

**C₃S系セメントとポゾラン質微粉末を用いた
超高強度繊維補強コンクリートの拘束応力の評価**

(Evaluation of Self-induced Stress in Ultra High Strength Fiber Reinforced Concrete with Alite Cement and Pozzolanic Fine Powder)

学位取得年月 2020年9月

桐山 宏和

目次

第1章 序論.....	5
1. 1 研究の背景.....	5
1. 2 研究の目的.....	7
1. 3 本論文の構成.....	9
第2章 既往の研究.....	12
2. 1 超高強度繊維補強コンクリート.....	12
2. 2 C ₃ S系 UFC について.....	13
2. 3 温度履歴を受けた場合の物性の評価方法について.....	17
2. 4 温度履歴を受けた超高強度コンクリートの物性発現について.....	20
2. 4. 1 強度発現性について.....	20
2. 4. 2 自己収縮.....	23
2. 5 硬化時の体積変化によって発生する応力の推定方法について.....	26
2. 6 現状の問題点.....	32
第3章 温度履歴を受けた C ₃ S系 UFC の圧縮強度発現特性とその推定方法の提案.....	36
3. 1 はじめに.....	36
3. 2 見かけの活性化エネルギーの推定と修正有効材齢の導出方法について.....	36
3. 2. 1 見かけの活性化エネルギーの推定方法について.....	36
3. 2. 2 有効材齢とその修正方法について.....	38
3. 2. 3 試験概要.....	39
3. 2. 4 圧縮強度試験結果.....	41
3. 2. 5 見かけの活性化エネルギーの推定と修正有効材齢の導出.....	42
3. 3 超高強度モルタルの水和反応特性の検討.....	47
3. 3. 1 試験概要.....	47
3. 3. 2 使用材料.....	47
3. 3. 3 練混ぜおよび試験体の作製方法.....	48
3. 3. 4 養生条件.....	48
3. 3. 5 試験方法.....	49
3. 3. 6 試験結果.....	52
3. 3. 7 C ₃ S系 UFC の圧縮強度に関するゲルスペース比モデル.....	55
3. 4 見かけ活性化エネルギーと水和反応について.....	62
3. 5 まとめ.....	63
第4章 温度履歴を受けた C ₃ S系 UFC の自己収縮の推定方法の提案と拘束応力の特性.....	66
4. 1 はじめに.....	66

4. 2	試験概要	66
4. 2. 1	はじめに	66
4. 2. 2	使用材料	67
4. 2. 3	練混ぜ	67
4. 2. 4	フレッシュ性状	67
4. 2. 5	強度試験およびヤング係数試験	67
4. 2. 6	自己収縮	68
4. 2. 7	拘束応力試験	69
4. 3	試験結果	70
4. 3. 1	フレッシュ性状	70
4. 3. 2	強度試験結果	71
4. 3. 3	自己収縮試験結果	72
4. 3. 4	拘束応力試験結果	79
4. 4	まとめ	87
第5章 C₃S系 UFC の自己収縮低減方法の検討		89
5. 1	はじめに	89
5. 2	試験概要	89
5. 2. 1	使用材料	89
5. 2. 2	練混ぜ	90
5. 2. 3	フレッシュ性状	90
5. 2. 4	強度試験	90
5. 2. 5	自己収縮試験	91
5. 2. 6	拘束応力試験	93
5. 3	試験結果	96
5. 3. 1	膨張材または収縮低減剤を用いた場合	96
5. 3. 2	廃瓦を用いた場合	102
5. 3. 3	拘束応力の検討結果	105
5. 4	まとめ	110
第6章 C₃S系 UFC の温度応力解析方法の検討		112
6. 1	はじめに	112
6. 2	解析用の物性の推定式	112
6. 2. 1	有効材齢について	112
6. 2. 2	強度の推定式について	113
6. 2. 3	断熱温度上昇特性	114
6. 2. 4	自己収縮の推定式	119

6. 2. 5 クリープの考慮（有効ヤング係数法）	121
6. 3 解析モデル.....	121
6. 4 解析結果.....	124
6. 5 収縮低減配合における解析結果.....	130
6. 6 まとめ.....	131
第7章 まとめ.....	133
7. 1 はじめに.....	133
7. 2 第3章のまとめ.....	133
7. 3 第4章のまとめ.....	134
7. 4 第5章のまとめ.....	134
7. 5 第6章のまとめ.....	134
7. 6 本研究のまとめ.....	135
7. 7 今後の展望.....	135

第1章 序論

1.1 研究の背景

コンクリートおよびそれを使用した鉄筋コンクリート構造物は、安心して安全かつ経済的な社会インフラを構築するために有効に使いこなすべき資産である。鉄筋をコンクリートで包むことによって、メンテナンスフリーとも謳われていた鉄筋コンクリート構造物であるが、適切に施工や維持管理がされないと、早期に劣化する構造物があるのも事実である。建設後 50 年を経過した橋梁の割合は、2029 年時点で 52%になると推計されており、全橋梁約 72 万橋のうち 9 割以上を管理している地方公共団体は、大量の老朽化したインフラを管理することとなる。また、その一方で建設従事者の大幅な減少が進んでおり、国土交通省は i-Construction を推進し建設現場の生産性の向上を進めている。近年は地球温暖化の影響により、土砂災害の発生件数が増えている状況であり、巨大地震の発生確率も高い状態となっている。このように限られた人手の中で、自然災害に対して持続可能なインフラメンテナンスサイクルを実現するためには、予防保全が非常に重要となっている。国土交通省は、予防保全型のメンテナンスを進めることにより、事後保全型よりも約 3 割の維持管理・更新費を削減できると試算している²⁾。年間の維持管理費用が 5 兆円を超える中において、少しでも費用を抑えることは非常にその意義は大きい。

その一方で、構造物の軽量化や超高層化を主な目的として高強度コンクリート技術は進歩を続けている。高強度コンクリートは、ち密なマトリクスを有しており、普通コンクリートと比べて強度が高いだけでなく、高い耐久性も兼ね備えている。高強度コンクリートを用いた部材は、構造物の維持管理の低減に資することができ、適切に利用すればライフサイクルコストの低減も可能である。日本国内においては、1998 年から実施された旧建設省総合技術開発プロジェクト「鉄筋コンクリート造建築物の超軽量・超高層化技術の開発」(NewRC 総プロ)を契機として大きく発展した。

1970 年代に RPC (Reactive Powder Concrete) の概念を基に、超高強度のマトリクスと短繊維状の鋼繊維を合わせた繊維補強コンクリートが開発された。繊維補強コンクリートは、コンクリートの弱点である脆性的な破壊を示す性質を補うことができる技術である。日本国内では、2000 年初期にフランスから RPC に関する技術が導入され、180N/mm² 以上の圧縮強度を有するマトリクスに鋼繊維を組み合わせた超高強度繊維補強コンクリート (Ultra high strength Fiber reinforced Concrete, 以下 RPC 系 UFC) が開発され、2002 年には国内発の PC 橋として実用化された³⁾。その後、国内においては、エトリングイト生成系 (以下、AFt 系 UFC) のもの⁴⁾と、セメント中の C₃S 量を高めたものを使用したもの (ここでは、C₃S 系 UFC とする) を合わせて、3 種類の UFC が開発され実用化されている。

本研究は、C₃S の含有量の高いセメントを用いた超高強度モルタルに、鋼繊維を組み合わせた UFC⁵⁾ を対象とする。RPC 系 UFC および AFt 系 UFC は、製造時に 80~90℃の熱養生 (蒸気養生) を行って製造する必要があるが、C₃S 系 UFC は、熱養生を行わずとも、常温養生で他の UFC と同等の品質が得られ、20℃であれば材齢 28 日で 180N/mm² 以上の圧縮強度が得られる。常温養生で高い圧縮強度が得られることから、現場での打込みで UFC を製造できるようになったことが特徴である。

UFC は、超高強度モルタルのマトリクスに鋼繊維を混入した配合となっている。超高強度モルタ

ルの配合は、水結合材比を 10%台と非常に低く設定されており、単位結合材量は $1000\text{kg}/\text{m}^3$ を超えている。このことから、UFC は水和によって生じる発熱量が非常に大きくなるとともに、硬化に伴って生じる自己収縮も大きくなる。UFC 部材は一般的なコンクリートよりも薄い断面で使用されることが多く、その部材厚は歩道橋で 5~10cm 程度、道路橋や鉄道橋であっても 10~25cm 程度である⁶⁾。部材が比較的薄い場合には水和熱に起因するひび割れは問題となることは少ないが、橋梁端部の PC 定着部のように断面厚が大きくなる場合には、水和熱に起因する体積変化がひび割れに影響を及ぼすことが考えられる。

C₃S 系 UFC は、現場で打ち込んで施工できる特徴を活かして、劣化が進行したコンクリート部材の断面修復として使用されたり、部材表面部分の機能性を高めることを目的として、既存コンクリート部材の表面に打ち継いで施工されることもある。これまでに、護岸構造物のリニューアル⁷⁾や、水流摩耗防止層⁸⁾として利用されている。また、UFC の高強度と高いじん性を利用して、プレキャスト部材を接合する重ね接手部分を短くする工法が検討され、道路橋のリニューアル工事におけるプレキャスト床版の接合部分への利用が実用化している⁹⁾。

常温で高い強度が得られるように、C₃S 系 UFC は、従来の UFC よりも水和反応速度の速い結合材を使用している。超高強度コンクリートと同様に打ち込み後、大きな水和熱と自己収縮が生じる。現場での打込みで製造可能としたことで、C₃S 系 UFC で製造される部材には、品質確保の上で他の UFC とは異なる特有の課題が生じることとなる。

UFC 部材のひび割れについて以下に述べる。土木学会「超高強度繊維補強コンクリートの設計・施工指針(案)」(以下、UFC 指針)では、UFC 部材の引張鋼材としては、PC 鋼材を標準としており、部材間の接合部などで異形鉄筋を使用する場合には、拘束による影響を十分に考慮し、ひび割れの発生を防止できることをあらかじめ確認することとしている。また、プレキャスト製品工場で製造する場合には、型枠等の拘束によるひび割れへの対策を十分に採り、ひび割れを防ぐこととしている。さらに、ひび割れ発生に関する使用限界状態の照査において、構造部材に発生する引張応力が、設計ひび割れ発生強度に至らないことを確認することとしている。即ち、UFC 部材は通常の使用範囲においては、ひび割れを許容しないこととなっている。これは、UFC 指針において、UFC は従来の鉄筋コンクリートとは異なり、コンクリートの引張強度を設計で考慮することができるため、使用時においてひび割れが発生しないこととしていることによる。また、これによって、使用時においては、ひび割れの発生を防止することができるため、UFC 部材の耐久性も確保されるメリットもある。

ここで従来の RPC 系 UFC および AFt 系 UFC は、製造時に強度発現を促進するため熱養生が必要なため、一般にはプレキャストコンクリート工場やサイトプレキャスト工場で高い製造管理条件のもとで製造される場合が多いと考えられる。打込み時に発生する拘束応力は、硬化時における水和発熱による温度応力と、硬化に伴って生じる自己収縮が型枠に拘束されるものが主である。例えば硬化時に発生する応力を制御しようとする場合、拘束の影響が強くなる部分に、発泡スチロールやゴム材を設置することにより収縮応力を緩和することによって対処することが可能である。そのため、プレ

キャストコンクリート工場においては、自己収縮や水和発熱による応力の制御は、少なくとも現場での打込みで製造される場合よりは容易であると考えられる。ここで、現場での打込みで製造されるC₃S系UFCについて考えてみると、現場でUFCを製造する場合には、型枠が複雑である場合が多いことや、現場によって部材の形状が大きくなることや、さらには季節ごとに異なる現場での環境条件の違いの影響など、コンクリートの拘束条件や硬化性状が変化する条件が複数考えられる。さらに、プレキャスト部材の重ね接手部分では、プレキャスト部材だけでなく埋設される異形鉄筋もUFCを拘束する要因となる。また、現場での打込みであることから、ひび割れが発生してしまうと、補修や打ち換えとなってしまった場合に、多額のコストがかかるとともに、そもそも本来非常に信頼性の高い材料であるものに欠陥を発生させてしまうこと自体が、部材の品質や信頼性を低下させてしまうことも考えられる。現場打ち込みでC₃S系UFCの部材を製造する場合には、事前のひび割れの発生を検討を慎重に行うこと、さらには収縮への積極的な対策の実施が必要であると考えられる。

ここで、コンクリートの硬化時の水和発熱や体積変化に伴う拘束応力を予測する方法として、有限要素法などを用いる温度応力解析がある。例えば、マスコンクリートの場合には、「マスコンクリートのひび割れ制御指針2016」(以下、ひび割れ指針)に従って、温度応力解析が行われており、高い精度で拘束応力の評価が可能である。ただし、このひび割れ指針の適用範囲は、一般的な高強度コンクリートの強度範囲であり、UFCの適用範囲は外れているため、UFCへ適用するためには物性の推定式などを新たに構築する必要がある。

有限要素法を用いて水和発熱による温度変化や自己収縮による体積変化を考慮して応力解析を行うには、水和発熱によって変化するコンクリートの強度の発現性や、自己収縮の発現性を適切に評価する必要がある。コンクリートの温度変化にともなう物性の予測には、アレニウス則に基づく見かけの活性化エネルギーを用いた有効材齢を用いて、20℃で養生した場合における材齢に換算して物性を予測することが一般的である。しかし、従来の有効材齢は一般的なコンクリートへの適用は実証されているが、UFCに適用できるかは検証が必要であり、適用できない場合には、温度履歴を受けた場合においても精度の高い物性の予測方法が望まれる。

1. 2 研究の目的

前項にて説明したように、本研究で取り扱うC₃S系UFCは、水和発熱量や自己収縮量が大きいだけでなく、現場での打込みを可能としていることが故に、ひび割れのリスクが高い条件での施工が多くなることが想定される。しかし、現状においては、C₃S系UFCで製造される部材について、実部材の製作時に硬化過程で生じる水和熱による温度変化や自己収縮と拘束応力の関係を調査した研究はほとんどない。また、一般的なコンクリートにおいては、有限要素法による温度応力の推定手法はほぼ確立されているが、UFCのような超高強度コンクリートは適用範囲外である。温度応力解析には、種々の物性について、その発現速度の温度依存性を考慮した評価式が必要となるが、C₃S系UFCについては、そのデータが不足している。

そこで、本研究は常温養生で製造されるC₃S系UFC部材の硬化過程で生じる拘束応力を、有限要

素法による温度応力解析により精度よく推定できるようにすることを目的とする。即ち、温度履歴を受けた場合の C₃S 系 UFC の物性の発現性を把握するとともにその推定式を確立すること、提案した物性予測式を用いて有限要素法による温度応力解析を行い、解析時における問題を抽出することが課題である。また、初期ひび割れのリスクを低減するため、収縮低減方法についても検討した。本研究における目的の詳細を以下に説明する。

- ① 温度履歴を受けた C₃S 系 UFC の強度発現特性を把握し、温度履歴を受けた場合の強度発現性の評価方法を確立するため、有効材齢式の修正を行う。有効材齢式とは、物性の発現に及ぼす温度の影響を、アレニウス則に基づく見かけの活性化エネルギーにより表現した材齢式である。ここでは、種々の温度履歴を与えた圧縮強度試験結果から見かけの活性化エネルギーを推定し、それを用いて有効材齢を修正する。
- ② 従来の有効材齢式では見かけの活性化エネルギーを一定としているが、結果的に C₃S 系 UFC の見かけの活性化エネルギーは、養生温度と結合材の反応率と共に変化することが明らかとなる。C₃S 系 UFC の見かけの活性化エネルギーが変化する要因を把握するため、結合材の水和反応とゲルスペース比モデルを用いた強度発現性の関連について考察する。
- ③ 温度応力解析では、コンクリートのヤング係数や引張強度、さらには体積ひずみを適切に評価することが必要である。特に高強度コンクリートの場合には自己収縮を適切に評価することが必要である。そこで、圧縮強度から推定した見かけの活性化エネルギーによって修正した有効材齢を用いて、温度履歴を受けた場合の圧縮強度以外の硬化物性と、自己収縮ひずみの予測式を提案する。
- ④ 温度応力解析において、クリープを適切に評価することが応力解析の点から重要である。ここでは、異形鉄筋を用いた鉄筋拘束試験における拘束ひずみと拘束応力の関係から有効ヤング係数を求め、ヤング係数との比を取ることで、ヤング係数の低減係数を推定し応力解析に用いることを試みる。
- ⑤ C₃S 系 UFC の自己収縮ひずみは、最終的には 700×10^{-6} 程度まで増大する。硬化後のひび割れ発生ひずみが 200×10^{-6} 程度であることを踏まえると、 700×10^{-6} は大きなひずみである。そこで、C₃S 系 UFC の自己収縮の低減方法を検討する。既存の膨張材や収縮低減剤、さらには廃瓦を用いた内部養生による効果を検討する。
- ⑥ C₃S 系 UFC は、単位結合材量が大きいいため一般的な断熱温度上昇試験装置では断熱温度上昇特性を把握することができない。そこで、簡易断熱試験から得られた温度履歴から熱の損失量を補正することによって推定した断熱温度上昇量と、その水和発熱モデルの適用性を検証する。
- ⑦ 以上の検討結果から作成した C₃S 系 UFC の物性の推定式を用いて、異形鉄筋を用いた拘束試験体を対象として温度応力解析を実施し、解析における問題を抽出する。

1. 3 本論文の構成

本論文の構成を以下に示す。

第1章では、本研究の背景および目的として、国内における UFC の概要と、UFC における課題について整理し、本論文の構成について示した。

第2章では、本研究でターゲットとする超高強度繊維補強コンクリートの概要と、 C_3S 系セメントを用いた UFC の特徴について整理した。次いで温度履歴を受けた場合の物性発現の評価、即ちマチュリティ則について、種々の手法とそれぞれにおける課題について示した。さらに、温度履歴を受けた場合の高強度コンクリートの物性発現の特徴について整理するとともに、マチュリティ則の問題点を整理した。最後に、温度応力解析で用いられる有限要素法の考え方について示した。

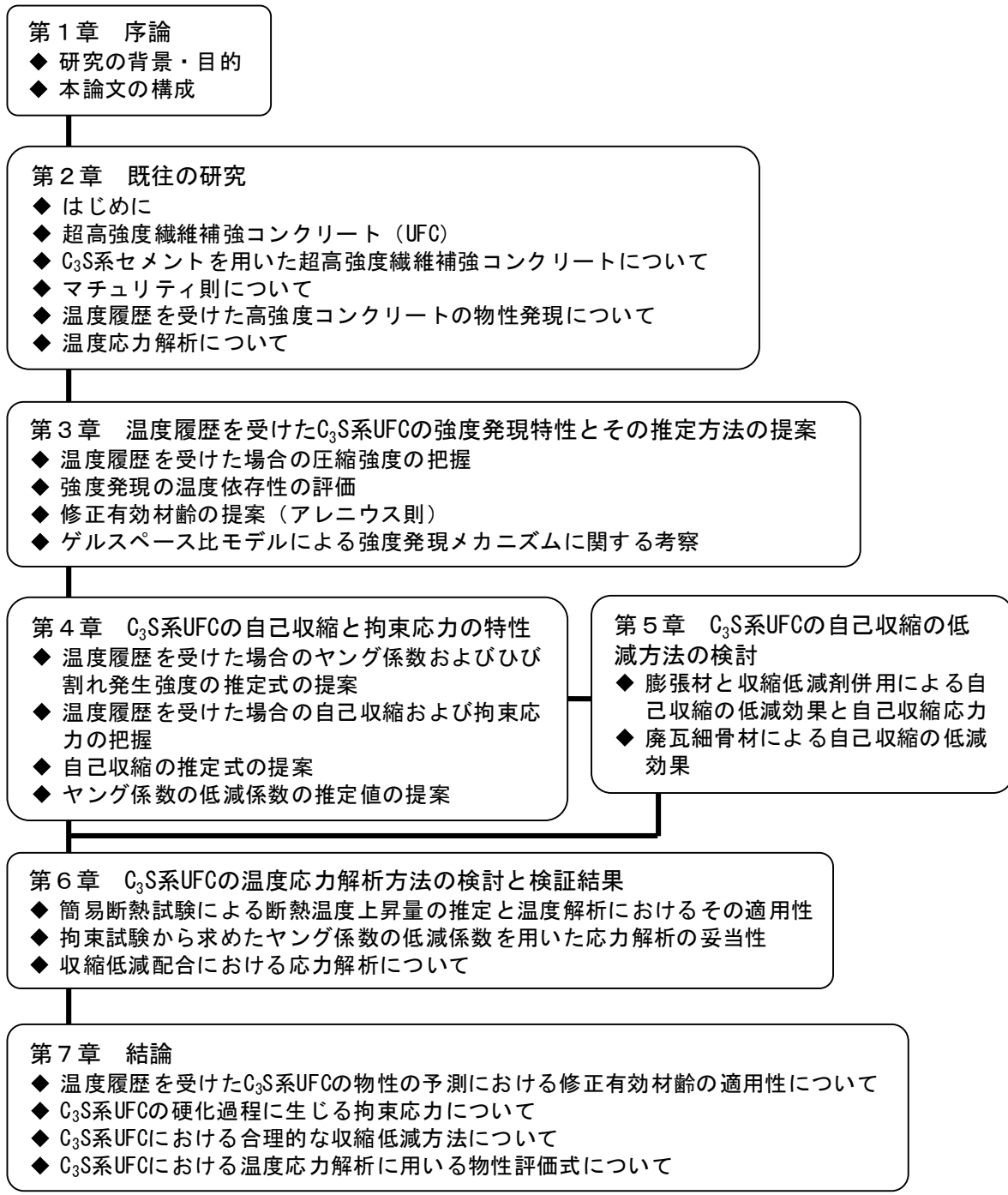
第3章では、温度履歴を受けた場合の C_3S 系 UFC の圧縮強度の推定式を提案するために、種々の温度履歴を受けた場合の圧縮強度を用いて見かけの活性化エネルギーを推定した。そして、推定した見かけの活性化エネルギーを用いて修正有効材齢を提案した。結果として見かけの活性化エネルギーが結合材の反応率とコンクリート温度に依存することを示した。そこで、見かけの活性化エネルギーが変化する要因を検討するために、結合材の反応率やゲルスペース比モデルによる強度発現性の点から考察した。

第4章では、第3章で提案した修正有効材齢を用いて、温度履歴を受けた場合の自己収縮の推定方法について検討した。さらに、異形鉄筋を用いた拘束応力試験により、自己収縮によって生じる拘束応力について検討した。また、鉄筋拘束試験における拘束ひずみと拘束応力との関係から有効ヤング係数を推定し、ヤング係数の低減係数を算出した。

第5章では、 C_3S 系 UFC の自己収縮の低減方法を検討するため、膨張材や収縮低減剤に加えて廃瓦を用いた内部養生による効果を検討した。さらに、異形鉄筋を用いた鉄筋拘束応力試験によって、収縮を低減した高 C_3S 系 UFC における拘束応力の特性について検討した。

第6章では、第3章から第5章で提案した強度推定式と自己収縮推定式を代表とする種々の物性の推定式を用い、第4章で実施した異形鉄筋を用い拘束試験を対象として温度応力解析を行った。温度応力解析を行うにあたって、簡易断熱試験結果から推定した断熱温度上昇曲線を用いた。さらに、クリープモデルについては、第4章の結果から作成した有効ヤング係数モデルを用いて解析を行った。その結果から C_3S 系 UFC に関する温度応力解析における問題点を抽出した。

第7章では、本研究の結論として、高 C_3S 系 UFC における拘束応力の課題と、温度応力解析方法の妥当性をまとめるとともに、UFC とひび割れに関する技術的な課題についてまとめ、本論文の結論とした。



- 1) 国土交通省，国土交通白書令和2年版
- 2) 国土交通省資料，国交通省所管分野における社会資本の将来の維持管理・更新費推計（平成30年11月30日）
- 3) 武者浩透，大竹明朗，児玉明彦，小林忠司：超高強度コンクリート系新材料「ダクトル」を用いたPC橋の設計・施工—酒田みらい橋—，プレストレストコンクリート，Vol.45，No.2，pp.40～48，2003
- 4) 土木学会：超高強度繊維補強コンクリート「サクセム」の技術評価書，技術推進ライブラリー，

No.3, 2006

- 5) 桐山宏和, 吉田浩一郎, 丸屋英二, 平田隆祥 ; 常温硬化型超高強度繊維補強コンクリートの諸物性について, 土木学会年次学術講演会講演梗概集, Vol.66, V-199, 2011
- 6) 武者浩透, 福浦尚之, 大熊光, 大島邦裕 ; 繊維補強コンクリートのプレキャスト化技術の現状と課題, コンクリート工学, Vol.50, No.5, pp.473-480, 2012
- 7) 濱地克也, 武田篤史, 上原康之, 足立匡徳 : 常温硬化型 UFC 現場打設による護岸構造物リニューアルの構造計画, 土木学会年次学術講演会講演概要集, Vol.69, VI-202, pp.403-404, 2014
- 8) 相良光利, 石関嘉一, 上垣義明, 西平宣嗣, 清水竜也, 武居智 : 常温硬化型超高強度繊維補強コンクリートの水流摩耗防止部材への実施工, 土木学会年次学術講演会講演概要集, Vol.69, VI-084, pp.167-168, 2014
- 9) 佐々木一成, 大場誠道, 岩城孝之, 富永高行 : UFC を用いた重ね接手構造を有する床版の曲げ性能に関する実験的検討, 土木学会年次学術講演会講演概要集, Vol.72, I-158, pp.315-316, 2017

第2章 既往の研究

2.1 超高強度繊維補強コンクリート

セメントは、水和反応によって水を消費し、水和物を生成していく。もともと水であった部分は水和物で充填されるが、完全には埋まらず毛細管空隙として残存することとなる。従って、コンクリートの場合には、水セメント比を小さくし、もともと水である部分を少なくすることで空隙量を減らすことができ、高い強度のコンクリートを得ることができる。コンクリートを高強度化することによって、部材の軽量化や梁などの長スパン化が可能となるだけでなく、物質透過に対する抵抗性の向上により、耐久性の高い部材を製造することが可能となる。1960年代以降、ナフタレンスルホン酸塩系の高性能 AE 減水剤¹⁾の開発により練混ぜ水中でのセメントの分散を高めることで水セメント比 25% 程度の配合においても流動性の高いコンクリートを得ることが可能となり、 100N/mm^2 を超える高強度コンクリートが開発された。その後、DSP 技術²⁾の発展により更に高強度化技術が進展した。DSP (Densified Systems containing homogeneously arranged ultrafine Particles) 技術とは、セメント粒子の周囲にシリカフューム等の超微粒子を充填することで粉体の充填性を向上し、水結合材比が小さい配合においても高い流動性を得ることができ、さらに高密で高強度なマトリクスを得ることができる技術である。図 2-1 に DSP 材料の概念図を示す。DSP 技術によって、コンクリートの配合を非常に低い水結合材比とした場合においても、セメント粒子周辺に充填した微粒子がボールベアリング効果を発揮し、高い流動性が得られるようになる。さらに、微粒子による充填効果とその微粒子自体の反応によりセメント単体の場合よりも大きい強度が得られる。近年においては、高性能(AE)減水剤の更なる性能の向上に伴い³⁾、コンクリートの高強度化の研究が更に進み、 200N/mm^2 クラスの超高強度コンクリートも実用化されている。

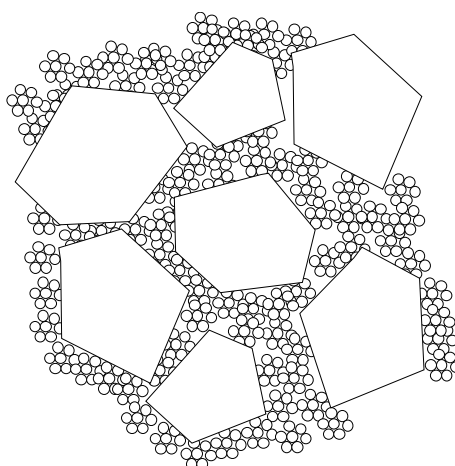


図 2-1 DSP 材料の概念図

その一方で、コンクリートの引張強度は圧縮強度の $1/10$ 程度で高強度化するとさらにその比率は小さくなる。そのため、コンクリートの強度をいくら高めても、圧縮強度の増大分ほどひび割れに対する強度の余裕が大きくなる訳ではなく、脆性的な材料であることは変わらない。古くから煉瓦やブ

ロックのような脆性的な材料を補強する目的で、繊維質の材料を混入した材料が使用されてきた。コンクリートの分野では、1900年代初期から繊維補強コンクリートに関する開発が行われ、1963年には Romualdi らによる鋼繊維によるコンクリートのひび割れ拘束機構の解明に関する報告を糸口として、実用化が大きく進んだと言われている⁴⁾。繊維補強コンクリートの適用は、トンネルの覆工工事や舗装のオーバーレイの補修などから始まった。

繊維補強コンクリートとは、コンクリートに鋼繊維や有機繊維などの短繊維を混入することによって、ひび割れ発生後の応力を繊維に受け持たせることにより、コンクリートの引張強度やじん性を高める技術である。繊維による補強効果は、繊維の材質や形状および混入量等によって大きく異なり、一般にはヤング係数の大きい素材を用いる方が、コンクリートにひび割れが発生した後のひび割れ拡大の拘束効果が高くなる傾向にあるため、コンクリートの引張特性を高めることに効果的である。

近年では、超高強度モルタルと補強繊維を組み合わせることによって、圧縮強度の特性値が 150N/mm^2 以上、引張強度の特性値が 5N/mm^2 以上の超高強度と高耐久性を併せ持つ超高強度繊維補強コンクリート(Ultra high strength Fiber reinforced Concrete : 以下、UFC と称す)が実用化されている。日本国内では、フランスで開発され、その後技術導入された Reactive Powder Concrete (反応性粉体コンクリート、以下、RPC 系¹⁾のもの²⁾と、エトリンサイト生成系(AFt 系)のもの³⁾とが市販されている。これらの UFC は、蒸気養生等の熱養生により結合材の反応を活性化することで所定の高い強度と非常に緻密な硬化体を得ている。この熱養生の条件は、一般的なプレキャスト製品よりも高温かつ長時間となっており、最高温度は $85\sim 90^\circ\text{C}$ 、保持時間は $24\sim 48$ 時間とされている。

UFC は、超高強度と高耐久性を活かして様々な構造物に利用されている。構造用部材としては、その高い強度を活かしてプレストレスト構造とすることが一般的である。2002年に国内で最初の PC 構造物として酒田みらい橋が竣工し⁵⁾、2004年には二つ目の橋梁として、赤倉温泉湯けむり橋が完成している⁶⁾。その後、土木学会より「超高強度繊維補強コンクリートの設計・施工指針(案)(2004年に発刊、以下 UFC 指針⁷⁾)」が発刊され、さらに普及が進んでいる。その他にも水路橋や、道路橋、鉄道橋などにも利用されている。UFC を用いた世界で最も大規模な工事として、羽田空港 D 滑走路の拡張工事がある。非構造部材としては、高い耐久性と、高い耐摩耗性を活かして水路や、水路トンネル内面の補修パネル、塩害環境下における埋設型枠や建築向けの意匠パネルやエクステリア部材への適用がある。

2. 2 C₃S 系 UFC について

一般に 100N/mm^2 を超える超高強度コンクリートを製造する場合は、C₂S 含有率の高い低熱型のセメントにシリカフューム等の微粉末を混合して使用する場合が多い。RPC 系 UFC の場合は、C₂S の含有率が高く C₃A の含有率の低い低熱系のセメントに、ポゾラン質の微粒子や珪石粉等の反応性の粉体を組み合わせ、 90°C の熱養生により粉体の反応を促進することによって、高い強度が得られるように材料設計が行われている。

一方で、従来の高強度コンクリートではあまり使用されることのない C₃S の含有率が普通ポルト

ランドセメント並みに高く、 C_3A の含有率が極めて低い特殊セメント（本研究では C_3S 系セメントと呼称する）とポズラン質微粉末および無機粉体を混合した結合材を用いることで、熱養生を施さなくとも従来の UFC と同等の高い強度が得られる UFC（以下、 C_3S 系 UFC）が開発されている^{8),9)}。一般的なコンクリートであれば $20^{\circ}C$ の場合に材齢 28 日で所定の品質が得られるのと同様に、 C_3S 系 UFC は、熱養生を施さなくても $20^{\circ}C$ であれば材齢 28 日で UFC 指針に示される標準配合粉体を用いた UFC と同等の品質が得られることが特徴である。これにより、他の UFC は熱養生設備があるプレキャスト製品工場などでの製造に限られるのに対して、 C_3S 系 UFC は、現場での打込みで製造が可能となった。これまでに人道橋や護岸構造物へ適用されてきた^{例えば10), 11)}。

C_3S 系 UFC に用いられる結合材は、 C_3S の含有率が高く C_3A の含有率の低いセメントとポズラン質微粉末を組み合わせた結合材が用いられている。セメントの C_3A の含有率とモルタルフローとの関係を図 2-2 に示す¹²⁾。セメント中の C_3A の含有率が低くなるほど、モルタルフローが大きくなることが分かる。 C_3S 系 UFC は、セメント中の C_3A の含有率をできる限り低くすることによって、UFC に求められる自己充填性が得られるように組成が調整されている。

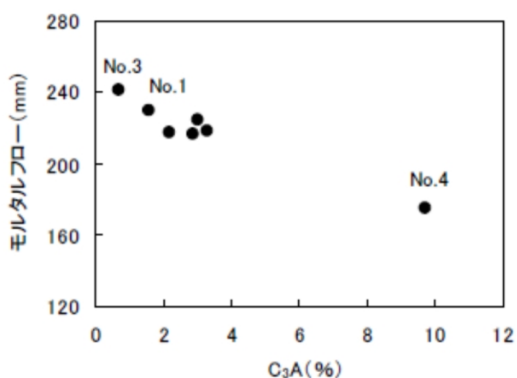


図 2-2 モルタルフローとセメント中の C_3A の含有率の関係¹²⁾

種々の養生温度で一定に保った場合の C_3S 系 UFC の圧縮強度と材齢の関係を図 2-3 に示す。養生温度 $20^{\circ}C$ の場合に、材齢 28 日で $180N/mm^2$ 以上の高い圧縮強度が得られることが分かる。また、圧縮強度が $180N/mm^2$ 以上に到達する材齢は、養生温度が高くなるほど短くなることが分かる。養生温度が $10^{\circ}C$ と低い場合においても、材齢 90 日程度で $180N/mm^2$ 以上に到達することが分かる。養生温度が低くなる場合、保温養生や熱養生を施すことによって所定の強度が得られる材齢を短くすることも可能である。また、熱養生を行わない場合の RPC 系 UFC の圧縮強度と積算温度の関係を図 2-4 に示す。RPC 系 UFC の場合、水中養生での条件を見ると、 $180N/mm^2$ 以上の圧縮強度を得るのに、 $2000^{\circ}C \cdot 日$ 以上 ($20^{\circ}C$ で 66 日以上) 必要であることが分かる。以上より、RPC 系 UFC の場合は、熱養生を行わないと、高い強度を得るためには非常に長い養生時間が必要であることが分かる。

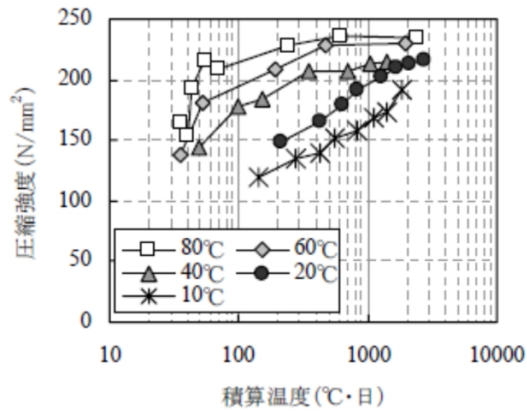


図 2-3 C₃S 系 UFC の圧縮強度と積算温度の関係¹³⁾

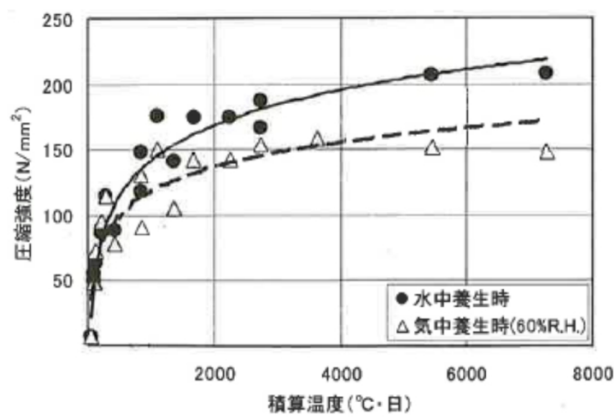


図 2-4 RPC 系 UFC の圧縮強度と積算温度の関係⁷⁾

各 UFC について特性値 180N/mm^2 以上を得るための熱養生(蒸気養生)条件の比較を表 1 に示す。なお、C₃S 系 UFC についても熱養生を施して製造することも可能であるため、同表に条件を示した。RPC 系 UFC および AFt 系 UFC は、24 時間以上の蒸気養生を施す必要があるが、C₃S 系 UFC の場合、80°C であれば 6 時間の保持時間で所定の強度を得ることができ、他の UFC よりも短い養生時間で所定の強度を得ることができる。

表 1 各 UFC の特性値 180N/mm^2 が得られる熱養生条件

種類	前養生		熱養生 (蒸気養生)	
	養生温度 (°C)	養生時間 (h)	最高温度 (°C)	保持時間 (h)
RPC 系 UFC	常温	48	90	48
AFt 系 UFC	常温	24	85	24
C ₃ S 系 UFC	常温 (20°C)	8	80	6

C₃S系UFCは、養生温度が20℃の場合、材齢数時間後から凝結が開始し、材齢約1日までに300～400×10⁻⁶程度の自己収縮ひずみが急激に生じる。その後、材齢の経過とともに収縮は増大し、材齢180日で700×10⁻⁶程度の自己収縮が生じる。

C₃S系UFCの材齢ごとの空隙率を図2-5に示す。常温養生とした場合においても、材齢28日の時点で、5.8%と空隙率が非常に小さい値を示すことが分かる。また、その後材齢の経過とともにさらに空隙率は減少しており、10から100nmの毛細管空隙が大きく減少することが分かる。

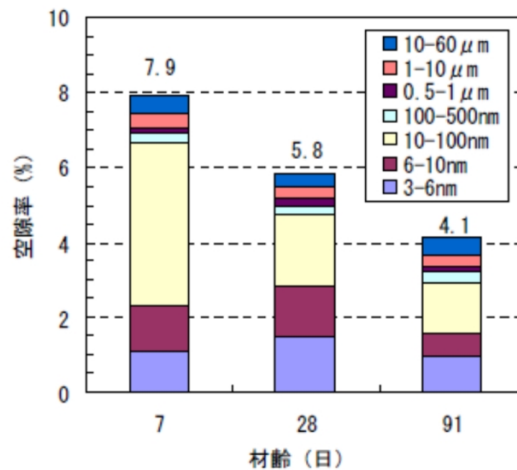


図 2-5 C₃S系UFCの空隙率¹⁴⁾

C₃S系UFCは、現場で打ち込むことで製造できることが大きな特徴である。C₃S系UFCを用いた護岸構造物から採取した試料を用いて推定した塩化物イオンの見掛けの拡散係数を図2-6に示す。底状の波返しのある構造物で、既存のコンクリート部分を撤去し、その後C₃S系UFCを現場で打込んで製造したものである。波返し部分の最小部材厚さは70mmとなっている。図2-6より、見かけの拡散係数は経時的に減少し、実供用期間が2～4年で0.002cm²/年以下と非常に小さい見かけの拡散係数となっており、塩害に対して高い耐久性を維持していることが分かる。

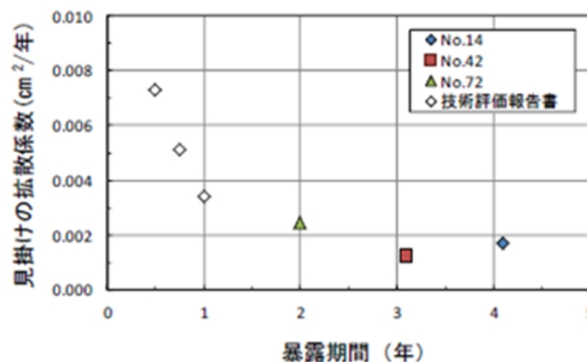


図 2-6 C₃S系UFCでリニューアルした護岸構造物の塩化物イオンの見かけの拡散係数¹⁵⁾

2. 3 温度履歴を受けた場合の物性の評価方法について

コンクリートはセメントの水和反応によって硬化が進み強度が発現する。水和反応は、セメント鉱物の化学反応であるため、当然のことながら周囲の環境条件などによりコンクリートの温度が変化すれば水和反応速度も温度に伴って変化する。コンクリート構造物を施工する場合、養生時間や脱型季節、支保工の解体時期など、構造体コンクリートの圧縮強度を基準として工程が管理される。様々な時期にコンクリート構造物は施工されることとなるが、任意の温度を受けた場合のコンクリートの圧縮強度を精度よく推定できることは、コンクリート構造物の施工を管理する上で、非常に重要なことである。

一般に、任意の温度履歴を受けた場合のコンクリートの圧縮強度を予測する方法として、積算温度が用いられる。これは、セメントの水和反応が養生温度と時間に強く依存することから、両者の積を変数とした関数で、強度の発現を推定するものである。一般に、積算温度とコンクリート強度の間には比例関係があり、養生温度や養生時間が異なる場合においても、養生温度と養生時間の積である積算温度が等しければ同一の強度が得られるとされる、いわゆるマチュリティ則である¹⁶⁾。マチュリティの計算式を式(2-1)に示す。

$$M = \int (\theta - A) dt \quad \text{式 (2-1)}$$

ここに、

M : マチュリティ (積算温度) ($^{\circ}\text{C}\cdot\text{h}$ または $^{\circ}\text{C}\cdot\text{日}$)

θ : dt 時間中のコンクリートの養生温度

A : 定数で一般に -10°C

dt : 時間 (h または 日)

コンクリートの圧縮強度 (f) と積算温度 (M) の関係は、積算温度が $1000^{\circ}\text{C}\cdot\text{h}$ まではほぼ直線的に増大するとされており、次式で表される。

$$f = A + B \log(M) \quad \text{式 (2-2)}$$

ただし、 A と B は定数である。

積算温度を用いた圧縮強度の評価式(2-2)は、温度変化に対する強度発現速度を一定と考えている。この評価式は、温度変化の幅が小さく限定的な範囲であれば当てはまりもよく、簡便であるためよく利用されている。しかし、セメントの水和反応速度は、一般的な化学反応と同様に温度の影響を強く受け、温度が高いほど水和反応速度も速くなる。即ち、コンクリートの温度が高いほど、圧縮強度の発現速度も速くなることが分かっている。このことから様々な温度履歴を受けた場合には、圧縮強度

の発現を適切に評価できないことが指摘されている。吉野らが実施した、養生温度を変えた場合の圧縮強度について、積算温度で整理したものを図 2-7 に示す。圧縮強度と積算温度の関係は、積算温度が小さい場合、養生温度が高いほど圧縮強度は大きい値を示すが、積算温度が 200℃・日を超えたあたりから、養生温度が低いものほど圧縮強度が大きくなる。このことから、マチュリティの概念は、強度発現に対して養生温度が線形的に寄与すると考えるところに実際と矛盾が生じている。

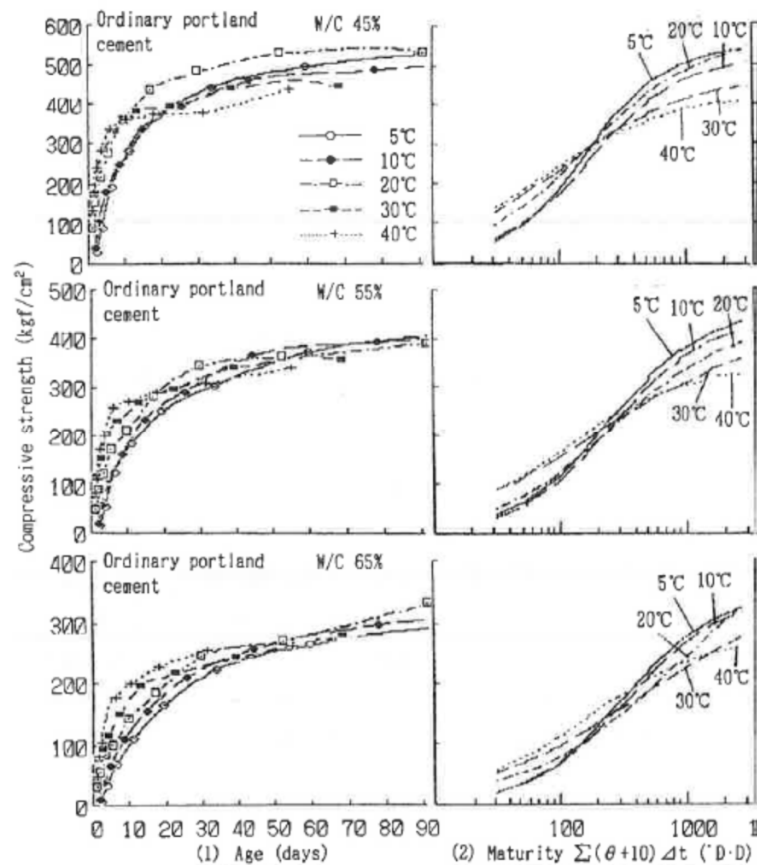


図 2-7 養生温度を変えた場合の圧縮強度と積算温度との関係¹⁷⁾

そこで、圧縮強度を代表とする物性の発現速度について、化学反応における温度依存性を表す Arrhenius 則を取り入れた有効材齢式が提案され、実用されている。化学反応における反応の温度依存性を表す反応速度定数 k_T は、Arrhenius の式として次式で表される。

$$k_T = A \exp\left(-\frac{E}{RT}\right) \quad \text{式 (2-3)}$$

ここに、

k_T : 反応速度定数

E : 活性化エネルギー

R : 気体定数 (8.31J/mol/K)

A : 頻度因子

Hansen らは、温度が基準温度（一般には 20℃）と異なる場合の圧縮強度の発現速度の変化の割合が Arrhenius 則に従うと考え、任意の温度履歴を受けた場合の材齢を、基準温度で養生した場合に同一の圧縮強度の発現速度が得られる材齢に換算する方法を提案した¹⁸⁾。その有効材齢式を式(2-4)に示す。

$$t_e = \sum_{t_0}^t \left(-\frac{k_T}{k_r} \right) \Delta t$$
$$= \sum_0^t \exp \left[\frac{-E_a}{R} \left(\frac{1}{T+273} - \frac{1}{T_r+273} \right) \right] \Delta t \quad \text{式(2-4)}$$

$$E_a = 33.5 \text{ kJ/mol} \quad T_k \geq 293\text{K}$$

$$E_a = 33.5 + 1.47(293 - T_k) \quad T_k < 293\text{K}$$

ここに、

t_e : 有効材齢 (日)

t : コンクリートと温度が T (°C) を示す期間 (日)

T_r : 基準とするコンクリート温度 (20°C) である。

この有効材齢は、友澤らによって有効性が確かめられ¹⁶⁾、国内においては各種設計式にも取り込まれるなど広く利用されている。

Carino らは、養生温度を変えて実施したコンクリートの圧縮強度試験結果から、反応速度定数を定量化することにより、アレニウスの式を介して見かけの活性化エネルギーを推定する方法を提案した¹⁹⁾。Kjellsen らは、Hansen らが提案した有効材齢式を用いて見かけの活性化エネルギーを求め、それを用いることで、高温履歴を受けた場合に長期強度が低下するコンクリートにおいても圧縮強度の推定精度の向上を図っている²⁰⁾。Chanvillard らは、圧縮強度 (水和反応率) が 40% 程度の範囲では、見かけの活性化エネルギーは一定値を取ることを報告した²¹⁾。また、Kada らは、カロリメータを用いてセメントの水和発熱履歴からセメントの見かけの活性化エネルギーを推定し、セメントの水和反応率が 0.05~0.5 の間では一定値を取ることを報告した。Kim らは、見かけの活性化エネルギーおよび圧縮強度の終局値が水和度に依存する関数として表すことによって、長期材齢の圧縮強度の推定精度が向上することを報告した²²⁾。また、谷口らは、見かけの活性化エネルギーがセメントの鉱物組成の関数として表すことができることを報告し²³⁾、氷点下温度を含むコンクリートの圧縮強度について、低温下での水の化学ポテンシャルの低下を見かけの活性化エネルギーに反映した有効材齢 (等価材齢) 式を提案した²⁴⁾。

2. 4 温度履歴を受けた超高強度コンクリートの物性発現について

セメントの水和反応は、発熱を伴うため、マスコンクリートや高強度コンクリートのように単位結合材量が大きい配合の場合、水和反応で生じる水和熱によって部材中の温度が高温の履歴を受ける場合がある。一般的なコンクリートの場合、高温の履歴を受けると、長期強度が低下することが分かっている。そのため、例えば日本建築学会が発刊する高強度コンクリート設計・施工指針においては、コンクリートの調合強度を定める際には、構造体補正強度という形で、水和発熱による強度低下の影響を考慮している。

圧縮強度が 100N/mm^2 を超えるような超高強度コンクリートや高温履歴を受けたコンクリートの物性に関する報告は少ない。また、超高強度コンクリートの場合、結合材にシリカフュームやフライアッシュ等のポゾラン質の微粉末や、潜在水硬性を有する高炉スラグ微粉末が使用されることも多い。これらの反応性の微粉末は、セメントとは異なる温度依存性を有している。また、セメントと併用した場合には、セメントとの比率によってその反応性も変化するため、高温履歴を受けた物性の変化を予測することを難しくしている。ここでは、温度履歴を受けた場合の超高強度コンクリート (100N/mm^2 以上を目安とする) の種々の物性について示す。

2. 4. 1 強度発現性について

これまでも述べたように、高強度コンクリートは単位結合材量が大きく、断面厚が大きい場合には、水和発熱により部材内部が高温の履歴を受ける場合がある。初期に高温の履歴をうけたコンクリートは、強度発現性が停滞することが知られている。そのため、高強度コンクリートを設計する場合には、構造体補正強度を標準養生供試体の強度に加算するなどして調合強度を定めている²⁵⁾。例えば、杉山らは断面厚の異なる模擬部材を作製し、普通ポルトランドセメントを使用したコンクリートで 100N/mm^2 程度の高強度コンクリートを打ち込んだ場合に、円柱供試体と模擬部材から採取したコア供試体との強度発現性を検討した (図 2-8)。強度発現性は温度履歴条件によって大きく異なり、初期に高温履歴を受けたコンクリートは初期の強度発現は高いが、長期的な強度発現は停滞することを報告した。これは、水和発熱による高温履歴により、セメントの反応が促進され、ち密な組織が形成されることで初期強度は上昇するが、その後の水和反応が停滞するためと考察している。

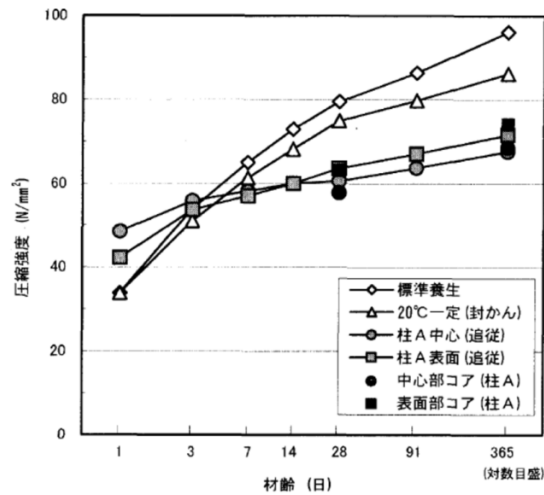


図 2-8 コンクリート供試体の材齢と圧縮強度の関係²⁶⁾

二次製品のように蒸気養生により初期に高温履歴を与える場合にも同様なことが認められている。長岡らは、種々のポルトランドセメントを用いて 60~100N/mm²程度の高強度コンクリートに蒸気養生を行い、その強度発現性を検討した²⁷⁾。その結果、蒸気養生を行うと普通、早強、中庸熱そして低熱ポルトランドセメントにおいて初期強度は高くなるものの長期材齢の発現が停滞し、標準養生よりも強度が低くなった。ただし、低熱セメントにシリカフュームを混入した場合には、蒸気養生を行ったコンクリートの長期強度は標準養生よりも高くなった。また、村野らは、普通ポルトランドセメントに高炉スラグ微粉末またはフライアッシュを混入したペーストとモルタルに高温履歴を与えた場合の強度発現性について検討した²⁸⁾。ペーストの場合、初期高温履歴を与えると材齢 28 日から材齢 91 日にかけての強度は、ペーストの場合いずれの配合も強度が上昇したのに対して、モルタルの場合、初期高温履歴を行ったもののみ強度低下が認められた。このことから高温履歴を受ける場合に、骨材の影響により長期強度が低下する可能性があることを報告した。

100N/mm²を超える超高強度コンクリートにおいては、主に低熱ポルトランドセメントをベースに用いた検討が行われている。小澤らは、シリカフュームセメントまたは中庸熱ポルトランドセメントにシリカフュームを混入した場合の模擬柱部材の発熱性状と強度発現に関して報告した²⁹⁾。水結合材比が 16~25%と極低水結合材比のコンクリートの試験結果では、模擬部材中心部のコア供試体の圧縮強度は、標準養生よりも高くなることを報告した。河上らは、低熱ポルトランドセメントにシリカフュームを混入した場合の水結合材比が 14.3~20.0%の超高強度コンクリートについて、実部材を想定した温度履歴を与えた場合の圧縮強度の発現性について検討した³⁰⁾。水結合材比が 17%程度以下の高強度コンクリートでは、最高温度が 60°C以上の初期高温履歴を受けた場合に、構造体コンクリート強度が標準養生の 91 日強度を上回る場合があることを報告した。また、圧縮強度と積算温度の関係の実験結果から推定した強度発現の概念図を図 2-9 に示す。低熱ポルトランドセメントとシリカフュームを混入した超高強度コンクリートの場合、特に 60°C程度の高温での強度発現が著しく大きくなることを示した。これは、温度によってシリカフュームの活性度が変化するためと推察している。

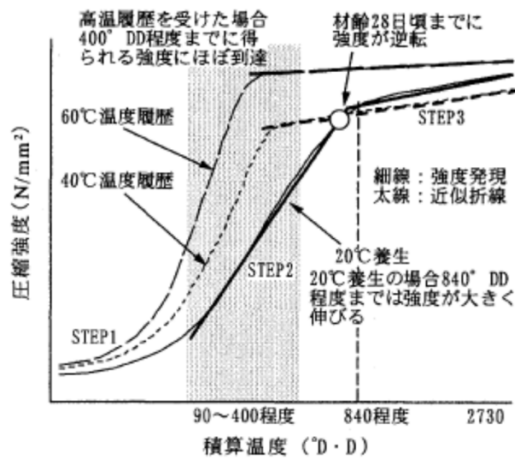


図 2-9 強度発現の概念³⁰⁾

また、松田らは、低熱ポルトランドセメントとシリカフュームを使用した水結合材比が 14~20% の超高強度コンクリートについて、種々の温度履歴を与えた場合の圧縮強度の発現性を報告した³¹⁾。初期高温履歴を受ける場合の超高強度コンクリートの圧縮強度の発現性は、最高温度が 45~60℃を境として、大きく変化することを指摘した。また、圧縮強度と有効材齢の関係は、初期高温履歴における最高温度で 45~60℃を境として、大きく二つの傾向に大別されることを報告した (図 2-10)。

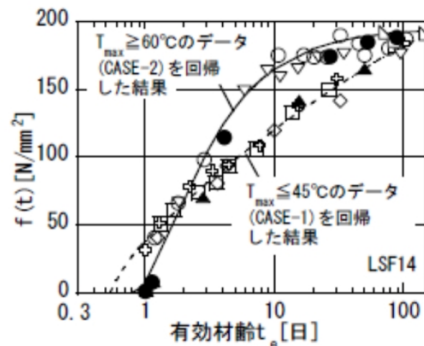


図 2-10 圧縮強度と有効材齢の関係³¹⁾

一方で、一般的なシリカフュームは粒径が $0.2\mu\text{m}$ 程度であるが、それよりも粒度の荒いジルコニア起源のシリカ質微粉末を使用した超高強度コンクリートに関する検討や^{32), 33)}、普通ポルトランドセメントにシリカフュームとスラグ石膏を混合した結合材を使用した超高強度コンクリートに関する報告³⁴⁾があるが、いずれも標準養生供試体よりも加熱した場合の強度の方が高い。

以上より、特に圧縮強度が 100N/mm^2 を超えるシリカフューム等を用いた超高強度コンクリートの場合、初期高温履歴を受けることによって構造体の圧縮強度は標準養生供試体の圧縮強度よりも大きくなり、その結果として調合設計における構造体補正強度値が負の値となることが報告されている³⁵⁾。

さらに、渡邊らは AFt 系 UFC についての強度発現性を検討しており、積算温度における基準温度を水和初期、加速期、漸増期の 3つの期間で分けることにより、精度よく圧縮強度を推定することが可能であることを報告した³⁶⁾。

2. 4. 2 自己収縮

高強度コンクリートのように低水結合材比のコンクリートとなるほど、自己収縮が卓越することが知られている。田澤らは、水セメント比が 40%の場合、自己収縮が約 60%で乾燥収縮が約 40%であるのに対し、水セメント比が 17%の場合には、自己収縮がほぼ 100%を占めることを報告している³⁷⁾。このように高強度コンクリートの場合には、自己収縮が卓越するため、それによって生じる拘束応力によるひび割れの可能性が高まる。これは、超高強度繊維補強コンクリートでも同様である。

高強度コンクリートの自己収縮に関する温度依存性については、次のように検討されている。

橋田らは、水結合材比 20~40%の高強度コンクリートを対象として、自己収縮と温度ひずみの把握を目的に実験を行った³⁸⁾。普通ポルトランドセメント、中庸熱ポルトランドセメント、高ビーライト系セメントを使用した場合、高温の履歴を受けると自己収縮の増進が停滞することを報告した。また、混和材を用いたコンクリートの場合、水和熱による高温履歴を受けると、自己収縮ひずみが増大することを示し、ポルトランドセメント系コンクリートとは異なることを指摘した。

上原らは、水結合材比 16%および 25%の高強度コンクリートについて、温度履歴を与えた場合の自己収縮ひずみを測定し³⁹⁾、温度履歴を受けることによって、自己収縮の進行が早くなることが示されている。また、積算温度で自己収縮の推定を試みたが、初期高温履歴受けた場合の自己収縮と 20°C 一定環境下での自己収縮の進展に明確な関係は得られなかったことを報告した。

鈴木らは、水結合材比 15%の低熱ポルトランドセメントと普通ポルトランドセメントにシリカフュームを 10.6%置換した場合の自己収縮を測定している⁴⁰⁾。20°C一定養生の場合、低熱ポルトランドセメントを用いたコンクリートの自己収縮が小さくなったが、簡易断熱養生下においては、低熱ポルトランドセメントを用いたコンクリートの自己収縮が大きくなり、温度条件によってセメント種類における傾向が異なる結果となった。また、自己収縮についても有効材齢で整理を行っているが、温度履歴を受けたものほど大きな自己収縮を示す結果となっており、自己収縮を有効材齢で一義的に評価することが難しいことを示している (図 2-11)。

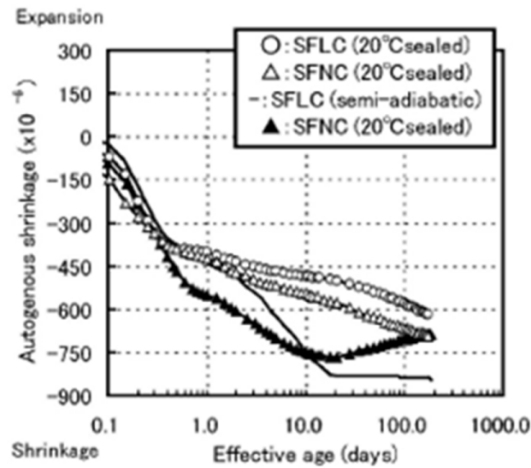


図 2-11 自己収縮ひずみと有効材齢の関係⁴⁰⁾

松田らは、低熱ポルトランドセメントを用いた超高強度コンクリートに初期温度履歴を与えた場合の自己収縮特性について報告した⁴¹⁾。初期高温履歴における最高温度が 60°C（パターンA）と、90°C（パターンB）の2種類の初期高温履歴の養生を行った結果を図 2-12 に示す。自己収縮を積算温度または有効材齢で整理したところ、いずれの場合も初期高温履歴の最高温度が高いほど自己収縮が大きくなる結果となり、積算温度または有効材齢を用いると材齢 14 日までは、最高温度に依存する評価式を用いて評価することが可能であった。

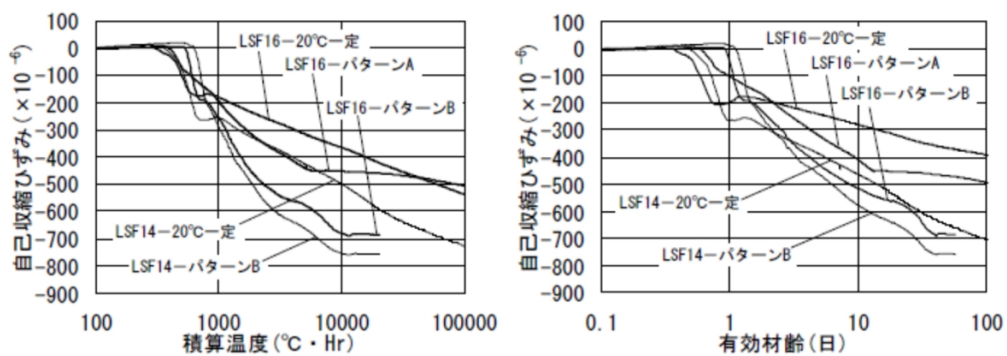


図 2-12 自己収縮ひずみと積算温度または有効材齢との関係⁴¹⁾

早野らは、種々のセメントを用いた場合の高強度コンクリートについて温度履歴を受けた場合の収縮ひずみ特性について報告した⁴²⁾。20°C養生の収縮ひずみと温度履歴養生を行った場合の収縮ひずみを比べると、高炉セメント B 種の場合は養生期間を通じて継続的に収縮ひずみが増大する傾向を示したが、その他のセメントの場合には、自己収縮ひずみの発現が 20°C養生の場合よりも停滞する結果となった。

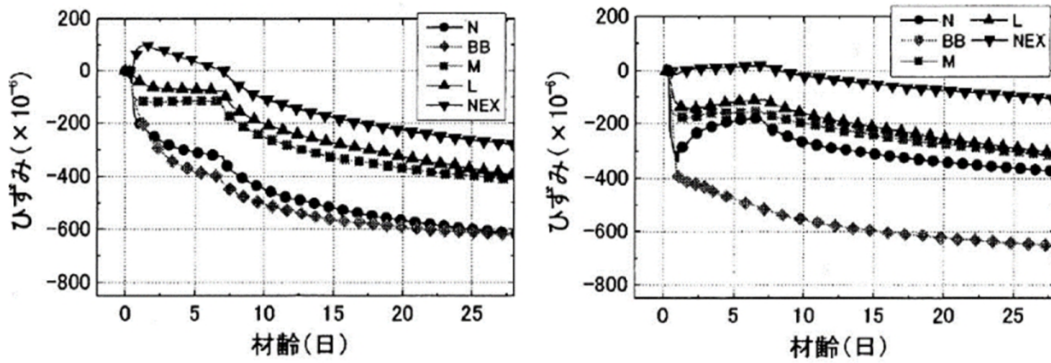


図 2-13 収縮ひずみと材齢の関係 (左：20°C養生，右：温度履歴養生)⁴²⁾

丸山らは、低熱ポルトランドセメントとシリカフェームを用いた水結合材比 15%の超高強度コンクリートの自己収縮が、RC 柱部材の初期応力に及ぼす影響について報告した⁴³⁾。練上り温度を 10, 20, 30°Cと変えたコンクリートについて、一定温度で養生した場合と、簡易断熱養生により温度履歴を与えた場合の自己収縮ひずみと有効材齢の関係を図 2-14 に示す。図より、超高強度コンクリートの練上り温度を変えた場合に、自己収縮は練上り温度が低いものほど大きな自己収縮を示した。また、簡易断熱養生を行ったものは、一定温度で養生したものよりも大きな自己収縮を示した。

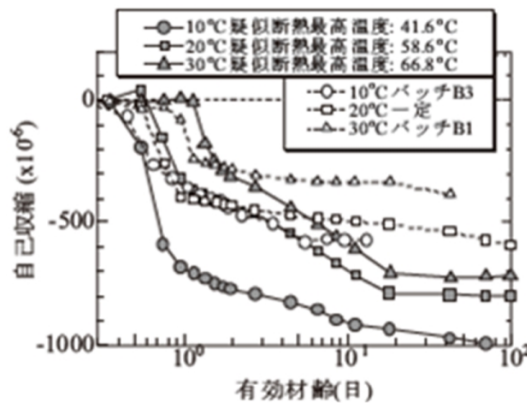


図 2-14 自己収縮と有効材齢の関係⁴³⁾

寺本らは、低熱ポルトランドセメントとシリカフェームを用いた水結合材比 15%のセメントペーストまたはモルタルを用いて、超高強度コンクリートの自己収縮の温度依存性について検討した結果を報告した^{44),45)}。超高強度コンクリートの自己収縮は2つの段階を持ち、有効材齢 15h 以下の初期材齢では、低温養生のものほど自己収縮ひずみは大きくなり、その後の材齢では、供試体温度が 40°C以上の領域で自己収縮の急激な進行がみられる。また、実測した線膨張係数を用いることで、温度ひずみと自己収縮ひずみを分離した。さらに、2段階目における自己収縮について、有効材齢式中の係数 E_a/R を 10000K とすることで、養生温度を使用せずとも一義的に評価できる予測式を提案した (図 2-15)。

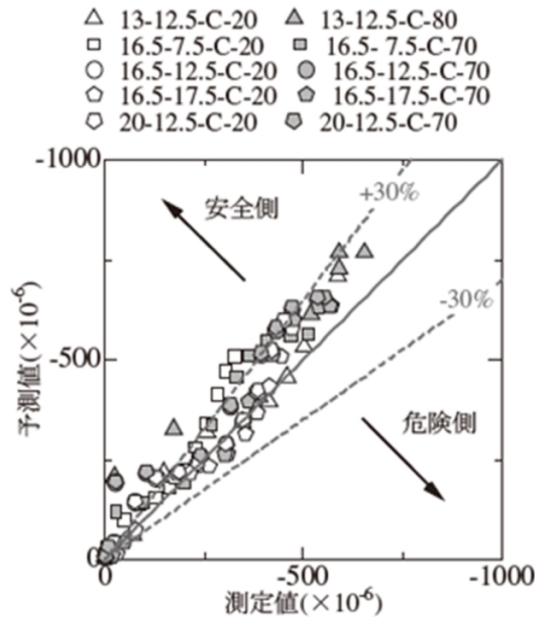


図 2-15 自己収縮ひずみ予測値と測定値の比較

2. 5 硬化時の体積変化によって発生する応力の推定方法について

一般には、コンクリートが硬化するときの水和発熱や自己収縮による体積変化によって生じるひび割れを予測するために、有限要素法を用いて温度解析と応力解析が行われる。有限要素法は、多種多様な構造物の形状のモデル化が容易であるとともに、温度解析と応力解析を同じ要素分割で行うことができ汎用性が高い。以下に、温度解析と応力解析の流れについて説明する。

まず、コンクリートの水和発熱特性に基づき、部材内部の温度分布の予測が行われる。次に、予測された温度分布にコンクリートの線膨張係数を乗ずることで、温度ひずみの分布を予測する。予測された温度ひずみ分布に、コンクリートのクリープ、ヤング係数の時間変化を考慮した上で、部材の境界条件、変形の適合条件および力のつり合い条件を満足する形で部材内部の応力分布を予測する。

温度解析を行う場合、コンクリートの発熱特性として断熱温度上昇量が用いられることが多い。断熱温度上昇曲線の例を以下に示す。

$$Q(t) = Q_{\infty} [1 - \exp\{-r_{AT}(t - t_{0,Q})\}^{s_{AT}}] \quad \text{式(2-5)}$$

ここに、

t : 材齢 (日)

$Q(t)$: 材齢 t 日までの断熱温度上昇量 (°C)

Q_{∞} : 終局断熱温度上昇量 (°C)

r_{AT} , s_{AT} : 断熱温度上昇速度に関する係数

$t_{0,Q}$: 発熱開始材齢 (日)

コンクリートの断熱温度上昇特性は、セメントの種類、単位セメント量、水セメント比、練上り温度などを考慮する必要がある。セメントの水和反応は化学反応であるため、断熱温度上昇量は温度依存性を持つと考えられる。しかし、最小断面寸法 50cm 以上の対象物に関しては、すべてのコンクリートが均質で断熱的に発熱すると仮定したとしても、温度履歴が予測できることが経験的に確かめられていることから、一般には熱伝導解析におけるコンクリートの発熱項に断熱温度上昇試験による結果が用いられる。

近年、セメントの水和反応過程を忠実にモデル化した水和反応モデルが提案されており^{46),47),48),49)}、それらを断熱温度上昇式の予測や熱伝導解析の発熱項に使用することも行われている。

部材中の温度分布と時間履歴の予測は、フーリエの法則に基づく熱伝導方程式を解くことによって行われる。熱伝導方程式を式(2-6)に示す。

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla(\lambda \nabla T) + \dot{Q} \quad \text{式 (2-6)}$$

ここに、

ρ : 密度

c : 比熱

T : 温度

λ : 熱伝導率

\dot{Q} : 単位時間あたりの発熱量

∇ : 空間における微分

有限要素法は、偏微分方程式を近似的に解く手法であり、対象部材を有限要素としてモデル化することで、複雑な形状を持つ対象に対しても近似解を得ることができる。有限要素法で熱伝導方程式を解く場合、要素内のポテンシャル（熱伝導解析では、エネルギーもしくは温度がポテンシャル）分布を各要素の端点を変数とする内挿関数により表現する手法がとられる。

$$T(x, y, z, t) = [N(x, y, z)]\{\phi(t)\} \quad \text{式 (2-7)}$$

ここに、

$T(x, y, z, t)$: 系内の温度分布

$[N(x, y, z)]$: 内挿関数（マトリクス）

$\phi(t)$: 時刻(t)における要素の接点温度ベクトル

内挿関数を用いることで、ポテンシャル分布の微積分が端点の数値だけで可能となる。

熱伝導方程式を解くには、変分法やガラーキン法などの手法がある。ガラーキン法は、要素毎に熱伝導方程式との誤差の内挿関数を重み関数として次式により評価し、それらを全要素に対して重ね

合わせて系全体の誤差評価式を作る。

$$\int_{V_e} [N]^t \{ \lambda \nabla^2 T + \dot{Q} - \rho c \dot{T} \} dV = 0 \quad \text{式 (2-8)}$$

ここに、

V_e : 各要素における体積

以上より、分割したメッシュの端点数だけ連立一次方程式を作成し、この方程式を解けば対象物内のポテンシャル分布を得ることができる。時間依存性については、差分法を用いて差分式を有限要素方程式内に導入することで時間変化する非定常熱伝導問題を解くことができる。

コンクリートや鉄筋の温度ひずみは、温度解析で得られた温度分布に線膨張係数を乗ずることで次式により予測される。

$$\varepsilon_{temp} = \alpha \cdot \Delta T \quad \text{式 (2-9)}$$

ここに、

ε_{temp} : 温度ひずみ

α : 線膨張率 (°C)

ΔT : 温度増分 (°C)

線膨張係数は、セメントの水和反応に従って変化することが知られているが、一般に線膨張率を一定として評価した場合には、線膨張率を材齢によって変化させた解析よりも部材表面部の引張応力が過小評価される場合があることが報告されている⁵⁰⁾。通常、コンクリートと鉄筋の線膨張係数は近い値を示すので温度応力解析上鉄筋の影響は無視し得るほどに小さいとされる。しかし、自己収縮が大きい場合や乾燥収縮が生じる場合には、表面部分に関する解析については鉄筋の影響を受ける場合があるため、適切にモデル化することが必要である。

応力予測では、変位の適合条件と力の釣合い条件を満たさなくてはならない。これらを同時に満たす解を得るために、有限要素法が一般的に用いられている⁵¹⁾。材齢 t から材齢 $t + \Delta t$ の間にコンクリートに生じる全ひずみ増分 $\Delta\{\varepsilon\}$ は、塑性流れ、初期ひずみを考慮する場合、一般に次式で与えられる。

$$\Delta\{\varepsilon\} = \Delta\{\varepsilon^e\} + \Delta\{\varepsilon^p\} + \Delta\{\varepsilon^{cr}\} + \Delta\{\varepsilon^0\} \quad \text{式 (2-10)}$$

ここに、

$\Delta\{\varepsilon^e\}$: 弾性ひずみ増分

$\Delta\{\varepsilon^p\}$: 塑性ひずみ増分

$\Delta\{\varepsilon^{cr}\}$: クリープひずみ増分

$\Delta\{\varepsilon^0\}$: 初期ひずみ増分

初期ひずみ増分 $\Delta\{\varepsilon^0\}$ は、式(2-11)で表される。水セメント比を小さくした場合や、混和材を用いた場合など、自己収縮の影響が無視できない場合があるため、適切に初期ひずみに反映する必要がある。土木学会標準示方書では、比較的広い適用範囲を持つ自己収縮予測式が提案されており、自己収縮ひずみが問題となる場合には、土木学会標準示方書で提案されている式を用いて算出することもできる。

$$\Delta\{\varepsilon^0\} = \Delta\{\varepsilon^{temp}\} + \Delta\{\varepsilon^{dry}\} + \Delta\{\varepsilon^{auto}\} + \Delta\{\varepsilon^{other}\} \quad \text{式(2-11)}$$

ここに、

$\Delta\{\varepsilon^{temp}\}$: 温度ひずみ増分

$\Delta\{\varepsilon^{dry}\}$: 乾燥収縮ひずみ増分

$\Delta\{\varepsilon^{auto}\}$: 自己収縮ひずみ増分

$\Delta\{\varepsilon^{other}\}$: その他の初期ひずみ増分 (プラスチック収縮など)

温度ひずみ増分は、通常においては温度増分に比例する体積ひずみ増分と考えられており、次式で与えられる。

$$\Delta\{\varepsilon^{temp}\} = \alpha\Delta T\{1 \ 1 \ 1 \ 0 \ 0 \ 0\}^T \quad \text{式(2-12)}$$

ここに、

α : 線膨張係数

ΔT : 温度増分

応力増分 $\Delta\{\sigma\}$ と弾性ひずみ $\Delta\{\varepsilon^e\}$ との関係は次式で表される。

$$\Delta\{\sigma\} = [D]\Delta\{\varepsilon^e\} \quad \text{式(2-13)}$$

ここに、

$$[D] = \frac{E}{(1-2\nu)(1+\nu)} \begin{bmatrix} 1-\nu & \nu & \nu & 0 & 0 & 0 \\ \nu & 1-\nu & \nu & 0 & 0 & 0 \\ \nu & \nu & 1-\nu & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0.5-\nu & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0.5-\nu & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0.5-\nu \end{bmatrix}$$

ここで、 E および ν は材齢 $t + \Delta t$ におけるヤング係数およびポアソン比である。

初期ひずみの有無、または線形・非線形問わず、構造物全体の力の釣合い式は、仮想仕事の原理に基づき次式で表される。

$$\int_V \delta\{\varepsilon\}^T \Delta\{\sigma\} dV - \int_{\partial V} \delta\{u\}^T \Delta\{f\} d\partial V - \int_V \delta\{u\}^T \Delta\{b\} dV = 0 \quad \text{式(2-14)}$$

ここに,

$\{u\}$: 変位成分

$\{f\}$: 荷重境界に作用する単位面積当たりの表面力

$\{b\}$: 物体力

V : 体積

∂V : 荷重境界

$\delta\{ \}$: 仮定量

式(2-10)および式(2-13)を式(2-14)に代入すると材齢の変化に伴う剛性の変化, および初期ひずみを有する力の釣合い式が最終的に次式で得られる。

$$\int_V \delta\{\varepsilon\}^T [D] (\Delta\{\varepsilon\} - \Delta\{\varepsilon^p\} - \Delta\{\varepsilon^{cr}\} - \Delta\{\varepsilon^0\}) dV - \int_{\partial V} \delta\{u\}^T \Delta\{f\} d\partial V - \int_V \delta\{u\}^T \Delta\{b\} dV = 0 \quad \text{式(2-15)}$$

変位成分 $\{u\}$ およびひずみ成分 $\{\varepsilon\}$ は, 接点変位 $\{\bar{u}\}$, ひずみ節点変位マトリクス $\{B\}$, および形状関数マトリクス $\{N\}$ を用いると次式で表される。

$$\{u\} = [N]\{\bar{u}\} \quad \text{式(2-16)}$$

$$\{\varepsilon\} = [B]\{\bar{u}\} \quad \text{式(2-17)}$$

式(2-16)および式(2-17)を式(2-15)に代入すると, $\delta\{\bar{u}\}$ は任意の仮想変位であることから, 次式が成立する。

$$[K]\Delta\{\bar{u}\} - \int_V [B]^T [D] \Delta\{\varepsilon^0\} dV - \int_V [B]^T [D] \Delta\{\varepsilon^p\} dV - \int_V [B]^T [D] \Delta\{\varepsilon^{cr}\} dV = \Delta\{F\} \quad \text{式(2-18)}$$

ただし, $[K]$ は剛性マトリクス, $\{F\}$ は等価節点力で次式で表される。

$$[K] = \int_V [B]^T [D] [B] dV \quad \text{式(2-19)}$$

$$\Delta\{F\} = \int_{\partial V} [N]^T \Delta\{f\} d\partial V + \int_{\partial V} [N]^T \Delta\{b\} dV \quad \text{式(2-20)}$$

式(2-18)を適当な境界条件の下で解くことにより、変位、ひずみおよび応力解を得ることができる。塑性を無視し、有効ヤング係数法によりクリープを考慮する場合は、左辺第三および第四項で表される塑性およびクリープによる等価節点力は無視されるため、式(2-18)の左辺第二項を右辺に移項し、変位を直接得ることができる。しかし、塑性ひずみを厳密に定式化した上で温度応力解析を行う場合、あるいはクリープを厳密に考慮する場合にはそのようなことができない。この場合は、図 2-16 に示すような解析手順が実施される。まずは、等価節点力を与え、初期ひずみを考慮しない剛性方程式を解く、そこで得られた変位から全ひずみを算定し、その全ひずみから初期ひずみ成分を引くことで応力依存性ひずみを求める。そして、応力を求める。この場合は、応力から求めた等価節点力と最初に与えた等価節点力は当然一致せず、不平衡力が生じる。その不平衡力を等価節点力に置き換え、再度剛性方程式を解き、不平衡力による変位、ひずみおよび応力を求める。それらを蓄積させる操作を不平衡力が十分小さくなるまで繰り返す。不平衡力が十分小さくなったときの累積された変位、ひずみおよび応力が解となる。

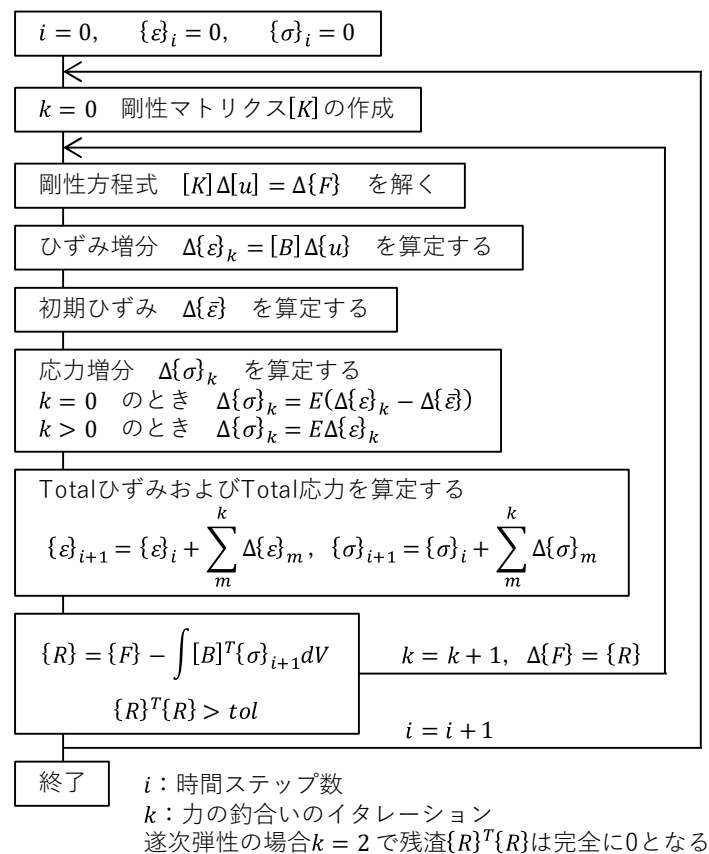


図 2-16 温度応力解析の手順⁵⁾を基に作成

2. 6 現状の問題点

ここまでで、超高強度繊維補強コンクリートに関し、本研究で対象とする C₃S 系 UFC の概要について整理した。また、温度履歴を受けた場合のコンクリートの物性の発現の評価方法について、マチュリティ則や有効材齢式の適用時における課題などについて説明した。さらに、温度履歴を受けた場合の超高強度コンクリートの物性について、主に圧縮強度の発現性や自己収縮の特性について述べた。最後に、硬化時の水和発熱と自己収縮などの体積変化によって生じるコンクリートの拘束応力について、有限要素法による解析手法について整理した。本章で取り上げた事例に関して、本研究で対象とする C₃S 系 UFC 適用時の問題について整理した。

- (1) C₃S 系 UFC は、現場での打込みで施工できることが大きな特徴である。しかし、現場では、様々な温度条件を受けるためコンクリートの強度などの物性の発現性が大きく変わることが予想されるが、C₃S 系セメントを用いた超高強度コンクリートに関する研究は少なく、任意の温度履歴を受けた場合の強度発現性等の基礎的なデータが不足している。
- (2) C₃S 系 UFC の硬化時には、水和発熱による温度変化や自己収縮によって生じる体積変化を起因とするひび割れのリスクが他の UFC よりも高い可能性がある。また、現場での打込みで製造が可能であるため、型枠だけでなく、既設構造物から拘束を受けることや、プレキャスト部材の接手部に使用する場合には、埋設される鉄筋の拘束も受ける。以上より、C₃S 系 UFC に特有のひび割れのリスクが考えられる。実際の現場では、実物大の試験体によりひび割れが発生しないことを事前に確認しているが、C₃S 系 UFC の硬化時の体積変化によって生じる拘束応力を検討した事例はない。
- (3) C₃S 系 UFC の部材製造時に生じる拘束応力やひび割れを予測するために、有限要素法による温度応力解析を行うことが有効と考えられる。温度応力解析を実施するためには、任意の温度履歴を受けた場合の強度や体積変化などを精度よく予測できる推定式が必要である。しかし、温度履歴を受けた場合の C₃S 系 UFC の強度や自己収縮などを精度よく予測できる推定式に関する検討はない。また、C₃S 系 UFC に限らず、製造される UFC 部材の内部に生じている応力状態、硬化時に生じるひび割れ制御に関する知見が少ない。
- (4) C₃S 系 UFC の合理的な収縮低減の方法に関する検討が少ない。膨張材を使用した場合には、適切に自己収縮を低減できなかつたり、後から膨張が生じたりする問題がある。

1) 服部健一：特殊減水剤の物性と高強度発現機構，コンクリート工学，Vol.14，No.3，pp.13-19，1976.3

2) Bach.H.H.：水硬性複合材料，特公昭 60-59182 ，特許 1419493

3) 守屋慶隆，太田晃：高性能 AE 減水剤の最近の動向，日本材料学会，Vol.43，No.491，pp.919-929，1994

4) 小林一輔：繊維補強コンクリート，コンクリート工学，Vol.15，No.3，pp.2-6，1977

-
- 5) 武者浩透, 大竹明朗, 児玉明彦, 小林忠司: 超高強度コンクリート系新素材「ダクトル」を用いた橋梁の設計・施工—酒田みらい橋—, プレストレストコンクリート, Vol.45, No.2, pp.40-48, 2003
 - 6) 田中良弘, 武者浩透, 大島邦裕, 安部吉広: 超高強度繊維補強コンクリートを用いた PC 橋梁の長大スパン化に関する研究開発, コンクリート工学, Vol.42, No.8, pp.30-36, 2004
 - 7) 土木学会: 超高強度繊維補強コンクリートの設計・施工指針 (案), 2004
 - 8) 土木学会: 超高強度繊維補強コンクリート「スリムクリート」に関する技術評価, 技術推進ライブラリーNo.10, 2012
 - 9) 高橋圭太, 丸屋英二, 高橋俊之: 各種セメントを用いた超高強度モルタルの強度および水和特性, セメント・コンクリート論文集, Vol.66, pp.531-536, 2012
 - 10) 武田篤史, 増田安彦, 平田隆祥, 湊田安浩: 常温硬化型超高強度繊維補強コンクリートによる PC 人道橋の実物大曲げ実験, コンクリート工学年次論文集, Vol. 33, No. 2, pp.1225-1230, 2011
 - 11) 平田隆祥, 石関嘉一, 武田篤史, 小澤武史: 常温硬化型 UFC の現場打設による護岸構造物のリニューアル, コンクリート工学年次論文集, Vol. 36, No. 2, pp. 1249-1254, 2014
 - 12) 丸屋英二, 歳谷一雄, 高橋俊之, 平田隆祥: 超高強度繊維補強コンクリートの流動性及び強度に及ぼすセメントの鉱物組成の影響, 土木学会年次学術講演会講演概要集, Vol.66, V-497, 2011
 - 13) 桐山宏和, 丸屋英二, 大西利勝, 平田隆祥: 等価材齢を用いた超高強度繊維補強コンクリートの強度発現性評価, コンクリート工学年次論文集, Vol.34, No.1, 2012
 - 14) 石関嘉一, 平田隆祥, 玉滝浩司, 吉田浩一郎: 常温硬化型超高強度繊維補強コンクリートの塩分浸透に対する抵抗性に関する研究, コンクリート工学年次論文集, Vol.34, No.1, 2012
 - 15) 石関嘉一, 小澤武史, 武田篤史, 左合靖樹: 実構造物における常温硬化型 UFC の塩化物イオン浸透試験結果, 土木学会年次学術講演会講演梗概集, Vol.73, V-427, 2018
 - 16) 友澤史紀, 牛島栄: 最近の積算温度方式の発展とその応用, セメント・コンクリート, No.527, pp.66-74, 1991.1
 - 17) 吉野利幸, 大楽隆男, 鎌田英治: 高温域を含む各種養生温度でのコンクリート強度増進性状, セメント・コンクリート論文集, No.45, pp.370-375, 1991
 - 18) P.F.Hansen and E.J.Pedersen : Maturity computer for controlled curing and hardening of concrete, Swedish National Road and Transport Research Institute, Vol.1, pp.21-25, 1977
 - 19) Nicholas J.Carino and Rajesh C.Tank : Maturity function for concrete made with various cements and admixtures, ACI Materials journal, pp.188-196, March-April 1992
 - 20) Jnut O.Kjellsen and Rachel J.Detwiler : Later-age strength prediction by a modified maturity model, ACI Materials journal, pp.220-227, May-June 1993
 - 21) Gilles Chanvillad and Laetitia D'Aloia : Concrete strength estimation at early ages: Modification of the method of Equivalent age, ACI Materials journal, pp.520-530, November-December 1997
 - 22) Jin Keun Kim and Sang Hun Han and Kwang Myong Lee : Estimation of compressive strength by a new apparent activation energy function, Cement and Concrete Research, Vol.31, No.2, pp.217-225, 2001

-
- 23) 谷口円, 桂修, 佐川孝広, 濱幸雄: 強度増進の温度依存性に及ぼすセメント鉱物組成の影響, 日本建築学会構造系論文集, Vol.76, No.661, pp.443-448, 2011
- 24) 谷口円, 桂修, 佐川孝広, 濱幸雄: 等価材齢によるコンクリート強度推定手法の提案, 日本建築学会構造系論文集, Vol.76, No.668, pp.1745-1753, 2011
- 25) 日本建築学会: 高強度コンクリート施工指針・同解説, 2013
- 26) 杉山央, 安田正雪: 各種形状・断面厚を有する高強度コンクリート部材の温度履歴特性および強度特性に関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文集, Vol.70, No.594, pp.1-8, 2005
- 27) 長岡誠一, 棚橋達治, 福田道也: 蒸気養生を行った各種コンクリートの強度発現性状, セメント・コンクリート論文集, Vol.62, pp.443-449, 2008
- 28) 村野耕基, 浅本晋吾, 蔵重勲, 湊大輔: 低水結合材比におけるセメント硬化体の力学特性に及ぼす高温履歴の影響, セメント・コンクリート論文集, Vol.68, pp.140-147, 2014
- 29) 小澤貴史, 西田朗, 森田武: 超高強度コンクリートの構造体中での発熱性状と強度発現に関する研究, セメント・コンクリート論文集, Vol.58, pp.381-386, 2004
- 30) 河上浩司, 西本好克, 梶田佳寛: 低熱ポルトランドセメントとシリカフェームを併用した高強度コンクリートの強度発現性に与える初期温度履歴の影響, 日本建築学会構造系論文集, Vol.71, No.601, pp.15-21, 2006
- 31) 松田拓, 西本好克, 鈴木康範, 小出貴夫: 初期高温履歴を受ける超高強度コンクリートの強度発現特性, コンクリート工学年次論文集, Vol.30, No.2, pp.73-78, 2008
- 32) 神代泰道, 一瀬賢一, 都築正則, 齋藤賢: ジルコニア起源シリカ質微粉末混合セメントを用いた超高強度コンクリートの性状, コンクリート工学年次論文集, Vol.27, No.1, pp.1057-1062, 2005
- 33) 一瀬賢一: 超高強度コンクリートの構造体コンクリート強度に及ぼす養生温度の影響, コンクリート工学年次論文集, Vol.30, No.2, pp.97-102, 2008
- 34) 陣内浩, 黒岩秀介, 早川光敬, 並木哲, 飯島真人, 原孝文, 小田切智明, 井上喜尊: 設計基準強度 150N/mm² クラスの高強度コンクリートによる実大 RC 柱の施工性と構造体強度発現性状の検討, 日本建築学会技術報告集, No.17, pp.1-5, 2003
- 35) 一瀬賢一, 都築正則: 100N/mm² を超える高強度コンクリートの構造体コンクリート強度に関する考察, コンクリート工学年次論文集, Vol.31, No.1, pp.1483-1488, 2009
- 36) 渡邊有寿, 柳井修司, 坂本真, 大野俊夫: 超高強度繊維補強コンクリートの強度発現性状に関する実験的検討, コンクリート工学年次論文集, Vol.30, No.1, pp.243-248, 2008
- 37) 田澤栄一: 水和反応によるセメントペーストの自己収縮, セメントコンクリート, No.565, pp.35-44, 1994
- 38) 橋田浩, 山崎庸行: 自己収縮と水和熱膨張による高強度コンクリートの連成ひずみ特性に関する検討, コンクリート工学論文集, Vol.13, No.1, pp.25-32, 2002
- 39) 上原伸朗, 鈴木康範, 河上浩司, 西本好克: 超高強度コンクリートの自己収縮低減, コンクリート工学年次論文集, Vol.27, No.1, pp.1099-1104, 2005

-
- 40) 鈴木雅博, 中瀬博一, 丸山一平, 佐藤良一: 超高強度膨張コンクリートの自己応力に及ぼす温度履歴の影響, セメント・コンクリート論文集, Vol.59, pp.375-382, 2005
 - 41) 松田拓, 嶋毅, 河上浩司, 西本好克: 初期高温履歴を受けた超高強度コンクリートの自己収縮特性, コンクリート工学年次論文集, Vol.28, No.1, pp.1247-1252, 2006
 - 42) 早野博幸, 丸山一平, 野口貴文, 榎木隆: 調合設計および実環境条件を考慮した高強度コンクリートのひび割れポテンシャル評価に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, Vol.73, No.623, pp.19-26, 2008
 - 43) 丸山一平, 鈴木雅博, 中瀬博一, 佐藤良一: 温度履歴が RC 柱の初期応力・初期欠陥に及ぼす影響に関する実験的検討, 日本建築学会構造系論文集, Vol.73, No.629, pp.1035-1042, 2008
 - 44) 寺本篤史, 丸山一平: 低水結合材比セメントペーストの自己収縮温度依存性に関する研究, セメント・コンクリート論文集, Vol.62, pp.411-418, 2008
 - 45) 寺本篤史, 丸山一平, 谷村充, 三谷裕二: 超高強度コンクリートの自己収縮予測式の提案, 日本建築学会構造系論文集, Vol.75, No.654, pp.1421-1430, 2010
 - 46) 岸利治, 前川宏一: ポルトランドセメントの複合水和発熱モデル, 土木学会論文集, Vol.29, No.526, pp.97-109, 1995
 - 47) D.P.Bentz and V.Waller and F. de Larrard: Prediction of adiabatic temperature rise in conventional and high-performance concrete using a 3-D microstructural model, Cement and Concrete Research, Vol.28, No.2, pp.285-297, 1998
 - 48) 杉山央, 荒金直樹: セメントの水和反応・組織形成モデルを用いたコンクリートの発熱シミュレーション, 日本建築学会構造系論文集, No.565, pp.9-16, 2003
 - 49) 丸山一平, 野口貴文, 松下哲郎: 水和反応モデル (CCBM) によるポルトランドセメントを用いたコンクリートの断熱温度上昇予測, 日本建築学会構造系論文集, No.600, pp.1-8, 2006.2
 - 50) 小澤満津雄: コンクリートの初期応力推定に関する研究, 岐阜大学学位論文, 2003
 - 51) 日本コンクリート工学協会: マスコンクリートのひび割れ制御に関する研究委員会報告書, 2006

第3章 温度履歴を受けたC₃S系UFCの圧縮強度発現特性とその推定方法の提案

3.1 はじめに

UFCについても、一般的なコンクリートと同様に、圧縮強度が最も重要な品質となる。UFCの製造は、プレキャスト工場で蒸気養生を経て行われることや、C₃S系UFCの場合には現場で打込み、養生を経て製造される。いずれにせよ、UFC部材を製造する工程の管理と、その品質を確実に確保する上で、部材の圧縮強度を把握しておくことが重要である。ここでは、C₃S系UFCに関して、高温領域を含む温度履歴を受けた場合の圧縮強度の発現性を把握することと、その結果を用いて任意の温度履歴を受けた場合の圧縮強度の推定式を確立し提案すること目的とした。さらには、その強度発現性を結合材の反応の特性との関係について検討した。

温度履歴を受けた場合のコンクリートの圧縮強度を推定するためには、一般には有効材齢や積算温度が用いられる。しかし、UFCや超高強度コンクリートのように、高温下で活性の高いポズラン反応性の粉末などが結合材に使用されていると、圧縮強度を有効材齢や積算温度で一義的に推定できないという報告がある^{1), 2)}など。

ここでは、C₃S系UFCについて、様々な温度で養生した場合の圧縮強度の発現特性から見かけの活性化エネルギーを推定し、それを用いて修正した有効材齢により圧縮強度のマチュリティの評価を試みた。さらに、結果として推定した見かけの活性化エネルギーは、養生温度と水和反応率によって変化することとなるが、その見かけの活性化エネルギーが強度発現とともに変化する要因について、結合材中のC₃S系セメントおよびポズラン質微粉末の反応性の面から考察した。

3.2 見かけの活性化エネルギーの推定と修正有効材齢の導出方法について

3.2.1 見かけの活性化エネルギーの推定方法について

化学反応の温度依存性を表すアレニウス則では、一定の温度条件での温度と化学反応速度の関係が分かれば、活性化エネルギーを推定することができる。ここでは、Carino and Tank³⁾の方法を参考にし、圧縮強度を反応率の指標とした。

一般に、化学反応の反応速度式($d\alpha_T/dt$)は、体積変化が無視できる場合、反応物の濃度 C の関数 $f(C)$ と、反応速度定数 k_T を用いて式(3-1)のように表すことができる^{例えば4)}。また、化学反応が素反応の場合、各反応物と生成物との相互の量的関係は一義的に決定されるため、濃度と反応率の関係も一義的に決定できる。従って、式(3-2)に示すように、反応速度式は、反応物の反応率の関数 $f(\alpha_T)$ を用いて表すことができる。

$$\frac{d\alpha_T}{dt} = k_T f(C) \quad \text{式(3-1)}$$

$$\frac{d\alpha_T}{dt} = k_T f(\alpha_T) \quad \text{式(3-2)}$$

ここに、

α_T : 絶対温度 T における反応率

k_T : 反応速度定数

$f(C)$: 反応物の濃度の関数

$f(\alpha_T)$: 反応物の反応率の関数

ここで、化学反応の温度依存性を表す反応速度定数 k_T は、アレニウスの式として式(3-3)で表される。

$$k_T = A \exp\left(-\frac{E}{RT}\right) \quad \text{式(3-3)}$$

ここに、

T : 絶対温度(K)

E : 活性化エネルギー(kJ/mol)

R : 気体定数(8.31J/mol/K)

A : 頻度因子

式(3-3)を式(3-2)に代入すれば、温度依存性を含んだ反応速度を表す式(3-4)が得られる。

$$\frac{d\alpha_T}{dt} = A \left\{ \exp\left(-\frac{E}{RT}\right) \right\} f(\alpha_T) \quad \text{式(3-4)}$$

式(3-4)の両辺の自然対数を取ると、式(3-5)が得られる。

$$\ln \frac{d\alpha_T}{dt} = -\frac{E}{RT} + \ln\{Af(\alpha_T)\} \quad \text{式(3-5)}$$

式(3-5)の関係から、反応速度の自然対数と $1/T$ の関係は比例関係となることが分かる。ここで、温度と反応率の関係を表すデータがあれば、反応率が同一となる場合の養生温度ごとの反応速度の自然対数と $1/T$ の関係を表すアレニウスプロットを、後述する図 3-3 のように作成することができる。各反応率におけるプロットの回帰式の傾きから、活性化エネルギーを推定することができる。ただし、式(3-5)は一つの素反応に関するものであるため、セメントのように複数の鉱物の化学反応の場合は、見かけの活性化エネルギー E_a が得られることとなる。

本研究では、圧縮強度の終局値に対する任意の材齢における圧縮強度の比である相対圧縮強度を反応率の指標とし、次のように反応速度を求めた。

まず、養生温度 T で実施した圧縮強度と材齢の関係を、式(3-6)に示すゴンペルツ曲線に当てはめ、

材齢を変数とする関数とした。

$$F_T = F_{T,inf} \exp(a(t - t_0)^b) \quad \text{式 (3-6)}$$

ここに、

F_T : 養生温度 T で実施した圧縮強度(N/mm²)

$F_{T,inf}$: 養生温度 T で実施した圧縮強度の終局値(N/mm²)

a, b, t_0 : 実験定数

式(3-6)の両辺を圧縮強度の終局値で除することで、反応率の指標とする相対圧縮強度式が式(3-7)のように得られる。

$$\alpha_T = \frac{F_T}{F_{T,inf}} = \overline{F}_T = \exp(a(t - t_0)^b) \quad \text{式 (3-7)}$$

ここに、

\overline{F}_T : 養生温度 T で実施した相対圧縮強度

さらに、式(3-7)を材齢に対して微分することで得られる式(3-8)を、養生温度 T における反応速度とした。本研究では、10~80℃の7水準の養生温度で実施した圧縮強度から得られるそれぞれの相対圧縮強度式を、アレニウスプロットの作図に用いた。

$$\frac{d\alpha_T}{dt} = \frac{d\overline{F}_T}{dt} = ab \exp(a(t - t_0)^b)(t - t_0)^{b-1} \quad \text{式 (3-8)}$$

3. 2. 2 有効材齢とその修正方法について

有効材齢は以下の手順で導出される。まず、式(3-4)の反応速度に相対圧縮強度を代入し、基準となる養生温度を T_0 とした場合の反応速度に対して、ある養生温度 T における反応速度の比を求めると次式(3-9)となる。

$$\left(\frac{d\overline{F}_T}{dt}\right) / \left(\frac{d\overline{F}_{T_0}}{dt}\right) = \exp\left(-\frac{E_a}{R} \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_0}\right)\right) \frac{f(\overline{F}_T)}{f(\overline{F}_{T_0})} \quad \text{式 (3-9)}$$

次いで、養生温度 T における相対圧縮強度が、基準となる養生温度 T_0 の相対圧縮強度と等しい場合、即ち $\overline{F}_T = \overline{F}_{T_0}$ となる場合に注目すると、 $f(\overline{F}_T) = f(\overline{F}_{T_0})$ となるため、式(3-9)は次式(3-10)のように表すことができる。

$$\frac{d\overline{F}_T}{dt} = \exp\left(-\frac{E_a}{R}\left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_0}\right)\right) \frac{d\overline{F}_{T_0}}{dt} \quad \text{式(3-10)}$$

Hansen and Pedersen は、式(3-10)の関係から、一般的なコンクリートについて、養生温度 T において、ある相対圧縮強度が得られる材齢を、基準温度 T_0 (20℃(293K))で同一の相対圧縮強度が得られる材齢に換算できる有効材齢式を提案した⁵⁾。その有効材齢式は式(3-11)に示す通りである。

$$t_e = \sum \exp\left(-\frac{E_a}{R}\left(\frac{1}{T_0} - \frac{1}{T}\right)\right) \Delta t \quad \text{式(3-11)}$$

ここに、

t_e : 有効材齢 (日)

E_a : 見かけの活性化エネルギー

$$E_a = 33.5 \text{ kJ/mol} \quad T_k \geq 293 \text{ K}$$

$$E_a = 33.5 + 1.47(293 - T_k) \text{ kJ/mol} \quad T_k < 293 \text{ K}$$

T_0 : 基準温度 (293K)

T_k : 養生温度 (K)

Δt : T_k を維持する間の材齢 (日)

この有効材齢は、例えば国内においては友澤・牛島⁶⁾をはじめとしてその有効性が示されており、見かけの活性化エネルギーと気体定数に具体的な数値を代入した式が、諸外国および国内の各種規準類 (CEB-FIP Model Code 1990, 土木学会 2012 年制定コンクリート標準示方書など) に広く用いられている。

本研究では、種々の温度条件で養生した圧縮強度試験から見かけの活性化エネルギーを推定し、それを式(3-11)に代入した有効材齢を修正有効材齢と定義して圧縮強度の推定に用いた。

3. 2. 3 試験概要

ここでは、 C_3S 系 UFC の構成材料から鋼繊維を除いて製造した超高強度モルタルを用いて試験体を作製し、種々の養生温度を与えて圧縮強度試験を実施した。なお、試験水準は、表 3-2 に示すように 10~80℃の養生温度を与えたものとした。

(1) 使用材料

超高強度モルタルの配合を表 3-1 に示す。結合材であるプレミックス粉体とは、 C_3S 系セメント、ポゾラン質微粉末 (SiO_2 が 90%以上, BET 比表面積 18.9 m^2/g , 密度 2.2 g/cm^3) と無機粉末をあらかじめ混合した結合材である。細骨材には、砕砂 (表乾密度 : 2.62 g/cm^3 , 吸水率 : 2.5%, 粗粒率 2.59) を用いた。混和剤には、ポリカルボン酸系の高性能減水剤を使用した。

表 3-1 超高強度モルタルの配合

目標 フロー値 (mm)	目標 空気量 (%)	単位量(kg/m ³)			
		水	プレミックス粉体※1	細骨材	混和剤
300±30	3.5 以下	230	1830	330	31.2

※1：C₃S系セメント，ポゾラン質微粉末，無機粉末からなる混合材

(2) 練混ぜおよび試験体の作製方法

養生温度が 20℃ 以上の場合，20℃ に調整した材料を用いて 20℃ の恒温室で練り混ぜた。養生温度が 20℃ 未満の場合，養生温度と同一の温度に調整した材料を，養生温度と同一温度に設定した恒温室で練り混ぜた。

練り混ぜた試料を φ50×100mm の円柱型枠に打込み，養生終了まで封緘にした。なお，実際の練混ぜ時の超高強度モルタルのフロー値は 298～328mm，空気量は 3.0% 以下の範囲であった。

(3) 養生条件

養生温度と圧縮強度試験を実施した注水時を基点とする材齢の試験水準を表 3-2 に示す。C₃S系 UFC で厚さ 10cm の平板を 20℃ 環境で製造した場合，部材の最高温度が 60℃ 程度となり⁷⁾，夏場にはさらに高い温度となることが想定される。また，プレキャスト製品工場で C₃S系部材を製造する場合，最高温度 80℃ で 6 時間の養生を行うことが想定される。以上より，養生温度は 10℃ から 80℃ の範囲とした。強度試験を実施した材齢は養生温度に応じて，9.5 時間～300 日とした。なお，表 3-2 中の材齢は，養生温度が 60℃ および 80℃ の場合，凝結始発以前の温度上昇による強度低下を防ぐため，注水から 8 時間後までは 20℃ で養生し，その後 20℃/h の昇温過程を含んでいる（80℃ の場合 11 時間，60℃ の場合 10 時間）。

表 3-2 試験水準

養生 温度	材齢(時間)												材齢(日)																									
	9.5	10.5	11.0	11.3	12	14	15.5	16	16.5	18	20	21	23	22	1.0	1.2	1.3	1.4	1.8	1.9	2.0	2.8	3	6	7	14	21	28	42	56	70	91	182	300				
80℃※					○			○		○		○												○	○			○										
60℃※					○								○												○	○			○									
40℃															○							○		○	○	○	○	○										
30℃	○	○			○	○			○	○				○							○			○		○		○		○		○		○		○		
20℃				○			○			○	○			○	○							○		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○		
15℃								○						○		○				○			○															
10℃											○				○	○	○	○		○						○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○

※：20℃ で 8 時間後に 20℃/h で昇温した時間を含む（80℃：11 時間，60℃：10 時間）

(4) 試験方法

養生終了後，JIS A 1108 に準じて圧縮強度試験を 1 水準につき 3 体実施した。

3. 2. 4 圧縮強度試験結果

材齢と圧縮強度の関係を図 3-1 に示す。なお、養生温度が 60℃および 80℃の水準の場合、見かけの活性化エネルギーを検討するには、注水前から 60℃または 80℃一定で養生した期間の材齢を用いる必要がある。そこで、養生温度 60℃および 80℃の水準は、圧縮強度を実施した実材齢から、20℃で養生した 8 時間を差し引いた材齢を用いて図 3-1 を作図した。

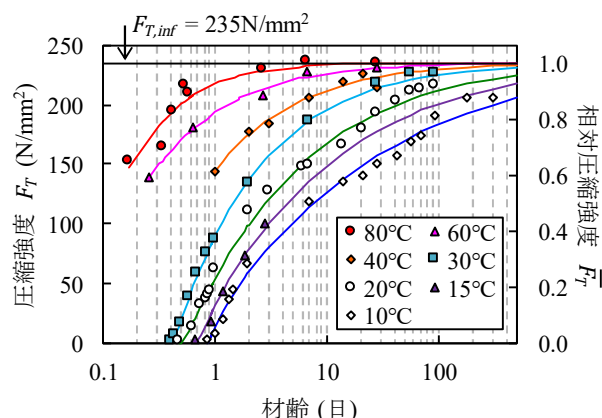


図 3-1 養生温度ごとの圧縮強度とその回帰式 (3-6) および相対強度の回帰式 (3-7) と材齢の関係

図 3-1 より、当然ながら養生温度が高いほど圧縮強度の発現は速くなった。得られた圧縮強度の範囲に偏りが見られ、養生温度が 40℃以上の場合、今回設定した材齢の範囲では材齢初期において 130N/mm² 以下の結果は得られなかった。養生温度 20℃以上の場合、材齢 28 日以内で UFC 指針に示される標準配合粉体を用いた場合の圧縮強度の特性値である 180N/mm² 以上の圧縮強度が得られた。養生温度が 10℃の場合、20℃の場合よりも強度発現は緩やかとなるが、材齢 90 日程度で 180N/mm² 以上が得られた。

養生温度が 80℃の場合、材齢 2 日から圧縮強度がほぼ 235N/mm² で頭打ちの状態になり、圧縮強度の終局値に達していると考えられる。養生温度が 30～60℃の場合、材齢 28 日で 217～231N/mm² となり、終局値に近い圧縮強度が得られた。養生温度 20℃以下の場合、本検討の範囲では、終局値に到達していることを確認できないが、100 日付近でも増加傾向にあることから終局値の 235N/mm² に到達する可能性はあると思われる。

従来の有効材齢である式(3-11)を用いて整理した結果を図 3-2 に示す。図 3-2 より、従来の有効材齢式で整理すると、圧縮強度を有効材齢で一義的に推定することが困難であることが分かる。既報の文献によると、シリカフェームを用いた超高強度コンクリートの圧縮強度を、有効材齢で整理すると 45～60℃よりも大きい範囲は、それ以下の範囲に比べて強度発現が早くなり、一つの曲線で推定されることを示している⁸⁾。本研究においては、ポゾラン質微粉末のポゾラン反応が強度発現速度に影響を及ぼしていると推察されるが、養生温度の明確な境界はなく、養生温度が高いほど圧縮強度の増進が早くなる結果となった。

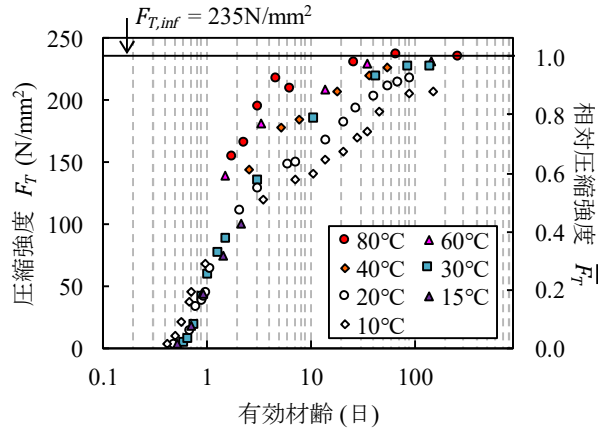


図 3-2 従来の有効材齢と圧縮強度

3. 2. 5 見かけの活性化エネルギーの推定と修正有効材齢の導出

養生温度ごとの材齢と圧縮強度の関係を表す式(3-6)を得るため、いずれの養生温度の場合も圧縮強度の終局値を 235N/mm^2 と仮定して、最小二乗法によって式(3-6)の回帰式を得た。得られた回帰式を図 3-1 中に示す。また、回帰曲線の回帰係数と相関係数を表 3-3 に示す。表 3-3 に示す相関係数は、いずれの養生温度の場合も 0.95 以上あり高い相関を示した。このことから 20°C 以下の養生温度では、圧縮強度が終局値に到達していることを明確には確認できていないが、表 3-3 中の相関係数が高いことを考慮し、圧縮強度の終局値は養生温度によらず一定と仮定して以降の議論を進めることとした。養生温度ごとの相対圧縮強度は、表 3-3 に示す回帰係数を式(3-7)に代入することで得た。ここで、相対圧縮強度を表す式(3-7)と圧縮強度を表す式(3-6)は、材齢に対して同一軸方向に図示すると相似形となる。そこで、図 3-1 に第 2 軸として相対圧縮強度を示した。

表 3-3 養生温度ごとの式(3-6)、式(3-7)、式(3-8)の回帰係数

養生温度	$F_{T,inf}$	a	b	t_0	相関係数
80°C	235	-0.08	-1.00	0.00	0.951
60°C		-0.19	-0.70	0.015	0.996
40°C		-0.43	-0.62	0.26	0.988
30°C		-0.73	-0.61	0.36	0.999
20°C		-1.07	-0.51	0.47	0.997
15°C		-1.25	-0.45	0.65	0.995
10°C		-1.45	-0.39	0.83	0.996

次に、養生温度ごとの反応速度を、表 3-3 に示す回帰係数を式(3-8)に代入することで得た。さらに、相対圧縮強度を表す式(3-7)を用いて、相対圧縮強度が図 3-3 中に示す 0.05~0.95 となる材齢を算出した。その材齢を式(3-8)に代入することで、養生温度ごとに各相対強度における反応速度を算出した。

最後に、相対圧縮強度ごとに養生温度と式(3-8)で得た反応速度の関係を作図することで、図 3-3 に示すアレニウスプロットを作成した。なお、養生温度が 40°C を超える ($1/T=3.19 \times 10^{-3} \text{K}^{-1}$ 未満の) 場合で相対圧縮強度が 0.60 以下の範囲と養生温度 15°C の場合で相対強度が 0.5 以上の範囲は、圧縮強度の実測値データがなく、図 3-1 に示すように、式(3-7)の回帰曲線の外挿となる範囲のため、アレニウスプロットの範囲から除いた。

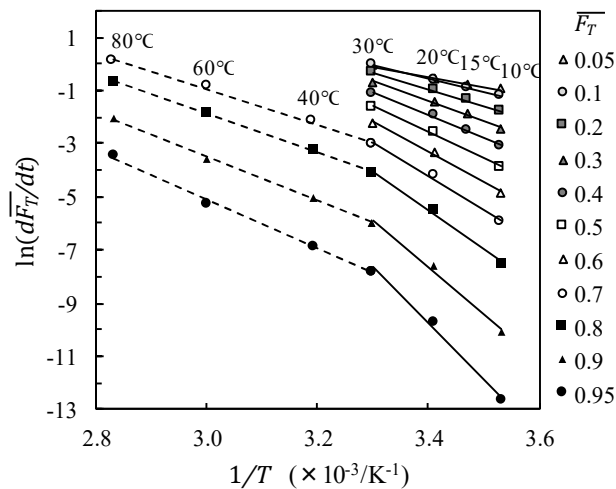


図 3-3 相対圧縮強度ごとのアレニウスプロット

図 3-3 より、各相対圧縮強度におけるアレニウスプロットは、相対圧縮強度が 0.6 以下で養生温度 30°C ($1/T=3.30 \times 10^{-3} \text{K}^{-1}$) 以下の範囲では、直線とすることが見てとれる。また、相対圧縮強度が 0.7 以上の場合、養生温度 30°C を境界として傾きが異なる二つの直線上にプロットされることが見てとれる。

そこで、養生温度 30°C 以下 ($1/T=3.30 \times 10^{-3} \text{K}^{-1}$ 以上) の範囲と、それより高い養生温度のそれぞれの範囲のアレニウスプロットについて、直線を当てはめることで見かけの活性化エネルギーを算出した。最小二乗法により当てはめて得られた回帰直線を図 3-3 に、回帰直線の傾きから求めた見かけの活性化エネルギーを表 3-4 に示す。また、相対圧縮強度と見かけの活性化エネルギーの関係を図 3-4 に示す。図 3-4 に示す見かけの活性化エネルギーは、相対圧縮強度が大きくなるほど増大し、式(3-11)中の見かけの活性化エネルギー式と本研究の温度範囲から求められる一般的なコンクリートの範囲 (33.5~48.2kJ/mol) よりも大きいことが見てとれる。これは、図 3-3 より、相対圧縮強度が高くなるほど、 $1/T$ に対する反応速度の変化量が大きくなり、その割合が一般的なコンクリートより大きいことを示している。

表 3-4 アレニウスプロットの回帰直線から求めた E_a

相対強度 \bar{F}_T	E_a (kJ/mol)	
	$T \leq 30^\circ\text{C}$	$T > 30^\circ\text{C}$
0.05	31.9	—
0.10	40.6	—
0.20	52.5	—
0.30	62.1	—
0.40	71.2	—
0.50	80.4	—
0.60	90.6	—
0.70	102.5	51.9
0.80	118.0	58.3
0.90	142.9	68.6
0.95	166.8	78.4

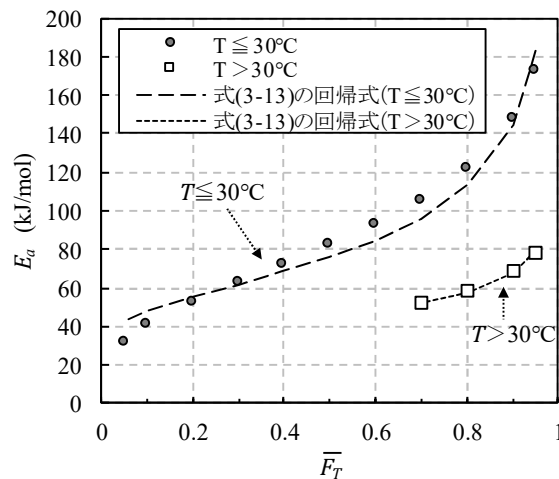


図 3-4 相対圧縮強度と見かけの活性化エネルギーの関係

また、相対圧縮強度が 0.7 より大きい場合、相対圧縮強度が同一であっても養生温度が 30°C 以上とそれ以下で見かけの活性化エネルギーが大きく異なり、養生温度が 30°C 以上の場合、見かけの活性化エネルギーが小さくなることが分かった。これは、養生温度 30°C 以上の範囲が、それ以下の範囲に比べて、反応速度の温度依存性が小さいことを示している。松田らは、超高強度コンクリートについて、養生温度が 45~60°C を超えるとシリカフェームのポズラン反応が活性化し、圧縮強度の増進速度が大きくなることを報告している⁸⁾。このことから、本研究における超高強度モルタルについても、養生温度 30°C を超えた範囲でポズラン反応が活性化した結果、結合材の反応が変化したために見かけの活性化エネルギーが変化した可能性が考えられる。

また、養生温度が 30°C 以下の場合、相対圧縮強度が 0.8 を超えると見かけの活性化エネルギーが急増する傾向が認められる。これは、図 3-3 より、相対圧縮強度が 0.8 より高い範囲において、養生温度が 30°C 以下の場合、養生温度が低いほど、圧縮強度の増進が非常に緩慢となる可能性があること

を示している。

既報の研究は、相対強度を材齢 28 日の強度を基準として算出したことや^{9),10),11)}、養生温度ごとに圧縮強度の終局値を求めて利用したものが^{3),12)}、それぞれから算出される見かけの活性化エネルギーについても、相対強度の進行に伴い変化することを示しているが、前述のように相対強度の定義が異なるため本論文の結果との比較はできない。

本研究では、圧縮強度は養生温度によらず同一の終局強度に到達すると仮定することで、養生温度間の反応の基準を統一した。この条件で C₃S 系セメントとポゾラン質微粉末を用いた超高強度モルタルの見かけの活性化エネルギーを算出した結果、見かけの活性化エネルギーは、材齢の進行に伴って増加し、反応率が 0.70 以上の場合、養生温度が 30°C より高いと、見かけの活性化エネルギーは小さくなることが分かった。

さらに、筆者らのこれまでの C₃S 系 UFC に関する報告¹³⁾では、見かけの活性化エネルギーを 33.2kJ/mol とした修正有効材齢で相対圧縮強度 0.426 (圧縮強度で 100N/mm²) 以下の範囲を、74.7kJ/mol とした修正有効材齢で相対圧縮強度 0.426 以上の範囲の圧縮強度発現の温度依存性を、修正有効材齢に対して一義的に表すことができた。これは、実際には相対圧縮強度の発現に伴って変化する見かけの活性化エネルギーを、概略的に表していたものと解釈できる。

次に、図 3-4 に示す相対圧縮強度と見かけの活性化エネルギーの関係を定式化し、修正有効材齢の導出を行った。式(3-12)を最小二乗法によりあてはめることで、見かけの活性化エネルギーを定式化した。

$$E_a = \left(\frac{\ln \bar{F}_T}{A} \right)^{\frac{1}{B}} + C \quad \text{式(3-12)}$$

ここに、 A 、 B 、 C ：回帰係数

式(3-12)に図 3-4 に示す相対圧縮強度と見かけの活性化エネルギーの關係に式(3-12)を当てはめて得られた二つの見かけの活性化エネルギーの回帰式から得た修正有効材齢を示す。また、得られた式(3-12)の回帰曲線を図 3-4 に示す。

$$t'_e = \sum \exp \left(-\frac{E'_a}{R} \left(\frac{1}{T_0} - \frac{1}{T} \right) \right) \Delta t \quad \text{式(3-13)}$$

ここに、

t'_e ：修正有効材齢（日）

E'_a ：見かけの活性化エネルギー

i) $T \leq 30^\circ\text{C}$

$$E_a = \left(\frac{\ln \bar{F}_T}{-6.19 \times 10^6} \right)^{-3.50} - 21.1$$

ii) $T > 30^{\circ}\text{C}$ かつ $\overline{F}_T > 0.7$

$$E_a = \left(\frac{\ln \overline{F}_T}{-1.12 \times 10^6} \right)^{-4.00} + 10.5$$

また、図 3-1 の結果を修正有効材齢で整理し、式(3-7)に示す相対圧縮強度式の各係数を最小二乗法により求めることで式(3-14)に示す相対圧縮強度式を得た。

$$F_T / F_{T,inf} = \overline{F}_T$$

$$F_T = \exp(-1.149(t_e - 0.467)^{-0.529})$$

式(3-14)

ここに、 $F_{T,inf} = 235\text{N/mm}^2$

図 3-1 の圧縮強度と材齢の関係について、修正有効材齢を用いて整理した結果を図 3-5 に示す。なお、圧縮強度が得られない注水から凝結間の見かけの活性化エネルギーは推定できない。そこで圧縮強度が 1N/mm^2 以下の場合には、式(3-13)を用いて圧縮強度 1N/mm^2 時に算出される 32.7kJ/mol とした。図 3-5 を見ると、修正有効材齢と圧縮強度との一義的な関係が明確となっており、 C_3S 系セメントとポゾラン質微粉末を用いた超高強度モルタルの圧縮強度の温度依存性の評価に、修正有効材齢が有効であることが分かる。

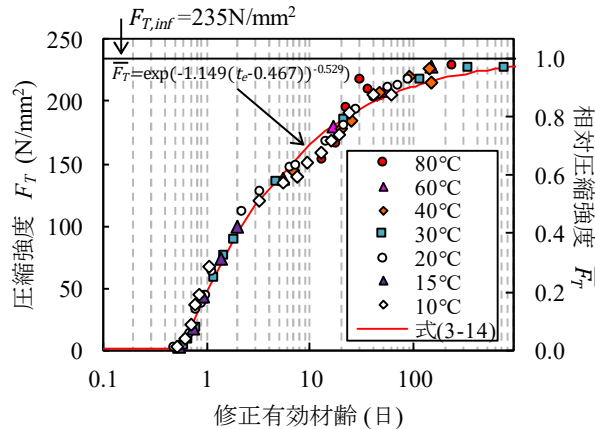


図 3-5 修正有効材齢と圧縮強度

さらに、筆者らがこれまでに実施した C_3S 系 UFC で作製し、常温環境下で実部材を模擬し、最高温度が $30\sim 75^{\circ}\text{C}$ となるような温度履歴を与えた模擬平板から採取したコア供試体の圧縮強度の試験結果⁷⁾について、修正有効材齢と従来の有効材齢で整理した結果を図 3-6 に示す。図 3-6 より、従来の有効材齢の場合、圧縮強度が約 120N/mm^2 以上の範囲では、材齢 10 日付近で大きなばらつきを示したが、修正有効材齢を用いた場合は、式(3-14)に示す相対圧縮強度式とも良く一致しており、修正有効材齢は本研究と実験条件が異なる部材の圧縮強度の推定にも有効であることが分かった。

本章の結果より、 C_3S 系セメントとポズラン質微粉末を用いた超高強度モルタルについて、恒温条件にて実施した圧縮強度試験結果から求めた見かけの活性化エネルギーを従来の有効材齢に代入して得た修正有効材齢式を用いることで、実部材に相当する温度履歴を受けた場合の圧縮強度の温度依存性を一義的にかつ精度良く推定することが可能であることが分かった。

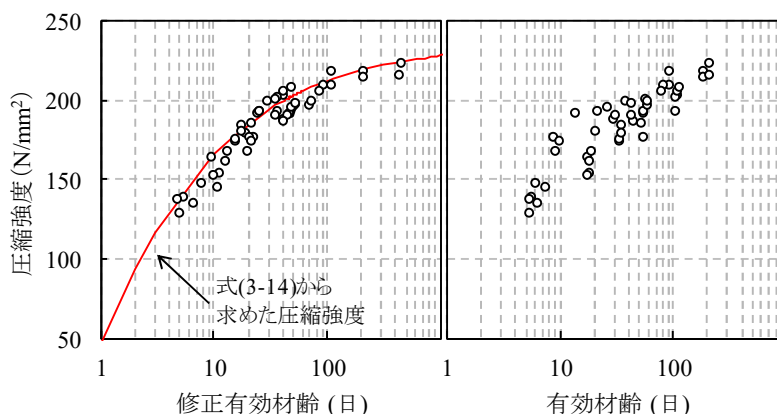


図 3-6 模擬平板の圧縮強度⁷⁾ (左：修正有効材齢，右：従来の有効材齢)

3. 3 超高強度モルタルの水和反応特性の検討

3. 3. 1 試験概要

3. 2. 5の結果から、 C_3S 系セメントとポズラン質微粉末を用いた結合材を有する C_3S 系UFCの見かけの活性化エネルギーは、圧縮強度の発現と養生温度によって異なることが分かった。そこで、見かけの活性化エネルギーが変化する要因を明確にするために、 C_3S 系セメントとポズラン質微粉末を用いた超高強度モルタルの圧縮強度と水和反応特性との関係について検討した。

3. 3. 2 使用材料

水和反応特性の解析には、3. 2. 5で使用した超高強度モルタルと、そのプレミックス材の主原料となる C_3S 系セメントとポズラン質微粉末からなるペーストを用いた。ペーストの場合、ポズラン質微粉末の置換比率を変えて硬化体を作製し、ポズラン質微粉末の置換率が水和反応特性や見かけの活性化エネルギーに及ぼす影響を検討した。ペーストに使用した C_3S 系セメントの組成を表3-5に示す。鉱物組成は、化学成分からボグ式により求めた。また、合計で100%に満たない部分は、石膏と少量混合成分である。

ポズラン質微粉末には、 SiO_2 が90%以上、BET比表面積が $18.9m^2/g$ 、密度 $2.2g/cm^3$ のものを用いた。

表 3-5 C₃S 系セメントの組成と比表面積

鉱物組成(%)				ブレーン 比表面積(cm ² /g)
C ₃ S	C ₂ S	C ₃ A	C ₄ AF	
57.6	21.5	1.1	14.3	3180

ペーストの配合（記号：P）を表 3-6 に示す。なお、混和剤は、3. 2 と同じものを使用した。ペーストの水結合材比は、超高強度モルタルとほぼ同等の強度が得られるように予備試験により決定した。なお、モルタルの配合（記号：M）は、前述の表 3-1 と同じである。

表 3-6 ペーストの配合

記号	目標 フロー値 (mm)	目標 空気量 (%)	W/B (%)	ポゾラン質 微粉末 置換率 (%)	混和剤 (%)
P10	290 以上	3.5 以下	16	10	1.4
P20				20	1.6

3. 3. 3 練混ぜおよび試験体の作製方法

ペーストおよびモルタルの練混ぜは、容量 5.5L のミキサーを用いた。練混ぜは、結合材と細骨材をミキサーに投入し、30 秒間空練りした後、水及び減水剤を投入し、10 分間練混ぜた。なお、練混ぜは 20°C の恒温室で行った。

練り混ぜたペーストまたは超高強度モルタルを用いて、表 3-1 および表 3-6 に示す目標のフロー値および空気量が得られていることを確認し、試験体の作製に使用した。なお、フロー値は JIS R 5201 に準じ、落下しない条件で測定した。空気量は、超高強度モルタルの場合 JIS A 1128、ペーストは JIS A 1118 に準じて測定した。練り上がった試料は、φ50×100mm の型枠またはφ22×30mm ポリプロピレン製容器へ投入し十分締め固めた後に封緘状態とした。

3. 3. 4 養生条件

養生条件を表 3-7 に示す。3. 2 を参考に養生温度を一定とした場合(末記号-C)に加えて、既報の結果¹⁴⁾を参考に部材中の温度履歴を模擬したもの(末記号-H)とした。部材中を模擬した温度履歴を図-7 に示す。温度履歴は、最高温度が 40, 50, 60, 70°C となるようにした。

表 3-7 養生条件

条件	養生温度 (°C)	養生期間(日)						
		0.88	2	5	7	28	56	91
一定 末記号：-C	10				○	○		
	20		●		○●	○●	○	
	30		●		●	●		
	40		●		○●	○●		
	60 ^{※1}				○	○		
	80 ^{※1}	○	●	●	○	○		
模擬部材の 履歴を模擬 末記号：-H	40						○	○
	50				○	○		
	60				○	○		
	70				○			

○：モルタル（記号 M），●：ペースト（記号 P）

※1：練り混ぜから 8 時間後に 20°C/h の勾配を設けて加熱および冷却した。

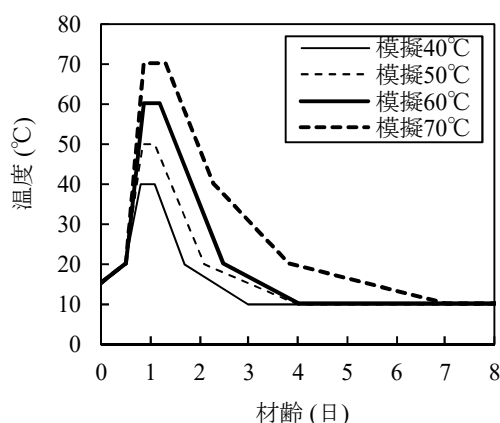


図 3-7 部材を模擬した温度履歴

3. 3. 5 試験方法

(1) 圧縮強度

所定の養生終了後，JIS A 1108 を参考に圧縮強度試験を実施した。

(2) C₃S の反応率

粉末 X 線回折分析により未反応 C₃S 量の相対面積強度比から C₃S の反応率を求めた。圧縮強度試験後の試料を 2.5～5.0mm に粉砕し，その後，振動ミルで微粉砕した。試料に内部標準物質として MgO を外割で 10% 添加して分析用試料とした。測定条件は，ターゲット：Cu-K α ，管電圧：35kV，管電流：110mA，走査間隔：0.02° /step，計数時間：2sec/step とした。C₃S の定量値は回折角 2 θ =51.6° の回折ピークを用いて内部標準物質との面積比から求めた。得られた相対面積強度は，別途測定した

1000℃における強熱減量で補正した。

(3) セメントの反応率

セメントの反応率は文献¹⁵⁾を参考に、ペーストを対象に、反射電子像における未反応セメント粒子の面積を画像解析により推定することで求めた。

反射電子像の撮影に用いた試料は、練り上がったペーストをφ22×30mmのポリプロピレン容器に充填し、圧縮強度試験体と同一環境で養生したものを使用した。養生終了後の試料は、低速度切断機で切断し、水和停止後、耐水研磨紙で研磨したものを使用した。

反射電子像の撮影には、低真空方式による走査型顕微鏡を用い、観察倍率500倍、加速電圧15kVにて撮影した。1試料あたり無作為に20箇所の反射電子像(1280×960画素, 201dpi, 0.25μm/pixel)を撮影した。なお、試料表面での蒸着は行わなかった。撮影した画像は、モード法により二値化し、未反応セメント粒子部分の面積を未反応セメント量とした。画像解析結果の例を図3-8に示す。図より、セメント粒子が適切に黒塗りで抽出されていることを目視で確認した。なお、練り混ぜ前の未反応セメント量は、配合時のセメントの絶対容積から求めた。

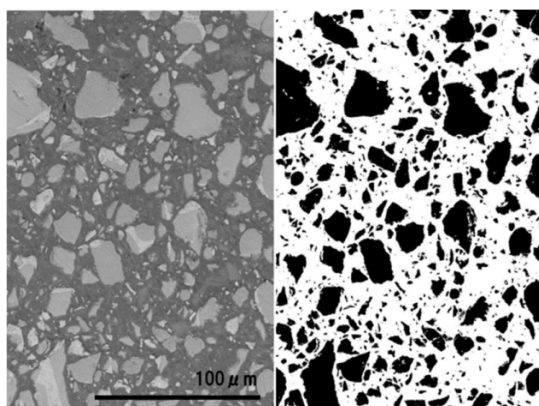


図 3-8 画像解析結果の例 (P10-材齢 7 日)

(4) ポゾラン反応率

未反応石英の定量法である HCl-Na₂CO₃ 選択溶解法¹⁶⁾に準じ、未反応ポゾラン質微粉末量を測定した。測定は、粉末 X 線回折分析と同じように調整した試料を用いた。粉末を 2mol/L の HCl および 5%Na₂CO₃ 溶液を用いて処理し、不溶残分を測定した。その値を用いてポゾラン質微粉末の反応率を算出した。

(5) 水酸化カルシウム含有量および結合水量

水酸化カルシウムの含有量および結合水量は、熱重量示差熱分析 (TG-DTA) による質量変化から測定した。試験は、室温から 1000℃まで N₂ ガス流通下で行い、昇温速度は 10℃/min.とした。得られた質量変化のうち、430℃付近の質量減少から水酸化カルシウム量を求めた。また、結合水量は水和

物由来のものとするため 400℃までの質量減少とした。いずれの結果とも、別途測定した 1000℃における強熱減量で補正した。

(6) 空隙率（アルキメデス法）

ペーストの空隙率をアルキメデス法により測定した。圧縮強度試験後の試料を 2.5～5.0mm に粉砕し、真空下でアセトンに浸漬して水和停止したものを使用した。試料は、水に浸せきして 3 時間脱気した。その後、表乾質量と水中質量を測定し、105℃で 24 時間乾燥後の絶乾質量を測定した。得られた試験結果から、式(3-15)～式(3-18)の式を用いて空隙率を算出した。

$$\text{かさ密度}(\text{g}/\text{cm}^3) = \frac{\text{絶乾質量}(\text{g}) \times 1.00(\text{g}/\text{cm}^3)}{\text{表乾質量}(\text{g}) - \text{水中質量}(\text{g})} \quad \text{式(3-15)}$$

$$\text{真密度}(\text{g}/\text{cm}^3) = \frac{\text{絶乾質量}(\text{g}) \times 1.00(\text{g}/\text{cm}^3)}{\text{絶乾質量}(\text{g}) - \text{水中質量}(\text{g})} \quad \text{式(3-16)}$$

$$\text{空隙率}(\%) = \left(1 - \frac{\text{かさ密度}}{\text{真密度}} \right) \times 100 \quad \text{式(3-17)}$$

$$\text{全空隙量}(\text{cm}^3/\text{g}) = \frac{1}{\text{かさ密度}} - \frac{1}{\text{真密度}} \quad \text{式(3-18)}$$

(7) 真密度から求めた空隙率および水和物密度

小泉らの方法¹⁷⁾を参考にアルキメデス法で得られた真密度から空隙率と水和物の密度を求めた。

$$V_P(t) = \left[1 - \frac{1}{\rho(t)(1 - LOI/100)/\rho_B + \rho(t)(1 - LOI/100)W/B} \right] \times 100 \quad \text{式(3-19)}$$

$$\rho_H(t) = \frac{\rho(t) - M_C(t) - M_{SF}(t)}{1 - V_C(t) - V_{SF}(t)}$$

$$M_C(t) = \rho(t)(1 - LOI)(1 - SF/B/100)(1 - R_C(t))$$

$$M_{SF}(t) = \rho(t)(1 - LOI)(SF/B/100)(1 - R_{SF}(t))$$

$$V_C(t) = M_C(t)/\rho_C$$

$$V_{SF}(t) = M_{SF}(t)/\rho_{SF}$$

ここに、

$V_P(t)$: 空隙率 (%) , $\rho_H(t)$: 水和物密度 (g/cm^3)

$\rho(t)$: 真密度 (g/cm^3)

LOI : 結合水量 (強熱減量) (%)

ρ_* : 密度 (g/cm^3) (添え字 C : セメント, SF : シリカフューム)

$R_*(t)$: 反応率 (添え字 C : セメント, SF : シリカフューム)

W/B : 水結合材比 (%) , SF/B : シリカフェーム置換率 (%)

$M_{\text{未}}(t)$: 単位容積中の未反応量 (添え字 C : セメント, SF : シリカフェーム)

$V_{\text{未}}(t)$: 単位容積中の未反応容積 (添え字 C : セメント, SF : シリカフェーム)

3. 3. 6 試験結果

(1) 圧縮強度

ペーストおよびモルタルの圧縮強度と式(3-13)を用いて算出した修正有効材齢の関係と、式(3-14)に示す相対圧縮強度との関係を図 3-9 に併せて示す。図 3-9 より、本章で得られたペーストとモルタルの圧縮強度は、3. 2の結果と同等のものが得られることが見てとれる。

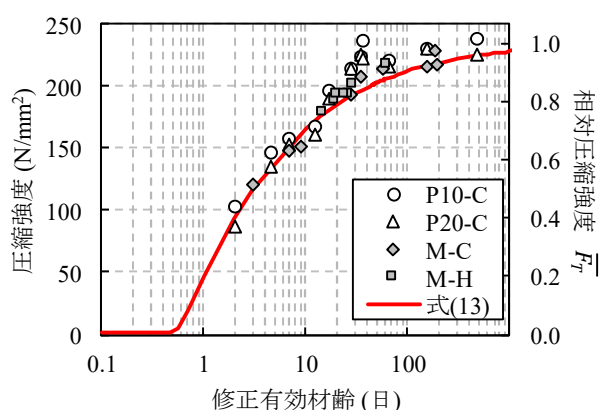


図 3-9 圧縮強度と修正有効材齢 (凡例は配合名－養生条件)

(2) C_3S の反応率

本章における(2)～(5)項の化学分析結果について、従来の有効材齢と修正有効材齢のそれぞれで整理した結果を図 3-10 に示す。

図 3-10 より、 C_3S の反応は、いずれの有効材齢を用いた場合にも約 10 日までに停滞し、55%程度で頭打ちする傾向が見られ、両有効材齢の間にはほとんど差が認められなかった。また、本検討の範囲では、材齢初期の結果が少ないため、 C_3S の反応の温度依存性については言及できなかった。また、 C_3S の反応は、配合による差は小さかった。

(3) セメントの反応率

図 3-10 より、ペーストの試料から推定したセメントの反応率は、 C_3S の反応率と同様な傾向が見られる。セメントの反応が停滞する点と C_3S の反応が停滞する点とが対応しており、これ以降は C_3S だけでなくセメント中の他の鉱物の水和反応も停滞していると考えられる。

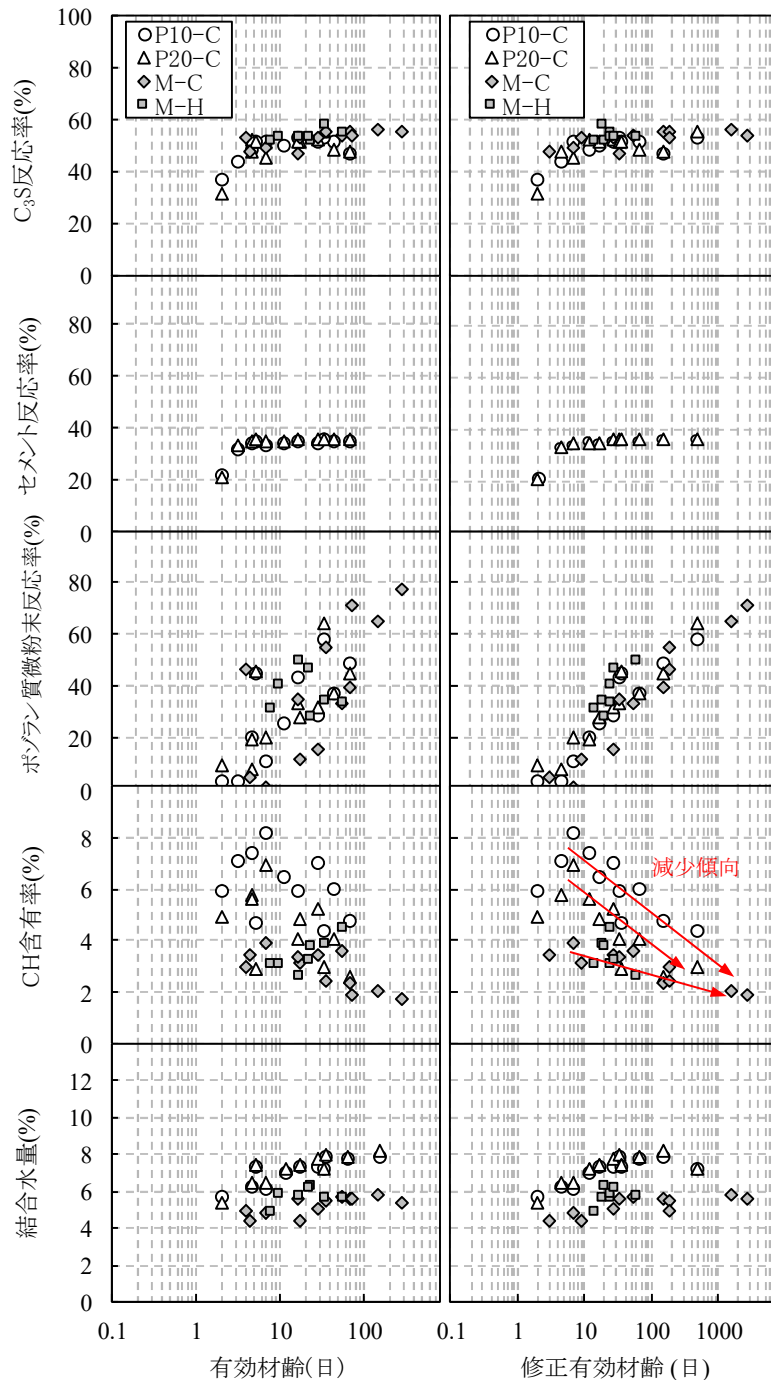


図 3-10 2)～5)の試験結果を従来の有効材齢(図)と修正有効材齢(右図)で整理した結果

(4) ポズラン質微粉末の反応率

図 3-10 より、ポズラン質微粉末の反応率は有効材齢で評価するとばらつきが大きいですが、修正有効材齢を用いることで一つの曲線に収束する傾向が見られる。即ち、修正有効材齢によってポズラン質微粉末の反応の温度依存性を一義的に評価できる可能性が高いと考えられる。修正有効材齢を用いて整理すると、ポズラン質微粉末の反応は、セメントの反応が停滞する約 5 日程度から開始し、セメントの反応停滞後は、結合材の反応は、ポズラン質微粉末の反応が主になっていることが分かる。ま

た、配合による差は小さく、ポゾラン質微粉末の置換率が 10%~20%の範囲では、その反応性は、置換率に依存せずほぼ同等であることが分かった。

(5) 水酸化カルシウム含有量および結合水量

図 3-10 より、水酸化カルシウムの含有量は、モルタル配合を除けば、修正有効材齢を用いることで、数日から 10 日までにピークを迎え、その後減少に転じている様子をより明確に示すことが分かる。モルタル配合については、ばらつきがあり水酸化カルシウム含有量のピークは明確ではなかったが、修正有効材齢 10 日程度以降に、緩やかに減少に転じることがより明確となる。ペーストにおいてはポゾラン質微粉末置換率が異なることや、モルタルにおいてはペーストと単位セメント量が異なるため、配合ごとに水酸化カルシウム含有量に差があるが、いずれも修正有効材齢 10 日付近から減少に転じており、ポゾラン質微粉末のポゾラン反応が活発化していることと概ね対応する結果となった。

(6) 結合水量

結合水量は、いずれの有効材齢を用いた場合も、材齢約 10 日までに 5~6%まで増加し、その後停滞した。

(7) 水和反応の試験結果まとめ

超高強度モルタル中の C_3S 系セメントとポゾラン質微粉末の反応は、修正有効材齢を用いると、ポゾラン質微粉末については、その反応を一義的に表すことができる可能性が高いことが分かった。また修正有効材齢を用いて結合材の反応を整理すると、材齢初期においては、大部分はセメントの反応であり、ポゾラン質微粉末の反応はわずかであった。材齢 10 日以降では、セメントの反応が停滞し、ポゾラン質微粉末の反応が主体となっていることが分かった。これは、セメントの水和で生成される水酸化カルシウムが修正有効材齢 10 日以降から減少していることから説明できる。

なお、圧縮強度は修正有効材齢 100 日程度で頭打ちしたが、ポゾラン質微粉末の反応はその後も上昇している。この要因は、明らかではないが、ポゾラン反応で消費されるポゾラン質微粉末や水酸化カルシウムと、ポゾラン反応で生じる C-S-H との物質の収支の点から詳細に調査する必要があると考えられる。

3. 3. 7 C₃S系 UFC の圧縮強度に関するゲルスペース比モデル

ペーストの試料を用いて測定した空隙率と有効材齢または修正有効材齢との関係を図 3-11 に示す。図を見ると、図中の破線で囲んだ 80℃の試験結果を除くと、材齢の経過とともに空隙率が連続的に低下していることが分かる。ただし、80℃の試験結果については、他の養生温度の試験結果よりも小さい空隙率を示した。

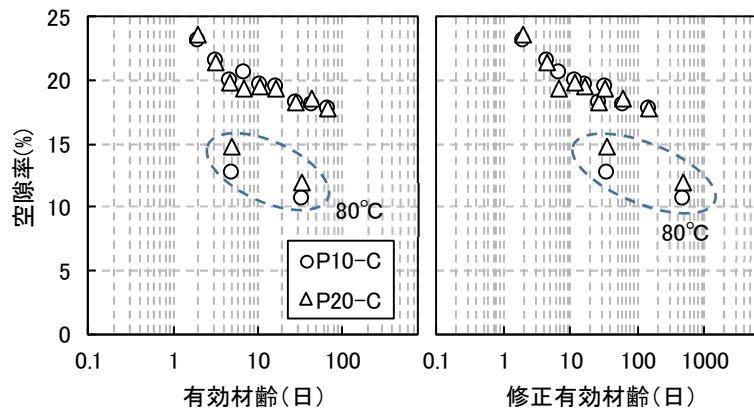


図 3-11 空隙率（アルキメデス法）と従来の有効材齢または修正有効材齢との関係

真密度から求めた空隙率と修正有効材齢との関係を図 3-12 に示す。図を見ると真密度から求めた空隙率を用いることで、材齢の経過とともに空隙率が連続的に小さくなる傾向が得られた。図 3-11 と図 3-12 とで、試験方法で材齢の経過における空隙率の差が認められたのは、アルキメデス法の試験において、試料を絶乾にするために 105℃乾燥を行っており、ゲル空隙中の水分も逸散してしまったことから空隙率を大きく評価した可能性が考えられる。真密度から空隙率を求める場合は、結合水量を用いるため、乾燥の程度の影響を受けにくいと考えられ、より現実に近い空隙率が得られたと考えられる。

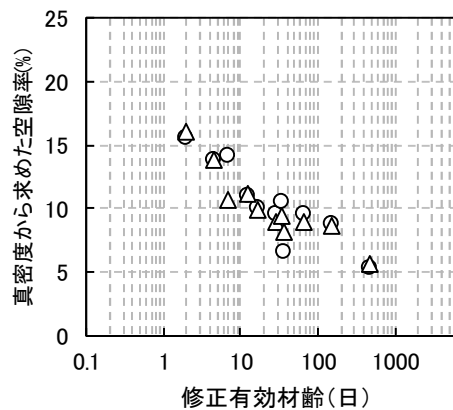


図 3-12 真密度から求めた空隙率と修正有効材齢との関係

ペーストにおける圧縮強度と真密度から求めた空隙率との関係を図 3-13 に示す。図を見ると、空隙率の低下とともに圧縮強度が高くなる傾向が得られた。

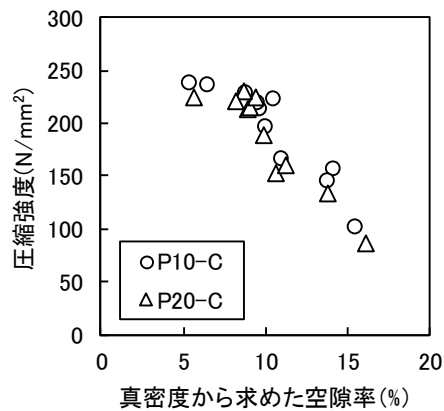


図 3-13 圧縮強度と空隙率との関係

C₃S 系セメントを用いた超高強度モルタルの強度発現性を検討するために、T.C.Powers によって提唱されたゲルスペース比を用いて強度とセメントまたはポゾラン質微粉末の反応性との関係を検討した。Powers によって提唱されたゲルスペース比モデルの概要を以下に示す。

$$X_{(t)} = \frac{H_{(t)}}{1 - C_{(t)} - SF_{(t)}} \quad \text{式 (3-20)}$$

$$F_{(t)} = AX_{(t)}^N \quad \text{式 (3-21)}$$

ここに、

$X_{(t)}$: ゲルスペース比

$H_{(t)}$: 水和生成物の体積率

$C_{(t)}$: 未水和セメントの体積率

$SF_{(t)}$: 未反応シリカフェームの体積率

$F_{(t)}$: 圧縮強度

A : 固有強度

N : 実験定数

水和生成物量は、基準となる容積から、アルキメデス法により求めた空隙率と、未反応セメントおよび未反応ポゾラン質微粉末の実測値から求めた。

$$H_{(t)} = 1 - W_{(t)} - C_{(t)} - SF_{(t)} \quad \text{式 (3-22)}$$

ここに、

$W_{(t)}$: 空隙の体積率

圧縮強度とゲルスペース比との関係を図 3-14 に示す。小泉らによる低熱ポルトランドセメントとシリカフュームを用いた場合の圧縮強度とゲルスペース比との関係も示す¹⁸⁾。真密度から求めた空隙率を用いたゲルスペース比の場合、圧縮強度とゲルスペース比との関係は、式(3-21)にて近似できることが分かった。近似式を求めると、 $F_{(t)} = 343X_{(t)}^{3.02}$ となり、小泉らによる検討結果とほぼ等しい近似式となった。以上より、空隙率の求め方により傾向がやや異なるが、 C_3S 系セメントを用いた場合の超高強度モルタルについても、ゲルスペース比理論において圧縮強度の推定が可能であることが分かった。また、 C_3S 系 UFC における圧縮強度とゲルスペース比の関係は、小泉らが実施した試験結果とほぼ一致しており、結合材によらず圧縮強度とゲルスペース比との関係は変わらない可能性が示唆された。

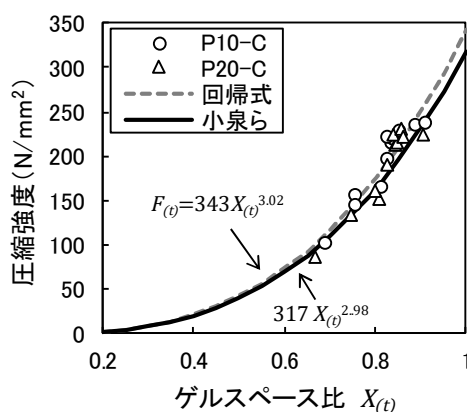


図 3-14 圧縮強度とゲルスペース比との関係

次に、結合材中のセメントとポゾラン質微粉末の強度寄与効果を検討するために、小泉らの検討結果¹⁸⁾を参考に、セメントとポゾラン質微粉末の反応性と強度との関係を検討した。

小泉らは、セメントとシリカフューム（ここではポゾラン質微粉末と同等のものとして扱う。）の強度への寄与効果をそれぞれの反応量とその反応生成物の収支から検討した¹⁸⁾。セメントの水和反応で生成される水和物を $cH_{(t)}$ 、のポゾラン反応で生成される水和物を $sfH_{(t)}$ とすると、それぞれの反応は次式で表される。

$$C_{C(t)} + W_{C(t)} \rightarrow {}_cH(t) \quad \text{式(3-23)}$$

$$SF_{C(t)} + CH_{C(t)} \rightarrow {}_{SF}H(t) \quad \text{式(3-24)}$$

ここに,

$C_{C(t)}$: 消費したセメントの体積率

$W_{C(t)}$: 消費した水の体積率

$SF_{C(t)}$: 消費したシリカフュームの体積率

$CH_{C(t)}$: 消費した水酸化カルシウムの体積率

なお, $C_{C(t)}$ および $SF_{C(t)}$ は, それぞれの配合時の体積率 $C_{(0)}$, $SF_{(0)}$ から消費した体積率 $C_{C(t)}$, $SF_{C(t)}$ を引くことにより算出され, $H(t)$ は次式で表される。

$$H(t) = {}_cH(t) + {}_{SF}H(t) - CH_{C(t)} \quad \text{式(3-25)}$$

次に, 消費したセメントおよびシリカフュームそれぞれの容積増加率 ($\alpha_{(t)}$, $\beta_{(t)}$) を式(3-26)および式(3-27)で表し, 式(3-24)中の $SF_{C(t)}$ と $CH_{C(t)}$ の関係を, 次に示すような化学量論比の平衡により式(3-28)で表すと, 式(3-25)は次式(3-29)で表される。

	SiO_2	$+ n\text{Ca}(\text{OH})_2$	$+ (m-n) \text{H}_2\text{O}$	$\Rightarrow \text{C}_n\text{SH}_m$
質量 (g/mol)	60.1	74.1n	18.0(m-n)	
密度 (g/cm ³)	2.20	2.24	1.00	
体積 (cm ³)	27.3	33.1n	18.0(m-n)	
体積比	1.00	1.21n	0.66(m-n)	

$$\alpha_{(t)} = \frac{{}_cH(t)}{C_{C(t)}} \quad \text{式(3-26)}$$

$$\beta_{(t)} = \frac{{}_{SF}H(t)}{SF_{C(t)}} \quad \text{式(3-27)}$$

$$CH_{C(t)} = 1.21nSF_{C(t)} \quad \text{式(3-28)}$$

$$H(t) = \alpha_{(t)}C_{C(t)} + (\beta_{(t)} - 1.21n)SF_{C(t)} = \alpha_{(t)}C_{C(t)} + \beta'_{(t)}SF_{C(t)} \quad \text{式(3-29)}$$

ここに,

$\beta'_{(t)}$: $\beta_{(t)}$ から $CH_{C(t)}$ の割合を除いたものを表す。

一方, 消費したポゾラン質微粉末を混入したセメントの容積増加率 $\gamma_{(t)}$ は式(3-30)により算出される。

$$\gamma_{(t)} = \frac{H_{(t)}}{SFC_{C(t)}} = \frac{H_{(t)}}{C_{C(t)} + SFC_{C(t)}} \quad \text{式(3-30)}$$

ここに、

$SFC_{C(t)}$: 消費した結合材の体積率

図 3-15 に $\gamma_{(t)}$ と修正有効材齢の関係を示す。 $\gamma_{(t)}$ は、修正有効材齢が長くなるほど若干小さくなる傾向を示した。 $\gamma_{(t)}$ の平均値は 2.01 となった。普通強度領域では、 $\gamma_{(t)}$ は 2.06 となることが示されており¹⁹⁾、小泉らの研究においては 2.13 の結果が報告されている¹⁸⁾。本研究においてもそれらに近い値が得られた。

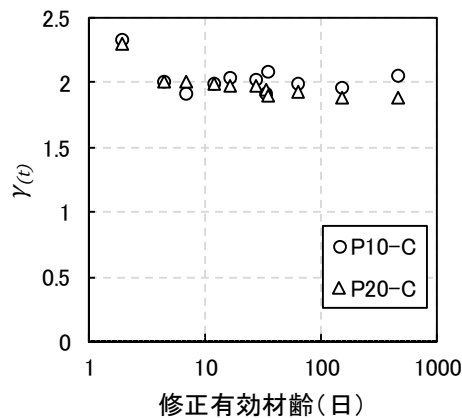


図 3-15 $\gamma_{(t)}$ と修正有効材齢の関係

セメントとポゾラン質微粉末の水和生成物の容積増加割合を相対比較するために、小泉らの検討を参考に、 $\alpha_{(t)}$ 、 $\beta'_{(t)}$ 、 $\gamma_{(t)}$ の関係を、式(3-31)と式(3-32)のように、水和生成物 $H_{(t)}$ を次のように表した。

$$\alpha_{(t)} = a\gamma_{(t)} \quad \text{式(3-31)}$$

$$\beta'_{(t)} = b\gamma_{(t)} \quad \text{式(3-32)}$$

$$H_{(t)} = \gamma_{(t)}(aC_{C(t)} + bSFC_{C(t)}) \quad \text{式(3-33)}$$

ここに、

a 、 b : $\gamma_{(t)}$ に対する $\alpha_{(t)}$ および $\beta'_{(t)}$ の比の平均値

式(3-33)を用いて算出したゲルスペース比を修正ゲルスペース比とし、圧縮強度との関係を表したのが次式である。

$$F_{(t)} = A \left[\frac{\gamma_{(t)}(aC_{C(t)} + bSFC_{C(t)})}{1 - C_{C(t)} - SFC_{C(t)}} \right]^N \quad \text{式(3-34)}$$

式(3-34)を圧縮強度試験結果へあてはめ、A および N を重回帰分析により推定し、次に a 、 b を重回帰分析によって求め、これを繰り返すことによって最終的に得られた圧縮強度の推定式を式(3-36)に示す。

小泉らは、低熱ポルトランドセメントにシリカフェームを 10%置換したセメントペーストに式(3-34)の関係式を当てはめて式(3-35)の関係式を得た。

$$F_{(t)} = 310 \left[\frac{\gamma_{(t)}(0.974C_{C(t)} + 1.087SF_{C(t)})}{1 - C_{(t)} - SF_{(t)}} \right]^{2.73} \quad \text{式 (3-35)}$$

本研究における C_3S 系セメントとポゾラン質微粉末を用いたセメントペーストに式(3-34)を当てはめて得られた回帰式を式(3-36)に示す。また、式(3-35)で求めたゲルスペース比と圧縮強度の関係を図 3-16 に示す。同図には、式(3-35)と式(3-36)の回帰式も示した。

$$F_{(t)} = 321 \left[\frac{\gamma_{(t)}(1.013C_{C(t)} + 0.760SF_{C(t)})}{1 - C_{(t)} - SF_{(t)}} \right]^{2.52} \quad \text{式 (3-36)}$$

本研究で得られた式(3-36)の回帰式は、決定係数は 0.869 となり、良い相関が得られた。また、低熱ポルトランドセメントを用いた小泉らの結果とほぼ同様の曲線となり、セメントの種類が異なっても同等のゲルスペース比と強度の関係となることが分かった。

一方で、式(3-35)と式(3-36)のセメントにかかる係数 a とポゾラン（ポゾラン質微粉末とシリカフェーム）にかかる係数 b とを比較すると差が認められた。本研究においては、 $a=1.013$ 、 $b = 0.760$ で $a/b = 0.750$ となり、小泉らの研究では、 $a=0.974$ 、 $b = 1.087$ で $a/b = 1.12$ となった。この結果から、本研究においては、結合材の消費量あたりの容積増加率がポゾラン質微粉末の方がセメントよりも小さい結果となり、低熱ポルトランドセメントとシリカフェームを用いた場合よりも小さいことが分かった。また、小泉らの検討では、低熱ポルトランドセメントの反応が、材齢長期では 40%程度で頭打ちしており本研究における C_3S 系セメントと同程度である。このことを踏まえると、セメントの反応が停滞後のポゾラン質微粉末（小泉らの場合は、シリカフェーム）の圧縮強度へ寄与分は、 C_3S 系 UFC セメントの方が小さいと考えられ、 C_3S 系 UFC の圧縮強度の発現は、セメントの反応の寄与分が低熱セメントベースのものよりも高いことが示された。

また、須田らの報告²⁰⁾では、水和生成物である C-S-H は、C/S が低くなるほど密度が低下し、空隙を充填する効果が高いことを報告している。本研究にでは、 C_3S の含有率が高いセメントを使用しているため、低熱ポルトランドセメントを使用した場合よりも C/S の高い組成となっている。そのため、ポゾラン反応によって生じる C-S-H の密度が大きくなり、その結果 C-S-H の体積が減少し、強度への寄与が低くなるため修正ゲルスペース比における $SF_{C(t)}$ の係数が小泉らの報告のものよりも小さい値となったと考えられる。

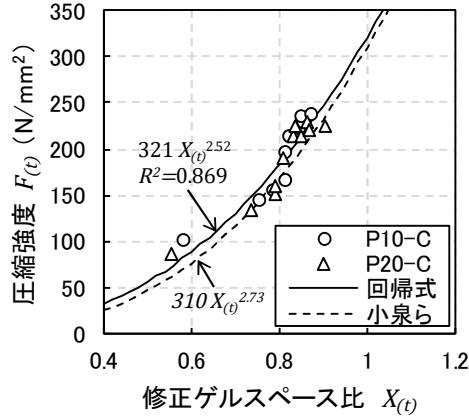


図 3-16 式(3-36)による修正ゲルスペース比と圧縮強度との関係

式(3-36)に示す修正ゲルスペース比に占める、セメントとポゾラン質微粉末の寄与分と修正有効材齢との関係を図 3-17 に示す。また、同図には式(3-36)から求められる圧縮強度を第二軸として示す。図を見るとポゾラン質微粉末の置換率によらず、修正有効材齢 10 日程度までは、セメントの反応が大半を占めており、圧縮強度は 150N/mm²程度となった。その後は、セメントの反応が停滞してくるとポゾラン反応が進みさらに強度が増進することが分かる。

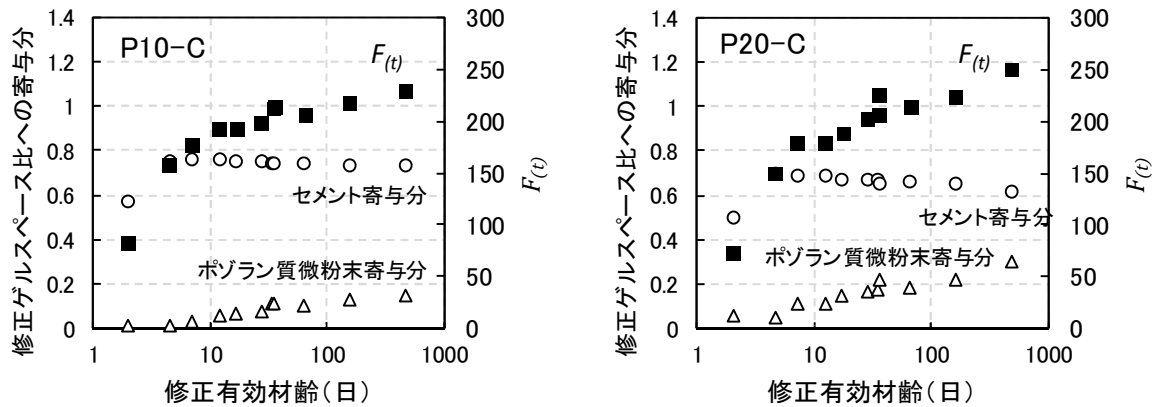


図 3-17 ゲルスペース比への結合材の寄与分と $F(t)$ との関係

3. 4 見かけ活性化エネルギーと水和反応について

修正有効材齢と式(3-13)に示す見掛けの活性化エネルギーの関係と、セメントおよびポズラン質微粉末の反応率の関係を併せて図 3-18 に示す。図 3-18 より、修正有効材齢によってポズラン質微粉末の反応を一義的に推定できるとすると、見かけの活性化エネルギーの増大とポズラン質微粉末の反応率の増大が対応していることが見てとれる。また、図 3-17 を見ると、修正有効材齢で 10 日以降、即ち圧縮強度で 150N/mm² 以上の領域においては、セメントの反応の強度への寄与分が低下していることから、シリカフェームの反応が強度へ大きく寄与していると考えられる。以上より、修正有効材齢の増加に伴って、見かけの活性化エネルギーが変化する要因の一つとして、ポズラン質微粉末の反応の影響が高いことが考えられる。

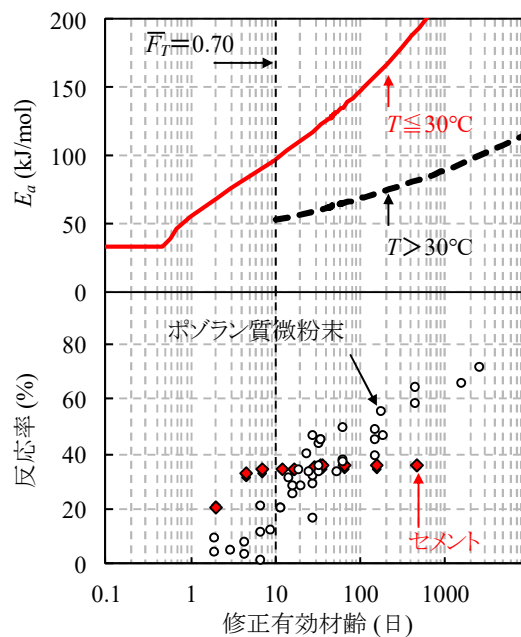


図 3-18 見かけの活性化エネルギーとセメントまたは、ポズラン質微粉末の反応率との関係

寺本らによると、シリカフェームを用いた超高強度セメントペーストの高温下での自己収縮は促進され、見かけの活性化エネルギーを 83.1kJ/mol として統一的に推定できること²¹⁾や、松田らによると、シリカフェームを用いた超高強度コンクリートの強度発現は、従来の有効材齢で評価すると、一義的に評価できず、養生温度が高いものほど圧縮強度、即ち反応速度が高くなることを報告している²²⁾。このことから、超高強度コンクリートの見かけの活性化エネルギーは一般的なコンクリートの見かけの活性化エネルギーよりも高くなると考えられる。本研究における超高強度モルタルにおいても、式(3-11)に示す従来の有効材齢式中で用いられる一般的なコンクリートよりも見かけの活性化エネルギーが大きくなるという点で同様の傾向となった。さらに本研究においては、見かけの活性化エネルギーが材齢の進行に伴って連続的に増大すること、養生温度 30°C を境に活性化エネルギーが変化することを定量的に示すことができた。

一方で、ポゾラン反応を示すシリカフェームを用いた低水結合材比のコンクリートの水和反応について、寺本ら²¹⁾は同一試料を用いた硬化体においても、温度履歴によって水和物の比表面積が異なることや、松田ら²²⁾は、温度履歴によって到達する圧縮強度が異なることなど、温度履歴によって生成される組織が変化することを指摘している。本研究で用いた結合材も同質のものであることから、養生温度を変えた場合の水和組織は変化しており、圧縮強度発現のメカニズムが異なっている可能性が考えられる。これらを鑑みて、より詳細に見かけの活性化エネルギーを議論するには、養生温度を変えた場合の結合材の反応生成物と微細構造などの強度への寄与の点からも考察を加える必要がある。

3. 5 まとめ

本章では、温度履歴を受けたC₃S系UFCの圧縮強度の推定方法を確立するため、相対圧縮強度を化学反応における反応率と等価であるとの仮説に基づき、相対圧縮強度と圧縮強度の発現速度の関係から見かけの活性化エネルギーを推定した。また、推定した見かけの活性化エネルギーを用いて、修正有効材齢を導出し、温度履歴を受けた場合の圧縮強度の推定を試みた。さらに、C₃S系セメントの反応率とポゾラン質微粉末の反応率を基に、ゲルスペース比モデルによってC₃S系UFCの強度発現性について検討した。

- (1) 種々の恒温条件で養生した圧縮強度試験結果から推定したC₃S系UFCの見かけの活性化エネルギーは一定値を採らず、相対圧縮強度と養生温度に依存して次第に大きくなることが分かった。また、温度履歴を受けたC₃S系UFCの圧縮強度の推定式として、推定した見かけの活性化エネルギーを用いた式(3-13)に示す修正有効材齢式と式(3-14)に示す相対圧縮強度式を提案した。
- (2) ポゾラン質微粉末の反応率を修正有効材齢で整理すると、セメントの反応が停滞する材齢1～10日の間から反応が開始し材齢が経過するほど反応率は高くなった。また、温度履歴を受けた場合のポゾラン質微粉末の反応は、修正有効材齢を用いると一義的に推定できる可能性があることが分かった。
- (3) C₃S系セメントとポゾラン質微粉末をマトリクスとするC₃S系UFCの圧縮強度についてもゲルスペース比を用いて圧縮強度を推定でき、低熱ポルトランドセメントとシリカフェームを用いた超高強度コンクリートとほぼ同一の関係式となることが分かった。
- (4) C₃S系セメントと混合したポゾラン質微粉末の反応の圧縮強度への寄与効果は、低熱ポルトランドセメントと混合したシリカフェームの圧縮強度への寄与効果よりも低いことから、C₃S系UFCの強度発現は、セメントの反応の寄与分が相対的に高いことが分かった。

1) 渡邊有寿, 柳井修司, 坂本真, 大野俊夫: 超高強度繊維補強コンクリートの強度発現性状に関する実験的検討, コンクリート工学年次論文集, Vo.30, No.1, pp.243-248, 2008

2) 松田拓, 西本好克, 鈴木康範, 小出貴夫: 初期高温履歴を受ける超高強度コンクリートの強度発

現特性, コンクリート工学年次論文集, No.30, No.2, pp.73-78, 2008

3) Carino, N. J. and Tank, R. C. : Maturity function for concretes made with various cements and admixtures, *ACI Materials Journal*, pp.188-196, March-April, 1992

4) 藤田重文, 東畑平一郎 : 化学工学 I (第 2 版), 1972

5) Hansen, P. F. and Pedersen, E. J. : Maturity computer for controlled curing and hardening of concrete, *Nordisk Betong*, pp.21-25, 1977

6) 友澤史紀, 牛島栄 : 最近の積算温度方式の発展とその応用, セメント・コンクリート, No.527, pp.66-74, 1991

7) 桐山宏和, 玉滝浩司, 大西利勝, 吉田浩一郎, 石関嘉一, 平田隆祥 : 低温環境下の常温硬化型超高強度繊維補強コンクリートの強度発現性, 土木学会第 67 回年次学術講演会講演概要集, Vol.67, V-194, pp.387-388, 2012

8) 松田拓, 野口貴文, 蓮尾孝一, 小出貴夫, 鈴木康範 : 200N/mm² 級超高強度コンクリートの強度・自己収縮特性における初期高温履歴の影響メカニズム, 日本建築学会構造系論文集, Vol.76, No.666, pp.1383-1392, 2011

9) Kjellsen, K. O. and Detwiler, R. J.: Later-age strength prediction by a modified maturity model, *ACI Materials Journal*, pp. 220-227, May-June, 1993

10) Kim, J. K., Han, S. H. and Lee, K. M.: Estimation of compressive strength by a new apparent activation energy function, *Cement and Concrete Research*, Vol. 31, pp. 217-225, 2001

11) Chanvillard, G. and D'Aloia, L.: Concrete strength estimation at early ages : Modification of the method of equivalent age, *ACI Material Journal*, pp. 520-530, November-December, 1997

12) 伊藤憲雄, 三橋博三, 桐越一紀 : 養生過程で温度履歴を受けたコンクリートの活性化エネルギーと有効材齢, コンクリート工学論文集, Vol.15, No.1, pp.103-112, 2004

13) 桐山宏和, 玉滝浩司, 吉田浩一郎 : 常温硬化型超高強度繊維補強コンクリートの強度発現性について, 土木学会第 69 回年次学術講演会講演概要集, Vol.69, V-248, pp.495-496, 2014

14) 桐山宏和, 玉滝浩司, 大西利勝, 吉田浩一郎, 石関嘉一, 平田隆祥 : 低温環境下の常温硬化型超高強度繊維補強コンクリートの強度発現性, 土木学会第 67 回年次学術講演会講演概要集, Vol.67, V-194, pp.387-388, 2012

15) 井上豪, 五十嵐心一 : 2,3 の手法により求めたセメントの水和度の比較, コンクリート工学年次論文集, Vol.27, No.1, pp.541-546, 2005

16) 浅賀喜与志, 大沢栄也, 上西義介, 大田京一郎, 大門正機 : セメント-石英系水熱反応における未反応石英の定量, 窯業協会誌, Vol.90, No.3, pp.397-400, 1982

17) 小泉信一, 榊田佳寛 : 低水結合材比シリカフェーム混入セメントペーストの水和反応および強度発現性に及ぼす高温養生の影響, 日本建築学会構造系論文集, Vol.78, No.685, pp.427-433, 2013

18) 小泉信一, 榊田佳寛 : 200N/mm² 級高強度コンクリートにおけるセメントおよびシリカフェームの強度寄与効果, 日本建築学会構造系論文集, Vol.77, No.679, pp.1367-1373, 2012

-
- 19) Neville A.M 著, 三浦尚訳: ネビルのコンクリートバイブル, 技術堂出版, pp.343-399, 2004
- 20) 須田裕哉, 齋藤豪, 佐伯竜彦: 各種セメント硬化体の相組成と圧縮強度に関する研究, セメント・コンクリート論文集, Vol.66, pp.159-166, 2012
- 21) 寺本篤史, 丸山一平, 三谷裕二, 谷村充: 低水結合材比シリカフェームセメントペーストの自己収縮性状に関する研究, コンクリート工学年次論文集, Vol.31, No.1, pp.601-606, 2009
- 22) 松田拓, 西本好克, 鈴木康範, 小出貴夫: 初期高温履歴を受ける超高強度コンクリートの強度発現特性, コンクリート工学年次論文集, Vol.30, No.2, pp.73-78, 2008

4. 2. 2 使用材料

C₃S系 UFC の配合を表 3-1 に示す。結合材であるプレミックス粉体とは、C₃S系セメント、ポゾラン質微粉末（SiO₂が90%以上、BET比表面積18.9m²/g、密度2.2g/cm³）と無機粉末をあらかじめ混合した結合材である。細骨材には、砕砂（表乾密度：2.62g/cm³、吸水率：2.5%、粗粒率2.59）を用いた。混和剤には、ポリカルボン酸系の高性能減水剤を使用した。鋼繊維は、直径0.16mm、長さ13mmで引張強度が2000N/mm²以上を有するものを使用した。

表 4-1 C₃S系 UFC の標準配合

目標 フロー値 (mm)	目標 空気量 (%)	単位量(kg/m ³)				鋼繊維※2 (kg)
		水	プレミックス 粉体※1	細骨材	混和剤	
260±30	3.5 以下	230	1830	330	31.2	157

※1：C₃S系セメント，ポゾラン質微粉末，無機粉末からなる混合材

※2：鋼繊維は，練り上がったモルタルに対して外割りで添加した。

4. 2. 3 練混ぜ

所定の養生温度に設定した恒温室に、前日から保管した試料を用いて同じ恒温室で練り混ぜを行った。UFC の製造には、水平二軸形強制練りミキサ（容量：55L）を使用した。プレミックス材および細骨材を投入後、30秒間空練りし、高性能減水剤を含む水を投入して7分間練り混ぜた後、掻き落としを行ってから、さらに3分間練り混ぜた。その後、鋼繊維を投入しさらに2分間練り混ぜた後排出した。1回の練り量は50Lとした。

4. 2. 4 フレッシュ性状

練り上がった試料について、フロー値をJIS R 5201-1997「セメントの物理試験方法」を参考に落下なしの条件で測定した。また、空気量をJIS A1128:2014「フレッシュコンクリート空気量の圧力による試験方法—空気室圧力方法」に従い測定し、コンクリート温度をJIS A1156:2014「フレッシュコンクリートの温度測定方法」を参考に測定した。なお、エアメータの容器を用いて、単位容積質量も併せて測定した。

4. 2. 5 強度試験およびヤング係数試験

練り上げた試料を用いて圧縮強度、ひび割れ発生強度、静弾性係数を測定した。練り上げた試料は所定の型枠に流し込んだ後、封緘養生とした。圧縮強度および静弾性係数用の試験体は、φ50×100mmとした。割裂引張強度試験は、φ100×110mmとした。表 4-2 に試験水準を示す。圧縮強度試験は、JIS A 1108：2006「コンクリートの圧縮強度試験方法」を参考にして行った。なお、ヤング係数は、JIS A 1149：2001「コンクリートの静弾性係数試験方法」に準じて測定した。ひび割れ発生強

度試験は、土木学会「超高強度繊維補強コンクリートの設計・施工指針（案）」を参考に、円柱を用いた割裂引張強度試験を行い、端面にひずみゲージを貼り付けひずみを測定した。

表 4-2 強度試験水準

養生温度	養生方法	材齢（日）
10°C	封緘養生	2, 7, 28, 56, 91, 182
20°C		1, 2, 7, 28, 56, 91
30°C		1, 2, 7, 28, 56, 91

4. 2. 6 自己収縮

自己収縮試験体の寸法は 100×100×400mm とし 1 水準につき 2 体作製した。試験体の概要を図 4-1 に示す。厚さ 12mm の合板で作製した型枠を用い、内部の表面 3 面に 0.02mm のテフロンシートを 2 重に設置した。型枠中心に、熱電対付きの埋込ひずみ計を設置し、UFC の長さ変化と温度を測定した。端部にはポリスチレンボードを設置した。練り上げた試料を流し込んだ後、試料の表面をポリエステルフィルムでシールした。後述する保温養生するものは、合板の周辺に厚さ 20mm のポリスチレンボードを貼付した。

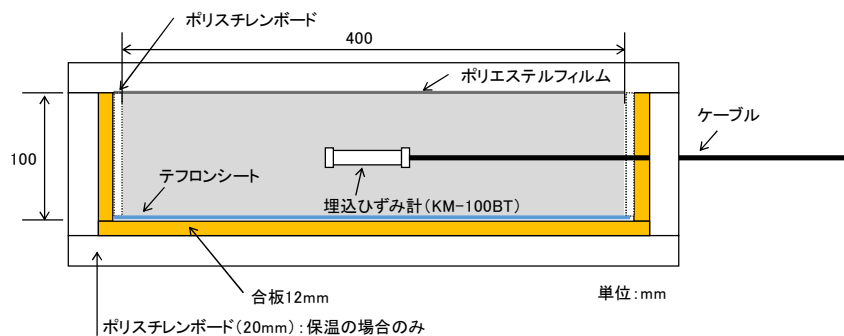


図 4-1 自己収縮試験用試験体

表 4-3 自己収縮試験の試験水準

記号	養生温度（°C）	養生方法
10°C	10	シート養生
10°CIN		保温養生
20°C	20	シート養生
20°CIN		保温養生
30°C	30	シート養生
30°CIN		保温養生

4. 2. 7 拘束応力試験

拘束応力試験体の寸法は 100×100×900mm とし 1 水準につき 1 体とした。試験体の概要を図 4-2 に示す。型枠は自己収縮試験体と同様の素材を用いた。拘束応力の測定のため、異形鉄筋を埋設した。異形鉄筋の中心部にひずみゲージを貼付し、ひずみを測定した。また、型枠の端部に熱電対を埋め込み、UFC の温度を測定した。なお、ひずみの測定値は、あらかじめ温度履歴を与えて測定した温度出力を補正に用いた。

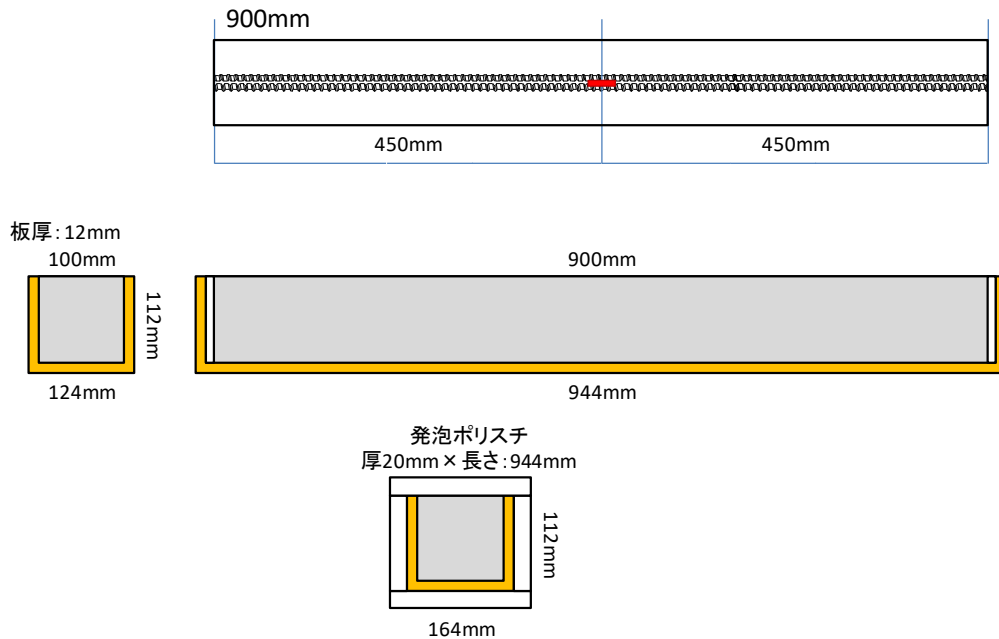


図 4-2 自己収縮応力試験用試験体

UFC に生じている拘束応力は、異形鉄筋の中央部の鉄筋ひずみを用いて、断面の釣合いから式(4-1)により求めた。

$$A_C \sigma_C + A_S \sigma_S = 0$$

$$\sigma_C = -(A_C/A_S) \sigma_S = -(A_C/A_S) E_S \varepsilon_S$$

式 (4-1)

ここに、

A_C : コンクリートの断面積 (mm²)

σ_C : コンクリートの応力 (N/mm²)

A_S : 鉄筋の断面積 (mm²)

σ_S : 鉄筋の応力 (N/mm²)

E_S : 鉄筋の静弾性係数 (kN/mm²)

ε_S : 鉄筋のひずみ ($\times 10^{-6}$)

拘束応力試験の水準を表 4-4 に示す。

表 4-4 拘束応力試験の試験水準

記号 (○は鉄筋の呼び径)	養生温度 (°C)	養生方法	埋設異形鉄筋 の呼び径
10°C-○	10	シート養生	D32, D22, D19
10°CIN-○		保温養生	D32, D22, D19
20°C-○	20	シート養生	D32, D22, D19
20°CIN-○		保温養生	D32, D22, D19
30°C-○	30	シート養生	D32, D22, D19
30°CIN-○		保温養生	D32, D22, D19

4. 3 試験結果

4. 3. 1 フレッシュ性状

練上り直後に採取した試料で測定したフレッシュ性状を表 4-5 に示す。養生温度を変えた場合も目標通りのフロー値および空気量が得られた。試料の温度は、外気よりも 3~6°C 高くなった。

表 4-5 フレッシュ性状試験結果

養生温度 (°C)	フロー値 (mm)	空気量 (%)	単位容積質量 (g/cm ³)	温度 (°C)
10	264	2.3	2.500	16.1
20	272	2.9	2.491	26.0
30	274	2.5	2.504	33.7

4. 3. 2 強度試験結果

圧縮強度，ヤング係数，ひび割れ発生強度およびひび割れ発生ひずみと修正有効材齢の結果を図4-3，図4-4および図4-5に示す。ここでの温度履歴は，10～30℃と第3章で実施した温度履歴の範囲よりは狭いが，常温に近い範囲であれば，圧縮強度だけでなくヤング係数およびひび割れ発生強度についても修正有効材齢で評価できると考えられる。なお，ひび割れ発生ひずみは，約 200×10^{-6} とほぼ一定値となった。

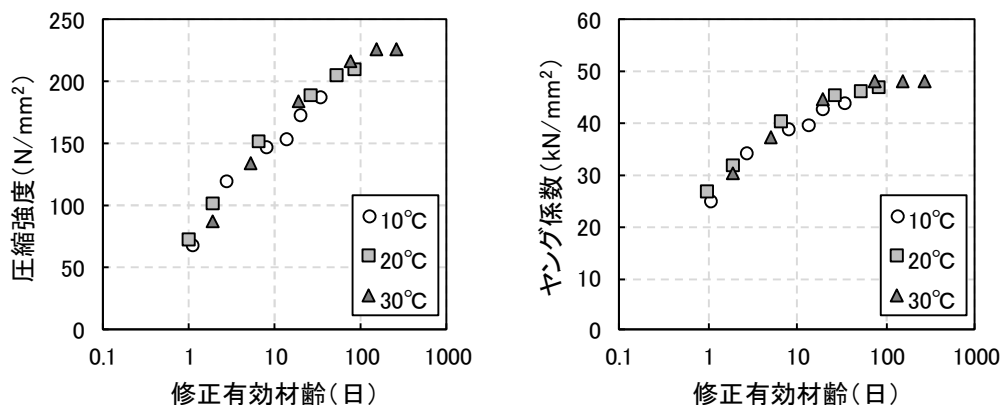


図 4-3 強度試験結果 (左：圧縮強度，右：ヤング係数)

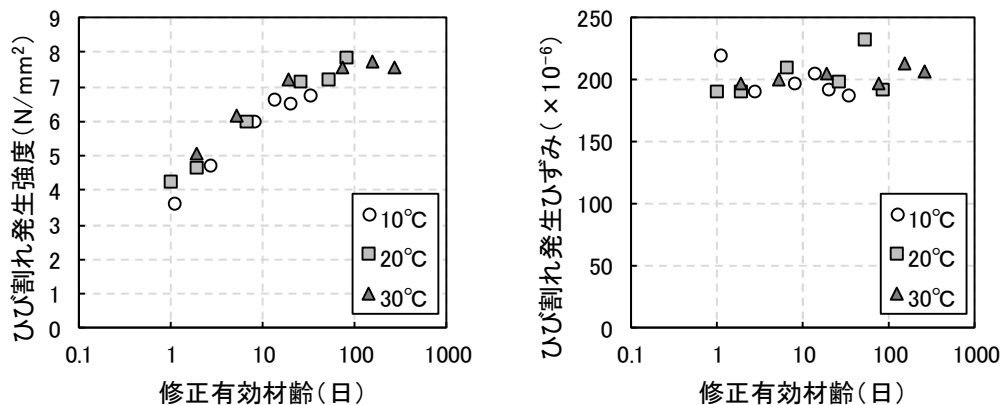


図 4-4 強度試験結果 (左：ひび割れ発生強度，右：ひび割れ発生ひずみ)

ヤング係数と圧縮強度、ひび割れ発生強度と圧縮強度との関係を図 4-5 に示す。また、図には指数関数で近似した回帰式とその決定係数も示す。ヤング係数と圧縮強度の関係は、従来のコンクリート同様に良い相関を示しており、指数関数を用いることで、圧縮強度からヤング係数を評価できると考えられる。またひび割れ発生強度は、若干ばらつきはあるが、指数関数で近似した場合の決定係数は 0.9 以上ありあてはまりは良かった。このことから、ひび割れ発生強度についても、圧縮強度を用いて評価が可能であると考えられる。

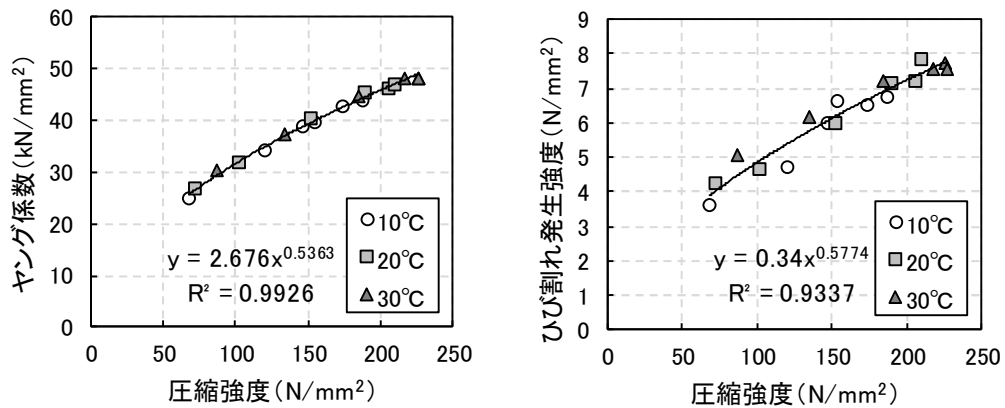


図 4-5 圧縮強度とヤング係数またはひび割れ発生強度の関係

4. 3. 3 自己収縮試験結果

自己収縮試験体で測定した材齢 2 日までの温度を示す。自己収縮試験体の最高温度を表 4-6 に示す。試験体の断面は 100×100mm と小さいが、シート養生とした場合でも UFC の最高温度は、外気温よりも 10～20℃の上昇が認められ、C₃S 系 UFC の水和発熱量が非常に大きいことが分かる。また、合板の型枠を発砲ポリスチレンボードで保温することにより、更に水和発熱量は大きくなり、自己収縮試験体の硬化時の最高温度は 18.2℃から 70.7℃と、広い範囲の結果が得られた。

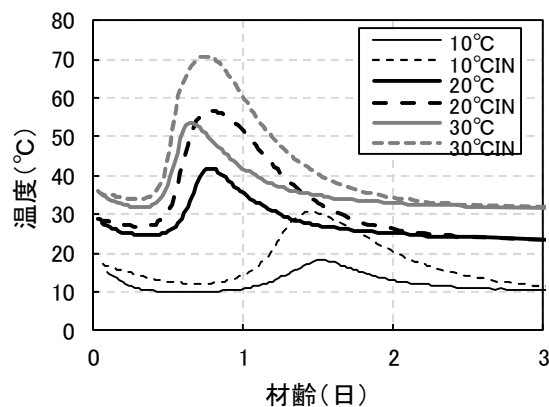


図 4-6 温度履歴

表 4-6 自己収縮試験体の最高温度

記号	養生温度 (°C)	最高温度 (°C)
10°C	10	18.2
10°CIN		30.5
20°C	20	41.9
20°CIN		56.5
30°C	30	53.6
30°CIN		70.7

自己収縮ひずみと材齢の関係を図 4-7 に示す。自己収縮ひずみは、田沢らの報告³⁾を参考に、硬化原点をひずみの基点とし、全ひずみから線膨張係数を材齢 182 日以降に測定して得た $10.7 \times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$ ⁴⁾として温度ひずみを差し引いて求めた。図を見ると、養生温度が高いほど自己収縮の発現が早くなり、20°C 以上の場合には、保温養生したものの方（記号 IN）が材齢 1 日から 100 日程度までの間の収縮量が大きくなる傾向であった。ただし、いずれの試験体についても、収縮ひずみが $600 \sim 700 \times 10^{-6}$ から収縮の進行が停滞し、概ね同程度のひずみに収束する傾向であった。

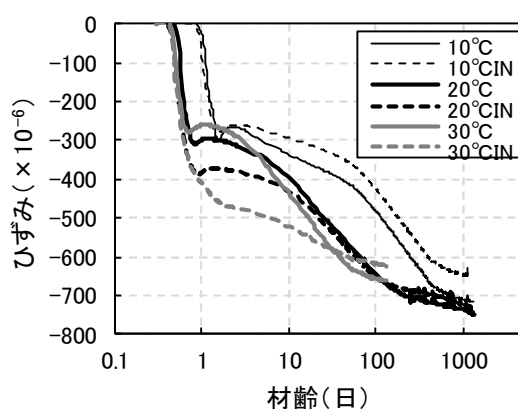


図 4-7 自己収縮ひずみと材齢の関係

ここで、種々の温度履歴を受けた場合の自己収縮の発現性について検討するため、従来の有効材齢と、第 3 章で提案した修正有効材齢での評価を行った。

収縮ひずみと従来の有効材齢の関係を図 4-8 に示す。有効材齢を用いることで、有効材齢 1 日程度の自己収縮の起点については、温度履歴に寄らず同程度の値を示した。有効材齢 1 日以降については、最高温度が高いほど大きな収縮を示し、養生温度が低いほど収縮が小さくなった。圧縮強度と場合と同様に、温度履歴を受けた場合の自己収縮を一義的に評価することは困難であると考えられる。

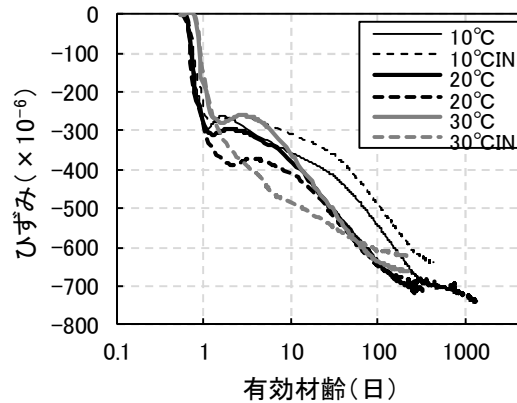


図 4-8 自己収縮ひずみと従来の有効材齢との関係

次に、修正有効材齢と自己収縮ひずみの関係を図 4-9 に示す。修正有効材齢と自己収縮ひずみの関係は、材齢 1 日程度の収縮の起点に若干ばらつきがあるが、材齢 10 日以降においては $\pm 50 \times 10^{-6}$ 程度に範囲にひずみが分布していることが分かった。このことから、修正有効材齢を用いることによって、種々の温度履歴を受けた場合の自己収縮を、一義的に評価できることが分かった。第 3 章で算定した見かけの活性化エネルギーは、圧縮強度の発現性から推定したものであるが、自己収縮の評価においても適用できる可能性が高いことが分かった。

寺本らは、中庸熟ポルトランドセメントにシリカフェームを混合した超高強度コンクリートについて、温度履歴を受けた場合のヤング係数の発現や自己収縮の特性について報告している⁹⁾。その結果では、超高強度コンクリートのヤング係数と自己収縮で見かけの活性化エネルギーが異なることを指摘している。自己収縮の見かけの活性化エネルギーが増大する要因として、高温履歴により CSH の比表面積が変化し、自己収縮の駆動力となる水の吸着層の厚さが変化することを指摘している。

本研究においては、圧縮強度と自己収縮で見かけの活性化エネルギーが同等となったが、この要因として圧縮強度はゲルスペース比で示したように水和物の充填割合の変化に、後者の場合は寺本らの報告から推察するに CSH の比表面積の変化が考えられる。C₃S 系 UFC の圧縮強度と自己収縮の見かけの活性化エネルギーが同等となることについてより詳細に理解するには、CSH の形態の変化と強度との関係について考察を行う必要があると考えられる。

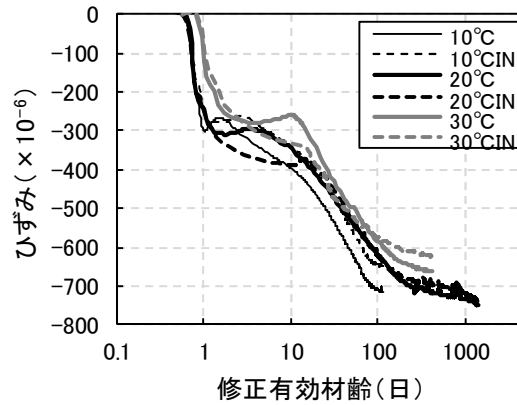


図 4-9 自己収縮ひずみと修正有効材齢の関係

修正有効材齢を用いて自己収縮ひずみの評価をできるようにするために定式化を行う。ここでは、寺本らの報告⁶⁾を参考に式(4-2)を実測値に当てはめた回帰式を用いて定式化を行った。

$$\varepsilon(t_e) = \frac{-\varepsilon_{sh1}}{1 + \exp(t_e - a)} - \varepsilon_{sh2} \exp\left(-\frac{t_e}{b}\right) + (\varepsilon_{sh1} + \varepsilon_{sh2}) \quad \text{式 (4-2)}$$

ここに、

ε : 自己収縮ひずみ (収縮が負記号) ($\times 10^{-6}$)

t_e : 有効材齢 (hr)

T_0 : 初期コンクリート温度 ($^{\circ}\text{C}$)

a, b : 定数

式(4-2)を試験体ごとの測定結果に当てはめて得られた係数と決定係数の結果を表 4-7 に示す。養生温度 30°C で保温した場合 (記号: 30°CIN)、修正有効材齢 1 日付近で実測値との乖離が認められるが、全般について決定係数は 0.9 以上あり、良く当てはまっていることが分かった。

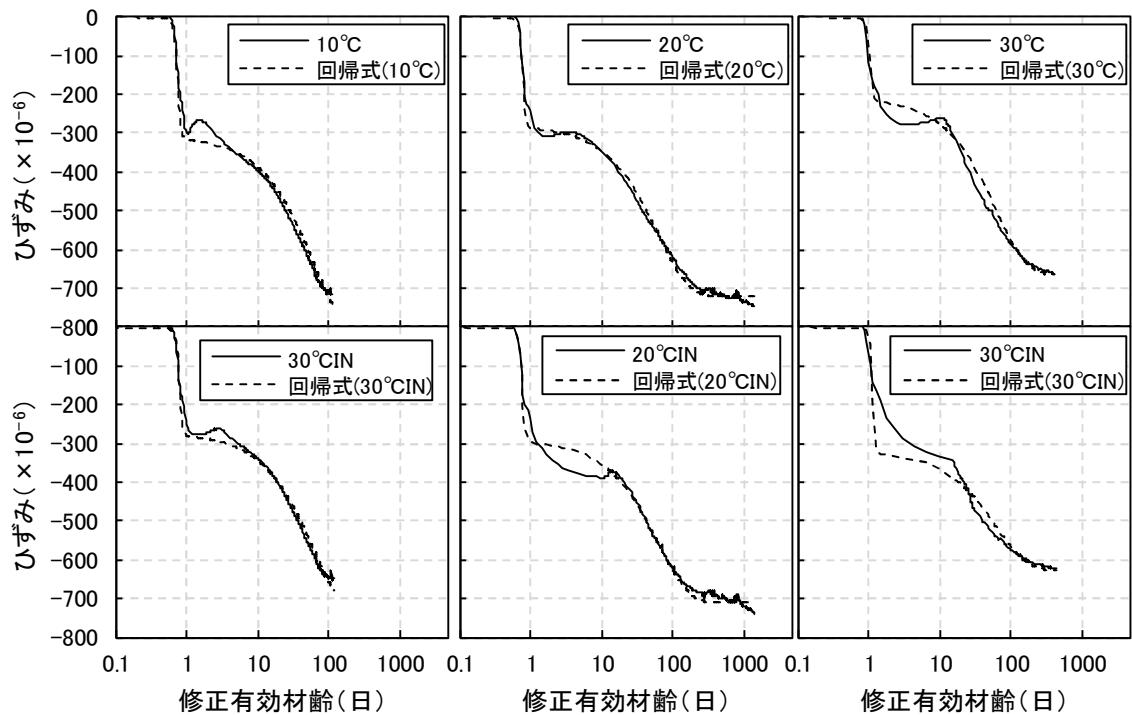


図 4-10 式(4-2)を自己収縮に当てはめた結果

表 4-7 式(4-2)の回帰式の係数および決定係数

	初期温度 (°C)	ϵ_{sh1}	ϵ_{sh2}	a	b	R^2
10°C	15.2	-311	-517	17.7	1490	0.986
10°CIN	17.4	-274	-477	18.7	1490	0.989
20°C	27.6	-281	-440	18.3	1490	0.995
20°CIN	29.1	-292	-419	17.9	1490	0.985
30°C	34.8	-210	-455	24.7	1490	0.993
30°CIN	35.8	-322	-305	26.6	1490	0.985

表 4-7 の回帰係数と初期コンクリート温度との関係を図 4-11 に示す。各係数は、初期コンクリート温度と比較的良好な相関が認められた。 ϵ_{sh1} については、養生温度 30°Cで保温しない場合（記号：30°C）に、他との傾向が外れる結果であったが、図 4-10 を見ると修正有効材齢 2 日付近で約 300×10^{-6} 程度の収縮が生じていることから平均から除いても問題ないと判断した。

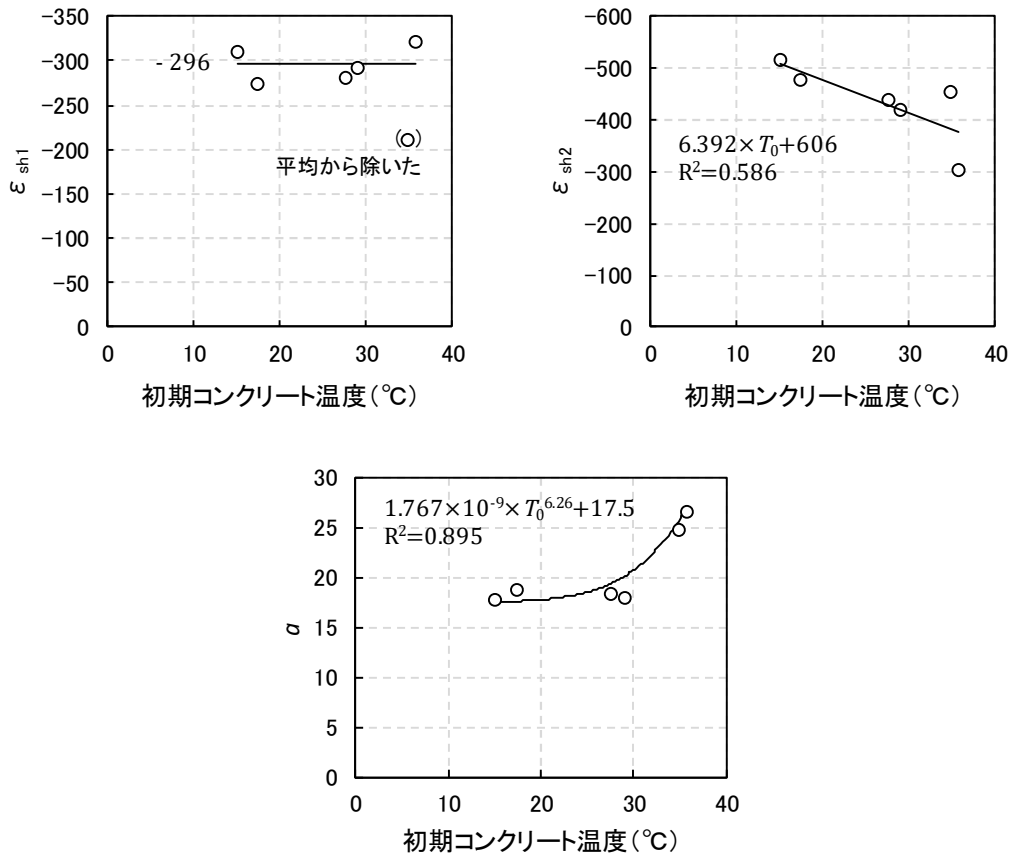


図 4-11 表 4-7 の回帰係数と初期コンクリート温度との関係

本研究でられた C₃S 系 UFC の自己収縮予測式を式(4-3)および実測値の修正有効材齢を用いて評価した結果を図 4-12 に示す。式(4-3)に示す修正有効材齢を用いた自己収縮の評価式により C₃S 系 UFC の自己収縮を高い精度で推定できることが分かった。

$$\varepsilon(t_e) = \frac{-\varepsilon_{sh1}}{1 + \exp(t_e - a)} - \varepsilon_{sh2} \exp\left(-\frac{t_e}{1490}\right) + (\varepsilon_{sh1} + \varepsilon_{sh2}) \quad \text{式 (4-3)}$$

ここに,

t_e : 修正有効材齢 (hr)

$$\varepsilon_{sh1} = -296$$

$$\varepsilon_{sh2} = 6.3918 \times T_0 - 606$$

$$a = 1.767 \times 10^{-9} \times T_0^{6.26} + 17.5$$

$$b = 1490$$

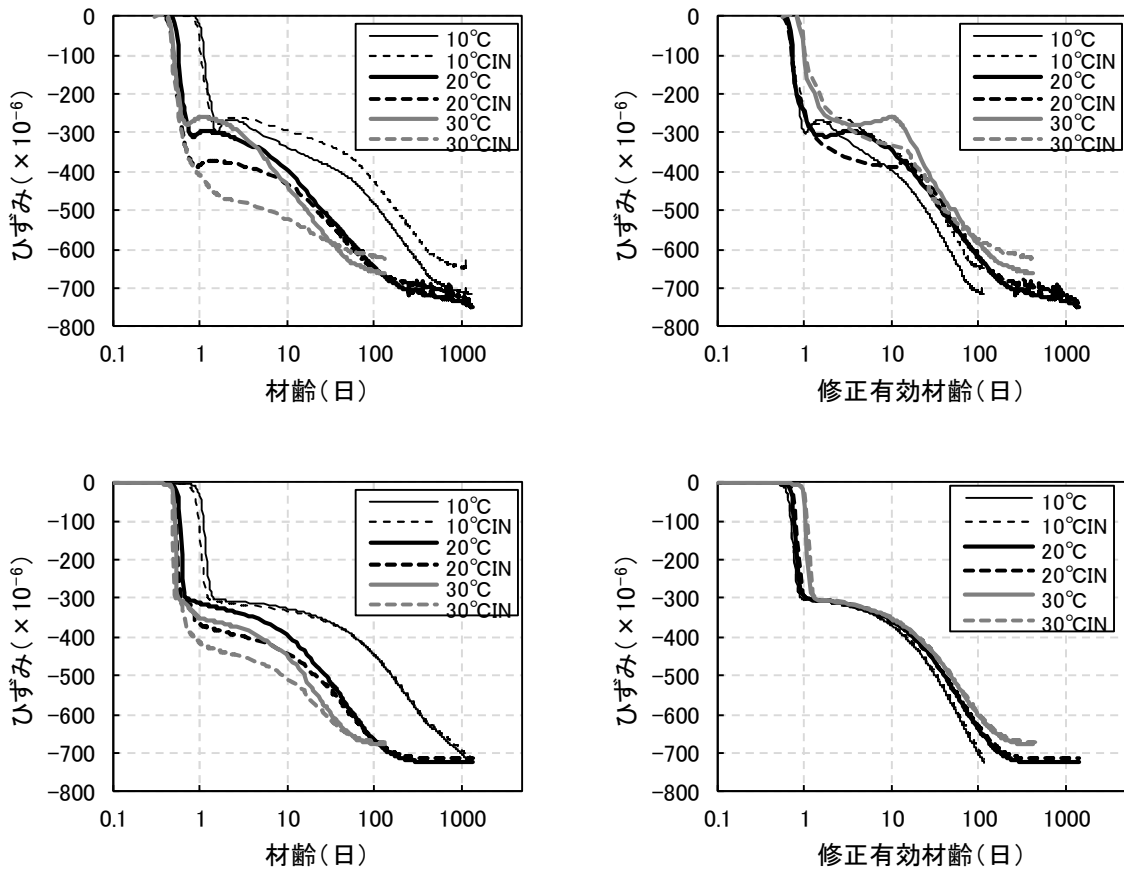


図 4-12 自己収縮の評価式 (式 (4-3), 下段) と自己収縮の実測値との関係
(上段は図 4-7 および図 4-9 の再掲)

4. 3. 4 拘束応力試験結果

自己収縮ひずみまたは鉄筋ひずみと材齢の関係を図 4-13 に示す。図の一番上の自己収縮ひずみと下段の鉄筋ひずみを比べると、絶対値は異なるが両者は似通った挙動や、養生条件による影響が表れていることが分かる。

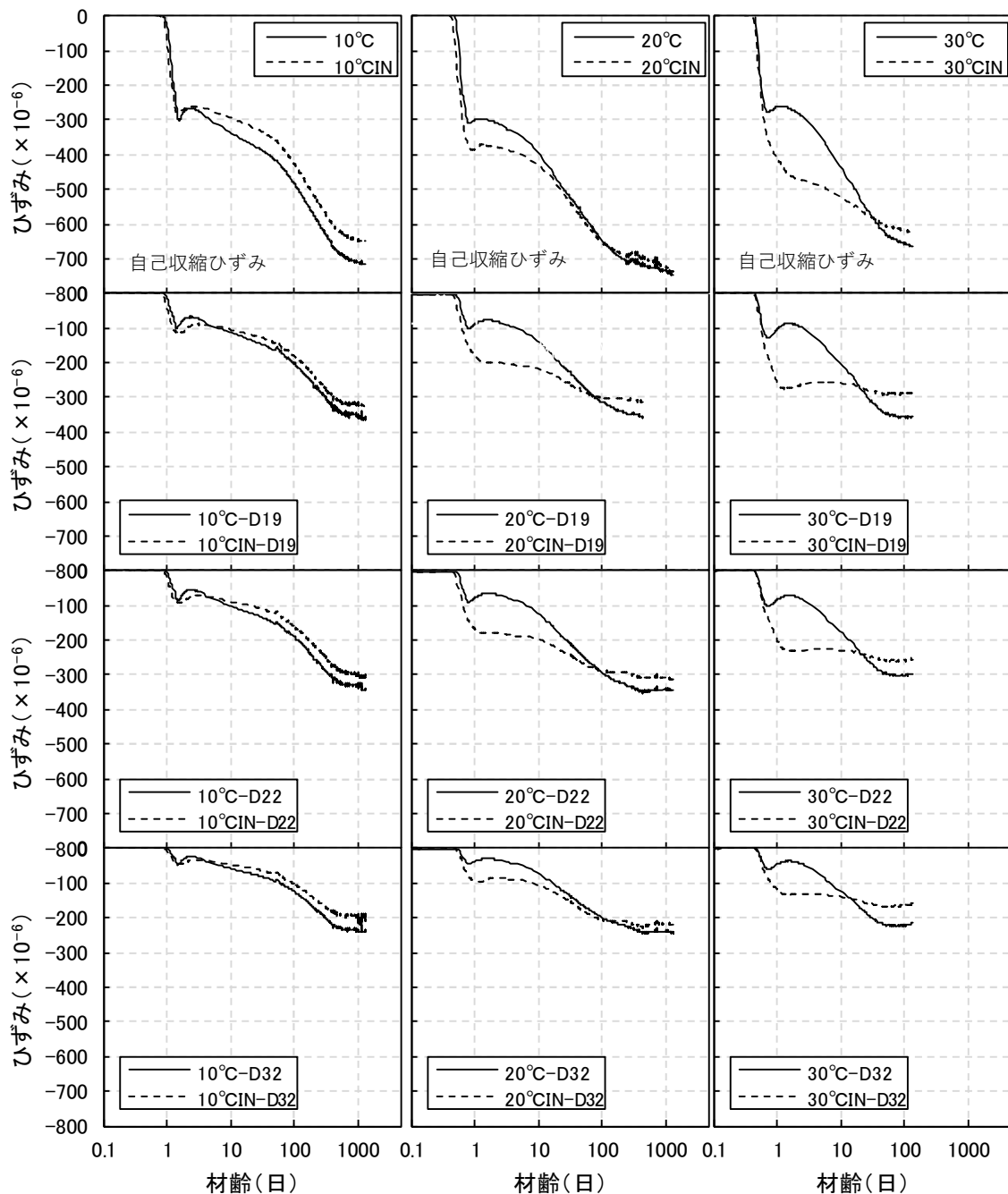


図 4-13 試験体のひずみと材齢の関係

自己収縮ひずみまたは鉄筋ひずみと修正有効材齢の関係を図 4-14 に示す。修正有効材齢を用いると、修正有効材齢で1~10日は、養生温度によって挙動に差が認められるものもあるが、修正有効材齢で10日以降は養生方法を変えた場合でも比較的同様のひずみで推移することが分かった。

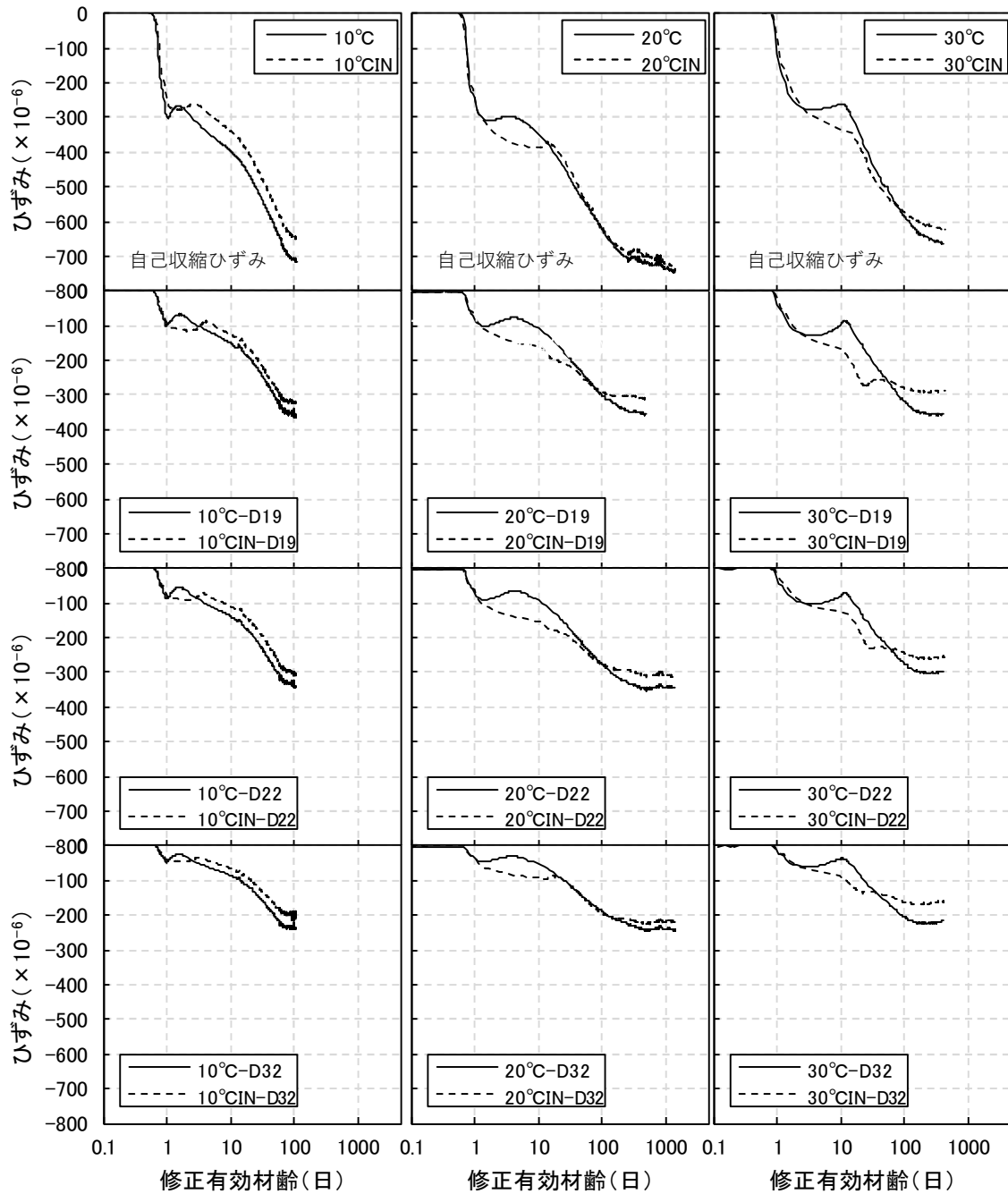


図 4-14 試験体のひずみと修正有効材齢の関係

埋設した鉄筋種類ごとにまとめたひずみと修正有効材齢の関係を図 4-15 に示す。鉄筋ひずみと修正有効材齢の関係を見ると、自己収縮ひずみと同様に、養生温度によらず概ね同等のひずみで推移していることが分かる。このことから、拘束応力を推定する場合、修正有効材齢で整理した自己収縮ひずみを UFC の体積ひずみとして使用できる可能性が高いことが考えられる。

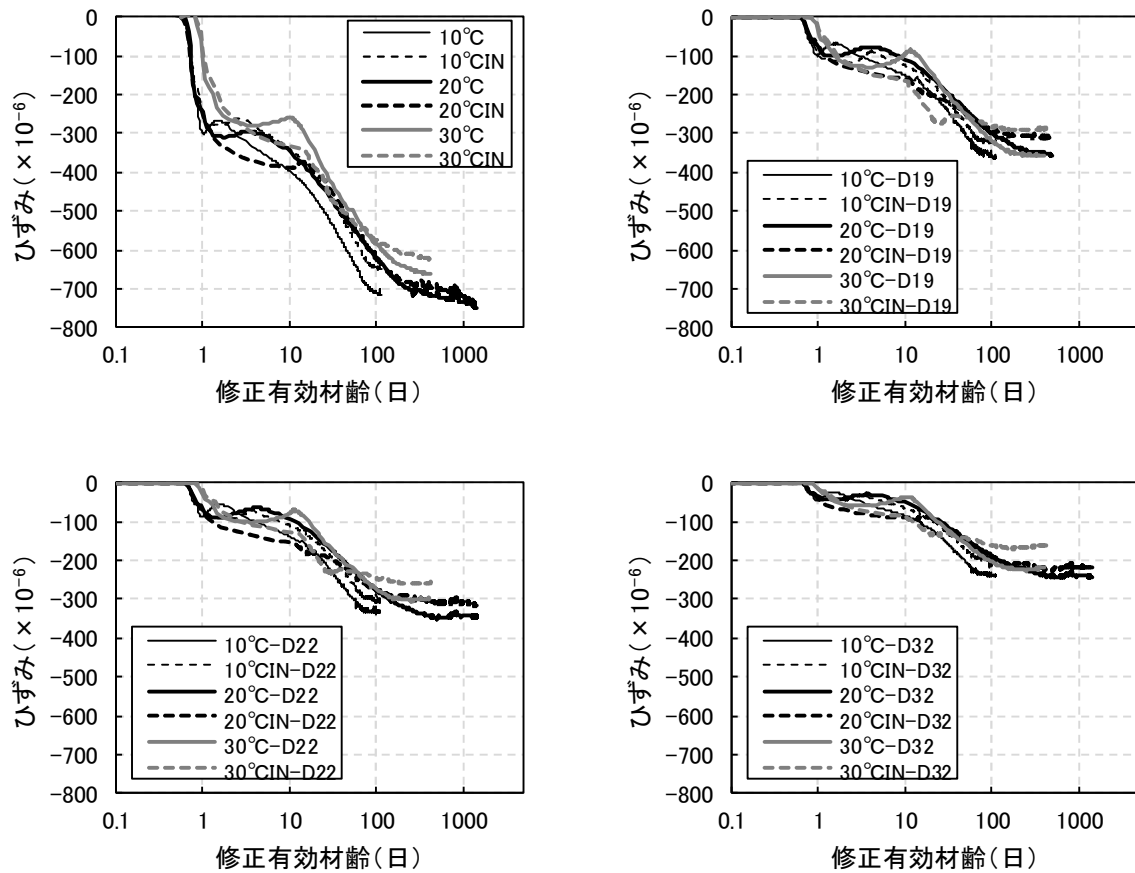


図 4-15 使用鉄筋ごとの試験体のひずみと修正有効材齢の関係

鉄筋ひずみから算出したコンクリート応力と修正有効材齢の関係を図 4-16 に示す。同図には、ひび割れ発生強度も示す。自己収縮ひずみによって、コンクリートには引張応力が作用しており、材齢 100 日付近でほぼ一定の応力に収束し、鉄筋比に応じて $2\text{N/mm}^2 \sim 4\text{N/mm}^2$ 程度となった。鉄筋比が比較的高い D32 の異形鉄筋を用いた場合でも、ひび割れ発生強度に対してひび割れ発生までに比較的余裕がある応力であった。

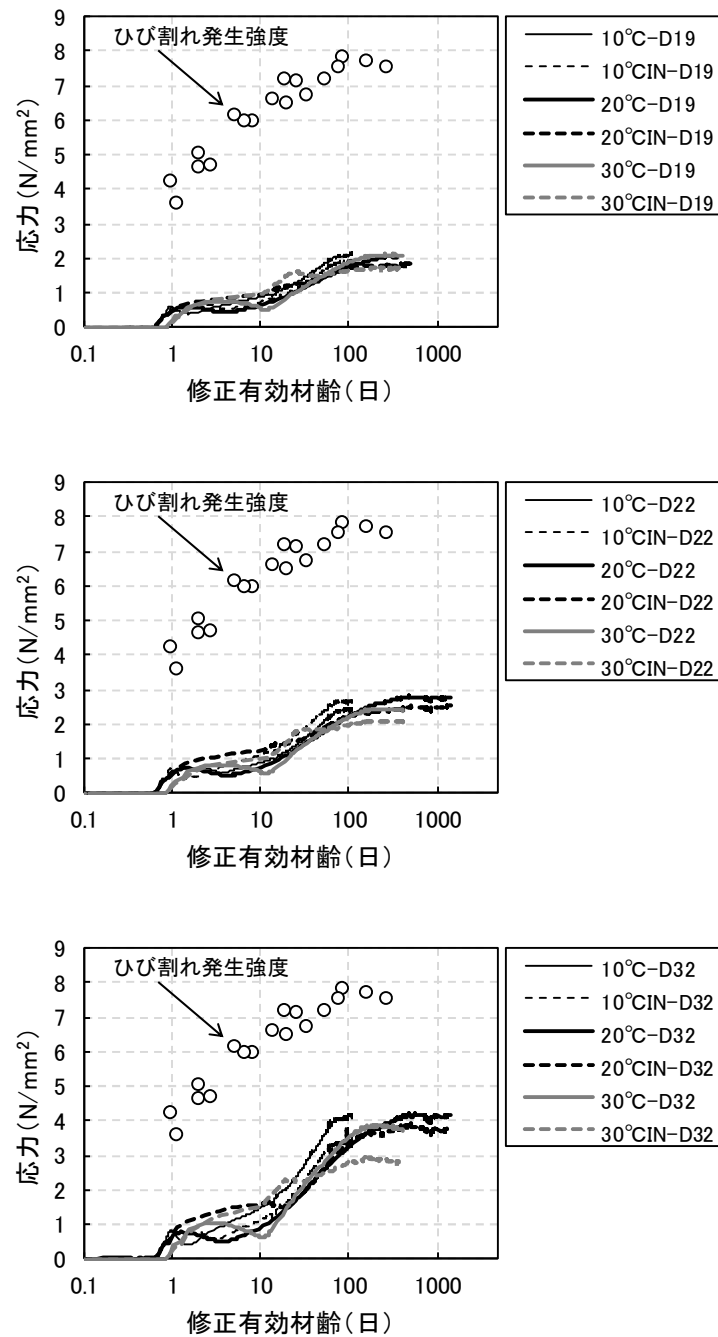


図 4-16 使用鉄筋ごとの試験体のひずみと修正有効材齢の関係

本研究における拘束試験では、最も大きい拘束応力で 4N/mm^2 となり、この時のひび割れ発生強度は約 8N/mm^2 である。このことから、日本コンクリート工学会「マスコンクリートのひび割れ制御指針 2016」のひび割れの照査で用いられるひび割れ指数を算出すると 2 となり、ひび割れ発生率は 5% と非常に小さくなる。このことから、C3S 系 UFC は、鉄筋比が 8.6% と多くなる D32 を用いた場合でも、ひび割れに対して余裕があることが分かった。

日本コンクリート工学会⁷⁾の報告と白井らの報告⁸⁾を参考に、拘束ひずみと収縮応力の関係から有効ヤング係数を求め、ヤング係数の低減係数を求めた。拘束ひずみは、鉄筋の全ひずみ（温度ひずみと弾性ひずみ）から、UFC の全ひずみ（温度ひずみ+自己収縮ひずみ）を差し引いたものとして算出した。

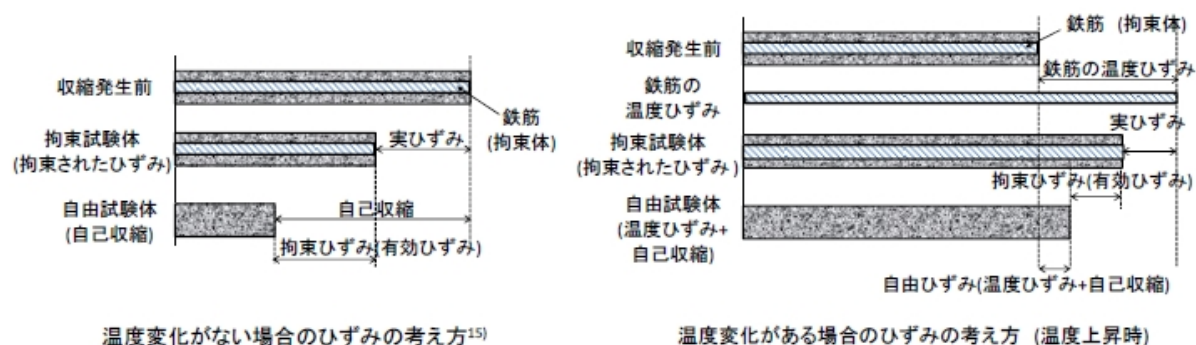


図 4-17 ひずみの定義⁸⁾

養生温度ごとの拘束ひずみとコンクリートの応力の関係を図 4-18 に示す。養生温度ごとに見ると、拘束ひずみが大きくなるほどコンクリート応力（引張応力）が大きくなることが確認できた。両者の関係は、概ね二つの直線関係となることが分かった。この拘束ひずみとコンクリート応力における傾きが有効ヤング係数となる。拘束ひずみが $200\sim 300 \times 10^{-6}$ 程度まではコンクリートの応力の増加は緩やかであり、即ち有効ヤング係数は小さいが、それ以降は傾きが大きくなり、拘束ひずみに対するコンクリート応力の増加が大きくなり、即ち有効ヤング係数は大きくなった。ただし、養生温度 30°C で保温養生を行った場合、傾きの変化は小さかった。拘束ひずみとコンクリート応力の直線関係が屈曲する点は、コンクリートの温度が最高に到達する時点と概ね対応していた。

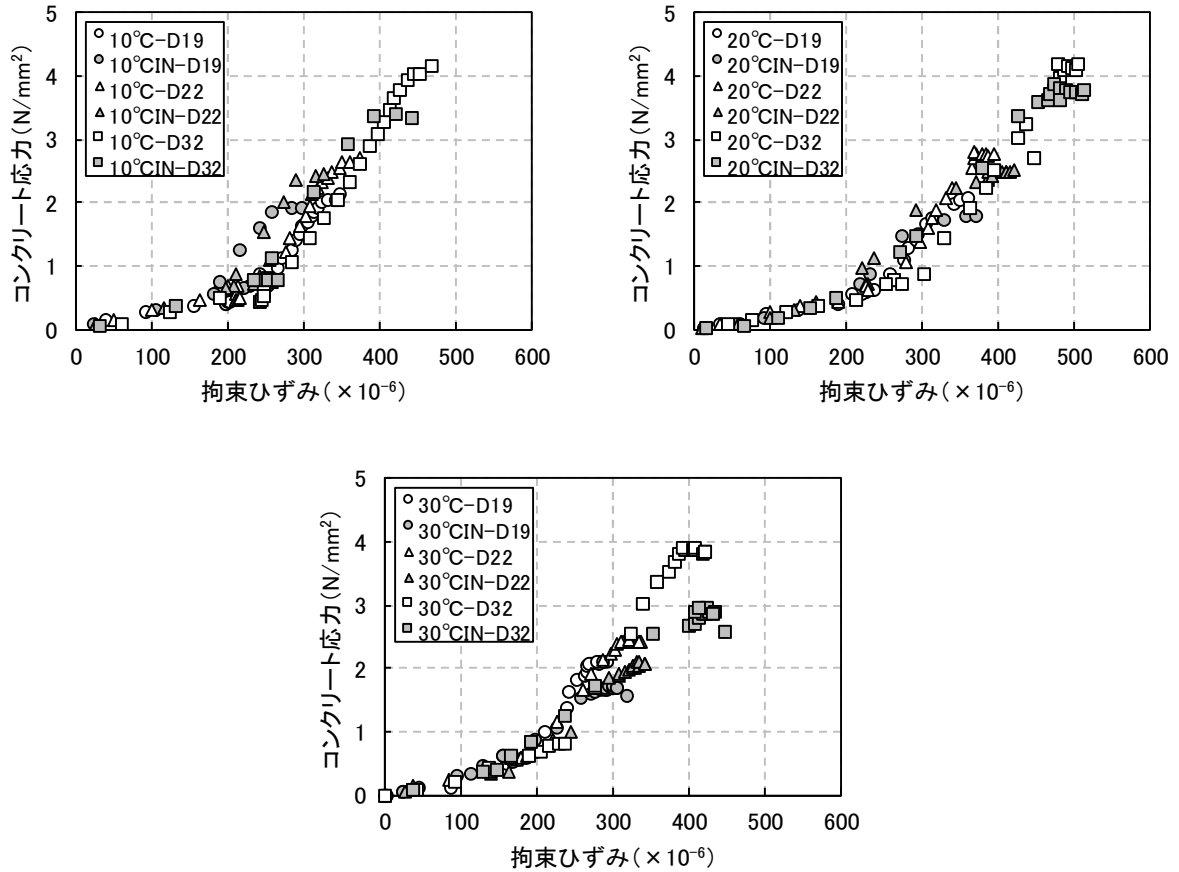


図 4-18 コンクリート応力と拘束ひずみの関係

拘束応力試験体の温度履歴から修正有効材齢を求め、さらに修正有効材齢から圧縮強度を推定した。さらに、推定した圧縮強度を用いて図 4-5 における圧縮強度とヤング係数の関係から拘束応力試験体のヤング係数を求め、有効ヤング係数との比を取ることで、ヤング係数の低減係数を算出した。C₃S 系 UFC の低減係数は、温度上昇時よりも温度降下以降の方が大きくなった。

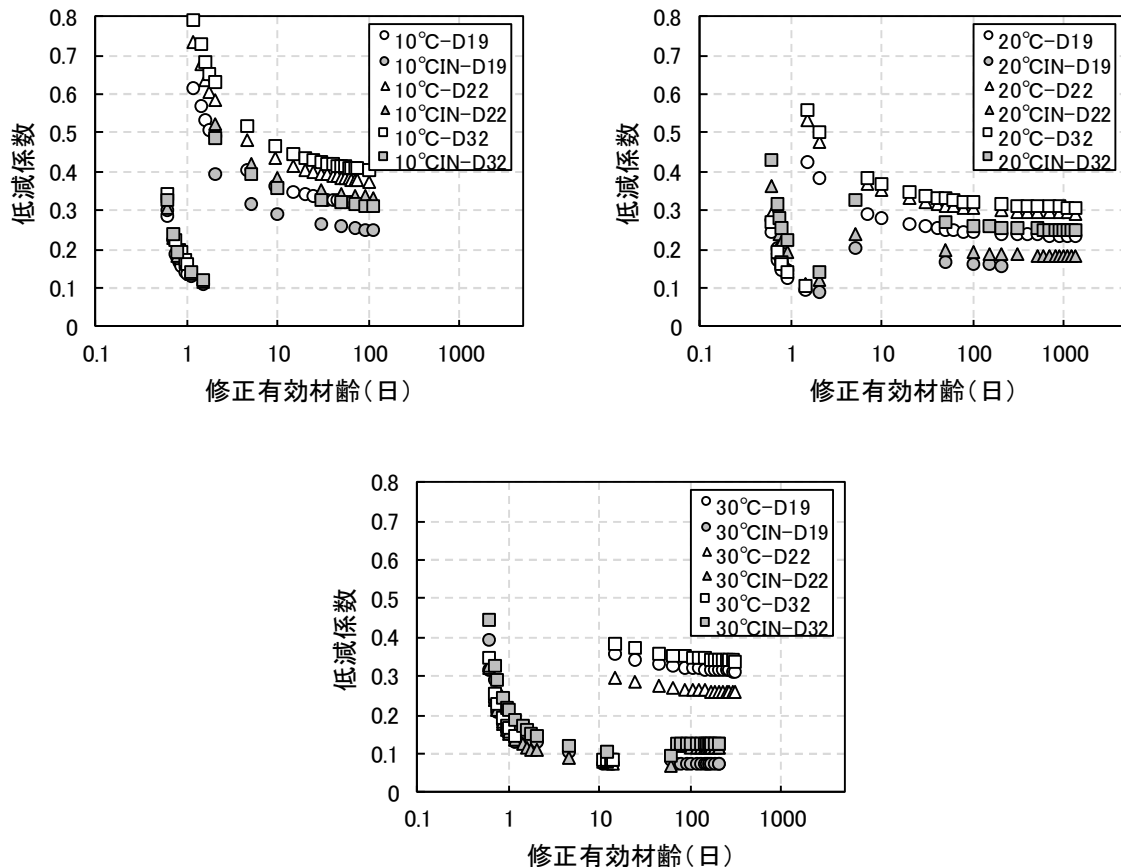


図 4-19 静弾性係数の低減係数と修正有効材齢の関係

温度上昇時と温度降下時について、使用した鉄筋ごとに静弾性係数の低減係数をまとめたものを表 4-8 に示す。また、低減係数と養生温度の関係を図 4-20 に、低減係数と試験体の最高温度との関係を図 4-21 に示す。温度上昇時の低減係数は、0.12~0.22 の範囲となり、平均で 0.16 となった。また、温度降下時の低減係数は、0.11 から 0.45 となり、平均で 0.29 となった。この値は、日本コンクリート工学会が提案する温度上昇時の 0.42 と最高温度到達材齢から 1 日後以降の値 0.65 と比べると幾分小さい値となった。有効ヤング係数は、コンクリートのクリープを反映した値であることを踏まえると、以上の結果は、C₃S 系 UFC のクリープが一般的なコンクリートよりも大きいことを示唆している。入矢らの報告⁹⁾によると、コンクリート中のモルタル量が大きいほど、引張クリープひずみが大きくなることを示しており、コンクリート中のモルタルの単位量が 600l/m³ から 1000l/m³ となるとクリープ係数が 2 倍程度増大する。一般的なコンクリートの単位モルタル量が約 600l/m³ 程度であり、C₃S 系 UFC は、全量モルタルであることを踏まえると、C₃S 系 UFC のヤング係数の低減係数が小さくなる要因として、モルタルである配合の影響が大きい可能性がある。ただし、入矢らが実施した配合と、C₃S 系 UFC の配合は大きく異なるため、詳細な検討が必要である。また、丸山らは、超高強度コンクリートで本試験と同様な拘束試験を行った場合、硬化時の収縮により材齢 9 日時点で鉄筋周辺に微細な内部ひび割れが生じることを報告していることから¹⁰⁾、より詳細な検討が必要と考

えられる。

表 4-8 ヤング係数の低減係数

記号	養生温度 (°C)	試験体の最高温 度の平均 (°C)	温度上昇時				温度降下時			
			D19	D22	D32	平均	D19	D22	D32	平均
10°C	10	18.3	0.19	0.23	0.23	0.22	0.39	0.46	0.50	0.45
10°CIN		33.2	0.17	0.17	0.18	0.17	0.29	0.39	0.36	0.35
20°C	20	40.2	0.14	0.17	0.15	0.15	0.27	0.34	0.36	0.32
20°CIN		59.1	0.14	0.19	0.22	0.18	0.18	0.20	0.27	0.22
30°C	30	52.0	0.12	0.12	0.13	0.12	0.33	0.27	0.36	0.32
30°CIN		71.3	0.12	0.10	0.14	0.12	0.07	0.12	0.13	0.11
			全平均			0.16	全平均			0.29

また、低減係数と鉄筋を使用した試験体の最高温度の平均との関係を見ると、最高温度が高くなるほど低減係数が小さくなるのが分かる。このことから、UFC が受ける温度履歴によってクリープの影響が変化している可能性があり、試験体の温度が高いほどその影響が大きくなることが考えられる。この点については、UFC の温度とクリープの解析の点から詳細な検討が必要であると考えられるが今後の課題である。本研究においては、表 4-8 に示すように温度上昇時と温度降下時において、それぞれの平均値を応力解析に用いることとする。

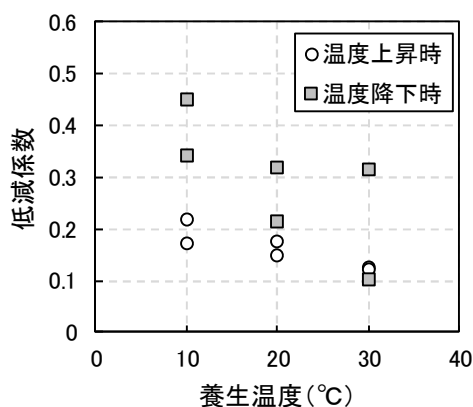


図 4-20 低減係数と養生温度の関係

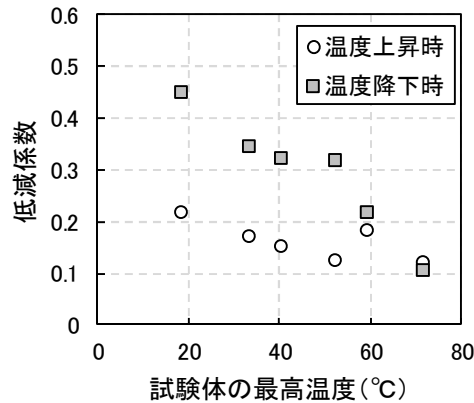


図 4-21 低減係数と試験体の最高温度の関係

4. 4 まとめ

C₃S系 UFC の硬化時の水和熱による温度変化と、自己収縮によって発生する拘束応力の特性を把握するため、圧縮強度以外の基礎的な硬化物性データを収集するとともに異形鉄筋を用いた拘束応力試験を実施した。なお、試験体は保温養生の条件を変えることで種々の温度履歴を受けるようにした。種々の温度履歴が与えられた場合の硬化物性や、自己収縮や拘束応力の特性について整理したところ以下のことが分かった。

- (1) 温度履歴を受けた場合の C₃S 系 UFC のヤング係数とひび割れ発生強度の発現性についても、圧縮強度と同様に修正有効材齢を用いて一義的に評価が可能である。
- (2) 温度履歴を受けた場合の自己収縮についても、修正有効材齢を用いることで評価できることが分かった。また、修正有効材齢を用いて式(4-3)に示す自己収縮の推定式を提案した。
- (3) 温度履歴を受けた場合の鉄筋拘束試験における鉄筋ひずみや拘束応力についても修正有効材齢を用いて一義的に評価できることが分かった。また拘束ひずみとコンクリート応力の関係から推定したヤング係数の低減係数は、一般的なコンクリートのものよりも小さい値を示した。

1) 桜井邦昭, 武田篤史, 左合靖樹, 小澤武史, 平田隆祥: 常温硬化型の超高強度繊維補強コンクリートによる梁部材の補修方法に関する施工実験, 土木学会年次学術講演会講演概要集, Vol.72, VI-342, 2017

2) 佐々木一成, 大場誠道, 岩城孝之, 富永高行, 野村敏雄: UFC を用いたプレキャスト床版接合構造の輪荷重走行試験による疲労性能の検討, 土木学会年次学術講演会講演概要集, Vol.73, I-354, 2018

3) 田沢栄一: コンクリートの硬化時温度応力の問題点, コンクリート工学, Vol.24, No.12, pp.11-20, 1986

4) 玉滝浩司, 吉田浩一郎, 石関嘉一, 平田隆祥: 常温硬化型超高強度繊維補強コンクリートの諸性質, コンクリート工学年次論文集, Vol.34, No.1, pp.208-213, 2012

-
- 5) Atsushi Teramoto, Ippei Maruyama, Yuji Mitani; Influence of Silica Fume Additive and Temperature History on the Volume Change of Ultra-High-Strength Cement Paste and Concrete, *Advances in Civil Engineering Materials*, Vol.8, No.3, pp.153-172, 2019
 - 6) 寺本篤史, 丸山一平, 谷村充, 三谷裕二: 超高強度コンクリートの自己収縮予測式の提案, *日本建築学会構造系論文集*, Vol.75, No.654, pp.1421-1430, 2010
 - 7) 日本コンクリート工学協会: 自己収縮委員会報告書, pp.58-60, 1996
 - 8) 臼井達哉, 宮原茂禎, 丸屋剛, 大友健: 異なる養生温度条件下における高炉セメントコンクリートの自己収縮ひずみと収縮応力の特性, *土木学会論文集 E2 (材料・コンクリート構造)*, Vol.70, No.1, pp.92-103, 2014
 - 9) 入矢桂史郎, 服部達也, 梅原秀哲: 若材齢コンクリートの圧縮クリープと引張クリープの比較に関する研究, *土木学会論文集*, No.599/V-40, pp.105-117, 1998
 - 10) 丸山一平, 佐藤良一: 超高強度コンクリートを用いた RC 部材中の鉄筋近傍における微細ひび割れの発見, *日本建築学会構造系論文集*, Vol.72, No.617, pp.1-7, 2007

第5章 C₃S系 UFC の自己収縮低減方法の検討

5. 1 はじめに

一般にコンクリートは水結合材比が小さくなるほどその自己収縮は大きくなる。C₃S系 UFC は水結合材比が10%台で非常に小さいため、当然のことながら自己収縮は非常に大きい。超高強度コンクリートの自己収縮を低減する方法として、膨張材や収縮低減剤、それらを併用する方法が取られる¹⁾²⁾。また、水分を多く含む硬質の骨材を用いて、骨材から供給される水分によるセルフキュアリング効果による自己収縮低減方法もあり³⁾⁴⁾、UFC への利用も検討されている⁵⁾。

本研究においても、一般的に使用される膨張材や収縮低減剤を用いることで自己収縮の低減を図った。また、廃瓦細骨材を用いたセルフキュアリングによる自己収縮の低減効果も検討した。さらに、自己収縮低減が拘束応力に及ぼす影響を確認するため、異形鉄筋を用いた拘束応力試験を実施した。

5. 2 試験概要

5. 2. 1 使用材料

C₃S系 UFC の標準配合を表 3-1 に示す。結合材であるプレミックス粉体とは、C₃S系セメント、ポゾラン質微粉末（SiO₂が90%以上、BET比表面積18.9m²/g、密度2.2g/cm³）と無機粉末をあらかじめ混合した結合材である。細骨材には、砕砂（表乾密度：2.62g/cm³、吸水率：2.5%、粗粒率2.59）を用いた。混和剤には、ポリカルボン酸系の高性能減水剤を使用した。鋼繊維は、直径0.16mm、長さ13mmで引張強度が2000N/mm²以上を有するものを使用した。

表 5-1 C₃S系 UFC の標準配合

目標 フロー値 (mm)	目標 空気量 (%)	単位量(kg/m ³)				鋼繊維 ^{※2} (kg)
		水	プレミックス 粉体 ^{※1}	細骨材	混和剤	
260±30	3.5 以下	230	1830	330	31.2	157

※1：C₃S系セメント、ポゾラン質微粉末、無機粉末からなる混合材

※2：鋼繊維は、練り上がったモルタルに対して外割りで添加した。

自己収縮の低減のために使用した材料を表 5-2 に示す。膨張材は、JIS A6206 の膨張材 20 型に適合するエトリンガイト・石灰複合型のものと、石灰系のコンクリート製品用早強性膨張材の2種類とした。収縮低減剤は、2種類使用し、いずれも市販のものでポリエーテル誘導体を主成分とするものと、低級アルコールのアルキレンオキシド付加物を主成分とするものとした。廃瓦細骨材として、島根県江津産で生産されるもので、粒径が5mm以下のものを使用した。それぞれの材料は、単一で使った場合と、膨張材と収縮低減剤を併用した場合、廃瓦と膨張材を併用した場合の組合せで使用した。

表 5-2 自己収縮の低減のために使用した材料

種類	記号	摘要
膨張材①	EA	JIS A6206, 膨張材 20 型, エトリンガイト・石灰複合型
膨張材②	EB	製品用早強性膨張材, 石灰系
収縮低減剤①	SA	ポリエーテル誘導体
収縮低減剤②	SB	低級アルコールのアルキレンオキシド付加物
廃瓦細骨材	CS	島根県江津産, 密度 2.26g/cm ³ , 最大粒径 5mm, 粗粒率 4.06, 微粒分 4.0%, 吸水率 10.9%

5. 2. 2 練混ぜ

(1) モルタルミキサを用いる場合

プレミックス粉体と細骨材または廃瓦をモルタルミキサ（容量 5L）内に投入し、30 秒間空練りした後、混和剤および水を投入して 5 分間練り混ぜた。ミキサ縁に付着した試料をかき落とし、さらに 5 分間練り混ぜ、繊維投入前のモルタルフローの確認を行った。その後、鋼繊維を投入し、さらに 30 秒間練り混ぜ排出した。

(2) コンクリートミキサを用いる場合

プレミックス材および細骨材を水平二軸形強制練りミキサ（容量：50L）に投入し、30 秒間空練りし、混和剤を含む水を投入して 7 分間練り混ぜた後、掻き落としを行った。さらに 3 分間練り混ぜた。その後、鋼繊維を投入しさらに 2 分間練り混ぜた後排出した。1 回の練り量は 50L とした。

5. 2. 3 フレッシュ性状

練り上がった試料について、フロー値を JIS R 5201-1997「セメントの物理試験方法」を参考に落下なしの条件で測定した。また、空気量を JIS A1128:2014「フレッシュコンクリート空気量の圧力による試験方法—空気室圧力方法」に従い測定し、コンクリート温度を JIS A1156:2014「フレッシュコンクリートの温度測定方法」を参考に測定した。なお、エアメータの容器を用いて、単位容積質量も併せて測定した。

5. 2. 4 強度試験

練り上げた試料を用いて圧縮強度、ひび割れ発生強度、静弾性係数を測定した。練り上げた試料は所定の型枠に流し込んだ後、封緘養生とした。圧縮強度および静弾性係数用の試験体は、φ 50×100mm とした。割裂引張強度試験は、φ 100×110mm とした。圧縮強度試験は、JIS A 1108 : 2006「コンクリートの圧縮強度試験方法」を参考にして行った。なお、ヤング係数は、JIS A 1149 : 2001「コンクリートの静弾性係数試験方法」に準じて測定した。ひび割れ発生強度試験は、土木学会「超高強度繊維補強コンクリートの設計・施工指針（案）」を参考に、円柱を用いた割裂引張強度試験を行い、

端面にひずみゲージを貼り付けひずみを測定した。

5. 2. 5 自己収縮試験

収縮低減に用いる材料の最適な使用量や組み合わせを検討するため、簡易な試験方法にて自己収縮試験を行った。

自己収縮の測定は、打ち込み直後から材齢 2~3 日までは非接触式の変位センサを用いて長さ変化を測定し、それ以降はコンタクトゲージを用いて長さ変化を測定した。試験はすべて 20°C の環境で行った。

打ち込み直後からの自己収縮の測定装置の概要を図 5-1 に示す。試験体の寸法は、30×10×500mm とし、1 水準につき 2 体作製した。自己収縮は試料に埋設した端子の変位を、渦電流式変位センサ(分解能 0.002mm)を用いて非接触で測定することにより求めた。なお、打ち込み直後から、材齢 2~3 日までこの方法で測定した。

初期の自己収縮を測定後、脱型しアルミ粘着テープで封緘状態とした。試験体寸法を 400mm にカットし、表面に基長 250mm としてコンタクトチップを貼り付け、コンタクトゲージ(分解能 0.001mm)を用いて材齢 182 日までの長さ変化を測定した。

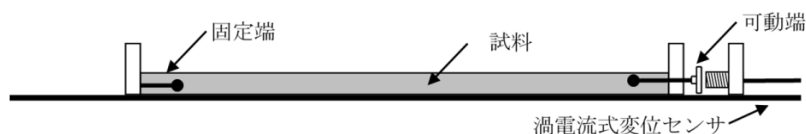


図 5-1 自己収縮試験装置

図 5-2 に C₃S 系 UFC の収縮低減の対策を行わない標準配合について、試験日を変えて 4 回測定した結果を示す。また、図には埋め込みひずみ計を用いて自己収縮を測定した結果も合わせて示す。今回用いた方法は、概ね埋め込みひずみ計による測定結果に近い結果となり、自己収縮量の測定に十分精度を有すると判断した。

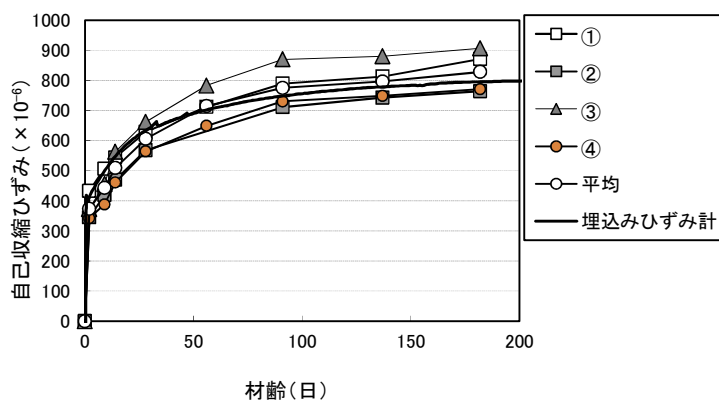


図 5-2 標準配合における測定結果

膨張材または収縮低減剤を用いた配合の試験水準を表 3-2 に示す。膨張材の単位量は、20～40kg/m³とし、収縮低減剤の単位量は 10～20kg/m³とした。

表 5-3 膨張材または収縮低減剤を用いた場合の試験水準

記号	膨張材 ^{※1} (kg/m ³)		収縮低減剤 ^{※2} (kg/m ³)	
	EA	EB	SA	SB
Ref (標準配合)				
EA20	20			
EA30	30			
EA40	40			
EB20		20		
EB30		30		
EB40		40		
SA10			10	
SA20			20	
SB10				10
SB20				20
EA20SA10	20		10	
EA30SA10	30		10	
EA30SA20	30		20	
EA30SB20	30			20
EB20SB10		20	10	
EB30SB10		30	10	
EB30SB20		30	20	

※1：結合材に対して内割とした。
 ※2：水に対して内割とした。

廃瓦を用いる場合、内部養生による水和反応の促進の効果が得られると考えられることから、膨張材を併用した場合についても検討した。廃瓦と膨張材を用いた配合の試験水準を表 5-4 に示す。なお、廃瓦は粒度分布が砕砂よりも大きく、鋼繊維の分散性が低下すると考えられたため、標準配合における細骨材へ置換して使用した。

表 5-4 廃瓦または膨張材を用いた場合の試験水準

記号	CS (置換率%)	EA (kg/m ³)
CS20	20	
CS40	40	
CS60	60	
CS80	80	
CS100	100	
CS60EA10	60	10
CS60EA20	60	20

5. 2. 6 拘束応力試験

自己収縮の低減を図った配合で拘束応力試験を実施した配合を表 5-6 に示す。自己収縮試験の結果、銘柄 EA の膨張材 20kg/m³ と銘柄 SA の収縮低減剤 20kg/m³ を併用した場合（記号：EA20SA20）と、細骨材に対する廃瓦の置換率を 60%として銘柄 EA の膨張材 20kg/m³ として併用した場合（記号：CS60EA20）の 2 種類について、自己収縮の低減効果と拘束応力の低減効果の関係を把握するため、異形鉄筋を用いた拘束応力試験を実施した。それと同時に、基礎的な強度発現特性についても検討した。

表 5-5 配合一覧

配合名	膨張材 (kg/m ³)	収縮低減剤 (kg/m ³)	廃瓦 (置換率%)
Ref (標準配合)	-	-	-
EA20SA20	20	20	
CS60EA20	20		60

強度試験の水準を表 5-6 に示す。養生温度は、20℃および 30℃とし、圧縮強度、ヤング係数、ひび割れ発生強度を測定した。

表 5-6 強度試験の試験水準

記号	養生温度 (℃)	養生方法	試験項目	試験材齢 (日)
Ref	20, 30	封緘養生	圧縮強度	1, 2, 7, 28, 56, 91
EA20SA20			ヤング係数	1, 2, 7, 28, 56, 91
CS60EA20			ひび割れ発生強度	7, 28, 56, 91

自己収縮は埋込みひずみ計を用いて測定し、試験体の寸法は 100×100×400mm とし 1 水準につき 2 体作製した。試験体の概要を図 4-1 に示す。厚さ 12mm の合板で作製した型枠を用い、内部にテフロンシートを設置した。型枠中心に、熱電対付きの埋込みひずみ計を設置し、UFC の長さ変化と温度を測定した。端部にはポリスチレンボードを設置した。練り上げた試料を流し込んだ後、試料の表面をポリエステルフィルムでシールした。

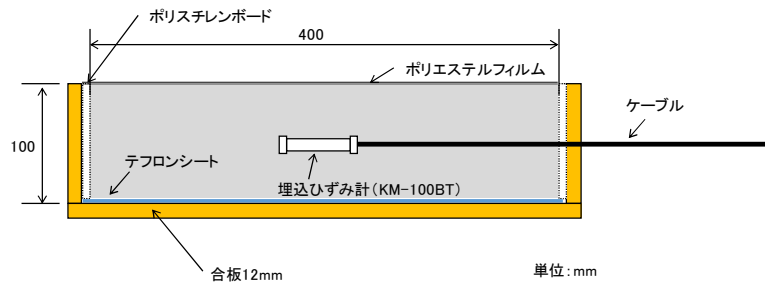


図 5-3 自己収縮試験用試験体

自己収縮応力試験体の寸法は第 4 章と同様に、 $100 \times 100 \times 900\text{mm}$ とし 1 水準につき 2 体作製した。試験体の概要を図 4-2 に示す。型枠は合板を使用した。拘束応力の測定のため、異形鉄筋を埋設した。異形鉄筋の中心部にひずみゲージを貼付し、ひずみを測定した。また、型枠の端部に熱電対を埋め込み、コンクリートの温度を測定した。なお、ひずみの測定値は、あらかじめ温度履歴を与えて測定した温度出力を補正に用いた。

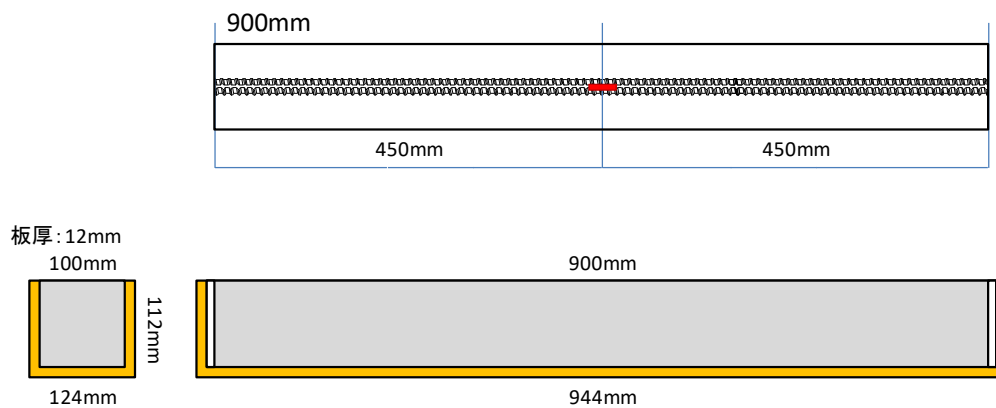


図 5-4 自己収縮応力試験用試験体

UFC に生じている応力は、試験体中心部の断面の釣合いから式(4-1)から求めた。

$$A_C \sigma_C + A_S \sigma_S = 0$$

$$\sigma_C = -(A_C/A_S) \sigma_S = -(A_C/A_S) E_S \varepsilon_S$$

式 (5-1)

ここに、

A_C : コンクリートの断面積 (mm²)

σ_C : コンクリートの応力 (N/mm²)

A_S : 鉄筋の断面積 (mm²)

σ_S : 鉄筋の応力 (N/mm²)

E_S : 鉄筋の静弾性係数 (kN/mm²)

ε_s : 鉄筋のひずみ ($\times 10^{-6}$)

拘束応力試験の水準を表 5-7 に示す。養生温度は 20°C および 30°C とし、養生方法はシート養生とした。また、埋設する鉄筋は、呼び径で D22 と D32 の 2 種類とした。

表 5-7 拘束応力試験の試験水準

記号 (○は鉄筋の呼び径)	養生温度 (°C)	養生方法	埋設異形鉄筋 の呼び径
Ref-20°C-○	20	シート養生	D32, D22
Ref-20°C-○	30	シート養生	D32, D22
EA20SA20-20°C-○	20	シート養生	D32, D22
EA20SA20-30°C-○	30	シート養生	D32, D22
CS60EA20-20°C-○	20	シート養生	D32, D22
CS60EA20-30°C-○	30	シート養生	D32, D22

5. 3 試験結果

5. 3. 1 膨張材または収縮低減剤を用いた場合

(1) フレッシュ性状および圧縮強度

練上り直後に採取した試料で測定したフロー値と圧縮強度試験結果（標準養生材齢 28 日）を表 4-5 に示す。なお、混和剤の添加率は変えず一定とした。標準配合（Ref）に対して膨張材を添加すると、膨張材の種類によらず、フロー値は低下する傾向であった。また、膨張材の単位量が増えるほど、圧縮強度は若干低下した。収縮低減剤を用いた場合、収縮低減剤の種類に寄らず単位量が 20kg/m³ の場合にフロー値が大きくなった。収縮低減剤が圧縮強度へ及ぼす影響は小さかった。

膨張材と収縮低減剤を併用した場合には、フロー値と圧縮強度は、標準配合とさほど変わらなかった。

表 5-8 フレッシュ性状試験および圧縮強度試験結果

記号	フロー値 (mm)	圧縮強度 (N/mm ²)
Ref	280	197
EA20	255	192
EA30	266	190
EA40	259	179
EB20	250	195
EB30	267	190
EB40	248	187
SA10	285	200
SA20	320	205
SB10	280	196
SB20	309	198
EA20SA10	275	192
EA30SA10	274	192
EA30SA20	296	200
EA30SB20	287	191
EB20SB10	279	198
EB30SB10	270	203
EB30SB20	305	199

(2) 自己収縮

膨張材または収縮低減剤を用いた場合の自己収縮ひずみについて、材齢2日までの結果を図5-5に、材齢182日までの試験結果を図5-6に示す。

材齢2日までの硬化初期における収縮ひずみを見ると、膨張材の使用により、収縮の起点が早くなり、硬化が若干早くなった。また膨張材を用いた場合、材齢0.7日あたりから標準配合(Ref)よりも収縮が小さくなり、膨張材の効果が表れた。膨張材の種類による影響は小さく、膨張材の添加量が多いほど収縮は小さくなる傾向であった。

収縮低減剤を用いた場合には、収縮の起点が遅れていること分かる。このことから、収縮低減剤により硬化が遅延していると考えられる。また、収縮低減剤の種類による影響は小さく、収縮低減剤の単位量が大きくなるほど収縮は小さくなった。

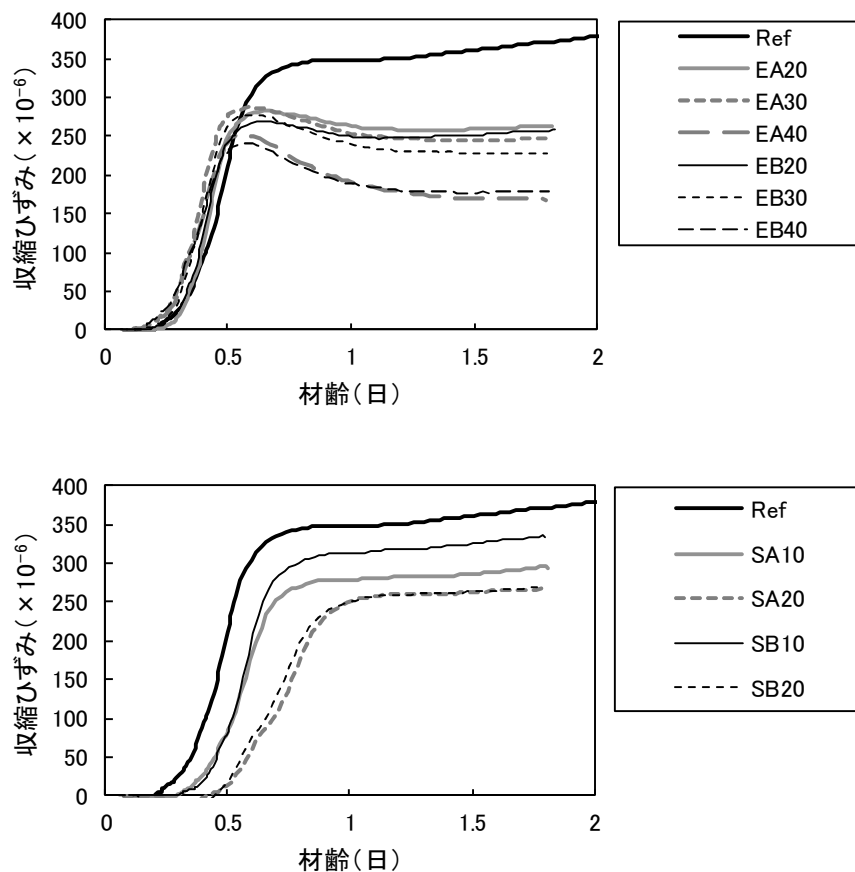


図5-5 膨張材または収縮低減剤を単独使用した場合の自己収縮ひずみ (材齢2日まで)

材齢 182 日までの自己収縮を見ると、膨張材の単位量が大きいほど、自己収縮の低減量も大きくなった。膨張材 EA を使用すると、単位量が 40kg/m^3 の場合に材齢 50 日を境として遅れ膨張が生じ、材齢 100 日あたりで再膨張を示した。これは、水結合材比が非常に小さい配合のため、膨張材の水和反応に必要な水が不足し、未反応で残っていた膨張材が多くなった結果、材齢が経過した時点で骨材に含まれる水分などが自己乾燥による湿度勾配により供給され再度水和を起こした可能性が考えられる⁶⁾。収縮低減剤を使用した場合、材齢 182 日における自己収縮量は、収縮低減剤の種類の影響は小さく、収縮低減剤の使用量が多いほど小さくなった。

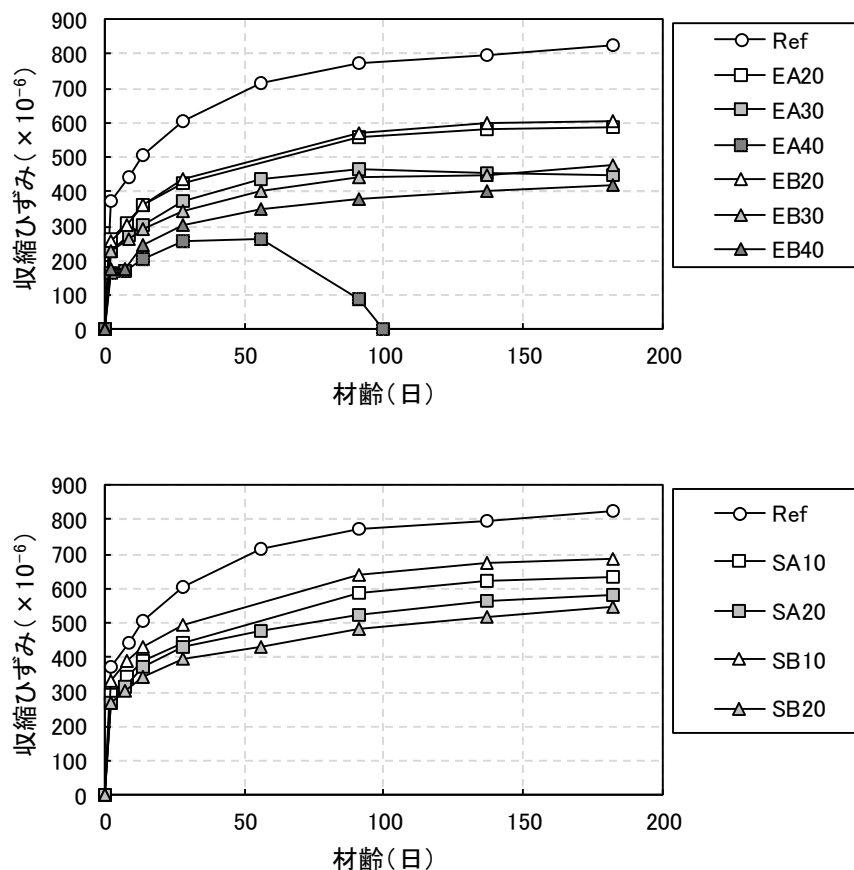


図 5-6 膨張材または収縮低減剤を単独使用した場合の自己収縮ひずみ (材齢 182 日まで)

膨張材と収縮低減剤を併用した場合の自己収縮ひずみについて、材齢 2 日までを図 5-7 に、材齢 182 日までを図 5-8 に示す。材齢 2 日までの自己収縮ひずみを見ると、膨張材と収縮低減剤を併用することで、それぞれを単独で使用したときも自己収縮の抑制効果が高くなっていることが分かる。膨張材の種類が自己収縮ひずみに及ぼす影響は小さかった。膨張材 EA を 30kg/m^3 使用し、収縮低減剤の種類を変えた場合には、収縮低減剤 EA の方が高い自己収縮抑制効果が得られた。

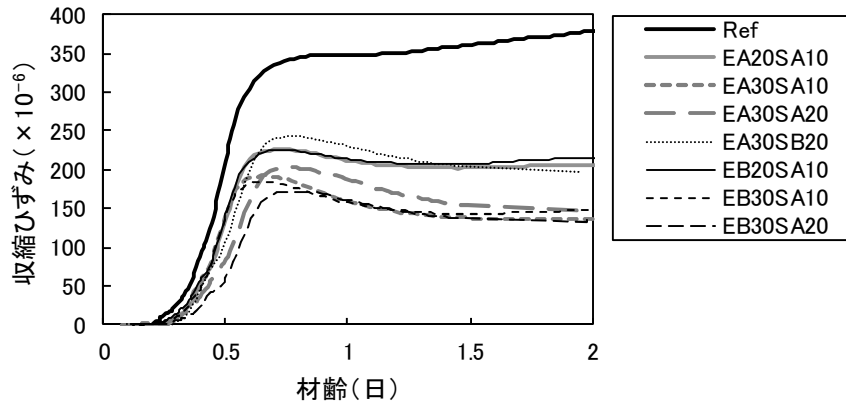


図 5-7 膨張材と収縮低減剤を併用した場合の自己収縮ひずみ (材齢 2 日まで)

材齢 182 日までの自己収縮を見ると、膨張材と収縮低減剤を用いることで、自己収縮量を半分程度にまで低減できることが分かった。膨張材 EA を 30kg/m^3 と収縮低減剤 SA を 20kg/m^3 使用した場合に最も自己収縮ひずみが小さくなった。

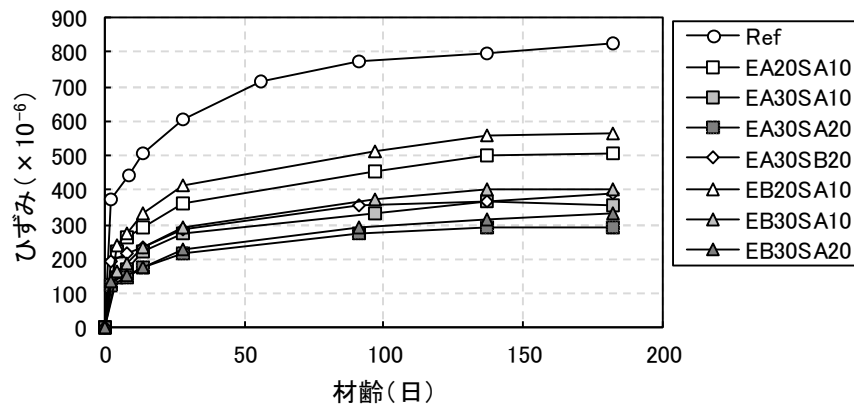


図 5-8 膨張材と収縮低減剤を併用した場合の自己収縮ひずみ (材齢 182 日まで)

材齢 182 日での自己収縮ひずみと膨張材または収縮低減剤を単一で使用した場合のそれぞれの単位量との関係を図 5-10 に示す。膨張材と収縮低減剤を単独で使用した場合には、今回実施した範囲ではそれぞれの単位量にほぼ比例して自己収縮ひずみが小さくなることが分かった。

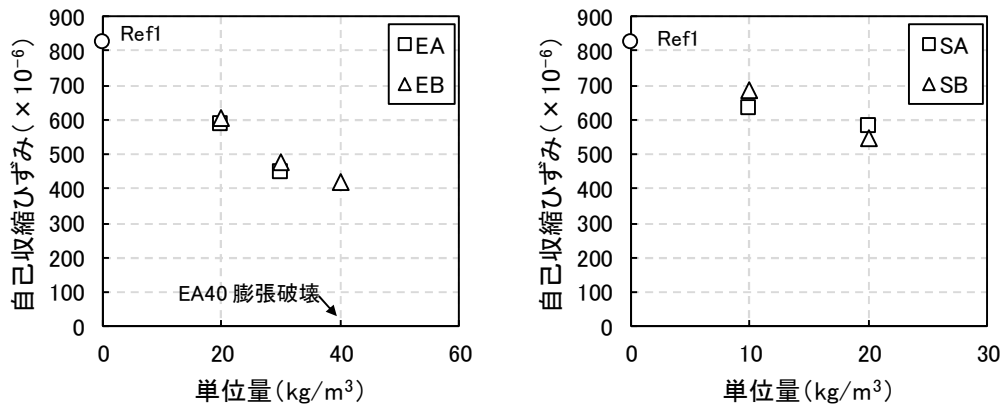


図 5-9 膨張材または収縮低減剤の単位量と自己収縮ひずみ（材齢 182 日）

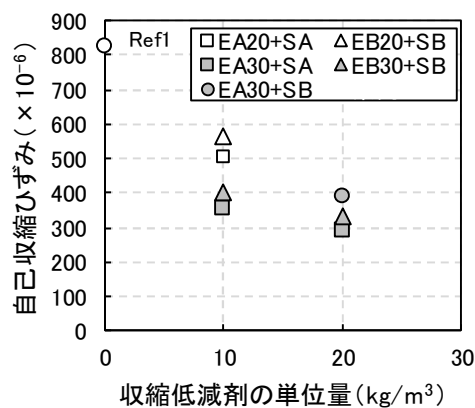


図 5-10 膨張材または収縮低減剤の単位量と自己収縮ひずみ（材齢 182 日）

膨張材と収縮低減剤を併用した場合の材齢 182 日の自己収縮ひずみを、同じ単位量で単一で使用した場合の自己収縮の低減効果を足し合わせることで推定した自己収縮ひずみと、自己収縮ひずみの実測値との関係を図 5-11 に示す。

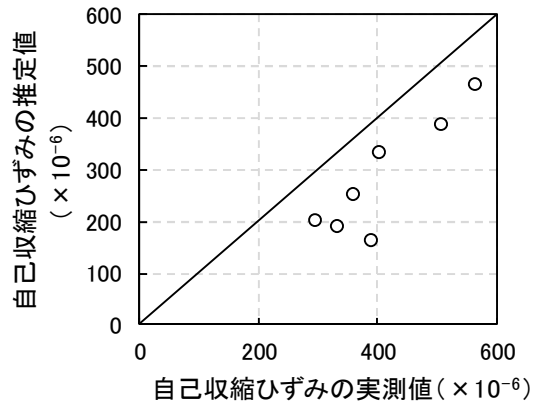
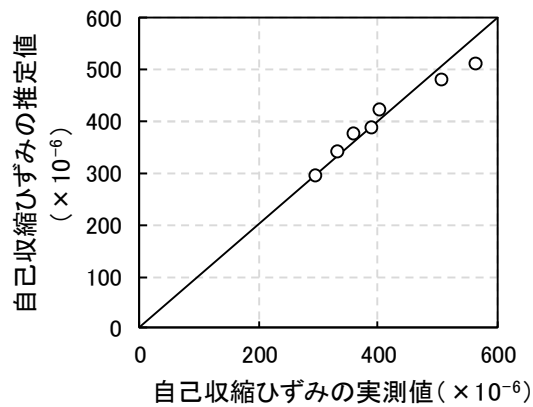


図 5-11 膨張材または収縮低減剤の単位量と自己収縮ひずみ（材齢 182 日）

そこで，重回帰分析により膨張材または収縮低減剤を添加した場合の自己収縮ひずみについて，膨張材または収縮低減剤を説明変数として回帰式を導出すると式(5-2)のようになる。式(5-2)の回帰式を用いて，自己収縮ひずみの予測が可能であることが分かる。

$$\begin{aligned} \text{自己収縮ひずみ} = & 813 - 11.93EA - 10.30EB - 12.32SA - 13.27SB \\ & + 0.14EA \cdot SA + 0.33EA \cdot SB + 0.14EB \cdot SA - 1.40EB \cdot SB \end{aligned} \quad \text{式 (5-2)}$$

ここに，各記号は同じ記号の膨張材または収縮低減剤の単位量



5. 3. 2 廃瓦を用いた場合

(1) フレッシュ性状および圧縮強度

廃瓦を細骨材に置換して混練りしたモルタルのフロー値と、標準養生材齢 28 日の圧縮強度の試験結果を表 5-9 に示す。標準配合 (Ref2) と比べると、廃瓦を 80%以上置換するとフロー値が低下した。廃瓦を使用した場合の圧縮強度は、標準配合とほぼ同等となった。

表 5-9 フレッシュ性状および圧縮強度試験結果

記号	フロー値 (mm)	圧縮強度 (N/mm ²)
Ref2	274	190
CS20	272	197
CS40	267	198
CS60	270	189
CS80	243	191
CS100	254	182
CS60EA10	258	186
CS60EA20	275	188

フロー試験における外観を図 5-12 に示す。廃瓦の置換率が 80%以上で鋼繊維のダマが多く認められた。よって、廃瓦の置換率は 60%が最も適していると考えられた。

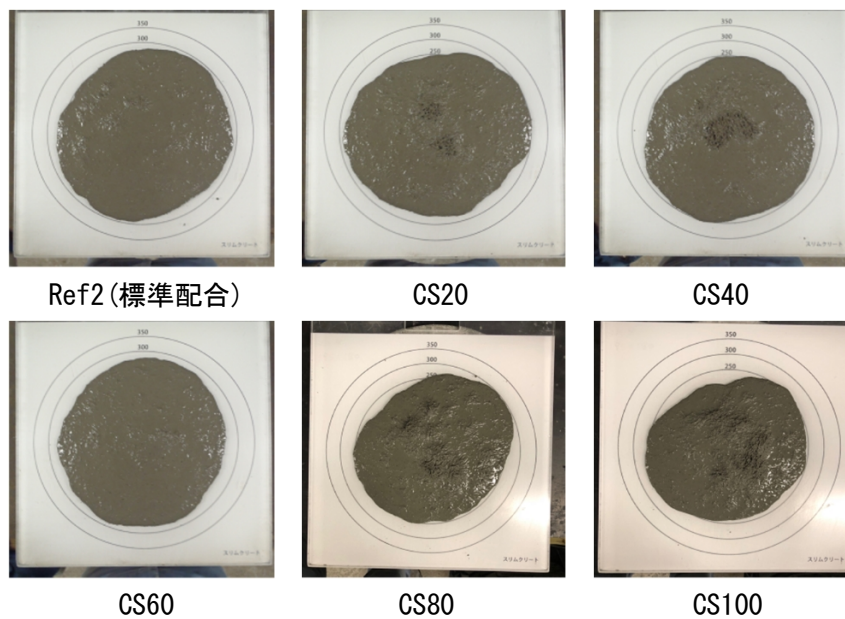


図 5-12 フロー試験の外観

(3) 自己収縮ひずみ

廃瓦を単独で使用した場合の自己収縮ひずみについて、材齢2日までの試験結果を図5-13に示す。材齢2日までの自己収縮ひずみを見ると、廃瓦を細骨材に使用すると、材齢0.5日付近から自己収縮の低減効果が現れることが分かった。また、廃瓦の置換率が高くなるほど、材齢2日までの自己収縮ひずみが小さくなり、置換率60%で標準配合(Ref2)の半分以下となることが分かった。

廃瓦を単独で使用した場合の自己収縮ひずみについて、材齢182日までの結果を図5-14に示す。廃瓦を使用した場合の材齢182日までの自己収縮ひずみは、廃瓦の置換率が60%までの場合、標準配合(Ref2)とほぼ同等となった。置換率が80%以上の場合は、 200×10^{-6} 程度の自己収縮低減効果が認められた。廃瓦を用いた場合、材齢初期における自己収縮の抑制効果が高いことが分かった。

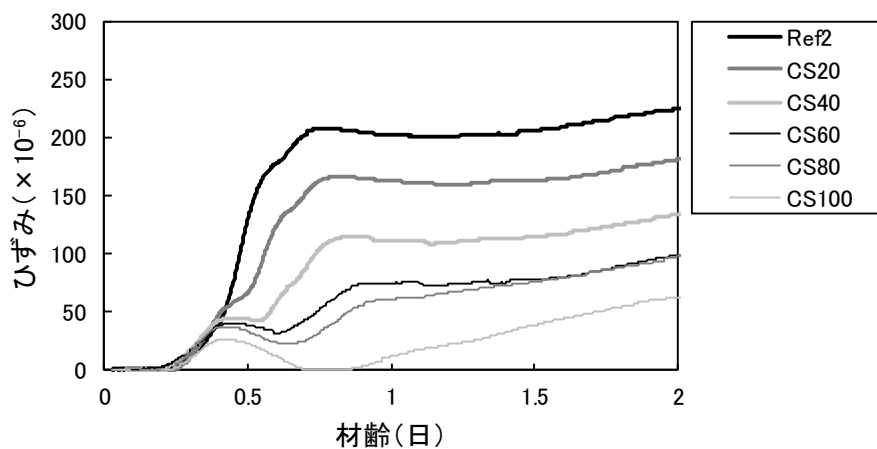


図5-13 廃瓦を単独で使用した場合の自己収縮試験結果(材齢2日まで)

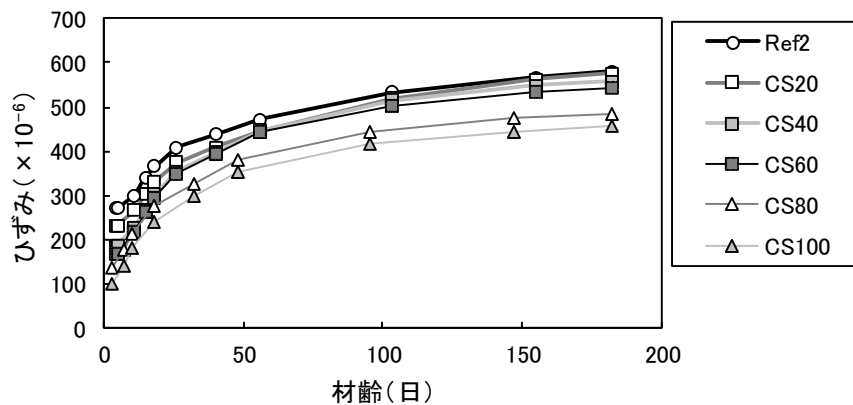


図5-14 廃瓦を単独で使用した場合の自己収縮試験結果(材齢182日まで)

廃瓦の内部養生効果により膨張材の反応を促進することで自己収縮の更なる抑制が可能か検討した。廃瓦置換率を60%とした場合に、膨張材を10kg/m³または20kg/m³添加した場合の自己収縮ひずみの測定結果を図5-15に示す。なお、同図には膨張材または廃瓦を単独使用した場合の結果も示した。廃瓦と膨張材を使用した場合、自己収縮の低減効果が高く、材齢2日までの自己収縮ひずみをほぼゼロにできることが分かった。

廃瓦と膨張材を併用した場合の自己収縮ひずみについて、材齢182日までの試験結果を図5-16に示す。廃瓦と膨張材を併用した場合、材齢2日以降は自己収縮が徐々に増大した。材齢182日における自己収縮ひずみは、廃瓦置換率60%で膨張材を10kg/m³併用した場合には、膨張材を単独で20kg/m³使用した場合と同等の自己収縮ひずみとなった。また、廃瓦置換率が60%で膨張材を20kg/m³併用した場合には、更に自己収縮が低減し、400×10⁻⁶程度の自己収縮抑制効果が認められた。これは、廃瓦を単独で60%置換した場合の自己収縮低減効果が30×10⁻⁶程度であり、膨張材を単独で20kg/m³使用した場合の自己収縮の低減効果が230×10⁻⁶程度であったことを踏まえると、両者の単独での自己収縮低減効果を合わせた場合よりも、廃瓦と膨張材を併用した場合の方が高い自己収縮低減効果が得られることが分かった。

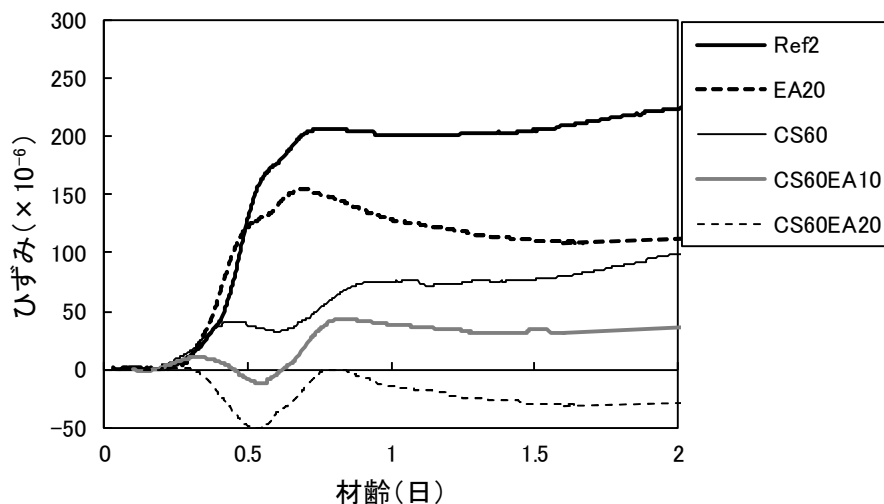


図5-15 廃瓦と膨張材を併用した場合の自己収縮試験結果（材齢2日まで）

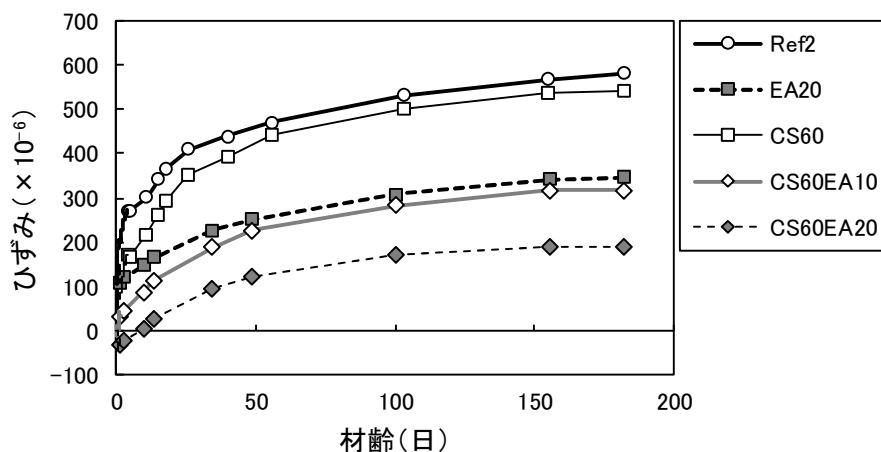


図 5-16 廃瓦と膨張材を併用した場合の自己収縮試験結果 (材齢 182 日まで)

5. 3. 3 拘束応力の検討結果

前項における結果を参考にし、 C_3S 系 UFC の自己収縮の高い低減効果が得られる配合として、膨張材と収縮低減剤を併用した場合と、廃瓦と膨張材を併用した場合の 2 つの条件を設定し、異形鉄筋を用いた自己収縮応力試験を実施した。また、基礎的な物性を得るために、圧縮強度、静弾性係数、割裂引張強度試験を実施した。

なお膨張材と収縮低減剤を併用した場合には、前者を 20kg/m^3 、後者を 20kg/m^3 とし、記号を EA20SA20 とした。また、廃瓦と膨張材を併用した場合には、前者を置換率 60%、後者を 20kg/m^3 とし、記号を CS60EA20 とした。

(2) フレッシュ性状

自己収縮を低減した配合におけるフレッシュ性状の試験結果を表 5-10 に示す。なお、フロー値が概ね同等となるように混和剤量を調整した。混和剤添加量は、標準配合と比較して、いずれの自己収縮低減配合についても混和剤使用量が小さくなる傾向であった。

表 5-10 自己収縮低減配合におけるフレッシュ性状

記号	混和剤単位量 (kg/m ³)	フロー値 (mm)	空気量 (%)	温度 (°C)
Ref-20°C	23.7	272	2.9	26.0
Ref-30°C	24.5	274	2.5	33.7
EA20SA20-20°C	18.3	279	3.0	28.6
EA20SA20-30°C	20.8	303	2.2	33.6
CS60EA20-20°C	19.3	265	1.4	26.2
CS60EA20-30°C	19.3	268	2.0	34.1

自己収縮の低減配合における強度試験結果を図 5-17 に示す。いずれの自己収縮の低減配合は、圧縮強度は標準配合と同等となった。静弾性係数については、膨張材と収縮低減剤を併用した場合は、若干高く、廃瓦と膨張材を使用した場合には若干小さくなった。ひび割れ発生強度については、いずれの自己収縮低減配合とも、標準配合よりも若干高くなる傾向を示した。ひび割れ発生ひずみについては、自己収縮の低減配合においても、標準配合と同等となった。以上より、今回選定した自己収縮低減配合の強度特性は、標準配合とほぼ同等のものが得られた。

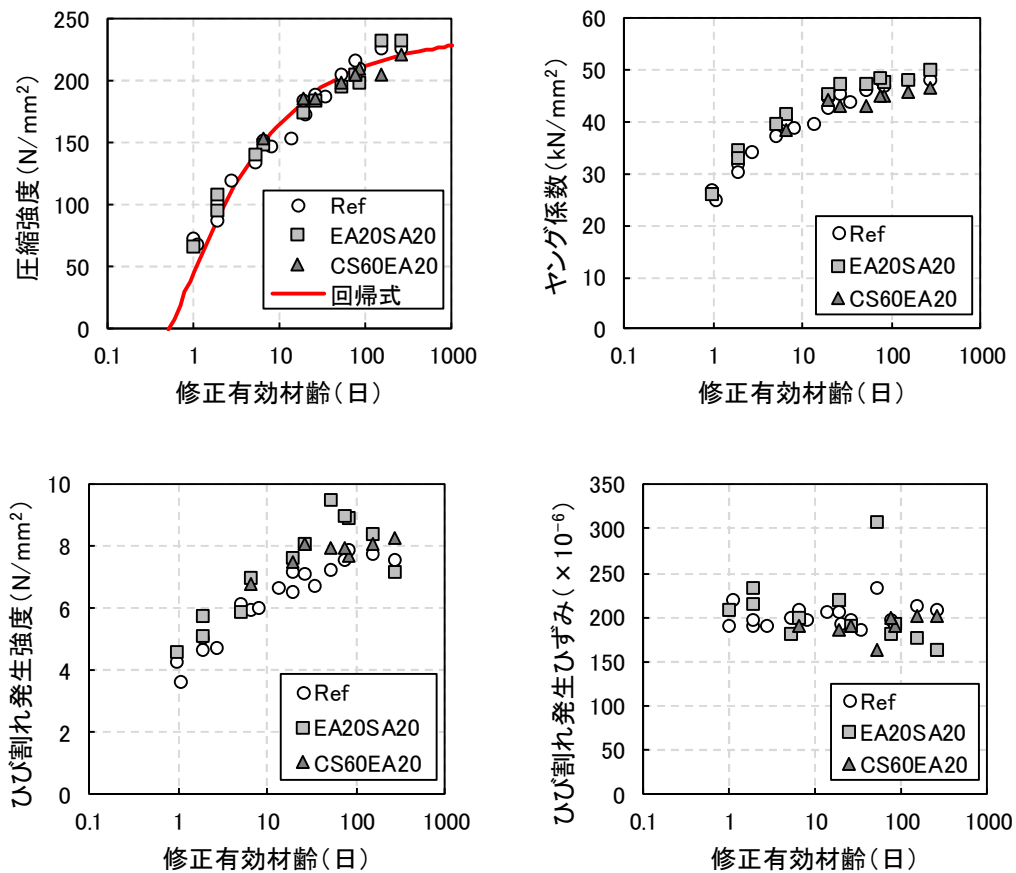


図 5-17 自己収縮低減配合の強度試験結果

埋込ひずみ計を用いて測定した自己収縮低減配合の自己収縮ひずみと修正有効材齢の結果を図 5-18 に示す。膨張材と収縮低減剤を併用した場合、修正有効材齢 10 日までは自己収縮ひずみは、 100×10^{-6} 程度にまで低減できた。その後、徐々に収縮が増大するが、修正有効材齢 182 日時点で見ると 300×10^{-6} 程度となり、自己収縮を大幅に低減できることが分かった。廃瓦と膨張材を併用した場合、硬化初期の時点から膨張側に推移し、修正有効材齢 10 日程度までは、膨張を維持した。修正有効材齢 10 日以降は徐々に収縮が増大し、材齢 182 日時点では、 $100 \sim 200 \times 10^{-6}$ 程度となり、廃瓦と膨張材を併用した配合についても高い自己収縮の低減効果が得られた。

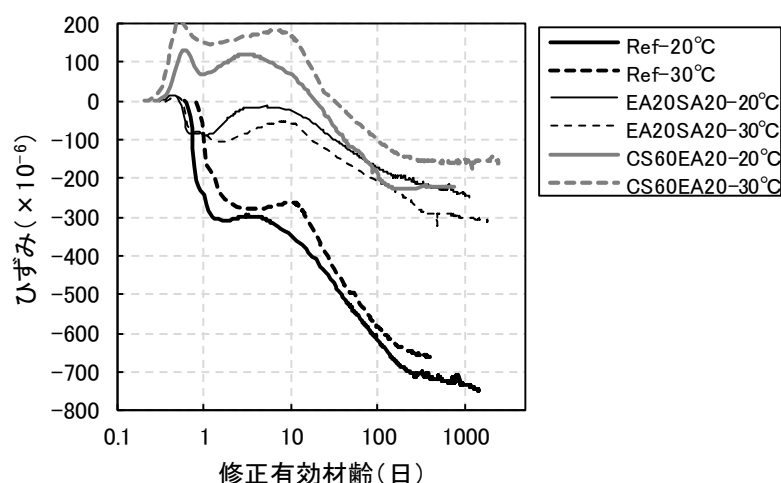


図 5-18 自己収縮ひずみと修正有効材齢の関係

拘束応力試験における試験体中央の異形鉄筋のひずみと修正有効材齢の関係を図 5-19 に示す。膨張材と収縮低減剤を併用した場合、修正有効材齢 10 日までの鉄筋ひずみはゼロに近い値となり、その後は徐々にひずみが増大し、材齢 182 日付近では標準配合の 30%程度のひずみ量となった。廃瓦と膨張材を併用した場合の鉄筋ひずみは、膨張材と収縮低減剤を併用した場合よりも収縮量が大きくなり、標準配合の 50%程度の収縮量となった。

廃瓦と膨張材を併用した場合、無拘束条件での自己収縮試験では、修正有効材齢 10 日程度までは膨張側に推移したが、拘束応力試験で埋設した異形鉄筋は膨張側には推移しなかった。これは、UFC の大部分の膨張が修正有効材齢 1 日以下の時点で生じており、硬化が十分進む前であると考えられる。そのため、コンクリートの膨張がクリープで緩和されたため、異形鉄筋に膨張が伝達しなかったと考えられる。さらに廃瓦と膨張材を併用したものの修正有効材齢 10 日を基点とした場合の収縮量は、膨張材と収縮低減剤を併用したものよりも大きい。そのため、コンクリートの収縮が異形鉄筋へ伝達し、廃瓦と膨張材を併用した場合の方が、膨張材と収縮低減剤を併用した場合よりも鉄筋の収縮ひずみが大きくなったと考えられる。

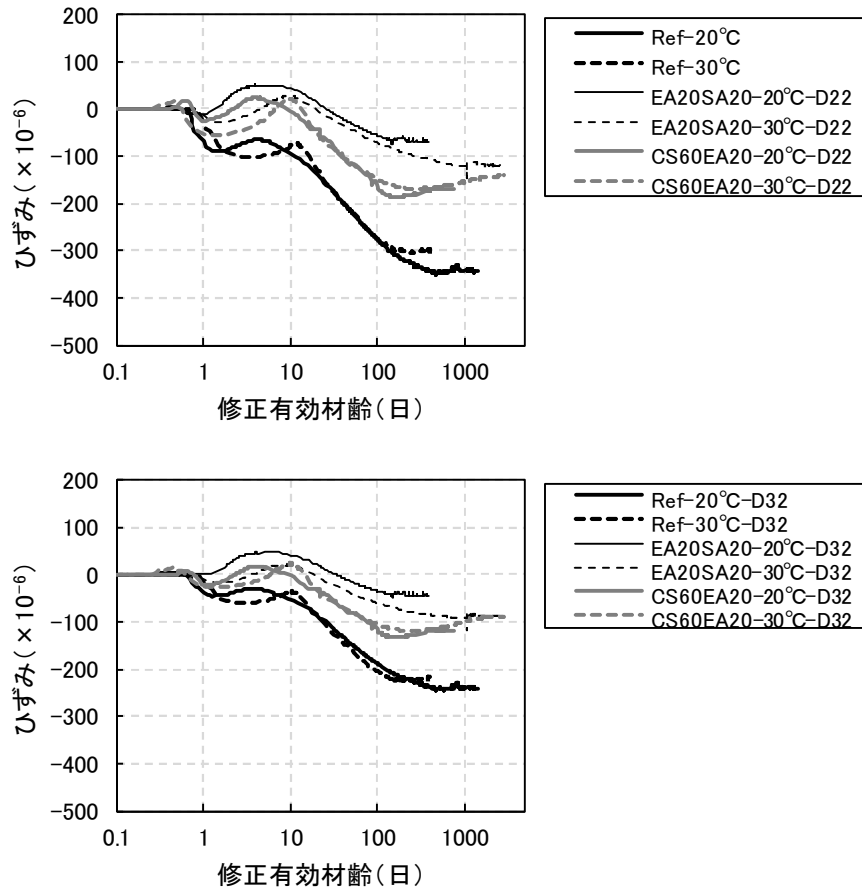


図 5-19 鉄筋ひずみと修正有効材齢の関係

埋設した鉄筋のひずみから算出したコンクリートの応力を図 5-20 に示す。膨張材と収縮低減剤を併用した場合の拘束応力は、標準配合の 30~40%程度になり、廃瓦と膨張材を併用した場合は標準配合の 50%程度となった。

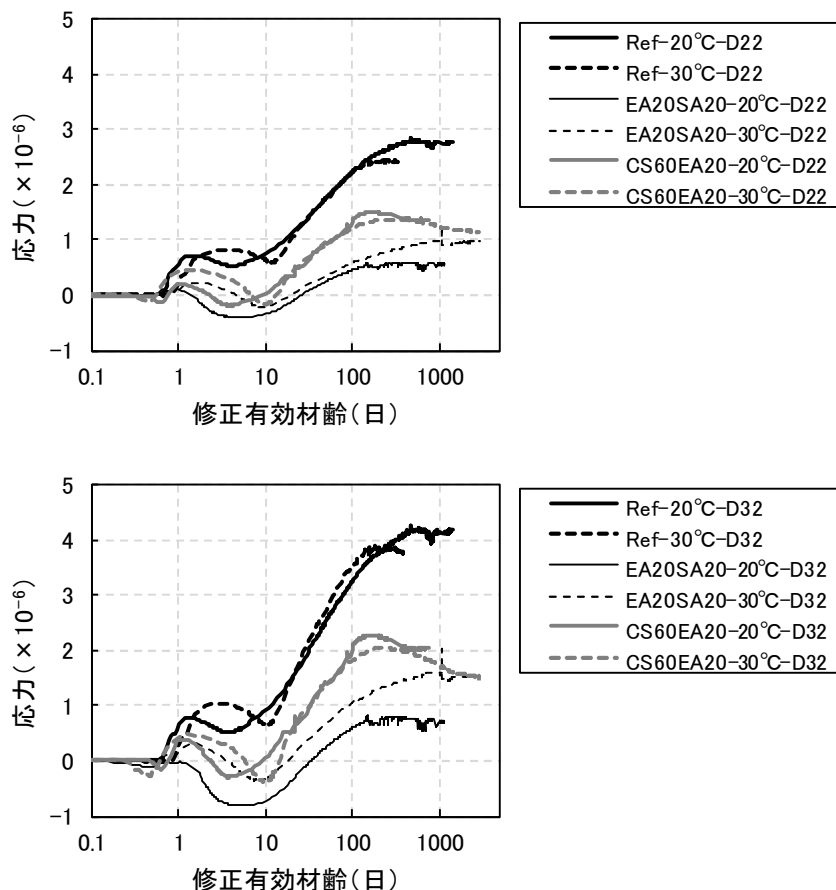


図 5-20 拘束応力と修正有効材齢の関係

拘束試験および自己収縮ひずみとの関係から得られた拘束ひずみとコンクリート応力との関係を図 5-21 に示す。第 4 章でも示したように、標準配合の場合には、コンクリート応力と拘束ひずみの関係が試料の温度上昇時と、降下後の二つの直線で表される。自己収縮を低減した配合の場合、コンクリートが温度上昇する範囲においては、コンクリート応力が非常に小さいため、コンクリート応力と拘束ひずみの間に明確な関係は見いだせなかった。自己収縮を低減した配合における温度降下後のコンクリート応力と拘束ひずみの関係は、いずれの配合とも標準配合における温度降下後のコンクリート応力と拘束ひずみの関係と同等の傾きとなることが分かった。

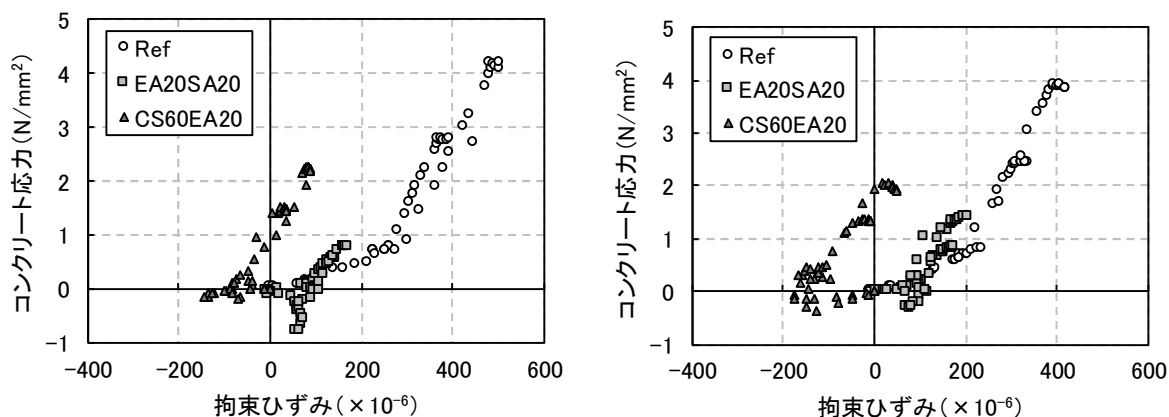


図 5-21 コンクリート応力と拘束ひずみとの関係

収縮低減配合における温度降下時のヤング係数の低減係数を表 5-11 に示す。収縮低減配合における温度降下のヤング係数は、0.25~0.36 となり、同一条件で実施した標準配合におけるヤング係数の低減係数と同程度となった。このことから、収縮低減配合におけるヤング係数の低減係数は、第 4 章の標準配合で求めたヤング係数の低減係数と同等としてもよいと考えられる。

表 5-11 収縮低減配合における温度降下時のヤング係数の低減係数

記号	養生温度 (°C)	試験体の最高 温度の平均 (°C)	温度降下時		
			D22	D32	平均
Ref-20°C	20	40.2	0.34	0.36	0.35
Ref-30°C	30	52.0	0.27	0.36	0.32
EA20SA20-20°C	20	38.6	0.27	0.36	0.32
EA20SA20-30°C	30	50.7	0.28	0.32	0.30
CS60EA20-20°C	20	42.2	0.36	0.35	0.36
CS60EA20-30°C	30	54.9	0.22	0.27	0.25

5. 4 まとめ

C₃S 系 UFC の自己収縮の低減方法の低減のため、一般的な収縮抑制方法として用いられる膨張材、収縮低減剤と、セルフキュアリング効果が得られる廃瓦を用いて自己収縮試験を行った。また、自己収縮の低減と拘束応力の低減効果との関係を検討した。

- (4) C₃S 系 UFC の自己収縮の低減には、膨張材および収縮低減剤の利用が効果的である。廃瓦の使用は初期の自己収縮の抑制には効果的であるが、長期的には収縮量が増大する傾向である。
- (5) 異形鉄筋を用いた拘束試験では、膨張材または収縮低減剤を用いた場合には、拘束応力を 30~40%程度に、廃瓦と膨張材を併用した場合には 50%程度に拘束応力を低減することができた。

(6) 収縮を低減した配合の場合のヤング係数の低減係数は、温度上昇時は不明確であるが、温度降下以降については、標準配合と同等でよいと考えられる。

-
- 1) 三谷裕二, 中崎豪士, 谷村充, 丸山一平: 高温度履歴を受けた超高強度コンクリートの膨張材による自己収縮制御, コンクリート工学年次論文集, Vol.32, No.1, 2010
 - 2) 鈴木雅博, 丸山一平, 中瀬博一, 佐藤良一: 超高強度コンクリートを用いた RC 柱の膨張材と収縮低減剤による初期応力・初期欠陥低減に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, Vol.74, No.635, pp.1-10, 2009
 - 3) 黒岩秀介, 陣内浩, 並木哲, 名和豊春: 人工軽量細骨材による高強度コンクリートの自己収縮低減, 日本建築学会構造系論文集, Vol.79, No.695, pp.19-26, 2014
 - 4) 鈴木雅博, 丸山一平, 川畑智亮, 佐藤良一: 超高強度 RC プリズムの自己応力低減に関する検討, コンクリート工学年次論文集, Vol.30, No.1, pp.459-464, 2008
 - 5) 周波, 平岩修人, 小澤満津雄, 内田裕市: 廃瓦細骨材による超高強度繊維補強コンクリートの自己収縮低減効果, コンクリート工学年次論文集, Vol.35, No.1, pp.301-306, 2013
 - 6) 郭度連, 谷村充, 佐竹紳也, 柴垣昌範: 膨張材による超高強度コンクリートの収縮低減, コンクリート工学年次論文集, Vol.30, No.1, pp.471-476, 2008

第6章 C₃S系 UFC の温度応力解析方法の検討

6. 1 はじめに

ここでは、C₃S系 UFC の自己収縮および水和発熱によって生じる応力の解析方法を検討するため、第3章から第4章で提案した強度、自己収縮の推定式およびヤング係数の低減係数の推定値を用い、第4章における鉄筋拘束試験を対象として有限要素モデルによる温度応力解析を試みた。一般的なコンクリートでは温度応力解析手法がほぼ確立され、設計におけるひび割れの照査等への利用が進んでいるが、UFC の温度応力解析に関する報告は少なく、現状においては温度応力解析における課題も明確になっていないと考えられる。ここでは、一般的なコンクリートにおける温度応力手法に対し、これまでに推定した物性の推定式を適用し C₃S系 UFC の温度応力解析を行い、温度応力解析における問題を抽出することとした。

温度応力解析では、まず熱伝導方程式を解くことによって部材内部の温度分布を求める。その場合、発熱項に断熱温度上昇量を用いることが一般的である。後に示すが、C₃S系 UFC は単位結合材料が非常に大きく、一般的な断熱温度上昇試験機の使用温度の範囲を超えてしまうため、断熱温度上昇量を試験で直接測定することは困難であった。そこで、簡易断熱養生試験から C₃S系 UFC の断熱温度上昇量を推定し温度応力解析を試みた。

また、応力解析に当たっては、線膨張係数およびクリープの考慮が重要となる。いずれも測定に高い技術を必要とする物性値である。本研究においては、C₃S系 UFC の温度応力解析における課題を抽出するために、まず線膨張係数は一定値として取り扱う。また、クリープについては、鉄筋拘束試験結果から求めたヤング係数の低減係数を用いた有効ヤング係数法で考慮することとする。なお、温度応力解析は、市販ソフトである ASTEA-MACS Version9.3.7 を使用した。

6. 2 解析用の物性の推定式

6. 2. 1 有効材齢について

第3章において、種々の温度履歴を与えた圧縮強度試験の結果から見かけの活性化エネルギーを推定し、修正有効材齢を導出した。ただし、第3章に示した見かけの活性化エネルギーは、やや複雑な関数である。ここで、C₃S系 UFC の見かけの活性化エネルギーは、100N/mm²程度までは見かけの活性化エネルギーを 33.2kJ/mol、100N/mm²以上の圧縮強度は 74.7kJ/mol とした有効材齢で推定できることが分かっている。そこで、簡略化した有効材齢式として、材齢初期とある材齢以降で二つの見かけの活性化エネルギーとする修正有効材齢式を作成した。なお、見かけの活性化エネルギーが切り替わる修正有効材齢を最小二乗法により求めたところ 1日となった。これは、図 3-18 を見ると、ポゾラン質微粉末の反応が開始する時点と対応しており、ポゾラン質微粉末の反応によって見かけの活性化エネルギーが大きく変化することに対応している。簡易化した修正有効材齢式を式(3-13)に示す。なお、次項に示すが式(3-13)に示す有効材齢式においても、種々の温度履歴を受けた場合の圧縮強度を精度よく評価できることを確認している。

$$t'_e = \sum \exp\left(-\frac{E'_a}{R}\left(\frac{1}{T_0} - \frac{1}{T}\right)\right) \Delta t \quad \text{式(6-1)}$$

ここに,

t'_e : 修正有効材齢 (日)

E'_a : 見かけの活性化エネルギー

i) $t'_e \leq 1d$

$$E'_a = 33.2\text{kJ/mol}$$

ii) $t'_e > 1d$

$$E'_a = 74.7\text{kJ/mol}$$

6. 2. 2 強度の推定式について

圧縮強度の推定式には、日本建築学会「マスコンクリートの温度ひび割れ制御設計・施工指針(案)・解説(第2版)」に示される式(6-2)に示す指数関数を用いた。なお、推定式中の各係数は、最小二乗法により回帰して求めた。

$$f_c(t_e) = \exp\left\{s\left[1 - \left(\frac{28}{t_e - s_f}\right)^{1/2}\right]\right\} f_{c28} \quad \text{式(6-2)}$$

ここに,

$f_c(t_e)$: 圧縮強度 (N/mm²)

s : セメント種類に関わる定数

s_f : 硬化原点のための補正項 (日)

f_{c28} : 材齢 28 日における圧縮強度 (N/mm²)

t_e : 修正有効材齢 (日)

前項に示す修正有効材齢式を用いて、式(6-2)を第 3 章の種々の温度履歴を受けた場合の圧縮強度の試験結果に当てはめた回帰式を式(6-3)に、そのグラフを図 6-1 に示す。図を見ると、種々の温度で養生した圧縮強度を精度よく評価できることが分かる。

$$f_c(t) = 190 \exp\left\{0.222\left(1.0 - \left(\frac{28}{t - 0.46}\right)^{0.5}\right)\right\} \quad \text{式(6-3)}$$

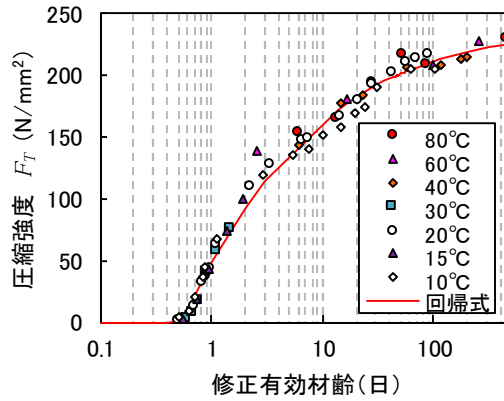


図 6-1 圧縮強度と修正有効材齢との関係

再掲になるが、ヤング係数と圧縮強度の関係とひび割れ発生強度と圧縮強度の関係を図 4-5 に示す。

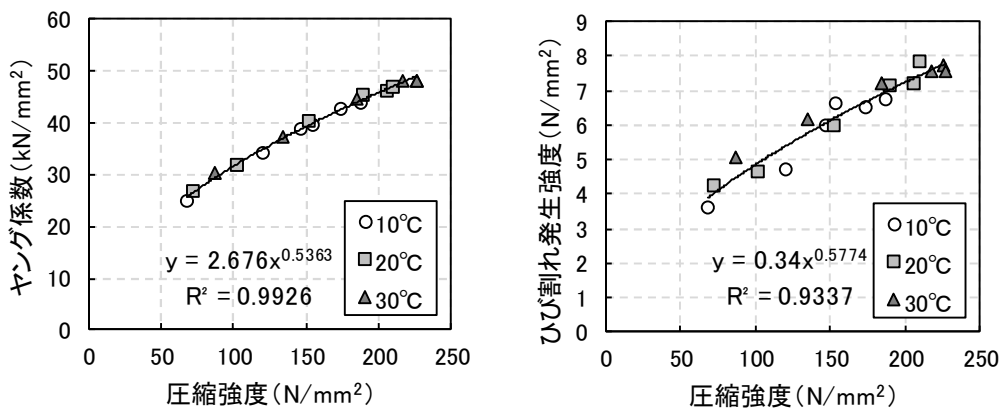


図 6-2 圧縮強度と静弾性係数またはひび割れ発生強度の関係

6. 2. 3 断熱温度上昇特性

C₃S 系 UFC の断熱温度上昇量の試験を行った結果の例を図 5-1 に示す。試験装置には、空気循環式の断熱温度上昇試験装置（東京理工製，ATR-120HA，試料容量 50L）を用いた。

図を見るとコンクリート温度は材齢 1 日で 120℃程度にまで急激に上昇し、その後の温度上昇量はゆるやかとなるが、材齢 3 日を超えたあたりで試験機の測定温度限界を超え装置が停止した。このことから断熱温度上昇試験装置を用いて C₃S 系 UFC の断熱温度上昇量を測定することが困難と判断した。

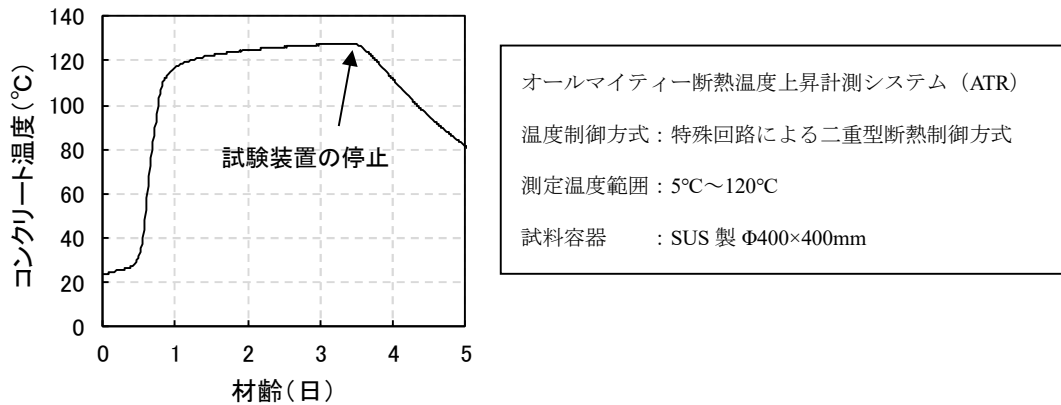


図 6-3 断熱温度上昇試験装置による試験結果の例

そこで、吉武らの報告²⁾を参考に断熱型枠を用いた簡易断熱養生試験により C₃S 系 UFC の断熱温度上昇量の推定を行った。発砲スチロールで作製した高い断熱効果の期待できる型枠（以下、断熱型枠）に、コンクリートを打込み、測定された中心部のコンクリート温度に、あらかじめ求められている同じ型枠における基準温度（外気温または内層温度）との温度差に応じた降下温度を随時加算して断熱温度上昇量を推定するものである。断熱型枠における降下温度は、硬化後のコンクリートを取り出して加熱し、再び同じ容器に戻し、その内部温度と周辺環境温度との経時変化から求めた。本研究においては、試料の容量を 2L とした。

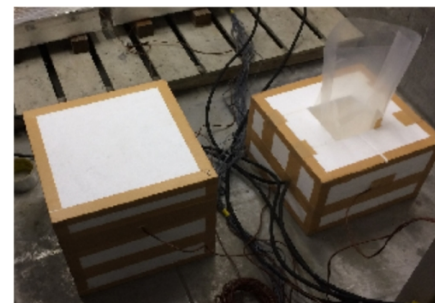
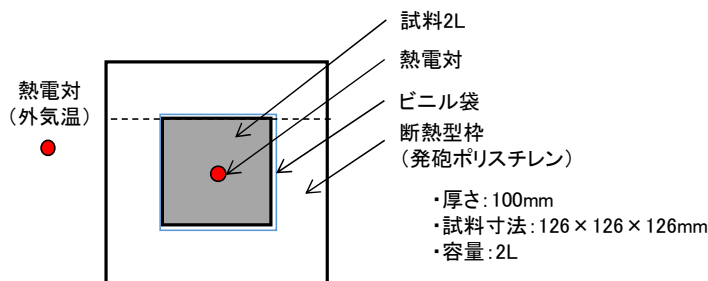


図 6-4 断熱容器と簡易断熱試験の状況

$$T_d = \bar{T}_c(t) - \bar{T}_0(t) \quad \text{式 (6-4)}$$

$$T_l(t) = \sum_0^t \{k_i(T_d) \times \Delta t\} \quad \text{式 (6-5)}$$

$$T_{ad}(t) = T_c(t) + T_l(t) \quad \text{式 (6-6)}$$

ここに、

\bar{T}_c : コンクリート試験体の平均温度（測定間隔内における平均温度）（°C）

\bar{T}_0 : 温度差の算定に用いる規準温度（測定間隔内における平均温度）（°C）

T_d : 規準温度との温度差（°C）

- T_i : 熱損失量 (°C)
- T_{ad} : コンクリートの断熱温度 (°C)
- k_i : 温度降下勾配 (°C/min)
- $t, \Delta t$: 材齢および測定間隔 (min)

簡易断熱養生試験に用いた C₃S 系 UFC の標準配合を表 3-1 に示す。UFC の練り混ぜおよび簡易断熱養生試験は、試験前日から 10, 20, 30°C のそれぞれに設定した恒温室内で行った。材料および断熱型枠は、前日から同じ恒温室内に保管しておいたものを使用した。

表 6-1 C₃S 系 UFC の標準配合

目標 フロー値 (mm)	目標 空気量 (%)	単位量(kg/m ³)				鋼繊維 ^{※2} (kg)
		水	プレミックス 粉体 ^{※1}	細骨材	混和剤	
260±30	3.5 以下	230	1830	330	31.2	157

簡易断熱試験による試料の中心温度と恒温室内の温度との関係を図 6-5 に示す。試料は 2L と比較的少量であったが、試料の中心温度は 70~100°C 程度と非常に高い温度を示した。

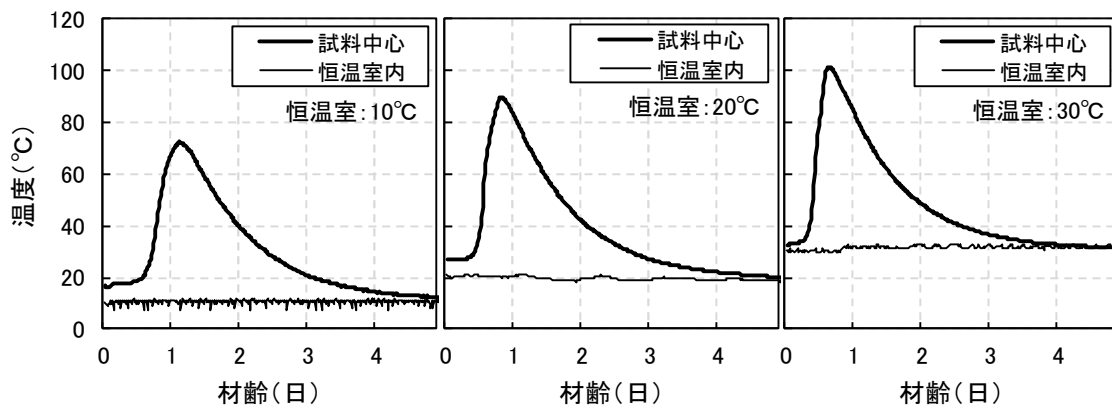


図 6-5 簡易断熱養生試験結果

試料の中心温度と恒温室の温度の測定結果から求めた温度降下勾配を図 6-6 に示す。いずれの条件で測定した結果とも一次式が得られた。

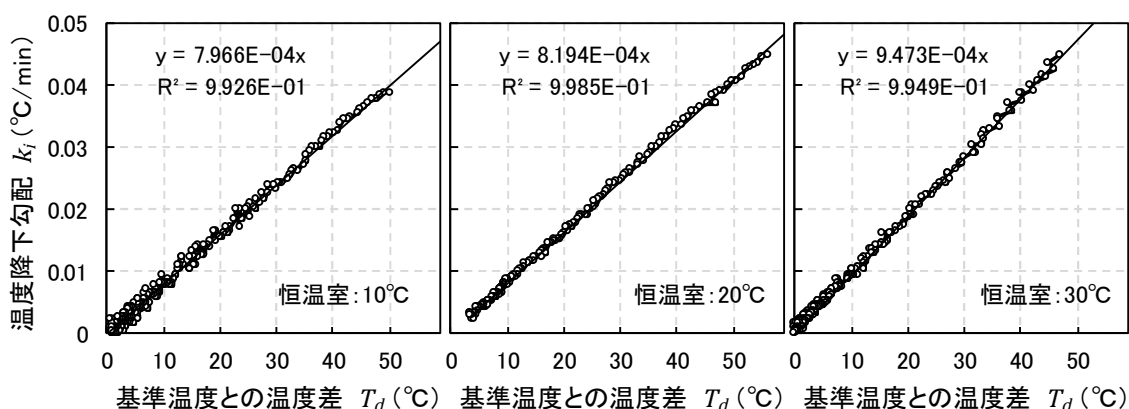


図 6-6 測定条件ごとの温度降下勾配

図 6-6 に示す温度降下勾配を用いて推定した測定条件ごとの断熱温度の推定値を図 6-7 に示す。20°Cの恒温室で測定した結果と図 5-1 に示す断熱温度上昇試験装置にて測定した結果を比べると、断熱温度上昇試験装置の精度が保証される 100°C以下においてはほぼ一致した。それぞれの試験結果で推定された最高温度は、117°C、128°C、142°Cとなった。

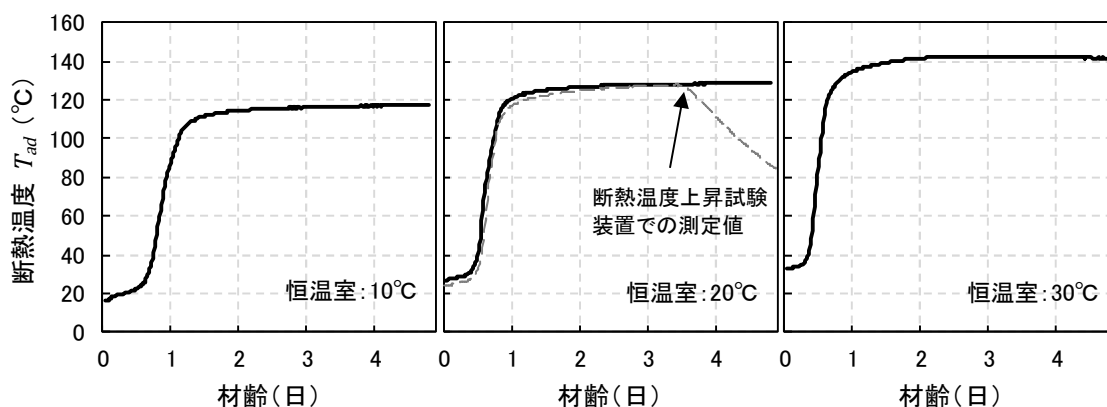


図 6-7 断熱温度の推定値

図 6-7 の結果から求めた断熱温度上昇量を図 6-8 に示す。また、式(6-7)に示す断熱温度式を当てはめた結果も併せて示す。また、断熱温度上昇式における各係数と、コンクリートの初期温度との関係式を式(6-8)にそれぞれのグラフを図 6-9 に示す。

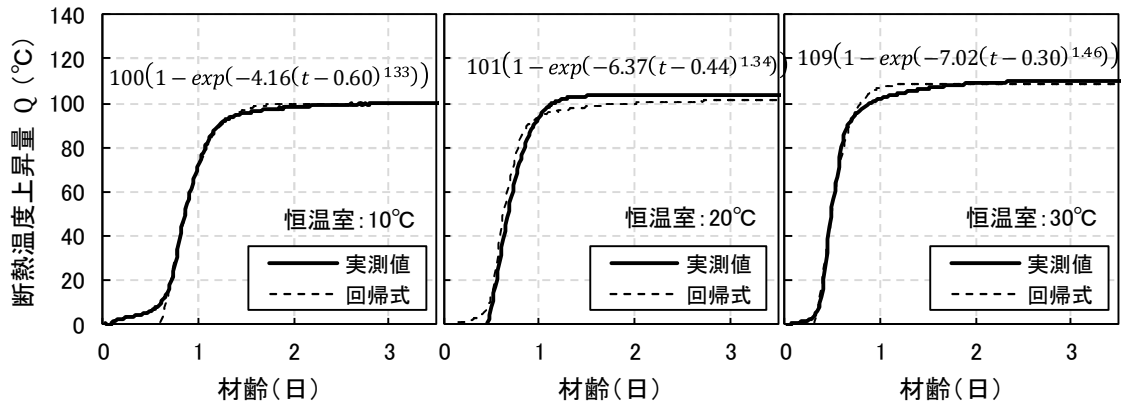


図 6-8 断熱温度上昇量

$$Q(t) = Q_{\infty} \left[1 - \exp\left\{-r_{AT}(t - t_{0,Q})^{s_{AT}}\right\} \right] \quad \text{式 (6-7)}$$

ここに,

$Q(t)$: 材齢 t 日までの断熱温度上昇量 (°C)

Q_{∞} : 終局断熱温度上昇量 (°C)

r_{AT} , s_{AT} : 断熱温度上昇速度に関する係数

$t_{0,Q}$: 発熱開始材齢 (日)

推定した断熱温度上昇曲線から推定した各係数の回帰式を式(6-8)に示す。

$$Q_{\infty} = 0.502T_a + 90.37$$

$$r_{AT} = 0.186T_a + 1.130$$

$$s_{AT} = 0.0074T_a + 1.190$$

$$t_{0,Q} = 1.266e^{-0.0437T_a}$$

式 (6-8)

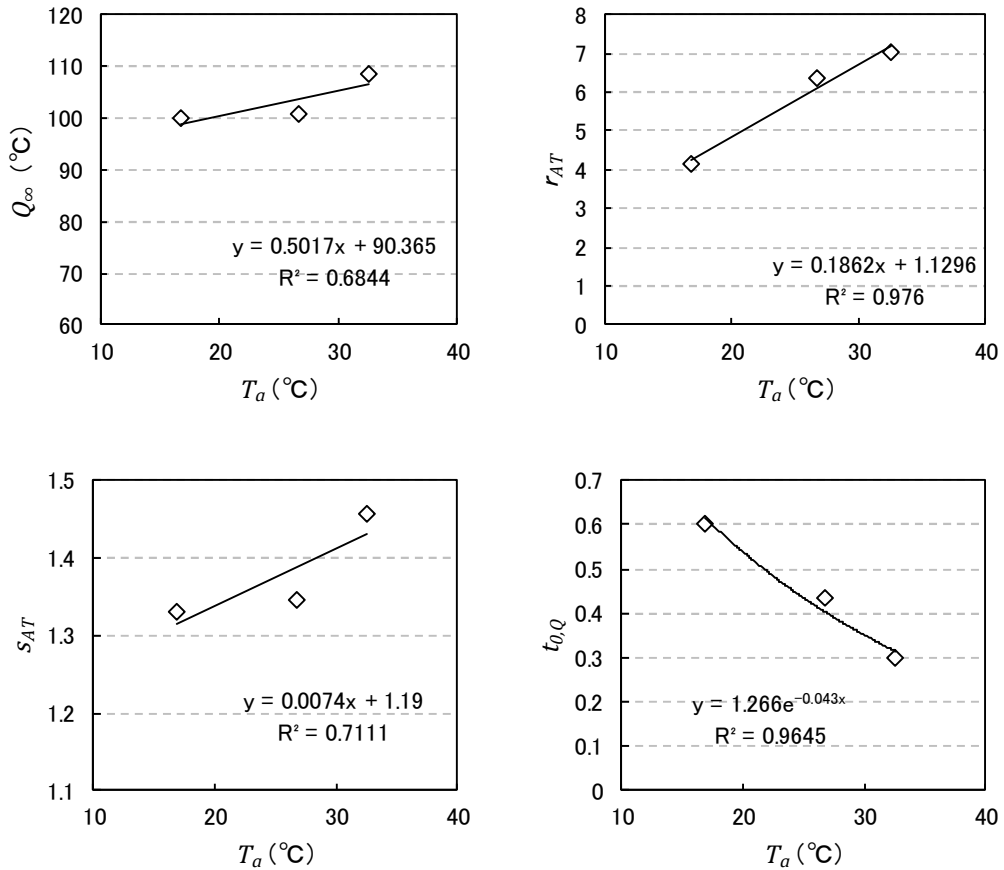


図 6-9 断熱温度上昇式の各係数と初期コンクリート温度 (T_a) との関係

6. 2. 4 自己収縮の推定式

C₃S 系 UFC の自己収縮は、以下に示すように第 4 章で導出した寺本らの式を、簡易化した修正有効材齢を用いて再度導出したものを使用した。

$$\varepsilon(t_e) = \frac{-\varepsilon_{sh1}}{1 + \exp(t_e - a)} - \varepsilon_{sh2} \exp\left(-\frac{t_e}{b}\right) + (\varepsilon_{sh1} + \varepsilon_{sh2}) \quad \text{式 (6-9)}$$

ここに、

t_e : 修正有効材齢 (hr)

$$\varepsilon_{sh1} = -278$$

$$\varepsilon_{sh2} = 2.2987 \times T_0 - 460$$

$$a = 1.767 \times 10^{-9} \times T_0^{6.08} + 18.06$$

$$b = 1423$$

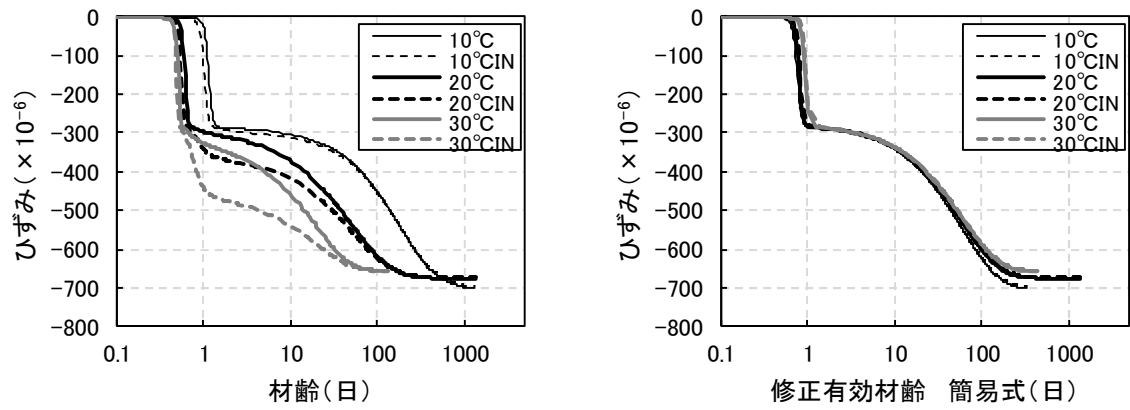


図 6-10 自己収縮の評価式

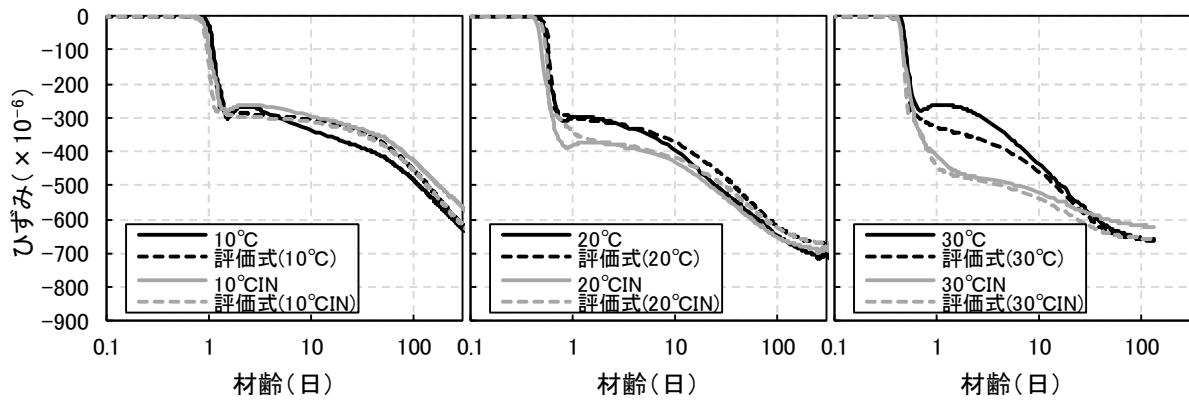


図 6-11 自己収縮の評価式と実測値との比較

6. 2. 5 クリープの考慮（有効ヤング係数法）

クリープは有効ヤング係数法により考慮することとした。低減係数は、表 4-8 に示す第 4 章に示した鉄筋拘束試験の結果を用いて導出したものを用いた。芦澤らによると、一般的なマスコンクリートのヤング係数の低減係数は、温度に依存する可能性を指摘している³⁾。ここでは、C₃S 系 UFC の温度応力解析における課題の抽出のため、基礎的な知見を得ることを目的とし、養生温度や養生条件にはこだわらず、温度上昇時と温度降下時のそれぞれの平均値をヤング係数の低減係数として用いた。

表 6-2 静弾性係数の低減係数（表 4-8 を再掲）

記号	養生温度 (°C)	試験体の最高温 度の平均 (°C)	温度上昇時				温度降下時			
			D19	D22	D32	平均	D19	D22	D32	平均
10°C	10	18.3	0.19	0.23	0.23	0.22	0.39	0.46	0.50	0.45
10°CIN		33.2	0.17	0.17	0.18	0.17	0.29	0.39	0.36	0.35
20°C	20	40.2	0.14	0.17	0.15	0.15	0.27	0.34	0.36	0.32
20°CIN		59.1	0.14	0.19	0.22	0.18	0.18	0.20	0.27	0.22
30°C	30	52.0	0.12	0.12	0.13	0.12	0.33	0.27	0.36	0.32
30°CIN		71.3	0.12	0.10	0.14	0.12	0.07	0.12	0.13	0.11
			全平均			0.16	全平均			0.29

6. 3 解析モデル

ここで温度応力解析の対象とする部材は、第 4 章における異形鉄筋を用いた鉄筋拘束試験体とした。有限要素モデルを図 6-12 に示す。対称性を考慮し全体の 1/8 モデルとした。

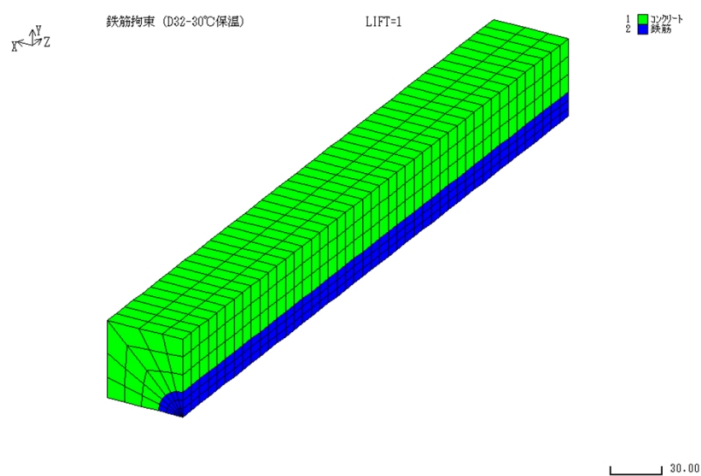


図 6-12 有限要素モデル（1/8 モデル）

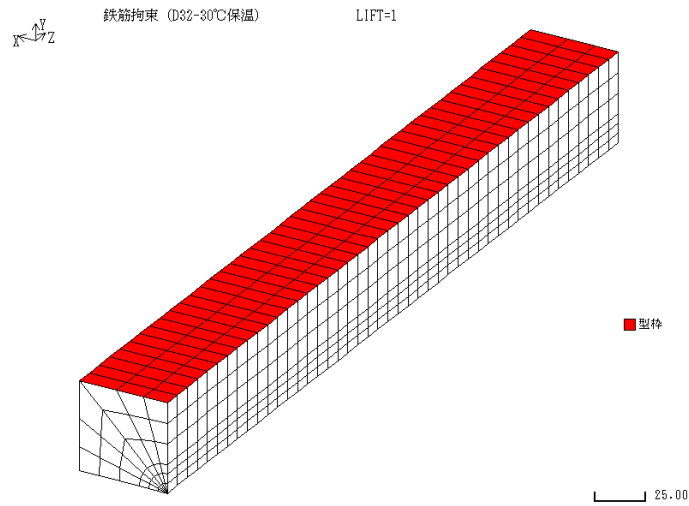


図 6-13 熱伝達境界

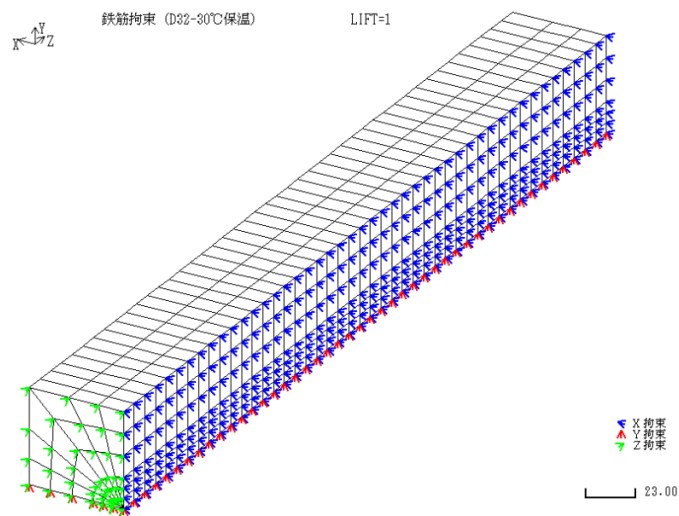


図 6-14 拘束条件

解析条件を表 6-3 に示す。C₃S 系 UFC で不明な物性値については、一般的なコンクリートと同等の値とした。

表 6-3 解析条件

項目		C ₃ S 系 UFC	鉄筋
熱伝導率	(W/mK)	2.7	51.3
密度	(kg/m ³)	2552	7850
比熱	(kJ/kg・K)	1.15	0.47
断熱温度上昇		式(6-7)および式(6-8)による	-
圧縮強度	(N/mm ²)	$f_c(t) = 190 \exp \left\{ 0.222 \left(1.0 - \left(\frac{28}{t - 0.46} \right)^{0.5} \right) \right\}$ t : 修正有効材齢 (日)	-
静弾性係数	(kN/mm ²)	$E_c(t) = 2676 f_c(t)^{0.5363}$	-
引張強度	(N/mm ²)	$f_t(t) = 0.340 f_c(t)^{0.5774}$	-
ポアソン比	—	0.20	0.30
線膨張係数	(×10 ⁻⁶ /°C)	10.7	12
有効弾性係数法における低減係数		$\phi_1 = 0.16$: 最高温度に達するまで $\phi_2 = 0.29$: 最高温度に達した有効材齢+1 日以降	-
自己収縮		式(4-3)による	-
見かけの活性化エネルギー		Ea=33.3kJ/mol : 有効材齢 1 日まで Ea=74.7kJ/mol : 有効材齢 1 日以降	-

6. 4 解析結果

鉄筋拘束試験体の温度履歴と解析結果を図 6-15 に示す。温度の実測値と解析結果は、概ねよく一致した。いずれも養生条件とも試験体の最高温度は、実測値と解析結果が同等となったが、養生温度が 10℃ の場合には、解析結果の方が温度の立ち上がりが早く、こう配が急となった。これは、熱伝導解析における発熱項に断熱状態に近い条件である断熱温度上昇量を用いていることが要因と考えられる。養生温度が 10℃ の場合、断熱温度上昇曲線を用いると水和発熱量を過大に評価している可能性がある。また、養生温度 30 度の場合には、解析結果の方の温度上昇が若干早い結果となった。

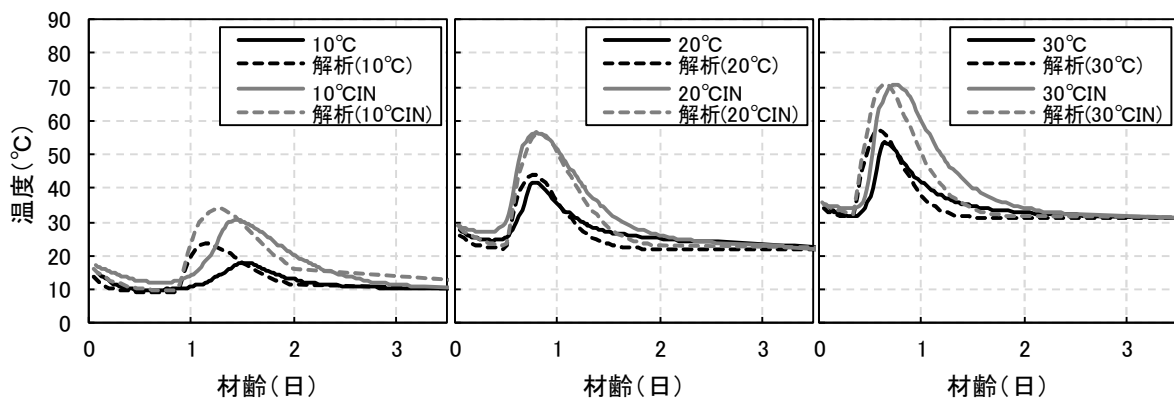


図 6-15 解析結果 (温度履歴)

温度応力解析で得られた鉄筋ひずみを図 6-16 に示す。図には、呼び径が D22 と D32 のものを示した。鉄筋の呼び径によらず、シート養生のみとした場合には、鉄筋ひずみと解析結果はよく一致した。ただし、養生温度が 20℃以上の場合、保温養生とした場合に鉄筋の収縮ひずみが大きくなる傾向を再現できてはいるが、実測値よりも小さな収縮量となった。最終的なひずみ量は実測値と解析値は同等となった。

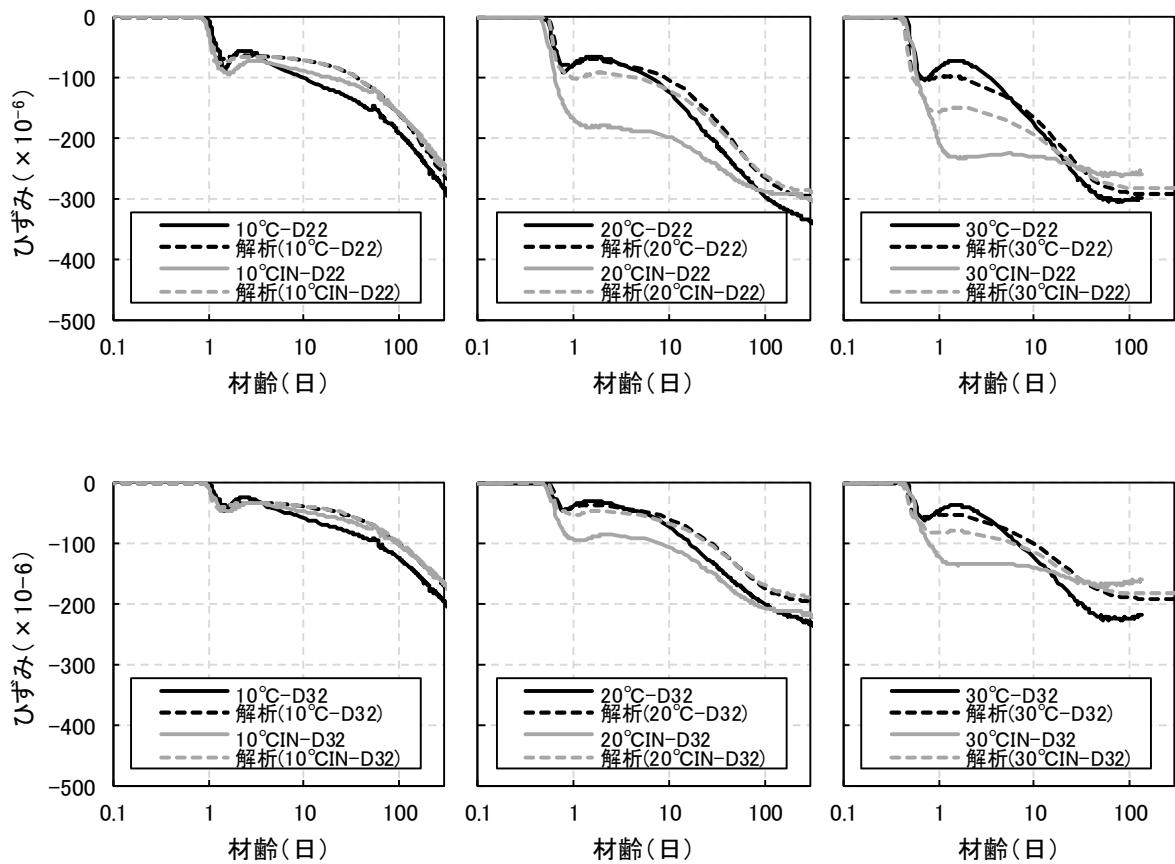


図 6-16 解析結果（鉄筋ひずみ，上段 D22，下段 D32）

解析で得られたコンクリート応力と鉄筋拘束試験で得られたコンクリート応力の関係を示す。図 6-16 で示した鉄筋ひずみの場合と同様に、シート養生とした場合は実測値と解析結果はよく一致したが、保温養生とした場合には、養生温度 20℃以上の場合に解析結果の方が材齢 1～10 日あたりの応力を小さく評価することが分かった。

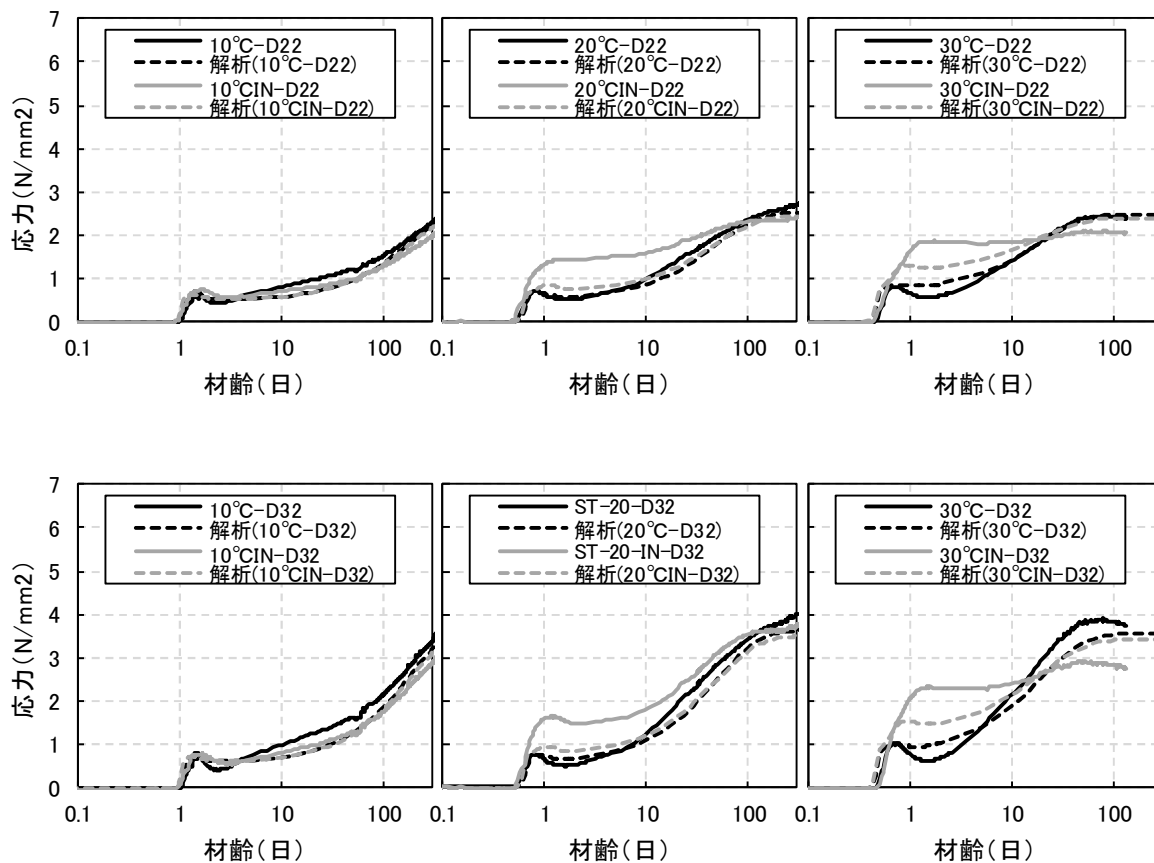


図 6-17 解析結果（コンクリート応力，上段 D22，下段 D32）

これまでの結果より、養生温度 20℃以上で保温養生とした場合に、解析結果と実測値の差が大きくなることが分かった。そこで、試験体の無拘束試験体における自己収縮と温度ひずみを合わせた全ひずみと、鉄筋の線膨張係数を $12 \times 10^{-6}/\text{℃}$ として求めた温度ひずみとの鉄筋の弾性ひずみの和である全ひずみの関係を図 6-18 に示す。ここでは、異形鉄筋に D32 を試験条件は 30℃と 30℃保温とした場合について示した。また、同図には解析結果で得られた UFC の全ひずみと鉄筋の全ひずみも示した。図を見ると、シート養生と保温養生の場合とも、実測値と解析結果はよく一致した。30℃のシート養生の場合（条件：30℃）、材齢 1 日付近で実測値と解析結果に差が認められるが、これは、図 6-11 に示すように、自己収縮の評価式と実測値との差によるものと考えられる。

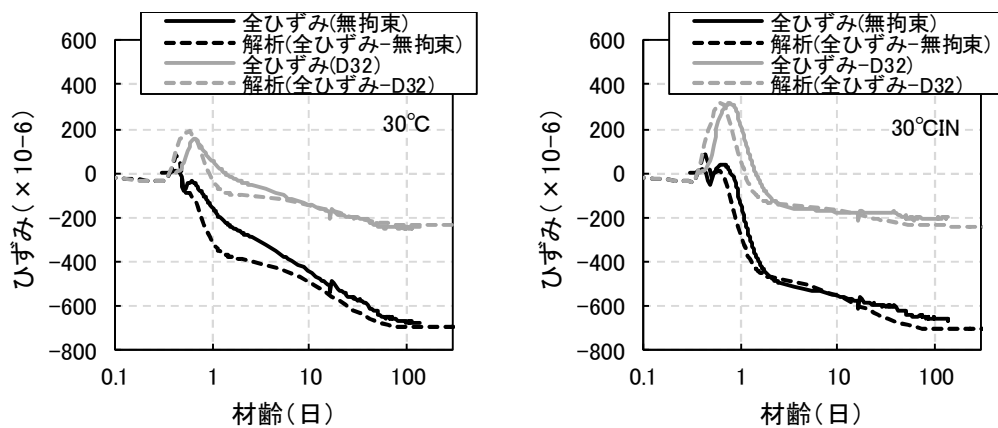


図 6-18 解析結果 全ひずみ 異形鉄筋 D32（試験条件 30℃および 30℃保温の場合）

UFC の全ひずみと鉄筋の全ひずみの差が拘束ひずみとなる。図 6-18 の結果から UFC の拘束ひずみと材齢の関係を求めた結果を図 6-19 に示す。拘束ひずみの実測値と解析結果は概ね一致した。図 6-16 の結果から、異形鉄筋の弾性ひずみは、実測値と解析値で 100×10^{-6} 程度の差であった。また、拘束ひずみに有効ヤング係数を乗ずることによって、UFC に作用している応力が算出できる。

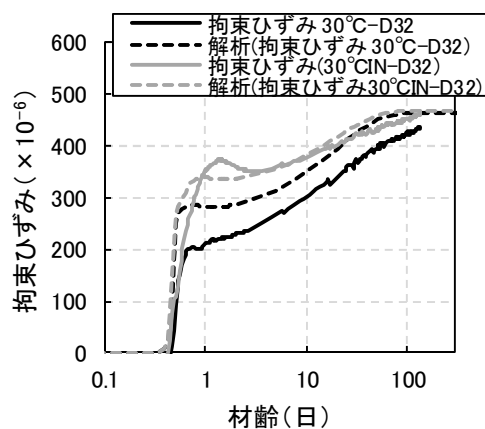


図 6-19 解析結果 拘束ひずみ 異形鉄筋 D32（養生条件 30℃）

以上を踏まえると、試験条件が 30℃保温の場合に、材齢 1 日付近で実測値と解析に差が認められた要因として、拘束ひずみを過小評価していた可能性（要因①）と、材齢 1 日付近における低減係数を過小評価している可能性（要因②）が考えられる。このことは、有効ヤング係数法による解析は、線形弾性モデルであることから、養生温度 20℃で保温養生した場合で使用する異形鉄筋を変えた場合に実験結果と解析結果の差にも同じ要因が当てはまると考えられる。

①が生じる要因を考察すると、今回の解析では UFC の線膨張係数を $10.7 \times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$ としていた。しかし、コンクリートの線膨張係数は、材齢やマトリクスの湿度に依存性が報告されており⁴⁾、打込み初期は大きく、有効材齢 1 日付近で一旦最小値を取り、その後は若干増加する挙動を示す。本研究で用いた UFC の線膨張係数は、材齢が 6 ヶ月以降に測定した結果であるため、特に若材齢時での UFC の温度ひずみを適切に評価できていなかったことが考えられる。

②が生じる要因を考察すると、ヤング係数の低減係数が適切に評価できていないことが挙げられる。芦澤らは、一般的な配合のマスコンクリートを対象として、一軸拘束試験装置 Thermal Stress Testing Machine（以下、TSTM）を用いてヤング係数の低減係数を算定し、温度上昇速度や最高温度、応力の作用する期間によって異なることを示している。本研究における UFC においては、第 4 章の図 4-18 に示したコンクリート（UFC）応力と拘束ひずみの関係から、温度上昇時と温度降下後に分けてヤング係数の低減係数を推定した。その結果では、水和発熱がピークとなる材齢 1 日付近では、拘束応力の変化が大きく、有効ヤング係数の推定結果が大きくばらついたこともあり、低減係数の平均の算出においては除いた。そのため、材齢 1 日付近でのヤング係数の低減係数を適切に評価できていない可能性がある。

以下、参考としてヤング係数の低減係数を、日本コンクリート学会のマスコンクリートのひび割れ制御指針に示される一般的なコンクリートと同じ値にして解析を行った結果を図 6-20 に示す。

結果を見ると、養生温度が 20℃以上で保温養生した場合には、材齢 1 日付近の応力について実測値と解析値は近い値を示したが、それ以外の条件においては、反対に解析結果と実測値が乖離する結果となった。このことから、UFC におけるヤング係数の低減係数についても温度依存性があることが考えられる。

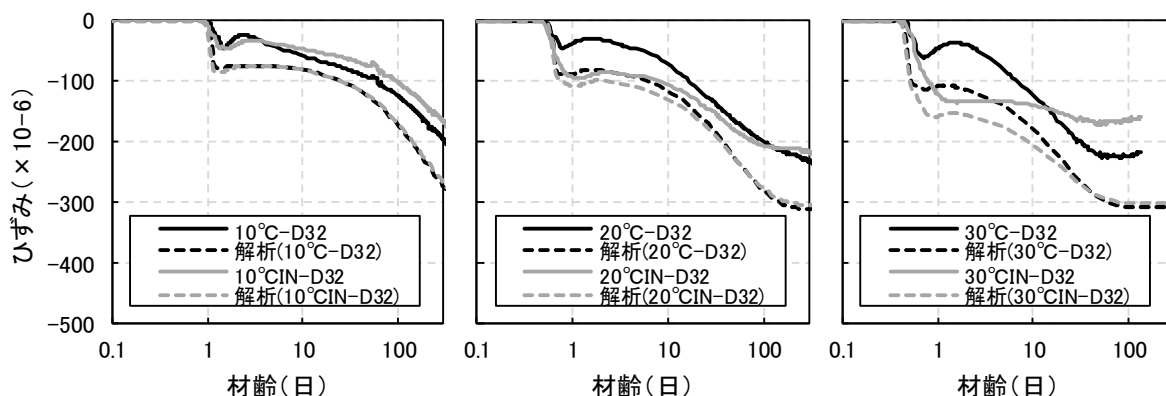


図 6-20 解析結果（低減係数をマスコン指針と同じ値にした場合）

次に、UFC の線膨張係数を $20 \times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$ として解析した結果得られた鉄筋ひずみを図 6-21 に、UFC の無拘束試験体と鉄筋拘束試験体の全ひずみを図 6-22 に示す。図 6-21 を見ると線膨張係数を 20×10^{-6} とすると、水和発熱が生じている材齢 1 日付近において鉄筋の引張ひずみが大きくなった。図 6-22 を見ると、UFC の線膨張係数を大きくすると、全ひずみの実測値と解析結果が大きく乖離する結果となった。このことから、材齢初期における UFC の線膨張係数を適切に設定することが必要と考えられる。

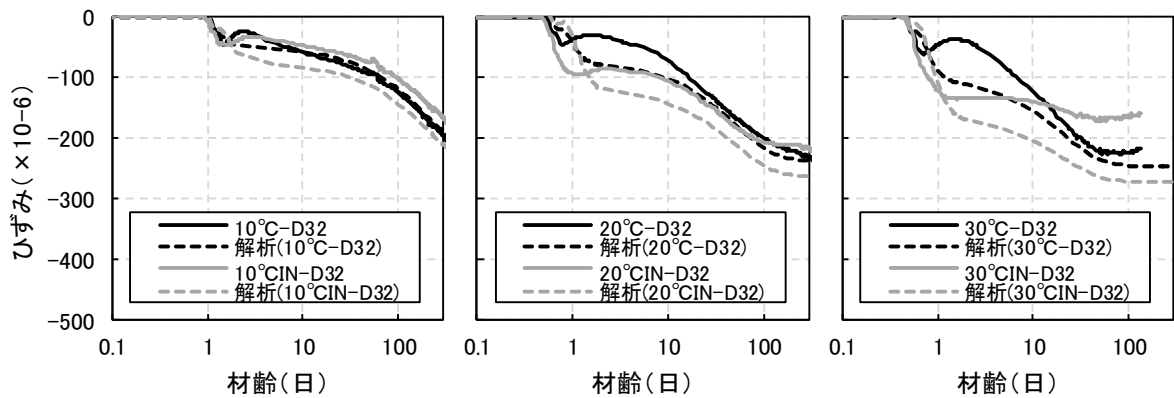


図 6-21 解析結果 (UFC の線膨張係数 $20 \times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$)

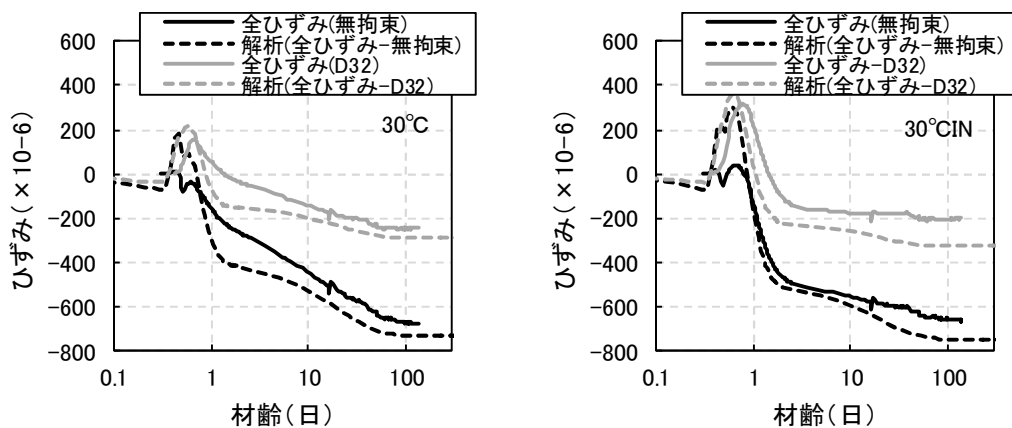


図 6-22 解析結果 全ひずみ (線膨張係数 $20 \times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$)

6. 5 収縮低減配合における解析結果

第 5 章で検討した収縮低減配合についても前項と同様に解析を行い、鉄筋拘束試験における拘束応力の推定が可能か検討した。解析の対象とする配合は、収縮低減の対策を行わない標準配合（凡例：Ref）と、膨張材を 20kg/m^3 と収縮低減剤 20kg/m^3 を併用したもの（凡例：EX20SA20）と、細骨材中に廃瓦を置換率 60%とし、膨張材 20kg/m^3 を併用したもの（凡例：CS60EA20）の 3 つの配合とした。それぞれの自己収縮ひずみについて、式(3-13)の簡易な形にした修正有効材齢で整理した結果を図 6-23 に示す。自己収縮ひずみは、実測値を入力値として使用した。試験条件は、養生温度 20°C でシート養生と、 30°C でシート養生とした。また、自己収縮低減配合における自己収縮ひずみ以外の物性値については、標準配合と同一とした。

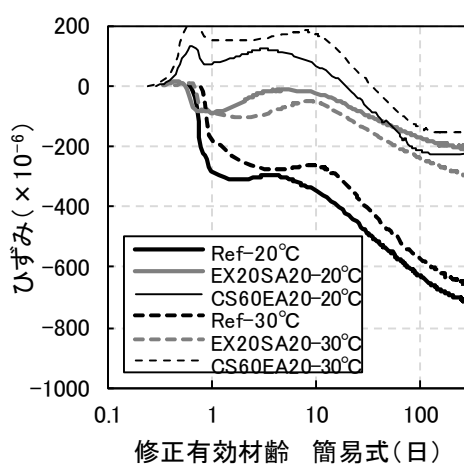


図 6-23 収縮低減配合における自己収縮ひずみ

拘束応力の実測値と解析結果を図 6-24 に示す。標準配合（凡例：Ref）と廃瓦を用いた場合、実測値と解析結果はよく一致した。

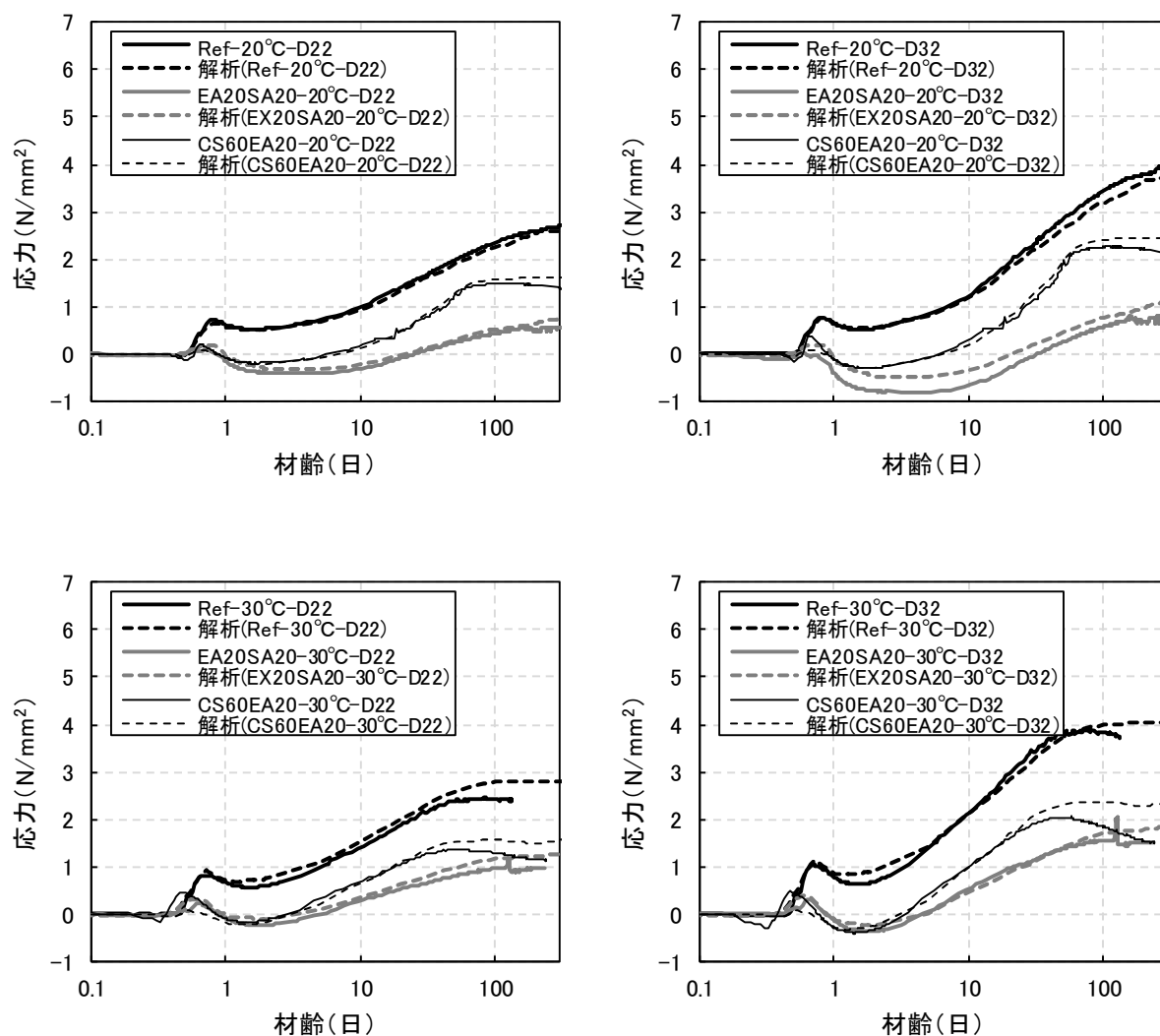


図 6-24 応力の解析結果（上段：20°C，下段：30°C）

6. 6 まとめ

C₃S 系 UFC について、異形鉄筋を用いた拘束試験体をモデルとして、これまでに推定した物性の推定式を用いて温度応力解析を行った結果以下の知見を得た。

- (1) 簡易断熱試験から推定した断熱温度上昇曲線を用いて温度解析を行った結果、C₃S 系 UFC の部材中の発熱を概ね推定することができた。ただし、10°C程度の低温の場合には、水和発熱速度が実測値よりも早くなる傾向を示した。このことから、より正確に低温域での水和発熱量を推定するためには、水和発熱の温度依存性を考慮できる水和発熱モデルが必要である。
- (2) 見かけの活性化エネルギーを、修正有効材齢 1 日で切り替わるようにした簡易な修正有効材齢

を用いることで、温度変化を受ける場合の自己収縮応力を概ね精度よく推定できることが分かった。ただし、水和発熱量がより高温になる 20℃以上で保温養生をした場合には、実測値と解析値に差が生じることが分かった。これは、コンクリート (UFC) の線膨張係数や、クリープ係数の温度依存性による影響と考えられた。

- (3) 自己収縮を低減した配合についても、標準配合で推定したヤング係数の低減係数を用いて自己収縮応力を推定することができた。

-
- 1) 桐山宏和, 玉滝浩司, 吉田浩一郎: 常温硬化型超高強度繊維補強コンクリートの強度発現性について, 土木学会年次学術講演会講演梗概集, Vol.69, V-248, pp.495-496, 2014
 - 2) 吉武勇, 中村秀明, 谷本俊夫, 浜田純夫: 現場利用可能なマスコンクリートの簡易断熱温度上昇測定法の提案, 土木学会論文集, No.606/V-41, pp.103-110, 1998
 - 3) 芦澤良一, 溝渕利明, 泉宙希: 若材齢時におけるクリープの影響を考慮したヤング係数の低減係数に関する評価, セメント・コンクリート論文集, No.73, pp.200-207, 2019
 - 4) 寺本篤史, 丸山一平, 谷村充, 三谷裕二: 超高強度コンクリートの自己収縮予測式の提案, 日本建築学会構造系論文集, Vol.75, No.654, pp.142-1430, 2010

第7章 まとめ

7. 1 はじめに

本研究は、蒸気養生などの熱養生を施さなくとも常温養生で高い強度が得られる C_3S 系 UFC について、硬化時の水和発熱による温度変化や、自己収縮による体積変化を起因とする拘束応力の把握とひび割れを制御する方法を確立することを目的とする研究である。 C_3S 系 UFC は、水和反応の早い C_3S の含有率の高いセメントを用いており、水和発熱により部材が高温となるとともに、自己収縮が大きくなる。UFC 部材は、超高強度繊維補強コンクリートの設計・施工指針（案）の、使用性能照査において、UFC に生じる引張応力は、ひび割れ発生強度を超えないことと規定している。そのため、UFC 部材に生じている引張応力を精度よく把握する手法が望まれる。しかし、UFC のような超高強度のマトリクスからなるコンクリートは、温度履歴を受けた場合の強度や自己収縮などの硬化物性の発現が温度に強く依存することが知られており、硬化時の体積変化によって生じる応力の予測を行う上で課題となる。そこで、本研究においては、 C_3S 系 UFC の水和発熱や自己収縮によって部材に生じる拘束応力の予測手法を確立するために、初めに温度履歴を受けた場合の強度発現特性の把握し、その評価手法を検討した。また、 C_3S 系 UFC の温度変化と自己収縮によって生じる拘束応力を把握するために異形鉄筋を用いた拘束応力試験を行った。以上の結果より、提案した物性の評価式を用いて有限要素法により拘束応力の評価方法を検討した。以下に、各章での検討結果のまとめと、今後の展望についてまとめる。

7. 2 第3章のまとめ

第3章では、温度履歴を受けた C_3S 系 UFC の圧縮強度の評価方法を確立するため、相対圧縮強度を化学反応における反応率と等価であるとの仮説に基づき、相対圧縮強度と圧縮強度の発現速度の関係から見かけの活性化エネルギーを推定した。また、推定した見かけの活性化エネルギーを用いて、修正有効材齢を提案し、温度履歴を受けた場合の圧縮強度の評価を試みた。さらに、 C_3S 系セメントの反応率とポゾラン質微粉末の反応率を基に、ゲルスペース比モデルによって C_3S 系 UFC の強度発現性について検討した。

- (1) 種々の恒温条件で養生した圧縮強度試験の結果から推定した C_3S 系 UFC の見かけの活性化エネルギーは一定値を採らず、相対圧縮強度と養生温度に依存して次第に大きくなることが分かった。また、温度履歴を受けた C_3S 系 UFC の圧縮強度の評価式として、推定した見かけの活性化エネルギーを用いた式(3-13)に示す修正有効材齢式と式(3-14)に示す相対圧縮強度式を導出した。
- (2) ポゾラン質微粉末の反応率を修正有効材齢で整理すると、セメントの反応が停滞する材齢 1~10 日の間から反応が開始し、材齢が経過するほど反応率は高くなった。また、温度履歴を受けた場合のポゾラン質微粉末の反応は、修正有効材齢を用いると一義的に評価できる可能性があることが分かった。
- (3) C_3S 系セメントとポゾラン質微粉末をマトリクスとする C_3S 系 UFC の圧縮強度についてもゲルスペース比を用いて圧縮強度を評価でき、低熱ポルトランドセメントとシリカフェームを用い

た超高強度コンクリートとほぼ同一の関係式となることが分かった。

- (4) C_3S 系セメントと混合したポゾラン質微粉末の反応の圧縮強度への寄与効果は、低熱ポルトランドセメントと混合したシリカフェームの圧縮強度への寄与効果よりも低いことから、 C_3S 系 UFC の強度発現は、セメントの反応の寄与分が相対的に高いことが分かった。

7. 3 第4章のまとめ

第4章では、 C_3S 系 UFC の硬化時の水和熱による温度変化と自己収縮によって発生する拘束応力の特性を把握するため、圧縮強度以外の基礎的な硬化物性データを収集するとともに、異形鉄筋を用いた拘束応力試験を実施した。なお、試験体は保温養生の条件を変えることで種々の温度履歴を受けられるようにした。種々の温度履歴が与えられた場合の硬化物性や、自己収縮や拘束応力の特性について整理したところ以下のことが分かった。

- (1) 温度履歴を受けた場合の C_3S 系 UFC のヤング係数とひび割れ発生強度の発現性についても、圧縮強度と同様に修正有効材齢を用いて一義的に評価が可能である。
- (2) 温度履歴を受けた場合の自己収縮についても、修正有効材齢を用いることで評価できることが分かった。また、修正有効材齢を用いて式(4-3)に示す自己収縮の評価式を作成した。
- (3) 温度履歴を受けた場合の鉄筋拘束試験における鉄筋ひずみや拘束応力についても修正有効材齢を用いて一義的に評価できることが分かった。また拘束ひずみとコンクリート応力の関係から推定したヤング係数の低減係数は、一般的なコンクリートのものよりも小さい値を示した。

7. 4 第5章のまとめ

第5章では、 C_3S 系 UFC の自己収縮の低減方法の低減のため、一般的な収縮抑制方法として用いられる膨張材、収縮低減剤と、セルフキュアリング効果が得られる廃瓦を用いて自己収縮試験を行った。また、自己収縮の低減と拘束応力の低減効果との関係を検討した。

- (1) C_3S 系 UFC の自己収縮の低減には、膨張材および収縮低減剤の利用が効果的である。廃瓦の使用は初期の自己収縮の抑制には効果的であるが、長期的には収縮量が増大する傾向である。
- (2) 異形鉄筋を用いた拘束試験では、膨張材または収縮低減剤を用いた場合には、拘束応力を 30～40%程度に、廃瓦と膨張材を併用した場合には 50%程度に拘束応力を低減することができた。
- (3) 収縮を低減した配合の場合のヤング係数の低減係数は、温度上昇時は不明確であるが、温度降下以降については、標準配合と同等でよいと考えられる。

7. 5 第6章のまとめ

第6章では、 C_3S 系 UFC について、異形鉄筋を用いた拘束試験体をモデルの、温度応力解析を行った結果、以下の知見を得た。

- (1) 簡易断熱試験から推定した断熱温度上昇曲線を用いて温度解析をした結果、 C_3S 系 UFC の部材中の発熱を概ね推定することができた。ただし、 $10^{\circ}C$ 程度の低温の場合には、水和発熱速度が実

測値よりも早くなる傾向を示した。このことから、より正確に低温域での水和発熱量を推定するためには、水和発熱の温度依存性を考慮できる水和発熱モデルが必要である。

- (2) 見かけの活性化エネルギーを、修正有効材齢 1 日で切り替わるようにした簡易な修正有効材齢を用いることで、温度変化を受ける場合の自己収縮応力を概ね精度よく推定できることが分かった。ただし、水和発熱量がより高温になる 20℃以上で保温養生をした場合には、実測値と解析値に差が生じることが分かった。これは、コンクリート (UFC) の線膨張係数や、クリープ係数の温度依存性による影響と考えられた。
- (3) 自己収縮を低減した配合についても、標準配合で推定したヤング係数の低減係数を用いて自己収縮応力を推定することができた。

7. 6 本研究のまとめ

C₃S 系 UFC の温度履歴を受けた場合の物性発現について、種々の温度で恒温養生した場合の圧縮強度試験の結果から推定した見かけの活性化エネルギーを用いて修正した有効材齢による評価が有効であることが分かった。また、見かけの活性化エネルギーが養生温度および圧縮強度の発現とともに変化する要因として、ポゾラン質微粉末の反応が強く影響を及ぼしていることが分かった。修正有効材齢を用いることで温度履歴を受けた場合の圧縮強度だけでなく、他の強度や自己収縮も一義的に評価できることが分かった。

異形鉄筋を用いた拘束試験においては、鉄筋比が 8.6%の場合で 4N/mm² 程度となり、ひび割れ発生強度に対して 50%程度の応力となり、ひび割れに対して余裕があることが分かった。また、膨張材および収縮低減剤を併用することや、廃瓦と膨張材を併用することで、拘束応力を 30~50%程度に低減できることが分かった。

有限要素法による応力解析では、異形鉄筋を用いた拘束応力試験で得られたヤング係数の低減係数によりクリープの影響を考慮することで、異形鉄筋を用いた拘束試験における拘束応力を精度よく評価できることが分かった。ただし、水和熱による温度上昇量が非常に高くなる場合には、材齢初期における拘束応力が小さくなることが分かった。

以上の結果より、本研究において提案した修正有効材齢を用いることで、温度履歴を受けた C₃S 系 UFC の強度および自己収縮を一義的に評価できることが可能となった。また、本研究で提案した種々の物性の予測式を用いることで、本研究で実施した鉄筋拘束試験のような単純なモデルであれば、有限要素法による温度応力解析により C₃S 系 UFC の拘束応力を概ね評価できることが分かった。ただし、低温条件においては水和発熱量を過大に評価することや、水和発熱量が大きくなる場合には、初期の拘束応力を過小評価することが分かった。

7. 7 今後の展望

本研究においては、異形鉄筋を用いた単純なモデルについては、最終的な拘束応力は精度よく推定できることが分かった。ただし、水和熱が高温となる場合には、材齢初期の拘束応力を過小評価する

傾向となった。拘束応力を精度よく推定するには、いくつか課題が残る結果となった。

異形鉄筋を用いた拘束応力試験で得られたヤング係数の低減係数は、一般的なコンクリートよりも小さい値になることが分かった。このことから、特に若材齢時のクリープが一般的なコンクリートよりも大きくなることが分かった。クリープが大きくなる要因としては、マトリクスがモルタルでありコンクリートよりもクリープが大きくなる傾向にあること、クリープ係数の大きい若材齢時の自己収縮量が大きいこと、若材齢時における鉄筋との付着の特性の影響等考えられる。若材齢時におけるクリープ試験は高度な試験技術が必要であり、異形鉄筋の付着性状への影響は構造性能上重要な事項であるため今後の研究が望まれる。また、本研究で採用した有効ヤング係数は、マスコンクリートのような大断面のコンクリート部材中のクリープの挙動を表現するものである。UFC のように断面が小さく上に、拘束条件が複雑となる部材に適用可能か今後の検証が必要である。

本研究において実施した鉄筋拘束応力試験では、拘束応力は最大でもひび割れ発生強度の 50%程度であり、拘束が強い条件でもひび割れ発生まで比較的余裕がある結果となった。UFC は自己充填性を有していることから流し込みによって製造されるが、型枠中を UFC が流動する際に鋼繊維が配向することが知られている。鋼繊維が配向すると、鋼繊維も弾性体であり自己収縮を拘束する特性があることから、その向きによって自己収縮特性や引張特性が大きく変化すると考えられ、拘束応力が大きくなる可能性が考えられる。このような鋼繊維の配向と自己収縮との関係について検討された例はほとんどない。鋼繊維の配向が UFC の収縮特性のみならず、拘束応力やひび割れ発生条件に及ぼす影響を把握することが望まれる。

最後に、実際の現場では、異形鉄筋のように付着を介しての拘束だけでなく、断面修復のために使用される場合には、既存コンクリートからの拘束や、型枠からの拘束を受けるなど、非常に複雑な応力状態となることが考えられる。実大スケールで、より複雑な応力状態での拘束応力の把握と検証が必要である。

以上

本論文に関連のある研究報告

1. 査読付き論文

- 1) 桐山宏和, 丸屋英二, 大西利勝, 平田隆祥: 等価材齢を用いた超高強度繊維補強コンクリートの強度発現性評価, コンクリート工学年次論文集, Vol.34, No.1, pp.238-243, 2012

【関連する章: 第3章, 第6章】

- 2) 桐山宏和, 丸屋英二, 吉田浩一郎, 大西利勝, 平田隆祥, 河合研至, 佐藤良一: C₃S系セメントとポゾラン質微粉末を用いた超高強度モルタルの圧縮強度の温度依存性とその評価方法に関する研究, 土木学会論文集 E2 (材料・コンクリート構造), Vol.75, No.3, pp.157-168, 2019

【関連する章: 第3章】

2. 口頭発表論文

- 1) Hirokazu Kiriyama, Eiji Maruya, Kenji Kawai, Ryoichi Sato: Study on temperature dependence of properties of high strength mortar using high alite cement and pozzolanic fine powder, SynerCrete'18 International Conference on Interdisciplinary Approaches for Cement-based Materials and Structural Concrete, pp.1017-1022, 2018

【関連する章: 第3章】

- 2) 桐山宏和, 玉滝浩司, 吉田浩一郎: 常温硬化型超高強度繊維補強コンクリートの強度発現性について, 土木学会年次学術講演会講演梗概集, Vol.69, V-248, pp.495-496, 2014

【関連する章: 第6章】

謝辞

本論文は、筆者が宇部興産株式会社技術開発研究所において、 C_3S 系セメントとポゾラン質微粉末を用いた超高強度繊維補強コンクリートの実用化における課題解決に取り組んできた成果の中から研究結果を取りまとめたものであります。この間、研究に取り組むにあたり多くの方々からご指導、ご協力を賜りました。

今回、貴重な機会を与えて頂くとともに、ご指導を頂きました広島大学名誉教授佐藤良一博士に深甚なる感謝の意を評します。また、広島大学教授河合研至博士には、本研究に対して懇切丁寧なご指導とご助言を頂きました。厚くお礼を申し上げます。広島大学教授半井健一郎博士、教授畠俊郎博士、助教寺本篤史博士には、論文の審査にあたり貴重なご意見を頂きました。深く感謝申し上げます。

株式会社大林組平田隆祥博士には、本研究について貴重なご意見を多数いただくとともに、励ましのお言葉を頂きました。厚くお礼を申し上げます。萩森興産株式会社松永篤社長（当時、宇部興産株式会社技術開発研究所所長）には、学位取得の機会を与えて頂き誠に感謝致します。本研究の遂行および実験におきましては、宇部興産株式会社技術開発研究所コンクリート開発部の皆様に多大なる協力を頂きました。誠に感謝致します。

本研究を振り返ると多くの方々のご指導とご支援があったことが思い浮かびます。改めて、感謝の意を評し、皆様方の今後のご活躍を祈念致します。

最後に、いつも傍で励まし、支えてくれました家族に心より感謝致します。