

博士學位論文

論文題目

放射性廃棄物を対象とした地下空洞型処分施設の
構築における無人化施工のための
セメント系充填材の開発と性能評価

Doctoral Thesis Title

Development and Performance Evaluation of
Cement-based Filler for Unmanned Construction of
Cavern Type Disposal Facility for Radioactive Waste

提出者

東北大学大学院工学研究科

土木工学専攻

学籍番号 B7TD9606

氏名 武地 真一

Name Shinichi Takechi

要旨

本研究は、放射性廃棄物処分場のうち余裕深度処分施設の廃棄体（金属容器に格納した放射性廃棄物）周囲に配置される区画内充填材を対象としている。原子力発電所や原子燃料サイクル施設では、放射性廃棄物が発生する。放射性廃棄物の特徴は、廃棄物中に含まれる放射性物質の核種が固有のエネルギーをもった放射線を放出し、核種によっては、長期間、放射線を出し続けることである。この放射線は時間の経過とともに核種固有の半減期で減衰するが、熱や薬品によって人為的に放射線のエネルギーや半減期を変えることはできない。一方、放射線は、距離を置くことや遮へい壁等で遮ることで、その力を弱めることができる。放射性廃棄物処分場における最終処分では、人間の生活環境に対する放射能の影響を十分小さくすることにより放射線障害の発生を未然に防止することが要求される。

日本での放射性廃棄物処分は、原子力発電所の運転等にもない発生する「低レベル放射性廃棄物」と、使用済燃料の再処理にもない再利用できない「高レベル放射性廃棄物」とに大別される。このうち低レベル放射性廃棄物は、「放射能レベルの極めて低い廃棄物」、「放射能レベルの比較的低い廃棄物」、「放射能レベルの比較的高い廃棄物」の3つに分類される。放射能レベルの比較的高い廃棄物は、「一般的な地下利用に十分余裕を持った深度への処分」が行われることになっており、建造物の基礎、地下鉄あるいは共同溝等の一般的な地下利用に対しても十分に余裕をもった深度にコンクリートでトンネル型やサイロ型の建造物をつくり、そこに廃棄物を埋設処分する。これを余裕深度処分と呼ぶ。

余裕深度処分施設では、地下空洞内において廃棄体周囲にベントナイトやセメント系材料で構成される人工バリアを構築する。放射性廃棄物は人に有害な放射線を放射することから、人は廃棄体定置後に周囲へ無防備で立ち入ることができない。また、廃棄物処分場では廃棄体を高い密度で集積して定置するため、核種の崩壊熱により廃棄体周囲の温度が上昇することが想定される。セメント系材料を用いる人工バリアの区画内充填材は、廃棄体定置後に施工されること、および廃棄体に直接接触する部位であることから、構築時の施工環境は放射線量が高いこと、高温であることが想定される。したがって、施工中の環境温度の予測、充填材の無人施工法の確立、および硬化体に及ぼす温度影響の評価が課題となっていた。

本研究はこれらの課題に対し、施設の環境温度を数値解析により確認し、想定される高温環境下でも人力に頼ることなく施工可能な材料および施工技術の確立を目的として、試験・検討を行ったものである。さらに、同様の構造物が繰り返し設計・建設されることを考えると、実情に即した条件下で確認試験を積み重ね、実現性の確証を得る必要がある。本研究は、実際の施設を模擬した試験空洞内に同規模の構造物を構築し、一連の施工性の確認と、施工中・施工後における施設および岩盤の挙動計測等を行った「地下空洞型処分施

設性能確証試験[1]]の一部として行った。試験に供する試験空洞は、青森県六ヶ所村において日本原燃（株）が進めている低レベル放射性廃棄物の余裕深度処分施設建設のための調査坑を利用した。

人工バリアを構成する全ての部位を組み合わせて、実環境下における実規模試験を実施したこの試みは、世界で初めてのものである。本研究成果は余裕深度処分以外の処分施設はもとより、一般工事における施工の自動化等に拡張可能であり、生産性の向上にも寄与する技術であると期待される。

本論文は全7章で構成される。各章の概要は次のとおりである。

【第1章】序論

研究の背景として、国外の同種の放射性廃棄物処分場の概要や充填材の仕様について調査した結果をまとめた。また、国内の放射性廃棄物処分場の概念や研究対象とする余裕深度処分施設が取り扱う廃棄物の分類、人工バリアの構成について記した。余裕深度処分施設はベントナイト系とセメント系材料の人工バリアで構成されるが、セメント系材料は、低拡散層とコンクリートピットの建造、ならびに区画内充填材に使用される。このうち、低拡散層とコンクリートピットは庭瀬ら[2]、[3]や筆者ら[4]により、実証試験を含めた研究が進められており、使用材料や配合が選定されている。低拡散層やコンクリートピットは、廃棄体を定置する前に構築する言わば“箱”であり、要求される品質は高いものの、施工方法自体は一般の構造物と変わらない。一方、区画内充填材は、廃棄体定置後の高放射線量と高温環境において施工されるため、施工条件が大きく異なる。このような環境下での施工を想定した本格的な検討は本研究が初めてである。

なお、これまで廃棄体周囲に施工される全ての部位を区画内充填材と定義してきたが、本研究では廃棄体の上方の平板状の部位を上部充填材、廃棄体の間隙に位置する部位を区画内充填材として区別し、総称して充填材と呼ぶこととした。これは、両者に求められる要求機能や施工条件が異なるためである。

【第2章】充填材の施工条件と要求性能の整理

区画内充填材と上部充填材に求められる要求機能や施工条件に応じた配合や施工方法について、同様の放射性廃棄物処分場での例や一般の事例を参考に検討し区画内充填材と上部充填材について、余裕深度処分施設の構造物の諸元および施工条件について整理した。

余裕深度処分施設における区画内充填材の施工は、放射線を放つ廃棄体定置後の施工となることから、人が無防備で立ち入ることができない。このため、施工には遠隔操作あるいは自動運転を伴う機械・設備が必要である。また、比較的長い場内運搬を經由して極力人為的操作をしないで部材に充填できる自己充填性が特に求められ、平板である上部充填材では、要求機能である遮へい性能を確保することを目的に、適切な部材厚を得られる施工方法として、表面仕上げ装置の検討が必要であることを確認した。

【第3章】廃棄体の発熱が充填材の温度に及ぼす影響に関する解析的検討

区画内充填材と上部充填材を打込む際の環境温度を得ることを目的に、実施工において生じ得る廃棄体や施設の熱物性条件を用いて2次元FEMモデルによる非定常熱伝導解析を実施した。その結果、充填材施工時に廃棄体表面で起こりえる最高温度は48℃程度と解析された。また、高温状態は1年以上保持されることが確認された。

普通ポルトランドセメントと高ビーライト系セメントのモルタルについて40℃～90℃で高温蒸気養生した坂部らの研究[5]によれば、圧縮強度は普通ポルトランドセメントでは60℃～70℃を境に強度発現性が低下する傾向が示されている。また、原子炉を対象とした「原子力用コンクリート格納容器設計指針案・同解説」[6]では、コンクリートが常時継続して受ける温度制限値として65℃が規定されている。セメント系材料は、この60℃程度を閾値として、セメントの水和物の変質が生じるものと推察される。余裕深度処分施設での廃棄体温度もこの60℃～70℃を上限として諸条件を設定する見込みが強い。本研究で解析された温度は、この60℃以内に収まることが確認された。

現状では廃棄体の最終的な仕様が定まっていないが、上記の検討結果を考慮して、60℃での施工性を確保することを材料開発の目標として設定し、将来の廃棄体の仕様変更に対する裕度を持たせることとした。

【第4章】廃棄体の崩壊熱による打込み時の温度上昇を考慮した充填材の開発

本章では、高温環境下でもモルタルおよびコンクリート（以下両者をまとめてコンクリートと記す）の充填性が要求性能を満足し、施工性が確保される配合を検討した。

充填性を向上させるためにはフレッシュコンクリートの流動性を大きくする必要があるが、流動性を大きくした場合、粘性の低下により材料分離が生じやすくなり、硬化後のコンクリートの品質が低下する可能性がある。また、高流動コンクリートの配合選定では、技術者の感覚に依存する所が大きく、高流動コンクリートの配合設計・施工指針[7]に示される目標値を超える場合の品質を評価し難かった。そこで本研究では、従来から配合選定試験として採用されているスランプフローとV漏斗流下時間、間隙通過性試験、材料分離抵抗性の指標となるブリーディング率を測定し、これらをマトリックスとして整理することで、一般の高流動コンクリートよりも流動性を大きくした配合の施工性を適切に評価した。さらに間隙での流動性を模擬し、環境温度を設定できる流動性確認試験を新規に考案し、高温環境での流動性を評価した。その結果、一般の高流動コンクリート（目標スランプフロー：55cm～65cm）に比べ、区画内充填材では 82.5 ± 7.5 cm、上部充填材では 70 ± 5 cmと飛躍的に充填性を向上させた高流動モルタル、高流動コンクリートの開発ができた。

【第5章】環境温度がセメント硬化体を形成するセメントマトリックスの相組成に及ぼす影響

選定した配合により試験した圧縮強度は、20℃の環境下では材齢365日まで圧縮強度が増進する一方で、60℃の環境下では、材齢28日以降において強度が増進しなかった。この要因について、セメント系材料を構成するセメントマトリックスの水和反応経路および長期的な相組成の変化に及ぼす環境温度の影響に着目し、短期～長期のセメントマトリックスの相組成の変化を観察して環境温度毎の特徴を整理した。

普通ポルトランドセメントの実験系(N)では、60℃環境の場合、aliteと β -beliteのピーク高さに基づく、20℃環境の場合と比較してピークが減少し、水和反応速度が速くなったことが確認された。これは、クリンカー鉱物の水和反応速度が温度の影響により促進されたためと考えられる。一方で、低熱ポルトランドセメント-フライアッシュを結合材とする実験系では、aliteと β -beliteのピークは材齢91日において、20℃環境と比較して残存し、かつCHのピークが減少した。フライアッシュのポゾラン反応の促進が影響を及ぼしている可能性があり、このことが長期的な圧縮強度増進の停滞に関与している可能性が考えられた。

【第6章】開発した充填材の性能評価

本研究で開発した区画内充填材と上部充填材を、実際の構造物を模擬した実証試験を行い、開発した材料および検討した施工方法により適切に施工できることを検証した。

<ポンプ圧送試験> 一般に、構造物にモルタルを使われる例はほとんど無く、また高流動コンクリートは粘性が強いために、長距離圧送に課題がある。高流動モルタルである区画内充填材と高流動コンクリートである上部充填材を対象として、実際の配管長を模擬し、世界最大級の圧送能力を持つ高出力ポンプ車を用いて圧送試験を行った。その結果、高出力ポンプ車を用いれば圧送可能であること、一般のポンプ車では施工速度に大きく制限がかかることが明かとなった。

<充填試験> ポンプ圧送と、移動式バケットの二つの場内運搬方法を用いて、無人化施工を模擬した実証試験を行った。さらに、上部充填材では表面均し機を新規に開発して、コンクリートの排出から左官・均し作業までの一連の打込み作業を無人で行う施工方法について、一定の目処を立てることに成功した。

【第7章】まとめ

本研究で得られた知見および成果をとりまとめた。

本研究の取り組みについて、表1にまとめる。

表1 各章のまとめ

表題	内容	成果・新規性
【第1章】序論	国内外の同種の放射性廃棄物処分場の概念や本研究で対象とする部材およびその部材を構築するための材料である「充填材」について整理した。	余裕深度処分の区画内充填材と上部充填材は、廃棄体定置後の高放射線量と高温環境において施工されることから、施工条件が他部材や一般構造物とは大きく異なることを明確にした。
【第2章】充填材の施工条件と要求性能の整理	施工条件と要求機能を整理して課題を抽出し、配合および研究の方向性を定めた。既往の研究を調査し、自己充填性を高めつつ所定の品質が確保できる方法を検討した。	本研究で対象とする充填材は、高放射線環境で施工されるため、無人化施工が求められる。また、高温は打込みから養生まで継続することから、従来の構造物とは著しく異なる施工環境となる。材料には、極力人為的操作をしないで部材に充填できる自己充填性が特に求められる。また、平板である上部充填材では、要求機能である遮へい性能を確保することを目的に、適切な部材厚を得られる施工方法として、表面仕上げ装置が必要であることを明らかにした。
【第3章】廃棄体の発熱が充填材の温度に及ぼす影響に関する解析的検討	廃棄体や施設の熱物性条件を想定し、廃棄体発熱量と換気温度に着目した2次元FEMモデルによる非定常熱伝導解析を実施した。	廃棄体発熱による温度上昇は、TRUレポート[11]等により課題とされてきたものの、具体的な数値を検討した例は無かった。施設の諸条件を取り入れた解析により、最大で48℃の高温となり、1年以上の間継続する特殊な施工環境となることを明らかにした。
【第4章】廃棄体の崩壊熱による打込み時の温度上昇を考慮した充填材の開発	コンクリートのフレッシュ性状を評価する諸試験をマトリックスとして整理し、流動性を大きくした配合の施工性を適切に評価した。さらに、間隙での流動性を模擬し環境温度を設定できる流動性確認試験を新規に考案し、高温環境での流動性を評価した。	高温でもフレッシュ性状が損なわれず、材料分離を生じない範囲で、流動性の指標であるスランプフローを一般の高流動コンクリートに比べ区画内充填材で27%、上部充填材で8%高めた材料を開発した（一般的な高流動コンクリートの目標スランプフロー65cmに対し、区画内充填材は82.5cm、上部充填材は70cm）。
【第5章】環境温度がセメント硬化体を形成するセメントマトリックスの相組成に及ぼす影響	セメント系材料を構成するセメントマトリックスの水和反応経路および長期的な相組成の変化に及ぼす環境温度の影響に着目し、20℃と60℃で91日まで養生したペーストを用いたXRDによる水和物の同定を行った。	低熱ポルトランドセメント-フライアッシュを結合材とする実験系では、材齢28日以降において、フライアッシュのポゾラン反応の促進が関与していると考えられる、aliteとβ-beliteのピークの残存と、CHのピークの減少が圧縮強度の停滞に関与していることを結びつけた。
【第6章】開発した充填材の性能評価	施設を模擬した地下空洞に、実大規模の試験施設を構築し、施設施工の成立性を確認した。ポンプ圧送と移動式バケットの二つの場内運搬方法について、空洞内での実証試験で施工性を確認した。また、地上仮設ヤードにおいて実際の配管長を模擬した圧送試験を行った。	上部充填材では表面均し機を新規に開発して、コンクリートの排出から左官・均し作業までの一連の打込み作業を無人で行う施工方法について、一定の目処を立てることに成功した。また、世界最大級の圧送能力を持つ高出力ポンプ車を導入することで、水平換算距離で300mの配管長であっても、充填材を圧送できることを実証した。

Development and Performance Evaluation of Cement-based Filler for Unmanned Construction of Cavern Type Disposal Facility for Radioactive Waste

ABSTRACT : This study is for the pit filler material in the section of radioactive waste disposal site, which is placed around the waste of the disposal facility at the relatively high low-level radioactive waste. Nuclear power plants and nuclear fuel cycle facilities generate radioactive waste. The characteristic of radioactive waste is that the nuclide of the radioactive substance contained in the waste emits radiation with inherent energy (has radioactivity), and depending on the nuclide, it keeps emitting radiation for a long time is there. Although this radiation attenuates with a nuclide-specific half-life with the passage of time, heat and chemicals can not artificially change the energy and half-life of radiation. On the other hand, radiation can be weakened by setting a distance or blocking it with a shielding wall or the like. In final disposal at radioactive waste disposal sites, it is required to prevent occurrence of radiation damage by sufficiently reducing the influence of radioactivity on human living environment.

Radioactive waste disposal in Japan is roughly divided into “low-level radioactive waste” generated with the operation of nuclear power plants, etc. and “high-level radioactive waste” that can not be reused due to reprocessing of spent fuel. The low-level radioactive waste is classified into three: "waste with extremely low activity level", "waste with relatively low activity level", and "waste with relatively high activity level". Wastes with relatively high levels of radioactivity are to be “discarded to a depth sufficient for general underground use” and are generally used for building foundations, subways, communal channels, etc. Create a tunnel-type or silo-type structure with concrete at a depth where there is enough room for underground use, and dispose wastes there. This is called relatively high low-level radioactive waste disposal site.

In the relatively high low-level radioactive waste disposal site, an artificial barrier composed of bentonite and cement-based material is constructed around the waste in the underground cavity. Because radioactive waste emits harmful radiation to humans, people can not enter the surroundings of waste unprotected after waste disposal. In addition, since waste disposal sites are accumulated and placed at a high density at waste disposal sites, it is assumed that the temperature around the waste bodies will rise due to decay heat of nuclides. Since the filler inside the compartment of the artificial barrier using cement-based material is applied after waste disposal and because it is a part that directly touches waste, the construction environment at the time of construction is high radiation dose, high temperature it is assumed. Therefore, the prediction of the environmental temperature during construction, the establishment of the unmanned construction method of the filling material, and the evaluation of the temperature effect on the hardened material have been the subjects.

In this research, the environmental temperature of the facility is confirmed by numerical analysis, and tests and examinations are carried out for the purpose of establishing materials and construction technology that can be constructed without relying on human power even under high temperature environment. In this research, several types of test were carried out; namely slump flow, funnel flow time, gap passability inspection and test for bleeding of concrete, which are conventionally adopted in the formulation selection test, and arranged them as a matrix. Thereby, the workability of the compounding which made fluidity larger than general high fluidity concrete was evaluated appropriately. In addition, in order to simulate the fluidity in the route under the environmental temperature, a newly designed fluidity confirmation test was carried out. The fluidity in a target high temperature environment (60 °C) was evaluated by an indoor test using

this test apparatus. As a result, compared with general high-fluidity concrete (target slump flow: 55 cm to 65 cm), the filling property was dramatically improved to 82.5 ± 7.5 cm for the filler and 70 ± 5 cm for the upper filler. It was possible to develop high flow mortar and high flow concrete. It is furthermore, considering that similar structures are repeatedly designed and built, it is necessary to accumulate confirmation tests under actual conditions to obtain confirmation of feasibility. In this research, a series of workability is confirmed by constructing a structure of the same size in a test cavity that simulates an actual facility, and the behavior of the facility and rock mass during and after construction is measured. It was conducted as part of the demonstration test of underground cavern-type disposal facilities [1]. The test cavity used for the test utilized the survey pit for the construction of the relatively high low-level radioactive waste disposal site, which is being promoted by Japan Nuclear Fuel Co., Ltd. in Rokkasho Village, Aomori Prefecture.

This is the first attempt in the world to carry out a full-scale test in a real environment, combining all the parts that make up the artificial barrier. The results of this research are applicable not only to disposal facilities other than extra-deep disposal but also to automation of construction in general construction, and are expected to contribute to the improvement of productivity.

目次

第1章 序論.....	1-1
1.1 研究の背景	1-1
1.1.1 低レベル放射性廃棄物処分の国外の動向	1-4
1.1.2 低レベル放射性廃棄物処分の国内の動向	1-6
1.1.3 余裕深度処分の人工バリアの構造.....	1-7
1.1.4 余裕深度処分に使用されるポルトランドセメント系材料の開発の動向	1-8
第2章 充填材の施工条件と要求性能の整理	2-1
2.1 本研究で対象とする充填材の諸元.....	2-1
2.2 区画内充填材	2-5
2.2.1 要求機能の整理.....	2-5
2.2.2 施工条件の整理.....	2-6
2.2.3 検討方針.....	2-11
2.3 上部充填材	2-12
2.3.1 要求機能の整理.....	2-13
2.3.2 施工条件の検討.....	2-13
2.3.3 検討方針.....	2-16
2.4 まとめ	2-16
第3章 廃棄体の崩壊熱が充填材の温度に及ぼす影響に関する解析的検討	3-1
3.1 概要.....	3-1
3.2 解析方法.....	3-1
3.2.1 支配方程式.....	3-1
3.2.2 解析モデル.....	3-2
3.2.3 解析ケースと解析パラメータの設定	3-10
3.3 解析結果.....	3-13
3.4 パラメータの妥当性の検証.....	3-18
3.5 まとめ	3-25
第4章 廃棄体の崩壊熱による打込み時の温度上昇を考慮した充填材の開発.....	4-1
4.1 概要.....	4-1
4.2 区画内充填材.....	4-2
4.2.1 使用材料の諸元.....	4-2
4.2.2 検討方針と試験の概要	4-2
4.2.3 試験結果と考察.....	4-5
4.3 上部充填材	4-29
4.3.1 使用材料の諸元.....	4-29

4.3.2 検討方針と試験の概要	4-29
4.3.3 試験結果と考察	4-32
4.4 まとめ	4-43
第 5 章 環境温度がセメント硬化体を形成するセメントマトリックスの相組成に及ぼす影響	5-1
5.1 概要	5-1
5.2 研究の背景	5-1
5.3 実験概要	5-2
5.4 供試体の作製方法および試験方法	5-3
5.5 結果と考察	5-5
5.5.1 20 °C環境におけるセメントマトリックスの相組成の経時変化	5-5
5.5.2 60 °C環境におけるセメントマトリックスの相組成の経時変化	5-10
5.6 まとめ	5-12
第 6 章 開発した充填材の性能評価	6-1
6.1 概要	6-1
6.2 区画内充填材	6-4
6.2.1 運搬方法が充填性に及ぼす影響	6-4
6.2.2 打込み時の充填材の側圧が他部材に及ぼす影響	6-15
6.2.3 まとめ	6-19
6.3 上部充填材	6-20
6.3.1 運搬方法が充填性に及ぼす影響	6-21
6.3.2 硬化後の上部充填材の品質評価	6-53
6.3.3 まとめ	6-64
第 7 章 結論	7-1

参考資料 1、2

(巻末)

図目次

図 1-1 日本の放射性廃棄物の概要[8]	1-2
図 1-2 放射性廃棄物の濃度区分および処分方法[9]	1-3
図 1-3 余裕深度処分の処分方法[8]	1-3
図 1-4 本格調査イメージ図[9]	1-7
図 1-5 廃棄物埋設施設の概念図[12]	1-7
図 1-6 地下空洞型処分施設の構成[12]	1-8
図 2-1 地下空洞型処分施設の構成[12]	2-2

図 2-2	施工ステップ (1/2) [12]	2-3
図 2-3	施工ステップ (2/2) [12]	2-4
図 2-4	区画内充填材の施工状況と技術的課題[12]	2-7
図 2-5	廃棄体定置図 (角型)	2-8
図 2-6	長距離圧送イメージ図	2-8
図 2-7	バケットを用いた打込み図、ホース先端幅の調整	2-9
図 2-8	充填材と一般のコンクリートで想定される温度条件の違い (概念図)	2-10
図 3-1	解析対象範囲	3-2
図 3-2	坑道部のメッシュ分割図	3-3
図 3-3	廃棄体部のメッシュ分割図と材料特性種別	3-4
図 3-4	ピットと岩盤部のメッシュ分割図と材料特性種別	3-5
図 3-5	解析条件 CaseA,C (坑道内空気温度 28 °C) 初期温度分布	3-6
図 3-6	解析条件 CaseB,D (坑道内空気温度 37°C) 初期温度分布	3-7
図 3-7	境界条件	3-8
図 3-8	熱伝導境界の設定	3-9
図 3-9	廃棄物発熱特性	3-11
図 3-10	廃棄体の温度状態のモデル化	3-11
図 3-11	CaseA 坑道内表面最大温度発生時 (8.08 カ月後) 温度分布	3-14
図 3-12	CaseB 坑道内表面最大温度発生時 (12.2 カ月) 温度分布	3-15
図 3-13	CaseC 坑道内表面最大温度発生時 (4.72 カ月後) 温度分布	3-16
図 3-14	CaseD 坑道内表面最大温度発生時 (4.96 カ月後) 温度分布	3-17
図 3-15	CaseA-1 (廃棄体間完全断熱、廃棄体上面代表長さ 11.2 m) 温度履歴	3-20
図 3-16	CaseA-1 坑道内表面最大温度発生時 (1.84 年後) 温度分布	3-20
図 3-17	CaseA-2 (廃棄体間対流熱伝達、代表長さ 11.2 m) 温度履歴	3-21
図 3-18	CaseA-2 坑道内表面最大温度発生時 (0.35 年後) 温度分布	3-21
図 3-19	CaseA-3 (廃棄体間完全断熱、代表長さ 1.6 m) 温度履歴	3-22
図 3-20	CaseA-3 坑道内表面最大温度発生時 (1.6 年後) 温度分布	3-22
図 3-21	CaseA-4 (廃棄体間対流熱伝達、代表長さ 13.7 m、廃棄体初期表面温度 30 °C) 温度履歴	3-23
図 3-22	CaseA-4 坑道内表面最大温度発生時(5.9 カ月後)温度分布	3-23
図 3-23	鉛直壁における自然対流・乱流での熱伝達係数の試算	3-24
図 3-24	定常計算での廃棄体配置イメージと放熱条件	3-25
図 4-1	区画内充填材検討フロー	4-4
図 4-2	SP 添加率とスランプフローの関係	4-7
図 4-3	スランプフローとブリーディング率の関係	4-7
図 4-4	スランプフローとモルタル V 漏斗流下時間の関係	4-8

図 4-5	スランプフロー (SP1)	4-11
図 4-6	スランプフローの経時変化 (20 °C)	4-13
図 4-7	スランプフローの経時変化 (60 °C恒温室)	4-13
図 4-8	スランプフローの経時変化 (60 °C乾燥炉)	4-14
図 4-9	モルタル温度とスランプフローの変化 (60 分~120 分)	4-14
図 4-10	漏斗流下時間の経時変化 (20 °C)	4-15
図 4-11	漏斗流下時間の経時変化 (恒温室 60 °C)	4-15
図 4-12	漏斗流下時間の経時変化 (乾燥炉 60 °C)	4-16
図 4-13	ブリーディング率の比較 (スランプフロー : 約 820 mm)	4-16
図 4-14	加圧ブリーディング試験結果の比較[14]	4-17
図 4-15	流動性確認試験結果 (SP2、20 °C)	4-17
図 4-16	流動性確認試験結果 (SP2、60 °C)	4-18
図 4-17	流動性確認試験結果 (SP3、20 °C)	4-18
図 4-18	流動性確認試験結果 (SP3、60 °C)	4-18
図 4-19	流動性確認試験結果 (SP4、20 °C)	4-19
図 4-20	流動性確認試験結果 (SP4、60 °C)	4-19
図 4-21	流動勾配の比較	4-19
図 4-22	凝結試験結果 (20 °C)	4-20
図 4-23	凝結試験結果 (恒温室 60 °C)	4-20
図 4-24	スランプフローの経時変化 (SP3、40 °C、80 °C)	4-22
図 4-25	漏斗流下時間の経時変化 (SP3、40 °C、80 °C)	4-23
図 4-26	モルタル温度とスランプフローの変化 (60 分~120 分)	4-23
図 4-27	流動性確認試験結果 (SP3、40 °C)	4-24
図 4-28	流動性確認試験結果 (SP3、80 °C)	4-24
図 4-29	流動勾配の比較	4-24
図 4-30	養生温度と圧縮強度	4-25
図 4-31	凝結試験結果 (SP3)	4-26
図 4-32	高性能 AE 減水剤添加率とスランプフロー	4-33
図 4-33	V 漏斗流下時間とスランプフロー	4-33
図 4-34	間隙通過性試験充填高さ	4-34
図 4-35	ブリーディング率とスランプフロー	4-34
図 4-36	スランプフローの経時変化 (20 °C)	4-36
図 4-37	スランプフローの経時変化 (60 °C)	4-37
図 4-38	混和剤の種類とブリーディング率	4-37
図 4-39	凝結時間試験結果	4-37
図 4-40	拘束膨張量 (20 °C) 試験	4-39

図 4-41	拘束膨張量 (60 °C) 試験	4-39
図 4-42	圧縮強度 (20 °C)	4-40
図 4-43	圧縮強度 (60 °C)	4-40
図 4-44	養生温度と圧縮強度.....	4-42
図 5-1	積算温度で整理した圧縮強度 (区画内充填材)	5-2
図 5-2	積算温度で整理した圧縮強度 (上部充填材)	5-2
図 5-3	XRD chart of N(20 °C).....	5-5
図 5-4	XRD chart of LF(20 °C).....	5-6
図 5-5	XRD chart of LFE(20 °C)	5-6
図 5-6	XRD chart of N(60 °C).....	5-7
図 5-7	XRD chart of LF(60 °C).....	5-7
図 5-8	XRD chart of LFE(60 °C)	5-8
図 6-1	区画内充填材施工時の断面イメージ.....	6-2
図 6-2	上部充填材施工時の断面イメージ	6-2
図 6-3	試験空洞内での施工試験.....	6-2
図 6-4	圧送試験の概要.....	6-4
図 6-5	加圧ブリーディングの比較.....	6-5
図 6-6	圧送前後のスランプフロー.....	6-6
図 6-7	圧送前後の V 漏斗流下時間.....	6-6
図 6-8	圧送前後の空気量.....	6-7
図 6-9	圧送前後の単位容積質量.....	6-7
図 6-10	空気量と単位容積質量.....	6-8
図 6-11	吐出量とポンプ車のピストン前面圧.....	6-8
図 6-12	ポンプ方式による充填性確認試験平面図(A-A)	6-9
図 6-13	吐出量と流動勾配.....	6-10
図 6-14	移動式バケット方式模擬試験平面図(B-B)	6-11
図 6-15	バケット方式による流動勾配	6-12
図 6-16	硬化後の天端高さの高低差.....	6-13
図 6-17	コア削孔位置 (左:ポンプ方式、右:バケット方式)	6-14
図 6-18	コアによる圧縮強度.....	6-14
図 6-19	採取高さで比較した圧縮強度の平均値 (バケット方式)	6-15
図 6-20	積算温度と圧縮強度の関係.....	6-15
図 6-21	計測器位置 (部材中央付近の断面)	6-16
図 6-22	打込み時の側圧.....	6-17
図 6-23	側部コンクリートピットの温度.....	6-18
図 6-24	側部低拡散層の温度.....	6-18

図 6-25	部材横断方向の温度差.....	6-18
図 6-26	側部低拡散層の応力.....	6-18
図 6-27	上部充填材施工時の断面イメージ.....	6-20
図 6-28	試験空洞内の施工試験.....	6-21
図 6-29	圧送試験の概要.....	6-21
図 6-30	圧送前後のスランプフロー.....	6-22
図 6-31	圧送前後の V 漏斗流下時間.....	6-23
図 6-32	圧送前後の空気量.....	6-23
図 6-33	圧送前後の単位容積質量.....	6-24
図 6-34	吐出量とポンプ車のピストン前面圧.....	6-24
図 6-35	ポンプ圧送方式による施工確認試験の平面図(A-A).....	6-25
図 6-36	1～4 台目の流動勾配.....	6-27
図 6-37	流動勾配（アジテータ車 2 台目以降）.....	6-29
図 6-38	流動勾配の平均（アジテータ車 2 台目以降）.....	6-29
図 6-39	硬化後の高低差.....	6-30
図 6-40	設計高さの実測高さの差.....	6-31
図 6-41	部材厚確保を前提とした打込み面の推定（1）.....	6-32
図 6-42	部材厚確保を前提とした打込み面の推定（2）.....	6-33
図 6-43	バケット間隔.....	6-35
図 6-44	小型手動ウインチ.....	6-36
図 6-45	表面均し装置（空洞内）.....	6-37
図 6-46	レーザー距離計位置.....	6-38
図 6-47	バケット設置用仮設栈橋.....	6-39
図 6-48	養生方法.....	6-40
図 6-49	高さ計設置位置.....	6-42
図 6-50	打込み高さ（フェーズ①～③）.....	6-43
図 6-51	打込み高さ（フェーズ④～⑦）.....	6-44
図 6-52	打込み高さ（フェーズ⑧～⑩）.....	6-45
図 6-53	各排出後の打込み高さ.....	6-46
図 6-54	表面均し後の高さ.....	6-48
図 6-55	高低差の推移.....	6-50
図 6-56	中央谷部の打込み高さ.....	6-50
図 6-57	設計値との差（基準高）.....	6-51
図 6-58	設計値（基準高）との差.....	6-52
図 6-59	ポンプ圧送方式でのひび割れ.....	6-53
図 6-60	バケット方式でのひび割れ.....	6-54

図 6-61	ひび割れ開口部の面積比率の比較	6-56
図 6-62	コア削孔位置（ポンプ方式）	6-59
図 6-63	コアによる乾燥単位容積質量（ポンプ方式）	6-60
図 6-64	コア削孔位置（バケット方式）	6-62
図 6-65	コアによる圧縮強度（バケット方式）	6-62
図 6-66	積算温度で整理した圧縮強度	6-63

表目次

表 2-1	充填材の要求機能[12].....	2-5
表 2-2	ポンプ圧送方式の場合に必要な水平換算距離.....	2-9
表 2-3	低拡散層の基本配合[4]	2-11
表 2-4	低拡散層の仕様と区画内充填材の仕様および検討項目.....	2-12
表 2-5	所定の厚さを確保するために考えられる種々の上部充填材施工方法.....	2-14
表 2-6	表面均し装置の種類.....	2-15
表 2-7	コンクリートピットの基本配合[21].....	2-16
表 2-8	コンクリートピットと上部充填材の仕様の対比および検討項目.....	2-16
表 2-9	一般構造物との施工条件の相違と課題の整理.....	2-17
表 3-1	解析ケース.....	3-10
表 3-2	解析パラメータ.....	3-12
表 3-3	材料特性一覧	3-13
表 3-4	解析結果一覧	3-18
表 3-5	追加解析パラメータ.....	3-19
表 3-6	定常状態の廃棄体表面温度.....	3-25
表 4-1	基本配合（低拡散層）	4-2
表 4-2	低拡散層の特徴と区画内充填材配合の検討方針	4-3
表 4-3	試験方法	4-4
表 4-4	使用材料	4-5
表 4-5	配合表（目標スランプフロー、石灰石微粉末量の選定）	4-5
表 4-6	目標スランプフローの設定.....	4-9
表 4-7	使用材料	4-10
表 4-8	配合表（混和剤の比較検討）	4-10
表 4-9	使用材料	4-21
表 4-10	各温度での確認試験配合.....	4-21
表 4-11	開発した区画内充填材の配合.....	4-28
表 4-12	基本配合（コンクリートピット） [21]	4-29

表 4-13	コンクリートピットの特徴と上部充填材配合の検討方針	4-30
表 4-14	使用材料	4-31
表 4-15	試験方法	4-31
表 4-16	試験配合	4-33
表 4-17	目標スランプフローの設定	4-35
表 4-18	試験配合	4-36
表 4-19	試験配合	4-39
表 4-20	開発した上部充填材の配合	4-42
表 4-21	開発した区画内充填材の配合	4-43
表 4-22	開発した上部充填材の配合	4-43
表 5-1	使用材料	5-3
表 5-2	化学成分 (NPC、LPC、LEX)	5-3
表 5-3	ペーストの試験配合	5-3
表 5-4	アルミネート系水和物の化学式およびモル体積	5-4
表 6-1	実規模試験概要	6-3
表 6-2	ポンプ圧送試験試験配合	6-4
表 6-3	ポンプ圧送試験での試験方法	6-5
表 6-4	計測器の仕様	6-16
表 6-5	側圧の関連データ	6-17
表 6-6	ポンプ圧送試験の試験配合	6-21
表 6-7	ポンプ圧送試験の試験方法	6-22
表 6-8	上部充填材吐出量実績	6-26
表 6-9	バケット方式での試験配合	6-35
表 6-10	打込み順序	6-36
表 6-11	コアによるひび割れ調査	6-56
表 6-12	施工条件の違いによる圧縮強度 (バケット方式)	6-62
表 6-13	供試体採取高さによる圧縮強度の違い (バケット方式)	6-63
表 6-14	施工条件の違いで比較した圧縮強度 (バケット方式)	6-63

写真目次

写真 4-1	流動性確認試験 試験装置	4-12
写真 4-2	乾燥炉内での試料静置状況	4-14
写真 4-3	スランプフロー試験時の性状 (LP:215 kg/m ³ 、フロー:800 mm)	4-34
写真 4-4	供試体表面の状況 (左: LEX30 60 °C、右: LEX25 60 °C)	4-41
写真 6-1	ポンプ方式の施工状況と打込み箇所全景	6-9

写真 6-2	バケット方式の打込み状況	6-11
写真 6-3	打込み状況	6-26
写真 6-4	打込み初期の流動状況.....	6-27
写真 6-5	打込み中盤の流動状況.....	6-28
写真 6-6	内部振動機による影響.....	6-28
写真 6-7	養生状況.....	6-40
写真 6-8	打込み前状況.....	6-41
写真 6-9	打込み状況	6-41
写真 6-10	表面均し状況（右：均し後）	6-41
写真 6-11	コンクリート表面のこわばり	6-47
写真 6-12	中央部に発生した「谷」	6-47
写真 6-13	表面均し状況.....	6-49
写真 6-14	仕上り面の比較	6-51
写真 6-15	ひび割れを対象としたコア (e)	6-57
写真 6-16	ひび割れを対象としたコア (f)	6-57
写真 6-17	ひび割れを対象としたコア (g)	6-57
写真 6-18	ひび割れを対象としたコア (h)	6-58
写真 6-19	ひび割れを対象としたコア (左 j、右 i)	6-58
写真 6-20	ひび割れを対象としたコア (k)	6-58
写真 6-21	コアの写真（ポンプ方式）	6-60

第 1 章 序論

第1章 序論

1.1 研究の背景

原子力発電所や原子燃料サイクル施設では、放射性廃棄物が発生する(図 1-1[8])。放射性廃棄物の特徴は、廃棄物中に含まれる放射性物質の核種が固有のエネルギーを有する放射線を放出し(放射能を持っている)、核種によっては、長期間、放射線を出し続けることである。この放射能は時間の経過とともに核種固有の半減期で減衰するが、熱や薬品によって人為的に放射線のエネルギーや半減期を変えることができない。一方、放射線は、距離を置くことや遮へい壁等で遮ることで、その力を弱めることができる等の特徴がある。放射線は放射線障害等人体や環境に有害な影響を与えることから、この廃棄物の処理、処分に当たっては、その特徴を考慮し、人体や環境への影響が十分小さくなるように、「放射能の減衰を待つ」、「生活環境から遠ざける」、「放射線を遮へいする」といった措置がとられる。

放射性廃棄物処分場における最終処分は、人間の生活環境に対する放射能の影響を十分小さくすることにより放射線障害の発生を未然に防止することを目的として行われる。廃棄物は処分に適した処理を施した後、放射能レベルの減衰を待ち、安全上問題のないレベル以下になるまでの間、隔離することを基本としている。日本での放射性廃棄物の分類は、原子力発電所の運転等にもない発生する放射能レベルの低い「低レベル放射性廃棄物」と、使用済燃料の再処理にもない再利用できないものとして残る放射能レベルが高い「高レベル放射性廃棄物」とに大別される(図 1-2[9])。高レベル放射性廃棄物は、安定な形態に固化した後、30年から50年間程度冷却のための貯蔵を行い、その後地層処分をすることとしており、低レベル放射性廃棄物は、放射能の大きさにより、そのレベルを「放射能レベルの極めて低い廃棄物」、「放射能レベルの比較的低い廃棄物」、「放射能レベルの比較的高い廃棄物」の3つに分類し、放射能レベルの比較的低い廃棄物については、青森県上北郡六ヶ所村の日本原燃(株)で、浅地中ピットへの処分を1992年より開始している。

低レベル放射性廃棄物のうち、放射能レベルの比較的高い廃棄物は、「一般的な地下利用に十分余裕を持った深度への処分」が行われることになっている。建造物の基礎や地下鉄、共同溝等の一般的な地下利用に対しても十分に余裕をもった深度に、コンクリートでトンネル型やサイロ型の建造物をつくり、廃棄物を埋設処分する方法であり、これを余裕深度処分と呼んでいる(図 1-3[8])。本論文では、主にこの余裕深度処分に用いられるセメント系充填材を研究対象とした。

放射性廃棄物は人に有害な放射線を放射することから、廃棄物の周囲に立ち入ることはできない。また、廃棄物処分場は廃棄体を高い密度で集積して定置するため、核種の崩壊熱により廃棄体周囲の温度が上昇することが考えられる。このため、廃棄体周囲に施工さ

れる充填材は、人力に極力期待しない施工方法と、高温の廃棄体に触れても施工性能が保持され、硬化性状に影響を与えない材料が求められた。これらの無人化あるいは高温環境は、一般の構造物には無い施工条件であり、これまで研究されることは少なかった。これを受けて、本研究はまず考えられる上で最も流動性・充填性が高い材料の開発と、それを補助する施工機械の自動化を踏まえた種々の検討を行う。

本研究成果は余裕深度処分以外の処分施設はもとより、一般工事における施工の自動化等に拡張可能であり、生産性の向上に寄与する技術であると期待される。

余裕深度処分対象廃棄物の例

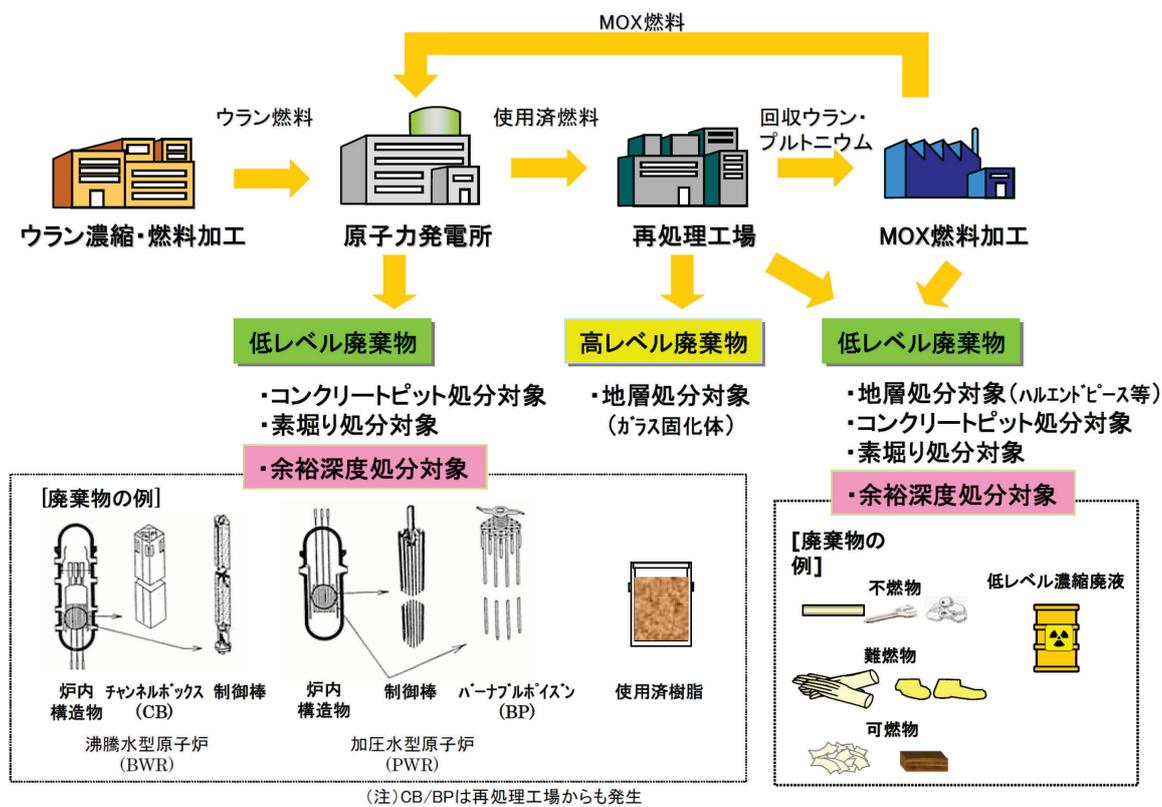


図 1-1 日本の放射性廃棄物の概要[8]

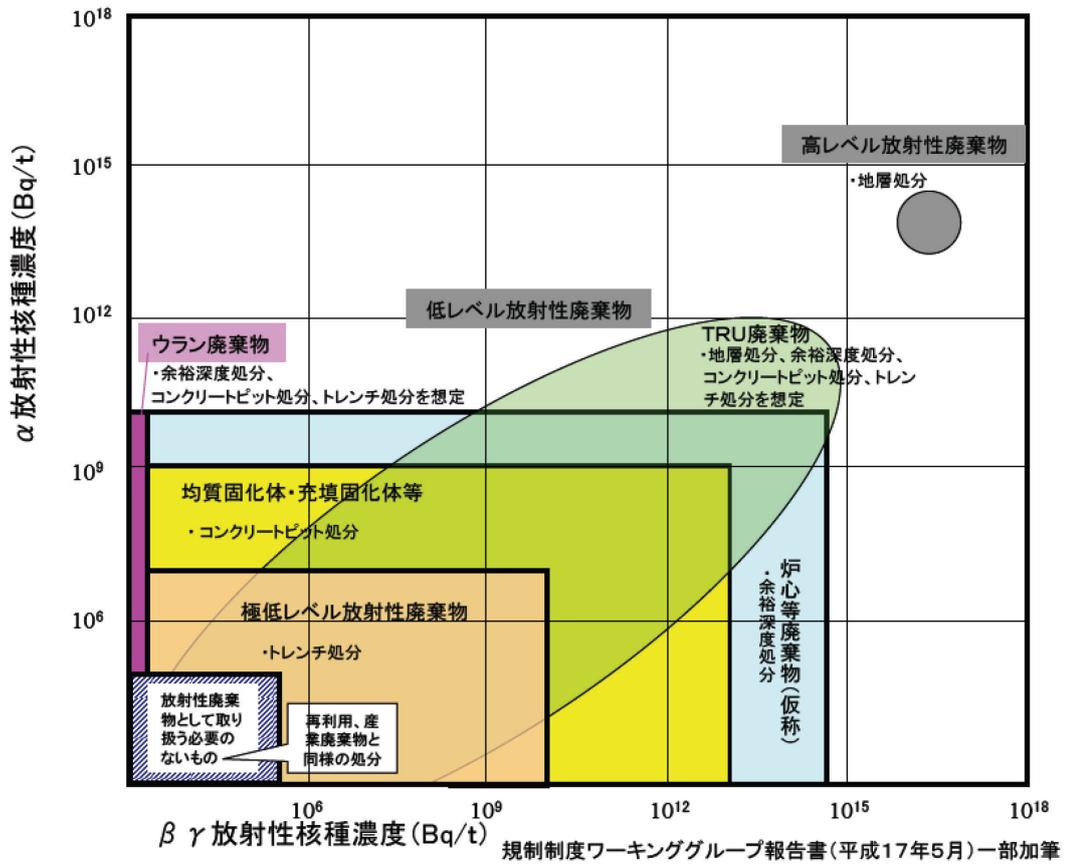


図 1-2 放射性廃棄物の濃度区分および処分方法[9]



図 1-3 余裕深度処分の処分方法[8]

1.1.1 低レベル放射性廃棄物処分の国外の動向

低レベル放射性廃棄物の処分は、現在、国内外によらず、浅地中または比較的深度が小さな地下空洞に埋設する方法により行われている。欧米では、原子力の利用が本格化した1950年代から地表付近での処分が開始されているが、アメリカやイギリスでは地下水位より高い位置にトレンチを掘削して廃棄物を投入し覆土を施す程度の簡単なものであったため、大規模な環境汚染には至らなかったものの、多くの施設が汚染拡大の防止措置がとられた上で閉鎖された経緯がある。

こうした経験から、現在の処分場の多くは、放射能が減衰して影響が有意なレベルを下回るまでの期間において、人工構造物にバリア機能を期待する、いわゆる人工バリアによって安全性を確保する処分方式が採用されている。日本の余裕深度処分に当たる TRU（原子燃料のリサイクルを行う再処理施設や、MOX 燃料加工施設の操業等に伴って放射性廃棄物が発生する超ウラン（Trans Uranium：TRU）核種を含む長半減期低発熱放射性廃棄物）を含んだ廃棄物処分はフィンランド、フランス、スウェーデン、アメリカで操業されており、その他の国ではサイト選定中あるいは検討中に留まっている。各国の低レベル放射性廃棄物処分の動きを以下に例示する。

(1) フィンランド

ロビーサ処分場はロビーサ原子力発電所から発生する放射性廃棄物を処分するために、まず低レベル用の処分施設の建設がされ、1998年に操業を開始した。引き続き、中レベル用の処分施設の建設が進められており、将来は原子炉の廃止措置に伴って発生する廃棄物のための処分施設の建設も計画されている。

現在操業中の低レベル用の処分施設は、地表から約 110 m の深さの岩盤に水平空洞を掘削し、掘削された空洞内に廃棄体を封入したキャニスタを直接定置する処分方法としている。キャニスタの周囲には緩衝材（ベントナイト）を充填する計画である

また中レベル用の処分施設も同様に水平空洞を掘削し、空洞内にコンクリートピットを構築し、その内部に廃棄体を定置する処分方式が計画されており、現在その建設が進められている。

オルキルオト処分場はオルキルオト原子力発電所から発生する放射性廃棄物を処分するために、1992年に発電所構内で建設され、低レベルと中レベル廃棄物に関しては操業を開始している。地表から約 60 m の深さのトーナライトと呼ばれる花崗岩質の岩盤に直径 24 m、高さ 34 m の円筒状の二つのサイロが掘削され、低レベル用と中レベル用の 2 基の処分サイロがつけられている。

フィンランドは、世界に先駆けて、高レベル放射性廃棄物の地層処分場のサイト選定が世界で初めて最終決定された国であり、2004年からオルキルオトにおいて詳細な調査を行うための地下特性調査施設（ONKALO）の建設が開始されている。2012年に処分場の建設

許可申請が行われ、2022年頃に処分場の操業が開始される予定である。

(2) フランス

浅地中処分施設として、既に操業を終えて2003年より監視段階にあるラ・マンシュ処分場と、1992年より操業を開始したオーブ処分場があり短寿命低中レベル放射性廃棄物を処分対象としている（長寿命核種も一部含まれる）。また、オーブ処分場に隣接したモルビリエ処分場も浅地中処分施設であり、ここでは2003年より極低レベル放射性廃棄物を処分している。浅地中処分施設は管理型処分であり、操業段階後の最長300年間の監視段階を経て、サイトは無条件開放されなければならないことが安全基本規則で定められており、サイト解放時に人および環境に著しいリスク与えない程度となるように、半減期30年を越える核種についての放射エネルギーに制限が掛けられている。ラ・マンシュ処分場およびオーブ処分場の処分概念は、前者がトレンチ処分、後者がコンクリートピット処分である違いを除き、ほぼ同等の概念である。オーブ処分場の場合、処分場の主要な構成要素は、①廃棄体パッケージ、②廃棄体パッケージを収納する金属製容器（コンクリート充填）、またはコンクリート容器（砂利充填）、③25 m×25 m×8 mのコンクリートピット（ピット内は砂利充填）、④粘土による覆土からなる。

廃棄体パッケージ相互間の間隙は、コンクリートや砂利を流しながら注入する。

(3) スウェーデン

原子力発電所で発生する短寿命の低・中レベル放射性廃棄物最終処分場（SFR）は、フォルスマルク原子力発電所の沖合3 kmの海底下50 mの深さに建設され、1988年から操業を開始した。SFRは縦型のコンクリートサイロ構造と4本の水平トンネル構造の処分施設に大別され、サイロでは原子炉冷却材浄化系で使用された中レベルイオン交換樹脂、フィルタ等のセメント、アスファルト固化体を鋼製あるいはコンクリート製容器に収納し、その周りをコンクリートで充填し、サイロと岩盤の間はベントナイト・砂の混合物で埋め戻される。同施設には、原子力発電所で発生した低・中レベル放射性廃棄物に加え、病院や研究施設、工場等からの低・中レベル放射性廃棄物も処分される。

短寿命の低・中レベル放射性廃棄物は、現在各発電所、使用済燃料中間貯蔵施設（CLAB）等で貯蔵されており、長寿命・低中レベル放射性廃棄物最終処分場（SFL）は2045年頃の操業開始を予定している。

(4) アメリカ

廃棄物隔離パイロットプラント（WIPP）は、1999年から操業を開始しているアメリカで唯一の放射性廃棄物処分場であり、ニューメキシコ州、カールスバッドの南東42 kmに位置する。地下655 mの地下水の無い岩塩層に廃棄体を定置する構造である。廃棄物の定置後、岩塩の長期的にじわじわと処分空洞を埋める性質（クリープ現象）により処分エリ

アが密封されることを想定して、充填材は用いられない[10]。

1.1.2 低レベル放射性廃棄物処分の国内の動向

前述のように、日本における放射性廃棄物は、原子力発電所の運転等にもない発生する放射能レベルの低い「低レベル放射性廃棄物」と、使用済燃料の再処理にもない再利用できないものとして残る放射能レベルが高い「高レベル放射性廃棄物」とに大別している。高レベル放射性廃棄物は、安定な形態に固化した後、30年から50年間程度冷却のための貯蔵を行い、その後地層処分をすることとしている。低レベル放射性廃棄物は、放射能レベルによりレベルを「放射能レベルの極めて低い廃棄物」と「放射能レベルの比較的低い廃棄物」、「放射能レベルの比較的高い廃棄物」の3つに分類し、放射能レベルの比較的低い廃棄物については、青森県上北郡六ヶ所村の日本原燃(株)で、浅地中ピットへの処分を1992年より開始している。

低レベル放射性廃棄物のうち、放射能レベルの比較的高い廃棄物は、「一般的な地下利用に十分余裕を持った深度への処分」が行われることになっている。建造物の基礎や地下鉄、共同溝等の一般的な地下利用に対しても十分に余裕をもった深度に、コンクリートでトンネル型やサイロ型の建造物をつくり、廃棄物を埋設処分する方法であり、これを余裕深度処分と呼んでいる。

地下50m以深の大断面の地下空洞にコンクリートの処分ピットを構築し、その周囲をベントナイト等の緩衝材で覆う、いわゆる地下空洞型処分施設は、低レベルの発電所廃棄物の余裕深度処分や、TRU廃棄物の余裕深度処分、あるいは一部のTRU廃棄物の地層処分のための処分施設として、具体的な検討が行われている。特に、日本原燃(株)が六ヶ所村に計画している低レベルの発電所廃棄物の余裕深度処分においては、施設建設予定地点の岩盤調査や、処分施設の基本設計が行われる等、事業化に向けた現実的な検討が行われている(図1-4)。また、TRU廃棄物処分においては、電気事業連合会と核燃料サイクル開発機構(現日本原子力研究開発機構)が2005年9月に「TRU廃棄物処分技術検討書—第2次TRU廃棄物処分研究開発とりまとめ—」[11]を発表しており、TRU廃棄物処分の分野においても、その具体化に向けた詳細な検討が積極的に進められてきている現状にある。

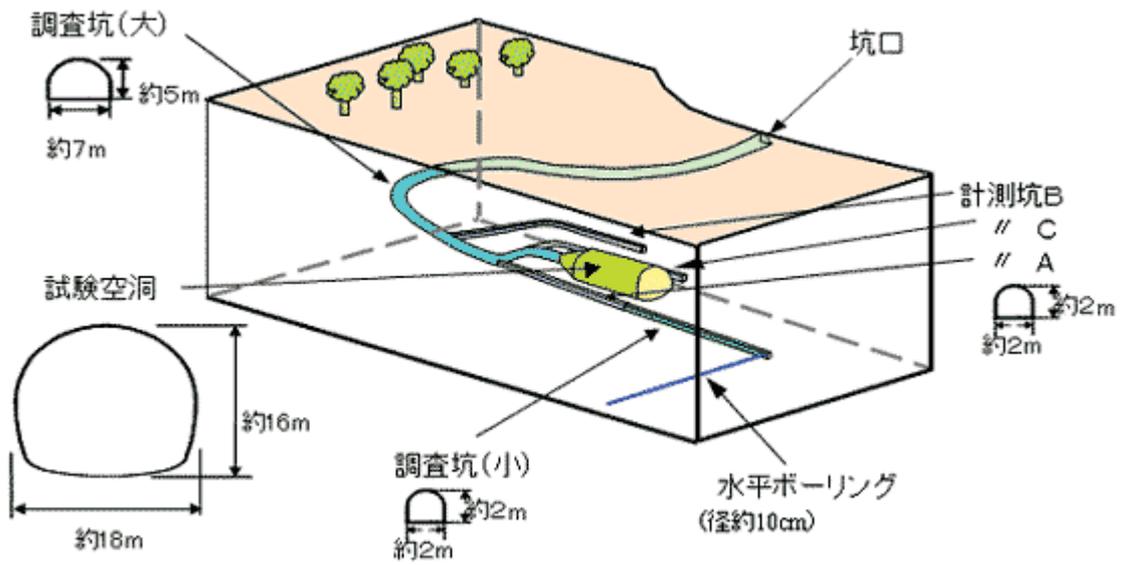


図 1-4 本格調査イメージ図[9]

1.1.3 余裕深度処分の人工バリアの構造

余裕深度処分施設概念図を図 1-5 に示す[12]。埋設施設は、受入施設、放射線管理施設等の地上施設、廃棄体を埋設する処分空洞、地上と処分空洞を接続するアクセス坑道等から構成される。

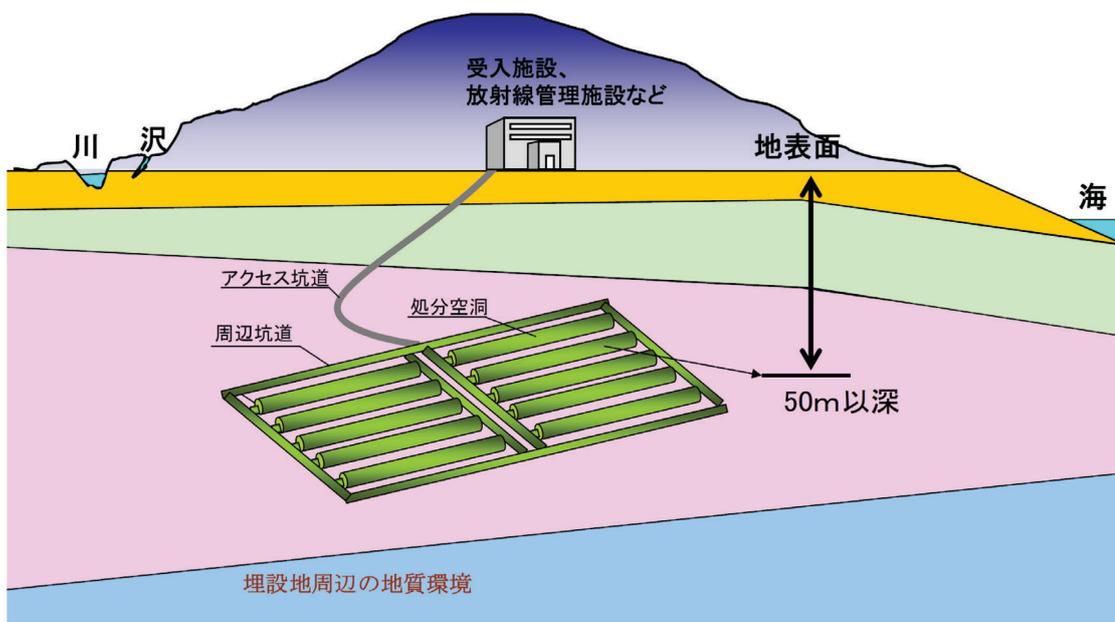


図 1-5 廃棄物埋設施設の概念図[12]

余裕深度処分施設では、地下施設の埋戻し完了までの期間は、廃棄体および人工バリアにより、廃棄物埋設地外への放射性核種の有意な漏出を防止することで安全性を確保する。地下施設埋戻し完了後の期間は、人工バリアおよび天然バリアを組み合わせた多重バリアシステムにより核種の移行を抑制することで生物圏への核種の放出時期を遅らせ、主に放射能の時間減衰によって将来世代の被曝線量の低減を図る。

廃棄体が地下水に接触しても放射性物質が溶け出しにくい材料、収着し易い材料、拡散しにくい材料および地下水を通しにくい材料等を組み合わせた人工バリアを設けることによって、放射性物質の漏出や移行を抑制することが考えられている。人工バリアに要求される性能や最適な構成・仕様は、廃棄物埋設地固有の条件や処分対象とする廃棄物の特性に依存するため、一般的な人工バリア構成・仕様や各バリア要素の要求性能を一律に規定することはできないが、土木学会[12]、[13]により人工バリアの構成例が検討されている（図 1-6、名称とハッチング位置について一部改変）。

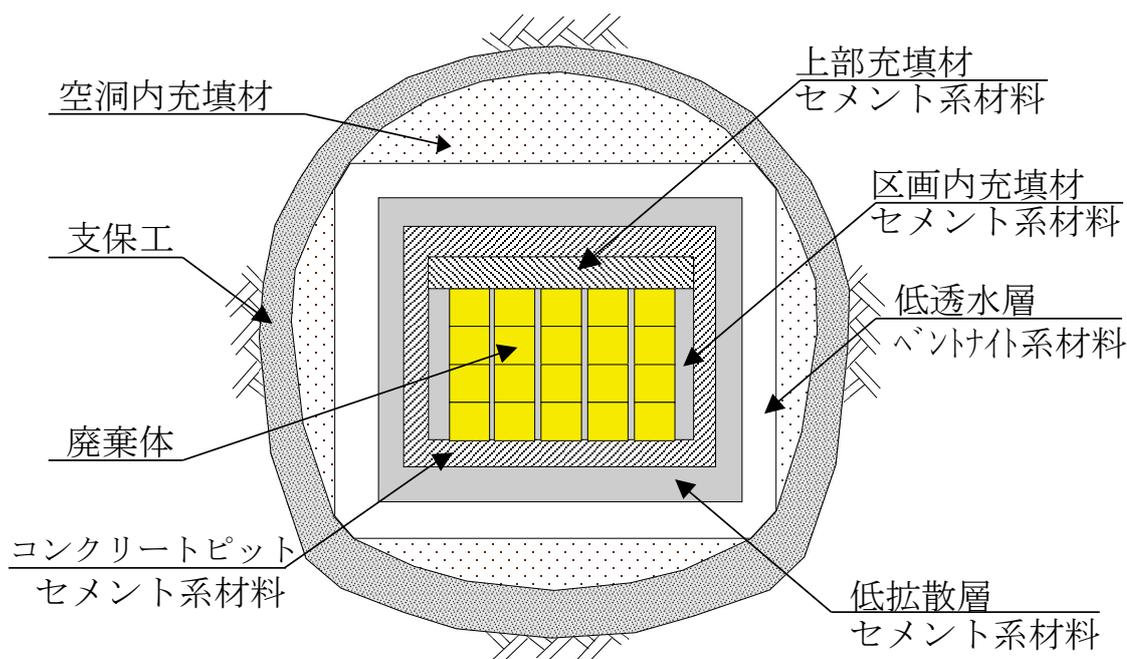


図 1-6 地下空洞型処分施設の構成[12]

(名称等一部改変)

1.1.4 余裕深度処分に使用されるポルトランドセメント系材料の開発の動向

施設建設予定地点である青森県六ヶ所サイトでは、2002年から2006年にかけて、調査用のトンネルを約100mの深さに掘削し、地質・地盤・地下水の調査・試験を実施している。セメント系材料については、庭瀬らにより調査空洞掘削と同時期に低拡散層とコンクリー

トピットを対象として基礎的的配合検討を行っており[2]、同配合を用いて調査坑道内において実規模試験体（高さ 8 m、幅 5 m、奥行き 10 m の L 型モデル）を構築し、その施工性、ひび割れ状況、諸物性の取得を行っている[3]。

一方で、区画内充填材と上部充填材については土木学会[12]で要求機能等の概要を整理したのみに留まっている。ここで、土木学会では廃棄体周囲に施工される部位について、上部充填材を含んで区画内充填材と定義しているが、本研究では廃棄体の上方の部位を上部充填材、間隙に位置する部位を区画内充填材と呼ぶこととする。低拡散層やコンクリートピットは、廃棄体を定置するための、言わば“箱”であり、施工方法は一般の構造物と変わらない。廃棄体定置後に施工され、高線量と高温という特殊な環境で施工される区画内充填材とは施工条件が大きく異なる。

第2章 充填材の施工条件と要求性能の整理

第2章 充填材の施工条件と要求性能の整理

2.1 本研究で対象とする充填材の諸元

余裕深度処分施設に適用が検討されている施設構成を図 2-1 に再掲する[12] (名称とハッチング位置を一部改変)。施設は要求性能に応じた様々な部材で構成されている。セメント系材料とベントナイト系材料に大別されるが、セメント系材料は、低拡散層とコンクリートピット、区画内充填材、上部充填材がある。このうち、低拡散層とコンクリートピットは庭瀬ら[2]、[3]により基礎的的配合検討等の研究が進んでいるものの、区画内充填材と上部充填材については土木学会[12]で概略の要求機能が整理されたのみに留まっている。

土木学会[12]では、区画内充填材を廃棄体の周囲に配置されるものと位置付けており、一般部（廃棄体間または廃棄体とコンクリートピット間）と上部（廃棄体上部）を分けて呼称していない。しかしながら、これらは分割して施工することを想定しており、施工方法と要求性能も異なる点もあることから、本論文では廃棄体上部の区画内充填材を「上部充填材」と称して、それぞれに対して検討を進める。

人工バリアとしての区画内充填材に求められる主な機能には、放射性核種を収着し核種移行の遅延をはかる収着機能（固相と間隙水との界面において、間隙水中に溶存する溶質が固相へ吸着、吸収される現象を収着という。）がある。この機能を果たすため、廃棄体以外の空間は隅々まで充填されることが必要である。廃棄体と廃棄体との間、廃棄体とコンクリートピットとの間の狭隘な空間を確実に充填できるよう、区画内充填材は高い自己充填性が求められる。

施設構築の施工ステップを図 2-2、図 2-3 に示す[12 (名称を一部改変)]。廃棄体の定置から上部充填材の施工までの間は、人間の処分空洞内への立ち入りが制限（管理区域設定）される。区画内充填材と上部充填材施工時は高放射線環境下の中での施工となる他、上部充填材には次の施工ステップとなる上部コンクリートピットの施工を有人施工とするために、主に遮へい機能が要求される。このため、自己充填性の高い材料であるとともに、部材厚さを確保できる施工方法が求められる。

地下空洞型処分施設では廃棄体を空洞内に高い密度で集積して定置するため、核種の崩壊熱により廃棄体の表面温度が上昇することが考えられる。区画内充填材と上部充填材は、廃棄体定置後の施工となるため、高温の廃棄体に触れることにより材料の流動特性や、硬化性状に影響を与えることが想定された。同時に、いずれの充填材も放射線管理下となるため、施工には直接的な作業を極力必要としない遠隔操作等に頼ることとなる。

本研究では、この区画内充填材と上部充填材について、放射線管理下かつ高温の環境で施工可能な材料および施工方法の確立を目的としており、本章では現在考えられている諸条件を整理し、配合設計と考えられる施工方法への検討方針を決定する。

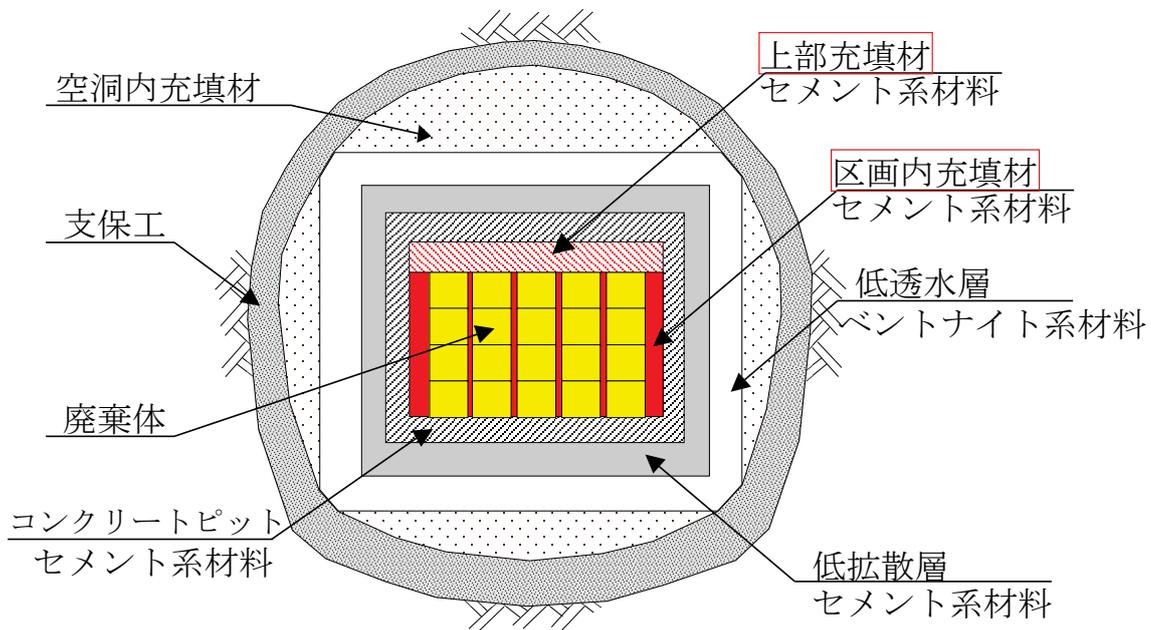


図 2-1 地下空洞型処分施設の構成[12]

(名称等一部改変)

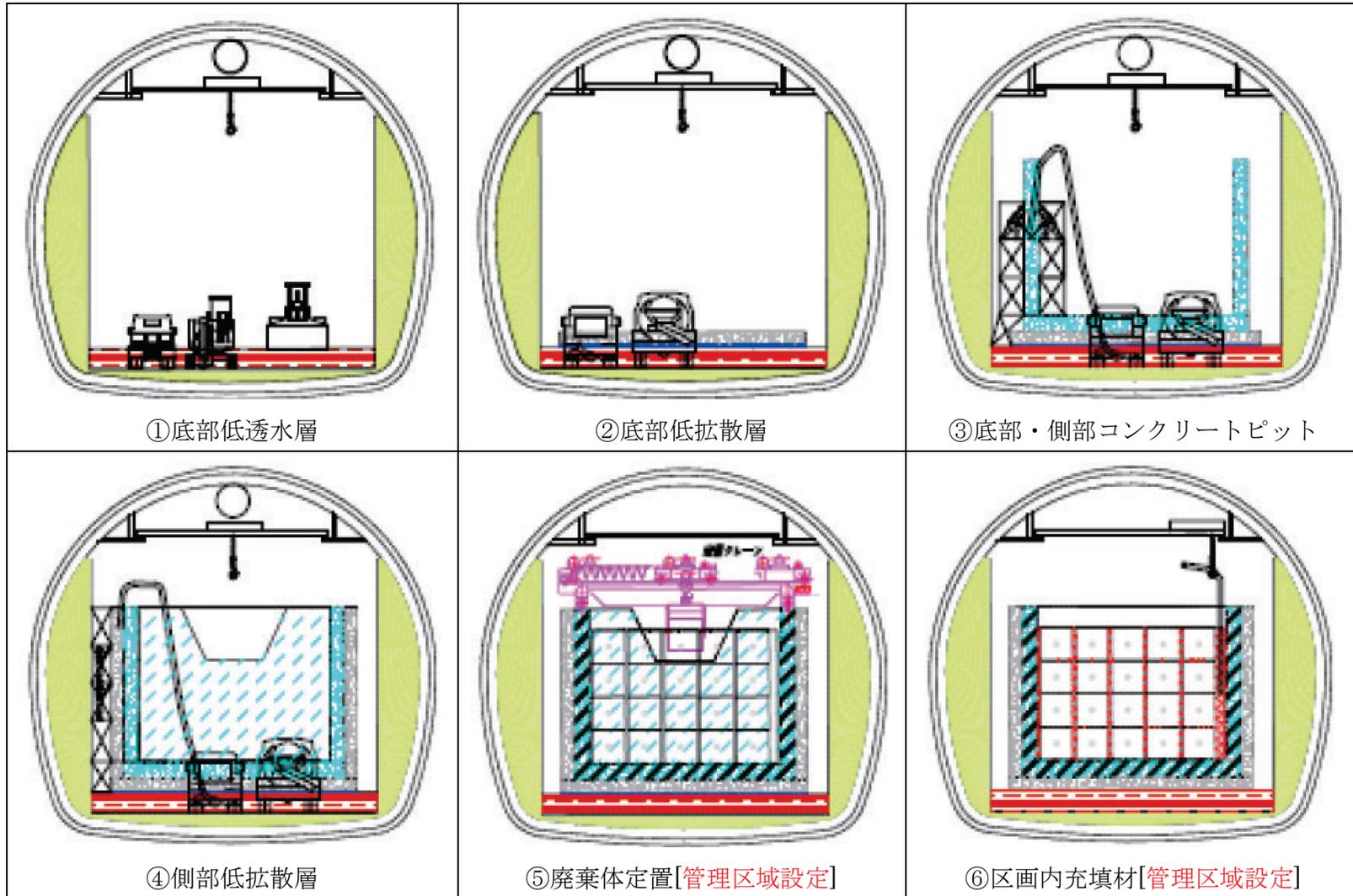


図 2-2 施工ステップ (1/2) [12]

(名称等一部改変)

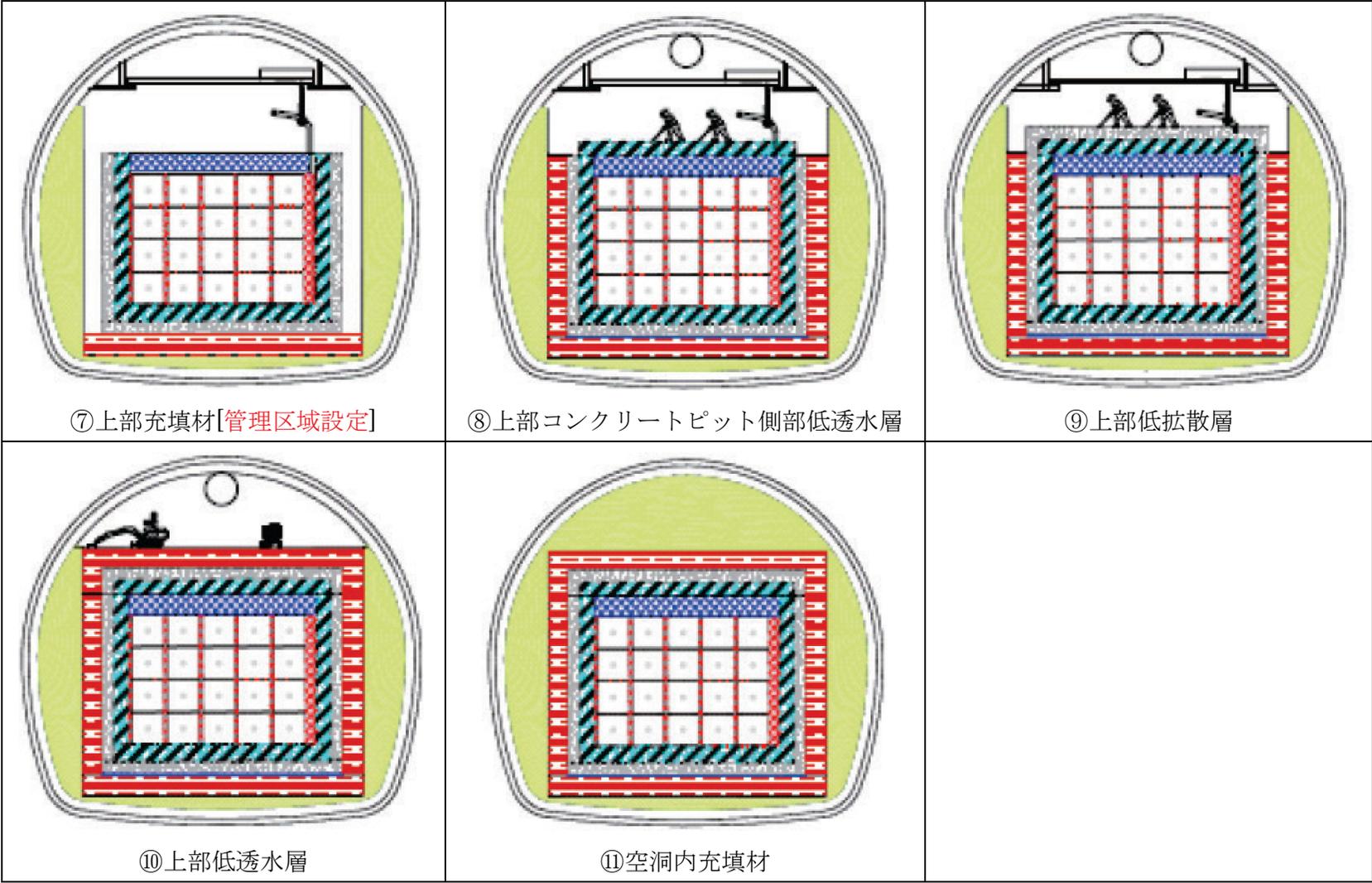


図 2-3 施工ステップ (2/2) [12]

(名称等一部改変)

2.2 区画内充填材

2.2.1 要求機能の整理

区画内充填材の要求機能について、土木学会[12]を参考に整理した（表 2-1）。区画内充填材の主に求められる機能として、遮へいと収着、作業上の力学安定性が求められている。遮へい機能は、充填性、低収縮性、単位容積質量により決定される。施設特有の施工・設計条件を考慮して、流動性や材料分離抵抗性を持った材料にて、適切に充填されることが求められる。移行抑制については、拡散係数や鉱物組成、分配係数等、使用材料で決定されるものである。なお、埋戻し後とは建設、作業終了後、長期安全性を確認し、連絡坑道・アクセス坑道の埋戻しを行い、地下施設を閉鎖した後の段階を言う。

表 2-1 充填材の要求機能[12]

要求機能		段階	機能の内容	機能の 要否	主な確認項目
基本安全機能	閉じ込め	建設 作業	放射線物質の埋設施設外の環境への有意な漏洩を防止すること	—	
	遮へい		廃棄体を線源とする放射線に対して、十分な遮へいを有する環境を保つこと	◎	充填性 低収縮性 単位容積質量
	移行抑制	埋戻し 後	放射性核種の拡散による移動を抑制すること	○	拡散係数 空隙率 ひび割れ特性
			放射性核種を収着すること	◎	鉱物組成 分配係数 間隙水 pH
			低透水性により、処分施設を通過する地下水流量の抑制を行うこと	—	
			連続した地下水移行経路を形成しないこと	—	
	離隔		離隔距離を確保すること	—	
			容易な侵入を防止すること	—	
作業上の機能		建設 作業	確実な建設、作業が行われる空間、力学安定性が確保されること	◎	力学特性
			坑道の形状を維持すること	—	

◎：直接的な要求機能

○：重要度の高い間接的な要求機能

参考として、土木学会（余裕深度処分安全評価における地下水シナリオに用いる核種移行評価パラメータ設定の考え方、2008）[13]では、以下のように整理されている。

充填材の「設計において、各構成部材単独として考慮する機能」は、「作業空間の確保、自重・外力に対する安全性確保」、「汚染拡大防止」および「放射線被ばくに対する安全性確保」が考えられる。所要の機能が発揮されるように、一番目の機能に対しては、自己充填性、耐荷重、廃棄体発熱などを考慮して材料・配合設計を行う。二番目の機能に対しては、自己充填性、廃棄体発熱などを考慮して材料・配合設計を行う。三番目の機能に対しては、低拡散層、コンクリートピットおよび充填材の部材厚と密度を勘案して充填材の部材厚と密度を設定する。充填材の候補材料としては、コンクリート、モルタル、砂などがある。充填材が有すべき機能および設計での対応例を表 5.1.3-1 に示す。

表 5.1.3-1 充填材が有すべき機能と設計での対応例

埋施設が有すべき機能 (設計において、各構成部材単独として考慮する機能)		設計上考慮すべき事項	設計での対応
機能	機能の内容		
作業空間の確保、自重・外力に対する安全性確保	廃棄体とコンクリートピットを一体化させ安定させること	自己充填性、耐荷重、廃棄体発熱など	適切な材料・配合設計
汚染拡大防止	廃棄体が所定の位置に保持されること	自己充填性、廃棄体発熱など	適切な材料・配合設計
放射線被ばくに対する安全性確保	廃棄体定置作業後において作業を実施する場合には、十分な遮蔽を有する環境を保つこと	低拡散層、コンクリートピットおよび充填材の部材厚と密度	適切な部材厚と密度の設定

2.2.2 施工条件の整理

余裕深度処分施設における区画内充填材の施工状況を図 2-4 に示す[12]。余裕深度処分施設における区画内充填材の施工は、放射線管理下での施工であることから、遠隔操作あるいは自動運転する機械・設備が必要であり、比較的長い場内運搬を経由して自己充填性が確保されることが必要となる。その他、施工条件として、廃棄体発熱からの影響を考慮する必要がある。

場内運搬方法は、配管敷設によるポンプ圧送あるいは移動式バケットによる運搬が考えられる。ポンプ圧送の場合、圧送機に負荷される圧力や材料分離抵抗性を含めた圧送性が必要である。また、移動式バケットによる方法では、遠隔操作を考慮した施工方法の確立

が求められる。なお、区画内充填材の上部には上部充填材が施工されるため、区画内充填材の天面の出来形には、管理基準は設けられない。

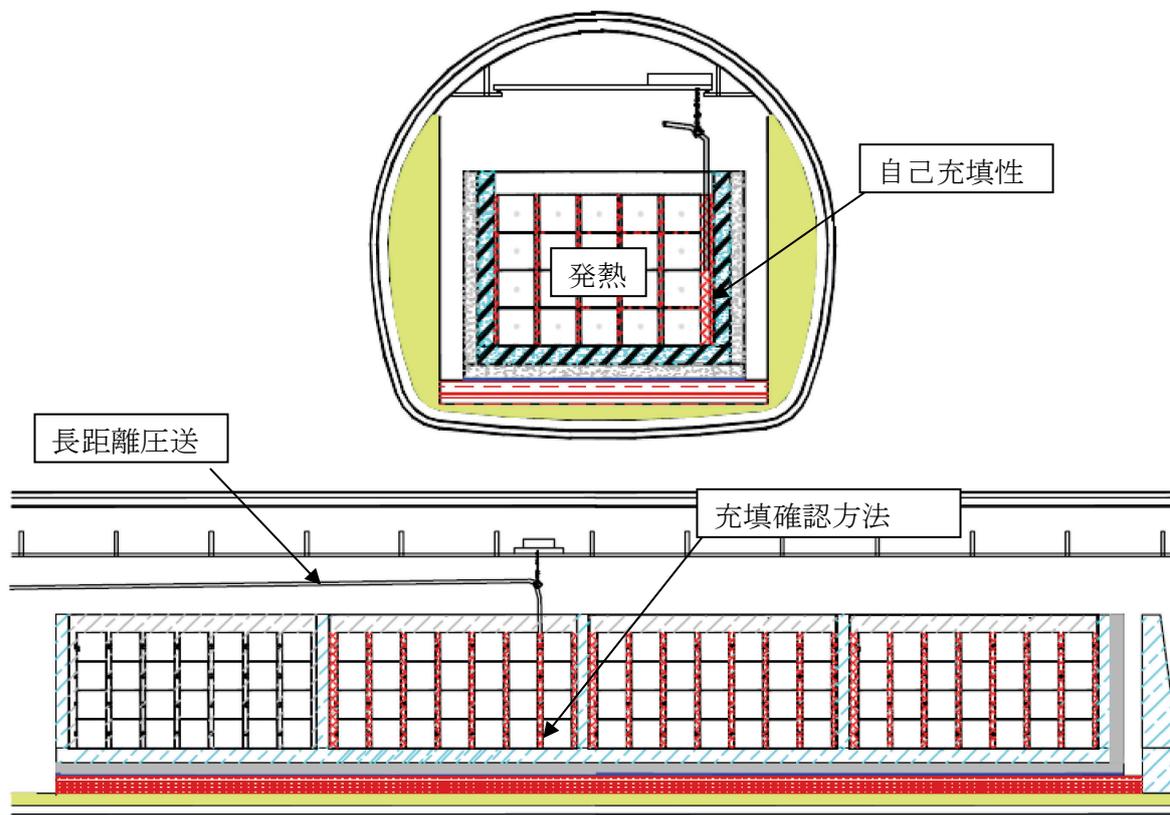


図 2-4 区画内充填材の施工状況と技術的課題[12]

(図に注釈を加筆)

1) 間隙寸法

充填性は、廃棄体間の間隙、廃棄体とコンクリートピットとの間隙が隙間無く充填されることが要求される。今のところ、廃棄体の形状や定置方法が定まっているものではないが、横方向の最小間隙寸法は 150 mm と考えられている。

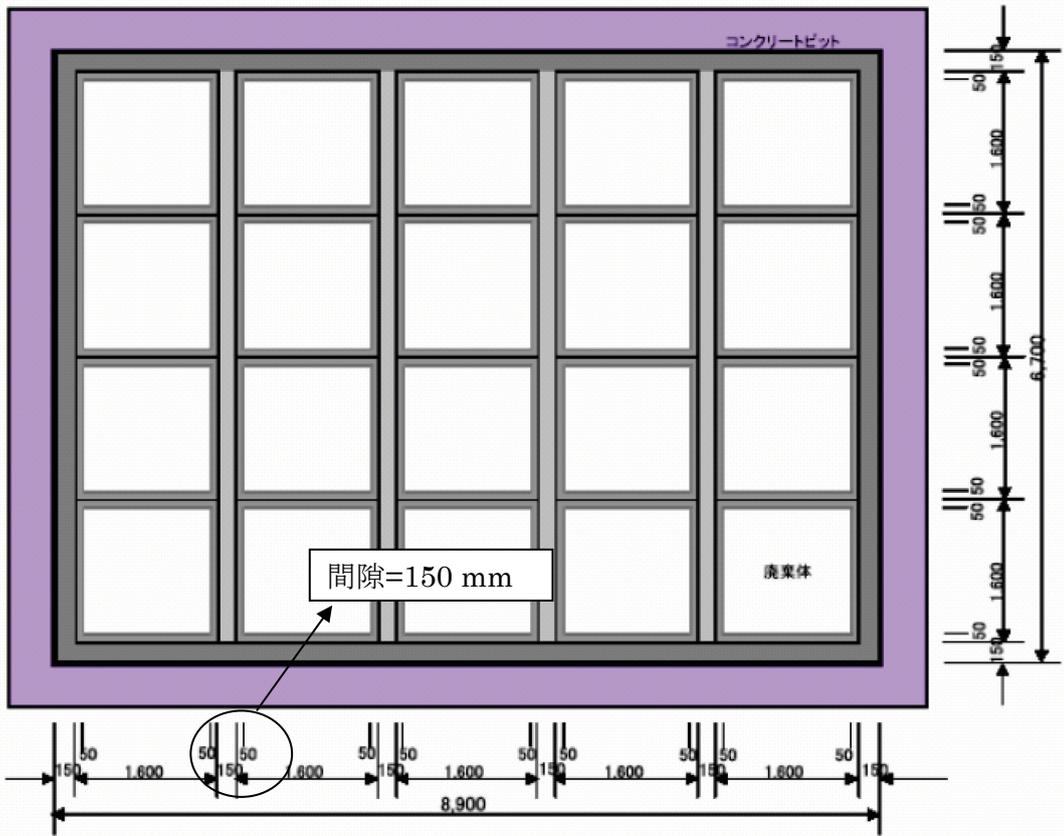


図 2-5 廃棄体定置図 (角型)

2) 場内運搬距離 (ポンプ圧送の場合)

配管のイメージを図 2-6 に示す。施設はトンネル内に延長 240 m 程度の奥行きを持った形状であり、廃棄体定置後はトンネル入口に設けた遮へい壁により放射線を遮断する構造である。現計画では、アジテータ車を含む人は遮へい壁手前に留まり、材料の打ち込みや施工箇所への場内運搬は無人で行う。配管は方向や曲り等によって、水平換算距離で評価することが一般的であるが[14]、打込み時の水平換算距離の算定例を表 2-2 に示す。水平換算距離=315 m を圧送できる設備および配合が要求される。

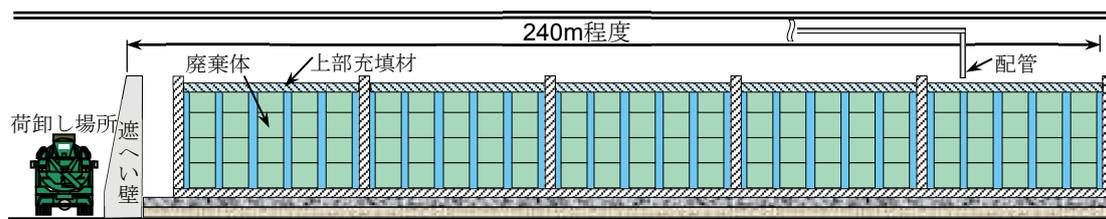


図 2-6 長距離圧送イメージ図

表 2-2 ポンプ圧送方式の場合に必要な水平換算距離

部 位	実寸[m]	水平距離換算[m]	備考
主要坑道 最大水平距離	240	240	
仕切壁 乗り越え部	10	40	上向き垂直 (× 4)
仕切壁 水平部	1	1	
投入部	6	6	
ベント管 3箇所	—	18	3箇所×6
取り付け坑道	10	10	
合 計		315	

3) 場内運搬距離 (移動式バケットの場合)

場内運搬を移動式バケットによる方法を採用する場合は、廃棄体定置・操業用クレーンを用いて施工することが考えられる。操業用クレーンの許容荷重は廃棄体重量によって決定される。想定される廃棄体重量が 28 t/個であることから、バケット本体の重量と積載するコンクリート重量の合計がこれ以下となることを当面の設定値とする。移動式バケットの重量はおよそ 0.3 t~1 t 程度であることから、コンクリート積載容量を 10.0 m³ (23.5 t) と設定した。

バケットの排出口の大きさは、打込み時間や打ち込んだ材料の流動性に影響を与える。自己充填性コンクリートの品質評価に関する小沢らの研究[15]によれば、ロートの角度(形状)はコンクリートの流下速度に影響を与えず、ロートの排出口の面積が大きければ流下速度が大きい。打ち込みに用いるホースの条件として、廃棄体間の隙間に入る大きさであること、打込み速度の確保を目的として径を大きくすることが考えられる。このことから、図 2-7 に示すように、廃棄体の隙間(260 mm)にホースの先端を狭めたようにして、隙間へ打ち込みする手法により施工することを仮定として排出口径をφ300 mm と設定する。

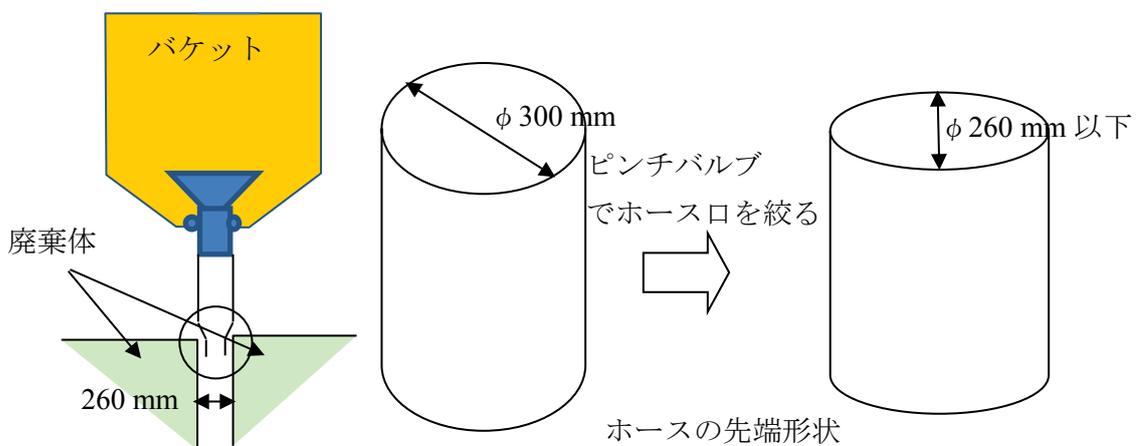


図 2-7 バケットを用いた打込み図、ホース先端幅の調整

4) 廃棄体発熱の影響

一般に高温環境条件に関する研究は以下の4つに大別され、従来から様々な研究が行われてきている。夏季の暑中コンクリート[例えば 16]やマスコンクリートにおける内部温度の上昇[例えば 17]、二次製品を対象とした蒸気養生[例えば 18]、火災発生時に生じる超高温加熱[例えば 19]である。充填材の環境温度の条件をそれらの条件と比較して図 2-8 に示す。充填材の温度条件は、打ち込み時から養生中も継続して高温に曝されることが、一般の高温条件と異なる。このことにより、①打ち込み時におけるフレッシュ性状、②熱作用による化学的変質が考えられる。

このうち、低熱ポルトランドセメントを取り扱った研究 ([16]と[17]) では、高温環境での材齢初期に圧縮強度が上昇し、その後の強度増進が小さいこと、低熱ポルトランドセメントの実験系では普通ポルトランドセメントの実験系よりも、その傾向が小さくなること が示されている。

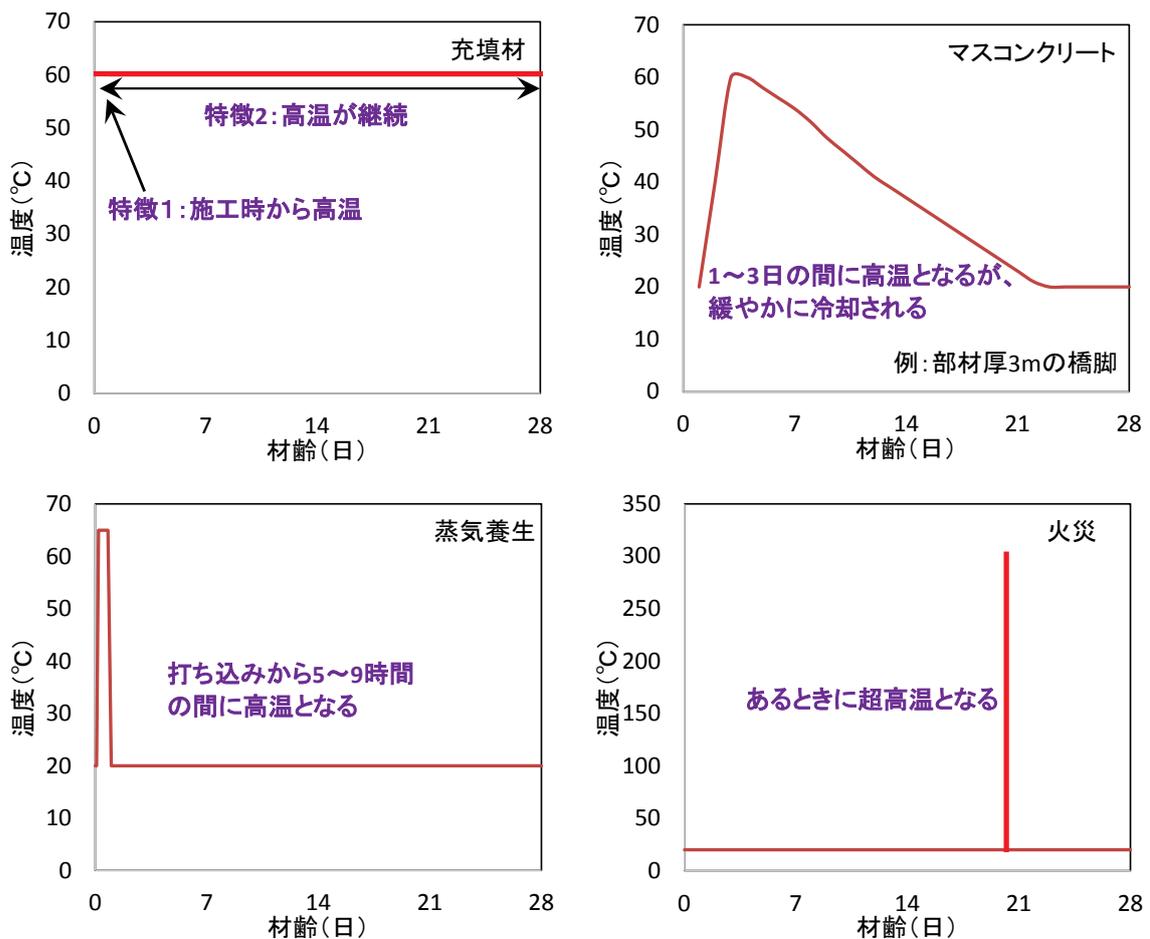


図 2-8 充填材と一般のコンクリートで想定される温度条件の違い (概念図)

2.2.3 検討方針

区画内充填材の要求機能は、遮へいと拡散抑制、収着である（表 2-1）。このうちセメントや骨材等の使用材料については、余裕深度処分施設全体のセメント系材料に対する安全評価上、材料由来で与えられる分配係数や拡散性能等を他部位と一体として説明することを指向し、変更しない方針とした。また、遮へいは材料が隙間無く充填されることが求められるため、施工条件に応じた自己充填性を重視して検討することとした。

ここで、TRU 廃棄物処分場における充填材は、充填性確保の観点からモルタルが検討されており（TRU レポート[11]）、一般の構造物における充填材もモルタルを主体としている。そこで、大きな検討方針として余裕深度処分で検討されているモルタル配合である低拡散層配合[4]（表 2-3）を基本とし、廃棄体発熱や比較的長い場内運搬距離に対する材料分離抵抗性等の特殊な施工環境でも充填性が確保できる配合選定と施工方法を検討した。また、検討に先立ち、充填時の廃棄体表面温度の目安を得ることを目的として、現実的な廃棄体や施設の熱物性条件を想定した解析検討を行い、環境温度を想定する。

圧縮強度は、区画内充填材には求められていないが、TRU 廃棄物処分場の充填材を例にとれば、充填材は操業時に廃棄体同士および廃棄体と構造躯体の隙間を埋め一体化させるものであり、とくに外力を考慮する必要がないこととしており、圧縮強度は 30 N/mm² を目安としている[11]。本研究でも 30 N/mm² を目標とするが、水結合材比が変わることで収着性能が変わること等の影響がでることを避けるため配合上の水結合材比は変更しない。

基本配合とする低拡散層の仕様と区画内充填材の仕様および検討項目を表 2-4 に示す。なお、遮へい性は部材厚さと材料の単位容積質量で決定される。このうち単位容積質量は配合・材料で決定されるものである。ここで、低レベル廃棄物処分施設（1・2号埋設処分）では充填モルタルの単位容積質量について、1.6 t/m³ と設計されており、余裕深度処分施設でも選定した材料の単位容積質量を元に設計を行うこととなると考えられるが、低拡散層配合では、配合設計上 2.244 t/m³ である。

表 2-3 低拡散層の基本配合[4]

W/B [%]	W/P [%]	LS/B [%]	スラン プ フロー [cm]	空 気 量 [%]	単位量 [kg/m ³]						
					W	粉体 P			S	SP P×%	
						結合材 B					
						LPC	FA	LEX			LP
45	31.0	45	65±5	2.5	230	338	153	20	230	1273	0.68

表 2-4 低拡散層の仕様と区画内充填材の仕様および検討項目

	低拡散層の仕様	区画内充填材の仕様と検討項目
使用材料	LPC+FA 石灰石骨材	余裕深度処分の他部位の材料と使用材料を統一させる
配合	高流動モルタル	低拡散層を基本配合とする
設計基準強度	60 N/mm ²	圧縮強度は 30 N/mm ² を目標とする 収着性能が変わることを避けるため水結合材比は変更しない
温度	検討無し	廃棄体発熱による熱影響を考慮した配合選定試験、硬化性状を確認する試験を実施
場内運搬	長距離配管圧送の実績は無い	圧送試験で確認
施工性	実規模実証試験[3] 余裕深度処分施設性能確証試験[4] で試験実績有り	充填性の向上 排出位置の遠隔操作等の施工方法の検討

2.3 上部充填材

上部充填材は区画内充填材のうち廃棄体上部の空間を充填するものである。施工方法や施工環境は区画内充填材と同様であるが、上部充填材は厚さ 1 m の平板である点に違いがある。

上部充填材も区画内充填材の一部であるため、人工バリアとしての上部充填材に求められる主な機能は、区画内充填材と同様に、建設・操業中の遮へい機能と埋め戻し後の放射性核種の拡散抑制、収着である（表 2-1）。特に廃棄体の直上に配置される上部充填材は、次の施工ステップである上部コンクリートピットの施工のため、廃棄体からの放射線量を合理的な範囲で極力低くする遮へい機能が期待されている。遮へい性能に影響を与える因子は材料の質量と部材厚さである。質量については、原子力発電所の遮へいコンクリートでは乾燥単位容積質量を指標としており、区画内充填材は廃棄体間隙に対する充填性を第一に考えてモルタルとしたが、上部充填材は間隙ではなく床面に施工することおよび乾燥単位容積質量を重視したいことを考慮し、粗骨材を含んだコンクリートを基本とした。

施工方法としては、区画内充填材と同様に放射線環境下での作業となるため、遠隔操作による施工を考慮した上で平板を隅々まで所定の厚さを確保するセルフレベルリング性が求められる。

人為的操作無しにコンクリートを平板に打ち込むことについて、過去に検討した例がほとんど無いことから、本研究では施工方法について机上検討から始めた。

2.3.1 要求機能の整理

上部充填材も区画内充填材の一部であるため、人工バリアとしての上部充填材に求められる主な機能は、区画内充填材と同様に、建設・操業中の遮へい機能と埋め戻し後の放射性核種の拡散抑制、収着である（表 2-1）。施工上の条件として、放射線管理下で人力による作業が期待できない環境、および廃棄体からの発熱の影響による高温環境下での高い流動性、セルフレベルリング性が求められ、部材の厚さ確保が重要な課題となる。また、遠隔操作による無人化施工を考えた場合、上部充填材の仕上がり面は不陸が生じることが考えられ、この不陸を踏まえた施工方法および管理目標値を設定する必要がある。この高さに関する管理目標値について、JASS5N[20]ではコンクリート部材の垂直位置精度である ± 30 mmが規定されているが、本研究では仮に高低差 40 mm (± 20 mm) を目標として検討した。JASS5N でのこの ± 30 mm の規格値は、一般の施工では左官作業を入念に行って達成されるレベルの施工精度であり、材料の自己充填性だけで達成することは不可能である。このため、本研究では補助機械として内部振動機の使用や表面均し機の検討を行うこととした。

2.3.2 施工条件の検討

施工方法は基本的に区画内充填材と同様である。打ち上がり面の平坦性を確保する方法には、材料の流動性・セルフレベルリング性に期待する方法と、排出位置や排出速度等の施工方法、内部振動機や表面均し機等の補助機械の利用等様々な方法が考えられる。本検討では、実施工で考えられる遠隔打ち込みを想定し、より充填性が向上する施工方法を検討し、試験により確認することとした。考えられる施工方法を表 2-5 にまとめる。また、打ち込み後の上面を均す方法として、事前に調査した機種は表 2-6 のとおりである。表面均し装置には表面の均し効果と、不陸整正（コンクリートの勾配により、山が生じた場合にそれを谷側へ移動させる）の二つの効果が期待される。この二つの効果が期待できる「バーバイク」を基本とする装置での試験を行うこととした。

表 2-5 所定の厚さを確保するために考えられる種々の上部充填材施工方法

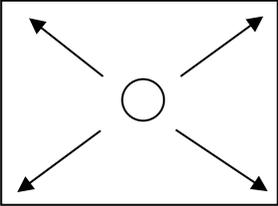
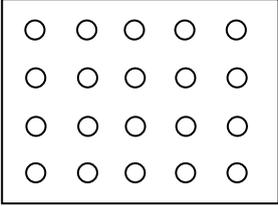
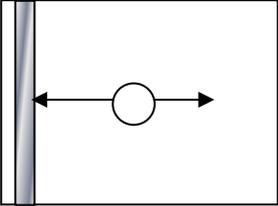
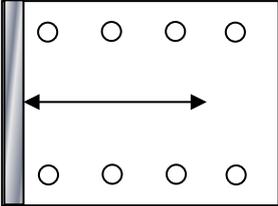
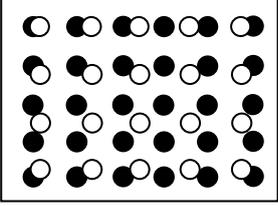
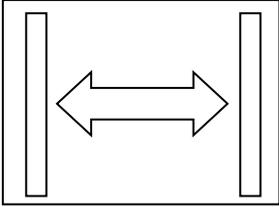
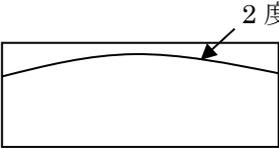
<p>① 中央から排出し、材料の流動性に期待する</p> 	<p>② 排出位置を増やす</p> 
<p>③ 補助工法(表面均し装置)を使用する</p> 	<p>④ 排出口増を増やして、補助工法(表面均し装置)を使用する</p> 
<p>⑤ 排出口を増やし、内部振動機を併用する</p>  <p>●内部振動機施工</p>	<p>⑥ 排出口を幅広化し、排出口を移動する</p> 
<p>⑦ より流動性の高い材料による2度打ち</p>  <p>2度目の打ち込み</p> <p>2度打ちによる断面例</p>	<p>○：コンクリート排出位置</p>

表 2-6 表面均し装置の種類

商品名	用途 機能	上部充填材の施工に対する適用性の評価
<p>①バーバイブ</p> 	<p>プレキャストコンクリートパネル等</p> <p>角型の鋼材を振動機により全体を振動させ、鋼材を移動させることで表面を均す</p>	<p>振動機の実出力、本体の質量、移動に要する出力により性能を変化させられる</p> <p>地上試験で性能を確認・検討し、坑内実規模試験を実施</p>
<p>②ホークアイスクリード</p> 	<p>コンクリート舗装</p> <p>内部振動機による振動と、トラス構造の下端の鋼材により均す</p>	<p>振動+鋼材による均しの組み合わせは①と同じ</p> <p>基本性能は①で確認できる</p>
<p>③ストライカーチューブ</p> 	<p>法面工</p> <p>チューブの回転により表面を均す</p>	<p>円形のため、コンクリートの凹凸を均すような不陸整正効果が薄いと考えられるため試験ケースから除外した</p>
<p>④コンクリート</p> <p>・シリンダーフィニッシャー</p> 	<p>道路、床盤、水路</p> <p>シリンダーを振動、回転させながら、敷均し、締固め、仕上げを行う</p>	<p>設備が大がかりであるため、本研究では対象外とした</p>

2.3.3 検討方針

上部充填材も区画内充填材の一部であるため、人工バリアとしての上部充填材に求められる主な機能は、区画内充填材と同様に、建設・操業中の遮へい機能と埋め戻し後の放射性核種の拡散抑制、収着である。上部充填材は自己充填性が求められる部材であると同時に、部材単独で一定の遮へい性能を確保する必要がある。このことから、使用する材料は高流動型で、高い遮へい性能が期待される粗骨材も用いたコンクリートを検討する。余裕深度処分施設ではコンクリートピットに用いられる高流動コンクリートの研究が先行している[21]。本研究では、このコンクリートピットの配合（表 2-7）をベースとして配合検討を行った。基本配合とするコンクリートピットの仕様を比較しながら、上部充填材の仕様と検討項目を表 2-4 に示す。

表 2-7 コンクリートピットの基本配合[21]

W/B [%]	W/P [%]	LP/B [%]	スラン プ フロー [cm]	空 気 量 [%]	単位量[kg/m ³]						SP P×%	
					W	粉体 P			S	G		
						結合材 B						
						LPC	FA	LEX				LP
45	30.0	50	65±5	2.5	160	229	107	20	178	885	780	0.94

表 2-8 コンクリートピットと上部充填材の仕様の対比および検討項目

	コンクリートピットの仕様	上部充填材の仕様と検討項目
使用材料	LPC+FA 石灰石骨材	余裕深度処分の他部位の材料と使用材料の統一させる
配合	高流動コンクリート	コンクリートピットを基本配合とする
設計基準強度	60 N/mm ²	圧縮強度は 30 N/mm ² を目標とする 収着性能が変わることを避けるため水 結合材比は変更しない
温度	検討無し	廃棄体発熱による熱影響を考慮した配 合選定試験、硬化性状を確認する試験 を実施
場内運搬	長距離配管圧送の実績は無い	圧送試験で確認
施工性	実規模実証試験[3]、余裕深度 処分施設性能確認試験[21]で 試験実績有り	排出位置の遠隔操作、表面仕上げ等の 施工方法の検討

2.4 まとめ

表 2-9 に一般構造物との諸条件の違いについて整理した。本研究では、材料（配合）には、最大限の自己充填性を期待し、補助として施工機械の検討を行うことを方針とする。なお、機械トラブル等の課題は影響が大きいものだが、本研究と趣旨が異なるため、今後の課題としたい。

表 2-9 一般構造物との施工条件の相違と課題の整理

項目		部材	一般部材	区画内充填材	上部充填材
環境	放射線		—	放射線線量が高いため、作業員が立ち入れない。	
	環境温度		気温。マスコンクリートとして材齢経過後に高温になる。	廃棄体発熱により、打ち込み時から養生時まで継続して高温となる可能性がある。	
材料	流動性		ポンプ車のブームを移動しながら、内部振動機により充填していく。スランプは8 cm～18 cmが一般的。過密鉄筋部等の狭隘部に高流動コンクリートを使用する場合があるが、スランプフロー65 cmを目標とする場合が多い。高流動コンクリートを用いる場合でも、無人で施工することは無い。	<ul style="list-style-type: none"> ・ 所定の場所を無人で充填させるため自己充填性を最大限期待する。 ・ 高温でも流動性が保持する必要がある。 ・ 流動性を高めた場合に生じやすい材料分離を抑制させる必要がある。 	
	遮へい性能		求められない。	一定の遮へい性能が必要。本研究では、既往検討[2]、[21]の低拡散層、コンクリートピットと使用材料を統一させることで、同等の遮へい性能が得られると仮定して、本研究では検討対象とはしない。	
施工	場内運搬		ポンプ車のブームを延ばして施工。運搬距離は50m程度。	<ul style="list-style-type: none"> ・ 300 mの場内運搬距離が必要。 ・ ポンプ圧送の場合には、材料分離が課題となる。材料分離を抑制させるために粘性を加えると圧送負荷が過大となる。これらを両立させる必要がある。 ・ 移動式バケットの場合は、遠隔操作が課題となる。 ・ 機械故障時や配管閉塞等のトラブル対応が課題である。 	
	打ち込み		内部振動機を用いて締め固める。	材料の自己充填性だけでは、施工精度が確保できない可能性がある。自動内部振動機や排出位置の遠隔操作等機械的補助の検討を行う。	
	仕上げ		左官作業で平滑に仕上げる。仕上げ前には、鋤簾作業で粗均しを行う。	上部充填材が施工されるので、仕上げ面の不陸は課題とはならない。	次ステップの施工のため部材厚確保＝仕上がり面の精度が求められる。

第3章 廃棄体の崩壊熱が充填材の温度に及ぼす影響に 関する解析的検討

第3章 廃棄体の崩壊熱が充填材の温度に及ぼす影響に関する解析的検討

3.1 概要

地下空洞型処分施設では廃棄体を空洞内に高い密度で集積して定置するため、核種の崩壊熱により廃棄体の表面温度が上昇することが考えられる。廃棄体周囲を充填する際、高温の廃棄体に触れることにより充填材の温度が上昇することで、流動性が変化することや硬化した性状が変化する等の影響を与える可能性がある。本章では、区画内充填材の施工性検討に先立ち、充填時の廃棄体表面温度の目安を得ることを目的として、廃棄体や施設の熱物性条件を想定し、廃棄体発熱量と換気温度に着目した2次元 FEM モデルによる非定常熱伝導解析を実施した結果を示す。なお、解析の単位系は[J]、[年]、[m]、[kg]、[K]とし、解析コードは ABAQUS を使用した。

3.2 解析方法

3.2.1 支配方程式

①空気と壁面との熱伝達、②地盤および各部材の熱伝導、③発熱体による温度上昇、の3つの現象について、温度変化を計算した。

①空気と壁面との熱伝達（ニュートンの冷却法則）

$$\frac{dQ}{dt} = \alpha A(T - T_w) \quad (3.1)$$

Q : 熱量[W] (熱が廃棄体へ流入する方向が正)、 t : 時間

α : 熱伝達率 [$\text{W m}^{-2} \text{K}^{-1}$]、 A : 断面積 [m^2]

T : 空気温度 [K]、 T_w : 壁面温度 [K]

ここで、熱伝達率 α は、巻末の参考資料 1 による繰り返し計算により算出する。

②と③ 地盤および各部材の熱伝導（フーリエの法則）

$$\Delta^2 T + \frac{q}{k} = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \quad (3.2)$$

T ：温度 [K]、 ρ ：密度 [kg m^{-3}]、 c ：比熱 [$\text{J kg}^{-1} \text{K}^{-1}$]、
 k ：熱伝導率 [$\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$]、 q ：発熱量 [W m^{-3}]

3.2.2 解析モデル

(1) モデル化範囲

図 3-1 に解析モデルの範囲を示す。土かぶり（地表からトンネル吹付の外側の天端まで）は 110 m、坑道間距離は 30 m（トンネル吹付の外側から断熱境界まで 15 m）とする。本研究では、2次元モデルを採用した。実際の構造は、奥行き方向の廃棄体間にも間隙があり、全ての断面で発熱するわけではない（図 2-4 参照）。このことから、廃棄体断面でモデルを切った本解析は、実際の構造物よりも温度が高くなることで、安全側の評価となっている。

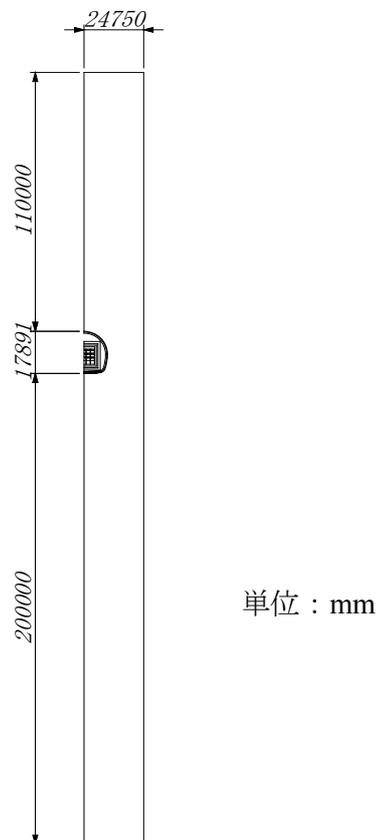


図 3-1 解析対象範囲

(2) メッシュ分割図

図 3-2～図 3-4 に各部のメッシュ分割図を示す。図 3-3、図 3-4 には後述（表 3-3）する材料毎の材料特性種別をプロパティ番号で記した。

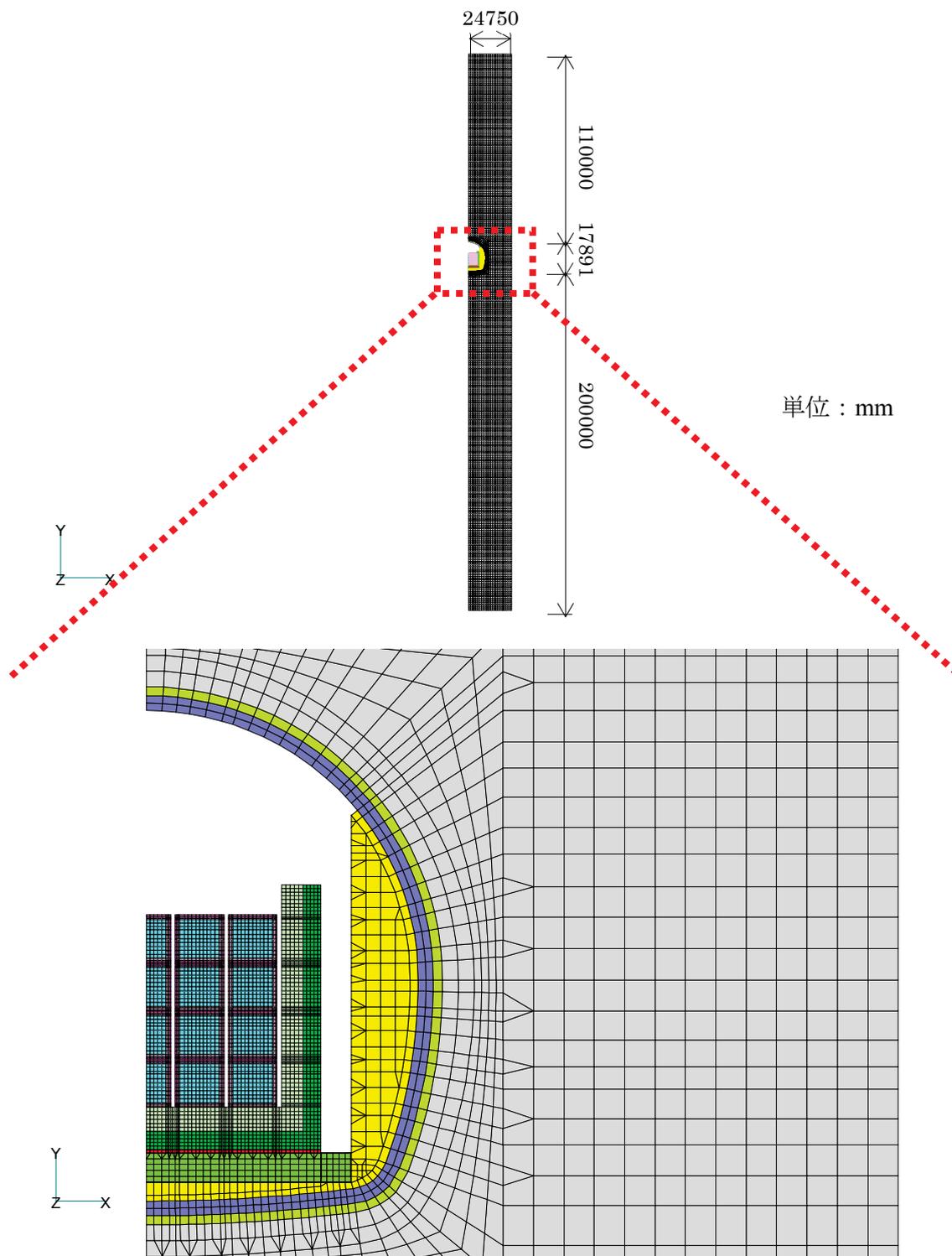


図 3-2 坑道部のメッシュ分割図

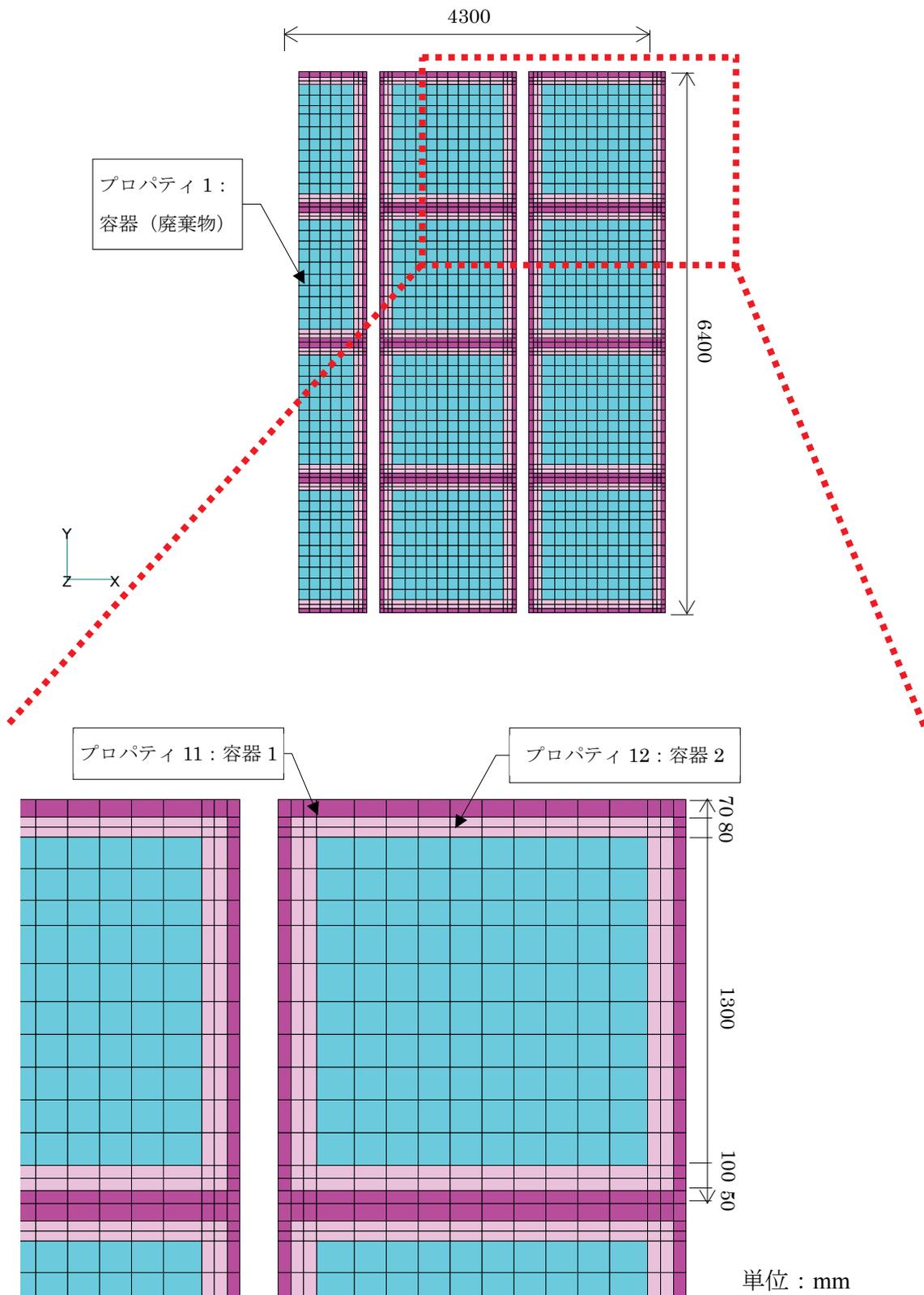


図 3-3 廃棄体部のメッシュ分割図と材料特性種別

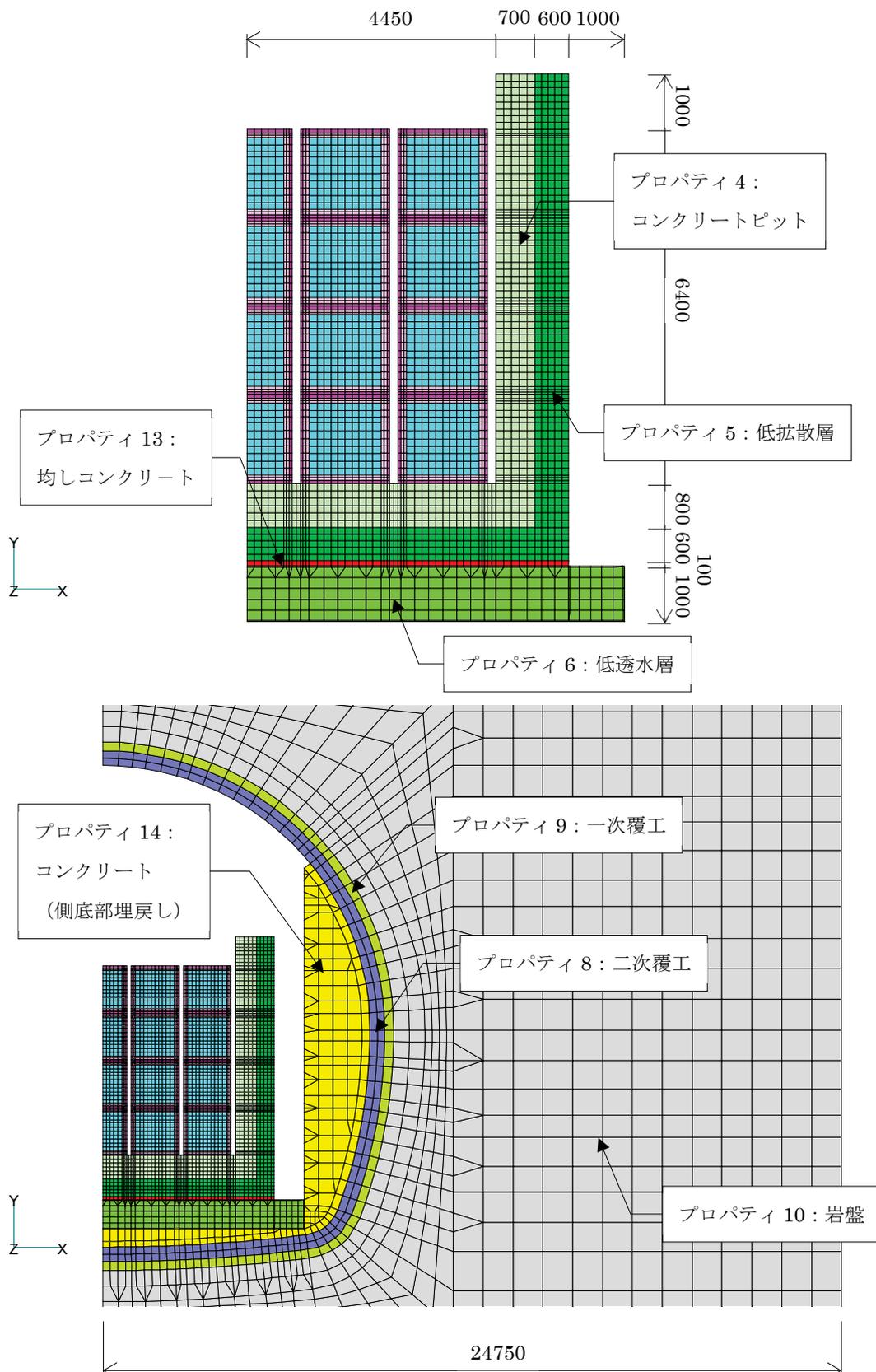


図 3-4 ピットと岩盤部のメッシュ分割図と材料特性種別 単位 : mm

(3) 境界条件

初期温度は、廃棄体は坑道内空気温度とし、それ以外の箇所は地表面 9.2 °C、温度勾配 6.3 °C/100 m とする。施設深度で約 17 °C となる。

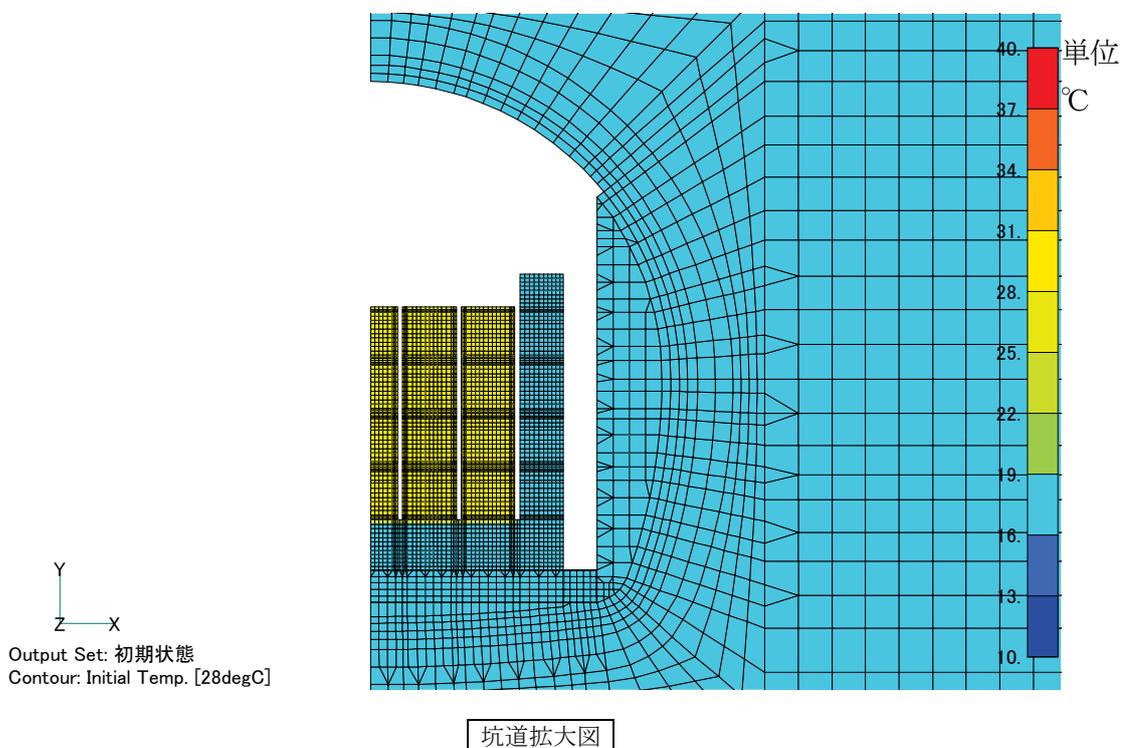
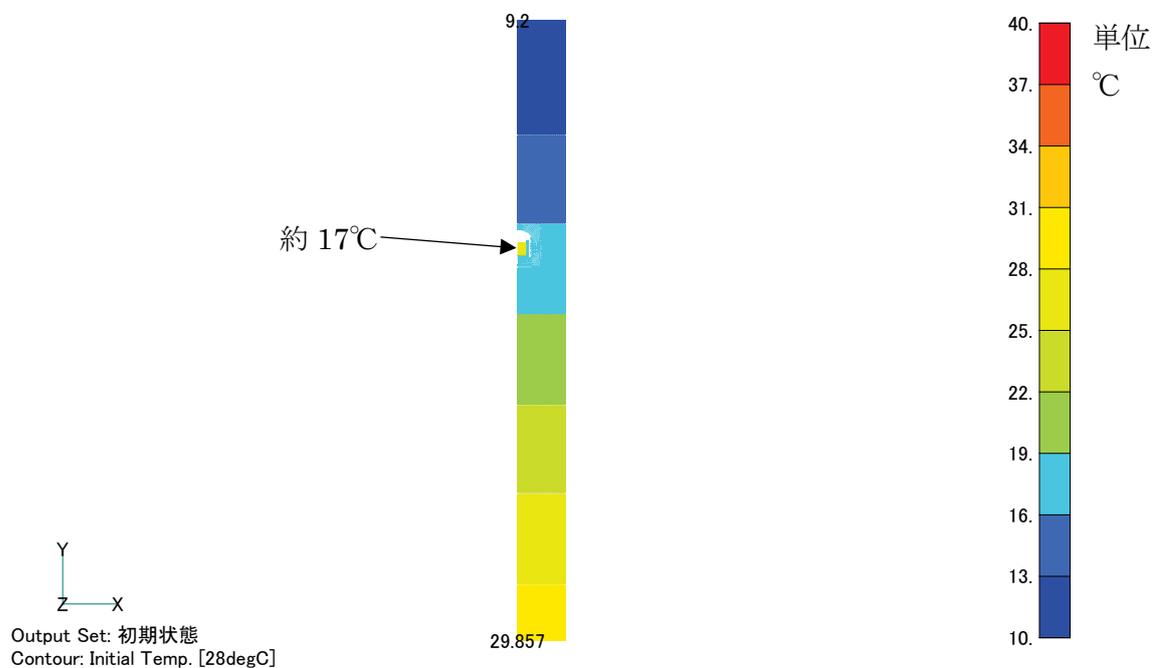


図 3-5 解析条件 CaseA,C (坑道内空気温度 28 °C) 初期温度分布

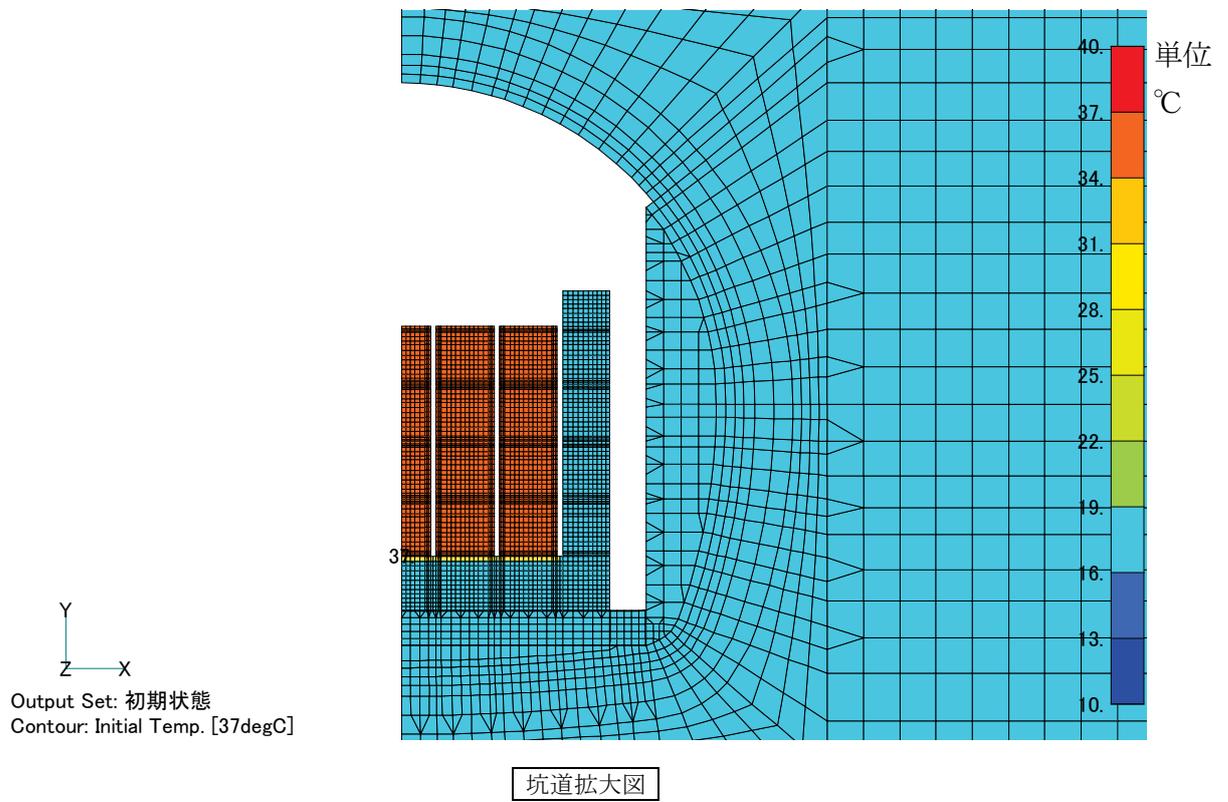
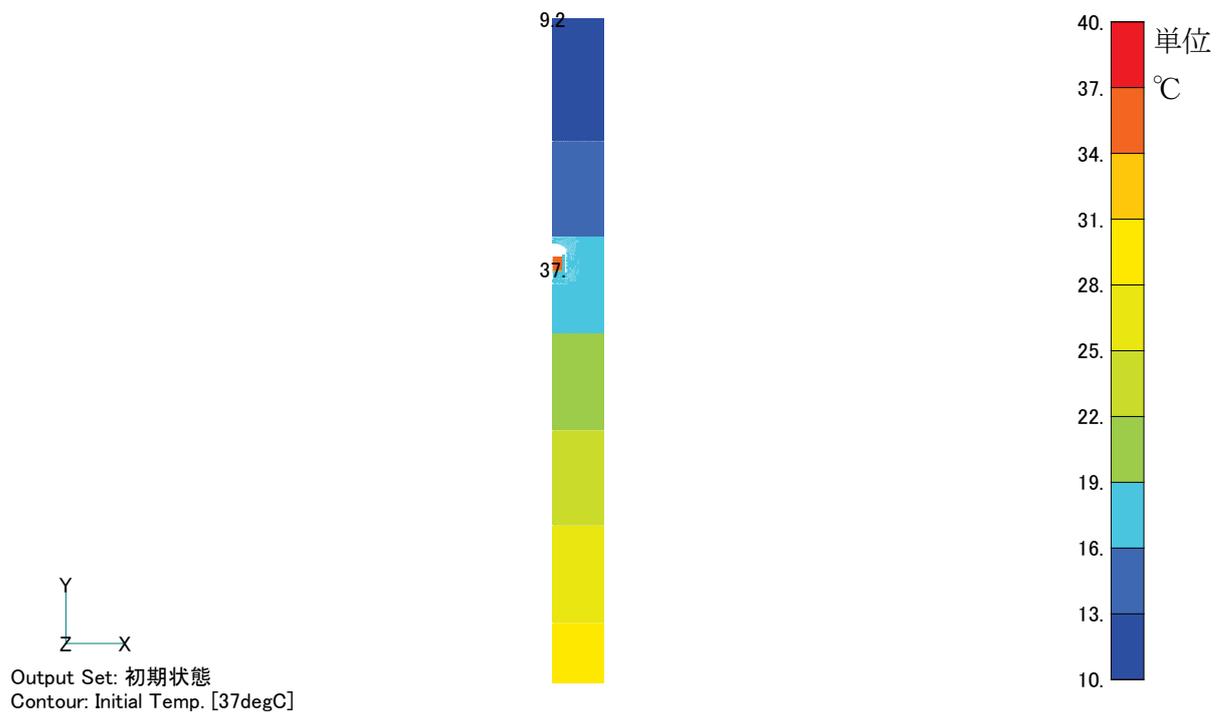


图 3-6 解析条件 CaseB,D (坑道内空气温度 37°C) 初期温度分布

地表面は空気との熱伝達を考慮する。熱伝達率は、 $10 \text{ [W m}^{-2} \text{ K}^{-1}]$ とする。地表面以外の岩盤端部は断熱境界（安全側評価となる）とする。

$(10 \text{ [W m}^{-2} \text{ K}^{-1}] = 315.36 \text{ [J 年}^{-1} \text{ mm}^{-2} \text{ K}^{-1}])$

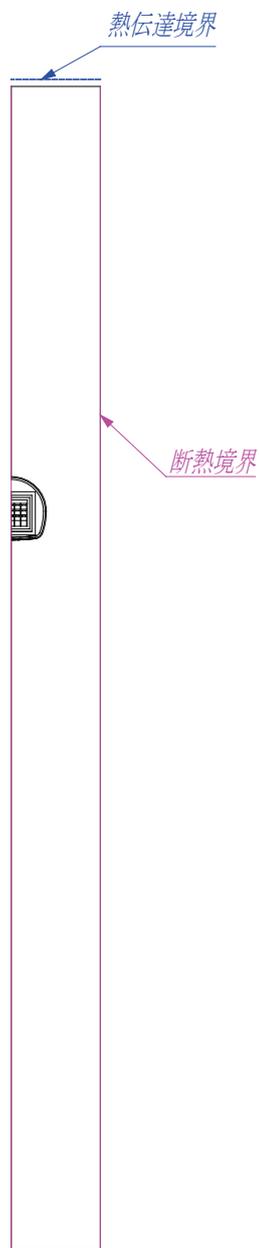


図 3-7 境界条件

坑道内表面は強制換気下における空気との熱伝達を、ピット内表面は自然対流による空気との熱伝達を考慮する（図 3-8 および参考資料に示す熱伝達率の算定条件とする）。

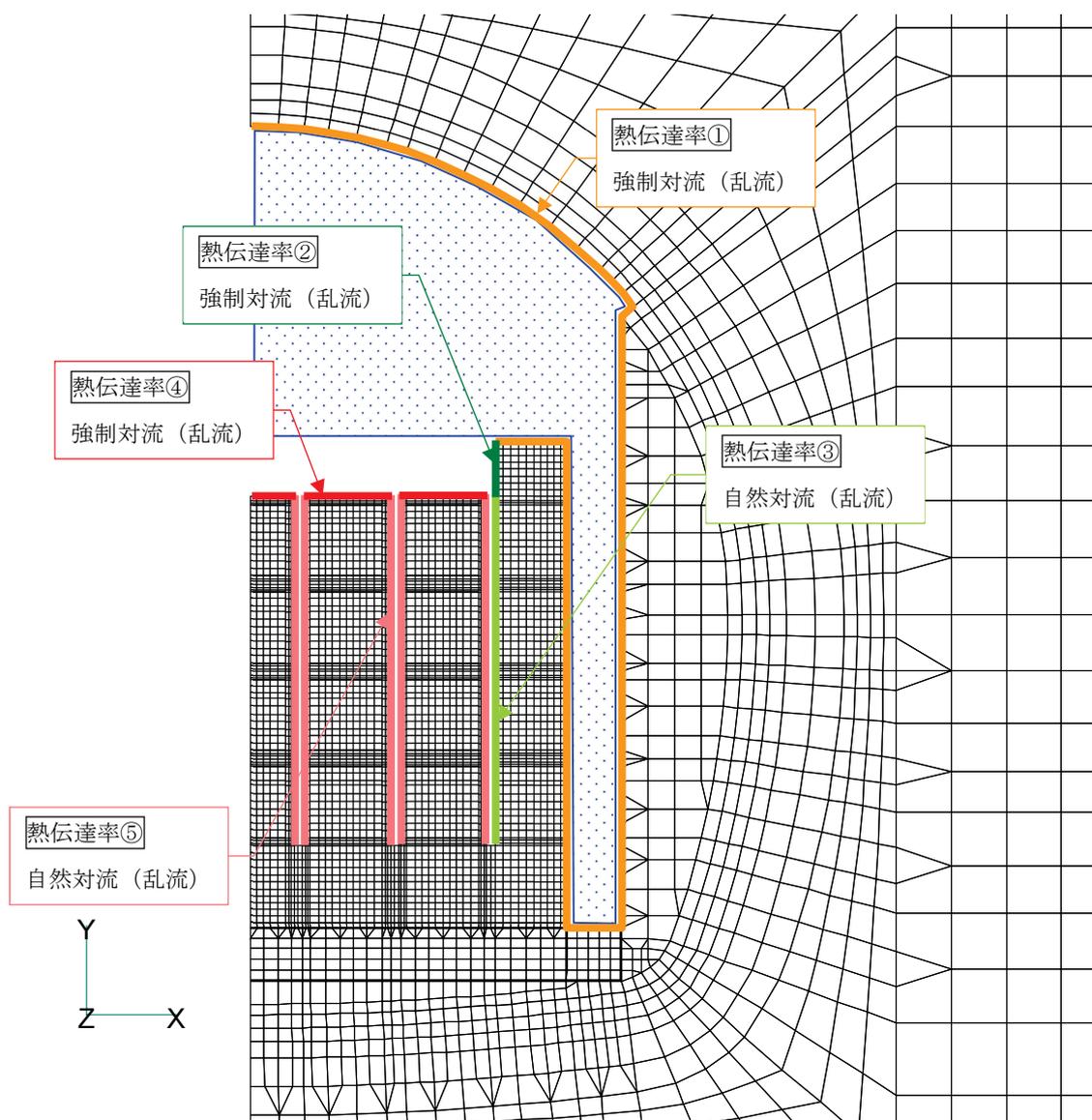


図 3-8 熱伝導境界の設定

強制換気による空気の流速は以下のように設定した。

坑道換気量 $Q = 1200 \text{ m}^3/\text{min}$ (想定)

換気断面積 $A = 83.2 \text{ m}^2$ (図中  部分の 2 倍)

平均流速 $V = Q/A = 14.4 \text{ m}/\text{min} = 0.24 \text{ m}/\text{sec}$

3.2.3 解析ケースと解析パラメータの設定

解析ケースは、廃棄体発熱条件 2 ケース（10 W/体、30 W/体）、坑道内温度条件 2 ケース（28 °C、37 °C）の組合せによる 4 ケースを実施する（表 3-1）。

表 3-1 解析ケース

No.	解析ケース	廃棄体発熱条件	坑道内温度条件
1	CaseA	10 W/体	28 °C
2	CaseB		37 °C
3	CaseC	30 W/体	28 °C
4	CaseD		37 °C

ここで、廃棄体の初期発熱量の設定においては、相対的に埋設量の多いと考えられるチャンネルボックスを収納した廃棄体として 10 W/体を想定した。また、既往研究[22]で示される埋設後の温度制限を考慮した平均的な発熱量の制限値（7.5 W/m³）を参考に 30 W/体を設定した。廃棄物の発熱特性は初期からの減衰を考慮し、考えられる放射性物質のうち発熱に寄与するコバルト 60 の半減期に基づき以下の式から設定したものである。廃棄物発熱特性を図 3-9 に示す。

廃棄物発熱特性 t 年後の発熱量： $Q(t)$

$$Q(t) = Q_0 \times \exp(-\lambda t) \quad (3.3)$$

ここで、 $\lambda = \ln 2 / T_{1/2}$

初期発熱量 CaseA・B： $Q_0 = 10 \text{ W/体} = 2.44 \text{ W/m}^3$

CaseC・D： $Q_0 = 30 \text{ W/体} = 7.32 \text{ W/m}^3$

半減期： $T_{1/2} = 5.2714 \text{ 年}$

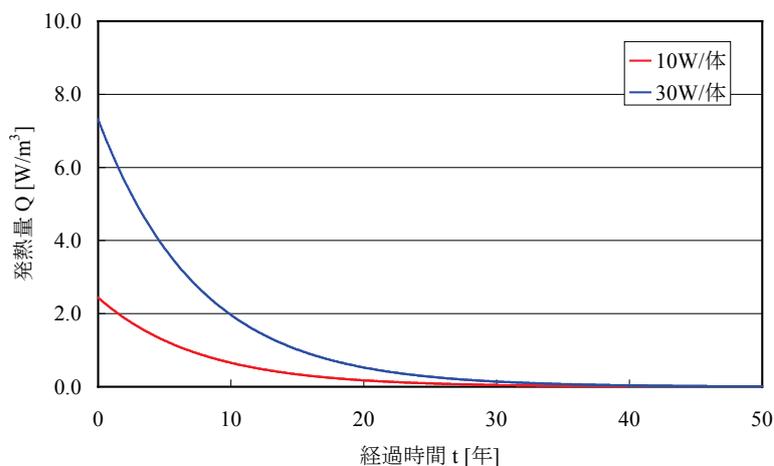


図 3-9 廃棄物発熱特性

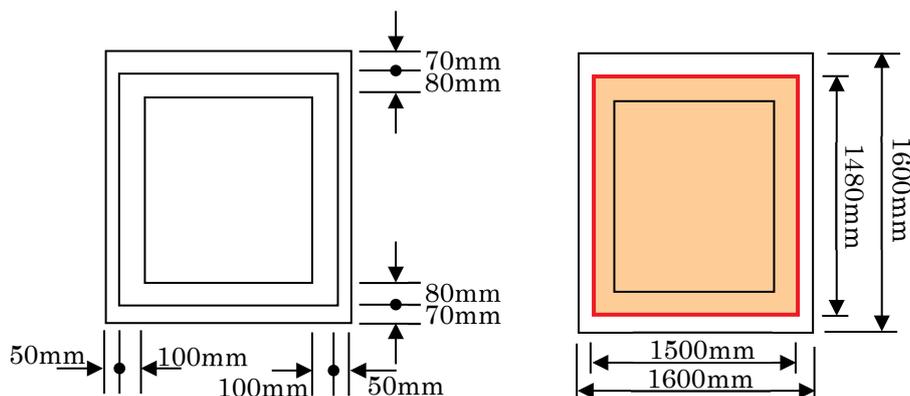


図 3-10 廃棄体の温度状態のモデル化

発熱総量： $Q(t)$ で一番外側（1.6 m×1.6 m×1.6 m）の体積分相当

発熱領域：上記赤色の部分に発熱総量を集中させる。体積換算したものを入力

$$\rightarrow Q(t) \times (1.6 \text{ m} \times 1.6 \text{ m} \times 1.6 \text{ m}) / (1.5 \text{ m} \times 1.5 \text{ m} \times 1.48 \text{ m})$$

坑内温度条件は、労働安全衛生規則の第 589 条（作業環境測定を行うべき作業場一気温が 28 °C を超え、または超えるおそれのある作業場）に示される 28 °C、同第 611 条（事業者は、坑内における気温を 37 °C 以下としなければならない。）に示される 37 °C の 2 ケースとした。

表 3-2 に解析パラメータを示す。本解析の廃棄体表面熱伝達率算出時の壁面温度は、廃棄体設置 4 カ月後までの廃棄体表面温度の平均値とした。熱伝達率は、巻末の参考資料 1 に示す繰返し計算を行い、算出した結果である。

表 3-2 解析パラメータ

		CaseA	CaseB	CaseC	CaseD	
坑道内空気温度	T_f [°C]	28.0	37.0	28.0	37.0	
坑道内風速	u_∞ [m/s]	0.24				
廃棄体初期発熱量	Q_0 [W/m ³]	2.44		7.32		
	[W/体]	10		30		
熱伝達率① 坑道壁面～ 低拡散層外 面	壁面温度	T_w [°C] 17.0				
	代表長さ	L [m] 坑道長さ 160				
	熱伝達率	α [W m ⁻² K ⁻¹]	0.681	0.675	0.681	0.675
		α [J 年 ⁻¹ mm ⁻² K ⁻¹]	21.487	21.280	21.487	21.280
熱伝達率② コンクリとピット ト上部	壁面温度	T_w [°C] 17.0				
	代表長さ	L [m] ピット奥行 13.73				
	熱伝達率	α [W m ⁻² K ⁻¹]	1.113	1.103	1.113	1.103
		α [J 年 ⁻¹ mm ⁻² K ⁻¹]	35.114	34.774	35.114	34.774
熱伝達率③ コンクリート ピット下部	壁面温度	T_w [°C] 17.0				
	代表長さ	L [m] 廃棄体高さ 6.4				
	熱伝達率	α [W m ⁻² K ⁻¹]	3.420	4.109	3.420	4.109
		α [J 年 ⁻¹ mm ⁻² K ⁻¹]	107.856	129.582	107.856	129.582
熱伝達率④ 廃棄体上面	壁面温度	T_w [°C]	28.5	37.1	30.2	38.9
	代表長さ	L [m]	ピット奥行 13.73			
	熱伝達率	α [W m ⁻² K ⁻¹]	1.098	1.088	1.098	1.088
		α [J 年 ⁻¹ mm ⁻² K ⁻¹]	34.687	34.072	34.629	34.008
熱伝達率⑤ 廃棄体間隙 部	壁面温度	T_w [°C]	28.5	37.1	30.2	38.9
	代表長さ	L [m]	廃棄体高さ 6.4			
	熱伝達率	α [W m ⁻² K ⁻¹]	1.212	0.694	1.983	1.850
		α [J 年 ⁻¹ mm ⁻² K ⁻¹]	38.207	21.887	62.544	58.335

材料特性は既往検討[23]を参考に設定した（表 3-3）。

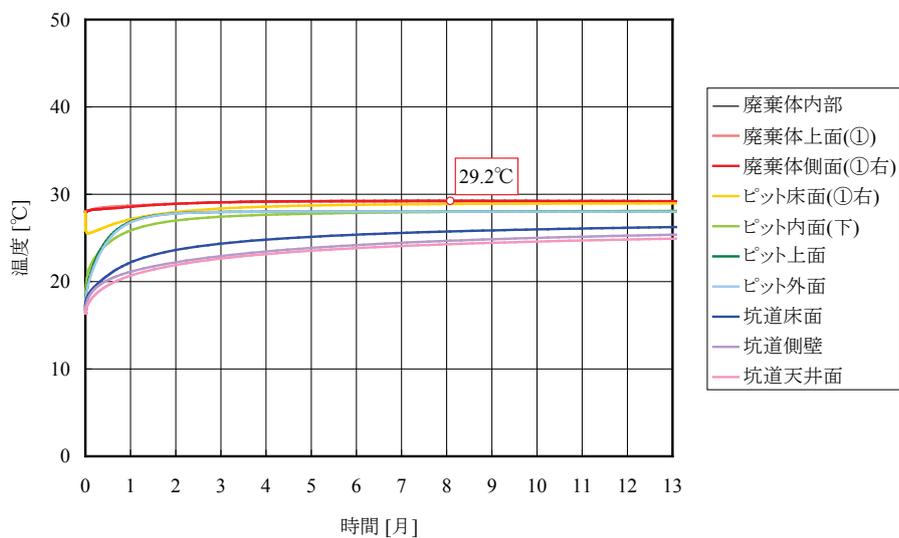
表 3-3 材料特性一覧

部位	熱伝導率 [W m ⁻¹ K ⁻¹]	熱伝導率 [J 年 ⁻¹ mm ⁻¹ K ⁻¹]	比熱 [kJ kg ⁻¹ K ⁻¹]	密度 [kg m ⁻³]
1 容器（廃棄物）	10.4	3.26 × 10 ⁵	0.954	3282
4 コンクリートピット	1.92	6.03 × 10 ⁴	1.05	2500
5 低拡散層	1.51	4.75 × 10 ⁴	1.05	2140
6 低透水層	1.00	3.15 × 10 ⁴	0.730	1600
8 二次覆工	1.80	5.66 × 10 ⁴	1.05	2500
9 一次覆工	0.878	2.77 × 10 ⁴	0.800	2200
10 岩盤	0.878	2.77 × 10 ⁴	0.800	2200
11 容器 1	41.5	1.31 × 10 ⁶	0.570	7850
12 容器 2	10.4	3.26 × 10 ⁵	0.954	3282
13 容器均しコンクリート	1.80	5.67 × 10 ⁴	1.05	2500
14 コンクリート(側底部埋戻し)	1.80	5.67 × 10 ⁴	1.05	2500

3.3 解析結果

表 3-1 に示した 4 ケースについて熱解析を行った。図 3-11～図 3-14 に、本解析の温度履歴と最高温度時の温度分布を示す。

換気温度 28 °C で初期発熱量 10 W/体、廃棄体間に空気の自然対流を考慮したケース A では、開始から 2 カ月程度でピットの温度上昇が収まり、坑道の壁面は 10 カ月ほどまで緩やかに上昇する。廃棄体の表面最高温度は 29.2 °C であり、換気温度+1.2 °C となった。また、その温度は 1 年を越えても低下しなかった。



CaseA (10 W/体、換気温度 28 °C) 温度履歴

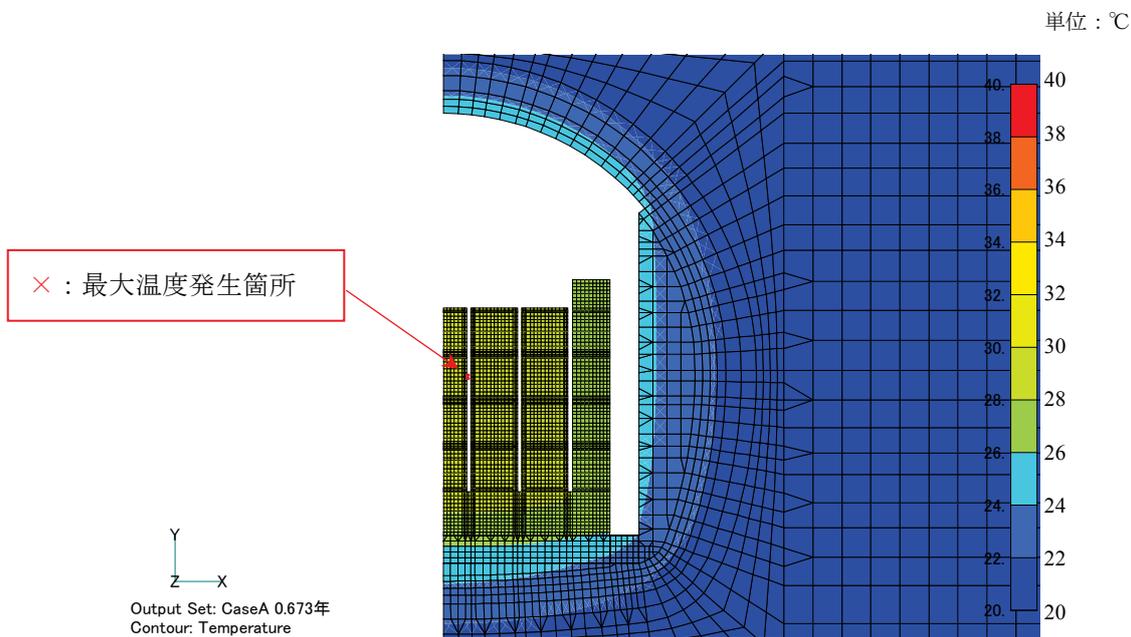
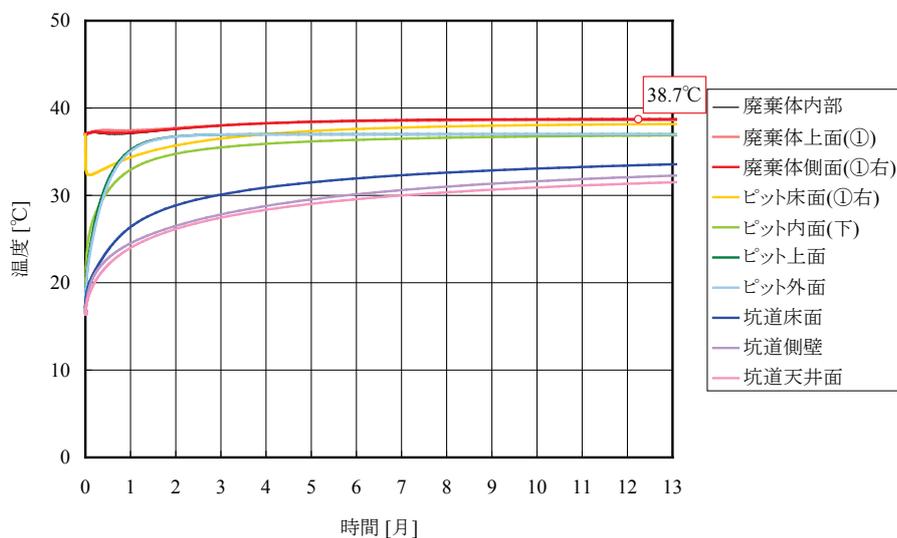


図 3-11 CaseA 坑道内表面最大温度発生時 (8.08 カ月後) 温度分布

換気温度 37 °C で初期発熱量 10 W/体、廃棄体間に空気の自然対流を考慮したケース B では、開始から 2 カ月程度でピットの温度上昇が収まり、坑道の壁面は 12 カ月を超えても緩やかに上昇する。廃棄体の表面最高温度は 38.7 °C であり、換気温度+1.7 °C となった。



CaseB (10 W/体、換気温度 37°C) 温度履歴

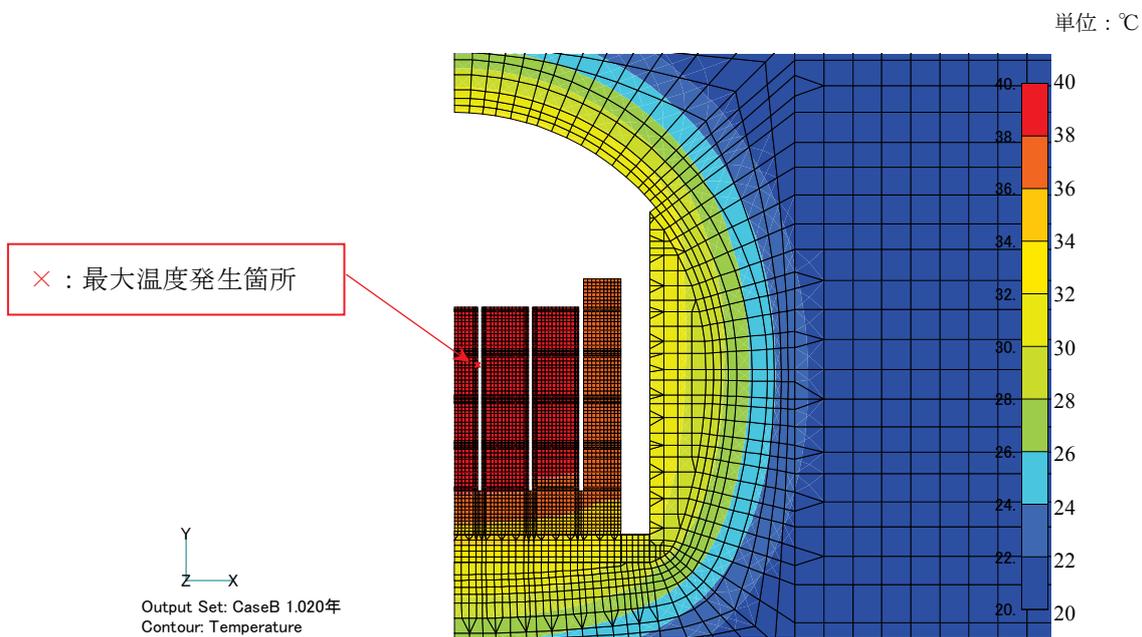
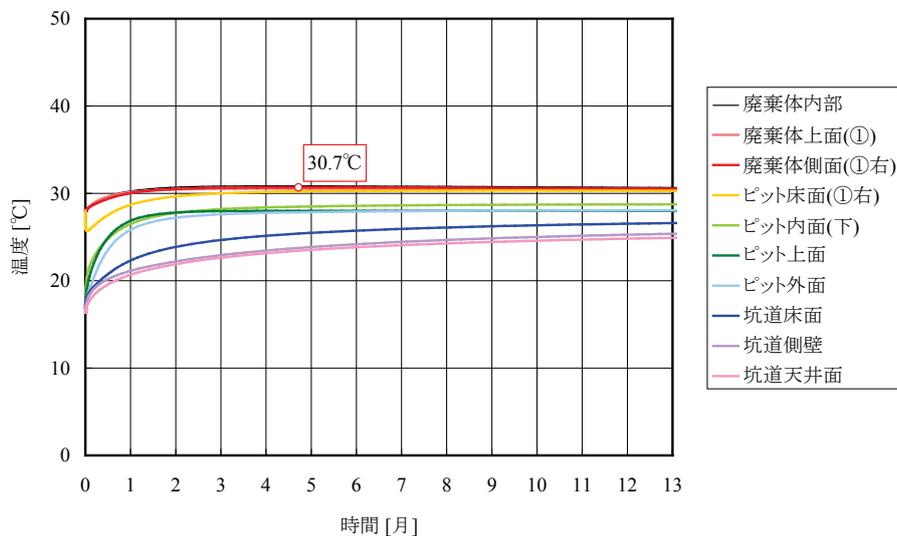


図 3-12 CaseB 坑道内表面最大温度発生時 (12.2 カ月) 温度分布

換気温度 37 °C で初期発熱量 10 W/体、廃棄体間に空気の自然対流を考慮したケース C では、開始から 2 カ月程度でピットの温度上昇が収まり、坑道の壁面は 12 カ月ほどまで緩やかに上昇する。廃棄体の表面最高温度は 30.7 °C であり、換気温度+2.7 °C となった。



CaseC (30 W/体、換気温度 28 °C) 温度履歴

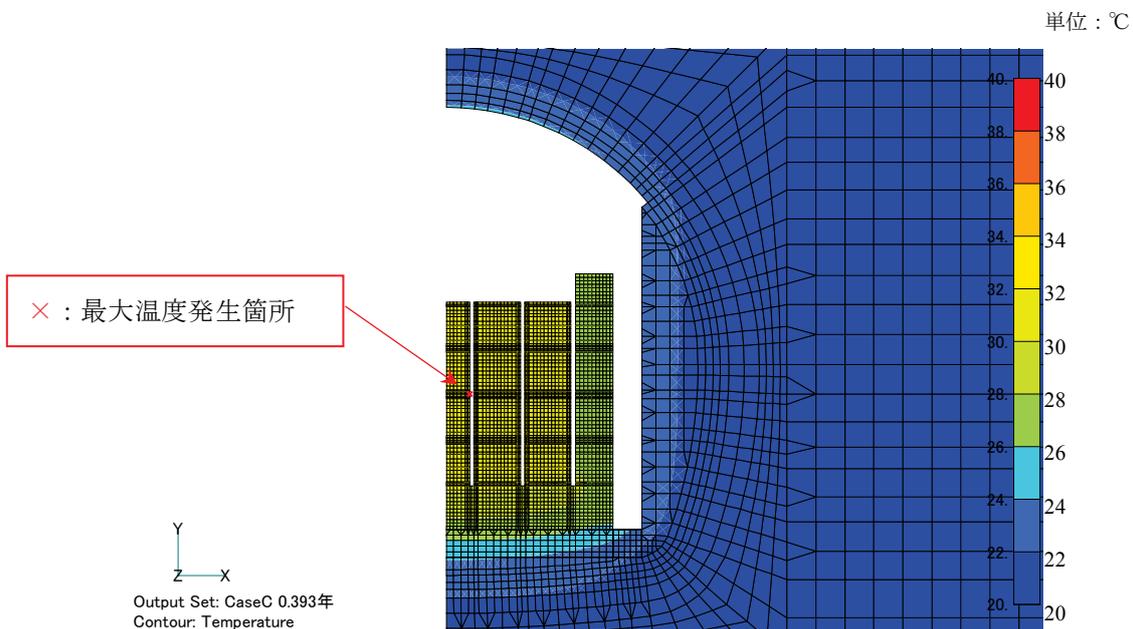
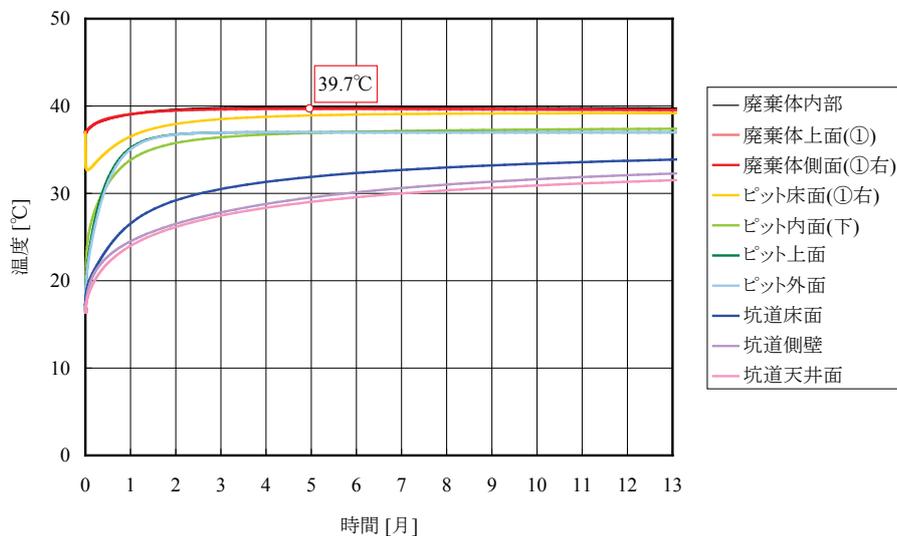


図 3-13 CaseC 坑道内表面最大温度発生時 (4.72 カ月後) 温度分布

換気温度 37 °C で初期発熱量 10 W/体、廃棄体間に空気の自然対流を考慮したケース D では、開始から 2 カ月程度でピットの温度上昇が収まり、坑道の壁面は 12 カ月を超えても緩やかに上昇する。廃棄体の表面最高温度は 39.7 °C であり、換気温度+2.7 °C となった。



CaseD (30 W/体、換気温度 37 °C) 温度履歴

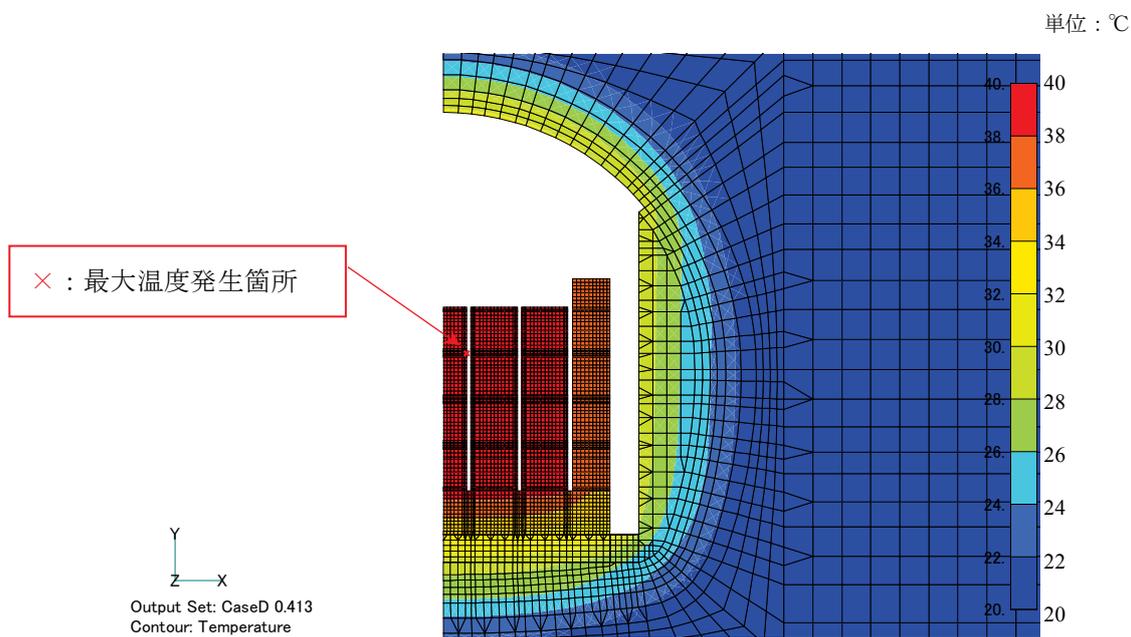


図 3-14 CaseD 坑道内表面最大温度発生時 (4.96 カ月後) 温度分布

本解析の結果を表 3-4 にまとめる。換気温度（28 °C～37 °C）の廃棄体が自身の崩壊熱（初期発熱量 10 W/体～30 W/体）により温度上昇することを考えた場合、廃棄体間に空気の自然対流を考慮するとその表面最高温度は換気温度+1.2 °C～2.7 °Cとなった。また、最高温度発生時期までゆるやかに温度が上昇し、1年経過後も低下することはなかった。

表 3-4 解析結果一覧

Case	換気温度	発熱量	廃棄体表面 最高温度	換気温度との 温度差	最高温度 発生時期
A	28 °C	10 W/体	29.2 °C	+1.2 °C	8.08 ヶ月
B	37 °C	10 W/体	38.7 °C	+1.7 °C	12.2 ヶ月
C	28 °C	30 W/体	30.7 °C	+2.7 °C	4.72 ヶ月
D	37 °C	30 W/体	39.7 °C	+2.7 °C	4.96 ヶ月

3.4 パラメータの妥当性の検証

本解析で設定したパラメータの妥当性を検証する目的で、以下のパラメータ設定により、その影響程度を確認する追加解析を実施した。

A-1～A-3 のケースでは廃棄体初期熱量を高め（本解析 30 W/体（10 W/m³）⇒追加解析 41 W/体（2.44 W/m³））に、ピットの奥行き寸法を小さく（本解析は（13.73 m）⇒追加解析（11.2m））に設定した。また、全てのケースで換気温度は 28 °Cとした。解析パラメータの詳細を本解析と併記して表 3-5 に示す。

A-1：廃棄体間の 15 cm の間隙では空気の対流が十分に行われぬ可能性を考えて、極端な条件設定として、廃棄体間の空気層の熱伝達率（熱伝達率③、熱伝達率⑤）を完全断熱とした。

A-2：A-1 のリファレンスケースとして、廃棄体間の空気層の対流を考慮し、空気層との境界面に自然対流による熱伝達率を設定した。

A-3：廃棄体間の空気層の熱伝達率（熱伝達率③、熱伝達率⑤）を完全断熱とし、廃棄体上面の熱伝達率設定（熱伝達率④）に関する代表長さを廃棄体 1 体の奥行きとした。これは、熱伝達率の設定において支配的な、境界面の代表長さ（代表長さは長いほど、熱伝達率が小さくなる）について、他ケースでは 1 ピットの長さとしている代表長さを廃棄体 1 体分の長さを代表長さとした設定である。

A-4：A-2 のリファレンスケースとして廃棄体発熱量（本解析と同等の 30 W/体）とピッ

トの寸法 (11.2 m⇒13.73 m) を再設定した。

図 3-15～図 3-22 に追加解析の結果を温度履歴と最高温度時の温度分布で示す。

表 3-5 追加解析パラメータ

		CaseA-1	CaseA-2	CaseA-3	CaseA-4	CaseA	CaseB	CaseC	CaseD
坑道内空気温度	T_f	28.0			28.0	28.0	37.0	28.0	37.0
坑道内風速	u_∞	0.24							
廃棄体初期発熱量	Q_0	10.0			2.44	2.44		7.32	
		41			10	10		30	
熱伝達率① 坑道壁面～ 低拡散層外 面	壁面温度 T_w	17.0							
	代表長さ L	坑道長さ 160							
	熱伝達率 α	0.681					0.675	0.681	0.675
		21.487					21.280	21.487	21.280
熱伝達率② コンクリとピッ ト上部	壁面温度 T_w	17.0							
	代表長さ L	11.2				ピット奥行 13.73			
	熱伝達率 α	1.160			1.113	1.103	1.113	1.103	
		36.573			35.114	34.774	35.114	34.774	
熱伝達率③ コンクリート ピット下部	壁面温度 T_w	17.0							
	代表長さ L	未考慮 (断熱)	17.0		未考慮 (断熱)	17.0			
			6.4			廃棄体高さ 6.4			
熱伝達率 α		3.420			3.420	4.109	3.420	4.109	
		107.856			107.856	129.582	107.856	129.582	
熱伝達率④ 廃棄体上面	壁面温度 T_w	30.0				28.5	37.1	30.2	38.9
	代表長さ L	ピット奥行 11.2		廃棄体奥行 1.6	ピット奥行 13.73				
	熱伝達率 α	1.144		1.688	1.098	1.088	1.098	1.088	
		36.076		53.239	34.687	34.072	34.629	34.008	
熱伝達率⑤ 廃棄体間隙 部	壁面温度 T_w	30.0				28.5	37.1	30.2	38.9
	代表長さ L	未考慮 (断熱)	30.0		未考慮 (断熱)	30.0			
			6.4			廃棄体高さ 6.4			
熱伝達率 α		1.921			1.921	1.212	0.694	1.983	
		60.595			60.595	38.207	21.887	62.544	
								1.850	
								58.335	

廃棄体間を断熱とした CaseA-1 では、廃棄体の熱の流れが廃棄体上下の接触による熱移動のみとなるため、最高温度が 68.6 °C まで上昇した。しかし最高温度に達するまでの時間は 2 年弱である。想定される廃棄体定置から 3~4 カ月での充填を考慮すれば、この十分に安全側（高温が想定される）のケースでも充填施工時の廃棄体表面温度は 50 °C 程度に収まると考えられる。

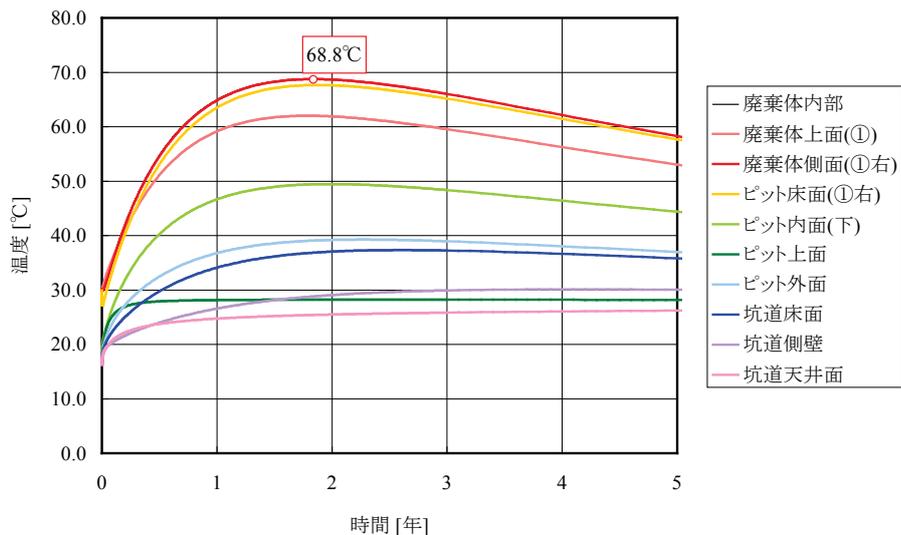


図 3-15 CaseA-1（廃棄体間完全断熱、廃棄体上面代表長さ 11.2 m）温度履歴

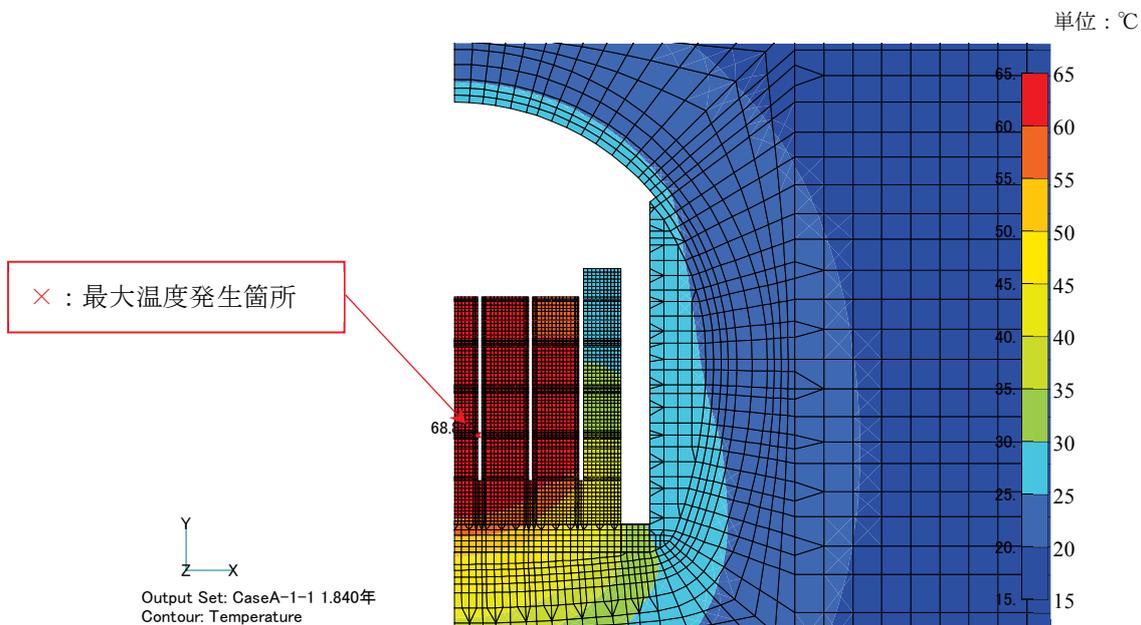


図 3-16 CaseA-1 坑道内表面最大温度発生時（1.84 年後）温度分布

廃棄体間の空気層の対流を考慮した CaseA-2 では、廃棄体表面の最高温度は 4.2 カ月後の 31.8 °C（換気温度 28 °C+3.8 °C）となった。CaseA-1 と比較すると最高温度が大幅に低下しており、自然対流による換気の効果は大きい。

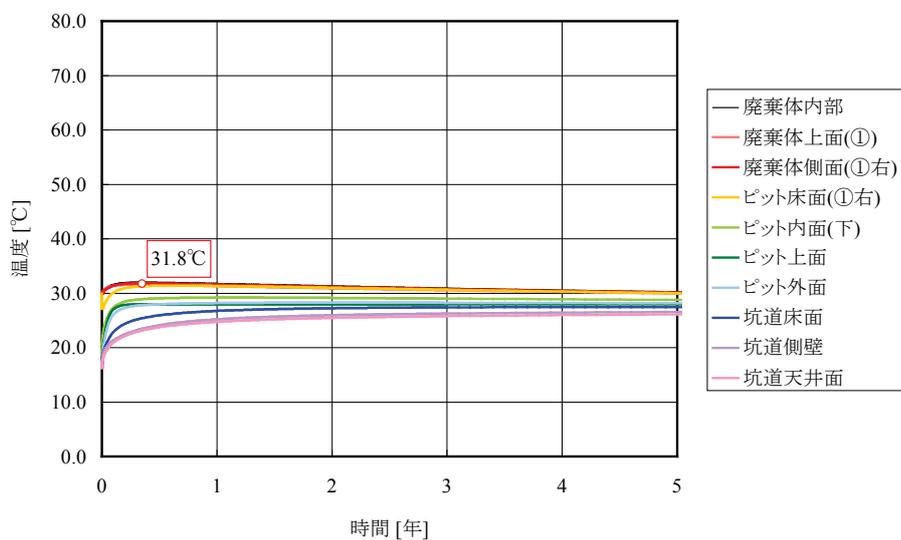


図 3-17 CaseA-2（廃棄体間対流熱伝達、代表長さ 11.2 m）温度履歴

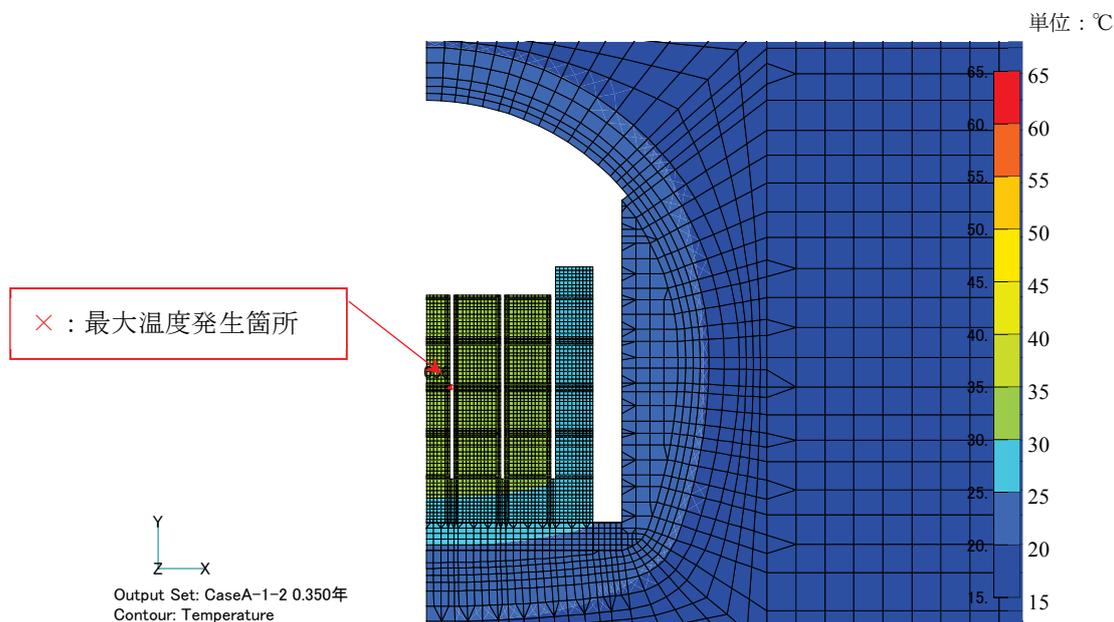


図 3-18 CaseA-2 坑道内表面最大温度発生時（0.35 年後）温度分布

換気の流れに触れている廃棄体上面の熱伝達率設定に関して、他ケースではピットの奥行きとしている代表長さを廃棄体1体の奥行きとした CaseA-3 では、廃棄体表面の最高温度は 61.6 °C と CaseA-1 に比べて 7 °C の低下にとどまった。

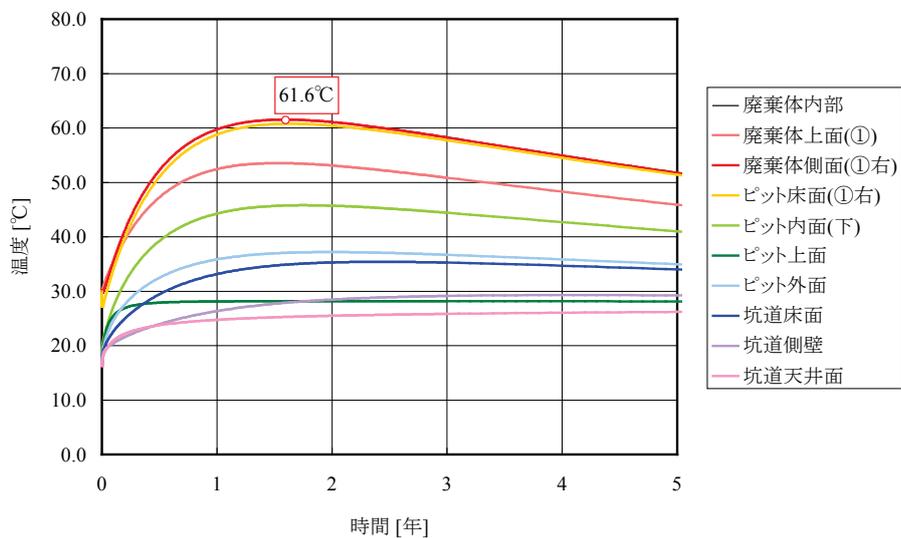


図 3-19 CaseA-3 (廃棄体間完全断熱、代表長さ 1.6 m) 温度履歴

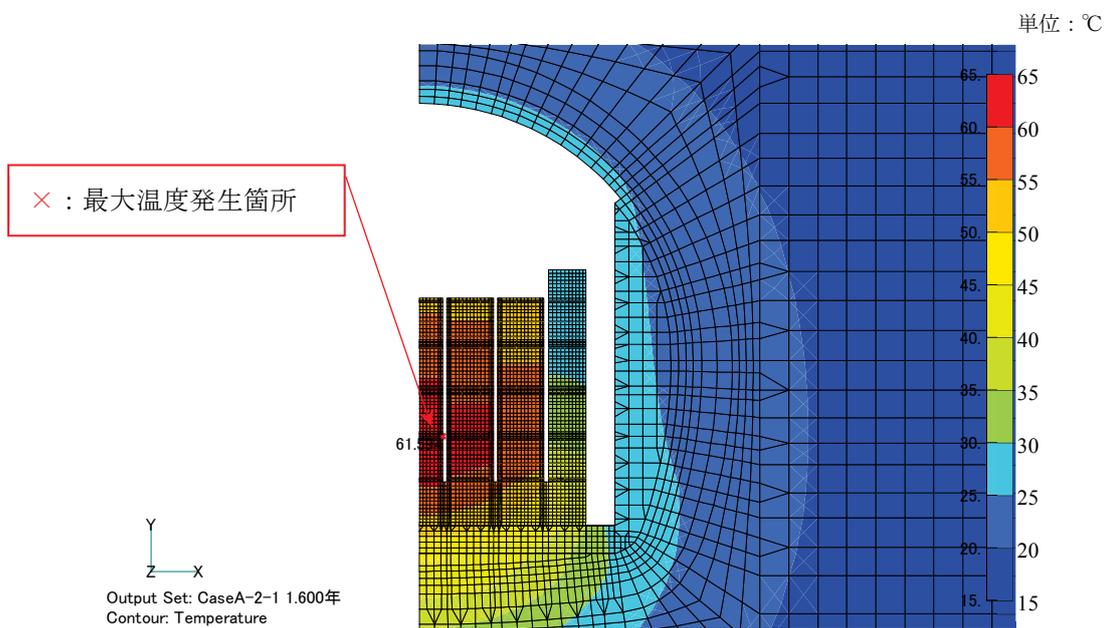


図 3-20 CaseA-3 坑道内表面最大温度発生時 (1.6 年後) 温度分布

CaseA-2 の見直しとして、廃棄体発熱量 ($10 \text{ W/m}^3 \Rightarrow 2.44 \text{ W/m}^3$) とピットの寸法 ($11.2 \text{ m} \Rightarrow 13.73 \text{ m}$) を再設定した。その結果、廃棄体表面の最高温度は初期温度となり ($30 \text{ }^\circ\text{C}$)、一旦冷却後、5.9 カ月後に再度ピーク $28.8 \text{ }^\circ\text{C}$ (換気温度 $28 \text{ }^\circ\text{C} + 0.8 \text{ }^\circ\text{C}$) となった。

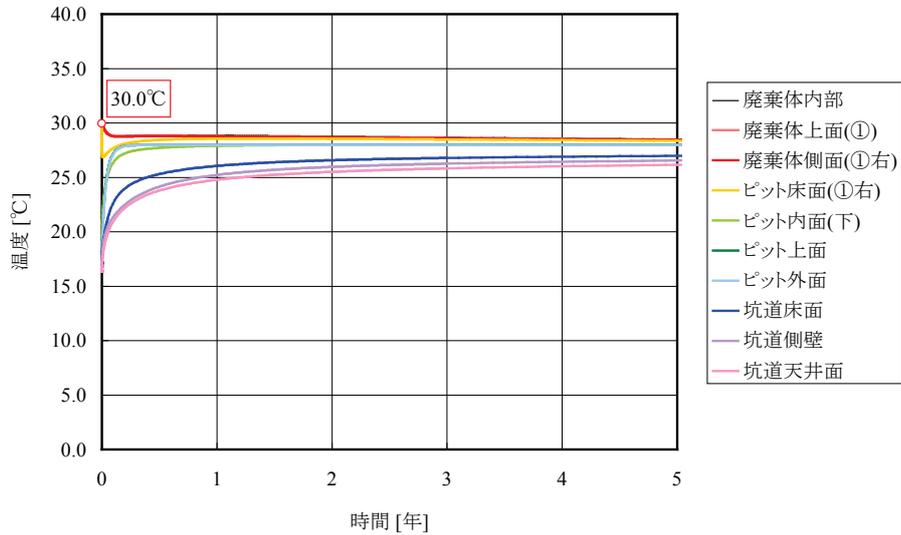


図 3-21 CaseA-4 (廃棄体間対流熱伝達、代表長さ 13.7 m、廃棄体初期表面温度 $30 \text{ }^\circ\text{C}$) 温度履歴

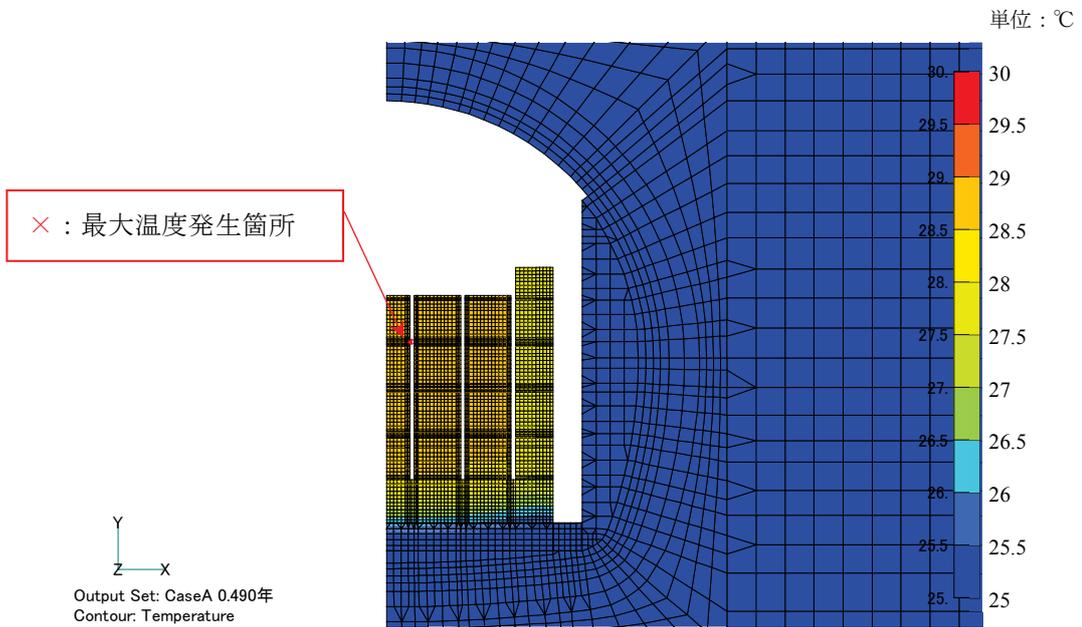


図 3-22 CaseA-4 坑道内表面最大温度発生時(5.9 カ月後)温度分布

定置後の温度上昇は数℃程度と推定されたことから、廃棄体の温度は定置前の廃棄体の温度の影響が支配的となる可能性がある。そこで、廃棄体が仮に強制換気されない貯蔵ヤードに長期間（定常状態に達するまで）置かれた状態で達する表面温度を熱伝達方程式(3.4)により簡易計算した。

$$Q = \alpha A(T - T_w) \quad (3.4)$$

Q : 発熱量[W] (熱が廃棄体へ流入する方向が正)

α : 熱伝達率[W m⁻² K⁻¹]

A : 断面積[m²]

T_w : 壁面温度[K]

T : 空気の代表温度[K]

ここで、廃棄体熱伝達率 : Jacob の実験式[23]および参考資料 1 により求めた鉛直壁における自然対流・乱流での熱伝達係数 (図 3-23) によれば、壁表面と空気代表温度の温度差が 40℃あったとしても熱伝達係数は 5 程度である。熱伝達係数は小さいほうが表面温度を高く評価するため、ここでは安全側の値として 1.0[W m⁻² K⁻¹]を採用する。

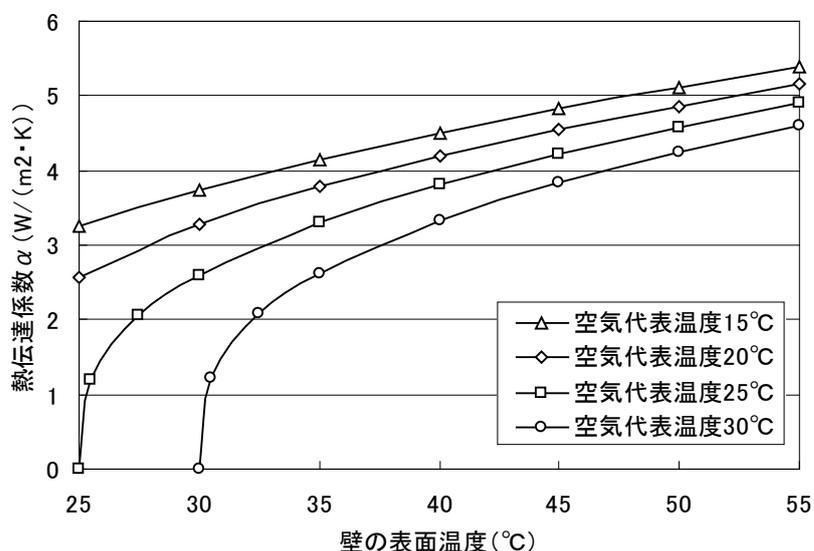
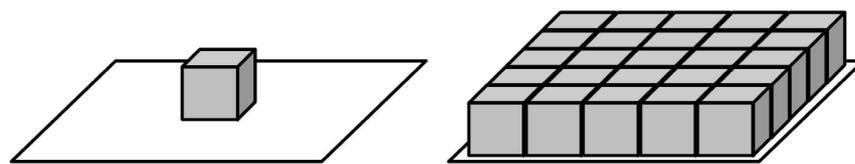


図 3-23 鉛直壁における自然対流・乱流での熱伝達係数の試算

貯蔵時の角型容器廃棄体の状態について、図 3-24 に示す 2 ケースを想定した。各々のケースについて、初期空気温度を 28 °C として平均的な廃棄体 (30 W/体) と、例外的に発熱量の大きい廃棄体 (120 W/体、CASE1) の場合で試算した結果を表 3-6 に示す。表より、定常状態での廃棄体表面温度は、平均的な発熱量の廃棄体を敷き詰めた状態で初期空気温度+12 °C 程度、例外的に発熱量の大きい廃棄体を単体で置いた場合でも初期空気温度+9 °C 程度と算出された。



Case1

Case2

廃棄体を開放された空間に置いた状態を想定して、底面はコンクリートに接しているため断熱状態にあると仮定し、残りの 5 面すべてから放熱すると仮定した場合

廃棄体が床上に敷き詰められているような状態を想定して、放熱が上面のみに限られると仮定した場合

図 3-24 定常計算での廃棄体配置イメージと放熱条件

表 3-6 定常状態の廃棄体表面温度

廃棄体発熱量		Case1	Case2
30 W/体	廃棄体表面温度	29.5 °C	39.7 °C
	初期空気温度との差	+1.5 °C	+11.7 °C
120 W/体	廃棄体表面温度	37.4 °C	—
	初期空気温度との差	+9.4 °C	—

3.5 まとめ

廃棄体充填時の廃棄体表面温度を対象とした熱解析を行った。室温 (28 °C~37 °C) の廃棄体が自身の崩壊熱 (初期発熱量 10 W/体~30 W/体) により温度上昇することを考えた場合、廃棄体間に空気の自然対流を考慮するとその表面最高温度は換気温度+1.2 °C~2.7 °Cであった。このときの温度上昇は数ヶ月にわたって緩やかに上昇し、1 年経過後も低下することはなかった。コバルト 60 の半減期は 5.27 年であり、発熱が数年継続されることにより温度が保たれたと考えられる。一方、追加解析において廃棄体間の対流が起こらないことを想定して、完全断熱という極端に安全側の条件を設定した場合でも、最高表面温度は約 2 年後で 68.6 °C (換気温度+41.6 °C) となった (図 3-15)。廃棄体間の対流がある現実的な条件を考慮すれば、廃棄体表面の温度は換気温度+数 °C のオーダーに収まると考えられる。

いずれの場合も廃棄体表面の温度変化は非常に緩やかで、最高温度に達するのに半年か

ら2年程度かかっていることから、最高温度に達するのを待たずに充填される可能性が高い。定置・充填の工程も温度履歴に影響を与える要素であることが分かった。

廃棄体定置前の貯蔵中を想定し、特に発熱量の大きい廃棄体（120 W/体）を単体で放置した場合の定常温度を概算した結果、廃棄体表面の最高温度は初期空気温度+9 °C程度、平均的な発熱量の廃棄体が床上に敷き詰められているような状態を想定した場合で廃棄体表面の最高温度は初期空気温度+12 °C程度と算出された。

以上より、現状得られている廃棄体の諸条件を想定した熱解析の結果、充填時の廃棄体の表面温度は、平均的な発熱量の廃棄体で環境温度+3 °C程度、もっとも厳しい発熱条件を想定した廃棄体で環境温度+12 °C程度であることが推定された。したがって、現状想定される諸条件においては、坑内の最高温度 37 °C+12 °C=49 °C程度が充填材施工時に廃棄体表面で起こりえる最高温度といえる。

普通ポルトランドセメントと高ビーライト系セメントのモルタルについて 40 °C～90 °Cで高温蒸気養生した坂部らの研究[5]によれば、圧縮強度は普通ポルトランドセメントでは 60 °C～70 °Cを境に強度発現性が低下する傾向が示されている。また、原子炉を対象とした「原子力用コンクリート格納容器設計指針案・同解説[6]」では、コンクリートが常時継続して受ける温度制限値として 65 °Cが規定されている。セメント系材料は、この 60 °C程度を閾値として何らかの変質が生じるものと推察される。余裕深度処分施設での廃棄体温度もこの 60 °C～70 °Cを上限として諸条件を設定する見込みが強い。本研究で解析された温度は、この 60 °C以内に収まることが確認された。

現状では廃棄体の最終的な仕様が定まっていないが、上記の検討結果を考慮して、60 °Cでの施工性を確保することを材料開発の目標として設定し、将来の廃棄体の仕様変更に対する裕度を持たせることとした。

第4章 廃棄体の崩壊熱による打込み時の 温度上昇を考慮した充填材の開発

第4章 廃棄体の崩壊熱による打込み時の温度上昇を考慮した充填材の開発

4.1 概要

地下空洞型処分施設では廃棄体を空洞内に高い密度で集積して定置するため、核種の崩壊熱により廃棄体の表面温度が上昇することが考えられる。ピットを充填する際、高温の廃棄体に触れることにより区画内充填材の流動特性が変化することや、硬化性状に影響を与える可能性がある。放射性廃棄物処分場に用いられるセメント系材料の温度条件は、原子炉を対象とした「原子力用コンクリート格納容器設計指針案・同解説[6]をより所として、コンクリートが常時継続して受ける温度制限値として 65 °Cを規定しているのが通例であり、施工時から高温環境となる場合や、長期間高温にさらされることを想定した研究は少ない。

第3章の温度解析では、現状得られている廃棄体の諸条件を想定した熱解析の結果、充填時の廃棄体の表面温度は、平均的な発熱量の廃棄体で環境温度+3 °C程度、もっとも厳しい発熱条件を想定した廃棄体で環境温度+12 °C程度であることが推定された。したがって、現状想定される諸条件においては、49 °C程度が充填材施工時に廃棄体表面で起こりえる最高温度といえる。

廃棄体の発熱条件は今後見直される余地もあるため、本試験が今後の条件変更により陳腐化しないためには、試験条件にある程度の裕度を見込んでおくことが重要と考える。そこで、コンクリートの標準養生温度 20 °Cを基準として、高温条件は裕度を見込んだ 60 °Cとして、高温が作用した場合に材料の流動性や硬化性状に与える影響を把握し、配合の調整で対応可能か室内にて検討した。一般構造物との諸条件の違いについて整理した表 2-9をもとに、材料（配合）には、最大限の自己充填性を期待し、補助として施工機械の検討を行うことを方針とする。なお、機械トラブル等の課題は影響が大きいものだが、本研究と趣旨が異なるため、今後の課題としたい。

以下に区画内充填材と上部充填材に分けて検討結果を記す。

4.2 区画内充填材

4.2.1 使用材料の諸元

人工バリアとしての区画内充填材に求められる主な機能には、放射性核種を収着し核種移行の遅延をはかる収着機能がある。この機能を果たすため、廃棄体以外の空間に隅々まで充填されることが必要である。廃棄体と廃棄体との間、廃棄体とコンクリートピットとの間の狭隘な空間を確実に充填できるよう、区画内充填材は粗骨材を使用しないモルタルとし、施設としての材料の統一化の観点から低拡散層の配合（表 4-1）を基本とすることとした（第 2 章）。さらに、実際の充填時には廃棄体の発熱の影響を受けるため、高温環境下でも自己充填性を保持できる材料が求められる。区画内充填材のモルタルには、想定される温度条件の範囲で温度の影響を受けない高い自己充填性を発揮する配合を志向する。また、実際の施設では放射線環境下での作業となるため、遠隔操作による施工を可能とする自己充填性やセルフレベリング性が求められる。

表 4-1 基本配合（低拡散層）

W/B [%]	W/P [%]	LS/B [%]	スラン プ フ ロー [cm]	空 気 量 [%]	単位量[kg/m ³]						
					W	粉体 P			LP	S	SP P×%
						結合材 B					
45	31.0	45	65±5	2.5	230	LPC	FA	LEX	230	1273	0.68
						338	153	20			

4.2.2 検討方針と試験の概要

区画内充填材の要求機能は、放射線に対する遮へい性能と核種の吸着性能が要求される機能である。これらの要求機能に対しては、

- ・ 乾燥単位容積質量を満足すること
- ・ 基本配合となる低拡散層と同様に LPC+FA を用い、W/B を変更しないことにより、要求を満足することが可能となる。

また、施工上の要求機能は、

- ・ 高い流動性を有すること
- ・ 材料分離抵抗性を有すること
- ・ 高温環境下での施工においても上記機能を有することが挙げられる。

以上の方針のもとで下記検討を行った。表 4-2 に検討方針を、図 4-1 に検討フロー、表 4-3 に試験方法を示す。水結合材比や主要な使用材料の種類、配合量を変更しないため、スランプフローは混和剤（高性能 AE 減水剤）の混和量により調整し、材料分離抵抗性は石灰石微粉末量を調整する。検討フローにおけるステップ 1 では、スランプフローやブリー

ディング率、材料分離等一連のコンクリートの性質を含めたコンシステンシーを総合的に両立させることを主眼とする。しかし、それらのパラメータは多様であり、論理的に説明することが難しい。本研究では、配合として石灰石微粉末量を変更した配合に対して、それぞれの検討項目を系統立てたフローに従って試験し、結果を表に整理して評価することとした。ステップ2では、本試験で目標とする 60 °C環境で、ステップ1で設定したスランプフローの規格値を満足させることを目的として、主に混和剤の種類、量を変更した試験を実施した。ステップ3では、将来の環境温度が変わることを想定し、試験環境温度を 40 °C、80 °Cを追加して、データを取得した。また、選定した配合にて、圧縮強度等の硬化性状試験、実証試験を行った。圧縮強度試験については、処分施設の換気設備の異常等によって高温となる場合を想定し、極端な条件として、105 °C環境で気中養生した供試体での試験を追加した。ポンプ圧送性については、実際のコンクリートポンプ車を用いて、地上仮設ヤードにて実施した圧送試験にて確認を行った。これについては、第6章に記述する。

表 4-2 低拡散層の特徴と区画内充填材配合の検討方針

項目	余裕深度処分低拡散層	検討方針
使用材料 (結合材)	LPC+FA	要求機能保持の観点から変えない 圧縮強度は 30 N/mm ² (91 日) を目標とする
圧縮強度 (水結合材比)	60 N/mm ² (91 日) W/B=45 %	
使用材料 (混和剤)	高性能 AE 減水剤 (SP)	SP 添加率、SP 種の変更
スランプフロー	65±5 cm	混和剤 (高性能 AE 減水剤) を増すことでスランプフローを増大させる
流動性	V 漏斗流下時間	判定試験 [*] で性状を確認
材料分離抵抗性	ブリーディング率 1.0 %以下 を目標	同程度のブリーディング率を確保する石灰石微粉末量を決定
高温養生の影響	—	混和剤を変更した場合のフレッシュ性状を確認 高温養生で硬化性状を確認
長距離圧送性	一般的なコンクリート相当	地上圧送試験で確認 ポンプ方式、バケット方式を実証試験で確認

※本研究で計画した試験 (4-12 ページ参照)

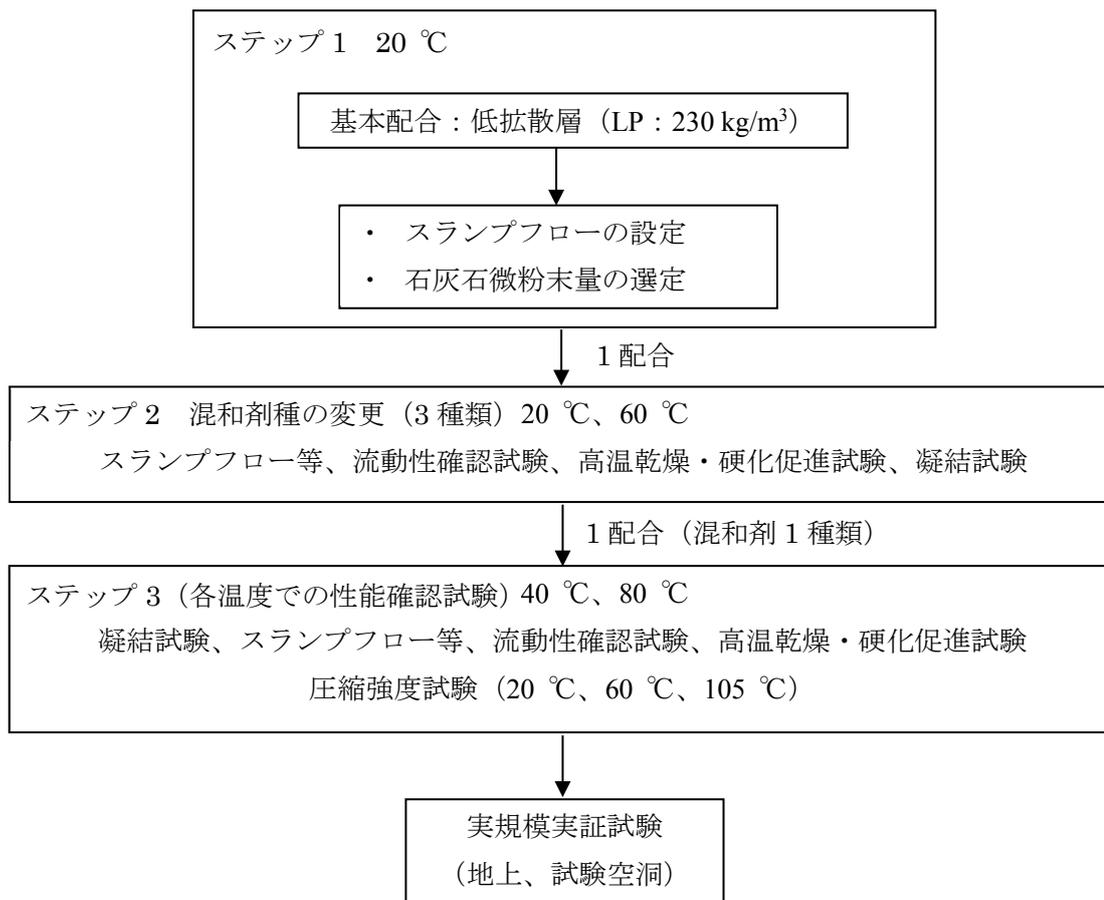


図 4-1 区画内充填材検討フロー

表 4-3 試験方法

項目	方法	備考
スランプフロー	JIS A 1150	材料分離しない範囲で目標スランプフローを増大させる。従来の高流動コンクリートの65cm以上。ただし材料分離が目視で確認されないこと。
漏斗流下時間	JSCE-F 512	モルタルV漏斗を使用 流動性、材料分離の指標として用いる。
流動性確認試験	本研究で設定	実際の構造物で想定される流動距離10mを流動させて、流動性を比較検討する。
ブリーディング	JIS A 1123	1.0%未満を目標値とする。
加圧ブリーディング	JSCE-F 502	コンクリートのポンプ施工指針[14]で指定される範囲内に入ること。
凝結時間試験	JIS A 1147	凝結時間の確認
圧縮強度試験	JIS A 1108	30 N/mm ² 以上を規格値とする。

4.2.3 試験結果と考察

(1) 目標スランプフローと石灰石微粉末量の選定（ステップ 1）

1) 使用材料および配合

自己充填性は、流動性と材料分離抵抗性により評価される。高流動コンクリートを例にとれば、一般に流動性はスランプフローで評価され、スランプフローが大きいほど流動性が向上する。本研究では、流動性向上を目的として、材料分離しない範囲で、できる限りスランプフローを増大させることを目標とした。ここでは、スランプフローを増大させた際の材料分離抵抗性を確保することを目的として、基本配合である低拡散層の石灰石微粉末量（230 kg/m³）に対し、石灰石微粉末量を増加（307 kg/m³）させた配合について検討を行った。なお、高流動コンクリートの配合設計・施工指針[7]では粉体系高流動コンクリートの水粉体比の標準値として、質量百分率（W/P）で 28 %～37 %が示されており、石灰石微粉末量 307 kg/m³ は、この範囲で最も粉体量を増加させた数値である。使用材料を表 4-4 に、配合表を表 4-5 に示す。容量 50 リットルの水平二軸ミキサを使用して練混ぜた。練混ぜ時間と材料投入は次のとおりである。

＜空練り 10 秒練混ぜ→水(+混和剤)投入後 180 秒練混ぜ→静置 5 分→モルタル排出＞

表 4-4 使用材料

材料	記号	概要
セメント	LPC	低熱ポルトランドセメント（太平洋セメント(株)） 密度=3.22 g/cm ³ 、比表面積=3640 cm ² /g
細骨材	S	石灰砕砂（八戸松館産）：密度=2.66 g/cm ³ 、FM=2.79
石灰石微粉末	LP	石灰石微粉末（宮城石灰工業(株)） 密度=2.71 g/cm ³ 、比表面積=5510 cm ² /g
フライアッシュ	FA	フライアッシュ II 種（東北電力(株) 能代火力発電所） 密度=2.18 g/cm ³ 、比表面積=3820 cm ² /g
膨張材	LEX	改良型ハイパーエクспан（太平洋マテリアル(株)） 密度=3.05 g/cm ³
混和剤	SP1	高性能 AE 減水剤（花王(株)）、マイティ 3000H：カルボキシル基含有ポリエーテル系化合物
	As	空気量調整剤（BASF ジャパン(株)） マイクロエア 404：ポリアルキレングリコール誘導体

表 4-5 配合表（目標スランプフロー、石灰石微粉末量の選定）

W/B [%]	W/P [%]	LS/B [%]	スランプフロー [cm]	空気量 [%]	単位量[kg/m ³]					
					W	粉体 P		S	SP P×%	
						結合材 B	LP			
LPC	FA									
45	31	45	α	2.5	230	358	153	230	1274	※
45	28	60	β	2.5	230	358	153	307	1198	※

※：試験パラメータとして設定

2) 試験結果と目標スランプフローの設定

本研究では、表 4-5 に示す 2 配合について、SP 添加率を変動させることによりスランプフローを変化させ、その際のフレッシュ性状を確認した。SP 添加率を変動させた際のフレッシュ性状試験の結果を図 4-2～図 4-4 に示す。

a. 石灰石微粉末量 230 kg/m³

混和剤添加率を調整することにより、スランプフローを 650 mm～850 mm 程度の範囲で変動させた試験を実施した（図 4-2）。混和剤添加率を変化させることで、スランプフローを増大可能であることが示された。図 4-3 にスランプフローとブリーディング率の関係を示す。スランプフローを大きくすれば、ブリーディング率が増大した。ただし、スランプフローを 850 mm 程度まで増大させた場合においても、ブリーディング率は目標とする 1.0%以下であった。しかし、モルタル練上り直後から、モルタル表面に未燃カーボンとペーストが浮き、細骨材が沈む様子が観察されており、材料分離が生じていることからコンシステンシーが悪いと判断された。したがって、材料分離しない範囲として、スランプフローの上限を 800 mm と判断した。一方、スランプフローが 650 mm 程度では、図 4-4 に示すように、漏斗流下時間が長く、モルタルの粘性が高いことで、流動性が確保できない可能性があるため、スランプフローの下限は 700 mm と判断した。以上より、目標スランプフローは、700 mm～800 mm、すなわち 750±50 mm が最適と考えられた。

b. 石灰石微粉末量 307 kg/m³

混和剤添加率を調整することによりスランプフローを 650 mm～950 mm 程度の範囲で変動させた試験を実施した（図 4-2）。混和剤添加率を変化させることで、スランプフローを増大可能であることが示された。図 4-3 にスランプフローとブリーディング率の関係を示す。スランプフローを大きくすれば、ブリーディング率が増大した。スランプフローを 950 mm 前後まで増大させた場合、ブリーディング率は目標とする 1.0%より小さい 0.6%以下となった。しかし、モルタル練上り直後から、モルタル表面に未燃カーボンとペーストが浮き、細骨材が沈む様子が観察されたため材料分離と判断される状態であった。したがって、材料分離しない範囲として、目標スランプフローの上限を 900 mm と判断した。一方、スランプフローが 700 mm 程度の場合、図 4-4 に示すように、漏斗流下時間が長くなり、粘性が非常に高く、スコップでの切り返しも困難な状態であった。このことは、流動性やポンプ圧送性に悪影響を及ぼす可能性が高くなると判断されたため、スランプフローの下限は 750 mm と判断した。以上より、目標スランプフローは 750 mm～900 mm、すなわち 825±75 mm が最適と考えられた。

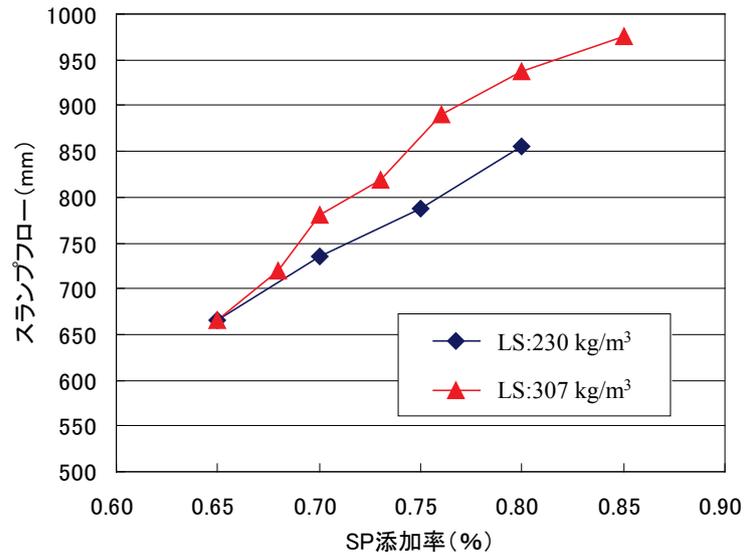


図 4-2 SP 添加率とスランプフローの関係

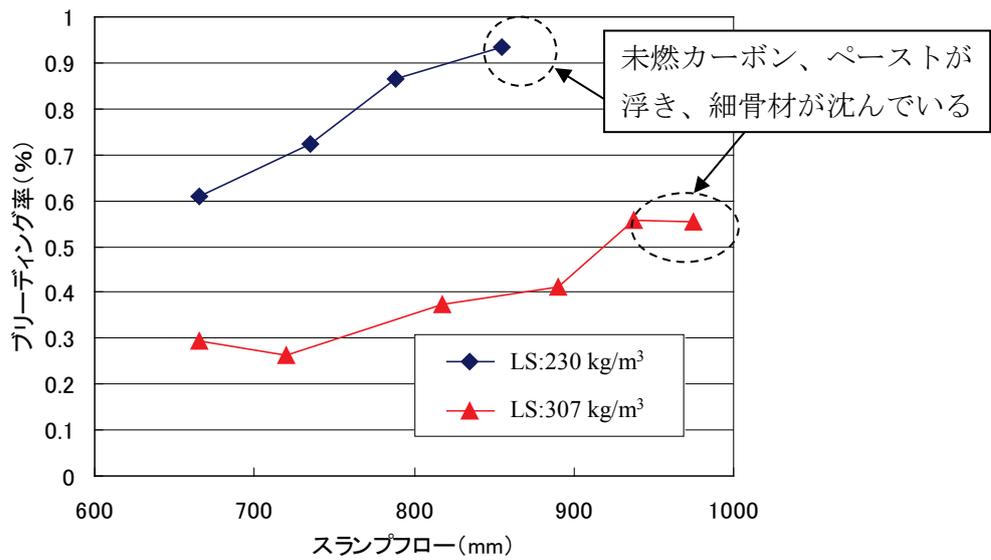


図 4-3 スランプフローとブリーディング率の関係

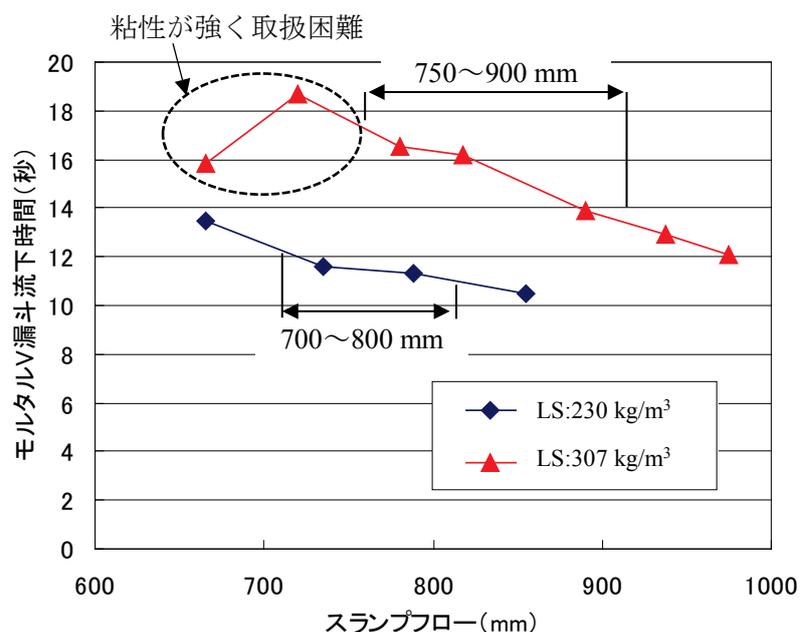


図 4.4 スランプフローとモルタル V 漏斗流下時間の関係

3) 石灰石微粉末量の選定と目標スランプフロー選定のまとめ

石灰石微粉末量が 230 kg/m^3 と 307 kg/m^3 の配合でフレッシュ性状を比較すると、石灰石微粉末量が多いほど材料分離を起こしにくく、目標スランプフローを大きくできるため、自己充填性が向上する。一方、石灰石微粉末が 307 kg/m^3 の配合では、スランプフローを 900 mm 程度まで増大させても、ブリーディング率が 0.4% 程度となり、非常にブリーディングが出にくい配合であると言える。

区画内充填材は、打継ぎ処理をせずに直上に上部充填材が打ち込まれること、また、自己充填性を向上させるためにはスランプフローを増大させることが重要となることから、粘性が高い配合であっても、ブリーディング率を抑えつつ、スランプフローを増大させることが可能な石灰石微粉末量 307 kg/m^3 の配合が区画内充填材として適していると考えられた。

以上をまとめて表 4-6 に示す。試験した範囲では不適 (×) の結果はなかったものの、この中から良好と考えられる範囲をハッチングした。また、上記の理由から、スランプフローをより増大できる石灰石微粉末量 307 kg/m^3 の配合を用い、目標スランプフローを $825 \pm 75 \text{ mm}$ とすることが最適と考えた。

表 4-6 目標スランプフローの設定

石灰石微粉末量 [kg/m ³]	項 目	スランプフロー[mm]						
		650	700	750	800	850	900	950
230	コンシステンシー	○	○	○	○	△	—	—
	ブリーディング率	○	○	○	○	○	—	—
	漏斗流下時間(粘性)	○	○	○	○	○	—	—
	自己充填性	△	○	○	○	○	—	—
307	コンシステンシー	○	○	○	○	○	○	△
	ブリーディング率	○	○	○	○	○	○	○
	漏斗流下時間(粘性)	△	△	○	○	○	○	○
	自己充填性	△	△	○	○	○	○	○

○：良好、△：良好ではない、×：目標値外、不適

(2) 混和剤種の選定（ステップ 2）

1) 検討概要

ステップ 2 では、20 °C および 60 °C 環境下でのフレッシュ性状試験を実施した。60 °C 環境下でのフレッシュ性状試験では、施工時の運搬時間を考慮して、モルタル練上り後 60 分までは常温（20 °C）で実施し、その後は、恒温室または乾燥炉内に試料を静置し、練上り 90 分、120 分後のフレッシュ性状試験を行った。なお、事前の検討より、恒温室に静置した場合と乾燥炉内に静置した場合は、練上り 90 分、120 分のモルタル温度に違いが見られたため、データの蓄積のために 60 °C 環境での試験は恒温室と乾燥炉を使用した。

2) 使用材料および配合

室内試験で用いる使用材料を表 4-7 に、配合表を表 4-8 に示す。

検討に先立ち、低拡散層配合で配合された SP1 を用いてスランプフロー試験を実施した（図 4-5）。SP1 を用いた場合は、20 °C 環境下においてもスランプフローのロスが大きいことから、高温環境下における経時変化の改善を目的としてフレッシュ性状の保持効果の高い SP2、SP3、SP4 の 3 種類を検討対象として試験した。また、SP3、SP4 については遅延型の減水剤を併用した系を追加して試験した（表 4-7）。なお、以降では、SP3 と Ad の組合せを SP3、SP4 と Ad の組合せを SP4 と称する。

表 4-7 使用材料

材料	記号	概要
セメント	LPC	低熱ポルトランドセメント (太平洋セメント(株)) 密度=3.22 g/cm ³ 、比表面積=3640 cm ² /g
細骨材	S	石灰砕砂 (八戸松館産) : 密度=2.66 g/cm ³ 、FM=2.79
石灰石微粉末	LP	石灰石微粉末 (宮城石灰工業(株)) 密度=2.71 g/cm ³ 、比表面積=5510cm ² /g
フライアッシュ	FA	フライアッシュ II 種 (東北電力(株) 能代火力発電所) 密度=2.18 g/cm ³ 、比表面積=3820 cm ² /g
膨張材	LEX	改良型ハイパーエクспан (太平洋マテリアル(株)) 密度=3.05 g/cm ³
混和剤	SP1	高性能 AE 減水剤 (花王(株))、マイティ 3000H : カルボキシル基含有ポリエーテル系化合物
	SP2	高性能 AE 減水剤 (BASF ジャパン(株)) SP8RV 改良品 : ポリカルボン酸エーテル系化合物
	SP3	高性能 AE 減水剤 (BASF ジャパン(株))、SP8LS : ポリカルボン酸エーテル系化合物と配合ポリマーの複合体 +Ad
	SP4	高性能 AE 減水剤 (花王(株))、マイティ 3000S 改良品 : カルボキシル基含有ポリエーテル系化合物 +Ad
	Ad	減水剤 遅延型 (I 種) (BASF ジャパン(株))、ポゾリス No.89 : 変性リグニンスルホン酸化合物とオキシカルボン酸化合物の複合体
	As	空気量調整剤 (BASF ジャパン(株)) マイクロエア 404 : ポリアルキレングリコール誘導体

表 4-8 配合表 (混和剤の比較検討)

W/B [%]	W/P [%]	LP/B [%]	スランブ フロー [cm]	空気量 [%]	単位量 [kg/m ³]						
					W	粉体 P			S	SP P×%	
						結合材 B					
					LPC	FA	LEX	LP			
45	28.1	60	82.5±7.5	2.5	230	358	153	0	307	1198	※

※試験パラメータとして設定

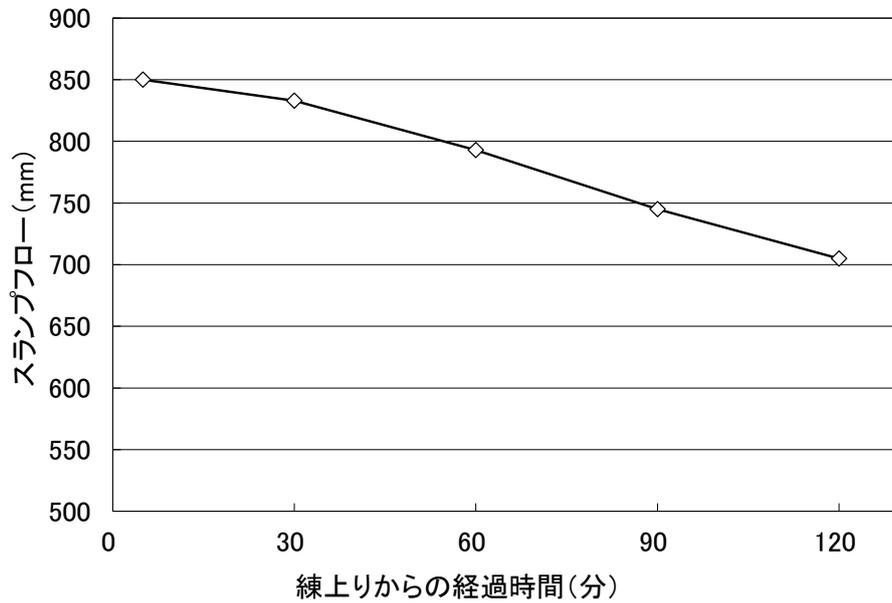


図 4-5 スランプフロー (SP1)

3) 試験方法

a. 高温環境下におけるフレッシュ性状経時変化試験

高温環境下でのフレッシュ性状経時変化試験は、実施工時の運搬時間を考慮して、モルタルの練上り後 60 分までは 20 °Cで行い、その後所定の雰囲気温度にモルタル試料を静置し試験を行った。試験手順を以下に示す。

- ① モルタル練混ぜ[20 °C]
- ② フレッシュ性状試験[20 °C]
- ③ 静置[20 °C]
- ④ 練混ぜ 30 分後に試験実施[20 °C]
- ⑤ 静置[20 °C]
- ⑥ 練混ぜ 60 分後に試験実施[20 °C]
- ⑦ 所定の雰囲気温度に静置 (恒温室、高温乾燥炉使用)
- ⑧ 練混ぜ 90 分後に試験実施
- ⑨ 所定の雰囲気温度に静置 (恒温室、高温乾燥炉使用)
- ⑩ 練混ぜ 120 分後に試験実施

b. 流動性確認試験

本研究で製作した写真 4-1 に示す鋼製の装置を用いて試験した。試験装置は、実施工の幅 15 cm の間隙の流動を模擬して、総延長 10 m の経路を設けており、外周の枠には湯水を入れて、試験装置全体を高温に設定できる。試験手順を以下に示す。



写真 4-1 流動性確認試験 試験装置

- ① 試験装置の最外縁に所定の温度に熱した湯をはり、所定の温度（ステップ 2 では 20 °C、60 °C、ステップ 3 では 40 °C、80 °C）に保温する。20 °C の温度条件では、湯銭は行わず常温で行う。
- ② モルタルは、100 L ミキサを用いて練混ぜ、1 バッチ当たりの練混ぜ量は 80 L とし、試験 1 回当たり計 160 L 製造する。160 L は、流動勾配が 0 になった場合、モルタル充填高さが約 10 cm になる量である。
- ③ モルタル投入位置からモルタルを打ち込む。打込み速度は 30 L/分程度とし、人力で投入する。
- ④ モルタルの投入と並行して、流動距離と充填高さを計測する。流動距離は、スチールテープまたはコンベックスにより計測し、充填高さは、充填高さ測定位置にあらかじめ設置した目盛りによって目視で確認する。流動距離、充填高さは、打込み終了後にモルタルの流動が止まったと判断されたときに再度計測し、流動距離と充填高さから流動勾配を算出する。

4) 試験結果

20 °C および 60 °C 環境下におけるスランプフローの経時変化を図 4-6～図 4-8 に示す。図 4-7、図 4-8 中には、60 °C 環境下に静置した後のモルタル温度も示した。なお、60 °C

環境下では、40×70 cm 程度のホーロー製容器にモルタル試料を約 10 L 投入し、乾燥を防止するため、ビニールで封緘した状態で静置した。乾燥炉での静置状況を写真 4-2 に示す。

図 4-6 に示すように、20 °C 環境下では、SP3、SP4 が 120 分までスランプフローの変化が非常に小さく、SP2 では、スランプフローが 120 分まで増大し、90 分後において規格値を満足しなかった。一方、湿度を 60 % に保った恒温室を使用した 60 °C 環境下では、モルタルを高温環境下に静置した 60 分以降に、SP2、SP4 において、60 分から 90 分の間に約 10 cm 程度スランプフローが低下し、SP4 が規格値を満足しなかった。SP2 は、高温環境下に静置した後 60 分間でのスランプフローの低下が約 5 cm と非常に良好な経時変化を示した。乾燥炉を使用した 60 °C 環境下では、恒温室を使用した 60 °C 環境下での試験結果と同様な傾向を示したが、60 分経過時点でのスランプフローがやや大きかったため、いずれの混和剤においても 90 分後まで規格値を満足する結果となった。

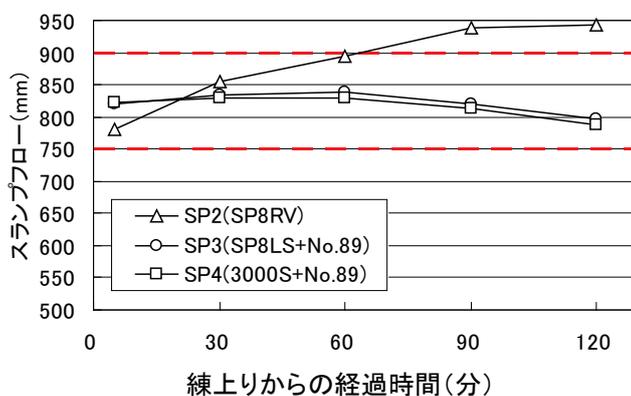


図 4-6 スランプフローの経時変化 (20 °C)

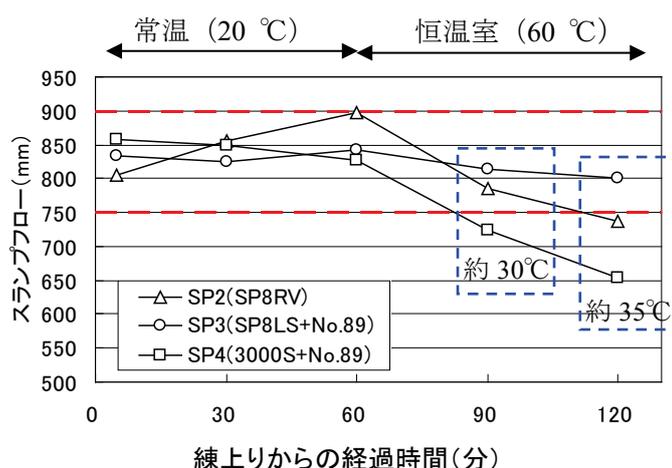


図 4-7 スランプフローの経時変化 (60 °C 恒温室)

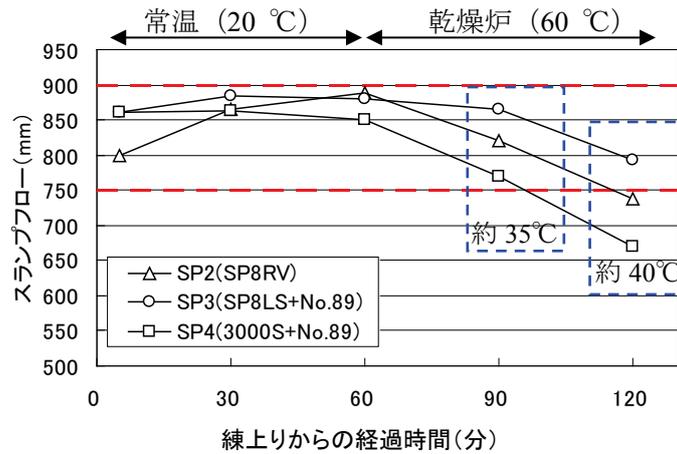


図 4-8 スランプフローの経時変化 (60 °C 乾燥炉)

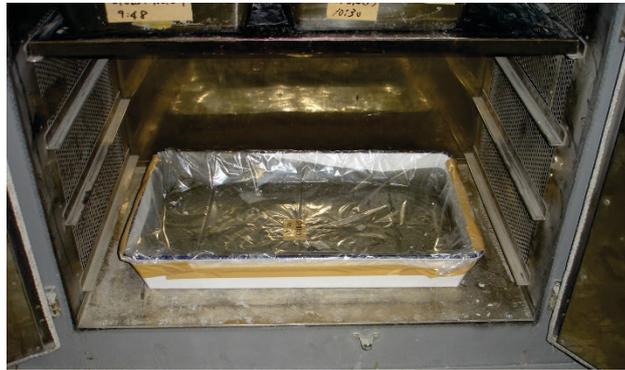


写真 4-2 乾燥炉内での試料静置状況

モルタル温度と練上り 60 分後から 120 分後までのスランプフローの変化の関係を図 4-9 に示す。各混和剤とも温度が高いほどスランプフローの変化が大きくなるものの、SP3 は、高温環境下でのスランプフローの低下が SP2、SP4 よりも小さい結果となった。

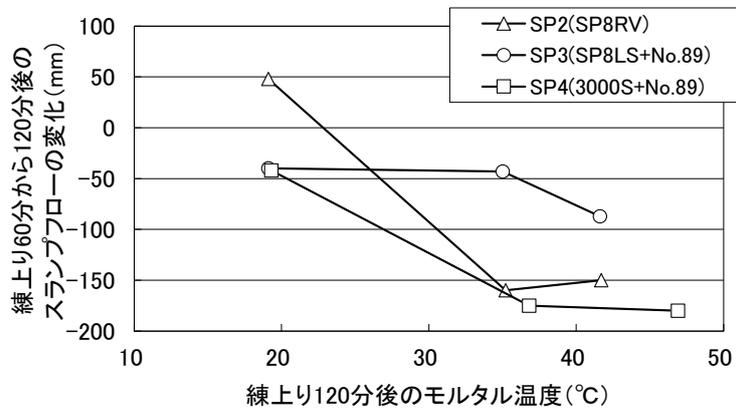


図 4-9 モルタル温度とスランプフローの変化 (60 分～120 分)

20 °Cおよび 60 °C環境下における漏斗流下時間の経時変化を図 4-10～図 4-12 に示す。20 °C環境下では、各混和剤とも時間の経過とともに漏斗流下時間が長くなる傾向にあるが、その変化は小さく経時変化は良好と言える。恒温室を使用した 60 °C環境下では、いずれの混和剤においても、モルタル温度の上昇により、流動性が向上することが確認された。乾燥炉を使用した 60 °C環境下においても、同様の傾向を示したものの、モルタル温度が上昇したことによる漏斗流下時間の違いは小さい結果となった。また、いずれの温度条件においても、SP2 が最も漏斗流下時間が短い結果となった。

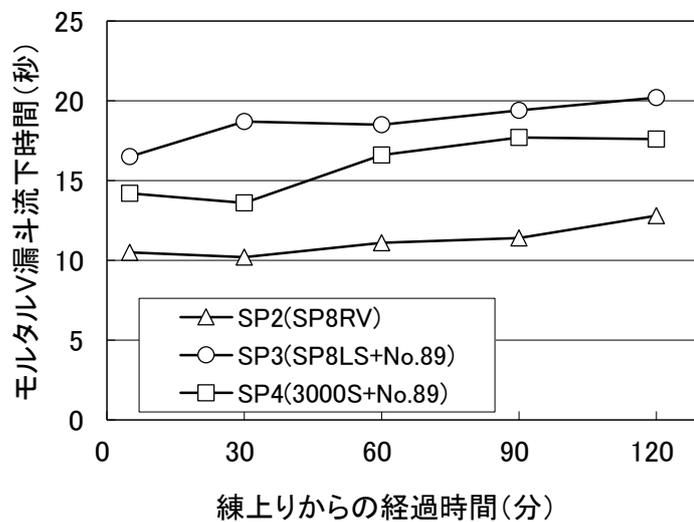


図 4-10 漏斗流下時間の経時変化 (20 °C)

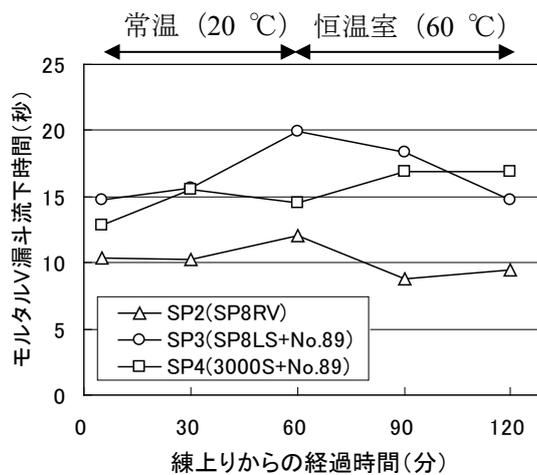


図 4-11 漏斗流下時間の経時変化 (恒温室 60 °C)

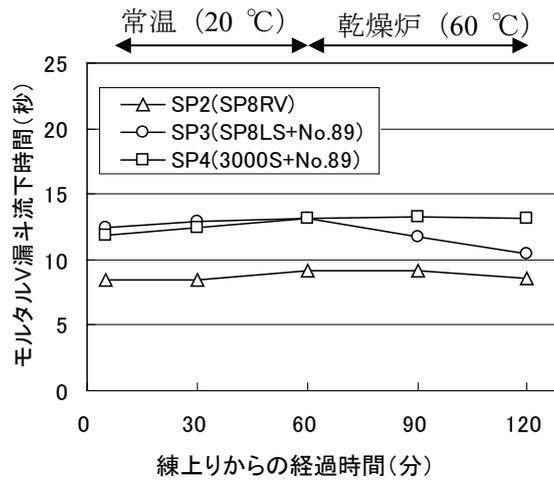


図 4-12 漏斗流下時間の経時変化 (乾燥炉 60 °C)

各混和剤を使用した際のブリーディング試験の結果を図 4-13 に示す。図 4-13 に示すように、ステップ 1 で使用した混和剤 (SP1) に対して、それ以外の混和剤を使用した場合には、いずれもブリーディング率が大きくなり SP4 ではブリーディング率が 1.2 % を超えた。

加圧ブリーディング試験の結果を図 4-14 に示す。SP2、SP3 では、コンクリートのポンプ施工指針 (土木学会) で示す標準曲線 B と C の間に収まり [14]、良好なポンパビリディールが得られると考えられる。一方、SP4 では、脱水量が SP2、SP3 に比べ多く、加圧後 90 秒前後において標準曲線 B を上回る結果となった。

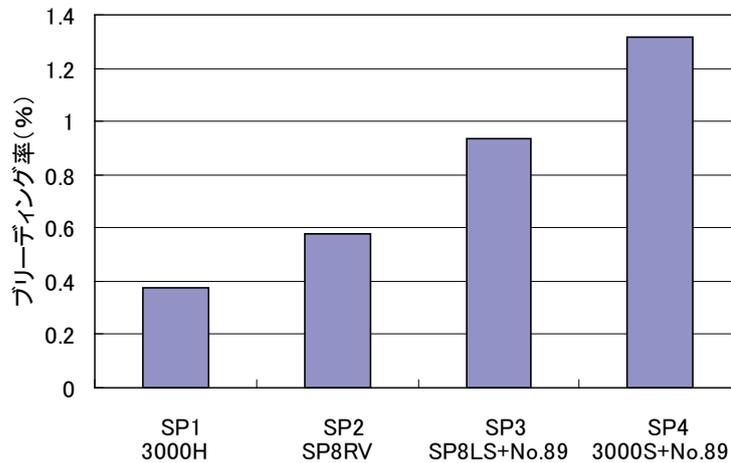


図 4-13 ブリーディング率の比較 (スランプフロー : 約 820 mm)

	SP2	SP3	SP4
スランプフロー(mm)	800	860	860
最終脱水量(ml)	104	106	114
最終脱水率(%)	27.4	27.5	30.2
60秒脱水率(%)	5.5	8.0	17.7

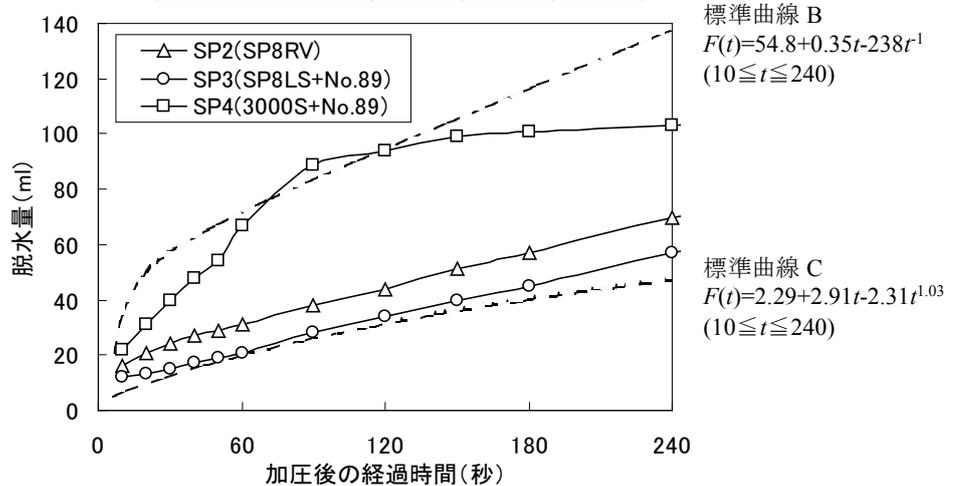


図 4-14 加圧ブリーディング試験結果の比較[14]

流動性確認試験の結果を図 4-15～図 4-20 に示す。本研究では、試験装置の投入位置から、30 L/分程度の速度で 160 L のモルタルを投入し、流動距離、流動が停止するまでの時間、流動勾配を測定した。いずれの混和剤を用いた場合も、20 °C 環境下に比べ、60 °C 環境下では流動勾配が大きくなり、流動停止までの時間が短くなった。また、20 °C、60 °C いずれの環境下においても、SP3 (SP8LS+No.89) が最も流動勾配が小さく、自己充填性に優れ、図 4-21 に示すように温度条件の違いによる流動勾配の差が最も小さい結果となった。また、図には一般の高流動コンクリートの流動勾配を付記した。試験された流動勾配は、いずれも一般の高流動コンクリートの流動勾配を良好な結果であった。



流動距離(m)	9.9
停止時間(m-s)	12:20
流動勾配	1/60
初期流動勾配	1/100

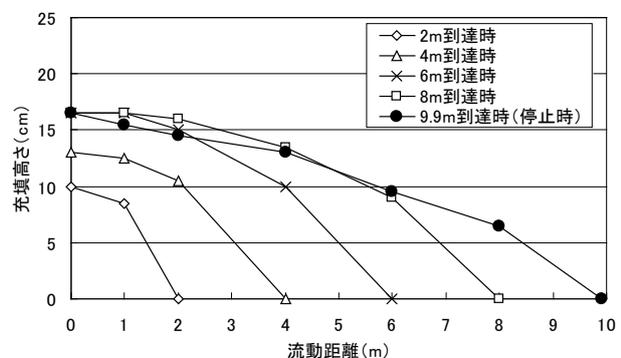


図 4-15 流動性確認試験結果 (SP2、20 °C)



流動距離 (m)	8.8
停止時間 (m-s)	7:35
流動勾配	1/49
初期流動勾配	1/100

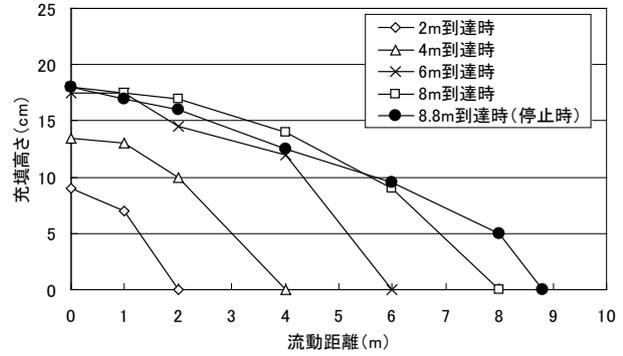


図 4-16 流動性確認試験結果 (SP2、60 °C)



流動距離 (m)	10
停止時間 (m-s)	12:30
流動勾配	1/95
初期流動勾配	1/100

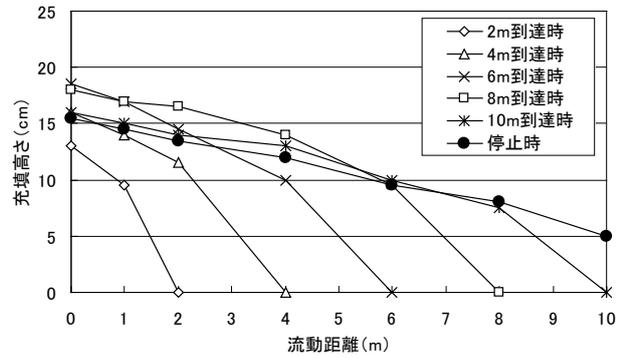


図 4-17 流動性確認試験結果 (SP3、20 °C)



流動距離 (m)	10
停止時間 (m-s)	12:00
流動勾配	1/91
初期流動勾配	1/400

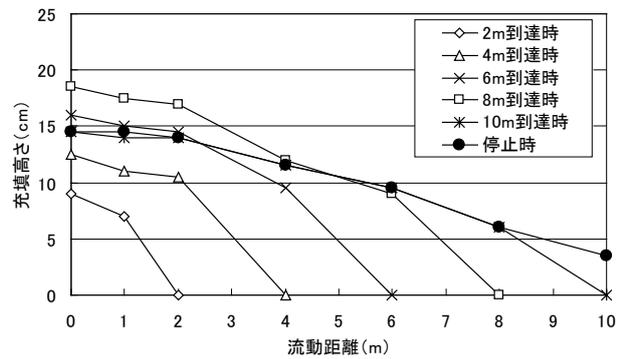


図 4-18 流動性確認試験結果 (SP3、60 °C)



流動距離(m)	9.4
停止時間(m-s)	15:01
流動勾配	1/55
初期流動勾配	1/100

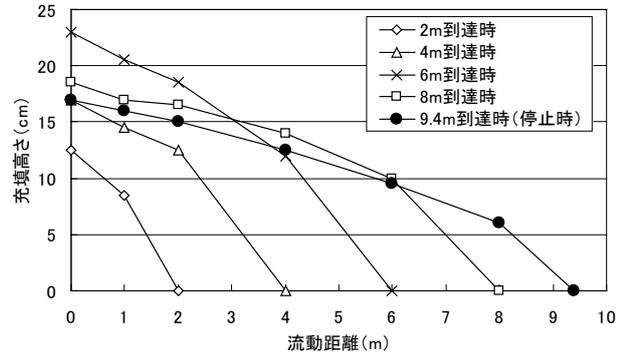


図 4-19 流動性確認試験結果 (SP4、20 °C)



流動距離(m)	8.4
停止時間(m-s)	8:00
流動勾配	1/42
初期流動勾配	1/80

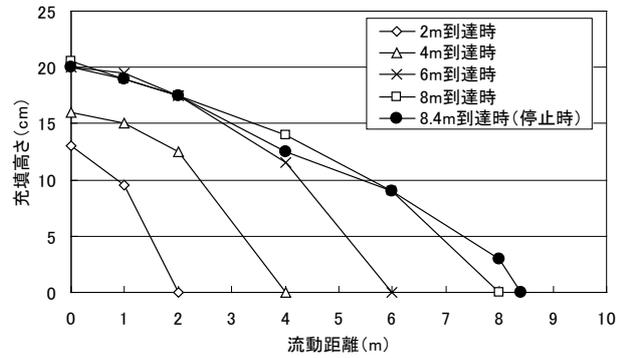


図 4-20 流動性確認試験結果 (SP4、60 °C)

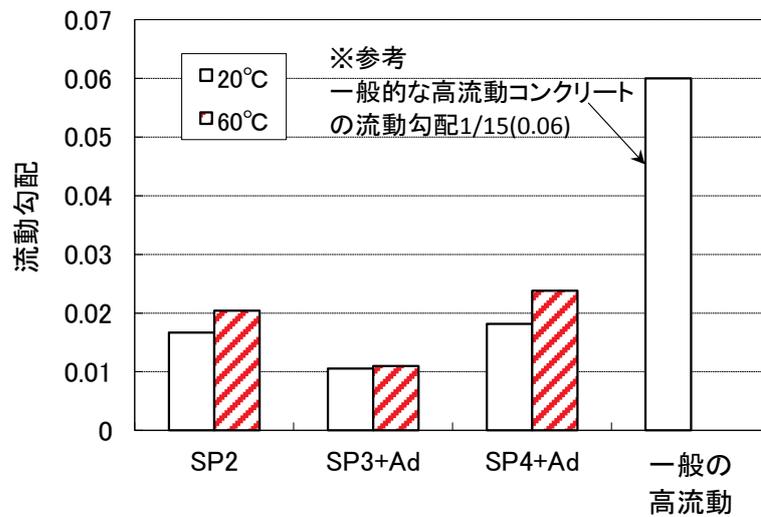


図 4-21 流動勾配の比較

20 °Cおよび60 °C環境下における凝結試験結果を図 4-22、図 4-23 に示す。図 4-22、図 4-23 に示すように、始発、終結時間ともに、SP2、SP3、SP4 の順に遅くなるのが分かった。また、60 °C環境下では、いずれの混和剤を使用した場合でも、始発、終結時間が早まるとともに、始発から終結までの時間が短くなった。

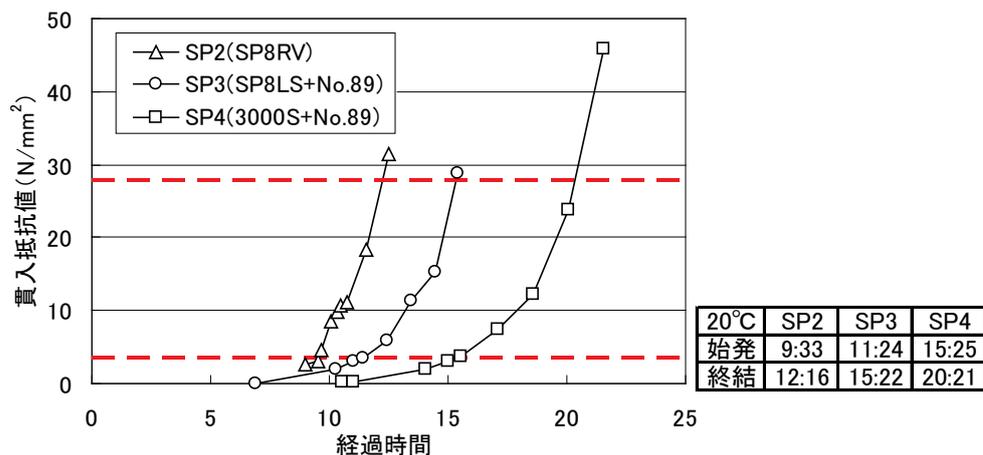


図 4-22 凝結試験結果 (20 °C)

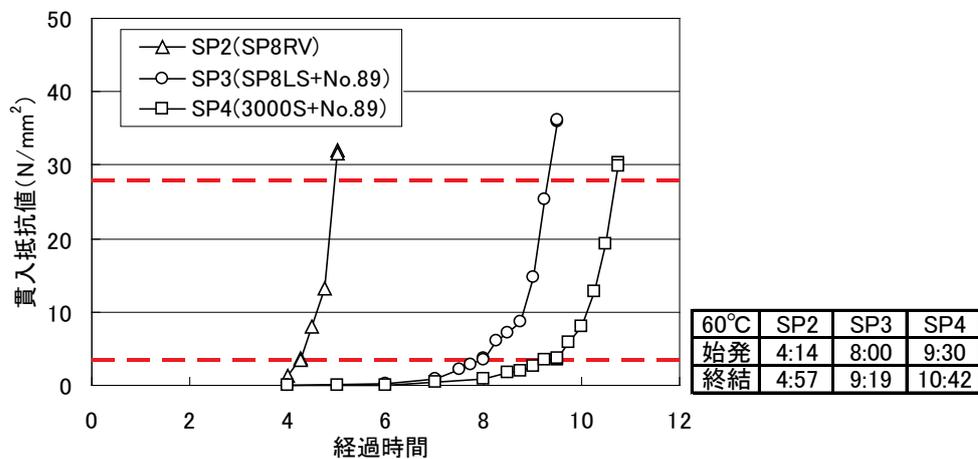


図 4-23 凝結試験結果 (恒温室 60 °C)

5) 混和剤種の選定

以上の試験結果より、フレッシュ性状の経時変化および流動性の観点から区画内充填材に使用する混和剤は、SP3 が適していると考ええる。

(3) 各温度における確認試験 (ステップ 3)

1) 試験概要

ステップ 3 では、ステップ 2 で選定された混和剤 SP3 を使用し、ステップ 2 と同様の試験を 40 °C、80 °C 環境下において実施した。使用材料、配合表を表 4-9、表 4-10 に示す。

表 4-9 使用材料

材料	記号	概要
セメント	LPC	低熱ポルトランドセメント (太平洋セメント(株)) 密度=3.22 g/cm ³ 、比表面積=3640 cm ² /g
細骨材	S	石灰砕砂 (八戸松館産) : 密度=2.66 g/cm ³ 、FM=2.79
石灰石微粉末	LP	石灰石微粉末 (宮城石灰工業(株)) 密度=2.71 g/cm ³ 、比表面積=5510 cm ² /g
フライアッシュ	FA	フライアッシュ II 種 (東北電力(株) 能代火力発電所) 密度=2.18 g/cm ³ 、比表面積=3820c m ² /g
混和剤	SP3	高性能 AE 減水剤 (BASF ジャパン(株))、SP8LS : ポリカルボン酸エーテル系化合物と配合ポリマーの複合体
	Ad	減水剤 遅延型 (I 種) (BASF ジャパン(株))、ポゾリス No.89 : 変性リグニンスルホン酸化合物とオキシカルボン酸化合物の複合体
	As	空気量調整剤 (BASF ジャパン(株)) マイクロエア 404 : ポリアルキレングリコール誘導体

表 4-10 各温度での確認試験配合

W/B [%]	W/P [%]	LS/B [%]	スランプ° フロー [cm]	空気量 [%]	単位量 [kg/m ³]							
					W	粉体 P			S	SP3 P×%	Ad P×%	
						結合材 B						
						LPC	FA	LEX				LP
45	28.1	60	82.5±7.5	2.5	230	358	153	0	307	1198	0.85	0.30

2) 試験結果

40 °Cおよび 80 °C環境下におけるスランプフローの経時変化を図 4-24 に、モルタル V 漏斗の経時変化を図 4-25 に示す。なお、試験時には練上り後 60 分経過した時点で、40 cm × 70 cm 程度のホーロー製容器にモルタル試料を約 10 L 投入し、乾燥を防ぐため、ビニールで封緘した状態で 40 °Cに設定した恒温室、80 °Cに設定した乾燥炉内にそれぞれ静置した。

スランプフローは、40 °C、80 °Cいずれの環境においても 90 分後まではスランプフローのロスはなく、80 °C環境において 120 分後に数 cm ロスした程度であり、非常に安定した経時変化を示した。

漏斗流下時間は、モルタル温度の上昇により流下時間が短くなり流動性が向上した。これらの試験結果は、ステップ 2 で実施した温度条件での試験結果と同様の傾向を示した。

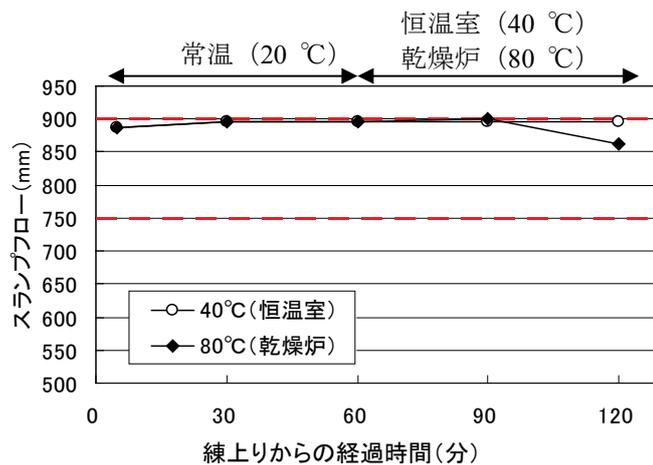


図 4-24 スランプフローの経時変化 (SP3、40 °C、80 °C)

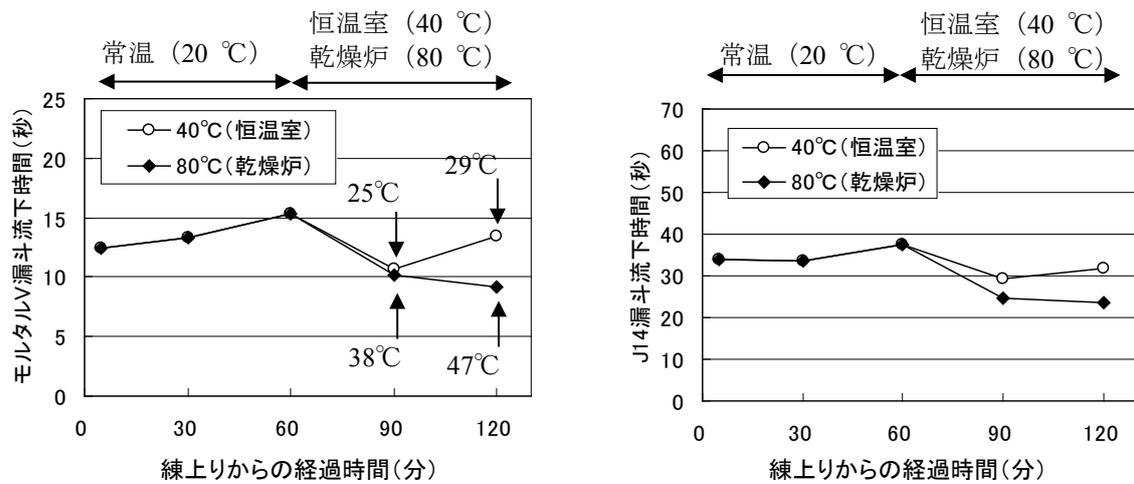


図 4-25 漏斗流下時間の経時変化 (SP3、40 °C、80 °C)

モルタル温度と練上り 60 分後から 120 分後までのスランプフローの変化の関係を図 4-26 に示す。SP3 は、高温環境下でのスランプフローの低下が SP2、SP4 よりも小さく、モルタル温度が 20 °C～50 °C 程度の範囲では、モルタル温度がスランプフローの変化に与える影響は小さい。

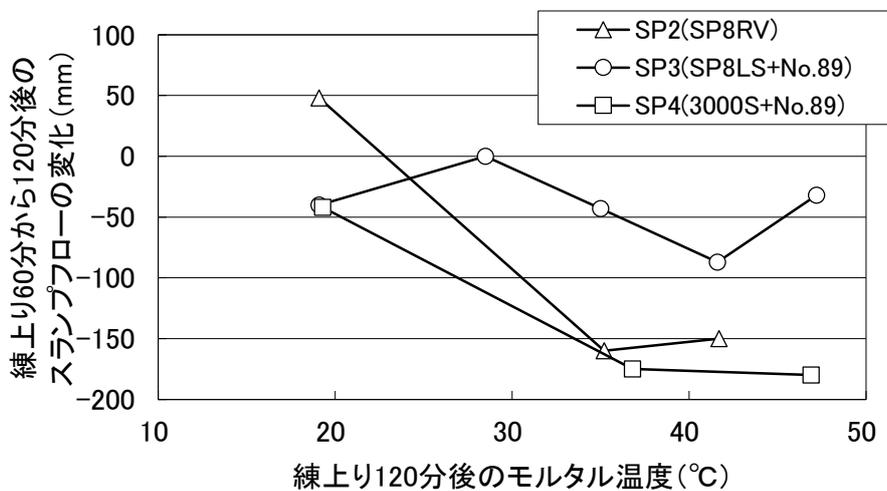


図 4-26 モルタル温度とスランプフローの変化 (60 分～120 分)

流動性確認試験の結果を図 4-27、図 4-28 に示す。SP3 を使用した場合、40 °C、80 °C 条件下でも非常に良好な流動性を示した。流動勾配の比較を図 4-29 に示す。SP2、SP4 では、温度が高くなると流動勾配が大きくなったのに対し、SP3 の場合、20 °C から 60 °C の範囲では、温度が流動勾配に与える影響は非常に少なく、80 °C 条件下では流動勾配が小さくなった。



流動距離(m)	10
停止時間(m-s)	11:47
流動勾配	1/87
初期流動勾配	1/200

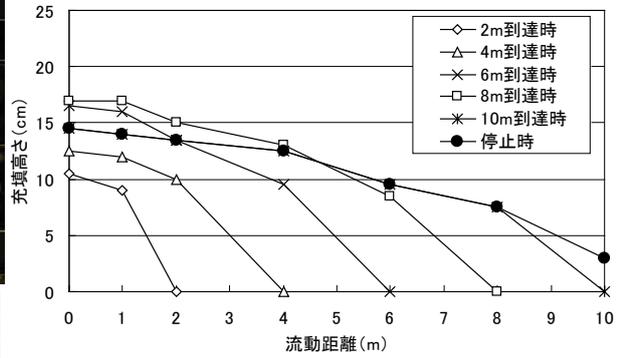


図 4-27 流動性確認試験結果 (SP3、40 °C)



流動距離(m)	10
停止時間(m-s)	10:58
流動勾配	1/143
初期流動勾配	1/133

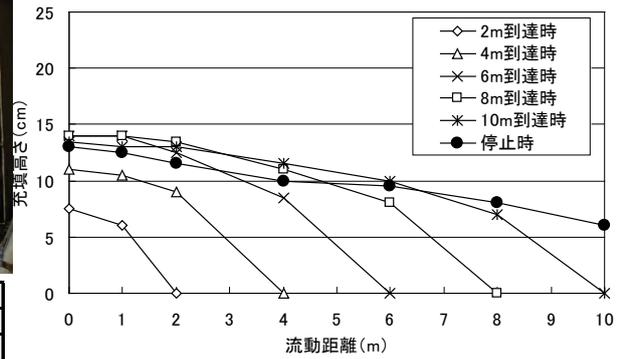


図 4-28 流動性確認試験結果 (SP3、80 °C)

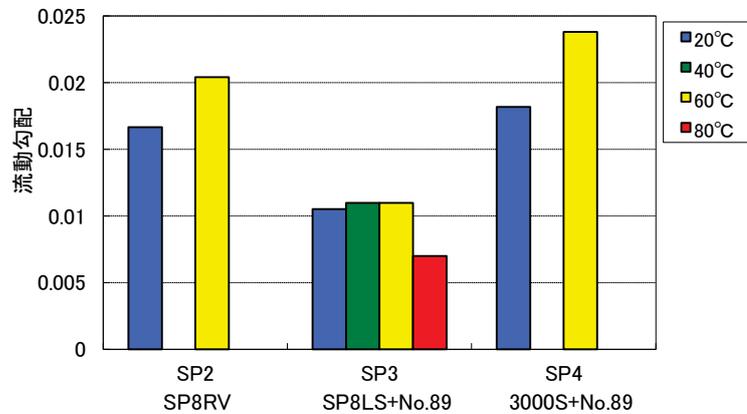


図 4-29 流動勾配の比較

試験室内で 20℃と 60℃で水中養生した供試体と、処分施設の換気設備の異常等によって高温となる場合を想定し、極端な条件として、105℃環境で気中養生した供試体での試験を実施した。試験材齢は 7、28、91、182、365 日である。試験結果を図 4-30 に示す。60℃の水中養生では、20℃の水中養生と比較して早期に圧縮強度の発現が見られ、材齢 7 日、28 日では 20℃の水中養生より圧縮強度が高くなった。ただし、その後の強度発現は遅く、材齢 91 日で 20℃の水中養生と 60℃の水中養生は同等の値となり、182 日以降では 20℃の水中養生の方が高い結果となった。養生温度が高い場合には初期強度が速やかに発生する一方で、長期材齢時の強度の伸びが小さいという傾向は、一般的な暑中コンクリートでの傾向と同じである[24]。この現象について、セメントマトリックスの水和反応経路および長期的な相組成の変化に及ぼす環境温度の影響に着目した検討について第 5 章で詳述する。

105℃の気中養生では、若材齢から時間経過に伴う変化は小さく、35 N/mm²程度の発現に留まった。105℃の気中養生での養生は乾燥炉内であることから、水分の蒸発により水和が進行しなかったものと考えられる。ただし、水和反応に対して著しく悪いこの条件でも、本試験で目標とした 30 N/mm²を超えることが確認された。

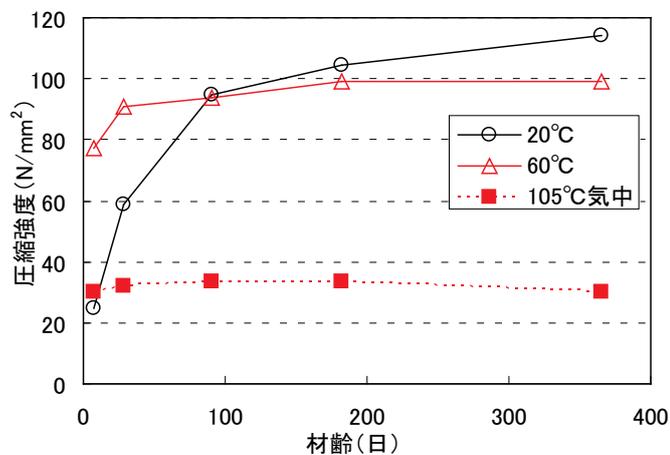


図 4-30 養生温度と圧縮強度

凝結試験の結果を図 4-31 に示す。20 °C～60 °Cの範囲では、温度が高いほど凝結が早まる結果となったが、80 °C環境下では、大幅に凝結が遅くなる結果となった。凝結時間は20 °Cから 60 °Cの範囲では、温度が高いほど早まる結果となったが、80 °Cでは凝結が大幅に遅くなる結果となった。20 °Cから 60 °Cの傾向は、高温時にセメントの水和が早まる一般的な傾向であると考えられる。

一方、80 °Cの場合は、温度と凝結時間の関係に逆転現象が起こっている。ポルトランドセメントの水和初期の数時間は AFt 相が主要生成物であり、凝結現象に大きな役割を果たす[25]。ここで、AFt 相は高温環境下で減少し、100 °C環境では消失することが分かっており[26]、蔵重ら[27]も、AFt 相は 80 °Cの水中養生環境下で消失することを実験により確認している。これらのことから凝結の遅延は、凝結に大きく作用する AFt 相が高温環境で消失することが影響していると考えられる。

本配合では、遅延型の混和剤を用いているが、遅延を産むメカニズムは C₃S の周囲に遅延成分が吸着し、C₃S の水和を遅らせることにある。凝結は主に石膏が十分存在する環境下で、C₃A の周囲に AFt 相が生成されることによるものであるが、高温により消失した AFt 相が C₃S の周囲に析出して C₃S の水和を遅らせていることも凝結の遅延を遅らせている要因と考えられる。

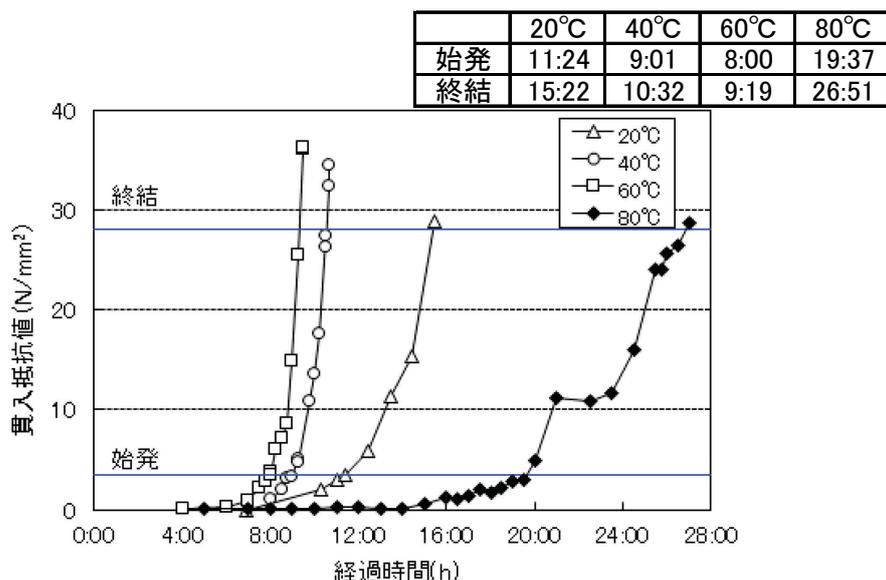


図 4-31 凝結試験結果 (SP3)

(4) 配合選定試験のまとめ

区画内充填材室内配合選定試験の結果を以下にまとめる。

1) ステップ 1

- ・ 石灰石微粉末量は 307 kg/m^3 、目標スランプフローは $825 \pm 75 \text{ mm}$ と選定した。

2) ステップ 2

- ・ フレッシュ性状の経時変化が抑制された混和剤は SP3 (SP8LS+No.89) である。
- ・ 漏斗流下時間が最も早い混和剤は、SP2 (SP8RV) である。
- ・ ブリーディングは、SP2 (SP8RV)、SP3 (SP8LS+No.89) で 1.0%以下となる。
- ・ 流動性確認試験の結果、いずれの混和剤を用いても $20 \text{ }^\circ\text{C}$ 環境に比べ $60 \text{ }^\circ\text{C}$ 環境下での流動勾配が大きくなり、流動停止までの時間が短くなる。また、 $20 \text{ }^\circ\text{C}$ 、 $60 \text{ }^\circ\text{C}$ いずれの環境下においても、SP3 (SP8LS+No.89) が最も流動勾配が小さく、自己充填性に優れ、温度による影響も小さい。
- ・ $20 \text{ }^\circ\text{C} \sim 60 \text{ }^\circ\text{C}$ の範囲では、いずれの混和剤を用いても凝結時間が早くなる。
- ・ 高温乾燥・硬化促進試験の結果、 $20 \text{ }^\circ\text{C}$ 、 $60 \text{ }^\circ\text{C}$ 環境いずれにおいても、風を受けてから 180 分までは、混和剤種類によらず流動性を保持することができる。
- ・ フレッシュ性状の経時変化、流動性、ブリーディング等の観点から、ステップ 3 では SP3 を使用した検討を行う。

3) ステップ 3

- ・ フレッシュ性状経時変化試験の結果、 $40 \text{ }^\circ\text{C}$ 、 $80 \text{ }^\circ\text{C}$ 条件においてもスランプフローの経時変化の目標値を満足した。
- ・ 流動性確認試験の結果、 $40 \text{ }^\circ\text{C}$ 、 $80 \text{ }^\circ\text{C}$ 条件においても良好な流動性を示し、流動勾配は 1/100 以下となった。
- ・ 養生温度が高い場合には初期強度が速やかに発生する一方で、長期材齢時の強度の伸びが小さいという現象が生じた。
- ・ $20 \text{ }^\circ\text{C} \sim 60 \text{ }^\circ\text{C}$ の範囲では、温度が高いほど凝結が早まるが、 $80 \text{ }^\circ\text{C}$ では凝結が著しく遅くなった。その要因として、凝結に大きく作用する Aft 相が高温環境で消失することが影響していると考えられ、高温環境で凝結に異変が生じることを確認した。
- ・ 高温乾燥・硬化促進試験の結果、 $60 \text{ }^\circ\text{C}$ までは 180 分程度モルタルの流動性を保持できると考えられるが、低湿度の $80 \text{ }^\circ\text{C}$ では 120 分程度でモルタルの流動性が失われる可能性がある。

自己充填性（流動性）の向上を目的として、材料分離を生じないことを条件に、区画内充填材の配合を選定した。流動性を向上するためにスランプフローを大きくする場合、材

料の粘性の低下により材料分離がしやすくなる。高流動コンクリートでは分離抵抗性を付与する目的で、石灰石微粉末を用いるが、スランプフロー、材料分離抵抗性を総合的に両立させることは難しい。本研究では、スランプフローとV漏斗流下時間、ブリーディング率、一連のコンシステンシーをマトリックスとした評価手法を用いて、充填性を最も高めた配合を選定した。

また、想定される高温環境におけるフレッシュ性状の経時保持性を確保するため、遅延型の減水剤を高性能 AE 減水剤と併用する手法を用いた。一般に、夏季にスランプロスを抑制するために AE 減水剤や高性能 AE 減水剤を遅延系の混和剤に変更することは良くあることであるが、どの程度遅延させるかは材料固有となるため自由度が低い。本研究では、環境温度 60 °C という特殊な条件に対して、遅延型の減水剤を別途追加して使用することで、スランプフローの経時保持性を自在に確保することを可能とした。一方、凝結が遅延することでブリーディングが多く発生することとなったが、混和剤と石灰石微粉末の混和量を適切に選定することで、高温時のスランプフローの維持と材料分離抵抗性を両立させることができた。開発した区画内充填材の配合を表 4-11 に示す。

表 4-11 開発した区画内充填材の配合

W/B [%]	W/P [%]	LS/B [%]	スランプ フロー [cm]	空 気 量 [%]	単位量 [kg/m ³]						
					W	粉体 P		S	SP3 P×%	Ad P×%	
						結合材 B LPC	FA				LP
45	28.1	60	82.5±7.5	2.5	230	358	153	307	1198	0.85	0.30

4.3 上部充填材

4.3.1 使用材料の諸元

上部充填材は区画内充填材の一部であるため、人工バリアとしての上部充填材に求められる主な機能は、区画内充填材と同様に、放射線に対する遮へい性能と核種の収着である。廃棄体の直上に配置される上部充填材は、次の施工ステップである上部コンクリートピットの施工のため、廃棄体からの放射線量を合理的な範囲で極力低くする遮へい機能が期待されている。遮へい性能に影響を与える因子は材料の質量であり、原子力発電所の遮へいコンクリートでは乾燥単位容積質量を指標として品質管理を行っている。区画内充填材は廃棄体同士の間隙に対する充填性を第一に考えてモルタルとしたが、上部充填材は乾燥単位容積質量を重視したいこと、間隙ではなく床面に施工することを考慮し、粗骨材を含んだコンクリートを基本とした。また、遮へいには部材厚さが必要である。部材厚さを確保するためには、材料としての高い流動性、セルフレベリング性が求められる。

本余裕深度処分施設では、高流動コンクリートであるコンクリートピット[21] (表 4-12) がこれらの条件に合致する配合であり、これをベースとして流動性をさらに向上させることを試みた。また、廃棄体の発熱の影響を受けることから、区画内充填材と同様に高温環境下の試験を行って配合を検討した。

表 4-12 基本配合 (コンクリートピット) [21]

W/B [%]	W/P [%]	LP/B [%]	スラン プ フロー [cm]	空 気 量 [%]	単位量[kg/m ³]							SP P×%
					W	粉体 P			S	G		
						結合材 B						
						LPC	FA	LEX	LP			
45	30.0	50	65±5	2.5	160	229	107	20	178	885	780	0.94

4.3.2 検討方針と試験の概要

上部充填材の要求機能は、放射線に対する遮へい性能と核種の吸着性能が要求される機能である。これらの要求機能に対しては、

- ・ 乾燥単位容積質量を満足すること
- ・ 基本配合としたコンクリートピットと同様に LPC+FA を用い、W/B を変更しないことにより、要求を満足することが可能となる。

また、施工上の要求機能は、

- ・ 高い流動性を有すること
- ・ 材料分離抵抗性を有すること
- ・ 高温環境下での施工においても上記機能を有することが挙げられる。

以上の方針を表 4-13 にまとめる。また、一般的にコンクリートを人為的な操作をすることなく打ち込むことを含めて、打ち込み後の仕上げや養生を行わないような事例は皆無であり、コンクリートがどのような性状・挙動を示すのかについて確認が必要である。上部充填材に要求される遮へい性能、ひび割れ性能は今後設定されると考えるが、本研究では、実証試験において施工方法や仕上げ方法、養生方法をパラメータとした試験を行い、配合では膨張材の有無についての試験・検討を行った。

表 4-13 コンクリートピットの特徴と上部充填材配合の検討方針

	コンクリートピット	検討方針
使用材料 (結合材)	LPC+FA	要求機能保持の観点から変えない 30 N/mm ² (91 日) を目標とする
強度 (水結合材比)	60 N/mm ² (91 日) W/B=45 %	
使用材料 (混和剤)	高性能 AE 減水剤 (SP)	SP 添加率、SP 種の変更
使用材料 (膨張材)	20 kg/m ³ 混和	膨張材の有無をパラメータとして、実証試験を行い、ひび割れ発生の程度を評価する
スランプフロー	65±5 cm	スランプフローを増大させる 高温時の流動性も確認
流動性	間隙通過性試験 (BOX)、V 漏斗	判定試験で性状を確認
材料分離抵抗性	ブリーディング率 1.0 %程度	同程度のブリーディング率を確保する 石灰石微粉末量を決定
高温養生の影響	—	60 °Cを目安に高温養生で性状を確認
長距離圧送性	一般的なコンクリート相当	地上圧送試験で確認 ポンプ方式、バケット方式について実証試験で確認

配合検討は、まず自己充填性の向上を目的として、スランプフローを大きくする検討を行った。次に、想定される高温環境下でも施工性が維持されることを目的として、スランプフローや漏斗流下時間等のフレッシュ性状に対し、温度依存性の低い混和剤を選定した。また、遮へい性能確保のため、硬化後の収縮による他部材との間隙やひび割れを抑制することを目的として、膨張材の使用を検討した。使用材料を表 4-14 に、試験の方法と目的を表 4-15 に示す。容量 50 リットルの水平二軸ミキサで練混ぜた。練混ぜ時間と材料投入は次のとおりである。

<粗骨材以外空練り 10 秒練混ぜ→水(+混和剤)投入後 30 秒練混ぜ→粗骨材投入後 120 秒練混ぜ→静置 5 分→コンクリート排出>

表 4-14 使用材料

材料	記号	概要
セメント	LPC	低熱ポルトランドセメント (太平洋セメント(株)) 密度=3.22 g/cm ³ 、比表面積=3530 cm ² /g
細骨材	S	石灰砕砂 (八戸松館産) : 密度=2.66 g/cm ³ 、FM=2.79
粗骨材	G	石灰砕石 (八戸松館産) : 密度=2.70 g/cm ³ 、FM=6.76
石灰石微粉末	LP	石灰石微粉末 (宮城石灰工業(株)) 密度=2.70 g/cm ³ 、比表面積=5050 cm ² /g
フライアッシュ	FA	フライアッシュ II 種 (東北電力(株) 能代火力発電所) 密度=2.18 g/cm ³ 、比表面積=3790 cm ² /g
膨張材	LEX	改良型ハイパーエクспан (太平洋マテリアル(株)) 密度=3.05 g/cm ³
混和剤	SP1	高性能 AE 減水剤 (花王(株))、マイティ 3000H : カルボキシル基含有ポリエーテル系化合物
	SP2	高性能 AE 減水剤 (BASF ジャパン(株)) SP8RV 改良品 : ポリカルボン酸エーテル系化合物
	SP3	高性能 AE 減水剤 (BASF ジャパン(株))、SP8LS : ポリカルボン酸エーテル系化合物と配合ポリマーの複合体 +Ad
	SP4	高性能 AE 減水剤 (花王(株))、マイティ 3000S 改良品 : カルボキシル基含有ポリエーテル系化合物 +Ad
	Ad	減水剤 遅延型 (I 種) (BASF ジャパン(株))、ポゾリス No.89 : 変性リグニンスルホン酸化合物とオキシカルボン酸化合物の複合体
	As	空気量調整剤 (BASF ジャパン(株)) マイクロエア 404 : ポリアルキレングリコール誘導体

表 4-15 試験方法

項目	方法	備考
スランプフロー	JIS A 1150	従来の高流動コンクリートの 65cm 以上。ただし材料分離が目視で確認されないこと。
漏斗流下時間	JSCE-F512 排出口 75×75 mm	流動性、材料分離の指標として用いる。
流動性確認試験	本研究で設定	実際の構造物で想定される流動距離 10 m を流動させて、流動性を比較検討する。
間隙通過性試験	JSCE-F511 ボックス型障害 R2	通過を規格値とし、自己充填性の指標として用いる。
ブリーディング	JIS A 1123	1.0 %未満を目標値とする。
圧縮強度	JIS A 1108	30 N/mm ² 以上を規格値とする。
拘束膨張試験	JIS A 6202	既往検討の乾燥収縮量 300 × 10 ⁻⁶ を目標とする。

4.3.3 試験結果と考察

(1) 自己充填性（流動性）の向上

自己充填性（流動性）の向上を目的として、材料分離を生じないことを条件に、目標スランプフローを大きくすることを試みた。高流動コンクリートでは分離抵抗性を付与する目的で、石灰石微粉末を用いる場合が多い。本研究では、石灰石微粉末を細骨材と置換することで、石灰石微粉末混和率を変化させた試験を実施した。試験配合を表 4-16 に示す。配合名称は便宜上、石灰石微粉末と結合材の比（LP/B）の LP で表す。

高性能 AE 減水剤（SP1）添加量を調整することにより、スランプフローを変動させた。高性能 AE 減水剤の添加率とスランプフローの関係を図 4-32 に示す。スランプフローは、SP1 の添加率を大きくすることによって増大した。

SP1 量の調整によりスランプフローを変化させた場合の、V 漏斗流下時間とスランプフローの関係を図 4-33 に示す。石灰石微粉末量が多い LP60 では、スランプフローの増大と共に V 漏斗流下時間が短くなる傾向にある。スランプフローで評価される流動性が向上することで漏斗流下時間が短くなるこの現象は、ごく自然な傾向と言える。一方で、石灰石微粉末量が少ない LP50 の場合には、この傾向と異なる。すなわち LP50 では、スランプフローが 70cm を超えた場合に、ペーストの浮きと粗骨材の沈下が見られており、漏斗流下時間がばらついている。粉体量が少ないことで材料分離が生じ、漏斗の排出口で粗骨材がロッキングする等により、コンクリートの流れが不安定になったことが原因と考える。

間隙通過性試験の充填高さとの関係を図 4-34 に示す。いずれの試験結果も高流動コンクリートコンクリート配合設計・施工指針[7]で示される規格値の 300 mm を超えている。しかし、LP60 におけるスランプフローが 61 cm の場合では、充填高さが低く、間隙通過性が劣る結果となった。

ブリーディング率とスランプフローの関係を図 4-35 に示す。LP50 では、スランプフローが 72 cm を超えると材料分離が観察され(写真 4-3)、ブリーディング率は 4% を超えた。また、LP60 においても、スランプフローが 78 cm の場合に材料分離が観察され、ブリーディング率が大きくなった。

以上の結果を表 4-17 に整理する。表のスランプフローの範囲では目標値を超える様な適さない性状を示すものはなかった。良好な性状を示した範囲を目標スランプフローとして設定することとすれば、LP50 の場合、材料分離が生じないスランプフローの範囲は 70 cm までとなる。これは、基本配合であるコンクリートピットの目標スランプフロー（65±5 cm）と同じであり、流動性を改善させたとは言い難い。一方 LP60 の場合では、スランプフローを 65 cm～75 cm に設定することができる。以上から、自己充填性の向上が期待される配合として、LP60 を選定し、目標スランプフローを 70±5 cm とした。

表 4-16 試験配合

配合名	W/B [%]	W/P [%]	LP/B [%]	s/a [%]	スランプロ ー [cm]	空気量 [%]	使用材料および単位量 [kg/m ³]							SP1 P×%
							水 W	粉体 P				S	G	
								結合材 B			LP			
								LPC	FA	LEX				
LP50	45	30.0	50	53.4	α	2.5	160	249	107	0	178	885	780	※
LP60	45	28.0	60	52.4	β	2.5	160	249	107	0	215	849	780	※

※：試験パラメータとして設定

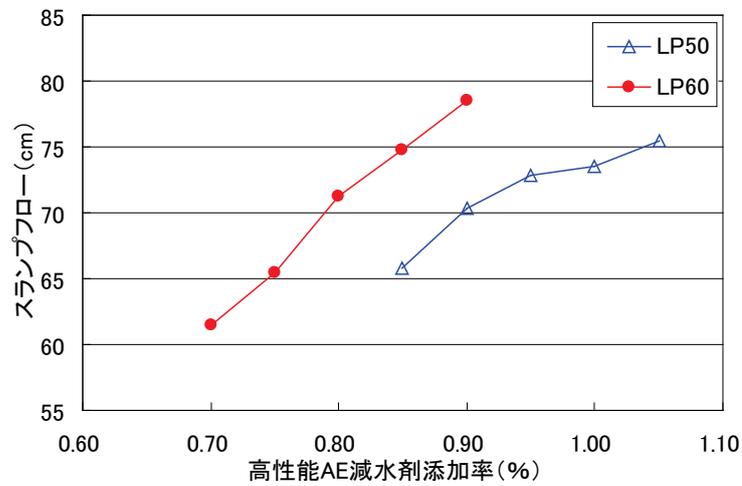


図 4-32 高性能 AE 減水剤添加率とスランプフロー

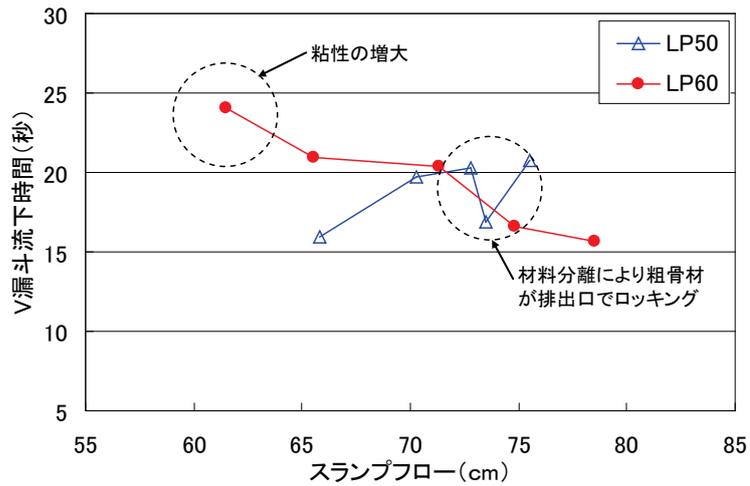


図 4-33 V 漏斗流下時間とスランプフロー

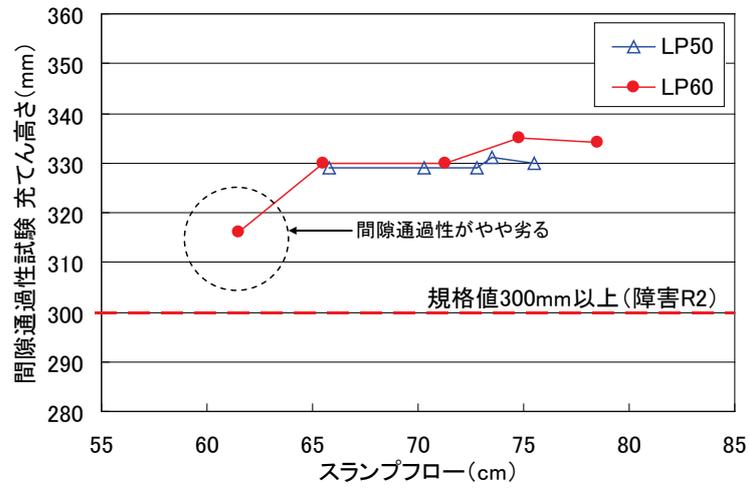


図 4-34 間隙通過性試験充填高さ とスランプフロー

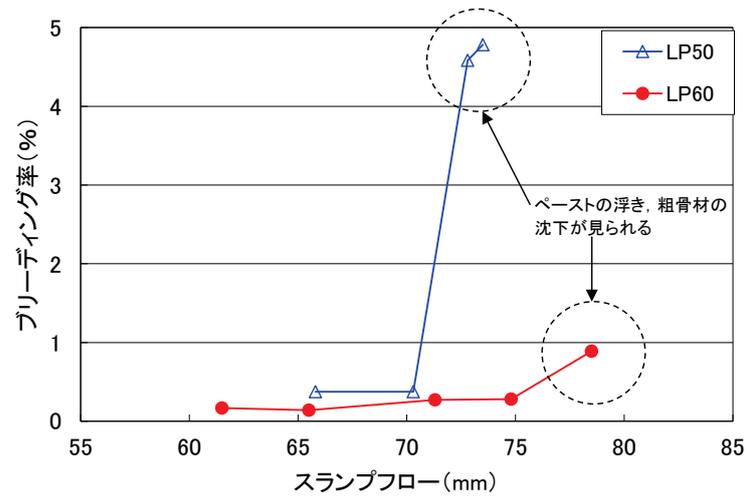


図 4-35 ブリーディング率 とスランプフロー



写真 4-3 スランプフロー試験時の性状 (LP:215 kg/m³、フロー:800 mm)

表 4-17 目標スランプフローの設定

配合名	項目	スランプフロー[cm]				
		60	65	70	75	80
LP50	コンシステンシー	—	○	○	×	×
	ブリーディング率	—	○	○	×	×
	V 漏斗流下時間	—	○	○	△	△
	間隙通過性	—	○	○	○	○
LP60	コンシステンシー	△	○	○	○	×
	ブリーディング率	○	○	○	○	△
	V 漏斗流下時間	△	○	○	○	○
	間隙通過性	△	○	○	○	○

○：良好、△：良好ではない、×：目標値外、不適

(2) 熱影響が小さい混和剤の選定

環境温度が 20 °C と 60 °C の条件におけるフレッシュ性状の経時変化について試験した。60 °C の試験は、運搬時間や廃棄体の高温環境を考慮した次に示す条件とした。コンクリートの練上りから 60 分までは運搬を想定した 20 °C 環境下で、その後 120 分までは廃棄体の発熱環境を想定した温度 60 °C、湿度 60% の条件で試料を静置した。本研究ではフレッシュ性状の保持性を特徴とする混和剤 (SP2、SP3) を用いて試験した。このうち SP3 は、遅延型の減水剤を併用することで、フレッシュ性状の経時保持性の向上を期待した。試験配合を表 4-18 に示す。

環境温度が 20 °C と 60 °C におけるスランプフローの経時変化を図 4-36 と図 4-37 に示す。SP1 では、20 °C の場合に練上り 90 分後にスランプフローの規格値の下限値を下回った。また、試料を 60 °C の環境下に静置した 90 分後に、大きくスランプフローが低下した。

SP2 では、20 °C、60 °C いずれの環境下においても練上り 120 分後までは規格値を満足したものの、練上り 30~60 分までにスランプフローが 10 cm 以上増大した。練上り直後からのスランプフローの変化が大きく、製造管理の難しさが懸念された。

SP3 では、経時保持性の調整のために遅延型の減水剤 (Ad) を併用することとした。減水剤の添加率は粉体の質量比で 0.2% と 0.3% を試験した。いずれの試験でも、練上がりから 120 分まで目標値を満たして安定しており、経時保持性が高いことが示された。ここで、同配合におけるブリーディング率を図 4-38 に示す。減水剤添加率が 0.3% の場合に、ブリーディング率が著しく大きい。これは、遅延型の減水剤によりセメントの凝結が遅延し、ブリーディングが収まらなかったものと考えられる。一般に粉体系高流動コンクリートはブリーディングが非常に少ないものであるが、遅延剤を添加している SP3 では、その影響が顕著に現れたと考えられる。凝結時間試験の試験結果を図 4-39 に示す。一般のコンクリートの凝結の始発は 3 時間程度であることを考えれば、凝結が遅いことが表れている。また、20 °C に比べ、60 °C では凝結が大幅に早まる結果となった。

ここで、ブリーディング率が6.0%のコンクリート（単位水量：160 kg/m³）を、厚さ1.0 mの部材（上部充填材）に打ち込んだ場合の沈下量を推定する。

$$160[\text{kg/m}^3] \times 6.0/100 \times 1000[\text{cm}^3] / (100 \times 100[\text{cm}^2]) = 0.96 \text{ cm}$$

ブリーディング率が6.0%発生することにより、約1 cm沈下することになる。本研究における高さの管理目標値である40 mm（±20 mm）以内に対して、悪影響を生じさせる値と言える。

以上のことから、経時変化が適正かつブリーディングが小さいことより、高性能 AE 減水剤 SP3 に遅延型の減水剤 Ad を 0.2 %併用する混和剤を選定した。

表 4-18 試験配合

水 W	使用材料および単位量 [kg/m ³]						SP1 P×%	Ad P×%
	粉体 P				S	G		
	結合材 B			LP				
LPC	FA	LEX						
160	224	107	25	215	855	780	0.80	-
160	224	107	25	215	855	780	0.85	-
160	224	107	25	215	855	780	1.20	0.30
160	224	107	25	215	855	780	1.15	0.20

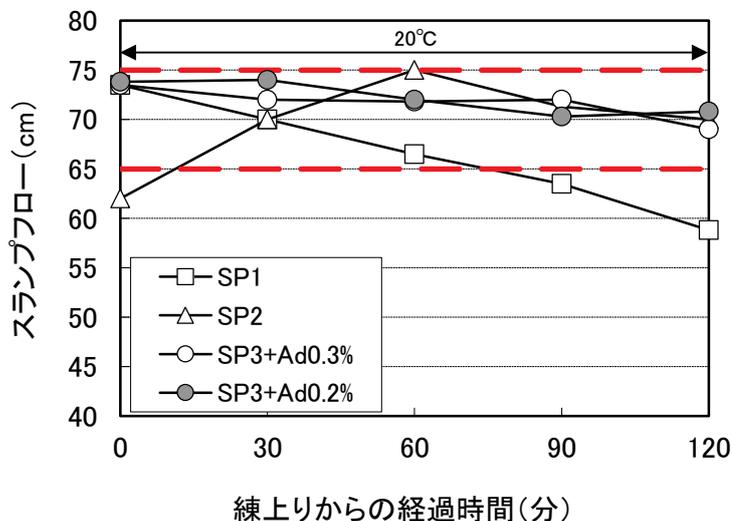


図 4-36 スランプフローの経時変化 (20 °C)

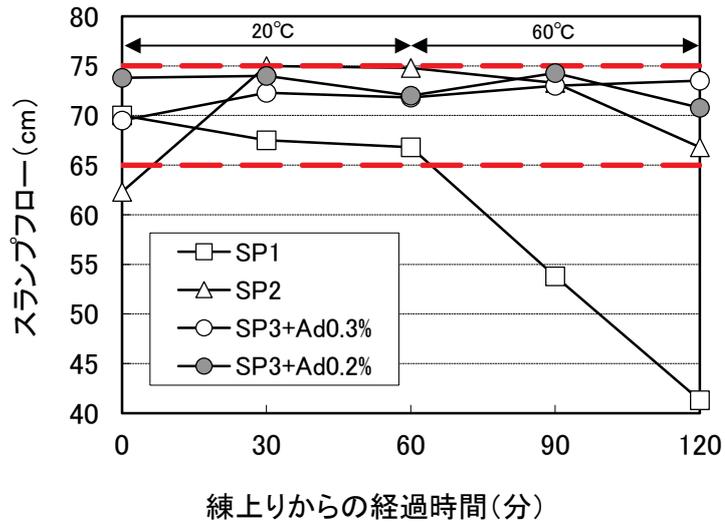


図 4-37 スランプフローの経時変化 (60 °C)

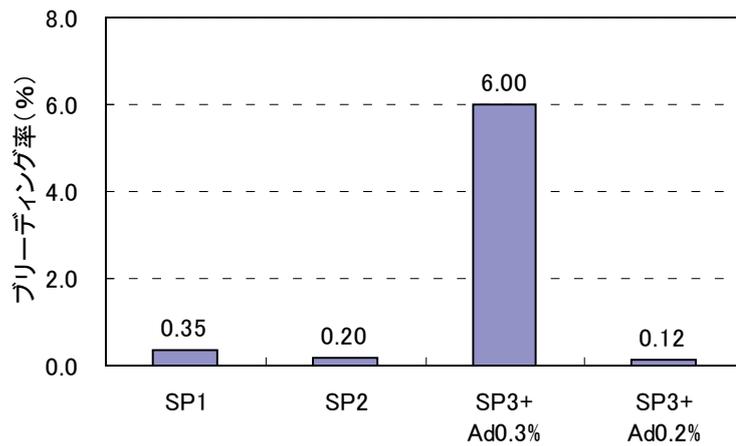


図 4-38 混和剤の種類とブリーディング率

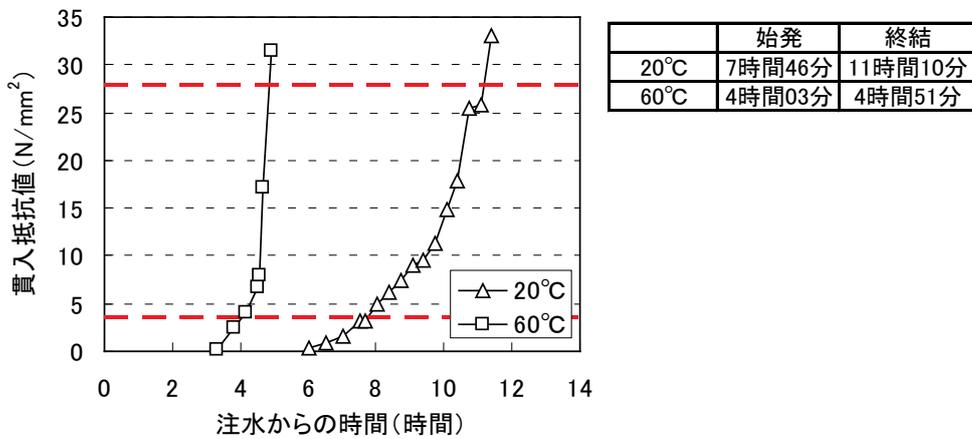


図 4-39 凝結時間試験結果

(3) ひび割れの制御（膨張材量の調整）

廃棄体の定置および充填後に施工される上部コンクリートピット等において、建設作業員に対する遮へい性能を確保するため、隣接する他部材との間の硬化後の収縮による間隙およびひび割れの発生を極力抑制させることが求められる。遠隔操作による施工が想定される上部充填材では、施工方法に制限があり、硬化後の収縮低減を材料にも頼る必要がある。本研究では前項で選定した LP60 の配合を用いて、単位膨張材量をパラメータとして、各試験を実施した。試験配合を表 4-19 に示す。

拘束膨張試験は JIS A 6202 (B 法) に準拠し、供試体を養生条件毎に 3 体ずつ作製した。供試体は即日脱型し 7 日間 20 °C と 60 °C の養生条件で水中養生を行い、その後、湿度 60% で温度 20 °C と 60 °C に保った室内で気中養生した。材齢 14 日まで供試体の長さ変化率を測定した。

環境温度 20 °C で実施した結果を図 4-40 に示す。図中の LEX20 は、単位膨張材量が 20 kg/m³ の配合であることを示す。長さ変化率は、膨張材を 20 kg/m³ 以上混和した場合に、 300×10^{-6} を超えた。既往の研究[28]によれば、本配合のベースとしたコンクリートピットの乾燥収縮は 300×10^{-6} である。

環境温度が 60 °C で試験した拘束膨張量の試験結果を図 4-41 に示す。20 °C の環境下では、材齢 7 日まで膨張率が増加するのに対し、60 °C の環境下では材齢 24 時間で膨張が進み、その後の膨張率には、ほぼ変化が見られなかった。また、単位膨張材量が 25 kg/m³ 以上の条件では、20 °C の環境下の膨張率が大きい結果となった。環境温度が高い場合、材齢初期には膨張材の反応が促進されて膨張が早まるものの、セメントの水和も進行することで組織が硬化し、その後の膨張ひずみが小さくなったものと考えられる。

ここで、図 4-42 と図 4-43 に 20 °C と 60 °C でそれぞれ水中養生した場合の圧縮強度を示す。いずれの場合でも膨張材量の増加に伴い圧縮強度が低下した。60 °C の場合には、20 °C よりも圧縮強度の低下が顕著であり、単位膨張材量が 25 kg/m³ 以上で供試体表面に網目状のひび割れが発生した。養生温度が 60 °C の場合には、材齢初期の組織が硬化する前に膨張材の反応が促進されて膨張し、圧縮強度の低下が著しかったと考える。

以上の結果から、有害なひび割れが発生しない範囲で、硬化後の収縮低減が期待できる単位膨張材量は 20 kg/m³ が望ましいと考え、これを選定配合とした。

表 4-19 試験配合

配合名	W/B [%]	W/P [%]	LP/B [%]	s/a [%]	スランプフロー [cm]	空気量 [%]	使用材料および単位量 [kg/m ³]							SP1 P×%
							水 W	粉体 P				S	G	
								結合材 B			LP			
								LPC	FA	LEX				
LEX15	45	28.0	60	52.4	70	2.5	160	234	107	15	215	855	780	0.8
LEX20	45	28.0	60	52.4	70	2.5	160	229	107	20	215	855	780	0.8
LEX25	45	28.0	60	52.4	70	2.5	160	224	107	25	215	855	780	0.8
LEX30	45	28.0	60	52.4	70	2.5	160	219	107	30	215	855	780	0.8

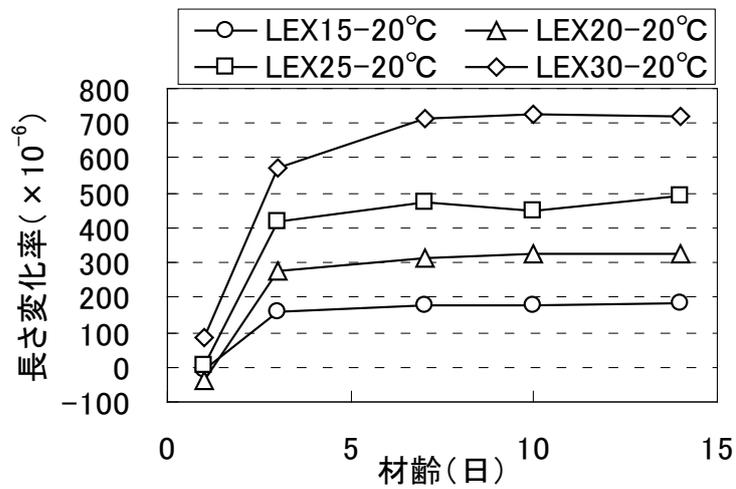


図 4-40 拘束膨張量 (20 °C) 試験

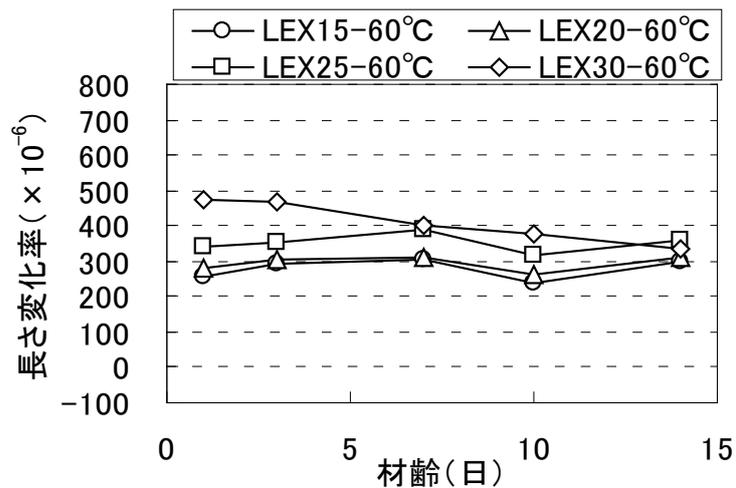


図 4-41 拘束膨張量 (60 °C) 試験

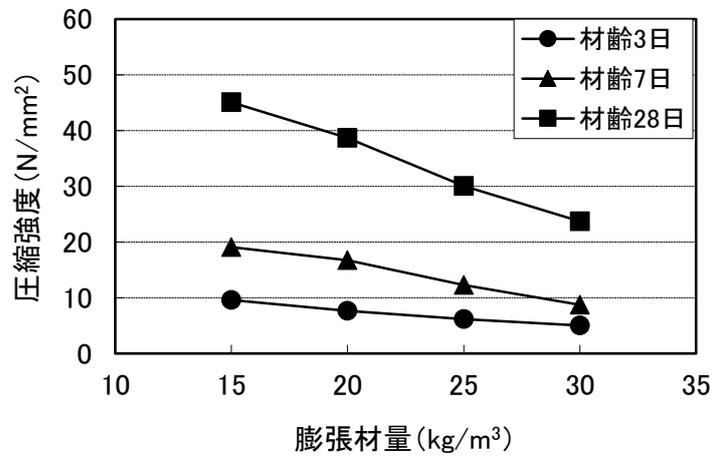


図 4-42 圧縮強度 (20 °C)

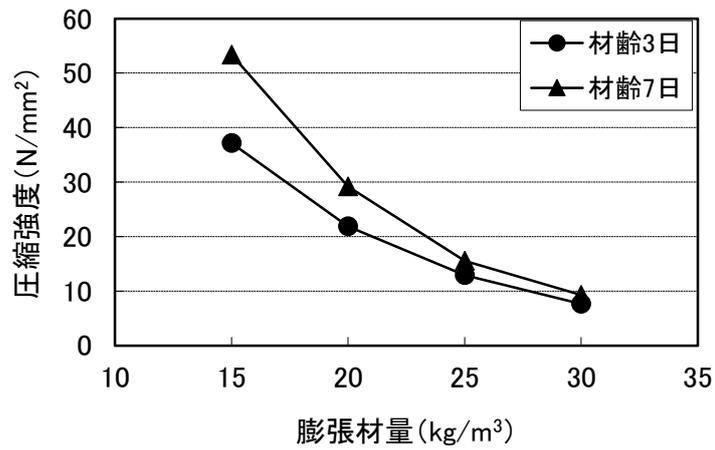


図 4-43 圧縮強度 (60 °C)

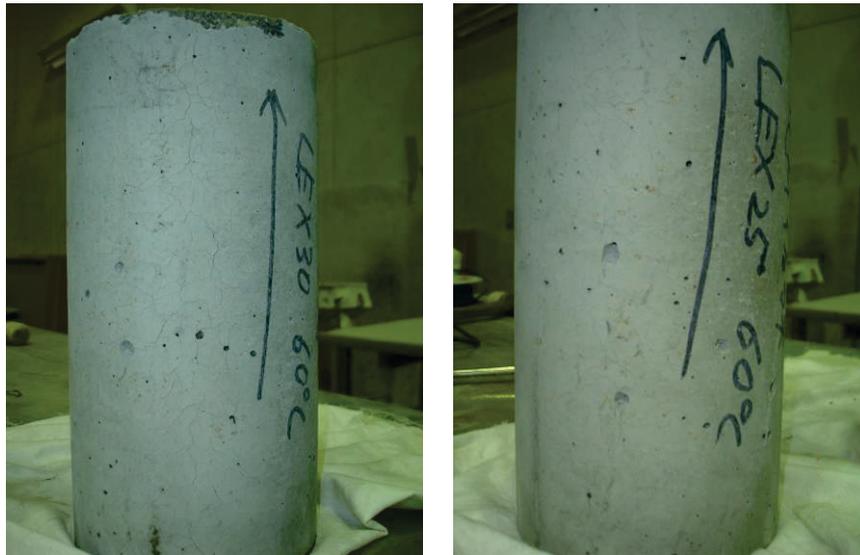


写真 4-4 供試体表面の状況（左：LEX30 60 °C、右：LEX25 60 °C）

選定した配合（単位膨張材量は 20 kg/m^3 ）により、試験室内で $20 \text{ }^\circ\text{C}$ と $60 \text{ }^\circ\text{C}$ で水中養生した供試体と、区画内充填材と同様に、実験的に乾燥炉の $105 \text{ }^\circ\text{C}$ で気中養生した供試体による試験を実施した。試験材齢は 7、28、91、182 日である。試験結果を図 4-44 に示す。 $60 \text{ }^\circ\text{C}$ と $105 \text{ }^\circ\text{C}$ の圧縮強度は、材齢 7 日では $20 \text{ }^\circ\text{C}$ 水中養生より大きくなった。 $60 \text{ }^\circ\text{C}$ の水中養生では 28 日以降の強度増進は小さく、 $20 \text{ }^\circ\text{C}$ の水中養生の圧縮強度を下回った。この現象について、セメントマトリックスの水和反応経路および長期的な相組成の変化に及ぼす環境温度の影響に着目した検討について第 5 章で詳述する。

$105 \text{ }^\circ\text{C}$ で圧縮強度が時間経過に伴い減少した。この要因は $105 \text{ }^\circ\text{C}$ の気中養生では乾燥炉内であり、水和反応が進行しなかったことと粗骨材の影響が考える。圧縮強度試験は高温環境から常温に戻した後に行っている。粗骨材種類を変えた供試体を用いて高温加熱したコンクリートの実験[29]によれば、石灰岩は冷却時の収縮率が大きいため、モルタルと石灰岩との界面に隙間や微細ひび割れが発生することで圧縮強度が低下すると報告されている。本研究でも石灰岩を用いており、粗骨材を含まない区画内充填材では圧縮強度の材齢に伴う低下が見られないことを併せると、圧縮強度の低下はこの粗骨材とモルタルとの収縮率のギャップに起因しているものと考えられる。材齢と共に圧縮強度が低下したことについては、モルタルの強度あるいは収縮率が材齢と共に変化し、粗骨材とのギャップが材齢と共に大きくなったことが要因と考える。

このような条件でも、 $60 \text{ }^\circ\text{C}$ での圧縮強度は、材齢 91 日で 45 N/mm^2 を示し、本試験で目標とした 30 N/mm^2 を超えることが確認された。

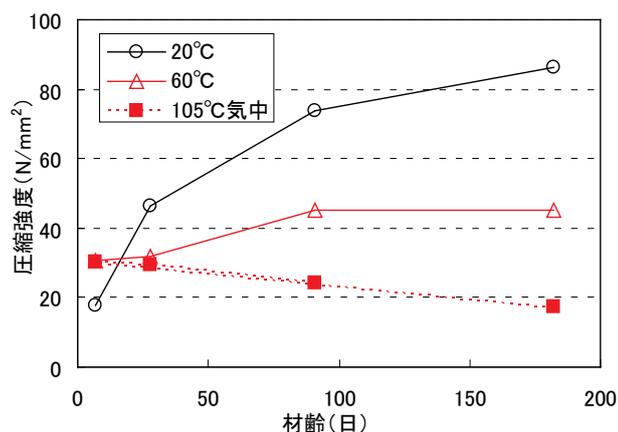


図 4-44 養生温度と圧縮強度

(4) 配合選定試験のまとめ

自己充填性（流動性）の向上を目的として、材料分離を生じないことを条件に上部充填材の配合を選定した。流動性を向上するために目標スランプフローを大きくする場合、材料の粘性の低下により材料分離がしやすくなる。高流動コンクリートでは分離抵抗性を付与する目的で、石灰石微粉末を用いるが、スランプフロー、材料分離抵抗性を総合的に両立させることは難しい。本研究では、スランプフローとV漏斗時間、間隙通過性、ブリーディング率をマトリックスとした評価手法を用いて、充填性を最も高めた配合を選定した。

また、想定される高温環境におけるスランプフローの経時保持性を確保するため、遅延型の減水剤を高性能 AE 減水剤と併用する手法を用いた。一般に、夏季にスランプロスを抑制するために AE 減水剤や高性能 AE 減水剤を遅延系の混和剤に変更することは良くあることである。本稿では、環境温度 60 °C と特殊な条件に対して、遅延型の減水剤を追加して使用することで、スランプフローの経時保持性を確保することを可能とした。一方、凝結が遅延することでブリーディングが多く発生することとなったが、混和剤と石灰石微粉末の混和量を適切に選定することで、高温時のスランプフローの維持と材料分離抵抗性を両立させることができた。

膨張材については、有害なひび割れが発生しない範囲で、硬化後の収縮低減が期待できる膨張材量を 20 kg/m³ と選定し、実証試験では膨張材を混和した配合と、混和しない配合とを用いることとした（表 4-20）。

表 4-20 開発した上部充填材の配合

W/B [%]	W/P [%]	LP/B [%]	s/a [%]	スランプフロー [cm]	空気量 [%]	使用材料および単位量 [kg/m ³]							SP3 P×%	Ad P×%	
						水 W	粉体 P			S	G	LP			
							結合材 B								
							LPC	FA	LEX						
45	30	60	52.6	70	2.5	160	249	107	0	215	855	780	1.15	0.20	
45	28	60	52.6	70	2.5	160	229	107	20	215	855	780	1.15	0.20	

4.4 まとめ

材料分離を生じないことを条件に、自己充填性（流動性）を飛躍的に向上させた区画内充填材と上部充填材を開発した。流動性を向上するためにスランプフローを大きくする場合、材料の粘性の低下により材料分離がしやすくなる。高流動コンクリートでは分離抵抗性を付与する目的で、石灰石微粉末を用いるが、スランプフロー、材料分離抵抗性を総合的に両立させることは難しい。本研究では、スランプフローとV漏斗流下時間、ブリーディング率の試験結果および試験過程で観察した目視による一連のコンシステンシーをマトリックスとした評価手法を用いて、充填性を最も高めた配合を選定した。その結果、材料分離しない範囲で、流動性の代表的な指標となるスランプフローを一般の高流動コンクリートに比べ区画内充填材で27%、上部充填材で8%（一般的な高流動コンクリート：65cmに対し、区画内充填材：82.5cm、上部充填材：70cm）向上させた材料を開発できた。また、高性能AE減水剤に加えて、遅延型の減水剤を加えて添加することで、温度依存性が小さく、高温でも安定した性状を示すコンクリートとすることに成功した。さらに、間隙での流動性を模擬し、環境温度を設定できる流動性確認試験を新規に考案し、高温環境での流動性を適切に評価することができた。

開発した区画内充填材の配合を表4-11に上部充填材の配合を表4-22に再掲する。上部充填材では、実証試験において膨張材をパラメータとしたひび割れ発生に関する検討を行うため、膨張材を混和した配合と、混和しない配合を選定した。

表 4-21 開発した区画内充填材の配合

W/B [%]	W/P [%]	LS/B [%]	スランプフロー [cm]	空気量 [%]	単位量 [kg/m ³]						
					W	粉体 P			S	SP3 P×%	Ad P×%
						結合材 B		LP			
						LPC	FA				
45	28.1	60	82.5±7.5	2.5	230	358	153	307	1198	0.85	0.30

表 4-22 開発した上部充填材の配合

W/B [%]	W/P [%]	LP/B [%]	s/a [%]	スランプフロー [cm]	空気量 [%]	使用材料および単位量 [kg/m ³]								
						水 W	粉体 P			S	G	SP3 P×%	Ad P×%	
							結合材 B							LP
							LPC	FA	LEX					
45	30	60	52.6	70	2.5	160	249	107	0	215	855	780	1.15	0.20
45	28	60	52.6	70	2.5	160	229	107	20	215	855	780	1.15	0.20

第5章 環境温度がセメント硬化体を形成する

セメントマトリックスの相組成に及ぼす影響

第5章 環境温度がセメント硬化体を形成するセメントマト リックスの相組成に及ぼす影響

5.1 概要

第4章での配合選定試験では、20℃の環境下では材齢365日まで圧縮強度が増進する一方で、60℃の環境下では、材齢28日以降において強度が増進しなかった(図4-30、図4-44)。この要因の一つとして、高温環境に曝された場合には20℃環境に曝されたそれとは異なる水和反応や長期的な相組成の変化が生じた可能性が考えられる。本章は、セメント系材料を構成するセメントマトリックスの水和反応経路および長期的な相組成の変化に及ぼす環境温度の影響に着目し、短期～長期のセメントマトリックスの相組成の変化を観察し、環境温度毎の特徴を整理した。さらには、これらの特徴が圧縮強度に及ぼす影響について考察した。

5.2 研究の背景

本研究では、配合試験時に室内で試験した圧縮強度データに加えて、第6章に示す実規模試験時の品質管理として採取した標準養生供試体(製造時にプラントで作製)と現場水中養生供試体(現場荷卸し時に作製)、構築した構造体から採取したコア、配合選定時に採取した室内試験で作製した供試体による試験データをとっている。なお、プラント、現場水中養生の品質管理供試体はいずれも、同一のアジテータ車から採取しており、コアは実規模試験における構造体から、カットして供試体とした。

これらの供試体を用いた環境温度の履歴による積算温度と圧縮強度の関係について、図5-1と図5-2に整理した。高温条件以外の圧縮強度は、積算温度と非常に強い相関が見られた。この傾向は使用材料が同じである低拡散層で試験した既往の報告[4]および庭瀬らの研究[3]に示される傾向と同様である。一方、高温条件での傾向は常温環境での傾向と大きく異なり、養生温度が高い場合には、圧縮強度が積算温度の関数で一元的に表現できない。高温環境に曝された場合には20℃環境に曝されたそれとは異なる水和反応や長期的な相組成の変化が生じた可能性が考えられる。

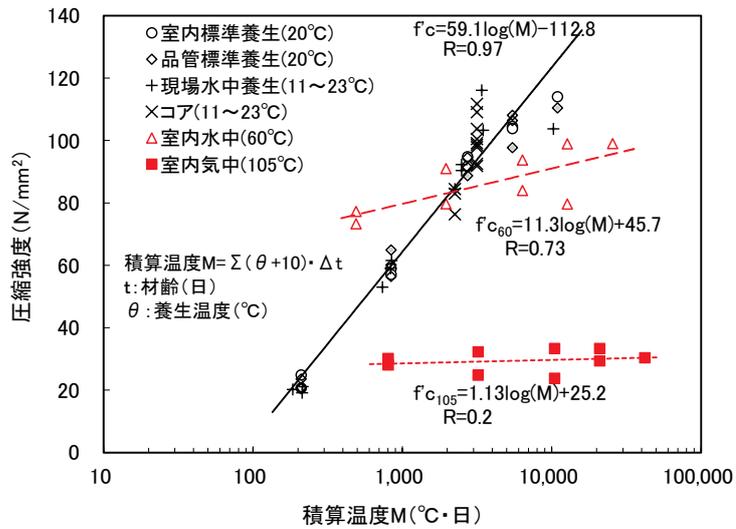


図 5-1 積算温度で整理した圧縮強度（区画内充填材）

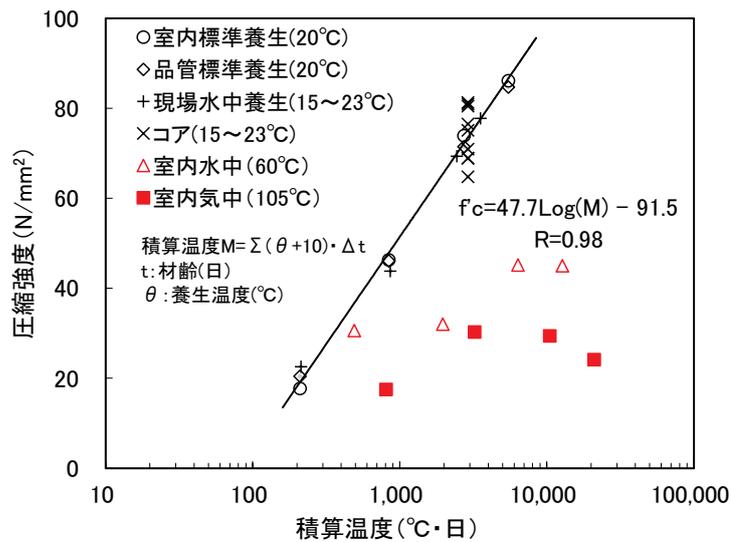


図 5-2 積算温度で整理した圧縮強度（上部充填材）

5.3 実験概要

表 5-1 に各使用材料の物性値、表 5-2 にセメントおよび膨張材の主要な化学成分を示す。セメントペーストの配合は以下のとおりである。

表 5-3 にセメントペーストの示方配合を示す。セメントペーストの配合は上部充填材の配合（表 4-20）に基づき、この配合から石灰石骨材・石灰石微粉末・各種混和剤の混入分を差し引いて、LPC と FA、LEX(EX)を併用したセメントペーストの配合（以下、LFE）を設定した。また、膨張材の影響を確認する目的で、LPC と FA のみを用いた配合（以下、

LF) を設定した。また、これらとの比較を目的として、普通ポルトランドセメント（以下、NPC）のみを用いた配合（以下、N）を設定した。

表 5-1 使用材料

記号	材料	概要
NPC	普通ポルトランドセメント	$\rho=3.15 \text{ g/cm}^3$ 、 $A_s=3280 \text{ cm}^2/\text{g}$
LPC	低熱ポルトランドセメント	$\rho=3.22 \text{ g/cm}^3$ 、 $A_s=3420 \text{ cm}^2/\text{g}$
FA	フライアッシュ II 種	$\rho=2.19 \text{ g/cm}^3$ 、 $A_s=3870 \text{ cm}^2/\text{g}$
LEX	石灰系膨張材 改良型ハイパーエクспан (太平洋マテリアル(株))	$\rho=3.07 \text{ g/cm}^3$ 、 $A_s=4330 \text{ cm}^2/\text{g}$
W	水	水道水

表 5-2 化学成分 (NPC、LPC、LEX)

材料名	含有率 (%)						
	Ig.loss	Na ₂ Oeq	SO ₃	Al ₂ O ₃	MgO	Cl	CaCO ₃
NPC	2.44	0.57	1.96	4.0~5.0* ¹	1.31	0.02	4.13* ²
LPC	0.62	0.46	2.25	0.75* ²	0.72	0.01	0.21* ²
LEX	1.10	0.22	20.2~25.7* ³	0.7~1.4* ³	0.60	0.01	—

*1: 参考値として NPC における一般的な値を記載

*2: 示差熱-熱重量同時測定分析による測定値を記載

*3: 製造会社のカタログ値を記載

表 5-3 ペーストの試験配合

名称	W/B (%)	FA/B (%)	単体量 (kg/m ³)				
			W	NPC	LPC	FA	LEX
N	45	-	586	1303	-	-	-
LF	45	30	559	-	870	373	-
LFE	45	30	559	-	850	373	20

5.4 供試体の作製方法および試験方法

セメントペーストの練混ぜは、モルタルと同様に 20 °C に設定した恒温室内で実施し、練混ぜ手順は JIS R 5201 に準拠した。型枠には寸法 40×40×160 mm の鋼製三連型枠を用いた。

養生温度は 20 °C と 60 °C の 2 水準とした。20 °C 環境で作製したセメントペーストは、打込み後、速やかに 20 °C に設定した恒温室内の湿気箱にて 24 時間静置した。その後、セメントペーストは脱型シラップフィルムにより封緘した。封緘したセメントペーストは、上記と同様の温度・湿度管理下にて封緘養生を行った。

60 °C 環境で作製したセメントペーストは、打込みから 1 時間経過後に 60 °C に設定した

恒温槽内で 24 時間の蒸気養生を施した。その後、その後、セメントペーストは脱型シラップフィルムにより封緘した。封緘したセメントペーストは、上記と同様の温度・湿度管理下にて封緘養生を行った。

打込みから 18 時間、28 日、91 日が経過したセメントペーストは、アセトンを用いて内部の空隙水を除去した。このとき、内部の水分を可能な限り除去しやすくする目的で、セメントペーストは約 5 mm 角に成型し、成型したセメントペースト片を 2 度ダイアフラム型ドライ真空ポンプにより減圧したデシケータ内でアセトンに 15 分間浸せきした（この工程を水和停止処理と呼称する）。水和停止処理を施したセメントペースト片は、ソーダ石灰と塩化リチウム飽和溶液を用いて二酸化炭素を除去し 11 %R.H.に調湿したデシケータ内で 1 週間以上保存し十分にアセトンを除去した。その後、セメントペースト片はメノウ乳鉢もしくは粉砕機を用いて試料を粉砕して 150 μm 以下に分級したものを粉末 X 線回折に供した。

セメントペースト内に存在する水和物の同定を粉末 X 線回折（以下、XRD）で行った。異なる試料からそれぞれ得られた回折チャートに関しては、各々を相対的に比較する目的で α-Al₂O₃ を用いた正規化を行った。詳細には、粉末試料に内部標準物質として α-Al₂O₃ を内割で 10 %置換して測定したのち、回折角 43.3 °の α-Al₂O₃ の回折ピークに対する、各鉱物の回折強度との比率を用いて正規化した。なお、XRD の測定におけるサンプル数は 1 である。

測定条件は、X 線光源 Cu-Kα、管電圧 40 kV、管電流 40 mA、走査範囲 5°~65° (2θ)、ステップ幅 0.02°、スキャンスピード 2°/min とした。

本研究では、主要なアルミネート系水和物として、Ettringite（以下、Ett）、Monosulfate（以下、Ms）、Monocarbonate（以下、Mc）に着目して考察を行った。表 5-4 に、それぞれの化学式およびモル体積[30]を示す。

表 5-4 アルミネート系水和物の化学式およびモル体積

鉱物名称	略称	化学式	モル体積 (cm ³ /mol)
Ettringite	Ett	[Ca ₃ Al(OH) ₆ · 12H ₂ O] ₂ · (SO ₄) ₃ · 2H ₂ O	707
Monosulfate	Ms	[Ca ₂ Al(OH) ₆] ₂ · (SO ₄) · 6H ₂ O	309
Monocarbonate	Mc	[Ca ₂ Al(OH) ₆] ₂ · (CO ₃) · 5H ₂ O	262

5.5 結果と考察

5.5.1 20 °C環境におけるセメントマトリックスの相組成の経時変化

本研究では、XRD の測定結果から相組成の変化について検討を行った。なお、図 5-3～図 5-8 には本研究で作製したセメントペーストのセメントマトリックス中に含まれる可能性のある鉱物の主要なピークを付記した (Etringite : Ett [31]、 Monocarbonate : Mc [32]、 Portlandite : CH [33]、 α - Al_2O_3 : Cdm [34]、 Calcite : Cal [35]、 alite : alite [36]、 β -belite : β -belite [37]、 Mullite : Mlt [38]、 α -Quartz : Qtz [39]、 Monosulfate : Ms [40])。

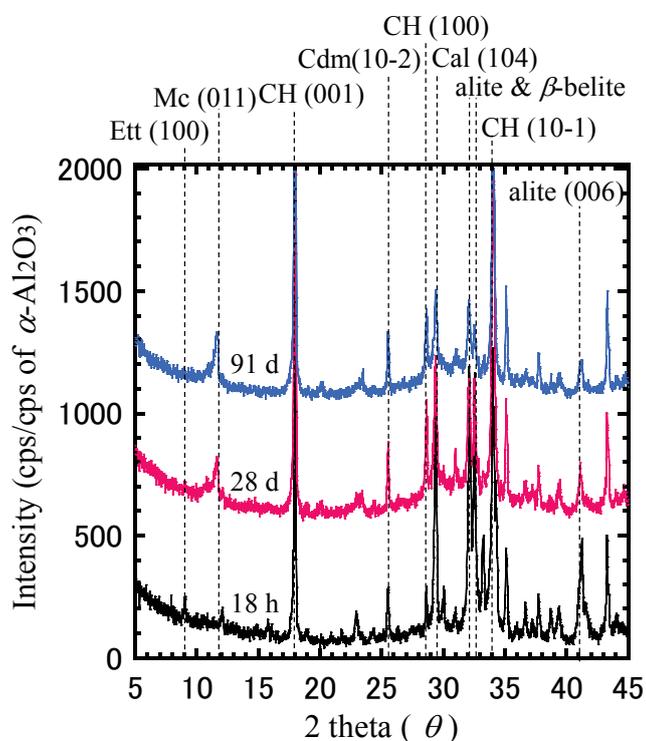


図 5-3 XRD chart of N(20 °C)

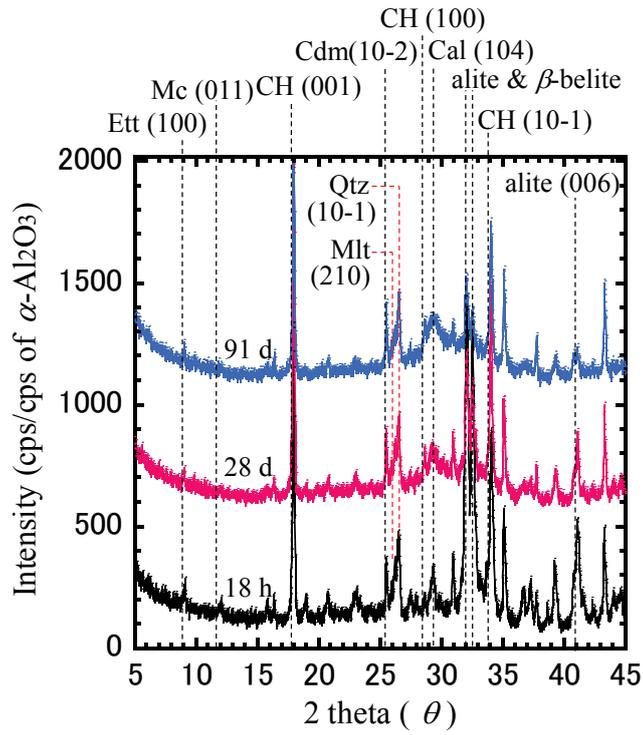


图 5-4 XRD chart of LF(20 °C)

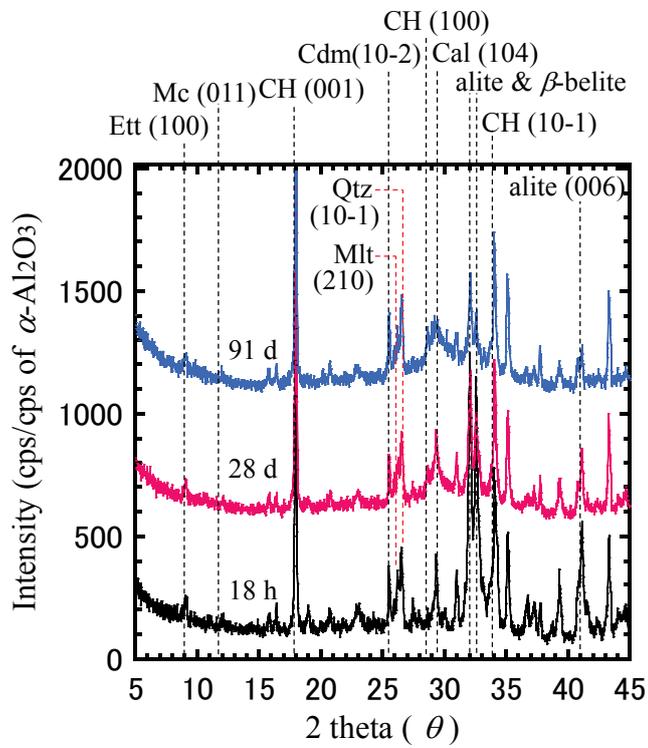
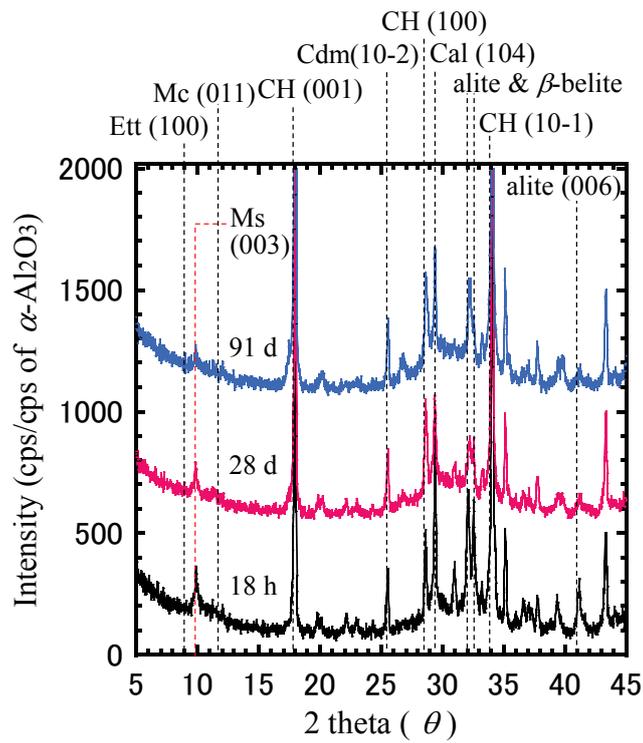
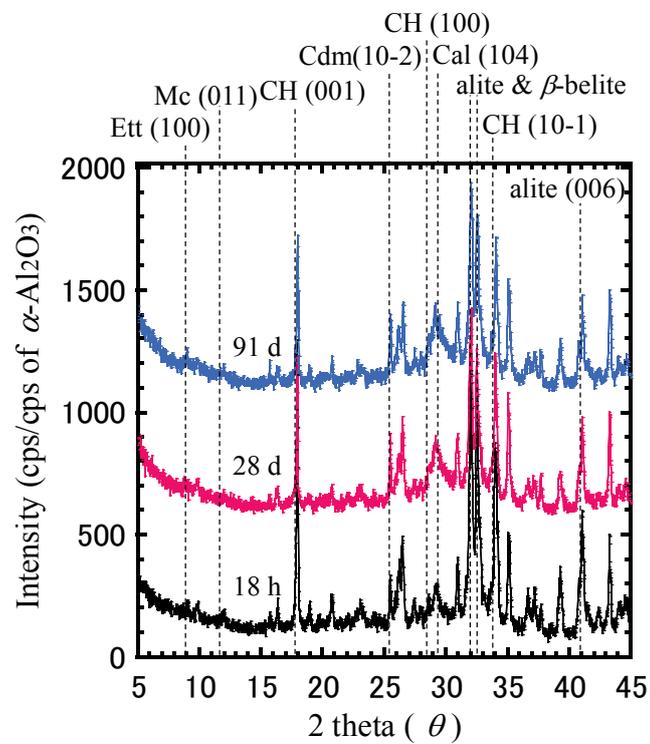


图 5-5 XRD chart of LFE(20 °C)



☒ 5-6 XRD chart of N(60 °C)



☒ 5-7 XRD chart of LF(60 °C)

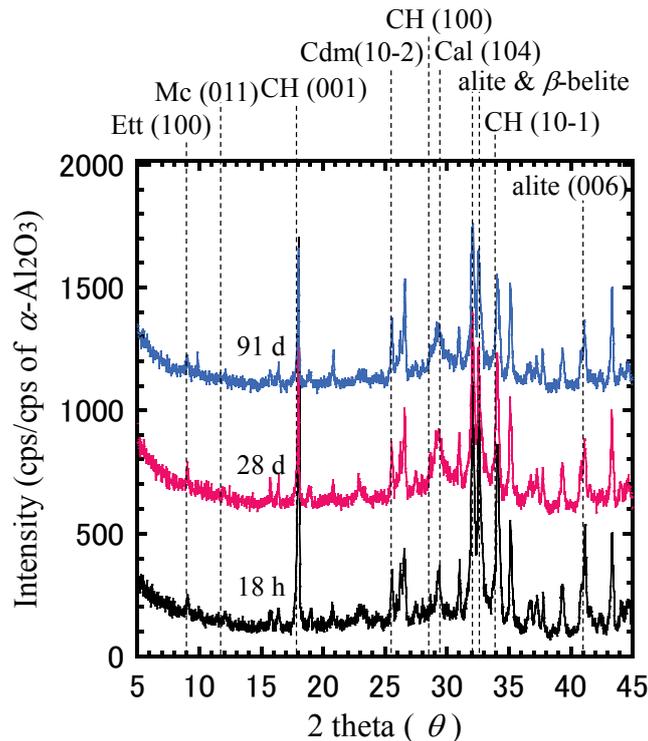


図 5-8 XRD chart of LFE(60 °C)

(1) N の実験系における相組成の経時変化

XRD のチャートに着目すると (図 5-3)、まず、練混ぜから 18 時間後の相組成については CH と微量の Ett が析出していることがわかった。また、クリンカー鉱物である alite と β -belite が多量に残存している様子も観察できた。

次に、材齢が 28 日、91 日のものに着目すると、これらの材齢では Ett が消失して Mc の鋭敏なピークが生じた。Mc は AFm 相の層間に CO_3^{2-} を補償した形で存在するが、この CO_3^{2-} の由来に関しては、材齢 18 時間の XRD チャートにおいて Cal を観察することができたため、ポルトランドセメントに混合された少量混合成分であると判断した。さらには、alite や β -belite のピークは経時的に減少する傾向を示していることから、水和反応が経時的に進行したことがわかる。

(2) LF および LFE の実験系における相組成の経時変化

XRD のチャートに着目すると (図 5-4、図 5-5)、まず、練混ぜから 18 時間後の相組成については、N の実験系と同様に CH と微量の Ett が析出していることがわかる。また、クリンカー鉱物である alite と β -belite も N の場合と同様に多量に残存している様子が確認できた。さらには、N の場合とは異なり Mlt と Qtz のピークが確認できた。これらの鉱物は FA に含まれるものであるため、FA の混合によりピークが生じたものと判断できる。

次に、材齢が 28 日・91 日のものに着目すると、N の実験系ではこれらの材齢において

Ett が消失して Mc の鋭敏なピークを観察することができたが、LF や LFE の実験系では材齢 91 日の場合においても Ett が残存した。

この点に関して、水和反応により析出するアルミネート系水和物については、相平衡計算の観点から $\text{SO}_3/\text{Al}_2\text{O}_3$ モル比で議論されることが多い[41]。この理由については、物質収支の観点から $\text{SO}_3/\text{Al}_2\text{O}_3$ モル比が 1 の場合には Ms が安定し、 $\text{SO}_3/\text{Al}_2\text{O}_3$ モル比がそれより多い場合には Ms の析出のみでは SO_3 が系内において余剰するため、Ms の他に Ett が析出して物質収支のバランスを取るためである。相平衡に基づいた場合、この現象は $\text{SO}_3/\text{Al}_2\text{O}_3$ モル比が 1 より大きい場合で生じ、 $\text{SO}_3/\text{Al}_2\text{O}_3$ モル比が 3 の場合、Ms と比較して Ett が安定する傾向となる。

上記のメカニズムに基づくと、本研究で使用した低熱ポルトランドセメントは普通ポルトランドセメントと比較してセメントに含まれる tricalcium aluminate 由来の Al_2O_3 が少なく、系内の $\text{SO}_3/\text{Al}_2\text{O}_3$ モル比が大きくなったため、材齢 28 日・91 日においても Ett が安定相として残存したと考えられる。これに加えて LFE は SO_3 が豊富に含まれる膨張材も混合しているため、LF よりもさらに $\text{SO}_3/\text{Al}_2\text{O}_3$ モル比が大きくなる。このため、LFE の実験系においても材齢 28 日・91 日において Ett が安定相として残存したと考えられる。なお、LF と LFE 両方の実験系において、Ett のピークは材齢 28 日、91 日では材齢 18 時間と比較して微弱になっていた。ただし、この現象に応じた他のアルミネート系水和物の増加は認められなかったため、系内の Al と SO_4^{2-} に関しては、どの鉱物に取り込まれたか、あるいは存在していた鉱物(この場合は Ms)が XRD 上で非晶質化したのは現時点では不明である。

また、alite や β -belite に関しては、N の実験系と同様に、これらのピークは経時的に減少する傾向を示していることから、水和反応が経時的に進行したことがわかる。

(3) 20 °C環境におけるセメントマトリックスの相組成の経時変化のまとめ

20 °C環境において、材齢 18 時間から 91 日の間における N と LF、LFE の相組成の変化を観察した。以下にそれらの特徴を示す。

- 1) 本研究で使用した結合材種の範囲では、結合材種類によらず材齢 18 時間では CH および Ett が析出した。
- 2) N の実験系において、材齢 18 時間以降のアルミネート系水和物については、材齢 28 日と 91 日において Ett が消失して、代わりに Mc が析出した。
- 3) LF と LFE の実験系において、アルミネート系水和物は材齢 18 時間・28 日・91 日のすべてにおいて Ett が観察された。ただし、このピークは材齢 28 日と 91 日では微弱になった。
- 4) N と LF、LFE の実験系すべてにおいて、alite と β -belite のピークは経時的に減少したことから経時的に水和反応が進行したことがわかる。

5.5.2 60 °C環境におけるセメントマトリックスの相組成の経時変化

(1) N の実験系における相組成の経時変化

本項では、N の実験系での 60 °C環境におけるセメントマトリックスの相組成の経時変化に関して、20 °Cの場合におけるそれらとの差異に着目して整理する。

XRD のチャートに着目すると (図 5-6)、まず練混ぜから 18 時間後の相組成については CH の析出は 20 °C環境の場合と同様であった。一方で、アルミネート系水和物に関しては 20 °C環境では微量の E_{tt} が析出していたが、60 °C環境では Ms が析出していることがわかった。様々な報告において高温環境では E_{tt} や Mc と比較して Ms が安定することが述べられており (例えば[42])、本研究においても同様の結果が得られたことがわかる。また、クリンカー鉱物である alite と β -belite は残存していたが、20 °C環境と比較すると両者のピーク強度は低下していた。この結果を根拠とすると、60 °C環境の方が 20 °C環境と比較して水和反応速度が速いと言える。

次に、材齢が 28 日と 91 日のものに着目すると、まず材齢 28 日では材齢 18 時間で観察することができた Ms が残存している様子が観察できた。この結果に関しても前述したとおり、Ms の方が Mc と比較して高温環境では安定して存在するためだと考えられる。一方で、材齢 91 日では Ms のピーク強度は微弱になっており、経時的に Ms が減少していた可能性が考えられる。ただし、この場合においても Ms の減少に応じて他のアルミネート系水和物の増加は認められなかったため、系内の Al と SO₄²⁻に関しては、どの鉱物に取り込まれたか、あるいは存在していた鉱物 (この場合は Ms) が XRD 上で非晶質化したのは現時点では不明である。また、alite と β -belite のピーク強度については、材齢 28 日・91 日ともに 20 °C環境のそれらと比較すると小さく、この点からも、水和反応速度は 60 °C環境の方が 20 °C環境と比較して速いことがわかった。

(2) LF および LFE の実験系における相組成の経時変化

本項では、LF と LFE の実験系での 60 °C環境におけるセメントマトリックスの相組成の経時変化に関して、20 °Cの場合におけるそれらとの差異に着目して整理する。

XRD のチャートに着目すると (図 5-7、図 5-8)、まず、練混ぜから 18 時間後の相組成については、20 °C環境の場合と同様に LF と LFE 両方の実験系において CH が析出した。また、アルミネート系水和物に着目すると、LF と LFE 両方の実験系において、20 °C環境の場合と比較して E_{tt} のピークは微弱であった。

次に、材齢が 28 日と 91 日のものに着目すると、まず、LF と LFE 両方の実験系において、20 °C環境のものと比較して材齢の経過で CH のピークが小さくなっていることがわかる。これは、20 °C環境と比較してポゾラン反応が進行しているためと考えられる。ただし、LF と LFE 両方の実験系において 60 °C環境の場合の方が 20 °C環境の場合と比較して alite と β -belite のピークが残存しており、これも影響している可能性が考えられるが、N の

実験系では環境温度が高い方が *alite* と β -*belite* の水和反応速度が速くなる傾向を示していたため、*alite* と β -*belite* のピークが残存していた点に関しては、そのメカニズムは不明であり、これの検証は今後の課題として残された。なお、材齢 28 日と 91 日のアルミネート系水和物に着目すると、材齢 18 時間の場合と同様にこれらのピークは微弱であった。

(3) 60 °C 環境におけるセメントマトリックスの相組成の経時変化のまとめ

60 °C 環境において、材齢 18 時間から 91 日の間における N と LF、LFE の相組成の変化を観察した。以下に 20 °C 環境におけるそれらとの差異を整理する。

- 1) N の実験系において、材齢 18 時間時点で 20 °C 環境では E_{tt} が析出したが、60 °C 環境では M_s が析出した。
- 2) N の実験系において、*alite* と β -*belite* のピーク高さに基づくと、20 °C 環境の場合と比較して水和反応速度が速くなった。
- 3) LF と LFE の実験系において、20 °C 環境では E_{tt} の明確なピークが観察できたが、60 °C 環境では材齢 18 時間と 28 日、91 日のすべてにおいて微弱なピークのみ観察できた。
- 4) LF と LFE の実験系すべてにおいて、*alite* と β -*belite* のピークは材齢 91 日においても 20 °C 環境と比較して残存していたが、この理由については不明である。

5.6 まとめ

本章のまとめを以下に示す。

- 1) Nの実験系において、材齢18時間時点で20℃環境ではEttが析出したが、60℃環境ではMsが析出した。この点に関しては、相平衡の観点からMsはEttと比較して高温環境でより安定するためであると説明できる。
- 2) Nの実験系において、aliteと β -beliteのピーク高さに基づくと、20℃環境の場合と比較して水和反応速度が速くなった。この点に関しては、クリンカー鉱物の水和反応速度が温度の影響により促進されたためと考えられる。
- 3) LFとLFEの実験系において、20℃環境ではEttの明確なピークが観察できたが、60℃環境では材齢18時間と28日、91日のすべてにおいて微弱なピークのみ観察できた。この点に関しては、Nの実験系とは異なる挙動であるが、フライアッシュのポゾラン反応の促進が影響している可能性、すなわち、C-S-Hの形成が促進され、その結果、C-S-H中にAlや SO_4^{2-} が取り込まれた可能性も示唆される。
- 4) LFとLFEの実験系において、aliteと β -beliteのピークは材齢91日においても20℃環境と比較して残存していたが、この点に関しては、その理由は不明である。考えられる現象としては、フライアッシュのポゾラン反応の促進が影響を及ぼしている可能性もあり、これが、長期的な圧縮強度増進の停滞に関与している可能性が考えられ、この検証は今後の課題として残された。

第6章 開発した充填材の性能評価

第6章 開発した充填材の性能評価

6.1 概要

区画内充填材と上部充填材は、アジテータ車からの荷卸し場所から施工場所までの放射線管理下において、150 m～250 m 程度の比較的長い場内運搬が必要となる（図 6-1、図 6-2）。ここで場内運搬の方法は、配管敷設によるポンプ圧送あるいは移動式バケットが考えられる。区画内充填材はモルタルであり、モルタルを用いた構造物は一般に例が少なく、当然ながら多量のモルタルを長距離圧送する事例も少ない。上部充填材に用いる高流動コンクリートは、区画内充填材と同様に材料分離抵抗性を付与する目的で粘性を増大させており、圧送機に負荷される圧力が過大にかかること、圧送後の材料分離抵抗性が低下する等、圧送性に課題があると考えられた。また移動式バケットによる打込みは、一般的には RCD ダム等でケーブルクレーンを用いて行われているが、移動式バケットから排出したコンクリートは振動機械およびブルドーザ等により人為的な締固めと均し作業を伴う。検討対象としている放射性廃棄物処分場では、移動式バケットのみならず、排出後の締固めや均し作業を含めて、遠隔からの機械化施工が想定され、適切な精度を確保するためにどのように打ち込むべきか、施工方法・施工計画そのものに課題があった。

また、区画内充填材は高さ 6 m を超えるピット内を一括で打ち込むことを想定しており、遅延系の混和剤を配合したことにより凝結時間が一般のコンクリートよりも遅く、打込み時間中に硬化が始まらないことで、打込み時の側圧が大きく作用する。このことから、隣接する部材である側部コンクリートピット、側部低拡散層のひび割れ発生の懸念があった。

これらの課題に対し、実証試験として、地上ヤードにて実際の配管長を模擬した圧送試験と、実際の放射性廃棄物処分場を模擬した試験空洞内において施工性の確認を行った（図 6-3）。試験に供する試験空洞は、青森県六ヶ所村において日本原燃（株）が進めている低レベル放射性廃棄物の余裕深度処分施設建設のための調査坑を利用した。

空洞（トンネル）内断面

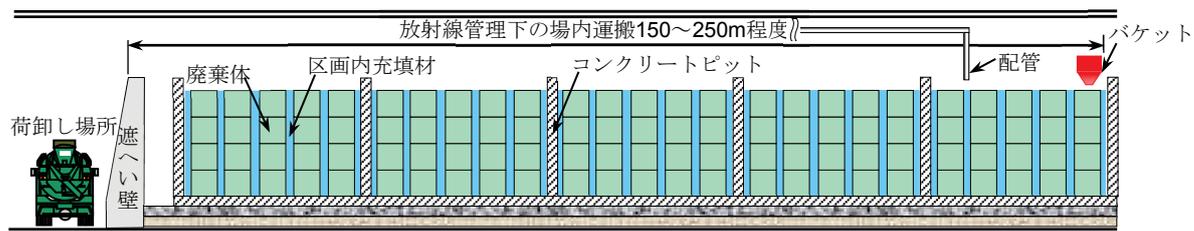


図 6-1 区画内充填材施工時の断面イメージ

空洞（トンネル）内断面

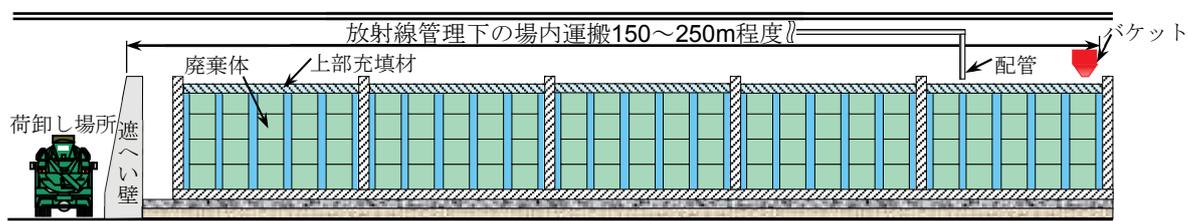


図 6-2 上部充填材施工時の断面イメージ

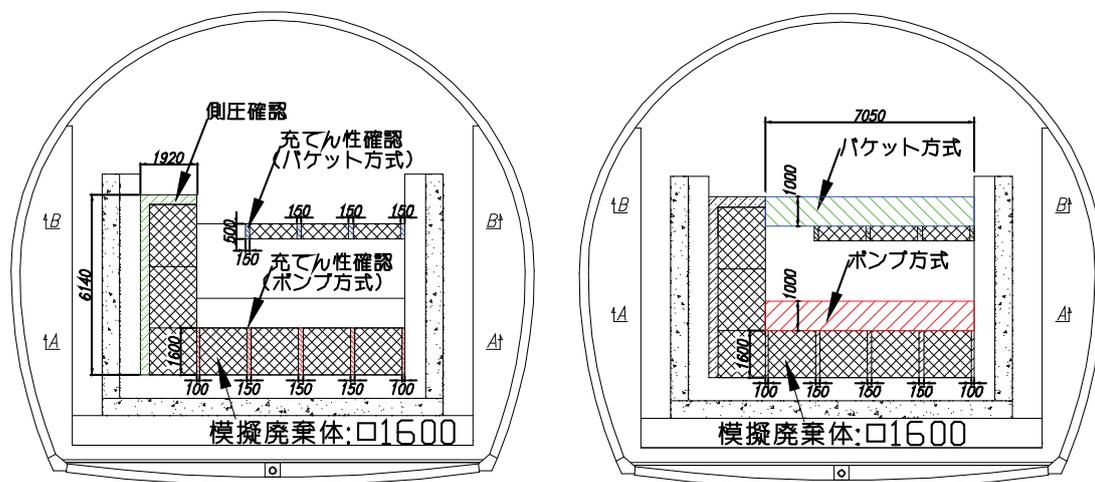


図 6-3 試験空洞内での施工試験
(左：区画内充填材、右：上部充填材)

第4章で選定した配合を用いて、地上ヤードにてポンプ圧送試験、試験空洞内にて充填性および打込みによる側圧を確認する試験を行った。試験概要を表6-1に示す。上部充填材の充填試験における配合には、膨張材の有無と混和剤の種類に違いがある。

表 6-1 実規模試験概要

配合	試験	場所	試験日	備考
区画内 充填材	圧送試験	地上ヤード	2009/9/15	
	充填試験（ポンプ方式）	試験空洞	2009/10/2	
	側圧確認試験（ポンプ方式）	試験空洞	2010/7/21	側圧を確認
	充填試験（バケット方式）	試験空洞	2010/7/22	
上部 充填材	圧送試験	地上ヤード1	2009/9/15	膨張材無し配合
	充填試験（ポンプ方式）	試験空洞	2009/10/13	
	充填試験（バケット方式）	地上ヤード2	2010/7/22	膨張材有り配合
		試験空洞	2010/8/3	

なお、試験に用いるモルタルとコンクリートは、試験空洞から約16km離れた市中のコンクリートJIS工場（むつ小川原生コンクリート株式会社）にて製造し、4m³積載のアジテータ車により運搬した。地上ヤード1は試験空洞と同じ敷地内であり、地上ヤード2はコンクリートプラントと同敷地に存在する。運搬時間は地上ヤード1で約40分、試験空洞内まで約50分、地上ヤード2はプラントの敷地であるため1分である。

以降に検討結果を配合毎に記す。

6.2 区画内充填材

6.2.1 運搬方法が充填性に及ぼす影響

(1) ポンプ圧送性能の確認

区画内充填材は、図 6-1 に示したようにアジテータ車からの荷卸し場所から施工場所まで 150 m～250 m 程度の場内運搬が想定される。本試験ではモルタルのポンプ圧送性を確認することを目的に、圧送管を水平換算距離[14]で 300 m となる長さに配置して圧送試験を実施した。試験には、世界最大級の圧送能力を持つポンプ車（Putzmeister BSF2107-HP：最大吐出圧力 22.0 MPa）を用い、図 6-4 のように配置した。試験配合は、室内試験により選定した表 6-2 に示すものである。試験方法を表 6-3 に示す。

圧送試験は、吐出圧と圧送性の確認を目的として、吐出量を $6\text{ m}^3/\text{h}$ ～ $31\text{ m}^3/\text{h}$ に変化させた。吐出量は排出口付近に配置した流量計（明昭(株)MGR2000A-100）で計測し、試験はアジテータ車からの荷卸し時と水平換算距離が 150 m の位置および排出口での試料を用いて実施した。水平換算距離が 150 m の位置の試料は、該当位置にバルブを設けて圧送中に採取した。試料は、吐出量が少なめ（ $10.8\text{ m}^3/\text{h}$ 、 $12.0\text{ m}^3/\text{h}$ ）の時点と多め（ $21.6\text{ m}^3/\text{h}$ 、 $23.4\text{ m}^3/\text{h}$ ）の時点でそれぞれ採取した。

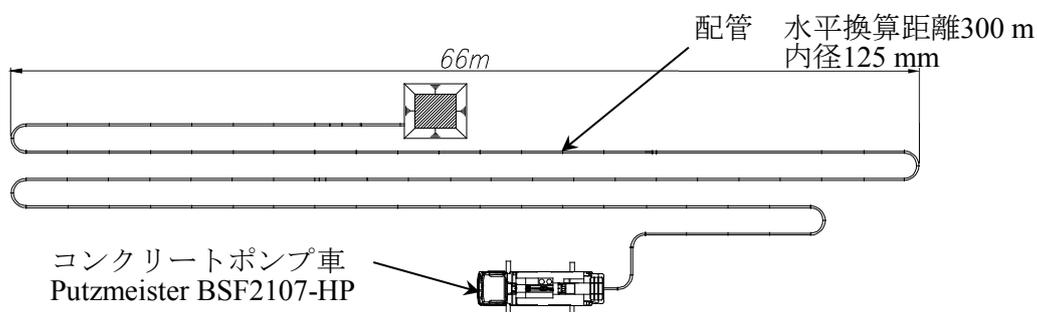


図 6-4 圧送試験の概要

表 6-2 ポンプ圧送試験試験配合

W/B [%]	W/P [%]	LS/B [%]	スランプフロー [cm]	空気量 [%]	単位量 [kg/m ³]						
					W	粉体 P		S	SP3 P×%	Ad P×%	
						結合材 B LPC	FA				LP
45	28.1	60	82.5±7.5	2.5	230	358	153	307	1198	0.85	0.30

事前に室内で実施した加圧ブリーディング試験結果を、コンクリートのポンプ施工指針（土木学会）で示す標準曲線[14]と併せて図 6-5 に示す。加圧ブリーディング試験は、フレッシュコンクリートのポンプ圧送性を評価する試験方法であり、標準曲線 B と C の間にあれば、ポンパビリティが良好な条件とされるものである。図により、標準曲線内に入ることが示され、本モルタルのポンパビリティは良好と考えられる。

表 6-3 ポンプ圧送試験での試験方法

項目	方法
加圧ブリーディング	JSCE-F 502
スランプフロー	JIS A 1150
漏斗流下時間	JSCE-F 512 モルタル用(排出口 30×30 mm)
空気量	JIS A 1128
単位容積質量	JIS A 1116

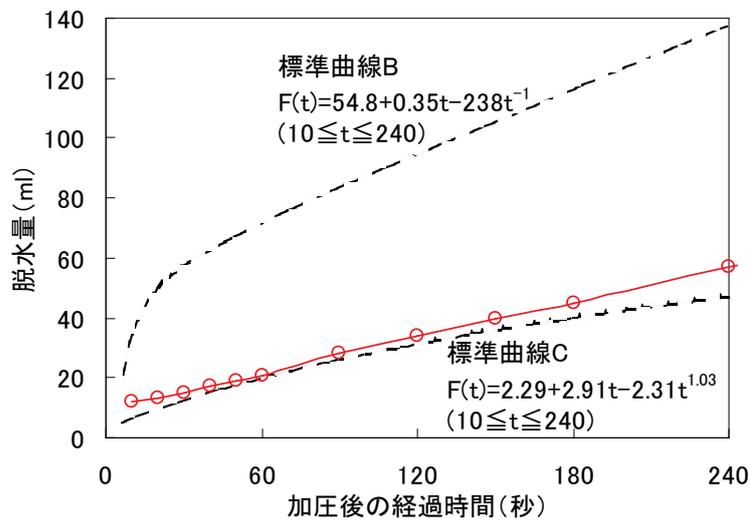


図 6-5 加圧ブリーディングの比較

図 6-6 に圧送前後のスランプフローを示す。荷卸し時のスランプフローは目標値を満たしたものの、圧送後のスランプフローはいずれも上昇して、一部で目標値を少し上回った。スランプフローは吐出量が少ない場合には、水平換算距離が 150m で大きく、吐出量が多い場合には、排出口で大きくなった。図 6-7 に圧送前後の V 漏斗流下時間を示す。V 漏斗流下時間は圧送後に小さくなった。

モルタルの塑性粘度は、ポンプ圧送後に低下する傾向を示す場合がある[43]。本モルタルにおけるスランプフローと V 漏斗流下時間の圧送後の傾向も、塑性粘度の低下がスランプフローの上昇と V 漏斗流下時間の低下に影響を与えたと推察される。

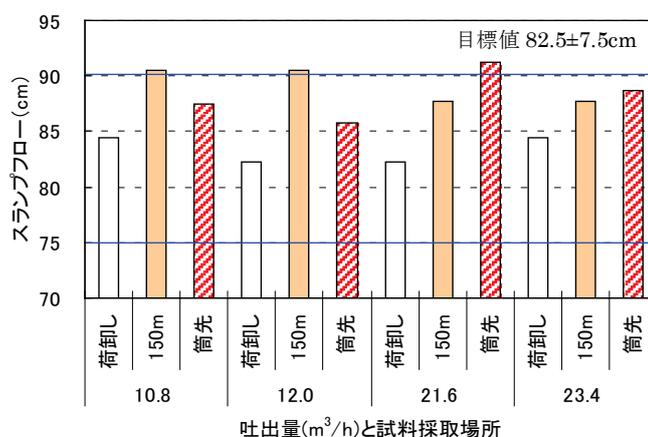


図 6-6 圧送前後のスランプフロー

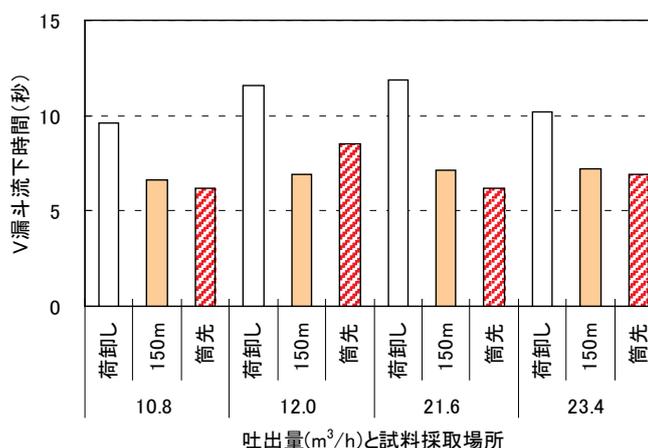


図 6-7 圧送前後の V 漏斗流下時間

図 6-8 に圧送前後の空気量を、図 6-9 に圧送前後の単位容積質量を示す。圧送後の空気量は小さくなり、単位容積質量は大きくなった。空気量の減少は、圧送によりモルタルが押しつぶされたためと考えられる。図 6-10 に単位容積質量と空気量の関係について整理した。単位容積質量は空気量の減少と相関があると考えられる。遮へい性能が要求される区画内充填材においては、質量は大きい方が望ましく、単位容積質量の増加は悪い傾向で

は無い。

吐出量とポンプ車のピストン前面圧の関係を、図 6-11 に整理した。コンクリートのポンプ施工指針[14]によれば、ポンプ車が圧送可能と判断する限界は最大理論吐出圧力の 80 % を基準としている。図には、本試験で使用したポンプ車と一般に高出力機種として使用される汎用機（ニイガタ NCP13FB-364：最大吐出圧力 7.1 MPa）の最大吐出圧力の 80 % を図示した。

図に示すように、ポンプ車の前面圧は吐出量の増大とともに大きくなった。汎用機では、吐出量 14 m³/h 程度で圧送限界となり、施工量が制限されるが、超高压タイプのポンプ車を用いれば、圧送可能であることが示された。ただし、超高压タイプのポンプ車は国内で数台の希少機種であることに注意が必要となる。

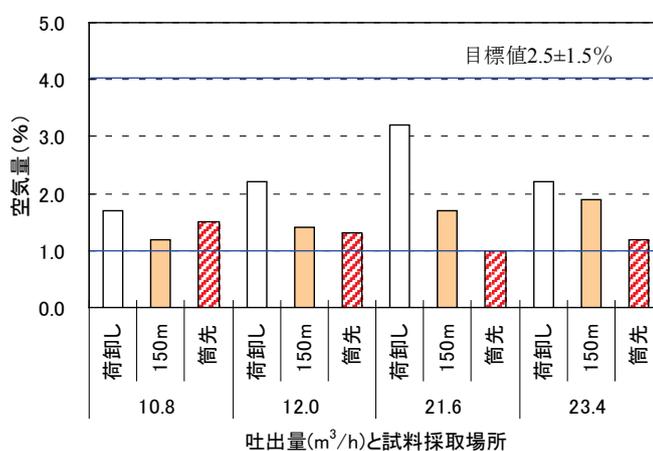


図 6-8 圧送前後の空気量

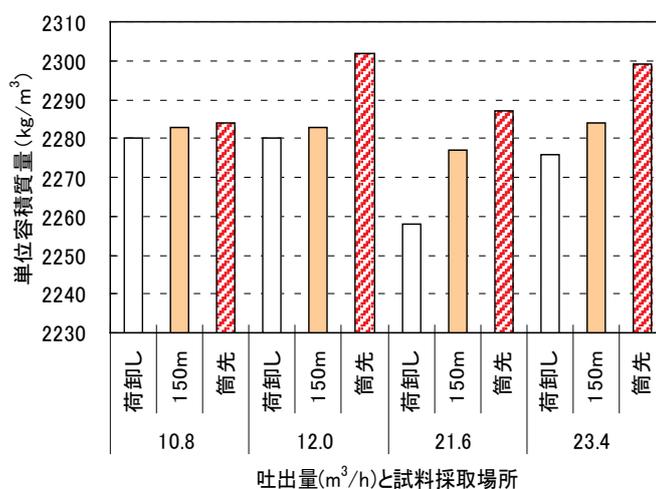


図 6-9 圧送前後の単位容積質量

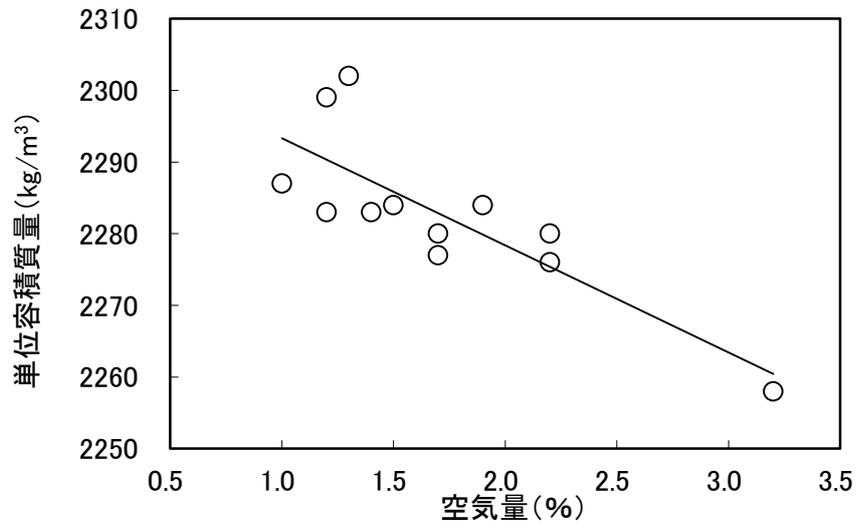


図 6-10 空気量と単位容積質量

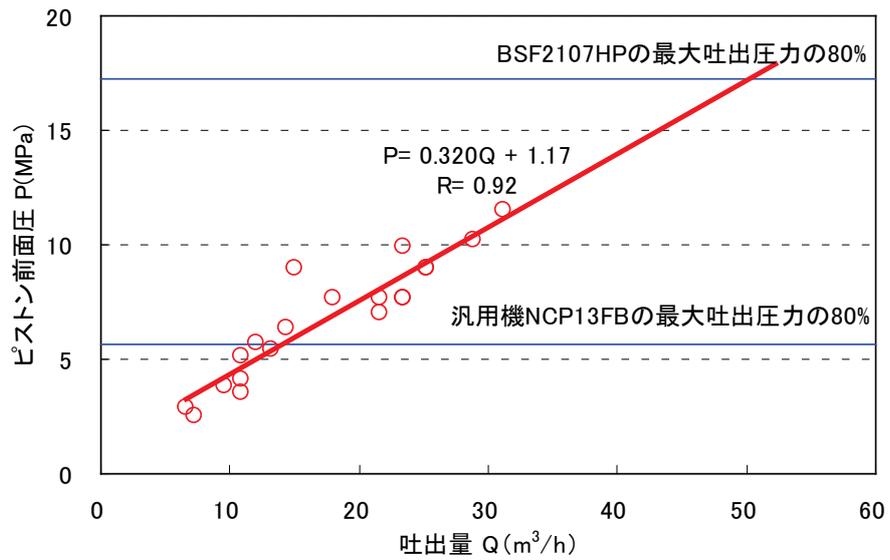


図 6-11 吐出量とポンプ車のピストン前面圧

(2) ポンプ方式による充填性の確認

廃棄体間の間隙に対する充填性を確認するに当たり、模擬廃棄体を製作し定置した。隣り合う模擬廃棄体の間隔は空洞の軸方向には 260 mm、横断方向には 150 mm とした。模擬廃棄体は一辺が 1.6 m の立方体であり、厚さが 9 mm の鋼製の外枠に普通コンクリートを充填して重量を持たせ、容易に動くことの無いようにしたものである。試験配合はポンプ圧送試験と同様である (表 6-2)。

区画内充填材の打込みにはコンクリートポンプ車 (ニイガタ製 NCP11FB-324) を用い、吐出量を 9.2 m³/h~24 m³/h に変化させて、図 6-12 中の○の位置から打ち込んだ。また、レーザー距離計(DIMETIX 製 DLS-B15)を各所に設置し、流動の状況をリアルタイム計測した。打込み状況と模擬廃棄体の定置状況および打込み完了時の状況を写真 6-1 に示す。

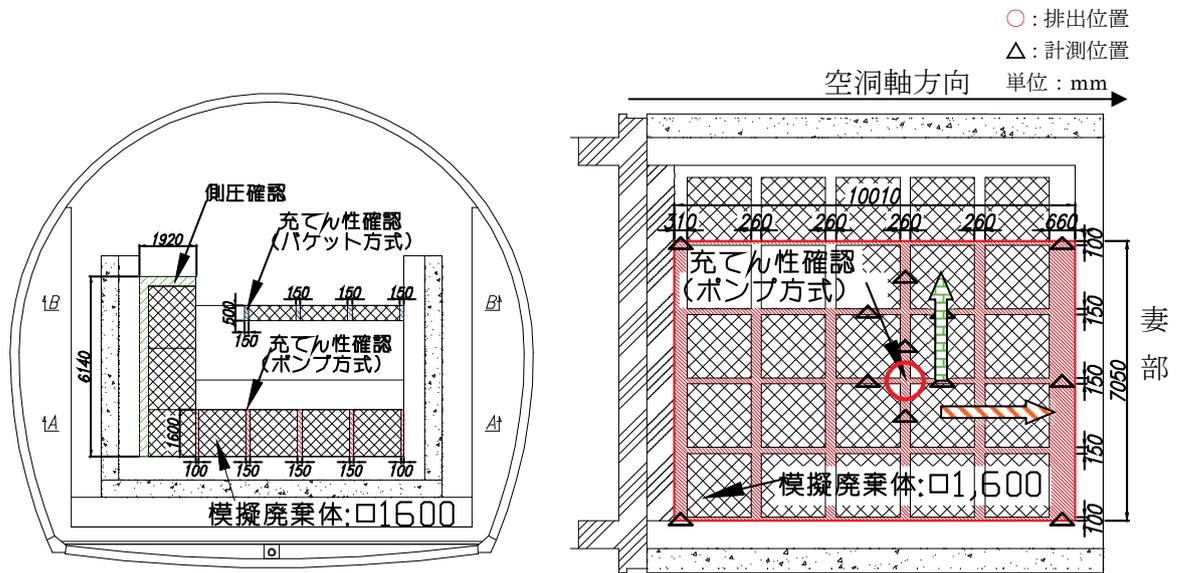


図 6-12 ポンプ方式による充填性確認試験平面図(A-A)



写真 6-1 ポンプ方式の施工状況と打込み箇所全景

図 6-12 中の矢印の経路の流動勾配を図 6-13 に示す。打込み時のスランプフローは 76 cm～82 cm（目標値 70 cm～90 cm）である。間隙幅が広い(260 mm)経路では、吐出量の増大とともに、流動勾配が小さくなった。これは吐出量が増えることで、モルタルを押し流す力が増大され、流れが加勢されたことによると考えられる。しかし、間隙幅が狭い(150 mm)経路では、吐出量によらず流動勾配はほぼ一定となった。この要因には、間隙幅の異なる経路が交差している場合には間隙幅の広い流れやすい経路を優先して流れること、充填材が押し流される力と充填材と模擬廃棄体との摩擦力が釣り合い、間隙幅間の流量が定常状態となっていることと推察される。

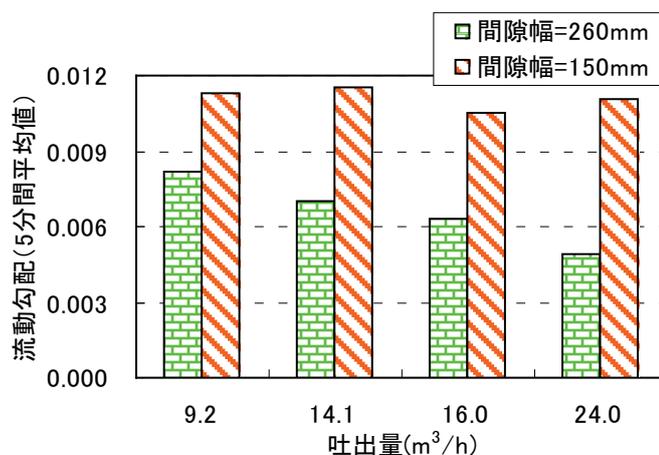


図 6-13 吐出量と流動勾配

(3) バケツ方式による充填性の確認

バケツ方式による試験は、二つの排出口を持つ移動式バケツが、坑道の軸方向（図 6-14 を参照）に移動して排出することを模擬している。ここでの模擬廃棄体は、普通コンクリートを現場で箱形に打ち込んで間隙を形成した。間隙幅はポンプ方式と同様に 260 mm と 150 mm とした。バケツの移動（排出位置の変更）は、コンクリート用バケツを図 6-14 と写真 6-2 に示すように 4 個配置して順番に排出することで模擬した。バケツは積載量が 1 m³ のものを使用し、排出口は直径が 300 mm の円になるように加工した。

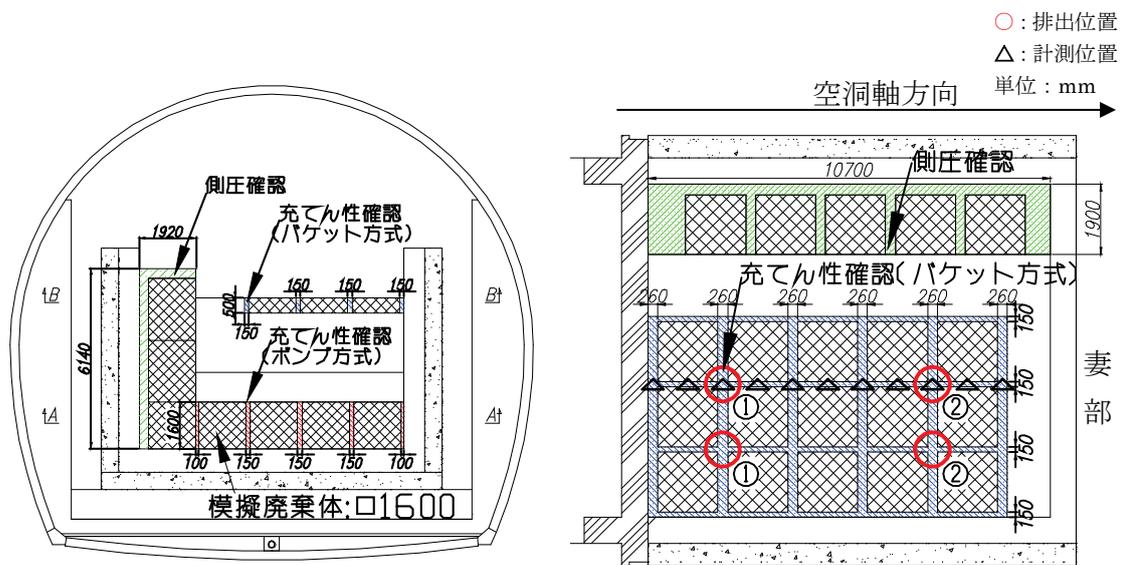


図 6-14 移動式バケット方式模擬試験平面図(B-B)



写真 6-2 バケット方式の打込み状況

打込み順序は、図 6-14 中に示す①の 2 つのバケットから同時に排出した後、②の 2 つのバケットから排出した。バケット①の打込み量は $1.78 \text{ m}^3 \times 2$ 、バケット②は $1.34 \text{ m}^3 \times 2$ であり、バケット①の排出速度は $477 \text{ m}^3/\text{h}$ 、バケット②は $16.5 \text{ m}^3/\text{h} \sim 69.5 \text{ m}^3/\text{h}$ である。また、バケット①の排出速度はバケットの排出口が全開時の排出速度であり、バケット②は打込み量の調整のために排出口を絞った結果である。打込み時のスランプフローは、 $83 \text{ cm} \sim 89 \text{ cm}$ (目標値 $70 \text{ cm} \sim 90 \text{ cm}$) であった。

図 6-14 の平面図の△で示した位置で測定した 1 回目と、2 回目の排出後の高さを図 6-15、図 6-16 に示す。排出されたモルタルは排出位置と近い側の壁際が高く、遠い側の壁際ま

で一定の勾配がついている。排出位置よりも壁際が高い理由として、排出されたモルタルが排出位置の周囲に充填された後、充填量の少ない逆側の壁へ向かって流動したことが考えられる。また、2回目の打込みにより高低差は逆転し、1回目の勾配よりも2回目の勾配が小さくなった。このことから、バケットの移動（排出位置）と排出量の適切な管理により、仕上がり面の高低差は低減させることが可能と考える。

図 6-16 には、硬化後に測定したモルタル高さを、排出位置直下の高さとの差として経路長で整理した。測定位置は、間隙の交差部およびその中点である。ポンプ方式の勾配 (1/92) とバケット方式 1 回目の勾配 (1/100) は、排出速度が大きく異なるにもかかわらず、ほぼ同じとなった。筆者らは、同様のモルタル（低拡散層）を用いて幅が 70 cm を対象とした壁部材に打込みを行った結果として、排出速度を大きくした場合に流動勾配が低減することを報告している[21]。しかしながら、本研究のような間隙幅、間隙の配置条件では、モルタルの流動性は、排出速度よりもモルタル自体の流動性と排出位置の移動による影響が強く作用するものと考えられる。

ポンプ方式の勾配とバケット方式 1 回目の勾配は、室内で実施した流動性確認試験 (20 °C) の勾配 (1/95) と同程度であり、排出条件が異なるこれらの勾配が同程度であることから、このモルタル材料が持つ流動性の指標としての勾配は 1/100 程度と考えることができる。この流動勾配は一般の高流動コンクリート (1/15 程度) に比べ 7 倍の流動性を示すと言える。また、排出位置を移動させたバケット方式での高低差の最大値は 63 mm であり、ポンプ方式での 119 mm と比べて 56 mm 低減された。

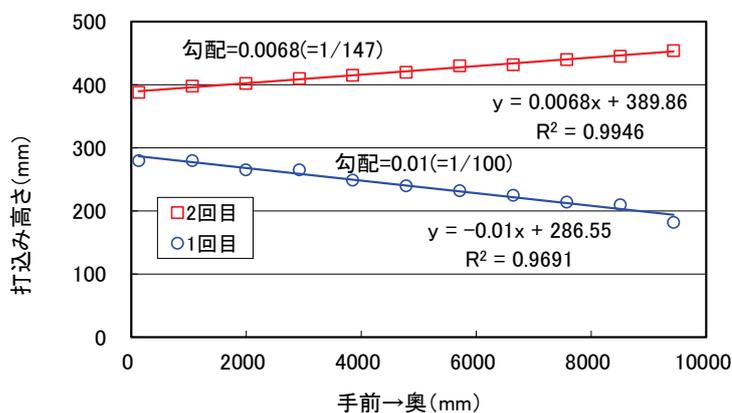


図 6-15 バケット方式による流動勾配

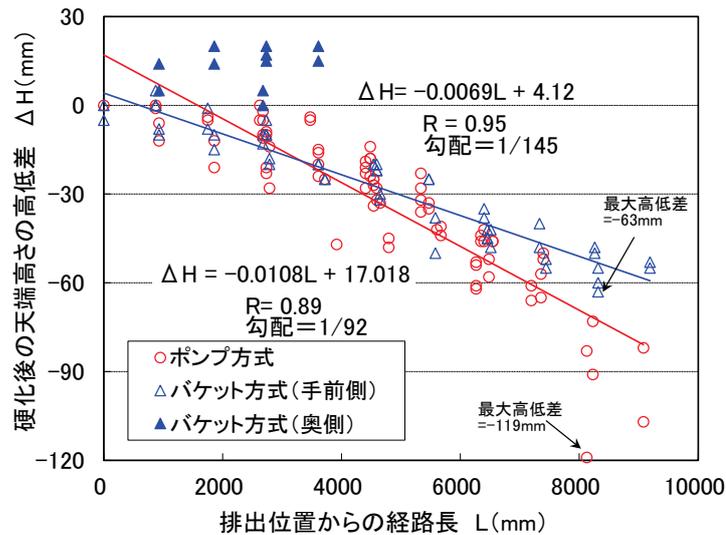


図 6-16 硬化後の天端高さの高低差

(4) 硬化後に削孔したコアによる充填性の確認

流動させた区画内充填材の性質について、施工した構造体を鉛直方向に削孔して採取したコアによる圧縮強度で比較した。図 6-17 にコアの削孔位置を示す。ポンプ方式は材齢 91 日、バケット方式は材齢 149 日で試験した（試験施設の他試験との干渉から 149 日となった）。供試体は直径 50 mm の長さ 100 mm とし、ポンプ方式では表層 150 mm 程度削孔した後で上下面を切断、整形して供試体とした。バケット方式では最下部の深さ 50 cm まで削孔後、上層部と中層部、下層部をカットして供試体とした。圧縮強度試験結果を図 6-18 に示す。

ポンプ方式とバケット方式では、バケット方式の方が総じて圧縮強度が高い。これは、材齢が異なることによるものであり、材齢 91 日以降も圧縮強度が順調に増進していることが分かる。

流動距離の違いがあるポンプ方式での①～③およびバケット方式での④～⑥の比較では、特有の傾向は見られなかった。ただし、下部の強度がやや大きい傾向を示している（図 6-19）。一般に、上部より下部のコンクリートは、自重により締め固まることやブリーディングの影響により、圧縮強度が高めに出る傾向があるが[44]、それと同様の傾向と考えられる。また、全体としての試験値のばらつきは、バケット方式の試験値は供試体 1 個ずつ (N=1) のデータであることが影響していると考えられる。

図 6-20 に室内配合試験時の試験結果や実規模試験時に採取した供試体による品質管理結果、試験空洞内の現場に水中養生した供試体による試験結果とコアによる試験結果を合わせて、積算温度で整理した。コアによる圧縮強度は、その他の試験結果と合わせて算出した近似式と同等の結果が得られ、相関係数 0.97 の強い相関があることが確認された。このことは、本試験での施工方法や施工中の流動により内部に空隙が入ること等の異常が無く、構造体が隅々まで充填されたことを示すものと考えられる。

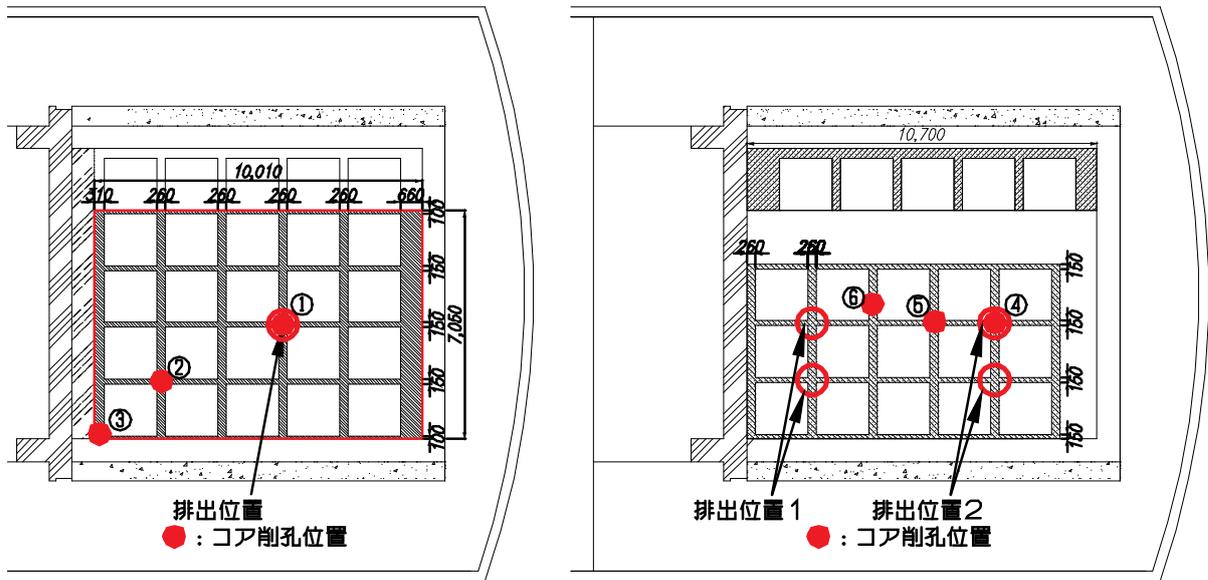


図 6-17 コア削孔位置 (左：ポンプ方式、右:バケット方式)

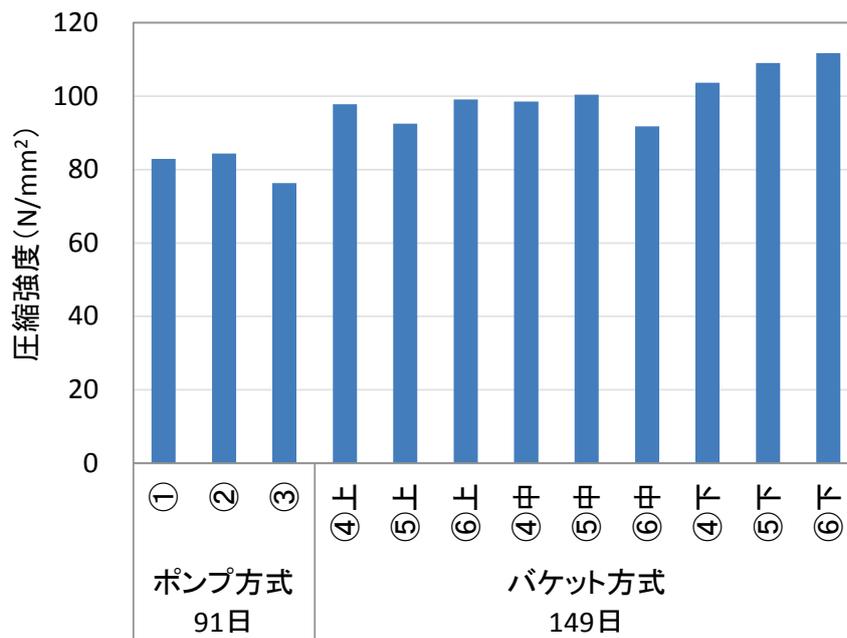


図 6-18 コアによる圧縮強度

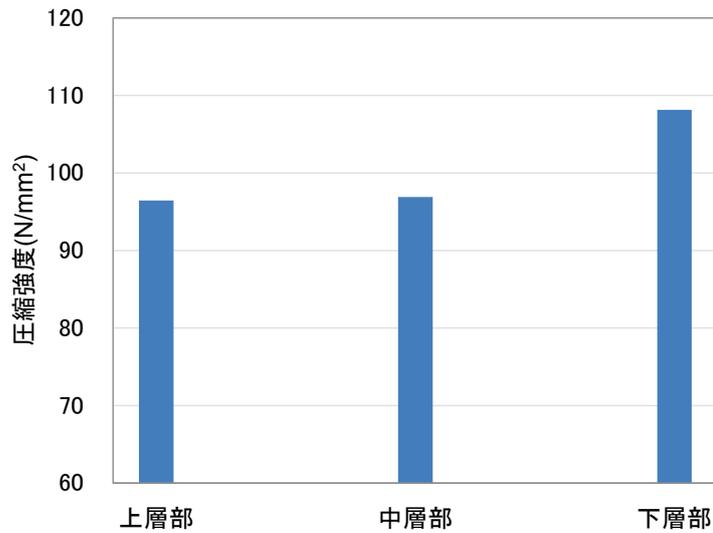


図 6-19 採取高さで比較した圧縮強度の平均値 (バケット方式)

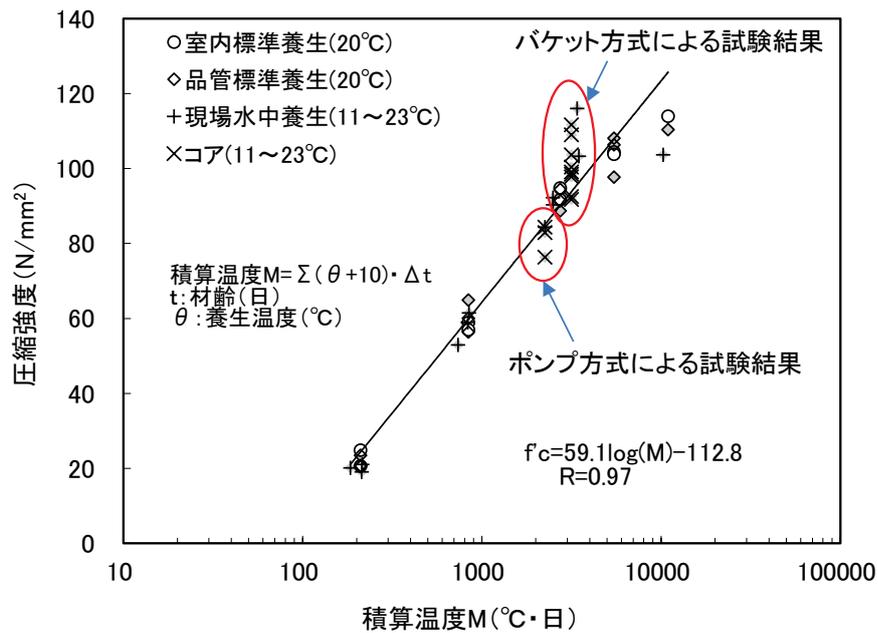


図 6-20 積算温度と圧縮強度の関係

6.2.2 打込み時の充填材の側圧が他部材に及ぼす影響

区画内充填材の打込み時の側圧が側部コンクリートピットや側部低拡散材へ与える影響を確認することを目的に、高さが 6.14 m の部材に一括打込みを行った。図 6-21 に充填時の側圧測定用の土圧計と、側部コンクリートピット、側部低拡散層の計測器の位置を示す。計測器の仕様は表 6-4 に示すとおりである。

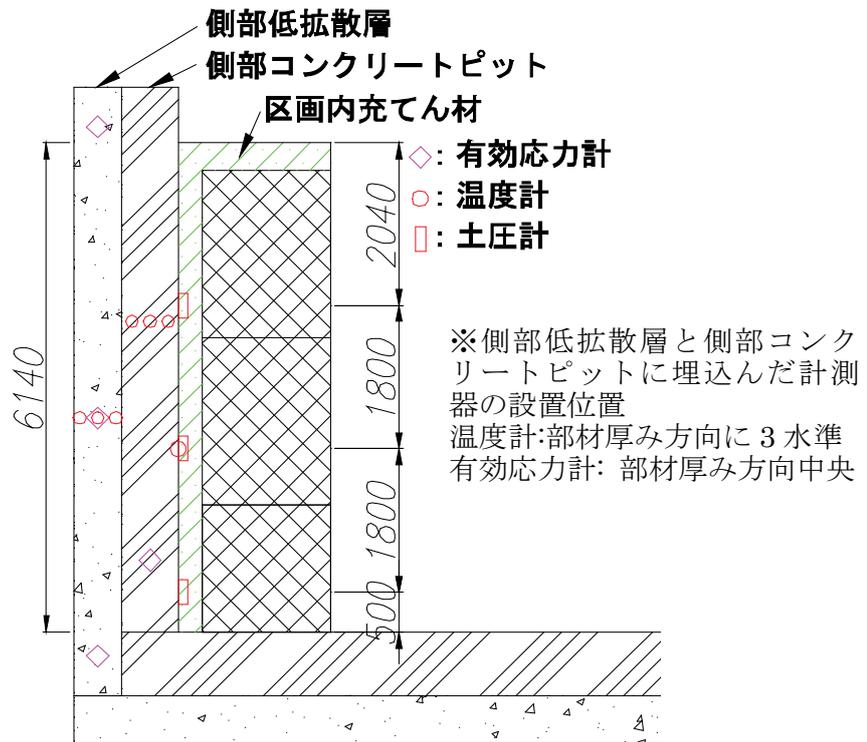


図 6-21 計測器位置 (部材中央付近の断面)

表 6-4 計測器の仕様

計測器	型式	測定範囲
有効応力計	GK-10N-505	10N/mm ²
土圧計	GE400kpB-B	400kPa
温度計	RT-100	-10~80℃

※：計測器は全て(株)東横エルメス製

図 6-22 に土圧計による側圧測定結果を示す。図には、側圧が液圧で作用するものとした計算値を併せて示した。測定した側圧は、同様の高流動モルタル、高流動コンクリートで試験した既往の報告[45]、[46]と同様に、一定時間までは液圧で作用した。側圧値と関連があるデータを、既往の検討データと併せて表 6-5 に示す。中段と下段の側圧は、打込み面が計測器に達した 190 分~200 分後に最大値に達し、計算した液圧相当値の 81 %~93 %程度となる。上段と中段の液圧計算値と測定値との割合の差は、最大値に達する時間までに上昇する打込み高さが異なることが影響していると考えられる。上段では、打込み終了まで液圧で作用し、打込み面が最上部に達したことで側圧の上昇が止まっている。

区画内充填材は、低拡散層、コンクリートピットよりも液圧で作用する時間が長い。これは、区画内充填材には遅延型減水剤を配合しており、凝結の始発時間が約 4 時間長いことが影響している。低拡散層、コンクリートピットでの側圧は液圧相当値で 40 %と 54 %

であったが、これは打ち込み中に硬化したためである。区画内充填材では、部材頂部まで打ち上がるまで硬化せずに、側圧はほぼ液圧のまま作用した。

コンクリート標準示方書【施工編】[47]では、高流動コンクリートの型枠は「原則として、液圧として設計しなければならない」と規定されている。遅延型の混和剤を用いた場合や冬期施工等凝結が遅い場合には、なおさら液圧での設計が必要となる。

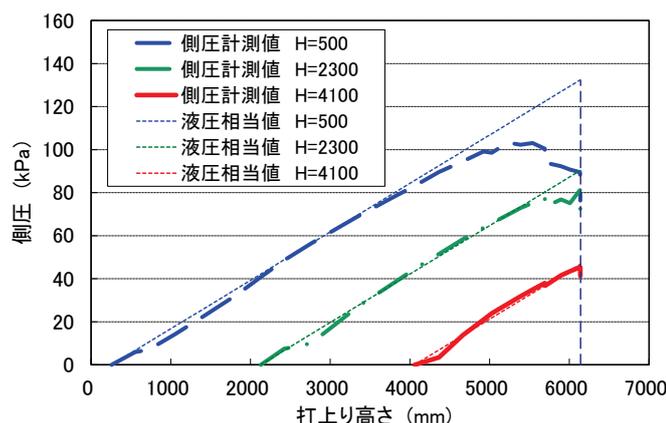


図 6-22 打ち込み時の側圧

表 6-5 側圧の関連データ

位置	液圧相当値 A [kPa]	側圧最大値 B [kPa]	B/A [%]	最大までの時間 [min]	打ち込み速度 [m/h]	凝結始発
上段	46.0	45.0	98	140	0.870	11:24
中段	87.0	81.0	93	200	1.15	
下段	127	103	81	190	1.67	
低拡散層	169	68.0	40	130	1.85	7:25
ピット	132	72.0	54	90.0	2.51	7:55

注1)液圧相当値：計器位置における打ち込み完了時点の高さ相当の液圧計算値

注2)最大までの時間：打ち込み面が計器高さに達してから側圧最大値となるまでの時間

注3)打ち込み速度：計器位置から最大側圧値となるまでの打ち込み面上昇速度

注4)低拡散層：左側側部低拡散層下段

注5)ピット：側部コンクリートピット下段

注6)凝結始発：凝結の始発時間

側部コンクリートピットと側部低拡散層の計測器による測定結果を図 6-23～図 6-26 に整理した。区画内充填材の打ち込みに要する時間は 4 時間 50 分であり、打ち込み時の区画内充填材のモルタル温度は平均 27 °Cであった。

図 6-23 は側部コンクリートピットの、図 6-24 は側部低拡散層の温度データである。側部コンクリートピットでは、区画内充填材の打ち込み開始からコンクリート温度が上昇した。この温度上昇は区画内充填材の水和によるものと考えられ、内側の区画内充填材側が高温になった。区画内充填材から離れている側部低拡散層では温度上昇が小さかった。ここで、

図 6-25 に区画内充填材に近い側部コンクリートピット内側と側部低拡散層外側についての温度差を示す。温度差は打込み開始から大きくなり、打込みから 2 日後には落ち着いた。

図 6-26 は側部低拡散層に埋設した有効応力計による軸方向の応力である。側部低拡散層の応力は、計測器の設置位置を問わず打込み時に上昇して一度下降した後、引張側に増大した。また、上段の応力が高い。これは側部低拡散層の上側は自由端で、ひずみが大きく生じることが影響しているものとする。

側部低拡散層の応力とコンクリートピットとの温度差の傾向を見れば、側圧による影響と同時に、打込み後の温度による影響も大きいと言える。

以上のように、区画内充填材の打込みにより、側部低拡散層にはひび割れを引き起こす側に応力が作用した。側部低拡散層の応力は測定値が大きい上段で、打込み開始から 59 時間後に 0.59 N/mm^2 を示した。側部低拡散層の引張強度は材齢 91 日で 5.5 N/mm^2 であり[28]、この値は計測された応力の 11 %と十分小さいと言える。計測結果は部材全体に作用する応力全てを評価できた訳ではないが、区画内充填材の施工が側部低拡散層のひび割れの主要な因子とはならないものとする。

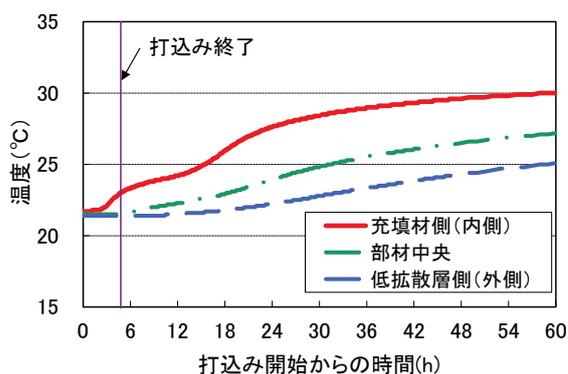


図 6-23 側部コンクリートピットの温度

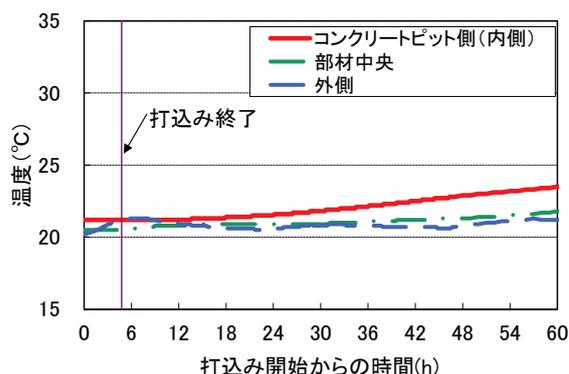


図 6-24 側部低拡散層の温度

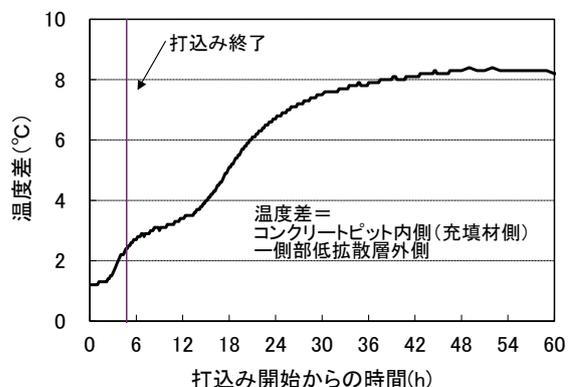


図 6-25 部材横断方向の温度差

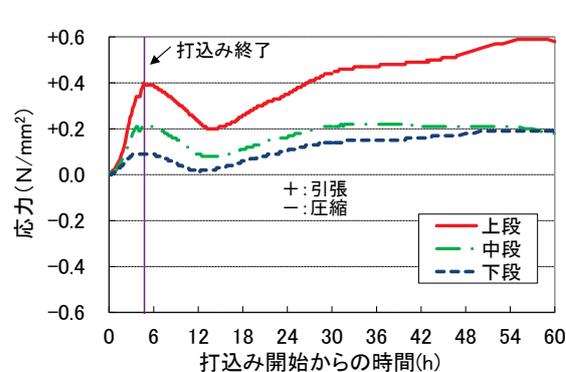


図 6-26 側部低拡散層の応力

6.2.3 まとめ

本研究で得られた知見は、次のとおりである。

- 1) 実際の配管長を想定したポンプ圧送試験により、超高圧タイプのポンプ車を用いれば、区画内充填材は圧送可能であることが示された。
- 2) 充填性を確認する実証試験では、排出位置の移動により高低差を低減することができた。排出速度や排出方法が区画内充填材の流動勾配に与える影響は小さく、充填性の向上のためには排出位置を移動させることが有効である。
- 3) 区画内充填材の打込みが、側部低拡散層に与える影響は、打込み時の側圧よりもその後発生する温度応力による応力の方が大きい。ただし、側部低拡散層の引張強度（材齢91日で 5.5 N/mm^2 ）に対し、発生する応力は 0.59 N/mm^2 で、区画内充填材の施工が、側部低拡散層のひび割れの主要な因子とはならないものとする。
- 4) 硬化後のコンクリートを対象としたコアによる各試験により、本施工方法により内部に空隙が無い、均質な構造体を充填できた。

6.3 上部充填材

上部充填材は廃棄体直上に施工されるものであり、要求機能として建設作業時においては、上部充填材の充填後に施工される上部コンクリートピット等における建設作業員に対する遮へい機能が、埋戻し後においては、移行抑制機能としての放射性核種の収着が求められる。上部充填材の要求機能である遮へいについては、乾燥単位容積質量と部材厚さが求められる。試験時の品質管理項目としての乾燥単位体積質量は材料および充填性で設定され、施工面では部材厚さを確保するための施工方法が課題となる。施工上の条件として、荷卸し場所からの場内移動が必要であり、放射線管理下で人力による作業が期待できない。一般の環境よりも施工条件に大きく制限がかかる中で、部材の厚さを確実に確保することが重要な課題である。また、遠隔操作による無人化施工を考えた場合、上部充填材の仕上がり面は不陸が生じることが考えられ、この不陸を低減する施工方法および管理目標値を設定する必要がある。本研究では、この高さに関する管理目標値を、JASS5N[20]のコンクリート部材の垂直位置精度である $\pm 30\text{ mm}$ より厳しい高低差が 40 mm ($\pm 20\text{ mm}$)を本研究における仮の指標として設定した。

また、区画内充填材と同様に、図 6-27 に示すように、アジテータ車からの荷卸し場所から施工場所までの放射線管理下において、 $150\text{ m}\sim 250\text{ m}$ 程度の比較的長い場内運搬が必要となる。場内運搬方法は、配管敷設によるポンプ圧送あるいは移動式バケットによる運搬が考えられる。

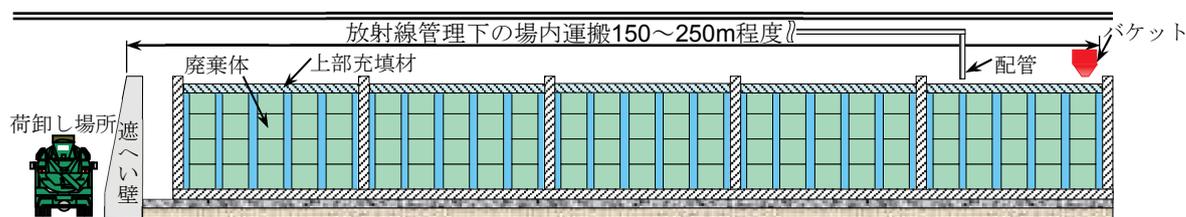


図 6-27 上部充填材施工時の断面イメージ

上部充填材でも、区画内充填材と同様に圧送機に負荷される圧力や材料分離抵抗性を含めた圧送性が課題であり、移動式バケットによる方法では、遠隔操作を考慮した機械施工の方法そのものに課題があった。本検討では実証試験として、地上ヤードにて実際の配管長を模擬した圧送試験と、試験空洞にて施工性の確認を行った。試験空洞内では、区画内充填材試験後の上部に、ポンプ方式とバケット方式を模擬した試験を行った (図 6-28)。なお、バケット方式による試験空洞内の試験前に地上仮設ヤードにて流動性を確認する試験を行った。地上仮設ヤードの試験結果は参考資料 2 に記す。

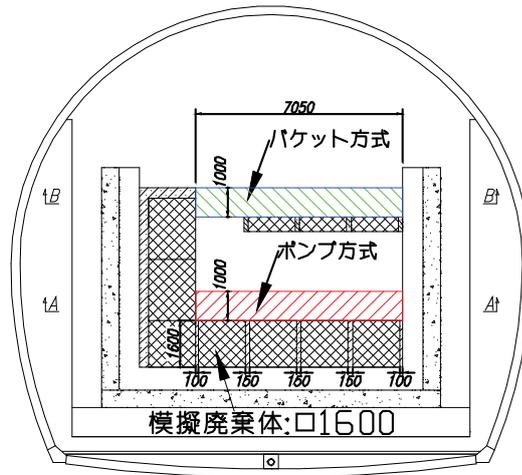


図 6-28 試験空洞内の施工試験

6.3.1 運搬方法が充填性に及ぼす影響

(1) ポンプ圧送性能の確認

上部充填材でも、区画内充填材と同様に、アジテータ車からの荷卸し場所から施工場所まで 150 m～250 m 程度の場内運搬が想定される (図 6-2)。本試験ではコンクリートのポンプ圧送性を確認することを目的に、圧送管を水平換算距離[14]で 300 m となる長さに配置して圧送試験を実施した。試験は、区画内充填材と同日、同設備にて試験した (図 6-29)。試験配合は、室内試験により選定した表 6-6 に示すものである。試験方法を表 6-7 に示す。

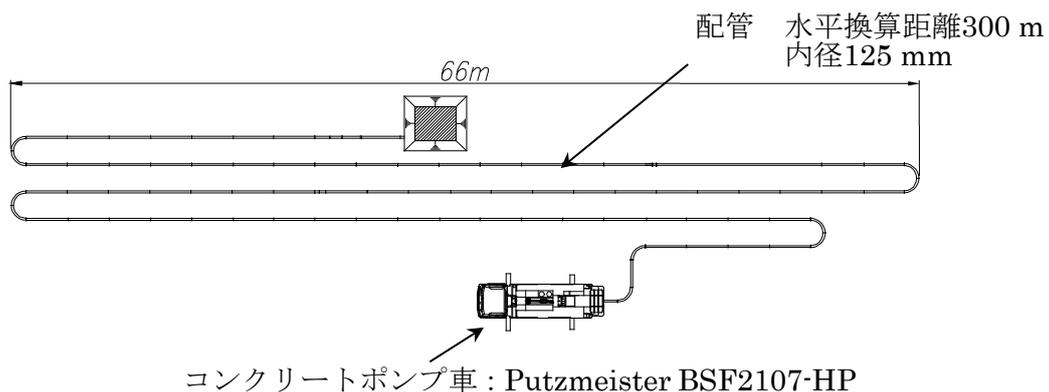


図 6-29 圧送試験の概要

表 6-6 ポンプ圧送試験の試験配合

W/B [%]	W/P [%]	LS/B [%]	s/a [%]	スラン プフ ー [cm]	空 気 量 [%]	使用材料および単位量 [kg/m ³]							
						水 W	粉体 P			S	G	SP1 P×%	
							結合材 B						
							LPC	FA	LEX				
45	28.0	50	52.4	70±5	2.5	160	249	107	0	215	849	780	0.75

表 6-7 ポンプ圧送試験の試験方法

項目	方法
スランプフロー	JIS A 1150
漏斗流下時間	JSCE-F 512 (排出口 75×75 mm)
空気量	JIS A 1128
単位容積質量	JIS A 1116

圧送試験は、吐出圧と圧送性の確認を目的として、吐出量を 11 m³/h～18 m³/h に変化させた。吐出量は排出口付近に配置した流量計(明昭(株)MGR2000A-100)で計測した。試験方法を表 6-7 に示す。試験はアジテータ車からの荷卸し時と水平換算距離が 150 m の位置、および排出口での試料を用いて実施した。水平換算距離が 150 m の位置の試料採取は、該当位置にバルブを設けて圧送中に採取した。

図 6-30 に圧送前後のスランプフローを示す。荷卸し時のスランプフローは目標値を満たしたものの、圧送後のスランプフローはいずれも小さくなり、一部で目標値を下回った。図 6-31 に圧送前後の V 漏斗流下時間を示す。V 漏斗流下時間は圧送後に小さくなる傾向にある。コンクリートの塑性粘度は、ポンプ圧送後に低下し、チクソトロピーが増大するような傾向を示す場合がある[48]。本コンクリートにおける V 漏斗流下時間の圧送後の傾向も、塑性粘度の低下と関連があると推察される。

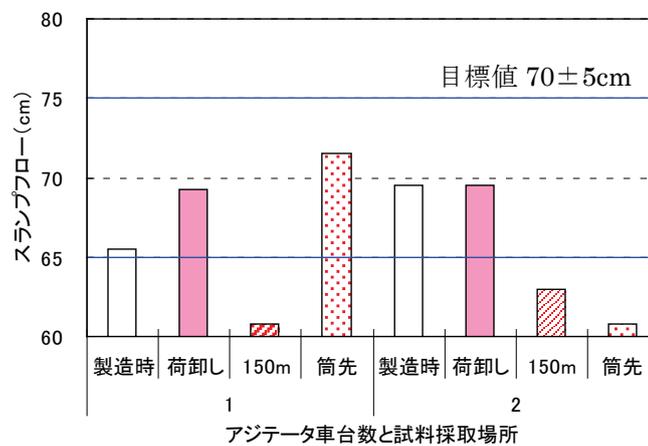


図 6-30 圧送前後のスランプフロー

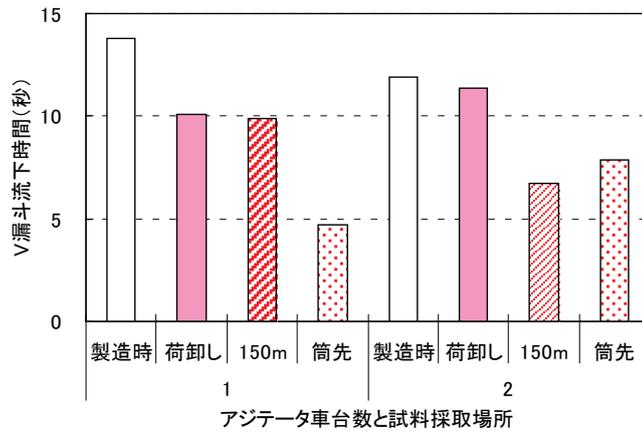


図 6-31 圧送前後の V 漏斗流下時間

図 6-32 に圧送前後の空気量を、図 6-33 に圧送前後の単位容積質量を示す。圧送後の空気量は圧送前と同等であった。一方で、圧送後の単位容積質量は小さくなった。コンクリートの粘性の指標である漏斗流下時間が圧送後短くなっており、圧送による粘性の低下に伴って材料が分離した懸念があり、供試体を採取した箇所ではコンクリート中の粗骨材の混入が少なくなった可能性がある。遮へい性能が要求される上部充填材においては、単位容積質量の減少に留意する必要がある。

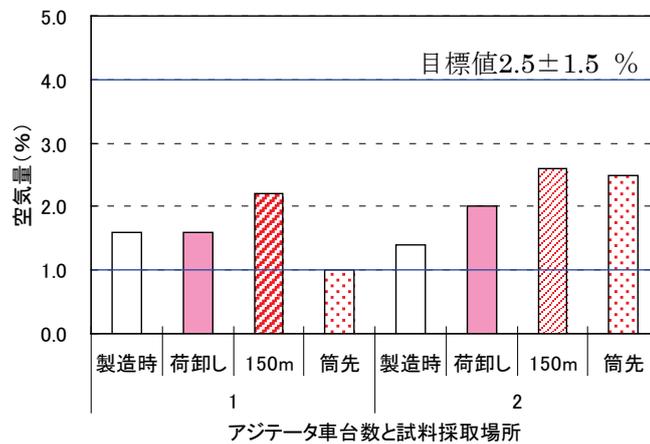


図 6-32 圧送前後の空気量

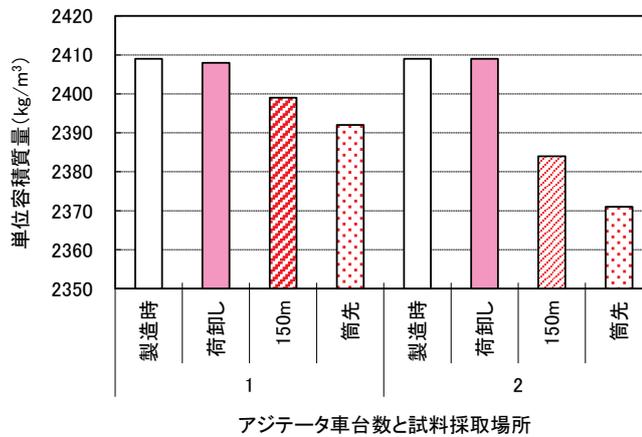


図 6-33 圧送前後の単位容積質量

吐出量とポンプ車のピストン前面圧を、本研究で使用したポンプ車と一般に高出力機種として使用される汎用機（ニイガタ NCP13FB-364：最大吐出圧力 7.1 MPa）の圧送限界と併せて、図 6-34 に整理した。コンクリートのポンプ施工指針[14]によれば、ポンプ車が圧送可能と判断する限界は最大理論吐出圧力の 80%を基準としている。図にはポンプ車の最大吐出圧力の 80%を併記した。

図に示すように、ポンプ車の前面圧は吐出量の増大とともに大きくなった。汎用機では、吐出量が 9 m³/h 程度、超高压タイプのポンプ車でも 21 m³/h 程度が限界となり、圧送は可能であるものの、施工量に大きく制限がかかることが示された。なお、超高压タイプのポンプ車は国内で数台の希少機種である。

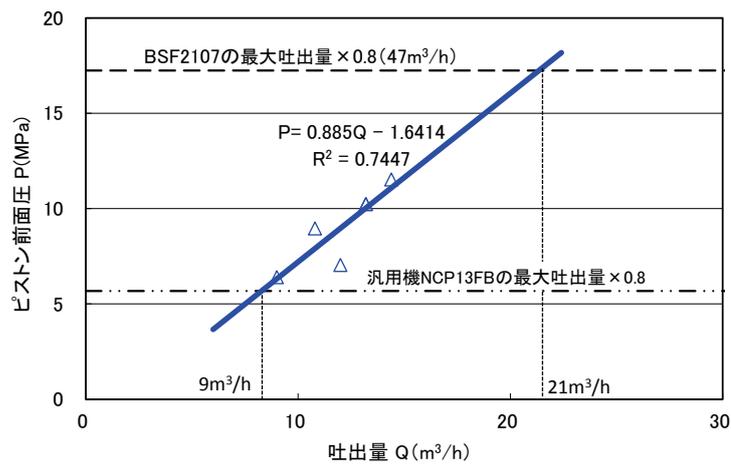


図 6-34 吐出量とポンプ車のピストン前面圧

(2) ポンプ方式による充填性の確認

場内運搬方法としてポンプ車を用いて、実証試験を行った。平面図、断面図を図 6-35 に示す。打込み中は図 6-35 に示す位置にレーザー距離計 (DIMETIX 製 DLS-B15) を設置して、打上り高さを随時計測した。打込みにはコンクリートポンプ車 (ニイガタ製 NCP11FB-324) を用い、部材中央付近に固定した排出口からコンクリートを投入し、排出先の高さを部材厚さの目標値である 1 m まで打ち上げた。打込み速度は、流動性との関係を確認することを目的に、ポンプ車の出力を調整して吐出量を 13 m³/h~35 m³/h に変化させた。

流動性の向上を期待した補助工法として内部振動機を用いている。実際の補助工法は遠隔操作を伴う専用の装置が想定されるが、試験の制約上建設作業員により、遠隔操作を模擬した計画とした。それぞれの試験状況を写真 6-3 に示す。試験配合は表 6-7 に示す地上試験と同じ配合とした。

内部振動機の振動頻度 (ピッチ、時間間隔) は施工エリア毎に条件を変えて実施した。内部振動機は直径が 50 mm のコンクリート用棒形振動機を使用し、2 種類の間隔 (1000 mm、500 mm) で 5 分に 1 回の振動頻度で実施した。なお、施工中の品質管理におけるスランプフローは 69 cm~72 cm (規格値 65 cm~75 cm) であった。打込み速度と充填性の関係を把握するため、ポンプ吐出量を変えた試験とした。表 6-8 にアジテータ車台数毎の吐出量を示す。

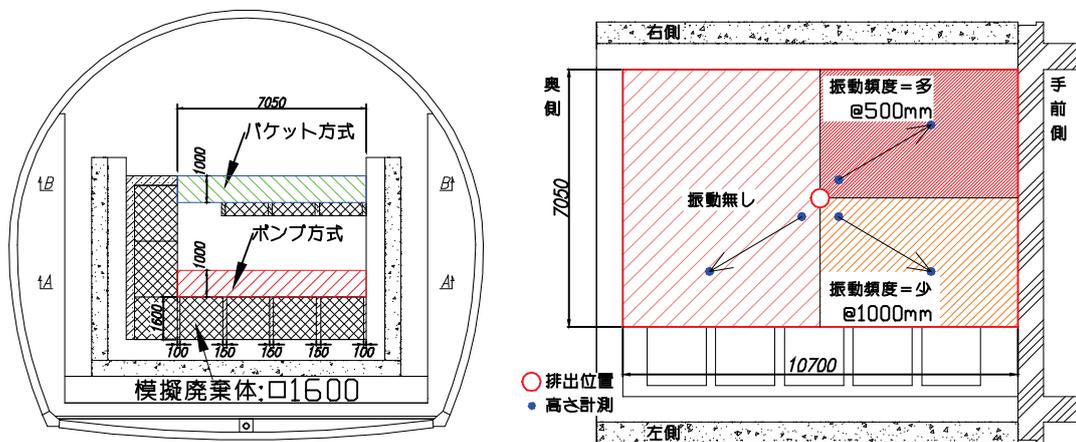


図 6-35 ポンプ圧送方式による施工確認試験の平面図(A-A)



写真 6-3 打込み状況

表 6-8 上部充填材吐出量実績

アジテータ車台数	打込み量[m ³]	打込み量累計[m ³]	吐出量[m ³ /h]	
			範囲	平均
3～7	20	20	26.7～30.0	28.0
8～11	16	36	18.5～21.8	19.7
12～16	20	56	13.3～15.0	14.3
17	4	60	34.3	34.3
18～20	12	72	17.1	17.1

注) 1～2 台目は模擬廃棄体と手前部コンクリートピットの間隙を充填するために使用

中央から打込み始めたアジテータ車 1 台目の流動状況を写真 6-4 に、1～4 台目の流動勾配を図 6-36 に示す。アジテータ車 1 台目のコンクリートが広がり、高さ計で初めてコンクリートの到達が高さ計で計測された時点として扱い、2～4 台目のデータはアジテータ車 1 台毎の平均値を示した。なお、コンクリートの打込み高さが小さいため、この時点ではいずれの箇所も内部振動機は使用していない。

「初期」では、模擬廃棄体上をコンクリートが単体で流動し、2～4 台目のコンクリートは先に打ち込まれたコンクリート上を流れるものもあるが、排出先でコンクリートに潜り込んで全体のコンクリートを押しながら流動していく様子が観察された。「初期」と 2～4 台目の流動勾配には若干の差異があるが、この流れ方の違いによるものとする。

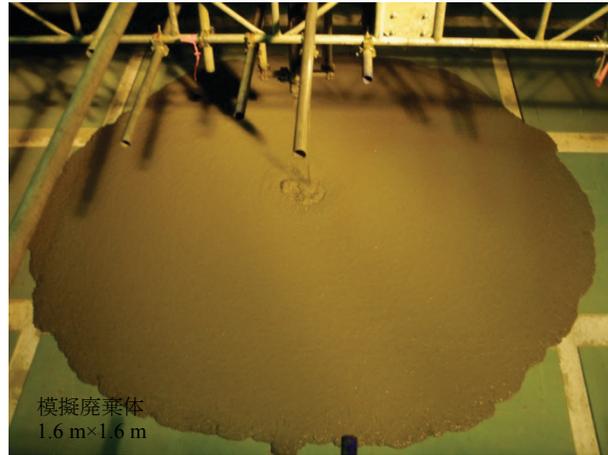


写真 6-4 打込み初期の流動状況

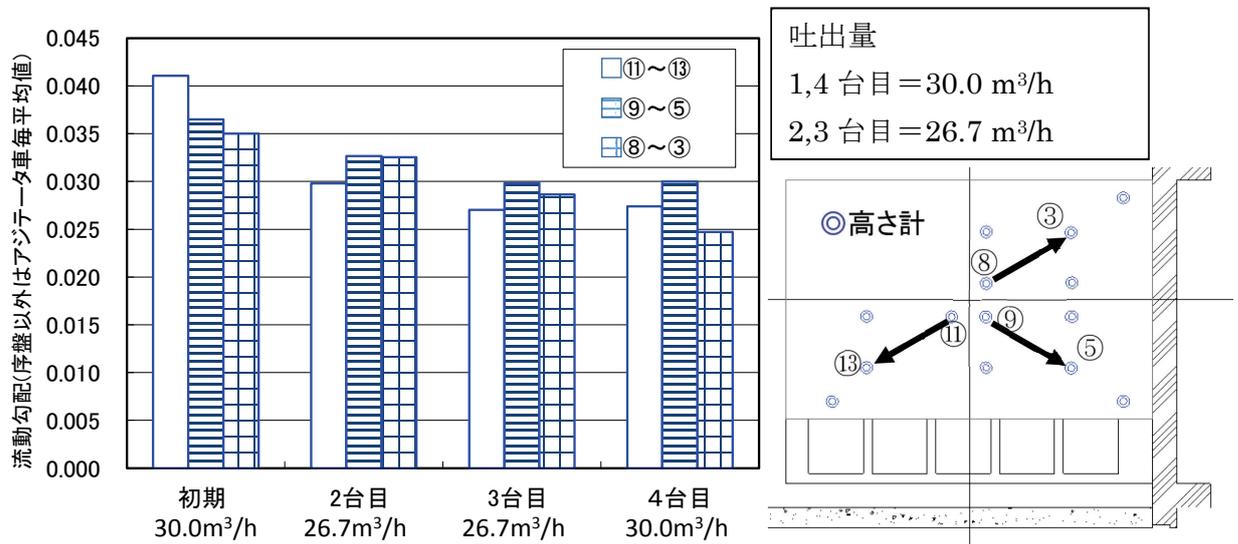


図 6-36 1～4台目の流動勾配

打込み中盤においては、コンクリートは先に打ち込まれてコンクリート上を層状に流動していく様子が観察された。内部振動機をかけない領域では流動が不均一になり、コンクリートが一時的に流動しない箇所が発生した（写真 6-5）。「層」に対して内部振動機をかければ、層が解消されて流動が促進された（写真 6-6）。

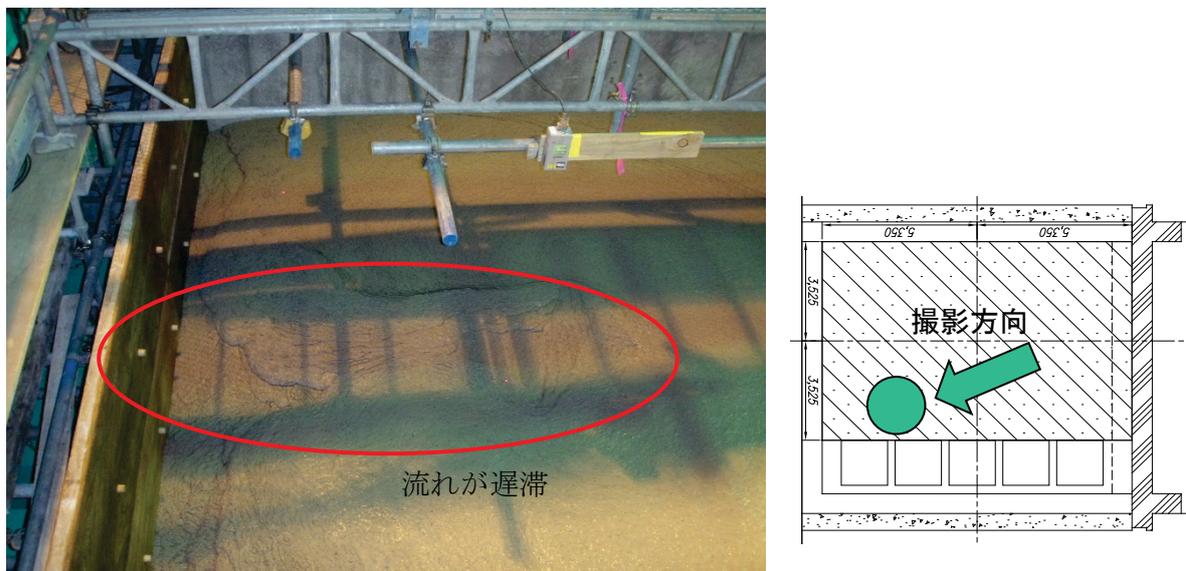


写真 6-5 打込み中盤の流動状況

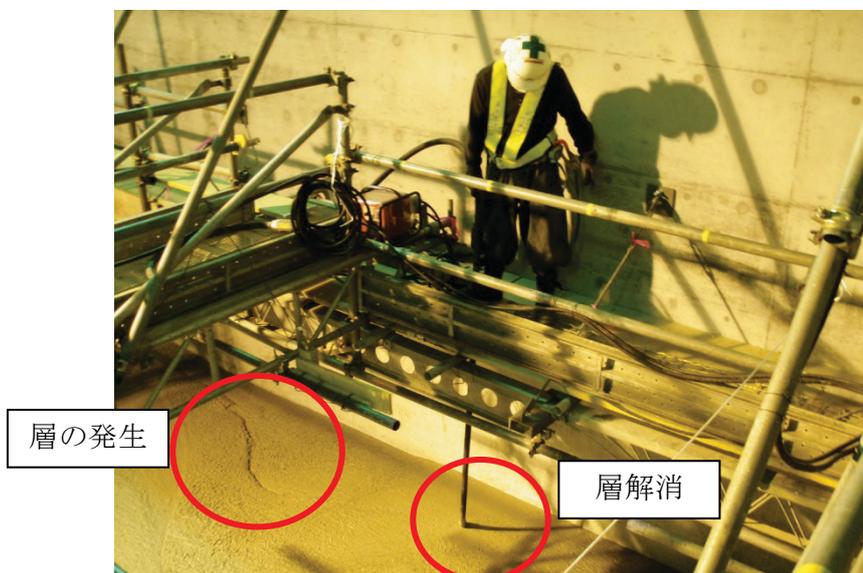


写真 6-6 内部振動機による影響

内部振動機と打込み速度（吐出量）をパラメータとして流動勾配を整理した（図 6-37）。図には流動が安定してきたアジテータ車 2 台目からの結果を採用した。

吐出量が流動勾配に与える影響は小さい。底部コンクリートピットや底部低拡散層のような平面への打ち込みでは流動勾配が吐出量に寄らないという既往の知見[49]と同様の傾向であり、コンクリートが 1 方向に流れる間隙や壁ではなく、施工対象が平面であることに起因している。また、流動勾配の平均を示した図 6-38 によれば、内部振動機の流動性向上効果は明かである。

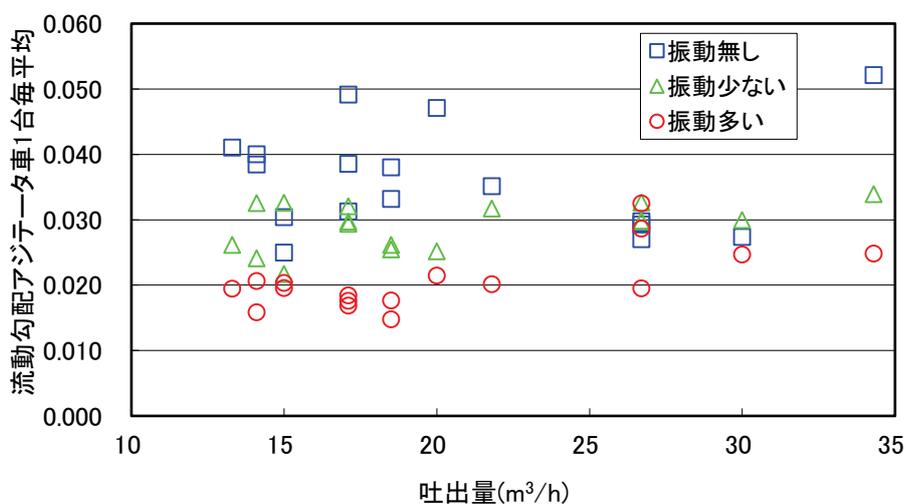


図 6-37 流動勾配（アジテータ車 2 台目以降）

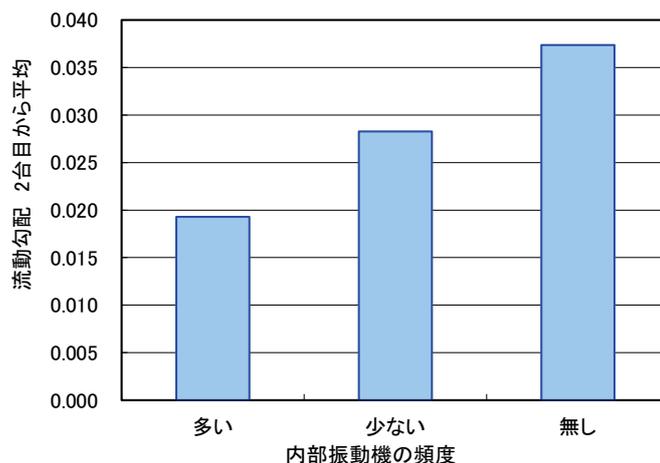


図 6-38 流動勾配の平均（アジテータ車 2 台目以降）

硬化後に測定した上部充填材の高さを図 6-39 に示す。図には各振動頻度での最低値を併記した。コンクリートは排出口である中央を頂点として流動した様子が確認され、振動頻度が多い場合に高低差が小さい。しかしながら、振動頻度を多くした施工パターンでも、排出位置との高低差は 91 mm あり、本研究で目標とした高低差 40 mm 以内には収まらなかった。

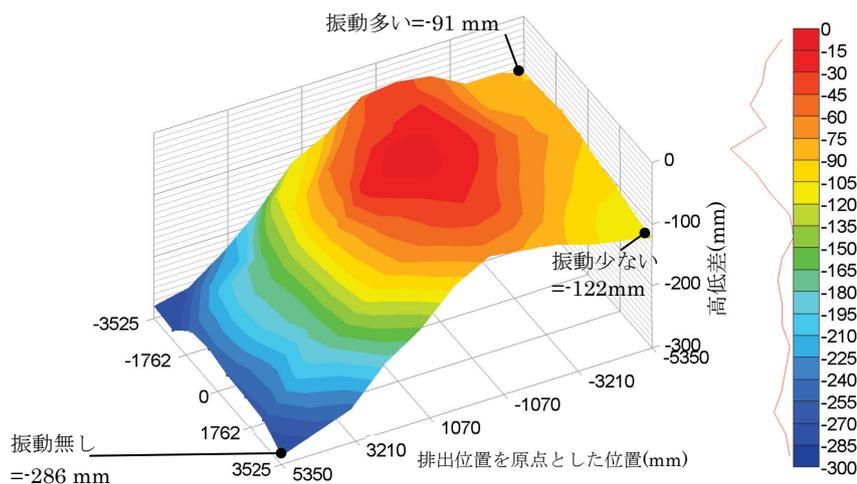


図 6-39 硬化後の高低差

図 6-40 に硬化後の高さについて、排出口からの距離で整理した。排出口から離れるほど、コンクリートの高さは減少し、上部充填材の厚さが薄くなる。また、内部振動機の使用により勾配は小さくなった。内部振動機をかけない側の、流動距離 3.5 m 以降では勾配が大きくなった。流動距離 3.5 m は本研究での施工幅 7.05 m の 1/2 であり、流動したコンクリートが幅の狭い側の壁に到達し、非定常な流動となったことによると考えられる。

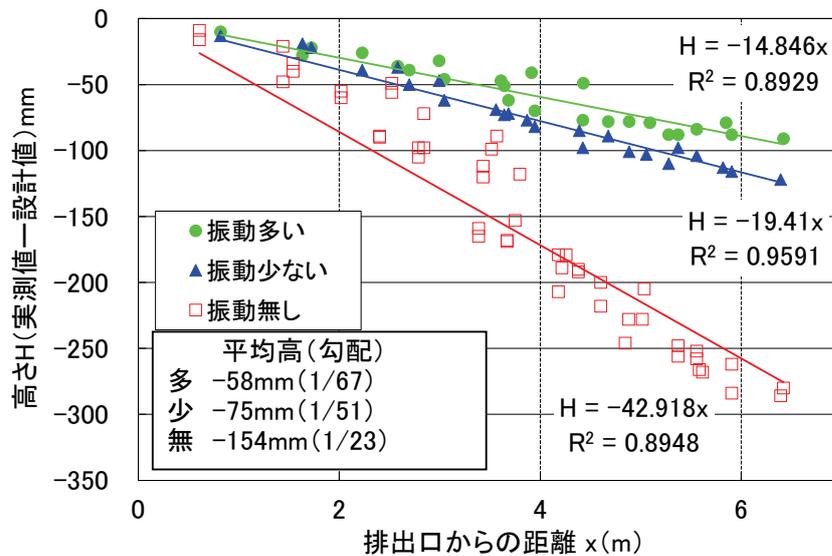


図 6-40 設計高さを実測高さの差

部材厚 1 m を確保することを前提として高さをプラス側で管理する場合の仕上がり面状態を想定する。試験は吐出量を変えたことの影響が含まれるものではあるが、試験実績による仕上がり面勾配を用いて、想定した結果を図 6-41 および図 6-42 に示す。仕上がり面勾配は、図 6-40 で分析した“高さ（実測値と設計値の差）と排出口からの距離”の関係を用いている。ここでは、簡略的に 1 方向のみの流動を考え、空洞軸方向断面のみで打込み面を算出した。

Case1 部材厚を確保する打ち込みを行った場合の余剰打ち込み高

仕上がり面の試験結果（勾配）を用いて、打ち込み面全ての部材厚を 1 m 確保するまで打ち込むと仮定すれば、内部振動機無しでは最大 0.23 m、内部振動機有りでは最大 0.08 m だけ厚く仕上げることになる。

Case2 排出口を 2 箇所として部材厚を確保する打ち込みの想定

空洞軸方向断面で排出口を 2 箇所とした打ち込みを想定すれば、内部振動機無しでは最大 0.11 m、内部振動機有りでは最大 0.04 m 厚くなる。

Case3 打ち込み終了後表面均しを行うことを想定（排出口 2 箇所）

内部振動機無しのケースについて打ち込み終了時に打ち込み面を均す場合の打ち止め状態を想定した。設計高より高い部分は半径 1.3 m の円錐上に広がった状態となり、これを均して不足している箇所を埋めることになる。

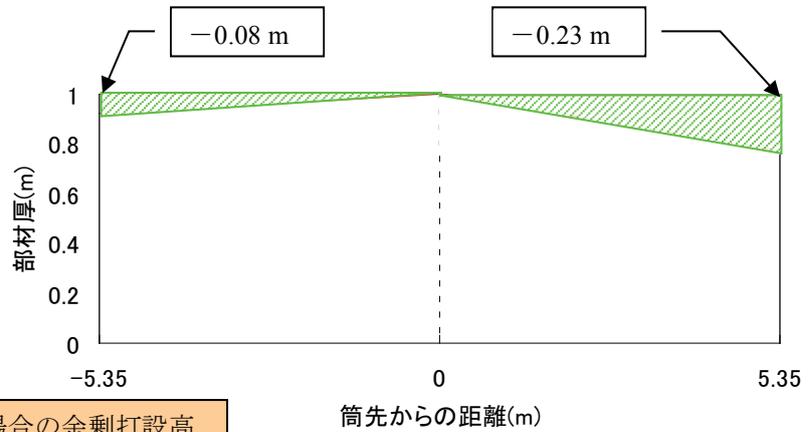
注) 簡略化のため、空同軸方向断面のみで打設面を算出した。算出に用いた実績勾配は、計測値の平均値を採用 (内部振動機有りは使用量多のデータ) した。

試験実績

排出口は打設面中央
坑口側内部振動機有り
奥側内部振動機無し



手前側 0.08m、奥側 0.23 m
だけ部材厚 1 m より低い

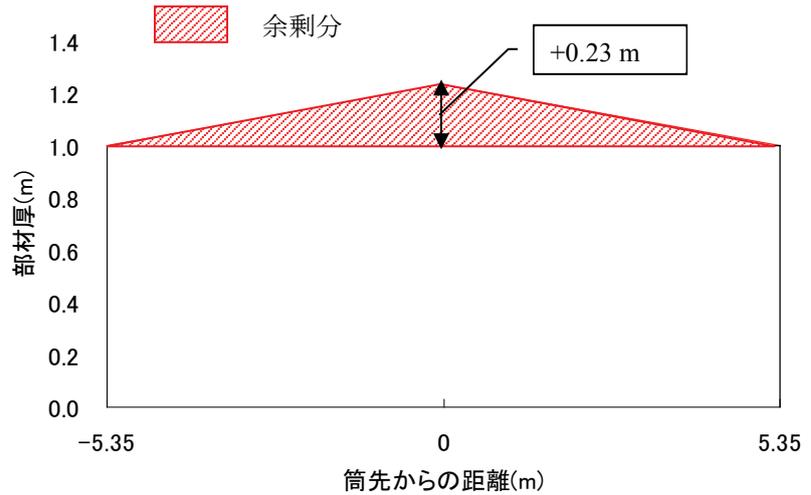


Case1 部材厚確保させた場合の余剰打設高

試験実績の仕上り面勾配を用いて、端部で部材厚 1 m となるとき

【内部振動機無し】

排出口中央では 0.23 m
部材は厚くなる



【内部振動機有り】

排出口中央では 0.08 m
部材は厚くなる

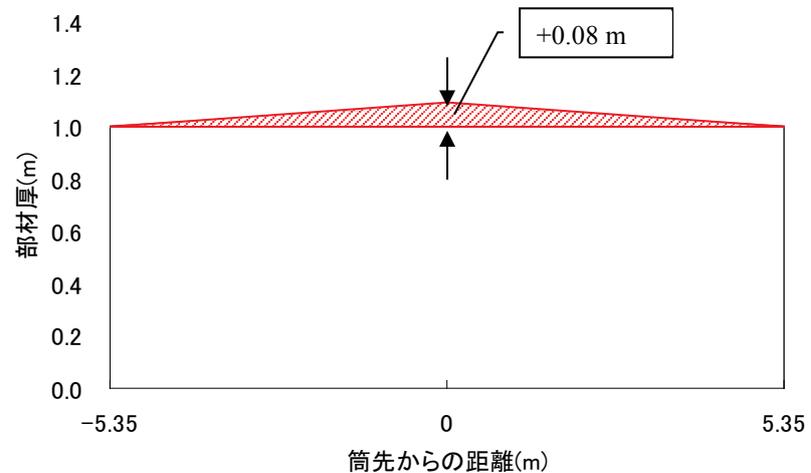
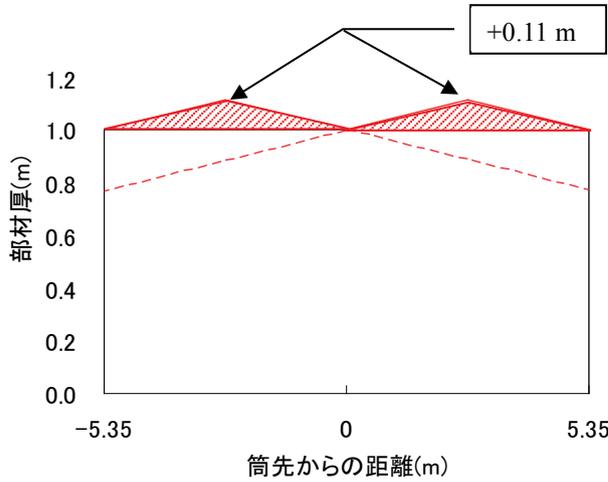


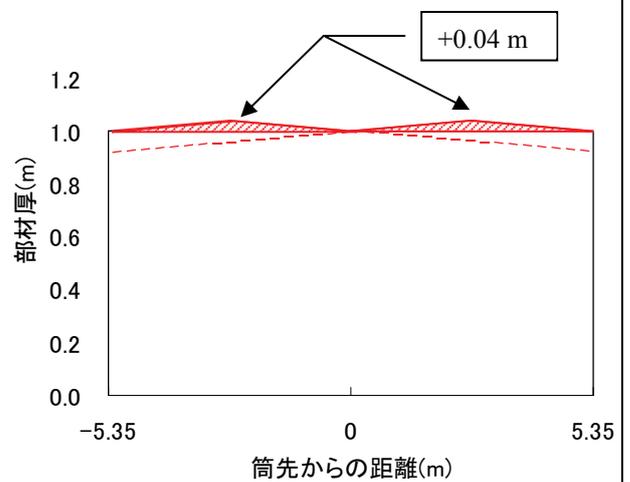
図 6-41 部材厚確保を前提とした打込み面の推定 (1)

Case2 排出口 2 箇所、部材厚 1 m 確保

【内部振動機無し】



【内部振動機有り】 余剰分

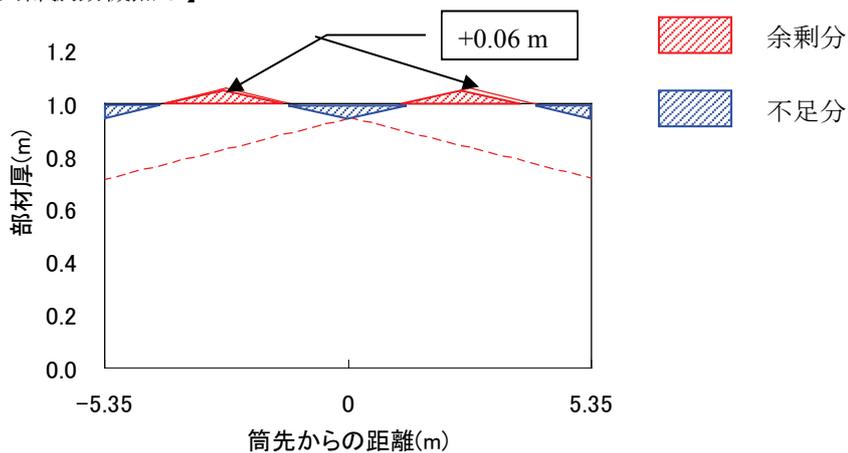


空同軸方向で排出口を 2 箇所とした打ち込みを想定し、部材厚を 1 m 確保する。実績勾配に基づいて仕上がり面を推定すると、排出口位置で、内部振動機無しでは 0.11 m、内部振動機有りでは 0.04 m 部材は厚くなる。

Case3 排出口 2 箇所、打ち込み終了後表面均し想定

打ち込み終了後、表面の均しを行い、均等に部材厚 1 m の仕上がりを目指とする場合

【内部振動機無し】



打ち込み終了時排出口位置で余剰高は 0.06 m である。半径 1.3m の範囲で余剰コンクリートが円錐状に広がった状態にあり、これを均して、不足箇所を埋めなければならない。

図 6-42 部材厚確保を前提とした打ち込み面の推定 (2)

打込み終了後の排出口位置と端部との間には高低差が生じており、最高部の排出口位置の高さに対して最低部の端部の高さは、振動無しで 277 mm、振動有りで 82 mm 低い結果となった。この結果は吐出量を数種類変えて打ち込んでいるため、最終的な高さには様々な速さでの吐出量の影響が含まれる結果であることに留意する必要があるが、流動距離 6.41 m に対して勾配はそれぞれ 0.043 (1/23)、0.012 (1/83) となった。

ポンプ方式での試験結果を踏まえ、自己充填性の改善余地を考察し、バケット方式での試験方法を検討した。

<使用材料>

使用材料は、考えられる条件において最も自己充填性、流動性を高めた配合であり、これ以上の良化は期待できないと考える。さらなる改善のためには、セメント種を含めた使用材料の選定から行う必要がある。

<排出速度>

試験途中、吐出量を大きくすれば流動勾配は小さくなる傾向が示されたが、側部低拡散層のように吐出量と流動勾配が比例関係で上昇するような明瞭な吐出量の効果【49】は得られなかった。排出速度を速めることにはある程度の効果は期待できるものの、排出速度は機械の仕様により決まるものであり、施工機械の大幅な発展がなければ変わることは無い。

<材料排出位置>

排出口を多数もしくは、移動することで全体の勾配は調整可能である。坑内条件で可能な機械仕様、配置等を考慮し、効率の良い計画とすれば高低差の低減は可能である。

<補助機械>

内部振動機を使用すると流動性が向上する結果を得たが、全体の抜本的な不陸の解消には至らない。一般のコンクリート施工のように、仕上げ面での均し作業が求められる。

(3) バケット方式による充填性の確認

前述のように、打上がり面の平坦性に寄与する要素には、材料の排出速度と排出間隔(位置)、内部振動機等の補助機械がある。バケットによるコンクリート施工は一般に良く行われる手法であるものの、バケットを自由に移動可能で、いつでも内部振動機をかけられる一般の現場では、バケットの排出位置や移動方法が議論に挙がることは無い。しかし、施工の自由度が制限される放射線管理下では、材料の流動性や施工対象の大きさに応じて、施工機械を計画・設計する必要がある。このため、本研究ではバケットの移動を模擬する打込みにより充填性を確認し、今後の施工機械等の設計、施工計画に資するデータを取得する。

バケットからの排出速度の確認と、排出間隔の設定は地上ヤードで試験(参考資料2)し、本研究で設定した高さの目標値(高低差 40 mm 以内)を達成できるような諸条件を検討し、その後試験空洞内にて充填試験を行った。ポンプ方式での実証試験で発生した他部材との間隙への対処から膨張材を添加し、高温環境でもフレッシュ性状が損なわれないことを課題として選定した表 6-9 の配合を用いた。

表 6-9 バケット方式での試験配合

W/B [%]	W/P [%]	スラン ププロ ー [cm]	空気 量 [%]	使用材料および単体量 [kg/m ³]							SP P×%	Ad P ×%	As P ×%
				水 W	粉体 P				S	G			
					結合材 B			LS					
					LPC	FA	LEX						
45	28.0	70±5	2.5	160	229	107	20	215	855	780	1.15	0.20	0.02

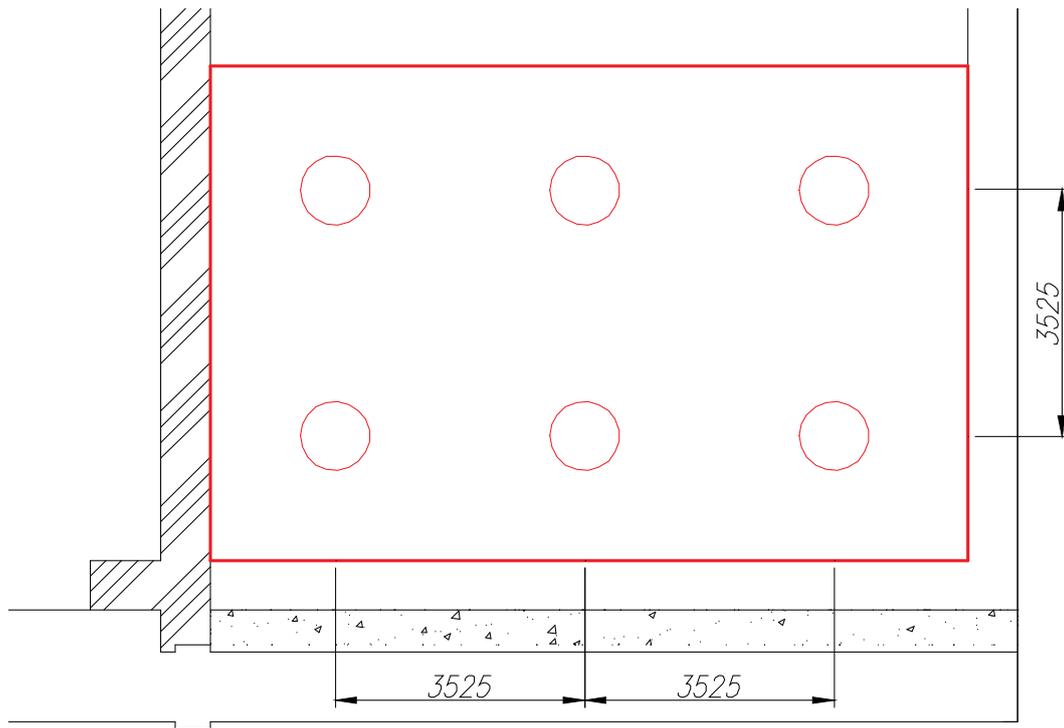


図 6-43 バケット間隔

1) 試験方法

空洞内試験では、以下のような条件のもと打込み計画を設定した。

- バケットの積載重量 10 m³ を想定し、1 m³ バケット 2 個×5 回排出を 1 フェーズとして打込み
- バケットの移動時間を模擬したタイムスケジュール (40 分/1 フェーズ)
- ⑧フェーズ以降は打込み量を調整
- 打込み終了後に表面均し装置による均し施工を実施

表 6-10 に打込み順序を示す。打込み回数 1~3 回目で重なり合いの影響を確認し、終盤は高さの調整のために投入量を調整して打ち込んだ。その後はできるだけ流動距離を短くするように中央からの打ち込みをメインとし、奥および手前で高さを調整して打ち込んだ。

表 6-10 打込み順序

打込み フェーズ	手前	中	奥
①	10m ³		
②		10 m ³	
③			10 m ³
④		10 m ³	
⑤		10 m ³	
⑥		10 m ³	
⑦		10 m ³	
⑧		調整<7 m ³ >	
⑨			調整<1.4 m ³ >
⑩	調整<1.0 m ³ >		
表面均し	<3回>		

(< >内は実績)

使用した表面均し装置を図 6-45 に示す。地上試験での課題（装置全体の剛性不足、振動モータの出力が強すぎ）に対し、装置全体の安定化の目的で上桁を 1 本から 3 本とし、振動する下桁をターンバックルおよびジャッキベースにより固定した。また、振動機は地上試験の仕様（400 W×2 個+200W×1 個）から出力を低減させ、200 W の振動モーターを 3 個とした。

表面均し装置の移動には図 6-44 に示す小型手動ウインチとワイヤーを用いた。小型手動ウインチは右側と左側に、手前方向と奥側へ引っ張る方向の計 4 個使用した。



引張能力 0.75t

図 6-44 小型手動ウインチ

打込み中のコンクリート打込み高さはレーザー距離計（DIMETIX 製 DLS-B15）を用いた。図 6-46 に設置位置を示す。コンクリートの流動は左右対称と考え、図の下部に集中して設置した。

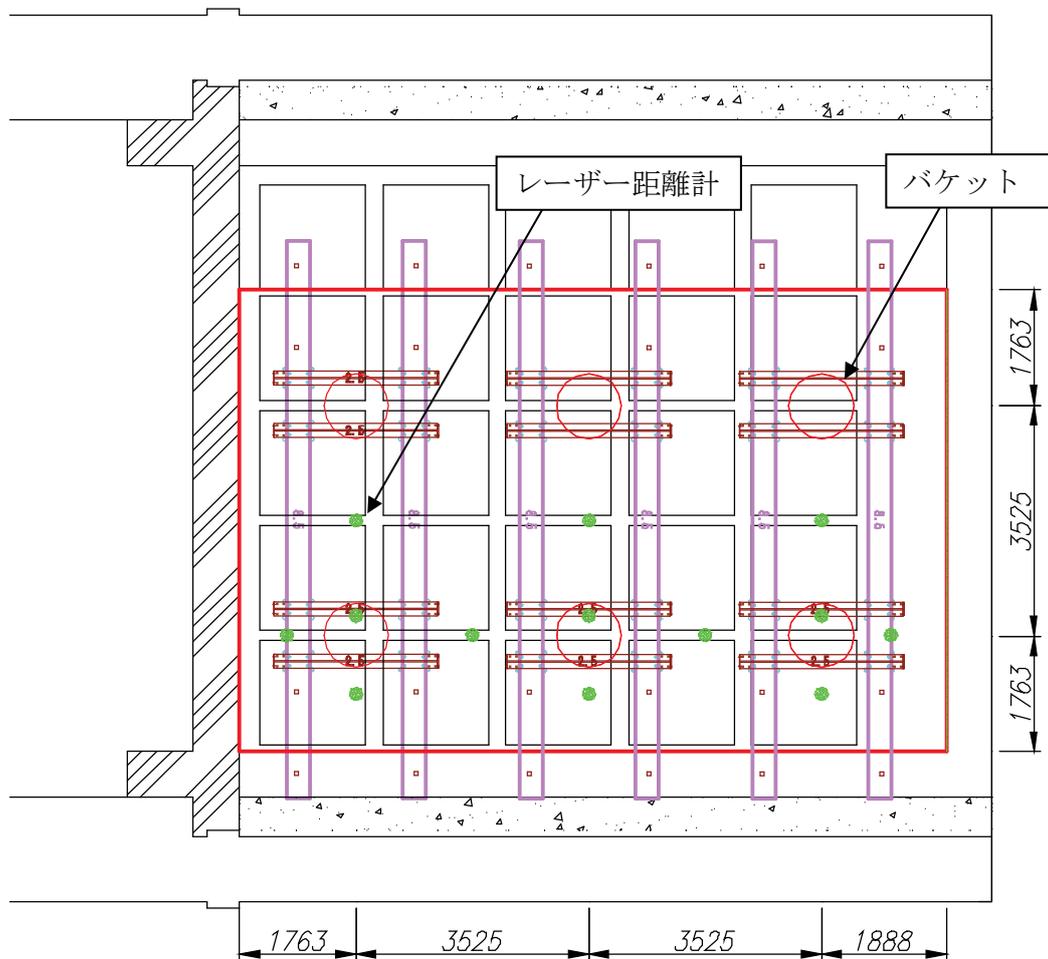
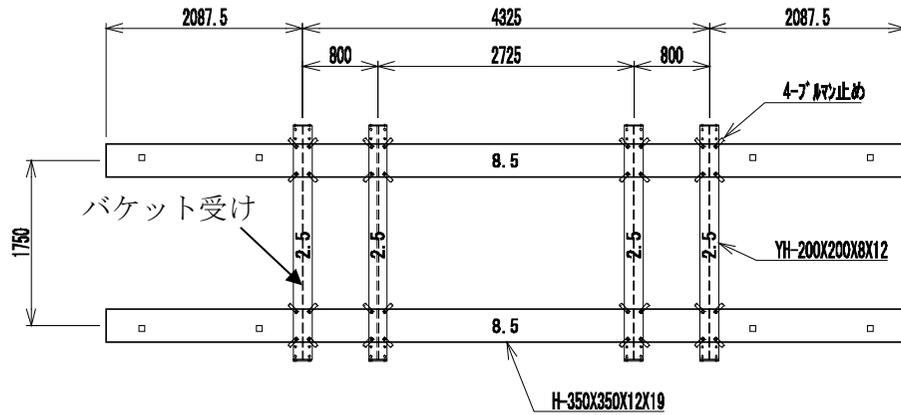


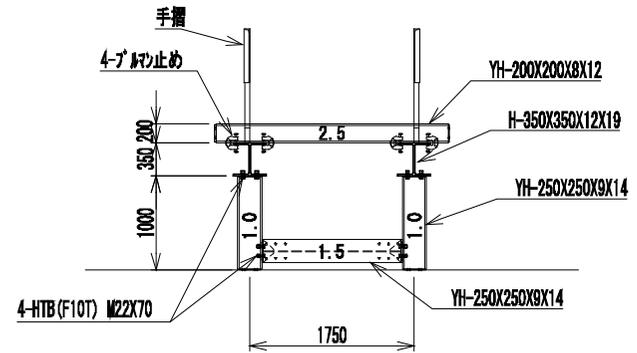
図 6-46 レーザー距離計位置

図 6-47 にバケット固定用仮設栈橋を示す。図のような栈橋を3基組み立て、バケットを固定した。

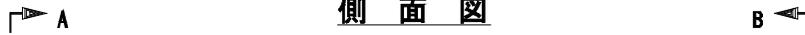
架台平面図



A-A



側面図



B-B

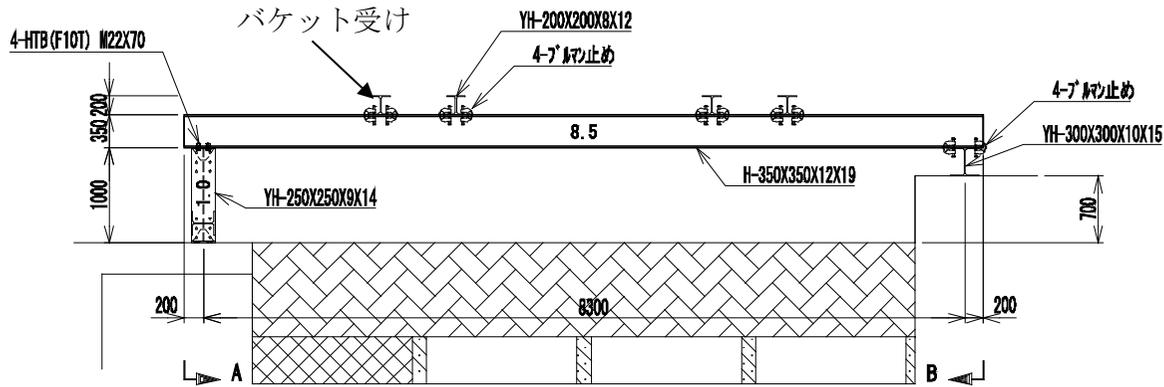
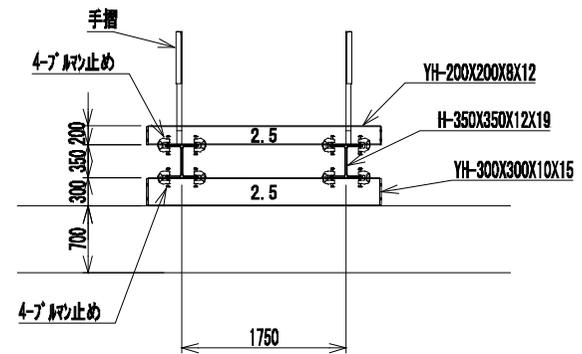


図 6-47 バケット設置用仮設栈橋

養生方法が上部充填材コンクリートに与える影響を評価することとして、養生方法の異なる 2 つのエリアを設定した。図 6-48 に養生方法を示す。硬化後には、ひび割れ観察を行うとともに、ひび割れが発生した場合にはその箇所を、また養生の有り無しでの硬化性状の比較を目的に双方の領域でコアを削孔して各種試験を行った（後述）。養生状況を写真 6-7 に示す。

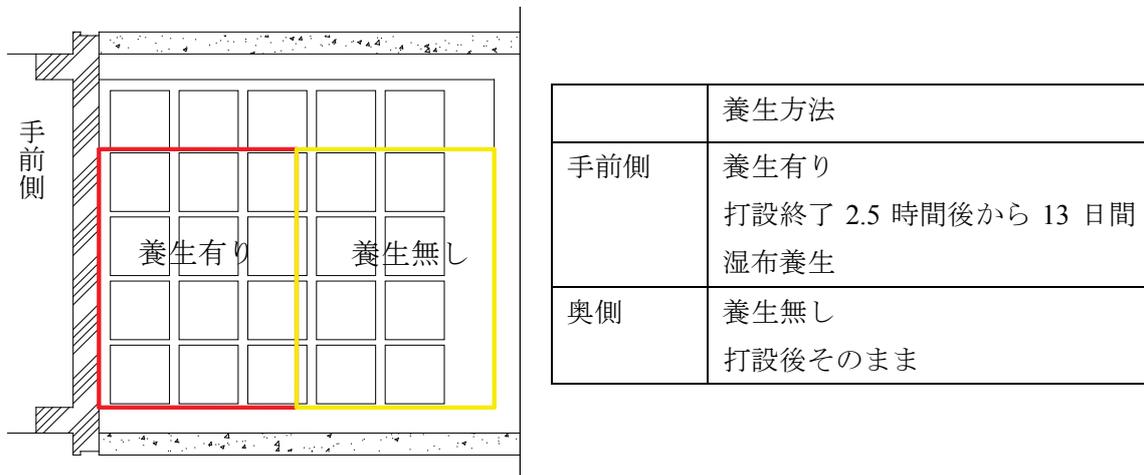


図 6-48 養生方法

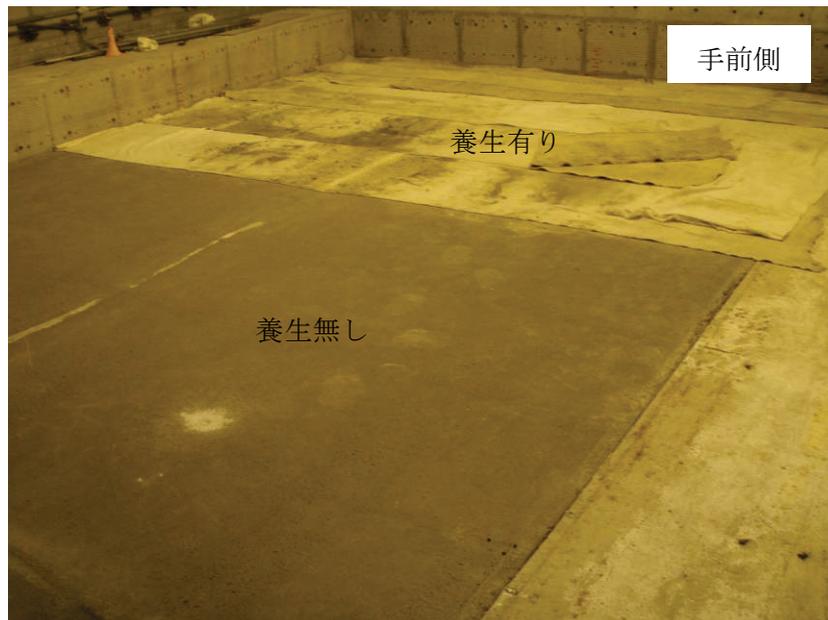


写真 6-7 養生状況

打ち込みは表 6-10 で計画した打ち込み順序のとおりポンプ車 1 台にてバケットにコンクリートを供給した。打ち込み前の状況を写真 6-8 に、打ち込み状況を写真 6-9 に写真 6-10 に表面均し装置による均し状況を示す。均し後のコンクリート表面はペーストの浮き、材料分離も見られず平滑に仕上がった。

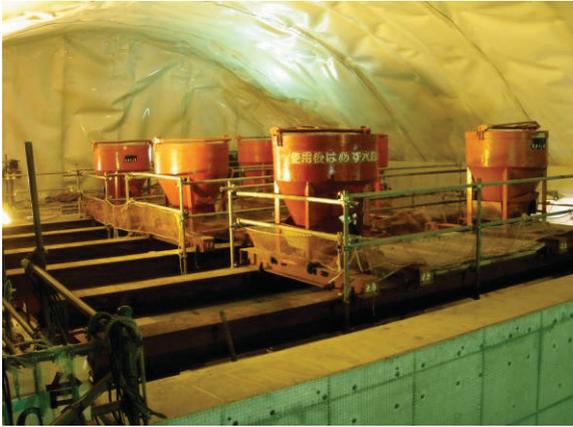


写真 6-8 打ち込み前状況

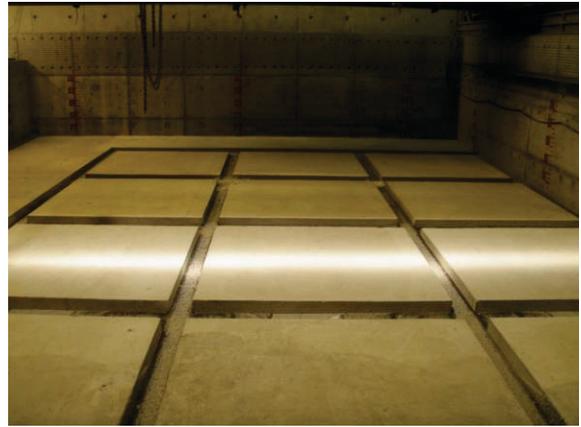


写真 6-9 打ち込み状況



写真 6-10 表面均し状況 (右: 均し後)

2) 試験結果

打込み中のコンクリート打込み高さはレーザー距離計（DIMETIX 製 DLS-B15）を用いた。図 6-49 に設置位置を示す。図 6-50～図 6-52 にレーザー距離計で計測された打込み高さを示す。図には排出位置と排出位置から流動先までの勾配を矢印で記した。

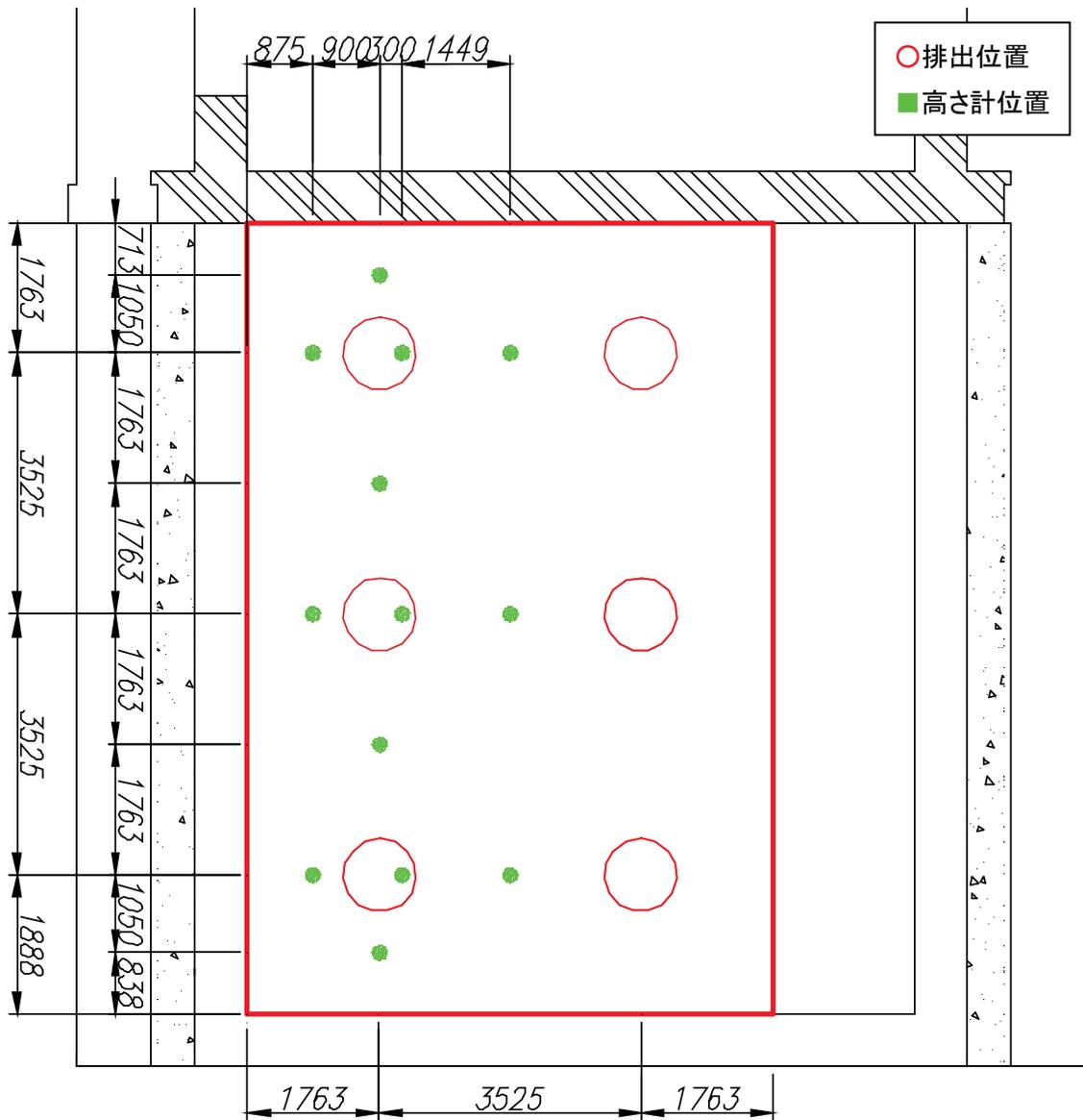


図 6-49 高さ計設置位置

単位: mm

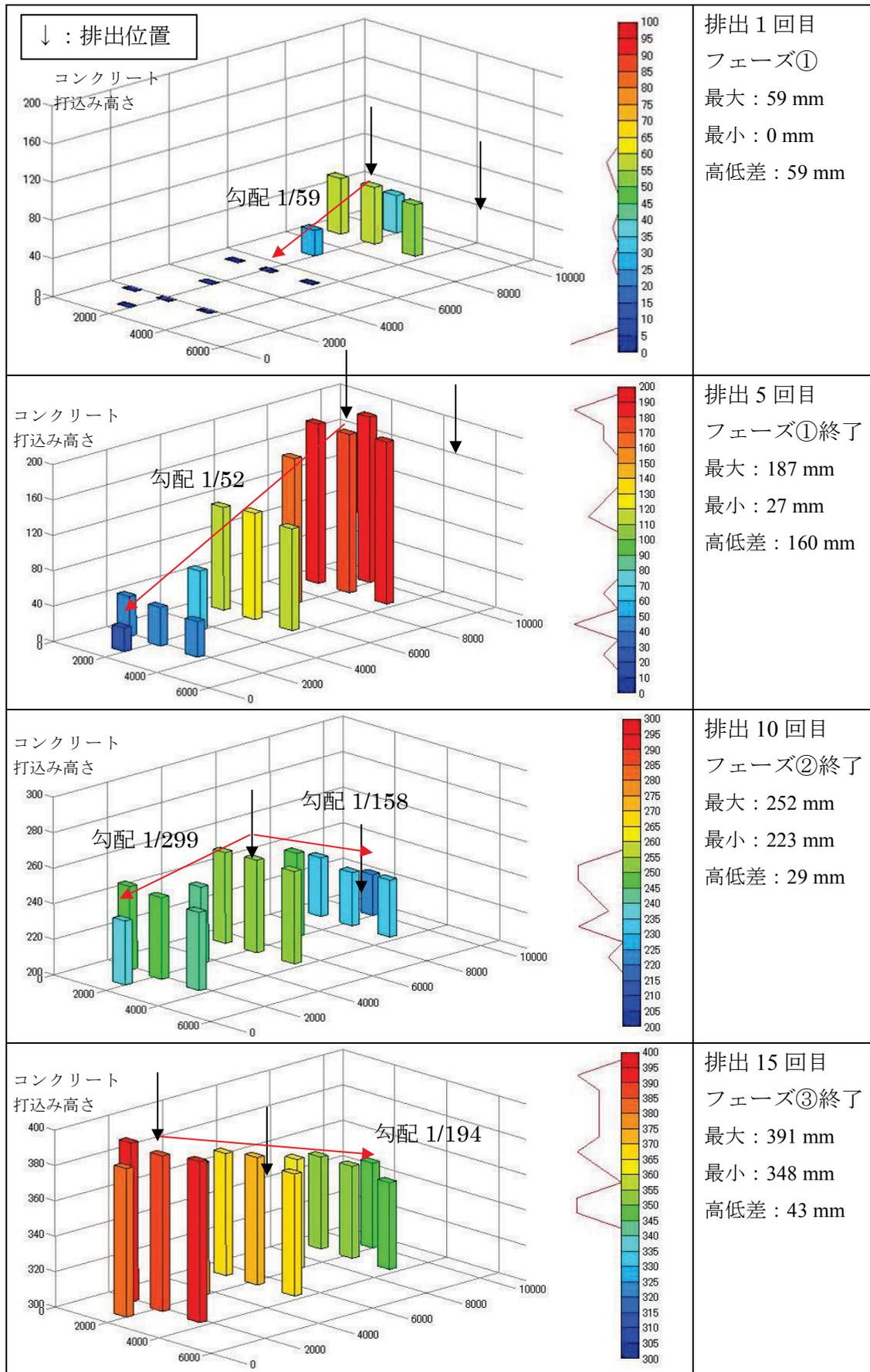


図 6-50 打込み高さ (フェーズ①~③)

単位: mm

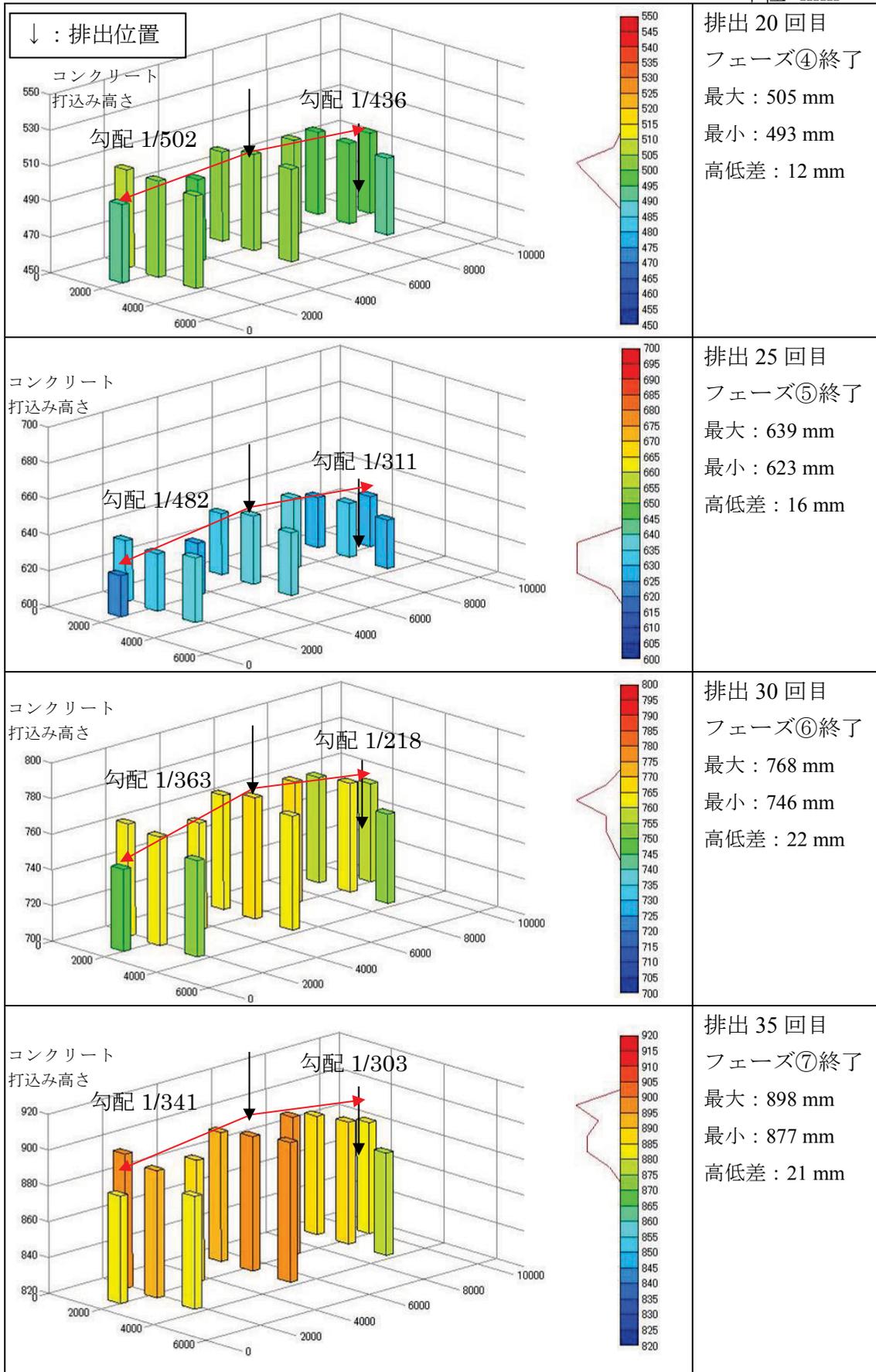


図 6-51 打込み高さ (フェーズ④~⑦)

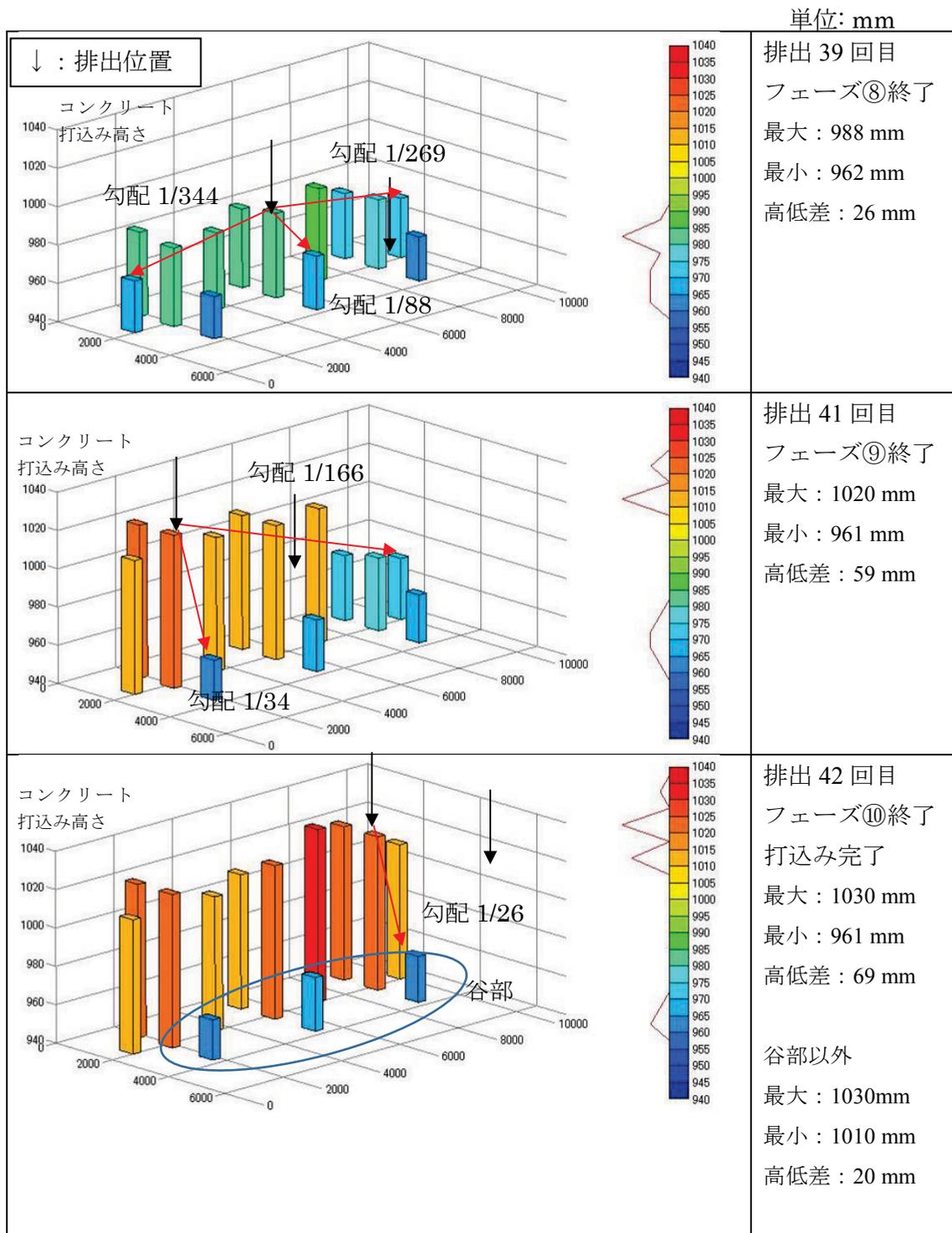


図 6-52 打込み高さ (フェーズ⑧~⑩)

図 6-50 によれば、排出位置を奥から中に移動したフェーズ①からバケットを移動して排出したフェーズ②以降では、流動勾配が低減されている。排出位置と打込み量の調整、つまりバケットの移動により打込み高さを調整可能なことを示している。図 6-53 に各排出後の打込み高さを示す。排出されたコンクリートが一定の勾配をもって充填されていることが確認されるが、図中○の部分で勾配が急になっている箇所が見られる。これは、排出回数 26 回 (フェーズ⑥) の時間帯である。この辺りで、コンクリート表面にはこわばり



写真 6-11 コンクリート表面のこわばり

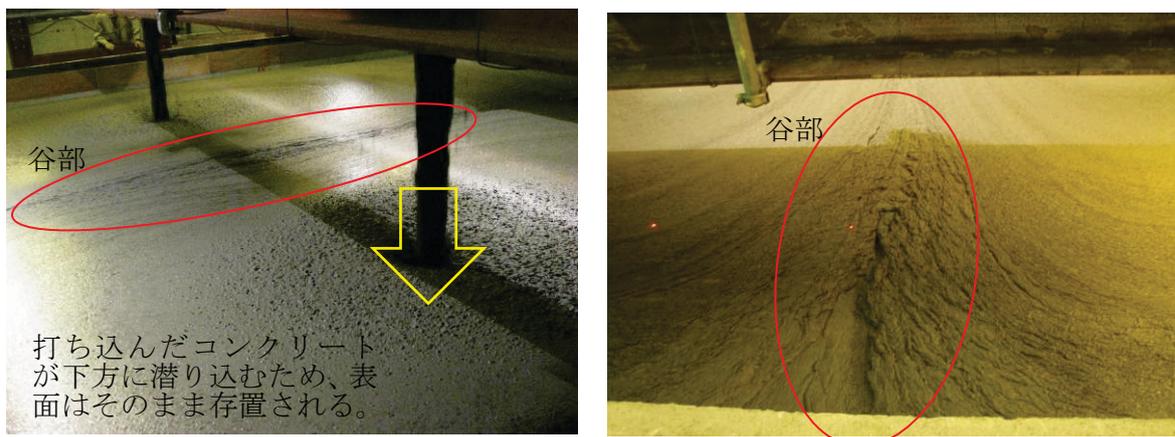


写真 6-12 中央部に発生した「谷」

図 6-54 にレーザー距離計で計測された表面均し前および1~3回実施した表面均し後のコンクリート高さを示す。

単位: mm

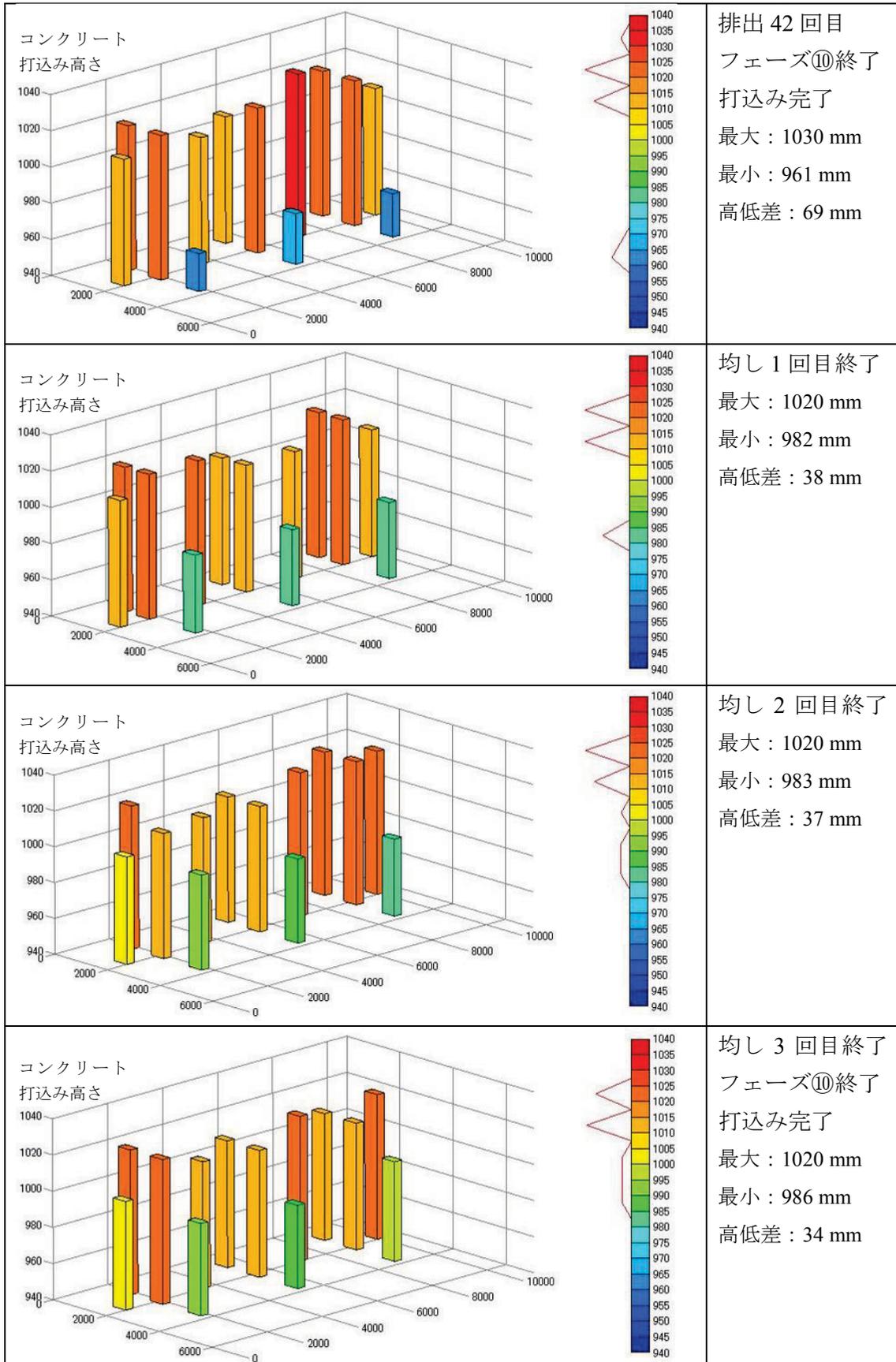


図 6-54 表面均し後の高さ

写真 6-13 に表面均し状況を、図 6-55 にレーザー距離計の計測点における全体の高低差（最大値—最小値）の推移を示す。均し1回目で高低差は本研究の目標値である 40 mm 以内となった。しかしながら、均し回数を重ねても高低差が縮まることは無かった。

中央部の谷部に関して、高低差を図 6-56 に整理した。表面均し装置の設置高は設計基準高の -20 mm である打設高さ 980 mm としているため、谷部では均し1回目で 980 mm 以上の箇所からコンクリートが移動されて均されている。均し2回目でさらに不陸が解消されているが、3回目では効果が見られなかった。これ以上均し効果を高める必要があるのであれば、表面均し装置をより重く、出力を高いものとする。均し施工を打込み終了後だけではなく、表面のこわばりが確認された時点で実施することにより、表面のこわばり解消を行い、打込み終了時点での不陸を抑える。

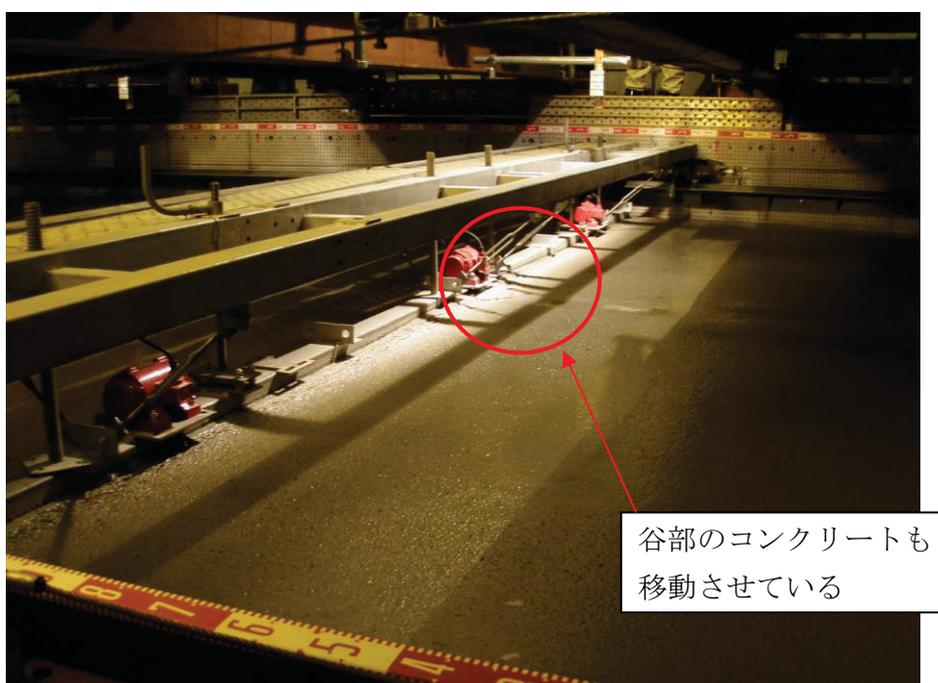


写真 6-13 表面均し状況

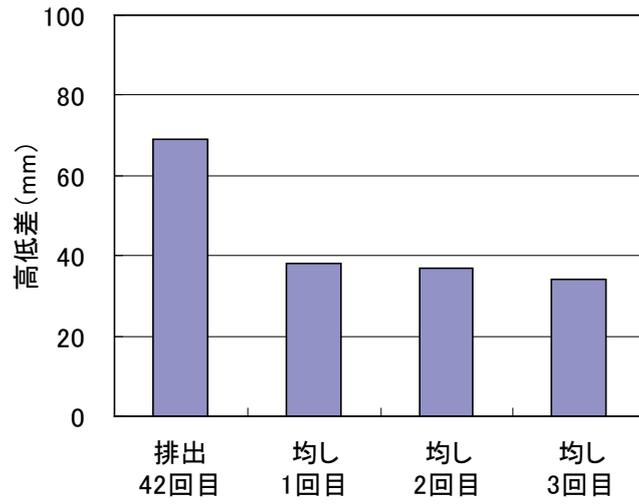


図 6-55 高低差の推移

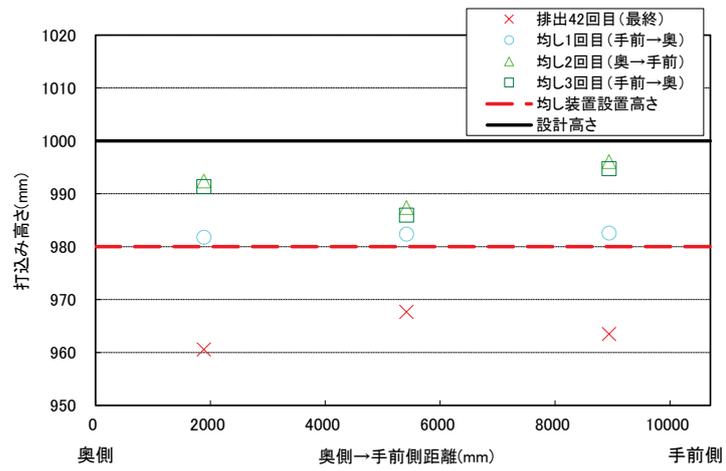


図 6-56 中央谷部の打込み高さ

写真 6-14 に打込み後のコンクリート表面を示す。ポンプ方式試験後のコンクリート表面は、流動中のコンクリートがそのまま硬化し、凹凸形状が見られたが、バケット方式試験では表面均し装置を用いた均し施工により、コンクリート表面を平滑に仕上げることができた。



ポンプ方式の仕上り面

表面均し後の仕上り面（均し部）

写真 6-14 仕上り面の比較

図 6-57 に硬化後測定した基準高を示す。本研究では、表面均し装置の設備上の仕様から奥から 1.2 m、手前から 0.8 m、左側 0.1 m、右側 0.2 m の範囲で均せないエリアが存在する。ここで、表面均しを実施したエリアと実施できないエリアとに分け、図 6-58 に整理した。均し実施エリアでは本研究の目標値である高低差 40 mm（設計高さ±20 mm）以内を満足することができた。

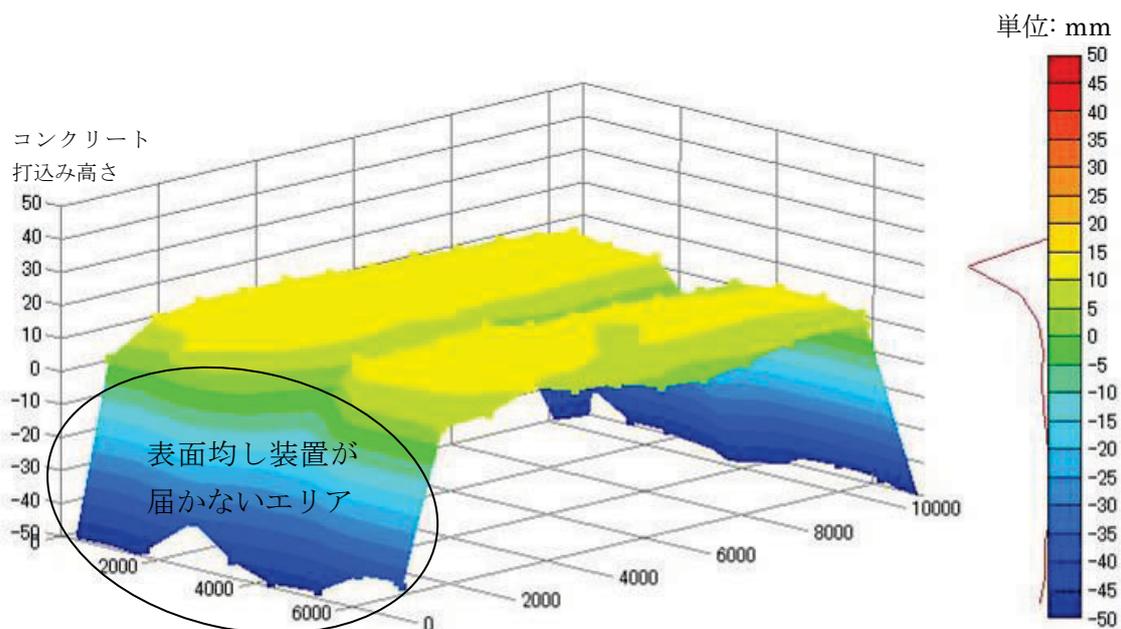


図 6-57 設計値との差（基準高）

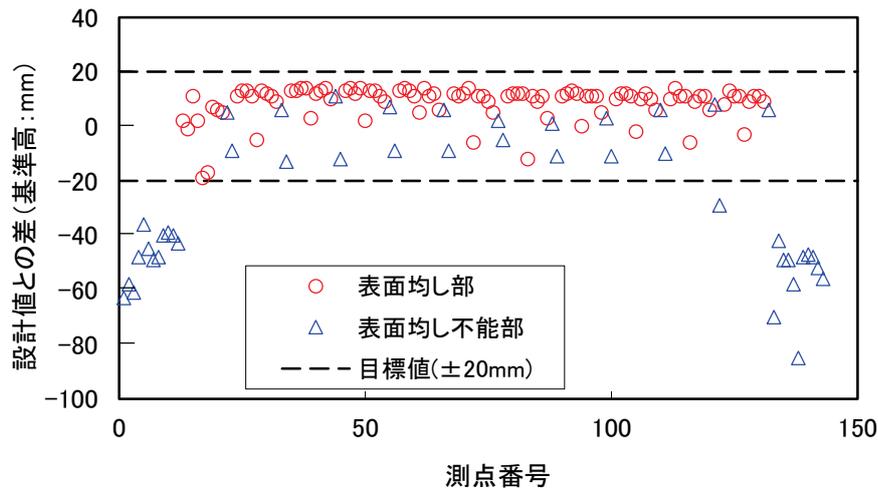


図 6-58 設計値（基準高）との差

3) バケツ方式による試験のまとめ

遠隔操作を想定した施工方法としてバケツ方式による運搬方法を試験し、バケツ方式による施工実現性を評価した。ポンプ方式の実証試験での上部充填材とコンクリートピットとの界面に生じた隙間を解消するため、使用材料に膨張材を添加（ 20 kg/m^3 ）した配合に見直して選定した配合を用いた。

バケツの移動を模擬する上では、先に地上試験を行うことで流動性の確認やサイクルタイムの試算を行い、試験空洞内の実証試験の打込み方法を選定した。また、不陸整齊のため、表面均し装置を用いた均しを実施した。試験空洞内の打込み箇所は延長 10.7 m、幅 7.05 m、面積 75.5 m^2 、厚さは 1 m である。

得られた成果は以下のとおり。

- ・ バケツから排出したコンクリートに材料分離は見られず良好な流動性を示した。
- ・ 排出位置を移動させることで、高低差は低減され、最終的な打ち上がり時点では、高低差 69 mm となった。
- ・ 表面均し装置の適用で本研究の目標値である高低差 40 mm 以内を達成した。
- ・ 排出 41 回目以降、打設終了時まで側部コンクリートピット側の壁沿いで打設面高さが設計高(1 m)を超える箇所が確認された。打設途中に設計高を超えない施工が望ましいが、バケツ排出口と側部コンクリートピットの距離を調整することで対処可能と考えられる。
- ・ 打設面高低差の分布形状をみると、打設面中央、空洞軸方向に沿って溝のような形状で打設面が低い箇所が形成された。今回の打設では、左右 2 個設置されたバケツ排出口で同時打設を行い、順次空洞軸方向に排出口を移動させる打設方法を採用している。低い打設面に仕上がった箇所は、同時打設したバケツ 2 個の中央に沿ってできたものである。したがって、バケツ排出順序を工夫して、排出口を空洞横断方向、軸方向で交互に設定することで、仕上がり面の精度向上が期待できる。

6.3.2 硬化後の上部充填材の品質評価

空洞内実証試験の打込み後には、ひび割れが観察された。それらの詳細を以下に示す。

図 6-59 にポンプ方式、図 6-60 にバケット方式において、打ち込みから 14 日経過後にひび割れ調査した結果を示す。ひび割れ調査対象はひび割れ幅が 0.04 mm 以上とし、幅はクラックスケール、長さはスケールにて計測した。また、ひび割れが観察された各所で部材を貫通するコアを垂直に削孔し、ひび割れの深さを確認した。

ポンプ圧送方式でのひび割れは、翌日には図に示すほぼ全数が観察されている。本研究は、遠隔操作を想定した施工であるため打込み後の養生やタンピング、再振動、湿潤養生等の施工上のひび割れ対策をせず、材料面ではポンプ圧送方式による上部充填材の配合は膨張材が入っていない。このため、ひび割れがバケット方式より多く発生したと考えられ、これらの、発生時期や施工方法から沈下と乾燥収縮がひび割れの要因と推察される。

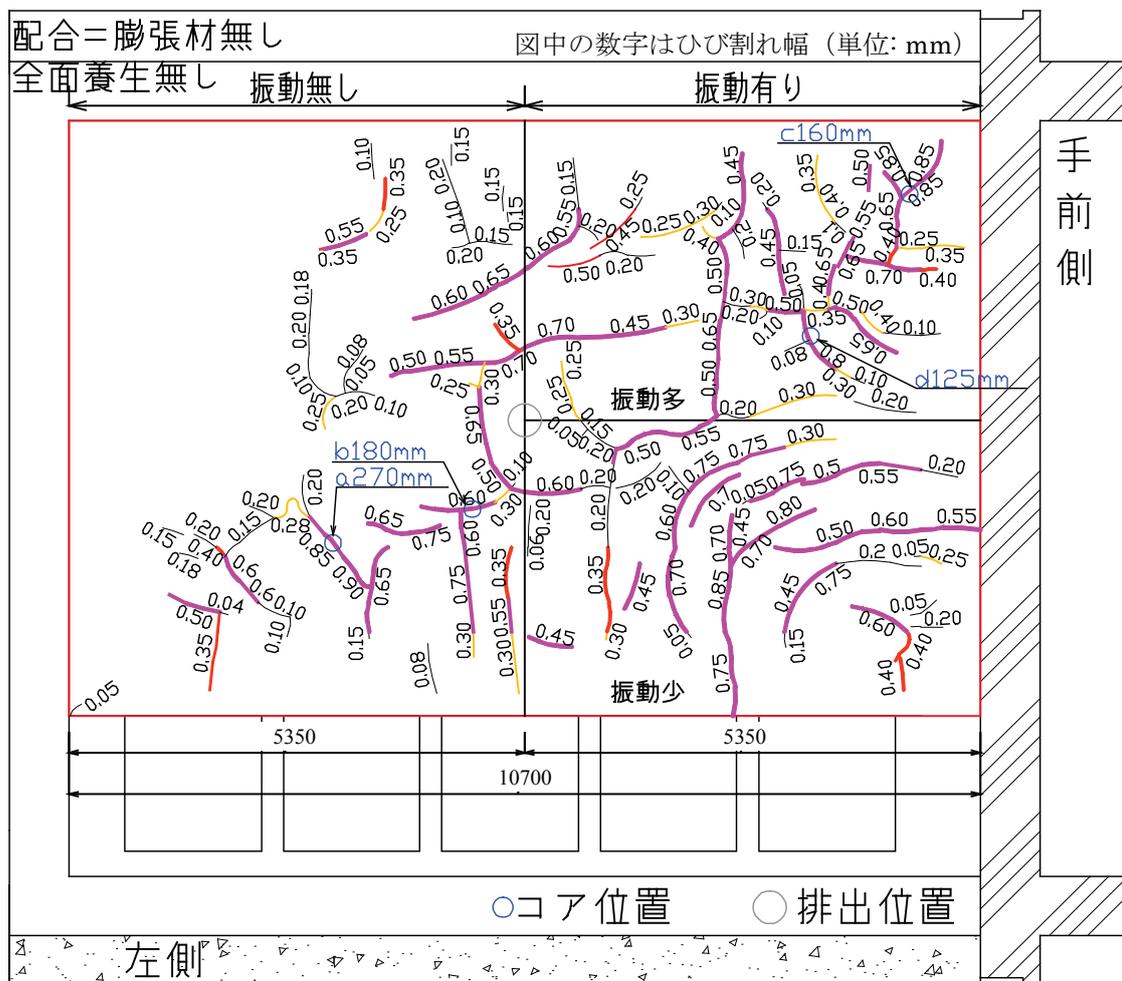


図 6-59 ポンプ圧送方式でのひび割れ

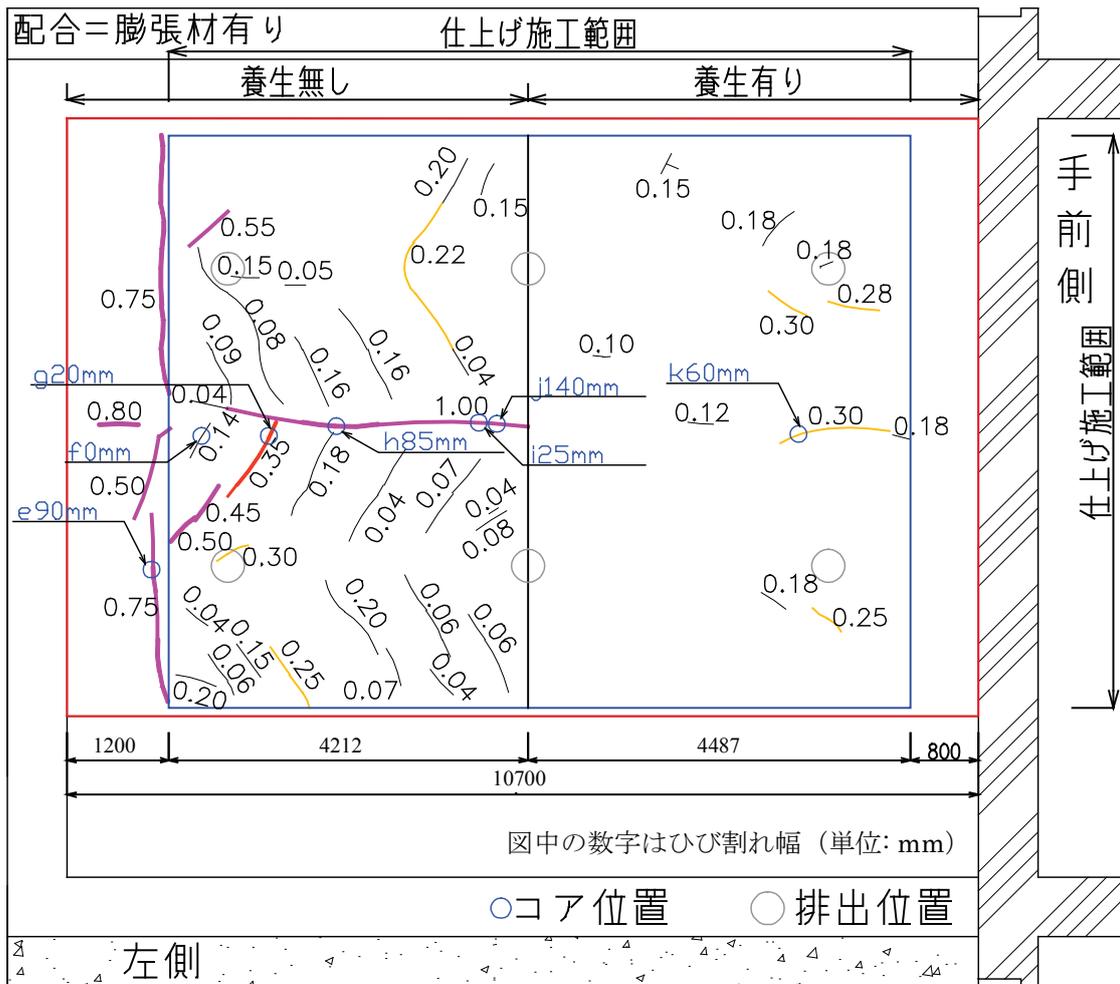


図 6-60 バケット方式でのひび割れ

ここで、ひび割れ開口部の面積比率を図 6-61 に整理した。ひび割れ開口部の面積比率とは、ひび割れ幅とひび割れ長さを乗じて合計したものを、対象部材の面積で除したものである。振動を行うことにより、ひび割れが多く発生した。打込み中のコンクリートには、過振動が原因と考えられるペーストの浮きが観察された。一般のコンクリート施工における締固めは、振動時間と頻度を施工者の感覚により適切に判断しながら施工するものであるが、本研究では遠隔操作・自動化を目標として、締固め方法は、事前に機械的に設定している。

振動部でひび割れが多い要因は、過振動等の原因でコンクリートの表面部に材料分離したペーストが偏り、これが収縮したためと考えられる。一方、コアによる調査結果(表 6-11)によれば、ひび割れ深さは振動部で低減している。これは、振動により沈下ひび割れが低減されたものとする。

バケット方式でのひび割れも、翌日には図に示すほぼ全数が観察された。バケット打込み後の養生については、養生効果を評価することを目的に、施工エリアを、湿布により湿潤させた側(養生有り)と、何もしない側(養生無し)を設定した。養生したエリアでは、打込み後約 3.5 時間後から 13 日後まで湿布養生した。図 6-61 により、ひび割れ開口部の

面積比率を養生の有無で比較すれば、当然ながら養生によりひび割れが低減されている。

発生したひび割れの特徴として、養生無しエリアに、バケット間の谷部を中心として、魚の骨状にひび割れが発生した。谷部とは、打込み中に二つのバケットの中央に確認されたものである。この谷部は表面均し装置によって、形状としてはある程度解消されたものの、谷部の表層にはこわぼりが生じており、このこわぼりが十分に混ざることなく、筋状に残留して、ひび割れの起点となったと考える。しかし、このひび割れに対しても同条件で打ち込まれた養生を行ったエリアには発生しておらず、ひび割れは養生により十分に抑制できることが示された。

図 6-61 において、ポンプ圧送方式での振動無しと、バケット方式での養生無しの違いは膨張材の有無と表面仕上げ施工の有無である。この比較により、膨張材がひび割れ低減にある程度の効果があると言える。また、膨張材によりひび割れ深さはひび割れ部をコア削孔して調査した。バケット方式でのコアを写真 6-15～写真 6-20 に示す（ポンプ方式での写真は撮影していない）。表 6-11 においてポンプ圧送方式での振動無し（記号 a、b）とバケット方式での養生無しかつ表面仕上げ無し（記号 e）の比較によれば、膨張材の使用がひび割れ深さを低減させている。上部充填材は無筋であるため、膨張材による膨張を拘束するものは、コンクリート自体の自重と硬化および底面と側面の壁である。コンクリートの深部では、コンクリートの自重と硬化により、膨張材の膨張効果がひび割れを閉じる方向に発揮され、ひび割れ深さが低減されたと考えられる。一方で、表層は膨張効果が開放されてしまうことと、乾燥収縮量が大きいことにより、ひび割れの完全な抑制はできなかったと考える。

本研究により、養生条件を含めた施工方法と膨張材の使用がひび割れ発生に与える影響についての知見が得られた。これまでの低拡散層やコンクリートピットに見られる同様の配合での知見[4]においては、膨張材の使用や養生、再振動等の入念な施工により初期のひび割れがほぼ無いと言えるまでに低減できている。上部充填材は低拡散層等よりも、ある程度のひび割れが許容される部材とされているが、本研究の結果は、放射線管理下で施工方法に制限がある部材を、今後設定されるひび割れの許容条件に応じて、材料や施工方法を合理的に選択する目安になると考える。

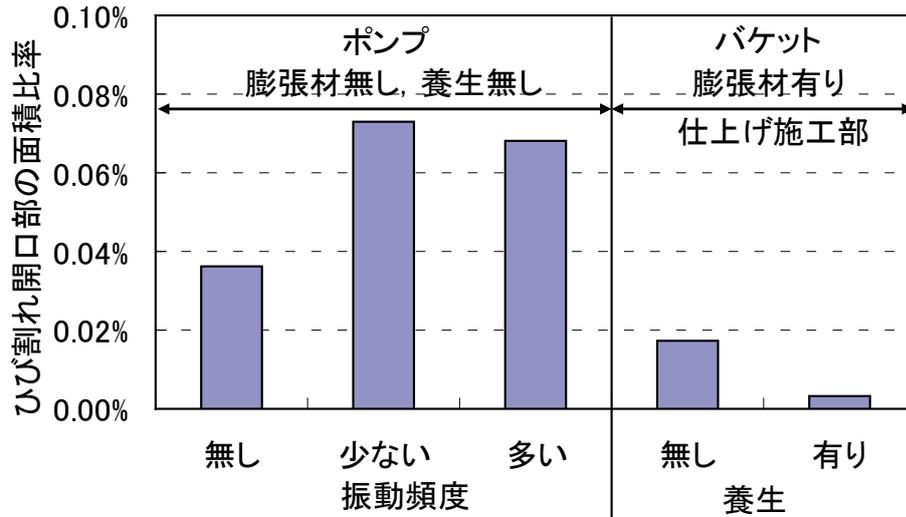


図 6-61 ひび割れ開口部の面積比率の比較

表 6-11 コアによるひび割れ調査

記号	配合		施工方法		ひび割れ[mm]	
	膨張材		補助工法	養生	幅	深さ
ポンプ	a	無し	無し	無し	0.85	270
	b				0.60	180
	c		振動=多		0.85	160
	d				0.80	125
バケット	e	有り	無し	無し	0.75	90
	f		表面仕上げ装置		0.14	0
	g				0.35	20
	h				1.00	85
	i				1.00	25
	j				1.00	140
	k		湿布	0.30	60	



写真 6-15 ひび割れを対象としたコア (e)



写真 6-16 ひび割れを対象としたコア (f)



写真 6-17 ひび割れを対象としたコア (g)



写真 6-18 ひび割れを対象としたコア (h)



写真 6-19 ひび割れを対象としたコア (左 j、右 i)



写真 6-20 ひび割れを対象としたコア (k)

ポンプ方式による打ち込みで、流動距離と内部振動機のかけ方の違いが与える上部充填材の性質について、施工した構造体を削孔してコアを採取し、乾燥単位容積質量を試験した。図 6-62 にコアの削孔位置を、図 6-63 に乾燥単位容積質量（試験方法は JASS 5NT-602 に準拠）を示す。試験材齢は 91 日である。表層から 200 mm～400 mm の部分のコアをカ

ットして供試体（直径 100 mm、長さ 200 mm）とした。

乾燥単位容積質量は、内部振動機の頻度が多く、流動距離が長い G-10 がやや低い結果となった。供試体側面の写真（写真 6-21）によれば、G-10 のみ粗骨材が少ないことが観察された。乾燥単位容積質量が小さい要因として、ペーストに比べて比重の大きい粗骨材が少ないことが考えられ、内部振動機による締めめと長距離の流動により材料分離が生じたと推察される。一般の構造物では、内部振動機はコンクリートの性状を見ながら、材料分離の無いように施工するものであるが、本試験では所定のピッチで機械的にかけていることから、表層のコンクリートにペーストが浮いているような様子も観察された。材料分離を生じずに内部振動機の機械化・自動化を行うためには、振動時間やピッチのタイミングの調整に課題がある。一方で、振動無しの領域では乾燥単位容積質量は一定であり、内部振動機ではなく例えば表面均し装置等の別の手段があれば、この材料分離に対する課題は解決される可能性がある。あるいはコンクリートの性状を機械的に判断しながら締めめするような AI を導入した機械施工が求められる。

乾燥単位容積質量の目安として、JASS 5N[20]によれば、乾燥単位容積質量はフレッシュコンクリートの単位容積質量と相関があり、乾燥単位容積質量は単位容積質量に対して 0.1t/m^3 程度低いことが示されている。本試験の試験値（約 $2250\text{kg/m}^3 \sim 2300\text{kg/m}^3$ ）は、上部充填材の示方配合の理論単位容積質量 2367kg/m^3 に対して JASS 5N の傾向と同等であった。内部に空隙がある等の施工による異常が無かったと言える。また、コアの側面は空隙も無く平滑であり、構造体が滞りなく充填されたことを表している。

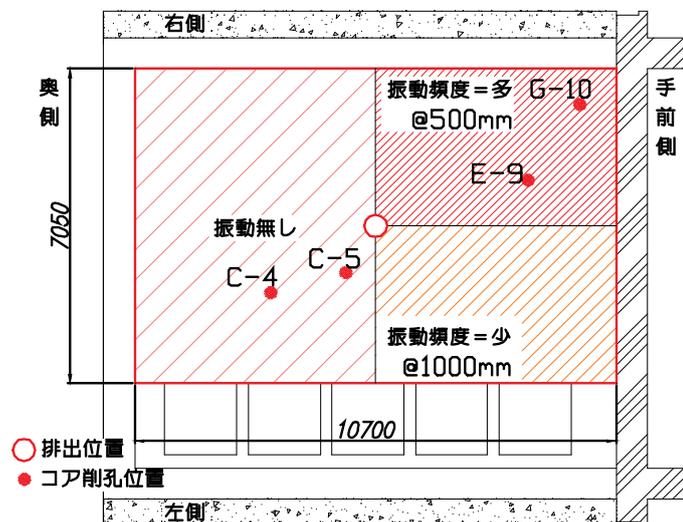


図 6-62 コア削孔位置（ポンプ方式）

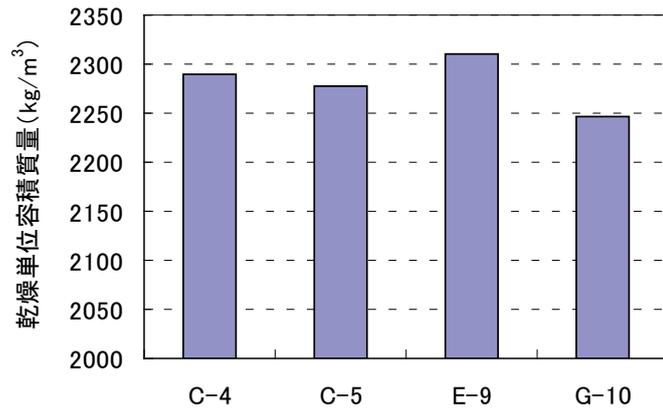


図 6-63 コアによる乾燥単位容積質量 (ポンプ方式)



写真 6-21 コアの写真 (ポンプ方式)

バケット方式による打ち込みで、初期養生と表面均し装置の施工、流動による違いが与える上部充填材の性質について、施工した構造体を鉛直方向に削孔してコアを採取し圧縮強度を試験した。図 6-64 に削孔位置を示す。試験材齢は 91 日である。供試体は直径 100 mm の長さ 200 mm であり、表層と最下層からカットして供試体を作製した。圧縮強度を図 6-65、表 6-12 に示す。表 6-12 に示す流動距離は、バケット排出毎の流動状況を示した図 6-53 をもとに、コア位置のコンクリートがたどった経路を参考にして示した。

表 6-13 に供試体採取高さによる圧縮強度の違いについて平均値で整理した。コアの圧縮強度は、個々ではややばらつきが大きいですが、下部が上部よりも大きい傾向にある。これは、上部より下部のコンクリートが自重により締め固まることやブリーディングの影響により、圧縮強度が高めに出る傾向がある[44]ためであり、区画内充填材と同様の傾向となった。

養生条件と表面均しの違いについて、それらの影響が大きいと考えられる上部の試験結果を対象として表 6-12 に整理した。初期養生を行った場合は表面均しを行った場合で 1.5%、無しの場合で 10.2%高い値を示し、当然ながら養生により圧縮強度が高まることが確認された。一方で、表面均しは実施しない側で強度が大きい傾向を示した。これは、表面均しをしない側の領域は施工範囲の端部であり、打ち上がり高さが低いため(図 6-58)表面均しでそぎ取られたセメント量の多いペースト分が端部に貯まり、①ではそのペースト分が養生されたことで圧縮強度が高くなった可能性がある。ここで、図 6-66 に室内配合試験時の試験結果や実規模試験時に採取した供試体による品質管理結果、試験空洞内の現場に水中養生した供試体による試験結果とコアによる試験結果を合わせて、積算温度で整理した。コアによる圧縮強度は、その他の試験結果と合わせて構成した近似式と同等の結果が得られ、相関係数 0.98 の強い相関があることが確認された。これは、本試験での施工方法や材料の流動により供試体内部に空隙が入ること等の異常が無かったこと、著しい品質の低下が無かったことを示すものと考えられる。これらのことから、上部充填材はその自己充填性が発揮され、所定の領域を隅々まで充填できたものと考えられる。

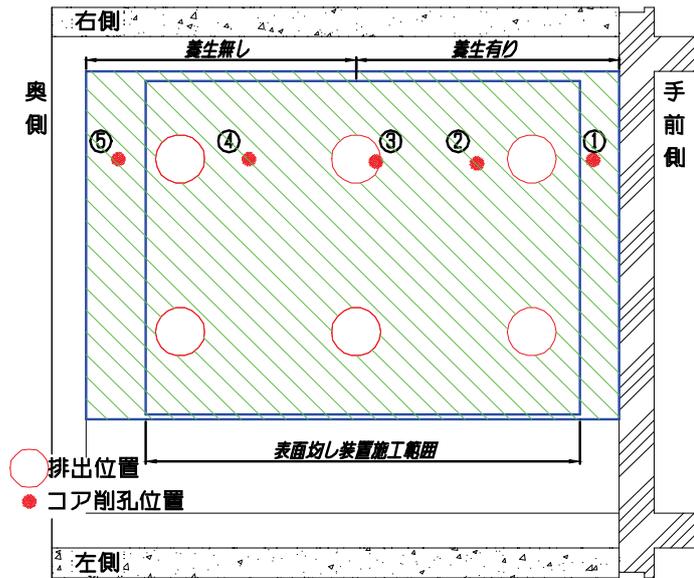


図 6-64 コア削孔位置 (バケット方式)

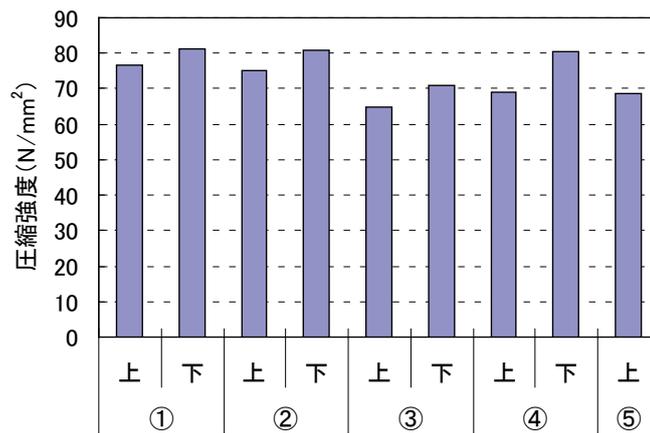


図 6-65 コアによる圧縮強度 (バケット方式)

表 6-12 施工条件の違いによる圧縮強度 (バケット方式)

コア番号	表面均し	養生	位置	流動距離	圧縮強度 (N/mm ²)
①	×	○	上	中程度	76.5
			下	短い	81.3
②	○	○	上	短い	75.1
			下	短い	80.9
③	○	○	上	短い	64.8
			下	中程度	70.9
④	○	×	上	短い	68.9
			下	短い	80.5
⑤	×	×	上	中程度	68.6

※流動距離：短い=2.5 m 以内、中程度=2.5~5 m

表 6-13 供試体採取高さによる圧縮強度の違い (バケット方式)

圧縮強度の平均	
上部	70.8 N/mm ²
下部	78.4 N/mm ²

表 6-14 施工条件の違いで比較した圧縮強度 (バケット方式)

		初期養生			
		有り	無し	差	差の割合
表面均し	有り	②③※1	④		
		69.9	68.9	1.1	1.5%
	無し	①	⑤		
		76.5	68.6	7.8	10.2%
	差	-6.5	0.3	(単位: N/mm ²)	
差の割合	-9.3%	0.4%			

※: 全て上部の試験値、※1: ②と③の平均値

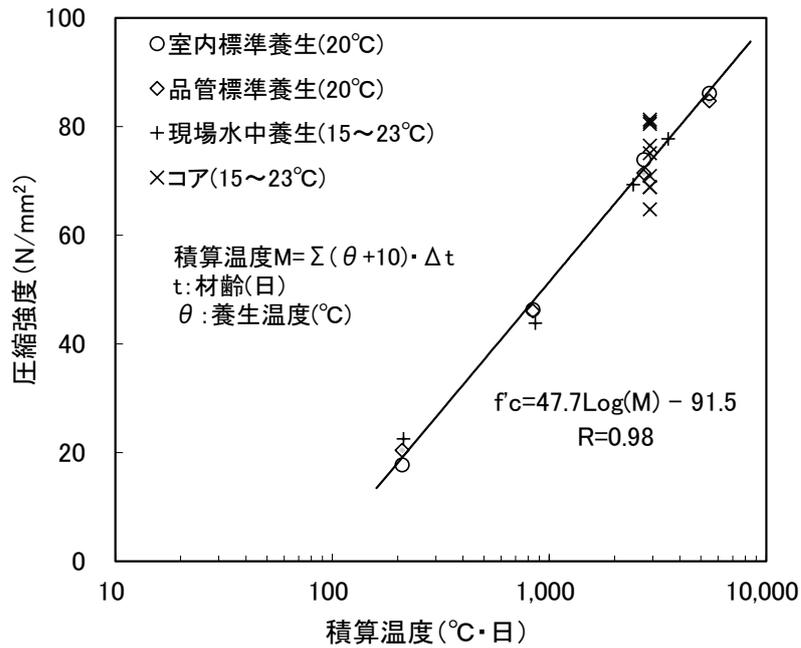


図 6-66 積算温度で整理した圧縮強度

6.3.3 まとめ

自己充填性と材料分離抵抗性を両立させた配合を選定し、場内運搬方法としてポンプ圧送とバケット移動を想定した、地上試験と試験空洞内での試験を実施した。得られた結果を以下にまとめる。

- ・ 実際の配管長を想定したポンプ圧送試験により、世界最大級の圧送能力を持つ超高压タイプのポンプ車を用いた場合でも21 m³/h程度が限界となり、時間当たりの施工量に制限があることが示された。
- ・ ポンプ圧送方式による施工試験により、上部充填材の厚さを確保するためには、排出先を増やすか、材料の流動を促す補助工法が必要であることが確認された。
- ・ 無人化施工を模擬した移動式バケットと表面均し装置による仕上げにより、本研究の目標値である高低差40 mm以内を達成し、精度良く施工できることが確認された。
- ・ 硬化後に採取したコアの観察の結果、ひび割れは深部まで到達していない。
- ・ 初期の湿潤養生あるいは、膨張材の添加により、ひび割れの発生頻度を低減できたが抑制することはできていない。
- ・ 硬化後のコンクリートを対象としたコアによる各試験により、本施工方法により内部に空隙が無い、均質な構造体が充填できた。

今後の課題として以下の項目が挙げられる。

1) 坑内環境に対応する材料および施工方法の検討

本研究で実施した打設方法と表面均し装置の併用により、管理目標値として設定した高低差40 mmを達成することが出来た。しかし、坑内環境等の変化により、早い段階でこわばりが進行した場合、充填完了時点で大きな高低差が発生し、表面均し装置だけでは高さ調整が難しくなることも想定される。本研究は、将来の機械化施工に向けた予備試験として、バケットの移動や表面均し装置の動作等を擬似的に行い、一定の成果が挙げられた。昨今では、生産性向上へ向けた全体の動きの中で、盛土の不陸を自動検知し、ブルドーザワークを自動的に行う技術も開発されている。実施工に向けては、一般の施工機械のオートメーション化に合わせた機械開発を進めながら、施工環境に応じた材料開発を含めて、一層の高度化が求められると考える。

2) 上部充填材表面のひび割れ抑制方法の検討

本研究の結果、養生方法あるいは膨張材の混和や施工方法の違いにより、ひび割れの発生程度が明かとなった。また、本試験の条件では発生したひび割れは部材を貫通するものではなく、表層に限られていることが確認された。ひび割れは放射線の遮へいに影響を与えるファクターであるが、その中でも貫通したひび割れがどれだけあるかが重要とされる。ひび割れをどの程度許容するのか、本研究の結果を用いて、バリア性能やコスト、施工の確実性等の諸条件を考慮し、合理的な設計を行う必要がある。

第 7 章 結論

第7章 結論

本研究は放射性廃棄物処分場の「余裕深度処分施設」に用いられる区画内充填材と上部充填材を対象とした。ここで、区画内充填材とは廃棄体定置後に廃棄体周囲に配置される間詰め状の部材であり、上部充填材とは廃棄体上部に配置される床版状の部材である。これらの充填材の施工条件は、一般的なコンクリートの施工条件とは環境温度、運搬方法、充填対象等の点で著しく異なることが計画の段階で容易に予想された。そのため、特殊な施工条件下でも適切な施工が可能となる高度な性能を有する充填材の開発が求められた。しかし、要求性能を決めるためのそもそもの施工条件ですら不明確である。

そこで本研究では、区画内充填材および上部充填材の施工条件を文献調査や数値解析によって明確にすると共に、その施工条件下でも充填性やポンプ圧送性等の所定の施工性能を有する充填材の開発とその性能の評価を目的とした。さらに、充填材の硬化後の性質の安定性を確認するために、実際の環境温度を模した実験条件下において、環境温度がセメントマトリックスの相組成に及ぼす影響を明らかにすることも目的とした。

以下に、本研究で得られた知見を各章ごとにまとめて示す。

第1章では、研究の背景として国内外の放射性廃棄物処分場の概要やその一施設である余裕深度処分施設が取り扱う廃棄物の分類、人工バリアの構成、本研究で対象とする充填材について実施した文献調査の結果をまとめた。「余裕深度処分施設では、地下空洞内において廃棄体周囲にベントナイトやセメント系材料で構成される人工バリアが構築される」こと、「放射性廃棄物は人に有害な放射線を放射することから、人は廃棄体定置後に周囲へ無防備で立ち入ることができない」ことを示した。また、「廃棄物処分場では廃棄体を高い密度で集積して定置するため、核種の崩壊熱により廃棄体周囲の温度が上昇することが想定される」こと、「セメント系材料を用いる人工バリアの区画内充填材と上部充填材は、廃棄体定置後に施工され、かつ、廃棄体に直接接触する部位に打ち込まれることから、施工環境は放射線量が高く高温になる」こと、が想定されることを明確にした。

第2章では、区画内充填材と上部充填材に求められる要求機能や施工条件に応じた配合や施工方法を明確にすることを目的として、同様の放射性廃棄物処分場での実施例や一般の事例について文献調査を実施した。そして、余裕深度処分施設の構造物の諸元、並びに、本研究が対象とする区画内充填材と上部充填材の施工条件について整理した。その結果、余裕深度処分施設における区画内充填材の施工は、放射線を放つ廃棄体定置後の施工となることから、人が無防備で立ち入ることができず、施工には遠隔操作あるいは自動運転を伴う機械・設備が必要であること、約300mの比較的長い場内運搬が必要

であることが明らかとなった。上部充填材には、要求機能である遮へい性能を確保するために部材厚を確保する必要がある。本研究では部材厚さの基準として、仕上がり高さの目標値を高低差 40 mm 以内と設定した。各充填材には高い自己充填性を付与する必要があること、上部充填材の目標値達成のためには表面仕上げ装置の開発が必要であることを確認した。

第 3 章では、区画内充填材と上部充填材を打ち込む際の環境温度を予測し、施工条件および各充填材の要求機能をより明確にすることを目的として、廃棄体中の各種の崩壊熱や施設を構成する諸材料および周辺地盤の熱物性を入力パラメータとした 2 次元 FEM モデルによる非定常熱伝導解析を実施した。その結果、充填材施工時に廃棄体表面で起こりえる最高温度は 49 °C 程度となり、それが 1 年以上もの間継続することを明らかにした。さらに、40 °C～90 °C での高温蒸気養生が圧縮強度に及ぼす影響を評価した研究事例、原子力用コンクリート格納容器設計指針案・同解説の硬化コンクリートに対する温度制限値に関する規定内容、さらには、廃棄体の仕様変更に伴う廃棄体の表面温度の予測値の修正の可能性も鑑み、60 °C の温度条件下での施工性の確保を充填材の要求機能として設定した。

第 4 章では、60 °C の高温環境下でも施工可能な区画内充填材および上部充填材を開発することを目的として、モルタルおよびコンクリート（以下、両者をまとめてコンクリートと記す）の配合を検討した。充填性を向上させるためにはフレッシュコンクリートの流動性を大きくする必要があるが、流動性を大きくした場合、粘性の低下により材料分離が生じやすくなり、硬化後のコンクリートの品質が低下する可能性がある。また、高流動コンクリートの配合選定では、技術者の感覚に依存する所が大きい。そこで本研究では、従来から配合選定試験として採用されているスランプフローと V 漏斗流下時間、間隙通過性試験、材料分離抵抗性の指標となるブリーディング率を測定し、これらをマトリックスとして整理することで、一般の高流動コンクリートよりも流動性を大きくした配合の施工性を適切に評価した。さらに、間隙での流動性を模擬し、環境温度を設定できる流動性確認試験を新規に考案し、高温環境での流動性を評価した。その結果、材料分離しない範囲で、流動性の代表的な指標となるスランプフローを一般の高流動コンクリートに比べ区画内充填材で 27 %、上部充填材で 8 %（一般的な高流動コンクリート：65cm に対して、区画内充填材：82.5 cm、上部充填材：70 cm）向上させた材料を開発できた。また、高性能 AE 減水剤に加えて、遅延型の減水剤を加えて添加することで、温度依存性が小さく、本研究で対象とする高温環境下でも安定したフレッシュ性状を示すコンクリートを開発することができた。

第 5 章では、セメント系材料を構成するセメントマトリックスの水和反応経路および

長期的な相組成の変化に及ぼす環境温度の影響を明らかにすることを目的として、20℃と60℃で91日まで養生したペーストを用いてXRDによる水和物の同定を行った。開発した高流動コンクリートの圧縮強度は、20℃の環境下では材齢365日まで増進する一方で、60℃の環境下では、材齢28日以降において強度が増進しなかった。

この要因について、セメント系材料を構成するセメントマトリックスの水和反応経路および長期的な相組成の変化に及ぼす環境温度の影響に着目し、短期～長期のセメントマトリックスの相組成の変化を観察して環境温度毎の特徴を整理した。その結果、低熱ポルトランドセメント-フライアッシュを結合材とする実験系における60℃環境ではaliteと β -beliteのピークは材齢28日以降において20℃環境と比較して残存し、かつCHのピークは材齢と共に減少した。このことは、フライアッシュのポゾラン反応の促進が影響を及ぼしている可能性がある。このaliteと β -beliteのピークの残存はセメントの水和反応の遅延と関連があり、これが長期的な圧縮強度増進の停滞に関与していると考えられた。比較として試験した普通ポルトランドセメントの実験系では、材齢が進むほど、および高温であるほどaliteと β -beliteのピークは減少した。これはセメントの水和反応の促進によるものであり一般的な現象である。低熱ポルトランドセメント-フライアッシュを結合材とする実験系でのaliteと β -beliteの残存は、普通ポルトランドセメントの実験系で示された、高温で水和反応が促進されてaliteと β -beliteのピークが減少する傾向と異なる特異な現象と考えられ、そのメカニズムは不明である。これについては、今後の課題として残された。

第6章では、本研究で開発した区画内充填材と上部充填材の施工性能を評価・検証することを目的として、実際の配管長を模擬した圧送試験、ならびに、実際の構造物を模擬した試験空洞においてポンプ圧送と移動式バケットの二つの場内運搬方法について、排出位置の移動や材料の同時排出、内部振動機や表面均し装置を補助機械として使用することをパラメータとして、流動性および硬化後のひび割れ発生の確認・評価に関する試験を実施した。

一般に、構造物にモルタルを使われる例はほとんど無く、また高流動コンクリートは粘性が強いため、長距離圧送に課題がある。地上仮設ヤードでのポンプ圧送試験では高流動モルタルである区画内充填材と高流動コンクリートである上部充填材を対象として、実際の配管長の300mを模擬して配置し、世界最大級の圧送能力を持つ高出力ポンプ車を用いて圧送試験を行った。その結果、高出力ポンプ車を用いれば圧送可能であること、一般のポンプ車では圧送限界によって、施工速度に大きな制限が生じることが明らかとなった。

これらの放射線環境下での施工を想定した特有の課題に対し、本研究では、空洞内での実証試験で、ポンプ圧送と、移動式バケットの二つの場内運搬方法による施工方法を模擬する他、実際の廃棄体を模擬した模擬廃棄体を製作・配置して、実証試験を行った。

さらに、上部充填材では表面均し機を新規に開発して、コンクリートの排出から左官・均し作業までの一連の打込み作業を無人で行う施工方法について、一定の目処を立てることに成功した。その結果、区画内充填材の流動勾配が一般の高流動コンクリート比で7倍の流動性を示し、隅々まで充填されたことが確認された。上部充填材では本研究で設定した目標値（仕上がり高さの高低差 40 mm 以内）を達成した。また、区画内充填材を一括打ち込みした場合には、遅延型の減水剤の影響により凝結が遅いことを要因として、一般のコンクリートよりも他部材へ与える側圧は大きく作用したものの、その後の水和による温度応力と併せても、その応力は隣接する他部材（低拡散層）の引張強度の 11 %程度であり、区画内充填材が他部材へ与える影響は小さいことが確認された。

本研究の結果、区画内充填材および上部充填材の施工条件を文献調査や数値解析によって明確にすることができた。また、その特殊な施工条件である高温環境下でも安定した充填性が保持され、かつ一般の高流動配合よりも飛躍的に流動性の高い材料の開発に成功した。さらに、開発した材料による地上仮設ヤードあるいは空洞内での実証試験により、充填性やポンプ圧送性等の所定の施工性能を有することを確認できた。一方で、低熱ポルトランドセメントとフライアッシュの実験系で生じた CH の減少や alite と β -belite の残存が観察されたが、その理由について明確にすることはできなかった。

【今後の課題】

施工面では本研究で実施した打設方法と表面均し装置の併用により、管理目標値として設定した目標値（仕上がり高さの高低差 40 mm 以内）を達成することが出来た。しかし、例えば突然の材料品質の変動や坑内環境の変化により、流動性が悪化することや早い段階でこわばりが発生し大きな高低差が発生して表面均し装置だけでは高さ調整が難しくなることも想定される。本研究は、将来の機械化施工に向けた予備試験として、バケットの移動や表面均し装置の動作等を擬似的に行い、一定の成果が挙げられたものの、昨今では、建設業界全体の生産性向上へ向けた動きの中で、盛土の不陸を自動検知し、ブルドーザワークを自動的に行う技術も開発されている。実施工に向けては、一般の施工機械のオートメーション化に合わせた機械開発を進めながら、施工環境に応じた材料開発を含めて、一層の高度化が求められる。

また、上部充填材施工後には、膨張材を混和した場合あるいは養生を行ったことにより、ある程度の低減が見られたもののひび割れが発生した。発生したひび割れは部材を貫通するものではなく、表層に限られていることが確認された。ひび割れは放射線の遮へいに影響を与えるファクターであるが、その中でも貫通したひび割れがどれだけあるかが重要とされる。ひび割れをどの程度許容するのか、本研究の結果を用いて、バリア性能やコスト、施工の確実性等の諸条件を考慮し、今後合理的な設計を行う必要がある。

低熱ポルトランドセメントとフライアッシュの実験系で生じた CH の減少や alite と

β -belite の残存が観察されたが、その理由について明確にすることはできなかった。圧縮強度は、本研究で目標とした 30 N/mm^2 は達成したが、強度の低下は硬化体の空隙構造の変化でもあり、放射性廃棄物処分場の使用材料に要求される低拡散性や遮へい性能の低減にもつながる。また、本研究で開発した配合には石灰石と石灰石微粉末が含まれている。昨今、高温蒸気養生したコンクリートについて、エトリンガイトの遅延生成 (DEF) を要因とした劣化事例が散見されている[50]。李ら[51]は石灰石微粉末を添加した $\text{C}_3\text{A-CaSO}_4\text{-CaCO}_3$ 系の水和反応において、石灰石自身の反応が DEF 膨張に影響を及ぼした可能性が考えられる示唆している。本研究では、ペーストを用いた試験によりセメントの水和について着目したが、石灰石を混入した実験系での検証も課題として残っている。一方で、廃棄体温度は、廃棄体に入る発熱性廃棄物の種類や量、廃棄物の搬入時期により調整することができる。施設側の施工性や品質を担保できる環境温度を見極めると同時に、施設に受け入れる際の廃棄体仕様についても併せて検討し、合理化を進めることも有用と考える。

本試験は大断面の地下空洞に構築される地下空洞型処分施設を対象としており、その試験の主たる目的は、施設の施工性と施工に伴う施設性能の確認にある。このため、同様の処分施設形態が検討されている低レベル放射性廃棄物の余裕深度処分をはじめ、TRU 廃棄物の地層処分に幅広く反映できるものと考えている。また、本研究成果は余裕深度処分以外の処分施設はもとより、一般工事における施工の自動化等に拡張可能であり、生産性の向上に寄与する技術であると期待する。

参考文献

1. 坪谷隆夫, 寺田賢二, 松村勝秀, 大沼和弘, 窪田茂: 地下空洞型処分施設性能確証試験—計画概要—, 土木学会第 62 回年次講演会, CS5-073, pp. 305-306, 2007.
2. 庭瀬 一仁, 杉橋 直行, 辻 幸和: 低レベル放射性廃棄物施設の低拡散層に用いる高流動モルタルの室内配合選定, コンクリート工学論文集, Vol. 21, No. 3, pp. 43-51, 2010.
3. 庭瀬 一仁, 杉橋 直行, 辻 幸和: 低レベル放射性廃棄物施設の実規模試験による初期性能の設定, コンクリート工学論文集, Vol. 21, No. 3, pp. 53-62, 2010.
4. 武地 真一, 横関 康祐, 寺田 賢二, 秋山 吉弘, 矢田 勤, 辻 幸和: 放射性廃棄物の地下空洞型処分施設に用いるセメント系低拡散層の施工とその品質評価, 土木学会論文集 E2 (材料・コンクリート構造), Vol. 70, No. 1, pp. 29-43, 2014.
5. 坂部 大, 名和 豊春, 大久保 正弘: 高ビーライト系セメントを用いたモルタルの蒸気養生における強度発現性, コンクリート工学論文集, Vol. 17, No. 1, pp. 469-474, 1995.
6. (社) 日本建築学会: 原子力用コンクリート格納容器設計指針案・同解説, 1978.
7. (社) 土木学会: コンクリートライブラリー136 高流動コンクリートの配合設計・施工指針, 2012.
8. 原子力安全委員会: 「第 17 回放射性廃棄物・廃止措置専門部会」, 2007.
9. 総合資源エネルギー調査会: 原子力安全・保安部会廃棄物安全小委員会報告書「低レベル放射性廃棄物の余裕震度処分に係る安全規制について (中間報告)」, 2007.
10. (公財) 原子力環境整備促進・資金管理センター: 「諸外国における放射性廃棄物関連の施設・サイトについて」, 2015.
11. 電気事業連合会核燃料サイクル開発機構: 一第 2 次 TRU 廃棄物処分研究開発取りまとめ—TRU 廃棄物処分技術検討書, 2005.
12. (社) 土木学会: 余裕深度処分における地下施設の設計, 品質管理および検査の考え方, 2009.
13. (社) 土木学会: 余裕深度処分の安全評価における地下水シナリオ用いる核種移行評価パラメータ設定の考え方, 2008.
14. (社) 土木学会: コンクリートライブラリー100 コンクリートのポンプ施工指針, 2000.
15. 小沢一雅, 坂田昇, 岡村甫: ロート試験を用いたフレッシュコンクリートの自己充填性評価, 土木学会論文集, Vol. 23, No. 490, pp. 61-70, 1994.
16. 竹内良, 石田征男, 田中敏嗣, 下山善秀: 低熱ポルトランドセメントの暑中コンクリートへの適用, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.20, No.2, 1998.

17. 浅上修, 中村秀明, 浜田純夫: 断熱温度上昇過程におけるマスコンクリートの力学的性質, 木学会論文集, Vol. 31, No. 538, pp. 69-79, 1996.
18. 森本丈太郎, 魚本健人: 初期高温養生したポルトランドセメントの細孔構造に関する研究, コンクリート工学論文集, Vol. 7, No. 1, pp. 153-159, 1996.
19. 金圭庸, 李泰圭, 金榮善, 金武漢: 高温加熱と荷重载荷によるコンクリートの力学的特性, コンクリート工学年次論文集, Vol. 33, No. 1, pp.1145-1150, 2011.
20. 日本建築学会: 建築工事標準仕様書・同解説 JASS5N 原子力発電所施設における鉄筋コンクリート工事, 2001.
21. 武地真一, 横関康祐, 金澤亮一, 取違剛, 窪田茂, 杉橋直之, 根木政広, 寺田賢二: 地下空洞型処分施設性能確証試験におけるコンクリートピット等施工確認試験に関する検討ー高流動コンクリートおよび高流動モルタルの施工性についてー, 土木学会第 64 回年次講演会, CS5-021, pp.175-176, 2009.
22. 増田 良一, 佐々木規行, 高村尚, 奥津一夫: トンネル型処分施設の施設内温度上昇に対する影響因子, 土木学会第 63 回年次学術講演会, CS05-46, pp. 259-260, 2008.
23. 一色尚次, 北山直方: 最新機械工学シリーズ 7 伝熱工学 (改訂・SI 併記), 1984.
24. Portland Cement Association: Design and Control of Con-crete Mixtures, 14th edition, pp. 226, 2002.
25. (社)セメント協会: わかりやすいセメント科学, 2014.
26. Castellote, M., et al.: Composition and microstructural changes of cement pastes upon heating, as studied by neutron diffraction, Cement and Concrete Research, Vol. 34, pp. 1633-1644, 2004.
27. 蔵重 勲, 千田 太詩, 吉田 崇宏, 杉山 大輔: 各種温湿度雰囲気曝露したセメント硬化体の細孔構造, コンクリート工学年次論文集, Vol. 30, No. 1, pp. 615-620, 2008.
28. (公財)原子力環境整備促進・資金管理センター: 平成 21 年度管理型処分技術調査等地下空洞型処分施設性能確証試験報告書, 2010.
29. 松沢晃一, 橘高義典: 高温加熱の影響を受けたコンクリートの破壊特性に及ぼす粗骨材種類の影響, 日本建築学会構造系論文集, Vol, 81, No. 727, pp.1383-1390, 2016.
30. B. Lothenbach, T. Matschei, G. Moschner, F. P. Glasser.: Thermodynamic modelling of the effect of temperature on the hydration and porosity of Portland cement, Cement and Concrete Research, Vol. 38, pp. 1-18, 2008.
31. Moore A. E., Taylor H. F. W.: Crystal structure of ettringite, Acta Crystallographica, Vol. B26, pp. 386-393.1970.
32. Francois M., Renaudin G., Evrard O.: A cementitious compound with composition $3\text{CaO} \cdot \text{Al}_2\text{O}_3 \cdot \text{CaCO}_3 \cdot 11\text{H}_2\text{O}$, Acta Crystallographica, Vol. C54 pp. 1214-1217, 1998.
33. Henderson D. M., Gutowsky H. S.: A nuclear magnetic resonance determination of the hydrogen positions in $\text{Ca}(\text{OH})_2$, American Mineralogist, Vol. 47, pp. 1231-1251, 1962.

34. Lewis J., Schwarzenbach D., Flack H. D.: Electric field gradients and charge density in corundum α - Al_2O_3 , *Acta Crystallographica*, Vol. A38, pp. 733-739, 1982.
35. Graf D. L.: Crystallographic tables for the rhombohedral carbonates, *American Mineralogist*, Vol. 46, pp. 1283-1316, 1961.
36. De la Torre A. G., De Vera R. N., Cuberos A. J. M., Aranda M. A. G.: Crystal structure of low magnesium-content alite: application to Rietveld quantitative phase analysis, *Cement and Concrete Research*, Vol. 38, pp. 1261-1269, 2008.
37. Yamnova N. A., Zubkova N. V., Eremin N. N., Zadov A. E., Gazeev V. M.: Crystal structure of larnite β - Ca_2SiO_4 and specific features of polymorphic transitions in dicalcium orthosilicat”, *Crystallography Reports*, Vol.56, pp.210-220, 2011.
38. Angel R. J., Prewitt C. T.: Crystal structure of mullite : A re-examination of the average structure, *American Mineralogist*, Vol. 71, pp. 1476-1482, 1986.
39. Levien L., Prewitt C. T., Weidner D. J.: Structure and elastic properties of quartz at pressure $P = 1 \text{ atm}$ ”, *American Mineralogist*, Vol.65, Vol. 920-930, 1980.
40. Allmann R.: Refinement of the hybrid layer structure $[\text{Ca}_2\text{Al}(\text{OH})_6]^+ \cdot [1/2\text{SO}_4 \cdot 3\text{H}_2\text{O}]^-$, *Neues Jahrbuch fur Mineralogie, Monatshefte*, pp. 136-144, 1977.
41. T. Matschei, B. Lothenbach, F.P. Glasser: The role of calcium carbonate in cement hydration”, *Cement and Concrete Research*, Vol. 37, pp. 551-558, 2007.
42. Barbara Lothenbach, André Nonat: Calcium silicate hydrates: Solid and liquid phase composition”, *Cement and Concrete Research*, Vol. 78, pp. 57-70, 2015.
43. 小平伸彦, 熊野知司, 大西隆雄, 西岡真帆: 高流動コンクリートのポンプ圧送による品質変化に関する現場計測, *コンクリート工学年次論文集*, Vol.28, No.1, pp.1157-1162, 2006.
44. (社) 日本建築学会: 構造体コンクリート強度に関する研究の動向と問題点、1987.
45. 田中俊行, 小林裕, 福田勝美, 広中良和, 村上利一, 枝松良展, 川崎康司: 余裕深度処分におけるセメント系人工バリアの現場施工に関する検討 (その3) -高流動モルタル打設時の側圧に関する考察-, *土木学会第 62 回年次講演会*, CS05-035, pp.229-230, 2007.
46. 新保弘, 金澤亮一, 福田勝美, 窪田茂, 杉橋直行, 根木政広, 寺田賢二: 地下空洞型処分施設性能確証試験におけるコンクリートピット等施工確認試験に関する検討, *土木学会第 64 回年次講演会*, CS5-022, pp.177-178, 2009.
47. 土木学会: 2012 年制定コンクリート標準示方書【施工編】, pp.236, 2012.
48. 小平伸彦, 熊野知司, 大西隆雄, 西岡真帆: 高流動コンクリートのポンプ圧送による品質変化に関する現場計測, *コンクリート工学年次論文集*, Vol.28, No.1, pp.1157-1162, 2006.
49. 武地真一, 横関康祐, 金澤亮一, 取違剛, 窪田茂, 杉橋直之, 根木政広, 寺田賢二:

地下空洞型処分施設性能確証試験におけるコンクリートピット等施工確認試験に関する検討—高流動コンクリートおよび高流動モルタルの施工性について—, 土木学会第 64 回年次講演会, CS05-021, pp. 175-176, 2009.

50. 川端雄一郎, 松下博通: 高温蒸気養生を行ったコンクリートにおける DEF 膨張に関する検討, 土木学会論文集 E2 (材料・コンクリート構造), Vol. 67, No. 4, pp. 549-563, 2011.
51. 李琮撥, 大場陽子, 坂井悦郎, 大門正樹: $3\text{CaO}\cdot\text{Al}_2\text{O}_3\text{-CaCO}_3$ 系および $3\text{CaO}\cdot\text{Al}_2\text{O}_3\text{-CaSO}_4\cdot 2\text{H}_2\text{O}\cdot\text{CaCO}_3$ 系の水和反応, セメント・コンクリート, No. 627, pp. 56-62, 1999

參考資料

目次

参考資料1 温度解析に用いる熱伝達率の算出.....	1
参考資料2 バケット方式による上部充填材の流動性の確認（地上ヤード試験）	8
2.1 試験概要.....	8
2.2 試験方法.....	8
2.3 試験結果.....	19
2.4 地上試験のまとめ.....	37

図目次

図 1-1 メッシュ図.....	3
図 2-1 地上試験実施概要	10
図 2-2 同時排出と流動性	11
図 2-3 交互排出と流動性	11
図 2-4 試験フロー	12
図 2-5 実施設のピット寸法.....	13
図 2-6 使用バケット（1.0 m ³ 級）	13
図 2-7 打込み時作業配置図.....	15
図 2-8 試験断面.....	15
図 2-9 表面均し装置試験ヤード.....	17
図 2-10 表面均し装置側面図.....	18
図 2-11 高さ測定位置	20
図 2-12 同時排出と流動性（Cヤード）	21
図 2-13 試験結果（Cヤード）	22
図 2-14 同時排出と流動性（Bヤード）	23
図 2-15 試験結果（Bヤード）	24
図 2-16 同時排出と流動性（Aヤード）	25
図 2-17 試験結果（Aヤード）	26
図 2-18 Aヤード排出後の打込み高さ(mm).....	27
図 2-19 測定番号②～⑭の高さと②側の型枠からの距離との関係	28
図 2-20 コンクリート打込み高さ測定位置（表面均し試験時）	29
図 2-21 表面均し後のコンクリート高さの推移	30
図 2-22 均し後のコンクリート高さ測定⑩側の型枠からの距離との関係.....	31
図 2-23 測定箇所	31

図 2-24	表面均し回数と流動勾配の関係	32
図 2-25	均し装置の前後のコンクリート断面の模式図	33
図 2-26	コンクリート量と排出時間の関係	34
図 2-27	静置時間と 1 m ³ のコンクリートの排出に要する時間	35
図 2-28	空洞内試験概要	37
図 2-29	表面均し回数と流動勾配	38
図 2-30	試験空洞内のバケット間隔計画	39

表目次

表 1-1	熱伝達率の乖離率	4
表 2-1	試験配合	8
表 2-2	振動モータの仕様	19
表 2-3	排出時間	34
表 2-4	サイクルタイムの算定	36
表 2-5	表面均し装置の移動時間	36

写真目次

写真 2-1	排出口調整金物（排出口 φ 300 mm）	14
写真 2-2	打込み前状況	16
写真 2-3	打込み状況	16
写真 2-4	打込み後の状況	16
写真 2-5	表面均し装置施工状況	18
写真 2-6	均し後のコンクリート表面の外観	33

参考資料 1

参考資料1 温度解析に用いる熱伝達率の算出

第3章の温度解析に用いる熱伝達率【 α 】は以下の手順で算出した。

$$\alpha = Nu \lambda / L \quad (1)$$

λ : 流体の熱伝導率 [$\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$]

L : 代表長さ [m]

Nu : ヌセルト数 (対流する流体の熱伝導と熱伝達の比を表した無次元数)

水平平板上の強制対流 (乱流) のヌセルト数は以下の式で表される。

$$Nu = 0.036 Pr^{\frac{1}{3}} Re_x^{\frac{4}{5}} \quad (2)$$

垂直平板の自然対流 (乱流) のヌセルト数は以下の式で表される。

$$Nu = 0.129 (Gr Pr)^{\frac{1}{3}} \quad (3)$$

プラントル数【 Pr 】は以下の式で表される。

$$Pr = \eta C_p / \lambda \quad (4)$$

η : 粘性係数 [Pa s]

C_p : 定圧比熱 [$\text{J kg}^{-1} \text{K}^{-1}$]

レイノルズ数【 Re_x 】は以下の式で表される。

$$Re_x = u_\infty L / \nu \quad (5)$$

u_∞ : 主流速度 [m/s]

ν : 動粘性係数 [m^2/s]

$$v=\eta/\rho \quad (6)$$

ρ : 流体密度 [kg/m³]

グラスホフ数【Gr】は以下の式で表される。

$$Gr=L^3g\beta(T_w-T_f)/\nu^2 \quad (7)$$

g : 重力加速度 [m/s²]

β : 体膨張係数 [1/K]

T_w : 壁面温度 [K]

T_f : 流体温度 [K]

$$\beta=1/T_f \quad (8)$$

ここで、 λ 、 C_p 、 η 、 ρ は流体の平均温度 T [K]に対する物性値である。

$$T=(T_w+T_f)/2 \quad (9)$$

廃棄体表面の熱伝達率算出時の壁面温度は、以下の手順で決定する。

- ① 各時間での廃棄体表面の平均温度を解析により算出。最初の検討解析時の廃棄体表面の壁面温度は廃棄体初期温度とする。

図 1-1 中、×箇所の温度より平均温度を算出。

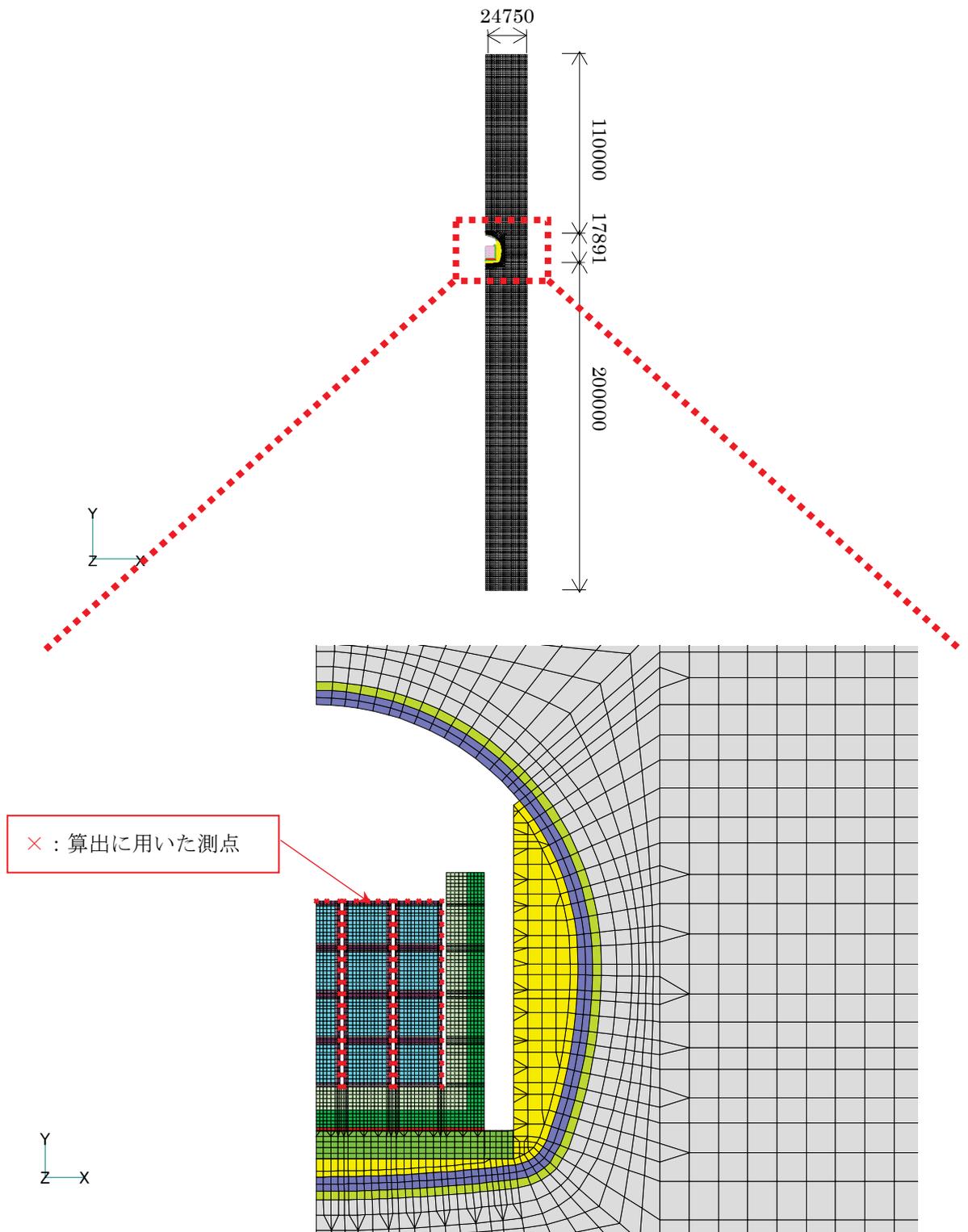


図 1-1 メッシュ図

- ② 廃棄体設置 4 カ月後までの廃棄体表面平均温度（①で算出した平均温度）の平均温度を算出する。
- ③ 廃棄体表面の熱伝達率を②で算出した平均温度を壁面温度として算出する。
- ④ ③で算出した熱伝達率を用いて解析を実施する。
- ⑤ ④の結果を用いて①～③を実施し算出された熱伝達率と④の解析に用いた熱伝達率の乖離率が 10 %未満に収まるまで①～④を繰返し実施する。

表 1-1 熱伝達率の乖離率

		CaseA	CaseB	CaseC	CaseD
熱伝達乖離率 [%]	熱伝達率④	0.0	0.0	0.0	0.0
	熱伝達率⑤	6.3	0.0	3.1	1.8

以下に、算出した熱伝達率を示す。

熱伝達率①(CaseA・CaseC)

T_w	=	17.0 [°C]	=	290.15 [K]
T_f	=	28.0 [°C]	=	301.15 [K]
T	=	295.65 [K]		
λ	=	0.02581 [W m ⁻¹ K ⁻¹]		
ρ	=	1.1946 [kg/m ³]		
C_p	=	1007 [J kg ⁻¹ K ⁻¹]		
η	=	1.840×10 ⁻⁵ [Pa s]		
ν	=	1.540×10 ⁻⁵ [m ² /s]		
Pr	=	0.718		
u_∞	=	0.24 [m/s]		
L	=	160 [m]		
g	=	9.80665 [m/s ²]		
Re	=	2.493×10 ⁶		
Nu	=	4224		
α	=	0.681 [W m ⁻² K ⁻¹]		

熱伝達率①(CaseB・CaseD)

T_w	=	17.0 [°C]	=	290.15 [K]
T_f	=	37.0 [°C]	=	310.15 [K]
T	=	300.15 [K]		
λ	=	0.02615 [W m ⁻¹ K ⁻¹]		
ρ	=	1.1757 [kg/m ³]		
C_p	=	1007 [J kg ⁻¹ K ⁻¹]		
η	=	1.863×10 ⁻⁵ [Pa s]		
ν	=	1.584×10 ⁻⁵ [m ² /s]		
Pr	=	0.717		
u_∞	=	0.24 [m/s]		
L	=	160 [m]		
g	=	9.80665 [m/s ²]		
Re	=	2.424×10 ⁶		
Nu	=	4128		
α	=	0.675 [W m ⁻² K ⁻¹]		

熱伝達率②(CaseA・CaseC)

T_w	=	17.0 [°C]	=	290.15 [K]
T_f	=	28.0 [°C]	=	301.15 [K]
T	=	295.65 [K]		
λ	=	0.02581 [W m ⁻¹ K ⁻¹]		
ρ	=	1.1946 [kg/m ³]		
C_p	=	1007 [J kg ⁻¹ K ⁻¹]		
η	=	1.840×10 ⁻⁵ [Pa s]		
ν	=	1.540×10 ⁻⁵ [m ² /s]		
Pr	=	0.718		
u_∞	=	0.24 [m/s]		
L	=	13.73 [m]		
g	=	9.80665 [m/s ²]		
Re	=	2.140×10 ⁵		
Nu	=	592		
α	=	1.113 [W m ⁻² K ⁻¹]		

熱伝達率②(CaseB・CaseD)

T_w	=	17.0 [°C]	=	290.15 [K]
T_f	=	37.0 [°C]	=	310.15 [K]
T	=	300.15 [K]		
λ	=	0.02615 [W m ⁻¹ K ⁻¹]		
ρ	=	1.1757 [kg/m ³]		
C_p	=	1007 [J kg ⁻¹ K ⁻¹]		
η	=	1.863×10 ⁻⁵ [Pa s]		
ν	=	1.584×10 ⁻⁵ [m ² /s]		
Pr	=	0.717		
u_∞	=	0.24 [m/s]		
L	=	13.73 [m]		
g	=	9.80665 [m/s ²]		
Re	=	2.080×10 ⁵		
Nu	=	579		
α	=	1.103 [W m ⁻² K ⁻¹]		

熱伝達率③(CaseA・CaseC)

T_w	=	17.0 [°C]	=	290.15 [K]
T_f	=	28.0 [°C]	=	301.15 [K]
T	=	295.65 [K]		
λ	=	0.02581 [W m ⁻¹ K ⁻¹]		
ρ	=	1.1946 [kg/m ³]		
Cp	=	1007 [J kg ⁻¹ K ⁻¹]		
η	=	1.840×10 ⁻⁵ [Pa s]		
ν	=	1.540×10 ⁻⁵ [m ² /s]		
Pr	=	0.718		
L	=	6.4 [m]		
g	=	9.80665 [m/s ²]		
β	=	3.321×10 ⁻³ [1/K]		
Gr	=	3.959×10 ¹¹ [m/s]		
Nu	=	848		
α	=	3.420 [W m ⁻² K ⁻¹]		

熱伝達率③(CaseB・CaseD)

T_w	=	17.0 [°C]	=	290.15 [K]
T_f	=	37.0 [°C]	=	310.15 [K]
T	=	300.15 [K]		
λ	=	0.02615 [W m ⁻¹ K ⁻¹]		
ρ	=	1.1757 [kg/m ³]		
Cp	=	1007 [J kg ⁻¹ K ⁻¹]		
η	=	1.863×10 ⁻⁵ [Pa s]		
ν	=	1.584×10 ⁻⁵ [m ² /s]		
Pr	=	0.717		
L	=	6.4 [m]		
g	=	9.80665 [m/s ²]		
β	=	3.224×10 ⁻³ [1/K]		
Gr	=	6.604×10 ¹¹ [m/s]		
Nu	=	1006		
α	=	4.109 [W m ⁻² K ⁻¹]		

熱伝達率④(CaseA)

T_w	=	28.5 [°C]	=	301.65 [K]
T_f	=	28.0 [°C]	=	301.15 [K]
T	=	301.40 [K]		
λ	=	0.02624 [W m ⁻¹ K ⁻¹]		
ρ	=	1.1711 [kg/m ³]		
Cp	=	1007 [J kg ⁻¹ K ⁻¹]		
η	=	1.869×10 ⁻⁵ [Pa·s]		
ν	=	1.596×10 ⁻⁵ [m ² /s]		
Pr	=	0.717		
u_∞	=	0.24 [m/s]		
L	=	13.73 [m]		
g	=	9.80665 [m/s ²]		
Re	=	2.064×10 ⁵		
Nu	=	576		
α	=	1100 [W m ⁻² K ⁻¹]		

熱伝達率④(CaseB)

T_w	=	37.1 [°C]	=	310.25 [K]
T_f	=	37.0 [°C]	=	310.15 [K]
T	=	310.20 [K]		
λ	=	0.02688 [W m ⁻¹ K ⁻¹]		
ρ	=	1.1387 [kg/m ³]		
Cp	=	1008 [J kg ⁻¹ K ⁻¹]		
η	=	1.917×10 ⁻⁵ [Pa·s]		
ν	=	1.683×10 ⁻⁵ [m ² /s]		
Pr	=	0.718		
u_∞	=	0.24 [m/s]		
L	=	13.73 [m]		
g	=	9.80665 [m/s ²]		
Re	=	1.958×10 ⁵		
Nu	=	552		
α	=	1080.000 [W m ⁻² K ⁻¹]		

熱伝達率④(CaseC)

T_w	=	30.2 [°C]	=	303.35 [K]
T_f	=	28.0 [°C]	=	301.15 [K]
T	=	302.25 [K]		
λ	=	0.02630 [W m ⁻¹ K ⁻¹]		
ρ	=	1.1680 [kg/m ³]		
Cp	=	1007 [J kg ⁻¹ K ⁻¹]		
η	=	1.874×10 ⁻⁵ [Pa·s]		
ν	=	1.604×10 ⁻⁵ [m ² /s]		
Pr	=	0.718		
u_∞	=	0.24 [m/s]		
L	=	13.73 [m]		
g	=	9.80665 [m/s ²]		
Re	=	2.054×10 ⁵		
Nu	=	573		
α	=	1.098 [W m ⁻² K ⁻¹]		

熱伝達率④(CaseD)

T_w	=	38.9 [°C]	=	312.05 [K]
T_f	=	37.0 [°C]	=	310.15 [K]
T	=	311.10 [K]		
λ	=	0.02694 [W m ⁻¹ K ⁻¹]		
ρ	=	1.1354 [kg/m ³]		
Cp	=	1008 [J kg ⁻¹ K ⁻¹]		
η	=	1.921×10 ⁻⁵ [Pa·s]		
ν	=	1.692×10 ⁻⁵ [m ² /s]		
Pr	=	0.718		
u_∞	=	0.24 [m/s]		
L	=	13.73 [m]		
g	=	9.80665 [m/s ²]		
Re	=	1.947×10 ⁵		
Nu	=	550		
α	=	1078.000 [W m ⁻² K ⁻¹]		

熱伝達率⑤(CaseA)

T_w	=	28.5 [°C]	=	301.65 [K]
T_f	=	28.0 [°C]	=	301.15 [K]
T	=	301.40 [K]		
λ	=	0.02624 [W m ⁻¹ K ⁻¹]		
ρ	=	1.1711 [kg/m ³]		
Cp	=	1007 [J kg ⁻¹ K ⁻¹]		
η	=	1.869 × 10 ⁻⁵ [Pa·s]		
ν	=	1.596 × 10 ⁻⁵ [m ² /s]		
Pr	=	0.717		
L	=	6.4 [m/s]		
g	=	9.80665 [m]		
β	=	3.321 × 10 ⁻³ [m/s ²]		
Gr	=	1.675 × 10 ¹⁰		
Nu	=	295		
α	=	1.212 [W m ⁻² K ⁻¹]		

熱伝達率⑤(CaseB)

T_w	=	37.1 [°C]	=	310.25 [K]
T_f	=	37.0 [°C]	=	310.15 [K]
T	=	310.20 [K]		
λ	=	0.02688 [W m ⁻¹ K ⁻¹]		
ρ	=	1.1387 [kg/m ³]		
Cp	=	1008 [J kg ⁻¹ K ⁻¹]		
η	=	1.917 × 10 ⁻⁵ [Pa·s]		
ν	=	1.683 × 10 ⁻⁵ [m ² /s]		
Pr	=	0.718		
L	=	6.4 [m/s]		
g	=	9.80665 [m]		
β	=	3.224 × 10 ⁻³ [m/s ²]		
Gr	=	2.926 × 10 ⁹		
Nu	=	165		
α	=	0.694 [W m ⁻² K ⁻¹]		

熱伝達率⑤(CaseC)

T_w	=	30.2 [°C]	=	303.35 [K]
T_f	=	28.0 [°C]	=	301.15 [K]
T	=	302.25 [K]		
λ	=	0.02630 [W m ⁻¹ K ⁻¹]		
ρ	=	1.1680 [kg/m ³]		
Cp	=	1007 [J kg ⁻¹ K ⁻¹]		
η	=	1.874 × 10 ⁻⁵ [Pa·s]		
ν	=	1.604 × 10 ⁻⁵ [m ² /s]		
Pr	=	0.718		
L	=	6.4 [m/s]		
g	=	9.80665 [m]		
β	=	3.321 × 10 ⁻³ [m/s ²]		
Gr	=	7.295 × 10 ¹⁰		
Nu	=	483		
α	=	1.983 [W m ⁻² K ⁻¹]		

熱伝達率⑤(CaseD)

T_w	=	38.9 [°C]	=	312.05 [K]
T_f	=	37.0 [°C]	=	310.15 [K]
T	=	311.10 [K]		
λ	=	0.02694 [W m ⁻¹ K ⁻¹]		
ρ	=	1.1354 [kg/m ³]		
Cp	=	1008 [J kg ⁻¹ K ⁻¹]		
η	=	1.921 × 10 ⁻⁵ [Pa·s]		
ν	=	1.692 × 10 ⁻⁵ [m ² /s]		
Pr	=	0.718		
L	=	6.4 [m/s]		
g	=	9.80665 [m]		
β	=	3.224 × 10 ⁻³ [m/s ²]		
Gr	=	5.499 × 10 ¹⁰		
Nu	=	439		
α	=	1.850 [W m ⁻² K ⁻¹]		

參考資料 2

参考資料2 バケット方式による上部充填材の流動性の確認 (地上ヤード試験)

2.1 試験概要

バケット方式による試験空洞内の試験前に地上仮設ヤードにて流動性を確認し、試験空洞内でのバケット配置間隔を設定する試験を行った。地上試験で確認した項目は以下のとおりである。

- バケットからの排出速度
- アジテータ車からバケットへの供給速度
- コンクリートをバケットから排出する場合の流動性（重なり合い）の関係
- 表面均し装置による均し効果について

2.2 試験方法

ポンプ方式の実証試験で発生した他部材との間隙への対処と高温環境でもフレッシュ性状が損なわれないことを課題として開発した表 2-1 の配合を用いた。

表 2-1 試験配合

W/B [%]	W/P [%]	スラン プフロ ー [cm]	空 気 量 [%]	使用材料および単位量 [kg/m ³]							SP P×%	Ad P×%	As P×%
				水 W	粉体 P			S	G	LS			
					結合材 B								
					LPC	FA	LEX						
45	28.0	70±5	2.5	160	229	107	20	215	855	780	1.15	0.20	0.02

各項目を以下の方法で確認した。

(1) 排出速度、供給速度

バケットの排出速度およびアジテータ車からバケットへの供給速度については、以下に示す地上試験の実施過程で計測して確認することとした。

(2) バケットから排出するコンクリートの流動性（重なり合い）の関係

この試験は、複数の排出口から排出したコンクリートとの干渉、重なり合いの影響を受けた流動性を確認するもので、基本的には補助工法を用いず、バケットの移動とコンクリートの流動性に期待して平坦性を確保できることを確認することに主眼を置いている。概要を図 2-1 に、図 2-2 に複数個の排出口から同時にコンクリートを排出しバケットの距離

を変えたとした場合を想定した試験平面図を、図 2-3 にバケットから交互に排出した場合を想定した試験概要図を示す。打込み後に表面の標高を計測し、同時もしくは交互に排出するバケットの離間距離と流動性（勾配、高低差）の関係について評価する。

また、バケットの移動時間を模擬することとして、バケットへの投入から排出までの時間を、バケットの移動後の打込み前にはバケットのサイクルタイムを想定した打込み休止時間を設けることとした。ここでは、仮に移動時間 10 分、休止時間 40 分を基準として試験した。具体的な試験フローを図 2-4 に示す。

Cヤードでは3層打ち重ねる試験を実施し、上層との重なりや打込み休止時間が与える影響について確認することとした。ここで、実施工で想定される 10 m³ バケットによる一層の打ち上がり速度を模擬するため、打ち込む一層のコンクリート量を設定した（本研究で用いるバケットは図 2-6 に示す、容量 1 m³ 級である）。

各打込み後に型枠際および排出位置のコンクリートの高さを計測した。

①同時に排出する場合の重なり合い

A 遠距離 (排出口×1)

B 中距離 (排出口×2)

C 近距離 (排出口×2)

排出口の距離が与える流動性への影響を確認

②交互に排出する場合の重なり合い

D 中距離 (排出口×2)

重なり合いが与える流動性への影響を確認

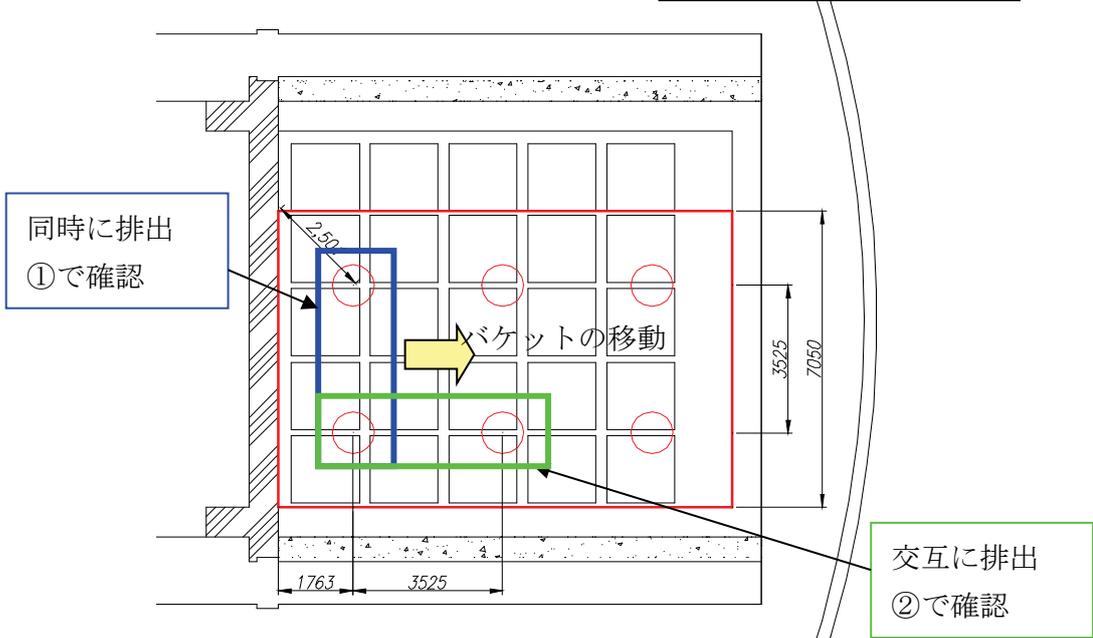


図 2-1 地上試験実施概要

①—A	①—B	①—C
<p>バケット位置</p> <p>3525</p> <p>7050</p> <p>②—D と兼用</p>	<p>3525</p> <p>7050</p> <p>3525</p>	<p>2350</p> <p>4700</p> <p>2350</p>
遠距離模擬 バケット 1 個	中距離模擬 D3.52	近距離模擬 D2.35
A=24.8 m ²	A=24.8 m ²	A=11.0 m ²

隣合う排出口からのコンクリートからの干渉を模擬した型枠

図 2-2 同時排出と流動性

②—D
<p>3525</p> <p>7050</p> <p>①—A と兼用</p> <p>バケット 2 個</p> <p>A=24.8 m²</p>

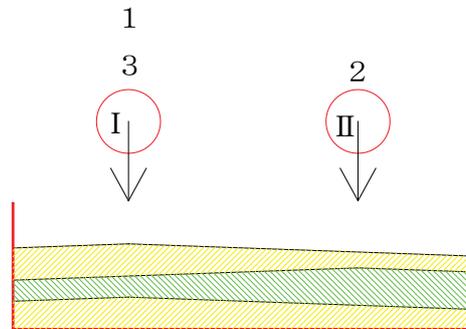


図 2-3 交互排出と流動性

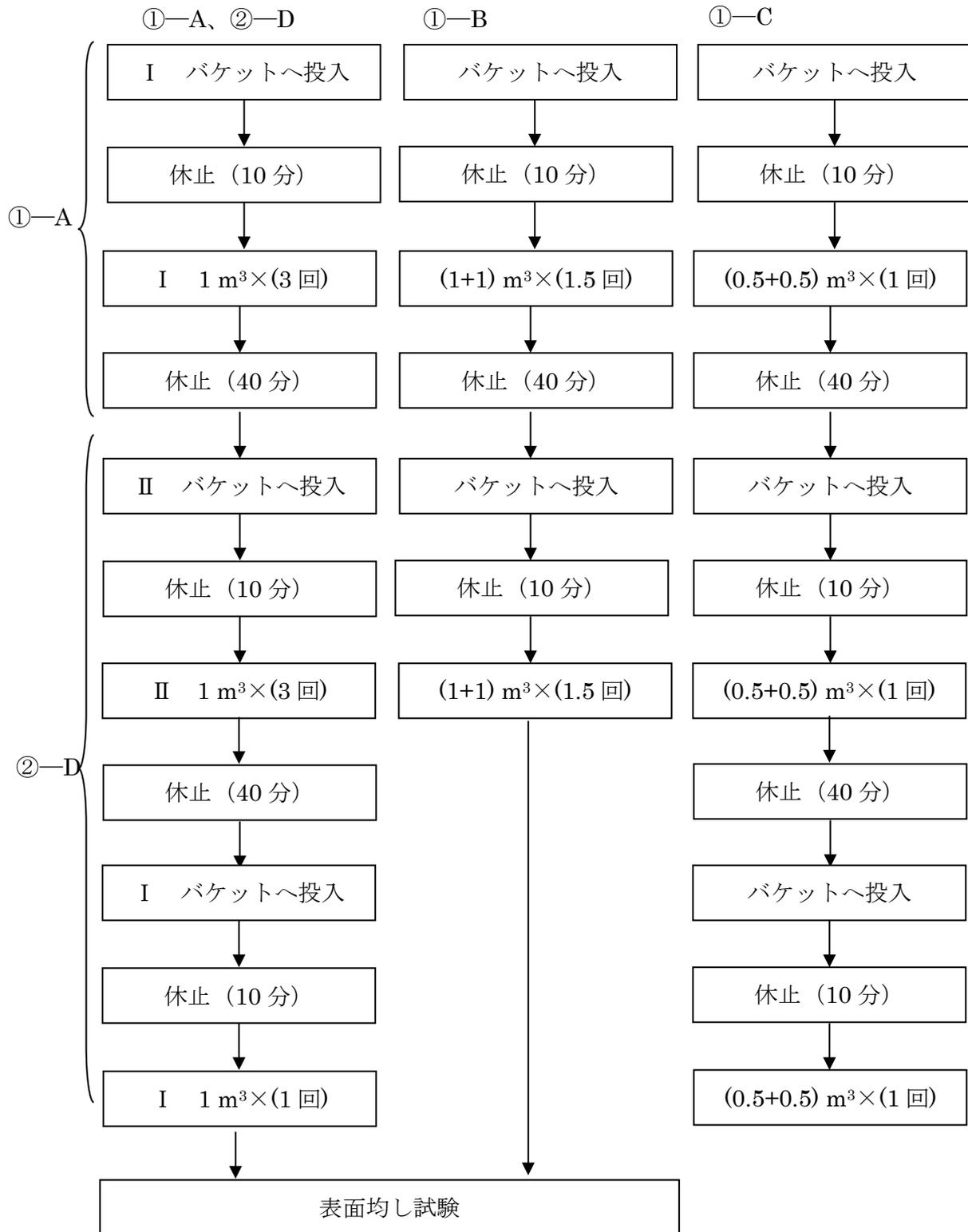


図 2-4 試験フロー

図 2-5 に実施設で想定されるピット寸法を示す。実際の施設で、上部充填材が 1 度に打ち込まれる面積を仮に、 $A=8.8 \times 8.8=77.44 \text{ m}^2$ として算定した。バケツ容量を 10.0 m^3 とすれば、バケツの運搬 1 回につき打ち上がる打込み高さは、

$10.0[\text{m}^3] \div 77.44[\text{m}^2]=0.129[\text{m}] (\approx 13 \text{ cm})$ である。この打ち上がり高さを模擬することとして、打込みスケジュールを設定した。

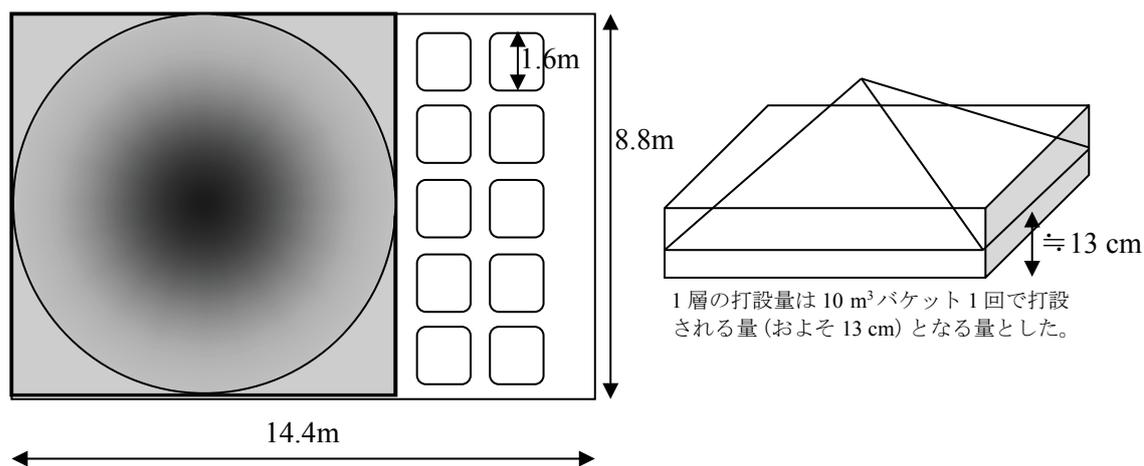


図 2-5 実施設のピット寸法

コンクリートバケツは図 2-6 に示す機器を用い、排出口のサイズを切り抜いた鉄板(写真 2-1) を内側に貼り付けて排出口の大きさを机上検討で設定した直径 300 mm に調整した。

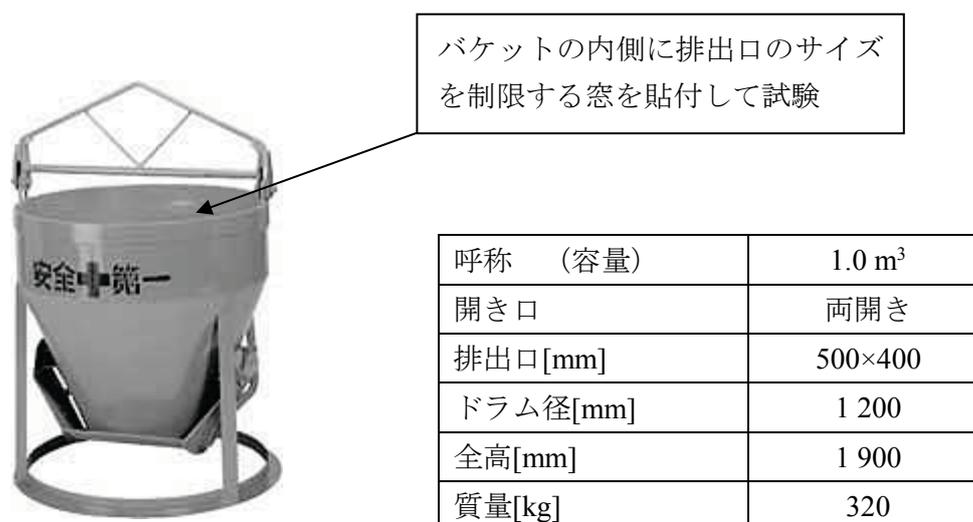


図 2-6 使用バケツ (1.0 m³級)



写真 2-1 排出口調整金物（排出口 $\phi 300$ mm）

ポンプ車、アジテータ車、均し施工前不陸調整用のバックホウの配置を図 2-7 に、試験断面を図 2-8 に示す。ポンプ車 1 台でバケットへコンクリートを供給し、作業員によりバケットを操作してコンクリートをヤード内へ排出した。打込み前の状況を写真 2-2 に、打込み状況を写真 2-3 に、打込み後仮設を取り外した状況を写真 2-4 に示す。

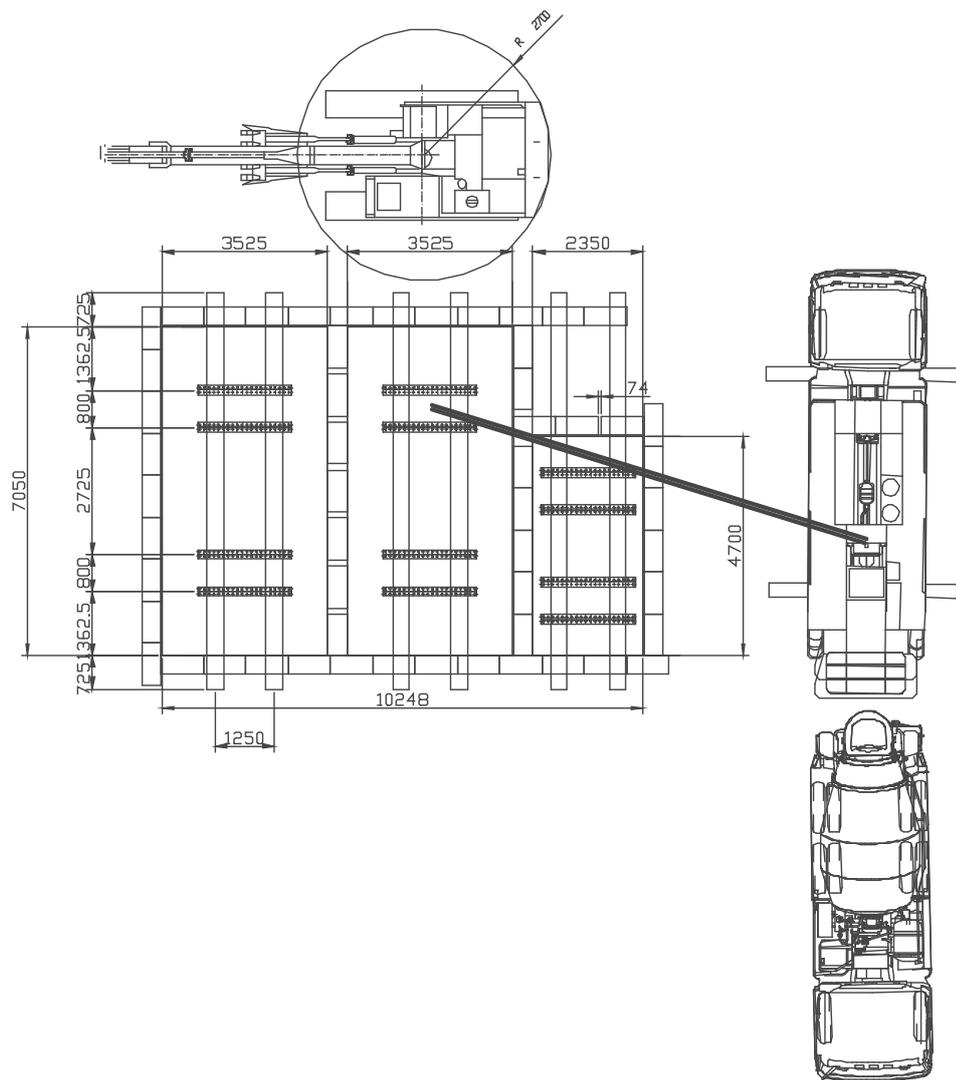


図 2-7 打込み時作業配置図

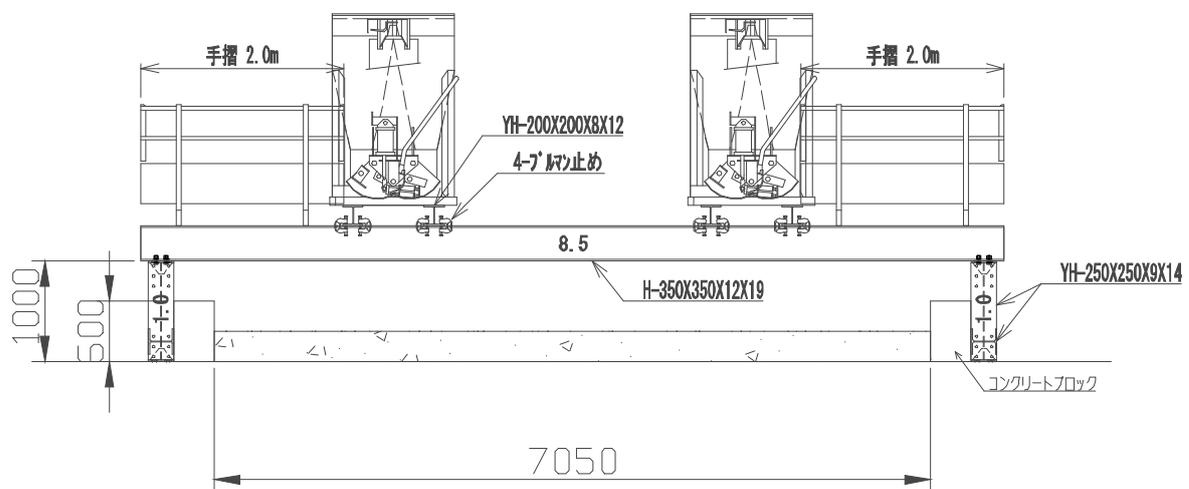


図 2-8 試験断面



写真 2-2 打込み前状況



写真 2-3 打込み状況

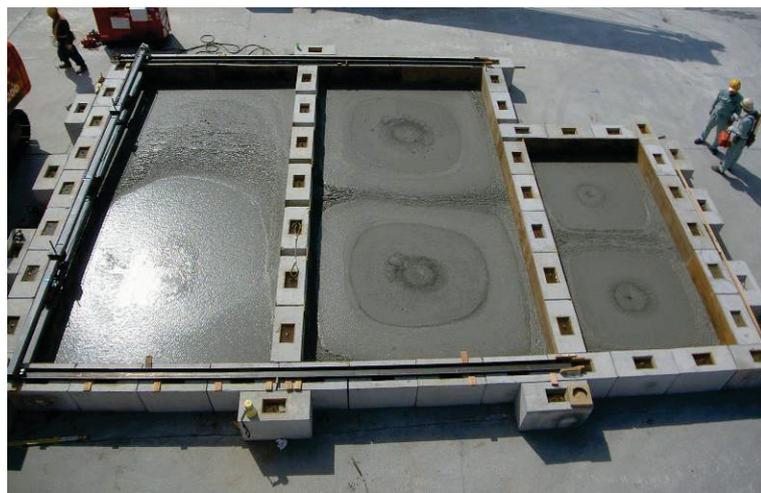


写真 2-4 打込み後の状況

(3) 表面均し試験

表面均し装置による試験は、バケット流動試験の A、B のヤードを仕切る型枠を撤去して 7.05×7.47 m のヤードとして試験した (図 2-9)。

表面均し装置は、角型鋼管と振動モータにより構成されるバーバイブを基本とした表面均し装置を用い、仕上げ性能を確認する試験を地上にて実施する。均し装置の設置状況を 図 2-10 に、施工状況を写真 2-5 に示す。

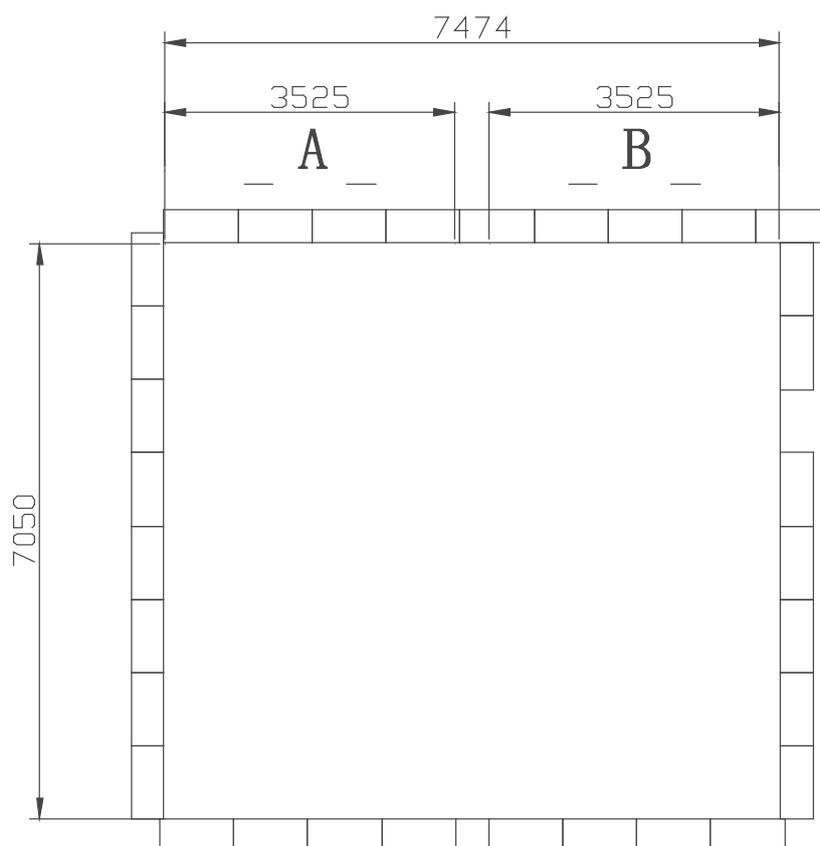


図 2-9 表面均し装置試験ヤード

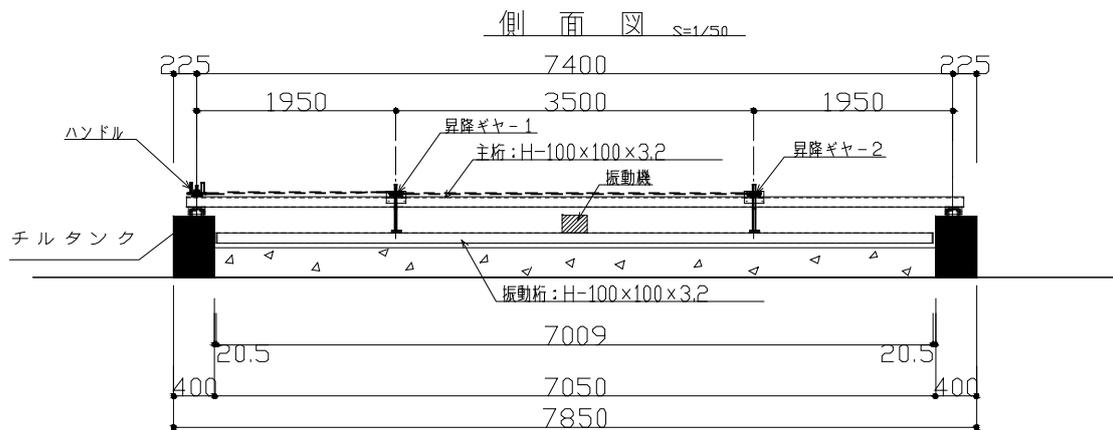


図 2-10 表面均し装置側面図



写真 2-5 表面均し装置施工状況

振動モータの仕様を表 2-2 に示す。地上試験では、このうち 200W の振動モータを中央に 1 個、400W の振動モータをサイドに 2 個用いた。

表 2-2 振動モータの仕様

商品コード	HAJ20200	HAJ25200	HAJ40200
メーカー	エクセン		
型式	KM20-2P	KM25-2P	KM40-2P
出力 [W]	200	250	400
電圧 [V]	200		
電流 [A]	1.1	1.2	2.1
周波数[Hz]	50/60		
振動数[Hz]	47.5/57.5		
遠心力[kN {kgf}]	1.96/2.84 {200/290}	2.45/3.53 {250/360}	3.92/5.69 {400/580}
適用ホッパー板厚 [mm]	3.2~4.5	3.2~4.5	4.5~6.0
取付ボルト [mm]	12	12	16
質量 [kg]	11.2	14.5	28.1

2.3 試験結果

高さ測定位置を図 2-11 に示す。バケットから排出後にスケールまたはレベルによりコンクリートの表面高さを計測した。以下に測定したコンクリート高さについて試験ヤード毎に記す。

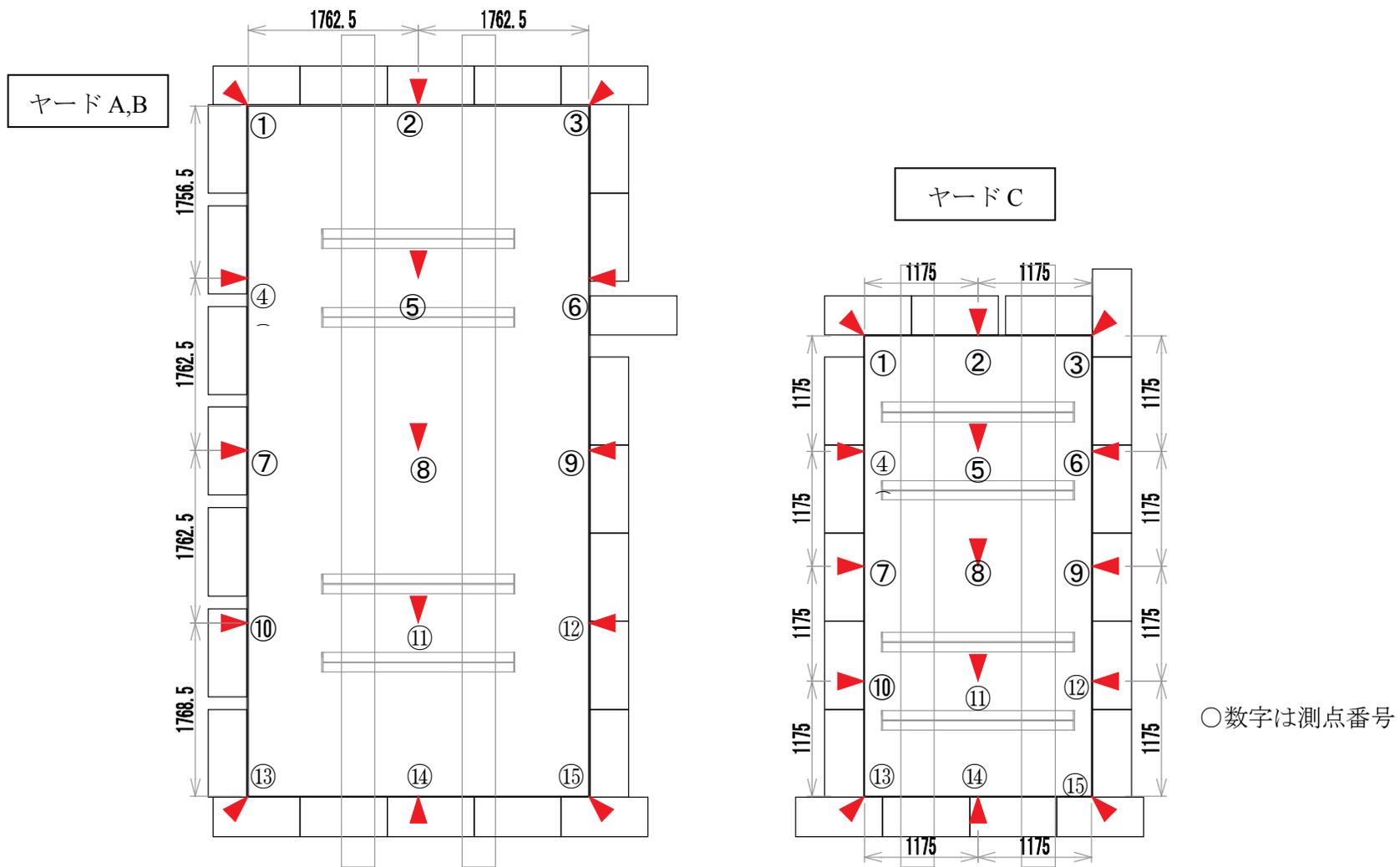


図 2-11 高さ測定位置

<Cヤード>

Cヤードの試験は図 2-12 に示すように、近距離のバケツからの同時排出を模擬している。

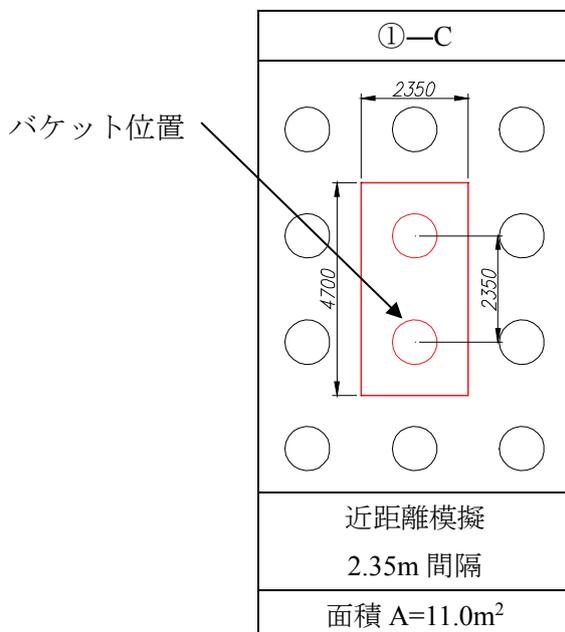


図 2-12 同時排出と流動性 (Cヤード)

バケツから排出後の測定結果 (コンクリート打ち込み高さ) を図 2-13 に示す。図は、型枠の広さを X 軸、Y 軸に、コンクリート打ち込み高さをコンターで色分けして表示した。バケツから同時に排出したコンクリートは排出した場所から型枠際まで流動し、14 mm ~26 mm 程度の高低差となった。このことから、同時に排出した方向 (図 2-1 の青囲い部) では、こまめにバケツを移動し排出位置を多くすれば、本研究で管理目標値である高低差 40 mm 以内に特別な補助工法が無くても、基準値を満足する打ち込みが施工可能であることが示唆された。排出 1~3 回目までの高低差は差異が小さく、打ち重ねによる影響は小さいと考えられた。

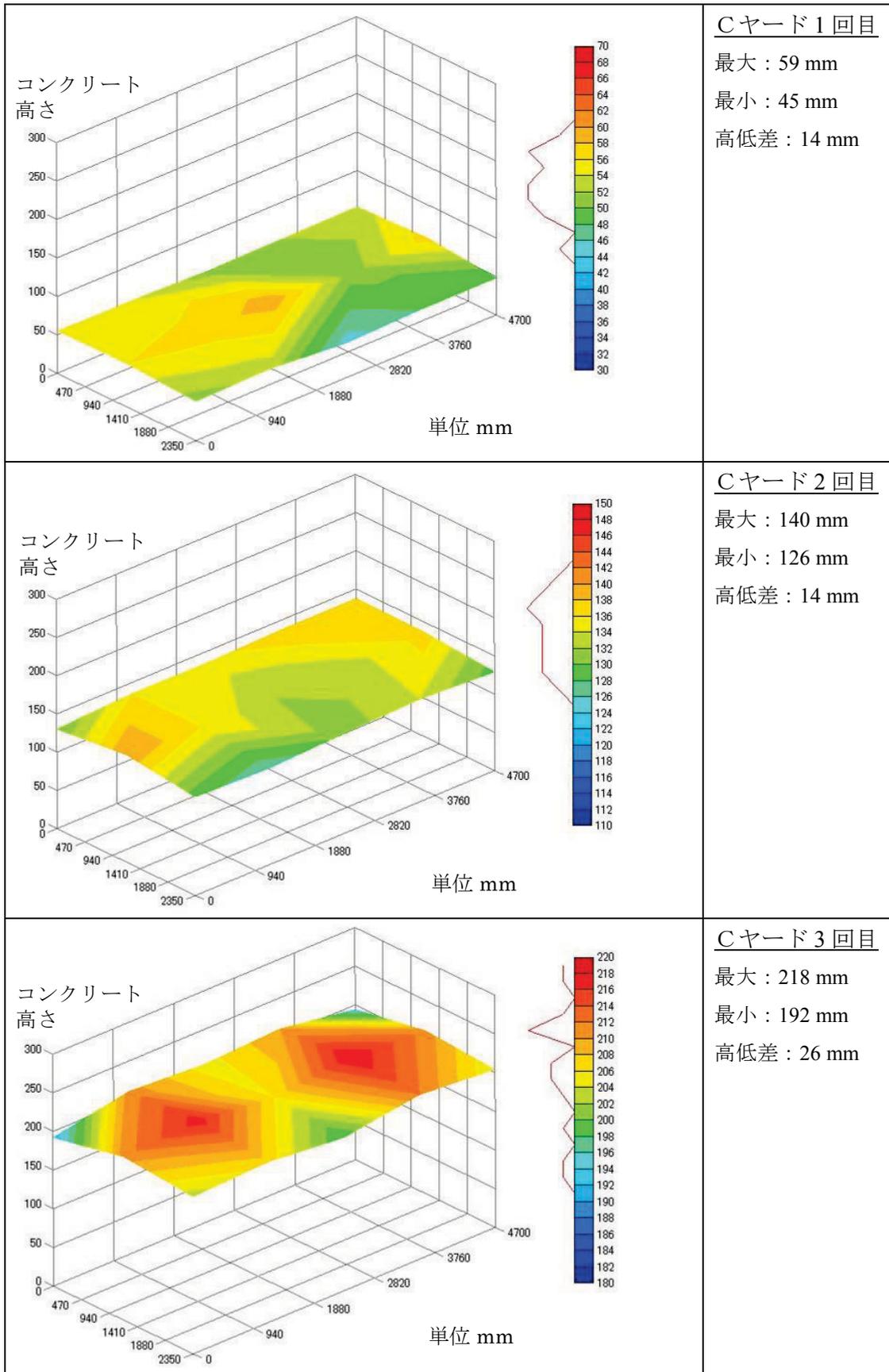


図 2-13 試験結果 (Cヤード)

<B ヤード>

B ヤードの試験は図 2-14 に示すように、中距離に設置されたバケットからの同時排出を模擬している。

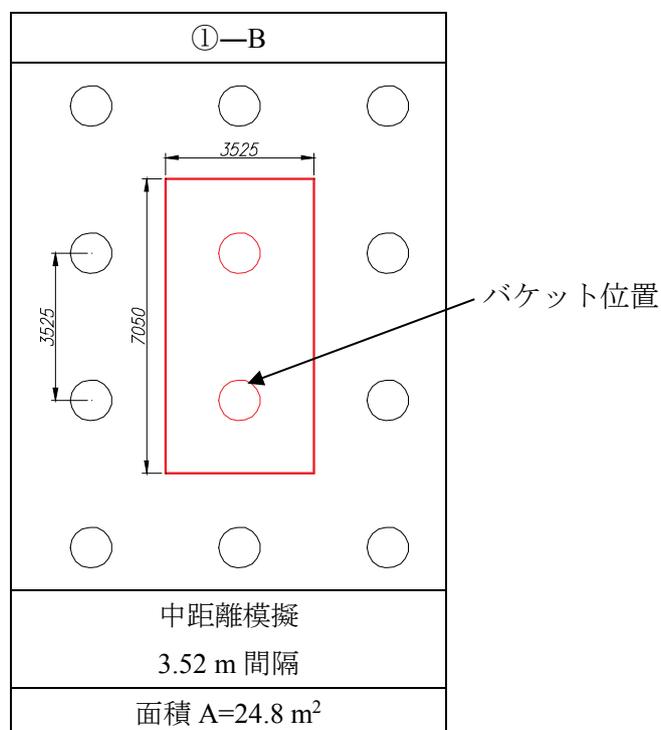


図 2-14 同時排出と流動性 (B ヤード)

バケットから排出後の測定結果（コンクリート打込み高さ）を図 2-15 に示す。バケットから同時に排出したコンクリートは排出した場所から型枠際まで流動し、30 mm～32 mm の高低差となった。このことから、同時に排出した方向（図 2-1 の青囲い部）では、B ヤード程度の範囲であれば、本研究で仮に設定している基準値である高低差 40 mm 以内に特別な補助工法が無くても、基準値を満足する打込みが施工可能である結果が得られた。

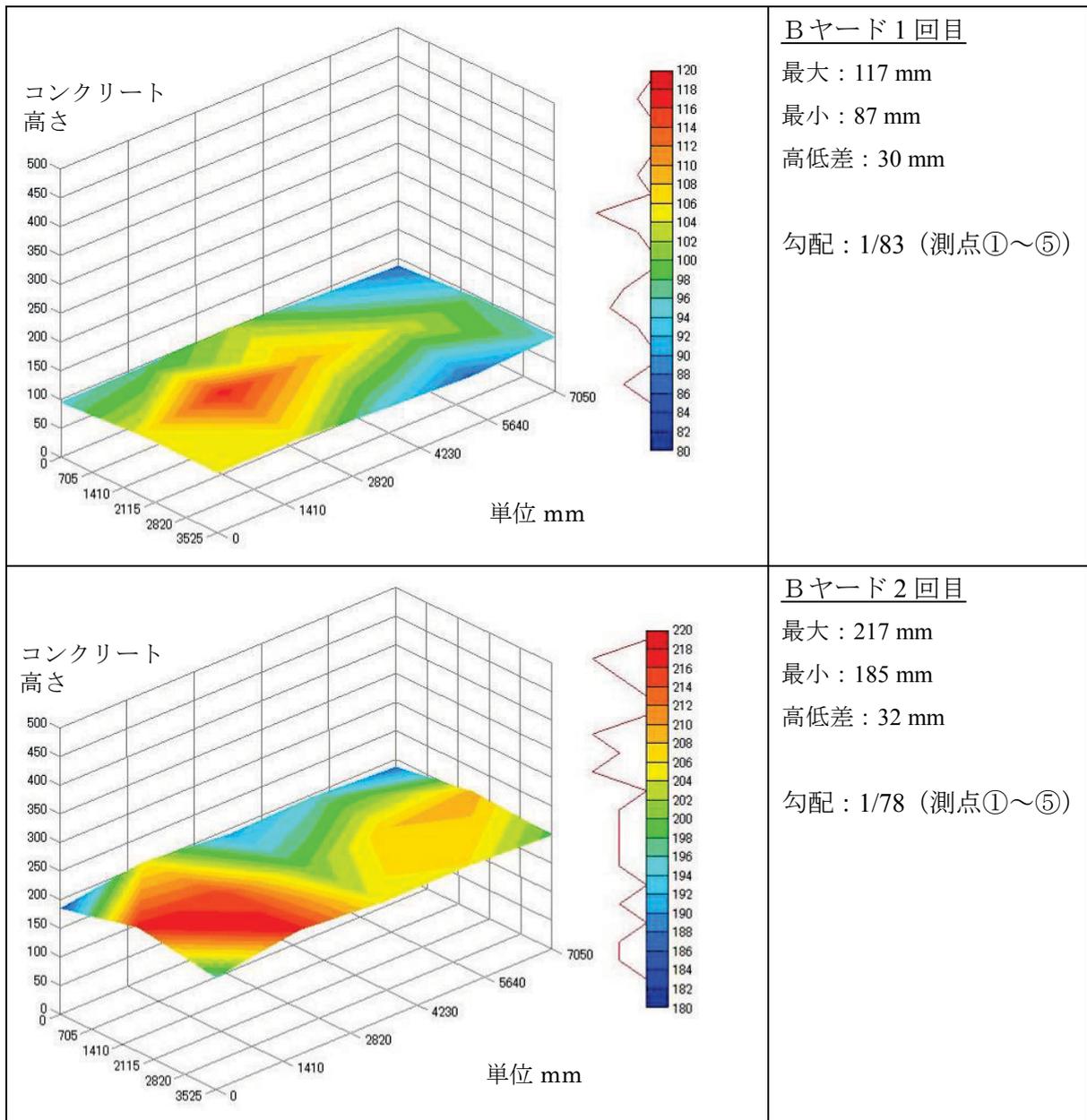


図 2-15 試験結果 (Bヤード)

<A ヤード>

A ヤードの試験は図 2-16 に示すように、1 度目の排出では遠距離に設置されたバケツからの排出を模擬し、2 度目、3 度目の排出でバケツの移動を模擬している。

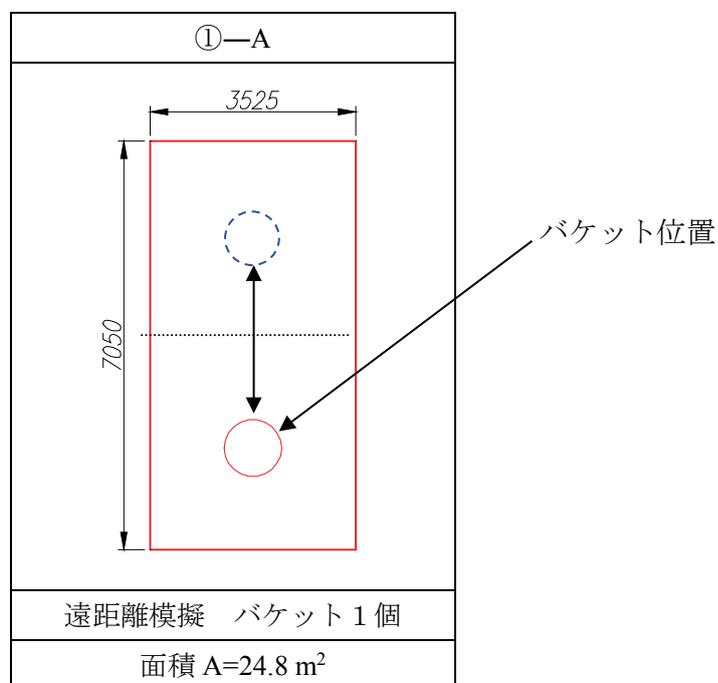


図 2-16 同時排出と流動性 (A ヤード)

バケツから排出後の測定結果 (コンクリート打込み高さ) を図 2-17 に示す。バケツトから同時に排出したコンクリートは排出した場所から型枠際まで流動し、89 mm~138 mm の高低差となった。

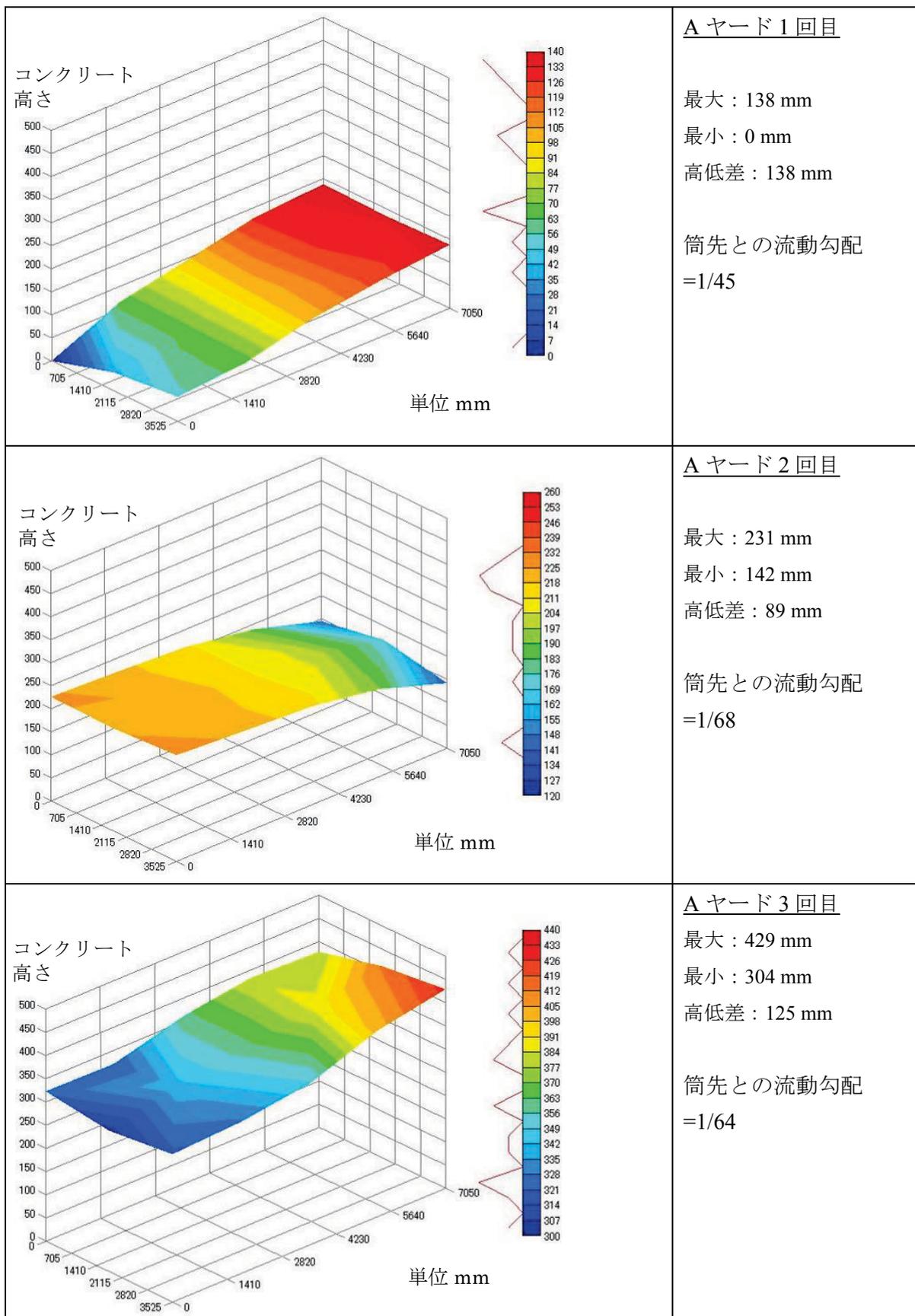


図 2-17 試験結果 (A ヤード)

図 2-18 に A ヤードで計測された排出後のコンクリート高さを示す。1、3 回目の排出は図中の計測位置⑪からの排出であり、2 回目は⑤の位置から排出している。測点番号②～⑭の中央のラインでの高さを図 2-19 に示す。1～3 回目を比較すれば、排出されたコンクリートの流動性は下層の勾配等の影響をあまり受けず、排出した側のコンクリートが高くなる様子が確認された。また、排出位置から長手方向（⑪であれば②の方向）への流動に関しては、一定の勾配を持って流動していく様子が観察されるが、型枠に近い方向への流動では、逆にコンクリート高さは高くなっている場所が存在する。これは、排出されたコンクリートは、排出直後では周囲が高くなるが、その後コンクリートは低い方へ流動し、勾配なりに高低差がついたものと考えられる。

A ヤードの交互排出の試験結果によれば、例えば最終の排出量（本研究では3 回目）を抑えることで、高低差を低減できるものと推察される。実施工でも排出量と排出位置の調整により、高低差を低減することが可能であることと考えられる。

測点番号	1 回目	2 回目	3 回目
1	0	226	323
2	40	223	304
3	54	231	319
4	65	220	321
5	66	224	340
6	67	222	327
7	97	212	360
8	100	212	360
9	102	214	348
10	128	188	383
11	126	201	386
12	123	191	401
13	138	145	378
14	134	169	413
15	138	142	429
高低差	138	89	125
距離	7880	7050	7270
勾配	1/57	1/79	1/58
筒先との高低差	126	82	82
距離	5570	5574	5290
勾配	1/45	1/68	1/64

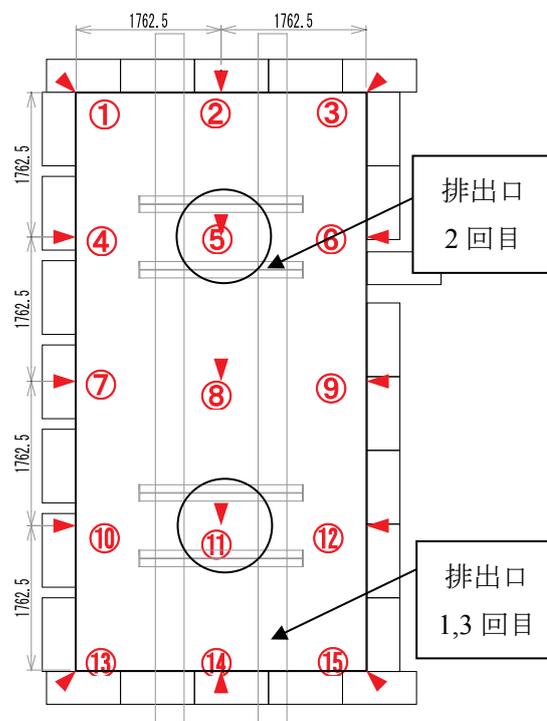


図 2-18 A ヤード排出後の打込み高さ(mm)

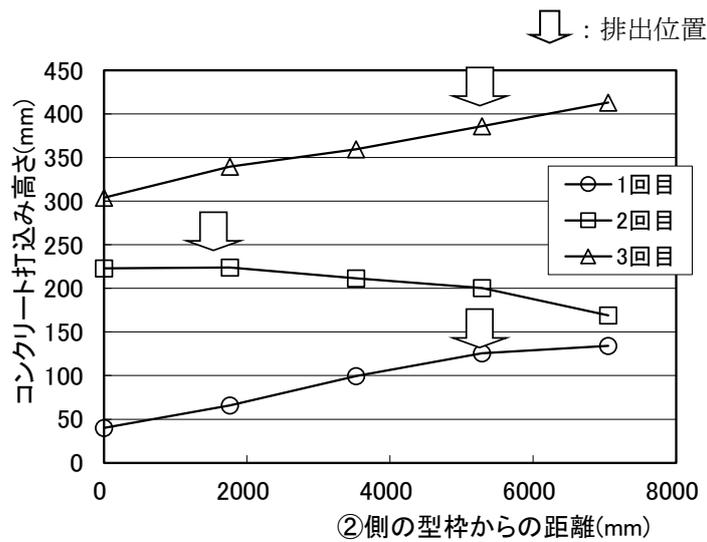


図 2-19 測定番号②～④の高さと②側の型枠からの距離との関係

高さ測定位置を図 2-20 に示す。フィニッシャー試験の試験前、試験後にコンクリートの表面高さをレベルまたはスケールにて測定した。図 2-21 に均し施工前から 1～3 回の均し後測定したコンクリート高さを示す。均し施工により高低差が低減している様子が確認できる。

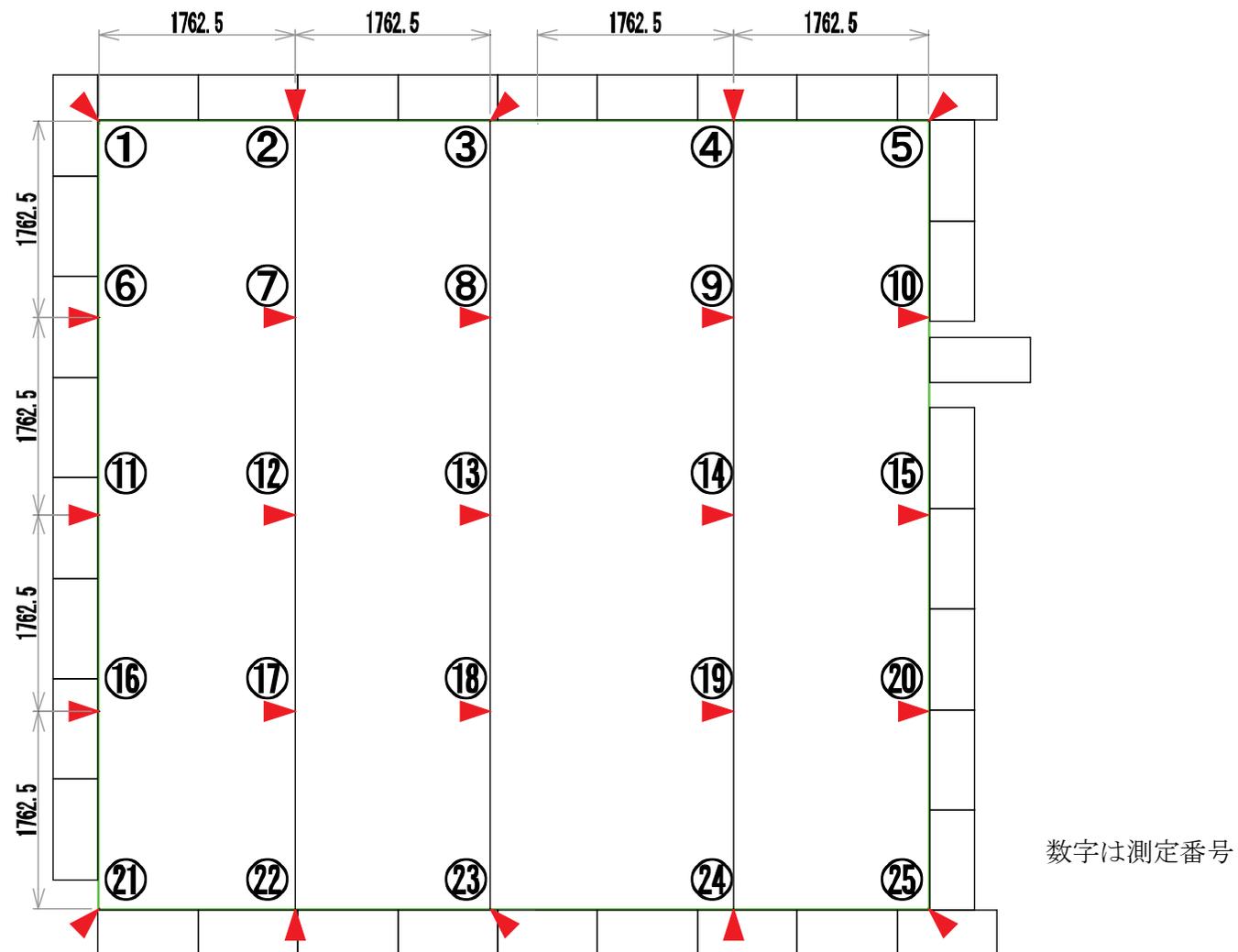


図 2-20 コンクリート打込み高さ測定位置 (表面均し試験時)

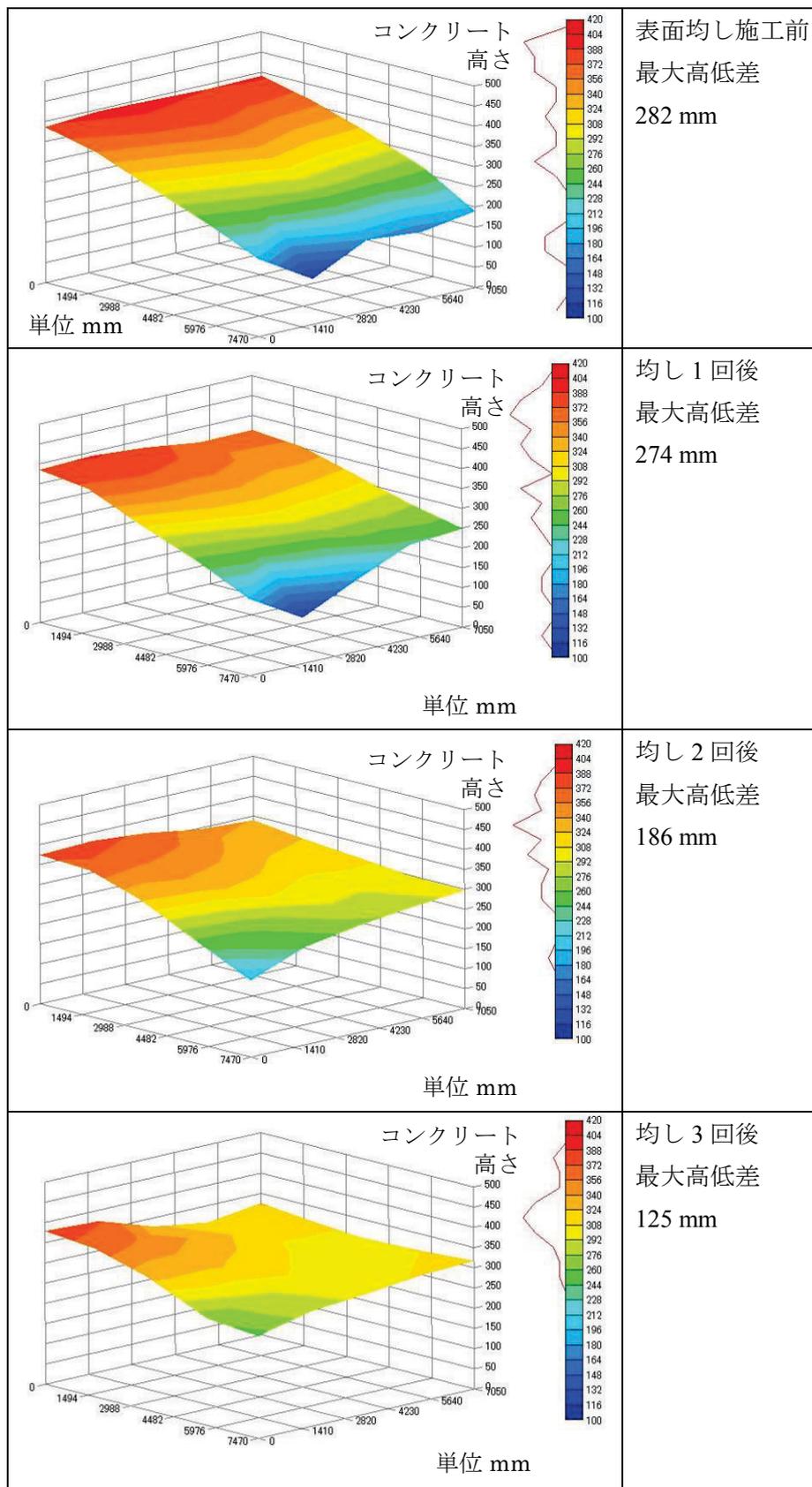


図 2-21 表面均し後のコンクリート高さの推移

図 2-22 に図 2-23 に示す位置について均し後のコンクリート高さと勾配を整理した。均し回数を増やすことで高低差を低減できることが確認された。

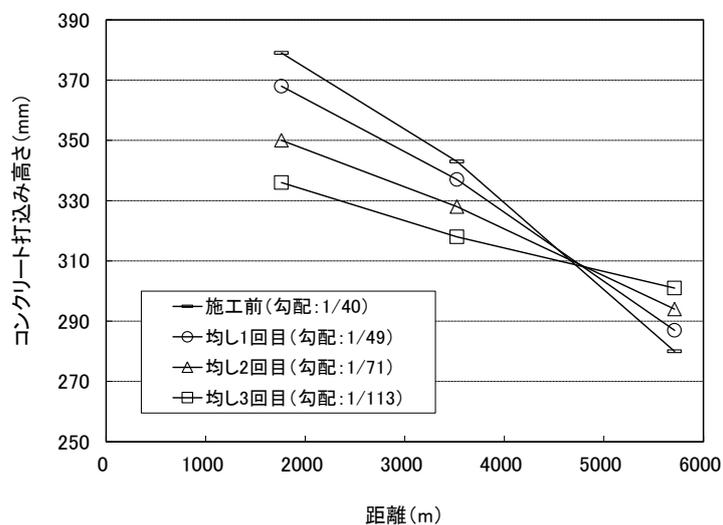


図 2-22 均し後のコンクリート高さと測定⑪側の型枠からの距離との関係

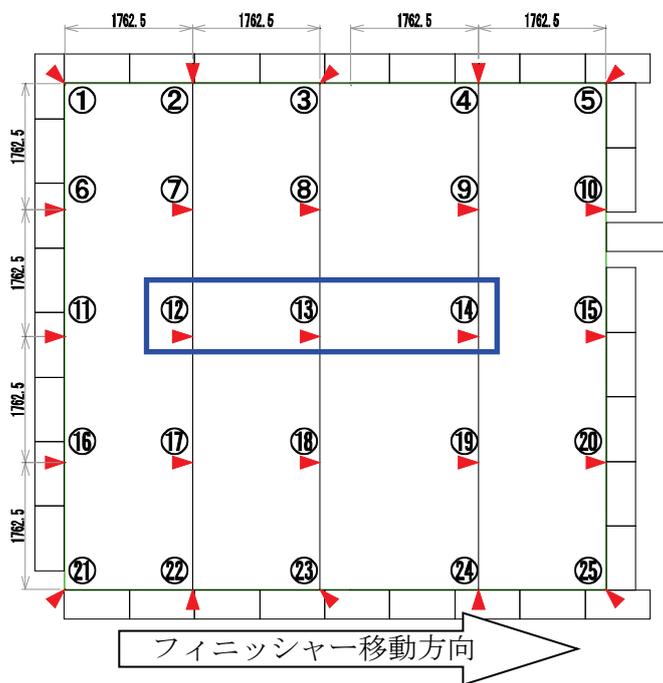


図 2-23 測定箇所

図 2-24 に図 2-23 に示す位置について均し回数で整理した表面均し施工後の流動勾配を示す。表面均し装置による仕上げにより、流動勾配が低減されたことが確認できる。

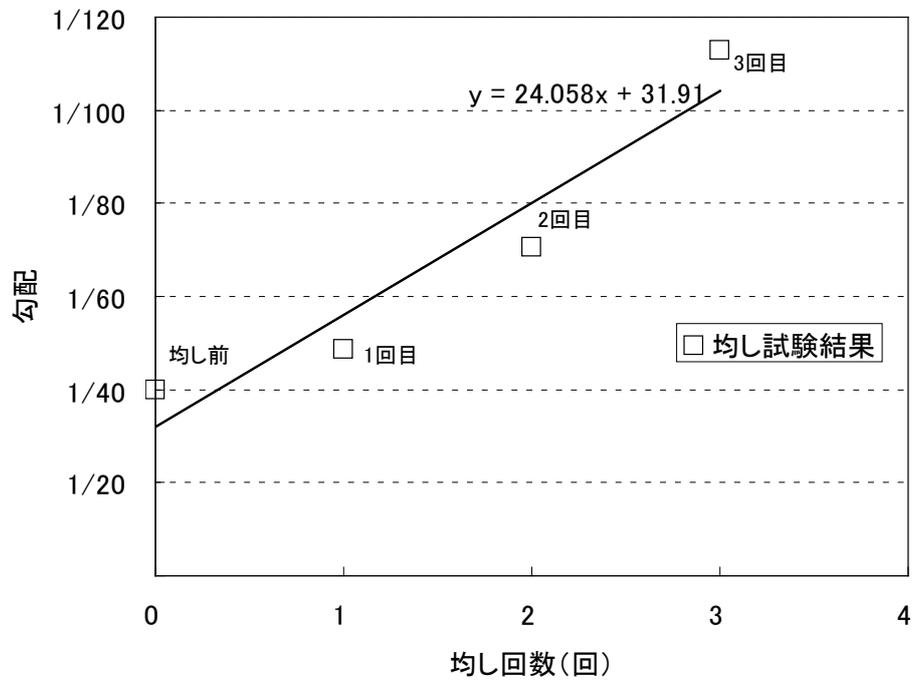


図 2-24 表面均し回数と流動勾配の関係

写真 2-6 に均し後のコンクリート表面を示す。均し後のコンクリート表面にはペースト分が浮いたような状態が観察され、振動が強すぎると考えられる材料分離が生じていた。このことから、実証試験では振動出力を落とす必要があると考えられた。地上試験での振動モータは出力 400 W を 2 個、200 W を 1 個としていた。



写真 2-6 均し後のコンクリート表面の外観

図 2-25 に表面均し時における均し装置の前後のコンクリート断面を示す。均し装置通過後にコンクリート表面で 2 cm 程度の盛り上がりが観察されたことから、実証試験では均し装置を設計高さから 2 cm 低く設置する必要があると考えられた。

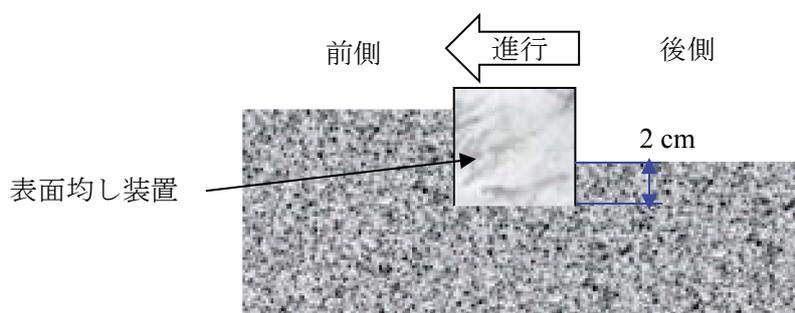


図 2-25 均し装置の前後のコンクリート断面の模式図

バケツから排出されたコンクリートの排出時間を測定した結果を表 2-3 に示す。
 1.0 m³ 積載のバケツから排出された排出時間の平均は 8.6 秒で、0.5 m³ 積載から排出された時間 4.10 秒の約 2 倍であり、積載量と排出時間には正の相関があると考えられる (図 2-26)。

表 2-3 排出時間

ヤード	積載量 (m ³)	排出時間 (s)	備考
C	0.5	4.3	
A	1.0	8.7	
A	1.0	8.2	10 分静置無し
A	1.0	8.5	10 分静置無し
A	1.0	8.6	10 分静置無し
B	1.0	8.8	
B	0.5	3.8	
B	0.5	4.2	

0.5 m³ 積載 平均 4.1 秒

1.0 m³ 積載 平均 8.6 秒

静置無し 平均 8.4 秒

10 分静置有り 8.8 秒

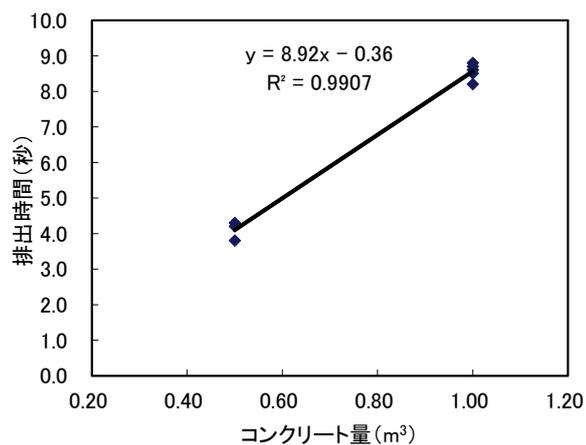


図 2-26 コンクリート量と排出時間の関係

打込み時にバケットの移動時間を模擬することとして、バケット内でコンクリートを10分間静置した後に排出したケースを試験した。図 2-27 に静置した場合としなかった場合とで1 m³のコンクリートを排出するのに要する時間について整理した。静置により排出口付近に骨材が滞留し排出時間が大きくなることが想定されたが、排出口が直径300 mm と比較的大きい本研究では、静置の影響は見られなかった。

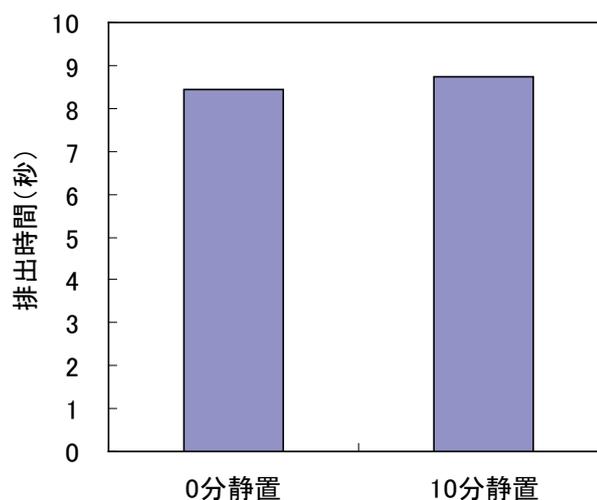


図 2-27 静置時間と1 m³のコンクリートの排出に要する時間

アジテータ車を最大能力で稼働させ、仮設ヤード内へコンクリートを排出し、アジテータ車からの供給速度を計測した。1.4 m³のコンクリートを排出するのに要する時間は90秒であった。このときの排出速度は0.9 m³/minである。これによれば、4 m³積載のアジテータ車であった場合1台当たり5分程度の時間を要する計算となる。

使用したアジテータ車は、日野自動車「コンクリートミキサー車」平成11年式、10t積み車であり、一般的な機種である。

地下空洞型処分施設の処分空洞1本当たりの延長として、バケットの移動距離は片道150 m～250 mが想定される。また、打込み後荷卸し場所まで戻る必要があるため、移動時間は往復分必要である。

移動速度を、一般的な天井クレーンを例にして仮に設定する。地上試験の結果により排出口の径をφ300としたバケットから排出されるコンクリートの排出速度は8.5秒/m³(423 m³/h)であった。つまり、バケットからの排出時間はサイクルタイムには影響を与えないほど短時間である。当初、バケット投入後の移動時間による骨材の沈下等による材料分離が排出速度へ悪影響を与えることが懸念されたが、排出口が直径300 mm程度の比較的大きな排出口であった場合は、図 2-27 に示す様にバケットへコンクリートを投入した時間が経過したとしても排出速度には大きな影響を与えないことが確認さ

れた。

地上試験の結果を踏まえた以上の条件からバケット1回の打ち込みに要するサイクルタイムを試算した。移動速度は発進時や到着時のロス等を考慮し、一般的な天井クレーンの移動速度=最大40 m/分の80%とした。また、バケットへのコンクリート投入の際にはアジテータ車の運転手がバケットの移動する区間に立ち入ることを考慮し、放射線区域を仕切る遮へい壁を設け、これの開閉に15分を要することを仮に含んだ。サイクルタイムは移動距離により左右し、40~47分と試算した。

表 2-4 サイクルタイムの算定

項目	単位	短距離	長距離
バケット容量	m ³	10.0	10.0
移動距離	m	300	500
移動速度	m/分	32.0	32.0
移動時間	分	9.40	15.6
遮へい壁開閉他	分	15.0	15.0
排出速度	m ³ /h/箇所	423	423
排出口数	箇所	2	2
排出時間	分	0.70	0.70
バケットへの供給	分	15.0	15.0
サイクルタイム	分/回	40.1	46.3
打込み速度	m ³ /h	15.0	12.9

表 2-5 に表面均し装置の移動速度を算出した。移動速度の平均は1.4 m/分であった。均し施工中、均し装置本体の剛性が不足し、本体が屈曲するような様子が確認され、スムーズな動きができなかったことから、試験空洞内での実証試験では、表面均し装置の補強・改良が必要であると考えられた。

表 2-5 表面均し装置の移動時間

	計測距離(m)	時間	m/分
1回目	3.5	01:23	2.5
2回目	3.5	03:19	1.1
3回目	3.5	05:28	0.6
		平均	1.4

2.4 地上試験のまとめ

地上試験の結果を以下にまとめる。

- B、Cヤードでの試験によれば、同時排出を模擬した横方向の高低差は40 mm以下となった。
- Aヤードでの試験によれば、交互に排出した場合には排出口付近のコンクリートが高くなり、高低差は80 mm～140 mm程度生じる。ただし、高低差は排出量の調整により低減可能である。
- 表面均し装置による均し回数を重ねることにより、高低差および流動勾配を低減することができる。
- コンクリート表面には振動モータの出力が強いと考えられる材料分離が見られた。
- 表面均し装置本体の剛性が小さく、本体の屈曲等によりスムーズに動かなかった。表面均し装置の補強・改良が必要であった。
- バケット1回当たりの打込みサイクルタイムは、40～47分と試算した。

空洞内の実証試験を行うに当たり、地上試験の結果から坑内でのコンクリートの流動について簡易的にシミュレートして試験を計画した。シミュレートに当たっては、図2-28に示すように、地上試験のAヤードおよびBヤードの成果を適用した。

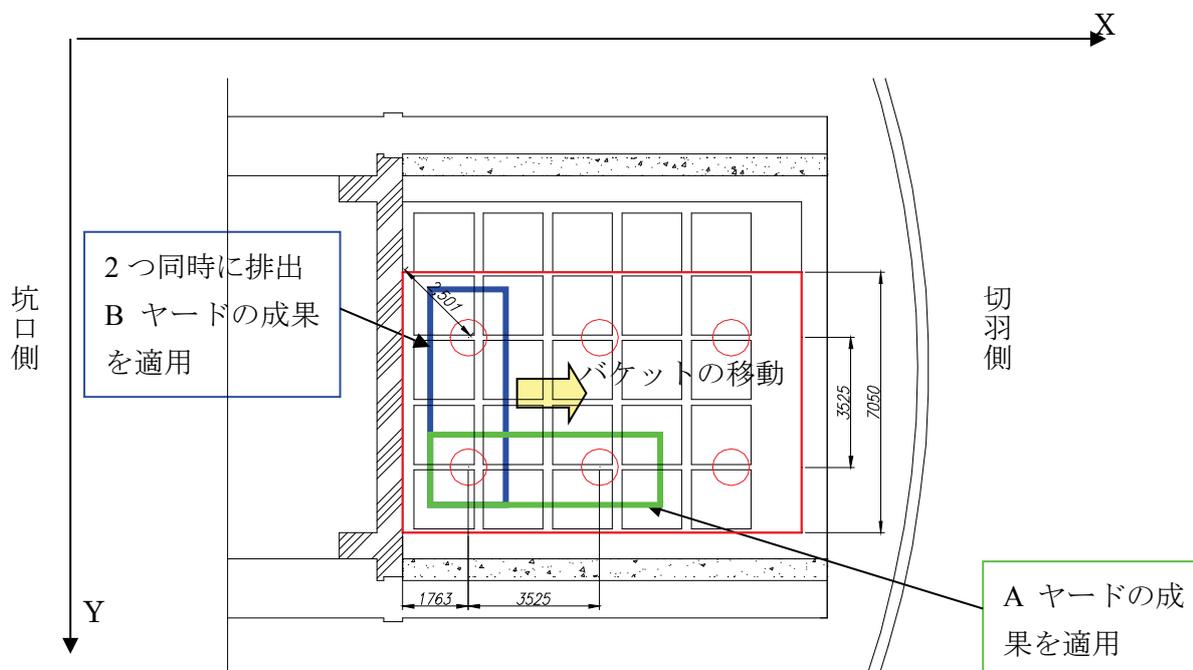


図 2-28 空洞内試験概要

Y方向のコンクリートの流動については、地上試験Bヤードの成果により本研究の目標値である高低差（40 mm 以内）に納まることが確認されている。

X方向の流動についてはAヤードの成果をもとに考える。図 2-29 に表面均し試験の結果とAヤードの流動試験の結果を整理した。表面均し試験では、均し回数を増大させると勾配が小さくなることが確認されており、空洞内試験においてバケットからの排出が終了した段階での勾配を流動試験でのAヤードで計測された流動勾配=1/64 とすれば、1回の均しで勾配は1/88 になることが推定される。実証試験において本研究の目標値である高低差4 cm となるように排出位置（間隔）を設定する。

地上試験と同様に、排出間隔を3525 m とすれば、各排出位置の打込み量（打ち上がり高さ）を調整することにより高低差40 mm（3525m×1/88）前後に収めることが可能と計算される。このため、試験空洞内ではこの排出位置間隔にバケットを設置した（図 2-30）。

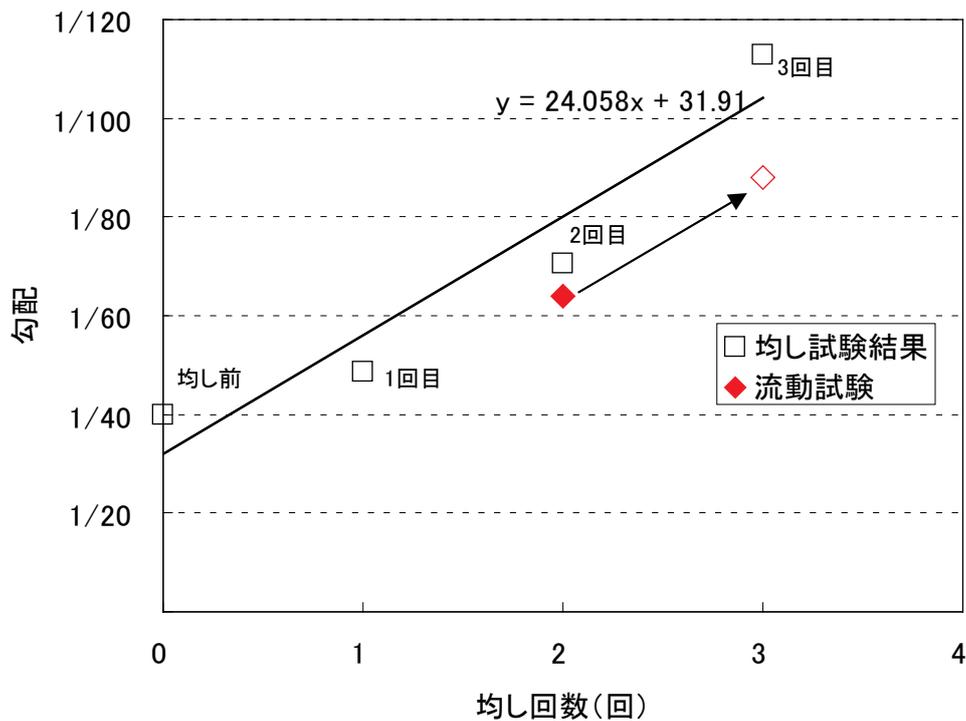


図 2-29 表面均し回数と流動勾配

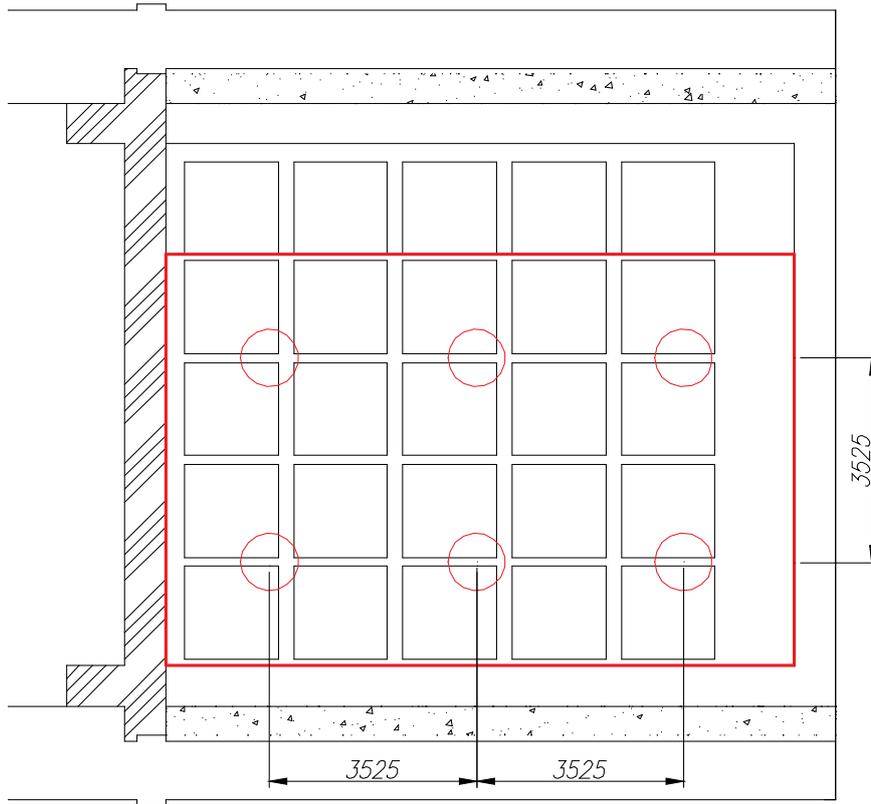


図 2-30 試験空洞内のバケット間隔計画

謝辞

本研究は筆者が鹿島建設株式会社において、経済産業省の委託により実施した管理型処分技術調査等事業「地下空洞型処分施設性能確証試験」（平成 21～22 年度）の研究に基づき、その後東北大学大学院 工学研究科 土木工学専攻 博士課程後期課程において、セメント系充填材について検討した結果をとりまとめたものです。研究に御参加頂いた関係各位の御尽力に心より感謝の意を表します。

本論文の取りまとめにあたり、東北大学大学院 教授 久田真先生には高い見識と広い視野から多くのご指導をいただき、またコンクリートと社会貢献への熱い情熱を学びました。心より感謝の意を表します。同 准教授 皆川浩先生には、親身かつ丁寧な御指導を賜るとともに、学生生活全般の相談を快く受け止めていただきました。同 助教 宮本慎太郎先生には、セメント化学の基礎から丁寧にご教示いただきました。心より感謝の意を表します。

東北大学大学院 教授 風間基樹先生、同 教授 運上茂樹先生、には、論文の審査を引き受けて頂き、多数の的確な御意見を賜りました。様々な分野の第一人者である先生方からの御意見は、大変参考になりました。心より感謝の意を表します。

群馬大学・前橋工科大学 名誉教授 辻幸和 先生には、本研究を遂行した十数年にわたり、コンクリートの初歩からご指導ご鞭撻を賜り、いつも勇気づけて頂きました。心より感謝の意を表します。八戸工業高等専門学校 准教授 庭瀬一仁先生には、青森県六ヶ所村での現地試験から多大なるご指導をいただき、私の学位取得のきっかけを作ってくださいました。心より感謝の意を表します。

日本原燃株式会社 佐々木泰博士、同 進士喜英博士、公益財団法人原子力環境整備促進・資金管理センター 寺田賢司氏、同 秋山吉弘氏、東電設計株式会社 石橋勝彦氏、同 伊藤喜広氏、大成建設株式会社 矢田勤氏、清水建設株式会社 杉橋直之博士には、様々な専門的見地からご助言、ご指導を賜りました。心より感謝の意を表します。

鹿島建設株式会社 横関康祐博士には、筆者が鹿島技術研究所在席時の上司として、研究者としての心構えからご指導いただきました。また、鹿島建設株式会社 新保弘氏には、研究全般に助言くださり、取違剛氏、佐々木敏幸氏、高柳達徳氏、関健吾氏には、現場試験や室内試験等について研究を支えていただきました。感謝いたします。職場である鹿島建設株式会社東北支店の上司、同僚の皆様、特に品川敬氏、田口浩己氏、河本勝久氏、神品英夫氏、西村元男氏、佐藤公彦氏には職場環境へのご配慮をいただき、難しいと考えていた仕事との両立を成し遂げることができました。感謝いたします。

東北大学大学院 建設材料学研究室の学生の皆様、特に馬渡大壮氏には、セメントの水和に関する実験や膨大なデータ整理の大部分を担っていただきました。感謝いたします。

最後に、筆者を見守ってくれる父と母、常に筆者を無償の愛情で支えてくれる妻 智子、かけがえのない時間を共有してくれる長男 真大と次男 立樹、長女 彩芽に、心からの御礼を表して、謝辞と致します。

令和 元年 九月

武地 真一