

骨材反応性と環境条件に着目したコンクリートのASR による膨張挙動に関する研究

川上, 隆

<https://hdl.handle.net/2324/7182453>

出版情報 : Kyushu University, 2023, 博士 (工学) , 課程博士
バージョン :
権利関係 :



骨材反応性と環境条件に着目した
コンクリートの ASR による膨張挙動
に関する研究

2024 年 2 月

九州大学大学院工学府

土木工学専攻

川上 隆

目次

第1章 序論	1
1.1 研究の背景	1
1.1.1 ASRの歴史的経緯	1
1.1.2 ASRに関する現状の課題と研究動向	3
1.2 本研究の目的	5
1.3 本論文の構成	6
第1章の参考文献	7
第2章 ASRに関する既往の知見	9
2.1 はじめに	9
2.2 ASRの劣化機構に関する既往の知見	9
2.2.1 ASRの化学的な反応機構	9
2.2.2 ASRによるコンクリートの膨張機構	10
2.2.3 ペシマム現象	13
2.3 岩石学的観点から見た骨材の反応性に関する既往の知見	13
2.4 ASRによるコンクリートの膨張を評価する試験法に関する既往の知見	14
2.5 ASRによる膨張を数値モデルで記述する方法に関する既往の知見	17
2.5.1 曲線を描く数式によってマクロな膨張を表現する手法	17
2.5.2 内圧に基づく手法	18
2.5.3 ゲルの生成量に基づく手法	18
2.5.4 イオン拡散に基づく手法	19
第2章の参考文献	20
第3章 使用材料の諸特性	25
3.1 はじめに	25
3.2 結合材および非反応性骨材の特徴	25
3.2.1 結合材の諸特性	25
3.2.2 非反応性骨材の特徴	26
3.3 反応性骨材の物性と岩石学的特徴	27
3.4 各反応性骨材のASR反応性の評価	34
3.4.1 化学法による反応性評価	34
3.4.2 モルタルバー法による反応性評価	35
3.5 ペシマム混合率の評価	36
3.6 まとめ	42

第 3 章の参考文献	43
第 4 章 溶液中の骨材の溶解速度の評価および膨張圧発生機構に関する検討	45
4.1 はじめに	45
4.2 骨材からのシリカ溶出速度に関する検討	45
4.2.1 実験概要	45
4.2.2 結果および考察	47
4.3 アルカリ溶液と接触した骨材断面の観察	53
4.4 膨張圧発生メカニズムに関する実験的検討	58
4.4.1 目的	58
4.4.1 実験方法	58
4.4.2 結果および考察	61
4.5 まとめ	65
第 4 章の参考文献	66
第 5 章 材料・配合・環境を要因にしたコンクリートの ASR 膨張挙動	67
5.1 はじめに	67
5.2 AW-CPT の試験手順	67
5.3 促進試験におけるアルカリ溶脱の抑制法の比較	73
5.4 アルカリ量と温度を要因とした AW-CPT による膨張挙動	79
5.4.1 試験概要	79
5.4.2 結果および考察	80
5.5 10° C の低温環境における ASR 膨張挙動	87
5.5.1 試験概要	87
5.5.2 結果および考察	88
5.6 長期間の室内膨張試験結果に基づく ASR のアルカリ総量限界に対する考察	91
5.7 実環境下における膨張挙動に関する検討	100
5.7.1 試験概要	100
5.7.2 暴露試験の結果および考察	105
5.8 まとめ	111
第 5 章の参考文献	112
第 6 章 劣化機構に基づく膨張予測への展開	116
6.1 はじめに	116
6.2 ASR 膨張を数値的に表現する既存の手法	116
6.2.1 計算のコンセプト	116

6.2.2 各種係数の同定方法	119
6.3 膨張モデルによる予測と検証	121
6.3.1 骨材溶出試験によるモデルパラメータの決定	121
6.3.2 促進試験結果とのフィッティングによるパラメータ同定	123
6.3.3 実環境暴露試験の膨張挙動の予測	130
6.4 まとめ	133
第6章の参考文献	133
第7章 結論	135
7.1 本研究の総括	135
7.2 今後の課題と展望	137
謝辞	139

第 1 章 序論

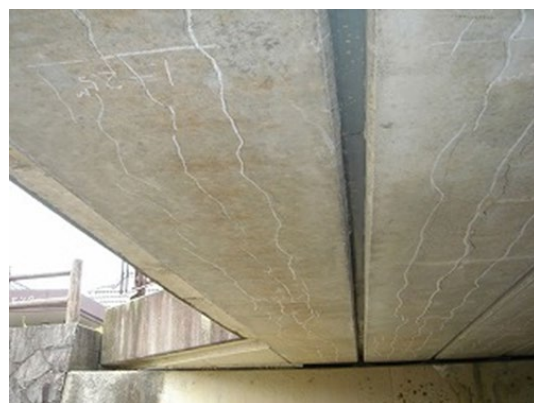
1.1 研究の背景

アルカリシリカ反応（Alkali-silica reaction：以下，ASR）とは，骨材中に含まれるシリカ（ SiO_2 ）が空隙水中のアルカリと反応し膨潤性のゲル状物質を生成する現象をいう。実務では，この生成物が原因の膨張圧により，コンクリート構造物にひび割れを呈する劣化までを ASR と称することが多い。コンクリート構造物に ASR が発生すると，図-1.1.1 に示すようなひび割れを生じ，強度や弾性率といった力学性能の低下，変形，内部鉄筋の破断のほか，物質移動抵抗性が低下することでさまざまな他の劣化の要因となりうる。

本論文では「劣化の要因である化学現象としての ASR」と「ASR によるコンクリートの劣化」を区別して記述する。ここで，ASR を引き起こす本質は空隙水の pH，すなわち水酸化物イオン（ OH^- ）濃度であるが，一般にコンクリートの空隙水の OH^- のカウンターイオンはアルカリ金属イオン（主に Na^+ ， K^+ ）であるため，多くの場合 ASR の作用機構をアルカリ金属イオン濃度で議論する。慣例的に「アルカリ」とは水に溶解した際にアルカリ性を示す物質を指すため，本論文におけるアルカリ量／濃度の表記はアルカリ金属（Na，K）含有量／濃度と同義である。



(a) 無拘束の場合
(亀甲状のひび割れとなる)



(b) 拘束のある場合
(拘束方向に沿ったひび割れとなる)

図-1.1.1 ASR によるコンクリート構造物の変状の例

1.1.1 ASR の歴史的経緯

ASR によるコンクリート構造物の劣化は 1940 年にアメリカの Stanton によってはじめて報告された^{1.1)}。1938 年にカルフォルニア州モンレー郡 Salinas Valley の建設後間もないコンクリート舗装に原因不明の異常な膨張ひび割れが発見されたことがきっかけで，当時のカルフォルニア州の高速道路局に勤めていた Stanton は，はじめてセメント中のアルカリと骨材間の反応に起因するものと指摘した。その後 King City Bridge の事例をはじめ，岸壁やモンレー郡の他の構造物に map cracking として発生していた問題も同様に，後に

Alkali-aggregate reaction と呼ばれるメカニズムで劣化していたことが確認された。また，Stanton はこの時点で既に劣化性を評価する試験法として現在のモルタルバー法の原型を提案し，セメント中の $\text{Na}_2\text{O}_{\text{eq}}$ 量が 0.6 mass%以下では膨張しないことや，ポゾラン材料の使用が抑制に有効である可能性を提示している。従来，コンクリートにおける骨材は不活性な充填材料と捉えられていたが，Stanton の発表以降は対策を講じる必要性が認知され，セメント分野や岩石分野を中心に ASR への関心が高まった。

わが国においては，1949 年より藤井^{1.2)}や小柳^{1.3)}によって「セメント骨材反応」としてアメリカの劣化事例が紹介されたのが ASR 研究の始まりである。これらは当時のセメント協会の月刊誌に複数巻にわたって，劣化メカニズム，アメリカの骨材反応性試験のコンセプト，提案されている抑制方法，日本のセメントのアルカリ事情を解説するものであった。国内の最初の被害事例としては，1951 年に近藤と北川によって山形県最上川に架かる村山橋と長崎橋の膨張劣化が報告されている^{1.4)}。この報告の中で近藤らは日本各地からサンプリングした骨材について ASR 反応性試験（化学法とモルタルバー法に類似）を実施し，日本では ASR を起こすと疑われる骨材はアメリカほど多くないが，劣化事例を鑑みるに更なる全国的なアルカリ反応性の調査が必要であると結論付けている。以降は 1965 年の鳥取県の電力会社施設の安山岩砂利を使用したパラペットの剥落の事例^{1.5)} 程度であり，一時は劣化に関する関心は薄れていた。その後 1979 年に阪神高速道路の橋脚に ASR が発見されたこと^{1.6)} で再び注目を集め，調査委員会が設置されるなど，わが国においても積極的な ASR の抑制対策が行われるようになった。

1980 年代に行われた建設省総合技術開発プロジェクト「コンクリートの耐久性向上技術の開発」の成果として，1986 年の通達「アルカリ骨材反応暫定対策について」（建設省）や JIS A 5308「レディーミクストコンクリート」^{1.7)} に新たに盛り込まれた ASR 対策の記述が，現在までの抑制対策指針の原型となっている。その後，国内で製造されるセメントが実質的に低アルカリ型のセメントで品質が安定していたこともあり，2002 年に国土交通省は「アルカリ骨材反応抑制対策について」^{1.8)} を改訂し，具体的な抑制対策として以下の対策を挙げた。

- ①アルカリ量が表示されたポルトランドセメント等を使用し，コンクリート 1 m^3 に含まれるアルカリ総量を Na_2O 換算で 3.0 kg 以下にする。
- ②JIS R 5211 高炉セメントに適合する高炉セメント（B 種または C 種）あるいは JIS R 5213 フライアッシュセメントに適合するフライアッシュセメント（B 種または C 種），もしくは混和材をポルトランドセメントに混入した結合材でアルカリ骨材反応抑制効果の確認されたものを使用する。
- ③骨材のアルカリシリカ反応性試験（化学法またはモルタルバー法）の結果で無害と確認され，安全と認められた骨材を使用する。

骨材の供給事情を鑑みて土木分野では上記の順での対策が優先されることとなった。この対策が設けられて以降の新設構造物の劣化報告は大幅に減少し，ASR に関する研究は劣

化した既存構造物を対象とした補修方法や構造解析に主眼を置かれることが多くなった。

1.1.2 ASRに関する現状の課題と研究動向

(1) 抑制策の限界

上述した現行の抑制対策には以下のようにいくつかの課題があると指摘されている^{1.9)}。

最もよく認識されているものは、骨材のアルカリシリカ反応性の判定試験に関連したものである。骨材はその反応性によって、モルタルバー法によって26週以内に「無害でない」と判定できる“急速膨張性”のものと、モルタルバー法では検出できないがコンクリートプリズムを用いた長期試験で反応性が検出される“遅延膨張性”のものの2つに大別される^{1.10)}。急速膨張性骨材は短期間で比較的容易に反応性を検出できる一方で、遅延膨張性骨材は化学法(JIS A 1145)でも「無害」と判定されることが多い。また現行の判定試験では骨材を単体で扱うことから急速膨張性骨材の混合ペシマムを検出できないことも問題である。実際のコンクリートの使用現場では骨材の混合使用が一般的であり、したがって偶然ペシマム現象が引き起こされる可能性がある。さらに試験時の粉砕処理によって本来の反応性が正確に判定できない点や、判定結果がサンプリングの偏りに大きく影響される点、粘土鉱物(モンモリロナイト等)を含む骨材は添加されたアルカリを吸着することから、試験の性質上、反応性が適切に判定されない点などが挙げられる。現行の骨材反応性判定試験は多くの実績があるものの、上述する様々な要因から、ASRを未然に防ぐフィルターとしての役割は完全ではない。

また、地域の骨材事情も考慮する必要がある。わが国に関して考えると、日本列島は環太平洋造山帯に位置し、地質としては非結晶で反応性の高いシリカ鉱物を豊富に含む火成岩が広く分布する(図-1.1.2)^{1.9)}。また、変成作用を受けた結晶性の低いシリカを含む岩石や、堆積岩に含まれる結晶度の高い石英でも微晶質、隠微晶質の非常に比表面積の大きいものは遅延膨張性を示す可能性があり、現行の反応性判定試験で見落とされているものを含めるとASRの反応性を示す骨材は多い。地質上、反応性の高い岩石が多い日本においてすべてのコンクリートの使用現場で使用する骨材を完全に非反応性骨材(例えばSiO₂を含まないような石灰岩など)とするには良質な骨材の偏在や枯渇、コストの面から限界がある。

コンクリート中のアルカリ総量を3.0 kg/m³以下に抑えているにもかかわらずASRが起る場合がある^{1.11)}。モルタルバーで無害と判定された骨材を使用し、推定されるアルカリ総量が2.6 kg/m³の条件であってもASRによってひび割れを生じた実構造物の事例がある^{1.12)}。ASRによる深刻な損傷が認められた東京港湾岸のPC舗装に対し分析を行った報告^{1.13)}によると、アルカリ総量は規制値以下の2.2 kg/m³であったという結果から、より厳しい基準が必要と述べられている。また、フライアッシュ(FA)や高炉スラグ微粉末(BFS)などの鉱物質混和材をセメントの一部に置換して抑制対策を行った構造物であっても劣化が確認されている^{1.14)}。さらに供用環境によっては、海水由来の飛沫塩分や凍結防止・融

解剤の散布によってコンクリート中へ Na^+ や K^+ が供給され、アルカリ総量が設計時の想定とは異なる場合がある。また内部からのアルカリの供給源はセメントと化学混和剤に限定されるわけではなく、火成岩には高 pH 環境下でガラス質と長石類に由来するアルカリが溶出する性質をもつものがあり、骨材自身からのアルカリ供給により持続的に反応が起こる、いわゆる“アルカリ・リリース”が問題となりうる場合もある^{1.15), 1.16)}。

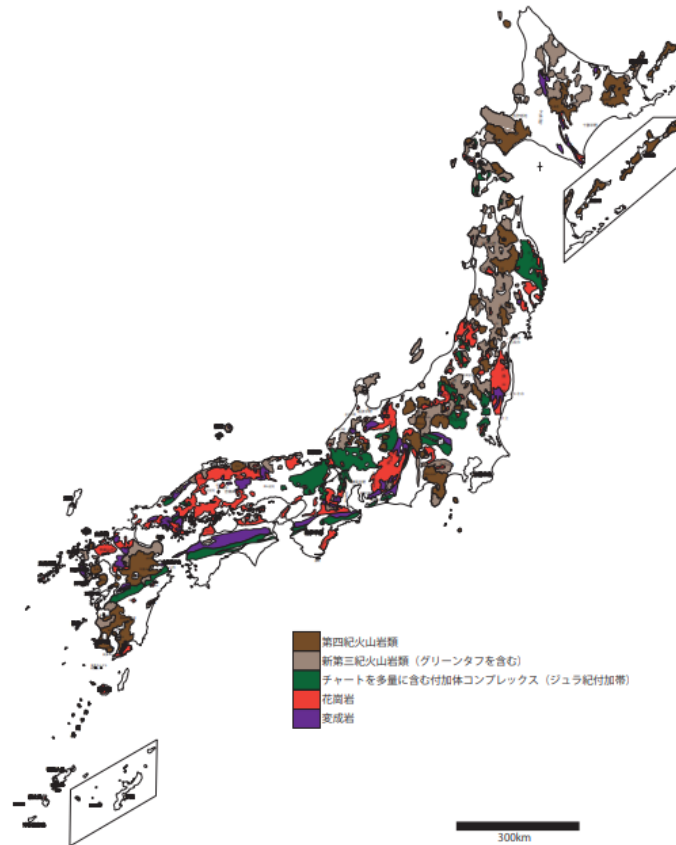


図-1.1.2 国内における ASR に関係の深い岩体の分布図^{1.9)}

(2) 促進試験の信頼性向上

構造物の設計時点で ASR 膨張リスクを評価する際、事前検討としてはモルタルバーよりも骨材粒径の影響を排除するためにコンクリートを対象とした試験が望ましい。コンクリートの膨張を評価する試験法としては、CPT (Concrete prism test) と呼ばれる、コンクリートで作製した角柱供試体を所定の温度下で一定の期間反応を促進させて、膨張率を評価する試験が一般的である。しかしながら促進中に供試体からアルカリ溶脱という現象が課題として指摘されてきた。

近年提案された、アルカリ溶脱の影響を最小化したコンクリートの試験法として、AW-CPT (Alkali-Wrapped CPT) が挙げられる^{1.17)}。AW-CPT とは、実配合コンクリートを用いた促進試験法の一つであり、従来の CPT である RILEM AAR-3 もしくは RILEM AAR-4 や

JCI-S-010-2017 に共通の課題点であった乾燥とアルカリ溶脱を抑制する目的で、空隙水を模擬した NaOH 水溶液を用いて供試体を封かんするアルカリラッピングという操作を加えたものである。これによって遅延膨張性骨材の長期材齢での膨張が検出可能となるなど、より実環境に近い結果が早期に得られるものと考えられる。

(3) 膨張予測の意義

ASR は一度内部で劣化が進行すると、反応を完全に停止させて構造物の劣化を食い止めることは非常に困難である。そのため新設のコンクリート構造物に対しては ASR を生じさせないように事前に構造物としての ASR 発生リスクを予測し対策を考えることが、劣化した既設コンクリートに対しては現時点が劣化のどの段階にあるかを把握したうえで有効な抑制対策を示すことが重要である。

ASR は化学反応であるから、結晶度の低いシリカを含む骨材の存在と十分な湿分が確保されている場合、温度とアルカリ濃度が高いほど反応が促進される。したがって ASR の促進試験といった際は、給水を行い、温度とアルカリ量をコントロールすることによって劣化を加速させることがほとんどである。ASR によるコンクリートの性能低下は膨張量と一定の相関があることから、モルタルもしくはコンクリートを使用した ASR 促進試験では膨張量を評価するものがほとんどであり、また劣化段階の推定には採取コアの長さ変化を追うことが多く、膨張量によって ASR の進行度を整理する研究が精力的に行われている。

しかしながら実際の供用環境では ASR の劣化が顕在化するまで通常数年から数十年かかるうえ、同じ配合であっても寸法や拘束といった構造条件や、温度、降雨、日射といった気象条件によっても異なる劣化挙動を示すため、簡易な促進試験で実構造物の劣化リスクを適切に評価することは困難である。そこで ASR を反応メカニズムに基づきモデリングし、材料や使用・環境条件などの各種要因を入力パラメータとした数値的手法による膨張予測が有効な手段である。このような、時間軸の概念が導入された、ASR による劣化を予測する手法が確立されれば、構造物の劣化時期の推定によって維持管理が容易になり、供用環境やコンクリートの材料に応じて適切な抑制対策を示すことができる^{1.18)}。さらに、構造物の要求性能などによってはこれまで使用されてこなかった幅広い材料の活用が期待される^{1.17)}。

1.2 本研究の目的

先述したように、コンクリート構造物の ASR を起こさせない／適切に対処するような設計・維持管理シナリオを描くには劣化予測の技術は不可欠であるが、現時点では、事前にいつどの程度劣化が起こるのか、定量的に ASR のリスクを把握する確立された手法はない。ASR を抑制する方法に関しても、骨材の使用の可否や、混和材の量、アルカリ総量の基準などは、試験と現場の実績から経験的になされているのが現状である。しかしながら、ペシマムや遅延膨張性骨材の存在、コンクリートの材料・配合条件、供用環境を考慮した

すべてのケースで長期間の膨張試験を行うのは現実的でない。

そこで、将来的な劣化リスクの事前検出と抑制効果の定量評価、合理的な材料設計および維持管理手法の高度化に向けて、“ASR のメカニズムに即した劣化モデルによる膨張予測法”が望まれる。これを実現するためには、①まずはミクロな材料スケールで ASR の反応メカニズムを定量的に把握し、②アルカリ量や温度といった各種因子がコンクリートの膨張へ与える影響を明らかにし、③そのうえで構築したモデルによる予測結果が膨張データと整合するか比較検証することが必要である。

本研究は、反応および膨張メカニズムに基づく ASR 膨張の定量予測法の構築を目標として、骨材の反応性、温度、アルカリ量のそれぞれがコンクリートの ASR 膨張挙動に与える影響を実験的に考察し、提案した膨張予測モデルの適用性について検討した。

本研究では岩石学的に特徴の異なる 5 種類の反応性骨材を対象とし、前述の 1.1 節の①に関して、ASR の劣化進行プロセスに即して、まずは骨材自身の ASR 反応性を評価し、各々の骨材とアルカリ溶液の系で骨材鉱物の溶解挙動について明らかにした。その後、②に関して、それらの骨材を使用した促進試験 (AW-CPT) と屋外暴露試験を行い、コンクリートの膨張に及ぼす骨材反応性と促進条件の影響について実験的に考察した。最後に、③に関して、上記検討の成果と照らし合わせることで従来のモデルの課題点を克服し、試算結果と比較によってこの膨張予測法の可能性について論じた。

1.3 本論文の構成

図-1.3.1 に本論文の構成を示し、以下に各章の概要について解説する。

第 1 章では、ASR 研究の経緯や課題といった研究の背景および本研究の目的について述べた。

第 2 章では、ASR に関する既往の知見を整理した。本研究に関連の深い ASR の劣化機構に関する現状の理解や劣化発生・進行に与える各種要因の影響、コンクリートの ASR 劣化を評価する試験方法、ASR に起因する膨張劣化の予測手法に関する最新の知見について取りまとめた。

第 3 章では、本研究で使用した材料の物理的・化学的特性について述べた。特に ASR を取り扱う本研究で重要になる骨材の性質に関しては、岩石学的な特徴や骨材としての ASR 反応性試験の評価結果について述べた。

第 4 章では、骨材自身のシリカ溶解反応および硬化体の損傷の過程を、アルカリ溶液中の骨材溶出試験と骨材単体および硬化体の断面観察によって整理した。

第 5 章では、反応性の様々な各種骨材を使用し、配合（特にアルカリ総量）や環境温度を要因としたコンクリート膨張試験を行うことで、これらがコンクリートとしてのマクロな ASR 膨張挙動に与える影響を実験的に評価した。本章では膨張試験として環境の制御された室内試験と、湿分と温度に変動のある屋外環境での暴露試験の両者を実施し比較した。そのなかで、実験室と実環境の ASR が単純には相関しない問題や、室内試験の成果をもと

に現状の ASR 抑制策のコンセプトに対して考察を加えるなど、様々な視点で議論した。

第 6 章では、まず従来の劣化機構に基づく種々の膨張予測モデルのコンセプトについて解説した。4 章と 5 章の内容を受けて、従来の ASR 膨張モデルの仮定と、実際の硬化体内部で起きている現象の乖離点を指摘した。その後、これらを考慮した試算例を提示し、屋外環境での長期の ASR を予測するためにクリアすべき方向性について議論した。

第 7 章では、本研究で得られた結果を総括し、成果の将来への展望や今後の課題について述べた。

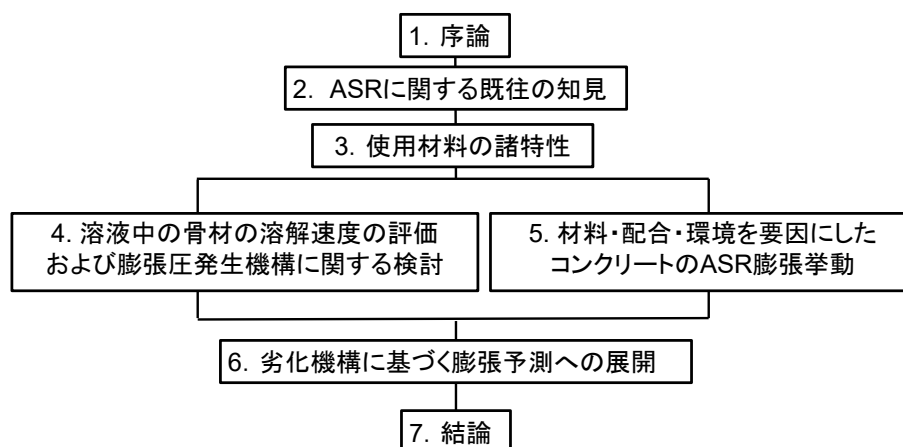


図-1.3.1 本論文の構成

第 1 章の参考文献

- 1.1) T. E. Stanton: Expansion of concrete through reaction between cement and aggregate, Proceedings of ASCE, Vol.66, pp.1781-1811, 1940.
- 1.2) 藤井光蔵：セメント骨材反応に因るコンクリートの過度膨張異変に就いて (1)，セメント・コンクリート，No.30，pp.5-12，1949.
- 1.3) 小柳勝蔵：アルカリ骨材反応に因るコンクリートの過度膨張防止剤としての Pozzolan（珪酸質混合材）に就いて，No.38，pp.5-12，1950.
- 1.4) 近藤泰夫，北川欣一：アルカリ骨材反応に関する研究（第 1 報：村山橋および長崎橋の被害調査ならびに某港防波堤破損状況に就いて，第 2 報：各地骨材のアルカリ骨材反応試験結果およびポツオラナによる防止等に就いて），セメント技術年報，Vol.5，pp.379-399，1951.
- 1.5) 村田清逸，関慎吾，藤木洋一：アルカリ骨材反応を起したコンクリートの一例，セメント・コンクリート，Vol.220，pp.7-13，1965.
- 1.6) 福島正人，二村誠二：コンクリート用砕石のアルカリ骨材反応性，セメント・コンクリート，No.438，pp.8-15，1983.
- 1.7) 日本産業規格：JIS A 5308，レディーミクストコンクリート，2019.
- 1.8) 国土交通省：アルカリ骨材反応抑制対策について，2002.

https://www.mlit.go.jp/kisha/kisha02/13/130801_.html

- 1.9) 鳥居和之, 山田一夫: コンクリート診断 ASR の的確な診断/抑制対策/岩石学的評価, 森北出版株式会社, 2017.
- 1.10) T. Katayama: Petrography of alkali-aggregate reactions in concrete - reactive minerals and reaction products., proceedings of East Asia Alkali-Aggregate Reaction Seminar, Tottori, A45-A58, 1997.
- 1.11) 古賀裕久, 百武壮, 渡辺博志, 脇坂安彦, 西崎到, 守屋進: 屋外に 23 年以上暴露したコンクリートの観察結果に基づく骨材の ASR 反応性の検討, 土木学会論文集 E2, Vol.69, No.4, pp.361-376, 2013.
- 1.12) 林建佑, 山田一夫, 河野克哉, 大庭光商: プレストレストコンクリート橋で生じた ASR の劣化診断, 土木学会年次学術講演会講演概要集, Vol.64, V-099, pp.195-196, 2009.
- 1.13) 尾花祥隆, 鳥居和之: プレストレストコンクリート・プレキャストコンクリート部材における ASR 劣化の事例検証, コンクリート工学年次論文集, Vol.30, No.1, pp.1065-1070, 2008.
- 1.14) T. Katayama: Diagnosis of Alkali-aggregate reaction- polarizing microscopy and SEM-EDS analysis, 6th International Conference on Concrete under Sever Conditions, Mexico, pp.19-34, 2010.
- 1.15) M. A. Bérubé, J. Duchesne, J. F. Dorion, and M. Rivest: Laboratory assessment of alkali contribution by aggregates to concrete and application to concrete structures affected by alkali-silica reactivity, Cement and Concrete Research, Vol.32, pp.1215 – 1227, 2002.
- 1.16) 野村昌弘, 西谷直人, 清水隆司, 鳥居和之: 実構造物における骨材からのアルカリ溶出の検証, コンクリート工学年次論文集, Vol.28, No.1, pp.791-796, 2006.
- 1.17) 日本コンクリート工学会: 性能規定に基づく ASR 制御型設計・維持管理シナリオに関するシンポジウム 委員会報告書論文集, 2017.
- 1.18) 日本コンクリート工学会: ASR 診断の現状とあるべき姿研究委員会 委員会報告書, 2017.

第 2 章 ASR に関する既往の知見

2.1 はじめに

本章では、ASR に関連した既往の知見を整理した。まず、2.2 では ASR の劣化機構に関するものについて解説した。次に、2.3 では岩石学的な観点から鉱物の ASR 反応性に関する知見を整理した。また、2.4 ではコンクリートの ASR 劣化を評価する膨張試験方法について、最後に 2.5 では ASR に起因する膨張劣化の予測手法に関する最新の知見について取りまとめた。

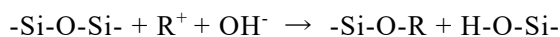
2.2 ASR の劣化機構に関する既往の知見^{2,1)}

2.2.1 ASR の化学的な反応機構

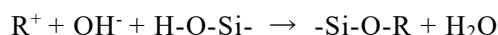
ASR は、コンクリート中の細孔溶液中のアルカリ金属イオン (Na^+ , K^+) と骨材中の反応性シリカ鉱物とが反応し吸湿性のアルカリシリカゲルを生成することをいう。古くはアルカリ骨材反応 (Alkali-aggregate reaction: AAR) の 3 つのメカニズム (ASR, アルカリ炭酸塩反応 (ACR), アルカリシリケート反応 (ASLR)) のうちのひとつと認識されていたが、Katayama^{2,2)} によって従来 ACR や ASLR とされてきたものが隠微晶質石英の ASR に起因するものと指摘され、今日ではアルカリ骨材反応は実質的に ASR と同義となった。

ASR は以下のような反応過程を有する。

- (1) 高 pH 環境下で、骨材中のシリカ鉱物もしくはガラス質の物質中のシロキサン結合 (Si-O) が水酸化物イオン (OH^-) により切断される。ここで、 R^+ はアルカリ金属イオンである。



- (2) 切断されたシロキサン結合が OH^- と反応してアルカリシリケートを生成する。



- (3) 生成されたアルカリシリケートは、含まれるアルカリがリチウムイオンの場合を除いて、吸水性が有しており、水和によって体積膨張する。

これらの反応機構から、ASR が生じる条件として、シリカ鉱物もしくはガラス質鉱物を含む反応性骨材、コンクリートの空隙水中の高い OH^- 濃度、水蒸気を含む水の存在の 3 要素が必須であるといえる。

コンクリート中の空隙水の OH^- 濃度、すなわち pH は硬化体中の水溶性のアルカリ量と水量によって決定され、アルカリイオン濃度にほぼ比例して上昇する。コンクリートのアルカリは主にセメントからもたらされ、未水和セメント中のアルカリの多くは硫酸アルカリ塩の形でクリンカ鉱物に存在する。セメントに含まれるアルカリは練り混ぜ直後に溶解する可溶性アルカリと、含まれる相の水和に伴い徐々に液相に放出される固溶アルカリに分類でき、全体に対して可溶性の割合は 50-70%程度といわれている。溶解したアルカリは Na^+ , K^+ として空隙水中に存在するため、コンクリート中の可溶性アルカリ量を制御するこ

とが ASR 抑制には有効である。長期的には、セメントの水和により固溶アルカリが放出され、さらに自由水が減少していくので、空隙水は一般的な健全なコンクリートで $\text{pH}=13.5$ 前後の高アルカリ性を示すようになる。

シリカ表面の OH^- が中和されても NaOH がまだ十分に存在すれば、さらに内部の $-\text{Si}-\text{O}-$ 結合が切断される。このような継続的なシリカの溶解によって、アルカリイオンは骨材が反応して生成したアルカリシリカゲルやセメント水和物である C-S-H の遊離したシラノール基 ($\text{Si}-\text{O}^-$)、もしくは OH^- によって $-\text{Si}-\text{O}-\text{Si}-$ の結合が加水分解されて生成したシラノール基との相互によって緩く吸着される。これらが持続的に生じることで、空隙水でのアルカリイオン濃度が低下し、それに伴って pH も低下する。この一連の反応によって空隙水の OH^- 濃度が反応の閾値を下回ることで、ASR は長期的には収束するというのが一般的な理解である。海水などに由来する NaCl 供給では、フリーデル氏塩を生成する過程で Cl^- が AFm 相の OH^- と交換することにより、細孔溶液中の pH が上昇する^{2,3)}。沿岸部での供用や凍結防止剤などの使用により外部からのアルカリ供給がある、もしくは骨材からのアルカリ溶出がある場合、長期にわたり空隙水の pH が高く維持される可能性があり、継続的に ASR が進行すると予想される。

2.2.2 ASR によるコンクリートの膨張機構

ASR によって生じる膨張機構についてはさまざまな説が提案されている。ここでは文献^{2,1)}を参考に最新の知見を加え、以下に示すいくつかの説を解説する。しかしながら全ての実験結果を解釈できる説明はなされていない。

・浸透圧説

浸透圧説とは、ASR の膨張の原因はアルカリシリカゲルの吸水膨張であるという説である。ASR の原因として一般的に認知されている説であり、Glasser によって提唱されたものである^{2,4)}。 OH^- によるシロキサン結合の切断によって、シリカが溶液中に溶解する。同時に、水和した Na^+ や K^+ が遊離したシラノール基と電気的中性を保つために浸透し、これによってシリカの吸水が生じる。その後、ゲル状の高分子電解質であるアルカリシリカゲルとなるためにさらに吸水し、このような影響によって膨張につながるとした。しかし、浸透圧説は一般的に認知されている説ではあるが、ASR に及ぼす影響因子は非常に多く、浸透圧説が主要因であるとは十分に説明できない点も多い。

・電気二重層説

電気二重層説とは、ASR の膨張の原因は、アルカリシリカゲル粒子界面に生成する電気二重層の反発力により、膨張圧が生じるためであるという説である。Prezzi ら^{2,5)}は、ゲルの粒子もコンクリート中の溶液と接しており、反応生成物のゲルの体積変化は表面性状で決定されると考え、電解質溶液に接触する粘土の膨張モデルとして採用されていた電気二

重層説の Gouy-Chapman モデルをコンクリートに応用した。その結果、アルカリシリカゲルの $\text{Na}_2\text{O}_{\text{eq}}$ 量が多く、 $\text{CaO}/\text{Na}_2\text{O}_{\text{eq}}$ 比が小さいほど膨張圧が高いことを定量的に求めた。この結果は、ASTM C 1260 に準拠した促進養生試験の膨張量とアルカリシリカゲルの組成の関係と概ね一致していることを報告し、骨材の電気二重層厚さによって膨張圧を算出できることを示した。

しかし、Prezzi らの研究では、骨材の反応率を無視しており、特に、高炉スラグ微粉末やフライアッシュといった混和材を混入することで、物質透過抵抗性が向上し、空隙水の組成が変化しているものと予想される。空隙水の組成変化は骨材の反応率やゲルの生成量や組成にも影響を及ぼすと考えられていることから、膨張の原因を十分に説明できていない。また、Ichikawa らによって、水和したアルカリシリケートでは、電気二重層反発力は無視できるほど小さいという報告もある^{2.6)}。

・イオン拡散説

イオン拡散説とは、Chatterji がシリケートイオンの拡散と、 Ca^{2+} の ASR への役割に着目し提唱した説である^{2.7)}。高い Ca^{2+} 濃度の環境においては、反応性骨材からのシリケートイオンの拡散が低下し、シリカが拡散するよりも、 Na^+ 、 Ca^{2+} および OH^- の浸透量が多い場合に膨張が生じるという考えである。イオン拡散説では、イオン強度の影響についても説明が可能である点が特徴である。

イオン強度とは電解質溶液の活量（モル濃度）とイオン間の相互作用を関係づける概念であり、溶液中の全イオン種のイオン濃度とそのイオンの電荷に依存する。上記理論ではイオン強度の増加に伴い骨材の表面電荷密度が増大し、シリカの溶出量が大きくなる。骨材界面の拡散層の $\text{Ca}^{2+}/\text{Na}^+$ が低下するとカルシウムシリケート相の密度が低下しイオンや水の浸透が容易になる。結果としてイオン強度が増大するとイオンの侵入とシリケートイオンの拡散が促進され膨張が大きくなるというものである。

・骨材膨張説

骨材膨張説は Bulteel を中心として提案されたモデルである^{2.8)}。チャートの一種である flint を対象に、固体 NMR によって、反応前の flint は Q^4 （4 配位のシリカ。 OH^- との結合を有さず 4 つのシロキサン結合 (Si-O) を有する）を主体とする SiO_4 の四面体構造であり、これがアルカリ溶液中でシロキサン結合が切断されることで Q^3 （ Q^4 の形態のうち 1 つがシラノール基に置換されたシリカ）が経時的に生成することを確認した。これらの現象について、熱分析との関係性を評価し、 Q^3 量、 Q^3 サイトから溶解したモノマーのシリケートイオン (SiO_4^{4-}) のモル数等、flint の溶解挙動について定量的に論じた。

これらの定量評価手法を基に、ASR の膨張機構は骨材の非結晶化に伴って生じる、体積変化によるものと主張している。XRD, XANES を用いて flint が非晶質化していくこと、また上述した熱分析を用いた定量分析によって骨材の非結晶化に伴う体積変化とモルタル

の体積変化に直線的な関係があることを示した。ただし、モルタルの体積変化は骨材の体積変化よりも 3 倍近く大きく、これはペースト部によってひび割れなどによって膨張量が増幅されたためと推察しているが、この原因については十分に言及されていない。

・結晶成長圧説

近年 Leemann ら^{2.9)}を中心に提案されている説であり、硬化コンクリートのマトリックスに、シリカ溶解に伴う空隙水のカルシウムイオン減少によって Ca/Si の低い C-S-H とアルカリシリケートが生成され続け、それらのロゼット状の結晶が成長することから膨張圧を生じるというものである^{2.10)}。ASR 劣化したサンプルの SEM 観察によって、ひび割れにこのロゼット状の結晶が確認できることを主張している。しかしこの観察されたロゼット状の結晶は、アルカリシリカゲルがひび割れを充填し再結晶化したものである可能性があり、損傷の原因物質として作用しているのかに関しては不明である。

・反応リムモデル

ASR が進行した劣化コンクリート中の骨材には、反応リムという領域（アルカリ交換により周囲より Ca^{2+} に富み硬質なため、肉眼で暗くリング状に見えるもの）が観察されることが多くの研究者によって報告されており、特に Rivard らは反応リムの存在の重要性について定性的に述べていた^{2.11)}。しかし、反応リムを定量的に評価した例は非常に少なく、またアルカリシリカゲルによってコンクリートにひび割れが生じるような膨張圧がどのように発生するのかは未だ明確な解明には至っていない。Hou らの結果^{2.12)}より、溶解したシリケートイオンと $\text{Ca}(\text{OH})_2$ によって初期に生成する C-S-H が障壁の役割をしているという説は反応リムと大きく関係しているように考えられる。

このような背景から、Ichikawa and Miura^{2.13)} は劣化構造物中の骨材にひび割れが見られること、また、反応リムにおいて Ca 濃度が高いこと、反応リムのビッカース硬度が骨材内部よりも非常に高いこと、の 3 点に着目して以下のような仮定を考えた。

- ・反応リムは骨材表面部分の水和したアルカリシリケートと Ca^{2+} の反応によって生成され、反応リムが生成された後はゲルが漏出する空隙は存在しない。
- ・反応リムは骨材へアルカリイオンを浸透させる硬い半透膜である。
- ・反応リムは骨材にひび割れを生じさせるのに必要な膨張圧を蓄積できるほど硬い。

これらの仮説を基にモデル化実験を行い、材齢 3 年において骨材に Ca 増加領域、すなわち、反応リムが生成したことを報告している。

また、ガラスビーズを各種アルカリ溶液に浸漬し、骨材に発生するひび割れを観察した結果、NaOH 溶液浸漬、もしくは、NaOH 溶液浸漬後に $\text{Ca}(\text{OH})_2$ 飽和溶液浸漬といった条件ではひび割れは生じず、 $\text{Ca}(\text{OH})_2$ 飽和溶液浸漬後に NaOH 溶液浸漬とすることで骨材にひび割れが生じることを明らかにした。以上の結果を基に、骨材中においてアルカリシリカゲルが蓄積されて膨張圧が発生するという反応リムモデルを提案している。実際には、

モルタルの膨張量等を測定していないため、不明な点も多々残されているが、反応リムが ASR 膨張を生じる際に重要な役割を果たしていることは確かであると考えられる。

Ichikawa らの、“生成したアルカリシリケートがペーストマトリクスに散逸しては膨張圧を生じえない”とする考えを検証するために、大澤ら^{2.14)}は骨材を取り巻く周囲の条件に着目した実験を行っている。骨材を拘束条件の異なるセメントペーストに包埋し、促進養生の後断面観察を行った結果、生成したゲルが周囲の緻密なマトリクスの存在によってはじめて骨材内に累積されることを報告している。しかしこの結果は骨材自体の損傷を評価できておらず、また、促進環境下において急速膨張性骨材を使用した一例にすぎないことから、実際の現場で起きている現象と整合するかはさらなる検討が求められる。

2.2.3 ペシマム現象

ASR の膨張挙動において特徴的な現象の一つがペシマムである。ペシマムとは、さまざまな ASR に与える要因それぞれにおいて、“ある特定の条件で最も膨張量が大きくなる”という現象の総称である。反応性骨材を非反応性骨材と一定量混合使用する場合にペシマムとなるものを配合ペシマムなどと言い、その時の混合率をペシマム混合率と呼ぶ（しかし実際にはこの反応性骨材の混合使用によるものを単にペシマム現象という場合が多い）。ペシマムは 1940 年に Stanton によって既に見出されている^{2.15)}。ペシマムには反応性骨材の混合使用のほかに、骨材粒径によるものや温度によるもの、アルカリ量によるもの、環境湿度によるものなどが知られている（図-2.2.3）。

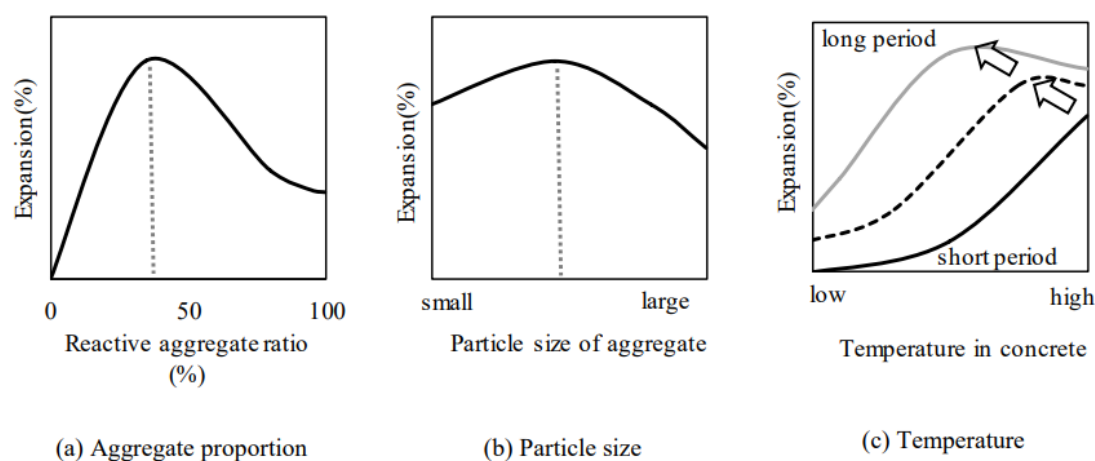


図-2.2.3 各種ペシマムのイメージ^{2.16)}

（左から、配合ペシマム、粒径ペシマム、温度ペシマム）

2.3 岩石学的観点から見た骨材の反応性に関する既往の知見^{2.17), 2.18)}

急速膨張性骨材とは、ASR 反応性が非常に高く、アルカリ量が低い環境下においても急速に反応が進行する骨材のことであり、モルタルバー試験で標準の試験期間（26 週）以内

に無害でないと判定できるものと定義されている^{2,19)}。また、配合ペシマムが生じる場合が多いのも急速膨張性骨材の特徴である。反応性鉱物として、オパール、クリストバライト、トリディマイトを含むものが多く、火山ガラスやカルセドニーを含むものもある。あくまで反応性の区分は骨材としての膨張性であるので、これらの鉱物の含有量や骨材の組織構造に大きく左右される。急速膨張性骨材は簡易な試験法で比較的検出しやすく、1980年代の抑制対策が講じられて以降に施工した構造物の劣化は大幅に減少した。

遅延膨張性骨材とは、主に隠微晶質石英や微晶質石英に起因する遅延膨張性の ASR を生じる骨材のことであり、モルタルバー試験で半年以内に無害でないと判定できないものと定義されている^{2,19)}。石英岩は大きな粒径の石英間の隙間に少量の隠微晶質石英や微晶質石英を含んでいることが多く、これらは試験用の骨材を粒度調整で破砕する際、微小な石英が失われてしまうことが多い。そのため遅延膨張性に起因した ASR 対策の大きな問題点は、遅延膨張性を示す骨材に対して現行の反応性骨材のスクリーニング法である化学法（JIS A 1145）やモルタルバー法（JIS A 1146）では検出が難しいということである。欧州の ASR 劣化事例の多くは不純物質を含んだ石灰岩に含まれる隠微晶質石英によるものであるといわれている。

2.4 ASR によるコンクリートの膨張を評価する試験法に関する既往の知見

各種の条件下でコンクリートの角柱供試体の長さ変化を評価する試験である Concrete prism test（CPT）は、単に使用骨材の ASR 反応性を判定するだけでなく、実配合のコンクリートを対象にすると配合ペシマムや粒径ペシマムが検出でき、混和材の抑制効果などの評価を行うことができる。そのため ASR 膨張を評価する試験法としてはモルタルバー法などに比べより信頼性の高い手法である。反応の促進のためにアルカリ量や保管温度といった試験条件や反応性の判定基準値が各規準で定められている。以降に国内外の代表的な CPT の特徴について整理する。

・ JASS 5N T-603^{2, 20)}

JASS 5N「建築工事標準仕様書・同解説 原子力発電所施設における鉄筋コンクリート工事」において規定される JASS 5N T-603「コンクリートの反応性試験方法」は、実配合のコンクリートを対象にした試験である。目的のコンクリートにアルカリ量($\text{Na}_2\text{O}_{\text{eq}}$)が 1.2, 1.8, 2.4 kg/m^3 の添加になるようにアルカリ総量で 3 水準の 100×100×400 mm の角柱供試体を作製し、40±2°C の恒温槽で促進養生する。養生の際、供試体には 50 g の水を含ませた不織布 2 枚で包み、さらにビニール袋等で密封する。1 ヶ月ごとに 6 ヶ月まで測定を行い、膨張率の関係から反応性を判定する。このとき、添加アルカリ量と膨張率の関係の外挿線を以って膨張率が 0.1%に達すると推測されるアルカリ添加量（これを当規準では臨界アルカリ量と称している）の概念を導入し、臨界アルカリ量が -1.2 kg/m^3 未満または 3.0 kg/m^3 以上であればアルカリ総量の観点で十分な余裕が担保されていると捉え、反応性な

しと評価する。

JASS 5N T-603 は、化学法やモルタルバー法とは異なり、材料と配合が実際に現場で使用するものと同一のコンクリートを用いた試験であるため、ペシマム現象を評価することができる。また、湿布とビニール袋によって、供試体の乾燥を抑えることができるので、供試体の養生環境をより均一にすることができ、試験結果のばらつきが抑えられる。さらに、臨界アルカリ量の評価の幅には主に当時のセメント品質の変動を考慮した材料由来のアルカリ量のばらつきと、原子力関連構造物に作用する放射線の影響をアルカリ量に置き換えて考慮しているため、サンプリングによる反応性の過小評価を極力抑えている。

しかし JASS 5N T-603 では試験期間が標準で 6 ヶ月であるため、軽微な劣化も許容されない長期的に耐久性が要求される構造物のリスクを評価するには比較的短いと考えられる。また養生温度が $40\pm 2^{\circ}\text{C}$ であるため、遅延膨張性を示すような骨材の判定を行うにはさらに判定期間が長期に及ぶ可能性がある。

・ JCI-S-010-2017^{2, 21)}

JASS 5N T-603 を参考にした JCI AAR-3 法を基に、近年の研究成果や欧米規格との対応を考慮し改定した試験法である。実配合コンクリートを対象にし、標準的な養生温度が 40°C である点は共通する。

目的のコンクリートにアルカリを 2.4 kg/m^3 添加させる手法から、添加後のアルカリ総量で 5.5 kg/m^3 となるように調整するよう変更されたほか、供試体寸法は $100\times 100\times 400\text{ mm}$ のほかに海外でよく使用される $75\times 75\times 250\text{ mm}$ も追加され、標準的な試験期間は 1 年間もしくは混和材を用いた場合は 2 年間と延長されている。本規格では独自に反応性の判定基準は明記せず、試験結果を実構造物における劣化と比較することで、データに基づいて利用者が判定基準を定めることを推奨している点も特徴である。

・ ASTM C1293^{2, 22)}

骨材の反応性評価もしくは混和材の効果確認の意味合いが強く、対象のコンクリートは単位セメント量 420 kg/m^3 で水セメント比が 0.42-0.45 の配合を標準としている。アルカリ総量を 5.25 kg/m^3 に調整し、寸法は標準で $75\times 75\times 250\text{ mm}$ の角柱である。 $38\pm 2^{\circ}\text{C}$ で R.H. 95%以上を保った雰囲気での促進環境で最長 2 年を試験期間としている。1 年後の膨張率が 0.04%を超えている場合に反応性有と判定する。

・ CSA A23. 2-14A^{2, 23)}

検討例が多く、他の規格でも参照されることの多いカナダの試験法である。寸法を $75\times 75\times 300\text{ mm}$ 以上 $120\times 120\times 450\text{ mm}$ 以下の角柱とし、セメントアルカリが 1.25%となるように調整する（このとき単位セメント量は 310 kg/m^3 が標準）。 38°C もしくは 23°C の湿空で静置し、0.04%の膨張率が反応性判定の基準となってる。

・ RILEM AAR-3^{2, 24)}

RILEM AAR-3 は 75×75×250 mm の角柱試験体を作製し、底部に水を張った容器に試験体を格納し、38±2℃ の恒温槽で養生を行う。養生期間 2, 4, 13, 26, および 52 週で長さ変化を測定し、その膨張量の大小によって反応性を評価する。

しかし、この試験法はコンクリートの配合および骨材の混合率は規定されているため、コンクリート配合の ASR 反応性を評価するものではなく、モルタルバー法と同様に骨材の ASR 反応性を評価する試験法である。したがって、ペシマム現象などを評価することは難しく、試験期間が 52 週と長期化することが問題である。また、JASS 5N T-603 とは異なり、湿布をしない湿気養生であるため、供試体の乾燥やアルカリ溶脱の程度を統一できず、試験の再現性が低いと考えられる。

・ RILEM AAR-4^{2, 25)}

RILEM AAR-4.1 は RILEM AAR-3 同様の寸法、手順で、促進温度を 60℃ にしたものである。反応性骨材と非反応性骨材の混合使用によるペシマムを検出すること目的としており、配合は骨材の混合使用を認めている。しかし、これも配合自体は規定されているものであり、実配合のコンクリートとしての ASR 反応性を評価する目的のものではない。RILEM AAR-3 との反応性の判定と整合性を取ることで、温度を上げて試験期間を短縮したことによる影響を反映するよう試みている。

・ RILEM AAR-10^{2, 26)}, RILEM AAR-11^{2, 27)}

さまざまな骨材に対する結合材（混和材）の抑制効果の検証に主眼を置いている。RILEM AAR-3 および AAR-4 で指摘された試験体の乾燥や試験体からのアルカリ溶脱を抑制するため、試験体寸法や測定手順に変更を加えたものである。促進温度の観点では AAR-10 が AAR-3 の、AAR-11 が AAR-4 のアレンジ版に相当する。大きな変更点としては①試験体寸法を 100×100×400 mm と大きくすることで試験体体積に対する表面積を小さくし、アルカリ溶脱の影響を抑える。②測定前の予冷を行わず供試体が温かいまま測定を行うという変更がなされた。AAR-3 および AAR-4 では試験体の長さや質量を測定する際、試験体を測定環境（20℃）で 24 時間程度の予冷を行うが、予冷時に試験体が乾燥すること、冷却された試験体を恒温槽に戻し再び試験体温度を上昇させる際に試験体表面に結露を生じアルカリ溶脱が促進されることが危惧された。そのため恒温槽から試験体を取り出す時間や取り出してから長さおよび質量測定までの時間を一定にし、測定後は速やかに恒温槽に戻すことで試験体の温度変化によるアルカリ溶脱や乾燥を抑えるとしている。

・ AW-CPT

養生の際にコンクリートの細孔溶液に相当する濃度の NaOH 水溶液で湿らせた不織布で

供試体を包むことによって、供試体のアルカリ溶脱と水分供給を制御する手法が日本コンクリート工学会「ASR 診断の現状とあるべき姿研究委員会」^{2,28)}にて提案され、これを基に国際規格として RILEM AAR-13^{2,29)}に Alkali wrapping 法 (AW) として規定された。この AW 法を CPT に適用させたものを Alkali-wrapped CPT (AW-CPT) と称する^{2,30)}。なお、RILEM AAR-13 自体は温度やアルカリ量を定める CPT ではなく「AW 法は上述した様々な CPT と組み合わせることの可能なオプション」という立ち位置であり、アルカリ濃度の推定方法とラッピング手順を解説したものである。

AW のアルカリ溶液の濃度は、空隙水組成に関する多くの実験的検討との整合性を基にして、配合条件から求められる^{2,31)}。仮にアルカリが細孔溶液と平衡でない濃度であったとしても、供試体と不織布の系でほとんどのアルカリが保存されることになり、試験期間を通して試験体のアルカリ量の上限值と下限値が管理できることも利点である。

2.5 ASR による膨張を数値モデルで記述する方法に関する既往の知見

コンクリート中における ASR の反応とそれに伴う膨張は、様々な機構により成り立っている。アルカリシリカゲルが生成する化学的な機構、アルカリシリカゲルと周囲のセメントペーストの反応により膨張を引き起こす機構、膨張によるひび割れ、劣化などが挙げられる。このような現象をすべてではないがモデル化して数値解析を行う研究はこれまでに盛んに行われている。

以降に、ASR を表現する代表的なモデルについて解説する。

2.5.1 曲線を描く数式によってマクロな膨張を表現する手法

経時的な膨張を表現するモデルとして最も国際的に認知されているのは、マクロな ASR 膨張を時間 t のみを変数とするシグモイド曲線に近似した Larive 式であり、以下の式 (2.5.1) で表される^{2,32)}。また、長期材齢における膨張の微増傾向の再現性を高めるために、時間の次元を持つ補正係数を組み入れた Brunetaud 式^{2,33)} (2.5.2) が用いられることが多い。

$$\varepsilon_t = \varepsilon_\infty \frac{1 - \exp\left(\frac{-t}{\tau_c}\right)}{1 + \exp\left\{-\frac{(t - \tau_L)}{\tau_c}\right\}} \quad (2.5.1)$$

$$\varepsilon_t = \varepsilon_\infty \frac{1 - \exp\left(\frac{-t}{\tau_c}\right)}{1 + \exp\left\{-\frac{(t - \tau_L)}{\tau_c}\right\}} \left(1 - \frac{\varphi}{t + \delta}\right) \quad (2.5.2)$$

ここで、 ε_t : 時間 t (days) における膨張率 (%)

ε_∞ : 最終膨張率 (%)

τ_L , τ_C , φ および δ ：時間の次元をもつ実験係数（days）

上式は、CPT 等で得られた膨張の実験値と式をフィッティングさせ、5つの定数（ ε_∞ , τ_L , τ_C , φ , δ ）を定めて用いる。実際のコンクリート構造物の膨張予測に用いる場合には各パラメータに温度依存性、アルカリ依存性などの影響を考慮した補正を加えて目的の条件の膨張挙動に換算する。

式形が単純であることからダムなどの大規模構造物の解析の際に入力値として採用されることが多い^{2,34)}。しかし、ASRの作用機構を考慮しているものではないので、予測した膨張挙動の妥当性の評価が困難である。材料や環境の適用範囲が限られるため、一般性を持たせてコンクリートの膨張性の予測や抑制効果を評価するには、より微視的な視点から反応や膨張の過程を扱うASR膨張モデルが望ましい。

2.5.2 内圧に基づく手法

微視的構造の観察事例が増大したことにより、骨材周辺レベルでのASRによる損傷を再現できる工学モデルが提案されるようになった。これらのモデルは骨材とマトリクス相を考慮し、一部の研究では骨材周囲の遷移帯（Interfacial Transition Zone; ITZ）も考慮されている。これらのモデルでは、3次元の微小部分として定義されている Representative Elementary Volume (REV) の概念が採用され、REVの膨張量予測し、その後、REVの膨張量とマクロなコンクリートの膨張量との相関関係からマクロな膨張量を再現する例が多い。

Bažant らは、廃ガラス粒子で作られたコンクリート試験体を用いて検討を行った^{2,35)}。解析上のREVは、セメントペーストマトリックスに埋め込まれた単一の球状粒子で作られた理想的な立方セルで構成されている。反応生成物によって誘発された膨張圧力は、アルカリシリカゲルが吸水することによる密度変化によって表現されている。

$$p = \kappa_g \Delta V \quad (2.5.3)$$

$$\Delta V = \frac{w_i}{Q_w} \quad (2.5.4)$$

ここで、 p ：膨張圧

ΔV ：ゲルの体積変化率

κ_g ：圧縮率

Q_w ：吸水前のASRゲルの密度

w_i ：ASRゲルへの水の吸収量

2.5.3 ゲルの生成量に基づく手法

Grimal らは、コンクリートの多孔性の飽和度に基づくゲル質量の変化に依存する反応速度論によって提案されたモデルを拡張した^{2,36)}。これによりクリープ、収縮、ASRの複合効果が考慮されている。材料の劣化は、確率論に基づく直交異方性損傷モデルによって説

明されている。これにより、ASR によって誘発される膨張，引張，および圧縮応力による損傷が説明されている。

$$P_g = M_g \left[AV_g - (A_0 V_g + b_g \text{tr}\varepsilon)^+ \right]^+ \quad (2.5.5)$$

$$\frac{\partial A}{\partial T} = \alpha_0 \cdot \exp \left[\frac{Ea}{R} \left(\frac{1}{T_{ref}} - \frac{1}{T} \right) \right] \frac{(S_r - S_r^0)^+}{(1 - S_r^0)} (S_r - A)^+ \quad (2.5.6)$$

ここで、 P_g ：ASR ゲルによる内圧

M_g ：ASR ゲルの体積弾性率

A ：反応速度を表す関数

V_g ：ASR ゲルの最大体積分率

$A_0 V_g$ ：空隙を埋めるために必要な ASR ゲル量

b_g ：ASR ゲルによる内圧の低減にかかる係数

$\text{tr}\varepsilon$ ：体積膨張率

T ：温度

Ea ：活性化エネルギー

R ：気体定数

S_r ：水分飽和度

また、式中の括弧に付された+は、括弧内が正の値のときのみ値を採用することを意味しており、それ以外は 0 を与えるものとしている。

2.5.4 イオン拡散に基づく手法

まず、ASR 膨張を、時間軸を持って数値的に予測する手法の整理として、主に海外の ASR 劣化を表現する工学モデルをレビューした文献^{2,37)}を基に、ASR 膨張を反応過程から説明するものについて一部を解説する。

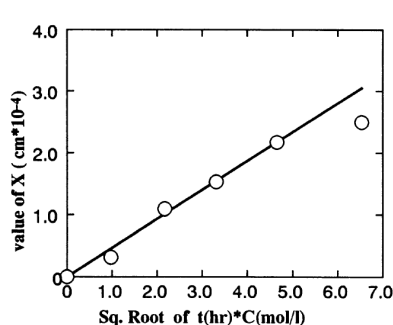
Suwito et al.^{2,38)} は、コンクリートを球形の骨材、骨材を取り巻く一定厚さのペーストマトリクス、要素間を充填する領域からなる三相で仮定し、2 段階の拡散プロセスで ASR の反応速度を表現するモデルを提案している。まずイオンが骨材内部へ侵入する拡散があり、その後、骨材周囲に形成されたゲルがペースト空隙に流れ込む拡散が起こる。そのセメントペーストを充填するものが膨張圧を生じると考えるものである。このモデルを用いた試算によって、マトリクスの空隙の影響や粒径ペシマムの表現が可能であることを述べている。

Poyet et al.^{2,39)} は、反応の場として先述の REV の概念を用いて、さらに拡散プロセスに Ca の影響も反映させたモデルを提案した。REV 内のアルカリ濃度の変化以外に反応生成物や $\text{Ca}(\text{OH})_2$ や C-S-H の生成量を考慮し、より現実の空隙水の条件に近い化学平衡を解く

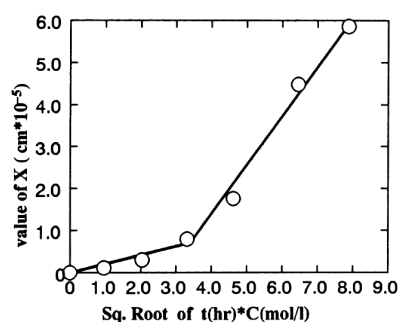
手法の提案を試みている。Multon et al. ^{2.40)} は、この Poyet らの手法に手を加え、膨張圧を出力値として扱うことで、拘束やクリープといった力学的な作用の考慮を可能にした。その後、水分移動や寸法効果を反映させ、反応プロセスから実構造物スケールの解析への応用の可能性を提示している ^{2.41)}。

また、ASR をイオン拡散から説明する試みの初期の成果として、魚本ら ^{2.42)} による手法が挙げられる。魚本・古澤・大賀法（以下、U.F.O.モデル）とは、コンクリート中の骨材の表面から内部方向への一次元的な反応がアルカリの拡散によって支配されるとした拡散律速に基づき、ASR 膨張反応をモデル化したものである。先述したモデルを含む、多くの ASR の反応プロセスを骨材内部へのイオン拡散で表現する方法においてこの手法が参照されている。このモデルを用いるに当たっては、JIS A 1145（化学法）に基づく浸漬時間や浸漬温度を試験水準とした骨材の溶出試験を事前に複数回行い、反応速度定数などを算出する必要がある。このモデル以外にも ASR 膨張をモデル化したものは存在するが、U.F.O.モデルの特徴は、骨材の反応性試験を行い骨材ごとにパラメータを設定する手法をとっている点である。これにより様々な種類の骨材に適用できるのが利点である。

魚本ら ^{2.42)} は、U.F.O.モデルを用いてモルタルバー試験の膨張挙動を再現できることを示した。またペシマム現象や混和材による膨張低減効果等についても試算のパラメータであるアルカリ減少量、反応生成物量等から説明できることも示されている。さらに、急速膨張性骨材と遅延膨張性骨材の2種類の特性を示す骨材に対してモデルを適用する場合の反応速度定数を得る際に、急速膨張性を示す骨材は図-2.5.1(a)に示すような直線式の傾きから求め、遅延膨張性骨材は図-2.5.2(b)に示すように短期（初期）と長期（後期）に分割してそれぞれの近似曲線の傾きを求めることで、両種類の膨張挙動を再現できることも示されている ^{2.43)}。



(a) 急速膨張性骨材のケース



(b) 遅延膨張性骨材のケース

図-2.5.1 U.F.O.モデル中の反応速度定数の算出イメージ ^{2.43)}

第2章の参考文献

- 2.1) 社団法人日本コンクリート工学協会：作用機構を考慮したアルカリ骨材反応の抑制対策と診断研究委員会報告書，2008。

- 2.2) T. Katayama: The so-called alkali-carbonate reaction (ACR) - Its mineralogical and geochemical details, with special reference to ASR, *Cement and Concrete Research*, Vol.40, pp.643-675, 2010.
- 2.3) 川村満紀, 竹内勝信, 杉内彰徳: 外部から供給される NaCl がアルカリシリカ反応によるモルタルの膨張に及ぼす影響のメカニズム, *土木学会論文集*, No.502/V-25, pp.93-102, 1994.
- 2.4) L.S. Dent Glasser: Osmotic pressure and the swelling of gels, *Cement and Concrete Research*, Vol.9, pp.515-517, 1979.
- 2.5) M. Prezzi, P.J. M.Monteiro, and G. Sposito: The alkali-silica reaction, Part1 : Use of the double-layer theory to explain the behavior of reaction-product gels, *ACI Materials Journal*, Vol.94, No.1, pp.10-17, 1997.
- 2.6) T. Ichikawa, T. Dohda, and Y. Nakajima: Stability of oil-in-water emulsion with mobile surface charge, *Colloids and Surface A*, vol.279, pp.128-141, 2006.
- 2.7) S. Chatterji: Mechanism of alkali-silica reaction and expansion, *Proceeding of the 8th International Conference on Alkali-Aggregate Reaction in Concrete*, pp.101-105, 1989
- 2.8) E. Garcia-Diaz, J. Riche, D. Bulteel, and C. Varnet: Mechanism of damage for the alkali-silica reaction, *Cement and Concrete Research*, Vol.36, pp.395-400, 2006.
- 2.9) A. Leemann: Alkali-Silica Reaction autogenous deformations and pressure development in a model system, *Proceedings of 14th International Conference on Alkali Aggregate Reaction in Concrete*, 2012.
- 2.10) A. Leemann, I. Fernandes, T. Katayama, and M. Broekmans: Types of alkali-aggregate reactions and the products formed, *Construction Materials*, Vol.169, pp.128-135, 2016.
- 2.11) P. Rivard, J-P. Olivier, and G. Ballivy: Characterization of the ASR rim: Application to the Potsdam sandstone, *Cement and Concrete Research*, Vol.32, pp.1259-1267, 2002.
- 2.12) X. Hou, L. J. Struble and R. J. Kirkpatrick: Formation of ASR gel and the roles of C-S-H and portlandite, *Cement and Concrete Research*, Vol.34, pp.1683-1696, 2004.
- 2.13) T. Ichikawa and M. Miura: Modified Model of Alkali-Silica Reaction, *Cement and Concrete Research*, Vol. 37, No. 9, pp. 1291-1297, 2007.
- 2.14) 大澤紀久, 五十嵐豪, 山田一夫, 西脇智哉: アルカリシリカ反応によるアルカリシリカゲルが膨張圧を発生する機構に関する基礎的研究, *セメント・コンクリート論文集*, Vol.71, No.1, pp.272-279, 2018.
- 2.15) T. E. Stanton: Expansion of concrete through reaction between cement and aggregate, *Proceedings of ASCE*, Vol.66, pp.1781-1811, 1940.
- 2.16) T. Kawakami, Y. Kawabata, K. Yamada, and Y. Sagawa: The concept of an ASR model able to describe various complex pessimum effects, *Advances in Construction Materials Proceedings of the Conmat'20*, pp.210-219, 2020.

- 2.17) 勝井義雄: アルカリ骨材反応性を有する鉱物の特性と岩石中における形態, コンクリート工学, Vol.24, pp.12-16, 1986.
- 2.18) 脇坂安彦, 守屋進, 河野広隆: 岩石の鉱物組成とアルカリ反応性, セメント・コンクリート論文集, Vol.41, pp.387-390, 1987.
- 2.19) T. Katayama: Petrography of alkali-aggregate reactions in concrete - reactive minerals and reaction products., proceedings of East Asia Alkali-Aggregate Reaction Seminar, Tottori, A45-A58, 1997.
- 2.20) JASS 5N T-603: コンクリートの反応性試験方法, 建築工事標準仕様書・同解説 JASS 5N 原子力発電所施設における鉄筋コンクリート工事, 日本建築学会, pp.446-457, 2013.
- 2.21) JCI-S-010-2017: コンクリートのアルカリシリカ反応性試験方法, 公益社団法人日本コンクリート工学会, 2017.
- 2.22) ASTM C1293-08b: Standard Test Method for Determination of Length Change of Concrete Due to Alkali-Silica Reaction, ASTM International, 2020.
- 2.23) CSA A23.2-14A. Potential Expansivity of Aggregates (Procedure for Length Change Due to Alkali-Aggregate Reaction in Concrete Prisms). CSA A23.2-94—Methods of Test for Concrete. Canadian Standards Association, Rexdale, Ontario, Canada, pp. 205–214, 1994.
- 2.24) RILEM Recommended Test Method: AAR-3—Detection of Potential Alkali-Reactivity—38 °C Test Method for Aggregate Combinations Using Concrete Prisms, in P. J. Nixon and I. Sims eds: RILEM Recommendations for the prevention of damage by Alkali-Aggregate Reaction in new concrete structures, state-of-the-art report of the RILEM technical committee 129-ACS, pp.79-97, 2016.
- 2.25) RILEM Recommended Test Method: AAR-4.1—Detection of Potential Alkali-Reactivity—60 °C Test Method for Aggregate Combinations Using Concrete Prisms, in P. J. Nixon and I. Sims eds: RILEM Recommendations for the prevention of damage by Alkali-Aggregate Reaction in new concrete structures, state-of-the-art report of the RILEM technical committee 129-ACS, pp.99-116, 2016.
- 2.26) T. F. Rønning, B. J. Wigum, J. Lindgård: Recommendation of RILEM TC 258-AAA: RILEM AAR-10: determination of binder combinations for non-reactive mix design using concrete prisms—38 °C test method, Materials and Structures, Vol.54, 204, 2021.
- 2.27) I. Borchers, J. Lindgård, T. F. Rønning, B. J. Wigum: Recommendation of RILEM TC 258-AAA: RILEM AAR-11: determination of binder combinations for non-reactive mix design or the resistance to alkali-silica reaction of concrete mixes using concrete prisms 60°C test method, Materials and Structures, Vol.54, 203, 2021.
- 2.28) 公益社団法人日本コンクリート工学会: ASR 診断の現状とあるべき姿研究委員会報告書, pp.272-284, 2014.
- 2.29) K. Yamada, Y. Kawabata, M. R. de Rooij, B. M Pedersen, R. Brucekner, and J. H. Ideker:

- Recommendation of RILEM TC 258-AAA: RILEM AAR-13: application of alkali-wrapping for concrete prism testing to assess the expansion potential of alkali-silica reaction, *Materials and Structures*, Vol.54, 201, 2021.
- 2.30) Y. Kawabata, K. Yamada, Y. Sagawa, and S. Ogawa: Alkali-Wrapped Concrete Prism Test (AW-CPT) -New Testing Protocol toward a Performance test against Alkali-Silica Reaction-, *Journal of Advanced Concrete Technology*, Vol.16, pp.441-460, 2018.
- 2.31) 川端雄一郎, 山田一夫, 松下博通: セメント系材料により生成される水和物の相組成と ASR 膨張抑制効果の関係, *土木学会論文集 E2*, Vol.69, No.4, pp.402-420, 2013.
- 2.32) C. Larive: Apports combinés de l'expérimentation et de la modélisation à la compréhension de l'alcali-réaction et de ses effets mécaniques (PhD thesis). Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, Paris, France.1998. (in French)
- 2.33) X. Brunetaud: Etude de l'influence de différents para-mètres et de leurs interactions sur la cinétique et l'amplitude de la réaction sulfatique interne, PhD thesis, Ecole Centrale de Paris, 2005. (in French)
- 2.34) F.-J. Ulm, O. Coussy, K. Li, and C. Larive: Thermo-chemo-mechanics of ASR expansion in concrete structures. *ASCE Journal of Engineering Mechanics*, Vol.126, pp.233–242, 2000.
- 2.35) Z. Bažant, and A. Steffens: Mathematical model for kinetics of alkali-silica reaction in concrete, *Cement and Concrete Research*, Vol.30, pp.419–428, 2000.
- 2.36) E. Grimal, A. Sellier, Y. Le Pape and E. Bourdarot: Creep, shrinkage, and anisotropic damage in alkali-aggregate reaction swelling mechanism-Part I: A constitutive model. *ACI Materials Journal*, Vol.105, pp.227–235, 2008.
- 2.37) R. Esposito and M. A. N. Hendriks: Literature review of modelling approaches for ASR in concrete: a new perspective, *European Journal of Environmental and Civil Engineering*, Vol.23, pp.1311-1331, 2019.
- 2.38) A. Suwito, W. Jin, Y. Xi, and C. Meyer: A mathematical model for the pessimum size effect of ASR in concrete. *Concrete Science and Engineering*, 4, pp.23–34. 2002.
- 2.39) S. Poyet, A. Sellier, B. Capra, G. Foray, J.-M. Torrenti, H. Cognon, and E. Bourdarot: Chemical modelling of Alkali Silica reaction: Influence of the reactive aggregate size distribution, *Materials and Structures*, Vol.40, pp.229–239, 2007.
- 2.40) S.Multon, A. Sellier, and M. Cyr: Chemo-mechanical modeling for prediction of alkali silica reaction (ASR) expansion, *Cement and Concrete Research*, Vol.39, pp.490–500, 2009.
- 2.41) S. Multon, and A. Sellier: Multi-scale analysis of alkali-silica reaction (ASR): Impact of alkali leaching on scale effects affecting expansion tests, *Cement and Concrete Research*, Vol.81, pp.122–133, 2016.
- 2.42) 魚本建人, 古澤靖彦: アルカリ・シリカ反応によるモルタルバーの膨張挙動を予測するモデルの構築, *コンクリート工学論文集*, Vol.3, No.1, pp.109-119, 1992.

- 2.43) 古澤靖彦, 魚本建人: アルカリ・シリカ反応の進行を定量的に予測する新しいシステム, コンクリート工学論文集, Vol.3, No.2, pp.15-25, 1992.

第 3 章 使用材料の諸特性

3.1 はじめに

本章では、本研究で使用した材料について説明した。本研究では特徴の異なる 5 種の反応性骨材を対象としており、それぞれの岩石学的な特徴および ASR 反応性の評価について述べた。まず、3.2 ではセメントやフライアッシュなどの結合材および各実験で共通して使用された非反応性骨材（石灰石碎石・砕砂）の特性について示した。次に 3.3 では、各反応性骨材の密度、吸水率等の物理的性質と岩石的特徴について述べた。さらに、それぞれの反応性骨材に対し、3.4 では国内の骨材の ASR 反応性を評価する試験である化学法（JIS A 1145）とモルタルバー法（JIS A 1146）を行った結果について述べ、さらに 3.5 には一部の骨材を対象にしたモルタルバー法によるペシマム混合率に関する検討結果について述べた。

3.2 結合材および非反応性骨材の特徴

3.2.1 結合材の諸特性

本研究では、硬化体を作製する際の結合材として普通ポルトランドセメントを共通して使用し、一部の抑制効果を確認する検討でフライアッシュを用いた。

使用した普通ポルトランドセメントは供試体作製時期が異なるため厳密にはすべてが同一ロットではないが、製品を搬入の都度、分析してアルカリ量を求めている。品質はおおむね安定しており、物性値としては密度 3.16 g/cm^3 、比表面積 $3360 \text{ cm}^2/\text{g}$ 程度であった。セメント分析値の一例として、表-3.2.1 に蛍光 X 線分析による化学組成を、表-3.2.2 に粉末 X 線回折／リートベルト解析による鉱物組成をそれぞれ示す。これによるとセメントに含まれている全アルカリ（ $\text{Na}_2\text{O}_{\text{eq}}$ ）は 0.56 mass% である。

表-3.2.1 使用セメントの化学組成（mass%）

L.O. I	SiO_2	Al_2O_3	Fe_2O_3	CaO	MgO	SO_3
2.85	20.25	5.08	3.04	64.29	0.89	2.05

Na_2O	K_2O	TiO_2	P_2O_5	MnO	Cl	Total
0.33	0.35	0.28	0.49	0.09	0.02	99.52

表-3.2.2 使用セメントの鉱物組成 (mass%)

C ₃ S	C ₂ S	C ₃ A	C ₄ AF	f-CaO	MgO	Gyp	Bas	CC	Total
58.57	15.80	8.04	10.44	0.00	0.14	0.62	1.70	4.69	100.00

(C₃S：エーライト，C₂S：ビーライト，C₃A：アルミネート，C₄AF：フェライト，f-CaO：フリーライム，MgO：ペリクレーズ，Gyp：二水石膏，Bas：半水石膏，CC：カルサイト)

フライアッシュは、JIS A 6201 のフライアッシュⅡ種品を使用した。密度は 2.28 g/cm³，比表面積 4060 cm²/g，活性度指数は 28 日で 89%，91 日で 103%であった。また，XRD/リートベルト解析の結果から，ガラス化率は 76.4mass%であった。表-3.2.3 に蛍光 X 線分析による化学組成を示す。なお，フライアッシュ自体に 1.65%のアルカリ (Na₂O_{eq}) が含まれているが，これは ASR に直接寄与しないと思われる。そこで，以降の検討ではフライアッシュ中に含まれるアルカリ分はコンクリート配合のアルカリ計算には含めず，厳しい評価となるように添加アルカリ量を設計した。

表-3.2.3 フライアッシュの化学組成 (mass%)

L.O. I	SiO ₂	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	CaO	MgO	SO ₃	Na ₂ O	K ₂ O	TiO ₂	P ₂ O ₅	MnO	計
1.55	61.68	24.43	3.96	2.7	1.26	0.34	0.87	1.19	1.27	0.28	0.03	99.56

3.2.2 非反応性骨材の特徴

非反応性の骨材としては，大分県津久見市産の石灰石砕石および石灰石砕砂をそれぞれ粗骨材，細骨材として使用した。この骨材の母岩はシリカを含まない純粋な石灰岩（95mass%以上がカルサイト）であり，粒度調整して使用した既往の研究^{3.1)}によると，コンクリートに使用した際に微量のアルカリを吸着するものの ASR に与える影響は比較的小さいことが確認されている。したがって以降の検討においてコンクリートの膨張を反応性骨材のみの影響として正確に評価できるものとして扱う。

石灰石骨材の外観について，粗骨材を図-3.2.1 に，細骨材を図-3.2.2 にそれぞれ示す。また JIS A 1109 および JIS A 1110 に従い測定した石灰石粗骨材，細骨材それぞれの密度および吸水率を表-3.2.3 に示す。



写真-3.2.1 石灰石粗骨材 外観



写真-3.2.2 石灰石細骨材 外観

表-3.2.3 石灰石骨材の物性値

	絶乾密度 (g/cm ³)	表乾密度 (g/cm ³)	吸水率 (%)
粗骨材	2.69	2.70	0.39
細骨材	2.60	2.64	1.69

3.3 反応性骨材の物性と岩石学的特徴

本研究では、表-3.3.1 に示す岩石学的に特徴の異なる 5 種類の反応性粗骨材を使用した。一部は使用した実際の構造物で ASR 劣化が報告されたものである。なお試料名はそれぞれの骨材産出地に由来するものである。

表-3.3.1 反応性骨材の物性値および岩石学的特徴

骨材	岩種	産地	絶乾密度 (g/cm ³)	表乾密度 (g/cm ³)	吸水率 (%)
N	安山岩	東北	2.47	2.52	2.08
O	安山岩	北海道	2.64	2.68	1.56
T	チャート	中部	2.57	2.60	1.07
EH	砂質／泥質片岩	四国	2.65	2.67	0.89
NW	マイロナイト	ノルウェー Ottersbo	2.73	2.74	0.49

以降に、各骨材の特徴を説明する。骨材のアルカリシリカ反応性を判断する以前に、どのような岩石であるのか、ASR の原因物質を含んでいるのかといった骨材の岩石学的評価を行った上で、反応性判定試験と組み合わせることの重要性が認識されている^{3,2)}。そこで

各骨材の岩石学的特徴を把握するために行った偏光顕微鏡による観察結果および蛍光X線分析による化学組成，粉末X線回析分析の図を併記してそれぞれの骨材の岩石学的特徴を解説する。

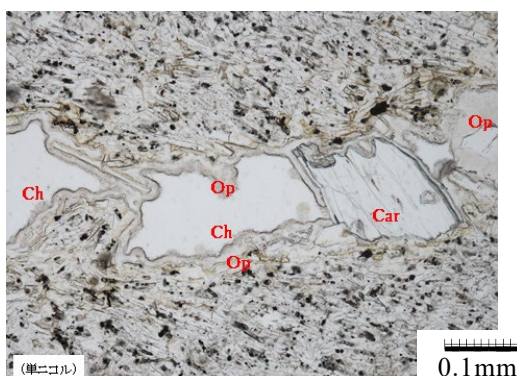
・骨材 N

骨材 N は東北地方産の変質した安山岩の碎石である。実構造物では採取コアの水溶性アルカリからアルカリ総量が 2.6 kg/m^3 程度と推定されるケースで劣化事例が報告^{3.3)}されており，配合ペシマムを持つ反応性の非常に高い骨材であることが確認されている。

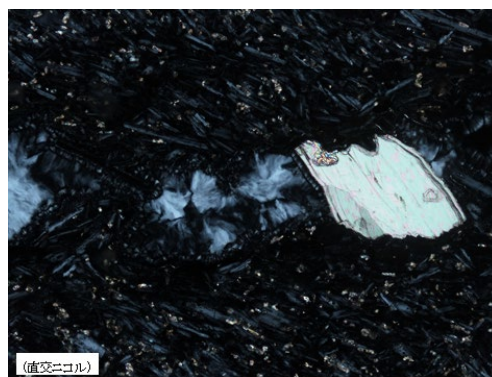
図-3.3.1 に示す観察と図-3.3.2 に示す XRD による鉱物同定から，反応性鉱物として多量のクリストバライトを含み，一部でオパールが脈状に分布し，火山ガラスやカルセドニーを持っていることがわかった。その他の鉱物としては，針状の斜長石や鉄チタン系の酸化物，石英，ドロマイト，微量の粘土鉱物を含んでいた。



写真 3.3.1 骨材 N 外観



(a) オープンニコル



(b) クロスニコル

図-3.3.1 骨材 N 偏光顕微鏡による組織観察（オパール脈）

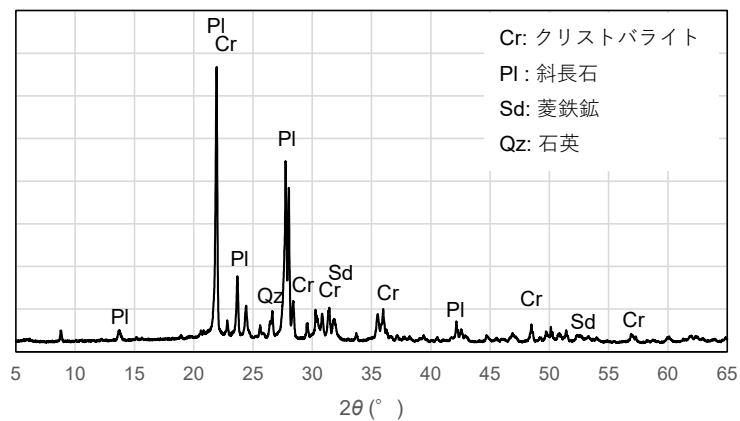


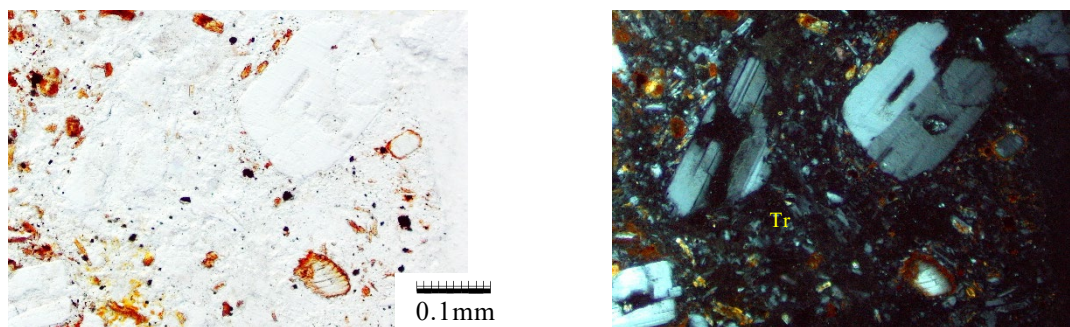
図-3.3.2 骨材 N XRD パターン

・骨材 O

骨材 O は，北海道産の安山岩である（写真-3.3.2）。図-3.3.3 に示す観察と図-3.3.4 に示す XRD による鉱物同定によって反応性鉱物としてトリディマイトが検出され，反応性の高い骨材であることが推測される。そのほか，斜長石や石英から構成されていることが確認された。



写真-3.3.2 骨材 O 外観



(a) オープンニコル

(b) クロスニコル

図-3.3.3 骨材 0 偏光顕微鏡による組織観察

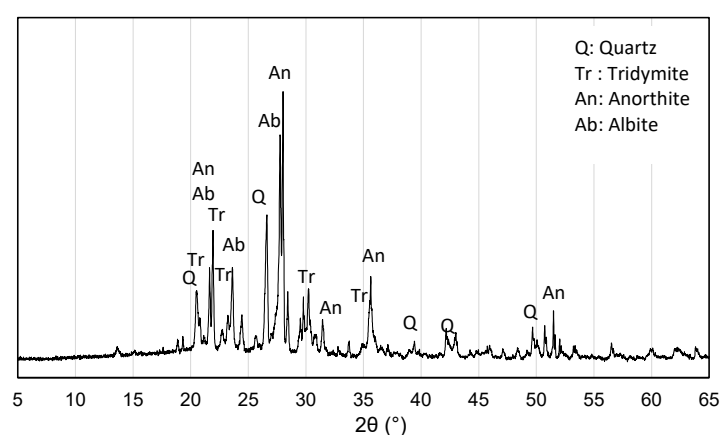


図-3.3.4 骨材 0 XRD パターン

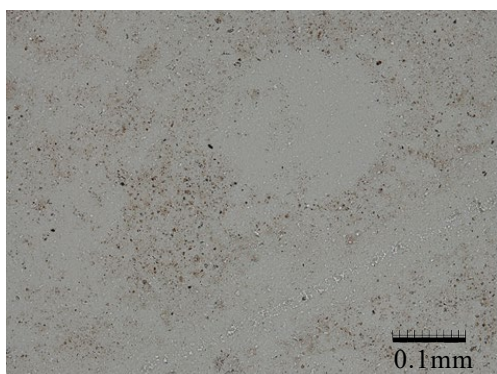
・骨材 T

骨材 T は中部地方産のチャートを原岩とする川砂利であり、写真-3.3.3 に示すように粒子ごとに、場合によっては一つの粒子内でも部分的に外観が異なることから ASR の反応性も評価が難しいことが推測される。チャートは生物起源の石英を主成分とする堆積岩であり、暖色系のものは酸化鉄鉱物に、暗色系のものは硫化鉄や炭素化合物に起因する。なお、写真は入手時の状態であり、供試体作製の際には粉碎による粒度調整を行い使用した。

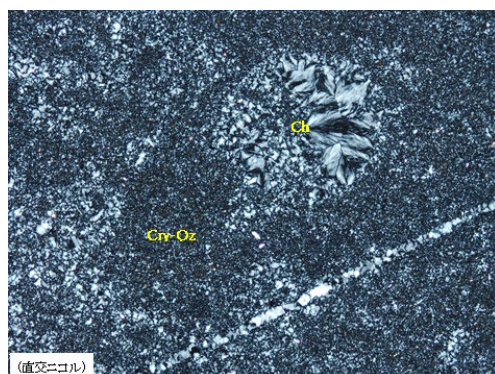
図-3.3.5 と図-3.3.6 にそれぞれ示す薄片観察と XRD の結果、構成鉱物はそのほとんどが石英であり、局所的にカルセドニーが観察された。また、肉眼観察で結晶粒子の区別の困難な 5 μm 以下の隠微晶質の石英を含む。成長した石英は結晶度が高いため安定であるが、隠微晶質の石英は比表面積が大きいため ASR 反応性をもつ。



写真 3.3.3 骨材 T 外観



(a) オープンニコル



(b) クロスニコル

図-3.3.5 骨材 T 偏光顕微鏡による組織観察

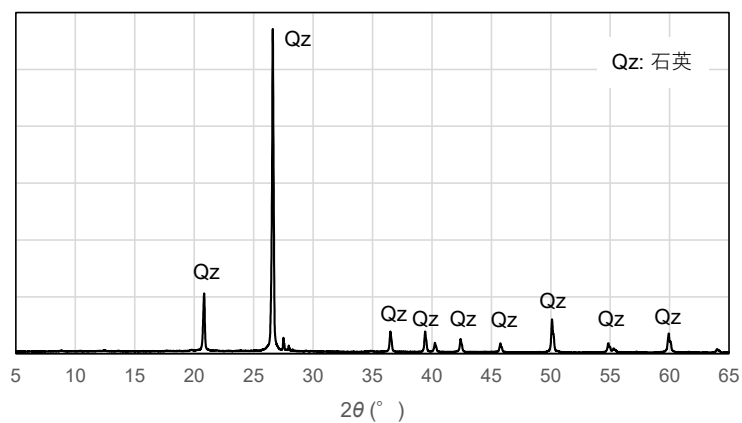


図-3.3.6 骨材 T XRD パターン

・骨材 EH

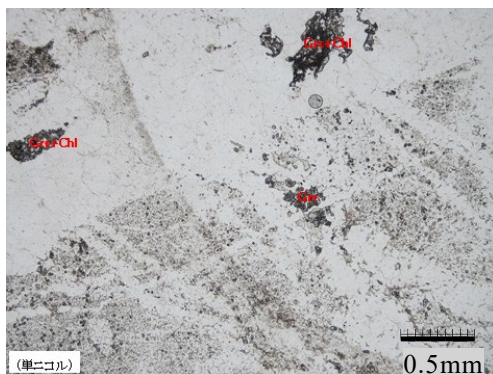
骨材 EH は四国地方産の砂質／泥質片岩の碎石である。片岩とは広域変成作用により剪断力を受けながら再結晶化が進行したために鉱物が方向性をもって配列し、片理(面構造)

が発達したものである。骨材 EH の元岩は砂岩と泥岩が層状に入り混じったもので三波川変成帯に沿った地域に分布しており、花崗岩の貫入に伴う接触変成作用を受けている。

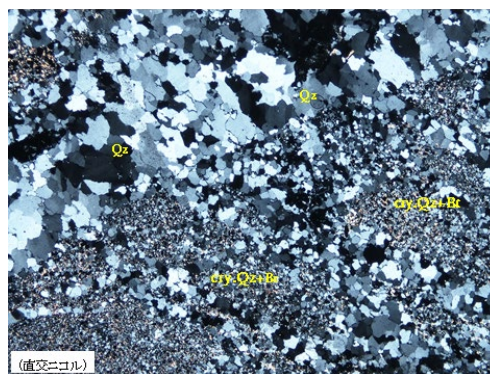
図-3.3.7 に示す観察結果によると、砂質岩起源の部分の主成分鉱物は、粗粒な石英と長石の結晶を主とし、その他に微晶質から隠微晶質の石英、黒雲母、白雲母、ざくろ石などを含む。泥質岩起源の粒子は暗黒色を呈し、主成分鉱物は黒雲母、白雲母、石墨、隠微晶質石英、石英、長石である。反応性鉱物としては、微晶質もしくは隠微晶質の石英が考えられる（図-3.3.8）。



写真-3.3.4 骨材 EH 外観



(a) オープンニコル



(b) クロスニコル

図-3.3.7 骨材 EH 偏光顕微鏡による組織観察

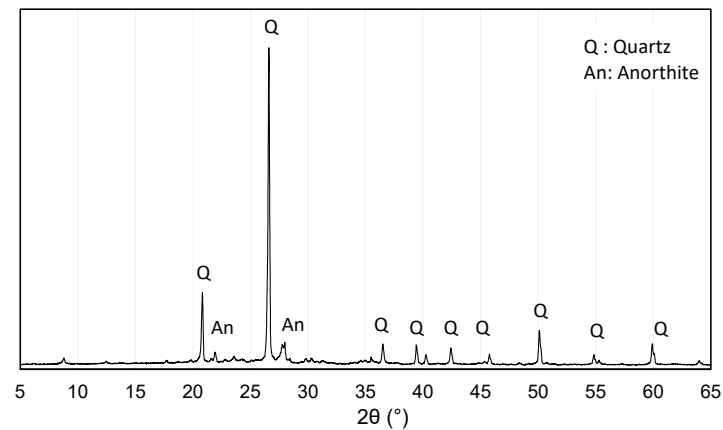


図-3.3.8 骨材 EH XRD パターン

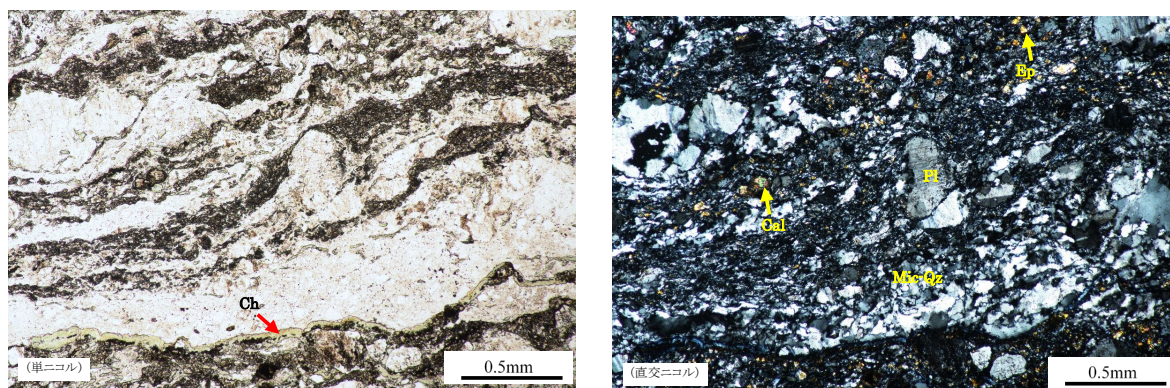
・骨材 NW

骨材 NW は、ノルウェー産の骨材であり、現地では変成岩の一種であるマイロナイトもしくはカタクレサイトと認識されている。この骨材は実構造物での劣化事例のある、北欧地域の ASR 研究で長年使用されてきた代表的な反応性骨材である^{3,4)}。

写真-3.3.5 に示すように、全体的に緑色から茶色を帯びた粒子からなる。観察の結果、この骨材は花崗岩質岩を原岩とするマイロナイトであった。ここで、マイロナイトとは地下深部の緑色片岩相以上の温度条件（300～350℃）において塑性流動を受けた断層岩で、塑性変形に伴う動的再結晶による多結晶化および細粒化で特徴づけられる変成岩である。マイロナイト化作用の進行とともに細粒化が進行した縞状構造が認められ、石英はマイロナイト化作用による延性剪断により細粒化して微晶質から隠微晶質になっている（図-3.3.9）。XRD によると、その他の鉱物としては、斜長石、緑泥石、緑れん石、カルサイト、ドロマイトを含み（図-3.3.10）、ごく微量のアパタイトやジルコンを含んでいた。



写真-3.3.5 骨材 NW 外観



(a) オープンニコル

(b) クロスニコル

図-3.3.9 骨材 NW 偏光顕微鏡による組織観察

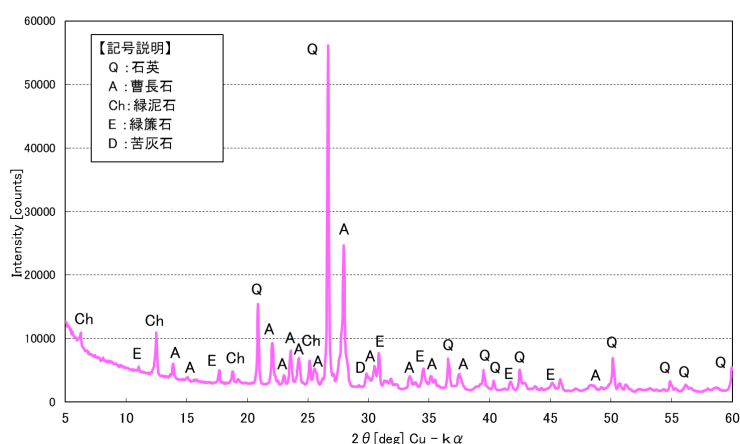


図-3.3.10 骨材 NW XRD パターン

3.4 各反応性骨材の ASR 反応性の評価

各反応性骨材について、わが国で一般的な ASR 反応性試験である化学法（JIS A 1145）^{3.5)} とモルタルバー法（JIS A 1146）^{3.6)} の 2 種類の試験を実施した。以降に判定結果と反応性の評価について述べる。

3.4.1 化学法による反応性評価

本試験はアルカリ溶液中における骨材のシリカ溶解を簡易的に評価するものである。150-300 μm に粒度調整した骨材 25 g と 1 mol/L の NaOH 溶液 25 mL を反応容器に入れ、80°C の水中に 24 時間浸漬する。浸漬後、骨材から NaOH 溶液に溶出した SiO_2 の量（溶解シリカ量：Sc）と NaOH 溶液のアルカリ濃度の低下量（アルカリ濃度減少量：Rc）を測定する。特殊な場合を除き Sc が Rc 以上となる場合にその骨材は「無害でない」と判定される。本検討では、対象骨材がすべて粗骨材であるためジョークラッシャーで粉砕したのちブラウン型ミルで微粉砕し、ふるいにかけて 150～300 μm の試料をサンプリングした。溶解シリカ量の定量には吸光光度法を用い、アルカリ濃度減少量の測定には中和滴定を行っ

た。

それぞれの骨材の化学法の結果を表-3.4.1に示す。骨材 N, O, T, NW の 4 種類が「無害でない」という判定になった。しかし、無害判定となったものを含め、骨材 EH, NW は Sc と Rc がともに比較的小さい値であるため、試料のサンプリングや測定精度によっては判定が逆転する可能性が懸念される。骨材 N と骨材 O は比較的高い Sc を持ち、Sc/Rc も大きいことから文献^{3,7)}に指摘されるように配合ペシマムを起こす可能性がある。

表-3.4.1 化学法の結果

骨材	Sc [mmol/L]	Rc [mmol/L]	Sc/Rc	判定
N	784	149	5.3	無害でない
O	641	93	6.9	無害でない
T	132	86	1.5	無害でない
EH	40	46	0.9	無害
NW	47	38	1.2	無害でない

3.4.2 モルタルバー法による反応性評価

モルタルバー法とは、粒度調整した骨材を用いて 40×40×160 mm のモルタル供試体を作製し、40℃の恒温槽で 26 週間の養生後、膨張率が 0.100 % 未満の場合は「無害」、それ以上の場合は「無害でない」と判定する試験である。モルタルバー法で試験期間 26 週以内に反応性を検出できる骨材を「急速膨張性骨材」、検出できないが長期のコンクリート試験で膨張が確認されるものを「遅延膨張性骨材」と分類する^{3,8)}。練混ぜの際にセメントの全アルカリが Na₂O_{eq} で 1.20 mass% となるように NaOH 水溶液を練混ぜ時に添加することで調節し、長さ測定は JIS A 1129-3「モルタル及びコンクリートの長さ変化測定方法-第 3 部：ダイヤルゲージ法」^{3,9)}に従い 20℃ に保った恒温槽で行った。また、標準的な試験期間は 26 週（反応性が高い場合で 13 週）であるが、遅延膨張性の検出のために、より長期間試験を実施しデータを取得した。

図-3.4.1 に各骨材のモルタルバー法の結果を示す。26 週で 0.1% の判定値を超えるものは骨材 N, 骨材 O, 骨材 T の 3 種類であった。

骨材 N は材齢初期から激しい膨張を示した。促進材齢 2 週ですでに判定基準の膨張率 0.100% を上回っており、材齢 8 週付近では膨張が収束傾向となった。規格に照らし合わせると、材齢 13 週時点で「無害でない」と判定され、高い反応性を示す急速膨張性の骨材であるといえる。骨材 O は最も著しい膨張を示し、最大膨張量は 0.6% 付近にまで及んだ。骨材 N 同様に試験 13 週時点で「無害でない」と判定される急速膨張性の骨材であった。骨

材 T も「無害でない」と判定される結果となった。隠微晶質の石英を含むこと等，構成鉱物自体は遅延膨張性のものに共通する特徴が多いものの，この骨材はモルタルバー法で反応性を検知できることから急速膨張性と判断される。

骨材 EH は JIS の規定によると「無害」と判定される結果となった。しかしながら材齢 20 週付近から膨張傾向にあり材齢 40 週以降も膨張が継続していることから，モルタルバー法では ASR を検出できない遅延膨張性の骨材であると考えられる。骨材 NW も骨材 EH 同様に「無害」と判定されるも標準の試験期間を超えて反応が継続し，35 週で反応性の判定基準の 0.1%を超え，試験 1 年付近では急速膨張性の骨材 T を上回る結果が得られた。骨材 EH と骨材 NW はわが国では「無害」とされる評価であっても遅延膨張性の骨材であるため，実構造物で使用された場合数十年の期間を経て想定されない ASR が発生する可能性がある。

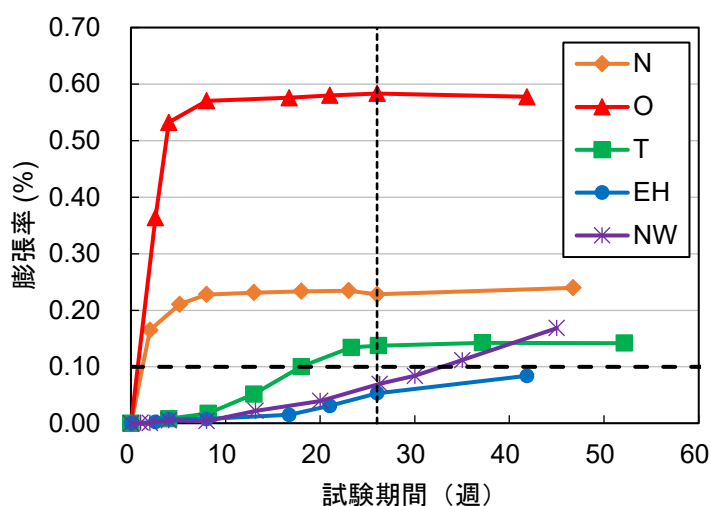


図-3.4.1 モルタルバー法の結果

3.5 ペシマム混合率の評価

骨材 N, T, NW の 3 種について，ペシマム現象を起こす可能性を考慮して，これらの骨材のペシマム混合率を明らかにすることを目的に，コンクリート円柱供試体の促進試験または JIS モルタルバー法（JIS A 1146）に準じた試験法で，反応性骨材を石灰石砕砂と一定の割合で混合した供試体を作製し，膨張率の変化を長期間測定した。なお，骨材 O は同種の骨材を使用した既往の検討^{3.10)}からペシマムが 30%付近にあることが確認されているため，本研究でも 30%をペシマムと想定して非反応性骨材と混合して使用することとした。

・骨材 N

本項目は内村中氏の修士論文(九州大学大学院)^{3.11)}の内容を基に作成したものである。ここでは，反応性骨材 N を非反応性の石灰石とともに，モルタルに使用した場合と，アル

カリ量の異なるコンクリートに使用した場合について検討している。

(1) モルタルを使用した検討

配合および試験方法はモルタルバー法を基準とし、骨材 N と石灰石砕砂を混合して使用した。表-3.5.1 にペシマム評価試験の水準を示す。モルタルバー法と同様にアルカリ量がセメントに対して 1.20%の場合と，低アルカリ状態を想定した 0.65%の 2 通りで行った。促進養生条件は 40℃ の環境下で湿布養生とし，供試体寸法は 40×40×160 mm である。試験結果を図-3.5.1 に示す。また試験終了時の反応性骨材混合率と膨張率の関係を図-3.5.2 に示す。

表-3.5.1 モルタルを使用したペシマム特性評価試験の水準

セメント アルカリ (%)	反応性骨材混合率 (vol.%)						
	10	20	30	40	60	80	100
0.65	○	○	○	○	○	-	○
1.20	○	○	○	○	○	○	○

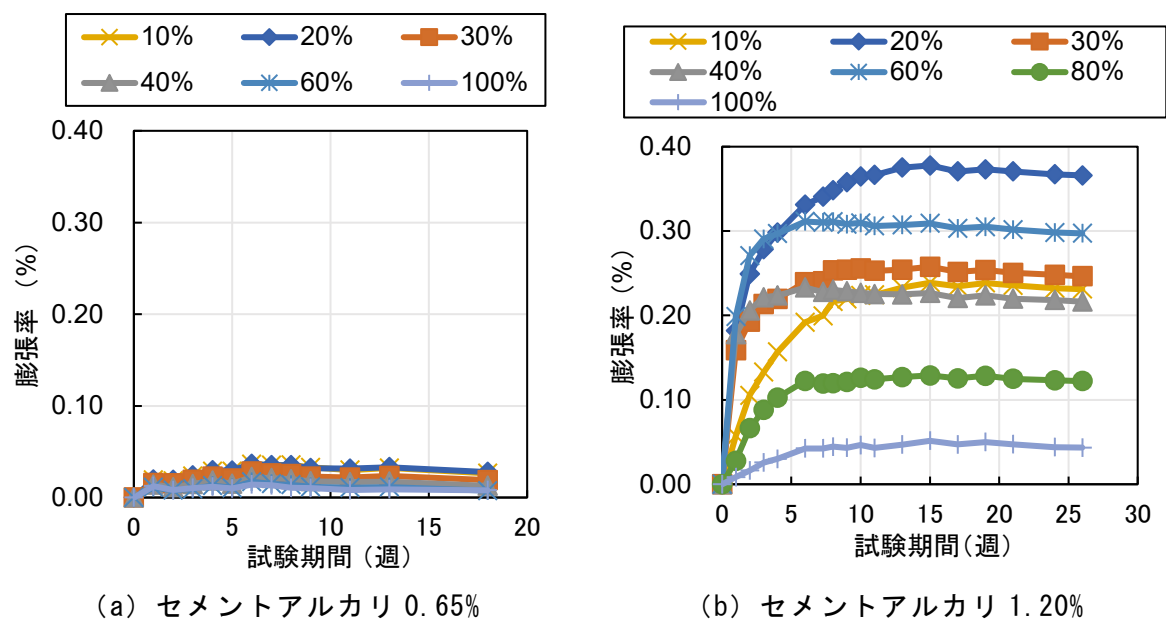


図-3.5.1 モルタル供試体 膨張率の経時変化

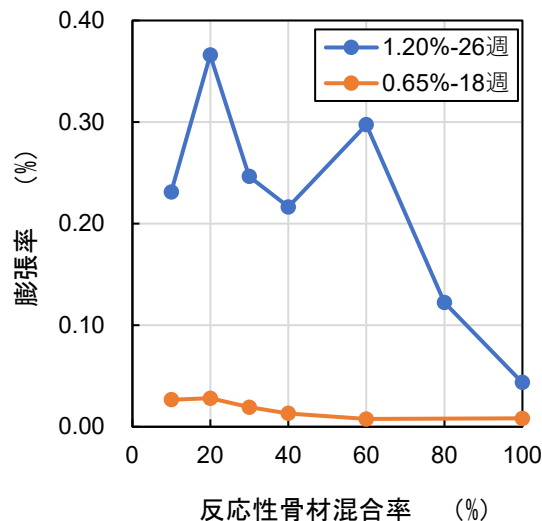


図-3.5.2 試験終了時の反応性骨材混合率と膨張率の関係

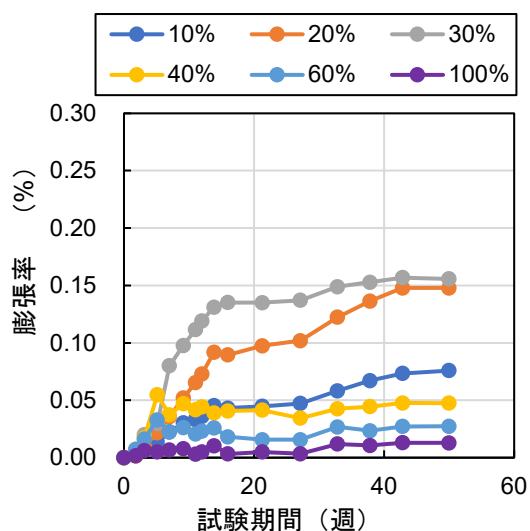
図-3.5.1 から明らかなように、セメントアルカリが 0.65%に相当する配合では大きな膨張が認められない。対してセメントアルカリが 1.20%に相当する配合では反応性骨材率の比較的低い配合で大きな膨張を示している。この試験結果から、骨材 N をセメントアルカリ 1.20%の配合で使用したモルタルの場合はペシマム現象を示し、その混合率は 20%付近であると思われる。しかしながら、図-3.5.2 に示すように材齢 182 日時点では混合率 20%に次いで 60%のものが大きな膨張を示すという結果となった。混合率 60%以下の配合ではいずれも大きな膨張率で損傷の程度も同等であったため、20-60%の間にペシマム混合率が存在すると思われるが、2つのピークが現れるなど、不明な点も残された。

(2) コンクリートを使用した検討^{3.12)}

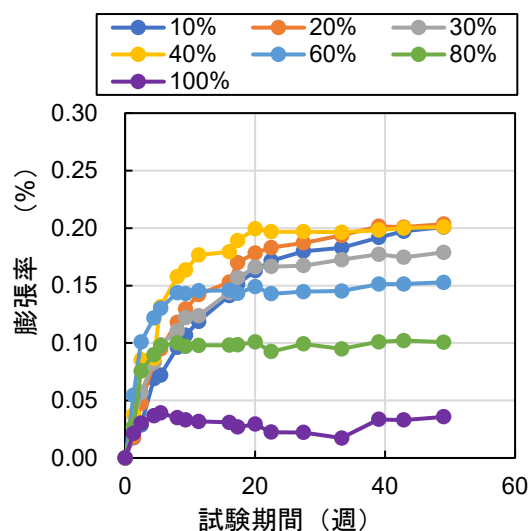
表-3.5.2 にコンクリートを使用したペシマム特性評価試験の水準を示す。配合条件は、単位水量 160 kg/m³、水セメント比 W/C=55%、細骨材率 s/a=45%と一定とした。反応性粗骨材として骨材 N、非反応性粗骨材として石灰石、細骨材として非反応性である石灰石砕砂を使用した。粗骨材の体積を一定とし、粗骨材に対して体積置換で反応性骨材と非反応性骨材を混合した。セメントは普通ポルトランドセメントを使用し、コンクリート中のアルカリ総量は、それぞれ 3.0, 4.0, 6.0 kg/m³となるよう NaCl を添加して調整した。促進養生条件は 40°C の環境下で湿布養生とし、供試体寸法は φ100×200 mm の円柱である。それぞれの測定結果を図-3.5.3 に示す。

表-3.5.2 コンクリートを使用したペシマム評価試験の水準

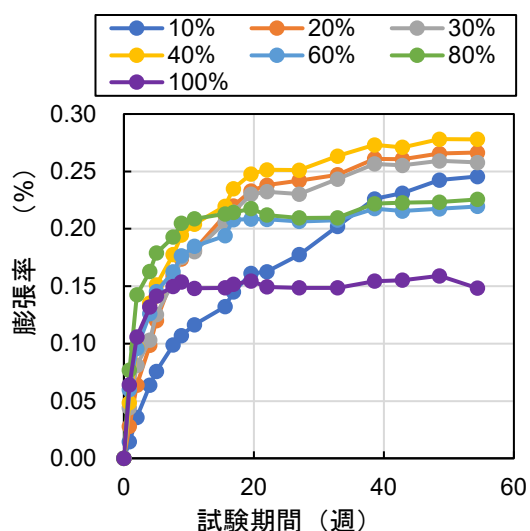
アルカリ総量 (kg/m ³)	反応性骨材混合率 (vol.%)						
	10	20	30	40	60	80	100
3.0	○	○	○	○	○	-	○
4.0	○	○	○	○	○	○	○
6.0	○	○	○	○	○	○	○



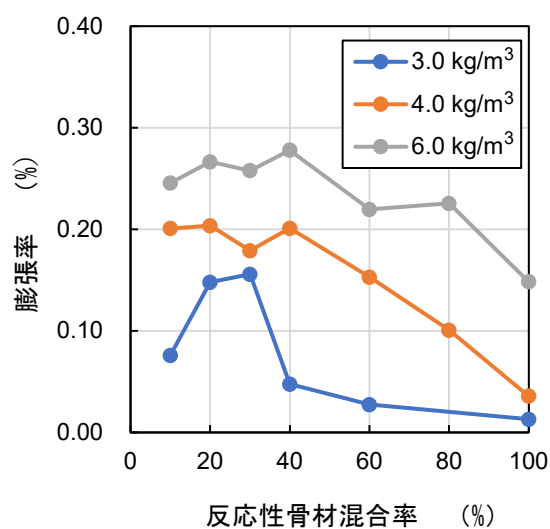
(a) アルカリ総量 3.0 kg/m³



(b) アルカリ総量 4.0 kg/m³



(c) アルカリ総量 6.0 kg/m³



(d) 反応性骨材混合率と膨張の関係
(試験 50 週)

図-3.5.3 コンクリートを使用したペシマム率検討試験の測定結果

図より，すべてのアルカリ総量において，反応性骨材混合率により膨張率が異なる結果となった。図-3.5.3 (d) によるとアルカリ総量が 3.0 kg/m^3 の場合は反応性骨材混合率 30%で膨張が最大となり， 4.0 kg/m^3 および 6.0 kg/m^3 の場合は反応性骨材混合率 40%で膨張が最大となるペシマム現象が確認された。

また，図-3.5.3 (a) に示すアルカリ総量規制値に相当するアルカリ総量 3.0 kg/m^3 における膨張挙動に着目すると，反応性骨材混合率が高い場合においては大きな膨張率を示さなかったが，ペシマム混合率付近の反応性骨材混合率 20，30vol.%においては 0.1%を上回る膨張を示している。この反応性骨材はアルカリ総量規制による対策を行ってもペシマム混合率付近では劣化を生じうることが確認された。

以上より，試験条件によって異なる可能性があるものの，骨材 N を使用したコンクリートのペシマム混合率は 20vol.%から 40vol.%に範囲に確認された。上記試験結果を勘案し，以降，本研究で骨材 N を使用する場合は非反応性骨材との混合率を 30vol.%を標準と定めた。

・骨材 T

配合および試験方法はモルタルバー法に準じ，骨材 T と石灰石砕砂を混合して使用した。反応性骨材の混合率は 5%，10%，30%，50%，100%の 5 水準である。アルカリ量は，セメントアルカリが 1.20%になるよう NaOH 水溶液を追加することで調整した。促進養生条件は 40°C の環境下で湿布養生とし，供試体寸法はモルタルバー法同様の $40 \times 40 \times 160 \text{ mm}$ である。測定は全水準で膨張が収束するまでとした。

試験結果を図-3.5.4 に示す。ここで，凡例は反応性骨材混合率を表す。また代表的な評価材齢における反応性骨材混合率と膨張率の関係を図-3.5.6 に示す。

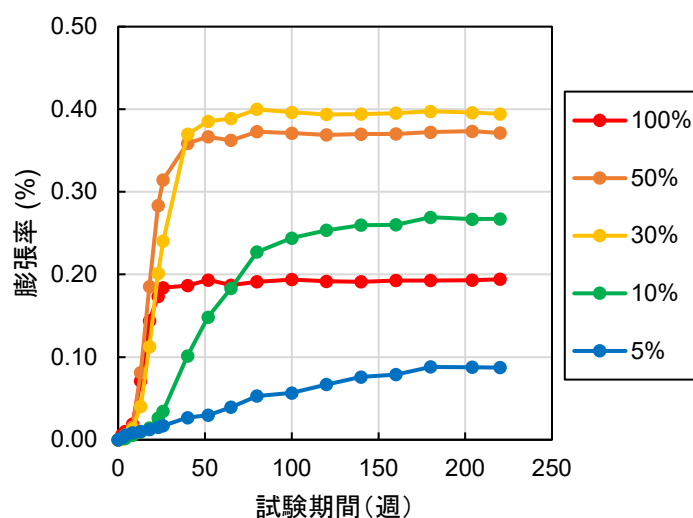


図-3.5.4 反応性骨材混合率が異なるモルタルの膨張率の経時変化（骨材 T）

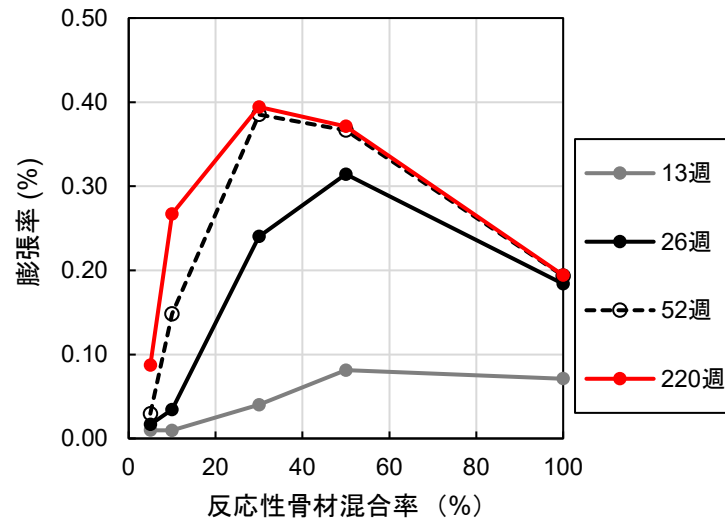


図-3.5.6 評価材齢ごとの反応性骨材混合率と膨張率の関係（骨材 T）

図より反応性骨材混合率で比較した場合、膨張率の大小関係は経時的に変化していることがわかる。混合率 100%に着目すると、促進初期に急速に膨張しているが、その後早期に膨張が停滞する。その後はより低い混合率のものが順に上回る傾向となった。反応性骨材の混合率が低い場合、膨張開始まで 20 週程度を要するがその後継続して膨張し、混合率 5%のものに着目すると促進 150 週付近でも膨張傾向にあることが確認できた。ペシマム混合率は経時的に変化し、その傾向は長期になるほど低い混合率へシフトすることが確認できた。骨材 T は本実験のほとんどの期間で 30-50%がペシマム混合率であり、JIS 規定の判定材齢である 26 週時点（図-3.5.6 黒実線）で、すでに反応性骨材混合率が 100%のものよりも 50%のものが大きく膨張していた。

上記試験結果から、骨材 T のペシマム混合率は 30%から 50%の範囲と結論付けられるものの、岩石学的観察の結果から高反応性の鉱物の分布は骨材粒子内に偏在している。つまり、モルタルのように、粒度調整して使用した場合は粒子間のばらつきの影響はさほど大きく現れないが、ペシマム混合率で粗骨材としてコンクリートに使用した際は、各供試体の膨張挙動はそれら高反応性粒子の有無に依存することが懸念される。したがって本研究では骨材 T を使用したコンクリート供試体を作製する際は、場合によってはより大きな膨張を示す可能性を理解した上で、反応性骨材率を 100%とした。

・骨材 NW

配合および試験方法は JIS モルタルバー法に準じ、骨材 NW と石灰石砕砂を混合して使用した。反応性が比較的低いことを考慮して、反応性骨材の混合率は 30%, 50%, 100%の 3 水準とした。

図-3.5.7 に試験結果を示す。全試験期間を通して反応性骨材率 100%の水準が最も大きな膨張率となり、次いで 50%, 30%の順になった。骨材 NW は配合ペシマムを持たないと

判断できる。しかしながら、試験期間 180 週でいずれの混合率でも膨張が収束傾向にないことや、反応性骨材率 100%の水準では 0.5%の大きな膨張に達していることから、より長期の挙動の観察が必要である。本研究では骨材 NW を反応性骨材率 100%で使用することとする。

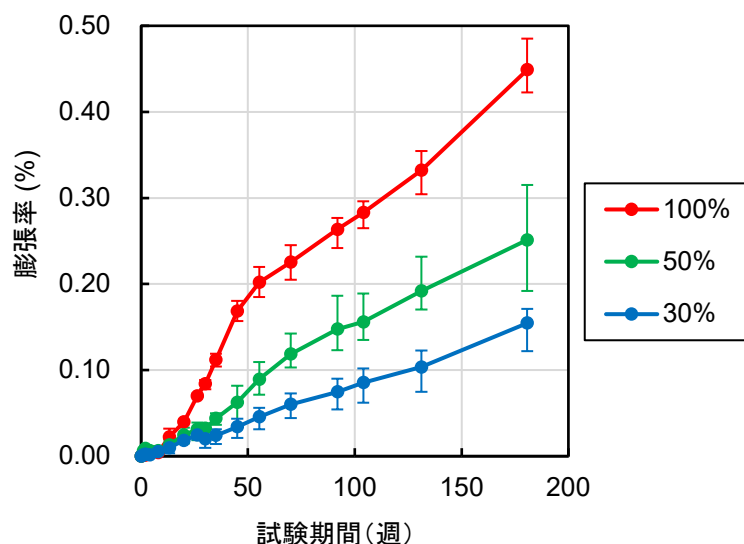


図-3.5.7 反応性骨材混合率が異なるモルタルの膨張率の経時変化（骨材 NW）

3.6 まとめ

本章では、本研究で使用する材料について述べた。特に、5 種の反応性骨材について、岩石学的な観察と化学分析によって反応性鉱物を同定したほか、わが国で代表的な 2 つの ASR 反応試験を実施し反応性を分類し、一部の骨材に関してはペシマムの可能性にも言及した。表-3.6.1 に各骨材の岩石学的な特徴と ASR 反応性試験の結果の一覧を示す。

骨材 N はオパールやクリストバライトを含有し、ペシマム混合率 30%程度の急速膨張性の安山岩であった。

骨材 O はトリディマイトを含み、同様にペシマム混合率 30%で使用するのが妥当と思われる急速膨張性の安山岩であった。

骨材 T は隠微晶質の石英を含み、一部カルセドニーを持つ急速膨張性骨材と判定されるチャートであった。配合ペシマムを持つことが疑われるものの、粒子の反応性のばらつきが大きいことが想定されるため本研究では 100%で使用することとした。

骨材 EH は「無害」と判定される反応性の比較的低い砂質片岩であった。隠微晶質石英を含んでいる点とモルタルバーの継続的な膨張から、環境や期間によっては ASR を引き起こす遅延膨張性の骨材であることがわかった。

骨材 NW は「無害」と判定される隠微晶質石英を持つマイロナイトであった。ペシマム現象を起こさないが、長期間のモルタルバーの挙動から大きな膨張を引き起こす遅延膨張性の骨材であることが確認された。

表-3. 6. 1 使用反応性骨材の岩石学的特徴と ASR 反応性

骨材	岩種	反応性鉱物	化学法	モルタルバー法	反応性
N	安山岩	オパール クリストバライト 火山ガラス	無害でない	無害でない	急速
O	安山岩	トリディマイト	無害でない	無害でない	急速
T	チャート	カルセドニー 隠微晶質石英	無害でない	無害でない	急速
EH	砂質片岩	微晶質石英 隠微晶質石英	無害	無害	遅延
NW	マイロナイト	隠微晶質石英	無害でない	無害	遅延

第 3 章の参考文献

- 3.1) 村上光樹, 山田一夫, 川端雄一郎, 佐川康貴, 俵積田新也, 川上隆: 骨材のアルカリ吸収を考慮したコンクリート中の空隙水の OH⁻濃度に関する考察, 土木学会西部支部研究発表講演概要集, V-027, pp.743-744, 2019.
- 3.2) 社団法人 日本コンクリート工学協会: 作用機構を考慮したアルカリ骨材反応の抑制対策と診断研究委員会 報告書, pp.111-116, 2008.
- 3.3) 林建佑, 山田一夫, 河野克哉, 大庭光商: プレストレストコンクリート橋で生じた ASR の劣化診断, 土木学会年次学術講演会講演概要集, Vol.64, V-099, pp.195-196, 2009.
- 3.4) J. Lindgård, P. J. Nixon, I. Borchers, B. Schouenborg, B. J. Wigum, M. Haugen, and U. Åkesson: The EU “PARTNER” Project — European standard tests to prevent alkali reactions in aggregates: Final results and recommendations, Cement and Concrete Research, Vol.40, pp.611-635., 2010.
- 3.5) 日本産業規格: JIS A 1145, 骨材のアルカリシリカ反応性試験方法 (化学法), 2017.
- 3.6) 日本産業規格: JIS A 1146, 骨材のアルカリシリカ反応性試験方法 (モルタルバー法), 2017.
- 3.7) 土木学会: 骨材の耐久性に関する示方所の解説 アルカリ骨材反応, コンクリートライブラリー79 コンクリート技術の現状と示方書改訂の動向, pp.39-41, 1994.
- 3.8) T. Katayama: Petrography of alkali-aggregate reactions in concrete - reactive minerals and reaction products., proceedings of East Asia Alkali-Aggregate Reaction Seminar, Tottori, A45-A58, 1997.

- 3.9) 日本産業規格：JIS A 1129-3，モルタル及びコンクリートの長さ変化測定方法-第3部：ダイヤルゲージ法，2010.
- 3.10) 井上祐一郎，濱田秀則，川端雄一郎，山田一夫：ペシマム現象を生じる骨材を用いたモルタルのフライアッシュによる ASR 抑制効果，コンクリート工学年次論文集，Vol.32，No.1，pp.953-958.
- 3.11) 内村中：ペシマム現象を伴うアルカリシリカ反応による膨張の抑制に及ぼす混和材の効果に関する研究，九州大学修士論文，2012.
- 3.12) 内村中，池田隆徳，濱田秀則，佐川康貴，高橋晴香，山田一夫：ペシマム現象を伴う ASR を生じた場合における FA の抑制効果，土木学会西部支部研究発表講演概要集，V-041，pp.805-806，2012.

第 4 章 溶液中の骨材の溶解速度の評価および膨張圧発生機構に関する検討

4.1 はじめに

本章では、ASR の反応過程を反応性骨材とアルカリ溶液からなるスケールで考察し、膨張に至るまでの骨材周囲で起きている現象を明らかにすることを目的とした。まず、4.2 ではアルカリ溶液中における骨材からのシリカ溶出に及ぼす温度、粒径、時間の影響を化学法に準じた実験で整理した。次に 4.3 では、アルカリ溶液と接触したときの骨材鉱物の溶け方を観察によって視覚的に特徴づけた。4.4 では、反応性骨材をペーストで包埋した供試体を作製し、膨張と断面内のゲルの分布から生成物が膨張圧を生じる機構について考察した。

4.2 骨材からのシリカ溶出速度に関する検討

4.2.1 実験概要

代表的な反応性骨材を用いて、アルカリ溶液中に浸漬させた骨材から溶出したシリカ濃度とアルカリ濃度減少量を評価する試験である化学法（JIS A 1145）^{4.1)}を参考にした実験を行った。試料調整や操作手順は化学法と同様であり、試料粒度、溶液温度、浸漬時間の3つを試験要因とした。

温度管理した 1 mol/L NaOH 水溶液中に粒度調整した骨材試料を浸漬させ、さまざまな条件と溶解シリカ量の関係から、アルカリ溶液中におけるシリカの溶出特性について考察を行った。ここでいうシリカ溶解特性とは具体的に、1 mol/L の NaOH 溶液中におけるシリカ溶解速度への、温度、粒度、接触時間などの影響を指す。試験手順は JIS A 1145 に従って行い、3 つのサンプルの平均で評価した。なお、粒径依存性を確認するための実験については、液相にシリカが飽和する懸念があったため固液比 1:10 で実施し、測定値を 10 倍にすることでシリカ溶出量 (S_c) に補正し、粗骨材サイズの粒子についてはばらつきを考慮して 5 つのサンプルの平均を用いて評価した。温度管理の可能な恒温水槽（ヤマト科学 BT100）を使用し、浸漬時間は各骨材の反応性の違いを考慮して設定した。骨材 T および骨材 EH は反応性が低いことが想定されたため浸漬時間の水準をより細かく設定した。溶液シリカ濃度 (S_c) は紫外可視分光光度計（日本分光 V-630）による吸光光度法によって定量し、アルカリ濃度減少量 (R_c) は中和滴定で取得した。

本検討では 3 章で述べた反応性の違いの観点から骨材 N、骨材 T、骨材 EH の 3 種類を対象とした。表-4.2.1 にそれぞれの骨材の実験水準を示す。反応時間は想定される骨材の反応性に応じて個別に設定した。

表-4.2.1 骨材溶出試験 試料採取時間

(a) 骨材 N

粒径 (μm)	温度 (°C)	浸漬時間 (h)
150～300	80	2, 4, 15, 24
	60	4, 9, 16, 24
	40	4, 16, 36
150～300	80	4, 9, 16, 24
300～600		
600～1200		
1200～2500		
10～20 mm		

(b) 骨材 T

粒径 (μm)	温度 (°C)	浸漬時間 (h)
150～300	80	4, 9, 16, 24, 48, 72, 96*
	70	9, 24, 36, 48, 64, 72, 81
	60	24, 48, 72, 96, 120, 144
	40	72, 120, 336, 432, 840, 1224
150～300	80	24, 48, 72, 96
300～600		
600～1200		
1200～2500		

(c) 骨材 EH

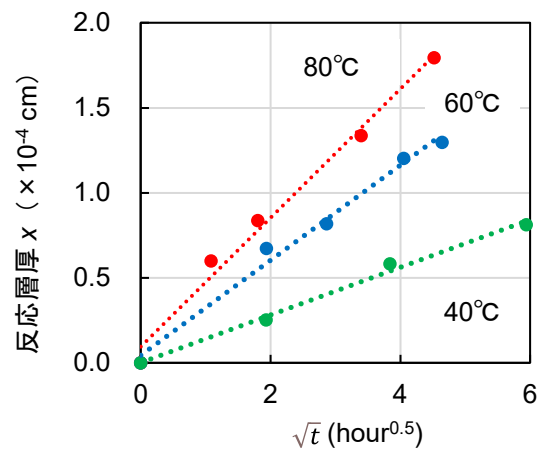
粒径 (μm)	温度 (°C)	浸漬時間 (h)
150～300	80	24, 48, 96, 144, 192, 240
	70	48, 120, 216, 336, 456, 792
	60	48, 192, 504, 792, 1680, 3000*
300～600	80	24, 48, 96, 144, 192, 240
1200～2500		
10～20 mm		

*測定時点でシリカがすでに飽和していたものと考えられたため、結果から除外した。

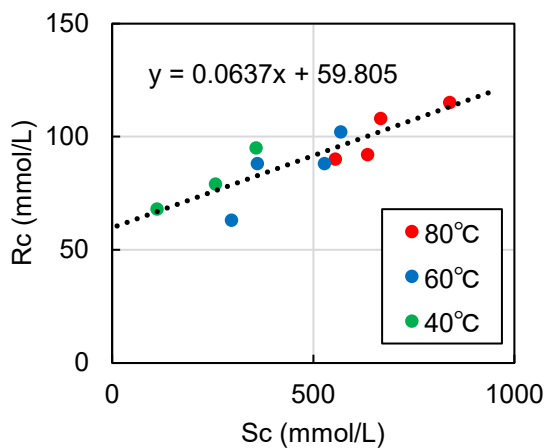
4.2.2 結果および考察

(1) シリカ溶出速度の温度依存性

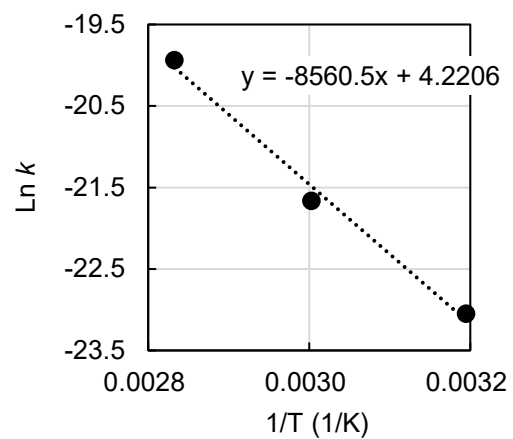
粒径 150-300 μm の試料を対象とした溶出試験の測定結果を、図-4.2.1 から図-4.2.3 に骨材ごとにそれぞれ示す。各図の (a) はシリカ溶出量から算出した反応層厚と時間の関係を意味しており、(b) は S_c と R_c の関係、(c) はシリカ溶出の温度依存性を説明したものである。ここで、シリカ溶出量と平均粒径を基にして、文献^{4.2)}を参考に骨材を球形で仮定したときの Jander 式を解くことで表層からの反応層厚 $x(\text{cm})$ として表現した(図 (a))。なお、このとき骨材は純粋な SiO_2 のみから成ると仮定し、溶解シリカ濃度から算出された SiO_2 量を骨材質量で除すことで反応率とした。さらに、この仮定の下、反応層厚 x と浸漬時間の平方根の関係の傾きは、厳密には反応過程を含むが、液相の初期アルカリ濃度が 1.0 mol/L であるため Fick の一次拡散則が成立するときの拡散方程式における拡散係数 k である。温度依存性の評価には、温度とこの拡散係数 k の関係について整理することとした。この際、温度は絶対温度の逆数で整理し、拡散係数は対数表示することで、温度依存性を Arrhenius 則で説明できるかの確認を容易にした(図 (c))。(以降この関係図を慣例的にアレニウスプロットと呼称する)



(a) 時間と反応層厚の関係



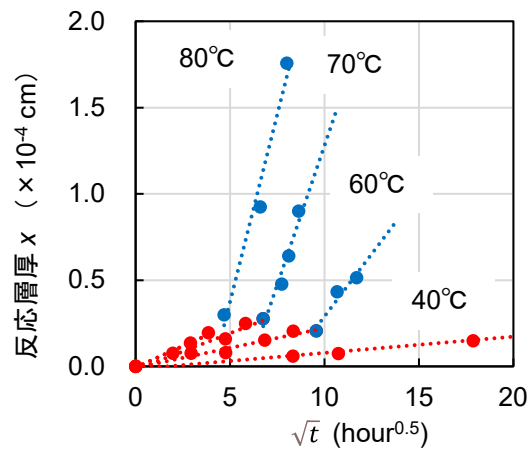
(b) S_c と R_c の関係



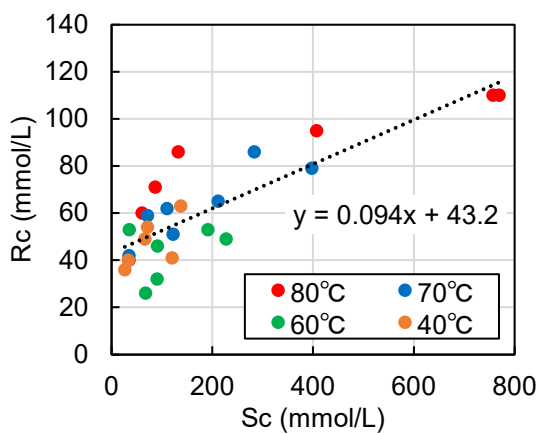
(c) アレニウスプロット

図-4.2.1 骨材溶出試験結果 (骨材 N)

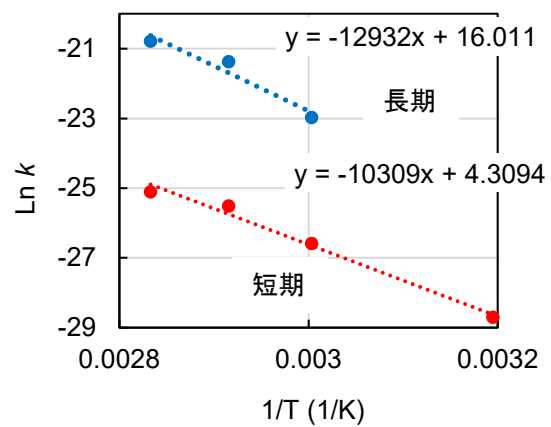
まず、骨材 N について、図-4.2.1 (a) に示すように、浸漬時間の平方根と、 S_c から算出した反応層厚 x は、各温度で良好な直線関係となった。これは、本検討の実験条件の範囲では、骨材 N のシリカ溶出反応の仕方が、表面からのアルカリの拡散律速を仮定し Jander 式を用いた反応率計算で十分説明できることを意味している。図-4.2.1 (b) に示す S_c と R_c の関係より、反応によって消費されるアルカリ分 (Na^+) は溶解したシリカの量と線形関係にあることから、温度や時間が異なってもおおむね同様の反応が進行していることが推察できる。図-4.2.1 (c) によると、80°C、60°C、40°C の範囲におけるシリカ溶出速度の温度依存性はアレニウス則に従うことが確認できた。



(a) 時間と反応層厚の関係



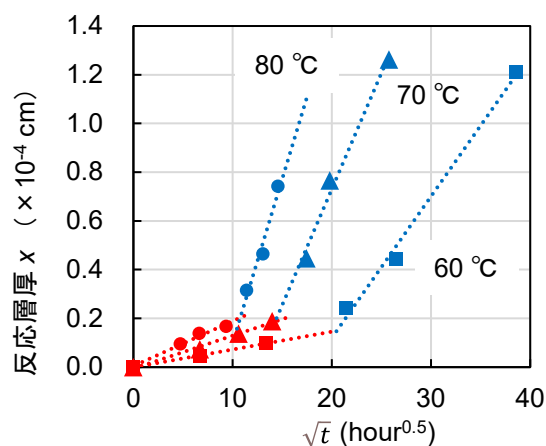
(b) Sc と Rc の関係



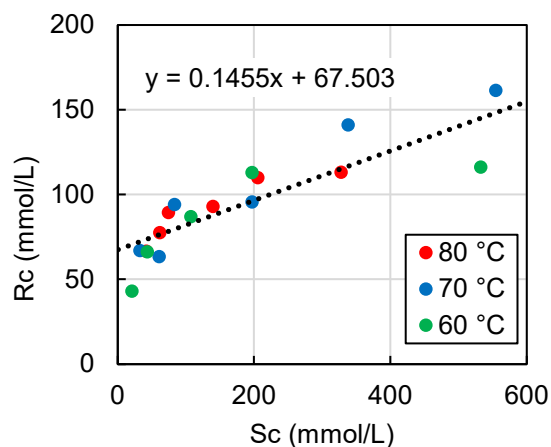
(c) アレニウスプロット

図-4.2.2 骨材溶出試験結果 (骨材 T)

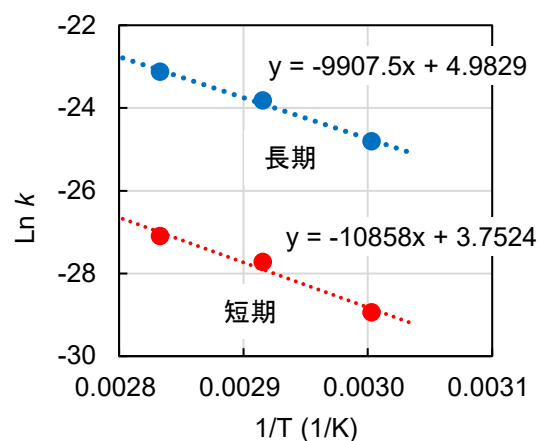
次に骨材 T では、図-4.2.2 (a) に示すように浸漬時間と反応層厚さの関係が 2 段階で表されるような結果となり、古澤・魚本^{4.2)}の示す遅延膨張性の骨材の特徴に類似したものとなった。この 2 段階の溶出速度を浸漬時間で短期と長期で区別すると、このときの溶出速度が切り替わる境界点 (図中の赤と青の線の交点) は、温度によらず近い反応層厚の値をとった。このことよりシリカ溶出に関わる何らかのメカニズムが変わるきっかけは、反応が特定の段階まで進行することが重要であると推測される。また、図-4.2.2 (b) の Sc と Rc の関係に着目すると、明確な線形関係ではないものの、傾向としては概ね骨材 N と同様に解釈することができる。温度依存性は短期長期ともに骨材 N 同様アレニウス則に従うことが確認できた。温度が変わると、溶出速度や境界点に達するまでの期間は早まるが、シリカ溶出のメカニズム自体は各温度で共通していると言える (図-4.2.2 (c))。



(a) 時間と反応層厚の関係



(b) Sc と Rc の関係



(c) アレニウスプロット

図-4.2.3 骨材溶出試験結果 (骨材 EH)

骨材 EH も骨材 T の場合と同様に、図-4.2.3 (a) に示すように、浸漬時間と反応層厚さの関係が 2 段階で表される結果となった。境界点についても骨材 T 同様に近い値をとった。図-4.2.3 (b) の Sc と Rc の関係に着目すると、温度や時間によらず線形関係で表現できている。温度依存性に関して、図-4.2.3 (c) から 80°C から 60°C の高温条件の範囲ではあるが短期長期ともにアレニウス則に従うことが確認できた。

骨材間で比較すると、同程度の反応率になる、すなわち同量のシリカ溶出量に達するまでに要する時間は骨材の反応性に対応して大幅に異なった。また、シリカ溶解量 Sc とアルカリ濃度減少 Rc の関係の図より、これらは共通しておおむね直線関係にあることが確認できた。含有鉱物や骨材の反応性、温度によらず、シリカの溶出量はアルカリ消費量と線形関係にあるということであり、この点に関しては一貫したメカニズムが存在することを意味する。各骨材のアレニウスプロットの図に着目すると、すべての骨材においてシリカ溶解の反応がアレニウス則に従うことが確認できた。

(2) 粒径依存性

粒径を試験要因として実施した骨材溶出試験の結果を図-4.2.4に示す。横軸を浸漬時間(hour)，縦軸を溶出シリカ量である Sc (mmol/L) で整理した。

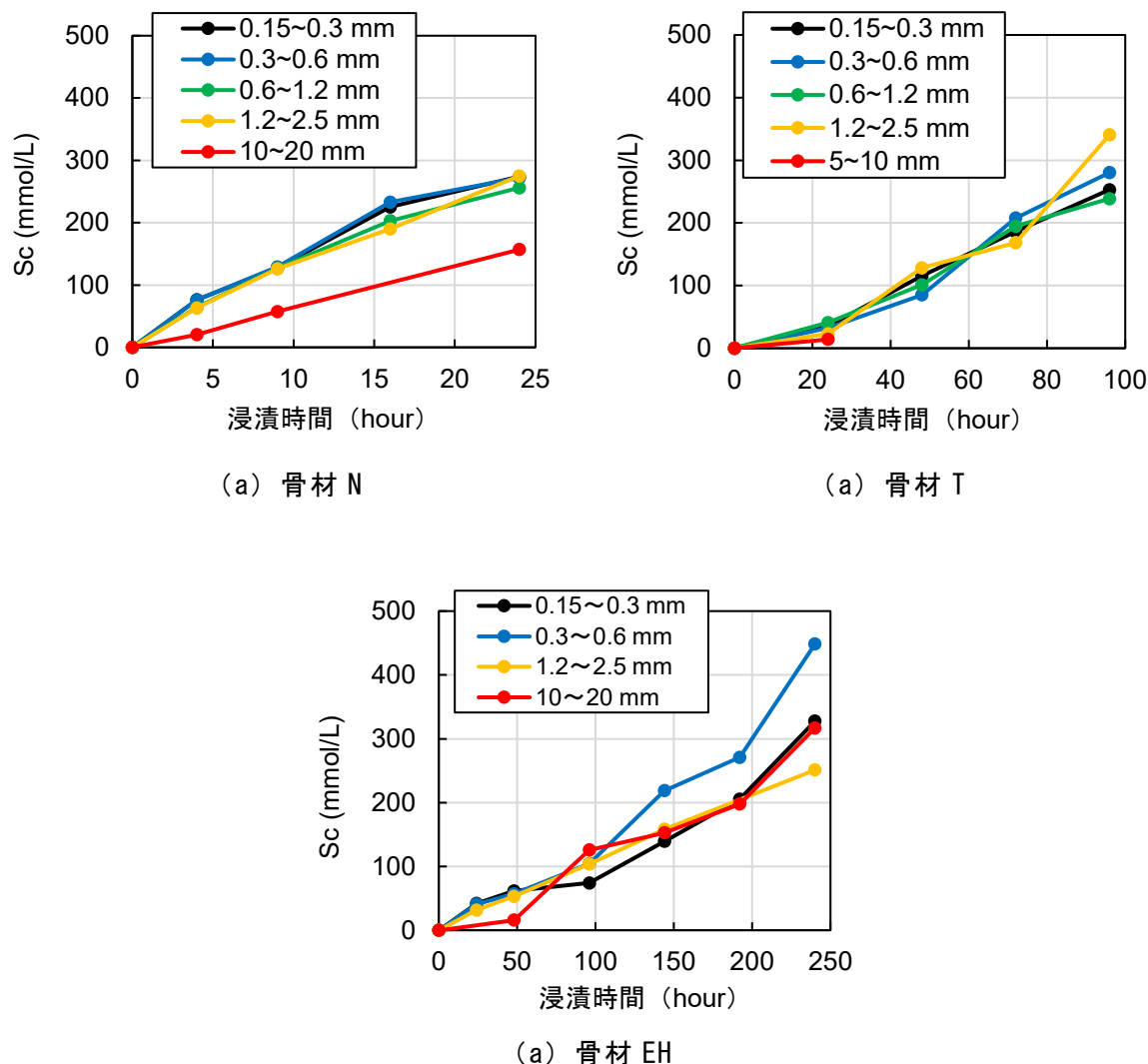


図-4.2.4 シリカ溶出の粒径依存性の検討結果

いずれの粒径においても浸漬時間に伴ってシリカ溶出量の増加が確認できたが、骨材粒径の影響としては骨材 N でのみ粗骨材 (10~20 mm) の測定結果が異なる傾向を示し、それ以外については明確な差は確認されなかった。

ここで、骨材粒径が変わっても経時的なシリカ溶出量が大きく変わらない、すなわちシリカの溶出速度が骨材粒径にさほど依存しないということについて考察する。溶出シリカ量は反応した体積に比例するので粒径の3乗に影響されることになる。今回の検討では溶液に対する質量を統一して実施したため、粒子の存在数も同様に粒径の3乗に影響することから反応体積の影響は粒径の影響を排除できる。したがって、ある浸漬時間において溶

出シリカ量が同程度の時、骨材粒子の反応率としては等しくなり、そのとき粒径が大きくなるにつれ反応厚さはより深くまで進行する計算となる。反応層の成長が微小区間の一次元的な拡散現象とすると拡散係数自体は粒径によって異なるということとなる。

このことを、横軸に各粒径の試料の平均粒径の半径 (μm)、縦軸に拡散係数で整理して視覚的に説明したものが図-4.2.5である。粒子の半径が大きくなるにつれ、本来定数であるべき拡散係数が大きな値をとる傾向が見てとれる。また、その粒径依存性は骨材ごとに異なり、骨材 N と骨材 T については傾きは異なるものの線形的に影響するのに対し、骨材 EH は曲線的に影響し、粗骨材になると細骨材の 1.2 mm 程度の時とあまり変わらない拡散係数に相当する（短期の拡散係数は基になるプロットが不足しているためか傾向が異なった。図には参考値として表示している）。

骨材からシリカが溶出する現象を拡散律速で考えた際、その拡散係数は粒径によって異なるという結果が得られた。また、骨材ごとにその粒径の影響の仕方が異なった。これらのことから、粒度調整を経た画一的な骨材試験の結果のみでコンクリートの ASR を判定することの限界が示唆された。また、膨張予測を行う際には、何らかの仮定をもって骨材の反応性を定量的に扱うとしても、微視的な観察によって実際の現象に即しているかの検証を行うことが重要と言える。

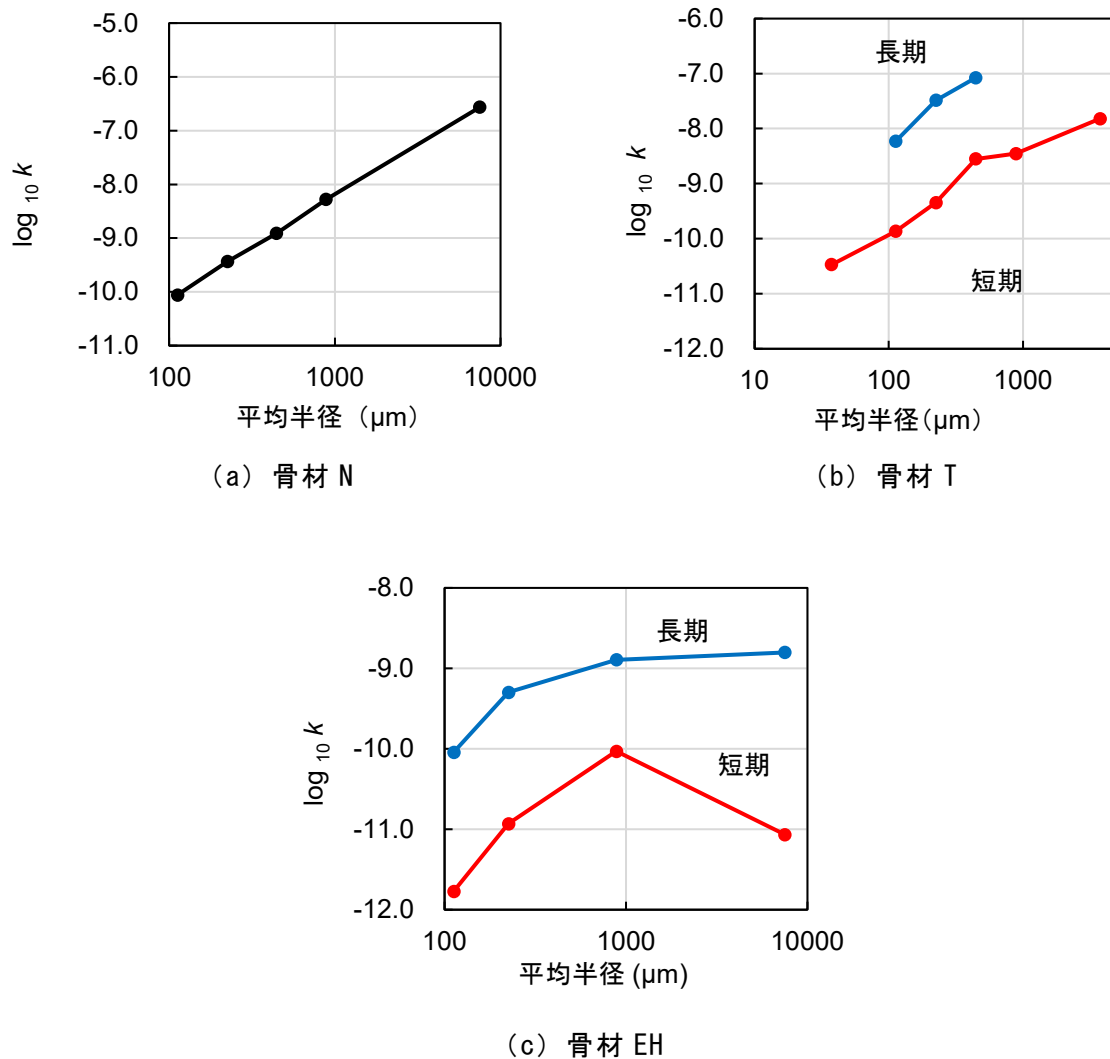


図-4.2.5 各骨材の平均半径と拡散係数の関係

4.3 アルカリ溶液と接触した骨材断面の観察

骨材は含有するシリカの形態や量、組織構造といった岩石学的な特徴によって ASR の反応性が異なるが、岩石の特徴によって溶解に伴う骨材内部へのアルカリ金属イオンや生成したゲルの移動経路の発達の仕方にも違いが現れるかを確認する必要がある。本項では、骨材 N（安山岩）と骨材 NW（マイロナイト）の二つを対象に、アルカリ溶液との接触に伴う溶解痕の進展について電子顕微鏡を用いて視覚的に検討した。

各骨材粒子（10～20 mm）を樹脂包埋し、切断面を研磨することで観察面とした試験片を作製し、60℃、1.0 mol/L の NaOH 水溶液に所定の時間（1 h, 48 h, 2 W）浸漬した。取出し後、蒸留水で表面を洗い流したのちデシケータで乾燥させ低真空条件で SEM（日立ハイテック SU3500）によって骨材断面の溶解状況を観察した。観察後は再度アルカリ溶液に浸漬させ、再度観察する際は同一視野で観察を行った。

図-4.3.1～図-4.3.4 に浸漬前，浸漬 1 時間，浸漬 48 時間，浸漬 2 週間に於けるそれぞれの骨材の断面観察結果を示す。

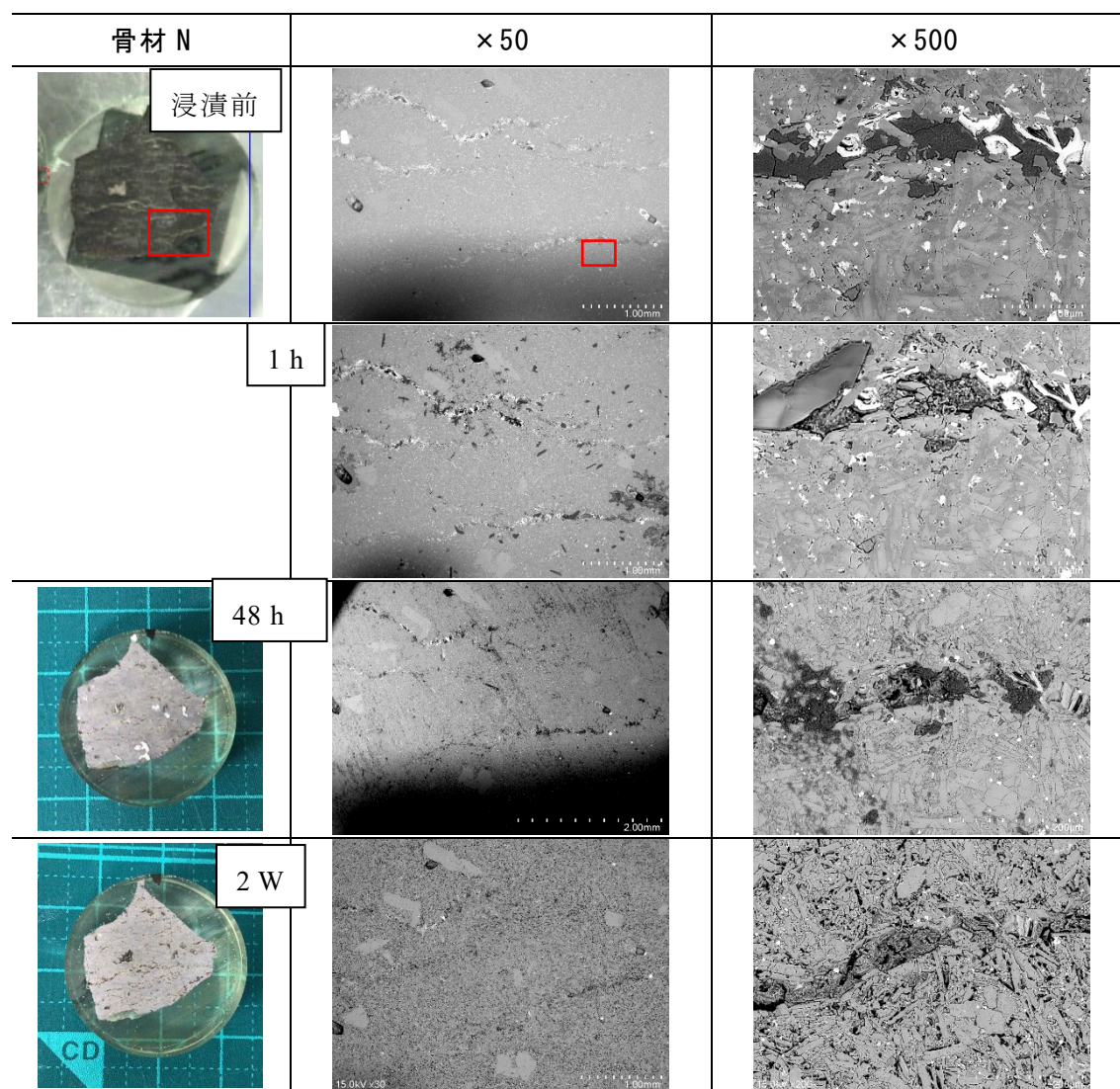


図-4.3.1 電子顕微鏡観察結果（骨材 N）

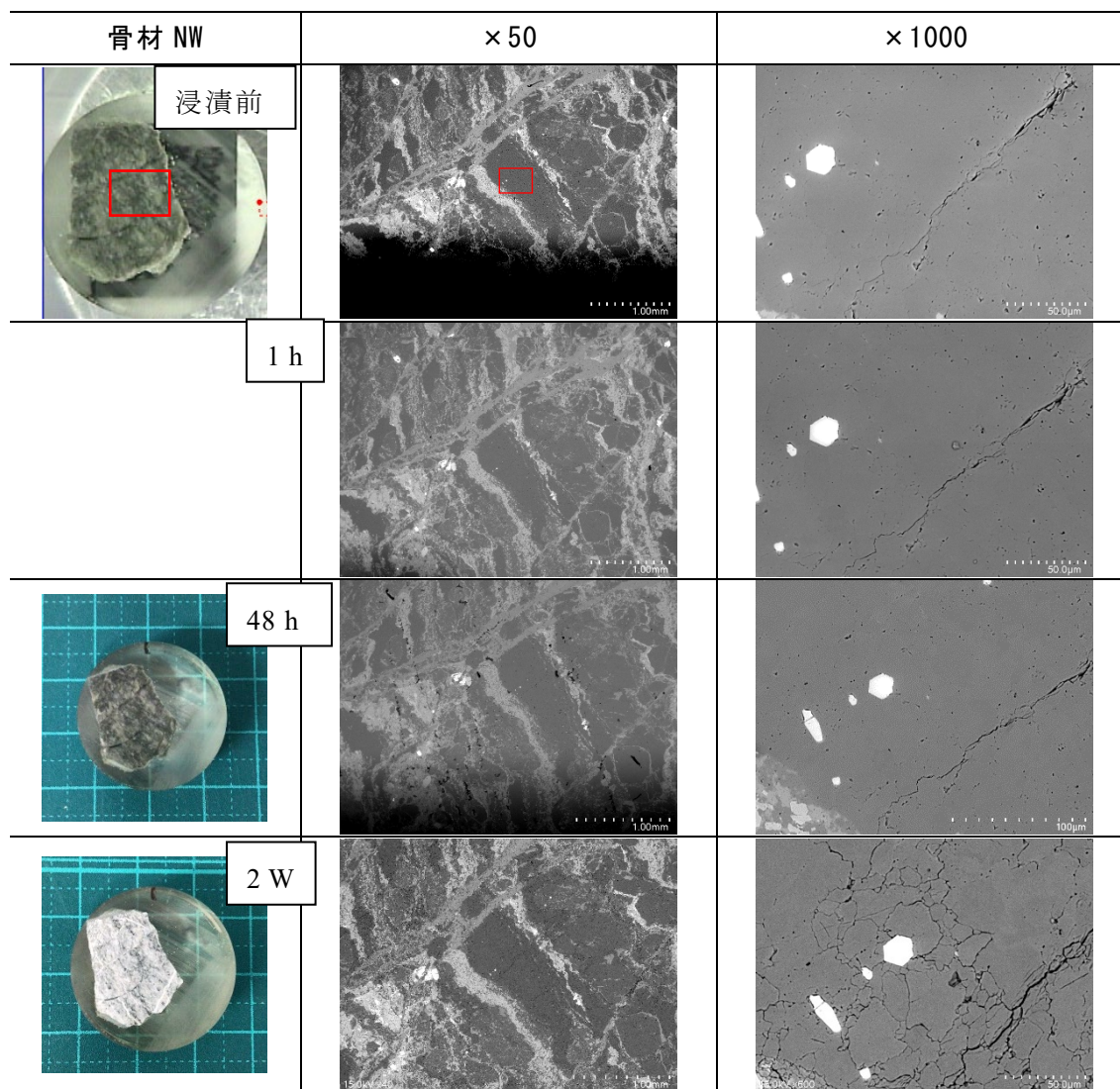


図-4.3.2 電子顕微鏡観察結果（骨材 NW）

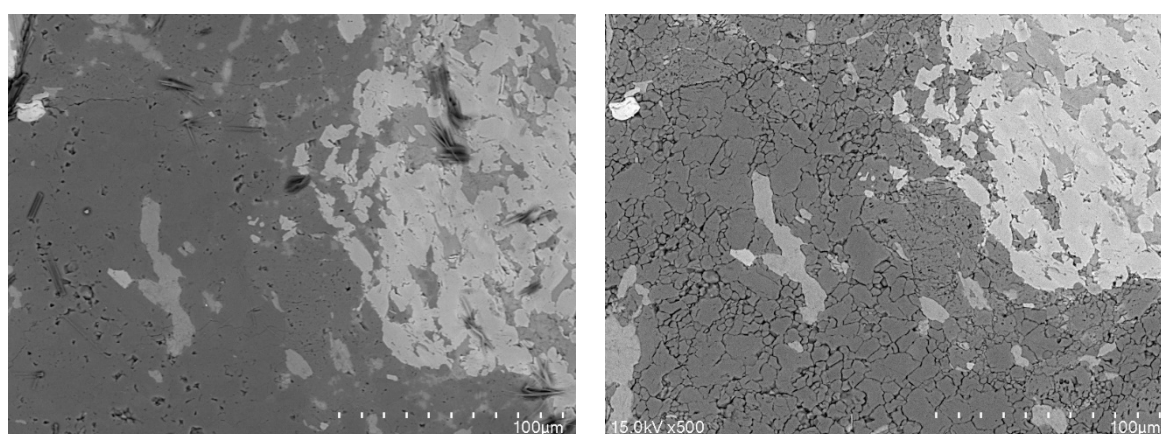
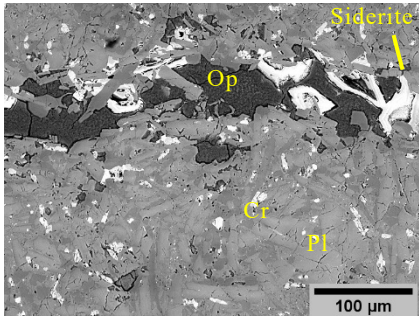
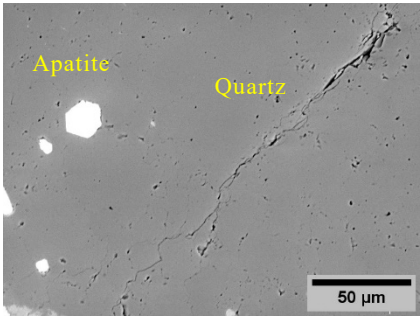
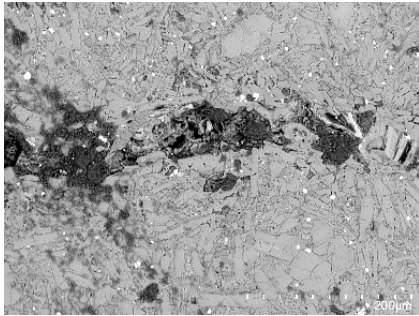
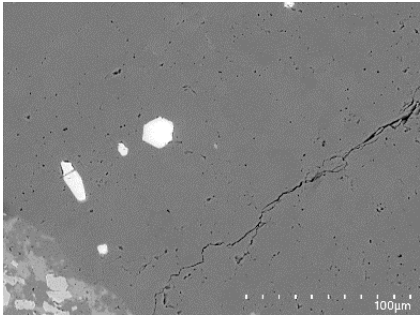
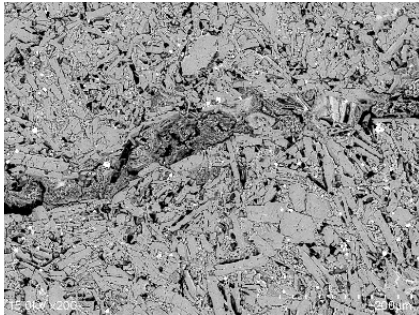
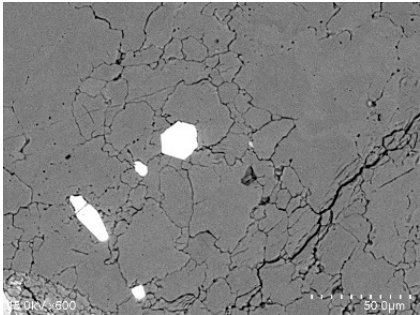


図-4.3.3 電子顕微鏡観察結果（骨材 NW）500 倍，別視野

	骨材 N (×500)	骨材 NW (×1000)
浸漬前		
48 時間		
2 週間		

Op : オパール, Cr : クリソバライト (暗い灰色), Pl : 斜長石 (明るい灰色) .

図-4.3.4 骨材断面の変化の比較

まず、骨材 N の特徴を考察するため図-4.3.1 に着目する。反応前の骨材 N は、斑状組織をもつ安山岩である。浸漬前の観察から、斑晶は斜長石 (albite (Na 長石) ~ anorthite (Ca 長石)), 風化によってスメクタイト化が進んだ輝石 (Fe, Mg, Ti などを含む), 部分的にアパタイト (Ca と P をもつ) を含む。石基は微細な斜長石 (白っぽいグレー) をクリソバライト (暗めのグレー, 一部火山ガラス) が埋めている。シリカとして、多量のクリソバライトから構成され、オパールの脈と火山ガラス, カルセドニーを含む。オパール脈の周辺には炭酸塩鉱物 (シデライト (Fe の炭酸塩で, Mg を一部もち Ca と固溶体をつくる) やドロマイト (Mg と Ca の炭酸塩の固溶体)) ができている。観察領域にはオパール

脈を含む。

浸漬後は、オパール脈が先に溶解し、次いでクリストバライトが溶け落ちていることが観察できる。48 時間で視野左側のオパール周辺からゲルの滲出が確認でき、クリストバライトも表面から溶解が進行しているように見える。浸漬 2 週時点ではクリストバライトがほとんど解けきっており、反応性シリカは残っていないと思われる。

骨材 NW は、全体的に緑っぽく縞状構造を持つ、花崗岩を原岩とするマイロナイト（断層深部の高温環境下で形成される変成岩）である。主に斜長石類と石英からなり、反応性シリカとして微晶質石英、隠微晶質石英を含む。溶解前の観察から、観察視野（×50）には石英の相が含まれるように設定し、その層のうち観察視野（×1000）には目印となるアパタイト結晶を含むようにした。なお、最も反応が速いと予想される隠微晶質の石英は、EDS により主に縞状構造の斜長石の隙間に存在していたことを確認したが、低真空条件では反応前後で個々の粒子の特定が困難であったため本検討では対象としなかった。

溶解後の断面像（図-4.3.2）によると、石英の相は 1 時間および 48 時間では外観にほとんど変化がないが、2 週時点で石英の粒界（結晶の境界面）がはっきり確認できるようになった。図-4.3.3 に示す 500 倍像からわかるように、2 週時点で石英の相に数 μm のサイズの石英の粒界が明確になった。このように粒界から溶解が進むと、物質の拡散経路が複雑になり岩石表面以外からの溶液の侵入が可能に、つまりシリカの溶解速度が変化することが想像できる。このことからある程度反応が進むと粒界を通じたアルカリの拡散が支配的になることが予想され、アルカリ溶液との接触に伴ってアルカリシリカゲルの生成速度が変化することが考えられる。

図-4.3.4 に示す比較によると、両者は単に構成鉱物の違いで反応速度が異なるだけでなく、表面から早期に解けきってしまうものと、ある程度反応が進んでから拡散速度が上がるものとのパターンが異なることがわかる。つまり、4.2 節で論じたように、遅延膨張性の骨材で長期の拡散速度が大きくなる現象が視覚的に裏付けられた。

4.4 膨張圧発生メカニズムに関する実験的検討

4.4.1 目的

膨張圧の発生メカニズムに関しては、例えば Fournier and Bérubé^{4.3)} は反応性骨材周囲に生じたアルカリシリカゲルが膨張することによりコンクリートにひび割れを引き起こすとしている。一方で Ichikawa and Miura^{4.4)} は骨材内部のゲル中のアルカリが空隙水に含まれる Ca^{2+} とイオン交換することにより硬質なカルシウムシリケート水和物を形成し、この反応リムが殻の役割を果たすことで骨材内部にゲルを蓄え膨張圧を生ずると説明している。大澤らの検討^{4.5)} ではこれらの検証のため反応性骨材をアルカリ溶液に浸漬または拘束条件の異なるペーストに埋没させ、反応後の骨材断面とゲルの滲出の様子を確認した。その結果骨材単体では内部にゲルを累積できず周囲の緻密なセメントペーストマトリクスによってはじめてゲルが骨材内部に留まることが報告されている。しかし上記実験ではペーストの緻密さと膨張率の関係には着目しておらず、また比較的短期間の測定であるため膨張もしくはひび割れ発生後のゲルの分布に関する考察は十分でない。

そこで本項では、骨材を拘束するセメントペーストの水セメント比の違いによる緻密さの差が硬化体の膨張挙動とゲルの蓄積に与える影響について検討した。アルカリ量が等しく水セメント比が異なるセメントペースト中に反応性粗骨材を埋め込んだ供試体を作製し促進養生を行い、経時的に長さおよび質量の測定とゲルフルオレッセンス法による断面のアルカリシリカゲルの分布の観察を行った。

4.4.1 実験方法

(1) 材料、配合および試験体作製

使用した材料を主な物性値や化学的特徴とともに表-4.4.1に示す。セメントペーストの水セメント比を高く設定することから材料分離のおそれがあったため増粘剤（水溶性高分子エーテル系）を使用した。供試体アルカリ量の調整のため練混ぜ水には粒状試薬の NaOH を溶解して使用した。大澤らの検討を参考に、粗骨材をペーストのみが拘束するような条件を作ることに主眼を置き、細骨材の影響を排除するため本検討では細骨材は使用していない。さらに空隙の影響を極力排除するため練り混ぜ時にペーストに空気を入れないよう消泡剤を使用した。骨材としては高反応性安山岩の骨材 N を対象とした。目視による断面観察を行うため粒径が 10~20 mm の比較的大きいものを使用した。

表-4.4.1 使用材料

材料・記号	概要
水 W	上水道水
セメント C	普通ポルトランドセメント 密度：3.16 g/cm ³ 比表面積：3360 cm ² /g 全アルカリ：0.56%
粗骨材 G	骨材 N：オパールを含む安山岩碎石 表乾密度：2.54 g/cm ³ ペシマム示す急速膨張性 Sc/Rc = 5.3 (JIS A 1145) 10～20 mm
増粘剤	メラミンスルホン酸系化合物 水溶性高分子エーテル系化合物
消泡剤	ポリアルキレングリコール誘導体
NaOH	粒状特級試薬

骨材周辺の組織の緻密さ、拘束力が異なる条件を作り出すため、水セメント比（W/C）を試験要因とし 0.5, 0.7, 1.0 の 3 水準に設定した。また、単位粗骨材量を一定にする必要があり、この値は W/C = 0.5 のときに「単位水量 160 kg/m³ で W/C = 0.5, 反応性骨材率 30% のコンクリートにおける、セメントペーストと反応性粗骨材の比率を維持した状態の粗骨材量」と設定した。ASR の反応速度や膨張量はアルカリ量に依存するので、ペースト拘束力による影響を純粋に評価するためにはアルカリ量を一定値に合わせる必要がある。本検討では供試体全体でアルカリ総量（Na₂O_{eq}）を 5.5 kg/m³ に設定した。なお、この値は W/C = 0.5, 0.7, 1.0 のペースト埋込供試体に対してセメントの全アルカリでそれぞれ 0.65%, 0.81%, 1.05% に相当する。

表-4.4.2 に本研究で使用した配合を示す。ここでは JIS A 1146 の長さ測定用角柱供試体（40×40×160 mm = 256 mL）一体あたりの質量で表現している。混和剤の使用量については、増粘剤は予備実験を行ったうえで W/C = 0.5, 0.7, 1.0 それぞれについてセメント質量の 4, 6, 8% とし、消泡剤は空気量 0% を目標にセメント質量に対して 0.004% とした。粉体である増粘剤はセメントに外割で混合し、NaOH と消泡剤は練混ぜ水に内割で完全に溶解して使用した。

表-4.4.2 配合（ペースト供試体 1 体あたりの質量（g/256 mL））

W/C	W	C	G	NaOH
0.5	108.0	216.0	202.4	0.26
0.7	121.4	173.5	202.4	0.56
1.0	133.9	133.9	202.4	0.85

供試体寸法は長さ変化測定用，断面観察用のいずれも $40 \times 40 \times 160$ mm の角柱である。また，ペーストの圧縮強度試験用と空隙評価用に，粗骨材を入れない $\phi 50 \times 100$ mm の円柱供試体と $40 \times 40 \times 40$ mm の試験体をそれぞれ作製した。長さ測定は各配合 3 本ずつ，断面観察用は各配合 1 本ずつ，円柱供試体は 3 本ずつ作製した。供試体はあらかじめ規定量の反応性粗骨材を型枠に配置しておき，その後，振動を与えながらセメントペーストで包埋するように作製した。

初期養生として打設後 7 日間 20°C で静置した。これは増粘剤の多量使用により脱型に必要な強度が発現されるまでに時間を要したためである。7 日間の初期養生完了後，脱型を行い 30 分間の吸水を行った。このときの長さと質量を記録し，初期値とした。

(2) 測定および観察方法

強度試験用供試体以外の供試体はすべて，反応を促進させるため養生温度 40°C で，アルカリ溶脱の抑制と水分供給を促進する封かん方法であるアルカリラッピング法^{4,6)}を行った。促進開始時に各水準に応じた NaOH 水溶液を 12.5 g 含ませた不織布で封かんし，以降は測定のたびに水を加え不織布の湿潤状態を保った。強度用の円柱供試体は脱型後材齢 28 日まで 20°C 水中養生を行った。

表-4.4.3 測定項目と測定方法

測定項目	検討対象	詳細
圧縮強度	セメント ペースト	$\phi 50 \times 100$ mm，水中 20°C 養生，試験材齢 4 週。
静弾性係数		
細孔径分布		水銀圧入式ポロシメータによる。 アルカリラッピング，養生 40°C ，試験材齢 1 週。
膨張率	セメント ペースト ＋ 粗骨材	養生 40°C ，アルカリラッピング，寸法 $40 \times 40 \times 160$ mm
質量変化率		ダイヤルゲージ法による。評価材齢：1, 2, 4, 8, 13, 20, 35 週
断面中のゲルの分布		ゲルフルオレッセンス法。評価材齢：1, 4, 8, 20 週
水溶性アルカリ分布		総プロ法に準拠した温水抽出。 OH ⁻ 濃度を評価。

測定項目を表-4.4.3に示す。水セメント比の異なる硬化セメントペーストの力学的特性を評価するため、材齢4週において円柱供試体（ $\phi 50 \times 100$ mm）の圧縮強度および静弾性係数を測定した。この際、脱型後に若干のブリーディングが確認されたため打設面付近の脆弱な部分は切り落とした。さらに、水銀圧入式ポロシメータによって、硬化セメントペーストの空隙構造を、材齢1週で測定した。40°C アルカリラッピングした硬化セメントペースト試験体（40×40×40 mm）から、5 mm 角の立方体に調整した試料にアセトンで15分間真空含浸させて水和停止し、48時間凍結乾燥させた後に測定した。このとき、各試験体の密度差を考慮して、体積当たりの空隙量である細孔容積率として比較した。

長さ測定は JIS A 1129-3 ダイヤルゲージ法^{4.7)}に準拠して行った。20°C 環境下で供試体長さと質量を測定し同時に表面のひび割れの状態も記録した。断面のゲル観察方法として参納らによって提案されたゲルフルオレッセンス法^{4.8)}を採用した。これは、試薬に含まれるウラニルイオンがアルカリシリカゲル中の陽イオンと置換する性質、および、ウラニルイオンが紫外線（UV）により緑色に蛍光する性質を利用し、簡易的に ASR を診断する手法である。また、供試体の処理に関しては五十嵐らの研究^{4.9)}を参考にした。所定の材齢で観察用供試体を 40×40 mm 断面となるよう端面から 10 mm 厚さに油式カッターで切断した後に研磨し、20°C 環境で1週間湿気箱に静置し、観察時は酢酸ウラニルを含む ASR ゲル呈色試薬を表面に塗布後30分間反応させ、波長 254 nm の UV 下で撮影を行った。その後、画像処理ソフト Image J を用いて蛍光部分を二値化し、供試体断面における ASR ゲル面積率を算出した。断面中の骨材分布のばらつきを考慮してこれらの操作を一つの材齢で2枚ずつ行い、ASR ゲル面積率の平均値を評価した。

ASR の進行に伴い骨材周辺の空隙水のアルカリが反応に消費され、OH⁻濃度は低下するが、水セメント比が異なるとペースト硬化体中のアルカリの移動性も異なることが予想される。そこで膨張圧の蓄積以外の水セメント比影響の確認として、膨張が収束した時点における各供試体の、骨材周辺および骨材から十分離れた外縁部のペーストの水溶性アルカリ量を測定した。水溶性アルカリの抽出は総プロ法^{4.10)}を参考に、骨材周辺部と供試体外縁部それぞれから採取し、粉碎した試料に対し10倍質量となる40°Cの温水を加えて30分間抽出した。抽出液に対して中和滴定を行い、水溶性アルカリ濃度をもとのペーストの単位質量あたりの水酸化物イオン濃度として求めた。

4.4.2 結果および考察

(1) セメントペーストの圧縮強度、静弾性係数および細孔径分布

図-4.4.1に圧縮強度試験の結果を示す。なお W/C = 1.0 の供試体の静弾性係数はひずみの測定精度の問題から測定できなかったため記載していない。水セメント比が大きいほど圧縮強度、弾性係数ともに小さくなることを確認した。

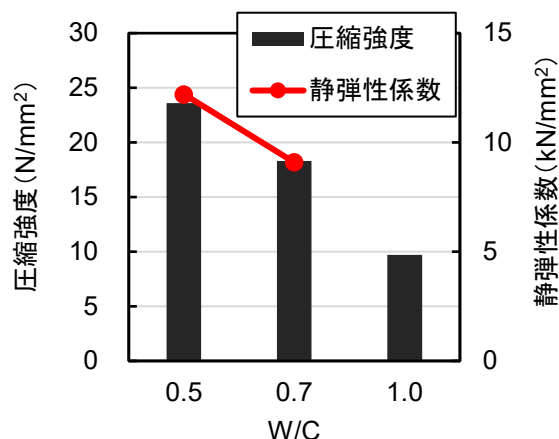


図-4.4.1 ペーストの圧縮強度と弾性係数
($\phi 50 \times 100$ mm, 材齢 4 週)

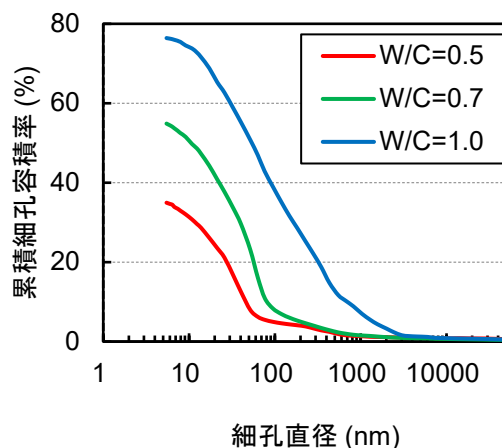


図-4.4.2 細孔径と空隙量の関係
(材齢 1 週)

各水セメント比のペースト硬化体の促進材齢 1 週での、細孔直径と累積容積率の関係を図-4.4.2 に示す。水セメント比が大きいものほど粗大な直径の細孔量が多く、さらに累積した総細孔容積も大きいことが確認された。測定範囲(細孔直径:最大 0.2 mm, 最小 5 nm)における累積細孔体積率は $W/C = 0.5, 0.7, 1.0$ それぞれについて 35, 55, 76%であった。これらのことから水セメント比を変えたことによって硬化体の組織構造が異なることが確認でき、したがって水セメント比の高いものほどアルカリや ASR による生成物の移動が容易であると思われる。

(2) 膨張率および質量変化率の経時変化

図-4.4.3 に膨張率の経時変化を、図-4.4.4 に質量変化率の経時変化をそれぞれ示す。膨張率に着目すると、いずれの水準も促進初期から膨張し、促進 10 週あたりで収束傾向となった。膨張速度、膨張量ともに大きな差はなく、本研究の範囲では水セメント比に関わらず膨張挙動は類似するものであった。対して、質量については促進 8 週付近まではすべての水準で増加傾向であるものの、膨張が収束に向かう時期を境に挙動が異なった。この現象は主にペースト構造の緻密さの差によると説明できる。膨張を促進させるため測定時に供試体を包む不織布へ加水しているものの、細孔構造のポーラスな組織のものほど供試体外へのゲルの滲出が容易であるため、ゲル生成と吸水による質量増加とゲル滲出による質量減少とのバランスを反映した結果と考えられる。

また、全水準において促進 4 週に表面にひび割れの発生が認められ、試験終了時の促進 35 週時点における最大ひび割れ幅は、 $W/C = 0.5$ のものは 0.3 mm, $W/C = 0.7$ のものは 0.2 mm, $W/C = 1.0$ のものは 0.1 mm となった。

反応初期の膨張およびひび割れ性状に水セメント比影響が見られないことの説明として、オパール脈に沿って生成したアルカリシリカゲルが、骨材内部の脈周囲で反力をとっ

て膨張圧が発現していたことが考えられる^{4.11)}。その後は反応リムだけでなく界面のペーストも生成物に対する反力壁の役割になりうると考えると、骨材まわりのペーストがゲルを拘束する能力が高いほどより大きな膨張圧に対し反力を得られる。したがって最終的なひび割れ幅の違いは蓄えられる膨張圧の違いに起因し、ペーストによる拘束力が表面の損傷度に影響したと推察できる。しかしながら、ペーストマトリックスの弾性率やゲルの充填できる空隙量が異なるにもかかわらず膨張挙動に差がみられなかった直接的な要因は十分に考察できなかった。

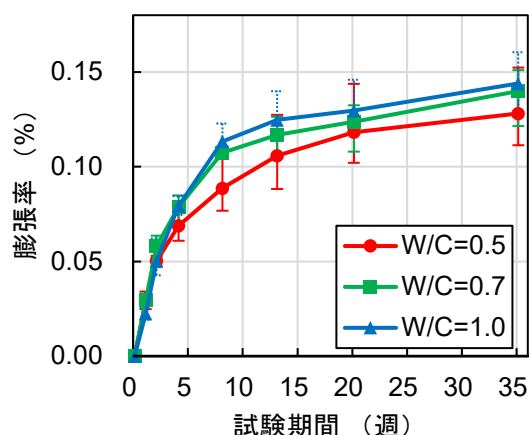


図-4.4.3 膨張率の経時変化

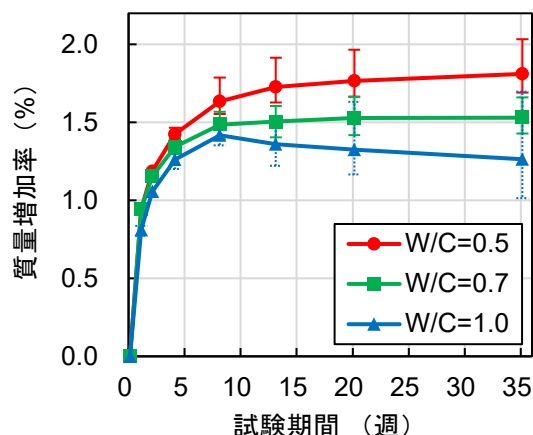


図-4.4.4 質量増加率の経時変化

(3) ゲルフルオレッセンス法による断面観察

各材齢における UV 下で撮影した写真のうち代表的なものを図-4.4.5 に示す。なお、切り出した試験片 2 枚合計の粗骨材の面積が全材齢で同程度になるよう断面を選んで観察を行っており、傾向を捉える上で示した写真ごとの骨材量のばらつきの影響が小さくなるようにしている。ここで、写真中の赤く蛍光しているものが反応性骨材、緑色に蛍光しているものが流動性を失って試験片中に残存したアルカリシリカゲルである。

より詳細な観察結果として、表における黄枠で囲った部分について可視光下で撮影したものを写真-4.4.1 に示す。骨材中を横断している灰色の線は反応後のオパール脈であり、さらに骨材とペーストの界面部に周囲より暗い色の反応リムが形成されていることが確認できる。骨材表面の白色の物質はカット後に表面に析出したゲルであり、ペーストに滲出し可視光下では判別できないものであっても UV 下では観察できていることがわかる。

各水セメント比の供試体断面中の ASR ゲル蛍光面積率の経時的な変化を図-4.4.6 に示す。全体的な傾向として、膨張の進展期である材齢 4 週で最もゲルが多く観察できる。また水セメント比で比較をすると、質量変化の挙動と同様に材齢 8 週以降では蛍光している領域が異なることがわかる。W/C = 0.5 の断面では材齢 20 週の時点で骨材の内部と周囲が蛍光しているのに対し、W/C = 1.0 の断面では骨材内部にしか蛍光したゲルが観察できない。蛍光領域の違いによって、前述のようにペースト部がポーラスな場合に、ゲルが骨材

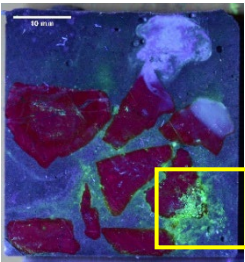
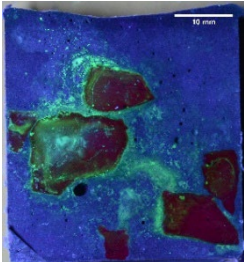
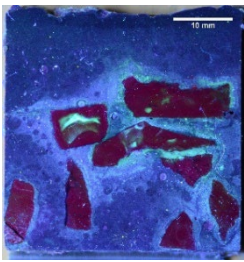
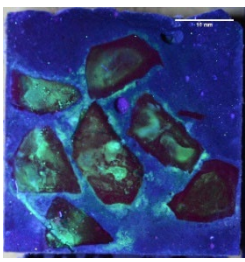
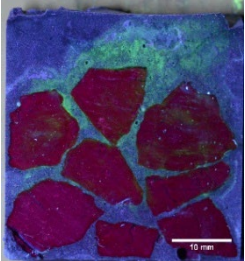
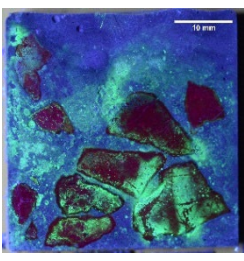
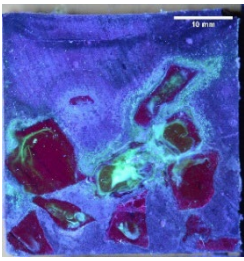
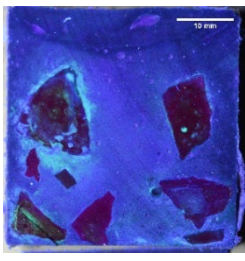
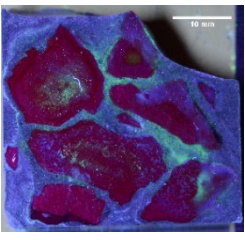
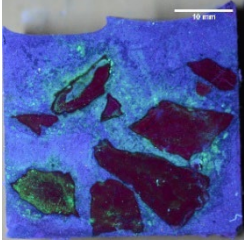
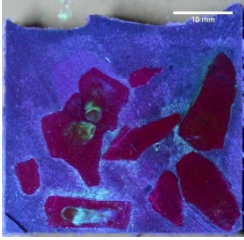
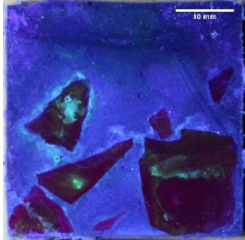
		試験期間			
		1 週	4 週	8 週	20 週
水 セ メ ン ト 比	0.5				
	0.7				
	1.0				

図-4.4.5 各 W/C 供試体のゲルフルオレッセンス法による断面写真

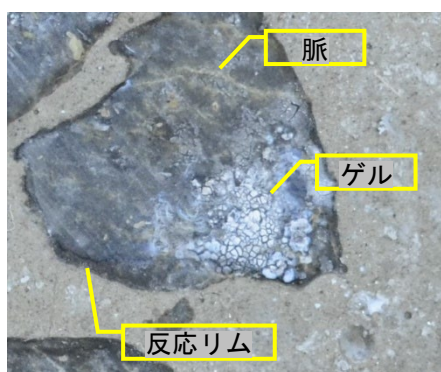


写真-4.4.1 骨材周辺の観察結果
(W/C=0.5, 1 週, 可視光)

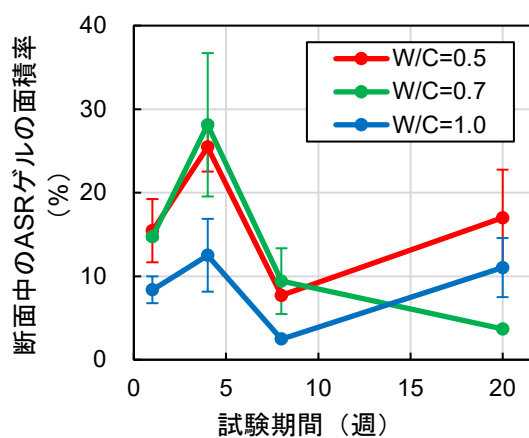


図-4.4.6 断面におけるゲルの
蛍光域の面積率

周囲に留まらずに拡散していったことが裏付けられた。

(4) 温水抽出による水溶性アルカリ濃度分布

促進終了後の断面観察用供試体における、ペーストの OH^- 濃度を図-4.4.7 に示す。ここで、 OH^- 濃度はペースト単位質量あたりの物質質量で表しているため、それぞれの硬化ペースト体の密度が異なることに注意すると供試体全体で低下したアルカリ度はおおよそ同程度である。なお打設初期の濃度を模擬し材齢 3 日におけるペーストの水溶性アルカリ濃度を測定した結果は、0.36 から 0.40 mmol/g の範囲であった。

図より $\text{W/C} = 0.5$ では他の水準に比べ、反応によってアルカリ濃度の低下が起こると想定される「骨材まわり」と骨材の影響の少ないと考えられる「外縁部」の濃度に差がみられた。このことから細孔構造がアルカリや水の移動性に影響を与えたことが確認でき、その影響度は $\text{W/C} = 0.7$ と 1.0 の間では明確ではないため、反応に消費されるアルカリの移動性には細孔径または細孔量に何らかの閾値が存在すると考えられる。

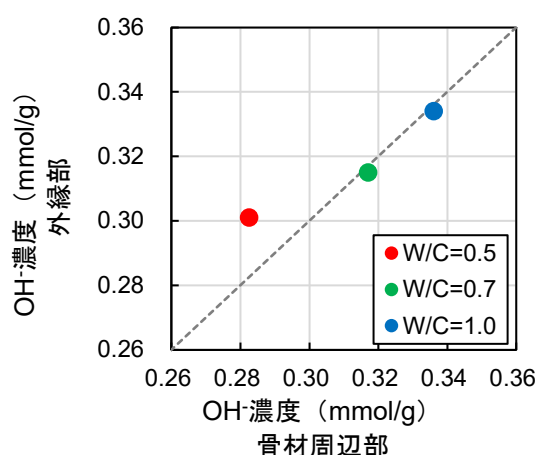


図-4.4.7 ペーストの OH^- 濃度の測定結果の比較

4.5 まとめ

本章は、ASR の反応過程に着目し、膨張に至るまでの骨材周囲で起きている現象について、実験と観察のアプローチから検討した。まず、化学法を参考にした骨材溶出試験を行い、アルカリ (NaOH) 溶液中におけるシリカの溶出に及ぼす温度、粒径、時間の影響を実験的に整理した。次に、アルカリ溶液と接触したときの骨材中の鉱物の溶け方を観察によって視覚的に特徴づけた。また、粗骨材をペーストで包埋した供試体の膨張と断面内のゲル分布から、生成物が膨張圧を生じる機構について考察した。以下に本章で得られた知見を示す。

- (1) 骨材からのシリカの溶出速度は温度が異なっても基本的に同じメカニズムで説明でき、その拡散係数の温度依存性はアレニウス則に従う。ただし、拡散係数の粒径依存性が異なることから、骨材粒子内部へのアルカリ拡散の様子が骨材ごとに異なることが示された。

- (2) 本研究で急速膨張性として用いた安山岩ではアルカリ溶液と接触して短時間でオパールとクリストバライトが一様に溶解していた。他方で遅延膨張性のマイロナイトは微小な石英の粒界がアルカリとの接触時間に伴って発達していくことで、拡散の経路が複雑化していく様子が観察された。
- (3) 硬化体にひび割れを生じた後のゲルは、マトリックスから十分な拘束が働かなければ逸散するので膨張圧を蓄積することがないと考えられる。つまりひび割れ後の膨張の継続にはゲルの移動性や周囲がゲルを拘束する条件が影響する。

第4章の参考文献

- 4.1) 日本産業規格：JIS A 1145, 骨材のアルカリシリカ反応性試験方法（化学法），2017.
- 4.2) 古澤靖彦，魚本建人：アルカリ・シリカ反応の進行を定量的に予測する新しいシステム，コンクリート工学論文集，Vol.3，No.2，pp.15-25，1992.
- 4.3) B. Fournier and M. A. Bérubé: Alkali-aggregate reaction in concrete: A review of basic concept and engineering implications, Canadian Journal of Civil Engineering, Vol.27, No.2, pp.167-191, 2000.
- 4.4) T. Ichikawa and M. Miura: Modified model of alkalisilica reaction, Cement and Concrete Research, Vol.37, No.9, pp.1291-1297, 2007.
- 4.5) 大澤紀久，五十嵐豪，山田一夫，西脇智哉：アルカリシリカ反応によるアルカリシリカゲルが膨張圧を発生する機構に関する基礎的研究，セメント・コンクリート論文集，Vol.71，No.1，pp.272-279，2018.
- 4.6) K. Yamada, Y. Kawabata, M. R. de Rooij, B. M Pedersen, R. Brucekner, and J. H. Ideker: Recommendation of RILEM TC 258-AAA: RILEM AAR-13: application of alkali-wrapping for concrete prism testing to assess the expansion potential of alkali-silica reaction, Materials and Structures, Vol.54, 201, 2021.
- 4.7) 日本産業規格：JIS A 1129-3, モルタル及びコンクリートの長さ変化測定方法-第3部：ダイヤルゲージ法，2010.
- 4.8) 参納千夏男，丸山達也，山戸博晃，鳥居和之：ゲルフルオレッセンス法による ASR 簡易診断手法の開発，コンクリート工学年次論文集，Vol.35，No.1，pp.973-978，2013.
- 4.9) 五十嵐豪，山田一夫，小川彰一：ゲルフルオレッセンス法による ASR ゲルの観察条件に関する一考察，コンクリート工学年次論文集，Vol.38，No.1，pp.1047- 1052，2016.
- 4.10) 建設省：建設省総合技術開発プロジェクトコンクリートの耐久性向上技術の開発（土木構造物に関する研究成果），土木研究センター，1989.
- 4.11) 川端雄一郎，広野真一，岩波光保，加藤絵万：岩石学的観察に基づく ASR による各種反応性骨材の損傷形態と損傷過程の評価，コンクリート工学年次論文集，Vol.33，No.1，pp.1031-1036，2011.

第 5 章 材料・配合・環境を要因にしたコンクリートの ASR 膨張挙動

5.1 はじめに

第 3 章では、各骨材の反応性の特徴と、それらを用いたモルタルの膨張特性を明らかにした。第 4 章では、主に ASR の反応過程に着目し、アルカリ溶液と反応性骨材から成る系で溶出試験を行うことで、骨材からのシリカの溶出特性を明らかにした。本章では、ASR によるコンクリートとしての膨張挙動に着目した。反応性の異なる骨材を使用したコンクリート供試体を対象に、ASR による膨張挙動における、アルカリ総量と養生温度の影響を実験的に明らかにした。

具体的には、5.2 では小型コンクリートプリズムを使用した室内促進試験の手法について解説した。5.3 では、アルカリ溶脱の抑制の観点から、本研究で採用した試験法の有用性を検証した結果について述べた。5.4 では、アルカリ量や温度を要因とした膨張促進試験の結果について述べた。5.5 では、より低温域での検討として、10°C 環境下での ASR を評価した膨張試験について述べた。5.6 では、室内試験の結果について、ASR 抑制の観点から、膨張へのアルカリ総量の影響を整理した。5.7 では比較的大型のブロック供試体を対象とした屋外暴露試験を行い、実環境における ASR 膨張の特徴について述べた。

5.2 AW-CPT の試験手順

本研究では、コンクリート供試体を用いた室内促進試験として、コンクリート中の空隙水を模擬したアルカリ溶液で試験体を被覆するコンクリートプリズム促進試験法（Alkali-Wrapped Concrete Prism Test : AW-CPT）を採用した。AW-CPT は日本コンクリート工学会「ASR 診断の現状とあるべき姿研究委員会報告書^{5.1)}」にて提案された試験法であり、既存の CPT である RILEM AAR-3^{5.2)}または RILEM AAR-4^{5.3)}を基に、供試体の養生方法に RILEM AAR-13^{5.4)}に規定されるアルカリラッピング法を適用したものである。

供試体には実配合のコンクリートを使用できるため、骨材単体の反応性を判断するモルタルバー法などと異なり、骨材の粒度の影響やペシマム現象を検出できる可能性がある。さらに、従来のコンクリートバー法で挙げられていた試験体からのアルカリ溶脱と乾燥という問題点を改善した手法であるため、試験期間が長期に及ぶ遅延膨張性骨材を対象とした際や、混和材の抑制効果の検証に有効である。これらの観点から、実構造物に使用されるコンクリートの反応性を精度よく評価する、もしくは本研究で目標とする長期膨張予測法の検証のための膨張データの蓄積において、促進環境を制御できる ASR 室内膨張試験としては現状最も信頼性が高い方法と思われる。以降に AW-CPT の手順を示す。

1) 装置および器具

- ・ゲージプラグ：供試体に埋め込んで供試体の長さ変化を測定するための標点とするもの

で、アルカリ環境下でもさびを生じないもの。コンクリート用の全長 30 mm で埋込深さが 20 mm のものを使用した。

- ・長さ変化測定器：ダイヤルゲージを有し、長さ 250 mm 測定用のもので標点間距離が 250 ± 50 mm となるもの。ダイヤルゲージの最小表示目量は 0.001 mm まで読めるもの。熱膨張率の小さいインバー鋼製の標準棒を備える。
- ・型枠：75×75×250 mm の供試体を作製できるもの。コンクリートのアルカリに侵されな
い、非吸水性のもの。部品間の継ぎ目に硬いグリースを薄くつけて組み立てる。試験体
にゲージプラグを埋め込むことができるよう、コンクリートが硬化するまでゲージプラ
グを固定できる構造のもの。
- ・格納容器：供試体のゲージプラグを傷めないように鉛直に立てて格納できるステンレ
ス製、もしくは、耐熱性（養生槽内の高温環境に耐えうるもの）のプラスチック製で密閉
できるもの。湿潤環境を保つため、格納容器底部には、供試体に当たらないように水を
張る。供試体本数は各実験水準で 3 本を基本とするため、3 つを同時に格納できるもの。
本研究で用いたステンレス製容器の構造を図-5.2.1 に示す。
- ・養生槽：格納容器を $60\pm 2^{\circ}\text{C}$ 、 $40\pm 2^{\circ}\text{C}$ の環境で養生するためのもの。格納容器に当た
らないように水を張り、その水をヒーターで温水にすることで所定の温度にする。断熱材
や温度計を用いて養生槽内の温度を一定に保つ。
- ・恒温室：室温 $40\pm 2^{\circ}\text{C}$ または $20\pm 2^{\circ}\text{C}$ になるように、空調で温度管理がされた供試体格
納容器を保存できる部屋。
- ・測定室：供試体を測定する際に使用する、温度 $20\pm 2^{\circ}\text{C}$ 、相対湿度 50%以上を保てるよ
うに空調で管理された部屋。
- ・不織布：供試体を包むことのできる耐アルカリ性のある布状のもの。本研究では、日
本製紙クレシア株式会社 キムテックス ポップアップ ホワイト（ポリプロピレン製、寸
法：355×425 mm）を使用した。
- ・ラップフィルム：供試体を封かんする際に使用する。本研究ではポリエチレン製の梱包
用ストレッチフィルム（幅 500 mm、厚さ 15 μm ）を使用した。
- ・養生テープ：供試体を封かんする際に使用する。

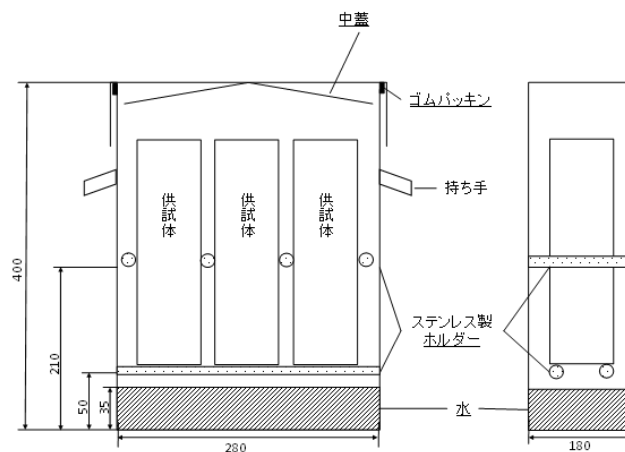


図-5.2.1 ステンレス製供試体格納容器の概要 (mm)

2) 供試体の作製

1 回の試験に用いる供試体は、1 バッチから製作し、その数は 3 本とした。膨張率は 3 本の平均値で評価した。また、供試体の大きさは全て RILEM AAR-4^{5.3)}の規定と同じ 75×75×250 mm の角柱供試体である。

コンクリートの練混ぜから初期値の測定までの方法を以下に示す。

- ①練混ぜ機に規定量の骨材およびセメントを、粗骨材、セメント、細骨材の順で入れた。

次に、練混ぜ機を作動させ、練混ぜ開始から 30 秒の時点で練混ぜ機を作動させたまま規定量の混和剤を入れた NaOH 水溶液を 30 秒かけて入れた。練混ぜ開始から 2 分後、練混ぜ機を停止し、混合が不十分な場所を中心にかき上げ混合した。再び練混ぜ機を作動させ、60 秒後にハッチを開き、排出した。

- ②その後直ちに、スランプ試験 (JIS A 1101) および空気量試験 (JIS A 1128) を行い、目標のスランプ、空気量の範囲内に収まっていることを確認した。

- ③型枠にコンクリートを 1/2 の高さまで詰め、供試体 1 体当たり各層につき 18 回突き、木槌で型枠を適度に叩いた。2 層目も同様にした後、棒状バイブレータを用いて振動を与え空気を追い出し、型枠全体にコンクリートを均一に充填した。その後、供試体やプラグを傷めないように余盛部分を削り取り、上面を平滑に仕上げた。

- ④練混ぜから 24±2 時間までは、型枠にラップ (ポリ塩化ビニリデン製) をかけ、その上にガラス板を乗せ、乾燥しないように、20±2°C の恒温室で初期養生を行った。

- ⑤初期養生完了後、脱型を行った。供試体に番号および測定の上方向を示す記号を明記した。その後、供試体をプラスチック製コンテナにあらかじめ張った 20±2°C の水中に 30±5 分間浸漬した後、取り出し、余分な表面の水を拭き取り、長さや質量を測り、これを初期値とした。

3) 測定方法

- ・測定はダイヤルゲージ法で、室温 20±2°C、湿度 50%以上の部屋にて行った。

- ・測定の前24±2時間前に、供試体と測定器具を20±2℃の恒温室に格納容器ごと移し、蓋を外し、供試体の熱膨張による影響をなくした（予冷）。
- ・長さは写真-5.2.1に示す測定器を用いてダイヤルゲージの最小目盛りの1/10まで値を読み取った。長さ測定は1体につき上下方向で各一回ずつの計2つの値を記録した。質量は、後述する不織布やラップフィルムを取り除いた状態で0.01 g単位で記録した。
- ・測定は一本ずつ速やかに行い、測定終了後は不織布が62.5 g（不織布の質量12.5 g、吸水させたアルカリ溶液50.0 g）となるように、水道水を吸水させた。
- ・同時に、表面の状況を観察し、ひび割れの発生状況やアルカリシリカゲルの滲出状況について記録した。



(a) ダイヤルゲージ付属の長さ測定器



(b) 測定時の状況

写真-5.2.1 長さ変化の測定

4) 測定後の供試体の封かん方法

初期値の測定終了後、供試体からのアルカリ溶脱の抑制および水分供給の促進のため、RILEM AAR-13に従って以下の手順により、供試体にアルカリラッピングを実施した。

①初期値測定後に、不織布に50.0 gのNaOH水溶液を吸水させたものを用意した。以降は、測定ごとに不織布の質量を測定し、50.0 gの吸水状態になるように水道水を含ませた。なお、各不織布に含ませた初期のNaOH水溶液の濃度は供試体の細孔溶液に近い濃度となるように調整を行った。濃度算定には以下の式(5.1)を用いた^{5.4)}。本研究で基準となる水結合材比50%の場合の溶液の濃度を表-5.2.1に示す。長さ変化測定時に不織布が劣化して梱包ができない場合は新しい不織布と交換をした。また、一部の供試体では、長期材齢において供試体から滲出したアルカリシリカゲルを吸収したためか、測定時の不織布の質量が62.5 gを上回る場合があった。このときは供試体への給水を継続させるために、水道水

50.0 g を吸水させた新たな不織布と交換した。

$$[\text{OH}^-] = 0.386 \times \text{Na}_2\text{O}_{\text{eq}} / (\text{W/B}) \quad (5.1)$$

ここで、 $\text{Na}_2\text{O}_{\text{eq}}$ ：セメントのアルカリ量（%）

W/B：水結合材比

表 5.2.1 AW の NaOH 溶液濃度

供試体の アルカリ総量 (kg- $\text{Na}_2\text{O}_{\text{eq}}$ / m^3)	不織布に含ませる NaOH 水溶液濃度 (mol/L)
5.50	1.33
4.75	1.15
4.25	1.03
4.00	0.97
3.00	0.72
2.50	0.61
2.00	0.48

②吸水させた不織布で供試体を包んだ。手順を以下に示す（写真-5.2.2）。

- ・ 平らな面に非透水性のラップフィルムを広げ、NaOH 溶液を吸水させた不織布を広げ、その上に供試体を置く（写真（a）～（c））。
- ・ 不織布の長辺を折り曲げ、その後、押さえながら短辺方向も折り曲げる（写真（d）～（f））。
- ・ 反対側も同様に折り曲げ、供試体を不織布で完全に包む（写真（g））。
- ・ 不織布で包んだ供試体を長軸方向にラップフィルムで巻く。この際、ラップが二重となるよう、試験体を 2 回転させる（写真（h））。
- ・ ラップフィルムから切り離し、余分な部分を空気が入らないように織り込む（写真（i）～（k））。
- ・ 供試体を短軸方向にラップフィルムで二重となるように巻く（写真（l），（m））。
- ・ ラップフィルムから切り離し、切り離した部分を養生テープで止める。余分なラップフィルムを織り込み、その部分に養生テープを一周させ止める（写真（n）～（o））。
- ・ ラップフィルムもしくは養生テープの表面に供試体の配合名と番号および方向を明記する。

③底部に水を 35 ± 5 mm 入れた、気密性の高い容器に供試体を一本ずつ立てて入れた。このとき、前回測定後の上下方向と入れ替えて保管することとした。



(a)



(b)



(c)



(d)



(e)



(f)



(g)



(h)



(i)



(j)



(k)



(l)



(m)



(n)



(o)

写真-5.2.2 アルカリラッピングの手順^{5.4)}

5.3 促進試験におけるアルカリ溶脱の抑制法の比較^{5.5)}

供試体からのアルカリ溶脱を抑制する方策として、測定時の作業が煩雑な先述の AW とは異なる手法を提案する動きもある。近年制定された、CPT である RILEM AAR-10^{5.6)} や RILEM AAR-11^{5.7)} (以降、単に AAR-10, AAR-11) では、RILEM AAR-3^{5.2)} もしくは RILEM AAR-4^{5.3)} をもとに、アルカリ溶脱の問題に対して新たな考えの対策を講じている。具体的には、供試体の寸法を 75 mm 角から 100 mm 角へ大型化することと、測定時の予冷を省略することによって供試体表面の結露や蒸発を防ぐことの 2 点が変更されている。AAR-10 や AAR-11 は、材料の組合せが ASR を起こさないか判定する、もしくは混和材の ASR 抑制効果を評価する目的で実施されるものであり、場合によっては 2 年間に及ぶ試験期間を想定しているため、上述の改善策でアルカリ溶脱の影響を抑制することを期待している。

そこで本項では、ASR の促進試験におけるアルカリ溶脱の抑制方法に着目し、AAR-10 と AAR-11 に準じた試験を、アルカリラッピングの有無と促進温度で比較することで、アルカリ溶脱に関して断面寸法を大きくし、予冷なしに測定する対策が十分なものであるか検討した。

(1) 材料、配合および試験方法

コンクリート供試体の材料として、第 3 章で解説した普通ポルトランドセメント (C)、上水 (W)、細骨材 (S) に非反応性の石灰石砕砂、粗骨材 (G) に骨材 NW を使用した。

表-5.3.1 に供試体の配合を示す。AAR-10^{5.6)} に規定される配合の特徴として、水結合材比を 48% で固定したうえで単位水量が 210 kg/m³ と大きい値をとる。また空隙を可能な限り少なくするため空気量を 3.0% 以下にするよう定められている。本検討では消泡剤を添加することで練混ぜ後の空気量が 0.0% となったことを確認して試験に供した。アルカリ量はアルカリ総量を Na₂O 換算で 5.5 kg/m³ となるように設定し、この値になるように練混ぜ水に粒状 NaOH 試薬を内割りで溶解させることで調整した。なお、AAR-10 では細骨材率は 40% と指定されているが、細骨材の規格が海外と異なるため、粒度分布が一致するように本検討では細骨材率を 45% に変更した。

表-5.3.1 供試体の配合

W/C (%)	s/a (%)	単位量 (kg/m ³)				
		W	C	S	G	NaOH
48	45	210	438	741	937	3.9

AAR-10 をベースにアルカリラッピングの有無と養生温度を試験要因とした。温度条件に関して、本来の AAR-10 での養生温度は 38°C であるが、本検討では国内で一般的な 40°C とし、温度によるアルカリ溶脱の程度と膨張挙動を比較するため、より高温側の養生温度

として 60°C の水準を設定した。供試体寸法は 100×100×400 mm の角柱で統一し、各水準 3 体ずつ作製した。

AW をしないもの（「AW 無し」）はラップフィルムによる封かんも行わず、表面全体が外気と触れる状況で促進した。十分な湿気を保つためそれぞれ水準ごとに底部に水を張った密閉可能なコンテナを用意し、底部の水に直接供試体が接しないようにスペーサーを設けた上に供試体を横向きに寝かせて恒温槽にて保管した。AW を施す供試体（「AW 有り」）に関して、含ませるアルカリ溶液の濃度は文献^{5.4)}を参考に算出し、1.0 mol/L の NaOH 水溶液を用いた。供試体の寸法が大きいため不織布 2 枚に対し濃度調整した 100.0 g の NaOH 水溶液を含ませ、供試体全体を被覆したのちラップフィルムと養生テープで封かんした。

AAR-10 では長さ測定時の予冷（測定 24 時間前に供試体を測定室へ移し環境温度に合わせる操作）を行わず、短時間のうちに供試体が加温された状態で測定することとしている。そのため本検討では、AW の巻き直しを含めた供試体 1 体あたりの測定操作を 3 分以内に行うこととした。また、AW 有りには、一定の水分供給を維持するように 2 枚の不織布が 100.0 g の吸水となるように測定ごとに水道水を追加した。

長さ測定はダイヤルゲージ法を用い、同時に質量も記録した。膨張率の測定は材齢約 2 年まで実施し、その後一部の供試体でアルカリ溶脱の程度を確認するため波長分散型電子プローブマイクロアナライザー（EPMA）にて Na の分布を確認した。分析対象は AW 無しの 60°C および 40°C の水準であり、供試体長手方向中央部から 100×100 mm の断面を切り出してこれを分析面とした。このほか、40°C の水準で AW の有無による試験終了時の供試体内のゲルの分布の違いを、ゲルフルオレッセンス法^{5.8), 5.9)}で確認した。60°C の水準では、試験終了後に AW 有りと無しの両者において供試体の外縁部と中心部のモルタル部分を採取し、Na 量を原子吸光光度法で比較した。採取したモルタルを 100 μm 以下の粉末に粉砕し、水溶性 Na は 24 時間・40°C・固液比 1:10 の温水抽出で、全 Na は JIS R 5202 の「13. 酸化ナトリウム及び酸化カリウムの定量方法」^{5.10)}を参考にして粉末を酸溶解することでそれぞれ測定用の溶液を採取した。なお、本検討では NaOH を多量添加したため空隙水のアルカリは Na の濃度が支配的である。

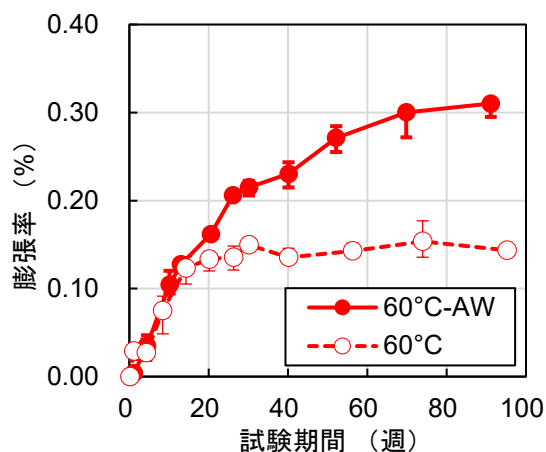
（2）結果および考察

図-5.3.1 に膨張率の経時変化を、図-5.3.2 に質量変化率の経時変化を温度別にそれぞれ示す。アルカリラッピングを適用したものには「-AW」を付している。なお、膨張率の基準長さは促進養生開始から 24 時間後の数値を使用しているため、高温状態での測定による温度ひずみの影響は除去されている。

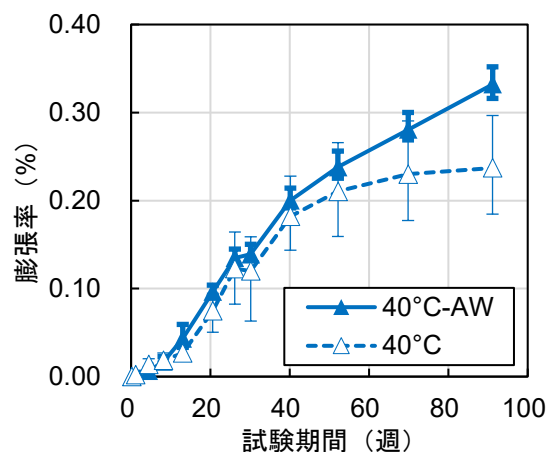
60°C の膨張挙動に着目すると、膨張初期の促進 20 週までは AW の有無にほとんど差はないが、以降は AW 無しの膨張が停滞し、長期では膨張率に大きく差が生じていることがわかる。この促進 20 週は両水準で表面にひび割れの発生が確認された時期であった。一方で 40°C の結果によると、60°C の検討と同様に膨張初期は養生方法によらず似た曲線を描

くが、長期で AW 有りが膨張を継続する傾向にある。なお、40°C での供試体表面へのひび割れの発生は両水準とも促進 30 週付近であった。以上より、両温度の条件で AW 有りがより膨張が継続したことから、寸法の大型化と予冷の省略ではアルカリ溶脱の抑制に不十分である。また AW を適用させた際の膨張促進の効果は高温時に顕著であった。

温度で比較すると、60°C の方が早期に膨張を開始する点、長期促進期間では 40°C のもののほうが 60°C での膨張率を上回る傾向にある点で既往の知見^{5,11)}に合致する結果となった。アルカリラッピングによる膨張の過小評価抑制の効果は 60°C 促進で明確に表れ、本検討では膨張率に差が生じた時期は供試体表面に幅 0.1 mm 程度のひび割れが発生してからであった。さらに質量変化率の推移から、促進初期の水分供給量に大きな差はなく、アルカリ金属イオンの溶脱は質量変化に表れないと考えると、長期におけるアルカリラッピングなしの水準での質量の停滞および減少は、生成したゲルが供試体外部へ流出したことが要因と思われる。AW の有無は供試体からのゲルの流出にも影響していると推察される。



(a) 60°C



(b) 40°C

図-5.3.1 膨張率の経時変化 (100×100×400 mm)

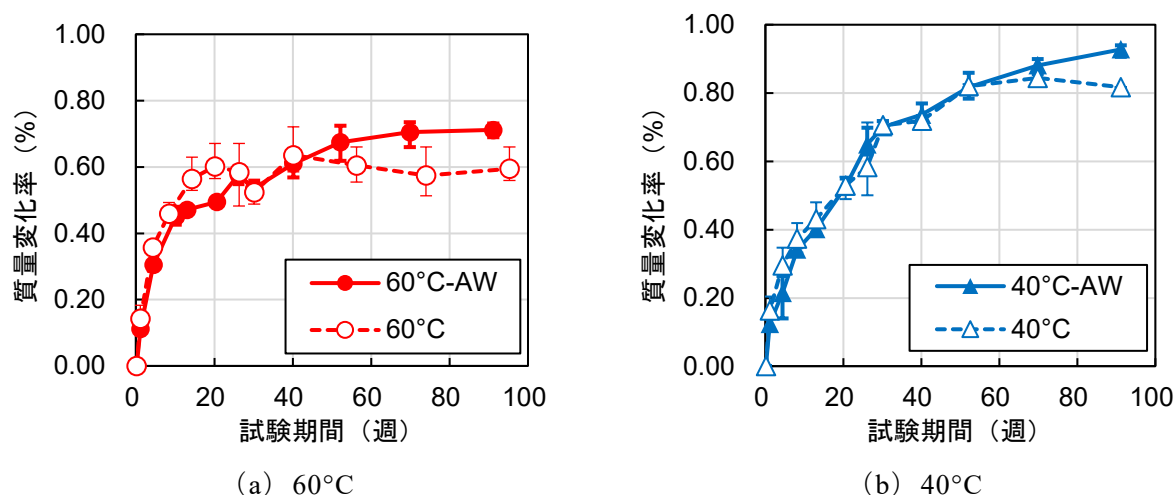
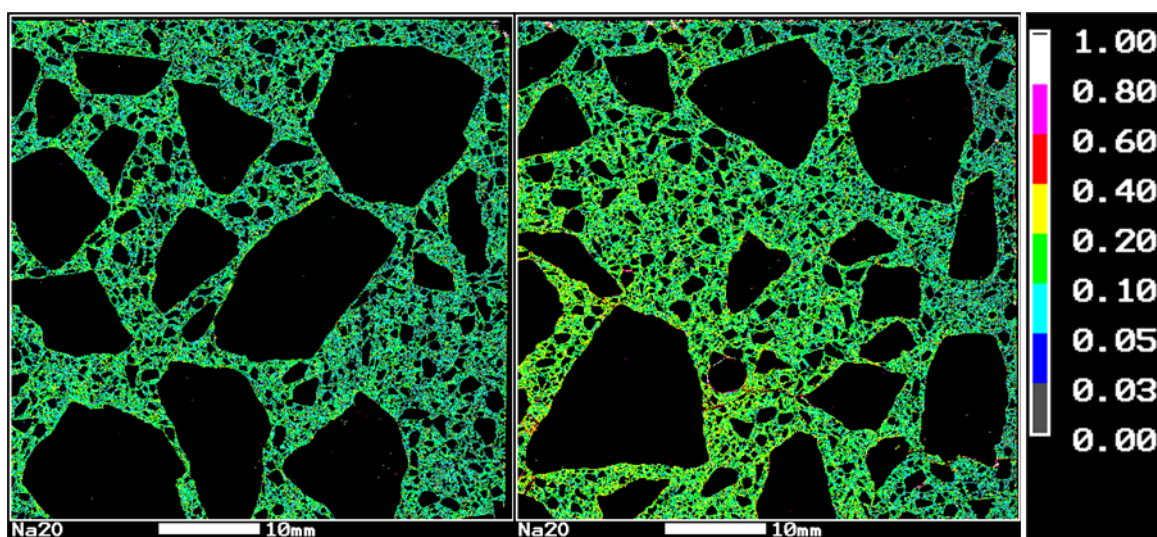


図-5.3.2 質量変化率の経時変化 (100×100×400 mm)

図-5.3.3 に促進膨張試験終了時における、AW 無しの水準の Na の分布を示す。100×100 mm の切断面のうち 1/4 の断面中心，打設面，側面を含む 50×50 mm の領域を分析した。EPMA マッピング像における左下点が供試体断面の中心にあたり，上辺が打設面，右辺が側面である。また，粗骨材を除いて表示している。

40°C では中心付近でから表層部分に向かって濃度が高くなっており濃度勾配が確認される。一方，60°C では 0.1 から 0.2mass%で一様に分布しており断面中の濃度差はあまりなく，この時点で既に可溶性の Na の溶脱は収束していたと推察される。高温条件においてアルカリ溶脱がより促進されることが確認できた。

ここでアルカリ溶脱のないときのペースト部の Na 濃度を推定する。硬化体の体積の 35% をセメントペーストが占め，アルカリ総量 5.5 kg/m³ のうちセメント由来の K₂O を除いた 4.4 kg/m³ の Na₂O がペースト部分に分布すると仮定する。セメントに対し 25mass%の水が完全水和したセメントペーストの絶乾密度を材料の密度と配合より計算すると 1.6 g/cm³ となり，この値でペースト Na₂O 濃度を徐すると，理論上，本来の Na₂O 濃度は 0.78mass% 程度となる。したがって，配合設計時に比較して 60°C では 6 割程度の Na がアルカリ溶脱によって失われていることになる。



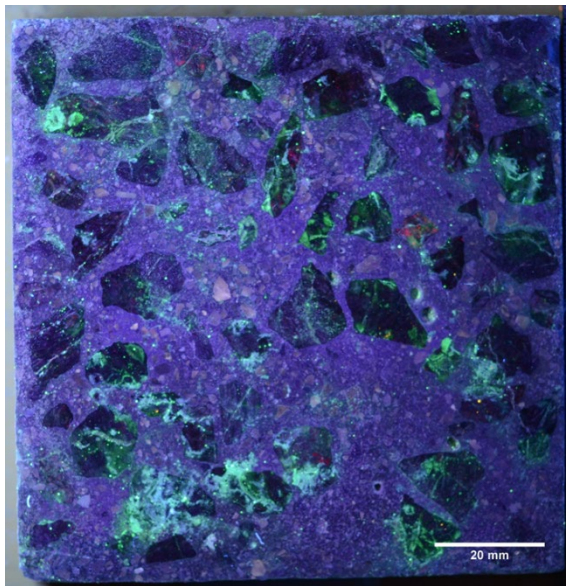
(a) 60°C

(b) 40°C

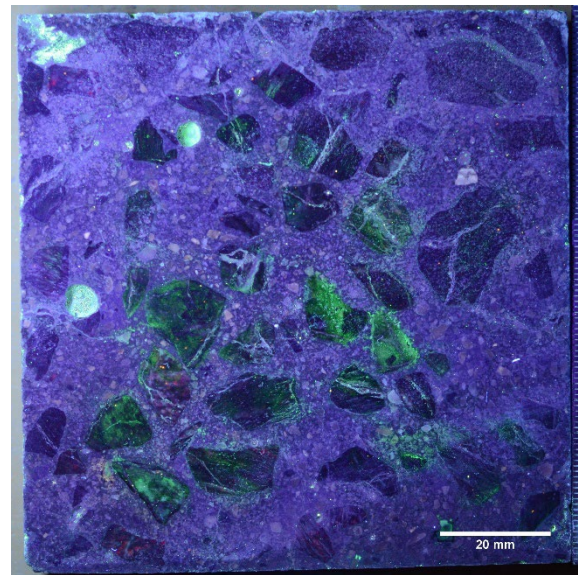
図-5.3.3 AW 無し試験体の試験終了時の断面 EPMA マッピング像 (Na) (濃度 : mass%)

図-5.3.4 に試験終了時の 40°C の供試体内のアルカリシリカゲルの分布をゲルフルオレッセンス法で比較した図を示す。図中の黄緑色に蛍光しているものがアルカリシリカゲルである。AW 有りでは断面内に生成したアルカリシリカゲルが均一に分布しているのに対し、AW 無しの水準では深さ 20 mm 以深にしかアルカリシリカゲルが残っておらず、表面に近い領域では溶脱によりアルカリ濃度が反応限界以下となり、ASR が収束したことが推測される。

また、図-5.3.5 は、温水抽出または酸溶解により採取したモルタル部分の Na 量を比較した結果である。AW 有のほうが中心、外縁部ともに全 Na と水溶性 Na の両方で 5 倍近くの Na が検出された。各供試体では中心部の方が 2 割ほどアルカリ濃度が高い傾向が得られた。このことから AW の有無による膨張挙動の違いは供試体内のアルカリが保たれているのかに依存していることがわかる。



(a) 40°C-AW



(b) 40°C

図-5.3.4 ゲルフルオレッセンス法による試験終了時の断面中のアルカリシリカゲルの分布

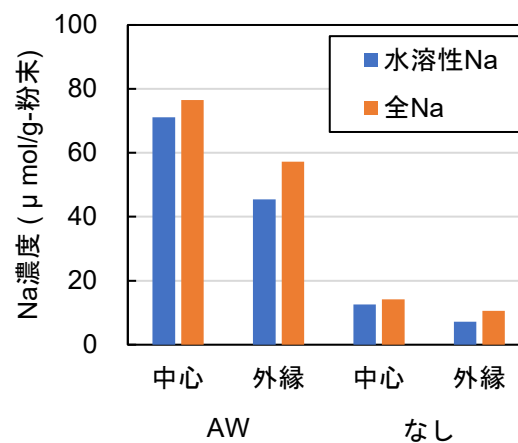


図-5.3.5 原子吸光光度法による試験終了時のモルタル部分のNa 濃度の比較 (60° C)

以上から，断面寸法を従来の 75×75 mm から 100×100 mm へ大型化し測定時の予冷を省略する対策のみではアルカリ溶脱の抑制は不十分である。この手法で得られた膨張は，ひび割れ発生後のゲルの流出も影響して，長期の促進期間においてアルカリラッピングした場合の膨張率に比べ過小評価となった。信頼性の高い長期データの取得にはアルカリラッピング法が有効であることが示された。

5.4 アルカリ量と温度を要因とした AW-CPT による膨張挙動

前節では、アルカリ溶脱の抑制の観点から、長期間の CPT における AW の重要性について述べた。本節では、室内試験で得られる ASR 膨張挙動の特徴から、アルカリ総量($\text{Na}_2\text{O}_{\text{eq}}$)および温度がコンクリートの膨張に及ぼす影響を明らかにすることを目的として、5 種類の反応性骨材それぞれを使用したアルカリ量の異なる AW-CPT によって、膨張に対する骨材のタイプやアルカリ量、促進温度、材齢の影響を実験的に評価した。

5.4.1 試験概要

コンクリート供試体の配合は、単位水量 160 kg/m^3 、水セメント比 50%、細骨材率 45%、空気量 4.5%で統一し、スランプと空気量の調整のために配合に応じて AE 減水剤を使用した。コンクリートのアルカリ総量を高めるため、粒状試薬の NaOH を練混ぜ水に溶解して内割りで添加した。ここで、アルカリ総量の計算にはセメントに由来するものと添加した NaOH によるもののみを用いており、混和剤や骨材に含まれるものは考慮していない。

第 3 章の結果より、対象骨材の一部はペシマム現象を起こすものであったことから、骨材 N と骨材 O を使用したコンクリートは粗骨材にて反応性骨材率 30vol%として石灰石と混合使用した。骨材 T はモルタルバーでペシマム現象が観察された（図-3.5.4）が、粒子のばらつきを考慮して 100%で使用した。骨材 EH と骨材 NW は反応性が比較的低いことから反応性骨材率 100%で使用した。細骨材は共通して非反応性の石灰石砕砂のみを使用した。

表-5.4.1 に試験水準の一覧を示す。骨材の反応性に応じて 2.0 kg/m^3 から 5.5 kg/m^3 までの範囲でアルカリ総量を設定し、それぞれのアルカリ量の配合に対して促進温度を 60°C 、 40°C 、 20°C の 3 水準を想定される反応性に応じて振り分けた。本試験の水準の一部は報告 5.12)、5.13) のものと同一であるが、測定を継続し、より長期の膨張データを含む。

表-5.4.1 AW-CPT の試験水準一覧

反応性骨材	アルカリ総量 [kg-Na ₂ O _{eq} /m ³]	セメントアルカリ* [mass% -Na ₂ O _{eq}]	温度 [°C]
N	5.50	1.72	60, 40, 20
	4.25	1.33	60, 40, 20
	3.00	0.94	60, 40, 20
	2.50	0.78	60, 20
	2.00	0.63	60
O	5.50	1.72	60, 40, 20
	3.00	0.94	60, 40, 20
T	5.50	1.72	60, 40, 20
	4.75	1.48	60, 40
	4.00	0.13	60, 40
	3.00	0.94	60, 40
	2.50	0.78	40
EH	5.50	1.72	60, 40, 20
	3.00	0.94	60, 40, 20
NW	5.50	1.72	60, 40
	3.00	0.94	60, 40

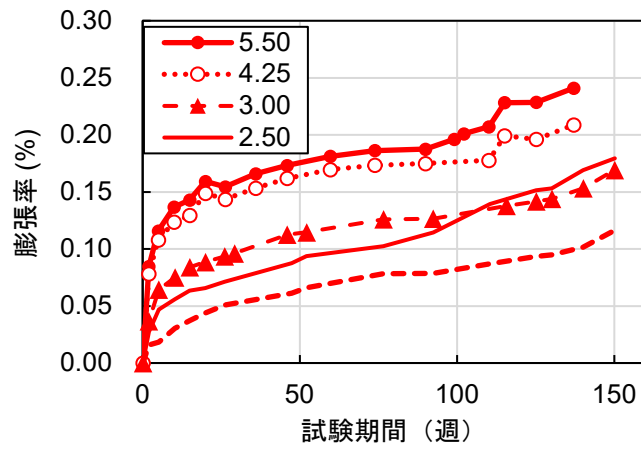
*試薬の NaOH の添加で調整したアルカリ総量が全てセメントに由来すると仮定した際に相当するセメントアルカリ (mass%)。アルカリ総量を単位セメント量で除したもの。

5.4.2 結果および考察

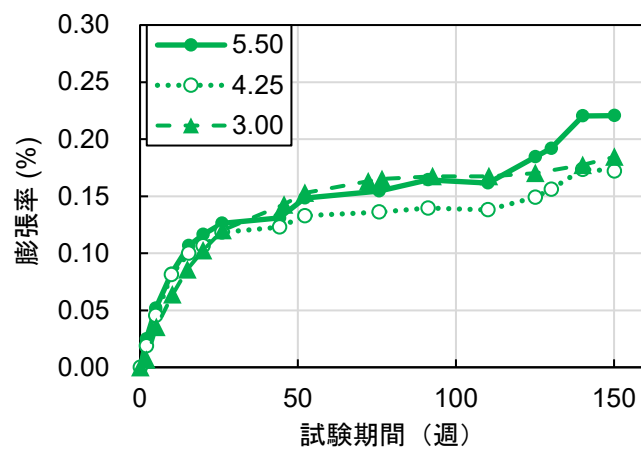
図-5.4.1 から図-5.4.5 に各骨材を使用した AW-CPT の膨張挙動をそれぞれ示す。各図の (a) が 60°C, (b) が 40°C, (c) が 20°C を示し、凡例はアルカリ総量 (kg/m³) を意味する。

①骨材 N

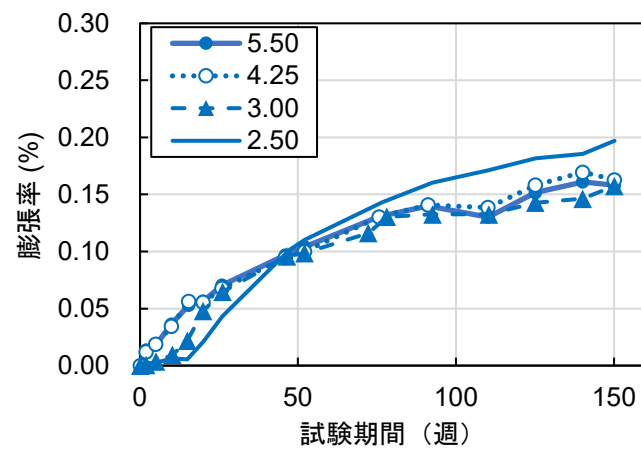
図-5.4.1 に示すように骨材 N では、アルカリ総量が 3.0 kg/m³ 以下のものを含めすべての条件で膨張を示した。特に、温度ごとの膨張挙動に着目すると、図 (a) に示す 60°C ではアルカリ量が大きくなるほど最大膨張量が大きくなり、アルカリ量に対する依存性が現れている。一方で図 (b) および図 (c) に示すように、40°C と 20°C においては膨張速度、最大膨張量ともにアルカリ総量の違いによる差はあまり出ていない。20°C では膨張の初期段階 (約 50 週まで) にアルカリ総量の影響が出たものの、長期ではアルカリ総量が最も小さいものが他の水準を上回った。60°C では 2.0 kg/m³ を除いて促進 5 週までの短期間に顕著な膨張を示し、表面にひび割れが確認されると、以降は傾きが緩やかとなった。対して、40°C ではこのような変曲点が 26 週に現れ、20°C では明確な膨張曲線の変曲点は見られない。40°C と 20°C ではひび割れは膨張率 0.1%前後で確認された。



(a) 60° C



(b) 40° C

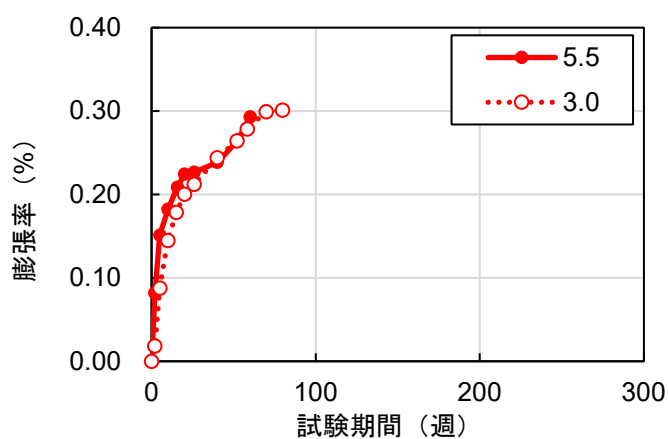


(c) 20° C

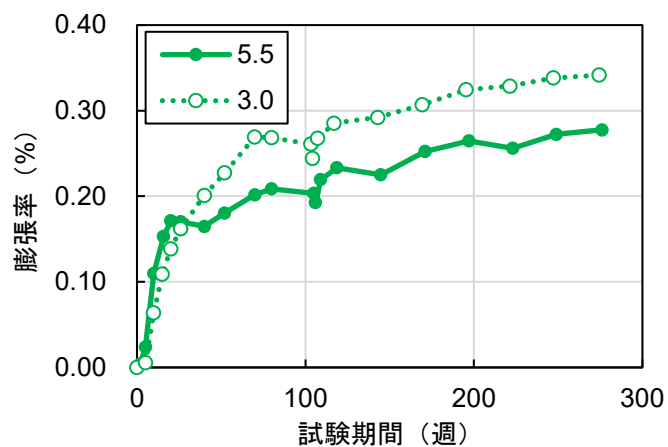
図-5.4.1 AW-CPT 膨張率の経時変化 (骨材 N)

②骨材 O

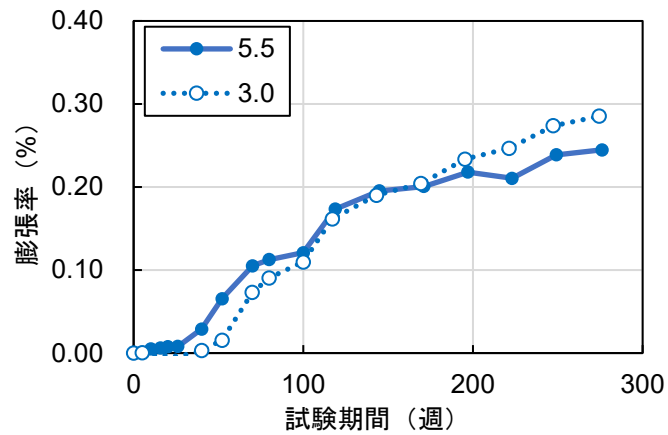
図-5.4.2 に示すように、骨材 O に対しても作製したすべての条件で膨張を示した。20°C のものは試験 275 週時点で膨張が収束していないが、総じて膨張率は 0.25-0.30% 程度に達した。いずれの促進温度においてもアルカリ量の高いものの方が膨張の開始時期が早く現れ、反応が促進されていることがわかる。しかし、長期的な膨張量の大きさに着目すると、図 (b) に示す 40°C と図 (c) に示す 20°C ではアルカリ総量の低い方が大きな膨張率となった。すなわち、促進条件の比較的緩い環境下で、材齢の経過に伴ってアルカリ量と膨張率の関係性が逆転するような結果が得られた。



(a) 60° C



(b) 40° C

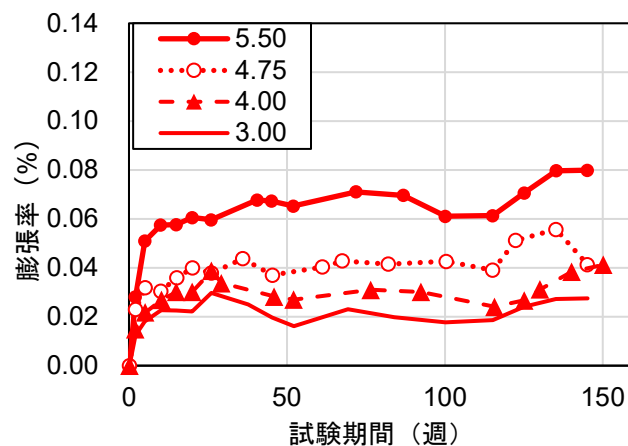


(c) 20° C

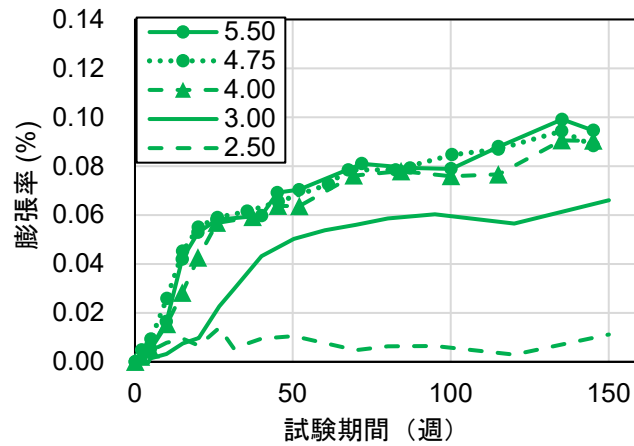
図-5. 4. 2 AW-CPT 膨張率の経時変化（骨材 0）

③骨材 T

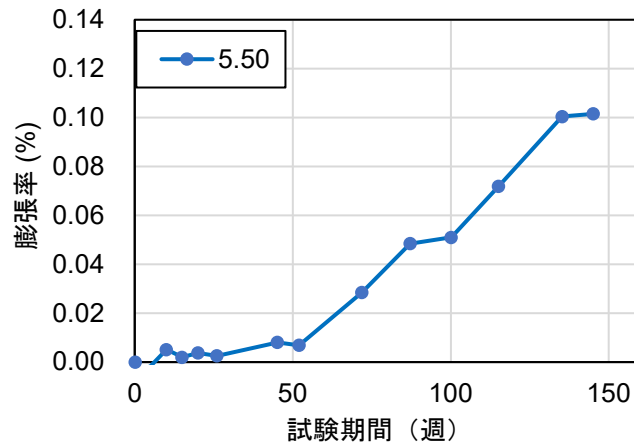
図-5. 4. 3 に示す骨材 T の結果について、全体の特徴として、膨張していない 40°C の 2.50 kg/m³ を除きすべての水準で供試体表面にひび割れが発生していたものの、膨張収束時点でいずれの促進条件のコンクリートも 0.1%以下の膨張率に留まっており、他の骨材を使用したコンクリートの膨張率よりも低い値であった。図（a）の 60°C ではアルカリ量が高いほど最大膨張量が大きくなり、アルカリ量に対する依存性が現れている。いずれのアルカリ量でも材齢 10 週以降は膨張率の伸びが小さい。図（b）に着目すると、40°C においては 5.50 から 4.00 kg/m³ の範囲の比較的高いアルカリ総量の範囲では膨張速度、最大膨張量ともに大きく差はなく、アルカリ総量が 2.50 kg/m³ で膨張が抑制されることが確認された。20°C では試験 50 週以降から膨張を開始し、試験 130 週付近で膨張率 0.1%を上回った（図（c））。同一アルカリ量の条件で着目すると、温度が高いほど膨張速度が速く、膨張が早期に収束していること、温度の低いものほど長期的な膨張量が大きくなることを確認された。



(a) 60° C



(b) 40° C

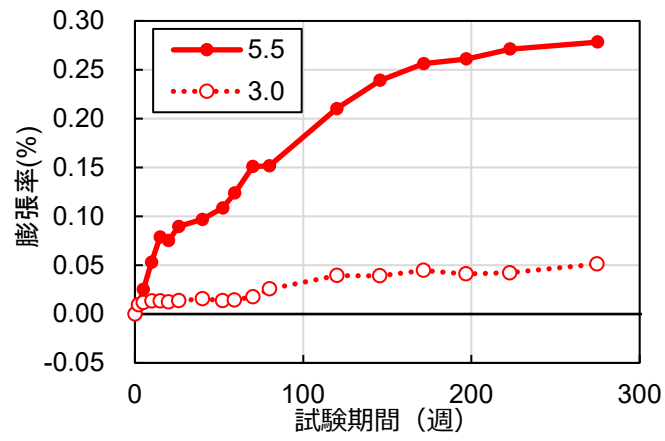


(c) 20° C

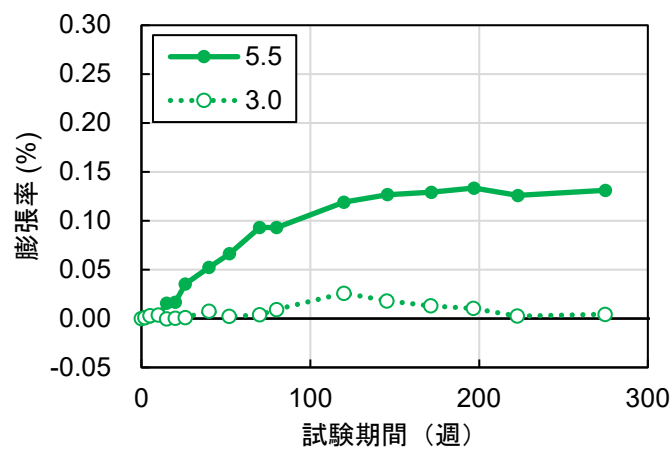
図-5.4.3 AW-CPT 膨張率の経時変化 (骨材 T)

④骨材 EH

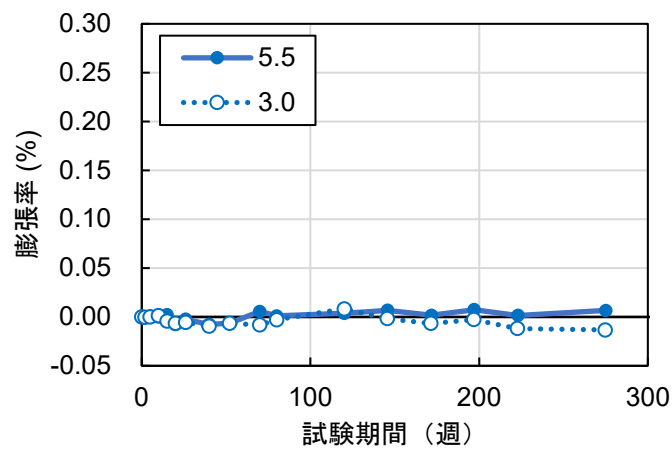
遅延膨張性である骨材 EH の結果 (図-5.4.4) について、高温かつ高アルカリ量の条件でのみ膨張が認められた。高温時の傾向を見ると、この骨材を用いたコンクリートはアルカリ総量 5.5 kg/m^3 で膨張を示すと考えられるが、 20°C では材齢 5 年を経過しても未だに膨張していない。顕著な膨張が生じた 5.5 kg/m^3 の 60°C および 40°C 促進の 2 水準では、膨張率 0.15% 付近で表面に幅 0.2 mm 程度のひび割れも確認できた。また、これら 2 つの膨張収束時の膨張量に関しても差があり、高温の場合の方が大きな膨張となる結果となった。



(a) 60° C



(b) 40° C

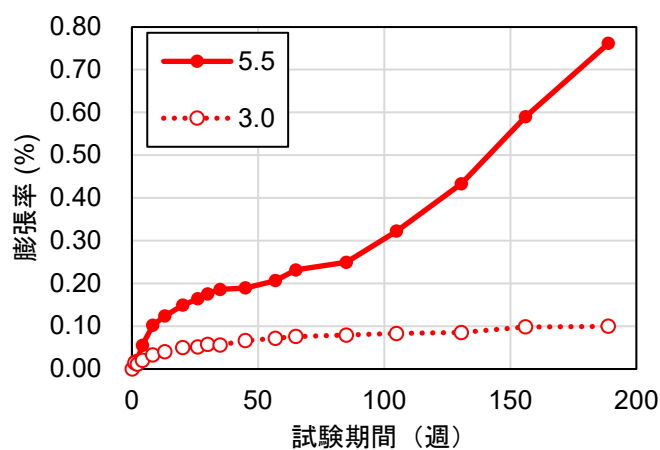


(c) 20° C

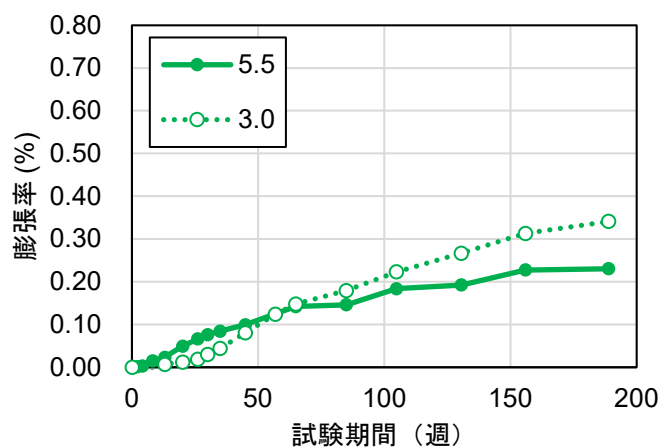
図-5. 4. 4 AW-CPT 膨張率の経時変化 (骨材 EH)

⑤骨材 NW

骨材 NW の結果（図-5.4.5）について、アルカリ総量 3.0 kg/m^3 以下のケースでも 60°C と 40°C とともに膨張した。その膨張の挙動は温度とアルカリ量で異なる結果となった。まず、図（a）の 60°C 促進した 5.5 kg/m^3 の供試体の膨張挙動に関しては、促進 50 週付近で一度膨張が停滞したのちに再度大きく膨張を再開した点が特徴的である。また、図（b）において 40°C のアルカリ量の異なる 2 つについて比較すると、 5.5 kg/m^3 のほうが 3.0 kg/m^3 のものに比べ膨張の開始時期が早い。しかし、促進 50 週付近を境に両者の大小関係が逆転し、長期においてはアルカリ量の低い方の水準の膨張が大きくなる結果となった。



(a) 60°C



(b) 40°C

図-5.4.5 AW-CPT 膨張率の経時変化（骨材 NW）

⑥総括

以上の結果より、骨材ごとに膨張挙動の特徴をまとめると表-5.2.4 のようになる。目視で確認できた範囲において、供試体表面にひび割れが発生した時の膨張率を併せて示す。

表-5.4.2 各反応性骨材を用いたコンクリートの AW-CPT による膨張挙動の特徴

反応性骨材	ひび割れ発生膨張率	特記すべき膨張挙動
N	0.05 - 0.10 % (60°C) 0.10 % (40°C, 20°C)	60 °C ではアルカリ量によって最大膨張量が異なった。 40 °C ではアルカリ量によって明確な差は表れなかった。 20°C では、高アルカリほど早期に膨張を開始するが、最終的な膨張率は高アルカリのものが低くなった。
O	0.10 - 0.20 %	40°C と 20°C において、長期的には低アルカリのものが高アルカリ水準の膨張を上回った。 - 全シリーズで膨張収束は 0.3% 付近である。
T	0.02 - 0.05 % (60°C) 0.05 % (40°C, 20°C)	- ほとんどのケースでひび割れや膨張を生じたが、膨張率としては比較的低い値で収束した。 - 同一アルカリで比較した場合、温度が低いものの方が長期的には大きな膨張率を示した。
EH	0.15 - 0.20 %	- アルカリ総量と促進温度の高い組合せのもので膨張が確認できた。 - 最大膨張量は温度に依存し、温度が高いほど大きな膨張となった。
NW	0.10 - 0.15 %	- アルカリ 5.5 kg/m³ で 60°C 促進のもののみ、一度膨張が停滞してから再度大きな膨張傾向となった。 40°C のアルカリ量で比較すると、材齢の経過に伴って膨張の大小関係が逆転した。

5.5 10° C の低温環境における ASR 膨張挙動^{5.14), 5.15)}

従来、ASR の膨張評価試験は反応性を迅速に評価する観点から、高温条件で検討されてきた。しかし、寒冷地域で起きる ASR の劣化性状との整合性を確認する必要がある。さらに、膨張予測の際、アレニウス則による温度補正を行うが、低温側への外挿が妥当であるかを検証するために、低温条件での膨張特性の把握が必須である。そこで本項では、5.4 節で取り扱った代表的な配合に対し、10°C の養生条件を適用させた AW-CPT を実施した。具体的には、骨材 N を用いて「10°C 養生」と「10°C と 40°C の温度サイクル(以降 Temperature Cycle : TC)」を与える 2 種類の養生温度で AW-CPT を行った。膨張挙動を取得すると同時に、切断面で蛍光樹脂含浸による内部ひび割れ観察を行った。

5.5.1 試験概要

表-5.5.1 に実験水準を示す。水準名は「反応性骨材率—アルカリ総量—環境温度」を意味する。反応性骨材 30vol.% でアルカリ総量 5.5 kg/m³, 10°C 一定保管のもの(「30-5.5-10」)を基本とした。これに加えて、反応性粗骨材 100% にしたもの(「100-5.5-10」), アルカリ総量を 3.0 kg/m³ に変更したもの(「30-3.0-10」), 保管温度を一定期間で 10°C と 40°C のサイ

クル (TC) としたもの (「30-5.5-TC」) の計 4 種類を設定した。温度サイクルの期間に関して、試験 20 週までは 2 週間ごとに環境を替え、試験 20 週以降は、より温度の影響を明確に評価するため 4 週間ごとに環境を替えることとした。

表-5.5.1 試験水準一覧

水準名	配合条件		環境条件
	反応性 骨材率	アルカリ総量 (kg/m ³)	温度 (°C)
100-5.5-10	100%	5.5	10
30-5.5-10	30%		
30-3.0-10		3.0	
30-5.5-TC		5.5	10 ↔ 40

供試体の寸法は 75×75×250 mm で、1 水準あたり 4 体ずつ作製し、3 体を長さ試験用、1 体を断面観察用とした。供試体は 20°C の部屋で作製後、1 日で脱型し、初期値を測定した。その後、AW を行い 10°C に設定した恒温容器で保管した。アルカリラッピングに使用した NaOH 水溶液の濃度は、アルカリ総量が 5.5 kg/m³ の供試体は 1.33 mol/L、3.0 kg/m³ の供試体は 0.72 mol/L である。長さ変化測定前に 20°C にはせず、低温のままの供試体を用い、温度が変わらないように一体あたり 3 分以内に計測した。測定室は 20°C で統一し、膨張率の算出時にはコンクリートの熱膨張係数を 10×10⁻⁶/°C と仮定して補正した。断面のひび割れの観察は試験 26 週の時点で行った。また、TC では供試体表面にひび割れが確認されたときにも実施した。湿式カッターで 75×75 mm 断面で厚さ 20 mm のスライスを採取し蛍光樹脂を真空含浸させ、研磨した断面を波長 365 nm の UV 下で観察した。

5.5.2 結果および考察

図-5.5.1 に膨張率の経時変化を示す。図中の×は供試体表面に 0.1 mm のひび割れが観察された時点である。TC のプロットで、青い期間が 10°C、赤い期間が 40°C を表す。30-5.5-TC に着目すると、8 週で供試体表面に目視可能なひび割れが確認される以前は、40°C 期間で膨張し、10°C 期間では一定であった。しかし、8 週でひび割れが発生した後は、10°C 期間で膨張し、40°C 期間では一定で、膨張の傾向がひび割れ前と逆転する結果となった。また、100-5.5 が 30-5.5 より大きい膨張率を示したのは、アルカリ総量が十分に大きい条件で反応性骨材の割合が多く、生成されるアルカリシリカゲルが多くなったことが原因と思われる。今回のような 10 °C 養生で ASR が緩やかに進む場合、ASR によって消費されるアルカリも緩やかに減少するため、反応性骨材率が高くとも長期間 ASR が生じ、ペシマム混合率が大きい側へと推移したと考えられる。アルカリ量の低い 30-3.0 は 40 週あ

たりから 30-5.5 を上回り、60 週では膨張率 0.1% に達した。5.4 節においてもこの骨材を使用した AW-CPT は、長期材齢でアルカリ総量が 3.0 kg/m^3 から 5.5 kg/m^3 の範囲で膨張率に差がないという結果が確認されており、今回も同様の結果が得られた。

次に図-5.5.2 に示す質量変化に着目する。ここで、5.4 節の 40°C で継続して促進したものを併記する。 10°C で養生したシリーズは継続して質量が増加している一方で、材齢初期の吸水が落ちついてからは 40°C で継続保管したものと、TC の 40°C 期間において質量が減少へ転じていることがわかる。このことから、高温時は生成した ASR ゲルがひび割れを通じて供試体外部へ流出していくこと、低温時はより多くの ASR ゲルが内部に蓄積され膨張に関与することが推測される。

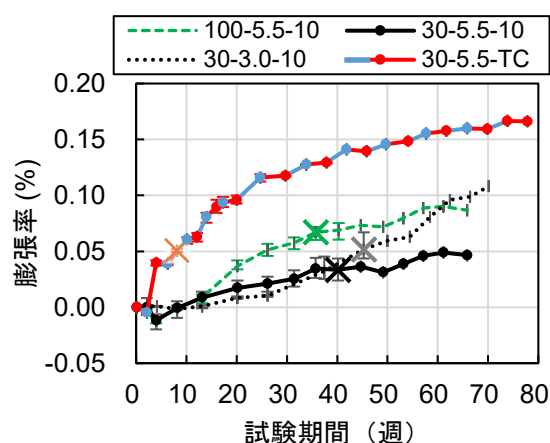


図-5.5.1 膨張率の経時変化

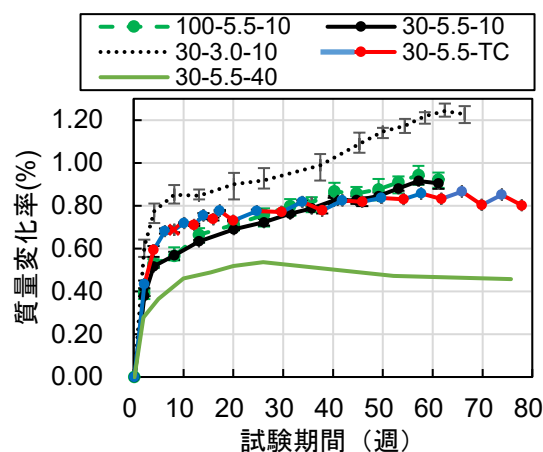


図-5.5.2 質量変化率の経時変化

図-5.5.3 に、30-5.5-10、30-5.5-TC に加えて、5.4 節で検討した同じ配合のコンクリートで異なる温度 (60°C , 40°C , 20°C) での膨張挙動を示す。膨張曲線の傾きは温度と強い相関があり、膨張初期の温度依存性は 10°C の低温でも同様の傾向であることがわかる。つまり、少なくともひび割れが発生するまでの膨張速度は 60°C から 10°C の範囲で一貫した説明が可能であることが示唆される。TC に注目すると、 40°C 環境下にある期間は半分にもかかわらず、 40°C 一定保管のものとはほとんど同じような膨張量を示している。

図-5.5.4 に、蛍光樹脂含浸による内部ひび割れ観察結果を観察材齢とともに示す。30-5.5-TC は 10°C に保管し続けたものに比べモルタル部のひび割れ幅が大きく、ひび割れの数も少ない傾向にある（ピンク枠）。また、Sanchez et al.^{5.16)} に倣ってひび割れを分類すると、 10°C 保管の b) や d) では反応性骨材内部に骨材表層に沿うような“onion skin” crack のみが見られる。これに対して、TC では写真内赤枠に示す骨材のように、onion skin cracks と、黄色枠に示す、骨材を貫通しモルタル部へ横断するようにひびが入る“sharp crack”の 2 種類のひび割れが確認された。この傾向は同種の骨材を対象にした 60°C と 20°C の比較の事例^{5.17)} と類似しており、同じ骨材でも温度によってひび割れの形態が異なり、ひび割発生後のゲルの蓄積・膨張圧の発達の仕方が異なる可能性が視覚的に示唆された。

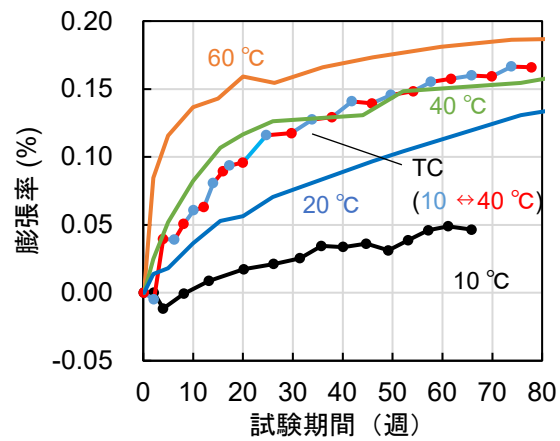
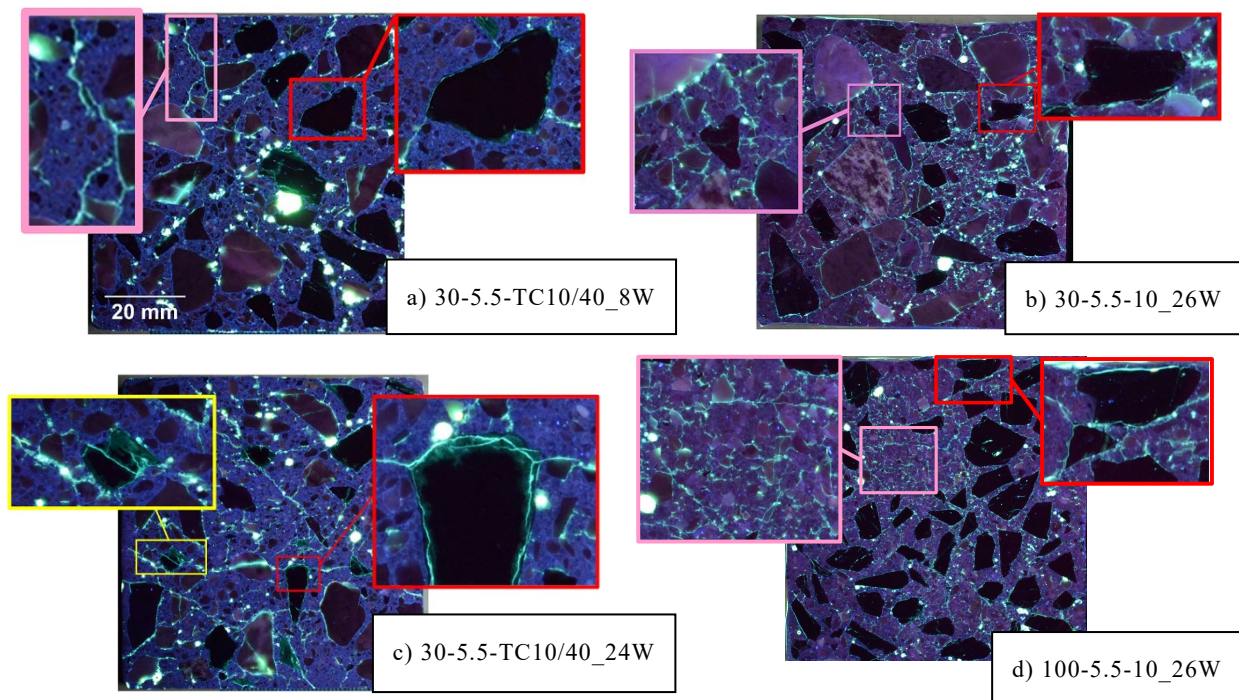


図-5.5.3 温度が膨張に及ぼす影響の比較



ピンク：ひび割れたモルタル部分
 赤：骨材縁部に沿ってモルタルへ延びたひび割れ
 黄：骨材を貫通してモルタルへ延びたひび割れ

図-5.5.4 供試体断面のひび割れ図 (UV 下)

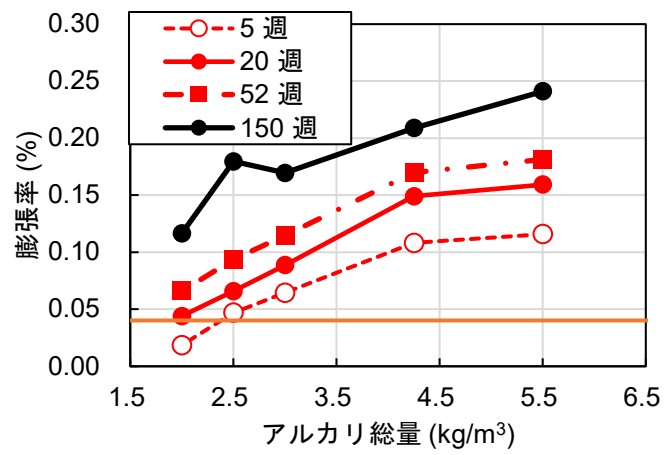
5.6 長期間の室内膨張試験結果に基づく ASR のアルカリ総量限界に対する考察

ASR においてシリカを溶解する主因子は pH であり、コンクリートの空隙水は $\text{Ca}(\text{OH})_2$ 共存下の水酸化アルカリ金属 (Na^+, K^+) 塩溶液であるため、 Na^+ や K^+ の濃度に依存して空隙水の pH が定まる。OH⁻濃度が下がれば ASR は起きにくくなるので、コンクリートに含まれるアルカリ総量を一定値以下に規制する、もしくは骨材ごとに制限値を設定することで ASR のリスクを抑える対策が多く、多くの国でなされている。例えばカナダの CSA A23.2-27A^{5.18)} では、対象構造物の要求レベルに応じて $1.8 \sim 3.0 \text{ kg/m}^3$ の範囲でアルカリ総量の制限を定めている。日本の建設工事では JIS A 5308 あるいは国土交通省の通達でアルカリ総量が 3.0 kg/m^3 以下を満足するように配合設計することが求められている。これらの基準の設定の肝は、蓄積された実測データによる検証によって「ASR による膨張を引き起こす限界のアルカリ総量」、いわゆる Alkali threshold (AT) を求めることにある。促進養生したコンクリートプリズムの膨張率とアルカリ量の関係から AT を推測する手法に関する検討がある^{5.19)~22)}。日本においては上述の 3.0 kg/m^3 を目安とする対策の制定当時の根拠には Nakano et al. の報告^{5.23)} がある。しかし、これらの膨張データはアルカリ溶脱などへの対策が不十分なため、長期におけるデータの妥当性に疑問が残る。

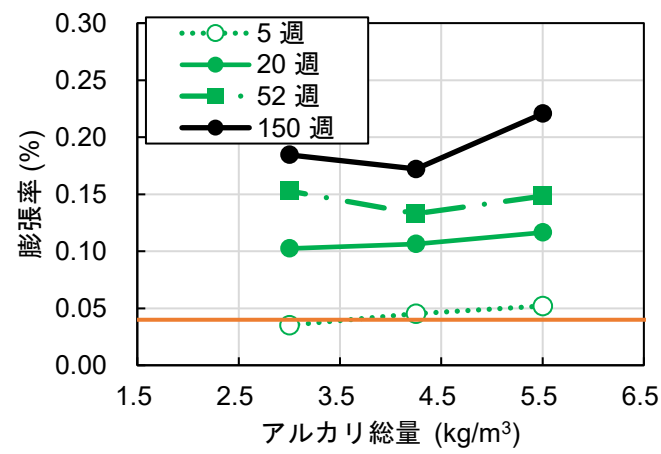
膨張性の判断について、RILEM の各試験法を活用した ASR 反応性評価のガイドラインである RILEM AAR-0^{5.24)} の記述を参考に解釈して整理すると、 60°C では 20 週で 0.03%、 40°C では 52 週で 0.03~0.05% が基準値と設定できる。このほか、 38°C で促進させる CPT の一つである ASTM C1293^{5.25)} を活用して、ASTM C1778^{5.26)} は 1 年後の膨張率 0.04% を膨張性の目安にしている。Touma et al.^{5.27)} は ASTM C1293 の 1 年後で 0.04% という判定基準で Field での劣化報告とある程度整合することを確認している。

これを基に本項では 0.04% を基準値に採用し、5.4 節で取得した膨張挙動について各シリーズの評価試験期間ごとの AT の算出を試みた。なお、RILEM AAR-3 では 4 つ以上の水準のアルカリ量での膨張データを必要としているが、本研究の中で不足しているシリーズに関しては得られたプロットをもとに線形的に外挿して AT を求めることとした。

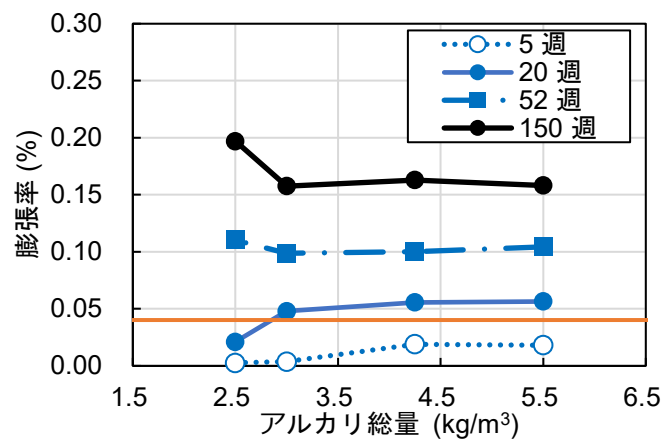
各骨材を使用したコンクリートについて、アルカリ総量を横軸に、膨張率を縦軸において整理した結果を図-5.6.1 から図-5.6.5 にそれぞれ示す。各図の(a)が 60°C 、(b)が 40°C 、(c)が 20°C を示している。骨材 NW の 40°C の図には Lindgård et al.^{5.28)} の対応する条件の CPT データを併記した。参考として、図中には基準値の 0.04% のオレンジ色のラインを併記した。



(a) 60° C

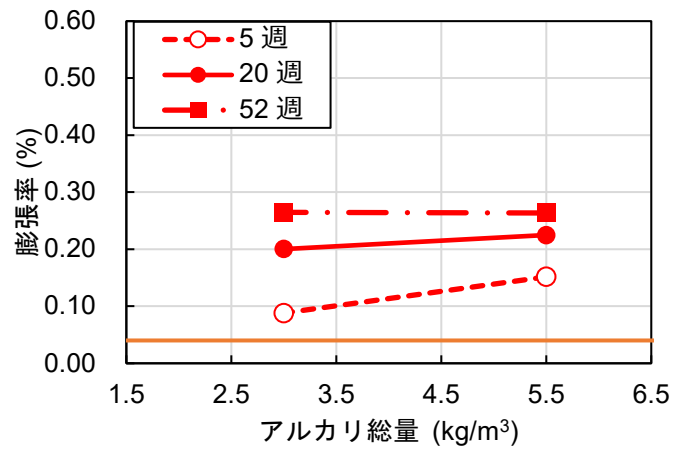


(b) 40° C

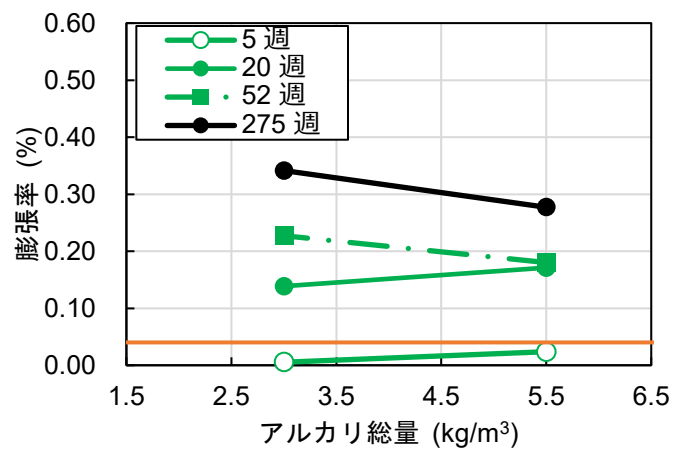


(c) 20° C

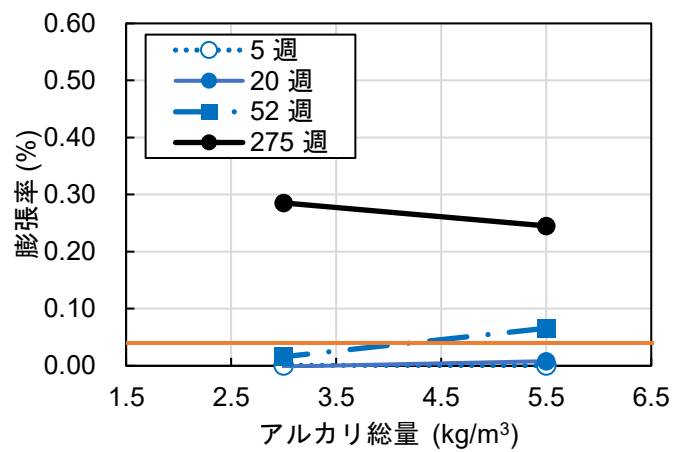
図 5.6.1 AW-CPT によるアルカリ量と膨張率の関係 (骨材 N)



(a) 60° C

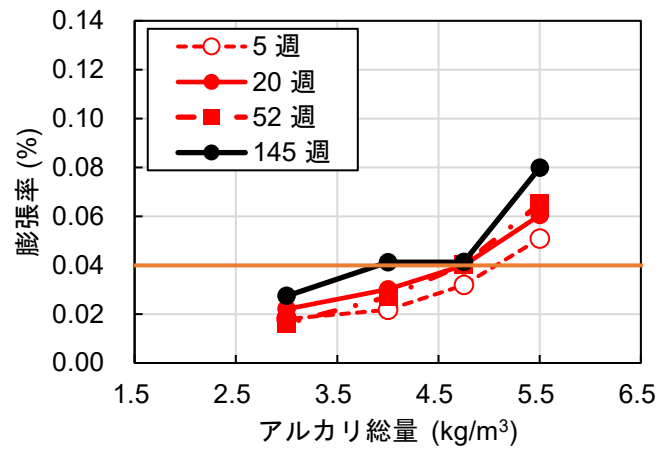


(b) 40° C

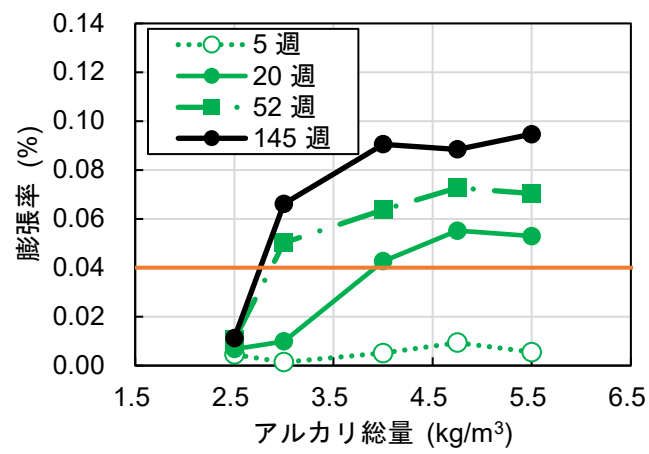


(c) 20° C

図 5.6.2 AW-CPT によるアルカリ量と膨張率の関係 (骨材 0)

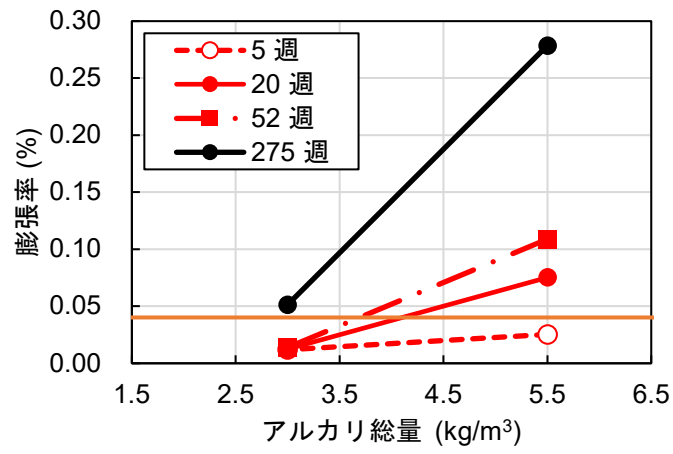


(a) 60° C

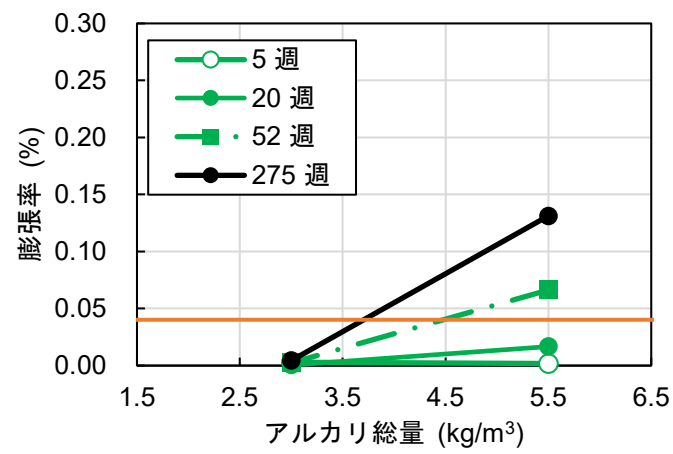


(b) 40° C

図 5.6.3 AW-CPT によるアルカリ量と膨張率の関係 (骨材 T)

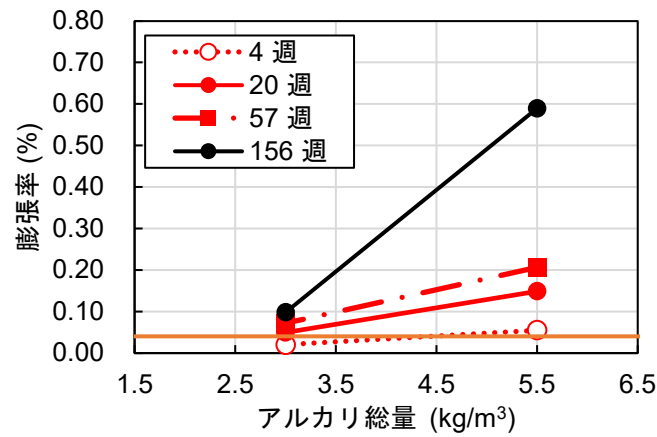


(a) 60° C

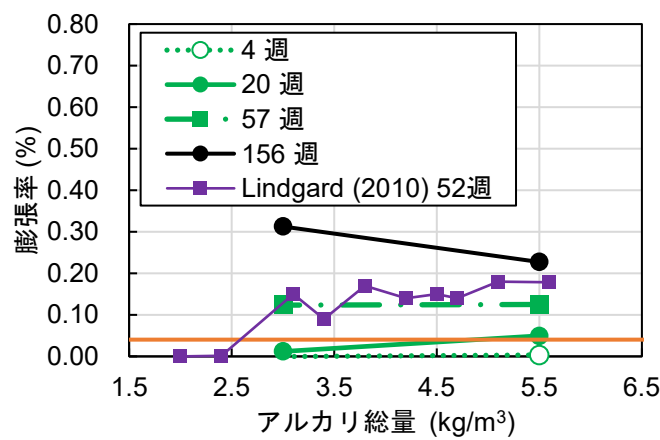


(b) 40° C

図 5.6.4 AW-CPT によるアルカリ量と膨張率の関係 (骨材 EH)



(a) 60° C



(b) 40° C

図 5.6.5 AW-CPT によるアルカリ量と膨張率の関係 (骨材 NW) ^{5.28)}

AT を求めた結果を表-5.6.1 に示す。ここで、アルカリ量と膨張率の対応関係において正の相関が失われ計算上 AT を求められないケースを×で表示している。また十分な膨張に達しておらず AT を算出できないケースを-で表示している。

表-5.6.1 各骨材の温度ごとの Alkali threshold (AT) の値 (kg/m³)

温度 ℃ 期間	N			O			T		EH		NW	
	60	40	20	60	40	20	60	40	60	40	60	40
20 週	1.9	×	2.8	×	×	-	4.2	4.0	4.2	-	2.8	4.8
52 週	1.5	×	×	×	×	4.0	4.2	2.8	3.7	4.5	2.4	×
150 週	×	×	×	×	×	×	4.0	2.7	2.9	3.6	2.6	×

×：アルカリ量と膨張率に正の相関がなく AT を求められないケース

-：十分な膨張に達しておらず AT を算出できないケース

計算上の AT は主に骨材の種類によって異なり、全体では $1.5 \sim 4.8 \text{ kg/m}^3$ の範囲に広くばらついていた。図-5.6.1によると、反応性の非常に高い骨材 N については 60°C の試験で 1 年間の測定で AT は 1.5 kg/m^3 付近と推測されたが、以降の測定の傾向や他のより緩やかな促進温度の膨張挙動によると長期的にはこれ以下の値でも膨張する可能性が示唆された。本研究で使用したセメントのアルカリ量は $0.56\text{mass}\%$ であるので、単位セメント量 320 kg/m^3 の配合条件ではアルカリ無添加でアルカリ総量の設計値は 1.8 kg/m^3 である。そのため、この骨材 N を使用したコンクリートは、AT よりも低いアルカリ総量の配合を設計すること自体が困難であり、骨材 N を使用する際は SCMs (Supplementally cementitious materials: 鉱物質混和材) の混合使用などによって対策する必要がある。たとえば Kawabata and Yamada^{5.29)}によると、SCMs のアルカリ低減効果を品質と置換率に応じてアルカリ総量の単位で議論することができる。本試験のアルカリ総量 3.0 kg/m^3 の配合であれば、文献^{5.29)}の低 C かつブレーン値 4000 程度の FA をセメントに 25%置換させることで空隙水の OH 濃度を実質的にアルカリ総量 1.0 kg/m^3 相当にまで下げることができ、ASR の抑制が可能となる。反応性の高い骨材 O に関しても同様のことが当てはまり、従来の 3.0 kg/m^3 よりも低いアルカリ総量の上限を設定するか、SCMs の活用が有効となる。

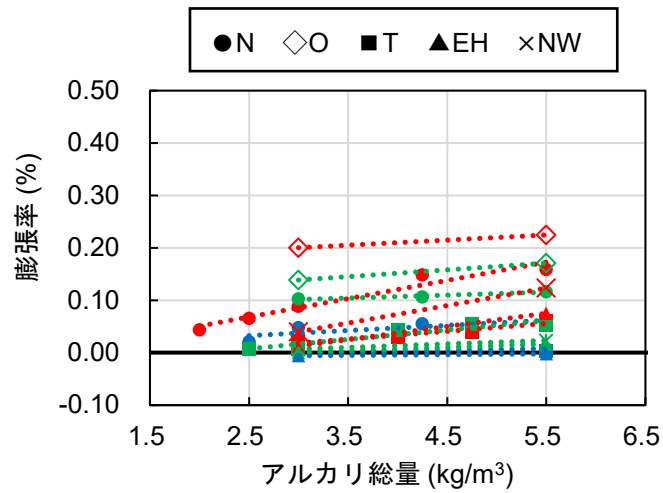
AT の数値が求められたコンクリートに関しても評価材齢によって異なる閾値をとる結果になり、材齢の経過に伴って AT は小さくなることとなることから、十分な試験期間を確保しないと ASR のリスクを過小評価してしまうことが危惧される。骨材 T で 60°C とした場合 (図-5.6.3 (a)) は全体として最大膨張率が低いレベルで収束したため AT は 4.2 kg/m^3 付近の値となるが、実際にはこれ以下のアルカリ総量でも供試体にひび割れを生じている。他の事例から類推すると、骨材の特徴ゆえか、ゲルが系外に流出し、反応は進んでも膨張が起きない状態が継続したという可能性がある。そのため、今回求められた AT は、骨材 T を使用したコンクリートに対しては ASR による劣化の判定目安に適していないといえる。

反応性の比較的低い骨材 EH は、外来塩がなく高温の作用しない供用環境であればアルカリ量を規制することで ASR の抑制が可能なが推測される (図-5.6.4)。しかしながら高温が作用する構造物では AT は材齢とともに減少しているため、アルカリ総量 3.0 kg/m^3 であっても長期的な ASR に注意が必要である。

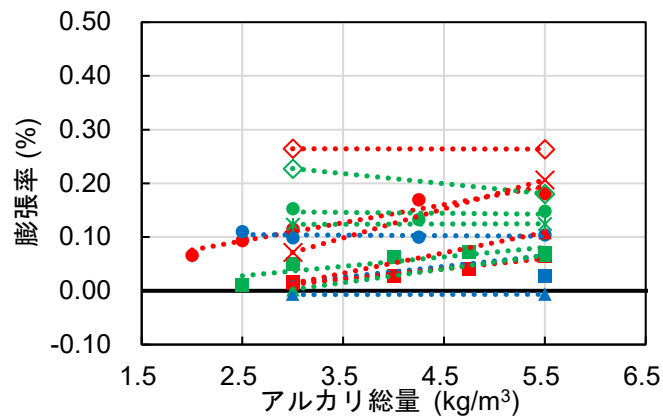
図-5.6.5 の骨材 NW は温度によってアルカリ総量の膨張への影響が大きく異なる。 60°C の高温では一見 AT が求まるように見えるが、 40°C ではアルカリ依存性が見られず、むしろ長期膨張は低アルカリ側で顕著である。高温の CPT のみによる評価では実環境下の低アルカリ時の長期の膨張を見落とす可能性があるなど、試験温度によっては ASR による膨張性の判断を誤ってしまう危険性がある。図中に併記しているこの骨材を使用した Lindgård et al.^{5.28)}の CPT データと同材齢で比較すると、本研究で得られたデータと一致し、52 週での結果から AT が $2.5 \sim 3.0 \text{ kg/m}^3$ の間に存在することが推測される。しかしながら、本研究

ではその後の測定によって低いアルカリの水準で膨張が継続したため、AT の議論には時間軸の概念が必要である。

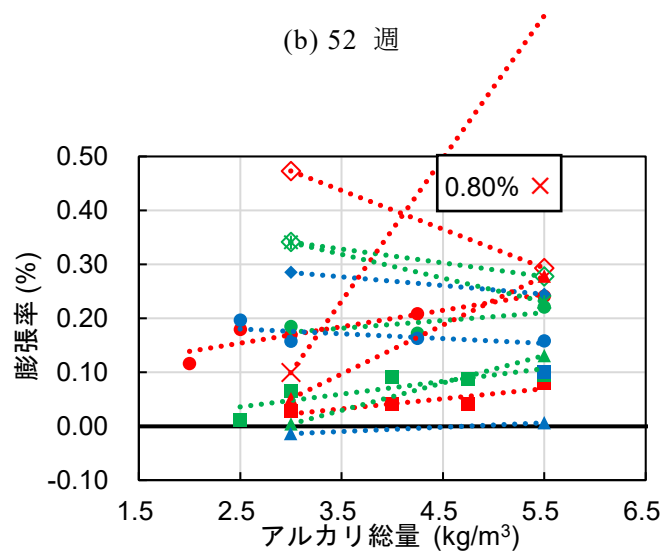
図-5.6.6 に全シリーズのアルカリ総量と膨張率の関係を示す。ここでは評価時期を表-5.6.1 と対応するように 20 週， 52 週， 150 週以降（約 3 年）とし，それぞれのデータを抽出してプロットした。図から明らかなように，アルカリ総量の上限として画一的な数値を設定することは現実的でなく，すべての材料・環境のコンクリートに適用できる明確なアルカリ総量の境目はない。また，回帰直線の全体的な傾き，つまり膨張量のアルカリ依存性は材齢の経過とともに正の相関が失われてゆくことが示されており，この全体的な挙動からも配合設計時点での ASR 抑制には，想定される供用期間内において抑制策が有効に保たれるかを考慮すべきである。ASR リスクを評価するための促進試験の条件，すなわち温度やアルカリ添加量，膨張性を評価する試験期間も，骨材の ASR 反応性や対象とする構造物の要求性能に応じて適切に設定する必要がある。



(a) 20 週



(b) 52 週



(c) 150 週

図-5.6.6 アルカリ総量と膨張率の関係（全骨材）

5.7 実環境下における膨張挙動に関する検討

新規のコンクリートに対して ASR による劣化の可能性を検出する、あるいは、既存の劣化したコンクリートの将来的な劣化ポテンシャルを予測するためには、一般に早期に評価するために温度と湿度を高めた条件で試験が行われる。よって、現実の供用環境でのコンクリート構造物の ASR 劣化のリスクを評価するためには、短期間で評価される室内促進試験で起きている現象と、実際に供用される環境における劣化との関係性を把握することが重要である。そこで本節では、実環境下での膨張挙動を把握するため、屋外暴露試験を行った。配合の一部は AW-CPT と対応するものとした。

5.7.1 試験概要

暴露試験地は九州大学伊都キャンパス内の屋外ヤード（以下、九大）、北海道紋別市（以下、紋別）、琉球大学（以下、沖縄）の 3 箇所である。

本研究における暴露試験は 2 つのシリーズから構成されている。一方は九大のみに暴露した「シリーズ A」であり、他方は九大・紋別・沖縄の 3 地点に暴露した「シリーズ B」である。試験水準を表-5.7.1 に示す。水準名に「RC」が付されているものは鉄筋の拘束の影響を検討するため作製した RC 供試体である。RC 供試体の鉄筋比はいずれも鉛直方向が約 1%，水平方向が 0.5%である。ブロックはアルカリ溶脱の抑制の観点から、1 辺が 400 mm を超えるような大型の寸法である。また、シリーズ B には寸法の影響を調べるために長さ測定用の円柱供試体（各暴露地に 1 配合 3 体）と、強度試験用の円柱（ $\phi 100 \times 200$ mm を複数）を暴露した。シリーズ B は報告^{5,30)}の水準を一部含み、以降ではこれらのより長期での測定結果について議論する。

シリーズ A の供試体の配合を表-5.7.2 に、シリーズ B の配合を表-5.7.3 に示す。シリーズ A では、単位水量を 160 kg/m^3 で統一し、骨材 N を使用した配合のみ単位セメント量を変え、それ以外は $W/C=50\%$ とした。シリーズ B は $W/B=50\%$ ， $s/a=45\%$ ，単位水量 160 kg/m^3 で統一した。すべての配合において、空気量 $4.5 \pm 1.5\%$ と供試体作製に十分なスランプを得る目的で、配合ごとに AE 減水剤もしくは AE 剤を適宜使用した。また、アルカリ総量の調整のために、配合ごとに粒状試薬の NaOH を練混ぜ水に内割りで溶解させた。

フライアッシュ (FA) の ASR 抑制効果の発揮は FA のガラス相のポゾラン反応の進行に伴うことから、環境温度によって ASR 抑制効果が異なることが予想される。すなわち、同一の FA を同じ割合で混和使用したとしても、寒冷的地域では温暖な地域に比べて FA の ASR 抑制効果が十分に得られないことが考えられる。そのため、屋外の暴露試験においても、異なる温度環境下で FA の ASR 抑制効果を検証する目的で、N 骨材の配合に FA を 15% 混和したものを準備した。

表-5.7.1 暴露供試体試験水準

シリーズ	反応性 骨材	水準名	アルカリ総量 (kg/m ³)	寸法 幅×奥行×高さ (mm)	暴露地
A	N	N-500-30-RC	3.25	400×400×600	九大
		N-500-30	3.25		
		N-400-30	2.60		
		N-400-5	2.60		
		N-300-30	1.95		
	T	T-5.5-RC	5.50	500×500×600	
		T-5.5	5.50		
		T-3.0	3.00		
	EH	EH-5.5-RC	5.50	900×900×900	
		EH-5.5	5.50		
	NW	NW-5.5	5.50	400×400×400	
		NW-3.0	3.00		
B	N	N-（地名）	3.00	400×400×600 ・ φ 100×350	九大 紋別 沖縄
		N-FA（地名）	3.00		
	EH	EH-（地名）	5.50		

表-5.7.2 シリーズ A コンクリート配合

配合名	骨材	反応性 骨材 混合率 (vol.%)	水セメ ント比 (%)	単位量 (kg/m³)					アルカリ 総量 (kg/m³)
				W	C	S	G		
							反応性	非反応性	
N-500-30	N	30	32	160	500	674	288	723	3.25
N-400-30			40		400	758	288	723	2.60
N-400-5		5					48	981	2.60
N-300-30		30	53		300	842	288	723	1.95
T-5.5	T	100	50		320	827	992	-	5.50
T-3.0								-	3.00
EH-5.5	EH					837	1019	-	5.50
NW-5.5	NW					833	1041	-	5.50
NW-3.0								-	3.00

表-5.7.3 シリーズ B コンクリート配合

配合名	骨材	反応性 骨材率 (vol.%)	単位量 (kg/m³)						アルカリ 総量 (kg/m³)
			W	B		S	G		
				C	FA		反応性	非反応性	
N	N	10	160	320	-	834	96	916	3.00
N-FA	N	10	160	272	48	834	96	916	3.00
EH	EH	100	160	320	-	837	1019	-	5.50

表面の長さ変化を、上面と周面の計 5 面について、鉛直方向と水平方向をコンタクトゲージ法にて測定した。シリーズ A は標点間距離が 300 mm を基本とし、骨材 N を使用した配合で水平方向が 200 mm、骨材 NW を使用したものは鉛直・水平ともに 250 mm である。シリーズ B は標点間距離をすべて 250 mm とした。測定値は、傾向に大きな差がないことを確認して、測定面と方向平均ごとにて取得した膨張率を平均して評価した。さらに、九州大学に暴露している供試体のうち骨材 T、骨材 EH、骨材 NW を使用したものと各地暴露シリーズの骨材 N を使用したものは中心部に RFID ひずみセンサ^{5.31)}を埋設し、中心部の長さ変化を測定した。

九州大学に設置している供試体の暴露状況を写真-5.7.1 に、紋別の様子を写真-5.7.2 に、沖縄の様子を写真-5.7.3 にそれぞれ示す。また測定時の様子を写真-5.7.4 に、各暴露地の気候を最寄りのアメダスのデータ^{5.32)}より図-5.7.1 に示す。



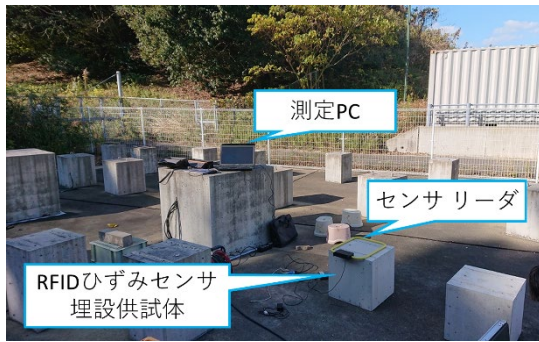
写真-5.7.1 供試体暴露状況（九州大学）



写真-5.7.2 供試体暴露状況（紋別）



写真-5.7.3 供試体暴露状況（沖縄）

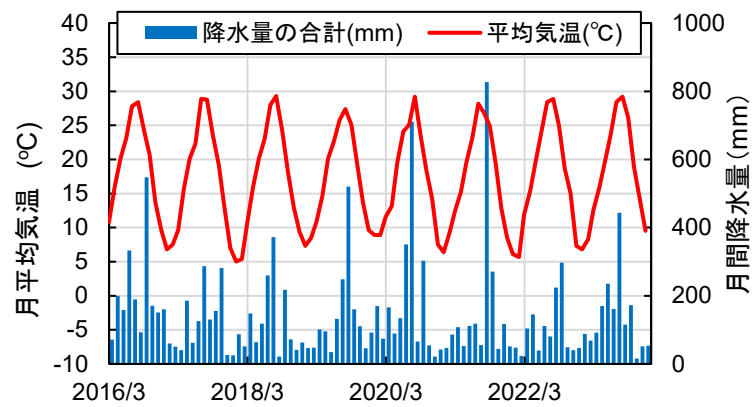


(a) RFID ひずみセンサによる
供試体中心部のひずみ計測

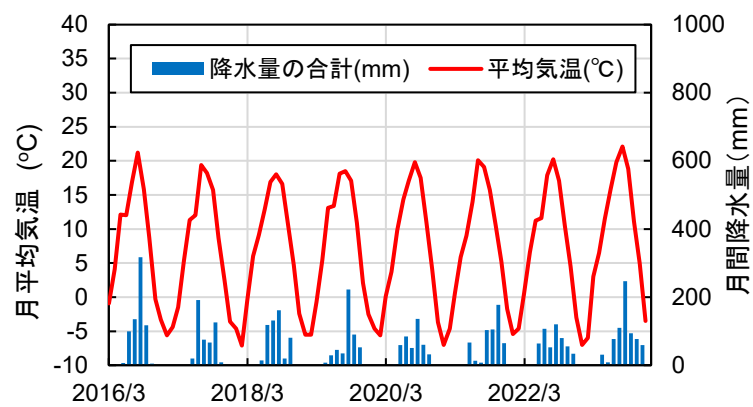


(b) ホイットモアストレーンゲージ
による表面の長さ変化の計測

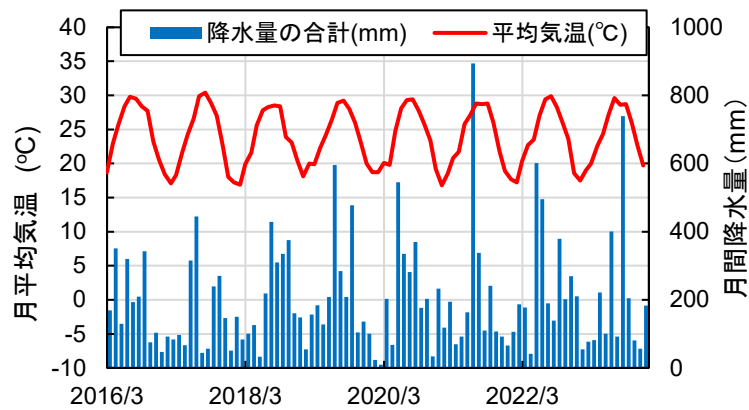
写真-5.7.4 暴露供試体測定状況



(a) 九大（前原）



(b) 紋別（紋別小向）



(c) 沖縄（那覇）

図-5.7.1 暴露地の気候（アメダス）

5.7.2 暴露試験の結果および考察

(1) シリーズ A

骨材 N, 骨材 T, 骨材 EH, 骨材 NW を使用した暴露供試体の膨張率の経時変化をそれぞれ図-5.7.2 から図-5.7.5 に示す。ここで、RFID ひずみセンサによって中心部のひずみを測定している骨材 T と骨材 EH を使用したものに関して、中心部を実線で、表面を白抜きで表現する。

骨材 N の結果（図-5.7.2）に着目すると、アルカリ総量が高いものほど大きな膨張を示し、アルカリ総量 1.95 kg/m^3 に相当する配合では膨張しない結果となった。また、無筋と RC の比較より、鉄筋の拘束による抑制効果が膨張量からは確認できたものの、RC でも表面にひび割れが確認できるほど劣化しており、完全には膨張が抑制できるわけではない。同一アルカリ量で反応性骨材率の異なるものに着目すると、1500 日以降の長期材齢にて膨張の大小が逆転している。このペシマム混合率が材齢とともに低い混合率へ推移する現象は、第 3 章で論じたモルタルバー、円柱コンクリートで確認されたものと同様の傾向である。

骨材 T（図-5.7.3）に着目すると、アルカリ量の高いものでは材齢 500 日付近から膨張傾向にあることが分かる。一方で、アルカリ量の低いものはコンタクトゲージによる表層部、埋め込みセンサによる中心部ともに膨張は認められない。鉄筋の拘束効果に関しては、最大膨張量にわずかながら差が出ているものの、膨張開始時期や膨張速度に大きな差は認められない。表面と中心部の膨張率の大小については、測定方法が異なるため直接的な比較は難しいが、中心部の方が大きな値を示す傾向にあった。

骨材 EH（図-5.7.4）に関して、材齢 1500 日を経過したあたりから、無筋の中心部が膨張傾向にあり、表面よりも中心部のほうが大きい。現時点で表面に目立ったひび割れはないが、AW-CPT の結果（図-5.4.4）を踏まえると、今後大きな膨張を示す可能性がある。

骨材 NW の結果（図-5.7.5）に関して、アルカリ量 5.5 kg/m^3 は試験 500 日から膨張を示

した。アルカリ量 3.0 kg/m^3 は試験 1000 日から膨張傾向にあり，試験 1700 日時点で中心部は同程度まで膨張している。双方とも試験 1700 日現在で表面に大きなひび割れが見られた。アルカリ量が低いにもかかわらず高アルカリのものを卓越する傾向にあるのは同配合の AW-CPT の 40°C の結果（図-5.4.5 (b)）と類似している。

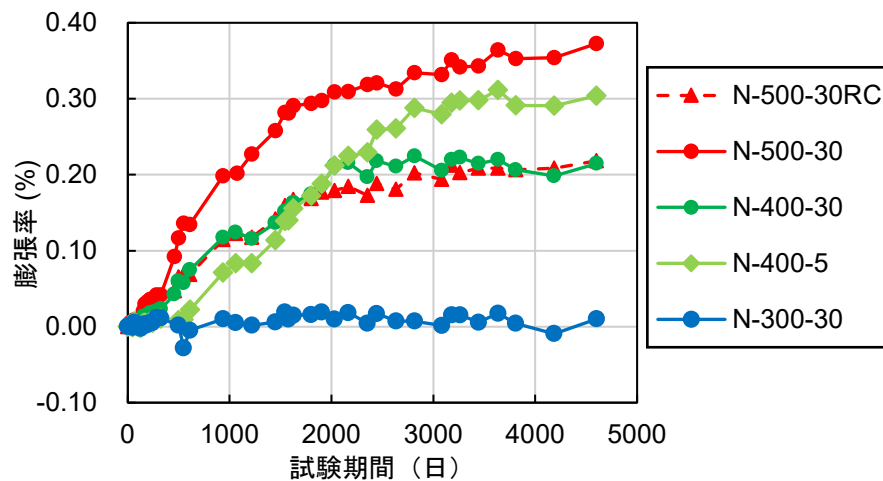


図-5.7.2 暴露供試体の膨張率の経時変化（骨材 N）

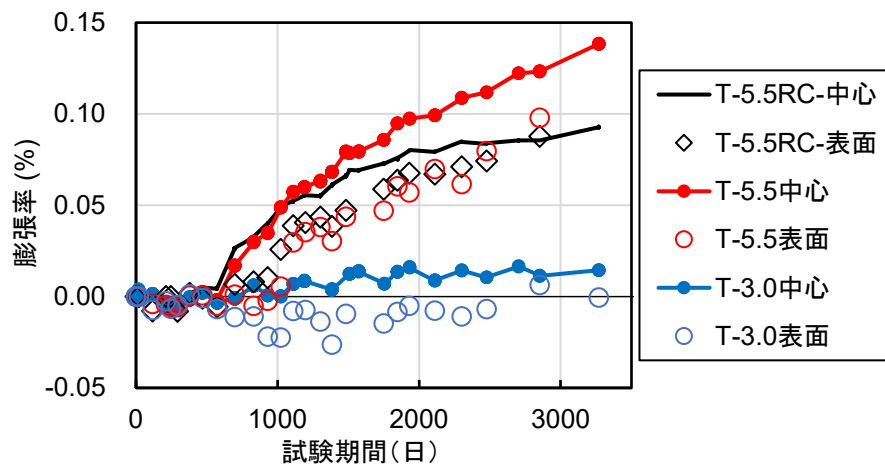


図-5.7.3 暴露供試体の膨張率の経時変化（骨材 T）

（中心：RFID ひずみセンサ，表面：コンタクトゲージ）

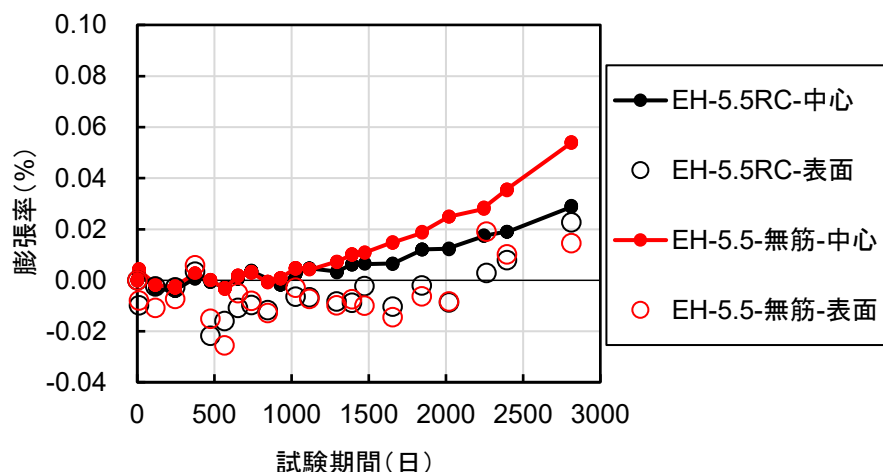
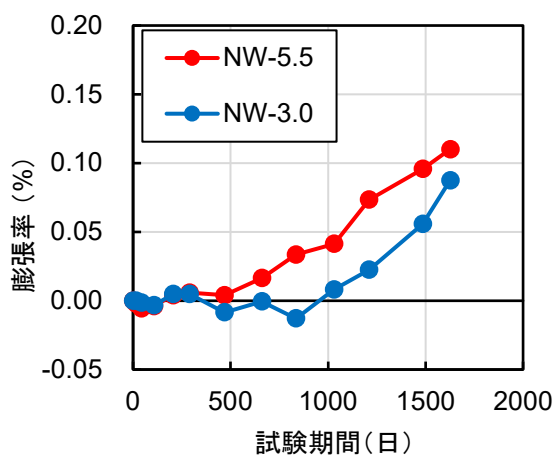
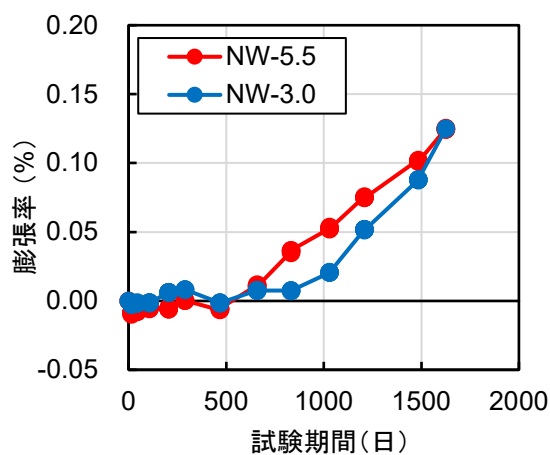


図-5.7.4 暴露供試体の膨張率の経時変化（骨材 EH）
（中心：RFID ひずみセンサ，表面：コンタクトゲージ）



(a) ホイトモアによる表面膨張率



(b) RFID ひずみセンサによる
中心部の膨張率

図-5.7.5 暴露供試体の膨張率の経時変化（骨材 NW）

(2) シリーズ B

ブロックの測定結果を図-5.4.6 に示す。図中の破線は配合 N のブロックの中心部に埋設した RFID ひずみセンサによる膨張率であり，測定方法が異なるため直接的な比較ができないが，参考値として示す。

骨材 N を使用したものは全ての箇所で膨張傾向にある。その膨張開始時期は気候が温暖な地域ほど早く，AW-CPT 同様の傾向が得られた。しかし材齢 1500 日付近では「九大」と「沖縄」の差がほとんどない。骨材 EH を使用したものは暴露地「沖縄」と「九大」のものが材齢 3000 日付近で微増傾向にある。

同時に暴露した円柱供試体の分析結果（図-5.4.7）によると，全体的に膨張量がブロッ

クよりも小さく，長期の膨張傾向も見られない。円柱供試体は相対的に断面が小さいことからアルカリシリカゲルの損失が少なからず影響しているものと思われ，促進試験と同様に，温暖な地域ほどアルカリ溶脱が促進されることも影響していると考えられる。

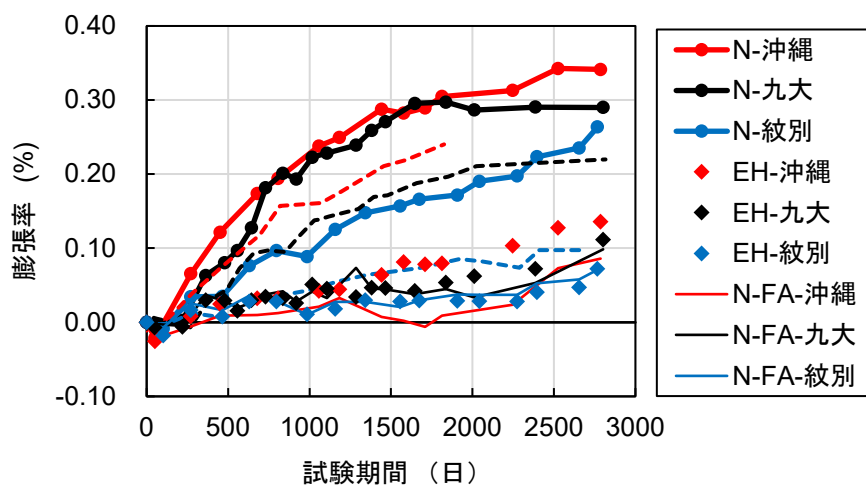


図-5.7.6 各地暴露試験体の膨張率の経時変化（ブロック）
破線は配合「N」の中心部（RFID ひずみセンサ）

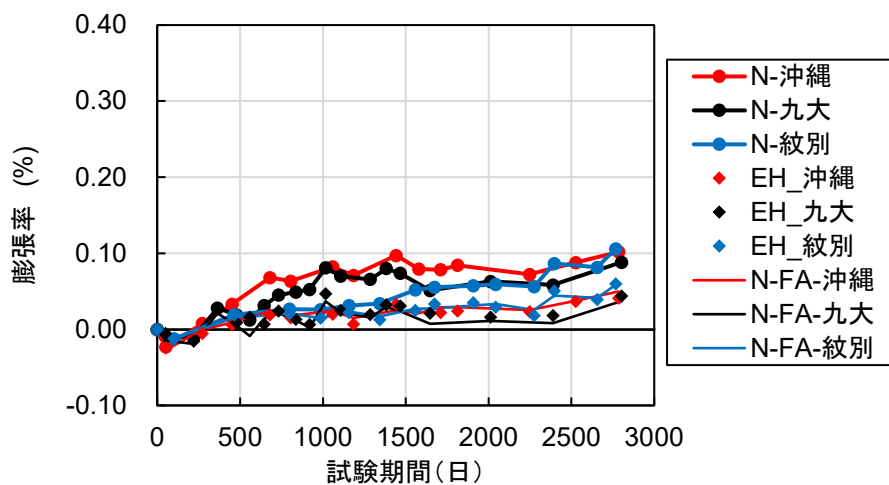


図-5.7.7 各地暴露試験体の膨張率の経時変化（円柱）

表-5.7.4 に、同バッチのコンクリートで作製し同環境に暴露したテストピース（ $\phi 100 \times 200$ mm）の強度試験の結果を示す。また、材齢 28 日を基準とした際の試験 3 年時における円柱供試体の膨張率と性能低下度の関係について、図-5.7.8 に圧縮強度を、図-5.7.9 に静弾性係数を示す。

表-5.7.4 暴露円柱供試体の強度と静弾性係数

配合	暴露地	28 日		1 年		3 年		3 年 膨張 率 %	圧縮 強度 比 3y/28d	静弾 性係 数比 3y/28d
		圧縮	静弾性	圧縮	静弾性	圧縮	静弾性			
		強度	係数	強度	係数	強度	係数			
		N/mm ²	kN/mm ²	N/mm ²	kN/mm ²	N/mm ²	kN/mm ²			
N	九大	46.0	40.2	56.9	38.5	56.1	30.0	0.073	1.22	0.75
N-FA		45.1	39.3	63.5	29.6	64.1	41.9	0.025	1.42	1.06
EH		36.4	33.5	50.0	37.6	54.3	36.7	0.036	1.49	1.10
N	沖縄	46.0	40.2	53.5	40.2	57.5	32.6	0.087	1.25	0.81
N-FA		45.1	39.3	63.9	-	70.4	43.0	0.031	1.56	1.09
EH		36.4	33.5	49.6	37.5	55.8	38.0	0.023	1.53	1.13
N	紋別	46.0	40.2	58.9	38.5	61.2	36.5	0.046	1.33	0.91
N-FA		45.1	39.3	64.2	43.3	67.9	42.9	0.038	1.51	1.09
EH		36.4	33.5	50.4	35.2	54.0	34.7	0.037	1.48	1.04

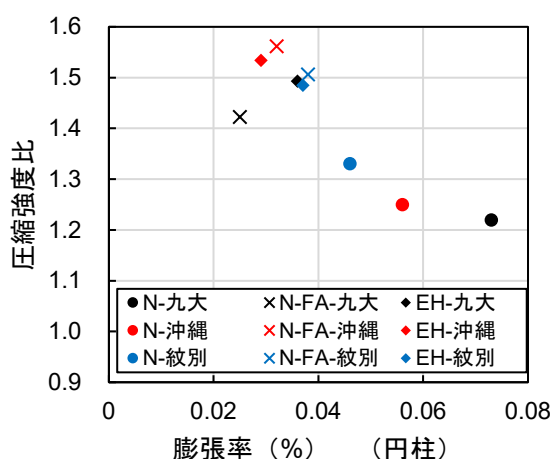


図-5.7.8 3 年時点における膨張率と圧縮強度の変化の関係

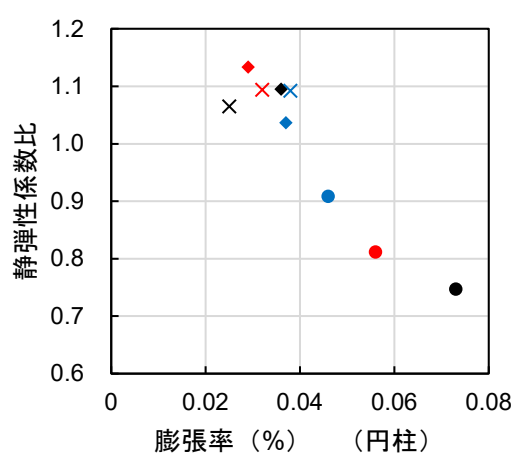


図-5.7.9 3 年時点における膨張率と静弾性係数の関係

表-5.7.4 によると、圧縮強度は材齢の経過に伴うセメントの水和の進行のためか、すべての水準で強度増進が見られ、膨張後も 28 日強度を上回った。一方で弾性係数は 28 日のデータとの比が 1.0 を下回るものがいくつか存在している。特に静弾性係数が大きく低下

したものは供試体内部に微細なひび割れが生じているものと思われる。また、図-5.7.8と図-5.7.9によると、膨張率 0.04 を超えると両者の低下度が大きくなり、5.6 節において膨張率 0.04%を損傷判定の目安とすることに一定の妥当性が確認された。全体的なプロットに負の相関が認められる点より、配合や暴露環境によらず圧縮強度と弾性係数の双方とも、力学的な性能の低下は膨張率を指標として評価することが可能なことがわかる。

・暴露環境下でのアルカリ溶脱^{5.33)}

断面の大きなブロックに比較して円柱供試体の膨張量の変化が小さいことから、アルカリ溶脱の影響が推察された。そこで、暴露 1200 日時点において「N-沖縄」、「EH-沖縄」、「EH-紋別」の 3 つの円柱供試体で EPMA による断面中の Na 濃度の分布を調査した。

その結果、図-5.7.10 に示すように中心よりも供試体表面の方が Na 濃度が小さかった。また、同じコンクリートであっても暴露地によってアルカリ溶脱の進行度が異なり、気温と降水量の高い沖縄の方が紋別よりも溶脱が進んでいた。早期に膨張を開始しひび割れが発生していた N-沖縄の円柱は、1200 日の時点ですでに断面中の濃度勾配が明確に確認できなくなるほど Na 濃度が低下しており、供試体表面からのアルカリ溶脱によって ASR が停止したことの裏付けとなっている。

寸法の小さな試験体ほどアルカリ溶脱によるアルカリ濃度低下の影響を大きく受けるため、大きな寸法の試験体に比較して小さな寸法の試験体の膨張量は低い値となり反応も早期に収束する。また、より ASR の反応の促進される温暖で降雨頻度の多い環境は、発生したひび割れを通じて空隙水の移動が容易となりアルカリ溶脱が促進される可能性もある。そのため、屋外暴露におけるアルカリ溶脱の速度は寸法、設置環境、コンクリートの損傷の有無などに影響される。この事例は 1200 日（3.3 年）であるが、ASR が収束する程度のアルカリ濃度（図-5.7.10 から 0.15mass%と仮定）となる溶脱深さは、3.3 年の 20～50 mm が 10 年では 50～120 mm となり、より大きな試験体でも影響範囲は広がる。コンクリートの膨張性の評価において信頼されている屋外への暴露試験であっても、アルカリ溶脱が膨張挙動に影響を与える。そのため、試験体寸法を十分確保する点や、表層部のアルカリ量のみで以降の ASR のリスクを判断しないことなど、暴露試験でもアルカリ溶脱が問題になる可能性に留意し試験を計画し、評価する必要がある。

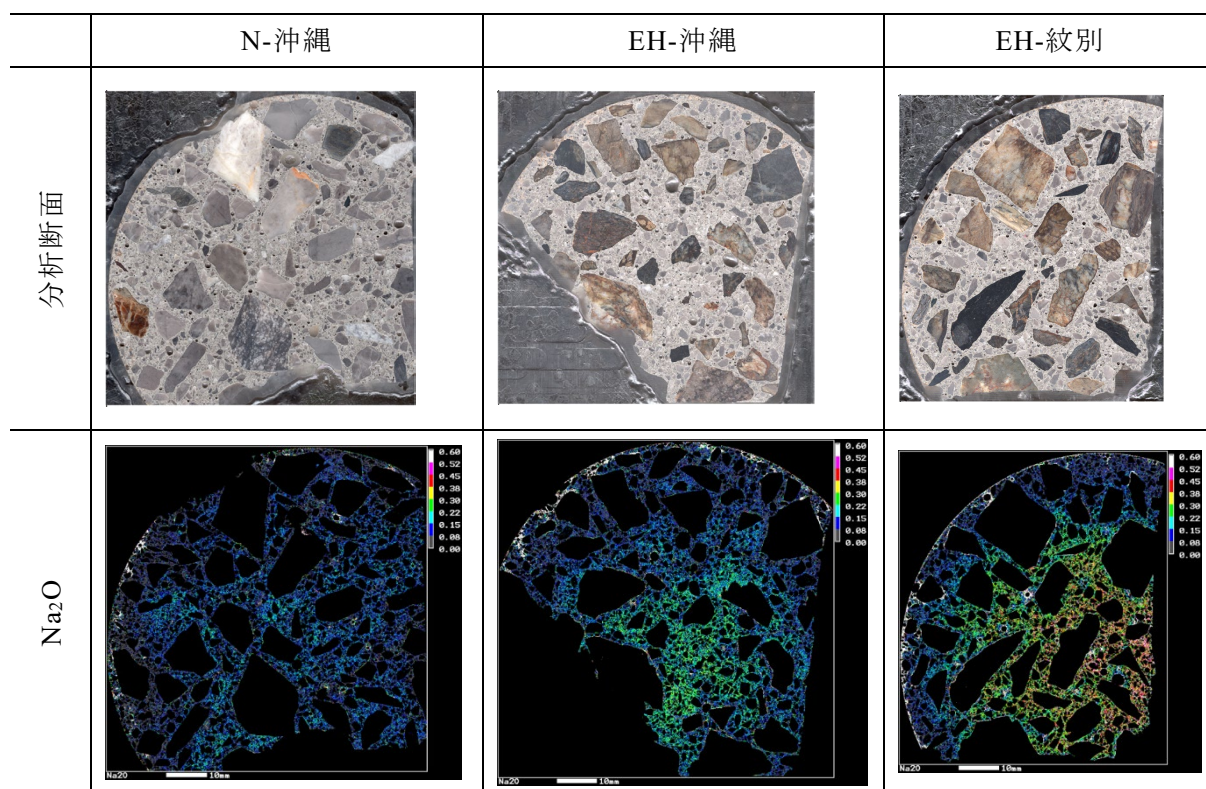


図-5.7.10 1200 日時点における断面中の Na 分布（骨材を除く）

5.8 まとめ

本章では、骨材反応性、温度、アルカリ総量のそれぞれが ASR によるコンクリートの膨張挙動に与える影響を明らかにするため、反応性の異なる骨材を使用したコンクリート供試体を作製し、促進環境および屋外環境下での膨張率を経時的に測定した。

以下に、本章で得られた結果を示す。

- (1) ASR 膨張を評価する試験時に問題となるアルカリ溶脱を抑制する手法として、アルカリラッピング法 (AW) の有用性を検証した。膨張率の比較から、RILEMAAR-10 に提案されるような供試体の大型化と測定前の予冷の省略によるアルカリ溶脱対策では不十分であり、改めて AW の重要性が示された。
- (2) AW を活用して、長期間において信頼性の向上した膨張促進試験を実施した。膨張の初期は温度が高いほど、もしくはアルカリ量が多いほど膨張が促進された。しかしながら、ひび割れ発生後の膨張の傾向は異なり、一部の反応性骨材では、低温もしくは低アルカリの促進効果の小さい条件で最終的には大きな膨張となるものがあつた。
- (3) ASR の温度依存性における低温側の挙動の確認のため、10°C 一定と 40°C と 10°C の温度サイクルを与える条件下で膨張試験を実施した。その結果、高温時に比べ低温時はより多くの ASR ゲルが内部に蓄積され、膨張に継続的に関与することが推

察された。

- (4) ASR 膨張を起こすアルカリ量の限界値（Alkali threshold：AT）を検討するため、骨材と温度ごとに膨張率をアルカリ総量で整理した。温度とアルカリ総量のそれぞれが膨張に与える影響は骨材ごとに異なり、その傾向も評価時期によって変化したことから、AT は単純には求められず、アルカリ量の制御で ASR を抑制する際には時間軸の概念が必須であることがわかった。反応性の高いものについては現行のアルカリ総量規制で抑制できないケースの存在が確認された。
- (5) 気候の異なる屋外環境での暴露により、同一配合コンクリートの膨張の環境依存性を得た。促進試験同様に。一方で、屋外暴露試験でも試験法上、アルカリ溶脱は問題になる可能性があることが示された。

第 5 章の参考文献

- 5.1) 公益社団法人日本コンクリート工学会：ASR 診断の現状とあるべき姿研究委員会 委員会報告書，2017.
- 5.2) RILEM Recommended Test Method: AAR-3—Detection of Potential Alkali-Reactivity—38 °C Test Method for Aggregate Combinations Using Concrete Prisms, in P. J. Nixon and I. Sims eds: RILEM Recommendations for the prevention of damage by Alkali-Aggregate Reaction in new concrete structures, state-of-the-art report of the RILEM technical committee 129-ACS, pp.79-97, 2016.
- 5.3) RILEM Recommended Test Method: AAR-4.1—Detection of Potential Alkali-Reactivity—60 °C Test Method for Aggregate Combinations Using Concrete Prisms, in P. J. Nixon and I. Sims eds: RILEM Recommendations for the prevention of damage by Alkali-Aggregate Reaction in new concrete structures, state-of-the-art report of the RILEM technical committee 129-ACS, pp.99-116, 2016.
- 5.4) K. Yamada, Y. Kawabata, M. R. de Rooij, B. M Pedersen, R. Brucekner, and J. H. Ideker: Recommendation of RILEM TC 258-AAA: RILEM AAR-13: application of alkali-wrapping for concrete prism testing to assess the expansion potential of alkali-silica reaction, Materials and Structures, Vol.54, 201, 2021.
- 5.5) 川上隆，佐川康貴，山田一夫，川端 雄一郎：コンクリートプリズム試験におけるアルカリ溶脱抑制法の比較および長期促進期間でのアルカリ量と膨張率の関係，コンクリート工学年次論文集，Vol.44，No.1，pp.616-621，2022.
- 5.6) T. F. Rønning, B. J. Wigum, J. Lindgård: Recommendation of RILEM TC 258-AAA: RILEM AAR-10: determination of binder combinations for non-reactive mix design using concrete prisms—38 °C test method, Materials and Structures, Vol.54, 204, 2021.
- 5.7) I. Borchers, J. Lindgård, T. F. Rønning, B. J. Wigum: Recommendation of RILEM TC 258-

- AAA: RILEM AAR-11: determination of binder combinations for non-reactive mix design or the resistance to alkali-silica reaction of concrete mixes using concrete prisms 60°C test method, *Materials and Structures*, Vol.54, 203, 2021.
- 5.8) 参納千夏男, 丸山達也, 山戸博晃, 鳥居和之: ゲルフルオレッセンス法による ASR 簡易診断手法の開発, *コンクリート工学年次論文集*, Vol.35, pp.973-978, 2013.
- 5.9) 五十嵐豪, 山田一夫, 小川彰一: ゲルフルオレッセンス法による ASR ゲルの観察条件に関する一考察, *コンクリート工学年次論文集*, Vol.38, No.1, pp.1047-1052, 2016.
- 5.10) 日本産業規格: JIS R 5202, セメントの化学分析方法, 2010.
- 5.11) たとえば 黒田保, 井上正一, 高井伸一郎, 西林新蔵: コンクリートの ASR 膨張に与える保存温度とアルカリ総量の影響, *コンクリート工学年次論文集*, Vol.34, No.1, pp.946-951, 2012.
- 5.12) K. Yamada, A. Tanaka, Y. Sagawa, S. Ogawa, and T. Ochiai: Exact effects of temperature increase and alkali boosting in concrete prism tests with alkali wrapping, *Proceedings of 15th International Conference on Alkali Aggregate reaction in concrete*, 2016.
- 5.13) Y. Kawabata, K. Yamada, Y. Sagawa, S. Ogawa.: Alkali-Wrapped Concrete Prism Test (AW-CPT) – New Testing Protocol Toward a Performance Test against Alkali-Silica Reaction–, *Journal of Advanced Concrete Technology* Vol.16, pp.441-460, 2018.
- 5.14) T. Kawakami, Y. Sagawa, Y. Kawabata, and K. Yamada: Experimental investigation of expansion and damage due to alkali-silica reaction at low temperature, In *proceedings of 16th International Congress on the Chemistry of Cement*, Vol.3, pp.328-331, 2023.
- 5.15) 北川空良, 佐川康貴, 山田一夫, 川上隆: 低温条件 (10 °C) の室内試験における ASR の膨張挙動および内部ひび割れ性状, *コンクリート工学年次論文集*, Vol.45, No.1, pp.598-603, 2023.
- 5.16) L. F. M. Sanchez, B. Fournier, and J. Duchesne: Reliable quantification of AAR damage through assessment of the Damage Rating Index (DRI), *Cement and Concrete Research*, Vol.65, pp.74-92, 2015.
- 5.17) Y. Kawabata, C. Dunant, K. Yamada, and K. Scrivener: Impact of temperature on expansive behavior of concrete with a highly reactive andesite due to the alkali–silica reaction, *Cement and Concrete Research*, 125, 105888, 2019.
- 5.18) CSA A23.2-27A: Test methods and standard practices for concrete, 27A. Standard practice to identify degree of alkali-reactivity of aggregates and to identify measures to avoid deleterious expansion in concrete, *Canadian Standards Association*, 2014.
- 5.19) M. Berra, T. Mangialardi, and A. E. Paolini: A new approach for assessing the potential alkali expansivity of slowly reactive siliceous aggregates in concrete, *Advances in Cement Research*, Vol.11, pp.139-147, 1999.
- 5.20) E. Nsiah-Baafi, K. Vessalas, P. Thomas, and V. Sirvivatnanon: Investigation of alkali

- threshold limits and blended aggregate in ASR risk-assessed concretes, in proceedings of Concrete NZ Conference 2019 -concrete for life-, 2019.
- 5.21) E. Nsiah-Baafi, K. Vessalas, P. Thomas, and V. Sirvivatnanon: Protocols for investigation the reactivity of aggregates and alkali thresholds for ASR prevention, in proceedings of 16th International Conference on Alkali-Aggregate Reaction in Concrete, Lisboa, Vol.1, pp.539-548, 2022.
 - 5.22) I. Bavasso, U. Costa, T. Mangialardi, and A. E. Paolini: Assessment of alkali-silica reactivity of aggregates by concrete expansion tests in alkaline solutions at 38 °C, *Materials*, Vol.13, 288, 2020.
 - 5.23) K. Nakano, I. Ginyama, S. Yoneda, F. Shibazaki, T. Sone, R. Tomita, K. Watada, Y. Murota, Y. Nagao, H. Ushiyama, Y. Tomita, and Y. Murata: Study on expansion properties of alkali reactive aggregate by concrete, in proceedings of 8th International Conference on Alkali-Aggregate Reaction in Concrete, Kyoto, 409-415, 1989.
 - 5.24) T. F. Rønning, B. J. Wigum, J. Lindgård, P. Nixon, and I. Sims: Recommendation of RILEM TC 258-AAA: RILEM AAR-0 outline guide to the use of RILEM methods in the assessment of the alkali-reactivity potential of concrete, *Materials and Structures*, Vol.54, 206, 2021.
 - 5.25) ASTM C1293-08b: Standard Test Method for Determination of Length Change of Concrete Due to Alkali-Silica Reaction, ASTM International, 2020.
 - 5.26) ASTM C1778-22: Standard guide for reducing the risk of deleterious alkali-aggregate reaction in concrete, In *Annual Book of ASTM Standards 2022*, ASTM International, West Conshohocken, PA, USA, 2022.
 - 5.27) W. E. Touma, D. F. Fowler, and R. L. Carrasquillo: Alkali-silica reaction in Portland cement concrete: Testing methods and mitigation alternatives, Research Report ICAR 301-1f, International Center for Aggregates Research, Austin, Texas, 2001.
 - 5.28) J. Lindgård, B. Pedersen, S. K. Brenseth, P. A. Dahl, and T. F. Rønning: Experience using the Norwegian 38°C concrete prism test to evaluate the alkali reactivity of aggregates, concrete mixes and binder combinations, *Nordic Concrete Research*, Vol.42, pp.31-50. 2010.
 - 5.29) Y. Kawabata, and K. Yamada: Evaluation of alkalinity of pore solution based on the phase composition of cement hydrates with supplementary cementitious materials and its relation to suppressing ASR expansion, *Journal of Advanced Concrete Technology*, Vol.13, pp.538-553, 2015.
 - 5.30) 小川彰一, 山田一夫, 佐川康貴, 俵積田新也: アルカリ骨材反応試験体の各地暴露試験, *コンクリート工学年次論文集*, Vol.41, No.1, pp.887-892, 2019.
 - 5.31) RFID ひずみ計測システム : <https://www.taiheiyo-cement.co.jp/rd/rfid/hizumi/index.html> (2023 年 11 月 1 日閲覧)
 - 5.32) 気象庁 過去の気象データ : <https://www.data.jma.go.jp/gmd/risk/obsdl/index.php> (2023

年 12 月 30 日閲覧)

- 5.33) 俵積田新也，山田一夫，小川彰一，佐川康貴：3 年間の暴露試験に基づくアルカリ溶脱と ASR 膨張の関係性の検討，コンクリート工学年次論文集，Vol.42，No.1，pp.743-74

第 6 章 劣化機構に基づく膨張予測への展開

6.1 はじめに

第 4 章では、アルカリ溶液中における骨材の溶解挙動について議論した。第 5 章では、各骨材を使用した様々な条件のコンクリートの膨張を評価した。これらを活用して、本章では劣化機構に基づき骨材反応性を定量的に表現する計算方法によって、促進試験結果を基に将来的な ASR 膨張を定量的に予測する手法の構築を目的とした。

まず 6.2 で ASR 膨張を数值的に予測する手法として、反応速度論に基づく既存のモデルをレビューした。その後、6.3 では第 4 章で得られた各骨材のシリカ溶出特性からモデルの拡散係数を決定するとともに、第 5 章で作製した促進供試体の膨張データによってフィッティングパラメータを決定した。これらを用いて実環境下の暴露試験体の膨張の予測を行い、促進試験の結果を基にした反応機構に基づく膨張予測法の可能性について論じた。

6.2 ASR 膨張を数值的に表現する既存の手法

基本となる考え方は、ASR の膨張を骨材へのアルカリの拡散律速と仮定し、経時的に骨材中の反応率を算出し、アルカリシリカゲルの量に換算し、その結果からモルタルの膨張率を導く、魚本らによる手法である U.F.O. モデル（魚本・古澤・大賀法）^{6.1), 6.2)} である。

このモデルの特徴は、拡散と反応の速度を表す骨材特有の係数を用いることから、骨材のアルカリシリカ反応性を一定条件の下で定量化できること、アルカリ減少や生成ゲル量などの各種パラメータの経時変化によって複雑な膨張挙動の説明が可能なことである。このモデルによって第 4 章で確認されたペシマム現象の経時的推移についても再現可能なことが既往の研究により示されている^{6.3)}。さらに、川端らによって厳しい促進温度条件において生じる膨張効率の差異を反映する計算法（膨張効率モデル）が導入された膨張予測法^{6.4)}が提案されている。なお、同様の考え方で微視的な反応を出発点とする他の ASR モデルでも、律速段階をイオン拡散で表現する場合が多い^{6.5), 6.6)}。

6.2.1 計算のコンセプト

本モデルの基本的な膨張率算出の流れは図-6.2.1 に示すように、経時的にコンクリート単位量当たりのアルカリシリカゲルの生成量を計算し、それに換算係数を乗じることで、ゲルの量に応じた膨張を表現するという考え方である。その際に骨材内部の組織や周囲の細孔に蓄えられ、膨張圧の発生に直接寄与しないゲルの量を差し引いて計算することによって、配合ペシマムや粒径ペシマムの表現が可能になる。

一定の半径を持つ球形の骨材を仮定しており、アルカリシリカゲルの生成は、球体表面から内部へのアルカリの拡散に対応する。つまり、内部へ拡散した分だけゲル生成の反応が同時に起こるものとして扱われている。その反応層が生成する速度は一次元のフィックの拡散方程式で表現され、その拡散係数に相当するものと拡散するアルカリの濃度が反応

速度を決定する。

なお，本研究で使用している文字や表記方法の一部は，より一般的な表記に合わせたため文献^{6.1)}と異なる場合がある。

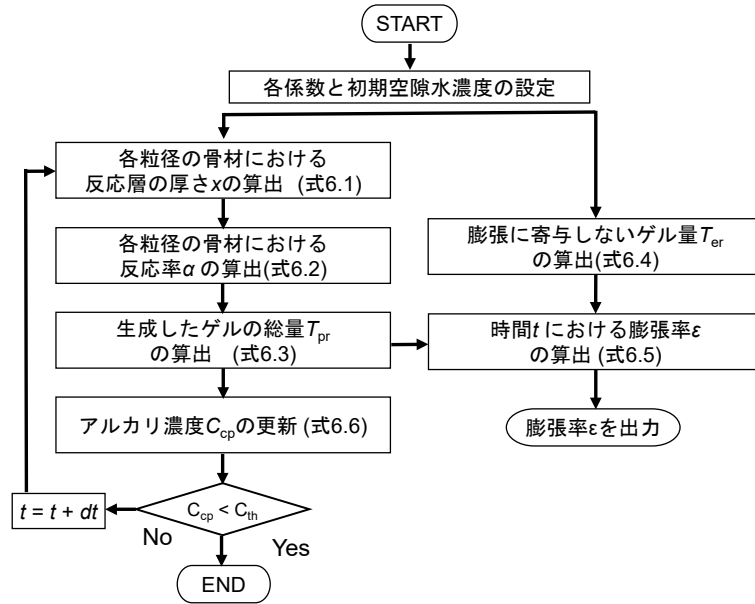


図-6.2.1 モデルの計算フロー

以下に具体的な計算方法について記述する。

① まず，骨材表面から内部へと一次元的なアルカリの拡散を仮定する。アルカリ濃度により ASR が進行するしきい値 C_{th} を設定すると以下の式(6.1)のようになる。

$$\frac{dx}{dt} = (C_{cp} - C_{th}) \cdot \frac{k}{x} \quad (6.1)$$

ここに， t ：時間 (hr)

C_{cp} ：ペースト部のアルカリ濃度 (mol/L)

C_{th} ：アルカリ濃度の ASR 限界値 (文献^{6.7)}より 0.25 (mol/L) と設定)

k ：拡散係数 (反応速度係数) (cm^2/hr)

x ：反応層の厚さ (cm)

② i 番目の粒径の骨材粒子が，半径 R_i (cm) の球形 ($x < R_i$) で溶液との接触が完全であるとすると，反応は一様に進行し，骨材の体積反応率 α_i は以下の式(6.2)のように表せる。

$$\alpha_i = 1 - \left(1 - \frac{x}{R_i}\right)^3 \quad (6.2)$$

③ それぞれの粒径群の骨材の反応率から生成ゲル量に換算し総和をとることで，式(6.3)

のように総反応生成物量 T_{pr} (mol/m³) を算出することができる。

$$T_{pr} = A \sum \beta_i \alpha_i / 60.08 \quad (6.3)$$

ここに、 A ：単位反応性骨材量 (g/m³)

β_i ：全骨材に占める i 番目の粒径の半径 R_i の骨材の比率

60.08：SiO₂ 分子量 (g/mol)

生成したアルカリシリカゲルのうち一部が骨材やペーストの空隙に充填されるなどして膨張圧の蓄積に寄与しない分を考慮して、反応性骨材の比表面積に応じた膨張低減容量 T_{er} (mol/m³) を式(6.4)のように定義する。

$$T_{er} = A \sum \beta_i \frac{h}{R_i} \quad (6.4)$$

ここに、 h は骨材の比表面積から単位膨張低減量に換算する係数 (mol・cm/g) である。

④ 総反応生成物量 T_{pr} と総低減容量 T_{er} の差を取れば膨張圧の発生に直接関与する、膨張寄与生成物量 (mol/m³) となり、これに適当な係数を乗じることで膨張が表現できる。しかしここで、厳しい促進条件による影響を反映する必要がある。すなわち、生成ゲル量と膨張が比例関係を失い、ゲル生成量に比べて相対的に膨張率が小さくなる。これを膨張効率の低下と定義する。膨張効率の低下は本来、骨材にひび割れが生じるときの反応率をしきい値に持つべきであり、膨張率 ε (%) は以下の式(6.5)のように表すこととする。

$$\varepsilon = E_0 \cdot \{\exp(-\omega \cdot (\alpha - \alpha_{th}))\} \times (T_{pr} - T_{er}) \quad (6.5)$$

ここで、 ε ：膨張率 (%)

E_0 ：膨張寄与生成物量を膨張率に換算する係数の初期値 (%/(mol・m³))

ω ：反応率に対する膨張効率の低減度合を定める定数

α ：平均反応率 (Σ (各粒径の反応率×粗骨材中の質量割合))

α_{th} ：膨張効率の低下が生じる反応率のしきい値 (簡単のために本研究では 0 とする)

⑤ 空隙水中の Na⁺, K⁺ は反応が進むにつれて消費される。アルカリの溶脱や供給がなく、骨材の反応率に比例した量のアルカリ減少を仮定すると、コンクリート単位体積あたりの空隙水のアルカリ濃度 C_{cp} は式(6.6)のように表現できる。

$$C_{cp} = C_{in} - \gamma_{Na/Si} \cdot A \sum \alpha_i \beta_i - C_{agg} \cdot A \times 1000 \quad (6.6)$$

ここで、 C_{in} ：空隙水アルカリ濃度の初期値 (mol/L/m³)

$\gamma_{Na/Si}$ ：反応率に比例する消費されたアルカリ濃度に換算する係数

C_{agg} ：骨材によって固定されるアルカリ濃度減少分 (mol/(L·g))

であり、これらは促進条件に依存せず、骨材ごとに全水準で同一の値とする。

以上の一連の流れを図-6.2.1 に従い各時間ステップで計算することで硬化体の膨張率を経時的に算出する。

6.2.2 各種係数の同定方法

U.F.O. モデルの中で使用する以下の係数、使用骨材に特有の拡散係数 k 、アルカリシリカ比 $\gamma_{Na/Si}$ 、骨材のアルカリ消費量 C_{agg} を算出するためには、化学法に基づく溶出試験を条件を変えて複数行う必要がある。試料の採取、調整の方法は化学法における試料の採取と同様に行う。また、生成ゲル量から膨張率へ換算する際には、膨張低減係数 h 、膨張換算初期係数 E_0 、膨張効率低減係数 ω を実測値とのフィッティングによって求める必要がある。

まず、骨材特有の係数の決定方法について述べる。化学法 (JIS A 1145) と同様にして反応容器に試料と 1mol/L NaOH 溶液を所定の固液比で入れ、所定の温度に設定した恒温水槽内に浸漬させる。そして浸漬時間を適宜変えアルカリ濃度減少量 R_c (mmol/L)と溶解シリカ濃度 S_c (mmol/L)の測定を行う。以下に各係数の算定方法を示す。

(1) 初期アルカリ濃度 C_{in}

練混ぜ水のうちセメント質量に対して 24%がセメントとの水和に結合水として消費され^{6.8)}、残分が供試体中に自由水として存在すると仮定すると、空隙水の初期アルカリ濃度 C_{in} は、セメント由来のアルカリ量を自由水量で除することにより算出できる。

(2) 反応率をアルカリ消費量へ換算する係数 $\gamma_{Na/Si}$ および骨材のアルカリ吸着量 C_{agg}

JIS 化学法に準じた骨材溶出試験を温度および浸漬時間を複数水準に変化させて行い、溶解シリカ濃度 S_c とアルカリ減少量 R_c の関係をプロットする。その近似線の傾きはシリカゲル生成量に対するアルカリ減少の割合を意味することから $\gamma_{Na/Si}$ になる。また、 R_c 軸の切片はシリカ溶出に関係なく骨材がアルカリを吸着した分を意味することから、これに単位骨材量を乗じることで C_{agg} となる。

(3) 拡散係数 k

溶解シリカ量がある粒径の球形骨材試料の表面からの反応厚さに対応すると考えると、式(5.2)のJander式を反応層厚さ x について解くことで、骨材溶出試験の Sc から反応層厚さ x が求まる。さらに式(6.1)の拡散方程式を x について解き整理すると、式(6.7)のように表せる。これに既知の浸漬試験のアルカリ溶液濃度と浸漬時間を入力することで、その傾きからある温度での拡散係数 k が算出可能となる。

$$x = \sqrt{2k(C_{cp} - C_{th})t} \quad (6.7)$$

また、このとき時間の平方根と反応層厚さの関係が線形に表現できない場合がある。その場合は浸漬時間によって短期と長期に分けて算出することとし、その適用の境界値は2つの線形近似線の交点に当たる反応層厚さによって判断する。

本モデルの律速段階は拡散現象であるが、既報^{6,9)}よりアルカリによるシリカの溶出はArrhenius則に従うことが明らかとなっている。このことは本研究で対象とした骨材にも成立することが第4章でも確認された。そこで本モデルにおいても拡散係数 k はアレニウスの式に従うものとして、式(6.8)で温度補正を行う。

$$\log k = \left(-\frac{E_a}{R_a T} \right) + \log F \quad (6.8)$$

ここで、 F ：頻度因子（実験定数）

E_a ：活性化エネルギー（実験定数）

R_a ：気体定数

T ：絶対温度（K）

上式は、 $1/T$ が変数の一次関数であるので、化学法に準拠した溶出試験を2水準以上の温度で実施し、その結果のプロットから係数を算出することで、温度補正を行うことが可能である。

(4) 膨張低減係数 h

従来モデルでは、膨張に寄与しないアルカリシリカゲル量は温度やアルカリに依存せず一定としているが、本研究では充填しうる空隙が促進温度によるペーストマトリクスの緻密さやゲルの粘性等によって変化するものと捉え、各水準の膨張曲線の膨張開始時期に合うように各々フィッティングを行うことで得ることとした。

(5) 膨張換算初期係数 E_0

ゲルの溶出やひび割れによる膨張圧の解放が生じないとしたときの理想的な換算係数と考え、膨張開始後の初期の2点を通過するような一定値を設定し E_0 とした。

(6) 膨張効率低減係数 ω

膨張効率の低減度合は促進条件に依存すると考えられるので、膨張曲線の収束時期が合うように各水準でフィッティングした。値が大きいほどゲル損失の影響が大きいことを表す。

図-6.2.2 に、膨張とのフィッティングで得る各種係数の決定方法の概念図を示す。まず、膨張曲線の誘導期（ASR が発生するまでの期間）を決定する係数 h を、膨張開始時期が一致するように設定した。次に、膨張初期の曲線の傾きを決定する係数 E_0 を、膨張開始後の測定値2点を通るように求めた。その後、ひび割れを通じた反応生成物の流出などによる、反応後期の膨張効率の低下度を表現する係数 ω を、膨張収束期の膨張率が一致するように設定した。

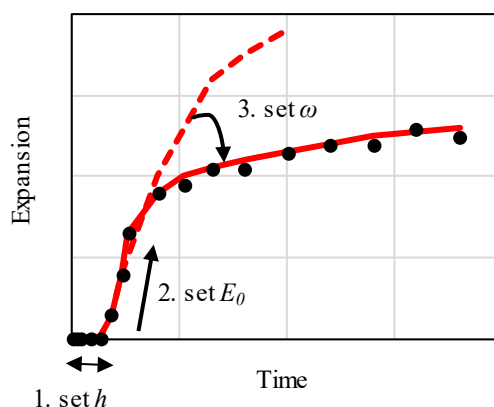


図-6.2.2 膨張曲線に対するフィッティングパラメータの同定手順

6.3 膨張モデルによる予測と検証

本節では、6.2 節で解説した計算手法を用いたコンクリートの膨張予測法の可能性について検討した。まず、4.2 節で得た各骨材のシリカ溶出性状と、5.4 節で得た促進試験の結果によって、骨材ごとにモデルの各種係数を決定した。その後、5.7 節で述べた屋外暴露環境下のコンクリートブロックの膨張挙動の予測を行うことで、促進試験の結果と基にした反応機構に基づく膨張予測法の適用性について述べた。

6.3.1 骨材溶出試験によるモデルパラメータの決定

骨材ごとに、第4章で述べた化学法に準じた骨材溶出試験の結果を基に拡散係数 k を求め、温度の異なるケースのアレニウスプロットから温度補正係数を取得した。拡散係数が

2段階に分かれる骨材 T と骨材 EH に関しては短期と長期に分けて整理した。表-6.3.1 に、標準的な条件（粒径 150-300 μm ，温度 80°C）での各骨材の拡散係数 k を示す。2段階のものは短期と長期の境界となる反応層厚さの値も併記した。

表-6.3.1 各骨材の拡散係数 k (80°C, 150-300 μm) の比較

	骨材 N	骨材 T		骨材 EH	
		短期	長期	短期	長期
拡散係数 k (cm^2/hour)	7.17×10^{-10}	1.25×10^{-10}	9.39×10^{-10}	1.70×10^{-10}	9.06×10^{-10}
境界反応層さ (cm)	-	2.32×10^{-5}		1.98×10^{-5}	

係数 k の値を骨材間で比較すると、第 3 章で分類したように反応性の高い骨材 N が最も大きく、次いで骨材 T，最も小さな値を取るのは骨材 EH となった。骨材 T と骨材 EH の境界反応層厚は近い値であった。

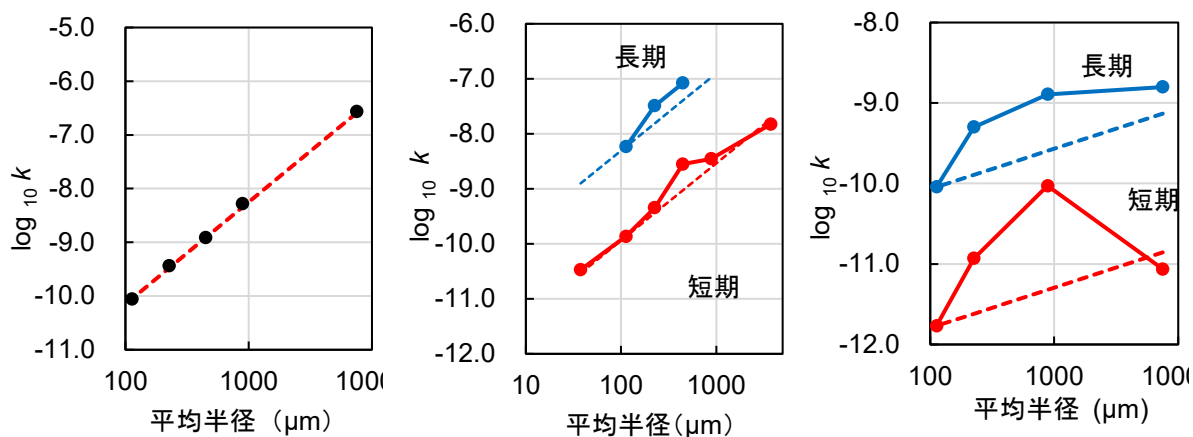
ここで、4.2 節で述べたように、この JIS 化学法に準じた溶出試験を、骨材粒径を変化させて実施した結果、拡散係数に変換して比較した際に粒径によって値が大きく異なった。このことは同様の反応過程を含むモデルを提案した村中らの検討^{6,10)}においても指摘されるように、粒界拡散の影響が表れているものと思われ、4.3 節の観察結果に裏付けられる。本来、U.F.O.モデル中においてこの係数 k は、粒径 150-300 μm に調整した試料による骨材溶出試験で決定するが、この計算方法をコンクリートに適用する場合は溶出試験の試料サイズとコンクリートで使用される骨材寸法との間に大きなギャップがある。そのため、本研究では粒径の補正方法を、温度依存性の検討で用いた 150-300 μm の粒径の拡散係数を基準として、以下の補正式(式(6.9))を用いて粒径の δ 乗に補正することとした。式(6.9)で実験定数 δ を設定したうえで求めた拡散係数 k を、粒径依存性確認に用いた溶出試験の実測値に重ねて表示したものを図-6.3.1 に示す。

$$k_R = k \cdot \left(\frac{R}{0.01125} \right)^\delta \quad (6.9)$$

ここで、 k_R : 半径 R (cm) の骨材の拡散係数

k : 基準となる粒径 150-300 μm 群（半径 0.01125 (cm)）における拡散係数

δ : 粒径-拡散係数の関係の近似線から回帰的に求める骨材ごとの実験定数。



(a) 骨材 N, $\delta=1.9$

(b) 骨材 T, $\delta=1.0$

(c) 骨材 EH, $\delta=0.75$

図-6.3.1 各骨材のシリカ溶出に係る拡散係数の粒径補正係数の決定

(実線：粒径ごとの溶出試験の実測値から求めた係数，点線：実験定数を設定した補正式によって得た各粒径の拡散係数)

骨材 N は係数 δ が 1.9 の時に良好な整合性を得た。骨材 T では粒径の比率の 1.0 乗に比例させる形で補正を行い粗骨材のシミュレーションに適用した。骨材 EH では粒径の影響を対数で表現したときにグラフが線形にならないが，本検討は反応性骨材を粗骨材に使用したコンクリートの膨張予測を目的としているため，最も粒径の大きなものに補正式が整合するように選択した。化学法標準の粒径と粗骨材の 2 点から回帰的に求めた粒径の補正係数 δ は 0.75 となった。以降のコンクリートの膨張をシミュレートする検討には，使用骨材ごとに上記の補正係数を適用させて拡散係数の粒径補正を行うこととする。

この係数 δ が 0 に近いほど U.F.O.モデルで仮定している一次元拡散が成立している，つまり骨材粒子が大きいほどゲル生成速度は遅くなることを意味する。対して，この係数 δ が大きくなるほど一次元拡散の仮定から乖離し，表面からの反応のみにとどまらず骨材内部の様々な位置からも反応が進むため，骨材粒径が大きくてもゲル生成量が多いことになる。

6.3.2 促進試験結果とのフィッティングによるパラメータ同定

(1) 骨材 N

まず，3.5 節のベシマム率の検討に使用した，反応性骨材率の異なるコンクリートの膨張挙動の再現を試みた。コンクリートの配合・促進条件は 40°C 湿布養生，アルカリ総量 3.0, 4.0, 6.0 kg/m³，W = 165 kg/m³，W/C = 55%であり，粗骨材のみに骨材 N を使用している。

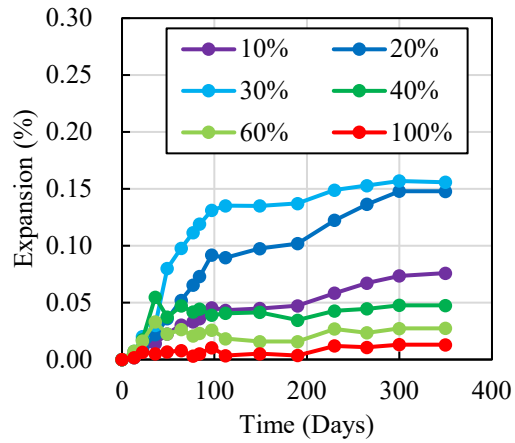
表-6.3.2 に本検討に使用したフィッティングパラメータの一覧を示す。反応性骨材率が異なっても同一の数値を使用した。膨張効率の低減度を表す係数 ω と膨張圧に寄与しない生成物量を決定する係数 h はアルカリ量ごとに設定した。アルカリ量 6.0 kg/m³ の時のみ他の条件に比べ，膨張が低減するような方向（すなわち係数 h と係数 ω が大きくなる方向）

へ数値を選ぶことで精度よく再現された。

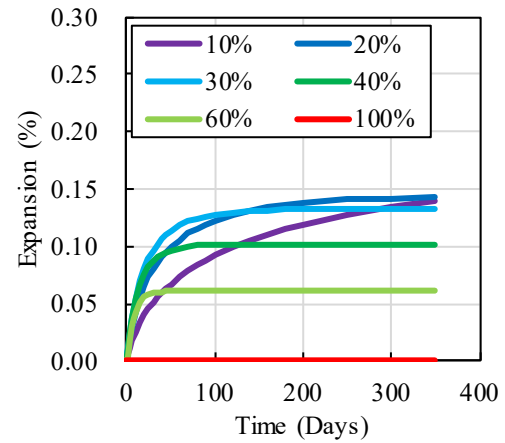
表-6.3.2 骨材 N のペシマム検討に使用したフィッティング係数

アルカリ総量 (kg/m ³)	E_0	ω	h ($\times 10^{-5}$)
3.0	1.5	20	4.0
4.0		20	4.0
6.0		35	5.0

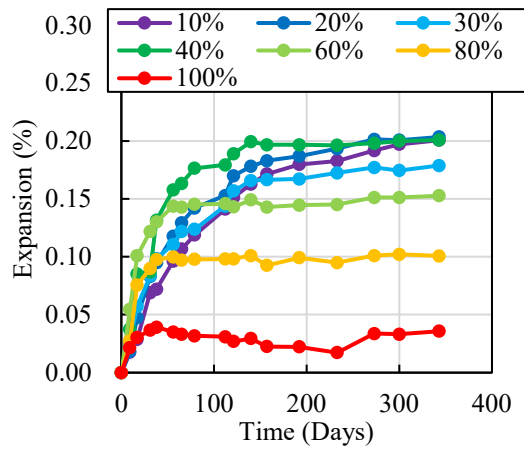
図-6.3.2 にアルカリ総量ごとのコンクリートのペシマム混合率の推移についてシミュレーションした結果を示す。全シリーズを通して、反応性骨材混合率ごとの膨張挙動が表現できていることがわかる。アルカリ量 3.0 kg/m³ のケース（図-6.3.2 (a), (b)）では反応性骨材混合率 10%, 40%, 60%のケースで膨張の程度に差があったものの、反応性骨材混合率 100%では膨張せずに低い反応性骨材率で膨張した実験結果を再現している。この点は、骨材単味の試験では実配合コンクリートの膨張性を検出できないという課題，すなわち骨材の全量に反応性骨材を使用したモルタルバー法のみではアルカリ量によってはペシマムを検出できない問題を，本モデルを用いることで克服できる可能性を示唆する。また，ペシマム条件となる反応性骨材混合率が評価材齢の経過によって低混合率側へ推移するような特徴的な挙動も再現できることが確認された。



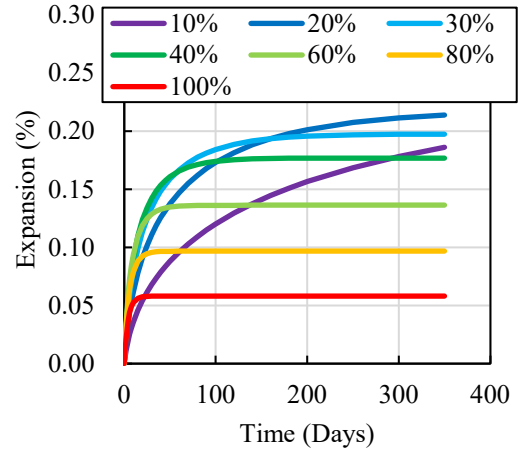
(a) 3.0 kg/m³ 実測



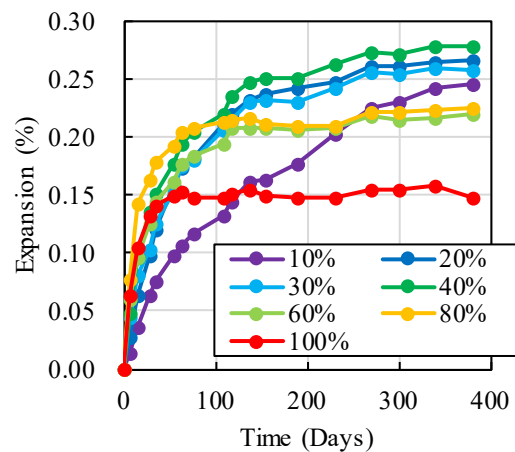
(b) 3.0 kg/m³ シミュレーション結果



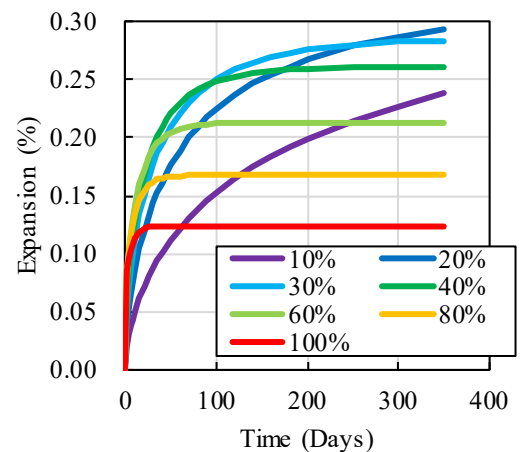
(c) 4.0 kg/m³ 実測



(d) 4.0 kg/m³ シミュレーション結果



(e) 6.0 kg/m³ 実測



(f) 6.0 kg/m³ シミュレーション結果

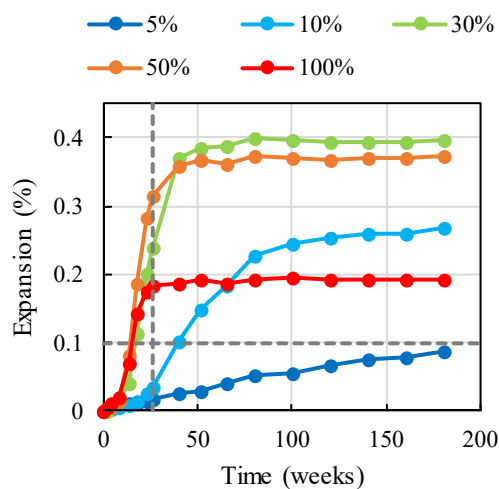
図-6.3.2 各種反応性骨材率を設定したコンクリートの経時的な膨張 (骨材 N)

(2) 骨材 T

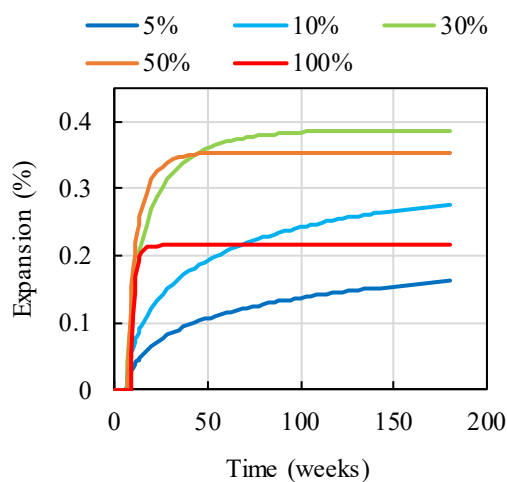
第3章にて述べた骨材 T を使用したペシマム混合率検討用モルタルバーの膨張挙動について、本モデルによる再現を試みた。表-6.3.3 に使用したフィッティング係数を示す。

表-6.3.3 フィッティング係数（全反応性骨材量で同一の値を使用）

E_0	ω	h ($\times 10^{-5}$)
2.5	0	0.3

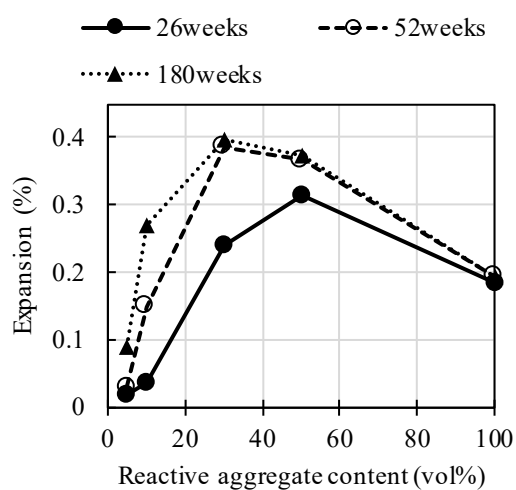


(a) 実測値

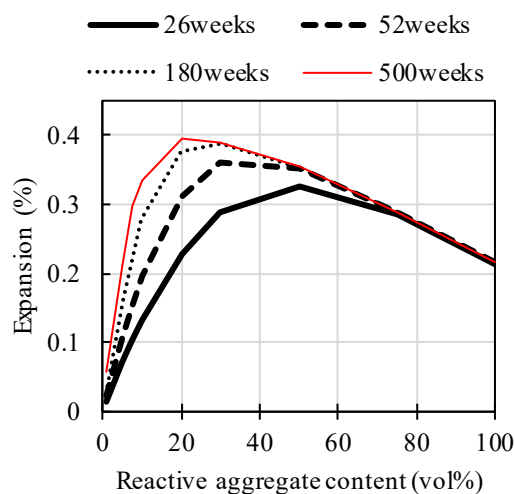


(b) シミュレーション結果

図-6.3.3 反応性混合率の異なるモルタルバーの膨張（骨材 T）



(a) 実測値



(b) シミュレーション結果

図-6.3.4 反応性骨材率と膨張率の関係（骨材 T）

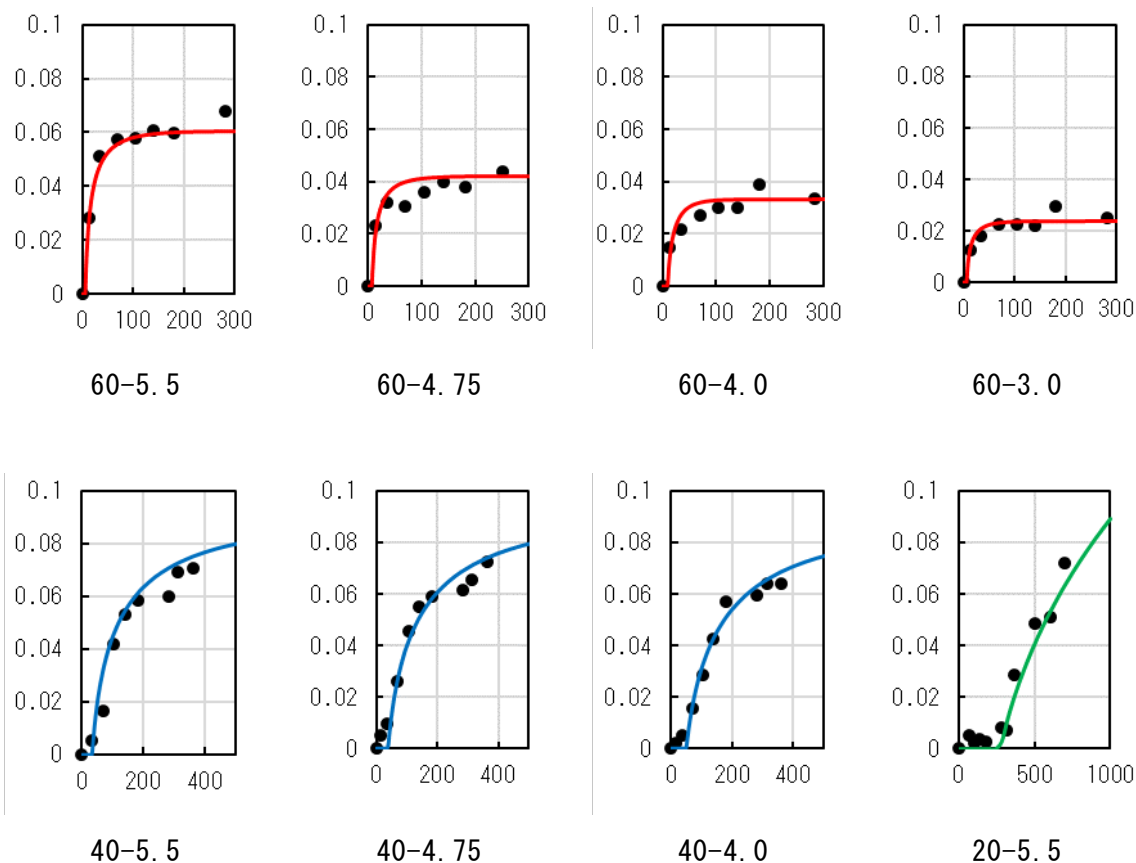
図-6.3.3 にモルタルバーの実測値と計算結果を比較して示す。反応性骨材率 5%の膨張率を過大評価しているものの、全体的な傾向は概ね一致した。また、反応性骨材率と膨張率の関係を示した図-6.3.4 によると、試験期間の経過に伴ってペシマム率が低混合率側へ推移する傾向を表現できた。図中の赤線で示すように、モルタルバーによる簡易試験としては試験期間が現実的でない試験材齢 500 週をシミュレーションすると、アルカリ溶脱のない理想的な促進養生が継続されると長期的にはペシマム率は 20%付近で膨張率 0.4%程度に落ち着くことが予想された。

次いで、コンクリートの膨張挙動のシミュレーションを試みた。第 5 章で解説した骨材 T の AW-CPT の膨張データを使用した。AW-CPT の水準を、同定したフィッティングパラメータとともに表-6.3.4 に示す。

表-6.3.4 AW-CPT 試験水準（骨材 T）とフィッティング係数

温度 (°C)	アルカリ量 (kg/m ³)	E_0	ω	h ($\times 10^{-5}$)
60	5.5	1.5	120	5.0
	4.75		160	4.0
	4.0		180	3.8
	3.0		180	3.8
40	5.5		120	3.0
	4.75		110	3.0
	4.0		100	3.0
20	5.5		0	2.0

結果を図-6.3.5 に示す。プロットが実測値で、実線がシミュレーション結果である。全体的な傾向としてシミュレーションは促進試験の膨張挙動を精度よく再現できていることがわかる。係数 h は促進条件が厳しい水準でより大きな値となり、低粘度のアルカリシリカゲルが充填する空隙はより多いという仮定と合致する結果であった。また、 ω は促進条件が厳しいほど大きい数値を取る傾向となり、ゲルが供試体外へ抜け出ることが表現できている。20°C での係数 ω が 0 となっているので、膨張は膨張寄与生成物量に完全に比例することとなり、最終的な膨張率は低温養生の方が高温時よりも大きくなることが再現された。



横軸は試験日数（日），縦軸は膨張率（％）を表す。

図-6.3.5 AW-CPT の膨張挙動の再現（骨材 T, 「温度-アルカリ量」）

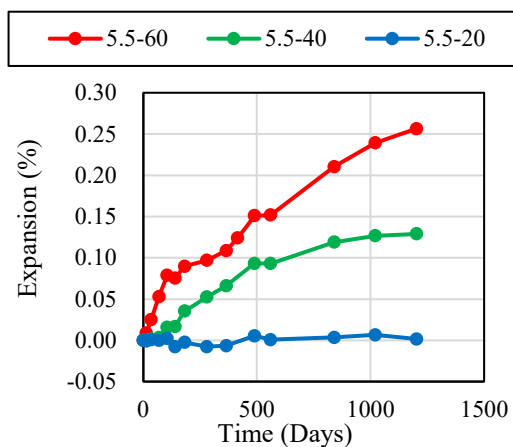
プロット：測定値，実線：計算結果

(3) 骨材 EH

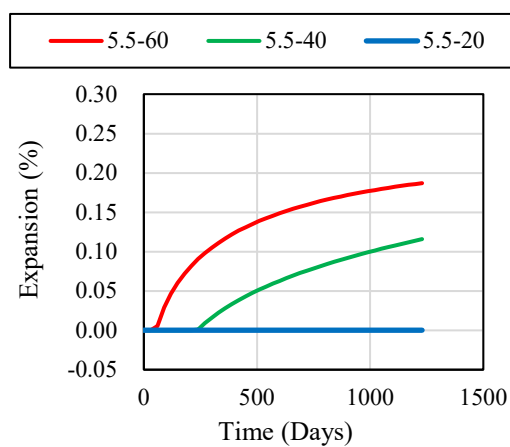
同様に，第 5 章で解説した骨材 EH の AW-CPT の膨張データを使用した。AW-CPT の水準を，同定したフィッティングパラメータとともに表-6.3.5 に示す。ここで，促進条件に強く依存すると思われる膨張効率の低減度を表す係数 ω と膨張圧に寄与しない生成物量を決定する係数 h の 2 種を温度のみによって選択した。つまり膨張していないデータではフィッティングパラメータの決定が不可能なため，本検討の範囲では膨張を示したもので決定したパラメータをアルカリ量 3.0 kg/m^3 の予測に適用させ，実測値から大幅に逸脱しないことを確認した。

表-6.3.5 AW-CPT 試験水準（骨材 EH）とフィッティング係数

温度 (°C)	アルカリ総量 (kg/m ³)	E_0	ω	h ($\times 10^{-5}$)
60	5.5	2.0	50	3.0
	3.0		50	3.0
40	5.5		20	2.0
	3.0		20	2.0
20	5.5		0	1.0
	3.0		0	1.0

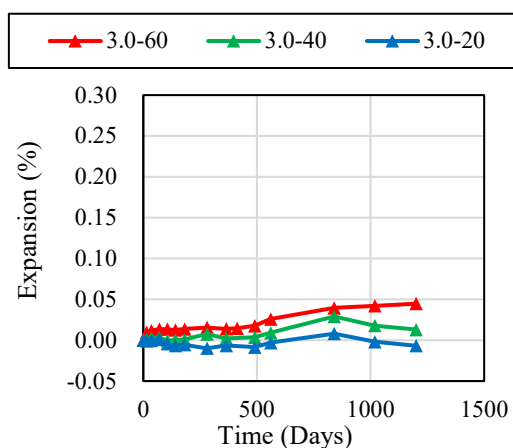


(a) 実測値

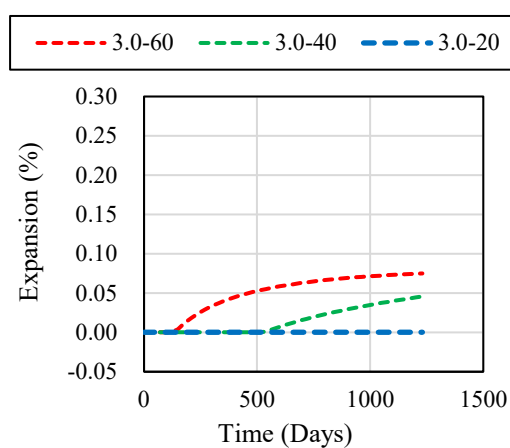


(b) シミュレーション結果

図-6.3.6 AW-CPT の膨張挙動の再現（骨材 EH, アルカリ総量 5.5 kg/m³）



(a) 実測値



(b) シミュレーション結果

図-6.3.7 AW-CPT の膨張挙動の再現（骨材 EH, アルカリ総量 3.0 kg/m³）

計算結果を実測値と比較して、アルカリ量 5.5 kg/m^3 のものを図-6.3.6 に、 3.0 kg/m^3 のものを図-6.3.7 に示す。明確な膨張を示す 5.5 kg/m^3 の 60°C と 40°C の 2 ケースで初期の膨張を再現するようなパラメータ設定で、 3.0 kg/m^3 の時に極端な膨張は示さないことが確認でき、全体としての膨張曲線は表現されている。ただし、膨張した 2 水準に着目すると、実測値では 40°C で 1200 日付近では収束傾向にある一方で、 60°C では 1200 日時点でも膨張を継続している。モデルでは 40°C よりも 60°C の条件のほうが先に反応が収束するような傾向となるため、高温かつ高アルカリ条件で長期的に膨張を継続する現象は表現できなかった。

6.3.3 実環境暴露試験の膨張挙動の予測

(1) モデルによる暴露試験体の予測の方法

本項では、5.7 節で解説した屋外暴露供試体の膨張挙動を、類似する材料・配合の AW-CPT で校正したモデルによって予測可能かを検証した。骨材 N については水セメント比が異なるものの AW-CPT で係数を取得できたものと近いアルカリ総量を優先し 3.25 kg/m^3 と 2.6 kg/m^3 の 2 水準を選定した。また、このときの実測値としてはコンタクトゲージによる表面膨張率を統一して採用した。また、入力する温度は暴露地（九州大学伊都キャンパス）に最も近い気象庁（前原）の温度データ（図-5.7.1 (a)）を正弦波に近似して与えた。AW-CPT では供試体は常時湿潤に保たれているが、屋外暴露環境では降雨は一定でないため、乾湿の影響を加味する必要がある。本検討では文献^{6,11)}を参考に、アメダスで 1 mm 以上の降雨が確認された日から起算して 3 日間は供試体内部に十分な湿分があり膨張し、それ以外では乾燥しているとして反応過程を停止させる（拡散係数に 0 を擬似的に入力させ反応率に変化を与えない）ことで対応した。

(2) 暴露試験体の膨張予測の結果

図-6.3.8 から図-6.3.13 に、骨材 N、骨材 T、骨材 EH の暴露供試体の膨張の予測と、空隙水 OH⁻濃度に相当するモデルパラメータ C_p の経時変化についてそれぞれ示す。アルカリ濃度変化の図には、反応収束の閾値（モデル中の C_{th} ）である 0.25 mol/L の線を併記している。なお、骨材 EH の空隙水濃度予測（図-6.3.13）については、反応が非常に遅く変化が小さいため、膨張率の予測結果の図（図-6.3.12）に対し、時間軸を 10 倍にして表示していることに注意が必要である。

図-6.3.8 に示す骨材 N の暴露供試体は、どちらのアルカリ量とも全体的な膨張の程度や曲線の傾きはうまく再現できたものの、膨張開始時期が 300 日ほど早くに現れる予測結果となった。モデル上は安全側の評価となっているが、本モデルにおける膨張開始時期の精度は、構造物の性能設計を想定した際に安全に使用できる期間を保証する重要な要素であるため、促進試験結果を実環境へ応用する際のパラメータの使い方には改善の余地がある。空隙水濃度の変化の予測（図-6.3.9）によると、両水準とも反応限界である 0.25 mol/L

に達しておらず，今後も反応が継続するものと思われる。

図-6.3.10 に示す骨材 T の供試体の膨張挙動の予測は， 5.5 kg/m^3 のケースで膨張開始時期，膨張率の程度ともに精度良く合致し，図-6.3.11 から今後も膨張が継続する予想となった。 3.0 kg/m^3 の場合は実測値として明確な膨張を示していないためより長期のデータでの検証が望まれるが，現時点では少なくとも膨張性を過大に評価することもないことは確認できた。

図-6.3.12 の骨材 EH の予測結果によると，予測値としては試験 1000 日から膨張を開始している試算となった。実測値は試験 2000 日付近から膨張傾向にあるため，こちらも膨張開始時期を早めに判定している。膨張率自体は小さいものの，最新の实測値と比較すると膨張率自体は近い値を示していることから一定の有用性は確認できた。図-6.3.13 による試算では外部とのアルカリのやりとりがないと仮定した場合に 100 年後もアルカリ濃度が収束せず反応が継続すると予測している。現実にはアルカリを高めた大型暴露供試体であっても，降雨によってアルカリ溶脱が影響するほか，ひび割れの発生によってゲルや空隙水の移動が容易になると推測される。そのため長期予測になると，これらを考慮されていない現計算法では膨張性の検出には安全側で利用できるが，膨張率の過大評価になりうる可能性がある。

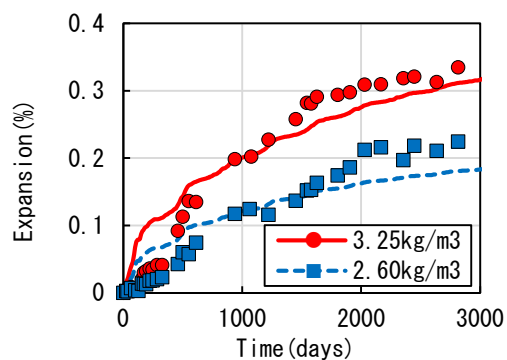


図-6.3.8 暴露供試体の膨張予測結果
(骨材 N)

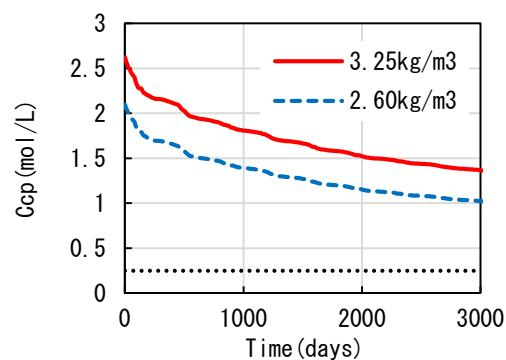


図-6.3.9 暴露供試体のアルカリ濃度変化
の予測 (骨材 N)

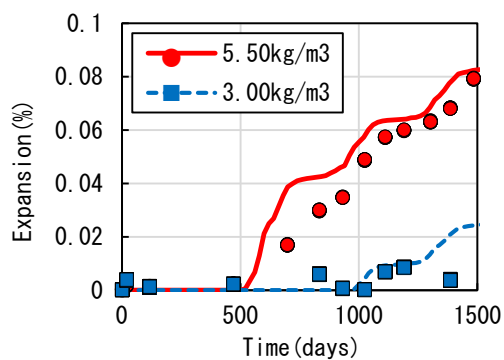


図-6.3.10 暴露供試体の膨張予測結果
(骨材 T)

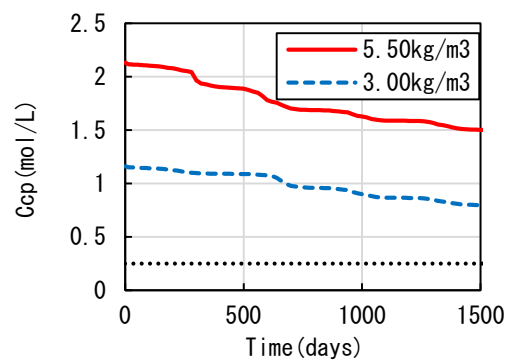


図-6.3.11 暴露供試体のアルカリ濃度変
化の予測 (骨材 T)

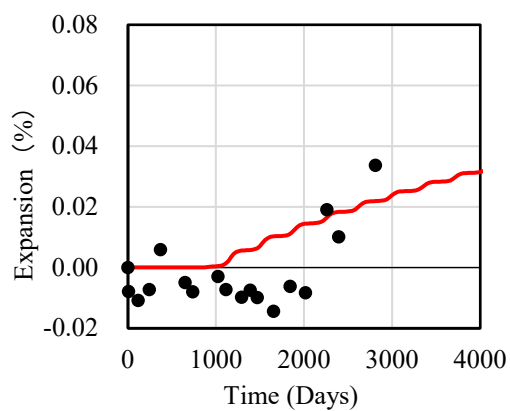


図-6.3.12 暴露供試体の膨張予測結果
(骨材 EH)

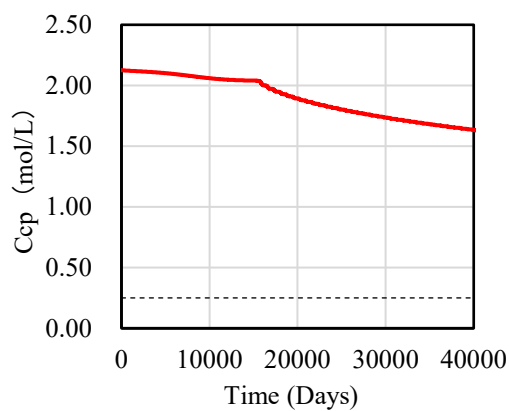


図-6.3.13 暴露供試体のアルカリ
濃度変化の予測 (骨材 EH)

6.4 まとめ

本章では、拡散律速でモルタルの膨張を表現する既往の ASR モデルを、第 4 章の成果を基にコンクリートへ拡張した。その後、第 5 章の促進試験データとのフィッティングによりモデル係数を決定し、実環境下の暴露試験体の膨張挙動の予測を行うことで、ASR 膨張の将来予測法の適用性を検討した。以下に本章で得られた結果を示す。

- (1) ASR の律速段階をフィックの一次元拡散で表現する既存の膨張モデルでは、骨材粒径によってモデルにおける拡散係数が変化するような本研究の実験結果と整合しない。この課題に対し、溶出試験の結果から経験的に補正係数を設定することで、モデルの適用範囲を粗骨材を含むコンクリートまで拡張できた。
- (2) 膨張の実測値とのフィッティングパラメータに関して、環境ごとに適切な係数を設定することで、第 3 章や第 5 章で確認された経時的なベシマム混合率の変化や、温度ベシマムといった複雑な膨張挙動の表現ができた。
- (3) 促進試験でフィッティングパラメータを決定し、屋外環境の温度を与えたモデルによって、第 5 章で述べた屋外暴露した試験体の膨張挙動を概ね再現した。
- (4) 骨材の反応性や粒径に応じて拡散係数に工夫が必要となるが、反応機構に基づくモデルと促進膨張試験の結果組み合わせることで、実環境の ASR を時間軸を持って予測できる可能性が示された。

第 6 章の参考文献

- 6.1) 魚本建人，古澤靖彦：アルカリ・シリカ反応によるモルタルバーの膨張挙動を予測するモデルの構築，コンクリート工学論文集，Vol.3，No.1，pp.109-119，1992.
- 6.2) 古澤靖彦，魚本建人：アルカリ・シリカ反応の進行を定量的に予測する新しいシステム，コンクリート工学論文集，Vol.3，No.2，pp.15-25，1992.
- 6.3) 上野貴之，佐川康貴，山田一夫，川端雄一郎：反応速度論に基づく ASR 膨張モデルと長期暴露試験体の膨張挙動の比較，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，17 巻，pp.475-480，2017.
- 6.4) 川端雄一郎，山田一夫，柳川貴光，江藤淳二：アルカリラッピングしたコンクリートプリズム試験におけるコンクリートの ASR 膨張挙動のモデル化，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，Vol.17，pp.491-496，2017.
- 6.5) S. Poyet, A. Sellier, B. Capra, G. Foray, J.-M. Torrenti, H. Cognon, and E. Bourdarot: Chemical modelling of Alkali Silica reaction: Influence of the reactive aggregate size distribution, Materials and Structures, Vol.40, pp.229-239, 2007.
- 6.6) V. E. Saouma: Numerical Modeling of AAR, CRC Press, 2014.
- 6.7) 鍵本広之，佐藤道生，川村満紀：2，3 の異なるアルカリ反応性骨材を用いたモルタル

- の細孔溶液の限界 OH^- イオン濃度, コンクリート工学論文集, Vol.23, No.2, pp.589-594, 2001.
- 6.8) 笠井順一: セメント化学概論 (その 5), コンクリート工学, Vol.22, pp.66-71, 1984.
- 6.9) 鈴木一孝, 西川直宏, 池永寛: 石英粉末を用いたアルカリ・シリカ反応の速度論的検討, セメント技術年報, Vol.39, pp.676-677, 1989.
- 6.10) 村中誠, 田中泰司: 反応機構に立脚した ASR 膨張挙動に関する物理-化学モデルの構築, 土木学会論文集 E2, Vol.69, pp.1-15, 2013.
- 6.11) 川端雄一郎, 山田一夫, 小川彰一, 佐川康貴: アルカリラッピングしたコンクリートの促進膨張試験に基づく野外暴露コンクリートの ASR 膨張挙動の予測, セメント・コンクリート論文集, Vol.69, pp.496-503, 2016.

第 7 章 結論

7.1 本研究の総括

本研究は、ASR のリスク評価を主としたコンクリート構造物の維持管理の高度化を目標とし、反応-膨張メカニズムや各種要因が膨張挙動へ与える影響を実験的に明らかにした上で、ASR 膨張を定量予測する手法について包括的に検討したものである。

ASR という複雑な劣化を段階的に考察する試みとして、岩石学的に特徴の異なる複数の骨材を対象に様々な条件の骨材溶出試験を行い、シリカの溶解挙動を把握した。その後、アルカリ総量と養生温度がコンクリートの ASR 膨張に与える影響について、長期間の促進試験と屋外暴露試験を実施して実験的に考察を行った。この際、従来の促進試験で問題となっていたアルカリ溶脱を最小限にする試験法を用いている点に本研究の特徴がある。さらに、これらの骨材から溶出するシリカの濃度変化・反応面の観察・硬化体の膨張データを根拠として修正を加えた膨張モデルによって、劣化機構に基づく膨張予測の可能性を論じた。以下に、具体的な検討を行った各章について、得られた成果を示す。

第 3 章では、本研究で使用した材料の特徴を明らかにした。特に ASR で重要となる反応性骨材に関しては、5 種類の骨材を扱い、それらの反応性を、岩石学的観察と JIS に規定されている ASR 反応性判定試験である化学法とモルタルバー法によって評価した。さらに一部の骨材に関してはペシマム率をモルタルバー法に準じて実験的に検討した。

- (1) 5 つの対象骨材は、日本の骨材試験で「無害でない」骨材として主要な反応性鉱物の異なる安山岩が 2 種類とチャートの計 3 種類、「無害」と判定される骨材としてともに変成岩である砂質片岩とマイロナイトの 2 種類であることがわかった。しかしながら、「無害」とされる 2 種についても、標準的な判定期間以降のモルタルバーの傾向から、長期的に大きな膨張を引き起こしうる遅延膨張性の骨材と考えられた。
- (2) モルタルバーで反応性が検出された急速膨張性の 3 種に関してはペシマムを起こすことが確認された。また、ペシマム混合率は材齢の経過に伴って低置換率側へ推移する傾向にあった。

第 4 章では、ASR の反応過程に着目し、JIS の化学法を参考にして温度、粒径、時間を要因とした骨材溶出試験を行い、アルカリ (NaOH) 溶液中におけるシリカの溶出特性を定量的に評価した。次に、アルカリ溶液に浸漬させた骨材断面の溶解の過程を観察によって特徴づけた。さらに、反応性粗骨材をペーストで包埋した供試体を作製し、その膨張と断面内のゲルの分布から、膨張圧を生じる機構について考察を加えた。

- (1) 骨材からのシリカの溶出速度の温度依存性は、骨材ごとにアレニウス則に従うことが確認された。ただし、拡散係数で整理した際に粒径依存性が確認され、骨材の反応の進行は表面からの一次元的なアルカリ拡散では説明しきれないことを示唆した。

- (2) アルカリ溶液に浸漬した骨材断面の電子顕微鏡観察によると、急速膨張性の安山岩は短時間でオパールとクリストバライトが一様に溶解する様子が観察された。一方で、遅延膨張性のマイロナイトでは、浸漬時間の経過に伴って石英の粒界が徐々に目立ち、物質移動の経路が複雑化していく様子が確認された。
- (3) セメントペースト中に反応性粗骨材を埋設した硬化体の質量変化と断面中の生成ゲルの分布状況から、骨材周囲の組織がポーラスなほどゲルが供試体外へ流出することが確認された。しかしながら、セメントペーストの水セメント比によらず膨張率は同程度の値となった。本検討で使用した安山岩骨材に関しては、骨材周囲のマトリクスの拘束がゲルの蓄積に影響する一方で、初期の膨張圧は生成したゲルが骨材内部で反力をとることで発現すると考えられる。

第5章では、骨材反応性、環境温度、アルカリ総量を試験要因として、それぞれがコンクリートの ASR 膨張挙動に与える影響を明らかにするため、室内促進試験と屋外暴露試験を実施し、長期間にわたってコンクリート供試体の膨張率を測定した。

- (1) 促進試験におけるアルカリ溶脱の問題を最小化する方法としては、断面の大型化と測定前の予冷を省略する対策のみでは不十分であり、空隙水に相当する濃度の NaOH 水溶液を用いて供試体を封かんするアルカリラッピング法 (AW) が優れていた。アルカリ溶脱の影響が懸念される、長期間を想定した膨張促進試験の際には AW が有効である。
- (2) 各反応性骨材を用いて実施した、AW を適用したコンクリートの膨張促進試験 (AW-CPT) の結果、初期は温度が高いほど、もしくはアルカリ量が多いほど膨張が促進された。一方で、ひび割れ発生後は、促進効果の小さい低温もしくは低アルカリの条件ほど長期間で膨張を継続し、最終的に大きな膨張を示す傾向にあった。
- (3) ASR 膨張を起こすアルカリ量の限界値は一意には定まらない。AW-CPT の結果をアルカリ総量で整理すると、アルカリ総量が膨張に与える影響は温度や骨材ごとに異なり、その傾向も評価時期によって変化した。これらのことから、ASR の抑制効果を評価するにあたって、いつまで抑制策の効果が担保されるのかを明確にすべきであり、ASR を予測する際の時間軸の概念の必要性が示唆された。
- (4) 屋外環境下でもアルカリ総量の違いによる膨張の傾向は、促進試験と似たものが得られた。また、国内の気候の異なる3地点に暴露したコンクリートブロックにおいても温暖なほど膨張速度は大きかった。寸法の小さな円柱供試体の膨張挙動と断面の Na 量の分析によると、信頼性の高い実環境暴露試験であってもアルカリ溶脱は起こっていた。

第6章では、コンクリートの ASR 膨張を反応機構に基づいて定量的に予測する手法について検討を行った。その予測法における、計算のプロセスが確からしいかという検証に

第4章の内容を活用し、予測結果は妥当なものかという検証に第5章の内容を活用した。具体的には、既存のASR膨張を記述するモデルを、第4章の骨材からのシリカ溶出に関する検討の成果を根拠に適用範囲を拡張し、第5章の促進試験で得た膨張挙動の再現によってパラメータを確定させ、その予測法の実環境下での適用性を、暴露試験体の膨張挙動と比較することで検証した。

- (1) ASRの律速段階を骨材へのアルカリの表面拡散で表現するモデルは、シリカ溶出の速度の粒径依存性を拡散係数に反映させることで、コンクリートの膨張予測に用いることができた。
- (2) 骨材溶出試験と促進膨張試験の結果によって係数を決定し、一定の仮定のもとで供用環境（温度と降雨）の影響を反映させることで、実環境のASR膨張挙動を、時間軸をもって予測できる可能性が示された。

7.2 今後の課題と展望

本研究では、産地や岩石学的な特徴の異なる5種の反応性骨材を対象として検討を行ったが、ASRを起こしうる岩石は各地に分布し、その特徴は多岐にわたる。そのため、本研究で得られた骨材の反応の様子、コンクリートの膨張挙動や、求めたモデル中の各種係数の適用範囲は限られる。しかしながら、岩種、構成鉱物、テクスチャ（鉱物の形状や粒子の配置など）を指標として、岩石学的なアプローチと膨張データの蓄積の両輪でこれらの傾向を今後より一般化して議論できる可能性がある。

また、ASRに及ぼす要因には、本研究で取り上げた温度やアルカリ量、骨材の鉱物以外にも多くのものが考えられる。本研究では無筋コンクリートを対象として検討を進めたため、ASRの重要な要素である外部拘束を考慮できていない。本論文の第5章ではフライアッシュの抑制効果を実験的に検証した一方で、実環境下の長期予測に関しては混和材の抑制効果についてモデルによる数値的な検証には及んでいない。このことは、実環境下で「フライアッシュ混和した配合で膨張したデータ」と膨張開始時期や膨張速度を比較することによってはじめて妥当性が確認されるからであるため、実測値で明確な膨張傾向を得られていない以上はモデルの確からしさの議論に至っていない。このほか、モデルでは第4章で観察された骨材周囲の拘束の影響も十分に反映されておらず、水分移動も表現されていない点からも、未だ改良の余地が多く残されている。本研究では促進試験の結果から実環境の同配合無筋ブロックの予測が可能であることを提示したが、今後の展望として上述したさまざまな影響を統一的に説明できるようになれば、より適用範囲の広いASR劣化の定量予測につながるものと考えられる。

本研究の促進試験で観察された温度やアルカリ量の膨張に対する非線形な影響（促進効果が小さいものほど長期的に大きな膨張につながる現象）は、モデル中ではフィッティングパラメータに反映させて表現しているため、この非線形性を膨張試験のデータなしに表

せない。つまり、温度とアルカリ量のそれぞれが膨張率にどのように影響するかは整理できたものの、ひび割れが起きてからの生成物の移動と蓄積した生成物が膨張圧を発現する複合的な作用機構の直接的な解明には至っていない。劣化の各段階で、膨張を支配する現象として、どこで何が起きているのかを明らかにすることが今後の課題と言える。

将来的にコンクリート構造物の設計や維持管理の現場に本研究の成果を活用することを想定した場合、試料サンプリングの偏りや試験結果の精度など、常にばらつきの問題がある。新規の構造物に対しては、予測結果から膨張性の有無のみを判断するのではなく、構造物の要求性能に応じて、ばらつきを考慮した幅をもって劣化の可能性を評価するように活用することが望ましい。ASRで劣化した既設構造物に対する使い方としては、劣化構造物と同種の材料・配合で膨張予測を行うことで現状がどの程度の劣化段階にあるか、今後どの程度劣化しうるかを知ることができる。しかし、これには同産地の骨材は同じような反応性を示すという前提が必要となる。したがって、膨張予測法自体にばらつきの概念を含ませるように更なる検討で適用範囲を明確にするか、膨張予測から構造物の性能を評価する際に、信頼に足るだけのデータを以って結果を解釈することが要求される。

謝辞

本論文は、著者が九州大学工学部地球環境工学科 建設材料システム工学研究室に配属されて以来、およそ 6 年間にわたって取り組んできた一連の研究をとりまとめたものです。本研究の遂行に際しては多くの方々に大変お世話になりました。研究室内外の数々のご協力をしていただいた方々に心より感謝し、御礼申し上げます。

本論文をとりまとめるにあたり、主査を務めていただいた九州大学大学院工学研究院社会基盤部門 濱田秀則教授には折に触れて温かいご助言を頂きました。また、副査をお引き受け頂きました、鳥取大学大学院工学研究科社会基盤工学専攻 黒田保教授、九州大学大学院工学研究院社会基盤部門 佐川康貴准教授、同 玉井宏樹准教授にはご指導を賜りました。心より感謝申し上げます。特に佐川先生には ASR 研究に関して直接ご指導いただく機会が多く、対外発表の際には添削をいただき、時には ASR 劣化の現場へ赴く機会を用意していただくなど、数多くのサポートを頂きました。

共同研究者である国立環境研究所の山田一夫博士には、ASR のいろはから私の研究の方向性まで非常に多くのことを厚くご指導いただきました。ともに考え、手を動かし、議論できた経験は財産です。研究室の先輩でもある港湾空港技術研究所の川端雄一郎博士には実験に関する助言や数々のご協力を頂きました。お二人には論文添削や様々な研究者と繋がる機会を設けていただくなど、多くの場面で育てていただきました、深く謝意を表します。そしてお二人の研究者マインドを受け継げるように努めます。

九州大学大学院工学研究院社会基盤部門 福永隆之助教、大分工業高等専門学校 山本大介准教授（元 九州大学技術職員）、九州大学 技術部の橋之口剛さん、研究室事務補佐員の十時恵美子さんには、実験や分析、作業のサポートや研究室の運営など、あらゆる面でお世話になりました。九州大学中央分析センター 渡辺美登里助教には、測定機器の扱いに関するご指導を頂きました。ありがとうございました。

日本コンクリート工学会 JCI- TC 211A 委員会の皆様とは、ASR だけでなく DEF などについても、最新の研究動向とこれからのトレンドについて勉強させていただきました。得意分野やスキルもさまざまな皆様と出会えたおかげで、私自身の興味やできることの幅が広がり、刺激を受けながら研究活動に取り組みました。

九大 ASR 班として直接ご指導いただいた先輩である村上光樹さんと俵積田新也さんには、研究室に配属された当初より、ASR のことだけでなく、実験の手法から装置の使い方など数多くのことを教えていただきました。また、私の研究では多くの過去の先輩方が残してくださった試験体やデータを活用させていただきました。直接の面識はありませんが歴代の ASR 班として活動した諸先輩方に謝意を表します。ASR 班としてともに汗を流した後輩の梅田智也君、北川空良君、門脇佳吾君、見山宗士郎君、白石敢乃介君には測定の手伝いをはじめ日常生活においてもさまざまな場面でお世話になりました。おかげで楽しく研究を続けられました。

また，本研究の一部は JSPS 科研費 JP22KJ2449 の助成を受けたものです。ここに記して謝意を表します。

最後に，どんなときも支え励ましてくれた家族や建設材料システム工学研究室のメンバーをはじめ，私の研究はここに書ききれないほどの多くの方々のおかげで進めることができました。皆様に心より感謝申し上げます。

2024 年 2 月

川上 隆