

混和材を用いた耐酸性を有する
プレキャストプレストレストコンクリート構造物の
構築に関する研究

2025年3月

石井 豪

目次

1 章 序論：研究の社会的意義と研究の目的	1
1. 1 研究の対象	1
1. 2 研究の必要性	2
1. 2. 1 エネルギー分野の現状	2
1. 2. 2 建設分野の現状	9
1. 3 研究の目的	11
1. 4 本論文の構成	12
参考文献	14
2 章 研究の課題と方針	16
2. 1 本章の概要	16
2. 2 研究の課題	16
2. 2. 1 耐酸性と初期強度の両立	16
2. 2. 2 PCaPC 部材製造への適用性	19
2. 2. 3 PCaPC 構造部材への適用性	21
2. 2. 4 PCaPC 構造部材の耐酸性の評価・管理方法	23
2. 3 研究の方針	25
参考文献	27
3 章 製造時および運用後に適用可能な耐酸性評価方法	29
3. 1 本章の概要	29
3. 2 硫酸腐食のメカニズムの整理	29
3. 3 硫酸抵抗性を確認するための試験方法	32
3. 4 簡易的な評価方法の提案	34
3. 4. 1 提案方法の概要	34
3. 4. 2 試験方法	38
3. 4. 3 腐食部表層の密実さの把握	40

3. 4. 4	局部的な劣化の把握	44
3. 5	本章のまとめ	46
	参考文献	47
4 章	耐酸性と初期強度を両立する材料設計	48
4. 1	本章の概要	48
4. 2	材料の組合せが耐酸性に与える影響	48
4. 2. 1	使用材料	48
4. 2. 2	細骨材の耐酸性	50
4. 2. 3	モルタルの耐酸性	58
4. 3	液相部を想定した浸漬試験による耐酸性向上の条件	62
4. 3. 1	試験方法	62
4. 3. 2	腐食開始材齢の影響	64
4. 3. 3	希硫酸表面処理の効果	69
4. 3. 4	炭酸化表面処理の効果	72
4. 4	気相部を想定した滴下試験による耐酸性能向上の条件	76
4. 4. 1	試験方法	76
4. 4. 2	砂結合材比の影響	78
4. 4. 3	材齢の影響と表面処理の効果	81
4. 5	混和材を用いた配合の初期強度	84
4. 5. 1	試験方法	84
4. 5. 2	水結合材比の影響	86
4. 5. 3	高炉スラグ微粉末とフライアッシュ併用の効果	87
4. 6	本章のまとめ	88
	参考文献	89
5 章	コンクリートの材料特性	90
5. 1	本章の概要	90
5. 2	コンクリートの配合	90

5.3	PCaPC 容器部材に用いられるコンクリートの特性値	91
5.4	クリープ特性	92
5.4.1	試験方法	92
5.4.2	クリープ係数	93
5.5	収縮特性	95
5.5.1	試験方法	95
5.5.2	収縮特性	97
5.5.3	ひび割れ抵抗性	98
5.6	中性化抵抗性	101
5.6.1	試験方法	101
5.6.2	中性化深さ	102
5.7	本章のまとめ	104
	参考文献	105
6章	プレキャストプレストレストコンクリート部材の力学特性	106
6.1	本章の概要	106
6.2	模擬部材の概要	106
6.3	試験方法	108
6.4	力学特性	109
6.4	ひび割れ分散性	111
6.5	本章のまとめ	118
	参考文献	119
7章	環境負荷低減効果	120
7.1	本章の概要	120
7.2	CO ₂ 排出量の試算	120
7.2.1	既往のコンクリート構造物のCO ₂ 排出量の評価方法	120
7.2.2	本研究における評価に用いた試算方法	120
7.3	モデル構造物	122

7. 3. 1	モデル構造物の形状および寸法	122
7. 3. 2	モデル構造物の施工フロー	125
7. 4	CO ₂ 排出量試算結果	129
7. 4. 1	コンクリート単体でのCO ₂ 排出量	129
7. 4. 2	構造物の構築によるCO ₂ 排出量	131
7. 4. 3	ライフサイクルを考慮したCO ₂ 排出量	134
7. 5	本章のまとめ	138
	参考文献	139
8 章	結論	140
8. 1	本研究の成果	140
8. 2	今後の課題	143
謝辞		144

1 章 序論：研究の社会的意義と研究の目的

1. 1 研究の対象

我が国における社会的な課題の一つに持続的な電力供給の確保を目的とした再生可能エネルギーの拡充がある。再生可能エネルギーのうち、一般廃棄物を発酵させた際に発生するメタンガスを利用するバイオガス発電は、火力発電に比べ温室効果ガスの排出が少ないことや、風力や太陽光発電などと比べ安定的に発電できることなどから、今後の普及が期待される発電方法である。しかしながら、現状のバイオガス発電施設は比較的短期間の運用を想定した鋼製の容器構造物の選定例が多く、我が国特有の自然災害リスク、特に地震による損壊や津波による流出に対する潜在的な課題がある。

また、建設産業の課題として、建設就労者の減少や、セメント製造由来のCO₂排出量の抑制への対応が求められ、この解決策の提案が急務である。

これらの課題に対し、過去の大地震や津波等の自然災害被災地域において損傷がほとんど見られなかったプレストレストコンクリート(以下 PC)製の容器構造物のプレキャスト(以下 PCa)化と、これに適用するコンクリートのセメントの一部を積極的に混和材に置き換えたCO₂排出量が抑制されたコンクリートの適用が解決策の一つであると考えられる。

しかしながら、比較的高い初期強度が要求されるプレキャストプレストレストコンクリート(以下 PCaPC)に着目した混和材利用時の耐酸性能に関する知見は少ない。また、PCaPC 構造物への適用を想定した混和材を用いた PCaPC 部材の力学性能に関する知見は少ない。

そこで、本研究では、PCaPC 部材に混和材を積極利用した容器構造物を対象として、耐酸性の向上効果や各種のコンクリートの特性の把握を行い、実構造部材適用時の力学性能、CO₂ 排出量抑制効果を検討した。また、PCaPC 部材製造時の早期に硫酸腐食抵抗性を評価可能な方法を検討した。

以下に、社会的背景から抽出した課題を示し、それらの課題を解決する本研究の社会的意義と研究の目的を示す。

1. 2 研究の必要性

1. 2. 1 エネルギー分野の現状

(1) 再生可能エネルギーの拡充が急務

日本のエネルギー資源の需給率は11.3%であり、OECD加盟国38か国中37位と低い水準である(図-1.1^{1.1)})。そのため、エネルギー資源の海外依存度が高い我が国は、エネルギー調達に関するリスクが高い。近年では、世界的なパンデミックや世界情勢の不安定化によるエネルギー価格の高騰など、資源調達への影響を大きく受けたことは記憶に新しい。

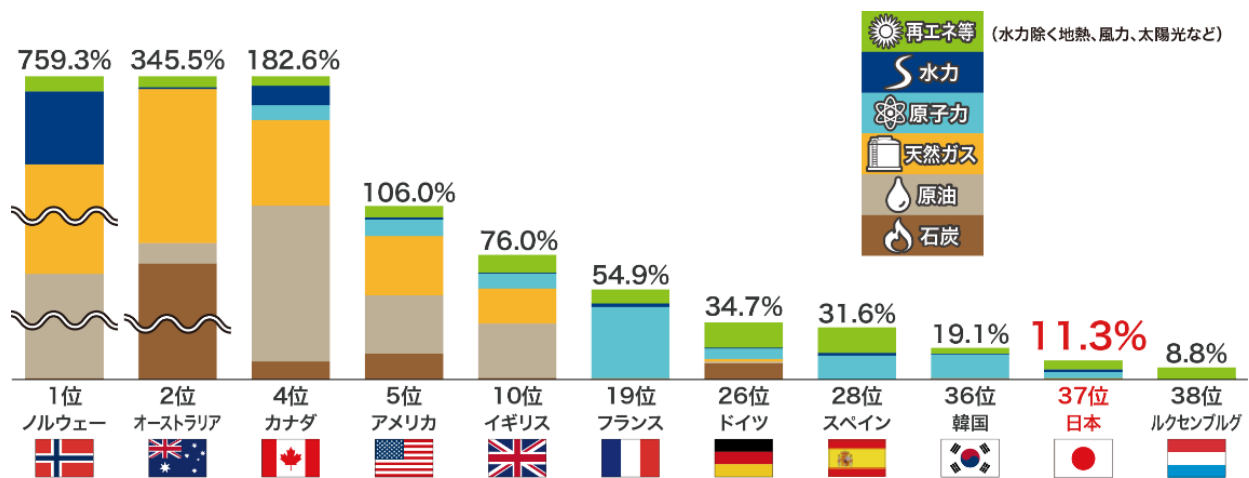


図-1.1 エネルギー需給率の各国の比較^{1.1)}

このような世界情勢の変化もあり、各国において化石燃料の調達先の分散化や海外からの化石燃料の調達が不要となる再生可能エネルギーの拡充等のエネルギー戦略の改善がすすめられている状況であるが、欧米諸国に比べ、日本の再生可能エネルギー普及率は決して大きくはない状況であり、化石燃料を保有していない我が国のエネルギー資源調達リスクは高い状態が続いている(図-1.2)。

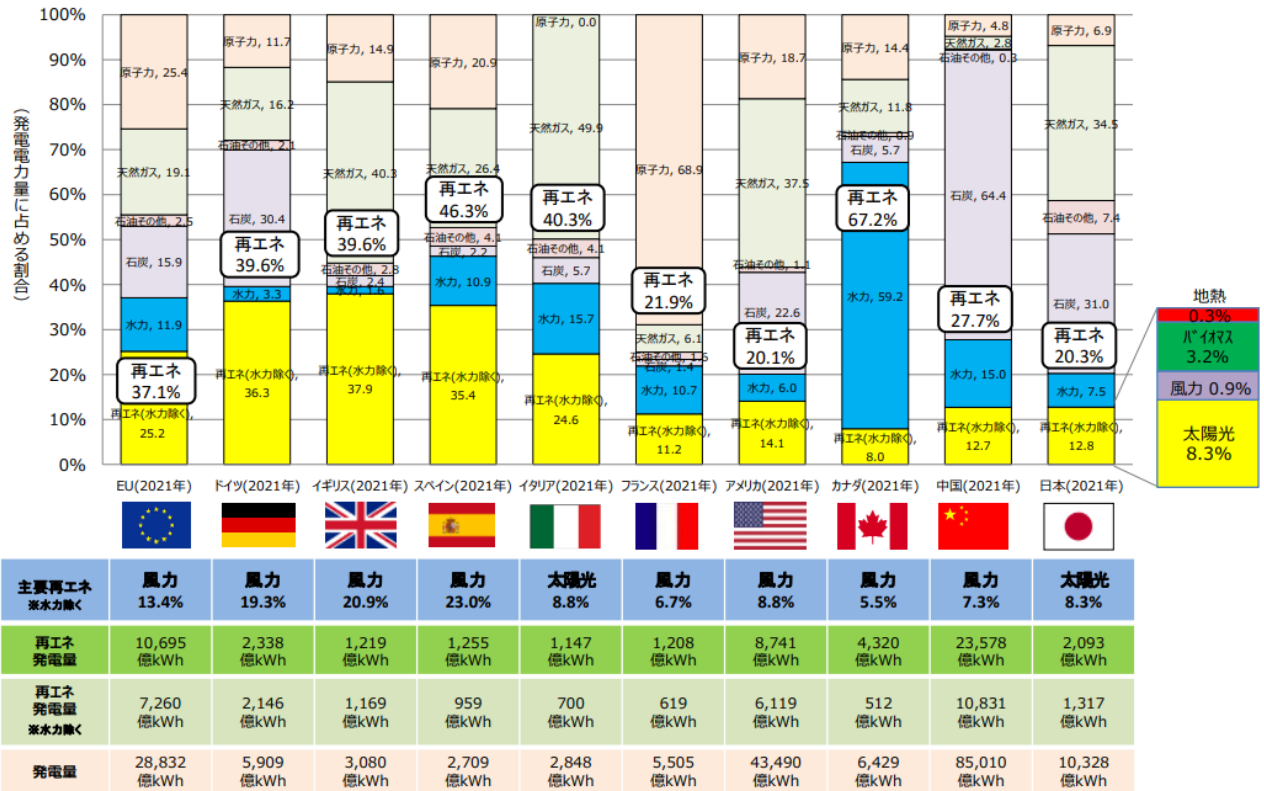


図-1.2 再生可能エネルギーの普及率の各国の比較^{1.1)}

また、エネルギー調達以外の観点、つまりCO₂排出量の抑制の観点からも、各国の再生可能エネルギーの拡充が進められている^{1.2)}。例えば、国際エネルギー機関(IEA)では、2050年までに発電量の88%を再生可能エネルギーとする拡充を求めていることや、米国エネルギー省(DOE)においても、2050年の再生可能エネルギー比率が96%となるシナリオが示されている。1990年から2020年までのエネルギー起源の温室効果ガス(CO₂換算)の各国の推移(図-1.3)を見てみると、特に欧米各国で積極的な温室効果ガスの削減が進んでいる状況である。

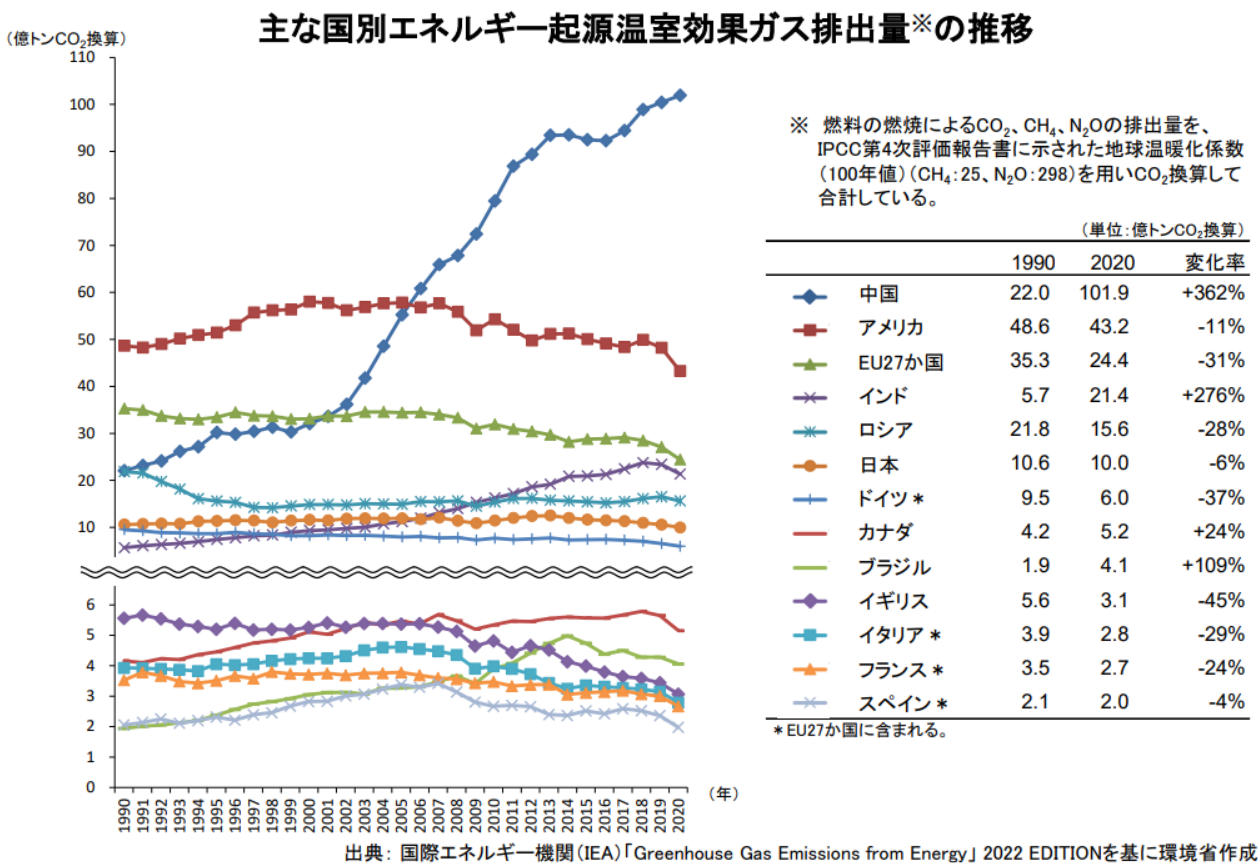


図-1.3 主要国のエネルギー起源の温室効果ガス排出量の推移^{1, 2)}

ここで、我が国のエネルギーの内訳うち、化石燃料依存度を見てみると、1973年のオイルショック時には94%と非常に高く、その後原子力発電の拡大や太陽光発電の普及により化石燃料への依存度は81%程度に減少していたが、2010年の震災による原子力発電所の被災による原子力割合は低下し、拡大する再生可能エネルギー分野との相殺によりほぼ横ばいとなっている。2000年代半ばからの再生可能エネルギーの拡充が進められているところではあるが、化石燃料の比率は比較的多い状況である(図-1.4)。

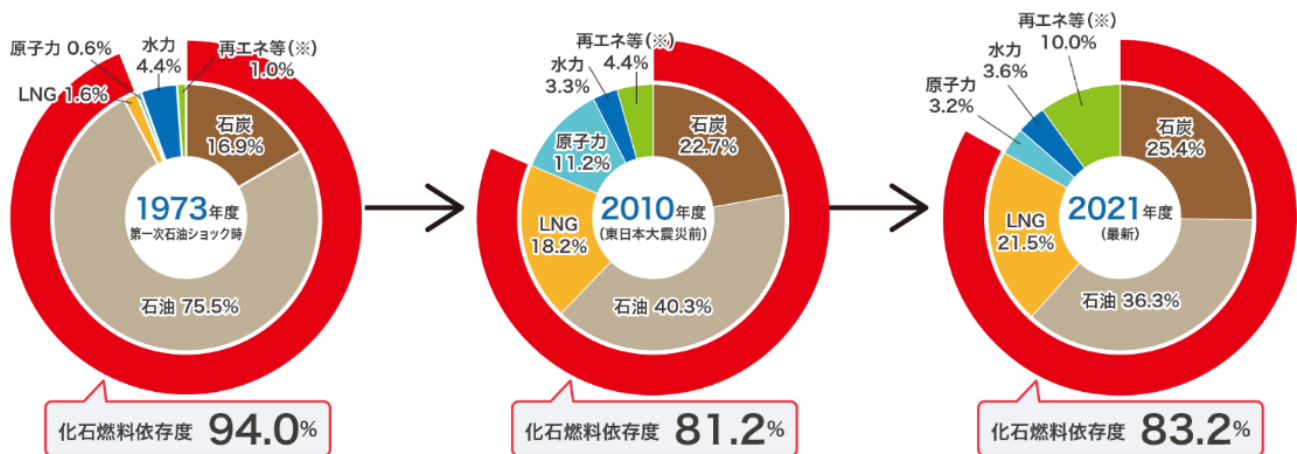


図-1.4 日本のエネルギー利用資源の内訳の推移^{1.1)}

このような日本国内のエネルギー資源を取り巻く環境の中、国の各省庁による再生可能エネルギーに関する施策が進められている。このうち、多様な未利用資源をエネルギー資源として活用可能なバイオマス関連市場の拡大にも期待されているところであり、製品・エネルギー産業の約1%に相当する5300億円規模の現在の産業規模から、将来的に約1割の5.7兆円程度の産業規模を目指す方針が挙げられている^{1.3)}。

(2) バイオガス発電施設の現状

バイオガス発電は、1990年代にドイツの農村部において、農家における家畜糞尿や飼料およびその他廃棄物を利用した自家発電や熱利用を目的として始まったとされている。その後も農家の経済的メリットの向上や、農村の雇用創出に期待ができる発電方式であると認識されており、2000年に制定されたドイツ国内における再生可能エネルギー法(Erneuerbare Energie Gesetz: EEG)では、バイオガス発電に対する買取価格が整備され、現在では主要な再生可能エネルギーの一つに位置付けられている^{1.4)}。2021年には、非営利組織である欧州再生可能ガスレジストリ(ERG aR)が設立され、欧州におけるバイオメタンの国境を越えた取引を可能にする活動が行われるに至っている。

メタン発酵を行うバイオガス発電の概要を図-1.5に示す。下水汚泥や一般廃棄物、家畜糞尿等を受入れ、これを後工程のメタン発酵効率を上げるために、前処理施設で粉碎・スラリー化する。スラリー化された原料をメタン発酵槽で発酵させ、発生するメタンガスを回収し、これを燃焼することで発電を行う方式である。

この、前処理施設とメタン発酵槽は、原料の腐敗等により酸が発生するため、耐酸性が求められる環境となることから、一般的には、酸劣化を防止するためにライニング等の防食が施される。

これらの施設の多くは鋼製のものが利用され、一部にRC製の適用例もある。

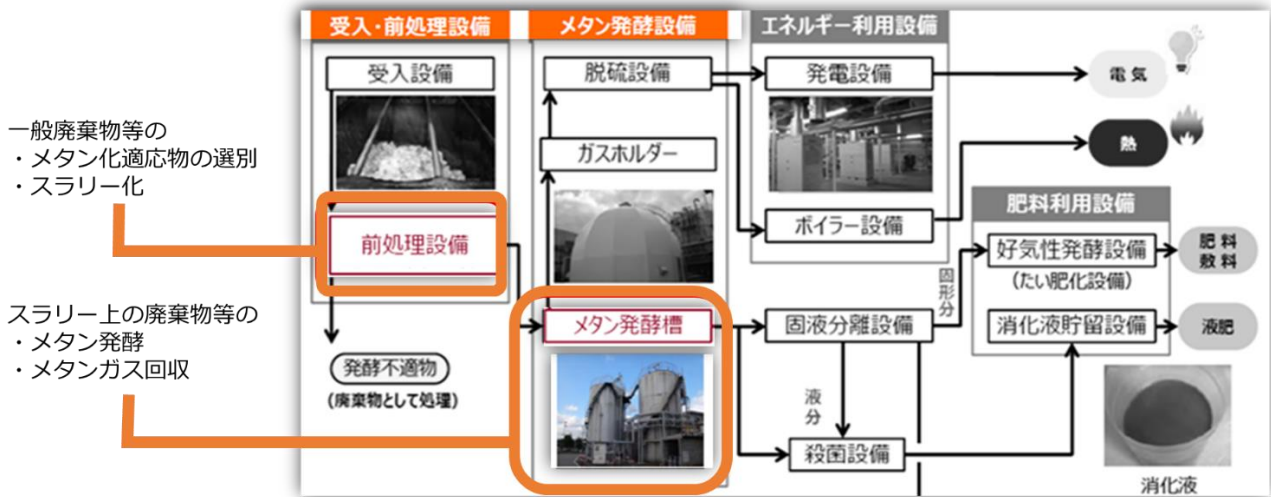


図-1.5 メタン発酵を行うバイオガス発電の概要

近年のメタン発酵型のバイオガス発電施設の導入状況^{1.5)}について見てみると、FIT制度の適用による20年間の売電価格の優遇処置の効果により、着実に件数が増加しているとされている。また、FIT対象期間に合わせ、運用期間の設定が20年とされることが多く、比較的短期の運用を想定した施設となる。FIT期間終了後の施設の運用については、今後の検討が行われるものと考えられる。

バイオガス発電施設の容量に着目すると、地域密着型のエネルギー創出の観点でメリットのある発電方式という位置づけから、発電能力500kW以下の施設が70%を占めるが、FIT制度の適用対象が比較的大きい発電容量(2023年時点では2000kW以上)の施設に限定されていることから、今後の対象範囲の小容量への拡大の関する議論も行われている状況である。

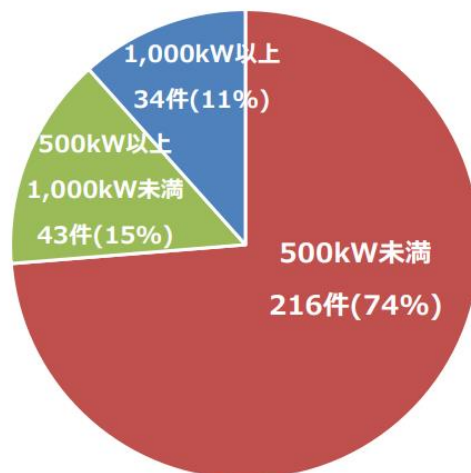


図-1.6 メタン発酵バイオガス発電の規模別の認定件数^{1.5)}

この 500kW の発電量を賄うためのメタン発酵槽の容量は、一日当たりの一般廃棄物の処理量が約 60t 程度であることを前提としてごみメタン化施設の設計に関する要領^{1.6)}をもとに計算すると、1000m³ 規模の小容量のメタン発酵槽を 2 基同時で運用する規模が想定される。

小容量のコンクリート製と鋼製のコスト比較の検討例として、養鶏場で発生する家畜糞尿を原料とした貯留槽容量 900m³ のメタン発酵槽の建設費の比較検討例^{1.7)}がある。これによると、現場打ちの RC 構造とした場合の建設投資額が、鋼板を用いた構造の場合と比較して約 56% 安価となるコスト試算結果がある。

また、水道用の配水池での容量 1000m³ でのイニシャルコストの比較例では、現場打ちの RC 製および PC 製は鋼製(ステンレス)よりも安価であるが、内面の塗装が必要な場合には、50 年運用時のライフサイクルコストでは塗装が不要な鋼製が有利になる場合もある。なお、PCaPC 製の場合は、現場打ちの PC 製よりもイニシャルコストは大きくなり、鋼製と近い水準になる。

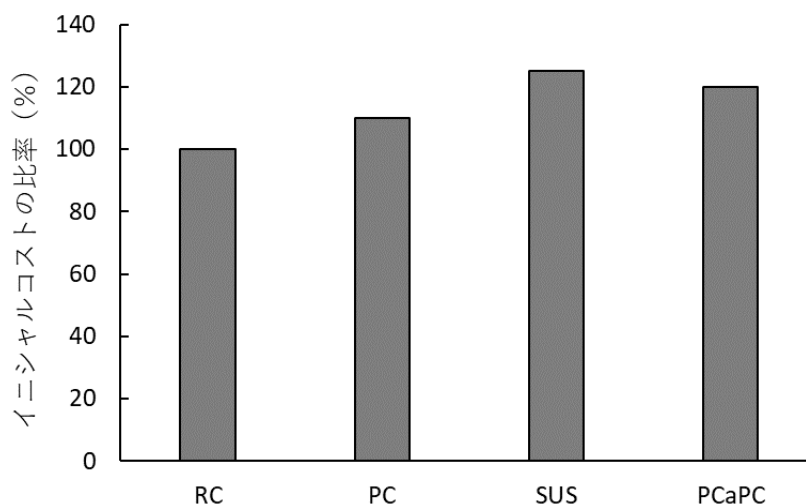


図-1.7 イニシャルコスト（現場打ちの RC を 100%とした場合）

※RC, PC, SUS の比較は自治体公表の水道用容器構造物を対象とした値^{1.8)}をもとに整理した。

PCaPC 過去の水道用容器構造物の設計段階での試算をもとに整理した。

施設の建設に伴う CO₂ 排出量に着目すると、水道用の容器構造物での試算結果ではあるが、容量が 20000m³ 程度の大容量の場合には、PC 製と鋼製は同等の CO₂ 排出量となるが、10000m³ 以下の場合には PC 製は鋼製に比べ 56% 程度に低減されることが示されている^{1.9)}。

これらのことから、500kW 程度の発電量となる小容量の構造物を適用することを想定すると、イニシャルコストと CO₂ 削減の両面において鋼製よりも RC 製または PC 製の方がメリットは大きくなると考えられる。

次に、ライフサイクルに着目すると、酸劣化が懸念される構造物となる場合には、RC

製、PC 製、鋼製の何れの構造においても、構造部材自体が耐酸性を有しないため、内面の防食が必要となる。

防食の仕様については、一般的に下水道事業団の規格^{1.10)}が適用されることが多く、構造部材の種類にかかわらず、腐食環境のグレードにより防食の仕様が決まることから、施設の運用期間が同等であれば、ランニングコストの違いは少ない。

そのため、ライフサイクルの期間を長く設定することが、ライフサイクル全体のコストとCO₂排出量の低減に直結する。

ここで、長期運用を行う場合の自然災害リスクが考えられる。特に我が国においては、地震や津波災害による甚大なライフラインの被害を受けるリスクが高い。

過去の地震における水道用の配水池の調査事例では、PC 製の容器構造物の損傷は見られない^{1.11)}が、一部の鋼製のパネルタンクでは、バルジングやスロッシングによる損傷が確認されている^{1.12)}。

これらのことから、バイオガス発電施設の運用にあたり、コスト、CO₂排出量の観点から、長期運用を想定した構造の選択肢を増やし、運用条件や現場条件等に応じた最適な構造を選択できる環境づくりが必要である。

1. 2. 2 建設分野の現状

(1) 建設就労者数

我が国の建設就労者は減少傾向が続いており、高齢化も全産業の平均に比べ進んでいるため、熟練技能者の減少が懸念されている(図-1.8)。このような背景から、コンクリート構造物の分野では、省人化を図るために、プレキャストコンクリート部材の活用に関する学協会での取組みが進められている。例えば、土木学会では、2017年制定のコンクリート標準示方書にプレキャストコンクリートの章が新たに設けられ、さらにこれを拡充するコンクリートライブラリー15「プレキャストコンクリートを用いた構造物の構造計画・設計・製造・施工・維持管理指針(案)」が2021年に発刊されるに至っている。また、国土交通省では、2016年に*i-Construction*と称した建設分野での生産性の向上の施策の一つにプレキャストの活用があげられている。とくに近年では、国土交通省の直轄工事の工法選択において、現場での施工期間の短縮等による施工時期の平準化、人的リソースの最適化、これらに伴う現場周辺環境への規制の緩和等の影響も含めた、コスト以外の項目も評価対象に含めるVFM(バリュー・フォー・マネー)の手法が取入れられ、これまでイニシャルコストが現場打ちコンクリートよりも高くなる傾向とされてきたプレキャストコンクリート構造物の積極的な活用が期待されている。

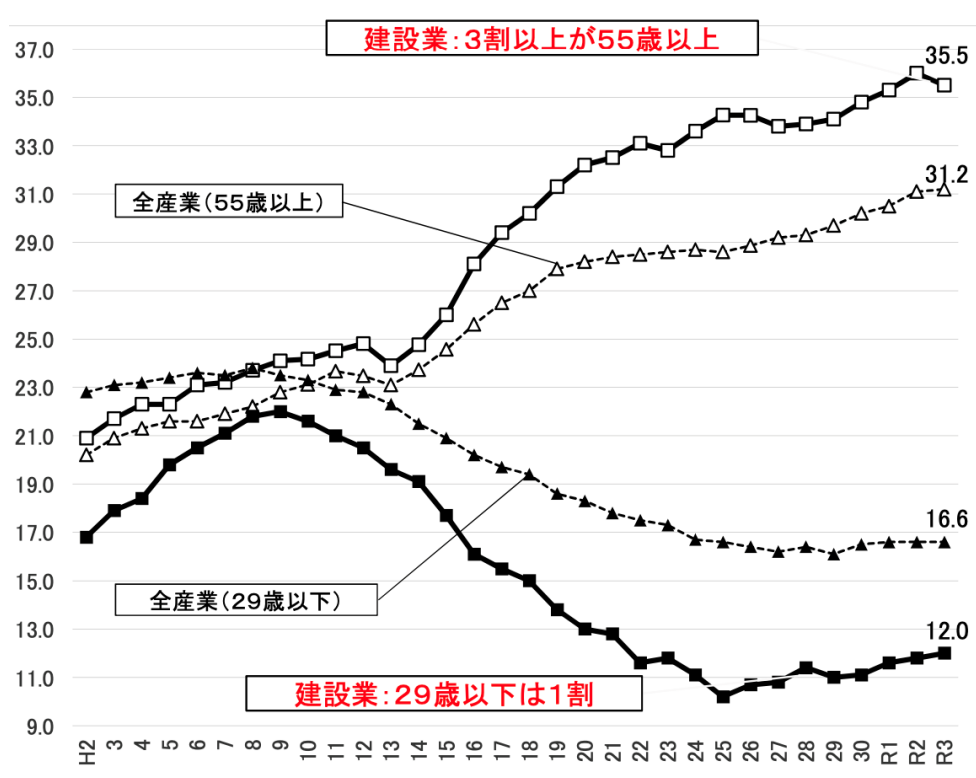


図-1.8 日本の全産業と建設業の高齢化の推移の比較^{1.13)}

(2) CO₂ 排出量

日本国内における建設分野のCO₂排出量は、全産業の1割強であり、このうちコンクリートの原材料調達から解体の循環にかかわるCO₂排出量は約3%とされている(1.14)。

図-1.9は、コンクリートの原材料調達からセメント製造、コンクリートの製造、構造物の構築、供用終了までの各イベントの時間軸を横軸とした、各イベントにおけるCO₂の排出量または吸収量を示したものである(1.15)。このうち、セメント製造に起因する排出量が大部分を占めていることが示されている。また、構造物のストック期間に大気中のCO₂の吸収量も併記されており、近年では、この効果について着目した研究(1.16)も進んでいる。

このように、CO₂排出量を抑制可能なコンクリート材料の選定や、構造物の長期運用による建設および解体頻度の低減が、CO₂の排出抑制に効果がある方法の一つとして考えられる。

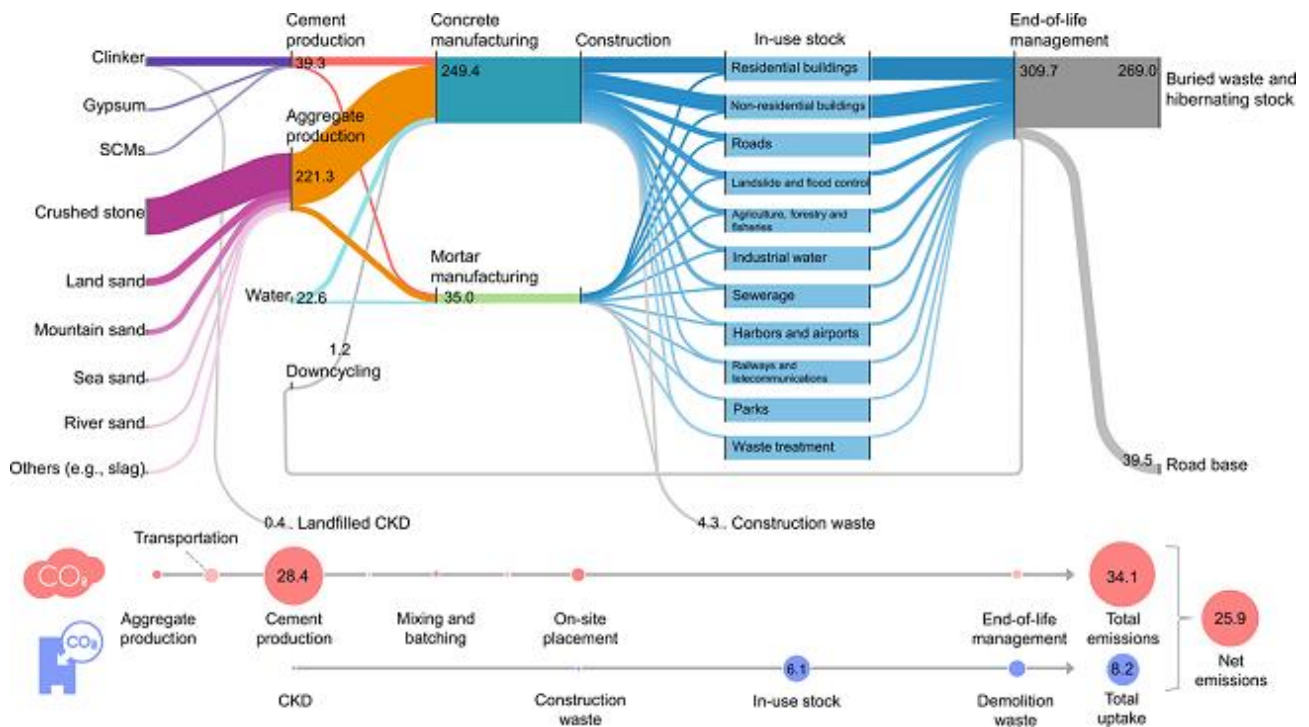


図-1.9 日本のセメント・コンクリート循環とCO₂排出・吸収量(単位: 10⁶t)

1.3 研究の目的

本研究は、ここまで示した現状の社会における課題である、持続可能な再生可能エネルギーの確保と建設収録者数の減少および建設分野のCO₂排出量の抑制を同時に解決する方策として、バイオガス発電施設への適用を念頭に置いた混和材を積極的に利用したPCaPC製の容器構造物を提案するものである(図-1.10)。

本研究の成果が、自然災害リスクが高いと考えられる地域へのバイオガス発電施設の構築時の構造の選択肢が増えることや、今後も進むと考えられる建設就労者の減少傾向や脱炭素の動向に対応可能な構造選定に資するものとする。

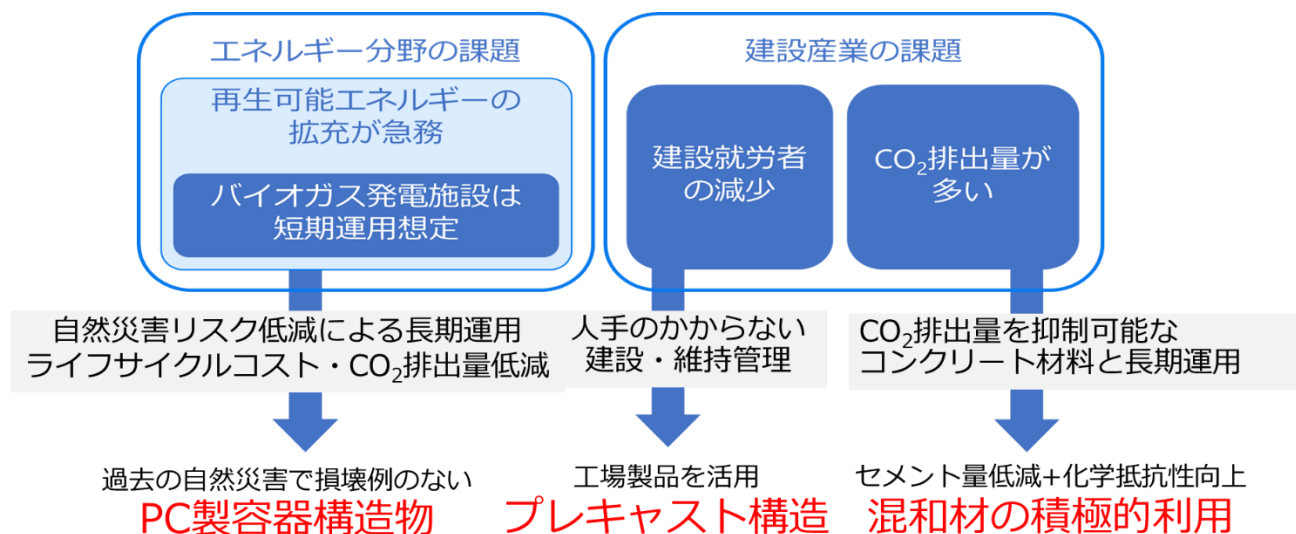


図-1.10 本研究の社会的な課題へのアプローチ

1. 4 本論文の構成

本論分は全 8 章で構成される。各章の内容を下記に示す。

第 1 章「序論」では、研究の社会的意義として「エネルギー分野の課題」、「建設分野の課題」の解決の必要性を示したうえで、研究対象である「PC 製容器構造物」、「プレキャスト構造」、「混和材の積極利用」の組合せの実現を目的として示し、本論文の構成を示した。

第 2 章「研究の課題と方針」では、先行研究を整理し、本研究の課題を示した。具体的には、部材製造段階での耐酸性能補評価が可能であること、混和材を積極利用した場合の耐酸性と初期強度の両立可能なコンクリートの配合を見出すこと、これらのコンクリートのうち PCaPC 部材の製造が可能で配合を見出すこと、製造された PCaPC 部材の力学性能を明らかにすること、最後に、これらを満足するコンクリートの配合を PCaPC 部材に適用した際の構造物構築時の CO₂ 排出量を把握することである。これらの課題を解決するための本研究における研究の方針を示した。

第 3 章「耐酸性の評価方法」では、PCaPC 部材の製造時に製造部材表面の耐酸性の評価を簡便に行うことのできる方法について提案を行った。本研究の対象となる気層部の腐食環境に着目した試みに、硫酸を滴下したモルタル片の腐食面の形状変化をノギスにより測定する事例がある。これをもとに、腐食形状を 3D 画像として詳細に取得することにより、すり鉢状の腐食形状の勾配の違いが耐酸性の評価指標となることを見出した。この結果から、モルタル表層の硫酸腐食抵抗性の定量的な評価方法を示した。

第 4 章「耐酸性と初期強度を両立する材料設計」では、早強ポルトランドセメント、高炉スラグ微粉末 6000 (以下, BFS), フライアッシュ II 種 (以下, FA) を結合材として選定し、これらの組合せと置換率の影響について実験的検討を示した。この結果、耐酸性について、混和材置換率を高炉セメント C 種相当の 70% 以上とすることで耐酸性の向上が見られ、特に BFS と FA の併用効果が高いことを明らかにした。また、コンクリートの耐酸性は腐食面表層の組織の緻密さとの関係が大きいことを明らかとした。次に、初期強度について、上記の耐酸性確保の可能性があると考えられた材料の組合せと混和材置換率における初期強度の発現性について、耐酸性能と初期強度の両立が可能で混和材置換率と水結合材比を見出した。また、BFS と FA 併用による初期強度発現への温度依存性を明らかとした。

第 5 章「コンクリートの材料特性」では第 4 章の結果を受けて選定したコンクリートの材料特性を実験的に確認し、PCaPC 部材の製造に必要な特性である、初期強度発現性、クリープ特性、収縮特性、中性化抵抗性を有することを示した。また、混和材を高置換とすることにより、クリープ係数が大きく低減されること、乾燥収縮が小さくなる傾向が確認されたことから、導入プレストレスの経時的な低下が低減される可能性を示した。

第 6 章「PCaPC 部材の力学特性」では、第 5 章で PCaPC 部材への適用が可能であることを確認したコンクリートを用いた、容器構造物の側壁部材を模擬した実物大の

PCaPC 部材を製造し、これを用いた曲げ荷重試験による力学特性の確認結果を示した。本研究で選定したコンクリートを用いた PCaPC 部材は、従来のコンクリートを用いた場合と同様の性状を示したことから、現行の設計方法の容器構造物への適用の可能性を示した。また、混和材を用いることにより曲げひび割れが分散する傾向が見られ、想定外の災害等による損傷後の耐久性面における優位性を示した。このひび割れ分散性の要因について、既往の検討例を参考に、混和材を用いたコンクリートの付着強度向上の可能性やクリープ係数低減の影響について言及し、今後の検討課題として示した。

第7章「環境負荷低減効果の試算」では、既往の PCaPC 容器構造物の実例をモデルとして、従来から適用されているコンクリートを用いた場合と、本研究で提案するコンクリートを用いた場合の、構造物建設時に発生する CO₂ 排出量の試算結果を示した。本研究で提案するコンクリートを PCaPC 部材として用いることで、一定の CO₂ 排出量の抑制が可能であることを示した。

第8章「結論」では、本研究で得られた知見を総括し結論をまとめるとともに、混和材を用いた耐酸性を有する PCaPC 構造物の構築に関する今後の課題に関する見解を述べた。以上のように、混和材を積極利用したコンクリートを用いた、耐酸性を有する PCaPC 構造物の構築に関する有用な知見が得られた。

参考文献

- 1.1) 経済産業省資源エネルギー庁：日本のエネルギー 2022 年度版，<https://www.enecho.meti.go.jp/about/pamphlet/energy2022/001/>（閲覧日：2024.4.12.）
- 1.2) 環境省：世界のエネルギー期限 CO 排出量（2021 年），<https://www.env.go.jp/content/000177854.pdf>（閲覧日：2024.4.12.）
- 1.3) 農林水産省大臣官房環境バイオマス政策課：バイオマスの活用をめぐる状況令和 6 年 3 月，2024.
- 1.4) 武山絵美：ドイツの農家内バイオガス発電システムとその振興政策，農業農村工学会誌，Vol.77，No.2，pp.107-110，2009.
- 1.5) 経産省資源エネルギー庁：第 74 回調達価格等算定委員会資料 2 バイオマス発電について，2022.
- 1.6) 全国都市清掃会議：ごみ処理施設整備の計画・設計要領 2017 改訂版，pp.747-748，2017.
- 1.7) 北海道立根釧農業試験場：複合型発酵槽を用いた個別利用型バイオガスプラント，研究通信第 14 号，pp.17-18，2005.
- 1.8) いわき市水道局：水道施設設計基準令和 5 年 6 月一部改訂，p.121，2023.
- 1.9) 泉満明：プレストレストコンクリート構造物の建設に関連した環境問題，プレストレストコンクリート，Vol.47，No.6，pp.57-62，2005.
- 1.10) 日本下水道事業団：下水道コンクリート構造物の腐食抑制技術及び防食技術マニュアル，2007.
- 1.11) プレストレストコンクリート工学会：東日本大震災 PC 構造物災害調査報告書，2011.
- 1.12) 小野泰介，遠田豊，竹本純平，平野廣和：熊本地震におけるステンレスパネルタンクの被害調査とスロッシング発生時の損傷の検証，土木学会構造工学論文集 Vol. 66A，pp.137-146，2020.
- 1.13) 国土交通省：最近の建設業を巡る状況について，https://www.mlit.go.jp/tochi_fudousan_kensetsugyo/const/content/001493958.pdf（閲覧日：2024.3.3.）
- 1.14) 経済産業省：2050 年カーボンニュートラルに伴うグリーン成長戦略，<https://www.meti.go.jp/press/2021/06/20210618005/20210618005.html>（閲覧日：2024.3.3.），2021.
- 1.15) 国立環境研究所：日本のセメント・コンクリート循環と CO₂ 排出・吸収量，<https://www.nies.go.jp/whatsnew/20220802-3/20220802-3.html>（閲覧日：2024.3.13.），2022.
- 1.16) 野口貴文：建築分野における中性化/炭酸化の新たな視点，コンクリート工学，

Vol.61, No.9, pp.748-753, 2023.

2章 研究の課題と方針

2.1 本章の概要

本章では、耐酸性を有する PCaPC 構造物の実現に関連する先行研究を整理し、本論文が解決を目指す上での課題と方針を示した。

2.2 研究の課題

2.2.1 耐酸性と初期強度の両立

本研究の実現にあたり、コンクリートの耐酸性と初期強度を両立する必要がある。

本研究で対象とする硫酸腐食に着目すると、静水状態の硫酸にコンクリートを浸漬した場合、コンクリートの構成材料のうち、セメントの硬化過程で生成される水酸化カルシウムが硫酸と反応することで劣化が進むことから、水セメント比または水結合材比の小さいコンクリートの場合、セメントの使用量が多いため、硫酸抵抗性が劣ることが知られている^{2.1)}。このため、PC 構造物に適用されることの多い高強度コンクリートは、水セメント比または水結合材比が小さいことから、静水状態の硫酸に対して弱い条件となる。

また、コンクリート中の細骨材と結合材との比率を示す砂結合材比が小さい場合、つまり、砂に対するペーストの割合が大きいほど、静水状態ではない動きのある状態の硫酸に対する洗い現象によるコンクリート表層の浸食が大きくなることが指摘されている^{2.2)}。PC 構造物に適用されることの多い高強度コンクリートは、水セメント比または水結合材比が小さいことから、単位水量を一定とした場合、水セメント比または水結合材比の大きいコンクリートよりも砂結合材比が小さい傾向となる。このため、洗い現象についても高強度コンクリートは不利な条件となる。

ここで、硫酸腐食に直結するセメント量を低減する方策として、各種のコンクリート用混和材の利用がある。混和材として高炉スラグ微粉末を用いた場合に耐酸性が向上するとの報告は多く存在する^{2.3), 2.4), 2.5)}。これは、上記に記載した硫酸腐食の要因であるセメント量が混和材に置き換えられたことで硫酸腐食が低減されるものである。また、セメント粒子よりも細かい粒径の混和材を利用することや、混和材の潜在水硬性およびポズラン反応性による水和物の生成により、硬化後のコンクリートの細孔構造が緻密になることで硫酸の侵入が抑制される効果もあげられる。

ここで、PC 構造物への混和材の適用に着目すると、ASR 抑制効果や塩化物イオンの浸透抑制効果等に注目した耐久性向上に関する知見^{2.6), 2.7)}は多く、この効果を期待して、いわゆる混合セメントの B 種に相当する混和材置換率のコンクリートが主に橋梁分野の PC 構造物へ適用されている。PC 橋への凍結防止剤及び海岸付近の飛来塩分による塩害への対策として利用された事例では、供用後 20 年間の追跡調査を行い、構造物として十分な機能を有することが確認されている^{2.8)}。このように、PC 構造物への混和材を活用したコンクリートの適用は進んでおり、市民権が得られている状況である。しかしながら、耐酸性の向上を目的とした混和材の PC 構造物への適用事例は少なく、

容器構造物への適用事例は見当たらない。外部への公表はされていないが、過去に行われた高炉スラグ微粉末を B 種相当の割合で結合材に混和したコンクリートに対し、流速のある pH の低い温泉水に浸漬した場合に、浸食が大きく見られた事例もある。

また、高炉スラグ微粉末とフライアッシュを組み合わせた 3 成分系の結合材の研究事例がある。結合材に高炉スラグ微粉末 40%とフライアッシュ 20%の置換率で併用したモルタルの耐酸性が向上する結果が得られている^{2.9)}が、水結合材比が 45%と比較的大きく、PCaPC 部材への適用範囲外である。また、PC 配合を想定した 3 成分系の研究例では、塩分浸透抵抗性や ASR 抑制効果に対して効果が高いことが示されている^{2.10)}が、耐酸性に関する検討には至っていない。

このように、混和材を活用することによるメリットは多くあるものの、耐酸性に着目した PCaPC 部材への適用に関する混和材利用のコンクリートの研究や実装の事例は少ない。

初期強度に着目すると、PCaPC 部材は、一般的に比較的高強度のコンクリートが用いられ、工場製品に適用される部材は、製造サイクルの合理化のため、コンクリートの打込み翌日にプレストレスを導入可能な初期強度が求められる^{2.11)}。この初期強度は配合強度 50N/mm^2 に対し 35N/mm^2 程度のプレストレス導入時強度が設定されることが多く、本研究での適用を想定する PCaPC 容器構造物においても同様の高強度コンクリートが適用される。前述のとおり、高強度コンクリートは、水セメント比が小さく、単位セメント量も多い傾向となることが知られている^{2.12)}。

一方で、混和材の利用によりセメント量が低減されると、材齢初期の強度発現が緩やかになるため、混和材を用いない場合とくらべ、初期強度は出にくい傾向となることが知られており、水結合材比をさらに低減することや、強度発現を促進するための蒸気養生等の給熱養生が行われることが多い^{2.13, 2.14)}。

これは、高炉スラグ微粉末やフライアッシュの硬化のメカニズムに起因するものである(図-2.1)。高炉スラグ微粉末は潜在水硬性といわれる硬化反応を示す。これは、セメントの水和により $\text{Ca}(\text{OH})_2$ などが生成される過程で、コンクリート中の pH がアルカリ雰囲気となることで、非晶質の高炉スラグ微粉末の各種鉱物の結合の鎖が切断され、固溶されている CaO , Al_2O_3 , MgO などが、溶出し、自由になった各種鉱物が反応することで C-S-H や C-A-H 等を生成し硬化が進むものである^{2.15)}。また、フライアッシュのポゾラン反応は、フライアッシュに含まれるガラス相(Si, Al など)がセメントの水和生成物である $\text{Ca}(\text{OH})_2$ と接触し反応することでケイ酸カルシウム水和物等を生成することで硬化するものである^{2.16)}。

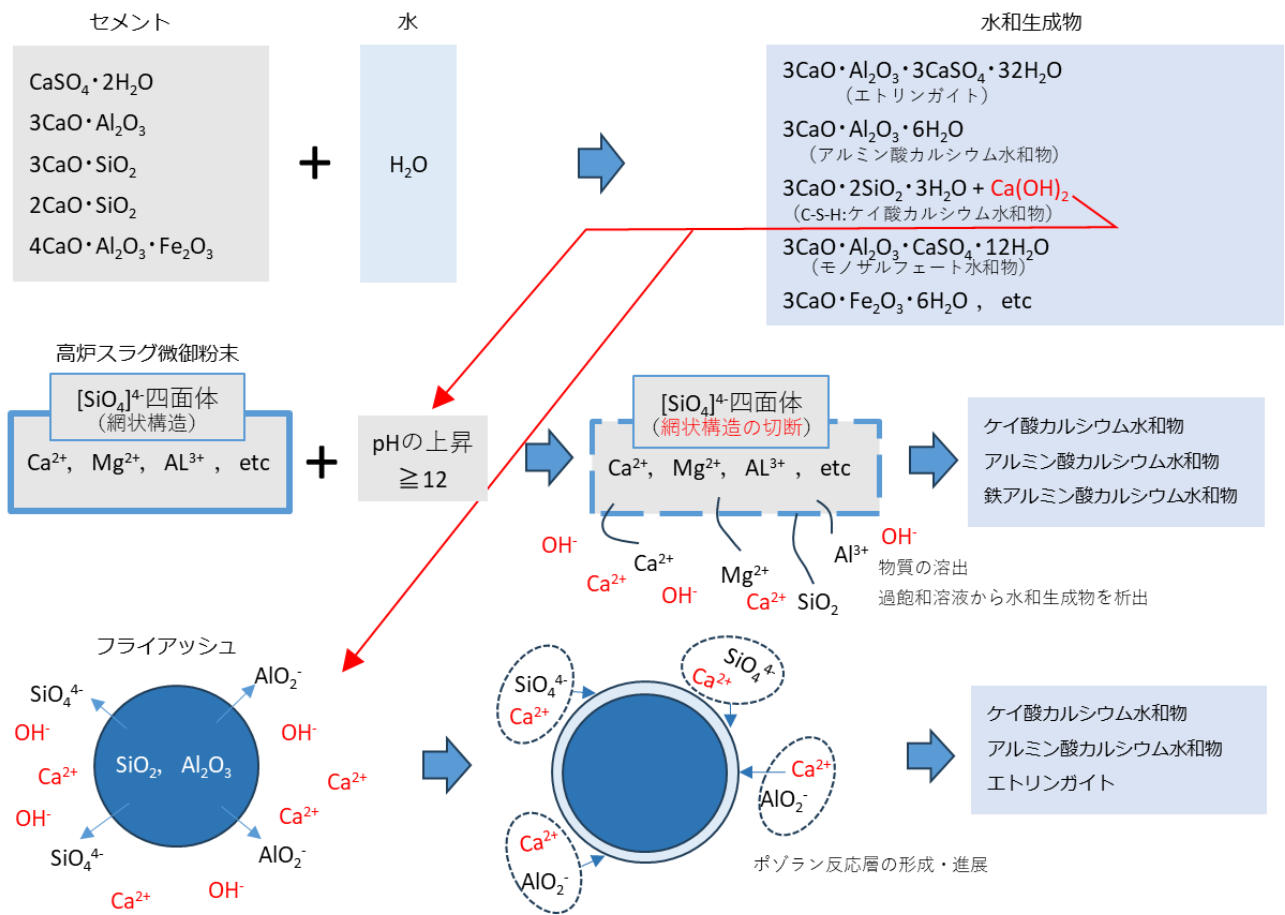


図-2.1 セメントと高炉スラグ微粉末およびフライアッシュの水和のイメージ

何れの反応も、セメントの水和が起点となることから、セメント単体の硬化よりも緩やかな反応となり、初期強度の発現性はセメントのみを結合材とした場合より遅れることが知られている。

なお、脱炭素化により昨今の気候変動による自然災害リスクの低減に資するとして、混和材の置換率をC種相当以上としたコンクリートの開発が進められている^{2.17)}が、初期強度が要求されるPCaPC部材への適用例は多くはない。

これらのことから、耐酸性を向上させるために、高炉セメントのC種相当以上の混和材置換率とした場合に、初期強度が不足することが懸念され、耐酸性と初期強度の両立に課題がある。

2.2.2 PCaPC 部材製造への適用性

耐酸性と初期強度を両立できるコンクリートを見出せた場合に、このコンクリートが PCaPC 部材としての特性を有する必要がある。

PCaPC 容器構造物の PCaPC 部材に適用される基準類に、貯水用円筒形 PC タンク設計施工基準^{2.18)}がある。このうち、設計に用いるコンクリートの特性は、水道用プレストレストコンクリートタンク設計施工指針・解説^{2.19)}(以下、水道指針)が引用され、表-2 に示すコンクリートの強度特性、プレストレス導入時のクリープ特性および導入以降の乾燥収縮特性の標準値が示されている。

表-2.1 設計に用いられるコンクリートの特性の標準値

設計基準強度	プレストレス導入時強度	クリープ係数 (載荷材齢4~7日, 早強ポルトランドセメント の場合)	乾燥収縮度 (載荷材齢 4~7日)
35N/mm ² 以上	30N/mm ² 以上	2.6	200μ

前述のとおり、PCaPC 部材の製造では、コンクリートの打込み翌日にプレストレス導入強度以上のコンクリート強度が発現していることを確認し、プレストレスを導入する。この導入プレストレスは、コンクリートの弾性変形やクリープによるプレストレスの低下をあらかじめ考慮し設定される(図-2.2)。

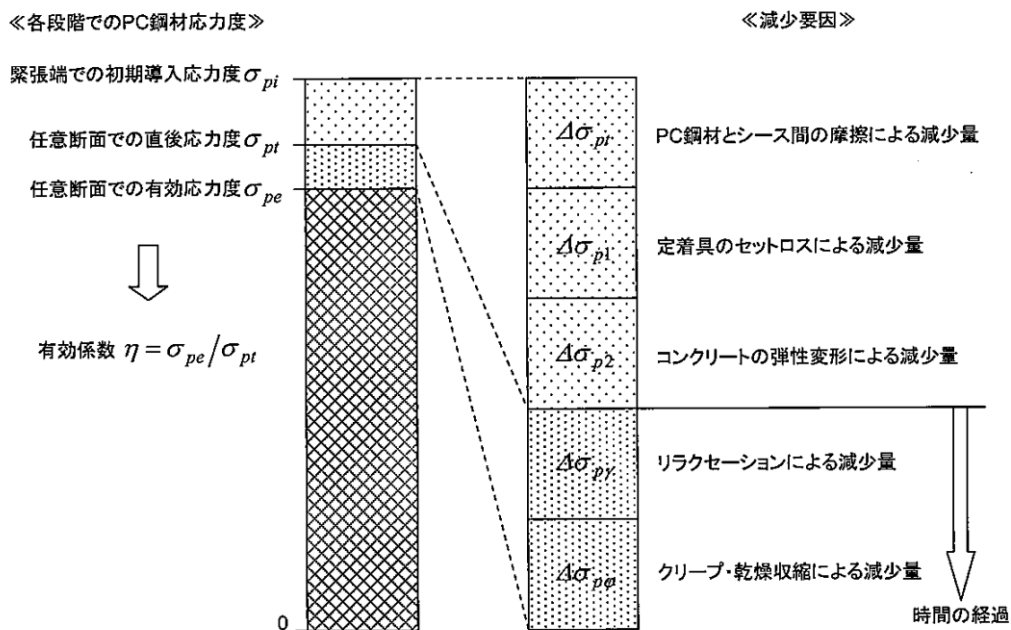


図-2.2 導入プレストレス

このため、初期強度が確保されていても、ヤング係数が小さい場合やクリープ係数が大きい場合には、導入プレストレスを従来よりも大きく設定する必要が生じ、高いコンクリート強度が必要となる場合や、設計上必要なプレストレスが確保できないことも考えられる。

コンクリートのヤング係数については、一般的に用いられている早強ポルトランドセメントのみを結合材としたコンクリートにおける強度との関係が示されており、これと同等以強度とヤング係数の関係が確保されていれば、従来の設計手法が適用できると考えられる。また、クリープ係数については、上記と同様の結合材のコンクリートのプレストレス導入材齢ごとのクリープ係数が示されており、これと同等以下のクリープ係数であれば、従来の設計を適用できると考えられる。

しかしながら、現在までに混和材を B 種よりも多い割合で混和した PCaPC 部材のプレストレス導入に関連するコンクリートの特性値の検討事例は少ない。

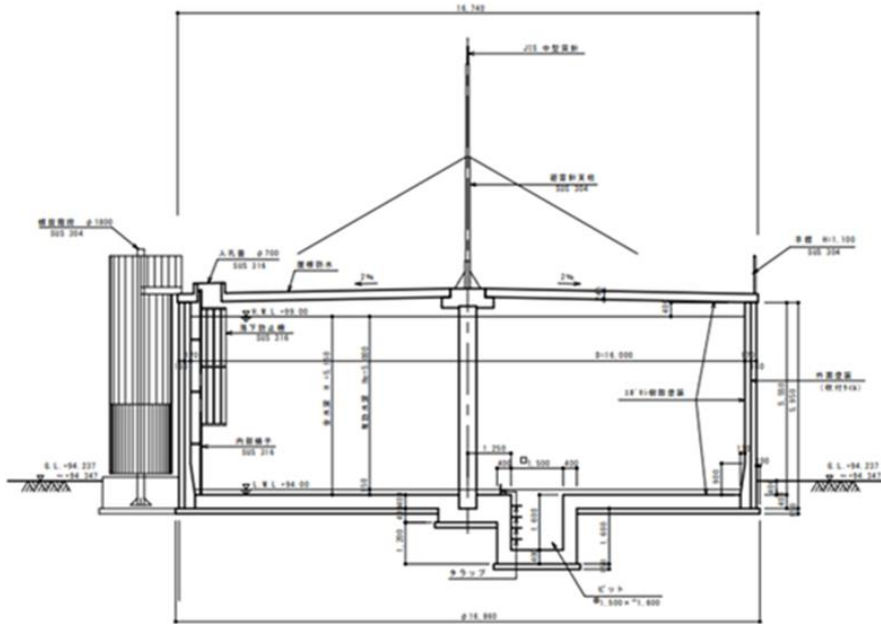
例えば、高炉セメントの B 種相当の置換率で混和材を用いた場合には、コンクリートの材齢初期の自己収縮が大きくなる一方で、その後の乾燥収縮は小さくなる傾向が知られている^{2.20)}が、C 種相当の混和材置換率での検討は少なく、クリープや乾燥収縮の特性について検討が必要である。また、部材製造時の自己収縮による鉄筋拘束等によるひび割れ発生のリスクが高まることも懸念される。

また、混和材を用いた場合には、コンクリートの中性化が進行しやすいことが知られている^{2.11)}。これは、セメントの水和により生成される $\text{Ca}(\text{OH})_2$ がコンクリートの細孔溶液に存在することでアルカリ性となるが、混和材の利用により、セメント量が少ないことや混和材の水和により $\text{Ca}(\text{OH})_2$ が消費されることにより、pH が低下した状態となることで、セメント単体のコンクリートよりも中性化が進行しやすいためである。

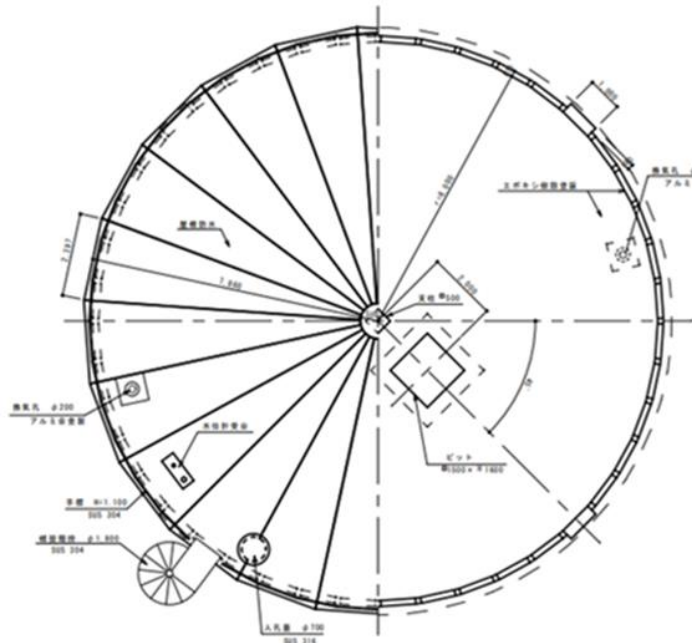
中性化深さがかぶりまで進行すると、コンクリート内部の鉄筋や PC 鋼材の不導体被膜が形成されず、鋼材の腐食リスクが高くなるため、中性化深さの鋼材までの余裕量である中性化残りが 10mm 以上必要であるなどの照査が行われることが多い。しかしながら、混和材を高炉セメントの C 種相当よりも多い置換率とした PCaPC 部材への適用を想定したコンクリートにおける、かぶりと中性化残りの検討事例は少ない。

2. 2. 3 PCaPC 構造部材への適用性

次の課題は、耐酸性を有する PCaPC 部材の製造が可能となった場合、適用を想定する PCaPC 容器構造物の構造部材として成立するか不明確なことである。つまり、部材および構造が従来の方法で設計可能であり、これにより構造物の構築も従来の方法で可能であるか否かを明確にする必要がある。適用を想定する構造部材は、既往の実績のある水道用 PCaPC 容器構造物の側壁部材および屋根部材である（図-2.3）。



a) 側面図



b) 平面図

図-2.3 適用を想定する構造物のイメージ

水などの内容物の水圧に抵抗できるよう、鉛直方向および水平方向にプレストレスを導入する方式が一般的である(図-2.4)。このうち、耐震性を含む力学性能の確認が必要な部材は側壁部材がクリティカルであり、側壁を立て込んだ状態での水平方向の荷重に対する曲げモーメントの抵抗性が求められる^{2,21)}。このため、水平荷重作用時の部材の剛性、ひび割れ抵抗性、破壊挙動について把握する必要があるが、混和材をB種相当よりも多い割合のコンクリートを適用した実績及び検討例はない。また、構造物として成立した場合のCO₂排出量の低減効果についても、近年の社会のニーズとして必要な情報であり、これを提示することも必要である。

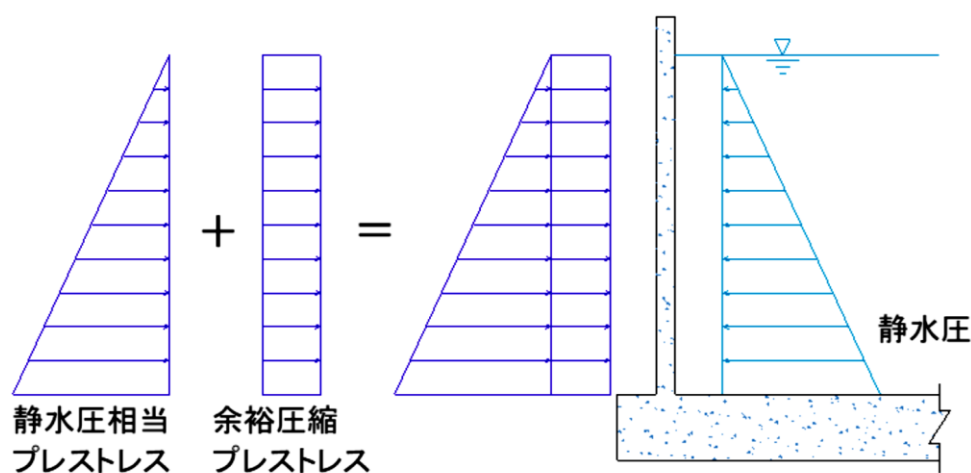


図-2.4 側壁部材のプレストレス

2.2.4 PCaPC 構造部材の耐酸性の評価・管理方法

最後の課題は、混和材を B 種相当以上の割合で混和したコンクリートを用いた PCaPC 容器構造物が、設計、製造、施工の観点から実現可能であった場合に、部材の品質管理方法が不明確なことである。

PCaPC 部材の製造時に行われる品質管理は、コンクリートのフレッシュ性状、初期強度確保のための蒸気養生を含む養生温度管理、プレストレス導入時の強度（型枠脱型強度も含む）、材齢 28 日の設計基準強度とヤング係数が一般的な項目として設定され運用されている。これらの項目の管理方法は、コンクリート標準示方書や各発注機関の仕様書等に明記されており、共通認識として定着されている方法が適用されている。プレキャストコンクリートの製造に必要とされる品質管理および検査項目の例を表-2.1 に示す。この表は、文献^{2.22)}に示されている品質管理および検査項目についてまとめられた一覧から、工場での製造時の範囲に限定して抜粋したものである。これを見ると、使用材料の特性の確認のほか、補強部材等の配置や製造部材の形状・寸法といった物理的かつ空間的な項目と、コンクリートの強度やプレストレスといった応力状態に関連する項目が設定されており、耐久性に関して直接数値等で把握するような項目は設定されていない。

表-2.1 プレキャストコンクリートの製造に必要とされる品質管理および検査項目の例

分類	時期	品質管理および検査項目	主な内容
製造プロセスごとの検査	製造前	コンクリートの使用材料	セメント、骨材、水、混和材料等
		コンクリートの製造設備	貯蔵設備、計量設備、ミキサ等
		コンクリート（試し練り）	スランプ、空気量、塩化物量、強度等
		補強材料等	品質、保管状態
		運搬経路	許容される質量、形状寸法
	製造時	型枠・支保工	形状寸法、支保工の計画との整合
		補強材（鉄筋・PC鋼材）、接合用金物等の組立て	材質、径、間隔、かぶり、インサート、継手長、寸法、スペーサ量、緊張力等
		コンクリート	材料の計量値、練混ぜ時間等、スランプ、空気量、塩化物量、打込み高さ、養生
		脱型およびプレストレス導入	強度、温度管理、時期、PC鋼材の緊張力・変形等
		吊上げ、反転、移動	吊点位置、強度、角欠け、ひび割れ

ただし、近年では、塩化物イオンの浸透抵抗性を製造段階で早期に把握する手法として、電気抵抗率を用いた手法が提案されており、製造部材の性能のオプションとして塩害抵抗性を備える場合の顧客への信頼性の確保の観点での活用が期待されているところである^{2.23)}。

このような状況の中、これまでに設定されていなかった PCaPC 部材の耐酸性を品質管理項目として追加する場合には、上記の塩分浸透抵抗性の評価と同様に、耐酸性能に関する品質の定量的な評価が必要となる。

しかしながら、これまで、製造工場で、部材の出荷までに耐酸性に着目した品質の確認や評価を行う方法は確立されていない。このため、製造工場での耐酸性の評価を行うことを念頭に置いた、簡便かつ、人為的な影響を受けにくい、短期間での評価が可能な方法が求められる。

2.3 研究の方針

本研究の課題をまとめると下記のとおりである。(図-2.5)

- 1) コンクリートの耐酸性を向上させる方策として、混和材の活用が考えられるが、PCaPC部材に適用するコンクリートを、耐酸性を求め混和材をB種相当以上の割合で混和することを考えると、製造時に求められるプレストレス導入のための初期強度が不足することが懸念されることに課題がある。
- 2) 混和材を用いたPCaPC部材の製造実績は、置換率がB種相当以下である現状から、これ以上の置換率とした場合に、PCaPC部材の製造に求められる特性を満足するコンクリートであるか検証が必要である。
- 3) 上記と同様に、混和材の置換率がB種相当以上のコンクリートがPCaPC容器構造物に適用された実績はないことから、構造部材としての要求性能を満足するか検証が必要である。
- 4) PCaPC部材への適用にあたり、耐酸性能を品質管理項目として設定する場合の管理方法の確立が必要である。

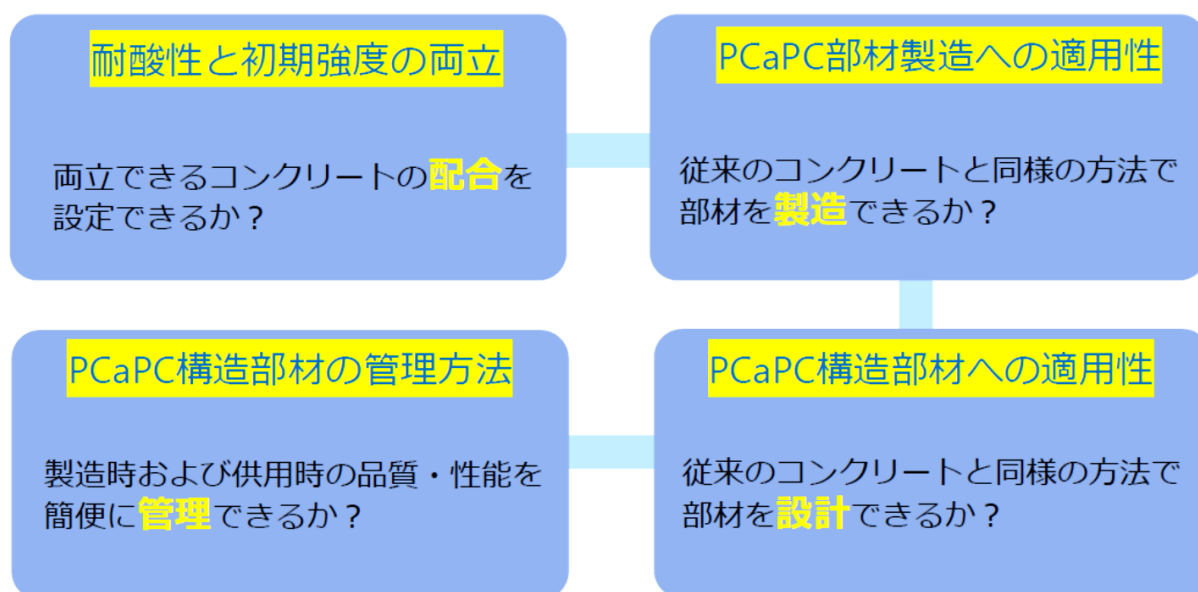


図-2.5 本研究の課題

この課題の解決にあたり、本研究では次の方針で検討を行った。。

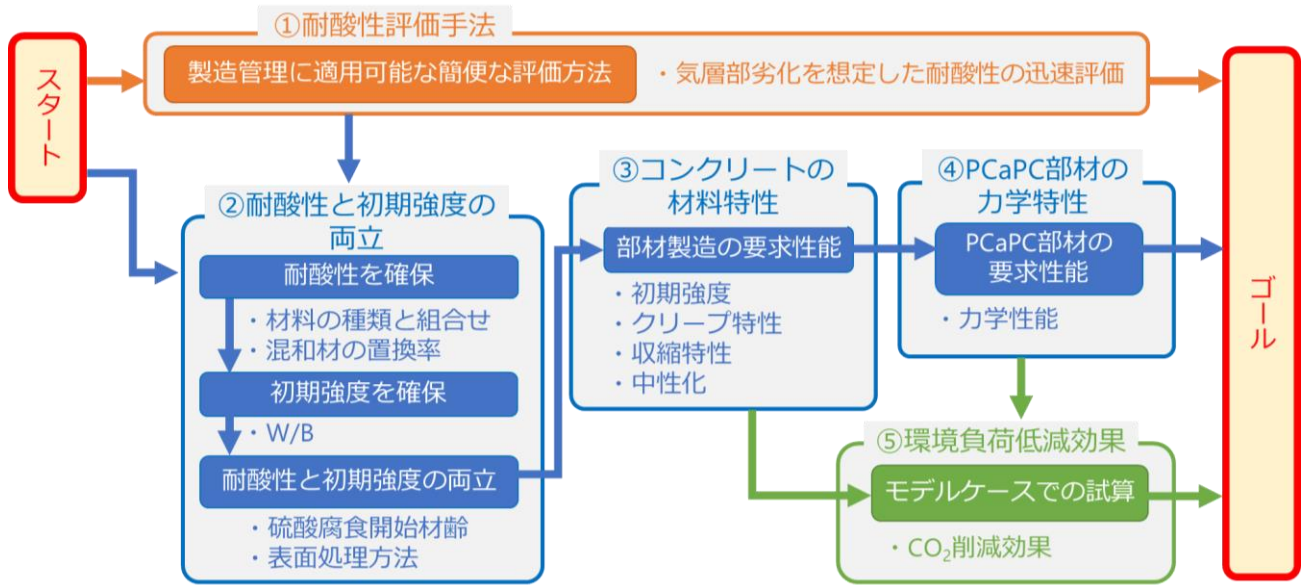


図-2.6 本研究の検討方針

図-2.6 に検討項目と検討のフローを示す。はじめに、気層部劣化を対象とした製造時の耐酸性の品質管理に適用可能な簡便な手法について、実験による検討をもとに提案を行った。

次に、耐酸性と初期強度を両立できるコンクリートの配合を見出すことを目的に、耐酸性を向上することのできるコンクリート材料の種類と組合せ、および混和材の置換率の影響を実験的に確認した。この結果から耐酸性が確保できると想定される材料の組合せと混和材の置換率の配合条件に絞り込み、水結合材比の調整により初期強度の確保が可能な配合条件をもとめ、耐酸性と初期強度の両立が可能な配合を見出した。耐酸性の評価方法には、上記提案手法を評価方法の一つとして活用した。

次に、この耐酸性と初期強度の両立が可能と判断した配合のコンクリートを用いて PCaPC に要求される特性として、初期強度、クリープ特性、収縮特性とひび割れ抵抗性、中性化抵抗性を実験的に確認した。

PCaPC としての特性を満足する配合のコンクリートを用いて、工場実機にて適用を想定する部材のうち容器構造物の側壁部材を製造し、従来の設備と方法での製造の可否を確認するとともに、製造した部材の載荷試験を行い、従来の配合のコンクリートを用いた場合との、曲げ剛性、ひび割れ性状、破壊性状、耐酸性について、実験により比較を行うことで評価した。

最後に、本研究で提案する配合のコンクリートを用いた場合の、PCaPC 容器構造物構築による CO₂ 排出量の抑制効果について、モデルケースとして、従来の配合を用いたコンクリートの比較を行うことで、本研究で提案する耐酸性を有する PCaPC 容器構造物の環境負荷低減効果を示した。

参考文献

- 2.1) 蔵重勲, 魚本健人: 硫酸の作用を受けるセメント硬化体の劣化予測手法に関する検討, コンクリート工学年次論文集, Vol.24, No.1, pp.615-620, 2002.
- 2.2) 宮本慎太郎, 納口恭太朗, 皆川浩, 久田真: セメント硬化体の硫酸劣化メカニズムに関する基礎的研究, コンクリート工学年次論文集, Vol.30, No.1, pp.627-632, 2008.
- 2.3) 宮澤祐介, 横室隆: 高硫酸塩スラグセメントコンクリートの耐薬品性について, コンクリート工学年次論文集, Vol.35, No.1, pp.37-42, 2013.
- 2.4) 小川彰一, 野崎隆人, 山田一夫, 坂井悦郎: フライアッシュ混合セメントの耐硫酸塩性に及ぼすフライアッシュの特性と SO_3 量および石灰石微粉末の効果, *Cement Science and Concrete Technology*, Vol.66, pp.414-421, 2012.
- 2.5) 山下弘樹, 山田一夫, 平尾宙, 二戸信和: 普通ポルトランドセメントの耐硫酸塩性に及ぼす混和材の効果, コンクリート工学年次論文集, Vol.29, No.1, pp.213-218, 2007.
- 2.6) 広野真一, 安藤陽子, 大代武志, 鳥居和之: フライアッシュと高炉スラグ微粉末による ASR 抑制効果の比較, *Cement Science and Concrete Technology*, Vol.67, pp.441-448, 2013.
- 2.7) 國富 康志, 石井 豪, 辛 軍青: ASR 促進暴露試験による高炉スラグ微粉末を用いた PC 梁の耐荷力特性, *プレストレストコンクリート*, Vol.57, No.3, pp.68-74, 2015.
- 2.8) 石井豪, 宮島朗, 浅利洋信: 寒冷地における高炉スラグ微粉末を用いた PC 橋の耐久性向上効果に関する 20 年間追跡調査, コンクリート工学年次論文集, Vol.44, No.1, pp.154-159, 2022.
- 2.9) 松本匡司, 米倉亜州夫, 藤野由隆, 伊藤智章: 混和材混入による耐酸性モルタルの開発, コンクリート工学年次論文集, Vol.27, No.1, pp.883-888, 2005.
- 2.10) 辛軍青, 呉承寧: 高炉スラグ微粉末とフライアッシュを併用したコンクリートの耐久性, 第 25 回プレストレストコンクリートの発展に関するシンポジウム論文集, pp.395-400, 2016.
- 2.11) 土木学会: 混和材を大量に使用したコンクリート構造物の設計・施工指針(案), *コンクリートライブラリー152*, 2008.
- 2.12) 土木学会: 2023 年制定コンクリート標準示方書[施工編], p.295, 2023.
- 2.13) (国研)土木研究所・(一社)プレストレスト・コンクリート建設業協会: 共同研究報告書 559 号, 新設プレストレストコンクリート橋の品質・信頼性向上方法の構築に関する共同研究報告書, pp.62-64, 2022.
- 2.14) 日本材料学会: 高炉スラグ微粉末を用いた高耐久性プレストレストコンクリート構造物の開発, 日本材料学会委託研究, 1998.

- 2.15) 笠井純一：セメント化学概論(その 7)，コンクリート工学，Vol.22，No.6，pp.64-68，1984.
- 2.16) 日本フライアッシュ協会 HP：<https://www.japan-flyash.com/fquality.html>(閲覧日：2024.4.16.)
- 2.17) 小林俊充，竹田宜典，片野啓三郎，一瀬賢一：混和材を高含有したコンクリートの中性化に関する一考察，コンクリート工学年次論文集，Vol.36，No.1，pp.112-117，2014.
- 2.18) プレストレストコンクリート建設業協会：貯水用円筒形 PC タンク設計施工基準，2005.
- 2.19) 日本水道協会：水道用プレストレストコンクリートタンク設計施工指針・解説，1998.
- 2.20) (国研)土木研究所・(一社)プレストレスト・コンクリート建設業協会：共同研究報告書 472 号，低炭素型セメント結合材の利用技術に関する共同研究報告書(Ⅱ)，2016.
- 2.21) PC タンクの設計と施工[その 1. PC タンク(水槽)の設計について]，プレストレストコンクリート，Vol.31，No.2，pp.91-97，1989.
- 2.22) 土木学会：プレキャストコンクリートを用いた構造物の構造計画・設計・製造・施工・維持管理指針(案)，コンクリートライブラリー158，p.123，2021.
- 2.23) 櫻庭浩樹，小田部貴憲，鈴木雅博，古賀裕久：混和材を用いて塩化物イオン浸透抵抗性を高めたコンクリートの評価指標の提案，プレストレストコンクリート，Vol.63，No.3，pp.65-72，2021.

3章 製造時および運用後に適用可能な耐酸性評価方法

3.1 本章の概要

本章では、耐酸性を有する PCaPC 部材の製造時に製造部材表面の耐酸性の評価を簡便に行うことのできる方法について提案を行った。モルタル片に硫酸を滴下する試験を行い、この腐食形状を 3D 画像として取得することによる、表層の腐食抵抗性の評価方法を示した。

3.2 硫酸腐食のメカニズムの整理

検討に先立ち、評価を行う耐酸性の条件を設定するため、適用を想定する容器構造物における、コンクリートの硫酸による劣化現象を整理すると、下記のような劣化が対象となることとが知られている。

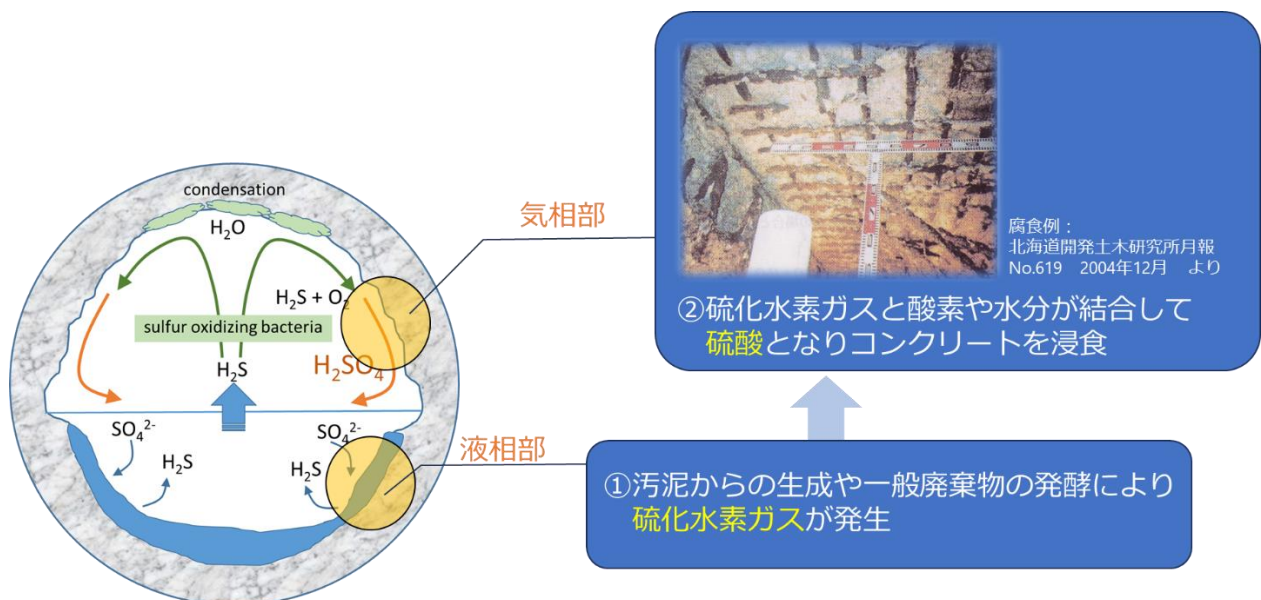


図-3.1 下水道関連施設におけるコンクリートの腐食の概念図^{3.1)}に加筆

図-3.1 は、下水道施設の管路を模擬したものである。今回適用を想定している容器構造物においても、形状は異なるが、腐食発生メカニズムは同様である。

密閉されたコンクリート構造物内の沈殿物等が存在するエリアでは、酸素の少ない条件となると、嫌気性の硫酸塩還元細菌により、汚泥や一般廃棄物等の有機物から硫化水素ガスが発生する。この部分は、沈殿した汚泥や一般廃棄物および後述する硫酸を含む結露水の溶液がたまっており、常に濡れた状態である。このエリアは一般的に液相部と呼ばれている。

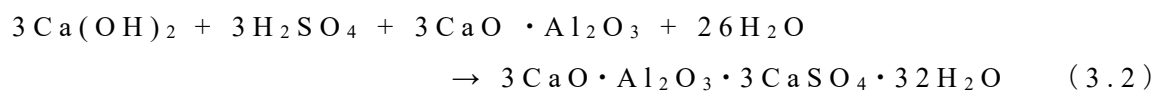
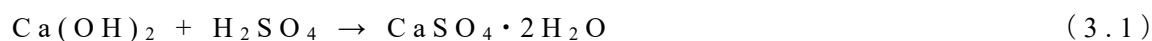
液相部で生成した硫化水素ガスは、上昇し気中に放出される。放出された硫化水素ガスは、コンクリート表面の結露水に存在する好気性の硫酸化細菌により、気中の酸素を消費しながら硫酸を生成する。

この硫酸が結露水とともにコンクリート表面に付着し、コンクリートを腐食させる。このエリアは一般的に気相部と呼ばれている。

日本下水道事業団による供用中の下水処理場施設での劣化状況の調査^{3.2)}によると、調査対象の4つの施設において、気相部のH₂S濃度が最大32.0～181ppm、平均8.4～37ppmの劣化環境区分Ⅱ類相当の環境下において、コンクリート表層のpHは最小で3、液相部のpHは最小で4.9であったと報告されており、下水汚泥や一般廃棄物を受け入れるバイオガス発電施設においても同様の環境が想定される。

ここで、コンクリートの硫酸腐食のメカニズムは、下記であることが知られている。

主な化学反応は、式(3.1)および式(3.2)であり、それぞれ、二水石膏とエトリンガイトの生成を示すものである。



これらの反応によるコンクリートの腐食のサイクルを図-3.2^{3,3)}に示す。

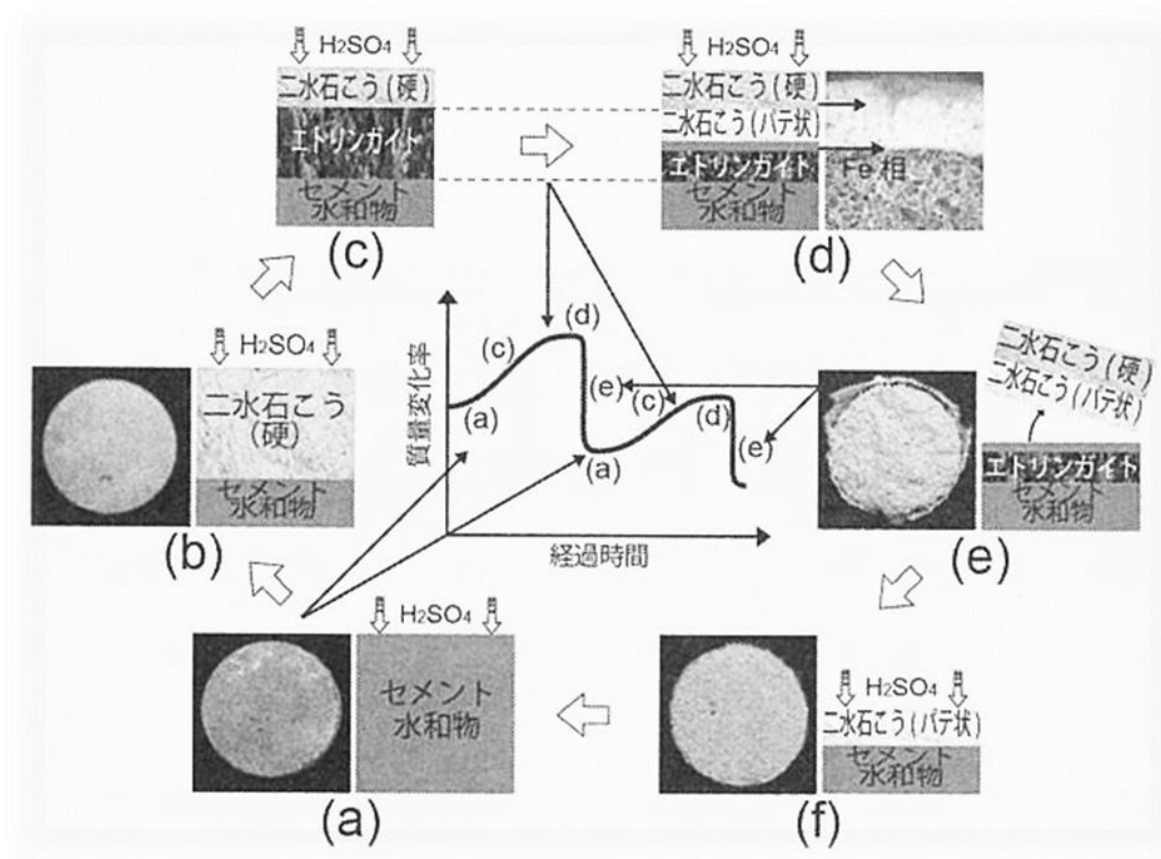


図-3.2 コンクリートの腐食サイクルの概念図

健全なコンクリート表面から硫酸がコンクリート内部に侵入し、高濃度の硫酸イオンとセメントの反応により二水石膏が生成される(図中の(a)から(b))。この生成された二水石膏のさらに深い部分へ硫酸が侵入することで表層よりも低濃度の硫酸イオンとセメントの反応によりエトリンガイトが生成される^{3,4)}(図の(b)から(c))。エトリンガイトはpHの低下により減少し、代わりにパテ状の二水石膏が生成される(図の(c)から(d))。パテ状の二水石膏は脆弱なため、表層の比較的硬い二水石膏とともにコンクリート表面から脱落する(図の(d)から(e))。これらが繰り返されることでコンクリートの腐食が進行する。

3.3 硫酸抵抗性を確認するための試験方法

硫酸または硫酸塩に対するセメント系材料の耐酸性能を確認する試験方法は、比較的古くから存在している。特に欧米では、土壌の硫酸塩による劣化が深刻な地域もあることから、試験規格として硫酸ナトリウム等の硫酸塩を用いるものが多い。

一方、日本国内では、欧米ほど硫酸塩劣化が深刻な状況ではなかったことから、下水道を中心とした硫酸劣化に着目した試験規格が多い。

表-3.1に主な硫酸(塩)抵抗性の試験規格を示す。試験に使用する溶液の種類は硫酸塩や硫酸などの目的に応じて設定されることが異なるものの、溶液中にモルタルやコンクリートを浸漬し、劣化の状態を把握する方法は共通である。

表-3.1 主な硫酸(塩)抵抗性の確認試験の規格

試験規格	ASTM C1012	prEN196	DIN 19573	JIS 原案	JS	JS
供試体種類	モルタル	モルタル	モルタル	コンクリート	モルタル (断面修復用)	モルタル (ライニング用)
供試体形状・寸法	25×25×285mm	20×20×160mm	—	100×100×400mm	40×40×160mm	75mm以上の直径、 かつ直径の2倍の高さを持つ円柱
溶液の種類	5%Na ₂ SO ₄	Na ₂ SO ₄	所定のpHの硫酸	5wt%硫酸ほか 目的に応じたもの	5wt%硫酸	所定の濃度の硫酸
確認項目	長さ変化	長さ変化	圧縮強度、腐食深さ	外観、質量、長さ、 動弾性係数、曲げ強度、 圧縮強度、中性化深さ	質量変化、 硫黄侵入深さ	質量変化、 硫黄侵入深さ

このほか、実構造物の条件に配慮した試験方法の検討が行われてはいるが、実際の環境を模擬するには至っていないのが現状である^{3.5)}。また、DIN19573の解説記事^{3.6)}には、pH=0で14日、pH=1で70日が約10年に相当するとの文言はあるものの、腐食環境として乾湿の繰り返しの状態や温度変化、pHの変動などの諸条件が一定ではない実構造物での劣化状態と室内試験との関連性については明確ではない。このため、硫酸腐食を要因とする劣化現象に着目した耐用年数の予測については、実構造物の運用時の環境条件とコンクリートの腐食深さや硫酸侵入深さを実測し、腐食速度を求めるなどとする報告は多い。

ここで、浸漬試験(図-3.3)は液相部の環境に近く、硫酸が流れ落ちるような気相部の腐食環境とは異なる条件である。



図-3.3 浸漬試験の例

この気相部の環境を模擬し、かつ簡便な試験方法として検討実績のある滴下試験^{3.7)}がある。これは、下水道施設に用いる断面修復材の耐酸性の評価に用いられた方法であり、70×70×20mm のモルタル片を45°に傾斜させ、5wt%硫酸を約14mL/hの速度で滴下する試験である。試験状況の例を図-3.4に示す。

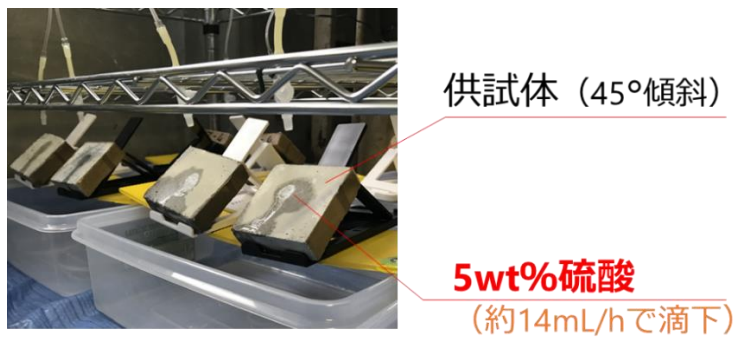


図-3.4 滴下試験の例

3.4 簡易的な評価方法の提案

3.4.1 提案方法の概要

従来の方法の滴下試験に3次元画像処理法を用いた劣化形状の把握手法を適用し、気相部環境を想定した硫酸劣化抵抗性の評価方法の高度化を試みた。

ここでは、この高度化の方法の概要を支援す。供試体を市販のデジタルカメラで撮影した複数の画素数10Mpixの2次元(以下2D)画像から3次元(以下3D)モデルを作成し、試験面の形状を算出するものである。航空写真画像から地形データを作成する市販のソフトウェア(Agisoft Metashape)を用いて2次元画像から3Dモデルに変換した(図-3.5)。

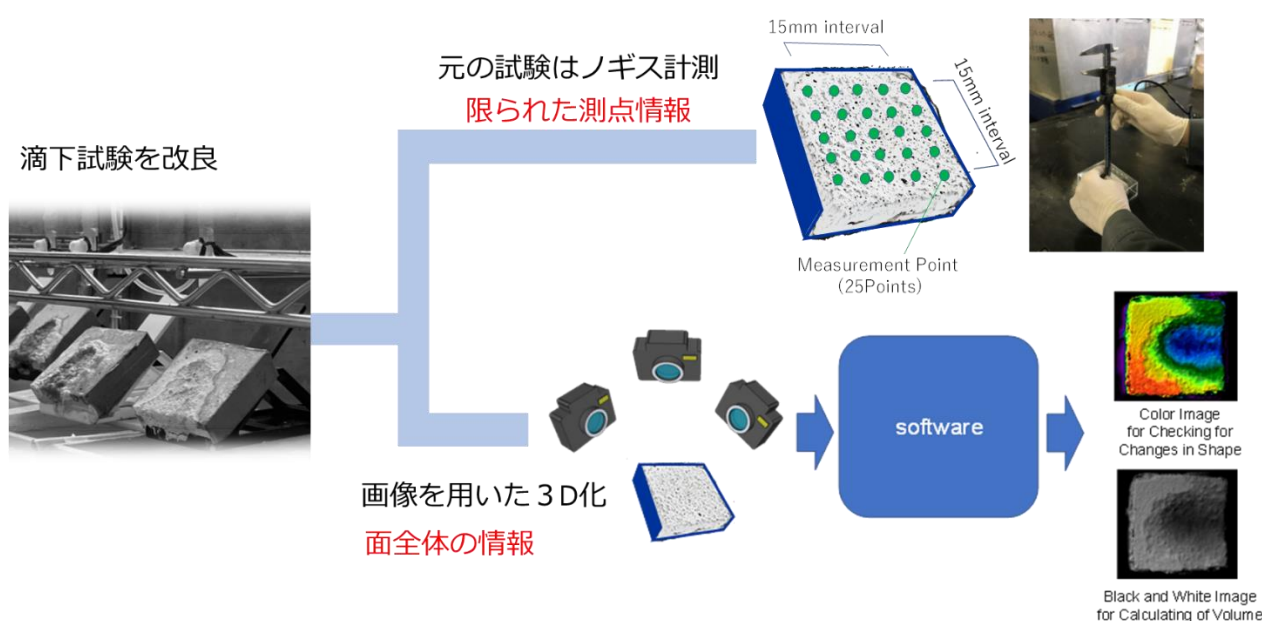


図-3.5 滴下試験の改良イメージ

得られた3Dモデルから、供試体の試験面の凹凸をカラーで色分けしたオルソ画像(真上から見下ろした試験面の2D画像,以下2Dカラー画像)と、白黒で明度を変えたオルソ画像(以下2Dモノクロ画像)をエクスポートし、劣化の進行状況を視覚的に比較可能な画像を取得した。図-3.6は、同一の供試体の3Dモデルから出力した腐食劣化状態のオルソ画像であり、上段から、色調調整前のオルソ画像,2Dカラー画像および2Dモノクロ画像である。色分けされた高低差は、試験前の供試体の厚さ20mmに対して、供試体底面の高さを0mmとして、高さ方向に0~22mmの範囲を256階調の2Dカラー画像と2Dモノクロ画像で表現した。2Dカラー画像は、腐食による浸食がない場合をオレンジ色、浸食が進行している場合を青色で表現した。供試体の形状の定量評価には、2Dモノクロ画像を用いて、「1pixあたりの面積×対応する色の画素数×対応する色の深さ」から腐食体積を算出した。

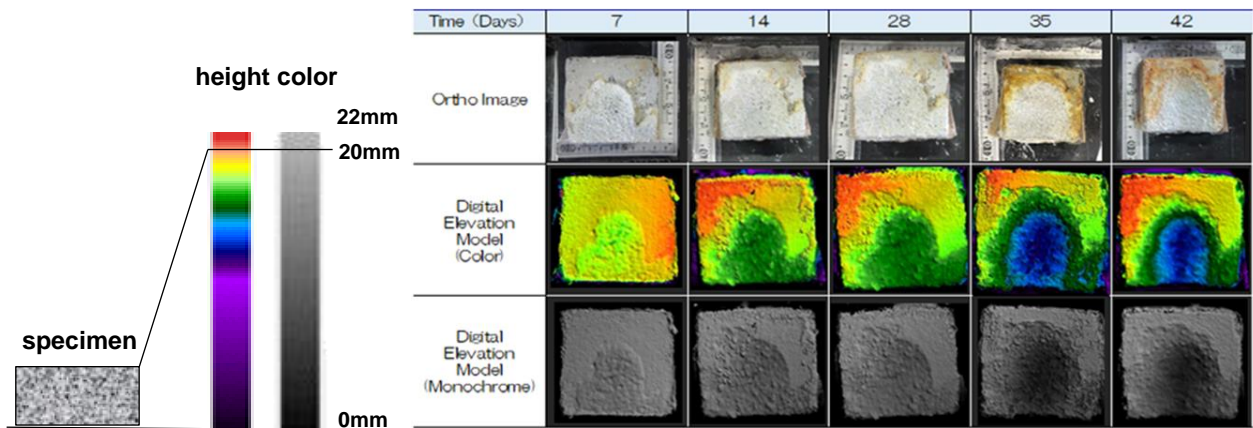


図-3.6 3Dモデルからの出力画像

なお、2Dカラー画像および2Dモノクロ画像のエキスポート時には、写真の撮影環境やエキスポート環境により明度などの色情報に変化がある場合があるため、本方法による定量評価の際には、キャリブレーションとして、あらかじめ寸法が既知の対象物を用いて明度と高さの関係を確認し、実測値と算出値に乖離がある場合には、既知の高さの面を用いて色の階調を調整しておく必要がある。ここでは、図-3.7に示す寸法が既知の一辺20mmの真鍮製直方体を測定対象として、ノギスによる計測結果と3D画像処理法による算出結果を比較することにより、3D画像処理法で算出される明度と高さの関係を事前に確認した。

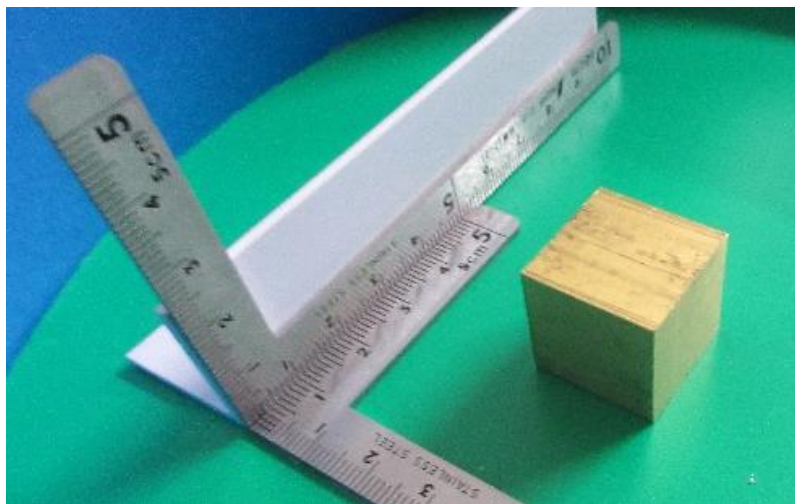


図-3.7 真鍮製直方体

3D画像処理法による測定対象の寸法の算出は、前述の方法で作成した3Dモデルを汎用の3D-CADソフトウェアに取り込み確認した。ノギスによる計測結果を表-3.2に、3D画像処理法による測定対象の寸法の算出結果を図-3.8に示す。3Dモデルは撮影角度が斜め上からであるため、測定対象物の下部の再現性は低いが、高さのデータ(Z座標)は、おおむね19.8mm前後、3Dモデルの上面部分の辺の長さ(座標値のX-Y)については、X:19.9mm、Y:20.1mmであり、ノギスによる実測値とほぼ一致した。

表-3.2 ノギスによる計測結果

Drection		x	y	z
Length (mm)	1	19.94	20.13	19.96
	2	19.91	20.09	19.94
	3	19.94	20.11	19.90
	average	19.93	20.11	19.93
Volume(mm3)		7989.13		

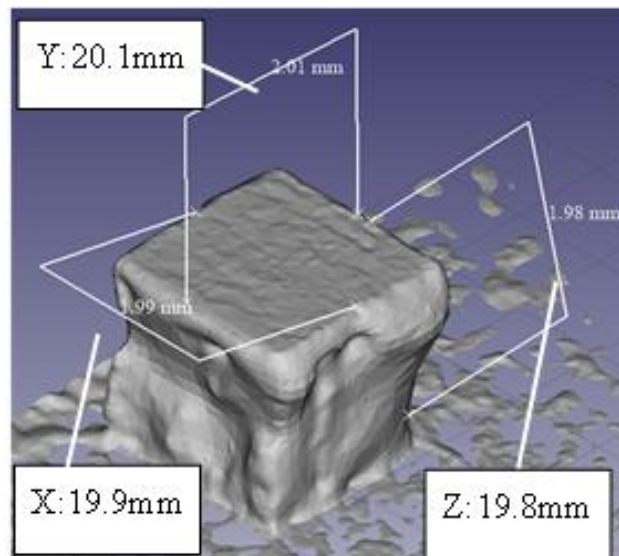


図-3.8 取得した3Dモデルの寸法

また、オルソ画像（図-3.9）のうち、2Dカラー画像から、表面高さは1.9mm以上の緑色から赤色の2.0mm未満であり、実測の高さとほぼ一致していることや、2Dモノクロ画像から算出した体積は7982mm³であり、実測値の7989mm³との差は0.1%程度でありほぼ一致したことから、今回実施した3D画像処理法は再現性が高く色の階調の調整は不要と判断した。

以上から、3D画像を用いる方法で、精度よく体積の算出が可能である。

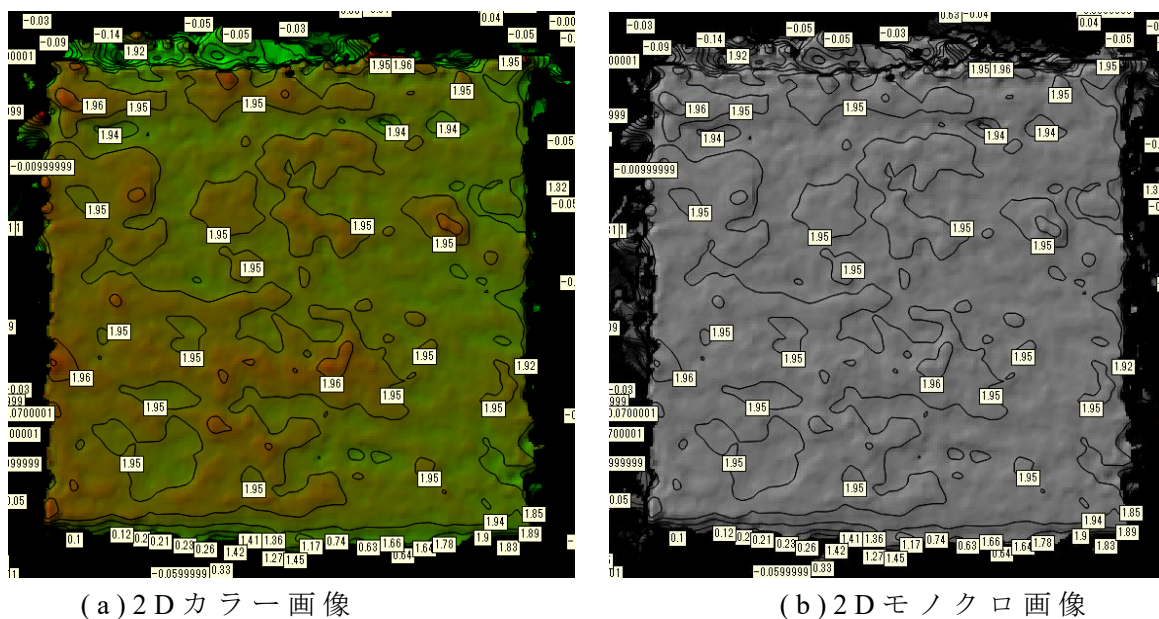


図-3.9 オルソ画像

3. 4. 2 試験方法

提案方法による形状把握性度の向上が耐酸性の評価に与える影響について試験を行った。試験方法の概要図を図-3.10に示す。従来方法と同様に、 $70 \times 70 \times 20 \text{ mm}$ の寸法のモルタル供試体を用いて、脱型後の型枠底面側を試験面とした。試験面を上面側となるよう配置し、 45° 傾斜させて静置し、試験面の中央に約 14 mL/h の速度で硫酸を滴下した。質量変化と体積変化の計測は、7日ごとに35日または42日まで行った。なお、体積変化の計測には、従来方法で適用されている、試験面に同間隔に設けた25点の測点をノギスにより計測する方法と、前述の画像を用いた改良方法を実施し、両者の比較を行った。質量変化と体積変化の計測時には、試験面に付着した脆弱な腐食生成物をやわらかいブラシで掻き落した供試体を使用した。試験に使用した硫酸は、コンクリートの耐薬品性の評価手法であるJSTM C 7041や、日本国内の下水道施設への断面修復用モルタルに適用される指針^{3.1)}を参考に、濃度 5 wt\% の硫酸($\text{pH} \approx 0.5$)とした。なお、滴下試験は平均環境温度 27°C の室内で実施した。

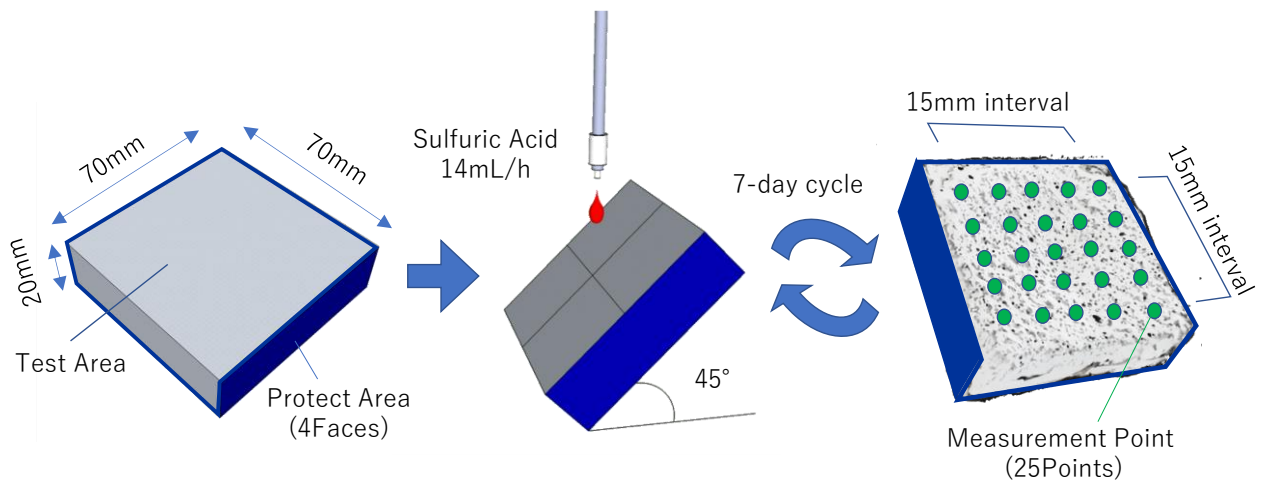


図-3.10 滴下試験概要

試験に用いたモルタルの配合を表-3.3に示す。結合材には早強ポルトランドセメント(HPC)のみ用いたものと、HPCの一部を高炉スラグ微粉末(BFS)およびフライアッシュ(FA)に置き換えたものとした。細骨材は石灰砕砂(LS)を用いたものと、一部を高炉スラグ細骨材(BFSS)に置き換えたものとした。結合材の組合せのほか、耐酸性に影響があると考えられるW/BとS/Bを変化させ、細骨材種類は十分な耐酸性が確保できると考えられる高炉スラグ細骨材^{3.3)}の有無を水準として設定した。供試体の製作は、温度20℃、相対湿度60%の室内で練り混ぜ成形し速やかに封緘状態とした。養生方法は、練り混ぜ翌日に脱型した後に材齢28日まで水温20℃の水中養生を行い、材齢28日以降は材齢91日の試験開始まで、温度20℃、相対湿度60%の室内に保管した。

表-3.3 モルタルの配合

Mix No.	W/B (%)	S/B	Water (kg/m ³)	B (kg/m ³)	S (kg/m ³)	B=HPC+BFS+FA Binder Composition(%)			S=LS+BFSS Sand (Fine aggregate) Composition(%)	
						HPC	BFS	FA	LS	BFSS
50H	16.7	3.0	258	516	1548	100	-	-	100	-
50HB	16.6		255	511	1533	30	70	-		-
50HBF	17.5	2.6		258	561	1459	27	64	9	-
50HB50S	16.7	3.0	516		1548	30	70	-	50	50
35H	8.5	4.1	160	457	1874	100	-	-	100	-
35HB		4.0			1828	30	70	-		-
35HBF	8.8	3.8	480	1824	29	67	5	67	33	
35HBF30S										

HPC = High early strength Portland cement (3.14g/cm³, 4380cm²/g), BFS = Ground granulated blast-furnace slag (2.87g/cm³, 6010cm²/g), FA = Fly ash (2.29g/cm³, 3690cm²/g), LS =Limestone Sand (2.67g/cm³), BFSS = Granulated blast-furnace slag sand (2.74g/cm³)

3. 4. 3 腐食部表層の密実さの把握

モルタルの質量変化率を図-3.11に示す。W/Bが50%の場合、50HB50Sは質量減少が非常に小さく、他の配合は50HB50Sに比べ質量減少が大きい傾向にある。W/Bが35%のモルタルの場合、21日後の質量減少は35HBF30Sが最も大きく、他の配合の質量減少は多少のばらつきはあるものの、ほぼ同様の傾向であった。

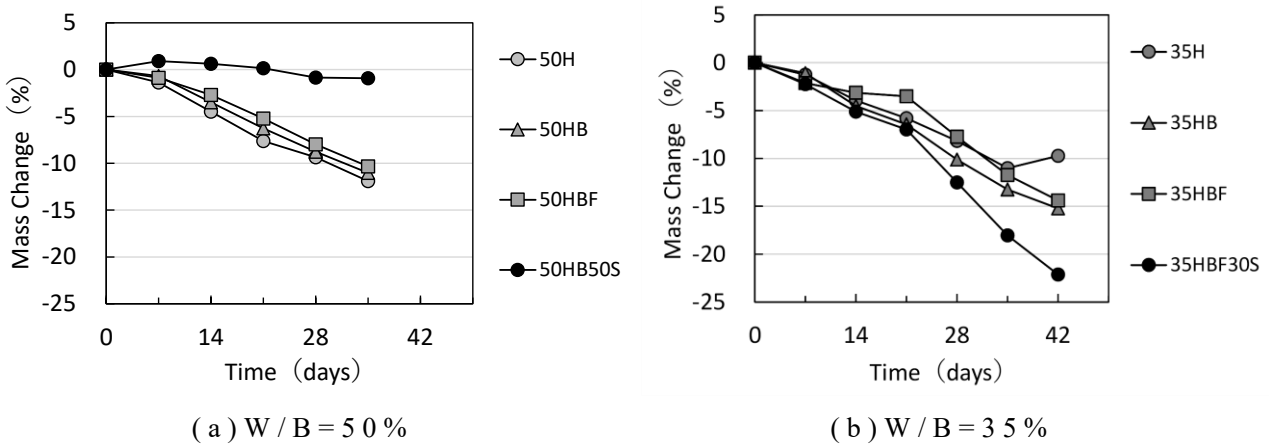


図-3.11 モルタルの質量変化

滴下後28日、35日(W/B=50%)と42日(W/B=35%)について、ノギスで計測した平均腐食深さに試験片の面積を乗じて算出した体積変化量と、2Dモノクロ画像から算出した体積変化量を表-3.4に示す。従来の方法で算出した体積変化は、2Dモノクロ画像で算出した体積変化より小さい傾向にあった。両者の違いは、従来法が25点という限られた測点の平均値を用いており、測点間の形状が反映されないが、2Dモノクロ画像を用いた場合には、試験面全体の1pix(ここでは、0.2mm/pix以下)ごとの形状変化を把握可能なため、差が生じたと考えられる。

表-3.4 質量変化率と体積変化率

No.	28-day			35-day ※42-day		
	Mass Loss (%)	Volume Loss (%)		Mass Loss (%)	Volume Loss (%)	
		Conventional Method	3D-Model		Conventional Method	3D-Model
50H	9.4	5.4	9.3	11.9	5.3	10.2
50HB	10.1	8.8	11.8	12.8	6.3	11.8
50HBF	8.0	9.6	10.3	10.3	6.5	9.6
50HB50S	1.0	4.9	3.6	1.7	-0.9	6.2
35H※	8.2	3.3	8.8	9.7	5.8	11.9
35HB※	10.1	7.5	10.8	15.2	12.9	15.8
30HB※	10.4	5.9	12.1	16.4	12.9	17.3
35HBF※	7.7	3.2	7.1	14.4	11.5	13.4
40HBF※	11.2	7.9	9.7	18.4	16.3	18.6
35HBF30S※	12.5	3.4	19.4	22.1	17.1	15.7

注)30HB, 40HBFは、それぞれ35HB, 35HBFと単位水量は同一でW/Bのみ35%, 40%とした配合

質量変化と体積変化の関係を図-3.12に示す。グラフ中の白丸は、質量変化が特徴的であったBFSSを用いた配合(50HB50S, 35HBF30S)である。質量変化と2Dモノクロ画像から求めた体積変化の関係は、1:1となる線から±25%の線で白丸とその他の配合である黒丸が分離できることを確認した。一方、従来法による体積変化と質量変化の関係では、上記のような傾向は見られなかった。

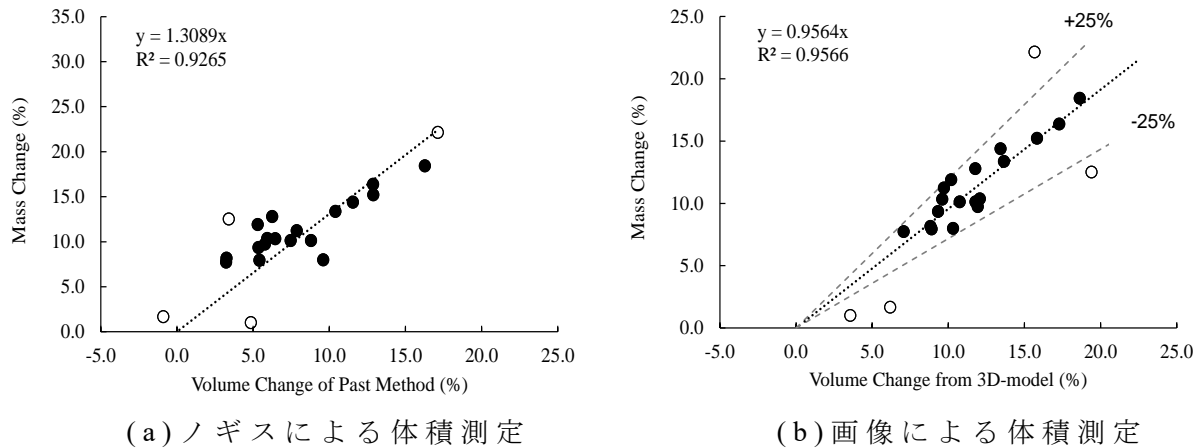


図-3.12 モルタルの質量と体積変化率の関係

ここで、質量減少率と体積変化率が1:1の関係にない50HB50Sと35HBF30S、およびこれらと近い材料の組合せである50HBFと35HBFの4種類に着目し、試験面に形成された腐食生成物の化合物の種類、厚み、密度を確認した。腐食生成物の化合物の種類を粉末X線回折で確認した結果、すべての配合で二水石膏($\text{CaSO}_4 \cdot 2\text{H}_2\text{O}$)を主成分とした同一の回折ピーク(◆印)が検出され、表層に付着する腐食生成物の化合物の種類に差は認められなかった(図-3.13)。

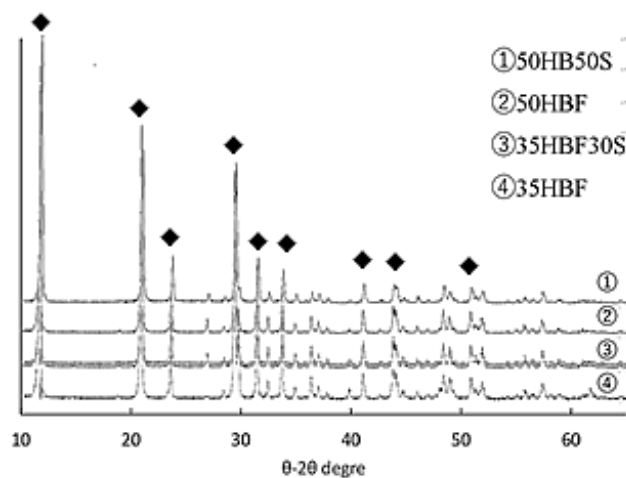


図-3.13 腐食生成物のXRDプロファイル

腐食生成物の密度を確認するため、腐食生成物の断面の元素の分布をSEM-EDSで確認した。EDSで検出されたCaとSの比率は、組成によって多少の変動はあるものの、ほぼ1:1であった。粉末X線回折の結果から同定された化合物はすべてCaSO₄・2H₂Oであったことことから、EDSで検出されたCaとSはCaSO₄であり、表層部の腐食生成物の種類は配合によらず同じであることが確認された(表-3.5)。

表-3.5 腐食生成物のEDS分析結果

Mix No.	Atomic Number (%)						
	Ca	S	Al	Si	Cl	Fe	C
50HBF	24.90	24.57	0.00	0.15	0.01	0.57	49.81
50HB50S	27.05	18.02	0.06	7.89	0.20	0.00	46.79
35HBF	12.88	13.60	0.29	7.12	0.10	0.01	66.00
35HBF30S	11.12	12.63	0.43	10.90	0.14	0.24	64.54

また、W/Bが50%の配合はW/Bが35%の配合に比べ、CaとSの面積あたりの検出元素数が約2倍であることから、単位面積あたりのCaSO₄量が多く、表層の腐食生成の密度が大きいと考えられる。ここで、モルタル損失量に、付着したCaSO₄の質量を加えた質量変化量の推定値と、3Dモデルから得られた質量損失率との関係を確認した。推定質量変化量は、図-3.14のイメージを用いて単位面積あたりの深さ方向の変化量として算出した。図の(a)は3Dモデルから得られた浸食深さの平均値であり、(b)は滴下試験終了後の供試体を切断した断面から腐食生成物の厚さを任意の3点についてノギスにより計測した平均値である。なお、モルタルに浸透した状態の硫酸やモルタルの空隙に形成された腐食生成物は考慮していない。

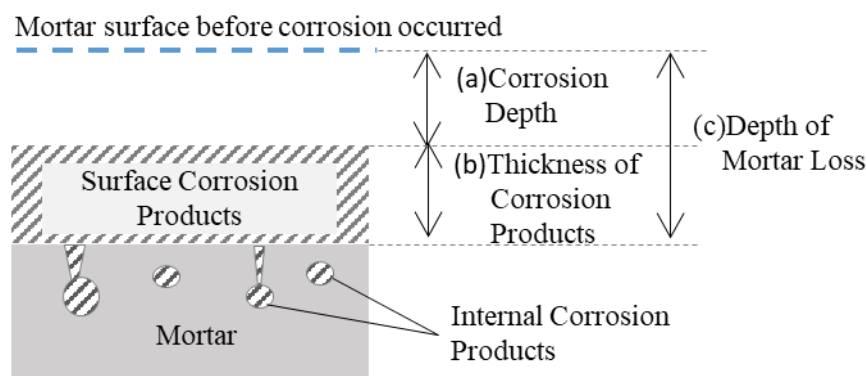


図-3.14 質量変化の推定イメージ

推定値の計算結果を表-3.6に、推定値と実測値の関係を図-3.15に示す。比較の結果、推定値と実測値の関係はよく一致しており、表層に付着した二水石膏の密度の違いが質量変化に影響を与えていることが確認された。

表-3.6 質量変化量の推定値

Mix No.	Density of Mortar g/mm ³	Density of Dihydrate Gypsum g/mm ³	(a) Corrosion Depth mm	(b) Thickness of Corrosion Products mm	(c) Depth of Mortar Loss mm	Mortar Mass Loss g/mm ²	Amount of Corrosion Products Deposited g/mm ²	Coefficient of Density of Corrosion Products [※]	Calculated Value of Total Mass Change g/mm ²	Measured Mass Change by Dropping Test %
50HBF	2.22	2.23	1.9	1.5	3.4	7.56	3.35	1	-4.22	-10.34
50HB50S	2.15	2.23	0	3.4	3.4	7.30	7.58	1	0.28	0.92
35HBF	2.22	2.23	2.31	0.7	3.01	6.69	0.78	0.5	-5.91	-14.38
35HBF30S	2.12	2.23	3.43	2.2	5.63	11.96	2.45	0.5	-9.51	-22.15

※Coefficient of Density of Corrosion Products : Coefficient for specific gravity of W/B=35% to be 0.5 times the density of gypsum with W/B=50% as a reference, based on SEM-EDS analysis results.

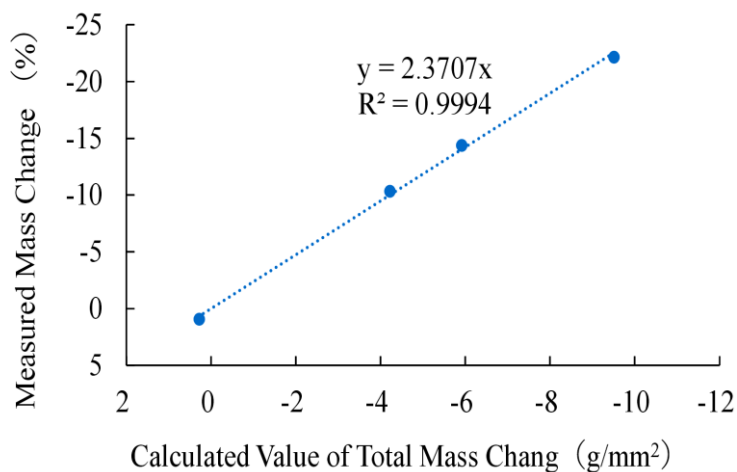


図-3.15 質量変化の推定イメージ

3.4.4 局所的な劣化の把握

3Dモデルを用いることで、任意の断面の腐食形状を輪切りにして把握することができる。ここでは、最大腐食深さを含む断面を図-3.16に示す。図の黄線は、最大浸食深さ断面における浸食の起点と最大浸食部までを結んだ直線である。

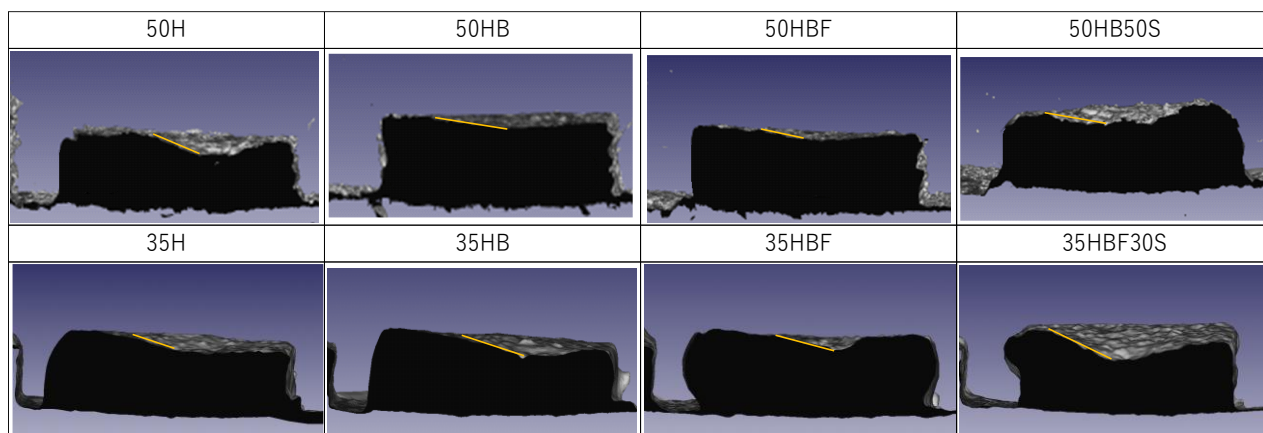


図-3.16 最大腐食深さを含む断面の腐食勾配

表-3.7に、算出済みの腐食体積と、図-3.16に示した黄線の起終点の座標およびこれらから求めた黄線の勾配の絶対値を示す。

表-3.7 浸食勾配と体積変化

Mix No.	Mass Loss (mm ³)	Mass Loss (%)	a)Coordinates of the starting point of the maximum corrosion area (mm)		b)Coordinates of the deepest part of the maximum corrosion area (mm)		Absolute value of slope from a) and b)
			x	z	x	z	
50H	9981.9	10.2	41.89	17.47	55.04	12.28	0.395
50HB	9333.2	9.5	37.04	19.37	58.29	16.91	0.116
50HBF	9411.9	9.6	38.38	18.75	57.26	15.57	0.168
50HB50S	7190.9	7.3	32.05	20.14	51.53	16.01	0.212
35H	11689.7	11.9	23.86	20.58	50.09	14.56	0.230
35HB	15503.7	15.8	29.41	20.27	54.64	12.89	0.293
35HBF	13163.2	13.4	35.82	18.81	53.97	14.47	0.239
35HBF30S	15342.0	15.7	26.14	20.79	46.13	11.85	0.447

表-3.7の関係をグラフに示した図-3.17から、50Hは、消失した体積が50HBや50HBFと同等であるが、腐食面の勾配が大きいことが示されており、これは図-3.16の画像から確認できる局所的な浸食の進行状況と一致する傾向である。なお、35HBと35HBF30Sの関係も同様であった。これらのことから、腐食体積(消失体積)と腐食面の勾配の関係を求めることで、画像で得られる腐食の程度のイメージを数値化して定量的に評価することが可能であり、面全体での浸食や局所的な浸食といった傾向を把握することができる。

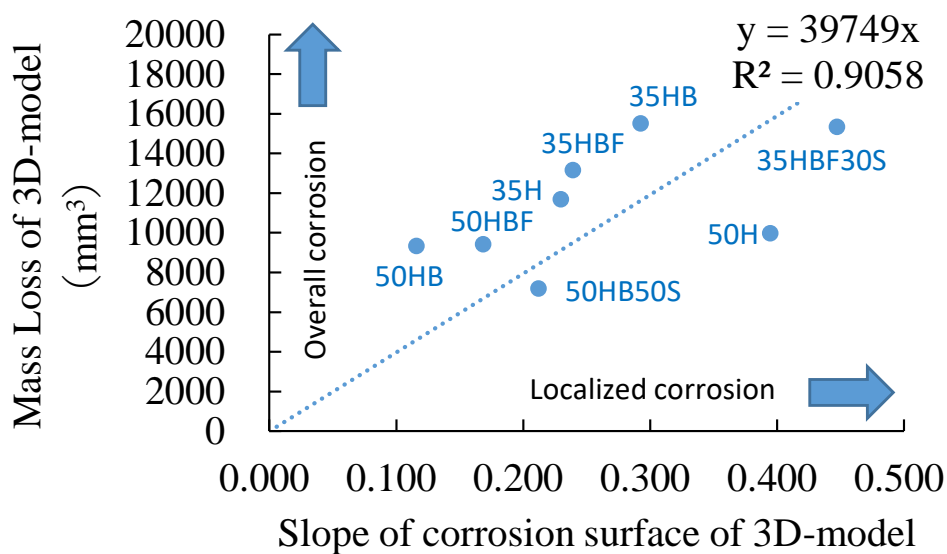


図-3.17 浸食勾配と体積変化の関係

3.5 本章のまとめ

本章では、耐酸性を有する PCaPC 部材の製造時に製造部材表面の耐酸性の評価を簡便に行うことのできる方法として、モルタル片に硫酸を滴下する試験を行い、この腐食形状を 3D 画像として取得することによる、表層の腐食抵抗性評価方法を提案した。

本方法は、製造工場内において、簡便かつ比較的短期間で、コンクリート表層の硫酸腐食への抵抗性を評価する手法の一つとして有効であると考えられる。

本章で得られた知見を以下に示す。

- (1) 硫酸滴下試験に 3D 画像処理法を適用することにより、従来のノギスによる計測方法と比較して、劣化による浸食の形状変化を視覚的・直感的に理解することができ、体積変化の計測精度も高い。
- (2) 3D 画像処理法により、硫酸腐食劣化後の供試体の質量変化と体積変化の関係から、腐食生成物の密度の違いを評価することが可能である。
- (3) 3D モデルを活用した腐食劣化後の供試体の形状を用いることにより、腐食面積と最大腐食深さの関係から腐食勾配を算出することができ、局所的な腐食の発生状況を把握することができる。

参考文献

- 3.1) 日本下水道事業団：下水道コンクリート構造物の腐食抑制技術及び防食技術マニュアル，p.1，2007.
- 3.2) 瀧本由樹，中西啓，細川和也，橋本敏一：実施設における腐食環境および耐硫酸防食被覆層の劣化状況の実態，第57回下水道研究発表会講演集，pp.805-807，2020.
- 3.3) Paweena Jariyathitipong，細谷多慶，藤井隆史，綾野克紀：高炉スラグ細骨材によるコンクリートの耐酸性改善に関する研究，土木学会論文集 E2(材料・コンクリート構造)，Vol.69，No.4，pp.337-347，2013.
- 3.4) 宮本慎太郎：硫酸(塩)がセメントマトリックスに作用した時の化学反応経路に関する整理，コンクリート工学，Vol.58，No.12，pp.973-980，2020.
- 3.5) 土木学会：コンクリートの化学的侵食・溶脱に関する研究の現状，コンクリート技術シリーズ 53，p.101，2003.
- 3.6) Rainer Hermes: Die neue DIN 19573 - Anforderungen an zementgebundene Mörtel, https://hermes-technologie.com/fileadmin/deutsch/pdf/presseberichte/Artikel_DIN19573.pdf(閲覧日:2024.4.22.)
- 3.7) 榎原弘幸，佐伯俊之，金沢智彦，西崎到：硫酸滴下試験による断面修復材の耐酸性評価，コンクリート工学年次論文集，Vol.27，No.1，pp.901-906，2005.

4章 耐酸性と初期強度を両立する材料設計

4.1 本章の概要

本章では、早強ポルトランドセメント、高炉スラグ微粉末 6000、フライアッシュⅡ種を結合材として選定し、これらの組合せと置換率の影響についてモルタルを用いた実験的検討を示す。

はじめに、細骨材がモルタルの耐酸性に与える影響を把握するために、細骨材単体の耐酸性と、モルタルに用いる結合材と細骨材の水和前の混合物の耐酸性を確認した。実験の結果、耐酸性について、混和材置換率を高炉セメント C 種相当の 70%以上とすることで耐酸性の向上が見られ、特に BFS と FA の併用効果が高いことを明らかにした。また、モルタルの耐酸性は腐食面表層の組織の緻密さとの関係が大きいことを明らかとした。次に、初期強度について、上記の耐酸性確保の可能性があると考えられた材料の組合せと混和材置換率における初期強度の発現性について、耐酸性能と初期強度の両立が可能な混和材置換率と水結合材比を見出した。また、BFS と FA 併用による初期強度発現への温度依存性を明らかとした。以下に、本検討の内容を示す。

4.2 材料の組合せが耐酸性に与える影響

4.2.1 使用材料

本研究で検討に用いたモルタルの使用材料は、既存の PC 工場のコンクリート製品に適用されることの多い材料^{4.1)}から選定した。

結合材には、早強ポルトランドセメント(密度:3.14 g/cm³, 比表面積:4380 cm²/g, 以下 HPC)および高炉スラグ微粉末 6000(密度:2.87 g/cm³, 比表面積:6010 cm²/g, 以下 BFS), フライアッシュⅡ種(密度:2.29 g/cm³, 比表面積:3690 cm²/g, 以下 FA)を用いた。これらの結合材に用いた材料の化学成分と品質を、表-4.2 から 4.4 に示す。

細骨材には、安定した流通が可能なことや ASR 抑制効果の観点等で PCaPC 部材製造工場で一般に使用されている石灰石砕砂(表乾密度:2.67 g/cm³, 吸水率:0.82%, 粗粒率:2.97, 以下 LS)と、副産物利用であることから環境負荷低減に寄与することに加え硫酸抵抗性が高いとされる高炉スラグ細骨材(表乾密度:2.74 g/cm³, 吸水率:0.36%, 粗粒率:2.26, 以下 BFSS), および安定した生産が可能かつ硫酸塩との化学的な反応が起こらないと想定される珪砂(三河珪砂 5号普通品, 以下 SS)を用いた。

表-4.2 早強ポルトランドセメントの化学成分と品質

(A) 化学成分

種類	記号	化学成分 (%)								
		SiO ₂	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	CaO	MgO	SO ₃	強熱減量	全アルカリ	塩化物イオン
早強ポルトランドセメント	HPC	20.35	4.99	2.58	64.72	1.59	2.92	0.99	0.51	0.010

(B) 品質

種類	記号	密度 (g/cm ³)	比表面積 (cm ² /g)	凝結 (h-min)		安定性 バット法	圧縮強さ (N/mm ²)			
				始発	終結		1d	3d	7d	28d
早強ポルトランドセメント	HPC	3.14	4410	1-55	2-42	良	27.2	49.6	59.0	69.4

表-4.3 フライアッシュⅡ種の化学成分と品質

(A) 化学成分

種類	記号	化学成分 (%)				
		SiO ₂	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	CaO	MgO
フライアッシュⅡ種	FA	59.07	22.04	5.62	4.39	1.43

(B) 品質

種類	記号	二酸化ケイ素 (%)	湿分 (%)	強熱減量 (%)	密度 (g/cm ³)	比表面積 (cm ² /g)	メチレンブルー吸着量 (mg/g)
フライアッシュⅡ種	FA	59.07	0.5以下	2.2	2.29	3690	0.24

表-4.4 高炉スラグ微粉末6000の化学成分と品質

(A) 化学成分

種類	記号	化学成分 (%)			
		MgO	SO ₃	K ₂ O	Na ₂ O
高炉スラグ微粉末6000	BFS	5.89	2.85	0.32	0.2

(B) 品質

種類	記号	密度 (g/cm ³)	比表面積 (cm ² /g)	活性度指数 (%)		フロー値比 (%)	酸化マグネシウム (%)	三酸化硫黄 (%)	強熱減量 (%)	塩化物イオン (%)
				7日	28日					
高炉スラグ微粉末6000	BFS	2.87	6010	91	107	99	5.89	2.85	1.46	0.008

4. 2. 2 細骨材の耐酸性

(1) 試験方法

細骨材単体および細骨材と結合材の混合物の耐酸性の試験方法を図-4.5に示す。

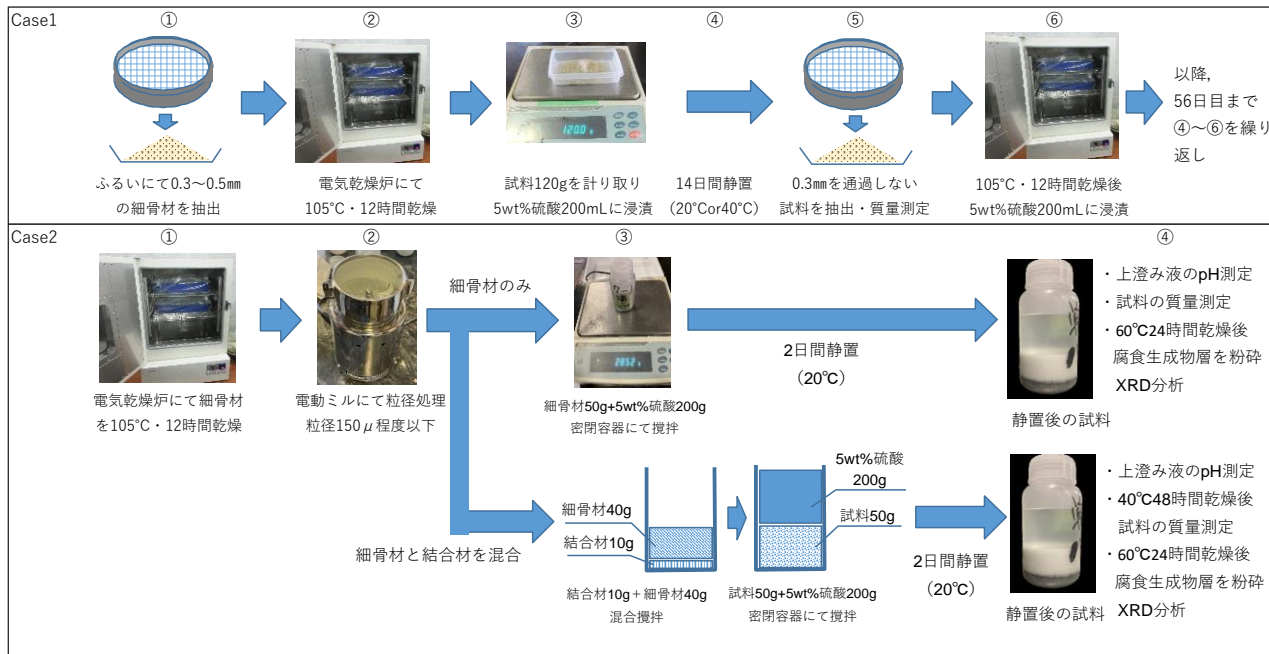


図-4.5 材料単体の耐酸性確認試験

Case 1 は、細骨材単体の硫酸による腐食状態を確認するために行った試験である。ふるいを用いて粒径 0.3~0.5 mm に調整した LS, BFSSS を、温度 105°C で 12 時間乾燥させたのちに、温度 20°C の室内で各細骨材 120 g を 200 ml の 5 wt% 硫酸に浸漬し静置した。

浸漬日数 14, 28, 42 日に 0.3 mm ふるいに残留する試料の質量を測定したのちに、残留した試料を温度 105 °C で 12 時間乾燥させ、200 mL の 5 wt% 硫酸に再度浸漬する行為を繰り返す。浸漬材齢 56 日で試験を終了した。また、交換前後の浸漬溶液の上澄み液の pH を測定した。

ここで、乾燥温度を 105 °C とした理由は、一般的に二水石こうは 120 °C から 150 °C の範囲で加熱した場合に、半水石こうや無水石こうに転移すると言われている^{4.2)}ことから、この影響を排除するためである。また、浸漬溶液の硫酸濃度は、下水道施設に適用される指針^{4.3)}を参考に決定した。

Case 2 は、未水和の結合材中に混合された状態における細骨材の硫酸による腐食状態を確認するために行った試験である。未水和の結合材の有無を比較するため、LS, BFSSS 単体試料と、表-4.5 に示す混合物を試料として試験を行った。混合物名の表記は、H-LS は HPC と LS を用いた試料を示す。HBF の表記は HPC : BFS : FA = 3 : 7 : 0.5 の割合で混合したものを示す。

細骨材単体の試料は、電動ミルにより 150 μm 程度以下の粒径に粉碎し、細骨材 50g と 5 wt% 硫酸 200 g の密閉容器内で混合攪拌した。混合物の試料は、H または HBF を 10 g として、LS または BFSS を 40 g の質量で混合し、5 wt% 硫酸 200 g を加え密閉容器内で混合攪拌した。

混合攪拌後の試料は、密閉容器に封入したまま 20 $^{\circ}\text{C}$ 室内に 2 日間静置し、試料沈殿後の上澄み溶液の pH を計測した。腐食生成物と残留する試料からなる沈殿物は、容器内の上澄みの溶液をスポイトで除いたのちに容器内から取出した。取出した沈殿物は骨材のみの資料はそのまま質量計測を行い、結合材との混合物試料は 40 $^{\circ}\text{C}$ の乾燥炉内で 48 時間経過後に質量測定を行った。すべての試料をその後温度 60 $^{\circ}\text{C}$ で 24 時間乾燥させたのちに電動ミルにて粉碎し XRD 分析に供した。

表-4.5 検討を行った材料の組合せ

混合物名	単位量 (g/50g)				
	HPC	BFS	FA	LS	BFSS
H-LS	10	0	0	40	0
H-BFSS	10	0	0	0	40
HBF-LS	2.9	6.7	0.5	40	0
HBF-BFSS	2.9	6.7	0.5	0	40

(2) 細骨材の単体の耐酸性

Case1 の質量変化率の推移を図-4.6 に示す。LS ははじめ緩やかに質量減少が見られ、日数が進むにつれ、質量減少の割合が大きくなる傾向であった。BFSS は浸漬開始直後から減少し 14 日~28 日で一度増加した後、緩やかに減少した。また、LS は BFSS よりもやや質量減少が大きい傾向であった。SS は浸漬開始直後から質量減少が直線的に進み、LS, BFSS よりも質量減少は大きかった。

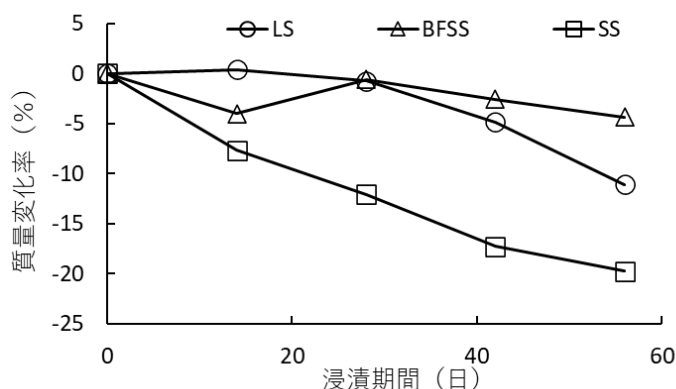


図-4.6 材骨材単体での硫酸腐食による質量変化の推移

Case 1 の浸漬溶液の上澄み液の交換直後から交換直前までの pH 変化の累積値を 図-4.7 に示す。LS および BFSS は浸漬期間中の pH 変化が直線的に上昇している。一方で SS は浸漬開始以降の pH に変化は見られない。

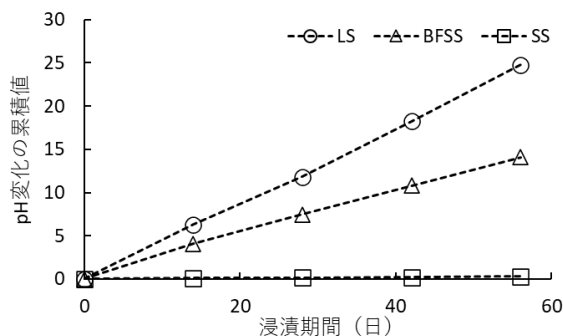
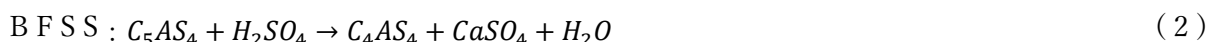
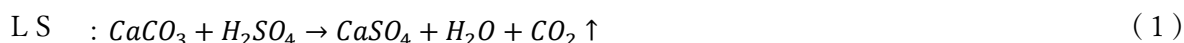


図-4.7 細骨材単体での硫酸腐食による浸漬溶液の pH 変化の累積値

ここで、LS と BFSS の硫酸との主たる化学的腐食反応を式(1)、式(2)と想定し、溶液の pH 変化をもとに、腐食生成物量を算出し、前掲の 図-4.6 の質量変化の最終値との比較を行った。なお、 C_5AS_4 は、 $CaO : Al_2O_3 : SiO_2 = 5 : 1 : 4$ のモル比の化学組成を示した^{4.4)}。腐食生成物量の推定方法は、既報^{4.5)}を参考とし、ここでは簡易的に、生成された $CaSO_4$ および CO_2 を質量減少量として浸漬材齢ごとに繰り返し計算することで求めた。



推定した腐食生成物量を 図-4.8 に示す。LS と BFSS 浸漬材齢 56 日時点の質量変化は、実測値と推定値がおおむね同等の値となることから、骨材単体の主たる腐食反応は上記式の通りであると考えられる。

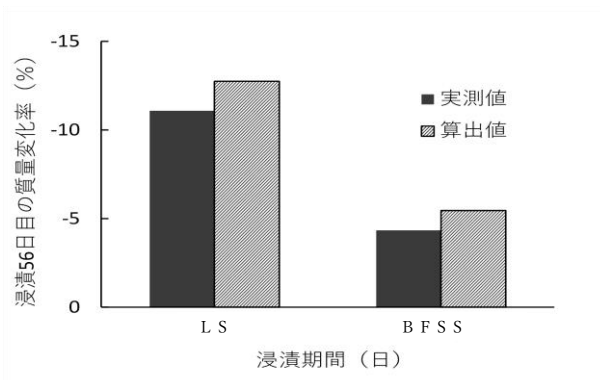
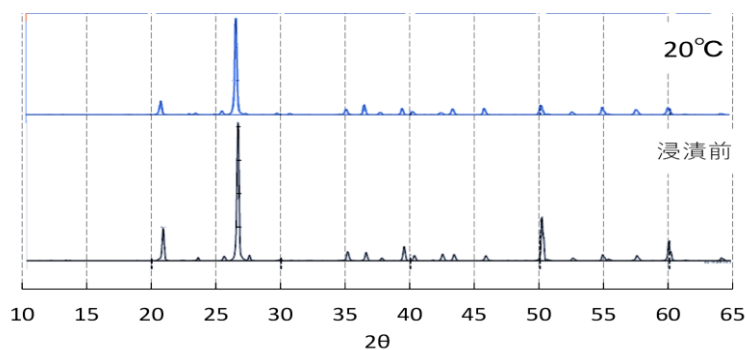
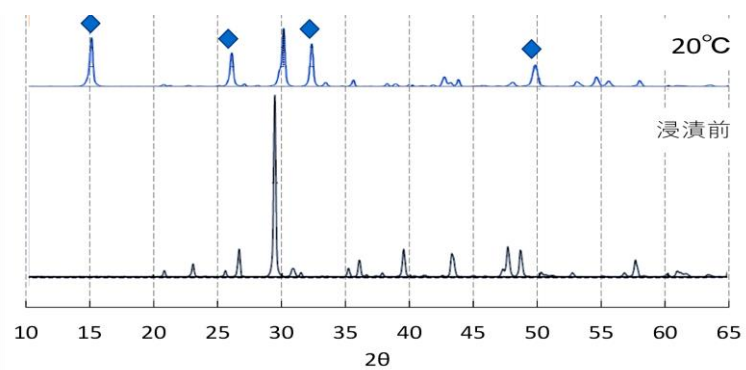


図-4.8 LS および BFSS の質量変化の実測値と推定値

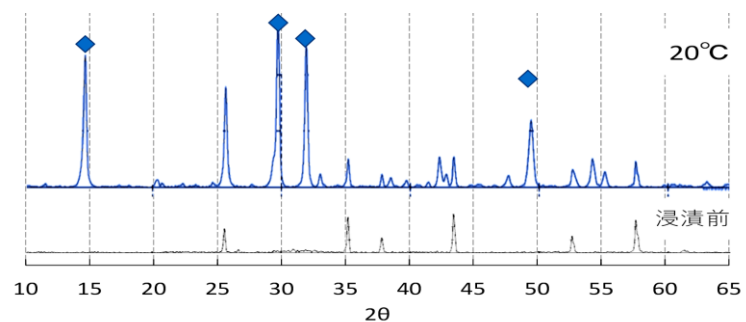
硫酸浸漬前後の各試料を粉末 X 線回折分析に供し、腐食生成物の特定を試みた。この結果を図-4.9 に示す。なお、横軸を回折角 (2θ)、縦軸を回折強度としたバックグラウンド処理後のグラフである。また、ここでの試料は腐生成物と骨材が混在したものである。グラフから、LS および BFSS は、浸漬前には現われていない二水石膏のピーク(図内の ◆) が浸漬後に確認された。このことから、硫酸カルシウムの生成が pH 変化の要因であり、前述の化学反応によるものと推察される。一方、SS は浸漬前後でピーク角度の変化がなく、反応生成物は特定されなかった。



(a) SS



(b) LS



(c) BFSS

図-4.9 硫酸浸漬前後の各骨材の粉末 X 線回折結果

ここで、硫酸浸漬直後の状況(写真-4.1)から、LSの浸漬溶液は気体を発生しながら白濁すること、BFSSは気体の発生は少ないものの溶液の白濁が進むことが目視で確認されたことから、LSとBFSSの硫酸との反応は前述の反応式に従うと考えられる。一方、SSは気体の発生はなく溶液にも白濁は見られなかった。このため、SSは硫酸との間に反応物質の生成がなかったことで、浸漬溶液のpHに変化がなかったものと考えられ、シリカ結合の一部が硫酸により分解され^{4,6)}溶解した試料がふるいを通過したことがSSの質量減少の要因と考えられる。

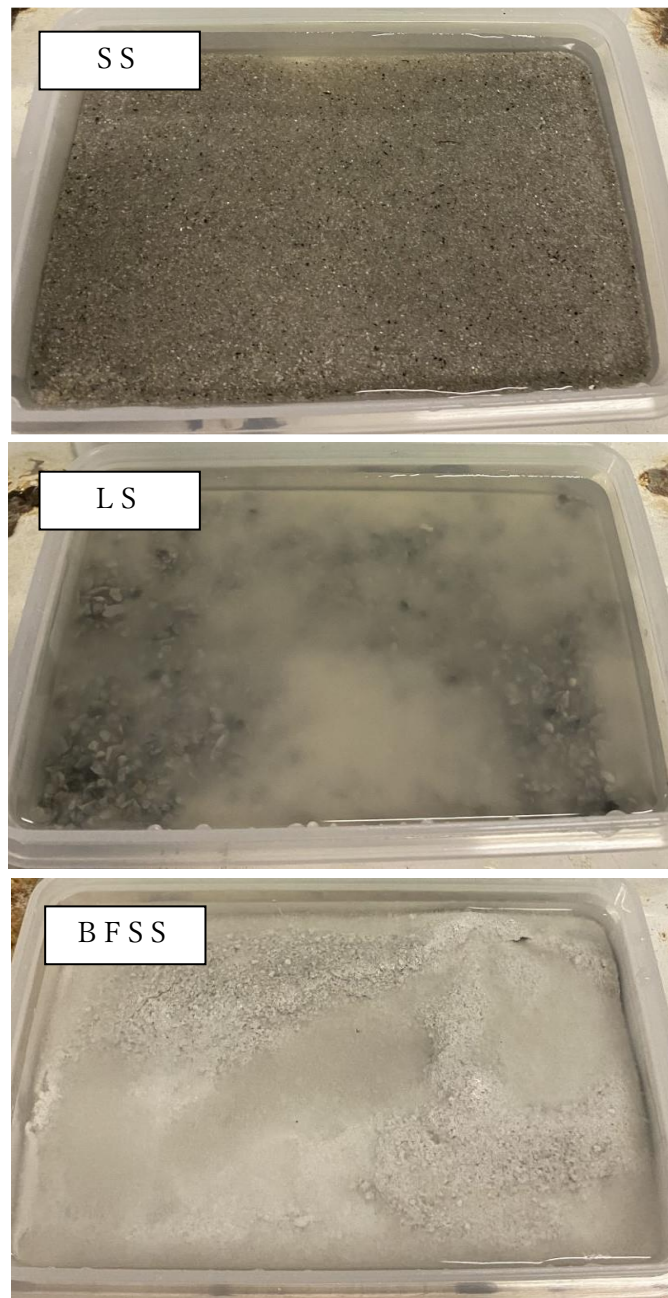


写真-4.1 細骨材と硫酸の反応直後の状況

Case2 の試験のうち、粉末状の骨材単体を硫酸と混合攪拌した試験結果を以下に示す。写真-4.2 に示すとおり、SS は透明な溶液と細骨材のみの沈殿槽の 2 層に分離した。LS と BFSS は透明な溶液と、白色の物質と細骨材が沈殿する 3 層に分離した。

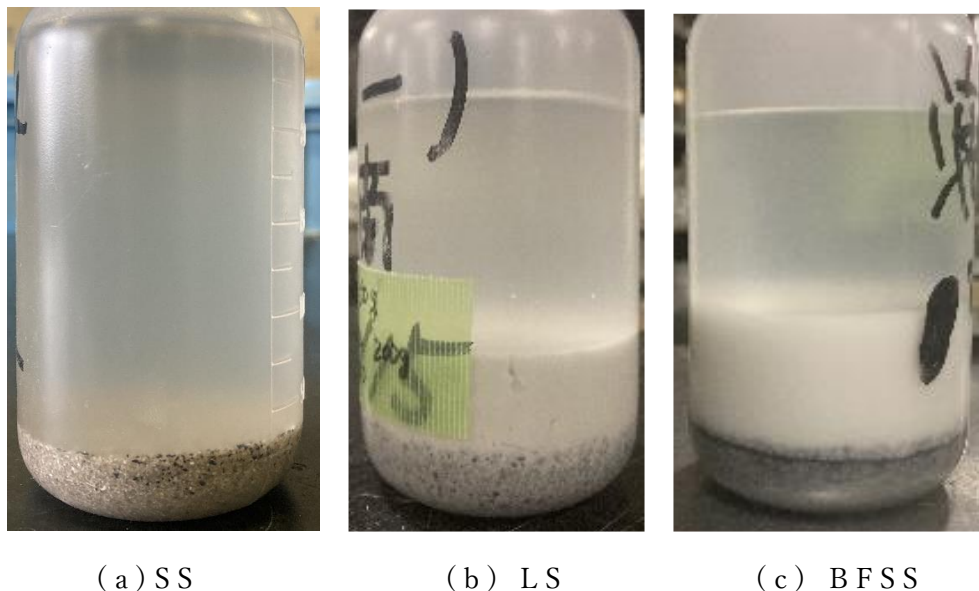


写真-4.2 粉末状の細骨材の硫酸浸漬後の沈殿の状況

上澄みの溶液の pH は、LS は 0.6 から 2.62、BFSS は 0.6 から 1.30 に上昇し、LS の方が pH の上昇は大きい傾向であった。SS は溶液の pH に変化は見られなかった。

LS と BFSS の沈殿物の質量の合計は、両者とも元の骨材のみの質量 50g から増加し、LS は 128.9 g (2.58 倍)、BFSS は 128.6 g (2.57 倍) であり、質量の増加割合はほぼ同等であった。これらの沈殿物から腐食生成物と思われる白色部分のみを切り出し、温度 55 °C の乾燥炉内に 24 時間静置した後に 150 μm 程度の粒径に再度粉碎し、粉末 X 線回折により確認した。図-4.10 に示すとおり、LS から生成された腐食生成物からは二水石こう ($2\theta=20.7^\circ$) のピークのみ検出され、BFSS からは二水石こうと半水石こう ($2\theta=14.7^\circ$) のピークが検出された。

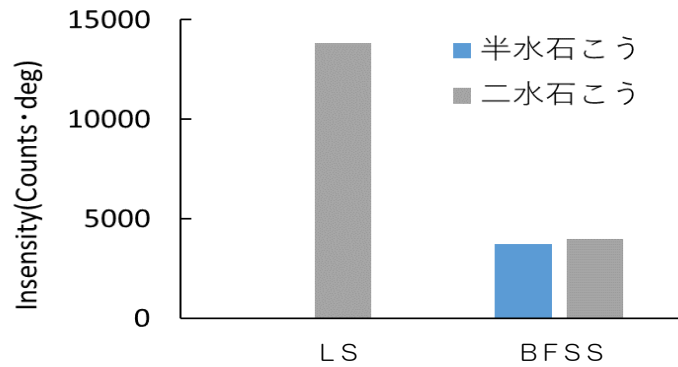


図-4.10 LS と BFSS から生成した硫酸カルシウムの分析結果

以上の結果から、LS と BFSS は、両者とも硫酸カルシウムを生成し、特に LS は硫酸との反応過程で CO_2 の放出を伴うことから、BFSS よりも質量減少がやや大きい傾向であること、生成する硫酸カルシウムの種類が骨材種類によりやや異なることが確認された。また、SS は硫酸との反応物の生成はなく、硫酸溶液中で溶解することが確認された。以降の検討においては、腐食性生物を伴わずに溶解した SS は結合材と組み合わせた場合に硫酸抵抗性を満足しにくいと判断し検討項目から除外した。

(3) 結合材と細骨材の混合物の耐酸性

Case2 の試験のうち、細骨材と結合材の混合物を粉末状とした試料を用いた試験結果を以下に示す。混合物の浸漬前後の溶液の pH および沈殿物の質量変化の割合を図-4.11 に示す。

pH の変化は、LS よりも BFSS を用いた場合が小さく、骨材単体での試験結果と同様の傾向である。また結合材の種類に着目すると、H よりも HBF を用いた方が pH の変化は小さい。

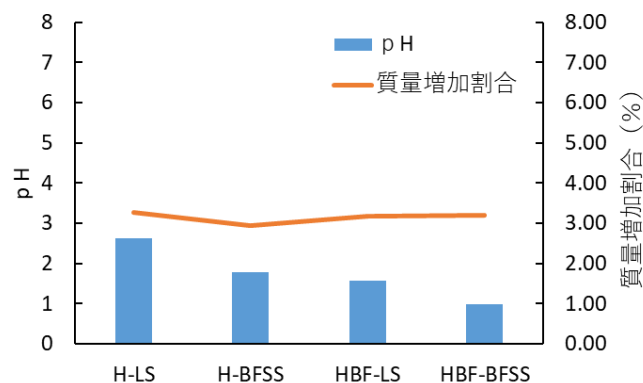


図-4.11 溶液の pH および固形物の質量変化

また、浸漬前後の質量増加割合は、材料の組合せによらずほぼ同等であった。細骨材単体では質量変化に有意な差が見られたが、結合材と混合した場合には傾向が異なる結果であったことから、硫酸浸漬による質量変化に与える影響は、細骨材種類よりも結合材の種類の影響が大きいと考えられる。

次に、各試料の硫酸浸漬後の腐食性生物層のみ摘出し、55 °C 24 時間乾燥後に約 150 μm 以下の粉末状とした試料の XRD による硫酸カルシウムの検出結果を図-4.12 に示す。ここでは、二水石こうは $2\theta=20.7^\circ$ の、半水石こうは $2\theta=20.3^\circ$ の回折ピークの積分強度を示す。混合物から生成された腐食性生物は、H-LS と H-BFSS からは二水石こうのみ検出され、HBF-LS からは二水石こうと無水石こうが、HBF-BFSS からは二水石、無水石こう、半水石こうが検出された。HBF-BFSS は積分強度が他に比べ非常に小さい傾向であった。生成される硫酸カルシウムの違いについても、細骨材種類よりも、結合材種類の影響が大きい傾向であった。

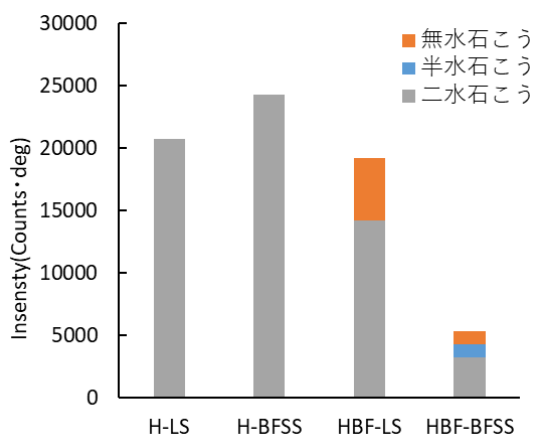


図-4.12 硫酸カルシウムの検出結果

4. 2. 3 モルタルの耐酸性

(1) 試験方法

検討に用いたモルタルの配合を表-4.6に示す。

前述の結合材と細骨材の混合物を用いた試験結果を受け、ここでの検討は結合材の違いに着目し、細骨材は石灰石細砂(LS)に統一した。

No.1から3は混和材を用いない場合の比較用の配合である。なお、配合No.3の結合材SRは市販の耐硫酸塩ポルトランドセメントである。No.4と5はPCaPC部材への適用実績のある配合であり、No.6はNo.5の混和材置換率である50%を70%としたものである。なお、もう一種類の実績のある配合であるNo.4をベースとしなかったのは、強度の確保の観点から、単位セメント量を低減する効果が高い、つまり置換率を大きくできる可能性が高い条件となる、高炉スラグ微粉末を用いた配合が有利と考えて選択した。

No.7はNo.6の練混ぜ水にあらかじめ粉末状のCa(OH)₂を20kg/m³溶かして投入し、混和材の硬化促進効果の影響の確認を試みたものである。No.8と9は、No.6をベースにFAを添加した3成分系の結合材とした場合の影響について確認する目的のものである。なお、No.8は25kg/m³、No.9は50kg/m³のFA添加量である。No.10から13は、No.6の高炉スラグ微粉末の置換率を70%から90%に増加させた配合をベースとして、No.7から9と同様の調整を行ったものである。図-4.13は、各配合の結合材に用いた材料と使用割合を示したものである。最下段のNo.1から上に向かって混和材の置換率が大きい配合として示している。

表-4.6 W/B=50%のモルタルの配合

配合 No.	W/B	混和材 置換率 (%)	単位量 kg/m ³								目的
			W		B					LS	
			水道水	Ca(OH) ₂	N	H	SR	BFS	FA		
1	0.5	0	258	0	516	0	0	0	0	1548	混和材未利用配合との比較
2					516	0	0			1553	
3					259	0	518			1530	
4		20	255	0	408	0	102	1530	PCaPC部材への適用実績のある 混和材配合の性能確認		
5		50	256	0	256	256	0	1538			
6		70	255	0	0	153	0	358	0	1533	従来実績より混和材置換率大の影響確認
7		70	236	20						1506	上記+Ca(OH) ₂ 添加による影響確認
8		71	255	0						51	1477
9		73			1530	さらに混和材置換率大とした場合の影響確認					
10		90	235	20	51	0	459	0	1529	上記+Ca(OH) ₂ 添加による影響確認	
11									1501	混和材置換率を上記と同等とした3成分での影響確認	
12									1501	混和材置換率を上記と同等とした3成分での影響確認	
13		91	254	0	457	51	1473	1473	1473	混和材置換率を上記と同等とした3成分での影響確認	

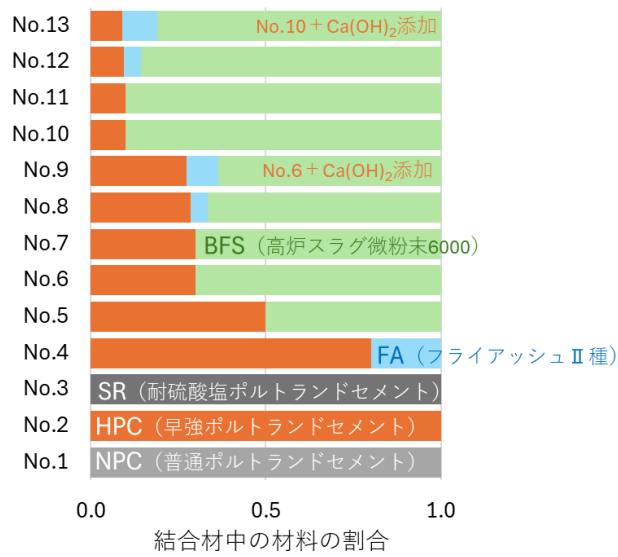


図-4.13 モルタルの結合材の種類と割合

ここでの検討に用いた普通ポルトランドセメントの化学成分と品質を表-4.7 に、耐硫酸塩ポルトランドセメントの化学成分と品質を表-4.8 に示す。

表-4.7 普通ポルトランドセメントの化学成分と品質
(A) 化学成分

種類	記号	化学成分 (%)								
		SiO ₂	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	CaO	MgO	SO ₃	強熱減量	全アルカリ	塩化物イオン
普通ポルトランドセメント	NPC	20.27	5.16	2.98	63.95	1.76	2.1	2.28	0.53	0.010

(B) 品質

種類	記号	密度 (g/cm ³)	比表面積 (cm ² /g)	凝結 (h-min)		安定性 バット法	圧縮強さ (N/mm ²)			
				始発	終結		1d	3d	7d	28d
普通ポルトランドセメント	NPC	3.16	3340	2-23	3-31	良	-	30.6	46.7	63.7

表-4.8 耐硫酸塩ポルトランドセメントの化学成分と品質
(A) 化学成分

種類	記号	化学成分 (%)					鉱物組成 (%)	
		MgO	SO ₃	R ₂ O	Cl	強熱減量	C ₃ S	C ₃ A
耐硫酸塩ポルトランドセメント	SR	0.69	1.89	0.32	0.006	1.20	56	1.9

(B) 品質

種類	記号	密度 (g/cm ³)	比表面積 (cm ² /g)	凝結 (h-min)		安定性 バット法	圧縮強さ (N/mm ²)			
				始発	終結		1d	3d	7d	28d
耐硫酸塩ポルトランドセメント	SR	3.20	3330	4-10	5-20	良	-	28.8	41.9	58.4

上記の配合のモルタルを用いた 40×40×160 mmの角柱供試体を、5wt%硫酸を用いた浸漬試験に供した。角柱供試体は、温度 20℃の実験室内で打込み、成型し、2種類の条件の養生を行ったのちに浸漬を開始した。

1つ目の養生条件は、打込み翌日まで温度 20℃の室内で封緘養生し、翌日の脱型後から材齢 28日まで温度 20度の水中養生(以降、標準養生)を行い、浸漬開始材齢 91日まで温度 20℃、相対湿度 60%の室内に静置する条件である。この条件の供試体については、浸漬溶液である 5wt%硫酸の温度も 20℃として試験を行った。

2つ目の方法は、PCaPC部材の製造で一般的に行われる蒸気養生を模擬した給熱養生を行う条件である。打込みから成型までは1つ目の条件と同様であるが、成型後前置き時間を4時間設けたのちに、温度 40℃の室内に脱型前の封緘状態のまま、約12時間静置し、脱型後は浸漬開始材齢 91日まで温度 20℃、相対湿度 60%の室内に静置した。この条件の供試体の浸漬試験時の 5wt%硫酸の温度は、メタン発酵環境を想定した 40℃として試験を行った。

(2) 試験結果

浸漬期間 56日の試験の結果を図-4.14に示す。

図の左側は、標準養生を行った供試体を温度 20℃の 5wt%硫酸に浸漬した場合の質量変化率である。混和材の置換率が多いほど質量変化は少なく、既往の研究と同様の傾向が見られた。

図の右側は、給熱養生を行った供試体を用いて温度 40℃の 5wt%硫酸に浸漬した結果である。配合 No.8 および 9 の BFS の置換率が約 70%かつ FA を混和した条件では標準養生と大きく変わらないが、その他の配合では標準養生のケースよりも給熱養生のケース方が質量の減少が大きく、No.8, 9 と No.10~13 の質量変化率はほぼ同等である。このことから、養生条件や浸漬溶液の温度条件が異なると、混和材置換率の違いが質量減少に与える影響も異なることが明らかとなった。また、今回の試験の範囲では、給熱養生を行い温度 40℃の 5wt%硫酸に浸漬した場合には、混和材置換率 90%と 70%の質量変化率は同等となることが確認された。

なお、No.1 から No.3 の質量変化に大きな差が見られなかったことから、試験に用いた硫酸溶液は、硫酸塩腐食を起こすものではなく、硫酸腐食を起こす条件の試薬として機能していることを示していると考えられる。

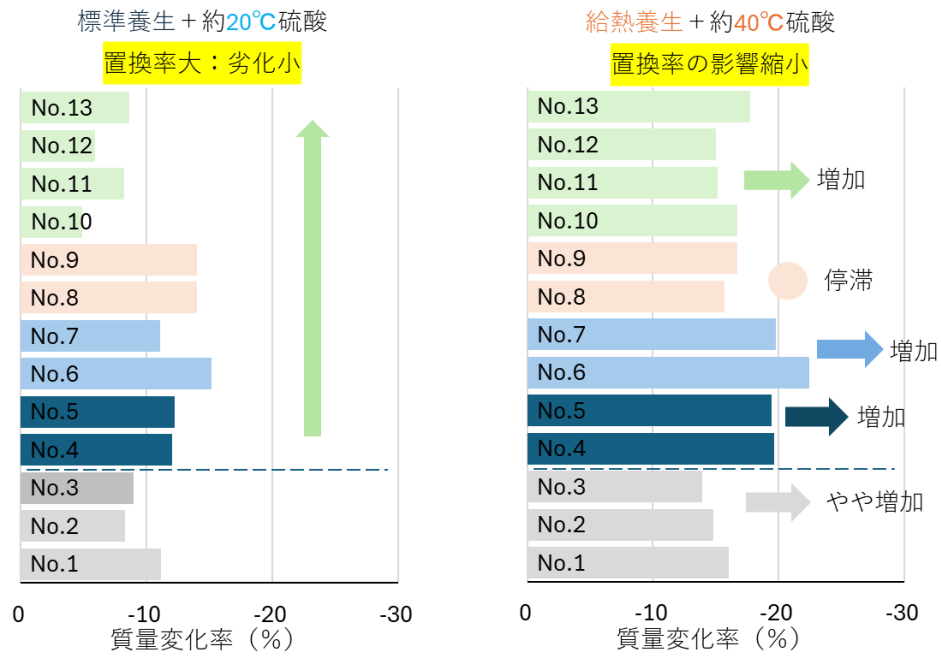


図-4.14 モルタルの硫酸浸漬による質量変化率

4.3 液相部を想定した浸漬試験による耐酸性向上の条件

4.3.1 試験方法

結合材と細骨材の混合物の耐酸性の影響から、結合材への BFS や FA の混和による耐酸性の向上が見られたが、養生条件や腐食環境の影響を受けることが確認されたため、ここでは、環境条件の影響を受けにくい結果が得られた高炉スラグ微粉末 6000 を結合材の 70%程度とした配合のモルタルを用いて、硫酸浸漬開始材齢、希硫酸による表面処理、硫酸の滴下の各条件が耐酸性に与える影響を実験により確認し、これらの条件が耐酸性に与える影響について検討を行った。

モルタルの配合を図-4.15 に示す。

供試体名に記載の記号 H は、結合材に HPC のみを用いた比較のために設定した配合である。記号 HB は、HPC:BFS=30:70 とした配合である。HBF は HPC:BFS:FA=28.6:66.7:4.7 とした配合である。

配合名の枝番の「-a」は W/B を一般的な PCaPC 部材に適用されるコンクリートよりも高い 45~50%とした配合であり、「-b」は W/B を一般的な PCaPC 部材に適用することを想定した 30~35%とした配合である。

結合材の組合せ H : 混和材置換なし
 HB : HPC:BFS=30:70
 HBF : HPC:BFS:FA=30:70:5

W/B	供試体名	W/B (%)	単位量 (kg/m ³)					
			W	B = HPC+BS+FA			LS	SP
				HPC	BS	FA		
45~50% 配合名-a	H-a	50	258	516	0	0	1548	0
	HB-a	50	255	153	358	0	1533	0
	HBF-a	45	255	153	357	51	1477	0
30~35% 配合名-b、-c	H-b	35	250	714	0	0	1400	7.14
	HB-b	32	250	234	547	0	1303	7.81
	HBF-b	30	250	234	547	39	1256	7.81
	H-c	35	250	714	0	0	1400	7.14
	HB-c	32	250	234	547	0	1303	7.81
	HBF-c	30	250	234	547	39	1256	7.81

図-4.15 モルタルの配合

試験方法の概要図を図-4.16 に示す。温度 20℃の室内にて成型した角柱供試体 (40×40×160 mm) を温度 20℃, 相対湿度 60%の室内に静置し, 材齢 56 日または 183 日から温度管理のされていない 20℃~30℃の室内にて 5 wt% 硫酸に密閉容器内で浸漬し, 7 日ごと 56 日まで, モルタルの質量変化と外観観察および浸漬溶液の pH の測定を行い, 硫酸溶液の全量交換を繰り返し実施した。

また, 硬化後のモルタルへの表面処理方法が耐酸性能へ与える影響の確認には, 角柱に比べ体積表面積比の大きいモルタル平板 (70×70×20 mm) を用いた。温度 20℃の室内にて成型した平板を, 翌日の脱型後から腐食開始までの期間を温度 20℃相対湿度 60%の室内に静置し, 表面処理なしの条件と, 材齢 162 日から以下の 2 パターンの表面処理を行った 3 つの条件を設けた。表面処理方法の 1 つ目は, 水和の進行に伴う未水和物質の減少と組織の緻密化による耐酸性能の向上に期待し, 温度 20℃の水中に浸漬させる処理方法^{4,7)}とした。2 つ目の方法は, 上記の水中表面処理と同様の設備を流用可能な方法として, あらかじめモルタル表層を中性化させることによりその後の酸による劣化を低減することや, モルタル表層に生成される硫酸カルシウムが空隙を充填することにより硫酸の浸入を抑制することに期待し, 温度 20℃, 0.5 wt% 硫酸溶液に 7 日間浸漬させる方法とした。

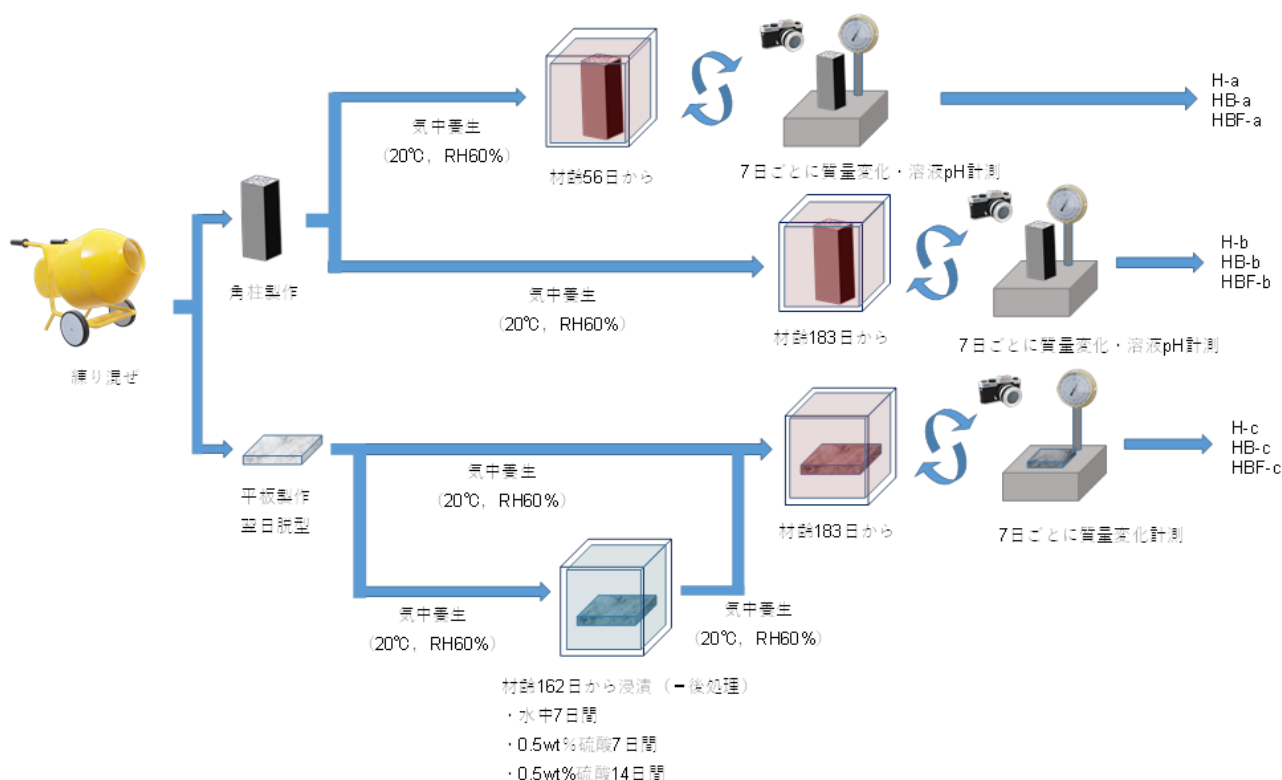


図-4.16 浸漬試験の概要

4. 3. 2 腐食開始材齢の影響

(1) 硫酸溶液に浸漬されたモルタルの耐酸性に及ぼす W/B と結合材種類の影響

W/B が 45～50 % の配合の角柱供試体を材齢 91 日から 5 wt% 硫酸に浸漬した場合の質量変化率を図-4.17 に, W/B が 30～35 % の配合を材齢 56 日から浸漬した場合の質量変化率を図-4.18 に示す。

すべての配合で W/B が 45～50 % の配合に比べ W/B が 30～35 % の配合は質量減少が大きい傾向である。ただし, 浸漬開始材齢が異なる条件であるため, W/B の影響と浸漬開始材齢の影響が含まれており, この結果のみでの比較は難しい。

材料の組合せによる質量変化率への影響は, W/B が 45～50 % の配合ではほとんど見られず, W/B が 30～35 % の配合においても大きな差は見られないが, HB-b がやや他の配合よりも質量減少が小さい傾向に読み取れる。

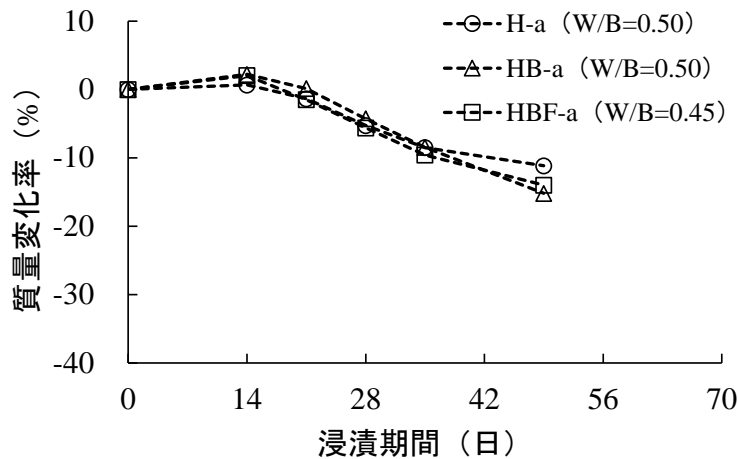


図-4.17 高 W/B 91 日浸漬開始

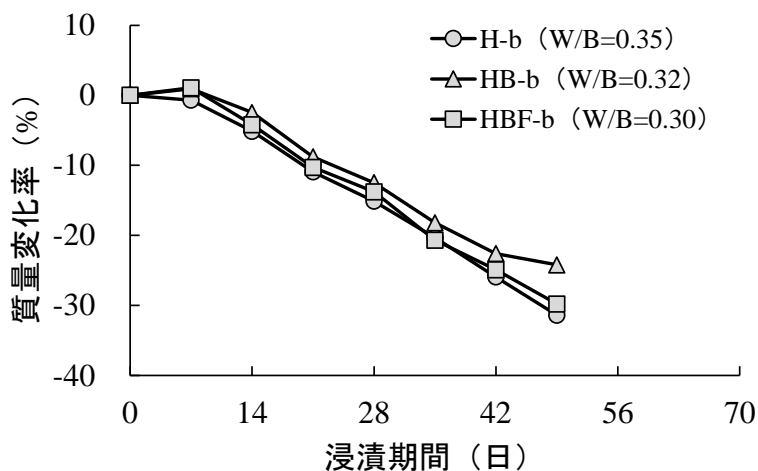


図-4.18 低 W/B 56 日浸漬開始

ここで、W/B が 30～35 %の配合について、浸漬試験終了後の質量変化率の違いの要因を分析した。

角柱供試体長手方向の中央付近を割裂し、約 40×40 mm の割裂面の 4 辺の内 1 辺について、白色の腐食生成物の割裂断面に対する厚さと残りのモルタル断面の厚さを確認した。なお、ここでは、断面中央から腐食面 1 面までの 1/2 断面の範囲を対象として、腐食が発生していない場合は未腐食部の厚さが 20 mm、腐食生成物の厚さが 0 mm と表現される。

各供試体の腐食生成物の生成厚さを図-4.19 に示す。HB-b の厚さが最も大きく、質量変化率と同様の傾向である。また、未腐食域の厚さは配合の違いは小さく、硫酸との反応で生成される石こう層の厚さ異なることが分かる。

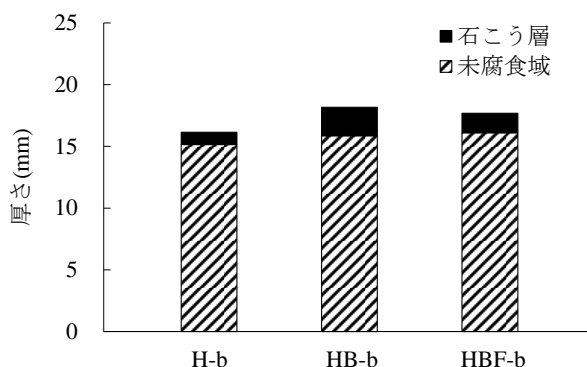


図-4.19 腐食生成物の生成厚さ

次に、腐食生成物を粉末 X 線回折により分析し得られた二水石こうのピーク ($2\theta = 11^\circ$ 付近) の回折強度を図-4.20 に示す。回折強度の大きい状態が単位体積当たりの該当物質の割合の多い状態であるとした場合、H に比べ HBF に生成した石こうは緻密な構造であることが推察される。これらのことから、表層に付着した腐食性生物が質量変化率に影響していると考えられる。

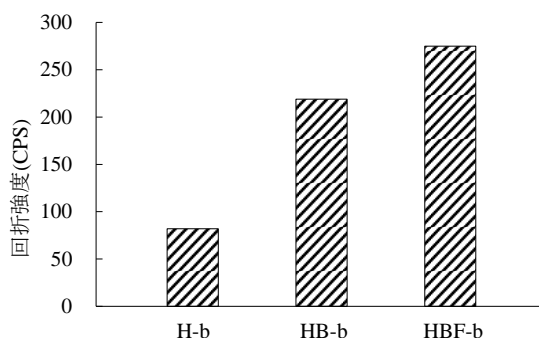


図-4.20 腐食生成物の 2 水石こうの回折強度 ($2\theta = 11^\circ$ 付近)

(2) 硫酸溶液に浸漬されたモルタルの耐酸性に及ぼす浸漬開始材齢の影響

前述の試験と同時に製作した W/B が 30～35 % の配合のモルタル平板 (70×70×20 mm) を用い、浸漬開始材齢を 183 日に延長した条件で浸漬試験を行った (図-4.21)。

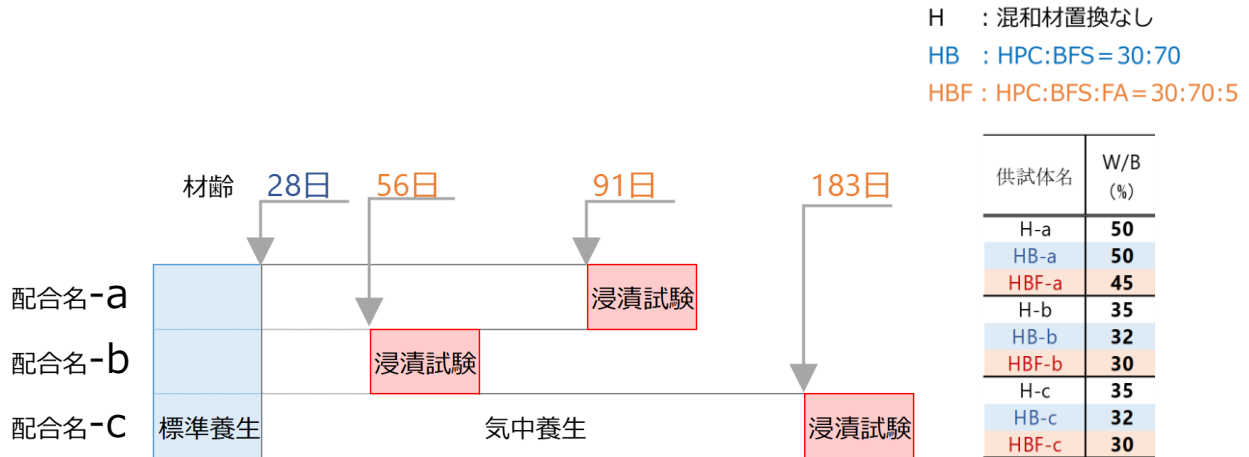


図-4.21 浸漬開始材齢の異なる条件

浸漬開始材齢を前述の 56 日から延長した 183 日の浸漬試験との比較を行った結果を図-4.22 に示す。結合材に HPC のみ用いた H は、質量変化率に浸漬開始材齢の違いの影響は見られない。一方、結合材に BFS または BFS と FA を用いた HB および HBF は、浸漬開始材齢が 183 日の場合に 56 日より著しく質量変化率が小さくなっている。また、前掲の W/B = 45～50% かつ 91 日浸漬開始の図-4.17 と比較すると、図-4.23 に示す通り、浸漬開始時期の影響は W/B の大小の影響をキャンセルできるほどの影響が見られる。

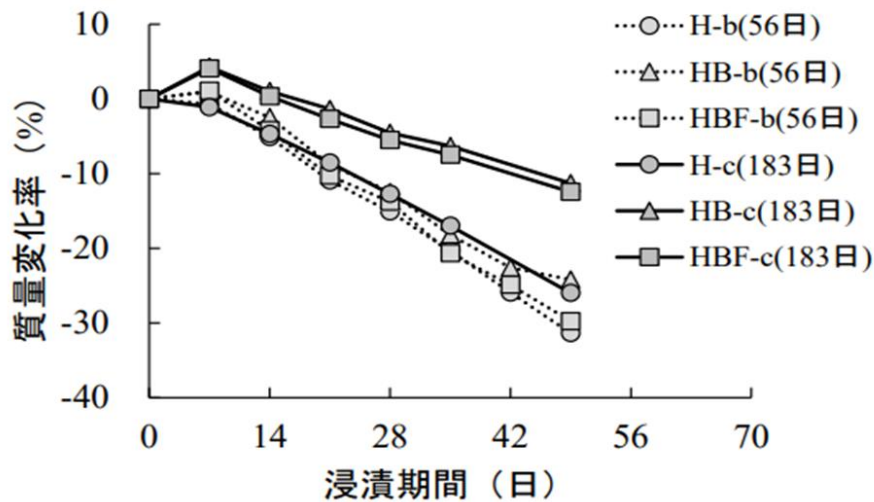


図-4.22 異なる浸漬開始材齢の質量変化率の比較

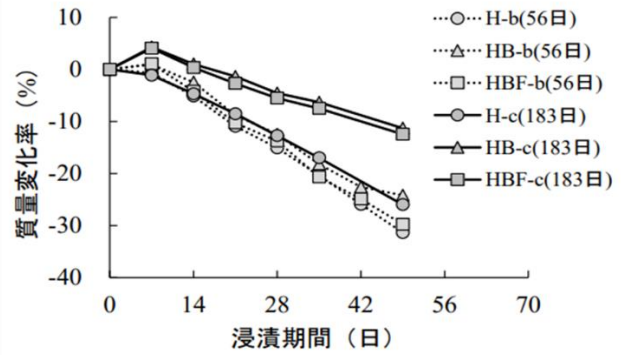
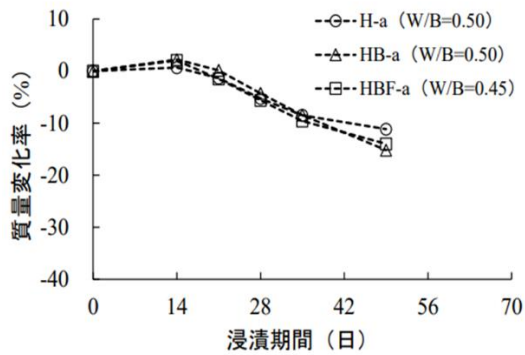


図-4.23 W/B と浸漬開始材齢の異なる条件の比較

ここで、先ほどと同様に、角柱供試体断面の腐食厚さと未腐食域厚さの比較を行った結果を図-4.24 に示す。

浸漬開始材齢が 56 日より 183 日は消失した断面が少ない。

また、腐食性生物の厚さは、浸漬開始材齢が 56 日より 183 日が薄い傾向である。

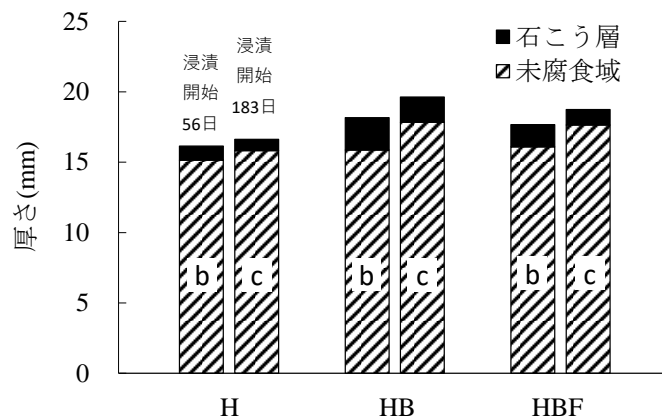


図-4.24 腐食厚さと未腐食域厚さの比較

次に、腐食生成物を粉末 X 線回折により分析し得られた二水石こうのピーク (20 = 11 °C 付近) の回折強度の比較結果を図-4.25 に示す。浸漬開始材齢が異っても配合の違いによる回折強度の大小関係は変わらない。ただし、HB および HBF は、浸漬開始 56 日より 183 日の回折強度は小さくなっており、継続的な混和材の水酸化カルシウムの消費により、二水石こうの生成も減少したことが推察される。

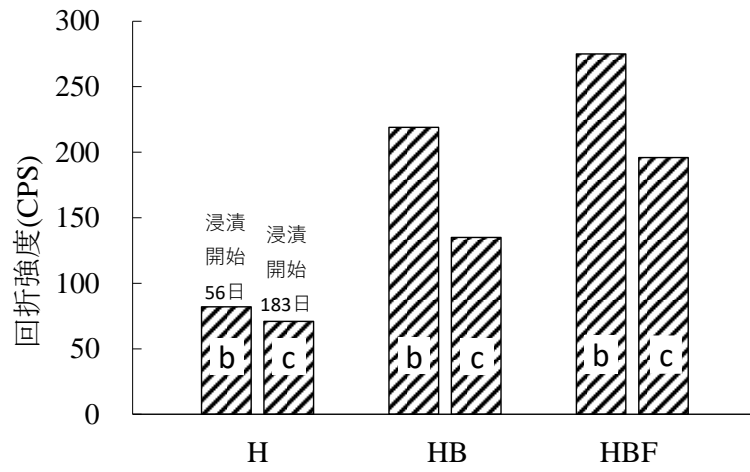


図-4.25 腐食生成物の2水石こうの回折強度 ($2\theta = 11^\circ\text{C}$ 付近)

4.3.3 希硫酸表面処理の効果

5 wt% 硫酸への浸漬の前段階で，図-4.26 に示す，希硫酸により表面処理を行った平板供試体を用いた試験である。

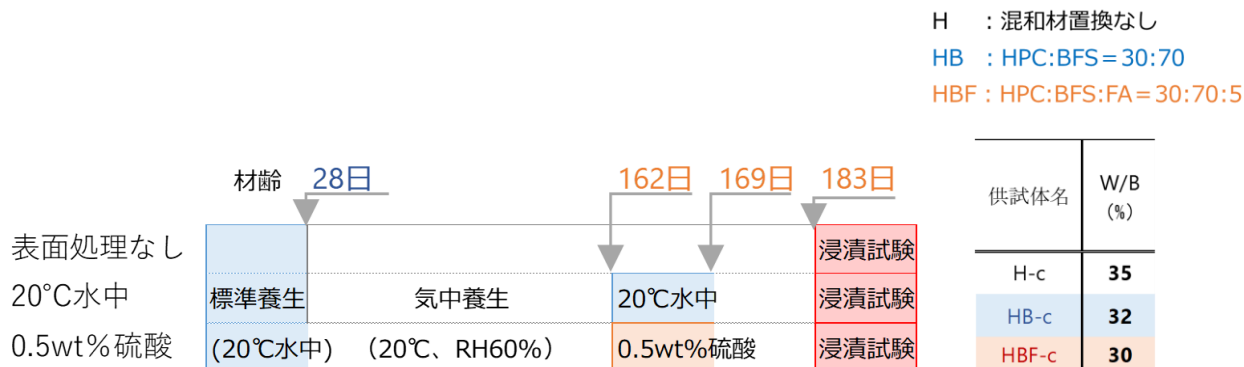


図-4.26 表面処理の方法

上記の条件で 5 wt% 硫酸に 56 日浸漬を行った後の質量変化率を図-4.27 に示す。

H は，表面処理を行った場合の質量減少が大きく，とくに 0.5 wt% 硫酸による表面処理を行った場合の質量減少率が最も大きい。一方で，HB および HBF は水中養生よりも 0.5 wt% 硫酸による表面処理を行った場合の質量減少率が小さく，特に HBF は表面処理を行わない場合も含め明らかに質量減少率が小さい。

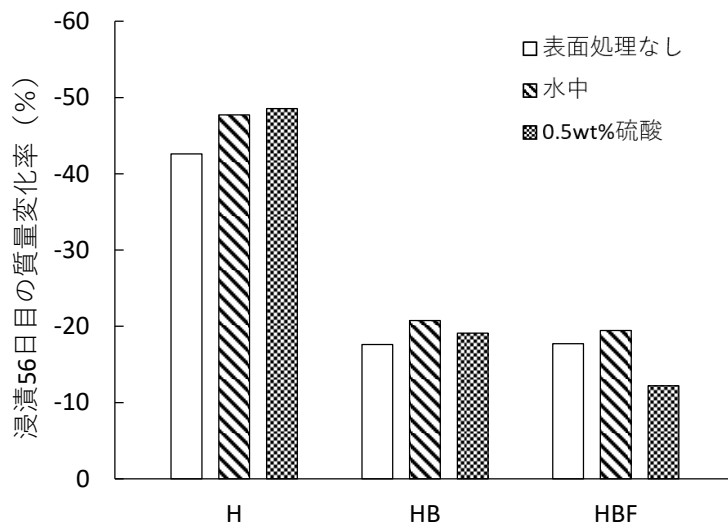


図-4.27 表面処理を行った場合の 5 wt% 硫酸浸漬後の質量変化率

ここで、0.5 wt% 硫酸に処理後のモルタルの表層を、SEM を用いて 3000 倍の倍率で観察した写真を図-4.28 に示す。H は表面に空洞が多くかつ生成物が点在して見られるが、HB では空洞は少なく、HBF はより密な結晶構造となっていることが見て取れる。このことから、混和材を用いた場合には、希硫酸で表層を処理することで、過度な硫酸劣化に至らない状態の表層の硫酸化合物による皮膜効果と $\text{Ca}(\text{OH})_2$ があらかじめ消費された状態による炭酸化の効果により、その後の硫酸浸漬での質量減少が軽減されたものと推察される。

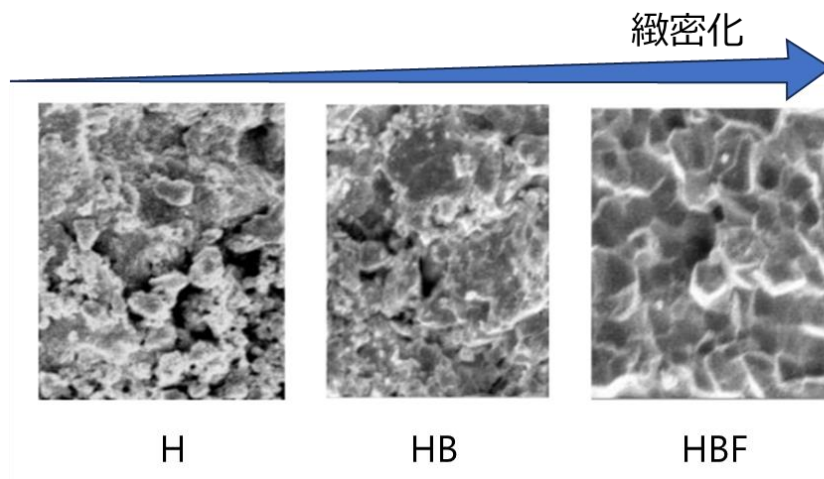


図-4.28 希硫酸処理後のモルタル表面の観察画像（倍率 3000 倍）

なお、後述の配合のコンクリートを用いた浸漬試験においても、同様の確認を行った。コンクリート供試体は材齢 28 日までは温度 20℃の気中養生を行い、材齢 91 日から表面処理を実施した。その後、材齢 136 日から 5wt%硫酸に浸漬した。図-4.29 に示す。この結果から、コンクリートを用いた場合にも、浸漬開始材齢と希硫酸による表面処理の効果が確認され、本検討で得られた知見の再現性を確認した。

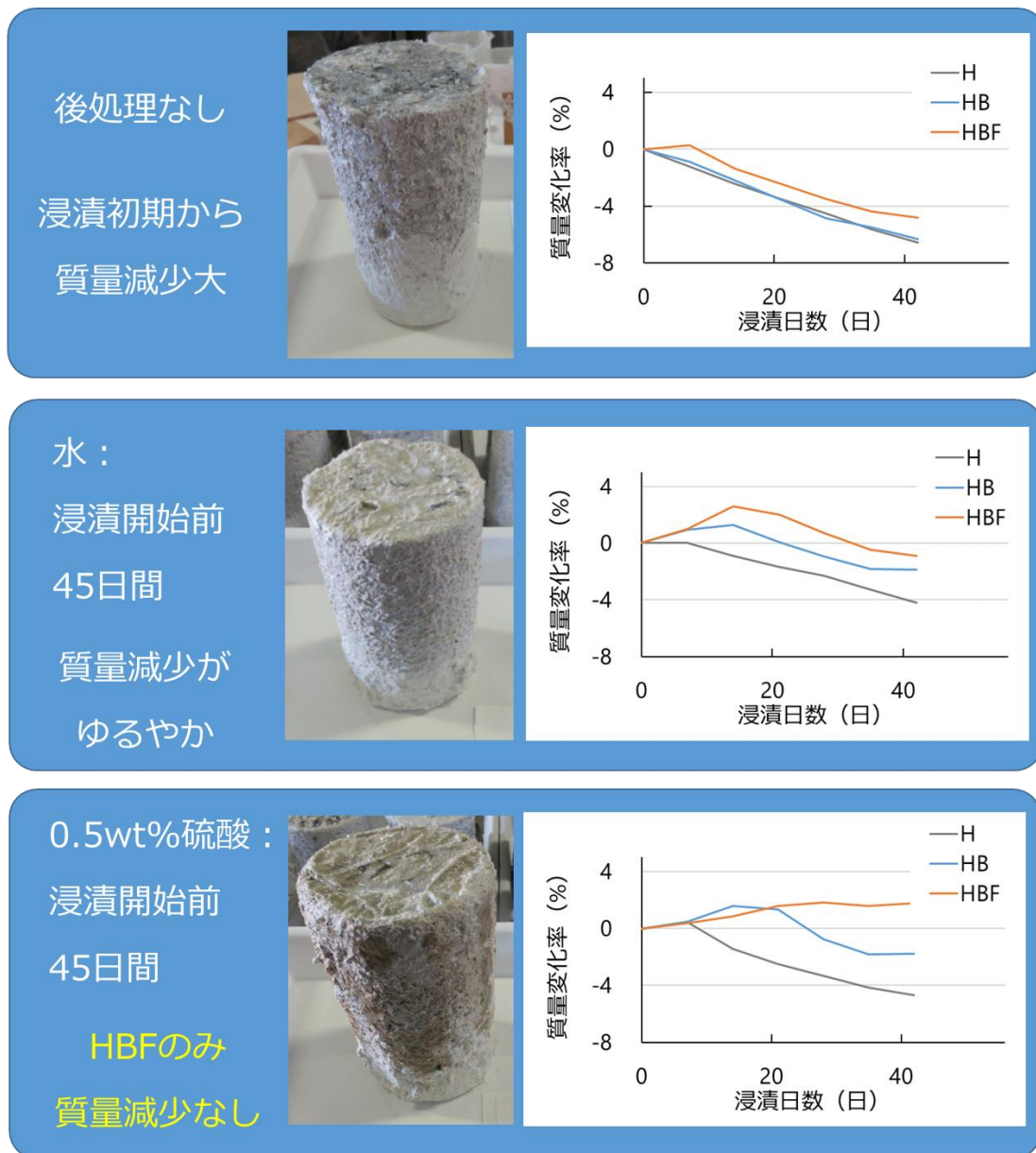


図-4.29 コンクリートでの表面処理効果の再現性の検証結果（写真は HBF）

4. 3. 4 炭酸化表面処理の効果

W/B が 30～35 %の配合について表層の炭酸化の有無と炭酸化の濃度が異なる条件での試験を行った(図-4.30)。試験に用いた供試体は、均質に炭酸化の影響を受けるよう、円柱供試体(φ50×100mm)を用いた。

炭酸化は、温度 20℃の実験室内にて、CO₂ 濃度を 8%、16%としたデシケーター内に供試体を設置することで行った(図-4.31)。

炭酸化処理の開始時期は、炭酸化が進行しやすい条件となるよう、促進中性化試験の開始材齢よりも若材齢となる材齢 28 日とした。また、長期材齢となることによる耐酸性向上効果をなるべく除外し、炭酸化単独での耐酸性の向上効果を把握することを目的として、浸漬開始材齢は 49 日と短期に開始した。

H : 混和材置換なし
 HB : HPC:BFS=30:70
 HBF : HPC:BFS:FA=30:70:5

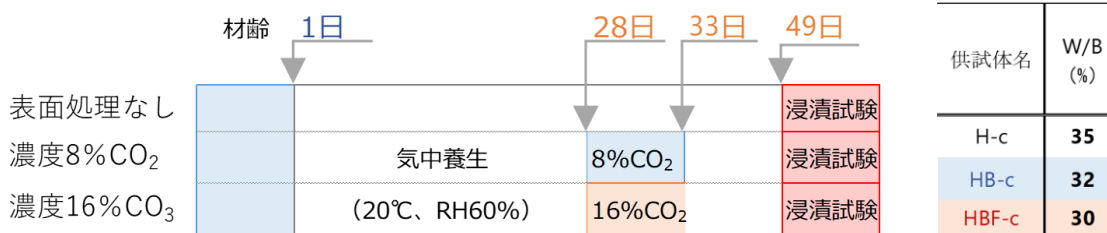


図-4.30 炭酸化処理条件

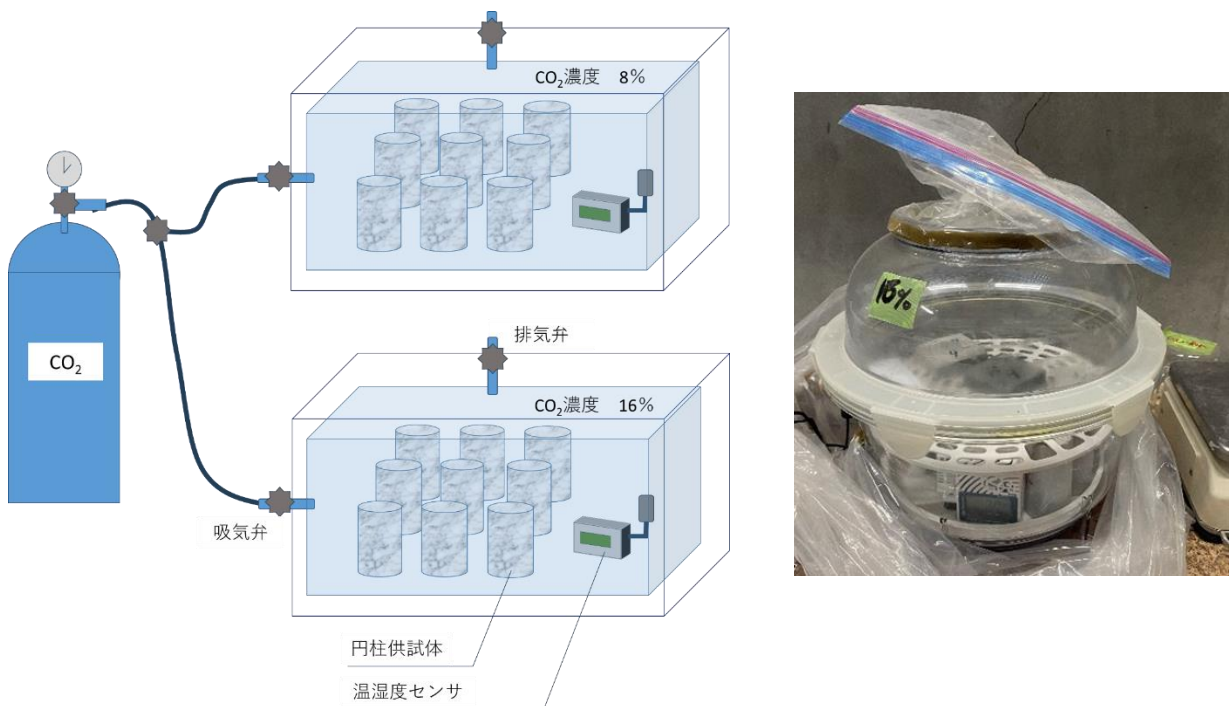


図-4.31 炭酸化処理方法

炭酸化処理のみ行い浸漬試験には供しなかった供試体の中性化深さを測定した結果を図-4.32, 図-4.33 に示す。中性化深さは、円柱供試体の割裂面にフェノールフタレイン溶液を噴霧することで測定した。この結果、混和材が多いほど中性化深さは大きい傾向であり、CO₂濃度が大きいほどその傾向は顕著であった。

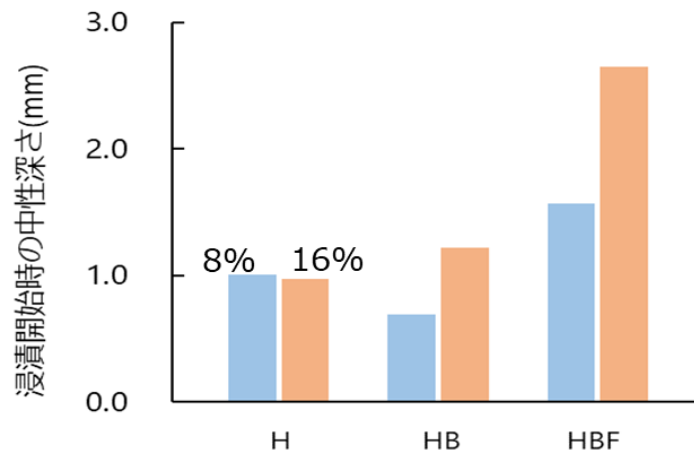


図-4.32 炭酸化処理後の中性化深さ

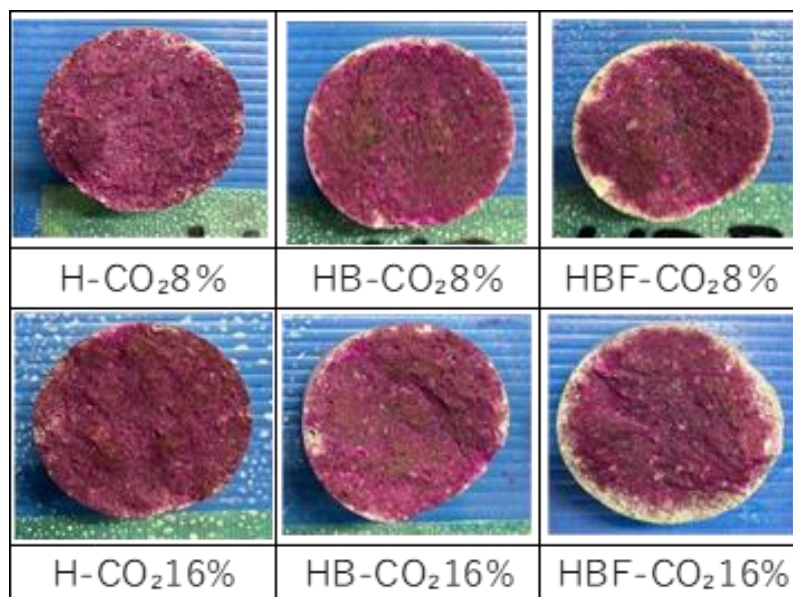


図-4.33 炭酸化処理後の中性化の状況

炭酸化処理後の供試体を 5 wt% 硫酸に浸漬した結果を図-4.34 に示す。
 浸漬試験後の質量変化率は配合や炭酸化濃度によらず同等な結果であった。
 このことから、今回の炭酸化処理の条件の範囲では、炭酸化単独での耐酸性の向上効果は見られなかった。

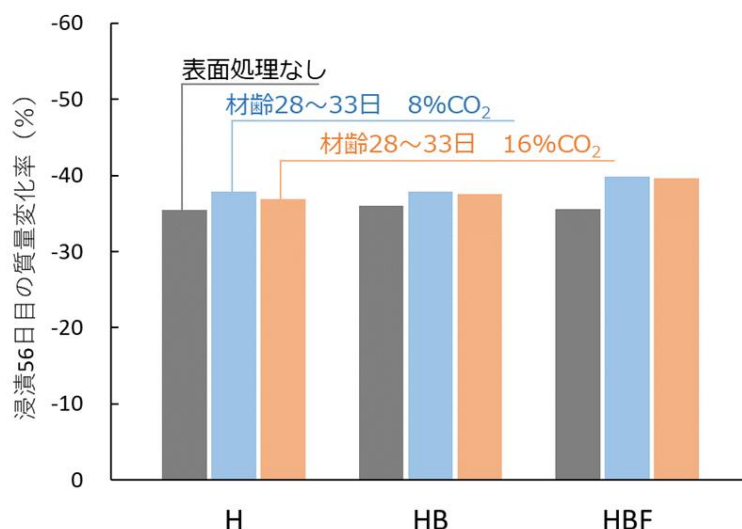
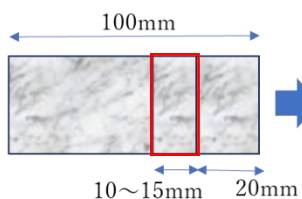


図-4.34 炭酸化処理を行った場合の 5 wt% 硫酸浸漬後の質量変化率

濃度 8% の CO₂ を用いた炭酸化処理を行った硫酸浸漬後の供試体の切断面から採取した試料(図-4.35)を, EPMA 分析(EPMA-1720: 島津製作所)にて硫黄元素の分布を確認した。

乾式カッターにて試料採取

①円柱を横向きにセットして輪切り



②輪切りした試料を3分割



樹脂コーティング後に乾式研磨成型

③中央部分の試料から分析試料を切り出し



輪切り後の試料(厚さ10~15mm)

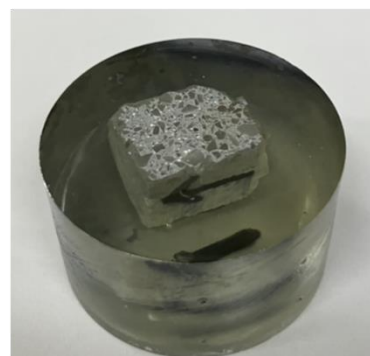


図-4.35 EPMA 分析試料

EPMA分析で得られた硫黄元素の分布画像から、深さ0～0.5、0～1.0、0～2.0 mmの範囲の元素カウント数の積分値を比較した結果を図-4.36に示す。

この結果から、硫黄元素量は $H > HB > HBF$ であり、質量変化への硫酸の侵入の程度の影響が見られなかったことから、炭酸化処理後の硫酸腐食メカニズムについては、今後の検討課題としたい。

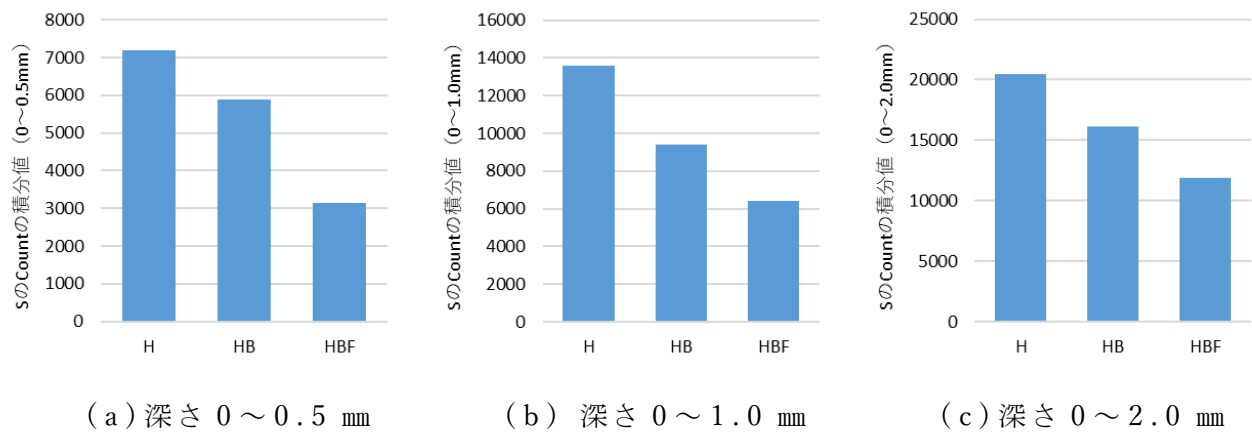


図-4.36 EPMA分析による硫黄元素量の比較

4.4 気相部を想定した滴下試験による耐酸性能向上の条件

4.4.1 試験方法

気相部の劣化を想定した硫酸腐食環境下における、耐酸性向上条件を把握するため、本研究で提案する耐酸性評価方法を適用した試験を行った。

試験に用いたモルタルの配合は浸漬試験と同様で、平板供試体（70×70×20 mm）を用いて試験を行った。

確認した条件は、砂結合材比、浸漬開始材齢、0.5%希硫酸による表面処理およびCO₂濃度8%の炭酸化処理の4項目である。

砂結合材比の影響の確認は、打込み翌日から材齢28日まで温度20℃の水中に養生した後に、図-4.37の試験開始材齢とした滴下試験の結果を以下に示す。なお、滴下試験に用いた硫酸の濃度は5wt%、試験環境の温度は約37℃である。

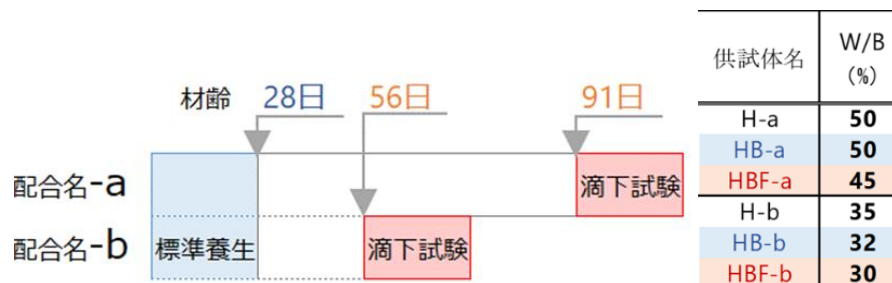


図-4.37 滴下試験開始材齢と配合

浸漬開始材齢と表面処理の影響の確認は、配合HBとHBFについて、0.5%希硫酸による表面処理およびCO₂濃度8%の炭酸化処理を図-4.38の条件で行った。なお、滴下試験に用いた硫酸の濃度は5wt%、試験環境の温度は約37℃である。

ここで、0.5wt%の希硫酸による表面処理を行った供試体は、炭酸化養生と滴下試験時期を統一するため、試験開始材齢を長期とした浸漬試験の開始材齢183日までの20℃一定環境と有効材齢が同等となるよう、材齢28日まで温度40℃の水中養生を行った。



図-4.38 表面処理を行った滴下試験の条件

滴下試験の概要図を図-4.39に示す。

供試体(70×70×20 mm)の型枠底面側を試験面として、45°傾斜させて静置し、試験面の中央に約14 mL/hの速度で濃度5 wt%の硫酸を滴下した。なお、試験面以外の4辺にはあらかじめ腐食防止のためフッ素樹脂テープを貼り付け、平均環境温度27℃の室内で試験を実施した。計測項目は、既往の方法に準じ、質量変化と体積変化を7日ごとに35日または42日まで測定した。質量変化と体積変化の測定時には、あらかじめ試験面に付着した脆弱な腐食生成物をやわらかいブラシで掻き落して行った。

なお、質量変化は電子秤で測定し、体積変化は、第3章に記載の方法により、供試体の形状を3Dモデル化して評価した。3Dモデルの作成方法は、供試体を市販のデジタルカメラで撮影した複数の画素数10 Mpixの2次元画像を航空写真画像から地形データを作成する市販のソフトウェアを用いて3次元に変換することで行った。3Dモデルからの体積変化の算出方法は、供試体表面の凹凸を白黒画像で深さ(高さ)ごとに明度を変えたオルソ画像を用いた。色分けされた高低差は、浸漬前の供試体の厚さ20 mmに対して、供試体底面の高さを0 mmとして、高さ方向に0~22 mmの範囲を256階調の明度のモノクロ画像で表現した。このオルソ画像から、「1 pixあたりの面積×対応する色の画素数×対応する色の深さ」を浸食された体積として体積変化を算出した。

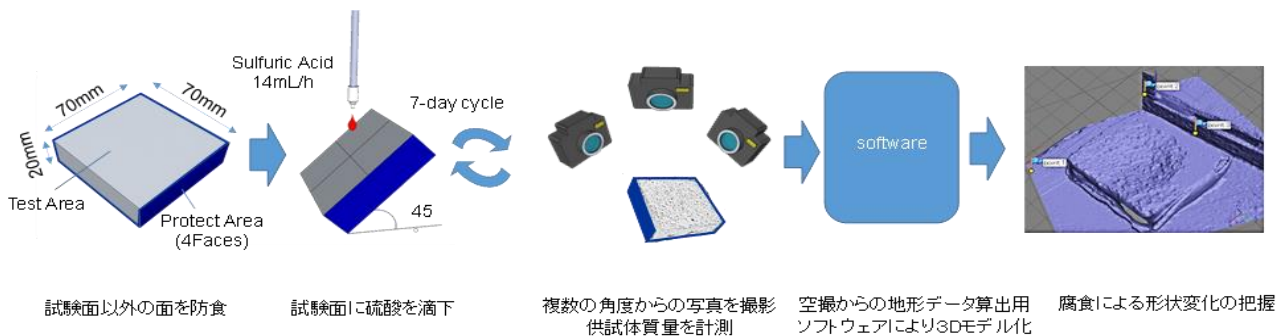


図-4.39 滴下試験の概要

4.4.2 砂結合材比の影響

滴下試験後の質量減少量と S/B の関係を図-4.40 に示す。S/B が大きい W/B=45～50%の配合は、S/B の小さい W/B=30～35%の配合よりも質量減少率は若干小さい傾向であった。

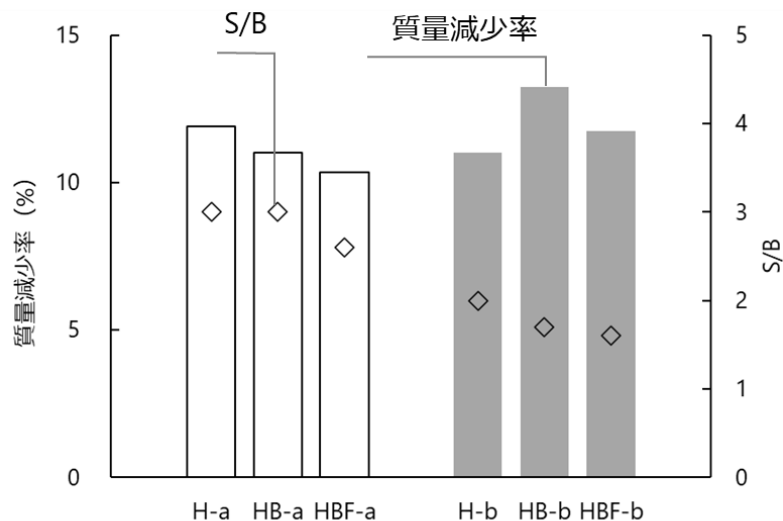


図-4.40 質量減少率と S/B

次に、図-4.41 に示す滴下試験終了時点(35日または42日)の3Dモデル最大腐食深さを含む断面から、黄色線で示す最大腐食勾配を3次元座標から求めた。この最大腐食勾配と対応する S/B を図-4.42 に示す。この結果からも、S/B が大きい場合には S/B が小さい場合よりも腐食勾配は小さい傾向であった。

これらのことから、S/B が大きいほど洗い作用に対する浸食は小さくなることとの既報と同様の傾向が表れたと考えられる。

また、W/B が 45～50%の配合では、H-a よりも HB-a, HBF-a は浸食勾配が小さく、W/B が 30～35%の配合では、H-b, HB-b, HBF-b の順に浸食勾配が小さくなっている。滴下された硫酸は一定の時間間隔でモルタル表層に付着し、モルタル表層は硫酸との腐食反応と硫酸の重力落下による力の影響を受けるが、混和材を用いた場合には、前述の粉末試料および角柱での試験結果と同様にモルタル表層の反応生成物が密実であるため、表面の浸食が集中しにくい状態とであったと考えられる。

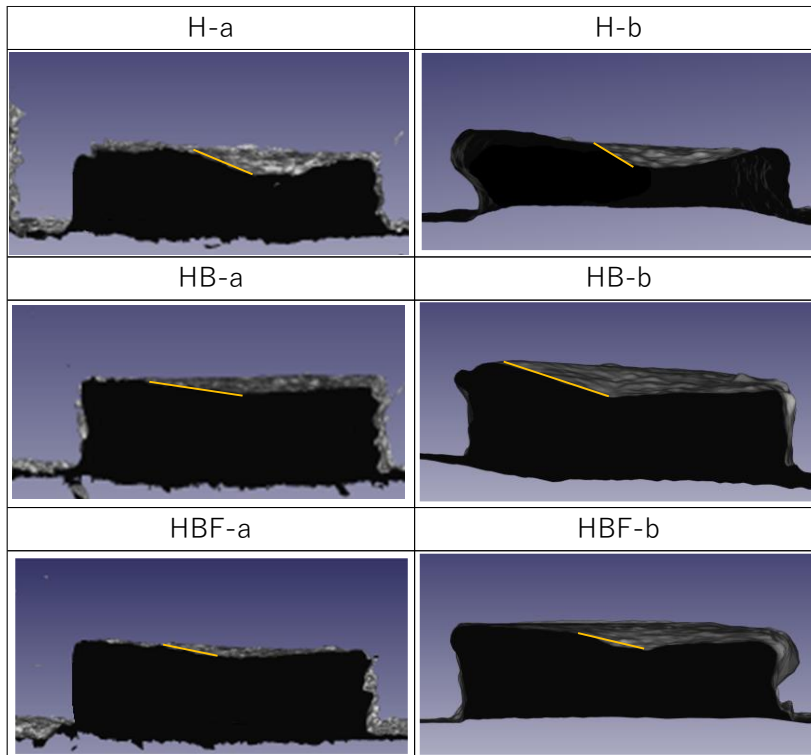


図-4.41 滴下試験終了時点の3Dモデルの最大腐食深さを含む断面

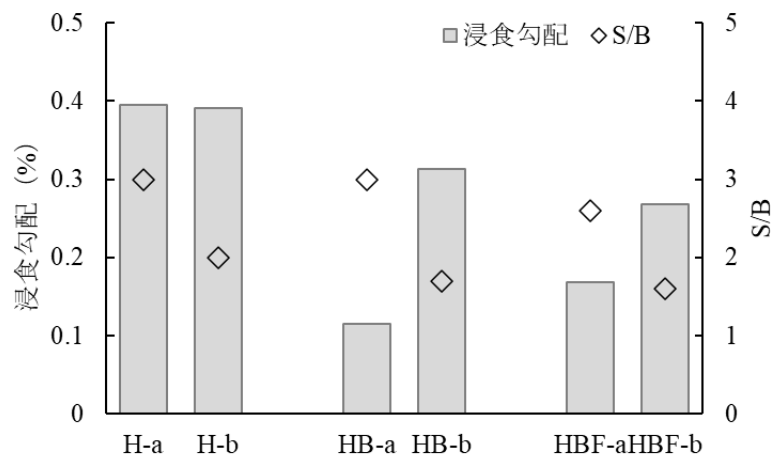


図-4.42 最大腐食勾配と S/B

次に、3Dモデルから求めた体積変化と質量変化の関係を図-4.43に示す。W/Bが45～50%の配合であるH-a、HB-a、HBF-aは、体積減少率と質量減少率は1:1に近い関係であり、やや質量減少率の方が大きい傾向である。一方で、W/Bが30～35%の配合であるH-b、HB-b、HBF-bは体積減少率の方が大きい傾向であり、HBF-b、HB-b、H-bの順に1:1の関係に近い傾向である。質量減少よりも体積減少の方が大きい傾向は、モルタルよりも密度の低い腐食生成物の表層への固着が少ないことと考えられることから、表層の腐食生成物が密実であることにより表面の浸食が集中しにくい状態とであったと考えられる。

これらの傾向は、浸漬試験における表層の腐食生成物の密実さの違いと同様である。

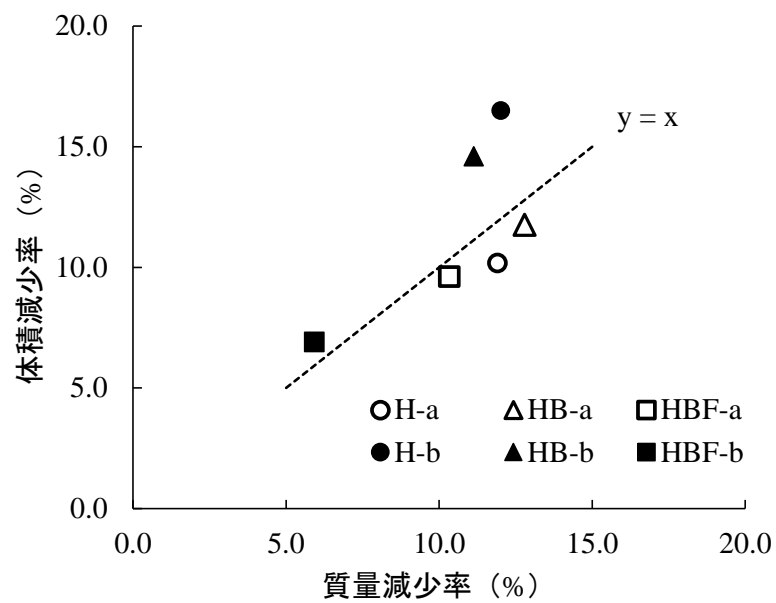


図-4.43 3Dモデルから求めた体積変化と質量変化の関係

4. 4. 3 材齢の影響と表面処理の効果

滴下試験後の供試体の質量減少率とS/Bの関係を図-4.44に示す。参考として、表面処理を行わなかった結果(図-4.39から抜粋)を併記した。0.5wt%の希硫酸による表面処理を行ったHBとHBF配合は、質量減少率が著しく低減された。一方で炭酸化処理の場合は、HBは若干質量減少が小さいがHBFは同等であり、表面処理による腐食抵抗性は浸漬試験と同様の傾向であった。

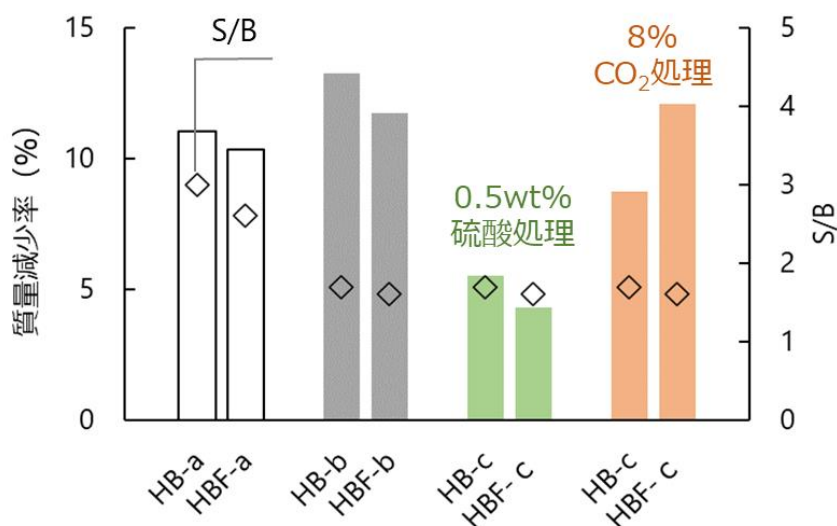
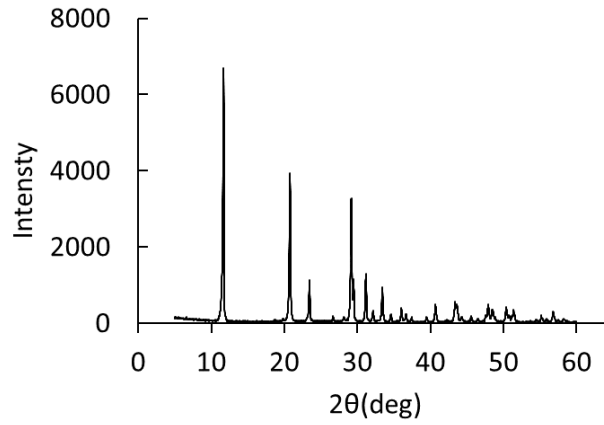


図-4.44 質量減少率とS/B

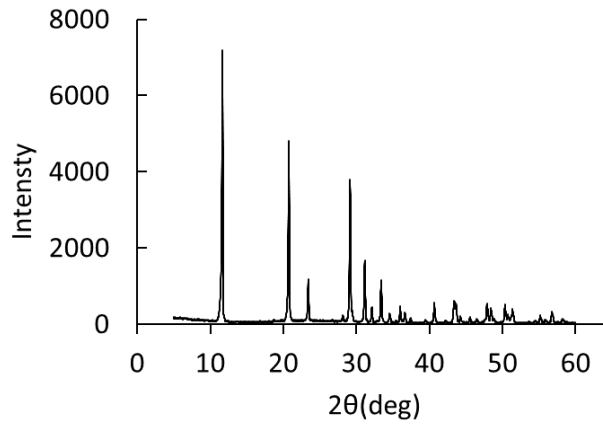
次ページに、滴下試験後の表層腐食生成物のX線回折分析結果を示す。

0.5wt%の希硫酸による表面処理(図-4.45)、8%CO₂炭酸化処理(図-4.46)のすべての条件で、腐食性生物の回折ピークは硫酸カルシウムを示しており、腐食性生物の種類には違いは見られなかった。

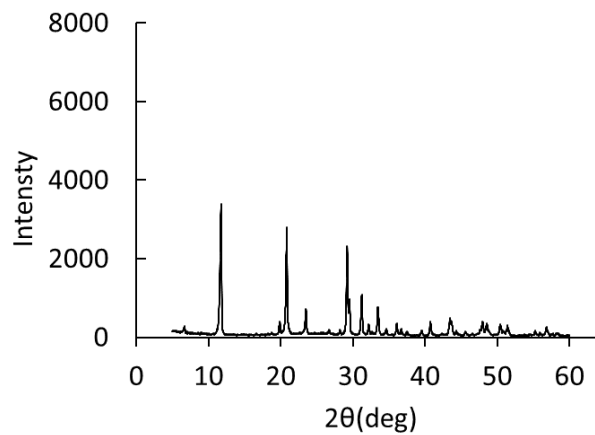
このため、希硫酸処理による腐食の程度に違いは、浸漬試験と同様に、表層の腐食性生物のち密さの影響を受けたものと推察される。



a) H

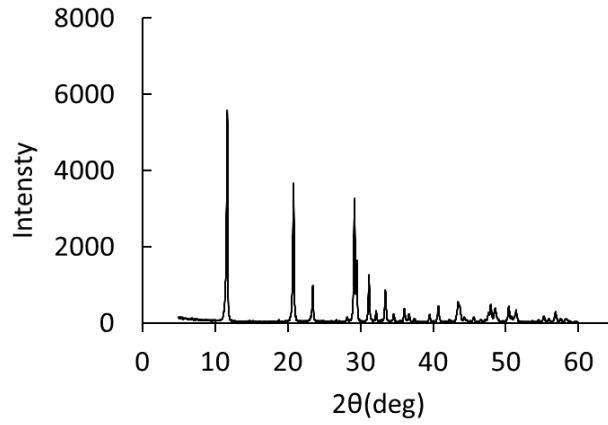


b) HB

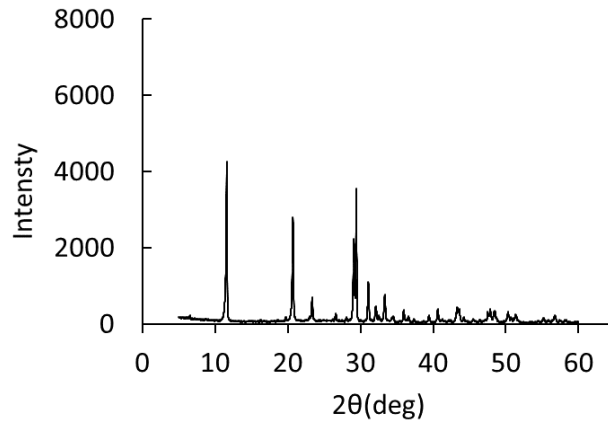


c) HBF

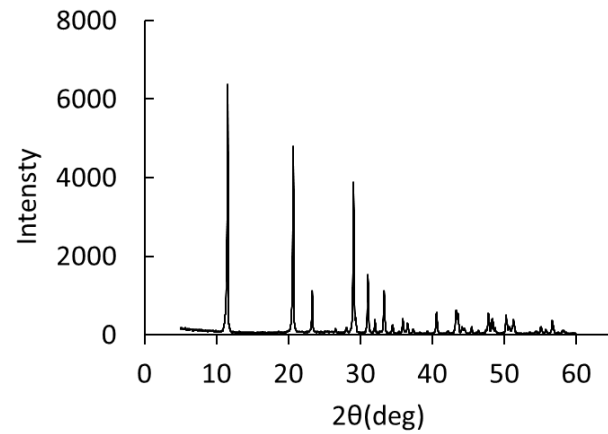
図-4.45 滴下試験後の表層腐食生成物のX線回折分析結果
(水中28日後に0.5%希硫酸処理)



a) H



b) HB



c) HBF

図-4.46 滴下試験後の表層腐食生成物の X 線回折分析結果
(8%CO₂ 処理)

4.5 混和材を用いた配合の初期強度

4.5.1 試験方法

4.2.3の浸漬試験用の角柱供試体と同時に製作したφ50×100mmの円柱供試体を、角柱供試体と同条件の給熱養生を行い、圧縮強度試験を行った結果を図-4.47に示す。

置換率70%程度の配合では、PC部材への適用実績のある配合を想定したNo.4, 5の配合に比較的近い傾向となることを確認した。一方で、混和材の置換率を90%程度とした配合では、強度発現が著しく低くPC部材への適用を想定した初期強度の確保は難しいと考え、ここでの検討は混和材置換率70%程度の配合に着目して実施した。

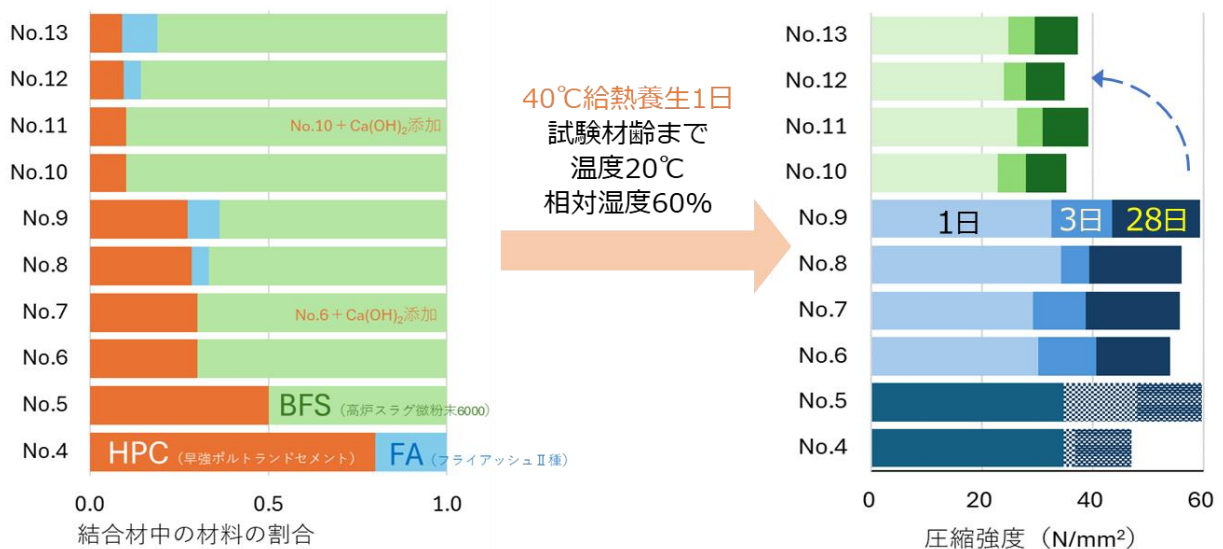


図-4.47 圧縮強度試験結果

表-4.9に示す配合のモルタルを用いて、材齢1日の強度を確認した。配合名Hは、結合材にHPCのみ用いた、W/BをPCaPC部材に適用されるコンクリートとして実績の多い35%とした配合である。配合名HBは、結合材をHPC:BFS=30:70とした配合であり、配合名HBFは、結合材をHPC:BFS:FA=28.6:66.7:4.7とした配合であり、配合Hと同等の初期強度となるW/Bを求めることを目的としてW/Bを30, 35, 40%の3水準とした。

供試体は、温度20°Cの室内にて製作し、蒸気養生を模擬するため、前置き時間4時間後に温度40°Cの室内に、封緘状態で静置した。約13時間後に温度20°C室内へ移動し、脱型、研磨を行い、圧縮強度試験を行った。

また、養生温度の影響を確認するための比較用に、上記の給熱養生後、温度20°C相対湿度60%室内に期中養生を行った供試体と、打込み成型後、温度20°C相対湿度60%室内に封緘状態で静置後、打込み翌日に脱型し、温度20°Cの水中養生を行った供試体の材齢7日の圧縮強度を確認した。

表-4.9 モルタルの配合

配合 種類	W/B (%)	単分量 (kg/m ³)				
		W	HPC	BFS	FA	LS
H	35.0	160	457	0	0	1854
HB	30.0	160	160	373	0	1764
	35.0	160	137	320	0	1832
	40.0	160	120	280	0	1884
HBF	28.6	160	160	373	27	1733
	33.2	160	137	320	25	1805
	38.1	160	120	280	20	1860

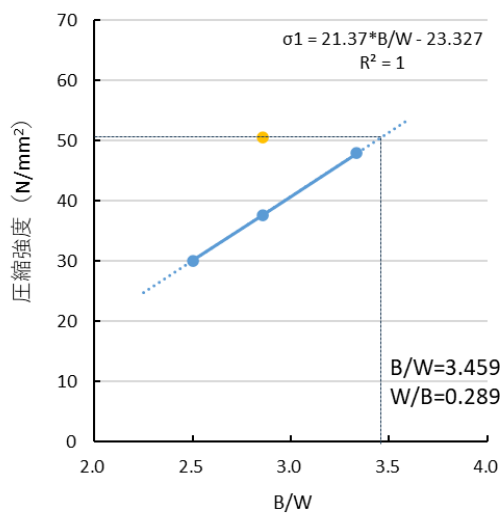
4.5.2 水結合材比の影響

試験結果を表-4.10に示す。

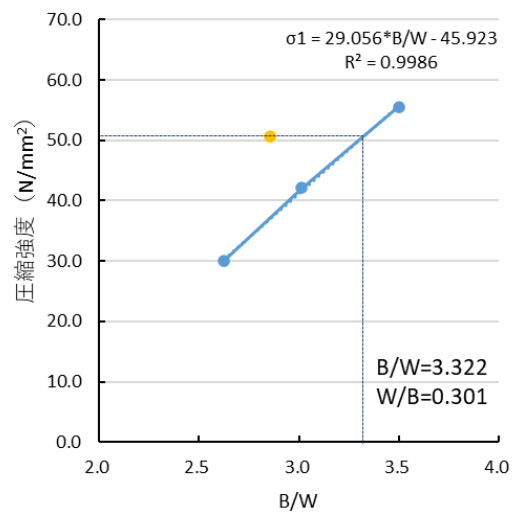
配合種類 H の給熱養生(40℃封緘養生)材齢 1 日の圧縮強度は 50.6 N/mm²であった。HB と HBF の給熱養生材齢 1 日の圧縮強度と B/W の関係を図-4.48に示す。HB と HBF はそれぞれ圧縮強度と B/W を線形関係とした場合に良い相関があることが確認できる。ここで、HB と HBF について、H と同等の強度となる B/W を求めると、HB は 3.459、HBF は 3.322 であり、W/B であらわすと、それぞれ、0.289、0.301 となり、HB よりも HBF の方が W/B はやや大きくなる結果であった。

表-4.10 圧縮強度

配合種類	W/B %	B/W	圧縮強度 (N/mm ²)		
			40℃封緘		20℃水中
			1日	7日	7日
H	35.0	2.86	50.6	63.1	59.1
HB	30.0	3.33	47.9	49.0	60.7
	35.0	2.86	37.7	42.9	44.6
	40.0	2.50	30.1	32.5	41.3
HBF	28.6	3.50	55.5	56.0	58.0
	33.2	3.01	42.1	46.6	44.5
	38.1	2.63	30.0	32.7	35.7



a) HB



b) HBF

図-4.48 給熱養生材齢 1 日の圧縮強度と B/W の関係

4.5.3 高炉スラグ微粉末とフライアッシュ併用の効果

HBFの方がHBよりもW/Bが小さい場合の給熱養生供試体の初期強度発現性が高い傾向が見られた。ここで、W/B=30%の場合について、給熱養生を行った場合と標準養生を行った場合の材齢7日の強度発現性の比較を行った(図-4.49)。給熱養生を行った場合はHBよりもHBFの方が強度は大きいですが、標準養生の場合にはこの傾向は逆転する。なお、HBFの圧縮強度は、実測値をもとにB/Wと線形関係にあるとして、HBのW/B(30%, 35%, 40%)の近似値を用いて比較した。近似に用いた定数を表-4.11に示す。

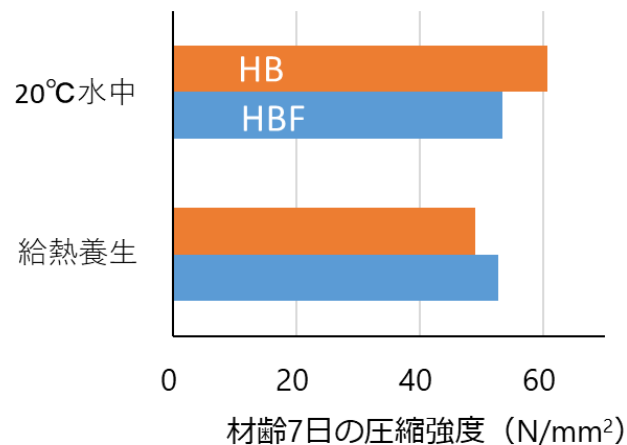


図-4.49 養生条件の異なる材齢7日の圧縮強度

表-4.11 HBFの圧縮強度とB/Wの近似に用いた定数

$$\text{圧縮強度} = a \times B/W + b$$

養生方法	a	b
給熱養生	26.313	-35.016
20°C水中養生	25.605	-31.927

ここで、既往の研究(4.8), (4.9)での指摘にあるように、FAの強度発現性への温度依存性が示されており、FAを混和したHBFに対して給熱養生を行うことで初期強度が増加したものと考えられる。

この結果から、HBおよびHBF配合は、PCaPC部材に適用する際の要求事項であるプレストレス導入時強度をW/Bの調整により確保できると考えられるが、HBよりもHBFの方が、W/Bをやや高めに設定できると考えられることから、実用にあたっての自由度は高いものと思われる。

4. 6 本章のまとめ

本章では、PCaPC 部材への適用を想定したコンクリートに使用する材料の組合せと混合割合が耐酸性に与える影響および、従来の配合と同等の初期強度発現性を有する条件について、実験により確認した結果を示した

(1) 細骨材単体での硫酸抵抗性に違いが見られる場合であっても、結合材と組み合わせた場合には、骨材の種類の影響は小さくなることを示した。

(2) コンクリートのモルタル部分の硫酸抵抗性は、浸漬開始材齢が長期になるほど向上し、特に、結合材に BFS を 70% 置換した配合では、S/B の影響も小さくなることを示した。

(3) コンクリートの硫酸抵抗性は表層の腐食生成物である硫酸カルシウムの密実さが影響要因であり、一定の材齢経過後に希硫酸による表面処理を行うことで、その後の硫酸腐食抵抗性が向上することを見出した。この効果は、特に BFS と FA を併用した場合に大きいことを示した。

(4) 表面処理方法として CO₂ を用いた表層の炭酸化を試みたが、炭酸化単独での耐酸性の向上効果は見られなかった。

(5) 給熱養生を行うことを前提とした場合、W/B を調整することにより、HB よび HBF は従来配合の H と同等の初期強度を確保することが可能であることを示した。

(6) 給熱養生を行った場合、HB と HBF を比較すると、HBF の方が W/B をやや大きく設定可能であることから、実用にあたり HB よりも優位であることから、耐酸性と初期強度の両立が HBF 配合で実現可能であることを見出した。

(7) 材齢初期の給熱の有無が HBF と HB の初期強度の大小関係に影響を及ぼし、これは FA の強度発現への温度依存性の影響が考えられることを示した。

参考文献

- 4.1) (国研)土木研究所・(一社)プレストレスト・コンクリート建設業協会:共同研究報告書 559 号,新設プレストレストコンクリート橋の品質・信頼性向上方法の構築に関する共同研究報告書, pp.62-64, 2022.
- 4.2) 尾形公一郎,猪原健史,佐野博昭,川原秀夫:加熱透過法による廃石膏粉体の乾燥特性の評価,混相流, Vol.30, No.5, pp.499-510, 2017.
- 4.3) 日本下水道事業団:下水道コンクリート構造物の腐食抑制技術及び防食技術マニュアル, 2007.
- 4.4) 大澤友宏,久保田賢,平田隆祥,人見尚:耐酸性セメント系材料の化学成分による細孔構造と耐硫酸性への影響,コンクリート工学年次論文集, Vol.31, No.1, pp.883-888, 2009.
- 4.5) 河合研至,森田寛之,村田元太郎,大亀寛:簡易試験法を用いたセメント系材料の耐酸性評価, Cement Science and Concrete Technology, Vol. 65, pp. 368-375, 2011.
- 4.6) Xu, H. Qian, Y. Zhou, Q. Wei, C. Wang, Q. Zhao, W. Zhu, B. Tong, F. Ren, F. Zhang, M. and Xu, J.: Leach-ing of Willemite Concentrate in Sulfuric Acid Solution at High Temperature, Sustainability , 15, 161, 2023.
- 4.7) (国研)土木研究所・(一社)プレストレスト・コンクリート建設業協会:共同研究報告書 472 号,低炭素型セメント結合材の利用技術に関する共同研究報告書(II), 2016.
- 4.8) 小早川誠・黄光律・羽原俊祐・友澤史紀:水比,混合率および養生温度がフライアッシュのポゾラン反応におよぼす影響,コンクリート工学年次論文報告集, Vol.21, No.2, 1999.
- 4.9) 池尾陽作:フライアッシュと高炉スラグ微粉末を使用したジオポリマーの強度発現におよぼす養生条件の影響,竹中技術研究所報告, No.75, 2019.

5章 コンクリートの材料特性

5.1 本章の概要

本章では、4章にて耐酸性と初期強度発現の両立の自由度が高いと考えられた HBF 配合のコンクリートが、PCaPC 部材に適用可能な特性を持つことを確認することを目的とした試験を行った。

後述する PCaPC 容器構造物の PCaPC 部材に適用されるコンクリートの要求性能である、強度特性、クリープ特性、収縮特性、中性化特性を確認項目とした。

5.2 コンクリートの配合

コンクリートの使用材料は、早強ポルトランドセメント(密度:3.14 g/cm³, 比表面積:4380 cm²/g, 以下 HPC)および高炉スラグ微粉末 6000(密度:2.87 g/cm³, 比表面積:6010 cm²/g, 以下 BFS), フライアッシュII種(密度:2.29 g/cm³, 比表面積:3690 cm²/g, 以下 FA)を用いた。細骨材には、石灰石砕砂(表乾密度:2.67 g/cm³, 吸水率:0.82%, 粗粒率:2.97)を、粗骨材には石灰石碎石(表乾密度:2.68 g/cm³, 吸水率:0.57%, 粗粒率:6.66)を用いた。混和剤には、ポリカルボン酸系の高性能 AE 減水剤を用いて、スランプが 18 cm 程度となるよう添加量を調整した。

検討に用いたコンクリートの配合を表-5.1 に示す。H は、結合材の全量を HPC とした一般的な PCaPC 部材に適用される配合のコンクリートである。HBF は結合材の割合を、HPC:BFS:FA=28.6:66.7:4.7 とした配合である。単位水量と単位粗骨材量は両配合で統一し、水結合材比(以下、W/B)は事前の試験練りにより、給熱養生を行った材齢 1 日の圧縮強度が同等となることを確認し設定した。検討に用いたコンクリートの圧縮強度は試験により図-5.1 に示すとおり、H と HBF が同等であることを確認した。

表-5.1 コンクリートの配合

配合名	W/B (%)	s/a (%)	単位量 (kg/m ³)					
			W	B			細骨材	粗骨材
				HPC	BS	FA		
H	35.0	44.3	160	457	0	0	837	970
HBF	30.5	41.2	160	150	350	25	747	970

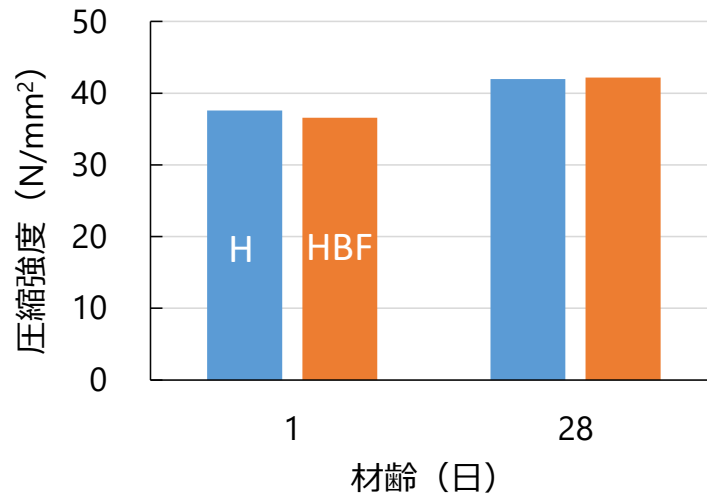


図-5.1 コンクリートの圧縮強度

5.3 PCaPC 容器部材に用いられるコンクリートの特性値

PCaPC 容器構造物の PCaPC 部材に適用される基準類に、貯水用円筒形 PC タンク設計施工基準^{5.1)}がある。このうち、設計に用いるコンクリートの特性は、水道用プレストレストコンクリートタンク設計施工指針・解説^{5.2)}(以下、水道指針)が引用され、表 - 5.2 に示すコンクリートの強度特性、プレストレス導入時のクリープ特性および導入以降の乾燥収縮特性の標準値が示されている。そこで、本研究においては、HBF がこれらの標準値を満足することを実験的に確認した。

表 - 5.2 設計に用いられるコンクリートの特性の標準値

設計基準強度	プレストレス導入時強度	クリープ係数 (載荷材齢4~7日, 早強ポルトランドセメント の場合)	乾燥収縮度 (載荷材齢 4~7日)
35N/mm ² 以上	30N/mm ² 以上	2.6	200μ

5.4 クリープ特性

5.4.1 試験方法

クリープ特性の確認には、 $150 \times 150 \times 500 \text{ mm}$ の角供試体を用いた。供試体は打込み翌日に脱型し、温度 20°C 、相対湿度 60% の室内に静置し、材齢7日に油圧ジャッキで圧縮力を与え保持した。圧縮力の導入時には、角柱供試体2体を直列に配置した状態とし、角柱供試体の接続面には不陸調整用のガスケットを設置した(図-5.2)。供試体の変形を拘束しないよう供試体下面に丸鋼を配置した。PC鋼材は、呼び径 $\phi 32$ の普通鋼棒(B種1号、公称断面積 804.2 mm^2)を用いた。緊張力の調整は、油圧ジャッキ(JTC-7010、ジャッキ受圧面積 9955 mm^2)を用い、材齢7日のコンクリートの圧縮強度の $27\sim 33\%$ の範囲の緊張力となるように計測期間にわたり適時調整した。

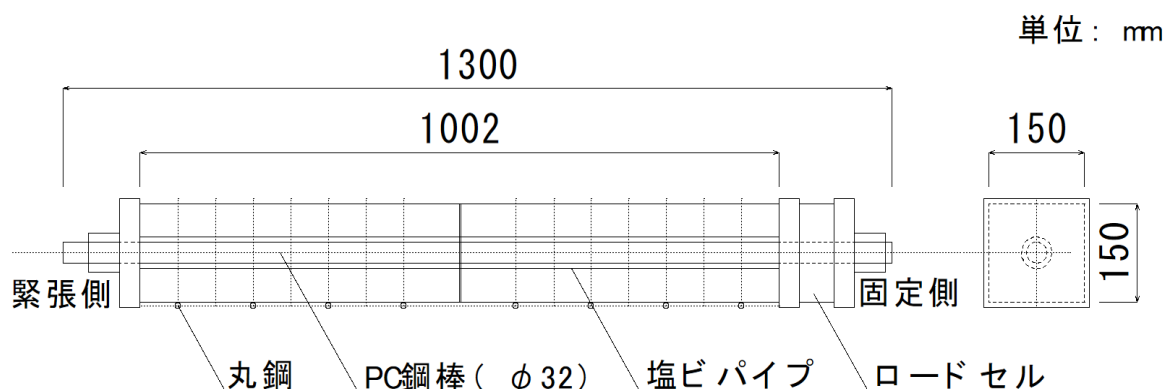


図-5.2 クリープ試験概要

クリープ係数の算出に用いる静弾性係数の確認を目的として、打込み翌日まで 20°C 室内にて封緘養生を行い、脱型後に 20°C 水中で28日間養生(以下、標準養生)を行った供試体の圧縮強度と静弾性係数を確認した。また、クリープ圧力の設定を目的としたクリープ試験体と近い養生条件となる、打込み翌日に脱型後、温度 20°C 相対湿度 60% の室内に試験材齢まで保管した気中養生を行った供試体の圧縮強度とヤング係数を材齢1,4,7,14,28日に確認した。

5.4.2 クリープ係数

標準養生および気中養生を行った供試体の圧縮強度と静弾性係数の結果を図-5.3に示す。参考として、コンクリート標準示方書[設計編]に記載のヤング係数と圧縮強度の関係^{5.3)}を土木学会式として破線で示す。両配合、養生条件にかかわらず、土木学会式よりもヤング係数がやや大きい傾向ではあるものの、配合が異なってもおおむね同様の関係性が見られた。また、気中養生供試体の材齢7日の圧縮強度は、Hが 33.3 N/mm^2 、HBFが 38.9 N/mm^2 であり、この結果をもとに、クリープ試験の載荷荷重の調整範囲を、H10は $186.0\sim 227.4\text{ kN}$ 、HBFは $217.3\sim 265.4\text{ kN}$ とした。

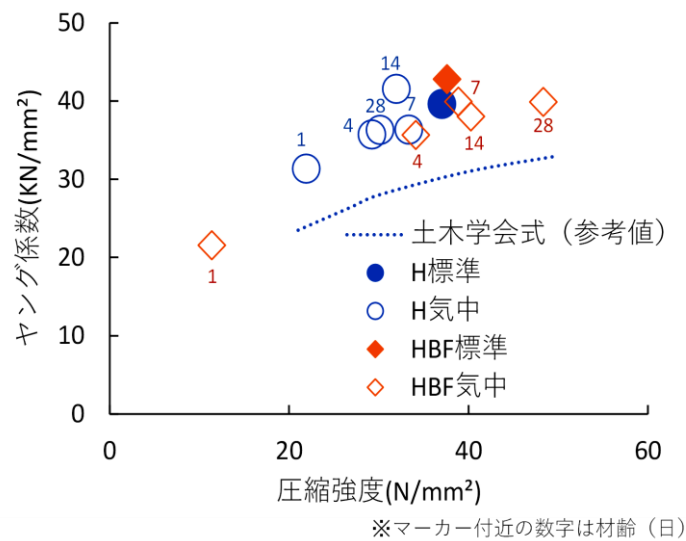


図-5.3 圧縮強度とヤング係数

単位クリープひずみの推移を図-5.4に示す。HBFの単位クリープひずみはHの0.5倍程度と小さい傾向であった。

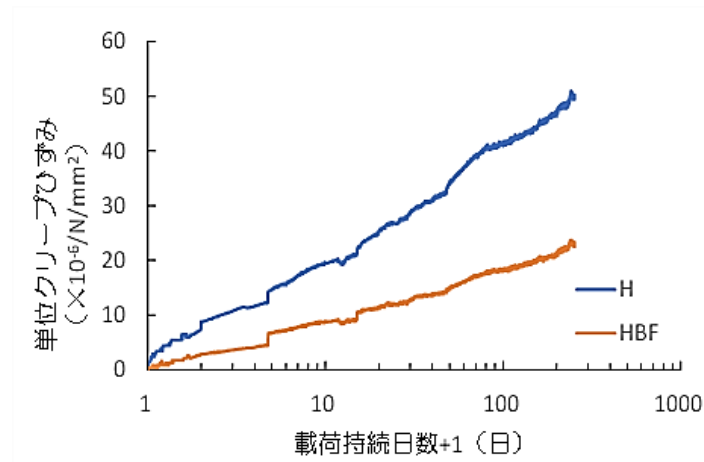


図-5.4 単位クリープひずみ

単位クリープひずみから，以下の式(4)^{5.4)}を用い，実験値との関係から最小二乗法により定数をもとめ，クリープ係数の推定を行った。

$$\phi_t = A \log_e(t - t' + 1) + B \quad (4)$$

ここに， ϕ_t :クリープ係数の推定値， t :クリープひずみ測定時の材齢(日)， t' : 載荷材齢(日)，AおよびB:実験から得られる定数(HはA:0.353, B:-0.003, HBFはA:0.171, B:-0.003)である。

クリープ係数の算出値と推定値を図-5.5に示す。載荷開始材齢が7日かつ載荷持続材齢が10000日の推定値は，Hは約3.2となり，水道指針に記載の載荷開始材齢4日～7日の場合の数値である2.6に比べやや大きい傾向であったが，HBFの推定値は約1.6であり，Hよりも小さい傾向であることが確認された。このため，水道指針に示されるクリープ係数である2.6を用いて設計された既存の構造部材にHBFを適用する場合，持続荷重による変形やプレストレスの減少への影響は小さいと考えられる。

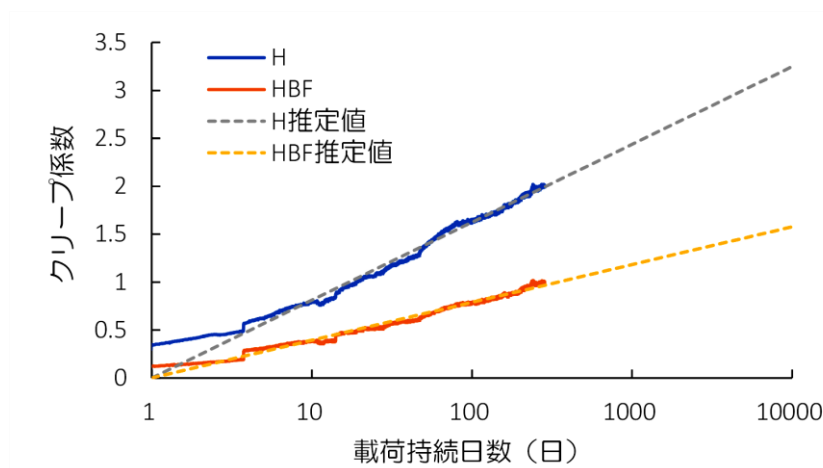


図-5.5 クリープ係数

5.5 収縮特性

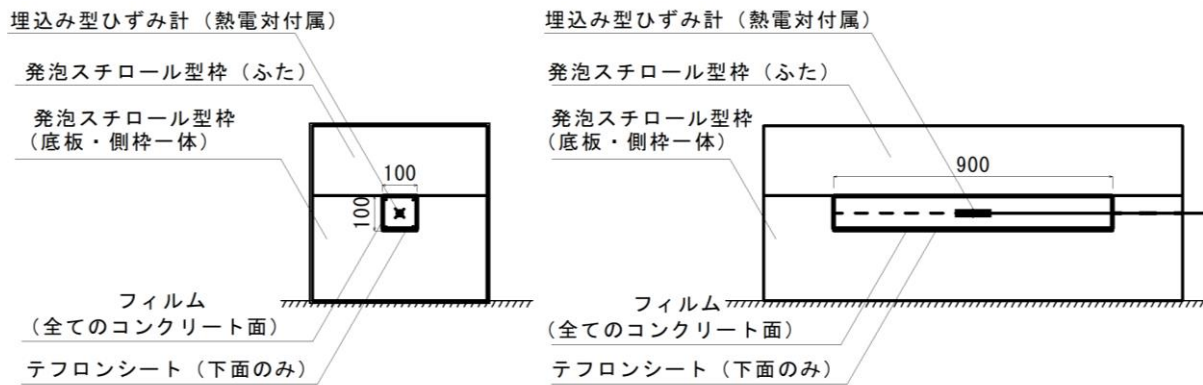
5.5.1 試験方法

水道指針では、プレストレス導入材齢が4日から7日までの場合、導入プレストレスの減少量の算出に用いる乾燥収縮度の標準値は 200μ とされている。この値は、道路橋示方書を参照して設定されたものであり、乾燥収縮度は水和に伴う自己収縮を含むものである。本研究においては、後述のPCaPC部材と比較的部材厚さが近い、前述のクリープ試験にて使用した圧縮力を与えていない温度 20°C 、相対湿度 60% 室内環境に存置した角柱供試体を用いて収縮特性の確認を行った。コンクリートひずみの測定は8か月間実施した。

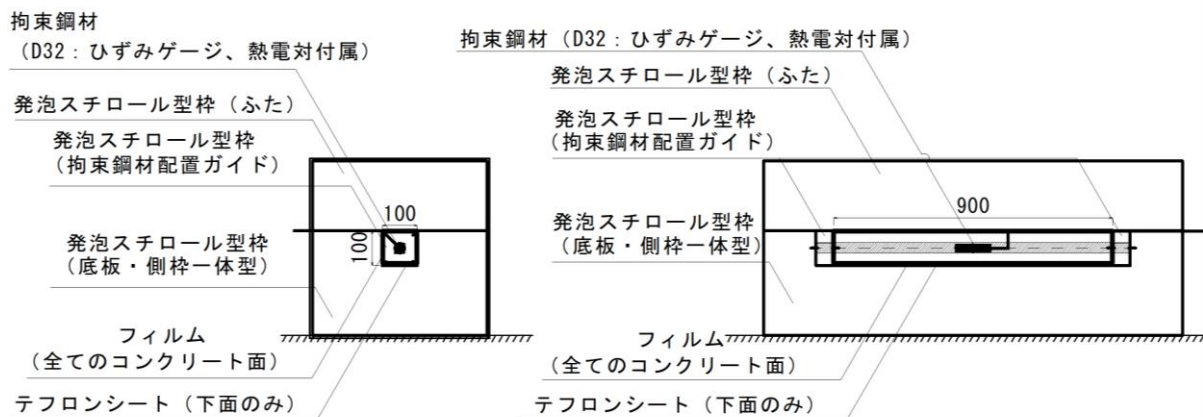
また、本研究での適用を想定するPCaPC部材は、長手方向にプレストレスが導入される板状の版部材であり、長手方向のコンクリートの収縮による鉄筋等の埋設物との内部拘束によるひび割れの発生が懸念される^{5,6)}ため、無拘束供試体と内部拘束を想定した拘束供試体を試験に用いた、ひび割れ抵抗性の確認を行った。近年PC部材の製造で実用化されている混和材置換率がB種相当のコンクリートの特性の現状の把握を目的として実施した方法^{5,5)}を参考とした。

具体的な試験方法を以下に示す。混和材を用いたコンクリートの収縮特性が温度の影響を大きく受ける可能性があることから、図-5.6に示す外気温の変化の影響を受けにくくコンクリートの自己発熱のみ反映される断熱状態とした供試体を用いた試験である。両供試体とも、上面以外の5面が厚さ 200mm の発泡スチロール(発泡倍率 200 倍)型枠に、あらかじめコンクリートと接する発泡スチロールの界面にテフロンシートを設置し、コンクリートを充填した。コンクリートの打込みは、温度の管理されていない屋内で行い、打込み面を金ゴテ仕上げした後にラップをかけ、厚さ 200mm の発泡スチロール製の蓋で密封した。収縮特性の確認には無拘束供試体を用い、鉄筋の拘束によるコンクリートの応力の確認には無拘束供試体と拘束供試体を併用した。

無拘束供試体は、型枠内の中央に供試体長手方向のひずみの測定用に埋込み型ひずみ計を設置した。拘束供試体は、拘束鋼材を断面の中央に配置し、鋼材の長手方向中央付近に軸方向のひずみ測定用にひずみゲージを設置した。ゲージ設置部位はコンクリートとの付着を切るためにビニルフィルムで養生した。拘束用の鋼材は、内部拘束を想定した呼び名D32の異形鉄筋(線膨張係数: $10.55\mu/\text{C}$, $E_s:200000\text{ N/mm}^2$, $A_s:794.2\text{ mm}^2$, $A_c:9205.8\text{ mm}^2$, 以下D32)を用いた。なお、拘束用の鋼材の線膨張係数は、試験に先立ち、鋼材の温度を $20^{\circ}\text{C}\sim 40^{\circ}\text{C}$ の範囲で変化させ、鋼材に設置したひずみゲージによるひずみの測定値から求めた値である。



(A) 無拘束試験体



(B) 拘束試験体

図-5.6 拘束ひび割れ試験概要

ひび割れ抵抗性の確認に用いる強度特性の把握には、図-5.7に示す設備を用い、断熱状態の拘束ひび割れ試験用供試体と温度履歴が一致する温度追随養生を行い、材齢1, 4, 7, 28日の圧縮強度試験および割裂引張試験を行った。なお、温度追随養生を行った供試体数は、圧縮強度と割裂引張試について各材齢1本とした。凝結時間は既往の文献^{5,7)}を参考に始発時間を注水から0.23日(20℃環境)と仮定した。



図-5.7 円柱供試体の温度追随養生

5.5.2 収縮特性

クリープ試験に用いた気中養生供試体のコンクリートひずみを図-5.8に示す。HBFはHに比べ、材齢初期の収縮が大きい傾向であり、混和材を用いたコンクリートに関する既往の知見^{5.7)}と同様の傾向である。なお、気中供試体のコンクリート温度は、計測期間中にわたり20～22℃の範囲であった。

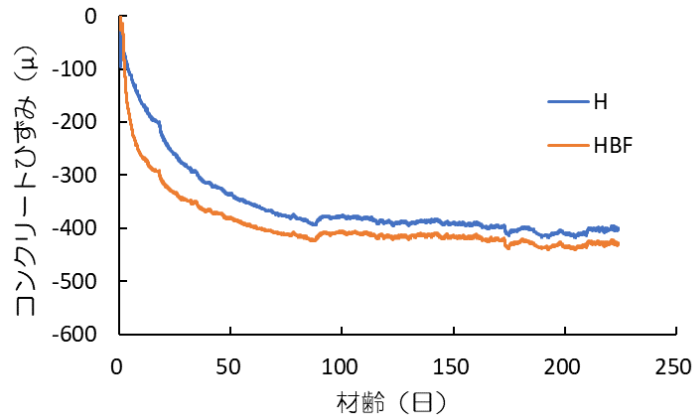


図 - 5.8 コンクリートの収縮ひずみ

クリープ試験と同様に蒸気養生材齢1日の圧縮強度に相当する材齢7日にプレストレスを導入するとした場合を想定し、材齢7日を起点とした収縮ひずみの推移を図-5.9に示す。

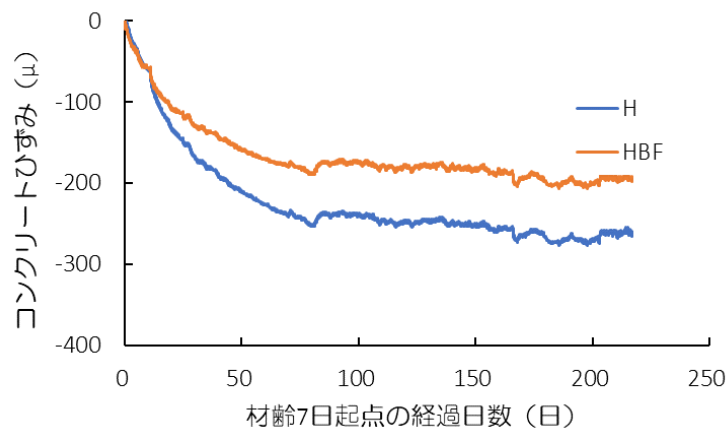


図-5.9 材齢7日以降の収縮ひずみ

材齢7日以降の収縮ひずみの最大値は、Hが246μ、HBFが178μであり、HBFの方が乾燥収縮度は小さい傾向である。また、HBFの乾燥収縮度は、水道指針に示されている200μよりも小さい。実用にあたっては、蒸気養生を行うことが想定され、乾燥収縮ひずみはより小さくなることが想定されるが、これについては今後検討したい。これらのことをふまえ、HBFを用いた部材を水道指針の乾燥収縮度で設計した場合において、導入プレストレスの減少量は安全側となると考えられる。

5.5.3 ひび割れ抵抗性

無拘束供試体と拘束供試体の温度履歴を図-5.10に示す。温度追従養生での違いのとおり、HBFはHよりも発熱が緩やかであり、最高温度もやや低い。これは、混和材の置換によりセメント量が少ないことおよび混和材の水和のタイミングがセメントよりも遅れて起こることが影響しているものと考えられる。この傾向は、混和材置換率をB種相当の範囲で検討した事例と同様の傾向である。

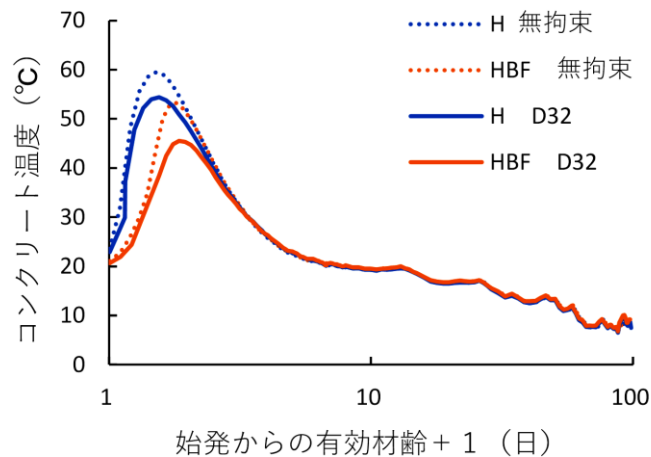


図-5.10 供試体の温度履歴

無拘束供試体のコンクリートひずみを図-5.11に示す。HBFはHよりも収縮量は大きい傾向であり、高炉スラグ微粉末を結合材に用いたコンクリートに関する既往の知見と同様の傾向である。

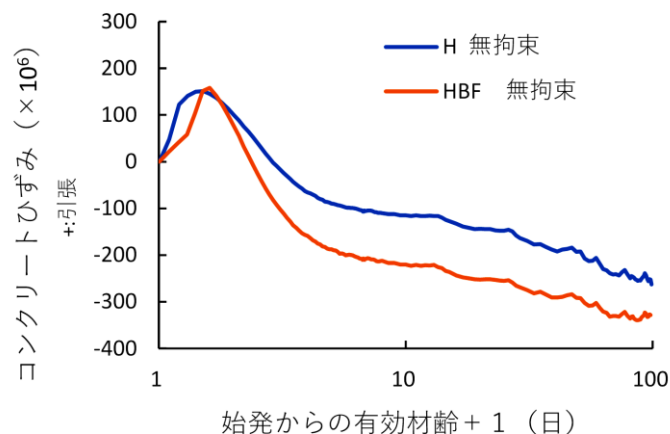


図-5.11 無拘束供試体のコンクリートひずみ

拘束供試体の鋼材ひずみを図-5.12 に、コンクリートの引張応力を図-5.13 に示す。ここで、コンクリートの引張応力は、拘束鋼材のひずみと無拘束供試体のコンクリートひずみの差を拘束ひずみとして、コンクリートの純断面が応力を負担することとして算出した。

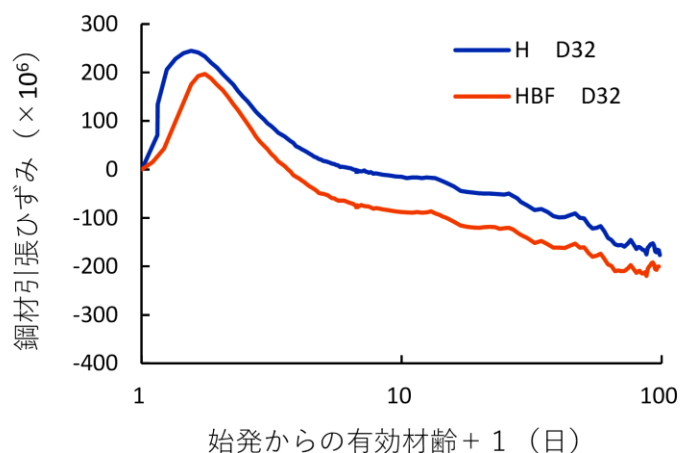


図-5.12 拘束鋼材のひずみ

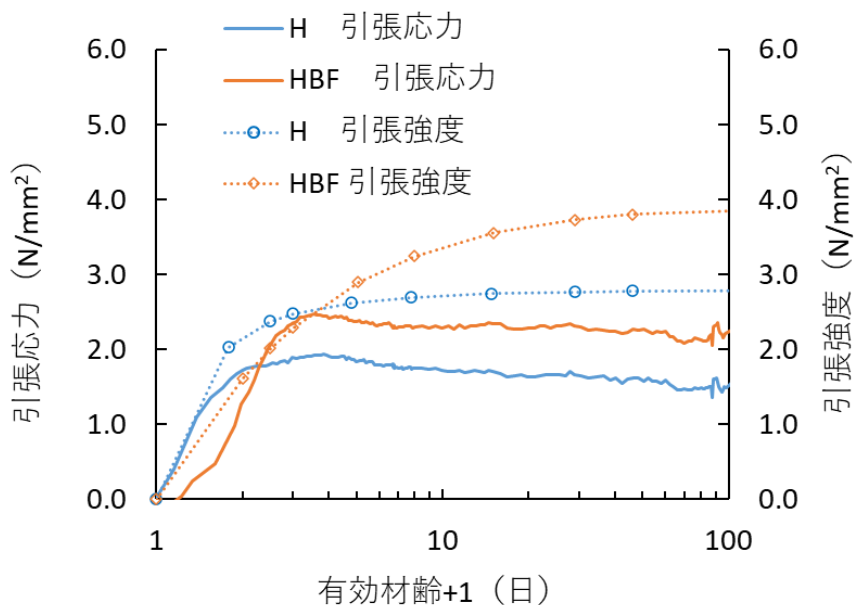


図-5.13 拘束供試体のコンクリートの引張応力算出値と円柱供試体の引張強度

両配合ともに材齢初期に引張強度の推定値と引張応力が近くなっているが、材齢100日時点で上蓋を解放して目視にて観察したところ、ひび割れの発生は認められなかった。

材齢 100 日までのコンクリートの引張応力算出値と引張強度の推定値から求めたひび割れ指数の推移を図-5.14 に示す。HBF は材齢初期の温度上昇のピークまでのコンクリートの収縮と温度上昇が緩やかであったことから拘束応力の増加も緩やかであったが、最高温度到達以降の拘束応力の増加により H よりもひび割れ発生リスクが若干上回る傾向はみられる。本検討の条件においては、目視観察によるひび割れの発生は見られなかったが、温度応力によるひび割れ発生リスクについて、適用する部材の鋼材配置や部材寸法などの条件をもとに確認が必要であると考えられる。

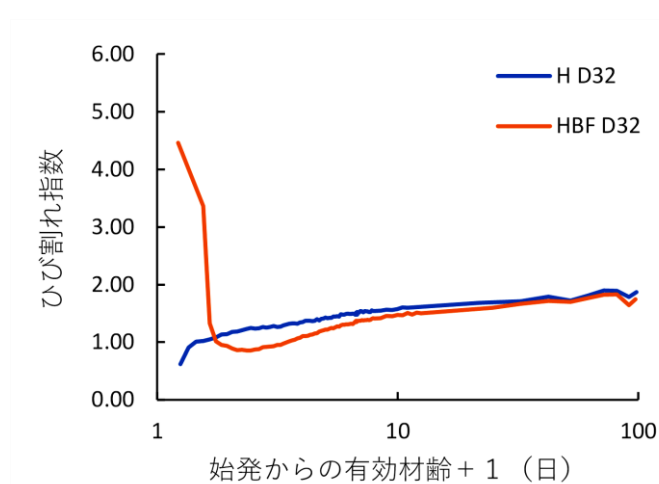


図-5.14 ひび割れ指数

5.6 中性化抵抗性

5.6.1 試験方法

中性化抵抗性の確認には、JIS A 1153:2012 に準拠し、 $100 \times 100 \times 400 \text{ mm}$ の角柱供試体を用いた。角柱供試体は、コンクリートの打ち込みの翌日に脱型し、材齢 28 日まで 20°C 水中での標準養生後、温度 20°C 湿度 60% の室内に静置し、材齢 56 日から促進試験に供した。なお、促進試験開始前に側面 2 面を除いてアルミテープ処理を行った。促進中性化試験装置は、温度 40°C 、湿度 50%、 CO_2 濃度 5% に調整した。中性化深さの測定の頻度は、1 週、4 週、8 週、13 週、26 週とした。測定方法は、角柱供試体の割裂面にフェノールフタレイン溶液を噴霧後直ちにコンクリートの割裂面の着色状態から求めた(図-5.15)。角柱供試体の本数は、各配合 2 本として、測定した値の平均値を各配合の中性化深さとした。

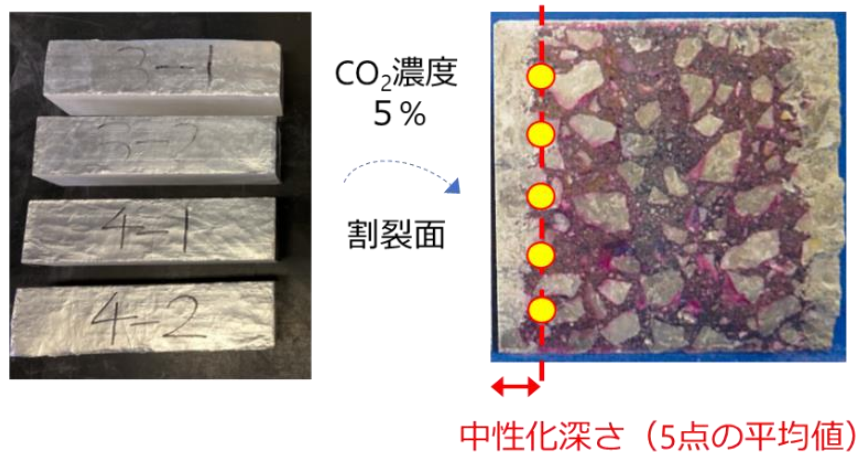


図-5.15 促進中性化試験概要

5.6.2 中性化深さ

中性化深さの実測値を図-5.16に示す。HBFはHよりも中性化深さが大きい傾向である。この傾向は、混和材置換率が大きい場合に中性化が進みやすいとされる既往の研究^{5.7)}と同様の傾向である。

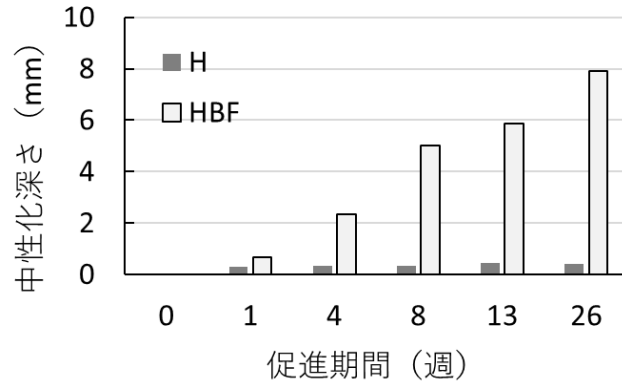


図-5.16 促進中性化試験による中性化深さの実測値

促進試験結果もとに、屋外環境を想定した100年間の中性化深さの予測を行った。実環境を想定したCO₂濃度による中性化速度係数は、式(5)を用いて算出した。

$$\alpha_{ACT} = A_{ACT} \cdot \sqrt{CO_2 / CO_{2,ACT}} \quad (5)$$

ここで、 α_{ACT} : CO₂濃度の差を補正した中性化速度係数 (mm/√年), A_{ACT} : 促進中性化試験から得られる中性化速度係数 (mm/√年), CO_2 : 実環境のCO₂濃度 (%), 促進中性化試験のCO₂濃度 (=5%) である。実環境のCO₂濃度は、気象庁公表データ^{5.8)}から2021年の国内の代表地点の数値である0.042%とした。なお、 A_{ACT} は、促進期間(√年)と中性化深さの実測値を線形関係として近似した直線の傾きとした(図-5.17)。算出した α_{ACT} を表-5.3に示す。

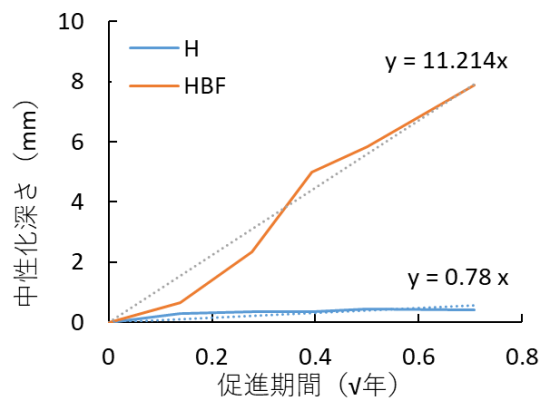


図-5.17 A_{ACT} の算出

表-5.3 中性化速度係数

配合	H	HBF
A_{ACT}	0.780	11.214
CO_2	0.042	0.042
CO_{2ACT}	5	5
α_{ACT}	0.071	1.028

中性化速度係数 α_{ACT} を用い、中性化深さの経時変化が \sqrt{t} 側に従うものとして算出した中性化深さの予測結果を図-5.18 に示す。

この結果、HBF は H よりも中性化深さは大きくなるが、日本国内の一般環境にさらされた状態では、大気中の CO_2 による 100 年後の中性化残りは 10 mm 以上であり実用上問題ないものと考えられる。

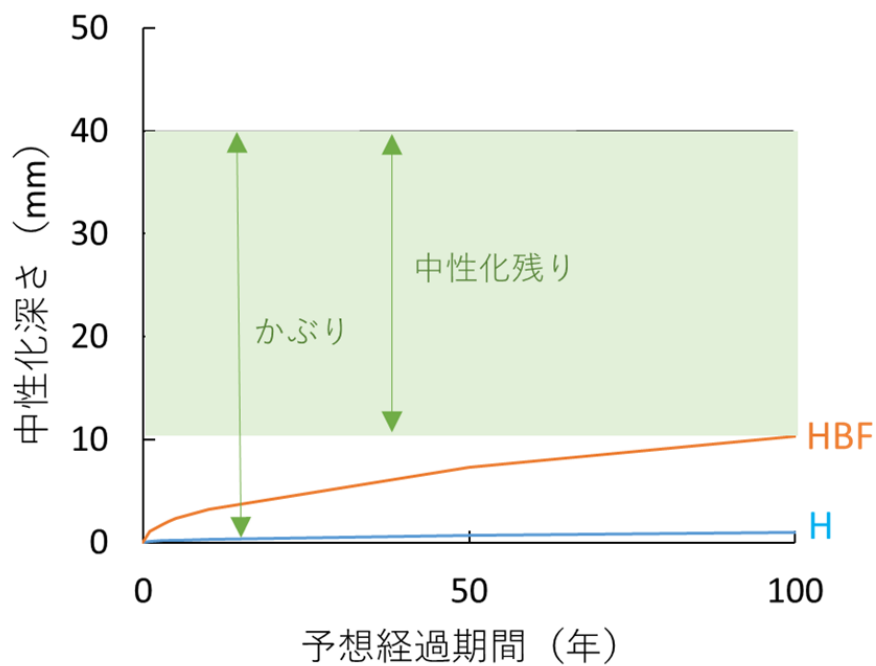


図-5.18 100 年間の中性化予測

5.7 本章のまとめ

本章では、PCaPC 容器構造物に適用されるコンクリートの設計に用いられる特性値をもとに、強度特性、クリープ特性、収縮特性、ひび割れ抵抗性を確認項目とした実験により得られた知見を示した。

- (1) 検討配合 HBF のコンクリートの強度特性、クリープ特性、収縮・ひび割れ抵抗性は、従来から適用されている PCaPC 容器構造物のコンクリートの特性値の範囲内である。
- (2) HBF は、プレストレス導入時強度発現以降の乾燥収縮度とクリープ係数が H よりも小さい傾向である。
- (3) 拘束鋼材を用いたひび割れ抵抗性の試験結果から、HBF と H のひび割れ抵抗性に有意な差は見られなかった。
- (4) 促進中性化試験結果をもとに行った中性化深さ予測から、HBF は H よりも中性化深さは大きくなるが、日本国内の一般環境にさらされた状態では、大気中の CO_2 による 100 年後の中性化残りは 10 mm 以上であり実用上問題ないものと考えられることを示した。

参考文献

- 5.1) プレストレストコンクリート建設業協会：貯水用円筒形 PC タンク設計施工基準，2005.
- 5.2) 日本水道協会：水道用プレストレストコンクリートタンク設計施工指針・解説，1998.
- 5.3) 土木学会：2022 年制定コンクリート標準示方書[設計編]，2022.
- 5.4) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説Ⅲ コンクリート橋・コンクリート部材編，2017.
- 5.5) 石井豪，中村英佑，鈴木雅博，渡辺博志：混和材を用いたコンクリートの強度発現と自己収縮特性に温度履歴が与える影響第，23 回プレストレストコンクリートの発展に関するシンポジウム論文集，pp.59-64，プレストレストコンクリート工学会，2014.
- 5.6) 石井豪，大城元秀，渡邊健治，大園孝幸：仲泊大橋(上り)プレキャスト PC 床版の製造報告，第 19 回プレストレストコンクリートの発展に関するシンポジウム論文集，pp.33-36，2010.
- 5.7) (国研)土木研究所・(一社)プレストレスト・コンクリート建設業協会：共同研究報告書 472 号，低炭素型セメント結合材の利用技術に関する共同研究報告書(Ⅱ)，2016.
- 5.8) 気象庁 HP：大気中二酸化炭素濃度の経年変化(2023 年 11 月 15 日更新版)，https://www.data.jma.go.jp/ghg/kanshi/ghgp/co2_trend.html(閲覧日：2024.3.3.)

6章 プレキャストプレストレストコンクリート部材の力学特性

6.1 本章の概要

本章では、5章にて PCaPC 容器構造物に適用されるコンクリートの特性値を満足することが確認された HBF 配合のコンクリートを用いた、PCaPC 部材（以下、模擬部材）の力学特性の検証について示す。

6.2 模擬部材の概要

模擬部材の形状および寸法を図-6.1 に示す。模擬部材は、有効容量 1000m^3 、有効内径 16m 、有効水深 5m の円筒形 PCaPC 配水池を想定した側壁部材を実物大で模擬したものである。円筒形 PCaPC 容器構造物において、最も応力状態が厳しい部材である側壁部材を検討の対象とした。

側壁部材は、長手方向にプレテンション方式による緊張力が導入された状態で現場に搬入され、現場で円筒形に配置されたのち、円周方向のプレストレスをポストテンション方式で導入される部材である。このため、模擬部材は実物に即したシースを配置した。

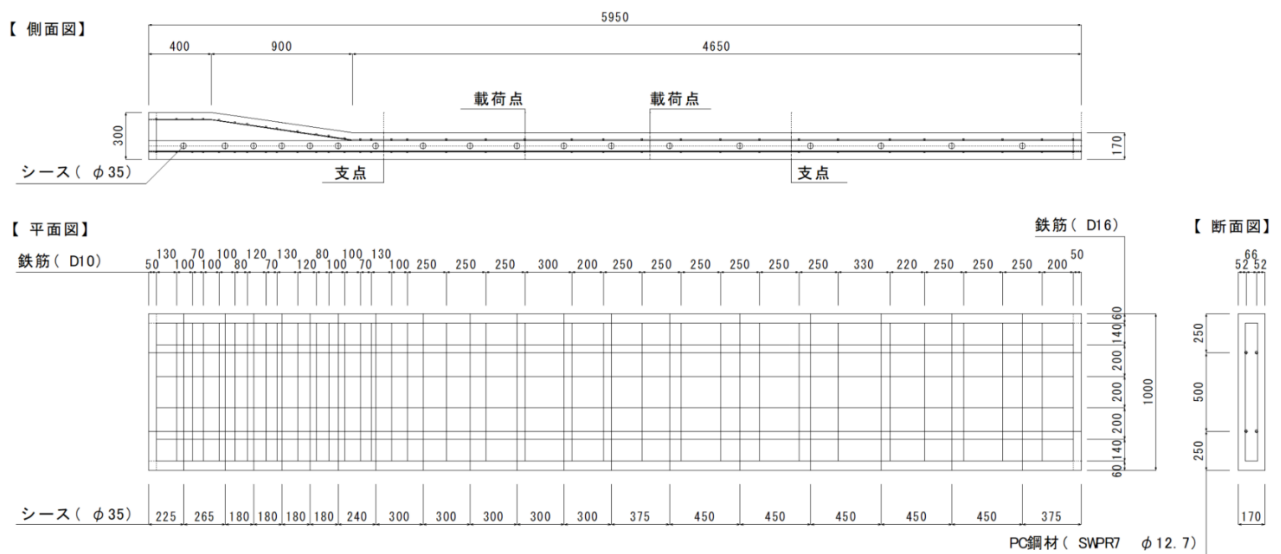


図-6.1 模擬部材の形状および寸法

コンクリートの練り混ぜは工場実機プラントで使用されている公称容量 1.5m^3 の二軸強制練ミキサを用いた。打込み、プレストレスの導入は工場内の屋内製造ラインで実施した。また、模擬部材製造時に同じバッチのコンクリートから、コンクリートの圧縮強度、ヤング係数、割裂引張強度確認用に $\phi 100 \times 200\text{mm}$ の円柱供試体を採取した。使用したコンクリートの配合を表-6.1 に示す。コンクリートの使用材料は、結合材に、早強ポルトランドセメント（密度： 3.14g/cm^3 ，比表面積： $4380\text{cm}^2/\text{g}$ ，以下 HPC）および高炉スラグ微粉末 6000（密度： 2.87g/cm^3 ，比表面積： $6010\text{cm}^2/\text{g}$ ，以下 BFS），フラ

イアッシュII種(密度:2.29 g/cm³, 比表面積:3690 cm²/g, 以下FA)を用いた。細骨材に, 石灰石砕砂(表乾密度:2.67 g/cm³, 吸水率:0.82%, 粗粒率:2.97)を, 粗骨材に石灰石碎石(表乾密度:2.68 g/cm³, 吸水率:0.57%, 粗粒率:6.66)を用いた。混和剤(SPと表記)には, ポリカルボン酸系の高性能AE減水剤を用いて, スランプが18±2.5cmとなるよう添加量を調整した。AE剤(AEと表記)には, 樹脂酸塩系陰イオン界面活性剤を用いて, 空気量が4.5±1.5%となるよう添加量を調整した。

表-6.1 コンクリートの配合

配合名	W/B (%)	s/a (%)	単位量 (kg/m ³)						SP (B×%)	AE (B×%)	目標スランプ (cm)	目標空気量 (%)
			W	B			細骨材	粗骨材				
				HPC	BS	FA						
H	35.0	44.3	160	457	0	0	770	970	0.5	0.003	18±2.5	4.5±1.5
HBF	30.5	41.2	160	150	350	25	676	970	0.4	0.05		

模擬部材および円柱供試体は, 打込み成型後, 4時間の前置き時間を確保した後に, 蒸気養生を行った。蒸気養生は, 昇温15°C/h, 降温5°C/hとし, 養生槽内の最高温度は, Hは43°C, HBFは50°Cを5時間保持した。打込み翌日の養生完了後, プレテンション部材用の製造ラインにてプレストレスを導入した。導入緊張力は約106.7kNである。なお, 蒸気養生温度の若干の変更以外には従来の配合のコンクリートと同様の方法での部材製造が可能であり, 打ち込み面の仕上げ作業の難易度や所要時間に大きな影響は見られないことを確認している。プレストレス導入後の模擬部材は工場敷地内の屋外に静置し, 試験材齢まで静置した。円柱供試体は, 蒸気養生完了後に脱型し, 材齢28日まで模擬部材付近に静置し, 試験材齢まで温度管理のされていない日陰に静置した。

6.3 試験方法

模擬部材の荷重試験は、構造物として構築された側壁部材に作用する曲げ応力の発生を想定して、**図-6.2** に示す曲げ荷重試験を行った。一般的に完成形の容器構造物では、構造物に内容物が無い場合に、側壁の外側から内側に向かって発生する曲げが卓越するが、荷重スパンの側壁部材は内側と外側の違いのない断面であるため、側壁の試験体の上面側が構造物の内側面になるよう設置して荷重試験を行った。荷重方法は油圧による荷重制御で行い、使用限界の範囲の確認として、ひび割れ発生から鉄筋降伏に至る前の荷重レベルの範囲を材齢 358 日時点で確認後、部材を一時的に工場内で保管し、再度、材齢 552 日時点で破壊まで荷重し終局状態の把握を行った。測定項目は、荷重、変位、ひび割れ幅とし、荷重はロードセルを、変位は棒型変位計を、ひび割れ幅は π 型変位計を用いて計測した。なお、ひび割れ発生時および破壊時の把握の目安のため、等曲げモーメント区間の底面、側面および上面にひずみゲージを設置した。

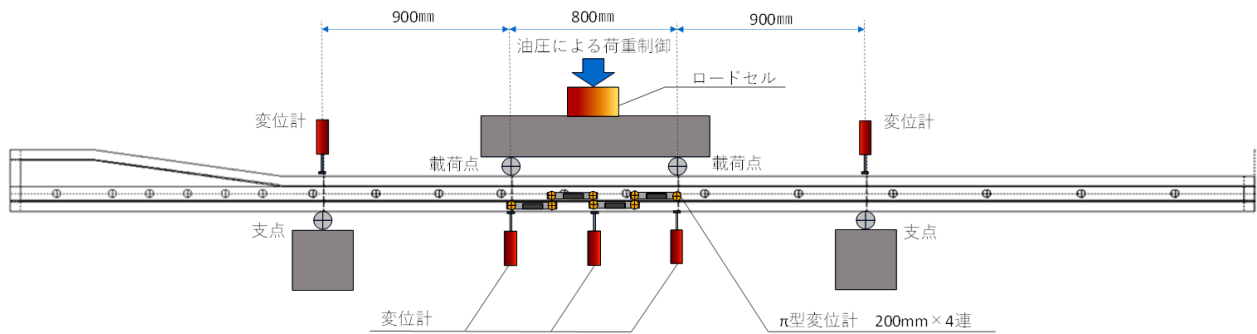


図-6.2 模擬部材の荷重試験の概要

コンクリートの圧縮強度、ヤング係数、割裂引張強度はそれぞれ JIS A 1108, JIS A 1149, JIS A 1113 に準拠して行った。圧縮強度試験は材齢 1, 7, 28, 365 日に、ヤング係数と割裂引張強度の試験は材齢 365 日に行った。

6.4 力学特性

コンクリートの強度およびヤング係数の試験結果を表-6.2に示す。HBFの強度がHに比べ高い傾向で推移し、ヤング係数と割裂引張強度も若干HBFの方が大きい傾向であった。

表-6.2 コンクリートの強度とヤング係数

配合	圧縮強度 (N/mm ²)			ヤング係数 (kN/mm ²)	割裂引張 強度 (N/mm ²)	
	材齢 (日)					
	1	7	28	365		
H	38.4	56.3	61.3	62.4	38.8	2.3
HBF	39.6	61.6	66.6	72.4	39.3	2.4

模擬供試体の載荷試験結果を表-6.3に、荷重-変位関係を図-6.3に示す。

表内のひび割れ幅合計値は降伏荷重時の下縁側鉄筋位置の π 型変位計の測定値であり、これを鉄筋位置まで到達したひび割れ本数で除した値を平均ひび割れ幅とした。荷重変位関係のグラフから、材齢365日時点での荷重変位関係(凡例の配合表記右の(365)と記載のデータ)と材齢555日(同様に凡例に(555)と記載のデータ)は良く一致しており、載荷時期の違いによる影響は見られなかった。目視により確認可能なひび割れの発生は、両配合共に設計荷重に相当する10kNまでには確認されなかった。若干HBFの方がひび割れ発生荷重が小さい傾向であったが、降伏荷重に達するまでのHとHBFのグラフの勾配はほぼ一致しており、部材としての剛性は同等であると考えられる。終局荷重は、HとHBFはともに約200kN、破壊形態も両配合共に上縁側のコンクリートの圧壊であり、終局時の性状もほぼ同等であった(図-6.4)。

表-6.3 載荷試験結果

		ひび割れ発生時		降伏時						破壊時	
		荷重 (kN)	中央変位 (mm)	荷重 (kN)	中央変位 (mm)	ひび割れ 本数 (本)	平均ひび 割れ間隔 (mm)	ひび割れ 幅合計 (mm)	平均ひび 割れ幅 (mm)	荷重 (kN)	破壊形態
H	計算値	52.4	2.1	80.2	3.2					216.1	
	実験値	43.8	0.9	95.1	1.9	5	200.0	0.134	0.027	199.8	上縁圧壊
HBF	計算値	53.7	2.1	80.9	3.2					218.0	
	実験値	31.0	0.6	109.8	2.2	7	133.3	1.110	0.159	201.3	上縁圧壊

※荷重の値は2点載荷の合計値

※計算値はシース配置なしの参考値

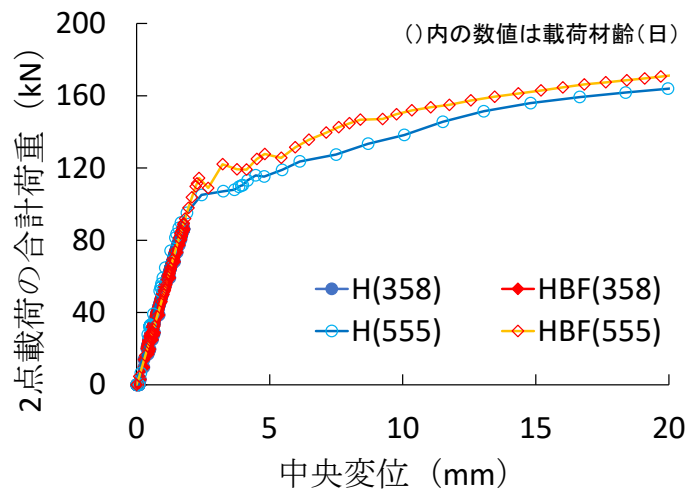


図-6.3 荷重変位関係

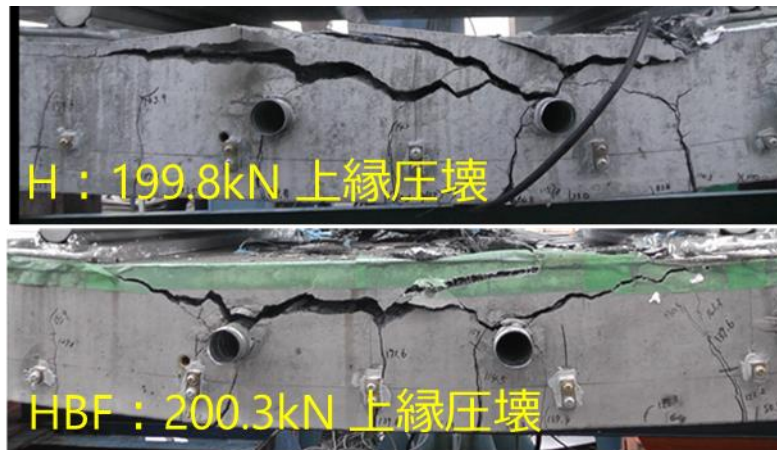


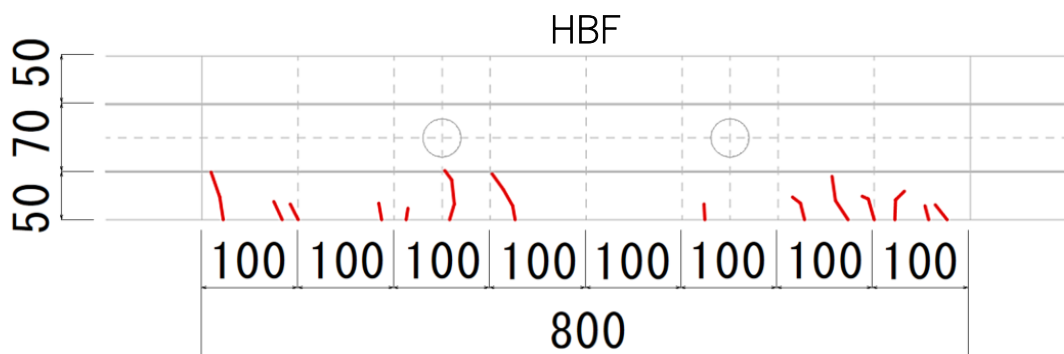
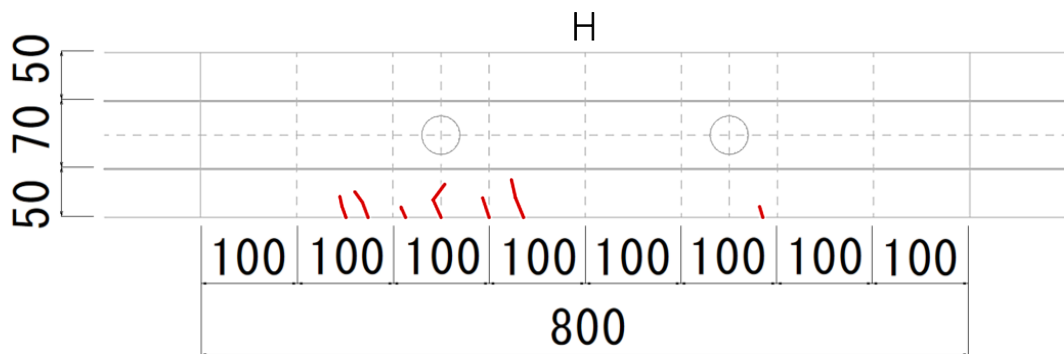
図-6.4 破壊形態と破壊荷重

以上から、円筒形 PCaPC 配水池の側壁部材に、HBF を用いた場合の力学性能は、従来から適用されている H を用いた場合と同等として扱えるものと考えられる。

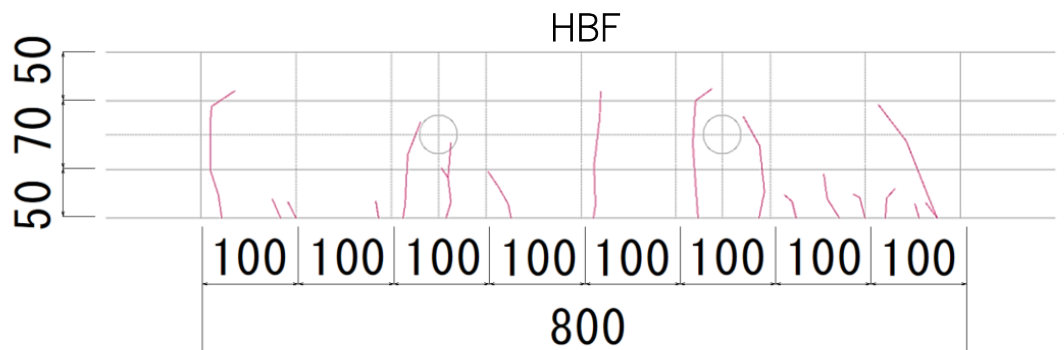
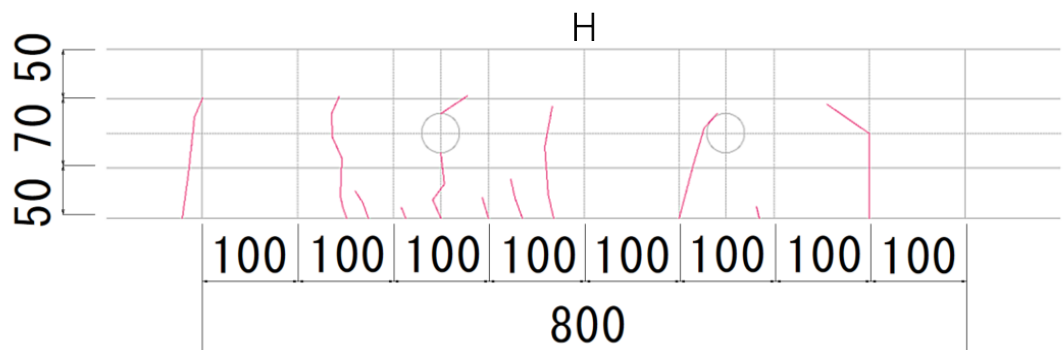
6. 4 ひび割れ分散性

等曲げモーメント区間の 800mm の範囲に発生したひび割れの発生状況を図-6.5, π 型変位計で測定した等曲げモーメント区間の軸方向変形量を図-6.6に示す。ひび割れ幅の測定は, 最小目盛りが 0.05mm のクラックスケールを用いて行った。鉄筋降伏までの載荷荷重の範囲では, すべてのひび割れ幅は 0.05mm 以下であった。また, 部材の変形量がほぼ同等であるのに対し, ひび割れ本数が H よりも HBF に明確に多く発生し, ひび割れの分散傾向に違いが見られた。ひび割れの分散性は, 使用限界を超えた荷重を受けた場合に, コンクリート内部の鋼材への劣化因子の侵入に影響を与える可能性がある。ここで, ひび割れ本数を用いて平均ひび割れ間隔を求めると, 鉄筋降伏時の鉄筋位置に到達したひび割れの本数は, H が 5 本, HBF が 7 本であり, 平均ひび割れ間隔は, H が 200.0mm, HBF が 133.3mm となり, HBF は H よりもひび割れ間隔が小さい傾向であった。

単位：mm



a) 材齢 365 日 載荷時 (鉄筋降伏前)



B) 材齢 555 日 載荷時 (鉄筋降伏以降)

図-6.5 等曲げモーメント区間に発生したひび割れ

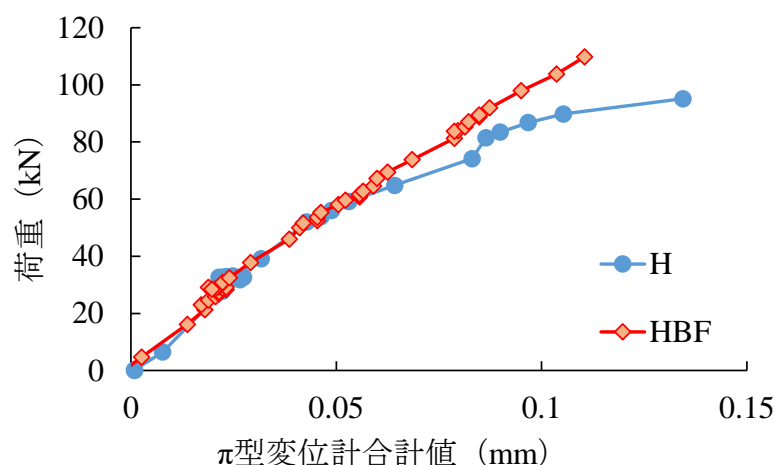


図-6.6 等曲げモーメント区間の軸方向変形量

ここで、鉄筋位置に達した鉄筋降伏時点のひび割れを対象として既往のひび割れ間隔の算出式と実測値の関係について考察を行った。BFS EN 1992-1-1:2004^{6.1)}に規定されている曲げひび割れ間隔の算定式(以下、EN式)を式(6)に示す。EN式から求めたひび割れ間隔($S_{r,max}$)の算出値はHとHBFは共にが1534.7mmとなり、実験値のHとHBFのおおよそ中間の値となるが、配合の違いによる影響は反映されない。

$$S_{r,max} = k_3 \cdot c + k_1 \cdot k_2 \cdot k_4 \cdot \frac{\phi}{\rho_{p,eff}} \quad (6)$$

ここに、 c :下縁のかぶり(mm)、 ϕ :鉄筋径(mm)、 $\rho_{p,eff}$:有効鉄筋比、 k_1 :付着に関する係数(異形鉄筋は0.8)、 k_2 :ひずみ分布に関する係数(曲げ参考値0.5)、 k_3 :推奨値は3.4、 k_4 :推奨値は0.425である。

ここで、本検討の曲げ載荷試験の条件とは異なる一軸引張試験を対象としたひび割れ間隔の算出方法ではあるが、鉄筋比ごとに鉄筋とコンクリートの付着強度を実験的に求めた結果を用い、ひび割れ間隔が鉄筋の付着強度の影響について確認された既報^{6.2)}では、鉄筋との付着力とひび割れ間隔の関係について言及されている。ここで提案されている式(7)は下記の通りであり、コンクリートの引張強度が同等で鉄筋の最大付着応力度が大きい場合には、ひび割れ間隔は小さく算出される。

$$l_{max} = \frac{c \times \phi \times f_t}{\rho \times \tau_{max}} \quad (7)$$

ここに、 l_{max} :最大ひび割れ間隔(mm)、 ρ :鉄筋比、 ϕ :鉄筋の直径(mm)、 f_t :コン

クリートの引張強度 (N/mm^2), τ_{max} : 鉄筋の最大付着応力度 (N/mm^2), $C:Thomas$ の理論による分布係数である。

本研究での載荷試験結果から、コンクリートの引張強度は両配合共に同等であることから、HBF の τ_{max} に相当する値が H の 1.5 倍程度で実験値と整合することとなる。

ここで、結合材中の高炉スラグ微粉末の置換率が大きいほど、圧縮強度に対する鉄筋との付着力の割合が大きくなる傾向を示した報告^{6.3)}があり、この傾向が現れている可能性がある、また、筆者が過去に実施した、試験体の形状と配合の異なる供試体を用いた曲げ載荷試験^{6.4), 6.5)}時のコンクリートの配合(表-6.4)とひび割れ発生状況(図-6.7)からも、混和材を用いた場合にひび割れが分散する傾向がうかがえる。なお、各報告の曲げ載荷試験による荷重変位の関係が同等であり、載荷時点のコンクリートの圧縮強もほぼ同程度であることが確認されている。

表-6.4 既往の試験のコンクリート配合

試験 Case	配合名	W/B (%)	s/a (%)	単位量 (kg/m^3)					
				W	B			細骨材	粗骨材
					HPC	BFS	FA		
Case1	H	35.0	41.1	146	417	0	0	731	1045
	HB	34.0	41.4	142	209	209	0	723	1048
Case2	H	34.0	42.2	152	447	0	0	728	1011
	HB		40.7	142	209	209	0	718	1056
	HB'	142		209	167	42	713	1048	
	HBF	142		251	167	0	718	1056	

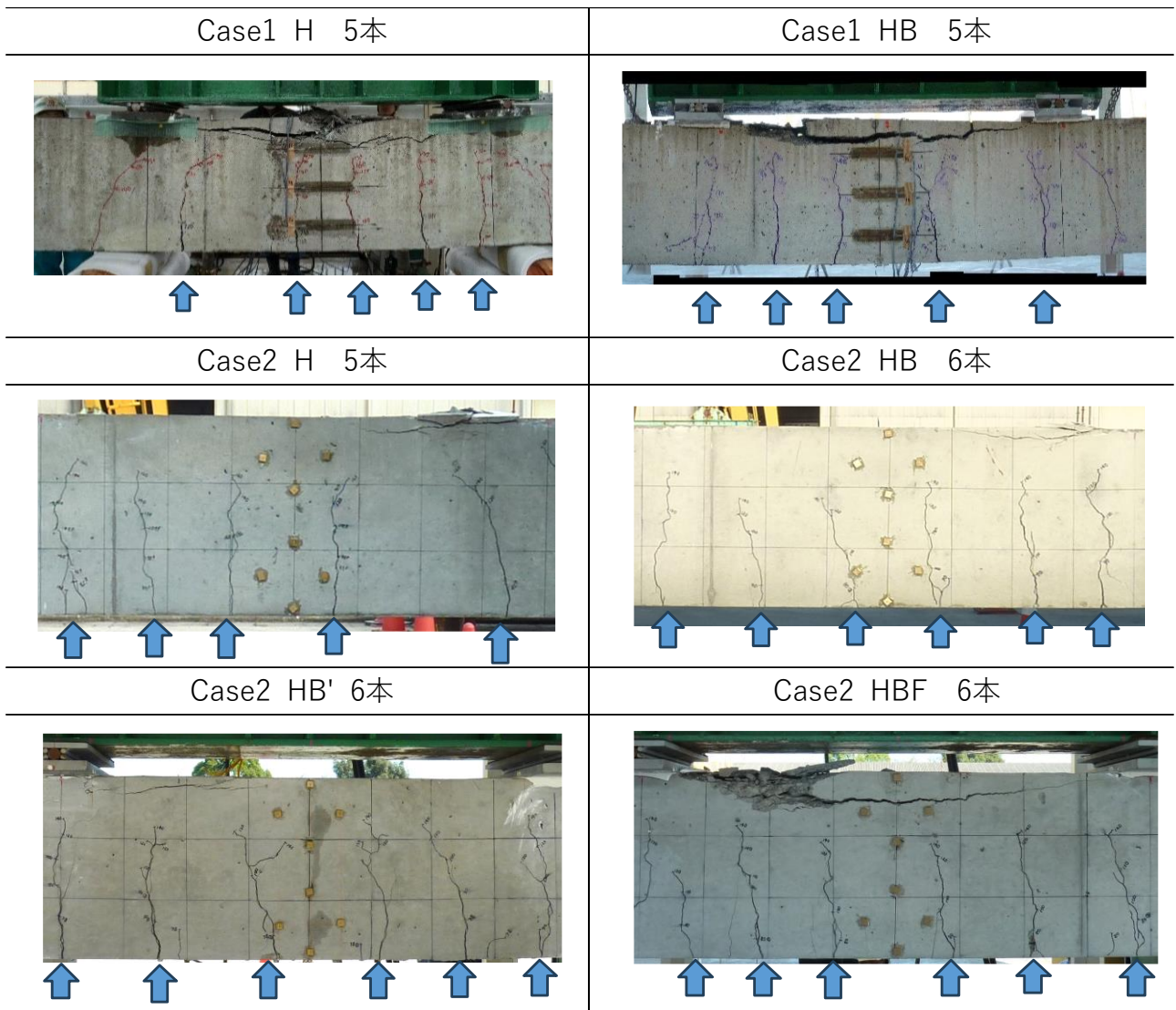


図-6.7 等曲げモーメント区間のひび割れ発生状況

本研究で載荷試験を行った部材と同日に、同じ配合のコンクリートと養生条件で製作した部材に設置済であったアンカーボルト(外形 22mm, 埋込み長 40mm)の引き抜き試験による付着強度の把握を試みた(写真-6.1)。試験は、油圧試験機にてアンカーボルトを鉛直方向に引き抜く方向に荷重をかけ、アンカーボルトの直径の 0.002 倍に相当する鉛直変位が発生した段階の荷重を用いて、式(8)により付着強度を求める方法とした。

$$\tau = \frac{P}{4\pi D^2} \cdot \alpha \quad (8)$$

ここに、 τ :コンクリートの付着強度(N/mm²)、 P :荷重(N)、 D :アンカーボルトの直径(mm)、 α :圧縮強度による補正值(30/圧縮強度)である。



写真-6.1 引き抜き試験

各配合のアンカー数は 4 本であり、このうち 4 本の平均値に近い 2 点を選定しこれらの平均値を試験値とした。圧縮強度による補正值は、圧縮強度の実測値から、H は 0.5、HBF は 0.4 とした。試験の結果から、HBF の付着強度は H の約 1.3 倍程度であった(表 - 6.5)。なお、ここでの付着試験は、データのばらつきも大きく、規格に準じた方法ではないため本来の付着強度を示すものではなく、あくまでも配合間の比較に留まるものであるが、HBF の方が H よりも付着強度が大きい傾向が見られた。

表-6.5 アンカーボルトの引き抜き試験結果

測点	0.002D時の荷重 (kN)	付着強度 (N/mm ²)	付着強度 (2点の平均値) N/mm ²
H-1	0.11	0.0087	0.039
H-2	0.50	0.0395	
H-3	0.80	0.0633	
H-4	0.49	0.0388	
HBF-1	1.35	0.0919	0.049
HBF-2	0.70	0.0477	
HBF-3	0.75	0.0511	
HBF-4	0.53	0.0361	

※網掛け部は棄却した値

これらのことから、混和材の置換の有無がコンクリートと鉄筋の付着強度に影響を与え、ひび割れ間隔に影響した可能性が考えられる。ただし、ここでの混和材の置換の有無による付着強度ならびにひび割れ間隔への影響に関する議論は、データ数が十分でないことや、引張応力下におけるクリープ特性の違いなどの未確認の要因も多いなどから、引き続き検討を行う必要があると考える。

6. 5 本章のまとめ

本章では、PCaPC 部材に扱える可能性があることが 6 章にて確認された HBF 配合のコンクリートを、PCaPC 部材に適用した場合の力学特性の検証を目的として行った、実物を模擬した PCaPC 部材（以下、模擬部材）を用いた曲げ載荷試験について示した。

- (1) PCaPC 容器構造物の側壁部材を想定した模擬部材の曲げ載荷試験から、HBF を用いた部材は、H と同等の曲げ耐力と曲げ剛性を有し、破壊形態も H と同様であった。
- (2) HBF 用いた部材の曲げひび割れは、H を用いた部材と比べ、曲げひび割れの分散傾向が見られた。
- (3) 混和材の置換の有無がコンクリートと鉄筋の付着強度に影響を与え、曲げひび割れの分散性に影響を与える可能性を検討したが、明らかにはならなかった。コンクリートと鋼材との付着強度や、引張応力下でのクリープ特性などの要因を検討する必要があると考える。

参考文献

- 6.1) British Standard Institution : Eurocode 2: Design of concrete structures -Part 1-1: Geberal rules and rules for buildings, BFS EN 1992-1-1, 2004.
- 6.2) 田村隆弘・二宮純:鉄筋コンクリートのひび割れ分散性と鉄筋比の関係に関する研究, コンクリート工学年次論文集, Vol.31, No.1, pp.1585-1590, 2009.
- 6.3) Muzaffer Mansur Tüfekçi , Özgür Çakı:An Investigation on Mechanical and Physical Properties of Recycled Coarse Aggregate (RCA) Concrete with GGBFSS, International Journal of Civil Engineering volume 15, pp.549-563, 2017.
- 6.4) 國富康氏, 石井豪, 辛軍青, 鳥居和之:高炉スラグ微粉末6000を混和したPC梁部材のASR劣化に対する耐火力特性, 第24回プレストレストコンクリートの発展に関するシンポジウム論文集, pp.323-326, 2015.
- 6.5) 後藤剣也, 石井豪, 辛軍青:三成分系コンクリートによるPCaPC部材の高耐久化に関する基礎的研究, 第27回プレストレストコンクリートの発展に関するシンポジウム論文集, pp.505-508, 2018.

7章 環境負荷低減効果

7.1 本章の概要

本章では、既往の PCaPC 容器構造物の実例をモデルとして、従来から適用されているコンクリートを用いた場合と、本研究で提案するコンクリートを用いた場合の、構造物建設時に発生する CO₂ 排出量、構造物の構築から解体に至るライフサイクルを考慮した CO₂ 排出量の試算結果を示す。

7.2 CO₂ 排出量の試算

7.2.1 既往のコンクリート構造物の CO₂ 排出量の評価方法

既往の文献から、コンクリート構造物の CO₂ 排出量の試算方法は、大きく 2 種類があり、コンクリート構造物の構築に関連する材料等のインベントリデータを積み上げることによるコンクリート構造物の構築までを対象とするものと、構築後から解体までのライフサイクル全体を対象とするものがある。コンクリート構造物の構築までをターゲットとした規格としては、ISO 13315-1^{7.1)}、-2^{7.2)} などがある。ライフサイクルを考慮した取組みとしては、土木学会からはコンクリートの環境負荷評価(その 2)^{7.3)} などが、プレストレスト・コンクリート建設業協会からは PC 構造物の環境負荷低減への取組み^{7.4)} などが公開されている。

7.2.2 本研究における評価に用いた試算方法

本研究では、先に挙げた既往の評価方法のうち、文献 9.3 および 9.4 を参考に、下記の方法での CO₂ 排出量の試算を行った。

まず、PCaPC 容器構造物に適用するコンクリートとして、従来配合の H と本研究で提案する配合の HBF の 2 種類を設定し、このコンクリートの配合の違いが構造物の構築までの CO₂ 排出量にどの程度影響するか確認することを目的として、インベントリデータの積み上げによる構造物構築までの CO₂ 排出量を算出した。

次に、ライフサイクル全体を対象とした試算を下記の条件を設定して行った。条件の一つ目は、想定する硫酸腐食環境を下水道事業団の設定するグレードのうち II 類として、配合 H の構造物は構造物内面に硫酸腐食抵抗性を持つ防食塗装を行い 20 年での塗り替え、配合 HBF は無塗装とした。二つ目は、配合 HBF の耐用年数を、かぶりの範囲で硫酸腐食を許容することとして 50 年と仮定した。また、供用期間中の大気中の CO₂ の吸収について、促進中性化試験結果をもとに反映した。

試算に用いた対象とする項目の原単位を表-7.1 から 7.5 に示す。ここで、原単位とは、一定量の生産物をつくるために使用または排出する物質や時間などの量であり、一定量の生産物をつくるのに必要とするエネルギーのことをエネルギー原単位、一定量の生産物をつくる過程で排出する CO₂ 排出量を排出原単位と呼ぶ。

一般的に、排出原単位「排出原単位」 = 「排出量」/「経済活動量」とされ、排出量は、

生産対象の重量や体積などが、経済活動量は、生産に用いられるもとなる材料などの個数、金額、重量、体積などが用いられる。CO₂排出量の単位は t-CO₂などで表される。

表-7.1 コンクリート材料のCO₂原単位

材料名	CO ₂ 原単位 (kg-CO ₂ /t)
ポルトランドセメント ^{7.5)}	764
高炉スラグ微粉末 ^{7.3)}	26.5
フライアッシュ ^{7.3)}	19.6
石灰石砕砂 ^{7.5)}	3.7
石灰石碎石 ^{7.5)}	2.9
水 ^{7.7)}	0.2

表-7.2 鉄筋およびPC鋼材のCO₂原単位

材料名	CO ₂ 原単位 (kg-CO ₂ /t)
鉄筋 ^{7.3)}	755.3
PC鋼材 ^{7.3)}	1311.1

表-7.3 型枠材料のCO₂原単位

材質	CO ₂ 原単位	単位
鋼製 ^{7.8)}	1246.6	kg-CO ₂ /t

表-7.4 資機材運搬車両の燃料のCO₂原単位

燃料消費量 (L/km)	CO ₂ 排出係数 (kg-CO ₂ /km)
0.492	1.30

※ディーゼル10tトラックで平均時速25kmの走行と仮定して算出

表-7.5 防食塗装材料のCO₂原単位

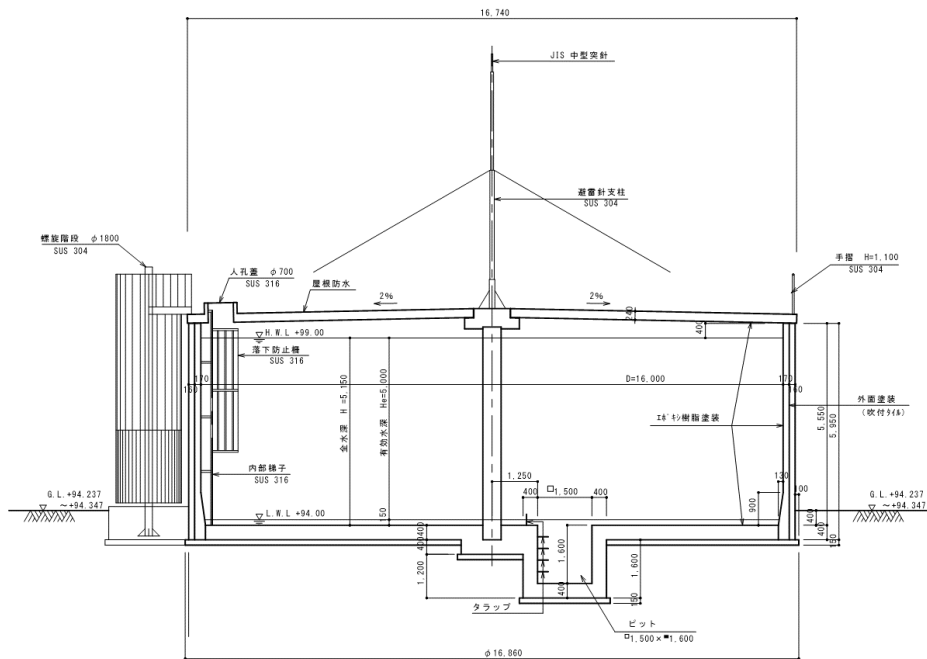
材料名	CO ₂ 原単位 (kg-CO ₂ /m ²)
防食塗料(エポキシ樹脂) ^{7.9)}	7.96

※塗布量2kg/m²と仮定して算出

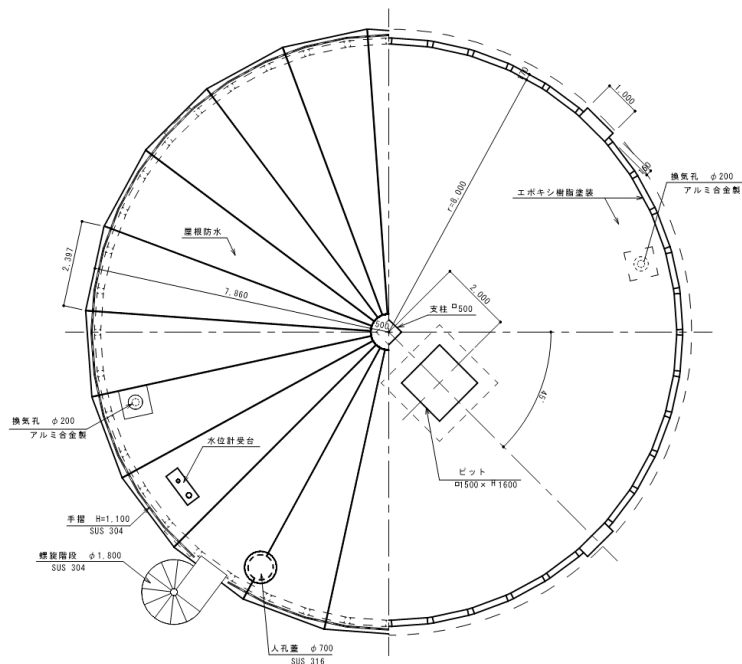
7.3 モデル構造物

7.3.1 モデル構造物の形状および寸法

試算に用いたモデル構造物の形状および寸法を図-7.1に示す。モデル構造物は有効容量 1000m^3 、内径は 16.0m 、有効水深は 5.0m の上水道用PCaPC容器構造物であり、側壁部と屋根部をPCaPC部材とした構造である。



a) 側面図



b) 平面図

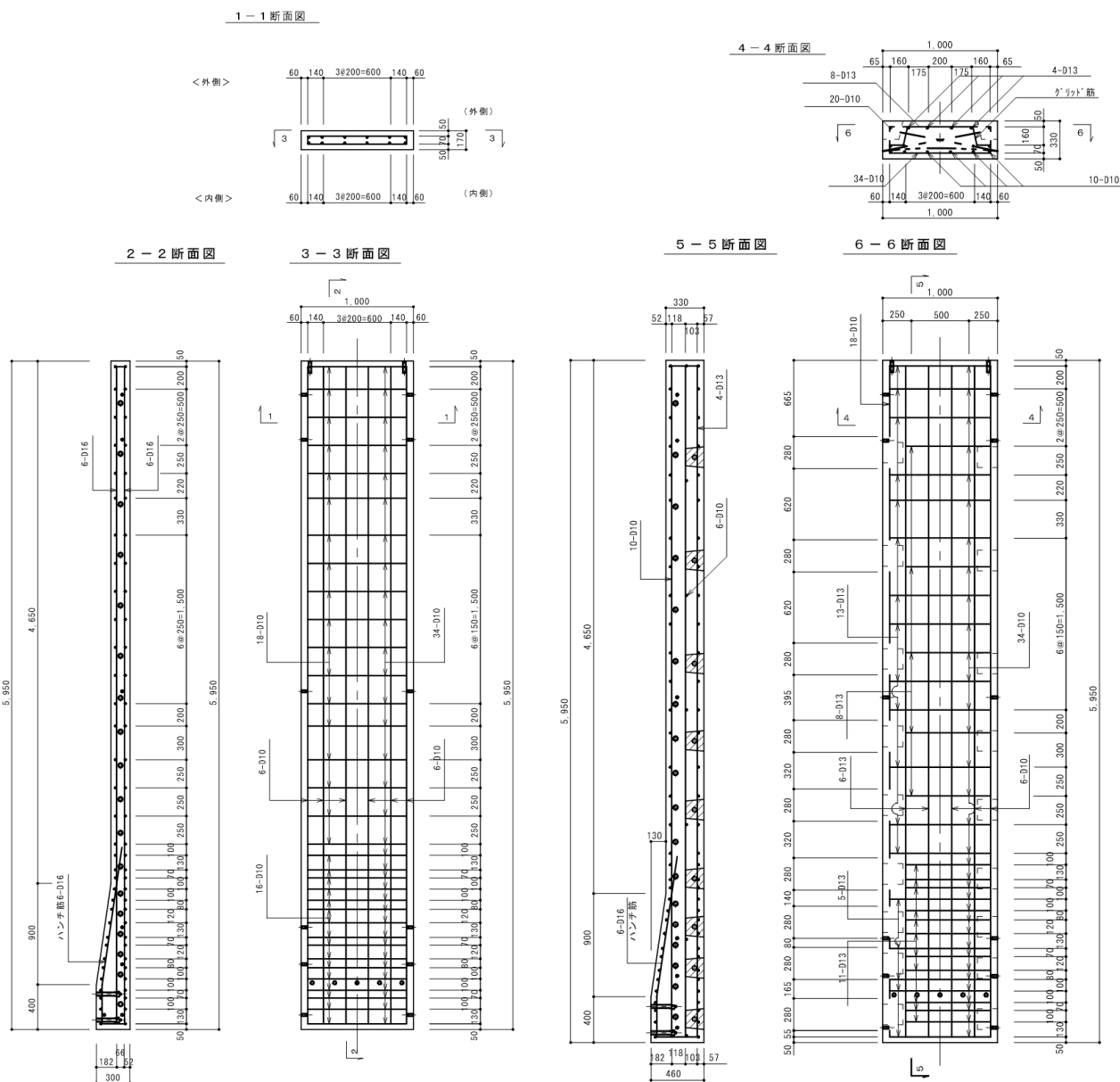
図-7.1 モデル構造物

側壁部材の形状と寸法を図-7.2に、屋根部材の形状と寸法を図-7.3に示す。なお、これらの部材は工場製品として製作され、構築現場に運搬し架設される部材である。本研究で提案するコンクリートの適用範囲となる。

側壁部材は標準部が40枚、部材組立て時のポストテンション方式によるプレストレス導入用の定着部となるピラスター部材が4枚の鋼製である。

屋根部材は22枚で構成され、構造中心に設置する柱と側壁に架設される。

各部材間の目地部にはモルタルを打込み一体化する構造である。



a) 標準部 (40 枚)

b) ピラスター部 (4 枚)

図-7.2 側壁部材の形状と寸法

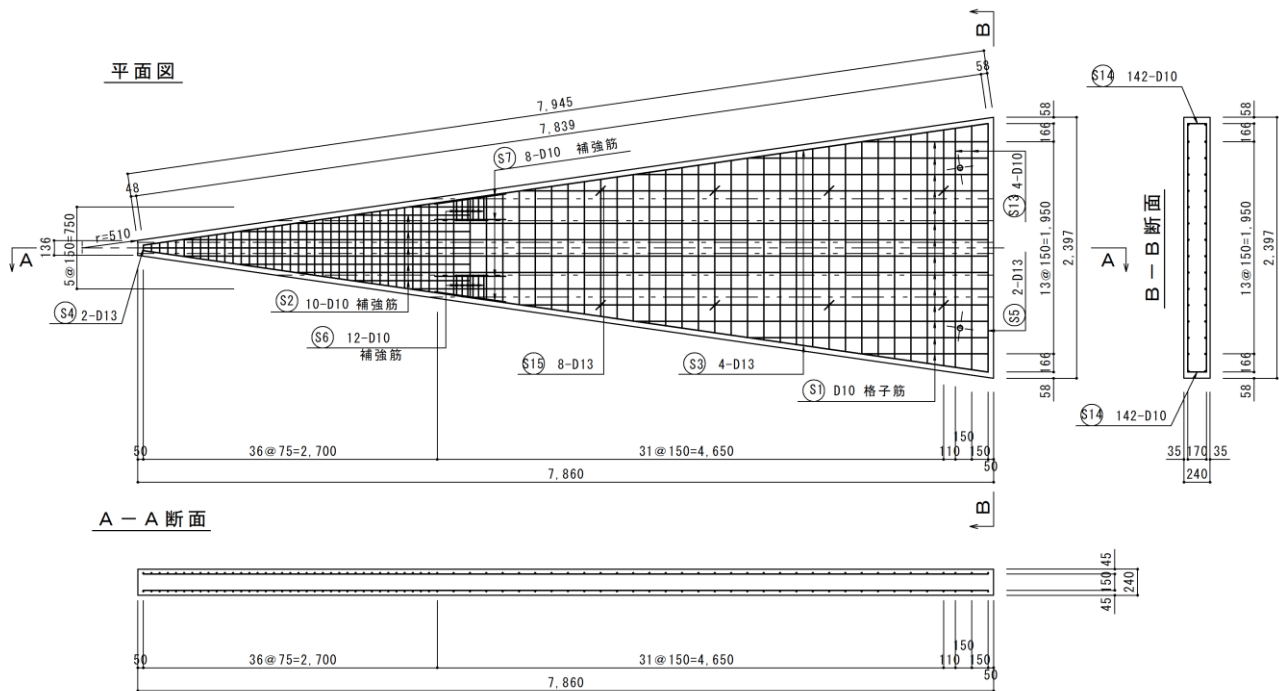


図-7.3 屋根部材の形状と寸法 (22 枚)

7.3.2 モデル構造物の施工フロー

構築のフローを図-7.4に示す。

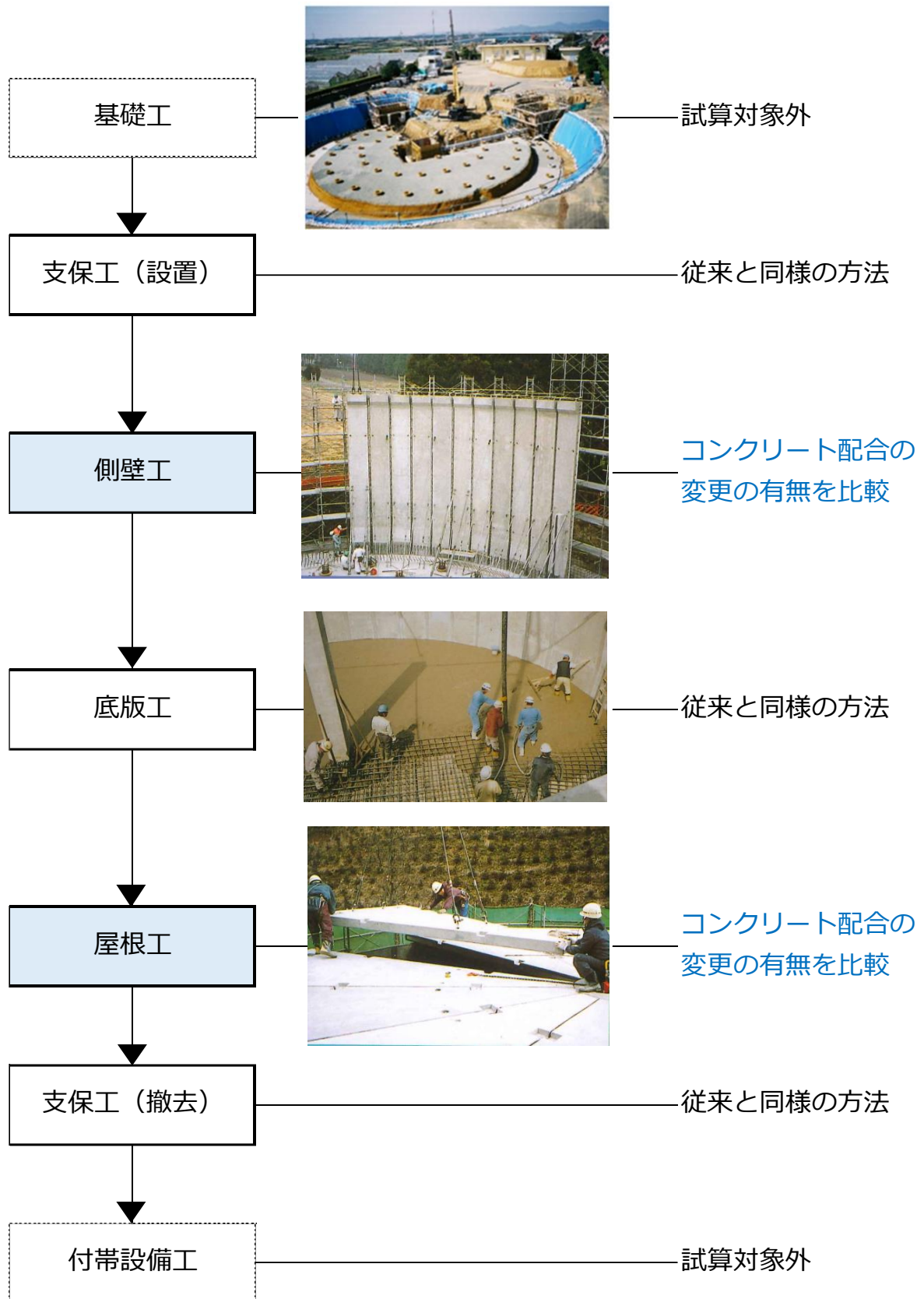


図-7.4 PCaPC 容器構造物の構築フロー

構造物の構築方法は従来の実績のある一般的な方法とした。ただし、ここでの試算にあたっては、基礎工事と付帯設備工事は対象外とした。

構築の手順は、基礎工事完了後の側壁架設位置を敷モルタルで成型し、側壁組立て用の足場兼用の支保工を組立てる(図-7.5)。次に、側壁を組立て、底版コンクリートを打込み一体化させる(図-7.6)。最後に屋根部材を架設し完成に至る。

支保工は側壁外周に設置し、側壁架設後には、底版と側壁間にワイヤーとパイプサポートを設置し固定する。排出量の試算には、支保工の運搬を考慮し、10tトラック3台が往復20kmを2往復すると仮定した値を用いた。

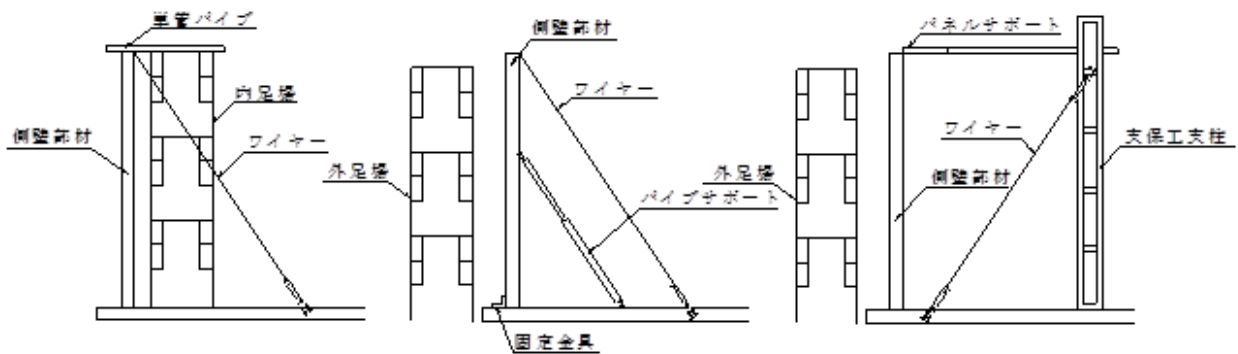


図-7.5 支保工のイメージ

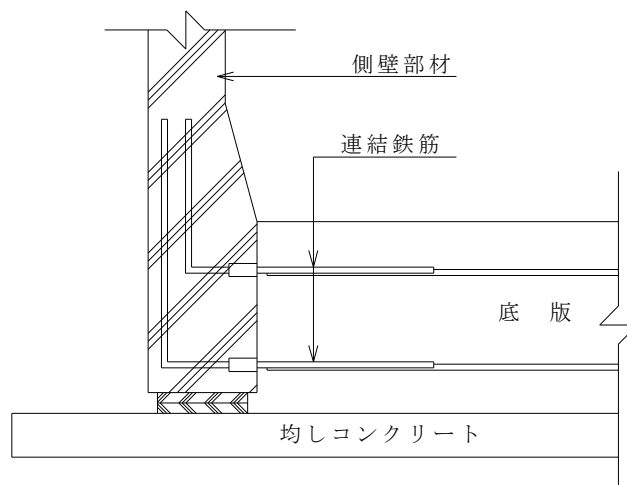


図-7.6 底版と側壁の連結のイメージ

側壁の構築でのCO₂排出項目は、部材の工場製作によるもの、工場から現場への運搬によるもの、部材組立てに用いる重機によるものを主な項目とした。工場での製作に用いる型枠は鋼製型枠として同形状の部材についてはすべて同一の型枠を転用することとした。工場からの部材の運搬は、10tトラックに部材を2枚積載し、往復で100kmの距離として、部材44枚の運搬総距離を4400kmとして試算した。組立て重機の使用時間は、実働5時間/日かつ部材約6枚/日の架設として35時間として試算した。

底版の構築は、一般的なレディーミクストコンクリートを現場打ちするため、PCaPC部材の配合が異なっても共通である。試算には、コンクリートとアジテータ車の運搬距離およびポンプ車の稼働日数を項目とした。

屋根の構築は側壁と同様の項目と屋根上面の防水塗装を項目とした。また、従来配合のHのみ側壁と屋根の内面側に防食塗装を行うこととして試算した。

次に、本モデルにおいてCO₂排出量の算定にかかわる項目と数量等を表-7.6に示す。

表-7.6 試算に用いた数量

工事種別	細目	資機材種類	数量
底版工事	割栗石基礎工	割栗石量	33.4 m ³
	均しコン型枠工	型枠面積（木製）転用なし	5.2 m ²
	均しコンクリート工	コンクリート量（18N/mm ² ）	53.52 t
	鉄筋工	鉄筋重量（D16以上）	10.1 t
	底版コンクリート工	コンクリート量（27N/mm ² ）	163.44 t
	ポンプ車	仕様日数1日	1 台・日
	アジテータ車	運搬距離 10t×20台×20km往復	400 km
側壁工事	側壁部材	標準部材重量	5.4 t
		標準部材枚数	40 枚
		標準部材鉄筋・PC鋼材量	4.0 t
		標準部材コンクリート量	212.0 t
		ピラスター部材重量	8 t
		ピラスター部材枚数	4 枚
		ピラスター部材鉄筋・PC鋼材量	0.7 t
		ピラスター部材コンクリート量	31.3 t
		型枠重量（鋼製、転用）2種類	9.2 t
	部材運搬	10tトラック2枚積み 100km	4400 km
	足場工	足場空m ³	743.9 m ³
足場材運搬距離 10t×3台×20km往復		120 km	
部材組立	50tラフター 5時間×7日	35 h	
目地工	型枠工	型枠面積（木製）転用なし	98.6 m ²
	目地モルタル工	モルタル量	7.92 t
PC工事側壁	横締め	ケーブル種類	1T19.3
		重量	1.48 t
		ジャッキ運搬距離	100 km
PC工事底版	横締め	ケーブル種類	1T19.3
		重量	0.106 t
		ジャッキ運搬距離	100 km
屋根支承工	支承据付	支承材面積	9.7 m ²
	モルタル工	無収縮モルタル量	0.07 m ³
屋根組立工	屋根部材	屋根部材重量	2.5 t
		屋根部材枚数	22 枚
		鉄筋・PC鋼材量	7.9 t
		コンクリート量	46.5 t
	部材運搬	10tトラック4枚積み 100km	1100 km
	屋根支保工	支保工空m ³	36 m ³
部材組立	50tラフター 8時間×1日	8 h	
屋根目地工	目地モルタル	無収縮モルタル量	0.1 m ³
内面塗装	防水塗装	防水塗装面積	477.5 m ²
屋根防水	防水塗装	防水塗装面積	110 m ²

7.4 CO₂ 排出量試算結果

7.4.1 コンクリート単体での CO₂ 排出量

試算に用いたコンクリートの配合を表-7.7, 表-7.8 に示す。

PCaPC 部材への適用を想定したコンクリートの配合は、従来の配合 H と、本研究で提案する配合である HBF の 2 種類である。

現場での打込みを想定した配合は、底版の均しコンクリート用の呼び強度 18N/mm² の配合 (以下, 現場 18N), 底版コンクリート用の呼び強度 27N/mm² の配合 (以下, 現場 27N) である。参考に, 側壁部材および屋根部材を PCaPC 部材ではなく現場で打込む方式とした場合に適用される呼び強度 36N/mm² の配合 (以下, 現場 36N) を併記した。

表-7.7 PCaPC 部材に適用を想定するコンクリートの配合

配合	単体量 (kg/m ³)					
	W	HPC	BS	FA	S	G
H	160	457	-	-	770	970
HBF	160	150	350	25	679	970

表-7.8 現場での打込みを想定したコンクリートの配合

配合	単体量 (kg/m ³)				適用部位
	W	HPC	S	G	
現場18N	172	250	889	1104	底版均しコンクリート
現場27N	164	316	818	1147	底版コンクリート
現場36N	164	400	736	1159	現場打込み側壁・屋根部材

これらの配合の 1t あたりの CO₂ 排出量を CO₂ 原単位として, 前述の原単位を用いて求めた結果を表-7.9, 表-7.10 に示す。

表-7.9 PCaPC 部材に適用を想定するコンクリートの CO₂ 原単位

配合	CO ₂ 原単位 (kg-CO ₂ /t)
H	150.5
HBF	55.6

表-7.10 現場での打込みを想定したコンクリートのCO₂原単位

配合	CO ₂ 原単位 (kg-CO ₂ /t)
現場18N	81.8
現場27N	101.4
現場36N	126.8

これらを比較すると、HBFはHのCO₂原単位よりも小さく、コンクリートのみに着目するとCO₂削減効果は約63%となる。各コンクリートのCO₂原単位をグラフとして示した図-7.7から、強度が高くなるにつれCO₂原単位は大きくなる傾向であるが、HBFは現場打ちを想定したいずれの配合よりも原単位が小さくなる結果であった。

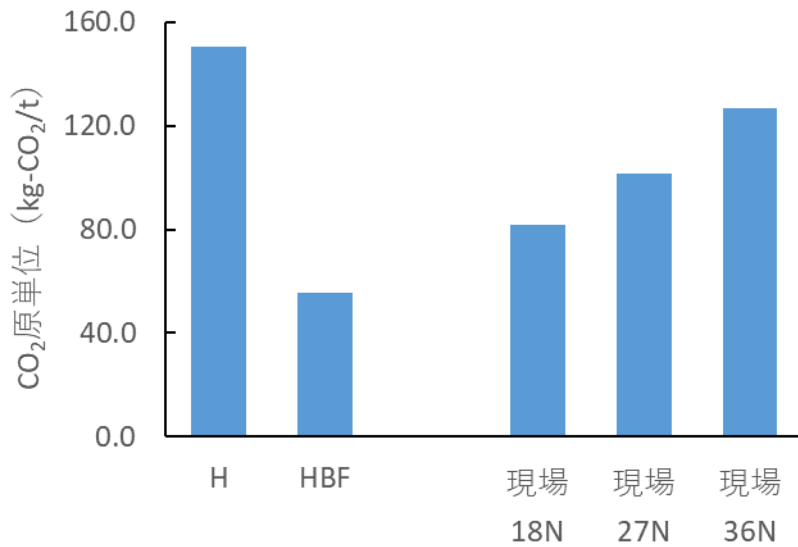


図-7.7 配合によるCO₂排出量比較

7.4.2 構造物の構築によるCO₂排出量

前述の表-7.6の数量に各原単位を用いて算出した、構造物構築に関するCO₂排出量の試算結果を表-7.11に示す。

表-7.11 構造物構築に関するCO₂排出量の試算結果

工事種別	細目	資機材種類	数量	H		HBF		
				CO ₂ 原単位 (t-CO ₂ /各数量単位)	CO ₂ 排出量 (t-CO ₂)	CO ₂ 原単位 (t-CO ₂ /各数量単位)	CO ₂ 排出量 (t-CO ₂)	
底版工事	割栗石基礎工	割栗石量	33.4 m ³	0.003	0.10	0.003	0.10	
	均しコン型枠工	型枠面積 (木製) 転用なし	5.2 m ²	0.006	0.03	0.006	0.03	
	均しコンクリート工	コンクリート量 (18N/mm ²)	53.52 t	0.082	4.38	0.082	4.38	
	鉄筋工	鉄筋重量 (D16以上)	10.1 t	0.755	7.62	0.755	7.62	
	底版コンクリート工	コンクリート量 (27N/mm ²)	163.44 t	0.101	16.57	0.101	16.57	
	ポンプ車	仕様日数1日	1 台・日	0.188	0.19	0.188	0.19	
	アジテータ車	運搬距離 10t×20台×20km往復	400 km	0.001	0.52	0.001	0.52	
側壁工事	側壁部材	標準部材重量	5.4 t					
		標準部材枚数	40 枚					
		標準部材鉄筋・PC鋼材量	4.0 t	0.755	3.00	0.755	3.00	
		標準部材コンクリート量	212.0 t	0.151	31.92	0.056	11.78	
		ピラスター部材重量	8 t					
		ピラスター部材枚数	4 枚					
		ピラスター部材鉄筋・PC鋼材量	0.7 t	0.755	0.49	0.755	0.49	
		ピラスター部材コンクリート量	31.3 t	0.151	4.72	0.056	1.74	
		型枠重量 (鋼製、転用) 2種類	9.2 t	1.247	11.47	1.247	11.47	
	部材運搬	10tトラック2枚積み 100km	4400 km	0.001	5.72	0.001	5.72	
	足場工	足場空m ³	743.9 m ³					
足場材運搬距離 10t×3台×20km往復		120 km	0.001	0.16	0.001	0.16		
目地工	部材組立	50tラフター 5時間×7日	35 h	0.003	0.09	0.003	0.09	
	型枠工	型枠面積 (木製) 転用なし	98.6 m ²	0.006	0.62	0.006	0.62	
PC工事側壁	横締め	目地モルタル工	モルタル量	7.92 t	0.328	2.60	0.328	2.60
		ケーブル種類	1T19.3					
		重量	1.48 t	1.311	1.94	1.311	1.94	
PC工事底版	横締め	ジャッキ運搬距離	100 km	0.001	0.13	0.001	0.13	
		ケーブル種類	1T19.3					
		重量	0.106 t	1.311	0.14	1.311	0.14	
屋根支承工	支承据付	ジャッキ運搬距離	100 km	0.001	0.13	0.001	0.13	
		支承材面積	9.7 m ²					
		モルタル工	無収縮モルタル量	0.07 m ³	0.328	0.02	0.328	0.02
屋根組立工	屋根部材	無収縮モルタル量	0.07 m ³	0.328	0.02	0.328	0.02	
		屋根部材重量	2.5 t					
		屋根部材枚数	22 枚					
		鉄筋・PC鋼材量	7.9 t	1.311	10.31	1.311	10.31	
	コンクリート量	46.5 t	0.151	7.00	0.056	2.59		
	部材運搬	10tトラック4枚積み 100km	1100 km	0.001	1.43	0.001	1.43	
屋根支保工	屋根支保工	支保工空m ³	36 m ³					
	部材組立	50tラフター 8時間×1日	8 h	0.003	0.02	0.003	0.02	
屋根目地工	目地モルタル	無収縮モルタル量	0.1 m ³	0.328	0.03	0.328	0.03	
内面塗装	防水塗装	防水塗装面積	477.5 m ²	0.008	3.80	0.008	0.00	
屋根防水	防水塗装	防水塗装面積	110 m ²	0.008	0.88	0.008	0.88	
合計CO ₂ 排出量 (t-CO ₂)					116.02		84.69	
側壁+屋根構築のみ					80.13		48.79	

表の結果をもとに、工種を色分けしたグラフを図-7.8に示す。

構築に関する工種全体で比較すると、HBFはHと比べ、27%のCO₂排出量の削減となり、配合の変更の伴うプレキャスト部材に関する工種に限定すると39.1%の削減効果が示された。

なお、HBFを用いた場合のプレキャスト部材の工場からの運搬距離が、試算条件の片道100kmから540kmとなった場合に、運搬距離100kmのH配合の場合とCO₂排出量は同等となる。

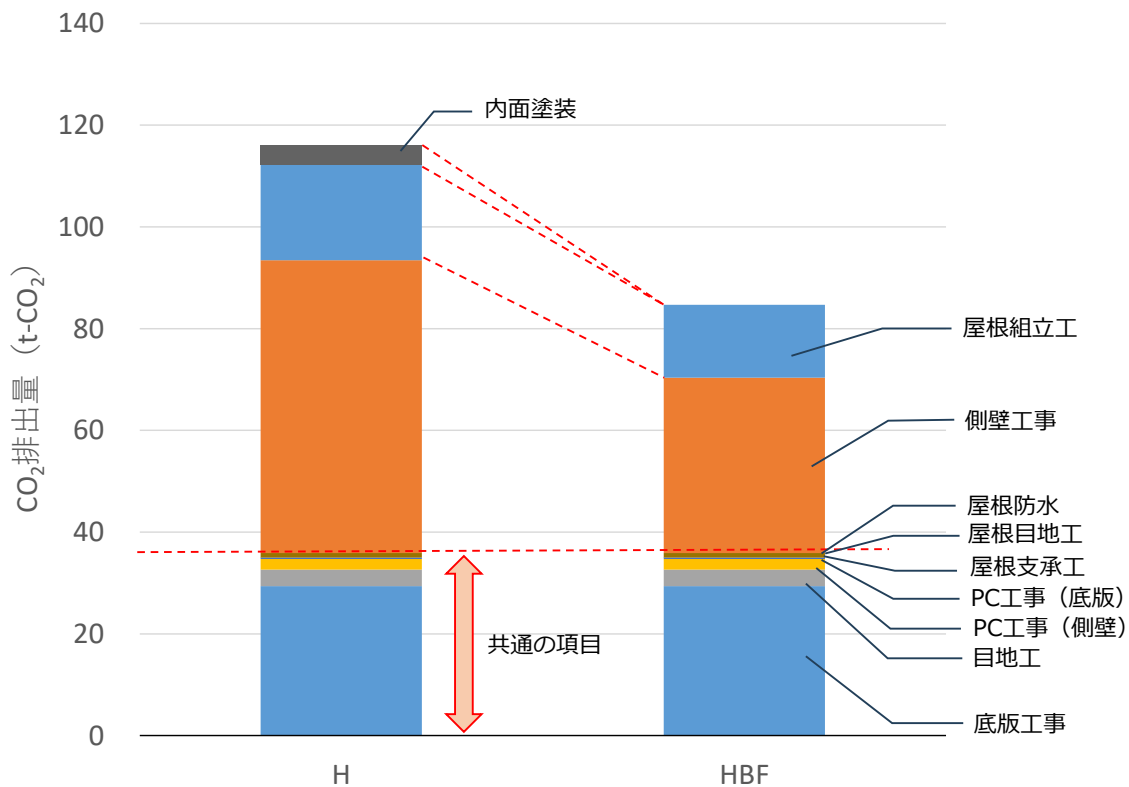


図-7.8 建設・施工時の工種とCO₂排出量

ここで、参考として、現場打ちのPC容器構造物および鋼製容器構造物の建設・施工時に発生するCO₂排出量が取りまとめた資料^{7.10)}より、構造物の容量とCO₂排出をピックアップし、容量10000~20000m³の容量とCO₂排出量の関係の近似線を求め、本研究で試算した1000m³の値と比較した(図-7.9)。

この結果、現場打ちのPC容器構造物と本研究での試算結果は概ね一致する。これは、現場打ちとPCaPCの施工方法の違いがあっても、構造物全体のコンクリートの使用量は大きくは変わらないためと考えられる。このことから、適用するコンクリート自体のCO₂排出量の低減効果が、構造物全体としてのCO₂排出量の抑制に与える影響が大きいことが読み取れる。

建設・施工時の二酸化炭素排出量

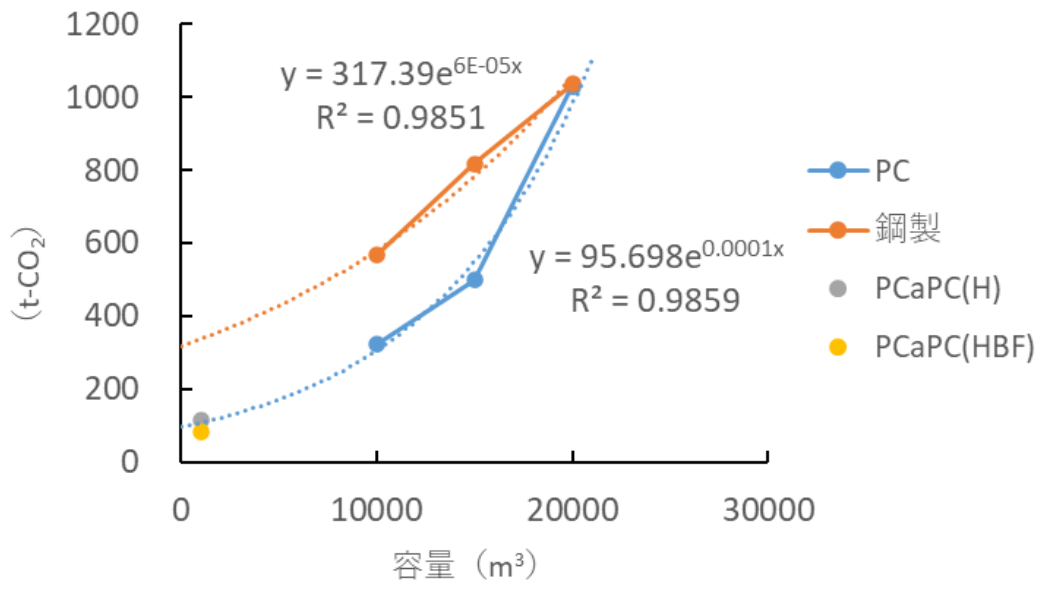


図-7.9 既往研究とのCO₂排出量の比較

7. 4. 3 ライフサイクルを考慮した CO₂ 排出量

ライフサイクルを考慮した場合の CO₂ 排出量の試算を行った。試算に用いた項目は、前述の建設・施工により発生する CO₂ 排出量にくわえ、内面塗装の塗り替え、供用期間における大気中の CO₂ 吸収量および供用後の解体に伴う CO₂ 排出量とした。

試算条件は、構造物構築から 20 年ごとに内面塗装を塗り替え、50 年間供用したのちに解体することとした。

(1) 内面塗装の塗り替えに伴う CO₂ 排出量

内面塗装の塗り替えは、作業足場の設置、塗装面のケレン、塗装作業、足場撤去の流れとなるが、ここでは、足場の設置撤去と塗装作業のみ考慮した。すなわち、足場材の運搬車両とクレーンおよび塗料に起因する CO₂ 量を対象とした。

足場材の運搬は、施工時と同様に 10tトラック 3 台で 20km の距離を往復したとして試算した。クレーンの使用期間は、足場組立 1 日、解体 1 日の 2 日間とし、日稼働時間を 5 時間として、合計 10 時間として試算した。塗料の数量についても施工時と同様に、477.5 m² の面積として試算した。試算の結果を表-7.12 に示す。

表-7.12 内面塗装塗り替えによる CO₂ 排出量の試算結果

工事種別	細目	資機材種類	数量	CO ₂ 原単位 (t-CO ₂ /各数量単位)	CO ₂ 排出量 (t-CO ₂)
内面塗装 (20年目)	足場工	足場空m ³	743.9 m ³		
		足場材運搬距離 10t×3台×20km往復	120 km	0.001	0.16
		50tラフター 5時間×2日	10 h	0.003	0.03
	防水塗装	防水塗装面積	477.5 m ²	0.008	3.80
	合計			0.012	3.983
内面塗装 (40年目)	足場工	足場空m ³	743.9 m ³		
		足場材運搬距離 10t×3台×20km往復	120 km	0.001	0.16
		50tラフター 5時間×2日	10 h	0.003	0.03
	防水塗装	防水塗装面積	477.5 m ²	0.008	3.80
	合計			0.012	3.983

(2) 供用期間における大気中の CO₂ 吸収量

供用期間中の構造物周辺の大気中の CO₂ の吸収量を、文献^{7.11)}を参考に、式(7.1)～(7.4)を用いて試算した。参考とした方法は、中性化したコンクリートの体積と、中性化した単位体積当たりのコンクリートの CO₂ 量の積を CO₂ 吸収量とするものである。

$$M_{SL} = V_{SL} \times m_{SL} \quad (7.1)$$

$$V_{SL} = A \times d / 1000 \quad (7.2)$$

$$V_{SL,t} = \sum_{i=t}^t A_t \cdot \frac{d_t}{1000} - \sum_{i=1}^{t-1} A_{t-1} \cdot \frac{d_{t-1}}{1000} \quad (7.3)$$

$$m_{SL} = D_c \times \frac{C}{1000} \times CaO \times \frac{M_{CO_2}}{M_{CaO}} \quad (7.4)$$

ここに、 M_{SL} : 供用中に吸収した CO₂ 量 (t-CO₂)

V_{SL} : 中性化したコンクリートの体積 (m³)

m_{SL} : コンクリート 1 m³ 当たりの CO₂ 吸収量 (t-CO₂/m³)

A : 供用中のコンクリートの表面積 (m²)

d : 中性化深さの推定値 (mm) (図-6.16 に示した値を用いた)

D_c : 中性化度 (ここでは、雨がかりのある屋内として 0.85 とした)

C : 単位結合材料 (kg/m³)

CaO : 結合材中の CaO 割合 (HPC:0.65, BFS:0.42, FA:0.04 とし算出)

M_{CO_2}, M_{CaO} : CO₂ および CaO の分子量 (44.0, 56.1)

式(7.4)から求めた m_{SL} を表-7.13 に示す。

表-7.13 コンクリート 1 m³ 当たりの CO₂ 吸収量 (m_{sl})

配合	単位結合材量 (kg/m ³) C	結合材中の CaO割合 CaO	CO ₂ の分子量 M _{CO2}	CaOの分子量 M _{CaO}	中性化度 Dc	コンクリート1m ³ あ たりのCO ₂ 吸収量 (t-CO ₂) msl
H	457	0.65	44	56.1	0.85	0.198
HBF	457	0.47	44	56.1	0.85	0.143

5章で示した中性化深さの推定値を用いて式(7.4)から V_{SL} を求め、式(7.1)から算出した CO_2 吸収量(M_{SL})を図-7.10に示す。 m_{SL} は単位セメント中のCaO含有量の多い配合Hが大きいですが、中性化深さの影響が大きく、配合HBFの方が CO_2 吸収量は大きい試算結果となった。

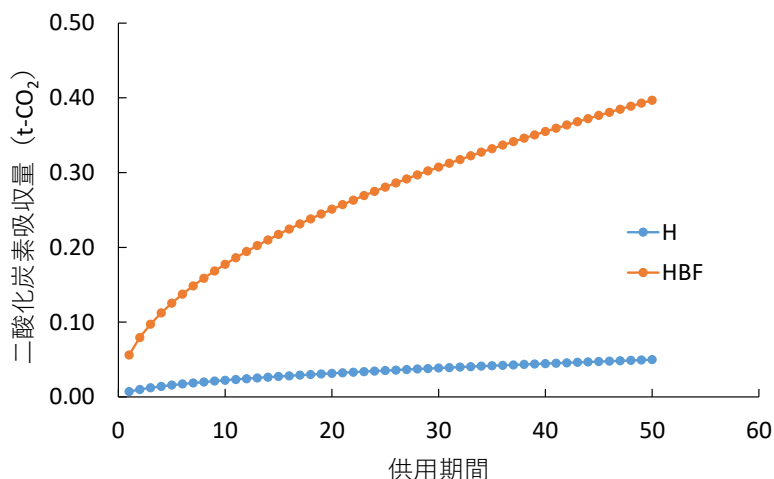


図-7.10 供用期間と CO_2 吸収量

(3) 解体に伴う CO_2 排出量

構造物解体時に発生する CO_2 排出量を、文献9.4を参考に試算した。

試算に用いた項目は、コンクリート部材の解体、鉄筋切断、バックホウ(0.8 m^3)、10tダンプによる処理場へのガラ運搬とした。試算結果を表-7.14に示す。

表 7.14 構造物の解体による CO_2 排出量の試算結果

工事種別	細目	資機材種類	数量	CO_2 原単位 (t- CO_2 /各数量単位)	CO_2 排出量 (t- CO_2)
解体	PC, RC地上から解体	コンクリート量	102.5 m^3	0.0156	3.35
	鉄筋切断(溶接機)	コンクリート量	214.5 m^3	0.0007	0.15
	バックホウ0.8 m^3	コンクリート量	214.5 m^3	0.0079	1.69
	ガラ運搬	10tダンプ 片道20km×60台	2400 km	0.001	3.12
	合計			0.02	5.19

(4) ライフサイクル CO₂ 排出量の比較

建設時の試算結果に、上記(1)～(4)で算出した結果を組み合わせたグラフを図-7.10に示す。なお、HBFは内面塗装を行わない場合も併記した。

この結果から、内面塗装の有無および供用中のコンクリートのCO₂吸収量は、建設時のCO₂排出量と比べ割合は小さく、ライフサイクル全体への影響は小さい(図-7.11)。

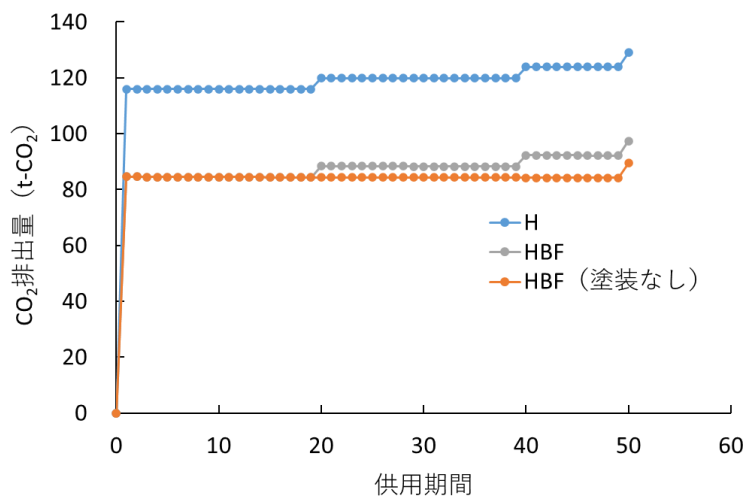


図-7.11 ライフサイクル CO₂ 排出量

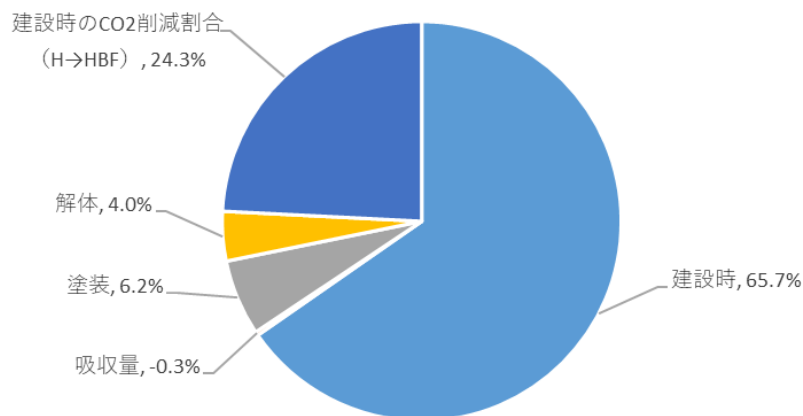


図-7.12 HBF 適用時の CO₂ 排出量および削減量の項目ごとの割合

本研究での条件においては、供用後から解体までに発生するCO₂の割合に比べ、建設時に発生するCO₂排出量が支配的な結果であり、建設時に使用するコンクリートへの混和材の適用効果が大きいことが確認されたと考える。

7. 5 本章のまとめ

本章では、既往の PCaPC 容器構造物の実例をモデルとして、従来から適用されているコンクリートを用いた場合と、本研究で提案するコンクリートを用いた場合の、構造物建設時に発生する CO₂ 排出量の試算および、構造物の構築から解体に至るライフサイクルを考慮した CO₂ 排出量の試算結果を示した。

本章で得られた知見を以下に示す。

- (1) HBF 配合のコンクリート単体で見ると、H 配合のコンクリートの約 67% の CO₂ 削減量となる。このコンクリートを PCaPC 部材に適用した容量 1000m³ の容器構造物構築時の CO₂ 排出量は H の適用から約 27% 低減される試算結果である。
- (2) 供用中のコンクリートの CO₂ 吸収量を中性化深さから推定した場合、HBF は H よりも大きくなるが、構造物のライフサイクル全体への影響は少ない。
- (3) 同様に、内面防食塗装の有無による影響も小さい。

参考文献

- 7.1) ISO 13315-1: Environmental Management for Concrete and Concrete Structures -Part 1:General Principles, 2014.
- 7.2) ISO 13315-2: Environmental Management for Concrete and Concrete Structures -Part 2:System Boundary and Inventory Data , 2014.
- 7.3) 土木学会:コンクリートの環境負荷評価(その 2),コンクリート技術シリーズ 62 2004.
- 7.4) プレストレスト・コンクリート建設業協:PC 構造物の環境負荷低減への取組み—PC 構造物の建設に伴う CO₂ 排出量の見える化—, 2011.
- 7.5) セメント協会:セメントの LCI データの概要 2013, 2013.
- 7.6) 土木学会:コンクリートの環境負荷評価(その 2),コンクリート技術シリーズ 62, pp.39-40, 2004.
- 7.7) 東京水道局:環境報告書 2012,p.3,2012.
- 7.8) 未踏科学技術協会:環境負担評価システム構築のための基礎調査調査報告 1995.
- 7.9) 化学経済研究所:基礎素材のエネルギー解析調査報告書, 1993.
- 7.10) 泉満明:プレストレストコンクリート構造物の建設に関連した環境問題, プレストレストコンクリート, Vol.47, No.6, pp.57-62, 2005.
- 7.11) 兵頭彦次, 星野清一, 平尾宙, 野村幸治:ライフサイクルを通じたコンクリートの CO₂ 吸収量算定に関する研究, Cement Science and Technology, Vo;.74, pp.333-340, 2020.

8 章 結論

8.1 本研究の成果

本研究で得られた知見を以下にまとめる。

第3章「耐酸性の評価方法」では、PCaPC部材の製造時に製造部材表面の耐酸性の評価を簡便に行うことのできる方法について提案を行った。本研究の対象となる気層部の腐食環境に着目した試みに、硫酸を滴下したモルタル片の腐食面の形状変化をノギスにより測定する事例がある。これをもとに、腐食形状を3D画像として詳細に取得することにより、すり鉢状の腐食形状の勾配の違いが耐酸性の評価指標となることを見出した。この結果から、モルタル表層の硫酸腐食抵抗性の定量的な評価方法を示した。

- (1) 硫酸滴下試験に3D画像処理法を適用することにより、従来のノギスによる計測方法と比較して、劣化による浸食の形状変化を視覚的・直感的に理解でき、体積変化の計測精度も高い。
- (2) 3D画像処理法により、硫酸腐食劣化後の供試体の質量変化と体積変化の関係から、腐食生成物の密度の違いを評価することが可能である。
- (3) 3Dモデルを活用した腐食劣化後の供試体の形状を用いることにより、腐食面積と最大腐食深さの関係から腐食勾配を求めることができ、局所的な腐食の発生状況を把握することができる。

第4章「耐酸性と初期強度を両立する材料設計」では、早強ポルトランドセメント、高炉スラグ微粉末6000(以下、BFS)、フライアッシュII種(以下、FA)を結合材として選定し、これらの組合せと置換率の影響について実験的検討を示した。この結果、耐酸性について、混和材置換率を高炉セメントC種相当の70%以上とすることで耐酸性の向上が見られ、特にBFSとFAの併用効果が高いことを明らかにした。また、コンクリートの耐酸性は腐食面表層の組織の緻密さとの関係が大きいことを明らかとした。次に、初期強度について、上記の耐酸性確保の可能性があると考えられた材料の組合せと混和材置換率における初期強度の発現性について、耐酸性能と初期強度の両立が可能な混和材置換率と水結合材比を見出した。また、BFSとFA併用による初期強度発現への温度依存性を明らかとした。

- (1) 細骨材単体での硫酸抵抗性に違いが見られる場合であっても、結合材と組み合わせた場合には、骨材の種類の影響は小さくなることを示した。
- (2) コンクリートのモルタル部分の硫酸抵抗性は、浸漬開始材齢が長期になるほど向上し、特に、結合材に高炉スラグ微粉末を70%置換した配合では、S/Bの影響も小さくなることを示した。

- (3) コンクリートの硫酸抵抗性は表層の腐食生成物である硫酸カルシウムの密実さが影響要因であり、一定の材齢経過後に希硫酸による表面処理を行うことで、その後の硫酸腐食抵抗性が向上することを見出した。この効果は、特に BFS と FA を併用した場合に大きいことを示した。
- (4) 表面処理方法として CO_2 を用いた表層の炭酸化を試みたが、炭酸化単独での耐酸性の向上効果は見られなかった。
- (5) 給熱養生を行うことを前提とした場合、W/B を調整することにより、HB よび HBF は従来配合の H と同等の初期強度を確保することが可能であることを示した。
- (6) 給熱養生を行った場合、HB と HBF を比較すると、HBF の方が W/B をやや大きく設定可能であることから、実用にあたり HB よりも優位であることから、耐酸性と初期強度の両立が HBF 配合で実現可能であることを見出した。
- (7) 材齢初期の給熱の有無が HBF と HB の初期強度の大小関係に影響を及ぼし、これは FA の強度発現への温度依存性の影響が考えられることを示した。

第 5 章「コンクリートの材料特性」では第 4 章の結果を受けて選定したコンクリートの材料特性を実験的に確認し、PCaPC 部材の製造に必要な特性である、初期強度発現性、クリープ特性、収縮特性、中性化抵抗性を有することを示した。また、混和材を高置換とすることにより、クリープ係数と乾燥収縮が小さくなる傾向が確認されたことから、導入プレストレスの経時的な低下が軽減される可能性を示した。

- (1) 検討配合 HBF のコンクリートの強度特性、クリープ特性、収縮・ひび割れ抵抗性は、従来から適用されている PCaPC 容器構造物のコンクリートの特性値の範囲内である。
- (2) HBF は、プレストレス導入時強度発現以降の乾燥収縮度とクリープ係数が H よりも小さい傾向である。
- (3) 拘束鋼材を用いたひび割れ抵抗性の試験結果から、HBF と H のひび割れ抵抗性に有意な差は見られなかった。
- (4) 促進中性化試験結果をもとに行った中性化深さ予測から、HBF は H よりも中性化深さは大きくなるが、日本国内の一般環境にさらされた状態では、大気中の CO_2 による 100 年後の中性化残りは 10 mm 以上であり実用可能な範囲であることを示した。

第 6 章「PCaPC 部材の力学特性」では、第 5 章で PCaPC 部材への適用が可能であることを確認したコンクリートを用いた、容器構造物の側壁部材を模擬した実物大の PCaPC 部材を製造し、これを用いた曲げ載荷試験による力学特性の確認結果を示した。本研究で選定したコンクリートを用いた PCaPC 部材は、従来のコンクリートを用いた場合と同様の力学性能と破壊性状を示したことから、現行の設計方法で構築される容器構造物への適用の可能性を示した。また、混和材を用いることにより曲げひび割

れが分散する傾向が見られ、想定外の災害等による損傷後の耐久性面における優位性を示した。このひび割れ分散性の要因について、既往の検討例を参考に、混和材を用いたコンクリートの付着強度向上の可能性やクリープ係数減少の影響について言及し、今後の検討課題として示した。

- (1) PCaPC 容器構造物の側壁部材を想定した模擬部材の曲げ載荷試験から、HBF を用いた部材は、H と同等の曲げ耐力と曲げ剛性を有し、破壊形態も H と同様であった。
- (2) HBF 用いた部材の曲げひび割れは、H を用いた部材と比べ、曲げひび割れの分散傾向が見られた。
- (3) 混和材の置換の有無がコンクリートと鉄筋の付着強度に影響を与え、曲げひび割れの分散性に影響を与える可能性を検討したが、明らかにはならなかった。コンクリートと鋼材との付着強度や、引張応力下でのクリープ特性などの要因を検討する必要があると考える。

第 7 章「環境負荷低減効果の試算」では、既往の PCaPC 容器構造物の実例をモデルとして、従来から適用されているコンクリートを用いた場合と、本研究で提案するコンクリートを用いた場合の、構造物建設時に発生する CO₂ 排出量の試算結果を示した。本研究で提案するコンクリートを PCaPC 部材として用いることで、一定の CO₂ 排出量の抑制が可能であることを示した。

- (1) HBF 配合のコンクリート単体で見ると、H 配合のコンクリートの約 67% の CO₂ 削減量となる。このコンクリートを PCaPC 部材に適用した容量 1000 m³ の容器構造物構築時の CO₂ 排出量は H の適用から約 27% 低減される試算結果である。
- (2) 供用中のコンクリートの CO₂ 吸収量を中性化深さから推定した場合、HBF は H よりも大きくなるが、構造物のライフサイクル全体への影響は少ない。
- (3) 同様に、内面防食塗装の有無による影響も小さい。

以上から、本研究の目的である、混和材を積極利用したプレキャスト部材を用いた、耐酸性を有する PCaPC 製容器構造物の実現への有用な知見が得られたと考える。

8.2 今後の課題

本研究は、限られた時間の中での実験的な検討を行ったもので、本研究で提案する耐酸性の評価方法は、実際の腐食環境下における劣化の程度との関係を明らかにするには至っていない。本研究で提案した耐酸性評価方法が将来的な劣化予測に活用できるよう、長期的な実環境下での暴露試験等によるデータの拡充が望まれる。

また、本研究では、標準的な形状の PCaPC 容器構造物に適用される形状の部材を対象とした実物模擬部材の製造を行ったが、異なる形状の部材への対応など、設計の自由度を向上するためには、混和材を用いた場合のひび割れ分散性能の影響の把握が必要と考える。例えば、引張応力下でのクリープ挙動に与える混和材の影響などが把握すべき項目と考えられる。

これらの耐酸性の長期的な予測や異なる形状の部材への適用性が整備された先には、PCaPC 容器以外の分野、例えば、温泉地付近の構造物や地下構造物などの様々な分野への活用にも応用できる可能性がある。

混和材を積極的に利用した PCaPC 構造物に着目した本研究成果が、今後の持続的な社会の構築に貢献できれば幸いである。

謝辞

本論文は、筆者が愛知工業大学大学院 工学研究科 生産・建設工学専攻 博士後期課程に在籍中の研究成果を取りまとめたものです。

本論文の取りまとめにあたり、ご指導、ご鞭撻を賜りました愛知工業大学名誉教授 呉承寧先生に、心より感謝申し上げます。呉先生との出会い、は、筆者が2007年に「高炉スラグ微粉末を用いた高耐久性PC構造物研究会（略称BSPC研究会）」に委員として同席したことが始まりです。以降、先生の様々なPC構造物の高度化に関する社会実装の取組みを拝見し、社会に活用される研究成果を追求する姿勢に感銘を受けました。また、在学中は、社会人である私が研究しやすい学内外の環境づくりにご配慮いただきながら、国内外での成果発表の機会や成果の実装に向けご指導を賜りました。心より感謝申し上げます。

愛知工業大学 教授 岩月栄治先生には、実験施設や試験設備の利用にご配慮を賜り、円滑に研究を進められる環境をご提供いただきました。また、硫酸腐食性生物の特定などの化学的な分析を進める際に、本論文を執筆する際に、様々なご助言を賜りました。心より感謝申し上げます。

愛知工業大学 教授 山本義幸先生には、3Dモデルを用いた耐酸性評価方法の検討の際に、画像処理技術に関して、懇切丁寧にご指導いただきました。また、本論文の取りまとめの際には、的確なご助言を賜りました。心より感謝申し上げます。

本研究の実験作業には、愛知工業大学工学部社会基盤学科（旧土木工学）材料研究室の多くの卒業生にご協力いただきました。深く感謝するとともに、皆様のこれからの活躍をお祈り申し上げます。また、本研究での実験を円滑に進めるにあたり、愛知工業大学応用科学科の皆様には、薬品の取り扱いなどのご指導を賜りましたこと、心より感謝申し上げます。

実験で使用した材料は、太平洋セメント株式会社、日鉄スラグ製品株式会社、株式会社テクノ中部の皆様から御支給賜りました。実験で使用した化学混和材は、竹本油脂株式会社から御支給賜り、一部の試験の実施にご協力いただきました。上記の方々に改めて厚く御礼申し上げます。

社会人学生として愛知工業大学大学院博士後期課程に入学する機会を与えていただきました勤務先である（株）安部日鋼工業の各位に深く感謝の意を表します。井手口哲朗代表取締役社長執行役員、梅田勇人取締役専務執行役員、松山高広取締役専務執行役員、中田錠司取締役執行役員、横川勝則取締役上席執行役員には、常に励ましの言葉をいただき、深く感謝申し上げます。植村博文氏、坂口守氏、筒井満宏氏、岩佐哲男氏には、PCaPC部材の製造と試験に快くご協力いただきましたこと、深く感謝いたします。所属部署の上司である、足立伸朗氏、宮島朗氏、辛軍青氏には、研究活動へのご理解とともに、幾度となくご助言を賜りました。同僚である小田部貴憲氏、藤本真世氏には、様々なご協力ご助言を賜りました。所属部署の皆様には、深く感謝申し上げます。

最後に、常に筆者を無償の愛情で支えてくれる妻 公美子、常に前向きな意見を示してくる長男 翔大と次男 惺也に心より感謝いたします。そして、常に筆者を郷里から見守ってくれ、両親に心から感謝を表して、

石井豪

本論文に関する著者の発表論文

論文題目	公表の方法及び時期	著者
<p>1.学位請求に関する論文等 (1) 学術論文 (査読あり)</p> <p>1) 混和材を用いたコンクリートの強度発現と自己収縮特性に温度履歴が与える影響</p>	<p>第 23 回プレストレストコンクリートの発展に関するシンポジウム論文集, pp.59-64, プレストレストコンクリート工学会, 2014.10.</p>	<p><u>石井 豪</u> 中村 英佑 鈴木 雅博 渡辺 博志</p>
<p>2) 寒冷地における高炉スラグ微粉末を用いた PC 橋の耐久性向上効果に関する 20 年間追跡調査</p>	<p>コンクリート工学年次論文集, Vol. 44, No. 1, pp.154-159, 日本コンクリート工学会, 2022.7.</p>	<p><u>石井 豪</u> 宮島 朗 浅利 洋信</p>
<p>3) 3次元画像処理によるモルタルの硫酸腐食の評価方法に関する研究</p>	<p>第 32 回プレストレストコンクリートの発展に関するシンポジウム論文集, pp.631-636, プレストレストコンクリート工学会, 2023.11.</p>	<p><u>石井 豪</u> 呉 承寧</p>
<p>4) 混和材高置換 PCaPC 容器部材の力学特性</p>	<p>プレストレストコンクリート工学会論文集, Vol.67, No.2, pp 103-109, 2025.3.</p>	<p><u>石井 豪</u> 呉 承寧</p>
<p>(2) 国際会議 (査読あり)</p> <p>1) Temperature dependence of strength development and autogenous shrinkage in concrete with supplementary cementitious materials</p>	<p>The 6th International Conference of Asian Concrete Federation, pp.105-108, 2014.9.</p>	<p><u>Tsuyoshi Ishii</u> Eisuke Nakamura Masahiro Suzuki Yuichi Kitano Hiroshi Watanabe</p>
<p>2) 3D image processing method to evaluate deterioration of mortar in sulfuric acid attack</p>	<p>The 10th International Symposium on Cement and Concrete (ISCC 2022), Session -1, A-12, 2022.9.</p>	<p><u>Ishii Tsuyoshi</u> Miyajima Akira Wu Chengning</p>

3.その他の論文等		
(1) 学術論文 (査読あり)		
1) 歪モニタリング用光ファイバセンサの測定長特性に関する研究	コンクリート工学年次論文集, Vol. 23, No. 1, pp.643-648, 日本コンクリート工学会, 2001.7.	石井豪 呉智深 堀内辰夫
2) ASR 劣化 PC 梁試験体から採取したコアの力学的性質	コンクリート工学年次論文集, Vol. 31, No. 1, pp.1237-1242, 日本コンクリート工学会, 2009.7.	稲垣 崇秀 尾花 祥隆 石井 豪 鳥居 和之
3) 仕事量一定則を用いた ASR 膨張挙動の評価	コンクリート工学年次論文集, Vol.33, No.1, pp.983-988, 日本コンクリート工学会, 2011.7.	河合 真樹 石井 豪 堅田 茂昌 石川 靖晃
4) 暴露試験と促進試験による混和材を用いたコンクリートの中性化抵抗性の評価	コンクリート工学年次論文集, Vol. 36, No. 1, pp.202-207, 日本コンクリート工学会, 2014.7.	中村 英佑 石井 豪 渡辺 博志
5) 混和材を用いたコンクリートの強度と耐久性に関する実験的研究	第 23 回プレストレストコンクリートの発展に関するシンポジウム論文集, pp.53-58, プレストレストコンクリート工学会, 2014.10.	中村 英佑 石井 豪 鈴木 雅博 渡辺 博志
6) 混和材を用いたコンクリートの温度ひび割れ抵抗性に関する実験的研究	第 24 回プレストレストコンクリートの発展に関するシンポジウム論文集, pp.515-520, プレストレストコンクリート工学会, 2015.10.	中村 英佑 鈴木 雅博 石井 豪 古賀 裕久
7) 混和材を用いたコンクリートの初期応力推定に関する検討	第 24 回プレストレストコンクリートの発展に関するシンポジウム論文集, pp.521-526, プレストレストコンクリート工学会, 2015.10.	河金 甲 中村 英佑 鈴木 雅博 石井 豪
8) 暴露試験と促進試験に基づく混和材を用いたコンクリートの中性化抵抗性に関する実験的研究	コンクリート工学年次論文集, Vol. 37, No. 1, pp.97-102, 日本コンクリート工学会, 2015.7.	中村 英佑 石井 豪 渡辺 博志

<p>9) 混和材利用早強コンクリートの自己収縮特性とその予測</p>	<p>コンクリート工学年次論文集, Vol. 37, No. 1, pp.355-360, 日本コンクリート工学会, 2015.7.</p>	<p>北野 勇一 鈴木 雅博 <u>石井 豪</u> 中村 英佑</p>
<p>(2) 国際会議 (査読あり)</p>	<p>8th International Symposium on Utilization of High-Strength and High-Performance Concrete (8HSC-HPC), pp.1270-1275, 2008.10.</p>	<p><u>Tsuyoshi Ishii</u> Hiroshi Nishio Takahiro Matsuyama Akira Miyajima Kastuhiko Yokohata Michihiro Gotou Junging Xin Yasuo Hirai</p>
<p>2) Accelerated and outdoor durability testing of concrete with supplementary cementitious materials</p>	<p>The 6th International Conference of Asian Concrete Federation, pp.105-108, 2014.9.</p>	<p>Eisuke Nakamura <u>Tsuyoshi Ishii</u> Hiroshi Watanabe</p>