

火山灰質粘性土をセメント系固化材で改良した  
改良体の長期強度発現性と表層の変質

Long-term strength development and surface deterioration  
of volcanic cohesive soil treated with cement

学位取得年月 2022 年 11 月

泉尾 英文



第1章 序論	
1.1 研究の背景	1
1.1.1 地盤改良技術の変遷	1
1.1.2 地盤改良におけるセメント系材料の変遷	3
1.1.3 研究課題	5
1.2 本研究の目的	6
1.3 本論文の構成	6
参考文献	8
第2章 既往の研究	
2.1 改良土の強度発現性に関する既往研究	9
2.2 改良土の耐久性に関する既往研究	17
2.3 セメント系材料の熱力学的平衡計算による既往研究	26
参考文献	30
第3章 長期暴露した改良体の表層強度の評価	
3.1 はじめに	33
3.2 試験概要	33
3.2.1 試料および供試体の作製方法	33
3.2.2 試験項目	34
3.2.3 材齢および測定箇所	35
3.3 試験結果	35
3.3.1 針貫入試験における試験結果のばらつき	35
3.3.2 針貫入勾配と一軸圧縮強さの関係	36
3.4 まとめ	38
参考文献	38
第4章 改良体の長期原位置試験	
4.1 はじめに	39
4.2 試験概要	40
4.2.1 試験場所	40
4.2.2 試料土および固化材	42
4.2.3 地盤改良方法および供試体の作製方法	44
4.2.4 試験項目	45
4.2.5 材齢および測定箇所	46

4.3 試験結果	49
4.3.1 改良土の強度特性	49
4.3.2 改良土の湿潤密度	55
4.3.3 改良土の含水比	56
4.3.4 改良土および周辺土の pH	58
4.3.5 改良土および周辺土の CaO 濃度	60
4.3.6 改良土と周辺土との境界領域の元素濃度分布	62
4.3.7 改良土の粉末 X 線回折	64
4.3.8 改良土からの六価クロムの溶出量	67
4.4 まとめ	68
参考文献	69

## 第5章 室内における改良体と周辺土との接触試験

5.1 はじめに	71
5.2 試験概要	71
5.2.1 試料土および固化材	72
5.2.2 供試体の作製方法	73
5.2.3 試験項目	75
5.2.4 材齢および測定箇所	76
5.3 試験結果	77
5.3.1 改良土の強度発現性	77
5.3.2 改良体および周辺土との境界領域の元素濃度分布	77
5.3.3 改良体および周辺土の CaO 濃度分布の経時変化	82
5.3.4 改良体および周辺土の pH 分布	84
5.3.5 改良体および周辺土の強度分布	86
5.3.6 改良体および周辺土の含水比分布	90
5.4 低含水比の周辺土に接触させた改良体の追加試験	92
5.4.1 追加試験の概要	92
5.4.2 改良体の飽和状態の確認	92
5.4.3 配合水量の異なる改良土の含水比と針貫入勾配の関係	94
5.4.4 封緘養生した供試体に対する強度比の分布	95
5.5 溶脱による CaO 濃度の低下と強度低下の関係	97
5.6 含水比の異なる周辺土に接触させた改良体の表層の強度分布の生成過程	98
5.7 長期原位置試験結果の再検討	99
5.8 まとめ	101
参考文献	102

## 第6章 改良体の炭酸化試験

6.1	はじめに	103
6.2	試験概要	103
6.2.1	試料土および固化材	103
6.2.2	供試体の作製方法	103
6.2.3	試験項目	104
6.2.4	材齢および測定箇所	105
6.3	試験結果	105
6.3.1	改良体の pH 分布	105
6.3.2	改良体の含水比分布	106
6.3.3	改良体の強度分布	107
6.3.4	改良体の pH 変化と強度変化との関係	108
6.4	長期原位置試験結果の再検討	110
6.5	まとめ	111

## 第7章 改良土の熱力学的平衡計算による検討

7.1	はじめに	113
7.2	熱力学的平衡計算の概要	113
7.3	セメントの水和反応による生成物の検討	114
7.4	ポゾラン反応による生成物の検討	117
7.5	Ca の溶脱による改良体の変質の検討	121
7.6	炭酸化による改良体の変質の検討	121
7.7	Ca の溶脱と炭酸化による改良体の変質の検討	122
7.8	固相量の変化と強度変化との関係性	124
7.9	まとめ	128
	参考文献	129

## 第8章 結論

8.1	本研究のまとめ	131
8.2	今後の課題	133



# 第1章 序論

## 1.1 研究の背景

### 1.1.1 地盤改良技術の変遷

日本国土の地形は起伏に富んでおり、山地・丘陵地が国土の約75%を占めている。これらの山地間の谷底や山地から離れた平地では、河川によって運搬された碎屑物が堆積して沖積層が形成される。沖積層は、地質学的に最も新しい地層であり、地層の強度としては非常に軟弱である。そのため、地震時に地震動が大きくなること、液状化現象が発生しやすいことや水害の危険性などもあり、災害リスクが高い地層である<sup>1)</sup>。しかし、沖積層からなる沖積平野は、利水面に優れ、肥沃かつ平坦な土地であり農耕に適していることから、人々の居住地として発展していき都市が形成されることが多い。実際に、日本の沖積平野は国土の10%程度のみであるが、総人口の約50%が居住している状態である<sup>2)</sup>。そのため、多くの構造物が軟弱地盤上に建設されており、必然的に軟弱地盤を改良する技術が開発され実用化されてきた。

地盤改良の基本原理は、①置換、②圧密・排水、③圧縮、④化学的・熱的固化、⑤補強および⑥荷重軽減に大きく区分される<sup>3)</sup>。軟弱地盤対策技術は、①を原理とする置換工法が戦前から実用化されており、戦後、1950年代に②を原理とするサンドドレーン工法や③を原理とするサンドコンパクションパイル工法が開発され、1970年代に④を原理とする深層混合処理工法が開発、1990年代には④を原理とする事前混合処理工法<sup>4)</sup>や浚渫土のリサイクルを目的とした管中混合処理工法<sup>5)6)</sup>などが開発され発展してきた。これらは、土質工学的課題の主要なテーマが、安定問題、沈下(変形)問題、耐震・液状化問題から環境問題へと変化していった経緯と少なからず関係している<sup>7)</sup>。

最も古くから実用化されていた工法は、軟弱な層を掘削除去して良質な材料に置き換える置換工法である。戦前から実用化されていた工法であり、最も経済的な工法として1970年代に多く実施されていた。1970年代の港湾工事における地盤改良工事の68%が本工法によって施工されていた<sup>8)</sup>。しかし、掘削した粘土や浚渫土の捨て場が減少していき、置換する良質な材料の確保も困難になってきたこと、工事に伴う環境への影響について厳しくなってきたため、本工法は次第に実施されなくなってきた。また、1995年の兵庫県南部地震において液状化が発生しやすいことが判明したため、本工法の採用は減少傾向にある<sup>9)10)</sup>。戦前から実用化されていた工法として、自然圧密によるプレローディング工法がある。この工法は、圧密に長期間を要するため、工期に余裕がある場合においてのみ近年でも実施されている<sup>11)</sup>。

戦後の復興期の1950年代には、サンドドレーン工法やサンドコンパクションパイル工法が実用化された。サンドドレーン工法は米国から導入され、日本においては1952年に初めて施工が行われた。その後、陸上および海上においても多くの施工が行われてきたが、工期

が長いこと、施工管理が煩雑になることなどの理由によって敬遠されるようになった。置換工法による改良が難しく、サンドドレーン工法が敬遠されるなか、代替方法として急速に普及したのがサンドコンパクションパイル工法である。この工法は1957年に実用化され、もともとは緩い砂質土地盤を締め固めるための工法であったが、粘性土地盤にも適用されるようになった<sup>9)</sup>。粘性土地盤における本工法は、粘性土地盤に強制的に砂を押し込む工法であり、砂で押し込んだ分だけ原地盤の粘性土が排除される<sup>12)</sup>。

1950年代には様々な工法が実用化されてきたが、スタビライザーによるセメント安定処理工法の試験施工もこの頃に実施された。日本道路公団では、上層あるいは下層路盤をセメント安定処理するために、大型スタビライザーを輸入して試験施工を行った。高速道路よりも前に、一般有料道路において試験施工を行い、島原道路、京葉道路(1期)においてスタビライザーによる初めてのセメント安定処理路盤が施工された<sup>13)</sup>。また、国道においても下層路盤のセメントによる安定処理が実施された<sup>14)</sup>。

1960年代から1970年代にかけて化学的固化が実用化され、深層混合処理工法は1967年頃から研究開発が進められ1974年から実用化が始まった<sup>11)</sup>。この工法が開発された背景には、サンドコンパクションパイル工法の使用が活発になるにつれて、施工中の近隣への騒音・振動などの環境問題が大きな課題としてあった。特に陸上工事において制約が多く、代替の工法として、石灰またはセメントを原位置において混合して、静的に固結させる深層混合処理工法が開発された<sup>15)</sup>。当初、安定材として塊状の生石灰を用いた深層混合処理(DLM)が行われていたが、施工性や品質のばらつきの課題が多かったため、セメントスラリーを用いた深層混合処理(CDM)へと変化していった<sup>9)</sup>。

1990年代には、埋立地の液状化対策として事前混合処理工法<sup>4)</sup>、護岸背面等における土圧の軽減を目的とした軽量混合処理工法、建設発生土を再利用しつつ施工性に優れる流動化処理土、管中混合処理工法などが開発され実用化された<sup>16)</sup>。これらの人工的な地盤材料の画期となるのが、2003年に完成した中部国際空港である。浚渫土をセメントで改良した改良土が、巨大な土木構造物の本体を構成する材料として使用された初の事例である<sup>17)</sup>。

2011年東日本大震災において戸建て住宅の液状化被害が発生し、その後の強化復旧にあたり高圧噴射攪拌工法など既設構造物の近傍や直下での施工可能な工法が進歩を遂げた。

各工法の適用深さ、改良原理の関係性が整理された図を図1.1.1に示す<sup>18)</sup>。図中の太字で表記する工法が、セメントを用いた地盤改良工法を示す。

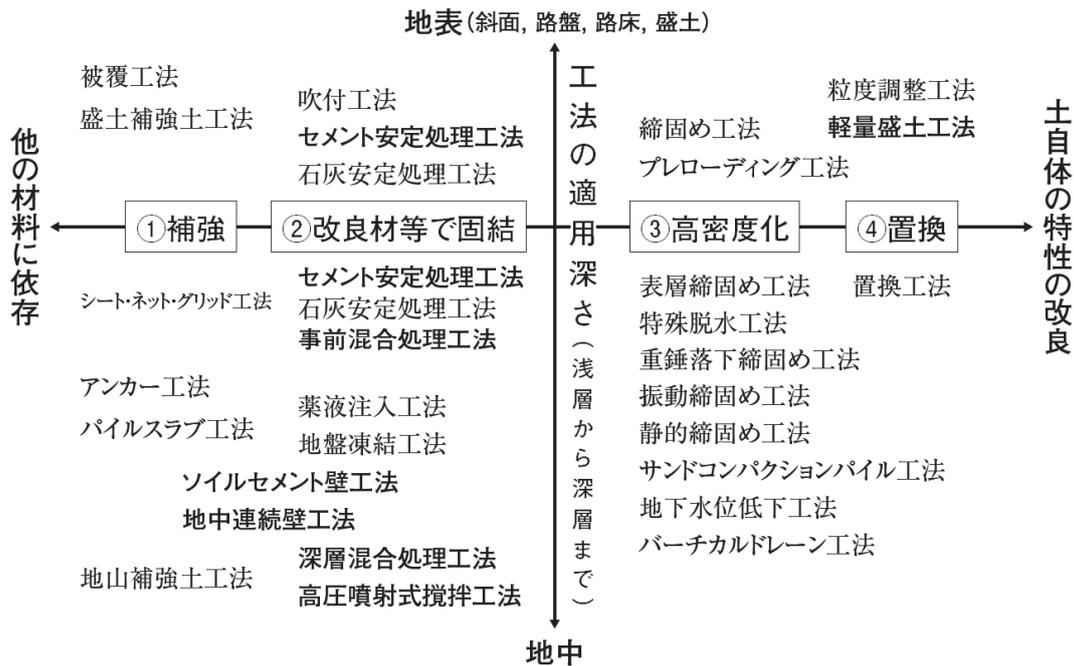


図 1.1.1 地盤改良工法の分類<sup>18) 19)</sup>

### 1.1.2 地盤改良におけるセメント系材料の変遷

石灰を使用した安定処理は、ローマ時代など古くから実施されていた。日本では、二和土、三和土と呼ばれ土間の床などに使われてきた。セメントは、ポルトランドセメントが開発された 1824 年当時から、安定処理の材料としても使用されていたが、本格的に利用されるようになったのは米国でソイルセメントが開発された 1917 年以降である<sup>15)</sup>。日本国内では、戦後復興期にソイルセメントが普及し、1950 年代は路床・路盤を対象とし土質安定処理の最盛期であった。これは、名神・東名高速道路の建設が大きく関係している。

セメントの安定処理は、導入当初は路床・路盤の構築が主な目的で、その後、施工の機械化にともないトラフィカビリティの確保などへと用途が拡大した。何れも、浅層改良が主であった。深層改良は、サンドドレーン工法やサンドコンパクションパイル工法が実施されていたが、都市部での開発が進むなか騒音や振動など公害が発生するため敬遠され始めた。そこで、静的固化工法が注目され、セメントを用いた深層混合処理工法が発展していた。高度経済成長期において、安定処理が求められる対象土質は拡大し、それらの土質は細粒分が多く、含水比が高い、水和を阻害する有機分を多量に含有するなど、従来のソイルセメントでは対応することができなかった。そうした背景をうけ、1970 年代にセメント系固化材が開発された<sup>20)</sup>。この頃の安定処理は土木分野において主に実施されていたが、1988 年に住宅・都市整備公団が独自の設計・施工指針を発刊するなど建築分野での安定処理利用が本格化した。1990 年代は、建設工事による環境への影響を配慮し、建設発生土を再利用する動きが活発となり、不良土の改質技術・高付加価値化技術が開発された<sup>5)</sup>。この頃、発塵抑制

型の固化材が開発されており、周辺環境に配慮することが求められていたことが伺える。2000年には、改良対象の土質によっては六価クロムが溶出することが懸念されたため、六価クロム溶出抑制型の特殊土用固化材が開発された。

セメント系固化材の販売実績を図 1.1.2 に示す。販売実績は徐々に増加し、2021年度には780万tに達した。1995年の阪神・淡路大震災や2011年の東日本大震災などの未曾有の災害からの復旧・復興において、地盤構造物の重要性が見直されセメント系固化材による地盤改良が活用される機会が年々増加しているものと推察される。例えば、阪神・淡路大震災では港湾施設などで液状化による甚大な被害が生じたが、格子状の地盤改良を行った地盤は健全な状態であったことから、格子状改良が液状化対策に有効であることが確認された。また、東日本大震災では津波によって甚大な被害が生じたため、粘り強い堤防構造について検討がなされ、堤体の法尻において洗掘を防止するためにセメントによる地盤改良が活用された。セメント系固化材による地盤改良は、適用範囲を広げるとともに、構造体のより重要な箇所においても活用されるようになった。なお、近年においては周辺環境への配慮から、六価クロム溶出抑制型の特殊土用固化材の割合が高い。

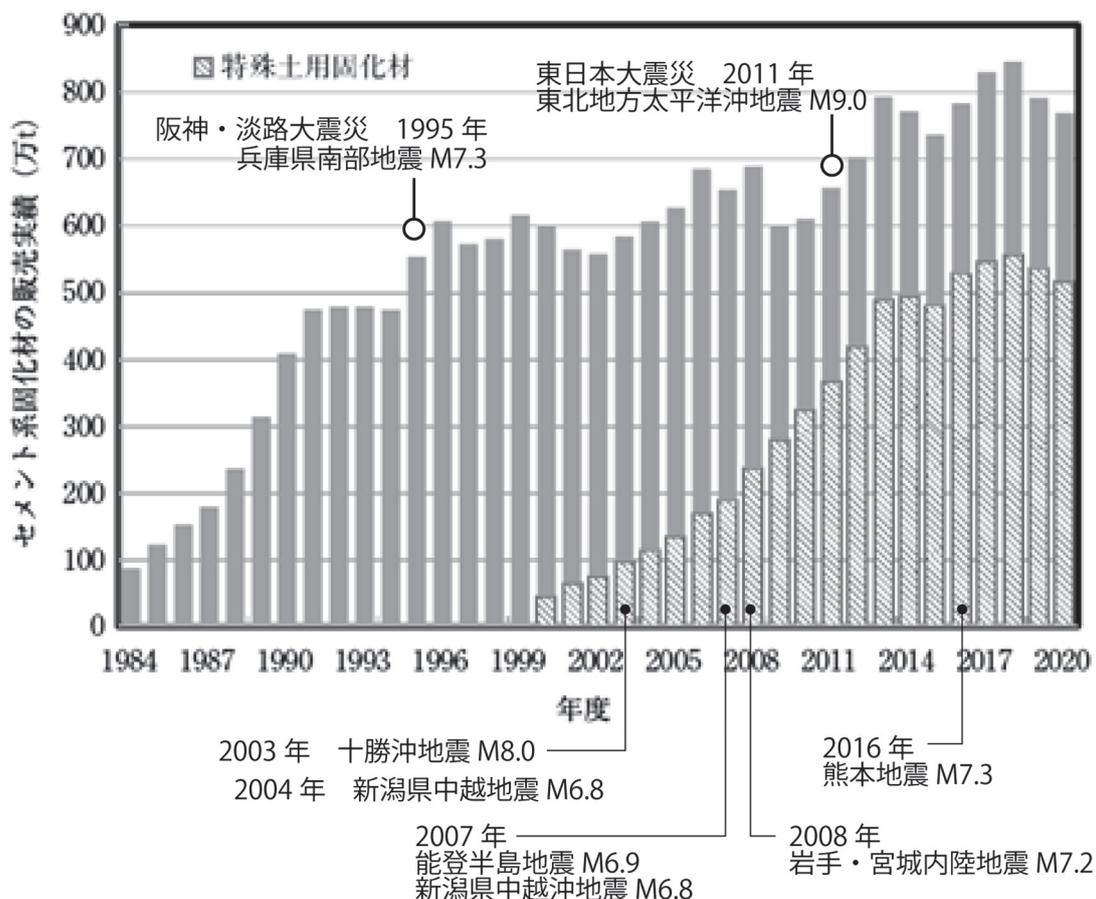


図 1.1.2 セメント系固化材の販売実績の推移 <sup>19)21)</sup>

### 1.1.3 研究課題

土質工学的課題が、安定、沈下（変形）、耐震・液状化から環境へと変化していくなか、社会のニーズに応じて地盤改良は発展していき、その一つとしてセメント系固化材による地盤改良も発展してきた。昨今の未曾有の災害に対応するために適用箇所は拡がりつつあり、固化材の需要は年々高まっている。セメント系固化材の使用量は 2021 年度に 780 万 t に達し、改良土の添加量を考慮すると相当量の改良地盤が年々蓄積されていることになる。改良された地盤構造物のストックが増加していることや、構造的に重要な箇所にも改良土が活用されていることから、改良土の長期的な性能への関心が高まっている。セメントによる改良土の長期的な安定性について、これまでもいくつかの検討が行われているが、セメント・コンクリート分野と比較すると未解明な点が多い。これは、適用箇所が様々であるため添加量や改良方法が様々であることや、改良対象となる土が多種多様であることなどが理由として挙げられる。特に土に含まれる成分には、ポゾラン反応による長期的な強度発現性に影響を与える成分もあれば、セメントの反応を阻害する成分もあり、これらが含まれる量は土質によって大きく異なる。また、改良に使用する固化材そのものも、普通ポルトランドセメント(OPC)、高炉セメント B 種(BB)やセメント系固化材において成分が異なり、反応性が異なる。特に、セメント系固化材は JIS 規格外の特殊セメントであり、この固化材による改良土の長期的な安定性の検討はほとんど見当たらないのが現状である。

これまでの既往研究は、改良土を実務で適用するにあたり、改良土の強度発現性について多くの検討が行われてきた。その結果、セメントの水和反応に加えて土とのポゾラン反応によって、改良土は長期的に強度が増加することや、有機質土や火山灰質粘性土などセメントでは固め難い土質があることが分かった。これらの強度の変化や違いは、セメントおよび土との化学反応による影響であると考えられるが、反応生成物の生成過程について検討した事例は少ない。その理由は、反応生成物の多くは非晶質成分であり、土自体にも非晶質成分が含まれるため、改良土中の反応生成物を定量的に評価することが難しいためである。そのため、pH、EC や細孔径分布などの変化によって、反応の過程を間接的に評価しているのが現状である。多種多様な改良土の長期的な強度発現性を評価・把握していくためには、化学反応に影響を与える成分を把握し、反応によって生じた生成物を定量的に評価することで、強度発現のメカニズムを解明していくことが重要であると考えられる。

改良土の長期的な安定性は、長期の強度発現性に加えて Ca の溶脱などによる変質について検討を行う必要がある。既往研究において、周辺環境に晒された改良体の表層では、Ca の溶脱によって変質して強度が低下していることが報告されている。多くの既往研究で、Ca 濃度の低下と強度低下との関係を検討しているが、変質に伴う反応生成物の変化を検討した事例は少ない。反応生成物の安定性は直接的に改良土の安定性に関係することから、変質による成分の変化などを把握し、変化した生成物を定量的に評価することで、改良土の長期的な安定性の評価につながるものと考えられる。

セメントによる水和反応およびポゾラン反応による反応生成物の生成や、Ca の溶脱など

による変質に伴う反応生成物の変化について、セメント・コンクリート分野では熱力学的平衡計算を用いることで大きな成果を上げている。改良土においても同様のアプローチによりメカニズムの解明につながるものと考えられるが、改良土への適用事例は少ないのが現状である。

## 1.2 本研究の目的

本研究は、火山灰質粘性土をセメント系固化材によって改良した改良土について、長期的な安定性を検討することを目的としている。セメント系固化材は、1970年代ごろに日本国内で開発されて使用され始めた材料であり、まだ長期的な検討事例は少ない。セメント系材料であるため、基本的にはセメント・コンクリート分野における知見が活かせるが、セメント系固化材はエトリンガイトを積極的に生成させた材料であり、普通ポルトランドセメントとは異なる。改良対象の火山灰質粘性土は、日本に広く分布する一般的な土だが、土に多く含まれるアロフェンなどの非晶質物質の影響によって特異な挙動を示す特殊土である。非晶質物質は溶解し易いため、改良土中のアルカリ環境下において土中の鉱物が溶解することで長期的な強度発現性に影響を与えるものと考えられる。一方で、火山灰質粘性土に含まれるアロフェンは陽イオン交換能が高く、固化材中のCaイオンを吸着し固化材の固化反応を阻害し、改良土の初期強度に影響を与えるものと考えられる。これらの現象について、長期の原位置試験を実施して、強度やpHの変化および粉末X線回折による結晶性の反応生成物の変化を把握し、その関係性について検討を行う。粉末X線回折では評価が難しい非晶質の反応生成物や、アルカリ環境下における土の溶解およびアロフェンによるCaイオンの吸着による影響については、熱力学平衡計算によって検証を行う。これらの検討によって、本改良土の強度発現性のメカニズムを解明することを目的とする。また、周辺土に接する改良体表層における変質について、Caの溶脱および炭酸化に着目して室内試験を実施し、変質の進行程度と強度低下の関係性を整理して長期原位置試験の結果を再検証する。その検証結果に加えて、熱力学的平衡計算によって相変化による考察を行うことで、改良土の長期安定性について検討を行うことを目的とする。

## 1.3 本論文の構成

本論文は8章で構成し、本章においては、研究背景となる地盤改良技術の変遷と地盤改良におけるセメント系材料の変遷をまとめ、本研究の目的を記述した。

第2章では、既往文献を調査して、現状の知見と課題について整理した。まず、改良土の長期的な強度発現性に関する既往文献を整理し、次に、周辺環境の影響による改良土の変質に関する既往文献を整理した。また、セメント・コンクリート分野では、これらの現象のメカニズムの解明に、熱力学的平衡計算が成果を上げていることから、それらの既往文献も整理した。

第3章では、火山灰質粘性土を改良した改良土を対象に、一軸圧縮強さと針貫入試験に

よる針貫入勾配の関係性を取りまとめ、両者の換算式を算出した。これは、第4章の長期原位置試験および第5章と第6章の室内試験において、改良体表層の強度分布を評価するために換算式を用いた。

第4章では、火山灰質粘性土をセメント系固化材で改良した改良柱体を築造し、長期原位置試験を実施した結果をまとめた。材齢22年までの追跡調査を終えて、改良土の長期的な強度発現性と周辺土に接する改良体の表層の変質について取りまとめた。

第5章では、第4章の長期原位置試験の調査結果を、室内における周辺土との接触試験によって再検証した。特に、改良体の表層における変質領域の生成過程について、長期原位置試験では確認することができなかったため、この室内試験によって検討を行った。改良体からのCaの溶脱に着目して、溶脱に伴うCaO濃度の低下と強度低下との関係性について整理した。併せて、周辺土の含水比によるCaの溶脱への影響について検討した。

第6章では、第5章の検証結果を受けて、Caの溶脱以外の要因によっても変質していることが確認されたため追加の検討を行った。ここでは、炭酸化に着目して、炭酸化に伴うpHの低下と強度低下との関係性について整理した。

第7章では、第4章から第6章に記述した、改良土の長期的な強度発現性とCaの溶脱や炭酸化による変質に伴う反応生成物の変化を、熱力学的平衡計算によって検証を行った。長期的な強度発現について、セメントによる水和反応および土とのポズラン反応による相変化について平衡計算を行い、長期原位置試験の結果と比較検討を行った。また、Caの溶脱および炭酸化の変質に伴う反応生成物の変化について、熱力学的平衡計算によって検討を行った。これらの計算結果をもとに、セメントによる水和反応、ポズラン反応、Caの溶脱および炭酸化による、強度の変化と反応生成物量の変化の関係性を整理した。

第8章では、本研究で得られた知見を整理して、今後の課題についてまとめた。

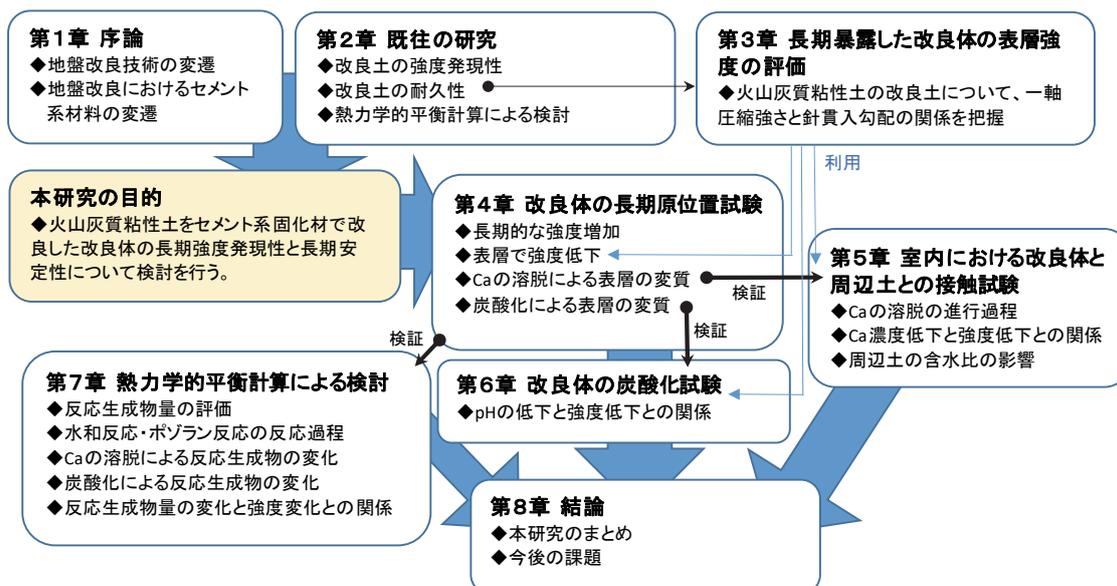


図 1.1.3 各章における検討内容の関連性

#### 【参考文献】

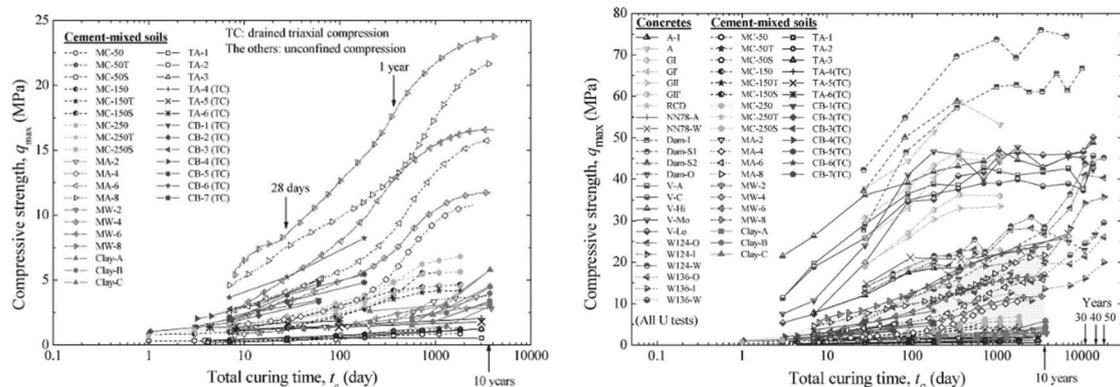
- 1) 本多啓太、須貝俊彦：日本列島における沖積層の層厚分布特性—沖積平野における災害脆弱性評価のための地形発達モデルの構築にむけて—、地学雑誌、119 (5) (2010) pp.924-933.
- 2) 国土交通省水管理・国土保全：2. 市民団体等との連携を必要とする背景、河川審議会管理部会資料「河川における市民団体等との連携方策のあり方について」(1999).
- 3) 寺師昌明：土質工学 40 年のあゆみ 地盤改良、土と基礎、37-12 (383) (1989) pp.74-77.
- 4) 善功企、石山范、千田宏三、蛭川友司、森國夫：埋立地の液状化対策としての事前混合処理工法の開発、土木学会論文集 No.522/VI-28 (1995) pp.19-22.
- 5) 三木博史：地盤材料の改質技術の分類と変遷、基礎工 530 号 Vol.45 (2017) pp.2-4.
- 6) 佐藤恒夫：海上空港用地造成への管中混合固化処理工法の適用に関する研究、港湾空港技術研究所資料 No.1076 (2004).
- 7) 北詰昌樹：地盤改良工法の最近の技術と今後の展望、地盤工学会誌 60-6(653) (2012) pp.1-3.
- 8) 運輸省港湾技術研究所土質部：最近の土質・基礎工法に関する諸問題 5. 最近の地盤改良工法、第 26 回直轄港湾技術研究会報告資料 No.9 (1975) pp.44-55.
- 9) 奥村樹郎：わが国における軟弱地盤改良工の歴史的展開、地盤と建設 Vol.17,No.1 (1999) pp.1-8.
- 10) 善功企：地盤工学 50 年の歩みと展望 軟弱地盤対策、土と基礎 47-11(502) (1999) pp.42-45.
- 11) 奥村樹郎：土質工学 30 年の歩み、土と基礎 27-13(263) (1979) pp.90-93.
- 12) 菊池喜昭：地盤改良の原理と新技術、地盤工学会誌 63-8(691) (2015) pp.1-3.
- 13) NEXCO 東日本：高速道路 50 年の歩み
- 14) 高橋国一郎、多田宏行：下層路盤のセメントによる安定処理について (中間報告)、土と基礎 6(1) (1958) pp.13-17.
- 15) 久野悟郎：基礎工事とセメント系固化工法 土木におけるセメント系固化工法—利用変遷・課題、基礎工 Vol.28,No.9 (2000) pp.7-11.
- 16) 深田久：地盤改良工法の変遷と新技術、地盤工学会誌 63-8 (2015) pp.4-7.
- 17) 土田孝：地盤材料の開発・利用と今後の課題、基礎工 530 号 Vol.45 (2017) p.1.
- 18) 日本材料学会土質安定材料委員会編：地盤改良便覧(1991) p.12.
- 19) セメント協会：セメント系固化材による地盤改良マニュアル第 5 版 (2021) p.7.
- 20) 戸田尚旨：地盤改良用固化材、石膏と石灰 215 号 (1988) pp.46-54.
- 21) セメント協会：大規模災害に対してセメント系固化材による地盤改良が果たす役割 (2015) pp.2-3.

## 第2章 既往の研究

### 2.1 改良土の強度発現性に関する既往研究

改良土の強度発現性は、最も重要な基本的な特性であるため、多くの研究が行われている。一般に、土とセメントを混合した改良土では、長期的に強度発現することが知られている。これは、セメントによる水和反応による強度発現に加えて、アルカリ環境下において土が溶解することでポズラン反応が生じるためである。

L.Kongsukprasert らは、砂や礫をセメントで改良した改良土の長期強度発現性を評価し、また既往研究の砂質土、風化花こう岩や砂質粘性土の改良土の長期強度を併せて図 2.1.1 のように整理した<sup>1)</sup>。図ではコンクリートの強度発現性と比較し、改良土はコンクリートよりも低強度であるが、強度増加する期間がコンクリートよりも長く、初期強度からの増加率はコンクリートよりも大きい。また、改良土では様々な土質があるため、改良土による強度発現性の差異が大きい。これは土の含水比や粒度に加えて、土に含まれる鉱物や成分による固化反応への影響程度が様々であること、土によってポズラン反応の程度が異なることが影響しているものと考えられる。



a) セメント改良土のみ

b) セメント改良土とコンクリート

図 2.1.1 セメント改良土とコンクリートの一軸圧縮強さ<sup>1)</sup>

N.Miura らは、高含水比の有明粘性土を対象に、土の初期の含水比とセメント添加量を要因とした改良土を作製して強度発現性を確認した<sup>2)</sup>。その結果、セメントの添加量が多いほど、粘性土の含水比が低いほど改良土の一軸圧縮強さは高かった。これらの結果を、粘性土中の水とセメントの質量比 ( $W_w/C$ ) で整理すると、図 2.1.2 に示すように粘性土の含水比にかかわらず一つの曲線に示すことができた。同様の検討を、世界各地の粘性土を対象に S. Horpibulsk らが試験を実施して、図 2.1.3 に示すように N.Miura らと同様の結果を得ている<sup>3)</sup>。強度発現性を時間の対数軸で図示すると、何れの改良土も概ね線形的に強度が増加した。

強度増加の速度も、セメントの添加量が多いほど、粘性土の含水比が低いほど、増加速度が速い。L. Liu らは、水セメント比の逆数を指標として一軸圧縮強さとの関係性を示し、強度発現性をより良く示す指標として、図 2.1.4 に示すように、含水比を塑性限界で補正することを提案<sup>4)</sup>している。

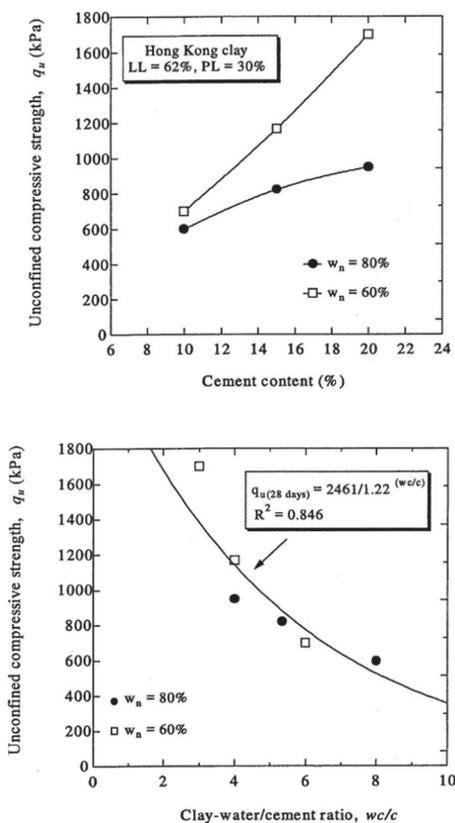


図 2.1.2 粘土中の水/セメント比<sup>2)</sup>

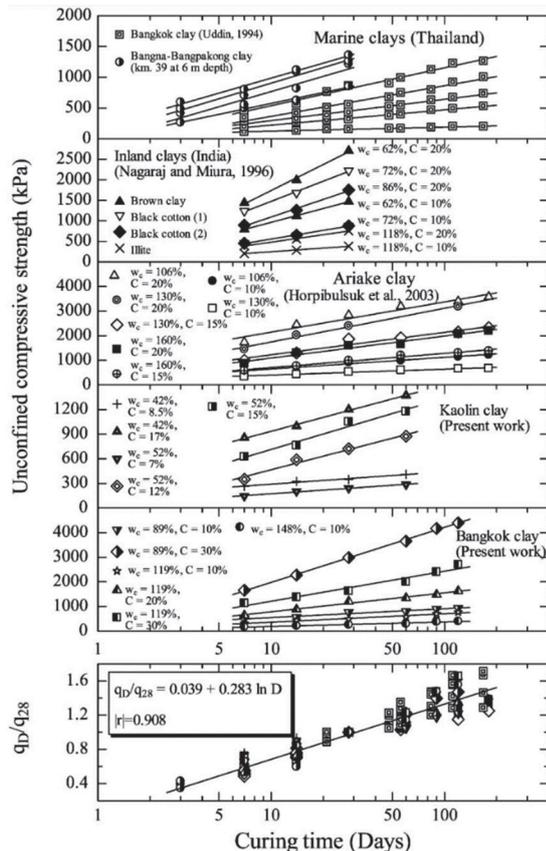
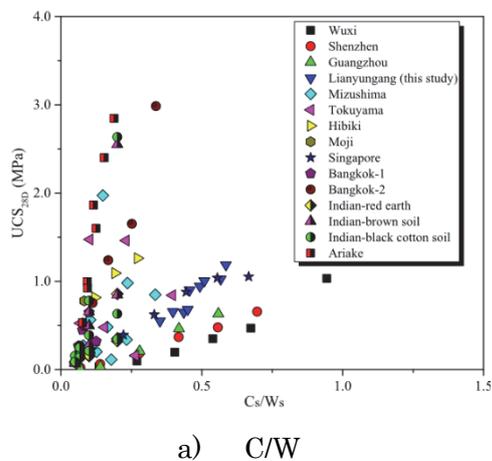
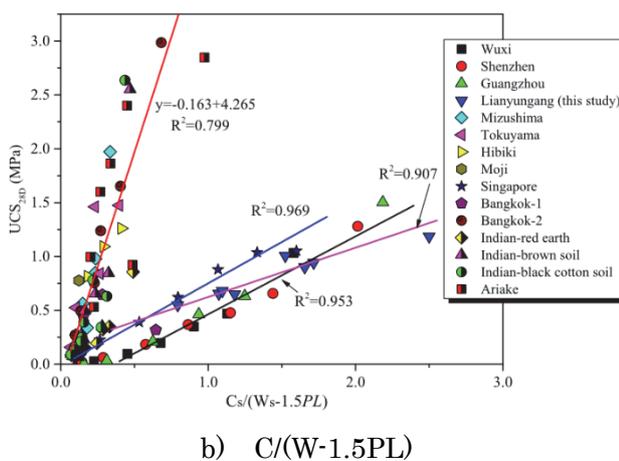


図 2.1.3 各種粘土の改良土の強度発現性<sup>3)</sup>



a) C/W



b) C/(W-1.5PL)

図 2.1.4 セメント水比と一軸圧縮強さ<sup>4)</sup>

新城らは、セメント安定処理したさんご石灰質砂の強度発現性と変形特性について検討を行った<sup>5)</sup>。排水せん断試験を実施して、**図 2.1.5**の結果を得た。その結果、セメント量の増大に伴い、せん断初期の応力-ひずみ関係の傾きが急となること、ピーク強度が増大すること、ピーク強度時の軸ひずみが小さくなること、ピーク強度後の応力低下が著しく応力-ひずみ関係が脆性的となることが分かった。また、**図 2.1.6**に示すように、改良砂中の空隙（間隙）を占めるセメントの絶対容積から算出するセメント空隙比によって強度発現性を整理している。その結果、空隙比 0.04 付近を境に急激に強度が増加しており閾値があること、細粒分が多い砂 B では空隙を細粒分が埋めることで砂 A よりも強度発現性が高いことを示した。

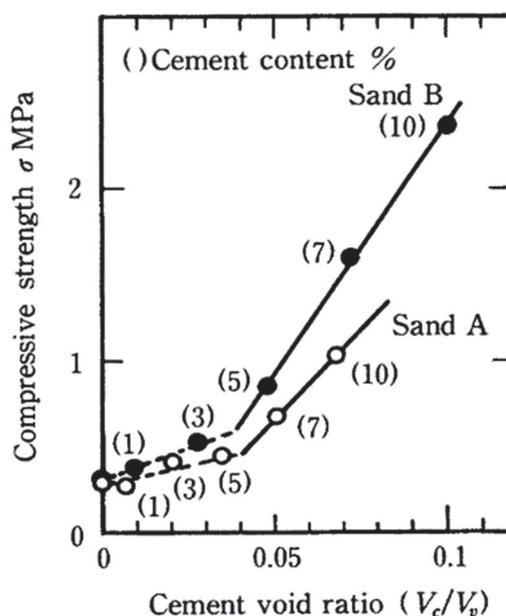
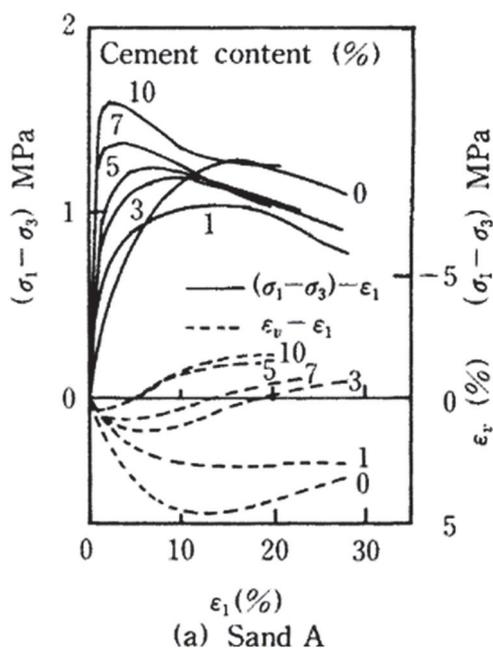


図 2.1.5 改良砂の軸差応力-体積ひずみ-軸ひずみ関係 ( $\sigma_3' = 294\text{kPa}$ )<sup>5)</sup>      図 2.1.6 セメント空隙比と一軸圧縮強さの関係<sup>5)</sup>

佐藤らは、改良土の強度発現性のメカニズムを解明するために、改良土の骨格構造（空隙構造）の変化に着目して強度変化との比較を行った<sup>6)</sup>。**図 2.1.7**に示すように、材齢の経過にともない細孔径分布のピークは小さな径へと移行し、一軸圧縮強さは増加した。セメントの水和反応による反応生成物によって、空隙を細分化したものと考察している。これにより、**図 2.1.8**に示すように改良土の透水係数は低下した。材齢 20 年の改良土は、材齢 84 日より細孔径分布のピークが小さい径へと移行し、一軸圧縮強さも増加していた。ポゾラン反応によって反応生成物が増加することで空隙が細分化され、長期強度へと寄与したことを示している。

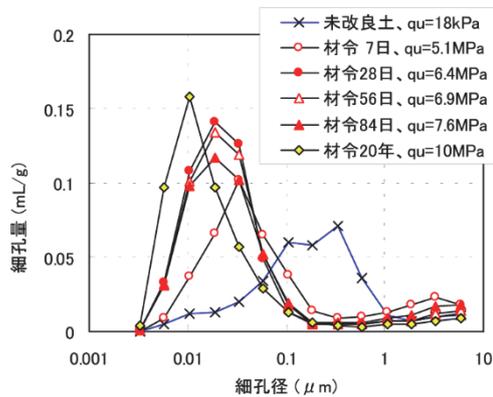


図 2.1.7 強度増加に伴う細孔経分布の変化<sup>6)</sup>

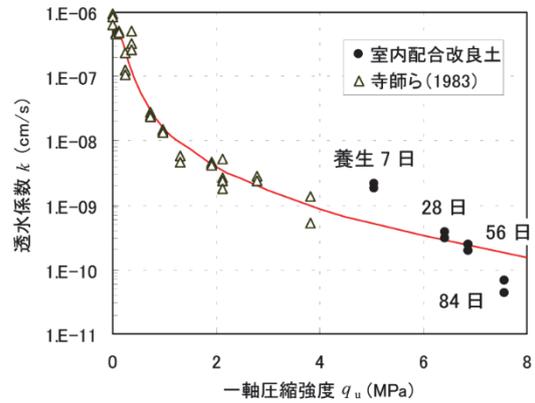
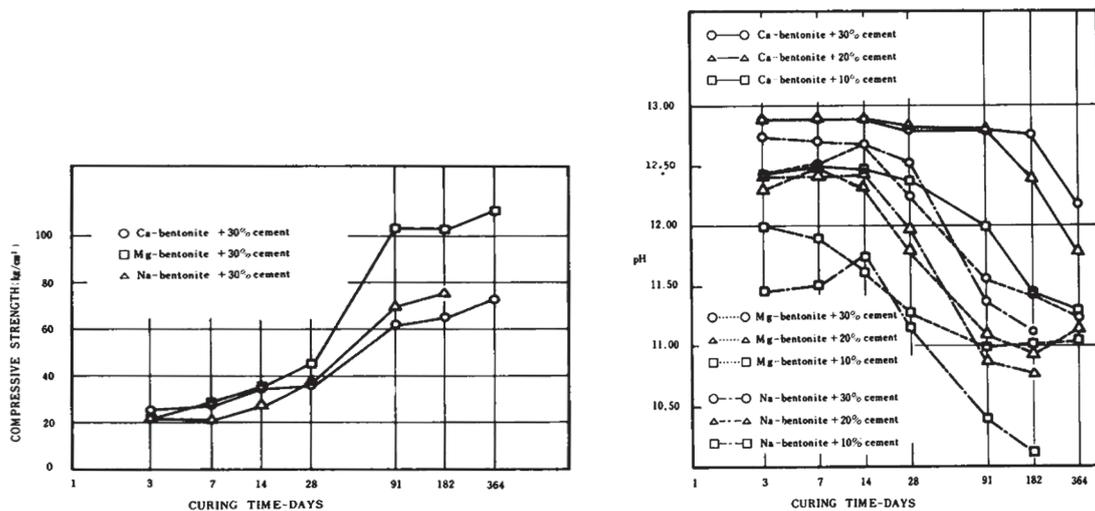


図 2.1.8 一軸圧縮強度と透水係数の関係<sup>6)</sup>

川村は、Ca 型、Mg 型および Na 型のベントナイトをセメントで改良して、セメントと土との反応について検討を行った<sup>7)</sup>。何れのベントナイトにおいても、図 2.1.9 に示すように材齢の経過とともに強度は増加し、セメント添加量が多いと顕著に増加した。強度が増加するにつれて、改良土の pH は低下していき、その低下速度はセメント添加量が少ないほど早かった。ポゾラン反応の進行によって pH が低下したことを示した。

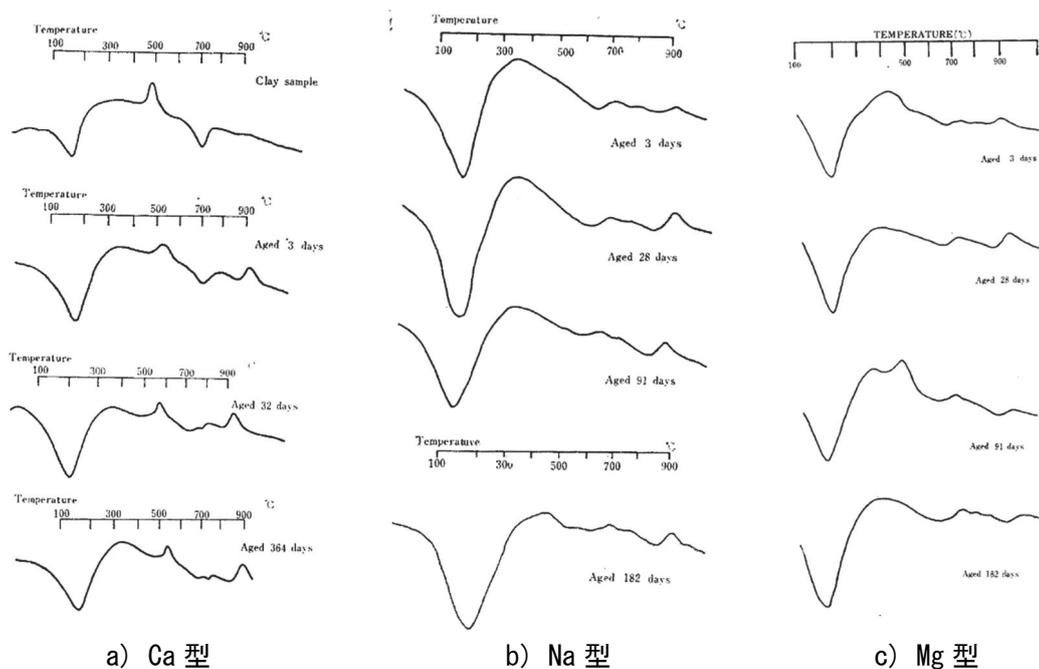


a) 一軸圧縮強さの経時変化

b) pH の経時変化

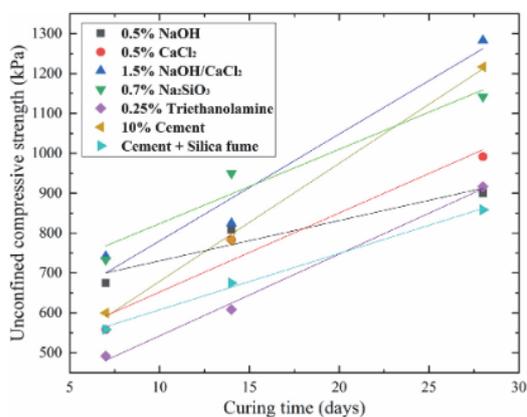
図 2.1.9 ベントナイトとセメントの改良土の一軸圧縮強さと pH<sup>7)</sup>

M.Kawamuraらは、セメントと土との反応を示差熱分析によって検討を行った<sup>8)</sup>。Ca型、Na型、Mg型のベントナイトを改良し、**図 2.1.10**に示すように何れの改良土においても初期材齢において900°C付近に変化が認められた。これは、低Ca/Si比のCSHであり、Ca型とNa型では長期的にも存在していた。Mg型では、材齢が経過すると900°C付近のピークが消失しており、高Ca/Si比のCSHへと変化していたことが確認された。

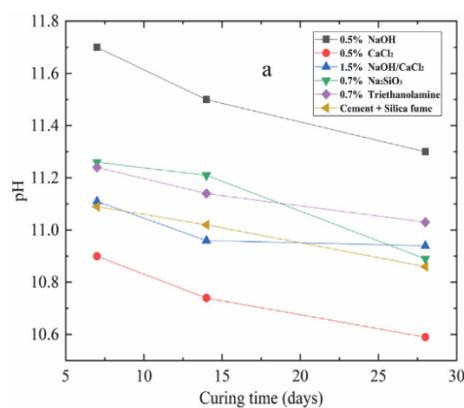


**図 2.1.10** セメントによるベントナイト改良土の示差熱分析<sup>8)</sup>

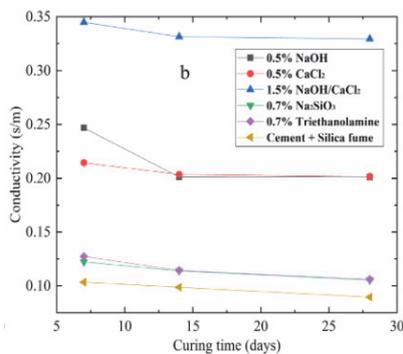
C.Du らは、セメントに各種添加剤を加えて、土質改良効果の改善を検討した<sup>9)</sup>。検討において、改良土の一軸圧縮強さに加えて pH の変化を測定している。図 2.1.11 に示すように、何れの改良土においても、材齢の経過とともに強度が増加しており、その間に改良土の pH は低下した。セメントと土が反応して pH が低下したものと考えられる。添加剤によって強度発現性が異なり、1.5%の NaOH/CaCl<sub>2</sub> を添加した改良土が最も強度が高かったが、pH の変化との関連性は認められない。また、電気伝導率 (EC) の測定を行い、材齢の経過とともに EC が低下することが認められた。



a) 一軸圧縮強さの経時変化



b) pH の経時変化



c) 電気伝導率の経時変化

図 2.1.11 添加剤を含むセメントで改良した土の強度、pH、EC<sup>9)</sup>

M.M.Tashima らは、ポズラン物質の反応性を評価するために、水酸化カルシウム溶液にポズラン物質を浸漬し、溶液の電気伝導率を計測してその低下率 (Lc) を評価している<sup>10)</sup>。図 2.1.12 に示すように、浸漬時間の経過とともに Lc が上昇し、その上昇程度は養生温度が高い 60°C において大きかった。この Lc と pH による簡便な指標で、ポズラン物質の反応性を評価する方法を提案している。

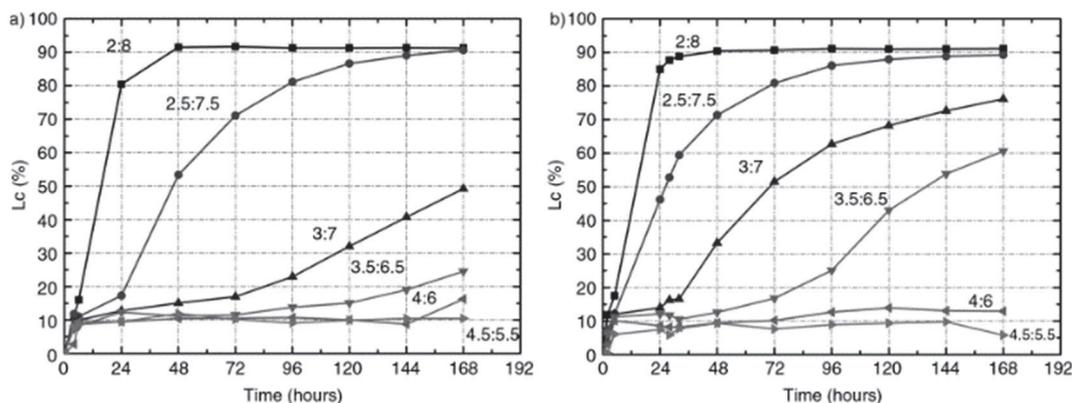


図 2.1.12 電気伝導率 (EC) の低下率 a) 養生温度 50°C b) 養生温度 60°C<sup>10)</sup>

セメントによる改良土の長期強度発現性について、室内試験だけでなく原位置試験においても検討が行われている。橋本らは、粉体式深層混合処理工法で施工した改良体の 30 年調査を実施し、30 年経過しても強度が増加傾向にあり、材齢 28 日強度の 3.1 倍に達していた。固化材は高炉セメント B 種を使用し、添加量は 290kg/m<sup>3</sup> (杭上部) と 130kg/m<sup>3</sup> (杭下部) である。既往の文献と比較した結果を図 2.1.13 に示す<sup>11)</sup>。吉田らは、浅層混合処理工法で改良した地盤の材齢 15 年調査を実施し、材齢 15 年経過しても強度が増加していることを確認した。固化材は、普通ポルトランドセメントを使用し、添加率は土の湿潤質量に対して 5% である<sup>12)</sup>。池上らは、深層混合処理をした改良体の材齢 20 年調査を行い、材齢 93 日から材齢 20 年にかけて強度は 1.6 倍に達した。固化材は、普通ポルトランドセメントを使用し、添加量は 160 kg/m<sup>3</sup> である<sup>13)</sup>。稲垣らは、高速道路盛土下を深層混合処理した改良体の材齢 14 年調査を行い、粘性土および腐植土ともに強度が大幅に増加しており、材齢 28 日の 5~7 倍に達していた。固化材は、セメント系固化材を使用し、添加量は腐植土に対して 265kg/m<sup>3</sup>、粘性土に対して 190kg/m<sup>3</sup> である<sup>14)</sup>。図 2.1.1 などの室内試験の検討結果も含めると、長期的に強度発現した改良土の一軸圧縮強さは、初期強度に対して 1.5~7.6 倍の強度に達していた。ただし、調査結果のうち多くの改良体では、強度発現が継続している可能性がある。

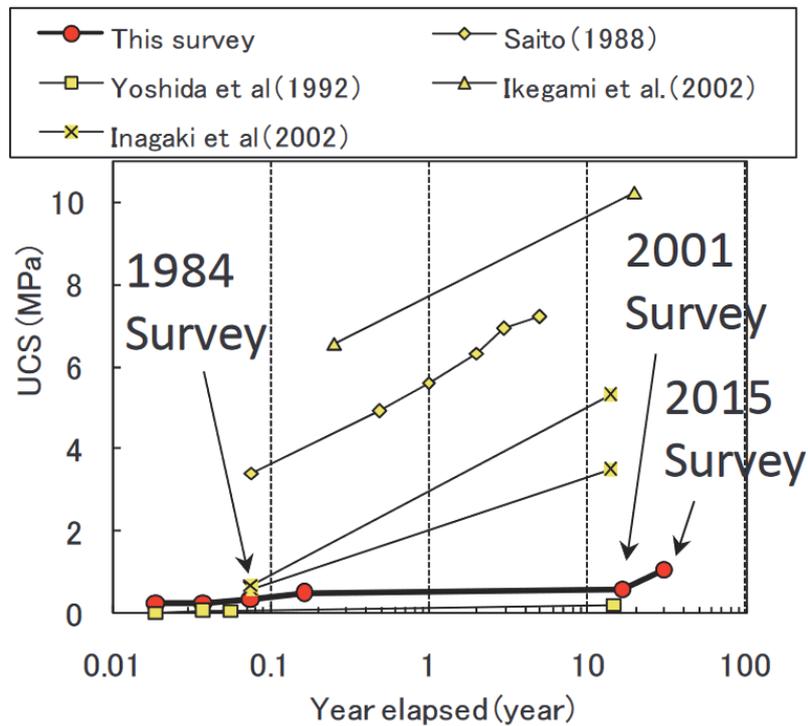
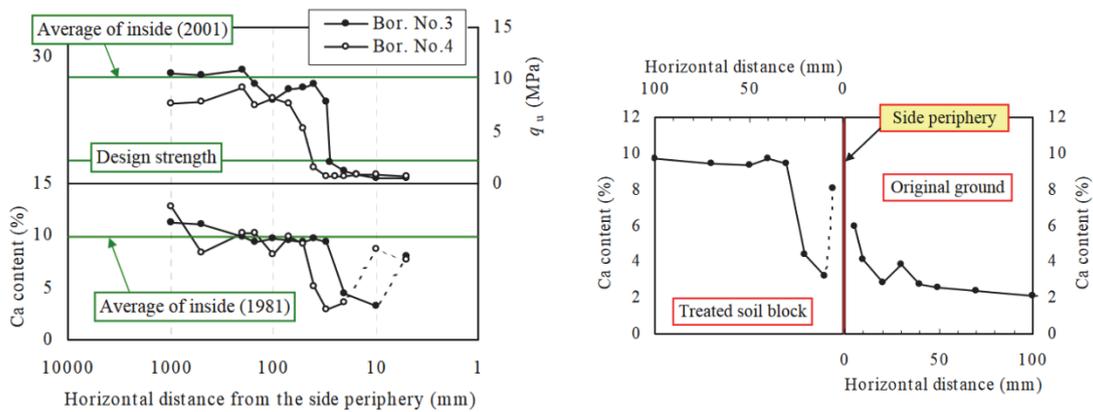


図 2.1.13 セメント改良土の長期強度発現性<sup>11)</sup>

固化材で改良した土は、長期的に強度が増加することが多くの研究で報告されている。強度が増加する期間はコンクリートよりも長く、増加率はコンクリートよりも大きい。これは、セメントによる水和反応に加えて、アルカリ環境下において土が溶解し、ポゾラン反応が生じることで強度が増加したものと考えられる。その反応の過程を、pH、EC や細孔径分布などの変化で評価した事例はあるが、強度に寄与している反応生成物の生成過程について検討した事例は少ない。反応生成物を検討することは、改良土の強度発現性のメカニズムを解明し、改良土の安定性を検討するうえでも重要であるが、分析の難しさのためあまり実施されてこなかったものと思われる。また、既往の研究成果の多くは室内試験による結果であり、原位置における長期試験による結果は限られる。長期の原位置試験において、ポゾラン反応も含めた反応生成物の生成過程について検討した事例は、ほとんど見受けられない。

## 2.2 改良土の耐久性に関する既往研究

M. Ikegami らは、原位置試験を実施して長期的な強度発現性を確認したが、周辺土に接する改良体表層では、変質によって強度が低下していることを報告している<sup>13)</sup>。改良体の表層の強度分布と Ca 濃度分布を図 2.2.1 に示す。材齢 20 年が経過して、境界面から 30~50mm の層において強度が低下していた。その層では、Ca 濃度が低下していることが確認された。また、改良体が接する周辺土の Ca 濃度を調査すると、境界面に向けて Ca 濃度が上昇していることから、改良体から溶脱した Ca が周辺土へ拡散していることが確認された。Ca の溶脱に伴う強度への影響を検討するために、境界面から複数点において細孔径分布を測定した。その結果、図 2.2.2 に示すように、強度低下していない領域においては  $0.1\mu\text{m}$  以下の空隙が最も多いのに対して、強度低下していた領域においては  $0.1\mu\text{m}$  よりも粗大な空隙が増加していた。改良体表層では、Ca の溶脱によって Ca 濃度が低下し、空隙が粗大化したことで強度が低下していることが認められた。



a) 強度分布と Ca 濃度分布

b) 境界面を含む Ca 濃度分布

図 2.2.1 材齢 20 年のセメント改良土<sup>13)</sup>

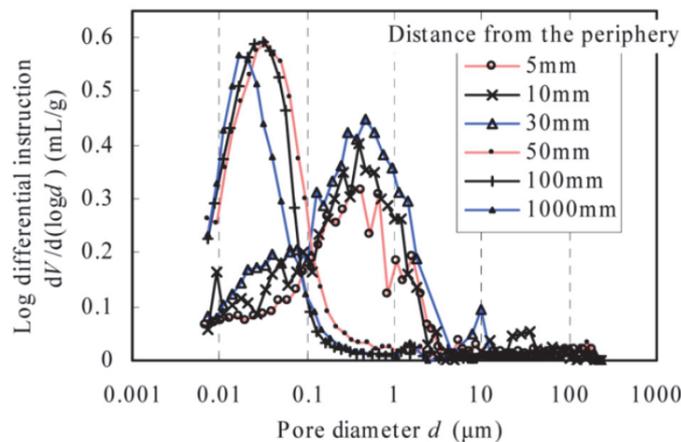
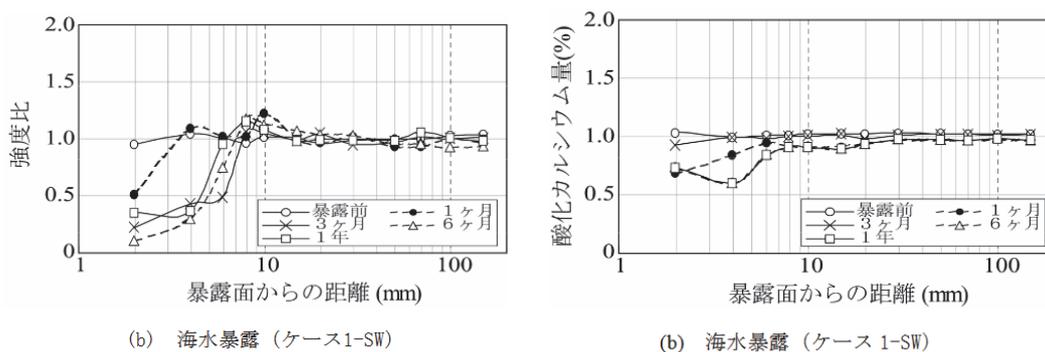
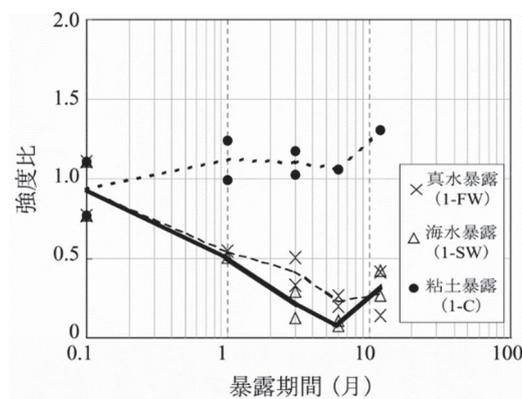


図 2.2.2 境界面から深さ方向に採取した改良土の細孔径分布<sup>13)</sup>

中村らは、改良体の耐久性のデータを蓄積するために、改良体を真水、海水、粘土地盤に晒し、表層の強度変化および CaO 量の経時変化を室内試験において検討した<sup>15)</sup>。その結果、**図 2.2.3** に示すように、暴露期間が経過するとともに、改良体表層の強度は低下し、その層では CaO 量が低下していた。環境条件では、**図 2.2.4** に示すように、海水暴露、真水暴露、粘土暴露の順に強度低下が大きかった。固化材の添加量では、添加量が少ないほど強度低下する範囲が広がった。



**図 2.2.3** 海水に暴露した改良体表層の強度比分布と CaO 量分布<sup>15)</sup>



**図 2.2.4** 暴露面近傍の強度比の変化<sup>15)</sup>

橋本らは、セメント系改良地盤の耐久性の長期予測手法を確立するために、Cl<sup>-</sup>の影響を考慮した Ca の溶脱モデルおよび強度低下モデルの構築を行った<sup>16)</sup>。Ca の溶脱モデルに Cl<sup>-</sup>を考慮するために、NaCl 濃度を変化させた溶液における Ca 溶脱率を**図 2.2.5** に示すように評価した。NaCl 濃度が高いほど、Ca の溶脱が増加した。一方、強度低下モデルの構築にあたり、粘土地盤に接触させた改良体の強度変化と CaO 含有率を測定した。**図 2.2.6** に示すように、健全部を基準とした CaO 含有率比および一軸圧縮強度比で整理して、簡易モデルとした。

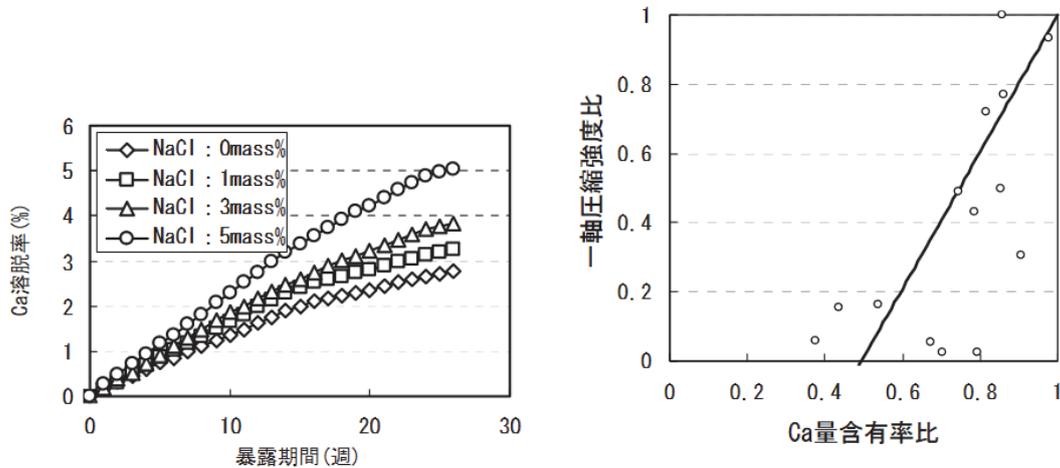


図 2.2.5 Ca 溶脱率の経時変化<sup>16)</sup>

図 2.2.6 劣化後の Ca 含有率比と一軸圧縮強さ比の関係<sup>16)</sup>

原らは、海水の NaCl 濃度を変化させた溶液に改良体を浸漬させて、表層における劣化深度の経時変化を検討した<sup>17)</sup>。表層の強度分布は、コーンを貫入して貫入抵抗の深度分布を測定して、抵抗が低い表層の深さ（劣化深度）を評価している。その結果、図 2.2.7 に示すように、NaCl 濃度が高いほど劣化深度が高いことが確認された。一方で、固化材の添加量が多くなると、劣化深度は浅くなることを認められた。

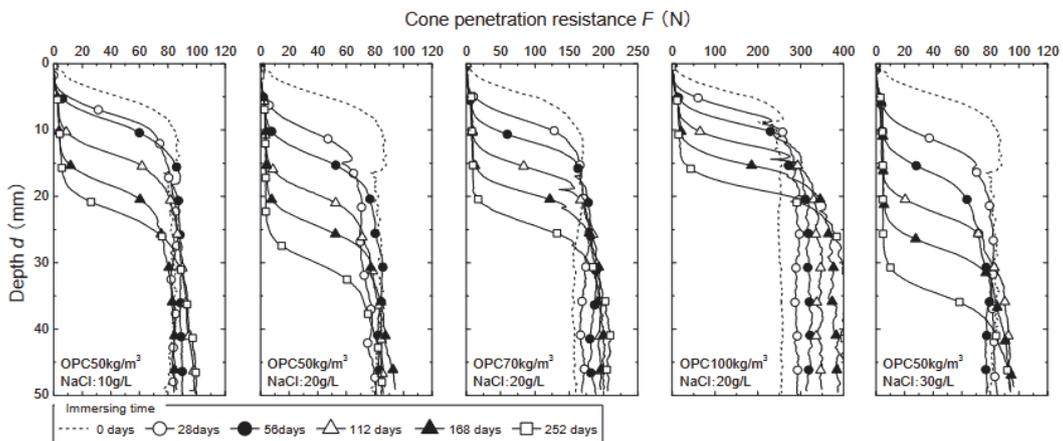


図 2.2.7 貫入抵抗の深度分布<sup>17)</sup>

T.Fujikawa らは、石炭灰混合材料の耐久性を評価するため、乾湿繰り返し試験を実施した<sup>18)</sup>。試験の初期のサイクルでは強度が増加したが、サイクルを重ねると強度は低下していった。強度の低下は Ca の溶脱によるもので、図 2.2.8 に示すように乾湿を繰り返すと Ca 含有量が低下した。その低下程度は、溶液によってことなり、硫酸塩溶液において最も Ca 含有量が低下した。

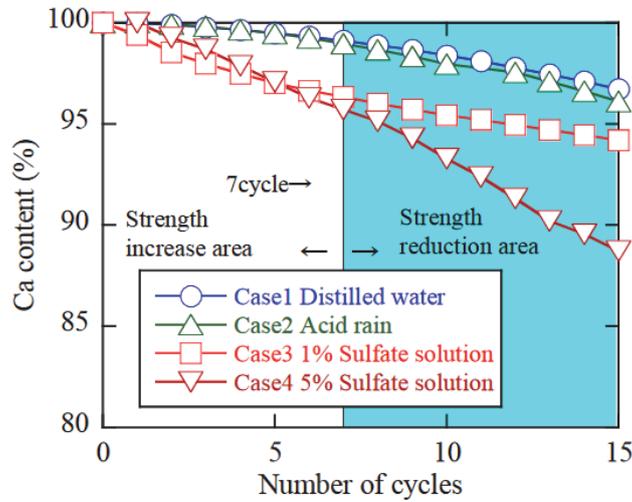


図 2.2.8 乾湿繰り返し回数と Ca 濃度<sup>18)</sup>

三原らは、セメント改良土を人工海水に浸漬して、温度条件を変えた試験を実施した<sup>19)</sup>。試験温度を 30°C と高くすると、図 2.2.9 に示すように、改良土からの Ca の溶脱量が増加し、改良土に吸収される Mg の量が増加した。この二つの現象は改良土の劣化に関するものであり、試験温度を高めることで劣化が促進されることが示された。実際に劣化量を測定すると、図 2.2.10 に示すように、試験温度 30°C では 20°C と比較して劣化量が大きかった。

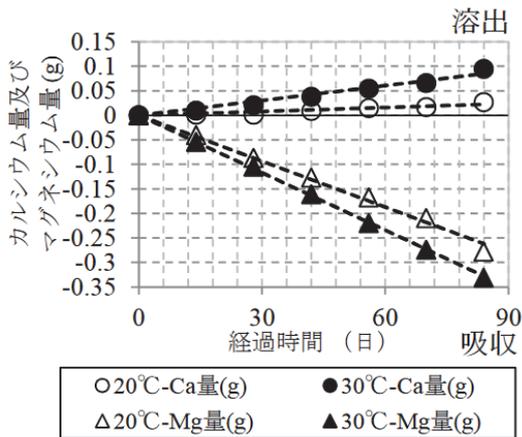


図 2.2.9 2 種類の温度条件下での Ca 量および Mg 量の経時変化<sup>19)</sup>

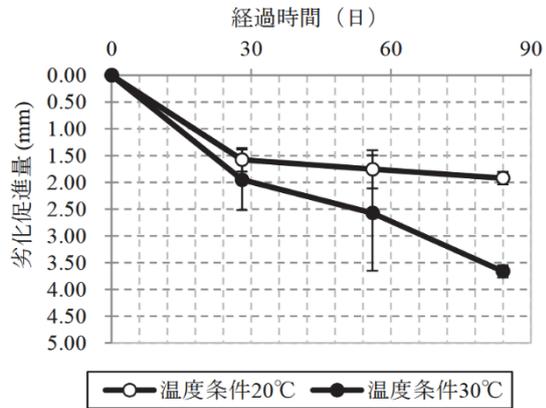


図 2.2.10 2 種類の温度条件下における劣化促進量<sup>19)</sup>

新舎らは、浚渫土を固化処理した後に破碎し、破碎粒子を砂礫の代替品として利用することを想定して耐久性の検討を行った<sup>20)</sup>。海水暴露を行い、針貫入試験により劣化量  $D$  を評価した。その結果、図 2.2.11 に示すように、固化材の添加量が多いほど劣化量は小さく、また、材齢 1 日で暴露した場合 (Fresh 暴露) よりも、材齢 28 日まで養生して暴露した場合 (固化後暴露) に劣化量が小さかった。劣化量の経時的な変化は、 $\sqrt{t}$  則によって概ね線形的に変化していることを示した。

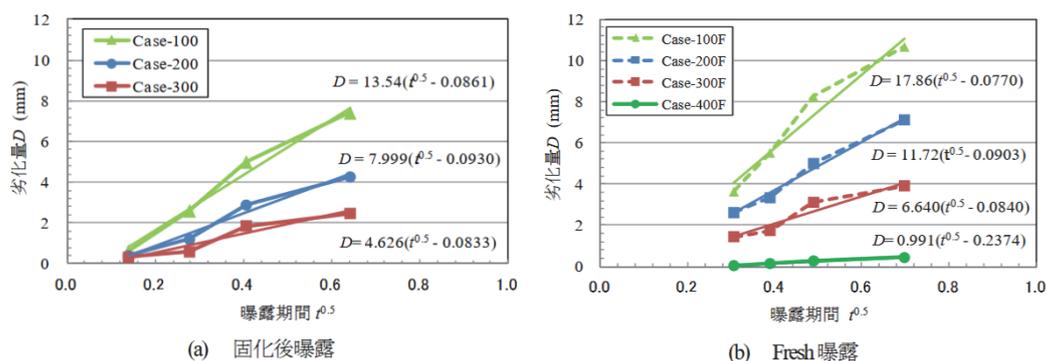


図 2.2.11 暴露期間と劣化量の関係<sup>20)</sup>

池上らは、改良土の劣化進行について簡便な予測手法を検討するために、改良土を海水、淡水および粘土中に暴露して劣化深さの経時変化を測定した<sup>21)</sup>。測定結果を $\sqrt{t}$  則によって整理すると、図 2.2.12 に示すように、強度や暴露環境によらず劣化の進行を示せることが分かった。比例定数  $A$  は劣化の進行速度を表しており、改良体の強度が高いほど比例定数  $A$  は小さくなる。

28日強度 $q_{u28}$	比例定数A		
	海水暴露	淡水暴露	土中暴露
228kPa	52.4	18.1	25.3
637kPa	43.3	14.4	19.9

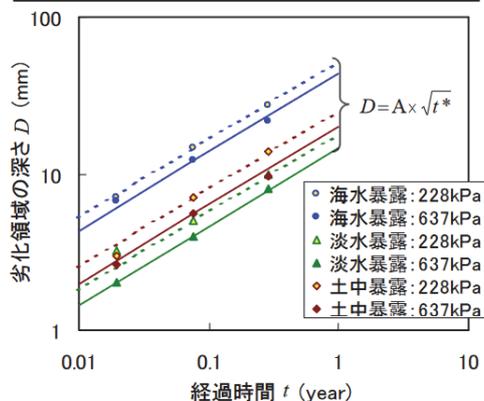


図 2.2.12 暴露実験結果と劣化進行予測式<sup>21)</sup>

林らは、固化材添加量の異なる改良体を淡水暴露し、暴露面からの強度分布を測定して劣化深さの経時変化を評価し、既往の報告とも併せて結果を整理した<sup>22)</sup>。経過時間と劣化深さの関係を、**図 2.2.13** に示すように両軸を対数とすると、何れの改良土においても同程度の傾きを示した。その傾きから、劣化の進行が時間の平方根に比例する事を示した。

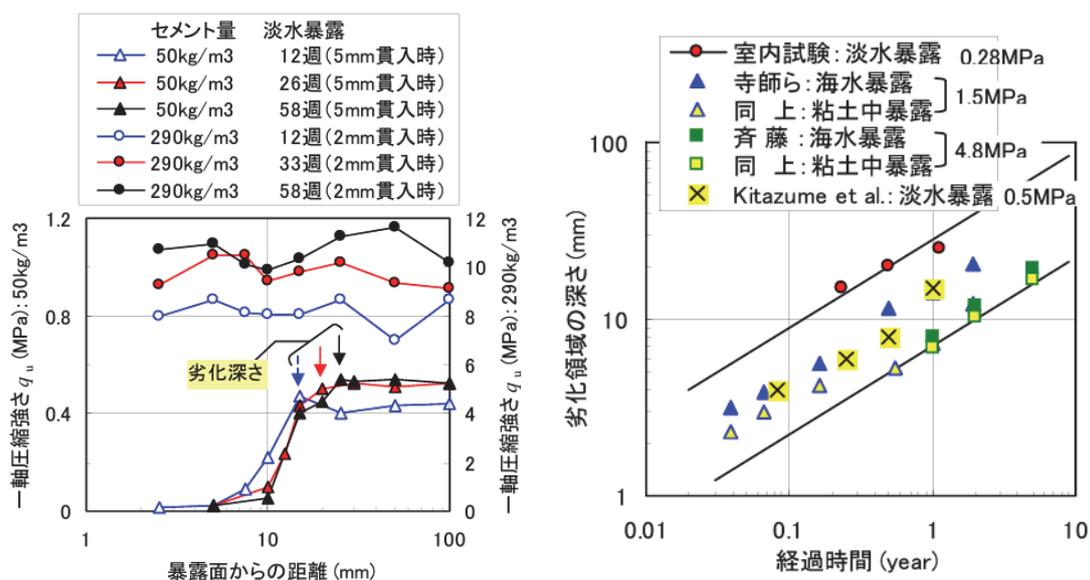


図 2.2.13 安定処理土の劣化進行<sup>22)</sup>

田中らは、砂防ソイルセメントの長期耐久性を検討するために、乾湿繰返し試験を実施してスレーキング抵抗性を評価した<sup>23)</sup>。実施した全ての試験結果を、圧縮強度とスレーキングの判定結果で整理すると、**図 2.2.14** に示すように、スレーキング抵抗性が確保される圧縮強度の閾値が示された。

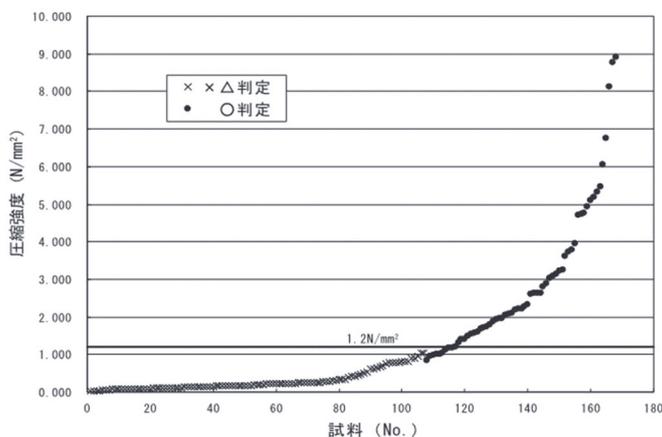


図 2.2.14 圧縮強度とスレーキング抵抗の関係<sup>23)</sup>

田中らは、土の種類、土の含水比、添加量および暴露条件を変化させて、改良体表層の劣化深さの経時的な変化を評価した<sup>24)</sup>。その結果を、 $\sqrt{t}$  則の式に回帰して、各試験条件における比例定数を算出した。この比例定数を劣化速度係数  $C_D$  と定義した。 $C_D$  は、**図 2.2.15** に示すように、セメント添加率が高くなるほど小さくなった。セメントの添加率が高いほど、改良体の劣化抵抗性が高くなることを示した。

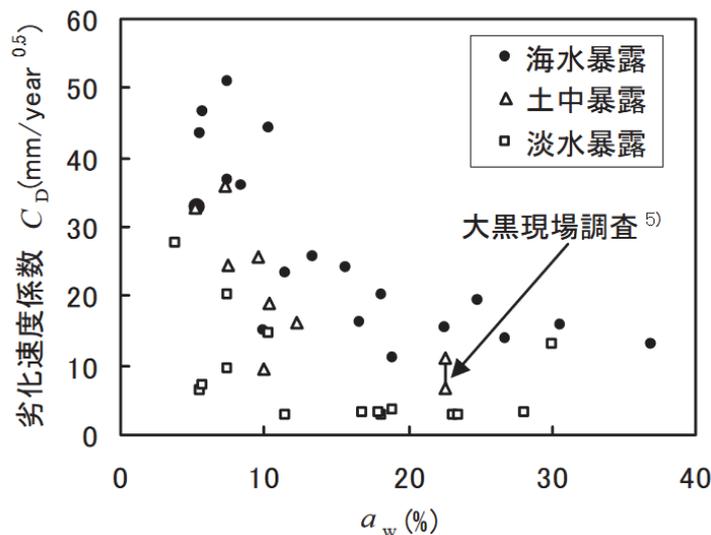


図 2.2.15 セメント添加率 ( $a_w$ ) と劣化速度係数の関係<sup>24)</sup>

原らは、海水の NaCl 濃度を変化させた溶液に改良体を浸漬させて、表層における劣化深度の経時変化を検討した<sup>17)</sup>。劣化深度は固化材によって異なったが、劣化深度の経時変化を $\sqrt{t}$  則に回帰して劣化速度係数を算出して、各固化材の CaO 添加率との関係を整理すると、**図 2.2.16** に示すように、固化材の種類によらず CaO 添加率を多くすると劣化速度係数は小さくなった。このことから、改良土の劣化の進行速度は、固化材の種類によらず CaO 添加率によって定まることを示した。

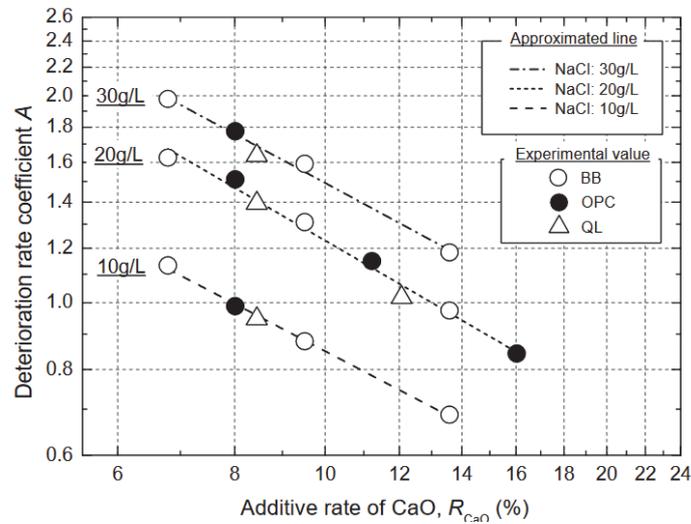


図 2.2.16 劣化速度係数と CaO 添加率の関係<sup>17)</sup>

三原らは、セメント改良土の劣化抑制技術として微生物の機能を検討した<sup>19)</sup>。Bacillus pasteurii を混入した改良土を、人工海水に浸漬させて劣化量を評価した。図 2.2.17 に示すように、微生物を混入していないケース B と比較して、微生物を混入したケース C では劣化量が小さく劣化の抑制が確認された（温度条件 30°C のみ）。微生物による劣化抑制技術の可能性が示された。

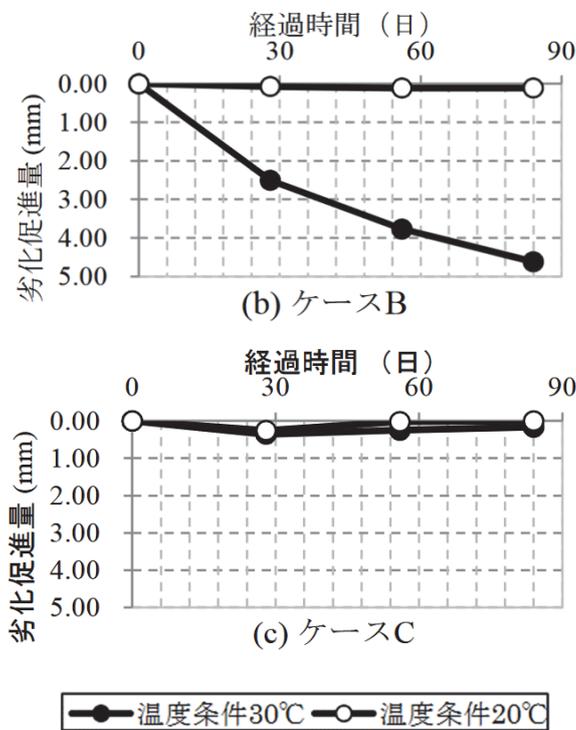


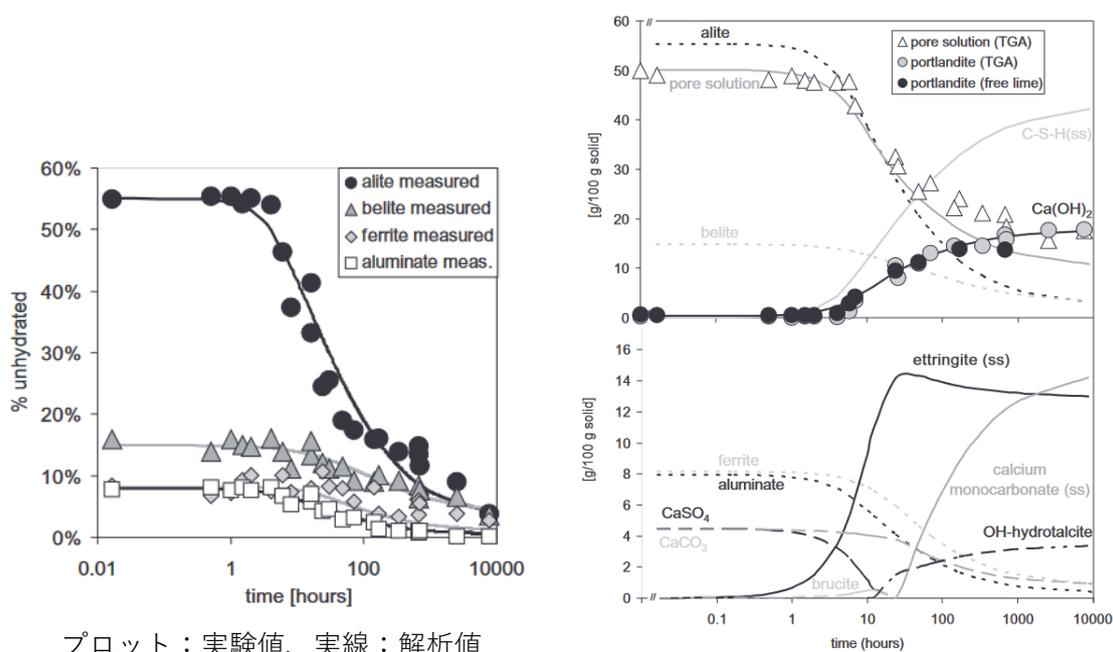
図 2.2.17 微生物の機能の有無による劣化量の比較<sup>19)</sup>

周辺環境に晒された改良体の表層では、Ca の溶脱によって変質し、強度低下していることが室内試験および原位置試験において確認されている。変質の影響程度は、周辺環境によって異なり、海水による影響が最も大きかった。これらの劣化深さの進行を、 $\sqrt{t}$  則で整理している研究事例が多く、劣化深さを $\sqrt{t}$  で除した劣化速度係数なども提案されている。劣化の進行程度は、改良土の配合によっても異なり、固化材の添加率が多いほど、特に添加した CaO 量が多いほど劣化の進行が緩慢となる。固化材の添加率が高いほど、劣化抵抗性が高い改良土となることが示されている。Ca の溶脱による強度低下への影響は、細孔径分布の変化によって空隙が粗大化していることが要因の一つとして示されている。ただし、粗大化の主要因である反応生成物の変化を検討した事例は少ない。特に、長期の原位置試験において、強度低下との関連性を検討した事例は見受けられない。

### 2.3 セメント系材料の熱力学的平衡計算による既往研究

セメント・コンクリート分野では、特に放射性廃棄物処分の分野において、セメント系材料からの溶脱・溶出成分を評価するために熱力学的平衡計算が活発に活用されている。適用例として、セメントの水和反応の解析、塩化物イオンの浸透解析、硫酸塩劣化の解析、溶脱などの解析などがある<sup>25)</sup>。

B. Lothenbach らは、セメントの水和反応における、未水和のクリンカー鉱物量の変化、生成する水和生成物量の変化、細孔溶液量およびイオン組成の変化を熱力学的平衡計算によって解析を行った<sup>26)</sup>。解析結果と検証用の実験結果を図 2.3.1 に示す。材齢の経過とともに未水和のクリンカー鉱物および細孔溶液量が減少し、それとともに  $\text{Ca}(\text{OH})_2$  などが生成した。それらの変化量は、実験値と整合している。



プロット：実験値、実線：解析値

図 2.3.1 鉱物および細孔溶液量の経時変化<sup>26)</sup>

胡桃澤らは、高炉スラグ微粉末の反応性を促進させる硬化促進剤の検討において、相組成を熱力学的平衡計算によって計算して圧縮強度との比較を行った<sup>27)</sup>。高炉スラグの反応率毎に、亜硝酸塩 (CN) を加えた場合と加えていない場合で反応生成物量を計算した。その結果、図 2.3.2 に示すように、亜硝酸塩の添加によって反応生成量が増加することが、反応率 0.2 以降に認められた。この反応物の体積膨張によって空隙は減少して、強度発現に寄与したことを示した。

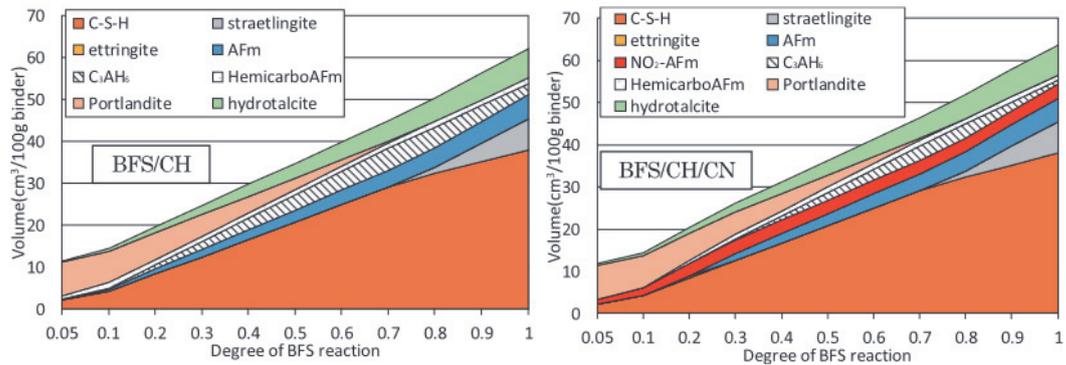


図 2.3.2 高炉スラグ反応率ごとの反応生成物<sup>27)</sup>

与那嶺らは、海水作用を受けるコンクリート表層の劣化を、熱力学的平衡計算によって検討した<sup>28)</sup>。海水の濃度を1倍と4倍、温度を20°Cと60°Cとして、海水が作用した際の相変化を計算した。図 2.3.3 に示すように、海水の濃度および温度によって、エトリンガイトの生成のタイミングや生成量が異なることを示した。また、セメント種類では、NとHによって大きな違いはないが、高炉B種においては相変化が異なることを示した。

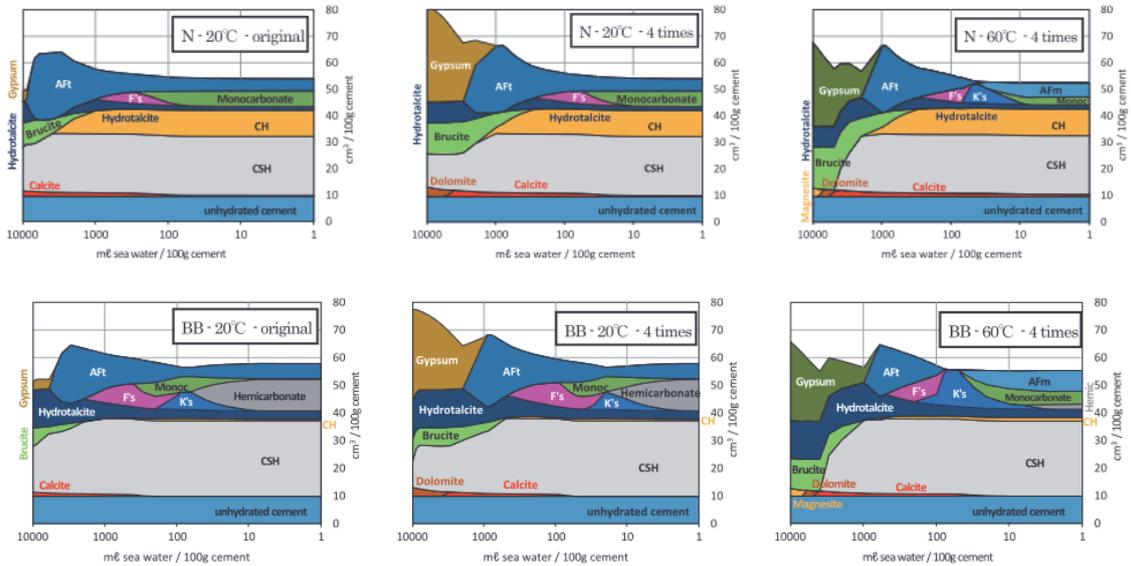


図 2.3.3 海水を混ぜた場合の相変化 (上 : N、下 : BB)<sup>28)</sup>

吉田らは、海水練りによるコンクリートの耐久性の検討にあたり、耐硫酸塩劣化を想定して熱力学的平衡計算を行った<sup>29)</sup>。その結果、図 2.3.4 に示すように、海水練り (SW) のコンクリートでは、フリーデル氏塩が生成し、石灰石微粉末を添加している SR25%ではヘミカーボネートが生成しており、実現象と整合する結果を得た。次に、SO<sub>3</sub>の浸透にとまなう

相変化を計算して、図 2.3.5 のようにエトリンガイトの生成にともなう膨張のポテンシャルを見積もった。

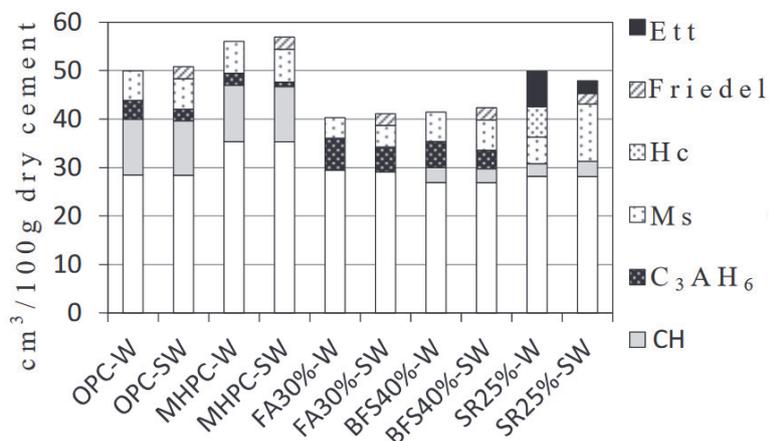


図 2.3.4 各種セメントの水和物組成<sup>29)</sup>

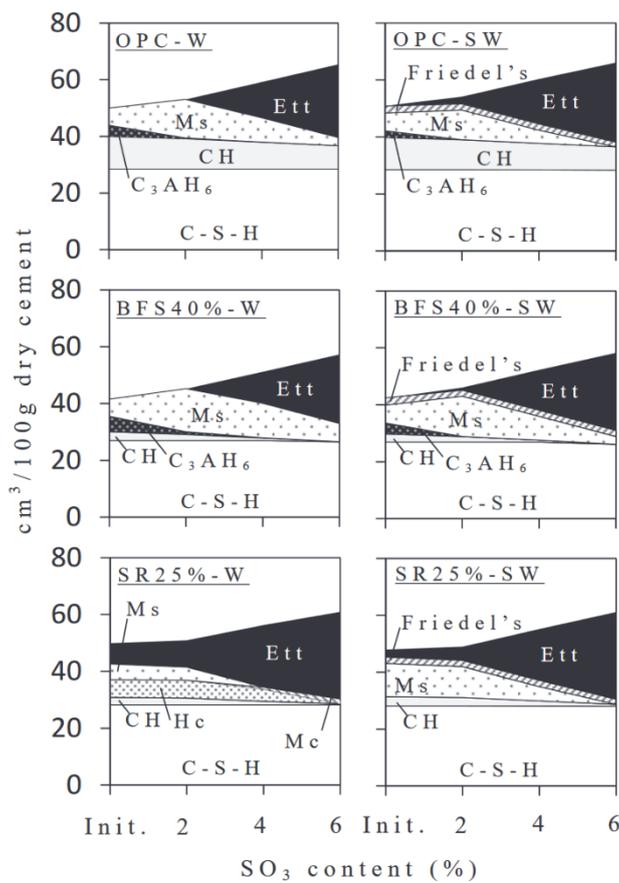
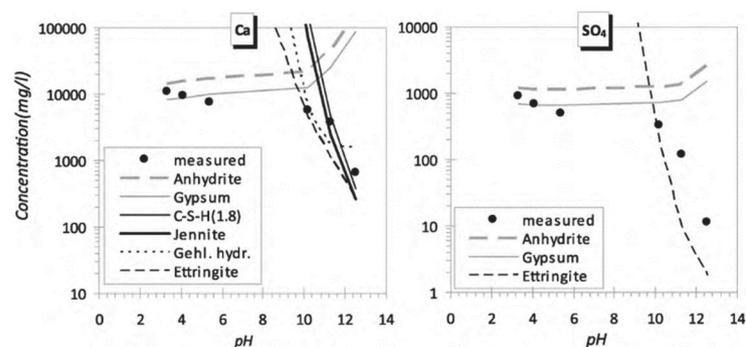
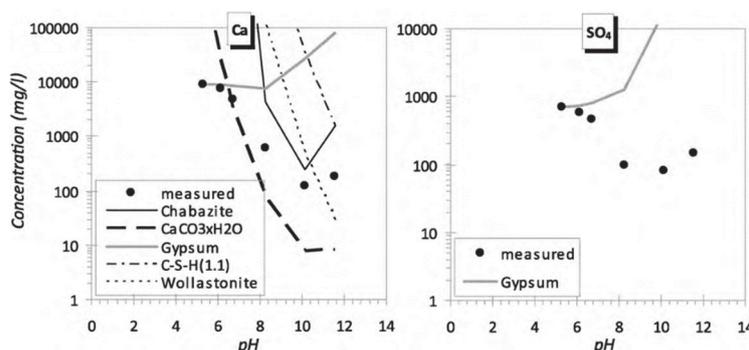


図 2.3.5 SO<sub>3</sub>量に伴う相変化<sup>29)</sup>

A. Antemir らは、汚染土壌をセメントで不溶化させた固化処理土の安定性を検討した<sup>30)</sup>。固化処理土からの Ca および SO<sub>4</sub> の溶出特性を測定し、その結果と、熱力学的平衡計算による予測値とを比較して不溶化の機構を検証した。その結果、**図 2.3.6** に示すように、セメント固化処理したものと炭酸化したものでは、不溶化の機構が異なることが示された



a) セメント固化処理土



b) 炭酸化処理

**図 2.3.6** セメント改良土から Ca および SO<sub>4</sub> の溶出  
(プロット：実験データ、線：熱力学的平衡計算による予測)<sup>30)</sup>

セメントの水和反応や各種混和材の反応過程を、熱力学的平衡計算によって検討している事例が多くあり、セメント・コンクリート分野では各種現象のメカニズムを解明するために活用されている。また、コンクリートの劣化現象についても適用されている。改良土については、不溶化の検討において活用されているが、セメントの水和反応と土とのポゾラン反応による長期的な強度発現性に適用した事例は少ない。また、改良土の劣化現象に適用した事例も少なく、特に、長期の原位置試験で検討した事例は見受けられない。

【参考文献】

- 1) L. Kongsukprasert, F. Tatsuoka, H. Takahashi: Effects of curing period and stress conditions on the strength and deformation characteristics of cement-mixed soil, *Soils Found.* 47 (3) (2007) pp.577–596. <https://doi.org/10.3208/sandf.47.577>
- 2) N. Miura, S. Horpibulsuk, T.S. Nagaraj: Engineering behavior of cement stabilized clay at high water content, *Soils Found.* 41 (5) (2001) pp.33–45. [https://doi.org/10.3208/sandf.41.5\\_33](https://doi.org/10.3208/sandf.41.5_33)
- 3) S. Horpibulsuk, R. Rachan, A. Suddeepong, A. Chinkulkijniwat: Strength development in cement admixed Bangkok clay: laboratory and field investigations, *Soils Found.* 51 (2) (2011) pp.239–251. <https://doi.org/10.3208/sandf.51.239>
- 4) L. Liu, A. Zhou, Y. Deng, Y. Cui, Z. Yu, C. Yu: Strength performance of cement/slag-based stabilized soft clays, *Constr. Build. Mater.* 211 (2019) pp.909–918. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.03.256>
- 5) 新城俊也、島袋進、宮城調勝、小宮康明：セメント安定処理したさんご石灰質砂の強度変形特性、農業土木学会論文集第 166 号 (1993) pp.15-23.
- 6) 佐藤英樹、一場武洋、小沢大造、志村浩美、寺師昌明、大石幹太. セメント安定処理土の経時的強度増加と骨格構造の変化、土木学会第 58 回年次学術講演会 III-588 (2003) pp.1175-1176.
- 7) 川村満紀：ソイルセメントの内部組織と力学的性質に関する基礎的研究、京都大学博士論文, (1971) pp.63-64.
- 8) M. Kawamura, S. Hasaba, S. Sugiura: Influence of exchangeable cations ( $\text{Na}^+$ ,  $\text{Mg}^{++}$ ,  $\text{Ca}^{++}$ ) held on bentonite on the bentonite-cement interaction, *Proceedings of the Japan Society of Civil Engineers* 192 (1971) pp.123–129. [https://doi.org/10.2208/jscej1969.1971.192\\_123](https://doi.org/10.2208/jscej1969.1971.192_123)
- 9) C. Du, G. Yang, T. Zhang, Q. Yang: Multiscale study of the influence of promoters on low-plasticity clay stabilized with cement-based composites, *Construction and Building Materials* 213 (2019) pp.537-548. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.04.094>
- 10) M. M. Tashima, L. Soriano, J. Monzo, M. V. Borrachero, J. L. Akasaki, J. Payá: New method to assess the pozzolanic reactivity of mineral admixtures by means of pH and electrical conductivity measurements in lime: pozzolan suspensions, *Materiales de construcción* 64 (316) (2014) e032. doi: <http://dx.doi.org/10.3989/mc.2014.00914>
- 11) 橋本聖、山梨高裕、林宏親、川口貴之、川尻峻三、山下聡：30 年経過した深層混合処理改良体の強度特性、材料 Vol.67, No.1 (2018) pp.47-52.
- 12) 吉田信夫、久野悟朗、片岡宏治：浅層改良地盤の 15 年後の追跡調査、第 27 回土質工学研究発表会講演集 (1992) pp.2323-2326.
- 13) M. Ikegami, T. Ichiba, K. Ohishi, M. Terashi: Long-term properties of cement treated soil 20 years after construction, *Proceedings of the 16<sup>th</sup> International Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering* (2005) pp.1199–1202. <https://doi.org/10.3233/978-1-61499->

- 656-9-1199.
- 14) 稲垣太浩、福島勇治、野津光夫、柳川陽平、笠原洋二：供用後 10 年以上経過した高速道路盛土直下における深層混合処理改良体の品質、第 37 回地盤工学研究発表会講演集 (2002) pp.1117-1118.
  - 15) 中村健、北詰昌樹：セメント安定処理土の耐久性に関する室内試験、港湾空港技術研究所資料 No.1128 (2006).
  - 16) 橋本勝文、大即信明、西田孝弘：セメント系改良地盤の Ca 溶脱に伴う強度低下 に関する Cl<sup>-</sup>の影響を考慮した長期予測、土木学会論文集 C Vol.64 No.2 (2008) pp.226-237.
  - 17) 原弘行、末次大輔、亀井健史. 海水環境下におけるセメント・石灰処理した粘性土の力学的劣化の進行に及ぼす影響要因、宮崎大学工学部紀要 45 (2016) pp.7-14.
  - 18) T.Fujikawa, K.Sato, C.Koga: Durability evaluation of coal ash mixed material on wetting and drying test considering the various environmental degradation factors, Japanese Geotechnical Society Special Publication, Vol.2, No.54 (2016) pp.1859-1862.
  - 19) 三原一輝、末次大輔、笠間清伸、畠俊郎：微生物機能を活用したセメント改良土の劣化抑制技術に関する検討、土木学会論文集 B3 (海洋開発) , Vol. 72, No. 2 (2016) I\_414-I\_419.
  - 20) 新舎博、堤彩人：海水曝露環境にある固化処理土と 破砕粒子の劣化特性に関する実験、土木学会論文集 C (地圏工学) Vol. 72, No. 3 (2016) pp.265-276.
  - 21) 池上正春、佐藤英樹、一場武洋、大即信明、西田孝弘、寺師昌明、大石幹太：セメント安定処理土の劣化進行に関する簡便予測手法、土木学会第 59 回年次学術講演会 (2004) pp.1073-1074.
  - 22) 林宏親、寺師昌明：DJM 改良杭の Ca 溶出とそれに伴う強度低下の可能性、第 39 回地盤工学研究発表会 (2004) pp.785-786.
  - 23) 田中秀基、野本幸男、大澤和幸、八木澤一哉：粘性土を対象とした砂防ソイルセメント (INSEM) の長期耐久性に関する試験研究、砂防学会誌 Vol.67 No.3 (2014) pp.54-61.
  - 24) 田中大、寺師昌明、大石幹太：改良土の劣化に関する基礎的研究、第 40 回地盤工学研究発表会 (2005) pp.811-812.
  - 25) 半井健一郎：地球化学モデルによる熱力学的平衡計算のコンクリート分野への適用、コンクリート工学 Vol49, No.12 (2011) pp.62-68.
  - 26) B. Lothenbach, F. Winnefeld: Thermodynamic modelling of the hydration of Portland cement, Cem. Concr. Res. 36 (2006) pp.209–226. <https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2005.03.001>
  - 27) 胡桃澤清文：高炉スラグ固化体の反応に及ぼす硬化促進剤の影響、セメント・コンクリート論文集 Vol.73, No.1 (2019) pp.111-117.
  - 28) 与那嶺一秀、山路徹、川端 雄一郎：海水作用を受けるコンクリートの局所的劣化に対する一考察、セメント・コンクリート論文集 Vol.71, No.1 (2017) pp.425-431.
  - 29) 吉田夏樹、A. Safaa、J. Antony：クウェート国におけるコンクリートの硫酸塩劣化と

海水練りコンクリートの耐硫酸塩性、材料と環境 Vol.68,No.10 (2019) pp.288-294.

- 30) A. Antemir, C.D.Hills, P.J.Carey, M-C. Magnié, A.Polettini: Investigation of 4-year-old stabilised/solidified and accelerated carbonated contaminated soil, J. Hazard. Mater. 181 (2010) pp.543-555. <https://doi.org/10.1016/j.jhazmat.2010.05.048>

## 第3章 長期暴露した改良体の表層強度の評価

### 3.1 はじめに

長期供用した改良体を調査すると、周辺土と接する改良体表層ではCaの溶脱などによって変質し、強度が低下していることが報告<sup>1)2)</sup>されている。ただし、変質している範囲は限定的であるため、強度の評価によく用いられる直径50mmの円柱供試体による一軸圧縮強さでは、強度の低下程度や変質の範囲を詳細に特定することは難しい。そこで、中村らは針を貫入した際の荷重で強度を評価する、針貫入試験を改良土へ適用<sup>3)</sup>している。本手法は、ダムの軟岩基礎の岩盤評価やコンクリート構造物の表層劣化の評価などで用いられている。例えば、凍結融解作用をうけたコンクリート構造物の表層劣化を評価するために、表層から複数の測点において針貫入試験を実施することで、表層からの強度分布を評価し、変質によって強度低下している範囲を特定している<sup>4)</sup>。この検討では、様々な針の形状・寸法を検討して、適切な針の選定を行っている。針貫入試験で得られる試験結果は、貫入する針の形状や寸法に影響されるため、汎用的なデータを得るためには規格化された試験方法で実施することが望ましい。針貫入試験は、 $\phi 0.84\text{mm}$ の針を $20 \pm 5 \text{ mm/min}$ の速度で貫入する方法が、地盤工学会においてJGS 3431として規格化されている。使用する貫入針も、JIS規格品であるため汎用性が高い。そこで、本研究においても、JGS 3431の針貫入試験を用いて改良体表層の変質を調査することとした。

針貫入試験によって算出される針貫入勾配は、一軸圧縮強さとの高い相関が認められ、研究者によっていくつかの回帰式が提案<sup>5)</sup>されている。ただし、土質性状や強度範囲が異なると、各提案式の回帰定数は若干異なり、また、貫入針の形状や寸法などが異なれば、関係式も異なってくる。そこで、本研究の対象である火山灰質粘性土をセメント系固化材で改良した改良土について、JGS 3431による針貫入勾配と一軸圧縮強さの関係について検討を行った。JGS 3431では、携帯型針貫入試験機と机上型針貫入試験機の二通りが示されているが、ばらつきが少ない机上型貫入試験機を用いた。

### 3.2 試験概要

#### 3.2.1 試料および供試体の作製方法

関東ロームの火山灰質粘性土をセメント系固化材によって改良して、供試体を作製した。試料土と固化材の種類および配合を表3.2.1に示す。改良土2および改良土3は、流動化処理土であり、改良土2は第5章の室内試験における改良土、改良土3は第4章の長期原位置試験における改良土である。

改良土1は、試料土に固化材をスラリー添加した後、1分間攪拌、かき落とし後にさらに1分間の攪拌を行った。改良土を、JGS 0821に準拠して、3回にわけて型枠内に入れて、各層ごとに気泡の除去を行って供試体を作製した。改良土2は、試料土に加水して10分間攪

拌して泥水とした後に、固化材を添加してさらに 10 分間の攪拌を行った。改良した流動化処理土を、JGS 0821 に準拠して型枠内に充填した。改良土 3 は、試料土に加水して 10 分間攪拌して泥水とした後に、固化材を添加してさらに 5 分間の攪拌を行った。改良した流動化処理土を、JGS 0821 に準拠して型枠内に充填した。改良土 1 および改良土 2 は、試験材齢まで封緘養生を行い、改良土 3 は長期原位置試験において作製した改良柱体から採取したコア供試体である。

表 3.2.1 改良土の試料および配合

	試料土			セメント系固化材		改良方法	
	土質	含水比 %	湿潤密度 Mg/m <sup>3</sup>	種類	添加量 kg/m <sup>3</sup>		
改良土 1		125.1	1.373	特殊土用	200	スラリー添加 W/C 1.0	
					300		
					400		
					500		
改良土 2*	火山灰質 粘性土	113.7	1.384	一般 軟弱土用		土 kg	水 kg
					212	636	556
					231	694	516
					255	765	466
改良土 3*		122.4	1.325	一般 軟弱土用	205	土 kg	水 kg
						614	537

\*流動化処理土（添加量は、泥水 1m<sup>3</sup> に対する添加量）

### 3.2.2 試験項目

#### (1) 一軸圧縮試験

JIS A 1216「土の一軸圧縮試験方法」に準拠し、直径 50mm、高さ 100mm の円柱供試体を毎分 1mm の速度で載荷した。載荷中の最大応力を一軸圧縮強さとした。

#### (2) 針貫入試験

JGS 3431「針貫入試験方法」に準拠し、机上型針貫入試験機を用い試験を実施した。太さ 0.84mm の大きく針(JIS S 3008)を毎分 15mm の速度で貫入し、針の貫入長さ、貫入荷重を読み取り、貫入長さ、貫入荷重の関係性から針貫入勾配を求めた。

### 3.2.3 材齢および測定箇所

各改良土を試験した材齢と測定数を表 3.2.2 に示す。一軸圧縮強さは、3 本の供試体を試験して平均値を求めた。針貫入試験は、一軸圧縮試験を実施する前の供試体を用いて、供試体の側面を 5 箇所以上で測定した。それぞれで針貫入勾配を求めて、その平均値を算出した。

表 3.2.2 試験材齢および測定数

供試体	材齢	測定数	
		一軸圧縮試験	針貫入試験
改良土 1	7、28 日	3	側面を 5 箇所
改良土 2	7、28、91 日、(1 年)*	3	側面を 9 箇所
改良土 3	22 年	3	10 箇所

\* 添加量 212 kg/m<sup>3</sup> のみ

### 3.3 試験結果

#### 3.3.1 針貫入試験における試験結果のばらつき

針貫入試験について、計測結果の一例を図 3.3.1 に示す。図の a) は、室内試験において作製した流動化処理土であり、図の b) は、原位置試験における流動化処理土である。一例が示すように、針貫入量に応じて概ね一定の割合で針貫入荷重が増加しており、線形性が認められた。一部、ばらつきが認められるものの、曲線の傾きによる針貫入勾配は概ね同程度であることが分かる。火山灰質粘性土は粒度が細かいこと、改良土 2 および改良土 3 とともに流動性の高い流動化処理土であるため、均質な供試体を作製しやすく比較的ばらつきが小さかったものと考えられる。

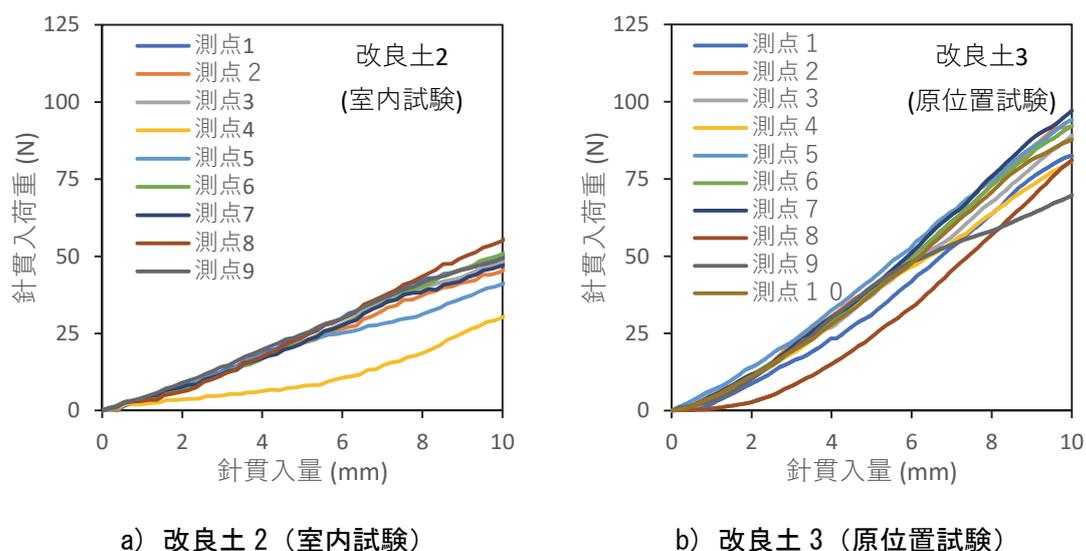


図 3.3.1 針貫入試験の計測結果

### 3.3.2 針貫入勾配と一軸圧縮強さの関係

火山灰質粘性土をセメント系固化材で改良した改良土について、針貫入勾配と一軸圧縮強さの関係を図 3.3.2 に示す。既往の研究<sup>3)</sup>と同様に、両軸を対数として図示した。その結果、針貫入勾配と一軸圧縮強さには高い相関が認められ、本改良土では材齢および配合に係わらず、線形近似により 1 つの回帰線で示すことができた。全ての改良土の結果をもとに、式 3.3.1 に示す回帰式が得られた。改良土 3 は、長期原位置試験の材齢 22 年の調査結果であり、長期的に強度発現した供試体についても、同様の傾向が認められることが確認された。式 3.3.1 の回帰式を用いて、第 4 章以降の検討における強度分布について考察を行った。

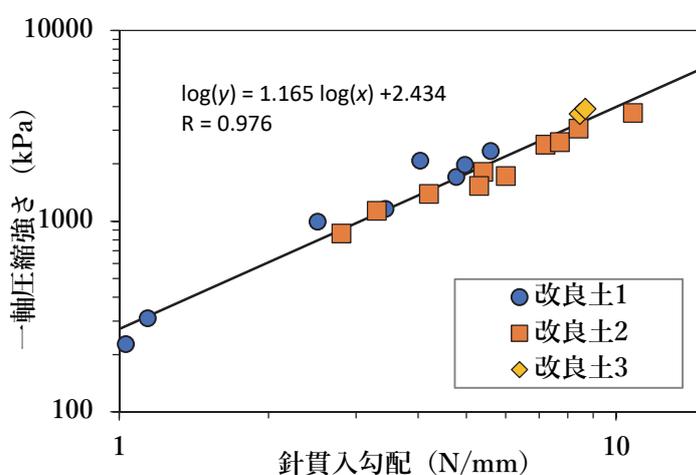


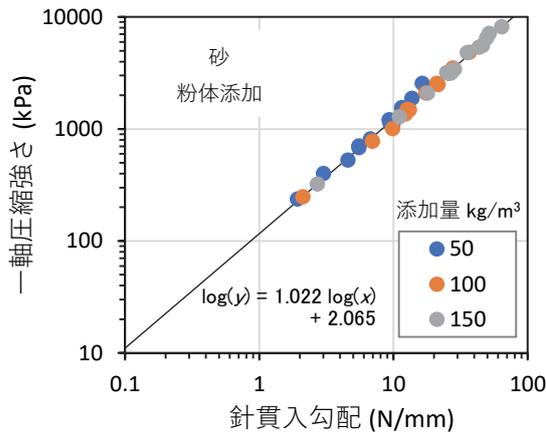
図 3.3.2 針貫入勾配と一軸圧縮強さ

$$\log(y) = 1.165 \log(x) + 2.434 \quad \text{式 3.3.1}$$

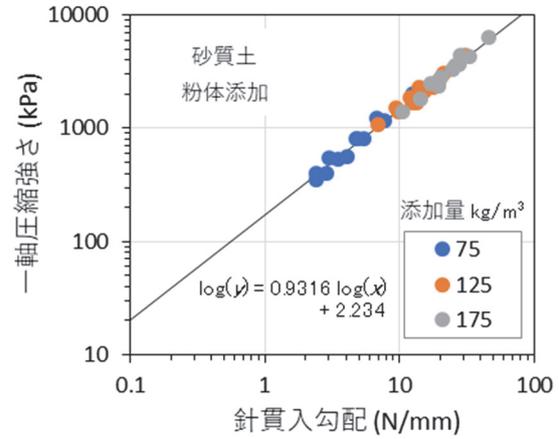
ここに  $y$ : 一軸圧縮強さ (kPa)

$x$ : 針貫入勾配 (N/mm)

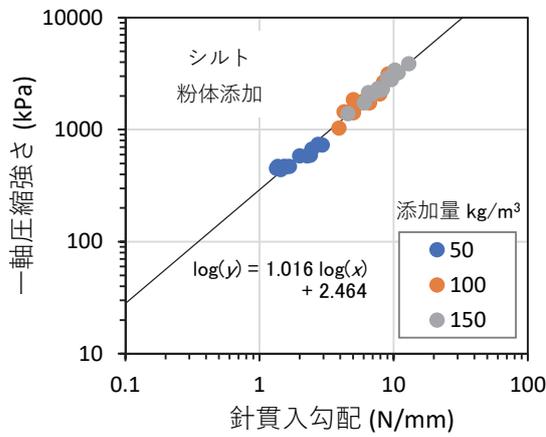
セメント協会では、各種土質に特殊土用固化材を粉体添加して改良した改良体について、一軸圧縮強さと針貫入勾配の関係を測定している<sup>6)7)8)</sup>。砂、砂質土、シルト、粘性土、火山灰質粘性土および有機質土を改良した改良体の、一軸圧縮強さと針貫入勾配の関係を図 3.3.3 に示す。それぞれの回帰式の勾配は、土質によって異なることが分かる。また、同じ火山灰質粘性土であっても、スラリー添加および流動化処理土による改良体(図 3.3.2)と粉体添加して改良した改良体(図 3.3.3 e))では回帰式の勾配が異なることから、土質以外にも改良土の配合(主に加水)などによって一軸圧縮強さと針貫入勾配の関係は異なるものと考えられる。



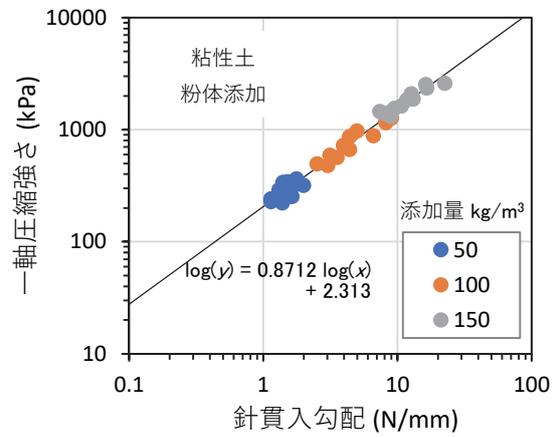
a) 砂



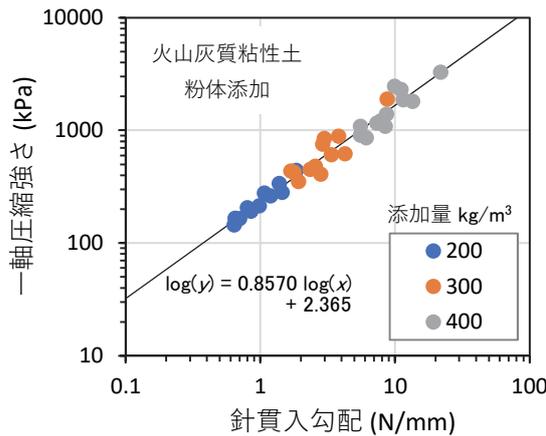
b) 砂質土



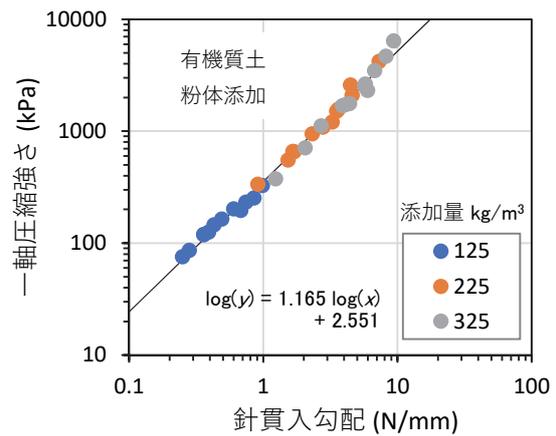
c) シルト



d) 粘性土



e) 火山灰質粘性土



f) 有機質土

図 3. 3. 3 針貫入勾配と一軸圧縮強さ<sup>6)7)8)</sup>

### 3.4 まとめ

関東ロームの火山灰質粘性土を改良した改良土を対象に、一軸圧縮強さと針貫入勾配の関係性を確認した。対象の改良土は、固化材の添加量、加水量および材齢が異なり、材齢には22年の長期材齢が含まれる。検討の結果、一軸圧縮強さと針貫入勾配には高い相関が認められ、針貫入勾配を一軸圧縮強さへと換算する式を算出した。この換算式を用いて、第4章の長期原位置試験では長期供用した改良柱体の表層の強度分布を、第5章の周辺土と改良体の接触試験では境界面付近を含む強度分布を、第6章の炭酸化試験では気中暴露した表面からの強度分布について考察を行った。

針貫入試験は、局所的な強度の評価、強度分布の評価や品質評価など、様々な活用が想定される。ただし、一軸圧縮強さと針貫入勾配の関係式は土質によって異なり、同じ土質であってもスラリー添加と粉体添加では関係式が異なることから、一軸圧縮強さへの換算にあたっては関係式を適切に評価しておく必要がある。

#### 【参考文献】

- 1) M. Ikegami, T. Ichiba, K. Ohishi, M. Terashi: Long-term properties of cement treated soil 20 years after construction, Proceedings of the 16<sup>th</sup> International Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering (2005) pp.1199–1202. <https://doi.org/10.3233/978-1-61499-656-9-1199>.
- 2) P.V. Ngoc, B. Turner, J. Huang, R. Kelly: Long-term strength of soil-cement columns in coastal areas, Soils Found. 57 (2017) pp.645–654. <https://doi.org/10.1016/j.sandf.2017.04.005>
- 3) 中村健、北詰昌樹：セメント安定処理土の耐久性に関する室内試験、港湾空港技術研究所資料 No.1128 (2006).
- 4) 三浦尚、岩城一郎、板橋洋房：針貫入試験によるコンクリート構造物の劣化診断に関する研究、土木学会論文集 No.620/V-43 (1999) pp.245-155.
- 5) 山口嘉一、中村洋祐、中村真、箱石憲昭、山谷政彦、加藤康徳：針貫入試験によるダムの軟岩基礎の設計強度検証、応用地質 Vol.46、No.1、(2005) pp.20-27.
- 6) セメント協会：セメント系固化材による地盤改良マニュアル第5版 (2022) p.66.
- 7) 泉尾英文、吉田雅彦、黒澤功、佐藤宏樹：セメント系固化材による改良土の特性（その1）湿潤密度および強度発現性、第75回セメント技術大会講演要旨 (2021) pp.148-189.
- 8) 野崎隆人、二戸信和、米田修、土肥浩大：セメント系固化材による良土の特性（その2）一軸圧縮強さと諸物性の関係、第75回セメント技術大会講演要旨 (2021) pp.150-151.

## 第4章 改良体の長期原位置試験

### 4.1 はじめに

セメント系固化材による改良体の長期安定性を検討するために、セメント協会は、原位置において改良柱体を築造し長期追跡調査を1990年に開始した<sup>1)</sup>。2012年に材齢22年の調査を行い、これまでの追跡調査結果を含めて改良体の長期安定性について検討を行った。

改良対象の試料土は関東ロームであり、日本国土に広く分布する火山灰質粘性土の一つである。火山灰質粘性土は、アロフェンなどの非晶質物質を多く含むため、高含水比であることや陽イオン交換能が高くCaイオンを吸着するなど、セメントでは固め難い土である。そこで、これらの特性を考慮して、固化材は一般軟弱土用のセメント系固化材とした。この固化材は、従来のソイルセメントでは固め難い土にも効果を発揮するように、粒度や成分調整などを行った特殊セメントであり、日本国内では1970年代ごろに使用され始めた<sup>2)</sup>。これらの試料を用いた改良柱体を1990年に築造し、**図4.1.1**に示すように材齢22年までの長期追跡調査を行った。材齢10年までは、1本の改良柱体を掘り起こし一軸圧縮強さや粉末X線回折などの試験を行い、主に長期的な強度発現性と周辺環境への影響について評価した。材齢10年調査の後、1本の改良柱体を低含水比の浅層へと移設して追跡調査を継続した。再び土中に埋設する際に、改良柱体は4つに分割した。移設から12年経過した材齢22年に、分割後の供試体2つを調査した。この調査では、長期的な強度発現性に加えて、周辺土に接する改良柱体の表層を針貫入試験やpH試験などを行うことで、表層の変質について評価を行った。長期的な強度発現性と表層の変質について追跡調査し、セメント系固化材による改良体の長期安定性の検討を行った。

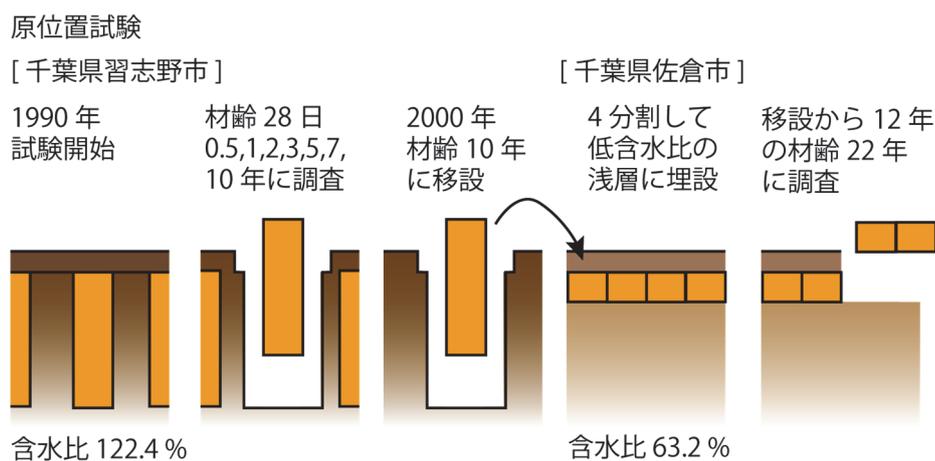


図 4.1.1 長期原位置試験の概要

## 4.2 試験概要

### 4.2.1 試験場所

長期原位置試験を実施した試験場所を図 4.2.1 に示す。本試験では、材齢 10 年に改良柱体の移設を行っており、地盤改良から材齢 10 年までは千葉県習志野市において、移設後の材齢 10 年以降は千葉県佐倉市において試験を実施した。千葉県習志野市の試験場所を図 4.2.2 に、移設後の千葉県佐倉市の試験場所を図 4.2.3 に示す。両試験場間の距離は 20km 程度であり、両試験所ともに火山灰質粘性土の関東ロームに覆われた場所である。また、気象条件も同程度の環境であり、千葉県習志野市に近接する船橋市の観測所における気象データと、千葉県佐倉市の観測所における気象データを図 4.2.4 示す。それぞれの試験場所において供試体を埋設していた期間中の日平均気温、日最高気温、日最低気温および降水量の年間平均は、船橋市において 15.1°C、19.4°C、11.2°C および 1184mm であり、移設後の佐倉市では 14.8°C、19.7°C、10.2°C および 1476mm であった。



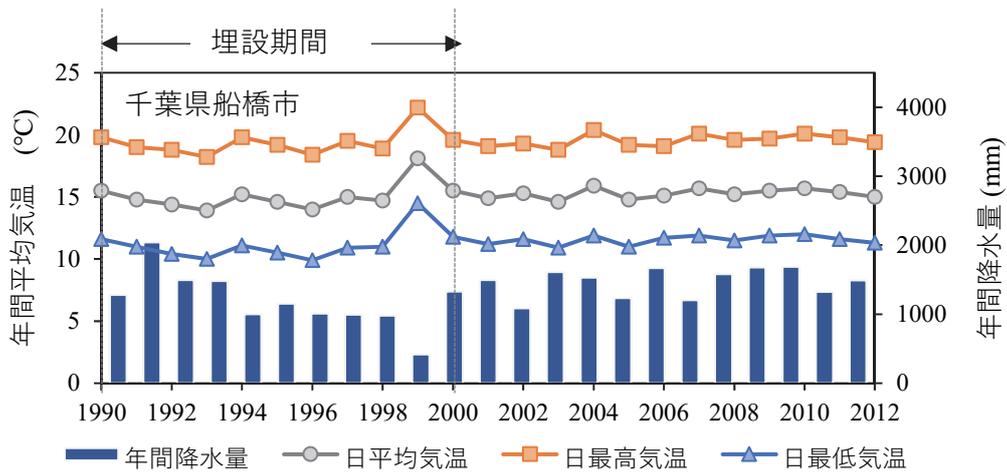
図 4.2.1 試験場所



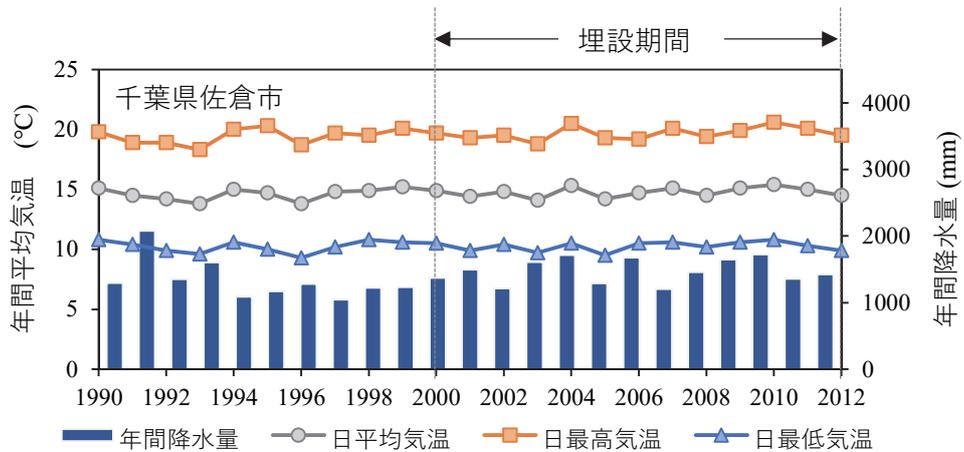
図 4.2.2 地盤改良から材齢 10 年までの試験場所



図 4.2.3 材齢 10 年の移設後の試験場所



a) 地盤改良および材齢 10 年までの試験場所



b) 材齢 10 年の移設後の試験場所

図 4.2.4 試験場所の気温および降雨量

#### 4.2.2 試料土および固化材

長期原位置試験に使用した試料土の土質性状を表 4.2.1 に示す。試料土 1 は、改良対象の試料土であり、移設前の材齢 10 年までの周辺土である。一方、試料土 2 は、移設後の材齢 10 年以降に改良柱体が埋設されていた周辺土である。両試料土ともに火山灰質粘性土(II 型)であるが、試料土 1 の含水比は 122.4%と試料土 2 よりも含水比が高く、試料土 1 の粒度は砂分が少なく試料土 2 よりも細かい粒度であった。

火山灰質粘性土は、アロフェン等の非晶質物質が多く含み、このアロフェンの特性によって特異な挙動を示すことが報告<sup>3)</sup>されている。特に、アロフェンは高い陽イオン交換能を有するため、セメントで改良した場合に Ca イオンを吸着してセメントの水和反応を阻害する。そこで、改良対象である試料土 1 に含まれるアロフェン等の非晶質量を、Segalen による試験方法<sup>4)5)</sup>によって評価した。この試験方法は、8N の塩酸溶液と 0.5N の水酸化ナトリウム溶液によって試料を繰り返し溶解させ、溶解にともなう質量減少率から非晶質量を評価する方法である。試料土 1 の試験結果を図 4.2.5 に示す。最初の溶解によって試料質量は大きく減少するが、その後、溶解にともなう減少率は一定となる。この一定に減少する範囲は、結晶性の物質の溶解による減少量とみなし、溶解処理回数と質量減量率の関係を直線回帰する。そして、回帰した直線の切片が、結晶性の鉱物以外の溶解量とみなし、アロフェンなどの非晶質量として評価される。この試験によって、試料土 1 に含まれるアロフェンなどの非晶質量は 50.9%であると評価された。既往の報告において、火山灰質粘性土中のアロフェンなどの非晶質量は 6.0~70.0%と報告<sup>3)</sup>されており、試料土 1 は比較的多くのアロフェンを含む火山質粘性土であることが確認された。アロフェンは、結晶化度の低い水和アルミニウムケイ酸塩による粘土準鉱物である。そのため、試料土 1 の化学成分は、表 4.2.2 に示すとおり、強熱減量が高く、二酸化ケイ素および酸化アルミニウムが多く含まれている。

地盤改良に使用したセメント系固化材は、汎用品である一般軟弱土用固化材を使用した。セメント系固化材は、細粒分が多く含水比が高いなど固めにくい土に対しても十分に改良効果を発揮できるように、粒度や特定成分などを調整した特殊セメントである。使用した固化材の化学成分を表 4.2.2 に示す。JIS R 5210 の普通ポルトランドセメントにおいては、三酸化硫黄量が 3.5%以下と規定されているが、本固化材の三酸化硫黄量は 7.4%であり普通ポルトランドセメントよりも多い。これは、硫酸塩を添加して三酸化硫黄量を調整することで、エトリンガイトを積極的に生成させて改良効果を得るためである。

表 4.2.1 改良対象土および移設後の周辺土の土質性状

項目		試料土 1 (改良対象土)	試料土 2 (移設後の周辺土)	準拠 試験規格
土質分類		火山灰質粘性土 (II 型) VH <sub>2</sub>		JGS 0051
土粒子密度	Mg/m <sup>3</sup>	2.824	2.753	JIS A 1202
湿潤密度	Mg/m <sup>3</sup>	1.325	1.615	JIS A 1225
粒度				
礫	%	0.0	2.4	JIS A 1204
砂	%	9.5	20.4	
シルト	%	57.0	46.2	
粘土	%	33.5	31.0	
含水比	%	122.4	63.2	JIS A 1203
液性限界	%	125.5	107.9	JIS A 1205
塑性限界	%	94.3	37.5	
塑性指数	%	31.2	70.4	
pH	-	7.4	7.6	JGS 0211
EC	mS/m	15.7	10.2	JGS 0212

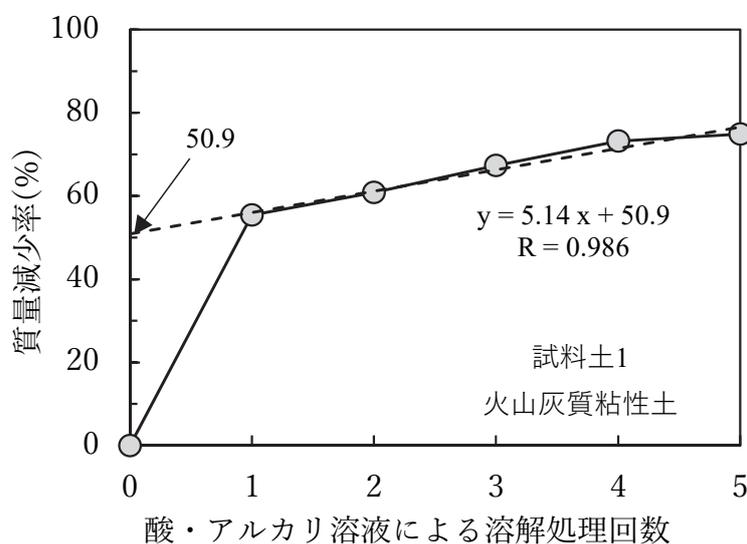


図 4.2.5 アロフェン等の非晶質量の定量試験結果

表 4.2.2 セメント系固化材および改良対象の試料土の化学成分

化学成分		化学成分量 (%)	
		セメント系固化材	試料土 1
強熱減量	ig.loss	0.7	15.7
二酸化ケイ素	SiO <sub>2</sub>	20.2	38.4
酸化アルミニウム	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	4.1	23.7
酸化鉄 (III)	Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	2.9	14.1
酸化カルシウム	CaO	61.4	1.7
酸化マグネシウム	MgO	1.9	3.1
三酸化硫黄	SO <sub>3</sub>	7.4	-

#### 4.2.3 地盤改良方法および供試体の作製方法

調査は、各材齢で1本の改良柱体を掘り起こして各種試験を実施するため、長期間の追跡調査を実施するにあたり、均質かつ同等の改良柱体を複数作製する必要があった。そのため、原位置における機械攪拌工法による地盤改良ではなく、掘削した土と固化材をミキサーで混合して改良土を作製し、掘削孔に改良土を充填することで改良柱体を作製した。また、密実に充填するために改良土は流動化処理土とした。改良土の配合を表 4.2.3 に示す。

地盤改良および改良柱体の築造方法を図 4.2.6 に示す。まず、表土（黒褐色）を掘削して地盤改良範囲を整地した。改良柱体を築造する場所に、アースオーガーを使用して直径 450mm、高さ 2000mm の掘削孔を造成した。掘削土は、20kg 毎に袋詰めし、改良土の試料土として使用した。ミキサーに、水、試料土、セメント系固化材の順に投入して混合した。混合時間は、水と試料土の攪拌に 10 分間、その後、固化材を投入して 5 分間とした。混合が終了した後、改良土の湿潤密度と P ロート流下時間を確認した。湿潤密度は 1.333～1.366Mg/m<sup>3</sup> の範囲、P ロート流下時間は 10.5～12.7 秒の範囲であった。品質を確認した後に、室内養生用の供試体の作製と掘削孔への充填を行った。掘削孔への充填は、フレキシブルホースをミキサーに接続して、自然流下によって行った。充填した翌日に、約 400mm の覆土をして整地を行い、長期原位置試験を開始した。

室内養生用の供試体は、封緘養生と水中養生の二通りで養生を行った。封緘養生は、成形、脱型後に封緘状態として、20℃の恒温室において養生を行った。水中養生は、材齢 7 日まで封緘養生を行った後に、水中に浸漬して養生を行った。

表 4.2.3 セメント改良土の配合

泥水 (1m <sup>3</sup> )		セメント系固化材		水固化材比 %
土 kg	水 kg	添加量 kg/m <sup>3</sup>	添加率 %	
614	537	205	74.3	262

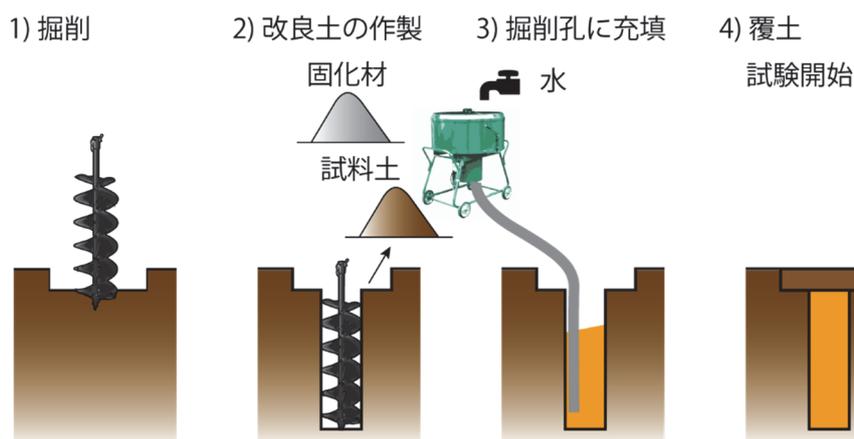


図 4.2.6 地盤改良および改良柱体の築造方法

#### 4.2.4 試験項目

##### (1) 一軸圧縮試験

JIS A 1216「土の一軸圧縮試験方法」に準拠し、直径 50mm、高さ 100mm の円柱供試体を毎分 1mm の速度で載荷した。載荷中の最大応力を一軸圧縮強さとした。

##### (2) 針貫入試験

JGS 3431「針貫入試験方法」に準拠し、机上型針貫入試験機を用い試験を実施した。太さ 0.84mm の大くけ針(JIS S 3008)を毎分 15mm の速度で貫入し、針の貫入長さとして貫入荷重を読み取り、貫入長さとして貫入荷重の関係性から針貫入勾配を求めた。

##### (3) 湿潤密度試験

JIS A 1225「土の湿潤密度試験方法」に準拠し、改良土の湿潤密度を測定した。供試体は、一軸圧縮試験を行う前の円柱供試体を用い、供試体の質量およびノギス法によって測定した体積から湿潤密度を求めた。

##### (4) 含水比試験

JIS A 1203「土の含水比試験方法」に準拠し、改良土および周辺土の含水比を測定した。必要最少量の 30g 以上の試料を、110±5°Cの恒温乾燥炉に入れて一定の質量となるまで炉乾燥し、乾燥前後の質量から含水比を求めた。

##### (5) pH 試験

JGS 0211「土懸濁液の pH 試験方法」に準拠し、改良土および周辺土の pH を測定した。

試料の乾燥質量に対する質量比が 5 となる量の蒸留水を試料に加えて、攪拌棒で懸濁させて 30 分以上静置させ、3 時間以内にガラス電極式 pH 計で pH を測定した。

#### (6) 化学分析

CAJSI-12「けい酸質原料の化学分析方法」に準拠し、改良土および周辺土の CaO 含有量を測定した。試料は、74 $\mu$ m ふるいを通過するまで粉碎し、105°C で約 1 時間乾燥させた。

#### (7) 粉末 X 線回折

試料を粉碎しやすい程度に乾燥させた後、鉄乳鉢を用いて 300 $\mu$ m ふるいを通過するまで粉碎し、メノウ乳鉢で 45 $\mu$ m 以下（指触で判断）となるまで再粉碎した。粉試料を試料ホルダーに設置し、CuK $\alpha$  ( $\lambda=1.5418 \text{ \AA}$ ) の X 線を照射して回折角(2 $\theta$ )5~60°の X 線回折プロファイルを得た。

#### (8) 元素濃度の面分析 (EPMA)

改良体を風乾し、乾式切断によって試料を採取した。試料は、真空乾燥後にエポキシ樹脂によって包埋し、その包埋試料を厚さ方向に平行に切断して分析面を得た。分析面は、耐水研磨紙によって乾式研磨した後に炭素蒸着によって導電性を与え、電子線マイクロアナライザーによって面分析を行った。測定は、加速電圧 15kV、試料電流 200nA、測定時間 40msec/ピクセル、ビーム径 50 $\mu$ m の条件で行った。各元素の濃度は、標準試料 (Ca,Si: Wollastonite (CaO=48.3 mass%、SiO<sub>2</sub>=51.7 mass%)、Al: Alumina (Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>=100.0 mass%)、S :Anhydrite (SO<sub>3</sub>=58.8 mass%)) の X 線強度を標準として比例法によって求めた。

#### (9) 六価クロムの溶出試験

環境告示 46 号に準拠し、改良土および周辺土からの六価クロムの溶出量を測定した。試料は、風乾した後にふるい目 2mm を通過するまで粉碎し、粉碎試料を 10 倍の蒸留水に浸漬させて、6 時間の振とう攪拌を行った。その後、遠心分離および吸引ろ過によって検液を作製し、ジフェニルカルバジド吸光光度法によって検液中の六価クロム濃度を測定した。

### 4.2.5 材齢および測定箇所

追跡調査は、材齢 28 日、0.5、1、2、3、5、7、10 および 22 年の計 9 回実施した。材齢 10 年に移設を行ったため、移設の前後で供試体の採取箇所が異なる。また、材齢 22 年調査では、改良体表層をより詳細に調査するために試験項目を追加した。試験材齢と試験項目を表 4.2.4 に示す。

移設前の材齢 10 年までは、各材齢で一本の改良柱体を掘り起こして供試体を採取した。採取方法は、ボーリングによる方法と、ブロックサンプリングによる二通りとし、**図 4.2.7** に示す箇所からコア供試体を採取した。採取箇所は、周辺環境の影響を受けにくい領域として改良柱体の中心部（以降、改良柱体の中深層部）と、周辺環境の影響を受けやすい領域として改良柱体表面から 50mm の層（以降、改良柱体の表層）の二箇所とした。採取したコア供試体は、湿潤密度試験、一軸圧縮強さ試験を行った後に、含水比試験に供した。その他、pH 試験、化学分析および粉末 X 線回折を行うために、**図 4.2.7** に示す境界面から複数の箇

所において 10mm の層の試料を採取した。化学分析では、表層部（境界面から 50mm）より深い領域の分析を、改良柱体の中深層部として整理した。また、pH 試験および化学分析では、改良土だけでなく周辺土においても分析を行った。試料の採取にあたり、改良体と周辺土との境界面を正確に特定することが重要であるが、原位置試験では境界面はあまり明確ではなく凹凸もあるため、ある程度の誤差が含まれていると思われる。

材齢 22 年の調査では、移設時に 4 分割した供試体のうち 2 つを調査した。試料の採取箇所を図 4.2.8 に示す。一軸圧縮試験および湿潤密度試験に用いたコア供試体は、ボーリングで採取可能な箇所から適宜採取し、改良柱体表面からの距離を計測した。複数点で採取と計測を行うことで、改良柱体表面からの分布プロファイルを得た。改良柱体の中深層部は、境界面から 75mm よりも深い領域とし、改良柱体の表層部は、材齢 10 年と同様に境界面から 50mm の位置で採取した供試体とした。

より詳細な分析を行うために、含水比試験、pH 試験、化学分析および粉末 X 線回折は、周辺土と改良柱体との境界面付近での測定点数を増やして試験を実施した。また、EPMA による面分析を行い、境界面付近での元素濃度分布を評価した。参考として、改良体および周辺土の六価クロムの溶出試験を実施した。

表 4.2.4 試験材齢および実施した試験項目

試験項目		28 日	0.5 年	1 年	2 年	3 年	5 年	7 年	10 年	22 年
一軸圧縮強さ	改良土	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	室内	○	○	○	○	○	○	○	○	-
針貫入試験	改良土	-	-	-	-	-	-	-	-	○
湿潤密度試験	改良土	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	室内	○	○	○	○	○	○	○	○	-
含水比試験	改良土	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	室内	○	○	○	○	○	○	○	○	-
	周辺土	○	○	○	○	○	○	○	○	○
pH 試験	改良土	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	周辺土	○	○	○	○	○	○	○	○	○
化学分析	改良土	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	周辺土	○	○	○	○	○	○	○	○	○
粉末 X 線回折	改良土	○	○	○	○	○	-	○	○	○
EPMA	改良土	-	-	-	-	-	-	-	-	○
六価クロム溶出試験	改良土	-	-	-	-	-	-	-	-	○
	周辺土	-	-	-	-	-	-	-	-	○

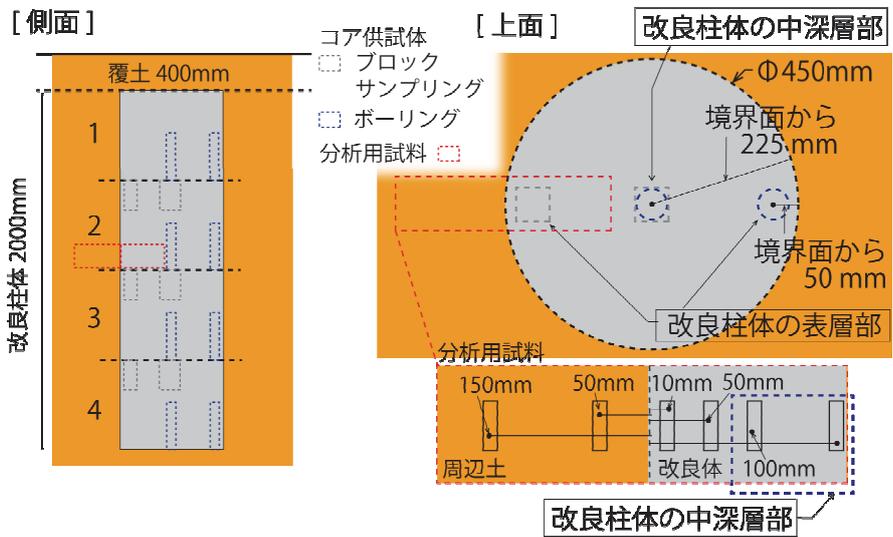


図 4.2.7 材齢 10 年までの追跡調査における測定箇所

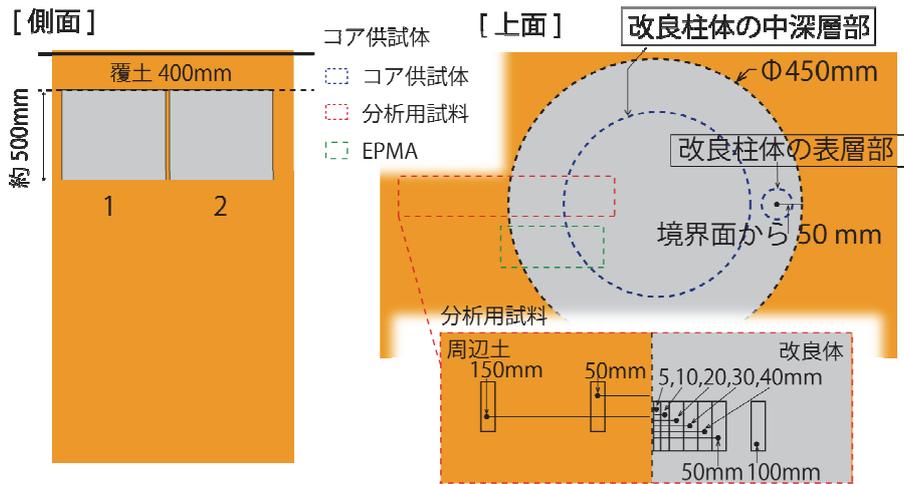


図 4.2.8 材齢 22 年の追跡調査における測定箇所

## 4.3 試験結果

### 4.3.1 改良土の強度特性

#### (1) 改良柱体の中深層部における改良土の強度特性

周辺環境の影響を受けていない改良土の強度特性を示すため、改良柱体の中深層部から採取したコア供試体の一軸圧縮強さの経時変化と室内で封緘養生したモールド供試体の一軸圧縮強さの経時変化を図 4.3.1 に示す。各材齢の平均値に加えて標準偏差を併記した。なお、ボーリングによって採取したコア供試体とブロックサンプリングによって採取したコア供試体の結果を併記したが、両者に明確な差異は認められなかった。

材齢 28 日の一軸圧縮強さは、何れの供試体においても 1200kPa 程度であった。その後、長期的な強度増加によって約 3800kPa に達し、28 日強度の 3.2 倍となった。既往の報告<sup>6)</sup>では、材齢 28 日の初期強度に対して 1.5~7.6 倍の長期的な強度増加が報告されており、それらの改良土と比較して本改良土は中程度の強度発現性であった。既往の研究と本改良土の長期的な強度発現性の比較を図 4.3.2 に示す。この長期強度の発現は、材齢を対数軸とすると直線的に増加することが報告されており、本改良土では一部の期間において同様の傾向が認められた。一方で、既往の報告とは異なり、本改良土では長期的な強度発現性が終了して最終強度が確認された。これは、本改良土は流動化処理であり、既往の研究と比較して加水量が多く土の量が少ないため、ポゾラン反応に寄与する土由来の物質の量が限られていたためと考えられる。最終強度は、モールド供試体では概ね 2 年、コア供試体で概ね 5 年で確認された。材齢 5 年以降、ばらつきがあるものの概ね安定的に強度を維持していた。ただし、ブロックサンプリングしたコア供試体とモールド供試体においては、材齢 3 年に一時的に強度が低下していた。コア採取の際に試料を乱した可能性や試験時のエラーなども想定され、ボーリングによって採取したコア供試体では強度低下の傾向は認められなかったため、これらの結果だけでは強度低下が生じていたのかを判断することはできなかった。

最終強度に達する時期について、コア供試体とモールド供試体で異なった。これは、長期強度に寄与する反応の開始時期が、モールド供試体の方が早かった為と考えられる。材齢 0.5 年において、コア供試体の一軸圧縮強さは 1500kPa 程度であるのに対し、モールド供試体では約 2300kPa の強度を発現しており、モールド供試体の方が材齢 28 日からの強度増加が大きかった。長期強度の発現は、セメント水和物と土とのポゾラン反応によるものと推察され、このポゾラン反応が開始する時期が環境温度によって影響を受けたことが要因のひとつとして考えられる。原位置試験を開始した試験場所の気温は、日平均気温および日最高気温の年間平均が 15.1℃および 19.4℃である。一方、室内で養生したモールド供試体は、20℃の環境温度で養生したため、土中環境にあったコア供試体よりも温度履歴が高かったと考えられる。そのため、コア供試体よりもモールド供試体においてポゾラン反応の活性が高く、モールド供試体の長期強度発現の開始時期と終了時期が早かったものと推察される。

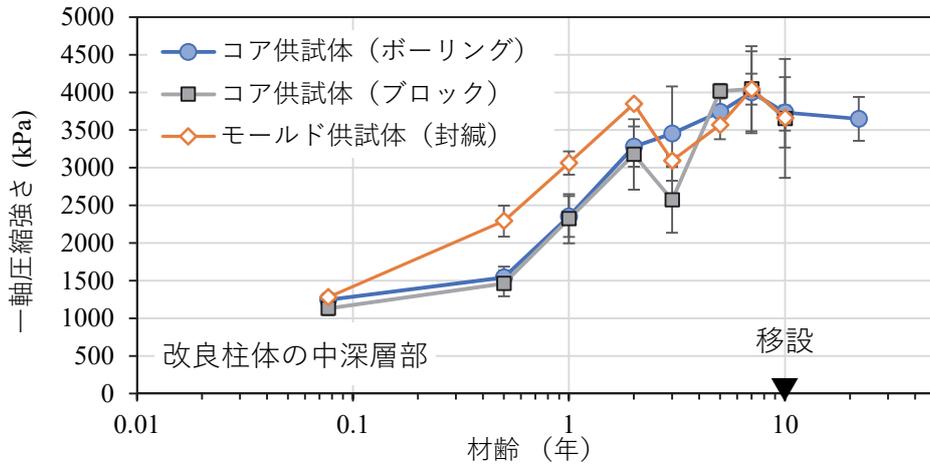


図 4.3.1 改良柱体の中深層部における改良土および封緘養生した改良土の一軸圧縮強さ

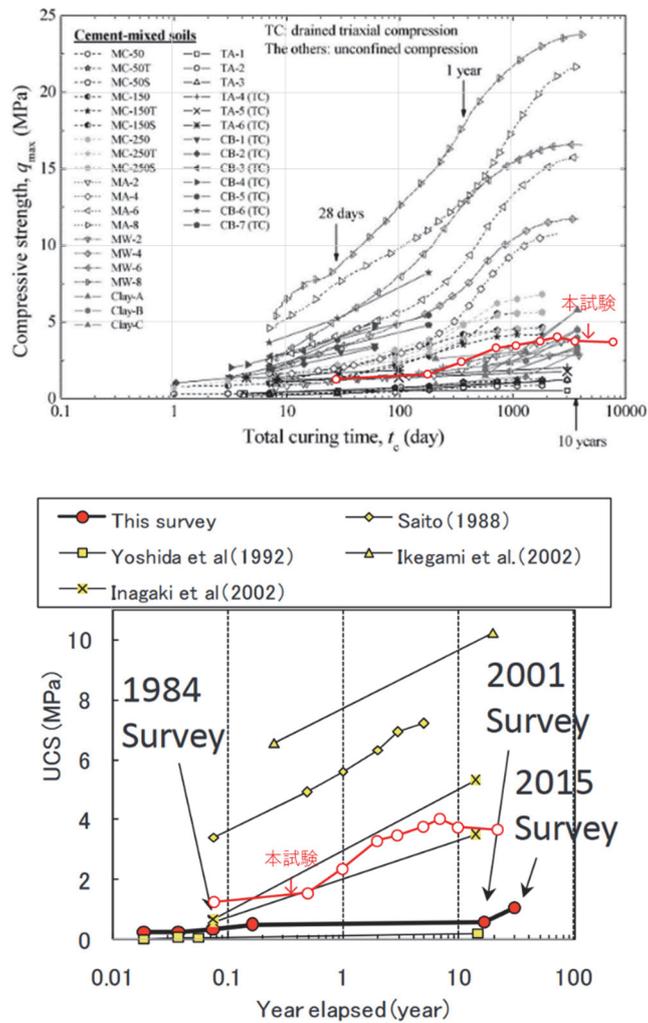


図 4.3.2 既往研究と本改良土の長期強度発現性の比較<sup>6)7)</sup>

## (2) 改良柱体の表層部における改良土の強度特性

周辺環境の影響を受ける可能性がある改良柱体の表層部から採取した、コア供試体の一軸圧縮強さの経時変化を図 4.3.3 に示す。また、周辺環境の影響を受けた改良土の強度特性として、室内で水中養生したモールド供試体の一軸圧縮強さの経時変化を併記する。

材齢 28 日の一軸圧縮強さは、概ね 1200kPa 程度であり中深層部の一軸圧縮強さと同程度であった。長期的な強度発現性についても、中深層部と同様の強度増加がコア供試体において認められた。コア供試体は材齢 5 年頃に最終強度に達し、ボーリングによる供試体で約 4100kPa、ブロックサンプルによる供試体で約 3700kPa の最終強度であった。その後、含水比の低い浅層へ移設し、材齢 22 年における一軸圧縮強さは 3531kPa であった。材齢 10 年までの最終強度と比較して強度は低い、材齢 22 年の調査は供試体本数が 2 本と限られ、また、改良土の一軸圧縮強さのばらつきを考慮すると、強度低下を明確に判断することはできなかった。一方、水中養生したモールド供試体では、材齢 0.5 年以降に封緘養生した改良土よりも強度が低いことから、Ca の溶脱による影響を受けたものと考えられる。ただし、材齢 1 年から 2 年にかけて急激に強度が増加し、封緘養生した供試体の最終強度と同等の強度が一時的に発現した。Ca の溶脱の影響を受けつつも、一時的ではあるものの強度が増加した要因は不明である。また、改良柱の表層部においては、ボーリングおよびブロックサンプリングともに材齢 3 年に一時的に強度が低下していた。中深層部においてブロックサンプリングした供試体の結果と同様の傾向が認められた。

材齢 22 年の調査では、改良柱体の表層部と中深層部だけでなく、複数個所において供試体採取している。その供試体の一軸圧縮強さの境界面からの分布を図 4.3.4 に示す。改良柱体の中深層部の一軸圧縮強さは、平均で 3600kPa 程度であり標準偏差は 280kPa 程度であった。ばらつきなどを考慮すると、改良柱体の表層部（境界面から 50mm）は、移設後の材齢 22 年においてもおおむね強度を維持していたと考えられる。より表面に近い箇所、境界面から 25mm の位置で採取したコア供試体は、一軸圧縮強さが 2000kPa であった。中深層部よりも強度が低下しているが、コア供試体の半径が 25mm であるため、供試体に周辺土が混入している可能性も想定される。また、直径 50mm の円柱供試体による試験結果では、表層の変質した範囲を詳細に特定することは難しい。

そこで、針貫入試験によって改良柱体表層の分析を行った。材齢 22 年における針貫入勾配の分布について、10 点の測定結果の平均値と標準偏差を図 4.3.5 に示す。境界面から 35mm 付近において針貫入勾配が低下し始め、境界面に近づくほど針貫入勾配は低下した。特に、境界面から 10mm の層において強度低下が顕著であり、中深層部において針貫入勾配がおよそ 9N/mm であるのに対し、表層 10mm の層においては 3.1N/mm であった。この針貫入勾配を、式 3.3.1 で一軸圧縮強さに換算すると 1022kPa に相当する。換算した一軸圧縮強さの分布を、コア供試体による実測値と併せて図 4.3.6 に図示する。図中の破線は、図 4.3.1 に示した改良柱中深層部の一軸圧縮強さであり、境界面から 75~150mm の領域で採取したコア供試体の平均値である。この強度と、境界面から 40~100mm 付近において針貫入

勾配から推定した一軸圧縮強さは概ね同程度であった。この層よりも境界面に近い領域で強度が低下しており、中深層部の一軸圧縮強さのばらつきも考慮すると、強度の低下が認められた層は境界面からおよそ 30mm であると判断した。

改良柱体の表層における強度低下を、**図 4.3.7** に示すように、封緘養生した供試体の一軸圧縮強さを基準とした強度比で評価した。境界面から 40mm よりも深層部においては、ばらつきがあるものの概ね強度比は 1 であり、封緘養生した供試体と同程度の強度であった。強度低下が認められた改良柱体の表層のうち、境界面から 30mm 付近の層の強度比は 0.8 程度であり境界面に近づくと 0.71 に低下した。境界面から 10mm の層では、顕著に強度が低下しており強度比は 0.27 であった。

本改良土は、22 年を経過して約 30mm の表層が変質しており、劣化速度係数で整理すると  $6.3\text{mm}/\sqrt{\text{年}}$  であった。既往の検討結果と比較すると、**図 4.3.8** に示すように、既往の検討と概ね整合する結果であった。本改良土は、固化材の添加率が高いため比較的劣化抵抗性が高く、また、地下水の影響がない土中環境にあったことから、変質した領域は限定的であったと推察される。

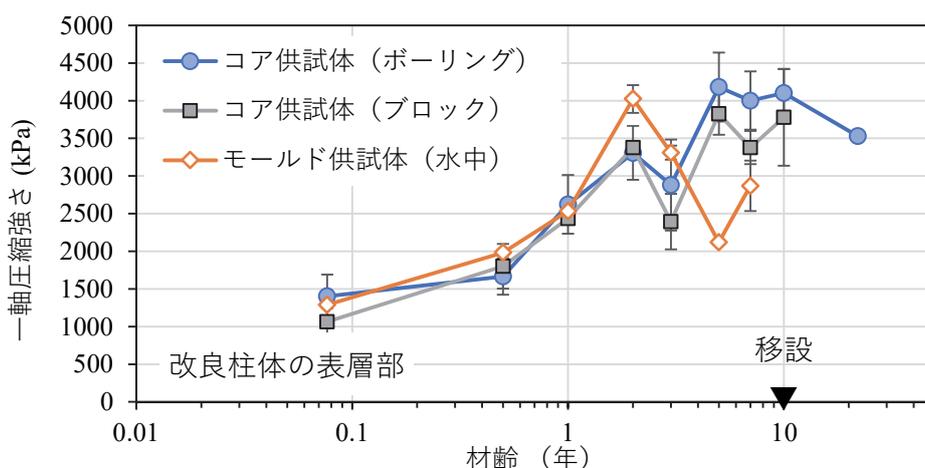


図 4.3.3 改良柱体の表層部における改良土および水中養生した改良土の一軸圧縮強さ

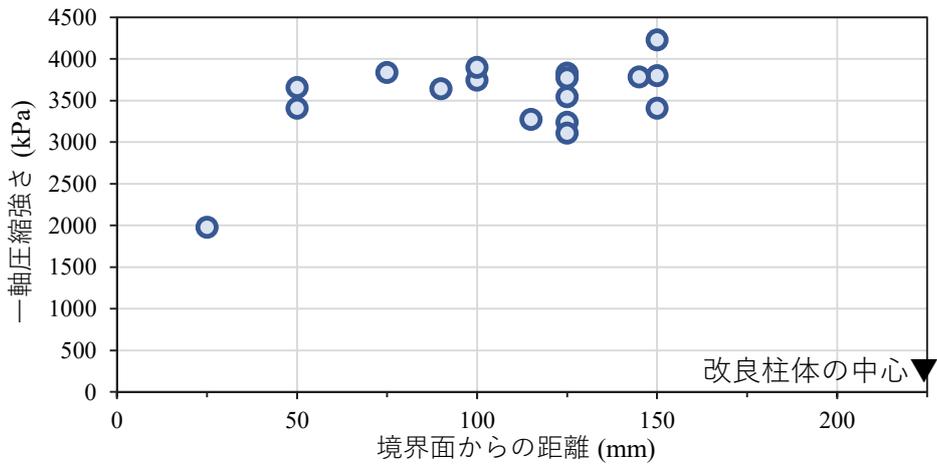


図 4.3.4 材齢 22 年における一軸圧縮強さの分布

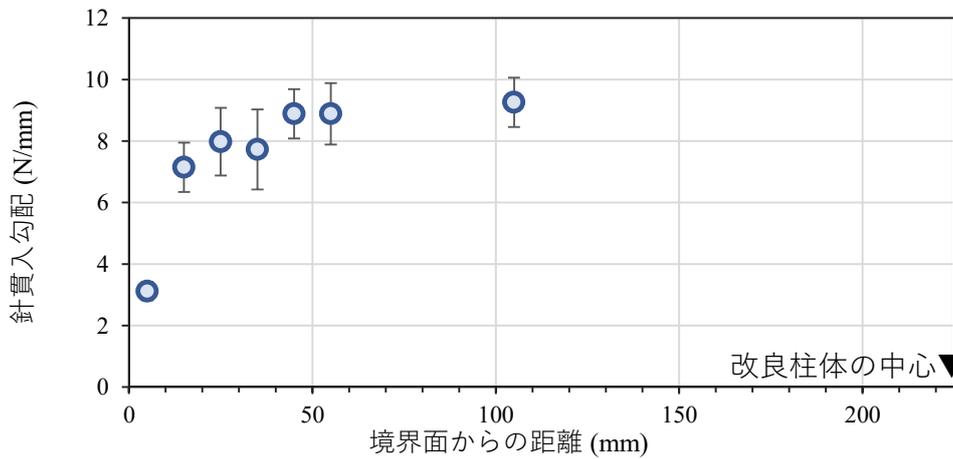


図 4.3.5 材齢 22 年における針貫入勾配分布

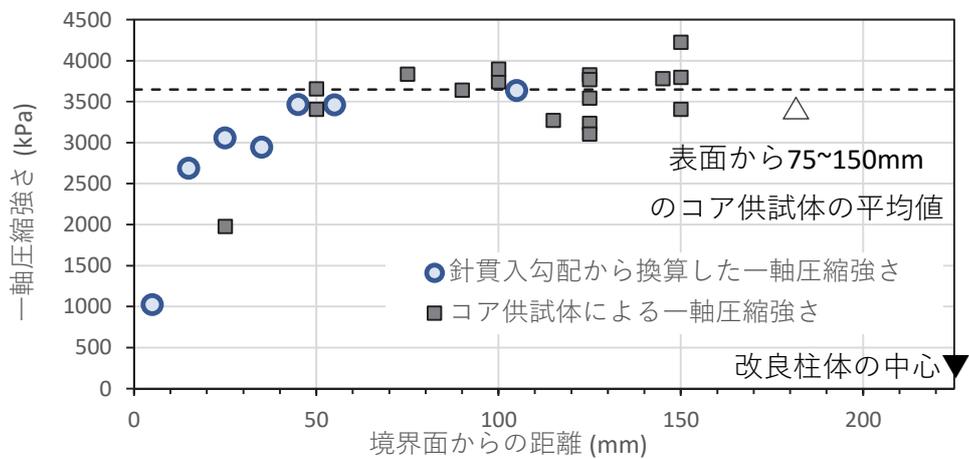


図 4.3.6 材齢 22 年における針貫入勾配分布から推定した一軸圧縮強さ分布

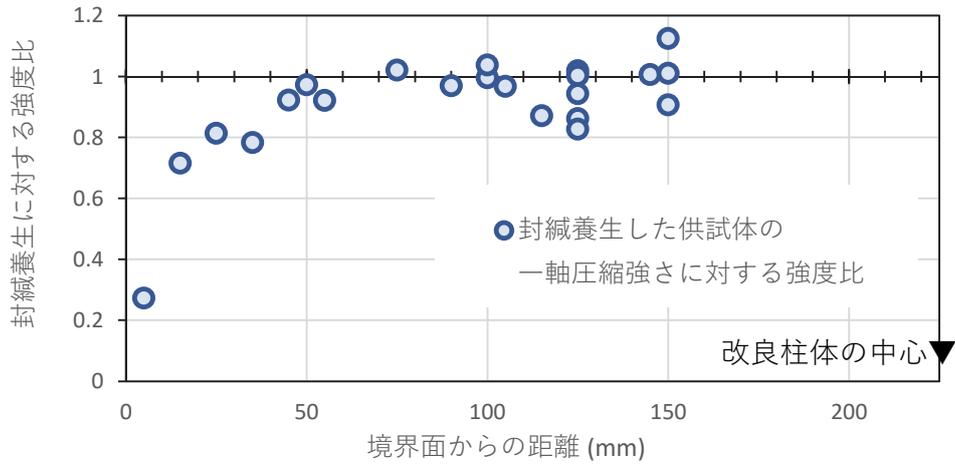


図 4.3.7 材齢 22 年における強度比分布

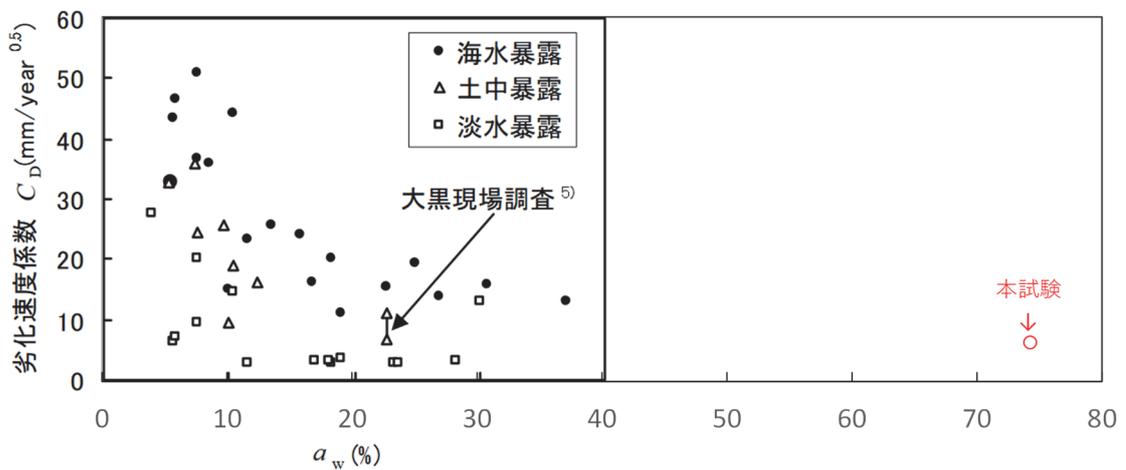
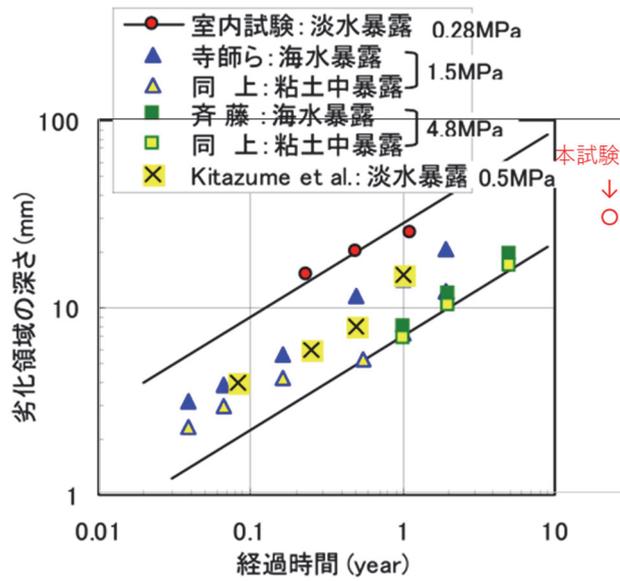


図 4.3.8 既往研究と本改良土の表層劣化の比較<sup>8)9)</sup>

#### 4.3.2 改良土の湿潤密度

改良土の湿潤密度の経時変化について、改良柱体の中深層部における改良土の結果を図4.3.9に、改良柱体の表層部における改良土の結果を図4.3.10に示す。材齢28日における湿潤密度は $1.34\sim 1.37\text{ Mg/m}^3$ であり、採取箇所、養生方法およびサンプリング方法によって明確な差異はなかった。湿潤密度の経時変化について、変動があるものの変化している明確な傾向は認められなかった。移設後の材齢22年における湿潤密度は、 $1.35\text{ Mg/m}^3$ であり概ね材齢28日と同程度であった。

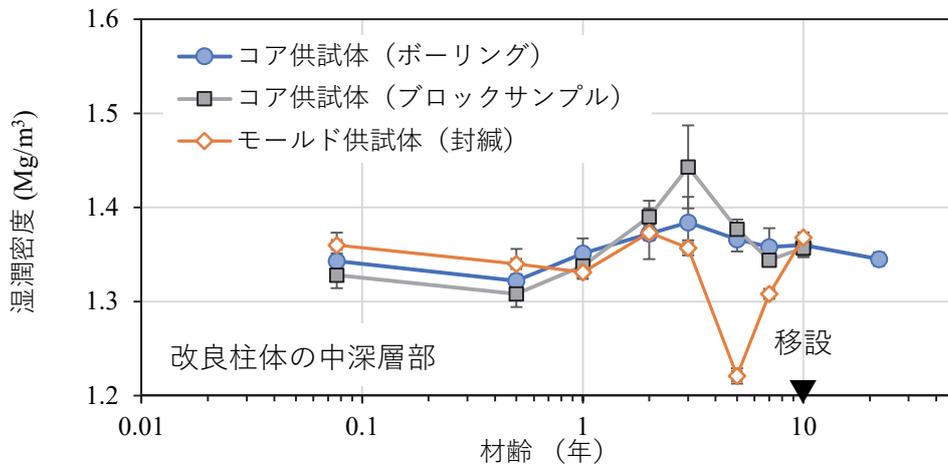


図 4.3.9 改良柱体の中深層部の湿潤密度の経時変化

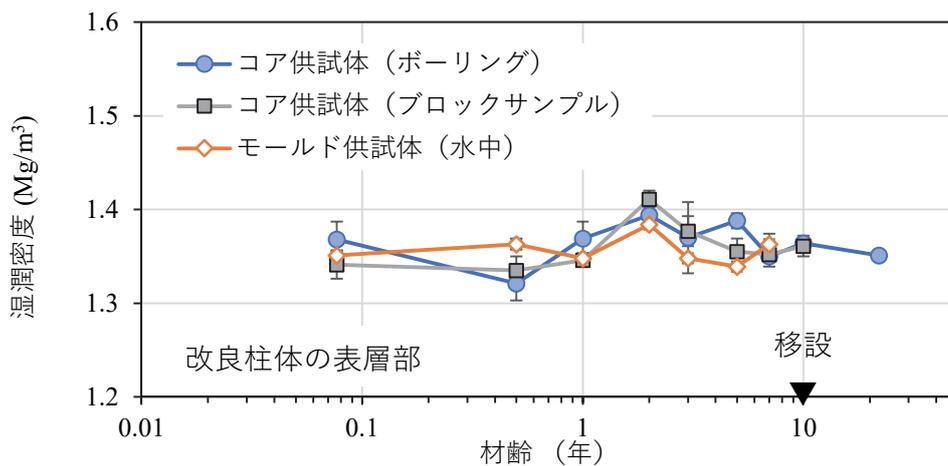


図 4.3.10 改良柱体の表層部の湿潤密度の経時変化

### 4.3.3 改良土の含水比

#### (1) 改良柱体の中深層部における改良土の含水比

改良柱体の中深層部における改良土の含水比について、経時変化を図 4.3.11 に示す。材齢 28 日における含水比は、コア供試体およびモールド供試体ともに概ね 140%程度であった。材齢によって変動があるものの、明確な傾向は認められなかった。封緘養生した供試体の含水比は、コア供試体と同程度の含水比であることから、封緘状態で適切に養生されていたものと考えられる。

#### (2) 改良柱体の表層部における改良土および周辺土の含水比

改良柱体の表層部における改良土の含水比について、経時変化を図 4.3.12 に示す。材齢 28 日における含水比は、コア供試体において概ね 130%程度であり、中深層部の改良土よりもやや含水比が低かった。本改良土は、流動化のために加水を行っているため、未改良の周辺土よりも含水比が高い。そのため、硬化前または若材齢において、改良体中の水分が周辺土へと拡散したものと推察される。材齢 28 日以降に含水比が低下する傾向は認められないことから、それ以前の若材齢に生じた現象である。一方で、水中養生した供試体は、材齢 28 日において含水比が 143%であり、それ以降も概ね 140%であり、封緘養生していた供試体よりも含水比が高かった。

原位置試験では、材齢 10 年に移設を行っており、移設場所の含水比は低い。移設前の周辺土の含水比が 122.4%であるのに対し、移設後は 63.2%である。図 4.3.12 に示す改良柱体の表層部（境界面から 50mm）の含水比では、移設後の材齢 22 年においても含水比の変化は認められなかった。そこで、境界面により近い層の含水比を測定した。材齢 22 年における境界面からの含水比分布を図 4.3.13 に示す。境界面から 25mm において採取したコア供試体では、含水比が 130%であり中深層部よりも低かった。改良柱体から 10mm の厚みで採取した試料においても同程度の含水比であり、境界面に近づくにつれて含水比は低下していた。含水比が低下している範囲は、境界面からおよそ 30mm までの領域であった。改良柱体の表層は 2 つあり、ひとつは改良柱体の側面で築造した当時から周辺土に接していた表層である。もうひとつは、材齢 10 年の移設時に分割した際の切断面であり、材齢 10 年から周辺土に接触した表層である。22 年接地していた表層では、境界面から 10mm の層において 93.8%まで低下していた。12 年接地していた表層も含水比が低下しており、これは移設以降に生じたものである。ただし、12 年接地していた表層の含水比は、境界面から 10mm の層において 118.6%であり、22 年接地していた表層よりも含水比が高かった。つまり、22 年接地していた改良柱体の側面では、移設の材齢 10 年以前にも含水比が低下していたものと考えられる。これは、前述のとおり、材齢 28 日以前の若材齢において、含水比の高い改良土から周辺土へと水分が移動したものと推察される。

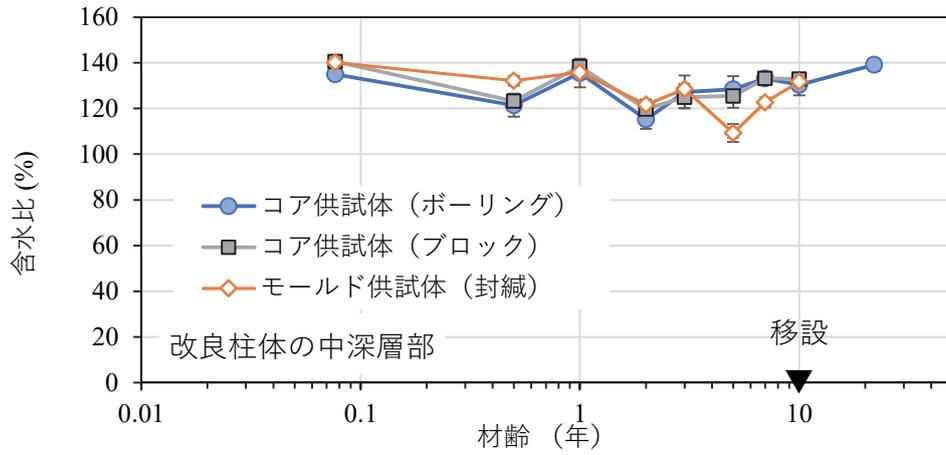


図 4.3.11 改良柱体の中深層部の含水比の経時変化

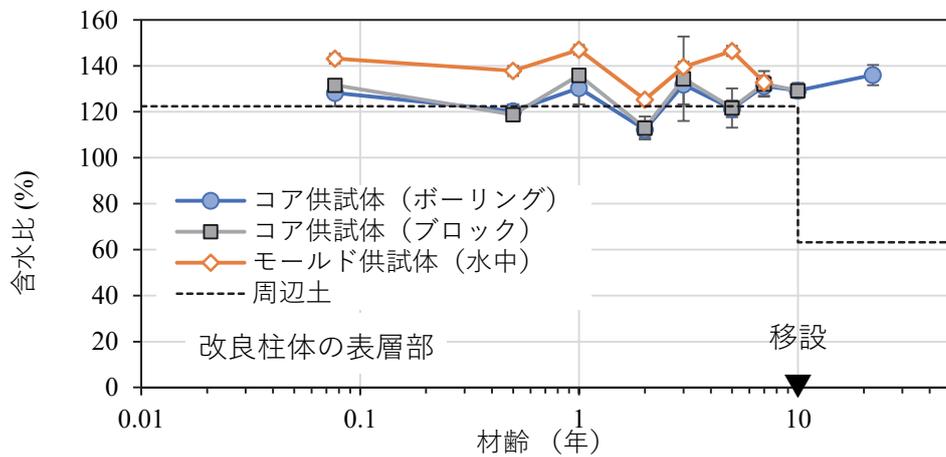


図 4.3.12 改良柱体の表層部の含水比の経時変化

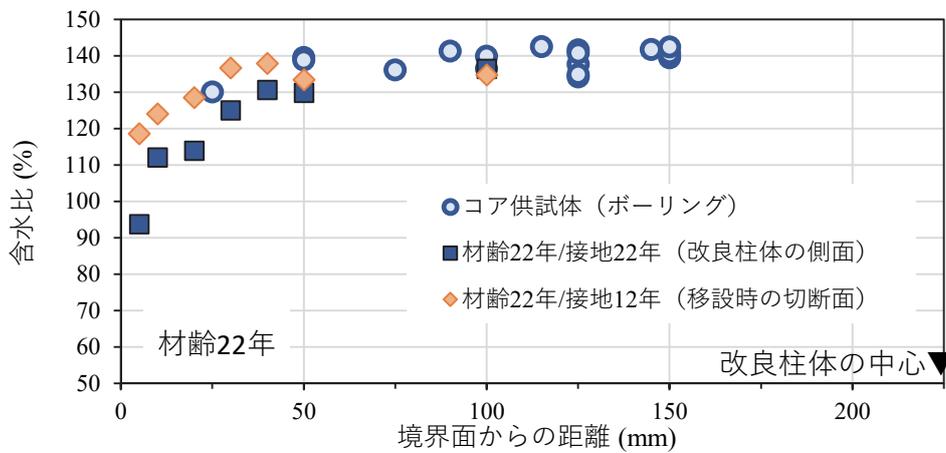


図 4.3.13 材齢 22 年における含水比の分布

#### 4.3.4 改良土および周辺土の pH

改良体と周辺土との境界面から深さ方向の複数点において、改良土の pH を測定した。その経時変化を図 4.3.14 に示す。材齢 28 日における pH は、何れの測定箇所においても概ね 11.5 あった。その後、材齢 3 年が経過しても pH に変化は認められず、材齢 5 年において境界面から 10mm の層で pH がわずかに低下した。その後、10mm よりも深い領域においても pH が低下し始め、改良体全体において pH の低下が認められた。材齢 10 年における pH は、境界面から 10mm の層で 10.3 に、それよりも深い層では 10.6 に低下した。改良体全体の pH が変化していることから、ポゾラン反応の影響によるものと考えられる。ただし、境界面から 10mm の層が先行して pH が低下し、その低下程度も大きいことから、境界面付近の表層では Ca の溶脱による影響も受けた可能性が考えられる。その後、材齢 22 年にかけて、境界面から 50mm および 100mm においては pH の低下は認められなかった。一方で、境界面から 10mm においては、材齢 22 年に pH が 8.3 まで低下した。これは、移設の影響によって改良体の表層のみが変質して pH が低下したのと考えられる。

pH が低下した範囲を特定するために、材齢 22 年では測点を増やして詳細に分析を行った。境界面からの pH の分布を図 4.3.15 に示す。境界面から 20mm においても pH の低下が認められたが、境界面から 30mm においては概ね材齢 10 年と同程度の pH であった。材齢 22 年では、接地期間の異なる二つの表層があり、一つは接地期間が 22 年で改良柱体の側面であり、もう一つは接地期間が 12 年で移設時の切断面である。接地期間が 22 年の pH 分布の方がやや pH が低い、その差はわずかであった。接地期間 22 年と 12 年の改良体表層において、概ね同様に pH が低下していることから、改良柱体表層の pH の低下は、材齢 10 年の移設以降に生じたものであり、低下していた領域は境界面から 30mm までの範囲であることが確認された。

改良土の pH が低下する要因として Ca の溶脱と炭酸化が考えられる。改良土から Ca が溶脱した場合、周辺土へと拡散し周辺土の pH が高くなることが想定される。そこで、境界面から 50mm および 150mm の周辺土の pH を測定した。周辺土の pH の経時変化を図 4.3.16 に示す。境界面から 150mm の周辺土においては、pH の変化は認められなかった。より境界面に近い 50mm の周辺土においては、材齢 2 年から 3 年に一時的に pH の上昇が認められた。改良体から溶脱した Ca などが周辺土へ拡散して pH が 8.8 程度に上昇した後、土の緩衝作用によって pH が 7.7 程度に戻ったのと考えられる。材齢 10 年から 22 年にかけては、何れの周辺土においても pH の変化は認められなかった。

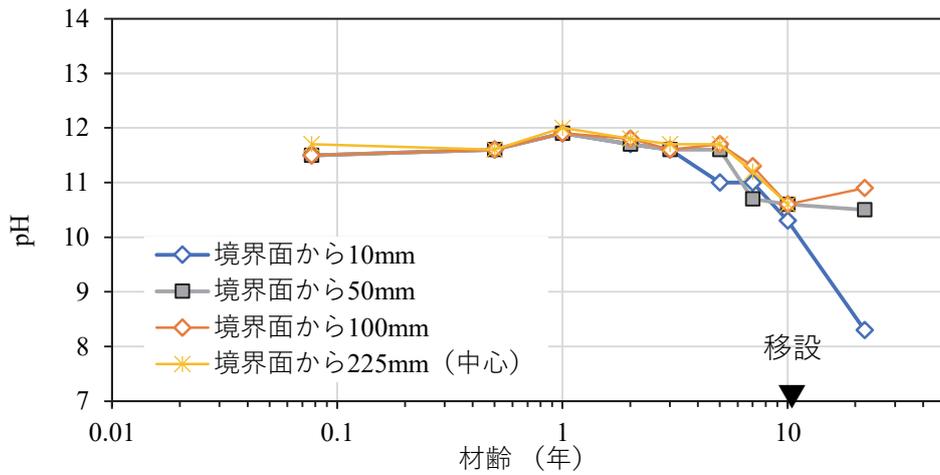


図 4.3.14 改良土の pH の経時変化

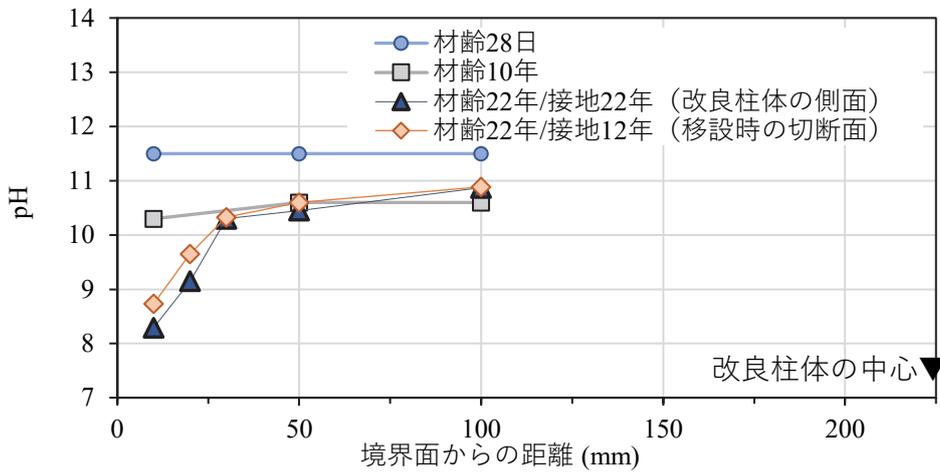


図 4.3.15 改良体の pH の分布

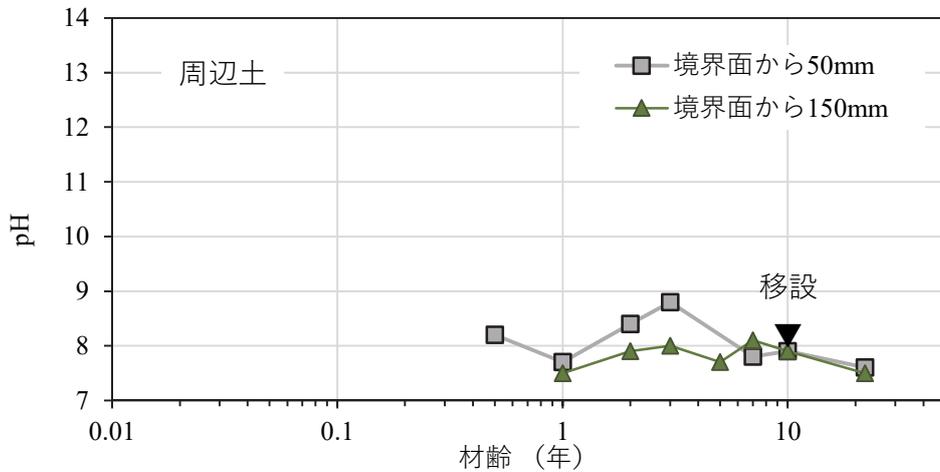


図 4.3.16 周辺土の pH の経時変化

#### 4.3.5 改良土および周辺土の CaO 濃度

改良土および周辺土の化学成分の分析を行い、CaO 濃度の経時変化を検討した。改良柱体の中深層部における改良土の CaO 濃度を図 4.3.17 に示す。材齢 28 日における CaO 濃度は、何れの場所も 23%程度であった。それ以降、境界面から 10mm の領域を除き、明確な変化は認められなかった。境界面から 10mm の層では、他の層よりも CaO 濃度が低かった。

改良柱体の表層における CaO 濃度の低下を、境界面からの濃度分布によって図 4.3.18 に示す。材齢 22 年では、接地期間の異なる二つの表層があり、一つは接地期間が 22 年で改良柱体の側面であり、もう一つは接地期間が 12 年で移設時の切断面である。接地 22 年の表層では、境界面から 20mm の範囲で CaO 濃度が低下していた。材齢 10 年時の表層における CaO 濃度分布と比較すると、材齢 10 年以降に CaO 濃度低下が進行したものと推察されるが、接地 12 年の表層においては CaO 濃度が低下している傾向はほとんど認められなかった。材齢 10 年以降、両者とも同等の周辺環境に晒されていたものの、CaO 濃度分布の変化について整合がとれなかった。また、中深層部では溶脱の影響を受けていないにもかかわらず、材齢 22 年では材齢 28 日または 10 年と比較して CaO 濃度が低かった。これらの結果は、分析手法に課題があり分析値には試験誤差が含まれているものと推察される。今回実施した試験法の CAJS I-12 では、粉末試料を 105°C 乾燥で 1 時間乾燥させて、その乾燥試料の質量当りの百分率として分析値を示す。そのため、セメント系材料においては、水和反応、ポゾラン反応や炭酸化などによって 105°C 乾燥で蒸発する水分量が増加した場合は、その変化量が分析値に影響を与える。また、分析操作において試料を酸溶解させるが、その操作が適切に行われて十分に溶解されていない場合には分析値へ影響を与える。本試験結果は、これらの試験誤算が含まれていることが想定される。そのため、本試験結果から判断できることは、材齢 22 年において改良柱体の表層において CaO 濃度が低下していたこと、その範囲は境界面から 20mm 程度あること、移設後の周辺環境において接地 12 年の表層では Ca の溶脱は生じていないことである。

改良体から溶脱した Ca は周辺土へ拡散することが想定されるため、周辺土の CaO 濃度を測定した。周辺土の CaO 濃度の経時変化を図 4.3.19 に示す。移設前の材齢 10 年にかけて、CaO 濃度がわずかに増加している傾向が認められるが、境界面から離れている 150mm の方が 50mm よりも CaO 濃度が高く、改良体から溶脱した Ca が周辺土へ拡散していく現象としては整合がとれない結果となった。改良土の分析結果と同様に、分析方法の課題があるものと思われる。

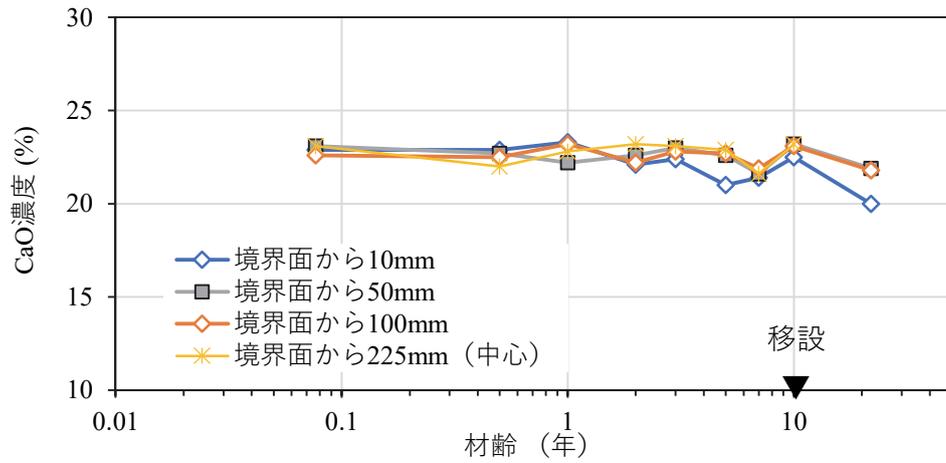


図 4.3.17 改良土の CaO 濃度の経時変化

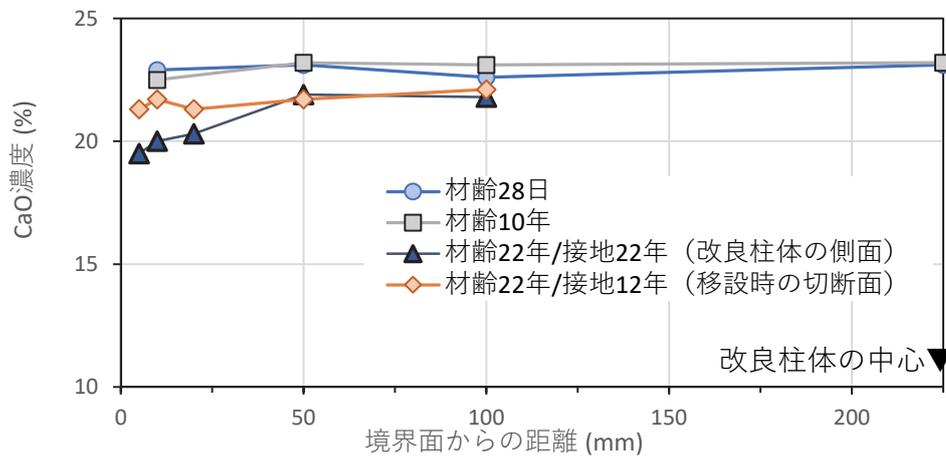


図 4.3.18 改良体の CaO 濃度分布

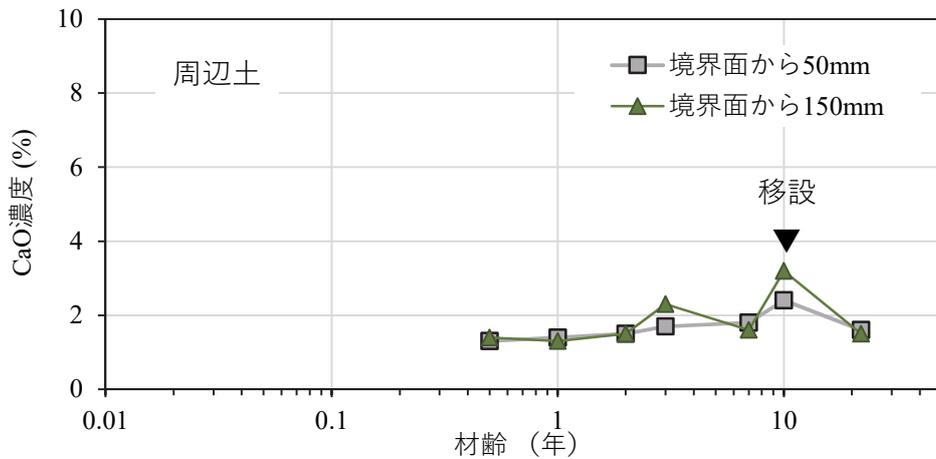


図 4.3.19 周辺土の CaO 濃度の経時変化

#### 4.3.6 改良土と周辺土の境界領域の元素濃度分布

材齢 22 年が経過した改良柱体から、改良体と周辺土との境界面を含む供試体を採取して EPMA によって元素濃度の面分析を行った。面分析による CaO の分析結果を図 4.3.20 に、SO<sub>3</sub> の分析結果を図 4.3.21 に、Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> の分析結果を図 4.3.22 に、SiO<sub>2</sub> の分析結果を図 4.3.23 に示す。マッピング図に示す赤の破線は、改良体と周辺土の境界面である。また、マッピング図に併記した元素濃度の分布図は、マッピング図において白枠で囲う領域の平均濃度の分布図である。

CaO 濃度は、境界面付近において濃度が低下しており、Ca の溶脱による影響が認められた。溶脱の影響を受けていない領域の平均濃度は 8.6% であり、境界面から 10mm 付近から濃度が低下し始め、境界面付近では 4.6% まで低下していた。CaO 濃度の低下範囲は、化学分析では境界面から 20mm の範囲であったが、EPMA では境界面から 10mm の範囲と限定的であった。両試験による CaO 濃度の低下範囲が異なった。ただし、針貫入試験によって顕著に強度低下が認められた範囲は、境界面から 10mm の層であった。強度試験結果との整合性や、試料採取および分析の精度面などを考慮すると、EPMA によって評価した結果の方が適切な結果であると判断した。境界面から 10mm より深い領域では溶脱の影響を受けておらず、この領域における平均の CaO 濃度を基準として CaO 濃度比を算出した。材齢 22 年における CaO 濃度比分布を図 4.3.24 に示す。境界面から 10mm 付近より強度比は低下し始め、境界面近傍において強度比は 0.53 であった。

CaO 濃度が低下していた境界面近傍においては、SO<sub>3</sub> 濃度も低下していた。境界面から 7mm 付近において SO<sub>3</sub> 濃度が低下し始め、境界面近傍においては消失していた。ただし、SO<sub>3</sub> の濃度分布は、CaO の濃度分布とは異なり濃縮していることが認められた。境界面から 7mm における SO<sub>3</sub> 濃度は約 1.8% であるのに対して、境界面から 68mm より深い領域では SO<sub>3</sub> 濃度が約 1.0% であった。この結果から、境界面近傍で消失した SO<sub>3</sub> は、周辺土ではなく改良柱体の内側へと拡散して濃縮したものと考えられる。これは、コンクリートの炭酸化によって引き起こされる硫黄化合物の移動と濃縮<sup>10)</sup>と同様の現象であると考えられる。

Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> と SiO<sub>2</sub> については、境界面から内側まで均一な濃度であり、改良体表層の変質によって濃度分布が変化した傾向は認められなかった。

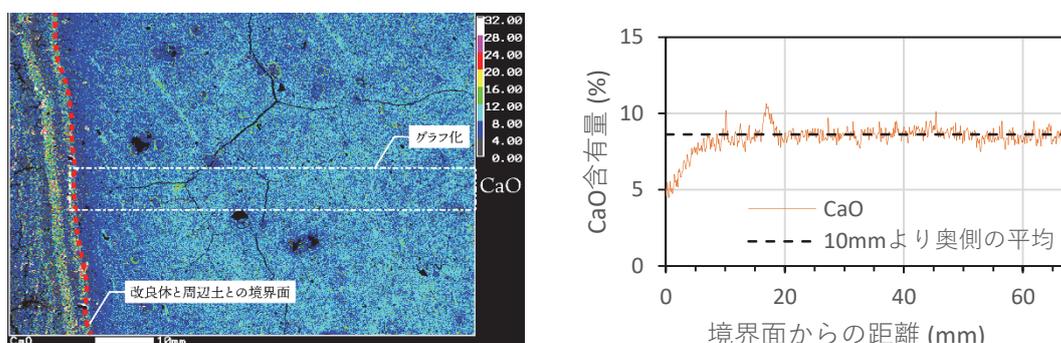


図 4.3.20 CaO のマッピングおよび濃度分布

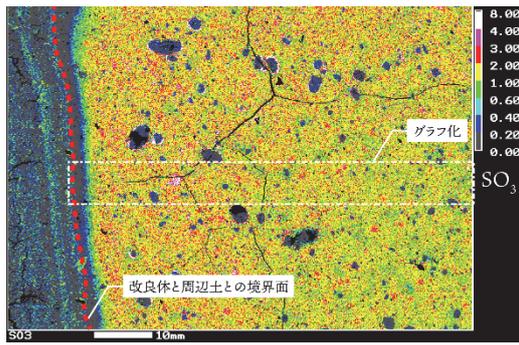


図 4.3.21 SO<sub>3</sub>のマッピングおよび濃度分布

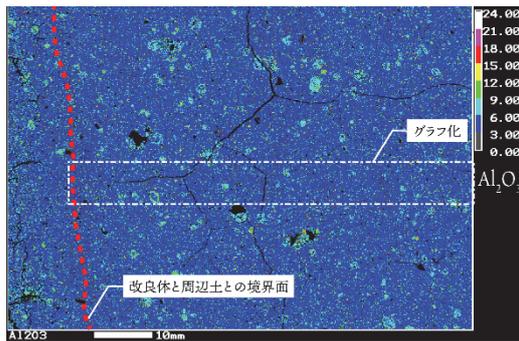


図 4.3.22 Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>のマッピングおよび濃度分布

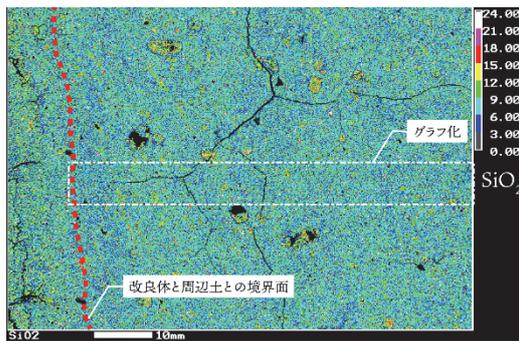


図 4.3.23 SiO<sub>2</sub>のマッピングおよび濃度分布

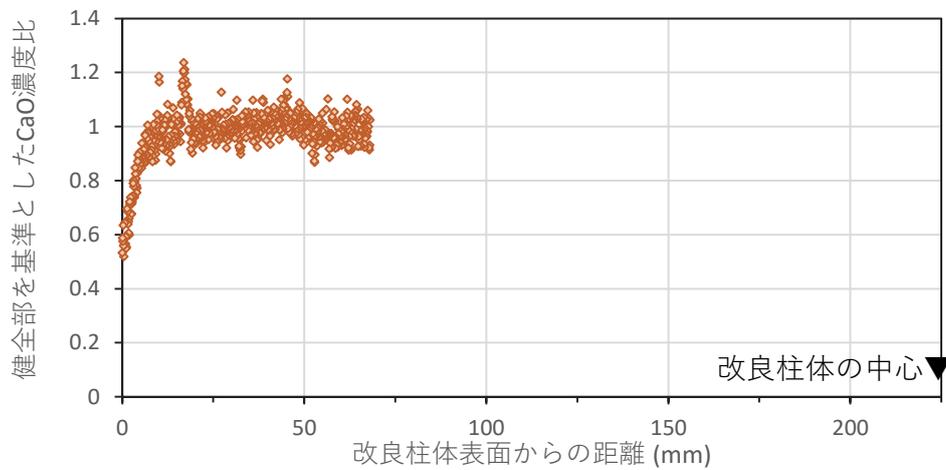


図 4.3.24 材齢 22 年における CaO 濃度比の分布

#### 4.3.7 改良土の粉末 X 線回折

##### (1) 改良柱体の中深層部における改良土の XRD

周辺環境の影響を受けていない改良柱体の中深層部（境界面から 100mm）から採取した改良土を、粉末 X 線回折で分析した。火山灰質粘性土の改良土には、C-S-H などのセメント由来の非晶質物質に加えてアロフェンなどの土由来の非晶質物質が含まれる。そのため、改良土を粉末 X 線回折で分析すると、ブローな回折ピークが多く含まれる。これらのブローな回折ピークの評価が定量分析において重要となるが、多くの結晶性の鉱物に加えて複数の非晶質物質を含む試料を評価するには、高度なリートベルト解析が要求される。そのため、本検討では、結晶性の鉱物のみを対象に定性分析を行うこととし、ブローな回折ピークはバックグラウンドとして処理をした。改良土中の結晶鉱物の経時変化を図 4.3.25 に、未改良土も併記して示す。図に示す回折プロファイルは、バックグラウンドを差し引いたものであり、石英の回折ピーク強度が概ね同程度となるように補正を行った。

未改良の火山灰質粘性土には、石英 (Q:quartz)、ギブサイト (G:gibbsite)、ハロイサイト (Hh:hydrated halloysite) などの鉱物が含まれている。セメント系固化材で改良することで、材齢 0.5 年の時点でエトリンガイト (E:ettringite/ $3\text{CaO}\cdot\text{Al}_2\text{O}_3\cdot3\text{CaSO}_4\cdot32\text{H}_2\text{O}$ )、モノサルフェート (M:monosulfate/ $(3\text{CaO}\cdot\text{Al}_2\text{O}_3\cdot\text{CaSO}_4\cdot12\text{H}_2\text{O})$ ) およびヘミカーボネート (Hc:hemicarbonate/ $(3\text{CaO}\cdot\text{Al}_2\text{O}_3\cdot1/2\text{Ca}(\text{OH})_2\cdot1/2\text{CaCO}_3\cdot12\text{H}_2\text{O})$ ) の生成が確認された。ただし、モノサルフェートは材齢の経過とともに消失し、ヘミカーボネートは材齢 1 年にかけてピーク強度が増加した後に消失した。材齢 3 年において一時的に強度が低下していた可能性があり、これらの反応生成物の変化が強度へ影響した可能性が考えられるものの、本試験結果のみでは明確に判断することはできなかった。エトリンガイトは、初期材齢において主要な水和物として生成し、長期的に材齢が経過しても安定的に維持していた。一方、長期的な材齢の経過とともに生成する水和物として、ストラトリンガイト (St:strätlingite/ $2\text{CaO}\cdot\text{Al}_2\text{O}_3\cdot\text{SiO}_2\cdot8\text{H}_2\text{O}$ ) の生成が認められた。材齢 0.5 年において回折ピークはわずかであったが、材齢 1 年には回折ピークが明確となり、材齢 22 年にかけて回折ピーク強度は増加した。ストラトリンガイトは、セメント水和物と火山灰質粘性土がポゾラン反応して生成したものと考えられる。なお、何れの材齢においてもカルサイト (C:calcite/ $\text{CaCO}_3$ ) が認められるが、固化材に含まれる石灰石微粉末によるもの、または、粉末 X 線回折の前処理時に試料が炭酸化した可能性が考えられる。

##### (2) 改良柱体の表層部における改良土の XRD

材齢 22 年における改良柱体の表層部では、Ca の溶脱により CaO 濃度が低下しており、また、移設後の周辺環境の影響により pH が低下していた。これらの変質が生じていた領域の改良土を、粉末 X 線回折によって分析した結果を図 4.3.26 に示す。図 4.3.25 では石英のピーク強度の高さで補正を行ったが、図 4.3.26 ではカルサイトの回折ピークの強度差が大きいため補正を行わなかった。境界面から 50mm の領域では、中深層部と同様の水和物が生成しており、エトリンガイトやストラトリンガイトの回折ピークが認められた。それら

の回折ピークが、境界面から 20mm の領域において大きく減少し、一方で、カルサイトの回折ピークの強度が増加していた。より境界面に近い領域では、その傾向が顕著となり、エトリンガイトやストラトリンガイトの回折ピークは認められず、水和生成物は分解され消失していた。一方で、カルサイトの回折ピークが増加しており、炭酸化していることが確認された。

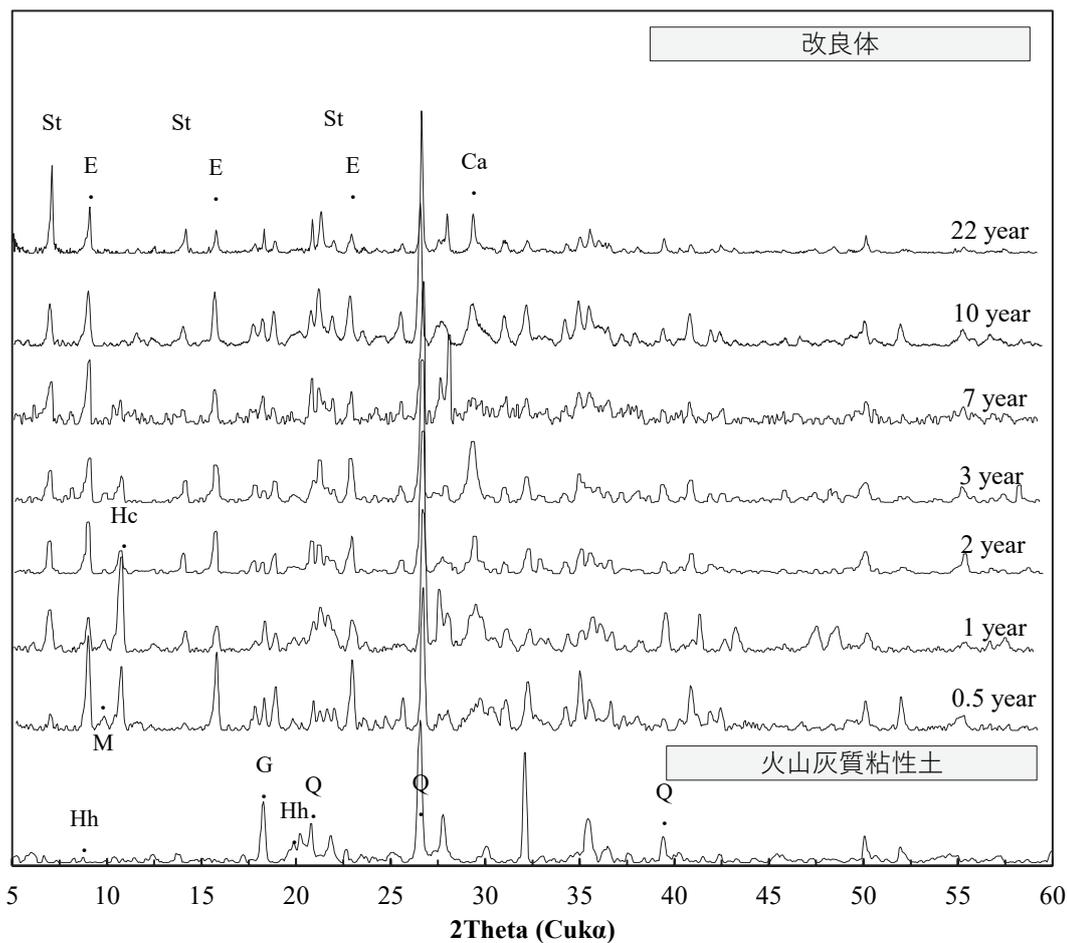


図 4.3.25 改良柱体の中深層部における改良土の XRD の経時変化  
 (E:ettringite, St: strätlingite, M:monosulfate, Hc:hemicarbonate, Ca:calcite  
 Q:quartz, G:gibbsite, Hh:hydrated halloysite)

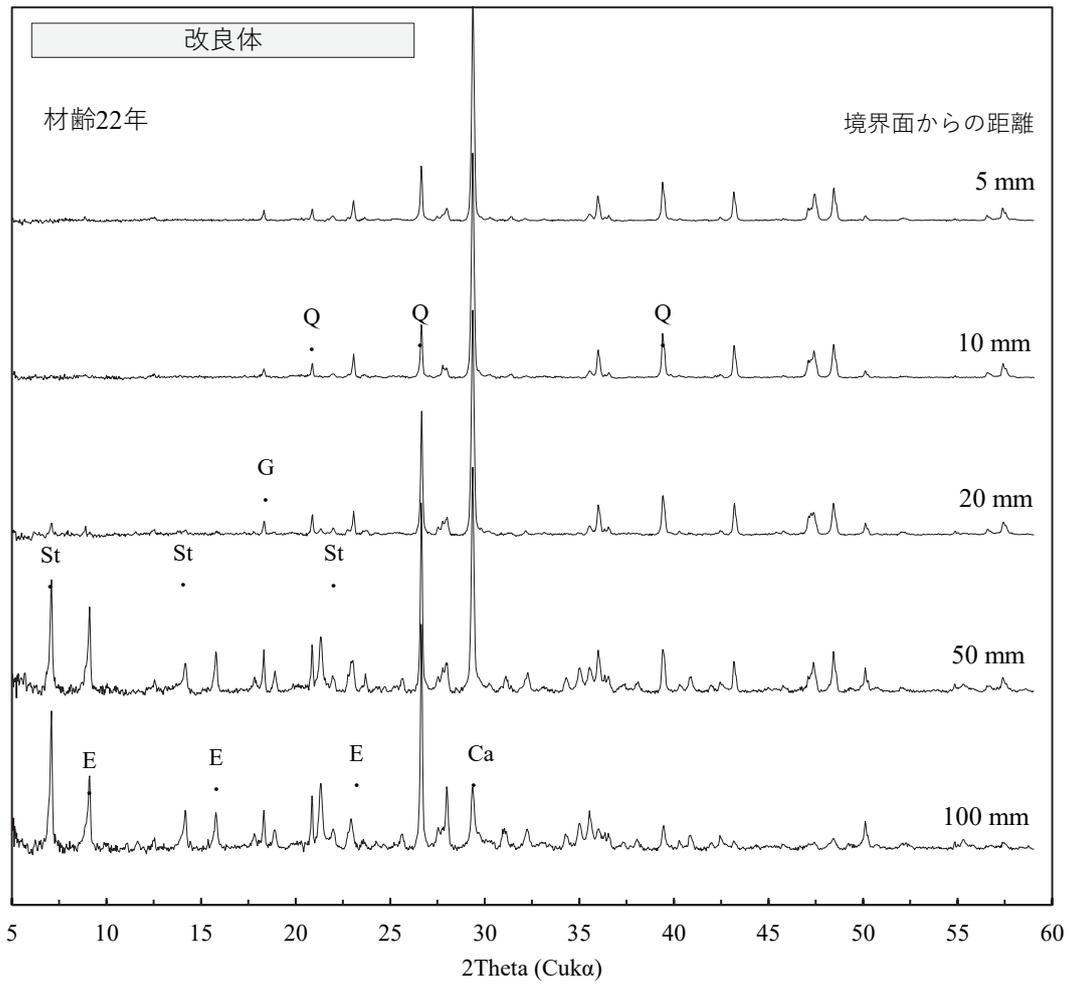


図 4.3.26 改良柱体の表層部における改良土の XRD  
(E:ettringite, St:strätlingite, Ca:calcite, Q:quartz, G:gibbsite)

#### 4.3.8 改良土からの六価クロムの溶出量

本試験の試料土である火山灰質粘性土は、セメントで改良した場合に六価クロムが溶出し易い土として知られている。そのため、対策品として六価クロムの溶出を低減した特殊土用固化材が現在汎用的に使用されている。ただし、この特殊土用固化材は、本試験を開始した1990年には販売されておらず、本試験では対策品ではない一般軟弱土用固化材を使用している。また、土壤汚染対策法が施行されたのは2003年であるため、本試験はそれ以前に開始した試験である。

六価クロムの対策品ではない固化材を用いて、六価クロムが溶出しやすい火山灰質粘性土を改良した本改良土について、材齢22年が経過した後の溶出特性について評価した。また、周辺土壌を汚染していないかを確認するため、周辺土の溶出試験も実施した。試験方法は、環境庁告示第46号（平成3年8月23日）にもとづく溶出試験とした。試験結果を表4.3.1に示す。改良柱体の表層および中心部から採取した試料の六価クロム溶出量は、0.005mg/Lであり現状の土壤環境基準値（0.05mg/L）以下であった。また、境界面から3点における周辺土の六価クロム溶出量は、何れの個所も定量下限値であり、改良体が周辺土を汚染している傾向は認められなかった。

表 4.3.1 改良土および周辺土の環告 46 号法による六価クロムの溶出試験結果

採取箇所		環告 46 号法による 六価クロムの溶出量 (mg/L)
改良土	境界面から 50mm	0.005
	改良柱体の中心部	0.005
周辺土	境界面から 0~10cm	<0.005*
	境界面から 10~20cm	<0.005*
	境界面から 20~30cm	<0.005*

\*定量下限値以下

#### 4.4 まとめ

一般軟弱土用のセメント系固化材により火山灰質粘性土を改良し、その改良土による改良柱体を築造して長期追跡調査を行った。材齢 22 年までの調査を終えて、改良土は長期的な強度発現性を有し、最終強度に達した後も安定的に強度を維持していた。一方で、周辺土に接する改良体表層では、Ca の溶脱と炭酸化によって強度が低下していた。ただし、Ca の溶脱は、境界面から 10mm 程度と限定的であり、炭酸化は移設による影響であることが分かった。材齢 22 年を経過した改良柱体が、長期的に性能を維持していることが確認された。得られた知見の詳細は、以下のとおりである。

- 火山灰質粘性土をセメント系固化材で改良した本改良土は、材齢 28 日において 1200kPa の強度を発現した。その後、長期的に強度は増加し、材齢 5 年程度で 28 日強度の 3.2 倍に達した。この強度に達した後、材齢 22 年まで概ね強度を維持していた。既往の研究では 1.5~7.6 倍の長期的な強度増加が報告されており、本改良土はそれらと比較して中程度の強度発現性であった。
- 長期の強度発現性は、時間の対数軸において線形的に増加し、既往の研究と同様の傾向が認められた。一方で、本改良土では強度発現が終わり最終的な強度が認められたが、既往の研究において最終強度が確認された事例は見当たらなかった。これは、本改良土は流動化処理であり、既往の研究と比較して加水量が多く土の量が少ないため、ポゾラン反応に寄与する土由来の物質の量が限られていたためと考えられる。
- セメントの水和反応によって若材齢からエトリンガイトが生成し、長期的にも安定的に存在していた。長期的にはポゾラン反応によってストラトリンガイトが生成し、エトリンガイトと同等の主要な反応生成物となり、長期的にも安定的に存在していることが確認された。長期的には消失するが、材齢の初期においてモノサルフェートとヘミカーボネートの一時的な生成が認められた。
- 改良土の pH は、材齢 5 年まで変化せず維持していたが、材齢 5 年から 10 年にかけて低下した。表層だけでなく改良体内部でも同様に低下していることから、ポゾラン反応による影響と考えられる。ただし、ポゾラン反応による長期強度発現性が認められたのは材齢 5 年までであり、pH が変化した時期とは異なった。
- 周辺土に接する改良柱体の表層では、境界面から約 30mm の範囲で強度が低下していた。特に境界面から 10mm の層では、封緘養生した供試体の強度の 0.27 倍まで低下していた。それより深い層の低強度領域では、0.77 倍であり低下の程度が緩やかであった。
- 周辺土に接する改良柱体の表層では、境界面から約 10mm の範囲で CaO 濃度が低下していた。この領域は、強度低下が顕著であった範囲と一致した。
- Ca の溶脱によって CaO 濃度が低下していた境界面近傍では、SO<sub>3</sub> も低下していた。ただし、分解された SO<sub>3</sub> は周辺土へ拡散せず、改良体の深層部へと濃縮していた。

- 周辺土に接する改良柱体の表層では、含水比が低下していた。これは、若材齢において高含水比の改良体から周辺土へ水分が移動した影響が含まれるが、それ以上に、材齢 10 年時に低含水比の浅層へと移設した影響が大きく、材齢 10 年以降に含水比が低下した。含水比が低下していた範囲は、境界面から 30mm までの領域であった。
- 周辺土に接する改良柱体の表層では、中深層部と比較して pH が低下していた。材齢 10 年の移設前に、Ca の溶脱によって pH が低下したが、それ以上にポゾラン反応の進行による pH の低下が影響したと考えられる。移設以降は、炭酸化によって pH が大きく低下した。
- 周辺土に接する改良柱の表層では、Ca の溶脱や炭酸化の影響によって、エトリンサイトやストラトリンサイトの反応生成物が消失していた。一方で、炭酸化によってカルサイトが生成していた。

改良土の強度発現性について、エトリンサイトの生成が初期強度に寄与し、ストラトリンサイトの生成が長期強度に寄与していることが、一軸圧縮強さおよび XRD の長期的な経時変化によって分かった。ただし、本試験における XRD の結果は結晶性の鉱物に限られるため、主要なセメント水和物である C-S-H などについて評価が行われていない。また、ストラトリンサイトは土の溶解に伴うポゾラン反応によって生成したものと推察されるが、その反応の過程について本試験の結果から十分に検証することはできなかった。特に、強度が増加する時期と pH が低下する時期が異なることは、ポゾラン反応に進行にともない pH が低下する既往の研究結果と整合しない。また、材齢 3 年において改良土の強度が一時的に低下していた可能性があり、その間にモノサルフェートなど反応生成物の変化が認められたが、強度低下の有無や反応生成物の変化との関連性について明確にすることはできなかった。これらの課題は、熱力学的平衡計算によって検討を行い第 7 章に取りまとめた。

長期供用した改良土の表層では、周辺土への Ca の溶脱と炭酸化による変質が認められ、強度が低下していた。ただし、Ca の溶脱の進行過程や強度低下との関係性について、本試験結果だけでは十分に検討を行うことができなかった。そこで、周辺土と改良土を接触させて経時的な変化を調査する室内試験を行い、Ca の溶脱の進行過程と CaO 濃度の低下と強度低下との関係について第 5 章に取りまとめた。炭酸化による影響については、改良体の一面を気中暴露させて表層の経時的な変化を調査する室内試験を実施し、炭酸化の進行過程および pH の低下と強度低下との関係を第 6 章に取りまとめた。

#### 【参考文献】

- 1) セメント協会：セメント系固化材を用いた改良体の長期安定性に関する研究 (2002).
- 2) セメント協会：セメント系固化材による地盤改良マニュアル第 5 版 (2022) p.1.
- 3) E.K. So, Statistical correlation between allophane content and index properties for volcanic cohesive soil, Soils Found. 38 (4) (1998) pp.85–93. [https://doi.org/10.3208/sandf.38.4\\_85](https://doi.org/10.3208/sandf.38.4_85)

- 4) P. Segalen, Note sur une method de détermination des produits minéraux amorphes dans certains sol à hydroydes tropicaux, Cah. ORSTOM, Ser. Pedol. 6 (1968) pp.106–126.
- 5) Y. Kitagawa, Determination of allophane and amorphous inorganic matter in clay fraction of soils, Soil Sci. Plant Nutr. 22 (2) (1976) pp.137–147. <https://doi.org/10.1080/00380768.1977.10433018>
- 6) L. Kongsukprasert, F. Tatsuoka, H. Takahashi: Effects of curing period and stress conditions on the strength and deformation characteristics of cement-mixed soil, Soils Found. 47 (3) (2007) pp.577–596. <https://doi.org/10.3208/sandf.47.577>
- 7) 橋本聖、山梨高裕、林宏親、川口貴之、川尻峻三、山下聡：30年経過した深層混合処理改良体の強度特性、材料 Vol.67, No.1 (2018) pp.47-52.
- 8) 林宏親、寺師昌明：DJM改良杭のCa溶出とそれに伴う強度低下の可能性、第39回地盤工学研究発表会 (2004) pp.785-786.
- 9) 田中大、寺師昌明、大石幹太：改良土の劣化に関する基礎的研究、第40回地盤工学研究発表会 (2005) pp.811-812.
- 10) 小林一輔、白木亮司、河合研至：炭酸化によって引き起こされるコンクリート中の塩化物、硫黄化合物及びアルカリ化合物の移動と濃縮、コンクリート工学論文集 Vol.1, No.2 (1990) pp.69-82.

## 第5章 室内における改良体と周辺土との接触試験

### 5.1 はじめに

第4章の長期原位置試験において、材齢22年が経過した改良体の表層では、Caの溶脱によってCaO濃度が低下していることが認められた。CaO濃度が低下している範囲は、周辺土との境界面から約10mmの範囲であることをEPMAの面分析によって確認した。ただし、EPMAは、材齢22年に実施したのみであり経時的な変化は測定できていない。経時的な変化を評価するために湿式の化学分析を実施したが、分析操作・精度の課題や試験所間誤差が含まれるため、Caの溶脱にともなうCaO濃度の経時変化を適切に評価することができなかった。つまり、改良体の表層で生じていたCaの溶脱が、いつ生じ始めて、継続的に生じているのか収束しているのかを判断することができなかった。そこで、長期原位置試験のフィールドから試料を再度採取し、長期試験と同等のセメント系固化材を試製して、同等材料、同等配合による改良土を作製して室内試験を実施した。作製した改良体を周辺土に接触させ、境界面付近における強度の変化、CaO濃度などの経時変化を計測した。改良体からのCaの溶脱の進行過程を把握して、長期原位置試験において生じていたCaの溶脱の進行過程について検討を行った。また、Caの溶脱による強度低下への影響程度を整理し、長期原位置試験の結果と比較を行った。

### 5.2 試験概要

長期原位置試験と同等の材料を用意し、同等の改良体を作製して検討を行った。試料土は、長期試験を実施した千葉県習志野市の試験フィールドからボーリングによって採取し、セメント系固化材は一般軟弱土用固化材を試製した。これらの試料を用いて、長期試験と同じ配合によって改良体を作製して周辺土と接触させ、強度分布の変化、pHの変化、含水比の変化、各種元素濃度の変化を評価した(図5.2.1)。長期原位置試験において、改良柱体が接している周辺土の含水比は自然含水比であるが、本試験では周辺土の含水比を要因として水準を3水準とした。自然含水比に加えて、高含水比および低含水の周辺土においても試験を実施した。

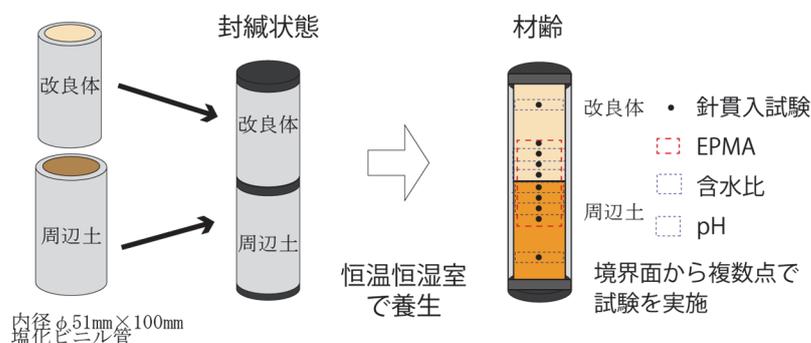


図 5.2.1 周辺土と改良体の接触試験の概要

### 5.2.1 試料土および固化材

試料土は、長期原位置試験を実施した千葉県習志野市より採取した火山灰質粘性土を使用した。ボーリングで試料を採取したが、採取できた量に限りがあった。そのため、採取した試料土は改良対象の土としてのみ使用し、改良体に接触させる周辺土については、同等性状の土として千葉県佐倉市の火山灰質粘性土を別途用意した。本試験で使用した改良対象の試料土および周辺土の土質性状を表 5.2.1 に、改良対象の試料土については化学成分を表 5.2.2 に示す。

セメント系固化材は、改良対象の試料土と同様に、長期原位置試験と同等の固化材とするために本試験用に調合した。試験を開始した 1990 年に一般軟弱土用の固化材として販売されていた、汎用的な固化材に相当するものである。使用した固化材の密度は  $3.14\text{Mg/m}^3$  であり、化学成分を表 5.2.2 に示す。主な特徴は、普通ポルトランドセメントと比較して硫酸塩の成分が多い。そのため、多くの水を結晶水として取り込むエトリンガイトの生成を促進し長期的に安定させ、高含水の軟弱土においても固化性能を発揮するように設計されている。本試験では、硫酸塩の調整を無水石膏の添加により行った。

表 5.2.1 使用した試料土の土質性状

項目		試料土 1 (改良対象土)	試料土 2 (周辺土)	準拠 試験規格
土質分類	-	火山灰質粘性土 (II 型) VH <sub>2</sub>		JGS 0051
土粒子密度	Mg/m <sup>3</sup>	2.824	2.734	JIS A 1202
湿潤密度	Mg/m <sup>3</sup>	1.325	1.384	JIS A 1225
粒度				JIS A 1204
礫	%	0.0	0.1	
砂	%	9.5	11.8	
シルト	%	57.0	64.0	
粘土	%	33.5	24.1	
最大粒径	mm	2	4.75	
含水比	%	113.7	112.3	JIS A 1203
液性限界	%	125.5	107.9	JIS A 1205
塑性限界	%	94.3	37.5	
塑性指数	%	31.2	70.4	
pH	-	7.4	7.6	JGS 0211
EC	mS/m	11.1	10.2	JGS 0212

表 5.2.2 使用したセメント系固化材および改良対象の試料土の化学成分

化学成分		化学成分量 (%)	
		セメント系固化材	試料土 1
強熱減量	ig.loss	0.8	15.7
二酸化ケイ素	SiO <sub>2</sub>	19.3	38.4
酸化アルミニウム	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	4.6	23.7
酸化鉄 (III)	Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	2.9	14.1
酸化カルシウム	CaO	63.1	1.7
酸化マグネシウム	MgO	0.9	3.1
三酸化硫黄	SO <sub>3</sub>	7.4	-

### 5.2.2 供試体の作製方法

改良土の配合を表 5.2.3 に示す。改良土は、試料土に所定量の水道水を加えて 10 分間攪拌して泥水を作製し、その泥水に固化材を粉体添加し、さらに 10 分間練り混ぜを行った。混合後の改良土の品質管理は、湿潤密度および P ロート流下時間により行った。本試験で作製した改良体の、硬化後の湿潤密度は 1.32 Mg/m<sup>3</sup> であった。これは、各材料の配合量および密度から、空隙が無いと仮定して算出した湿潤密度と同じであった。つまり、作製した改良体は飽和状態であると考えられる。周辺土は、高含水比、自然含水および低含水比の 3 水準とした。それぞれの土質性状を表 5.2.4 に示す。低含水比の周辺土は、飽和度が 70.9% であり、他の周辺土とは異なり不飽和の状態である。

接触試験用の供試体は、均質かつ同等の周辺土および改良体を作製し、また、周辺土と改良体を密着させて同等の接触面を形成することが重要である。そこで、図 5.2.2 に示す方法で供試体を作製した。まず、塩化ビニル管に周辺土を締め固め（周辺土の含水比が、自然含水比および低含水の場合）または充填（周辺土の含水比が高含水比の場合）し、供試体の底面側を改良体との接触面とした。周辺土の供試体の底面側に塩ビの型枠を延長して、その型枠内に改良土を充填した。改良土は流動化処理土であるため、締め固めを行う必要がなく、充填して軽くタッピングを行うことで気泡を除去した。周辺土と改良体の接触状況を、供試体を長手方向にカッター切断し、切断面にフェノールフタレイン溶液を噴霧して改良土を呈色させた状況を図 5.2.3 に示す。何の含水比の周辺土においても、改良体が密着しており、また、周辺土と改良体の境界面が明確であることが分かる。作製した供試体は、上面、底面および型枠の継目をアルミテープによって密封して、試験材齢まで 20±2°C の恒温室において封緘養生を行った。

一軸圧縮強さ試験用の供試体は、JGS 0821-2000 に準拠し、塩化ビニル製の円筒型枠（内径 φ51mm×100mm）に改良土を充填し、各材齢 3 本の供試体を作製した。養生は、型枠の両端面をアルミテープで密封して、試験材齢まで 20±2°C の恒温室において封緘養生を行った。

表 5.2.3 改良土の配合

泥水 (1m <sup>3</sup> )		セメント系固化材		水固化材比 %
土 kg	水 kg	添加量 kg/m <sup>3</sup>	添加率 %	
636	556	212	71.2	262.2

表 5.2.4 周辺土の土質性状

項目		周辺土		
		自然含水比	高含水比	低含水比
含水比	%	112.3	138.3	80.7
湿潤密度	Mg/m <sup>3</sup>	1.384	1.346	1.201
間隙率	%	76.2	79.3	75.7
飽和度	%	96.1	98.5	70.9

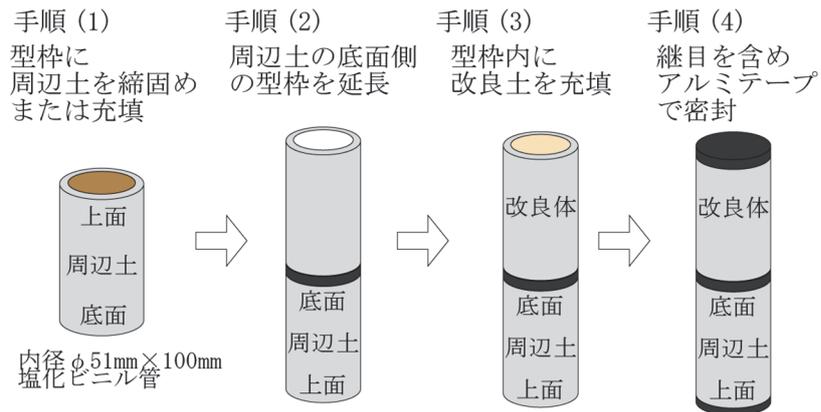
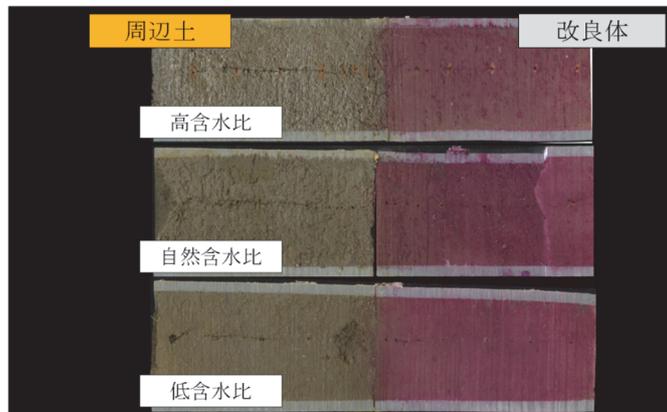


図 5.2.2 周辺土と改良体の接触試験用供試体の作製方法



※フェノールフタレイン噴霧

図 5.2.3 接触試験用供試体の周辺土と改良体の充填・接触状況

### 5.2.3 試験項目

#### (1) 土の一軸圧縮試験

JIS A 1216「土の一軸圧縮試験方法」に準拠し、直径 50mm、高さ 100mm の円柱供試体を毎分 1mm の速度で載荷した。載荷中の最大応力を一軸圧縮強さとした。

#### (2) 針貫入試験

JGS 3431「針貫入試験方法」に準拠し、机上型針貫入試験機を用い試験を実施した。太さ 0.84mm の大くけ針(JIS S 3008)を毎分 15mm の速度で貫入し、針の貫入長さとし貫入荷重を読み取り、貫入長さとし貫入荷重の関係性から針貫入勾配を求めた。

#### (3) pH 試験

JGS 0211「土懸濁液の pH 試験方法」に準拠し、改良土および周辺土の pH を測定した。試料の乾燥質量に対する質量比が 5 となる量の蒸留水を試料に加えて、攪拌棒で懸濁させて 30 分以上静置させ、3 時間以内にガラス電極式 pH 計で pH を測定した。なお、試料量が限られたため、少量の試料(約 6g)で試験を実施しており、また、試験の作業工程上、含水比を事前に測定することができないため、およその固液比(1:5 程度)にて懸濁させた。pH を測定した後に、懸濁液は含水比試験の試料として使用した。

#### (4) 含水比試験

JIS A 1203「土の含水比試験方法」に準拠し、改良土および周辺土の含水比を測定した。試料量が限られたため、pH 試験に使用した試料を併用した。pH 試験において、蒸留水に懸濁させる前の試料の質量を測定し、pH を測定した後の懸濁液を  $110 \pm 5^{\circ}\text{C}$  で乾燥させ、炉乾燥後の試料質量を測定することで、含水比を求めた。

#### (5) 元素濃度の面分析

改良体を風乾し、乾式切断によって試料を採取した。試料は、真空乾燥後にエポキシ樹脂によって包埋し、その包埋試料を厚さ方向に平行に切断して分析面を得た。分析面は、耐水研磨紙によって乾式研磨した後に炭素蒸着によって導電性を与え、電子線マイクロアナライザーによって面分析を行った。測定は、加速電圧 15kV、試料電流 200nA、測定時間 40msec/ピクセル、ビーム径  $50 \mu\text{m}$  の条件で行った。各元素の濃度は、標準試料(Ca、Si: Wollastonite (CaO=48.3 mass%、SiO<sub>2</sub>=51.7 mass%)、Al: Alumina (Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>=100.0 mass%)、S :Anhydrite (SO<sub>3</sub>=58.8 mass%)) の X 線強度を標準として比例法によって求めた。

#### (6) CaO 濃度の化学分析

分析用試料 1g を正確に量り採り、塩酸(1+50)125mL に投入して 20 分間攪拌した後、凝集剤(0.2%塩化第二鉄溶液)を 10mL 添加し、ガラス棒でかき混ぜながらアンモニア水(1+1)を加えて不溶分を凝集させた。5 種 C のろ紙を用いてろ過し、ろ液中の CaO 濃度を分析した。分析方法は、JIS R 5202:2010「セメントの化学分析方法」に準拠して行った

## 5.2.4 材齢および測定箇所

各種試験を、材齢 1、28、56 および 95 日、0.5、1、2 および 6.9 年に実施した。各材齢で実施した試験項目を表 5.2.5 に示す。所定の試験材齢において、供試体を長手方向にカッターで切断し、切断面の切削クズなどを取り除き、改良体と周辺土の境界面を明確にして測定箇所に印をつけた。各種試験の測定箇所は、図 5.2.4 に示すように境界面から複数点とした。何の試験も境界面付近において測定間隔を短くしており、針貫入試験は 5mm 間隔で試験を実施し、CaO 濃度も 5mm 間隔で厚さ 5mm の層を試料とし、含水比、pH 試験は 10mm 間隔で厚さ 10mm の層を試料とした。境界面から離れた距離では、測定間隔を広げて試験を実施した。接触試験の最終材齢では、境界面を含む領域の元素濃度を EPMA によって面分析した。

表 5.2.5 試験材齢および実施した試験項目

試験項目		1 日	28 日	56 日	95 日	0.5 年	1 年	2 年	6.9 年
一軸圧縮試験	改良土	○	○	○	○	○	○	○	○
	周辺土	-	-	-	-	-	-	-	-
針貫入試験	改良土	-	○	○	○	○	○	○	-
	周辺土	-	○	○	○	○	○	○	-
pH 試験	改良土	-	○	○	○	○	○	○	-
	周辺土	-	○	○	○	○	○	○	-
含水比試験	改良土	-	○	○	○	○	○	○	-
	周辺土	-	○	○	○	○	○	○	-
CaO 濃度	改良土	-	○	○	○	○	○	○	-
	周辺土	-	○	○	○	○	○	○	-
EPMA	改良土	-	-	-	-	-	-	○	-
	周辺土	-	-	-	-	-	-	○	-

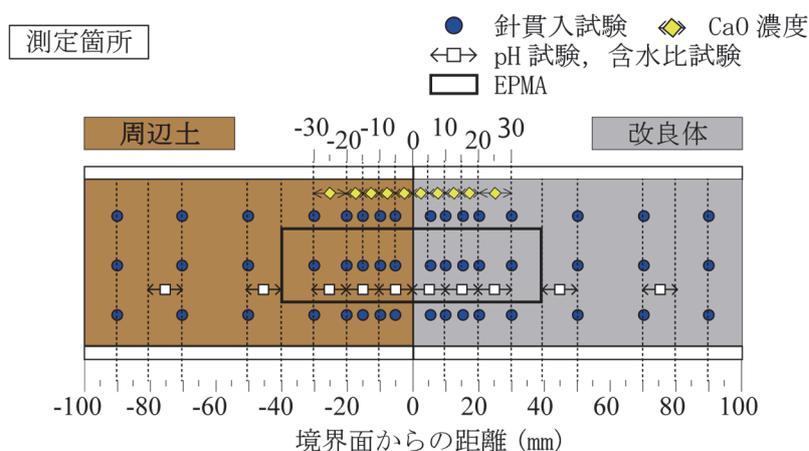


図 5.2.4 各種試験の測定箇所

### 5.3 試験結果

#### 5.3.1 改良土の強度発現性

本試験で作製した改良土の一軸圧縮強さを、**図 5.3.1** に実線で示す。長期原位置試験と同等の改良土であるかを確認するために、長期原位置試験において封緘養生した供試体の一軸圧縮強さを破線で併記する。本試験で作製した改良土は、封緘養生において材齢 1 日で 663kPa、材齢 28 日で 1310kPa の一軸圧縮強さを発現した。その後も強度は大きく増進し、材齢 6.9 年において一軸圧縮強さは 3675kPa であった。初期強度および長期強度ともに、本試験の改良土は長期原位置試験と同程度であり、同等の改良土が作製できたものと考えられる。火山灰質粘性土をセメント系固化材で改良した本改良土は、材齢 28 日以降も長期的に強度が増進し、封緘養生した場合、材齢 6.9 年において 28 日強度の約 2.8 倍に達した。

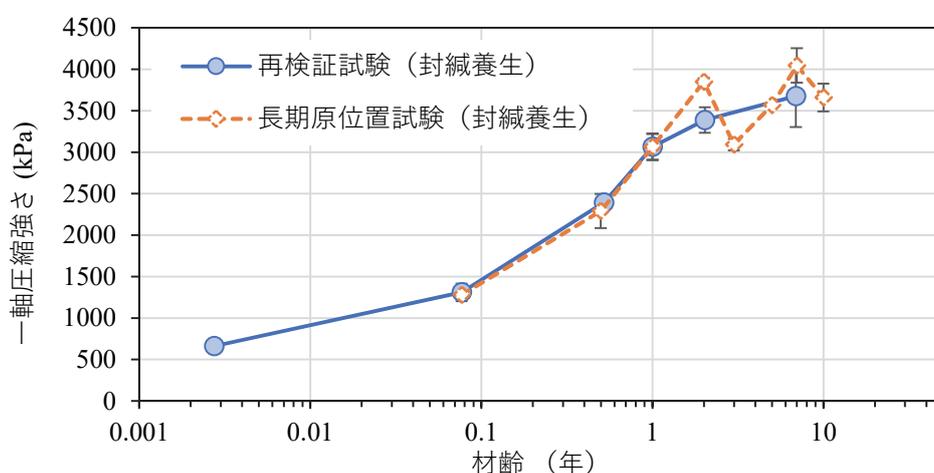


図 5.3.1 一軸圧縮強さの経時変化

#### 5.3.2 改良体および周辺土との境界領域の元素濃度分布

改良体と周辺土が接触する境界面付近を対象に、最終材齢の 2 年に実施した EPMA による元素濃度の面分析結果について、CaO を **図 5.3.2** に、SO<sub>3</sub> を **図 5.3.3** に、Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> を **図 5.3.4** に、SiO<sub>2</sub> を **図 5.3.5** に示す。試料の亀裂や接触界面の隙間は、真空乾燥などにより分析の前処理において生じたものである。また、各元素濃度の分布について、自然含水比の接触試験結果を **図 5.3.6** に、高含水比の結果を **図 5.3.7** に、低含水比の結果を **図 5.3.8** に示す。元素濃度分布の図については、亀裂や接触界面の隙間の影響が小さくなるように補正を行った。

改良体には、セメント系固化材の添加により周辺土よりも高い濃度の CaO が分布している。接触試験後の CaO の分布状況は均一ではなく、周辺土に接する改良体の表層付近で、境界面に向けて CaO 濃度が低下していた。一方で、改良体に接する周辺土の表層付近では、境界面に向けて CaO 濃度が増加しており、改良体から溶脱した Ca が境界面を通して周辺土へ拡散している状況が確認された。Ca の溶脱は、周辺土の含水比にかかわらず生じてい

たが、CaO 濃度が低下していた表層の範囲は、周辺土の含水比によって異なった。元素濃度分布を示す図 5.3.6~5.3.8 に CaO 濃度が低下し始める位置を破線で併記した。材齢 2 年において、CaO 濃度が低下している改良体表層の範囲は、高含水比の接触試験において約 18mm と最も大きく、次に自然含水比で約 14mm、最も影響範囲が小さかったのは低含水比で約 10mm であった。一方で、周辺土への Ca の拡散状況は、周辺土の含水比によらず、接触界面から 20mm 程度であった。

固化材の成分によって改良体には SO<sub>3</sub> が多く含まれるが、CaO 濃度の低下が認められた改良体の表層において、SO<sub>3</sub> 濃度の低下も認められた。元素濃度分布 (図 5.3.6~5.3.8) に示すように、CaO 濃度が低下し始める位置と、SO<sub>3</sub> 濃度が低下し始める位置は概ね一致していた。ただし、その位置における SO<sub>3</sub> 濃度は、改良体内部の SO<sub>3</sub> 濃度よりも高くなっていることから、表層の SO<sub>3</sub> は、CaO のように周辺土へ拡散することではなく、改良体の内部へと移動し濃縮していることが確認された。濃縮により SO<sub>3</sub> の濃度が高くなる位置を、元素濃度分布を示す図 5.3.6~5.3.8 に破線で併記した。SO<sub>3</sub> の濃縮により SO<sub>3</sub> 濃度が上昇し始める位置は、周辺土が高含水比の場合で境界面から約 26mm、自然含水比で約 25mm、低含水比で約 23mm であった。SO<sub>3</sub> の濃縮は、CaO 濃度の低下範囲と比較して、周辺土の含水比による影響が小さかった。コンクリートの炭酸化の研究では、炭酸化領域の硫酸イオンが非炭酸化領域のコンクリート内部へと移動し、濃縮する現象が報告<sup>1)</sup>されている。これは、炭酸化によりエトリングナイトなどが分解され、細孔溶液中の硫酸イオン濃度が高くなることで硫酸イオンが拡散し、非炭酸化領域でエトリングナイトが再析出することで説明される。改良体の表層においても、溶脱によってエトリングナイトが分解されることで同様の現象が発生し、高 pH にある改良体内部にてエトリングナイトが再析出することで SO<sub>3</sub> が濃縮したものと考えられる。なお、原土に SO<sub>3</sub> はほとんど含まれていないが、低含水比の境界面付近においてわずかに増加していた。これは、硬化する前の改良土から周辺土に水が移動したときに、固化材も同時に移動したものと考えられた。周辺土は、改良体よりも試料土を多く含むため、Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> および SiO<sub>2</sub> の濃度が改良体に比べて高かった。Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> および SiO<sub>2</sub> の分布状況は、自然含水比および高含水比の接触試験では、境界面付近の濃度と内部の濃度は同程度であり、一様に分布していることが確認された。一方で、低含水比の周辺土に接触させた改良体では、周辺土に接する境界面に向けて Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> および SiO<sub>2</sub> の濃度が増加していた。それぞれの元素濃度分布曲線を比較すると、Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> および SiO<sub>2</sub> は同じ比率で同様に増加している。また、CaO についても、溶脱により Ca 濃度が低下している領域を除き、SiO<sub>2</sub> の濃度分布曲線と同様に接触界面に向けて増加していた。Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>、SiO<sub>2</sub> および CaO が、同じ割合で増加していることは、土と固化材の割合が一定のまま境界面に向けて増加していたことを意味する。これは、改良土がまだ硬化する前に、改良体中の水分が不飽和の周辺土へと移動し、高い流動性を有する本改良土では、水分が抜けた表層において土と固化材が再配置されて固相割合が増加したものと考えられる (詳細は 5.4 を参照)。

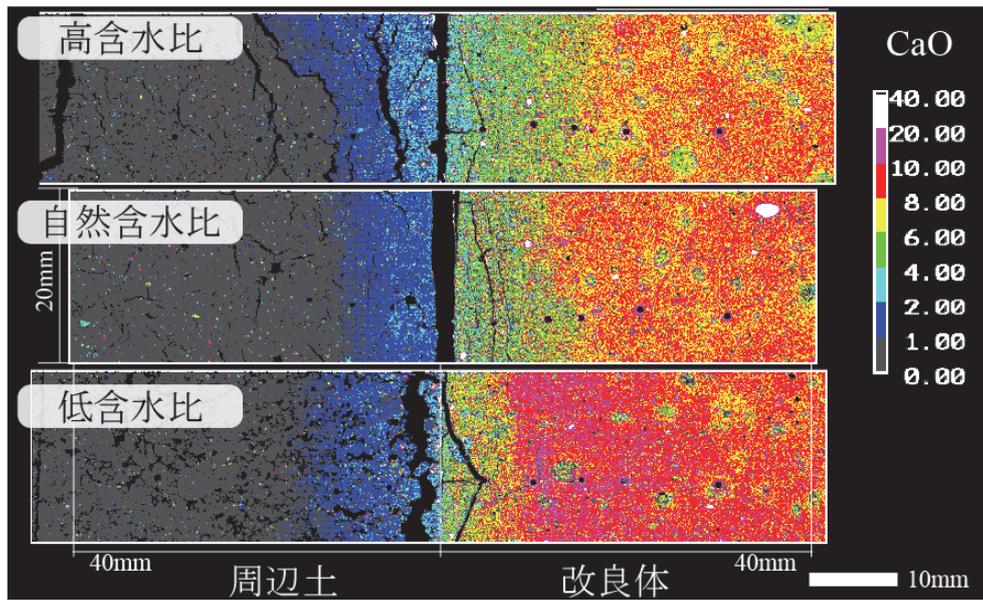


図 5.3.2 CaO 濃度のマッピング

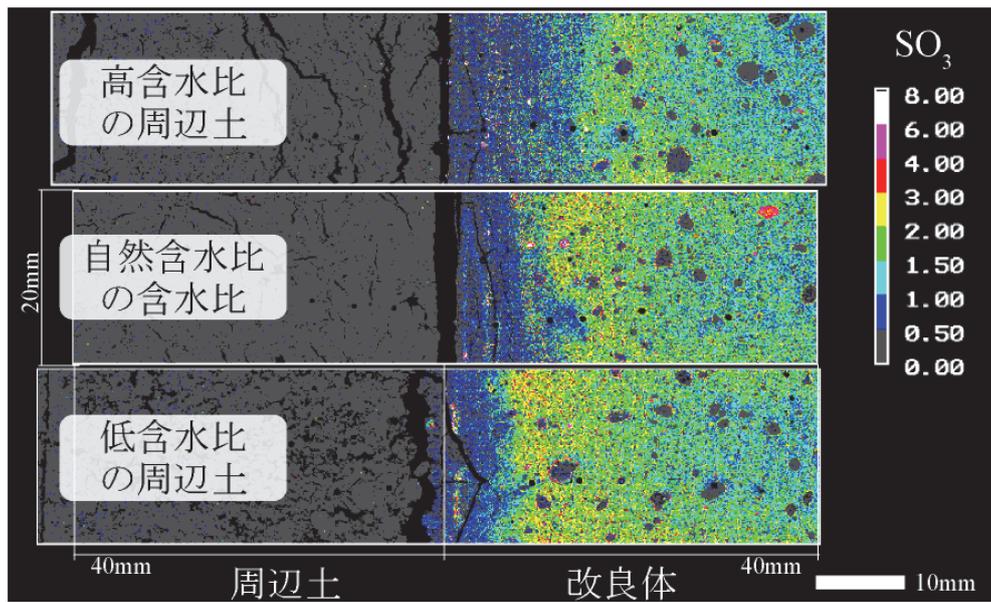


図 5.3.3 SO<sub>3</sub> 濃度のマッピング

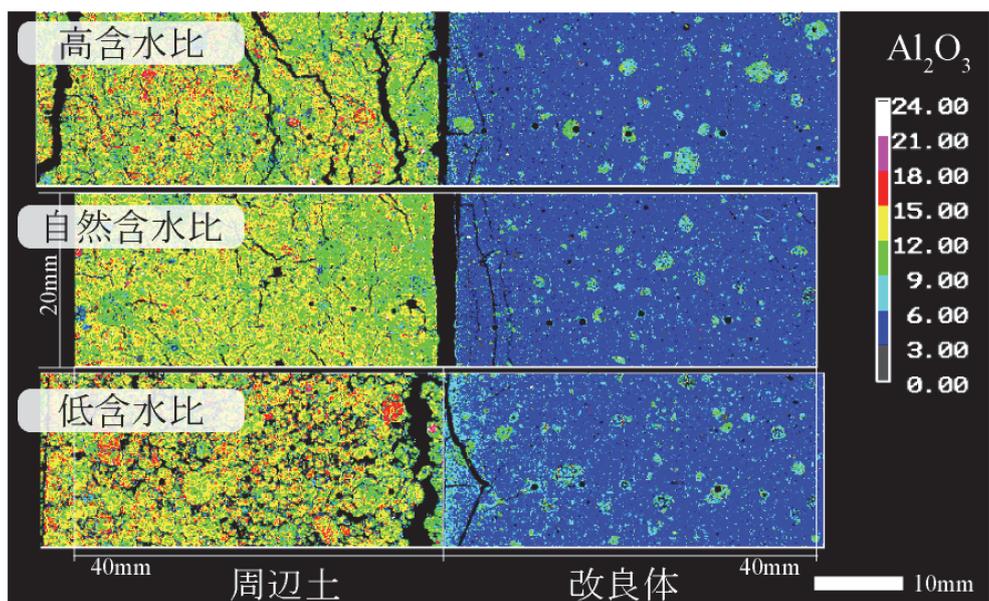


図 5.3.4  $\text{Al}_2\text{O}_3$  濃度のマッピング

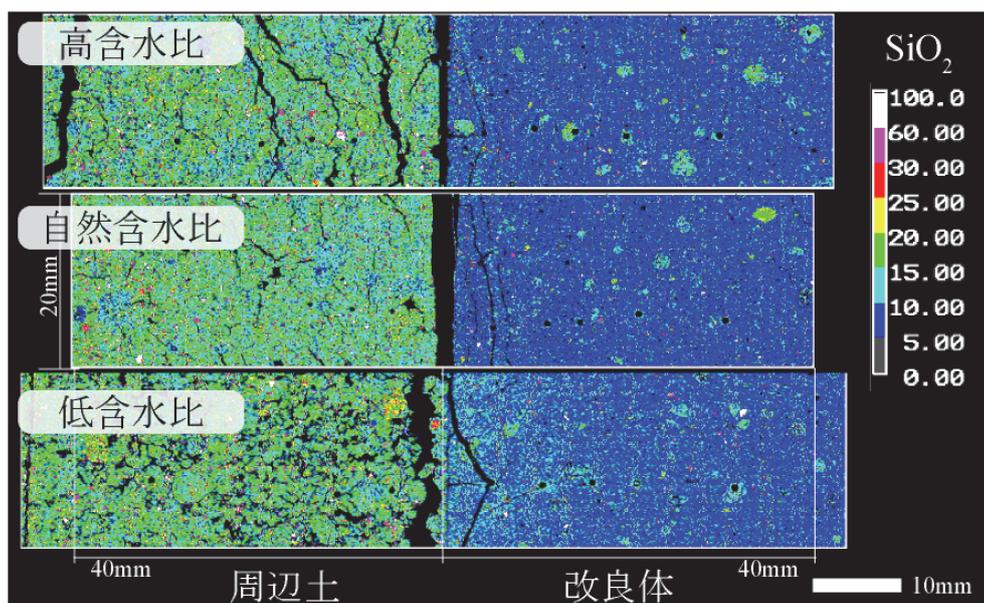


図 5.3.5  $\text{SiO}_2$  濃度のマッピング

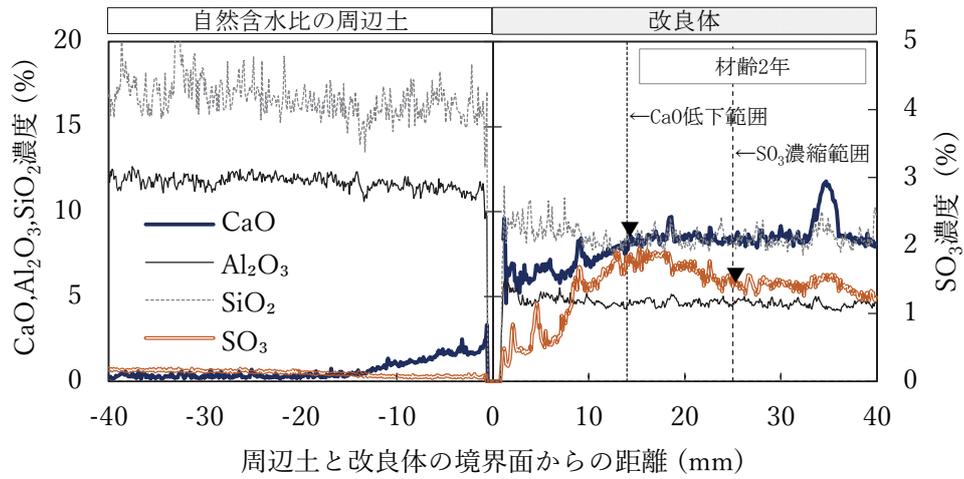


図 5.3.6 自然含水比の周辺土と改良体の EPMA 分析結果

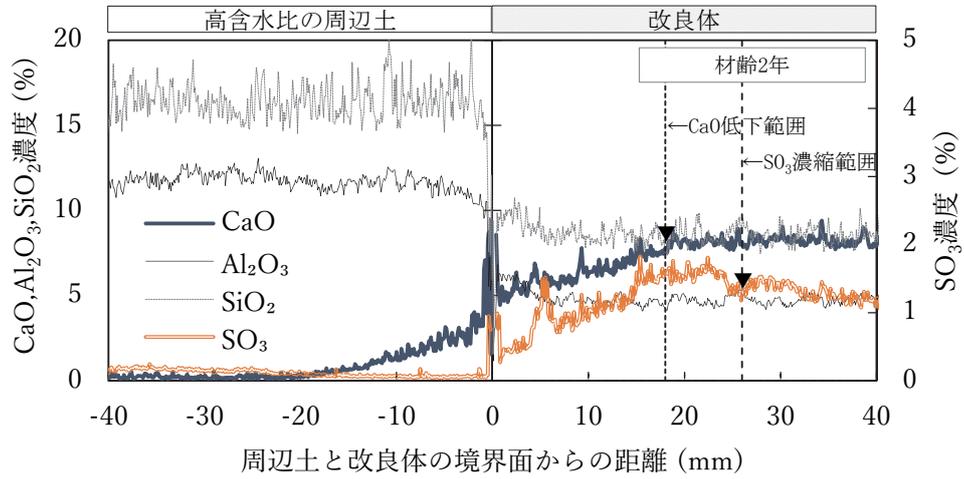


図 5.3.7 高含水比の周辺土と改良体の EPMA 分析結果

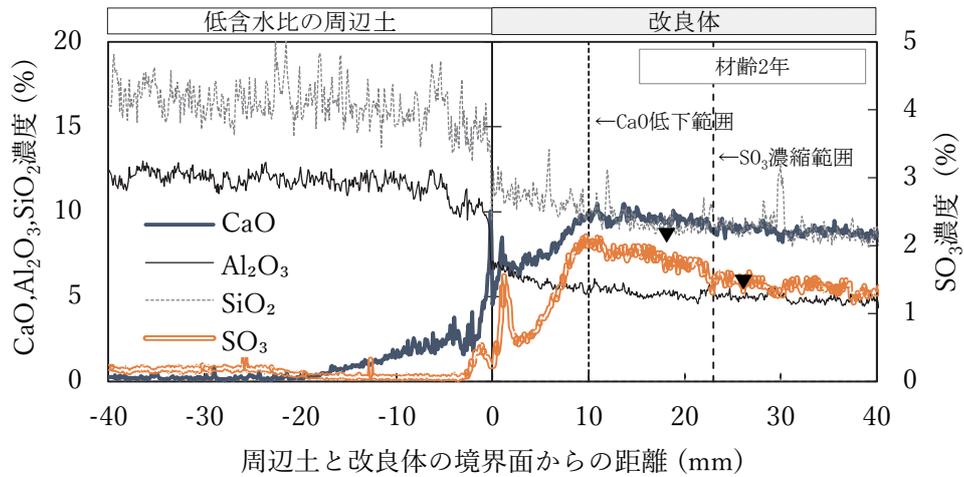


図 5.3.8 低含水比の周辺土と改良体の EPMA 分析結果

### 5.3.3 改良体および周辺土の CaO 濃度分布の経時変化

改良体と周辺土の境界面近傍の CaO 濃度分布の経時変化を、湿式分析によって評価した。自然含水比の周辺土との接触試験結果を図 5.3.9 に、高含水比の試験結果を図 5.3.10、低含水比の試験結果を図 5.3.11 に示す。何れの周辺土においても、材齢 28 日の時点において境界面近傍で CaO 濃度が増加しており、改良体から溶脱した Ca が周辺土へと拡散していることが確認された。その後、材齢の経過とともに CaO 濃度が増加して周辺土の深層部へと拡散していくが、自然含水比と低含水比においては材齢 1 年から 2 年にかけて周辺土の CaO 濃度の増加は認められなかった。この間に改良体の CaO 濃度の低下も認められないことから、自然含水比および低含水比の周辺土に接触させた改良体では、材齢 1 年程度で改良体からの Ca の溶脱は収まったものと考えられる。一方、高含水比の周辺土では、材齢 2 年においても CaO 濃度が増加していること、改良体の CaO 濃度が低下していることから Ca の溶脱が継続しているものと思われる。改良体の CaO 濃度が低下している範囲は、高含水比が一番広く、次に自然含水比、低含水比で最も狭く、EPMA の結果と一致した。

EPMA で確認された CaO 濃度分布は、自然含水比および低含水比の周辺土との接触試験結果は材齢 1 年以前に生じていた Ca の溶脱によるものであった。高含水比の周辺土に接触させた試験では、材齢 2 年においても Ca の溶脱が進行していた。

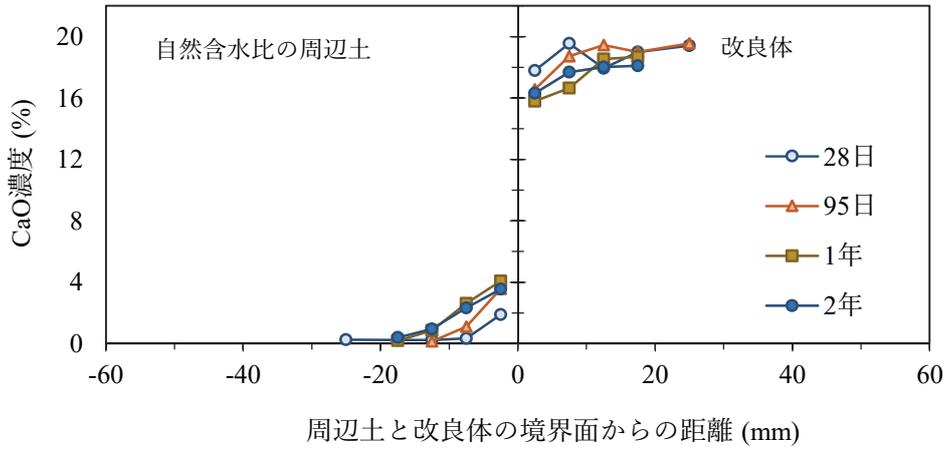


図 5.3.9 自然含水比の周辺土と改良体の CaO 濃度分布

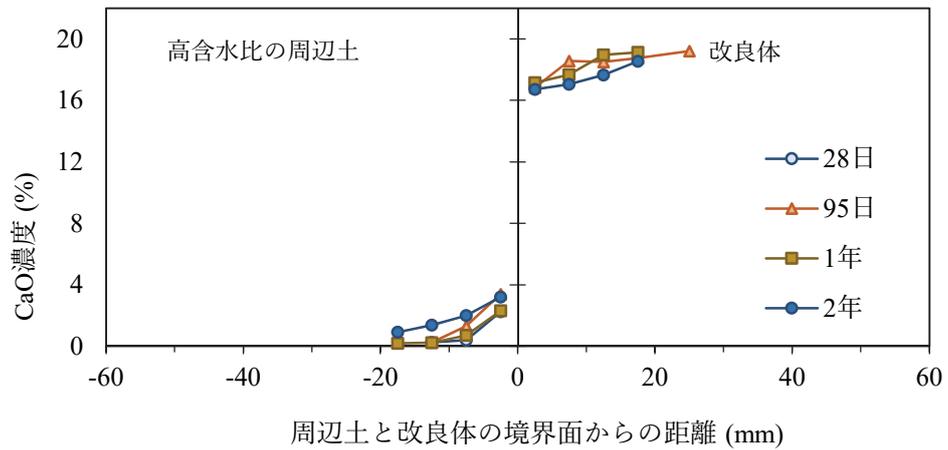


図 5.3.10 高含水比の周辺土と改良体の CaO 濃度分布

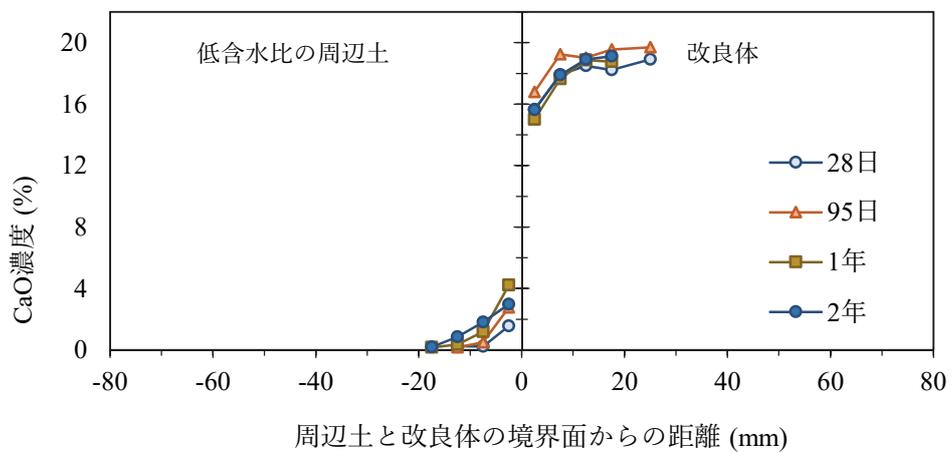


図 5.3.11 低含水比の周辺土と改良体の CaO 濃度分布

#### 5.3.4 改良体および周辺土の pH 分布

接触試験における改良体および周辺土の pH について、自然含水比の接触試験結果を図 5.3.12 に、高含水比の結果を図 5.3.13 に、低含水比の結果を図 5.3.14 に示す。図中の破線は、周辺土の元々の pH を示す。

改良体の pH は、セメント系固化材の添加により 11.5~11.8 に上昇し、材齢が経過してもその値を概ね維持していた。周辺土に接する表層においては、わずかに pH の低下が認められるが、材齢 2 年を経過してもその変化は僅かであり、周辺土の含水比による差も認められなかった。

EPMA による分析では、表層の 10~18mm の範囲の改良土において CaO 濃度の低下が認められたが、この濃度低下によって改良土の pH が大きく低下することはなかった。周辺土の pH は、改良体との接触により、境界面付近において pH が徐々に上昇し、材齢の経過とともに周辺土の内部においても上昇していた。改良体から溶脱したアルカリ成分が、周辺土の内部へと拡散している状況が確認された。ただし、pH の変化は材齢の経過とともに緩やかとなり、材齢 1 年から 2 年にかけての変化は僅かであった。これらの溶脱と拡散の進行によって、最終材齢の材齢 2 年で EPMA により分析した CaO 濃度分布が形成されたものと推察される。周辺土内でのアルカリ成分の拡散状況は、周辺土の含水比によって異なり、高含水比、自然含水比、低含水比の順に、拡散する速度が早かった。高含水比の周辺土では、液相を多く含むためにアルカリ成分の拡散が早く、低含水比の周辺土では、飽和度が低いためにアルカリ成分の拡散が遅かったものと考えられる。EPMA による CaO 濃度の分析結果では、周辺土に拡散していた範囲は、周辺土の含水比によらず同程度であり、接触界面から約 20mm までの範囲であった。周辺土の pH は、その表層範囲から離れた位置においても上昇していることから、Ca<sup>2+</sup>以外にも Na<sup>+</sup> や K<sup>+</sup> などのイオンが拡散することで、pH が上昇したものと考えられる。また、Ca<sup>2+</sup>は、周辺土に含まれるアロフェンなどの粘土鉱物に選択的に吸着<sup>2)</sup>されているものと推察される。そのため、周辺土の pH の経時変化が含水比によって異なったのに対し、Ca が拡散した周辺土の表層範囲は、周辺土の含水比によらず同程度であったと考えられる。

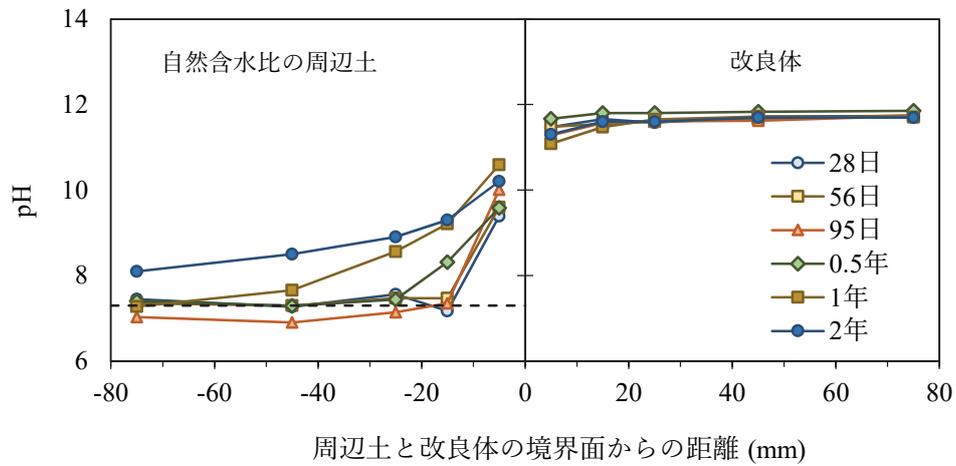


図 5.3.12 自然含水比の周辺土と改良体の pH 分布

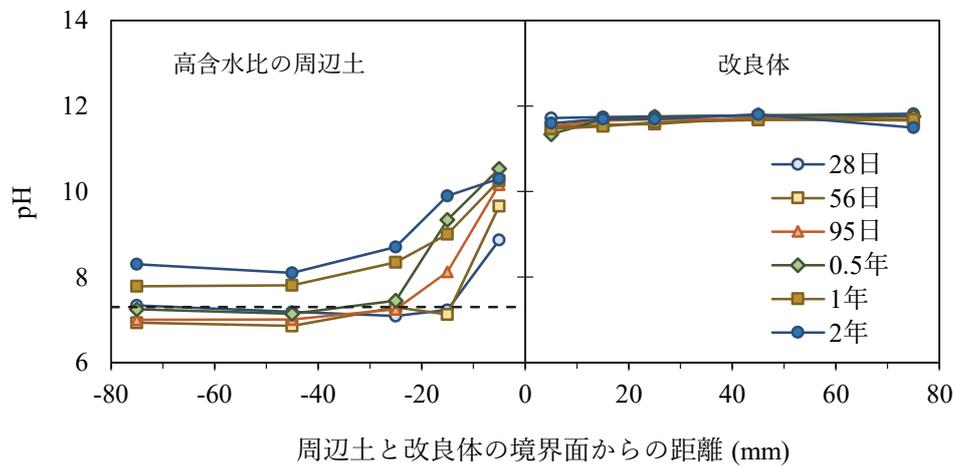


図 5.3.13 高含水比の周辺土と改良体の pH 分布

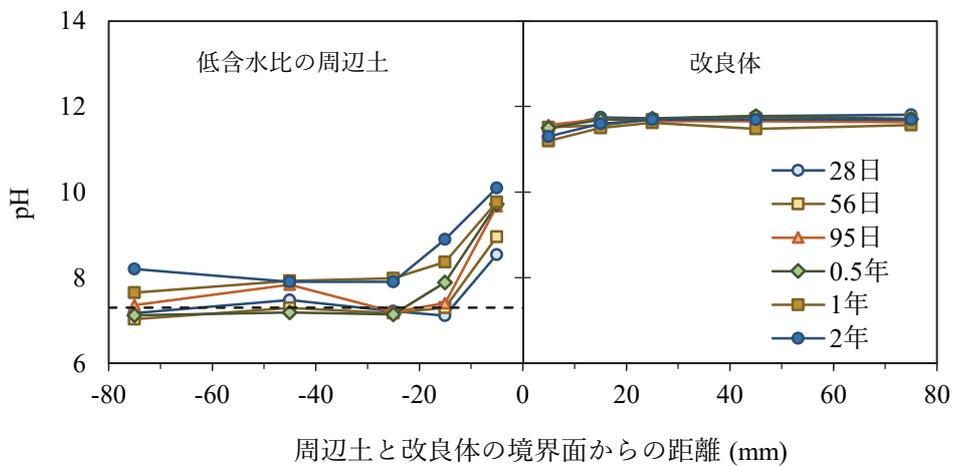


図 5.3.14 低含水比の周辺土と改良体の pH 分布

### 5.3.5 改良体および周辺土の強度分布

改良体および周辺土の針貫入勾配の分布について、自然含水比の接触試験結果を図 5.3.15 に、高含水比の結果を図 5.3.17 に、低含水比の結果を図 5.3.19 に示す。また、これらの針貫入勾配を式 3.3.1 により一軸圧縮強さに換算し、その換算値から封緘養生した供試体の一軸圧縮強さを基準とした強度比を算出した。その強度比について、自然含水比の接触試験結果を図 5.3.16 に、高含水比の結果を図 5.3.18 に、低含水比の結果を図 5.3.20 に示す。

自然含水比および高含水比の周辺土に接触させた改良体の材齢 28 日における表層の強度は、内部と同様に強度発現しており、周辺土への接触による影響は認められなかった。この際の強度は、強度比の図（図 5.3.16、図 5.3.18）が示すように、封緘養生した供試体と同程度の強度であった。材齢 28 日以降も材齢の経過とともに強度は増加し、境界面から 30mm より離れた位置の改良土では、概ね封緘養生した供試体と同程度の強度発現性であった。境界面から 30mm より周辺土側の改良土では、材齢 56 日以降に強度発現性が低下し、材齢の経過とともに内部よりも強度が低くなった。つまり、封緘養生した供試体よりも強度が低下した。材齢の経過とともに、改良体の表層では Ca の溶脱が進行し、それに伴い強度発現性が低下したものと考えられる。また、材齢 1 年から 2 年にかけては、表層において、前の材齢時の強度よりも低下していることが認められた。ただし、自然含水比の接触試験では、材齢 1 年から 2 年にかけて Ca の溶脱の進行は認められず、強度変化と整合しない結果となった。また、材齢 2 年における低強度層の範囲は、CaO 濃度の低下が認められる範囲よりもやや広く、その範囲では、SO<sub>3</sub> の濃縮が認められた。これらの結果から、改良体の表層強度の経時的な変化には、CaO 濃度の低下だけでなく、SO<sub>3</sub> 濃度の変化も関連している可能性が考えられる。

低含水比の接触試験では、他の接触試験とは傾向が大きく異なった。封緘養生した供試体と同等の強度発現性となったのは、境界面から 50mm より離れた位置の改良土であり、それよりも周辺土側に近い改良土では封緘養生した供試体よりも強度が高かった。EPMA の分析結果から、低含水比の周辺土に接触させた改良体では、境界面に向けて土と固化材の割合が増加していることが確認されており、この影響により針貫入勾配が増加したものと考えられる。なお、改良体の表層において不飽和領域が形成された場合には、サクシヨンの効果によって強度が増加<sup>3)4)5)</sup>すること、継続的に水分の移動が生じることなどが想定されるが、本検討での安定処理土においては飽和状態が維持されており、サクシヨンによる影響は小さかったと考えられる（詳細は 5.4.2 を参照）。この強度分布は材齢 28 日の時点で形成され、一部を除き、概ねその分布形状を維持したまま、材齢の経過とともに針貫入勾配は増加した。境界面から 5mm の表層では、内部と比較して長期的な強度発現性が緩やかとなった。この表層の範囲では、EPMA の分析結果により、CaO 濃度が低下していることが確認されている。他の接触試験では、CaO 濃度が低下している範囲において、材齢 1 年以降に強度低下が認められたが、低含水比の接触試験では認められなかった。これは、表層では、固化

材の量、特に CaO の量が増加し溶脱抵抗性が高くなったため、他の接触試験と比較して、周辺土の接触による表層強度への影響が限定的であったと推察される。

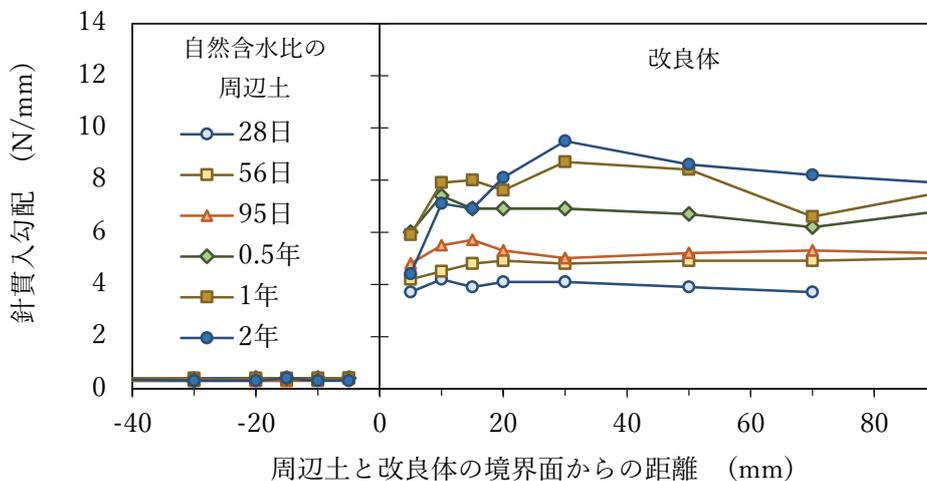


図 5.3.15 自然含水比の周辺土と改良体の針貫入勾配分布

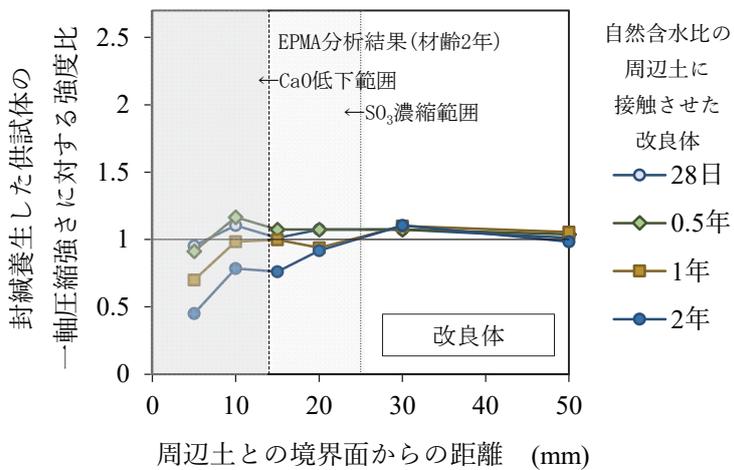


図 5.3.16 自然含水比の周辺土に接触させた改良体の強度比分布

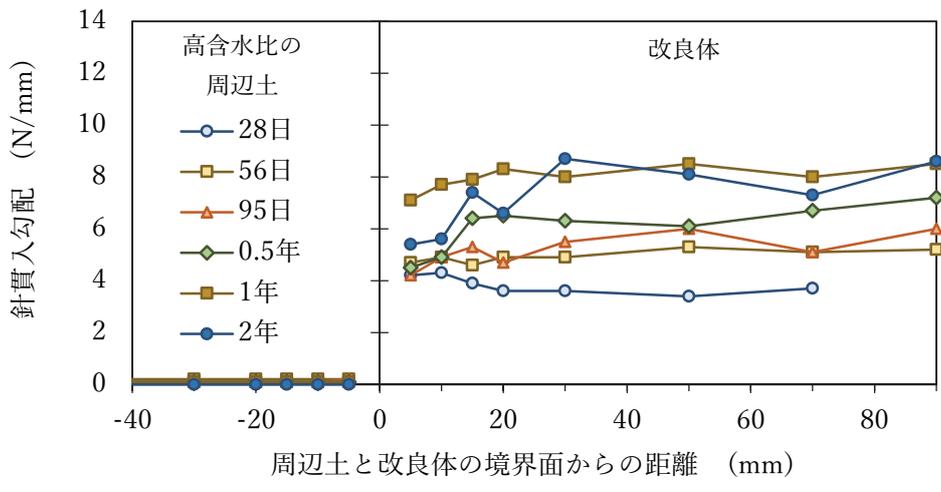


図 5.3.17 高含水比の周辺土と改良体の針貫入勾配分布

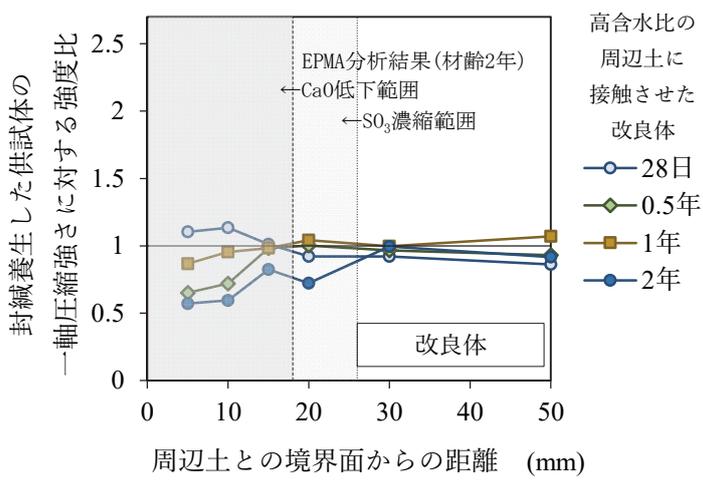


図 5.3.18 高含水比の周辺土に接触させた改良体の強度比分布

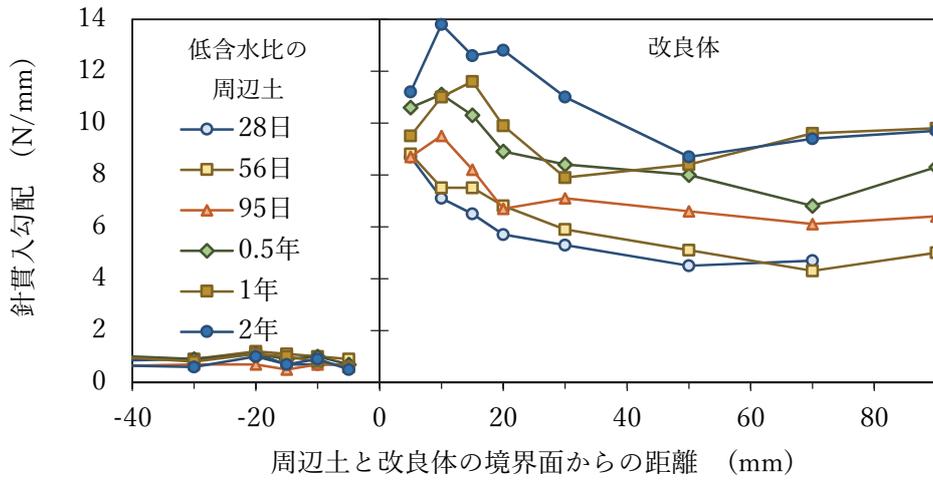


図 5.3.19 低含水比の周辺土と改良体の針貫入勾配分布

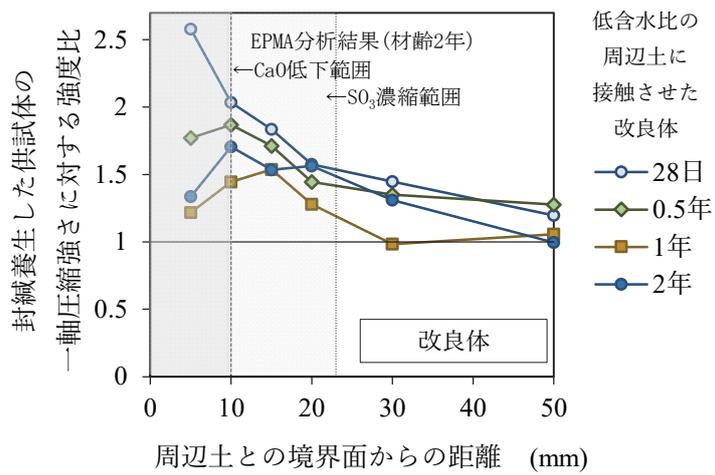


図 5.3.20 低含水比の周辺土に接触させた改良体の強度比分布

### 5.3.6 改良体および周辺土の含水比分布

改良体および周辺土の含水比分布について、自然含水比の接触試験結果を図 5.3.21 に、高含水比の結果を図 5.3.22 に、低含水比の結果を図 5.3.23 に示す。図中の破線は、改良土の封緘養生した材齢 28 日の含水比と周辺土の原土の含水比を示す。自然含水比および高含水比の周辺土に接触させた改良体の、材齢 28 日における含水比は、内部および表層ともに封緘養生供試体の含水比と概ね同程度であった。その後、改良体の含水比は、材齢 0.5 年にかけて全体的に僅に高くなり、材齢 1 年以降に低下する傾向が確認された。封緘養生供試体についても、材齢 1 年以降に含水比が低下する傾向が認められることから、ポゾラン反応などが進行し、110°Cで脱水する改良体中の水分量が低下したものと考えられる。一方で、周辺土の含水比は、材齢の経過とともに元々の含水比よりも低下していることから、周辺土の水分が改良体に供給されていたものと推察される。改良体の含水比の変化は、自然含水比および高含水比の周辺土との接触で大きな差は認められなかったが、周辺土の含水比の変化については、高含水比において変化が大きかった。これは、高含水比の場合、自然含水比と比較して乾燥土量が少なく、同じ水分量が移動したとしても、含水比の変化としては大きく示されることが影響したと考えられる。低含水比の周辺土に接触させた改良体の表層は、封緘養生した供試体よりも含水比が低く、周辺土との境界面に向けて含水比が低くなった。一方で、周辺土の含水比は元々の含水比よりも高くなっていることから、改良体から周辺土へと水分が移動していることが確認された。この水分の移動は、改良土がまだ硬化する前に生じ、水分が抜けた領域では、土および固化材が再配置されて固相割合が増加していた。これらの現象により形成された含水比分布は、材齢 28 日以降も概ね同様の分布を維持していた。封緘養生した供試体と同等の含水比となった領域は、周辺土との境界面から 40~50mm よりも離れた位置の改良土であり、この領域では、針貫入勾配についても、封緘養生供試体とほぼ同程度であった。一方で、水分の移動により含水比の低下が認められた表層の改良土では、針貫入勾配が増加しており、含水比の低下が大きいほど針貫入勾配が高くなっていることが確認された。また、材齢 1 年以降も、改良体の含水比はわずかに低下している。これは、他の接触試験と同様に、ポゾラン反応などが進行したためと考えられる。なお、低含水比の周辺土は不飽和状態であるため、硬化後の改良体から周辺土へと水分が移動することも想定されるが、その影響は小さかったと考えられる。その理由は、材齢 28 日以降の改良体の含水比分布について、表層の含水比が内部よりも低下している傾向は認められないことや、周辺土の含水比について、材齢 28 日以降に増加している傾向が認められないためである。

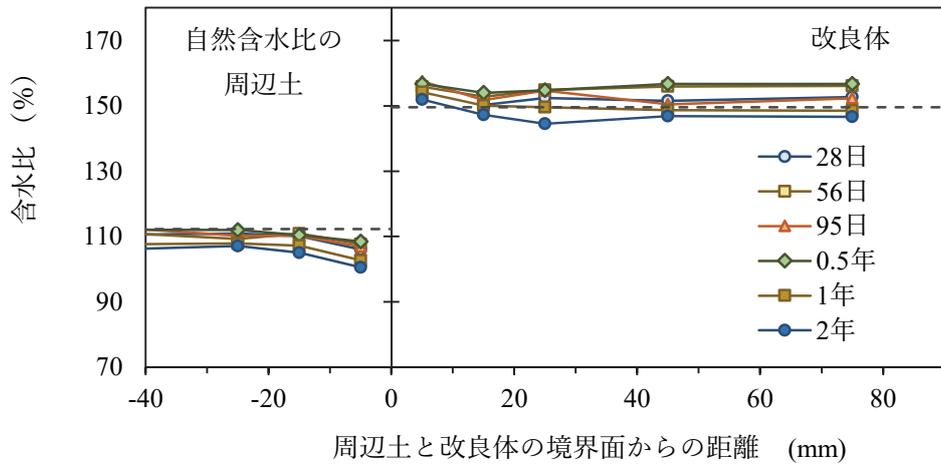


図 5.3.21 自然含水比の周辺土と改良体の含水比分布

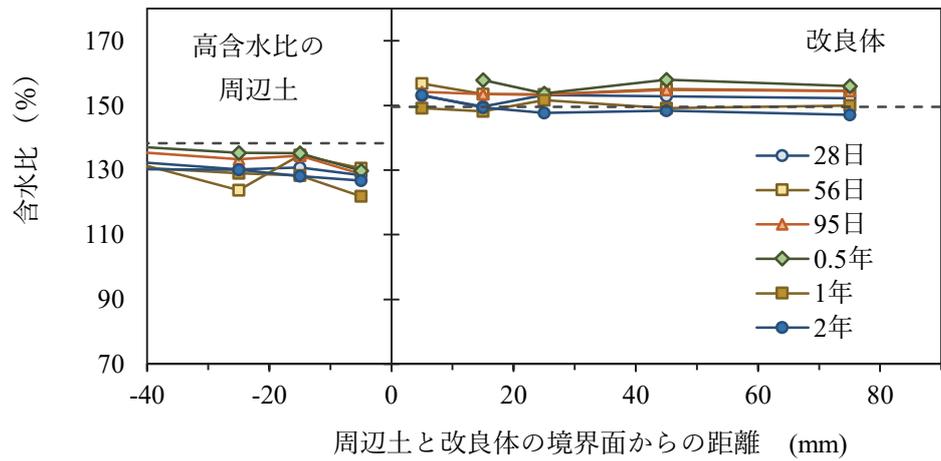


図 5.3.22 高含水比の周辺土と改良体の含水比分布

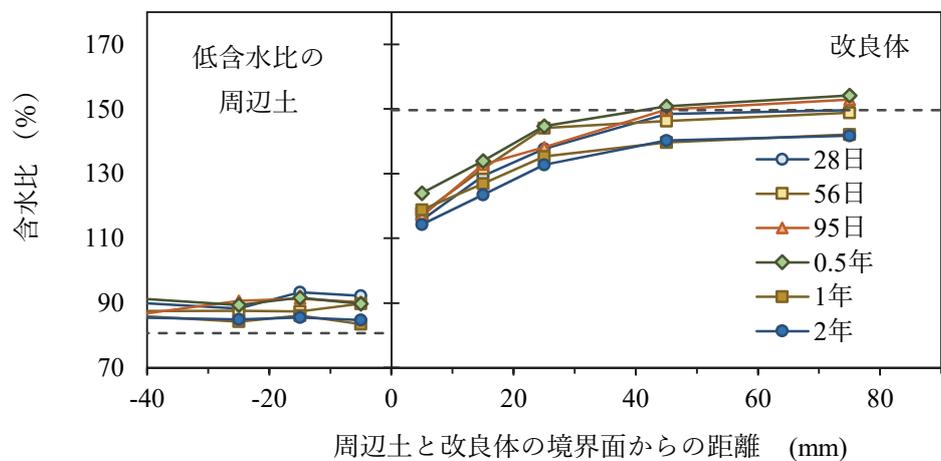


図 5.3.23 低含水比の周辺土と改良体の含水比分布

## 5.4 低含水比の周辺土に接触させた改良体の追加試験

### 5.4.1 追加試験の概要

低含水比の周辺土に接触させた改良体では、改良体表層の強度が内部よりも高いことが確認された。これは、周辺土が不飽和であるため、流動化処理土を充填させて周辺土に接触した際に改良体から水分などが周辺土へ移動し、水分が抜けた改良体表層では、まだ硬化する前であるため土粒子が再配置し、圧密されることで固相割合が増加したためと考察した。本件について検証するために、まず、改良体の飽和状態を確認し、飽和度の変化によって強度に影響を与えていないかを確認した。次に、固相割合の増加と強度増加との関係性を把握し、接触試験における表層での強度増加が固相割合の増加によるものかを確認した。その結果を受けて、低含水比の周辺土との接触試験における強度比分布の経時変化（図 5.3.20）について再検討を行った。

### 5.4.2 改良体の飽和状態の確認

低含水比の周辺土に接触させた改良体について、表層部における構成物の体積割合の計算値を図 5.4.1 に示す。固相の体積割合は、EPMA の試験結果（図 5.3.8）が示す SiO<sub>2</sub> 濃度分布に基づき、境界面に向けて増加する土（絶乾状態）と固化材の質量分布を算出し、それぞれの密度をもとに体積割合の分布を算出した。なお、EPMA を測定していない、境界面から 40mm より離れた領域については一定値と仮定した。固化材の水和反応によって非蒸発性の水（結合水）へと変化する水分量は、既往の文献<sup>6)</sup>から水和前の固化材量の 23% と仮定し、結合水の体積割合を算出した。残りの体積を液相または気相が占めることとなるが、それぞれの割合によって飽和度が計算できる。そこで、飽和状態、飽和度 90% および 80% を想定して、液相の体積割合を算出した。これらの算出値をもとに、各状態における含水比分布を図 5.4.2 に示すように推定した。図には実測の含水比分布を併記しており、飽和状態を想定した推定値が概ね実測値に近いことが確認された。これらの結果から、低含水比の周辺土に接触させた改良体は、表層も含めて飽和状態を維持していたものと考えられる。含水比が低下しているが、それとともに固相も移動し改良土は飽和状態を維持していたことが確認された。そのため、飽和度の変化に伴う強度への影響は生じていなかったものと判断した。

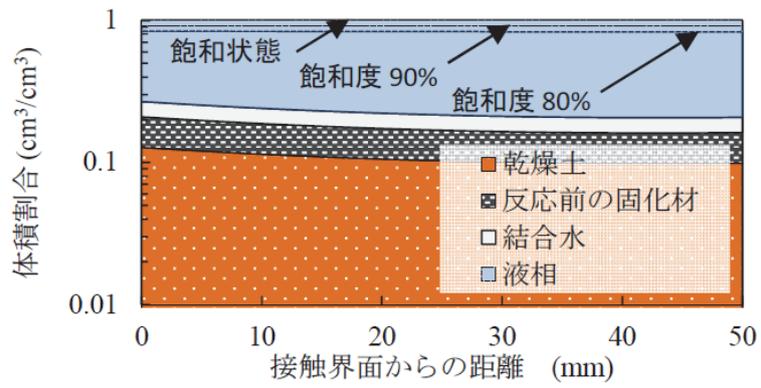


図 5.4.1 EPMA (SiO<sub>2</sub> 濃度分布) から推定した各相の体積割合

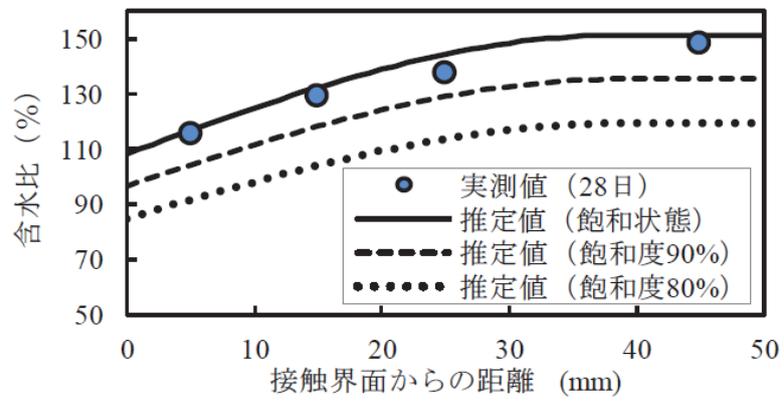


図 5.4.2 飽和度に応じた推定含水比分布と実測値との比較

#### 5.4.3 配合水量の異なる改良土の含水比と針貫入勾配の関係

土および固化材の割合が増加した表層を想定して、表 5.4.1 に示す配合の水量を変化させた改良土を作製した。基準の配合における改良土の材齢 28 日における含水比は約 150% であり、他 2 水準の目標含水比を、接触試験の結果を参考に 135% および 120% とした。目標の含水比となるように、泥水の水量の調整を行った。泥水の減水量に応じて、試料土および固化材の添加量は増加しているが、試料土と固化材の割合は一定としているため固化材添加率は変化していない。封緘養生した改良土の湿潤密度について、実測値と配合から算出した値を表に併記する。いずれの改良土についても、算出値と実測値は同程度であることから、本検討にあたり作製した改良土は飽和状態であると考えられる。

表 5.4.1 改良土の配合と湿潤密度

目標含水比 %	泥水 (1m <sup>3</sup> )		セメント系固化材		水固化材比 %	湿潤密度	
	土 kg	水 kg	添加量 kg/m <sup>3</sup>	添加率 %		算出値 Mg/m <sup>3</sup>	実測値 Mg/m <sup>3</sup>
150 (基準)	636	556	212	71.2	262.2	1.315	1.316
135	694	516	231		223.4	1.342	1.338
120	765	466	255		182.7	1.374	1.370

配合の水量を水準として固相割合を変化させた改良土について、含水比と針貫入勾配の関係を図 5.4.3 に示す。材齢 28 日における目標の含水比に対して、実測の含水比は 150.9%、134.8% および 123.4% であった。泥水の水量が少ないほど（固相割合が多いほど）改良土の含水比は低下し、針貫入勾配は高くなった。含水比と針貫入勾配の関係は、材齢ごとに直線の回帰式で示すことができ、図中に、材齢 7 日、28 日および 91 日における、直線の回帰式を併記した。

低含水比の周辺土との接触試験における、改良体の含水比分布を破線で図 5.4.4 に示す。この含水比から前述の回帰式（図 5.4.3）を用いて針貫入勾配を推定した。図 5.4.4 に、推定した針貫入勾配の分布を実線で、実測した針貫入勾配の値をプロットで併記した。

周辺土に接する表層の改良土は、境界面に向けて含水比が低下しており、この含水比分布から前述の回帰式を用いて針貫入勾配を推定すると、境界面に向けて針貫入勾配が高くなる分布を示した。この分布形状は、接触試験において実測した針貫入勾配の分布形状と概ね一致し、また、針貫入勾配の推定値は実測値とほぼ同程度であった。これらの結果から、低含水比の周辺土に接触させた改良体では、まだ硬化する前の改良土の水分が不飽和の周辺土へと移動し、水が抜けた表層の改良土では、土および固化材が再配置されて固相割合が増加、それに伴い針貫入勾配が高くなったことが確認された。

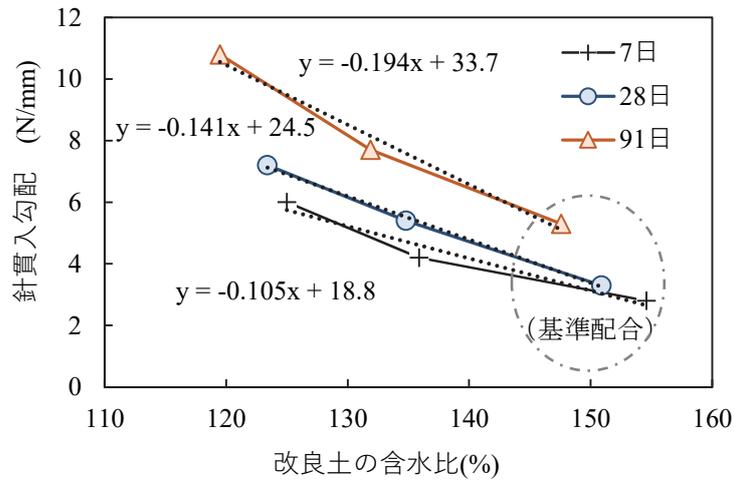


図 5.4.3 泥水の水量が異なる安定処理土の含水比と針貫入勾配の関係

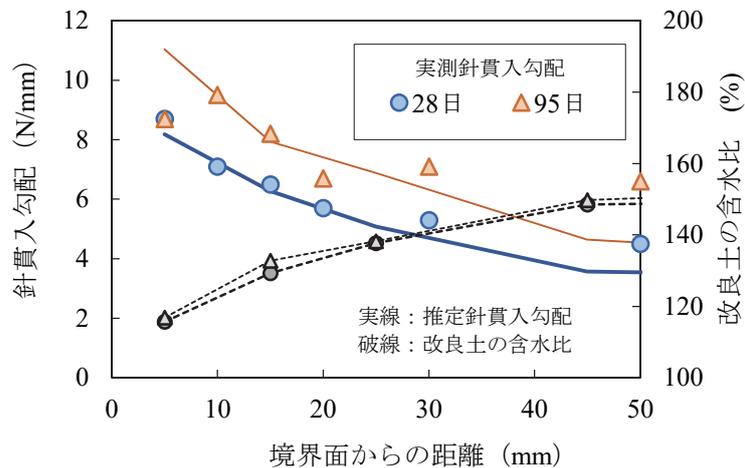


図 5.4.4 低含水比の周辺土に接触させた改良体の含水比分布および針貫入勾配分布の推定値と実測値との比較

#### 5.4.4 封緘養生した供試体に対する強度比の分布

低含水比の周辺土に接触させた改良体では、表層の固相割合が増加し強度が増加したため、図 5.3.20 に示す封緘養生供試体に対する強度比は、他の接触試験とは分布形状が大きく異なった。そのため、Ca の溶脱による強度への影響について、強度比の結果をもとに他の接触試験との比較を行うことができなかった。そこで、強度比の算出にあたり基準とする封緘養生条件下の一軸圧縮強さについて、固相割合の変化を考慮した値を推定し、Ca の溶脱による強度への影響について再検討を行った。

まず、図 5.4.3 に示す含水比と針貫入勾配の関係について、基準配合(目標含水比 150%)の供試体に対する比をそれぞれ算出し、両者の関係を材齢毎に確認した。この時、針貫入勾配は式 3.3.1 により一軸圧縮強さに換算した。その結果、図 5.4.5 に示すように、両者の関

係は材齢にかかわらず概ね一つの直線で示すことができた。そこで、接触試験で実測した改良体の含水比分布を、封緘養生供試体の含水比を基準とした比で示し、その比から回帰式（図 5.4.5）をもとに強度比の分布を算出した。この強度比に封緘養生供試体の一軸圧縮強さを乗ずることで、一軸圧縮強さの分布を推定した。この推定値は、水分が抜けて固相割合が増加することで強度が増加し、かつ、溶脱などの変質の影響を受けていない状態の強度値であると考えられる。この推定値を基準にして、接触試験における強度比を算出した結果を図 5.4.6 に示す。境界面から 30mm より離れた位置において強度比のばらつきが認められるものの、材齢の経過とともに溶脱の影響によって表層の強度が低下する状況が示された。図 5.3.16 や図 5.3.18 に示す他の接触試験結果と同様に、CaO 濃度が低下している範囲において強度が低下しており、また、その範囲よりやや広い領域において、SO<sub>3</sub> の濃縮と強度の低下が認められた。

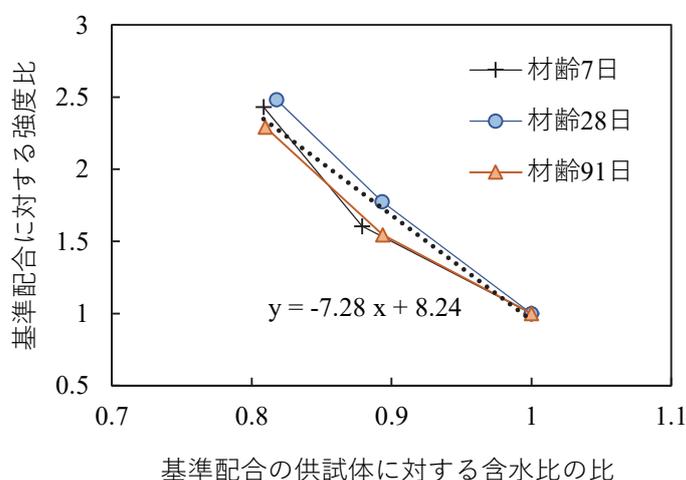


図 5.4.5 基準配合の供試体に対する含水比および強度の比の関係

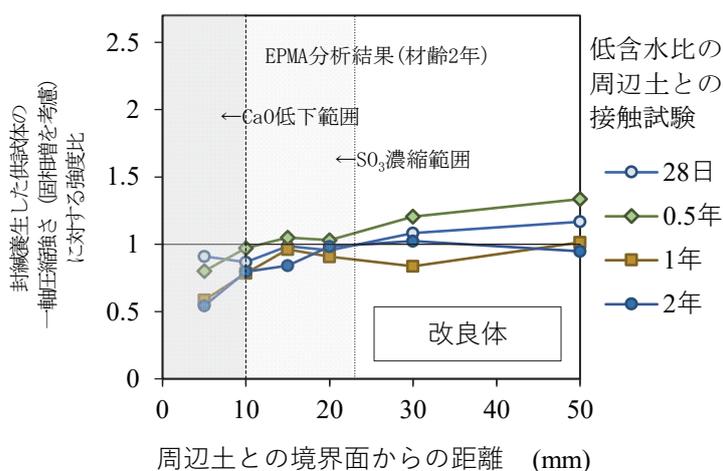


図 5.4.6 固相割合の増加にともなう強度増加を考慮した改良体の封緘養生供試体に対する強度比（低含水比の周辺土）

### 5.5 溶脱による CaO 濃度の低下と強度低下の関係

材齢 2 年における改良体の CaO 濃度分布と強度比の分布から、CaO 濃度の低下にともなう強度低下への影響程度について検討を行った。含水比が異なる周辺土に接触させた改良体の、材齢 2 年における CaO 濃度比と強度比との関係を図 5.5.1 に示す。CaO 濃度比は、溶脱の影響を受けていない供試体内部の CaO 濃度を基準として算出した。ただし、低含水比の接触試験については、表層において固相割合が増加しているため、CaO 濃度と同等の比率で分布する SiO<sub>2</sub> 濃度分布をもとに、基準とする CaO 濃度分布を推定した。強度比は前述の、図 5.3.16、図 5.3.18 および図 5.4.6 を用いた。溶脱による CaO 濃度の低下にともない、強度が低下していることが確認され、その低下程度は、周辺土の含水比および改良土の初期強度にかかわらず概ね同様の傾向であった。つまり、自然含水比に接触させた改良体が、高含水比の場合よりも低強度層の範囲が小さかったのは、溶脱による CaO 濃度の低下範囲が限定的であったためである。低含水比の接触試験では、周辺土の含水比が低いことに加えて、表層の固相割合が増加したことで、実質の水固化材比が低くなり緻密な構造が形成されたことで溶脱抵抗性が高くなった。そのため、劣化の進行が遅くなり、CaO 濃度が低下している範囲は他の接触試験と比較して最も小さくなった。それに応じて、表層の低強度層の範囲も、最も小さくなったと考えられる。

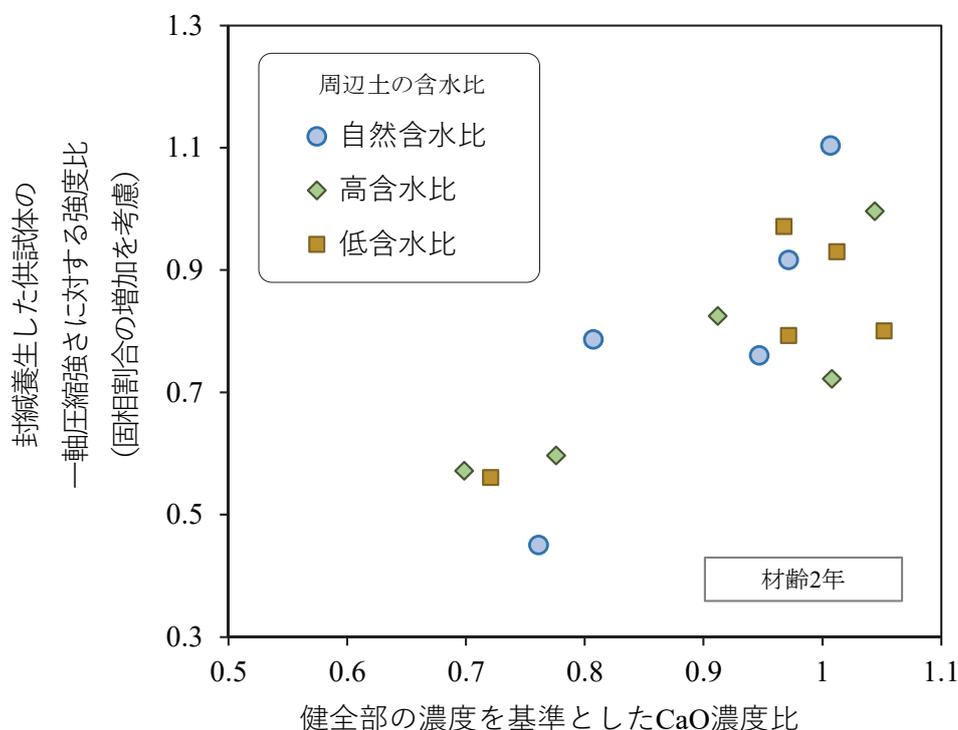


図 5.5.1 改良土の CaO 濃度比と強度比との関係

## 5.6 含水比の異なる周辺土に接触させた改良体の表層の強度分布の生成過程

改良体の中深層部においては封緘養生した供試体と同等の強度発現性を示したが、周辺土に接触する改良体の表層では強度発現性が低く、表層には低強度層が生成された。その低強度層の範囲は、周辺土の含水比によって異なり、高含水比、自然含水比、低含水比の順に低強度層の範囲が広がった。これらの強度分布の生成過程を図 5.6.1 に示す。

まず、Ca の溶脱による影響を受けなかった場合の強度分布の生成過程は次のとおりである。自然含水比と高含水比の周辺土は飽和状態であるため、これらの周辺土に改良体を接触させた場合、改良体の表層は内部と同様の強度発現性を示し、封緘養生した供試体と同様の強度発現性を示した。一方、低含水比の周辺土は不飽和状態であるため、この周辺土に接触させた改良体の表層では、他の接触試験とは強度発現性が異なった。これは、硬化前の改良体の水分が不飽和の周辺土へと移動し、水が抜けた表層の改良土では、土および固化材が再配置されて固相割合が増加したためである。固相割合は、周辺土との境界面に近づくにつれて多くなり、それに応じて改良土の強度は高くなった。初期材齢に形成されたこの強度分布は、それ以降も分布を維持したまま強度が増加すると考えられる。

次に、周辺土との接触によって、改良体の表層において生じる Ca の溶脱状況は次のとおりである。溶脱によって CaO 濃度が低下した範囲は、周辺土の含水比によって異なり、周辺土の含水比が高いほど、CaO 濃度の低下範囲は広がった。また、低含水比の周辺土に接触させた改良体の表層では、固相割合が増加して緻密な構造が形成されたことで、Ca の溶脱が抑制された。

異なる含水比の周辺土に接触させた改良体の表層では、強度発現性や Ca の溶脱状況が周辺土の含水比によって異なった。ただし、CaO 濃度の低下と強度低下との関係性については、次に示す一定の傾向が認められた。CaO 濃度の低下と強度の低下を、健全部を基準とした CaO 濃度比および強度比で整理することで、周辺土の含水比や初期強度によらず概ね一定の傾向を示した。この関係性を用いることで、CaO 濃度比の分布から強度比の分布を算出し、その強度比分布に、封緘養生条件下の改良土の強度を乗ずることで、概ね実測した強度分布と同等の強度分布が、いずれの接触試験についても算出される。

自然含水比と高含水比の周辺土では、CaO 濃度比と同様の強度分布形状を示し、表層の強度が低下した。一方、低含水比の周辺土では、ごく表層を除き接触界面に向けて強度が高くなり、表層においては CaO 濃度比の低下に応じて強度が低下した。

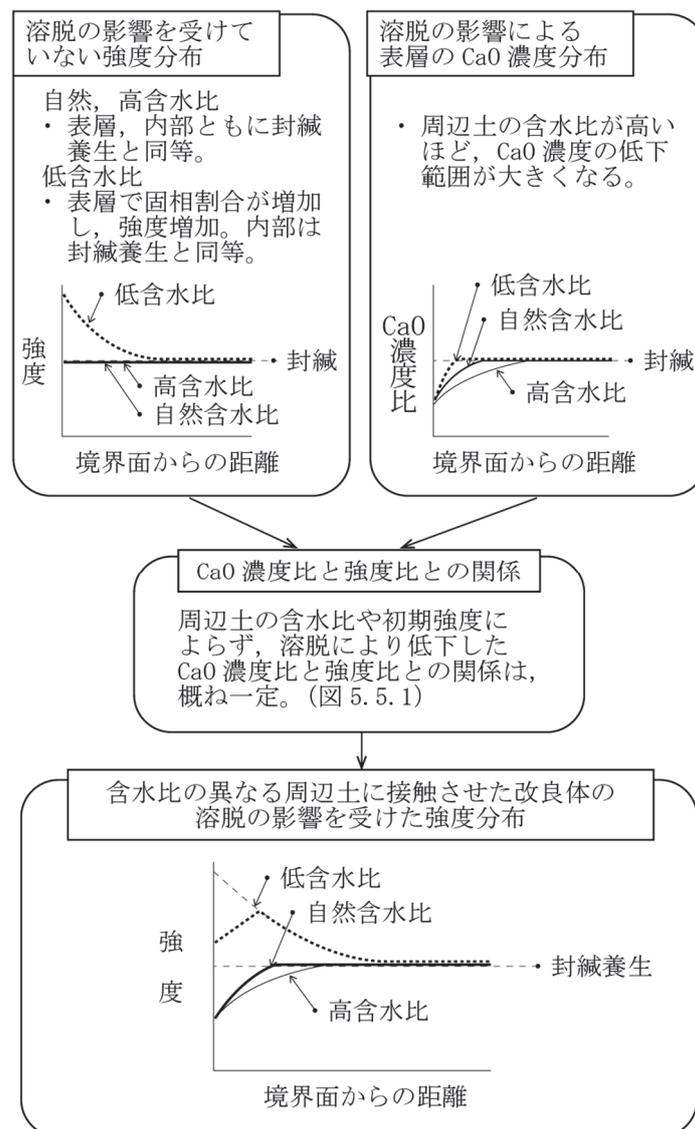


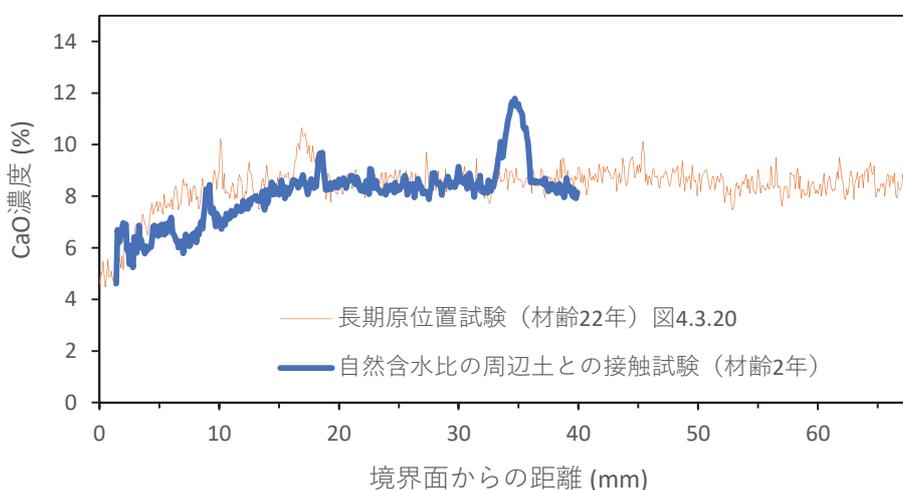
図 5.6.1 含水比の異なる周辺土に接触させた改良体の表層における強度分布の生成過程

### 5.7 長期原位置試験結果の再検討

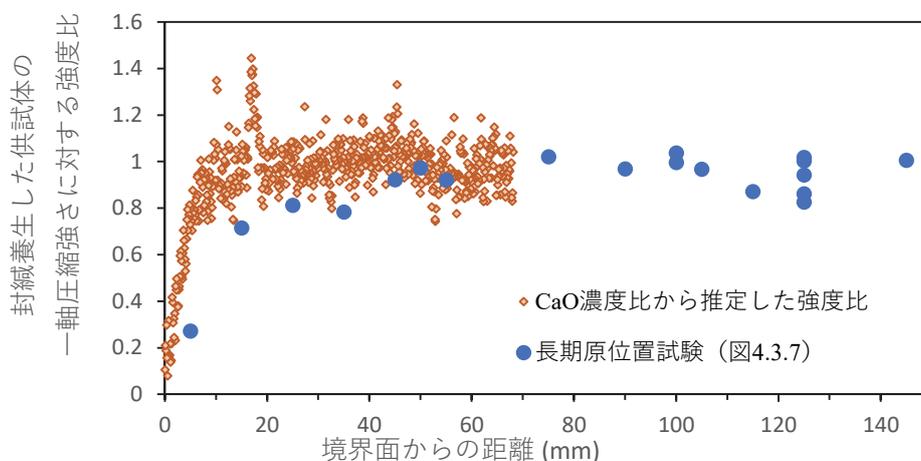
自然含水比の周辺土に接触させた改良体の試験結果をもとに、長期原位置試験における材齢 22 年の調査結果を検討した。両者の CaO 濃度分布を比較した結果を図 5.7.1 に示す。長期原位置試験の材齢 22 年における CaO 濃度分布は、接触試験における材齢 2 年の CaO 濃度分布と概ね同様の分布であった。この接触試験の CaO 濃度分布は、材齢 1 年までの Ca の溶脱によって形成されたものであることを化学分析で確認している。つまり、材齢 22 年で確認された表層における CaO 濃度の低下は、若材齢から材齢 1 年程度までの Ca の溶脱によって形成されたものと推察された。この結果は、 $\sqrt{t}$  則で劣化深さを示している既往の成果とは結果が異なる。これは、溶脱によって周辺土の Ca 濃度が上がり、改良体表層と周辺土の Ca 濃度の差が小さくなることで溶脱が進行しなくなったことが、要因の一つとして

考えられるが理由は明確ではない。

次に、**図 5.5.1** に示す改良土の CaO 濃度比と強度比との関係をもとに、長期原位置試験の材齢 22 年における CaO 濃度分布から強度比の分布を推定した。その推定した強度比分布と、実際の材齢 22 年における強度比分布を比較した結果を**図 5.7.2** に示す。推定した強度比分布は、実測値と同様に境界面にむけて強度比が低下したが、境界面からおよそ 30mm の領域では推定した強度比よりも実測の強度比は低かった。つまり、Ca の溶脱による CaO 濃度の低下だけでは、長期原位置試験の材齢 22 年における表層の強度低下を説明することはできず、Ca の溶脱以外の要因によっても変質したと考えられる。これは、長期原位置試験の改良柱体は、材齢 10 年の移設以降に炭酸化の影響を受けており、その炭酸化の影響によって強度低下したものと推察される。



**図 5.7.1** 周辺土との接触試験と長期原位置試験の CaO 濃度分布の比較



**図 5.7.2** CaO 濃度比分布から推定した強度比分布と実測の強度比分布

## 5.8 まとめ

一般軟弱土用のセメント系固化材で改良した改良体を、含水比の異なる周辺土に接触させて改良体からの Ca の溶脱による変質について検討を行った。Ca の溶脱による変質の進行過程について把握するとともに、CaO 濃度の低下と強度低下との関係性について検討を行った。その結果をもとに、長期強度試験結果について再検証を行った。これらの検討の結果、以下の知見が得られた。

- 周辺土が飽和状態の場合（自然含水比、高含水比の周辺土）、材齢 28 日における改良土の強度は、内部および表層ともに封緘養生した供試体の強度と同程度であった。
- 周辺土が不飽和状態の場合（低含水比の周辺土）、まだ硬化する前の改良体から周辺土へ水分が移動した。水分が抜けた改良体表層は、硬化する前であるため土粒子が再配置し、圧密されることで固相割合が増加した。そのため、材齢 28 日における改良土の強度は、周辺土との境界面に向けて高くなった。
- 周辺土の含水比によらず、材齢 56 日以降、周辺土に接する表層の改良土は、内部よりも強度発現性が低下した。
- 周辺土の含水比によらず、改良体の表層では、CaO 濃度が低下しており溶脱が認められた。低下している範囲は、含水比によって異なり、高含水比、自然含水比、低含水比の順に大きかった。
- 溶脱による CaO 濃度低下にともなう改良土の強度への影響は、健全部を基準とした CaO 濃度比と強度比の関係で示すと、周辺土の含水比および初期強度にかかわらず概ね同程度であった。
- 低含水比の周辺土に接触させた改良体では、表層の固相割合の増加により溶脱抵抗性が高くなった。そのため、他の試験よりも CaO 濃度の低下範囲が小さく、低強度の表層範囲も小さかった。
- 改良体の表層では SO<sub>3</sub> が濃縮しており、表層の低強度層を広げている可能性が示唆された。

また、本試験結果と第 4 章の長期原位置試験の結果を比較して、以下の知見が得られた。

- 長期原位置試験の材齢 22 年における改良柱体の表層の CaO 濃度分布は、本試験の材齢 2 年の CaO 濃度分布と概ね一致した。
- 長期原位置試験において改良体からの Ca の溶脱は、改良柱体を築造した直後から生じ、材齢の経過とともに溶脱は緩やかとなった。材齢 22 年で測定した CaO 濃度分布は、材齢 1 年程度で形成されたものと推察された。
- 室内試験結果における CaO 濃度の変化と強度変化との関係性をもとに、長期原位置試験における CaO 濃度分布から強度分布を推定した。その結果、CaO 濃度をもとに

推定した強度分布は、実測の強度分布よりも高かった。つまり、長期原位置試験における改良体の表層は、Ca の溶脱による強度低下だけではなく、その他の要因によっても変質して強度低下していることが示された。その他の要因として、炭酸化による影響が示唆された。

長期原位置試験（第4章）および周辺土との接触試験（本章）の結果、材齢10年の移設以降に炭酸化によって改良柱体の表層が変質し、その変質によっても強度低下が生じた可能性が示唆された。そこで、改良体の一面を気中暴露させて表層の経時的な変化を調査する室内試験を実施し、炭酸化の進行過程およびpHの低下と強度低下との関係を第6章に取りまとめた。

また、Caの溶脱および炭酸化にともなう反応生成物の変化と、その変化による強度への影響程度について、熱力学的平衡計算によって検討を行い第7章に取りまとめた。

#### 【参考文献】

- 1) 小林一輔, 白木亮司, 河合研至: 炭酸化によって引き起こされるコンクリート中の塩化物, 硫黄化合物及びアルカリ化合物の移動と濃縮, コンクリート工学論文集, Vol.1, No.2 (1990) pp.69-82.
- 2) 石黒宋秀, 岩田進午: 土の中の物質移動(その4) —土中におけるイオンの交換吸着現象—, 農業土木学会誌, Vol.56, No.10 (1988) pp.1017-1024.
- 3) 宮下千花, 大田孝, Dayani Sanjeevani, 山崎秀策, 根岸敦規: 封緘, 水浸養生した改良土の力学特性に及ぼす物理, 化学的性質の影響, 第13回地盤改良シンポジウム論文集(2018) pp. 271-276.
- 4) Bahar,R. Benazzoug,M. and Kenai,S. :Performance of compacted cement-stabilised soil, Cem. Concr. Compos Vol.26 (2004) pp.811–820.
- 5) Ho, L.S. Nakarai, K. Ogawa,Y. Sasaki, T. and Morioka,M. :Strength development of cement-treated soils: Effects of water content, carbonation, and pozzolanic reaction under drying curing condition. Construction and Building Materials Vol.134 (2017) pp.703-712.
- 6) Copeland, L.E. and Hayes, J.C.: The determination of non-evaporable water in hardened portland cement paste, ASTM Bul. No.194 (1953) pp.70-4.

## 第6章 改良体の炭酸化試験

### 6.1 はじめに

第4章の長期原位置試験の材齢22年の調査で確認された、改良体表層のCaO濃度の低下は、第5章の室内試験で検証した結果、材齢1年程度までの材齢の早い段階に生じていた。ただし、CaO濃度が低下していた範囲は表層から約10mm程度と限定的であるため、Caの溶脱による影響だけでは長期原位置試験で確認された改良体表層の強度低下を説明することはできなかった。改良体表層では、材齢10年の移設以降にpHが低下していること、表層においてカルサイトが生成していることから、変質の別の要因として炭酸化による影響が想定された。そこで、図6.1.1に示すように、第5章で作製したものと同一改良体を気中環境に暴露して、改良体の炭酸化試験を実施した。炭酸化の進行に伴う改良土のpH変化と強度低下の関係性を把握し、長期原位置試験の結果について検証を行った。

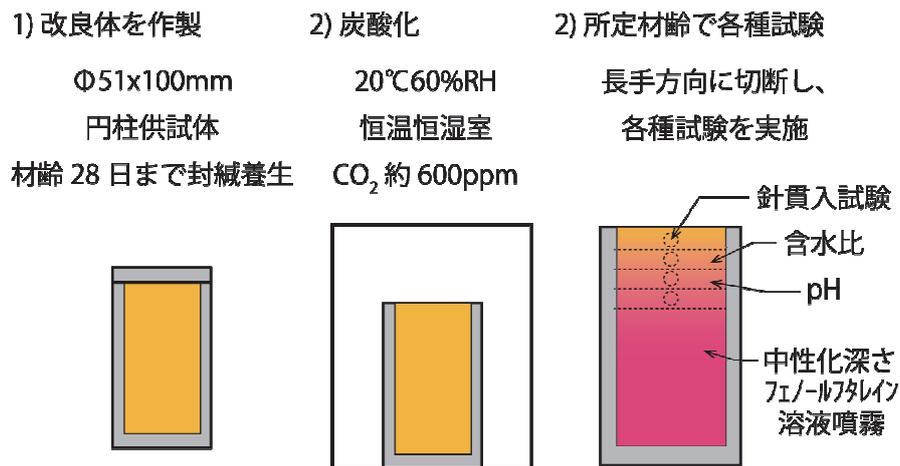


図 6.1.1 改良体の炭酸化試験の概要

### 6.2 試験概要

#### 6.2.1 試料土および固化材

試料土および固化材は、第5章の検討と同じものを用いた。試料土は、長期原位置試験を実施した千葉県習志野市より採取した火山灰質粘性土(II型)である。試料土の土質性状は表5.2.1(試料土1)に、試料土の化学成分は表5.2.2に示す通りである。セメント系固化材は一般軟弱土用固化材であり、固化材の化学成分は表5.2.2に示す通りである。

#### 6.2.2 供試体の作製方法

改良土は、第5章の検討と同じ改良土とし、配合は表6.2.1とした。改良対象の試料土に所定の水を加水して攪拌して泥土を作製し、その泥土1m<sup>3</sup>に対して固化材を212kg添加して攪拌を行った。供試体は、JGS0821「安定処理土の締固めをしない供試体作製方法」に準

扱して、改良土を塩化ビニル製の円筒型枠（内径  $\Phi 51 \times 100 \text{mm}$ ）に充填して作製した。材齢 28 日まで封緘状態で  $20^\circ\text{C}$  の恒温室内で養生を行い、その後、改良体表面の一面を気中環境に開放して静置して炭酸化を行った。試験室は、温度  $20^\circ\text{C}$ 、湿度 60%RH に制御した恒温恒湿室であるが、 $\text{CO}_2$  濃度については制御を行っていない。恒温恒湿室内の  $\text{CO}_2$  濃度は、実測値でおよそ 600ppm であった。

表 6.2.1 セメント改良土の配合

泥水 ( $1\text{m}^3$ )		セメント系固化材		水固化材比 %
土 kg	水 kg	添加量 $\text{kg}/\text{m}^3$	添加率 %	
636	556	212	71.2	262.2

### 6.2.3 試験項目

#### (1) 針貫入試験

JGS 3431「針貫入試験方法」に準拠し、机上型針貫入試験機を用い試験を実施した。太さ 0.84mm の大くけ針(JIS S 3008)を毎分 15mm の速度で貫入し、針の貫入長さと貫入荷重を読み取り、貫入長さと貫入荷重の関係性から針貫入勾配を求めた。

#### (2) 含水比試験

JIS A 1203「土の含水比試験方法」に準拠し、改良土および周辺土の含水比を測定した。試料量が限られたため、pH 試験に使用した試料を併用した。pH 試験において、蒸留水に懸濁させる前の試料の質量を測定し、pH を測定した後の懸濁液を  $110 \pm 5^\circ\text{C}$  で乾燥させ、炉乾燥後の試料質量を測定することで、含水比を求めた。

#### (3) pH 試験

JGS 0211「土懸濁液の pH 試験方法」に準拠し、改良土および周辺土の pH を測定した。試料の乾燥質量に対する質量比が 5 となる量の蒸留水を試料に加えて、攪拌棒で懸濁させて 30 分以上静置させ、3 時間以内にガラス電極式 pH 計で pH を測定した。なお、試料量が限られたため、少量の試料（約 6g）で試験を実施しており、また、試験の作業工程上、含水比を事前に測定することができないため、およその固液比（1:5 程度）にて懸濁させた。pH を測定した後に、懸濁液は含水比試験の試料として使用した。

#### (4) 中性化深さ試験

JIS A 1152「コンクリートの中性化深さの測定方法」に準拠し、改良土の中性化深さを測定した。改良体の中央部を乾式カッターで切断し、切断面のくずなどを取り除いた後に、フェノールフタレイン溶液を噴霧して高 pH の領域を呈色させた。改良体表面から赤紫色に呈色した部分までの距離を測定して、中性化深さを求めた。

## 6.2.4 材齢および測定箇所

供試体を材齢 28 日まで封緘養生した後、炭酸化試験を開始して 7、14、29 および 57 日後に各種試験を行った。材齢では、35、42、57 および 85 日に試験を実施した。

各種試験における測定箇所を図 6.2.1 に示す。針貫入試験は、供試体をカッター切断した切断面に対して針を貫入しており、改良体の表層から深さ方向に 8 点を評価した。pH 試験および含水比は、10mm 間隔で試料を採取し、改良体の表層から深さ方向に 5 点を評価した。中性化深さは、カッター切断した切断面にフェノールフタレイン溶液を噴霧して全面を評価した。

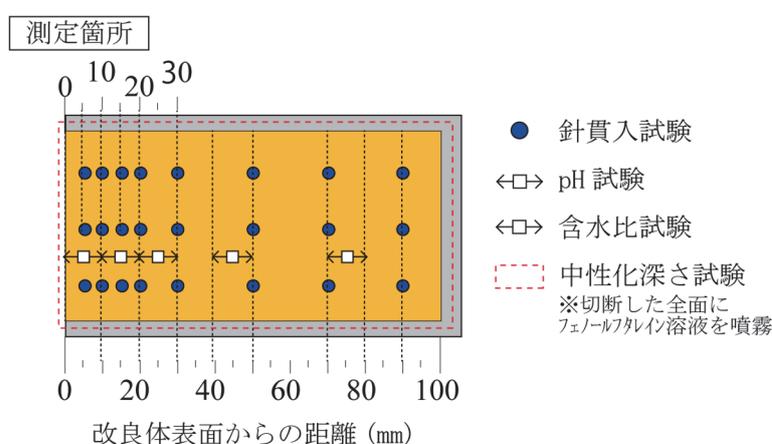


図 6.2.1 測定箇所

## 6.3 試験結果

### 6.3.1 改良体の pH 分布

所定の材齢まで炭酸化させた改良体をカッターで切断し、その切断面にフェノールフタレイン溶液を噴霧して非炭酸化領域を発色させた状況を図 6.3.1 に示す。炭酸化 7 日の時点では全面が赤紫色に発色し、炭酸化している領域は認められなかった。炭酸化 14 日以降に発色しない領域が認められ、炭酸化の期間とともに中性化深さは大きくなった。中性化深さは、炭酸化 7 日で 0mm、炭酸化 14 日で 3.4mm、炭酸化 29 日で 19mm および炭酸化 57 日で 19mm であった。

改良体の pH 分布の経時変化を図 6.3.2 に示す。図に、フェノールフタレイン溶液によって測定した中性化深さを破線で併記した。炭酸化 7 日では、表層から深層部にかけて、pH は 11.8 程度であり、一様な pH 分布であることから炭酸化は認められなかった。その後、炭酸化 14 日において、表面から 5mm の層において pH が 11.0 へと低下した。この層は、炭酸化 29 日に pH が 9.2、炭酸化 57 日で pH が 9.0 へと低下していった。炭酸化は表層から奥側へと進行し、表面から 15mm においても炭酸化 29 日の段階で pH の低下が認められ、炭酸化 57 日では pH が 9.6 となった。表面から 25mm の層においては、本試験の炭酸化期間で

は pH の低下は認められなかった。

フェノールフタレイン溶液によって発色した領域は、pH が概ね 10.2~10.8 よりも高い領域において発色していることが確認された。

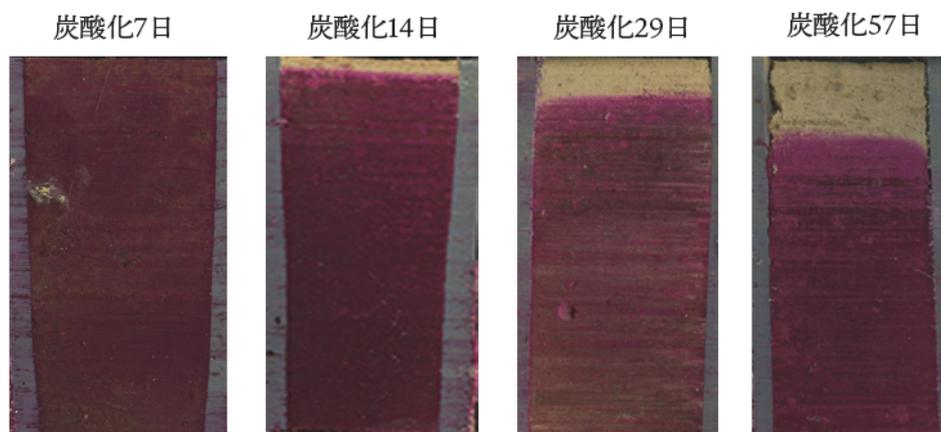


図 6.3.1 フェノールフタレイン溶液を噴霧した後の発色状況

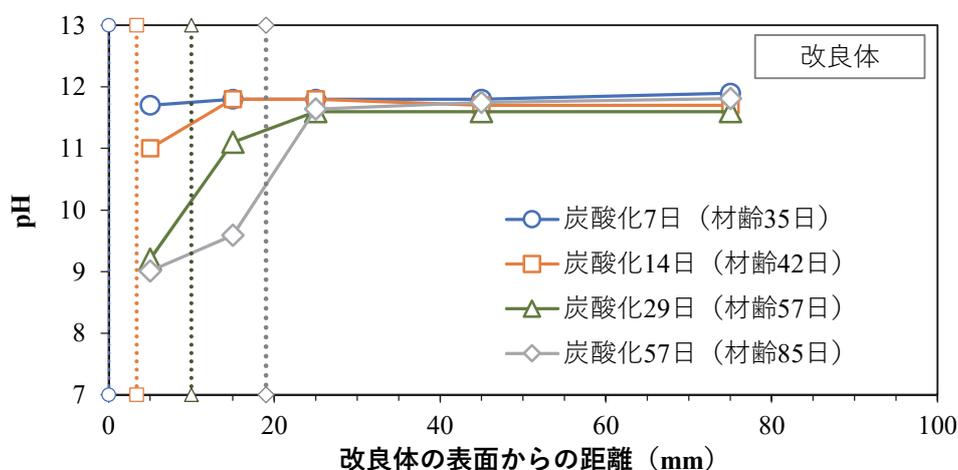


図 6.3.2 炭酸化に伴う pH 分布の経時変化

### 6.3.2 改良体の含水比分布

炭酸化試験では、温度 20°C、湿度 60%RH の恒温恒湿室に供試体を静置したため、気中環境に晒された面から改良土は乾燥していく。改良体の含水比分布の経時変化を図 6.3.3 に示す。炭酸化前の改良土は、材齢 28 日まで封緘養生を行い、養生後の含水比は 149.6%であった。炭酸化を開始して 7 日が経過した時点で、改良体表層の含水比は 122.4%であり、含水比が低下していることから乾燥していることが確認された。含水比が低下している範囲は、気中環境に晒された表面付近だけでなく、深層部においても含水比が低下していた。そ

の後も、試験材齢の経過とともに改良体の含水比は低下し、表面から 10mm の領域では炭酸化 14 日において含水比が 66.8%まで低下していた。長期原位置試験では、最も含水比が低下している箇所で 93.8%であることから、本試験における改良土の乾燥状態は長期原位置試験とは大きく異なる。乾燥は改良土の強度にも影響するため、本試験結果は pH の変化だけでなく乾燥の影響も含んだ結果であると考えられる。

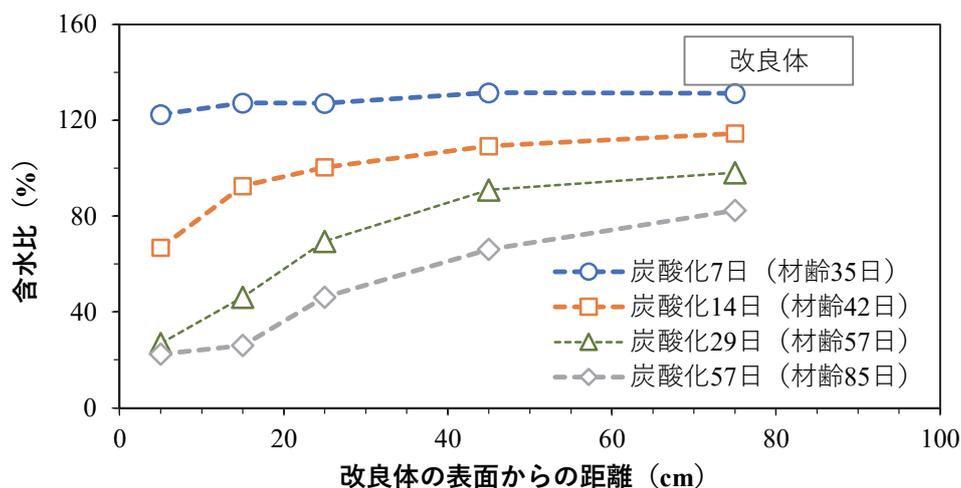


図 6.3.3 改良体の含水比分布の経時変化

### 6.3.3 改良体の強度分布

炭酸化試験に供した改良体は、炭酸化と乾燥の影響を受けた。これらの影響を受けた際の強度変化を示すため、針貫入勾配分布の経時変化を図 6.3.4 に示す。炭酸化 7 日における針貫入勾配の分布は、表層から深層部まで概ね一様な分布であり、平均して 3.9N/mm の針貫入勾配であった。この時点では、炭酸化の影響は少なく pH は低下していないこと、乾燥による含水比の低下程度も表層と深層部で大きな差はないためである。その後、炭酸化 14 日になると、表面から 5mm の層において炭酸化によって pH が低下しており、この層では針貫入勾配が 2.8N/mm まで低下した。さらに炭酸化が進むと、表面から 5mm の層では炭酸化 29 日で 0.6N/mm、炭酸化 57 日で 0.9N/mm まで低下した。また、炭酸化は、表層だけでなく改良体の深くに進行し、pH の低下が認められた領域では針貫入勾配が低下していた。

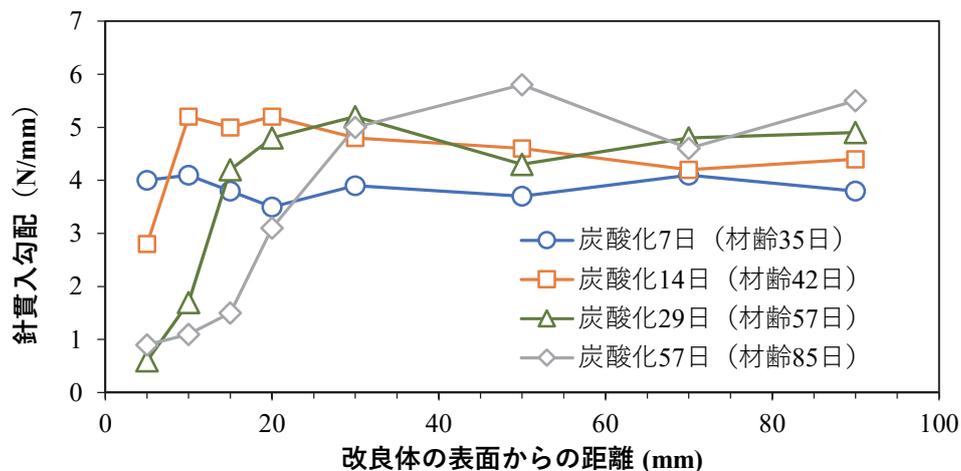


図 6.3.4 改良体の針貫入勾配分布の経時変化

#### 6.3.4 改良体の pH 変化と強度変化との関係

炭酸化によって、改良土の pH は低下し、針貫入勾配も低下することが確認された。そこで、改良土の pH の低下量と強度の低下量の関係を検討した。

まず、炭酸化していない領域の pH を基準として、改良体の pH 比分布を算出した。表面から 25mm、45mm および 75mm では、本試験の炭酸化期間において pH の低下は認められなかったため、この領域の pH の平均値を基準とした。非炭酸化領域の pH を基準として算出した pH 比分布の経時変化を図 6.3.5 に示す。本試験結果では、非炭酸化領域の pH が材齢によってあまり変化しなかったため、pH 分布と pH 比分布に大きな違いはない。

次に、針貫入勾配を、式 3.3.1 によって一軸圧縮強さに換算した後、封緘養生した供試体の一軸圧縮強さを基準とした強度比の分布を算出した。なお、封緘養生した供試体の一軸圧縮強さは、測定した材齢が限られるため、線形補間して所定材齢の強度とした。算出した強度比分布の経時変化を図 6.3.6 に示す。炭酸化 7 日の時点では、概ね強度比が 1 であり封緘養生と同等の強度であった。その後、炭酸化の進行によって、改良体の表層では強度比が低下した。一方で、低下した層に近接する層では強度比が一時的に増加していることが認められた。これは、乾燥による影響の可能性が考えられるが、一方で、過度に乾燥されて含水比が低下した場合には、強度が低下する可能性もあるため、現時点では明確に判断することができなかった。

乾燥による影響が含まれていると考えられるが、pH 比と強度比との関係を図 6.3.7 に示す。データは、炭酸化期間中に pH の低下が認められた領域である、表面から 5mm および 15mm の範囲に限った。その結果、炭酸化していない領域の pH を基準とした pH 比と、封緘養生した供試体の一軸圧縮強さを基準とした強度比に概ね線形の関係が認められた。ただし、この強度比には乾燥による含水比の低下の影響が含まれていると考えられる。

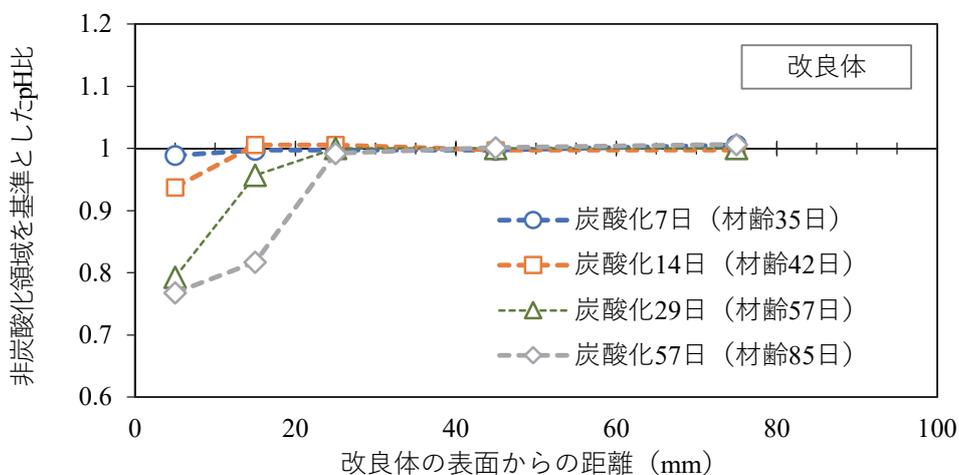


図 6.3.5 非炭酸化領域を基準とした pH 比の分布

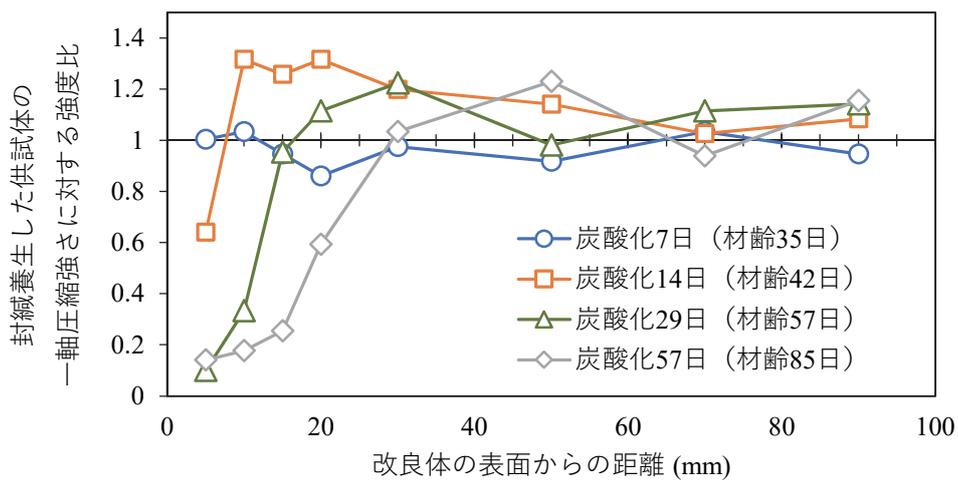


図 6.3.6 封緘養生した供試体の一軸圧縮強さを基準とした強度比の分布

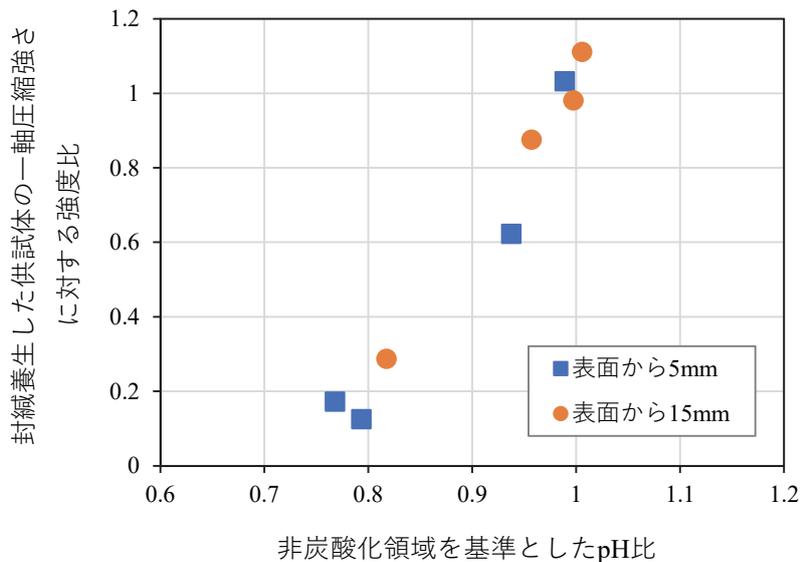


図 6.3.7 pH 比と強度比との関係

#### 6.4 長期原位置試験結果の再検討

長期原位置試験の材齢 22 年調査について、炭酸化していない中深層部の領域（境界面から 50mm および 100mm）における pH を基準に pH 比の分布を計算し、図 6.3.7 の関係性をもとに pH 比から強度比を推定した。算出した pH 比分布と、その pH 比分布から推定した強度比分布を図 6.4.1 に示す。pH の変化量に対する強度の変化量が大きいため、pH の低下がわずかであった表面から 30mm 付近の領域においても強度比が 0.86 に低下していた。推定した強度比分布を、材齢 22 年の調査で実測した強度比分布と比較した結果を図 6.4.2 に示す。第 5 章で示したように、Ca の溶脱による影響だけでは、境界面から 20、30mm における領域の強度低下を説明することはできなかった。この領域では、炭酸化による影響によって強度が低下していたことが確認された。ただし、pH 比分布から推定した強度比分布は、境界面付近において実測の強度比よりも低下量が大きかった。これは、材齢 22 年時の改良柱体表層の含水比が 93.8%であるのに対して、本室内試験における改良体表層の含水比は 22.4%まで低下しており、長期原位置試験時よりも乾燥していたことが影響したものと考えられる。強度比の推定のために使用した図 6.3.7 の関係性は、pH の低下だけでなく含水比の低下による影響による強度低下も含まれているものと考えられる。

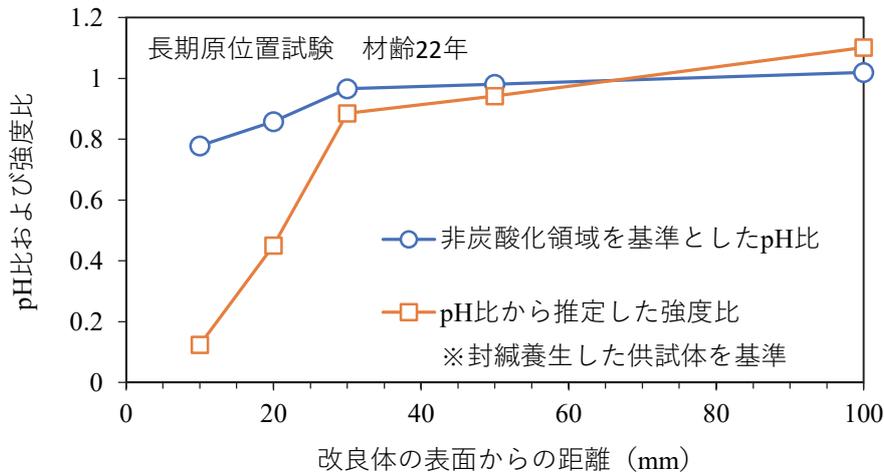


図 6.4.1 材齢 22 年調査における pH 比分布および pH 比から推定した強度比分布

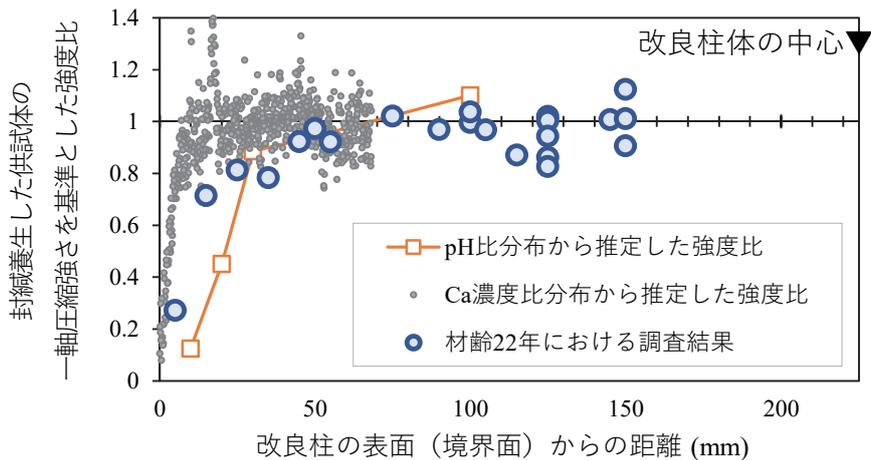


図 6.4.2 pH 比から推定した強度比分布の実測値と比較

## 6.5 まとめ

一般軟弱土用のセメント系固化材で改良した改良体の炭酸化試験を実施して、炭酸化による変質について検討を行った。その結果をもとに、長期原位置試験結果について再検証を行い、以下の知見を得た。

- 炭酸化によって改良体表層では pH が低下し、その領域では強度も低下した。
- 含水比の低下の影響も含まれるが、非炭酸化領域の pH を基準とした pH 比と、封緘養生した供試体の一軸圧縮強さを基準とした強度比には線形の関係が認められた。
- 材齢 22 年の改良柱体表層で確認された低強度層は、Ca の溶脱による影響に加え

て、炭酸化の影響を受けて形成された。Ca の溶脱による影響よりも炭酸化による影響の方が、より深い層に影響を与えていた。

- Ca の溶脱と炭酸化の両影響を受けた境界面から 10mm の層では、顕著に強度が低下していた。

長期原位置試験における表層の強度低下について、炭酸化による影響を定性的に評価することができたが、反応生成物の変化について検証を行っていない。そこで、炭酸化にともなう反応生成物の変化と、その変化による強度への影響について、熱力学的平衡計算によって検討を行い第 7 章に取りまとめた。

## 第7章 改良土の熱力学平衡計算による検討

### 7.1 はじめに

セメント系固化材を用いて火山灰質粘性土を改良した改良土では、長期的な強度発現性が認められた。エトリンガイトの生成が初期強度に寄与し、ストラトリンガイトの生成が長期強度に寄与していることを、長期原位置試験によって確認した。ただし、主要なセメント水和物である C·S·H などについて評価を行っていないことや、土の溶解に伴うポゾラン反応の反応過程について評価していないため、水和反応およびポゾラン反応による反応生成物の生成と強度発現との関係について十分に検証ができなかった。特に、長期原位置試験の結果について、強度が増加する時期と pH が低下する時期が異なることは、ポゾラン反応に進行にともない pH が低下する既往の研究結果<sup>1)</sup>と整合しておらず、長期原位置試験の検討課題として残った。また、材齢3年に一時的に強度低下している可能性があり、この間にモノサルフェートなど一時的に生成する反応生成物が認められたが、長期原位置試験の結果のみでは強度低下の有無や反応生成物の変化との関連性について明確に判断することはできなかった。こうした化学反応の進行に伴う相変化を理解するために、セメント・コンクリート分野では熱力学的平衡計算が成果を上げている。そこで、本改良土におけるセメントの水和反応およびポゾラン反応の進行過程を理解するために、熱力学的平衡計算を行った。

また、セメント・コンクリート分野では、海水など周辺環境の作用による変質現象の検証などについても熱力学的平衡計算が行われている。長期原位置試験において、改良柱体の表層において Ca の溶脱により CaO 濃度が低下しており、また、溶脱範囲よりも広い範囲において炭酸化の影響が認められ、これらの層では強度が低下していることが確認された。これらの現象を検証するために、溶脱および炭酸化を想定した熱力学的平衡計算を行った。

### 7.2 熱力学的平衡計算の概要

熱力学的平衡計算は、GEMS (Gibbs Energy Minimization Software for Geochemical Modeling) v3.5<sup>2)3)</sup>を用いて解析を行った。GEMS は、Gibbs エネルギーが最小となるように計算を行い、固相および液相の平衡状態を解析するものである。データベースには、GEMS-PSI に実装されている標準のデータベースに加えて、CEM DATA18.01<sup>4)</sup>および Zeolite20<sup>5)</sup>を用いた。CEM DATA18.01 については、4つのデータ (cshkn, csh3t, csh2o, aam) は解析に用いなかった。対象の元素は、H、C、N、O、Na、Mg、Al、Si、S、Cl、K、Ca、Fe および e(Zz)とした。解析対象は第5章の長期原位置試験の改良土とし、改良土に用いた試料の化学成分を表 7.2.1 に、改良土の配合を表 7.2.2 に示す。

表 7.2.1 計算に用いたセメント系固化材および火山灰質粘性土の化学成分

化学成分		化学成分量 (%)	
		セメント系固化材	火山灰質粘性土
強熱減量	ig.loss	0.7	15.7
二酸化ケイ素	SiO <sub>2</sub>	20.2	38.4
酸化アルミニウム	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	4.1	23.7
酸化鉄 (III)	Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	2.9	14.1
酸化カルシウム	CaO	61.4	1.7
酸化マグネシウム	MgO	1.9	3.1
三酸化硫黄	SO <sub>3</sub>	7.4	-

表 7.2.2 セメント改良土の配合

泥水 (1m <sup>3</sup> )		セメント系固化材		水固化材比 %
土 kg	水 kg	添加量 kg/m <sup>3</sup>	添加率 %	
614	537	205	74.3	262

### 7.3 セメントの水和反応による生成物の検討

本研究で使用した固化材の化学成分は、普通ポルトランドセメントよりも SO<sub>3</sub>が多い。そこで、SO<sub>3</sub>の量によってセメントの水和反応による反応生成物がどのように変化するかを熱力学的平衡計算によって検証した。固化材中の SO<sub>3</sub>量を 2.4%から 7.4%まで段階的に増加させた結果を、図 7.3.1 に示す。併記する pH は二つあり、ひとつは試料の化学成分をもとに平衡計算した結果（以下、pH）であり、もうひとつは JGS0211 の試験方法を想定して試料質量の 5 倍の水を加えて平衡計算を行った結果（以下、懸濁液の pH）である。両者とも SO<sub>3</sub>を増やしても変化せず、pH は 12.8 で懸濁液の pH は 12.7 であった。SO<sub>3</sub>が 2.4%において、主に生成しているものは CSH、ポルトランダイト、エトリンガイトおよびモノカーボネートであった。SO<sub>3</sub>量を増加させていくとモノカーボネートが生成しなくなり、ポルトランダイトもわずかに生成量が減少した。CSH の生成量はほとんど変化せず、一方でエトリンガイトの生成量が大きく増加した。エトリンガイトの生成量の増加によって反応生成物の量は増加しており、改良土の強度発現性に寄与しているものと考えられる。

固化材の化学成分をもとに熱力学平衡計算を行うと、CSH、エトリンガイトおよびポルトランダイトの生成が確認された。ただし、長期原位置試験における粉末 X 線回析の結果（図 4.3.25）においてポルトランダイトの生成は認められなかった。これは、火山灰質粘性土中に含まれるアロフェン鉱物が、Ca イオンを吸着して水和反応を阻害したものと推察された。そこで、アロフェン鉱物による Ca イオンの吸着を想定して、CaO を段階的に減少させて反応生成物がどのように変化するかを熱力学的平衡計算によって検証した。固化材中の CaO

量を段階的に減少させた結果を図 7.3.2 に示す。CaO 量を減少させるとポルトランダイトの生成量が減少し、30%程度減少させるとポルトランダイトは消失した。CSH およびエトリンガイトの生成量は、ポルトランダイトが生成している間は変化せず、ポルトランダイトが消失した後に両生成物とも生成量が段階的に減少した。長期原位置試験の粉末 X 線回析において、ポルトランダイトの生成が認められなかったのは、アロフェン鉱物による Ca の吸着によって CaO 濃度が低下し、水和反応が阻害されていたためと考えられる。アロフェン鉱物による CaO の吸着量は、以降のボゾラン反応による相変化にも影響を与えており、長期原位置試験結果を適切に説明できる設定値として固化材中の 18%の CaO が吸着されていたものと判断した。

次に、セメントのクリンカー鉱物の反応率を考慮して、セメントの水和反応の進行に伴う相変化を熱力学平衡計算によって検証した。各クリンカー鉱物の割合は、普通ポルトランドセメントの鉱物割合を参考とし、各クリンカー鉱物の水和率は既往文献<sup>6)</sup>を参考に表 7.3.1 のように設定した。固化材の水和反応に伴う相変化を図 7.3.3 に示す。材齢 1 日において、エトリンガイトの生成量が多く、次に CSH が多く生成していた。この時点においては石膏が残存しているが、材齢の経過とともに消失した。その後、材齢の経過とともにエトリンガイトおよび CSH が生成し反応生成物の量が増加しており、これらの反応生成物が改良土の初期強度の発現に寄与していると考えられる。

表 7.3.1 各クリンカー鉱物の水和率<sup>6)</sup>

クリンカー 鉱物	水和率 (%)				
	1 日	3 日	7 日	28 日	91 日
C <sub>3</sub> S	49	63	74	83	89
C <sub>2</sub> S	10	18	27	45	72
C <sub>3</sub> A	56	75	80	87	92
C <sub>4</sub> AF	25	39	47	56	69

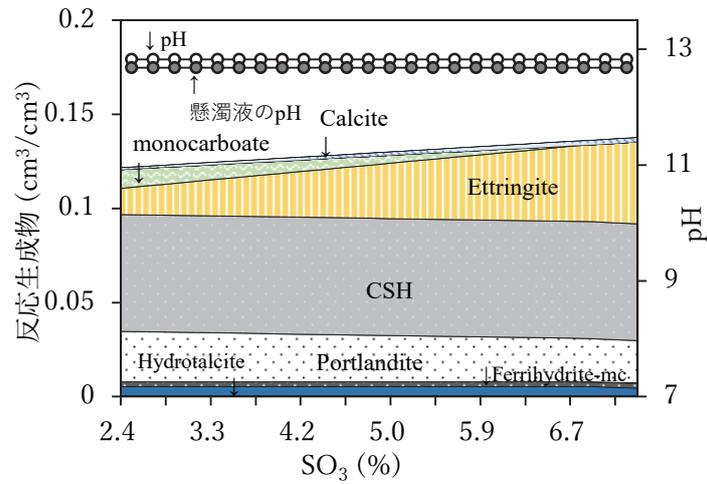


図 7.3.1 固化材中の SO<sub>3</sub> 量による反応生成物への影響

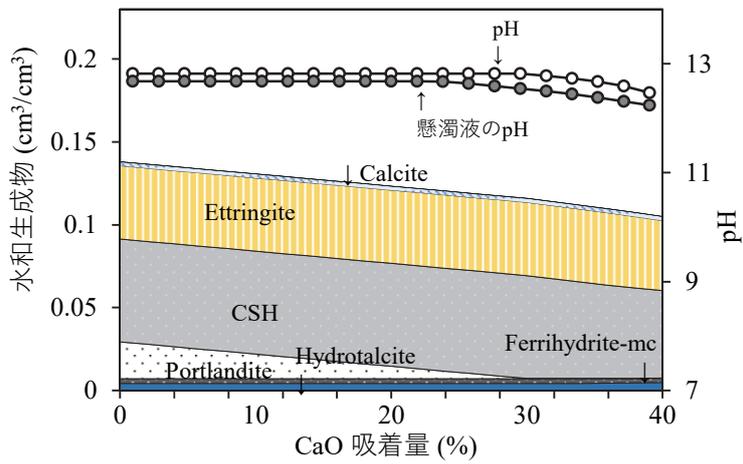


図 7.3.2 アロフェンによる CaO の吸着による反応生成物への影響

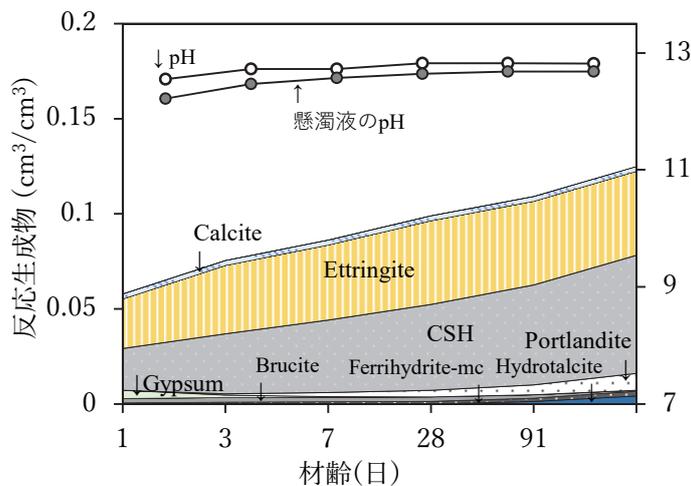


図 7.3.3 セメントの水和反応の進行に伴う反応生成物の変化

#### 7.4 ポゾラン反応による生成物の検討

固化材の水和反応が全て終わった後に、土の溶解に伴いポゾラン反応が進行した場合の相変化について熱力学的平衡計算によって検証した。なお、固化材の水和反応による生成物は、固化材中の 18%の CaO が吸着されたものと想定し、土の溶解は以下に示す 4 つのケースを想定した。

- i. 土の化学成分が一様に溶解するケース
- ii. 土の化学成分のうち  $\text{Al}_2\text{O}_3$  のみが溶解するケース
- iii. 土の化学成分のうち  $\text{SiO}_2$  のみが溶解するケース
- iv.  $\text{Al}_2\text{O}_3$  が先行して溶解したのちに  $\text{SiO}_2$  が溶解するケース

まず、土が一様に溶解することを想定して、試料土の化学成分をもとに各元素量を段階的に増加させた。試料土の溶解にともなう反応生成物の変化を図 7.4.1 に示す。各反応生成物の固相量に加えて pH を併記した。試料土の溶解に伴い、僅かに生成していたポルトランダイトが早い段階で消失したが、一方で、同程度の CSH が生成した。また、土の溶解が進むにつれて、モノカーボネートの一時的生成とストラトリンガイトが生成した。ストラトリンガイトは、長期原位置試験において長期的に生成が認められた鉱物であり、長期強度に寄与している反応生成物であると考えられる。ただし、平衡計算では、この反応の過程でエトリンガイトが消失しており、全体の反応生成物の量に変化は認められなかった。つまり、土が一様に溶解しても、反応生成物量は増加せず、改良土の強度増加には寄与しないものと考えられる。この結果から、土は一様に溶解しているのではなく、ある特定の成分が溶解することで強度発現に寄与しているものと推察される。

そこで、土の化学成分のうち  $\text{Al}_2\text{O}_3$  が溶解するものとして、固化材の化学成分量にたいして  $\text{Al}_2\text{O}_3$  の量を段階的に増加させた。試料土の溶解に伴う反応生成物の変化を図 7.4.2 に示す。土の溶解に伴い、ポルトランダイトは消失し CSH も減少していくが、モノカーボネートやストラトリンガイトが増加したため全体の反応生成物量は増加した。特に、ストラトリンガイトの生成量が大きいこと、図 7.4.1 の平衡計算と異なりエトリンガイトの量が減少しなかったことが大きく影響している。この間の pH の変化は、少し低下するものの大きな変化はなかった。長期原位置試験では、ポゾラン反応による長期強度発現が材齢 5 年まで継続していたが、この間に pH が大きく低下することはなく、この計算結果と一致した。また、モノサルフェートおよびヘミカーボネートが一時的に生成しており、これは長期原位置試験における粉末 X 線回折の結果と一致した。また、モノサルフェートが一時的に生成した時期には、エトリンガイトとヘミカーボネートが減少しており、全体の反応生成物量が減少した。その後、さらに  $\text{Al}_2\text{O}_3$  の溶解によるポゾラン反応が進行すると、再びエトリンガイトとヘミカーボネートが生成して元の反応生成物量に戻った。一時的な反応生成物量の減少は、材齢 3 年にブロックサンプリングした供試体と封緘養生した供試体の強度が一時的に

低下していた現象と関連するものと考えられる。長期原位置試験の結果だけでは、改良土の一時的な強度低下について明確に判断することができなかったが、熱力学的平衡計算による反応生成物の変化から強度低下している可能性が示された。

次に、土から溶解する成分を  $\text{Al}_2\text{O}_3$  ではなく  $\text{SiO}_2$  と想定して、固化材の化学成分量にたいして  $\text{SiO}_2$  の量を段階的に増加させた。試料土の溶解にともなう反応生成物の変化を図 7.4.3 に示す。 $\text{Al}_2\text{O}_3$  と同様に、試料土の溶解に伴いポルトランダイトが消失したが、CSH が増加したため全体の反応生成物量は増加した。ただし、 $\text{Al}_2\text{O}_3$  が溶解した際に生成したモノカーボネートやストラトリンタイトの生成が認められないため、反応生成物の増加程度は  $\text{Al}_2\text{O}_3$  の時よりも小さかった。この間の pH の変化は、 $\text{Al}_2\text{O}_3$  が溶解した際よりも大きく低下していた。主要な反応生成物の一つであるストラトリンタイトが生成していないこと、pH の低下の程度が大きいことから、長期原位置試験の結果とは一致しなかった。これらの結果から、長期原位置試験において材齢 5 年までに生じた長期強度発現は、土の溶解によって  $\text{Al}_2\text{O}_3$  が供給されることでポゾラン反応が生じ、強度増加したことが確認された。

材齢 5 年から 10 年にかけての長期原位置試験の結果は、強度が増加しないものの改良土の pH は改良体全体において低下していた。この現象は、 $\text{Al}_2\text{O}_3$  の溶解によって説明することはできなかった。試料土には 23.7%の  $\text{Al}_2\text{O}_3$  が含まれる、そのほとんどを溶解させたとしても、図 7.4.2 に示すようにストラトリンタイトが生成して反応生成物量が増加し続け、pH の低下量も僅かであった。そこで、 $\text{Al}_2\text{O}_3$  が溶解してストラトリンタイトなどが生成した後に  $\text{SiO}_2$  が溶解するものと想定して熱力学的平衡計算を行った。先行して溶解する  $\text{Al}_2\text{O}_3$  の量は、その後の相変化を考慮して試料土の 10%とし、段階的に  $\text{Al}_2\text{O}_3$  および  $\text{SiO}_2$  の量を増加させた。試料土の溶解に伴う反応生成物の変化を図 7.4.4 に示す。 $\text{SiO}_2$  の溶解に伴い、モノカーボネートおよびヘミカーボネートが消失するが、一方で、ストラトリンタイトが生成した。また、CSH の生成量も増加しているため全体の反応生成物量は増加したが、その増加程度は  $\text{Al}_2\text{O}_3$  の溶解による増加量よりも小さく、強度発現性への寄与は限定的であるとされる。また、この間の pH の低下量は、 $\text{Al}_2\text{O}_3$  の溶解による低下量よりも大きかった。そのため、材齢 5 年から材齢 10 年にかけての強度および pH の変化は、 $\text{Al}_2\text{O}_3$  の溶解よりも  $\text{SiO}_2$  の溶解によって説明されることが分かった。長期原位置試験においてストラトリンタイトの生成量が減少している傾向は認められないことから、 $\text{SiO}_2$  の溶解量は試料土の 7%であると判断した。

長期原位置試験における改良土の反応過程について熱力学的平衡計算によって検討した結果、本改良土における反応過程は次のように推察された。まず、火山灰質粘性土中のアロフェン鉱物によって固化材中の 18%の  $\text{CaO}$  が吸着されて反応に寄与しなくなり、ポルトランダイトの生成が抑制された。ただし、CSH およびエトリンタイトが生成しており、固化材の反応の進行とともに反応生成物量は増加した。その後、アルカリ環境下において火山灰質粘性土が溶解し、 $\text{Al}_2\text{O}_3$  が先行して溶解することでストラトリンタイトが生成して長期強度発現性に寄与した。 $\text{Al}_2\text{O}_3$  の溶解量は、火山灰質粘性土の 10%程度であった。その後、火

山灰質粘性土の7%程度がSiO<sub>2</sub>として溶解することで改良土のpHが低下した。

熱力学平衡計算によって、本改良土のポズラン反応では試料土の17%が溶解したものと推定された。試料土中のアロフェン等の非晶質量は、Segalen法によって50.9%と推定されており、この一部がポズラン反応に寄与したものと考えられる。Segalen法では、アルカリ溶液に加えて酸溶液で溶解していること、また、酸溶液が8Nの塩酸と高濃度であるため溶解量が多かったものと思われる。試験方法について、アロフェン等の非晶質量を評価するのではなく、ポズラン反応に影響を与える鉱物量のみを評価するためには、アルカリ溶液のみで溶解させる試験法や使用する溶液の濃度を低くした試験方法とするなど検討の余地があるものと考えられる。

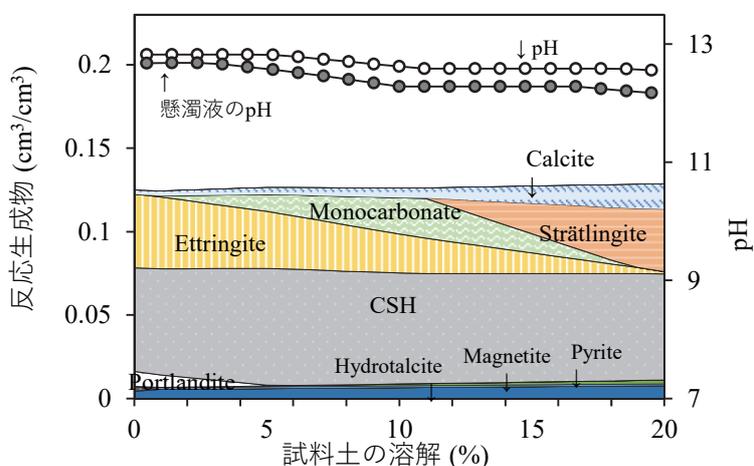


図 7.4.1 試料土が一様に溶解した場合の相変化

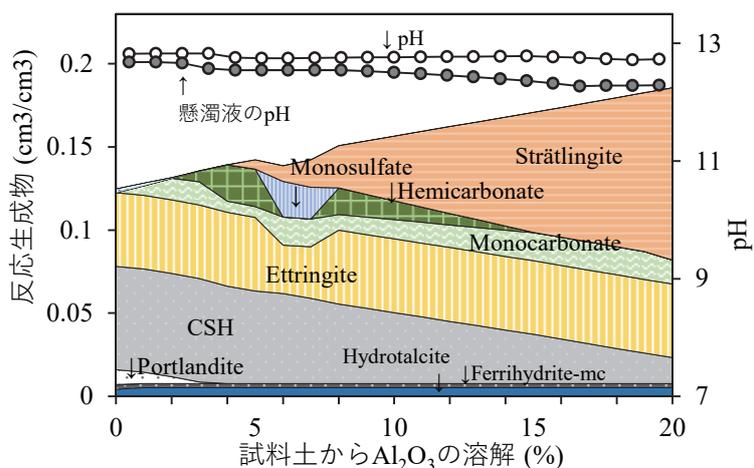


図 7.4.2 試料土からAl<sub>2</sub>O<sub>3</sub>が溶解した場合の相変化

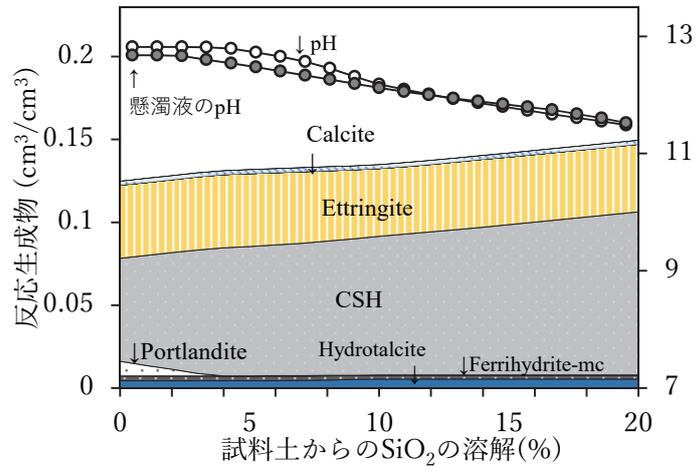


図 7.4.3 試料土から SiO<sub>2</sub> が溶解した場合の相変化

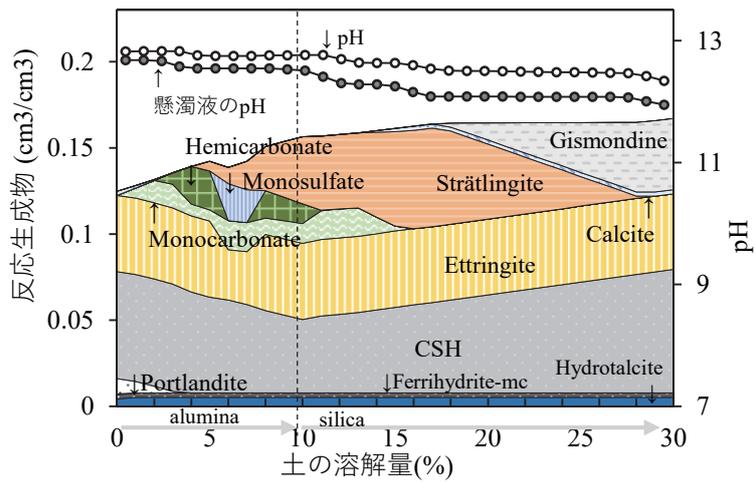


図 7.4.4 試料土から Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> が溶解した後に SiO<sub>2</sub> が溶解した場合の相変化

## 7.5 Caの溶脱による改良体の変質の検討

Caの溶脱による変質を検討するにあたり、改良土の初期状態を、固化材中の18%のCaOが吸着によって反応に寄与しなくなり、10%の試料土が $Al_2O_3$ として先行して溶解し、次に試料土の7%が $SiO_2$ として溶解した状態とした。この初期状態に対して、地下水への浸漬を繰り返すことでどのように相変化するかを熱力学的平衡計算によって検証した。初期状態に対して、液相を地下水の化学成分量に設定して熱力学的平衡計算を行うことを繰り返し実行した。地下水の水質は、原位置試験を実施した千葉県の結果<sup>7)</sup>を参考に、Caを43.4 mg/L、Mgを13.9 mg/L、Clを37.6 mg/LおよびKを6.1 mg/Lとした。地下水への浸漬にともなう反応生成物の変化を図7.5.1示す。浸漬を繰り返すことで反応生成物は減少し、ストラトリングイト、エトリングイト、CSHの順に消失していった。反応生成物量が大きく減少しているため、強度の低下につながるものと考えられる。ストラトリングイトが消失した後と、CSHが消失した後に、pHの低下が認められた。Caの溶脱による改良土への影響を、熱力学的平衡計算によって定性的に評価することができた。

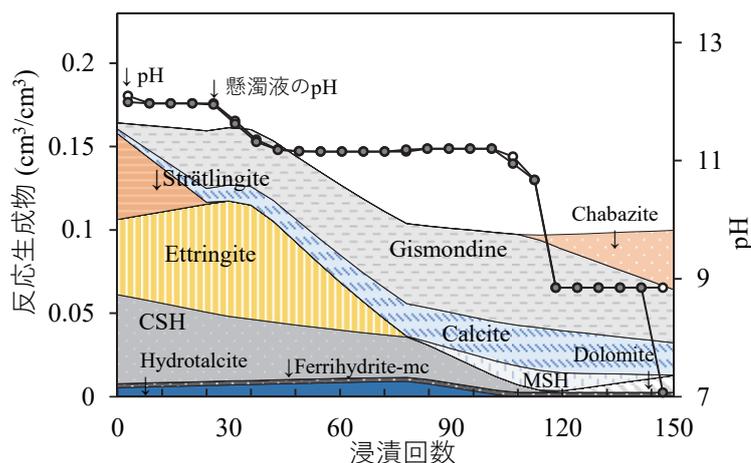


図 7.5.1 地下水への浸漬の繰り返しに伴う相変化

## 7.6 炭酸化による改良体の変質の検討

炭酸化による変質を検討するにあたり、改良土の初期状態を、固化材中の18%のCaOが吸着によって反応に寄与しなくなり、10%の試料土が $Al_2O_3$ として先行して溶解し、次に試料土の7%が $SiO_2$ として溶解した状態とした。この初期状態に対して、 $CO_2$ の量を増加させることでどのように相変化するかを熱力学的平衡計算によって検証した。初期状態の化学成分量に対して、段階的に $CO_2$ の量を増加させた結果を図7.6.1に示す。Caの溶脱による相変化と同様に、ストラトリングイト、エトリングイト、CSHの順に消失して、反応生成物量が減少した。一方で、カルサイトの生成量が多いため、反応生成物量の減少程度はCa

の溶脱による影響よりも緩やかであった。炭酸化による改良土への影響を、熱力学的平衡計算によって定性的に評価することができた。

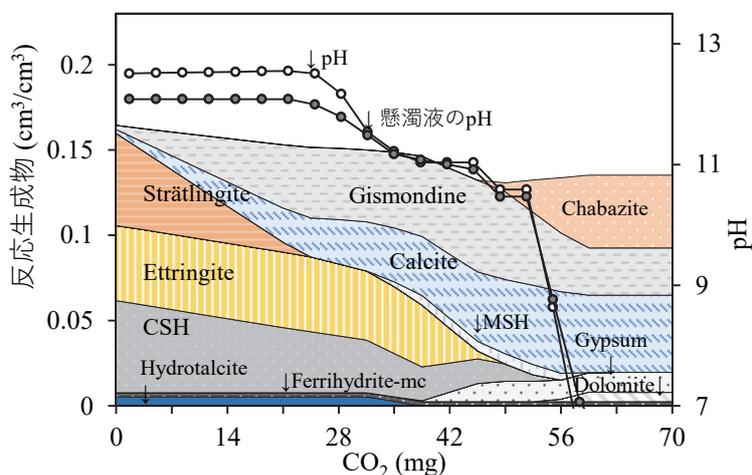


図 7.6.1 炭酸化の進行に伴う相変化

### 7.7 Ca の溶脱と炭酸化による改良体の変質の検討

長期原位置試験において、改良柱体の表面付近では、Ca の溶脱と炭酸化の両方の影響を受けて変質していた。Ca の溶脱は材齢 1 年までの早い段階に、炭酸化は移設の材齢 10 年以降に生じていた。そこで、Ca の溶脱の影響を受けた後に、炭酸化の影響を受けた場合の相変化について熱力学的平衡計算によって検証した。長期原位置試験では、図 4.3.24 に示すように、改良柱体の表層において CaO 濃度比が 0.6 まで低下していた。図 7.5.1 の計算結果について、Ca の溶脱にともなう CaO 濃度比の変化を図 7.7.1 に示す。CaO 濃度比が 0.6 となるのは、浸漬回数 102 回に相当する。この時点で、ストラトリンガイトおよびエトリンガイトは消失しており、僅かに CSH が残存している状態である。この状態を初期値として、CO<sub>2</sub> の量を段階的に増加させた。その結果、図 7.7.2 に示すように、CSH も完全に消失して pH が大きく低下した。ただし、Ca の溶脱の段階で主要な反応生成物はほとんど消失していたため、炭酸化によって全体の反応生成物量が大きく変化することにはなかった。第 4 章から 6 章の検討によって、長期原位置試験における改良柱体表層の強度低下は、Ca の溶脱によって強度が低下した後に、移設後の炭酸化によってもさらに強度が低下したものと判断した。この両方の変質にともなう強度低下を、熱力学平衡計算による反応生成物量の変化で示すことはできなかった。これは、Ca の溶脱は材齢の比較的早い段階で生じており、その影響はポゾラン反応にも影響すると考えられるが、今回の計算では考慮していないことなどが要因の一つとして考えられる。

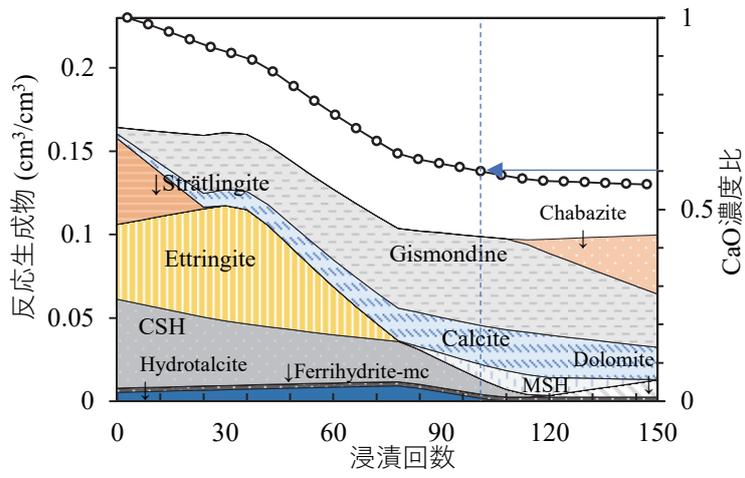


図 7.7.1 Ca の溶脱にともなう CaO 濃度比の変化

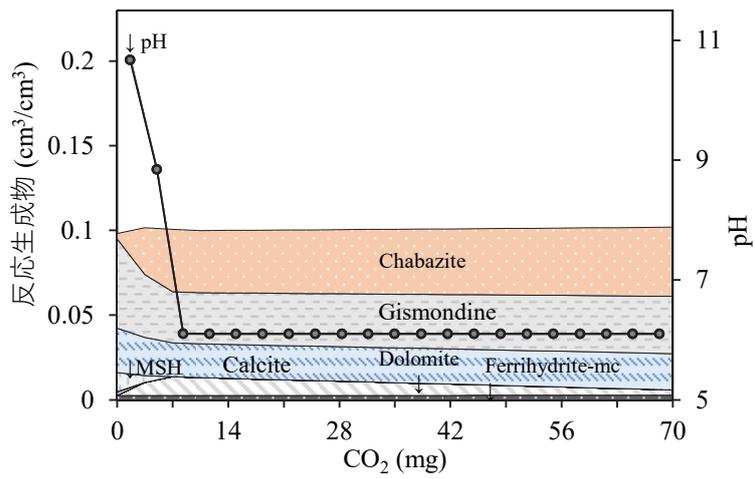


図 7.7.2 Ca の溶脱後の炭酸化による相変化

## 7.8 固相量の変化と強度変化との関係性

改良土の強度発現は、反応生成物が間隙を埋めることによって生じており<sup>8)</sup>、セメント・コンクリート分野のゲル空隙比を改良土の強度発現のモデルに適用している報告<sup>9)</sup>もある。また、変質によって強度低下した改良体の表層では、空隙が粗大化していることが示されている<sup>10)</sup>。つまり、セメントおよびポゾラン反応による強度増加、Caの溶脱による強度低下、炭酸化による強度低下とともに、間隙を埋める反応生成物量の変化によって説明されるものと推察される。そこで、熱力学的平衡計算による反応生成物量の変化と長期原位試験における一軸圧縮強さの変化との関係について検討を行った。

セメントの水和反応およびポゾラン反応後の一軸圧縮強さは、改良柱体の中深層部から採取したコア供試体の一軸圧縮強さを参照した。ボーリングによる採取およびブロックサンプリングによる供試体の平均値として、材齢3年における一時的な強度低下も含めて検討を行った。セメントの水和反応による一軸圧縮強さは、材齢28日の時点では未水和のクリンカー鉱物があること、**図 7.8.1**に示すように材齢0.5年の時点では強度の伸びが緩やかであることからポゾラン反応による影響は少ないものと判断して、材齢0.5年(図中①)の強度とした。材齢3年における一時的な強度低下について検討を行うために、一時的強度低下前の材齢2年(図中②)と強度低下時の材齢3年(図中③)についても、一軸圧縮強さと反応生成物量との関係を確認した。Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>の溶解に伴うポゾラン反応後の一軸圧縮強さは、概ね最終強度に達し、また、**図 7.8.2**に示すようにpHの低下が認められない材齢5年(図中④)の強度とした。その後、SiO<sub>2</sub>の溶解に伴うポゾラン反応後の一軸圧縮強さは、pHが低下した材齢10年(図中⑤)の強度とした。それぞれに対応する反応生成物量は、**図 7.4.4**に示す土の溶解が0%、5%、6%、10%、17%における反応生成物量とした。

溶脱および炭酸化による変質後の一軸圧縮強さは、**図 7.8.3**に示す材齢22年の針貫入勾配分布から換算した一軸圧縮強さを参照した。Caの溶脱による影響を受けていない領域において、炭酸化によって変質した改良土の一軸圧縮強さは、エトリングタイトなどの反応生成物が残存している層として境界面から30mmの層の強度(図中⑥)と、反応生成物が消失した層として境界面から20mmの層の強度(図中⑦)とした。Caの溶脱による影響と炭酸化の影響を受けた改良土の一軸圧縮強さは、境界面から10mmの層(図中⑧)の強度とした。粉末X線回析の結果から、**図 7.8.4**に示すように20mm付近でエトリングタイトおよびストラトリングタイトのピークが概ね消失しており、それよりも深い層では残存していることが分かる。各変質に応じた反応生成物量は、Caの溶脱と炭酸化の影響を受けた層については**図 7.7.2**を、炭酸化については、**図 7.6.1**においてストラトリングタイトが消失してpHが低下した時期と、さらにエトリングタイトも消失してpHが低下した時期の反応生成物量とした。

各反応後の反応生成物と一軸圧縮強さとの関係を**図 7.8.5**に示す。反応生成物量と一軸圧縮強さの関係に線形性が認められ、ポゾラン反応によって反応生成物量が増加するに伴い一軸圧縮強さは増加した。また、溶脱および炭酸化の変質によって反応生成物が減少すると、一軸圧縮強さは減少した。本改良土の長期強度発現性と変質に伴う強度低下が、熱力学

的平衡計算による反応生成物の変化量によって概ね説明できることが確認された。また、材齢 3 年における一時的な強度低下についても、反応生成物の変化量と一軸圧縮強さの変化量の関係性が、他の反応と変質に伴う傾向と概ね同程度であった。一時的な強度低下について、ボーリングによって採取したコア供試体においては強度低下が認められなかったことから、強度低下の発生の有無が不明確であったが、熱力学的平衡計算によって反応生成物の変化と生成物を評価したことで、改良土が一時的に強度低下していた可能性が高まった。この一時的な強度低下は、土から溶解した Al によってポゾラン反応が進行する過程で、モノサルフェートが生成してエトリンガイトが減少したことによって生じた。その後、さらにポゾラン反応が進行すると、エトリンガイトが二次生成して元の強度に戻ったものと推察される。

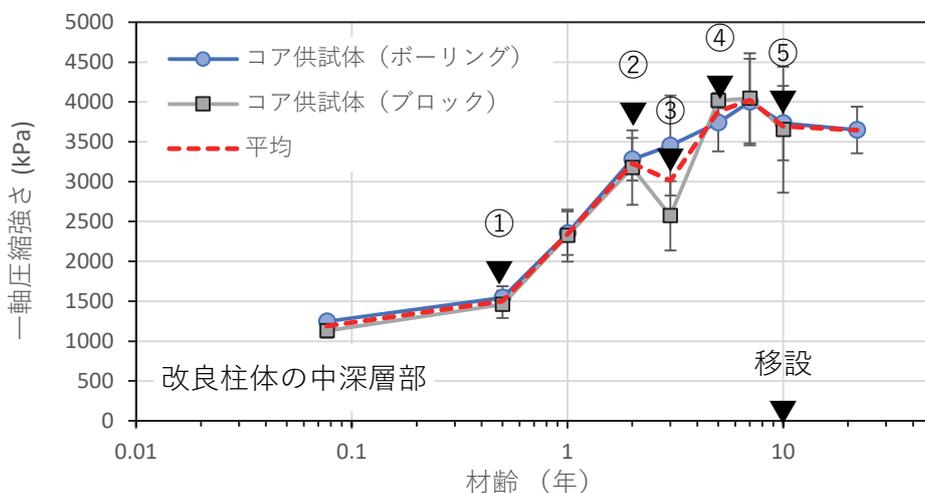


図 7.8.1 セメントの水和反応およびポゾラン反応に伴う強度変化

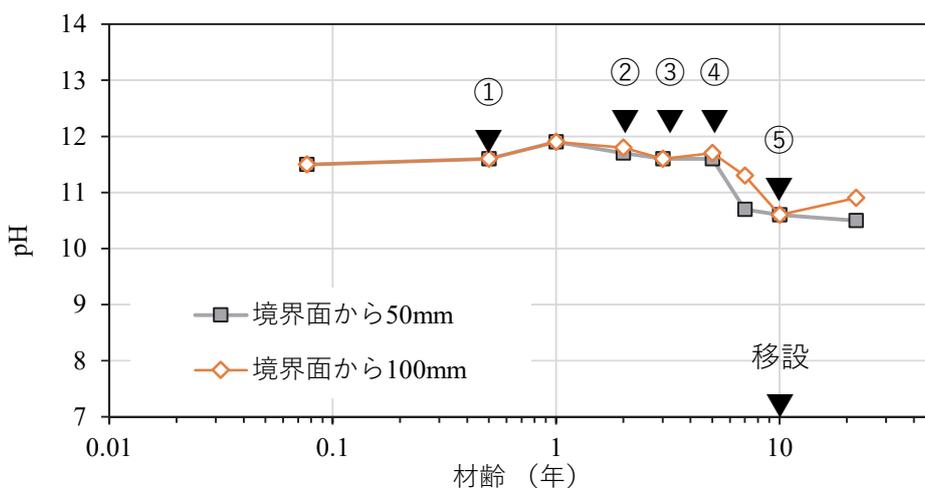


図 7.8.2 セメントの水和反応およびポゾラン反応に伴う pH 変化

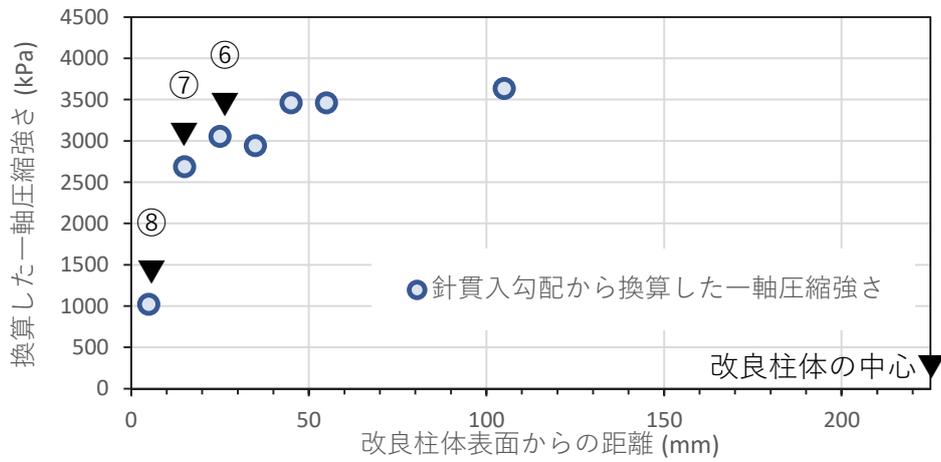


図 7.8.3 Ca の溶脱および炭酸化に伴う強度変化

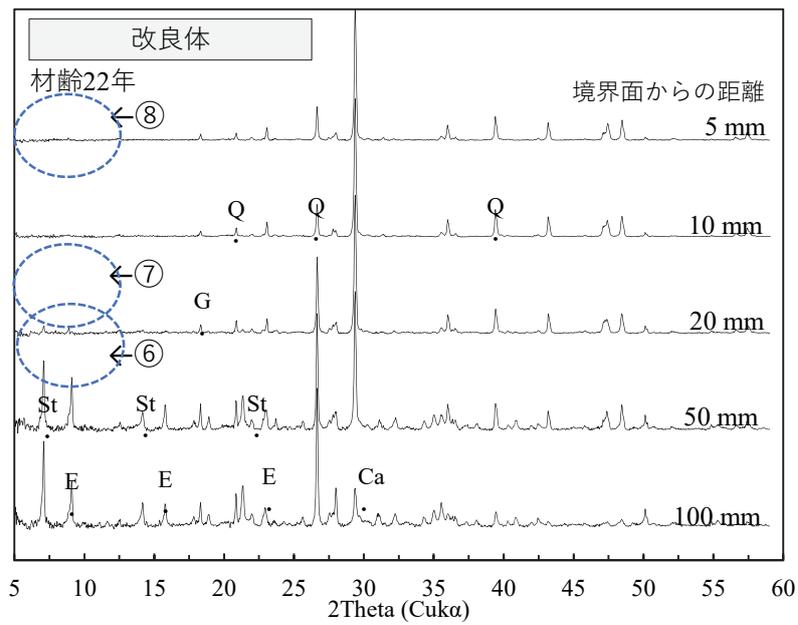


図 7.8.4 Ca の溶脱および炭酸化の影響をうけた改良土の XRD

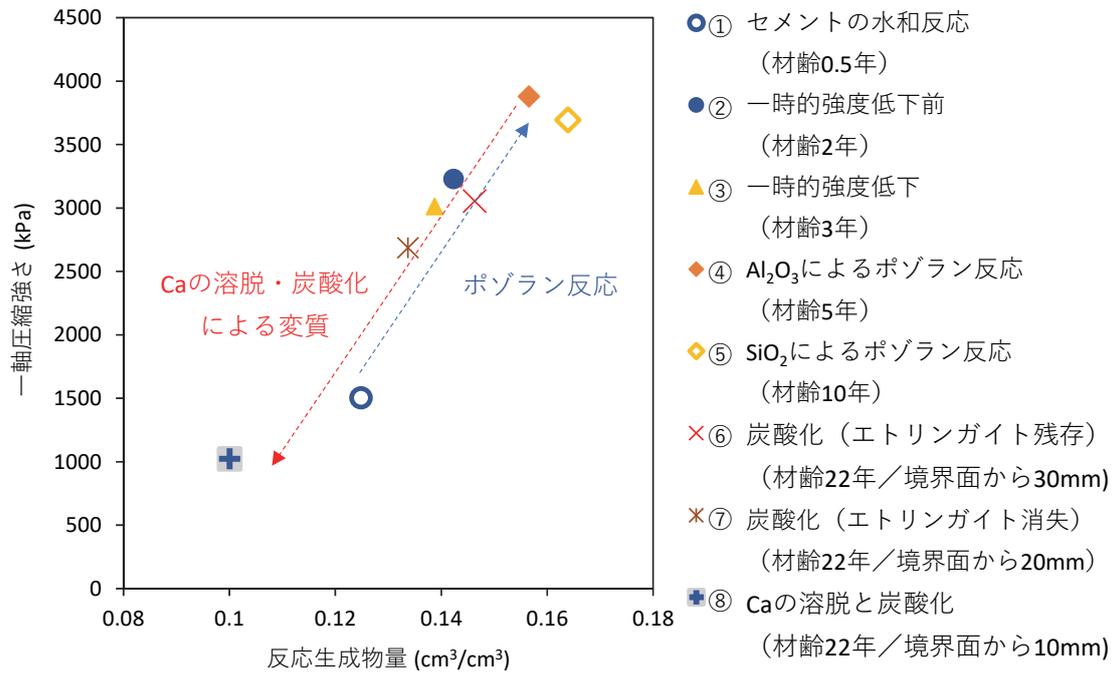


図 7.8.5 反応生成物量と一軸圧縮強さとの関係

## 7.9 まとめ

長期原位置試験における改良土の配合および使用材料の化学分量をもとに、熱力学的平衡計算を行い改良土の相変化を検討した。その結果、 $\text{SO}_3$ 量が多いセメント系固化材では、エトリングタイトの生成が多く初期強度発現性に寄与し、その後、ポゾラン反応によってストラトリングタイトが生成し長期強度発現性へ寄与していることが確認された。それらの反応生成物は、Caの溶脱および炭酸化の変質によって減少するため、改良土の強度は低下することが確認された。得られた知見の詳細は、以下のとおりである。

- $\text{SO}_3$ の量が多いセメント系固化材では、エトリングタイトの生成量が多く、改良土中の反応生成物量が増加した。
- 火山灰質粘性土に含まれるアロフェン鉱物が固化材中のCaを吸着し、ポルトランタイトの生成を抑制した。吸着した量は、固化材中のCaOの18%と推定された。
- 火山灰質粘性土から $\text{Al}_2\text{O}_3$ が先行して溶解することで、ヘミカーボネートおよびモノサルフェートが一時的に生成し、ストラトリングタイトが生成した。ストラトリングタイトは、 $\text{Al}_2\text{O}_3$ の溶解量が増えるほど生成量が増加し、改良土中の反応生成物量も増加した。この間のpHの変化は、わずかに低下した。これは、長期原位置試験において長期的に強度発現した材齢5年までの試験結果と一致した。 $\text{Al}_2\text{O}_3$ の溶解量は、試料土の10%と推定された。
- $\text{Al}_2\text{O}_3$ の溶解によってポゾラン反応が進行する過程でモノサルフェートが一時的に生成すると、エトリングタイトが減少し反応生成物量が減少した。この間に改良土の強度が一時的に低下していた可能性がある。反応がさらに進むと、エトリングタイトが二次生成して、反応生成物量は増加して元の強度に戻ったものと推察される。
- $\text{Al}_2\text{O}_3$ が溶解した後、 $\text{SiO}_2$ が溶解することで、ストラトリングタイトおよびCSHが生成し、改良土中の反応生成物量が増加するものの、その増加程度は $\text{Al}_2\text{O}_3$ の溶解による変化よりも小さかった。一方で、pHの低下量は大きかった。これは、長期原位置試験において材齢5年から材齢10年までの試験結果と一致した。 $\text{SiO}_2$ の溶解量は、試料土の7%と推定された。
- Caの溶脱による変質によって、ストラトリングタイト、エトリングタイト、CSHの順に反応生成物が消失していき、改良土中の反応生成物量が減少した。
- 炭酸化による変質によって、ストラトリングタイト、エトリングタイト、CSHの順に反応生成物が消失していった。一方で、カルサイトが多く生成したため、反応生成物量の減少はCaの溶脱による変質よりも緩やかであった。
- セメントの水和反応、土とのポゾラン反応、Caの溶脱および炭酸化によって反応生成物量が変化するが、この反応生成物量の変化と一軸圧縮強さの変化には線形の関係が認められた。

改良土の強度特性を評価するには、土粒子による空隙構造とその空隙を埋める反応生成物の評価が必要であると考えられる。本研究では、土粒子による空隙構造を評価していないが、反応生成物の生成量を熱力学的平衡計算によって評価することで、セメントの水和反応とポゾラン反応による強度増加および Ca の溶脱や炭酸化による強度低下を示すことができた。熱力学的平衡計算は、適切に熱力学データベースを選定すれば、化学成分のみで反応生成物の特定とその生成量を予測することができる。固化材の化学成分に加えて、土の溶解にともなう化学成分の変化、土の有機分や吸着などによる固化阻害にともなう化学成分の変化を適切に評価できれば、各反応に伴う反応生成物量の変化を予測して強度変化を評価することができるものと考えられる。加えて、土粒子による空隙構造を評価すれば、改良対象の土質や改良条件によって多種多様にある改良土であっても、統一的に長期強度発現性を予測できるものと思われる。Ca の溶脱および炭酸化による変質について、CaO 濃度の低下および CO<sub>2</sub> の増加にともなう反応生成物の変化を熱力学的平衡計算によって評価すると、反応生成物の減少量と強度の低下量に関係性が認められた。今後、変質の進行を予測するためには、周辺の環境条件や改良土の特性を考慮して、Ca の溶脱や炭酸化などの変質の進行速度について検討を行う必要がある。

#### 【参考文献】

- 1) 川村満紀：ソイルセメントの内部組織と力学的性質に関する基礎的研究、京都大学博士論文、(1971) pp.63-64.
- 2) D.A. Kulik, T. Wagner, S.V. Dmytrieva, G. Kosakowski, F.F. Hingerl, K.V. Chudnenko, U.R. Berner, GEM-Selektor geochemical modeling package: revised algorithm and GEMS3K numerical kernel for coupled simulation codes, *Computat. Geosci.* 17 (2013) pp.1–24. <https://doi.org/10.1007/s10596-012-9310-6>
- 3) T. Wagner, D.A. Kulik, F.F. Hingerl, S.V. Dmytrieva, GEM-Selektor geochemical modeling package: TSolMod library and data interface for multicomponent phase models, *Canad. Mineral.* 50(5) (2012) pp.1173–1195. <https://doi.org/10.3749/canmin.50.5.1173>
- 4) B. Lothenbach, D. A. Kulik, T. Matschei, M. Balonis, L. Baquerizo, B. Dilnesa, G.D. Miron, R.J. Myers, Cemdata18: A chemical thermodynamic database for hydrated Portland cements and alkali-activated materials, *Cem. Concr. Res.* 115 (2019) pp.472–506. <https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2018.04.018>. <https://www.empa.ch/cemdata>
- 5) B. Ma, B. Lothenbach, Thermodynamic study of cement/rock interactions using experimentally generated solubility data of zeolites, *Cem. Concr. Res.* 135 (2020) 106149. <https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2020.106149>. <https://www.empa.ch/cemdata>
- 6) 藤倉裕介、大下英吉：水和反応と構成相の粒度変化に基づくセメント硬化体の空隙構造モデル、土木学会論文集 E Vol.66, No.1 (2010) pp.38-52.
- 7) 金子文宜：千葉県における農業用地下水水質の地域特性、日本土壌肥科学雑誌 65 (2)

- (1994) pp.175-183.
- 8) 佐藤英樹、一場武洋、小沢大造、志村浩美、寺師昌明、大石幹太. セメント安定処理土の経時的強度増加と骨格構造の変化、土木学会第 58 回年次学術講演会 III-588 (2003) pp.1175-1176.
  - 9) T. Tsuchida, Y.X. Tang, Estimation of compressive strength of cement-treated marine clays with different initial water contents, *Soils Found.* 55 (2) (2015) pp.359–374. <https://doi.org/10.1016/j.sandf.2015.02.011>
  - 10) M. Ikegami, T. Ichiba, K. Ohishi, M. Terashi: Long-term properties of cement treated soil 20 years after construction, *Proceedings of the 16th International Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering* (2005) pp.1199–1202. <https://doi.org/10.3233/978-1-61499-656-9-1199>.

## 第8章 まとめ

### 8.1 本研究のまとめ

セメント系固化材による改良体の長期安定性を検討するために、関東ロームの火山灰質粘性土を一般軟弱土用のセメント系固化材によって改良し長期原位置試験を行った。材齢22年の調査を終えて、改良体表層においてCaの溶脱と炭酸化の変質によって強度が低下している層が認められた。ただし、炭酸化は材齢10年の移設による影響であること、Caの溶脱は境界面から10mm程度と限定的であり、溶脱の進行は材齢1年程度で収束していることから、改良体全体の性能へ影響を与えるものではなかった。改良土は長期的に強度発現し、材齢5年程度で28日強度の3.2倍に達し、材齢22年まで安定的に強度を維持していることが確認された。これらの結果は、室内における周辺土との接触試験および炭酸化試験によって再検証を行った。また、改良土の長期的な強度発現性とCaの溶脱および炭酸化による変質による強度低下について、熱力学的平衡計算による相変化によって検証を行った。その結果、本改良体の長期的な強度発現性と表層の変質は、次のように生じたことが確認された。

まず、固化材の反応によって、改良土にはCSHに加えてエトリンガイトが多く生成した。これは、普通ポルトランドセメントと比較して $\text{SO}_3$ 量が多いためである。エトリンガイトの生成によって、多くの自由水が取り込まれて固定化され、反応生成物の体積が増加することで初期強度に寄与した。一方で、火山灰質粘性土に含まれるアロフェン鉱物がCaイオンを吸着するため、セメント水和物のひとつであるポルトランドイトの生成が抑制された。Caイオンの吸着量が増加すると、エトリンガイトやCSHの生成量にも影響を及ぼすが、本改良土では固化材中の18%のCaOが吸着されたものと推察され、この段階ではCSHおよびエトリンガイトの生成が抑制されることはなかった。

固化材の反応の後、アルカリ環境下において火山灰質粘性土が溶解しポゾラン反応が生じた。溶解によって先行して $\text{Al}_2\text{O}_3$ が供給されることで、ストラトリンガイトが生成した。このポゾラン反応によって、反応生成物の体積が増加することで長期強度発現に寄与したものと考えられる。本改良土においては、材齢5年程度まで長期的強度発現が継続し、材齢28日の3.2倍の強度に達した。 $\text{Al}_2\text{O}_3$ が先行して溶解した後に、 $\text{SiO}_2$ も溶解を始めポゾラン反応が継続した。 $\text{SiO}_2$ が供給されることで反応生成物量が増加するものの、その増加量は $\text{Al}_2\text{O}_3$ の溶解と比べて少なく、長期強度発現性への寄与は限定的であった。ポゾラン反応にともなう改良土のpHの変化は、 $\text{Al}_2\text{O}_3$ の溶解に伴う反応ではpHはあまり低下せず、 $\text{SiO}_2$ の溶解に伴う反応においてpHが低下した。長期原位置試験では、材齢5年程度までの長期的な強度発現が $\text{Al}_2\text{O}_3$ の溶解を伴うポゾラン反応の期間であり、材齢5年から材齢10年における改良体全体のpHの低下が $\text{SiO}_2$ の溶解を伴うポゾラン反応の期間であった。また、 $\text{Al}_2\text{O}_3$ の溶解にともない、ヘミカーボネートとモノサルフェートが一時的に生成した。モノサルフェートの一時的な生成では、エトリンガイトおよびヘミカーボネートの量が減少し全体の

反応生成物量が減少したため、一時的な強度低下が生じた。周辺環境の影響を受けない改良柱体の中深層部では、これらの反応によって強度発現し、最終強度に達した以降も強度を安定的に維持していることが、材齢 22 年まで確認された。改良土の初期強度に寄与したエトリンガイトも長期にわたり安定的に存在していること、長期強度に寄与したストリンガイトも安定的に存在していることが確認された。

一方で、周辺土に接する改良柱体の表層では、Ca の溶脱と炭酸化によって変質しており、強度が低下していた。Ca の溶脱は、若材齢から生じ材齢の経過とともに収束した。本改良土では、約 1 年程度で溶脱の進行は収まり、境界面からおよそ 10mm の層で CaO の濃度が低下していた。Ca の溶脱により変質を受けた領域では、ストラトリンガイト、エトリンガイト、CSH の順に消失していき、全体の反応生成物の量が減少し、強度が低下した。また、各反応生成物が消失するタイミングで、改良土の pH は低下した。Ca の溶脱によって変質する範囲や期間は周辺土の含水比によって異なり、周辺土の含水比が高いほど溶脱の範囲が広く、高含水比の周辺土では材齢 1 年以降も溶脱が進行していた。また、改良土中の固化材および土の固相の割合が高いと、改良土の溶脱抵抗性は高くなり、溶脱による変質の範囲が小さくなった。低含水比の周辺土へ接触させた改良体では、硬化前の改良体から不飽和の周辺土へ水が移動し、固相が再配置されて高密度化したため、この現象が生じていた。周辺土の含水比や改良体表層の強度によって Ca の溶脱の範囲が異なるが、Ca の溶脱による強度への影響は、変質を受けていない領域を基準とした強度比と Ca 濃度比の関係で整理すると、ばらつきがあるものの周辺土の含水比や改良体の強度によらず概ね同様の線形関係が認められた。

炭酸化によって、エトリンガイトなどの反応生成物が消失するが、一方でカルサイトが生成した。材齢 10 年に低含水比の浅層へ移設したことにより、改良柱体の表層は炭酸化の影響を受け、境界面から 30mm の範囲で pH が低下していた。炭酸化により変質を受けた領域は、Ca の溶脱と同様に、ストラトリンガイト、エトリンガイト、CSH の順に消失していき、全体の反応生成物の量が減少し、強度が低下した。ただし、カルサイトが生成するため、Ca の溶脱による反応生成物量の減少よりは緩やかな減少であった。pH の低下と強度低下の関係は、変質を受けていない領域を基準とした pH 比と強度比で整理すると、概ね線形の関係が認められた。ただし、本試験結果には含水比の低下も含まれていると考えられる。そのため、長期原位置試験の材齢 22 年における pH 比の分布から推定した強度比の分布は、実際の強度比分布よりも強度低下の程度が大きかった。

長期原位置試験における、固化材の反応、ポゾラン反応、Ca の溶脱および炭酸化による反応生成物の変化を熱力学的平衡計算によって推定し、一軸圧縮強さの変化と比較を行った。その結果、強度発現性および変質ともに、反応生成物量の変化と一軸圧縮強さの変化に線形の関係が認められた。水和反応およびポゾラン反応による強度増加、Ca の溶脱や炭酸化による強度低下も、反応生成物量の増減によって示すことができ、その反応生成物の変化は熱力学的平衡計算によって推定できることが分かった。

以上の実験および数値解析の結果から、日本国内において広く使用されているセメント系固化材による火山灰質粘土の改良が長期にわたり有用であることを、実験事実と化学反応過程の分析によって確認することができた。また、セメント・コンクリート分野の検討において活用されている熱力学的平衡計算は、セメント改良土に対しても有用であることが示された。今後の熱力学的平衡計算の活用方法として、固化材の化学成分、アルカリ環境下で溶解する土の化学成分や周辺環境の影響による化学成分の変化などの改良体への影響を適切に評価し、母材や環境条件に応じた最適な材料設計を提供することなどが考えられる。すなわち、従来の経験工学ではない、合理的あるいは先進的な検討が可能となるものと考えられる。

## 8.2 今後の課題

本研究を終えて、以下の検討課題が残った。

- 長期強度発現性に影響を与えたポゾラン反応の過程を熱力学的平衡計算によって検証し、長期原位置試験結果との対応がとれたものの、ポゾラン反応が収束して強度が増加しなくなることについて更なる検討が必要である。これは、アルカリ環境下における土の溶解性を評価する必要があると考えられる。既往の検討では、強度が継続的に増加している報告が多く、最終強度が認められた事例は少ない。改良土中の土の量と土の溶解性を評価することで、既往文献との関連性が整理されるものと推察される。
- 長期の強度発現性と変質による反応生成物の変化を粉末 X 線回折で評価し、熱力学的平衡計算結果との対応がとれたものの、粉末 X 線回折では結晶性の反応物の生成を定性的に評価したものであるため、今後、CSH など非晶質物質も含めて定量的な評価を行う手法について検討が必要である。
- 本改良体では、Ca の溶脱は材齢 1 年程度で収束し移設後も溶脱は進行していないことが確認されたが、移設後の炭酸化については経時変化を評価していないため、継続的に進行しているのか収束した現象なのかを把握することができなかった。残りの改良体を用いて、さらなる追跡調査が必要である。また、炭酸化試験で評価した pH の変化と強度の変化の関係性について、含水比の低下も含まれる結果であるため、乾燥の影響を抑えた炭酸化試験の実施が必要と考えられる。
- Ca の溶脱によって CaO 濃度が低下していた層では、SO<sub>3</sub> 濃度も低下しており、SO<sub>3</sub> は改良体の内側へと濃縮していた。この SO<sub>3</sub> の濃縮によっても強度が低下している可能性が示唆されたが、本研究では明確にすることが出来なかった。
- 様々な土質、添加量、添加方法や固化材の種類など、様々な改良土が存在しており、それらの長期安定性の検討が望まれるが、それぞれの改良土について長期の原位置試験を実施することは現実的ではない。そのため、室内において養生を促進して長期の強度発現性を得て、その改良土の変質を促進させて安定性を評価する方法が必要

と考えられる。

- 熱力学的平衡計算によって反応生成物を特定しその生成量を予測し、加えて土粒子による空隙構造を評価することで、多種多様な改良土の長期的な強度発現性を統一的に整理できるものと考えられる。
- Ca の溶脱および炭酸化などによる変質について、変質にともなう化学成分の変化を定量的に評価できれば、熱力学的平衡計算によって反応生成物の減少量などを予測し強度の低下程度を推定することができる。ただし、Ca の溶脱や炭酸化などの変質の進行速度について、十分な検討はなされておらず、周辺的环境条件および改良土の特性に応じた劣化速度係数について検討が必要である。

## 謝 辞

本論文をまとめるにあたり、多くのご指導、ご助言を賜りました広島大学 半井健一郎教授に心よりお礼申し上げます。また、ご多忙中にもかかわらず、本論文の審査をお引き受け下さいました、広島大学 河合研至教授、広島大学 畠俊郎教授ならびに山口大学 原弘行准教授に深く感謝申し上げます。論文の審査にあたり、貴重なご助言、ご意見を賜りました。

本研究の始まりは、1990年にセメント協会セメント系固化材技術専門委員会が開始した長期原位置試験にあります。2012年には、材齢22年の調査を同委員会の改良体調査WGにおいて実施しており、今も試験を継続しています。長期間の追跡調査は、多くの関係者のご協力、ご支援によって実現しており、関係者各位へ深くお礼申し上げます。特に、長期試験結果の再検証を行うにあたり、2015年に設立した変質機構分析WGでは、WGリーダーを引き受けて頂いた住友大阪セメント 吉原正博様、後任の吉田雅彦様には多大なご協力とご支援を頂きました。また、熱力学的平衡計算にあたり Dr. Dmitrii A.Kulik および Dr.Georg Kosakowski にご指導を頂き、貴重なアドバイスを頂きました。

最後に、このような貴重な機会を与えて頂きました、元セメント協会研究所所長の近藤秀貴様、同研究所コンクリート研究グループの元グループリーダー佐藤智泰様に深く感謝致します。また、現グループリーダーの吉本徹様には、論文の執筆にあたり業務内容の配慮やご助言を頂き心より感謝致します。

多くの方からのご指導・ご協力を頂き、このような形で取りまとめることができました。ここに、あらためて感謝の意を表します。

2022年11月 泉尾英文

