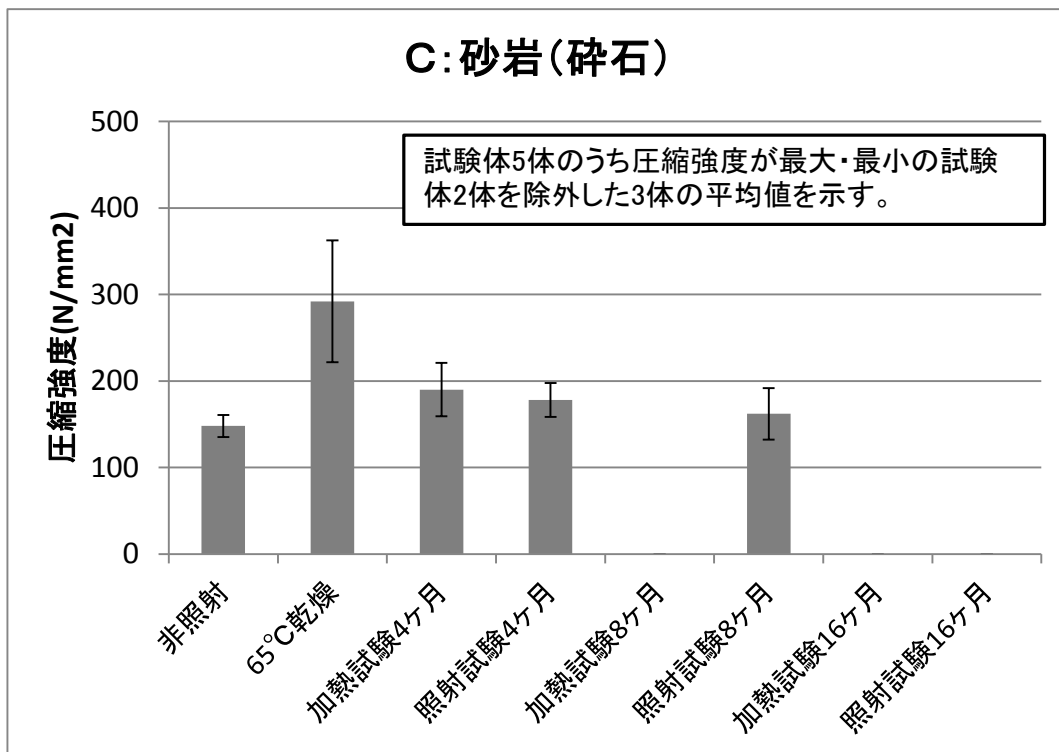


図 3.1.2-14 骨材圧縮強度比較 (2)

### 3) XRD 試験結果

XRD（粉末X線回折）試験用試料は、圧縮強度および静弾性係数試験後試験体の一部を取り出し、鉄鉢および瑪瑙乳鉢で破碎・粉碎し、指頭に粒を感じない程度の微粉末に調製して測定を行なった。X線回折装置は、PANalytical社製X線回折装置（X'Pert PRD MPD）を用い、試料に含有される物質の同定を行った。測定条件は、管球 Cu、入射側発散スリット 1°、入射側散乱防止スリット 2°、受光側散乱防止スリット 5.5mm、管電流 40mA、管電圧 45kV、スキャン角度  $2\theta=5\sim 60^\circ$ 、スキャンスピード  $5^\circ/\text{min}$ 、サンプリング間隔  $0.03^\circ$ である。

XRD（粉末X線回折）試験結果を表 3.1.2-8、表 3.1.2-9 および

図 3.1.2-15～図 3.1.2-30 に示す。

表 3.1.2-8 XRD 試験結果

岩石記号	岩石名	試験体管理番号	試験実施時期		鉱物名										
					石英	長石類		角閃石	緑泥石	雲母	方解石	苦灰石	黄鉄鉱	黄銅鉱	石墨
						斜長石	カリ長石								
A	凝灰岩	A01	照射	4ヶ月後	○	○		△	△	○			△		
		A06		8ヶ月後	◎	◎		◎	△	◎			△	△	
		A16	非照射・加熱	4ヶ月後	◎				△	△					
		A34		試験体成形直後	◎	△	△		△	△					
B	砂岩	B01	照射	4ヶ月後	◎	△	△		△	△	△				
		B06		8ヶ月後	◎	◎	◎		△	△	△				
		B16	非照射・加熱	4ヶ月後	◎	◎	○			△					
		B34		試験体成形直後	◎	◎	◎		△	△	△				
C	砂岩	C01	照射	4ヶ月後	◎	○	△		△	△	△		△		
		C06		8ヶ月後	◎	◎	○		△	△	△		△		
		C16	非照射・加熱	4ヶ月後	◎	◎	○		△	△	△		△		
		C34		試験体成形直後	◎	◎	○		△	△	△		△		
D	石灰石	D01	照射	4ヶ月後							◎	△		△	
		D06		8ヶ月後							◎	△		△	
		D16	非照射・加熱	4ヶ月後							◎	△		△	
		D34		試験体成形直後							◎				

備考) 最強ピークの回折強度: ◎: 40,000Counts 以上 ○: 40,000~20,000Counts △: 20,000Counts 未満  
 空白: 未検出最強ピークの回折強度は、バックグラウンドを差し引いた値を用いた。

表 3.1.2-9 XRD 試験結果

岩石記号	岩石名	試験体管理番号	試験実施時期	試料に含有されていた物質の概要	
A	凝灰岩	A01	照射	4ヶ月後	石英、長石類(斜長石)、角閃石、緑泥石、雲母および黄鉄鉱が検出された。
		A06		8ヶ月後	石英、長石類(斜長石)、角閃石、緑泥石、雲母、黄鉄鉱および黄銅鉱が検出された。
		A16	非照射・加熱	4ヶ月後	石英、緑泥石および雲母が検出された。
		A34		試験体成形直後	石英、長石類(斜長石、カリ長石)、緑泥石および雲母が検出された。
B	砂岩	B01	照射	4ヶ月後	石英、長石類(斜長石、カリ長石)、緑泥石、雲母および方解石が検出された。
		B06		8ヶ月後	石英、長石類(斜長石、カリ長石)、緑泥石、雲母および方解石が検出された。
		B16	非照射・加熱	4ヶ月後	石英、長石類(斜長石、カリ長石) および雲母が検出された。
		B34		試験体成形直後	石英、長石類(斜長石、カリ長石)、緑泥石、雲母および方解石が検出された。
C	砂岩	C01	照射	4ヶ月後	石英、長石類(斜長石、カリ長石)、緑泥石、雲母、方解石および黄鉄鉱が検出された。
		C06		8ヶ月後	石英、長石類(斜長石、カリ長石)、緑泥石、雲母、方解石および黄鉄鉱が検出された。
		C16	非照射・加熱	4ヶ月後	石英、長石類(斜長石、カリ長石)、緑泥石、雲母、方解石および黄鉄鉱が検出された。
		C34		試験体成形直後	石英、長石類(斜長石、カリ長石)、緑泥石、雲母、方解石および黄鉄鉱が検出された。
D	石灰石	D01	照射	4ヶ月後	方解石、苦灰石および石墨が検出された。
		D06		8ヶ月後	方解石、苦灰石および石墨が検出された。
		D16	非照射・加熱	4ヶ月後	方解石、苦灰石および石墨が検出された。
		D34		試験体成形直後	方解石が検出された。



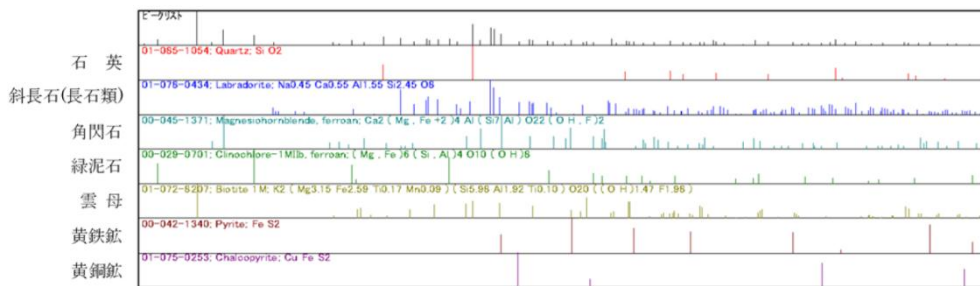
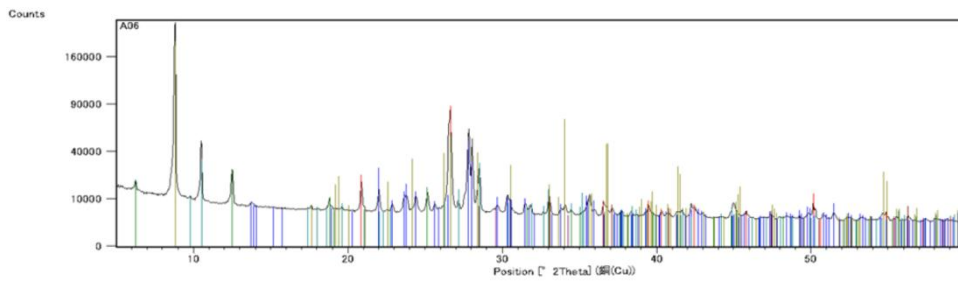
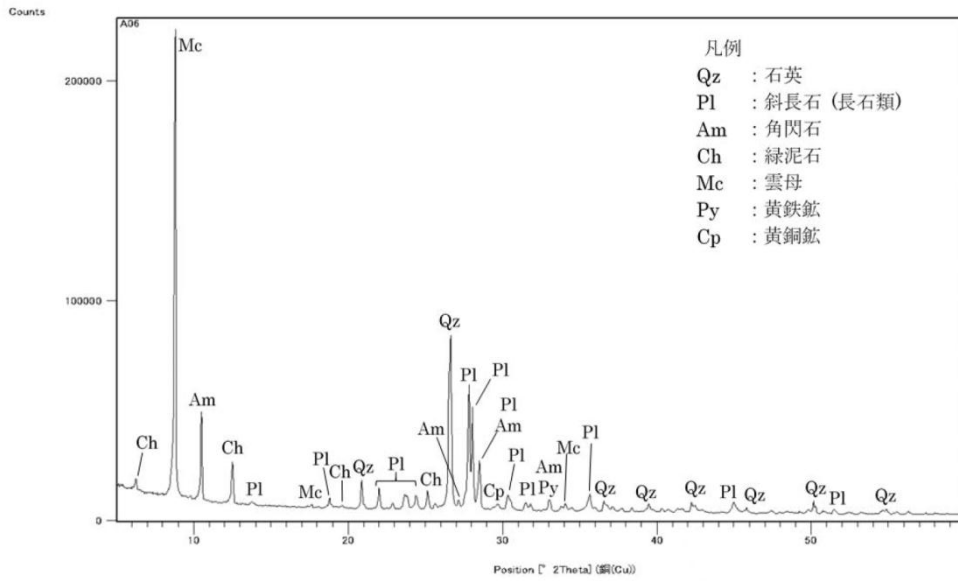


图 3. 1. 2-16 粉末X線回折試驗結果 (A06 : 凝灰岩)

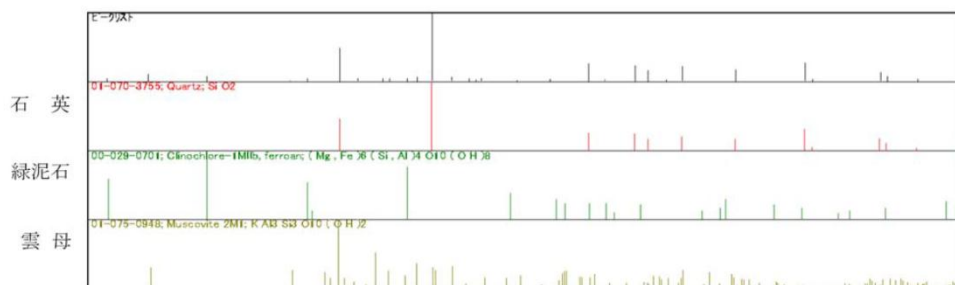
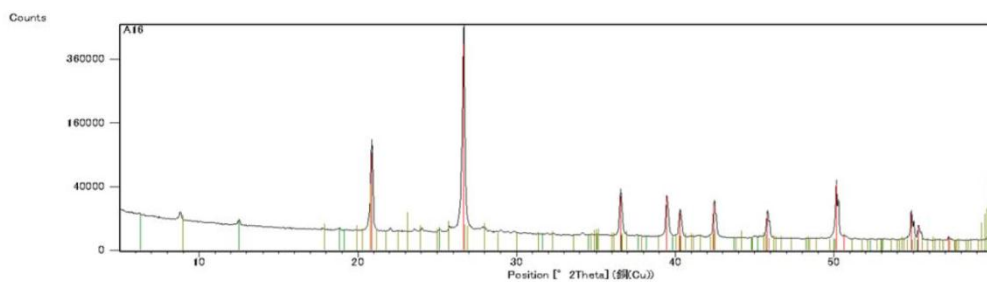
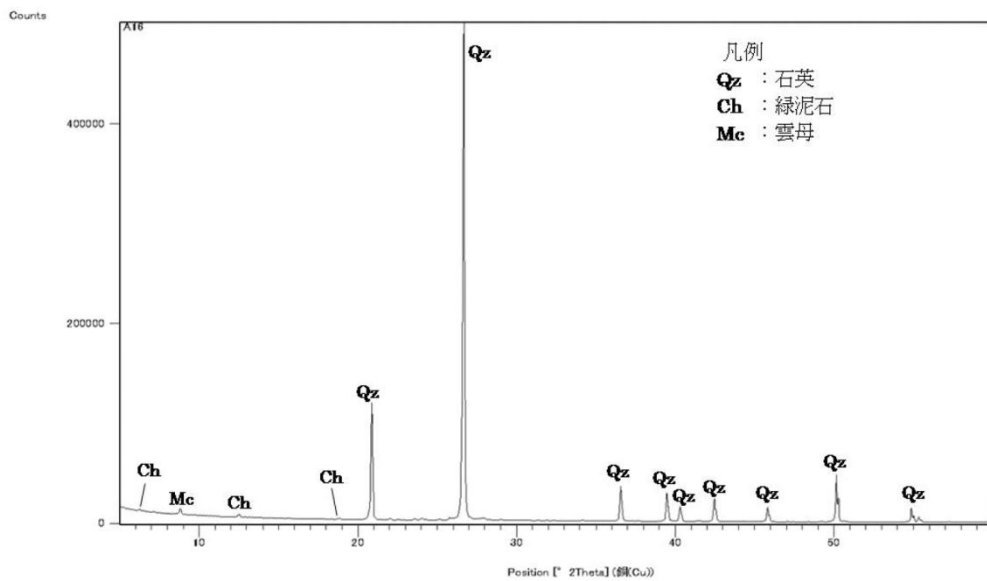


図 3. 1. 2-17 粉末X線回折試験結果 (A16 : 凝灰岩)



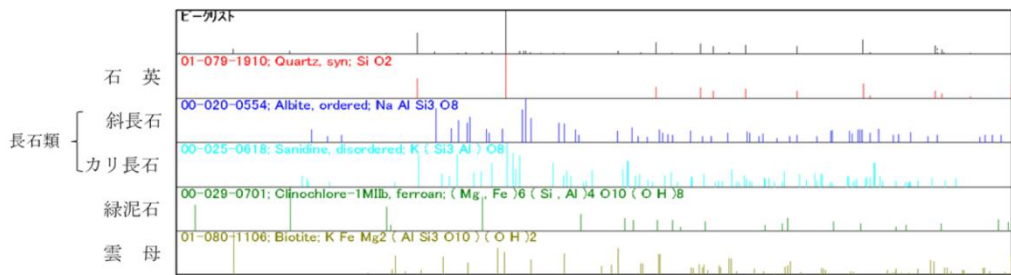
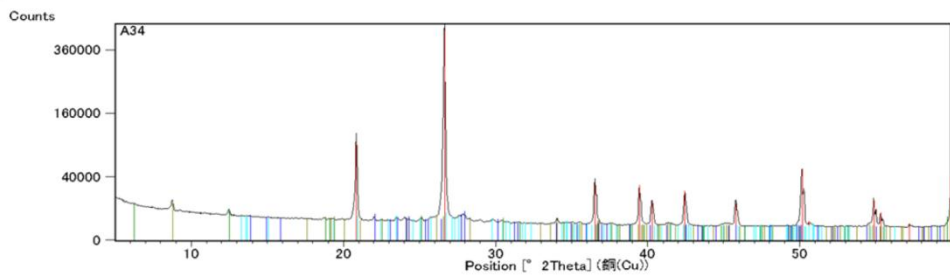
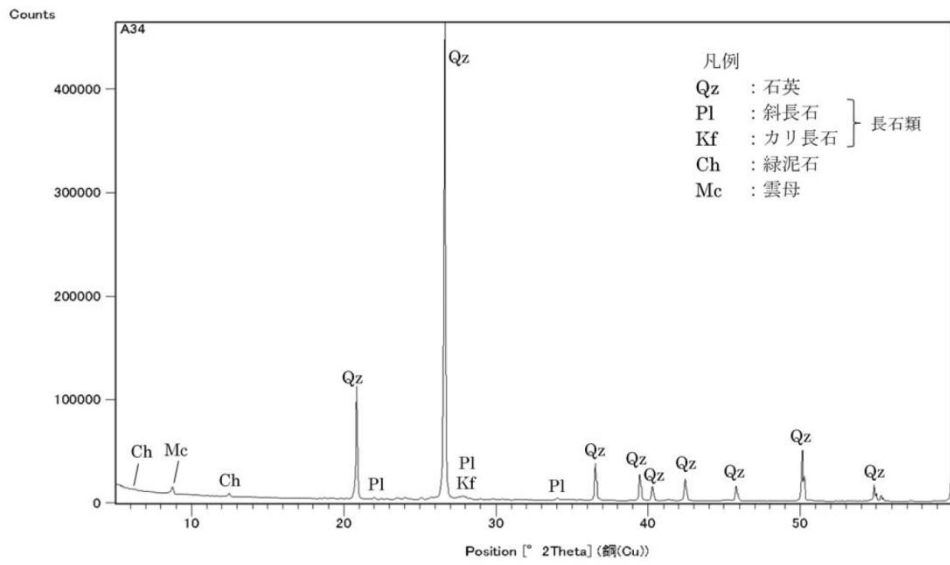


図 3. 1. 2-18 粉末 X 線回折試験結果 (A34 : 凝灰岩)

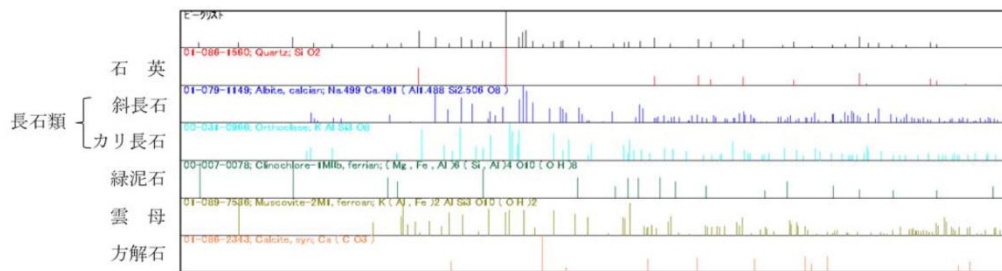
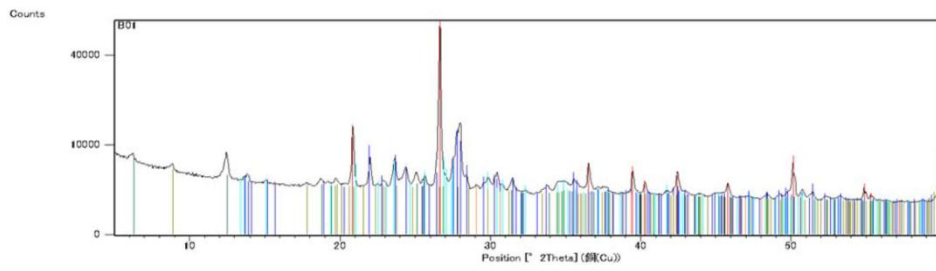
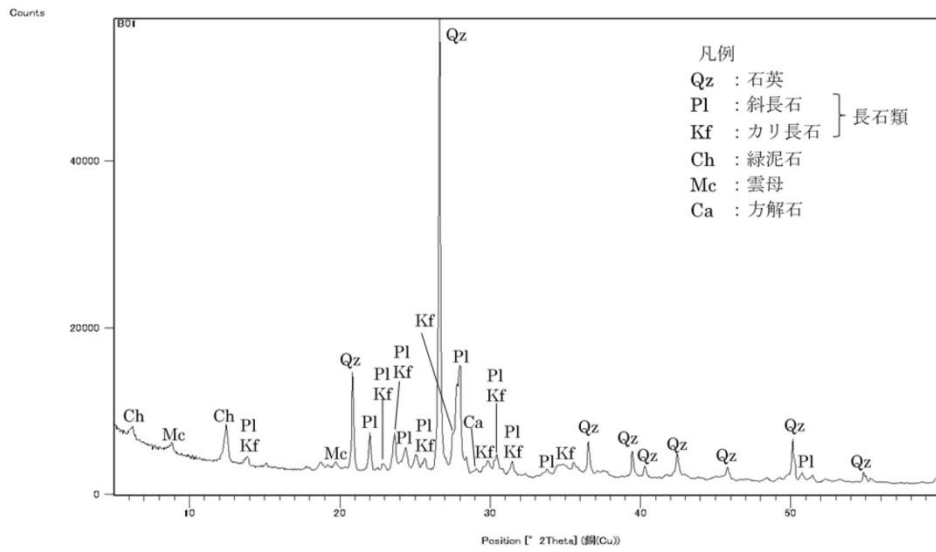


図 3. 1. 2-19 粉末X線回折試験結果 (B01 : 砂岩)





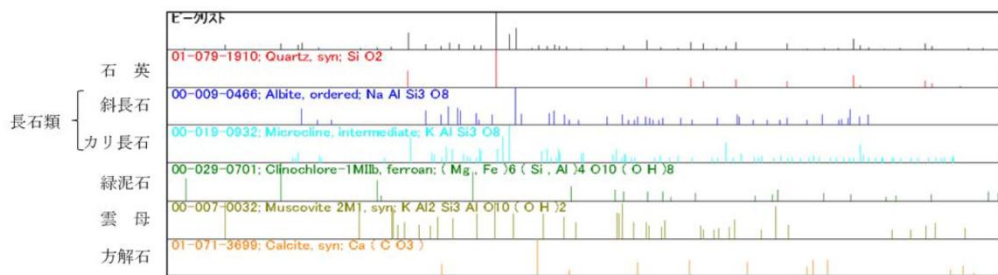
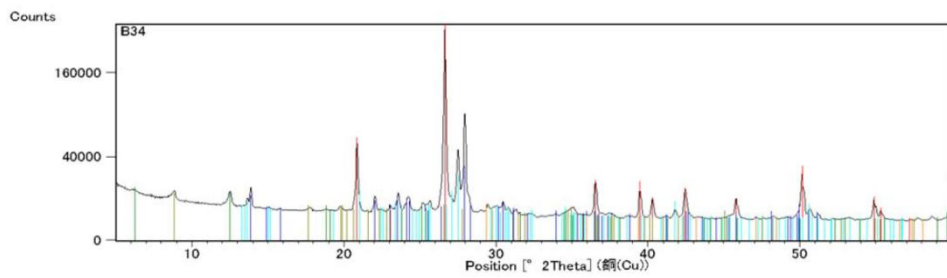
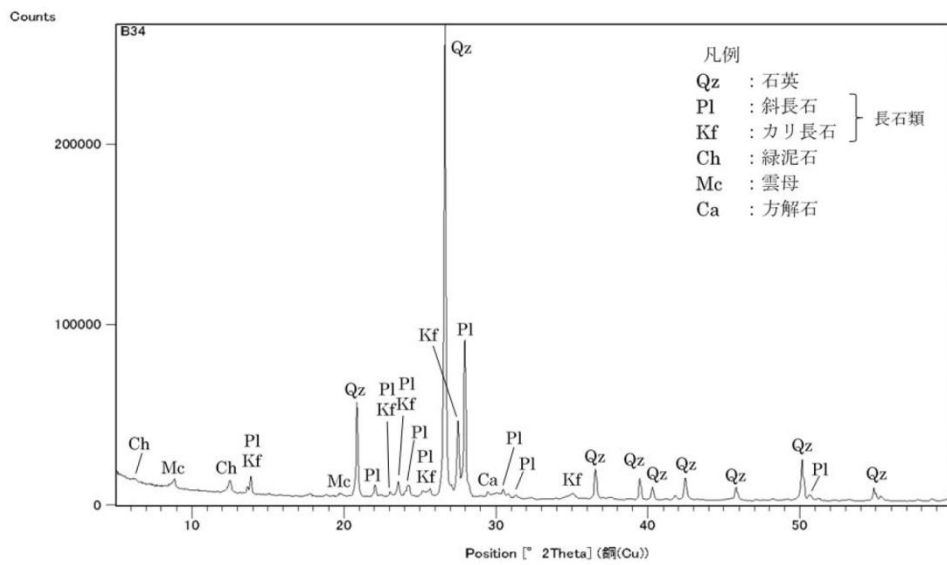


図 3. 1. 2-22 粉末X線回折試験結果 (B34 : 砂岩)

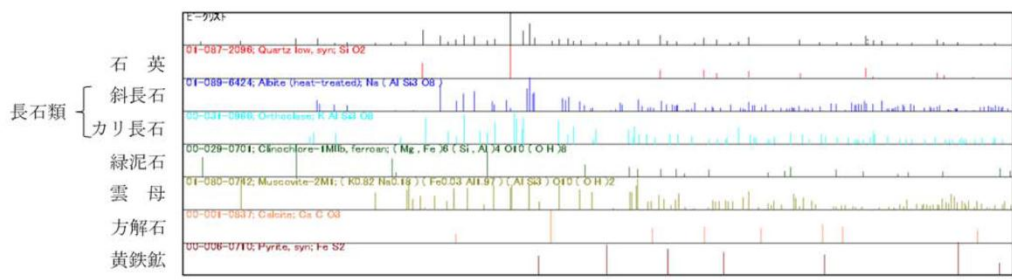
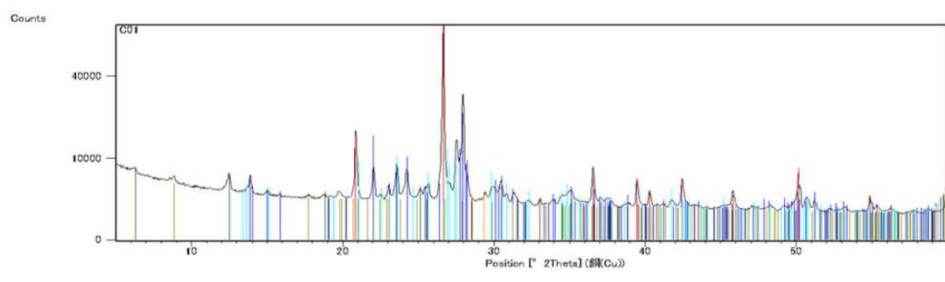
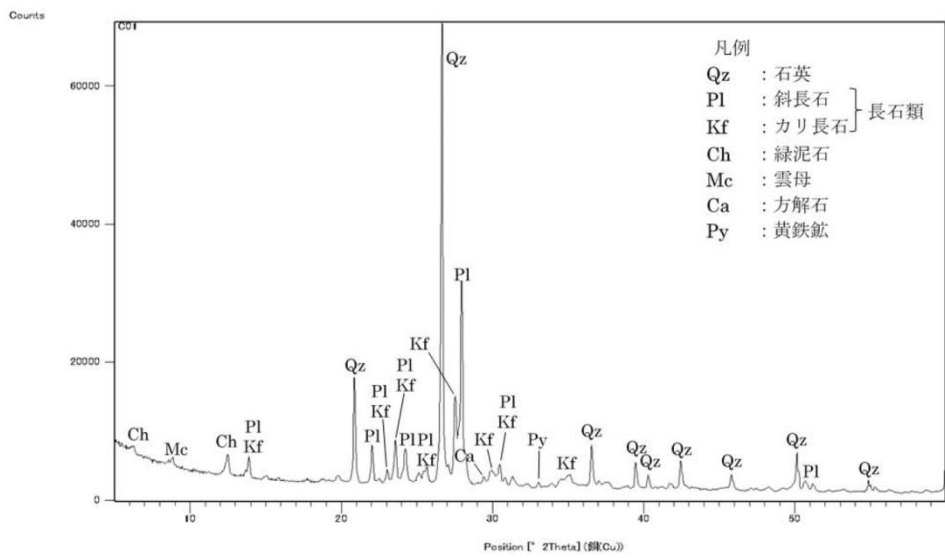


図 3. 1. 2-23 粉末X線回折試験結果 (C01 : 砂岩)

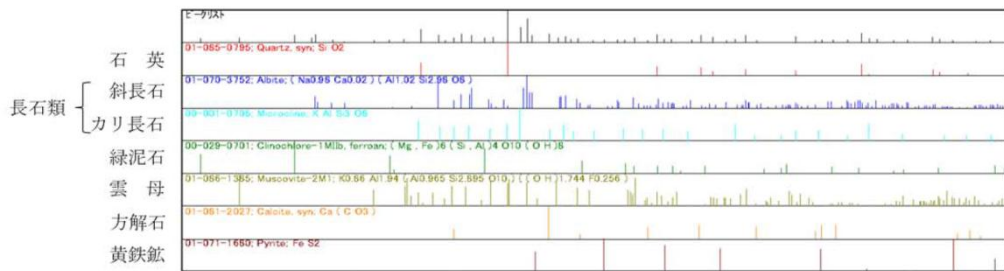
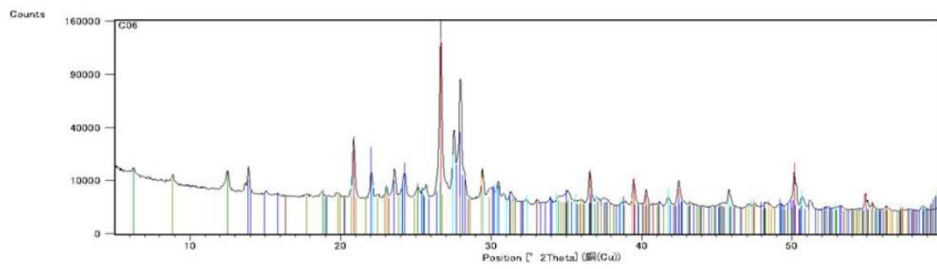
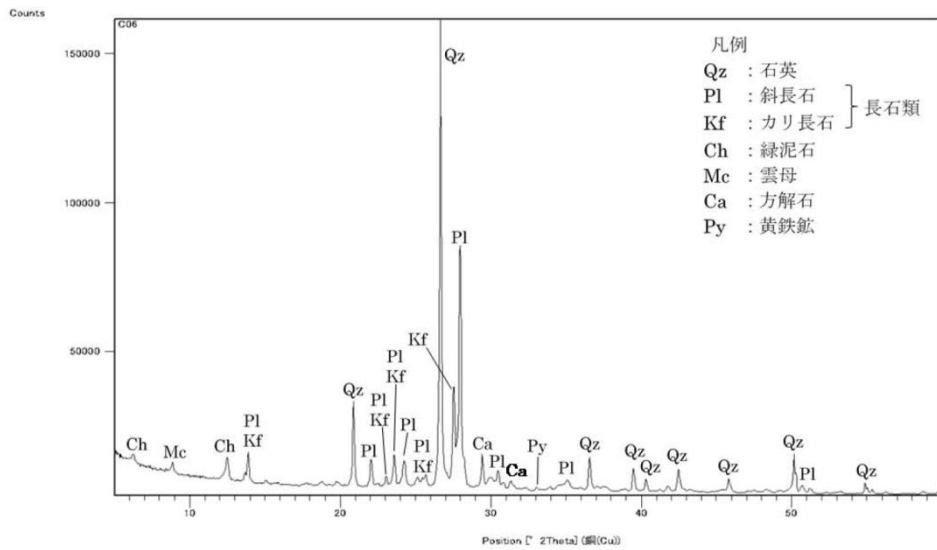


図 3. 1. 2-24 粉末X線回折試験結果 (C06 : 砂岩)

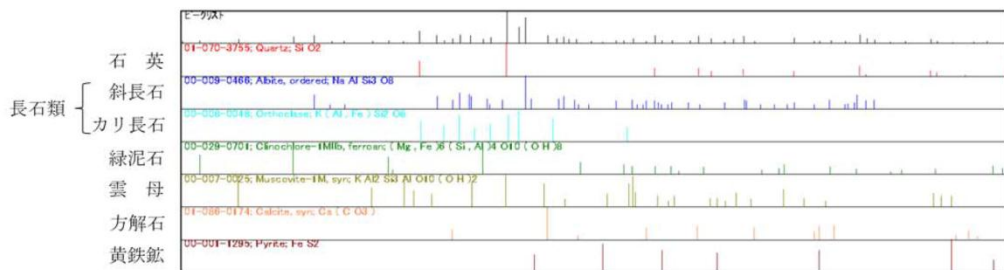
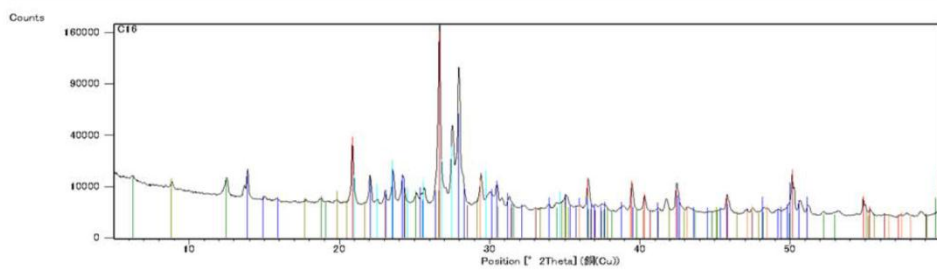
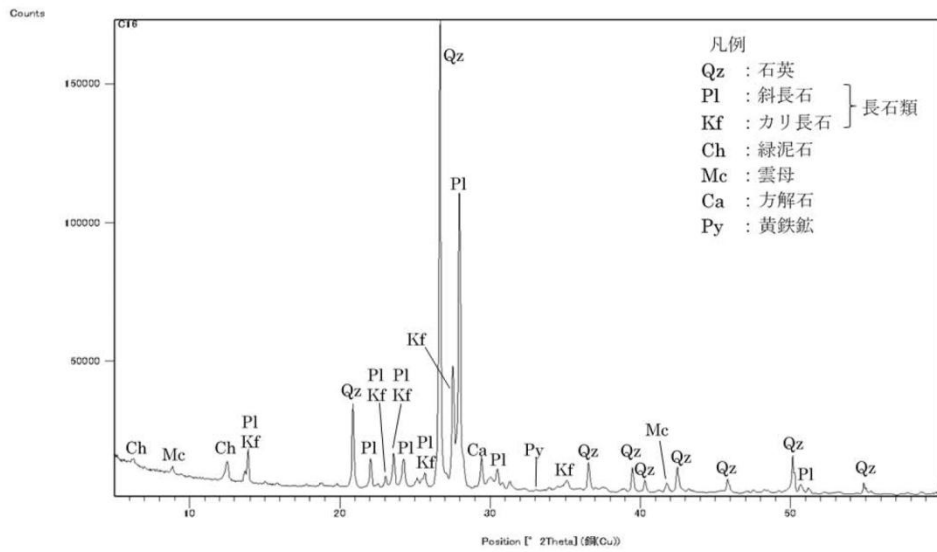


図 3. 1. 2-25 粉末X線回折試験結果 (C16 : 砂岩)



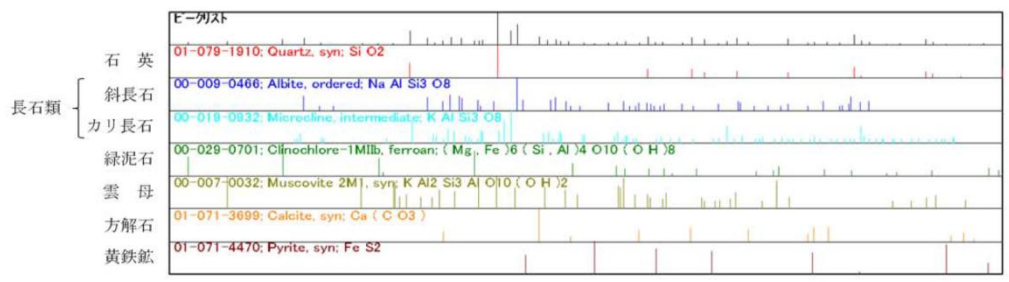
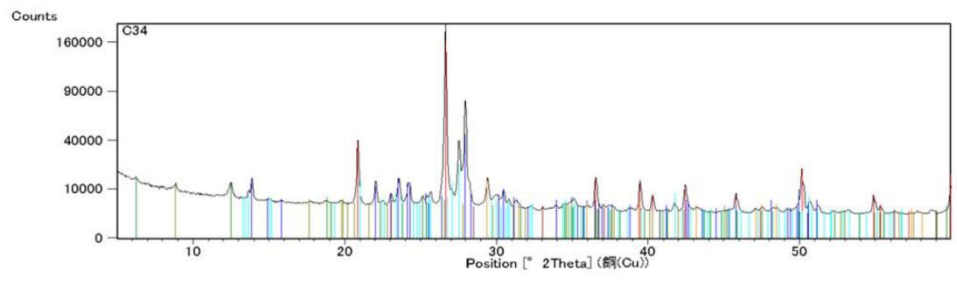
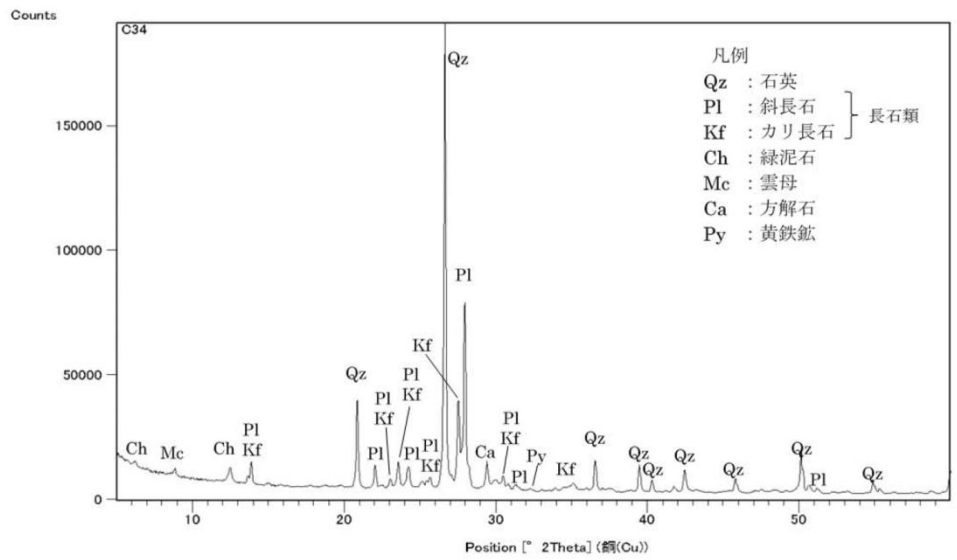


図 3. 1. 2-26 粉末X線回折試験結果 (C34 : 砂岩)



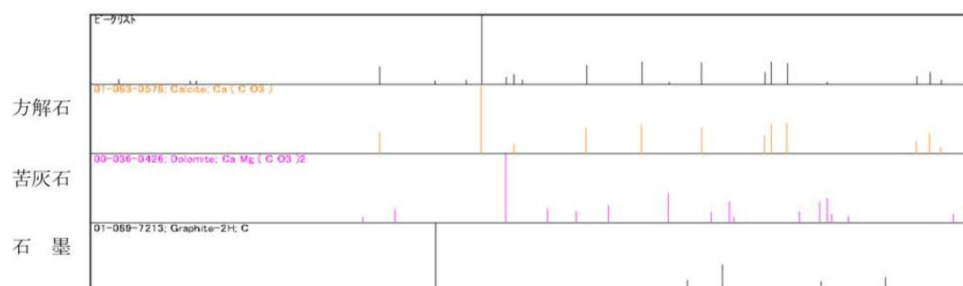
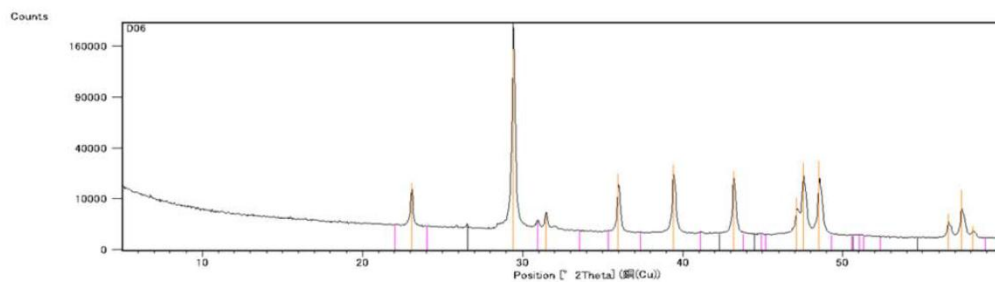
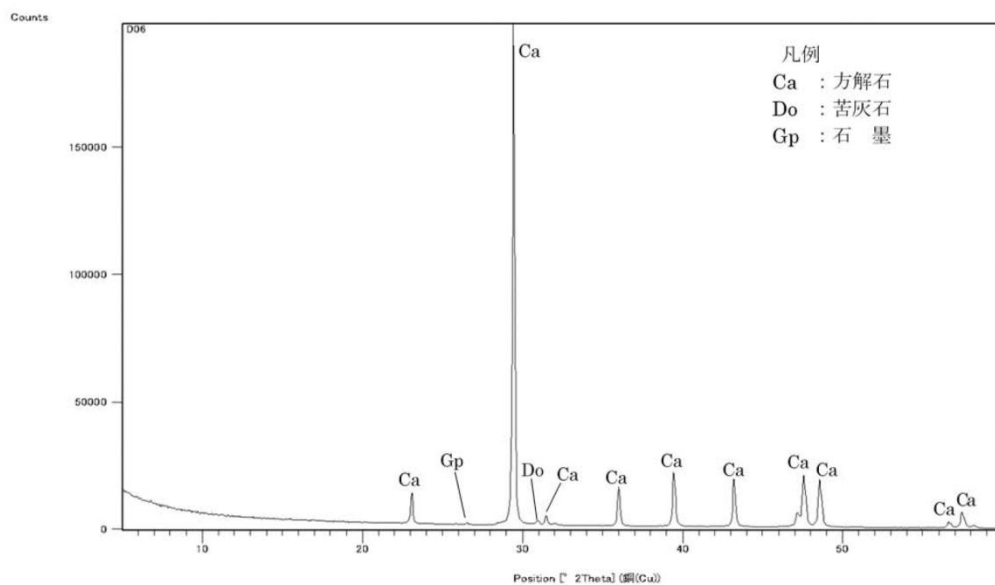


図 3. 1. 2-28 粉末X線回折試験結果 (D06 : 石灰石)



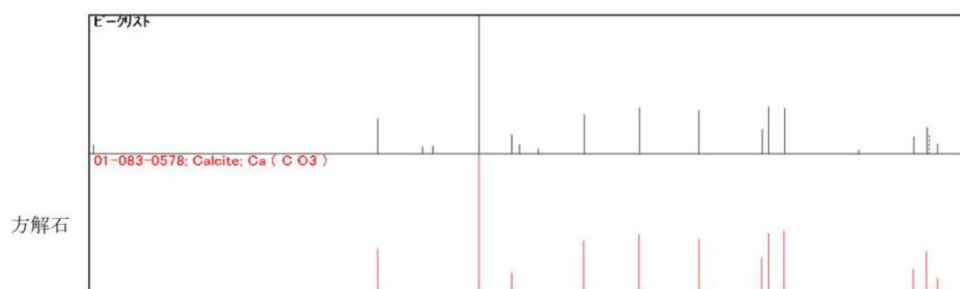
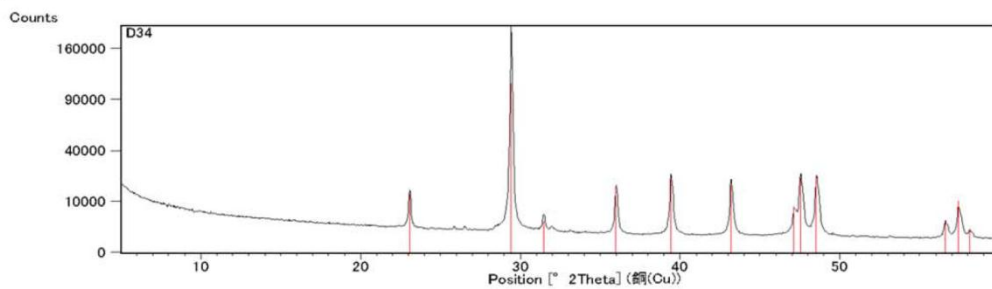
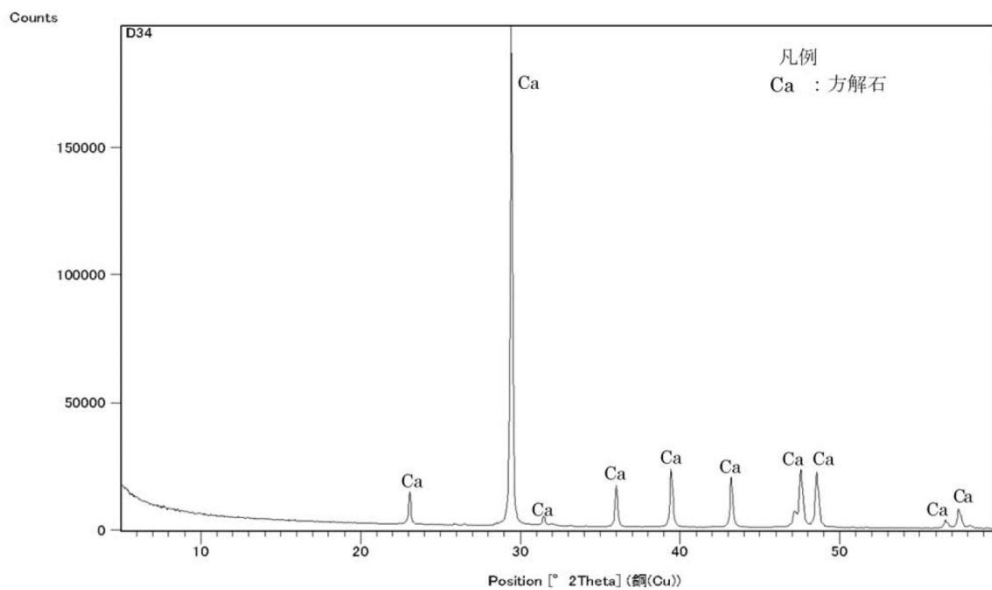


図 3. 1. 2-30 粉末X線回折試験結果 (D34 : 石灰石)

### 3.1.3 まとめ

#### (1) コンクリートのガンマ線影響評価

照射試験を終えた累積照射量が  $2.5 \times 10^4$ 、 $5 \times 10^4$ 、 $1.0 \times 10^5$  kGy のコンクリート試験体（骨材 2 種類、 $\phi 4 \times 6$ cm）及び骨材試験体（4 種類、 $\phi 4.5 \times 9$ cm）の物理特性について以下の結果が得られた。

これらの結果より、ガンマ線によるコンクリート特性変化の主要因は、ガンマ発熱による温度や放射線分解による水分の逸散と推定される。

#### 1) 質量

質量減少量は、線量率（線源からの距離）に依存し、線量率が高いほど質量減少量が大きくなる傾向が確認された。また、骨材の違いによる顕著な差はなかった。（図 3.1.1-34）

#### 2) 物性

##### (a) 圧縮強度

期間（図 3.1.1-35）および熱影響度（図 3.1.1-39）を横軸にとると、強度が上昇している傾向が見られる。前者は材齢が進むことにより、後者はガンマ線発熱および加熱試験の熱影響により乾燥収縮が進み密度が減少したことにより、強度が増進したと考えられる。

累積照射量（図 3.1.1-43）を横軸にとった場合には、照射量に対する明確な傾向は確認できなかったが、照射量よりも熱による影響の方が大きいということが推察される。

##### (b) 静弾性係数

熱影響度を横軸にとると（図 3.1.1-40）、ガンマ線の照射を受けた試験体の方が小さくなった。これは乾燥が進むことで、静弾性係数が低下したことが考えられる。また累積照射量や線量率の大小で顕著な差は確認できなかった。

##### (c) 自由水率

照射量および線量率に依存して、それぞれの値が大きいほど自由水率の減少が大きくなる傾向が見られる（図 3.1.1-41）。

##### (d) 結合水率

熱影響度や照射の有無、累積照射量および線量率による明らかな差は確認できない（図 3.1.1-41 および図 3.1.1-46）。

#### (2) 骨材のガンマ線影響評価

照射試験を終えた累積照射量が  $2.5 \times 10^4$ 、 $5 \times 10^4$ 、 $1.0 \times 10^5$  kGy の骨材試験体（4 種類、 $\phi 4.5 \times 9$ cm）の物理特性については、骨材の種類により、圧縮強度にばらつきがあり（図 3.1.2-13 および図 3.1.2-14）、ガンマ線照射や  $65^\circ\text{C}$  加熱による乾燥影響は明確にわからなかった。このばらつきは、材料の異方性に起因するものと推定される。

#### 3.1.4 今後の課題

これまでの検討から、ガンマ線自体がコンクリートに及ぼす影響は小さく、コンクリートの物理特性の変化は、ほとんどが、ガンマ発熱と水の放射線分解による乾燥が原因であると考えている。この仮説を証明するために、ガンマ線照射によるコンクリートの物理特性試験を行っており、検証に必要となるデータを取得するとともに、分析を継続する必要がある。

また、今年度は骨材単体のガンマ線照射試験を実施した。採取した岩石からΦ4.5×9cmの円柱試験体を取得し圧縮強度試験を行ったが、骨材自体の圧縮強度のばらつきが大き過ぎて、ガンマ線照射や65℃加熱による乾燥影響は明確にわからなかった。そこで、圧縮強度とは別の指標により、ガンマ線が骨材の物理特性に及ぼす影響について検討する必要がある。

### 3.2 コンクリートおよび構成要素の中性子影響評価

#### 3.2.1 照射試験の実施状況

##### (1) 照射試験の概要

中性子照射がコンクリートに及ぼす影響を把握するために、下記に示す2種類の中性子照射試験を行う。

- ・相互作用試験 (Interaction test : IT)

相互作用試験では、セメントペースト試験体を照射し、中性子とセメントペーストとの化学的・物理的反応（水の放射線分解、水和物の変化等）を把握する。

- ・物理特性試験 (Physical property test : PPT) :

物理特性試験では、中性子照射量をパラメータとして照射試験を行い、中性子がコンクリート、セメントペーストおよび骨材の物理特性（強度、剛性等）に及ぼす影響を把握する。あわせて、非照射で物理特性試験の温度履歴を考慮した非照射・加熱試験を行い、中性子照射のみの影響を把握する。

表 3.2.1- 1 に相互作用試験の試験ケースを示す。図 3.2.1- 1 にキャプセル内部の試験体の設置状況を示す。水分条件を試験パラメータとしている。75℃乾燥条件は、中性子照射試験におけるキャプセル内部のコンクリートの最高温度（試験体中央部）に対応している。120℃乾燥条件は、すべての自由水（105℃での加熱で蒸発するセメントペースト中の水分）を除去した状態に対応している。封緘は、試験体を製作した段階から外部と水分のやり取りがなく、製作時の水分量が維持された状態を示している。

表 3.2.1- 1 相互作用試験ケース

試験 ID	水分条件	中性子束	温度
IT-A1	75℃乾燥	一定	一定
IT-A2	120℃乾燥		
IT-A3	封緘		
IT-A4	封緘		

照射期間は、約2ヶ月とする。

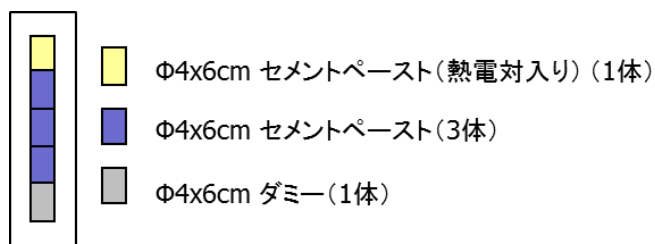


図 3.2.1- 1 相互作用試験キャプセル内部の試験体の設置



表 3.2.1-2 に物理特性試験の試験ケースを示す。図 3.2.1-2 に物理特性試験キャプセル内部の試験体の設置状況を示す。中性子照射量を試験パラメータとしており、水分条件は封緘とし、温度は一定としている。

なお、照射試験における目標照射量が現行の目安値をカバーできるように、試験ケース PPT-E については、目標照射量を  $6.0 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$  から  $1.0 \times 10^{20} \text{ n/cm}^2$  へ変更した。その変更に伴い、試験ケース PPT-D については、目標照射量を  $3.0 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$  から  $5.0 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$  へ変更した。

表 3.2.1-3 に非照射・加熱試験ケースを示す。水分条件は物理特性試験と同様に封緘とした。非照射・加熱試験では、キャプセルを水槽に浸漬し、対応する中性子照射試験における温度履歴（計画的な停止期間も含めて）により忠実に水槽の水温を管理している。その際に 2 種類の温度を考慮している。中央最高温度は、照射試験体中央部の温度を作用させるケースである。また、断面内平均温度は、照射試験体の断面内温度分布を面積平均して算定した温度を作用させるケースである。

表 3.2.1-2 物理特性試験ケース

試験ID	水分条件	中性子照射量 ( $\text{n/cm}^2$ )	温度
PPT-B	封緘	$0.75 \times 10^{19}$	一定
PPT-C		$1.5 \times 10^{19}$	
PPT-D		$5.0 \times 10^{19}$	
PPT-E		$1.0 \times 10^{20}$	

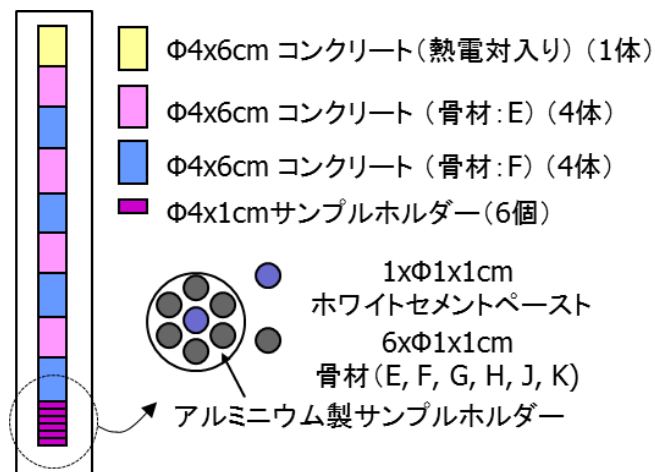


図 3.2.1-2 物理特性試験キャプセル内部の試験体の設置

表 3.2.1- 3 非照射・加熱試験ケース

試験ID	キャプセル#	対応する照射試験	加熱期間	温度
H1-3	IFA-757	PPT-B	約2ヶ月	コンクリート 中央最高温度
H1-6		PPT-C	約5ヶ月	
H1-12		PPT-D	約10ヶ月	
H2-24	IFA-756	PPT-E	約20ヶ月	
H3-3	IFA-755	PPT-B	約2ヶ月	コンクリート断面 内平均温度
H3-6		PPT-C	約5ヶ月	
H3-12		PPT-D	約10ヶ月	
H4-24	IFA-754	PPT-E	約20ヶ月	

水分条件：封緘

(2) 試験条件

1) 試験体製作

中性子照射試験に用いる試験体サイズは、試験体発熱や同一条件試験体数を考慮して、 $\Phi 4\text{cm} \times 6\text{cm}$  の円柱供試体とした。相互作用試験に用いるセメントペースト試験体は、水セメント比を 50% とし、早強ポルトランドセメントを用いて製作した。物理特性試験に用いるコンクリート試験体は、水セメント比を 50% とし、セメントには早強ポルトランドセメントを、細骨材には山砂 (SD2) を、粗骨材には凝灰岩碎石 (E) と砂利 (F) を用いた 2 種類の調合で、製作した。

表 3.2.1- 4 に使用材料を示す。表 3.2.1- 5 に最終調合を示す。

表 3.2.1- 4 非照射・加熱試験ケース

使用材料	記号	材料の詳細	密度 ( $\text{g}/\text{cm}^3$ )
水	W	水道水	-
セメント	C	早強ポルトランドセメント、太平洋セメント社製	3.14
細骨材	S	山砂、静岡県産	2.61
粗骨材	E	砂利、粒度5~13mm、静岡県産	2.64
	F	凝灰岩碎石、粒度5~13mm、愛知県産	2.66

表 3.2.1- 5 最終調合

調合番号	骨材の種類		W/C	s/a	単体量( $\text{kg}/\text{m}^3$ )				
	細骨材	粗骨材	(%)	(%)	W	C	S	E	F
WC55-P	—	—	50	—	611	1222	—	—	—
WC50-#1	山砂(S)	凝灰岩 碎石(F)	50	45	183	366	799	—	995
WC50-#2		砂利(E)	50	42	177	354	757	1057	—

セメントペースト：単位容積質量 ( $1842\text{kg}/\text{m}^3$ )

コンクリート：調合上の空気量 (2%)、スランプ ( $8 \pm 1.5\text{cm}$ )

2) 試験体の保管状況

表 3.2.1- 6 に試験体の製作後、照射後試験までの試験体の保管状況を示す。

照射前の段階では、アルミパックで封緘状態を維持するとともに、キャプセル収納後は He 環境で封入状態とした。

照射後の試験体の含水状態に、キャプセル内での配置に応じたバラツキが見られた。試験体の含水状態の違いは強度に影響を与えるため、照射後の圧縮強度試験を実施する前に、試験体の含水状態を調整するための加熱を実施した。図 3.2.1- 3 に照射後の加熱スケジュールを示す。

表 3.2.1- 6 保管状況

Step	作業内容	温度	湿度	期間
1	試験体の養生	20℃	アルミバッグ封緘	1年間
2	試験体の輸送 (日本→ノルウェー)	5~30℃	アルミバッグ封緘	約1週間
3	試験体の初期重量・ 形状計測	23~25℃	33~51%RH	3~37分
4	照射キャプセルへの 試験体の設置	22℃(設置中) 20~25℃(設置後)	55~65%RH(設置中) He環境(設置後)	2.5時間(設置) 数週間(設置後)
5	キャプセルの移動・保管 (作業場→照射炉)	15~20℃(移動中) 20~25℃(保管中)	He環境	3時間(移動) 1か月(保管)
6	キャプセルの 照射前保管		He環境	1か月
7	照射試験	22~71℃	He環境→発生ガス	数か月
8	照射後冷却	20~30℃	He環境	5~6か月
9	キャプセルの移動・保管 (照射炉→実験場)	10℃(移動中) 20~25℃(保管中)	He環境	1時間(移動) 数週間(保管)
10	照射後加熱	Max76±1℃	N <sub>2</sub> 環境	3週間
11	照射後物性試験(PIE)	23℃	30%RH	6時間

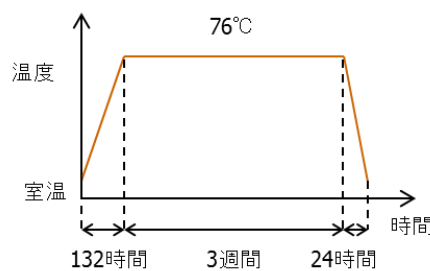


図 3.2.1- 3 照射後加熱スケジュール

### 3) 照射条件

図 3.2.1-4 に中性子照射試験用キャプセルの概要を示す。キャプセルはアルミニウム製の 2 重管で構成されている。セメントペーストあるいはコンクリート試験体は多少のクリアランスを考慮して内筒に封入され冷却水から隔離されている。また、冷却水は外筒の下部から流入し外筒の上部から流出する構造となっているので、内筒の外側、外筒の内側を流れ、試験体から発生する熱を除去する仕組みとなっている。照射により発生するガスや水蒸気を捕集するために内筒からチューブが炉外の計測システムに接続され、チューブの目詰まりを解消するために、ヘリウムによるフラッシングシステムを設置している。

キャプセルの材質としては、アルミニウムを用いている。アルミニウムとアルカリの腐食反応については、計画段階から懸念について議論していたが、下記の理由によりアルミニウムを採用した。

- ①高い熱伝導率：コンクリートは熱伝導率が小さく、試験体表面から熱を速やかに除去できないと中心部の温度が高くなり、表面と中央部の温度差により試験体にひび割れが発生する可能性がある。アルミニウムは熱伝導率がステンレスの 10 倍以上あるため、試験体の熱を速く除去することにより、試験体の中心温度の低減に寄与できる。
- ②柔らかいこと：コンクリート試験体の膨張を想定して多少の隙間を考慮していたが過去の実験結果ではさらに膨張しているケースもあった。そこでキャプセル内側の容器をアルミニウム製とすることにより、試験体の膨張に追従し、試験体の破壊を防止できる。

図 3.2.1-5 に研究炉 JEEP II の炉心の水平断面を示す。燃料が全体に分布し、制御棒が周辺部に配置されている。照射孔は実験研究に用いられ、挿入されるキャプセルは冷却水で冷却される。炉の周辺部には冷却されない直径の大きな照射孔が配置されている。

本研究のために確保された照射孔は#36 と#52 の 2 カ所で、炉の周辺部に位置している。これは、本研究の照射試験計画に基づいて選定されており、炉の中央部では、中性子束やガンマ線発熱が大きいと考えられる。

図 3.2.1-6 に研究炉 JEEP II の炉心の縦断面を示す。炉心の高さは 90cm となっているが、上下端では中性子束が小さくなり高さ方向で照射量に大きな差が発生するのを避けるために、中央の 60cm の領域で照射を行う計画としている。図 3.2.1-7 に JEEP II の中性子束分布を示す。図 3.2.1-7(a) は、照射孔 52 での中性子束の鉛直方向分布の内、物理特性試験での試験体設置範囲 (60cm) における中性子束分布を示す。炉心中央高さ (高さ 75cm) での中性子束は  $3.9 \times 10^{12} \text{ n/cm}^2/\text{s}$ 、外側高さ (高さ 45cm、105cm) では  $3.1 \times 10^{12} \text{ n/cm}^2/\text{s}$  となっており、炉心中央位置と外側との比率は 0.8 となっている。図 3.2.1-7(b) は、照射孔 36 での中性子束の鉛直方向分布の内、相互作用試験での試験体設置範囲 (30cm) における中性子束分布を示す。炉心中央高さ (高さ 75cm) での中性子束は  $3.7 \times 10^{12} \text{ n/cm}^2/\text{s}$ 、外

側高さ（高さ 60cm、90cm）では  $3.5 \times 10^{12}$  n/cm<sup>2</sup>/s となっており、炉心中央位置と外側との比率は 0.95 となっている。どちらの照射孔についても、平均的な中性子束は  $3.6 \times 10^{12}$  n/cm<sup>2</sup>/s となっている。

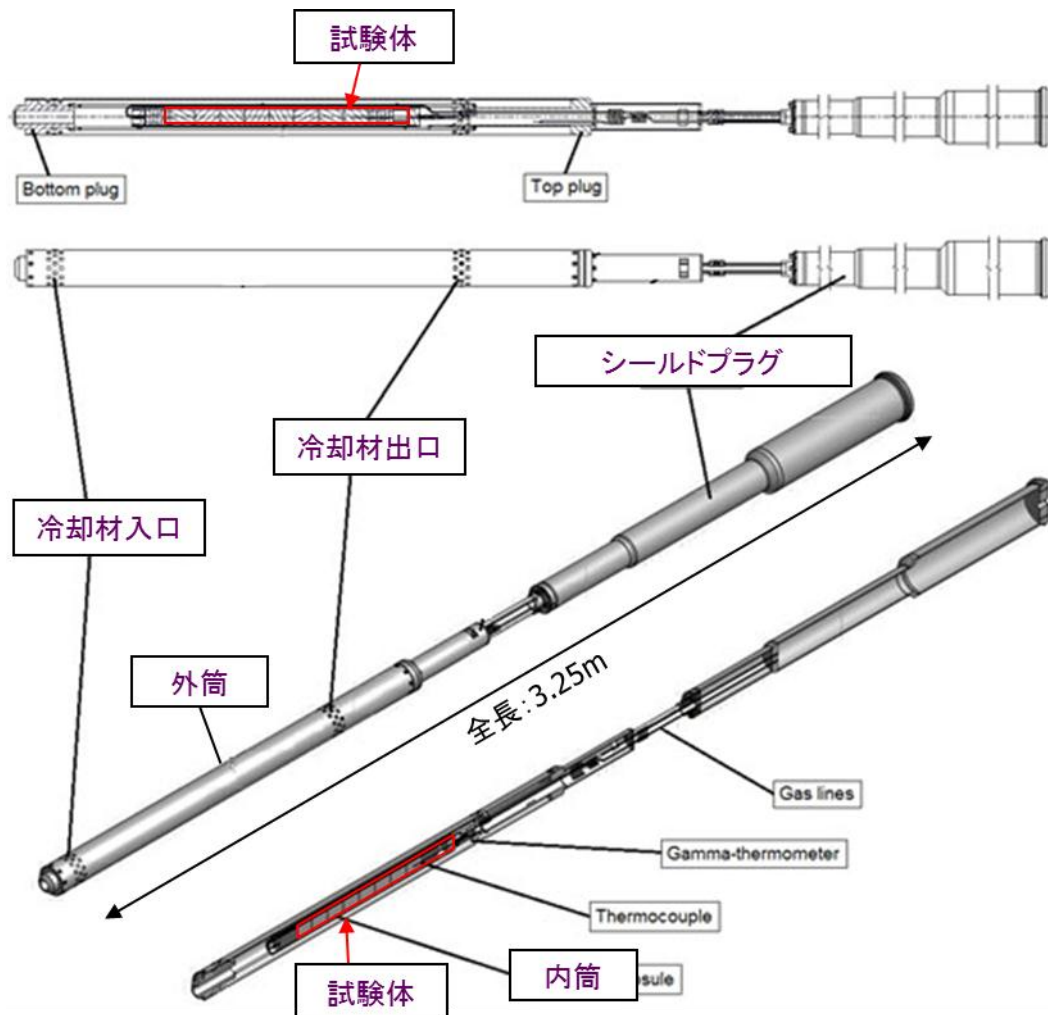


図 3.2.1-4 中性子照射試験用キャプセル

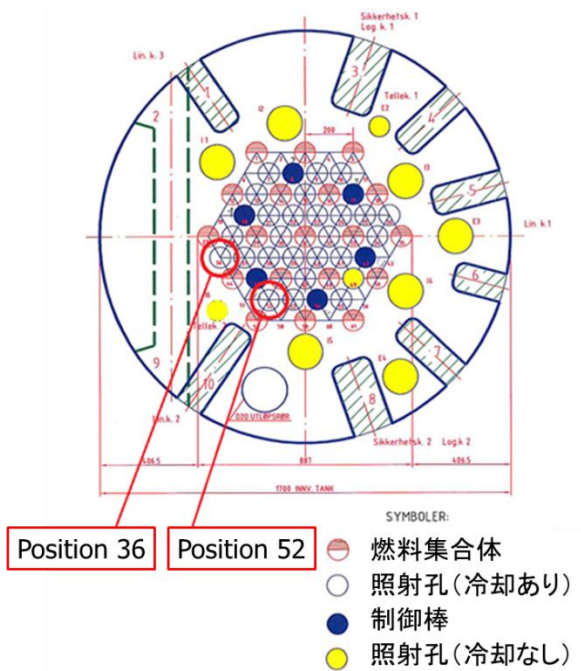


図 3. 2. 1- 5 JEEP II 原子炉水平断面

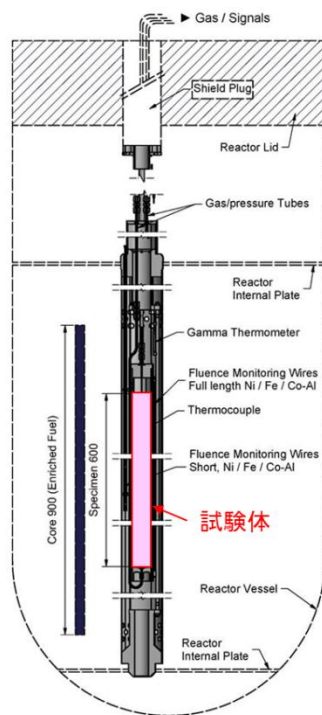
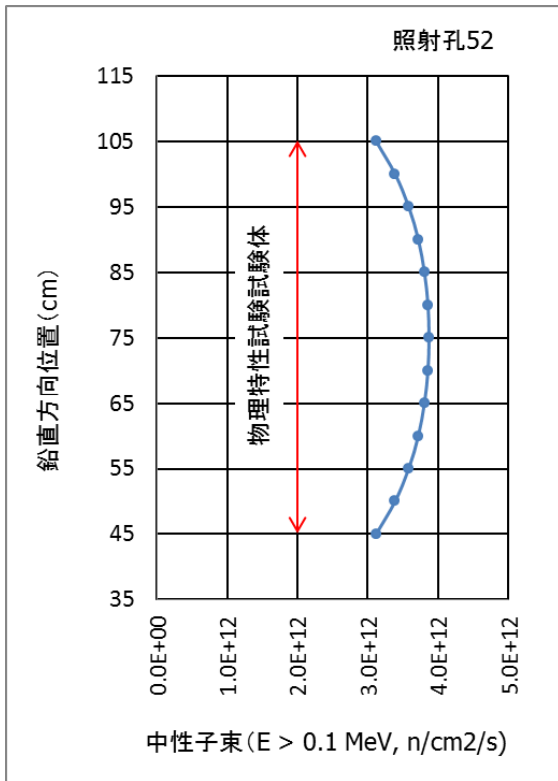
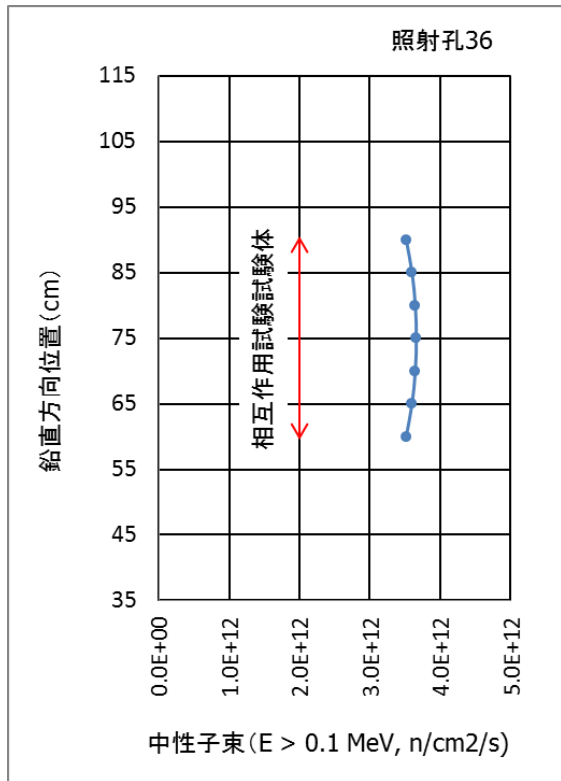


図 3. 2. 1- 6 鉛直断面 (物理特性試験を想定)



(a) 照射孔 52



(b) 照射孔 36

図 3. 2. 1- 7 照射試験における照射条件



中性子照射試験における照射状況（中性子照射、ガンマ線照射、稼働率、試験体中心温度）を下記の通り図 3.2.1- 8～図 3.2.1- 13 に示す。比較のために照射が完了している試験体についても照射状況を実績として示す。

- 図 3.2.1- 8 中性子照射の状況（IT-A1 (IFA-758)：照射孔 36)
- 図 3.2.1- 9 中性子照射の状況（IT-A3 (IFA-760)：照射孔 36)
- 図 3.2.1- 10 中性子照射の状況（PPT-B (IFA-753)：照射孔 52)
- 図 3.2.1- 11 中性子照射の状況（PPT-C (IFA-752)：照射孔 36)
- 図 3.2.1- 12 中性子照射の状況（PPT-D (IFA-751)：照射孔 36)
- 図 3.2.1- 13 中性子照射の状況（PPT-E (IFA-750)：照射孔 52)

表 3.2.1- 7 の照射状況をまとめて示す。表 3.2.1- 8 に加熱試験状況をまとめて示す。

中性子束については、どの試験ケースでも  $3.60 \times 10^{12}$  n/cm<sup>2</sup>/s と一定となっている。一方、ガンマ線線量率については、 $2.74 \sim 3.97 \times 10^2$  kGy/h 試験ケース毎に若干異なっている。これは、試験ケース毎に、各照射孔の周辺環境が異なっていることが原因と考えられる。なお、中性子照射では、中性子束が一定であることが重要であり、ガンマ線の影響については、ガンマ線照射量を計測できているため、評価の段階でその影響を考慮することができると思われる。

JEEP II の稼働率は 0.75 程度となっている。JEEP II では、年 3 回（4 月に 1 か月、7-8 月にかけて 2 か月、12-1 月にかけて 1 か月、計 4 か月/年）の停止期間が設定されており、稼働率についてはこれらの停止期間を除いて算定しているため、稼働期間中の照射サンプルの入れ替えによる停止などを考慮しているといえる。

表 3.2.1- 9 に実機条件と照射試験条件とを比較して示す。

本試験における高速中性子照射量（0.1MeV 以上）の目標値は、既存の軽水炉における 60 年間の照射量予測値に基づいて、また、ガンマ線照射量の目標値は、高経年化技術評価におけるガンマ線照射量の目安値を採用し、それぞれ、 $6.2 \times 10^{19}$ n/cm<sup>2</sup>、および  $2.0 \times 10^5$ kGy となっている。軽水炉の稼働率を 0.75 と仮定すると、実機の一次遮へい壁に作用する高速中性子束は  $4.4 \times 10^{10}$ n/cm<sup>2</sup>/s、ガンマ線量率は 0.51kGy/h となる。

一方、本研究における高速中性子束は  $3.6 \times 10^{12}$ n/cm<sup>2</sup>/s で、実機条件の 82 倍となっている。中性子照射試験におけるガンマ線量率は  $2.7 \sim 4.0 \times 10^2$ kGy/h で、実機条件の 530～780 倍となっている。すなわち、本試験では、中性子照射では 82 倍の加速試験となっている。さらに、中性子照射に伴うガンマ線量率は、530～780 倍の加速試験となっている。

なお、JAEA 高崎研究所で実施しているガンマ線照射試験の最大線量率は 10kGy/h 程度なので、実際のガンマ線照射の 20 倍程度の加速試験となっている。

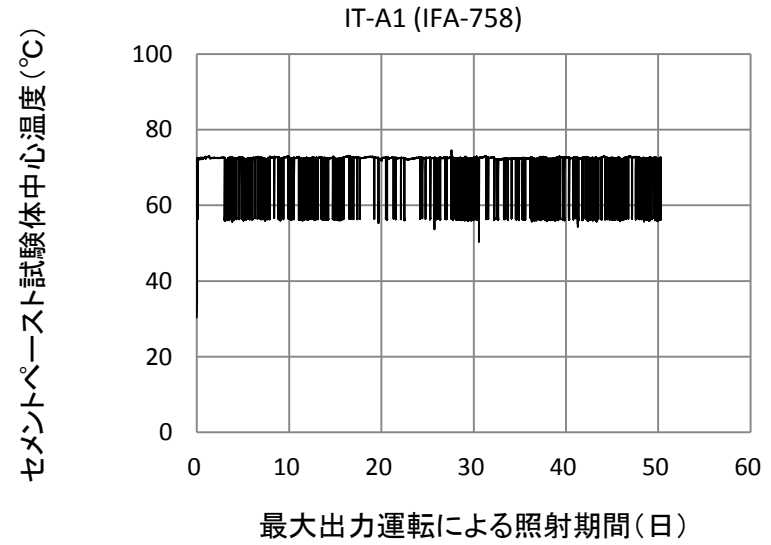
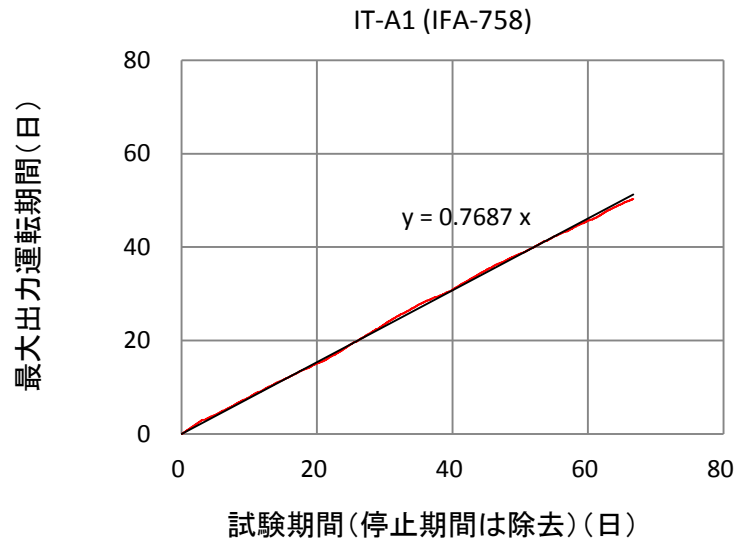
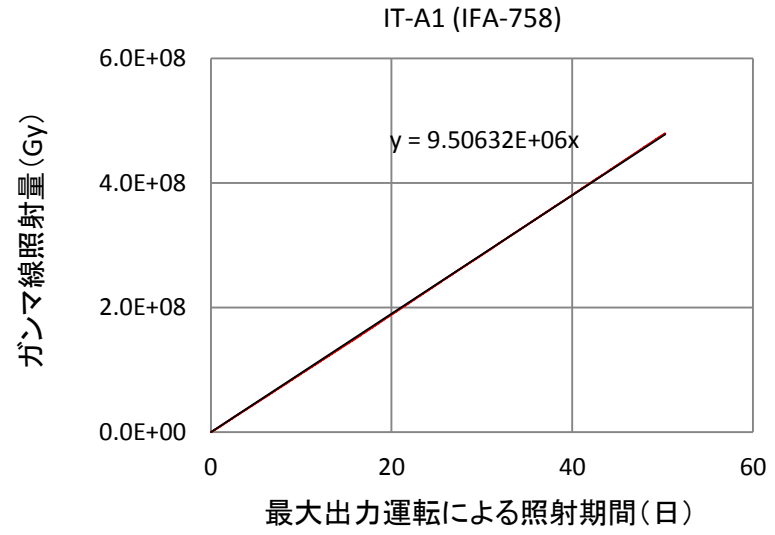
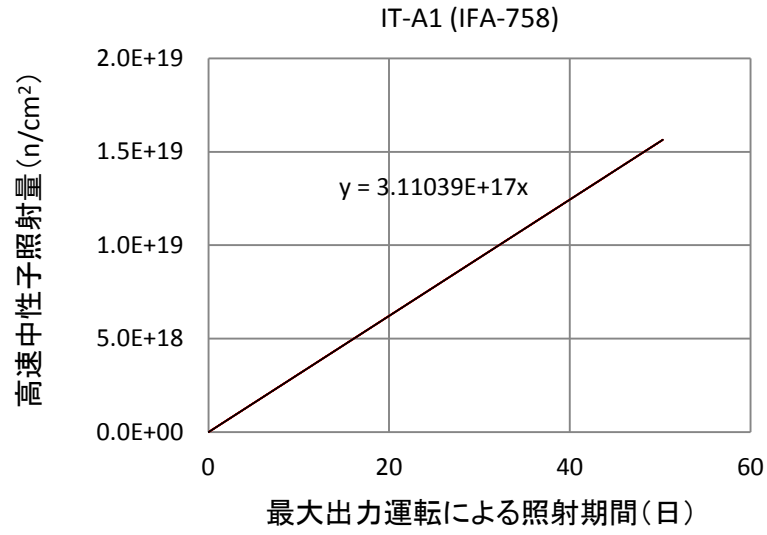


図 3.2.1- 8 中性子照射の状況 (IT-A1 (IFA-758) : 照射孔 36)

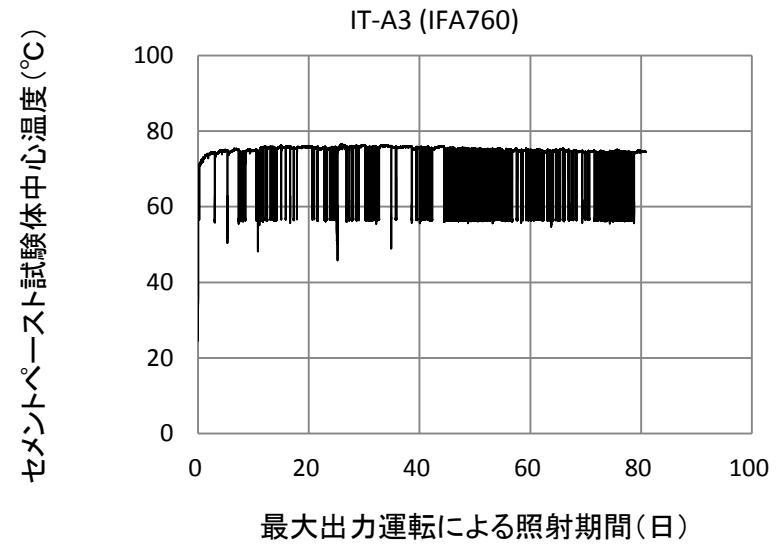
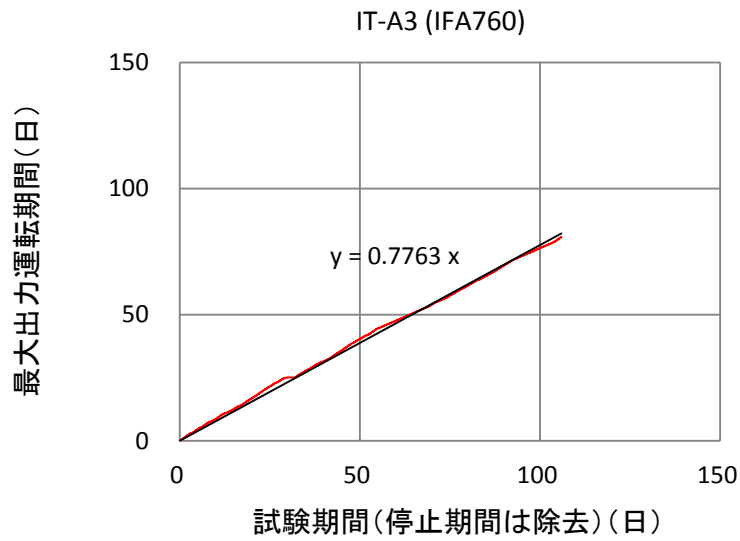
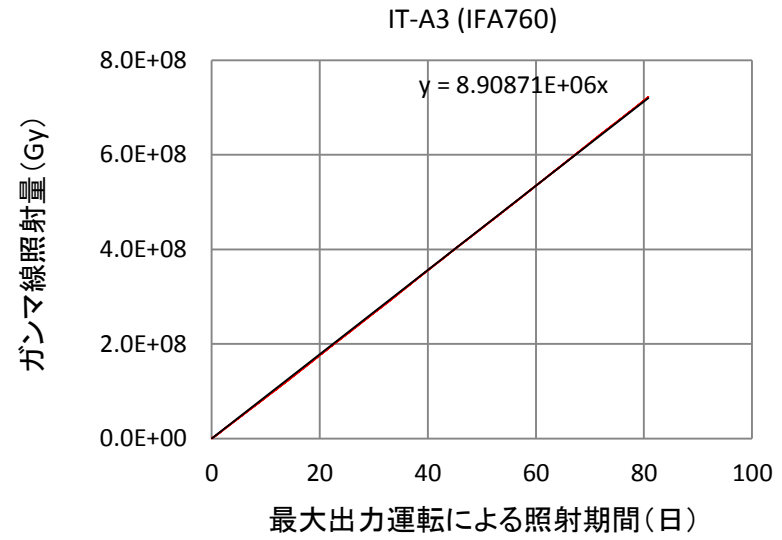
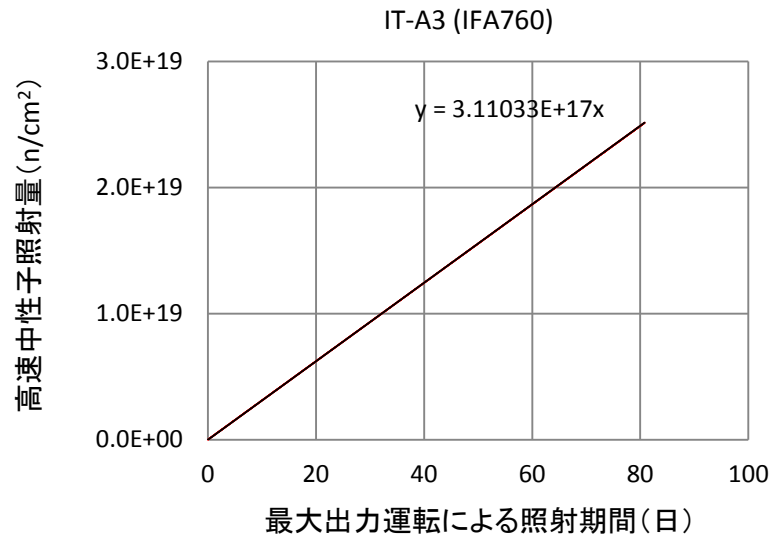


図 3.2.1- 9 中性子照射の状況 (IT-A3 (IFA-760) : 照射孔 36)

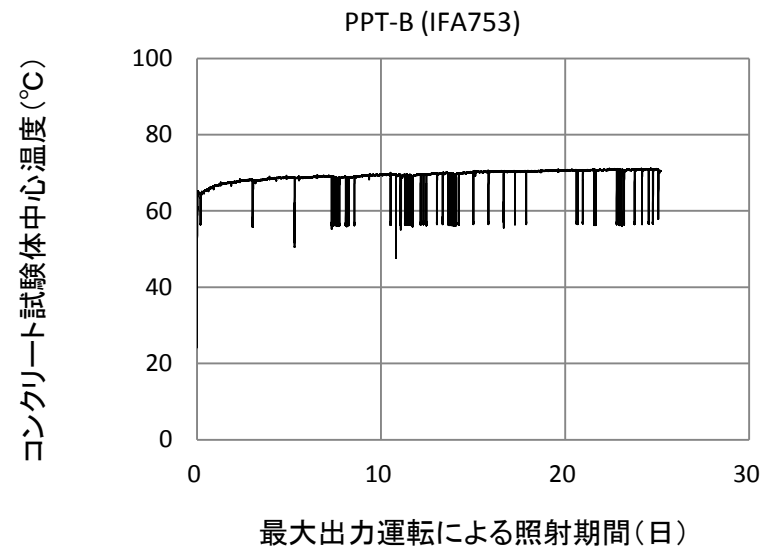
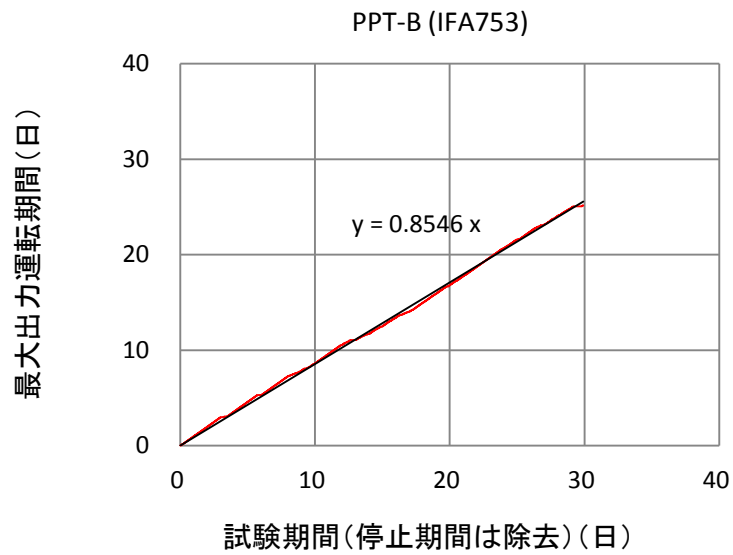
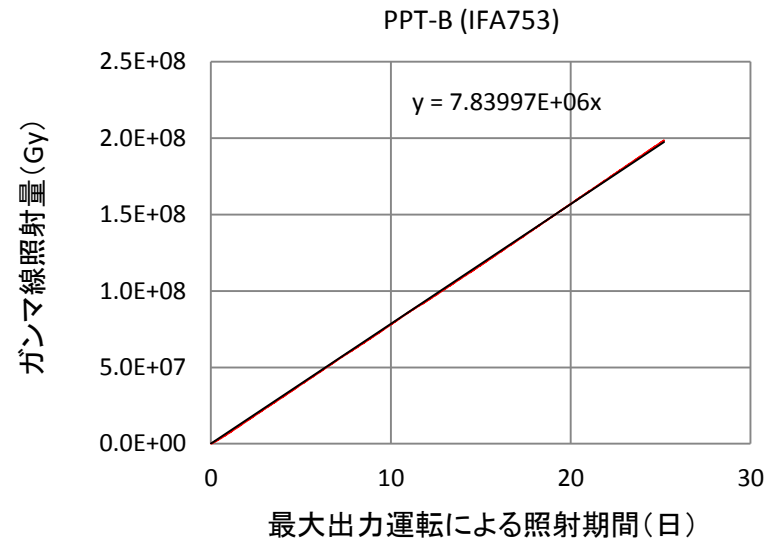
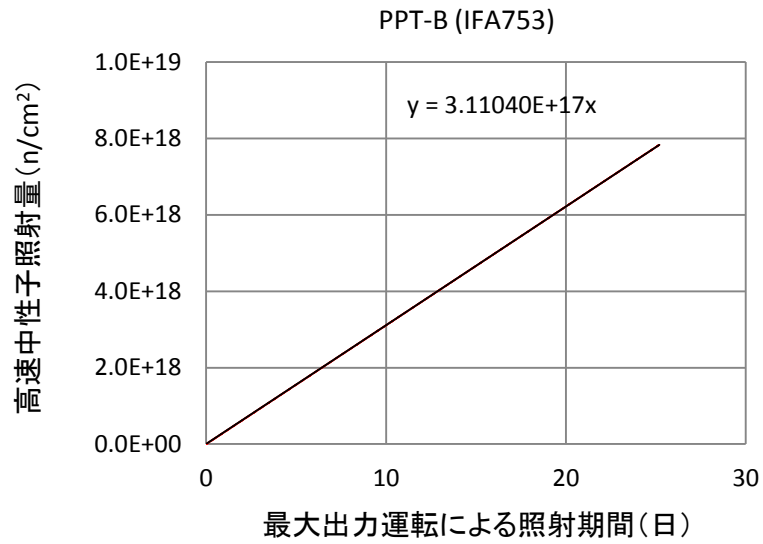


図 3. 2. 1- 10 中性子照射の状況 (PPT-B(IFA-753) : 照射孔 52)

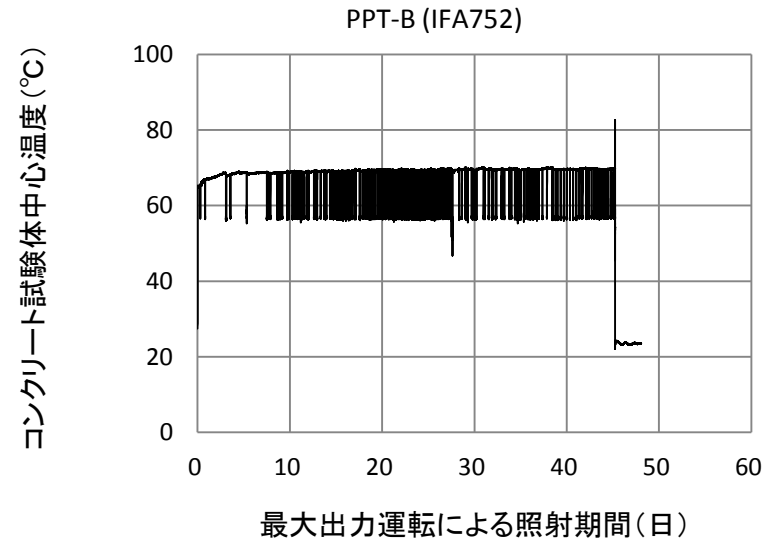
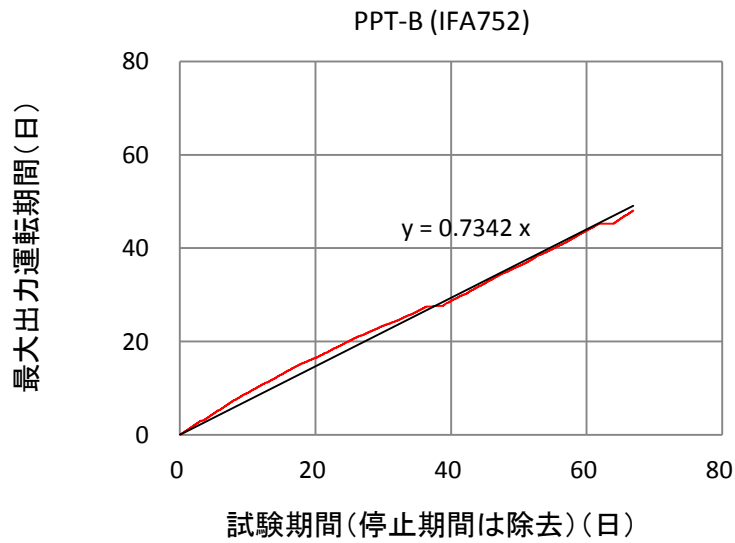
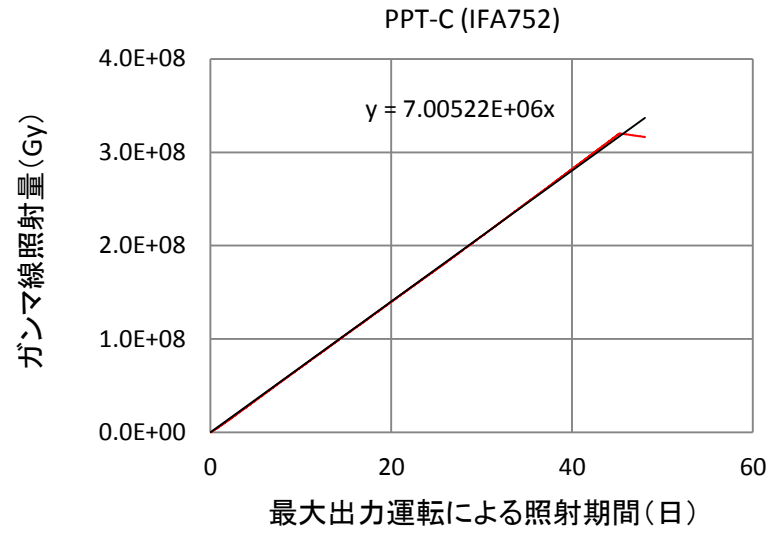
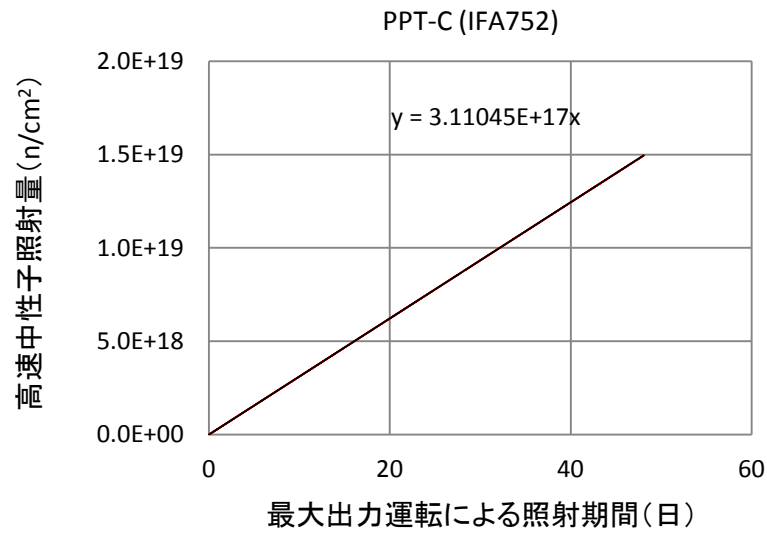


図 3. 2. 1- 11 中性子照射の状況 (PPT-C(IFA-752) : 照射孔 36)

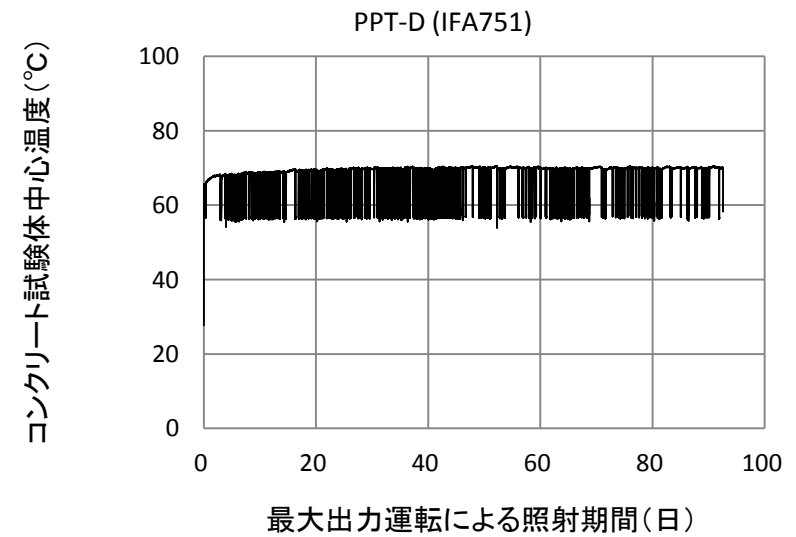
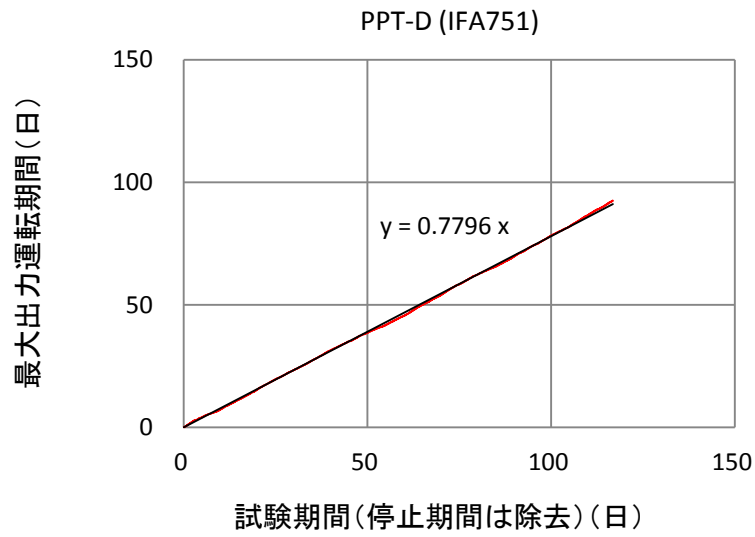
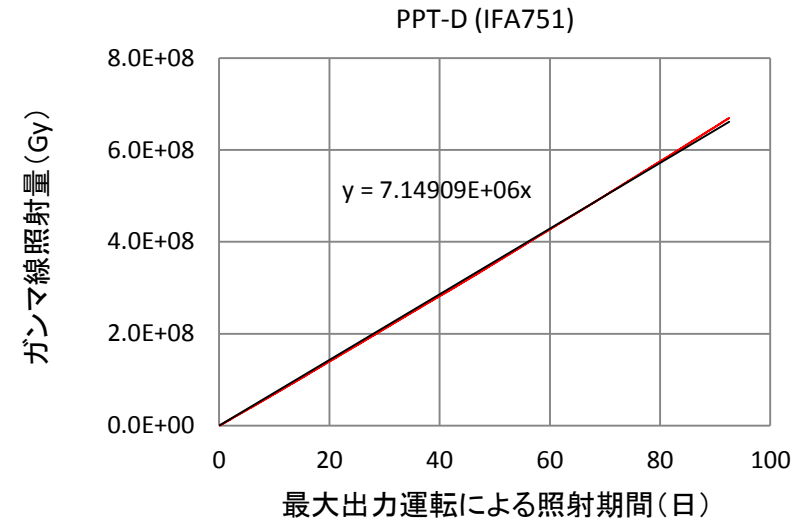
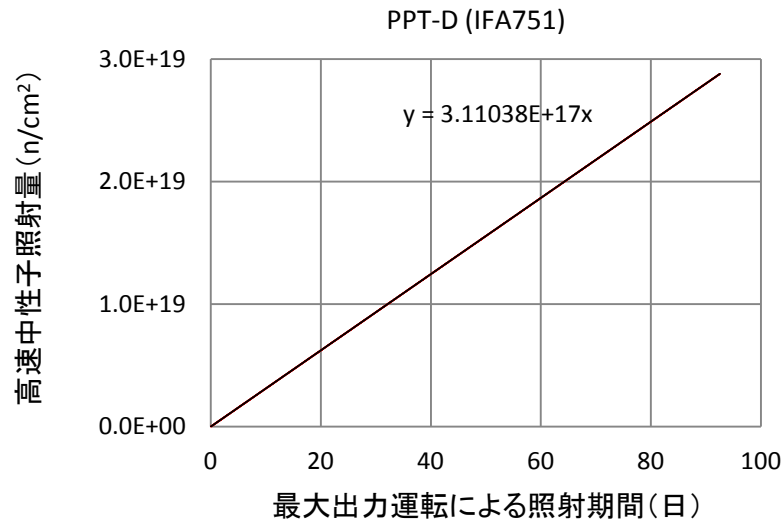


図 3. 2. 1- 12 中性子照射の状況 (PPT-D(IFA-751) : 照射孔 36)

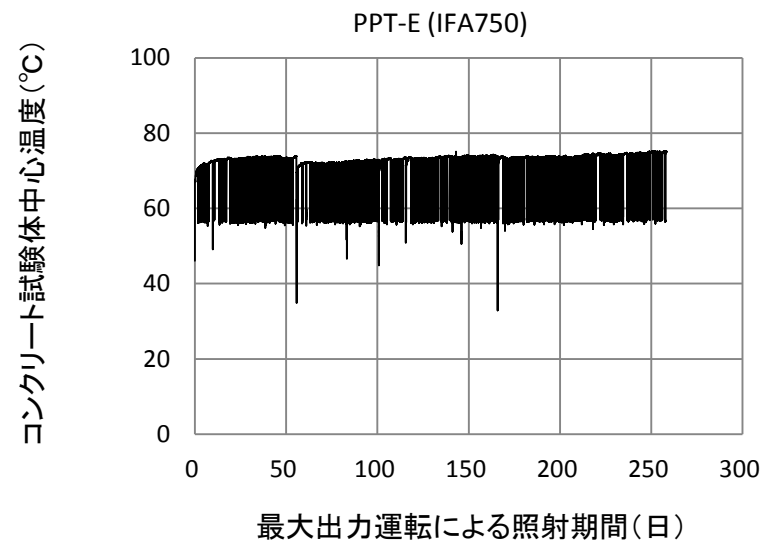
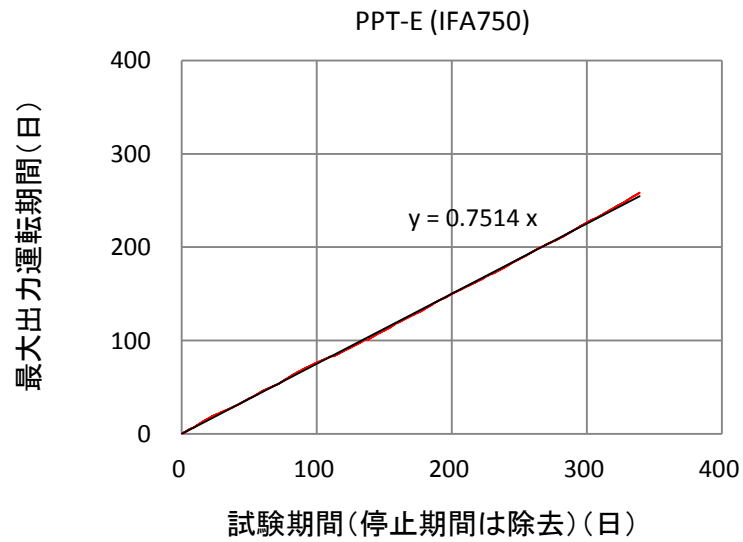
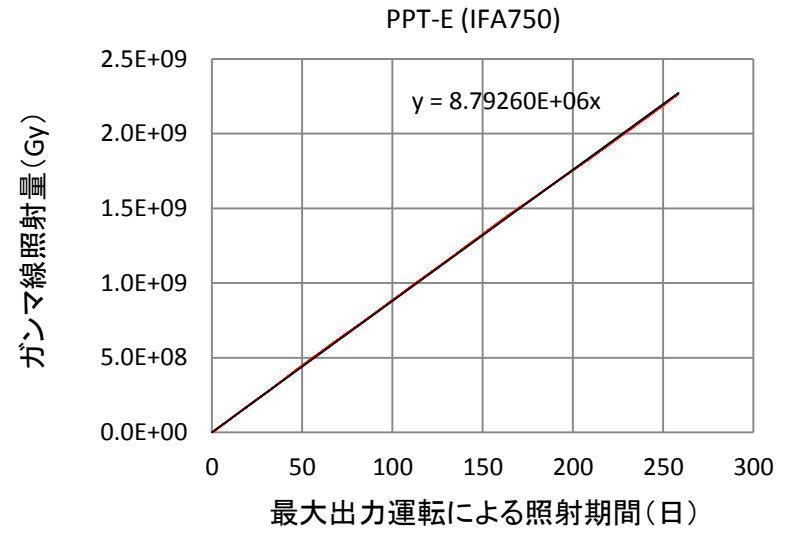
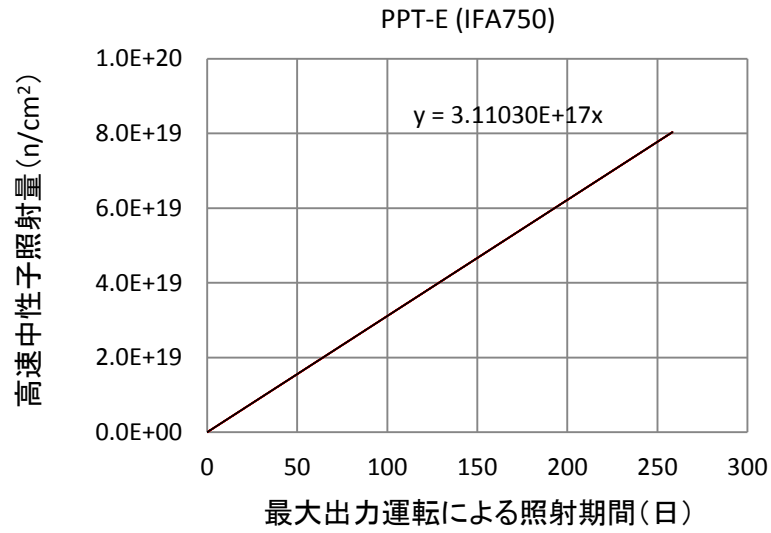


図 3. 2. 1- 13 中性子照射の状況 (PPT-E(IFA-750) : 照射孔 52)

表 3.2.1- 7 中性子照射状況のまとめ

試験名称	照射孔位置	試験状況	高速中性子 (E≥0.1MeV)			ガンマ線		コンクリート中心温度 (°C)	JEEP II 稼働率	最大出力運転による照射日数	水分条件
			目標照射量	中性子束	累積照射量	線量率	累積照射量				
			(n/cm <sup>2</sup> )	(n/cm <sup>2</sup> /s)	(n/cm <sup>2</sup> )	(kGy/h)	(kGy)				
IT-A1 (IFA-758)	#36	完了		3.60E+12	1.57E+19	3.97E+02	4.80E+05	73	0.769	50.3	75°C乾燥
IT-A2 (IFA-759)	#36	未照射									120°C乾燥
IT-A3 (IFA-760)	#36	完了		3.60E+12	2.51E+19	3.73E+02	7.23E+05	75	0.749	80.8	封緘養生
IT-A4 (IFA-761)	#52	未照射									封緘養生
PPT-B (IFA-753)	#52	完了	7.50E+18	3.60E+12	7.84E+18	3.29E+02	1.99E+05	71	0.855	25.2	封緘養生
PPT-C (IFA-752)	#36	完了	1.50E+19	3.60E+12	1.50E+19	2.74E+02	3.16E+05	70	0.734	48.1	
PPT-D (IFA-751)	#36	照射中	5.00E+19	3.60E+12	2.88E+19	3.02E+02	6.70E+05	70	0.780	92.5	
PPT-E (IFA-750)	#52	照射中	1.00E+20	3.60E+12	8.04E+19	3.65E+02	2.27E+06	75	0.754	258.4	

JEEP II 稼働率：定期的な停止期間を除いた稼働率（稼働期間中の照射サンプルの入れ替えによる停止などを考慮した稼働率）

表 3.2.1- 8 加熱試験状況のまとめ

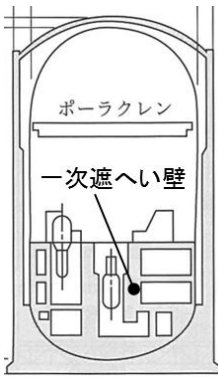
試験ID	キャプセル#	対応する照射試験	試験状況	温度
H1-3	IFA-757.1	PPT-B	完了	コンクリート中央最高温度
H1-6	IFA-757.2	PPT-C	完了	
H1-12	IFA-757.3	PPT-D	加熱中	
H2-24	IFA-756	PPT-E	加熱中	
H3-3	IFA-755.1	PPT-B	完了	コンクリート断面内平均温度
H3-6	IFA-755.2	PPT-C	完了	
H3-12	IFA-755.3	PPT-D	加熱中	
H4-24	IFA-754	PPT-E	加熱中	



表 3.2.1- 9 実機条件と照射試験条件との比較

		実機条件*1	照射試験での試験条件	
			JEEP II *2	JAEA 高崎研究所*3
高速中性子束	n/cm <sup>2</sup> /s	4.4×10 <sup>10</sup>	3.60×10 <sup>12</sup> (82倍)	/
ガンマ線線量率	kGy/h	0.51	2.7×10 <sup>2</sup> ~4.0×10 <sup>2</sup> (530倍~780倍)	

( ) : 実機条件に対する試験条件の倍率



\*1 : PWR の一次遮蔽壁での条件

稼働率を考慮し、60年間の積算量より中性子束、ガンマ線線量率を評価 (稼働率 0.75 と仮定)

$$\text{中性子} : 6.2 \times 10^{19} / 60 / 365 / 24 / 3600 / 0.75 = 4.4 \times 10^{10} \text{ n/cm}^2/\text{s}$$

$$\text{ガンマ線} : 2.0 \times 10^5 / 60 / 365 / 24 / 0.75 = 0.51 \text{ kGy/h}$$

\*2 : JEEP II における照射試験での実測値

\*3 : JAEA 高崎研究所でのガンマ線照射試験における実測値の最大値

### (3) 試験・計測方法

#### 1) 照射試験中の計測

中性子束やガンマ発熱の計測は、図 3.2.1- 14 に示すように、照射キャプセルにあらかじめ設置してある装置により計測する。試験体の温度は、キャプセル最上部の試験体に設置した熱電対で計測する。

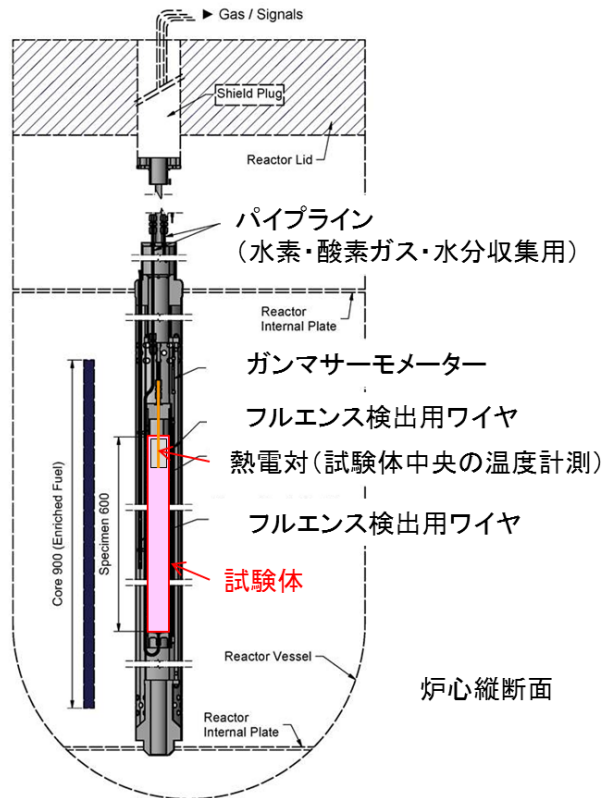


図 3.2.1- 14 JEEP II 炉心縦断面

ガンマ線照射の場合は、計測システム端は常に開放されており、流量計を用いてガス発生量を計測し、定期的なガスサンプルをガスクロマトグラフィーにより分析するとともに、水分吸収材を含む装置を系統に設置し、吸収材の質量差で水分量を計測した。発生する水蒸気、水素・酸素を容器から計測系へ移送するために Ar ガスを用いていたが、実機条件よりも乾燥の程度が厳しいとの指摘があったため、中性子照射試験では、キャリアガスを用いない計測系とした。

図 3.2.1- 15 に中性子照射試験における初期水蒸気捕集システムを示す。中性子照射により発生するガス（水素および酸素）によって、キャプセルから放出バルブまでの閉鎖系統領域が加圧され、系統内部の圧力が上昇する。圧力が 1.25Bar まで上昇すると、放出バルブを開放し、圧力を開放する。発生ガス量は、流量計により計測するとともに、圧力と系統内部の体積より数値計算により評価する。

また、キャプセル内部で結露し、発生ガスの排出がスムーズでなくなった場合や系統内部の配管で水が凝縮して、発生ガスや水蒸気の流れが悪くなる場合等に対応するために、ヘリウムガスによるフラッシュラインを設置し、不測の場合に備えた。

水分量は、当初、湿度計を用いて、発生ガス量と同様の方法で評価する計画であったが、湿度計測タンク内に多くの水蒸気が結露し湿度が 100%となり、水分量を計測できないことが判明した。そこで、発生する多くの水蒸気を捕集するために新たにコンデンサを設置した。

図 3.2.1-16 に改良後水蒸気捕集システムを、図 3.2.1-17 水蒸気凝縮捕集容器（以下、コンデンサという）を示す。コンデンサ上部は冷却効率を上げるためにアルミニウムブロックとし、吸気・排気管はこの部分に連結した。ブロックの下部には排水バルブ付きのガラス管を設置し、凝縮した水分量を把握し計測できる構造とした。また、コンデンサでほとんどの水分が凝縮されるが、コンデンサの下流側の相対湿度は 30～40%程度となっていたので、コンデンサで凝縮できない水分を捕集するために水蒸気吸着容器を設置し、さらに、その下流ではガス捕集容器に湿度径を設置し、湿度と流量から放出される水分量を評価した。

発生したガスについては、定期的にサンプリングラインからサンプリングを行い、ガスクロマトグラフィーで、ガス組成を分析した。

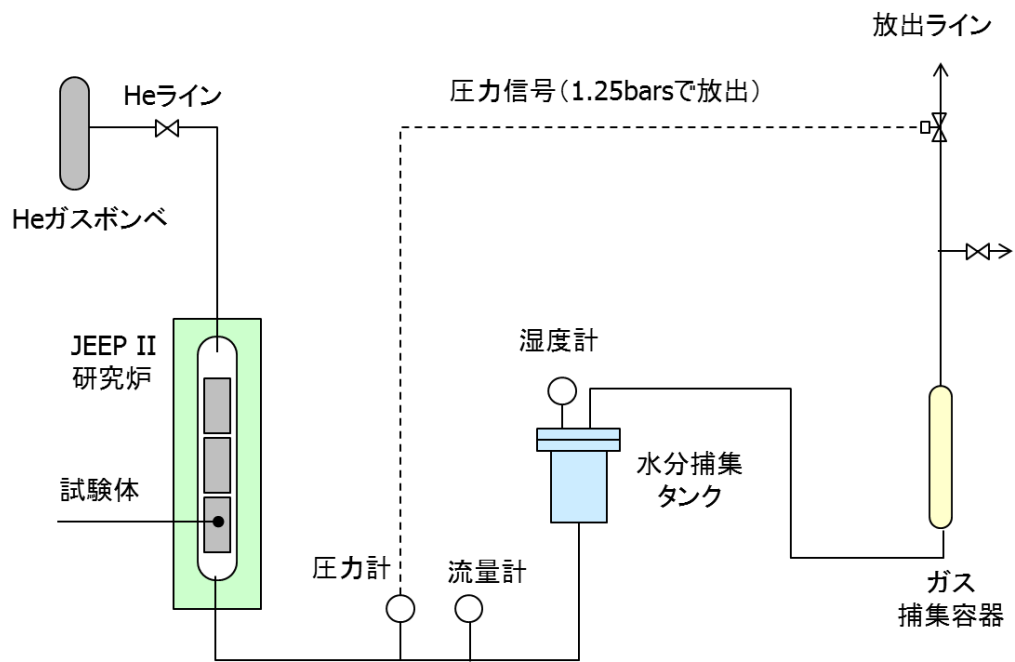


図 3.2.1- 15 初期水蒸気捕集システム

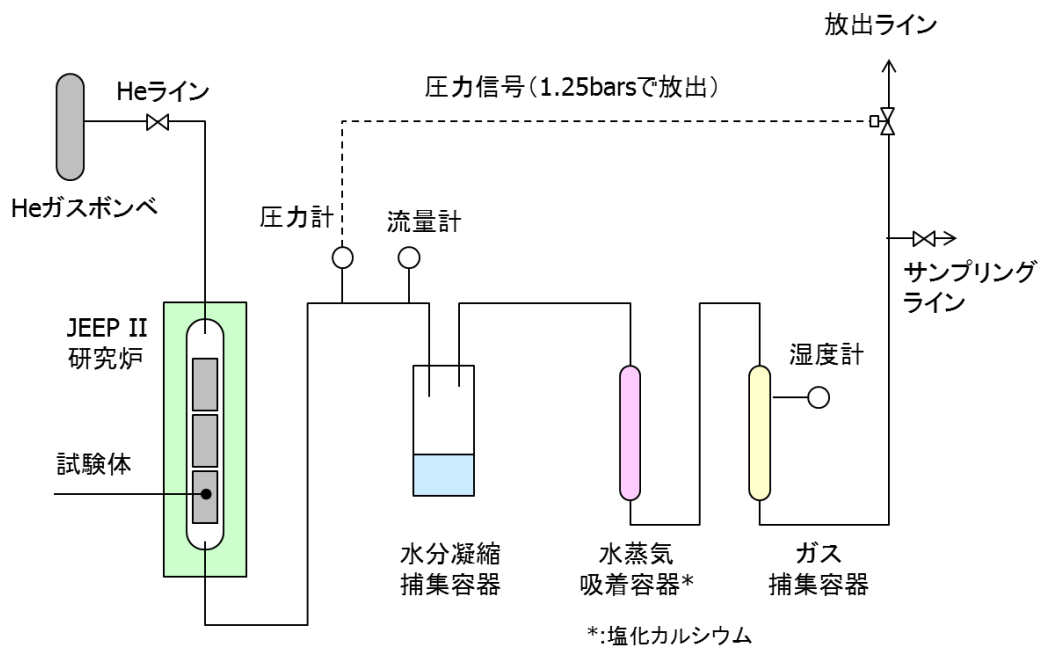


図 3.2.1- 16 改良後水蒸気捕集システム



図 3. 2. 1- 17 水蒸気凝縮捕集容器（コンデンサ）

## 2) 寸法計測

試験体については、試験前後で寸法計測を行うが、計測位置を図 3. 2. 1- 18 に示す。  
直径の計測は、試験体の高さ中央位置で、5 点の計測を行い、その平均値を取る。  
高さの計測は、異なる位置で 3 回の計測を行い、その平均値を取る。

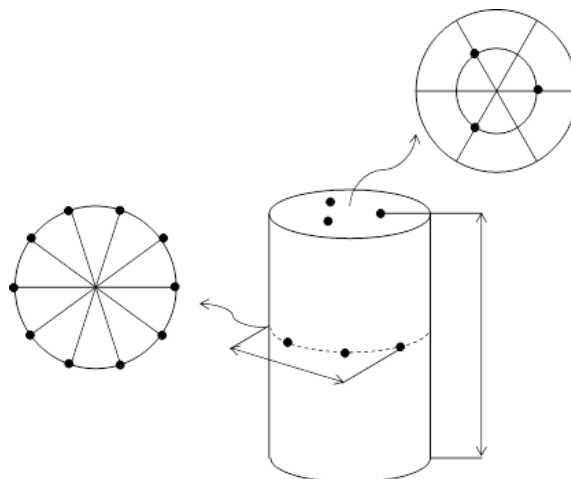


図 3. 2. 1- 18 寸法計測位置

### 3.2.2 相互作用試験 (IT: Interaction Test)

#### (1) 試験概要

##### 1) 中性子照射試験

照射試験による最終的な目的は、放射線がコンクリート特性に及ぼす影響の実験的な把握、劣化メカニズムの解明、さらに放射線に対する健全性評価法の構築であるが、劣化メカニズムを解明するためには、中性子とセメントペースト/骨材/コンクリートとの相互作用について検討することが重要である。

ガンマ線照射試験においても、物理特性照射試験を実施する前に、相互作用試験を行いガンマ線がセメントペースト中の水分に及ぼす影響について重要な知見を取得した。

これまでまとめてきた中性子とセメントペースト/骨材との相互作用に関する検討結果では、中性子と固体相との関係では、表 3.2.2-1 に示す知見が得られている。

表 3.2.2-1 中性子照射が固体相に及ぼす影響

セメントペースト 固体相	<ul style="list-style-type: none"><li>・セメントペーストは多孔質で疎な構造なので、中性子により原子が弾き出されても、ペースト内を簡単に移動でき、少々の体積膨張は吸収できると考えられるため、損傷を受け難い。</li></ul>
骨材固体相	<ul style="list-style-type: none"><li>・骨材中の共有結合に塑性ひずみが生じ、密度低下が生じる。場合によってはアモルファス化が生じる。</li><li>・この密度低下には、骨材の弾き出しの影響も無視できない。</li><li>・ガンマ線との重畳効果の可能性も無視できない。</li><li>・堆積膨張による密度低下によってコンクリート中で周囲のモルタル相にひび割れを生じさせる可能性がある。</li></ul>

一方、中性子と水分相（主にセメントペースト）との関係については、核反応や反跳原子によるエネルギー付与が及ぼす影響についてはガンマ線の場合と同じであると考えられるが、エネルギー付与密度の違いから、微視的なセメントペースト構造との相互作用により、同じ吸収線量の場合でも影響の程度がガンマ線と異なることが考えられる。そこで、この影響について相互作用試験より事前に把握することは、その後の劣化メカニズム検討で非常に重要であると考えられる。

相互作用試験は、中性子とセメントペーストとの相互作用の把握（中性子による速度効果と水分の分解挙動の把握）を目的として、セメントペースト試験体を圧力容器に封入し、照射試験を行い、発生する水蒸気や水素ガスの計測を行なう。相互作用試験のパラメータとしては、水分の分解挙動を把握するために、セメントペースト中の水分量（3水準）とし、中性子束と温度は一定とする。計画当初は、速度効果を把握するために高速中性子束をパラメータとしていたが、使用している照射孔では、十分な中性子束の違いを出す配置

ができないことから、中性子束をパラメータとした試験は行わない。なお、IT-A3 については水蒸気の捕集が十分ではなかったため、IT-A4 では再度水分条件が封緘の試験体を用いて相互作用試験を行い、水分放出量と質量変化の関係を説明できるデータの取得を目指す。表 3.2.2- 2 に、相互作用試験における試験条件と試験体配置の一覧を示す。

照射容器には、5 体の  $\phi 4 \times 6$  cm 試験体を収納することができるが、容器の中央部から端部に向かって、中性子束が低下するため、中央 3 体を本試験体とし、上部 1 体を温度計測用の試験体、下部 1 体をダミー試験体（アルミニウム製）とする。

## 2) 照射後試験

中性子照射による影響を把握するために、照射後試験（PIE：Post Irradiation Examination）を行う。なお、中性子照射によりサンプルは放射化するため、放射線による被曝を低減するために、約 2 か月間放置し放射能レベルを低減させる。

中性子とセメントペーストの相互作用を把握するためには、下記の PIE を実施することが望ましい。

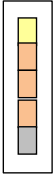
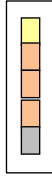
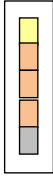
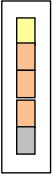
- |                   |                            |
|-------------------|----------------------------|
| ・質量変化、寸法変化        | ：密度および体積の変化                |
| ・強度               | ：機械的特性の変化                  |
| ・細孔径分布            | ：空隙構造の変化                   |
| ・自由水量、結合水量        | ：水の挙動の変化（中性子とガンマ線の影響の違い）   |
| ・XRD              | ：水和物組成の変化                  |
| ・TG-TDA           | ：水和生成物（ポルトランダイト）の変化        |
| ・SEM              | ：水和生成物（主に C-S-H）の変化        |
| ・水蒸気吸着等温線         | ：空隙構造の変化                   |
| ・NMR              | ：水和生成物（C-S-H）のアトミックスケールの変化 |
| ・小角 X 線 or 中性子線散乱 | ：水和生成物（C-S-H）のナノスケールの変化    |

中性子照射は、ノルウェーエネルギー技術研究所（IFE）の JEEP II で実施しているため、PIE も同研究所が保有している施設で実施できれば効率的であるが、同研究所はコンクリートを専門としている機関ではないため、実施できる PIE は限定的である。また、全ての PIE の実施は理想的であるが、限られたリソースの中では現実的ではない。そこで、ノルウェーで実施する PIE を以下に示す。

### 相互作用試験（Interaction test：IT）

- ・セメントペースト：質量変化、寸法変化

表 3.2.2- 2 相互作用試験の試験条件と試験体配置

Type of test		Interaction test					
Container ID		A1	A2	A3	A4		
Neutron Flux		F1 n/cm <sup>2</sup> /s	F1 n/cm <sup>2</sup> /s	F1 n/cm <sup>2</sup> /s	under consideration		
Temperature		Irradiation atmosphere	Irradiation atmosphere	Irradiation atmosphere	under consideration		
Period (M)		2	2	2	under consideration		
Moisture condition of specimens		dried at 120 degree	dried at 75 degree	Sealed	under consideration		
Specimen Arrangement		 <ul style="list-style-type: none"> <li><span style="display: inline-block; width: 10px; height: 10px; background-color: yellow; border: 1px solid black; margin-right: 5px;"></span> 1xΦ4x6cm Cement paste (Thermo couple installed)</li> <li><span style="display: inline-block; width: 10px; height: 10px; background-color: orange; border: 1px solid black; margin-right: 5px;"></span> 3xΦ4x6cm Cement paste</li> <li><span style="display: inline-block; width: 10px; height: 10px; background-color: gray; border: 1px solid black; margin-right: 5px;"></span> 1xΦ4x6cm Dummy</li> </ul>	 <ul style="list-style-type: none"> <li><span style="display: inline-block; width: 10px; height: 10px; background-color: yellow; border: 1px solid black; margin-right: 5px;"></span> 1xΦ4x6cm Cement paste (Thermo couple installed)</li> <li><span style="display: inline-block; width: 10px; height: 10px; background-color: orange; border: 1px solid black; margin-right: 5px;"></span> 3xΦ4x6cm Cement paste</li> <li><span style="display: inline-block; width: 10px; height: 10px; background-color: gray; border: 1px solid black; margin-right: 5px;"></span> 1xΦ4x6cm Dummy</li> </ul>	 <ul style="list-style-type: none"> <li><span style="display: inline-block; width: 10px; height: 10px; background-color: yellow; border: 1px solid black; margin-right: 5px;"></span> 1xΦ4x6cm Cement paste (Thermo couple installed)</li> <li><span style="display: inline-block; width: 10px; height: 10px; background-color: orange; border: 1px solid black; margin-right: 5px;"></span> 3xΦ4x6cm Cement paste</li> <li><span style="display: inline-block; width: 10px; height: 10px; background-color: gray; border: 1px solid black; margin-right: 5px;"></span> 1xΦ4x6cm Dummy</li> </ul>	 <ul style="list-style-type: none"> <li><span style="display: inline-block; width: 10px; height: 10px; background-color: yellow; border: 1px solid black; margin-right: 5px;"></span> 1xΦ4x6cm Cement paste (Thermo couple installed)</li> <li><span style="display: inline-block; width: 10px; height: 10px; background-color: orange; border: 1px solid black; margin-right: 5px;"></span> 3xΦ4x6cm Cement paste</li> <li><span style="display: inline-block; width: 10px; height: 10px; background-color: gray; border: 1px solid black; margin-right: 5px;"></span> 1xΦ4x6cm Dummy</li> </ul>		
		Number of specimens					
Number of specimens	φ 4x6cm	Cement paste	TC	1	1	1	1
			CP	3	3	3	3
		Concrete	TC	0	0	0	0
	CCS		0	0	0	0	
	CG		0	0	0	0	
	φ 1x1cm	White cement paste	WCP	0	0	0	0
			E	0	0	0	0
		Aggregate	F	0	0	0	0
			G	0	0	0	0
			H	0	0	0	0
J			0	0	0	0	
K			0	0	0	0	
Note					Test conditions are still under consideration.		

\*: TC=Thermo couple installed, CP=Cement paste, CE=Concrete with E aggregate, CF=Concrete with F aggregate, WCP=White cement paste, E,F,G,H,J,K=E,F,G,H,J,K aggregate



## (2) 試験結果

### 1) 照射試験結果

自由水量が水の放射線分解に及ぼす影響を把握するために、試験ケース IT-A1 (IFA-758) では、75°Cで乾燥させ多くの自由水を放出した試験体を用いて中性子相互作用試験を実施した。

試験ケース IT-A1 (IFA-758) について、以下に試験結果を示す。

図 3.2.2-1 に原子炉の出力を示す。約 2.0MW 程度となっている。また、炉は試料の交換等のために、比較的頻繁に ON/OFF を繰り返していることがわかる。図 3.2.2-2 に炉に流入する冷却水と炉から流出する冷却水の温度を示す。冷却水の温度は 52°Cに制御され、炉を冷却することにより 58°C程度まで上昇し、炉外の冷却装置で 52°Cまで冷却され、炉に送り込まれる。図 3.2.2-3 にセメントペースト試験体の中心温度の時間変化を示す。コンクリートの中心温度は 72°C程度となっている。図 3.2.2-4 にガンマ発熱の時間変化を示す。ガンマ発熱は 0.115W/g となっているが、時間経過に伴って若干上昇傾向が見られる。

図 3.2.2-5 にキャプセル内の圧力変化を示す。キャプセル内の圧力が 1.25bar となると排気バルブを開放して圧力を放出し、1.0bar 程度まで低下すると再びバルブを閉めているという設定で計測システムを運用する計画としている。しかし、本試験ケースでは圧力上昇の速度が非常に遅く、1.25bar までの圧力上昇を待っていると発生ガスの成分分析の機会を失う危険があったので、1.25bar に到達するまえにサンプリングを行った。そのために、照射期間全体を通して圧力は 1.25bar に達していない。図 3.2.2-6 にガス流量の変化を示す。

図 3.2.2-7 に高速中性子照射量の時間変化を示す。図 3.2.2-8 にガンマ線照射量の時間変化を示す。中性子照射試験時の高速中性子束は  $3.60 \times 10^{12}$  n/cm<sup>2</sup>/s、ガンマ線量率は 397kGy/h であった。図 3.2.2-9 に湿度計測タンクでの計測結果を示す。図 3.2.2-10 は同一位置での絶対湿度の変化を示す。75°C乾燥のセメントペースト試験体を用いているので、水蒸気の放出は非常に少なく、相対湿度は 20~30%となっている。

図 3.2.2-11 および図 3.2.2-12 に、発生圧力総計の時間変化および照射量に対する変化を示す。図 3.2.2-13 および図 3.2.2-14 に、圧力発生速度の時間変化および照射量に対する変化を示す。図 3.2.2-15 および図 3.2.2-16 に、ガス発生量の時間変化および照射量に対する変化を示す。図 3.2.2-17 および図 3.2.2-18 に、ガス発生速度の時間変化および照射量に対する変化を示す。図 3.2.2-19 に、水分放出量の時間変化を示す。

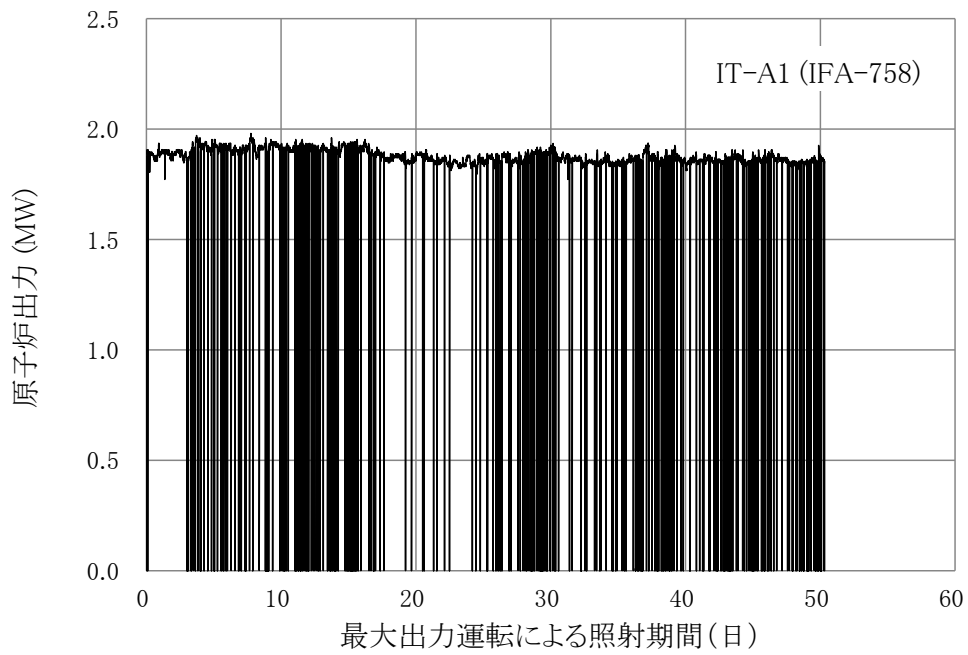


図 3. 2. 2- 1 原子炉出力の変化

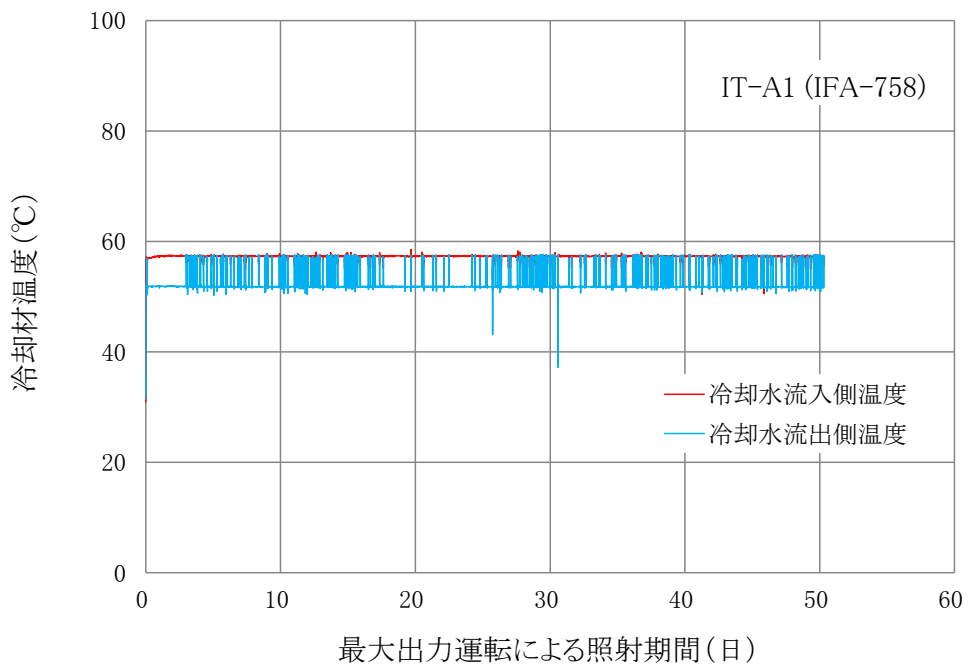


図 3. 2. 2- 2 原子炉冷却材の温度変化

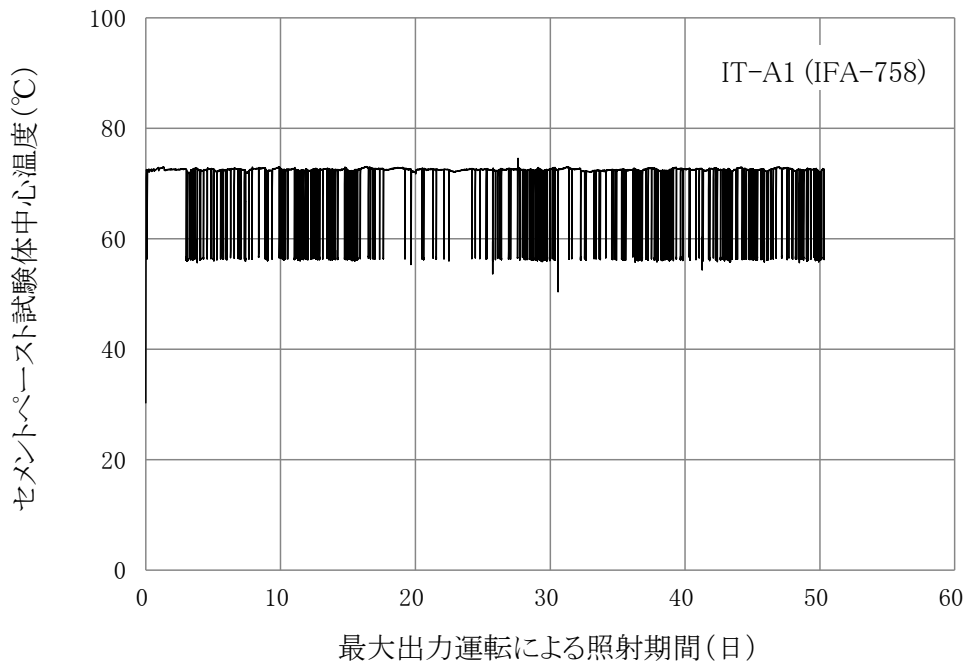


図 3. 2. 2- 3 セメントペースト試験体の中心温度変化

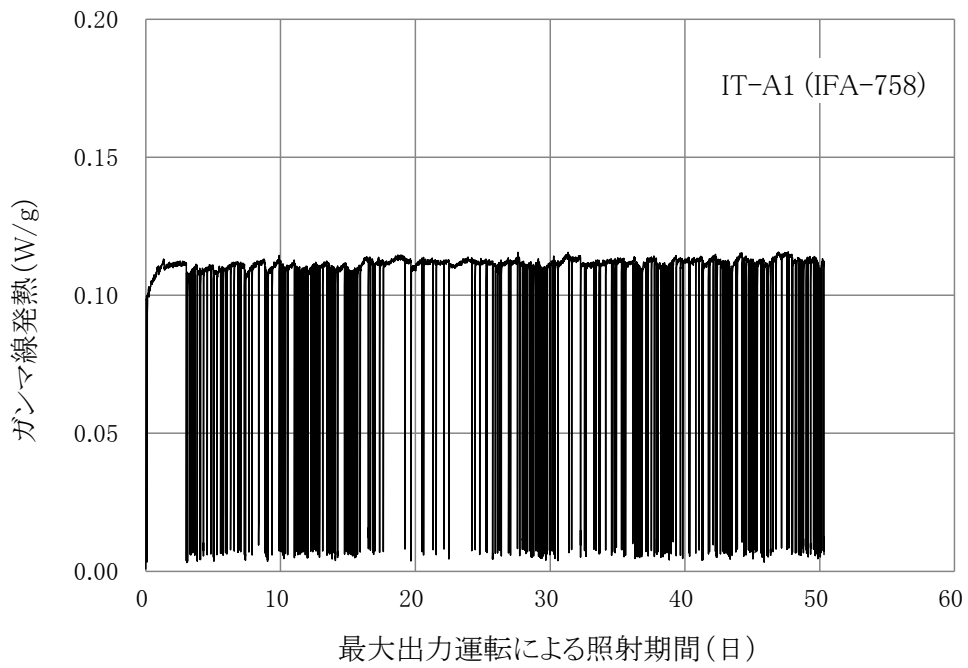


図 3. 2. 2- 4 ガンマ線発熱の変化

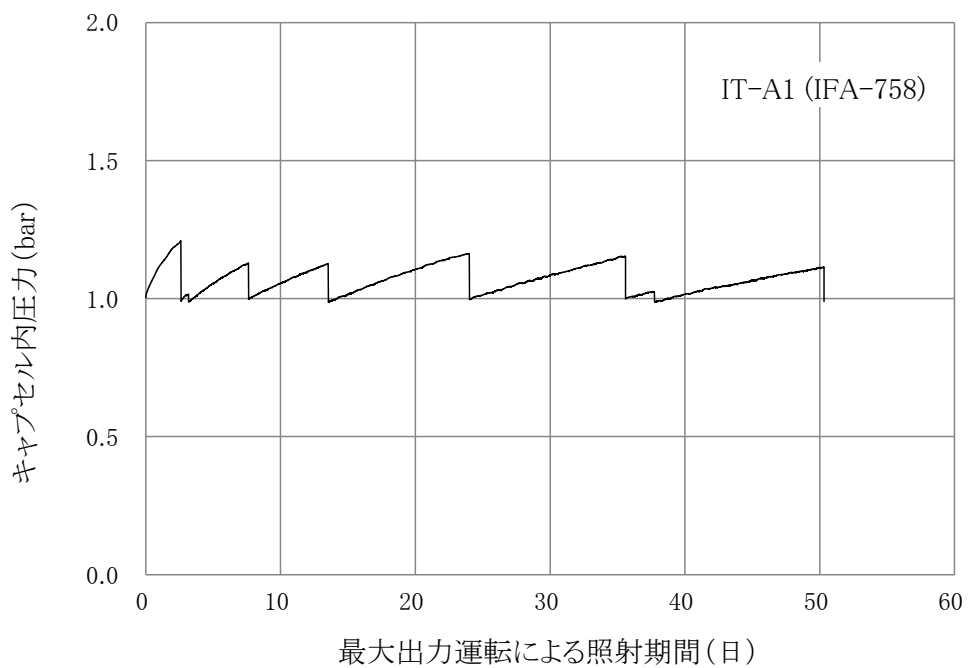


図 3.2.2- 5 ガス発生によるキャプセル内の圧力変化

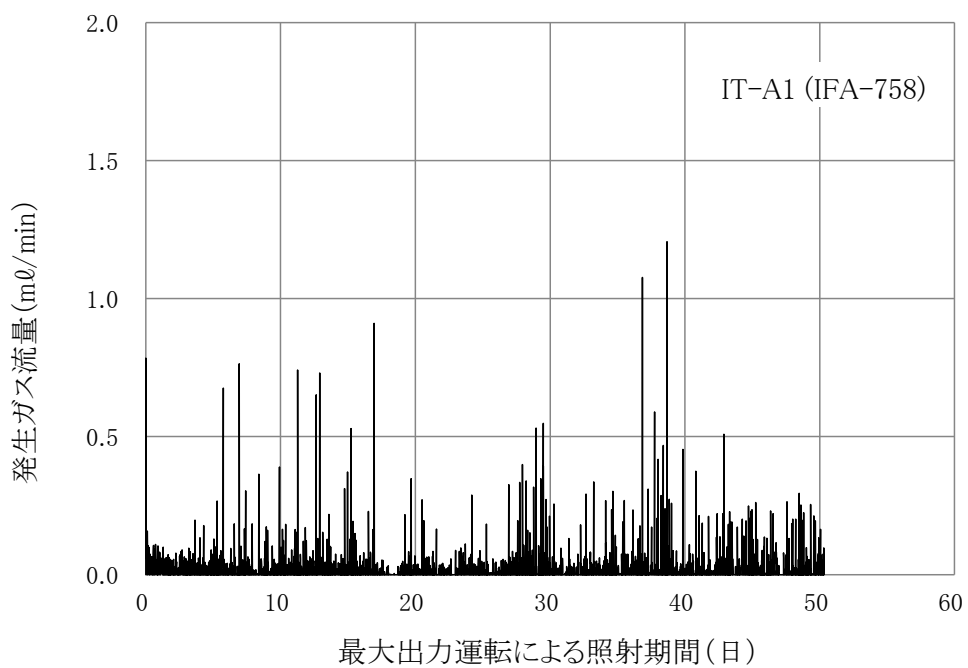


図 3.2.2- 6 発生ガス流量の変化

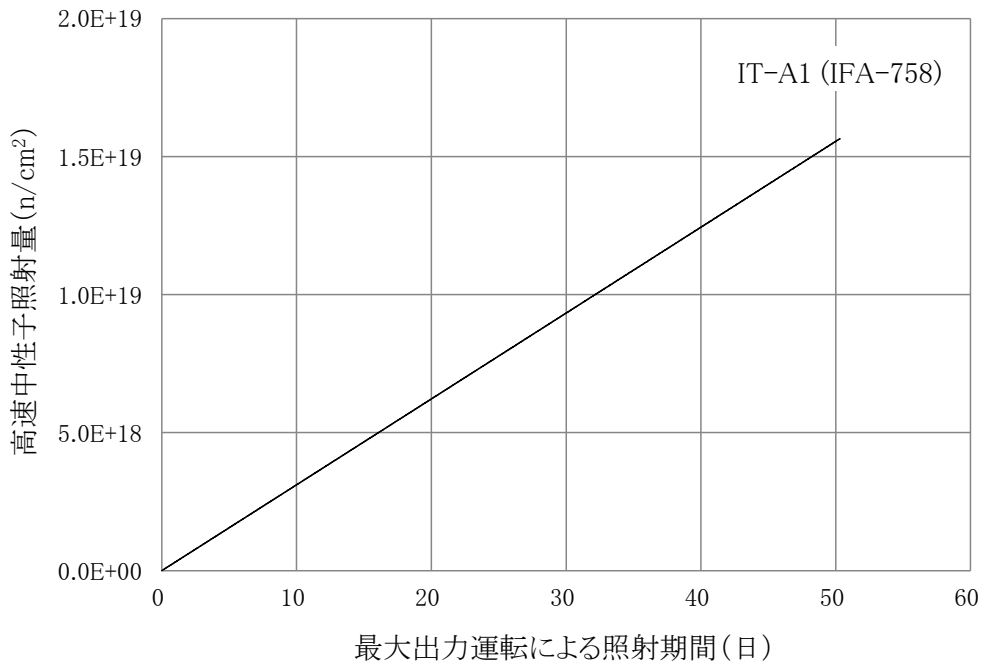


図 3.2.2- 7 高速中性子照射量の変化

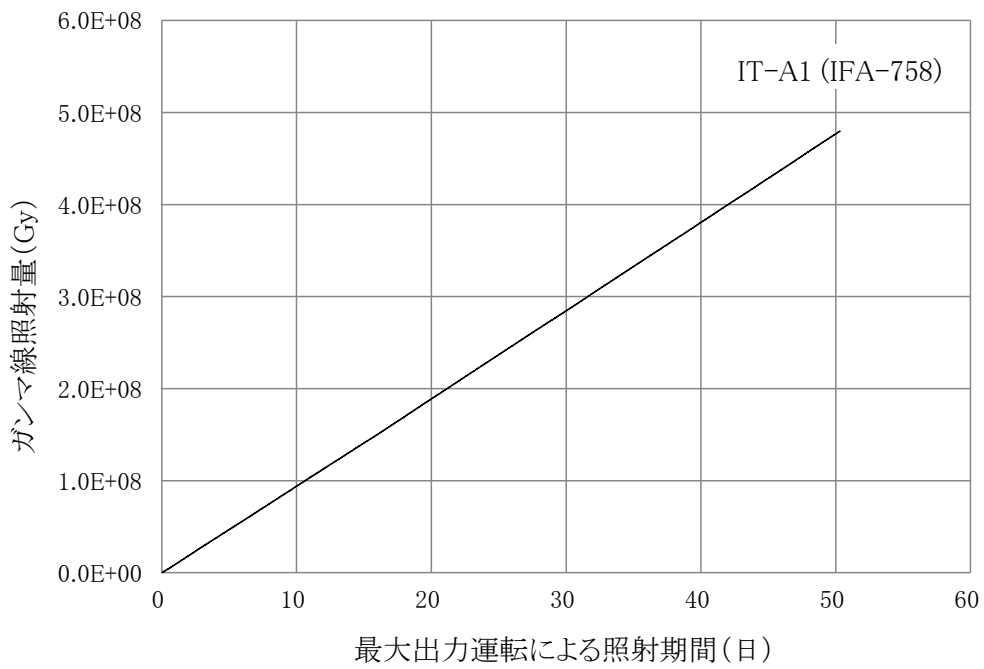


図 3.2.2- 8 ガンマ線照射量の変化

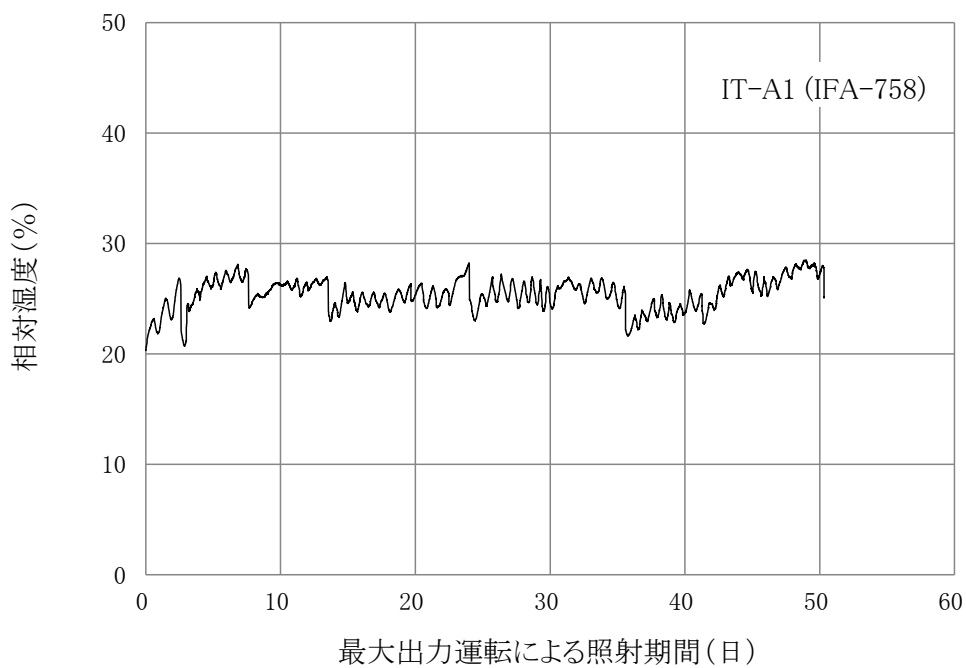


図 3.2.2- 9 炉外の計測系内相対湿度の変化

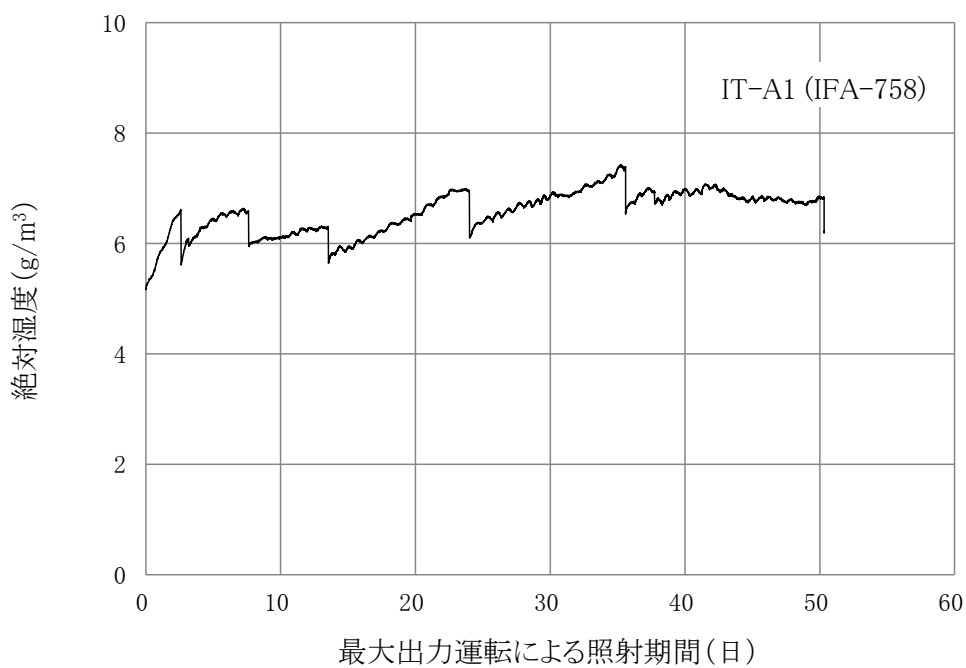


図 3.2.2- 10 炉外の計測系内絶対湿度の変化

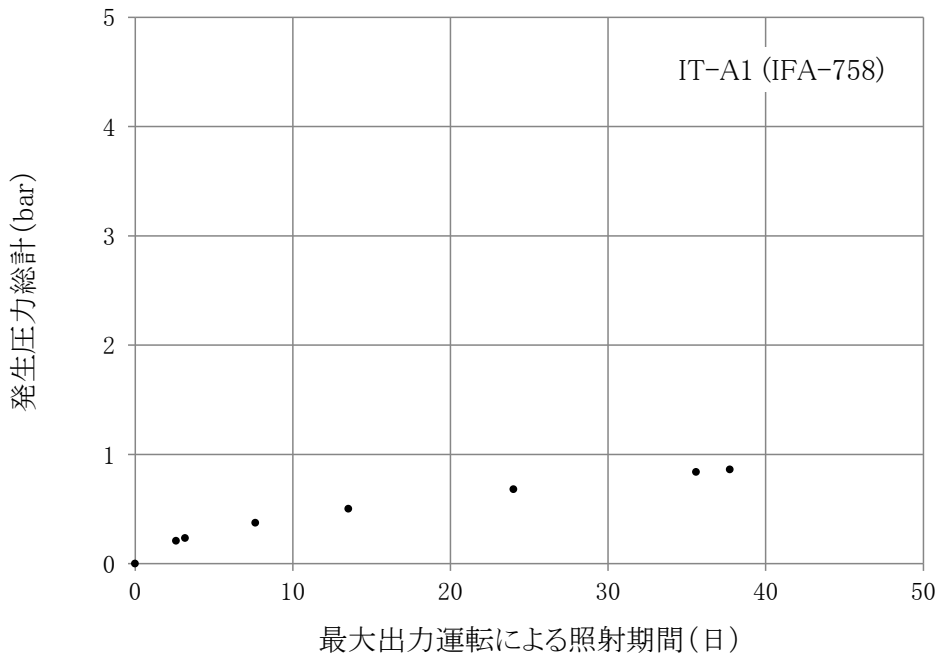


図 3. 2. 2- 11 発生圧力総計の時間変化

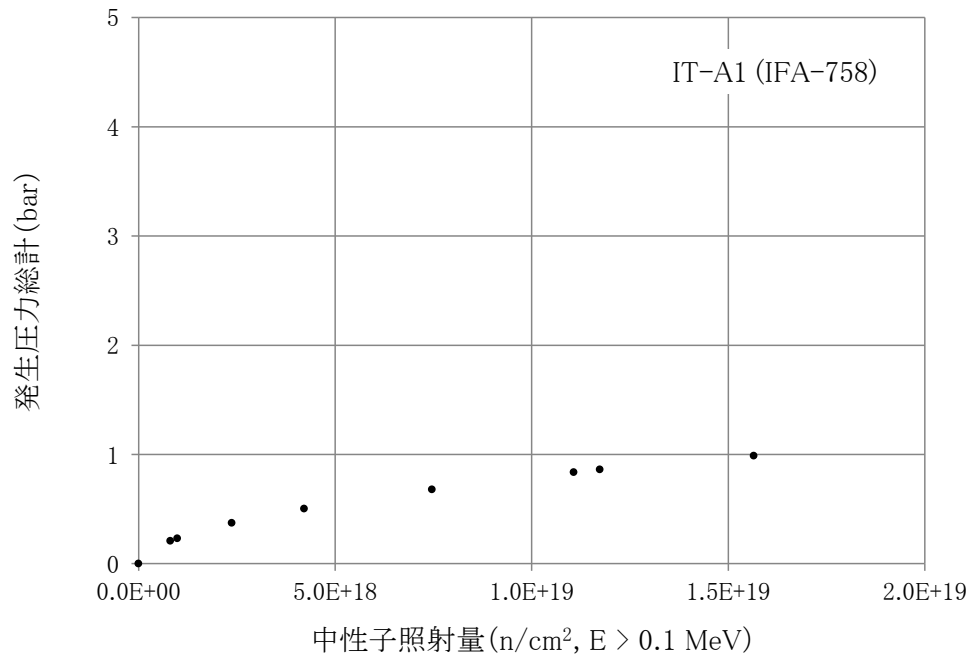


図 3. 2. 2- 12 発生圧力総計の照射量に対する変化

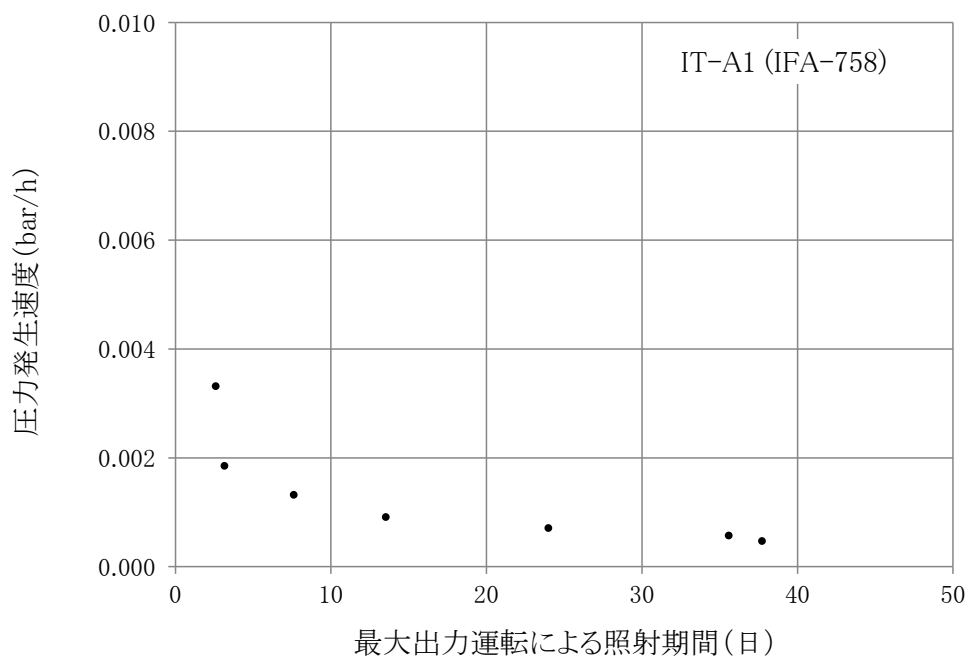


図 3. 2. 2- 13 圧力発生速度の時間変化

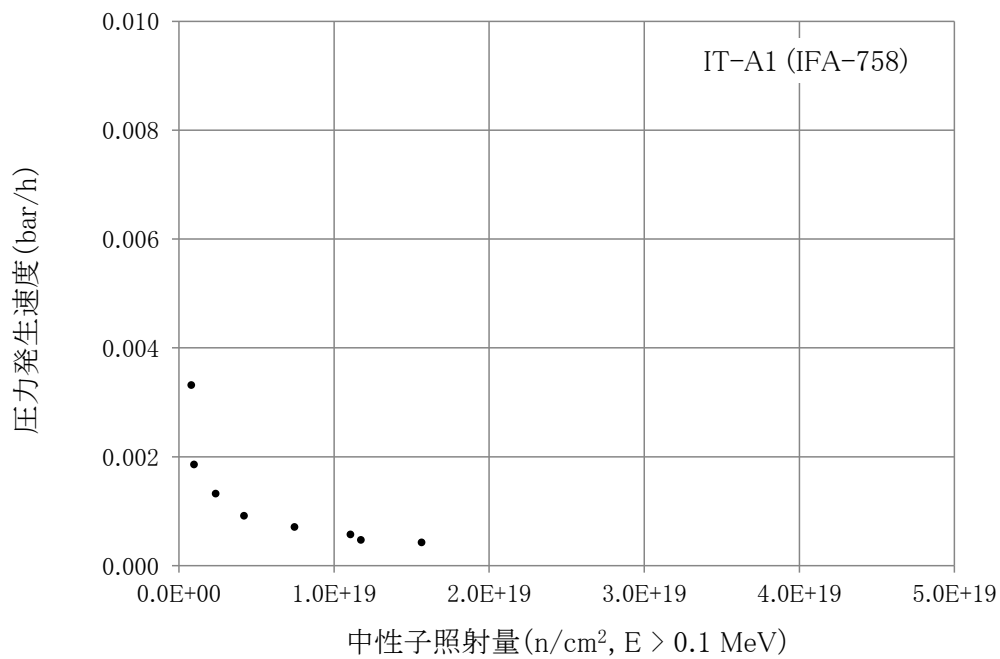


図 3. 2. 2- 14 圧力発生速度の照射量に対する変化



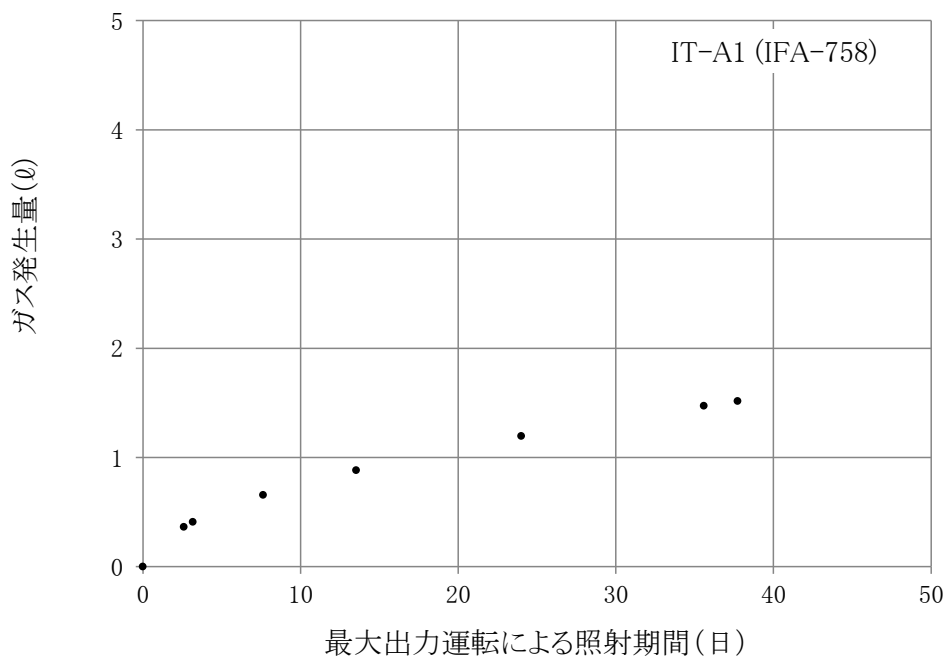


図 3.2.2- 15 ガス発生量の時間変化 (0°C、1 気圧)

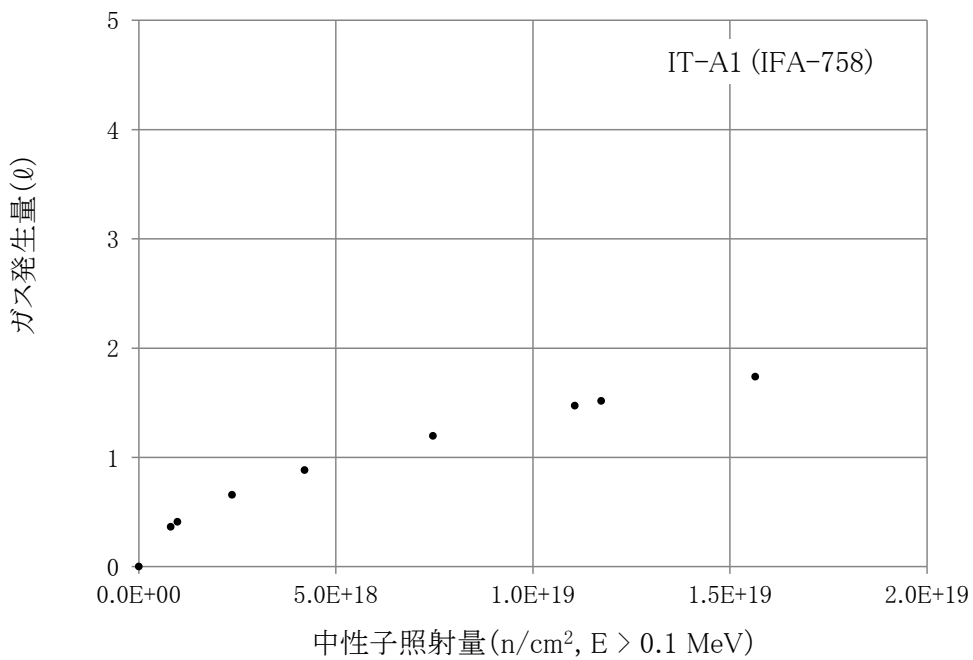


図 3.2.2- 16 ガス発生量の照射量に対する変化 (0°C、1 気圧)

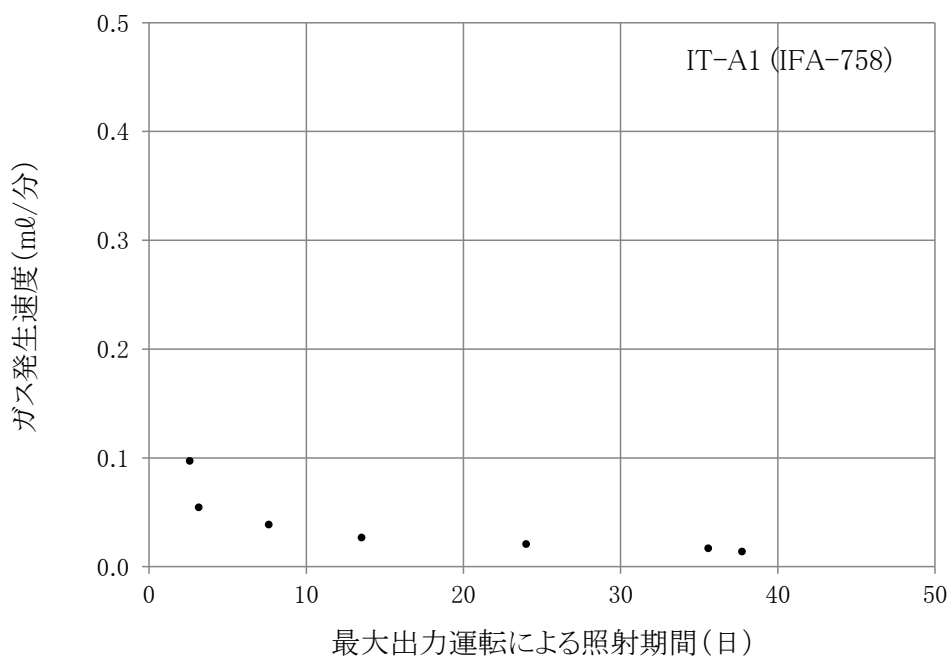


図 3. 2. 2- 17 ガス発生速度の時間変化 (0°C、1 気圧)

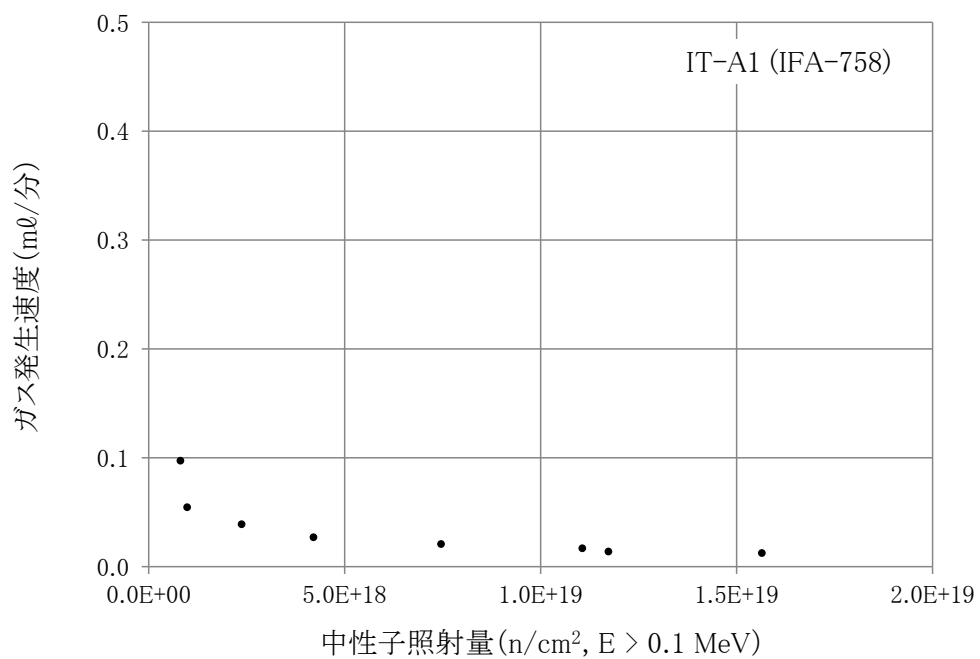


図 3. 2. 2- 18 ガス発生速度の照射量に対する変化 (0°C、1 気圧)

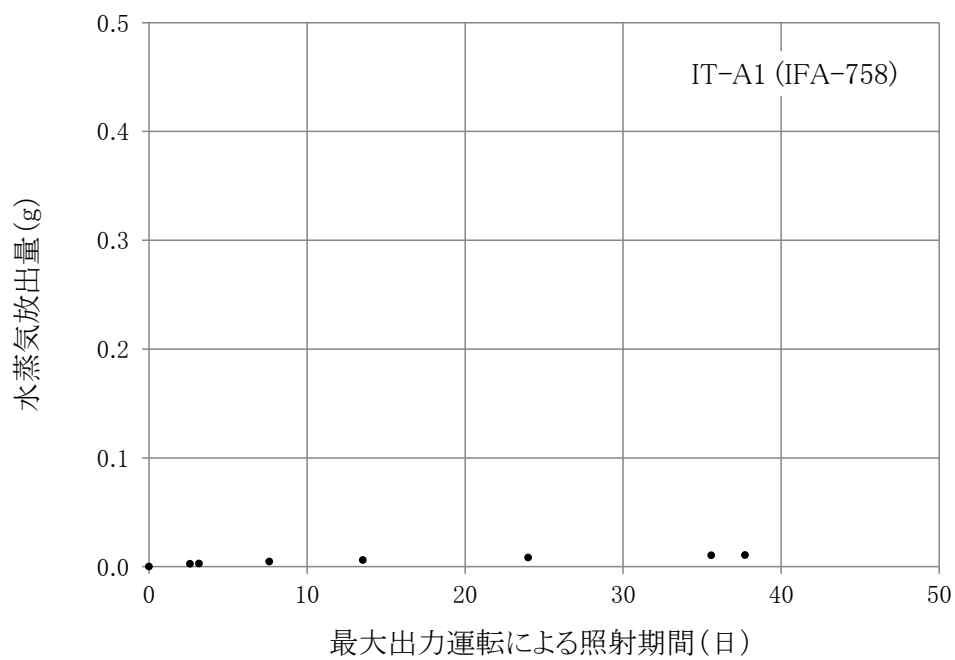


図 3.2.2- 19 水分放出量の時間変化

2) 照射後試験結果

表 3.2.2-3 に、試験ケース (IT-A1 : IFA-758) についての照射後試験体の質量・寸法計測結果を示す。

表 3.2.2-3 質量・寸法計測結果

試験 ケース	試験体 ID	質量変化(g)			変化率 (%)				
		試験前	試験後	変化					
IT-A1	A01	116.884	117.137	0.253	0.22				
	A02	116.440	116.856	0.416	0.36				
	A03	116.598	117.041	0.443	0.38				
	平均				0.32				
	試験体 ID	長さ変化(mm)			変化率 (%)	直径変化(mm)			変化率 (%)
	試験前	試験後	変化	試験前		試験後	変化		
	A01	59.730	59.708	-0.022	-0.04	39.983	39.879	-0.104	-0.26
	A02	59.133	59.131	-0.002	0.00	40.083	39.997	-0.086	-0.21
	A03	59.558	59.545	-0.013	-0.02	39.992	39.909	-0.083	-0.21
	平均				-0.02				-0.23

### 3.2.3 物理特性試験 (Physical Property Test :PPT)

#### (1) 試験概要

##### 1) 中性子照射試験

物理特性試験では、中性子照射量をパラメータとして中性子照射がコンクリート物理特性に及ぼす影響を把握するために、既往の目安値 ( $1.0 \times 10^{20} \text{n/cm}^2$ ) をカバーする照射試験を行っている。

試験体については、熱影響ではなく放射線の影響を把握できるように、長期間の養生により十分に水和反応が進んでいるコンクリート試験体を用いることとする。

JEEP II で照射試験を行う場合、キャプセル内で試験体を設置できる長さは 60cm となっているため、 $\phi 4 \times 6 \text{cm}$  の試験体を用いると、キャプセルには 10 体の試験体を収納することが可能となる。2 種類の骨材 (硬質砂岩砂利 E、硬質砂岩 (凝灰岩) 碎石 F) によるコンクリート試験体を中央に 4 体ずつ、上部 1 体を温度計測用の試験体、下部 1 体分のスペースに骨材とセメントペーストのサンプルを設置した。下部 1 体分は、さらに 6 層に分割し、1 層ごとに  $\phi 1 \times 1 \text{cm}$  のホワイトセメントペースト試験体 1 体と 6 種類の  $\phi 1 \times 1 \text{cm}$  の骨材試験体を 1 体ずつ配置した。用いた骨材の種類を表 3.2.3- 1 に示す。

表 3.2.3- 2 に物理特性試験における試験条件と試験体配置の一覧を示す。

表 3.2.3- 1 選定した骨材リスト

岩種	種類	試料名	産地
硬質砂岩	砂利	E	静岡県
	碎石	F	愛知県
		G	東京都
		H	静岡県
		J	埼玉県
石灰岩		K	大分県

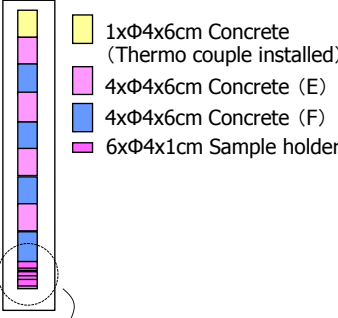
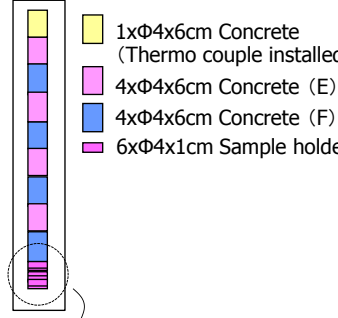
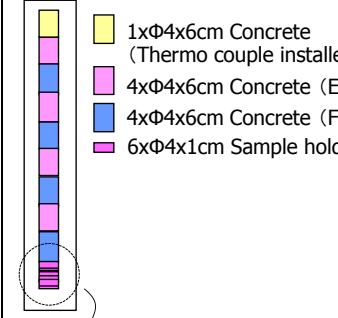
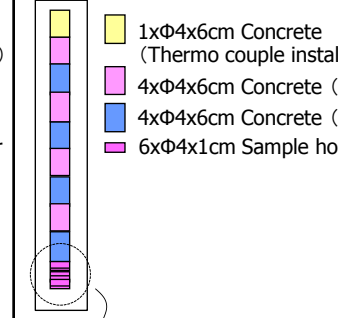
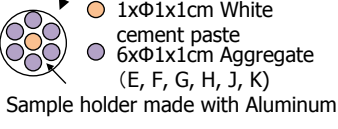
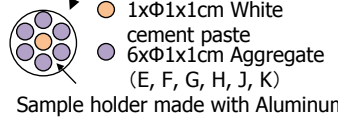
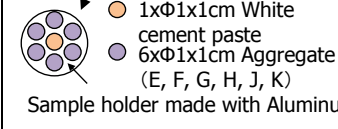
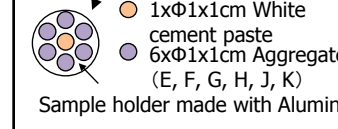
加熱試験では、断面内部の温度を一定とし、試験体内の最高温度と平均温度の 2 水準の加熱温度を設定した。4 つの容器で温度 2 水準の試験を行う必要があるため、試験体の種類に応じて以下のように配置することとした。表 3.2.3- 3 および表 3.2.3- 4 に非照射・加熱試験における試験条件と試験体配置の一覧を示す。

コンクリート：照射中の温度勾配の影響を把握するために、最高温度と平均温度の 2 水準を設定する。ただし、平均温度は 3 ヶ月と 24 ヶ月のみとする。

ホワイトセメントペースト、骨材：試験体が小さいため照射中に温度勾配が発生しないため、平均温度の 1 水準とする。

上記に加え、照射期間中の 20℃封緘養生試験体の特性を把握するために、非照射・非加熱試験（CT：Control test）を照射期間中の一定時期に実施する。表 3.2.3- 5 の非照射・非加熱試験の試験条件と試験体配置の一覧を示す。

表 3.2.3- 2 物理特性試験 (Physical property test :PPT) の試験条件と試験体配置

Type of test		Physical property test					
Container ID		B	C	D	E		
Fluence		0.75x10 <sup>19</sup> n/cm <sup>2</sup>	1.5x10 <sup>19</sup> n/cm <sup>2</sup>	3.0x10 <sup>19</sup> n/cm <sup>2</sup>	6.0x10 <sup>19</sup> n/cm <sup>2</sup>		
Temperature		Irradiation atmosphere	Irradiation atmosphere	Irradiation atmosphere	Irradiation atmosphere		
Period (M)		3	6	12	24		
Moisture condition of specimens		Sealed	Sealed	Sealed	Sealed		
Specimen Arrangement		 <ul style="list-style-type: none"> <li>1xΦ4x6cm Concrete (Thermo couple installed)</li> <li>4xΦ4x6cm Concrete (E)</li> <li>4xΦ4x6cm Concrete (F)</li> <li>6xΦ4x1cm Sample holder</li> </ul>	 <ul style="list-style-type: none"> <li>1xΦ4x6cm Concrete (Thermo couple installed)</li> <li>4xΦ4x6cm Concrete (E)</li> <li>4xΦ4x6cm Concrete (F)</li> <li>6xΦ4x1cm Sample holder</li> </ul>	 <ul style="list-style-type: none"> <li>1xΦ4x6cm Concrete (Thermo couple installed)</li> <li>4xΦ4x6cm Concrete (E)</li> <li>4xΦ4x6cm Concrete (F)</li> <li>6xΦ4x1cm Sample holder</li> </ul>	 <ul style="list-style-type: none"> <li>1xΦ4x6cm Concrete (Thermo couple installed)</li> <li>4xΦ4x6cm Concrete (E)</li> <li>4xΦ4x6cm Concrete (F)</li> <li>6xΦ4x1cm Sample holder</li> </ul>		
		 <ul style="list-style-type: none"> <li>1xΦ1x1cm White cement paste</li> <li>6xΦ1x1cm Aggregate (E, F, G, H, J, K)</li> </ul> <p>Sample holder made with Aluminum</p>	 <ul style="list-style-type: none"> <li>1xΦ1x1cm White cement paste</li> <li>6xΦ1x1cm Aggregate (E, F, G, H, J, K)</li> </ul> <p>Sample holder made with Aluminum</p>	 <ul style="list-style-type: none"> <li>1xΦ1x1cm White cement paste</li> <li>6xΦ1x1cm Aggregate (E, F, G, H, J, K)</li> </ul> <p>Sample holder made with Aluminum</p>	 <ul style="list-style-type: none"> <li>1xΦ1x1cm White cement paste</li> <li>6xΦ1x1cm Aggregate (E, F, G, H, J, K)</li> </ul> <p>Sample holder made with Aluminum</p>		
Number of specimens	φ 4x6cm	Cement paste	TC	0	0	0	0
			CP	0	0	0	0
		Concrete	TC	1	1	1	1
			CE	4	4	4	4
	φ 1x1cm	White cement paste	WCP	6	6	6	6
			E	6	6	6	6
		Aggregate	F	6	6	6	6
			G	6	6	6	6
			H	6	6	6	6
			J	6	6	6	6
K	6	6	6	6			
Note							

\*: TC=Thermo couple installed, CP=Cement paste, CE=Concrete with E aggregate, CF=Concrete with F aggregate, WCP=White cement paste, E,F,G,H,J,K=E,F,G,H,J,K aggregate

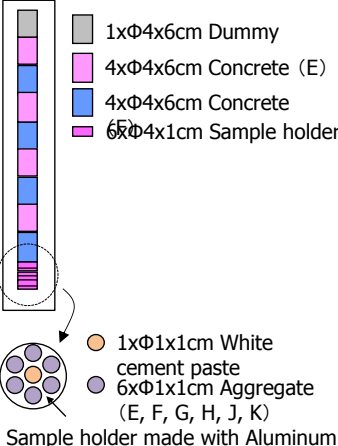
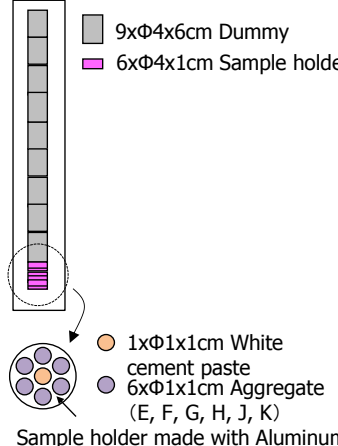
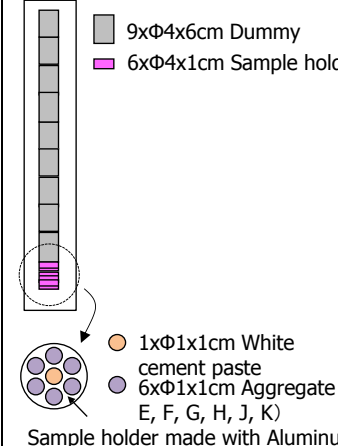
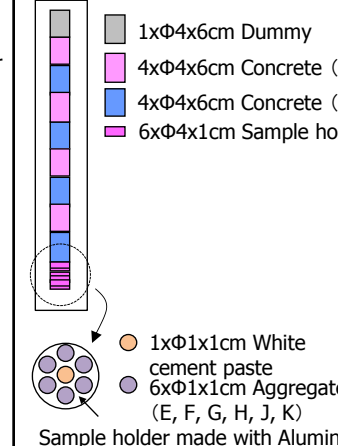
表 3.2.3- 3 非照射・加熱試験 (Heating test : HT) の試験条件と試験体配置

Type of test		Heating test					
Container ID		H1		H2			
Fluence		-	-	-	-		
Temperature		Maximum	Maximum	Maximum	Maximum		
Period (M)		3	6	12	24		
Moisture condition of specimens		Sealed	Sealed	Sealed	Sealed		
Specimen Arrangement		<p>1xΦ4x6cm Dummy 4xΦ4x6cm Concrete (E) 4xΦ4x6cm Concrete (F) 6xΦ4x1cm Sample holder</p> <p>Sample holder without specimens</p>	<p>1xΦ4x6cm Dummy 4xΦ4x6cm Concrete (E) 4xΦ4x6cm Concrete (F) 6xΦ4x1cm Sample holder</p> <p>Sample holder without specimens</p>	<p>1xΦ4x6cm Dummy 4xΦ4x6cm Concrete (E) 4xΦ4x6cm Concrete (F) 6xΦ4x1cm Sample holder</p> <p>Sample holder without specimens</p>	<p>1xΦ4x6cm Dummy 4xΦ4x6cm Concrete (E) 4xΦ4x6cm Concrete (F) 6xΦ4x1cm Sample holder</p> <p>Sample holder without specimens</p>		
Number of specimens	φ 4x6cm	Cement paste	TC	0	0	0	0
			CP	0	0	0	0
		Concrete	TC	0	0	0	0
			CE	4	4	4	4
	φ 1x1cm	White cement paste	WCP	0	0	0	0
		Aggregate	E	0	0	0	0
			F	0	0	0	0
			G	0	0	0	0
			H	0	0	0	0
			J	0	0	0	0
K	0	0	0	0			
Note							

\*: TC=Thermo couple installed, CP=Cement paste, CE=Concrete with E aggregate, CF=Concrete with F aggregate, WCP=White cement paste, E,F,G,H,J,K=E,F,G,H,J,K aggregate



表 3.2.3- 4 非照射・加熱試験 (Heating test : HT) の試験条件と試験体配置

Type of test		Heating test																																																																				
Container ID		H3		H4																																																																		
Fluence		-		-																																																																		
Temperature		Average		Average																																																																		
Period (M)		3		6																																																																		
Moisture condition of specimens		Sealed		Sealed																																																																		
Specimen Arrangement		 <p>1xΦ4x6cm Dummy 4xΦ4x6cm Concrete (E) 4xΦ4x6cm Concrete 6xΦ4x1cm Sample holder</p> <p>1xΦ1x1cm White cement paste 6xΦ1x1cm Aggregate (E, F, G, H, J, K) Sample holder made with Aluminum</p>	 <p>9xΦ4x6cm Dummy 6xΦ4x1cm Sample holder</p> <p>1xΦ1x1cm White cement paste 6xΦ1x1cm Aggregate (E, F, G, H, J, K) Sample holder made with Aluminum</p>	 <p>9xΦ4x6cm Dummy 6xΦ4x1cm Sample holder</p> <p>1xΦ1x1cm White cement paste 6xΦ1x1cm Aggregate (E, F, G, H, J, K) Sample holder made with Aluminum</p>	 <p>1xΦ4x6cm Dummy 4xΦ4x6cm Concrete (E) 4xΦ4x6cm Concrete (F) 6xΦ4x1cm Sample holder</p> <p>1xΦ1x1cm White cement paste 6xΦ1x1cm Aggregate (E, F, G, H, J, K) Sample holder made with Aluminum</p>																																																																	
		<table border="1"> <tr> <td rowspan="10">Number of specimens</td> <td rowspan="2">φ 4x6cm</td> <td rowspan="2">Cement paste</td> <td>TC</td> <td>0</td> <td>0</td> <td>0</td> <td>0</td> </tr> <tr> <td>CP</td> <td>0</td> <td>0</td> <td>0</td> <td>0</td> </tr> <tr> <td rowspan="3">Concrete</td> <td>TC</td> <td>0</td> <td>0</td> <td>0</td> <td>0</td> </tr> <tr> <td>CE</td> <td>4</td> <td>0</td> <td>0</td> <td>4</td> </tr> <tr> <td>CF</td> <td>4</td> <td>0</td> <td>0</td> <td>4</td> </tr> <tr> <td rowspan="6">φ 1x1cm</td> <td rowspan="6">White cement paste</td> <td>WCP</td> <td>6</td> <td>6</td> <td>6</td> <td>6</td> </tr> <tr> <td rowspan="5">Aggregate</td> <td>E</td> <td>6</td> <td>6</td> <td>6</td> <td>6</td> </tr> <tr> <td>F</td> <td>6</td> <td>6</td> <td>6</td> <td>6</td> </tr> <tr> <td>G</td> <td>6</td> <td>6</td> <td>6</td> <td>6</td> </tr> <tr> <td>H</td> <td>6</td> <td>6</td> <td>6</td> <td>6</td> </tr> <tr> <td>J</td> <td>6</td> <td>6</td> <td>6</td> <td>6</td> </tr> <tr> <td>K</td> <td>6</td> <td>6</td> <td>6</td> <td>6</td> </tr> </table>	Number of specimens	φ 4x6cm	Cement paste	TC	0	0	0	0	CP	0	0	0	0	Concrete	TC	0	0	0	0	CE	4	0	0	4	CF	4	0	0	4	φ 1x1cm	White cement paste	WCP	6	6	6	6	Aggregate	E	6	6	6	6	F	6	6	6	6	G	6	6	6	6	H	6	6	6	6	J	6	6	6	6	K	6	6	6	6	
Number of specimens	φ 4x6cm	Cement paste				TC	0	0	0	0																																																												
				CP	0	0	0	0																																																														
	Concrete	TC		0	0	0	0																																																															
		CE		4	0	0	4																																																															
		CF		4	0	0	4																																																															
	φ 1x1cm	White cement paste		WCP	6	6	6	6																																																														
				Aggregate	E	6	6	6	6																																																													
					F	6	6	6	6																																																													
					G	6	6	6	6																																																													
			H		6	6	6	6																																																														
J			6		6	6	6																																																															
K	6	6	6	6																																																																		
Note																																																																						

\*: TC=Thermo couple installed, CP=Cement paste, CE=Concrete with E aggregate, CF=Concrete with F aggregate, WCP=White cement paste, E,F,G,H,J,K=E,F,G,H,J,K aggregate

表 3.2.3- 5 非照射・非加熱試験 (Control test : CT) の試験条件と試験体配置

Type of test		Control test				
ID		C1	C2	C3		
Fluence		-	-	-		
Temperature		20 dgree	20 dgree	20 dgree		
Period (M)		7	15	29		
Moisture condition of specimens		Sealed	Sealed	Sealed		
Specimen Arrangement						
Number of specimens	φ 4x6cm	Cement paste	TC	0	0	0
			CP	0	0	0
		Concrete	TC	0	0	0
	CE		3	3	3	
	CF		3	3	3	
	φ 1x1cm	White cement paste	WCP	0	0	0
		Aggregate	E	0	0	0
			F	0	0	0
			G	0	0	0
			H	0	0	0
J			0	0	0	
K			0	0	0	
Note		without container	without container	without container		

\*: TC=Thermo couple installed, CP=Cement paste, CE=Concrete with E aggregate, CF=Concrete with F aggregate, WCP=White cement paste, E,F,G,H,J,K=E,F,G,H,J,K

## 2) 照射後試験

中性子照射による影響を把握するために、照射後試験（PIE：Post Irradiation Examination）を行う。なお、中性子照射によりサンプルは放射化するため、放射線による被曝を低減するために、約2か月間放置し放射能レベルを低減させる。

中性子がコンクリートの物理特性に及ぼす影響を把握するためには、下記の PIE を実施することが望ましい。

### ■コンクリート

- ・質量変化、寸法変化 : 密度および体積の変化
- ・圧縮強度、ヤング係数 : 機械的特性の変化
- ・細孔径分布 : 空隙構造の変化
- ・自由水量、結合水量 : 水の挙動の変化（中性子とガンマ線の影響の違い）
- ・XRD : 水和物組成の変化
- ・TG-TDA : 水和生成物（ポルトランダイト\*2）の変化
- ・SEM : 水和生成物（主に C-S-H\*1）の変化
- ・水蒸気吸着等温線 : 空隙構造の変化

\*1：セメントペーストでもっとも多く体積を占める水和生成物。比表面積も大きく、強度を保持する主成分と考えられている。

\*2：C-S-Hの次に体積を占める水和生成物。結晶質構造。

### ■セメントペースト

- ・質量変化、寸法変化 : 密度および体積の変化
- ・強度 : 機械的特性の変化
- ・細孔径分布 : 空隙構造の変化
- ・自由水量、結合水量 : 水の挙動の変化（中性子とガンマ線の影響の違い）
- ・XRD : 水和物組成の変化
- ・TG-TDA : 水和生成物（ポルトランダイト）の変化
- ・SEM : 水和生成物（主に C-S-H）の変化
- ・水蒸気吸着等温線 : 空隙構造の変化
- ・NMR : 水和生成物（C-S-H）のアトミックスケールの変化
- ・小角 X 線 or 中性子線散乱 : 水和生成物（C-S-H）のナノスケールの変化

### ■骨材

- ・質量変化、寸法変化 : 密度および体積の変化
- ・XRD : 鉱物組成の変化
- ・TG-TDA : 含水率や結晶水率の変化
- ・TEM : 膨張や損傷の把握

中性子照射は、ノルウェーにあるエネルギー技術研究所（IFE）の JEEP II で実施しているため、PIE も同研究所が保有している施設で実施できれば効率的であるが、同研究所はコンクリートを専門としている機関ではないため、実施できる PIE は限定的である。また、全ての PIE の実施は理想的であるが、限られたリソースの中では現実的ではない。そこで、ノルウェーで実施する PIE を以下に示す。

- ①物理特性試験（Physical property test：PPT）
  - ・コンクリート：質量変化、寸法変化、圧縮強度
- ②非照射・加熱試験（Heating test：HT）
  - ・コンクリート：質量変化、寸法変化、圧縮強度
- ③非照射・非加熱試験（Control test：CT）
  - ・コンクリート：質量変化、寸法変化、圧縮強度

また、日本で PIE を実施するために、表 3.2.3- 6 に示すサンプルを日本へ輸送した。その際に用いた輸送容器を図 3.2.3- 1 に、サンプルを入れるバスケットを図 3.2.3- 2 に示す。図 3.2.3- 3 にサンプル（PPT-C）の外観を示す。

表 3.2.3- 6 日本へ輸送するサンプル

輸送 キャプセル ID	試験ケース	サンプル種類	数量
C	PPT-C (IFA-752)	コンクリート試験体(φ4×6cm)*	1
		圧縮強度試験後のコンクリート試験体破片	1
		白色セメントサンプル(φ1×1cm)	6
		骨材サンプル(φ1×1cm)	36
B	PPT-B (IFA-753)	コンクリート試験体(φ4×6cm)*	1
		圧縮強度試験後のコンクリート試験体破片	1
		白色セメントサンプル(φ1×1cm)	6
		骨材サンプル(φ1×1cm)	36

\*: 熱電対を設置していた試験体

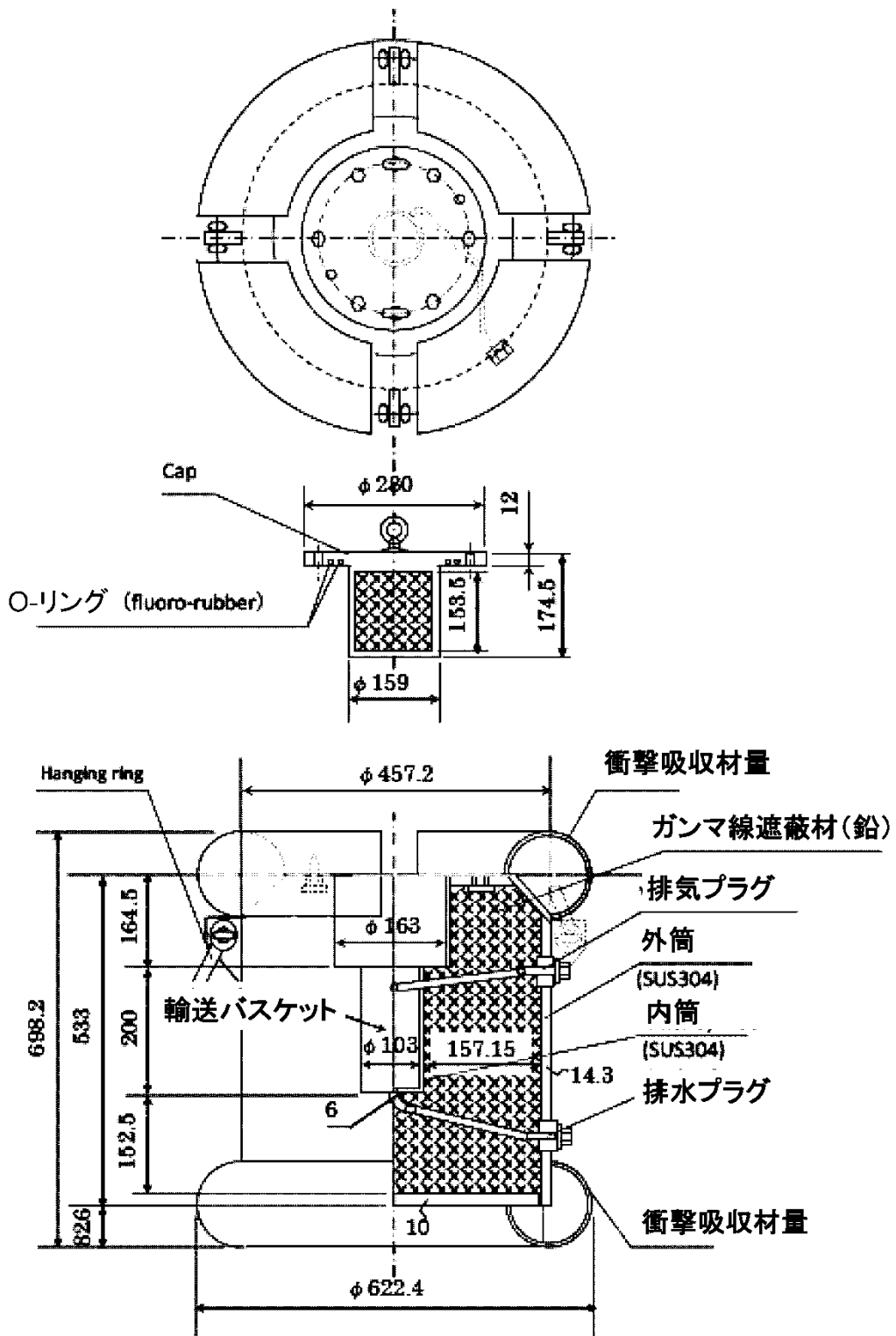


図 3.2.3- 1 輸送容器 (NFD1 型)

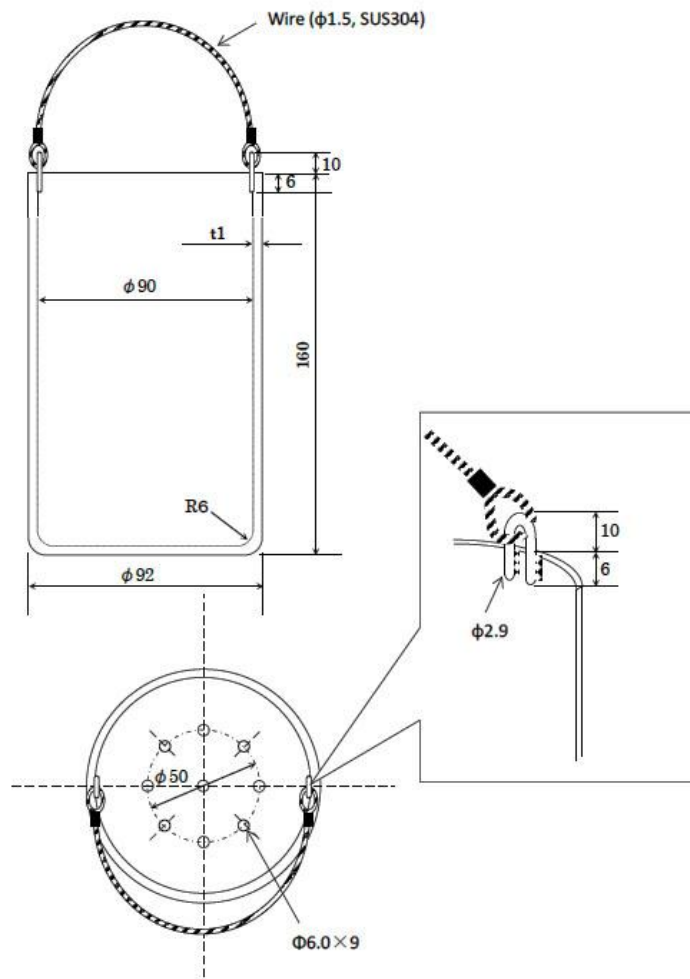
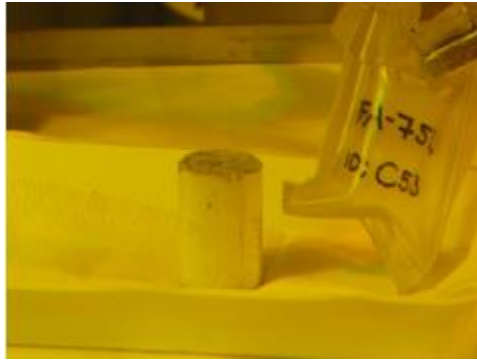
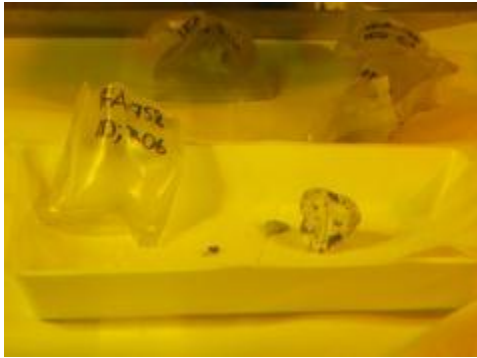


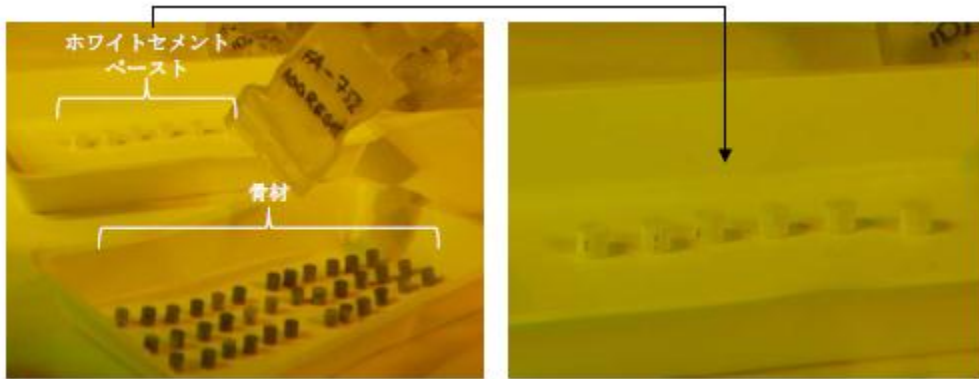
図 3.2.3- 2 内容器 (バスケット)



(a) コンクリート試験体



(b) コンクリート試験体破片



(c) ホワイトセメントペーストと骨材

図 3.2.3- 3 サンプル (PPT-C) の外観

## (2) 試験結果

### 1) 中性子照射試験

#### (a) 試験ケース PPT-C (IFA-752)

図 3.2.3-4 に原子炉の出力を示す。約 2.0MW 程度となっている。また、炉は試料の交換等のために、比較的頻繁に ON/OFF を繰り返していることがわかる。図 3.2.3-5 に炉に流入する冷却水と炉から流出する冷却水の温度を示す。冷却水の温度は 52°C に制御され、炉を冷却することにより 58°C 程度まで上昇し、炉外の冷却装置で 52°C まで冷却され、炉に送り込まれる。図 3.2.3-6 にコンクリート試験体の中心温度の時間変化を示す。コンクリートの中心温度は 70°C 程度であった。図 3.2.3-7 にガンマ発熱の時間変化を示す。ガンマ発熱は 0.09W/g となっている。

図 3.2.3-8 にキャプセル内の圧力変化を示す。キャプセル内の圧力が 1.25bar となると排気バルブを開放して圧力を放出し、1.0bar 程度まで低下すると再びバルブを閉めている状況が見られる。また、バルブ開放間隔は、時間経過に伴って長くなっており、これは時間経過に伴ってガスの発生速度が低下している試験結果と整合している。図 3.2.3-9 にガス流量の変化を示す。

図 3.2.3-10 に高速中性子照射量の時間変化を示す。図 3.2.3-11 にガンマ線照射量の時間変化を示す。中性子照射試験時の高速中性子束は  $3.60 \times 10^{12}$  n/cm<sup>2</sup>/s、ガンマ線量率は 274kGy/h であった。図 3.2.3-12 に湿度計測タンクでの計測結果を示す。図 3.2.3-13 は同一位置での絶対湿度の変化を示す。水蒸気を凝縮して回収できるコンデンサを設置したので、その下流の相対湿度は 20~30% となっており、湿度と流量よりコンデンサを通過した湿分の評価が可能となっている。

図 3.2.3-14 および図 3.2.3-15 に、発生圧力総計の時間変化および照射量に対する変化を示す。図 3.2.3-16 および図 3.2.3-17 に、圧力発生速度の時間変化および照射量に対する変化を示す。図 3.2.3-18 および図 3.2.3-19 に、ガス発生量の時間変化および照射量に対する変化を示す。図 3.2.3-20 および図 3.2.3-21 に、ガス発生速度の時間変化および照射量に対する変化を示す。図 3.2.3-22 に、水分放出量の時間変化を示す。



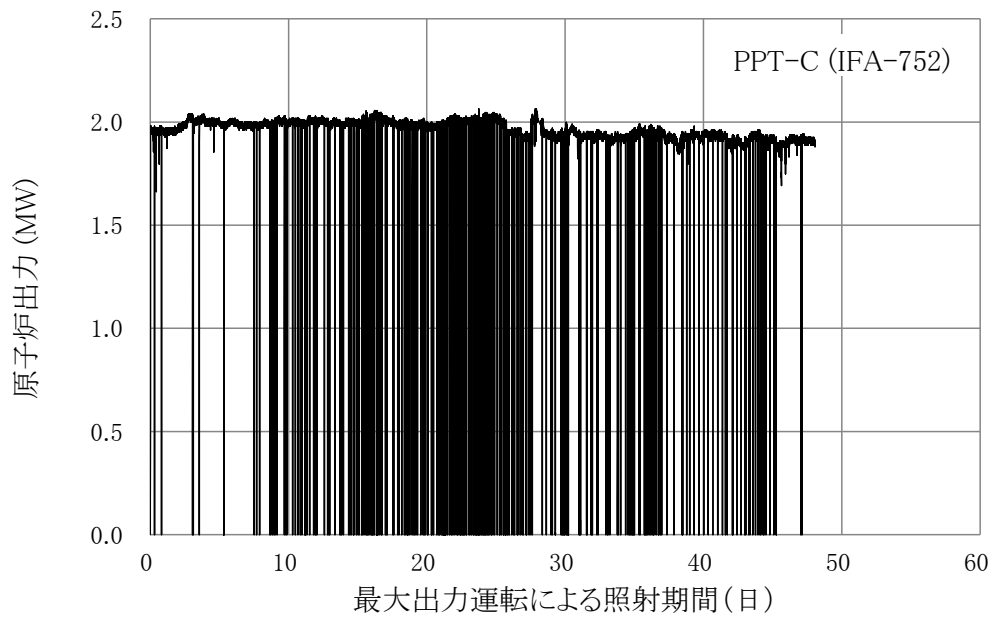


図 3. 2. 3- 4 原子炉出力の変化

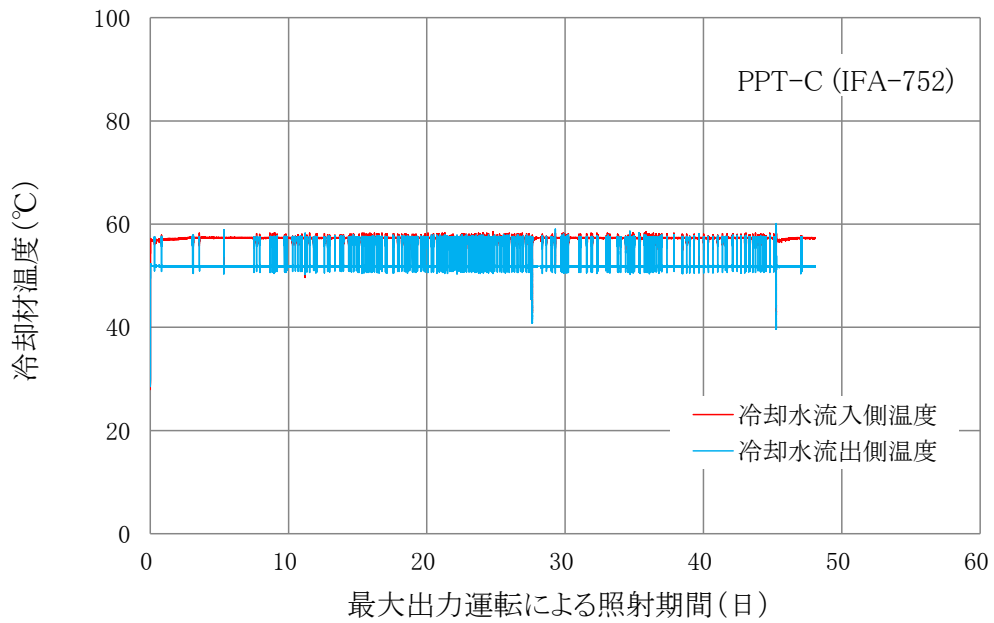


図 3. 2. 3- 5 原子炉冷却材の温度変化

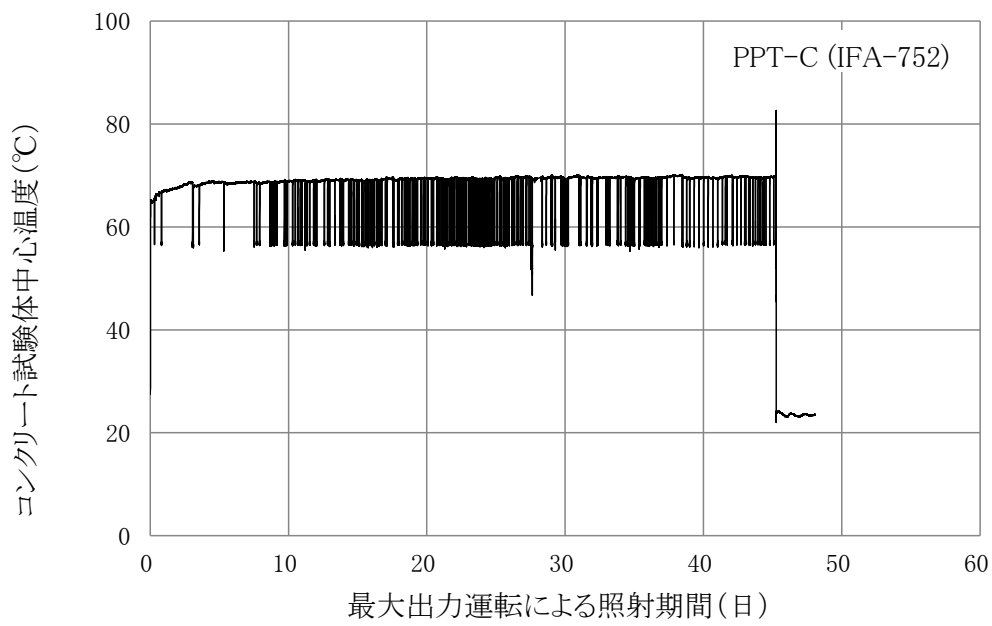


図 3.2.3- 6 コンクリート試験体の中心温度変化

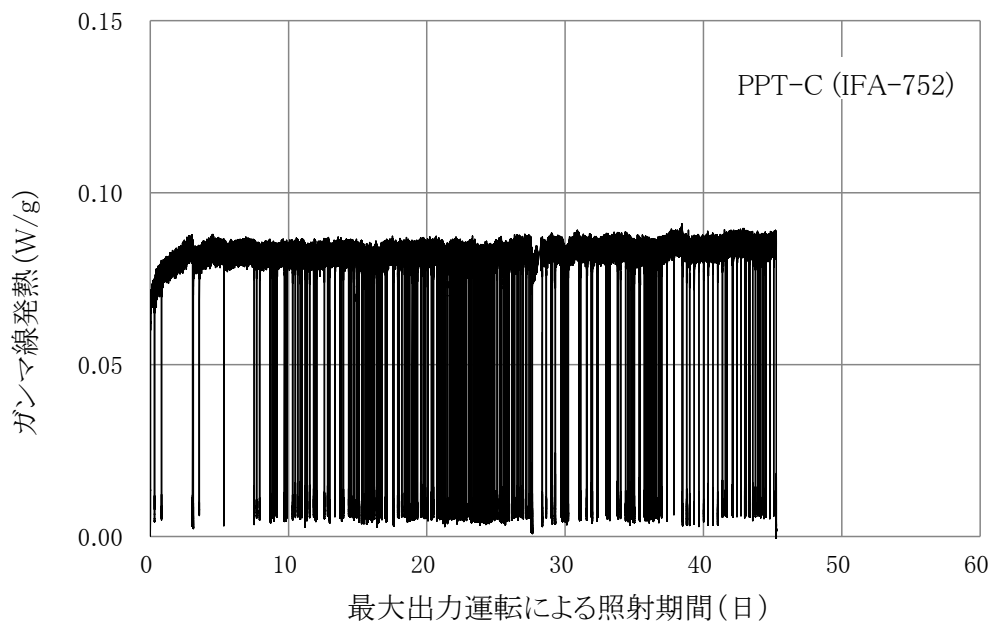


図 3.2.3- 7 ガンマ線発熱の変化

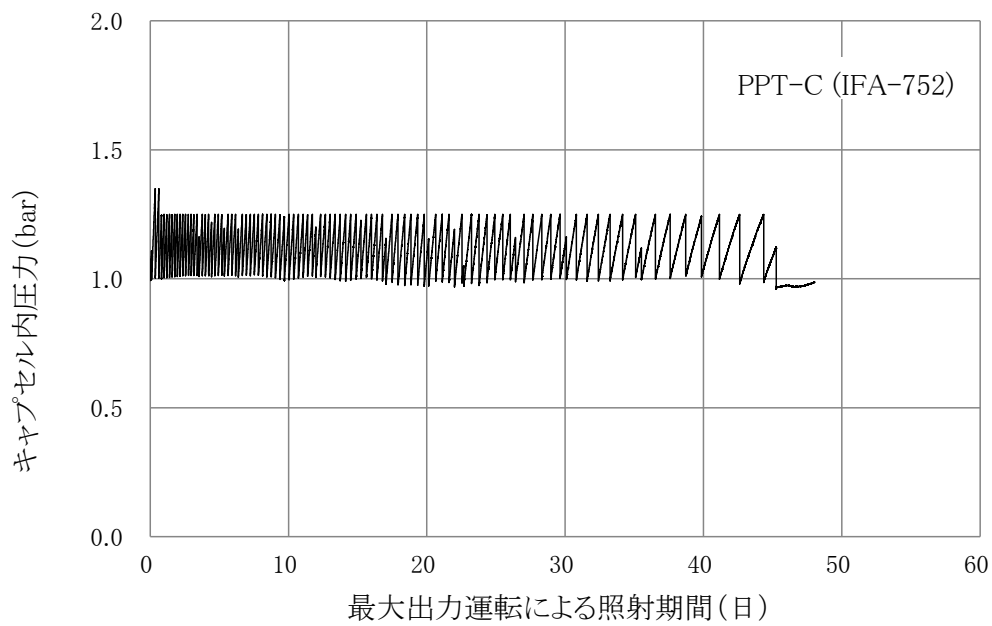


図 3.2.3- 8 ガス発生によるキャプセル内の圧力変化

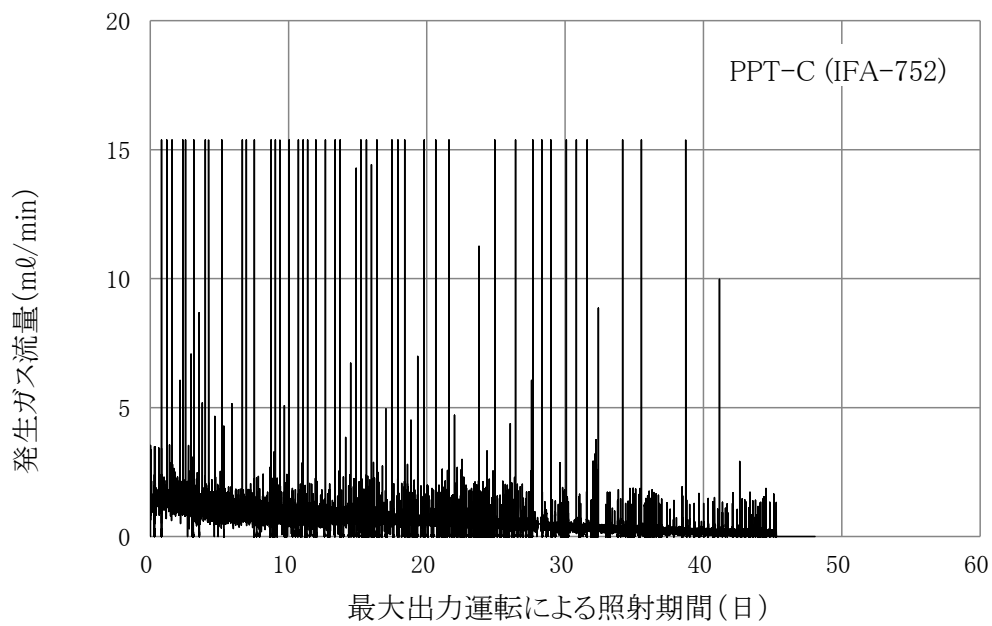


図 3.2.3- 9 発生ガス流量の変化

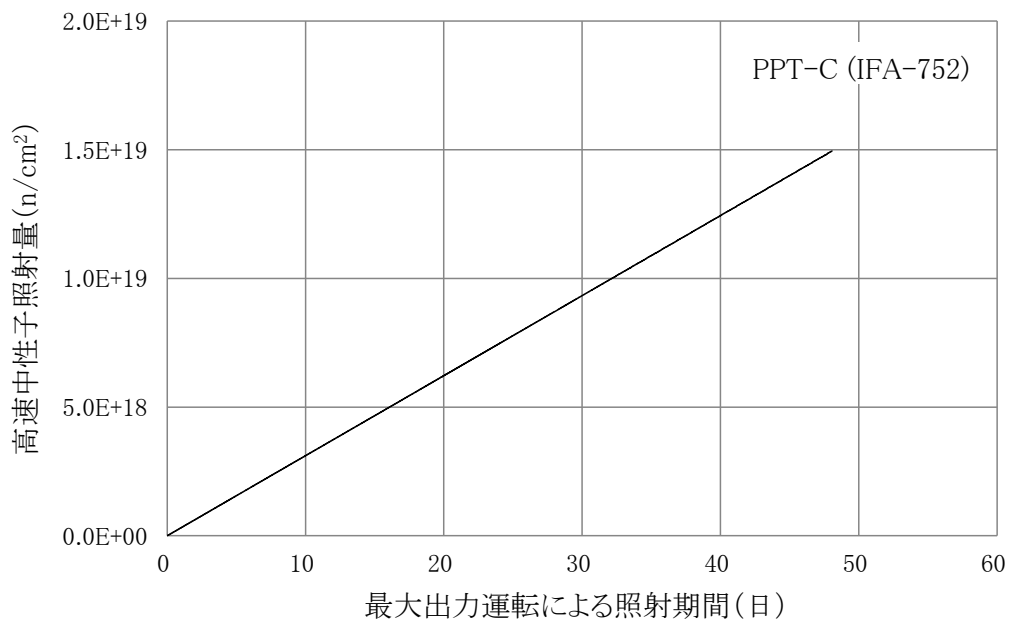


図 3.2.3- 10 高速中性子照射量の変化

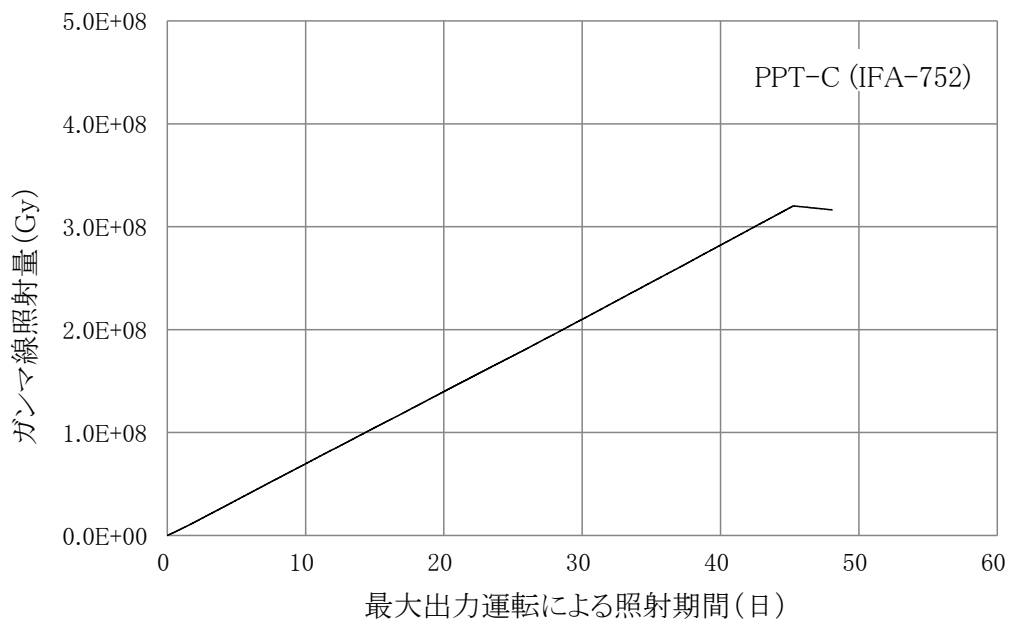


図 3.2.3- 11 ガンマ線照射量の変化

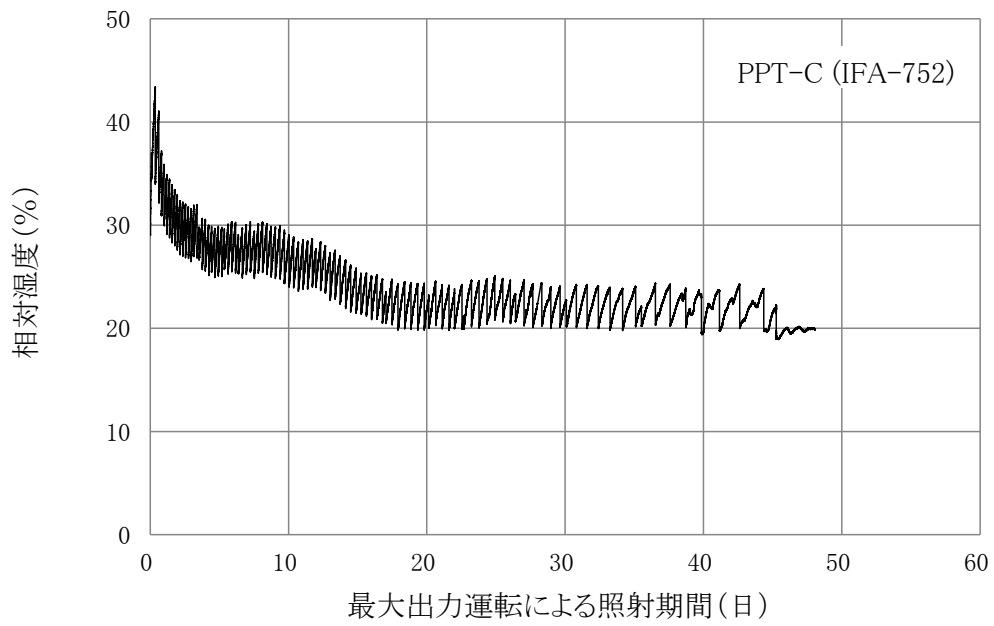


図 3. 2. 3- 12 炉外の計測系内相対湿度の変化

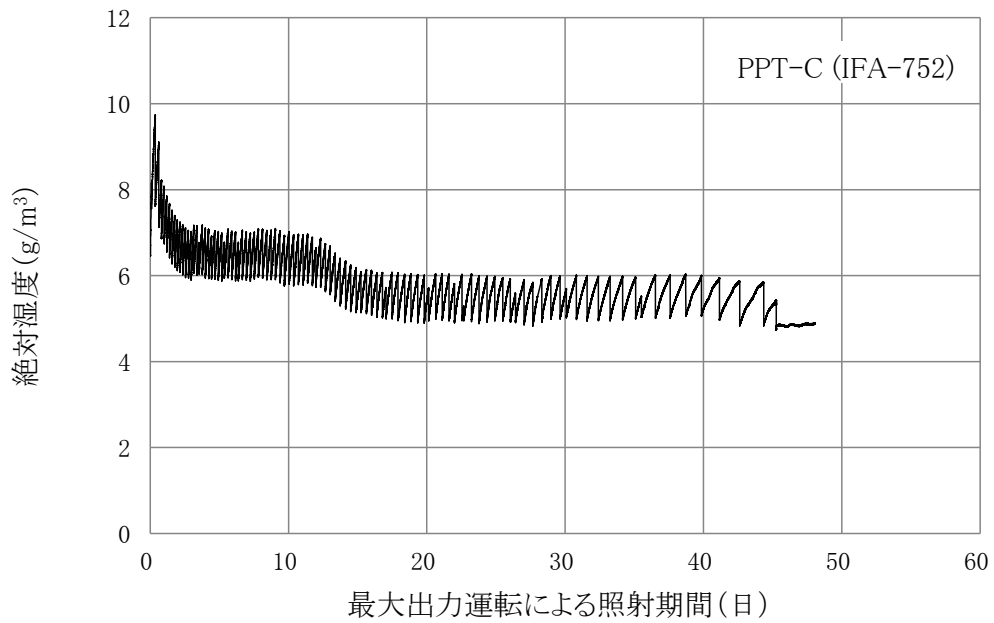


図 3. 2. 3- 13 炉外の計測系内絶対湿度の変化

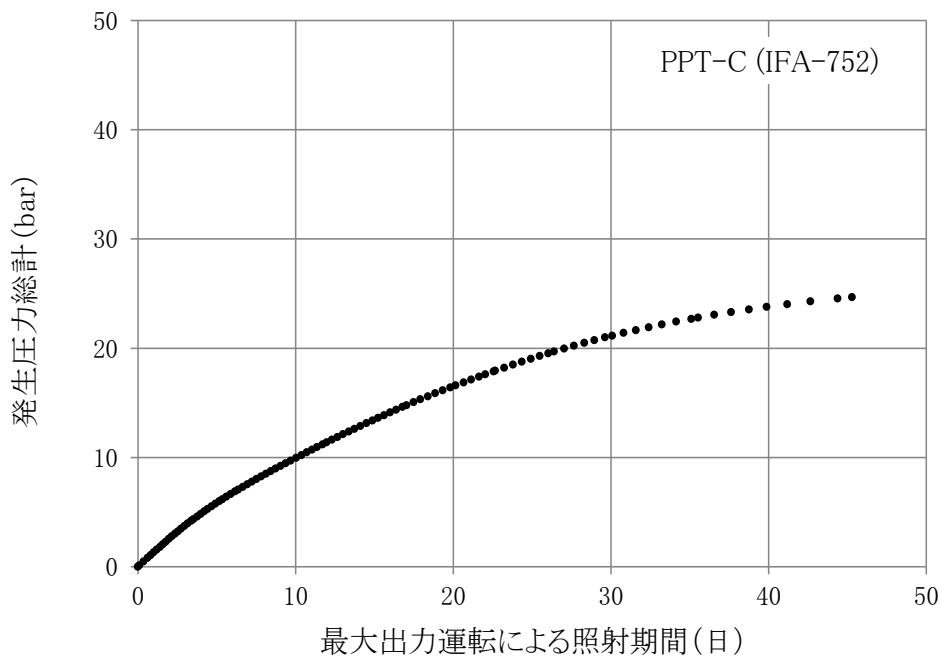


図 3. 2. 3- 14 発生圧力総計の時間変化

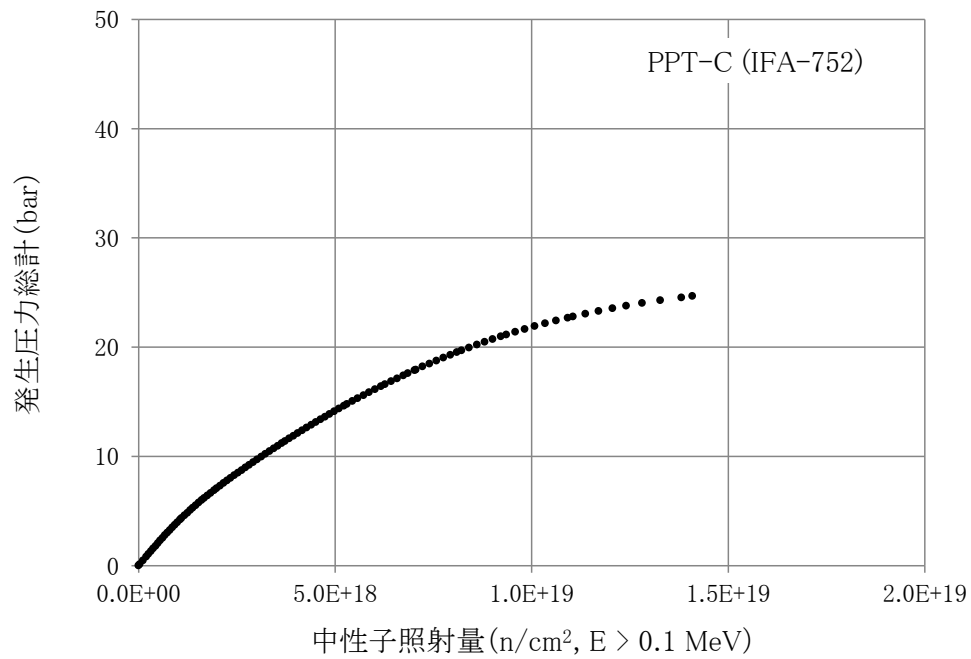


図 3. 2. 3- 15 発生圧力総計の照射量に対する変化

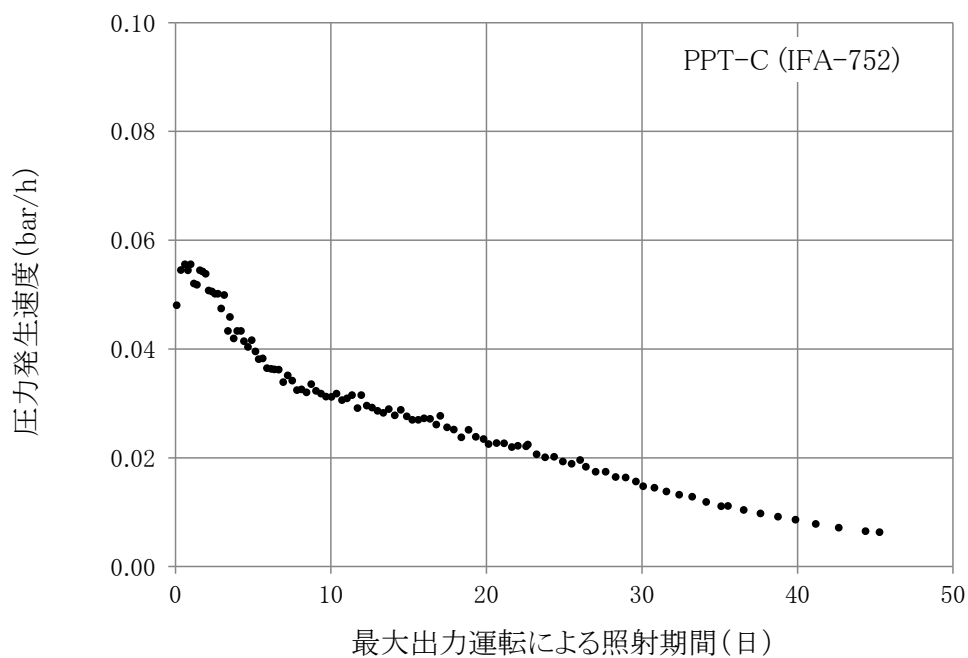


図 3. 2. 3- 16 圧力発生速度の時間変化

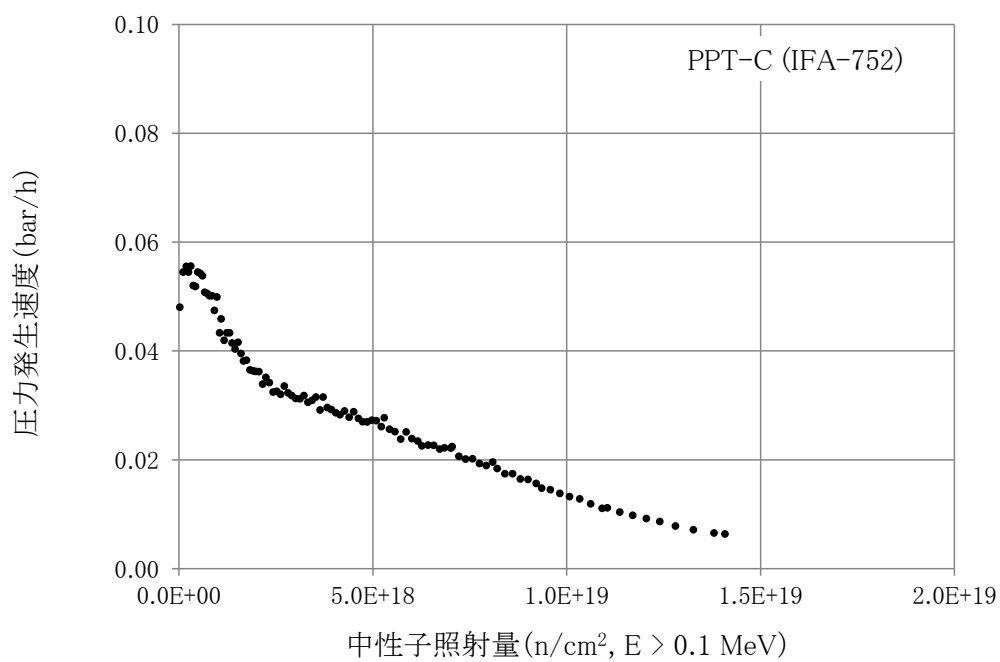


図 3. 2. 3- 17 圧力発生速度の照射量に対する変化

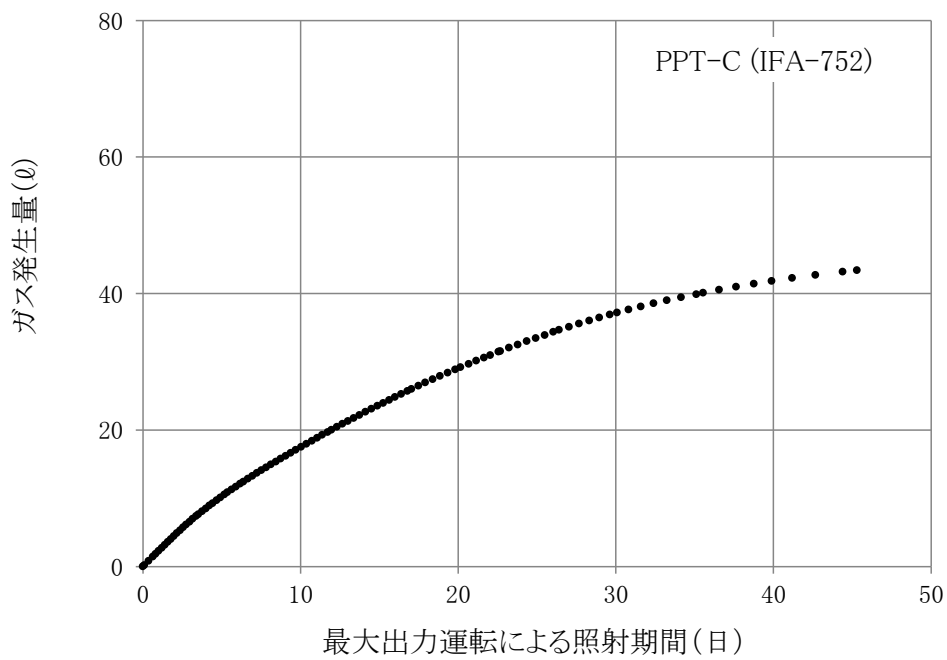


図 3.2.3- 18 ガス発生量の時間変化 (0℃、1 気圧)

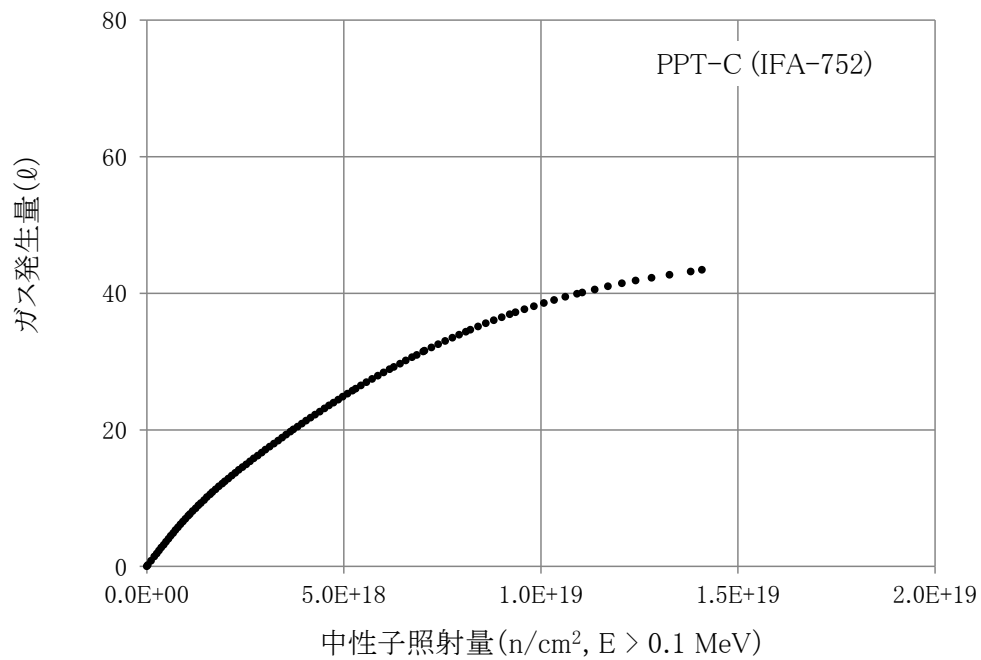


図 3.2.3- 19 ガス発生量の照射量に対する変化 (0℃、1 気圧)



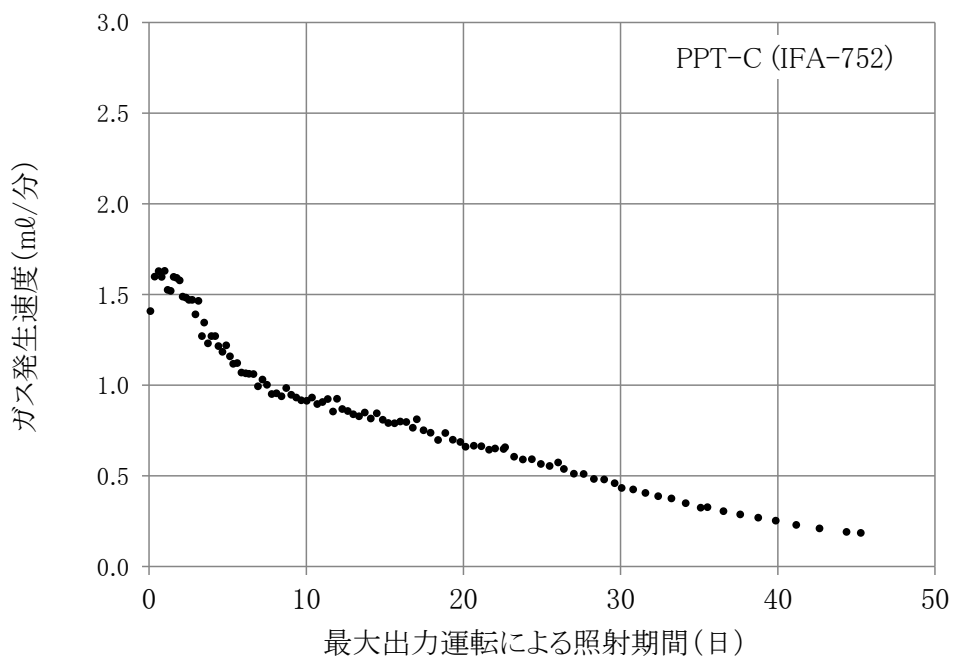


図 3. 2. 3- 20 ガス発生速度の時間変化 (0°C、1 気圧)

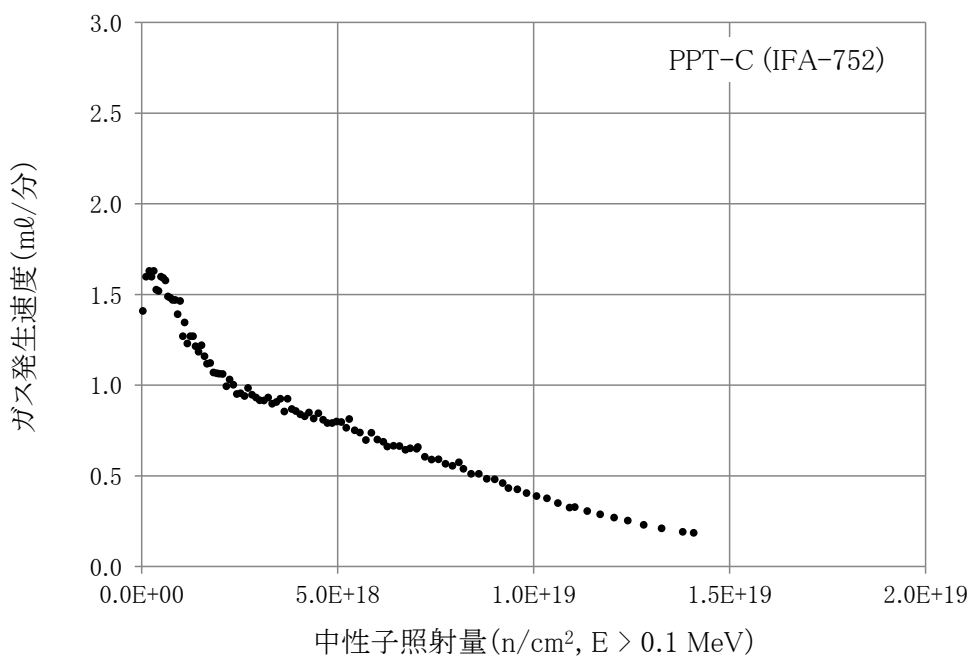


図 3. 2. 3- 21 ガス発生速度の照射量に対する変化 (0°C、1 気圧)

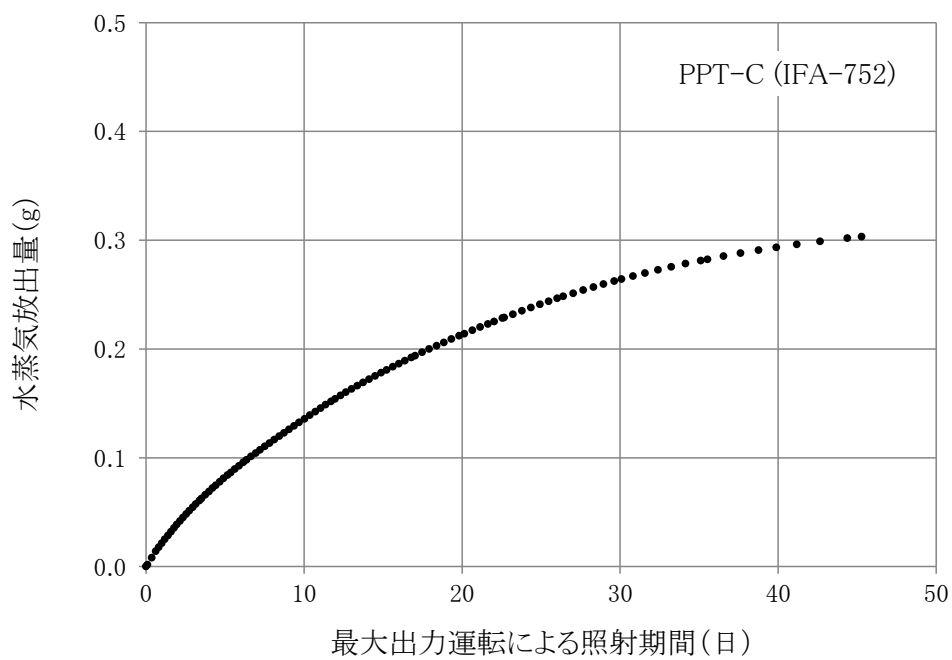


図 3.2.3- 22 水分放出量の時間変化

(b) 試験ケース PPT-D (IFA-751)

図 3.2.3- 23 に原子炉の出力を示す。約 2.0MW 程度となっている。図 3.2.3- 24 に炉に流入する冷却水と炉から流出する冷却水の温度を示す。冷却水の温度は 52°C に制御され、炉を冷却することにより 58°C 程度まで上昇し、炉外の冷却装置で 52°C まで冷却され、炉に送り込まれる。図 3.2.3- 25 にコンクリート試験体の中心温度の時間変化を示す。コンクリートの中心温度は照射当初から徐々に上昇し、70.5°C 程度で安定している。図 3.2.3- 26 にガンマ発熱の時間変化を示す。ガンマ発熱は 0.09W/g となっている。

図 3.2.3- 27 にキャプセル内の圧力変化を示す。キャプセル内の圧力が 1.25bar となると排気バルブを開放して圧力を放出し、1.0bar 程度まで低下すると再びバルブを閉めている状況が見られる。照射の進捗に伴い圧力上昇速度が小さくなっているため、発生ガスの成分分析の頻度を維持するために、キャプセルの開放圧力を 1.15bar に落としている。図 3.2.3- 28 にガス流量の変化を示す。

図 3.2.3- 29 に高速中性子照射量の時間変化を示す。図 3.2.3- 30 にガンマ線照射量の時間変化を示す。中性子照射試験時の高速中性子束は  $3.60 \times 10^{12}$  n/cm<sup>2</sup>/s、ガンマ線量率は 302kGy/h であった。図 3.2.3- 31 に湿度計測タンクでの計測結果を示す。図 3.2.3- 32 は同一位置での絶対湿度の変化を示す。水蒸気を凝縮して回収できるコンデンサとその下流にコンデンサを通過する水蒸気を捕集する水蒸気吸収容器（塩化カルシウム）を設置したので、相対湿度は 10% 以下となっており、湿度と流量より水蒸気吸収容器を通過した水分の評価が可能となっている。

図 3.2.3- 33 および図 3.2.3- 34 に、発生圧力総計の時間変化および照射量に対する変化を示す。図 3.2.3- 35 および図 3.2.3- 36 に、圧力発生速度の時間変化および照射量に対する変化を示す。図 3.2.3- 37 および図 3.2.3- 38 に、ガス発生量の時間変化および照射量に対する変化を示す。図 3.2.3- 39 および図 3.2.3- 40 に、ガス発生速度の時間変化および照射量に対する変化を示す。図 3.2.3- 41 に、水分放出量の時間変化を示す。

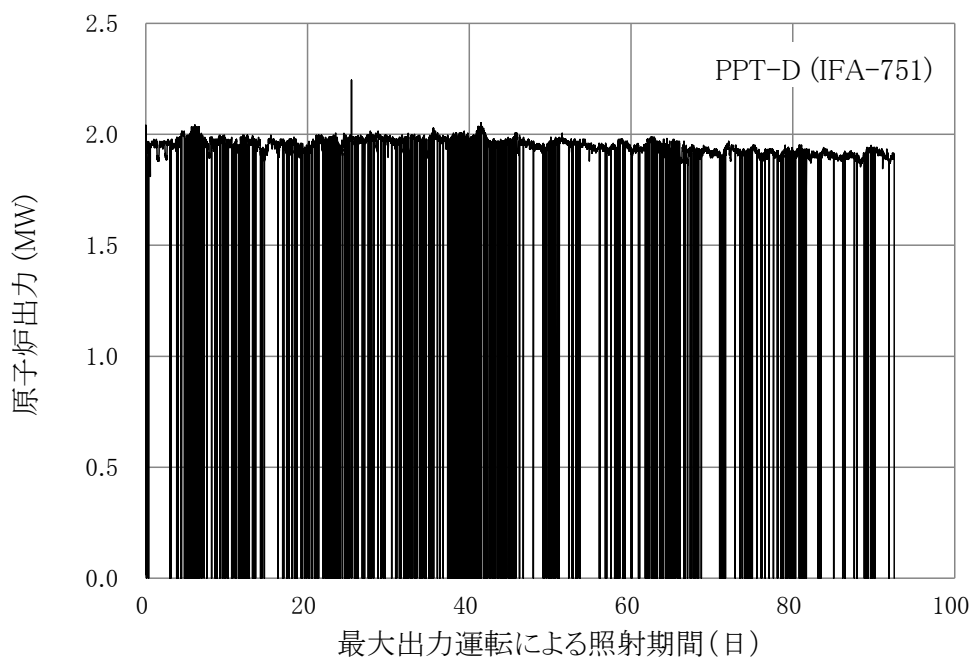


図 3.2.3- 23 原子炉出力の変化

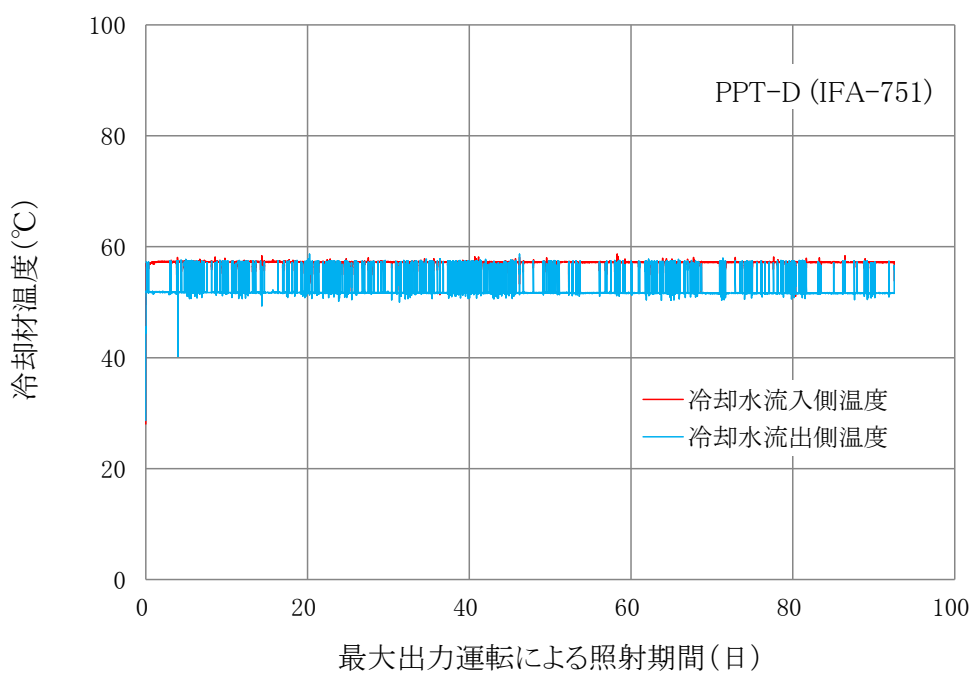


図 3.2.3- 24 原子炉冷却材の温度変化

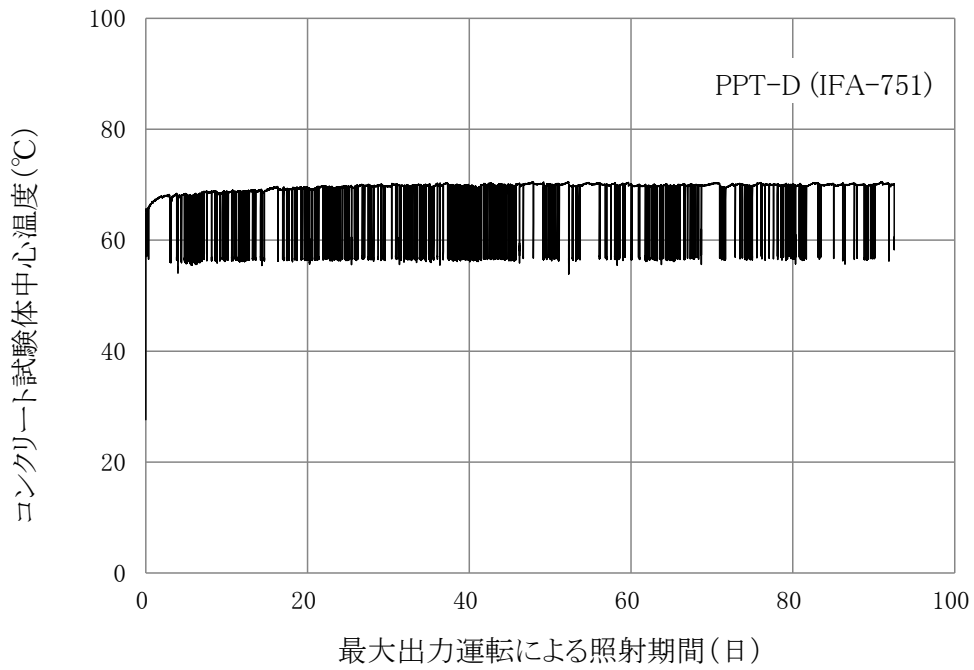


図 3.2.3- 25 コンクリート試験体の中心温度変化

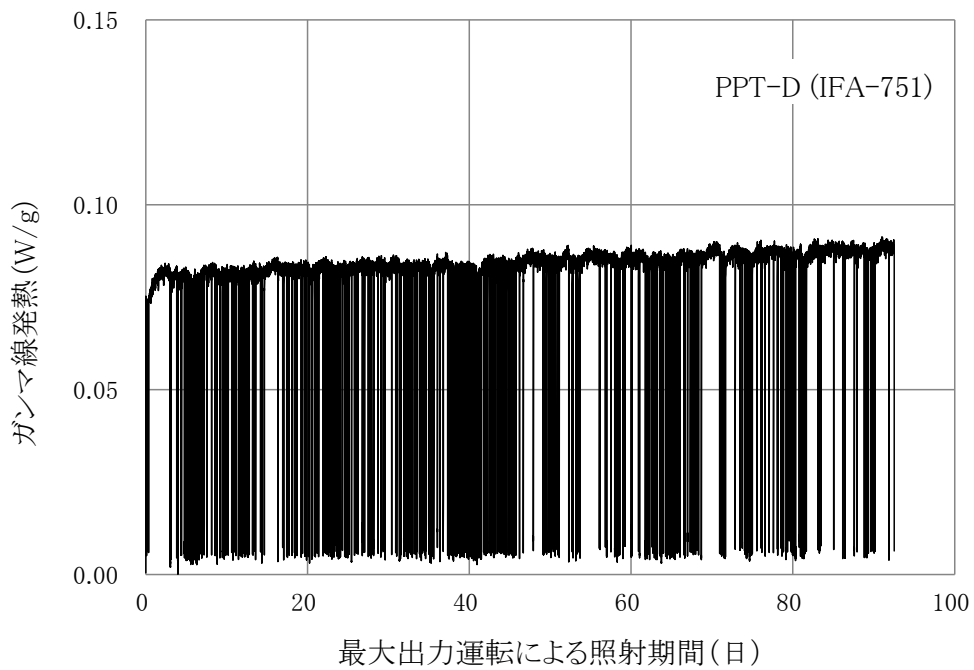


図 3.2.3- 26 ガンマ線発熱の変化

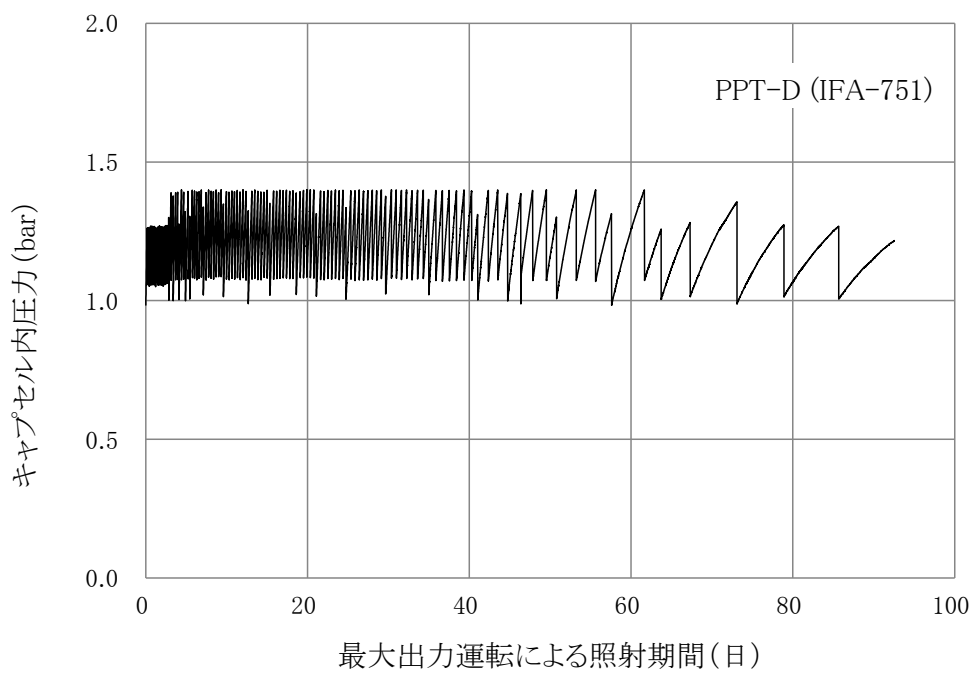


図 3. 2. 3- 27 ガス発生によるキャプセル内の圧力変化

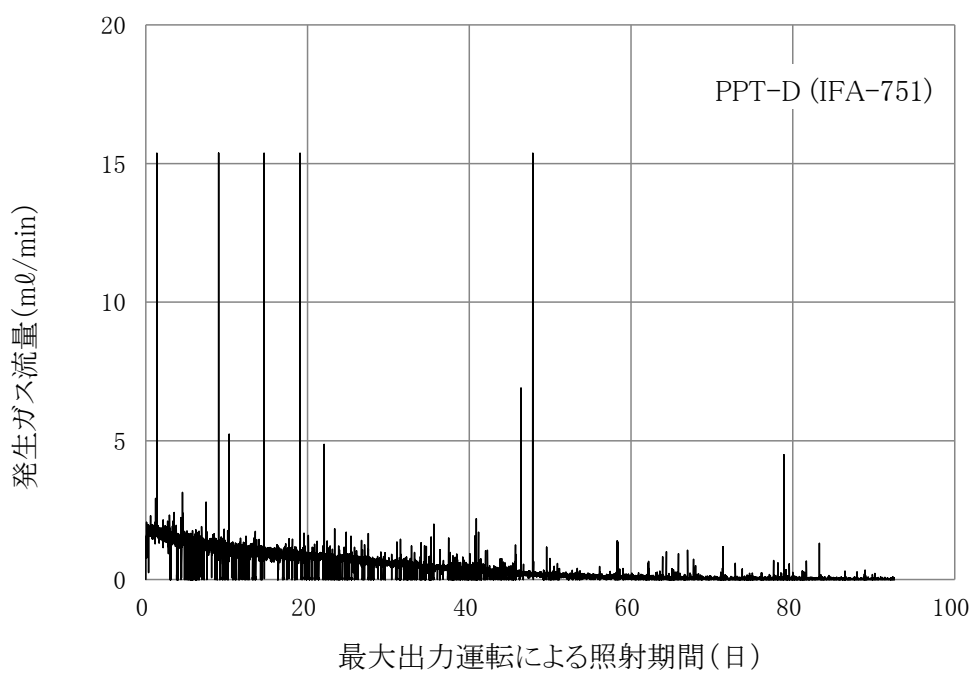


図 3. 2. 3- 28 発生ガス流量の変化

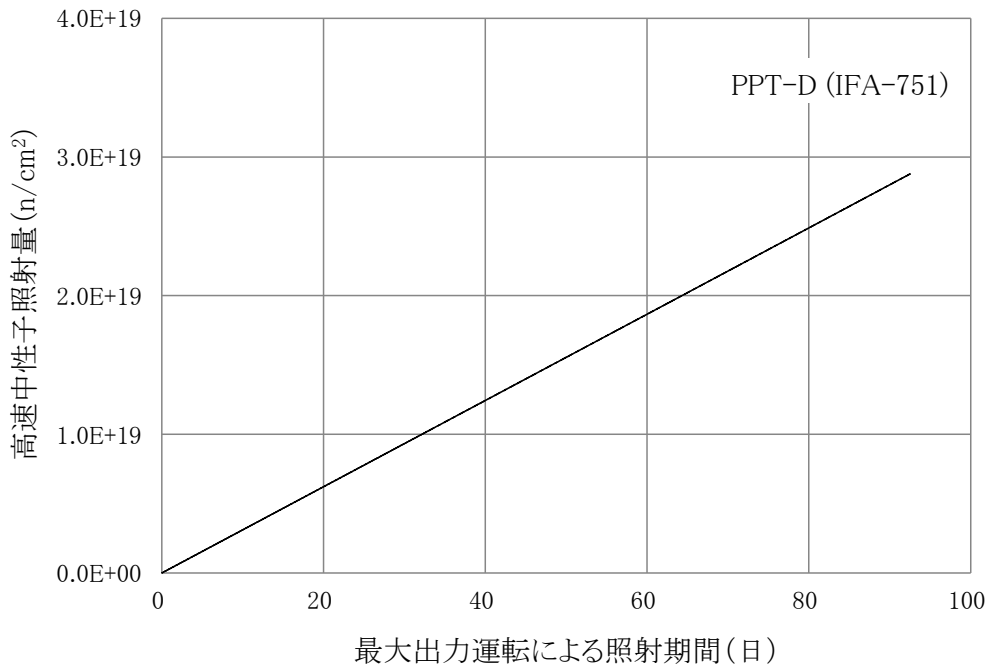


図 3.2.3- 29 高速中性子照射量の変化

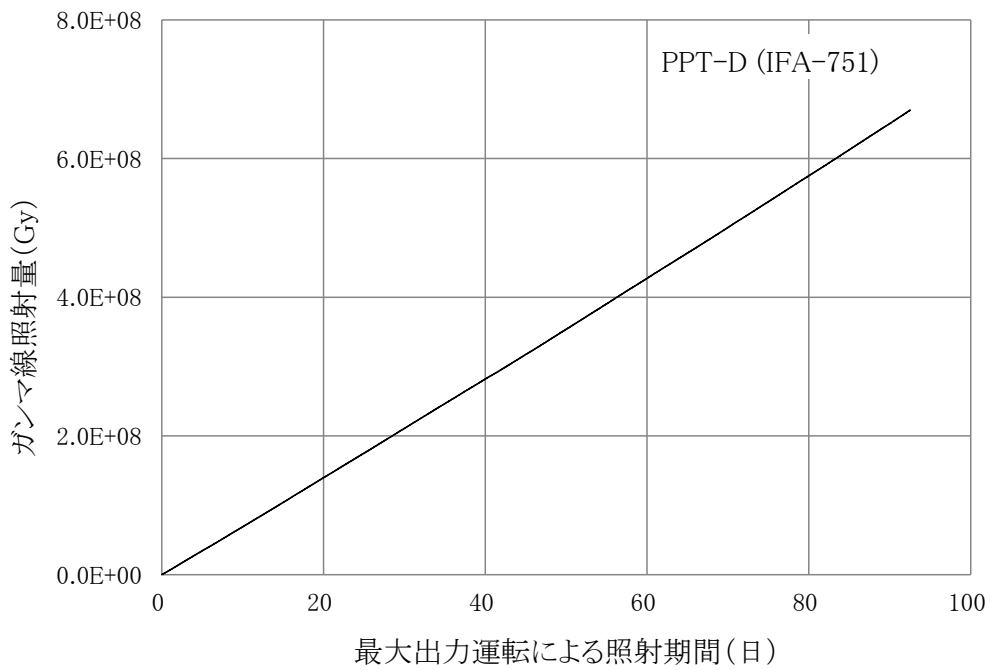


図 3.2.3- 30 ガンマ線照射量の変化

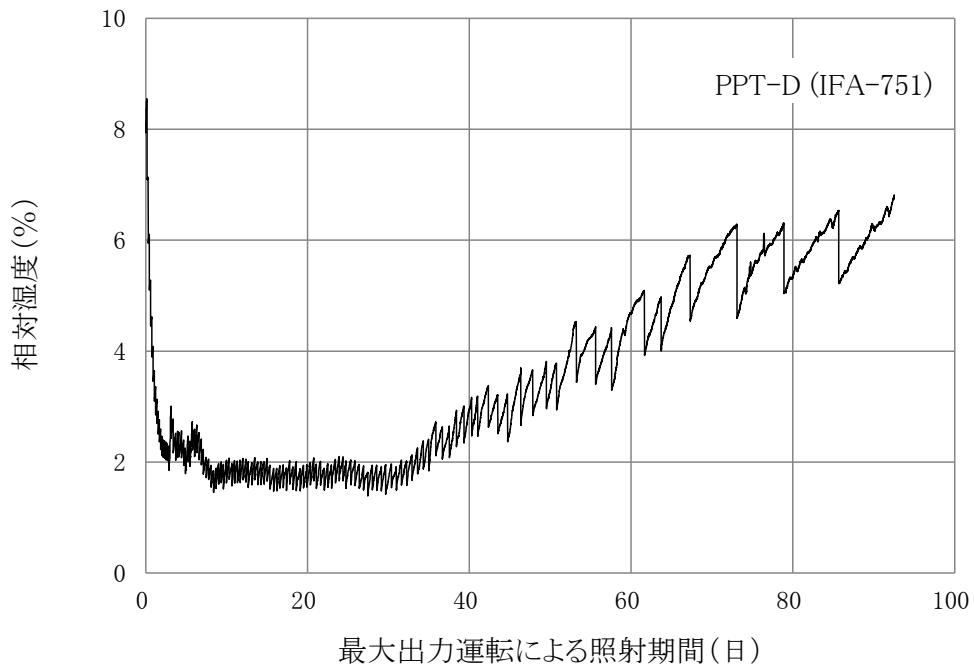


図 3. 2. 3- 31 炉外の計測系内相対湿度の変化

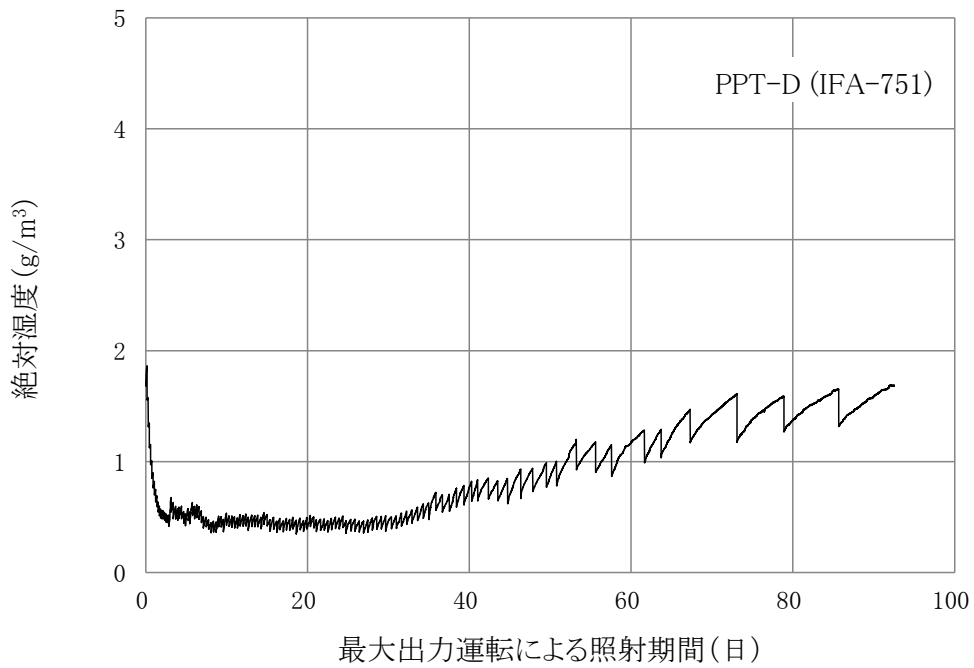


図 3. 2. 3- 32 炉外の計測系内絶対湿度の変化



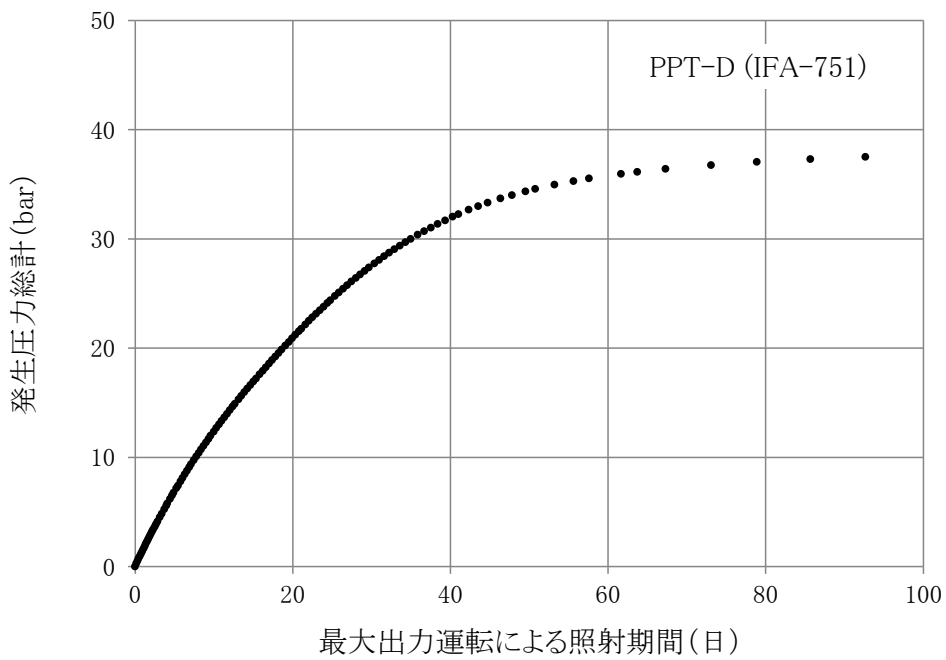


図 3. 2. 3- 33 発生圧力総計の時間変化

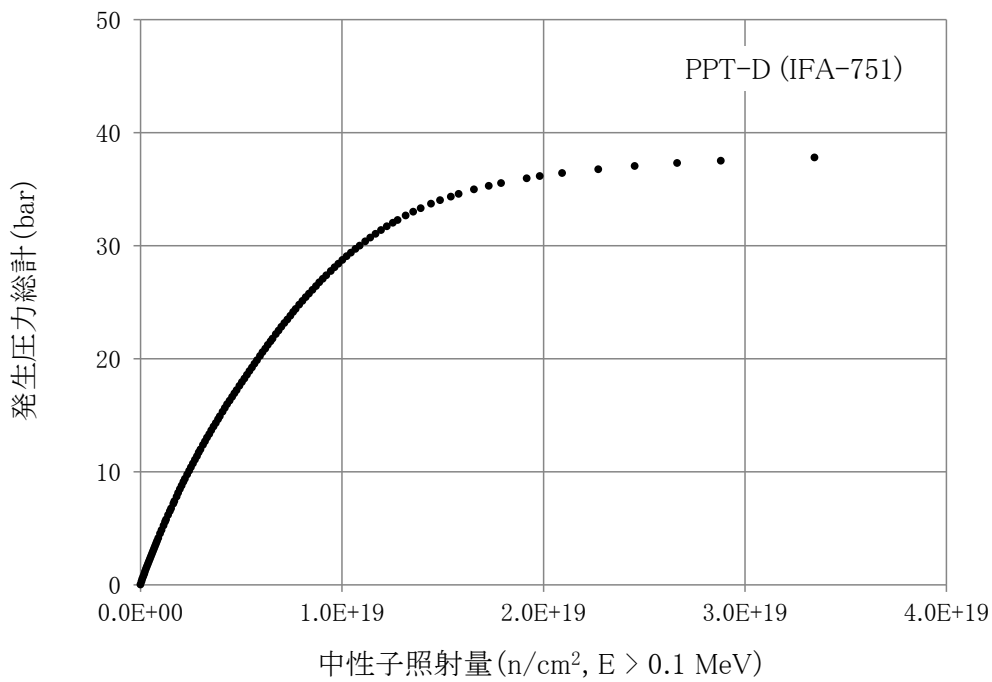


図 3. 2. 3- 34 発生圧力総計の照射量に対する変化

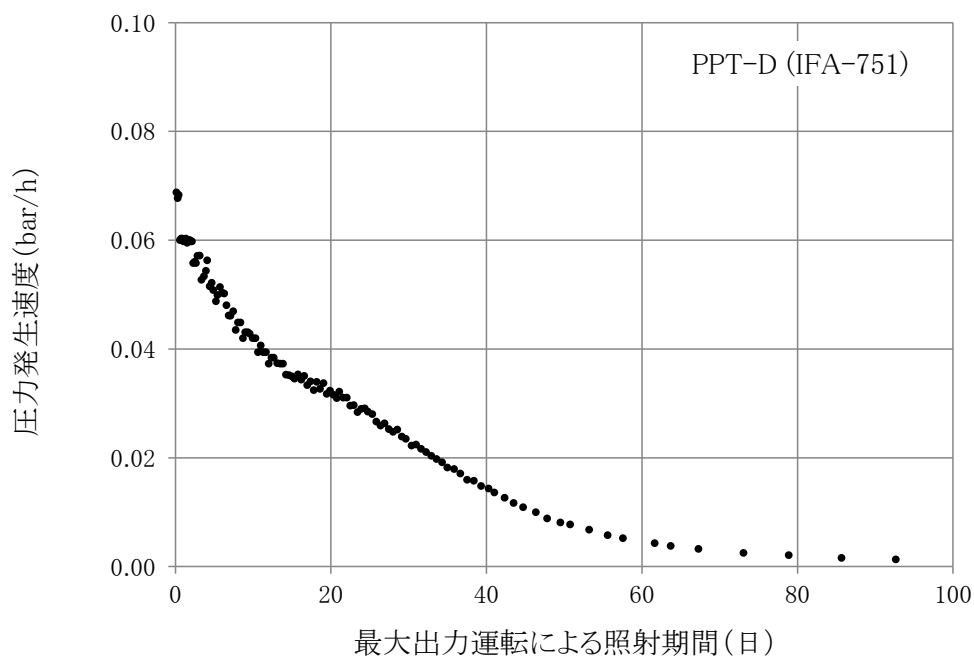


図 3. 2. 3- 35 圧力発生速度の時間変化

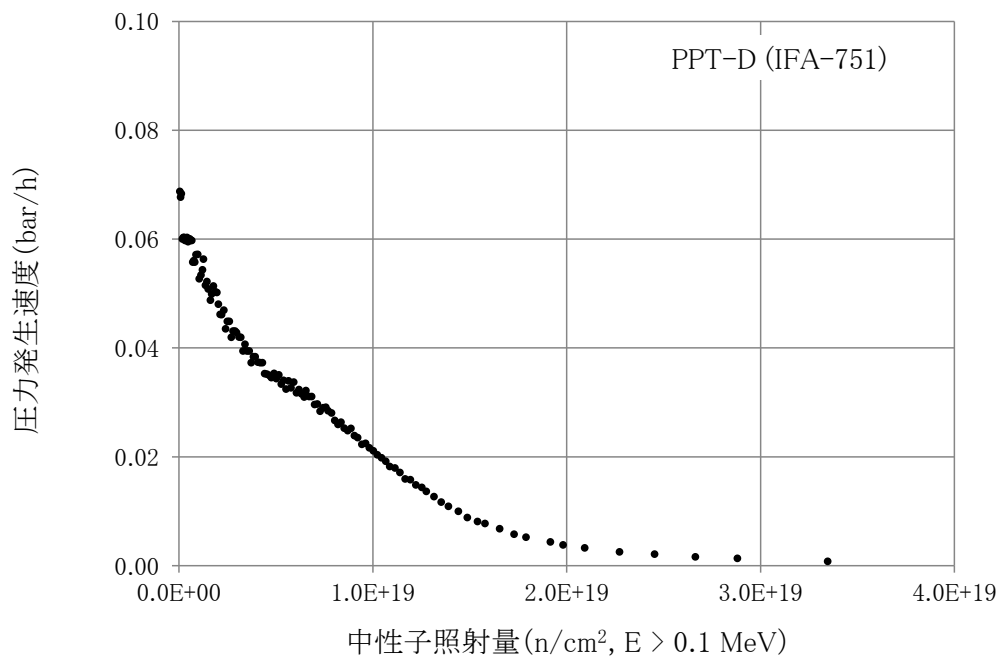


図 3. 2. 3- 36 圧力発生速度の照射量に対する変化

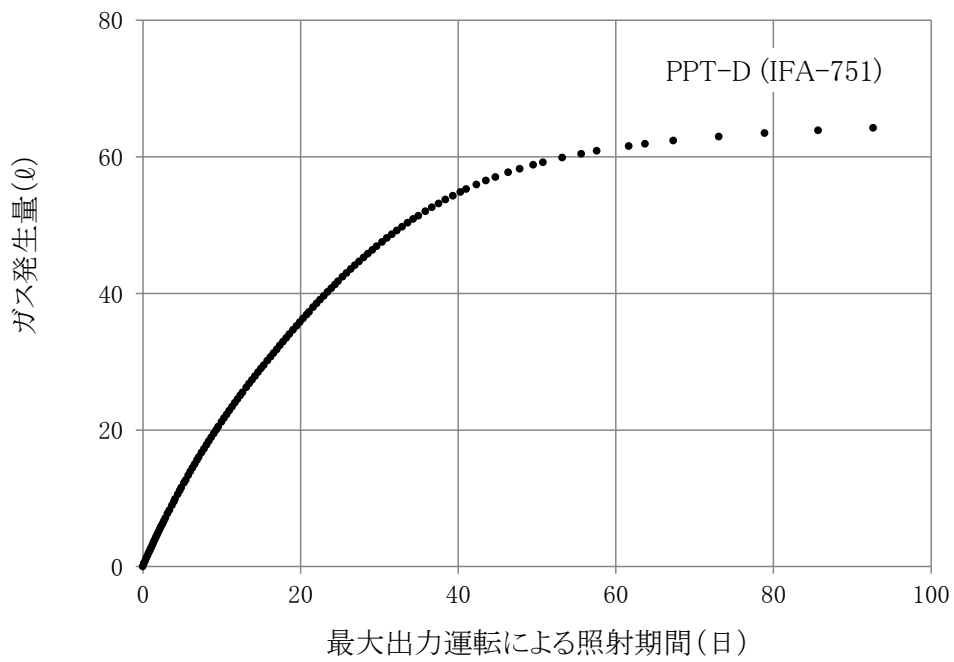


図 3. 2. 3- 37 ガス発生量の時間変化 (0°C、1 気圧)

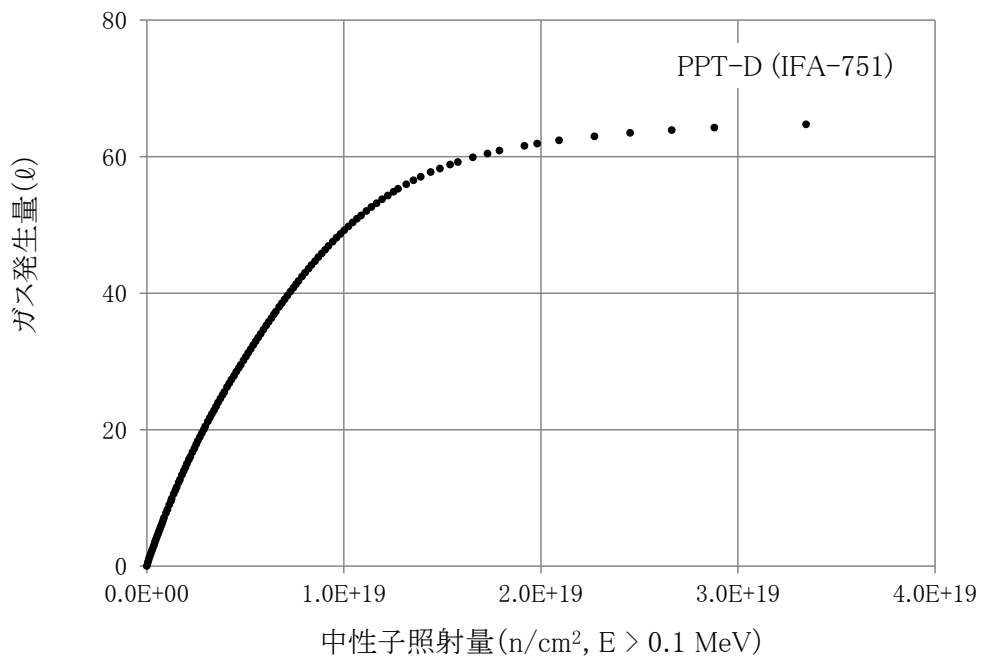


図 3. 2. 3- 38 ガス発生量の照射量に対する変化 (0°C、1 気圧)

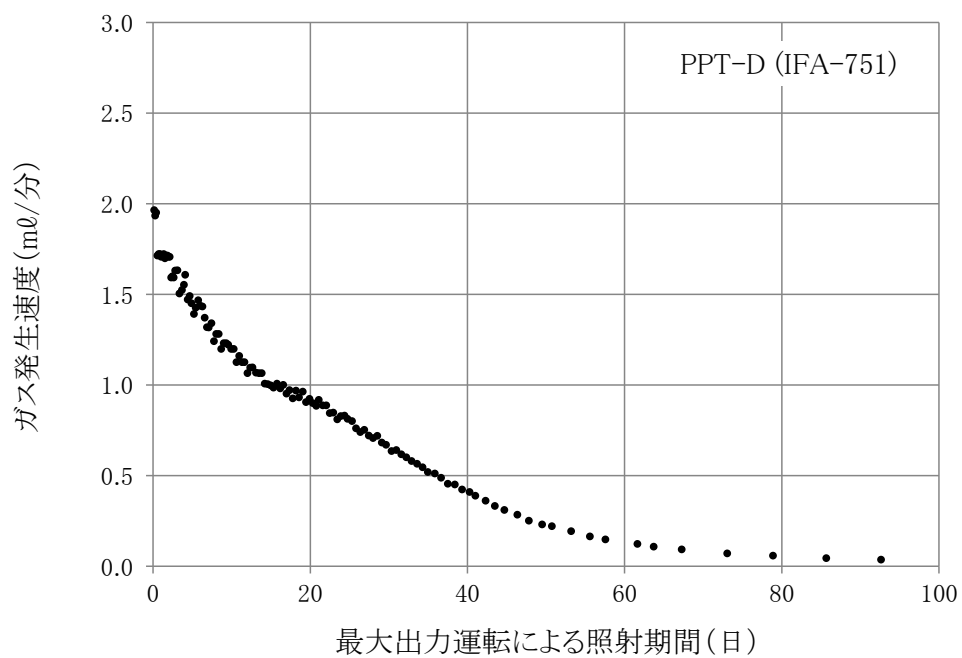


図 3. 2. 3- 39 ガス発生速度の時間変化 (0°C、1 気圧)

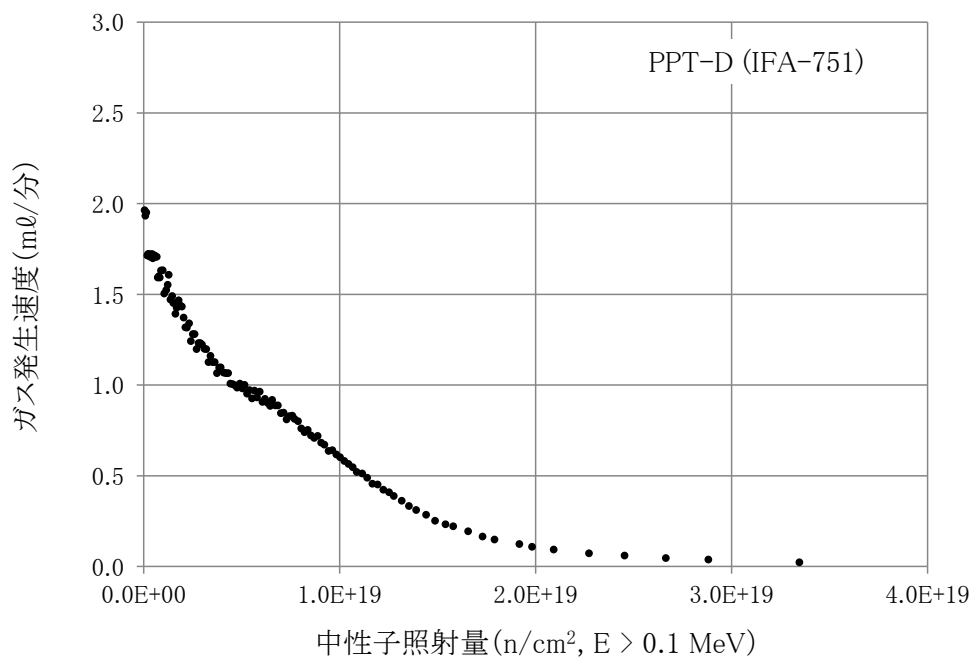


図 3. 2. 3- 40 ガス発生速度の照射量に対する変化 (0°C、1 気圧)

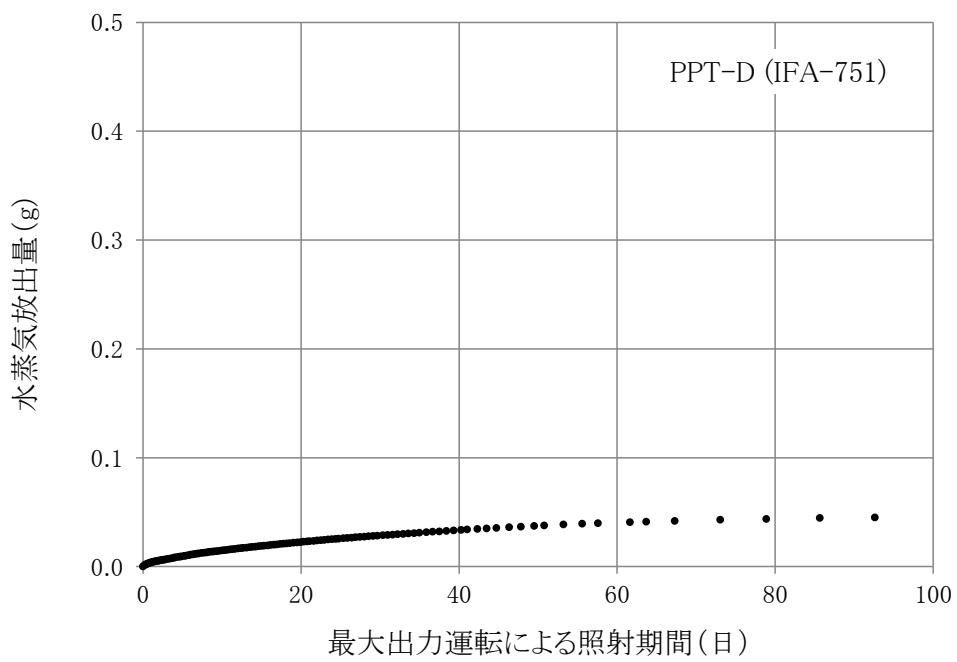


図 3.2.3- 41 水分放出量の時間変化

(c) 試験ケース PPT-E (IFA-750)

図 3.2.3- 42 に原子炉の出力を示す。約 2.0MW 程度となっている。図 3.2.3- 43 に炉に流入する冷却水と炉から流出する冷却水の温度を示す。冷却水の温度は 52°C に制御され、炉を冷却することにより 58°C 程度まで上昇し、炉外の冷却装置で 52°C まで冷却され、炉に送り込まれる。図 3.2.3- 44 にコンクリート試験体の中心温度の時間変化を示す。コンクリートの中心温度は 72°C から 76°C 程度まで緩やかに上昇している。図 3.2.3- 45 にガンマ発熱の時間変化を示す。ガンマ発熱は 0.105W/g 程度となっている。

図 3.2.3- 46 にキャプセル内の圧力変化を示す。キャプセル内の圧力が 1.25bar となると排気バルブを開放して圧力を放出し、1.0bar 程度まで低下すると再びバルブを閉めている状況が見られる。また、バルブ開放間隔は、時間経過に伴って長くなっており、これは時間経過に伴ってガスの発生速度が低下している試験結果と整合している。図 3.2.3- 47 にガス流量の変化を示す。

図 3.2.3- 48 に高速中性子照射量の時間変化を示す。図 3.2.3- 49 にガンマ線照射量の時間変化を示す。中性子照射試験時の高速中性子束は  $3.60 \times 10^{12}$  n/cm<sup>2</sup>/s、ガンマ線量率は 365kGy/h であった。図 3.2.3- 50 に湿度計測タンクでの計測結果を示す。図 3.2.3- 51 は同一位置での絶対湿度の変化を示す。試験ケース PPT-E (IFA-750) では、照射開始から 55 日後にコンデンサが設置されたので、その段階から相対湿度が 60% 程度まで低下し、その後さらに 20% 程度まで徐々に低下している。

図 3.2.3- 52 および図 3.2.3- 53 に、発生圧力総計の時間変化および照射量に対する変化を示す。図 3.2.3- 54 および図 3.2.3- 55 に、圧力発生速度の時間変化および照射量に対する変化を示す。図 3.2.3- 56 および図 3.2.3- 57 に、ガス発生量の時間変化および照射量に対する変化を示す。図 3.2.3- 58 および図 3.2.3- 59 に、ガス発生速度の時間変化および照射量に対する変化を示す。図 3.2.3- 60 に、水分放出量の時間変化を示す。

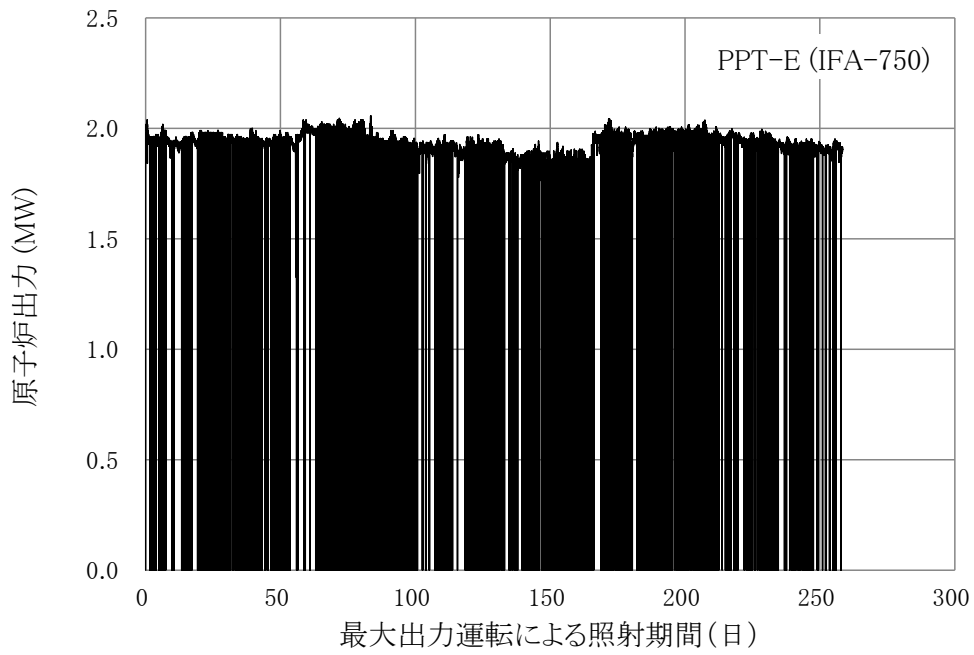


図 3. 2. 3- 42 原子炉出力の変化

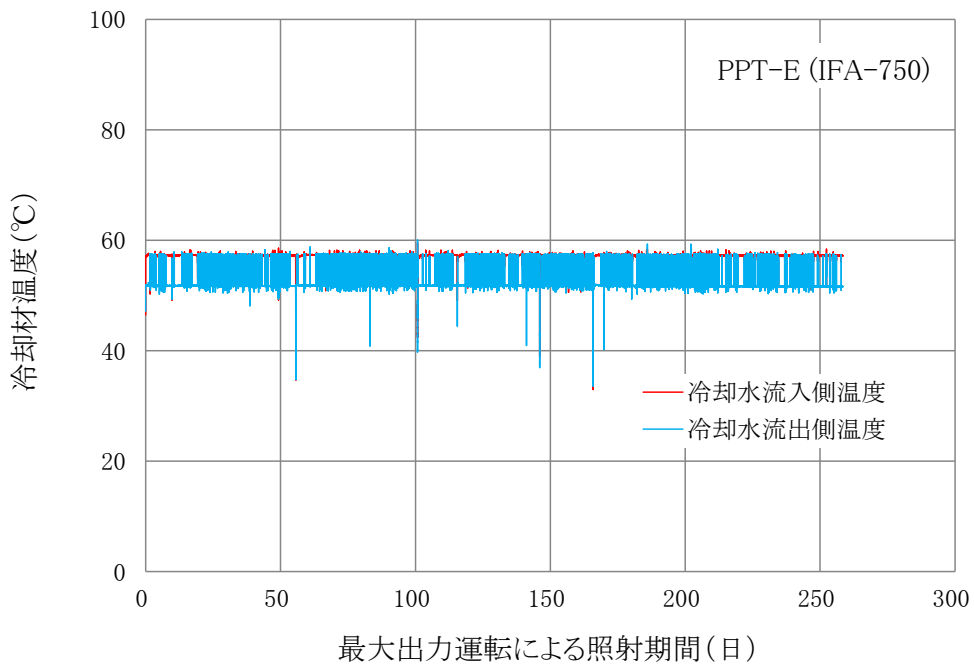


図 3. 2. 3- 43 原子炉冷却材の温度変化

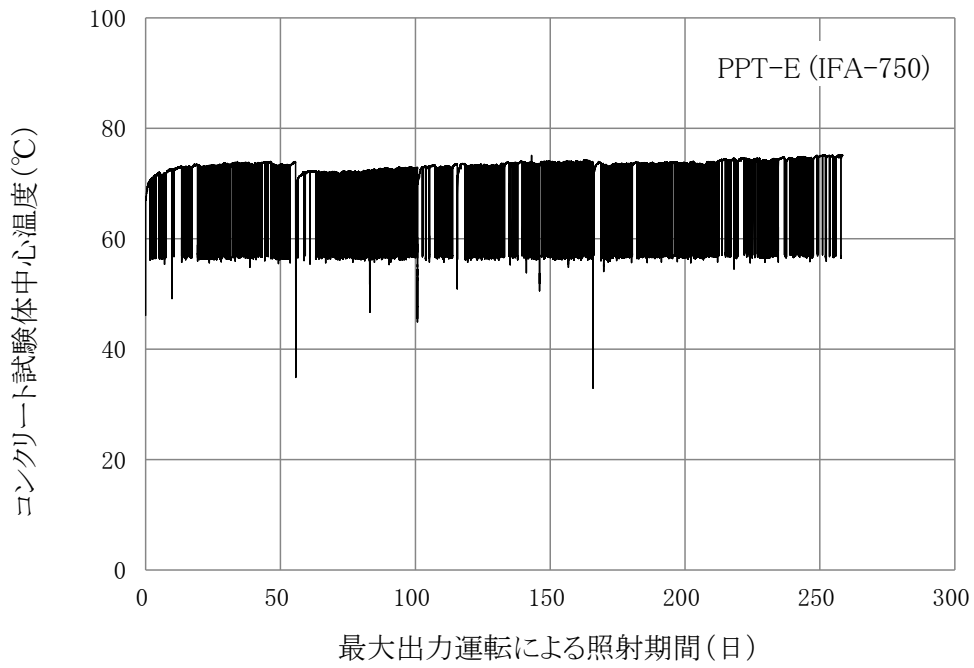


図 3. 2. 3- 44 コンクリート試験体の中心温度変化

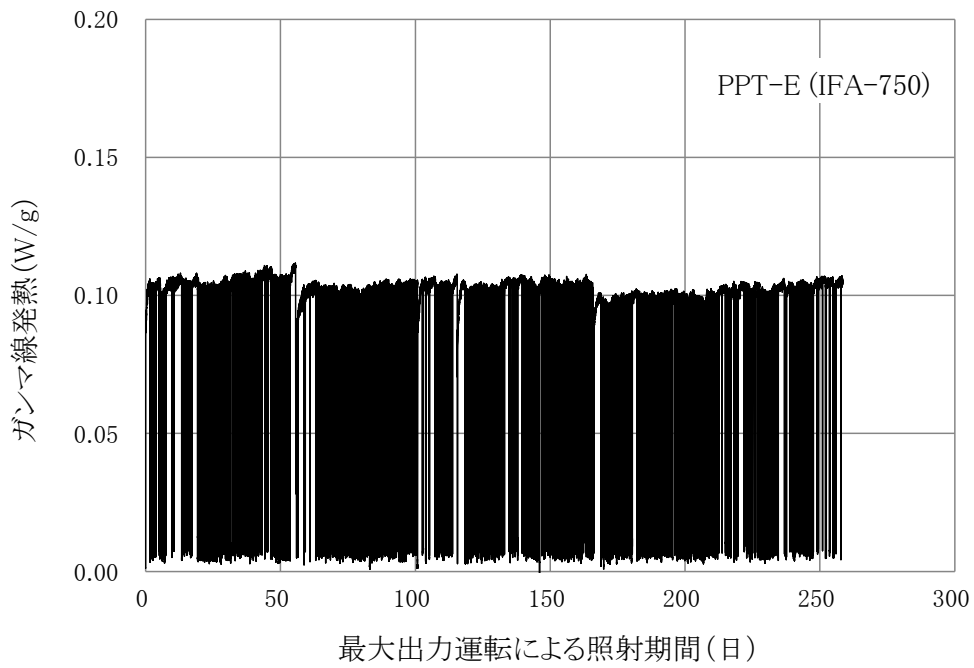


図 3. 2. 3- 45 ガンマ線発熱の変化



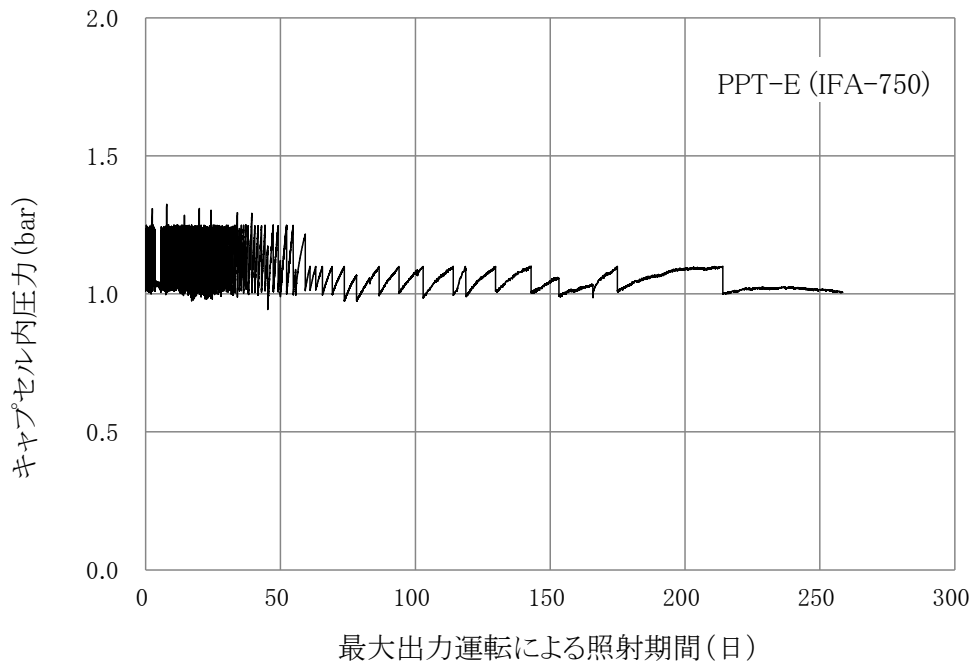


図 3. 2. 3- 46 ガス発生によるキャプセル内の圧力変化

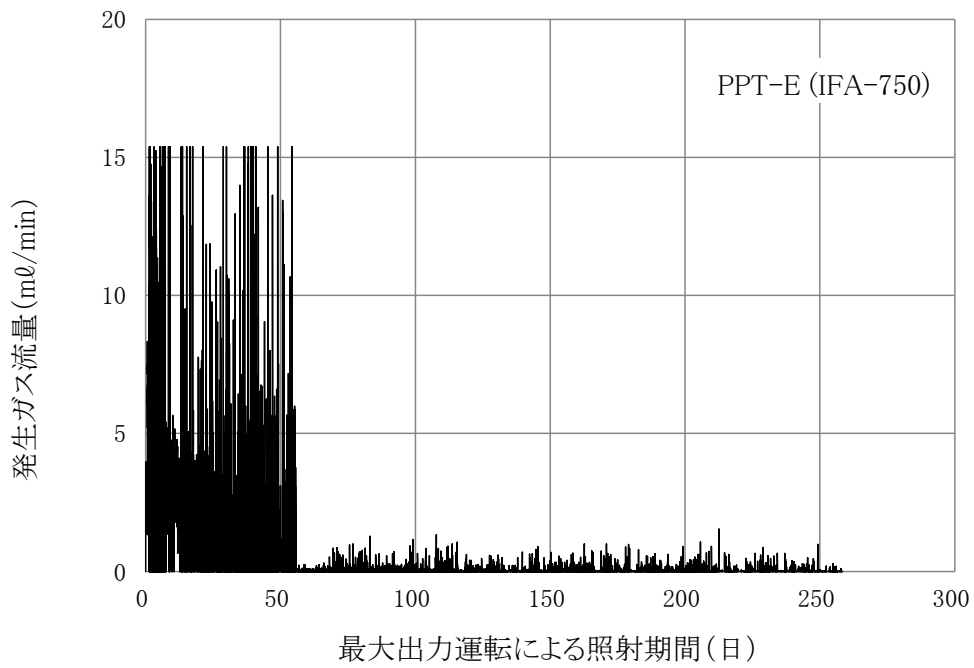


図 3. 2. 3- 47 発生ガス流量の変化

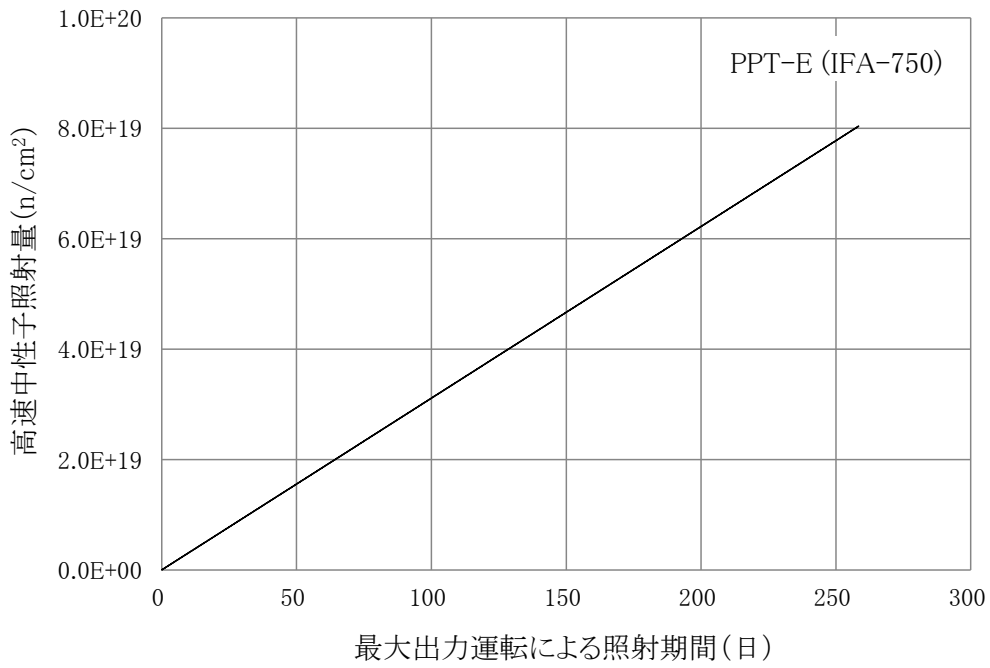


図 3. 2. 3- 48 高速中性子照射量の変化

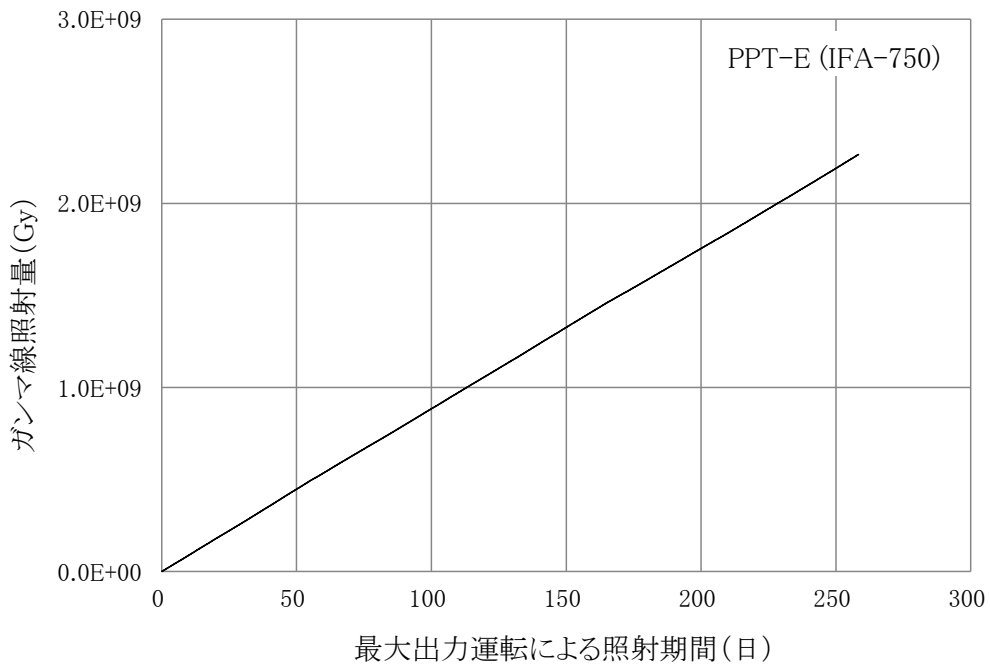


図 3. 2. 3- 49 ガンマ線照射量の変化

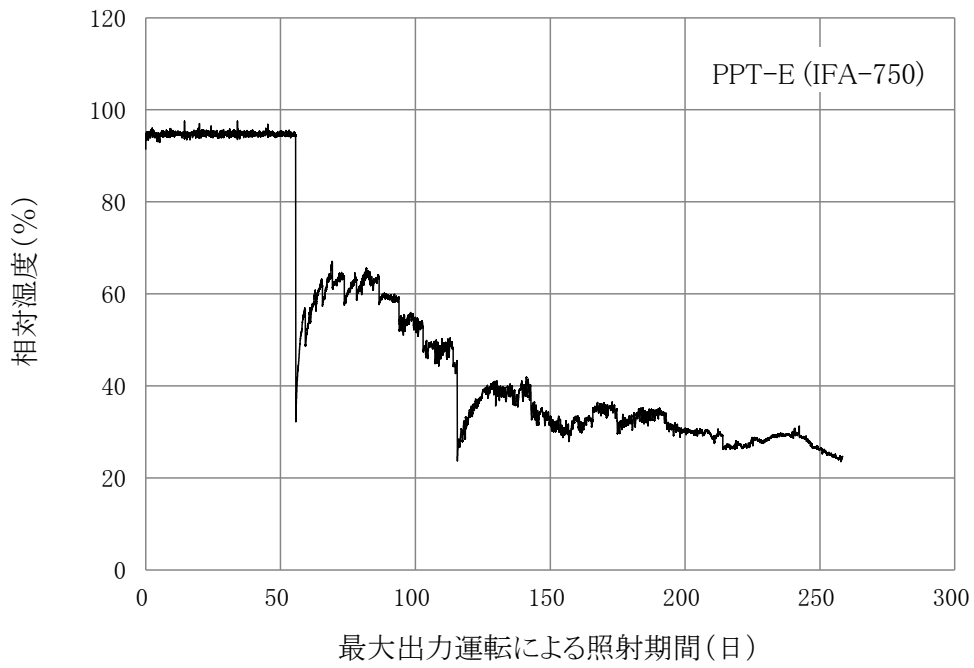


図 3. 2. 3- 50 炉外の計測系内相対湿度の変化

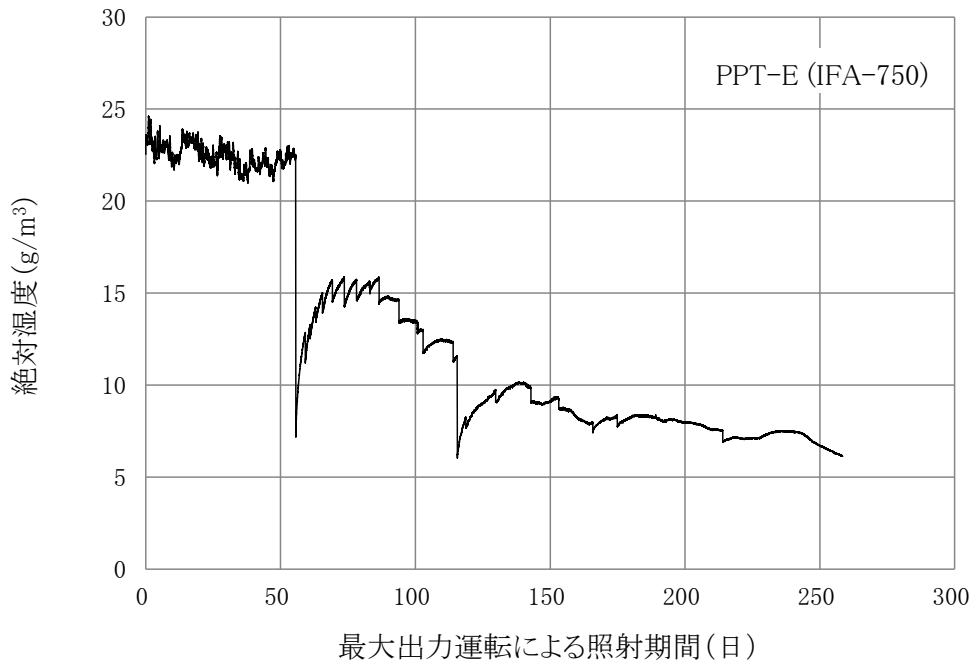


図 3. 2. 3- 51 炉外の計測系内絶対湿度の変化

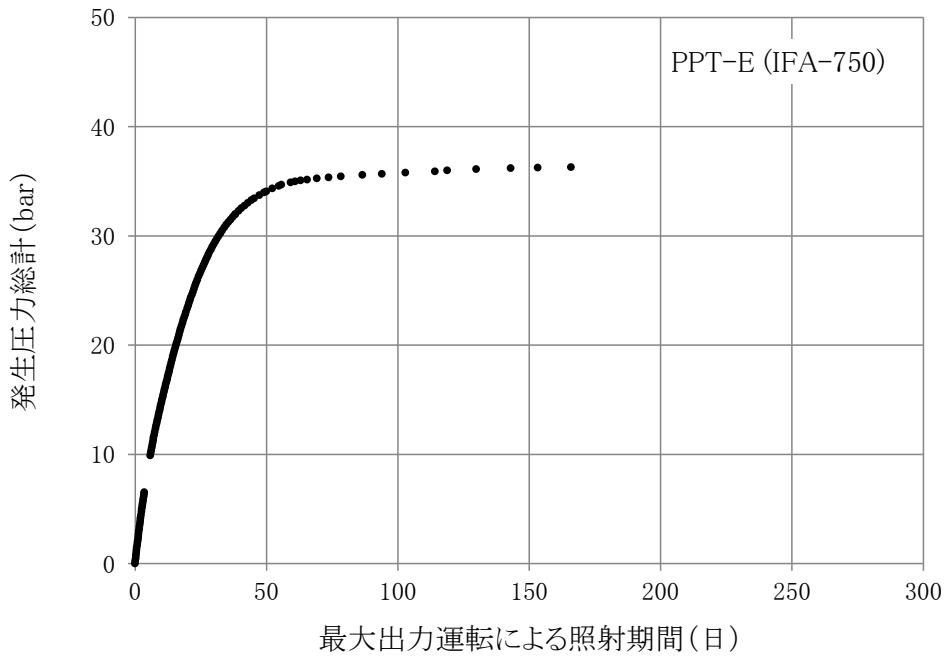


図 3. 2. 3- 52 発生圧力総計の時間変化

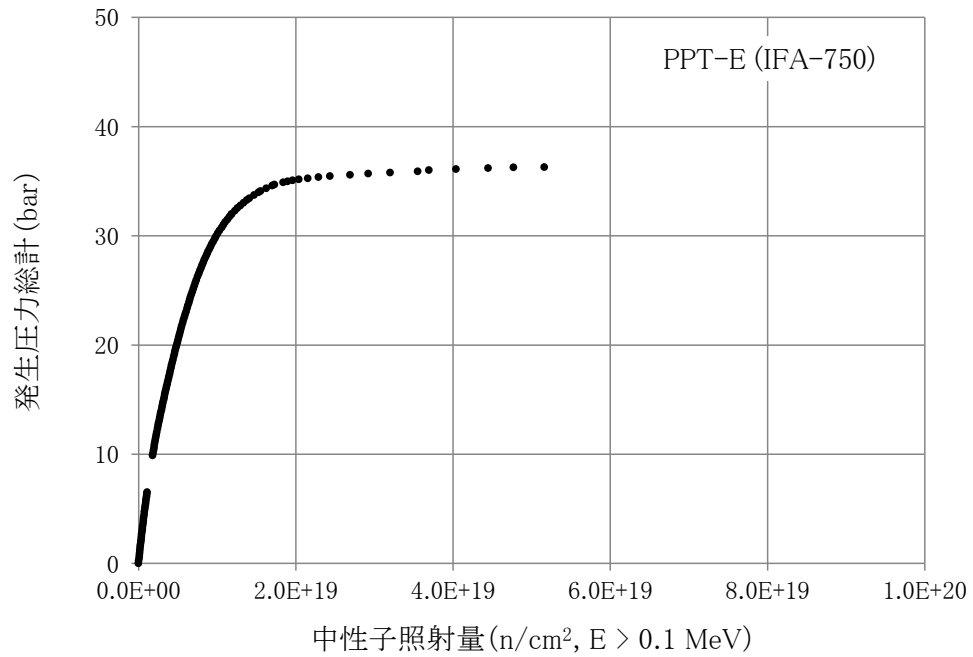


図 3. 2. 3- 53 発生圧力総計の照射量に対する変化

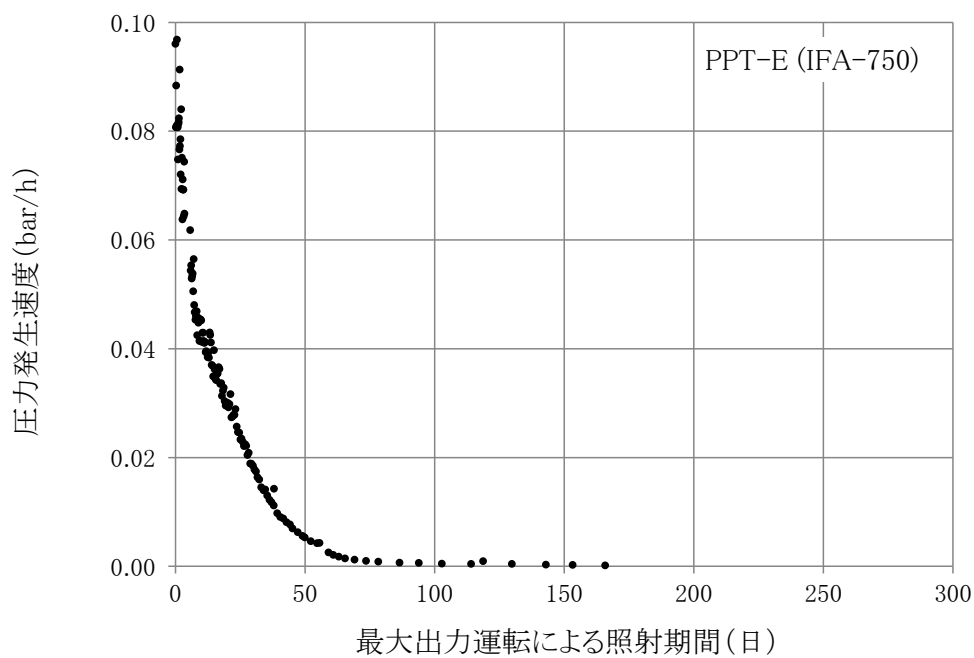


図 3. 2. 3- 54 圧力発生速度の時間変化

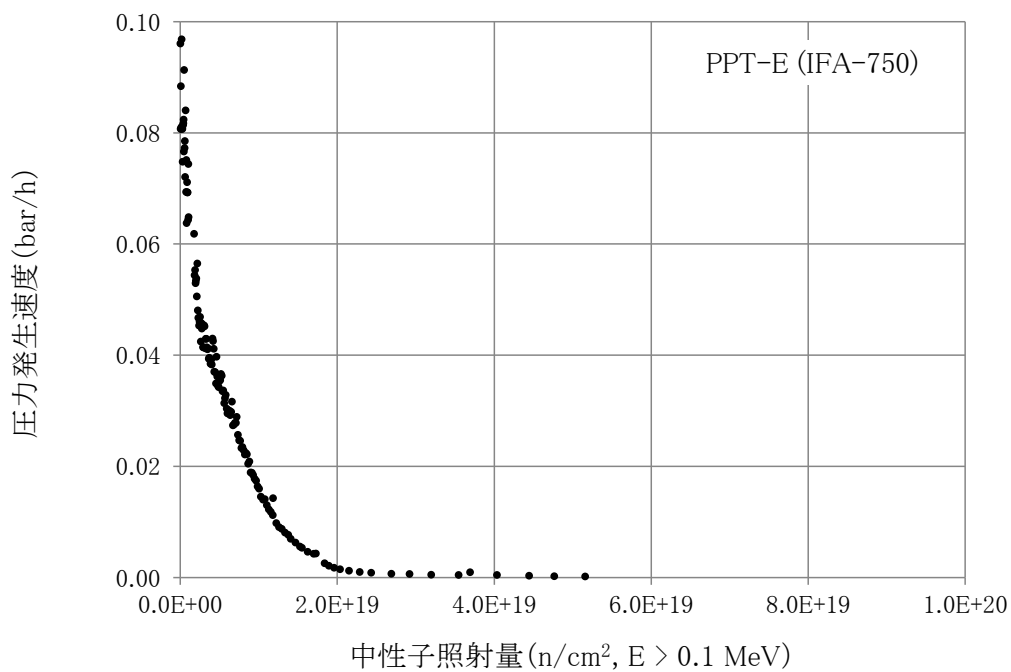


図 3. 2. 3- 55 圧力発生速度の照射量に対する変化

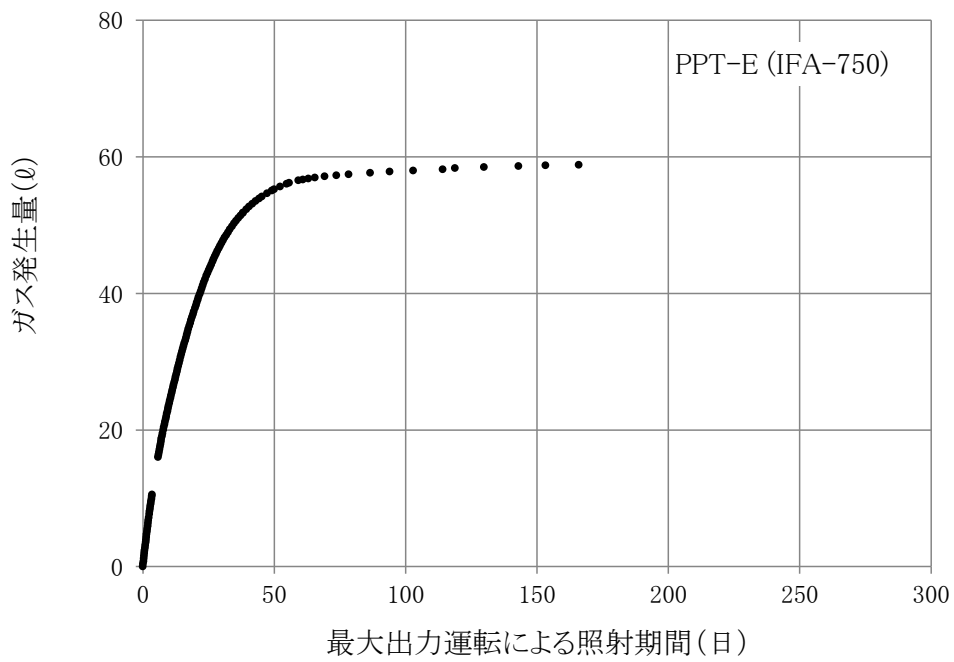


図 3. 2. 3- 56 ガス発生量の時間変化 (0°C、1 気圧)

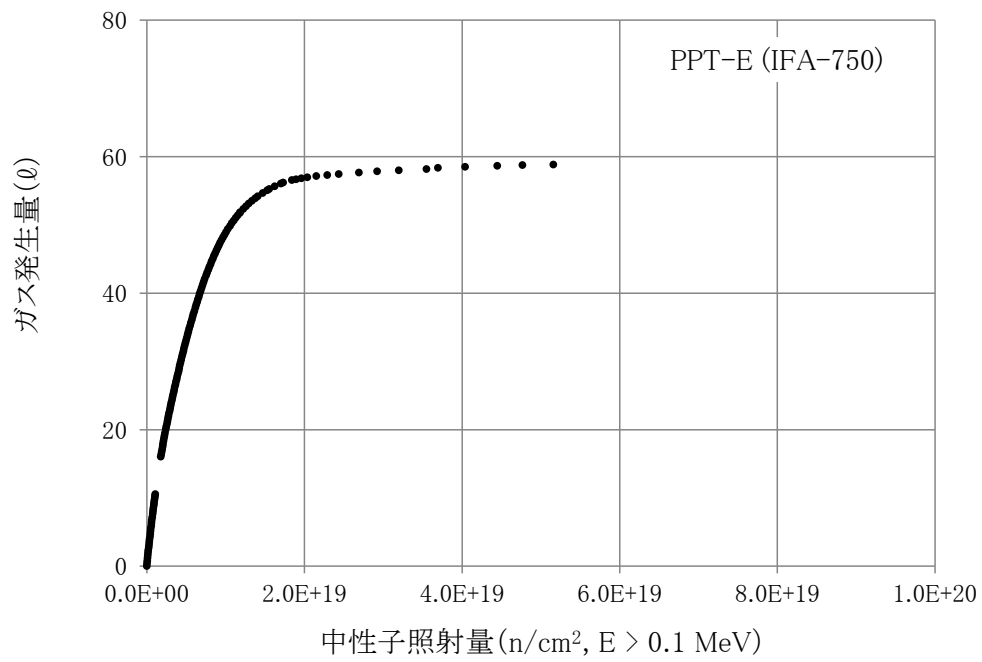


図 3. 2. 3- 57 ガス発生量の照射量に対する変化 (0°C、1 気圧)

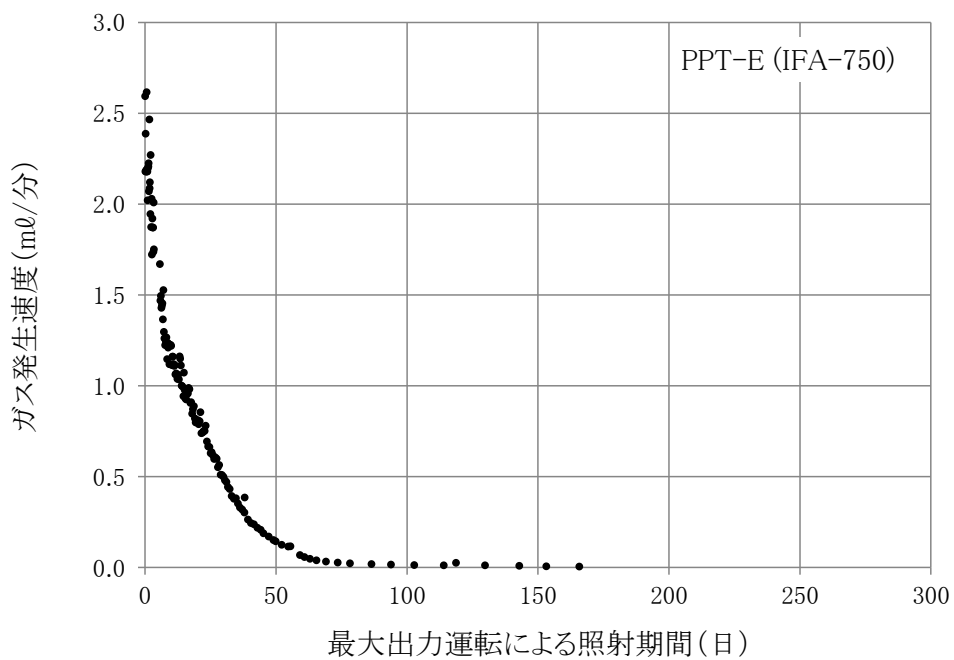


図 3. 2. 3- 58 ガス発生速度の時間変化 (0°C、1 気圧)

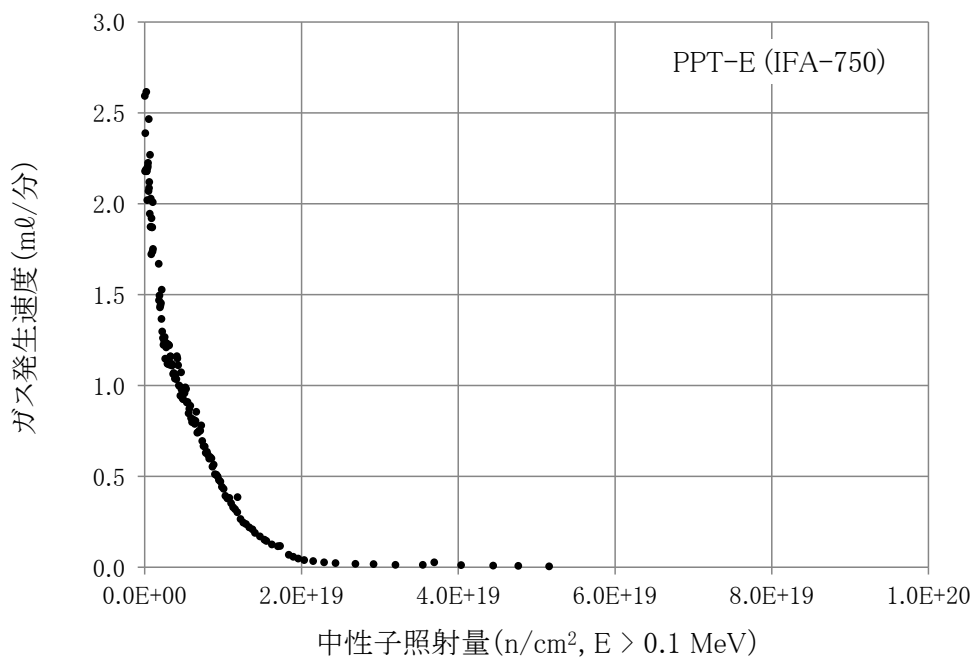


図 3. 2. 3- 59 ガス発生速度の照射量に対する変化 (0°C、1 気圧)

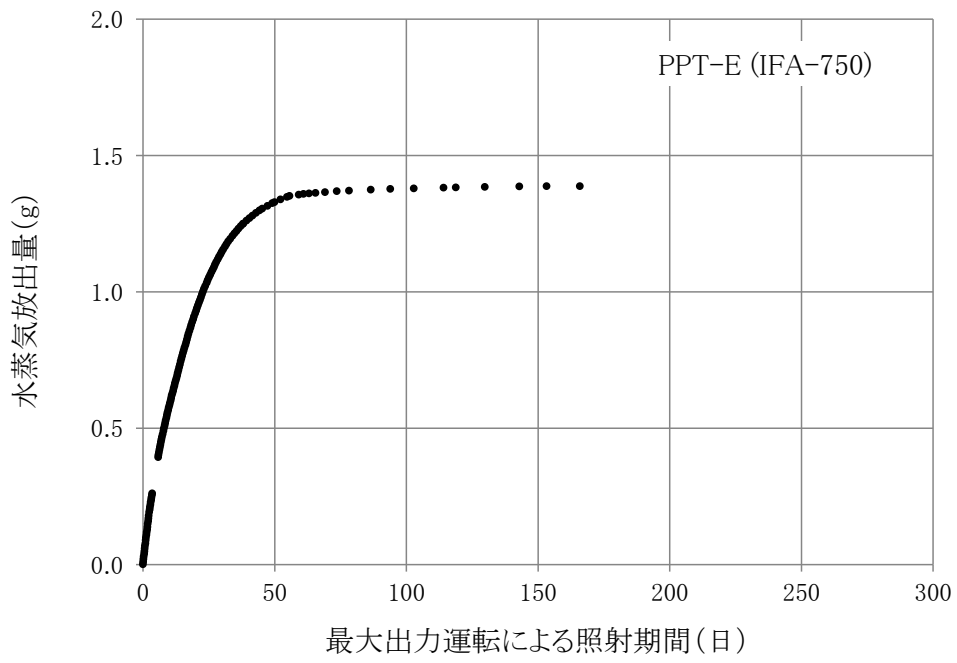


図 3.2.3- 60 水分放出量の時間変化



## 2) 非照射・加熱試験

中性子照射の影響を把握するために、非照射・加熱試験を行う。試験は炉外で実施し、非照射以外の条件はすべて同一している。しかし、照射時のコンクリート試験体内部の温度分布（中心が最高温度となる放物線分布）を再現することは難しかったため、加熱温度としては、コンクリート試験体断面内の最高温度と平均温度の2水準の温度で、断面内一定温度条件で非照射・加熱試験を行うこととした。

図 3.2.3- 61 に、H1-6 (IFA-757.2) (PPT-C : 中央最高温度) についてのコンクリート試験体の中心温度変化を示す。図 3.2.3- 62 に、ヘリウムフラッシングによるキャプセル内の圧力変化を示す。図 3.2.3- 63 に、ヘリウムフラッシングによるガス流量の変化を示す。図 3.2.3- 64 に、ヘリウムフラッシングによる湿度計測タンクにおける相対湿度の変化を示す。図 3.2.3- 65 に、ヘリウムフラッシングによる湿度計測タンクにおける絶対湿度の変化を示す。

図 3.2.3- 66 に、H3-6 (IFA-755.2) (PPT-C : 断面内平均温度) についてのコンクリート試験体の中心温度変化を示す。図 3.2.3- 67 に、ヘリウムフラッシングによるキャプセル内の圧力変化を示す。図 3.2.3- 68 に、ヘリウムフラッシングによるガス流量の変化を示す。図 3.2.3- 69 に、ヘリウムフラッシングによる湿度計測タンクにおける相対湿度の変化を示す。図 3.2.3- 70 に、ヘリウムフラッシングによる湿度計測タンクにおける絶対湿度の変化を示す。

図 3.2.3- 71 に、H1-12 (IFA-757.3) (PPT-D : 中央最高温度) についてのコンクリート試験体の中心温度変化を示す。図 3.2.3- 72 に、ヘリウムフラッシングによるキャプセル内の圧力変化を示す。図 3.2.3- 73 に、ヘリウムフラッシングによるガス流量の変化を示す。図 3.2.3- 74 に、ヘリウムフラッシングによる湿度計測タンクにおける相対湿度の変化を示す。図 3.2.3- 75 に、ヘリウムフラッシングによる湿度計測タンクにおける絶対湿度の変化を示す。

図 3.2.3- 76 に、H3-12 (IFA-755.3) (PPT-D : 断面内平均温度) についてのコンクリート試験体の中心温度変化を示す。図 3.2.3- 77 に、ヘリウムフラッシングによるキャプセル内の圧力変化を示す。図 3.2.3- 78 に、ヘリウムフラッシングによるガス流量の変化を示す。図 3.2.3- 79 に、ヘリウムフラッシングによる湿度計測タンクにおける相対湿度の変化を示す。図 3.2.3- 80 に、ヘリウムフラッシングによる湿度計測タンクにおける絶対湿度の変化を示す。

図 3.2.3- 81 に、H2-24 (IFA-756) (PPT-E : 中央最高温度) についてのコンクリート試験体の中心温度変化を示す。図 3.2.3- 82 に、ヘリウムフラッシングによるキャプセル内の圧力変化を示す。図 3.2.3- 83 に、ヘリウムフラッシングによるガス流量の変化を示す。図 3.2.3- 84 に、ヘリウムフラッシングによる湿度計測タンクにおける相対湿度の変化を示す。図 3.2.3- 85 に、ヘリウムフラッシングによる湿度計測タンクにおける絶対湿度の変化を示す。

図 3.2.3-86 に、H4-24 (IFA-754) (PPT-E : 断面内平均温度) についてのコンクリート試験体の中心温度変化を示す。図 3.2.3-87 に、ヘリウムフラッシングによるキャプセル内の圧力変化を示す。図 3.2.3-88 に、ヘリウムフラッシングによるガス流量の変化を示す。図 3.2.3-89 に、ヘリウムフラッシングによる湿度計測タンクにおける相対湿度の変化を示す。図 3.2.3-90 に、ヘリウムフラッシングによる湿度計測タンクにおける絶対湿度の変化を示す。

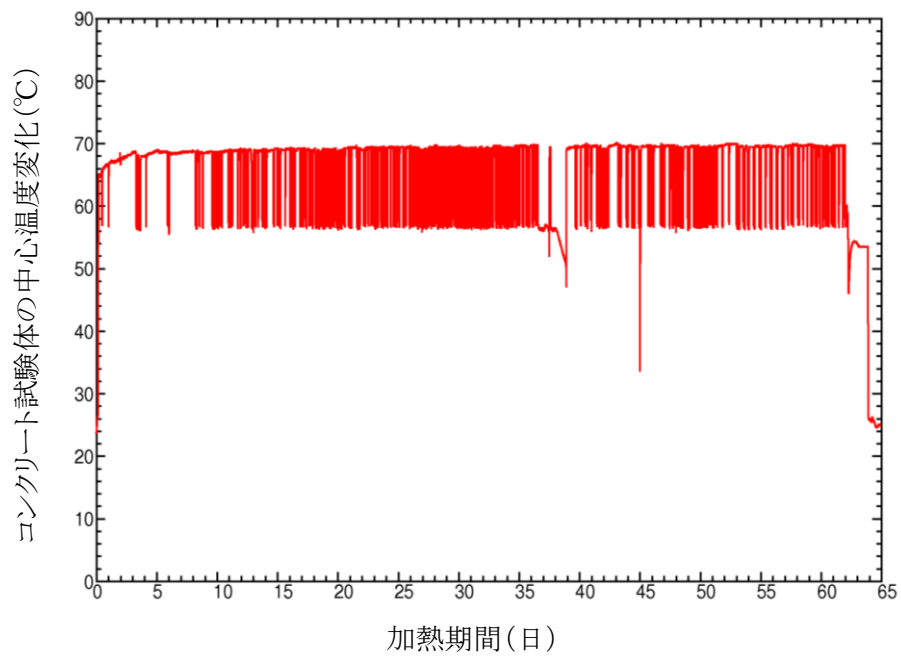


図 3.2.3- 61 コンクリート試験体の中心温度変化 (H1-6 : IFA-757.2)  
(PPT-C : IFA-752 中央最高温度)

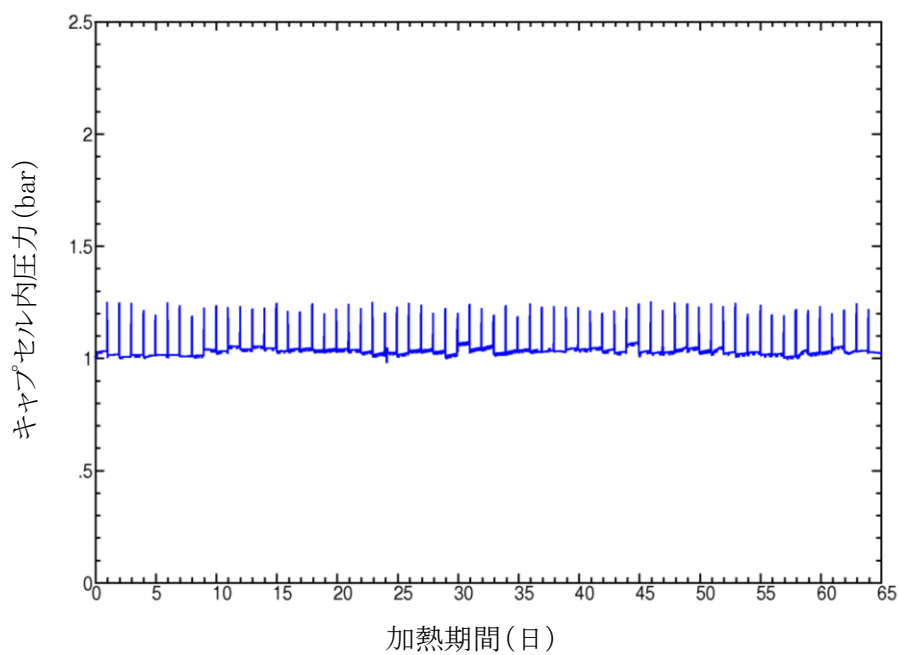


図 3.2.3- 62 キャプセル内圧力変化 (H1-6 : IFA-757.2)  
(ヘリウムフラッシングによる圧力変化)

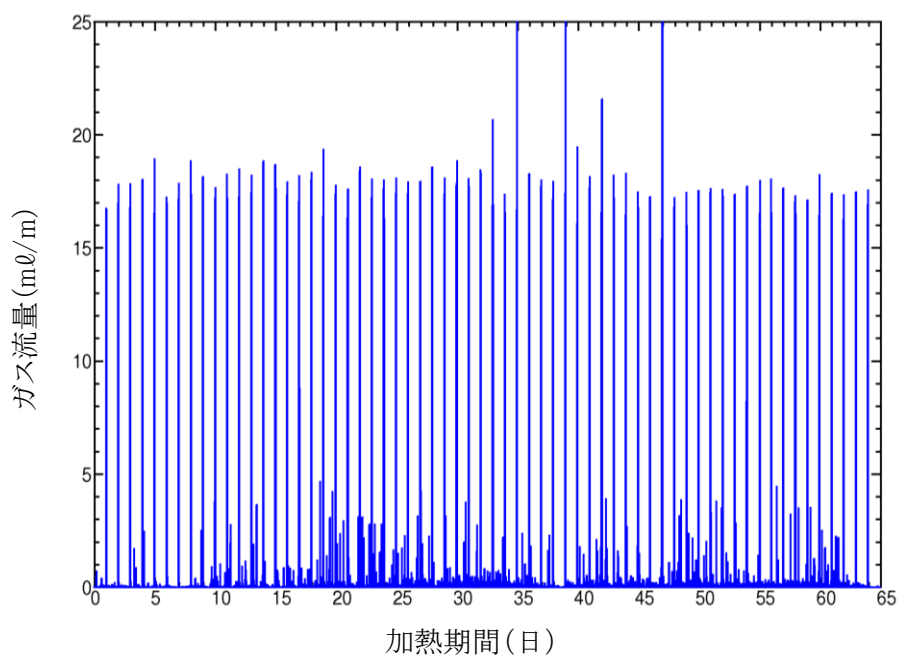


図 3.2.3- 63 ガス流量変化 (H1-6 : IFA-757.2)  
(ヘリウムフラッシングによるガス流量変化)

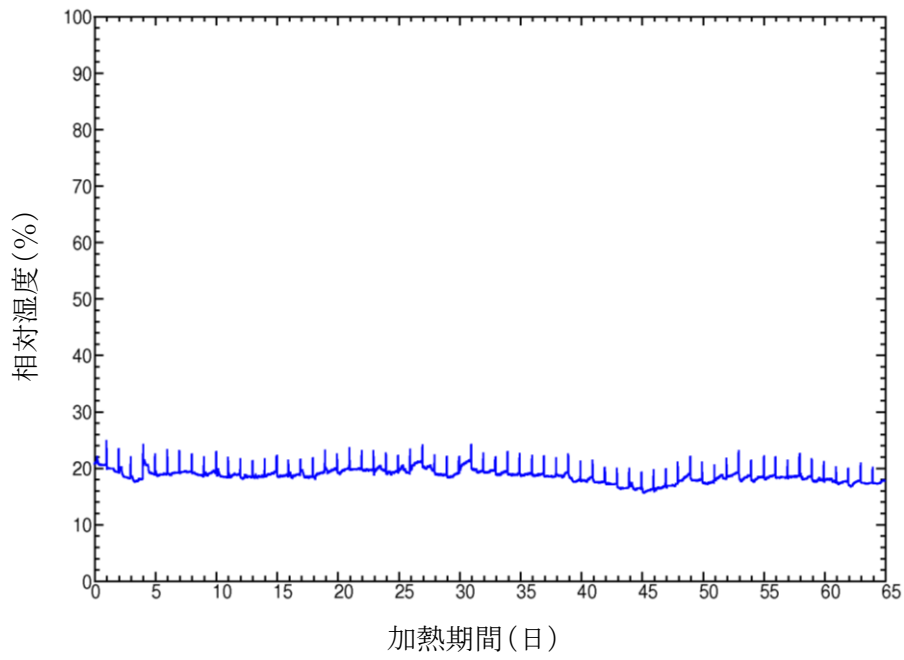


図 3.2.3- 64 相対湿度変化 (H1-6 : IFA-757.2)  
(ヘリウムフラッシングによる相対湿度変化)

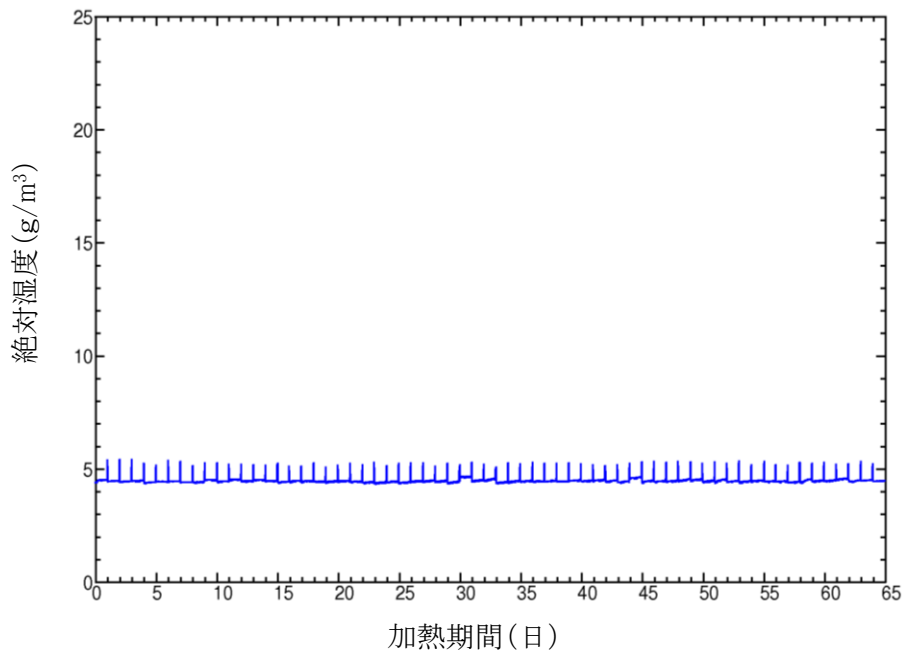


図 3.2.3- 65 絶対湿度変化 (H1-6 : IFA-757.2)  
(ヘリウムフラッシングによる絶対湿度変化)

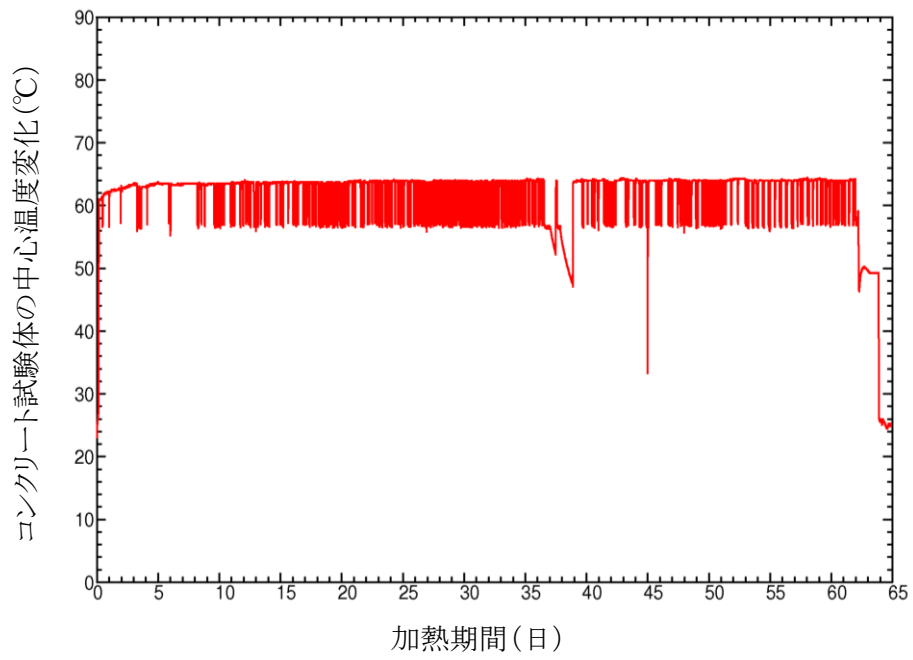


図 3.2.3- 66 コンクリート試験体の中心温度変化 (H3-6 : IFA-755.2)  
(PPT-C : IFA-752 断面内平均温度)

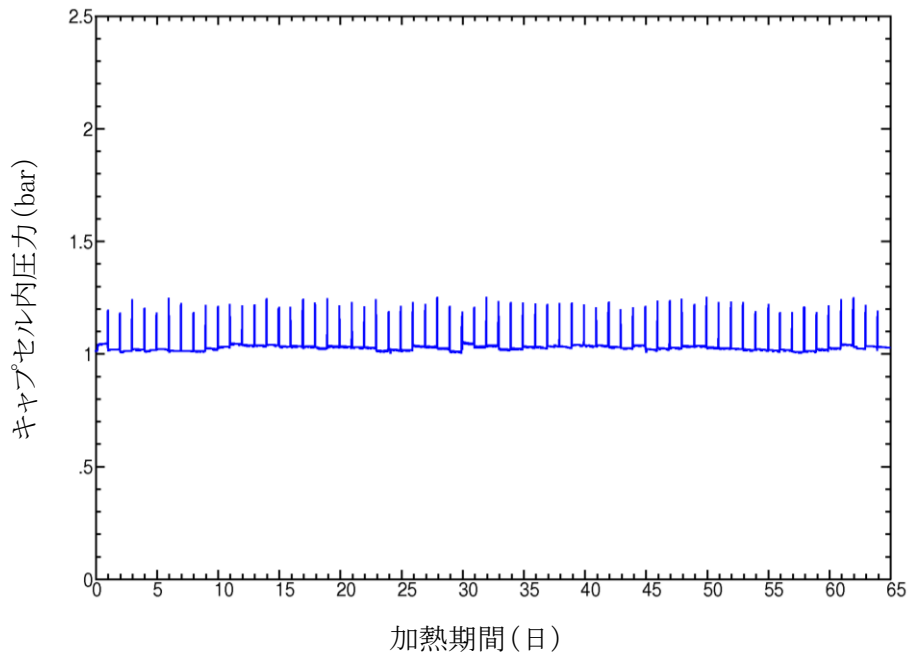


図 3.2.3- 67 キャプセル内圧力変化 (H3-6 : IFA-755.2)  
(ヘリウムフラッシングによる圧力変化)

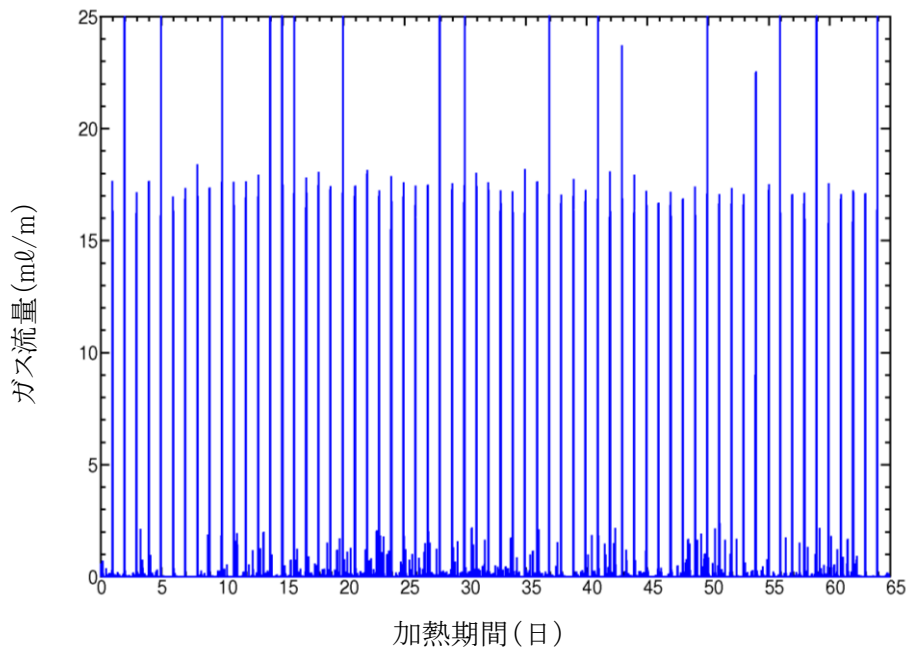


図 3.2.3- 68 ガス流量変化 (H3-6 : IFA-755.2)  
(ヘリウムフラッシングによるガス流量変化)

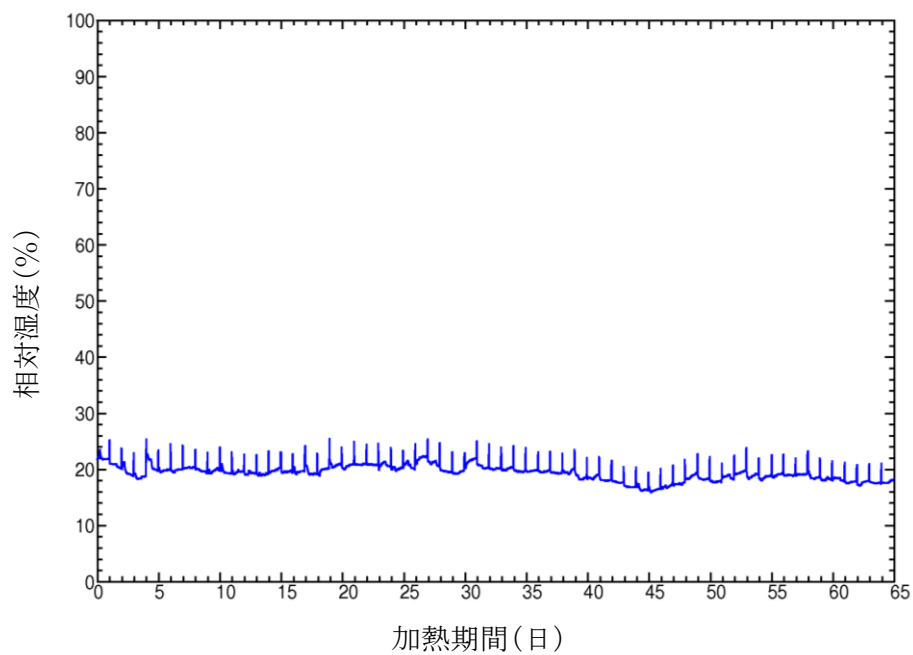


図 3.2.3- 69 相対湿度変化 (H3-6 : IFA-755.2)  
(ヘリウムフラッシングによる相対湿度変化)

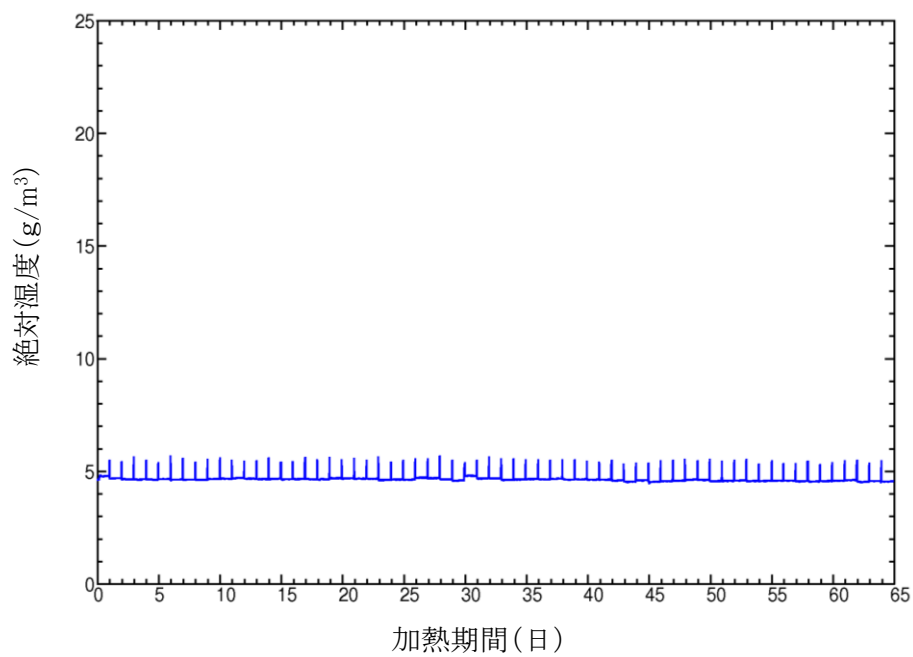


図 3.2.3- 70 絶対湿度変化 (H3-6 : IFA-755.2)  
(ヘリウムフラッシングによる絶対湿度変化)



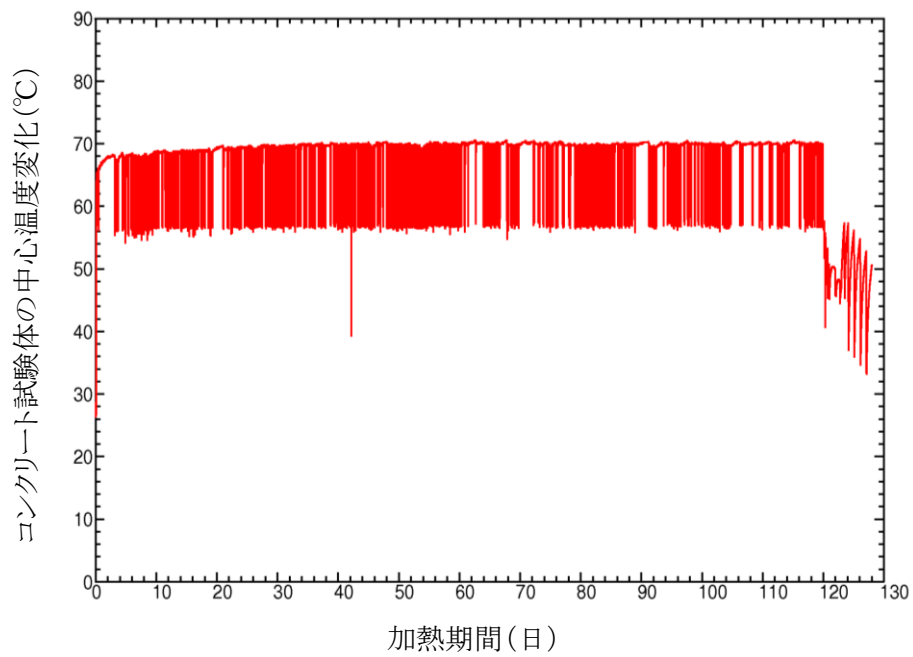


図 3.2.3- 71 コンクリート試験体の中心温度変化 (H1-12 : IFA-757.3)  
(PPT-D : IFA-751) (中央最高温度)

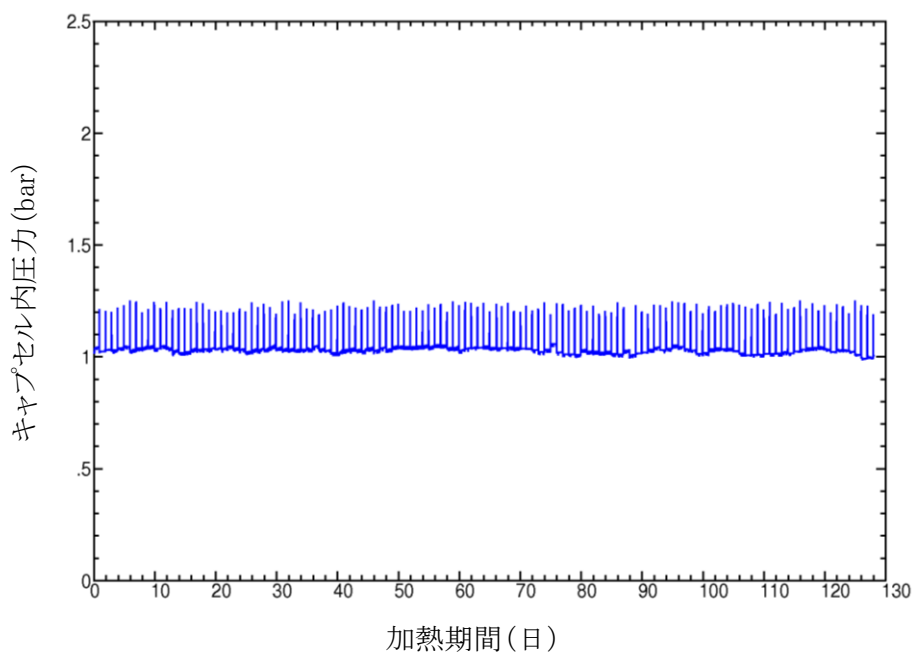


図 3. 2. 3- 72 キャプセル内圧力変化 (H1-12 : IFA-757. 3)  
(ヘリウムフラッシングによる圧力変化)

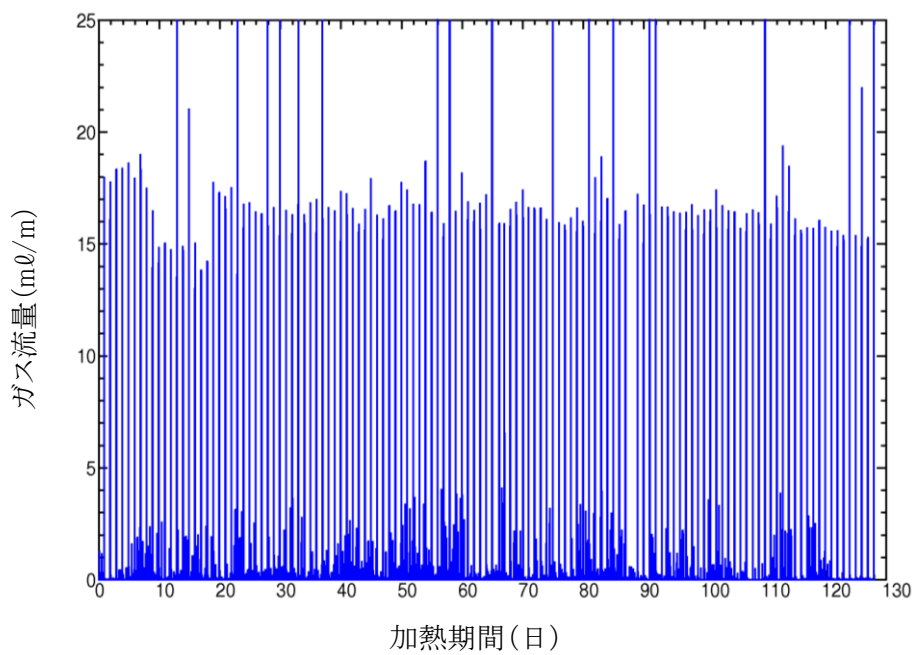


図 3. 2. 3- 73 ガス流量変化 (H1-12 : IFA-757. 3)  
(ヘリウムフラッシングによるガス流量変化)

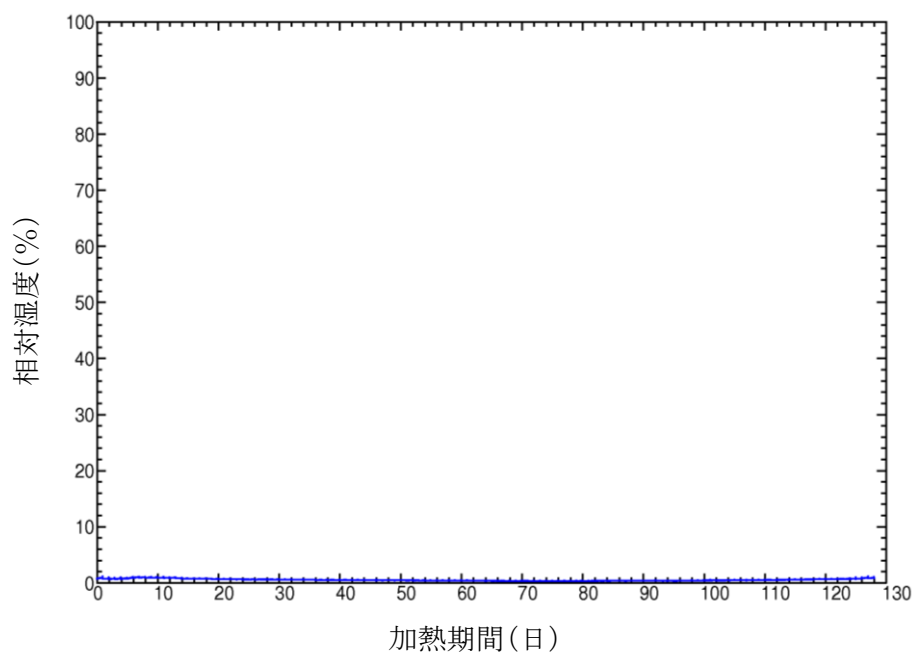


図 3.2.3- 74 相対湿度変化 (H1-12 : IFA-757.3)  
(ヘリウムフラッシングによる相対湿度変化)

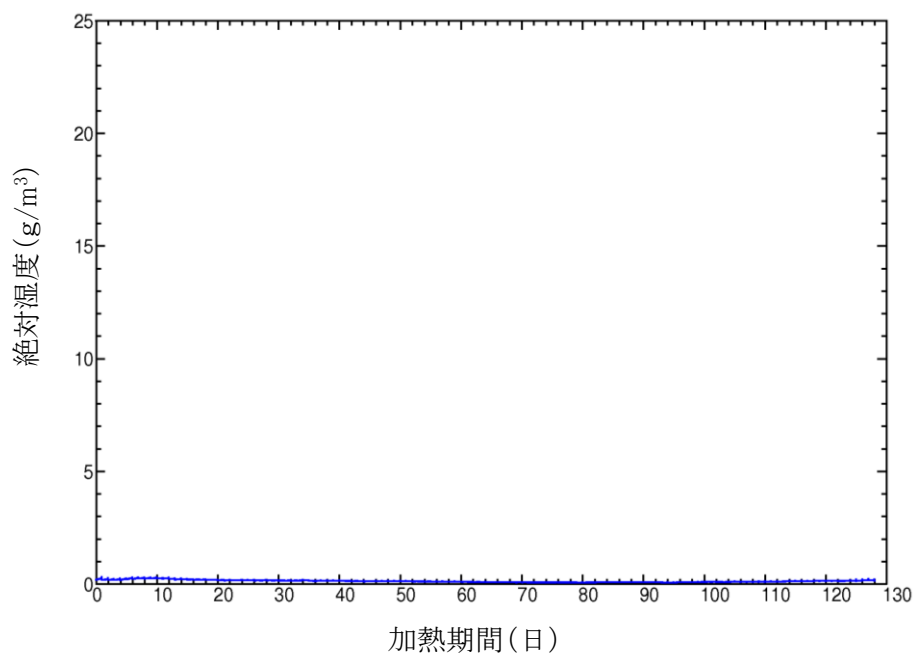


図 3.2.3- 75 絶対湿度変化 (H1-12 : IFA-757.3)  
(ヘリウムフラッシングによる絶対湿度変化)

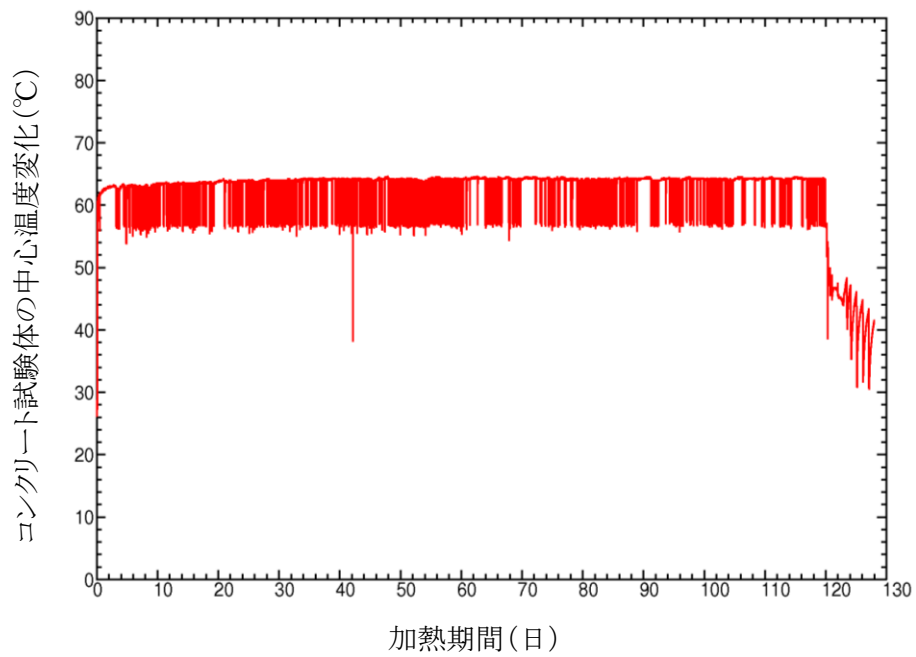


図 3.2.3- 76 コンクリート試験体の中心温度変化 (H3-12 : IFA-755. 3)  
(PPT-D : IFA-751 断面内平均温度)

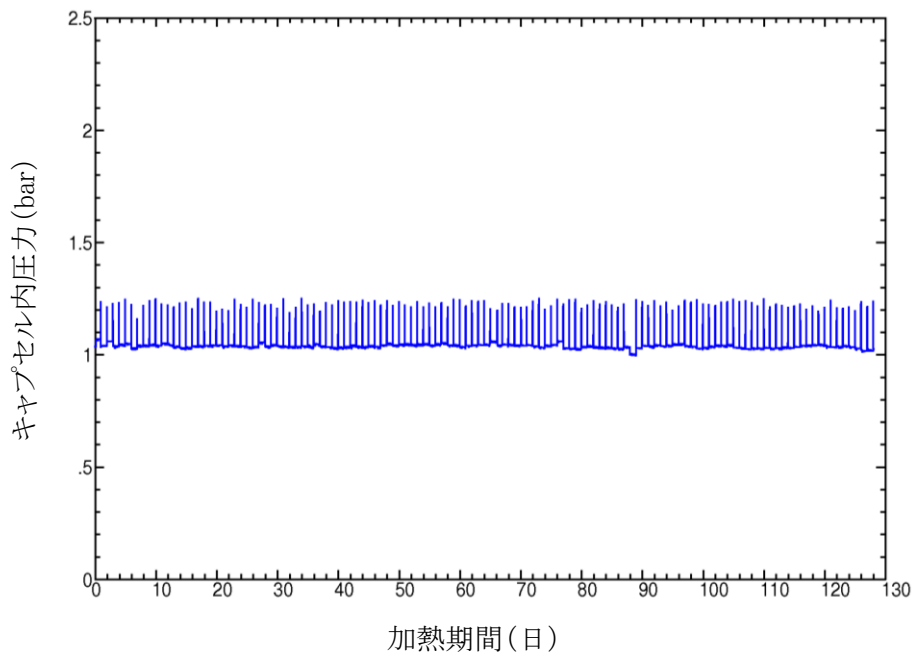


図 3. 2. 3- 77 キャプセル内圧力変化 (H3-12 : IFA-755. 3)  
(ヘリウムフラッシングによる圧力変化)

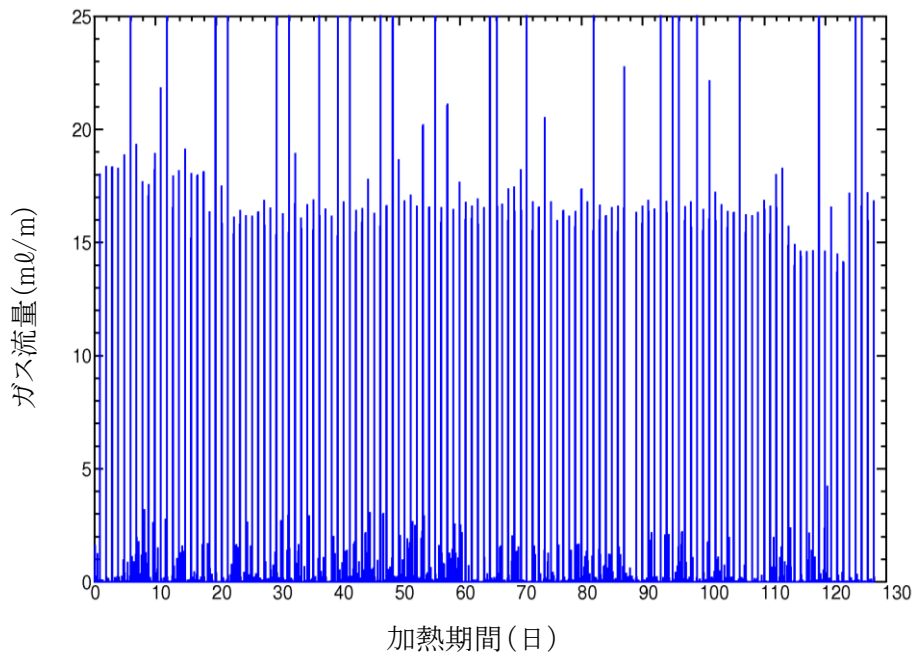


図 3. 2. 3- 78 ガス流量変化 (H3-12 : IFA-755. 3)  
(ヘリウムフラッシングによるガス流量変化)

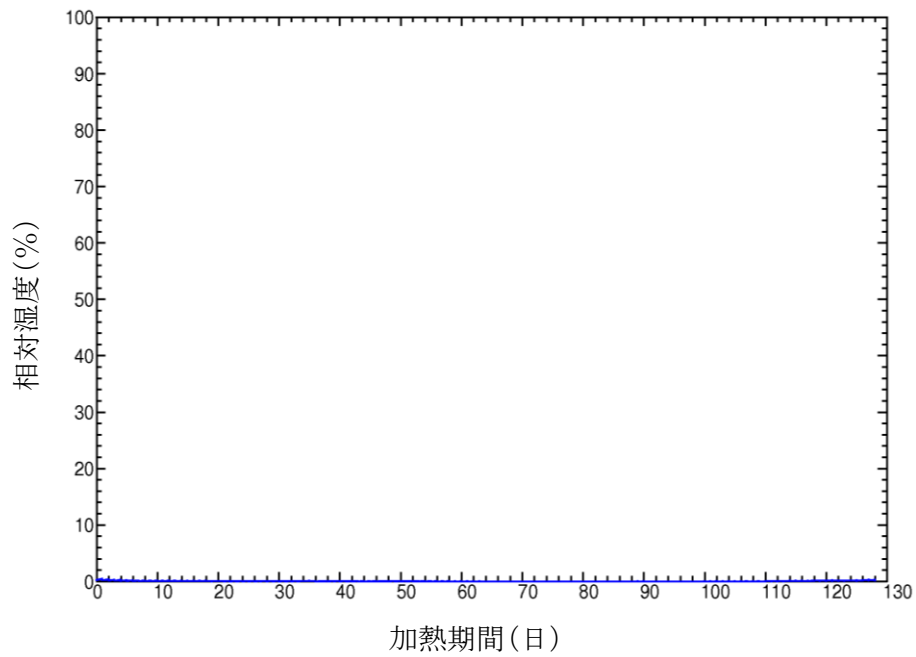


図 3.2.3- 79 相対湿度変化 (H3-12 : IFA-755.3)  
(ヘリウムフラッシングによる相対湿度変化)

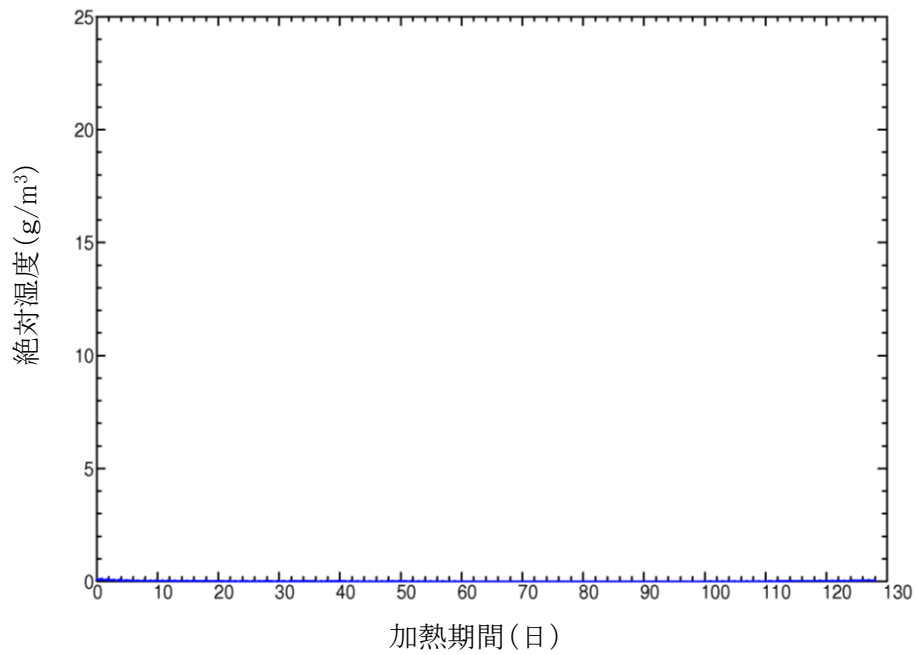


図 3.2.3- 80 絶対湿度変化 (H3-12 : IFA-755.3)  
(ヘリウムフラッシングによる絶対湿度変化)

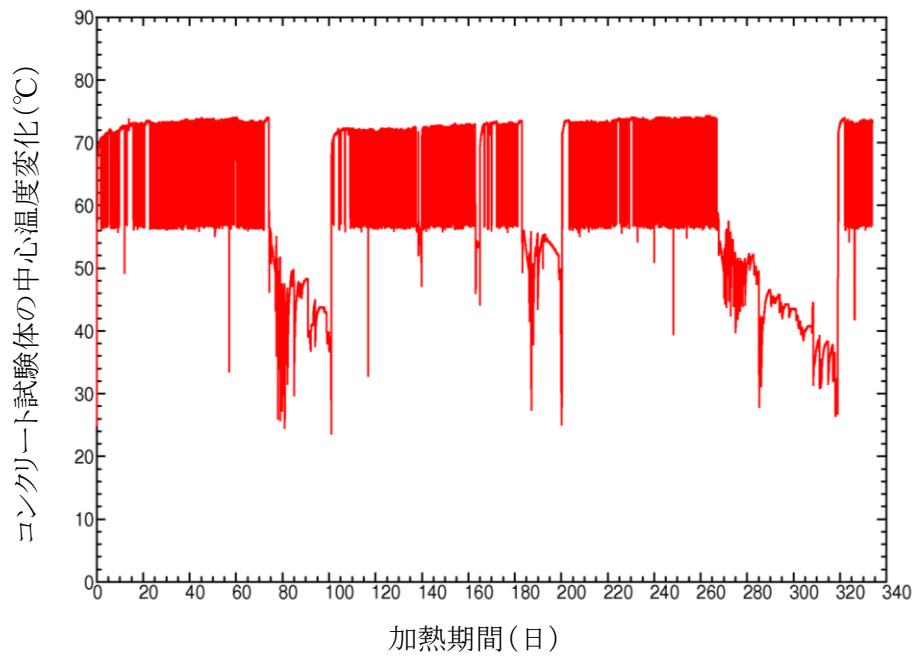


図 3.2.3- 81 コンクリート試験体の中心温度変化 (H2-24 : IFA-756)  
(PPT-E : IFA-750) (中央最高温度)

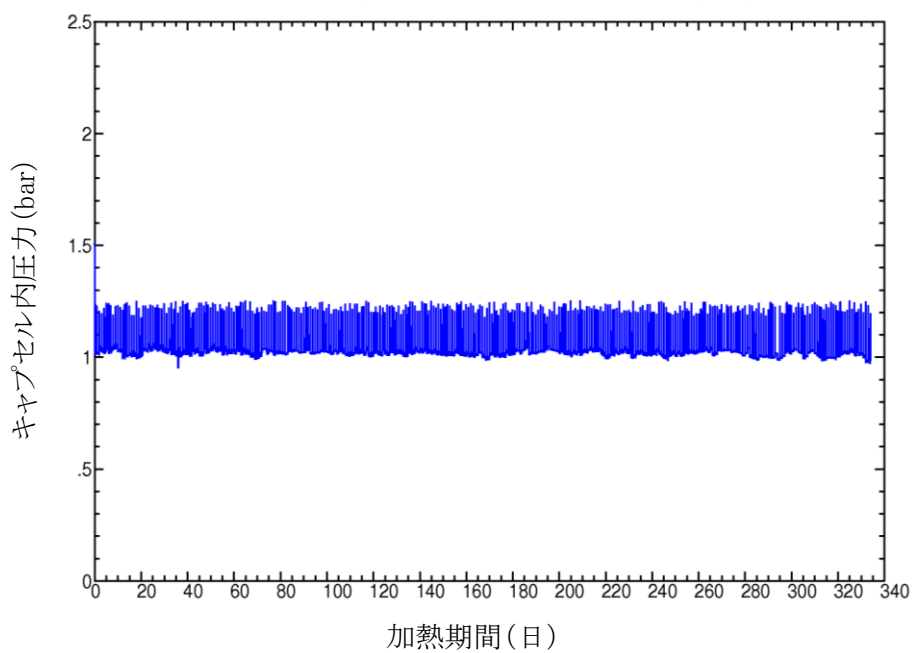


図 3.2.3- 82 キャプセル内圧力変化 (H2-24 : IFA-756)  
(ヘリウムフラッシングによる圧力変化)

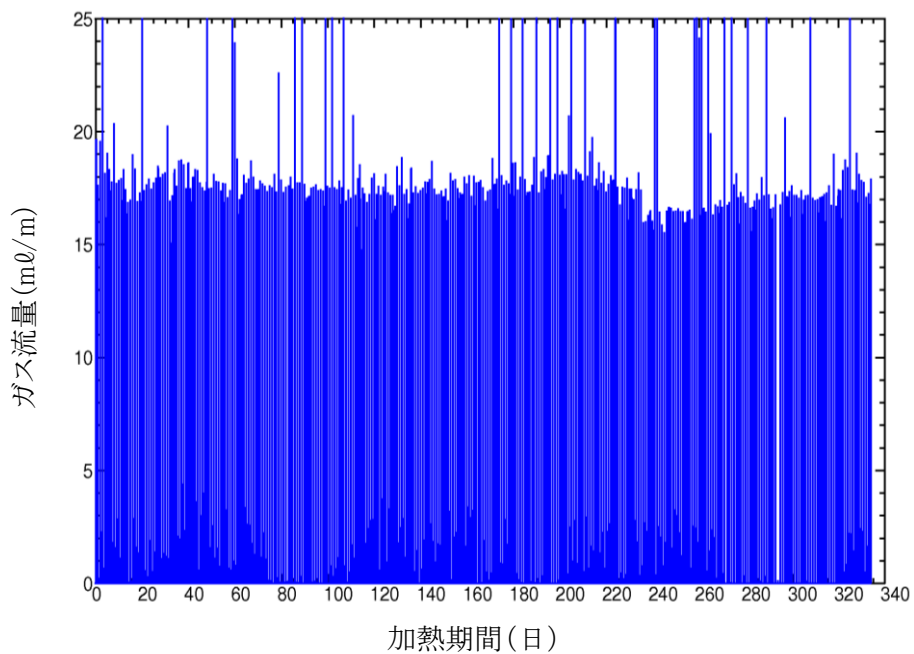


図 3.2.3- 83 ガス流量変化 (H2-24 : IFA-756)  
(ヘリウムフラッシングによるガス流量変化)



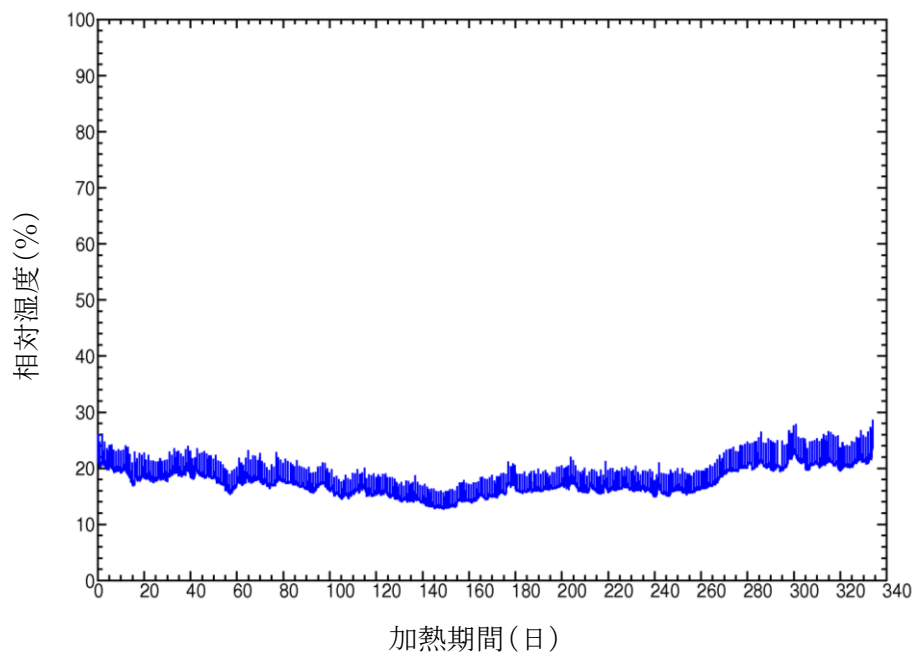


図 3.2.3- 84 相対湿度変化 (H2-24 : IFA-756)  
(ヘリウムフラッシングによる相対湿度変化)

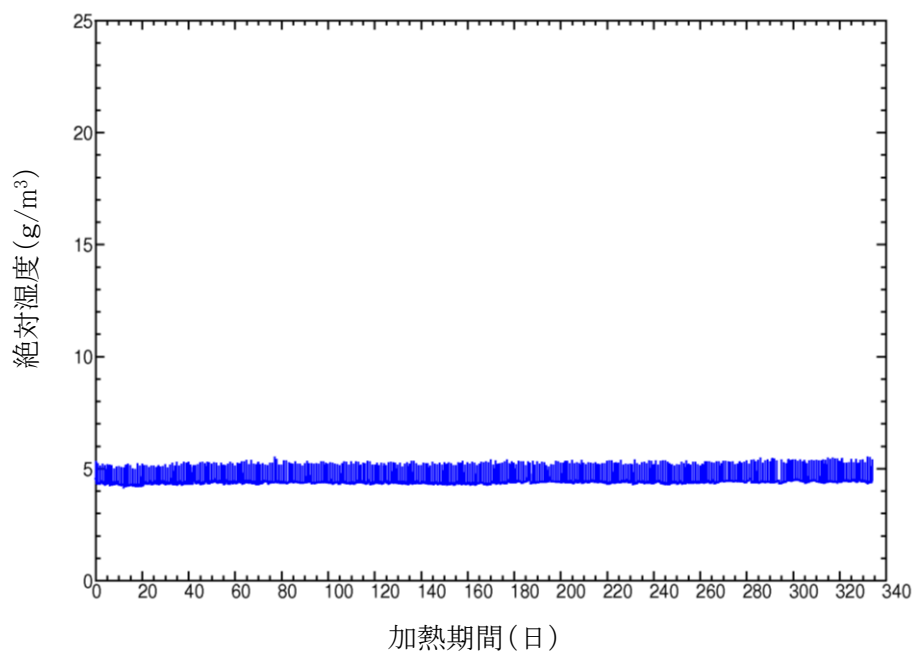


図 3.2.3- 85 絶対湿度変化 (H2-24 : IFA-756)  
(ヘリウムフラッシングによる絶対湿度変化)

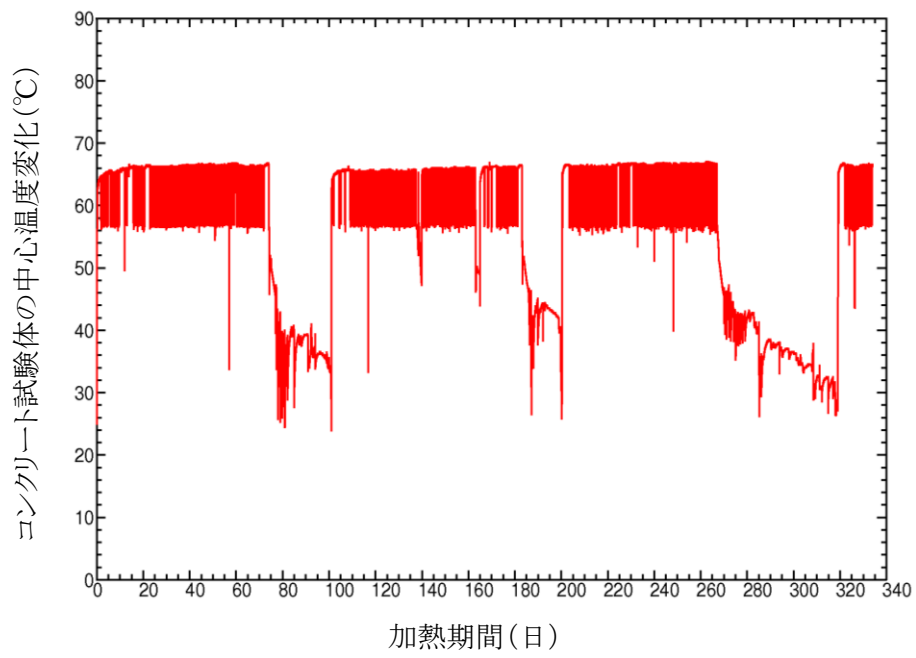


図 3.2.3- 86 コンクリート試験体の中心温度変化 (H4-24 : IFA-754)  
(PPT-E : IFA-750 断面内平均温度)

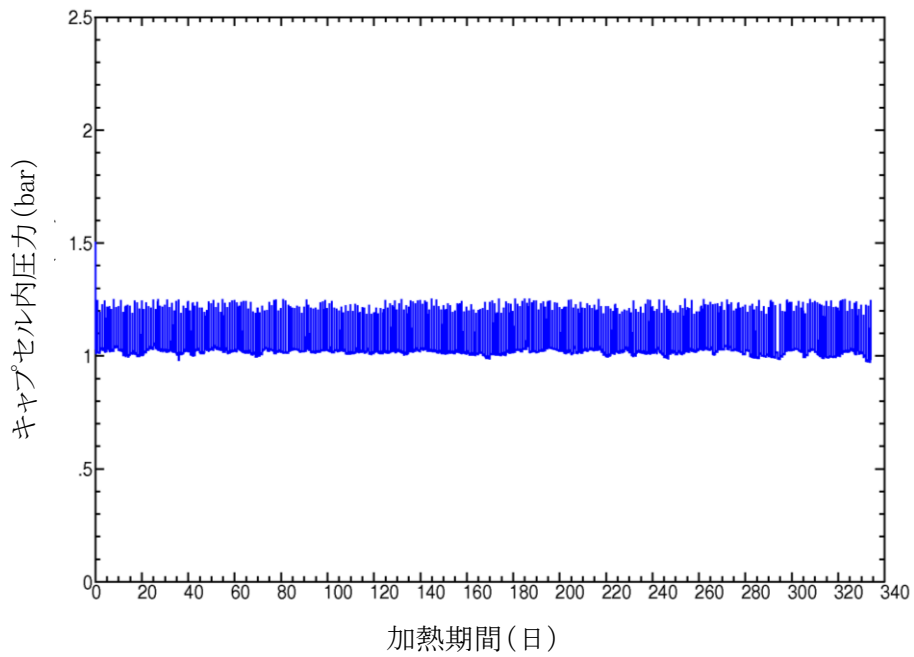


図 3.2.3- 87 キャプセル内圧力変化 (H4-24 : IFA-754)  
(ヘリウムフラッシングによる圧力変化)

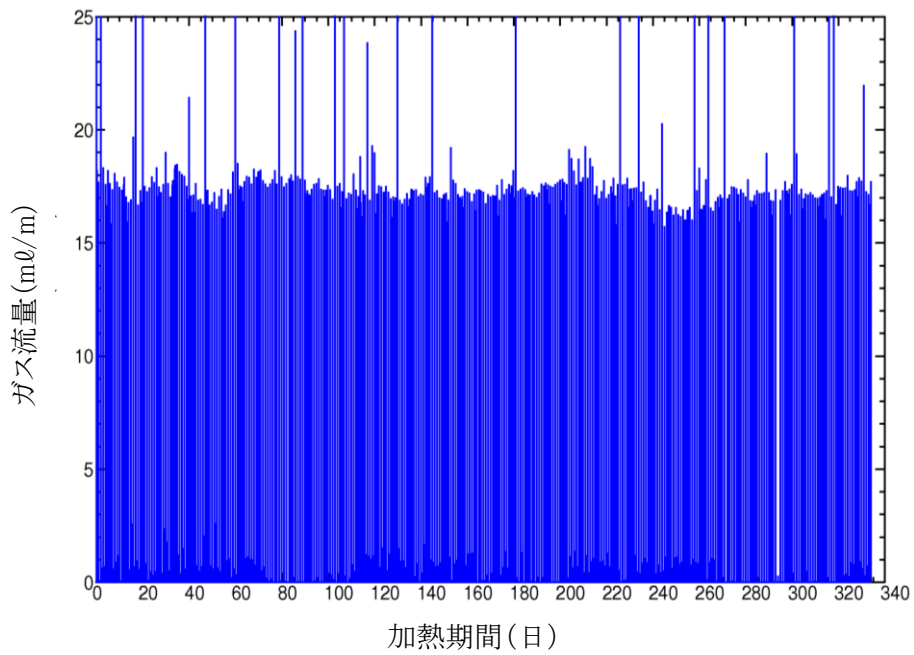


図 3.2.3- 88 ガス流量変化 (H4-24 : IFA-754)  
(ヘリウムフラッシングによるガス流量変化)

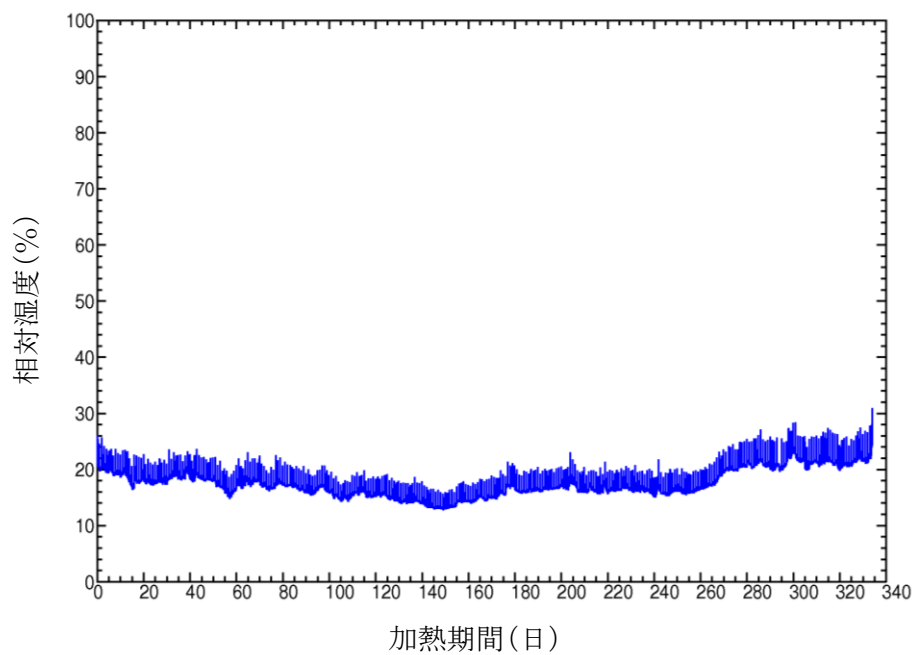


図 3.2.3- 89 相対湿度変化 (H4-24 : IFA-754)  
 (ヘリウムフラッシングによる相対湿度変化)

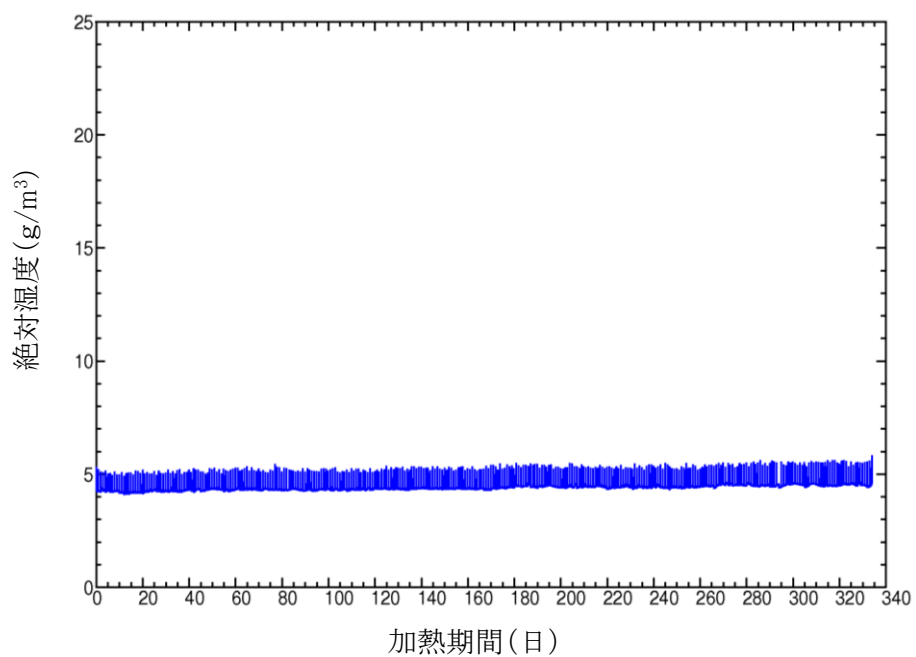


図 3.2.3- 90 絶対湿度変化 (H4-24 : IFA-754)  
 (ヘリウムフラッシングによる絶対湿度変化)

### 3) 非照射・非加熱試験

照射期間中の 20℃封緘養生試験体の特性を把握するために、非照射・非加熱試験 (CT : Control test) を照射期間中の一定時期に実施した。

### 4) 照射後試験

表 3.2.3-7 および表 3.2.3-8 にコントロール試験 C1 および C2 の質量・寸法変化および強度・ヤング係数を示す。

表 3.2.3-9 から表 3.2.3-11 に加熱試験ケース H1-3 (IFA-757.1)、H3-3 (IFA-755.1) および H1-6 (IFA-757.2) についての質量・寸法変化および強度・ヤング係数を示す。

表 3.2.3-12 および表 3.2.3-13 に照射試験ケース PPT-B (IFA-753) および PPT-C (IFA-752) についての質量・寸法変化および強度・ヤング係数を示す。なお、PPT-C (IFA-752) の強度計測は終了していない。

図 3.2.3-91 にコントロール試験、加熱試験および照射試験での試験体の質量・寸法変化を比較して示す。図 3.2.3-92 に試験体の圧縮強度・ヤング係数の変化を比較して示す。

質量変化については、コントロール試験体 C1 および C2 では大きな変化は見られないが、非照射・加熱試験体および照射試験体については試験中に水分が放出され、試験後 75℃で乾燥しているので、質量変化は 3.5%程度とほぼ一様となっている。

長さ変化については、コントロール試験体 C1 および C2 では変化はほとんど見られない。非照射・加熱試験体では、加熱試験で水分を放出し試験後 75℃で乾燥させるので、若干の乾燥収縮が見られる。照射試験ケース PPT-B では、砕石を用いたコンクリートは膨張しているが、砂利を用いたコンクリートは収縮している。照射試験ケース PPT-C では、両方のコンクリートで膨張が計測されており、膨張量は 1500  $\mu$  程度と非常に大きくなっている。これは、骨材が膨張していることが原因と考えられる。

なお、照射試験ケース PPT-B の試験体の側面で白色の生成物が観察されているため、直径変化については正確さを欠いている可能性がある。しかし、生成物量は試験体の質量と比較すると非常に少量であり、円柱供試体の端面では生成していないので質量変化と長さ変化については正確に計測できていると考えられる。

圧縮強度については、コントロール試験体および非照射・加熱試験体ともに 70MPa 程度となっており、大きな変化は見られない。照射試験ケース PPT-B の圧縮強度は、コントロール試験体および非照射・加熱試験体と比較すると若干小さくなっているようであるが、照射影響の評価については試験ケース PPT-C 以降のデータ取得を待ちたい。

図 3.2.3-93 に照射試験体の圧縮強度・ヤング係数と累積照射量との関係を示す。現段階では、試験ケース PPT-B および PPT-C の結果は得られているが、累積照射量のコンクリート物理特性への影響はまだ明確になっていない。

表 3.2.3- 7 コントロール試験 C1 の質量・寸法変化および強度・ヤング係数

試験ケース	骨材	試験体 ID	質量変化(g)			変化率 (%)	長さ変化(mm)			変化率 (%)	直径変化(mm)			変化率 (%)	圧縮強度 (MPa)	ヤング係数 (GPa)
			試験前	試験後	変化		試験前	試験後	変化		試験前	試験後	変化			
C1	川砂利	B44	181.228	180.720	-0.508	-0.28	59.510	59.504	-0.006	-0.01	40.277	40.269	-0.008	-0.02	70.4	40.5
		B45	182.426	181.920	-0.506	-0.28	59.742	59.725	-0.017	-0.03	40.239	40.232	-0.007	-0.02	70.7	33.1
		B46	184.235	183.735	-0.500	-0.27	59.906	59.888	-0.018	-0.03	40.288	40.284	-0.004	-0.01	62.7	35.0
		平均				-0.28				-0.02				-0.02	67.9	36.2
	碎石 (凝灰岩)	C44	180.879	180.404	-0.475	-0.26	59.609	59.613	0.004	0.01	40.207	40.204	-0.003	-0.01	73.8	43.1
		C45	184.414	183.935	-0.479	-0.26	59.731	59.737	0.006	0.01	40.226	40.221	-0.005	-0.01	71.9	39.3
		C46	179.560	178.957	-0.603	-0.34	59.323	59.325	0.002	0.00	40.248	40.244	-0.004	-0.01	64.7	41.8
		平均				-0.29				0.01				-0.01	70.1	41.4

表 3.2.3- 8 コントロール試験 C2 の質量・寸法変化および強度・ヤング係数

試験ケース	骨材	試験体 ID	質量変化(g)			変化率 (%)	長さ変化(mm)			変化率 (%)	直径変化(mm)			変化率 (%)	圧縮強度 (MPa)	ヤング係数 (GPa)
			試験前	試験後	変化		試験前	試験後	変化		試験前	試験後	変化			
C2	川砂利	B47	182.03	181.260	-0.766	-0.42	59.129	59.128	-0.001	0.00	40.306	40.312	0.006	0.01	55.0	36.0
		B48	182.6	181.81	-0.793	-0.43	59.711	59.700	-0.011	-0.02	40.190	40.191	0.001	0.00	74.7	34.5
		B49	182.39	181.61	-0.787	-0.43	59.670	59.652	-0.018	-0.03	40.305	40.303	-0.002	0.00	58.3	35.0
		平均				-0.43				-0.02				0.00	62.7	35.2
	碎石 (凝灰岩)	C47	182.58	181.82	-0.755	-0.41	59.169	59.173	0.004	0.01	40.256	40.294	0.038	0.09	51.4	33.2
		C48	181.82	181.06	-0.753	-0.41	59.635	59.609	-0.026	-0.04	40.242	40.249	0.007	0.02	67.9	33.7
		C49	182.08	181.37	-0.711	-0.39	59.387	59.382	-0.005	-0.01	40.245	40.252	0.007	0.02	77.2	32.5
		平均				-0.41				-0.02				0.04	65.5	33.1

表 3.2.3- 9 加熱試験ケース H1-3 (IFA-757.1) の質量・寸法変化および強度・ヤング係数

試験ケース	骨材	試験体 ID	質量変化(g)			変化率 (%)	長さ変化(mm)			変化率 (%)	直径変化(mm)			変化率 (%)	圧縮強度 (MPa)	ヤング係数 (GPa)
			試験前	試験後	変化		試験前	試験後	変化		試験前	試験後	変化			
H1-3	川砂利	B29	181.318	174.684	-6.634	-3.66	59.355	59.321	-0.034	-0.06	40.270	40.239	-0.031	-0.08	62.6	26.8
		B30	183.518	177.254	-6.264	-3.41	59.951	59.921	-0.030	-0.05	40.222	40.196	-0.026	-0.06	61.6	22.5
		B31	183.104	176.448	-6.656	-3.64	59.680	59.650	-0.030	-0.05	40.312	40.288	-0.024	-0.06	68.8	25.8
		B32	181.800	175.356	-6.444	-3.54	59.294	59.243	-0.051	-0.09	40.281	40.274	-0.007	-0.02	68.8	29.5
		平均				-3.56				-0.06				-0.05	65.5	26.2
	碎石 (凝灰岩)	C29	181.066	174.388	-6.678	-3.69	59.392	59.363	-0.029	-0.05	40.232	40.216	-0.016	-0.04	72.4	27.1
		C30	183.351	176.712	-6.639	-3.62	59.561	59.533	-0.028	-0.05	40.313	40.293	-0.020	-0.05	80.2	27.2
		C31	182.371	175.797	-6.574	-3.60	59.701	59.662	-0.039	-0.07	40.241	40.216	-0.025	-0.06	66.0	27.1
		C32	184.270	177.921	-6.349	-3.45	59.615	59.603	-0.012	-0.02	40.276	40.273	-0.003	-0.01	72.1	26.8
		平均				-3.59				-0.05				-0.04	72.7	27.1

表 3.2.3- 10 加熱試験ケース H3-3 (IFA-755.1) の質量・寸法変化および強度・ヤング係数

試験ケース	骨材	試験体 ID	質量変化(g)			変化率 (%)	長さ変化(mm)			変化率 (%)	直径変化(mm)			変化率 (%)	圧縮強度 (MPa)	ヤング係数 (GPa)
			試験前	試験後	変化		試験前	試験後	変化		試験前	試験後	変化			
H3-3	川砂利	B37	183.381	176.797	-6.584	-3.59	59.913	59.873	-0.040	-0.07	40.248	40.218	-0.030	-0.07	68.8	23.0
		B38	182.537	175.724	-6.813	-3.73	59.908	59.869	-0.039	-0.07	40.235	40.207	-0.028	-0.07	59.6	28.0
		B39	181.467	175.034	-6.433	-3.54	59.286	59.239	-0.047	-0.08	40.267	40.237	-0.030	-0.07	64.3	25.8
		B40	183.292	176.769	-6.523	-3.56	59.734	59.695	-0.039	-0.07	40.253	40.229	-0.024	-0.06	66.2	26.1
		平均				-3.61				-0.07				-0.07	64.7	25.7
	碎石 (凝灰岩)	C37	181.637	175.216	-6.421	-3.54	58.935	58.908	-0.027	-0.05	40.244	40.228	-0.016	-0.04	73.7	31.6
		C38	183.517	176.907	-6.610	-3.60	59.675	59.643	-0.032	-0.05	40.224	40.201	-0.023	-0.06	65.6	24.5
		C39	183.867	177.531	-6.336	-3.45	59.428	59.394	-0.034	-0.06	40.259	40.238	-0.021	-0.05	72.2	28.6
		C40	181.599	175.262	-6.337	-3.49	59.363	59.350	-0.013	-0.02	40.241	40.217	-0.024	-0.06	65.4	26.8
		平均				-3.52				-0.04				-0.05	69.2	27.9

表 3.2.3- 11 加熱試験ケース H1-6 (IFA-757.2) の質量・寸法変化および強度・ヤング係数

試験 ケース	骨材	試験体 ID	質量変化(g)			変化率 (%)	長さ変化(mm)			変化率 (%)	直径変化(mm)			変化率 (%)	圧縮強度 (MPa)	ヤング 係数 (GPa)
			試験前	試験後	変化		試験前	試験後	変化		試験前	試験後	変化			
H1-6	川砂利	B21	183.76	176.95	-6.801	-3.70	59.875	59.841	-0.034	-0.06	40.262	40.221	-0.041	-0.10	65.8	28.5
		B22	181.22	174.05	-7.169	-3.96	59.469	59.451	-0.018	-0.03	40.302	40.269	-0.033	-0.08	67.4	27.5
		B23	182.86	175.92	-6.947	-3.80	59.593	59.562	-0.031	-0.05	40.289	40.238	-0.051	-0.13	65.8	28.4
		B24	182.520	175.31	-7.206	-3.95	59.808	59.763	-0.045	-0.08	40.315	40.234	-0.081	-0.20	67.1	24.8
		平均				-3.85				-0.05				-0.13	66.5	27.3
	砕石 (凝灰岩)	C21	183.9	177.31	-6.591	-3.58	59.658	59.640	-0.018	-0.03	40.252	40.221	-0.031	-0.08	67.3	27.0
		C22	181.92	174.99	-6.929	-3.81	59.423	59.413	-0.010	-0.02	40.332	40.284	-0.048	-0.12	70.4	27.8
		C23	182.96	176.78	-6.179	-3.38	59.029	59.022	-0.007	-0.01	40.247	40.215	-0.032	-0.08	69.3	23.9
		C24	181.27	174.34	-6.926	-3.82	59.434	59.434	0.000	0.00	40.282	40.251	-0.031	-0.08	76.3	24.9
		平均				-3.65				-0.01				-0.09	70.8	25.9

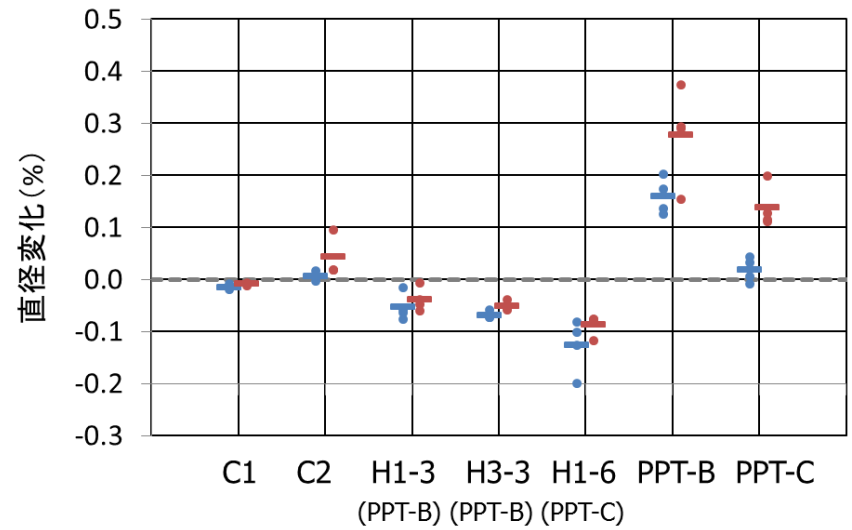
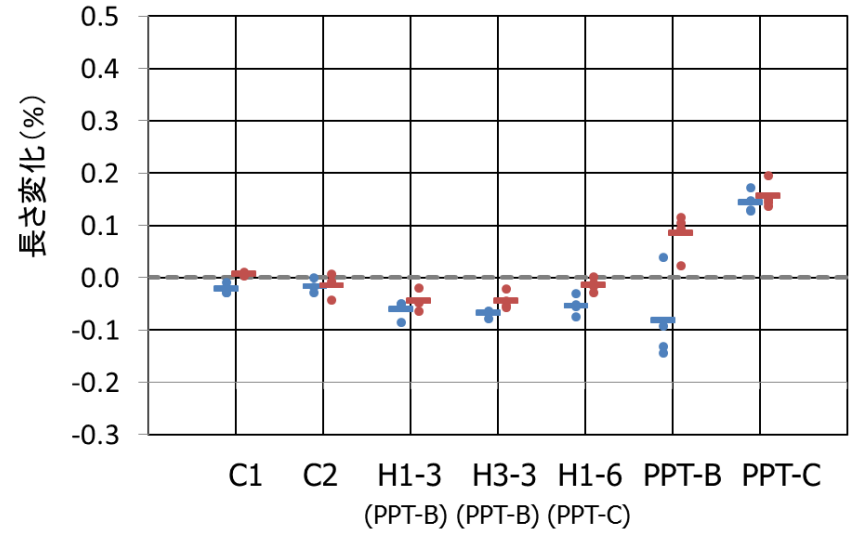
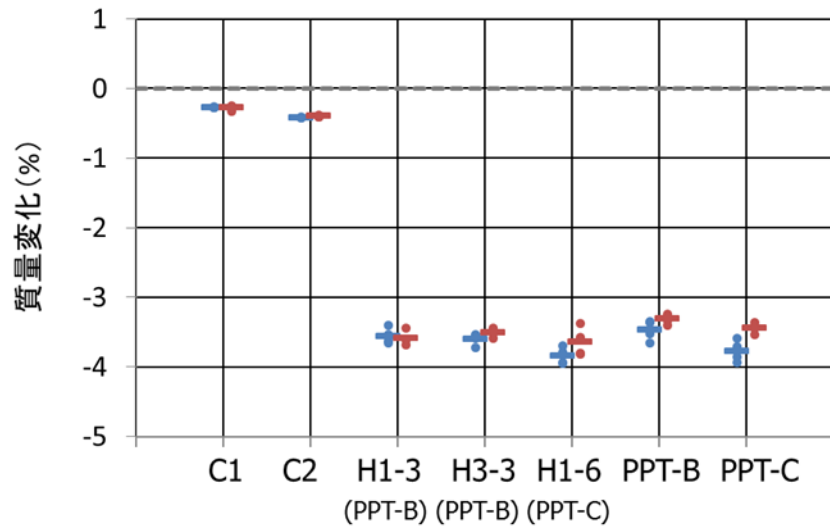


表 3.2.3- 12 照射試験ケース PPT-B (IFA-753) の質量・寸法変化および強度・ヤング係数

試験ケース	骨材	試験体 ID	質量変化(g)			変化率 (%)	長さ変化(mm)			変化率 (%)	直径変化(mm)			変化率 (%)	圧縮強度 (MPa)	ヤング係数 (GPa)
			試験前	試験後	変化		試験前	試験後	変化		試験前	試験後	変化			
PPT-B	川砂利	B13	182.514	176.399	-6.115	-3.35	59.626	59.571	-0.055	-0.09	40.286	40.340	0.054	0.13	64.2	28.5
		B14	181.033	174.391	-6.642	-3.67	59.910	59.831	-0.079	-0.13	40.268	40.337	0.069	0.17	66.6	26.7
		B15	182.707	176.252	-6.455	-3.53	59.965	59.878	-0.087	-0.15	40.224	40.274	0.050	0.13	66.6	31.7
		B16	183.290	177.127	-6.163	-3.36	59.960	59.982	0.023	0.04	40.288	40.370	0.081	0.20	56.9	23.8
		B				-3.48				-0.08				0.16	63.6	27.7
	碎石 (凝灰岩)	C13	182.116	176.157	-5.959	-3.27	59.237	59.305	0.068	0.11	40.252	40.314	0.062	0.15	60.7	22.6
		C14	183.419	177.291	-6.128	-3.34	59.664	59.677	0.013	0.02	40.302	40.420	0.118	0.29	68.5	22.8
		C15	180.420	174.261	-6.159	-3.41	59.038	59.093	0.055	0.09	40.243	40.393	0.150	0.37	70.0	21.9
		C16	183.895	177.920	-5.975	-3.25	59.586	59.648	0.062	0.10	40.302	40.419	0.117	0.29	61.3	22.5
		C				-3.32				0.08				0.28	65.1	22.5

表 3.2.3- 13 照射試験ケース PPT-C (IFA-752) の質量・寸法変化および強度・ヤング係数

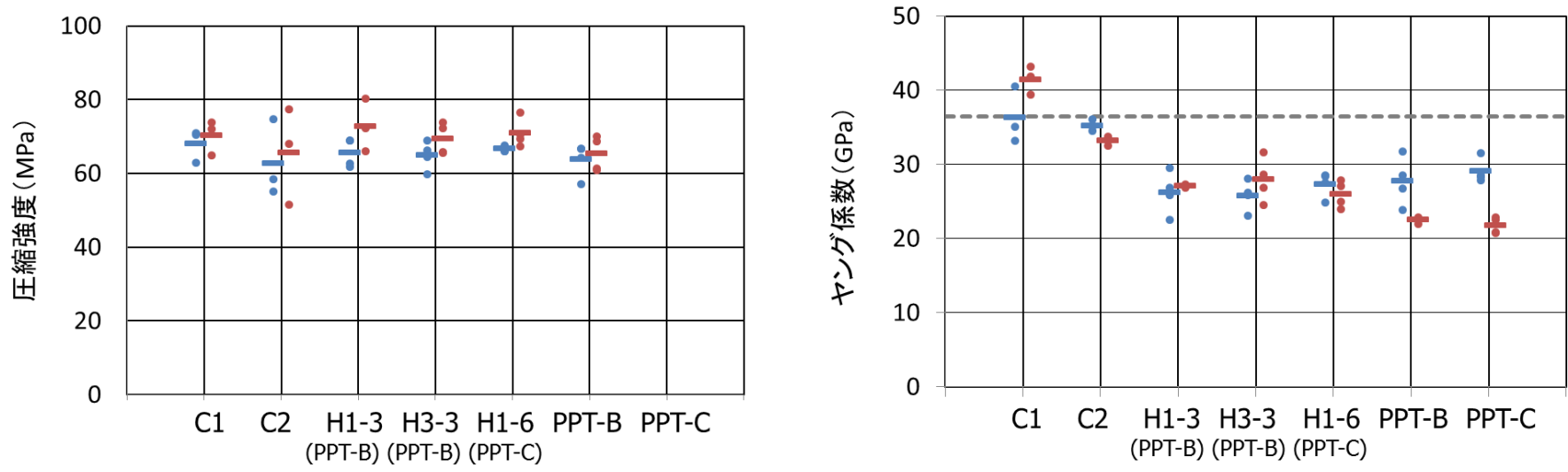
試験ケース	骨材	試験体 ID	質量変化(g)			変化率 (%)	長さ変化(mm)			変化率 (%)	直径変化(mm)			変化率 (%)	ヤング係数 (GPa)
			試験前	試験後	変化		試験前	試験後	変化		試験前	試験後	変化		
PPT-C	川砂利	B05	182.508	175.94	-6.566	-3.60	59.677	59.753	0.076	0.13	40.198	40.211	0.013	0.03	28.2
		B06	180.492	173.36	-7.130	-3.95	59.318	59.405	0.087	0.15	40.248	40.250	0.002	0.00	31.5
		B07	181.520	174.503	-7.017	-3.87	59.321	59.423	0.102	0.17	40.301	40.297	-0.004	-0.01	27.8
		B08	182.753	175.950	-6.803	-3.72	59.792	59.869	0.077	0.13	40.284	40.301	0.017	0.04	28.5
		B				-3.78				0.14				0.02	29.0
	碎石 (凝灰岩)	C05	183.031	176.88	-6.156	-3.36	59.532	59.613	0.081	0.14	40.247	40.293	0.046	0.11	22.5
		C06	182.050	175.77	-6.282	-3.45	59.305	59.393	0.088	0.15	40.220	40.264	0.044	0.11	20.8
		C07	182.793	176.49	-6.299	-3.45	59.148	59.233	0.085	0.14	40.256	40.307	0.051	0.13	22.8
		C08	182.382	175.93	-6.450	-3.54	59.175	59.290	0.115	0.19	40.263	40.343	0.080	0.20	20.7
		C				-3.45				0.16				0.14	21.7



C1, C2 : コントロール試験体  
 H1-3 : 加熱試験体 (PPT-B 最高温度模擬)  
 H3-3 : 加熱試験体 (PPT-B 平均温度模擬)  
 H1-6 : 加熱試験体 (PPT-C 最高温度模擬)  
 PPT-B : 照射試験体 (目標照射量  $0.75 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$ )  
 PPT-C : 照射試験体 (目標照射量  $1.50 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$ )

赤: 砕石 (凝灰岩)  
 青: 川砂利

図 3.2.3- 91 試験体の質量・寸法変化



C1, C2 : コントロール試験体  
 H1-3 : 加熱試験体 (PPT-B 最高温度模擬)  
 H3-3 : 加熱試験体 (PPT-B 平均温度模擬)  
 H1-6 : 加熱試験体 (PPT-C 最高温度模擬)  
 PPT-B : 照射試験体 (目標照射量  $0.75 \times 10^{19}$  n/cm<sup>2</sup>)  
 PPT-C : 照射試験体 (目標照射量  $1.50 \times 10^{19}$  n/cm<sup>2</sup>)

赤: 碎石 (凝灰岩)  
 青: 川砂利

図 3. 2. 3- 92 試験体の圧縮強度・ヤング係数の変化

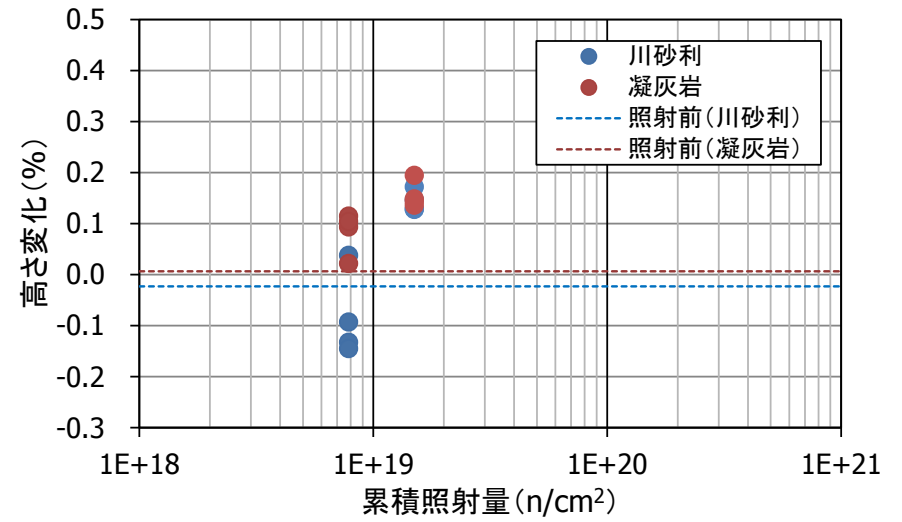
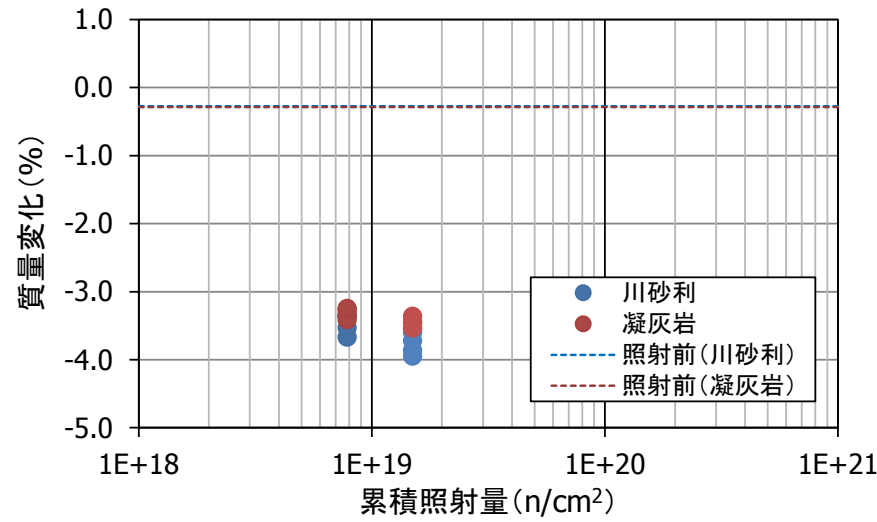


図 3. 2. 3- 試験体の質量・寸法と累積照射量との関係

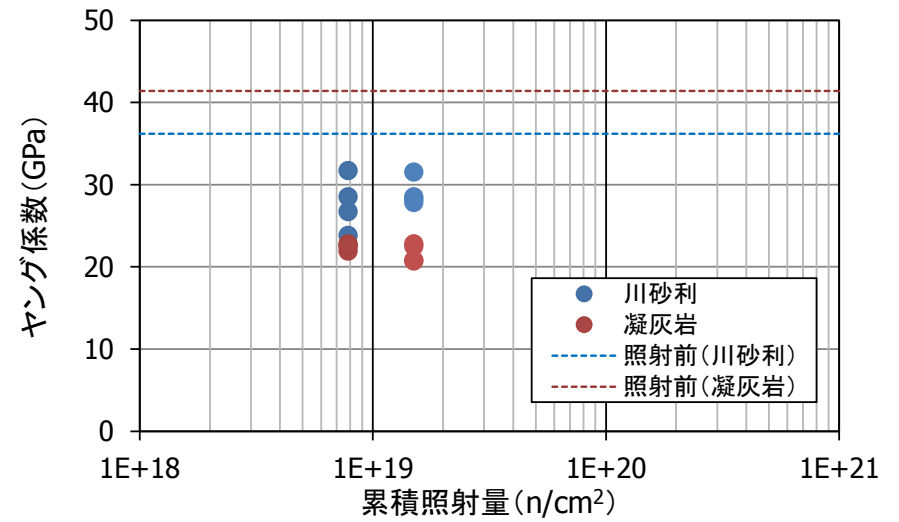
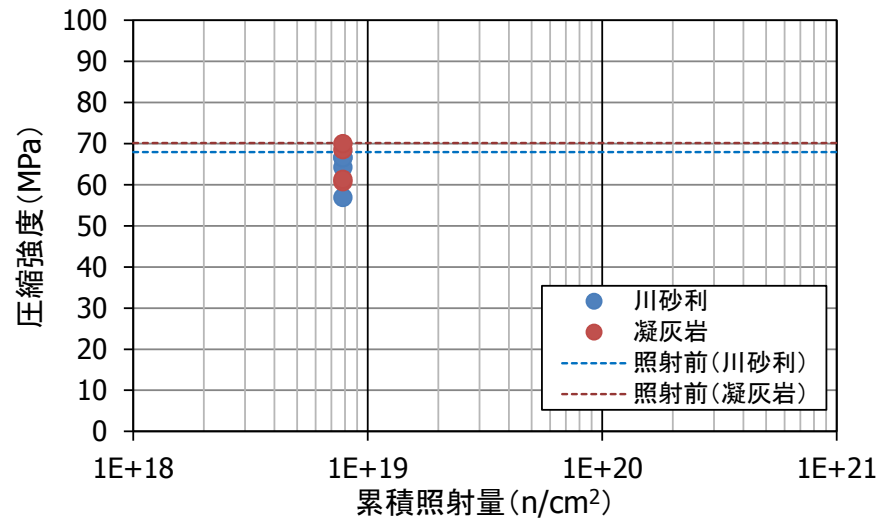


図 3. 2. 3- 93 試験体の圧縮強度・ヤング係数と累積照射量との関係

### 3.2.4 試験結果の分析

#### (1) 水分放出量について

表 3.2.4-1 にキャプセルより放出された水分量をまとめて示す。

水蒸気を捕集するためのシステムとしては、当初は水分捕集タンクと湿度計で構成される単純なシステムを用い、湿度と流量により水分量を評価する計画であった。しかし、セメントペーストを用いた IT-A3 (IFA-760) では、多くの自由水が存在しており、水分捕集タンク内で水蒸気が凝縮し常に湿度が 100%程度となったため、湿度と流量で水分量を評価できなかった。なお、湿度を計測できる領域に低減するため、He フラッシュを行ったが湿度低下はなかった。

そこで、水蒸気を凝縮させるコンデンサを設置するとともに、コンデンサを通過した湿分を捕集するために、下流側に水蒸気吸着容器（吸着材：塩化カルシウム）を設置した。

表 3.2.4-1 では、それぞれの装置や評価方法毎に水分量を表示するとともに、放射線分解により水素・酸素ガスとして放出された水分量もあわせて示す。

ガンマ線照射試験では、放射線分解によりガスとして放出される水分量は非常に少なく、ほとんどの水分が熱により水蒸気として放出されていた。

一方、試験ケース PPT-C (IFA-752) および PPT-D (IFA-751) では、改良後水分捕集システムで水分量の計測を行っており、計測できずに失った水分量は少ないと考えられるが、どちらのケースにおいても、放射線分解によりガスとして放出された水分量が水蒸気として放出された水分量よりもかなり多くなっている。これは、ガンマ線照射試験と比較すると、中性子照射試験では、非常に大きな中性子束に加えて非常に強いガンマ線が作用しているので、放射線分解による水分の放出が大きくなったと考えられる。

また、75℃で乾燥したセメントペースト試験体を用いている、試験ケース IT-A1 (IFA-758) では、1g の水分が放射線で分解しただけであり、ガンマ線だけでなく中性子によっても化学的結合水は影響を受けにくいことがわかる。

参考のために、表 3.2.4-1 には、セメントペースト試験体およびコンクリート試験体に含まれている自由水量を示す。また、表 3.2.4-2 および表 3.1.2-5 にセメントペースト試験体およびコンクリート試験体の自由水量および化学的結合水量の計測・評価結果を示す。

セメントペースト試験体の自由水・結合水は、照射試験体の水分条件を設定するために 75℃および 120℃で加熱した際のデータを参考に、105℃での自由水を線形補間で評価したのもであり、化学結合水は調合より全水分量から自由水量を差し引いた値である。コンクリート試験体の自由水は、コントロール試験体の自由水の計測結果であり、化学的結合水は、調合より全水分量を評価し自由水量を差し引いた値である。

図 3.2.4-1 に、コンデンサで捕集された水分量の変化を、図 3.2.4-2 に水分の放出速度の変化を示す。試験ケース PPT-C (IFA-752) および PPT-D (IFA-751) については、照射試験当初から改良後の捕集システムで水分捕集を行っているため、照射期間の増大に伴い、水分量が増大している。しかし、水分条件（封緘養生）や照射条件（照射孔#36、コンクリ

ート温度はともに 70°C程度) はほとんど同一であるにも関わらず、水分放出速度や水分量には差が発生しており、その理由は明確になっていない。

試験ケース PPT-E (IFA-750) では、最初の約 2 か月間照射期間中はコンデンサを用いず、定期的な長期停止期間後の再起動時にコンデンサを設置した。従って、最初の 2 か月間に水分が放出されたため、コンデンサでは、水がほとんど捕集されていない。また、試験ケース IT-A1 (IFA-758) については、75°Cで乾燥した試験体を用いているので、水蒸気で放出される水分量は皆無となっている。

表 3.2.4- 1 キャプセルより放出された水分量

試験 ID	キャプセル #	実施状況	照射日数	水分放出量 (g)								質量差 (g)		コントロール試験体の自由水量 (g)
				熱によって水蒸気として放出された水分量						放射線による水分分解量	総水分放出量	乾燥前	乾燥後	
				初期システム		改良後システム			水蒸気放出量合計					
				水分捕集タンク	湿度・流量より評価	凝縮容器	水蒸気吸着容器	湿度・流量より評価						
IT-A1	IFA-758	終了	50	N/A	N/A	0.0	N/A	0.0	0.0	1.0	1.0	1.1	1.1	8.7
IT-A2	IFA-759	未着手												0.0
IT-A3	IFA-760	終了	81	25	2.0	N/A	N/A	N/A	27.0	43.1	70.1	-	-	84.0
IT-A4	IFA-761	未着手												84.0
PPT-B	IFA-753	終了	25	3	1.2	N/A	N/A	N/A	4.2	27.4	31.6	34.5	49.6	66.6
PPT-C	IFA-752	終了	45	N/A	N/A	15.5	N/A	0.3	15.8	23.1	38.9	46.4	52.7	66.6
PPT-D	IFA-751	実施中	95	N/A	N/A	13.0	0.4*	0.0	13.4	34.2	47.6	-	-	66.6
PPT-E	IFA-750	実施中	261	5	1.4	0.0	0.0	0.0	6.4	31.3	37.7	-	-	66.6

: 初期システムによる水分捕集量  
 : 改良後システムによる水分捕集量

N/A : 各試験における計測で、適用されていない項目、 \* : 2014年12月計測

水分捕集方法の解説 ・水分捕集タンク：水分捕集システムの最初に設置（冷却機能がないので、凝縮量が少なかった。）

- ・湿度・流量より評価：水分捕集容器の下流側の湿度と流量により評価
- ・凝縮容器：冷却により水蒸気を凝縮させ水分として回収する容器
- ・水蒸気吸着容器：凝縮容器の下流側にある水蒸気吸着容器、塩化カルシウムによる吸着
- ・湿度・流量より評価：水分捕集容器の下流側の湿度と流量により評価

表 3.2.4-2 セメントペースト試験体の自由水量および化学的結合水量

試験体#	乾燥温度 (°C)	試験体質量(g)		自由水(g)	
		乾燥前	乾燥後		平均
6	75	138.89	115.74	23.2	23.1
7		138.54	115.52	23.0	
8		138.6	115.64	23.0	
9		138.73	115.78	23.0	
10		139.6	116.29	23.3	
1	120	139.82	113.2	26.6	26.3
2		139.08	112.72	26.4	
3		139.15	112.84	26.3	
4		139.53	113.24	26.3	
5		137.96	111.88	26.1	
推定値	105	(75°Cと120°Cの線形補間より推定)			25.2
Φ4×6cmセメントペースト試験体質量			139.0 g		
全水分量			46.3 g	(w/c=0.5)	
化学的結合水量			21.1 g		



表 3.2.4- 3 コンクリート試験体の自由水量および化学的結合水量

試験体ID	骨材種類	管理試験体 (月)	試験体質量(g)		自由水(g)	
			乾燥前	乾燥後		平均値
1-133	砂利	4	181.29	173.55	7.74	7.56
1-134			181.02	174.04	6.98	
1-136		8	182.59	174.8	7.79	
1-137			182.69	174.88	7.81	
1-139		16	179.14	171.54	7.60	
1-140			178.63	171.15	7.48	
1-141			179.95	172.44	7.51	
Φ4×6cmコンクリート試験体質量			180.8 g			
全水分量			13.6 g	(調合より)		
化学的結合水量			6.1 g			

試験体ID	骨材種類	管理試験体 (月)	試験体質量(g)		自由水(g)	
			乾燥前	乾燥後		平均値
2-133	碎石	4	181.65	174.48	7.17	7.31
2-134			180.00	172.85	7.15	
2-136		8	183.15	175.46	7.69	
2-137			182.77	175.08	7.69	
2-139		16	182.38	175.03	7.35	
2-140			182.04	174.87	7.17	
2-141			182.36	175.38	6.98	
Φ4×6cmコンクリート試験体質量			182.1 g			
全水分量			14.2 g	(調合より)		
化学的結合水量			6.9 g			

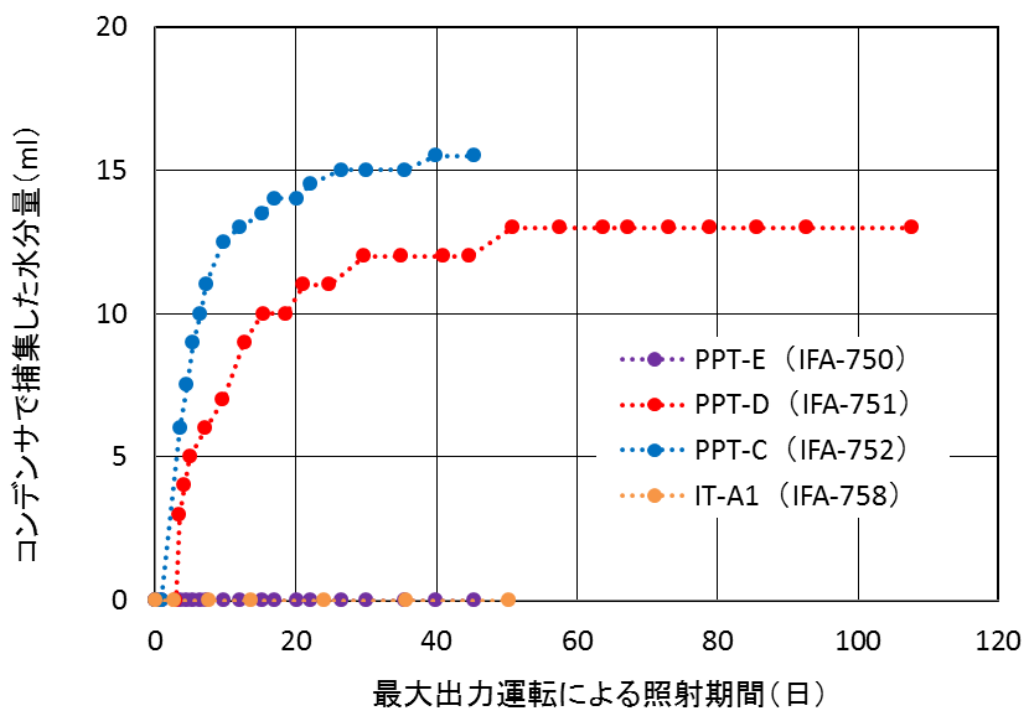


図 3.2.4- 1 コンデンサで捕集した水分量の時間変化

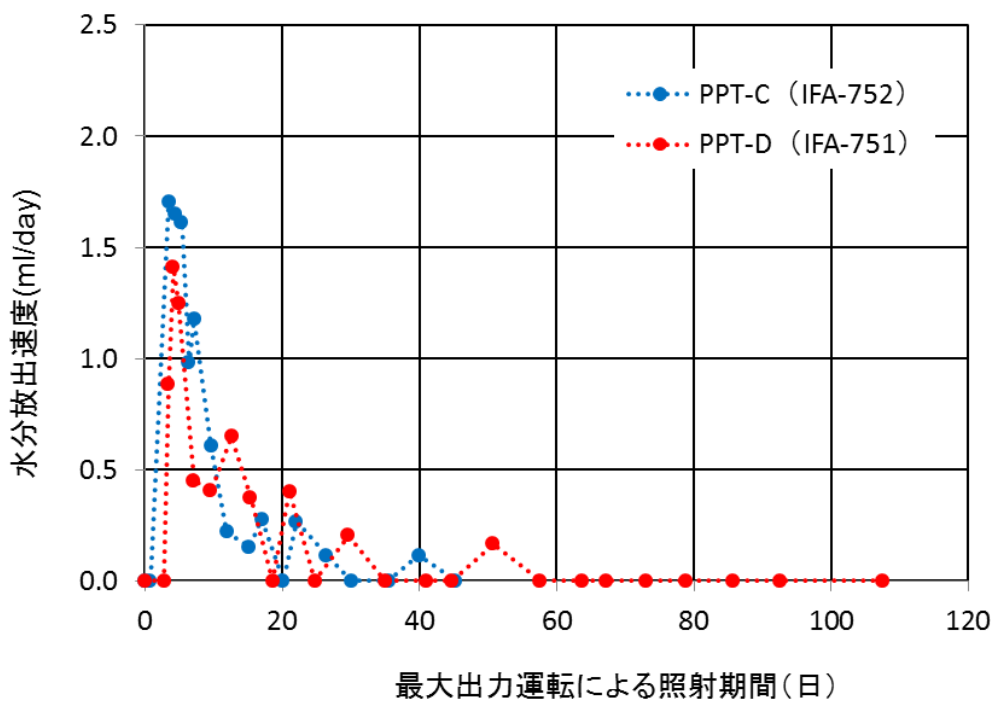


図 3.2.4- 2 コンデンサで捕集した水分の放出速度の時間変化

## (2) ガス発生速度と成分分析

### 1) 相互作用試験における比較検討

試験ケース IT-A1 (IFA-758) および IT-A3 (IFA-760) について計測結果を比較検討する。

図 3.2.4-3 および図 3.2.4-4 に IT-A1 および IT-A3 のキャプセル内圧の時間変化を示す。図 3.2.4-5 および図 3.2.4-6 に、発生圧力総計の時間変化および照射量に対する変化を示す。図 3.2.4-7 および図 3.2.4-8 に、圧力発生速度の時間変化および照射量に対する変化を示す。図 3.2.4-9 および図 3.2.4-10 に、ガス発生量の時間変化および照射量に対する変化を示す。図 3.2.4-11 および図 3.2.4-12 に、ガス発生速度の時間変化および照射量に対する変化を示す。

IT-A3 (IFA-760) では、封緘状態のセメントペースト試験体を用いて照射試験を行っており、試験体には非常に多くの自由水（試験体 4 体で 84g 程度）が存在していたと考えられる。一方、IT-A1 (IFA-758) では、75℃乾燥のセメントペースト試験体を用いて照射試験を行っており、試験体には自由水（試験体 4 体で 8.7g 程度）がほとんど存在していない状態であったと考えられる。

その結果、発生圧力総計やガス発生量には顕著な差が見られ、50 日間の照射により発生圧力は 47 倍 (46.55bar/0.99bar) となっている。すなわち、非常に強い中性子照射条件にもかかわらず、化学的結合水は非常に安定した状態にあると考えられる。なお、IT-A1 (IFA-758) で、圧力が 1.25bar に到達する前に圧力が放出されているが、これは、定期的な発生ガスの成分分析を行う必要があり、圧力が 1.25bar に到達するまで待ってなかったからである。

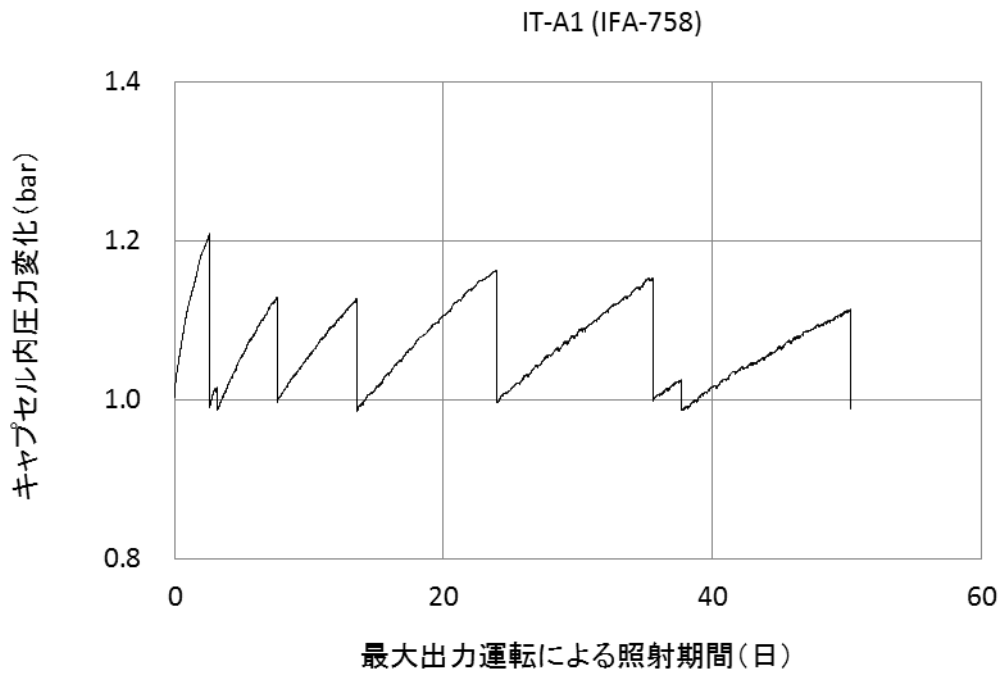


図 3. 2. 4- 3 試験ケース IT-A1 の圧力状況の状況

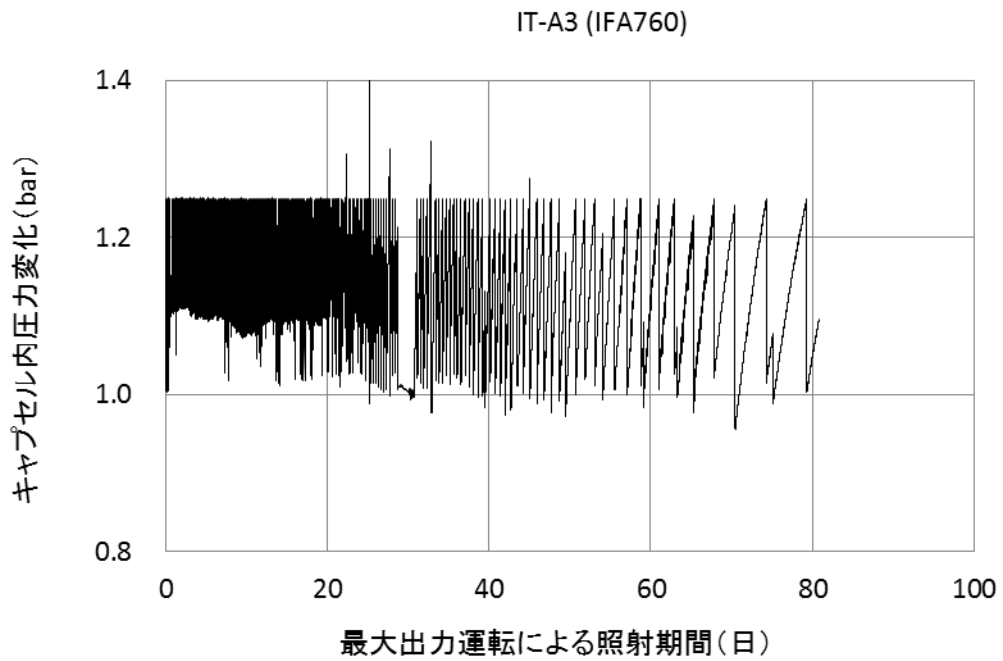


図 3. 2. 4- 4 試験ケース IT-A3 の圧力状況の状況

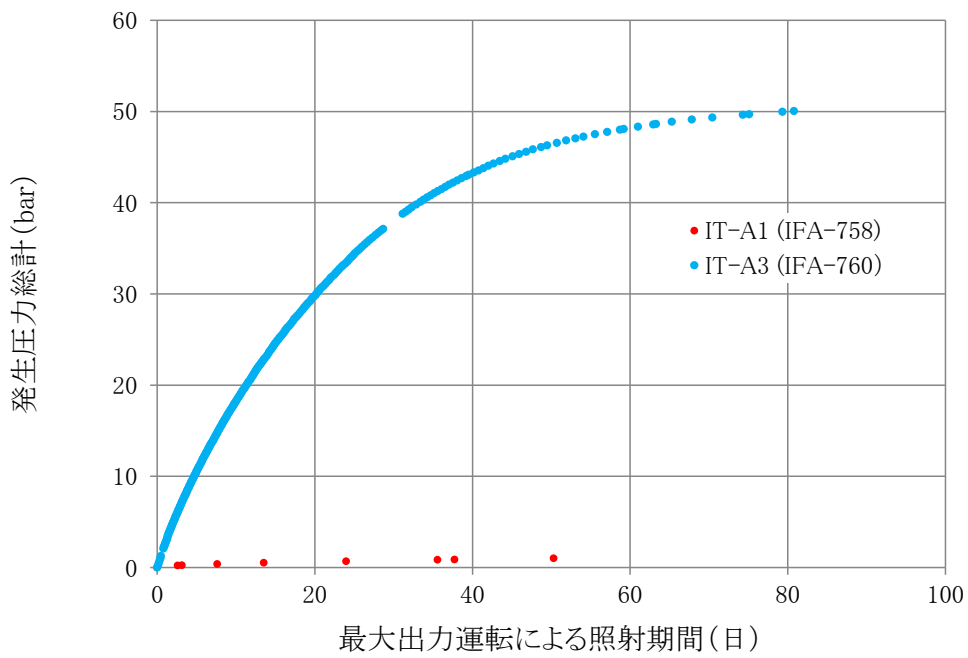


図 3.2.4- 5 発生圧力総計の時間変化

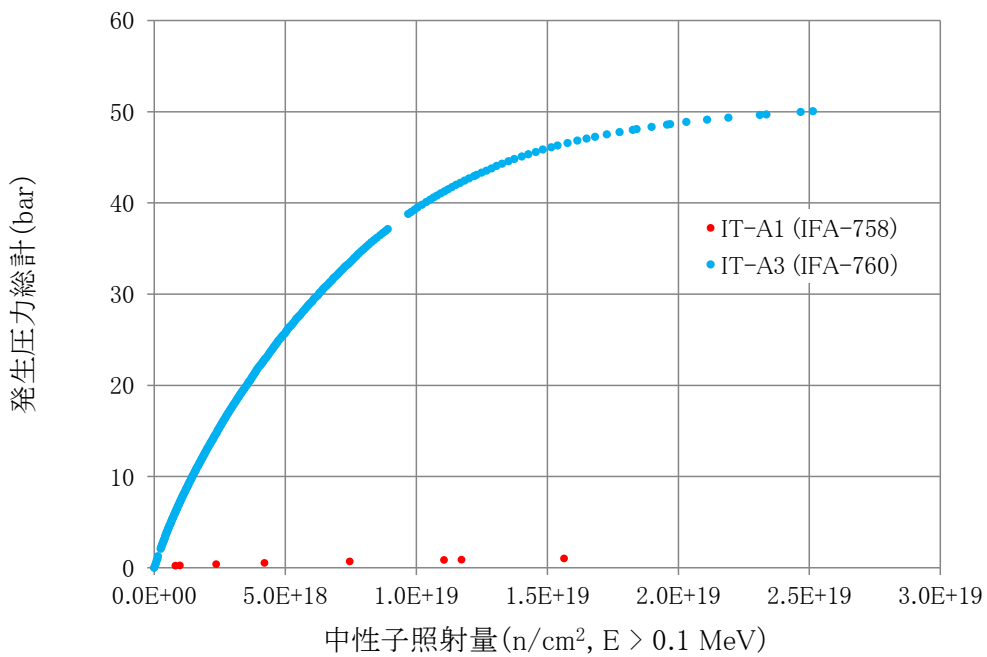


図 3.2.4- 6 発生圧力総計の照射量に対する変化

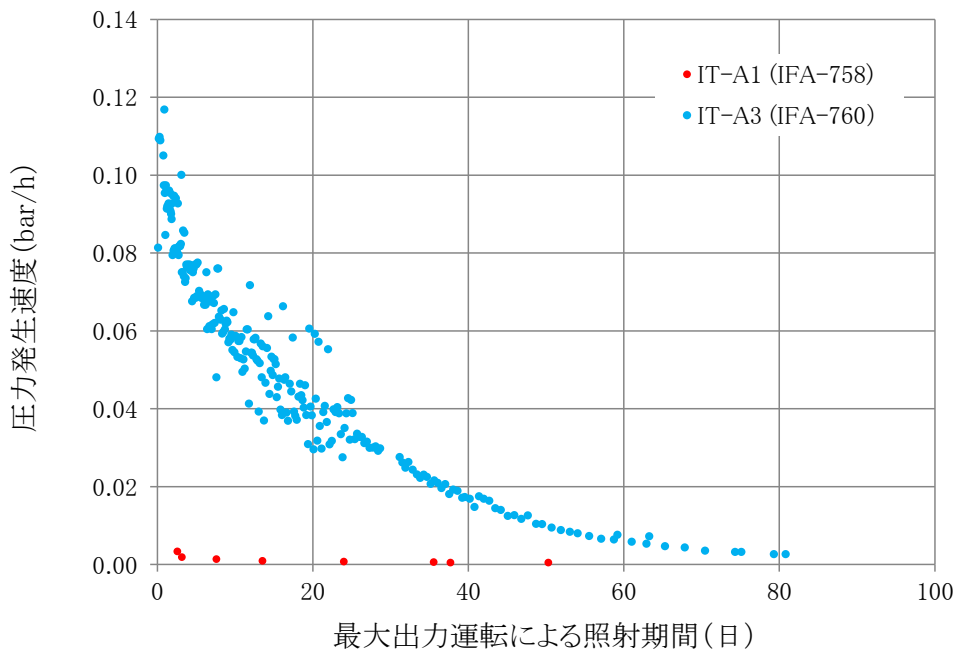


図 3.2.4- 7 圧力発生速度の時間変化

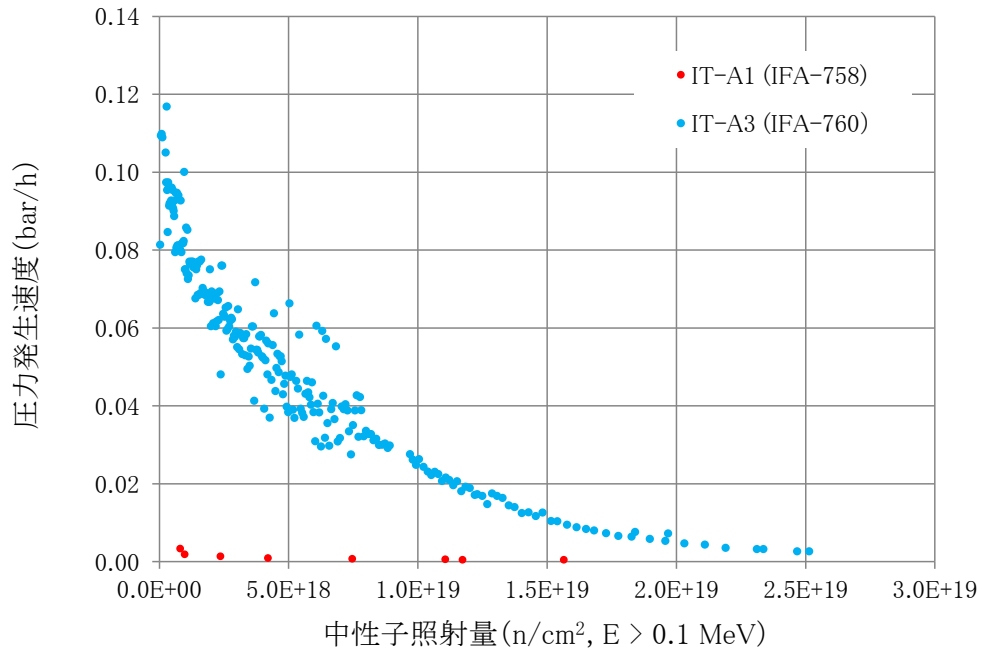


図 3.2.4- 8 圧力発生速度の照射量に対する変化

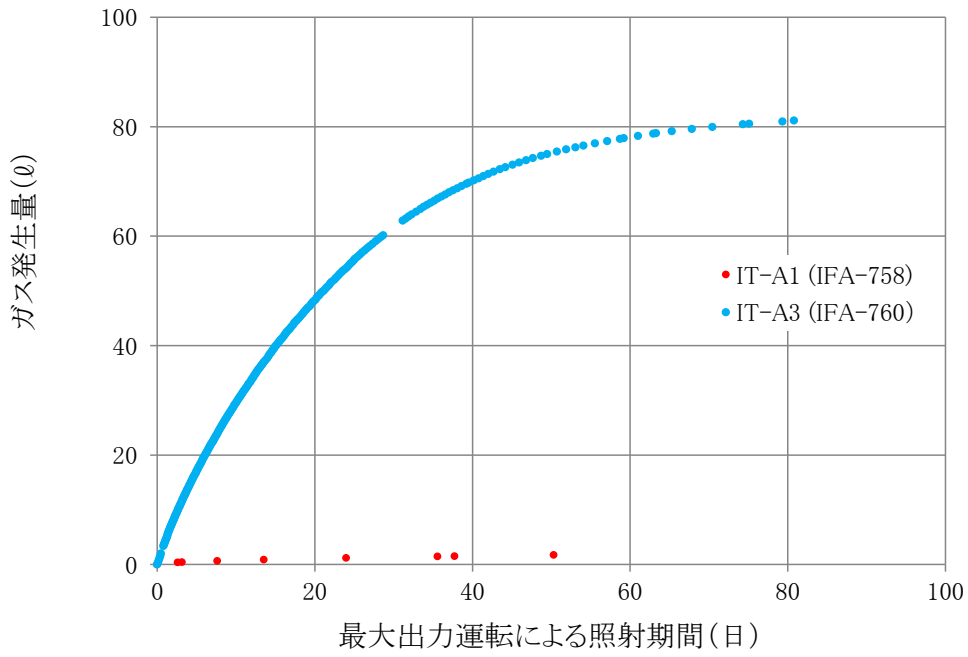


図 3.2.4- 9 ガス発生量の時間変化 (0°C、1 気圧)

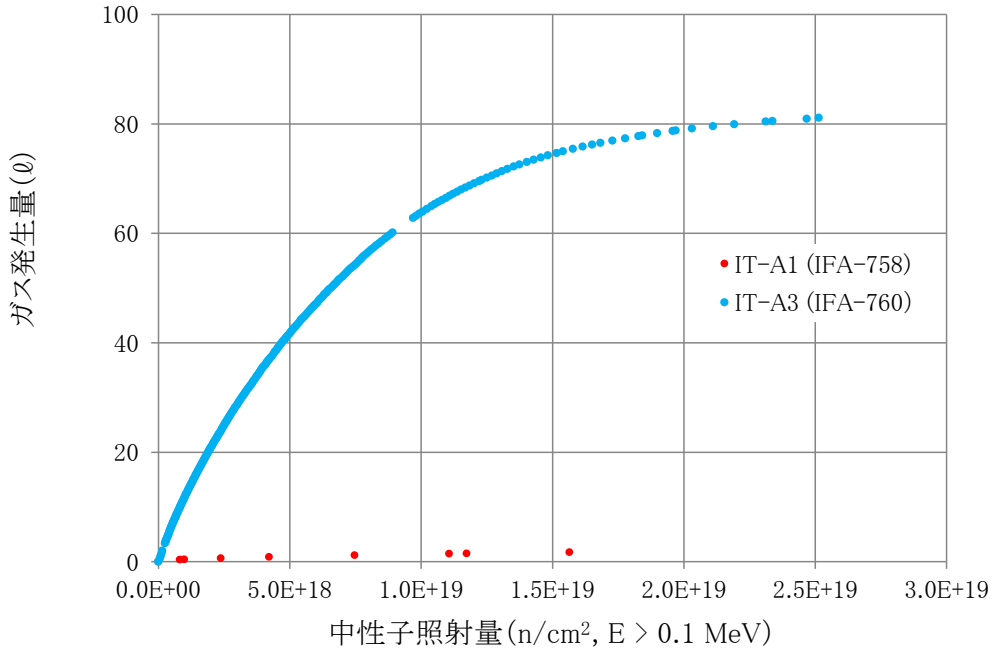


図 3.2.4- 10 ガス発生量の照射量に対する変化 (0°C、1 気圧)

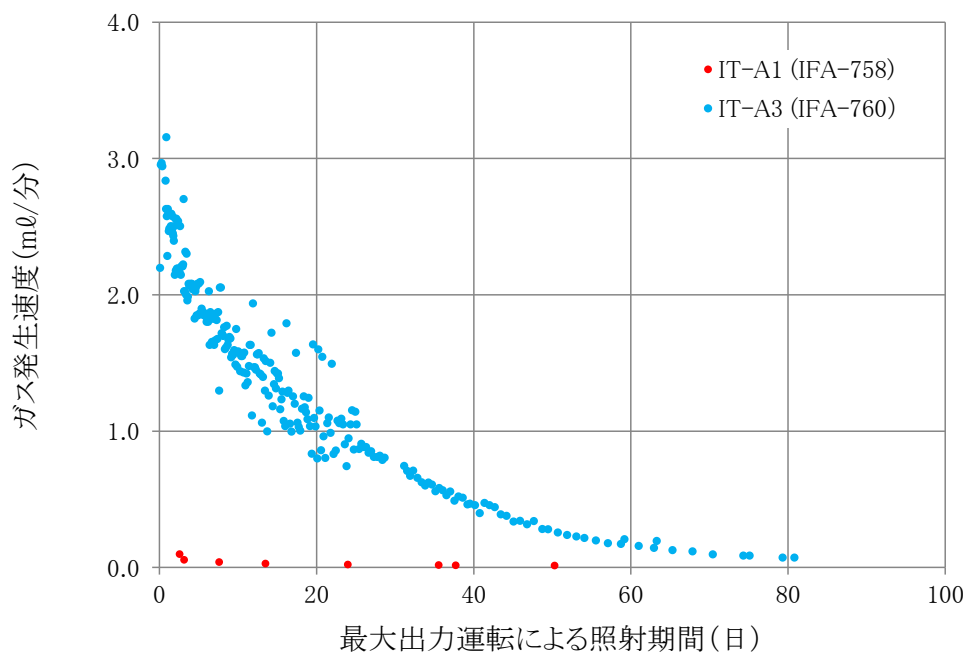


図 3. 2. 4- 11 ガス発生速度の時間変化 (0°C、1 気圧)

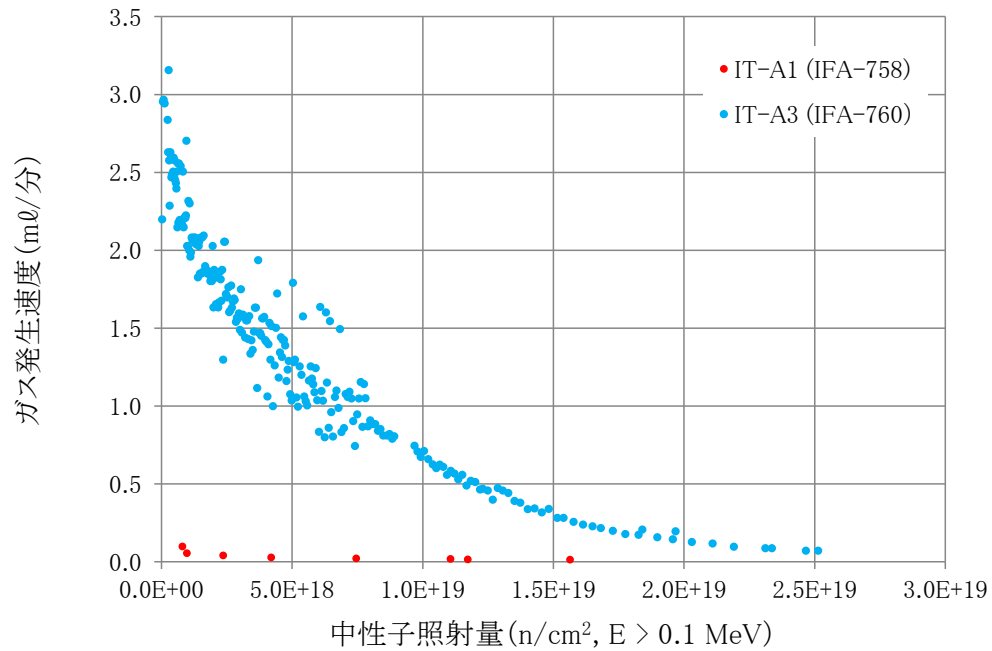


図 3. 2. 4- 12 ガス発生速度の照射量に対する変化 (0°C、1 気圧)



## 2) 物理試験における比較検討

試験ケース PPT-B (IFA-753)、PPT-C (IFA-752)、PPT-D (IFA-751) および PPT-E (IFA-750) について、ガス発生速度について比較検討する。

図 3.2.4- 13 および図 3.2.4- 14 に、発生圧力総計の時間変化および照射量に対する変化を示す。図 3.2.4- 15 および図 3.2.4- 16 に、圧力発生速度の時間変化および照射量に対する変化を示す。図 3.2.4- 17 および図 3.2.4- 18 に、ガス発生量の時間変化および照射量に対する変化を示す。図 3.2.4- 19 および図 3.2.4- 20 に、ガス発生速度の時間変化および照射量に対する変化を示す。

発生圧力総計やガス発生量については、どの試験ケースでも時間経過に伴って発生速度が低下し、80 日間の照射により、発生量はほぼ一定値に収束し、発生速度はほぼゼロとなっている。

また、これらの試験条件はほぼ同一となっているが、発生圧力総計やガス発生量については、20 日間の照射により PPT-B (IFA-753) は PPT-C (IFA-752) の倍となっている。そこで、表 3.2.4- 4 に各試験ケースでの照射状況を比較して示す。中性子束は  $3.60 \times 10^{12} \text{n/cm}^2/\text{s}$  と各試験ケースで共通となっているが、PPT-B (IFA-753) では稼働率が 85% と他の試験ケースよりも 10% 程度高くなっており、また、PPT-E (IFA-750) では、ガンマ発熱が大きいのでコンクリート温度が高くなっている。このような理由により、PPT-B (IFA-753) および PPT-E (IFA-750) では照射の初期の段階で発生圧力総計やガス発生量が大きめの数値となっていると考えられる。

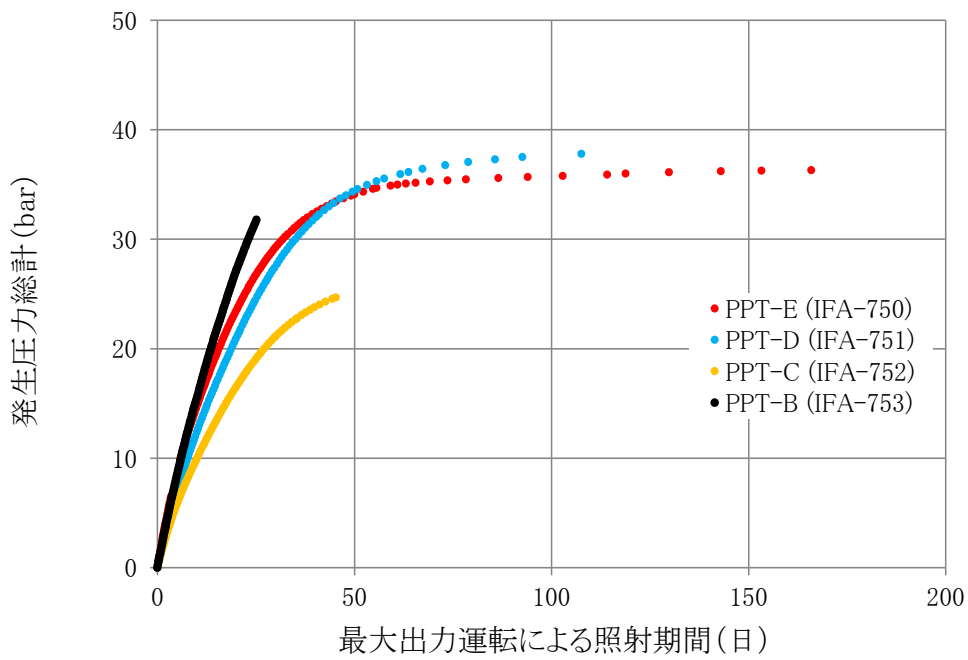


図 3.2.4- 13 発生圧力総計の時間変化

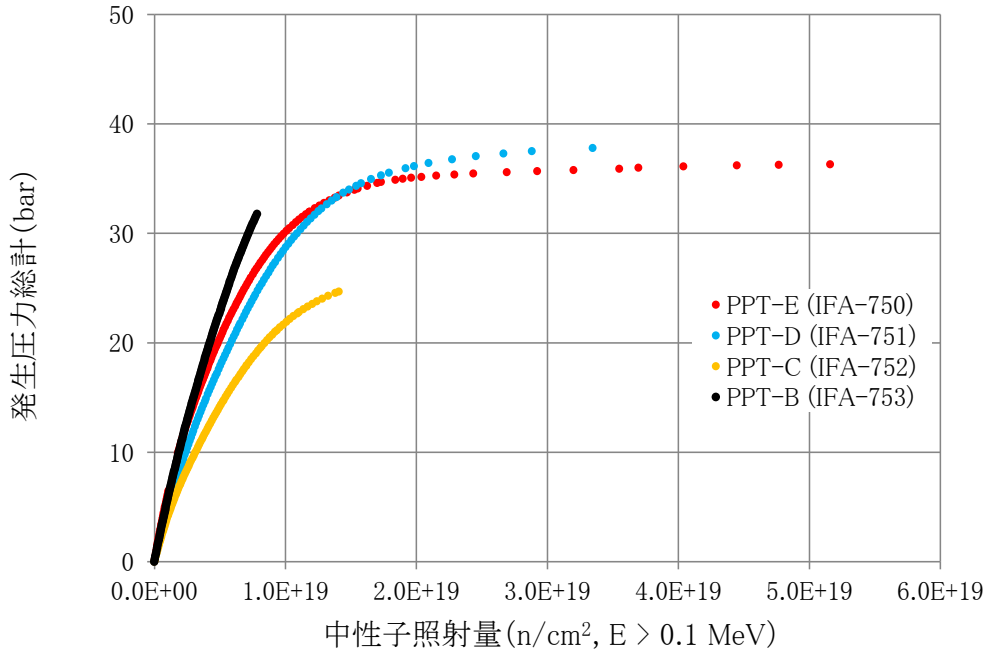


図 3.2.4- 14 発生圧力総計の照射量に対する変化

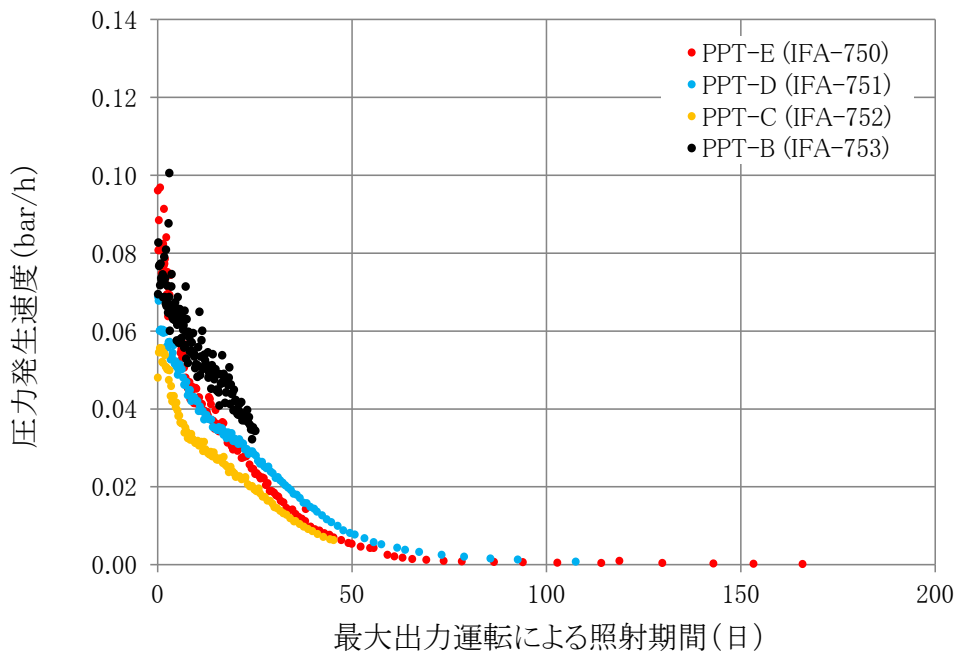


図 3. 2. 4- 15 圧力発生速度の時間変化

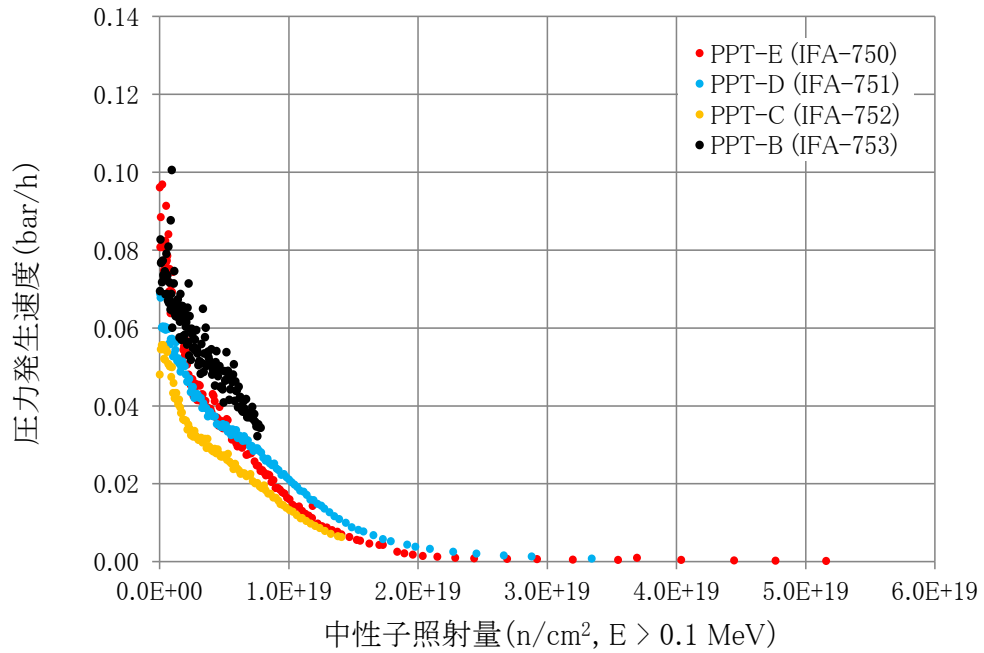


図 3. 2. 4- 16 圧力発生速度の照射量に対する変化

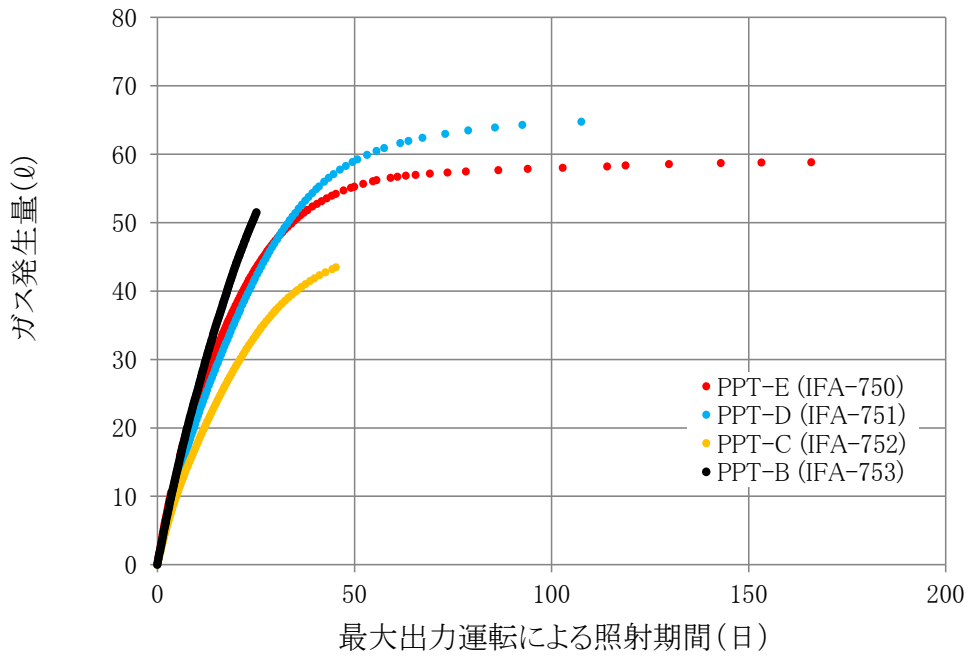


図 3.2.4- 17 ガス発生量の時間変化 (0°C、1 気圧)

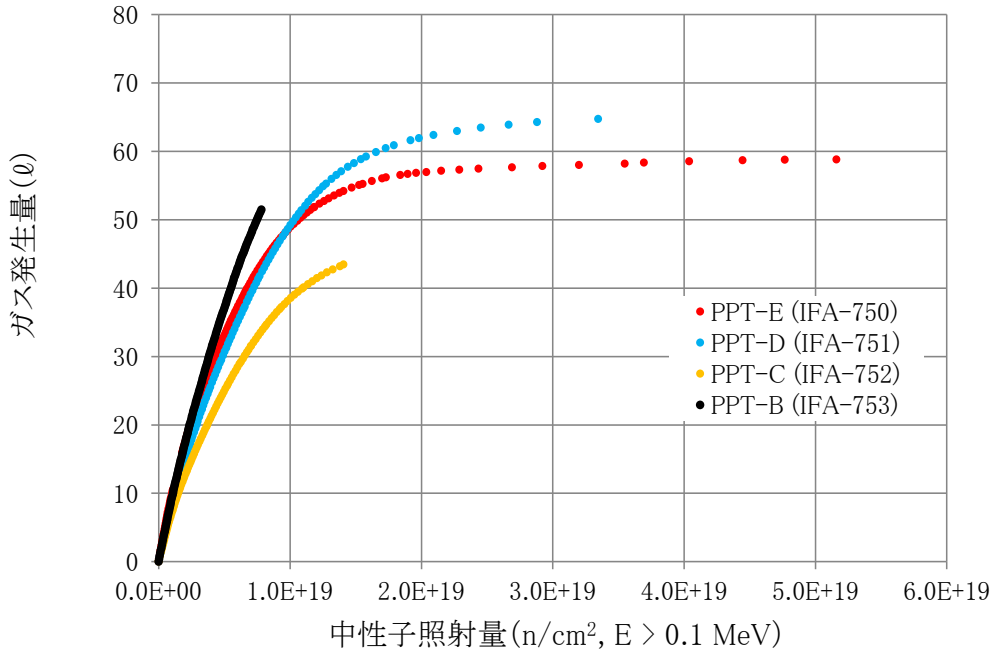


図 3.2.4- 18 ガス発生量の照射量に対する変化 (0°C、1 気圧)

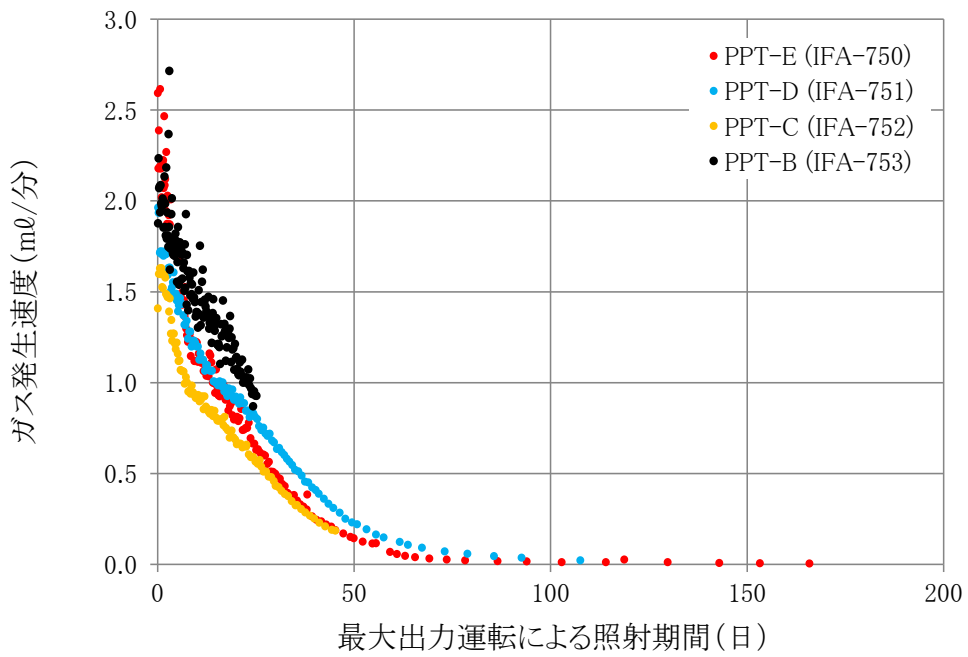


図 3.2.4- 19 ガス発生速度の時間変化 (0°C、1 気圧)

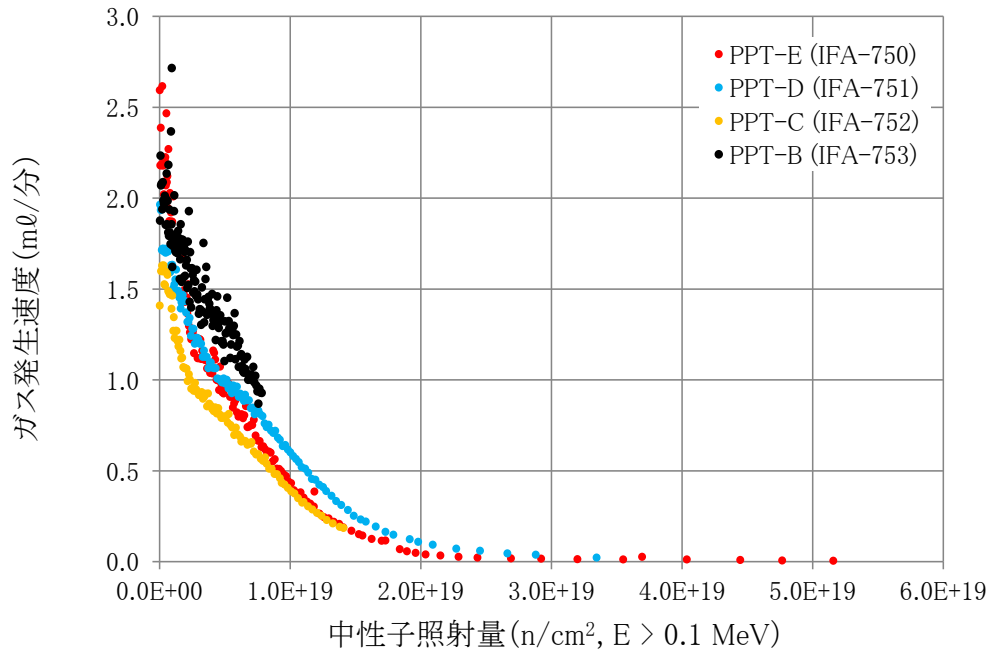


図 3.2.4- 20 ガス発生速度の照射量に対する変化 (0°C、1 気圧)

表 3.2.4- 4 照射条件のまとめ

試験名称	照射孔位置	試験状況	中性子束 ( $E \geq 0.1 \text{MeV}$ )	ガンマ線線量率	コンクリート温度	JEEP II 稼働率	最大出力 運転による 照射日数
			( $\text{n/cm}^2/\text{s}$ )	( $\text{kGy/h}$ )	( $^{\circ}\text{C}$ )		
PPT-B (IFA-753)	#52	完了	$3.60 \times 10^{12}$	$3.29 \times 10^2$	71	0.855	25.2
PPT-C (IFA-752)	#36	完了	$3.60 \times 10^{12}$	$2.74 \times 10^2$	70	0.734	48.1
PPT-D (IFA-751)	#36	照射中	$3.60 \times 10^{12}$	$3.02 \times 10^2$	70	0.780	92.5
PPT-E (IFA-750)	#52	照射中	$3.60 \times 10^{12}$	$3.65 \times 10^2$	75	0.754	258.4

JEEP II 稼働率：定期的な停止期間を除いた稼働率（稼働期間中の照射サンプルの入れ替えによる停止などを考慮した稼働率）

### 3) 発生ガスの組成分析

中性子照射試験により水素ガスおよび酸素ガスが放出されるが、水の放射線分解により発生するため、水素と酸素の体積比は2:1となると考えられる。この状況や他のガスの発生について把握するために、発生ガスのサンプリングを行い、ガスクロマトグラフィーで成分分析を行った。

図 3.2.4-21 に、試験ケース PPT-D (IFA-751) の分析結果を示す。水の放射線分解を基本とすると、水素ガスと酸素ガスが発生しているだけでなく、少量ではあるものの窒素が存在していることがわかる。これは、計測システムから発生ガスをバックでサンプリングする際に空気が混入していることが原因であること推定されたので、空気における窒素と酸素の構成比に基づき、酸素量を補正することとした。空気の窒素と酸素の含有率については、JIS W0201-1990 (ISO 2533-1975) 標準空気に基づいて、窒素：酸素=0.788：0.212と設定した。

表 3.2.4-5 に、試験ケース PPT-D (IFA-751) の窒素を除去し酸素量を補正した組成分析結果を示す。図 3.2.4-22 に、水素ガスと酸素ガスの組成の時間変化および水素/酸素の比率の時間変化を示す。試験ケース PPT-D (IFA-751) では、封緘状態で保管したコンクリート試験体の照射試験を行っており、最初の40日間は水素と酸素の発生体積比が2程度となっているが、40日を過ぎると水素の比率がかなり多くなっており、試験の最終段階では体積比が5程度となっている。

表 3.2.4-6 に、試験ケース PPT-C (IFA-752) についての発生ガス分析結果を示す。図 3.2.4-23 に、水素ガスと酸素ガスの組成の時間変化および水素/酸素の比率の時間変化を示す。試験体の水分条件は PPT-D (IFA-751) と同一で、封緘状態で保管したコンクリート試験体の照射試験を行っており、水素ガスと酸素ガスの体積比は40日間の照射期間を通じて、ほぼ2:1となっている。

表 3.2.4-7 に、試験ケース IT-A1 (IFA-758) についての発生ガス分析結果を示す。図 3.2.4-24 に、水素ガスと酸素ガスの組成の時間変化を示す。IT-A1 (IFA-758) では、75°Cで乾燥させたセメントペースト試験体を用いた照射試験を行っており、照射の初期の段階から発生ガス量は非常に小さく、依然として、照射開始時のフラッシングに用いたヘリウムが残っていることがわかる。

試験ケース PPT-D (IFA-751) および試験ケース PPT-C (IFA-752) では、照射開始より40日間は、水素ガスと酸素ガスの組成比率は2:1となっているが、試験ケース PPT-D (IFA-751) では、40日を超えると水素の組成比率が大きくなり、90日を過ぎると5:1となっている。

また、試験ケース IT-A1 (IFA-758) では、自由水が非常に少ないセメントペースト試験体の照射を行っており、水素発生量は増大しているが、酸素発生量は非常に低いレベルで推移している。したがって、水分の放射線分解により水素が発生しているとは考えにくい。

水素のソースとしては、セメントの水和生成物にあるシラノール基(-OH)が考えられる。

試験ケース PPT-D (IFA-751) において水素の組成が多くなる理由は、照射時間の経過にともない自由水が減少するので水分の放射線分解量が低減すると、セメントペースト中のシラノール基から発生する水素の組成比に及ぼす影響が大きくなり、水素の構成比が大きくなると考えられる。

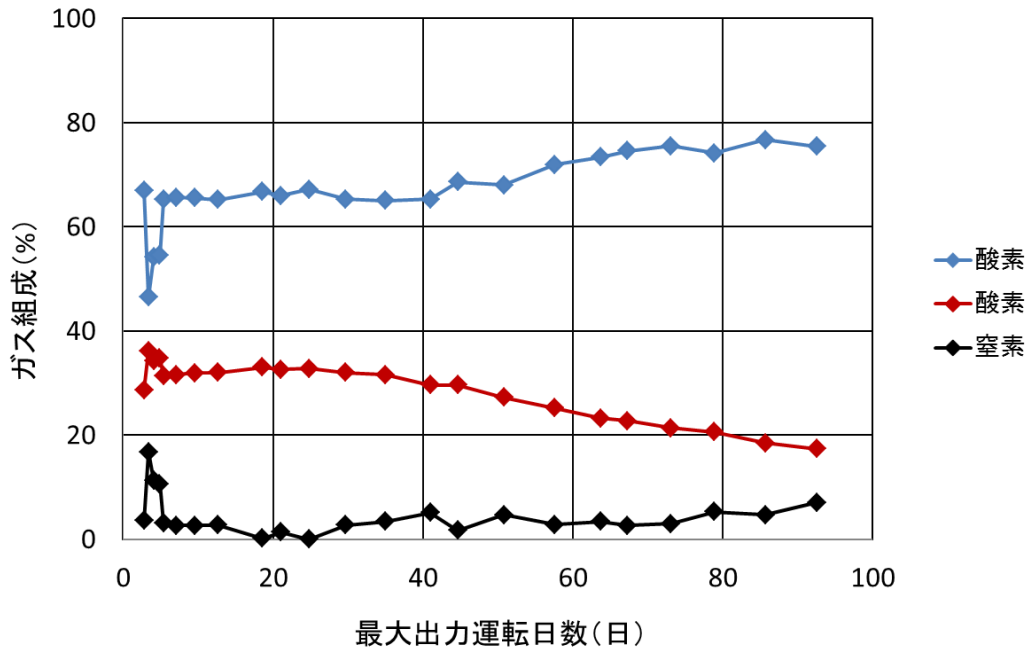


図 3. 2. 4- 21 試験ケース PPT-D (IFA-751) の分析結果



表 3.2.4- 5 ガスサンプルの組成分析結果（修正後、PPT-D：IFA-751）

サンプル #	最大出力 運転日数 FPD	水素	酸素	ヘリウム	アルゴン	一酸化 炭素	二酸化 炭素	合計 (%)	水素-酸素 体積比
1	2.8	70.2	29.1	0.4	0.0	0.1	0.2	100	2.42
2	3.4	59.1	40.3	0.3	0.0	0.1	0.3	100	1.47
3	4.1	63.3	36.4	0.2	0.0	0.0	0.1	100	1.74
4	4.9	63.0	36.8	0.1	0.0	0.0	0.1	100	1.71
5	5.4	68.0	31.9	0.1	0.0	0.0	0.0	100	2.13
6	7.1	67.9	32.0	0.1	0.0	0.0	0.0	100	2.12
7	9.6	67.7	32.2	0.1	0.0	0.0	0.0	100	2.10
8	12.7	67.6	32.4	0.0	0.0	0.0	0.0	100	2.08
9	18.6	66.9	33.1	0.0	0.0	0.0	0.0	100	2.02
10	21.1	67.2	32.8	0.0	0.0	0.0	0.0	100	2.05
11	24.8	67.2	32.8	0.0	0.0	0.0	0.0	100	2.05
12	29.7	67.6	32.4	0.0	0.0	0.0	0.0	100	2.09
13	35.0	67.9	32.1	0.0	0.0	0.0	0.0	100	2.12
14	41.0	69.8	30.2	0.0	0.0	0.0	0.0	100	2.31
15	44.7	70.2	29.8	0.0	0.0	0.0	0.0	100	2.35
16	50.8	72.4	27.6	0.0	0.0	0.0	0.0	100	2.62
17	57.6	74.6	25.4	0.0	0.0	0.0	0.0	100	2.94
18	63.7	76.7	23.3	0.0	0.0	0.0	0.0	100	3.29
19	67.3	77.2	22.8	0.0	0.0	0.0	0.0	100	3.39
20	73.1	78.6	21.4	0.0	0.0	0.0	0.0	100	3.67
21	78.9	79.4	20.6	0.0	0.0	0.0	0.0	100	3.86
22	85.7	81.6	18.3	0.1	0.0	0.0	0.0	100	4.45
23	92.6	82.9	17.0	0.1	0.0	0.0	0.0	100	4.87

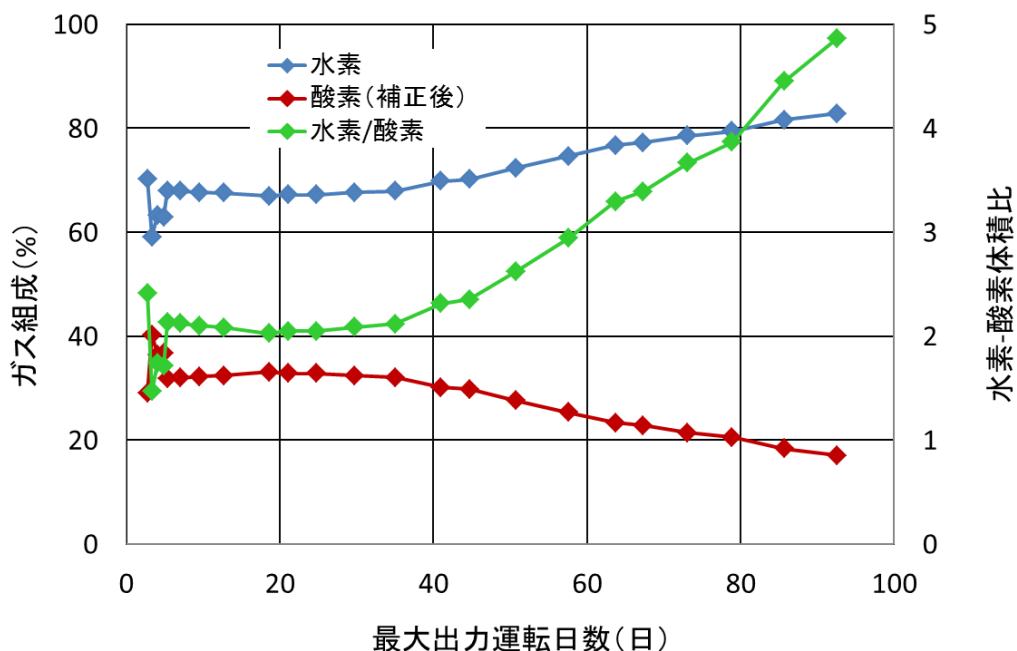


図 3.2.4- 22 試験ケース PPT-D (IFA-751) の分析結果（補正後）

表 3.2.4- 6 ガスサンプルの組成分析結果（修正後、PPT-C：IFA-752）

サンプル #	最大出力 運転日数 FPD	水素	酸素	ヘリウム	アルゴン	一酸化 炭素	二酸化 炭素	合計 (%)	水素-酸素 体積比
1	0.1	0.0	0.2	99.8	0	0.0	0.0	100	0.00
2	0.8	50.5	8.4	41.0	0	0.1	0.0	100	6.02
3	3.5	70.4	29.1	0.4	0	0.0	0.1	100	2.42
4	4.4	69.5	30.2	0.2	0	0.0	0.1	100	2.30
5	5.4	69.0	30.8	0.1	0	0.0	0.1	100	2.24
6	6.4	68.8	31.0	0.1	0	0.0	0.0	100	2.22
7	7.2	68.7	31.1	0.1	0	0.0	0.0	100	2.21
8	9.7	68.5	31.4	0.1	0	0.0	0.0	100	2.18
9	12	68.6	31.3	0.1	0	0.0	0.0	100	2.19
10	15.2	68.7	31.2	0.1	0	0.0	0.0	100	2.20
11	17	68.8	31.2	0.0	0	0.0	0.0	100	2.21
12	20.2	65.5	34.4	0.0	0	0.0	0.0	100	1.90
13	22	69.2	30.8	0.0	0	0.0	0.0	100	2.25
14	26.4	69.7	30.3	0.0	0	0.0	0.0	100	2.30
15	30.1	63.7	36.3	0.0	0	0.0	0.0	100	1.75
16	35.5	62.4	37.6	0.0	0	0.0	0.0	100	1.66
17	39.9	72.7	27.3	0.0	0	0.0	0.0	100	2.66

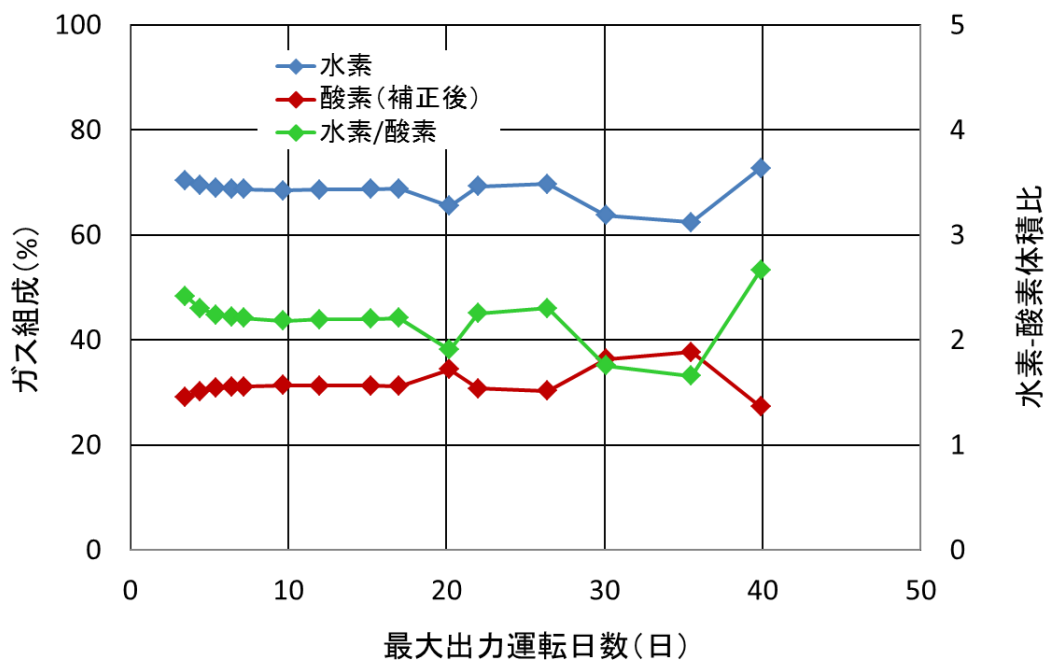
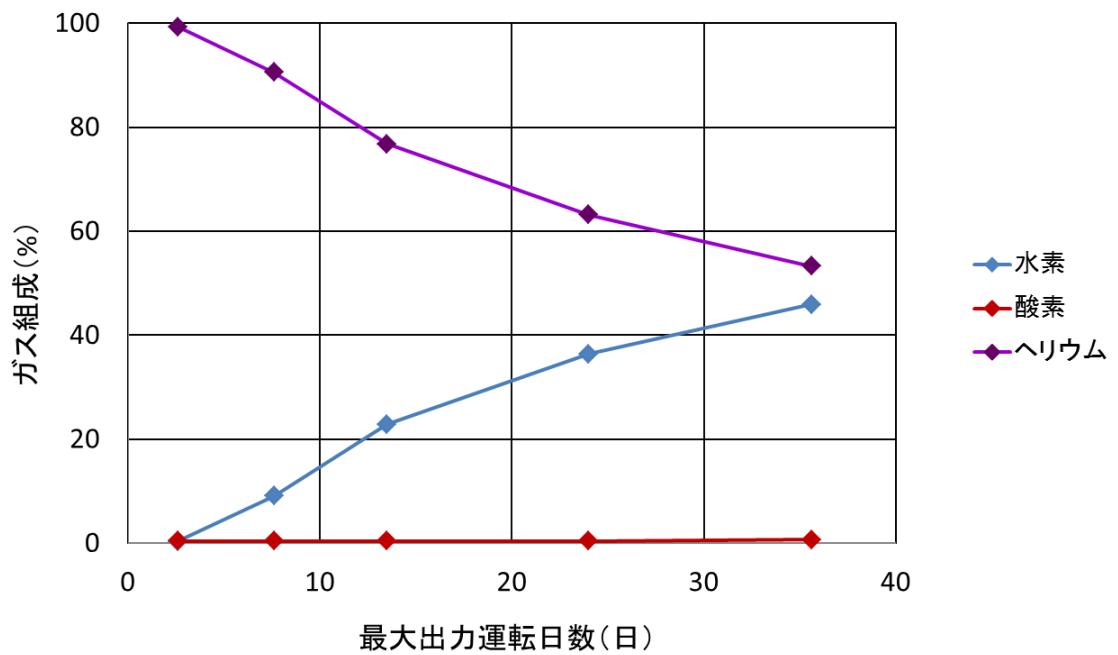


図 3.2.4- 23 試験ケース PPT-C（IFA-752）の分析結果（補正後）

表 3.2.4- 7 ガスサンプルの組成分析結果（修正後、IT-A1:IFA-758）

サンプル #	最大出力 運転日数 FPD	水素	酸素	ヘリウム	アルゴン	一酸化 炭素	二酸化 炭素	合計 (%)	水素-酸素 体積比
1	2.6	0.3	0.4	99.3	0.0	0.0	0.0	100	0.8
2	7.6	9.1	0.4	90.5	0.0	0.0	0.0	100	21.4
3	13.5	22.9	0.4	76.7	0.0	0.0	0.0	100	58.0
4	24	36.4	0.4	63.1	0.0	0.0	0.0	100	84.6
5	35.6	46.0	0.7	53.3	0.0	0.0	0.0	100	63.8



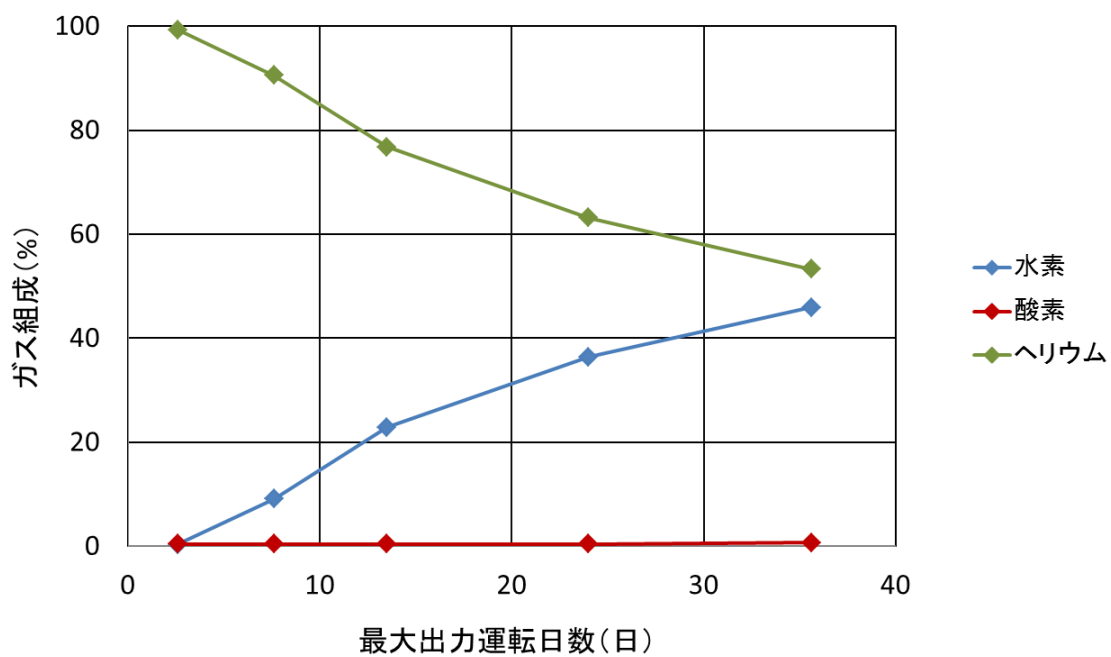


図 3.2.4- 24 試験ケース IT-A1 (IFA-758) の分析結果 (補正後)

### (3) 放射線分解における中性子の影響

水素ガスの発生速度に基づいて、ガンマ線と中性子の影響について検討する。図 3. 2. 4-25 に平成 22 年度に実施したガンマ線照射試験結果を示す。ガンマ線照射試験では、水素発生速度は時間経過に伴い急速に低下する傾向を示している。中性子照射試験でも同様の傾向が見られる。ここでは、水分条件が同程度のセメントペースト試験体による照射試験結果を用いて、初期水素ガス発生速度に着目して、ガンマ線と中性子の影響について比較する。

ガンマ線照射試験で用いた試験体 D1%は 20℃で乾燥した試験体であり水分逸散が非常に小さく、60℃の一定温度で 9.5 kGy/h の線量率に対して、最大水素ガス発生速度は 90  $\mu$  mol/h であった。その際のセメントペースト中の水分量は試験体 ( $\phi 5 \times 10$ cm) 3 体で 272g であった。すなわち、ガンマ線量率 9.5 kGy/h での水素ガス放出速度は、単位水量当たり 0.33  $\mu$  mol/h/g となる。

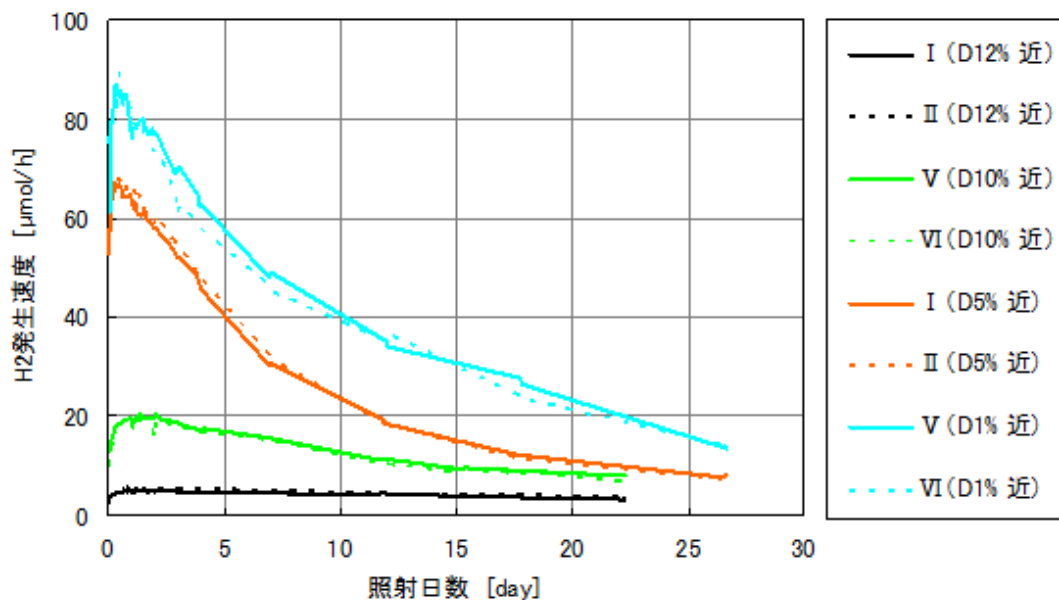


図 3. 2. 4- 25 水素ガス発生速度 (1 列目に設置 : 9.5~9.9kGy/h)

(「平成 22 年度高経年化対策強化基盤整備事業」 (成果報告書 H23. 3) )

試験体 D1%の水分条件に対応する中性子照射試験は相互作用試験 IT-A3 (IFA-760) で、試験体 ( $\phi 4 \times 6$ cm) は封緘養生となっている。ガンマ線量率 370kGy/h、照射温度 76℃の条件では、初期ガス発生速度は 3.0ml/分 (0℃、1 気圧) であり、水素含有率を 59%とすると、106ml/h (0℃、1 気圧) となり、さらに 1mol=22.4 リットルより、4.7mmol/h となる。その際のセメントペースト試験体中の水分量は 184g であった。照射温度の差は小さいため、温度の影響を無視すると、ガンマ線量率 373kGy/h での水素ガス発生速度は、単位水量当たり 28  $\mu$  mol/h/g となる。以上の比較を表 3. 2. 4- 8 示す。

すなわち、ガンマ線の速度効果を見逃し、ガンマ線照射試験における単位水量当たりの初期水素発生速度を用いて、中性子照射の影響を評価する。9.5kGy/h の線量率で0.33  $\mu\text{mol/h/g}$  の水素が発生すると仮定すると、370kGy/h では、13  $\mu\text{mol/h/g}$  の水素が発生することになる。一方、中性子照射試験では、照射当初26  $\mu\text{mol/h/g}$  の水素が発生しているため、13  $\mu\text{mol/h/g}$  はガンマ線の影響であり、残りの13  $\mu\text{mol/h/g}$  は中性子の影響であると考えられる。以上の比較を図3.2.4-26に示す。

表 3.2.4-8 初期水素ガス発生速度に関する検討

試験情報	中性子照射試験	ガンマ線照射試験
	セメントペースト Φ4×6cm	セメントペースト Φ5×10cm
	IT-A3 (IFA-760) (2013年度)	D1%試験体 (20°C乾燥:2010年度)
ガンマ線量率(kGy/h)	373	9.5
照射温度(°C)	76	60
水素ガス放出速度	5.1 mmol/h	90 $\mu\text{mol/h}$
全水分量(g)	184	272
水素ガス放出速度 (単位水量当り)	28 $\mu\text{mol/h/g}$	0.33 $\mu\text{mol/h/g}$

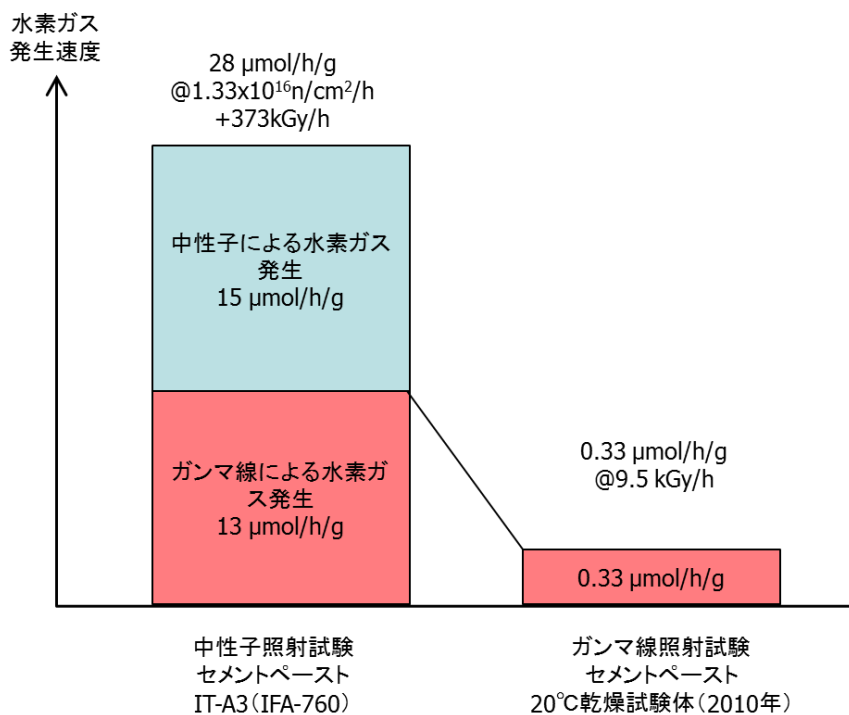


図 3.2.4-26 中性子の影響とガンマ線の影響

#### (4) コンクリート試験体の表面変状について

試験ケース PPT-B (IFA-753) において、照射試験後、コンクリート試験体を取り出したところ、側面に何らかの反応生成物が発生していることを確認した。図 3.2.4- 27 に試験体の表面状況を示す。詳細に観察すると、中央部に黒い点があり、その周り白色の生成物を取り囲んでいることが分かった。キャプセル IFA-753 には、8 体 (B13~B16, C13~C16) の試験体が設置されていたが、すべての試験体で反応生成物を確認した。

そこで、このような現象の原因を究明するために、下記に示す SEM-EDS 解析を行った。

SEM : (走査型電子顕微鏡 : Scanning Electron Microscope)

EDS : (エネルギー分散型 X 線分析装置 : Energy Dispersion Spectroscopy) : EDS は二次電子や反射電子と同時に放出される特性 X 線のスペクトルを得て、各ピークのエネルギー (横軸) から元素を同定し、ピークの高さ (縦軸) から定量分析を行う。

この生成物は側面で発生し端面には発生していないので、直径の計測には支障があるが、長さ計測には問題がないと考えられる。また、生成物は微量なので、質量変化の計測結果に及ぼす影響は小さいと考えられる。但し、アルミニウムのアルカリ腐食だとすれば、水素が発生するので、照射中の発生ガス測定への影響を把握する必要がある。

図 3.2.4- 28 に示すように、圧縮試験後の破片から黒い点とその周り白色生成物をサンプリングし、SEM-EDS により分析を行った。図 3.2.4- 29 にサンプルの SEM イメージを示す。下段のイメージの中央が黒くへこんだ部分で、その周囲が白色の生成物となっている。図 3.2.4- 30 に EDS によるイメージを示す。黒くへこんだ部分やそのまわりの白色生成物で、特に高いアルミニウムが検出されることもなく、アルミニウムのアルカリ腐食という仮説は否定されたと考えられる。しかし、まわりの白色生成物では、マグネシウムの濃度が高くなっていることが確認された。マグネシウムのソースとしては、セメントと骨材の両方があげられ、今後も引き続き分析を行う必要があると考えられる。

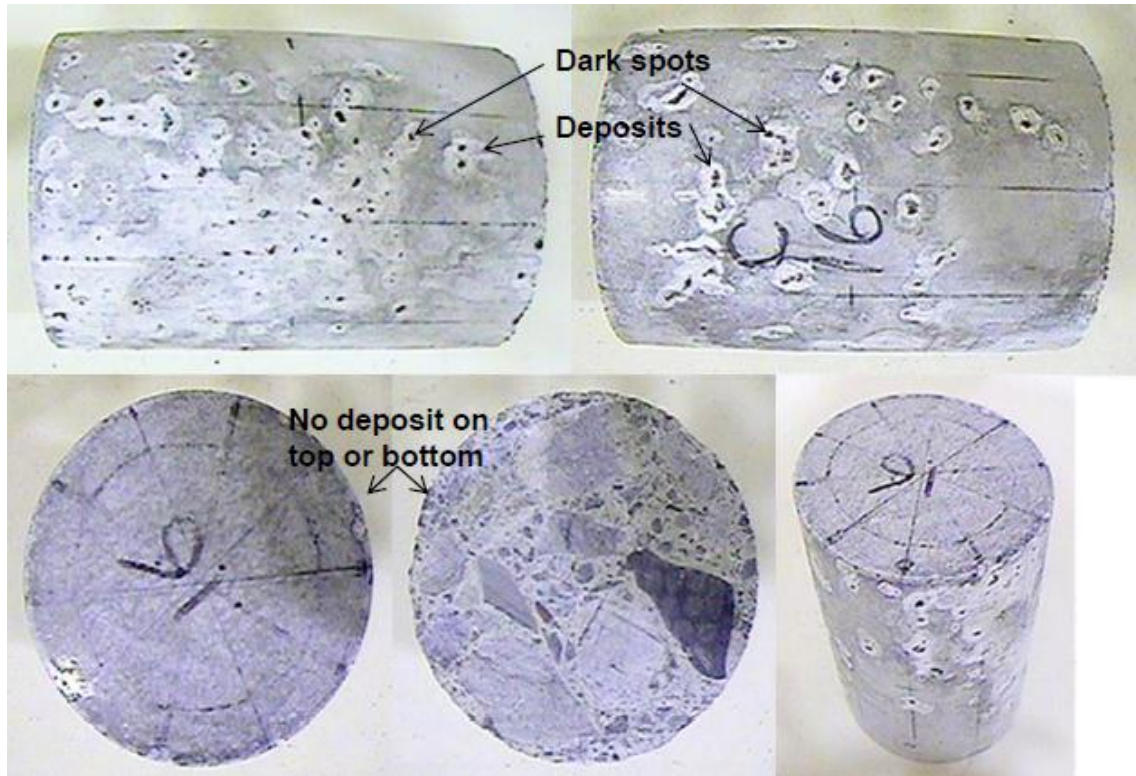


図 3.2.4- 27 コンクリート試験体の表面状況

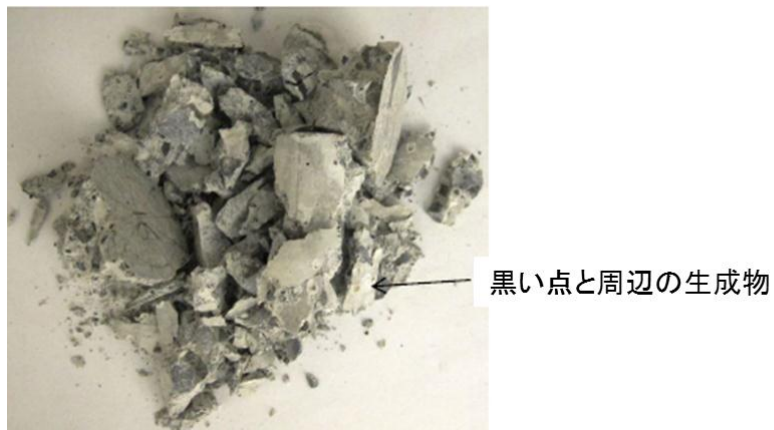


図 3.2.4- 28 圧縮試験後の破片からのサンプリング



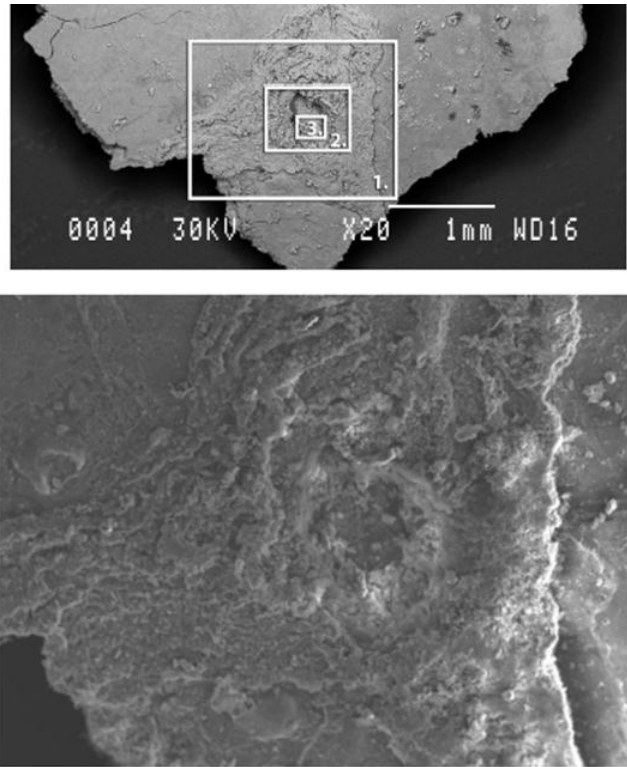


図 3.2.4- 29 SEM イメージ

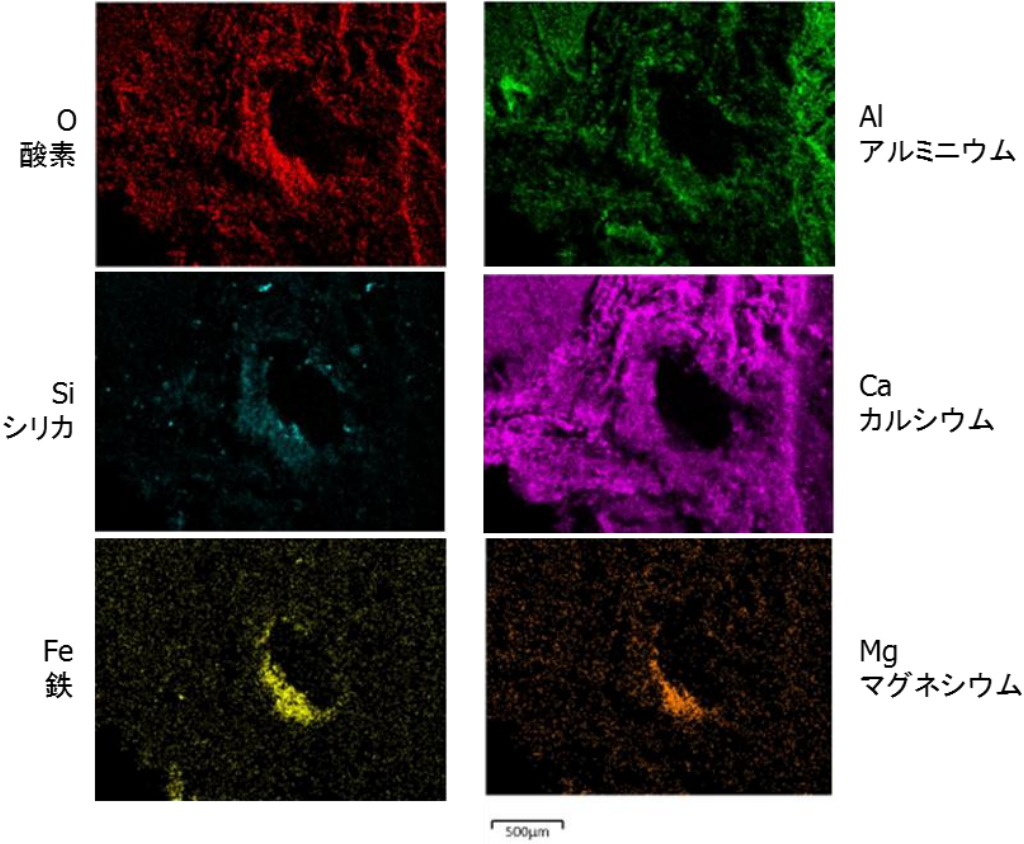


図 3.2.4- 30 EDS によるイメージ

### 3.2.5 まとめ

中性子照射試験を終えた累積照射量が  $0.75 \times 10^{19}$ 、及び  $1.5 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$  のコンクリート試験体（ $\phi 4 \times 6 \text{ cm}$ ）の物理特性について以下の結果が得られた。

#### (1) 質量変化

非照射・加熱試験体および照射試験体については試験中に水分が放出され、試験後  $75^\circ\text{C}$  で乾燥しているため、質量変化は 3.5%程度とほぼ同様となっている（図 3.2.3- 91、表 3.2.3- 9～表 3.2.3- 11）。

#### (2) 長さ変化

非照射・加熱試験体では、加熱試験で水分を放出し試験後  $75^\circ\text{C}$  で乾燥させるので、若干の乾燥収縮が見られる。 $0.75 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$  の累積照射試験体(PPT-B)では、砕石を用いたコンクリートは膨張しているが、砂利を用いたコンクリートは収縮している（図 3.2.3- 91、表 3.2.3- 12）。

一方、 $1.5 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$  の累積照射試験体(PPT-C)では、両方のコンクリートで平均  $1,500 \mu\text{m}$ （平均長さ変化率は 0.15%）膨張しており、骨材（砕石（凝灰岩）や砂利）の膨張に起因するものと推定される（図 3.2.3- 91、表 3.2.3- 13）。

#### (3) 圧縮強度

$0.75 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$  の累積照射試験体(PPT-B)では、非照射・加熱試験体と比較すると若干小さくなっているようであるが、照射影響の評価については、照射中の試験結果を待つ必要がある（図 3.2.3- 92）。

#### (4) ヤング係数

照射により、ヤング係数が 3 割程度低下している（図 3.2.3- 92）。理由として、照射後試験前の  $75^\circ\text{C}$  加熱による乾燥の影響が考えられるが、中性子の影響については明確ではない。

#### (5) 累積照射量との関係

累積照射量のコンクリート物理特性（圧縮強度・ヤング係数）への影響はまだ明確になっているとは言えない（図 3.2.3- 93）。

#### (6) 化学的結合水

中性子照射環境下では、自由水は分解しやすいが、セメントペースト中の化学的結合水は非常に分解しにくく、長期間暴露されてもコンクリート材料としての一体性を失うことがないことが確認できた（図 3.2.4- 5～図 3.2.4- 12）。

#### (7) 白色の生成物

⑤ 照射後のコンクリート試験体表面のアバタのリム部分で観察された白色の生成物の SEM-EDS 分析を行ったところ、Mg の濃度が高くなっていることを確認した。Mg のソースとしてセメントと骨材が考えられるが、今後、詳細に分析する必要がある。（図 3.2.4- 27～図 3.2.4- 30）。

### 3.2.6 今後の課題

#### (1) 相互作用試験

相互作用試験ケース IT-A1 (IFA-758 : 75°C乾燥試験体) の試験結果より、非常に強い中性子照射によっても、セメントペースト中の化学的結合水はほとんど分解しないことを確認した。すなわち、コンクリートは中性子照射環境下に長期間暴露されても一体性は失われないと考えられる。この知見は、ガンマ線についての認識と合わせて非常に重要な発見であると考えられる。今後は、放射線によるコンクリートの劣化メカニズムをさらに解明するために、中性子とガンマ線の影響度 (中性子とガンマ線のどちらが水の放射線分解に寄与しているかなど) について分析する必要がある。

相互作用試験ケース IT-A3 (IFA-760) で設置していた水蒸気捕集システムでは、水蒸気を正確に捕集できなかつたので、水分放出量の計測が不正確となった。そこで、試験ケース IT-A4 (IFA-761) では、IT-A3 (IFA-760) と同様に、封緘養生のセメントペースト試験体を用いて、相互作用試験を実施することとした。この試験では、水蒸気による水分放出と放射線分解による水分逸散との大小関係や質量低減との対応を把握する。

#### (2) 物理特性試験 (Physical Property Test :PPT)

中性子照射したサンプルは、加熱試験後のサンプルと比較すると、サイズが大きくなっており、膨張していることわかつた。今後は、中性子照射がコンクリートの物理特性に及ぼす影響に関する実験データを取得し、劣化メカニズムについての理解を深める。

照射試験によりコンクリート試験体表面に発生した生成物については、質量変化に及ぼす影響は小さいと考えられるが、照射中にキャプセル内部で水素を生成するような反応が発生しているとすると、水素ガス計測結果に重大な影響を及ぼす可能性があるため、今後も、黒い点と周囲の白い生成物について分析を行う必要がある。

なお、試験ケース PPT-E (IFA-750) では、既往の健全性評価の目安値をカバーできるように、目標照射量を  $6.0 \times 10^{19} \text{n/cm}^2$  から  $1.0 \times 10^{20} \text{n/cm}^2$  に変更した。また、それに伴って、PPT-D (IFA-751) の目標照射量を  $3.0 \times 10^{19} \text{n/cm}^2$  から  $5.0 \times 10^{19} \text{n/cm}^2$  に変更した。

### 3.3 健全性評価に資する数値解析的検討

#### 3.3.1 数値解析手法の高度化

##### (1) はじめに

既存鉄筋コンクリート造建築物を今後活用すべき資産として有効活用することは、環境負荷低減の観点からも、また、経済的観点からも日本において重要な課題となっている。構造物の維持管理上、現状が要求性能を満足していること、および、想定供用期間の範囲内あるいはメンテナンス周期の期間内において構造物が要求性能を満足することを確認する必要がある。その目的で、材料の変質に関わる将来予測手法の開発と、要求性能の観点と材料の変質の関係を明らかにする研究が多くなされている。地震国である日本では、重要構造物の構造性能評価は耐震強度や靱性能で評価する必要があるため、コンクリートの強度や剛性は重要な材料指標の一つである<sup>1,2</sup>。

本検討は、コンクリートの放射線による劣化について、その影響を数値解析により定量的に評価することを可能とすることを短期的な目的とする。その最終的な目標は、健全性評価手法の提案に資する試験の実施を行うことや、健全性評価において留意しなくてはならない点、新たなリスクの掘り出しなどを行うことにある。

試験できない部位などを有する重要構造物も含め、部材や建築物の詳細な耐力評価を行うために、強度の分布を予測し、強度の最弱点部を考慮した部材や構造物の性能評価の構築が必要であり、放射線影響は特に炉内構造物であることから安易にコアサンプリングすることができない点に留意する必要がある。本検討では、過年度まで実施してきた放射線影響評価コード DICES（仮、Deterioration of irradiated concrete evaluation system）のうち、特にコンクリートの物性変化を評価する目的で名古屋大学で従来より開発してきた Computational Cement Based Material Model, CCBM の高度化について、本年度に高度化した点、および、検証を行った点について記載する。

CCBM の今年度の高度化は、近年発表した受託者らの実験データにもとづき、特に乾燥や加熱条件下でのコンクリート強度の変化に関するデータについて、平衡条件に留意するなど正確度の高いデータに基づく数値モデルを組み込んだことが特徴である。

##### (2) セメントの水和に関する検討

###### 1) 水和反応速度

本節では、まずセメントの水和反応モデルについて示す。セメントの水和反応速度につ

---

<sup>1</sup> Building Research Institute, Standard for seismic evaluation of existing reinforced concrete buildings and Guidelines for seismic retrofit of existing reinforced concrete buildings, in, The Japan building disaster prevention association, Tokyo, 2001

<sup>2</sup> Architectural Institute of Japan, Guidelines for maintenance and management of structures in nuclear facilities (in Japanese), in, Maruzen Co. Ltd., Tokyo, 2008.

いては、特に潜伏期について多くの議論がなされているが、反応速度について汎用的に定量化するにはいたっていない<sup>3,4,5</sup>。また、セメントクリンカーの焼成温度履歴に依存した多形において水和反応速度が異なることや、また、鉱物内に固溶した微量元素もまた、反応速度に影響を及ぼすことが知られている。ここでは、実構造部材内部の挙動の概形を記載できる簡易な水和反応モデルを構築することを目的とした。

セメントの水和反応は3つの rate-controlling step よりなる。それらは、1)核生成と成長 (nucleation and growth period), 2) Diffusion period , 3) formation of hydration shell であり、場合によってはこれをさらに詳細に区分けする場合もある。本研究では、セメントの水和プロセスを3段階に区分けし、Parrot らの研究における水和プロセスの段階と対応する関数を採用することとした<sup>6</sup>。

各領域で考慮した関数は以下のものである。

Nucleation and growth period

$$\frac{\partial \alpha_i(t)}{\partial t} = \frac{K_{i,1}}{N_{i,1}} (1 - \alpha_i(t)) (1 - \ln(1 - \alpha_i(t)))^{(1-N_{i,2})}, \quad (1 \leq \alpha_i(t) < \alpha_{i,1}) \quad (3.3.1-1)$$

Diffusion period (only for C<sub>3</sub>S and C<sub>3</sub>A)

$$\frac{\partial \alpha_i(t)}{\partial t} = 0.1 \cdot \gamma_w \cdot \gamma_{sf} \cdot \gamma_a \cdot K_{i,2} (1 - \alpha_i(t))^{N_{i,2}}, \quad (\alpha_{i,1} \leq \alpha_i(t) < \alpha_{i,2}) \quad (3.3.1-2)$$

Formation of hydration shell period

$$\frac{\partial \alpha_i(t)}{\partial t} = \gamma_{i,w} \cdot \gamma_{sf} \cdot \gamma_a \cdot K_{i,2} (1 - \alpha_i(t))^{N_{i,2}}, \quad (\alpha_{i,2} < \alpha_i(t))$$

(3.3.1-3)

ここに、 $K_{i,1}$ ,  $K_{i,2}$ ,  $N_{i,1}$ ,  $N_{i,2}$ : 20°C条件下における各セメント鉱物の水和反応速度係数 (-),  $\alpha_i(t)$ : 各セメント鉱物の水和反応率 (-),  $i$ : セメント鉱物の種類 (エーライト (C3S),

<sup>3</sup> R. Kondo, M. Daimon, Early Hydration of Tricalcium Silicate: A Solid Reaction with Induction and Acceleration Periods, Journal of the American Ceramic Society, 52 (1969) 503-508.

<sup>4</sup> S. Garrault, A. Nonat, Hydrated Layer Formation on Tricalcium and Dicalcium Silicate Surfaces: Experimental Study and Numerical Simulations, Langmuir, 17 (2001) 8131-8138.

<sup>5</sup> S. Garrault, E. Finot, E. Lesniewska, A. Nonat, Study of C-S-H growth on C3S surface during its early hydration, Mater Struct, 38 (2005) 435-442

<sup>6</sup> L. J. Parrott, D. C. Killoh, Prediction of cement hydration, in: Proceeding of British Ceramic Society, British Ceramic Society, Stoke-on-Trent, 1984, pp. 41-53.

ビーライト(C2S)、アルミネート相(C3A)、フェライト相(C4AF))である。(以後、セメントの反応については、セメント化学分野の略号を用いることとする。(C:CaO, S:SiO<sub>2</sub>, A:Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, F:Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>))  $\alpha_{i,1}$ ,  $\alpha_{i,2}$ :セメントの各反応の移行時の水和反応率である。また、 $\gamma_{i,w}$ :水和の停滞を表す低減係数であり、析出可能範囲を意味するセメント硬化体中の液相量により算出される係数 (cm<sup>3</sup>/cm<sup>3</sup>)、 $\gamma_{srf}$ :セメントの水和がセメントの比表面積の増大によって促進されることを表す係数 (-)、 $\gamma_a$ : エーライトとビーライトの水和反応の相互依存性に関わる係数で、ビーライトのみに適用され、その他の鉱物は1.0である。

各係数は以下の式によって算出する。なお、 $K_{i,1}$ ,  $N_{i,1}$ ,  $N_{i,2}$ については、Table 1による。

$$\alpha_{i,1} = 0.25 - 0.23 \cdot v_{i,0} \cdot \rho_i \quad \text{ただし, } i = \text{C3S, C2S} \quad (3.3.1-4)$$

$$K_{\text{C3S},2} = \frac{v_{w,0}}{v_{\text{C3S},0}} \cdot \left( 1.0 + 0.4 \frac{v_{\text{C2S},0}}{v_{\text{C3S},0}} v_{\text{C3S},t} \right) \quad (3.3.1-5)$$

$$K_{\text{C2S},2} = 0.03 \frac{v_{w,0}}{v_{\text{C2S},0}} v_{\text{C2S},t} \quad (3.3.1-6)$$

$$K_{\text{C3A},2} = 0.3 v_{\text{C3A},0} \quad (3.3.1-7)$$

$$K_{\text{C4AF},2} = 0.1 v_{\text{C4AF},0} \quad (3.3.1-8)$$

$$\gamma_{i,w} = v_{w,i,t} / v_{w,0} \quad (3.3.1-9)$$

$$v_{w,\text{C3S},t} = w_{11\%RH,t} / \rho_w - v_{\text{CSH},t} \cdot \frac{h_{\text{C3S,CSH}} \cdot V_H}{V_{\text{CSH}}} \quad (3.3.1-10)$$

$$v_{w,\text{C2S},t} = w_{11\%RH,t} / \rho_w - v_{\text{CSH},t} \cdot \frac{h_{\text{C2S,CSH}} \cdot V_H}{V_{\text{CSH}}} \quad (3.3.1-11)$$

$$v_{w,\text{C3A},t} = w_{11\%RH,t} / \rho_w - v_{\text{CSH},t} \cdot \frac{h_{\text{C3A,CSH}} \cdot V_H}{V_{\text{CSH}}} \quad (3.3.1-12)$$

$$\gamma_{srf} = A / A_0 \quad (3.3.1-13)$$

$$\gamma_a = \begin{cases} 0.2 & (\alpha_{\text{C3S}}(t) < 0.75) \\ 0.2 + (\alpha_{\text{C3S}}(t) - 0.75) & (0.75 < \alpha_{\text{C3S}}(t) \leq 0.83) \\ 1.0 & (\alpha_{\text{C3S}}(t) > 0.83) \end{cases} \quad (3.3.1-14)$$

ここに、 $v_{w,i,t}$ :材齢  $t$ における各鉱物  $i$ の水和反応析出プロセスにおいて、反応に利用できるセメント硬化体中の自由水の体積 (cm<sup>3</sup>/cm<sup>3</sup>)、 $v_{i,0}$ :練混ぜ直後の単位セメントペースト体積あたりの各セメント鉱物の体積 (cm<sup>3</sup>/cm<sup>3</sup>)、 $v_{w,0}$ :練混ぜ直後の単位セメントペースト体積あたりの自由水量 (cm<sup>3</sup>/cm<sup>3</sup>)、 $w_{11\%RH,t}$ :材齢  $t$ においてセメント硬化体中の水分で相対湿度 11%以上で蒸発する水分量(自由水量) (g/cm<sup>3</sup>)、 $v_{\text{CSH},t}$ :材齢  $t$ における単位セメント硬化体体積中のカルシウムシリケート水和物(C-S-H)の体積 (cm<sup>3</sup>/cm<sup>3</sup>) ただし、

C-S-H は 11%RH と平衡時の密度、結合水量として考える。  $V_j$ : 各水和生成物のモル体積 ( $\text{cm}^3/\text{mol}$ ) で  $j$ : 各鉱物、水和生成物、水を示す; エーライト ( $\text{C}_3\text{S}$ )、ビーライト ( $\text{C}_2\text{S}$ )、アルミネート相 ( $\text{C}_3\text{A}$ )、およびフェライト相 ( $\text{C}_4\text{AF}$ )、水酸化カルシウム (CH)、ケイ酸カルシウム水和物 (C-S-H, 記号 CSH)、水 ( $\text{H}$ )、カルシウムアルミネート水和物 (C-A-H, 記号 CAH)、カルシウムアルミネート・フェライト水和物 (C-(A,F)-H, 記号 CAFH)。  $\rho_w$ : 水の密度 ( $1.0 \text{ g/cm}^3$ )、 $\rho_i$ : セメント鉱物  $i$  の密度 ( $\text{g/cm}^3$ )、 $A$ : セメントのブレン比表面積 ( $\text{cm}^2/\text{g}$ )、 $A_0$ : 基準となるブレン比表面積、 $3300 \text{ (cm}^2/\text{g})$ 。  $h_i$ : セメント鉱物  $i$  の水和反応に寄与しない吸着水量に関わる係数 ( $\text{mol/mol}$ )、である。

式(4)において、エーライトとビーライトの潜伏期は、溶解するカルシウムの総量に依存すると考えられるが、これを間接的に各鉱物の反応率に関わる形で表した。アルミネート、フェライトについても、石膏が共存する場合に潜伏期が存在する。本モデルではデータが十分でないののでいずれも反応率が 0.10 まで潜伏期が継続するものと仮定した。

式(3.3.1-5)～(3.3.1-8)では、以下のことをモデル上で考慮した。

水セメント比の影響は、単位体積中の未水和セメント鉱物の量と析出を律速する硬化体中の自由水量 (Evaporable water) が反応速度の影響として現れる。単位体積中の未水和セメント量におうじて、水和反応速度が影響を受ける点を考慮した。セメントの水和プロセスでは、自由水量は反応速度に影響を与える。過去の実験データや水和モデルでも示されているように<sup>7,8</sup>、セメントの水和反応の後半は、セメント硬化体中の析出可能な自由水量に依存する析出律速プロセスであると考えられる。このことを考えて各鉱物の水和反応速度は、単位体積あたりの自由水量に依存する係数  $\gamma_w$  を乗じる形でモデル化した。さらに、自由水の一部は、水和生成物上に吸着しており、この吸着水は表面からの力を受けて物質の溶解・析出が生じにくくなっている<sup>9</sup>。各鉱物の反応性は異なるので、各鉱物の水和反応で利用できる自由水量は異なると考えられる。これを今回は、係数  $h_j$  で実験値に合わせるように評価を行った。

セメントの水和反応は、表面積の違いにより変化するので<sup>10</sup>、その傾向について式(3.3.1-13)に示す  $\gamma_{srf}$  によりモデル化した。

<sup>7</sup> J. H. Taplin, A Method for Following the Hydration Reaction in Portland Cement Paste, Australian Journal of Applied Science, 10 (1959) 329-345.

<sup>8</sup> T. Kishi, K. Maekawa, MULTI-COMPONENT MODEL FOR HYDRATION HEAT OF PORTLAND CEMENT, Doboku Gakkai Ronbunshu, 526 (1995) 97-109

<sup>9</sup> P. M. Dove, J. D. Rimstidt, Silica-water interactions., in: P. J. Heaney, C. T. Prewitt, G. V. Gibbs (Eds.) Silica: Physical Behavior, Geochemistry, and Materials Applications, Mineralogical Society of America, Princeton, New Jersey, USA, 1994, pp. 259-308.

<sup>10</sup> K. Uchida, Physical properties of hardened cement paste affected by particle size distribution, (In Japanese), Cement Association Japan (CAJ) Review of the 41st General Meeting / Technical Session, 41 (1987) 62-65.

エーライトの反応では、ビーライト表面が水和生成物析出に貢献するとの報告があり<sup>11</sup>、エーライトとビーライトの体積比がエーライトの水和反応速度に影響するものとしてモデル化した。また、エーライトの水和反応が進行している状況では、ビーライトの水和反応は緩慢な傾向を有する<sup>12</sup>。これはエーライトの溶解平衡曲線とビーライトの溶解平衡曲線が異なることによって生じていると考えられ<sup>13</sup>、本モデルではその現象について式(3.3.1-14)に示す $\gamma_a$ により表現した。

セメントの水和反応は、温度依存性を有する。反応温度依存性は、アレニウスの法則に従うと考え、293 Kにおける水和反応速度が異なる温度  $T$  において、以下の式を満足すると仮定した。

$$\left. \frac{\partial \alpha_i(t)}{\partial t} \right|_{T=T} = \left. \frac{\partial \alpha_i(t)}{\partial t} \right|_{T=293\text{ K}} \exp\left(-\frac{E_i}{R} \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_0}\right)\right) \quad (3.3.1-15)$$

ここに、 $E_i$ :セメント鉱物  $i$  の活性化エネルギー(J/mol/K),  $R$ :気体定数(8.314 J/K/mol),  $T_0$ :基準温度(293 K)、である。

これらのパラメータは、過去に実施した水和反応率に関わる実験で異なるセメントと水セメント比において実施したもの<sup>14</sup>、水和による発熱の影響を考慮し、マスコンクリートの温度履歴を模擬したもの<sup>15</sup>のデータを用いて、その傾向が再現されるようにパラメータを決定した。対象とする実験においてセメントペーストに与えた温度履歴を図 3.3.1-1 に示す。

パラメータを定めた結果は、表 3.3.1-1 にとりまとめた。また、各水和物について前提とした化学組成、モル質量、密度などの値を表 3.3.1-2 にとりまとめた。これらは既往の研究よりとりまとめたものである。水和反応率の経時変化の実験値との比較を図 3.3.1-2

<sup>11</sup> T. Kishi, Y. Otabe, Z. Lin, Universal modeling for hydration heat generation and strength development of arbitrarily blended cementitious materials based on multicomponent system, in: E. Schlangen, G. de Schutter (Eds.) International RILEM Symposium on Concrete Modelling - ConMod '08, RILEM Publications SARL, Delft, 2008, pp. 411-418.

<sup>12</sup> I. Maruyama, T. Matsushita, T. Noguchi, Numerical Modeling of Portland Cement Hydration Based on Particle Kinetic Model and Multi-Component Concept, in: Int Cong on Chem of Cem, 2007, pp. TH1-08.

<sup>13</sup> E. M. Gartner, H. M. Jennings, Thermodynamics of Calcium Silicate Hydrates and Their Solutions, Journal of the American Ceramic Society, 70 (1987) 743-749.

<sup>14</sup> I. Maruyama, G. Igarashi, Cement Reaction and Resultant Physical Properties of Cement Paste, Journal of Advanced Concrete Technology, 12 (2014) 200-213.

<sup>15</sup> I. Maruyama, G. Igarashi, Hydration model of Portland cement for structural integrity analysis, in: Proceedings of 4th International Symposium on the Ageing Management & Maintenance of Nuclear Power Plants (ISaG2010), Mitsubishi Research Institute, Tokyo, 2011, pp. 123-144.



に示す。

表 3.3.1-1 水和反応モデルの諸定数

	Alite	Belite	Alminate	Ferrite
$K_{i,1}$	0.167	0.021	0.042	0.015
$N_{i,1}$	0.7	1.0	0.85	0.7
$K_{i,2}$	Eq. (4)	Eq. (5)	Eq. (6)	Eq. (7)
$N_{i,2}$	1.5	3.0	1.5	3.5
$\alpha_{i,1}$	Eq. (8)	Eq. (8)	0.10	0.10
$\alpha_{i,2}$	$\alpha_{i,1} + 0.03$	$\alpha_{i,1}$	$\alpha_{i,1} + 0.03$	$\alpha_{i,1}$
$E_i$ (kJ/mol)	30	56	45	32
$h_{i,CSH}$	3.0	2.5	2.5	2.5

表 3.3.1-2 モデルに採用した化学組成、結合水量、密度

Hydrates	Drying state	H/C	Composition formula	Molar mass (g/mol)	Density (g/cm <sup>3</sup> )	Note
C-S-H <sup>1)</sup>	1000°C	0	C <sub>x</sub> SH <sub>0</sub>	155	—	
	105°C	0.88	C <sub>x</sub> SH <sub>1.5</sub>	182	2.60	<sup>2)</sup>
	11%RH, 20°C	1.24	C <sub>x</sub> SH <sub>2.5</sub>	193	2.41	<sup>3)</sup>
	Saturated	1.24	C <sub>x</sub> SH <sub>2.5</sub>	193	2.41	<sup>4)</sup>
Ett	1000°C	0	C <sub>3</sub> A·3(C $\bar{S}$ )·H <sub>0</sub>	679	—	
	105°C	2.00	C <sub>3</sub> A·3(C $\bar{S}$ )·H <sub>12</sub>	895	2.38	<sup>5)</sup>
	11%RH, 20°C	5.33	C <sub>3</sub> A·3(C $\bar{S}$ )·H <sub>32</sub>	1255	1.78	<sup>6)</sup>
	Saturated	5.33	C <sub>3</sub> A·3(C $\bar{S}$ )·H <sub>32</sub>	1255	1.78	
Ms	1000°C	0	C <sub>3</sub> A·C $\bar{S}$ ·H <sub>0</sub>	406	—	
	105°C	2.00	C <sub>3</sub> A·C $\bar{S}$ ·H <sub>8</sub>	550	2.40	
	11%RH, 20°C	3.00	C <sub>3</sub> A·C $\bar{S}$ ·H <sub>12</sub>	623	1.99	
	Saturated	3.00	C <sub>3</sub> A·C $\bar{S}$ ·H <sub>12</sub>	623	1.99	
HG	1000°C	0	C <sub>3</sub> AH <sub>0</sub>	270	—	
	105°C	0.88	C <sub>3</sub> AH <sub>6</sub>	378	2.52	<sup>7)</sup>
	11%RH, 20°C	0.88	C <sub>3</sub> AH <sub>6</sub>	378	2.52	
	Saturated	0.88	C <sub>3</sub> AH <sub>6</sub>	378	2.52	<sup>8)</sup>
C-A-H	1000°C	0	C <sub>4</sub> AH <sub>0</sub>	326	—	
	105°C	1.75	C <sub>4</sub> AH <sub>7</sub>	452	2.52	<sup>7)</sup>
	11%RH, 20°C	3.25	C <sub>4</sub> AH <sub>13</sub>	561	2.05	
	Saturated	3.25	C <sub>4</sub> AH <sub>13</sub>	561	2.05	<sup>8)</sup>
C-F-H	1000°C	0	C <sub>4</sub> FH <sub>0</sub>	384	—	
	105°C	1.75	C <sub>4</sub> FH <sub>7</sub>	510	2.84	<sup>9)</sup>
	11%RH, 20°C	3.25	C <sub>4</sub> FH <sub>13</sub>	618	2.16	<sup>10)</sup>
	Saturated	3.25	C <sub>4</sub> FH <sub>13</sub>	618	2.16	<sup>8), 10)</sup>

- 1) The molecular weight of C-S-H when x is assumed to be 1.7 is listed.
- 2) References : Jennings (2000), Taylor (1986)
- 3) Reference : Feldman and Ramachandran (1982)
- 4) In the present study, the adsorbed water at the condition above 11% RH is assumed to behave like a bulk water.
- 5) References : Zhou and Glasser (2001). Tennis and Jennings (2000)
- 6) References : Tennis and Jennings (2000), Poellmann et al. (1993)
- 7) References : Fischer and Kuzel (1982), Brouwers (2005)
- 8) This has been reported to become C<sub>4</sub>AH<sub>19</sub> at relative humidity of 88% or higher, but it was decided to consider it to be stable C<sub>4</sub>AH<sub>13</sub> as a crystal in consideration of the easy dehydration condition.
- 9) Because of missing data, the density was calculated by assuming the same crystal structure as C<sub>4</sub>AH<sub>7</sub>. It is generally accepted that Fe forms a liquid solution partly substituting with Al in C-A-H, while they are separated for convenience in this study.
- 10) Notation C:CaO, S:SiO<sub>2</sub>, H:H<sub>2</sub>O, A: Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, F:Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>,  $\bar{S}$ : SO<sub>3</sub>

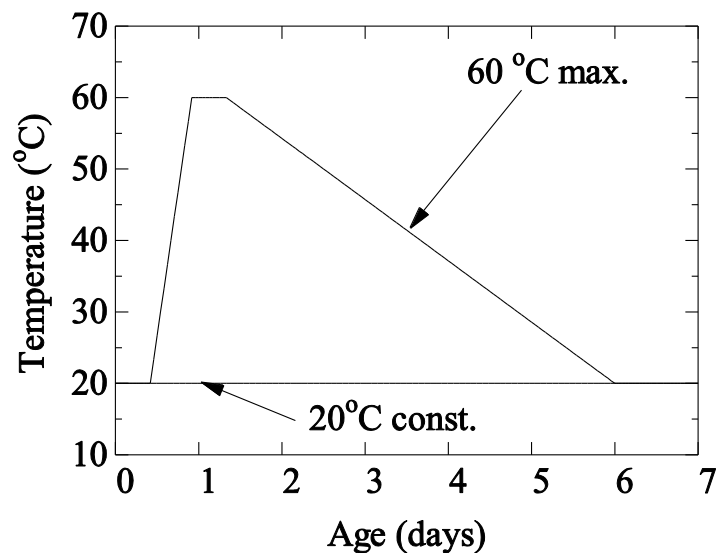


図 3.3.1-1 セメントの水和分析時にサンプルに与えた温度履歴。20°C一定条件を 20c と標記し、最大 60°C のマス部材を想定した温度履歴については、60 と標記することとする。

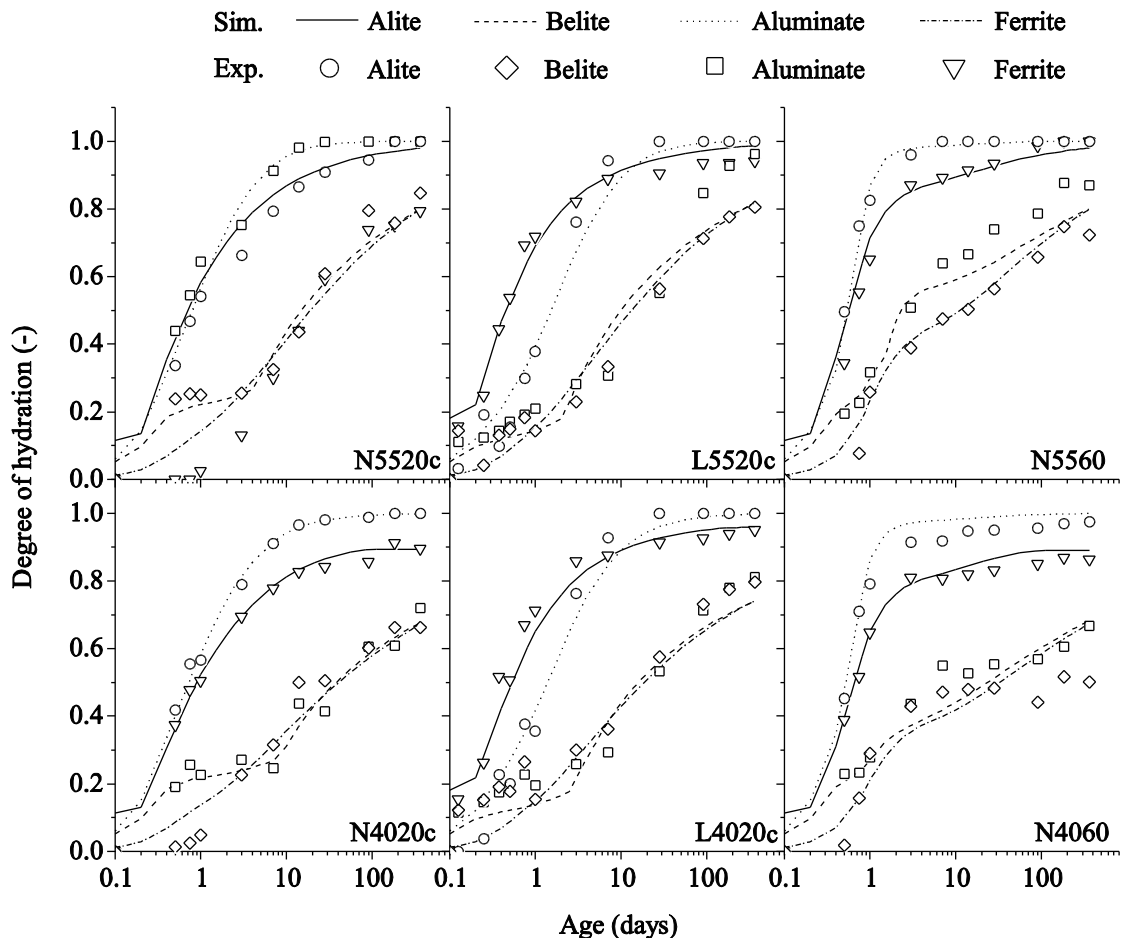


図 3.3.1-2 水和反応モデルによって計算した各鉱物の水和率と実験により得られた水和率の比較。(N: 普通ポルトランドセメント、L: 低熱ポルトランドセメント、XXYY の標記において XX は水セメント比(%)の値を示し、YY は温度履歴を意味する。20c および 60 は図 1 に準ずる。

## 2) 相組成

セメントペーストにおける初期の水セメント比とセメントの構成成分、およびそれらの水和反応率が与えられた場合、熱力学平衡計算を用いることで相組成を得ることができる<sup>16</sup>。しかし、熱力学平衡計算では計算コストが大きいこと、セメントの中の反応は非平衡ですんでいることを踏まえ、本研究では実験値の結果と従来の簡易な水和反応式による研究<sup>17, 18, 19</sup>を踏まえて、以下の式を用いてセメントペーストの相組成を評価することとした。

Alite:



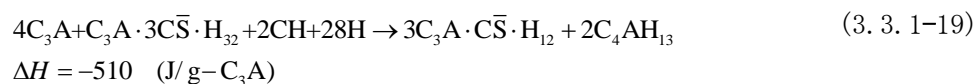
Belite:



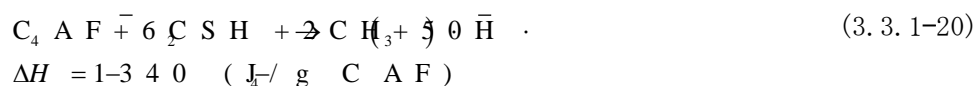
Aluminate with gypsum in the system:



Aluminate without gypsum in the system:



Ferrite with gypsum in the system:



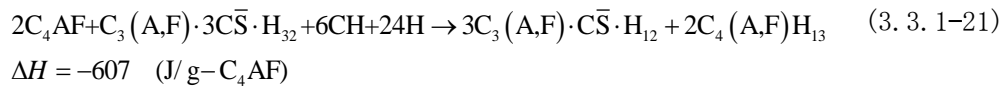
Ferrite without gypsum in the system:

<sup>16</sup> B. Lothenbach, F. Winnefeld, Thermodynamic modelling of the hydration of Portland cement, Cement and Concrete Research, 36 (2006) 209-226.

<sup>17</sup> D.P. Bentz, Three-Dimensional Computer Simulation of Portland Cement Hydration and Microstructure Development, Journal of the American Ceramic Society, 80 (1997) 3-21.

<sup>18</sup> B. Osbaeck, Prediction of cement properties from description of the hydration processes, International Congress on the Chemistry of Cement, 4 (1992) 504-510.

<sup>19</sup> H.F. Taylor, Cement chemistry, 2nd edition, Thomas Telford, 1997.



各反応式の発熱量は、本来は温度や圧力に依存するが今回のモデルは一定値と仮定した。また、アルミネートの水和反応は温度依存性を有するが、本モデルでは50°C以上においては、石膏共存系の場合であっても式(3.3.1-19)が継続するものとした。

本モデルにより評価したセメントペースト中の相組成の経時変化の比較事例を図3.3.1-3に、結合水と水酸化カルシウム量の比較を図3.3.1-4および図3.3.1-5に示す。

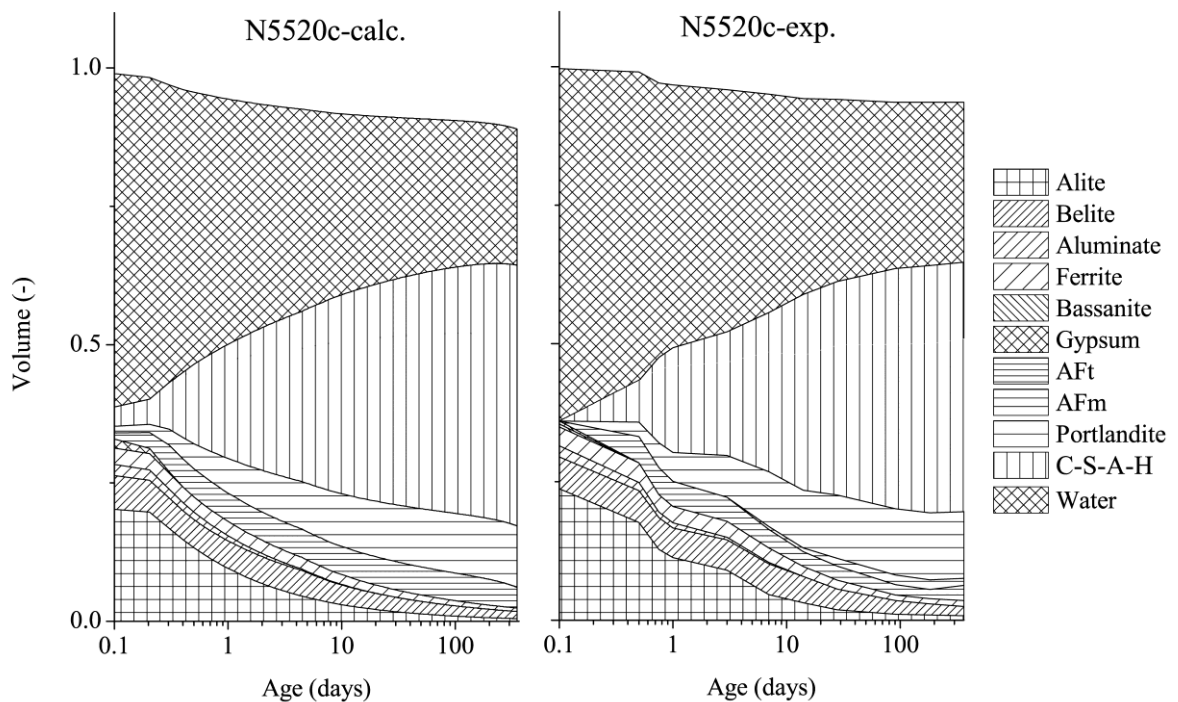


図 3.3.1-3 N5520 の相組成の計算値（左）と実験値（右）の比較。データは丸山と五十嵐の研究による<sup>20</sup>。

<sup>20</sup> I. Maruyama, G. Igarashi, Cement Reaction and Resultant Physical Properties of Cement Paste, Journal of Advanced Concrete Technology, 12 (2014) 200-213.

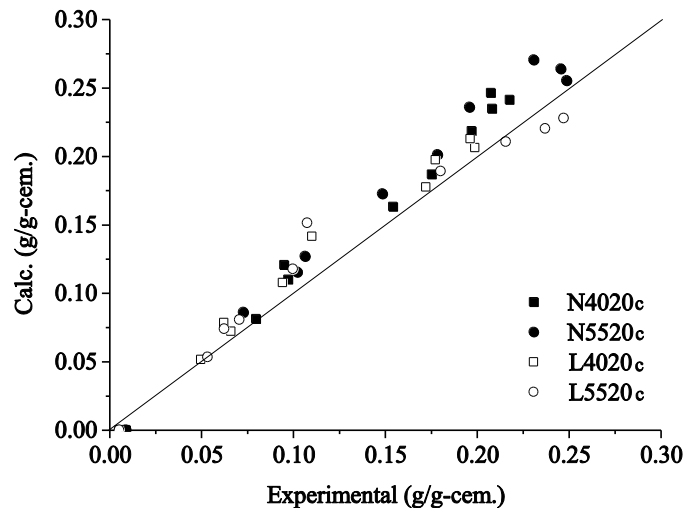


図 3. 3. 1-4 結合水量の計算値と実験値の比較。結合水は 105°C 乾燥状態から 1000°C までの質量変化のうち、炭酸カルシウム以外の減量を用いた。データは、丸山と五十嵐の研究による<sup>20</sup>。

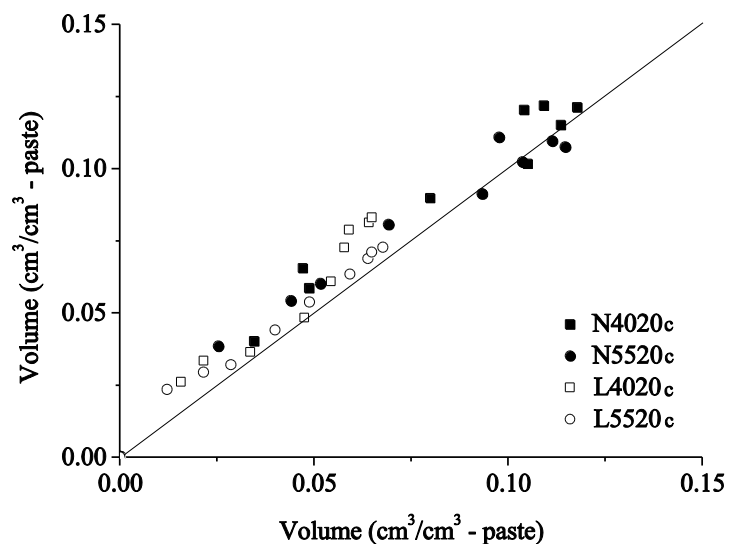


図 3. 3. 1-5 単位セメントペースト中の水酸化カルシウム体積の実験値と計算値の比較。データは、丸山と五十嵐の研究による<sup>20</sup>。

(3) 水と熱の移動に関する検討

1) 熱物性

コンクリートの温度履歴を始め、水和反応率や相組成の経時変化を予測するためには温度の履歴を適切に評価する必要がある。その際の比熱の算出については、式(3.3.1-22)を用いた。

$$C_{con} = W_c C_m + W_m C_m + W_h C_d + W_a C_a + W_s C_s \quad (3.3.1-22)$$

ここに、 $C_{con}$  : コンクリートの比熱 (J/g/K),  $W_i$  : 物質  $i$  のコンクリートの単位質量あたりに占める質量 (g/g),  $C_i$  : 物質  $i$  の比熱 (J/g/K), ( $i=cem$  : 未水和セメント、 $hyd$  : 水和生成物、 $wat$  : 水、 $agg$  : 骨材) である。物質の比熱、セメント水和物の比熱などについては、すでに熱力学並行計算用の値が整備されているが<sup>21</sup>、既往の研究より<sup>22</sup>、未反応セメントに 0.780 J/g/K, 水和生成物 (105°C 乾燥時) に 1.205 J/g/K, 水の比熱に 4.185 J/g/K, 骨材の値には文献値を参考に 0.70~1.00 J/g/K の値を用いることとした。

Fig. 6 にセメントペーストの比熱と水和の関係について、実験値との比較を示す。

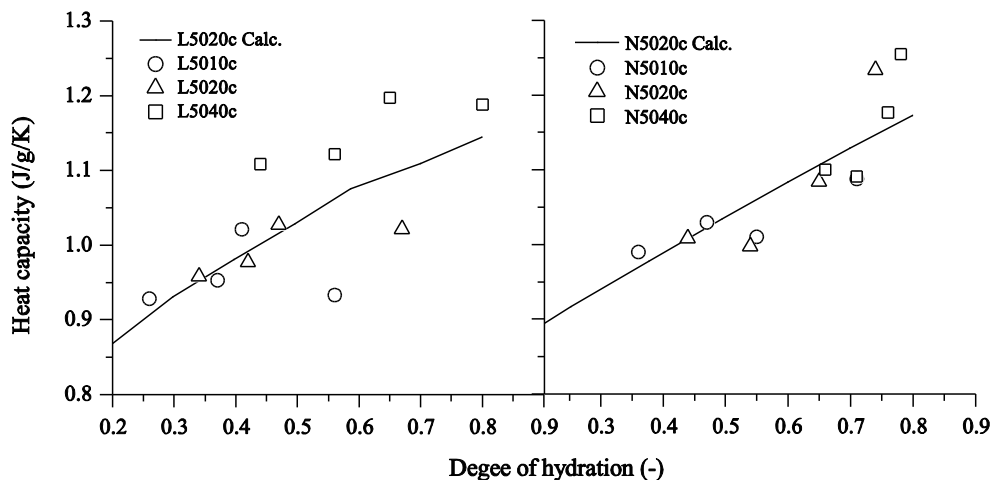


図 3.3.1-6 D-dry 乾燥後のセメントペーストの比熱の実験値と計算値の比較。データは、Maruyama et al. による<sup>23</sup>。

<sup>21</sup> B. Lothenbach, T. Matschei, G. Möschner, F.P. Glasser, Thermodynamic modelling of the effect of temperature on the hydration and porosity of Portland cement, Cement and Concrete Research, 38 (2008) 1-18

<sup>22</sup> I. Maruyama, T. Noguchi, T. Matsushita, Prediction of adiabatic temperature rise in Portland cement concrete using Computational Cement based Material Model, Journal of structural and construction engineering, (2006) 1-8.

<sup>23</sup> I. Maruyama, T. Noguchi, T. Matsushita, Prediction of adiabatic temperature rise in Portland cement concrete using Computational Cement based Material Model, Journal



熱伝導率については、相加平均型である並列モデルとして評価することとした<sup>24</sup>。

$$\lambda_{hcp} = \gamma_{\lambda}(w) \cdot V_{p,s} \lambda_s + V_{p,l} \lambda_l + V_{p,g} \lambda_g \quad (3.3.1-23)$$

$$\lambda_{con} = V_{c,hcp} \lambda_{hcp} + V_{c,agg} \lambda_{agg} \quad (3.3.1-24)$$

ここで、 $V_s$ :セメントペースト中の固相の体積比 (vol./vol.)、 $V_l$ :セメントペースト中の液相の体積比 (vol./vol.)、 $V_g$ :セメントペースト中の気相の体積比 (vol./vol.)、 $V_{hcp}$ :コンクリート中のセメントペースト体積比 (vol./vol.)、 $V_{agg}$ :コンクリート中の骨材の体積比 (vol./vol.)、 $\lambda_s$ :固相の熱伝導率 (=1.54 W/m/K)、 $\lambda_l$ :液相の熱伝導率 (=0.60 W/m/K)、 $\lambda_g$ :気相の熱伝導率 (=0.026 W/m/K)、 $\lambda_{hcp}$ :セメントペーストの熱伝導率(W/m/K)、 $\lambda_{con}$ :コンクリートの熱伝導率(W/m/K)である。 $R_p$ は乾燥に伴い水和物が乾燥にともなって粗大空隙が生じ、水和物間の連続性が阻害される因子を表現する相対含水率に依存する係数であり、ここでは式(3.3.1-25)によって表現する。

$$g_h(w) = 0.70 + 0.30R_p \quad (3.3.1-25)$$

ここで、 $R_p$ :飽和含水率  $w_0$  に対する含水率  $w$  の比、相対含水率である。

これらのモデルを用い、実験データとの比較をした結果について、図 3.3.1-7、図 3.3.1-8 に示す。

---

of structural and construction engineering, (2006) 1-8.

<sup>24</sup> I. Maruyama, G. Igarashi, Cement Reaction and Resultant Physical Properties of Cement Paste, Journal of Advanced Concrete Technology, 12 (2014) 200-213.

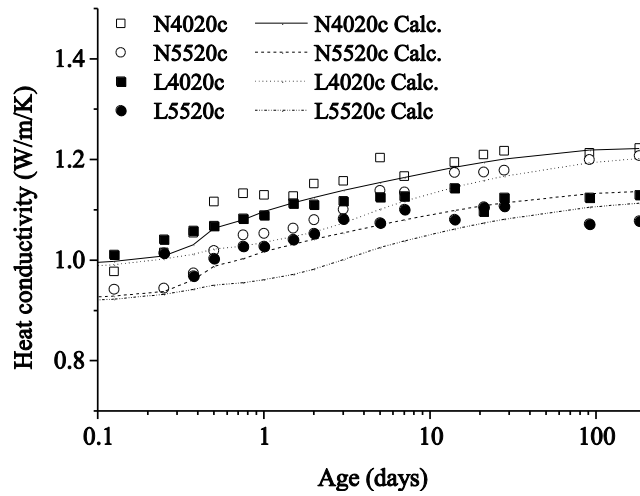


図 3.3.1-7 セメントペーストの比熱に関する実験値と計算値の比較。

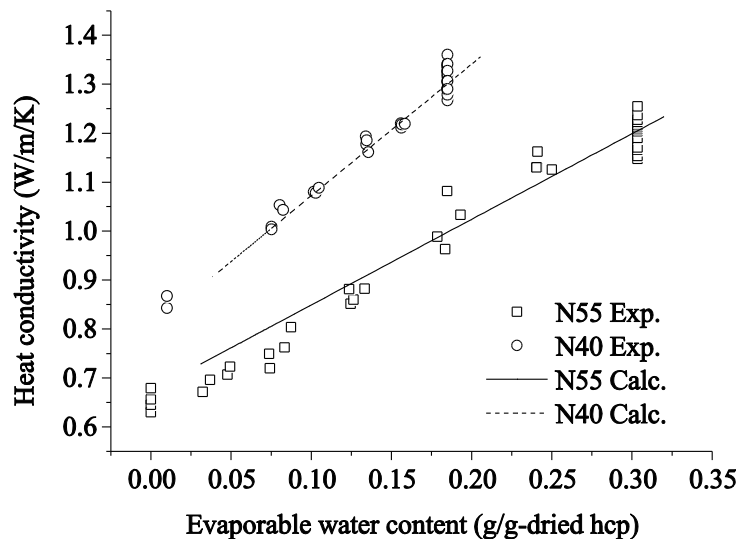


図 3.3.1-8 含水率に依存するセメントペーストの比熱に関する実験値と計算値の比較。

以上の数値予測のうち、比熱のデータ、および水和発熱データを用いコンクリートの断熱温度上昇を予測した事例を図 3.3.1-9 に示す。なお、高性能 AE 減水剤の水和への影響が不明瞭であったので、潜伏期が終了するまでの期間の水和反応速度を 0.8 倍にして評価した。また、骨材の比熱には、0.93 J/g/K を用いた。

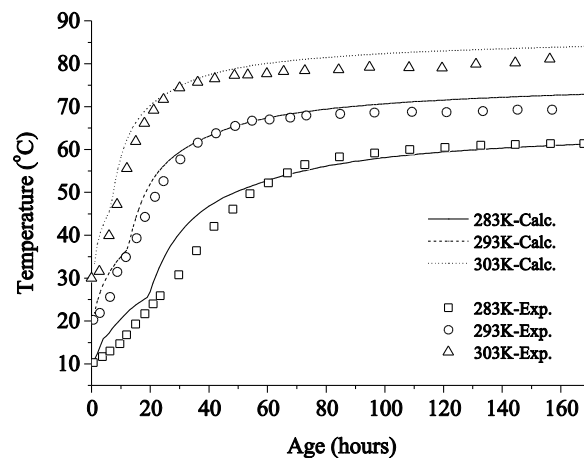


図 3.3.1-9 断熱温度上昇曲線に関する実験値と計算値の比較。実験値は Kishi and Maekawa の研究による<sup>25</sup>。

<sup>25</sup> T. Kishi, K. Maekawa, MULTI-COMPONENT MODEL FOR HYDRATION HEAT OF PORTLAND CEMENT, Doboku Gakkai Ronbunshu, 526 (1995) 97-109.

## 2) 水分の移動

水に関わる性質はコンクリートの物性全域に関わるが、ここでは水分移動に関わる性質のモデル化について述べる。コンクリートやセメントペースト中の水分移動現象については、Bažant and Najjar によって<sup>26</sup>、相対湿度をポテンシャルとして考えた場合に、水分移動係数が含水率依存性を示すことが数値解析により明らかになった。その後、Matano<sup>27</sup>による Boltzmann-Matano Method によって、コンクリート中の水分移動係数が含水率依存性を示すことを Sakata が初めて実験的に明らかにした<sup>28</sup>。Boltzmann-Matano Method では、ポテンシャルとしての相対含水率と含水率は等価であり、吸着等温線において湿度と含水率が一次の関係であれば、相対湿度もやはり等価な関係となる。しかしながら、温度勾配がある場合や空隙構造が異なる場合の移動問題を考慮するためには、化学ポテンシャルや蒸気圧等をポテンシャルとして考えることが望ましい。本研究において温度勾配を考えた場合にコンクリート中の水分は高温から低温部に移動するため<sup>29</sup>、蒸気圧勾配による移動をポテンシャルとして考えることとした。なお、凝縮水の移動を考えた場合には、液水の表面張力による負圧がポテンシャルとなって移動すると考えられ、等湿度条件下での温度勾配下の場合も、等温度条件下での湿度勾配下にある場合も、いずれも蒸気圧勾配による移動と水分移動が生ずる方向に矛盾は生じない。

水分移動に関する支配方程式は、次元において以下のようなになる。

$$\frac{\partial w_w}{\partial p_w} \frac{\partial p_w}{\partial t} = - \frac{\partial}{\partial x} \left( K_w \frac{\partial p_w}{\partial x} \right) \quad (3.3.1-26)$$

ここで、 $w_w/K_w$ : 水分容量,  $w$ : 含水量 ( $\text{g}/\text{cm}^3$ ),  $p_w$ : 水蒸気圧 (MPa),  $K_w$ : 水分移動係数 ( $\text{m}^2/\text{s} \cdot \text{g}/\text{cm}^3 \cdot 1/\text{MPa}$ )、である。

まず、ここでは、セメントペーストの水分容量を評価する目的で、吸着等温線モデルについて記載する。硬化セメントペーストの吸着等温線を構成するにあたって、重要な指標の一つとして水蒸気 BET 比表面積 ( $S_{\text{H}_2\text{O}}$ ) がある。セメント硬化体の  $S_{\text{H}_2\text{O}}$  は、吸着等温線の低湿度域にもヒステリシスが生ずるため、低湿度域で急脱着可能な水は弱く結合している

<sup>26</sup> Z. P. Bažant, L. J. Najjar, Nonlinear water diffusion in nonsaturated concrete, *Matériaux et Constructions*, 5 (1972) 3-20.

<sup>27</sup> C. Matano, On the relation between the diffusion-coefficients and concentrations of solid metals (the nickel-copper system), *Japanese Journal of Physics*, 8 (1933) 109-113.

<sup>28</sup> K. Sakata, A study on moisture diffusion in drying and drying shrinkage of concrete, *Cement and Concrete Research*, 13 (1983) 216-224.

<sup>29</sup> G. L. England, A. D. Ross, Shrinkage, Moisture, and Pore Pressures in Heated Concrete, *ACI Special Publication*, 34 (1972) 883-908.

結晶水であるとの解釈がある<sup>30</sup>。また、吸・脱着域における長期間の乾燥・吸湿過程では、C-S-Hの凝集構造に変化が生じて、 $S_{H_2O}$ および吸着量が変化することが知られている<sup>31</sup>。そのため、前処理条件や各湿度での乾燥時間が吸着等温線の形状に影響を及ぼす。本研究のモデル化では、測定中のC-S-Hの変質の影響が少ない定容法による吸着等温線時の水蒸気BET比表面積にもとづき、セメントペーストの水蒸気吸着モデルを構築した。

硬化セメントペーストの水蒸気BET比表面積は、相組成との関係について次式を用いて求めることとした。

$$S_{H_2O} = \text{Max}(170R_{C-S-H}, 500(R_{C-S-H} - 0.35)) \quad (3.3.1-27)$$

ここで、 $S_{H_2O}$ :105°C・真空の前処理を実施したときのセメントペーストの吸着側の水蒸気BET比表面積( $\text{m}^2/\text{g-dried hcp}$ )、 $R_{C-S-H}$ :105°C乾燥条件時の硬化セメントペースト中の非晶質の質量割合である。本モデルでは非晶質として $C_4AH_{13}$ と $C_4(A,F)H_{13}$ も考慮することとした。Eq. (25)による計算値と実験値との比較をFig. 10に示す。

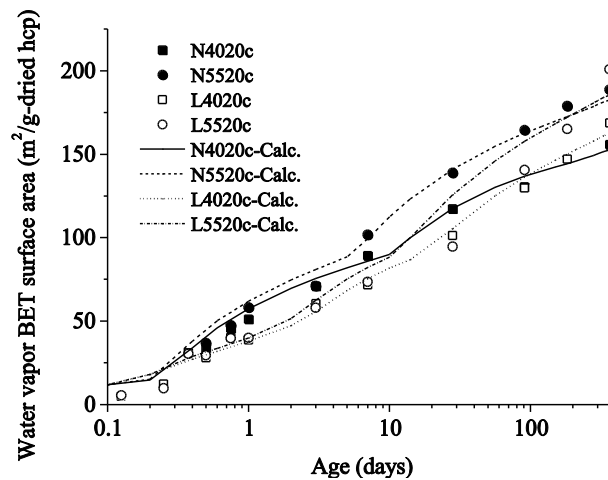


図 3.3.1-10 セメントの水和により変化する水蒸気吸着 BET 比表面積の計算値と実験値の比較。データは、Maruyama and Igarashi による<sup>32</sup>。

<sup>30</sup> R. F. Feldman, P. J. Sereda, A model for hydrated Portland cement paste as deduced from sorption-length change and mechanical properties, *Matériaux et Constructions*, 1 (1968) 509-520.

<sup>31</sup> 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*, 58 (2014) 20-34.

<sup>32</sup> I. Maruyama, G. Igarashi, Cement Reaction and Resultant Physical Properties of Cement Paste, *Journal of Advanced Concrete Technology*, 12 (2014) 200-213.

吸着等温線の脱着線および吸着線は、長期間の C-S-H の変質によって  $S_{H_2O}$  および 98%RH までの総吸着量が影響を受ける実験事実から<sup>33</sup>、以下のように定めた。

処女脱着線：

$$\text{RH } 100\% \sim 98\% : w = w_{98,de} + (w_0 - w_{98,de})(h - 0.98)/0.02 \quad (3.3.1-28)$$

$$\text{RH } 98\% \sim 40\% : w = (w_{98,de} - w_{40,de})(h - 0.40)/0.58 + w_{40,de} \quad (3.3.1-29)$$

$$\text{RH } 40\% \sim 10\% : w = S_{de} \left( K_1 - K_2 \ln(\ln(h)) \right) \cdot 10^3 \quad (3.3.1-30)$$

$$w_{98,de} = w_0 (-0.0044(T - 293) + 1) \quad (3.3.1-31)$$

$$S_{de} = 1.44 \cdot S_{H_2O} \cdot \rho_{\text{eff,hcp}} \cdot \exp(-0.017(T - 293)) \cdot (-0.479h_{\text{min}}^2 + 1.107h_{\text{min}} + 0.373) \quad (3.3.1-32)$$

ここで、 $h$ ：相対湿度(-)， $w$ ：セメントペースト中の含水率(105℃乾燥基準)(g/cm<sup>3</sup>)， $w_0$ ：飽和含水率(g/cm<sup>3</sup>)， $w_{98,de}$ ：脱着線上の相対湿度 98%時の含水率(g/g-dried hcp)， $w_{40,de}$ ：脱着線上の相対湿度 40%時の含水率(g/g-dried hcp)， $S_{de}$ ：脱着時のセメントペーストの単位体積あたりの比表面積(m<sup>2</sup>/cm<sup>3</sup>)， $K_1, K_2$ ：統計的吸着厚さ算出に関わる係数(nm)，であり、 $K_1=0.39$ ， $K_2=0.12$ を満たす[53]。 $T$ ：セメントペーストの絶対温度(K)。 $h_{\text{min}}$ ：セメントペーストが経た履歴中の最小の相対湿度(-)， $\rho_{\text{eff,hcp}}$ ：105℃乾燥時のセメントペーストの見かけの密度(g/cm<sup>3</sup>)。

式(30)において、 $w_{98,de}$ は飽和含水率に対する比率として温度の影響を受けるものとして、実験データに従い決定した<sup>34</sup>。

式(31)において、 $S_{de}$ は、乾燥による吸着サイト数の減少<sup>33</sup>と温度による変化<sup>34</sup>によって変化するものとした。

次に吸着等温線の包絡線の下側を構築する再吸着等温線であるが、こちらも既往実験<sup>34, 35, 36</sup>において、再吸着等温線が飽水セメントペーストを 105℃・真空において 30 分間実

<sup>33</sup> I. Maruyama, G. Igarashi, Water vapor adsorption isotherm model of portland cement paste (in Japanese), Journal of structural and construction engineering, 76 (2011) 1033-1041.

<sup>34</sup> G. Igarashi, I. Maruyama, Temperature dependency of virgin isothermal desorption and BET surface area of hardened cement paste (in Japanese), Proceedings of Annual AIJ Tokai Meeting, (2012) 81-84

<sup>35</sup> I. Maruyama, G. Igarashi, Cement Reaction and Resultant Physical Properties of Cement Paste, Journal of Advanced Concrete Technology, 12 (2014) 200-213.

<sup>36</sup> I. Maruyama, Origin of Drying Shrinkage of Hardened Cement Paste: Hydration Pressure, Journal of Advanced Concrete Technology, 8 (2010) 187-200.

施した前処理後の吸着線とほぼ同一であることに基づき、以下のように定めた。

再吸着線：

$$\text{RH0\%} \sim 98\% : w = \frac{v_m C k h}{(1 - k h)(1 + (C - 1)k h)} S_{ad} \quad (3.3.1-33)$$

$$\text{RH98\%} \sim 100\% : w = w_{98,ad} + (w_0 - w_{98,ad})(h - 0.98)/0.02 \quad (3.3.1-34)$$

$$S_{ad} = S_{H_2O} \cdot \rho_{eff,hcp} \cdot \exp(-0.017(T - 293)) \quad (3.3.1-35)$$

ここで、 $v_m$ ,  $C$ ,  $k$ ：修正 BET 式<sup>37</sup>を元とした吸着関数のための係数で、 $v_m = 2.72 \cdot 10^{-4}$ ,  $C = 18.0$ ,  $k = 0.83$ ,  $S_{ad}$ ：吸着時の単位体積あたりのセメントペーストの比表面積 ( $\text{m}^2/\text{cm}^3$ ),  $w_{98,ad}$ ：吸着時の相対湿度 98%点での含水率、式 (3.3.1-32) により求めた値、である。

処女脱着等温線と再吸着等温線によって構築される包絡線の内部の移動については、湿度に対して線形になるものとして以下のように定めた。

ヒステリシスカーブ：

$$w = w_{ad\ or\ de} + \Delta w (h - h_{ad\ or\ de}) \quad (3.3.1-36)$$

$$V_w = 0.33w_0 \quad (3.3.1-37)$$

・  $w$ ：包絡線の中を動く時の湿度変化に対する含水率変化 ( $\text{g/g - dried hcp}$ ),  $w_{ad\ or\ de}$ ,  $h_{ad\ or\ de}$ ：処女脱着線上における吸湿プロセスへの折り返し点、あるいは、再吸着線上からの乾燥プロセスへの折り返し点での含水率と相対湿度、を意味する。

このように定めたモデルによってランダムな湿度履歴を与えた場合の吸着等温線のヒステリシス算出結果を図 3.3.1-11 に、異なる温度における脱着線の実験値との比較を図 3.3.1-12 に示す。

<sup>37</sup> Y. Xi, Z.P. Bažant, H.M. Jennings, Moisture diffusion in cementitious materials Adsorption isotherms, Advanced Cement Based Materials, 1 (1994) 248-257.

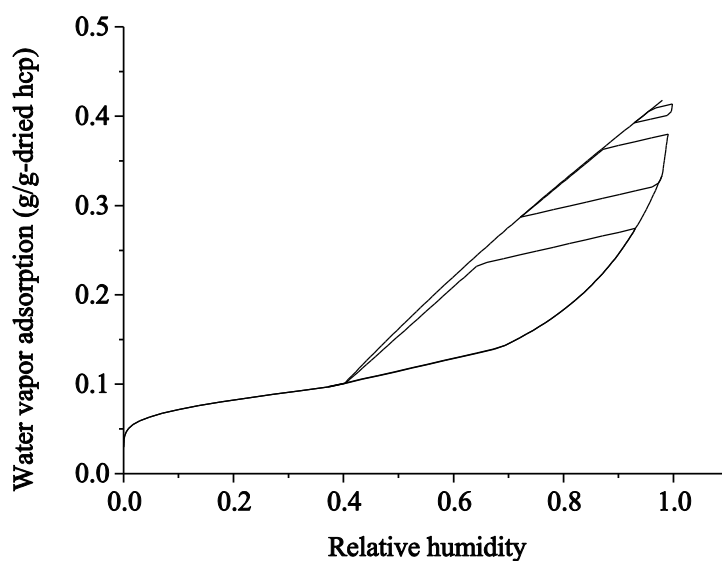


図 3.3.1-11 セメント硬化体のヒステリシス挙動の試算結果。式 (3.3.1-27~36) を用いた。

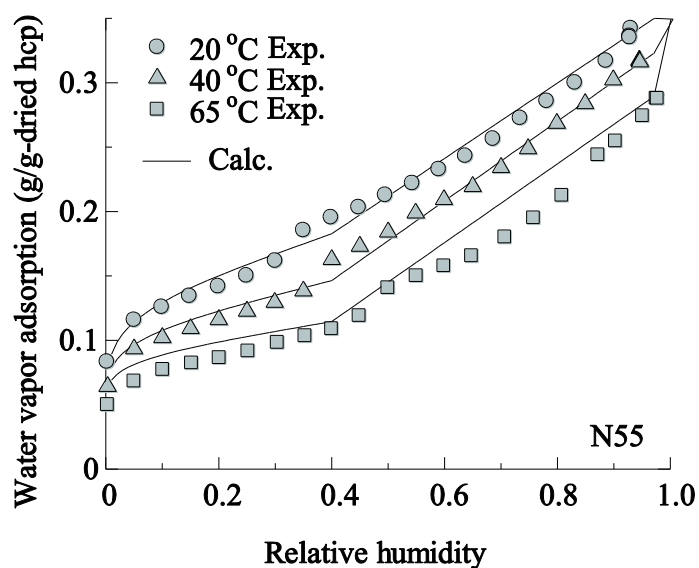


図 3.3.1-12 異なる温度による脱着線の計算値と実験値の比較。データは Igarashi and Maruyama による<sup>38</sup>。データは、0%RH の原点を 105°C真空乾燥状態となるよう、再計算した。

<sup>38</sup> G. Igarashi, I. Maruyama, Temperature dependency of virgin isothermal desorption and BET surface area of hardened cement paste (in Japanese), Proceedings of Annual AIJ Tokai Meeting, (2012) 81-84.



水分移動係数は、一定温度条件での処女乾燥プロセスにおける実験結果に基づき、以下のように定めた<sup>39</sup>。

$$t_{w,100} = w_0 / \rho_w / S_{H_2O} \cdot 10^3 \quad (3.3.1-38)$$

$$K_w = \exp(7.17t_{w,100}) \frac{1}{5.0 - 9.1R_w + 4.15R_w^2} \times (1.0 + 0.1(T - 293.15)) \times 10^{-8} \quad (3.3.1-39)$$

ここに、 $t_{w,100}$ :飽水時の統計的吸着厚さ<sup>40</sup>(nm),  $\rho_w$ :水の密度(g/cm<sup>3</sup>),  $R_w$ :相対含水率(=w/w<sub>0</sub>),  $K_w$ :水分移動係数(m<sup>2</sup>/s・g/m<sup>3</sup>・1/MPa), である。

式(3.3.1-39)項の一つ目のexpの項は、空隙構造に依存する移動しやすさを反映している。分数の部分は含水率に依存する水分移動の傾向を表しているおり、 $T$ に関わる項は、温度依存性を表している。

異なる温度での乾燥条件下における含水率分布の測定実験と計算値の比較を図3.3.1-13に示した。比較的良好に傾向が再現できている。

次に水和と乾燥が同時に生ずる実験での含水率分布と計算値の比較を図3.3.1-14に示す。この実験は、普通ポルトランドセメントを用いた水セメント比0.6のコンクリートを用いて、打ち込み直後から乾燥を行った試験体の含水率測定試験である。試験体は円筒状で20mm毎にワイアメッシュで区切られており、容易に破断ができるようになっている。解析では打ち込みから4時間を封緘状態としてから、片側を解法して乾燥過程を模擬した。また、既往の研究からセメントペーストの水分移動係数とコンクリートの水分移動係数については、含水率をポテンシャルとした場合には、おおきな差異がないことを確認しているので<sup>41</sup>、本解析では水分移動係数にはセメントペーストの値をコンクリートに用いている。こちらも比較的良好に含水率の経時変化を評価できている。以上の検証から、吸着等温線の温度の影響、水分移動係数の水和による変化などが生ずる場合においても、比較的良好に水分の移動を確認できた。

<sup>39</sup> I. Maruyama, G. Igarashi, N. Kishi, Fundamental study on water transfer in Portland cement paste (in Japanese), Journal of structural and construction engineering, 76 (2011) 1737-1744.

<sup>40</sup> R. Badmann, N. Stockhausen, M. J. Setzer, The statistical thickness and the chemical potential of adsorbed water films, Journal of Colloid and Interface Science, 82 (1981) 534-542.

<sup>41</sup> M. Lin, H. Sasano, I. Maruyama, Fundamental study on water diffusion coefficient of cement based material, Proceedings of Japan Concrete Institute, 35 (2013) 595-600.

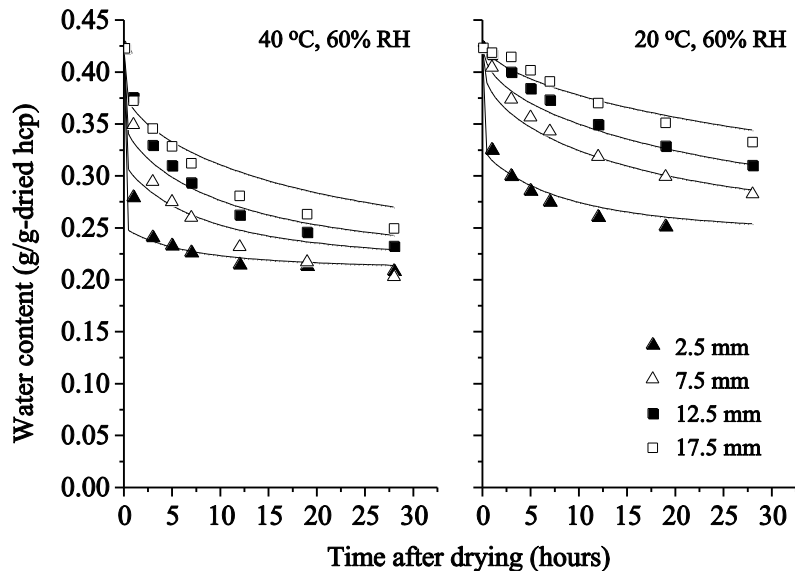


図 3.3.1-13 異なる温度における乾燥によるセメントペースト中の含水率の推移に関する計算値と実験値の比較。セメントペーストは、普通ポルトランドセメントを用い、 $W/C=0.55$ 、乾燥環境は、 $20^{\circ}\text{C}$ および $40^{\circ}\text{C}$ の相対湿度60%の条件。データは、Maruyama et al<sup>42</sup>。

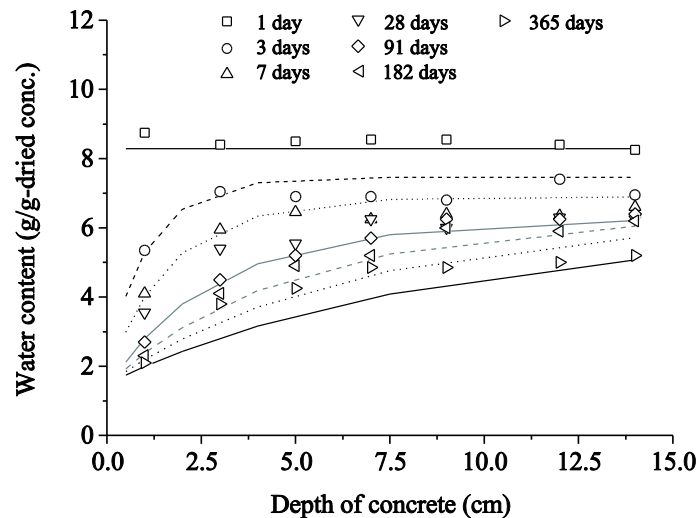


図 3.3.1-14 打ち込み直後からの含水率の空間分布と経時変化の計算値と実験値の比較。データは、Hashida et al.による<sup>43</sup>。

<sup>42</sup> I. Maruyama, G. Igarashi, N. Kishi, Fundamental study on water transfer in Portland cement paste (in Japanese), Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), 76 (2011) 1737-1744.

<sup>43</sup> H. Hashida, K. Tanaka, M. Koike, Drying of concrete from just after cast : Study on moisture behavior in concrete substrate for finishing layers : Part 1, Journal of structural and construction engineering, (1990) 1-8.

### 3) 弾性率、収縮ひずみ、線膨張係数

次に、体積変化に関わる項目について紹介する。まず、応力によるひずみの発生の観点から、封かん時のセメントペーストのヤング率とポアソン比を取り扱う。セメントの微細構造と巨視的なセメントペーストのヤング率を結びつける研究は様々に提案されており、水和物やセメント鉱物の弾性係数から、空間配置と平均化構成則を用いて予測するものや有限要素法によって空間をそのままモデル化する方法などが提案されている。有限要素法による手法は、空間解像度や要素の接触判定について統一の見解が無い上に計算時間を大量に必要とするので、本研究ではセメントペーストの相組成と空間特徴量と物性値との関係式を用いて予測することとする。封かん状態にあるセメントペーストのヤング率とポアソン比は、既往の研究において 11%RH 乾燥時のゲルスペース比と高い相関を有していることが、摘されている<sup>44</sup>。この事実にもとづき、封かん状態のセメントペーストのヤング率およびポアソン比は以下の式により求める。

$$E_p = \text{MAX}(21.0\rho_p x - 11.2, 0) \quad (3.3.1-40)$$

$$\nu_p = 0.50 - 0.24 / \exp(0.20(0.46/x)^{5.4}) \quad (3.3.1-41)$$

ここに、 $x$ : ゲルスペース比(-)でセメントペーストの未反応鉱物以外の体積における水和生成物体積の比率、 $E_p$ ,  $\nu_p$ : セメントペーストのヤング率(GPa)とポアソン比(-)。

これらの式を用いた実験値との比較をヤング率の場合を Fig. 14 に、ポアソン比の場合を Fig. 15 に示す。低熱ポルトランドセメントペーストの場合、少し予測の正確度が低い傾向にある。

---

<sup>44</sup> I. Maruyama, G. Igarashi, Cement Reaction and Resultant Physical Properties of Cement Paste, Journal of Advanced Concrete Technology, 12 (2014) 200-213.

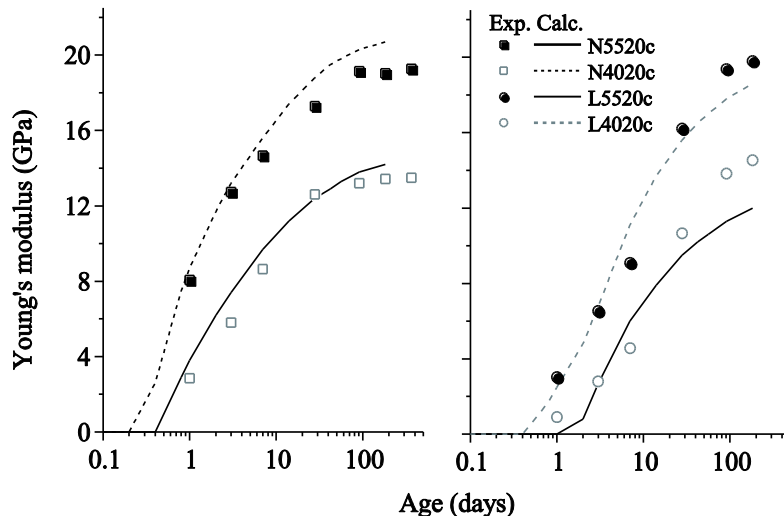


図 3.3.1-15 セメントペーストの水和によるヤング率の変化に関する実験値と計算値の比較。

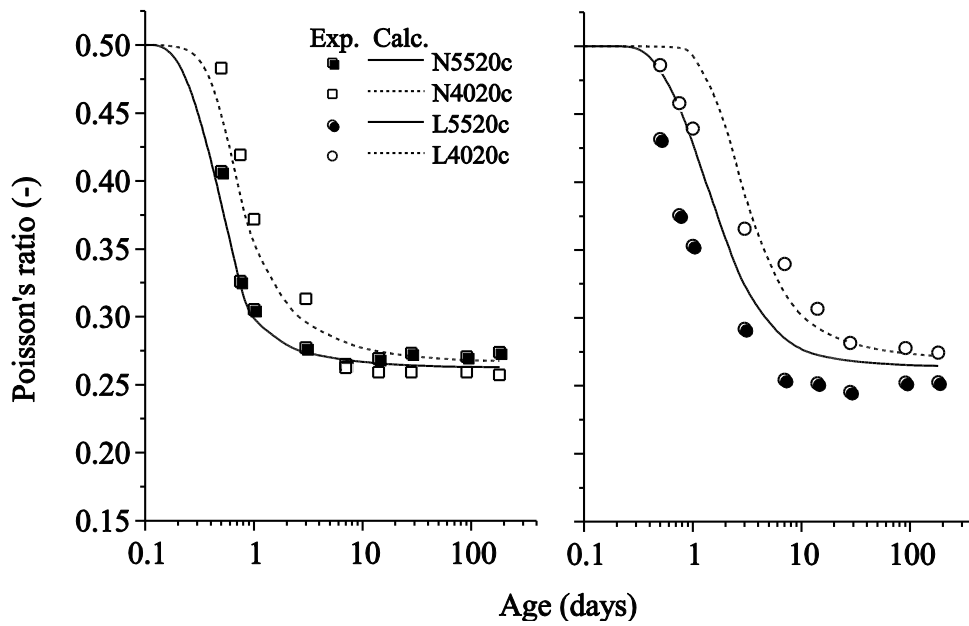


図 3.3.1-16 セメントペーストの水和によるポアソン比の変化に関する実験値と計算値の比較。

モルタルおよび封かん時のコンクリートのヤング率は、遷移帯の影響を考慮した<sup>45,46</sup>複合則 (Homogenization theory) を用いることで予測できると考えられる。

セメントペーストの乾燥収縮メカニズムについては、表面エネルギー理論、毛管張力理論、分離圧理論およびそれらの組み合わせが提案されているが、まだ、決定的な結論は得られていない。また、処女乾燥下では、吸放湿に関わる熱力学的に生ずる体積変化に加え、C-S-H の変質による非回復性の収縮も生じ、その大きさは高水セメント比の場合ほど大きい。その割合は、全収縮の半分以上になる場合もある<sup>47,48</sup>。処女乾燥下およびそこからの再吸湿条件における長さ変化は、統計的吸着厚さと高い相関があることが報告されているので<sup>49</sup>、ここでは、セメントペースト中の C-S-H の層間から水の吸放湿が生ずることによって収縮が決定すると考え、本検討ではセメントペーストの長さ変化は、統計的吸着厚さの関数として評価することとした。

$$C_{s,T} = \begin{cases} 1.0 & (h \geq 0.8) \\ (1.0 - \exp(-0.017(T - 293)))(2.5h - 2.0) + 1.0 & (0.8 > h > 0.4) \\ \exp(-0.017(T - 293)) & (h \leq 0.4) \end{cases} \quad (3.3.1-42)$$

$$t_w = w / \rho_w / S_{H_2O} / C_{s,T} \cdot 10^3 \quad (3.3.1-43)$$

$$\varepsilon_{p,Dsh} = \begin{cases} 0.00388(t_w - t_{w,100}) & (h \geq 0.4) \\ 0.00912(t_w - t_{w,40}) + \varepsilon_{p,sh,40} & (h < 0.4) \end{cases} \quad (3.3.1-44)$$

ここに、 $C_{s,T}$ : 温度によって変化する  $S_{H_2O}$  に関わる係数、 $\varepsilon_{p,Dsh}$ : 飽水時のひずみをゼロとした時のセメントペーストの乾燥収縮ひずみ(-)、 $\varepsilon_{p,sh,40}$ : 相対湿度 40%の時の乾燥収縮ひずみ、 $t_w$ : 乾燥時のセメントペースト中の水分の統計的吸着厚さ (nm)、 $t_{w,40}$ : 相対湿度 40%

<sup>45</sup> H. Kawakami, Multiple Application of a Simplified Two-phase Model for Estimation of Elastic Modulus of Concrete (in Japanese), Proceedings of the Japan Concrete Institute, 19 (1997) 511-516.

<sup>46</sup> U. A. Nilsen, P. J. M. Monteiro, Concrete: A three phase material, Cement and Concrete Research, 23 (1993) 147-151.

<sup>47</sup> 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, 58 (2014) 20-34.

<sup>48</sup> R. A. Helmuth, D. H. Turk, The Reversible and Irreversible Drying Shrinkage of Hardened Portland Cement and Tricalcium Silicate Pastes, Journal of the PCA Research and Development Laboratories, 9 (1967) 8 - 21.

<sup>49</sup> I. Maruyama, Origin of Drying Shrinkage of Hardened Cement Paste: Hydration Pressure, Journal of Advanced Concrete Technology, 8 (2010) 187-200.

時の統計的吸着厚さ、である。

処女乾燥およびそこから再吸湿過程におけるセメントペーストの長さ変化と、異なる温度におけるセメントペーストの長さ変化について、計算値との比較を図 3.3.1-17、図 3.3.1-18 に示す。比較的良好な再現性が確認される。

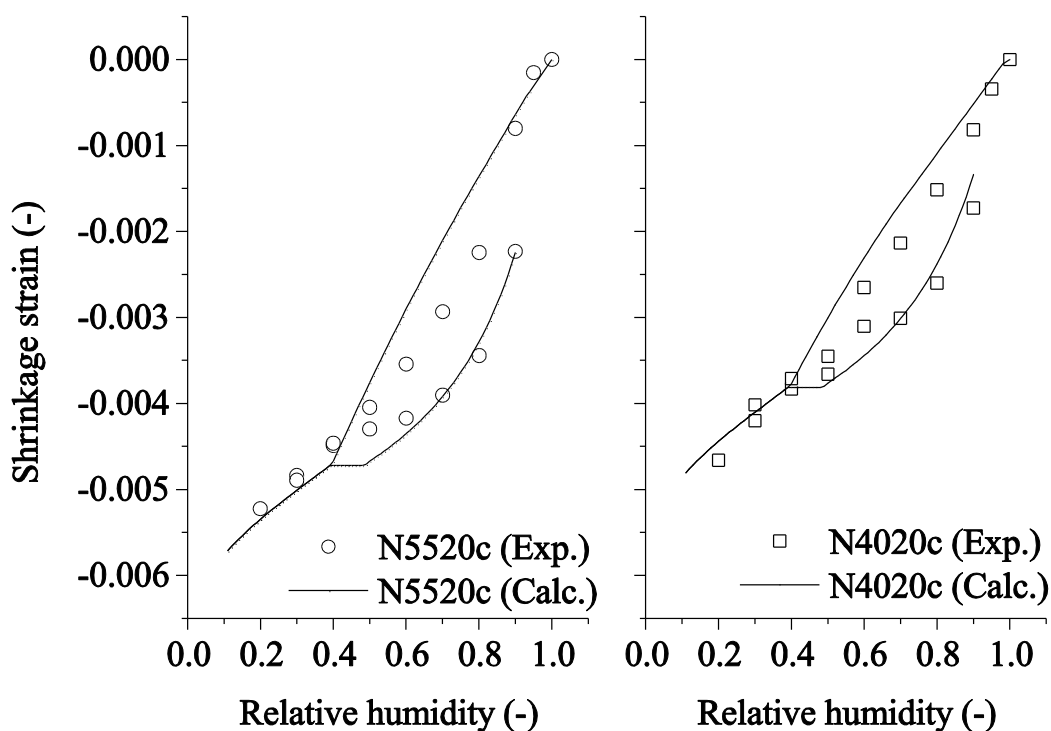


図 3.3.1-17 処女脱着およびその後の再吸湿挙動下のセメントペーストの長さ変化の計算値と実験値の比較。データは、Maruyama による<sup>50</sup>。

<sup>50</sup> I. Maruyama, Origin of Drying Shrinkage of Hardened Cement Paste: Hydration Pressure, Journal of Advanced Concrete Technology, 8 (2010) 187-200.

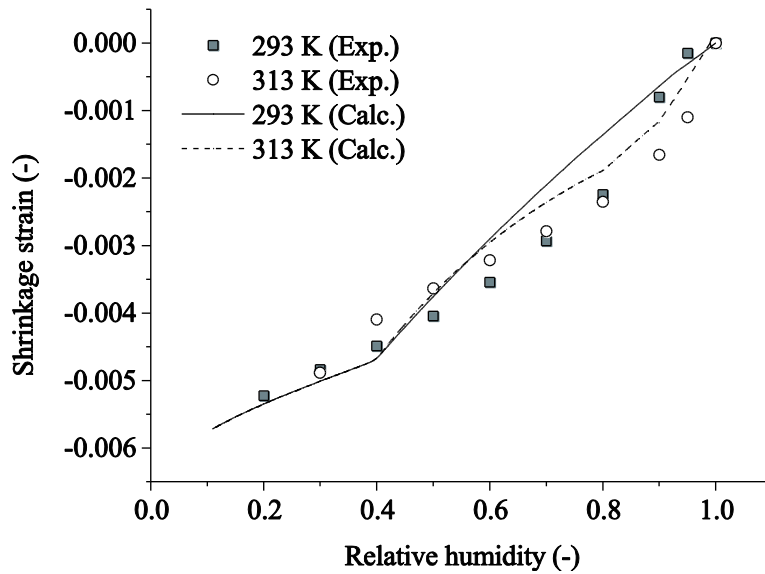


図 3.3. 1-18 40C および 20C における処女乾燥下のセメントペーストの長さ変化の計算値と実験値の比較。データは、Maruyama and Kishi による<sup>51</sup>。

また、セメントペーストの自己収縮については、従来、乾燥収縮と自己収縮は同じメカニズムであると考えられてきた。しかしながら、上述した乾燥収縮メカニズムを仮定した場合には、層間の水が抜ける場合とそうでない場合では、同じ乾燥プロセスであっても、脱水する水の存在位置に依存して乾燥収縮ひずみに及ぼす影響は異なることになる。ここでのモデル化の議論は、そのメカニズムについて十分詰め切れていないことは認識しているが、自己収縮によって消費される水は、凝縮水として存在するところの水を消費していることを考え、収縮ひずみの寄与が小さいため、水和初期の水和による水分消費による層間水の脱水は、水の多いときほど小さいと考えられるので、以下のようにモデル化を行うこととした。

$$C_{Ash} = \text{Min}(0.008 \exp(-t_w/0.9), 0.00388) \quad (3.3.1-45)$$

$$\Delta \epsilon_{p,Ash} = C_{Ash} \cdot \Delta w_{hyd} / \rho_w / S_{H2O} / C_{S,T} \cdot 10^3 \quad (3.3.1-46)$$

ここで、 $C_{Ash}$ : 統計的吸着厚さに依存した自己収縮ひずみに関わる係数、 $\Delta \epsilon_{Ash,p}$ : 単位時間あ

<sup>51</sup> I. Maruyama, A. Teramoto, Impact of time-dependant thermal expansion coefficient on the early-age volume changes in cement pastes, Cement and Concrete Research, 41 (2011) 380-391.

たりのひずみ増分、 $\cdot w_{hyd}$  : 単位時間あたりの水和で消費された水分量、である。

実験値と計算値の比較について、図 3. 3. 1-19 に示す。ここに示されるように、異なる水セメント比のセメントペーストの自己収縮挙動を適切に評価できる。

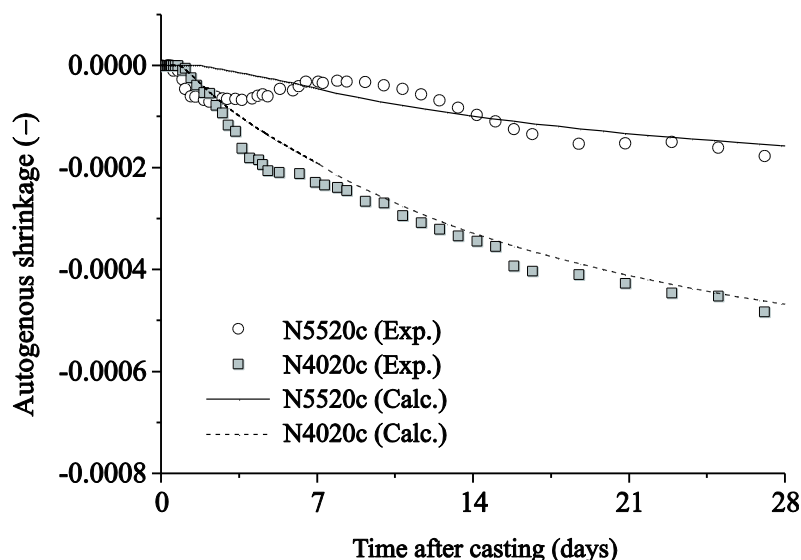


図 3. 3. 1-19 W/C=0.55 および 0.40 のセメントペーストの自己収縮の実験値と計算値の比較。計測の際に観測されるエトリングaitの生成による膨張挙動後の値を比較対象としている。データは、Maruyama and Teraomto による<sup>52</sup>。

Sakaida らは、細骨材の寸法、粒度分布、モルタルに対する体積割合がモルタルの乾燥収縮ひずみに及ぼす影響について実験的検討を行った。その結果、モルタルの長さ変化には体積割合の影響が大きく、寸法の影響は比較的小さいことが明らかになった<sup>53</sup>。この事実にもとづき、コンクリート中のモルタルの体積変化を予測する場合には、モルタル中の細骨材の体積割合に応じた係数を乗じて算出することとした。

$$\varepsilon_{m,sh} = C_{m,sh} (V_{m,agg}) \cdot \varepsilon_{p,sh} \quad (3. 3. 1-47)$$

<sup>52</sup> I. Maruyama, A. Teramoto, Impact of time-dependant thermal expansion coefficient on the early-age volume changes in cement pastes, Cement and Concrete Research, 41 (2011) 380-391.

<sup>53</sup> T. Sakaida, H. Sasano, I. Maruyama, Effect of fine aggregate size on drying shrinkage of mortar (in Japanese), Proceedings of Japan Concrete Institute, 36 (2014) 526-531.



ここで、 $C_{m, sh} (V_{m, agg})$ :モルタル中の細骨材の体積割合に依存する収縮ひずみの換算係数で、通コンクリートの調合における値は0.33程度の値となる。

セメントペーストの線膨張係数は、飽水時におおよそ  $15 \sim 19 \cdot /K$  の値を有する<sup>54, 55, 56</sup>。さらに、セメントペーストは、相対湿度依存性を有しており、60~80% RH 近傍で極大値として、飽水時に対して  $8 \sim 15 \cdot /K$  大きくなることが知られている<sup>57, 58, 59</sup>。このメカニズムは、吸着等温線に基づく温度変化による平衡湿度変化によって生ずる収縮から説明しようとしたものや、毛管凝縮理論により説明しようとしたものがあるが、未だ明らかになっていない。そのため、吸着等温線の温度依存性と含水率依存性について乾燥収縮と同じメカニズムで体積変化が生ずる指標値を用いた形で下記の式のように定性的に傾向が表現できる関数を用いることとした。

$$C_{TEC} = \begin{cases} (1.0 - \exp(-0.017)) / 0.6 \cdot (h - 1.0) + 1.0 & (h \geq 0.4) \\ \exp(-0.017) & (h < 0.4) \end{cases} \quad (3.3.1-48)$$

$$\Delta t_{w, TEC} = \left( \frac{1}{C_{TEC}} - 1 \right) \cdot w / \rho_w / S_{H_2O} / (-0.479h_{min}^2 + 1.107h_{min} + 0.373) \quad (3.3.1-49)$$

$$\alpha_{TEC, p} = 0.00582 \rho_{eff, hcp} \Delta t_{w, TEC} (w - w_{40, de}) + \alpha_{TEC, p, 0} \quad (3.3.1-50)$$

ここに、 $\cdot_{TEC, p}$ :セメントペーストの線膨張係数(/K)、 $C_{TEC}$ :温度によって変化する  $S_{H_2O}$  の線膨張係数への寄与を表す係数、 $\cdot t_{w, TEC}$ :線膨張係数を算出するための温度によって変化する統計的吸着厚さ (nm)、 $\cdot_{TEC, p, 0}$ :飽水時のセメントペーストの線膨張係数(=0.000017/K)。

線膨張係数の湿度依存性について、飽水時からの線膨張係数の差分に着目して計算した

<sup>54</sup> United States Department of Transportation- Federal Highway Administration, Thermal Coefficient of Portland Cement Concrete., in, 2011, pp. [www.fhwa.dot.gov/pavement/pccp/thermal.cfm](http://www.fhwa.dot.gov/pavement/pccp/thermal.cfm),

<sup>55</sup> R. Loser, B. Münch, P. Lura, A volumetric technique for measuring the coefficient of thermal expansion of hardening cement paste and mortar, Cement and Concrete Research, 40 (2010) 1138-1147.

<sup>56</sup> I. Maruyama, A. Teramoto, G. Igarashi, Strain and thermal expansion coefficients of various cement pastes during hydration at early ages, Materials and Structures, 47 (2014) 27-37.

<sup>57</sup> S.L. Mayer, Thermal expansion characteristics of hardened cement paste and of concrete, Highway Research Board Proceedings, 30 (1950) 193-203.

<sup>58</sup> E.J. Sellevold, Ø. Bjøntegaard, Coefficient of Thermal Expansion (CTE) of Hardening Concrete, Nordic Concrete Research, 1 (2004) 1-9.

<sup>59</sup> I. Maruyama, N. Kishi, Y. Ikai, A. Teramoto, Deformation of hardened cement paste as a function of water content and temperature (in Japanese), Cement Science and Concrete Technology, 62 (2009) 115-121.

結果を文献値との比較して、図 3.3.1-20 に示すが、比較的良好に傾向を表現できる。

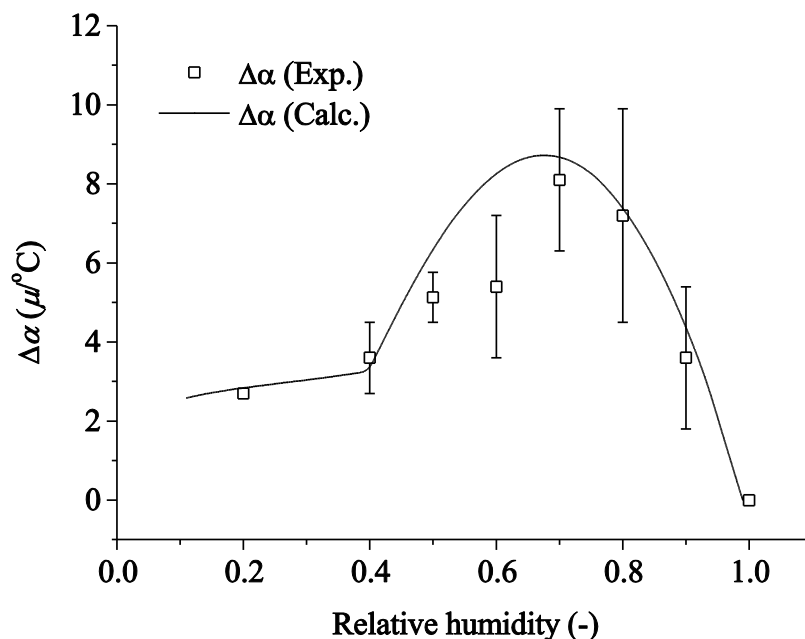


図 3.3.1-20 線膨張係数の平衡湿度依存性に関する実験値と計算値の比較。データは、Mayer による<sup>60</sup>。

モルタルやコンクリートの線膨張係数は、セメントペーストの線膨張係数だけでなく骨材の線膨張係数も大きな影響を及ぼす。これらについては、下記の検証実績のある複合則を用いることとした<sup>61</sup>。

$$\alpha_{TEC, c \text{ or } m} = \frac{1}{\frac{1-V_{m,agg}}{\alpha_{TEC,p}} + \frac{V_{m,agg}}{\alpha_{TEC,agg}}} \quad (3.3.1-51)$$

ここに、 $\alpha_{TEC, c \text{ or } m}$  : コンクリートあるいはモルタルの線膨張係数(・/K)、 $V_{m,agg}$  : コンクリートあるいはモルタル中の骨材体積割合、 $\alpha_{TEC, agg}$  : 骨材の線膨張係数(/K)、である。

<sup>60</sup> S.L. Mayer, Thermal expansion characteristics of hardened cement paste and of concrete, Highway Research Board Proceedings, 30 (1950) 193-203.

<sup>61</sup> A. Teramoto, M. Tomoya, I. Maruyama, M. Suzuki, Thermal expansion coefficient of ultra high-strength concrete at early age (in Japanese), Proceedings of the Japan Concrete Institute, 29 (2007) 633-638.

#### 4) セメントペーストとコンクリートの圧縮強度

セメントペーストの強度と微細構造の関係については、Powers のゲルスペース比の概念が一般的に良く用いられる<sup>62</sup>。著者らの研究でも、やはり高い精度で予測が可能であることが検証されている<sup>63</sup>。また、一方で、セメントペーストの強度は、平衡となる湿度によって、すなわち乾燥による変質によっても強度が複雑な挙動を示すことがわかっている<sup>64</sup>。高湿度域では、乾燥にともなって、液相からの水和物の析出と水和物間の架橋や C-S-H のコロイド的性質による空隙構造の粗大化が強度変化において支配的であり、低湿度、特に 40%RH 以下では、カルシウムシリケート水和物の乾燥に伴う固体自体の強度増大が支配的であると考えられている。これらを踏まえ、飽水時の強度については、ゲルスペース比理論を用いることとした (式 3.3.1-52)。併せて乾燥にともなう強度変化については、40%RH 以上においては、相対湿度の関数による変化を式(3.3.1-53)として与え、また、さらに低湿度における強度の増大については、C-S-H からの脱水量が相関すると考え、統計的吸着厚さによって与えることとした (式(3.3.1-54))。

$$F_p = 250 \cdot (C_{Fp,h} + C_{Fp,t}) \cdot x^{3.5} \quad (3.3.1-52)$$

$$C_{Fp,h} = 1.1052 - 1.4536h + 3.6508h^2 - 2.3024h^3 \quad (h > 0.40) \quad (3.3.1-53)$$

$$C_{Fp,t} = 0.50 \cdot (t_{w,40} - t_w) \quad (t_{w,40} > t_w > t_{w,l}) \quad (3.3.1-54)$$

ここで、 $x$ : 11%RH 時に調湿後のゲルスペース比(-)、 $C_{Fp,h}$ ,  $C_{Fp,t}$ : 乾燥による強度変化に関わる係数、 $t_{w,l}$ : C-S-H の層間からの脱水による緻密化によって強度増大効果が発揮される時の統計的吸着厚さの下限值で 0.25 nm である。なお上限値は  $t_{w,40}$  に等しい。

これらの係数を用いて計算した異なる水セメント比、異なる温度履歴のセメントペーストの圧縮強度について、実験値と計算値を比較したものについて、図 3.3.1-21 に示す。ここに示されたように、比較的良い傾向を確認できる。

<sup>62</sup> T. C. Powers, Structure and Physical Properties of Hardened Portland Cement Paste, Journal of the American Ceramic Society, 41 (1958) 1-6.

<sup>63</sup> I. Maruyama, G. Igarashi, Cement Reaction and Resultant Physical Properties of Cement Paste, Journal of Advanced Concrete Technology, 12 (2014) 200-213.

<sup>64</sup> 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, 58 (2014) 20-34.

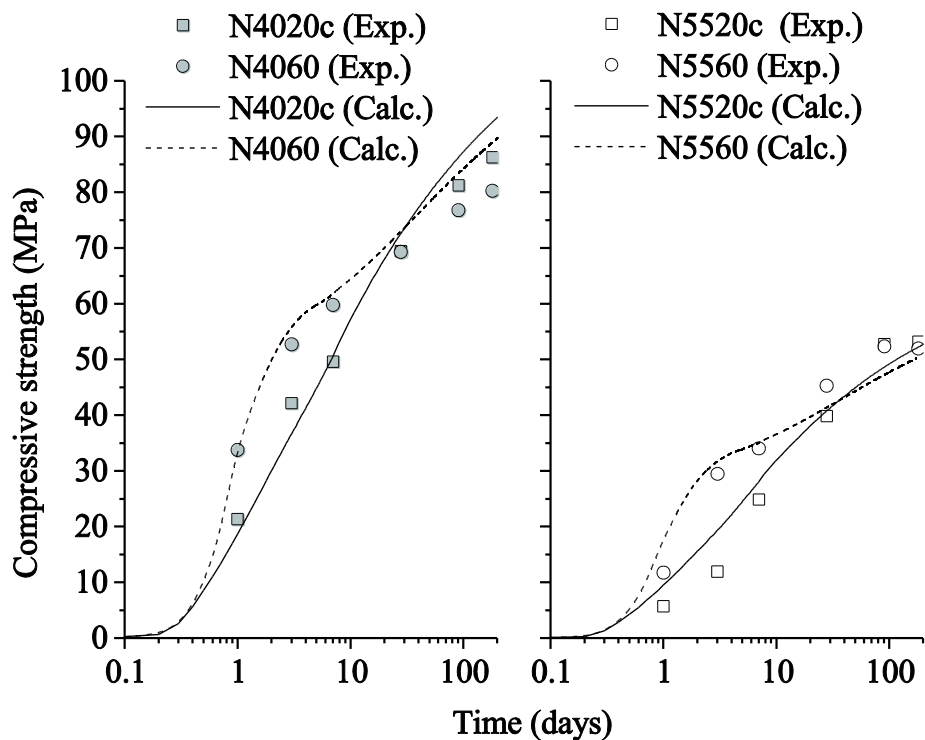


図 3.3.1-21 セメントの水和による圧縮強度の経時変化の実験値と計算値の比較。データは、Maruyama and Igarashi による<sup>65</sup>。

コンクリート強度の絶対値は、ペースト強度に加えて、骨材の粒度分布、骨材寸法、骨材の岩種によって変化する剛性によって変化する。現状では、セメントペーストによってコンクリート強度変化に関するトレンドを評価はできるものの、さまざまなコンクリート強度の絶対値を予測することは難しい。そのため、コンクリート強度は、材齢 28 日の標準養生試験体の強度に規格化して評価することを前提とすることとした。

次に、コンクリートの強度も、乾燥によって変化する事が明らかになっている。コンクリートの強度は母材のセメントペーストの強度の変化に加え、モルタルと骨材の体積変化の差によって、骨材周囲に温度上昇時に空隙が生じたり、あるいは、乾燥による収縮量の差異によって骨材周囲に微細なひび割れが生じて、強度低下が生ずると考えられる。これらの挙動について、下記の式により評価することとした。

$$F_c = (1.0 + C_{Fc,h} + C_{Fc,T}) \cdot C_{Fc-p} \cdot F_p \quad (3.3.1-55)$$

$$C_{Fc,h} = 200 \cdot (V_{c,c-agg} / V_{c,m}) \cdot (\varepsilon_{Agg,sh} - \varepsilon_{m,sh} - \varepsilon_{ITZ}) \quad (3.3.1-56)$$

<sup>65</sup> I. Maruyama, G. Igarashi, Cement Reaction and Resultant Physical Properties of Cement Paste, Journal of Advanced Concrete Technology, 12 (2014) 200-213.

$$C_{F_c,T} = 200 \cdot (V_{c,c-agg} / V_{c,m}) \cdot (\varepsilon_{Agg,T} - \varepsilon_{m,T}) \quad (3.3.1-57)$$

ここで、 $F_c$ :コンクリートの圧縮強度(MPa)であり、 $C_{F_c-p}$ :セメントペーストの強度をコンクリート強度に換算する係数で、材齢28日におけるセメントペースト強度  $F_{p,28}$  とコンクリート強度  $F_{c,28}$  による  $F_{p,28}/F_{c,28}$ 、 $C_{F_c,h}$ :乾燥によるコンクリート中のモルタルと粗骨材の体積変化差に起因する強度低下に関わる係数、 $C_{F_c,T}$ :温度変化によるコンクリート中のモルタルと粗骨材の体積変化差に起因する強度低下に関わる係数、 $V_{c,c-agg}$ :コンクリートの単位粗骨材体積、 $V_{c,m}$ :コンクリートの単位モルタル体積、 $\cdot_{Agg,sh}$ :粗骨材の乾燥収縮量で相対湿度の関数、 $e_{IIZ}$ :遷移帯の影響を歪で表したもの、(例:粗骨材の直径が20mmの場合に5 $\mu$ mの骨材周囲の水膜が打込み時に生じていた場合、ひずみとして250 $\cdot$ のひずみに換算される。)、 $\cdot_{Agg,T}$ :骨材の温度ひずみ、 $\cdot_{m,T}$ :モルタルの温度ひずみ、である。本研究では、粗骨材の乾燥収縮は、相対湿度に対して線形になると仮定して算出する。

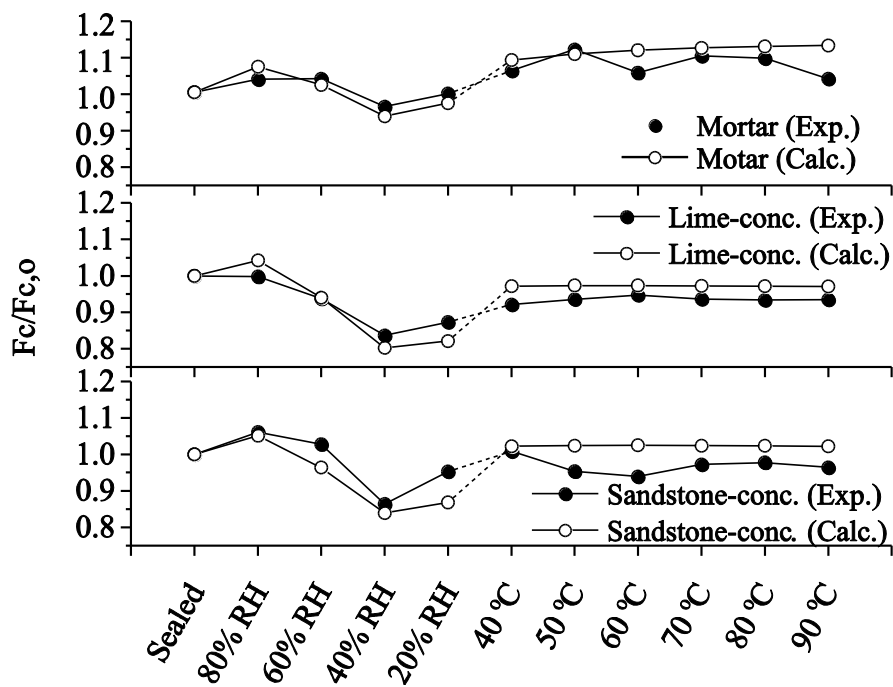


図 3.3.1-22 モルタルとコンクリートの封緘状態と乾燥後の強度比( $F_c/F_c$ )に関する実験値と計算値の比較。データは、Maruyama et al. による<sup>66</sup>。計算に際して表 3.3.1-3 を用いた。

<sup>66</sup> 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, 66 (2014) 48-63.

表 3.3.1-3 計算に使用した粗骨材種類によるモデルパラメータ

	Limestone	Sandstone
Maximum shrinkage strain at 0% RH	0.000600	0.0
Thermal expansion coefficient (/°C)	0.000009	0.000003
$\epsilon_{ITZ}$	0.0	0.000400

これらの仮定を用いて、水セメント比 0.55 の早強セメントを用いたモルタルおよびコンクリートについて、乾燥後のモルタル、あるいはコンクリートの強度 ( $F_c$ ) と封かん状態の強度 ( $F_{c,d}$ ) の比を算出した結果を実験値とともに図 3.3.1-22 に示す。算出に用いた粗骨材に関わる物性については表 3.3.1-3 に示した。異なる粗骨材を用いた場合の乾燥によるコンクリートの強度変化が、定性的に評価できることを確認した。

#### (4) モデルの検証事例

最後に検証のため、仕入らのマスコンクリートの研究について再現を試みた。仕入らの実験は、水セメント比 0.50 で、中庸熱ポルトランドセメントを用いたコンクリートについて実験を実施したものである。1200mm×1500mm×1500mm のマスブロックを冬期に打ち込み、硬化後に  $\phi 100 \times 200$ mm のコアサンプリングを異なる材齢で採取して載荷試験を行った。同時に同一バッチのコンクリートから、 $\phi 100 \times 200$ mm の試験体を作製し、20°C水中養生（標準養生）に養生し、異なる材齢で載荷試験を行っている<sup>67</sup>。マスブロック試験体の状況について、図 3.3.1-23 に示し、解析によって得られたマスブロック温度履歴中心部の温度履歴と実験値の比較、解析によるマスブロックの異なる位置におけるコンクリート強度と標準養生試験体の強度の推移と実験値の比較について、図 3.3.1-24 に示す。調合条件は、文献に記載のものを用いた。温度および乾燥による強度変化については、後粗骨材は砂岩と文献に記載されているので、表 3.3.1-3 に示される砂岩の値を用いている。また、 $C_{Fc-p}$  の値は 0.87 を用いた。ここに示されるように比較的適切に強度予測が可能であることを確認した。

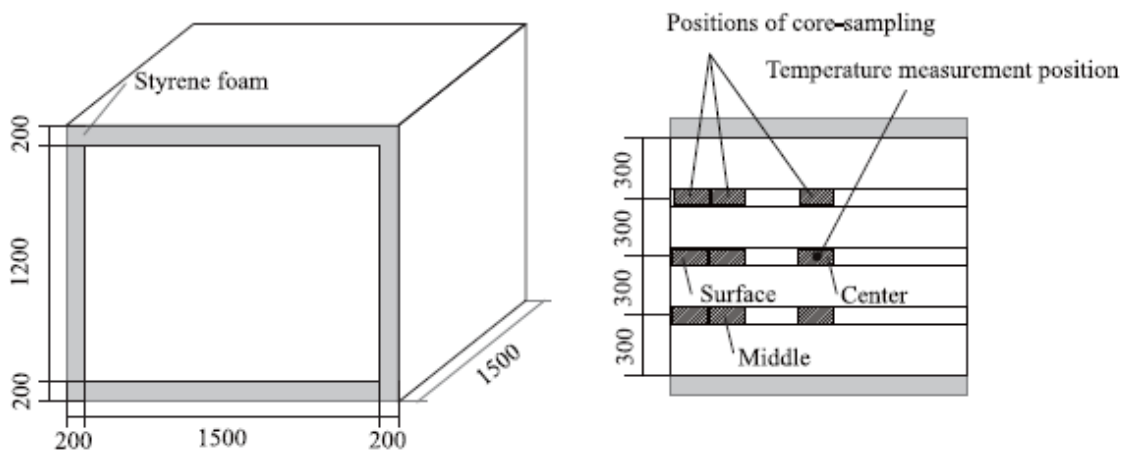


図 3.3.1-23 マスブロックの概要（左）と試験体の温度取得位置および強度試験採取位置（右）。

<sup>67</sup> T. Shiire, K. Kawase, T. Sakamoto, A. Kowada, H. Kasami, T. Ishibashi, Studies on the anticipated mean curing temperature and strength of massive concrete Part 1 ~ 4, Summaries of technical papers of Annual Meeting Architectural Institute of Japan Materials and construction, fire safety, off-shore engineering and architecture, computer application, 62 (1987) 211-218.

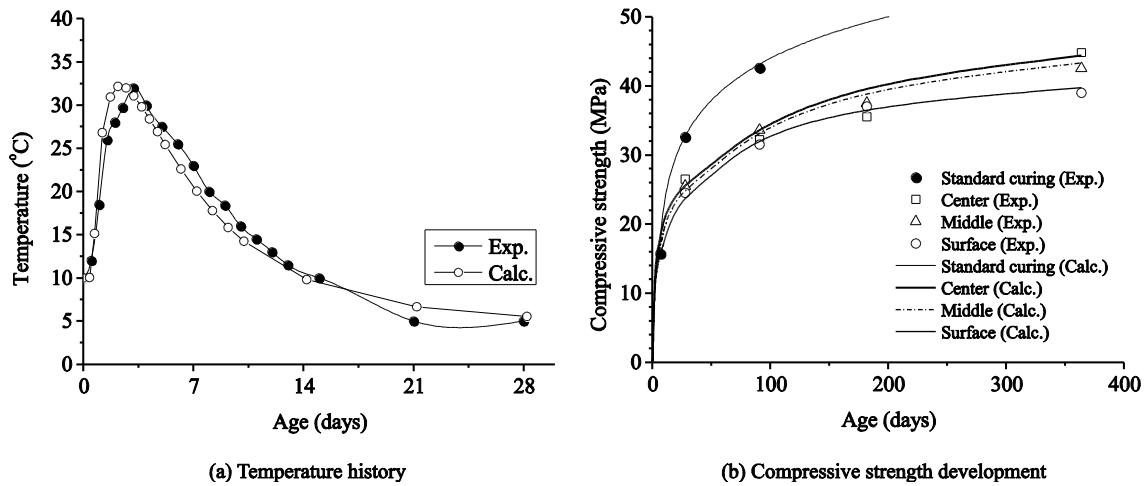


図 3.3.1-24 中庸熱ポルトランドセメントを用いたマスブロックの中心位置の温度履歴、およびマスブロックから採取したコアサンプルの圧縮強度の経時変化、および同一バッチから採取した標準養生供試体の圧縮強度に関する実験値と解析値の比較。データは、Shiireらによる<sup>68</sup>。

(5) まとめ

ここでは、水和反応速度モデルから始まり、各物性を予測するモデルについて、最新の知見を組み込んだことを報告した。マスブロック試験体中の強度の経時変化について検証を行い、コードの高度化により、適切に強度が予測できることを確認した。

<sup>68</sup> T. Shiire, K. Kawase, T. Sakamoto, A. Kowada, H. Kasami, T. Ishibashi, Studies on the anticipated mean curing temperature and strength of massive concrete Part 1 ~ 4, Summaries of technical papers of Annual Meeting Architectural Institute of Japan Materials and construction, fire safety, off-shore engineering and architecture, computer application, 62 (1987) 211-218.



### 3.3.2 数値解析手法に資する実験的検討

本節では、数値解析コードの高度化の背景となるとともに、構造物の物性や性能評価において重要な知見となる実験データを示す。その背景についてここで示す。

(1)の高強度コンクリートの加熱・乾燥試験は、数値解析に必要となる各乾燥・加熱状態において平衡状態となったコンクリートの物性データを示したものである。過年度までに  $W/C=0.55$  と一つの水セメント比で異なる骨材のデータを示していたが、今年度は2年がかりの実験として、高強度コンクリートのデータを示した。高強度であることの重要性は、調合上、モルタル量が普通コンクリートと異なっていることと、そもそもセメントペーストの収縮量が異なるので、骨材周囲のダメージ量が異なることが予想されるからである。NRCの方でとりまとめたデータには、多くのばらつきがあるが、これはすべての実験が平衡状態を意図していないからである。規制において重要なのは信頼できる条件のもとでの実験であるので、本実験的検討はその観点でも貢献度は高いと考えられる。

#### (1) 高強度コンクリートによる乾燥影響実験

##### 1) 方針

本実験では、水セメント比 0.40 の高強度コンクリートの乾燥による圧縮強度やヤング率の変化について、水セメント比 0.55 の普通コンクリートとモルタルの研究結果<sup>69</sup>との比較を通して考察を行う。

##### 2) 実験方法

###### (a) 試験体の作製

本実験に使用した材料を表 3.3.2-1、セメントの化学成分を表 3.3.2-2、コンクリートの調合及びフレッシュ性状試験の結果を表 3.3.2-3 に示す。水セメント比 55%の普通コンクリートおよび水セメント比 55%のモルタルの調合についても、表 3.3.2-3 に示した。

練り混ぜは、容量 55L の強制パン型ミキサーで 20L 練った。φ50×100mm の計量型枠に打ち込みを行った。岸谷らは<sup>70</sup>、φ100×200mm の試験体を乾燥条件下で平衡状態にするには 2 年以上必要であると報告している。そこで、試験体を早く平衡状態にする目的で φ50mm×100mm の試験体サイズとし、1 パラメーターにつき 7 体の試験体を作製した。養生は、20℃環境下で封緘養生を行い、材齢 76 から 79 日で脱型と端面研磨を施し、各条件下での乾燥を開始した。乾燥条件は、封緘、80%RH、60%RH、43%RH、20%RH、40℃、50℃、

<sup>69</sup> 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, 66, pp. 48-63, (2014)

<sup>70</sup> 岸谷孝一, 押田文雄, 奥野亨, 嵩英雄 : “20~300℃の高温に長期間さらされたコンクリートの性状に関する研究 : その 1, 2”, 日本建築学会学術講演会梗概集 57(構造系), 317-320, (1982)

60℃、70℃、80℃、90℃の計 11 条件であり、約 8 か月間乾燥を行った。また、封緘と湿度条件については 20℃環境下にて乾燥を行った。各乾燥条件につき 2 体の試験体について、1 週間から 2 週間に 1 回程度質量の測定を行った。なお、質量測定を行った試験体については、乾燥収縮ひずみの測定と圧縮試験からは除外し、各試験における試験体数は 5 体とする。本実験で用いた載荷試験装置は 3 年前に導入したときに JIS の校正を受けているとともに、その後、同一サンプルによる載荷試験によって、IFE、太平洋コンサルタントとともに同程度の性能を有していることを確認した。

表 3.3.2-1 使用材料

材料	記号	物理的性質など
セメント	C	早強ポルトランドセメント、密度：3.16g/cm <sup>3</sup>
細骨材	S	大井川水系産陸砂、表乾密度：2.58g/cm <sup>3</sup> 、吸水率：2.18%
粗骨材	G	春日井産碎石、表乾密度：2.72 g/cm <sup>3</sup> 、吸水率：0.68%
AE 減水剤	AE1	AE 減水剤標準形 I 種
AE 調整剤	AE2	カルボン酸共重合体組成物

表 3.3.2-2 セメント物性と化学成分

LOI (%)	化学成分(mass%)								
	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	Cl <sup>-</sup>
2.3	20.04	5.21	2.87	64.9	1.46	2.21	0.14	0.34	0.019

表 3.3.2-3 コンクリートの調合及びフレッシュ性状試験の結果

試験体種類	調合							スラン プ(cm)	空気量 (%)	練上 <sup>g</sup> り温度 (℃)
	W/C (%)	s/a (%)	単位量(kg/m <sup>3</sup> )							
			W	C	S	G	AE			
高強度コン クリート	40	38.1	175	438	635	1088	5.3	9.7	4.3	20.9
普通コンク リート	55	47.0	160	291	853	1013	2.9	13	3.8	20.0
モルタル	55	—	256	468	1365	—	2.34	24.5	6.5	20.0

(b) 乾燥収縮ひずみの測定

乾燥収縮ひずみの測定には、高性能高さ測定機：QM-Height (Mitutoyo 社製、精度： $\pm(2.8+5L/1000)\mu\text{m}$ ，L：測定長さ)を用いた。測定の様子を図 3.3.2-1 に示す。

研磨後の試験体の長さと、各乾燥条件での乾燥終了後の試験体の長さから、乾燥収縮ひずみを算出した。なお、試験体長さの測定方向は、図 3.3.2-1 中の赤色矢印で示すように、100mm の方向である。図 3.3.2-2 に示すように、1 体の試験体につき中央部と、端部から 2cm 程度内側の部分 3 か所の計 4 か所の長さを測定し、4 か所の平均値を試験体の長さとした。また、温度条件のもとで乾燥を行った試験体については、線膨張の影響を排除するため、乾燥終了後、アルミバッグにいれて封緘状態とし、20℃環境下で 3 時間程度静置した後に試験体長さを測定した。



図 3.3.2-1 試験体長さの測定の様子

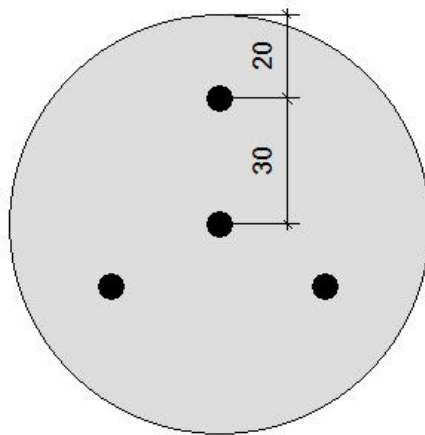


図 3. 3. 2-2 測定点

(c) 圧縮試験

乾燥収縮ひずみを測定した後、圧縮試験を行う。圧縮試験は、Hi-ACTIS 1000(マルイ社製)をもちい使用し、JIS に定める規格に基づいて、全自動で行った。縦ひずみは、載荷装置に 120° ごとに取り付けられている 3 体のレーザー変位計(精度 1 $\mu$ m)で測定し、3 か所の縦ひずみ平均値と、圧縮強度の 5%から 30%までの応力を用いてヤング率を算出した。

3) 実験結果及び考察

(a) 質量変化

乾燥中の試験体の質量経時変化を図 3. 3. 2-3 に、乾燥終了後の含水率と乾燥条件の関係を図 3. 3. 2-4 に示す。図 3. 3. 2-4 には比較として W/C55%のコンクリートの結果も示した。80%RH で乾燥させた試験体は、質量変化が小さく、コンクリート中の水分量は封緘とほぼ同じと考えられる。温度条件下で乾燥させた試験体は、240 日付近で若干質量が増えているが、これは、乾燥炉内が外気と完全に遮断されておらず、季節的にも湿度が上昇傾向にある時期(6 月)であったために質量が増加したと考えられる。

質量減少含水率を見ると、各乾燥条件において W/C40%のほう質量変化が少ない。これは W/C40%のほう自由水量が少ないためであると思われる。

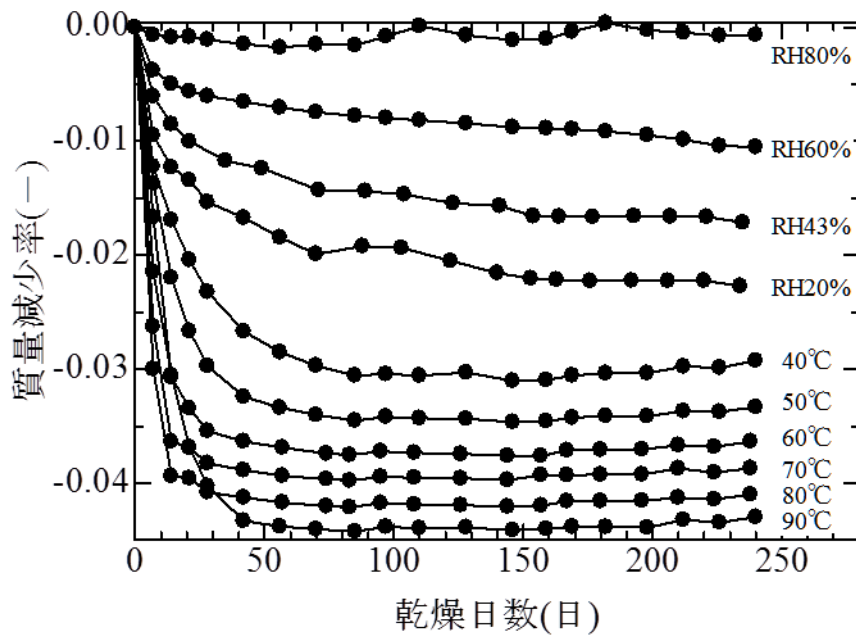


図 3. 3. 2-3 質量経時変化

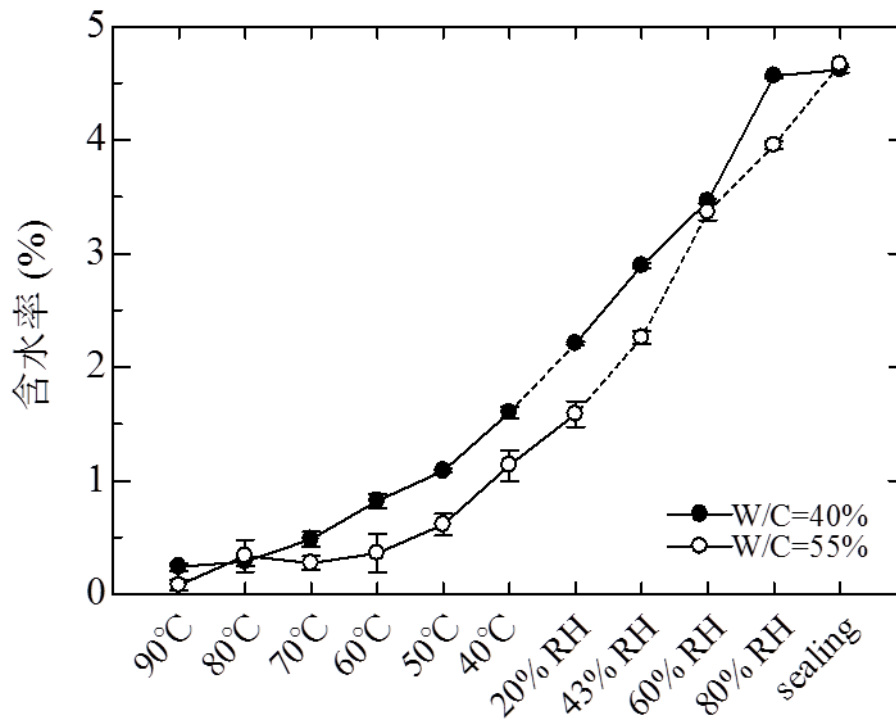


図 3. 3. 2-4 含水率と乾燥条件の関係

(b) 乾燥収縮ひずみ

本実験における乾燥収縮ひずみの測定結果及び、W/C=0.55 のコンクリートの乾燥収縮ひずみの測定結果について図 3.3.2-5 に示す。50℃以上の高温での乾燥では、両方とも減少傾向にはあるものの、W/C=0.40 ではあまり変化しないのに対し、W/C=0.55 では変化量が大きいという結果になった。

(c) 圧縮強度

本実験における圧縮強度と乾燥条件の関係を図 3.3.2-6 に、圧縮強度比と乾燥条件の関係を図 3.3.2-7 に示す。圧縮強度比とは、各乾燥条件における圧縮強度を、同調合の封緘状態の圧縮強度の平均値で割った値である。それぞれの図においては、比較対象として W/C=0.55 のコンクリート、モルタルの結果についても示す。

W/C=0.55 のコンクリートは湿度乾燥において強度が減少傾向であるのに対し、W/C=0.40 のコンクリートでは、封緘から 80%RH で増加し、43%RH まで低下、20%RH で再び上昇するという結果になった。強度比において W/C=55%のモルタルと比較すると、80%RH での値に開きはあるものの、封緘から 80%RH まで上昇を示すことは一致している。さらに、60%RH, 43%RH, 20%RH では強度比が似た値を取ることから、湿度乾燥においてはモルタルの影響を受けると推測される。これは、一般的な調合設計においては水セメント比が低いほどモルタル量が増加するため、W/C=0.40 のコンクリートは W/C=0.55 と比べてモルタルの影響を受けやすいと推測される。

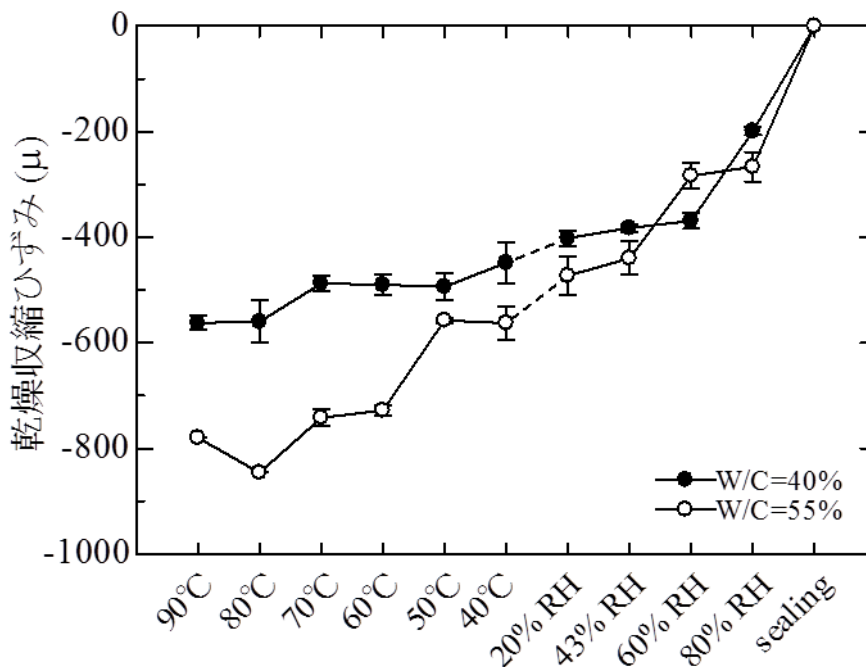


図 3.3.2-5 乾燥収縮ひずみと乾燥条件の関係

11%RH 以降では、W/C=0.40 のコンクリートの強度は一貫して減少しており、温度乾燥領域では、W/C=0.40 のコンクリートの強度は封緘状態の強度よりも低い値を取ることが示された。この傾向はモルタル及び W/C=0.55 のコンクリートとは異なる傾向を示す。

図 3.3.2-5 に示される乾燥収縮ひずみに着目すると、封緘状態から 60%RH までの変化に対して、60%RH 以降ではあまり変化していない。これは、60%RH 程度の乾燥までで微細なひび割れが生じ、それよりも厳しい条件での乾燥においては、モルタル部分の収縮はひび割れ幅の拡大に寄与し、試験体全体の収縮には寄与しない<sup>71</sup>ため、60%RH 以降では乾燥収縮ひずみの変化が少ない結果になったと推測される。よって、40℃から 90℃での乾燥においては、ひび割れ幅の拡大による損傷の影響が顕著になり、W/C=0.40 のコンクリートの圧縮強度が低下したと推測される。

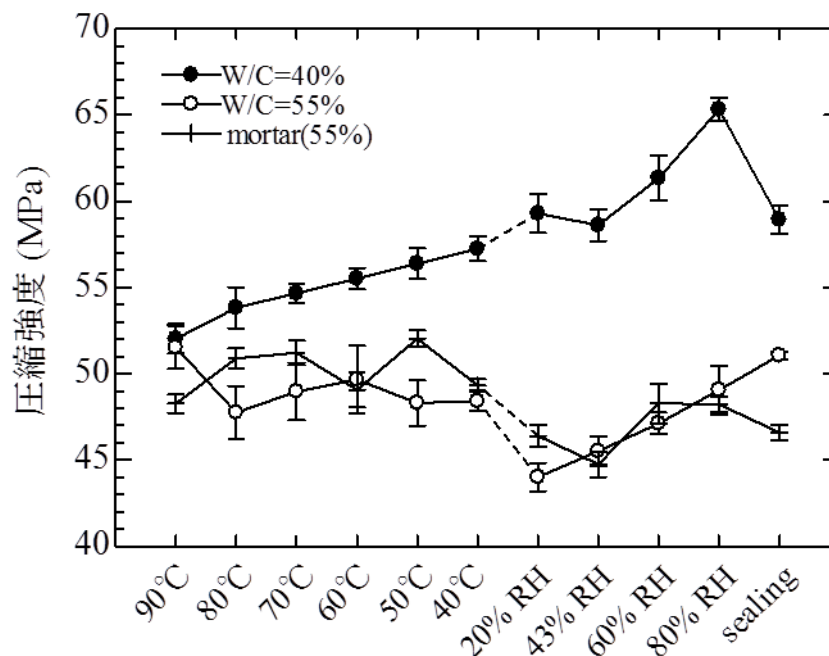


図 3.2.2-6 圧縮強度と乾燥条件の関係

(d) ヤング率

本実験におけるヤング率と乾燥条件の関係を図 3.3.2-8 に、ヤング率比と乾燥条件の関係を図 3.3.2-9 示す。ヤング率比とは、各乾燥条件におけるヤング率を、同調合の封緘状

<sup>71</sup> I. Maruyama, H. Sasano, :“Strain and crack distribution in concrete during drying”, Mater. Struct., 47, pp.517-532, (2013)

態のヤング率の平均値で割った値である。それぞれの図においては、比較対象として W/C=0.55 のコンクリート、モルタルの結果についても示す。

W/C=0.55 のコンクリートは封緘から 90°Cまで一貫して減少傾向であるが、W/C=0.40 のコンクリートでは 80%RH で極大値を取る。

また、40°Cから 90°Cでは、W/C55%のコンクリートはヤング率があまり変化しないのに対して、W/C=0.40 では減少傾向を示す。ヤング率に対しても、損傷が顕著に影響したため、このような挙動を示したと推測される。

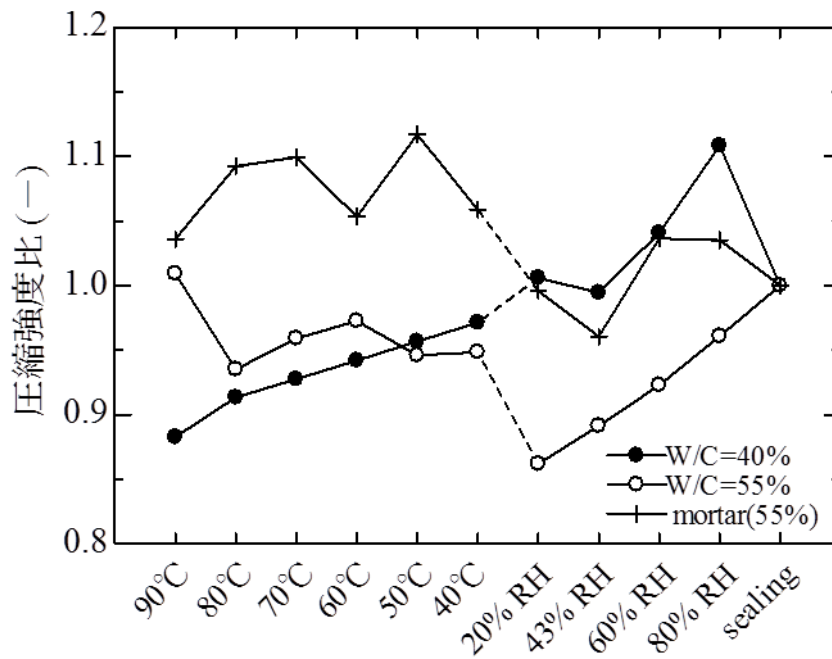


図 3.3.2-7 圧縮強度比と乾燥条件の関係



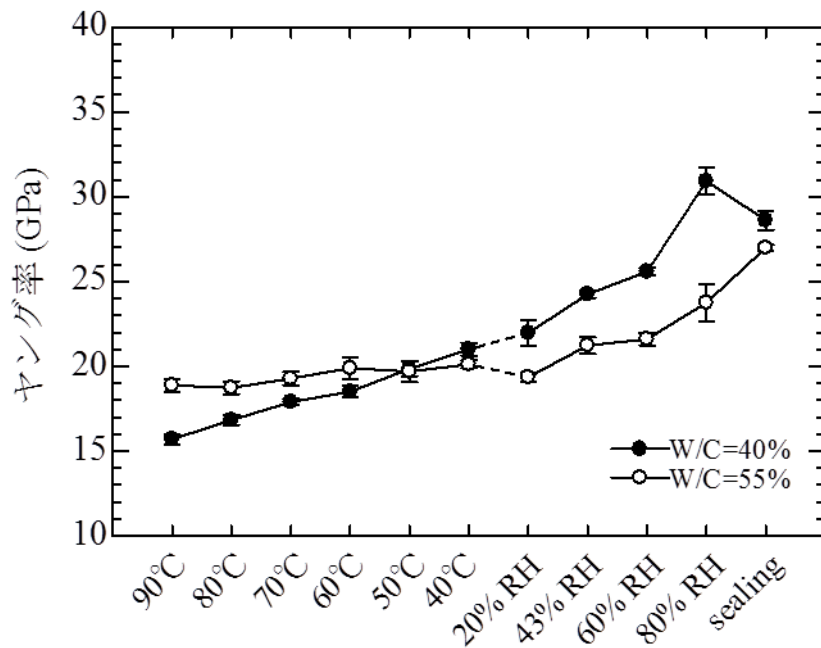


図 3.3.2-8 ヤング率と乾燥条件の関係

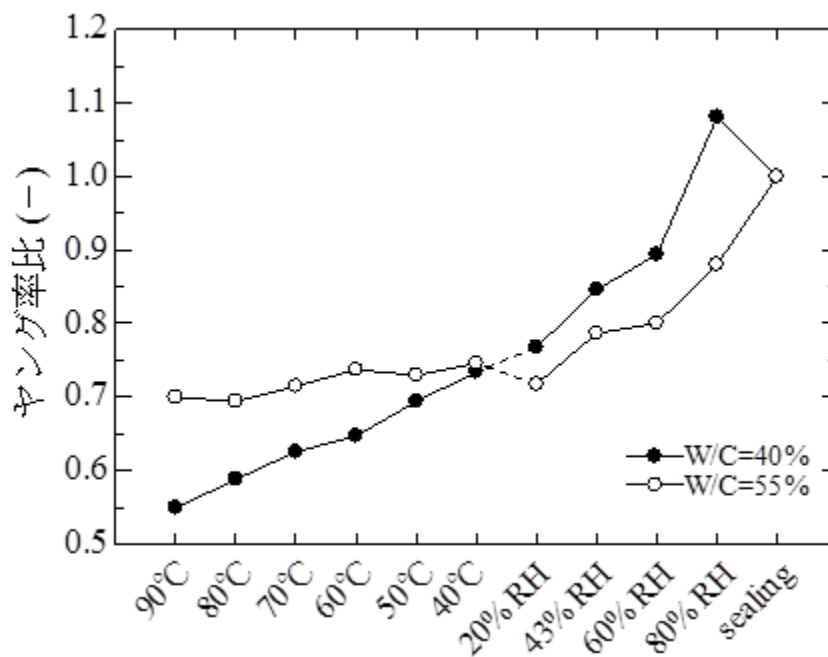


図 3.3.2-9 ヤング率比と乾燥条件の関係

#### 4) まとめ

本検討では従来明らかになっていなかった、高強度（W/C=0.40，早強ポルトランドセメント、収縮が小さく石英量の多い骨材）について、平衡状態に達したのちの強度のデータを得た。水セメント比によって大きく強度と乾燥条件が異なっており、これらが、セメントペーストの変質、および、骨材周囲の微細ひび割れのバランスの上に生じていることは既往研究からも想定できる。今後、異なる水セメント比のペーストの実験および骨材周囲の損傷評価、異なる骨材を用いた実験などを実施した上で、乾燥度合いと強度に関するデータベースを構築することは、規制の観点から高温時強度を評価する上でも重要である。また、これらのデータを検証データと用い、想定したメカニズムにもとづく数値モデルを用いることで、照射環境下を含む片側加熱を受ける大断面部材中の強度評価が可能となると考えられる。

## (2) 20°C～80°Cの範囲の乾燥による長さ変化および質量変化

### 1) 背景および目的

長期間、高温環境の影響を受けたコンクリートは、乾燥収縮やひび割れなどの劣化により、品質の低下が起こると想定される。したがって、高温環境によるコンクリートの物性変化を把握することが重要となる。そこで、まずコンクリート中の接合剤であるセメントペーストの物性に着目し検討を進めた。高温環境によるセメントペーストの物性変化の主な要因として、熱と乾燥が挙げられる。すでに既往の研究で、高温環境下で乾燥させた試験体を用いた検討はいくつか行われているが<sup>72</sup>、これらの検討では、セメントペーストは熱と乾燥の影響を同時に受けており、熱と乾燥の影響を分離した考察は出来ていない。そこで本研究では二つの影響を分離して考察することを試みた。

### 2) 湿度制御型 TG

#### (a) 試験体養生

本研究には、市販のホワイトセメントを用い、水セメント比 0.55 で試験体を作成した。用いたセメントの化学組成を表 3.3.2-4 に示す。20L ホバートミキサーを用いて練り混ぜた後、型枠に入れ 20±1°Cのチャンバー内に置き、打ち込み後 4 日で脱型を行った。脱型後の試験体は、材齢 2 年まで 20°Cで水中養生を行った後、熱による物性変化を与えるため、20°C、40°C、60°C、80°Cにそれぞれ設定したチャンバー内で、さらに 2 週間水中養生を行った。

#### (b) 装置設定

試験体の水蒸気吸着等温線を取得する目的で、水中養生後の飽水試験体を用い、湿度制御型 TG (BrukerAXS 社製) 試験を行った。湿度制御型 TG 装置は、試験体の周囲の温度、湿度を任意に変化させ、その間の質量変化を測定する装置である。本研究では、養生温度ごとに測定中の装置温度を一定として測定した。各飽水サンプル測定時の相対湿度は 90、85、80、75、70、65、60、55、50、45、40、35、30、25、20、15、10、5%というように、各ステップ 5%ずつ変化させ、その間の質量変化を測定した。各ステップ時間は、測定温度により、質量変化が落ち着くまでの時間を考慮し決定した。また、湿度制御型 TG 装置測定終了後の試験体を 105°Cで 7 時間乾燥させ、絶乾質量を取得した。

湿度制御型 TG (BrukerAXS HC9700-NGS23、最小検出質量 0.1 μg) は、校正については納品時 (1.2 年前) に実施されている。

---

<sup>72</sup> 丸山一平、岸直哉：異なる温度におけるセメント硬化体の乾燥収縮挙動、日本建築学会構造系論文集、Vol. 76、No. 659、pp. 31-36、2011

表 3.3.2-4 セメントの物性

化学成分 (mass%)													
LOI	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	Ti O <sub>2</sub>	P <sub>2</sub> O <sub>5</sub>	MnO	Cl <sup>-</sup>	合計
2.93	22.43	4.67	0.16	65.69	0.98	2.51	0	0.07	0.17	0.03	0	0	99.64

1) 湿度制御型 TMA

湿度制御型 TG と同じ試験体を用い、湿度制御型 TMA (BrukerAXS 社製) 試験を行った。測定中の相対湿度、温度、ステップ時間設定はそれぞれ湿度制御型 TG と同じプログラムで測定を行った。湿度制御型 TMA (BrukerAXS TMA4000SA+HC9700、最小検出変位 0.5nm) を使用した。なお、校正については 3 年前の納品時に実施されている。また、その後、約 1 年おきに安定性等などのチェックをメーカーが実施している。

3) 超音波試験

水中養生後の飽水試験体の固相の状態を観察するため、超音波試験を行った。超音波到達時間の計測には、Panametrics-NDT™超音波探触子 (V103-RM, V153-RM), Panametrics-NDT™パルサーレシーバ 5077PR (OLYMPUS 社製)、およびデジタル・スコープ・オシロスコープ TDS2012B (Tektronix 社製) を使用した。測定条件は、パルス発振電圧: -400V、探触子周波数: 1.0MHz, パルス繰返し周波数 (PRF) : 100Hz とし、透過法により横波到達時間をリファレンス波形と透過波形の差分からそれぞれ計測し、横波伝播速度に換算した。

4) 実験結果・考察

(a) 水蒸気吸着等温線

湿度制御型 TG 装置から得られた質量変化と、絶乾質量を用いて、水蒸気吸着等温線を算出した。得られた水蒸気吸着等温線を

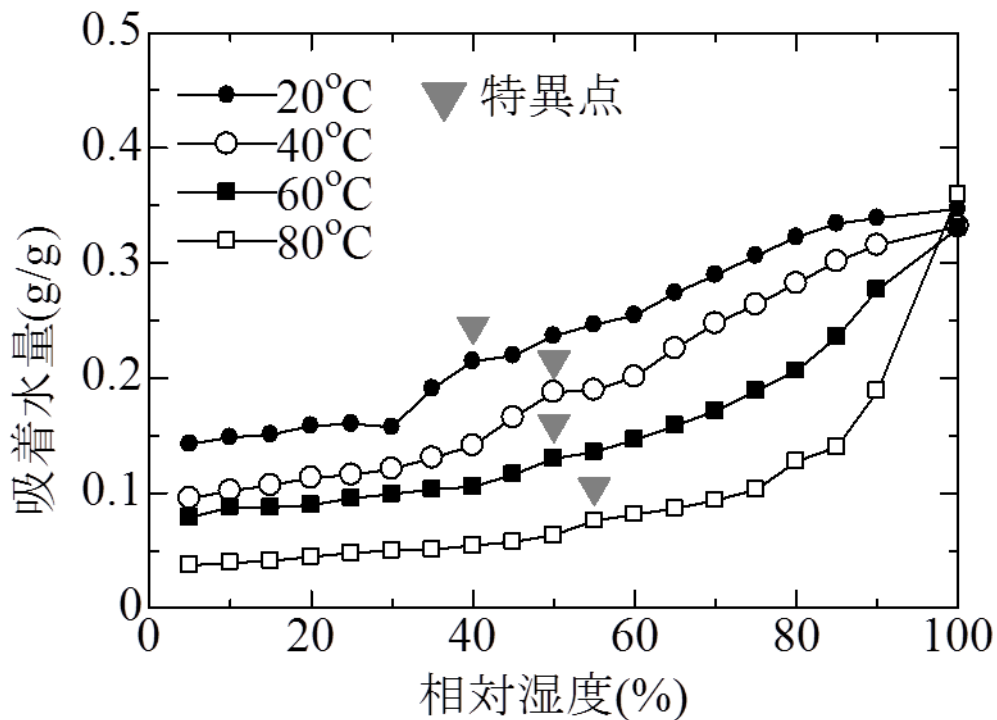


図 3.3.2-10 に示す。図 3.3.2-10 に示すように、相対湿度の低下に伴い、吸着水量も低下している。また、その低下量は養生温度により異なり、飽水状態から 80%RH までの高湿度域において、高温の影響を大きく受ける事が分かる。また、吸着の挙動が変化する特異点が存在することが図 3.3.2-10 から読み取ることができる。特異点は図 2 中のマーカーで示す。養生温度により、対応する相対湿度は異なり、20°C測定では相対湿度 40%付近に存在し、40°C、60°Cでは 50%RH、80°Cでは 55%付近に存在している。養生温度が高いほど高湿度側へシフトしている。60°C、80°C養生試験体においても特異点は確認できるが、その変化量は非常に小さい。

五十嵐は、この特異点が現れるメカニズムについて、C-S-H の層状構造の変化から考察を行っている<sup>73</sup>。セメントペーストの水蒸気吸着等温線における特異点では、C-S-Hの広がった層間を維持していた水分子が、ある相対湿度において一斉に解放され、層間距離の急激な縮小が起きると述べている。また、特異点が、測定温度が高いほど高湿度側へシフトしているのは、水の化学ポテンシャルの違いによるものと考えられる。同相対湿度下では、温度が高いほど化学ポテンシャルは小さくなるため、層間に吸着していた水分子の離脱が早まる。したがって、80°C測定の吸着等温線で最も高湿度側に特異点が存在している。

ここで、セメントペースト中の C-S-H の空隙構造から、セメントペーストの吸着性状に

<sup>73</sup> 五十嵐豪:ポルトランドセメント系カルシウムシリケート水和物の水蒸気吸着性状に関する研究、名古屋大学大学院環境学研究科博士論文、2014

ついて考察を行う。セメントペースト中の C-S-H は、Ca, Si, O 原子から成る層状の分子構造を持ち、その層間に最大で 2nm 程度のマイクロ空隙が存在する。層間外のより大きな空隙は 2.5~50nm 程度のメソ空隙と呼ばれる。さらに大きな空隙はマクロ空隙と呼ばれ、50nm 以上の径を持つ。加えて、C-S-H は基本構造であるカルシウムシリケート層の集合体である、グロビュールとして存在すると考えられており<sup>74</sup>、グロビュールの直径が 25~50nm であることから、マクロ空隙はグロビュールの外側に存在すると考えられる。

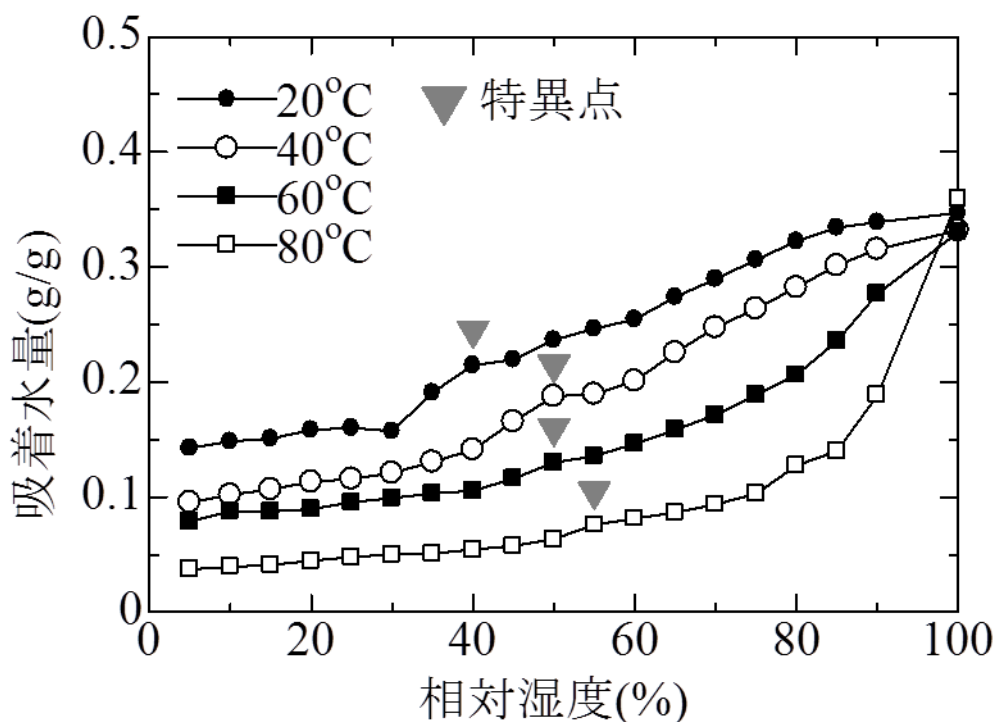


図 3.3.2-10 異なる温度における水蒸気脱着線

また、C-S-H の層状構造中の Si 原子は隣接する Si 原子数によって区分けでき、酸素原子を介して隣接する Si 原子の個数  $n$  を用いて  $Q^n$  と表す。既往の研究では<sup>75</sup>、<sup>29</sup>Si MAS NMR を用いて  $Q^n$  の判定を行い、低温で養生した試験体からは検出されなかった  $Q^3$  が、高温の影

<sup>74</sup>Jennings HM: A model for the microstructure of calcium silicate hydrate in cement paste, Cement and Concrete Research, Vol. 30, pp. 101-116, 2000

<sup>75</sup>Jung J. Kim, Muhammad K. Rahman, Mahmoud M. Reda Taha : Examining microstructural composition of hardened cement paste cured under high temperature and pressure using nanoindentation and <sup>29</sup>Si MAS NMR, Applied Nanoscience, Vol. 2, pp. 445-456, 2012

響を受け増加したことを報告している。Jung ら<sup>5</sup>は、高温の影響で増加した  $Q^3$  によってシリケートアニオンの重合が進み、低密度な LD-C-S-H からより高密度の HD-C-S-H へ、グロビュール同士の凝集が起きることを示唆している。さらに、この凝集により、メソ空隙が減少したと報告されている。Xiandong<sup>76</sup>らは、相対湿度の低下に伴い C-S-H の層間に存在する水分子が離脱し、マイクロ空隙の縮小が起こるとしている。

各試験体の飽水状態の吸着水量に着目すると、本研究においても同様に、マイクロ空隙、メソ空隙の減少が起きていると考えられるが、高温養生試験体では、マイクロ空隙、メソ空隙が減少しているにもかかわらず、図 2 に示すように、飽水状態の吸着水量が低温養生試験体とほぼ同じ値である。したがって、80°C 養生試験体では、相対的に粗大なマクロポアが増加したため、20°C 養生試験体に比べ、マクロ空隙への吸着量が増加していると考えられる。マクロ空隙へ吸着した水分子は、層間に吸着した水分子に比べ、固体表面からの距離が遠いため、吸着に必要な分子間力が小さく離脱しやすい。したがって、80°C 養生試験体で、85%RH 程度までの領域で、養生温度により吸着等温線の傾きが大きくなっていると考えられる。

#### (b) BET 比表面積

セメントペーストへの水分子の吸着量は、C-S-H の層状構造に存在する、吸着可能なサイトの数や表面積に影響を受ける。そこで、それぞれの試験体の比表面積を算出し比較した。各温度の水蒸気吸着等温線から、セメントペーストの BET 比表面積をそれぞれ算出した。算出には以下の(3.3.2-1)に示す、BET 式を用いた。

$$S_{BET} = \frac{w_m \cdot N \cdot A_{cs}}{M} \quad (3.3.2-1)$$

ここで、 $S_{BET}$ :BET 比表面積( $m^2/g$ )、 $w_m$ :単分子吸着量、 $N$ : アボガドロ定数( $6.023 \times 10^{23}$  分子/mol)、 $A_{cs}$ :吸着室分子断面積、 $M$ : 吸着質分子量である。得られた BET 比表面積を図 3.3.2-11 に示す。

---

<sup>76</sup> Xiandong Cong, R. James Kirkpatrick : Effects of the temperature and relative humidity on the structure of C-S-H gel, Cement and Concrete Research, Vol. 25, No. 6, pp. 1237-1245, 199

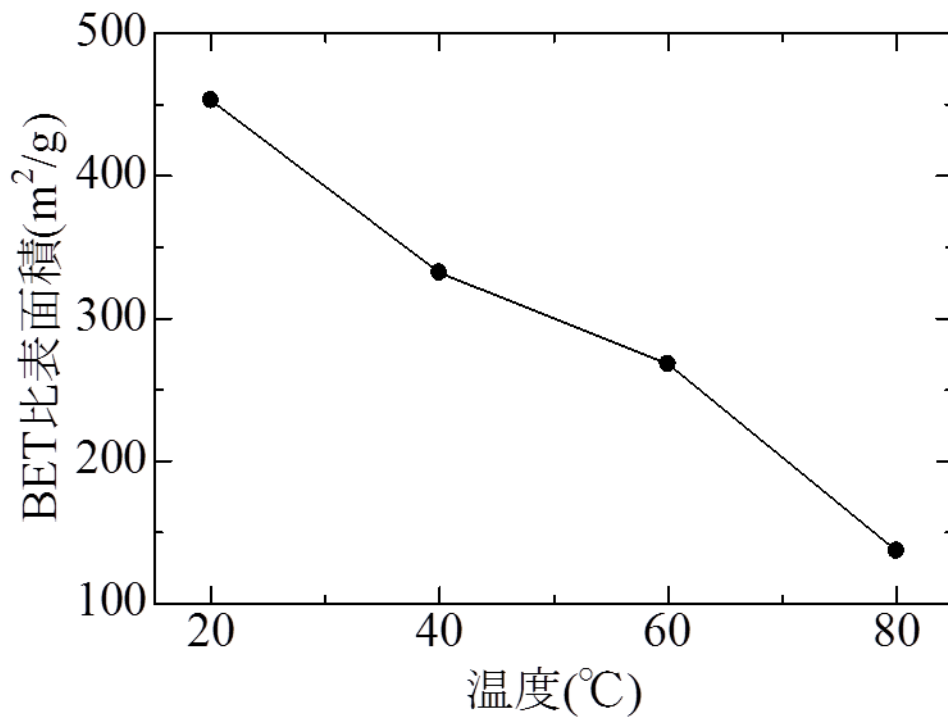


図 3. 3. 2-11 BET 比表面積

図 3. 3. 2-11 に示すように、比表面積は、養生温度が高くなるにつれ減少している。これは、先に述べたような  $Q^3$  の増加に伴い、シリケートアニオンの重合が進行し、C-S-H 層状構造が緻密化したことが原因と考えられる。また、全体として緻密化が進む一方で、一部の層間において剥離が起きている可能性があり、層間が剥離することで、吸着サイト数が低下し、比表面積が減少していると考えられる。比表面積減少の原因として挙げた 2 つの現象について、図 3. 3. 2-12、図 3. 3. 2-13 にそれぞれイメージを示す。



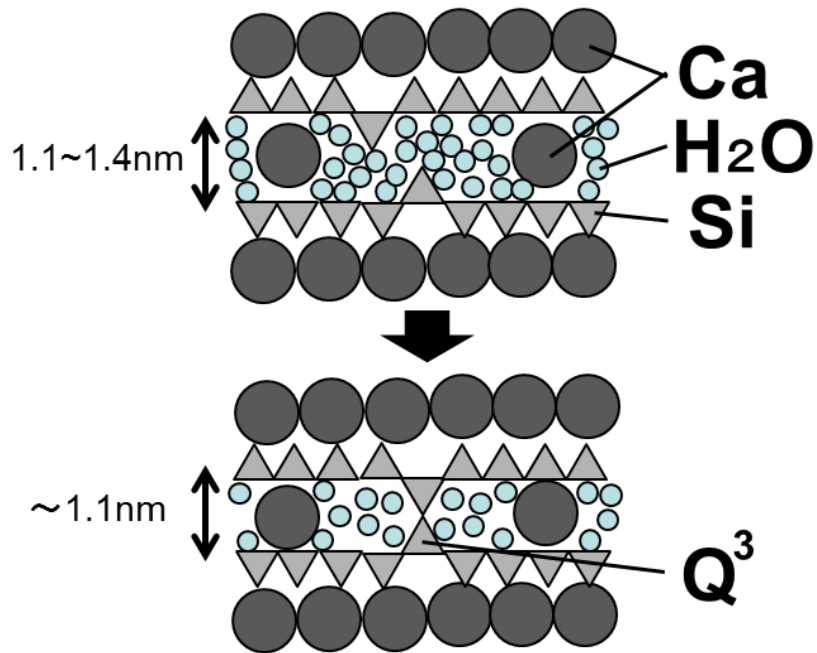


図 3. 3. 2-12 C-S-H の緻密化イメージ

(Q3 とは、i イオンで 3 つの Si と酸素原子を介して連結しているものを意味する)

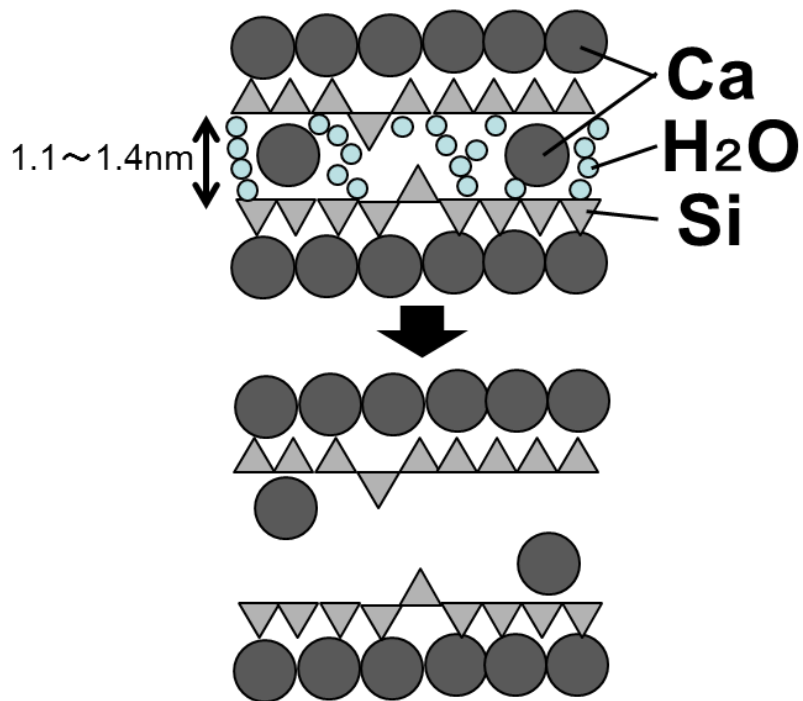


図 3. 3. 2-13 C-S-H の層間剥離イメージ

(a)

(c) TMA 実験結果

図 3.3.2-14 に TMA から得られた、収縮と相対湿度の関係を示す。図に示すように、水中養生温度が低いほど、乾燥時の収縮量が大きくなり、40℃を境に収縮量が大きく異なる結果となった。また、図 3.3.2-10 の水蒸気吸着等温線と同様に、40%RH 付近で収縮挙動が変化する特異点を確認できる。

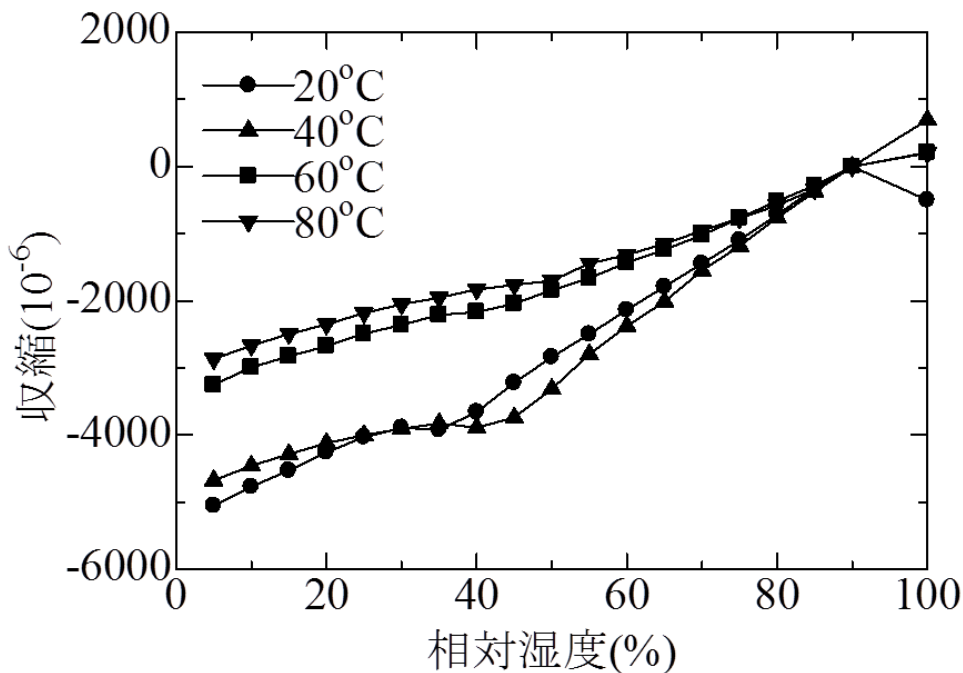


図 3.3.2-14 収縮と相対湿度の関係

(d) 超音波試験

図 3.3.2-15 に、超音波試験から得られた横波伝播速度を示す。図 3.3.2-15 に示すように、横波伝播速度は、養生温度が高くなるにつれ遅くなった。超音波の横波は水中を伝わらないため、飽水状態の試験体の固相の連続性について考察を行うことができる。高温養生による、横波伝播速度の低下と、前節までの空隙構造の変化の総括を図 3.3.2-16 にイメージとして示す。図 3.3.2-16 に示すように、層間の水分子の離脱と、シリケートアニオンの重合の進行によって、マイクロ空隙とメソ空隙は縮小する。それに伴い、相対的にマクロ空隙が増加する。これにより、セメントペースト中の固相の配置に偏りが生じ、横波の伝達経路が延長されたため、伝播速度の低下が生じたと考えられる。

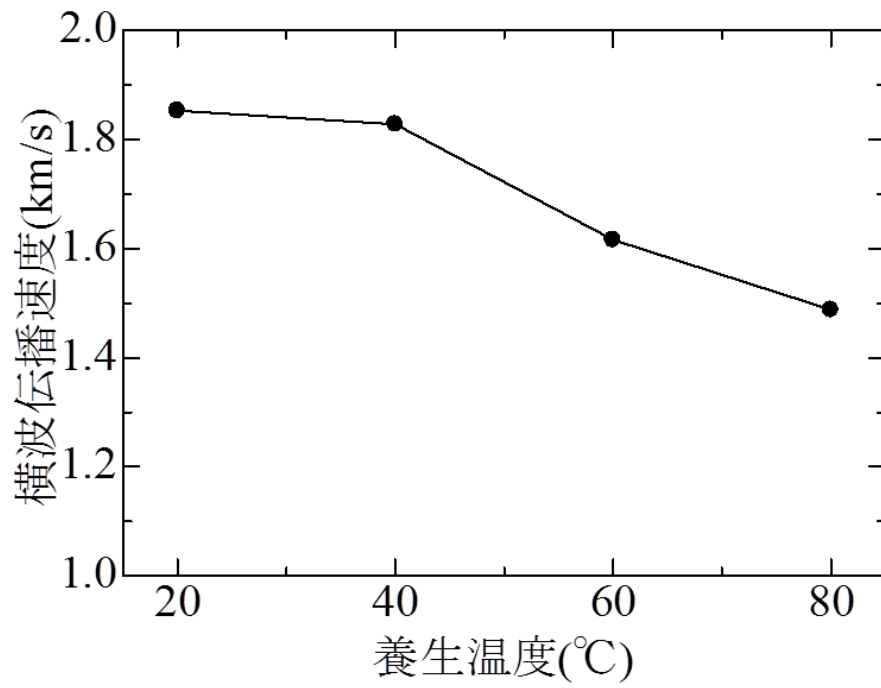


図 3. 3. 2-15 横波伝播速度

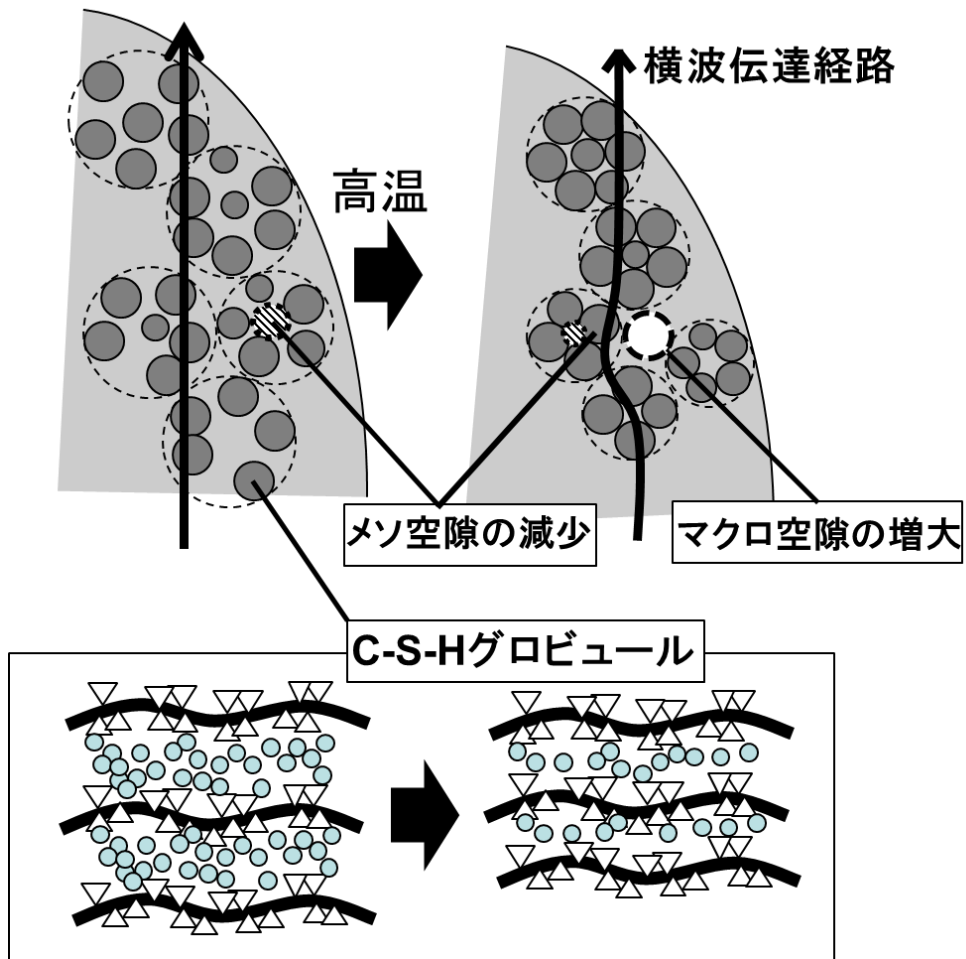


図 3.3.2-16 高温養生による空隙構造変化イメージ

## 2) まとめ

本実験では、異なる温度で水中養生を行ったセメントペーストを用いて実験を行い、温度環境がセメントペーストへ与える影響について、C-S-H の空隙構造の変化の面から考察を行い、以下の知見が得られた。

1. 高温の影響を受け、マイクロ空隙、メソ空隙が減少し、相対的に粗大なマクロ空隙が増大する。
2. 水中養生を高温で行うほど、C-S-H の緻密化が進み、吸着水は層間ではなく、径の大きな空隙に存在する。
3. これらの影響は、水中条件下の温度上昇のみでも起きていると推察される。乾燥は、この影響を促進する役割を果たす。今後、 $^1\text{H-NMR}$  の緩和時間測定など、非乾燥試験を用いた検証を行う必要がある。

なお、今年度の実験データは、不明点な点が多く、とくに平衡状態に達していない可能性があり、次年度以降も継続してデータを取得する。これらのデータは、ガンマ線発熱や片側加熱を受けるコンクリート中の水分移動特性を明らかにするとともに、平衡状態後にコンクリートの周囲の損傷を評価する際に必要となるセメントペーストの体積変化の定量値を与えるための重要な知見となる。

### (3) 高温乾燥後のセメントペーストの吸着挙動および比表面積に関する実験

#### 1) 背景および目的

セメント硬化体表面の吸着性状を評価するため、異なる温度環境で乾燥させた試験体を用い、水蒸気吸着試験を行った。

#### 2) 実験概要

##### (a) 使用試験体

本実験には、市販のホワイトセメントを用い、水セメント比 0.55 で試験体を作成した。用いたセメントの化学組成を表 3.3.2-4 に示す。20L ホバートミキサーを用いて練り混ぜた後、型枠に入れ 20±1℃のチャンバー内に置き、打ち込み後 4 日で脱型を行った。脱型後の試験体は、材齢 2 年まで 20℃で水中養生を行った後、熱による物性変化を与えるため、40、50、60、70、80、120、150、180℃にそれぞれ設定したチャンバー内にて、さらに 1 年以上乾燥させた。

##### (b) 水蒸気吸着試験

水蒸気吸着試験には、Hydrosorb1000(Quantachrome 社製)を用い、定容水蒸気吸着法で測定を行った。前処理として、真空脱気環境下で 105℃、30 分間乾燥を行った試験体を測定に供した。測定点は、1%RH から 98%RH の範囲内で、吸着挙動の変化に対応できるよう、湿度域に応じて異なる間隔を設定した。

本装置の校正は、測定機器の校正は、標準試料(BCR302)を用いて規格内に入ることを半年に一度程度、定期的に行って確認している。

#### 3) 実験結果・考察

##### (c) 水蒸気吸着等温線

図 3.3.2-17 に測定から得られた水蒸気吸着等温線を示す。図に示すように、40～80℃までは最大吸着水量が一旦減少するが、120℃で増大している。また、40～70℃、120℃では 40%RH 付近に特異点がみられるが、80℃のみ確認されない結果となった。この特異点が発生する原因については、前 3.3.2-(2)にて述べている。

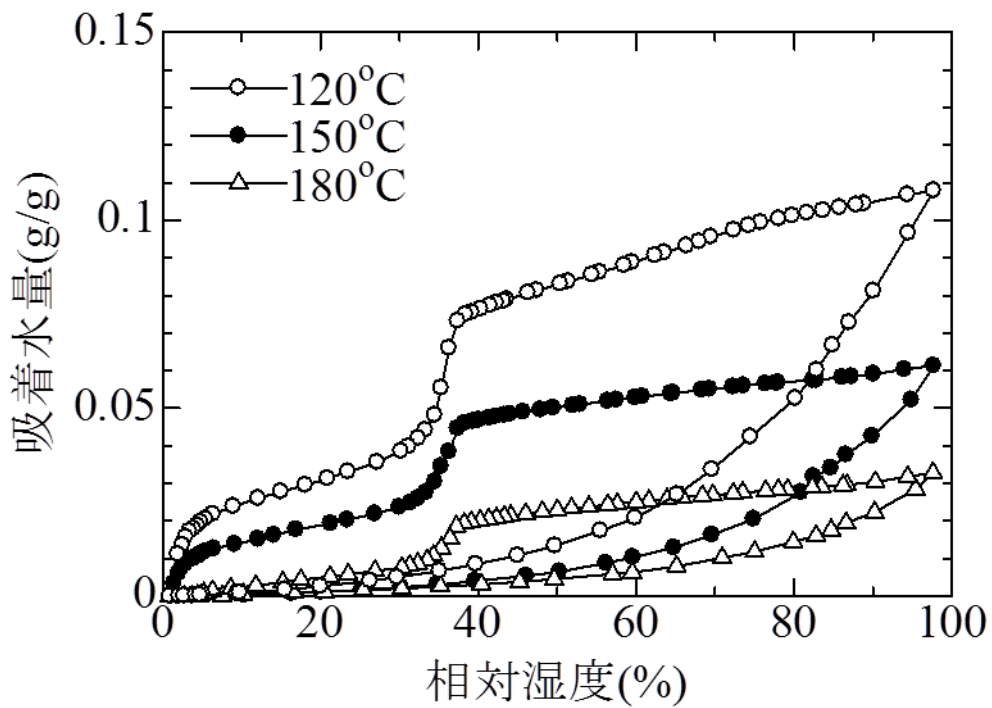
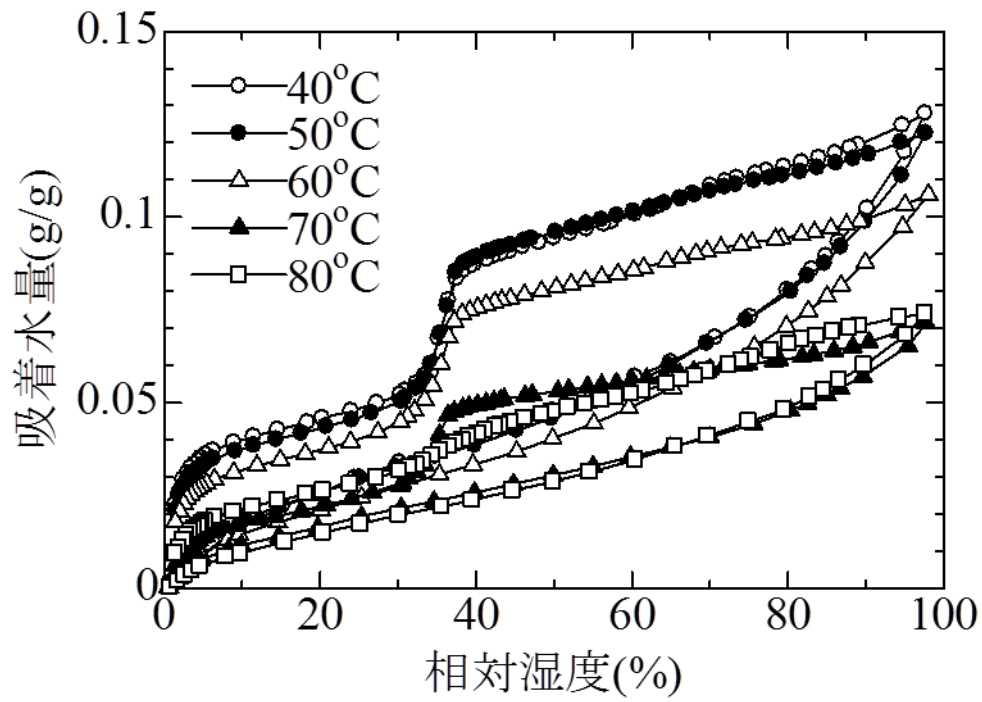


图 3.3.2-17 水蒸气吸着等温线

(d) BET 比表面積

図 3.3.2-18 に水蒸気吸着等温線から算出した BET 比表面積を示す。算出に用いた BET 式は、(3.2.2-1)に示したものである。

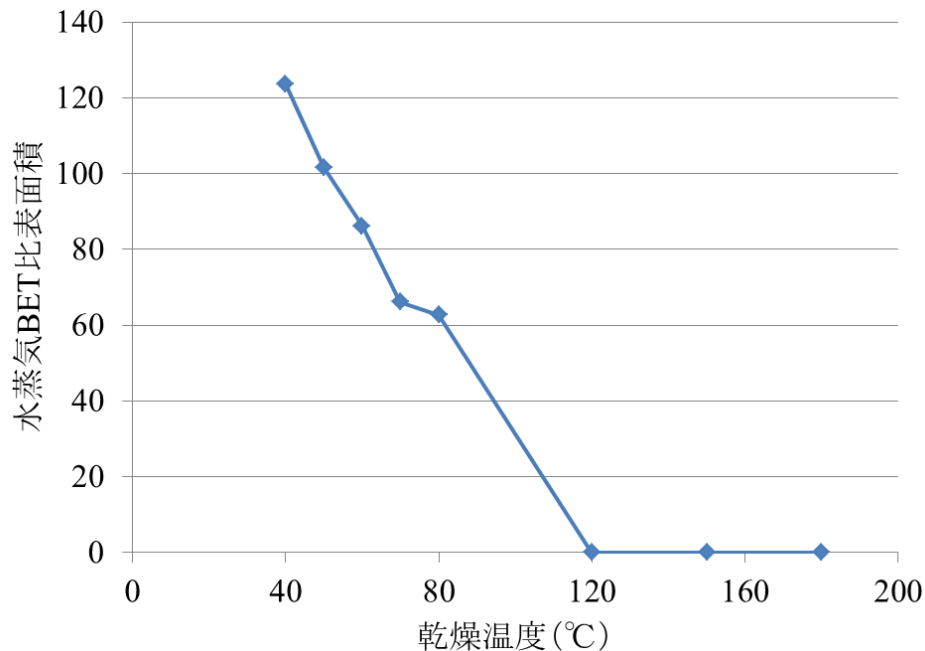


図 3.3.2-18 BET 比表面積

4) まとめ

本検討では、水分移動のときに主要パラメータである、水分容量を取得すること、また、高温乾燥後の変質について理解することを目的として、高温で長期間保存したサンプルについて、水蒸気吸着等温線の取得を行った。C-S-H はコロイド的性質を有しており、乾燥によって、層間剥離が生じ、水蒸気吸着 BET 比表面積は、乾燥温度が増加するとともに小さくなっていき、120°C以上の高温状態では、疎水表面、すなわち、シラノール基の損失が多大であることが示唆された。100°C以下の範囲ではこのような問題は生じていないが、その低下量は甚大であり、高温になるほど、C-S-H の凝集が大きくなるものと推察された。



#### (4) $^1\text{H-NMR}$ の緩和挙動に関する検討

##### 1) 背景・目的

セメント硬化体中の水分は、自由水や結合水といった異なる形態をそれぞれ持っており、乾燥に伴う水分の逸散は、この影響を受け異なる傾向を示す。核磁気共鳴装置・ $^1\text{H-NMR}$  を用い、緩和挙動を観察することで、セメント硬化体中の水分の状態を定量的に分析することができる。例えば、セメント硬化体の細孔壁表面に吸着した水は、細孔壁表面からの表面エネルギーを受ける事で、緩和挙動が固体に近いものになることが観察できる。

本実験では、CPMG 法<sup>77</sup>、spinecho 法<sup>78</sup>、solidecho 法<sup>79</sup>の三つの測定方法を用い T2 の緩和時間の測定を行い、それぞれの結果を比較した。測定方法それぞれに特性があり、今後測定を行っていくうえで、最適な測定法を決定することを目的とした。

##### 2) 実験概要

###### (a) 使用試験体

本実験には、市販のホワイトセメントを用い、水セメント比 0.55 で試験体を作成した。用いたセメントの化学組成は表 3.3.2-2 に示したものと同一である。20L ホバートミキサーを用いて練り混ぜた後、型枠に入れ  $20\pm 1^\circ\text{C}$  のチャンバー内に置き、打ち込み後 4 日で脱型を行った。脱型後の試験体は、材齢 2 年まで  $20^\circ\text{C}$  で水中養生を行った後、11、40、90% RH でそれぞれ調湿したチャンバー内で約 2 年養生を行った。養生後の試験体を乳鉢で粉砕し、ガラスセルに封入したものを測定に供した。これらに加え、水中養生後の飽水試験体も同様に測定に供した。

###### (b) $^1\text{H-NMR}$

測定装置には、minispec mq (Bruker 社製) を用いた。測定プログラムは、CPMG 法、spin-echo 法、solid-echo 法の三種とし、積算回数はすべての測定において 512 回とした。測定機器の校正は、測定日毎に行っている。

##### 3) 実験結果

###### (a) CPMG 法

図 3.3.2-19 に CPMG 法による緩和挙動を示す。図 3.3.2-19 に示すように、サンプルごとに程度は異なるが、全ての測定においてノイズが確認された。相対湿度が高いほど、ノイズは小さくなる傾向がみられたが、本実験においては直接的な原因は明らかとなっていない

---

<sup>77</sup> 松川真吾、張秋瑾、阿部絹子：NMR 緩和時間および拡散係数測定による生体高分子水溶液の構造とダイナミックスの解明、高分子論文集、Vol. 60、No. 6、pp. 269-279、2003

<sup>78</sup> 八木達也、山本隆久、巽谷進：架橋ポリエチレンの架橋構造解析、ネットワークポリマー、Vol. 17、pp. 137-140、1996

<sup>79</sup> 阪野元、井川清、小島洋：パルス NMR によるポリブタジエンラテックスの架橋構造解析、高分子論文集、Vol. 54、No. 11、pp. 757-763、1997

い。また、図に示すように湿度により緩和時間が異なり、水を最も多く含む飽水試験体の緩和時間が最も長い。本実験においては、ノイズの発生によって精度の高い結果は得られなかった。ノイズの除去を中心とした、測定条件の改善を今後の課題とする。

(b) Spin-echo 法

図 3.3.2-20 に spin-echo 法による緩和挙動を示す。図に示すように CPMG 法と比較すると、測定精度は高いと考えられる。一方で、測定法の性質上、緩和時間の短い成分の観測が難しく、他の2つの測定法に比べ、測定点が少なく測定時間が長くなる。

(c) Solid-echo 法

図 3.3.2-21 に solid-echo 法による緩和挙動を示す。図に示すように、3種の測定法で最も測定結果が滑らかである。Solid-echo 法は、固体などの緩和時間が短い物質の測定に特化した測定法であるため、緩和時間が長い測定結果は信頼性が低下するという欠点がある。

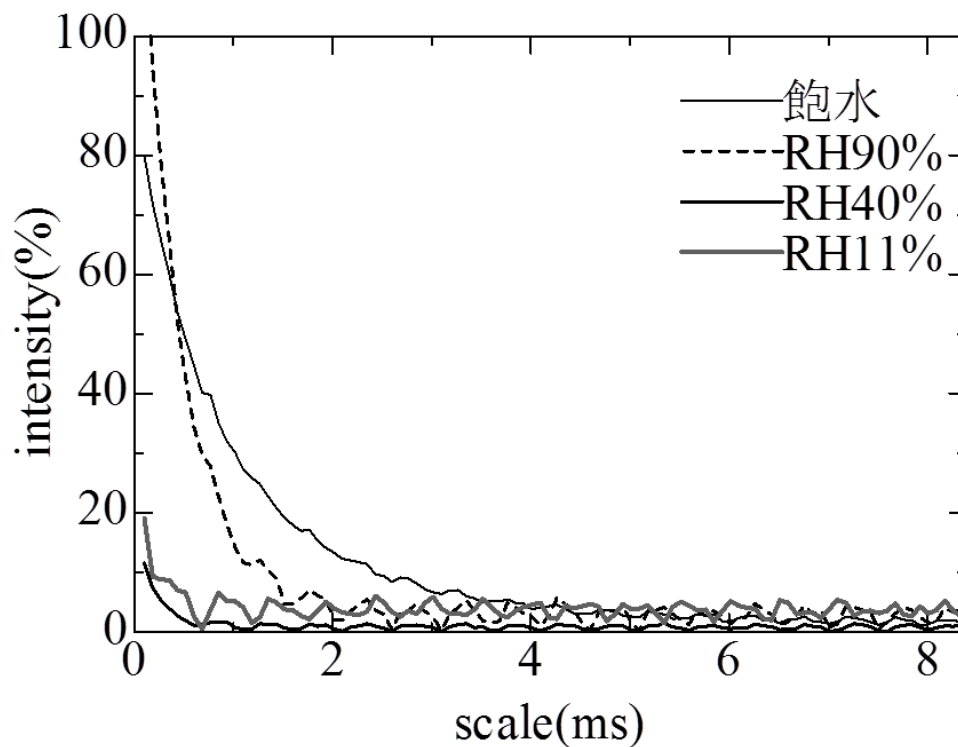


図 3.3.2-19 CPMG 法・緩和挙動

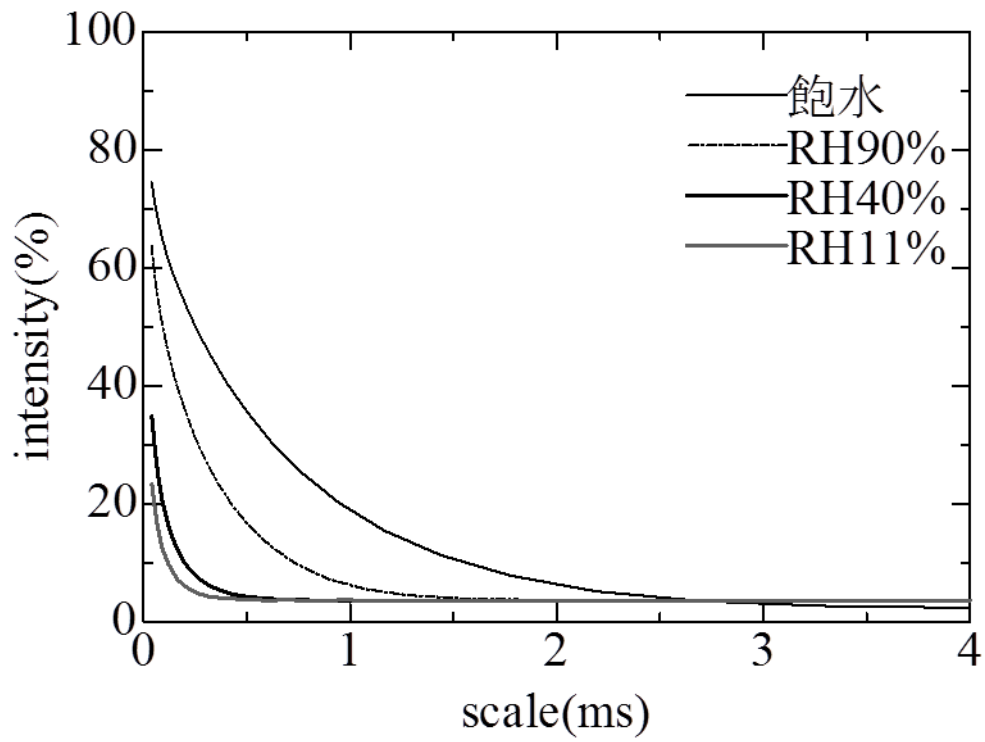


図 3. 3. 2-20 spin-echo 法・緩和挙動

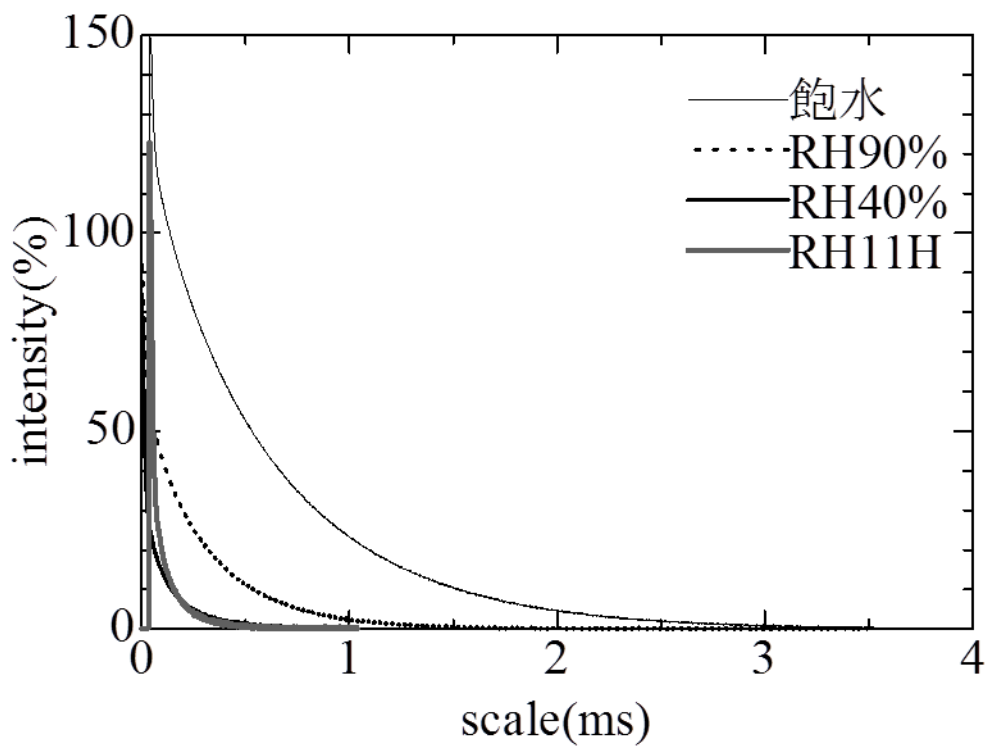


図 3. 3. 2-21 solid-echo 法・緩和挙動

#### 4) まとめ

本実験では、異なる湿度環境下で乾燥させた試験体を用い、 $^1\text{H-NMR}$  の測定を行った。3種の測定法によって測定を行い比較した結果、本試験体においては solid-echo 法によるデータが現段階では最も精度の高い結果であると考えられる。しかしながら、solid-echo 法は、長時間緩和成分に対しては有効とは言えないため、飽水試験体などの自由水をより多く持つ試験体に関しては、長時間緩和成分に有効な CPMG 法か spin-echo 法を併用して測定を行う必要がある。CPMG 法に関しては、ノイズ発生の原因の究明が今後の課題である。

## (5) 体積変化メカニズムに関する検討

セメントペーストの体積変化メカニズムを明らかにする目的で、収縮量が異なる収縮低減剤(以後、SRA)を混和したものとの比較の観点から、セメントペーストおよびVycorGlassについて基礎的データを積み重ね、メカニズムについて考察する。

### 1) 試験体概要

#### (a) VycorGlass

VycorGlassは、ホウ素を含むシリカガラスをスピノーダル分解した後に、酸エッチングして得られる多孔質ガラスであり、米国コーニンググラス社が1930年代に見出した材料となる<sup>80</sup>。骨格は単相のガラス相から成り、直径数nmの円柱状でかつシャープな分布を持つ細孔を有する。

VycorGlassは水に対して高い親和性を持つため、水蒸気を吸着しやすく、様々な科学・工学の分野で広く使用されている。Hillerらは、VycorGlassで水分の吸着量別に長さ変化および強度試験を行い、吸着含水率0.10程で毛管凝縮による収縮で強度が増加する結果を示した。さらに、長さ変化を水分吸脱着に伴う固体表面エネルギー変化とメソ細孔への毛管凝縮を重ね合わせた機構で説明している<sup>81</sup>。また、松井らも同様にVycorGlassの吸着・脱着過程の長さ変化および含水率変化を測定し、この機構を再現している<sup>82</sup>。VycorGlassは水分による体積変化挙動の解析にあたり、セメントペーストの比較物質として有益な知見が得られる多孔質材料として知られている。

本研究では、コーニング社バイコール#7930の多孔質ガラスを使用した。化学組成・物性を表3.3.2-5に示す。また、本測定にはrodタイプ(φ3.0mm)とplateタイプの2種類を使用しており、3.3.2(5)3(a)b)に後述するが、2種類のタイプを使用した理由は吸着等温線の一部の挙動が既往の研究と一致しなかった事に依る。

試験体を測定に対応したサイズへ成型した後に、SRA10%水溶液に水没させ、真空ポンプを用いて5分間吸引を行った。吸引後は同試験体サイズのSRA無添加サンプルと共に、水酸化ナトリウムで調湿した11%RHのデシケータで乾燥を行った。なお、本報告書では今後、無添加のVycorGlassをVycorSRAを添加したものをVycor+SRと呼ぶ。

---

<sup>80</sup> H. P. Hood and M. E. Nordberg, US Patent No.2, 106, 744, 1938

<sup>81</sup> Hiller, K. H., Strength reduction and length changes in porous glass caused by water vapor adsorption, J. Appl. Phys., 35, pp.1622-1628, 1964

<sup>82</sup> 松井久仁雄、小川昇博：多孔質材料の空隙構造と体積変化挙動の連関、コンクリート工学年次論文集、Vol.30, No.1, 2008

表 3.3.2-5 VycorGlass の化学組成・物性

試料の詳細	主な化学成分 (wt%)	比重	空隙率 (vol%)	平均細孔 (nm)	比表面積 (m <sup>2</sup> /g)	弾性率 (GPa)
多孔質ガラス	SiO <sub>2</sub> : 96 B <sub>2</sub> O <sub>3</sub> : 3	1.45~1.50	28	4.0	250	17.2

(b) セメントペースト

本実験には市販のホワイトセメントを用いた。使用したセメントの強熱減量と化学成分について、表 3.3.2-6 に示す。試験体は無添加の PLANE と、SRA を添加した SR の二種類となる。

セメントは水セメント比 0.55 として、ホバートミキサにより 3 分間の練混ぜを行った。練混ぜ後、ブリーディングが収まるまで練返しを行い、3×13×300mm の鋼製型枠に打込みを行った。脱型後は恒温室 (20±2℃) において、あらかじめ同一のセメントで作成した飽和水溶液を用い、6 ヶ月間の水中養生を行った。その後、水酸化ナトリウム水溶液で調湿した各湿度 (95、90、80、70、60、50、40、30、20、11%RH の 10 種類) のデシケータ内で 18 ヶ月間乾燥を行った。なお、デシケータ中の二酸化炭素は水酸化ナトリウム水溶液によって除去されている。

表 3.3.2-6 セメントの化学成分

LOI (%)	化学成分 (mass%)											
	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	Ti O <sub>2</sub>	P <sub>2</sub> O <sub>5</sub>	MnO	Cl <sup>-</sup>
2.93	22.43	4.67	0.16	65.69	0.98	2.51	0.00	0.07	0.17	0.03	0.00	0.00

2) 測定概要

(a) 長さ変化測定

乾燥収縮ひずみの測定には湿度制御型 TMA 装置 (BrukerAXS 社製 TMA4000SA+HC9700, 最小検出変位 0.5nm) を使用した。なお、校正については納品時に実施されている。試験体はいずれも精密切断機および研磨機で 3.0×3.0×1.0mm のサイズに成型し、長さ変化を測定する上下面 (3.0mm 方向) は TMA 装置で安定して支持できる程度に平滑にした。また、セメントペーストについては、PLANE, SR 共に全サンプルを測定するのではなく、11%RH で調湿したものと水中養生を続けた飽水サンプルの 2 種類を測定対象とした。

11%RH 調湿サンプル (Vycor, Vycor+SR も含む) では、相対湿度を 11, 5 (最低脱着湿度)、11、20、30、40、50、60、70、80、90、80、70、60、50、40、30、20、11%の順に変化させ、各湿度において、長さ変化が落ち着くまでの時間によって、2.5~10 時間静置した。なお、

水分の逸散は温度が高いほど早くなることから<sup>83</sup>、温度環境を 20°C、40°C の二種類で測定を行った。

飽水サンプルについては上記の脱着過程のみを測定しており、相対湿度を 90、80、70、60、50、40、30、20、11 の順に下げ、各ステップを 8 時間に固定して測定を行った。

#### (b) 吸着等温線の測定

水蒸気吸着等温線の測定には、湿度制御型 TG (BrukerAXS 社製 HC9700-NGS23、最小検出質量 0.1  $\mu$ g) を使用した。なお、校正については納品時に実施されている。測定した質量変化と、測定後のサンプルを 105°C 乾燥することによって得られた絶乾質量から吸着含水率を算出し、吸着等温線を作成した。対象サンプル、測定湿度、各湿度のステップ時間は全て湿度制御型 TMA と同様とし、試験体も TMA と同じものを使用して測定を行った。

#### (c) X 線散乱

本研究では、小角散乱技術のうち、X 線を用いる SAXS (Small Angle Scattering X-ray) を使用して実験を行った。測定対象はセメントペーストで、小角領域だけでなく、3 つの散乱角の領域を別々に測定してデータの統合を行った。ここで、超小角領域 (USAXS) は、SPring-8 の BL03XU ビームラインを用いてカメラ長 7561mm、入射 X 線波長  $\lambda=0.2$  nm で、小角領域 (SAXS) は、リガク製 Nano Viewer を用いてカメラ長 837 mm、 $\lambda=0.154$ nm、広角領域 (WAXS) は同装置でカメラ長を 69.1 mm として測定した。なお、測定機器の校正は Spring-8 が実施している。

試料サイズは 10×5×0.5mm とし、PLANE, SR 共に飽水、95、90、80、70、60、50、40、11%RH のものを大気中にて測定した。また、2 次元検出器により測定された散乱パターンは円環積分することによって 1 次元散乱プロフィールに変換し、これに対して空セル散乱補正、絶対強度補正を行い、最終的なプロフィールとした。解析方法は Chiang ら<sup>84</sup>が C-S-H の中性子散乱解析に用いた手法に準じた。

---

<sup>83</sup> 藤本恭一ほか：コンクリートの若材齢時の収縮挙動における温度依存性に関する一考察、土木学会第 57 回年次学術講演会、pp. 1291-1292, 2002

<sup>84</sup> W.-S. Chiang, E. Fratini, P. Baglioni, D. Liu, S.-H. Chen/Microstructure Determination of Calcium-Silicate-Hydrate Globules by Small-Angle Neutron Scattering, The Journal of Physical Chemistry C, 116(2012), pp. 5055-5061

### 3) 実験結果および考察

#### (a) VycorGlass

##### a) 長さ変化

図 3.3.2-22 に rod タイプで測定した、Vycor および Vycor+SR のひずみ変化 vs RH(%) の結果を示し、図 3.3.2-23 にひずみ変化 vs 時間で両者を比較した図を示す。図 3.3.2-22 から、Vycor, Vycor+SR のひずみ変化にはヒステリシスが生じていることが確認できる。これは、Kelvin 式によって説明することができ、(3.3.2-2)における気液界面の二つの曲率半径  $r_1, r_2$  が、両端開放の円筒状細孔（半径  $r_p$ ）では脱着時に  $r_1=r_2=r_p$ 、吸着時には  $r_1=r_p, r_2=\infty$  となるため、ヒステリシスが生じると考えられている<sup>85</sup>。

$$\text{数式 } r_k = \left( \frac{1}{r_1} + \frac{1}{r_2} \right) = \frac{\gamma \cdot V}{RT \ln h} \quad (3.3.2-2)$$

また、Vycor の水分脱着時の膨張を伴うひずみ変化は、既往の研究でも報告されており<sup>86</sup>、高湿度領域からの脱着によるひずみ変化は、(3.3.2-3)で説明されている<sup>87</sup>。

$$\text{数式 } \frac{\Delta L}{L} = (k_1 RT / \sigma \cdot n_1 + k_2 RT / M \cdot \rho) \ln \frac{P_2}{P_1} \quad (3.3.2-3)$$

ここで、 $n_1$  : 吸着水のモル数、 $\sigma$  : 固体の表面積、 $M$  : 水の分子量、 $\rho$  : 毛管に凝縮した水の密度、 $P_1 \cdot P_2$  : 水蒸気圧、 $R$  : ガス定数、 $T$  : 絶対温度、 $k_1 \cdot k_2$  : 実験定数。右辺第 1 項は、吸着水による固体表面エネルギー変化に基づくひずみ変化への寄与を、第 2 項は毛管凝縮による影響を示している。図 3.3.2-22 の Vycor の脱着過程で生じた、70%RH での極小値から 60%RH への膨張挙動は、脱着により細孔に形成されていたメニスカスがさらなる水分脱着によって消失し、(3.3.2-3)第 2 項が示す毛管凝縮の影響がなくなったためと説明できる。また、この極小値は吸着過程では 80%RH で生じている。この傾向は松井らも確認しており<sup>88</sup>、脱着過程のひずみ変化の極小値を与える相対湿度を実験値から読み取り、

<sup>85</sup> 金子克美：13. 細孔構造と吸着、日本化学会編「コロイド科学 1. 基礎および分散・吸着」、pp. 320-322, 東京化学同人、1995

<sup>86</sup> C. H. Amberg and R. McIntosh : A Study of Adsorption Hysteresis by Means of Length Changes of a Rod of porous Glass, Can. J. Chem., Vol.30, pp.1012-1032, 1952

<sup>87</sup> R. F. Feldman and P. J. Sereda : A Model for Hydrated Portland Cement Paste as Deduced from Sorption - Length Change and Mechanical Properties, Materials and Structures, Vol.1, No.6, pp.509-520, 1968

<sup>88</sup> 松井久仁雄、小川昇博：多孔質材料の空隙構造と体積変化挙動の連関、コンクリート工



(3.3.2-3)にて  $r_1=r_2=r$  として計算から得られた平均細孔半径を、吸着時を想定し、再び  $r_1=r$ ,  $r_2=\infty$  として凝縮が生じる湿度を算出すると、その湿度は約 80%RH になることを示している。

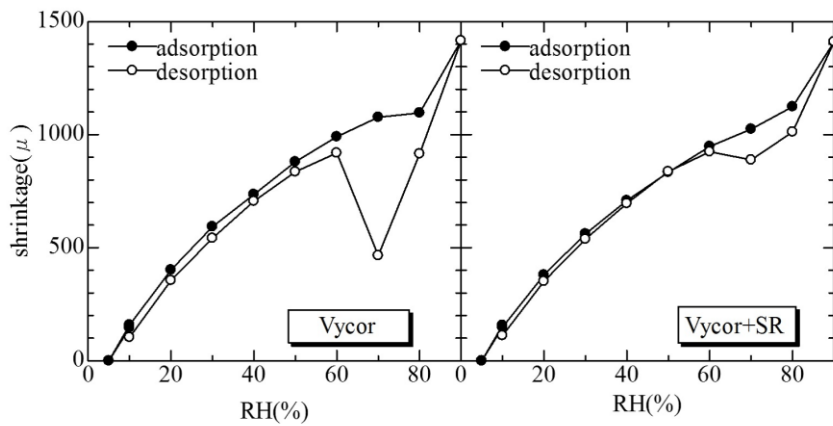


図 3.3.2-22 Vycor, Vycor+SR vs RH(%) のひずみ変化 (20°C)

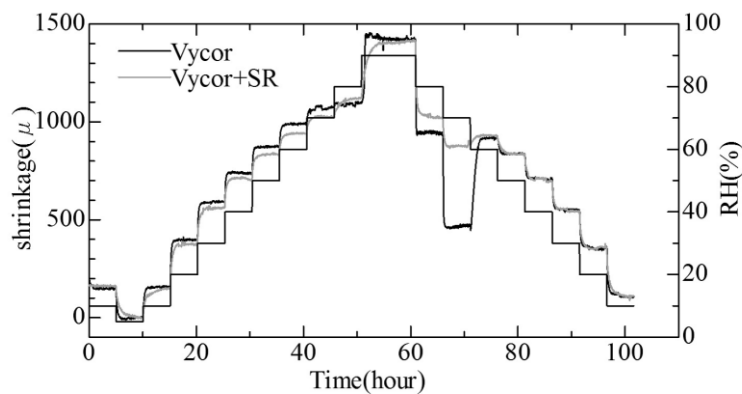


図 3.3.2-23 Vycor と Vycor+SR のひずみ変化 vs 時間の比較 (20°C)

次に、図 3.3.2-23 のひずみ変化 vs 時間を考察する。Vycor, Vycor+SR とともに、吸着過程の 70%RH 以下では、湿度の上昇と共に膨張しており、これは表面エネルギーに基づく挙動と考えられる。しかし、Vycor の吸着過程において 80%RH では膨張が生じず、70%RH の膨張量とほぼ同等の値を示している。これは、吸着の 80%RH で毛管凝縮が生じていることが原因となるが、吸着の 90%RH では 70%RH 以下と同様に膨張挙動を示している。したがって、毛管凝縮は高湿度域で生じると考えられているが、本測定では 90%RH における毛管凝縮の影響が小さく、表面エネルギーによる膨張が卓越していると考えられる。

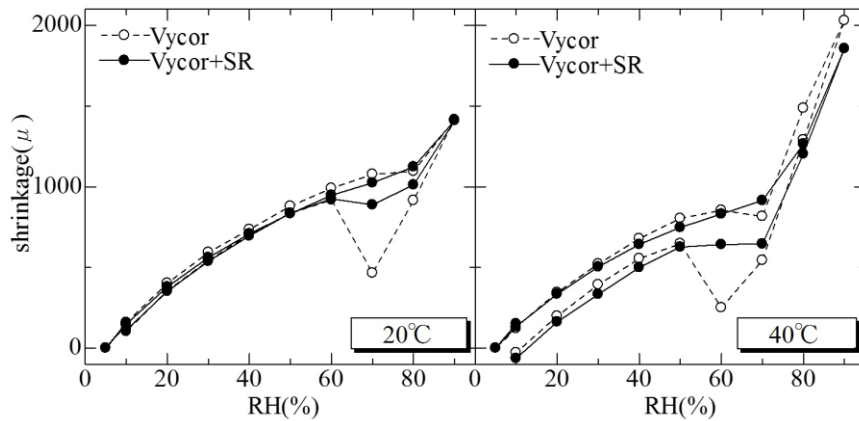


図 3. 3. 2-24 Vycor および Vycor+SR の 20°C と 40°C の比較 (長さ変化)

図 3. 3. 2-24 は 20°C および 40°C 環境下で測定した結果を比較したもので、20°C の結果は図 3. 3. 2-22 と同様である。20°C に比べて 40°C の方が総膨張量は大きく、極小値をとる点も、吸着は 80%RH→70%RH、脱着は 70%RH→60%RH と変化している。これは、温度の上昇によって水分の凝縮が低湿度域でも生じたことに起因する。また、吸・脱着による全体の長さ変化も 40°C 環境下の方が大きい、20°C と同様に SRA の添加が毛管収縮を低減しており、SRA の有無は全体の長さ変化にはほとんど影響していない事が確認できる。一方で、20°C 環境下の測定では、60%RH 以下の挙動が吸・脱着で一致していたのに対し、40°C では吸着過程を脱着過程が下回る結果となった。本研究では複数回の測定から、再現性の高い結果を示しているが、何れの測定でも 40°C 環境下では、乾湿の繰り返しにより全体の長さが収縮していく挙動を示した。

#### b) 吸着等温線

図 3. 3. 2-25 に、rod タイプで測定した Vycor および Vycor+SR の吸着含水率変化 vs RH(%) の結果を示す。この図から、Vycor, Vycor+SR 共に相対湿度が 60%RH 以上で急激に含水率が上昇していることが確認できる。これは 3. 1. 1(1)1) (a)a)にて前述したが、これらの湿度域で毛管凝縮が生じていることに起因する。このように、含水率の増加に伴って毛管張力が大きくなったため、図 3. 3. 2-22 のように 70%RH にて極小値をとる収縮を示したものと考えられる。また、図 3. 3. 2-22 の Vycor+SR は、吸着の 80%RH、脱着の 70%RH において Vycor で生じた収縮を大きく低減し、図 3. 3. 2-25 では含水率が Vycor に比べて大きく低下している。つまり、SRA を添加すると、自由水の表面張力が低下して

(3. 3. 2-2)のケルビン半径が小さくなり、同相対湿度での含水率が減少するため、毛管張力の作用面積が低下していると考えられる。

以上の結果は、SRA が吸着質の気液界面張力を低下させることによって収縮を低減することを示すと同時に、この張力の低下が収縮低減につながることを世界で初めて示したデータとなる。また、図 3. 3. 2-24 で SRA の有無に関わらず総膨張・収縮量がほぼ変化しないことから、水分凝縮に伴う毛管張力の影響は、リバーシブルな体積変化には影響しないと

考えられる。

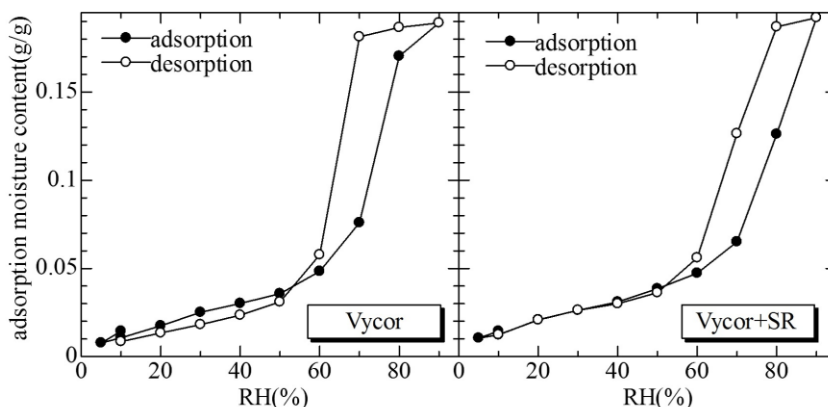


図 3.3.2-25 Vycor, Vycor+SR vs RH(%) の吸着等温線の変化 (20°C)

rod タイプの測定では、Vycor の 50%RH 以下で吸・脱着の挙動が一致せず、これは既往の研究と異なる結果となる<sup>5</sup>。したがって本研究では、吸着等温線のみ plate タイプでも同様の測定を行い、20°C と 40°C の比較には plate タイプの測定結果を使用した。図 3.3.2-26 に、20°C 環境下と 40°C 環境下の測定を比較した結果を示す。図 3.3.2-26 から、50%RH までの吸着含水率は変化しないが、60%RH 以上の湿度域では、40°C の方が全体的に 20°C よりも小さな値を示す事が確認できる。また、図 3.3.2-25 と図 3.3.2-26 (20°C) の傾向は、完全には一致していない。plate タイプでは SRA の添加で 90%RH でも含水率が低下するのに対し、rod タイプでは 90%RH で含水率が変化していない事が確認できる。したがって、plate タイプと rod タイプは同じ種類の VycorGlass であるが、空隙構造は些か異なると考えられる。しかし、長さ変化に関しては plate タイプと rod タイプに差異は確認されなかった。

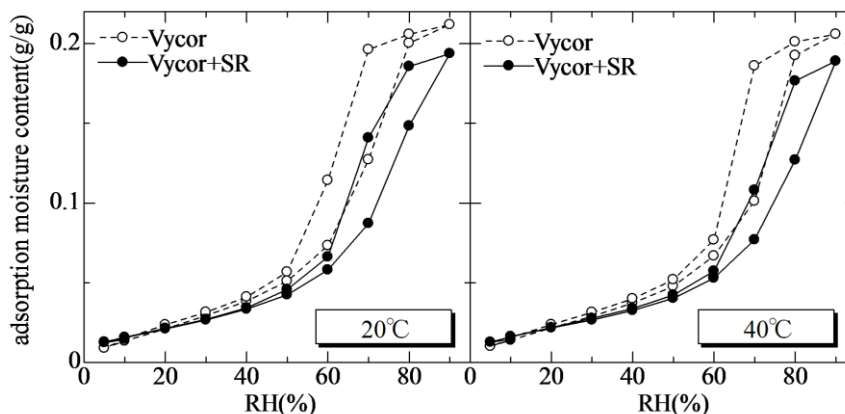


図 3.3.2-26 Vycor および Vycor+SR の 20°C と 40°C の比較 (吸着等温線)

(b) セメントペースト

a) 長さ変化

図 3.3.2-27 に PLANE および SR のひずみ変化 vs RH(%)の結果を示し、図 3.3.2-28 にひずみ変化 vs 時間で両者を比較した図を示す。セメントペーストのひずみ変化においてもヒステリシスが生じており、これは前項の VycorGlass で示した理論で説明できる。

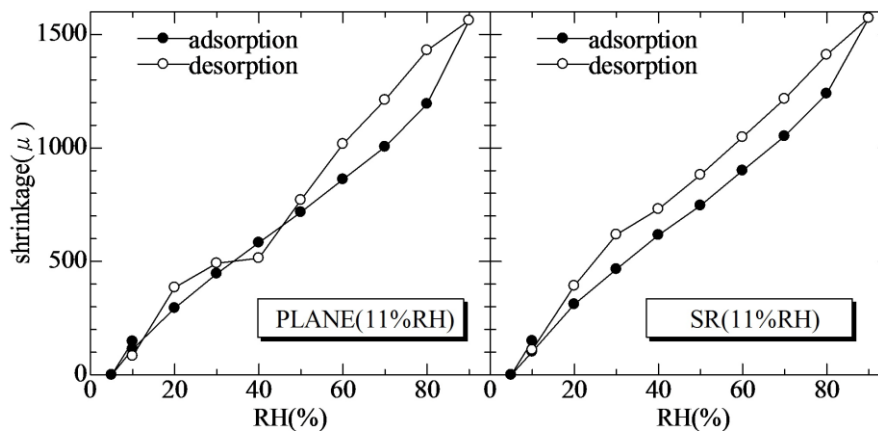


図 3.3.2-27 PLANE(11%RH), SR(11%RH) vs RH(%)のひずみ変化 (20°C)

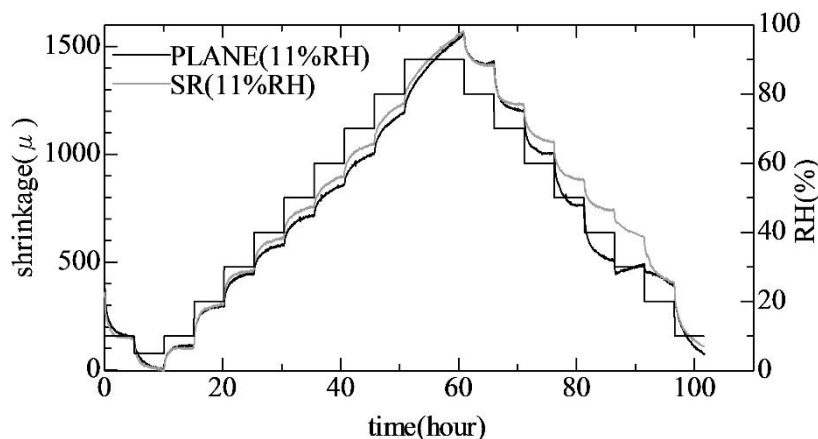


図 3.3.2-28 PLANE(11%RH)とSR(11%RH)のひずみ変化 vs 時間の比較 (20°C)

吸着過程におけるひずみ変化は PLANE, SR 共に同等の値を示すが、脱着過程においては異なるひずみ変化の挙動を示しており、40%RH にて PLANE がひずみ変化に屈曲点を持つものに対し、SR では屈曲点のない滑らかなひずみ変化を示している。これは、PLANE の構造体が 40%RH を境に変化することを示唆しており、同様の傾向を西岡らも確認している<sup>89</sup>。図 3.3.2-27 から、PLANE の 40%RH から 30%RH への脱着時に一度生じた収縮が膨張に転じる現

<sup>89</sup>西岡由紀子、丸山一平：セメントペーストの乾燥収縮ひずみにおける非回復成分に関する基礎研究、日本建築学会東海支部研究報告書、Vol. 51, No. 115, pp. 57-60, 2013

象が確認できる。

もし、SRA の作用機構が表面張力の低下によるものだとすると、SRA は自由水中に存在することから<sup>90</sup>、VycorGlass と同様に毛管張力理論が成り立つ中・高湿度域で収縮低減効果が生じると予測される。ところが、図 3.3.2-28、図 3.3.2-29 では吸・脱着過程のひずみ変化に 90%RH~60%RH まででほとんど変化が無い。つまり、セメントペーストに対しては別の要因が影響していると考えられ、SR では PLANE のような屈曲点が存在しないことから、セメントペーストに対する SRA の作用機構は、PLANE で生じる構造の変化を抑制する事と考えられる。また、このような挙動の変化はあるが、吸・脱着によって変化する総膨張・収缩量は PLANE, SR に差がない。これは VycorGlass と同様の傾向であり、水分の逸散に伴う総体積変化には SRA の有無が影響しないことを示している。

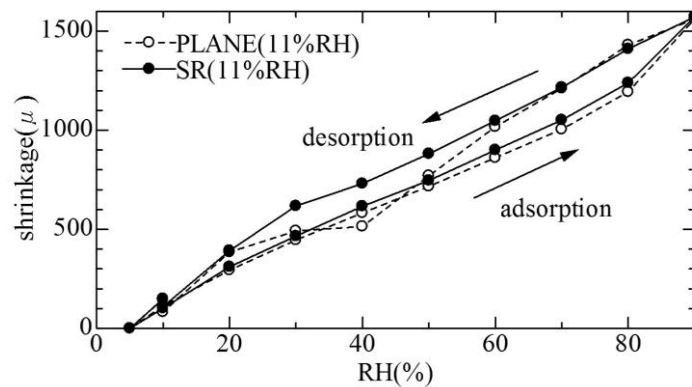


図 3.3.2-29 PLANE (11%RH) と SR (11%RH) のひずみ変化 vsRH (%) の比較 (20°C)

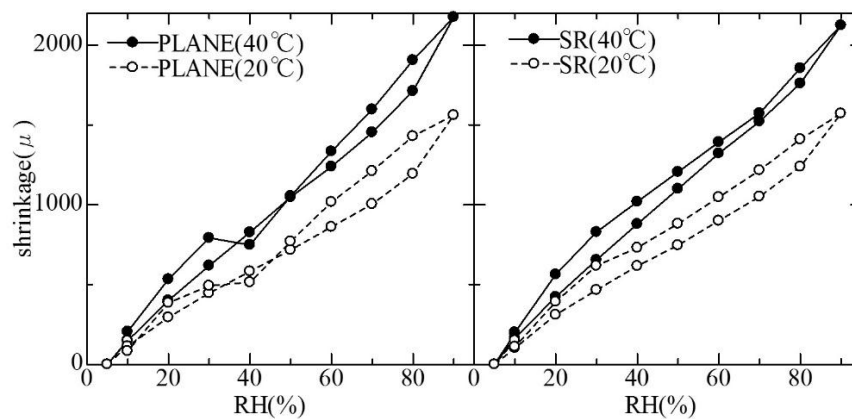


図 3.3.2-30 PLANE (11%RH), SR (11%RH) の 20°C と 40.°C の比較 (長さ変化)

<sup>90</sup> 佐久田昌治ほか：コンクリート乾燥収縮低減剤の実用化に関する研究（その 2. 収縮低減剤の作用機構に関する一考察）、日本建築学会学術講演梗概集（関東）、pp. 487-490 (1984)

図 3.3.2-30 は、PLANE(11%RH), SR(11%RH)の20°Cと40°Cにおけるひずみ変化を示しており、両者共に40°Cの方が吸着によって膨張する回復ひずみが大きいことが確認できる。これは、水分逸散速度が温度に依存することから、水分移動に差が生じ、収縮量に差が出たものと考えられる。福島らは<sup>91</sup>、セメント硬化体の乾湿繰り返しを行ったときのひずみ変化を温度別に測定し、本研究と同様に40°Cの方が収縮量の大きい結果を得ている。これはシリケートアニオンの重合から説明されており、重合によって粒子群となったC-S-Hゲルの乾湿繰り返しによる凝集・分散挙動が、一次粒子のC-S-H自身の凝集・分散挙動よりも系全体に与える影響が大きいことに起因すると指摘している。また、40°Cの吸・脱着における各相対湿度に対する収縮の挙動は、20°Cで考察した傾向とほぼ一致している。

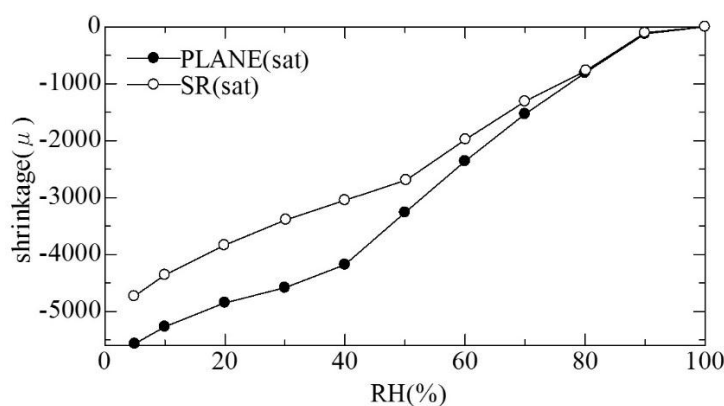


図 3.3.2-31 PLANE(sat), SR(sat) vs RH(%)のひずみ変化 (20°C)

図 3.3.2-31 は、飽水状態の試験体を5%RHまで脱着させたときの乾燥収縮ひずみ変化を示しており、SRがPLANEよりも収縮を低減していることが確認できる。また、毛管凝縮が生じる中・高湿度域の60%RH~90%RHではそれ程大きな収縮低減効果は生じておらず、この傾向は後藤らの実験結果<sup>92</sup>とほぼ一致している。また、40%RHになると急にPLANEとSRの収縮差が大きくなり、40%RH以下では収縮差はほとんど変化していない。つまり、SRでは40%RH付近でPLANEに生じる構造変化が抑制されており、SRAはコロイド的挙動に影響する非回復変形に大きな影響を有していると予測される。

#### b) 吸着等温線

図 3.3.2-32 に PLANE (11%RH) および SR (11%RH) の吸着含水率変化 vs RH(%)の結果を示し、図 3.3.2-33 に含水率変化 vs 時間で両者を比較した図を示す。また、これらは全て20°C環境下で測定した結果となる。

<sup>91</sup> 福島浩樹、石森正俊ほか：乾湿繰り返しによるセメント硬化体の収縮・膨張挙動、Cement Science and Concrete Technology, No. 64, pp. 74-81, 2010

<sup>92</sup> 後藤孝治、酒井公式、佐藤健：セメントペーストの乾燥収縮を低減する有機質混和剤、セメント・コンクリート、No. 442, pp. 9-15, 1984

90%RH時の吸着含水率は PLANE, SR 共に同様の値を示しているが、90%RH までの吸着過程およびその後の脱着過程では、PLANE の方が比較的大きな含水率を示している。吸着含水率の差は、吸着過程よりも脱着過程の方が大きく、その最大値は 40%RH で生じる。この傾向は、3.3.2(5)3 (b)a) で示した、PLANE の 40%RH におけるひずみ変化の屈曲点の発生を示唆するものとなる。しかし、前述しているが、毛管張力理論が成り立つのは 60, 70%RH 以上であるため、この SRA を添加したときの 40%RH 付近での挙動の変化は、SRA による表面張力の低下で生じたものではない。

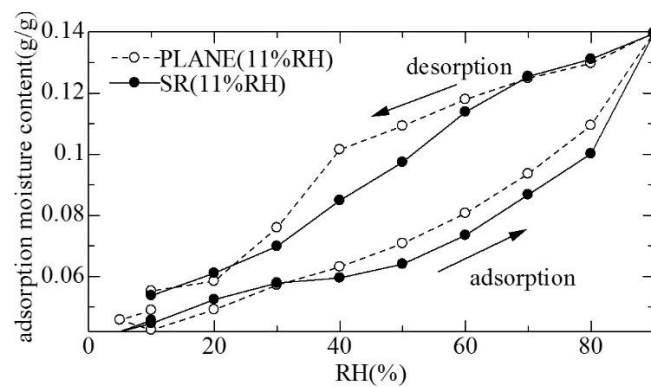


図 3.3.2-32 PLANE, SR の吸着含水率 vs RH(%) の比較 (20°C)

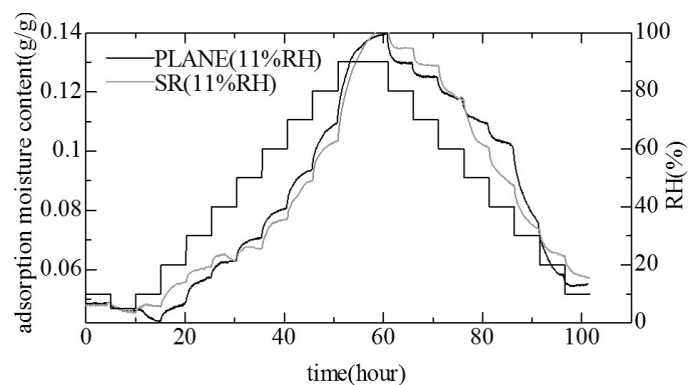


図 3.3.2-33 PLANE と SR の吸着含水率変化 vs 時間の比較 (20°C)

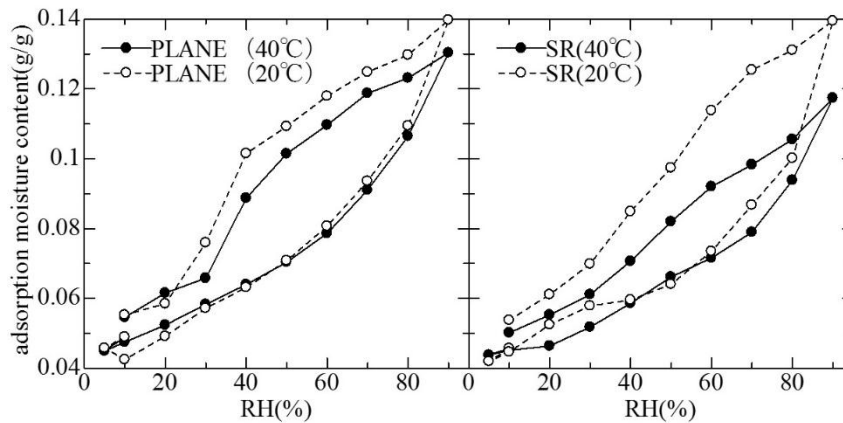


図 3.3.2-34 PLANE (11%RH), SR (11%RH) の 20°C と 40°C の比較 (吸着等温線)

図 3.3.2-34 PLANE (11%RH), SR (11%RH) の 20°C と 40°C の比較 (吸着等温線) は、PLANE (11%RH), SR (11%RH) の 20°C と 40°C における吸着含水率の変化を示しており、両者共に 40°C の方が小さな含水率を示している。また、その傾向は PLANE よりも SR にて顕著な傾向が確認でき、温度の上昇によって SRA を含んだ自由水の挙動は大きく変化すると予測される。

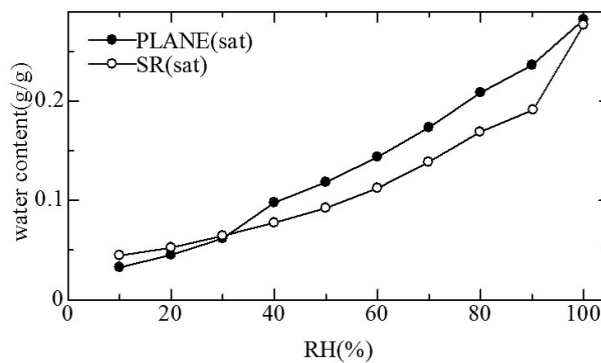


図 3.3.2-35 PLANE(sat) と SR(sat) の処女乾燥の含水率変化 vs RH (%) (20°C)

図 3.3.2-35 は、飽水サンプルの PLANE と SR を 10%RH きざみで脱着させたときの含水率を示している。40%RH までは常に SR の含水率が PLANE を下回るが、30%RH を超えると PLANE の含水率が大きく低下するため、低湿度域ではほぼ同等の含水率となっている。また、この傾向は 11%RH で調湿したサンプルの脱着過程でも確認する事ができる。したがって、PLANE では 40%RH→30%RH の大きな含水率の低下から構造体の変化が生じるが、SR ではそれが抑制されている。



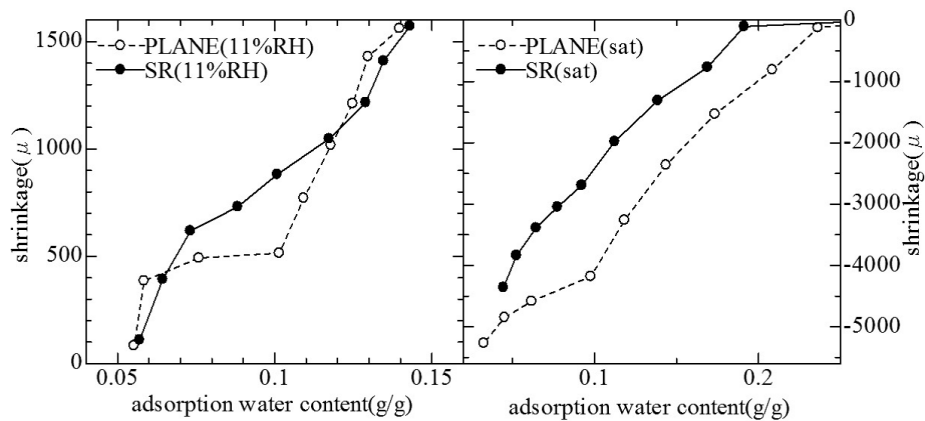


図 3.3.2-36 吸着含水率 vs ひずみ変化 (20°C)

図 3.3.2-36 は、11%RH の乾燥試験体と、飽水試験体の脱着時における含水率とひずみ変化の関係を示している。この図では、PLANE と SR の傾向が一致せず、水分の逸脱全てが収縮低減に関係している訳ではないことを示している。つまり、SRA の収縮低減作用は毛管張力の様な水分に伴うものではなく、セメントペースト中の構造変化に関係するものと考えられる。また、11%RH の乾燥試験体では、吸・脱着による全体の長さ変化が SRA の有無に影響しない事から、セメントペーストに対する SRA の収縮低減効果は、処女乾燥におけるコロイド粒子 (500nm 以下の微小粒子) の非回復変形の影響が大きい。

以上の事から、セメントペーストの収縮予測については、処女乾燥時のコロイド的変形、すなわち、非回復収縮ひずみを予測することが重要と考えられる。

c) X 線散乱

図 3.3.2-37、図 3.3.2-38 に各湿度で調湿されたセメントペースト (PLANE, SR) の X 線散乱測定の結果を示す。このとき、図の横軸  $q$  は散乱ベクトル ( $\text{nm}^{-1}$ ) を表しており、 $q=1$  のとき 6.0nm,  $q=0.1$  であれば 60nm の構造サイズを示すこととなる。つまり、散乱ベクトル  $q(\text{nm}^{-1}) \times$  構造サイズ (nm) = 6.0 の関係が成り立っている。また、ある散乱ベクトルにおいて散乱強度が大きいということは、対象サイズの構造体が多く存在し、検出される X 線の波長が大きく重畳していることを意味する。例えば  $q=1$  の場合、6.0nm 以下の構造体が存在する場合に放出された X 線が共振する。ここで注意すべきことは、 $q=1$  が 6.0nm サイズの構造体を対象とするのではなく、6.0nm よりも小さいサイズ全ての構造体を対象とする事である。また、X 線散乱解析では、測定物質の構造体が全て同サイズの場合、散乱強度はその構造体のサイズの時点で測定されたものから変化しない。

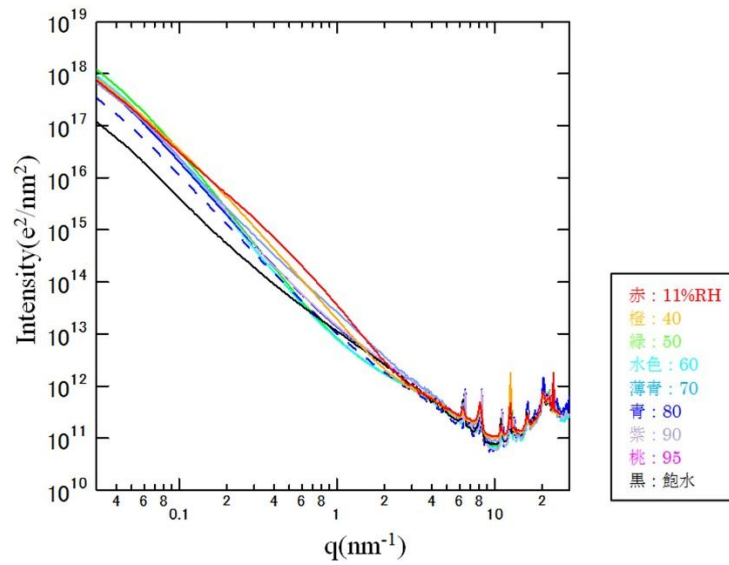


図 3.3.2-37 各湿度で調湿した PLANE に対する X 線散乱測定の結果

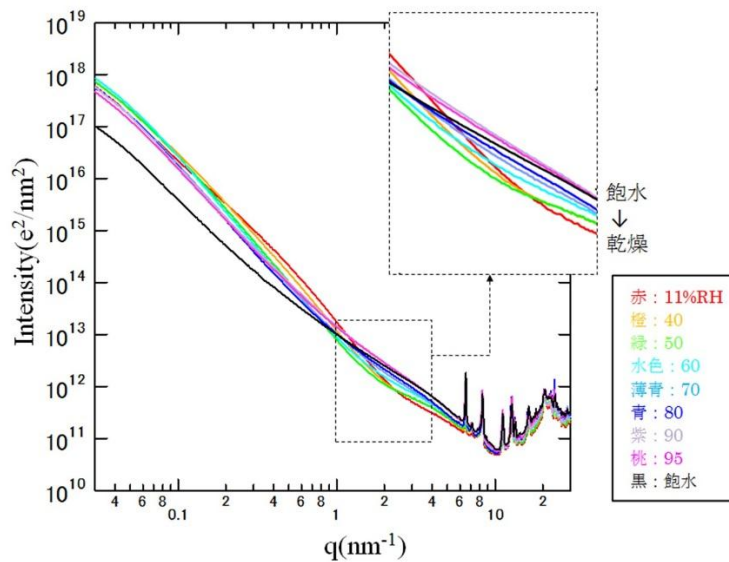


図 3.3.2-38 各湿度で調湿した SR に対する X 線散乱測定の結果

図 3.3.2-37、図 3.3.2-38 から PLANE と SR の測定結果を比較する。 $q=0.1$  (60nm) 以上のサイズでは、乾燥条件を変化させても PLANE, SR とともに散乱強度は変化していない。その後、PLANE では  $q=2.0$  (3nm) にかけて乾燥条件によって散乱強度がばらつき、調湿湿度が低いサンプルほど散乱強度が大きくなっていることから、乾燥に伴い、 $q=2.0 \sim 0.1$  (3.0nm ~ 60nm) の構造体が形成されていることが予測される。そして、 $q=2.0$  以上 (3nm 以下) の構造体については、PLANE では乾燥によって変化は生じていない。一方で、SR の傾向を見てみると、PLANE と同様に  $q=0.1$  (60nm) 以降では乾燥条件によって散乱強度がばらつき始めるが、 $q=1.0 \sim 2.0$  (6.0nm ~ 3.0nm) 付近から、乾燥条件の厳しい試験体ほど散乱強度が

低下していくことが確認できる。これは PLANE では確認されていない傾向であり、SRA がセメントペーストにもたらした構造変化を示唆している。つまり、前項で仮定されたコロイド的変形は、3.0nm 以下の構造体の変化が原因となる。

この結果を踏まえ、セメントペースト中の C-S-H を用いて考察を行う。C-S-H (セメントペーストを構成する微細水和物) は、Ca, Si, O 原子から成る層状の分子構造を持ち、その層間に最大で 2nm 程度のマイクロ空隙を有している。また、C-S-H は基本構造であるカルシウムシリケート層の集合体 (グロービュール) として存在すると考えられており<sup>93)</sup>、グロービュールの直径は 25~50nm となる。Jennings が提案した C-S-H のモデルを図 3.3.2-39 に示す。また、C-S-H 中のカルシウムシリケート層の間隔は約 1.0~1.4nm と報告されており、C-S-H の層間距離は乾燥に伴い低下することが確認されている<sup>94,95,96)</sup>。

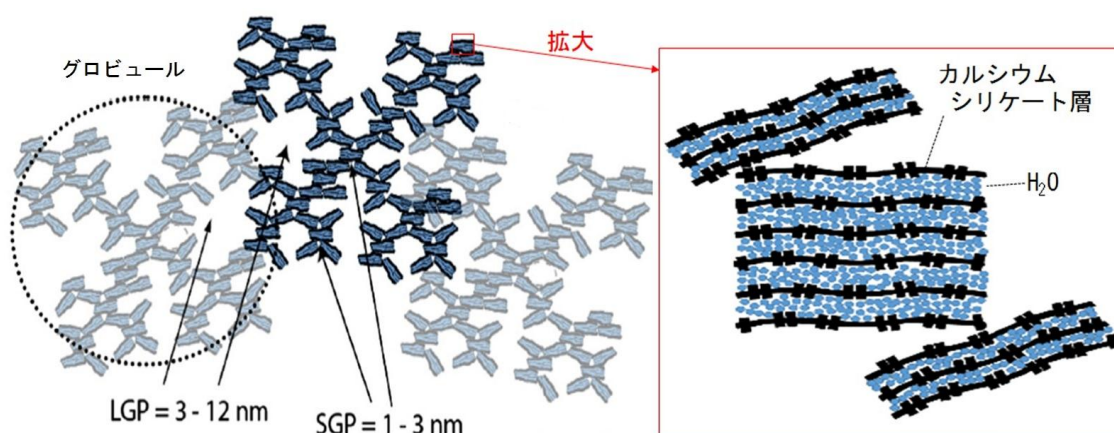


図 3.3.2-39 Jennings の C-S-H モデル

今回の X 線散乱の測定によって得られた SR の特別な挙動は、 $q=2.0(3.0\text{nm})\sim 6.0(1.0\text{nm})$  で生じており、これはカルシウムシリケート層の層間距離に近いものとなっている。つまり、SRA の添加によるコロイド粒子の変形は、層間で生じた構造変化と予測される。

#### d) セメントペーストの体積変化と SRA の作用機構

長さ変化、吸着等温線、X 線散乱の測定結果に基づき、セメントペーストに対する SRA の作用機構について、図 3.3.2-40~図 3.3.2-44 を用いて説明する。

<sup>93)</sup> Jennings HM : A model for the microstructure of calcium silicate hydrate in cement paste, Cement and Concrete Research, Vol.30, pp.101-116, 2000

<sup>94)</sup> Smith, R. H. and Bayliss, P. : Interlayer Desorption of CSH(I), Cem. Conc. Res., Vol.2, No.6, pp.643-6436, 1972

<sup>95)</sup> Bayliss, P. : Further Interlayer Desorption Studies of CSH(I), Cem. Conc. Res., Vol.13, No.2, pp.185-188, 1973

<sup>96)</sup> Gutteridge, W. A. and Parrott, L. J. : A Study of the Changes in Weight, Length and Interplanar Spacing Induced by Drying and Rewetting Synthetic CSH(I), Cem. Conc. Res., Vol.6, No.3, pp.357-366, 1976

PLANE は乾燥すると、図 3.3.2-40 の様にカルシウムレイヤー層から水分が逸脱し、層間隔が小さくなる。長さ変化、吸着等温線の結果から、この単純な層間隔の低下は 40%RH 付近まで続く。しかし、カルシウムレイヤー層は基本的に他の層に拘束されているため、乾燥が進み、水分が多量に逸脱するとカルシウムレイヤー層は剥離する (図 3.3.2-41)。この剥離は 40%RH 付近で生じると考えられる。そして、この剥離したカルシウムレイヤー層は他の層と Si を通じて再度重合するため (図 3.3.2-42)、グロビュール全体としては膨張に転じる。長さ変化の、PLANE における 40%RH 以降の膨張を含んだ挙動はこの理論で説明できる。

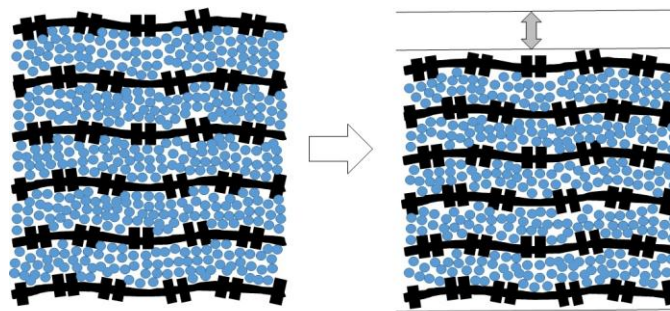


図 3.3.2-40 乾燥による層間隔の変化 (PLANE)

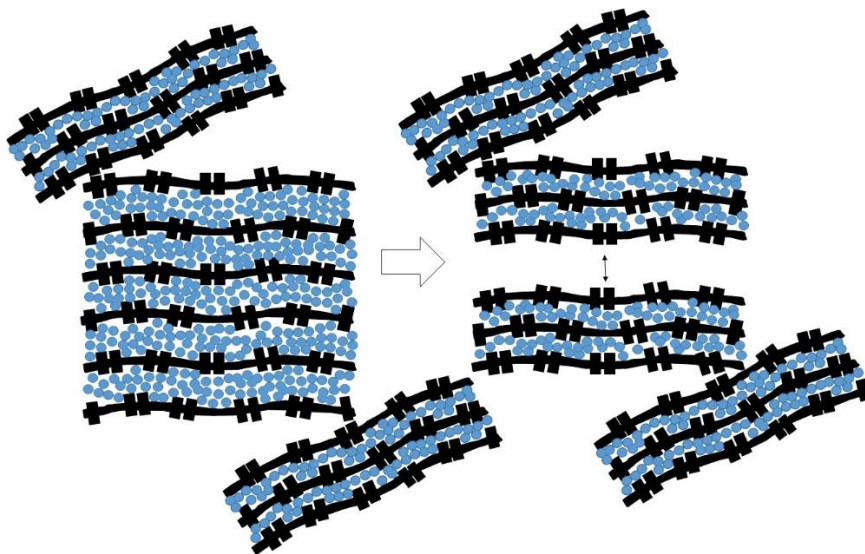


図 3.3.2-41 乾燥による層の剥離 (PLANE)

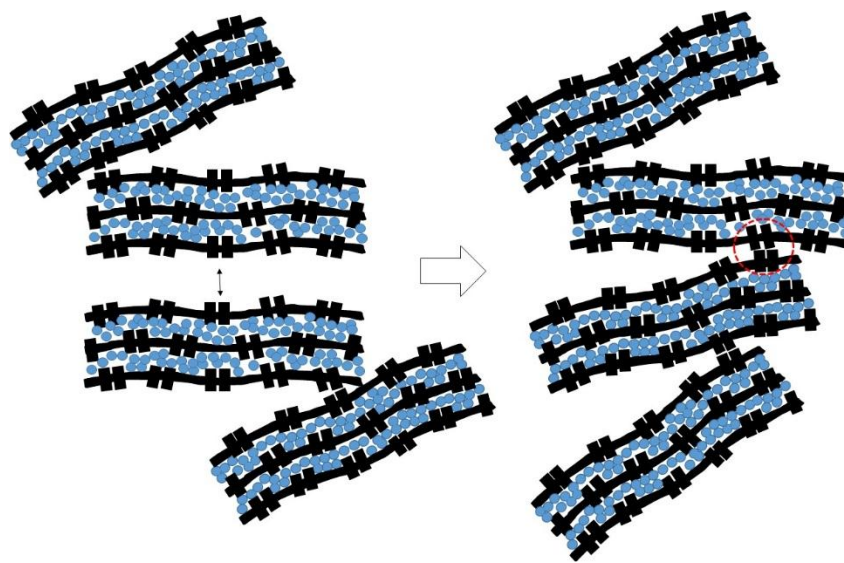


図 3. 3. 2-42 剥離した層の Si による重合 (PLANE)

一方、SRはPLANEとは異なる挙動を示す。3. 3. 2(5)3 (b)b)から、SRはPLANEより比較的小さな含水率となるが、これはSRAによって表面張力が低下し、気液界面におけるメニスカスのケルビン半径が小さくなった事に起因する。この様に、水分の逸脱はPLANEよりも顕著に生じるが、SRでは層間隔の変化が、水分の消失とは同時に生じないと考えられる。つまり、カルシウムシリケート層の間隔にSRAが混入し、層間に生じる引力を抑制していると考えられる(図3. 3. 2-43)。ここで、市販のSRAについて説明を加える。SRAは一般的に、C(炭素)、H(水素)、O(酸素)の結合体である低級アルコールアルキレンオキシド化合物を主成分とする。これは、C(炭素)が複数個つながった直鎖型の形状を有しており、各原子の距離はC-C: 0.152nm、C-H: 0.107nm、C-O: 0.143nm程となる。したがって、図3. 3. 2-43の様にSRAは層間に十分混入できるサイズと考えられる。

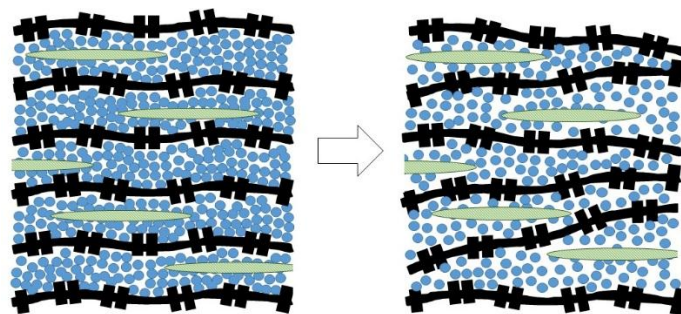


図 3. 3. 2-43 乾燥による層間隔の変化-STEP1 (SR)

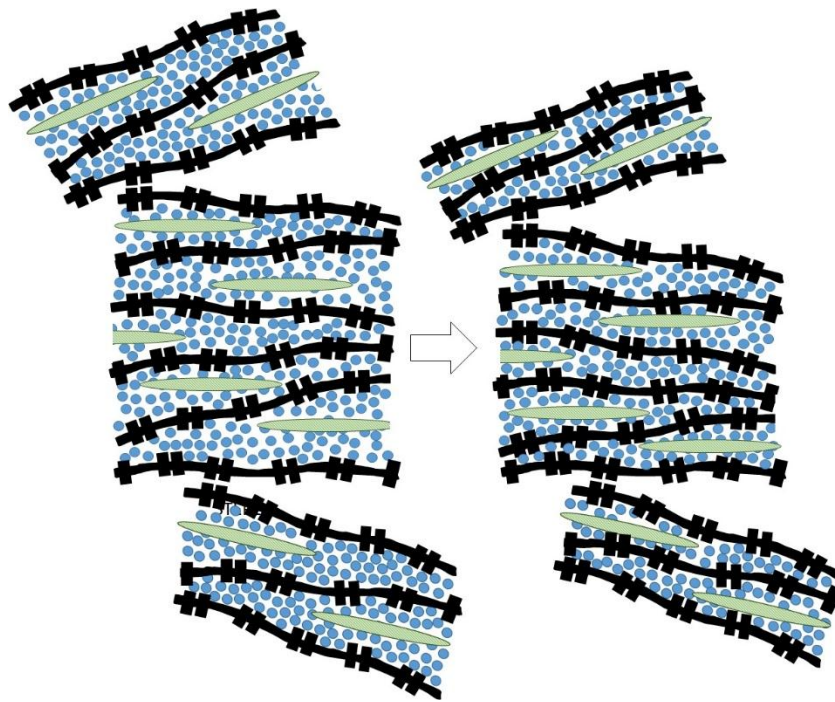


図 3. 3. 2-44 乾燥による層間隔の変化-STEP2 (SR)

SRA は層間隔の低下を抑制するが、さらに乾燥が進んでカルシウムレイヤー間の引力が SRA の斥力を上回ると、PLANE と同様に収縮していく (図 3. 3. 2-44)。しかし、SR では乾燥が進んでも、SRA の斥力によって層の剥離は生じにくいと予測される。これは、長さ変化の測定で SR が変曲点を持たずに緩やかに収縮する事と、X 線散乱での 1.0~3.0nm サイズの C-S-H の変質から説明できる。つまり、PLANE では層間の収縮・剥離・再凝集が生じやすいため、1.0~3.0nm サイズの構造体の有無はほぼ変化しないが、SR では層の剥離が抑制されるため、乾燥による層間距離の低下が顕著に影響したと考えられる。

以上の事から、SRA の添加による収縮低減作用は、SRA によるカルシウムレイヤー間の引力の抑制となる。

#### 4) まとめ

本実験による成果は下記の通りである。

- VycorGlass (長さ変化、吸着等温線)

毛管張力というものが存在して、吸着質の気液界面張力を低下させることで収縮量が小さくなることを世界で初めて示した。これは、表面張力低下により含水率が変化することで評価できる。

- セメントペースト 11%RH (長さ変化、吸着等温線)

SR 有無で 11%RH 乾燥データについて、取得したところ、全体の長さ変化に大きな影響はなかった。そのため、リバーシブルな体積には SRA は関係が無いことが分かった。

- セメントペースト飽水 (長さ変化、吸着等温線)

SRA 有無で処女乾燥データを取得したところ、全体の長さに大きな影響が出た。このことから、SRA はコロイド的挙動に影響する非回復変形に大きな影響を有しており、特に処女乾燥の収縮予測については、C-S-H のコロイド的変形、すなわち、非回復収縮ひずみを予測することが重要となることが分かった。

- セメントペースト (X線小角散乱)

上述のコロイド的挙動は、特に 3.0nm 以下のサイズの変質であることが示唆された。

(6) 低温 DSC によるセメントペースト中の微細構造変化の定量評価

1) 背景・目的

セメントペースト中の水和物のうち、もっとも量の多いカルシウムシリケート水和物 (C-S-H) は、セメントペーストの物性に大きな影響を与えている。また、C-S-H は構造中に多くの水を含むため、水との相互作用を生じるゲルとしてとらえることの重要性が指摘されている。乾燥湿度と空隙構造について、Parrott ら<sup>97</sup>は、エーライトペーストを用いて窒素吸着試験による検討を行っており、窒素吸着によって検出される空隙が、RH70%から RH40%にかけての長期乾燥中に、毛管張力によってつぶれ、空隙構造が変化すると報告している。

セメントペースト内の空隙構造測定の代表的な手法として、水銀圧入法が挙げられるが、水銀の取り扱いの難しさや、測定時の圧力や前処理時の乾燥による細孔構造の変化などの問題点がある。そのような中、近年では、示差熱量測定 (DSC) によるサーモポロメトリーの、セメントペースト内の空隙構造への利用について検討が行われている<sup>98, 99</sup>。セメント硬化体中の空隙構造中に含まれる水分は、細孔径が小さいほど低い温度で凍結することが知られており<sup>100</sup>、温度変化時の水から氷への潜熱を測定することで、細孔径分布を検討することができる。Bager ら<sup>101, 102</sup>は異なる水セメント比、養生湿度で乾燥させたセメントペーストを用いて DSC 曲線を取得し、ピークと空隙径分布に相関があり、細孔壁と氷の間に存在する不凍水の量が水セメント比によって異なると述べている。

水の一次相転移による潜熱は、DSC 曲線からベースラインを用いて算出したピーク面積に等しい。ベースラインは測定試料の DSC 曲線の一次相転移前後を結んだ線を指し、相転移前後で熱容量に変化がなければ直線となる。しかしながら、セメントペーストの DSC 曲線のベースラインは、温度変化に伴う、固体部分と、液体である水の熱容量の変化により

---

<sup>97</sup> L. J. Parrott, W. Hansen, R. L. Berger : Effect of drying upon the pore structure of hydrated

alite paste, Cem. Concre. Res. Vol. 10, pp. 647-655, 1980

<sup>98</sup> M. Brun, A. Lallemand, J. -F Quinson, C. Eyraud, : A new method for the simultaneous determination of the size and shape of pores : the thermoporometry, Thermochimica Acta 21, pp. 59-88, 1977

<sup>99</sup> 永谷佳之、名和豊春、栗山広毅 : サーモポロメトリーを用いたセメント硬化体における細孔構造の定量化、Cement Science and Concrete Technology, No. 65, pp. 153-160, 2011

<sup>100</sup> 黒澤利人、湊大輔、服部廉太、名和豊春 : C-S-H の構造変化に及ぼす外的要因の検討、Cement Science and Concrete Technology, No. 65, pp. 146-152, 2011

<sup>101</sup> Dirch H. Bager, Erik J. Sellvold : Ice formation in hardened cement paste, Part1-room temperature cured pastes with variable moisture contents, Cem. Concre. Res. Vol. 16, pp. 709-720, 1986

<sup>102</sup> Dirch H. Bager, Erik J. Sellvold : Ice formation in hardened cement paste, Part2-drying and resaturation on room temperature cured pastes, Cem. Concre. Res. Vol. 16, pp. 935-844, 1986



シフトする事が報告されている<sup>103</sup>。セメントペースト中の空隙構造を正確に評価するためには、空隙中の凍結水のみを検討する必要があることから、ベースラインのシフトを補正する手法が必要となる。そこで本研究では、水中養生後さまざまな湿度環境で長期間乾燥したセメントペーストを用いて低温 DSC 測定を行い、水の挙動のみを検討するため、実験により取得した DSC 曲線の数値補正を行った。

## 2) 実験概要

### e) 使用材料および調合

本実験には市販のホワイトセメントを用いた。使用したホワイトセメントの化学組成について、表 3.3.2-7 に示す。セメントは水セメント比 0.55 として、ホバートミキサにより 3 分間の練混ぜを行った。練混ぜ後、ブリーディングが収まるまで練返しを行い、その後、3×13×300mm の鋼製型枠に打込みを行い、打込み後 4 日で脱型を行った。その後は恒温室 (20±2℃) において、同一のセメントで作成した水酸化カルシウム飽和水溶液を用い、材齢 180 日まで水中養生をおこなった。その後、水酸化ナトリウム濃度を制御し、RH11%、RH 40%、RH 60%、RH 90%に調湿したデシケータ内でおよそ 1 年間乾燥を行った乾燥試験体と、飽和水酸化カルシウム溶液で養生を継続しつづけた飽水試験体を用意した。調湿は、湿度センサー (精度±1.8%) を用いて、目標湿度±2%内に収まるように溶液を交換して行った。

表 3.3.2-7 セメントの物性

化学成分 (mass%)													
LOI	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	Ti O <sub>2</sub>	P <sub>2</sub> O <sub>5</sub>	MnO	Cl <sup>-</sup>	合計
2.93	22.43	4.67	0.16	65.69	0.98	2.51	0.00	0.07	0.17	0.03	0.00	0.00	99.64

### f) 低温 DSC 測定

各セメントペースト試験体において、熱流束型DSC装置 (BrukerAXS 社製) を用いて低温 DSC測定を行った。各湿度で乾燥を行った試験体を、ハンマーで砕いて10mg程度の欠片とし、測定に用いた。

各湿度で乾燥を継続した試験体を調湿試験体、乾燥後に真空ポンプを用いて脱気を行い、再吸水させた試験体を再吸水試験体、飽和水酸化カルシウム溶液で養生を継続した試験体を飽水試験体、と称することとする。再吸水は、乾燥により生じた空隙構造の変化を低温 DSCでとらえることを目的としている。

これらについて、低温 DSC 測定に供した。測定の温度プログラムは、室温から-60℃まで

<sup>103</sup> 日本熱測定学会：熱量測定・熱分析ハンドブック (第2版), 147p, 2010

5°C/minで降温し、-60°Cで5分間保持した後、15°Cまで5°C/minで昇温を行った。測定には水分の蒸発を防ぐため、アルミ製シール容器を用い、測定のリファレンスにはコランダム ( $\alpha\text{-Al}_2\text{O}_3$ ) を用いた。装置の温度校正には、シクロヘキサン (融解温度-6.6°C) と水 (融解温度0°C) を用いた。空の容器を用いて、事前に装置と容器におけるDSC曲線を取得し、バックグラウンドとして測定結果から差し引き、また、5~10°Cにおける熱流の平均値を0(mcal/sec)として整理を行った。また、試験体それぞれの体積を、低温DSC測定前の質量とアルキメデス法による見かけの密度から算出した。測定により得られたDSC曲線は、各試験体の見かけの体積で除すことで規格化した。

### 3) 実験結果

図 3.3.2-45、図 3.3.2-46 に低温 DSC 測定により得られた DSC 曲線を示す。図 3.3.2-45 は調湿試験体 (乾燥湿度 RH90%、60、40%)、図 3.3.2-46 は再吸水試験体 (乾燥湿度 RH90%、60、40%) の測定結果である。図 3.3.2-45 に示すように、全ての乾燥試験体において、-40°C 付近でピークが現れた。この温度は、核生成要因を有しない水の過冷却限界温度に近く、微小空隙に存在するセメントペースト中の水は、氷床形成点を有しない極めて純度の高い液水の状態であることが推察される。また、RH40、60%乾燥試験体で-20°C 付近でもわずかにピークが存在しており、RH90%のDSC曲線のみ、-20°C、-35°C付近に大きなピークが出現している。また、RH40、60%乾燥試験体のDSC曲線は、RH90%乾燥試験体に比べ全体的にピークが小さいことから、小さな径の空隙まで乾燥が進んでおり、含有する水分量が小さくなっていると考えられる。さらに、RH90%で存在していた-35°C付近のピークがRH60%で消えていることから、このピークに対応する径を持つ空隙から水分が抜けきるタイミングが、RH60~90%の間に存在する。正確なタイミングに関しては、今後さらに詳細なデータを取得する必要がある。

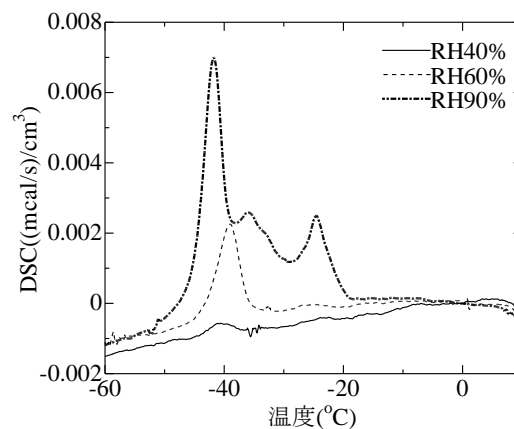


図 3.3.2-45 調湿試験体の DSC 曲線

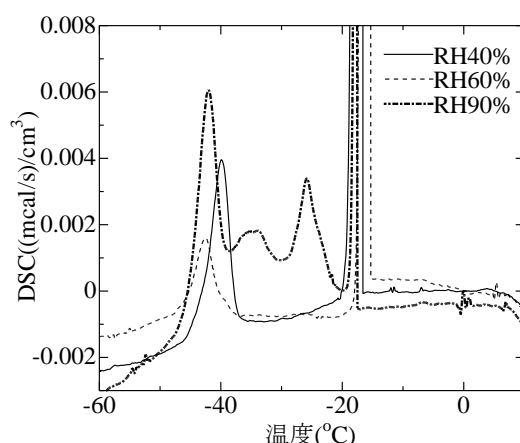


図 3. 3. 2-46 再吸水試験体の DSC 曲線

また、図 3. 3. 2-46 に示すように、再吸水したことで、全ての試験体において $-20^{\circ}\text{C}$ 付近で、大きなピークが出現した。既往の研究<sup>104</sup>から、セメント硬化体における、 $-20^{\circ}\text{C}$ 付近の DSC 曲線のピークは、数十 nm 程度の毛管空隙に対応すると考えられる。したがって、図 3. 3. 2-46 の $-20^{\circ}\text{C}$ 付近の大きなピークは、乾燥によって水が抜けた毛管空隙に、再吸水によって水が充填されたことによるものと考えられる。また、RH40%調湿試験体の DSC 曲線において、再吸水により $-40^{\circ}\text{C}$ のピークが増大していることから、乾燥に伴い、数 nm 程度の微小空隙が増大していると考えられる。

従来、日本のセメントペーストの研究では、多孔体としての考え方が流布されており、コロイド的挙動については、無視される傾向にあった。しかしながら、セメントペースト中の C-S-H は、結晶単位の短い微晶の状態であり、かつ、乾燥によってその構造が変化することが、窒素吸着試験<sup>105</sup>、水蒸気吸着試験<sup>106</sup>、環境 SEM 観察<sup>107</sup>などによって検証されている。特に、処女乾燥中には大きな変化が生じ、セメントペーストの乾燥収縮ひずみにおけるヒステリシスもこうした C-S-H の非回復の変質によるものと考えられている<sup>108</sup>。また、

<sup>104</sup> 石垣邦彦, 胡桃澤清文, 名和豊春:ブリーディングがセメントペースト硬化体の微細構造に及ぼす影響評価, Cement Science and Concrete Technology, No.66, pp.111-118, 2012

<sup>105</sup> Hunt, C. M., Tomes, L. A. and Blaine, R. L. Some Effects of Aging on the Surface Area of Portland Cement Paste. Journal of Research of the National Bureau of Standards, 64A, 2 pp. 163-169. 1960

<sup>106</sup> Maruyama, I., Nishioka, Y., Igarashi, G. and Matsui, K. Microstructural and bulk property changes in hardened cement paste during the first drying process. Cement and Concrete Research, 58, pp. 20-34, 2014.

<sup>107</sup> Fonseca, P. C. and Jennings, H. M. The effect of drying on early-age morphology of C-S-H as observed in environmental SEM. Cement and Concrete Research, 40, 12, pp. 1673-1680, 2010.

<sup>108</sup> Helmuth, R. A. and Turk, D. H. The Reversible and Irreversible Drying Shrinkage of Hardened Portland Cement and Tricalcium Silicate Pastes. Journal of the PCA Research and Development Laboratories, 9, 2, pp. 8 - 21, 1967

セメントペーストを用いた低温 DSC は、サーモポロメトリーによる空隙構造の把握を主眼とすることも研究されているが<sup>98、99</sup>、むしろ、固液界面が不明瞭なコロイド的変質について、水の存在形態から把握することにも活用ができると言える。この観点から、セメントペースト内部の水の状態を定量的に把握するためのプロセスを確立する手法が必要となる。次節では、このプロセスについての検討を行う。

#### 4) 数値補正

空隙中の水のみ挙動の定量的な評価を可能とするためには、固体と水の影響を差し引く必要がある。本研究では、それらの影響を数値補正することにより低減した。

##### a) 固体の比熱補正

図 3.3.2-47 に、RH11%調湿試験体と飽水試験体の DSC 曲線を示す。図 3.3.2-47 に示すように、RH11%試験体の DSC 曲線はピークが確認されなかった。RH11%で調湿したセメントペースト中に存在する水分は、 $-60^{\circ}\text{C}$ までの範囲で凍結しないと仮定すると、図 3.3.2-47 に示す、RH11%試験体の DSC 曲線の傾きは、水以外の固体部分の温度変化による熱容量変化によるものと考えられる。また、飽水試験体の DSC 曲線からも、特に  $0^{\circ}\text{C}$  から  $-20^{\circ}\text{C}$  付近にかけて、RH11%のものと同様の傾きを有していることが分かる。そこで、本研究では、空隙中の凍結水の定量把握を検討するため、RH11%の DSC 曲線を、セメントペーストの固体の熱容量の温度依存性を示していると考え、他の調湿試験体の DSC 曲線から差し引くことで、固体部分の影響を取り除くこととした。図 3.3.2-48 に固体の熱容量の温度依存性を補正した後の、調湿試験体の DSC 曲線を示す。

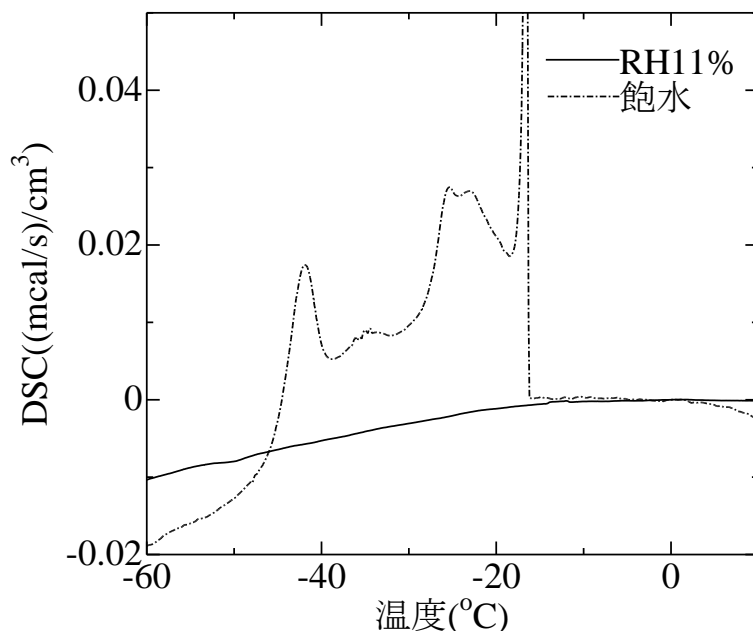


図 3.3.2-47 乾燥試験体 RH11%および飽水試験体の DSC 曲線

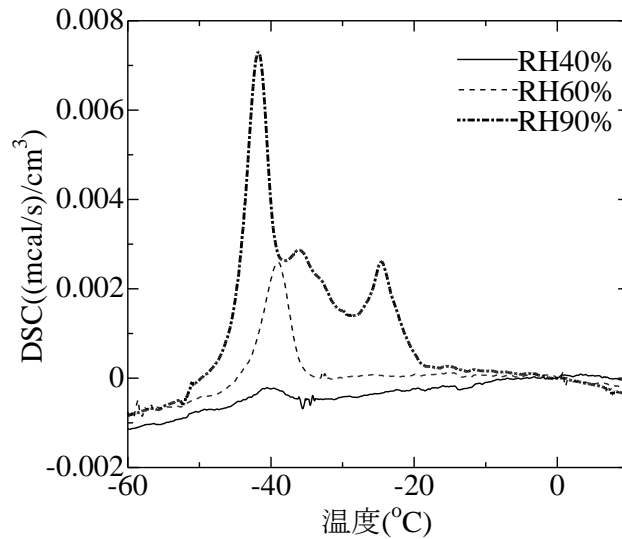


図 3. 3. 2-48 固体部分の熱容量の温度依存性補正後の調湿試験体の DSC 曲線

b) 水の比熱補正

DSC 曲線のピーク面積を算出する際に、一次相転移で水の熱容量が変化した場合のベースラインのシフト<sup>103, 109</sup>を考慮する必要がある。熱容量の変化が相転移の前後で全くない場合、ベースラインは直線になるが、水のみ DSC 曲線でも、ベースラインのシフトは確認されるため、本研究においても、全ての調湿試験体の DSC 曲線において、ベースラインのシフトが確認されている。

このベースラインのシフトを補正するために式 (3. 3. 2-4) のように、ある温度区間での平均熱流から、その区間における融解水量を算出し、氷と水の比熱を用いてベースラインの変化量を算出し、DSC 曲線の補正を行った。-60~-59.9°C 区間を 1 番目 ( $i=1$ ) とし、9.9~10°C 区間まで順に計算を行った。

$$\left\{ \left( \alpha_i - \sum_{j=1}^i \beta_j \right) / H \right\} \times (C_{water} - C_{ice}) \times \Delta T = \beta_{i+1} \quad (3. 3. 2-4)$$

ここで、 $\alpha_i$  :  $i$  番目の区間における熱流の平均値 (mcal/sec)、 $\beta_i$  :  $i$  番目のベースラインの変化量 (mcal/sec)、 $H$  : 氷の融解熱 (mcal/g)、 $C_{water}$  : 水の比熱  $1.01 \times 10^3$  (mcal/(°C · g))、 $C_{ice}$  : 氷の比熱 (mcal/(°C · g))、 $\Delta T$  : 温度区間 0.1 (°C) である。また、氷の融解熱と比熱は以下の式より算出した。

$$H = 334.1 + 2.119 \cdot T - 0.00783 \cdot T^2 \quad (3. 3. 2-5)$$

<sup>109</sup> Tombari, E., Salvetti, G., Ferrari, C. and Johari, G. P. Thermodynamic functions of water and ice confined to 2nm radius pores. The Journal of Chemical Physics, 122, 10, pp. 10471-1-9 2005

$$C_{ice} = 0.185 + 0.689 \times 10^{-2} (T + 273) \times 0.239 \times 10^3 \quad (3.3.2-6)$$

ここで、 $T$ ：温度(°C)である。式(3.3.2-4)から算出したベースライン変化量を、固体の比熱補正後の調湿試験体の DSC 曲線から差し引いた DSC 曲線を図 3.3.2-49 に示す。また、再吸水試験体の DSC 曲線に関しては、水の比熱補正のみで十分な効果が得られたことから、固体の比熱補正は行っていない。水の比熱補正後の再吸水試験体の DSC 曲線を図 3.3.2-50 に示す。ベースラインの温度に対する若干の正の勾配が見られるが、-60°Cの状態でおおよそゼロ近辺にあり、空隙中の水の凍結挙動について定量的な議論が可能となったと考えられる。

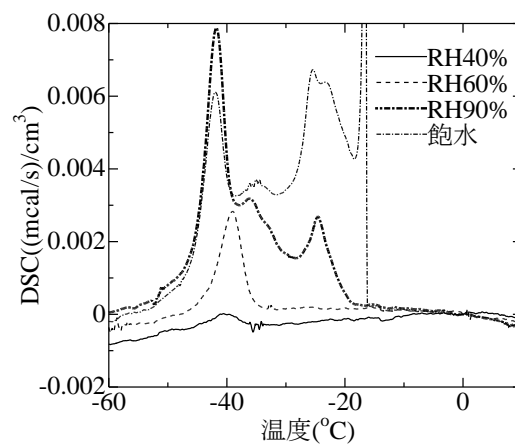


図 3.3.2-49 水の比熱の温度補正を考慮した後の調湿試験体の DSC 曲線

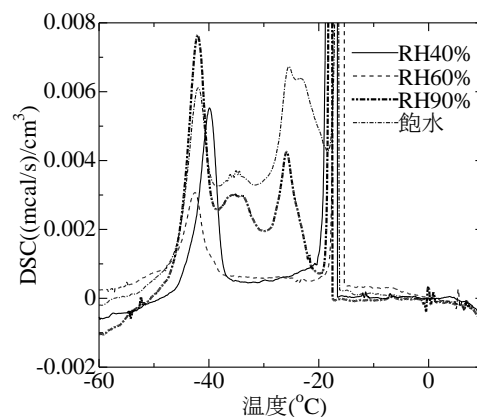


図 3.3.2-50 水の比熱の温度補正を考慮した後の再吸水試験体の DSC 曲線

## 5) 考察

図 3.3.2-49 と図 3.3.2-50 を比較した場合、RH90%試験体において $-40^{\circ}\text{C}$ 近傍のピークは、再給水の影響をほとんど受けないが、 $-25^{\circ}\text{C}$ のピークは大きくなっている。吸水によって数 nm 程度のメソスケールの空隙は気相となっていたことがわかる。また、この空隙は、飽水試験体の結果から比較して、乾燥によって大幅な減少が確認された。また、飽水試験体と比較して、RH90%試験体の $-30^{\circ}\text{C}$ 近傍のピーク強度も減少しており、これらの空隙の減少分は $-1^{\circ}\text{C}$ のピークの増大となったと考えられる。この結果は、微細な空隙が乾燥下のコロイド的挙動である凝集により消失し、その分が粗大な空隙となったことを示唆している。

これらの傾向は、90%RH から 60%RH、さらに 40%RH へ乾燥した場合にも確認でき、RH40%で長期間乾燥させた場合は、 $-40^{\circ}\text{C}$ の比較的ブロードな空隙と $-18^{\circ}\text{C}$ の大きなピーク以外は確認されなくなった。このことから、処女乾燥下において、セメントペーストの微細構造が変化し、粗大な空隙の増大と引き換えに水が $-20\sim-30^{\circ}\text{C}$ で凍結する空隙が存在しなくなることが確認された。この傾向を確認する目的で、それぞれのピークで凍結する水量についてとりまとめたものが図 3.3.2-51 である。

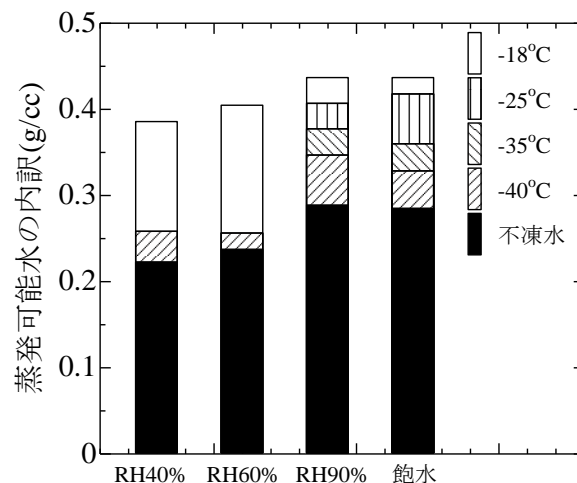


図 3.3.2-51 凍結水量比較図

ここで対象とする水分は、再吸水で飽水にした後で、 $105^{\circ}\text{C}$ で蒸発可能な水量を対象としている。図 3.3.2-51 に示されるように、蒸発可能水に対して凍結していない水分が約 40～50%程度存在する事が分かる。図 3.3.2-51 に示すように、この不凍水は RH90～40%の範囲において、乾燥により減少する結果となった。これは、細孔表面の吸着水が表面から吸着ポテンシャルを受ける事により、一定の厚さまで不凍水となる事実<sup>99</sup>と、長期的な乾燥を伴う、水蒸気吸着比表面積の低下が確認されている事実<sup>106</sup>を合わせて考えると、乾燥による不凍水の減少は、セメントペースト中の水蒸気吸着サイトの減少に伴うものと考えられる。既往の研究でも不凍水量の研究がさまざまに実施されているが、この不凍水量と関

連のある指標、たとえば、C-S-H の量や水蒸気吸着比表面積との比較、あるいは  $^1\text{H-NMR}$  の緩和時間の測定を行うことで、不凍水の位置付けを今後解明できると考えられる。

また、凍結水の総量はおおむね全試験体で共通する傾向となった。乾燥に伴い  $-18^\circ\text{C}$  の凍結水が増加し、 $-40^\circ\text{C}$  の凍結水が減少した。 $-40^\circ\text{C}$  のピークは、C-S-H に存在する数 nm の微小な空隙に、 $-18^\circ\text{C}$  のピークは十数～数十 nm の毛管空隙などの粗大な空隙と、それぞれ対応していると想定される。乾燥に伴い C-S-H の周囲に存在する微小な空隙が消失し、それに伴い粗大な空隙が増大したことが定量的に示された。これらの結果は著者らの既往の水蒸気吸着等温試験の結果や窒素吸着試験の結果とも整合している<sup>106</sup>。

今後、不凍水量の存在位置について明らかにするとともに、他のピークがセメントペースト中のどのような空間に存在する水であるかについて明らかにしていく所存である。

## 6) まとめ

本研究では、異なる湿度環境下で乾燥させたセメントペースト試験体を用い、低温 DSC 測定を行った。得られた DSC 曲線からセメントペースト内に存在する水だけの挙動を純粹に観察し、空隙構造について検討を行うため、セメントペーストの固体部分の比熱変化による、DSC 曲線の傾きを補正した。同時に、水の温度変化による熱容量の変化による、ベースラインのシフトを数値補正した。これらによって定量的な議論が可能となることを確認した。

また、乾燥湿度によるセメントペースト中の空隙径分布の変化を取得し、RH90～40%の範囲では、存在する不凍水量は乾燥に伴い減少し、それらの量は蒸発可能水の 5 割以上であることを確認した。



(7) 模擬部材による温湿度測定

本検討は解析の検証に資するデータを取得するため、特に変質の時間的変化を支配する水分移動に着目して、温度および湿度の変化について、最新の湿度センサーをコンクリート内部に埋め込み、打設直後からその値を測定しようというものである。過年度までにセンシロン社製 SHT75 センサーと IST 社製センサーを比較し、高湿度域からの復帰が ISTの方が早いことを確認した。本検討では、そのような予備実験の状況を踏まえ、実部材スケールでの測定を試みるものである。今回、計測に用いたセンサーは、出荷時に JIS 校正に適合したものとなっている。

1) 実験方法

(a) 試験体作製

本実験で使用した材料及び調合を表 3.2.2-8 に示す。練り混ぜは 13 回に分けて行い、表 3.2.2-9 にバッチごとのフレッシュ性状試験結果及び AE 剤の添加量を示す。

表 3.2.2-8 使用材料及び調合

材料	記号	物理的性質など	単位量(kg/m <sup>3</sup> )
セメント	C	普通ポルトランドセメント、密度：3.16g/cm <sup>3</sup> ,	306
細骨材	S	静岡県掛川市産山砂、表乾密度：2.59g/cm <sup>3</sup>	821
粗骨材	G	茨城県桜川産砕石、表乾密度：2.65g/cm <sup>3</sup> ,実積率 61.2%	1028
AE 減水剤	AE1	AE 減水剤標準形 I 種	0.256
AE 剤	AE2	AE 剤 I 種	0.012~0.015

W/C=50%, s/a=45%

表 3.2.2-9 フレッシュ性状試験結果及び AE 剤添加量

バッチ	練り量 (L)	注水時刻	スランプ (cm)	空気量 (%)	練り上がり 温度(°C)	AE 剤 (C×0.002%)
1	40	10:07	6.5	4.5	10.3	2.0
2	80	10:24	-	-	-	2.5
3	80	10:35	-	-	-	2.5
4	80	10:45	7.5	5.5	10.6	2.5
5	80	10:59	-	-	-	2.0
6	80	11:07	-	-	-	2.0
7	80	11:16	6.5	4.7	10.8	2.0
8	80	11:27	-	-	-	2.0
9	80	11:38	-	-	-	2.0
10	80	11:46	-	-	-	2.0
11	80	11:55	-	-	-	2.0
12	80	12:02	-	-	-	2.0
13	80	12:09	6.5	4.9	10.8	2.0
14	40	12:37	-	-	-	2.0

練り混ぜには、容量 100L の強制パン型ミキサーを使用した。図 3.2.2-52 に示すような 1m×1m×1m の内側に湿度センサーを取り付けた木製型枠を作成し、1 バッチ練るごとに型枠内に流し込み、適宜バイブレーターをかけながら打ち込みを行った。打ち込みの様子を図 3.2.2-53 に示す。型枠 φ50×100mm の計量型枠に打ち込みを行った。打ち込み後、十分な水和反応を生じさせる目的で、型枠全体を断熱材で覆い封緘養生を行った。養生の様子を図 3.2.2-54 に示す。材齢 14 日で脱型を行い、屋外暴露に供し、試験体内部の温湿度測定を行った。脱型後の試験体を図 3.2.2-55 に示す。



外側



内側

図 3. 2. 2-52 型枠



図 3. 2. 2-53 打ち込みの様子



図 3. 2. 2-54 養生



図 3. 2. 2-55 脱型後

(b) 温湿度センサー

試験体内部の温湿度測定には IST 社製デジタル温湿度センサー、及びマルチ温度湿度ロガーMSHTDL16-WL を使用した。温湿度センサーは、そのままコンクリート内に埋め込むものと、センサー内の結露を防ぐために撥水透湿素材であるゴアテックスを装着したものの2種類とがあり、乾燥面からの距離と水準名を図 3. 2. 2-56 に記す。

表 3. 2. 2-10 温湿度センサーの位置と水準名

水準名	乾燥面からの距離	ゴアテックス	水準名	乾燥面からの距離	
5	5mm	無	G15	15mm	有
10	10mm	無	G100	100mm	有
30	30mm	無	G200	200mm	有
50	50mm	無	G300	300mm	有
100	100mm	無	G400	400mm	有
200	200mm	無	G500	500mm	有
300	300mm	無			
400	400mm	無			
500	500mm	無			

ゴアテックスを装着したものは、アクリルパイプで温湿度センサーを覆い、パイプ内とコンクリートとの水分のやり取りはゴアテックスを介して行われる。図 3. 2. 2-56 にゴアテックスを装着した温湿度センサーの詳細を示す。

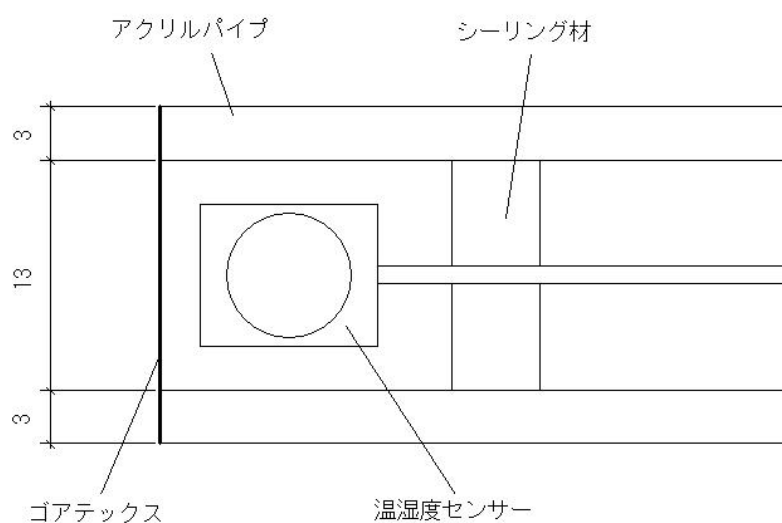


図 3. 2. 2-56 ゴアテックス付き温湿度センサー断面図

## 2) 実験結果

ゴアテックス付き温湿度センサー(G シリーズ)の測定結果を示す。温度は、打設直後から水和反応による発熱により上昇し、中心部では 43.4℃まで到達した。ピーク時の温度は、中心部ほど高くなっている。その後は下降していき、脱型後は(14 日以降)外気温に影響を受けながら変化している。

相対湿度は、打設後にすべて 100%に達した。養生中は G15、G100 については下降が見られたが、その他のセンサーは脱型まで 100%を維持している。脱型後は、G15 については外気の影響を受けやすく、日ごとや時間ごとの変化が顕著である。材齢 24 日付近や 31 日付近で湿度上昇がみられるが、これは降水の影響である。G100 のセンサーについては徐々に下降しており、その他のセンサーは 100%のままである。

そのまま埋め込んだセンサーについては温度は G シリーズと同じような傾向を示しており、相対湿度については打設直後からすべて 100%である。

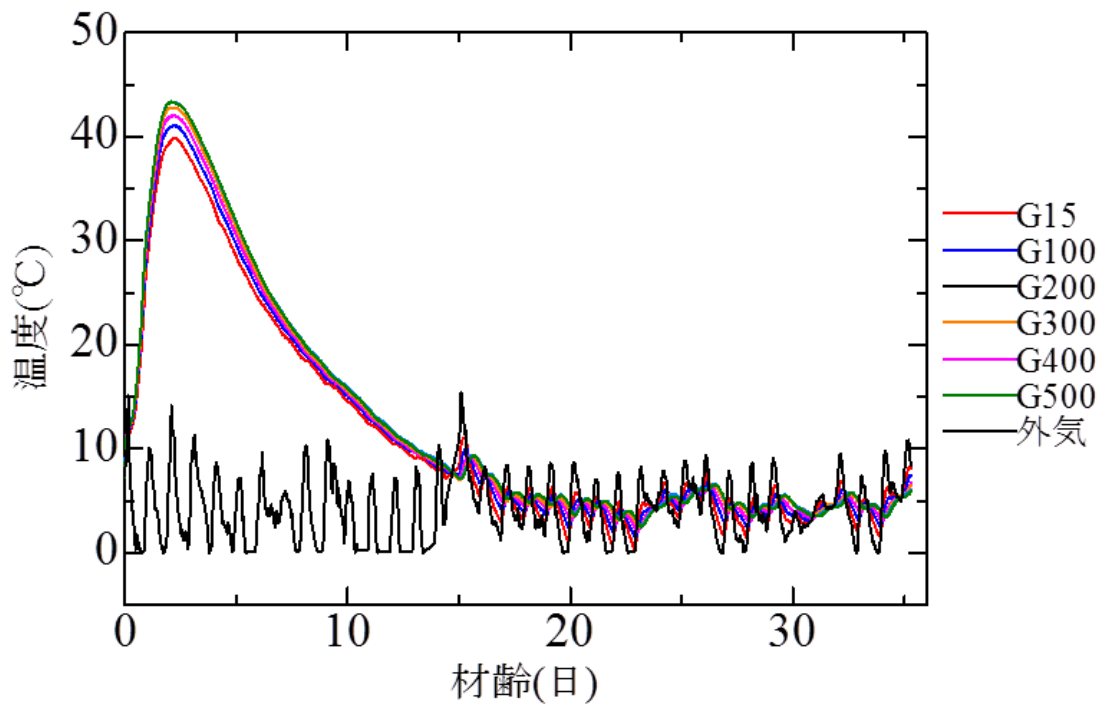


図 3. 2. 2-57 温度と材齢の関係

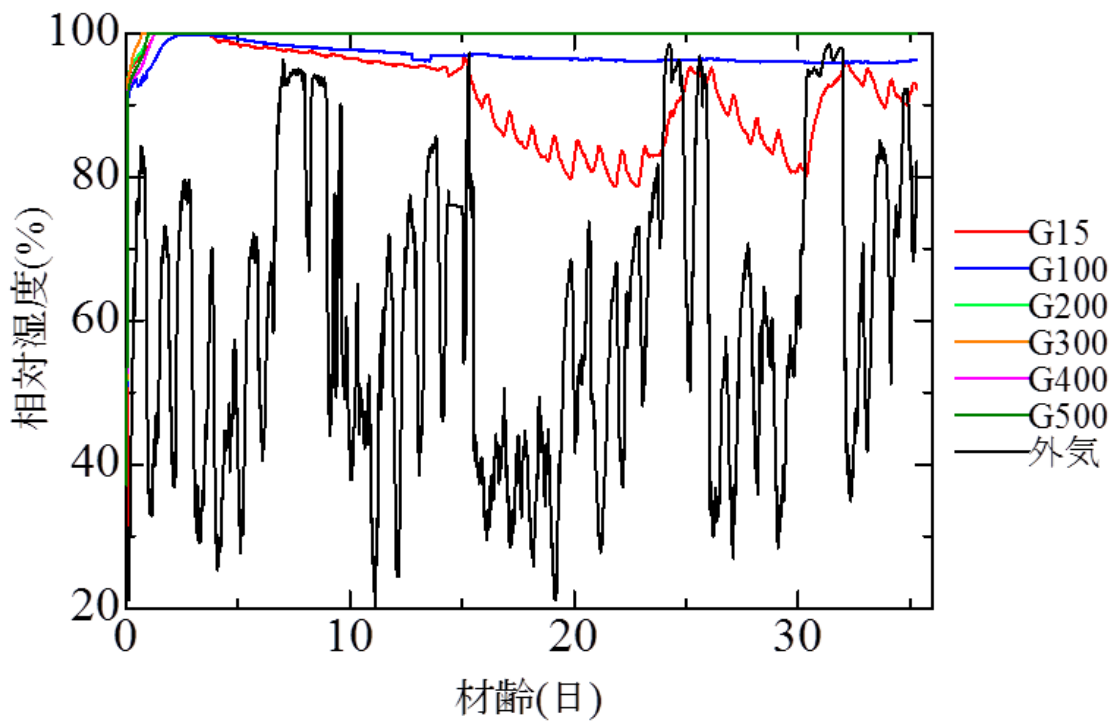


図 3. 2. 2-58 相対湿度と材齢の関係

### 3) まとめ

今年度、打ち込み直後から、温度勾配下の湿度移動を測定することを試みたが至らず、打設時期が冬期であり、零下を下回り、簡単に結露環境と凍結環境ができることが要因と考えられる。当初、7月から準備にとりかかれると思っていたが、事業開始が遅くなってしまったため、打設時期が12月になり、結果として予定通りには至らなかった。ただし、今後、さらに湿度センサーを後から埋め込むなどして、湿度測定を行うことで、やはり大断面部材内の湿度測定により水分移動状況を把握することなどは可能である。この検討については、今後、実施の可否を検討していく。



### 3.3.3 まとめ

#### (1) 数値解析手法の高度化

コンクリートの各物性を予測するモデルについて、水和反応速度モデルから始まり、最新の知見を組み込んだ。マスブロック試験体中の強度の経時変化について検証を行い、コードの高度化により、適切に強度が予測できることを確認した。

#### (2) 数値解析手法の高度化に資する実験的検討

高強度コンクリートによる乾燥影響実験では、従来明らかになっていなかった、高強度 ( $W/C=0.40$ , 早強ポルトランドセメント、収縮が小さく石英量の多い骨材) について、平衡状態に達した後の強度のデータを得た。

異なる温度で水中養生を行ったセメントペーストを用いて実験を行い、温度環境がセメントペーストへ与える影響について、珪酸カルシウム水和物 (C-S-H) の空隙構造の変化の面から考察を行い、以下の知見が得られた。

- ・高温の影響を受け、マイクロ空隙、メソ空隙が減少し、相対的に粗大なマクロ空隙が増大する。
- ・水中養生を高温で行うほど、C-S-H の緻密化が進み、吸着水は層間ではなく、径の大きな空隙に存在する。
- ・これらの影響は、水中条件下の温度上昇のみでも起きていると推察される。乾燥は、この影響を促進する役割を果たす。

高温乾燥後のセメントペーストの吸着挙動および比表面積に関する実験では、水分移動のときに主要パラメータである、水分容量を取得すること、また、高温乾燥後の変質について理解することを目的として、高温で長期間保存したサンプルについて、水蒸気吸着等温線の取得を行った。C-S-H はコロイド的性質を有しており、乾燥によって、層間剥離が生じ、水蒸気吸着 BET 比表面積は、乾燥温度が増加するとともに小さくなっていき、 $120^{\circ}\text{C}$  以上の高温状態では、疎水表面、すなわち、シラノール基の損失が多大であることが示唆された。

異なる湿度環境下で乾燥させた試験体を用い、セメント硬化体中の水分の状態の測定を行った。3種の測定法により比較した結果、本試験体においては solid-echo 法によるデータが現段階では最も精度の高い結果であると考えられる。

セメントペーストの体積変化メカニズムを明らかにする目的で、収縮量が異なる収縮低減剤 (以後、SRA) を混和したものとの比較の観点から、セメントペーストおよび VycorGlass についての実験により、以下の知見が得られた。

- VycorGlass (長さ変化、吸着等温線)

毛管張力というものが存在して、吸着質の気液界面張力を低下させることで収縮量が小さくなることを世界で初めて示した。これは、表面張力低下により含水率が変化することで評価できる。

- セメントペースト 11%RH (長さ変化、吸着等温線)

SR 有無で 11%RH 乾燥データについて、取得したところ、全体の長さ変化に大きな影響はなかった。そのため、リバーシブルな体積には SRA は関係が無いことが分かった。

- セメントペースト飽水 (長さ変化、吸着等温線)

SRA 有無で処女乾燥データを取得したところ、全体の長さに大きな影響が出た。この事から、SRA はコロイダ的挙動に影響する非回復変形に大きな影響を有しており、特に処女乾燥の収縮予測については、C-S-H のコロイダ的変形、すなわち、非回復収縮ひずみを予測することが重要となることが分かった。

- セメントペースト (X線小角散乱)

上述のコロイダ的挙動は、特に 3.0nm 以下のサイズの変質であることが示唆された。

### 3.4 放射線に対するコンクリート構造物の健全性評価に関する検討

#### 3.4.1 解析手法の妥当性検証・JPDR 炉を用いた検証について

本節では、ガンマ線による熱影響が卓越すると考えられるJPDR炉の遮蔽コンクリート強度について、放射線影響評価コードDICES（仮）（以下、本評価コード）を検証する。特に、JPDR炉の遮蔽コンクリート強度に影響する発熱量について、本評価コードを用いた計算結果と既存計算結果を比較し、本評価コードの放射線発熱量計算部分の結果の妥当性を確認する。

##### (1) JPDR 炉に関する調査

ガンマ線による熱影響が卓越すると考えられる JPDR 炉の遮蔽コンクリート強度に関する情報を調査し、検証計算に必要な情報を整理する。

##### 1) 運転履歴

JPDR 炉の遮蔽コンクリートの長期的な照射影響を評価するためには、運転期間及び出力の情報が必要となる。JPDR 炉の運転履歴は文献<sup>110</sup>により、表 3.4.1-1 及び図 3.4.1-1 と整理されている。ここで、出力については、JPDR-I の定格熱出力 45MW に対する相対出力を示している。

---

<sup>110</sup> SUKEGAWA, Takenori; SASAMOTO, Nobuo; FUJIKI, Kazuo. Accuracy verification for calculation of inventory in JPDR due to neutron activation. International Atomic Energy Agency, Vienna (Austria). International Nuclear Data Committee, 1993.

表 3. 4. 1-1 JPDR 炉運転履歴<sup>110</sup>

	相対出力 [MWth/45MWth] <sup>*)</sup>	運転・停止期間 [day]	累積日数 [day]
JPDR-I	9. 853E-02	160. 8	160. 8
	0. 000E+00	266. 5	427. 3
	4. 218E-01	198. 3	625. 6
	0. 000E+00	82. 9	708. 5
	4. 968E-01	227. 2	935. 7
	0. 000E+00	136. 2	1071. 9
	4. 718E-01	131. 8	1203. 7
	0. 000E+00	62. 3	1266
	5. 822E-01	80. 9	1346. 9
	0. 000E+00	64	1410. 9
	7. 867E-01	40. 8	1451. 7
	0. 000E+00	181. 1	1632. 8
	6. 667E-01	36	1668. 8
	0. 000E+00	438. 3	2107. 1
	9. 048E-01	38. 6	2145. 7
JPDR-II	0. 000E+00	967. 2	3112. 9
	1. 599E-01	114. 9	3227. 8
	0. 000E+00	1134. 9	4362. 7
	2. 711E-01	174. 1	4536. 8

\*)相対出力 0 [MWth/45MWth]は、停止を意味する。

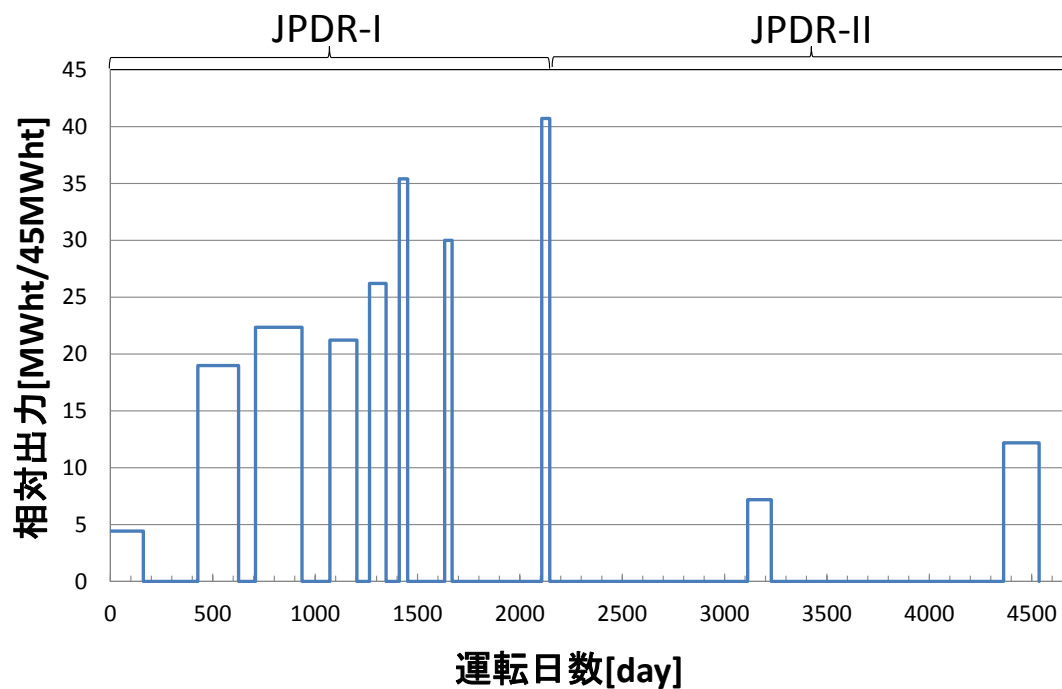


図 3.4.1-1 JPDR 炉運転履歴 (ヒストグラム)

2) 冷却管

JPDR 炉では遮蔽コンクリートの温度上昇を抑えるため、遮蔽コンクリート内に冷却用配管を設置し、水冷されている。冷却管の配置及び材質は文献111により、表 3.4.1-2 と整理されている。また、文献 111 には、冷却管群の円周方向の配管は等間隔でなく、炉心からの放射角で 5~11° の範囲に分布していることが示されている。

表 3.4.1-2 冷却管の配置及び材質<sup>111</sup>

冷却管 ID	外径	厚さ	本数	材質	内表面から距離
冷却管 1	34mm	3.4mm	72	STP-38	76mm
冷却管 2	34mm	3.4mm	38	STPG-38	300mm

<sup>111</sup>二村嘉明, 大塚良一, 鈴木啓義, JPDR-II プラント設計報告書 ; 2, 設備概要, JAERI-M 4591, 日本原子力研究所, 1971. 09.

### 3) 既存の放射線影響評価

運転に伴う遮蔽コンクリートの経年変化評価を目的に、JPDR 炉の遮蔽コンクリートに対する放射線影響評価が実施されている<sup>112, 113</sup>。表 3.4.1-3 に、生体遮へいコンクリートの放射化評価を目的とした 2 次元炉心中心 Sn 法計算<sup>112</sup> (以下、JPDR-2D)、発熱量評価を目的とした 1 次元炉心中心 Sn 法計算<sup>113</sup> (以下、JPDR-1D) の計算条件を示す。ここで、比較のため、本評価コードの計算条件を示した。既存の計算 (JPDR-1D、JPDR-2D) では、炉心から生体遮へいコンクリートまでを円柱モデルで計算するのに対し、本評価コードでは、評価を簡易にするため、生体遮へいコンクリートのみを平板モデルで計算する。また、既存計算のエネルギー群数 (エネルギーの離散化の数) は、本評価コードで用いるエネルギー群数が 247 群であるのに対し、JPDR-2D で 108 群、JPDR-1D で 120 群と既存の計算のエネルギー群数が小さいことがわかる。エネルギーを離散化して計算する Sn 法では、エネルギーの区切り方にも依存するが、基本的にエネルギー群数が大きい方が精度よく計算できる。

図 3.4.1-2 に JPDR-1D により評価された JPDR 生体遮へいコンクリート内の発熱量分布及び近似式を示す。発熱量  $Q$  [ $W/mm^3$ ] の近似式 (文献 113 には、 $[W/cm^3]$  の単位で記載されている。) は、内表面 (炉心側表面) からの距離  $R$  [cm] の関数として、以下で与えられている。

$$Q(R) = 5.97 \times 10^{-6} \exp(-0.079R) \quad (3.4.1-1)$$

これらの結果から、遮蔽コンクリート内の発熱量は、(2 次) ガンマ線に大きく依存していることが示されている。また、近似式は発熱量の大きい内表面に近い領域をよく近似していることがわかる。

---

<sup>112</sup>出井義男、鎌田裕、他 5 名:JPDR 生体遮蔽コンクリートの材料強度特性, JAERI-M, 90-205, 日本原子力研究所, 1990. 11.

<sup>113</sup>柿崎正義, et al. 放射線を照射されたコンクリートの環境特性と力学的性質に関する研究. 日本建築学会構造系論文集, 1996, 488: 1-10.

表 3.4.1-3 JPDR 炉に対する放射線影響評価の計算条件<sup>112, 113</sup>

項目	既存計算ケース		放射線影響評価コード DICES (仮) 発熱量計算部
	JPDR-2D	JPDR-1D	
計算モデル	2次元炉心中心 Sn 法 計算モデル	1次元炉心中心 Sn 法計算モ デル	1次元遮蔽コンクリート Sn 法計算 モデル
計算形状	円柱モデル	円柱モデル	平板モデル
放射線輸送計算 コード	DOT3.5 <sup>114</sup>	ANISN-JR <sup>115</sup>	ANISN-ORNL <sup>116</sup>
計算体系	図 3.4.1-4 参照	図 3.4.1-5 参照	図 3.4.1-6 参照
線源スペクトル	燃料相当		別途、算出したものを使用
組成	表 3.4.1-4	詳細不明	対象に合わせて設定
エネルギー群数	108 群 (表 3.4.1-5 参照)	120 群 (表 3.4.1-6 参照)	247 群 (表 3.4.1-7～表 3.4.1-9 参照)
中性子発熱定数	-	RADHEAT-V3 <sup>117</sup> で計算	NJOY99 <sup>118</sup> で計算
ガンマ線発熱定 数	-	RADHEAT-V3 で計算	RADHEAT-V3 で計算
計算目的	遮蔽コンクリートの 放射化評価	遮蔽コンクリートの発熱 量の計算	コンクリート変質予測のための発 熱計算

<sup>114</sup> DOT III: A Two-dimensional Discrete Ordinates Transport Code. Oak Ridge National Laboratory, 1976.

<sup>115</sup> Koyama, Kinji, Yukichi Taji, and Kazuyoshi Minami. ANISN-JR, a one-dimensional discrete ordinates code for neutron and gamma-ray transport calculations. Japan Atomic Energy Research Inst., Tokyo, 1977.

<sup>116</sup> Engle Jr, W. W. "ANISN-ORNL: A One-Dime Anisotropic Scattering." CCC-254 (October nsional Discrete Ordinates Transport Code with 1975).

<sup>117</sup> Koyama, Kinji, et al. RADHEAT-V3, A code system for generating coupled neutron and gamma-ray group constants and analyzing radiation transport. Japan Atomic Energy Research Inst., Tokyo, 1977.

<sup>118</sup> Macfarlane, Robert E., D. W. Muir, and D. C. George. "NJOY99. 0 code system for producing pointwise and multigroup neutron and photon cross sections from ENDF/B data." Los Alamos National Laboratory, PSR-480 7 (2000).

表 3.4.1-4 2次元炉心中心 Sn 法計算モデルの組成 ( $10^{24}/\text{cm}^3$ ) [JPDR-2D]<sup>112</sup>

	燃料	水	シュラウド	圧力容器	空気	ライナー	コンクリート
H	2.4110E-02	5.0548E-02	-	-	-	-	1.0592E-02
C	-	-	3.1729E-04	9.8293E-04	-	8.2658E-04	-
N	-	-	-	-	3.9099E-05	-	-
O	2.3493E-02	2.5274E-02	-	-	1.0538E-05	-	4.5134E-02
Na	-	-	-	-	-	-	8.4026E-04
Al	-	-	-	-	-	-	2.6571E-03
Si	-	-	1.8100E-03	3.8698E-04	-	1.1468E-04	1.6072E-02
Ca	-	-	-	-	-	-	2.5612E-03
Cr	1.8999E-02	-	1.7408E-02	1.1399E-03	-	-	-
Mn	-	-	1.7343E-03	-	-	9.8102E-04	-
Fe	7.3243E-04	-	5.7872E-02	8.2195E-02	-	8.4296E-02	4.8571E-04
N i	8.2869E-05	-	8.1116E-03	4.4297E-04	-	-	-
Zr	5.0663E-03	-	-	-	-	-	-
U-235	1.4459E-04	-	-	-	-	-	-
U238	5.3489E-03	-	-	-	-	-	-



表 3.4.1-5 エネルギー群構造 (中性子 86 群、ガンマ線 22 群)

中性子						ガンマ線	
群	上限エネルギー [MeV]	群	上限エネルギー [MeV]	群	上限エネルギー [MeV]	群	上限エネルギー [MeV]
1	1.6847E+01	31	7.7300E-02	61	3.6000E-05	1	1.4000E+01
2	1.2840E+01	32	5.9800E-02	62	2.7800E-05	2	1.2000E+01
3	1.0000E+01	33	4.6500E-02	63	2.1500E-05	3	1.0000E+01
4	7.7880E+00	34	3.6000E-02	64	1.6600E-05	4	8.0000E+00
5	6.0653E+00	35	2.7800E-02	65	1.2900E-05	5	7.5000E+00
6	4.7237E+00	36	2.1500E-02	66	1.0000E-05	6	7.0000E+00
7	4.1686E+00	37	1.6600E-02	67	7.7300E-06	7	6.5000E+00
8	3.6788E+00	38	1.2900E-02	68	5.9800E-06	8	6.0000E+00
9	3.2465E+00	39	1.0000E-02	69	4.6500E-06	9	5.5000E+00
10	2.8650E+00	40	7.7300E-03	70	3.6000E-06	10	5.0000E+00
11	2.5284E+00	41	5.9800E-03	71	2.7800E-06	11	4.5000E+00
12	2.2313E+00	42	4.6500E-03	72	2.1500E-06	12	4.0000E+00
13	1.9691E+00	43	3.6000E-03	73	1.6600E-06	13	3.5000E+00
14	1.7377E+00	44	2.7800E-03	74	1.2900E-06	14	3.0000E+00
15	1.5335E+00	45	2.1500E-03	75	1.0000E-06	15	2.5000E+00
16	1.3533E+00	46	1.6600E-03	76	7.7300E-07	16	2.0000E+00
17	1.1943E+00	47	1.2900E-03	77	5.9800E-07	17	1.5000E+00
18	1.0928E+00	48	1.0000E-03	78	4.6912E-07	18	1.0000E+00
19	1.0000E+00	49	7.7300E-04	79	3.4206E-07	19	6.0000E-01
20	8.0000E-01	50	5.9800E-04	80	2.5683E-07	20	4.0000E-01
21	6.4000E-01	51	4.6500E-04	81	1.8378E-07	21	2.0000E-01
22	5.1000E-01	52	3.6000E-04	82	1.2293E-07	22	1.0000E-01
23	4.1000E-01	53	2.7800E-04	83	7.4274E-08	-	1.0000E-02
24	3.3000E-01	54	2.1500E-04	84	3.7811E-08		
25	2.7000E-01	55	1.6600E-04	85	1.3541E-08		
26	2.2000E-01	56	1.2900E-04	86	1.4660E-09		
27	1.8000E-01	57	1.0000E-04	-	1.0000E-11		
28	1.4600E-01	58	7.7300E-05				
29	1.2000E-01	59	5.9800E-05				
30	1.0000E-01	60	4.6500E-05				

表 3.4.1-6 エネルギー群構造 (中性子 100 群、ガンマ線 20 群)

中性子								ガンマ線	
群	上限エネルギー [MeV]	群	上限エネルギー [MeV]	群	上限エネルギー [MeV]	群	上限エネルギー [MeV]	群	上限エネルギー [MeV]
1	1.4918E+01	31	7.4274E-01	61	7.1017E-03	91	3.9279E-06	1	1.4000E+01
2	1.3499E+01	32	6.7206E-01	62	5.5308E-03	92	3.0590E-06	2	1.2000E+01
3	1.2214E+01	33	6.0810E-01	63	4.3074E-03	93	2.3824E-06	3	1.0000E+01
4	1.1052E+01	34	5.5023E-01	64	3.3546E-03	94	1.8554E-06	4	8.0000E+00
5	1.0000E+01	35	4.9787E-01	65	2.6126E-03	95	1.4450E-06	5	6.5000E+00
6	9.0484E+00	36	4.5049E-01	66	2.0347E-03	96	1.1254E-06	6	5.0000E+00
7	8.1873E+00	37	4.0762E-01	67	1.5846E-03	97	8.7642E-07	7	4.0000E+00
8	7.4082E+00	38	3.6883E-01	68	1.2341E-03	98	6.8256E-07	8	3.0000E+00
9	6.7032E+00	39	3.3373E-01	69	9.6112E-04	99	5.3158E-07	9	2.5000E+00
10	6.0653E+00	40	3.0197E-01	70	7.4852E-04	100	4.1399E-07	10	2.0000E+00
11	5.4881E+00	41	2.7324E-01	71	5.8295E-04	-	1.0000E-09	11	1.6600E+00
12	4.9659E+00	42	2.4724E-01	72	4.5400E-04	-	-	12	1.3300E+00
13	4.4933E+00	43	2.2371E-01	73	3.5357E-04	-	-	13	1.0000E+00
14	4.0657E+00	44	2.0242E-01	74	2.7536E-04	-	-	14	8.0000E-01
15	3.6788E+00	45	1.8316E-01	75	2.1445E-04	-	-	15	6.0000E-01
16	3.3287E+00	46	1.6573E-01	76	1.6702E-04	-	-	16	4.0000E-01
17	3.0119E+00	47	1.4996E-01	77	1.3007E-04	-	-	17	3.0000E-01
18	2.7253E+00	48	1.3569E-01	78	1.0130E-04	-	-	18	2.0000E-01
19	2.4660E+00	49	1.2277E-01	79	7.8893E-05	-	-	19	1.0000E-01
20	2.2313E+00	50	1.1109E-01	80	6.1442E-05	-	-	20	5.0000E-02
21	2.0190E+00	51	8.6517E-02	81	4.7851E-05	-	-	-	2.0000E-02
22	1.8268E+00	52	6.7379E-02	82	3.7267E-05	-	-	-	-
23	1.6530E+00	53	5.2475E-02	83	2.9023E-05	-	-	-	-
24	1.4957E+00	54	4.0868E-02	84	2.2603E-05	-	-	-	-
25	1.3534E+00	55	3.1828E-02	85	1.7603E-05	-	-	-	-
26	1.2246E+00	56	2.4788E-02	86	1.3710E-05	-	-	-	-
27	1.1080E+00	57	1.9305E-02	87	1.0677E-05	-	-	-	-
28	1.0026E+00	58	1.5034E-02	88	8.3153E-06	-	-	-	-
29	9.0718E-01	59	1.1709E-02	89	6.4760E-06	-	-	-	-
30	8.2085E-01	60	9.1188E-03	90	5.0435E-06	-	-	-	-

表 3.4.1-7 エネルギー群構造 (中性子 200 群 1~120)

中性子							
群	上限エネルギー [MeV]	群	上限エネルギー [MeV]	群	上限エネルギー [MeV]	群	上限エネルギー [MeV]
1	2.0000E+01	31	5.4881E+00	61	1.2246E+00	91	2.3518E-01
2	1.9640E+01	32	5.2205E+00	62	1.1648E+00	92	2.2371E-01
3	1.7332E+01	33	4.9659E+00	63	1.1080E+00	93	2.1280E-01
4	1.6905E+01	34	4.7237E+00	64	1.0026E+00	94	2.0242E-01
5	1.6487E+01	35	4.4933E+00	65	9.6164E-01	95	1.9255E-01
6	1.5683E+01	36	4.0657E+00	66	9.0718E-01	96	1.8316E-01
7	1.4918E+01	37	3.6788E+00	67	8.6294E-01	97	1.7422E-01
8	1.4550E+01	38	3.3287E+00	68	8.2085E-01	98	1.6573E-01
9	1.4191E+01	39	3.1664E+00	69	7.8082E-01	99	1.5764E-01
10	1.3840E+01	40	3.0119E+00	70	7.4274E-01	100	1.4996E-01
11	1.3499E+01	41	2.8651E+00	71	7.0651E-01	101	1.4264E-01
12	1.2840E+01	42	2.7253E+00	72	6.7206E-01	102	1.3569E-01
13	1.2523E+01	43	2.5924E+00	73	6.3928E-01	103	1.2907E-01
14	1.2214E+01	44	2.4660E+00	74	6.0810E-01	104	1.2277E-01
15	1.1618E+01	45	2.3852E+00	75	5.7844E-01	105	1.1679E-01
16	1.1052E+01	46	2.3653E+00	76	5.5023E-01	106	1.1109E-01
17	1.0513E+01	47	2.3457E+00	77	5.2340E-01	107	9.8037E-02
18	1.0000E+01	48	2.3069E+00	78	4.9787E-01	108	8.6517E-02
19	9.5123E+00	49	2.2313E+00	79	4.5049E-01	109	8.2503E-02
20	9.0484E+00	50	2.1225E+00	80	4.0762E-01	110	7.9499E-02
21	8.6071E+00	51	2.0190E+00	81	3.8774E-01	111	7.1998E-02
22	8.1873E+00	52	1.9205E+00	82	3.6883E-01	112	6.7379E-02
23	7.7880E+00	53	1.8268E+00	83	3.3373E-01	113	5.6562E-02
24	7.4082E+00	54	1.7377E+00	84	3.0197E-01	114	5.2475E-02
25	7.0469E+00	55	1.6530E+00	85	2.9849E-01	115	4.6309E-02
26	6.7032E+00	56	1.5724E+00	86	2.9721E-01	116	4.0868E-02
27	6.5924E+00	57	1.4957E+00	87	2.9452E-01	117	3.4307E-02
28	6.3763E+00	58	1.4227E+00	88	2.8725E-01	118	3.1828E-02
29	6.0653E+00	59	1.3534E+00	89	2.7324E-01	119	2.8501E-02
30	5.7695E+00	60	1.2874E+00	90	2.4724E-01	120	2.7000E-02

表 3.4.1-8 エネルギー群構造 (中性子 200 群 121~200)

中性子					
群	上限エネルギー [MeV] ]	群	上限エネルギー [MeV] ]	群	上限エネルギー [MeV] ]
121	2.6058E-02	151	1.6702E-04	181	5.0000E-07
122	2.4788E-02	152	1.3007E-04	182	4.1399E-07
123	2.4176E-02	153	1.0130E-04	183	3.6680E-07
124	2.3579E-02	154	7.8893E-05	184	3.2500E-07
125	2.1875E-02	155	6.1442E-05	185	2.7500E-07
126	1.9305E-02	156	4.7851E-05	186	2.2500E-07
127	1.5034E-02	157	3.7266E-05	187	1.8400E-07
128	1.1709E-02	158	2.9023E-05	188	1.5000E-07
129	1.0595E-02	159	2.2603E-05	189	1.2500E-07
130	9.1188E-03	160	1.7604E-05	190	1.0000E-07
131	7.1017E-03	161	1.3710E-05	191	7.0000E-08
132	5.5308E-03	162	1.0677E-05	192	5.0000E-08
133	4.3074E-03	163	8.3153E-06	193	4.0000E-08
134	3.7074E-03	164	6.4760E-06	194	3.0000E-08
135	3.3546E-03	165	5.0435E-06	195	2.1000E-08
136	3.0354E-03	166	3.9279E-06	196	1.4500E-08
137	2.7465E-03	167	3.0590E-06	197	1.0000E-08
138	2.6126E-03	168	2.3824E-06	198	5.0000E-09
139	2.4852E-03	169	1.8554E-06	199	2.0000E-09
140	2.2487E-03	170	1.4450E-06	200	5.0000E-10
141	2.0347E-03	171	1.3000E-06	-	1.00E-11
142	1.5846E-03	172	1.1253E-06	-	-
143	1.2341E-03	173	1.0800E-06	-	-
144	9.6112E-04	174	1.0400E-06	-	-
145	7.4852E-04	175	1.0000E-06	-	-
146	5.8295E-04	176	8.7643E-07	-	-
147	4.5400E-04	177	8.0000E-07	-	-
148	3.5357E-04	178	6.8256E-07	-	-
149	2.7536E-04	179	6.2506E-07	-	-
150	2.1445E-04	180	5.3158E-07	-	-

表 3.4.1-9 エネルギー群構造 (ガンマ線 47 群)

ガンマ線			
群	上限エネルギー [MeV] ]	群	上限エネルギー [MeV] ]
1	2.0000E+01	31	7.0000E-01
2	1.4000E+01	32	6.0000E-01
3	1.2000E+01	33	5.1200E-01
4	1.0000E+01	34	5.1000E-01
5	8.0000E+00	35	4.5000E-01
6	7.5000E+00	36	4.0000E-01
7	7.0000E+00	37	3.0000E-01
8	6.5000E+00	38	2.6000E-01
9	6.0000E+00	39	2.0000E-01
10	5.5000E+00	40	1.5000E-01
11	5.0000E+00	41	1.0000E-01
12	4.5000E+00	42	7.5000E-02
13	4.0000E+00	43	7.0000E-02
14	3.5000E+00	44	6.0000E-02
15	3.0000E+00	45	4.5000E-02
16	2.7500E+00	46	3.0000E-02
17	2.5000E+00	47	2.0000E-02
18	2.3500E+00	-	1.0000E-02
19	2.1500E+00	-	-
20	2.0000E+00	-	-
21	1.8000E+00	-	-
22	1.6600E+00	-	-
23	1.5700E+00	-	-
24	1.5000E+00	-	-
25	1.4400E+00	-	-
26	1.3300E+00	-	-
27	1.2000E+00	-	-
28	1.0000E+00	-	-
29	9.0000E-01	-	-
30	8.0000E-01	-	-

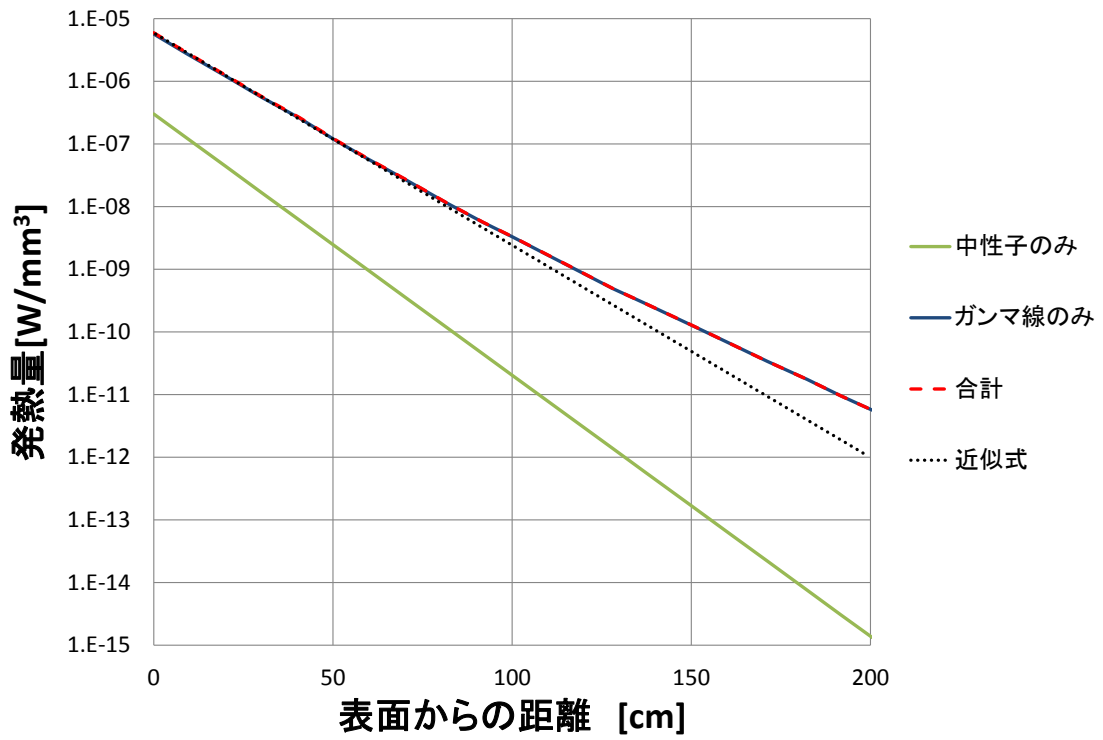


図 3. 4. 1-2 JPDR 炉遮蔽コンクリート発熱量分布 [JPDR-1D]

## (2) コンクリート照射劣化評価システムの検証解析

### 1) 検証方法

JPDR 炉の遮蔽コンクリート強度に影響する発熱量について、本評価コードを用いた計算結果と JPDR-1D の計算結果（図 3.4.1-2）を比較し、本評価コードの放射線発熱量計算部分の結果の妥当性を確認する。本検討により検証する部分は、図 3.4.1-3 に示す通りである。

### 2) 事前計算

#### (a) 線源スペクトルの計算

本評価コードでは、遮蔽コンクリートのみをモデル化しているため、遮蔽コンクリート内表面での放射線エネルギースペクトルを計算する必要がある。既存の計算結果と比較するためには、より詳細に計算するのではなく、既存の計算条件に合わせた計算を行い、入射スペクトルを一致させることが必要である。

昨年度、JPDR-2D の計算体系を基にして、炉心中心面を模擬した 1 次元モデルを作成し、遮蔽コンクリート内表面でのエネルギースペクトルを計算した。本年度は、JPDR-1D での計算体系を基にした、1 次元炉心中心計算モデルを作成し、遮蔽コンクリート内表面での中性子・ガンマ線スペクトルを計算する。計算条件は表 3.4.1-10 の通りである。ここで、昨年度実施した JPDR-2D の計算体系を基にした計算ケースを CC-2、本年度実施する JPDR-1D の計算体系を基にした計算ケースを CC-1 とした。また、遮蔽コンクリート内表面でのエネルギースペクトルは、JPDR-2D で計算された遮蔽コンクリート内表面での全中性子束で規格化する。

図 3.4.1-8 に CC-1 での炉心中心面の中性子束分布の計算結果を示す。また、図 3.4.1-9、図 3.4.1-10 及び図 3.4.1-11 に、各ケースの遮蔽コンクリート内表面での中性子スペクトル、ガンマ線スペクトル、全放射線束の比較を示す。これらの結果から、CC-1 は CC-2 に比べ、ガンマ線の放射線束が大きいことがわかる。ここで、中性子束は、両ケースとも JPDR-2D の全中性子束の値に規格化しているため、完全に一致する。

#### (b) 冷却管の影響評価

発熱量に対する冷却管の影響を評価するため、冷却管を考慮した場合と、考慮しない場合の放射線束を比較する。本検討では、冷却管が配置されている領域を、コンクリート、冷却管及び冷却管内の水を平均化した組成として、1 次元 Sn 法放射線輸送計算を行う。冷却管の組成は炭素鋼で近似する。計算条件は表 3.4.1-11 に示す通りである。

図 3.4.1-14 に、冷却管を考慮したケース CP+ と考慮しないケース CP- の中性子束及びガンマ線束分布を示す。これらの結果から、各ケースで中性子束及びガンマ線束の変化は小さく、冷却管の放射線束に与える影響は非常に小さいことがわかる。従って、JPDR 炉遮蔽コンクリートを用いた検証では、冷却管を考慮する必要はないと考えられる。

### 3) 検証計算

#### (a) 検証条件

図 3.4.1-13 に検証計算の計算条件を示す。ここで、D-1(120cont)は、JPDR-1D とのエネルギー群数の違いを考慮するため、本評価コードで計算した 247 群の中性子束及びガンマ線束を 120 群に縮約し、RADHEAT-V3<sup>117</sup> 及び NJOY99<sup>118</sup> を用いて別途計算した 120 群の発熱定数を乗じて発熱量を算出している。ここで、中性子束及びガンマ線束の縮約は、エネルギー群区切りが一致しない場合には、エネルギーに対して log-log 補間により内挿した。さらに、線源は深さ方向の方向余弦が正の領域に等方に設定した。

#### (b) 計算結果

図 3.4.1-15 に JPDR 炉の遮蔽コンクリート内の発熱量分布の比較を示す。これらの結果より、JPDR-1D と線源スペクトル及びエネルギー群数を合わせた D-1(120cont)の結果は、発熱の影響が大きい遮蔽コンクリート内表面に近い領域で、JPDR-1D の結果を再現していることがわかる。従って、本評価コードの放射線発熱量計算部分は、正しく発熱量を計算可能であると考えられる。

一方で、D-1(247)及び D-2(247)の結果は、D-1(120cont)及び JPDR-1D の結果と比べ、過小評価となっている。これら結果は、以下のように理解できる。

#### a) D-1(247)と D-2(247)の比較 —線源スペクトルによる違い—

D-2(247)の発熱量は、D-1(247)に比べ小さい。これは、図 3.4.1-11 に示す通り、D-2(247)は、D-1(247)に比べ、発熱量に主に寄与するガンマ線束が小さいためと考えられる。これらの結果から、遮蔽コンクリートの発熱量を正しく評価するためには、コンクリート内表面での放射線スペクトルを適切に設定することが必要となることがわかる。

#### a) D-1(120cont)と D-1(247)の比較 —エネルギー群数による違い—

D-1(247)の発熱量は、D-1(120cont)に比べ小さい。図 3.4.1-16、図 3.4.1-17、図 3.4.1-18 及び図 3.4.1-19 に、遮蔽コンクリート内表面から 1.5cm における中性子束スペクトル、ガンマ線スペクトル、全放射線束及び発熱量の比較を示す。図 3.4.1-18 の結果から、全中性子束及び全ガンマ線束は D-1(120cont)と D-1(247)でほとんど変わらない。一方で、発熱量については、図 3.4.1-19 の通り、中性子束による発熱量はほとんど変わらないが、ガンマ線による発熱量は D-1(120cont)の方が大きい。このように、D-1(247)はガンマ線による発熱量を D-1(120cont)に比べ過小評価しているため、全発熱量も過小評価していることがわかる。

基本的にエネルギー群数が大きい方が計算精度は高いことを考慮すると、これらの結果より、JPDR-1D 及び D-1(120cont)はエネルギー群数が小さいために、ガンマ線による



発熱量を過大評価していると言える。従って、実測値との比較を行う場合には、エネルギー群数が大きい 247 群を使用すべきであると考えられる。

### (3) まとめ

本項では、JPDR 炉に関する調査及びコンクリート照射劣化評価システムの検証解析として、以下を実施した。

- ✓ JPDR 炉に関する調査により、遮蔽コンクリートの長期的な放射線影響を評価する際に必要となる、JPDR 炉の運転履歴を整理した。
- ✓ JPDR 炉遮蔽コンクリート内に配置されている冷却管の影響評価を実施し、コンクリート強度に関する検証計算において、冷却管を考慮する必要がないことを確認した。
- ✓ JPDR 炉の遮蔽コンクリート強度に影響する発熱量について、本評価コードの放射線発熱量計算部分の検証を行った。その結果、線源スペクトルを正しく設定すれば、発熱量を正しく計算できることを確認した。
- ✓ 遮蔽コンクリート内表面において、本評価コードの結果は、既存の計算結果よりも小さい値となったが、これは、既存計算のエネルギー群数が小さいため、ガンマ線による発熱量を過大評価しているためと考えられる。

今後は、JPDR 炉の遮蔽コンクリート強度について、JPDR 炉遮蔽コンクリート材料強度特性の試験結果<sup>113</sup>と本評価コードの計算結果を比較し、本評価コードの材質評価部分の検証を行う必要がある。

表 3.4.1-10 遮蔽コンクリート内表面エネルギースペクトル計算条件

項目	計算ケース	
	CC-1	CC-2
計算モデル	1次元炉心中心 Sn 法計算モデル	
計算体系	図 3.4.1-5 参照	図 3.4.1-7 参照
線源スペクトル	燃料相当	
ルジャンドル展開次数	P3	
角度分点数	S16	
組成	表 3.4.1-4 参照	
エネルギー群数	247 群	

表 3.4.1-11 冷却管影響評価の計算条件

項目	計算ケース	
	CP+	CP-
計算モデル	1次元遮蔽コンクリート Sn 法計算モデル	
計算体系	図 3.4.1-12 参照	図 3.4.1-13 参照
線源スペクトル	CC-1 の計算結果	
ルジャンドル展開次数	P3	
角度分点数	S16	
組成	表 3.4.1-4 参照	
エネルギー群数	247 群	

表 3.4.1-12 冷却管影響評価における組成 ( $10^{24}/\text{cm}^3$ )

構成要素	コンクリート	冷却管 (炭素鋼)	水	冷却管 1 均質	冷却管 2 均質
H	1.3742E-02	-	5.0548E-02	2.2314E-02	1.7657E-02
C	-	8.2658E-04	-	8.2658E-06	3.7749E-06
O	4.6056E-02	-	2.5272E-02	4.2010E-02	4.4208E-02
Na	1.7472E-03	-	-	1.3757E-03	1.5775E-03
Al	1.7454E-03	-	-	1.3742E-03	1.5759E-03
Si	1.6620E-02	1.1468E-04	-	1.3087E-02	7.9015E+01
Ca	1.5206E-03	-	-	1.1973E-03	1.3730E-03
Mn	-	9.8102E-04	-	9.8102E-06	4.4802E-06
Fe	3.4723E-04	8.4296E-02	-	1.1164E-03	6.9848E-04

表 3. 4. 1-13 検証計算 計算条件

項目	計算ケース		
	D-1 (247)	D-1 (120cont)	D-2 (247)
計算モデル	1次元遮蔽コンクリート Sn 法計算モデル		
計算体系	図 3. 4. 1-6 参照		
線源スペクトル	CC-1 の計算結果		CC-2 の計算結果
線源方向	深さ方向の方向余弦が正の領域に等方に設定		
ルジャンドル展開次数	P3		
角度分点数	S16		
組成	表 3. 4. 1-12 参照		
エネルギー群数	247 群		
備考	-	247 群で計算した放射線束を 120 群に縮約し、発熱量を計算。発熱定数は 120 群で別途作成。	-

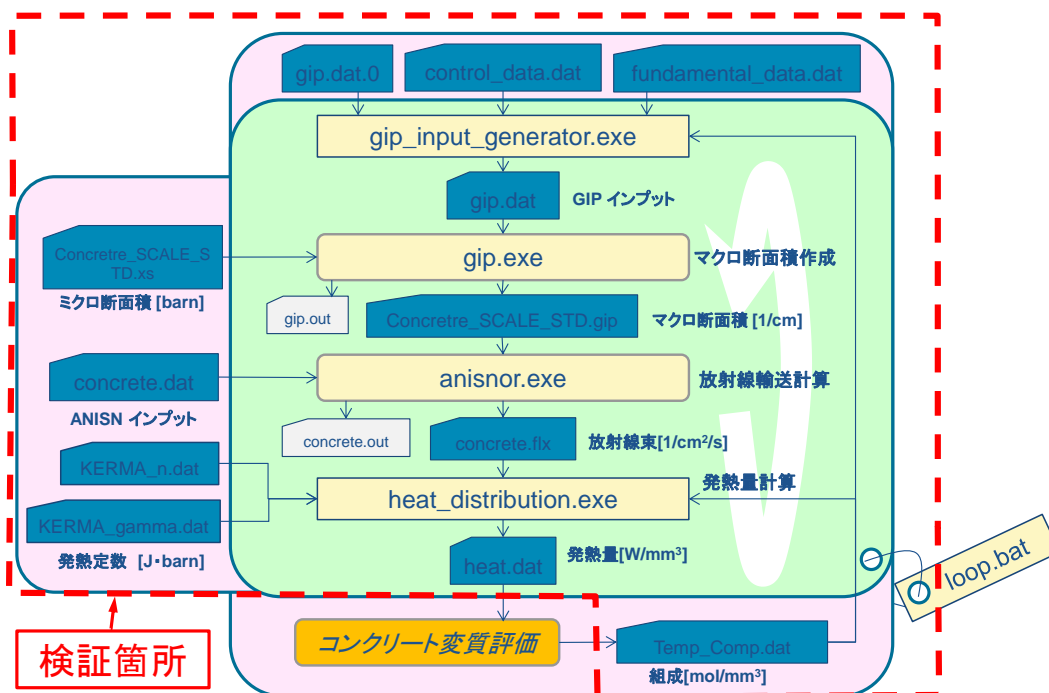


図 3. 4. 1-3 放射線影響評価コード DICES (仮) の処理フロー及び検証箇所

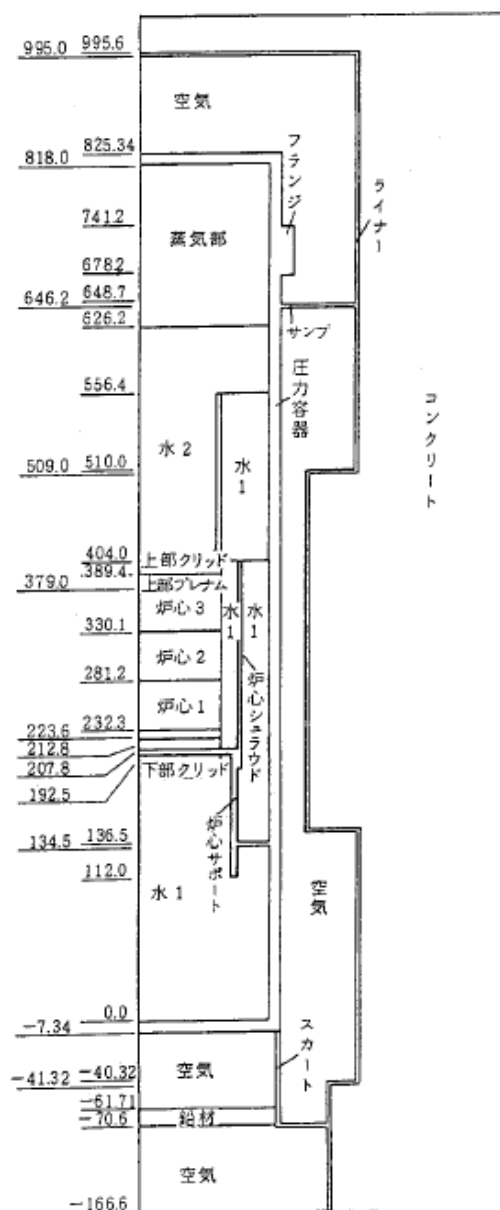


図 3.4.1-4 2次元炉心中心 Sn 法計算モデル<sup>112</sup>[JPDR-2D]

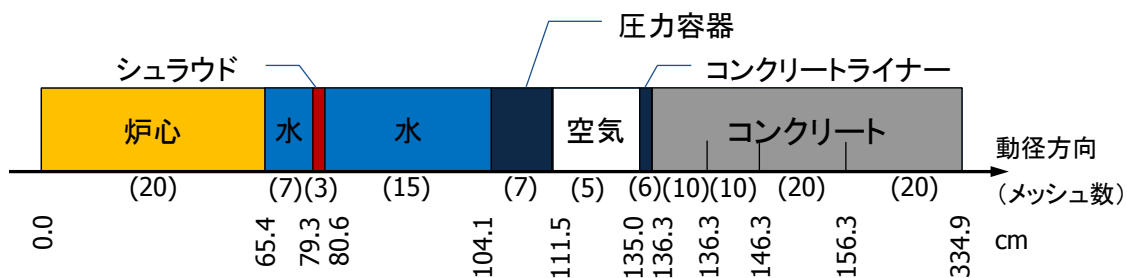


図 3.4.1-5 1次元炉心中心 Sn 法計算モデル<sup>113</sup>[JPDR-1D]



図 3. 4. 1-6 1次元遮蔽コンクリート Sn 法計算モデル [コンクリート変質予測コード]

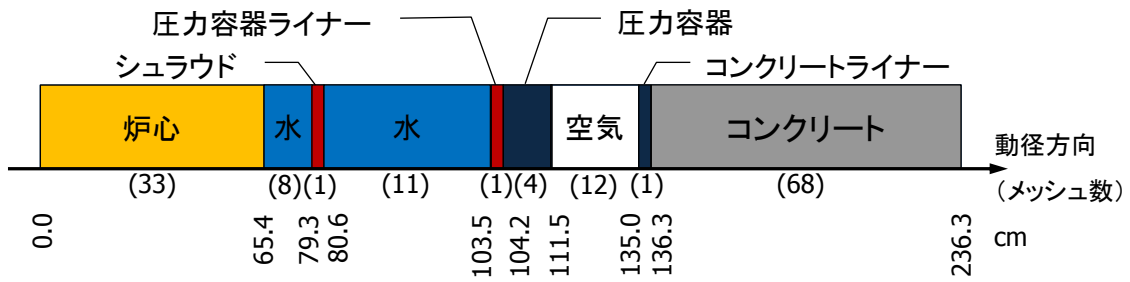


図 3. 4. 1-7 1次元炉心中心 Sn 法計算モデル [CC-2]

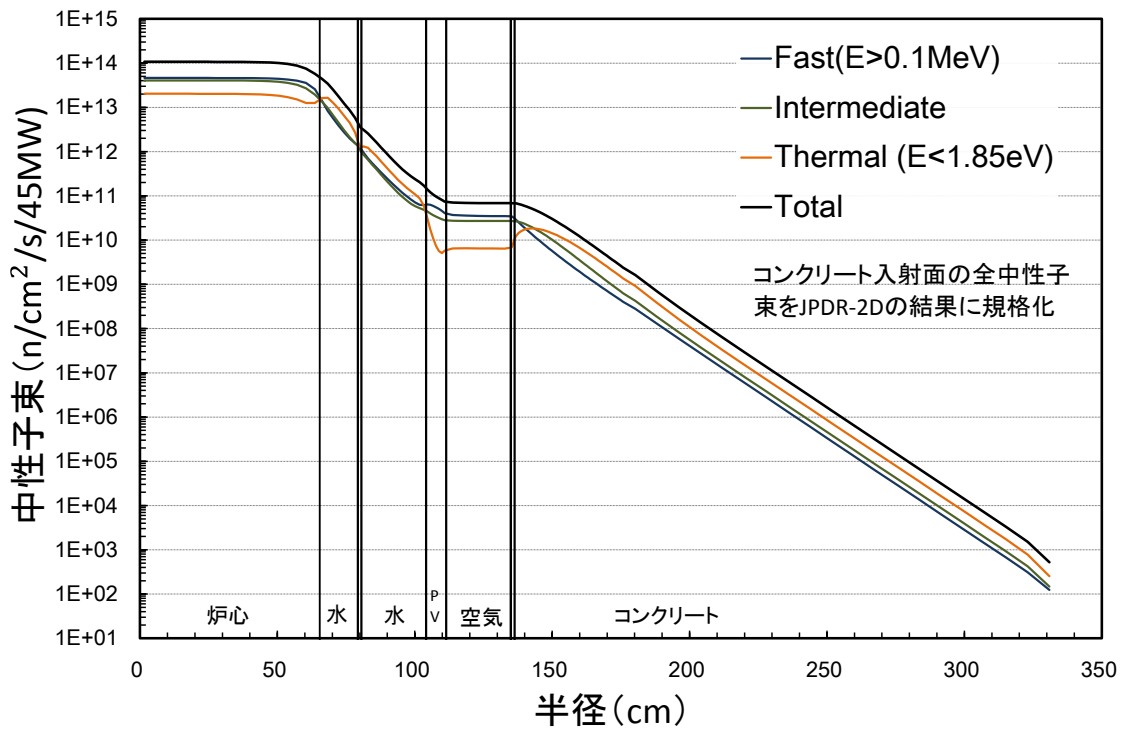


図 3. 4. 1-8 炉心中心面の中性子束分布 [CC-1]

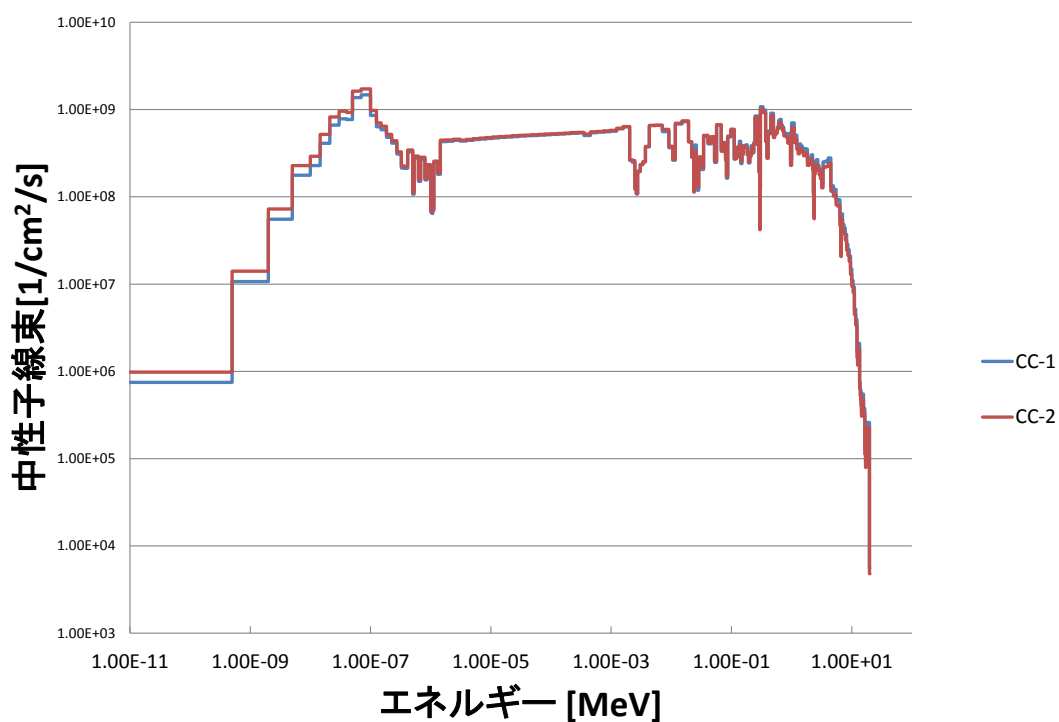


図 3. 4. 1-9 遮蔽コンクリート表面の中性子スペクトルの比較 [CC-1 及び CC-2]

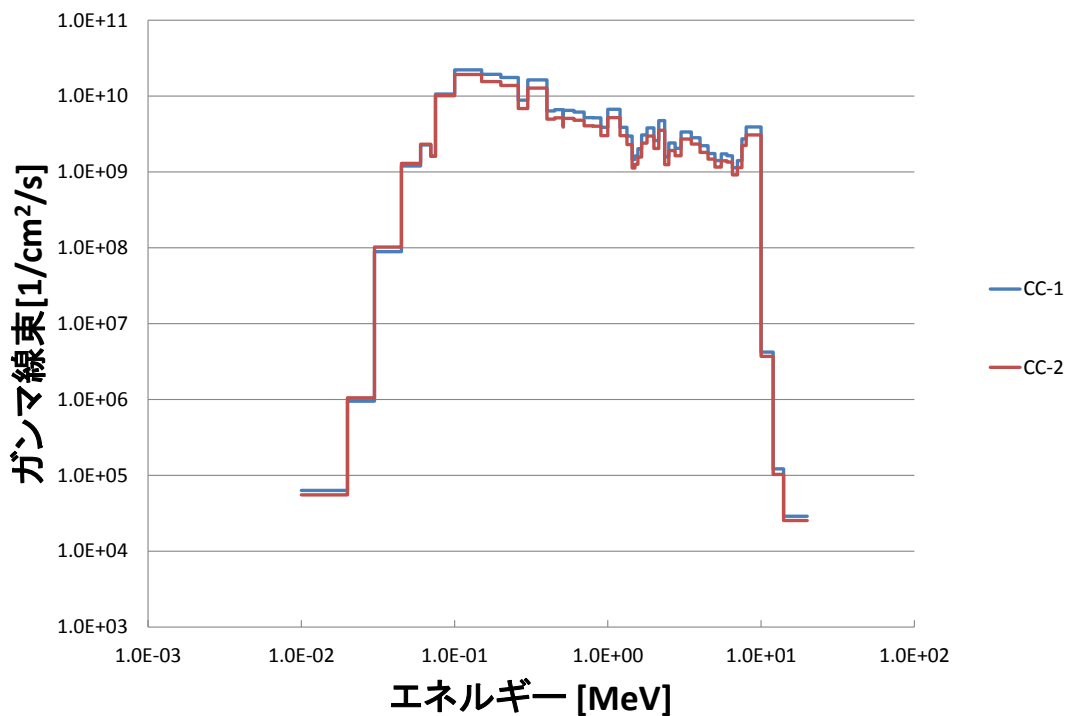


図 3. 4. 1-10 遮蔽コンクリート表面のガンマ線スペクトルの比較 [CC-1 及び CC-2]

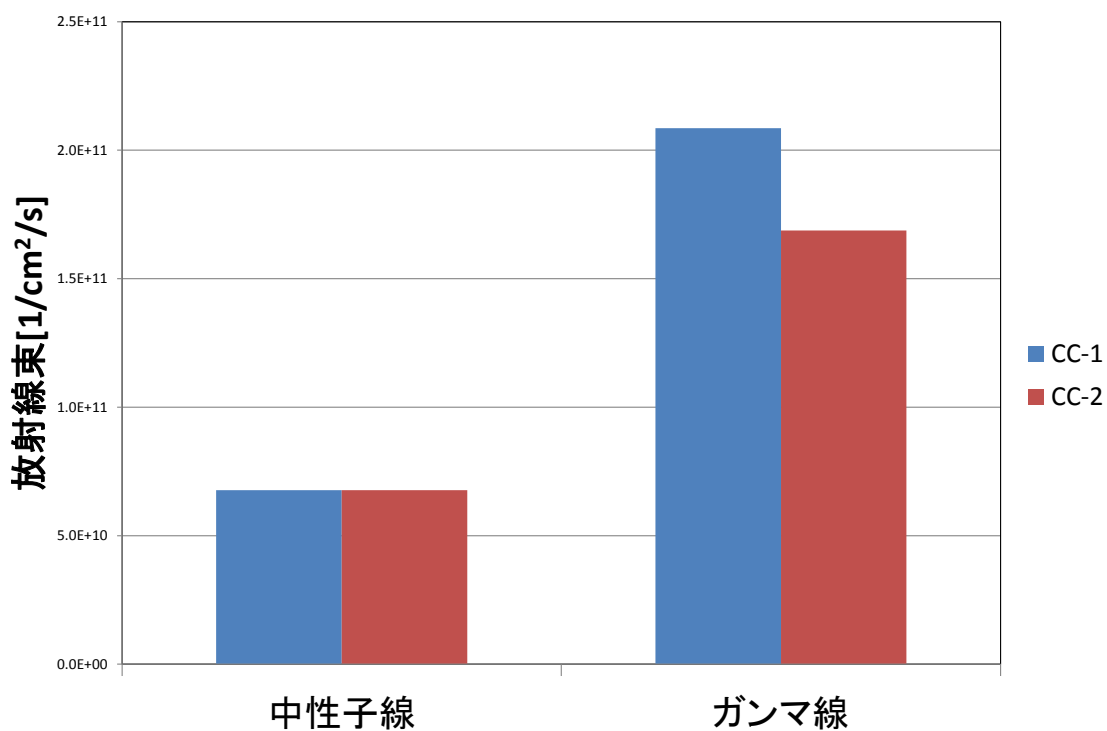


図 3.4.1-11 遮蔽コンクリートの全放射線束の比較 [CC-1 及び CC-2]

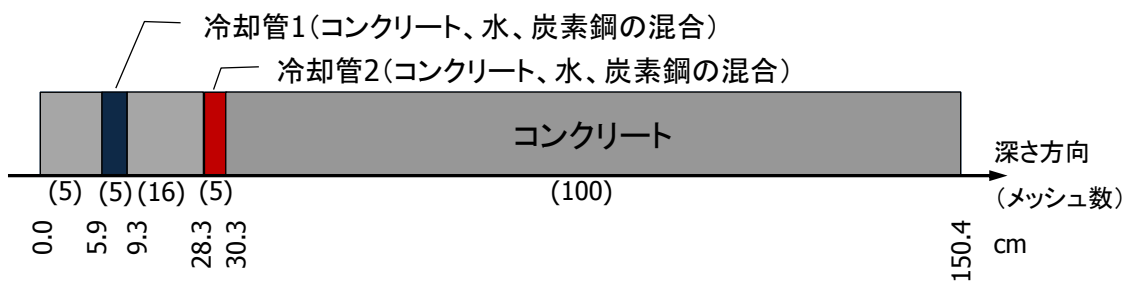


図 3.4.1-12 冷却管影響評価の1次元遮蔽コンクリート計算モデル (冷却管無) [CP+]

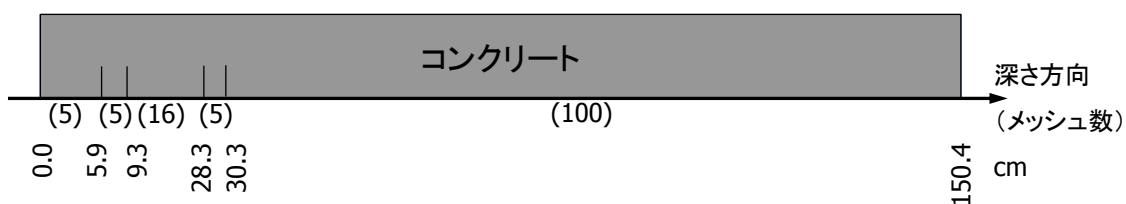


図 3.4.1-13 冷却管影響評価の1次元遮蔽コンクリート計算モデル (冷却管無) [CP-]

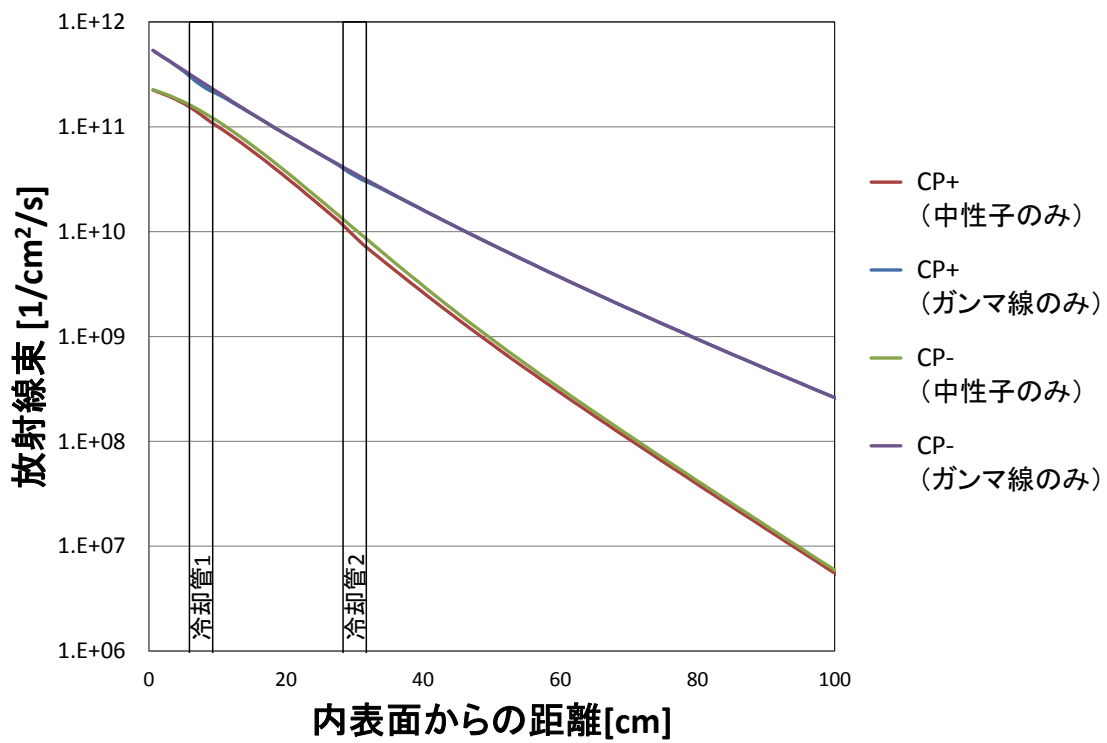


図 3. 4. 1-14 遮蔽コンクリートの放射線束の比較 [CP+及びCP-]

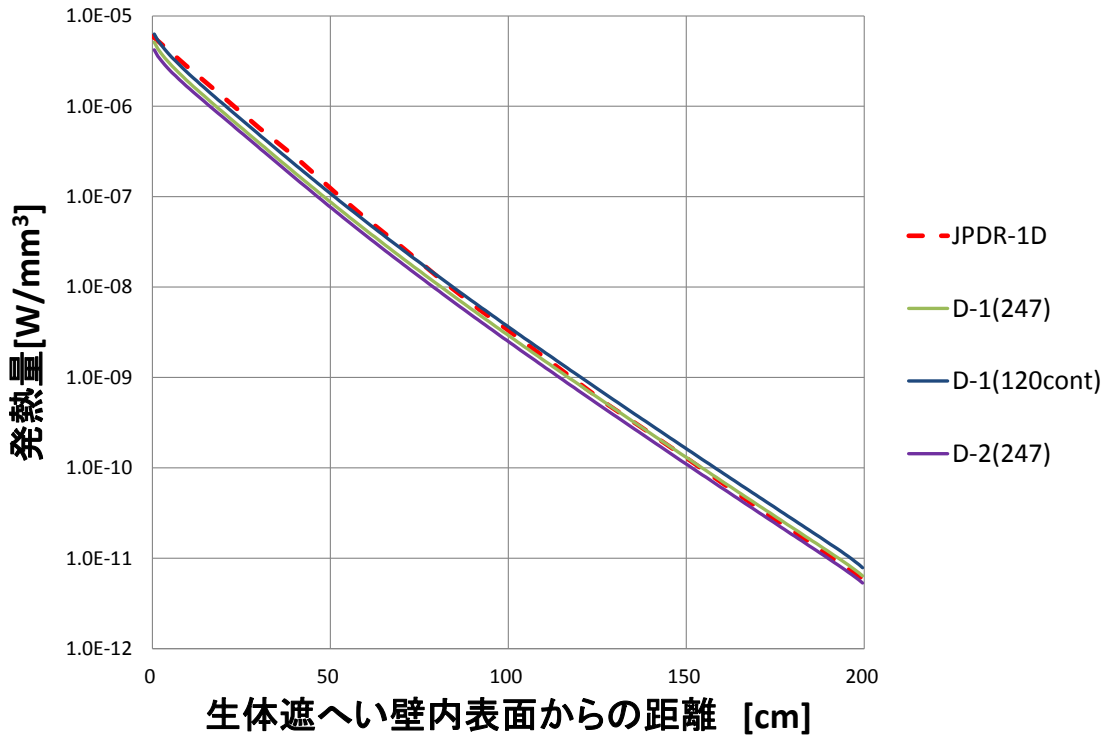


図 3. 4. 1-15 JPDR 炉遮蔽コンクリート発熱量分布の比較 [JPDR-1D、D-1(247)及びD-1(120cont)]



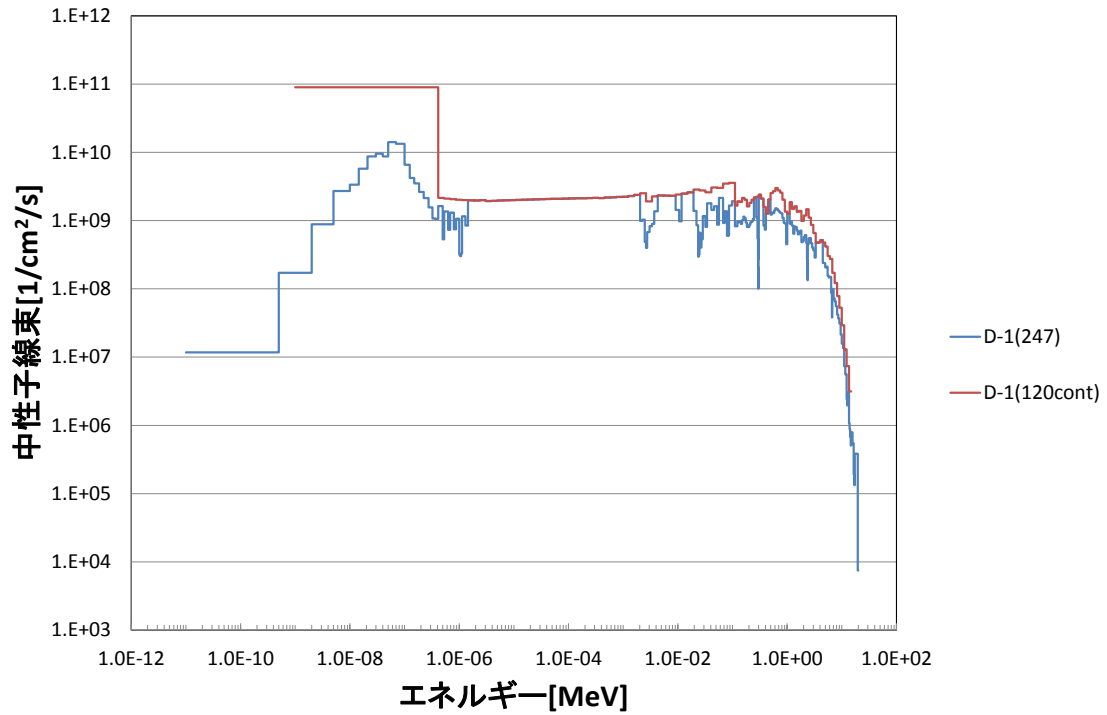


図 3. 4. 1-16 遮蔽コンクリート内表面の中性子スペクトルの比較 (内表面から 1.5cm)  
[D-1 (247) 及び D-1 (120cont)]

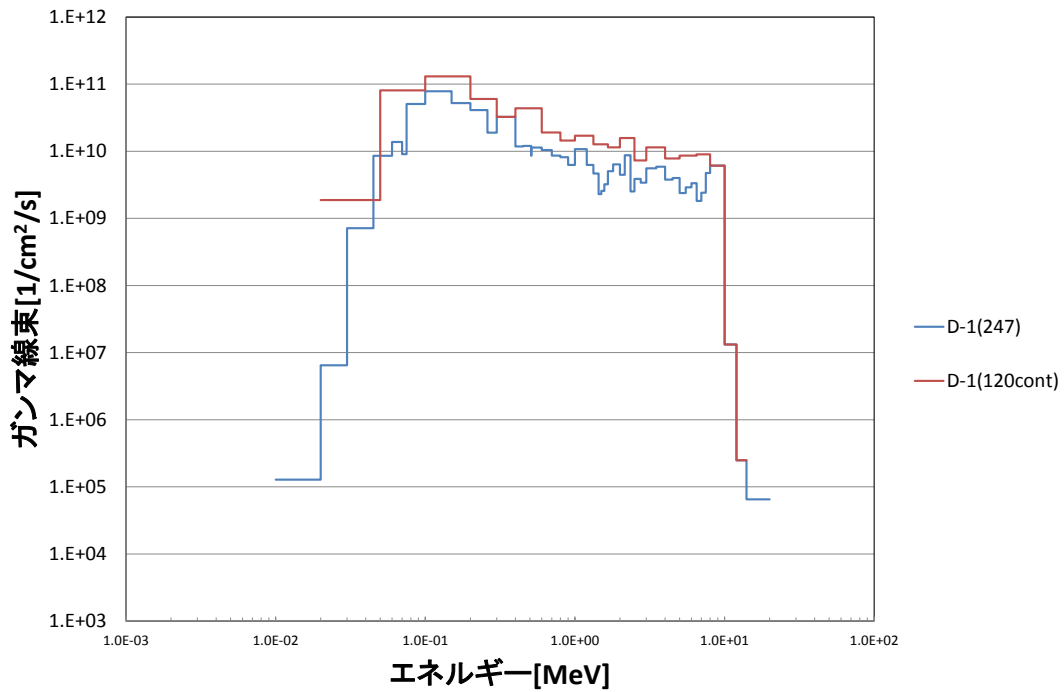


図 3. 4. 1-17 遮蔽コンクリート内表面のガンマ線スペクトルの比較 (内表面から 1.5cm)  
[D-1 (247) 及び D-1 (120cont)]

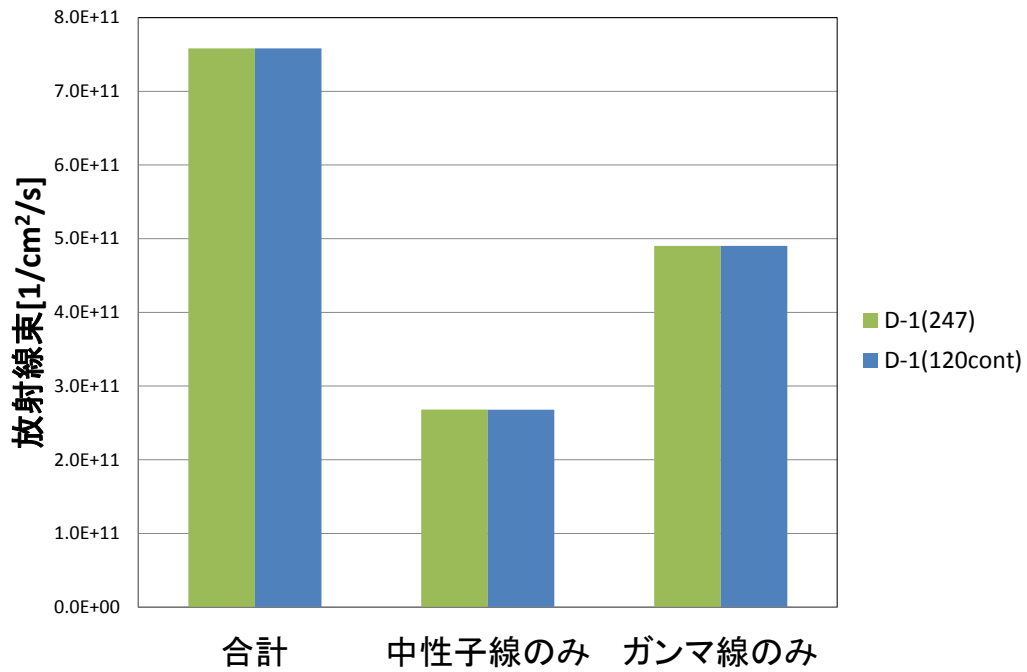


図 3. 4. 1-18 遮蔽コンクリート内表面の放射線束の比較 (内表面から 1.5cm) [D-1(247) 及び D-1(120cont)]

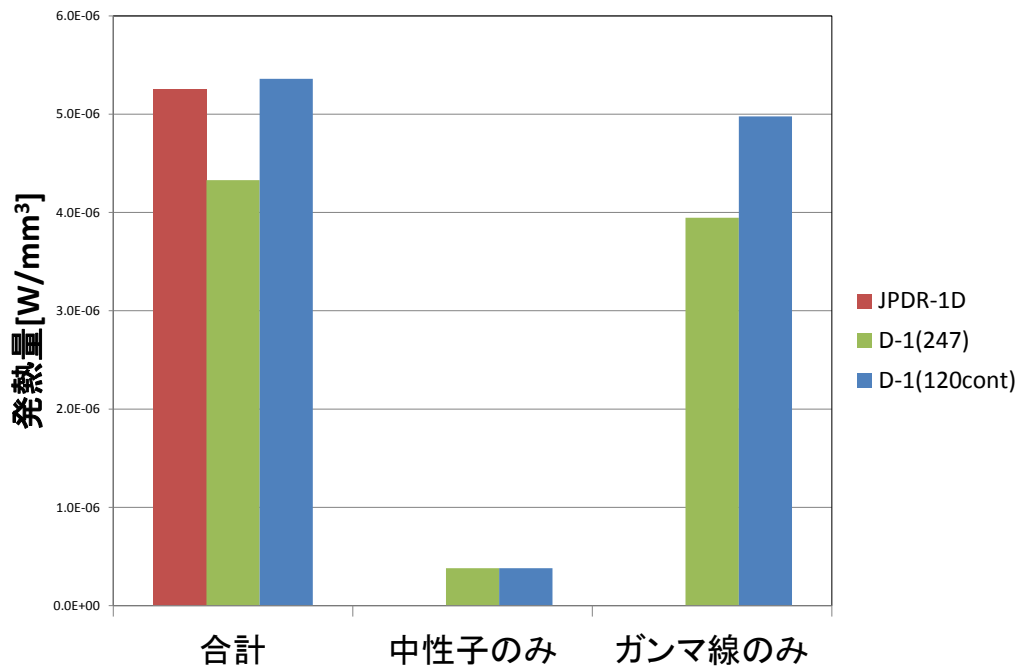


図 3. 4. 1-19 遮蔽コンクリート内表面の発熱量の比較 (内表面から 1.5cm) [JPDR-1D、D-1(247) 及び D-1(120cont)]

### 3.4.2 数値解析手法による健全性評価の検討

#### (1) 数値解析による片側加熱による健全性評価の考え方について

##### (a) 解析の概要

3.3.1で高度化を実施した数値解析コードを用い、片側から加熱される場合（放射線の影響がある場合を含む）の部材の解析を行った。この目的は、健全性評価を実施した場合の課題点や懸念点を抽出することを目的としている。

対象とした部材は、部材厚さ 2500 mm で、片側から加熱を受け続けるコンクリート部材である。用いたセメントは、中庸熱セメント(Blaine 3200 cm<sup>2</sup>/g) であり、水セメント比 0.55 のコンクリートを想定した。この時、設計基準強度は 24MPa としている。セメントの鉱物組成を表 3.2.2-1 に、コンクリートの調合を表 3.2.2-2 に示す。粗骨材は表 3.3.1-3 に示す石灰石を想定した。時系列の状況は、練混ぜから 2 時間以内に打込みがおわり、材齢 14 日まで型枠存置し、その後、型枠を外して材齢 1 年まで気中に放置した。その後、建物の供用が練り混ぜから 1 年後に開始すると仮定し、機器類の運用に伴い部材の片側が高温になり、もう一つの側は室温（20℃一定）を維持する条件を想定した。供用期間を 60 年間として考えて、部材内のコンクリート強度の推移について計算を行なった。施工中および室内側の温度は 20℃、60%RH の条件とした。片側の機器類によって生ずる加熱される条件は、45℃、65℃、および 90℃である。45℃という温度は、国内の原子力発電所における生体遮蔽壁の内面の計算温度の事例から設定した。65℃は、ACI および ASME における温度の規制値であり<sup>119</sup>、90℃は近年議論されている緩和の条件を考慮してのものである<sup>120</sup>。加熱面側はコンクリートは打ち放しの状態であり、20℃、60% RH の空気が熱せられた状態でコンクリートに接するものと仮定した。また、加熱条件として 65℃のケースについては、反対側の 20℃、60%RH の環境に暴露される面について、コンクリートの打放しの場合と透湿性の無いコーティングが施されている場合の 2 ケースを計算した。結果について図 3.2.2-1～図 3.2.2-4 に示す。

---

<sup>119</sup> CI-ASME Joint Committee, ASME Boiler and Pressure Vessel Code, in: Section III-Division 2 and ACI Standard 359, 2001.

<sup>120</sup> American Concrete Institute, Code requirements for nuclear safety related concrete structures, in: ACI 349 - 12, 2012

表 3.2.2-1 セメントの鉱物組成

Alite	Belite	Alimnate phase	Ferrite phase	Gypsum
48.1%	32.8%	3.4%	12.4%	3.3%

表 3.2.2-2 コンクリートの調合

W/C	G max	s/a	Unit weight (kg/m <sup>3</sup> -conc.)				Air
			Water	Cement	Sand	Gravel	
0.55	20 mm	0.42	154	280	806	1071	4.5%

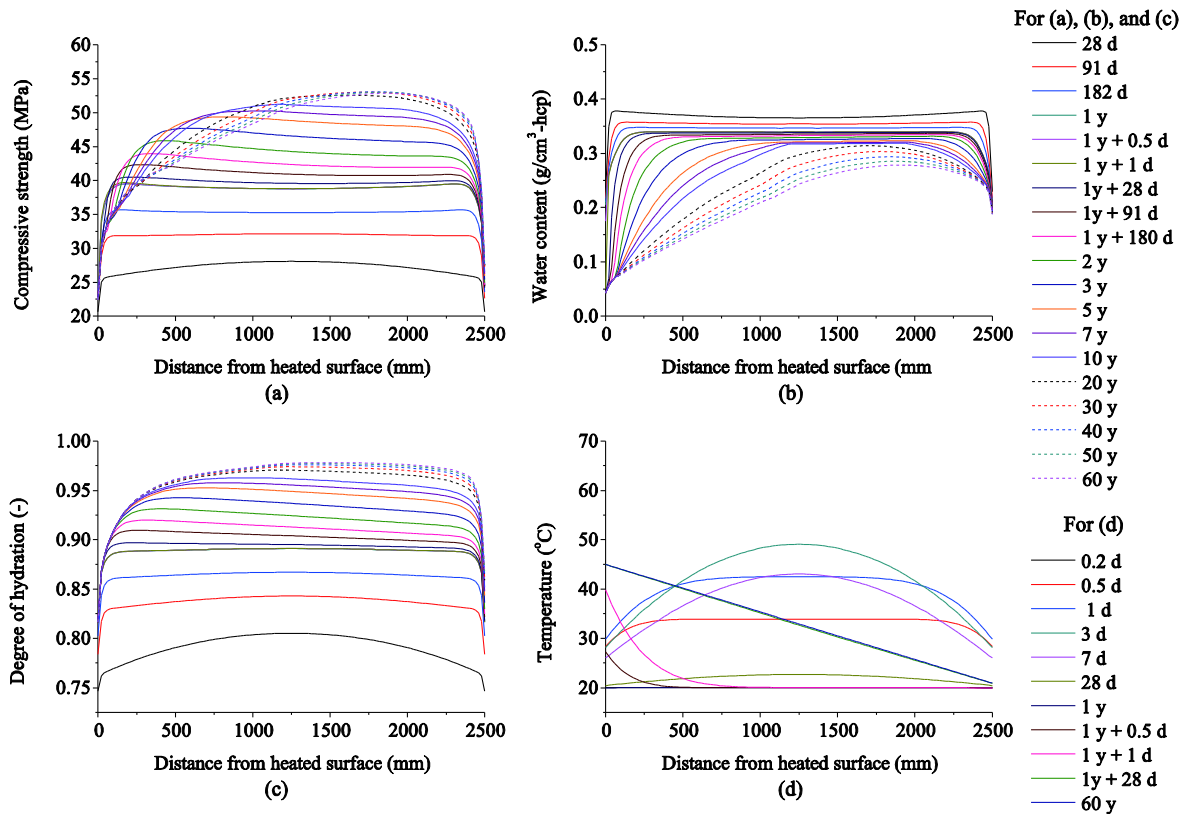


図 3. 2. 2-1 2500mm 厚さのマッシブなコンクリート部材が片側から加熱を受ける場合の強度、温度、含水率、セメントの水和率の分布。片側加熱の温度は 45°C であり、低温側の温度は 20°C、60%RH を仮定した。

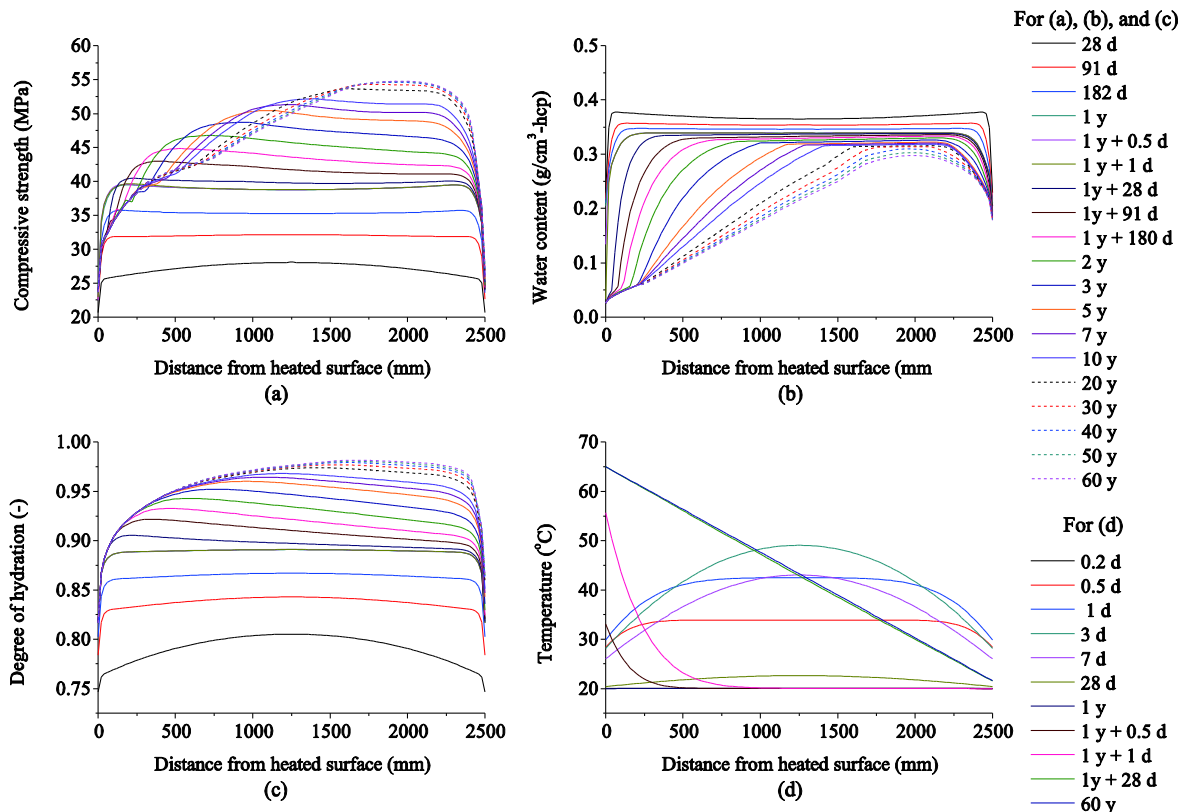


図 3. 2. 2-2 2500mm 厚さのマッシブなコンクリート部材が片側から加熱を受ける場合の強度、温度、含水率、セメントの水和率の分布。片側加熱の温度は 65°Cであり、低温側の温度は 20°C、60%RH を仮定した。

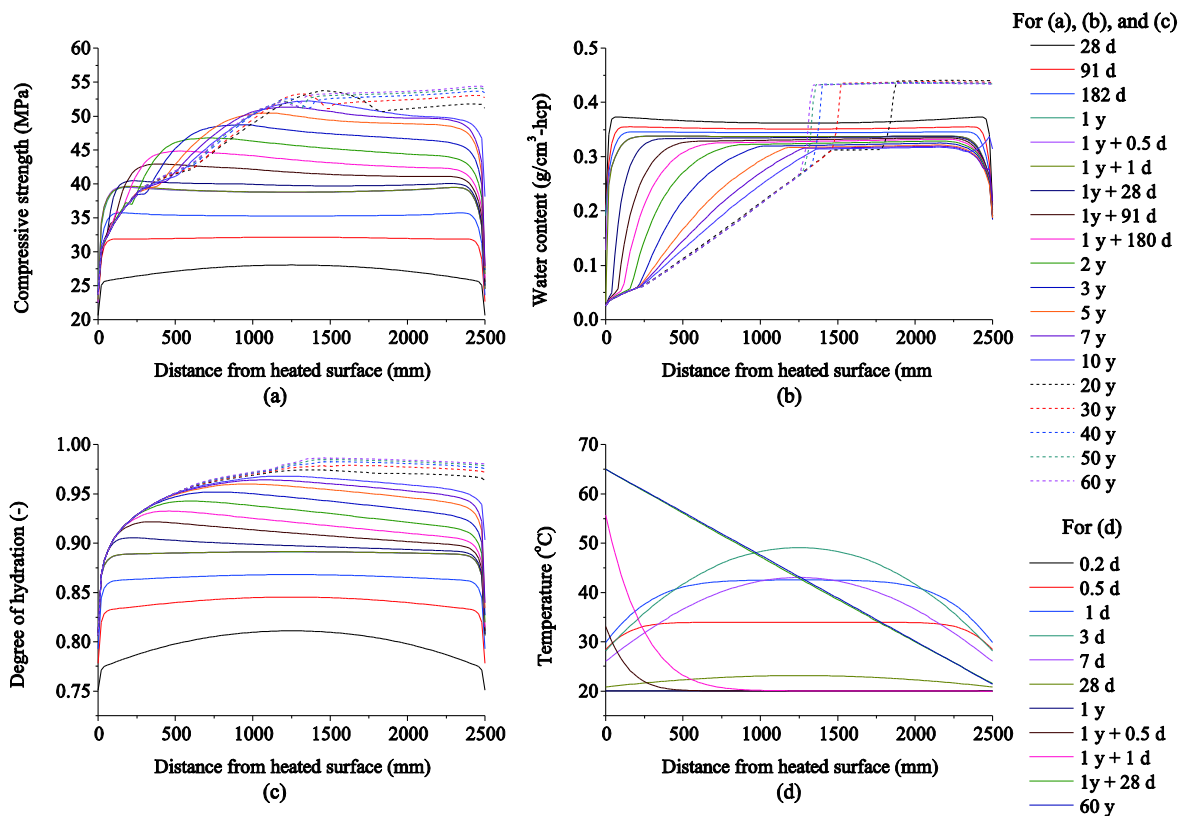


図 3. 2. 2-3 2500mm 厚さのマッシブなコンクリート部材が片側から加熱を受ける場合の強度、温度、含水率、セメントの水和率の分布。片側加熱の温度は 65°Cであり、低温側の温度は 20°C、で封緘状態を想定した。

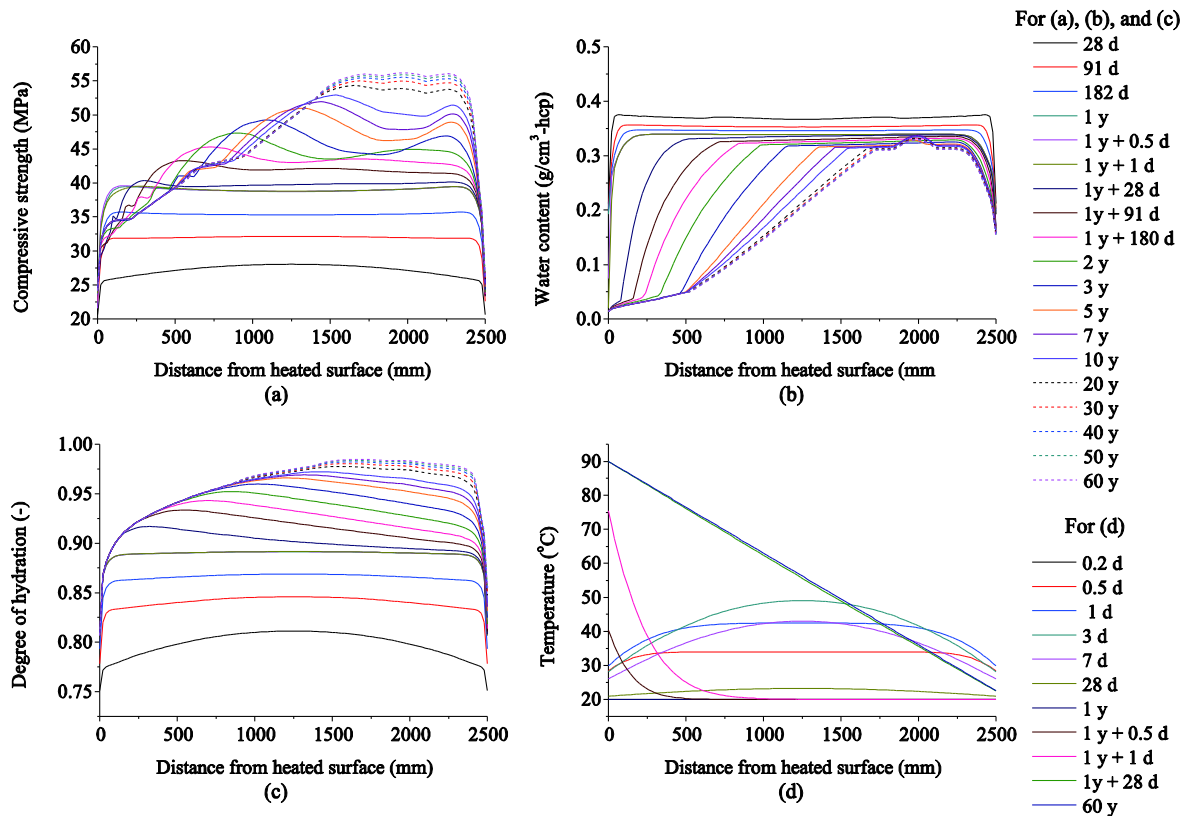


図 3. 2. 2-4 2500mm 厚さのマッシュなコンクリート部材が片側から加熱を受ける場合の強度、温度、含水率、セメントの水和率の分布。片側加熱の温度は 90°C であり、低温側の温度は 20°C、60%RH を想定した。

まず、解析の結果におけるコンクリート強度の推移について見てみる。材齢 28 日時点では、初期の水和発熱にともなう温度上昇によって中心部のコンクリート強度が大きくなる傾向にある。表面部（0mm および 2500mm の近傍）における強度が低いのは、脱型によって水分が逸散して、水和の進行速度が緩慢になるからである。材齢 28 日から 1 年の間に、コンクリートの強度の分布は小さくなる。これは、水和による温度上昇が小さかった領域にはまだ水分が十分残っており、28 日以降も継続して水和が進行することで中心部の水和反応に追いつくからである。

本解析を用いて、日本において標準養生として用いられる 20°C、飽和水酸化カルシウム溶液による養生によって得られる強度は材齢 28 日において 26.2MPa、材齢 91 日において 34.3MPa である。材齢 91 日における部材中央部の圧縮強度は 32.1MPa であり、温度履歴による強度低下が 2MPa 程度生じることとなった。材齢 182 日において、強度の分布が下に凸になるのは、水和発熱による初期高温履歴の影響が卓越して示されるからである。

材齢 1 年から片側からの加熱が開始する。加熱面における水分は、加熱側から逸散して早い速度で乾燥していき、大きく乾燥した部分では水和が停止する傾向にある。温度の上昇によって追加の水和反応が進むこともあって、温度勾配下において火災時のような急激な水分の低温側への侵入は確認できないが、ゆっくりと低温側にも水分が移動する傾向は確認できる。材齢 60 年時のコンクリート強度の分布は、高温による水和の促進、加熱側の乾燥による水和の停止、乾燥による強度低下、によって決定されている。温度が低い側では、高温側からの水分供給もあり、継続的に水和が進行する。特に加熱面の温度が高いほど、長期的な強度増進が示される低温側の領域が広がる傾向がある。これは、高温側から水分が供給されるからである。加熱面から 2500 mm 近傍の極表層部では、やはり乾燥によって強度が低いままであるが、加熱面から 2000 mm 程度の部分で強度に極大値が確認される。これらの挙動は、45°C、65°C、90°C の片側加熱において、共通の事項である。

低温側の表面を封かんした場合は、コンクリート中に水が高温側から供給されて溜まっていく傾向が、10 年後くらいから確認される。これは、ゆっくりとした高温から低温への水の移動により生ずる。最終的には、高温側の水蒸気圧と低温側の液水に生じている圧力が釣り合うまで移動が継続する。実際には水和による系の変化があるため完全な定常にはならないが、材齢 50 年程度でほぼ定常状態になる。液水がたまる低温側では、再水和が生じて強度が増大する。なお、含水率の分布において、0.33 g/cm<sup>3</sup>-hcp から 0.42 g/cm<sup>3</sup>-hcp に急激な水分量の変化が生ずるのは、高温履歴と乾燥によって C-S-H が緻密化し、粗大な空隙が増加する現象がモデルに組み込まれているために生じたものである。

## (b) 考察

健全性評価の観点から強度について考察する。材齢 28 日時点では、初期の水和発熱の影響で標準水中養生の 26.2MPa に対して、部材中央部では 28.1MPa の強度が既に示されており、強度は十分発現している。その後も継続して水和が生じており、材齢 91 日において



は標準水中試験体よりは強度が低いものの 32.1MPa の強度が生じている。これは、材齢 28 日に対して 20% の強度増進である。材齢 28 日を強度管理材齢としている場合には、追加の水和により十分な強度増進が見込める。ACI 349-12 においては[90]、加熱を受けるコンクリート部材について、15% の強度のマージンが設計基準強度に対して試験により確認できた場合には、加熱面の温度規制値について 65°C から 82°C に緩和できることを提案している。設計基準強度を材齢 28 日で確保した場合、特に低熱ポルトランドセメント系の場合には、規制値の緩和が適用できる可能性は極めて高いと考えられる。

一方、日本のように地震国の場合や近年の国際状況に見られるように様々なテロの脅威を想定した場合、それらのリスクの見直しによってコンクリートの圧縮強度の要求値が設計時より高くなるが生じうる。この場合は、水和による強度の増進とは別の角度からの評価が必要となる。加熱側はプラントの配管や炉、タービンなどさまざまな発熱機器の存在が想定されており、いずれにせよコアサンプリングがしにくかったり、微破壊・非破壊試験が実施しにくい状況である場合が多い。この場合、低温の側からの評価を試みることになる。経年した部材において低温側では、追加水和により強度増進が継続する。それゆえ、低温側でコアサンプリングを実施した場合、部材平均に対して強度は高めに評価される。高温側は乾燥による水和の停滞があることに加え、温度上昇と乾燥によって生ずる骨材周囲の微細ひび割れによる強度低下が生ずるため、材齢を経るほど高温側の強度と低温側の強度の差は拡大する傾向にあり、とくに加熱側の温度が高いほど、その傾向が顕著になることは留意する必要がある。少なくとも、温度勾配がある部材で低温側から採取したコンクリート強度を部材代表強度と評価することは、過大評価につながる危険性がある。温度による強度低下であれば、その割合は追加の実験によっても求めることができるが、水和の停滞具合を評価することが現状では難しく、数値解析による手法に頼らざるを得ないのが現状である。微破壊・非破壊試験の場合は、特に表層部は乾燥の影響を受けているものと思われ、表面から 5cm 以上内側の状態を評価することで、部材の平均圧縮強度に対する精度向上が見込まれるが、低温側で実施した場合の問題点は以前として残る。

部材や構造物の性能評価上の性能評価用のコンクリート強度を科学的観点から決定するためには、これらの強度分布を有した部材の性能を実験や数値解析によって評価することが必要となる。今後、これらの観点についての検討を進める予定である。

### (c) まとめ

既存コンクリート構造物の性能評価を行う上で、アクセスできない箇所や大断面部材内での物性の変化や将来予測を行うための数値解析コードを用いて、検討を行った。提案コードは、水和反応速度モデルから出発し、相組成、セメントペーストの物性、コンクリートの物性を評価することができる体系を備えている。しかしながら、現状ではコンクリート強度の絶対値を直接的に予測することはできない。それ故、標準養生供試体の管理材齢時のデータや点検時などのコアサンプリングデータ、調合や材料などの建設時の情報など

をもとに、予測値のキャリブレーションを行うことでその予測正確度を高めて用いることを想定している。施工時に生ずる不均一性は考慮することができないが、均一なコンクリート性能を有している部材内部と仮定した場合の温度・乾燥による変質について評価することができ、大断面部材を想定した場合にはその物性の内部の変状を予測することができる。本モデルを用いて大断面部材で物性評価の難しい、片側からの加熱を受けたマッシブなコンクリート部材を対象に試計算を行い、健全性評価の上で留意すべき事項について考察した。今後、実機のプラントからコア抜きを行い性能評価を実施したり、要素試験をさらに検討したりして、モデルの検証と高度化を継続する予定である。

## (2) 力学解析による放射線影響による膨張挙動評価

本検討では、コンクリートの照射効果検討会においても指摘されたように放射線により骨材が膨張する場合、コンクリートとして生ずるのは強度低下だけでなく、剥離・剥落などの可能性を考える必要がある。この観点に立ち、離散ひび割れを合理的に取り扱える剛体バネモデルを用い、骨材を膨張させた場合のコンクリート挙動について評価する枠組みを構築した。本手法は、たとえば、強度低下より手前に部材の剥落などを条件とした照射量の規制値などを制定する必要はないかどうかを確認する上でも重要な課題である。

なお、本解析手法の構築にあたり、ひび割れの計算を実施する際に非常に多量の収束計算を行う。このことの合理的な計算手法を実施する目的で、本年度では、数値解析手法の高速化についても外部に委託してコンサルティングを実施し、近年、高速化の手法として評価の高い、GPU 計算の可能性を模索した。現状の研究室で開発したコートのマトリクスの演算部分には、Intel 社が開発した Paradiso アルゴリズムをもちいているが、残念ながら、GPU 計算において Paradiso アルゴリズムは高速化に適していないという判断となったが、今後は内力計算部分など並列計算部分を抽出して、並列化コードとして解析を行うことで高速化の道筋がおおむねついたので、次年度以降、研究室においてこの実装を検討する。

### 1) 3次元剛体バネモデルの概要

Rigid Body Spring network Model (RBSM) とは、対象とする物体を個別要素に分割した時の各要素を剛体と仮定し、各要素間に設置したバネにより対象を離散化する手法である<sup>121</sup>。バネに非線形な構成則を与えることにより、解析対象の破壊挙動を表現することが可能である。本報告では、ポロノイ分割を解析対象に用いた上で、図 3.4.2-5 に示すように、要素境界に表面力の評価点として複数の積分点を設け、積分点1つに対し境界面の接線方向に圧縮力と引張力を負担するバネを一つ、要素面接線方向にせん断力を負担するばねを要素面の積分点に設置した<sup>122</sup>。既往の研究では、要素境界面の重心に回転バネを設けることで曲げモーメントの伝達を表現しているが<sup>123</sup>、複数の積分点を設けることで回転バネを設けることなく曲げモーメントの伝達を表現可能である。このことから、垂直バネ・せん断バネの軟化を考慮するだけで、回転バネの非線形性に相当する挙動を評価できる。

---

<sup>121</sup> Kawai, T. :New discrete models and their application to seismic response analysis of structure, *Nuclear Engineering and design*, Vol48, pp.297-229, 1978

<sup>122</sup>山本佳士、中村光、黒田一郎、古谷信明：3次元剛体バネモデルによるコンクリート供試体の圧縮破壊解析、*土木学会論文集 E*, Vol.No.4, pp.612-630, 2008

<sup>123</sup> S.Saito, H.Hikosaka : Numerical analysis of reinforced concrete structure using spring network models, *Jornal of Materials, Concrete Structure Pavements* , Japan Society of Civil Engineers. No.627 V-44, pp.289-303,1999.8

RBSM は不連続な要素を用いる解析であるため、ひび割れなどの要素間が不連続である挙動を比較的簡単に再現できる。そのため、本報告で用いるような円柱試験体の圧縮試験の破壊挙動など、FEM では解析が困難なものも解析可能である。一方で、要素境界面をひび割れ面として扱うため、ひび割れの発生・進展が要素分割の大きさ・配置に大きく影響を受ける等のデメリットも有している。本報告では要素分割依存性を低減するためにポロノイ分割を用いた。

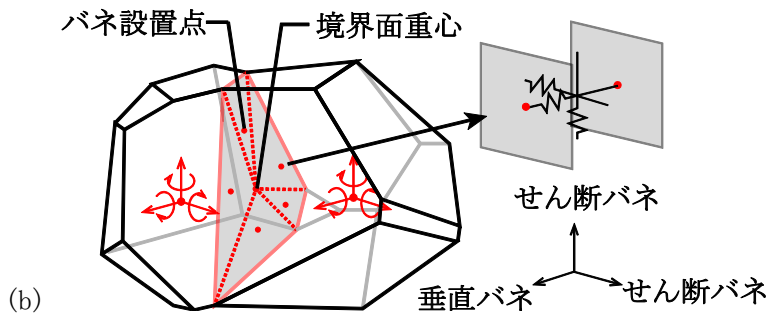


図 3.4.2-5 要素とバネの関係

2) 材料構成則

材料の構成則については、要素をモルタル要素・粗骨材要素・モルタルと粗骨材の界面、試験体内に設置した鉄筋要素、リンク要素の5つにモデル化した。また、本報告では十分水和した状態のコンクリートを対象としていると仮定し、载荷中の水和とクリープは影響していない。

(a) モルタル・粗骨材要素

図 3.4.2-6、3.4.2-7 にモルタル要素・粗骨材要素の垂直方向のバネ、接線方向のせん断バネの構成則を示す。また、表 3.4.2-3、表 3.4.2-4 にモルタル要素と粗骨材要素に用いた材料の力学的特性とパラメータを示す。引張の挙動は破壊エネルギーを軟化勾配とした原点思考の1/4引張軟化モデルであり、圧縮の挙動は静水圧試験の応力-体積ひずみ関係から得られた逆S字の曲線でモデル化した。せん断方向の構成則に関しては、既往の研究より、モールクローン型のせん断強度・破壊基準を設定した。尚、図中に使用される記号と表で使用される記号はそれぞれ対応関係にある。

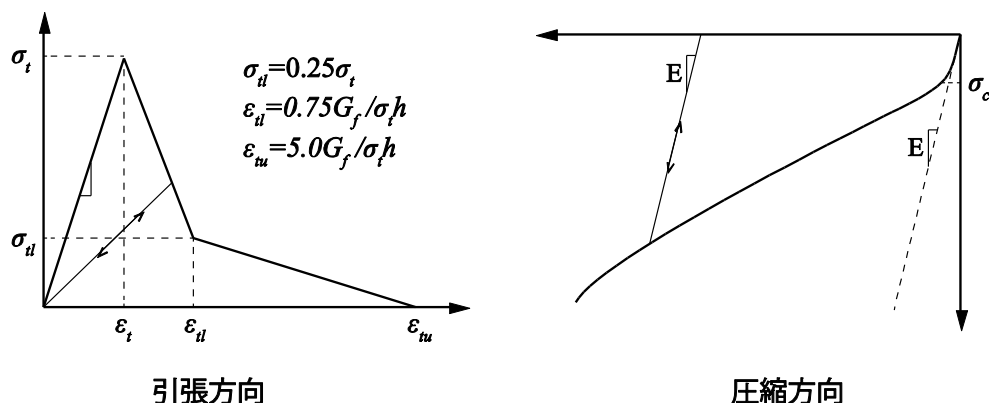
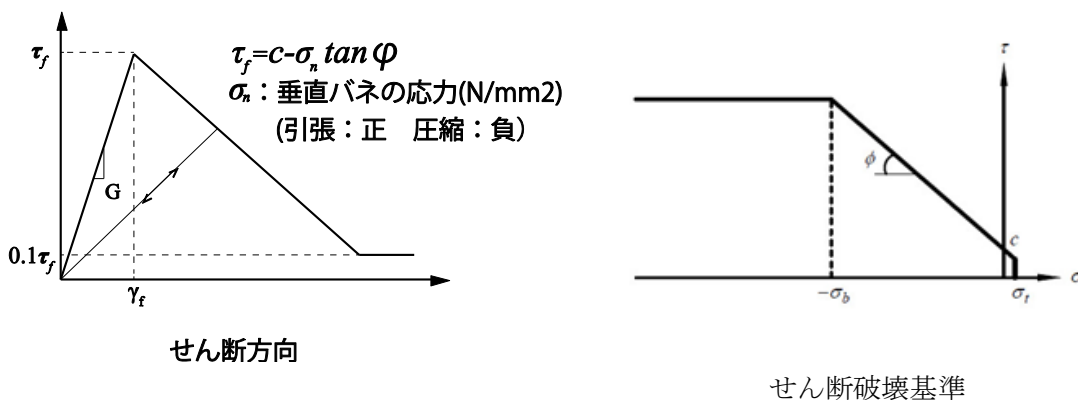


図 3.4.2-6 垂直バネの構成則



3.4.2-7 せん断バネの構成則

表 3.4.2-3 材料の力学的特性

	垂直バネ			
	ヤング率 $E^*$ (N/mm <sup>2</sup> )	引張強度 $Ft^*$ (N/mm <sup>2</sup> )	破壊エネルギー — $Gf^*$ (N/m)	圧縮強度 $Fc^*$ (N/mm <sup>2</sup> )
モルタル	18	3.5	70	46.7
粗骨材	70	200	—	200
界面	※	※	7	※

※図 3.4.2-8 に示す

表 3.4.2-4 材料パラメータ

垂直ばね				せん断バネ		
ヤング率 $E$ (N/mm <sup>2</sup> )	引張強度 $ft$ (N/mm <sup>2</sup> )	破壊エネルギー ギー $Gf$ (N/m)	圧縮強度 $fc$ (N/mm <sup>2</sup> )	粘着力 $c$ (N/mm <sup>2</sup> )	内部摩擦 角 $\phi$ (degree)	$\eta=G/E$ (-) ( $G$ :せん断 剛性)
1.4E*	0.8Ft*	0.5Gf*	1.5Fc*	0.14Fc*	37	0.35

(b) モルタル・粗骨材界面要素

モルタル-粗骨材界面の構成則を図 3.4.2-8 に示す。既存の研究から<sup>124</sup>、骨材界面の特性を評価することは、二相材料としてモデル化した場合に重要な位置付けとなることが明らかになっている。本報告では既往研究の値を参照することとした。引張域のヤング率・引張強度はモルタルの値の 0.5 倍、圧縮強度、せん断ばねの構成則はモルタルと同値とし、圧縮域のヤング率はモルタルと骨材のヤング率の平均値とした。破壊エネルギーは界面に関する情報が少ないため、遷移帯の存在を仮定してモルタルの 1/10 倍とした。

<sup>124</sup> J. E. Bolander, S. Saito : Fracture analyses using spring networks with random geometry, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 61, issues 5-6, pp. 569-591, 1998

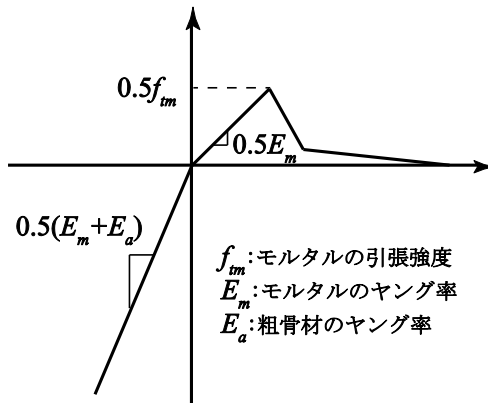


図 3.4.2-8 界面の構成則

(c) 鉄筋要素

鉄筋のモデル化には、Saito<sup>125)</sup>によって提案されている離散鉄筋モデルを用いた。このモデルは、図 3.4.2-9 に示すように、大きさを持たないリンク要素を用いて、リンク要素とリンク要素を結ぶ梁として鉄筋をモデル化し、リンク要素とそれに対応するコンクリート要素の重心点(本報告ではボロノイ分割の母点)との相対変位に対応するバネを設置することで付着すべり関係をモデル化している。この手法では、すでに要素分割されたコンクリート要素(ボロノイ分割要素)に対して、任意の点を結ぶ鉄筋要素を設置することが可能であり、コンクリート要素分割時に鉄筋を設置する箇所の要素を省くなどの作業が必要なく、ボロノイ分割と相性が良い。

本報告では、試験体の鉄筋の始点と終点を結ぶ直線が通過するコンクリート要素と対応してリンク要素を設置した。1つのリンク要素が負担する長さは、対応するコンクリート要素の領域に含まれる鉄筋の長さとし、リンク要素の座標はその線分の中点としている。加えて、鉄筋要素は軸力・せん断力・曲げモーメント・ねじりモーメントを負担するよう設定した。

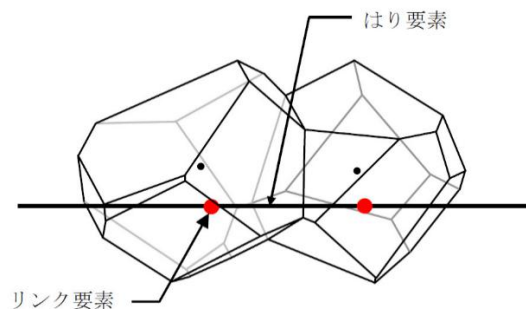


図 3.4.2-9 鉄筋のモデル化

<sup>125)</sup> S. Saito, H. Hikosaka: Numerical analysis of reinforced concrete structures using spring networks models, Proceedings of JSCE, No. 627, pp. 289-303, 1999. 8

また、鉄筋の軸方向の応力ひずみ関係式には図 3.4.2-10 に示す、島ら<sup>126</sup>が提案しているモデルを用いた。

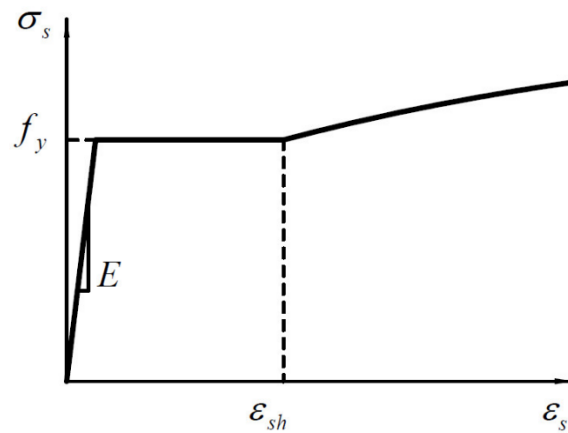


図 3.4.2-10 鉄筋の応力ひずみ関係（軸方向）

(d) リンク要素

リンク要素は鉄筋軸方向(1 方向)と鉄筋に垂直方向(2 成分)とそれらの軸に対応した回転バネから成り、鉄筋軸方向のバネに付着-すべり特性を導入するものである。鉄筋-コンクリートの付着応力-すべり関係は、図 3.4.2-11 に示すとおりである。

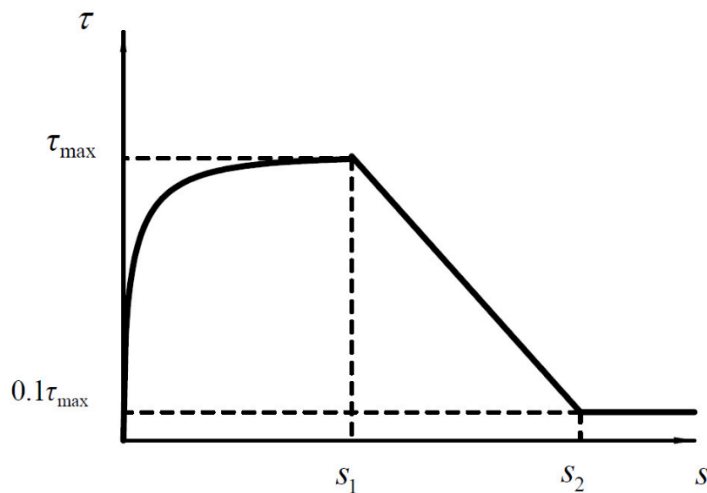


図 3.4.2-11 リンク要素の付着すべり関係<sup>127</sup>

<sup>126</sup>島弘、周礼良、檜貝勇：RC 部材中の鉄筋の損傷状態に関する解析的研究、コンクリート工学年次論文集、Vol. 28, No. 2, pp. 895-900, 2006

<sup>127</sup>菅満宣、中村光、檜貝勇、斉藤成彦：RC はりの力学的挙動に及ぼす付着特性の影響、コンクリート工学年次論文集、Vol. 23, No. 3, pp. 295-300, 2001



### 3) 解析手法の高速化の検討

RBSM プログラムにおいて PARDISO (のインテル MKL における実装) を用いて連立一次方程式を解いている箇所について、Xeon Phi を用いて高速化を試みました。結果、Xeon Phi 上で PARDISO を実行することはできましたが、Xeon Phi 上の並列計算の性能スケーラビリティが得られず、ホスト CPU を上回る速度向上は得られなかった。

作業環境は、ワークステーション HPC5000-XIPHI4TS を用いておこない、詳細仕様は以下の通り。

- ・ ハードウェア
  - ・ CPU : Intel Xeon E5-2687W v2 (3.40GHz, 16core) \*2cpus
  - ・ Memory : 128GB DDR3 1866MHz
  - ・ Xeon Phi : Intel Xeon Phi 7120P (1.238GHz, 61core244threads)
- ・ ソフトウェア
  - ・ OS : Windows 7 Professional 64bit SP1
  - ・ Compiler : Intel Parallel Studio XE 2015 Update 1 Composer Edition (15.0.1.148)
  - ・ MPSS : MPSS 3.4.1

まず、IntelMKL の PARDISO のオフロードサンプル(solverc)を参考に、C 言語向けとなっている記述を Fortran90 用に読み替えながら、PARDISO の Xeon Phi へのオフロードを RBSM に実装した。次に、最適化作業として、Xeon Phi 上へ1度だけ送れば十分な変数 PDM, iROW, iCOL, iparm について、計算開始時だけ送るように、過剰なデータ転送を削減しました。さらに、Xeon Phi のメモリアロケーション処理のオーバーヘッドを最小化すべく alloc\_if と free\_if 指示を加え、計算開始時のみメモリアロケーションが行われるようにした。結局、計算開始時以降は、毎回の PARDISO 呼び出しで ipt の送受信、PDFvec の送信、X の受信のみが発生することになった。

この時点で CPU・OpenMP(CPU)・Xeon Phi オフロード時それぞれについてベンチマーク(計算時間測定)を行った。CPU\*1core では、PARDISO 1 回に 0.01~0.03 秒要し、一方、Xeon Phi\*1+CPU\*1core では、その 10 倍程度要するとわかりました。このとき、Xeon Phi オフロード時のオーバーヘッドは Xeon Phi 上で PARDISO 計算自体が支配的であった。ホストメモリ<->Xeon Phi 間のデータ送受信は支配的ではありません(初期化の後の PARDISO 1 回の送受信はわずか 153KB です)。Xeon Phi オフロード時の性能を少しでも引き上げるべく検討し、Xeon Phi 内の計算で律速が起きている可能性を疑い、Xeon Phi 内スレッド並列数を変更してベンチマークを行いました。この結果、RBSM の計算条件では Xeon Phi 上で 8 並列が最速で、それ以上スレッド並列数を費やすと逆に性能劣化していたことが明らかになった。詳細なベンチマーク結果を表 3.4.2-5 に示した。

表 3.4.2-5 ベンチマークの結果

CPU*1core	0:43:05
CPU*16core	0:49:21
Xeon Phi*1	2:44:54
Xeon Phi*1 + CPU*16core	2:45:13

また、さらに対象要素数が大きい(約3万要素)の場合の計算負荷についても検討を実施し、その結果、プログラム実行中にPARDISOの計算時間が比較的大きく変動することから、その変動が落ちつくStep=7 ITR=24 からStep=18 ITR=341までの2530回のPARADISO呼び出しについて、平均をとると次のようになった。

- (a) CPU\*1core 0.55秒
- (b) CPU\*16core (MKLのOpenMP並列) 0.14秒
- (c) CPU\*1core + Xeon Phi\*1 (32スレッド) 1.99秒

なお、Xeon Phi 上のスレッド並列数を変化させたところ、RBSM\_WM\_and\_Beam では 32 並列が最速と判明致しました。

以上のことから、PARADISO ルーチンについて、Xeon Phi のオフロードについては難しく、別のアルゴリズムの実装が必要との検討結果となった。

以上の結果をうけ、以下のことが今後のコード高速化に必要では無いかと考えられた。

- ・剛性マトリクスソルバーについて PARDISO 以外のアルゴリズムの Xeon Phi 高速化の検討。  
 PARDISO の MKL 実装の並列性能スケーラビリティが伸び悩んでいるので、MKL・PARDISO という制限を超えて、疎行列連立一次方程式解法の Xeon Phi 向け実装、という視点で調査検討することが適切であると考えられる。PARDISO 以外のアルゴリズムとは、たとえば定常反復法 (SOR 法、Gauss-Seidel 法等)、非定常反復法 (CG 法等) です。これらは、並列数の巨大な GPGPU アクセラレータ環境において高い実効性能が報告されており、Xeon Phi での実装にも性能に期待が持てる。
- ・剛性マトリクスソルバー以外の内力計算部分の並列計算化。プログラム部位の計算時間プロファイリングでは、PARDISO 部分が 20%程度を占めており、内力計算部分は並列計算化されていないため、その並列計算化により合理化できる余地がある。並列計算化には、OpenMP によるマルチスレッド並列化を行い、さらにそれを Xeon Phi へのオフロードすることが適切と考えられる。

#### 4) 解析対象

解析対象には、原子力発電所における原子炉格納容器の周囲に設置される生体遮蔽壁を想定しており、図 3.4.2-12 に示す実際の中空の円柱部材から直方体に部材を切り出した状況を数値解析対象とした。試験体寸法は、2200x200x300mm である。また、要素分割は 3次元のボロノイ分割を用い、実験における粗骨材の最大径 20mm に合わせ、要素代表径が 20 mm 以下になるように設定した。図 3.4.2-13、図 3.4.2-14 に  $z = 150$  mm の断面図の詳細図と試験体の配筋図を示す。鉄筋には、D51 を使用し、試験体に 8 本配筋した。また、図に示す薄灰色がモルタル要素、黒色が粗骨材要素である。骨材要素は砂岩として石英と同じ特性を与えた。

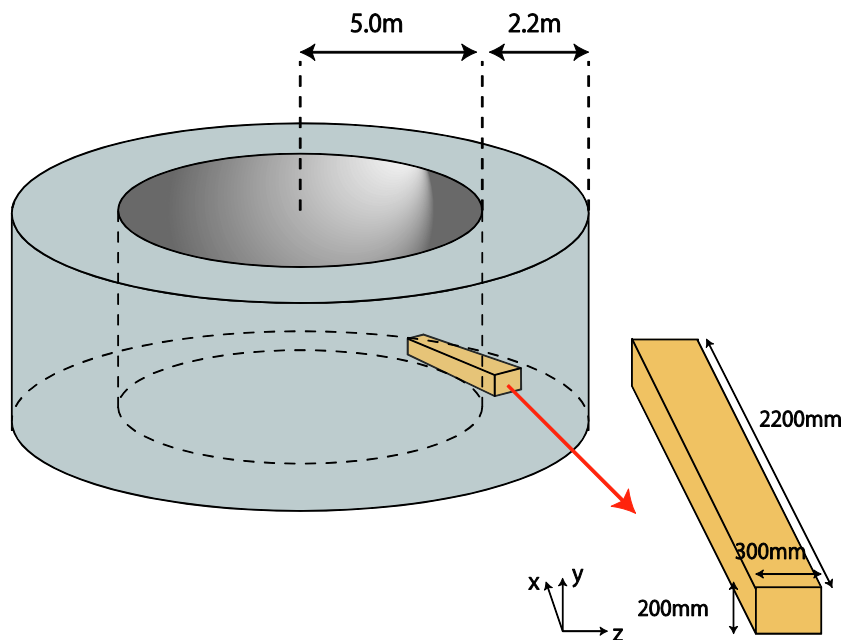


図 3.4.2-12 解析対象

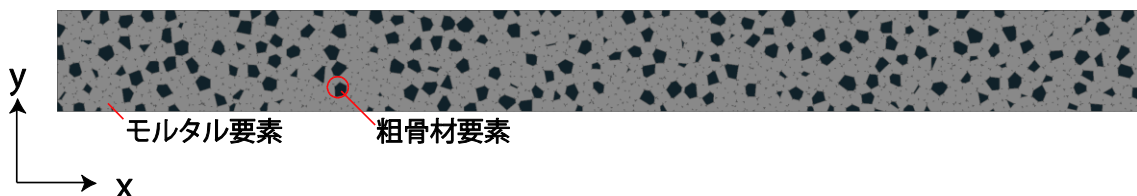


図 3.4.2-13 試験体断面

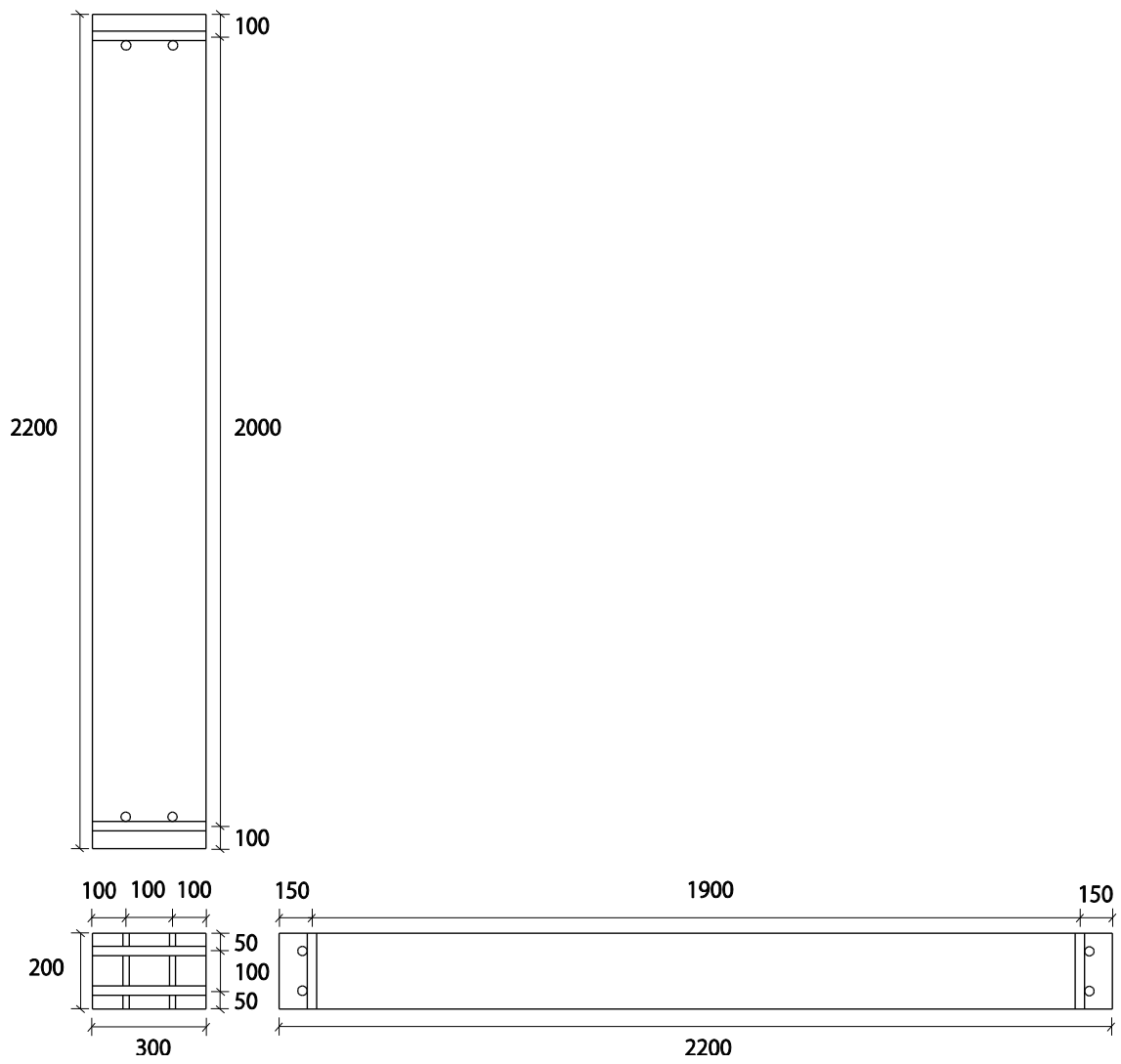


図 3.4.2-14 試験体配筋図

#### 5) 放射線による骨材膨張量の設定

3.4.1にも示したように現状では、ANISNで1次元評価を実施する上での入力条件については、不明瞭な点が残っているが、今回の試算では、昨年度の報告書に記載した解析方法にのっとり、中性子およびガンマ線の照射量を評価した。

実際の部材における照射量は、図3.4.2-15に示すように領域1：0-10mm、領域2：10-20mm、領域3：20-2200mmの3領域にわけ、それぞれ照射量が一定、エクスポネンシャルで減衰、という形で評価することとした。経時変化については線形と考えられるので、60年の期間、線形に増加するものとして評価することとした。

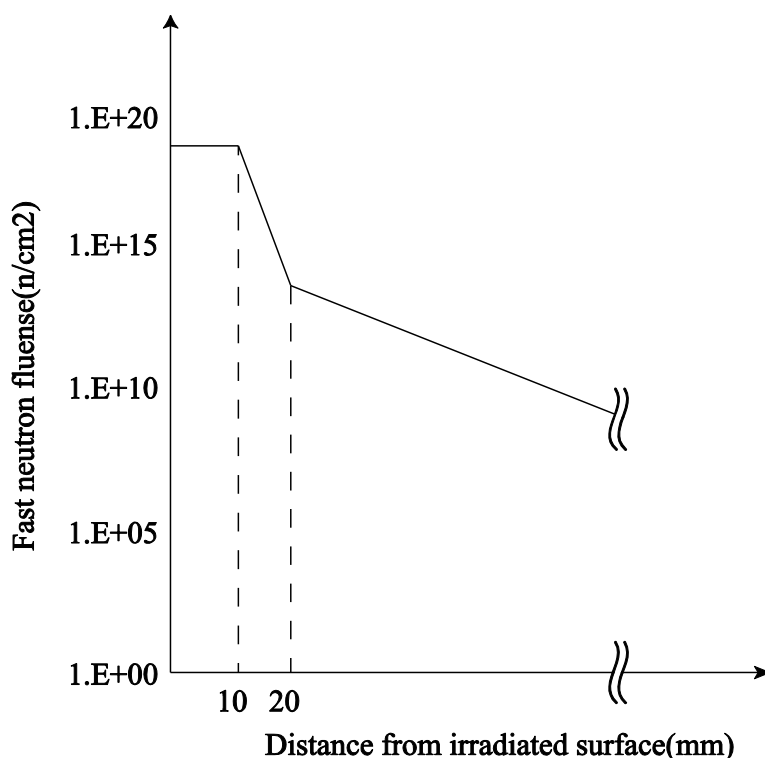


図 3.4.2-15 照射量の考え方

これにより、照射量の分布と経時変化がわかるので、この条件から骨材の膨張挙動について評価する。

骨材が中性子線を浴びると、膨張することは往來の研究から明らかにされている<sup>128</sup>。石英の放射線影響についても、いくつかの実地例がある。本報告では、実地例におけるデータを採用し、コンクリート中の骨材として仮想的に検討することにした。そこで、Weissmann & Nagajima(1963)の実験データによる高速中性子の照射量と膨張量の関係式から、骨材の

<sup>128</sup> Weissmann, S. and K. Nakajima(1963) : Defect Structure and Density Decrease in Neutron - Irradiated Quartz. "Journal of Applied Physics 34(3) : 611-618

膨張量を設定することにした。その式を以下に示す。

$$\varepsilon_{agg} = \frac{5.0 \times 10^4}{1 + \exp(-5.0 * (\log_{10}(F) - 19.75))} \quad (3.4.2-1)$$

ここで、 $\varepsilon_{agg}$ ：骨材膨張ひずみ(-)， $F$ ：照射量(n/cm<sup>2</sup>)である。

放射量を(3.4.2-1)に代入することにより、各経過年数における骨材膨張量を算出した。また、継時年数を各ステップとし、ステップによる差分を膨張ひずみのインプットとした。式を以下に示す。

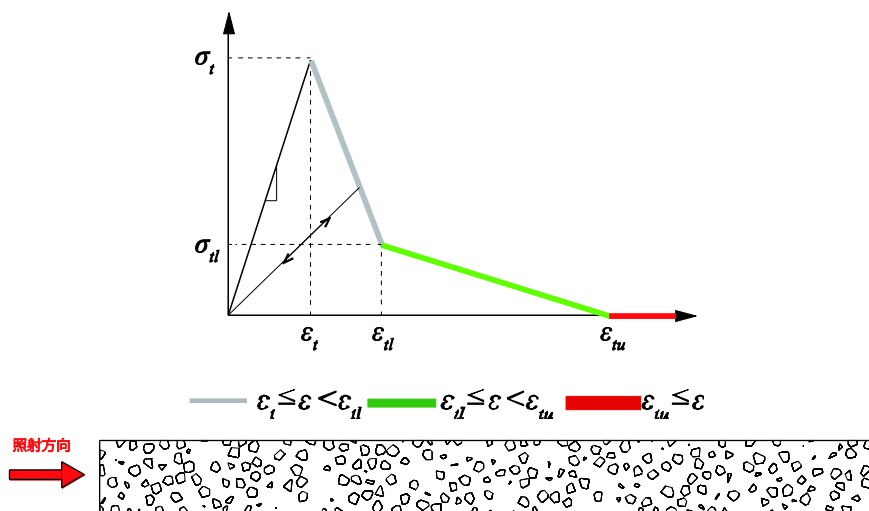
$$(\varepsilon_{agg})_{nIN} = (\varepsilon_{agg})_n - (\varepsilon_{agg})_{n-1} \quad (3.4.2-2)$$

ここで、 $(\varepsilon_{agg})_{nIN}$ ：現ステップで入力値とする骨材膨張ひずみ(-)， $(\varepsilon_{agg})_n$ ：現ステップまでの骨材膨張ひずみ(-)， $(\varepsilon_{agg})_{n-1}$ ：前ステップまでの骨材膨張ひずみ(-)

(3.4.2-1)式より算出された各骨材のインプットひずみを3.4.2(2)で示した粗骨材要素境界のバネに与え、膨張量に対応した等価接点力を与えることでコンクリート内の骨材膨張挙動を表現した。モルタルの収縮は生じないとし、モルタル要素境界のひずみは0とした。また、本報告では部材による拘束は考慮しないものとし、回転方向のバネの変位のみ拘束し、自由膨張を模擬することとした。

6) 解析結果

図 3.4.2-16 に各年数の試験体断面のひび割れ図、図 3.4.2-17 に試験体表面の損傷過程を示す。図に示されるように、10 年経過した時点でひび割れが生じ始め、60 年経過すると端部のモルタル要素・界面の破壊が卓越している。一方、端部以外の損傷は見受けられず、照射表面に極めて近い部分に大きく損傷が生じることが確認された。なお、図中の赤と緑の差は、引張軟化域の領域で応力負担の有無で差異を示した。赤で示された部分はひび割れが大きく開口し、応力負担がなされておらず、これが連続すると剥落が生ずると考えて良い。



1.1 year



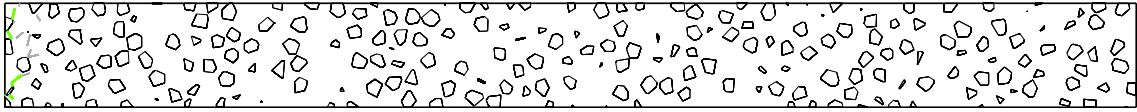
3 year



5 year



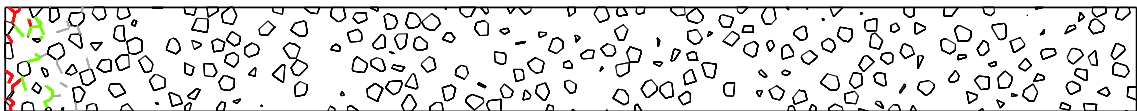
10 year



20 year



30 year



40 year



50 year



60 year



図 3.4.2-16 垂直バネの損傷過程



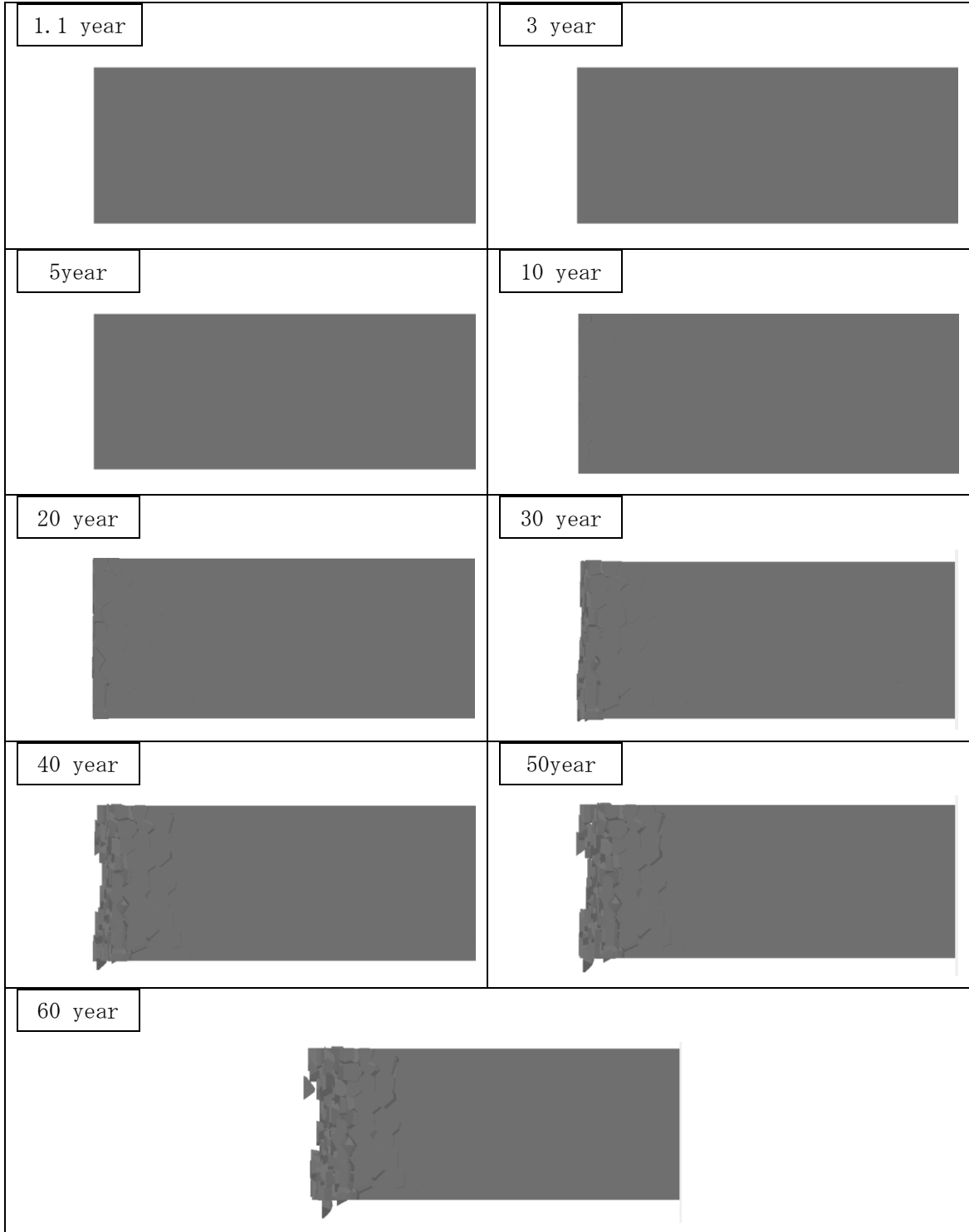
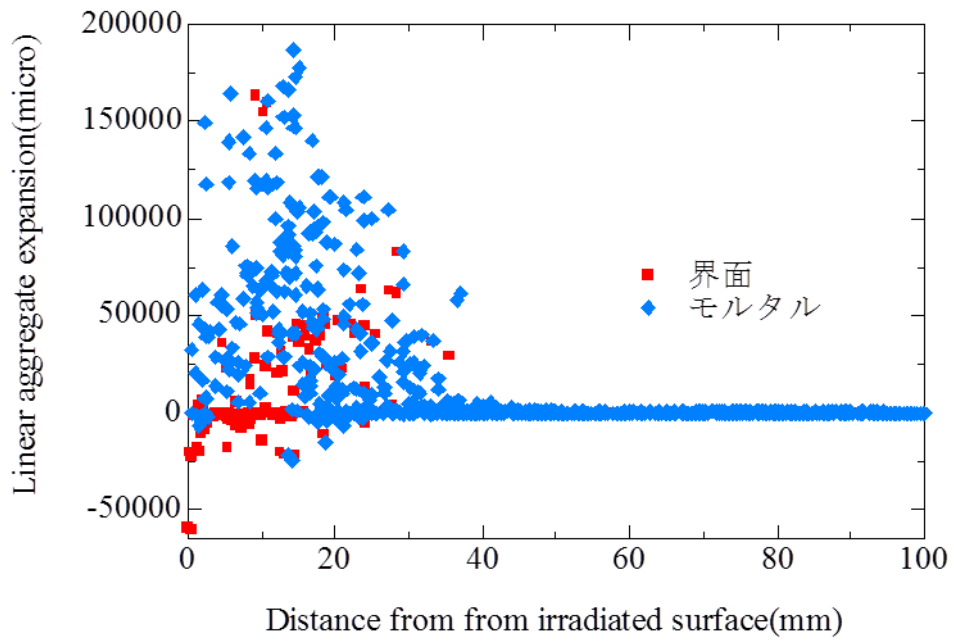
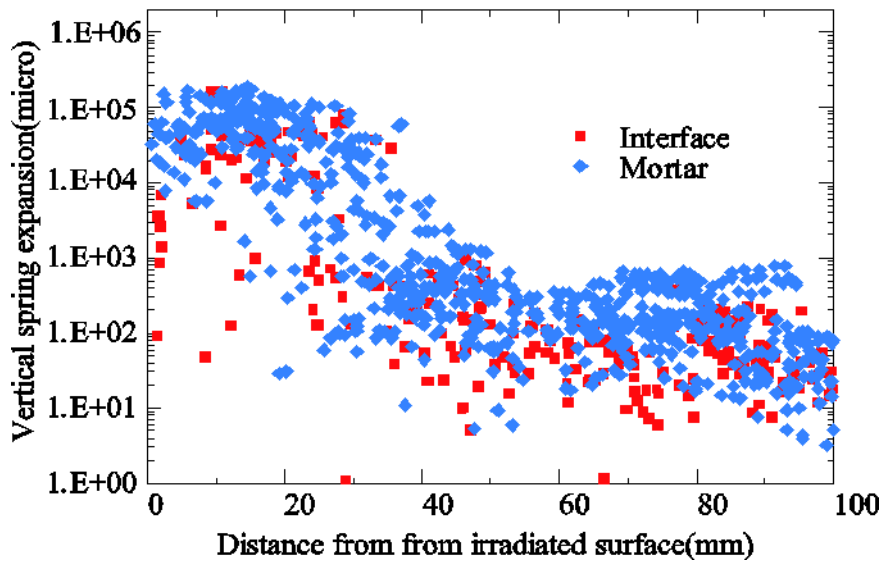


図 3.4.2-17 試験体表面の損傷過程 (倍率 10 倍)

また、図 3.4.2-18、図 3.4.2-19 に 60 年経過後の、 $140 \leq z \leq 160$  断面の要素境界に設置したモルタル境界面、モルタル・粗骨材界面バネのひずみ分布・応力分布を示す。なお、ひずみ分布図では正方向が膨張、応力分布図では正方向が引張である。図 3.4.2-18 によると、照射表面から 50mm 程度の位置から急激に膨張量が上昇している。また、モルタル・界面のひび割れにより局所的にひずみが集中し、入力値である骨材膨張ひずみよりも非常にひび割れ部が開口する部分が生じるとともに、骨材膨張によって局所的には非常に高い応力が生ずることが確認できる。材齢 60 年時点において、表層から 5cm の部分では著しく損傷が生じている可能性がある。ただし、これは骨材種類などにも依存することであり、照射試験や実機の影響も含めて、今後も検討の余地がある。



(Y 軸線形)



(Y 軸対数)

図 3.4.2-18 バネのひずみ分布

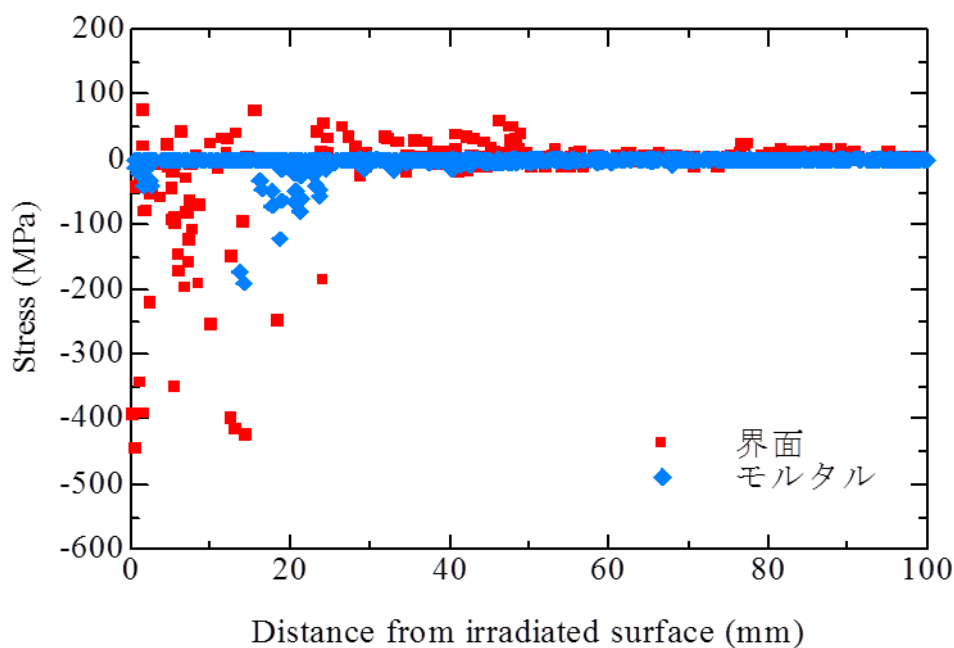


図 3.4.2-19 バネの応力分布

7) まとめ

本検討では、離散ひび割れを取り扱える解析手法 RBSM を用いて、骨材膨張影響について体積変化が部材内に及ぼす影響を考慮できる解析手法について提案して、試算を行った。照射量の大きい極表層においてひび割れが連結する可能性が示唆された。今後、放射線計算の見直し、放射線量と骨材膨張量に関するデータの整備、高温時のモルタルの挙動について精査することで、より信頼性の高い数値解析手法に発展させることができる見通しがついた。

高速化については、現状では難しい結果となったが、今後のアルゴリズム改良へ向けた課題抽出ができた。GAP アナリシスとしては成功したと考えられる。

### 3.4.3 まとめ

#### (1) 解析手法の妥当性検証

JPDR 炉に関する調査及びコンクリート照射劣化評価システムの検証解析として、以下を実施した。

- ・ JPDR 炉に関する調査により、遮蔽コンクリートの長期的な放射線影響を評価する際に必要となる、JPDR 炉の運転履歴を整理した。
- ・ JPDR 炉遮蔽コンクリート内に配置されている冷却管の影響評価を実施し、コンクリート強度に関する検証計算において、冷却管を考慮する必要がないことを確認した。
- ・ JPDR 炉の遮蔽コンクリート強度に影響する発熱量について、本評価コードの放射線発熱量計算部分の検証を行った。その結果、線源スペクトルを正しく設定すれば、発熱量を正しく計算できることを確認した。

#### (2) 数値解析手法による健全性評価の検討

##### 1) 数値解析による片側加熱による健全性評価の考え方

既存コンクリート構造物の性能評価を行う上で、アクセスできない箇所や大断面部材内での物性の変化や将来予測を行うための数値解析コードを用いて、検討を行った。提案コードは、水和反応速度モデルから出発し、相組成、セメントペーストの物性、コンクリートの物性を評価することができる体系を備えている。施工時に生ずる不均一性は考慮することができないが、均一なコンクリート性能を有している部材内部と仮定した場合の温度・乾燥による変質について評価することができ、大断面部材を想定した場合にはその物性の内部の変状を予測することができる。本モデルを用いて大断面部材で物性評価の難しい、片側からの加熱を受けたマッシュなコンクリート部材を対象に試算を行い、健全性評価の上で留意すべき事項について考察した。

##### 2) 力学解析による放射線影響による膨張挙動評価

離散ひび割れを取り扱える解析手法 RBSM (3次元剛体バネモデル) を用いて、骨材膨張影響について体積変化が部材内に及ぼす影響を考慮できる解析手法について提案して、試算を行った。照射量の大きい極表層においてひび割れが連結する可能性が示唆された。今後、放射線計算の見直し、放射線量と骨材膨張量の関係に関するデータの整備、高温時のモルタルの挙動について精査することで、より信頼性の高い数値解析手法に発展させることができる見通しがついた。

### 3.5 まとめ

中性子照射試験では、 $1.5 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$  の累積照射コンクリート試験体で、平均  $1,500\mu\text{mm}$  (平均長さ変化率は 0.15%) 膨張しており、骨材 (碎石 (凝灰岩) や砂利) の膨張に起因するものと推定される。また、中性子照射環境下では、自由水は分解しやすいが、化学的結合水は非常に分解しにくい。

ガンマ線照射試験では、コンクリート試験体は、線量率が高いほど質量減少量が大きくなる傾向が確認された。期間及び熱影響度を横軸にとると、圧縮強度が上昇している傾向が見られる。ガンマ線によるコンクリート特性変化の主要因は、温度や放射線分解による水分の逸散と推定される。

放射線に対するコンクリート構造物の健全性評価では、JPDR 炉の遮蔽コンクリート発熱評価、炉内の生体遮蔽壁を想定したコンクリート内の物性変化評価、骨材膨張による生体遮蔽壁内側のコンクリート膨張評価等を実施した。

コンクリートの物性や強度の評価手法では、過年度までに測定してきたデータの洗い出しを行い、コンクリートの変質と部材中の水・熱移動に関わる高度化を行なった。今年度実施した改善点の主要な項目は、1)セメントペースト中の含水率に関するヒステリシスモデル、2)セメントペーストの体積変化予測モデル、3)温度履歴と乾燥履歴に応じたコンクリートの圧縮強度予測モデル、の3つである。コンクリートに関わる部分の強度予測については、中庸熱ポルトランドセメントを用いたマスコンクリートの実験について、適切に部材の強度の予測が評価できることを示した。

数値解析手法の高度化に資する実験としては、1)高強度コンクリートの乾燥・加熱による強度変化、2)セメントペーストの収縮メカニズムに関わる検討、3)核磁気共鳴分光法による吸着水分の挙動に関する基礎的検討、4)高温時の長さ変化等温線および脱着線に関わる基礎的検討、5)低温示差走査熱量計を用いた乾燥時のセメントペーストの微細構造変化に関する測定手法の検討、6)コンクリート部材中の温湿度測定を行なった。