

平成29年度
高レベル放射性廃棄物等の
地層処分にに関する技術開発事業
処分システム工学確証技術開発

平成25年度～平成29年度の取りまとめ報告書

平成30年3月

公益財団法人 原子力環境整備促進・資金管理センター

本報告書は、経済産業省からの委託研究として、公益財団法人 原子力環境整備促進・資金管理センターが実施した、平成25～28年度 地層処分技術調査等事業 処分システム工学確証技術開発および平成29年度 高レベル放射性廃棄物等の地層処分に関する技術開発事業 処分システム工学確証技術開発の開発成果をとりまとめたものです。

目 次

第1章	はじめに.....	1-1
1.1	背景および目的.....	1-1
1.2	本事業における設定課題と5年間の計画.....	1-1
1.3	本報告書の構成.....	1-2
1.3.1	人工バリア品質/健全性評価手法の構築—オーバーパック.....	1-2
1.3.2	人工バリア品質/健全性評価手法の構築—緩衝材.....	1-3
1.3.3	人工バリアと周辺岩盤の長期挙動評価手法の構築.....	1-3
1.3.4	モニタリング関連技術の整備.....	1-3
1.3.5	自然災害に対する操業期間中の安全対策に関する基盤技術の開発.....	1-3
第2章	人工バリア品質/健全性評価手法の構築—オーバーパック.....	2-1
2.1	背景および目的.....	2-1
2.2	健全性評価のための研究開発課題の設定.....	2-1
2.2.1	健全な状態の定義.....	2-2
2.2.2	環境条件および候補材料.....	2-2
2.2.3	想定される破損モード.....	2-2
2.2.4	健全性確保のための研究開発課題.....	2-4
2.3	腐食評価.....	2-5
2.3.1	低酸素雰囲気における腐食速度.....	2-5
2.3.2	炭素鋼の水素吸収量.....	2-14
2.3.3	溶接部の残留応力改善.....	2-15
2.4	構造評価.....	2-19
2.4.1	溶接部の非破壊検査.....	2-19
2.4.2	破壊靱性値の低下量の予測.....	2-21
2.4.3	破損評価.....	2-28
2.5	健全性確保のための設計・検査の考え方.....	2-36
2.6	まとめと今後の課題.....	2-39
第3章	人工バリア品質/健全性評価手法の構築—緩衝材.....	3-1
3.1	背景と目的.....	3-1
3.2	調査研究のアプローチ.....	3-2
3.3	緩衝材への地下水浸潤.....	3-7
3.3.1	緩衝材への地下水浸潤速度.....	3-7
3.3.2	再冠水過程での密度均質化挙動.....	3-16
3.3.3	施工特性による浸潤・膨潤変形挙動.....	3-26
3.3.4	浸潤による間隙空気の移行.....	3-32
3.4	再冠水時の緩衝材の変質に関わる検討.....	3-36

3.4.1	ベントナイトの Ca 型化が力学挙動に及ぼす影響.....	3-36
3.5	緩衝材の流出に関する検討.....	3-40
3.5.1	室内試験	3-40
3.5.2	地下研究施設における緩衝材流出試験	3-54
3.5.3	緩衝材流出対策のための湧水の評価.....	3-64
3.6	緩衝材施工技術の検討	3-70
3.6.1	吹付け施工技術の高度化に向けた取り組み.....	3-70
3.6.2	設計方法の検討	3-76
3.7	まとめ	3-83
3.7.1	緩衝材への地下水浸潤.....	3-83
3.7.2	再冠水時の緩衝材の変質に関わる検討	3-85
3.7.3	緩衝材の流出に関する検討	3-85
3.7.4	緩衝材施工技術の検討.....	3-87
第 4 章	人工バリアと周辺岩盤の長期挙動評価手法の構築	4-1
4.1	背景および目的.....	4-1
4.2	研究開発の進め方	4-2
4.2.1	ニアフィールド領域を対象とした遠心模型試験	4-2
4.2.2	ニアフィールド領域を対象とした THM 連成解析	4-2
4.2.3	人工バリアと周辺岩盤の長期挙動予測手法（案）の構築.....	4-2
4.3	ニアフィールド領域を対象とした遠心模型試験.....	4-2
4.3.1	遠心模型試験の概要	4-2
4.3.2	試験条件および境界条件.....	4-7
4.3.3	遠心模型試験結果.....	4-11
4.4	ニアフィールド領域を対象とした THM 連成解析	4-17
4.4.1	材料物性に関する試験データの取得およびばらつき評価のための要素試験.....	4-17
4.4.2	解析コードおよび解析条件	4-22
4.4.3	感度解析	4-31
4.4.4	遠心模型試験の再現解析	4-33
4.5	人工バリアと周辺岩盤の長期挙動予測手法（案）の構築	4-38
4.6	まとめ	4-39
第 5 章	モニタリング関連技術の整備	5-1
5.1	研究の背景と目的	5-1
5.2	研究アプローチと得られた成果.....	5-2
5.2.1	性能確認に資するモニタリング	5-2
5.2.2	中核的技術の調査研究.....	5-2
5.2.3	性能確認以外のモニタリングに関する検討.....	5-3
5.2.4	モニタリング技術の体系的整理.....	5-3
5.2.5	記録保存に関する動向調査	5-3

5.3	モニタリングの枠組みに関する検討	5-4
5.3.1	品質保証／性能確認プログラムを指向した国際的動向の調査	5-4
5.3.2	性能確認プログラム／品質保証プログラム体系の構築に資する知見の体系化	5-6
5.4	無線伝送技術の開発	5-10
5.4.1	無線通信（中継器）の開発	5-10
5.4.2	地下施設（幌延・瑞浪）における無線通信結果	5-17
5.4.3	給電技術の開発	5-20
5.5	まとめと今後の展開	5-34
5.5.1	モニタリングの枠組みの検討	5-34
5.5.2	無線伝送技術の検討	5-34
第6章	自然災害に対する操業期間中の安全対策に関する基盤技術の開発	6-1
6.1	背景と目的	6-1
6.2	研究開発の課題設定と進め方	6-1
6.3	操業期間中の安全対策の整理、検討	6-3
6.3.1	自然災害に対する安全対策の考え方	6-3
6.3.2	地層処分施設における操業安全対策の検討	6-7
6.4	一般労働安全対策の検討（火災）	6-8
6.4.1	評価手法の検証	6-9
6.4.2	安全対策の検討	6-12
6.5	人工バリアに対する安全対策の検討（放射線安全：火災、津波）	6-18
6.5.1	火災における安全対策の検討	6-18
6.5.2	人工バリアの熱応力解析による火災影響（地上）	6-19
6.5.3	人工バリアの熱応力解析による火災影響（地下）	6-25
6.5.4	津波における安全対策の検討	6-29
6.6	まとめ	6-32
6.6.1	操業期間中の安全対策の検討	6-32
6.6.2	一般労働安全対策の検討（火災）	6-33
6.6.3	人工バリアに対する安全対策の検討（放射線安全：火災、津波）	6-33
第7章	まとめ	7-1

目 次

図 2.2.4-1	オーバーパックの強度に関する健全性確保のための研究開発課題	2-5
図 2.3.1-1	低酸素雰囲気における平均腐食速度の推移	2-6
図 2.3.1-2	試験坑道の断面と試験体のイメージ	2-7
図 2.3.1-3	試験装置の構成	2-7
図 2.3.1-4	溶存酸素量および溶存二酸化炭素量	2-8
図 2.3.1-5	地下水組成	2-9
図 2.3.1-6	地下水の Na/Cl 比 (左) と Na/IC 比 (右)	2-9
図 2.3.1-7	地下水の pH	2-10
図 2.3.1-8	試験体温度測定結果	2-11
図 2.3.1-9	3 電極式腐食センサーによる腐食速度計測値の経時変化	2-12
図 2.3.1-10	酸洗後の模擬オーバーパック試験体表面画像と腐食深さ分布の測定結果 ..	2-13
図 2.3.1-11	母材と溶接部の平均腐食量と最大腐食量の比較	2-14
図 2.3.2-1	低酸素雰囲気における拡散性水素濃度の推移	2-15
図 2.3.3-1	残留応力解析モデル	2-16
図 2.3.3-2	溶接後の残留応力分布	2-16
図 2.3.3-3	熱処理用のヒータおよび冷却部の配置	2-17
図 2.3.3-4	熱処理後の残留応力分布	2-18
図 2.4.1-1	検出確率と溶接欠陥高さの関係	2-20
図 2.4.1-2	UT 指示高さと欠陥高さの実測値の関係	2-21
図 2.4.2-1	超微小硬さの増加量とせん断強度の増加量の関係	2-24
図 2.4.2-2	超微小硬さの増加量と破壊靱性値の低下量の関係	2-26
図 2.4.2-3	解析による転位ループと溶質クラスタの数密度および平均直径の予測結果 ..	2-27
図 2.4.2-4	炭素鋼の照射量と降伏応力の増加量の関係	2-28
図 2.4.3-1	オーバーパックの解析モデルの基本形状	2-29
図 2.4.3-2	板厚に対する崩壊発生時の外圧の変化	2-30
図 2.4.3-3	偏圧を考慮した崩壊発生時の外圧の変化 ($S_y = 200$ MPa)	2-30
図 2.4.3-4	自重を支えるために必要な降伏応力	2-31
図 2.4.3-5	J 積分と溶接深さの関係 (SM400)	2-32
図 2.4.3-6	埋設後の外圧による溶接部の塑性崩壊	2-33
図 2.4.3-7	応力拡大係数と未溶接部深さの関係	2-33
図 2.4.3-8	溶接欠陥部分の解析モデル	2-34
図 2.4.3-9	応力拡大係数とき裂深さの関係	2-35
図 2.4.3-10	許容残留応力と限界き裂寸法の関係	2-35
図 2.4.3-11	複数欠陥を対象とした解析モデル	2-36
図 2.4.3-12	近接するき裂の応力拡大係数 ($a = 50$ mm、表面点)	2-36

図 2.5-1	健全性確保のための設計・検査の考え方.....	2-38
図 3.1-1	緩衝材の時系列の変化のイメージ	3-2
図 3.2-1	再冠水期間の緩衝材に起こる現象と要因の相互関係	3-4
図 3.3.1-1	飽和度と比抵抗の関係 (ケイ砂 30wt%含有の Na 型ベントナイトの例)	3-8
図 3.3.1-2	長尺ベントナイト供試体を用いた一次元浸潤速度取得試験の概要	3-8
図 3.3.1-3	浸潤の進展状況 a.:浸潤フロント, b.:飽和フロント	3-9
図 3.3.1-4	飽和度の遷移領域.....	3-10
図 3.3.1-5	浸潤フロントの形成	3-11
図 3.3.1-6	境界条件の模式図.....	3-12
図 3.3.1-7	経験的関数と比較した浸潤フロントと飽和フロント	3-12
図 3.3.1-8	一次元浸潤速度試験セルの概要 (膨潤変形条件)	3-13
図 3.3.1-9	層ごとの厚さの変化	3-15
図 3.3.1-10	変形を許す一次元での膨潤の進行.....	3-15
図 3.3.2-1	力学物性 (膨潤量) による均質化試験の概要	3-16
図 3.3.2-2	膨潤に伴う乾燥密度の経時変化.....	3-18
図 3.3.2-3	膨潤に伴う乾燥密度の経時変化(NaCl 水溶液).....	3-18
図 3.3.2-4	直列膨潤量試験後の乾燥密度分布 (蒸留水のケース)	3-19
図 3.3.2-5	直列膨潤量試験後の乾燥密度分布 (NaCl 水溶液のケース)	3-19
図 3.3.2-6	乾燥密度変化および間隙比・平均有効応力関係.....	3-21
図 3.3.2-7	Kozeny-Carman 則を用いた残留密度差と透水係数の関係	3-22
図 3.3.2-8	応力履歴が圧縮ベントナイトの膨潤量に及ぼす影響の試験装置の概要	3-23
図 3.3.2-9	応力履歴が圧縮ベントナイトの膨潤量に及ぼす影響試験の供試体調整手順.....	3-23
図 3.3.2-10	膨潤に伴う乾燥密度の経時変化に応力履歴が及ぼす影響.....	3-24
図 3.3.2-11	直列膨潤量試験の乾燥密度の経時変化 (NaCl ケース)	3-25
図 3.3.2-12	乾燥密度変化 (CASE1)	3-26
図 3.3.2-13	乾燥密度変化 (CASE2)	3-26
図 3.3.2-14	乾燥密度変化 (CASE3)	3-26
図 3.3.3-1	土槽試験による緩衝材の均質化試験イメージ図.....	3-27
図 3.3.3-2	ブロックとペレット併用ケースの膨潤圧の経時変化.....	3-28
図 3.3.3-3	ブロックとペレット併用ケースの飽和度分布の変遷 (H ₂ O)	3-29
図 3.3.3-4	ブロックとペレット併用ケースの圧力の経時変化.....	3-30
図 3.3.3-5	ブロックとペレット併用ケースの飽和度分布の変遷 (0.5M-NaCl)	3-31
図 3.3.4-1	間隙空気の移行試験装置.....	3-32
図 3.3.4-2	間隙空気圧と給水速度の経時変化 (圧力制御過程)	3-33
図 3.3.4-3	モデル化された試験系と境界条件	3-34
図 3.3.4-4	(a)-(c) 中央の温度が異なる時間に変化するときの飽和プロファイル	3-35
図 3.4.1-1	Ca 型化が圧縮ベントナイトの膨潤量に及ぼす影響試験の詳細図	3-36
図 3.4.1-2	Ca 型化が圧縮ベントナイトの力学挙動に及ぼす影響試験の膨潤圧の経時変化	

.....	3-37
図 3.4.1-3 通水量から算出される透水係数の経時変化.....	3-39
図 3.5.1-1 小型試験セルの概略図（左）および2連シリンジポンプ（右）.....	3-41
図 3.5.1-2 パイピングの形成状況（蒸留水、流量毎）.....	3-42
図 3.5.1-3 パイピングの形成状況（NaCl、CaCl ₂ ）.....	3-42
図 3.5.1-4 パイピング形成状況の経時変化（液種毎）.....	3-43
図 3.5.1-5 総通水量とエロージョン質量の関係.....	3-44
図 3.5.1-6 ローダミン注入後の供試体の状況.....	3-44
図 3.5.1-7 試験の概略図（上）および試験状況（下）.....	3-45
図 3.5.1-8 総通水量とエロージョン質量の関係にセルの透水性が及ぼす影響.....	3-46
図 3.5.1-9 1,000mm 試験セルの概略図（左）および全景（右）.....	3-47
図 3.5.1-10 総通水量とエロージョン質量の関係.....	3-47
図 3.5.1-11 供試体設置時の隙間の状況.....	3-48
図 3.5.1-12 通水量とエロージョン質量の関係の比較.....	3-48
図 3.5.1-13 通水圧と総通水の経時変化（人工給水液、上：蒸留水、下：模擬地下水）.....	3-49
図 3.5.1-14 人工給水・エロージョン試験の状況.....	3-50
図 3.5.1-15 工学規模試験セルの概略図.....	3-50
図 3.5.1-16 人工不陸に期待される効果（左：①、右②）.....	3-51
図 3.5.1-17 給水量と給水圧の経時変化（左）および側面最下部の状況（右）.....	3-51
図 3.5.1-18 総通水量と通水圧の経時変化（左）および試験状況（180日後）（右）.....	3-52
図 3.5.1-19 総通水量とエロージョン質量の関係.....	3-53
図 3.5.2-1 試験実施場所.....	3-54
図 3.5.2-2 試験設備.....	3-55
図 3.5.2-3 緩衝材ブロックについて.....	3-56
図 3.5.2-4 土圧計の設置状況.....	3-56
図 3.5.2-5 回収後の試験体表面.....	3-57
図 3.5.2-6 注水圧力と緩衝材流出量の時間変化.....	3-59
図 3.5.2-7 試験期間中における緩衝材に形成されたパイピングの位置の変化状況.....	3-59
図 3.5.2-8 Case3における注水圧、土圧、ベントナイト濃度の時間変化.....	3-60
図 3.5.2-9 試験終了後の緩衝材の状態.....	3-61
図 3.5.2-10 注水圧力、土圧、緩衝材流出量の時間変化.....	3-62
図 3.5.2-11 送水量とエロージョン量の関係.....	3-63
図 3.5.3-1 割れ目ネットワークモデル概念図および坑道湧水量算定結果.....	3-64
図 3.5.3-2 複数処分坑道モデル及び検討結果.....	3-65
図 3.5.3-3 施工順序による坑道状況の違い.....	3-66
図 3.5.3-4 EDZの有無による緩衝材の透水係数と各通過流量の整理（処分孔平均）... ..	3-67
図 3.6.1-1 リング型モールドの諸元.....	3-71
図 3.6.1-2 吹付け後の施工部（Case1）.....	3-72

図 3.6.1-3	密度分布図 (Case1、平面図)	3-72
図 3.6.1-4	最大送水圧と給水期間の関係.....	3-73
図 3.6.1-5	鉄と接触したベントナイトの断面 (上部が接触面)	3-74
図 3.6.1-6	Si-Al-Fe+Mg 三成分系で表す Fe-モンモリロナイト変質システム.....	3-75
図 3.6.2-1	設計要件の関連性.....	3-79
図 3.6.2-2	緩衝材の設計フローと使用範囲の設定例	3-81
図 3.6.2-3	透水係数のばらつきに関する整理 (ばらつきの範囲を+2 σ と仮定)	3-82
図 4.3.1-1	遠心模型装置の構成および外観.....	4-6
図 4.3.2-1	対象とした処分施設の概要	4-7
図 4.3.2-2	平成 27 年度の遠心模型の概略図.....	4-9
図 4.3.2-3	平成 28 年度の遠心模型の概略図.....	4-9
図 4.3.2-4	平成 29 年度の遠心模型の概略図.....	4-10
図 4.3.3-1	緩衝材の膨潤にともない発生する応力の経時変化.....	4-11
図 4.3.3-2	オーバーパック鉛直変位の経時変化.....	4-12
図 4.3.3-3	試験後の緩衝材乾燥密度の深度分布.....	4-13
図 4.3.3-4	遠心模型の CT 画像 (平成 29 年度)	4-14
図 4.3.3-5	処分孔周辺を拡大した試験後の CT 画像 (平成 29 年度)	4-15
図 4.4.2-1	平成 27 年度遠心模型試験の再現解析モデルおよび境界条件	4-28
図 4.4.2-2	平成 28 年度遠心模型試験の再現解析モデルおよび境界条件	4-29
図 4.4.2-3	平成 29 年度遠心模型試験の再現解析モデルおよび境界条件	4-30
図 4.4.4-1	オーバーパックの鉛直方向変位の比較 (平成 27 年度再現解析)	4-33
図 4.4.4-2	解析結果の出力位置 (平成 29 年度の再現解析)	4-34
図 4.4.4-3	平成 29 年度の再現解析結果 (オーバーパックの変位と緩衝材の全応力) ..	4-35
図 4.4.4-4	緩衝材と埋戻し材の飽和度の分布 (平成 29 年度再現解析結果)	4-36
図 4.4.4-5	緩衝材と埋戻し材の乾燥密度の分布 (平成 29 年度再現解析結果)	4-36
図 4.4.4-1	人工バリアと周辺岩盤の長期挙動予測手法 (案)	4-39
図 5.3.2-1	品質保証/性能確認プログラムのイメージ (スウェーデン)	5-8
図 5.4.1-1	無線伝送技術による長距離通信模式図.....	5-10
図 5.4.1-2	中継器の設計フロー	5-11
図 5.4.1-3	アンテナ断面模式図	5-12
図 5.4.1-4	通信距離と受信強度の関係	5-12
図 5.4.1-5	電源・回路 (左) とアンテナ・管体の組立.....	5-14
図 5.4.1-6	省電力プログラムの概要.....	5-15
図 5.4.1-7	中継システム概念図.....	5-15
図 5.4.1-8	一般的な機械や装置の故障率曲線イメージ図.....	5-16
図 5.4.1-9	動作確認における機器配置図.....	5-17
図 5.4.2-1	地中無線通信システム模式図 (幌延 URL)	5-17
図 5.4.2-2	測定データ (008 局) 【幌延 URL】	5-18

図 5.4.2-3	地中無線通信システム模式図（瑞浪 URL）	5-18
図 5.4.2-4	測定データ【瑞浪 URL】	5-19
図 5.4.3-1	給電技術の検討フロー	5-20
図 5.4.3-2	電磁波・電磁界による給電方式	5-22
図 5.4.3-3	磁界共振結合方式の活用イメージ	5-23
図 5.4.3-4	磁界共振結合方式による実験イメージ	5-24
図 5.4.3-5	製作したコイル	5-24
図 5.4.3-6	試験イメージ	5-25
図 5.4.3-7	コイル直径と給電率の関係	5-25
図 5.4.3-8	給電効率に及ぼすコイル間距離／コイル直径のイメージ	5-25
図 5.4.3-9	計算値と実験結果の比較	5-26
図 5.4.3-10	変位による給電効率への影響	5-27
図 5.4.3-11	偏角による給電効率への影響	5-27
図 5.4.3-12	コンクリートを介した給電試験	5-28
図 5.4.3-13	鉄筋（金網）を介した給電試験	5-29
図 5.4.3-14	金網を介した給電効率	5-29
図 5.4.3-15	塩水を介した給電試験	5-30
図 5.4.3-16	塩水濃度と給電効率の関係	5-31
図 5.4.3-17	中継方式の処分孔への適用イメージ[19]	5-31
図 5.4.3-18	インナー方式の処分孔への適用イメージ[19]	5-32
図 5.4.3-19	中継コイルの有無と給電効率	5-32
図 5.4.3-20	受電コイルの直径と給電効率	5-33
図 6.2-1	本開発の前提 [3]、[4] に加筆	6-2
図 6.3.1-1	地下施設の操業安全の検討方針[5]	6-3
図 6.4-1	避難シミュレーションとの組合せ実施フロー	6-8
図 6.4.1-1	処分施設	6-9
図 6.4.1-2	処分施設のモデル化	6-10
図 6.4.1-3	簡易モデルによる気流解析	6-11
図 6.4.1-4	処分施設のモデル化	6-11
図 6.4.1-5	計算結果（温度－時間関係）ANDRA	6-12
図 6.4.2-1	風門の概要	6-13
図 6.4.2-2	坑道内の一酸化炭素濃度の経時変化（風速 0.3m/s：風門設置）	6-14
図 6.4.2-3	自然通気圧の計算	6-14
図 6.4.2-4	自然通気に関する検討ケース概要	6-15
図 6.4.2-5	初期条件および境界条件	6-16
図 6.4.2-6	入気立坑から横坑に流入する部分の風速ベクトル	6-17
図 6.5.1-1	人工バリアの熱応力解析 検討フロー	6-19
図 6.5.2-1	人工バリアの熱応力解析 検討フロー	6-20

図 6.5.2-2	電源・回路（左）とアンテナ・管体の組立.....	6-20
図 6.5.2-3	伝熱解析結果.....	6-21
図 6.5.2-4	応力解析結果.....	6-22
図 6.5.2-5	ひずみ解析結果.....	6-22
図 6.5.2-6	応力解析結果.....	6-23
図 6.5.2-7	ひずみ解析結果.....	6-23
図 6.5.3-1	人工バリアの定置方式と供給酸素量の概念.....	6-25
図 6.5.3-2	主な緩衝材の施工方式.....	6-26
図 6.5.3-3	火災発生状況の設定イメージ.....	6-26
図 6.5.3-4	火災による Li-ion 電池の燃焼解析.....	6-27
図 6.5.3-5	最高温度到達時（1,620 秒）の伝熱解析.....	6-28
図 6.5.3-6	最高温度到達時（1,620 秒）の応力解析.....	6-28
図 6.5.4-1	仮置き場と設置イメージ.....	6-30
図 6.5.4-2	解析結果（温度）.....	6-31

表 目 次

表 1.3.1-1	5年間の研究開発計画	1-2
表 2.2.3-1	一般的な構造物に想定される破損モード	2-3
表 2.2.3-2	オーバーパックに想定される破損モード	2-4
表 2.3.3-1	溶接残留応力改善のための熱処理条件	2-17
表 2.4.2-1	オーバーパック内表面におけるはじき出し速度	2-22
表 2.4.2-2	試験材料と照射条件および照射試験片の分析結果	2-23
表 2.4.2-3	破壊靱性試験と硬さ測定の結果	2-25
表 3.3.1-1	長尺ベントナイト供試体を用いた一次元浸潤速度取得試験のケース	3-8
表 3.3.1-2	解析ケース	3-11
表 3.3.1-3	長尺ベントナイトの不飽和浸潤速度取得試験ケース一覧	3-13
表 3.3.2-1	密度分布が圧縮ベントナイトの膨潤量に及ぼす影響試験条件	3-17
表 3.3.2-2	直列膨潤圧試験結果に基づく残留密度分布と透水係数	3-21
表 3.3.2-3	解析条件	3-25
表 3.3.3-1	土槽規模試験の試験ケース	3-27
表 3.4.1-1	Ca型化が圧縮ベントナイトの膨潤量に及ぼす影響試験ケース	3-37
表 3.4.1-2	通水量から算出したCa型化率	3-38
表 3.4.1-3	ベントナイト系人工バリア材料の陽イオン交換容量	3-38
表 3.5.1-1	緩衝材流出現象への影響要因および対策案	3-40
表 3.5.2-1	試験ケース	3-57
表 3.5.2-2	各注水流量とパイピング・エロージョンの発生について	3-58
表 3.5.2-3	試験前後の緩衝材ブロックの状態と乾燥密度	3-61
表 3.6.1-1	吹付工法の実規模試験ケース	3-71
表 3.6.1-2	試験ケース	3-73
表 3.6.1-3	溶液系における変質相の違い	3-75
表 3.6.1-4	炭素鋼接触ベントナイトの相互作用の要素関連表	3-76
表 3.6.2-1	文献リストの一例	3-77
表 3.6.2-2	緩衝材の設計要件 (NUMO、2016) [11]	3-78
表 3.6.2-3	本検討で着目する設計要件への影響因子と知見	3-79
表 3.6.2-4	再整理した設計要件と仕様の設定方法	3-80
表 4.3.1-1	静的場における遠心力場の相似測	4-3
表 4.3.2-1	試験条件および境界条件	4-8
表 4.3.2-2	ニアフィールド模型を構成する材料特性	4-8
表 4.4.1-1	要素試験結果の一覧表	4-18
表 4.4.1-2	物性値と影響項目のまとめ	4-19
表 4.4.1-3	膨潤に関する解析物性値などの一覧	4-20

表 4.4.1-4	解析物性値などの一覧.....	4-21
表 4.4.2-1	解析パラメーター一覧（熱・水）	4-26
表 4.4.2-2	解析パラメーター一覧（力学）	4-26
表 4.4.3-1	感度解析のケース一覧.....	4-31
表 4.4.3-2	感度解析結果のまとめ.....	4-32
表 5.3.2-1	各国の規制要求.....	5-7
表 5.3.2-2	各国の事業者による取組み	5-8
表 5.4.1-1	電源設計のための運用条件	5-13
表 5.4.1-2	耐圧を解析するための条件	5-13
表 5.4.1-3	品質・動作検証試験	5-14
表 5.4.1-4	代表的な RTC の精度と消費電流.....	5-16
表 5.4.3-1	電磁波・電磁界による給電方式の特徴	5-23
表 5.4.3-2	コイルの寸法、巻数	5-24
表 5.4.3-3	コンクリートブロックの配合.....	5-28
表 5.4.3-4	鉄筋（金網）の仕様	5-29
表 5.4.3-5	金網を介した給電効率.....	5-29
表 5.5.2-1	これまでの進捗と新たな課題.....	5-36
表 6.3.1-1	再処理施設安全審査指針に示される主な安全上の要求事項[6]	6-5
表 6.3.2-1	深層防護のレベルに応じた目標(案).....	6-7
表 6.3.2-2	操業中の火災に対する放射線安全(左)及び一般労働安全(右)の考え方（案） ..	6-8
表 6.4.2-1	解析条件と解析ケース.....	6-13
表 6.4.2-2	解析結果.....	6-16
表 6.4.2-1	人工バリア構成と各種外力に対する限界性能等の把握に向けた調査・試験の概略	6-18
表 6.5.2-1	地上における安全対策.....	6-24
表 6.5.3-1	地下における安全対策.....	6-29
表 6.5.4-1	解析ケース	6-30
表 6.5.4-2	解析結果（SCC）	6-32

第1章 はじめに

1.1 背景および目的

我が国において、これまでの原子力発電の利用に伴って放射性廃棄物が既に発生しており、その処理・処分対策を着実に進める必要がある。高レベル放射性廃棄物（ガラス固化体）については、地層処分に向けた取組が行われており、処分技術の信頼性向上に関する基盤技術の開発が、最終処分のサイト選定プロセスを考慮して段階的に実施されている。これまでに、処分場の操業期間中におけるガラス固化体のオーバーパックへの封入・検査技術、オーバーパックの周囲に設置される緩衝材の施工技術及び人工バリアのモニタリング技術等の要素技術について、必要となる基盤技術が整備されてきた。今後、さらなる処分技術の信頼性向上のためには、地下研究施設等を活用しながら、これらの工学的な要素技術の信頼性を高める必要がある。さらに、東京電力福島第一原子力発電所事故を踏まえ、操業期間中における自然災害である巨大地震や巨大津波等の安全対策に関する基盤技術の整備も喫緊の課題となっている。

平成 27 年 5 月には“特定放射性廃棄物の最終処分に関する基本方針”が改定され、「国および関係研究機関は、最終処分の安全規制・安全評価のために必要な研究開発、深地層の科学的研究等の基盤的な研究開発及び最終処分技術の信頼性の向上に関する技術開発等を積極的に進めていくものとする。」ということが示された[1]。

本事業では、平成 25 年度から 5 年程度の期間で処分場の操業期間中から人工バリア定置後の再冠水過程を考慮して人工バリアの製作・施工技術およびモニタリング技術等の工学技術を、地下研究施設等を活用して確認していくとともに、自然災害に対する操業期間中の工学的対策に関する基盤技術の整備を行う。

1.2 本事業における設定課題と 5 年間の計画

本事業では、地層処分における工学技術に対する信頼性を向上させるために、人工バリアのうちのオーバーパックおよび緩衝材の品質／健全性評価手法の構築やモニタリング関連技術の整備、自然災害に対する操業期間中の安全対策に関する基盤技術の開発に取り組む。人工バリアに要求される機能は、それぞれが単独で達成するものではなく、各要素が相互に影響をおよぼし合い、人工バリアシステムとしての要求機能が達成される。そのため、平成 27 年度からは、周辺岩盤挙動を含めて人工バリアの長期挙動を評価するための手法の構築に向けた取り組みを開始した。本事業の 5 年間の年度展開を表 1.3.1-1 に示す。

一般的な構造物とは異なり、オーバーパックと緩衝材に対しては定置後の検査や必要に応じた補修を行うことが想定されていない。そのため、オーバーパックと緩衝材の品質/健全性は、定置前の段階で確認しておく必要がある。また、処分場の掘削・操業期間から人工バリア定置後の地下水位の回復に至る擾乱期（再冠水過程）には、緩衝材の流出や地下水の浸潤による状態変化などによる機能変化も想定される。したがって、検査や補修を必要とせず人工バリアの健全性を確保するためには、定置後に想定される機能変化を考慮した上で要求される機能を満足できる設計を行い、製作・検査・施工の各プロセスで品質管理を実施することによりそれらの品質を保証

する必要がある。

一方で、定置後の人工バリアの性能を確認するためには、処分場の環境条件を把握する必要がある。また、処分場の環境条件を把握することは、処分場閉鎖の判断要因の一つとして利用されることも考えられる。閉鎖後長期の安全性を確実にするために、処分事業が先行するフィンランドやスウェーデンでは、性能確認プログラムの一部としてモニタリングを位置付けた取り組みが進められている。

さらに、処分場の操業期間中に生じる自然災害に対しては、想定される災害事象に対する安全確保対策について検討しておくことが重要となる。

本事業では、長期間の健全性を有する人工バリアシステムの工学的実現性を示すために、オーバーパック、緩衝材、人工バリアの長期挙動、モニタリング、自然災害に対する安全対策の5つの検討項目について研究開発を進める。

表 1.3.1-1 5年間の研究開発計画

	H25	H26	H27(計画更新)	H28	H29
(1) 処分システム工学確認技術開発					
1) 人工バリア品質/健全性評価手法の構築—オーバーパック	<ul style="list-style-type: none"> 判断指標の抽出 健全性評価モデル案の作成 研究開発計画策定 	<ul style="list-style-type: none"> 判断指標に影響する劣化事象の抽出 	<ul style="list-style-type: none"> 破壊評価に基づく限界欠陥寸法の提示 	<ul style="list-style-type: none"> 材料劣化を考慮した品質評価法の提案 	<ul style="list-style-type: none"> 品質評価/健全性評価手法の提案 健全性判断指標および基準値設定の考え方の例示
2) 人工バリア品質/健全性評価手法の構築—緩衝材	<ul style="list-style-type: none"> 緩衝材の品質評価項目の抽出 研究開発計画策定 	<ul style="list-style-type: none"> エロージョンによる性能劣化事象(流入量、液種)の定量化 	<ul style="list-style-type: none"> ウォーターマネジメント(人工注水、グラウト等)の実施方法・課題の提案 	<ul style="list-style-type: none"> 緩衝材の設計・施工仕様策定に資する指標範囲の提示 	
3) 人工バリアと周辺岩盤の長期挙動評価手法の構築			<ul style="list-style-type: none"> 試験研究計画の立案 遠心力模型試験による加速データの取得、および要素試験による解析パラメータの取得 	<ul style="list-style-type: none"> データの検証および長期挙動評価手法への課題の提示 	<ul style="list-style-type: none"> 再冠水後の試験データによる長期挙動の評価方法論、および検証データの提示
3) モニタリング関連技術の整備	<ul style="list-style-type: none"> 性能確認モニタリングの課題抽出 研究開発計画策定 	<ul style="list-style-type: none"> 操業安全等に関するモニタリングの課題抽出 	<ul style="list-style-type: none"> 地下調査施設による地中無線モニタリング技術の確証 	<ul style="list-style-type: none"> 性能確認モニタリング結果反映方法提案 	<ul style="list-style-type: none"> 実現可能な技術選択肢による人工バリア等のモニタリング計画の例示
(2) 自然災害に対する操業期間中の安全対策に関する基盤技術の開発	<ul style="list-style-type: none"> 検討手法等の適用性の確認 研究開発計画策定 	<ul style="list-style-type: none"> 火災事象に対する人工バリアの健全性の把握 	<ul style="list-style-type: none"> 火災事象に対する施設計画時の制約事項等の提案 		

1.3 本報告書の構成

1.3.1 人工バリア品質/健全性評価手法の構築—オーバーパック

オーバーパックの封入方法として実規模大の模擬オーバーパックを対象とした溶接試験によりその適用性が確認されている。一方で、溶接試験体を用いた腐食試験では、溶接部で局所的な腐食が生じる可能性があること、溶接部の断面画像からは、ボイドなどの溶接欠陥が生じる可能性があることが確認された。溶接部の局所的な腐食は、オーバーパックの寿命を短くする可能性があり、また、溶接欠陥の大きさによっては1,000年より以前に破損が生じる可能性がある。オーバーパックには定置後の検査や補修は想定されていないため、定置前の段階で少なくとも1,000年間は健全であることを確認する必要があるため、健全なオーバーパックを設計・製作するための方法論を構築することを目的として、炭素鋼溶接部の腐食およびオーバーパックの破損評価に関する検討を行う。

1.3.2 人工バリア品質/健全性評価手法の構築—緩衝材

緩衝材に関する本検討は、緩衝材の定置後から再冠水期間の状態の変化を対象とした。長期試験を含めた室内試験によって現象を把握し、得られた試験結果により現象をモデル化し、解析的評価に資することを目標とした。再冠水時の挙動を数値解析によって再現し、再冠水後の緩衝材の状態を予測することによって、長期の安全性評価の初期状態を示すことが目的である。また、緩衝材の流出に関しては、室内試験でその発生の境界値を得る試験を行うと共に、地下環境での多様な要素が影響する条件での試験を行うこととした。地下環境での実現象を理解し、室内試験で行われた工学的対策の効果の確認試験を地下環境で確認することによって、緩衝材流出現象による緩衝材の性能劣化につながる密度低下を防ぐことを目的としている。さらに、安全評価から求められる緩衝材の性能を確保するために、緩衝材の再冠水期間に起こる性能低下を抑制することを念頭に、設計の指標、施工材料等について整理し、提示する。

1.3.3 人工バリアと周辺岩盤の長期挙動評価手法の構築

人工バリア定置後の再冠水過程には、地下水位の回復にともなう緩衝材や埋戻し材への地下水の浸潤、ガラス固化体の発熱によるニアフィールド（NF）の温度変化などにより、人工バリアの定置後と再冠水後では異なる状態になる。これまでにオーバーパックや緩衝材のそれぞれに対して健全性や品質を確保するための研究開発が進められており、人工バリアに加えて NF を構成する埋戻し材や岩盤の相互影響を考慮して再冠水後の人工バリアの状態を把握することにより、人工バリアの性能および安全評価の初期状態の設定根拠に対する信頼性を向上させることができると考えられる。そのため、NF 領域を対象とした遠心模型試験により再冠水後の人工バリアの状態を把握するとともに、試験結果と遠心模型試験の再現解析の結果を比較することにより、THM 連成解析で考慮すべき重要なパラメータを抽出する。これらの結果を踏まえて、人工バリアと周辺岩盤の長期挙動予測手法を構築する。

1.3.4 モニタリング関連技術の整備

地層処分事業におけるモニタリングの技術的選択肢検討の基盤となるモニタリングの枠組みや結果の反映方法等に関する考え方を整備するとともに、モニタリングの技術的実現性の向上を図ることを目的とする。調査研究の取組は、委託事業の節目とも整合させつつ段階的に進めており、これまでの調査研究を経て、モニタリングに係る調査研究の地層処分事業における位置付けに関して国内外の検討動向等の整理、無線伝送技術の開発を行う。

1.3.5 自然災害に対する操業期間中の安全対策に関する基盤技術の開発

本開発では、平成 24 年度に「処分システムに関わる巨大地震、津波等の対策技術の開発」として研究開発に着手し、技術開発課題を抽出とした火災への対策技術を検討し、大規模な自然災害に対する処分システムの安全性確保に資することを目的とする。また、検討にあたって必要となるデータが必要な場合に依じて、試験を実施し、データを取得する。

第 1 章 参考文献

- [1] 経済産業省資源エネルギー庁, 特定放射性廃棄物の最終処分に関する基本方針, 平成 27 年 5 月 22 日閣議決定, (2015).

第2章 人工バリア品質/健全性評価手法の構築

オーバーパック

2.1 背景および目的

オーバーパックには、“発熱の著しい期間は、ガラス固化体の放射能と発熱の特性を考慮すると初期の 1,000 年間程度であり、オーバーパックは少なくともこの期間、地下水とガラス固化体との接触を防止する。”ということが要求されている[1]。この要求を満足する炭素鋼製オーバーパックとして、板厚 190 mm（腐食代 40 mm と遮へい厚さ 150 mm の合計）の設計例が示されている[2]。腐食代は、埋設後の酸化性雰囲気における酸素量に対応する厚さと 1,000 年間の低酸素雰囲気での腐食速度から求められる厚さの合計として設定された。また、遮へい厚さは、地下水の放射線分解による炭素鋼の局部腐食の進展を防止するために設定された。耐圧厚さは、発電用原子力設備に関する構造等の技術基準の第 2 種容器で規定されている公式に基づいて設定された。

ガラス固化体を挿入したオーバーパックの胴体と蓋の接合方法の一つとして、溶接が検討されている[3]。オーバーパックの封入方法としての溶接の適用性は、実規模大の模擬オーバーパックを対象としたアーク溶接、電子ビーム溶接などを用いた溶接試験により確認されている。一方で、溶接試験体を用いた腐食試験では、溶接部で局部的な腐食が生じる可能性があること、溶接部の断面画像からは、ボイドなどの溶接欠陥が生じる可能性があることが確認された[4]。溶接部の局部的な腐食は、オーバーパックの寿命を短くする可能性があり、また、溶接欠陥の大きさによっては 1,000 年より以前に破損を生じる可能性がある。一般的な構造物では、供用中の検査や補修によりその健全性を確保しているが、オーバーパックには埋設後の検査や補修は想定されていない。そのため、オーバーパックは定置前の段階で少なくとも 1,000 年間は健全であることを確認する必要がある。

本章では、健全なオーバーパックを設計・製作するための方法論を構築することを目的とする。最初に、オーバーパックに想定される全ての破損モードを抽出し、オーバーパックの健全性を確保するための研究開発項目を設定する。そして、室内と地下環境での溶接部の腐食試験および破損モードの発生を防止するための破損評価などを実施する。

2.2 健全性評価のための研究開発課題の設定

構造物の健全性評価では、使用環境で想定される全ての破損モード（延性破壊、脆性破壊などの壊れ方）に対して、使用中に破損が生じないと判断された場合にその健全性が確認されたことになる。一般的な構造物の場合、使用中の定期的な検査や補修により、その健全性が確保されている。しかし、オーバーパックには定置後の検査や補修を行うことは想定されていないため、定置前の段階でその健全性を確認しておく必要がある。

本節では、定置後の検査や補修を必要とせず、要求される閉じ込め期間中にオーバーパックが健全であることを判断するための健全性評価手法を構築する。最初にオーバーパックにおける健全な状態を定義する。次に、設計要件および使用される環境条件を整理して、オーバーパック

に想定される全ての破損モードを抽出する。最後に、健全性評価手法を構築する。

2.2.1 健全な状態の定義

オーバーパックが健全な状態から逸脱した状態が、オーバーパックの破損した状態となる。そのため、オーバーパックの健全な状態を定義する。

NUMO の技術報告書では、オーバーパックには「発熱が著しい期間の廃棄体と地下水の接触防止」の安全機能が設定されている[5]。したがって、本章では、オーバーパックの健全な状態とは、「発熱が著しい期間の廃棄体と地下水の接触を防止している状態」と定義する。

2.2.2 環境条件および候補材料

(1) 環境条件

地層処分安全評価で設定されている基本シナリオでは、1,000 年以降、腐食の進展にともなって板厚が減少し、外圧がオーバーパックの強度を上回った時点で変形して開口することが考えられている。腐食に対しては、地下水組成が影響をおよぼすため、わが国の代表的な地質環境における複数の地下水組成が挙げられている[2]。また、オーバーパックに作用する負荷は、埋設後の外圧、溶接部の残留応力、作業時の吊り上げなどで自重により発生する負荷が考えられており、硬岩系岩盤の深度 1,000 m における外圧は 10.7 MPa とされている[6]。

(2) 候補材料

オーバーパックの候補材料としては、炭素鋼、銅、チタンが考えられている[6]。これらの候補材料の中で、銅およびチタンは、その内側に強度支持部材として炭素鋼を用いた複合オーバーパックが提案されている[7][8]。本章では、これらの候補材料の中で構造的に基本となる炭素鋼を対象とした。

2.2.3 想定される破損モード

一般的な構造物で想定される破損モードを表 2.2.3-1 に示す。塑性崩壊は構造物断面で生じる延性破壊で、破損する断面における平均的な応力（実断面応力）が破損の駆動力となる。断面全体が変形する塑性崩壊に対し、弾塑性破壊と脆性破壊では切欠きや欠陥などの局所を起点として、き裂が発生・進展する。したがって、弾塑性破壊と脆性破壊に対する破壊評価においては、局所的な力の大きさを表す J 積分と応力拡大係数が破壊の駆動力として用いられる。どの破壊モードが出現するかは、材料や構造、使用条件などに依存する。また、同じ材料を対象とした場合でも、き裂の大きさ、材料の脆化度によって破壊モードが変化する場合がある。一般的な構造物の設計では、構造物には欠陥が存在しないこと、または欠陥が十分に小さいことが前提とされているため、欠陥を起点とした弾塑性破壊と脆性破壊は想定されない。しかし、オーバーパックではガラス固化体から放射線が放出されるため、遠隔操作による溶接方法が検討されており、溶接部において欠陥が存在しない、または十分小さいという想定が成立しない場合も考慮する必要がある[3]。厚板の溶接を行う場合は、比較的大きな溶接欠陥が発生し、それを起点とした弾塑性破壊や脆性破壊が発生する可能性がある。また、未溶接部も切欠きやき裂と同様に応力集中が生じ、弾塑性

破壊や脆性破壊の起点となり得る。

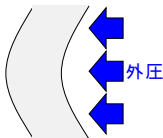
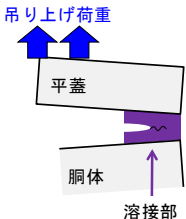
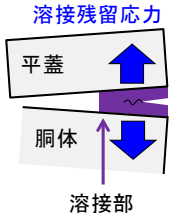
一般的な構造物では疲労による破損が想定されることがある。国内最大級の地震動を想定した3次元地震動応答解析により、オーバーパックに作用する負荷は最大 1.69 MPa であり、地震時に人工バリアと周辺地盤が一体となって振動することから、オーバーパックに大きな応力変化は生じない結果が得られている[9]。発電用原子力設備規格設計・建設規格で用いられている炭素鋼の設計疲労線図では、応力に対して二倍、繰返し回数に対して二十倍の安全係数が考慮されており、最小引張強さ Su が 550 MPa 以下の炭素鋼の疲労限度は、84 MPa と規定されている[10]。オーバーパックに大きな応力変化は生じないこと及び設計疲労線図で規定される疲労限度に比べてオーバーパックに作用する負荷が十分に小さいことから、板厚 190mm のオーバーパックに対して疲労による破損は考慮する必要はない。

以上により、オーバーパックに想定される破損形態に対する破損モードは、表 2.2.3-2 のように整理できる。

表 2.2.3-1 一般的な構造物に想定される破損モード

変形様式	破損モード	主な特徴	
静的破壊 (変動の小さい 負荷による破壊)	弾性	脆性破壊	原子結合が破断される瞬時破壊
		応力腐食割れ	引張負荷下での割れ発生/進展
	弾塑性	延性破壊	ボイドの発生、成長、合体
		座屈	圧縮荷重が限界値を超えたときに急激に変形が進む破壊
		塑性崩壊	圧縮荷重の増加とともに変形が進む破壊
動的破壊 (変動の大きい 負荷による破壊)	弾性	弾性破壊	衝撃荷重下での破壊
		高サイクル疲労	繰返し負荷によるき裂発生/進展
	弾塑性	弾塑性破壊	衝撃荷重下で塑性変形を伴う破壊
		低サイクル疲労	繰返し負荷によるき裂発生/進展
その他	腐食	全面腐食	
		局部腐食	
	欠陥を起点 とした破損	き裂発生/進展	

表 2.2.3-2 オーバーパックに想定される破損モード

破損形態	破損時期	破損モード
欠陥を起点としない破損 	作業中	延性破壊
	埋設後	塑性崩壊
	埋設後	局部腐食 (溶接部)
未溶接部を起点とした破損 	作業中	延性破壊
		弾塑性破壊
	作業中／埋設後	塑性崩壊
溶接欠陥を起点とした破損 	埋設後	脆性破壊

2.2.4 健全性確保のための研究開発課題

炭素鋼オーバーパックの腐食については、期待される寿命を達成するための腐食代の設定、およびその根拠を提示することが目的となる。そのためには使用環境下で全面腐食挙動を示すこと、その際の腐食総量または腐食速度が把握できることが重要となる。金属材料の腐食は、環境因子と材料因子の組み合わせで生じる。地層処分場の建設地が決定していない現段階の検討では、材料因子は **Generic** な値を用いるより他ない。一方で材料因子は、母材の成分、溶接材料の有無または成分、入熱を支配する溶接手法といった設計・製作工程である程度制御可能である。化学成分や溶接組織といった材料因子の違いによっても、全面腐食時の均一／不均一性が生じる。設計・製作工程で制御できる材料因子の観点から、それらの影響を体系的に整理することが重要である。

オーバーパックの強度については、構造物にき裂などの欠陥が存在しない場合には、例えば、降伏点を超える応力が作用しなければ構造物は塑性変形しないため、破損することはない。また、オーバーパックの溶接部に存在する可能性のある溶接欠陥は、ボイド状や割れなど幾つかの種類欠陥が想定される。ただし、欠陥の先端の形状が鋭いほど応力集中は大きくなるため、オーバーパックの健全性を評価する上では、全ての欠陥をき裂（先端の曲率半径がゼロ）とみなして評価することが、応力的に最も厳しい条件になる。したがって、オーバーパックの健全性を確保するための構造評価では、図 2.2.4-1 に示すように、欠陥が存在しない場合の強度評価と欠陥が存在する場合の欠陥評価の 2 つの場合を考慮すれば十分である。強度評価では、オーバーパックに作用する応力 σ が設計応力 σ_A より小さくなるように板厚を設定する。欠陥評価では、欠陥をき裂

とみなして、き裂先端の応力拡大係数 K が破壊靱性値 K_{Ic} より小さいことを確認することで、強度的にオーバーパックが健全であることを保証することができる。オーバーパックの候補材料の一つである炭素鋼は、埋設環境の温度では延性破壊をされると考えられるが、安全側に脆性破壊を想定して欠陥評価を行う。

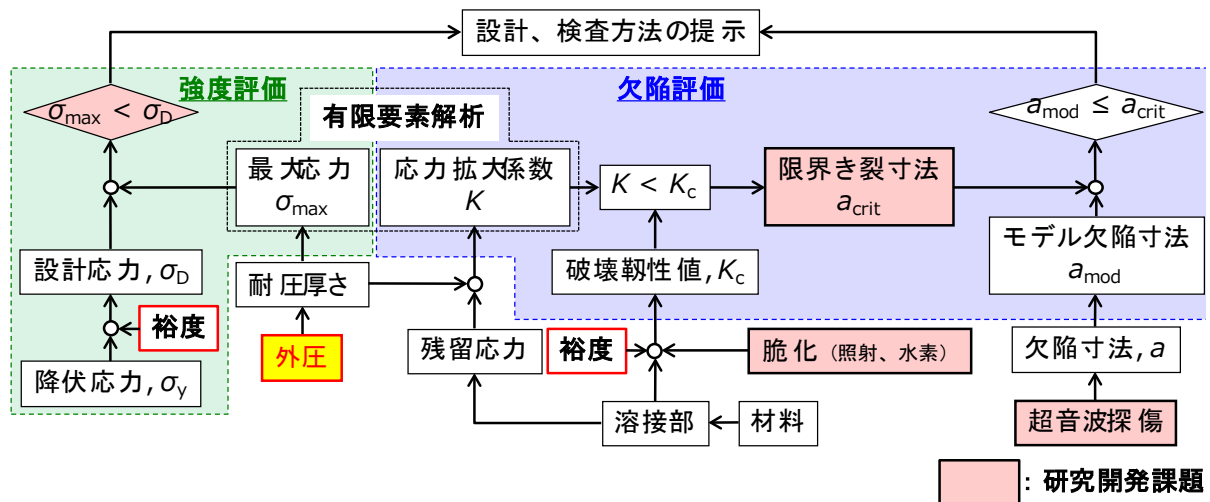


図 2.2.4-1 オーバーパックの強度に関する健全性確保のための研究開発課題

2.3 腐食評価

オーバーパックの腐食代の設定では、炭素鋼の全面腐食が前提になっており、酸性雰囲気での腐食量と低酸素雰囲気における腐食速度により板厚の設定が行われている。平成 24 年度までに実施した腐食試験の結果から、溶接条件によっては母材に比べて溶接部で局所的な腐食が発生する可能性があることが確認されている[4]。炭素鋼の腐食速度に対する信頼性を向上させるためには、長期間の浸漬試験の結果から母材と溶接部の腐食速度を求めるとともに、地下環境での腐食速度の取得および腐食形態の把握を行う必要がある。また、溶接部に引張の残留応力が発生する場合、環境条件によっては応力腐食割れや水素脆化割れが発生する可能性がある。脆化割れの発生や進展の駆動力は引張応力であるため、溶接後の熱処理により応力を圧縮に改善することができれば、脆化割れの発生を防止することができる。

以下では、長期間の腐食試験データを拡充するために、最長で浸漬期間 10 年の炭素鋼の腐食試験片の分析および幌延 URL でのオーバーパック溶接部腐食試験を実施するとともに、脆化割れの発生防止のための熱処理条件を解析により求める。

2.3.1 低酸素雰囲気における腐食速度

(1) 室内試験

材料組成や組織が異なる溶接部の腐食挙動を評価するため、「遠隔溶接高度化開発」で製作した TIG、MAG、EBW の 3 種類の溶接試験体に対して、溶接部付き試験片および母材単独試験片の腐食挙動を評価した。平成 22 年度までに人工海水環境の 90 日間、1 年間、3 年間の 3 期間、人工淡水環境は 1 年間の浸漬試験片の評価を行った。平成 23 年度には試験計画の見直しを行い、よ

り長期間の腐食試験データを拡充するための浸漬試験を実施した。

浸漬期間 10 年までの平均腐食速度の経時変化を図 2.3.1-1 に示す。平均腐食速度は浸漬前後の単位面積あたりの重量減を浸漬期間で除して求めた。母材と溶接部を比較すると、浸漬期間 1 年目の平均腐食速度のばらつきは大きかったが、浸漬期間 3 年目以降では相対的にばらつきは小さくなった。また、浸漬期間の長期化にともない平均腐食速度は低下し、浸漬期間 10 年目の平均腐食速度は、母材および溶接部の溶接方法に因らず $4 \mu\text{m}/\text{y}$ 以下となった。浸漬期間 3 年以降の平均腐食速度は、第 2 次取りまとめで酸化性雰囲気における腐食速度の設定に用いられた腐食速度 $10 \mu\text{m}/\text{y}$ を下回る結果となった。

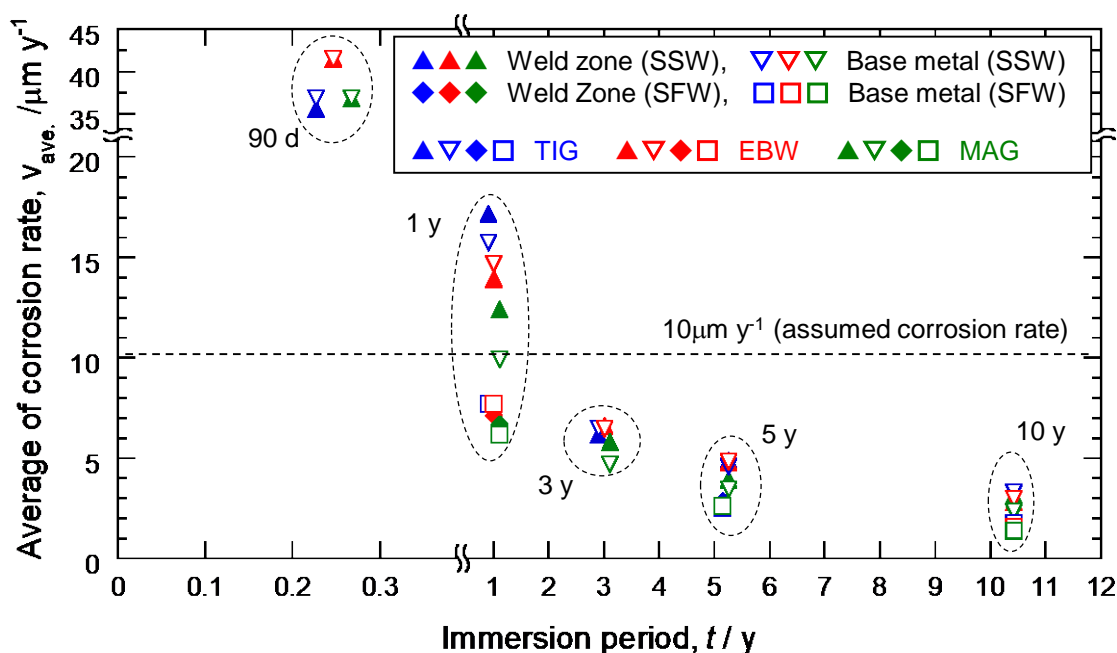


図 2.3.1-1 低酸素雰囲気における平均腐食速度の推移

(2) 幌延 URL におけるオーバーパック溶接部腐食試験

1) 試験装置の構成

幌延深地層研究センターの地下 350 m 坑道内の試験坑道 5 に試験孔を掘削し、工学規模の試験体を設置した。処分坑道 5 の断面と試験孔 1 に設置した試験体のイメージを図 2.3.1-2 に示す。幌延 URL 工学規模試験で使用した模擬オーバーパックは、3 次元計測により初期形状を実測した。また、試験終了まで 3 次元計測基準点が現地湧水で水没しないように模擬オーバーパック試験体に基準点を設けた延長管を設置した。模擬オーバーパックには原位置での腐食速度の時間変化を計測するために、3 電極センサーを設置した。3 電極センサーの電極は、模擬オーバーパックの溶接金属から切り出して製作した。

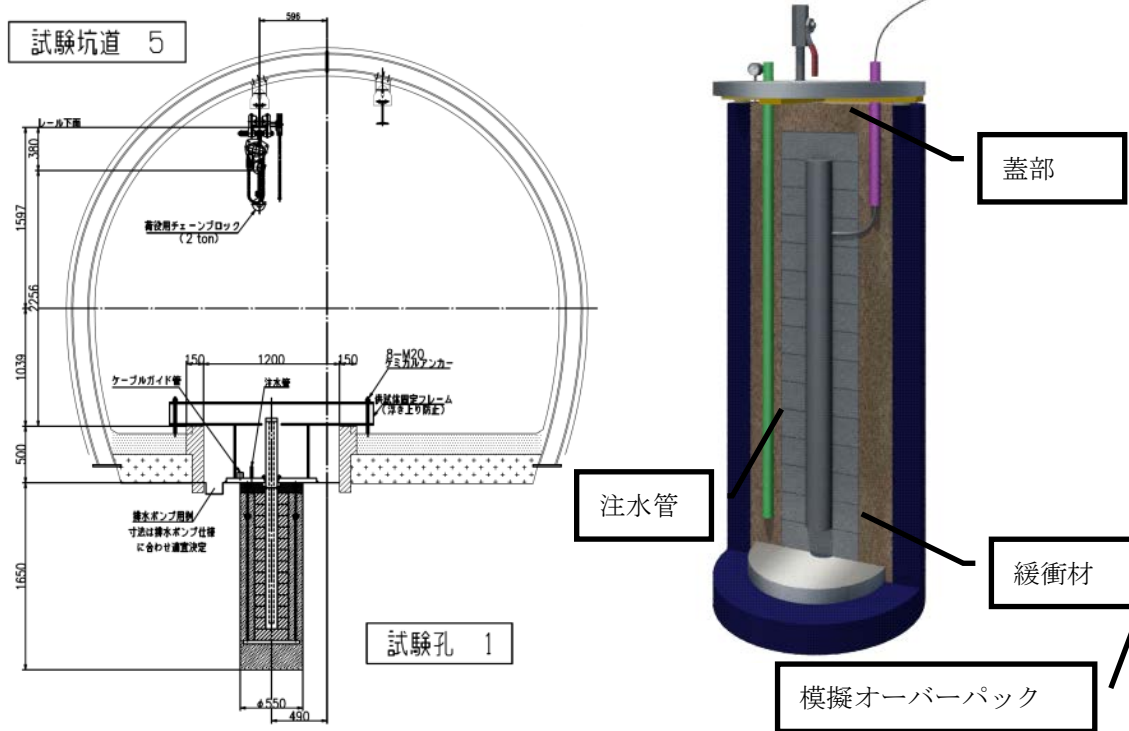


図 2.3.1-2 試験坑道の断面と試験体のイメージ

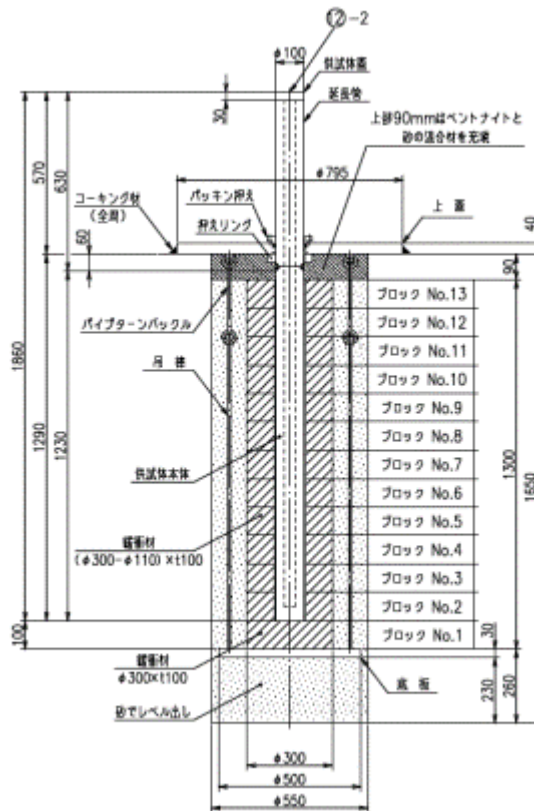


図 2.3.1-3 試験装置の構成

2) 環境条件

a 溶存酸素、溶存二酸化炭素

試験坑道 5 において各試験孔の溶存酸素及び溶存二酸化炭素の測定を行った。溶存酸素の測定結果を図 2.3.1-4 に示す。溶存酸素量は概ね 1ppm 以下であった。また、溶存二酸化炭素量については、試験孔 1 の注水管では 200~600ppm となった。これは、地下水中に湧いている気泡の影響であると考えられる。とくに、密閉系の試験孔 1 の溶存二酸化炭素濃度は、開放系の試験孔 2 および 3 に比べて大きくなった。

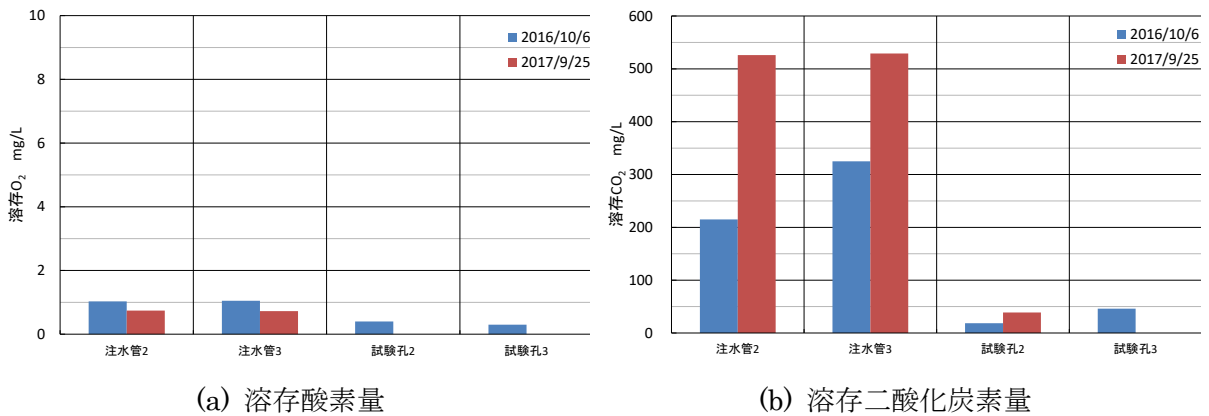


図 2.3.1-4 溶存酸素量および溶存二酸化炭素量

b 地下水組成

幌延地下水は、海水起源と考えられ、図 2.3.1-5 に示すように、主成分は、 Na^+ 、 Cl^- 、無機炭素 (IC) で採水時期による変化認められなかった。また、 Na/Cl 比は海水の組成比とほぼ同じとなった。IC は、海水組成比より高濃度で含まれているが、これは、図 2.3.1-4(b) に示すように溶存二酸化炭素が高いことと整合的であった。図 2.3.1-7 に地下水分析時に計測した pH の結果を示す。pH は 7.5~8 の範囲であった。

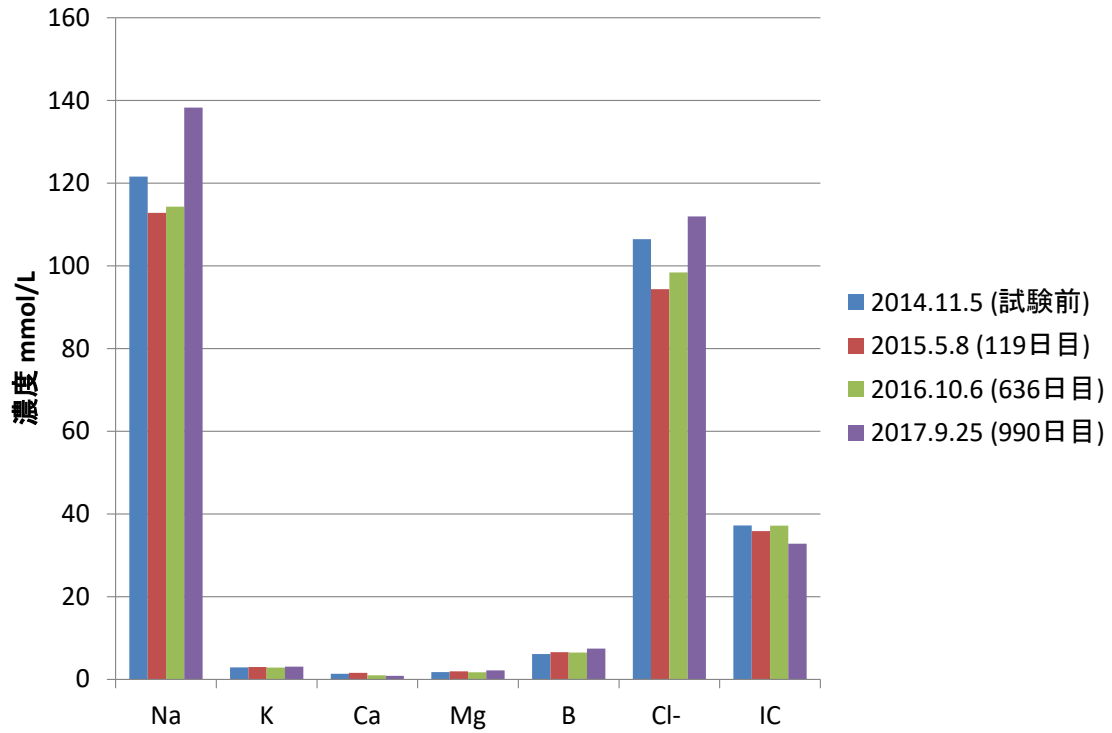


図 2.3.1-5 地下水組成

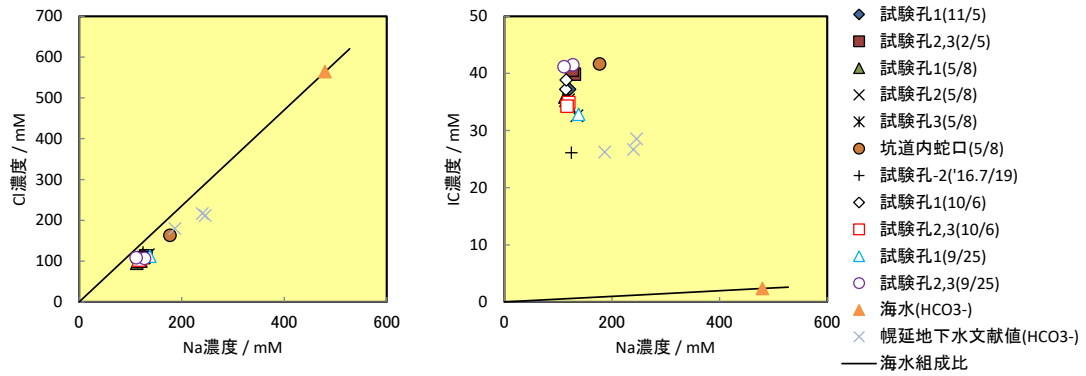


図 2.3.1-6 地下水の Na/Cl 比 (左) と Na/IC 比 (右)

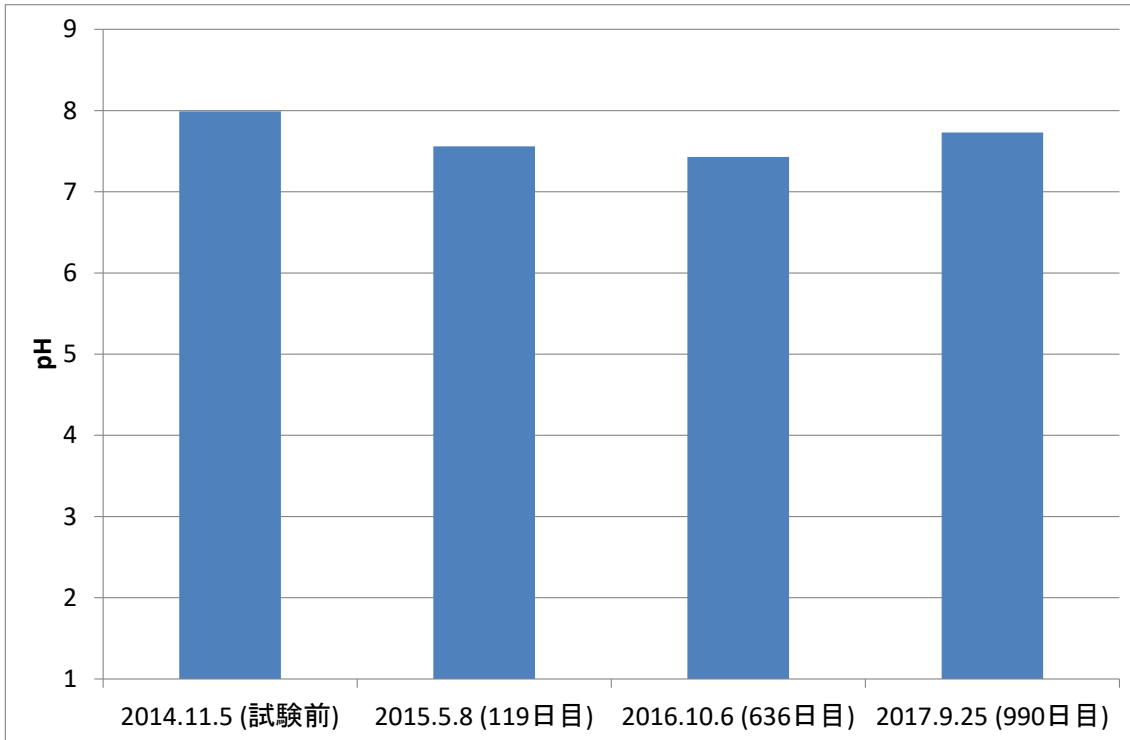


図 2.3.1-7 地下水の pH

c 温度

図 2.3.1-8 に試験体の温度測定結果を示す。温度計は 3 電極センサー設置位置と同じであり、p1:模擬オーバーパック近傍、p2:緩衝材ブロック下部 (No.2)、p3:緩衝材ブロック (No.12) に設置した。また坑道内にも温度計を設置した。

約 150 日目に p2:緩衝材ブロック下部 (No.2) の温度計については計測不能となった。272 日目以降にヒータを稼働し、p1:模擬オーバーパック近傍に設置した温度計は 80°C を示し、p3:緩衝材ブロック (No.12) も 70°C 程度に上昇した。試験開始から約 300 日以降は、約 80°C で試験を実施した。また坑道内温度については季節による変動がみられた。

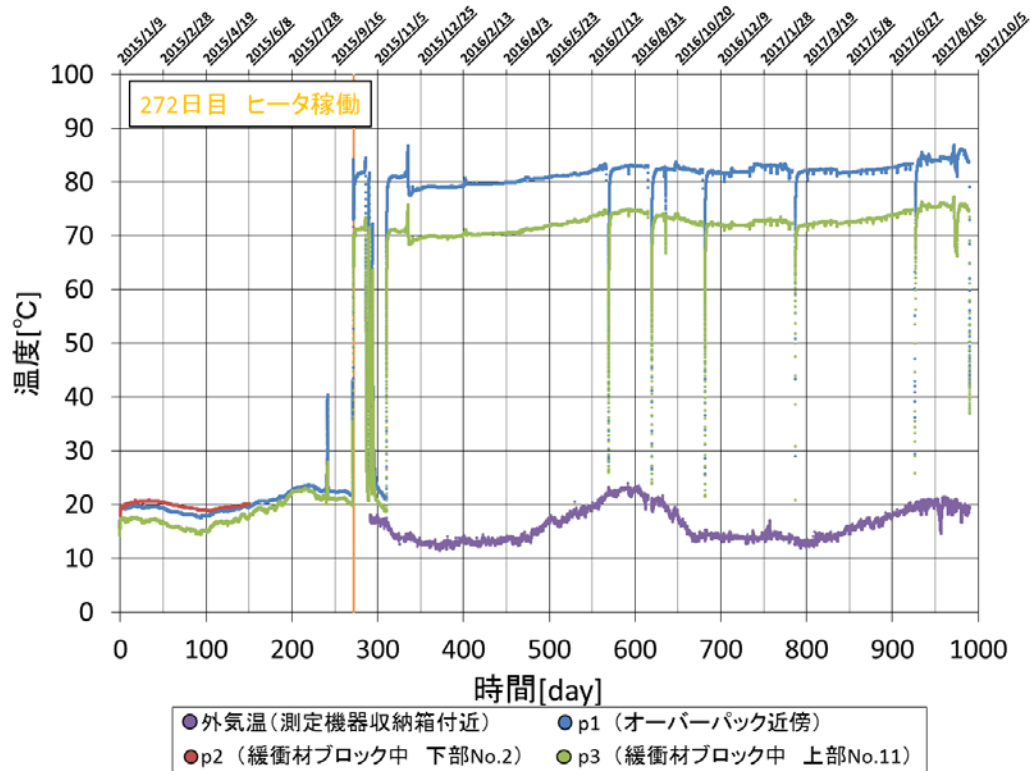


図 2.3.1-8 試験体温度測定結果

3) 腐食速度および表面形状の分析結果

3 電極センサーによる腐食速度計測値の経時変化（試験開始から終了まで）を図 2.3.1-9 示す。緩衝材中に設置したセンサー（図中の p2 と p3）は、試験開始から 100 日程度では腐食速度の計測結果が得られており、模擬オーバーパック表面に設置したセンサー（図中の p1）は、試験開始後 170 日程度で腐食速度が計測され始めた。試験開始後 200 日程度経過して緩衝材中の含水率がほぼ一定になると、模擬オーバーパック表面近傍では緩衝材中の拡散により酸素が移動することになるため、腐食速度が低下したと考えられる。また、試験開始から 260 日程度経過して、模擬オーバーパック中のヒータで加熱を開始したところ、温度上昇とともに腐食速度は増加したが、その後は模擬オーバーパック表面近傍が低酸素状態になり、腐食速度は数 μm /年程度になったと考えられる。

腐食試験前後の模擬オーバーパック表面の形状変化を 3 次元形状計測で求め、腐食深さの分布を調べた。3 次元形状計測では、 $\Phi 8\text{ mm}$ の球プローブを用いた。酸洗後の模擬オーバーパック試験体表面のスキャン画像と腐食深さ分布の測定結果を図 2.3.1-10 に示す。横方向は測定角度、縦方向は模擬オーバーパック試験体下端からの距離を表している。表内の値は、腐食試験前後における深さ方向の差分値であり、腐食深さを表している。溶接部は赤枠の位置に相当する。負の値は試験前後比較による減量、正の値は増量を示す。赤枠内に示す数値は溶接部上の測定値を示す。表内の値の大小に応じたカラーコンターを併せて示しており、青色は正の値、赤色は負の値に対応する。色の濃度増減が値の絶対値の大小に対応する。なお、茶色で示す領域は 3 電極センサーの埋込部であり、形状は未測定である。母材と溶接部の平均腐食量と最大腐食量を比較した結果

を図 2.3.1-11 に示す。平均腐食量および最大腐食量は、模擬オーバーパック全体と上部下部に分けた各部の結果も併せて示した。母材部分の計測点数は全体の約 84%になるため、母材と全体の平均腐食量の差は小さく、約 32 μm となった。溶接部全体の平均腐食量は 34 μm であり、母材の平均腐食量との差は小さかった。最大腐食量と平均腐食量の比は 3~6 程度であった。

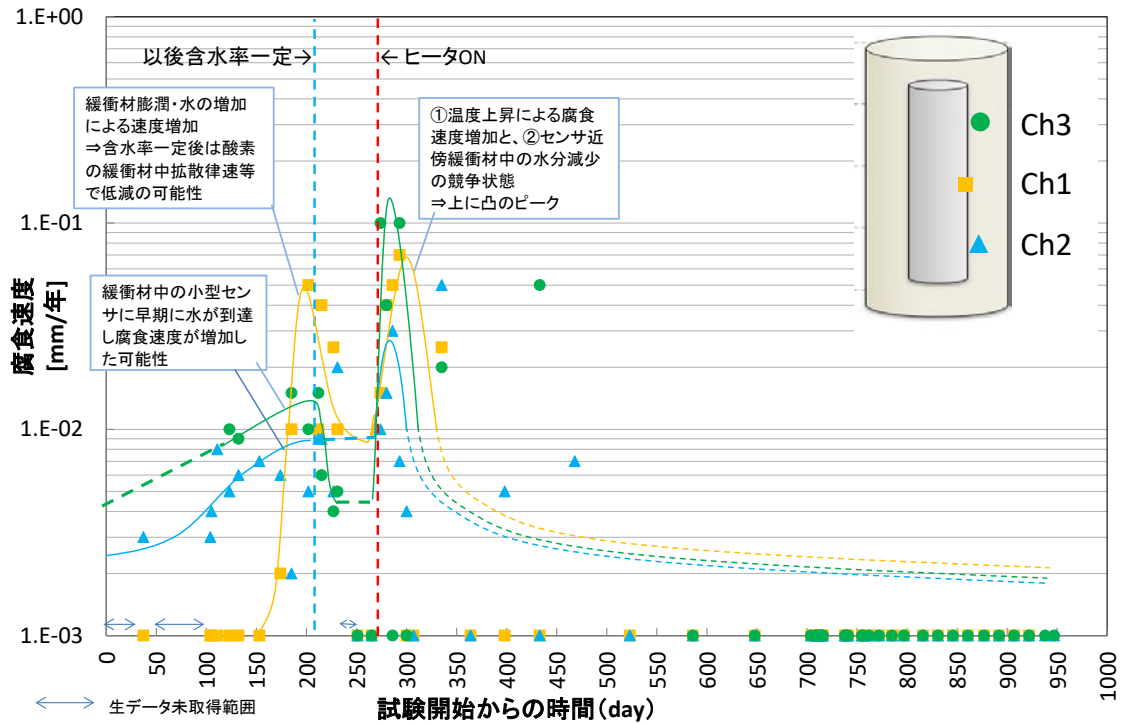
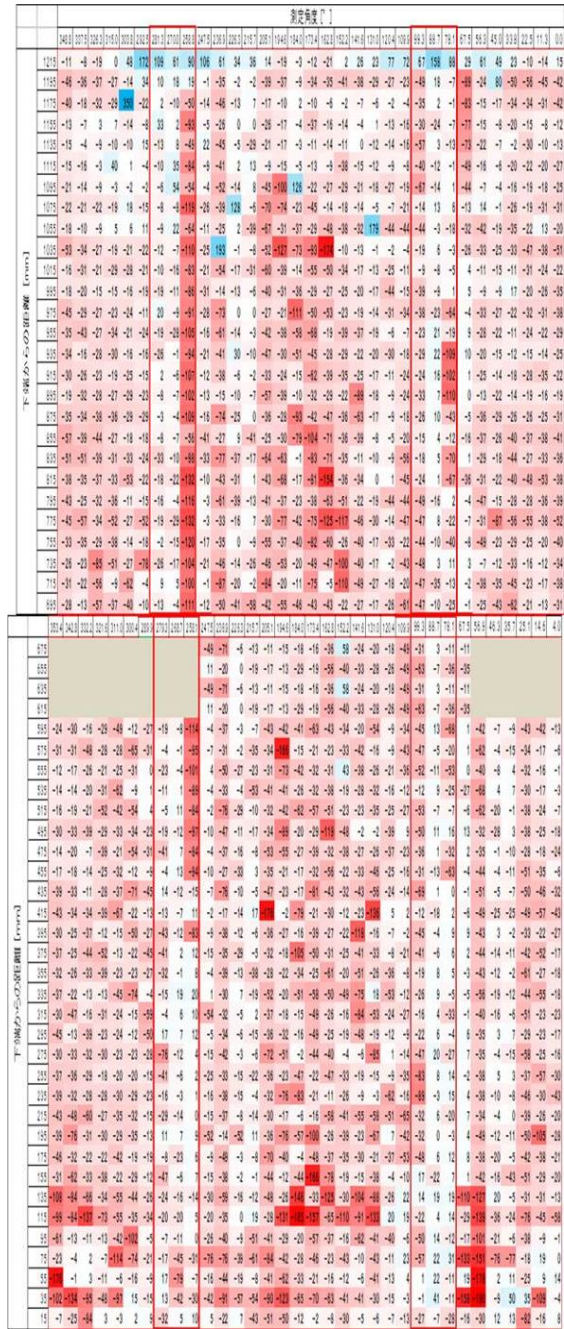


図 2.3.1-9 3 電極式腐食センサーによる腐食速度計測値の経時変化



(a) 酸洗後の模擬オーバーパック試験体表面



(b) 腐食深さ分布

図 2.3.1-10 酸洗後の模擬オーバーパック試験体表面画像と腐食深さ分布の測定結果

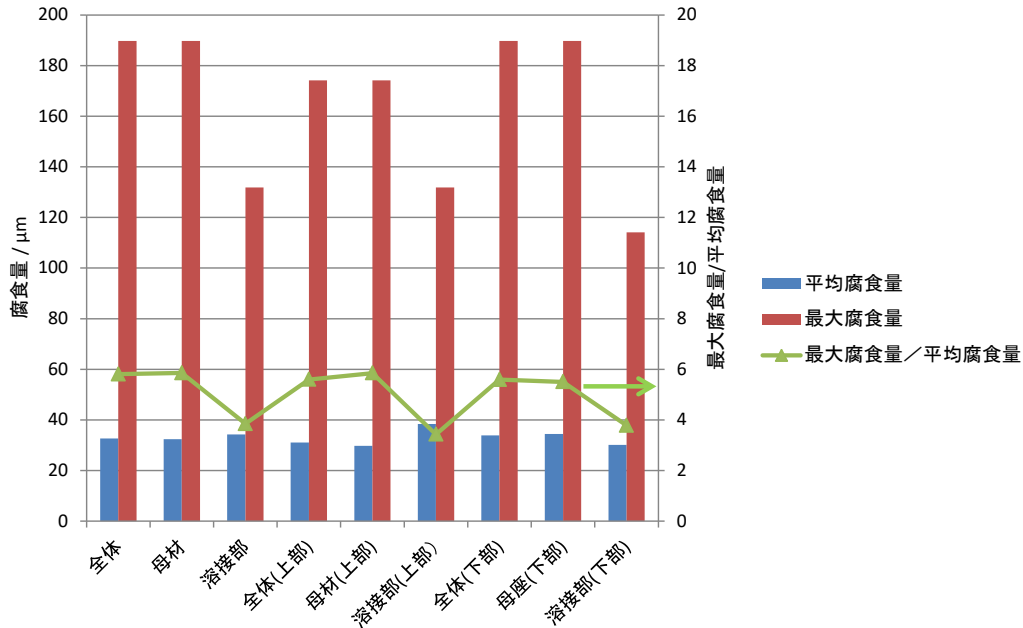


図 2.3.1-11 母材と溶接部の平均腐食量と最大腐食量の比較

2.3.2 炭素鋼の水素吸収量

溶接部の水素吸収量については、図 2.3.1-1 と同一条件で低酸素雰囲気下に浸漬した試験片を、所定の期間経過後に取り出し、昇温脱離分析にて試験片中の温度と放出水素のプロファイルを取得した。そして室温から 250°C 付近までに放出される水素量を拡散性水素量とした。平成 22 年度までに、人工海水環境の 30 日間、90 日間、1 年間、3 年間の 4 期間、人工淡水環境は 1 年間の浸漬試験片の拡散性水素量を求めた。図 2.3.2-1 には平成 22 年度までの結果に加えて、5 年間および 10 年間の拡散性水素量の経時変化を示す。母材と溶接部ともに、浸漬期間 1 年以降の水素濃度は 0.1ppm を下回っており、浸漬期間 5 年および 10 年でも拡散性水素濃度が増加する傾向は見られなかった。この値は炭素鋼の母材や溶接部の強度から見積もられる臨界水素濃度と比較すると十分に小さい。なお浸漬初期において、TIG 溶接金属部の水素濃度が高くなる傾向がみられたが、溶接後熱処理 (Post Weld Heat Treatment, PWHT) によって、他の溶接法や部位と同等の水素濃度まで低下することが確認されている。

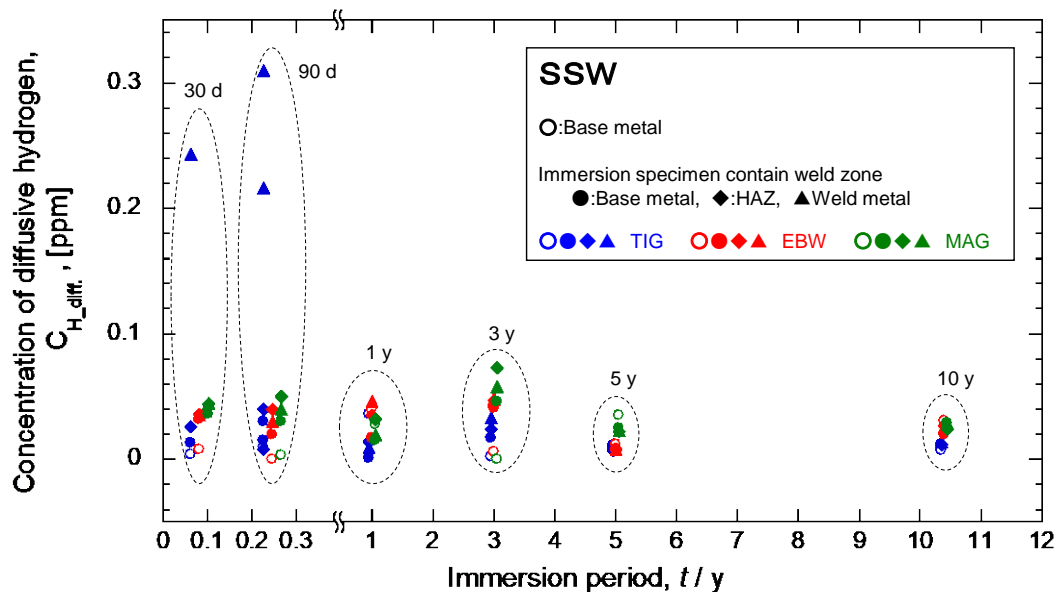


図 2.3.2-1 低酸素雰囲気における拡散性水素濃度の推移

2.3.3 溶接部の残留応力改善

腐食割れは、材料、環境、応力の 3 要因が重畳した場合に発生する。そのため、緩衝材間隙水中の化学種の濃度と溶接部表面の引張残留応力の大きさによっては、応力腐食割れや水素脆化割れが発生する可能性がある。腐食割れの発生を防止するためのオプションの一つとして、腐食代に相当する板厚 40 mm の範囲を圧縮側に改善することが考えられる。ここでは、オーバーパックの溶接後の熱処理方法として、外面誘導加熱応力改善法 (EIHSI: External Induced Heating Stress Improvement) により腐食代の引張残留応力を圧縮に改善するための熱処理条件を有限要素解析により求めた。

(1) 解析コードおよび解析条件

溶接部の残留応力解析には汎用有限要素解析コード Abaqus を用いた。オーバーパックの蓋形状は平蓋とし、溶接深さは 190 mm (全層溶接) および 90 mm (部分溶接) とした。解析モデルを図 2.3.3-1 に示す。溶接条件は、平成 14 年度に実施した溶接施工条件に基づいて設定した[11]。残留応力解析では、溶接熱源の移動を考慮した非定常熱伝導解析により溶接部およびその周囲の温度と時間の関係を求め、熱弾塑性解析により溶接残留応力を算出した。

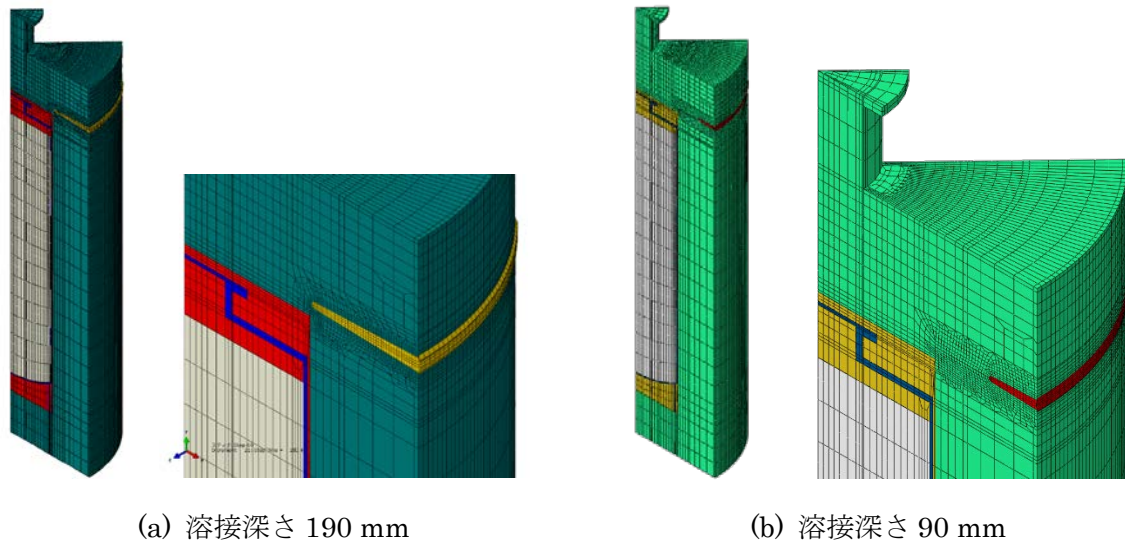


図 2.3.3-1 残留応力解析モデル

(2) 溶接後の残留応力分布

溶接深さ 190 mm および 90 mm における溶接後の周方向と軸方向の残留応力分布を図 2.3.3-2 に示す。溶接深さ 190 mm と 90 mm とともに軸方向応力に比べて周方向応力が大きく、腐食代に相当する 40 mm の範囲は引張の応力になった。また、溶接深さ 190 mm における応力の最大値は、周方向で約 440 MPa、軸方向で約 240 MPa であり、溶接深さ 90 mm では、周方向で約 490 MPa、軸方向で約 270 MPa であった。

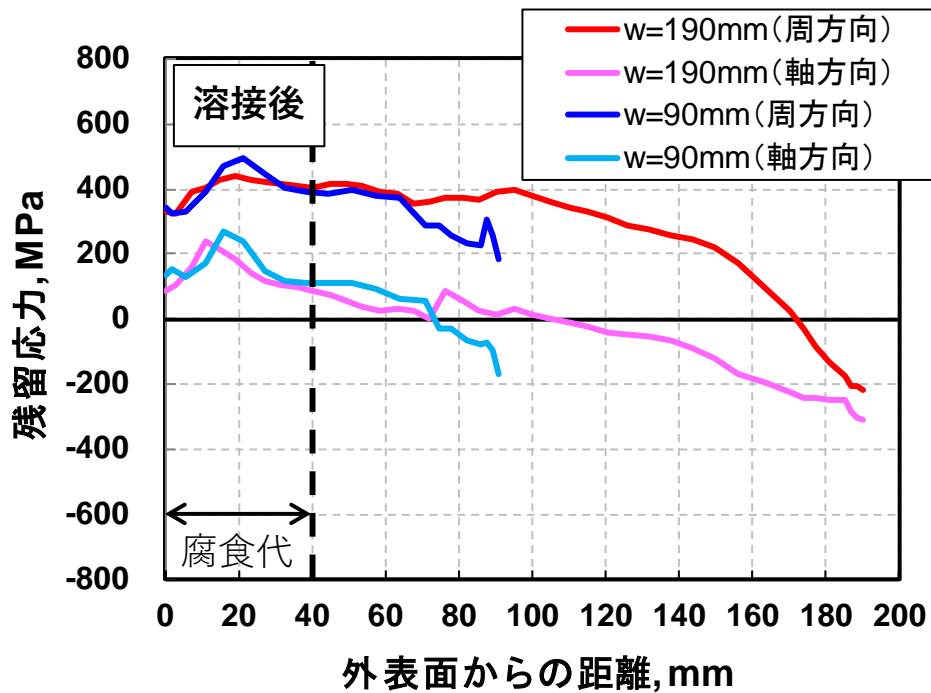


図 2.3.3-2 溶接後の残留応力分布

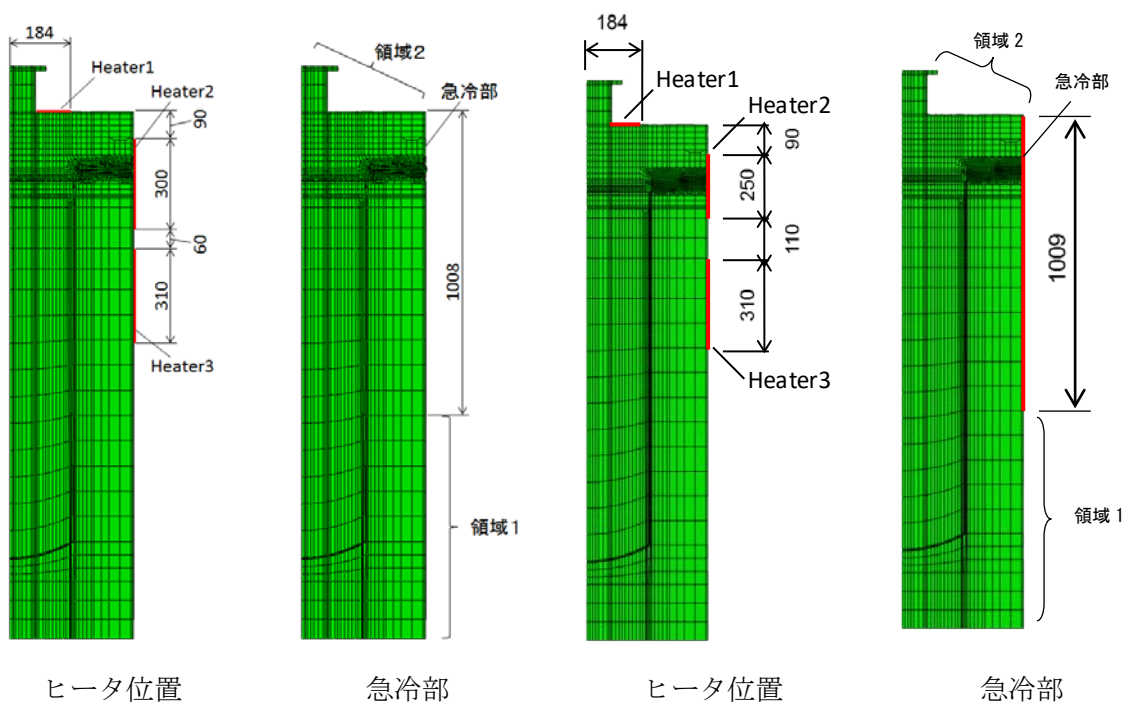
(3) 熱処理後の残留応力分布

1) 解析条件

溶接後の残留応力分布を対象として、EHISI による加熱条件と急冷条件を変化させた複数の予備解析を実施した。予備解析の結果から、腐食代に相当する 40 mm の引張残留応力を可能な限り圧縮に改善するための熱処理条件を設定した。EIHSI による熱処理条件を表 2.3.3-1 に示す。また、オーバーパック表面の加熱用ヒータおよび急冷部の設置位置を図 2.3.3-3 に示す。熱処理時におけるガラス固化体の温度は制限温度 (500°C) 以下とした。

表 2.3.3-1 溶接残留応力改善のための熱処理条件

溶接 深さ (mm)	加熱条件			加熱 時間 (min)	保温 時間 (min)	冷却条件			
	ヒータ 1	ヒータ 2	ヒータ 3			急冷部	領域 1	領域 2	急冷時間
	(W/mm ²)								
190	0.025	0.250	0.010	30	30	スプレー冷却	自然空冷	スプレー冷却	10
90	0	0.240	0	10	60	スプレー冷却	自然空冷	スプレー冷却	10



(a) 溶接深さ 190 mm

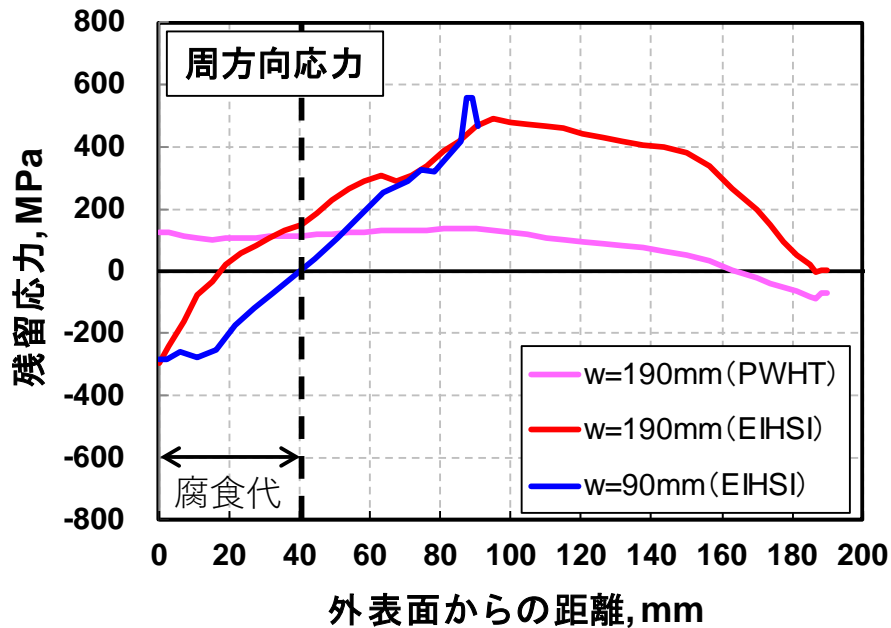
(b) 溶接深さ 90 mm

図 2.3.3-3 熱処理用のヒータおよび急冷部の配置

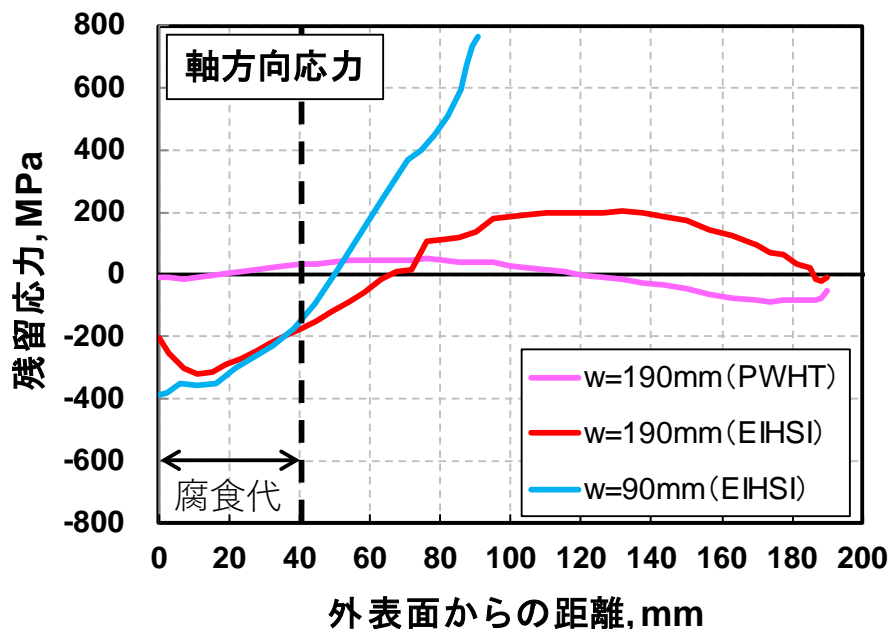
2) 解析結果

EIHSI 後の残留応力分布を図 2.3.3-4 に示す。図には、溶接深さ 190 mm における溶接後熱処理 (PWHT: Post Weld Heat Treatment) の結果も併せて示した。溶接深さ 190 mm の場合、今

回適用した EIHSI の熱処理条件では、オーバーパック外表面から 40 mm の範囲の周方向応力を全て圧縮に改善することはできなかった。一方で、溶接深さ 90 mm の場合、溶接部深部の引張応力が大きくなる傾向は見られたが、外表面から 40 mm の範囲を全て圧縮に改善することができた。また、PWHT の場合、溶接深さ 190 mm の範囲の残留応力が全体的にゼロに近づく結果となったが、外表面から 40 mm の周方向の引張応力は最大 130 MPa 程度であった。



(a) 周方向



(b) 軸方向

図 2.3.3-4 熱処理後の残留応力分布

2.4 構造評価

表 2.2.3-2 に示したように、オーバーパックに想定される破損形態は①欠陥を起点としない破損、②未溶接部を起点とした破損、③溶接欠陥を起点とした破損の3つに限定される。このうち、①と②の破損形態については設計で防止することができ、外圧に対して適切な板厚および溶接深さを設定することで防止することができる。③の破損形態については、設計（適切な溶接深さの設定）と溶接部の非破壊検査で防止することができる。溶接部にボイドなどの欠陥が存在する場合、欠陥寸法が大きければ破壊の駆動力も大きくなるため、溶接後の非破壊検査により欠陥寸法を測定し、その寸法が破損に寄与しないことを確認する必要がある。また、ガラス固化体から放出される放射線による照射損傷により炭素鋼の破壊靱性値が大きく低下する場合には、許容できる欠陥寸法は小さくなる。溶接部の限界の欠陥寸法は、破壊靱性値をパラメータとして有限要素解析などにより求めることができる。

以下では、溶接部の非破壊検査手法として超音波探傷法による溶接欠陥寸法の定量化方法の検討、炭素鋼の照射損傷による破壊靱性値の低下量の予測を行い、有限要素解析によるオーバーパックの破損評価を実施する。

2.4.1 溶接部の非破壊検査

(1) 溶接欠陥の検出確率

オーバーパックの溶接部を対象として、超音波探傷法により検出される溶接欠陥の検出限界の寸法を把握するために、フェーズドアレイ法（PhA 法）による探傷試験の実施後に断面マクロ調査を行い、溶接欠陥寸法を実測した。試験体は、板厚 190 mm の平蓋形状であり、低真空電子ビーム溶接で作製した[12]。

検出確率（Probability of Detection, POD）と欠陥高さの実測値の関係を図 2.4.1-1 に示す。図には、平成 24 年度までに取得したアーク溶接の試験体などを用いた PhA 法の測定結果も併せて示した[4]。POD 曲線は、ロジスティック回帰分析により求めた。図では、検出限界の欠陥高さまでの POD は 0 になり、ある欠陥高さを超えて欠陥が検出されると 1 になる。欠陥高さ 2 mm 以上の欠陥は全て検出されたが、2 mm より小さい場合には検出できない欠陥もあった。ロジスティック回帰分析の結果から、検出確率が 0.95、0.995、1.0 となる欠陥高さは、それぞれ 1.9 mm、2.4 mm、3.5 mm と算出された。

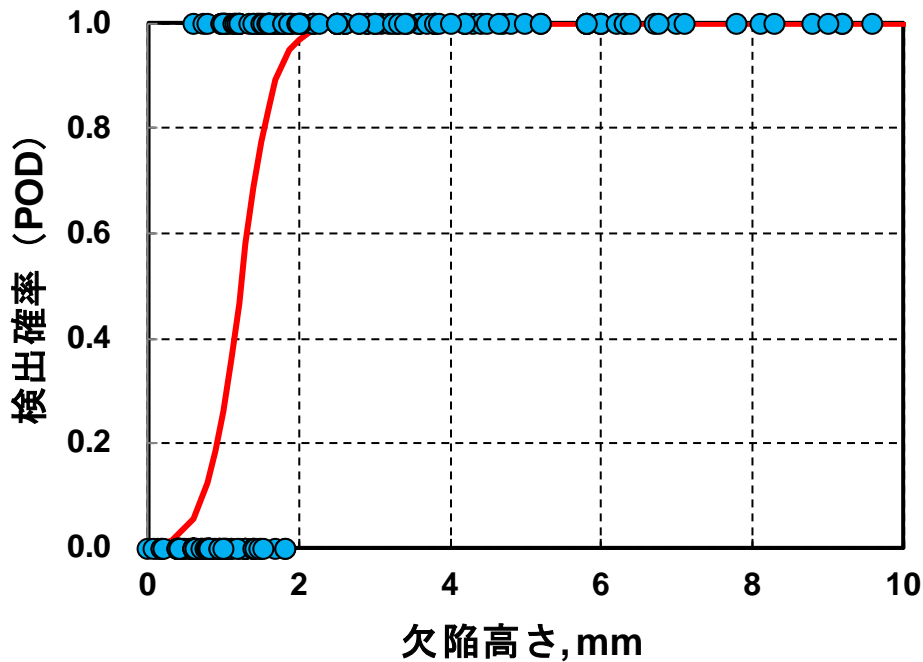


図 2.4.1-1 検出確率と溶接欠陥高さの関係

(2) 欠陥寸法の定量化

溶接試験体を用いた PhA 法による欠陥指示高さと断面マクロ調査による欠陥高さの実測値の関係を図 2.4.1-2 に示す。図には、平成 24 年度までに取得した PhA 法による測定結果も併せて示した[4]。また、図中のプロットの白抜きは PhA 法による測定値を表している。欠陥高さの実測値に対して PhA 法による測定値にはばらつきがあるが、実測値と PhA 法による測定値の差（測定誤差）については、欠陥高さに対する依存性は見られなかった。PhA 法では、欠陥端部からの超音波の反射波を用いて欠陥寸法を測定しているため、欠陥端部の形状が寸法測定値に影響をおよぼす要因の一つとなる。したがって、測定誤差は欠陥高さに依存しなかったと考えられる。

放電加工による人工欠陥を付与した溶接試験体の PhA 測定と断面マクロ調査の結果から、欠陥寸法の定量化方法について検討を行った[13]。欠陥の上端および下端エコーの差から欠陥高さを求める場合、考慮すべき誤差要因は下記に分類される。

- ① キャリブレーション誤差等、上端及び下端の測定に同時に現れる誤差
- ② 欠陥の性状に起因する誤差（欠陥の傾き、形状等）や読み取り誤差等、上端及び下端の測定で独立に現れる誤差

高さ測定では上端と下端の差をとるため、①の誤差は相殺されて消え、②の誤差が残る。測定では、一回のキャリブレーションで全ての測定を実施したため、①に含まれるキャリブレーション誤差は主に「誤差平均値」として現れていると考えられる。このため、深さ測定の誤差を求めた本測定結果を基に、高さ測定における誤差を推量する場合、「誤差平均値」は相殺されるものと考え、読み取り誤差等により生じる「標準偏差」から誤差を求めることが妥当と考えられる。上端と下端の誤差の和として、高さ測定誤差を求めるため、上端および下端の誤差を合算する。標準偏差の和は二乗和により求められる。本測定においては上端と下端の標準偏差（それぞれ σ_a 及び

σ_b とする)は等しいと仮定するため、 $\sqrt{\sigma_a^2 + \sigma_b^2} = \sqrt{2\sigma^2} \cong 1.41\sigma$ ($\because \sigma_a = \sigma_b = \sigma$)となる。深さ測定標準偏差は、1.8 mm であるため、高さ測定の標準偏差は 2.5 mm となる。さらに、信頼区間 90%の場合には標準偏差の約 1.65 倍であるから、4.1 mm となる。信頼区間 90%とは、90%の確率で測定値がその範囲におさまることを示す。したがって、発生が予測される誤差の 9 割までを考慮して測定値を評価するならば、高さ測定値に対して PhA 法では 4.1 mm を加算することで欠陥寸法を定量化することが考えられる。

PhA 法による測定値に 4.1 mm を加算した結果を図 2.4.1-2 に塗りつぶしのプロットで示した。測定値に 4.1 mm を加算することにより、測定した 50 個の欠陥の中で 47 個の欠陥の寸法を安全側に定量化することができた。この定量化方法により、欠陥寸法を過大評価することになるが、測定誤差を低減する方法としては、溶接部に対して 2 方向から超音波探傷を行うことなどが考えられる。

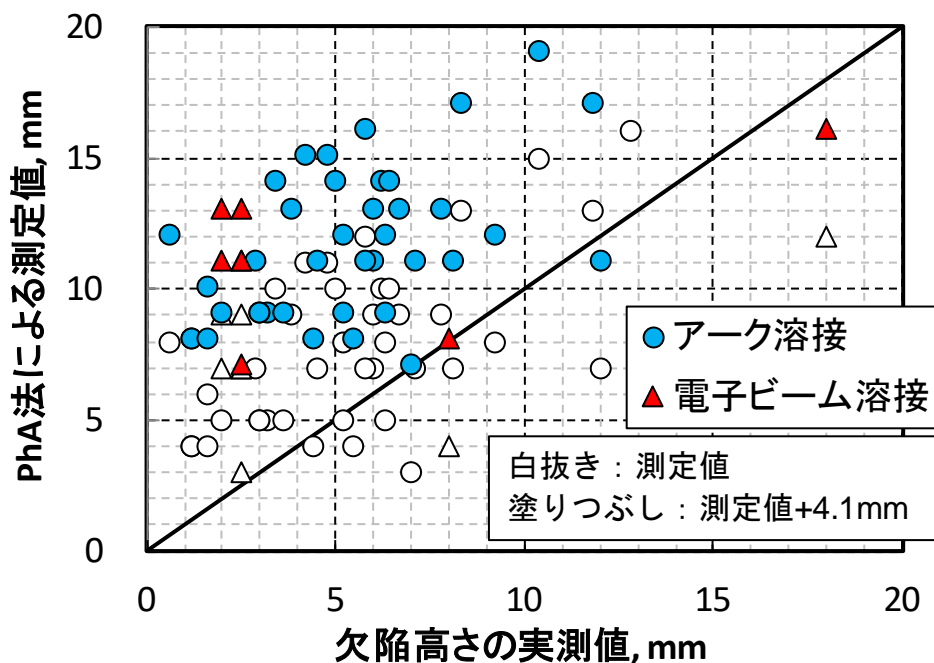


図 2.4.1-2 UT 指示高さと欠陥高さの実測値の関係

2.4.2 破壊靱性値の低下量の予測

放射線の照射損傷により材料が硬くなる脆化については原子炉圧力容器について良く調べられている。しかし、オーバーパックの照射環境は原子炉圧力容器に比べて低温度であり、低い照射速度で長期間に渡って照射される。このため、オーバーパックのような照射条件での試験データはなく、照射試験データに基づいた脆化量予測や原子炉圧力容器鋼について確立されている脆化予測式[14]を適用することは難しい。そのため、炭素鋼の照射試験と照射損傷量を予測する解析により炭素鋼の破壊靱性値を予測する。

(1) 破壊靱性値の低下量の予測方法

照射による損傷量を推定するためには、脆化因子となるマイクロ組織変化を解析により推定する方法が考えられる。また、照射によるマイクロ組織変化と硬化の関係に加え、硬さと破壊靱性値の関係を把握する必要がある。そのため、照射材を模擬した冷間加工材を作製し、加工度により硬さを変化させた炭素鋼の硬さと破壊靱性値の関係を取得する。冷間加工により硬さを変化させた試験片に対して、超微小硬さ試験と破壊靱性試験を実施し、硬さと破壊靱性の関係を定量的に把握する。

(2) オーバーパックの内表面におけるはじき出し速度

最新の計算コードを用いてガラス固化体のインベントリを設定し、オーバーパック内表面における中性子線およびガンマ線の照射によるはじき出し数を算出した[16]。

1) 計算コードおよび計算条件

燃焼計算には Origen2.2-upj と核データライブラリ JENDL-4.0 を用いた。線量計算には MCNP-5 と核データライブラリ JENDL-3.2 および ENDF/B-VI を用いた。ガラス固化体の再処理条件や計算モデルは第 2 次取りまとめを参照して設定した[2]。MCNP で求めた累積照射量にはじき出し断面積を乗じてはじき出し数を求め、はじき出し数を経過時間で除すことにより損傷速度を算出した。

2) 計算結果

オーバーパック内表面におけるはじき出し速度を表 2.4.2-1 に示す。ガラス固化体封入後 450 年までののはじき出し速度は、中性子線よりもガンマ線の寄与が大きかった。後述する解析による照射損傷量の予測では、オーバーパックのはじき出し速度を 10^{-16} dpa の一定と仮定して実施した。

表 2.4.2-1 オーバーパック内表面におけるはじき出し速度

	ガラス固化体封入後の経過年数 (年)					
	0~50	50~450	450~950	0~50	50~450	450~950
	中性子線 (dpa/s)			ガンマ線 (dpa/s)		
$E > 1$ MeV	4.35×10^{-18}	1.91×10^{-18}	8.61×10^{-19}	8.56×10^{-16}	2.05×10^{-16}	1.44×10^{-19}
$E \leq 1$ MeV	6.85×10^{-18}	3.39×10^{-18}	1.57×10^{-18}	9.05×10^{-18}	1.13×10^{-18}	1.65×10^{-21}
合計	1.12×10^{-17}	5.30×10^{-18}	2.43×10^{-18}	8.65×10^{-16}	2.06×10^{-16}	1.46×10^{-19}

(3) 照射損傷量と硬さの増加量の関係

1) 照射試験片の作製

試験材料は、炭素鋼 SM400B、炭素鋼 (MAG 溶接試験体) 炭素鋼 (0.5wt%Cu)、FeCu 合金 (0.5wt%Cu)、FeMnSiCu 合金を用いた。試験材料への照射は、照射速度を変化させるためにタネドロン加速器と電子線照射装置を用いた。照射条件を表 2.4.2-2 に示す。表には、後述する

照射試験片の分析結果も併せて記載した。試験材料に目標照射量まで照射した後、硬さ試験、TEM 観察、3次元アトムプローブ分析のための照射試験片を作製した。

表 2.4.2-2 試験材料と照射条件および照射試験片の分析結果

材料	照射条件					転位ループ		溶質クラスタ		硬さ		せん断強度の増加量		
	照射方法	温度 (°C)	照射量 (dpa)	照射速度 (dpa/s)	照射量 (dpa)	平均直径 (nm)	数密度 (/m ³)	平均直径 (nm)	数密度 (/m ³)	H (GPa)	ΔH (GPa)	Δτ (MPa)	Δτ _l (MPa)	Δτ _c (MPa)
炭素鋼 (0.01%Cu)	未照射					0	0	0.0	0	2.21	0.00	0	0	0
	Feイオン	90	0.1	1×10 ⁻⁴	0.1	2.3	2.3E+22	2.2	1.7E+22	3.18	0.97	73	73	6
			1	1×10 ⁻⁴	1	2.1	5.6E+22	2.2	7.1E+22	3.20	0.98	110	109	13
	Feイオン	290	0.1	1×10 ⁻⁴	0.1	2.1	1.9E+22	2.2	1.9E+22	2.78	0.56	64	64	7
			1	1×10 ⁻⁴	1	2.1	3.1E+22	2.2	5.6E+23	3.09	0.88	88	81	35
炭素鋼 (0.5%Cu)	未照射					0	0	2.0	2.9E+22	2.50	0.00	8	0	8
	Feイオン	90	0.01	1×10 ⁻⁴	0.01	1.9	2.0E+22	2.4	7.6E+21	3.03	0.52	63	63	4
			0.1	1×10 ⁻⁴	0.1	2.1	3.1E+22	2.7	1.9E+22	3.46	0.96	82	81	7
			1	1×10 ⁻⁴	1	2.7	4.5E+22	2.3	1.9E+23	3.60	1.10	113	111	21
	電子線	90	0.01	2×10 ⁻⁸	0.009	2.3	4.1E+22	2.3	1.0E+23	3.16	0.65	97	96	15
FeMnSiCu合金 (0.5%Cu)	未照射					0	0	2.2	3.6E+21	2.36	0.00	3	0	3
	Feイオン	90	0.01	1×10 ⁻⁴	0.01	2.1	3.4E+22	2.2	1.5E+22	2.90	0.54	84	83	6
			0.1	1×10 ⁻⁴	0.1	2.2	4.0E+22	2.2	7.5E+22	3.39	1.03	95	94	13
			1	1×10 ⁻⁴	1	2.3	4.8E+22	2.2	2.7E+23	3.61	1.25	107	105	24
	電子線	90	0.01	2×10 ⁻⁸	0.009	2.0	3.8E+22	2.1	3.8E+23	3.07	0.71	91	87	28
FeCu合金 熱処理材 (0.5%Cu)	未照射					0	0	1.4	1.4E+23	2.10	0.00	14	0	14
	Feイオン	90	0.1	1×10 ⁻⁴	0.1	2.1	4.7E+22	1.6	1.0E+24	3.02	0.92	106	98	40
			1	1×10 ⁻⁴	1	1.9	4.2E+22	1.6	1.8E+24	3.17	1.07	105	90	54
炭素鋼溶接体 母材 (0.05%Cu)	未照射					0	0	0.0	0	2.30	0.00	0	0	0
	Feイオン	90	1	1×10 ⁻⁴	0.95	2.4	5.5E+22	0.0	0	3.37	1.07	115	115	0
炭素鋼溶接体 HAZ (0.05%Cu)	未照射					0	0	0.0	0	2.57	0.00	0	0	0
	Feイオン	90	1	1×10 ⁻⁴	0.95	2.3	3.9E+22	2.4	2.7E+22	3.44	0.87	96	96	8
炭素鋼溶接体 溶金 (0.2%Cu)	未照射					0	0	2.4	6.8E+22	2.73	0.00	13	0	13
	Feイオン	90	1	1×10 ⁻⁴	0.95	2.5	5.3E+22	2.2	4.2E+23	3.72	0.99	119	115	31

2) 照射量と硬さの増加量の関係

照射試験片に対して TEM 観察および 3次元アトムプローブ分析を実施した結果、炭素鋼の脆化因子として転位ループと溶質クラスタの形成が確認された[17]。2つの脆化因子が存在する場合、硬化に対するそれらの寄与は、せん断強度の増加量として式 2.4.2-1 のオロワンモデルで表すことができる。そのため、TEM 観察および 3次元アトムプローブで測定した転位ループと溶質クラスタの数密度および平均直径を表 2.4.2-2 に示した。また、全ての試験片に対して超微小硬さ試験を実施した結果も併せて表 2.4.2-2 に示した。

$$\Delta\tau = \sqrt{(\Delta\tau_l)^2 + (\Delta\tau_c)^2} = \sqrt{(\alpha_l \mu b \sqrt{N_l d_l})^2 + (\alpha_c \mu b \sqrt{N_c d_c})^2} \quad \text{式 2.4.2-1}$$

ここで、 $\Delta\tau$ は硬化因子によるせん断強度の増加量であり、降伏応力の増加量に相当する。なお、添え字の l は転位ループを、c は溶質クラスタを示し、 $\Delta\tau_l$ と $\Delta\tau_c$ はそれぞれの寄与分である。 α は欠陥の種類やサイズにより異なる硬化係数であり、転位ループについてはサイズに応じて 0.2~0.5 程度、溶質クラスタについては大きい物では 1 が用いられ、微細な物では 1 以下の値が用い

られる[19]。 N と d はそれぞれの欠陥の数密度と平均直径である。 μ は剛性率で、 b はバーガースベクトルの大きさである。

式 2.4.2-1 を用いて求めた転位ループと溶質原子クラスタの形成によるせん断強度の増加値 $\Delta\tau$ と超微小硬さの増加量 ΔH の関係を図 2.4.2-1 に示す。硬化係数 α は、せん断強度の増加値 $\Delta\tau$ と硬さの増加量 ΔH との関係から最小二乗法により回帰直線を求め、決定係数 R^2 が最大となる値として、転位ループの硬化係数が 0.5、溶質クラスタが 0.05 と決定した。抽出された溶質クラスタはアトムマップ上では明確なクラスタとして認められておらず、硬化への寄与は小さいために硬化係数が小さくなったと考えられる。また、剛性率は 80 GPa とし、バーガースベクトルの大きさは 0.25 nm とした[20]。せん断強度の増加値 $\Delta\tau$ と超微小硬さの増加量 ΔH の関係は、以下の式で近似した。

$$\Delta H = 0.0094 \times \Delta\tau$$

式 2.4.2-2

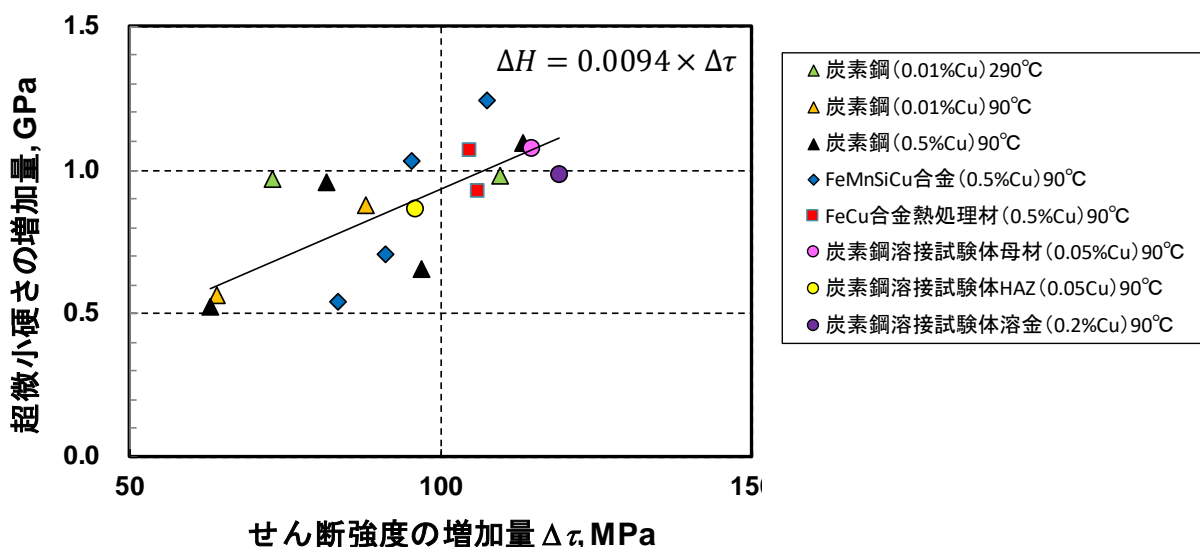


図 2.4.2-1 超微小硬さの増加量とせん断強度の増加量の関係

(4) 冷間加工材を用いた破壊靱性試験と硬さ試験

市販の炭素鋼 SM400B (溶接構造用圧延材) の板材に対して冷間圧延加工 (圧延率: 5%~20%) を施し、破壊靱性試験と硬さ測定を実施した[18]。破壊靱性試験と硬さ試験は、未圧延材 (冷間圧延加工なし) に対しても実施した。

破壊靱性試験は ASTM E1820 に従い、90°C の大気中で実施した。各圧延率に対して LT 方向と TL 方向の 2 回の試験を実施した。破壊靱性試験の結果を表 2.4.2-3 に示す。全ての試験において、延性き裂進展量が前縁に沿って均一でなかったことから、Invalid 判定となった。したがって、弾塑性破壊靱性値は J_{Ic} ではなく J_Q と表示した。また、加工のない CW0 の LT 方向については、延性が高く、制限荷重までに延性き裂が発生しなかったため、 J_Q が得られなかった。表 2.4.2-3 に記載した破壊靱性値 K は、 J_Q を用いて式 2.4.2-3 から算出した。

$$K = \sqrt{\frac{J \times E}{(1 - \nu^2)}} \quad \text{式 2.4.2-3}$$

冷間加工材の硬さは、超微硬さ試験により測定した。超微小硬さ試験では、試料表面より押し込み深さを 150 nm に制御して圧子を押し込み、硬さを測定した。また、硬さは圧痕形成面の結晶方位の影響を受けるため、100 以上の結晶粒について測定し、それらの平均値を求めた。超微小硬さ試験の結果を表 2.4.2-3 に示す。

超微小硬さの増加量と破壊靱性値の低下量の関係を図 2.4.2-2 に示す。破壊靱性値についても LT 方向と TL 方向で大きな違いは認められていなかったため、双方のデータを併せて示した。なお、図中の実線は最小二乗法により求めた線形近似線である。硬さの増加に伴って、破壊靱性値の低下が認められた。せん断強度の増加値 $\Delta\tau$ と超微小硬さの増加量 ΔH の関係は、以下の式で近似した。

$$\Delta K = 321.88 \times \Delta H \quad \text{式 2.4.2-4}$$

表 2.4.2-3 破壊靱性試験と硬さ測定の結果

試験片	最大試験力 (kN)	J_Q (kN/m)	$K^{(*1)}$ (MPam ^{0.5})	超微小硬さ (GPa)
CW0-LT	48.1	$\geq 799^{(*2)}$	—	2.57
CW0-TL	45.6	589	368	2.60
CW5-LT	53.0	393	301	2.86
CW5-TL	49.0	455	325	2.78
CW10-LT	59.3	359	287	3.03
CW10-TL	61.7	338	281	2.95
CW15-LT	61.6	219	226	2.90
CW15-TL	61.4	186	208	2.95
CW20-LT	66.2	171	199	3.01
CW20-TL	65.0	174	201	3.08

(*1) J_Q より換算した値

(*2) 延性き裂が発生しなかった

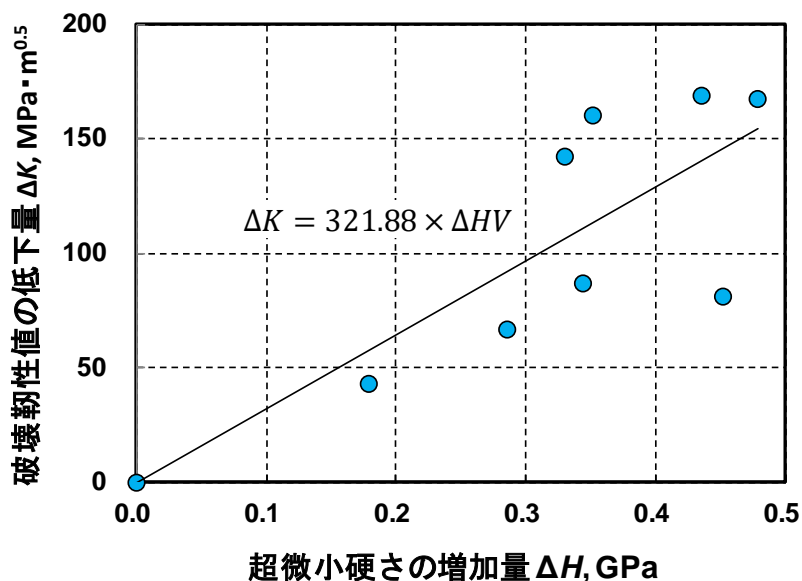
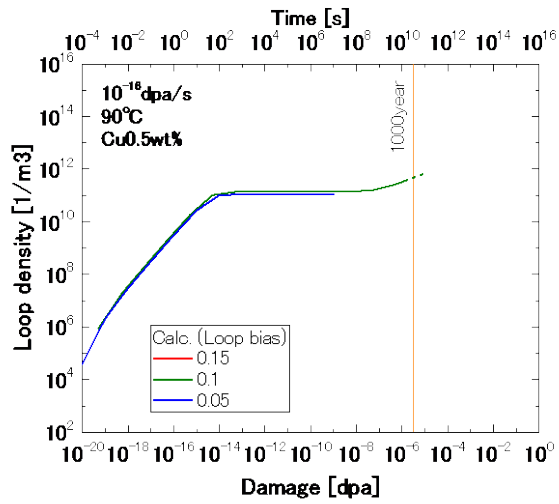


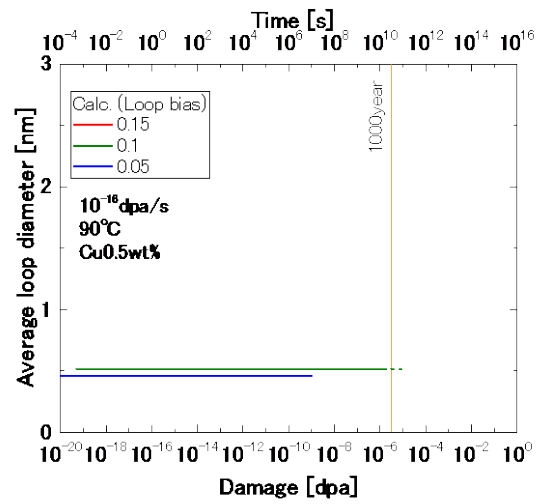
図 2.4.2-2 超微小硬さの増加量と破壊靱性値の低下量の関係

(5) 解析による照射損傷量の予測

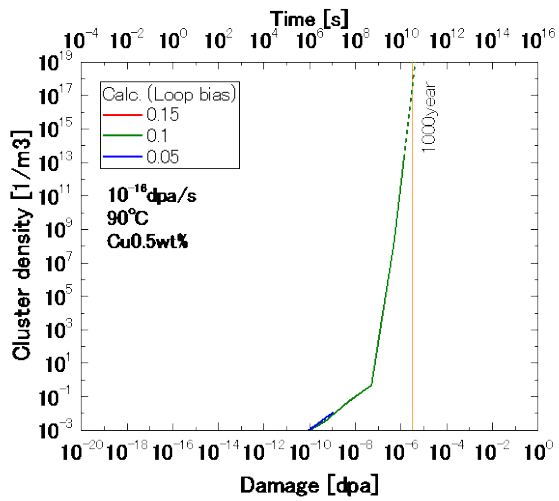
反応速度論モデルによりオーバーパックの照射条件（損傷速度は 10^{-16} dpa/s、照射温度は 90°C と仮定）における損傷量を算出した。転位ループと溶質クラスタの数密度および平均直径を図 2.4.2-3 示す。なお、1,000 年という長時間の計算では、数値の発散により 1,000 年まで到達できない場合があった。反応速度式を数値積分しても 1,000 年まで到達できない場合は、欠陥濃度と時間の関係から得られる傾きを維持したまま外挿して欠陥濃度を求めた。転位ループバイアスが 0.1 の計算結果において、転位ループの形成は 10 秒までで飽和し、溶質クラスタは 10^9 秒付近から形成され始めた。転位ループと溶質クラスタの計算結果をもとにオロワンモデルを用いてせん断強度の低下量を求めた。照射量とせん断強度の低下量の関係を図 2.4.2-4 に示す。転位ループおよび溶質クラスタの形成にともないせん断強度も増加する。特に、 10^9 秒付近において、溶質クラスタが形成し始めるためにせん断強度の増加量が大きくなった。また、照射試験と比較した結果から、転位ループおよびクラスタの数密度は 3 桁、それらの平均直径は 3 倍ほどあいまいさを持つことが示唆された。そこで、図 2.4.2-3 に示す計算で得られた転位ループおよびクラスタの数密度を 3 桁高くし、それらの平均直径を 3 倍にした時の降伏応力の増分についても図 2.4.2-4 中に示した。時間の増加とともに降伏応力は増加するものの、保守的に評価しても降伏応力の増分はオーバーパック処分後 1,000 年の時点で 48 kPa 程度であった。



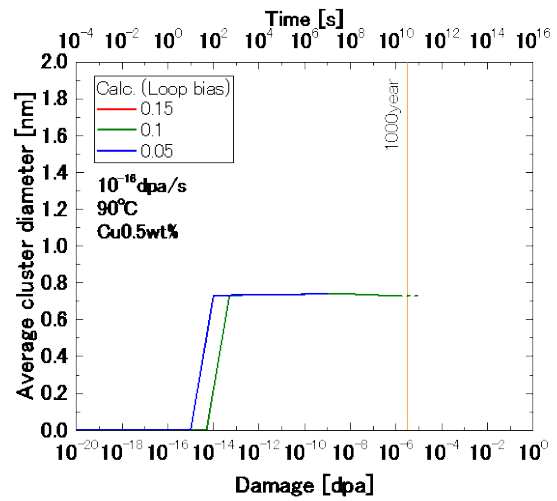
(a) 照射量と転位ループの数密度



(b) 照射量と転位ループの平均直径



(c) 照射量と溶質クラスタの数密度



(d) 照射量と溶質クラスタの平均直径

図 2.4.2-3 解析による転位ループと溶質クラスタの数密度および平均直径の予測結果

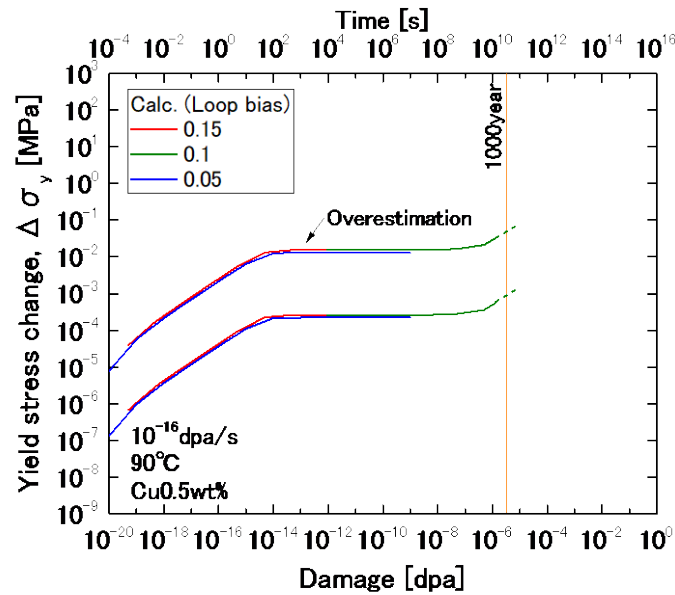


図 2.4.2-4 炭素鋼の照射量と降伏応力の増加量の関係

(6) 破壊靱性値低下量の予測結果

図 2.4.2-4 に示した炭素鋼の照射量と降伏応力の増加量の関係から、1,000 年後の降伏応力の増加量を保守的に見積もって約 48 kPa となった。照射試験の結果から得られたせん断強度の増加量と硬さの増加量の関係 (式 2.4.2-2) を用いると、1,000 年後の超微小硬さの増加量は 4.51×10^{-4} GPa となる。さらに、式 2.4.2-4 を用いると、1,000 年後の破壊靱性値の低下量は 1.45×10^{-1} $\text{MPa}\sqrt{m}$ となった。表 2.4.2-3 に示した炭素鋼 SM400B の冷間圧延加工なしの破壊靱性値 K は 368 $\text{MPa}\sqrt{m}$ であったため、1,000 年間の破壊靱性値の低下量は無視できるほど小さいことがわかった。

2.4.3 破損評価

表 2.2.3-2 で示した破損モードの中で、欠陥を起点としない破損 (塑性崩壊)、溶接部の破損 (塑性崩壊、延性破壊、弾塑性破壊)、溶接欠陥を起点とした破損 (脆性破壊) を対象として、有限要素解析による破損評価を実施し、破損が生じない板厚、溶接深さ、溶接部の限界き裂寸法を算出する。

(1) 解析の基本条件

1) 解析方法および解析条件

破損解析のためには、弾性有限要素解析による応力拡大係数の算出および弾塑性有限要素解析による崩壊解析と J 積分の算出が必要となる。破損解析には、汎用有限要素解析コード Abaqus を用いた。解析に用いる縦弾性係数は 199 GPa (炭素量が 0.3% 以下の炭素鋼として、90°C における値を文献[21]から比例法により算出)、ポアソン比は 0.3、密度は $7.86 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$ に設定した。オーバーパックに負荷する荷重は、作業期間中については定置時の吊り上げを想定したオーバーパックの自重を対象とし、埋設後については外圧を想定した。溶接残留応力は材料が変形することにより解放されるため、埋設後の溶接欠陥を起点とした脆性破壊のみで考慮した。

2) 解析モデル

オーバーパックの解析モデルの基本形状を図 2.4.3-1 に示す。板厚 t は、操業期間中は 190 mm、埋設後は耐圧厚さに相当する 110 mm を最大とした。解析に用いるメッシュの妥当性を確認するために、3 種類の異なるメッシュサイズを用いて予備解析を行い、解析結果が十分に収束するメッシュを用いて解析を実施した。

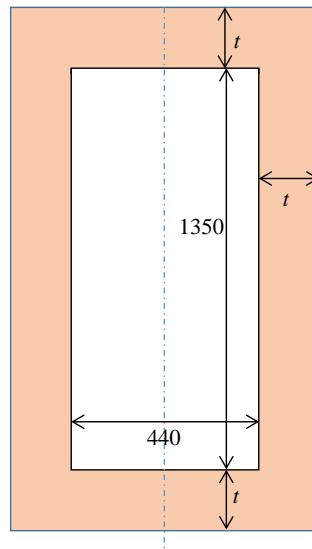


図 2.4.3-1 オーバーパックの解析モデルの基本形状

(2) 欠陥を起点としない破損

崩壊解析では、降伏強度 S_y の弾完全塑性体を仮定して、2 倍勾配法[10]を用いて崩壊発生時の外圧を決定した。2 倍勾配法では、外圧と解析モデルの代表点における変位（以後、参照点とよぶ）の関係を用いるため、上蓋中心部または胴部長手方向中央部の 2 つを参照点として崩壊荷重を算出し、いずれか小さい方を崩壊発生時の外圧とした。解析モデルでは母材と溶接部を区別しないため、落とし蓋と平蓋は同一の形状と考えることができる。板厚 t は、110 mm から 10 mm まで変化させた。また、外圧は、胴部側面および上蓋上面より一様に外圧を負荷した。

板厚 t と崩壊発生時の外圧 P_L の関係を図 2.4.3-2 に示す。降伏強度によらず参照点は、板厚 100 mm 以上では胴部長手方向中央部、板厚 90 mm 以下では上蓋中心となった。埋設後のオーバーパックに作用する外圧が 10.7 MPa（硬岩系岩盤の深度 1,000 m の想定外圧）とすると、 $S_y = 100$ MPa の場合でも 41.8 mm 以上の板厚ならば破損は生じないことがわかる。

崩壊荷重に対する偏圧の影響を調べるために、軸方向の外圧 (σ_z) と周方向の外圧 (σ_r) の比率 (σ_z/σ_r) を変化させて崩壊発生時の外圧を求めた結果を図 2.4.3-3 に示す。崩壊発生時の外圧 P_L は、 σ_z と σ_r の大きい方とした。板厚が大きい場合、外圧比 σ_z/σ_r が小さくなるほど P_L が小さくなった。一方、板厚が小さい場合の崩壊荷重の低下はないことから、偏圧による崩壊発生時の外圧の顕著な低下はないことがわかる。

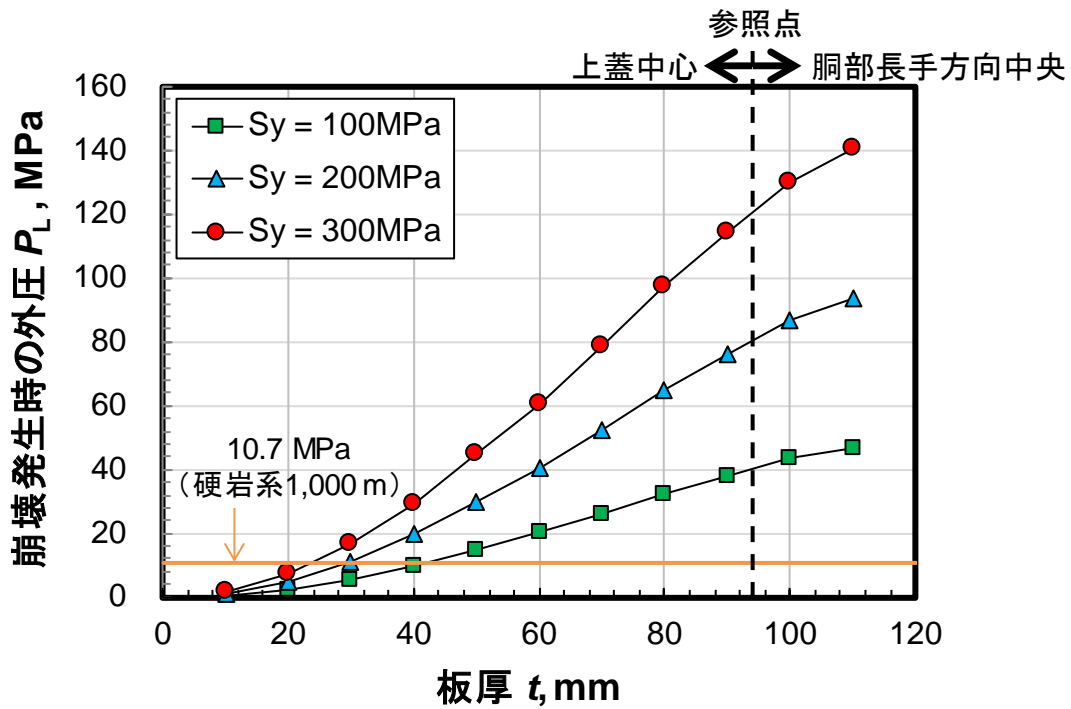


図 2.4.3-2 板厚に対する崩壊発生時の外圧の変化

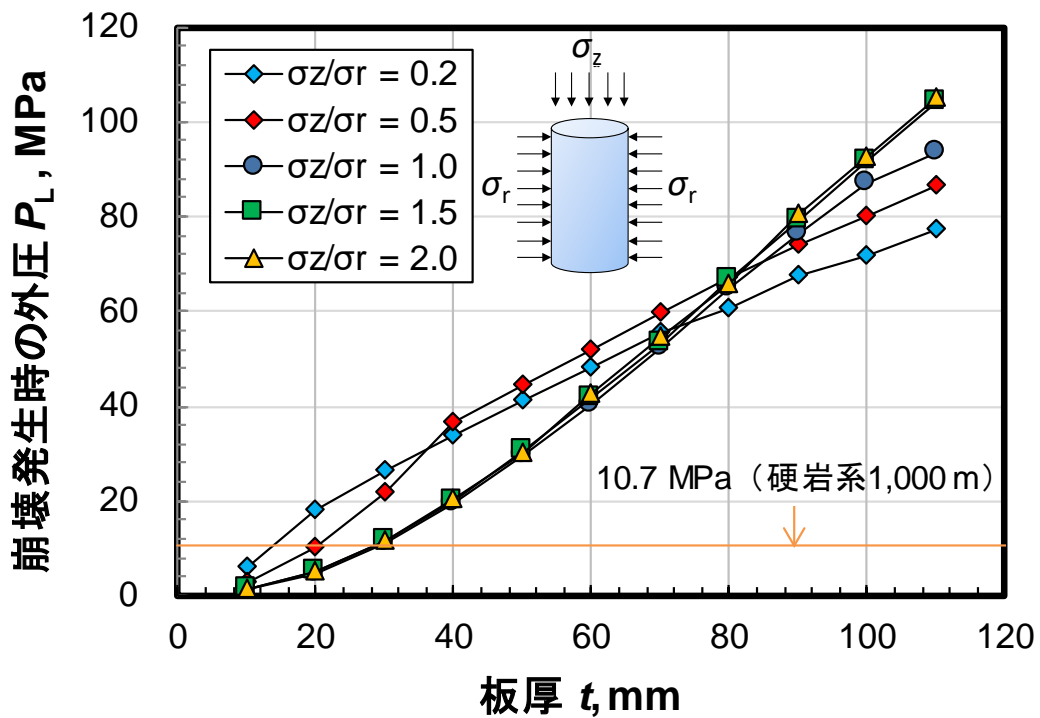


図 2.4.3-3 偏圧を考慮した崩壊発生時の外圧の変化 ($S_y = 200 \text{ MPa}$)

(3) 未溶接部を起点とした破損

1) 吊り上げ荷重による塑性崩壊

作業期間中が対象となるため、板厚は 190 mm とした。吊り上げ時に作用する荷重は、自重を負荷することで模擬した。溶接深さ w は、10 ~ 180 mm の範囲で変化させて解析を実施した。吊り上げ荷重による崩壊解析には 2 倍勾配法を適用した。下面中心部を参照点とし、この位置の鉛直方向変位と自重の関係から崩壊荷重を算出した。解析モデルは、落し蓋と平蓋それぞれに対応したモデルを適用した[18]。

自重により崩壊しないために必要な降伏応力 S_y と溶接深さ w の関係を図 2.4.3-4 に示す。溶接深さが大きい場合は、自重を支えるのに必要な S_y はおよそ 1 MPa となった。 w が 60 mm より小さくなると S_y が増加するが、 $w=10$ mm の場合でも、 S_y は 5 MPa より大きくなることはなかった。実際には、腐食代の 40 mm 分の溶接厚さは確保されることになる。一般的な炭素鋼の S_y は 200 MPa より大きいことを考えれば、吊り上げ荷重に対する崩壊強度は十分であることがわかる。

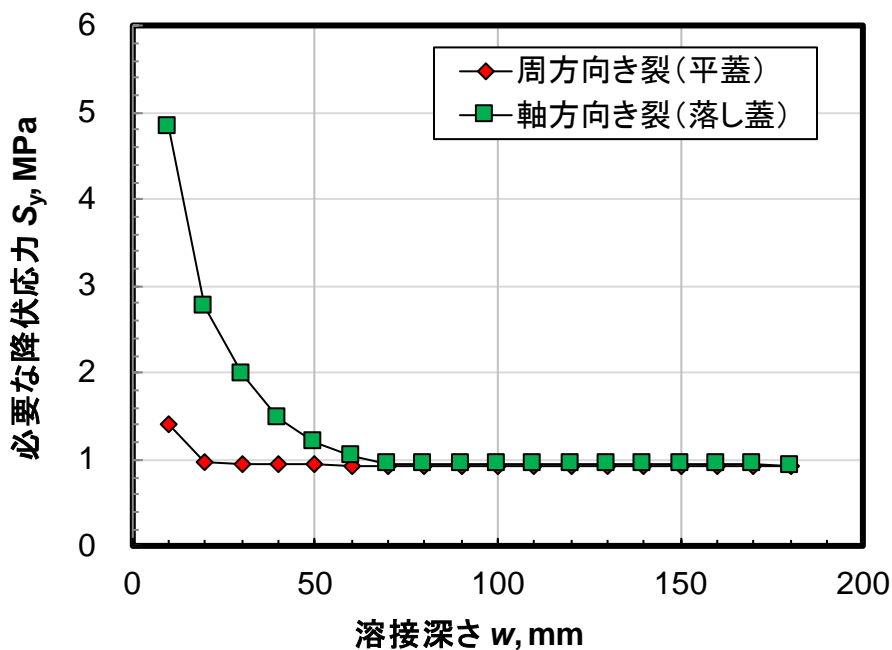


図 2.4.3-4 自重を支えるために必要な降伏応力

2) 吊り上げ荷重による弾塑性破壊

溶接深さが小さい場合、未溶接部をき裂とみなせば、その先端を起点とした破損が生じる可能性がある。破壊モードとしては弾塑性破壊が想定され、その場合の駆動力は J 積分となる。そこで、自重を負荷した場合の、未溶接部先端の J 積分を算出した。弾塑性解析には、応力・ひずみ曲線が必要となるため、代表的な炭素鋼である SM400 の応力-ひずみ曲線を Ramberg-Osgood 則によって近似して用いた。

得られた J 積分と溶接深さの関係を図 2.4.3-5 に示す。一般的に、J 積分はき裂が長くなるほど大きくなる。したがって、溶接深さ w が小さくなると、未溶接部（き裂）が長くなり、J 積分

が大きくなった。破壊の駆動力である J 積分が材料の強度である破壊靱性値を下回れば破壊は発生しない。応力・ひずみ曲線を得た材料と同一ロット材から得た破壊靱性値は、589 kN/m であり、J 積分の 1000 倍程度の大きさとなっているため、仮に溶接深さが 10 mm でも弾塑性破壊は生じないことがわかる。

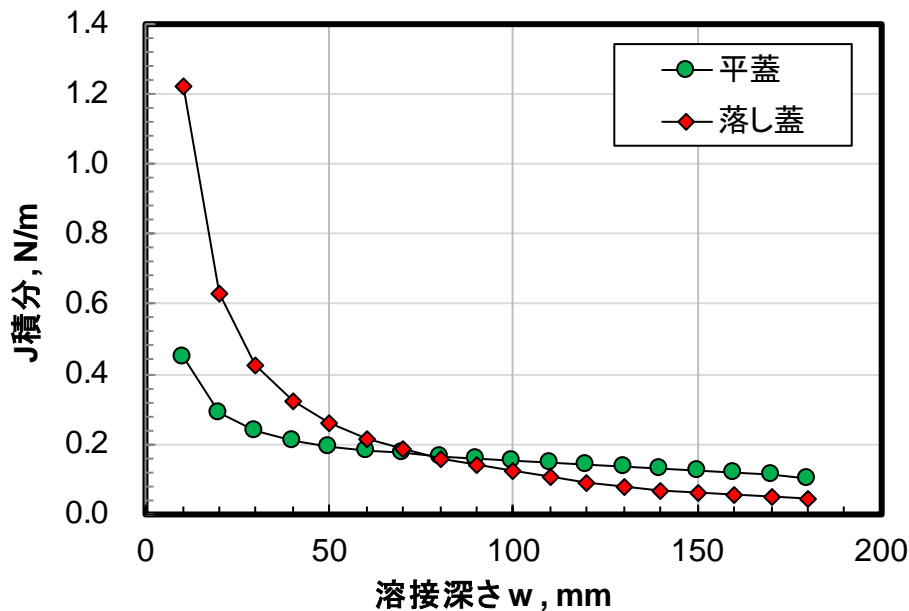


図 2.4.3-5 J 積分と溶接深さの関係 (SM400)

3) 外圧による塑性崩壊

埋設後を対象としているため、板厚は耐圧厚さの 110 mm とした。胴部側面および上蓋上面から一様な外圧を負荷し、崩壊荷重を 2 倍勾配法により算出した。変位の算出においては、上蓋中心部および胴部長手中央部の変位を参照した。降伏強度は 300 MPa とした。

崩壊発生時の外圧と溶接深さの関係を図 2.4.3-6 に示す。平蓋の場合、崩壊荷重は溶接深さによらず一定となった。これは、未溶接部が密着したために、未溶接部の有無が崩壊荷重に影響しなかったことによる。落し蓋の場合も、溶接深さが 70 mm 以上の場合の崩壊荷重は平蓋のそれと一致した。しかし、溶接深さが 60 mm より小さくなると崩壊荷重が減少し、参照点も上蓋中心となった。崩壊荷重は、硬岩系の深度 1,000 m において想定される外圧である 10.7 MPa を上回っており、溶接深さを極端に小さくした場合でも塑性崩壊は発生しないことが確認された。

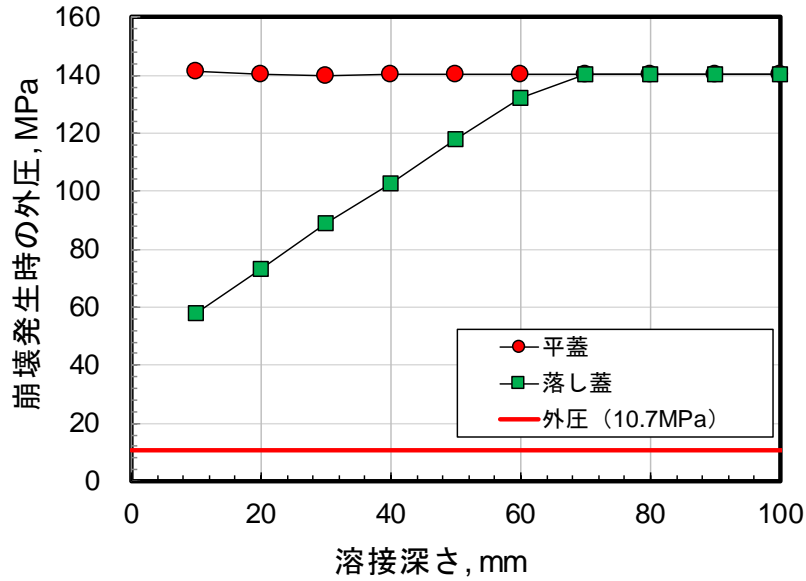


図 2.4.3-6 埋設後の外圧による溶接部の塑性崩壊

4) 外圧による脆性破壊

埋設後を対象としているため、板厚は耐圧厚さの 110 mm とした。未溶接部は、き裂とみなしてモデル化した。外圧は、オーバーパック外側から半径方向に 10.7 MPa を負荷した場合と、オーバーパック上部から軸方向に 10.7 MPa を負荷した。解析では未溶接部を対象としており、未溶接部先端（き裂としてモデル化）における残留応力は小さいと考えられるため、溶接残留応力は考慮しなかった。

応力拡大係数と未溶接部深さ w の関係を図 2.4.3-7 に示す。 $\sigma_z = 10.7$ MPa の外圧に対して、き裂が深くなると応力拡大係数は単調減少したが、 $\sigma_r = 10.7$ MPa の外圧に対しては、き裂深さに対して単調増加となった。いずれの場合も、応力拡大係数は負の値になった。つまり、部分溶接であっても、外圧に対して破損は生じないことがわかった。

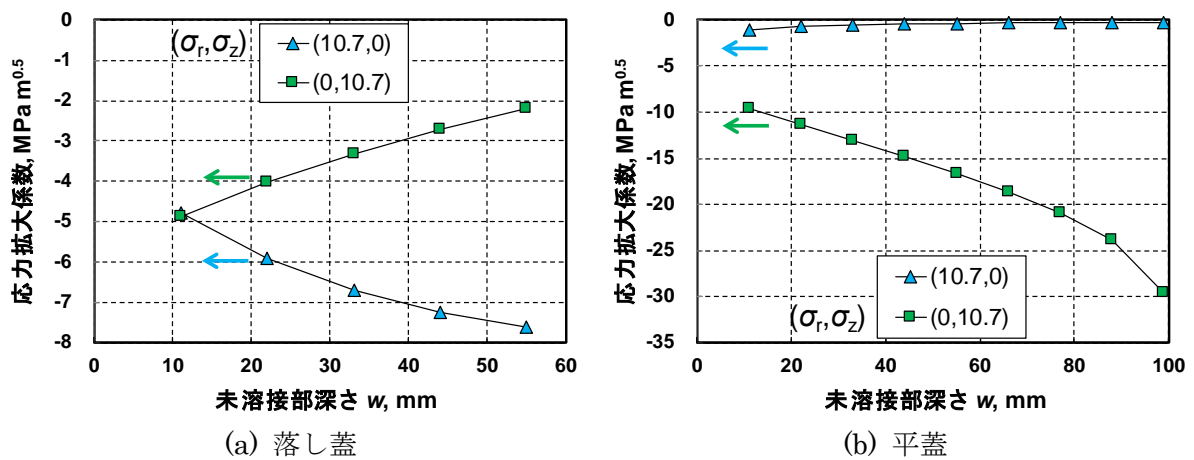


図 2.4.3-7 応力拡大係数と未溶接部深さの関係

(4) 溶接欠陥を起点とした破損

1) 限界き裂寸法

外圧は、オーバーパック外側から円周方向に 10.7 MPa の外圧を負荷した場合 ($\sigma_r = 10.7$ と表記)、およびオーバーパック上部から軸方向に 10.7 MPa の外圧を負荷した場合 ($\sigma_z = 10.7$ と表記)、および 100 MPa の引張の溶接残留応力を負荷した場合 ($\sigma_r = 100$ と表記) とした。残留応力は溶接部先端の K 値の解析と同様に、き裂面に面圧として負荷した。図 2.4.3-8 に示すように、き裂形状は半円形状を溶接部に沿って湾曲させた形状とし、落とし蓋上端からのき裂長さを a として、 a を変化させながら K 値を計算した。

K 値とき裂深さの関係を図 2.4.3-9 に示す。落とし蓋および平蓋ともに、外圧に対する K 値は相対的に小さく、き裂深さ 55 mm 以下では $1.0 \text{ MPa m}^{0.5}$ より大きくなることはなかった。図 2.4.3-9 で求めた K 値に対しては、重ね合わせの原理が適用できる。 $\sigma_r = 10.7 \text{ MPa}$ と $\sigma_z = 10.7 \text{ MPa}$ が同時に負荷された場合の K 値は、両者の K 値を足し合わせるにより得ることができ、き裂深さによらず K 値は負となる。そのため、溶接欠陥を起点とした破損に対する外圧の影響は無視できる。一方、残留応力に対する K 値は相対的に大きく、き裂深さに対して単調増加となった。図 2.4.3-9 で求めた K 値は、100 MPa の残留応力が作用する場合に許容される破壊靱性値と解釈することもできる。この結果を用いて、破壊靱性値が与えられた場合に許容される残留応力を算出した結果を図 2.4.3-10 に示す。この図から、破壊靱性値が与えられれば、許容残留応力または限界き裂深さを算出することが可能となる。

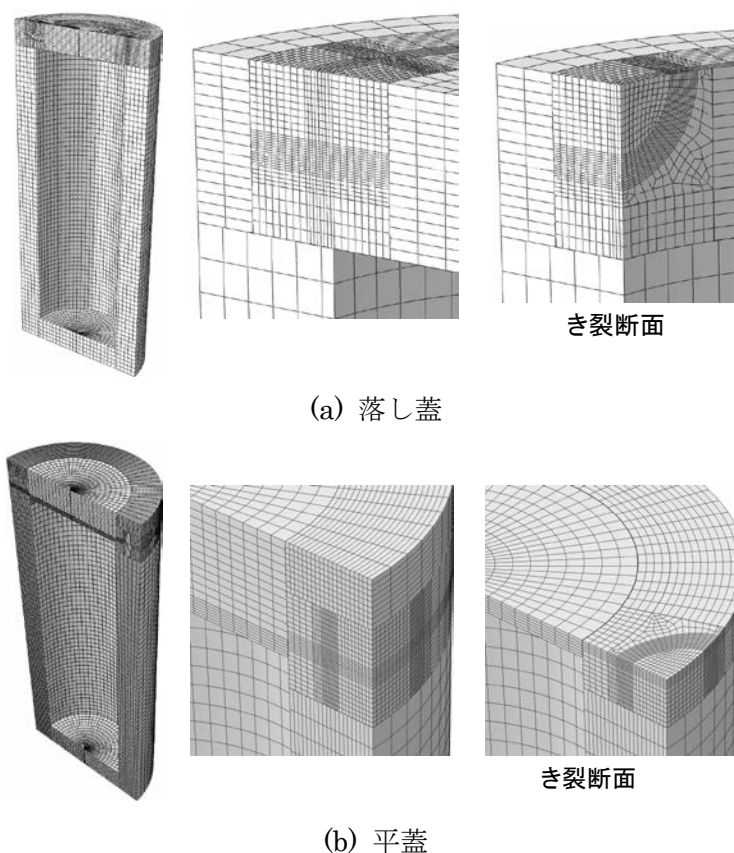


図 2.4.3-8 溶接欠陥部分の解析モデル

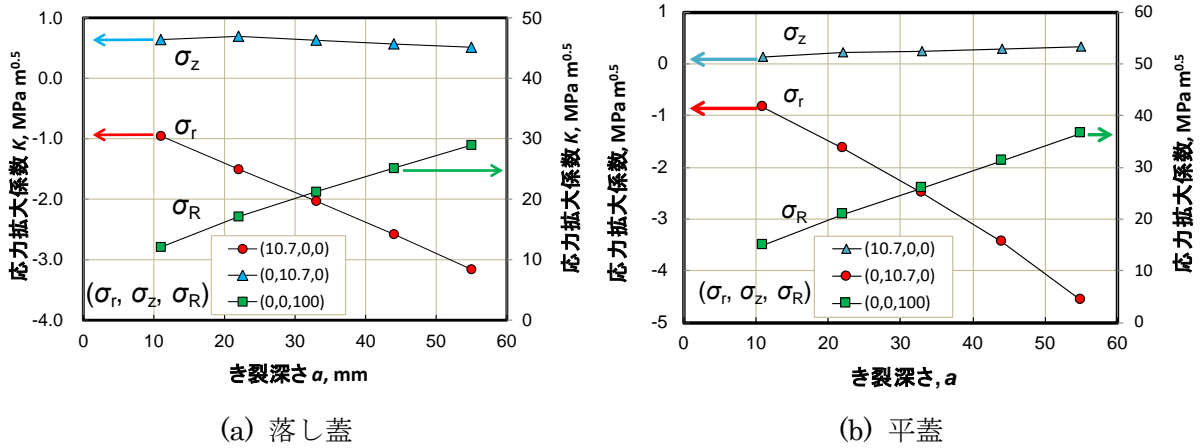


図 2.4.3-9 応力拡大係数とき裂深さの関係

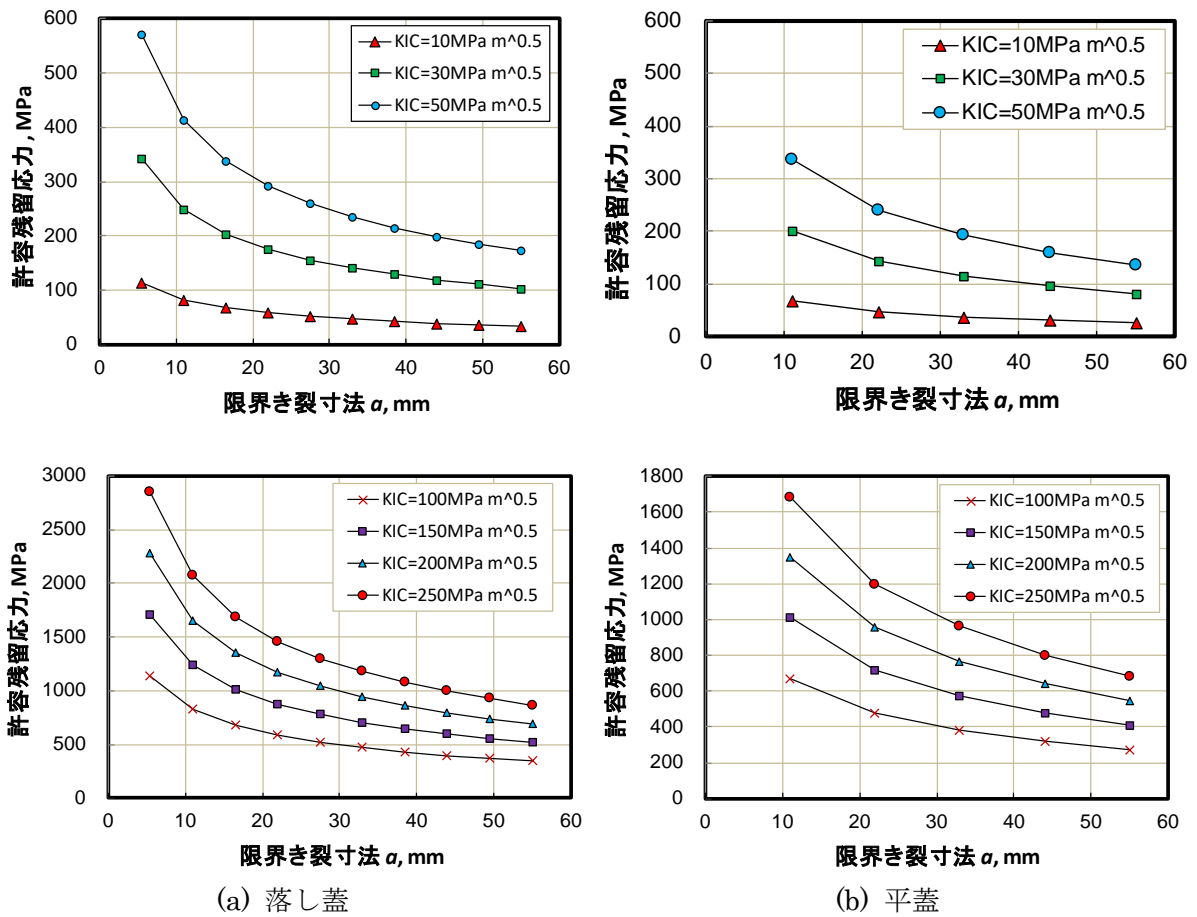


図 2.4.3-10 許容残留応力と限界き裂寸法の関係

2) 複数欠陥の取り扱い方法

発電用原子力設備規格維持規格[22]では、配管などの溶接部を対象とした非破壊検査で複数の欠陥が検出された場合、2つの欠陥の離間距離に応じて合体した1つの欠陥と見なして構造健全

性を評価する手順が規定されている。オーバーパックの溶接部において複数の溶接欠陥が検出された場合の取り扱い方法について、維持規格を参照して検討した。解析では、図 2.4.3-11 に示すように落とし蓋形状の溶接部に 2 つの欠陥を想定した。板厚は 110 mm（耐圧厚さ）とした。溶接欠陥は、半円形状のき裂を溶接部に沿って湾曲させた形状とし、落とし蓋上端からのき裂深さを a 、溶接深さを w 、き裂間距離を S とした。

き裂間の力学的相互作用による応力拡大係数の増加率を調べるため、解析で得られた応力拡大係数 K を、同じき裂深さ a と溶接深さ w の条件で算出された単一き裂の応力拡大係数 $K_{(単き裂)}$ で正規化した。図 2.4.3-12 に S/a と $K/K_{(単き裂)}$ の関係を示す。 $K/K_{(単き裂)}$ は、 S が小さくなるほど大きくなった。この結果から、溶接欠陥が近接して存在する場合は、相互作用の影響を考慮する必要があることがわかる。また、溶接深さが 110 mm と 70 mm の場合の差は、無視できるほど小さかった。維持規格の合体基準では、 S が $a/2$ よりも近くなると 2 つのき裂を合体させて評価している [22]。文献 [23] では、 $S = a/2$ が $K/K_{(単き裂)} = 1.07$ 相当であることが報告されている。この考え方を考慮すると、図 2.4.3-12 の結果からは、 $S/a < 0.7$ の条件でき裂を合体させることで、維持規格相当の合体基準を満足できることがわかる。き裂間の力学的相互作用の応力拡大係数におよぼす影響は、欠陥寸法が同じ場合に最大になることが示されていることから [24]、本解析の結果はき裂寸法の異なるケースに対しても適用することができる。

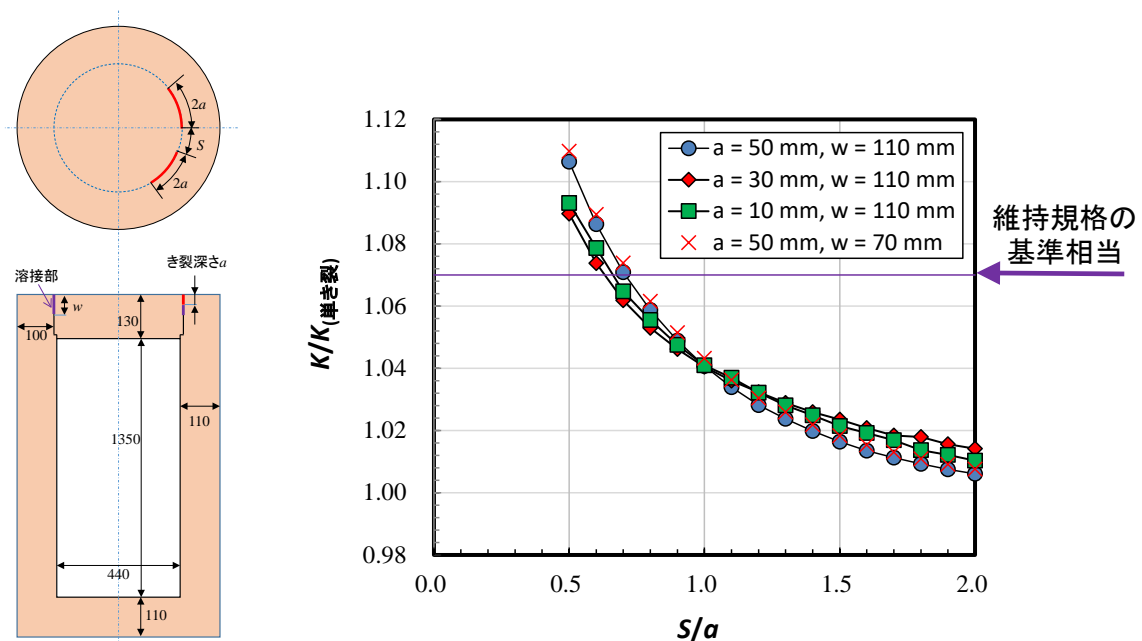


図 2.4.3-11 複数欠陥を対象とした解析モデル
 図 2.4.3-12 近接するき裂の応力拡大係数 ($a = 50$ mm、表面点)

2.5 健全性確保のための設計・検査の考え方

オーバーパックには定置後の検査や補修は想定されていないため、定置前にその健全性を確認しておく必要がある。本事業では、オーバーパックに想定される全ての破損モードを抽出し、実

験と解析の結果から、適切な板厚および溶接深さの設定と溶接部の非破壊検査により、それぞれの破損モードの発生を防止できることを示した。それらの結果から、オーバーパックの健全性を確保するための設計・検査の考え方をフロー図として図 2.5-1 に示す。

第 2 次取りまとめと図 2.5-1 のフローによるオーバーパックの板厚設定の考え方の違いは、想定される全ての破損モードの発生を設計段階で防止しているところにある。

①腐食代の設定

第 2 次取りまとめと同様に酸化性雰囲気における腐食量と低酸素雰囲気における腐食速度から算出される。

②耐圧厚さの設定

塑性崩壊の発生を防止するための崩壊解析により求められる外圧と板厚の関係から設定される。崩壊荷重の算出に 2 倍勾配法を適用した有限要素解析の結果（図 2.4.3-2）から、降伏応力 100 MPa の炭素鋼¹では硬岩系岩盤の深度 1,000 m の外圧 10.8 MPa に対して塑性崩壊が発生する限界の板厚は 41.8 mm となったことから、第 2 次取りまとめの耐圧厚さ 110 mm には塑性崩壊の発生に対して十分な余裕がある結果となった。

③遮へい厚さの設定

①と②の合計以上の板厚で、腐食速度の加速を生じさせない板厚を設定する。②の結果から、耐圧厚さは 41.8 mm 以上確保すれば塑性崩壊は発生しないため、ガラス固化体中の放射性核種の減衰を考慮することで板厚を減少できる可能性がある。大江らは、線源強度の時間減衰の効果、緩衝材中の γ 線強度の減弱挙動の見直し、有限媒体中での非定常拡散方程式の適用などを考慮することにより、オーバーパックの必要厚さは 110 mm となることを報告している[25]。

④溶接後の熱処理

緩衝材間隙水組成から溶接部で腐食割れが発生しないと判断される場合には、溶接部の破損評価を実施して溶接深さを設定し、その溶接深さに対する溶接残留応力解析と溶接欠陥を起点とした破損解析により限界のき裂寸法を設定する。溶接部で腐食割れが発生する可能性がある場合には、EIHSI による残留応力改善解析を実施して腐食代に相当する板厚部分の引張残留応力を圧縮に改善する熱処理条件を設定する。

⑤溶接部の限界き裂寸法

溶接欠陥を起点とした破損解析を実施し、許容残留応力と限界のき裂寸法の間関係を求める。求めた限界き裂寸法に対して安全係数を考慮して検査で検出すべき許容欠陥寸法を算出する。

⑥溶接部の非破壊検査

溶接部の非破壊検査で測定された溶接欠陥寸法が許容欠陥寸法より小さいことを確認することでオーバーパックの健全性が確認されたことになる。

¹ 日本機械学会 発電用原子力設備規格 材料規格（2012 年版）に記載されている炭素鋼鍛鋼品の最小降伏点は、おおよそ 200 MPa であることから、降伏応力 100 MPa は最小降伏点に対する安全係数 2 に相当する。

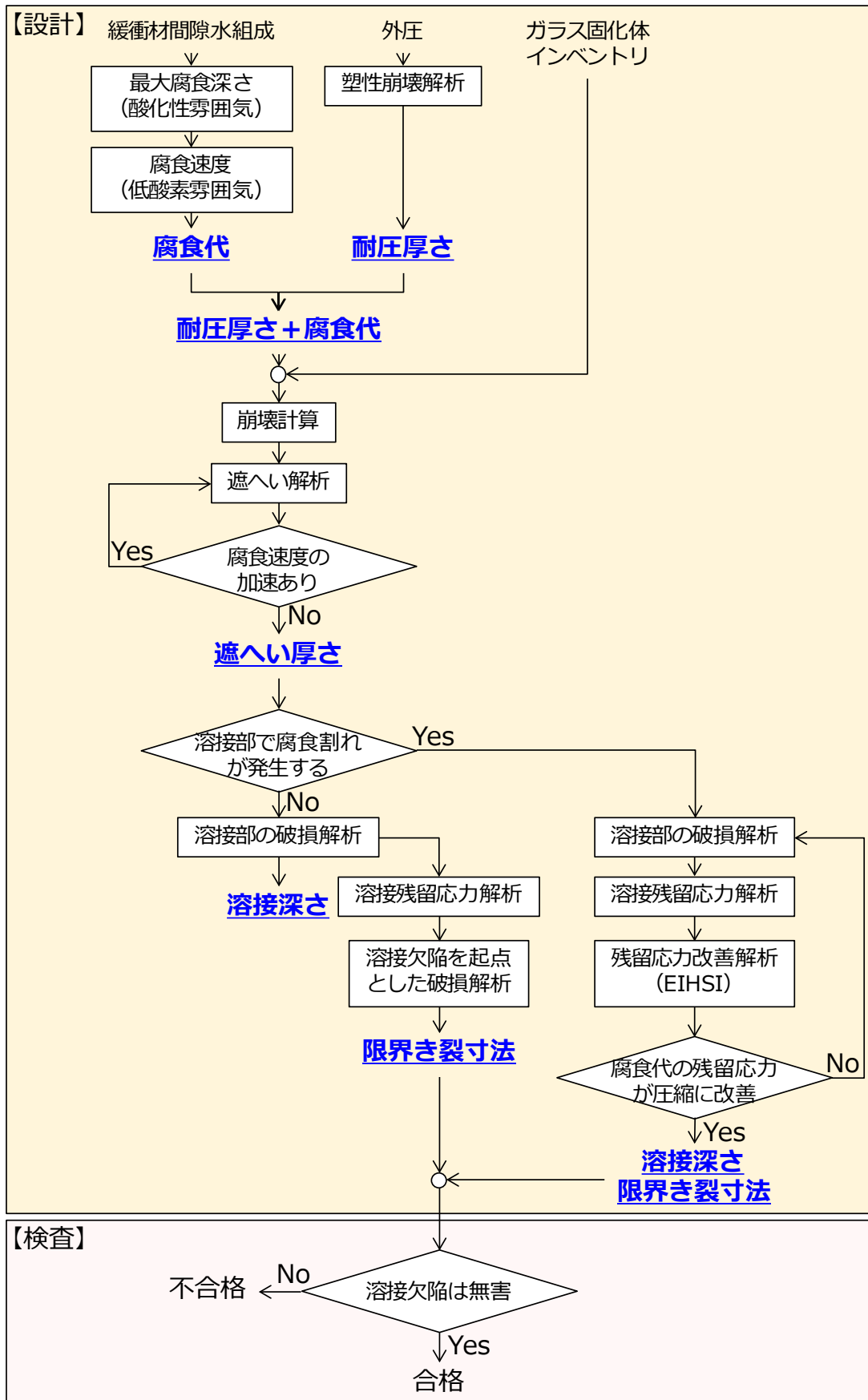


図 2.5-1 健全性確保のための設計・検査の考え方

2.6 まとめと今後の課題

健全なオーバーパックを設計・製作するための方法論を構築することを目的として、室内と地下環境での腐食試験および有限要素法による破損評価などを実施した。得られた結果を以下に記載する。

- オーバーパックの破損形態は、①欠陥を起点としない破損、②未溶接部を起点とした破損、③溶接欠陥を起点とした破損の3つに限定される。それぞれの破損形態に対する破損モードは、破損形態①では延性破壊、塑性崩壊、溶接部の局部腐食、破損形態②では延性破壊、弾塑性破壊、塑性崩壊、破損形態③では脆性破壊（または弾塑性破壊）がオーバーパックに想定される全ての破損モードになる。
- 低酸素雰囲気における炭素鋼の母材および溶接部を対象とした腐食試験の結果から、10年間の浸漬試験では腐食速度は4 $\mu\text{m}/\text{y}$ 以下であり、幌延 URL での試験では数 $\mu\text{m}/\text{y}$ 程度の腐食速度であった。また、10年間の浸漬試験の結果から、炭素鋼に吸収された拡散性水素濃度は0.1 ppm 以下であり、炭素鋼の母材や溶接部の強度から見積もられる臨界水素濃度に比べて十分に小さかった。
- 脆化割れの発生を防止するためのオプションとして、外面誘導加熱応力改善法 EIHSI により引張の溶接残留を圧縮に改善するための熱処理条件を有限要素解析により調べた。その結果、溶接深さ 90 mm の場合に腐食代に相当する板厚 40 mm の範囲を圧縮に改善する熱処理条件が得られたため、EIHSI は脆化割れの発生を防止する有効なオプションになる。ただし、溶接部深部の引張残留応力は相対的に大きくなるため、溶接部で許容される欠陥寸法は小さくなる。
- フェーズドアレイ法による超音波探傷法により、高さ 2 mm 以上の欠陥は全て検出することができた。また、フェーズドアレイ法による欠陥高さ測定の標準偏差は 2.5 mm となり、測定値に 4.1 mm を加算することにより信頼区間 90%で欠陥寸法を定量化することができた。
- ガラス固化体から放出される放射線による炭素鋼の照射損傷量を解析で求め、照射試験および冷間加工材を用いた破壊靱性試験の結果から得られた損傷量の増加量と超微小硬さの増加量および超微小硬さの増加量と破壊靱性値の低下量の関係から、1,000 年間の破壊靱性値の低下量は $9.68 \times 10^{-3} \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ 程度であるため、破壊靱性値の低下量は無視できるほど小さかった。
- 2 倍勾配法を用いた崩壊解析の結果から、埋設後のオーバーパックに作用する外圧が 10.7 MPa（硬岩系岩盤の深度 1,000 m の想定外圧）とすると、降伏応力が 100 MPa の場合でも板厚が 41.8 mm 以上ならば破損は生じない。また、溶接部の破損評価の結果から、溶接深さは 10 mm 以上確保することで破損は生じない。
- 溶接欠陥が存在しても外圧では破損しないが、溶接残留応力が大きくなると破壊の駆動力である応力拡大係数が大きくなる。溶接欠陥を起点とした破損評価の結果から、許容できる残留応力と限界のき裂寸法の関係が算出でき、限界き裂寸法に安全係数を考慮することで非破壊検査により検出すべき溶接欠陥の寸法を設定することができる。
- 以上の結果から、オーバーパックの健全性を確保するための設計・検査方法を構築した。

オーバーパックの健全性に対する信頼性を向上させるための今後の研究開発課題としては、以下が挙げられる。

○ 腐食代の設定

- 局部腐食（腐食割れや孔食など）に対する考え方の整理（根拠など）
- 腐食代に存在する溶接欠陥の許容寸法の考え方
- 腐食速度に対する安全係数の設定およびその根拠

○ 耐圧厚さの設定

- 破壊試験による破壊評価方法の適用性および評価方法に含まれる裕度の確認
- 材料強度に対する安全係数の設定
- 水素吸収量と破壊靱性値の低下量の関係
- 炭素鋼の照射試験データの拡充（低照射速度）
- 腐食膨張量と外圧の関係（板厚を薄くすることは、腐食膨張による外圧の発生を抑制）
- 溶接部の最適化（残留応力の低減、非破壊検査の信頼性向上など）
- 溶接欠陥の実測値と UT 指示値のデータ拡充

○ 遮へい厚さの設定

- 腐食による板厚の減少とガラス固化体中の放射能の減衰による遮へい厚さの低下の関係の整理

第2章 参考文献

- [1] 原子力発電環境整備機構、地層処分事業の安全確保（2010年度版）、NUMO-TR-11-01（2011）。
- [2] 核燃料サイクル開発機構、地層処分研究開発第2次取りまとめにおける緩衝材間隙水化学の評価、JNC-TN8400-99-078（1999）。
- [3] Asano, H., and Aritomi, M., Long-term integrity of waste package final closure for HLW geological disposal, (I) Points at issue concerning 1,000 Years containment capability of overpack, Journal of Nuclear Science and Technology, Vol.42, No.5（2005）, pp.470-479.
- [4] 原子力環境整備促進・資金管理センター、平成24年度地層処分技術調査等事業処分システム工学要素技術高度化開発平成19年度～平成24年度の取りまとめ報告書（2013）。
- [5] 原子力発電環境整備機構、地層処分事業の安全確保（2010年度版）－確かな技術による安全な地層処分の実現のために－、NUMO-TR-11-01（2011）。
- [6] 核燃料サイクル開発機構、わが国における高レベル放射性廃棄物地層処分の技術的信頼性地層処分研究開発第2次取りまとめ 分冊2 地層処分の工学技術、JNC-TN1400 99-022（1999）。
- [7] 核燃料サイクル開発機構、銅-炭素鋼複合オーバーパックスの試作、JNC TN8400 99-049（1999）。
- [8] 核燃料サイクル開発機構、チタン-炭素鋼複合オーバーパックスの試作、JNC TN8400 99-048（1999）。
- [9] 山本陽一、鈴木覚、佐藤伸、伊藤浩二：地震動が地層処分システムの人工バリアに及ぼす影響検討、土木学会論文集 A1（構造・地震工学）、Vol.71、No.4、pp.I_963-I_973（2015）。
- [10] 日本機械学会、発電用原子力設備規格 設計・建設規格、JSME S NC1-2012（2012）。
- [11] 原子力環境整備促進・資金管理センター、平成14年度地層処分技術調査等遠隔操作技術高度化調査報告書（1/2）（2003）。
- [12] 原子力環境整備促進・資金管理センター、平成22年度地層処分技術調査等事業処分システム工学要素技術高度化開発報告書（第1分冊）遠隔操作技術高度化開発（2011）。
- [13] 原子力環境整備促進・資金管理センター、平成29年度高レベル放射性廃棄物等の地層処分に関する技術開発事業処分システム工学確証技術開発報告書（第1分冊）人工バリア品質／健全性評価手法の構築（2018）。
- [14] 日本電気協会原子力規格委員会、原子炉構造材の監視試験方法、JEAC 4201-2007 [2013年追補版]、（2007）。
- [15] 原子力環境整備促進・資金管理センター、平成25年度地層処分技術調査等事業処分システム工学確証技術開発報告書（第1分冊）人工バリア品質／健全性評価手法の構築（2014）。
- [16] 原子力環境整備促進・資金管理センター、平成26年度地層処分技術調査等事業処分

- システム工学確証技術開発報告書（第1分冊）人工バリア品質／健全性評価手法の構築（2015）.
- [17] 原子力環境整備促進・資金管理センター、平成27年度地層処分技術調査等事業 処分システム工学確証技術開発報告書（第1分冊）人工バリア品質／健全性評価手法の構築（2016）.
- [18] 原子力環境整備促進・資金管理センター、平成28年度地層処分技術調査等事業 処分システム工学確証技術開発報告書（第1分冊）人工バリア品質／健全性評価手法の構築（2017）.
- [19] G. E. Lucas, “The evolution of mechanical property change in irradiated austenitic stainless steels”, J. Nucl. Mat. 206 (1993) 287-305.
- [20] 日本金属学会編、改訂4版金属データブック.
- [21] 日本機械学会、発電用原子力設備規格 材料規格、JSME S NJ1-2015 (2015).
- [22] 日本機械学会、発電用原子力設備規格 維持規格、JSME S NA1-2012 (2012)
- [23] M. Kamaya, A Criterion for Combination Rule in Flaw Assessment of Parallel Surface Cracks, Journal of Pressure Vessel Technology, Vol. 133, No.061204 (2011).
- [24] M. Kamaya, Influence of the Interaction on Stress Intensity Factor of Semi-Elliptical Surface Cracks, Journal of Pressure Vessel Technology, Vol. 130, No.011406 (2008).
- [25] 大江、大滝、高橋、助川、地層処分人工バリアの設定値に関する考察（2）炭素鋼オーバーパックスの厚み、原子力バックエンド研究、Vol.24 No.1 (2017).

第3章 人工バリア品質/健全性評価手法の構築—緩衝材

3.1 背景と目的

緩衝材は施工後、再冠水により、不飽和状態から飽和に至る過程をたどることになる。このため、再冠水期間は緩衝材の性状が最も変化する時期であり、その変化は地下水の浸潤により起こり、力学的な変化が大きい。一方、再冠水後は、緩衝材に作用する外力は天然バリアのクリープ挙動程度であり、挙動が緩慢な化学的な変質が支配的となる。この緩衝材の定置から再冠水終了後までの期間における変化を把握し、再冠水後の緩衝材の状態を予測することは、再冠水後に安全評価の初期状態を示すという意味で重要である。また、安全評価の求める初期性能を発揮するために必要となる工学的対策を構築するためにも重要である。現状では、緩衝材の定置から長期性能までの緩衝材の性能を連続的に評価する手法の整備がなされておらず、安全評価の初期状態は施工時の設計値が用いられ、さらに緩衝材の状態は、完全飽和、密度均一を初期状態と仮定している。この仮定は状態予測の手法がなかったための設定であるため、再冠水後の緩衝材の状態の予測を基に安全評価が行われることが望ましい。そのために、緩衝材の施工品質が再冠水時に発生する現象に及ぼす影響を考慮して、再冠水時の挙動の定量的（解析的）な評価技術が必要となる。図 3.1-1 に示すように、緩衝材の定置から再冠水後までに緩衝材は周辺の変化と共に状態、性能が変化する可能性があると考えられる。これを連続的に評価し、安全性能評価の初期状態を予測することが安全評価の精度を高めることにつながる。

本事業の前のフェーズである平成 20 年度から平成 24 年度の再冠水期間を対象とした緩衝材に関する調査[1]においては、湧水量が多い日本の地下環境では施工直後に緩衝材の流出が起こり、緩衝材の性能の低下につながる密度低下を招くことが懸念されるため、重要な課題であると考えられた。緩衝材ブロックとしてクニゲル V1 70wt%+ケイ砂 30wt%を用いて、緩衝材の再冠水挙動について実験を行い、緩衝材の初期の密度分布は膨潤しても均質化せず密度分布が残ることや、隙間を有する緩衝材施工では湧水量によっては水みちが発生し、ベントナイトの成分が流出することを確認した。さらに、0.5mol/l の NaCl 水溶液が 0.1L/分の流速で下から上に流出する塩水環境においては、ケイ砂が分離し、水みちが緩衝材の膨潤によって閉塞しないことを確認した。このことは、施工時に設計仕様を満足する緩衝材を施工しても再冠水中に流出（透水性が増加）する可能性があり、塩水環境下では淡水系の地下水環境に比べ、緩衝材の流出の影響が大きい可能性があることを示している。

平成 25 年度からの本事業では、長期にわたる試験は継続的に行うことによって現象把握のための試験を行い、得られた試験結果により現象をモデル化し、解析的評価に資することを目標とした。再冠水時の挙動を数値解析によって再現し、再冠水後の緩衝材の状態を予測することによって、長期の安全性評価の初期状態を示すことが目的である。また、緩衝材の流出に関しては、室内試験でその発生の境界値を得る試験を行うと共に、地下環境での多様な要素が影響する条件での試験を行うこととした。地下環境での実現象を理解し、室内試験で行われた工学的対策の効果の確認試験を地下環境で確認することによって、緩衝材流出現象による緩衝材の性能劣化につ

ながる密度低下を防ぐことを目的としている。さらに、安全評価から求められる緩衝材の性能を確保するために、緩衝材の再冠水期間に起こる性能低下を抑制することを念頭に、設計の指標、施工材料、施工方法について整理し、提示することを目的とした。

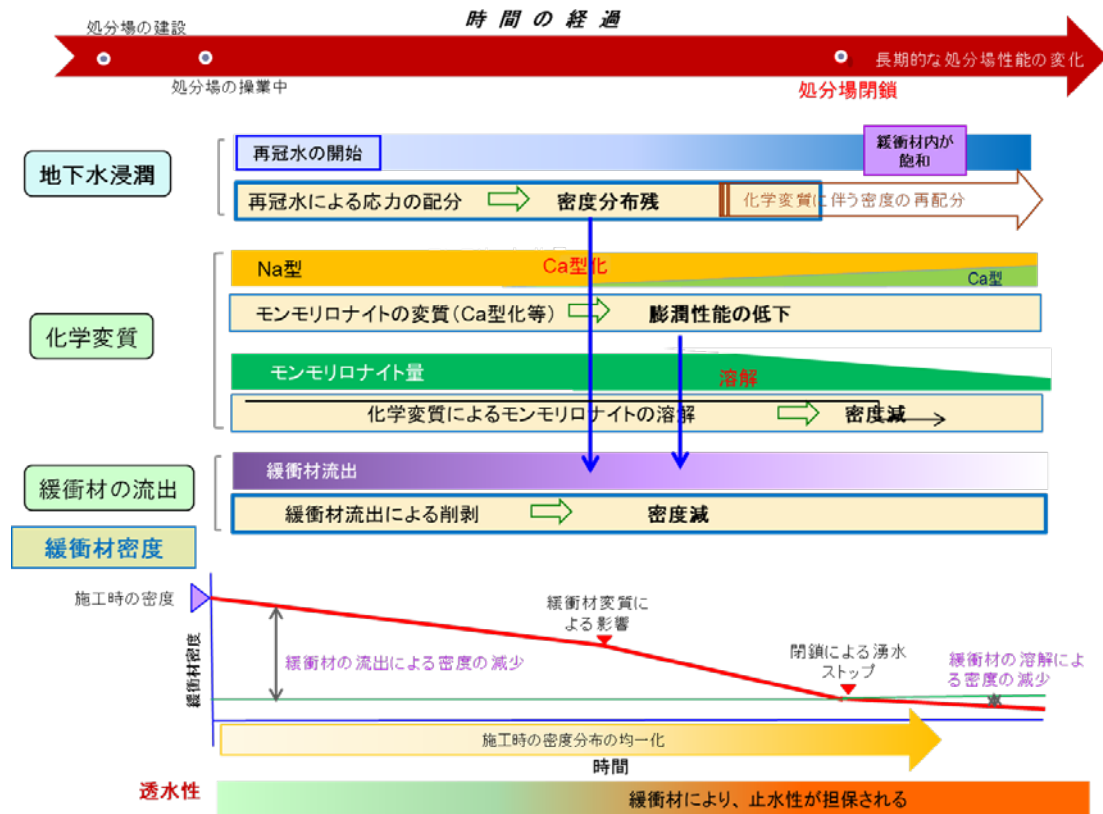


図 3.1-1 緩衝材の時系列の変化のイメージ

3.2 調査研究のアプローチ

緩衝材の安全評価からの要件に基づく設計値は、再冠水時に緩衝材に生じる現象を網羅的に考慮したものであることが望ましい。緩衝材の設計値として考えられる要素として、初期乾燥密度、厚さ及び材料の選択（ケイ砂との混合率等）等が挙げられる。本研究では、これらの設計値の中で、施工時及び再冠水後の緩衝材の乾燥密度を指標として緩衝材の性能について検討する。緩衝材の乾燥密度は、再冠水時に生じる地下水の浸潤の速度や緩衝材の膨潤性能に影響を与える一方、緩衝材が処分孔外に流出することにより低下する。そのため、再冠水期間に緩衝材に起こる変性能の低下は、緩衝材の緩衝材の密度の低下に置き換えることができると考えられる。また、緩衝材の性能に関しては、乾燥密度をパラメータとして整理されているため、乾燥密度を指標とすることが緩衝材の性能を評価することにつながると思われる。

本研究では、再冠水期間の緩衝材の挙動についての検討をするにあたり、緩衝材の施工により緩衝材の乾燥密度に影響を及ぼす項目（影響因子）、及び影響因子によって誘導される再冠水時の現象を抽出した。影響因子としては、

- ・ 隙間の有無、位置
- ・ 密度分布の程度、方向
- ・ 初期透水性（施工直後の間隙分布）

を考えた。

これらの影響因子から、影響を受ける現象、

○地下水浸潤挙動

- ・ 浸潤速度
- ・ 密度の均質化
- ・ 浸潤による間隙空気の移行

○化学変質

○緩衝材の流出

を抽出し、これらの現象に着目した研究を実施した。これらの現象は再冠水時に相互に影響しており、それぞれの現象において境界値を与え合うものである。（図 3.2-1 参照）

緩衝材の変化は地下水浸潤が起因となって生じるため、まず、地下水浸潤速度の測定を行った。緩衝材の再冠水期間を予測するために速度が必要であるためである。次に浸潤によって起こる膨潤挙動によって密度が均質化する現象を試験によって確認した。湿潤・膨潤挙動が相互に影響する現象の把握には、施工特性による緩衝材の初期の設置状態に反映した土槽試験を実施した。さらに、緩衝材が浸潤する際に、間隙空気が閉じ込められた際の間隙空気の移行について、内圧を測定する試験を行った。この挙動には熱の影響もあると考えられるが熱影響については、解析的に評価した。

また、化学変質については、セメントからの溶脱によって緩衝材に作用すると考えられる Ca イオンについての影響試験を行った。再冠水期間には化学的な変質の影響は少ないと考えられるが、イオン交換反応は、瞬時反応として考えられているため、これを取り上げた。化学変質についても地下水の浸潤が起因となり、必要条件である。

さらに、緩衝材の流出は、緩衝材自体の変化ではなく地下水の流速、流量によって緩衝材が削剥される現象である。緩衝材密度が変わる可能性があり、緩衝材密度の変化は再冠水期間の挙動に影響を及ぼし、緩衝材の性能の低下につながるため、これを取り上げて現象の把握、境界値の取得、工学的に抑制する方法について検討した。

これらの現象を個別に把握し、できるだけ単純な系での試験を行うことにより、再冠水後の緩衝材を評価するための解析的評価手法を構築することを目標として、研究を行った。

本検討に関し、原環センターは平成 19 年度から再冠水過程における緩衝材の挙動を室内試験規模で検証することを目的に計画を立案し、20 年度から試験を実施してきた[1]。この挙動は、長期の化学的な挙動に比べて過渡的で比較的短期間に起こる変化だとは言え、室内試験で力学的挙動を検討するためには長期間にわたる試験が必要であり、複合的な挙動であるため、知見は少なかった。そのため、要素となる挙動を抽出し、挙動が定常にいたるまでできるだけ長期の試験を行う方針で、試験を実施した。平成 24 年度までにそれぞれの要素についての試験を計画、実施し、再冠水時の挙動把握に努め、さらに必要な事象については試験装置をスケールアップした試験も行った。定常に至っておらず、モデル化するためにデータが十分ではない試験については継続し

て行って確証を得ることとした。また、緩衝材の流出現象は、把握すべき重要な課題であることが明らかとなったため、引き続き、現象把握のための試験と工学的な対策の効果についての検討を行うこととした。

平成 25 年度からの本事業では、長期試験が定常に至るまでの現象把握とその確認のためのデータ取得を行い、試験が定常に至ったものに関しては、力学解析として単純な事象を対象に解析的に再現する検討を開始した。複合的な現象把握やそれらの現象の連成解析による評価については今後の課題である。

また、施工品質、施工方法についての検討も行った。解析的な手法を使った施工や工学的な対策に関する検討と共に、これまで行ってきた再冠水挙動に関する試験の結果を基に、緩衝材の設計値が合理的であるかどうかを判断するため情報について整理し、設計値についての考え方を示す。本検討は今後、緩衝材を設計し、製作、施工する際に有効な情報であり、品質確保のために必要な情報として整理する。

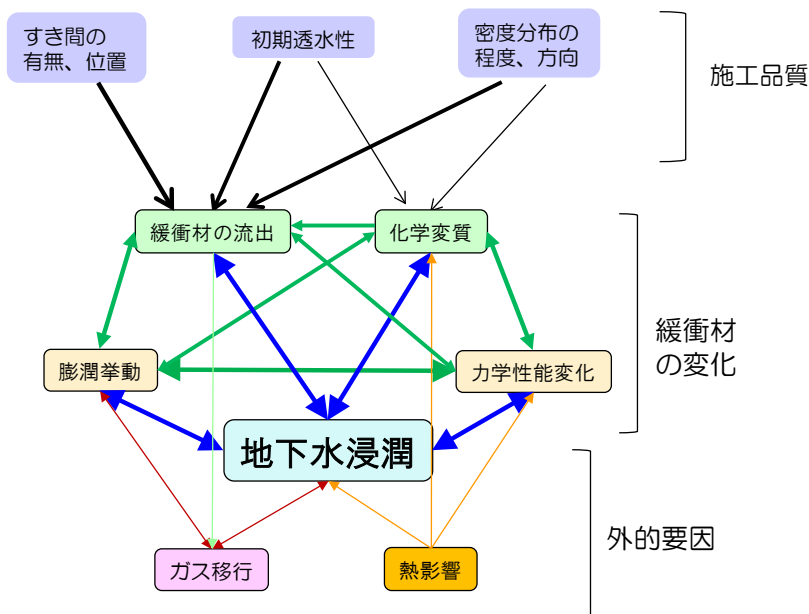


図 3.2-1 再冠水期間の緩衝材に起こる現象と要因の相互関係

以下に、本研究で行う個々の検討のアプローチについて記す。

(1) 緩衝材への地下水浸潤速度 (3.3.1)

緩衝材の膨潤挙動や力学性能変化は、緩衝材に地下水が浸潤することによって起こるため、地下水の浸潤挙動を把握することは、緩衝材が飽和し定常に至るまでの評価のため重要である。また、地下水の浸潤することにより水が関与する化学変化が開始され、さらに浸潤の速度は緩衝材の流出の有無の境界条件にも関与する。そのため、浸潤フロントの移動速度を取得することは、再冠水中および再冠水後の緩衝材の状態を予測するためには不可欠な情報である。

本研究では、緩衝材の状態予測のための解析のモデル試験とするため、一次元が成り立つと考えられる簡単な境界条件における浸潤フロントの移動速度の取得を行う (3.3.1(1))。緩衝材が均

質な状態で施工されれば（吹き付けによる施工など）、一次元の速度を三次元に適応できると考えられる。ブロックでの施工や、ペレットの充填では、浸潤状況がより複雑になるため、二次元と見なせる試験（土槽試験）でこれを確認することにした（3.3.3）。

また、日本の地下水が多くの場合に海水由来の組成をもつことを考慮して、イオン強度の影響についても検討対象とする。海水と同程度のイオン強度の水溶液(NaCl 0.5M) を適用した試験により、海水系地下水の影響の程度を解析評価に反映する。

この浸潤速度と試験体系のモデル化により、解析による浸潤の評価手法を検討する。一次元の試験の再現方法を検討することにより、三次元での解析による緩衝材の飽和後までの状態を示すことが最終的な目標である。

さらに、浸潤速度は体積拘束下での試験によって取得したが、変形を許す条件での浸潤についての測定も一次元を見なせる試験装置を用いて行う（3.3.1(2)）。処分場に緩衝材をブロックで設置するためには隙間が必要であるため、再冠水時には緩衝材の膨潤変形も伴うと考えられる。また、定置後に体積が拘束されていない場合にも変形は起こり得る。膨潤変形に伴って緩衝材の浸潤領域の乾燥密度は低下することが予想され、浸潤速度も隙間がある場合には影響を受ける可能性がある。また、後述するような緩衝材の流出現象は緩衝材の周辺には隙間が存在する場合には、その隙間を緩衝材がシール（膨潤）する過程で流出現象が発生し、湧水量に比べて湧水が緩衝材に浸潤する速度が小さい場合に起こると考えられる。このため、膨潤変形条件下での浸潤速度および現象把握は重要である。

(2) 再冠水過程での密度均質化挙動（3.3.2）

これまで、安全評価の初期状態はどのような施工法で緩衝材を施工しても、緩衝材の持つ膨潤性能によって、再冠水中に緩衝材内の密度分布はなくなる、という想定がなされており、長期性能評価では施工方法特有の密度分布は反映されずに、均一な乾燥密度を想定していた実施されていた。本研究では、密度分布を有する緩衝材が再冠水によって膨潤し、密度が均質化するかどうか、均質化しなければどの程度の密度分布が残留するのかを確認し、さらに平衡膨潤圧と乾燥密度との関係を理論的に説明できるモデルを構築することを目的とした。

力学解析によりこの密度の均質化について解析を行い、力学理論に基づいた解析により試験結果を再現することができるかどうかを検討する。これにより、密度均質化が力学理論で説明できる現象であることを確認し、緩衝材の施工による密度分布が飽和後にどのように均質化するかを評価する。均質化の程度を得ることにより、緩衝材の施工時に許容される密度のバラツキの範囲を示すことができる。

(3) 施工特性による浸潤・膨潤変形挙動（3.3.3）

浸潤速度や密度の均質化、緩衝材表面近傍の止水性などの事象は複合的に発生するため、これを評価するためには、二次元の膨潤変形挙動を把握する必要がある。この試験の条件設定は、緩衝材の施工方法を考慮した緩衝材の密度分布、隙間の有無、間隙の大きさなどとし、地下水組成による影響も考慮して、再冠水時の膨潤挙動、膨潤による均質化挙動に及ぼす影響の把握を目的とした。試験は土槽と呼ばれる規模の装置を用い、緩衝材は土槽の幅に合わせて作製した立方体

のブロック、ペレットを使用した。水及びイオン強度を持つ水溶液を供給し、試験は緩衝材がほぼ飽和するまで行った。この試験は前述のように複合的な事象を対象としているため、解析的な評価を行うには、複数事象を連成して解く必要がある。今後解析方法が高度化されていけば、モデル試験となると考えられる。

(4) 浸潤による間隙空気の移行 (3.3.4)

実際の処分場では、母岩側からの湧水による緩衝材への地下水浸潤は、緩衝材の周囲から内部に向かって起きるため、場合によっては間隙空気が緩衝材内部にトラップされ、緩衝材中の均一な飽和が阻害されると共に、内部の圧力が上昇し緩衝材が破過する可能性がある。そこで、間隙空気が緩衝材内部にトラップされた場合を想定した試験を行った。試験は解析のモデルとなるように、一次元と見なせる試験を行う。この試験は、間隙空気の圧力の上昇についての挙動を確認できることと平行して、浸潤速度に対しての間隙空気の影響も確認できる。また、熱を加えた場合の空気圧の影響についてもモデル試験となる試験体系である。(1)の浸潤速度に関する解析手法を基に、この試験を対象とした解析も行う。また、熱の影響についても解析的に評価する。

(5) ベントナイトの Ca 型化が力学挙動に及ぼす影響 (3.4.1)

放射性廃棄物処分施設の緩衝材は、再冠水の過程で、セメント系材料（グラウト、支保工など）からの浸出液に含まれる Ca イオンによって Ca 型化することが想定される。この Ca 型化はモンモリロナイトの陽イオン交換反応によって起き、鉱物の溶解などに比べて瞬時に起こる化学変質と考えられているため、浸潤の進行と同時に起きうる化学変質である。そのため、化学変質の進行による力学挙動の変化を見ると共に、化学変質と飽和の事象の順番によって緩衝材の力学性能に違いが生じるかどうかを確認することを目的として試験を行う。また、液種の変化による力学挙動の可逆性についても検討した。この検討によって、Ca 型化による緩衝材の力学性能の変化を確認することができ、浸潤と共に膨潤圧、透水性等が変化することを解析的評価に反映することができる。

(6) 緩衝材の流出に関する検討 (3.5)

ベントナイト系の緩衝材は、オーバーパックやセメント系人工バリア、天然バリアなどで囲まれた構造になっており、異種材料および岩盤と接している。緩衝材は地下水が浸潤することにより、膨潤して界面に密着し、止水性を発揮することを期待されているが、地下水が継続的に供給されることにより、界面が地下水の水みちとなること（パイピング現象）が懸念されている。このパイピング現象は低密度緩衝材が水によって削られることによって自己シール出来ない状態で水みちとして残るものであり、一旦、パイピング現象が生じると、緩衝材がその性能を損ねる程の量が流出することも懸念されている。

本研究では、緩衝材の流出挙動の境界値を得ると共に、実際の処分孔の環境を鑑みて条件を設定し、パイピング現象による緩衝材の流出量を測定する。試験から取得した流量とエロージョン量の関係を用いて処分孔の許容される湧水量と流出量に対して基準を設けることができる。また、実際の定置方法を考慮して、工学的な対策を検討する。これらの試験は室内試験による要素試験

およびスケールアップ試験と幌延深地層センターの-350mの地下坑道での実環境での試験によってデータ取得と工学的対策の効果の確認を行う。また、水理解析によって、処分孔の湧水を低減する対策の効果についても検討する(3.5.3)。

3.3 緩衝材への地下水浸潤

3.3.1 緩衝材への地下水浸潤速度

(1) 一次元浸潤速度

1) 室内試験

水と海水相当のイオン強度の NaCl 水溶液(0.5M)が緩衝材への浸潤挙動を対象とした試験を実施した。3.2 項で示したように、この試験は解析手法の構築に資するモデル実験として行われた。浸潤速度が得られることによって、再冠水の進行状況を示すことができる。また、処分場が作られる日本の地下水は海水が希釈された組成を持つ場合がほとんどであると考えられるため、水と海水相当のイオン強度を持つ溶液の浸潤速度を測定することによって、イオン強度によって影響を受ける浸潤速度を予測できると考える。

(a) 比抵抗値による浸潤フロントの計測方法

浸潤フロントの移動は、比抵抗の変化によって計測した。比抵抗計測は、緩衝材に接触している電極間に電流を流し、その電極間の抵抗値を計測するものである。事前に飽和度と比抵抗の関係を取得(図 3.3.1-1)し、比抵抗値から飽和度を算出した。本検討では、比抵抗値と飽和度の関係の近似式として、Archie 式の関数形を踏まえて、試験結果のフィッティング関数を以下のように決定した。

$$R = a \left(\frac{\rho_d / \rho_w}{S_r} \right)^b = a \left(\frac{G_s}{S_r(1+e)} \right)^b \quad (\text{式 3-1})$$

ただし、 ρ_d は乾燥密度、 ρ_w は間隙液の単位体積質量、 s_r ($\times 100\%$) は飽和度、 e は間隙比、 G_s は土粒子比重である。さらに、 $a(Qm)$ は液種の違いによる補正係数である。この式は、ベントナイト系人工バリアに対して幅広い乾燥密度に適用できると考えられる。ただし、液種によって a 、 b は変化するため、液種毎に關係を取得し、飽和度を推定できるようにする必要がある。

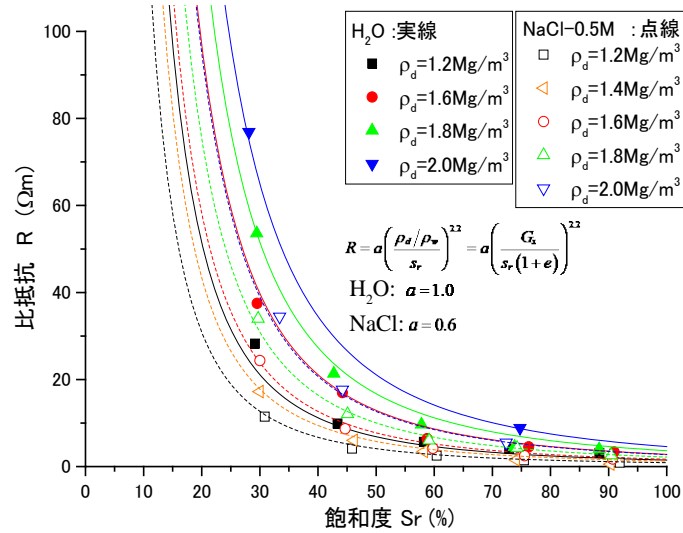


図 3.3.1-1 飽和度と比抵抗の関係 (ケイ砂 30wt%含有の Na 型ベントナイトの例)

(b) 長尺ベントナイト供試体を用いた一次元浸潤速度取得試験 (密度一定条件)

図 3.3.1-2 に試験装置の概要を、設定した試験条件を表 3.3.1-1 に示す。供試体内に間隙の空気がトラップされないように、一方向、一次元に浸潤させた。注水はフローポンプで行った。この際、注水は圧力が一定となるように流量を制御した。

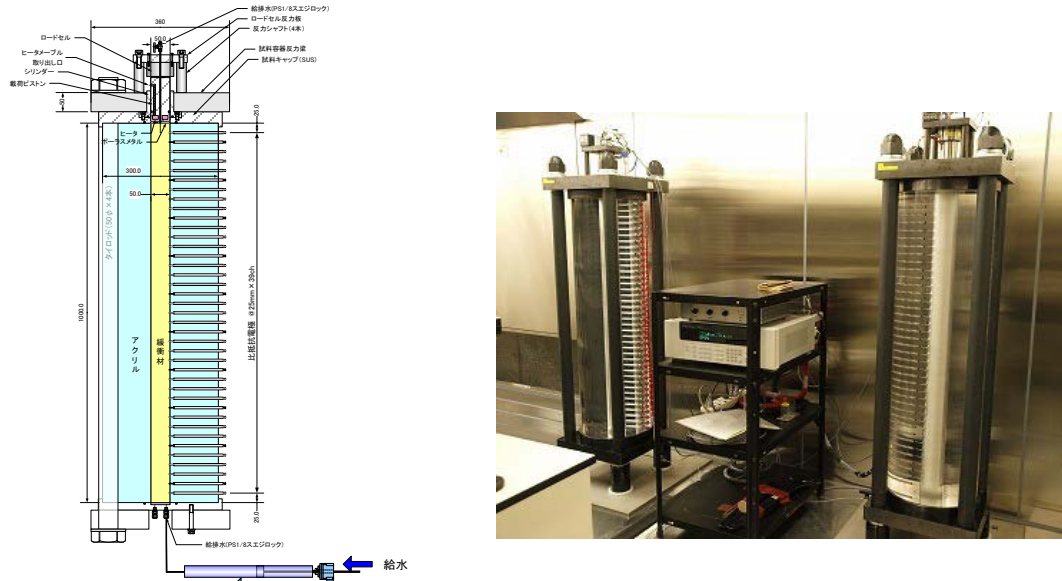


図 3.3.1-2 長尺ベントナイト供試体を用いた一次元浸潤速度取得試験の概要

表 3.3.1-1 長尺ベントナイト供試体を用いた一次元浸潤速度取得試験のケース

試験ケース	条件	ベントナイト乾燥密度	初期含水比(%)	液種	計測項目
1	体積拘束条件拘束条件 (長さ 1 m)	1.6Mg/m ³ (Na 型ケイ砂 30wt%混合)	10	蒸留水	注水量・注水圧 比抵抗 (浸潤速度)
2				塩水 (0.5MNaCl)	

供試体は仕上がり層厚 5mm となるように撒き出しと静的締固めを繰り返して作製し、密度分布が極力ないようにした。また、アクリル製セルに比抵抗計測用の電極を設置した状態で直接静的締固めを実施した。図 3.3.1-3 に飽和度が初期値から 1%増加した時点で浸潤フロントが到達したと見なした場合の浸潤フロントの進展状況と 95%以上となったところを飽和フロントと定義して、その進展状況をまとめた結果を示す。

a.に示した蒸留水のケースの場合、浸潤フロントの位置 $d(\text{mm})$ は、給水時間 $t(\text{day})$ の指数関数として $d = 60t^{0.35}$ と近似できた。この結果は、浸潤フロント位置 $d(\text{mm})$ が給水時間 $t(\text{day})$ の平方根に比例するという毛細管現象による水の拡散速度の理論式である Washburn 式(図 3.3.1-3 の破線、(式 3-2)) よりも緩慢である。

$$d = ct^{0.5} \quad (\text{式 3-2})$$

c : 濡れ角などの関数で表される材料と液種によって決まる係数

理論式と実測値を比較すると、理論式に比べ実測位置が徐々に遅くなる傾向を示している。これは、浸潤に伴うモンモリロナイトの基底間隔の変化によって、間隙構造が徐々に変化したためではないかと考えられる。一方、NaCl 0.5M 水溶液の場合、浸潤フロントの位置 $d(\text{mm})$ と給水時間 $t(\text{day})$ の関係は $d = 14t^{0.5}$ と近似できたが、浸潤フロントの進展状況は蒸留水の場合よりも遅かった。さらに、この浸潤フロントに対して給水圧を増加したことによって、NaCl 水溶液の場合には急激に浸潤フロントの移動速度が増加した。

b.に示されるように、飽和フロントの進展状況は、蒸留水の場合に比べ NaCl 水溶液の場合の方が速いことが分かる。以上のことから、蒸留水の場合、ベントナイトに供給された水は、速やかに上部に拡散するため浸潤フロントは移動するが、NaCl 水溶液の場合は供給された NaCl 水溶液はあまり供試体内部に拡散されずに給水側に留まっているものと考えられる。NaCl 水溶液ではイオン強度の影響でモンモリロナイトが凝集するため、毛細管現象に寄与する微小な空隙が減少するためと考えられる。さらに、この飽和フロントに対して給水圧を増加した影響は、蒸留水の場合では、わずかながら飽和フロントの移動速度の増加がみられ、NaCl 水溶液のケースでは、飽和フロントの急激な増加がみられた。得られた浸潤速度の近似式により、ベントナイトの浸潤速度の解析的な評価をすることができる。

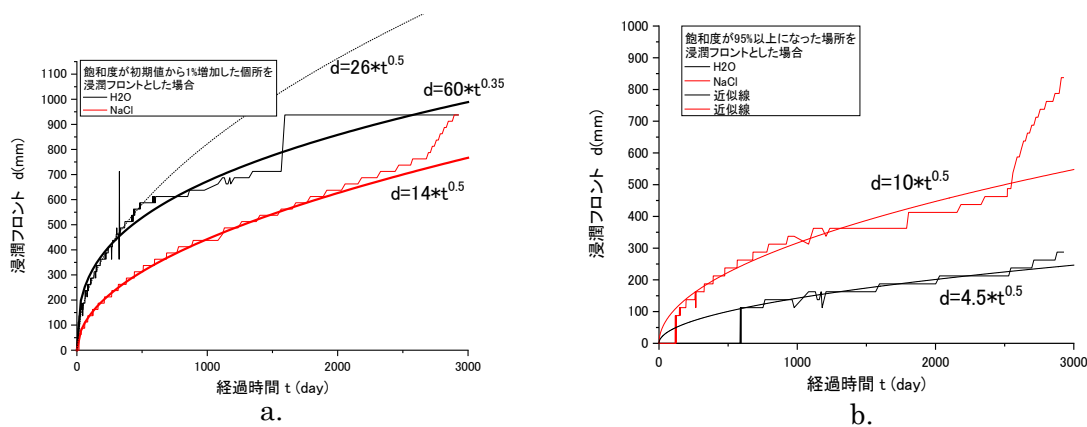


図 3.3.1-3 浸潤の進展状況 a.:浸潤フロント, b.:飽和フロント

図 3.3.1-4 には、上に示した送水圧を増加させる前の浸潤フロントの結果から、飽和度が初期値から 1%増加した地点から飽和度が 95%を超える地点を飽和度の遷移領域として示す。飽和度の遷移領域は NaCl の方が短く、蒸留水の方が長い。NaCl の方が高飽和度領域は供試体下部にある厚さで存在していた。蒸留水を給水した場合は、供給水が供試体上部に吸い上げられるために遷移領域が長くなると考えられ、この結果、高飽和度領域の厚さは小さくなった。

このように、浸潤の進行は、イオン強度によって影響を受け、イオン強度が高いと飽和の進行速度は早くなるが、水分の浸潤はイオン強度が低い方が内部まで早く及ぶことが分かった。飽和度により、影響を受ける事象、例えば緩衝材の流出挙動、間隙空気圧の挙動にも影響するため、再冠水過程を解析的に評価する際には、地下水の組成を考慮するべきである。

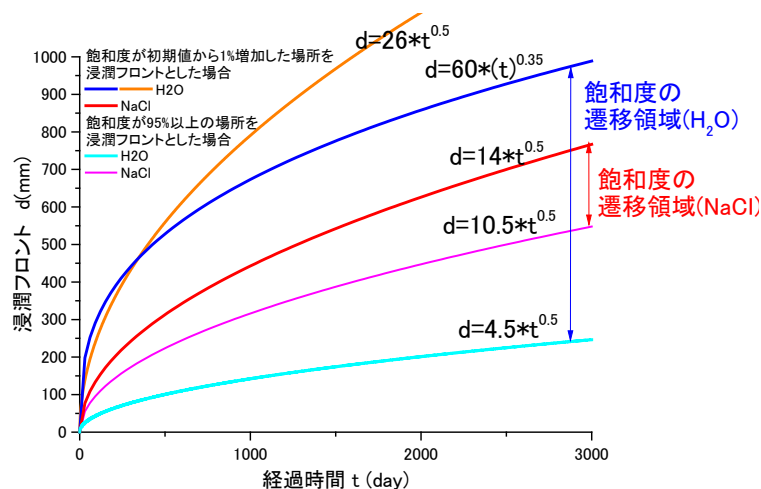


図 3.3.1-4 飽和度の遷移領域

2) 解析的検討

(a) DACSAR を用いた解析

1)で実施した室内試験を対象とし、再冠水後の状態を予測するための力学解析を実施し、その再現性を検証した。解析には、土/水/空気連成問題における支配方程式を基礎とした解析コード (DACSAR) [2]を用いた。当解析コードは飽和度の上昇に伴う膨潤変形の発生を表現できる不飽和弾塑性構成モデルを基礎とする。

まず、解析手法の構築のスタートとして、ベントナイト材料における比透水係数および比透気係数について検討し、再現性を高めることを目的とした。本実験で用いたベントナイト材料であるクニゲル V1 に関する実験データが極めて少ないことから、既往の文献より、Mualem の不飽和透水係数推定モデル[3]と VanGenuchten の透気係数式[4]を用いることとし、不飽和透水係数に影響を及ぼす Mualem 係数と初期サクション値についてケーススタディを実施した。解析ケースを表 3.3.1-2 に示す。使用したモデルおよび解析条件の詳細は、原環センター (2017) [5]を参照されたい。

表 3.3.1-2 解析ケース

	初期サクション	Mualem 定数
CASE1-1	4.0MPa	3.0
CASE2-1	6.0MPa	3.0
CASE1-2	4.0MPa	1.0
CASE2-2	6.0MPa	1.0

解析から得られた浸潤フロントを図 3.3.1-5 に示す。これより、Mualem 定数が大きな値を用いた方が不飽和透水係数は大きくなるため、浸潤フロントは早く到達していることがわかる。また、初期サクション値が大きな方が浸潤フロントの到達が早くなっている。これは、境界下端にかかる全水頭との差が大きくなり、より大きな動水勾配が生まれるためと考えられる。Mualem 係数と初期サクション値の組み合わせ、CASE1-1 と CASE2-1 によって、試験より得られる浸潤フロントの経時変化を概ね良好に表現できることが示された。

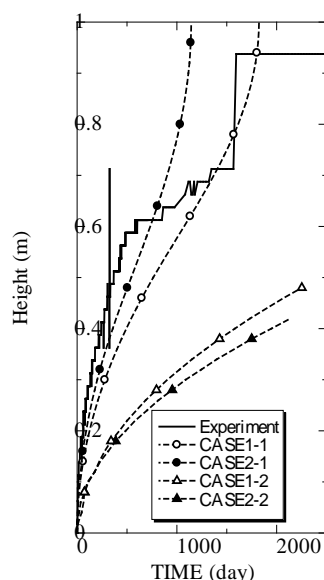


図 3.3.1-5 浸潤フロントの形成

(b) COMSOL を用いた解析

前項と同様に、再冠水過程での緩衝材の浸潤挙動を評価するため、1)で行った室内試験の試験条件を基に商用 FEM コード COMSOL を使用した解析を行った。解析は、これまで SKB (スウェーデンの放射性廃棄物処分実施主体) によりベントナイトとして MX-80 等を対象として高度化されてきた解析手法を、クニゲル V1 を使用した緩衝材に適用するための検討を目的として実施した。当手法では、これまでにペレット充填箇所における蒸気の移行や空気の移動など多くの過程等もモデル化されている。

モデルの支配方程式としては、水輸送にはリチャード方程式を、水蒸気輸送には拡散方程式を

使用した。境界条件としては、片方の端を圧力一定とし、もう片方の端を無流境界とする一次元モデルを設定した(図 3.3.1-6)。使用したモデルおよび解析条件の詳細は、原環センター (2017) [5]を参照されたい。

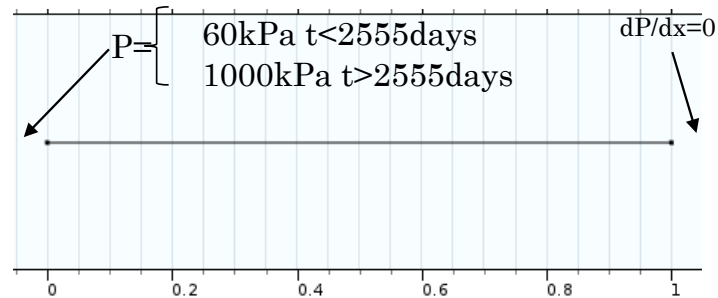


図 3.3.1-6 境界条件の模式図

図 3.3.1-7 に浸潤フロントおよび飽和フロントの解析結果と実験結果からフィッティングした経験的関数との比較を示す。解析結果の飽和フロントと浸潤フロントは両者とも経験的関数と良い一致を示し、約 2,500 日後に浸潤フロントが最上部の境界に達することを示した。なお、蒸気拡散の効果を除いた場合の解析を実施した場合は、解析結果の浸潤フロントの発達に経験的関数よりも遅れる傾向であった。これより、浸潤フロントの発達には不飽和領域の水輸送の効果が重要であることが示唆された。

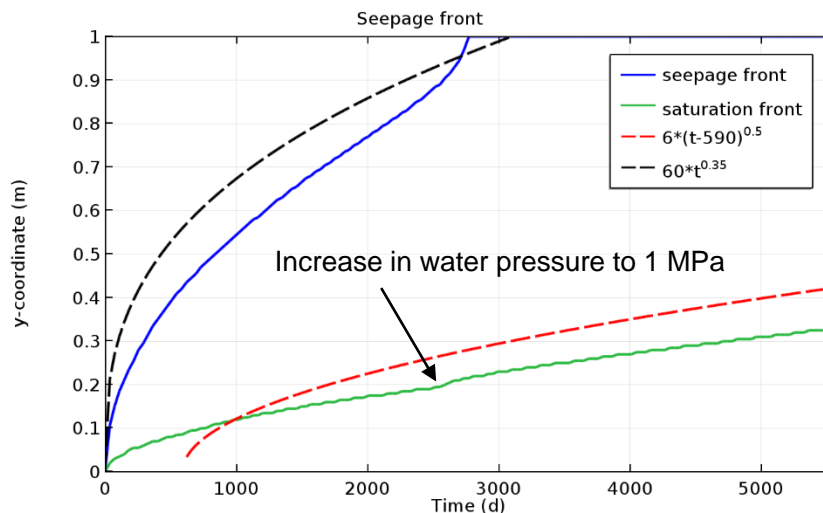


図 3.3.1-7 経験的関数と比較した浸潤フロントと飽和フロント

(2) 一次元浸潤速度取得試験 (膨潤変形条件)

処分場に緩衝材をブロックで定置するためには隙間が必要であるため、再冠水時には緩衝材の膨潤変形も伴うと考えられる。また、定置後に体積が拘束されていない場合にも変形は起こり得る。膨潤変形に伴って緩衝材の浸潤領域の乾燥密度は低下することが予想される。また、後述するような緩衝材の流出現象は緩衝材の周辺には隙間が存在する場合には、その隙間を緩衝材がシ

ール（膨潤）する過程で流出現象が発生し、湧水量に比べて湧水が緩衝材に浸潤する速度が小さい場合に起こると考えられる。このため、膨潤変形条件下での浸潤速度および現象把握は重要である。

本検討では、前項と同様の一次元が成り立つと考えられる簡単な境界条件において、緩衝材の膨潤変形を許容した系での蒸留水が緩衝材に浸潤する際の浸潤フロントの移動速度を取得することを目的とした。さらに、浸潤に伴う緩衝材の膨潤フロントの計測、さらに膨潤に伴う乾燥密度の分布の変遷なども取得した。

表 3.3.1-3 に試験ケースを示す。試験では、図 3.3.1-8 に示した装置を用いて浸潤速度、膨潤速度、乾燥密度分布などを計測した。乾燥密度分布は、定点撮影による変形量や比抵抗値の変化（(1)1(a)参照）から算出した。また、変形量の測定が難しい膨潤領域の乾燥密度については飽和度を仮定して比抵抗値から密度分布を評価した。

表 3.3.1-3 長尺ベントナイトの不飽和浸潤速度取得試験ケース一覧

条件	液種	供試体	初期含水 h 比 (%)	給水量	計測項目
膨潤変形条件	H ₂ O	ケイ砂 30wt%混合 Na型ベントナイト 初期高さ：300 mm 初期乾燥密度：1.6Mg/m ³ 程度	10	水位一定	比抵抗計測 定点撮影

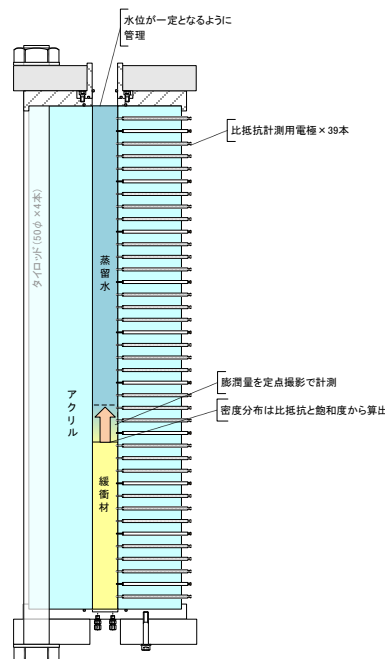


図 3.3.1-8 一次元浸潤速度試験セルの概要（膨潤変形条件）

供試体は、油性マジックで縁取りブロックを試験用のアクリルセルに挿入して締固め、層厚 5mm のブロックを積み重ねて一体として高さ 30mm とした。水位は一定とし、供試体上部を蒸留水で満たした。その他の試験条件は密度一定条件での浸潤速度試験と同様である。

試験開始直後は、水と接している最上部の層が著しく膨潤した。時間が経過するに従って、膨潤する層数が増加するが、下部の層になる程、膨潤変形量は小さかった。また、膨潤量が大きな

層は、時間が経過すると膨潤量が一定となった。

図 3.3.1-9 に目視観察による層毎の厚さの変化を示す。膨潤量は、時間経過に対して一定速度ではなかった。特定の時期に表層が大きく膨潤し、その後内部が膨潤した時期には表層付近の膨潤量は一定のままであった。これは、表層付近の緩衝材が膨潤して密度が減少するのに伴って膨潤圧も減少し、緩衝材自身の重さと釣り合い状態に達したために膨潤変形が止まったためであると考えられる。

ここで、図 3.3.1-10 に示すように、供試体初期高さから浸潤フロントまでを「浸潤距離」、供試体初期高さから供試体表面までを「膨潤距離」として、「浸潤距離」と「膨潤距離」を合せたものを「浸潤厚さ」と呼び、その変化をグラフで示した。密度一定条件の飽和フロントや浸潤フロントも同時に示した。

図から、比抵抗結果から得られた膨潤変形条件での浸潤距離や膨潤厚さは、体積一定条件で得られた浸潤フロントと概ね一致していることが分かる。ただし、両者のフロントの飽和度は異っているため注意が必要である。目視観察結果から、供試体内部への浸潤は膨潤の距離よりも小さいことが示された。隙間がある場合には、内部への浸潤よりも膨潤が速やかに進行し、緩衝材の表面の密度は浸潤した部分のみが関与するため、初期には非常に低くなることが示唆される。また、膨潤距離の進展は、密度一定条件の飽和フロントの進展に類似しており、その速度は密度一定条件よりも速く、給水時間の平方根で近似すると、 $d = 8\sqrt{t}$ となった。このことから、密度一定条件の飽和フロント概ね倍の速度で膨潤するといえる。

本試験については、今後、解析的評価で考慮すべき現象であり、モデル試験として一付けられるが、現段階では解析方法等の検討にはいたっていない。

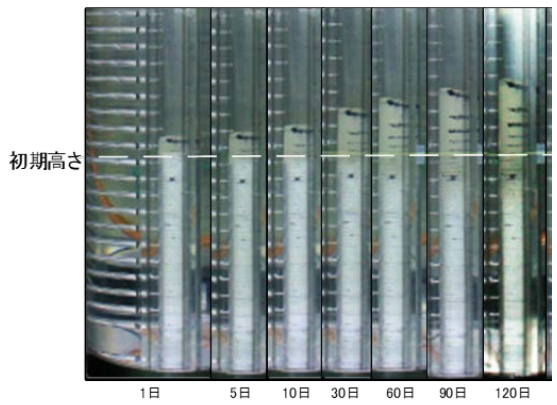
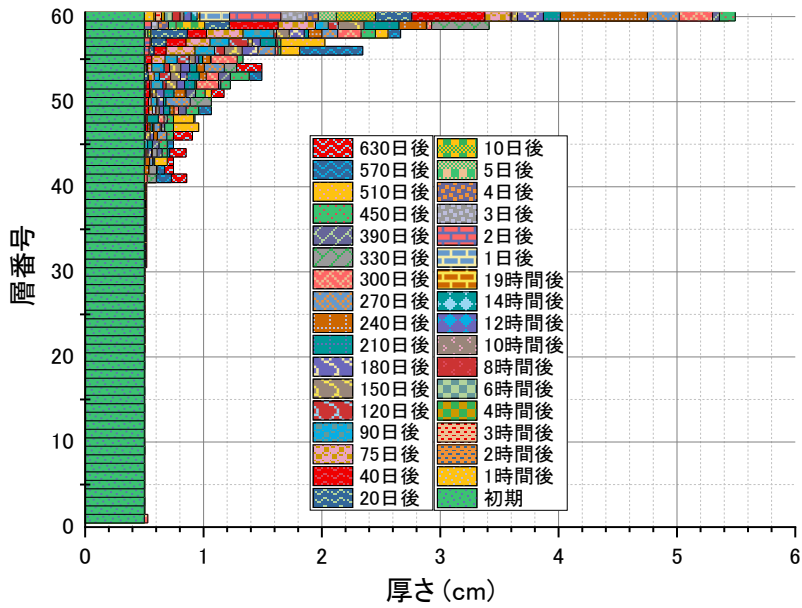


図 3.3.1-9 層ごとの厚さの変化

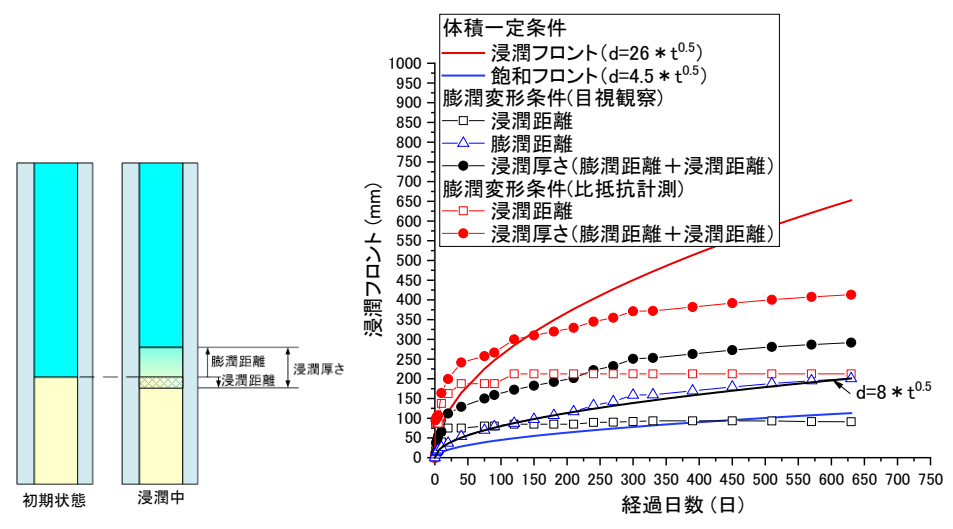


図 3.3.1-10 変形を許す一次元での膨潤の進行

3.3.2 再冠水過程での密度均質化挙動

(1) 密度分布が圧縮ベントナイトの膨潤圧に及ぼす影響

1) 室内試験

密度分布が圧縮ベントナイトの膨潤量に及ぼす影響を評価する試験は、図 3.3.2-1 に示すような試験機（以下、直列膨潤量試験機）を使用した。試験は、供試体内に間隙の空気がトラップされないように、一方向、一次元に浸潤させ、注水はシリンジポンプ（フローポンプ）によって行った。1つの供試体内に密度の異なるブロックを混在させると、その界面の移動の観察ができなため、密度の異なる均質供試体の膨潤量試験機のピストンを直列に繋ぎ、ピストンの動きを計測することによって界面の膨潤量を計測した。なお、直列した膨潤量試験機の下側に高密度供試体、上側に低密度供試体をセットし、下側の供試体にはピストンの死荷重が作用するため、ピストンの荷重を相殺するカウンタウェイトを配置した。

試験ケースを表 3.3.2-1 に示す。蒸留水を浸潤させた試験に加え、0.5M の NaCl 水溶液を使用したケースも実施した。両者を比較することによって、膨潤挙動に対しての間隙水のイオン強度が及ぼす影響も定量的に評価した。

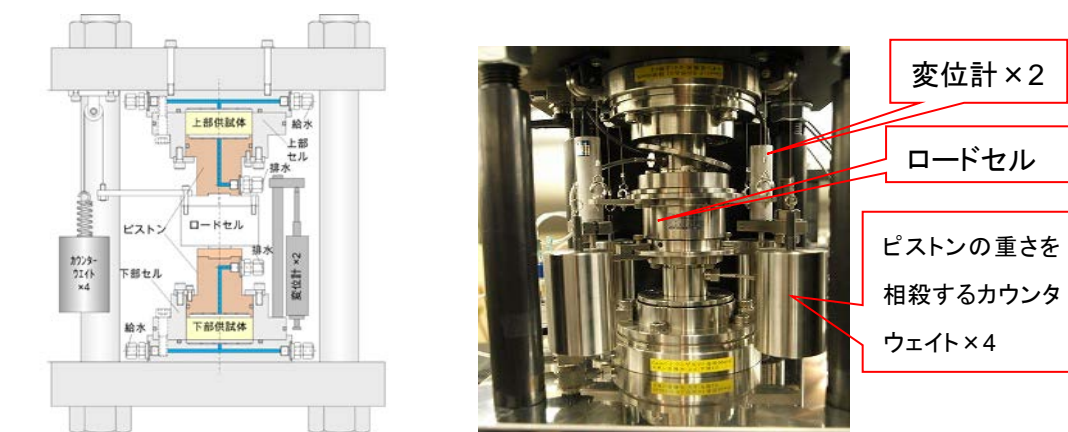


図 3.3.2-1 力学物性（膨潤量）による均質化試験の概要

表 3.3.2-1 密度分布が圧縮ベントナイトの膨潤量に及ぼす影響試験条件

試験 ケース	高乾燥密度 (Mg/m ³)	低乾燥密度 (Mg/m ³)	有効ベントナイト 乾燥密度(Mg/m ³)		初期含水比 (%)		膨潤 方向	平均乾燥密度 (Mg/m ³)	液種
1	1.798(1.8)	1.399(1.4)	1.581	1.164	18.97	34.84	鉛直	1.6 (ケイ砂 30wt% 混合 Na 型ベン トナイト)	蒸留水
2	1.984 (2.0)	1.190 (1.2)	1.792	0.963	13.41	46.74			
3	1.698(1.7)	1.493(1.5)	1.473	1.258	19.81	27.35			
1s	1.790(1.8)	1.426(1.4)	1.573	1.191	19.24	32.06	鉛直	1.6 (ケイ砂 30wt% 混合 Na 型ベン トナイト)	NaCl 水溶液 0.5M
2s	1.991 (2.0)	1.187 (1.2)	1.801	0.960	13.54	47.96			
3s	1.747(1.7)	1.550(1.5)	1.526	1.317	18.57	25.55			

()は計画値

(a) 蒸留水のケース

試験結果を図 3.3.2-2 に示す。膨潤量は、下側の高密度供試体が上向に膨潤する場合を正としている。Case2 の膨潤変形は、当初フローポンプで流量制御で飽和させたため、試験開始から早い段階で定常状態に至っているのに対して、Case1 と Case3 では、フローポンプを使用せずに圧力制御で給水しているため、膨潤挙動が緩慢であり、Case1 では約 2000 日以上経過しても少しずつ変形が継続した。Case3 も同様に緩慢であった。Case1 から Case3 の膨潤圧の大きさは、低乾燥密度供試体の密度の順番と整合している。このことは、緩衝材のバルクの膨潤圧は低乾燥密度領域によって決定し、低乾燥密度領域が膨潤によって解消されるに従って増加することを示唆している。

膨潤圧とベントナイトの乾燥密度が一意に対応しているのであれば、この膨潤圧の経時変化は両供試体の乾燥密度が 1.6Mg/m³ になった時点で平衡状態に達するはずである。しかしながら、力学的には物体の変形は釣合いが満足されるまで生じるはずであり、乾燥密度が同じかどうかではなく、膨潤圧が釣合った時点で変形が止まると考えられる。この力学的な解釈が正しければ、高密度供試体と低密度供試体の密度変化は互いに近づくが、密度差はゼロにはならないと考えられる。結果は、この解釈と一致しており、密度差はゼロにならないことを示した。この結果は次項 2) で、力学解析により検討する。

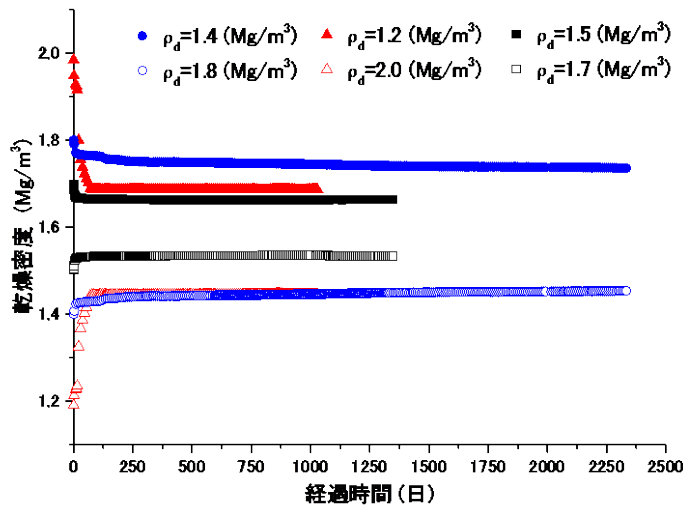


図 3.3.2-2 膨潤に伴う乾燥密度の経時変化

(b) NaCl 水溶液のケース

イオン強度が 0.5 の NaCl 水溶液を用いて実施した直列膨潤量試験では、イオン強度の影響により、蒸留水のケースに比べ、膨潤量は小さかった。高乾燥密度供試体の乾燥密度の値が大きい程、膨潤量が大きくなると考えられるが、本試験においても蒸留水の場合と整合した結果が得られた。膨潤圧に関しては、膨潤の速度が圧の発生に影響することが示唆され、定常にいたる途中では、膨潤圧の発生のタイミングにより、順列が逆転する経緯も見られたが、定常に至ることにより、高乾燥密度供試体の方が大きい結果となった。

図 3.3.2-3 には膨潤量から算出した乾燥密度の経時変化を示す。前述の蒸留水のケースも比較のために併せて示した。図から、蒸留水のケースに比べて NaCl 水溶液のケースの方が残留密度差が大きいことが分かった。さらに、初期の密度差が大きいものほど残留密度差が大きくなっていった。

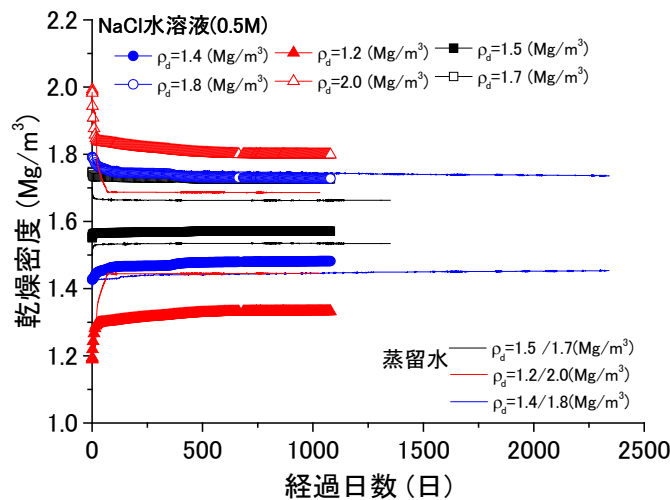


図 3.3.2-3 膨潤に伴う乾燥密度の経時変化(NaCl 水溶液)

(c) 供試体解体結果

図 3.3.2-4 に蒸留水を使用した場合の試験ケースにおける試験後に分割した供試体の乾燥密度分布を示す。図より、各試験ケースにおいて高密度供試体と低密度供試体には有意な密度分布が存在したことが明らかである。これより、供試体作製時の底部側で密度が小さく、さらに、試験中に膨潤するピストン側でも密度が小さいことから、供試体作製時の密度分布に試験中の膨潤変形が加わって最終的な密度分布となったものと考えられる。

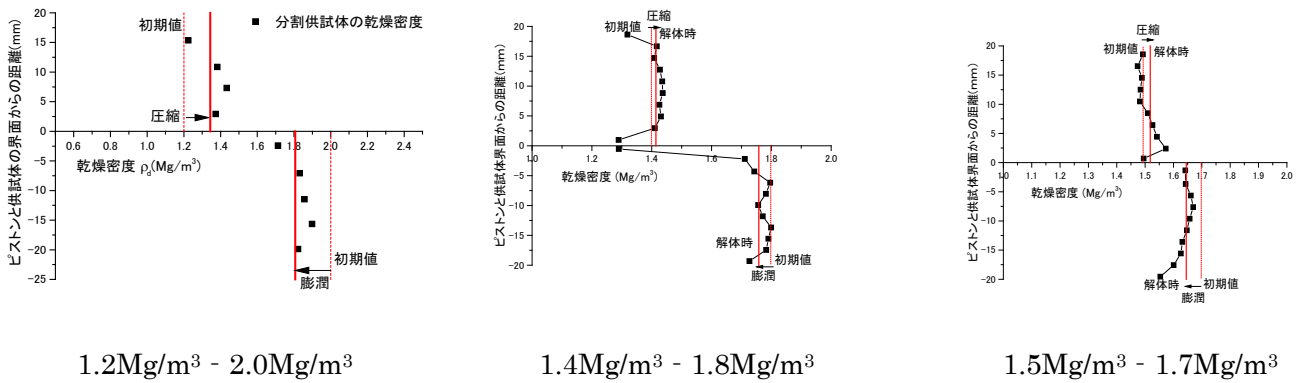


図 3.3.2-4 直列膨潤量試験後の乾燥密度分布 (蒸留水のケース)

図 3.3.2-5 には、NaCl 水溶液を用いて実施した直列膨潤量試験後の乾燥密度分布を示す。図より、密度の均質化がほとんど進んでいないことが分かる。なお、解体時の含水比は、炉乾燥法で取得しているが、間隙水に溶解している塩が析出して固相として評価されるため、溶解している塩の質量分は液相として補正した。

本ケースでは、前述の蒸留水を用いた均質化試験の解体において試験後の供試体内の密度分布が大きかったという結果を踏まえて、給水開始と同時に膨潤させていたやり方を改めて、給水飽和中は変形を拘束し、排水の確認により飽和したと判断して変形膨潤させるという手順にした。しかしながら、試験後の供試体内の密度分布は解消されなかった。本検討が NaCl 水溶液での膨潤であり、膨潤性能が抑制されることを鑑みれば、この試験後の供試体に存在している密度分布は供試体作製時に発生したものであることが予想される。ただし、給水側の乾燥密度が低くなっているのは給水箇所が局部的に膨潤したためだと考えられる。

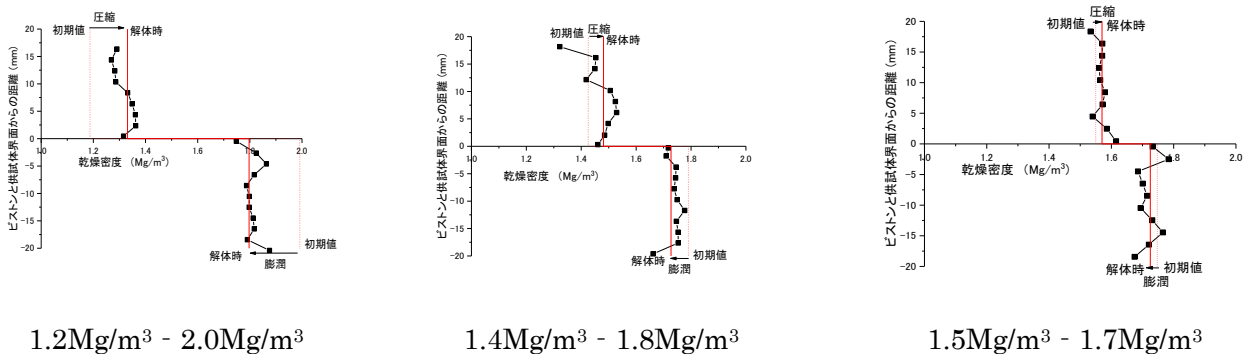


図 3.3.2-5 直列膨潤量試験後の乾燥密度分布 (NaCl 水溶液のケース)

2) 解析的検討

1)で実施した室内試験を対象とし、3.3.1(1)2(a)と同様、土/水/空気連成問題における支配方程式を基礎とした解析コード (DAC SAR) [2]を用いて力学解析を実施し、試験結果の再現性を検証した。

ベントナイト緩衝材の飽和／不飽和化による力学挙動を表現する弾塑性構成モデルは、有効応力の原理および水分特性と連立し、対象とする問題に応じた適切な応力条件・ひずみ条件・含水比条件を課すことにより、要素としての力学応答を記述・解析することができる。ここでは、1)の試験を二要素の連結問題として扱い、試験条件に相当する適切な制約条件を課し、解析を実施した。高密度供試体と低密度供試体の初期乾燥密度の平均値は実験と同じく 1.6Mg/m^3 とした。解析は、高密度要素、低密度要素の初期含水比をそれぞれ 12%、15%とし、初期密度差の違いによる力学挙動の違いを見るために試験と同様に 3 種の初期乾燥密度差を設定したケースと、高密度要素、低密度要素の初期乾燥密度をそれぞれ 1.6Mg/m^3 と 1.4Mg/m^3 とし、各々について異なる初期含水比を設定した。解析手法および解析条件の詳細は、原環センター (2017) [5]を参照されたい。なお、室内試験では NaCl 水溶液を使用した試験も行われているが、解析では蒸留水を使用した試験のみを対象とした。

図 3.3.2-6 に吸水過程における乾燥密度変化および間隙比—平均有効応力関係を示した。時間の経過とともに密度差は小さくなるが、試験同様に密度差は解消されないことがわかる。この傾向は全てのケースにおいて共通していた。初期含水比が同じであるケースについては、両供試体の初期乾燥密度の差が小さいほど最終的な密度差は小さくなった。一方、初期乾燥密度は同じであるが異なる初期含水比をもつケースでは、最終的な密度差は同じになった。つまり初期乾燥密度が等しければ初期含水比の値に関わらず密度差は同じになる。いずれのケースにおいても、吸水が始まってしばらくは間隙比の変化が小さいが、低密度要素が降伏し弾塑性状態に至った後は、低密度要素が剛性低下し大きな圧縮変形を呈するとともに、高密度要素は弾性状態を維持しつつ膨張変形している。

以上のように、直列に配置された乾燥密度の異なる二つ供試体が力のつり合いを満足しながら吸水過程を経て飽和状態に至るとき、二つの供試体の乾燥密度差が解消することなく残留するという実験結果を解析により再現することができた。このことは、力学理論に基づいて考えた場合にも、密度差は残留するというを示すものである。これより、緩衝材の製作、施工時に飽和後の密度分布を予測し、許容される密度分布を品質管理の値として設ける必要性が指摘された。

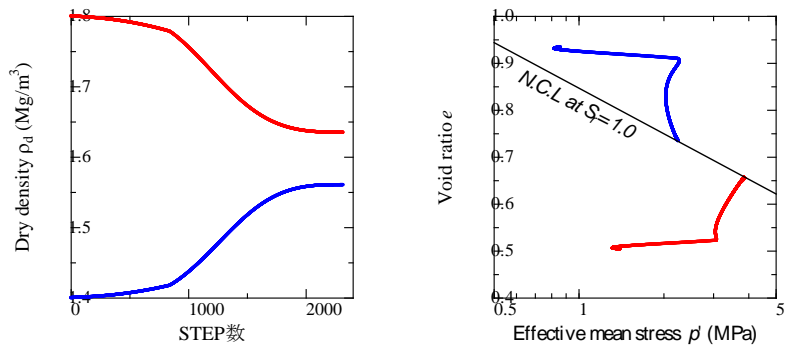


図 3.3.2-6 乾燥密度変化および間隙比-平均有効応力関係

(高密度供試体：乾燥密度 1.8 Mg/m³、含水比 12% / 低密度供試体：乾燥密度 1.4 Mg/m³、含水比 15%) 赤線は高密度要素、青線は低密度要素の経路を示しており、間隙比-平均有効応力関係における黒線は完全飽和線を示している。

3) 試験結果に基づく密度差の工学技術への反映

表 3.3.2-2 に、直列膨潤圧試験の結果として得られた残留密度分布に Kozeny-Carman 則を適用して得られる透水係数を示す。Kozeny-Carman 則は、乾燥密度 ρ_d (g/m³)を用いて下式で表される。

$$k = \frac{1}{5} \frac{\rho_g}{\mu} \frac{1}{Sv^2} \frac{e^3}{1+e} = \frac{1}{5} \frac{\rho_g}{\mu} \frac{1}{(36w^*\rho_d)^2} \frac{(\frac{\rho_s}{\rho_d} - 1)^3}{\frac{\rho_s}{\rho_d}}$$

ただし、土粒子密度 $\rho_s = 2.733 \times 10^6 \text{ g/m}^3$ 、二層膨潤含水比 w^* [6]を用いた。

二層膨潤含水比 w^* は、液種やベントナイト毎に含水比をパラメータにした XRD から取得するものであるが、本検討では、蒸留水と NaCl 水溶液のケースの乾燥密度と透水係数の関係は、既往の研究[7]から取得した乾燥密度と透水係数の関係に、二層膨潤含水比 w^* をパラメータとして Kozeny-Carman 則をフィッティングさせたものを使用した[5]。

表 3.3.2-2 直列膨潤圧試験結果に基づく残留密度分布と透水係数

試験ケース*	液種	初期状態 (施工直後)				膨潤後 (再冠水後)			
		高乾燥密度 (Mg/m ³)	低乾燥密度 (Mg/m ³)	高乾燥密度 透水係数 (m/s)	低乾燥密度 透水係数 (m/s)	高乾燥密度 (Mg/m ³)	低乾燥密度 (Mg/m ³)	高乾燥密度 透水係数 (m/s)	低乾燥密度 透水係数 (m/s)
1	蒸留水	1.798	1.399	9.54E-14	6.49E-13	1.741	1.449	1.23E-13	5.05E-13
2		1.984	1.190	4.56E-14	1.91E-12	1.686	1.445	1.59E-13	5.15E-13
3		1.698	1.493	1.50E-13	4.06E-13	1.665	1.533	1.76E-13	3.33E-13
1s	NaCl 水溶液 (0.5M)	1.790	1.426	2.28E-12	1.31E-11	1.758	1.452	2.63E-12	1.14E-11
2s		1.991	1.187	1.03E-12	4.46E-11	1.835	1.298	1.87E-12	2.50E-11
3s		1.747	1.550	2.76E-12	7.06E-12	1.731	1.565	2.97E-12	6.56E-12

図 3.3.2-7 には、表 3.3.2-2 に示した直列膨潤圧試験の結果として得られた残留密度分布に Kozeny-Carman 則を適用した結果を示す。図中の乾燥密度と透水係数を示すラインは、JAEA DATABASE に対する Kozeny-Carman 則のフィッティング結果を示している。図のライン上に、試験前の乾燥密度分布が最大で 1.2Mg/m³ から 2.0Mg/m³ 程度あったが、試験後には、蒸留水のケースでは乾燥密度分布が 1.45Mg/m³ から 1.69Mg/m³ 程度まで解消されていることが示されている。一方、NaCl 水溶液のケースでは、乾燥密度分布が 1.30Mg/m³ から 1.84Mg/m³ 程度までしか解消されていない。この結果を Kozeny-Carman 則に適用すると、試験後の透水係数は、蒸留水のケースでは、10⁻¹³m/s オーダーであるが、NaCl 水溶液のケースでは、10⁻¹¹m/s から 10⁻¹²m/s 程度である。

ここで、試験前の密度分布を緩衝材施工直後の密度分布、試験後の密度分布を再冠水後の密度分布として考えると、仮に、処分サイトの地下水が 0.5M 程度の海水系地下水で緩衝材の要求性能が 5×10⁻¹²m/s 以下であるとすると、膨潤後の乾燥密度は 1.63Mg/m³ 以上でなければならない。この乾燥密度を満足するために許容される緩衝材の施工時の乾燥密度は試験結果から、1.55Mg/m³ から 1.75Mg/m³ 程度であることが分かる。

このように、本試験結果をまとめることで、緩衝材の施工方法の仕様を、再冠水後の緩衝材の性能を考慮して決定することが可能となる。

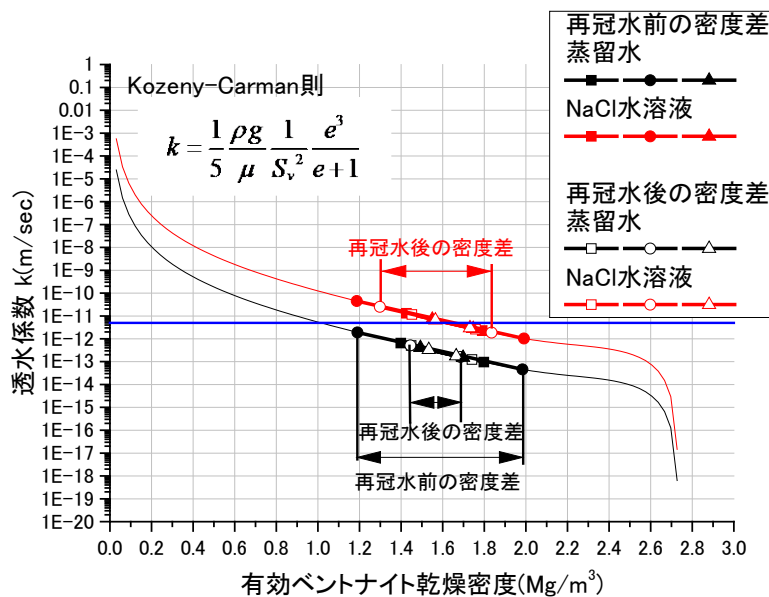


図 3.3.2-7 Kozeny-Carman 則を用いた残留密度差と透水係数の関係

(2) 応力履歴が圧縮ベントナイトの膨潤量に及ぼす影響

1) 室内試験

これまでの試験から、密度と膨潤圧は必ずしも一意に対応しない可能性があることを示した。そこで、図 3.3.2-8 に示すように乾燥密度が同じであるが、膨潤による応力履歴が異なる供試体を直列に繋いだ膨潤量試験を実施した。この試験では、直列に繋いだ膨潤圧試験の供試体は密度差が無い場合、密度と膨潤圧が一意に対応するのであれば膨潤変形は生じないはずである。

試験条件は、基本的には前項(1)の試験と同様に行った。図 3.3.2-9 に応力履歴が圧縮ベントナイトの膨潤量に及ぼす影響試験の供試体の調整手順を示す。正規圧密供試体 (NC) は、乾燥密度 1.6Mg/m^3 に静的に締固めた後に体積拘束条件で飽和したものであり、過圧密供試体 (OC) は、乾燥密度 1.8Mg/m^3 に静的に締固めた後に乾燥密度 1.6Mg/m^3 まで膨潤させながら飽和したものである。このようにすることで、乾燥密度が同じであるが、膨潤による応力履歴が異なる供試体を直列に繋いだ膨潤量試験が実施可能となる。

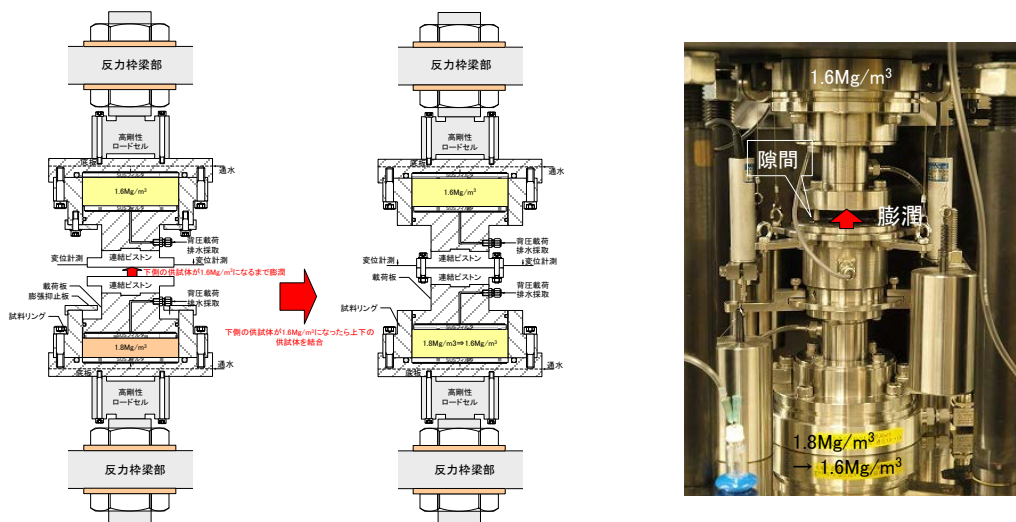


図 3.3.2-8 応力履歴が圧縮ベントナイトの膨潤量に及ぼす影響の試験装置の概要

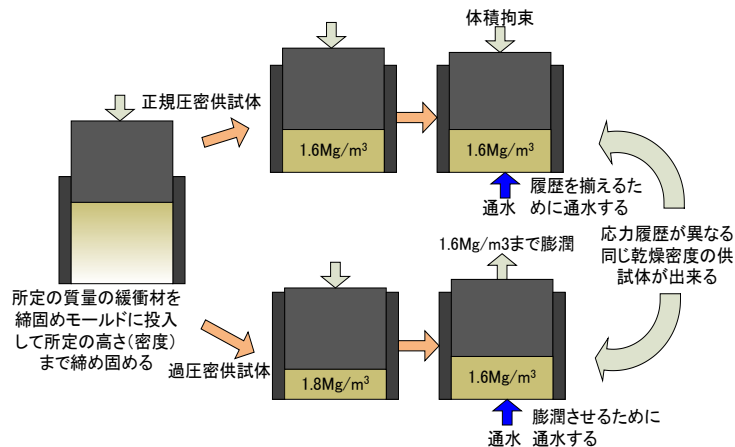


図 3.3.2-9 応力履歴が圧縮ベントナイトの膨潤量に及ぼす影響試験の供試体調整手順

(a) 蒸留水のケース

図 3.3.2-10 に Case2 ((1)1)と同様の膨潤に伴う高密度供試体と低密度供試体の密度の経時変化を示した。図から、試験開始後に下部にある高密度供試体が膨潤して、乾燥密度が上部にある低密度供試体の乾燥密度 (1.6Mg/m^3) と同程度になっていることがわかる。さらに上下部の両供試体からの排水をもって十分に飽和したとみなして両供試体をピストンを介して接合した。

この試験では、膨潤量とベントナイトの乾燥密度が一意に対応しているのであれば、両供試体

を接合しても密度が同じであるためほとんど膨潤変形が生じないはずである。しかしながら、図に示すようにピストンを介して接合し、体積拘束条件を解除したことによって膨潤変形が生じている。これは、膨潤量とベントナイトの乾燥密度が一意に対応しているのではないことを示唆している。

ベントナイトに限らず、物体の変形は釣合いが満足されるまで生じるはずであり、乾燥密度が同じかどうかではなく、膨潤圧が釣合った時点で変形が止まると考えられる。この力学的な解釈が正しければ、膨潤という応力履歴の違いによって、密度差は解消されないと考えられる。本実験結果から、緩衝材の圧密の方法により応力履歴が違うものが接する際には、緩衝材の飽和後の乾燥密度が同じであっても、力学的つり合いを取るために密度分布が生じることが示された。

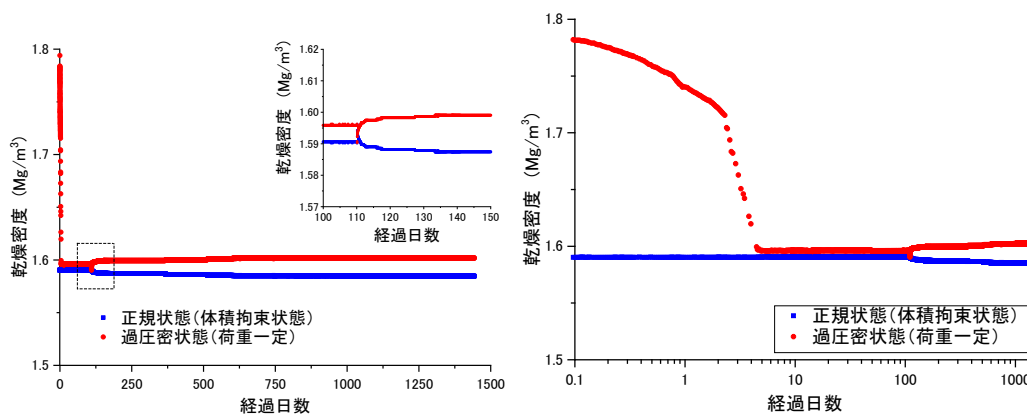


図 3.3.2-10 膨潤に伴う乾燥密度の経時変化に応力履歴が及ぼす影響

(b) NaCl 水溶液のケース

図 3.3.2-11 に、イオン強度 0.5 の NaCl 水溶液を用いて、正規圧密供試体の乾燥密度は $1.7\text{Mg}/\text{m}^3$ 、過圧密供試体の乾燥密度は $1.8\text{Mg}/\text{m}^3$ を飽和後に $1.7\text{Mg}/\text{m}^3$ に膨潤させた後に直列膨潤量試験を実施した際の乾燥密度の経時変化を示す。

過圧密供試体が乾燥密度 $1.7\text{Mg}/\text{m}^3$ に膨潤し、定常状態に至っていることが確認できた段階でストッパーを解除して直列膨潤量試験を開始した。図には、直列膨潤量試験に移行後の乾燥密度変化も併せて示している。図より、加圧密供試体と正規圧密供試体、両者の乾燥密度が同等であるのにも拘らず、応力履歴の違いによって密度分布が発生したことが分かる。このことは、前述の蒸留水のケースと同様であった。

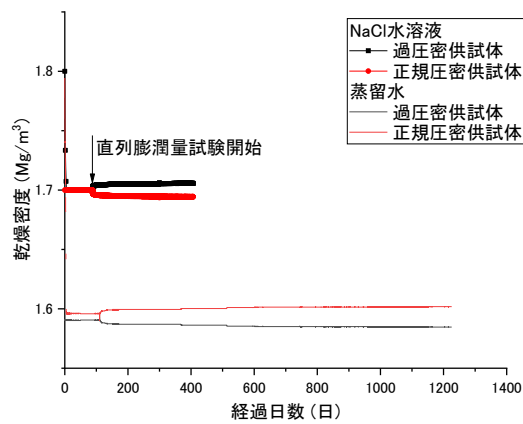


図 3.3.2-11 直列膨潤量試験の乾燥密度の経時変化 (NaCl ケース)

2) 解析的検討

1)で実施した室内試験を対象とし、前述と同様に、土/水/空気連成問題における支配方程式を基礎とした解析コード (DACSAR) [2]を用いて力学解析を実施し、試験結果の再現性を検証した。解析ケースと結果の一部を紹介する。

ベントナイト緩衝材の飽和/不飽和化による力学挙動を表現する弾塑性構成モデルを用いて、(2)1)で説明した試験を二要素の連結問題として扱い、試験条件に相当する適切な制約条件を課し、解析を実施した。まず、プロセス1として、上載圧がない応力条件の下で下部供試体のみ給水を行う。次に、プロセス2として、下部、上部の供試体それぞれに対する膨潤圧試験とみなし、それぞれの変形を拘束する。プロセス3として、上下供試体の鉛直方向の力のつり合いを満足し、両供試体の体積の和を一定に保った上で、両供試体の変形(膨潤・収縮)を許容する。このように、本解析における下部供試体は過圧密供試体、上部供試体は正規圧密供試体をそれぞれ再現した。

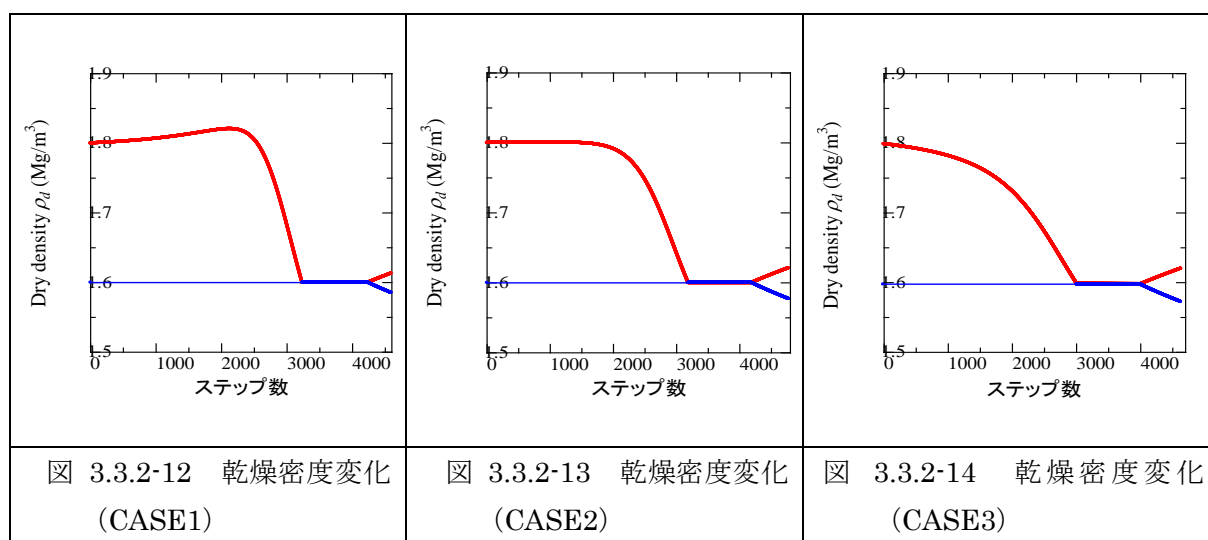
解析条件を表 3.3.2-3 に示す。実験と同じく、高乾燥密度の下部供試体と低乾燥密度の下部供試体の初期の乾燥密度をそれぞれ 1.8Mg/m³、1.6Mg/m³としている。初期含水比(あるいは、初期飽和度)の影響を比較するために、初期含水比の組み合わせを3通りに設定した。解析手法および解析条件の詳細は、原環センター (2017) [5]を参照されたい。

表 3.3.2-3 解析条件

解析 ケース	高乾燥密度 (Mg/m ³)	低乾燥密度 (Mg/m ³)	初期含水比 (%)		給水方法
CASE1	1.8	1.6	5	5	圧力制御
CASE2	1.8	1.6	10	5	圧力制御
CASE3	1.8	1.6	15	5	圧力制御

図 3.3.2-12 から図 3.3.2-14 に、CASE1～CASE3 の一連の給水過程における乾燥密度変化を示した。赤線が高密度要素、青線が低密度要素の経路を示している。解析の結果、いずれのケースについても、この圧密の進行により乾燥密度差が生じる結果を示しており、試験結果と同様、高密度要素が収縮（乾燥密度の増加）、低密度要素が膨潤（乾燥密度の低下）する傾向にあった。

本解析により、乾燥密度が同一となった二つの供試体であっても、その乾燥密度を実現するに至る応力履歴が異なっていれば応力の再配分によって新たな変形が生じ、乾燥密度の差がもたらされるという実験結果が再現された。いずれの解析シミュレーションにおいても、このような密度差を表現するにあたっては、飽和化過程で変化する側方応力を構成関係に陽な形で考慮に入れることが重要であることが示唆された。



3.3.3 施工特性による浸潤・膨潤変形挙動

(1) 土槽規模試験の概要

浸潤速度や密度の均質化、緩衝材表面近傍の止水性などの事象は複合的に発生するため、これを評価するためには、二次元の膨潤変形挙動を把握する必要がある。本試験は、緩衝材の施工によってもたらされる緩衝材の密度分布、隙間の有無、間隙の大きさなどを条件として設定し、地下水組成による影響も考慮して、再冠水時の膨潤挙動、膨潤による均質化挙動に及ぼす影響の把握を目的とした。

試験ケースを表 3.3.3-1 に示す。本検討では、施工方法として、原位置締固め、吹付け、ブロック定置、ペレット充填、さらにブロック定置とペレット充填の併用を考慮した。地下水組成は蒸留水を用いたケースをリファレンスとし、イオン強度 0.5 の NaCl 水溶液のケースについても試験を行った。

図 3.3.3-1 に、使用する土槽に施した測定装置のイメージ図を示す[8]。給水はマリOTT管を使い、供試体の水位が供試体上面に至るまで給水した。

表 3.3.3-1 土槽規模試験の試験ケース

ケース	模擬する施工方法	密度/間隙/隙間の分布	乾燥密度	注入液	計測項目
1	ブロック定置	界面や隙間を有する	ケイ砂 30wt%含有 クニゲル V1： 1.6 Mg/m ³	蒸留水	【試験中計測項目】 比抵抗分布 膨潤圧分布 給水量 目視観察 【試験後計測項目】 密度分布 飽和度（含水比）分布 ブロック間の界面状況観察
2	ペレット充填	大間隙を有する	ベントナイト単体： 1.1Mg/m ³ 程度		
3	ブロック定置・ペレット充填併用	ブロック部： 界面や隙間を有する ペレット部： 大間隙を有する	ケイ砂 30wt%含有 クニゲル V1： 1.6 Mg/m ³		
4	ブロック定置・ペレット充填併用	ブロック部： 界面や隙間を有する ペレット部： 大間隙を有する	ベントナイト単体： 1.1Mg/m ³ 程度	イオン強度 0.5 NaCl 水溶液	

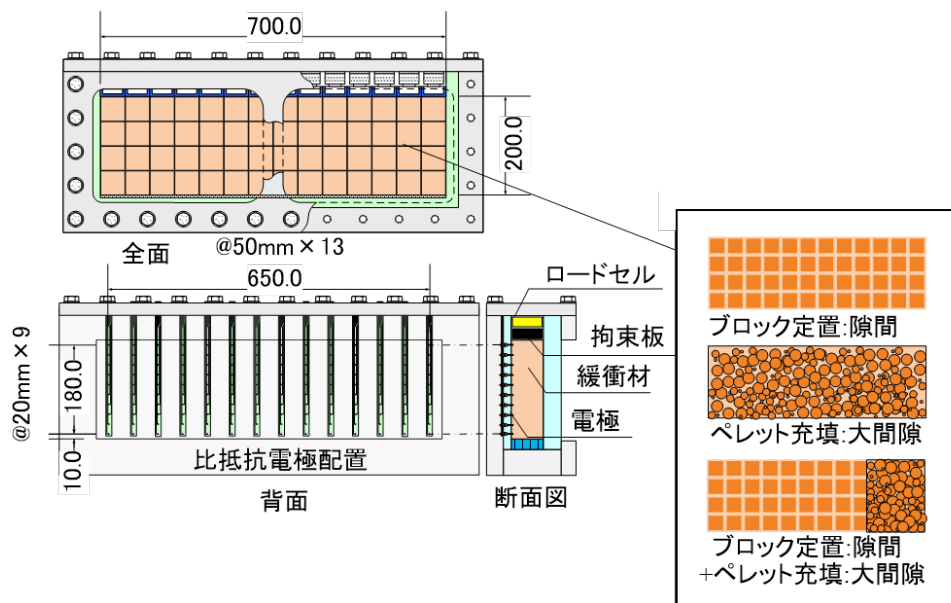


図 3.3.3-1 土槽試験による緩衝材の均質化試験イメージ図

(2) 試験結果

ブロックのみでの定置のケースでは、初期には供給された水がブロックと土槽の界面、ブロックとブロックの間に選択的に浸潤していた。底部から供給された水は、底部からブロック間の隙間だけでなく、土槽との界面に沿って土槽上部まで浸潤するが、土槽上部まで浸潤した水の一部は、ブロックの各段の間の界面に横から浸潤しブロックの上部を膨潤させる。底部からブロック間の隙間を浸潤する水の速度よりも、土槽との界面に沿って土槽上部まで浸潤する水が、ブロックの各段の間の界面に横から浸潤する速度の方が速いため、各段のブロックの上側が一体化し、ブロックの下側には隙間が残った。実際の縦置き定置の処分孔においても、処分孔との界面を地下水が浸潤し、緩衝材上部から浸潤することが予想される。

ペレットのみを土槽に入れた試験では、ペレットが下から序々に浸潤していく様子が観察された。ペレット充填工法では、施工時に均等にペレットを充填し浸潤初期に大間隙を介して均等に水が全体に供給されたとしても、その後は湧水近傍のみが膨潤し、他の領域が圧縮されるため、浸潤後に密度分布が発生する可能性があることが分かった。これらの結果は、二次元の解析を行

う際の浸潤挙動のモデルとして適用されるべきものである。

さらに複雑な系として、ブロックとペレットの併用ケースについて、以下に述べる。

図 3.3.3-2 に、土槽上面に配置したロードセルで計測した圧力の経時変化を示す。ロードセルの初期値は、ロードセルを反力盤の役割も兼ねている土槽の上蓋と供試体との間に挟み込んだ際の設置圧である。ペレット部分では給水後、ロードセルの値が急激に低下していた。これは給水に伴うコラプスが発生したためだと考えられる。一方、ブロック側のロードセルは、給水に伴って圧力は増加傾向を示した。さらに給水が進んだ段階では、ブロック側の圧力が低下し、ペレット側の圧力が増加した。これは、ブロックが相対的に密度の低いペレット側に膨潤し、ペレット部を圧縮したためだと考えられる。

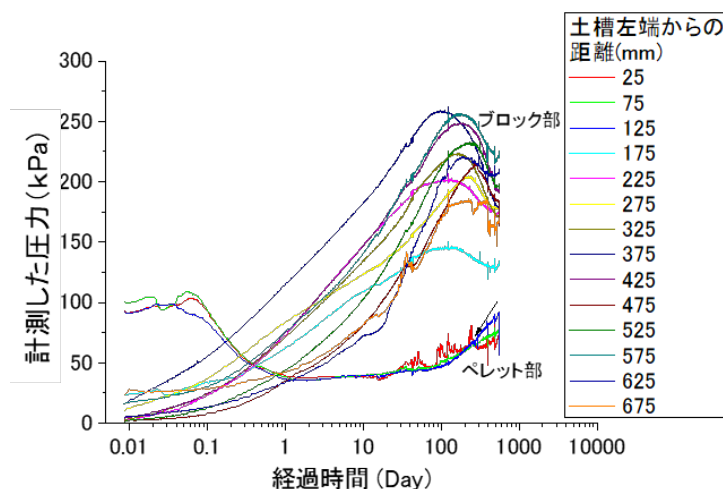


図 3.3.3-2 ブロックとペレット併用ケースの膨潤圧の経時変化

図 3.3.3-3 にはブロックとペレット併用ケースの飽和度分布の変遷を示す。図から、試験開始直後にペレットが冠水し、給水面である底盤とペレット側からブロックに向かって水が浸潤していることが分かる。ブロック側では、底盤とペレットから水が浸潤するため、飽和度は右上が最も小さく、左下が最も大きい傾向にあった。

このような複雑な挙動についての解析的な評価は難しいが、ペレットとブロックを併用した場合の挙動の予測には有用な情報である。

蒸留水の場合との比較として、イオン強度 0.5M の NaCl 水溶液での試験を行った(ケース 4)。蒸留水のケースと異なっていたのは、NaCl 水溶液で間隙が満たされたペレットは、その場で膨潤するのではなく、崩れながら、一旦、土槽下部に沈殿しその後に膨潤している点である。さらに、蒸留水の場合に見られた、膨潤後のペレット部には空隙が再度発生するという現象が起きなかった。このことは、一見、ペレットが NaCl 水溶液を給水して膨潤し、空隙をシールしているように見えるが、蒸留水の場合とは異なり、十分に膨潤しておらず、透水係数が大きいために給水が継続しているためであると考えられる。また、ペレット部の間隙は膨潤により 6 時間程度で満たされた。ペレット部に供給されている NaCl 水溶液が、ブロックに対して側方からの NaCl 水溶液の供給源となっている状況も観察された。

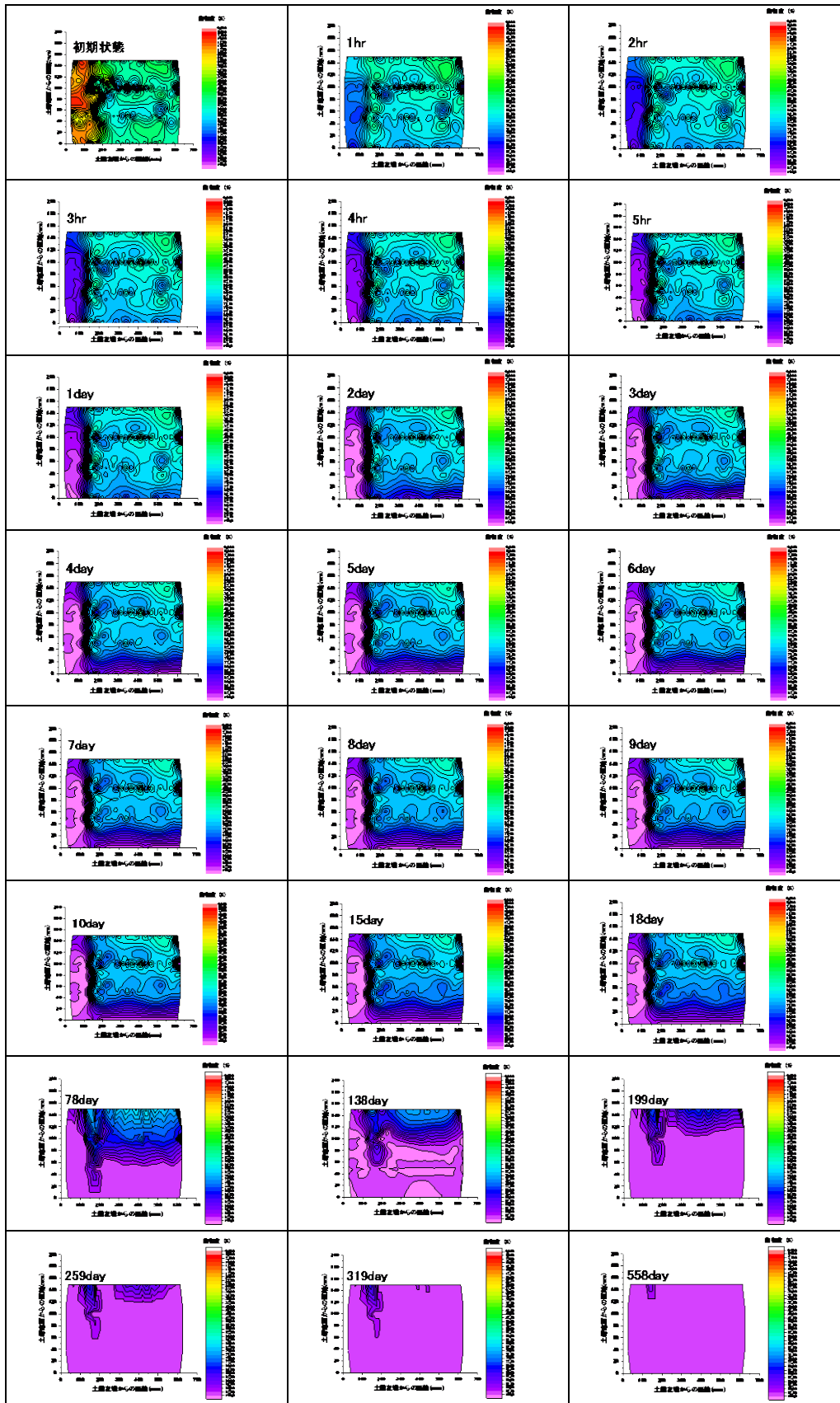


図 3.3.3-3 ブロックとペレット併用ケースの飽和度分布の変遷 (H₂O)

図 3.3.3-4 にはロードセルによって測定した圧力の経時変化を示す。前項と同様に、ロードセルの初期値は設置圧である。土槽の右端に行くほど設置圧が高い傾向を示している。図より、ペレットが充填されている範囲である土槽左端から 175mm よりも左側のロードセルに関しては給水後、ロードセルの値が急激に低下している。これは給水に伴うコラプスが発生したためだと考えられる。一方、ブロック側のロードセルは、設置圧の大きなブロックは給水に伴うコラプスで応力が低下しているが、設置圧が比較的小さなブロックは給水に伴って圧力が増加傾向を示している。この傾向が進めば、膨潤圧分布は均質化の方向に向かうものと考えられる。

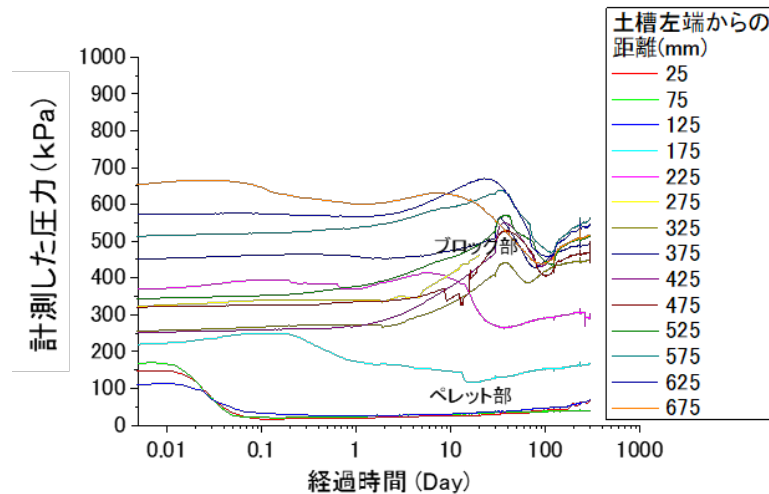


図 3.3.3-4 ブロックとペレット併用ケースの圧力の経時変化

図 3.3.3-5 にはブロックとペレット併用ケースの飽和度分布の変遷を示す。図から、試験開始直後にペレットが冠水し、給水面である底盤とペレット側からブロックに向かって水が浸潤している様子が分かる。また、比抵抗計測によれば、概ね 80 日以降で全領域が飽和した。

試験水のイオン強度によって、浸潤速度、密度分布等に差が見られた。浸潤速度は、前述 3.3.1(1) で得られた速度の傾向と整合した結果であると言えるが、緩衝材の形状、組成などが異なっており緩衝材の施工方法により影響を受ける。また、密度分布についても、隙間の有無によって膨潤の前に隙間に沈降するなど、膨潤の挙動が異なり、イオン強度の影響により大きな違いが見られた。解析を 2 次元にするだけでなく、本試験系をモデルとした解析に至るためには、考慮すべき要素が多いたけ、今後の検討課題である。

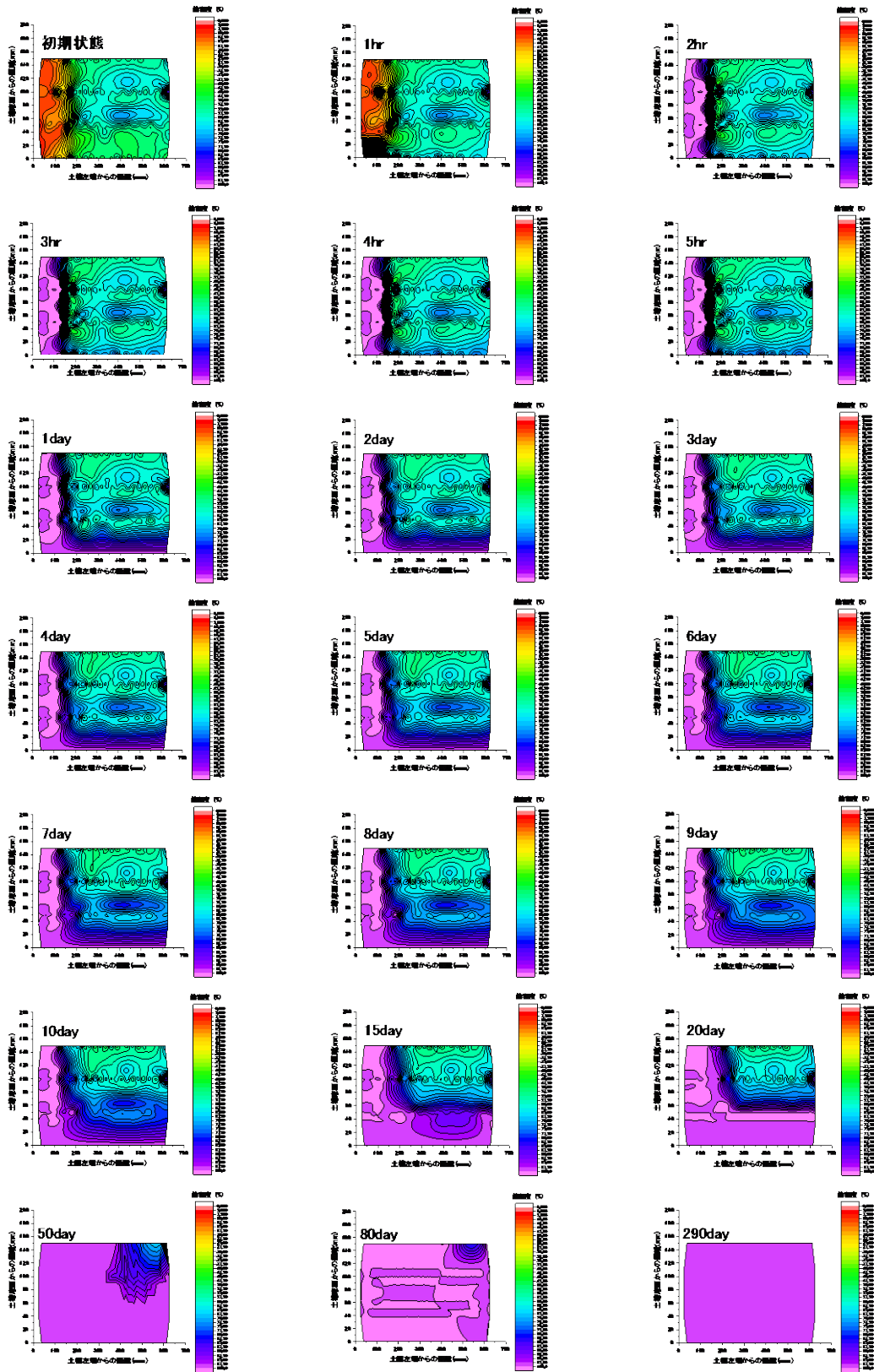


図 3.3.3-5 ブロックとペレット併用ケースの飽和度分布の変遷 (0.5M-NaCl)

3.3.4 浸潤による間隙空気の移行

(1) 一次元を模擬した間隙空気の移行室内試験

実際の処分場では、母岩側からの湧水による緩衝材への地下水浸潤は、緩衝材の周囲から内部に向かって起きるため、場合によっては間隙空気が緩衝材内部にトラップされ、緩衝材中の均一な飽和が阻害されると共に、内部の圧力が上昇し緩衝材が破過する可能性がある。そこで緩衝材の一次元浸潤速度試験と同様な図 3.3.4-1 に示す試験装置を用い、間隙空気が緩衝材内部にトラップされた場合を想定して、試験装置の上下から蒸留水を給水し、セル中央で間隙空気圧の変化を計測する試験を行った。なお、圧力測定は大気圧の変動の影響を受けないようにするため、絶対圧計により計測した。試験に用いた緩衝材には、ベントナイト(クニゲル V1)にケイ砂を 30wt% 混合したものを使用した。アクリルセルと供試体の界面に隙間が残らないように、緩衝材はアクリルセル内に直接締め固めて充填した。供試体の乾燥密度は 1.6Mg/m^3 、初期含水率は 10% である。

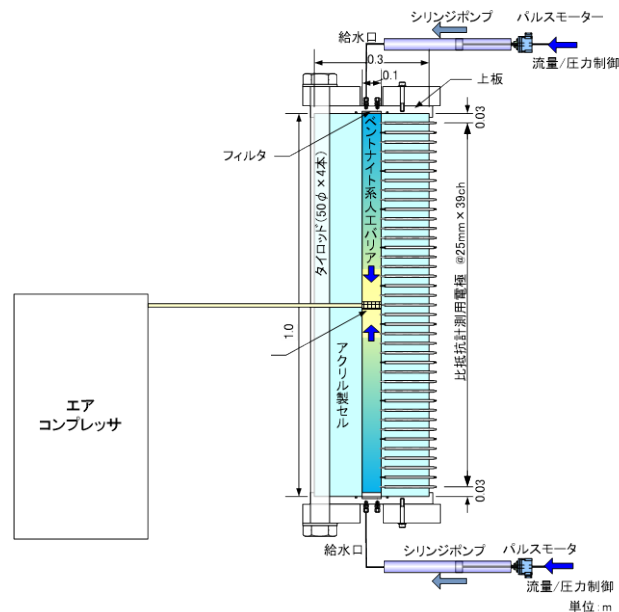


図 3.3.4-1 間隙空気の移行試験装置

間隙空気圧を計測するために、セル内の状態のコンディショニングとして、流量制御と圧力制御の 2 つの給水方法を用いた。圧力制御による初期の急激な給水による緩衝材の破過を避けるため、緩衝材がある程度膨潤するまでの試験の初期段階は流量制御によって蒸留水を給水した。通水開始から 50 日後に供試体の上下端に比抵抗の低下領域が見られ、緩衝材が浸潤し、ある程度浸潤領域が形成されたことが確認された。そこで、通水開始から 53 日目に圧力制御に切り替えた。圧力制御に変更した後の間隙空気圧と給水速度の経時変化を図 3.3.4-2 に示す。

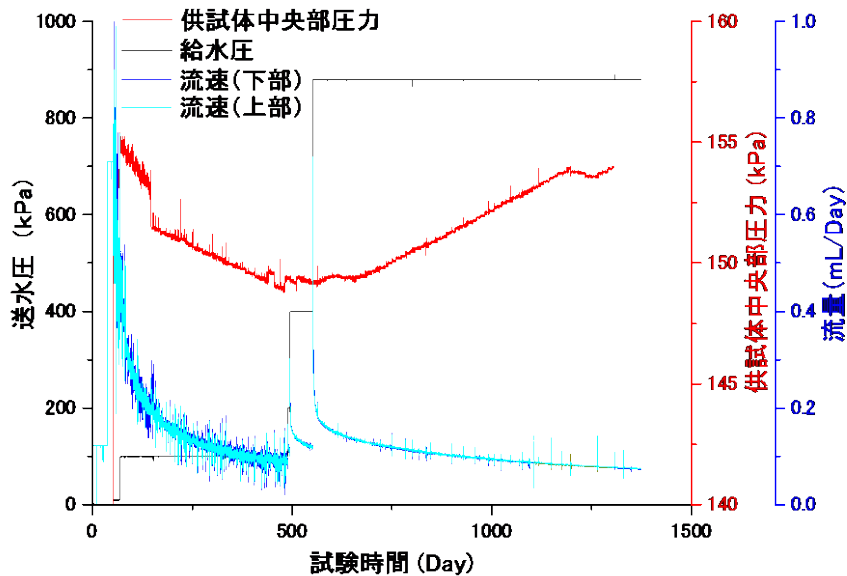


図 3.3.4-2 間隙空気圧と給水速度の経時変化（圧力制御過程）

初期の給水圧を 10kPa として段階的に給水圧を増加させ、550 日目に 876kPa まで増加させた。給水圧が低い段階では、間隙空気圧は減少傾向を示した。これは、間隙水の毛細管現象による浸潤速度の方が給水速度よりも速かったため、この状態では負圧になったことによると考えられる。またこのほかにも、間隙空気の間隙水への溶存によって間隙空気圧が減少した可能性もあるが、この時点では間隙水の表面積や水量も小さいことから影響は小さいと考えられる。給水圧を 876kPa にした時点で、減少傾向であった間隙空気圧が増加に転じた。その後、中心部の不飽和領域の浸潤が進行に伴い、間隙空気圧は一定勾配で増加したが、約 2 年間で 3kPa 程度であり、上昇は非常に緩やかであった。給水圧を 876kPa とした以降は、それ以前の期間に比べて、給水速度は安定し、漸減した。このことから、不規則な間隙空気の移動などが生じておらず、間隙空气体積の水の浸潤による圧縮により、間隙空気圧が変化していると考えられる。この時の供試体への物質移動の収支は、給水と間隙水への間隙空気の溶存が支配的であると思われる。そのため、緩衝材周囲からの地下水浸潤による間隙空気の圧力上昇は、間隙空気の間隙水への溶存により緩和されているものと予測された。

実際の処分孔では、廃棄体からの熱により空気圧が高まり、また間隙水の温度上昇により空気の溶解度が小さくなるため、間隙空気圧が上昇することが予想される。そのため、浸潤期間に発生する熱や空気の溶存量の影響を考慮する必要がある。

(2) 解析的検討

再冠水過程での緩衝材の浸潤期間における廃棄体からの熱の影響を評価するため、(1)で行った室内試験の試験条件を基に解析的検討を行った。検討では、商用 FEM コード COMSOL を使用した SKB（スウェーデンの放射性廃棄物処分実施主体）による評価手法を適用した。当手法により、これまでにペレット充填箇所における蒸気の移行や空気の移動など多くの過程がモデル化されている。また、2016 年度には、様々な規模の実験を設計・評価するためのツールとして、ベン

トナイトの熱水応力過程を予測する数値シミュレーションモデルが開発した (RWMC, 2016)。

モデルの支配方程式としては、水輸送にはリチャード方程式を、水蒸気輸送には拡散方程式および熱伝導方程式を使用した。

試験装置の形状は1次元モデルとし、水圧 (p)、温度 (T)、水蒸気濃度 (c) の境界条件をモデル両端に設定した。熱源は、ベントナイト筒の中心の位置に設定した (図 3.3.4-3)。熱源の温度 (T) は 293K から 383K まで 10K ごとに变化させ、結果の応答を調べた。なお、 $T=293K$ の等温のケースにおいて、解析上の透水係数を室内試験の透水係数に適合させた。まず、温度一様の状態をモデル化し室内試験結果を再現した後、熱源をモデル化して飽和フロントの速度がどのように影響を受けるかを調べた。

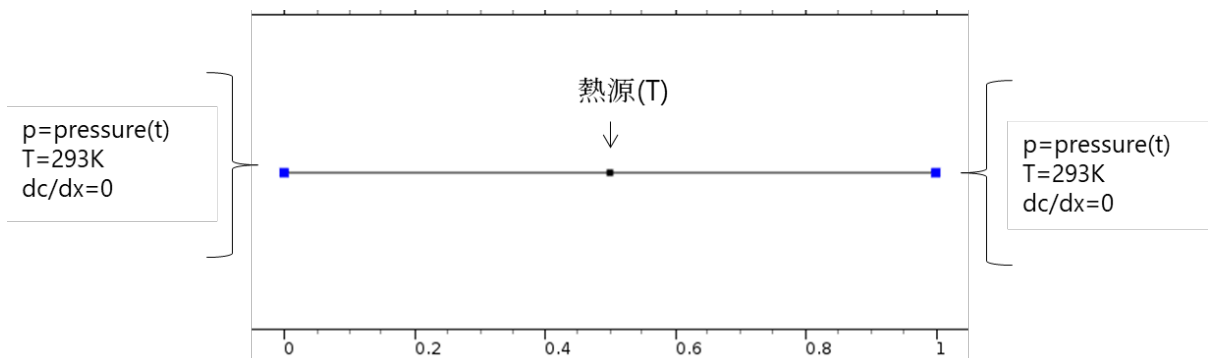


図 3.3.4-3 モデル化された試験系と境界条件

不飽和領域内における飽和プロファイルの挙動を理解するために、解析開始からの時間ごとの飽和プロファイルの結果を図 3.3.4-4 に示した。これより、ベントナイト試験体中心部にある熱源の温度が高くなった場合の飽和領域の広がり方の傾向がわかる。また、材料が熱源の近くで乾燥することにより、飽和度の勾配が大きくなる傾向も示された。

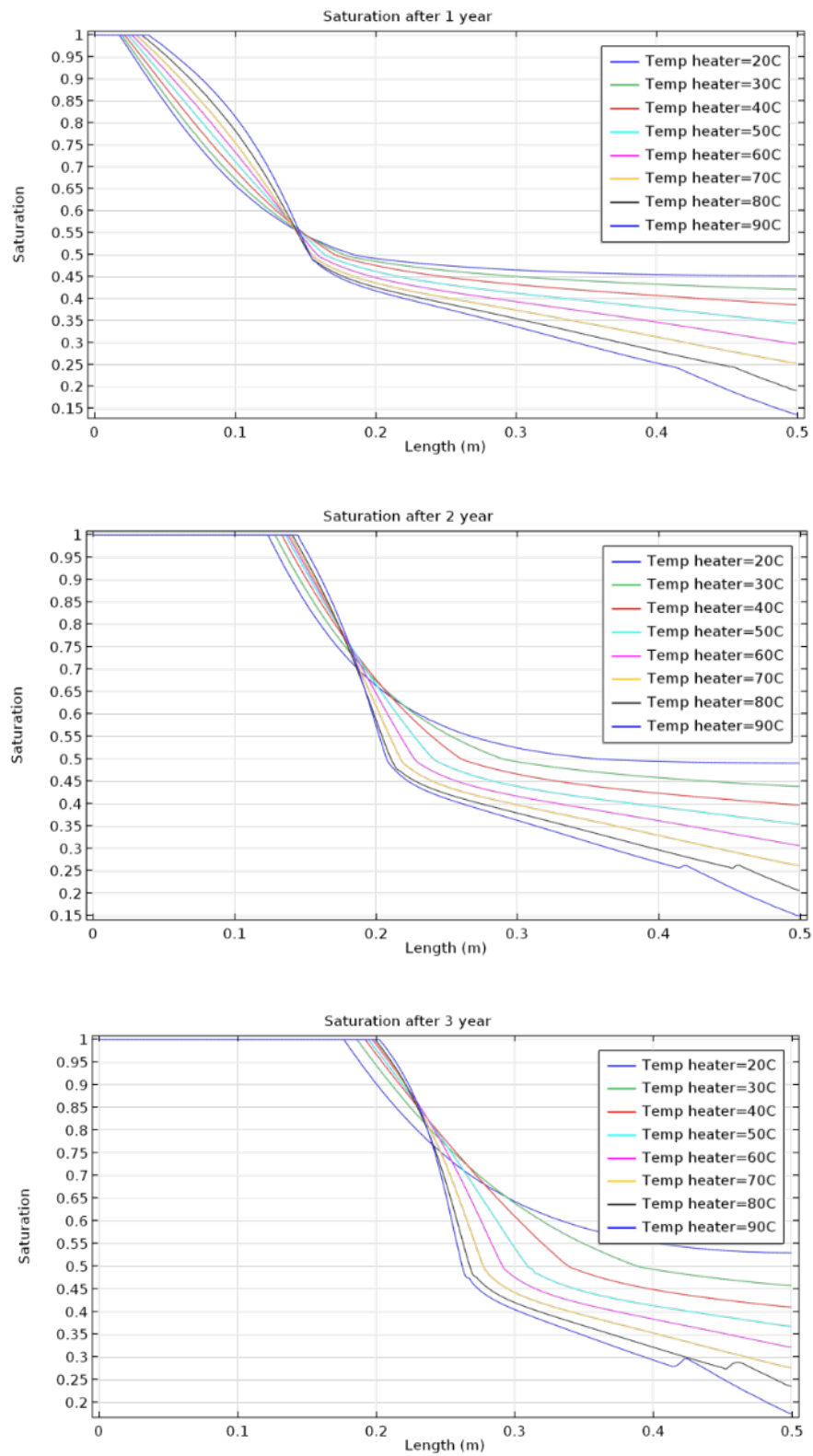


図 3.3.4-4 (a)-(c) 中央の温度が異なる時間に変化するときの飽和プロファイル
 ((a) 1年後、(b) 2年後、(c) 3年後)

3.4 再冠水時の緩衝材の変質に関わる検討

3.4.1 ベントナイトの Ca 型化が力学挙動に及ぼす影響

(1) 目的および試験方法

放射性廃棄物処分施設の緩衝材は、再冠水の過程で、セメント系材料から溶出する Ca イオンによって Ca 型化することが想定される。この Ca 型化は陽イオン交換反応と呼ばれる反応で、鉱物の溶解などに比べ、比較的速い化学変質と考えられている。その一方で、湧水が多い地盤の場合、セメント系材料から Ca イオンが溶出するよりも速く緩衝材が湧水によって飽和し、その後、拡散によって Ca 型化することも考えられる。そこで図 3.4.1-1 に示す試験装置を用いることにより、Na 型ベントナイトが飽和してから Ca 型化する場合と Ca 型化と飽和が同時に生じる場合、Ca 型化してから飽和する場合など、Ca 型化の進行シナリオによって緩衝材の性能に違いが生じるかどうかを試験により検討した。

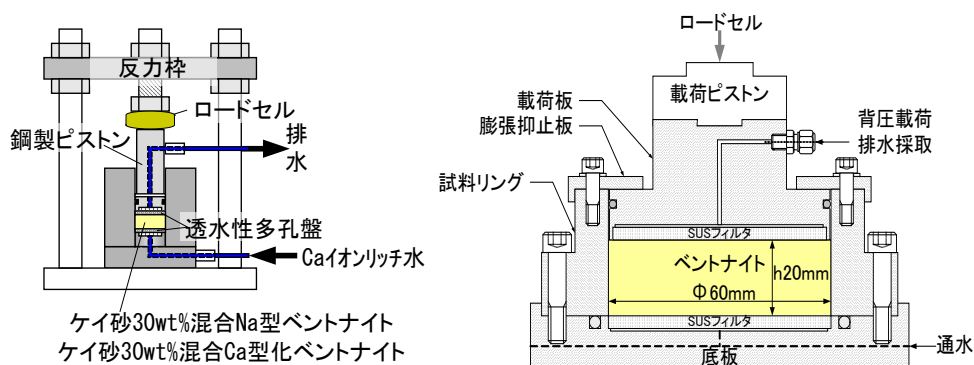


図 3.4.1-1 Ca 型化が圧縮ベントナイトの膨潤量に及ぼす影響試験の詳細図

本試験で使用した材料は山形県産の Na 型ベントナイト（クニゲル V1）に対して愛知県産のケイ砂 3 号とオーストラリア産のケイ砂 5 号を 7:1.5:1.5 の割合で混合したケイ砂 30wt% 混合ベントナイトである。ベントナイトの土粒子密度は 2.733Mg/m^3 程度であり、ケイ砂の土粒子密度は 2.65Mg/m^3 程度である。また、クニゲル V1 のモンモリロナイト含有率は 50~60% 程度である。Ca 型化ベントナイトはクニゲル V1 を CaCl_2 水溶液で人為的に Ca 型化させたものを用いた[1]。実施した試験ケースと作製した供試体の乾燥密度、有効ベントナイト乾燥密度の実測値を表 3.4.1-1 に示す。試験条件として、これまでの浸潤試験と同様に試験供試体内に間隙の空気がトラップされないように、一方向、一次元に浸潤させた。また、注水はビューレットによる 1m 程度の水位差で行い、注水する液体は、 1mol/l の CaCl_2 水溶液と蒸留水である。試験の手順は、

- ① 全てのケースで平衡状態になった時点で、通水液を蒸留水のケースは CaCl_2 水溶液に、 CaCl_2 水溶液のケースは蒸留水に交換する。
- ② 最終的には、全てのケースで Ca 型化ベントナイトに CaCl_2 水溶液を通水する試験条件となるようにする。

ということを基本とした。このような手順で試験を行う事により、膨潤圧の推移と Ca 型化の影響の関係の取得を目的とした。

表 3.4.1-1 Ca 型化が圧縮ベントナイトの膨潤量に及ぼす影響試験ケース

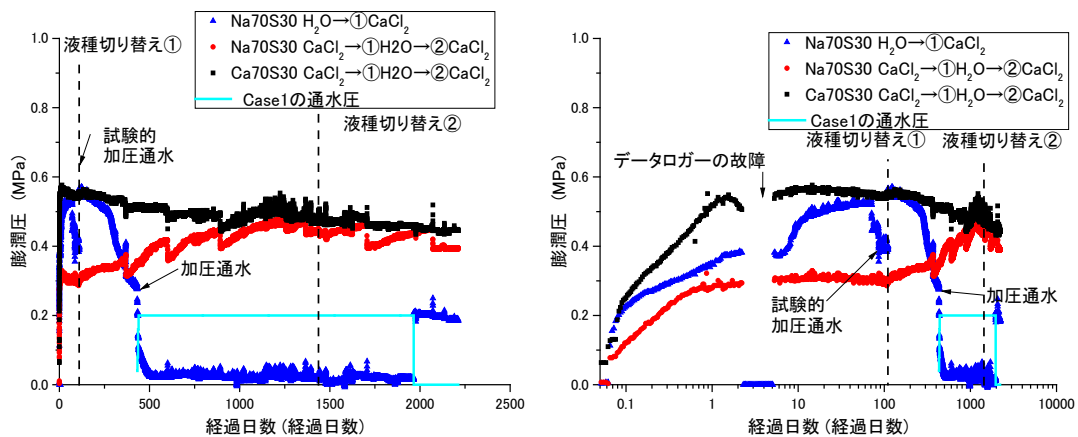
試験ケース	ベントナイト	乾燥密度 Mg/m ³	有効ベントナイト乾燥密度 Mg/m ³	CaCl ₂ 水溶液濃度 mol/l	試験手順
1	Na 型 (ケイ砂 30wt%) Na70S30	1.593	1.361	1	① 初期の不飽和状態で蒸留水を通水する。 ② 平衡膨潤圧に達したら通水液を CaCl ₂ 水溶液に交換する。 ③ 透水係数を取得する。 ④ 試験後に含水比、密度計測、化学分析*を実施。
2		1.595	1.363		① 初期の不飽和状態で CaCl ₂ 水溶液を通水する。 ② 平衡膨潤圧に達したら通水液を蒸留水に交換する。 ③ CaCl ₂ 水溶液を再度、通水する。 ④ 透水係数を取得する。 ⑤ 試験後に含水比、密度計測、化学分析*を実施。
3	Ca 型化 (ケイ砂 30wt%) Ca70S30	1.595	1.363		① 初期の不飽和状態で CaCl ₂ 水溶液を通水する。 ② 平衡膨潤圧に達したら通水液を蒸留水に交換する。 ③ CaCl ₂ 水溶液を再度、通水する。 ④ 透水係数を取得する。 ⑤ 試験後に含水比、密度計測、化学分析*を実施。

*:【土壤環境分析法第V.7】に則り溶出陽イオン (Ca²⁺、Mg²⁺、K⁺、Na⁺) 分析を実施、陽イオン交換容量 (CEC) も計測

(2) 試験結果

1) 実験初期～第1回液種交換前における膨潤挙動

試験結果を図 3.4.1-1 に示す。通水開始後、全てのケースにおいて膨潤圧は増加傾向を示しているが、第1回液種交換前の平衡膨潤圧はそれぞれ異なり、Case3 で 0.56MPa と最も大きく、次に Case1 の 0.52MPa で、Case2 が最も小さくなった。Case1 と Case2 の膨潤圧の違いは、通水液のイオン強度の違いと考えられる。Case2 と Case3 の膨潤圧の違いは Ca 型化の違いと考えられ、Ca 型化が進行中は膨潤圧の上昇が抑えられることが分かった。全てのケースで膨潤圧がほぼ平衡状態に至ったと見做された通水開始から 110 日後に、それぞれ通水液の種類を切り替えた。



※Ca70S30はCaCl₂によってCa型化させたクニゲルV1とケイ砂30wt%の混合土

図 3.4.1-2 Ca 型化が圧縮ベントナイトの力学挙動に及ぼす影響試験の膨潤圧の経時変化

2) 第1回液種交換以降～第2回液種交換前における膨潤挙動

液種交換後、Case1 では膨潤圧が漸減傾向を示した。これは通水液のイオン強度が増加したこ

とが理由として考えられる。さらに、後述する Ca 当量/CEC の計算結果から、Case1 で液種を交換した後 300 日の時点の Ca イオンの供給量はイオン交換サイトの 2.7%程度であったため、CaCl₂水溶液に Case3 の平衡膨潤圧の 1/3 程度の 0.2MPa を作用させて、Ca 型化を促進させた。その結果、図に示すように膨潤圧を計測値から通水圧を差し引いて有効応力として整理すると、膨潤圧はほとんどゼロとなった。ただし、通水圧は必ずしも間隙水圧と同等ではないため、実際の膨潤圧は算出値よりも大きいものと予想される。一方、Case2 は蒸留水に切り替えたところ膨潤圧が漸増傾向を示した。これは Case1 とは逆に通水液のイオン強度が低下したことが理由として考えられる。第 2 回液種交換前の膨潤圧は 0.5MPa 弱であり、Case3 に漸近している。なお、Case3 は蒸留水に切り替えても殆ど平衡状態は変化しなかった。このことから、Ca 型ベントナイトの膨潤圧は液種の影響を受け難いと考えられる。

3) 第 2 回液種交換までの変質状況評価

各ケースの通水量から、Ca 当量/CEC を算出した結果を表 3.4.1-2 に示す。これらの算出には、予め測定した表 3.4.1-3 に示すベントナイト系人工バリア材料の陽イオン交換容量を用い、表 3.4.1-2 に示したベントナイト 100g 当たりの陽イオン交換容量から供試体 1 つ当たりの陽イオン交換容量を算出し、通水液中の Ca イオンが全て陽イオン交換で消費されるとして算出した。

表 3.4.1-2 通水量から算出した Ca 型化率

試験ケース	ケイ砂 30wt% 混合 ベントナイト	乾燥密度 Mg/m ³	有効ベントナイト 乾燥密度 Mg/m ³	CaCl ₂ 水溶液 モル濃度 (mmol/mL)	交換性 Na イオン量 (meq/100g)	CEC※1 (meq/供試体)	CaCl ₂ 通水量 (mL)	CaCl ₂ の当量 (meq)	Ca 当量/CEC (%)
1	Na 型	1.593	1.361	0.333	64.2	40.66	1.65	1.10	2.7 ⇒127.7※2
2		1.595	1.363		64.2	40.66	28.15	18.75	46.1
3	Ca 型化	1.595	1.363		5.47	3.46	21.7	14.45	100

※1 交換性 Na イオンのみが Ca イオンと陽イオン交換反応するとして算出した 1 供試体当たりの CEC
 ※2 排水量から算出

表 3.4.1-3 ベントナイト系人工バリア材料の陽イオン交換容量

試料名	計測項目				
	CEC meq/100g	交換性 Na meq/100g	交換性 Ca meq/100g	交換性 Mg meq/100g	交換性 K meq/100g
クニピア F	111	101	21.5	2.87	2.15
Ca 型化クニピア F	107.71	2.98	98.46	3.08	0.80
クニゲル V1	79.1	64.2	50.1	3.05	2.37
Ca 型化クニゲル V1	72.64	5.47	114.86	3.86	1.74

Case1 では液種を交換した後の 300 日時点でも、Ca イオンの供給量はイオン交換サイトの 2.7% しか進んでいない。一方 Case2 では、CaCl₂ 水溶液を通水開始 110 日で、Ca イオンの供給量はイオン交換サイトの 46.1% であった。このことから、事前に蒸留水で飽和させた場合 Ca 型化の進行を遅延させる効果がある。これは、飽和したベントナイトでは Ca イオンなどの陽イオン交

換反応を生じさせるイオンが拡散現象で供給されるのに対して、不飽和状態では毛細管現象や陽イオン交換反応を生じさせるイオンを含む水溶液の自己拡散現象などで供給されるために、Ca型化の進行速度に違いが生じていると考えられる。なお Case1 では、前述のように Ca 型化を促進させる目的で CaCl₂ 水溶液に 0.2MPa の通水圧を作用させたところ、計算上、Ca イオンの供給量はイオン交換サイトの 127.7% (排水量から算出) となり、完全に Ca 型化しているものと考えられる。

4) 膨潤挙動と透水係数の関係

試験では、通水過程で通水量から算出される透水係数の取得も行った。その透水係数の経時変化を図 3.4.1-3 に示す。

第 1 回目液種交換後は、膨潤圧は Case1 が低下し、Case2 は増加したのに対し、透水係数は Case1 と Case2 とも低下傾向を示した。Case2 の膨潤圧の増加と透水係数の低下は、液種を CaCl₂ 水溶液から蒸留水に変更したことによる間隙水のイオン強度の低下によるものと考えられる。一方、Case 1 の膨潤圧の低下は、Case2 とは逆にイオン強度の増加に伴うものと考えられるが、透水係数は低いままとなった。これは、液種交換時の透水係数が Case1 の方が Case2 より小さいために液種交換の影響が出現するのが遅いこと、透水係数の変化が出現するためにはある程度の範囲で材料の変質 (Ca 型化) が生じる必要があること、などが理由として挙げられる。すなわち、液種の変化に伴う膨潤圧の変化は、透水係数の変化に比べて早期に出現したのと考えられる。実際に、通水圧作用後は、有効応力として整理した膨潤圧がほぼゼロとなり、さらに Ca 型化の進行に伴って透水係数は徐々に大きくなった。また、全ての試験ケースで概ね均一に Ca 型化した試験終了時点では全てのケースで透水係数はほぼ同等となり、事前に蒸留水で飽和させることによって Ca 型化の進行を遅延させる効果があるが、最終的な透水性は変化しないことが明らかとなった。

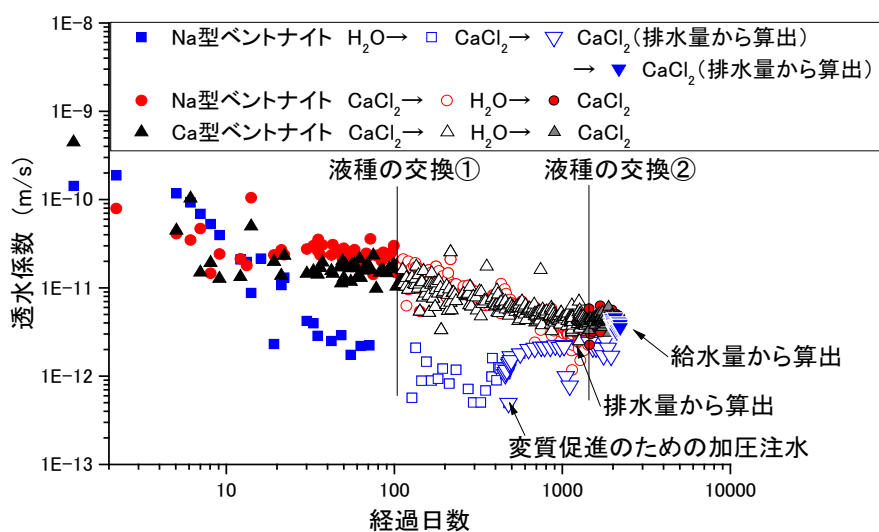


図 3.4.1-3 通水量から算出される透水係数の経時変化

以上のことから、飽和と Ca 型化に対して透水係数は可逆的であるが、膨潤圧は非可逆的という可能性があることが分かった。このことは、膨潤圧が緩衝材に期待する性能の一つである場合、Ca 型化と飽和の発生する順番で膨潤圧が異なる可能性があるということの意味している。

透水係数が低いことは、緩衝材に求められる核種移行の遅延のために重要な特性である。また、膨潤圧が高いという性質により、自己シール性が高い、あるいはオーバーパックの保持機能がある、等が達せられる。今回の試験により、Ca 型化が進むことにより膨潤圧の上昇が抑えられる可能性が示唆されていることから、この緩衝材の機能の低下に対して対策が必要となる。再冠水期間に Ca 型化が起り得るシナリオを考慮した上で、施工および対策を行う必要がある。

3.5 緩衝材の流出に関する検討

3.5.1 室内試験

(1) 室内試験の概要

本章では、再冠水時に発生する可能性が指摘されている「緩衝材の流出」に着目した。高レベル放射性廃棄物の地層処分施設は多重バリア構造を基本としており、オーバーパック、ベントナイト系人工バリア（緩衝材）、天然バリアなどで囲まれた構造になっている。この緩衝材表面近傍は、再冠水時に水みち形成（パイピング）や浸食（エロージョン）が発生する可能性が指摘されており、これらの現象により緩衝材がその性能を損ねるほどの量が流出した場合、人工バリアの長期性能に影響を与える可能性がある。そのため、例えば、SKB 社では、緩衝材と天然バリアの界面付近のモデル化やパイピングに関する実験的な検討を行っている。

そこで本検討では、緩衝材の流出現象に係る知見の拡充およびその工学的対策案の効果の検証を目的として、室内試験による検討を行ってきた（試験の詳細については、年度報告書（平成 25 年度－平成 29 年度）[9],[12],[8],[5],[13]を参照にされたい）。表 3.5.1-1 に緩衝材流出現象への影響要因および工学的対策案を示し、以下、その内容について述べる。また、本事業で行った緩衝材の流出に関する室内試験の一覧を付表-1、2 に示す。

表 3.5.1-1 緩衝材流出現象への影響要因および対策案

	影響要因	対策案
実施項目	通水量	プレ膨潤
	液種	人工不陸
	界面	ペレット充填
	岩盤の透水性	
	流路距離	
	通水・排水の位置	

(2) 緩衝材の流出現象に影響を及ぼす要因

1) 通水量による影響

本試験では、緩衝材の流出現象に影響を及ぼす要因についての知見を得るために、図 3.5.1-1

に示す小型セルおよび長時間一定通水量を制御できる 2 連シリンジポンプを用いて試験を行った。(以下、小型セル試験という)

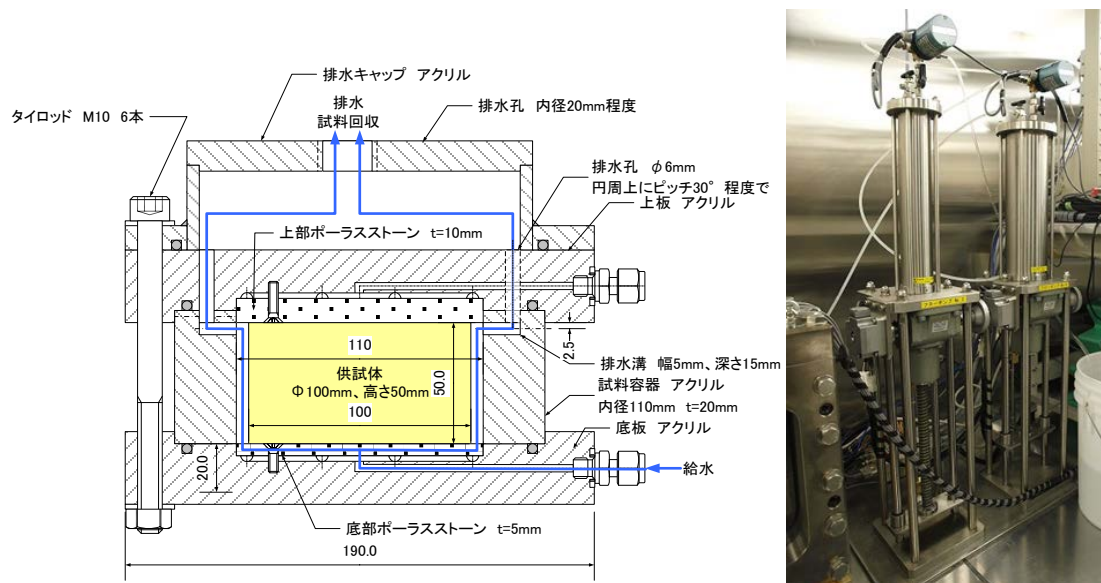


図 3.5.1-1 小型試験セルの概略図 (左) および 2 連シリンジポンプ (右)

緩衝材の流出現象への通水量による影響を確認するために、異なる通水量において試験を実施した。SKB 社や POSIVA 社などでは、処分坑からの湧水に対する許容値上限値を 0.1L/min と設定しており、本事業においてもその湧水量を参考として試験を実施した。

湧水を模擬する試験での通水液として蒸留水を用いた場合、通水量が 0.1、0.01 および 0.005L/min の条件では、緩衝材と岩盤の隙間やペレットの間隙において流出現象が起きることが明らかとなった。また通水量を 0.001L/min まで小さくした場合、緩衝材 (乾燥密度 1.6Mg/m³) の膨潤によりパイピングが生じ難いことがわかった (通水圧がセルの限界圧力 3MPa まで上昇) (図 3.5.1-2)。但し、通水液としてイオン強度の高い NaCl (イオン強度 : 0.5M)、CaCl₂ (イオン強度 : 0.5M) を用いた場合には、通水量が 0.001L/min でもパイピングが発生することがわかった (図 3.5.1-3)。

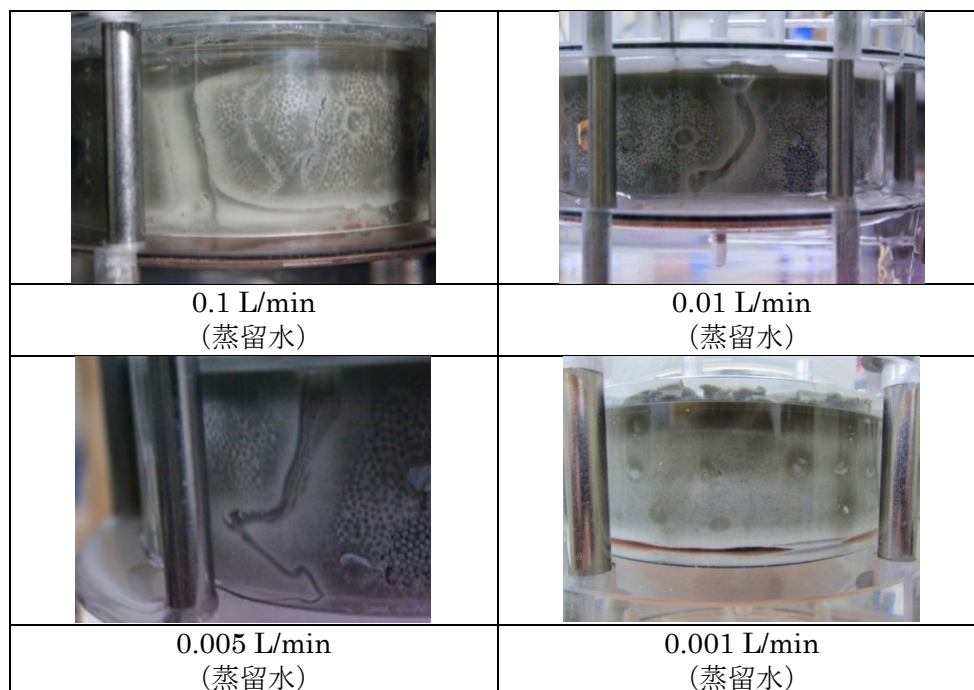


図 3.5.1-2 パイピングの形成状況 (蒸留水、流量毎)

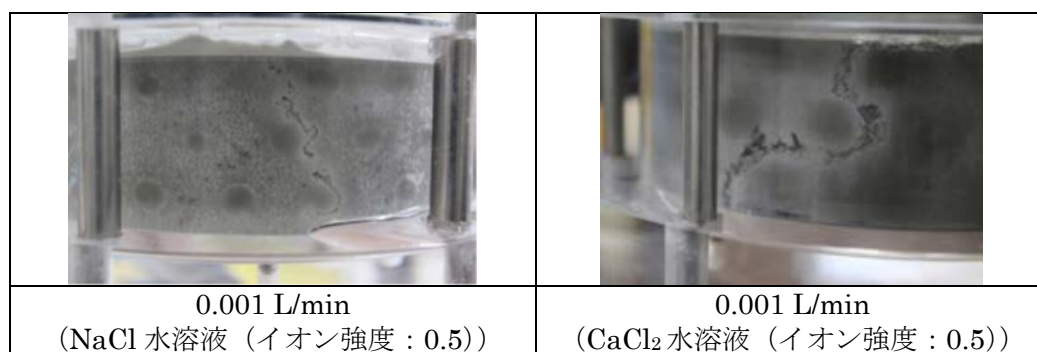


図 3.5.1-3 パイピングの形成状況 (NaCl、CaCl₂)

2) 液種による影響 (小型セル試験)

緩衝材の流出現象への湧水の液種による影響を確認するために、液種として蒸留水、模擬地下水 (模擬幌延地下水、(イオン強度 : 0.18M)、NaCl 水溶液 (イオン強度 : 0.5M)、CaCl₂ 水溶液 (イオン強度 : 0.5M) を用いた試験を実施した。なお、液種以外の条件についてはすべて同一条件とした。

液種毎のパイピング状況を図 3.5.1-4 に示す。蒸留水を用いた場合、試験開始から 1 日後には大きな水みちが形成され、15 日後には多量の緩衝材がセル外に流出した。模擬地下水を用いた場合、1 日後に 1 本の水みちが形成されたものの、16 日後まで太さや位置が大きく変化することはなかった。イオン強度 0.18 程度の模擬地下水でも、蒸留水の場合と比べて水みちの形成状況は異なり、多量の緩衝材がセル外に流出することはなかった。NaCl 水溶液の場合、1 日後に形成された水みちの幅と形状は 16 日後にも大きな変化はなく、水みちに沈殿物の堆積がみられた。これは、イオン強度の影響により緩衝材に含まれるモンモリロナイトが凝集し、ケイ砂が分離して沈殿したためであると考えられる。CaCl₂ 水溶液の場合、1 日後に形成された 1 本の水みちが 16 日

後には破碎帯のような領域を形成した。これは、イオン強度の影響に加えて当初の Na 型ベントナイトが Ca 型化する影響により緩衝材の膨潤性能が大幅に低下し、エロージョン物質が塊状になることによって、水みちに沈殿し易くなり、その沈殿物によって水みちの形状を変化させるために、洗掘される範囲が広がったものと推察される。

総通水量とエロージョン質量の関係を図 3.5.1-5 に示す。図には、蒸留水、NaCl 水溶液および CaCl₂ 水溶液のケースと SKB 社が MX80 のペレットを筒状のセルに充填して取得した、総通水量とエロージョン質量の関係も併せて示している。

図から、MX80 と蒸留水を用いた場合のクニゲル V1 の総通水量とエロージョン質量の関係は、どちらもほぼ同じ勾配であった。NaCl 水溶液の場合、蒸留水の場合に比べ、総通水量とエロージョン質量の関係の勾配が急であるものの、全体的に蒸留水の場合よりも下側に位置しており、エロージョンによって流出する量は小さいと言える。これは、NaCl 水溶液のイオン強度の影響でモンモリロナイトの膨潤が抑制されるため、水みち内の流水に分散せず、沈殿するためであると考えられる。CaCl₂ 水溶液を用いた場合、NaCl 水溶液の場合の勾配とほぼ同じであることが分かる。ただし、蒸留水や NaCl 水溶液のケースに比べ、CaCl₂ 水溶液の場合のエロージョン量が多い。これは、Ca 型化によってエロージョン物質が塊状となり、破過する際に一気に流出するためである。また、NaCl 水溶液、CaCl₂ 水溶液の場合には、水みちが形成され流速が低下した後では、エロージョン材料（通水による浸食により、緩衝材から分離した材料）は沈殿し、セル外に流出されないため、総通水量とエロージョン質量の関係の勾配は水平である。これらの傾向は、底面から上面に向かって通水させているためであり、通水方向と排水箇所的位置関係に依存するものと考えられる。つまり、NaCl 水溶液、CaCl₂ 水溶液の場合でも、例えば排水箇所が下部にある条件では、総通水量とエロージョン質量の関係の勾配が水平にならない可能性もある（エロージョン質量が増加する可能性もある）。

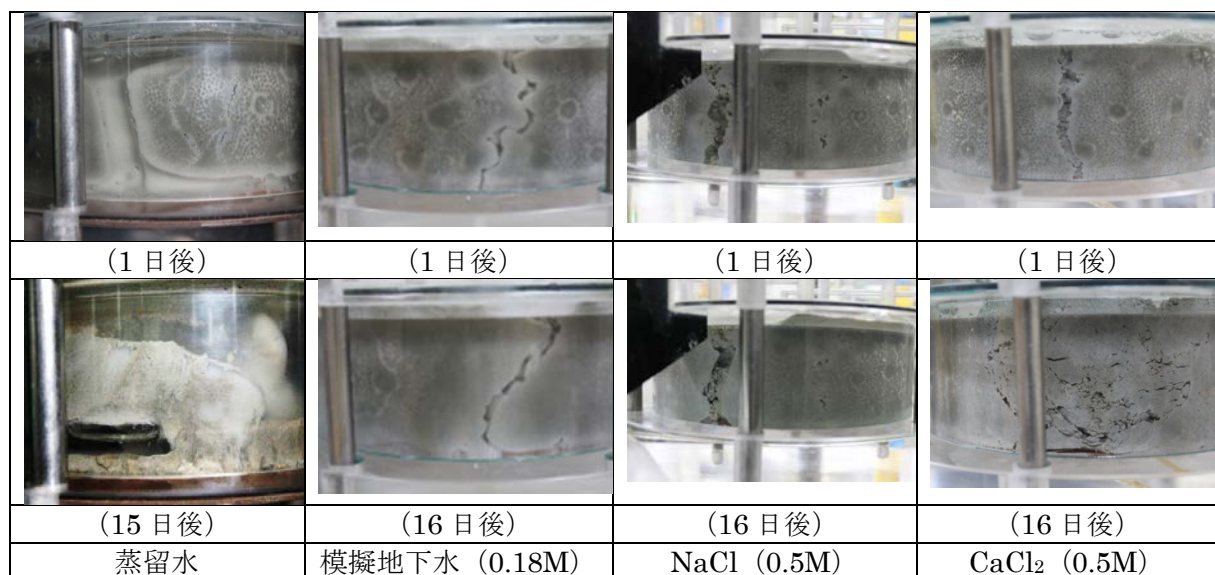


図 3.5.1-4 パイピング形成状況の経時変化（液種毎）

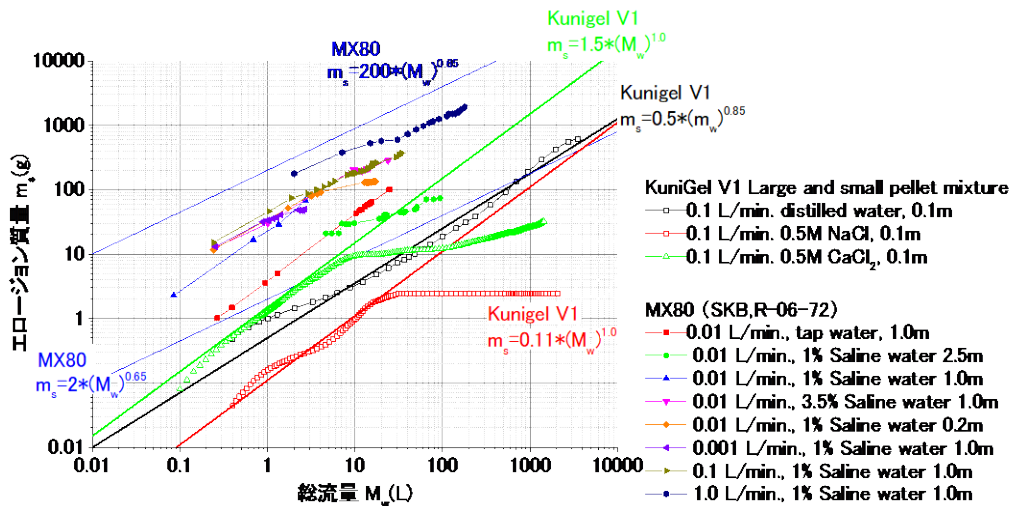
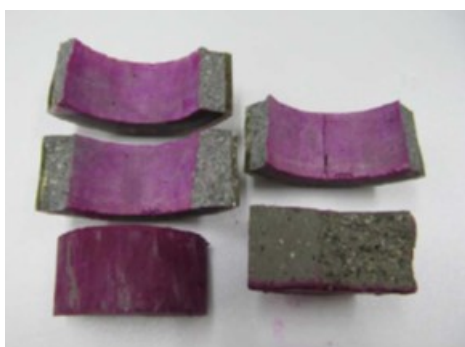


図 3.5.1-5 総通水量とエロージョン質量の関係

3) 界面の影響 (小型セル試験)

緩衝材の施工法として候補となっている各種の方法を模擬した室内試験を実施した結果、ブロック定置工法やペレット充填方式のように緩衝材と岩盤間に隙間が生じる場合には湧水条件により、緩衝材に流出現象が生じる可能性があり、緩衝材と岩盤間に隙間の出来ない原位置締固め工法の場合、緩衝材の流出現象は生じにくいことが分かった。但し、原位置締固め工法の場合でも緩衝材とセメントの界面においては、通水量が小さい場合に破過現象が確認され、水みちが確認された。この理由として、①界面における Ca 型化などの化学変質による膨潤性能、止水性能の低下の影響、②通水量が小さい場合、通水圧が小さく、異種材料同士の界面の密着度が低くなる影響が考えられる。また、緩衝材と花崗岩の界面においては、花崗岩内を水が通過する現象が見られた (図 3.5.1-6)。



(a) ベントナイトとセメントの状況



(b) ベントナイトと花崗岩の状況

図 3.5.1-6 ローダミン注入後の供試体の状況

4) 岩盤の透水性による影響（小型セル試験）

緩衝材の流出現象に対する岩盤の透水性の影響について確認するために、透水係数の異なる多孔質セルを用いた試験を実施した。セルの透水性は、処分場を構築するのに適していると考えられる岩盤の透水性として 1×10^{-8} 、 10^{-10}m/s に設定した。図 3.5.1-7 に試験の概略図および試験状況を、図 3.5.1-8 に異なる透水係数のセルにおける総通水量とエロージョン質量の関係を示す。また、図 3.5.1-8 にはアクリルセルを用いて取得した結果の近似線も示している。

図から、透水係数 10^{-8}m/s と 10^{-10}m/s の多孔質セルを用いた試験から得られた総通水量とエロージョン質量の関係は流速毎に概ね一致しており、セルの透水性が総通水量とエロージョン質量の関係に及ぼす影響は小さいという結果となった。また、総通水量とエロージョン質量の関係の勾配は、アクリルセルを用いて取得した結果と概ね同等である。このことから、実際に処分場が建設されるような岩盤においては、岩盤の透水性が緩衝材の流出現象に及ぼす影響は小さいと考えられる。但し、処分場建設の際に発生する可能性のある掘削影響領域（EDZ）では、本試験の透水係数よりも低い場合も想定されるので今後の検討が必要である。

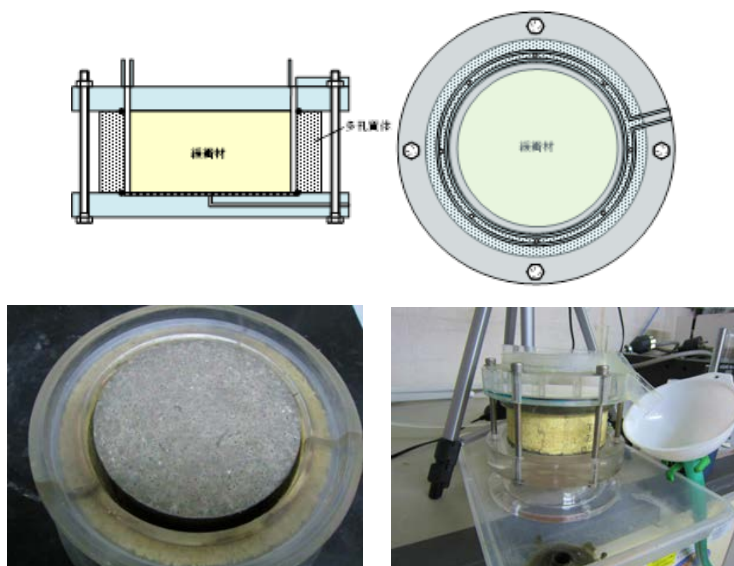


図 3.5.1-7 試験の概略図（上）および試験状況（下）

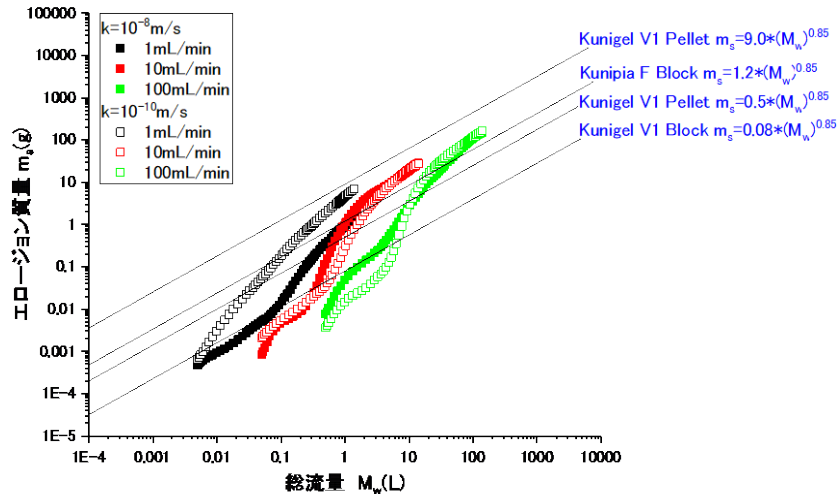


図 3.5.1-8 総通水量とエロージョン質量の関係にセルの透水性が及ぼす影響

5) 流路距離が及ぼす影響

緩衝材の流出現象に対して、流路距離が及ぼす影響に関して調べるために、1,000mm の高さ（通水距離）のセルを用いて試験を実施し、前述の小型セルによる流出試験と比較・検討を行った。図 3.5.1-9 に 1,000mm 試験セルの概略図およびその全景を示す。（以下、1,000mm セル試験という）

1,000mm セルによるパイピング試験の総通水量とエロージョン質量の関係を図 3.5.1-10 に示す。図には SKB 社が MX80 のペレットを円筒形のセルに充填して取得した総通水量とエロージョン質量の関係、前述の小型セルによるエロージョン試験の結果も併せて示す。試験条件が異なるため、一概に比較はできないが、イオン強度が高い液種ではケイ砂が沈殿し、エロージョン質量が少ない結果等、小型セル試験で得られた結果と同様の傾向が確認された。また、各ケースのエロージョン質量は概ね小型セル試験の結果と同等である。そのため、本試験条件においては、流路距離が緩衝材の流出現象に及ぼす影響は小さいと考えられる

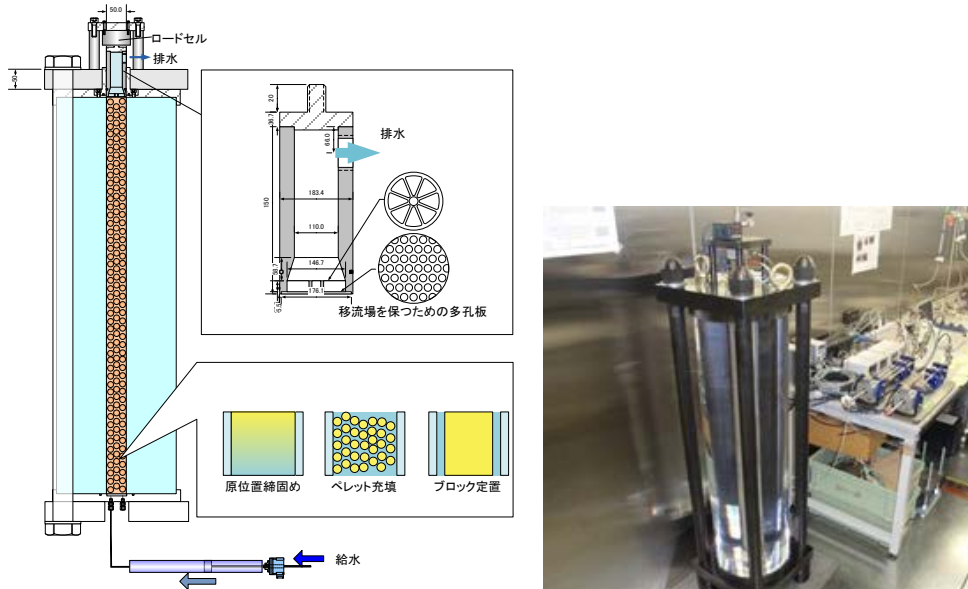


図 3.5.1-9 1,000mm 試験セルの概略図 (左) および全景 (右)

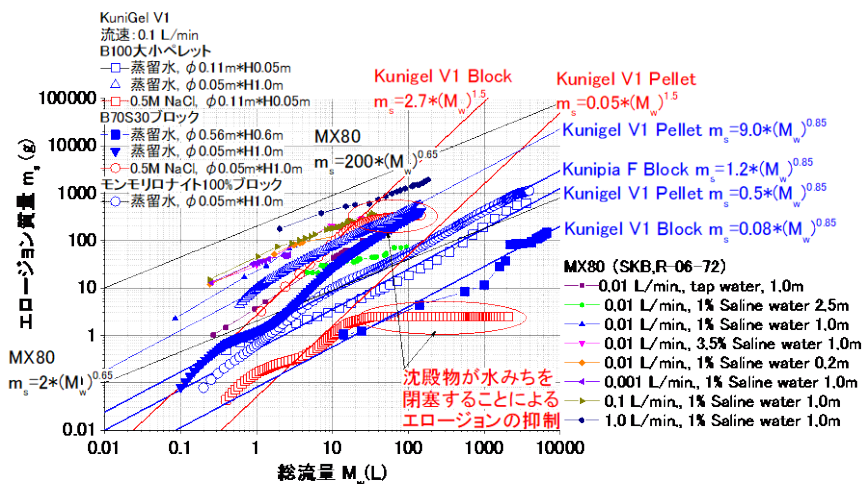


図 3.5.1-10 総通水量とエロージョン質量の関係

6) 通水・排水位置による影響 (1,000mm セル試験 (横置き))

前述の通水を供試体下面から行い、排水を供試体上面から行った試験条件では、緩衝材に混合されているケイ砂の沈殿により、見かけ上、液種のイオン強度が高いほどエロージョン量が少ないという結果となっているが、実際には、緩衝材本体から分離して沈殿している材料はエロージョンしたものを見なした方が適切である処分形態も考えられる。一方で、例えば、亀裂が処分孔の底部に存在する場合や横置き処分概念の場合、沈殿したエロージョン物質は処分坑外に流出する可能性がある。そこで、本試験では、沈殿したエロージョン物質が試験セルから流出する系 (1000mm セルを横に倒した状態の試験) で同様の試験を実施し、エロージョンに対するイオン強度の影響を調べた。給水はセルの棲部の上部から行い、排水はセルの坑口部から行う。図 3.5.1-11 には、供試体設置時の隙間の状況を示す。これまでの縦置きの場合と異なり、横置きの

場合には、アクリルセルと供試体の隙間が供試体の上側に三日月状に存在することになる。

図 3.5.1-12 に総通水量とエロージョン質量の関係を示す。図に示すように、これまでの試験で見られた、液種のイオン強度が高い場合に試験の終盤でエロージョンが発生しなくなるという現象が発生しなかった。これは、下から上向きに通水した場合、イオン強度が高いとエロージョン物質が沈殿するために排出され難いが、水平に通水した場合はエロージョン物質は沈殿することなく排水口に押し流されるためだと考えられる。このことから、イオン強度が総流量とエロージョン質量の関係に及ぼす影響は、給排水位置に依存することが明らかとなった。



図 3.5.1-11 供試体設置時の隙間の状況

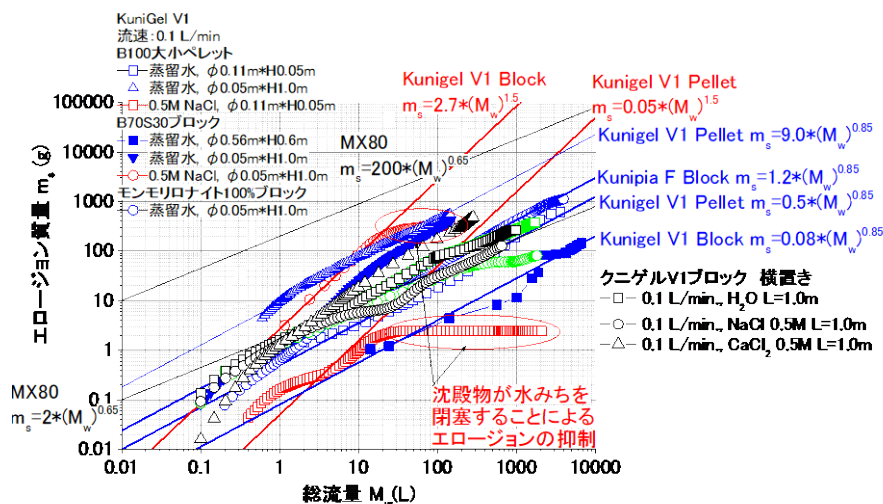


図 3.5.1-12 通水量とエロージョン質量の関係の比較

(3) 緩衝材の流出現象の抑制対策方法

1) プレ膨潤（小型セル試験）

緩衝材の流出現象に対して、例えば SKB 社では横置き処分概念である KBS-3H において、人工給水により水みちが形成されないように緩衝材を膨潤させる方法（以下、プレ膨潤）を検討している。緩衝材に水みちが形成されないように制御しながら給水し、緩衝材が十分に膨潤すれば、界面には隙間や大間隙がなくなり、その後地下水が浸潤しようとしても緩衝材内には拡散でしか浸潤できず、水みちが形成されにくいものと考えられる。そこで本検討では緩衝材の流出現象

の抑制対策方法として、プレ膨潤の効果について検討を行った。

プレ膨潤の際の液種として、蒸留水および模擬地下水 (0.18M) を用いた。プレ膨潤に蒸留水を用いた場合には、試験時の通水液の液種は、蒸留水、NaCl 水溶液、CaCl₂ 水溶液を、プレ膨潤に模擬地下水を用いた場合には、通水液も模擬地下水を用いた。通水量は 0.1L/min で実施した。また、通水方向は底面から上面とした。

図 3.5.1-13 に通水圧と総通水量の経時変化を、図 3.5.1-14 に試験時の状況を示す。プレ膨潤に蒸留水を用いた場合、試験時の通水液を蒸留水、NaCl、CaCl₂ として 0.1L/min で通水しても通水圧がアクリルセルの上限圧である 3MPa に達するまで水みちの形成は確認されなかった。一方、プレ膨潤に模擬地下水を用いた場合、通水量が 0.1L/min の時は通水初期に通水圧が 1.5MPa 程度まで上昇し、破過した。一旦破過すると、その後はほとんど通水圧は増加せずに水みちが形成された。

これらの結果により、プレ膨潤は緩衝材の流出現象を抑制する有効な対策の一つとなる可能性があることが分かった。但し、イオン強度 0.18 の液種でプレ膨潤したケースでは水みちが形成されたことから、プレ膨潤に用いる液種のイオン強度がプレ膨潤の効果に影響を及ぼすことがわかった。そのため、プレ膨潤に使用する液種のイオン強度をパラメータとした水みちの形成状況については、今後の検討が必要である。

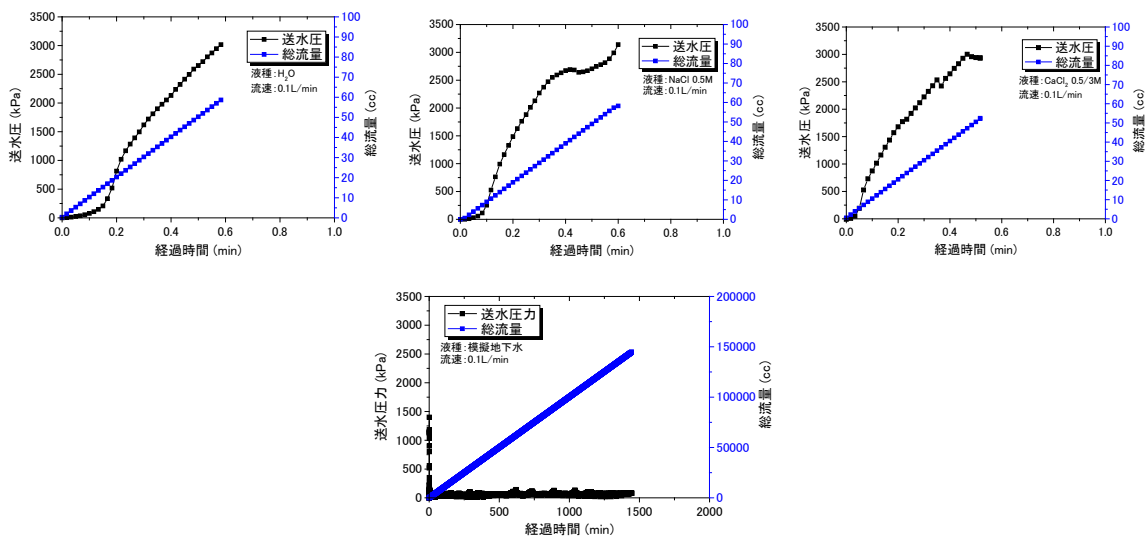


図 3.5.1-13 通水圧と総通水の経時変化 (人工給水液、上：蒸留水、下：模擬地下水)

人工給水液	蒸留水			模擬地下水
試験液	蒸留水 0.1L/min	NaCl 0.5/3M 0.1L/min	CaCl ₂ 0.5/3M 0.1L/min	模擬地下水 0.1L/min
人工給水				
対策なし				

図 3.5.1-14 人工給水・エロージョン試験の状況

2) 人工不陸

前述の小型セル試験では、複雑な境界条件を考慮することが困難であり、処分孔の人工不陸（処分孔の内側に人工的な凹凸を設置）、ペレットの粒径の効果などの検討には適さないと考えられる。そこで本検討では、小規模試験よりスケールアップした工学規模試験（試験セル Φ560×h600mm）において、緩衝材の流出現象に関する抑制対策方法としての人工不陸の効果について検討を行った。図 3.5.1-15 に工学規模試験セルの概略図を示す。（以下、工学規模試験という）

人工不陸に期待される効果としては、図 3.5.1-16 に示すように、①水みちが形成され易い膨潤遅延領域の系を閉じる、②人工不陸と緩衝材の間に通水圧を発生させることで水みちの発生を抑制する、ことが挙げられ、有効な緩衝材の流出対策になる可能性がある。

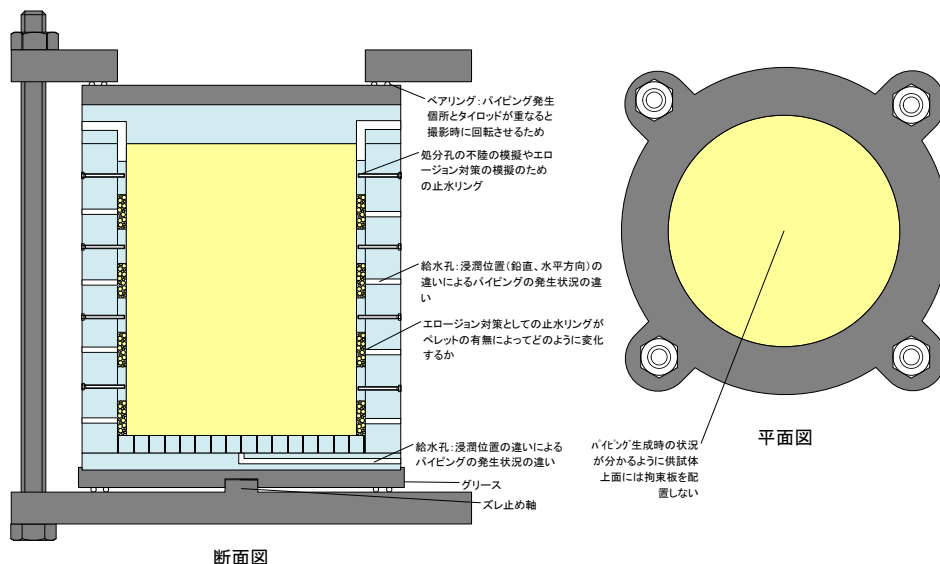


図 3.5.1-15 工学規模試験セルの概略図

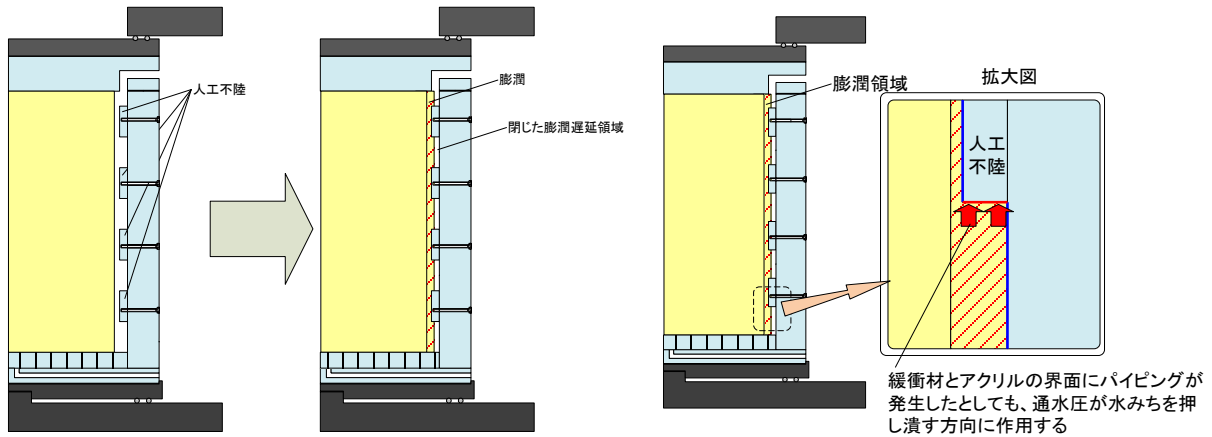


図 3.5.1-16 人工不陸に期待される効果 (左：①、右②)

通水量と通水圧の経時変化および側面最下部の状況を図 3.5.1-17 に示す。試験は流量制御 (0.1L/min) で実施したため、総流量は一定勾配で増加している。これに対して通水圧は、試験の通水段階 (2 時間 40 分) の間で供試体の通水口と排水口の水位差 (70cm 程度) に相当する圧力である 7kPa 程度まで増加し、その後、供試体の膨潤に伴って漸増している。通水開始から 14 日目で通水圧が 400kPa に、さらに 18 日目では 950kPa 程度まで急増した。その後、±100kPa 程度の変動を繰り返しながら、試験開始から 22 日目で、通水圧は試験機の耐圧上限値 1,100kPa に達した。また、側面最下部の状況より、側面最下部にある人工不陸未設置箇所ではパイピングが発生しているものの、この水みちは人工不陸箇所では消滅しているように見える。

以上の結果より、人工不陸を用いた場合、無対策のケースに比べ、通水圧の増加状況が急速であることから、人工不陸がベントナイトの膨潤に伴って流出抑制対策としての効果を発揮したものと考えられる。

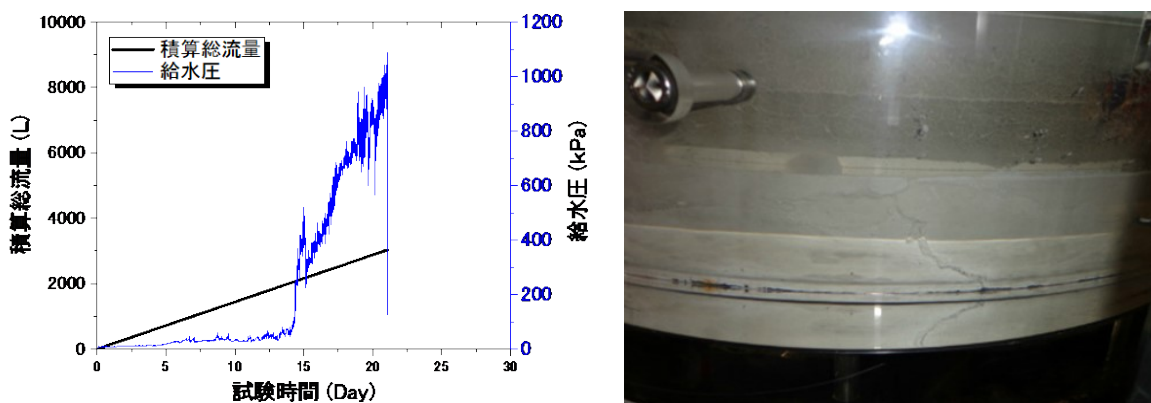


図 3.5.1-17 給水量と給水圧の経時変化 (左) および側面最下部の状況 (右)

(4) ペレット充填（工学規模試験）

許容されるエロージョン量が、総通水量とエロージョン量の関係から規定される場合、乾燥密度が一定であれば、緩衝材の体積が大きい方が、許容されるエロージョン量が大きくなる。逆に、処分坑道の体積が一定であれば、乾燥密度を高くすれば、許容されるエロージョン量が大きくなる。また、乾燥密度が高くなると膨潤圧が大きくなるため、その効果でエロージョン量が低減する可能性もある。この中で、処分孔内の緩衝材の乾燥密度を高める方法として、ブロックと岩盤の隙間にペレットを充填する方法（ペレット充填という）が挙げられる。

そこで、工学規模試験によって緩衝材の流出現象に関する抑制対策方法としてのペレット充填の効果について検討した。

総通水量と通水圧の経時変化および試験状況を図 3.5.1-18 に示す。図には人工不陸を設置した結果も併せて示している。ペレット充填の場合、通水圧が通水開始直後から約 500kPa まで増加し、その後漸減し、30kPa 付近で推移したのに対して、人工不陸を設置した場合は、通水開始から 15 日程度経ってから急激に通水圧が増加したことが分かる。これは、ペレット充填の場合は、通水前から通水可能な断面積が小さいため圧が上がりやすいのに対して、人工不陸を設置した場合は、緩衝材が膨潤しなければ不陸による効果が発揮されないためである。このことから、実処分孔では、閉鎖直後はペレットが効果的であり、ある程度緩衝材が膨潤してからは人工不陸が効果的であると考えられる。仮に人工不陸とペレット充填を併用すれば、緩衝材の流出現象に対して相乗効果が期待できる。

総通水量とエロージョン量の関係を図 3.5.1-19 に示す。図には比較のために、対策なしおよび人工不陸の結果も併せて示している。ペレット充填の場合は、同じ通水量に対してエロージョン量が多いが、これは他の試験ケースに比べ、隙間の容積が小さいために、少量の通水量から流出が始まったためであると考えられる。また、ペレット充填の場合は、他のケースに比べて総通水量とエロージョン量の関係の勾配が緩いことが分かる。このことから、緩衝材の流出に対する長期的な抑制対策としてペレット充填が効果的であることがわかる。

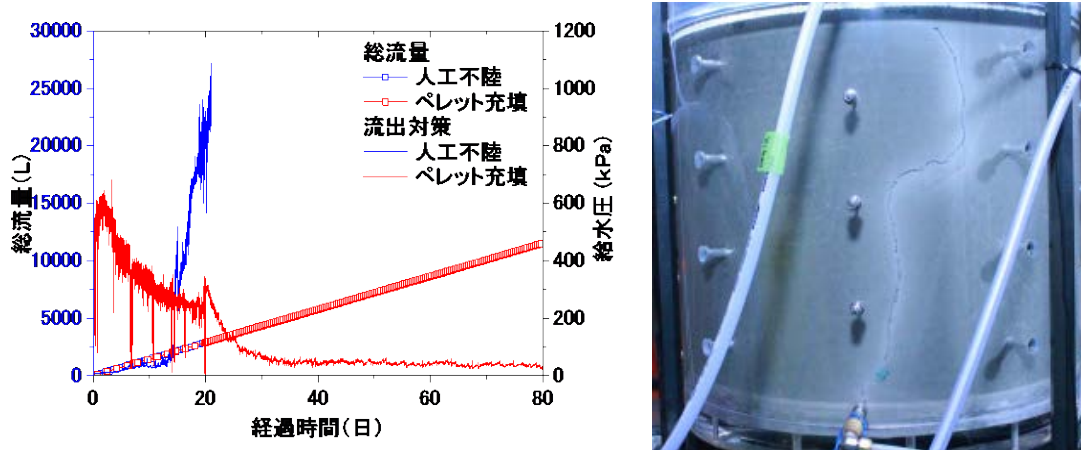


図 3.5.1-18 総通水量と通水圧の経時変化（左）および試験状況（180日後）（右）

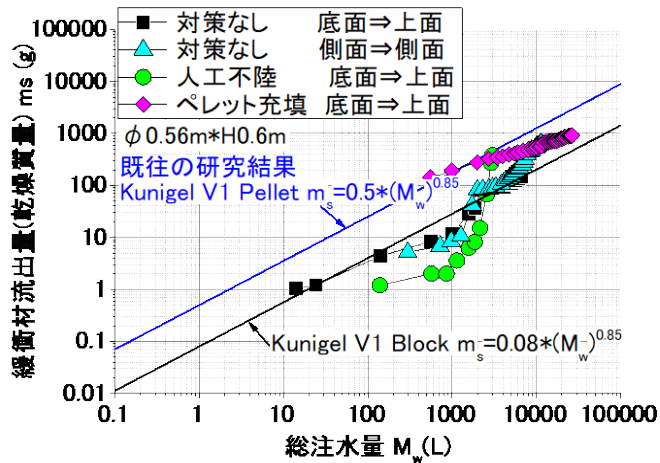


図 3.5.1-19 総通水量とエロージョン質量の関係

(5) その他の試験

a 高水圧・低流量環境下での緩衝材流出試験

実際の処分場で想定される高水圧・低流量下における緩衝材の流出現象を評価するために、実処分場環境下を模擬した条件下での流出試験を実施し、圧力依存での湧水でも、緩衝材の流出が起こることが確認された。

b 亀裂を有する模擬岩盤の流出試験

孔壁近傍の亀裂（EDZ 等）からの流出挙動を把握する目的で、亀裂を有する岩盤での処分孔を模擬した（1mm の隙間）流出試験を実施した。隙間への流入状況が観察され、通水液の液種によって流出の挙動が異なることがわかった。

(6) 今後の課題

本検討では、緩衝材の流出現象に係る知見の拡充およびその工学的対策案の効果の検証を目的として、室内試験による検討を行った。その結果、前述のように通水量、液種、通水・排水の位置等、緩衝材の流出現象に及ぼす影響要因について明らかにし、プレ膨潤やペレット充填等の工学的対策案の効果を検証した。

今後は、本検討の知見を元に、実際の処分場である地下環境下を想定した条件設定や施工条件等を考慮した検討を行っていく必要がある。具体的な課題について以下に示す。

① 緩衝材と岩盤の隙間の影響

- ⇒ 隙間をパラメータとした緩衝材の膨潤圧と浸潤領域
- ⇒ 隙間をシールした際の緩衝材の密度と飽和度分布（緩衝材端面の状態把握）
- ⇒ 隙間をシールした際の緩衝材端面のパイピング現象の把握（通水圧（通水量）との関係）

② 岩盤（緩衝材周辺方向）からの湧水の影響

- ⇒ 緩衝材の膨潤後に周辺から水が供給され続けた際の緩衝材と岩盤の界面の状態把握

③ 地下環境を想定した工学的対策案の検証

3.5.2 地下研究施設における緩衝材流出試験

(1) 目的

高レベル放射性廃棄物の地層処分において、人工バリアとして緩衝材が設置される。緩衝材は、主としてオーバーパックの力学的健全性の確保、および処分孔を対象とした地下水や放射性物質の移動の抑制する機能が期待されている。そのため、長期にわたり機能の劣化を抑制するための対策が必要である。

本研究は、緩衝材が機能劣化する要因の一つである処分孔設置後の緩衝材の流出に着目し、地下環境特有の現象（緩衝材と母岩の境界面で生じる現象）の把握、および理解を目的とした。

(2) 試験方法

1) 試験概要

幌延 URL の深度 350m の試験坑道 5 に掘削された模擬処分孔（以降、試験孔と呼ぶ）内に、実規模の 1/7 スケールの緩衝材ブロックと緩衝材ブロック定置治具から構成されている試験体を設置し、人工的に試験孔下部に作成した湧水部（ボーリング孔、以降、注水孔と呼ぶ）から定流量で注水する。緩衝材に水みちが形成され（以降、パイピングと呼ぶ）、緩衝材がその水みちを通過して実際に流出する（以降、エロージョンと呼ぶ）かを確認した。緩衝材の流出量は、試験孔から採取した水のベントナイト濃度とした。ベントナイト濃度は吸光光度分析によって求めた。試験実施場所を図 3.5.2-1 に示す。また、図 3.5.2-2 に試験設備を示す。試験の詳細については平成 29 年度報告書[13]を参照されたい。

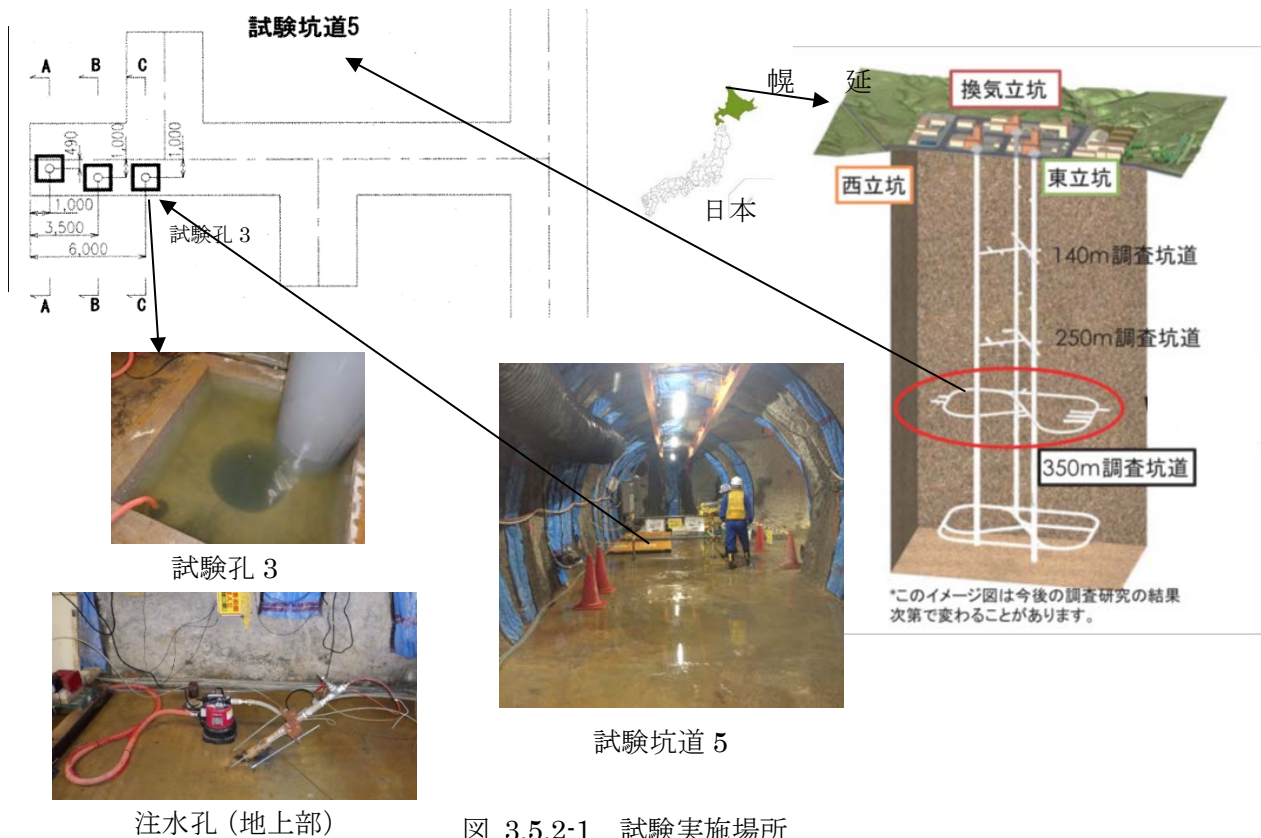


図 3.5.2-1 試験実施場所

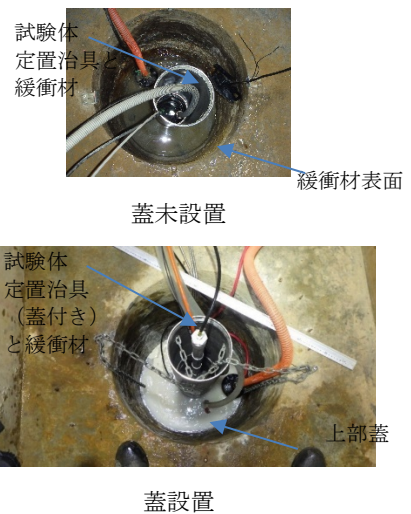
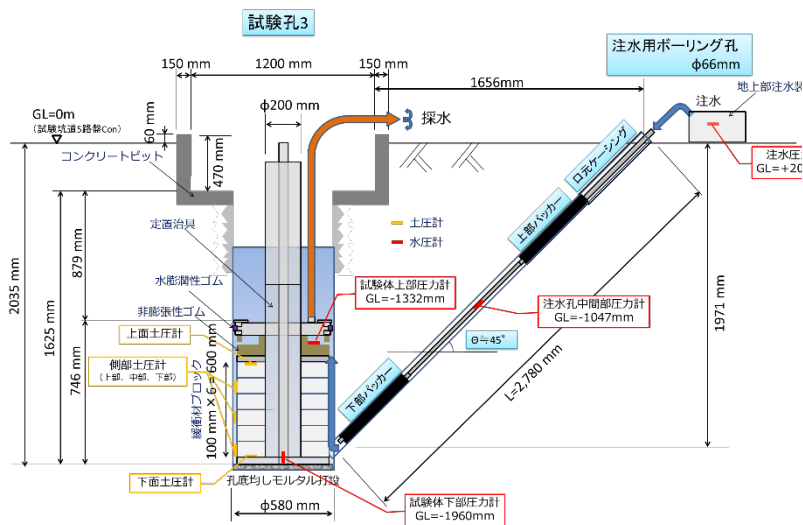
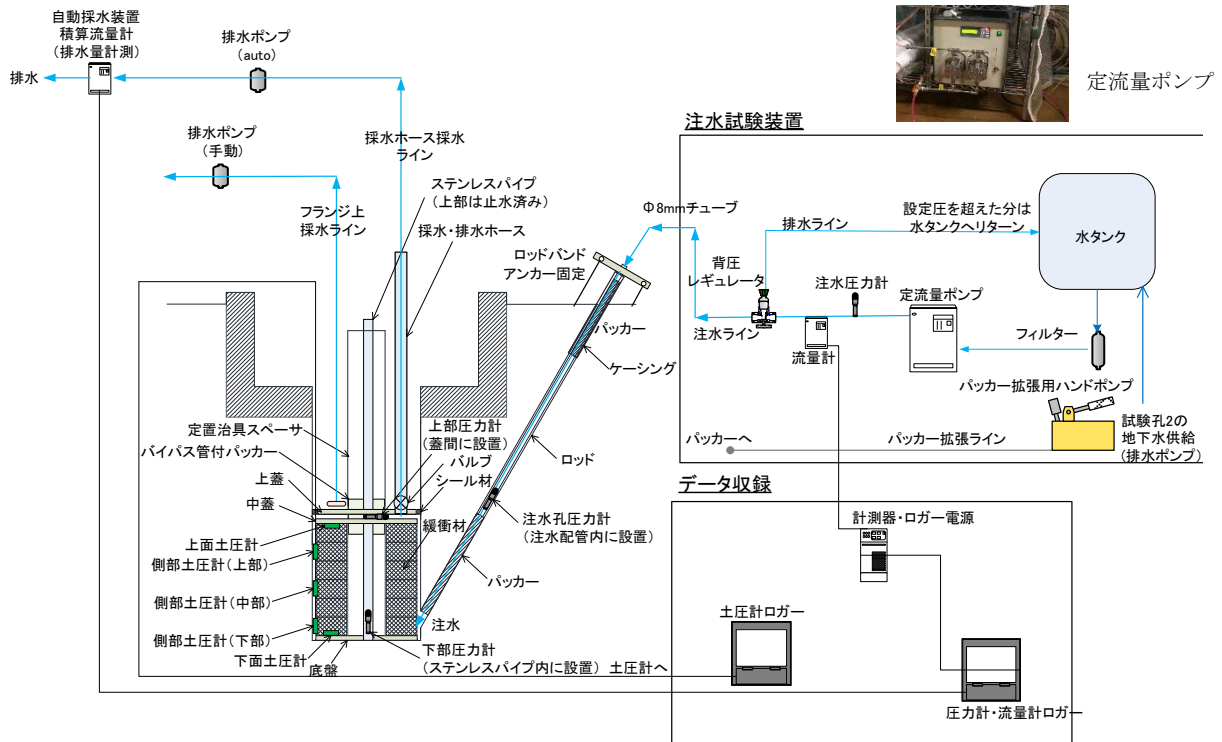


図 3.5.2-2 試験設備

2) 試験体について

緩衝材ブロックはベントナイト（クニゲル V1）70wt%と珪砂 30%の混合材料を所定の乾燥密度で締め固めたものである。

図 3.5.2-3 に緩衝材ブロック形状、および試験体に設置した状況を示す。

緩衝材ブロックの上面と下面に設置した土圧計は、緩衝材ブロックに土圧計および付属ケーブル部の溝加工を行い、その加工部分に設置した。その際、緩衝材ブロックと土圧計およびケーブル

ルの隙間を、緩衝材ブロック製作時に使用したベントナイトと珪砂の混合材を水で練った材料を用いて充填した。一方、試験体側部の土圧計は SUS の保護管にケーブルを通した状態で試験体と試験孔の隙間に差し込み、試験孔の南側の孔壁沿いに吊るして設置した。図 3.5.2-4 に土圧計の設置状況を示す。

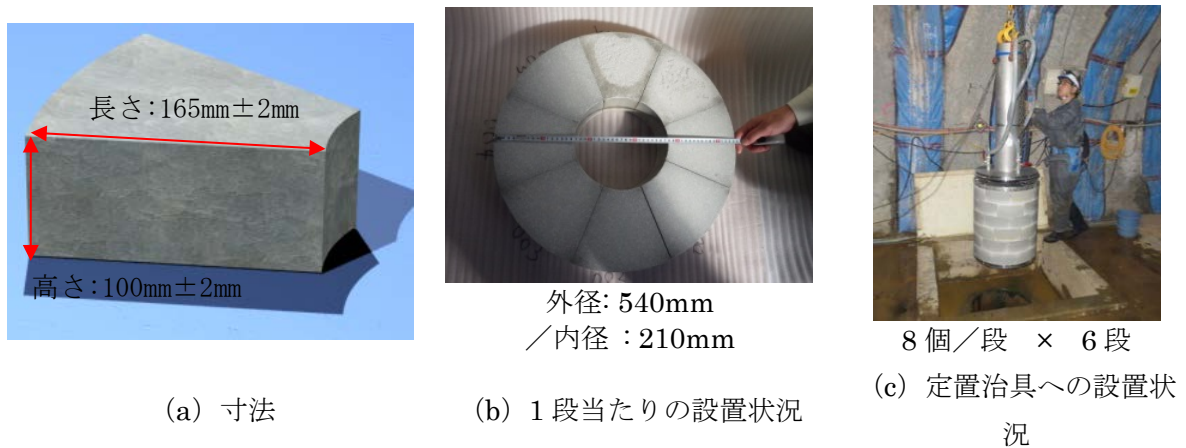


図 3.5.2-3 緩衝材ブロックについて

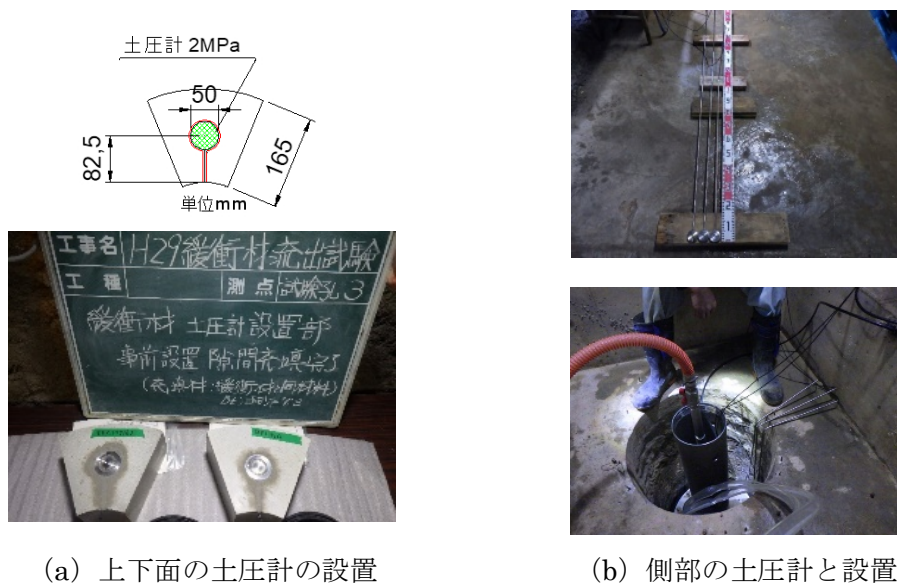


図 3.5.2-4 土圧計の設置状況

3) 試験ケース

表 3.5.2-1 に実施した試験ケースと概要を示す。

表 3.5.2-1 試験ケース

Case	緩衝材ブロック・初期乾燥密度 (Mg/m ³)	上蓋	注水流量 (L/min)	試験の概要
1	1.6	無	0 (試験孔壁からの自然湧水) →.05→0.1→0.2→0.3→0.4 →0.5→0.65→0.8→1.1 (ハッカー収縮)	流出現象の確認
2	1.9	無	0.1	試験体定置まま、長期間実施
3		有		試験体定置後上部の埋戻し想定
4				対策 <試験体と試験孔の間の隙間> >ベントナイトペレット (ベントナイト 100%; クニゲル V1、φ10mm) で充填
5				<試験体と試験孔の間の隙間> >緩衝材ブロックの膨潤 (プレ膨潤) により充填

(3) 試験結果と検討

1) Case1

図 3.5.2-5 に試験後に回収した試験体の状況を示す。図より、緩衝材の表面に流出した跡がわかる。なお、図中の赤色部は、パイピングの経路を明確にするために注入したローダミンの収着を示している。また、表 3.5.2-2 に各注水流量と試験結果の一覧を示す。表より、パイピング・エロージョンの挙動は、注水流量によって異なることがわかった。注水流量が少ない (0.3L/min 以下) では、パイピング・エロージョンは生じるが、緩衝材の自己修復機能も発現された。一方、0.4L/min 以上では自己修復機能が発現されなかった。



図 3.5.2-5 回収後の試験体表面

表 3.5.2-2 各注水流量とパイピング・エロージョンの発生について

注水流量 (L/min)	注水圧 最大値 (kPa)	注水圧の変化 (kPa)	パイピング エロージョン	自己修復
0 パッカー拡張	7	7 一定	×	膨潤
0.05	13	12→15	○	○
0.1	20	18→19	○	○
0.2	30	25→29	○	○
0.3	42	徐々に減少 →22	○ パイピング径拡大	○
0.4	27	6 一定	○	×
0.5	7	6 一定	○	×
0.65	10	5 一定	○	×
0.8	8	5 一定	○	×
1.1 パッカー収縮	12	徐々に減少 →3	○	×

2) Case2

図 3.5.2-6 に注水圧力と緩衝材流出量の時間変化図を示す。図より、試験開始から 180 分後に注水圧は 40kPa に上昇後、急激に 20kPa まで下がったことがわかる。緩衝材流出量に着目すると、注水圧が 40kPa になった直後に濃度が急激に上がったことがわかる。これより、一度は緩衝材のパイピング・エロージョンが発生したことがわかった。

また、注水圧が急激に 20kPa まで下がった（試験開始から 183 分後）後は、わずかに上昇傾向ではあるが、ほぼ一定値（20kPa）を示し、試験の初期状態の 10kPa までは低下しなかった。緩衝材流出量については、濃度は高い値（40mg/L 以上）の傾向を示した。これより、緩衝材は自己修復機能を発現させたが、完全に止水するまでには至らない状態であったことがわかる。

図 3.5.2-7 に、試験期間中における緩衝材に形成されたパイピングの位置が変化した状況を示す。図より、パイピングは時間経過に伴い、位置や数が増えることがわかる。

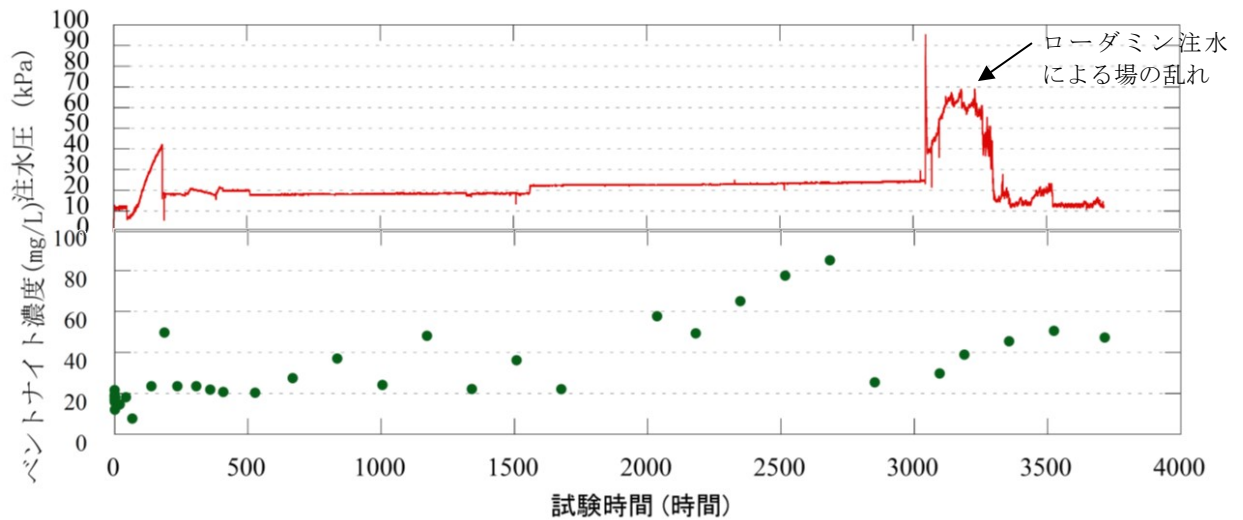


図 3.5.2-6 注水圧力と緩衝材流出量の時間変化

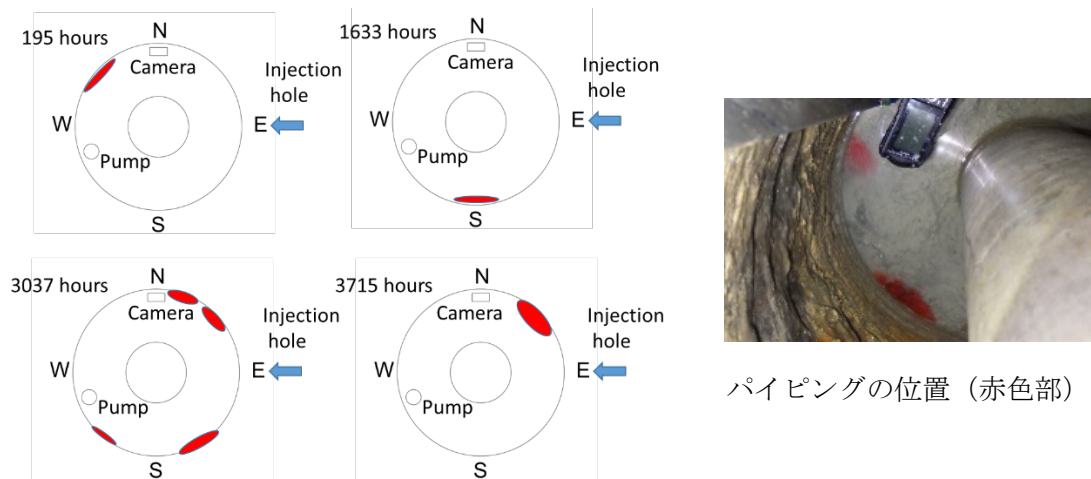


図 3.5.2-7 試験期間中における緩衝材に形成されたパイピングの位置の変化状況

3) Case3

図 3.5.2-8 に注水圧、土圧（膨潤圧）、採水のベントナイト濃度の時間変化を示す。なお、緩衝材流出量については、上部蓋の上に溜まった水のベントナイト濃度も併せてプロットした。図より、側部の土圧が 800kPa まで上昇し、その後は変化がほとんど見られなかったことがわかる。これにより、緩衝材が膨潤し、試験体と試験孔壁面間の隙間を閉塞したことが確認できた。また、その値について膨潤理論評価式を用いて検討した結果、土圧がほぼ一定となった際の値は計算値と同等の値であった。なお計算方法等の詳細は平成 29 年度報告書[13]を参照されたい。

注水圧に着目すると、約 55kPa と最高値をとった後は、低下せず、概ね一定の値で推移していることがわかる。これは、Case2 の場合と異なる結果であり、緩衝材ブロックの上部に設置した蓋の効果と考えられる。

また、ベントナイト濃度に着目すると、試験開始後 300～400 時間を以外のすべての期間で、上部蓋の上に溜まった採水と蓋の下部（緩衝材流出試験の対象区間）から採取した水のベントナ

イト濃度が同じであった。これより、緩衝材流出試験対象区間に流入した水は、周辺岩盤内の透水性の高い部分（例えば、ヘアクラック密集部など）に侵入し、上部蓋の上部の孔壁から湧出したと考えられる。後述する Case5 において試験実施前と実施後に、試験孔を利用した周辺岩盤の透水性を計測した。その結果、試験実施前には平均値 $7 \times 10^{-6} \text{m/sec}$ であった透水係数が、平均値 $1 \times 10^{-6} \text{m/sec}$ とわずかに低下した。これより、緩衝材を含んだ水が周辺岩盤に逸水したことにより周辺岩盤の空隙（例えば、クラック）を目詰まりさせたことが考えられる。

試験開始後 300～400 時間の期間では、蓋の上側の採水と蓋の下側の採水のベントナイト濃度が異なっており、蓋の下側の濃度の方が高く、かつ注水圧の上昇と連動するように徐々に高くなる傾向がみられる。これより、緩衝材ブロックの試験孔壁面との境界部において、飽和して流出しやすくなった部分（泥濁化した部分）の緩衝材が、注水圧の上昇に伴って流出したことが考えられる。その後、上蓋の下側（流出試験の対象区間）の水の濃度は低下したにもかかわらず、上部蓋の上側の濃度は上昇傾向を示したことから、この試験開始後 300～400 時間の時期に、緩衝材が活発に周辺岩盤に浸透し、浸透経路が長くなった（岩盤内を通るため）ことによる時間差を経て、上部蓋の上側の水の濃度を上昇させたと考えられる。

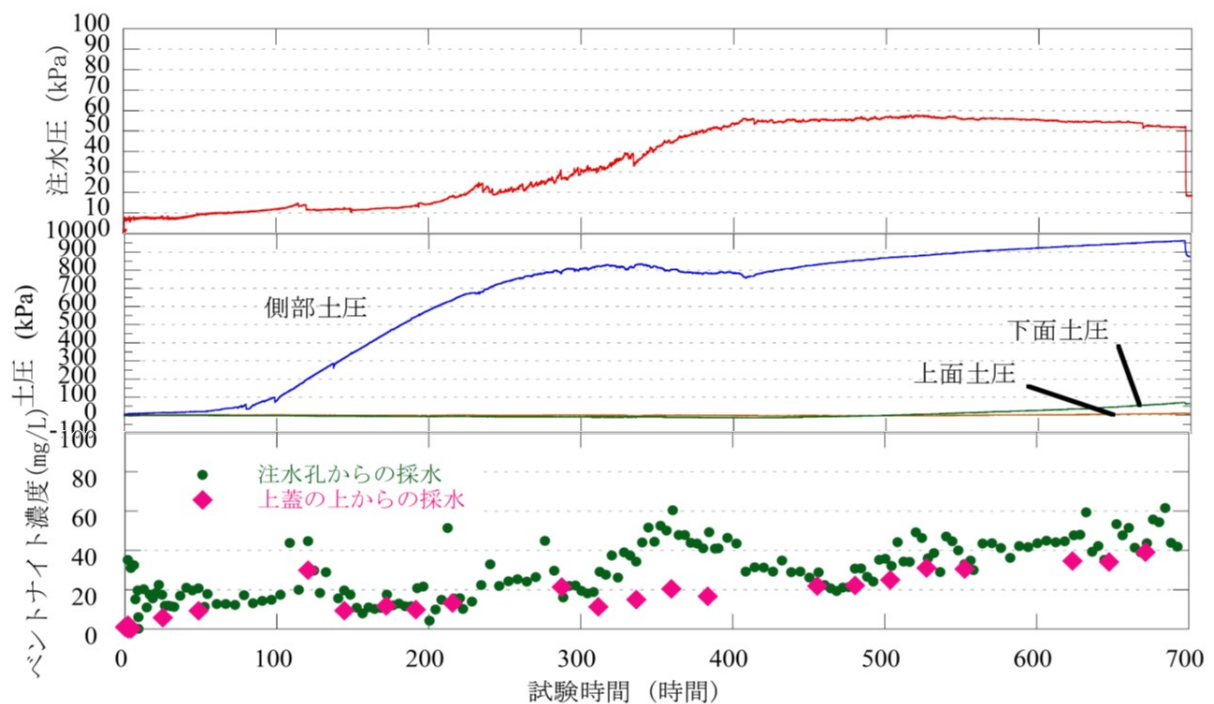


図 3.5.2-8 Case3 における注水圧、土圧、ベントナイト濃度の時間変化

4) Case4

試験終了後の緩衝材ブロックの各部分について、乾燥密度を測定した。その結果を、表 3.5.2-3 に示す。表中の[状態]は含水比 20%未満を Dry とした。なお、表 3.5.2-3 には、ペレット充填の効果がわかるように、Case3 の結果も併せて示してある。また、図 3.5.2-9 に試験終了後の緩衝材ブロックの状況を示した。図の明るい灰色部分は、乾燥していた部分である。表より、ペレッ

トを充填した場合、水が緩衝材ブロック内への浸潤を抑制する効果があることがわかった。すなわち、ペレットで隙間を充填することにより、緩衝材本体の飽和と流出はペレット部で先行して起こったことが確認でき、ペレットが緩衝材の劣化を抑制できるという結論を得た。

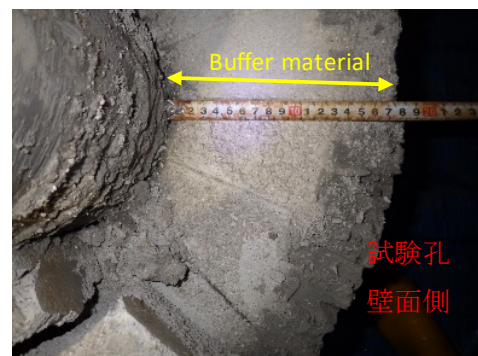
表 3.5.2-3 試験前後の緩衝材ブロックの状態と乾燥密度

上から3段目の 緩衝材ブロック		孔壁と試験体の隙間	緩衝材ブロック部		
			孔壁からの 距離	2cm	1cm
試験前		緩衝材 [状態]	隙間又は ベントナイト ペレット	緩衝材 [Dry]	
		乾燥密度		1.9Mg/m ³	
試験後	Case4	緩衝材 [状態]	ベントナイト ペレット [Wet]	ベントナイト ペレット [Wet]	緩衝材 [Dry]
		乾燥密度	1.6Mg/m ³	1.5Mg/m ³	1.8Mg/m ³
	Case3	緩衝材 [状態]	緩衝材 [Wet]		緩衝材 [Dry]
		乾燥密度	1.5Mg/m ³	1.7Mg/m ³	1.7Mg/m ³

注) [Dry]は含水比 20%以下



(a) Case4



(b) Case3

図 3.5.2-9 試験終了後の緩衝材の状態

5) Case5

図 3.5.2-10 に注水圧、土圧（膨潤圧）、採水のベントナイト濃度の時間変化を示す。図の注水圧に着目すると、注入流量を 0.1L/min に変更した直後には、注水圧力が 0.29MPa から 0.34MPa まで上昇してすぐに低下したことがわかる。その後、試験中は微増が継続し、初期の最大値である 0.34MPa よりも高い値となったことがわかる。これより、今回の試験期間は緩衝材は自己修復過程にあったと考えられる。

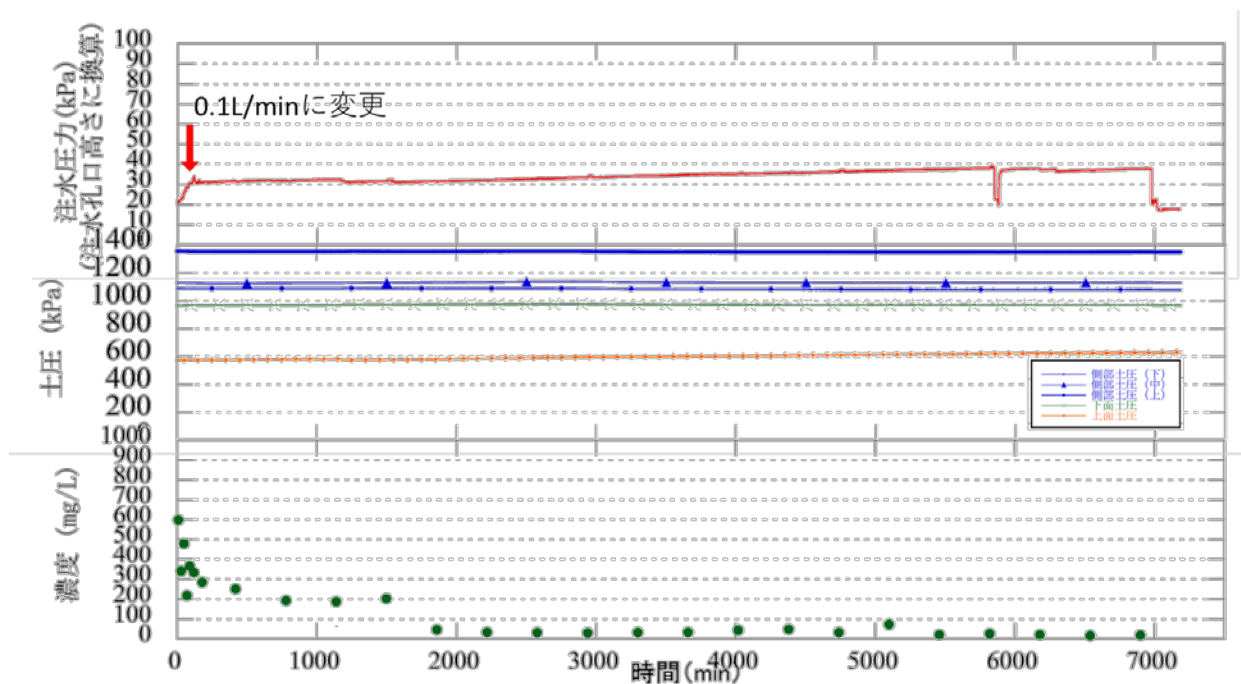


図 3.5.2-10 注水圧力、土圧、緩衝材流出量の時間変化

6) 室内試験結果との比較

平成 27 年度より、原位置における緩衝材流出試験を実施してきた。ここでは、平成 28 年度に実施した 2 種類の原位置試験における送水量とエロージョン量の関係を調べ、室内試験と比較することとした。原位置試験では室内試験と同様な方法でエロージョン量を測定することができない。そのため、各試験における送水量とエロージョン量の求め方を以下に記す。

①Case2 (試験体定置のまま) の場合 (H28 年度実施)

- ・送水量：注水流量である 0.1mL/min に試験時間を乗じて算出
- ・エロージョン量：試験時間における採水の緩衝材濃度からの積算

②Case3 (上蓋設置) の場合 (H28 年度実施)

- ・送水量：排水時 (バッチ式排水による排水時刻) の排水量
- ・エロージョン量：排水時における採水の緩衝材濃度からの積算

算出した送水量とエロージョン量の関係を図 3.5.2-11 に示す。また、比較のため室内試験結果も併せてプロットした。図より、原位置試験の結果は、室内試験において同じ材料 (クニゲル V 1) で作成された緩衝材を使用した結果と、傾きが概ね同じであることがわかった。ただし、Case2 の (試験体に蓋をしない) 場合には、総水量が 1000L を超えると傾きが大きくなる傾向がみられた。これは、緩衝材の長期性能に影響を及ぼす可能性があるため、更なる調査、検討が必要である。一方、異なる材料 (MX80) で作成された緩衝材を使用した場合は、クニゲル V1 の場合より

も傾きが小さかった。これは、総水量が少ない場合に顕著であった。これより、緩衝材の材料（ベントナイトの種類）によってエロージョン特性が異なることが推察される。

また、同じ総水量に対する緩衝材のエロージョン量は、室内試験の方が少なかった。これは、原位置が湧水環境であることに起因していると考えられる。

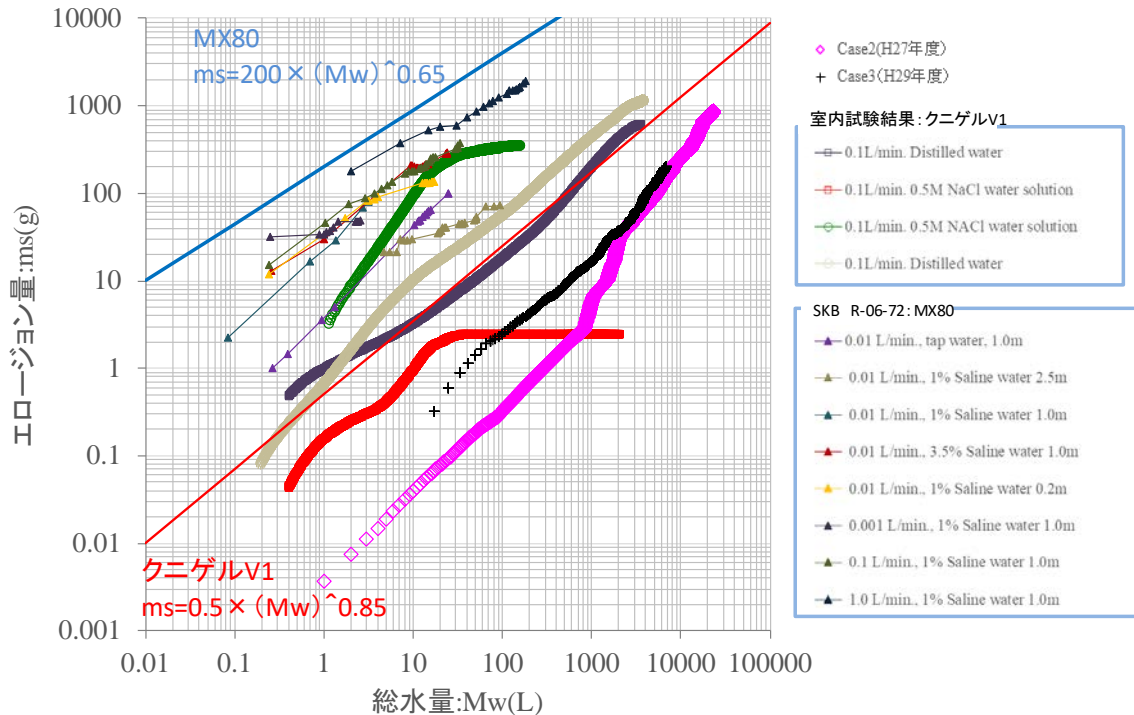


図 3.5.2-11 送水量とエロージョン量の関係

(4) まとめ

原位置における緩衝材流出試験から得られた知見を以下に記す。

- ・ 亀裂のような集中湧水箇所がある場合には、緩衝材にパイピングや流出が生じた。
- ・ 処分孔に緩衝材を定置後、放置するとパイピングが生じると共に経路や数に変化した。
- ・ 処分孔に緩衝材を定置後、上部を埋戻すと注水圧が最大値で収束した。ただし、緩衝材の流出は生じた。緩衝材の流出経路として周辺岩盤の可能性もあることがわかった。
- ・ 流出対策として、ア) 緩衝材周囲の隙間をペレット充填した場合、緩衝材の機能劣化を抑制できる可能性があることがわかった。また、イ) 土圧（膨潤圧）を十分上昇させた場合、注水圧力は微増を続けると共に緩衝材の流出量が減少した。あらかじめ土圧を上昇させておく対策の効果は、今回の試験では不明である。今後、周辺岩盤の特性と併せて検討し、室内における要素試験と比較することで明らかにする必要がある。
- ・ 送水量とエロージョン量の関係について、室内試験と比較した結果、原位置の方がエロージョン量は少なかった。しかし、同じ材料（クニゲル V1）を使用すると傾きは概ね同じ結果となった。今後、は更にデータの蓄積が必要である。

3.5.3 緩衝材流出対策のための湧水の評価

高レベル放射性廃棄物の地層処分施設において、緩衝材の定置時の岩盤からの湧水によって緩衝材の施工品質に影響を与える可能性が懸念されている。また、緩衝材定置後の再冠水期間においては、処分孔への地下水の流入により緩衝材の流出が生じる可能性があり、緩衝材の密度がこれによって減少し、緩衝材が持つべき機能が低下することが懸念されている。そこで本検討は、数値解析により定置前及び定置後の再冠水期間における処分孔の湧水と、それに対する工学的対策工の効果を評価する技術を確立することを目的とした。

(1) 実施内容

1) 水理モデルの構築

坑道の湧水評価を行うにあたってまず水理モデルの構築を行った。水理モデルは現地で流出試験を行っており、かつ比較的データが豊富にあることから幌延深地層研究センター（以下、幌延URL）の350m坑道における水理環境を模擬することとし、関連する文献及び公開されている水理データ[9]を用いた。また、幌延の地下深部に広く分布している稚内層においては、割れ目が主要な水みちとして存在している可能性が高い[10]。このことから水理モデルは割れ目ネットワークモデルを選択した。モデルの割れ目は幾何学的な統計量を基にして10リアライゼーション作成した。具体的な作成方法は、原環センター（2016）[8]を参照されたい。坑道は100m立方の解析領域の中央に1本設置した(図3.5.3-1(a))。境界条件のうち坑道軸面は不透水境界とし、他の4面は静水圧境界（全水頭350m）とした。この解析条件で10リアライゼーションの浸透流解析を行い、処分坑道の湧水量の算出を行った結果を図3.5.3-1(b)に示す。この結果から得られた坑道湧水量の平均値は、単位坑道長さ当たりで0.107L/min/mとなり、幌延URL350mの処分坑道における実測値0.107L/min/mと整合した値が得られた。このことから、作成した水理モデルが幌延の水理地質環境を適切にモデル化できたと判断し、次の2)～4)の検討を行った。

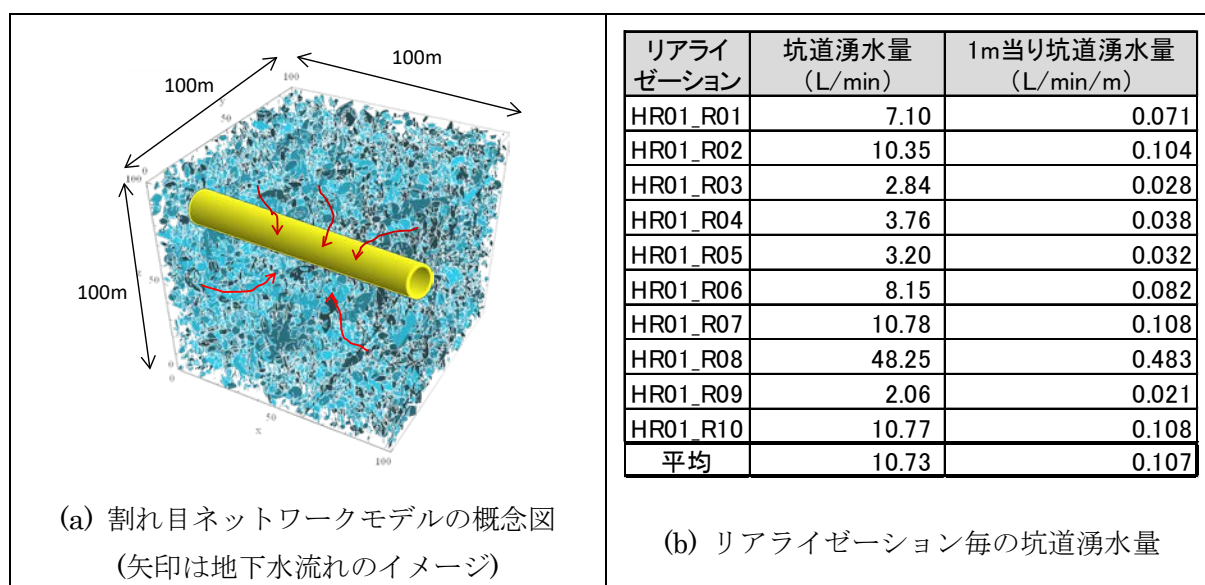


図 3.5.3-1 割れ目ネットワークモデル概念図および坑道湧水量算定結果

2) 建設・作業手順が湧水に与える影響に関する検討

建設・作業手順が湧水に与える影響に関する検討として、a 複数の処分坑道に関する影響、b 定置・埋戻しの掘削順序に関する検討を行い、湧水に与える影響の把握を試みた。

a 複数の処分坑道

実際の処分施設は単一の処分坑道ではなく、複数の処分坑道から構成されている。このことから 1)において作成した 3次元水理地質構造モデルを基本として、複数の処分坑道含む水理地質構造モデルを構築した(図 3.5.3-2(a))。このモデルを用いて浸透流解析を実施し、単一坑道モデルと複数坑道モデル(処分坑道 5 本)の処分坑道への湧水量を比較した。この結果、10 リアライゼーションの算術平均で処分坑道 1 本あたりにおける湧水量を比較すると、単一坑道モデルに対する複数坑道モデルの湧水量比は 76%となった(図 3.5.3-2(b))。このことから、隣接する処分坑道をモデル化することで処分坑道 1 本あたりの湧水量は大きく減少することがわかる。よって複数の処分坑道をモデル化した方がより実際の湧水量に近い評価が可能であると判断できる。

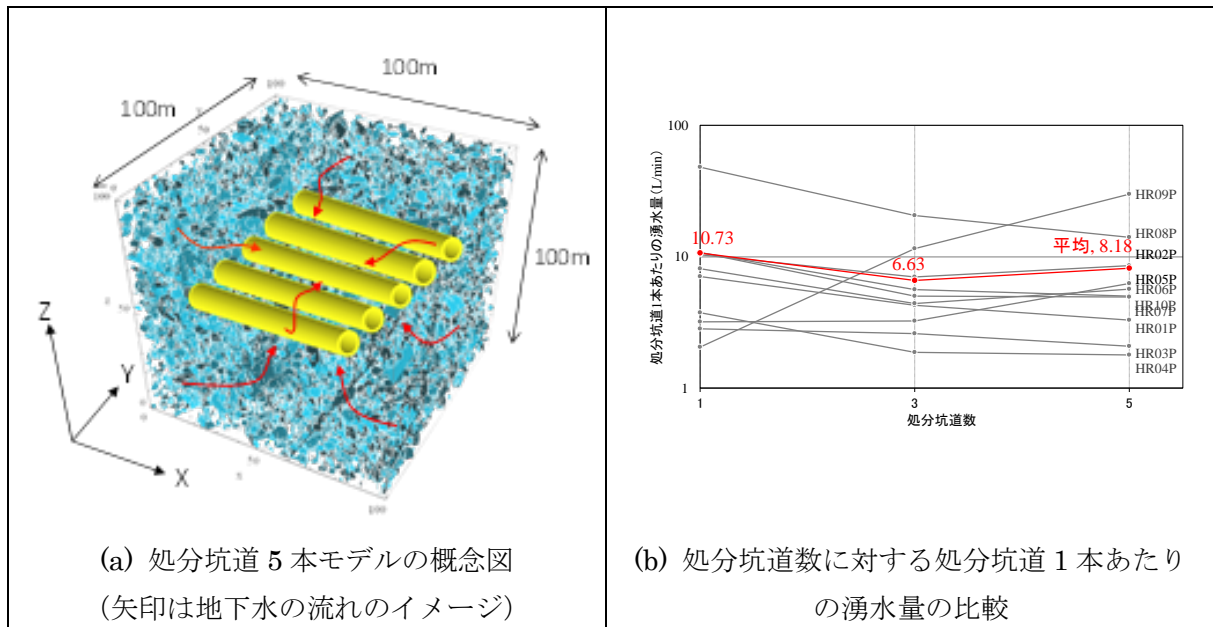


図 3.5.3-2 複数処分坑道モデル及び検討結果

b 掘削・埋戻し手順

次に図 3.5.3-2(a)のモデルを用いて、坑道掘削後の施工手順の違いによる周辺坑道の湧水量への影響検討を行った。具体的に考え得る施工順序として、緩衝材の定置を先行して実施した場合(施工順序 A)と、定置後すぐに処分坑道を埋戻した場合(施工順序 B)を想定し、それを模擬した地下水流動解析を行う事により、両者の比較を行った。図 3.5.3-3 に施工手順の違いによる坑道状況の違いを示す。なお、処分坑道の埋戻し、処分孔への緩衝材定置は共に坑道壁面に不透水境界を設定することによってモデル化を行った。



図 3.5.3-3 施工順序による坑道状況の違い

地下水流動解析の結果より、施工順序 A（緩衝材の定置を先行させたケース）では、坑道掘削後からの湧水量を 10 リアライゼーションの平均で比較すると、処分坑道及び処分孔共にほとんど変化はみられなかった。施工順序 B（定置後すぐに埋戻しを行ったケース）でも同様に比較すると、処分坑道での湧水量は平均で 4.40 L/min から 5.72L/min と湧水量の増加がみられた。処分孔についても 1 孔あたりの平均値で比較すると、0.19L/min から 0.23L/min となり湧水量が増加する傾向が得られた。この結果より、定置完了後、直ちに埋戻しを行った方が周辺処分坑道の湧水量の増加は大きいという結論が得られた。

3) 湧水に対する工学的対策工の検討

地下深部のトンネルの湧水の工学的対策工は主にグラウトが挙げられる。そのため、本検討では処分孔のグラウト施工による湧水量の低減効果の把握を行った。解析モデルは図 3.5.3-2(a)に示す処分坑道 5 本の複数坑道モデルを用いた。グラウトは割れ目の透水係数を低減することでモデル化した。透水係数は幌延 URL の処分坑道において、グラウトを施工した際の透水係数の目標値が 1Lu であった事を参考とし、各処分孔周りの透水係数を 1Lu($1.33 \times 10^{-7} \text{m/s}$)に設定した。その結果湧水量は、平均で対策前の 1.08L/min/m から 0.30L/min/m となり、対策前の 27.8%まで湧水量を低減する効果が得られた。次により実際に近い施工をシミュレートする為、中央の処分坑道にある処分孔のうち、湧水量の多い処分孔から順番にグラウト施工を行ったと仮定し、湧水量の多い処分孔から順番に透水係数を低減させた浸透流解析を行い、湧水量の変化の把握を行った。その結果、グラウトを施工した処分孔における湧水の減少とその周辺の処分孔において湧水量が増加する傾向が得られた。ただし、両者を比較すると周辺処分孔の湧水の増加量は減少量の約 2 割程度と小さく、全体としては止水対策によって湧水低減の効果が得られた。

4) 定置後の処分坑周辺の詳細なモデル化及び検討

処分孔に緩衝材が定置された後の状態を詳細に模擬し、緩衝材の湧水量（通過流量）に関する評価を行った。水理モデルは処分孔（緩衝材）と EDZ の流れ場を模擬するために、処分孔周辺を詳細にモデル化した。このモデルを用いて定置後の処分孔周辺の地下水流動解析を行い、緩衝材

通過流量（緩衝材と EDZ 間の通過流量）と EDZ 通過流量（EDZ と岩盤間の通過流量）を算定した。その結果、EDZ を考慮しない場合において緩衝材通過流量を比較すると、母岩の割れ目を含む区間の透水係数($6.0 \times 10^{-9}(\text{m/s})$)を 1 オーダー程度超えた辺りから、緩衝材の緩衝材の透水係数が大きくなるほどべき関数的に緩衝材通過流量が多くなる傾向が得られた。また、緩衝材の透水係数が小さくなるに従って、処分孔周辺の岩盤から処分坑道への湧水が多くなる傾向が得られた。EDZ を考慮した場合においても、湧水量は全体的に若干少ないものの、緩衝材の透水係数が大きくなるほど緩衝材通過流量が多くなる傾向は同様であった。また、緩衝材の透水係数が小さい場合は、岩盤から直接処分坑道へ向かう湧水が多くなるのではなく、EDZ の部分を通じて処分坑道に向かう湧水が多くなる（EDZ 通過流量が多くなる）傾向が特に顕著にみられた。この結果より、処分孔周りの EDZ の有無は緩衝材通過流量に大きな影響を与える要因の一つであるという結論が得られた。

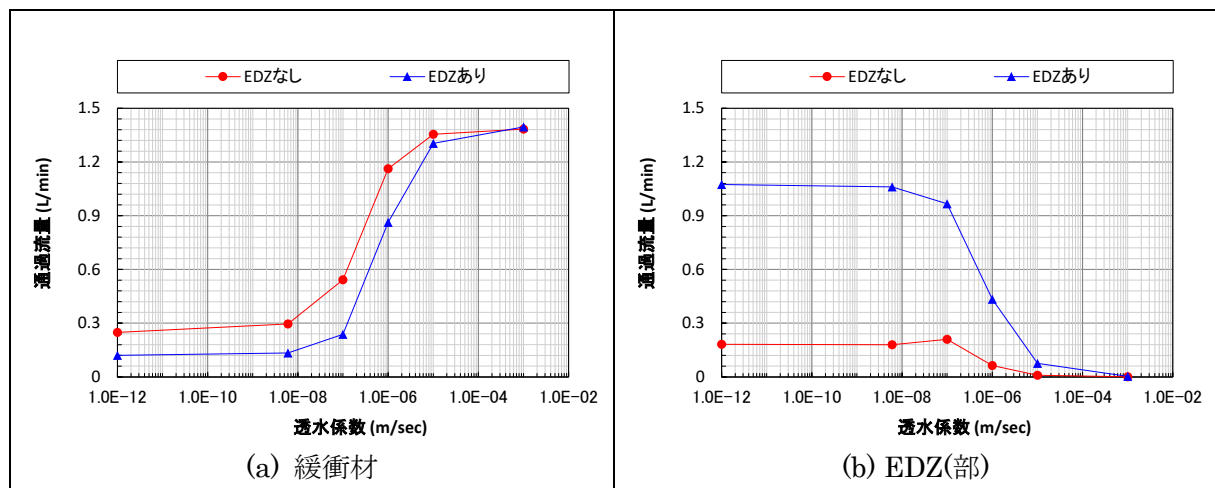


図 3.5.3-4 EDZ の有無による緩衝材の透水係数と各通過流量の整理（処分孔平均）

(2) まとめと課題

本検討では水理モデルを、幌延 URL の地下環境を再現した割れ目ネットワークモデルによって構築した。このモデルを用いて地下水流動解析を行い、主に緩衝材流出に影響を与える可能性のある処分孔の湧水に着目して検討を行った。建設・操業手順が湧水に与える影響に関する検討では、複数坑道をモデル化の方が坑道一本当たりの湧水量は小さくなり、複数坑道をモデル化の方がより適切な湧水量が得られるという結論を得た。また、坑道掘削後の施工手順（定置・埋戻し）の違いに関する検討では、掘削後の坑道の埋め戻し手順に関する検討を行い湧水量の変化の傾向を把握した。湧水に対する工学的対策工の検討ではグラウトによる湧水量の低減効果を把握した。定置後の処分孔周辺の地下水流動の評価では、処分孔周りの EDZ の有無が緩衝材通過流量に大きな影響を与える要因の一つであるという結論が得られた。

今後の課題としては、地下水挙動の解明のため、室内試験や原位置試験結果と比較を行い、緩衝材と接している処分孔周辺の地下水挙動を再現することが必要である。また、今回の検討はパネル方式（縦置き）のみの検討であったが、Dead-end 方式（横置き）に関する検討も同様に必要である。

付表-1 室内試験による緩衝材流出試験(H25~H29)(1)

試験名	試験目的および使用セル形状	試験条件	供試体形状	初期乾燥密度 (Mg/m ³)	流量 (L/min)	液種	セル材質	給水口	実施年度			
小型セルによるバイピング・エロージョン・破過試験 (バイピング・エロージョン・破過現象把握)	原位置締め固め施工を模擬 Φ120×h60mm円柱形セル	界面なし	ベントナイト単体(隙間なし)	ベントナイト部分 1.6	0.01	蒸留水	通常	底面から上面	H25年度			
		ベントナイト界面	ベントナイトとベントナイト	(砂30wt%混合Naベントナイト)	0.001							
		セメント界面	ベントナイトとセメント									
		花崗岩界面	ベントナイトと岩盤(花崗岩)									
	ブロック定置・ベレット充填方式を模擬 Φ110×h50mm円柱形セル	ブロック側部隙間	ブロック (側部隙間あり)	ブロック (側部隙間あり)	1.6(1.936) (ケイ砂30%混合、クニゲルV1)	0.1	蒸留水	アクリル	底面から上面	H25年度		
			ブロック上部隙間	ブロック (上部隙間あり)	1.6(1.778) (ケイ砂30%混合、クニゲルV1)	0.1	蒸留水 NaCl	アクリル	上面から上面			
		大粒径ベレット	大粒径ベレット (粒径10~20mm)	大粒径ベレット (粒径10~20mm)	1.1	0.1	蒸留水	アクリル	底面から上面		H25年度	
			ベレット高密度 (粒径大10~20mm、小1~3mm)	ベレット高密度 (粒径大10~20mm、小1~3mm)	1.5	0.1						
		ベレット高密度	ベレット高密度 (粒径大10~20mm、小1~3mm)	ベレット高密度 (粒径大10~20mm、小1~3mm)	1.6	0.1~0.01~0.001	蒸留水	アクリル	底面から上面		H25年度	
			大粒径ベレット(NaCl)	大粒径ベレット (粒径10~20mm)	1.1	0.1						
		大粒径ベレット(上面)	大粒径ベレット (粒径10~20mm)	大粒径ベレット (粒径10~20mm)	1.1	0.1	NaCl	アクリル	底面から上面		H25年度	
			大粒径ベレット(上面)	大粒径ベレット (粒径10~20mm)	1.1	0.1	蒸留水 NaCl CaCl ₂	アクリル	上面から上面			
		人為的水みちの影響確認	ブロック (人為的水みち界面)	ブロック (界面に人為的水みち) (界面含む6箇所)	1.6	0.1	蒸留水 NaCl CaCl ₂ 模擬延地下水	アクリル	底面から上面		H25年度 H26年度 H27年度	
			ブロック (人為的水みち内部)	ブロック (内部に人為的水みち) (内部に5箇所)	1.6	0.1	蒸留水 NaCl CaCl ₂ 模擬延地下水	アクリル	底面から上面		H25年度 H26年度 H27年度	
		大小ベレットにおける現象把握	大小混合ベレット (流量別) (液種別)	大小混合ベレット (粒径大10~20mm、小1~3mm)	1.5程度	0.1	0.1	蒸留水 NaCl CaCl ₂ 模擬延地下水	アクリル		底面から上面	H25年度 H26年度 H27年度
						0.01	0.01	蒸留水 NaCl CaCl ₂ 模擬延地下水	アクリル		底面から上面	H25年度 H26年度 H27年度
	0.001					0.001	蒸留水 NaCl CaCl ₂ 模擬延地下水	アクリル	底面から上面	H25年度 H26年度 H27年度		
	0.005					0.005	蒸留水 NaCl CaCl ₂ 模擬延地下水	アクリル	底面から上面	H25年度 H26年度 H27年度		
	0.0001					0.0001	蒸留水 NaCl CaCl ₂ 模擬延地下水	アクリル	底面から上面	H25年度 H26年度 H27年度		
	0.0001					0.0001	蒸留水 NaCl CaCl ₂ 模擬延地下水	アクリル	底面から上面	H25年度 H26年度 H27年度		
	ブロックとベレットの界面の影響		ブロック + 大粒径ベレット	半ブロック + 大粒径ベレット (粒径大10~20mm)	ブロック1.6、ベレット1.0 平均1.3	0.1	蒸留水 NaCl CaCl ₂ 模擬延地下水	アクリル	底面から上面	H25年度 H26年度 H27年度		
			ブロック + 大小混合ベレット	半ブロック + 大小混合ベレット (粒径大10~20mm、小1~3mm)	ブロック1.6、ベレット1.5 平均1.55	0.1	蒸留水 NaCl CaCl ₂ 模擬延地下水	アクリル	底面から上面	H25年度 H26年度 H27年度		
	試験セルの材質の影響		花崗岩(5×10 ⁻¹²)	ブロック(界面に人為的水みち) (界面含む6箇所)	1.6	0.1	蒸留水	花崗岩セル (5×10 ⁻¹²)	底面から上面	H27年度		
				ブロック(内部に人為的水みち) (内部に5箇所)	1.6	0.1			底面から上面			
				大小混合ベレット (粒径大10~20mm、小1~3mm)	1.5程度	0.1			底面から上面			
			花崗岩(1.27×10 ⁻¹⁰)	半ブロック + 大粒径ベレット (粒径大10~20mm)	ブロック1.6、ベレット1.0 平均1.3	0.1	0.1	底面から上面				
		半ブロック + 大小混合ベレット (粒径大10~20mm、小1~3mm)		ブロック1.6、ベレット1.5 平均1.55	0.1	0.1	底面から上面					
		ブロック(側部隙間あり)		1.6	0.1	0.001	蒸留水	花崗岩セル (1.27×10 ⁻¹⁰)	底面から上面	H28年度		
	多孔質(3.02×10 ⁻⁸)	ブロック(側部隙間あり) (セル材質:イットリア安定化ジルコニア)	1.6	0.1	0.001	蒸留水	多孔質セル (3.02×10 ⁻⁸)	底面から上面	H28年度			
	ケイ砂含有率の影響	ケイ砂含有率0%	ブロック (ベントナイト100%)	1.6	0.1	蒸留水	アクリル	底面から上面	H29年度			
		ケイ砂含有率10%	ブロック (ベントナイト90%、ケイ砂10%)									
		ケイ砂含有率30%	ブロック (ベントナイト70%、ケイ砂30%)									
		ケイ砂含有率50%	ブロック (ベントナイト50%、ケイ砂50%)									
	バイピング・エロージョン・破過現象に対する 人工給水効果の評価 Φ110×h50mm円柱形セル	人工給水 蒸留水	半ブロック(B) + 大小混合ベレット(P)	B:1.614、P:1.458	0.5	人工給水液:蒸留水 試験液:蒸留水	アクリル	底面から上面	H25年度			
				B:1.600、P:1.456	0.1							
				B:1.608、P:1.446	0.01							
				B:1.610、P:1.485	0.001	人工給水液:蒸留水 試験液:NaCl水溶液						
				B:1.617、P:1.488	0.5							
				B:1.601、P:1.457	0.1							
				B:1.606、P:1.514	0.01	人工給水液:蒸留水 試験液:CaCl ₂ 水溶液						
				B:1.606、P:1.517	0.001							
				B:1.599、P:1.526	0.1							
		B:1.598、P:1.541	0.01	人工給水液:模擬延地下水 試験液:模擬延地下水								
		B:1.599、P:1.531	0.001									
		B:1.597、P:1.509	0.5									
人工給水 模擬延地下水		半ブロック(B) + 大小混合ベレット(P)	B:1.589、P:1.426	0.1	人工給水液:蒸留水 試験液:蒸留水	アクリル	上面から上面	H26年度				
			B:1.589、P:1.533	0.01								
			B:1.586、P:1.479	0.001								
			B:1.599、P:1.546	0.1	人工給水液:蒸留水 試験液:蒸留水							
			B:1.597、P:1.502	0.01								
			B:1.600、P:1.535	0.001								

付表-2 室内試験による緩衝材流出試験(H25~H29)(2)

試験名	試験目的および使用セル形状		試験条件	供試体形状	初期乾燥密度 (Mg/m ³)	流量 (L/min)	液種	セル材質	給水口	実施年度
流路長がバイピング・エロージョン・破過現象に及ぼす影響確認試験(1000mmセル)	流路距離が及ぼす影響(スケール効果) Φ50×h1000mm円柱形セル	原位置締固めや吹付け工法を模擬	原位置締固め	5mmずつ200層締固め	1.6 (ケイ砂30%混合、Na型ベントナイト)	※水圧制御 0.2→0.5→1.0→2.0 →2.5→3.0MPa	蒸留水	アクリル	底面から上面	H25年度
		ブロック定置工法を模擬	ブロック定置10段	ブロック定置(隙間2.5mm) Φ45×h100mmのブロックを10段	1.6(1.936) (ケイ砂30%混合、Na型ベントナイト)	0.1→0.01→0.001 →0.0001	蒸留水	アクリル	底面から上面	H25年度
			ブロック定置20段	ブロック定置(隙間2.5mm) Φ45×h50mmのブロックを20段	1.6(1.966) (ケイ砂30%混合、Na型ベントナイト)	0.1→0.01→0.001 →0.0001	蒸留水	アクリル	底面から上面	H26年度
		ブロック定置工法を模擬 (液種にNaCl使用)	ブロック定置10段 (NaCl)	ブロック定置(隙間2.5mm) Φ45×h100mmのブロックを10段	1.6(1.936) (ケイ砂30%混合、Na型ベントナイト)	0.1	NaCl(0.5M)	アクリル	底面から上面	H25年度
		ブロック定置工法を模擬 (モンモリロナイト含有率の影響)	ブロック定置20段 (モンモリロナイト)	ブロック定置(隙間2.5mm) Φ45×h50mmのブロックを20段	1.6(1.936) (モンモリロナイト含有率99%以上)	0.1	蒸留水	アクリル	底面から上面	H25年度
		ベレット充填方式を模擬 (大粒径ベレットのみ)	大粒径ベレット	大粒径ベレット充填 (粒径大10~20mm)	1.1程度	0.1→0.01→0.001 →0.0001	蒸留水	アクリル	底面から上面	H25年度
	ベレット充填方式を模擬 (大小粒径ベレット混合)	大小混合ベレット	大小混合ベレット充填 (粒径大10~20mm、小1~3mm)	1.5程度	0.1→0.01→0.001	蒸留水	アクリル	底面から上面	H26年度	
給排水の位置関係が及ぼす影響 Φ50×h1000mm円柱形セル(横)	亀裂が処分孔の底部、 横置き処分概念を模擬 (蒸留水、NaCl、CaCl ₂)	側部注水 (各液種)	ブロック定置(上部日月状に隙間) Φ45×h100mmのブロックを10段	1.6 (ケイ砂30%混合、Na型ベントナイト)	0.1	蒸留水	アクリル	側部から側部 (上向き排水)	H27年度	
					0.1	NaCl(0.5M)	アクリル	側部から側部 (上向き排水)		
					0.1	CaCl ₂ (0.5M)	アクリル	側部から側部 (上向き排水)		
工学規模バイピング・エロージョン試験	試験規模の影響評価 Φ560×h600mm円柱形セル	無対策	ブロック定置(隙間30mm) Φ500mm×h600mm	1.6 (ケイ砂30%混合、Na型ベントナイト)	0.1	蒸留水	アクリル	底面から上面	H25年度	
		無対策(側面注水)	ブロック定置(隙間30mm) Φ500mm×h600mm	1.6 (ケイ砂31%混合、Na型ベントナイト)	0.1	蒸留水	アクリル	側面上部から側面下部	H27年度	
		人工不陸	ブロック定置(隙間30mm) Φ500mm×h600mm	1.6 (ケイ砂32%混合、Na型ベントナイト)	0.1	蒸留水	アクリル	底面から上面	H26年度	
		ベレット充填	ブロック定置 + 大小混合ベレット Φ500mm×h600mm	ブロック:1.6、ベレット1.469	0.1	蒸留水	アクリル	側面下部から上部	H28年度	
緩衝材の限界流速の検討	模擬水みち試験による緩衝材の限界流速 (界面の透水性評価、自己シール限界流速)	乾燥密度1.6Mb/m ³	ブロック (w2×d100×h20mm)	1.6 (砂30wt%混合Naベントナイト)	1.0、0.5、0.25 0.1、0.0005	蒸留水	アクリル	一次元膨潤方向に対して垂直方向	H25年度	
		乾燥密度1.8Mb/m ³								
	ベントナイト粘度による緩衝材の限界流速 (界面近傍の膨潤した緩衝材を模擬したベントナイトスラリー)	濃度の異なるベントナイトスラリー	ベントナイトスラリー	0	回転粘度計の回転数(RPM) 5、10、20、50、100	蒸留水	—	—	H27年度	
				0.0199						
				0.0394						
				0.0587						
水みちの断面積と流速・乾燥密度の関係取得	扇形ブロック(1/4カット)	流量一定 (異なる乾燥密度)	1.2	0.1	蒸留水	アクリル	底面から上面	H28年度		
		乾燥密度一定 (異なる流量)	1.6							
高水圧・低流量環境下での緩衝材流出試験	一定水圧化での緩衝材流出現象の把握と定量評価 角型セル(側部に多孔質板)	2重セルを用いた圧力一定通水	ブロック(厚さ10mm)(隙間25mm) (H150×W300×D200:2個) (H100×W300×D200:3個)	1.6	通水圧1.25MPa 約0.1L/min	蒸留水	多孔質板透水係数 1.91×10 ⁻⁷ :15mm 1.78×10 ⁻⁹ :0.5mm	側面多孔質セルより	H29年度	
										1.6
亀裂を有する模擬岩盤の流出試験	緩衝材流出現象への亀裂幅の影響把握と定量評価 亀裂を模擬したアクリル製試験セル(Φ800)	亀裂を有する岩盤を模擬	ブロック	1.6 (ケイ砂30%混合、Na型ベントナイト)	0.1	蒸留水	アクリル	底面から亀裂	H29年度	

3.6 緩衝材施工技術の検討

3.6.1 吹付け施工技術の高度化に向けた取り組み

放射性廃棄物地層処分施設における緩衝材であるベントナイト系人工バリアの構築工法としては、これまでに原位置締固め工法やブロック定置工法等が検討されている。原位置締固め工法は、一般の土木工事を含め実績が多いが、ベントナイト系人工バリアに要求されている止水性能を満足させるために必要な均質かつ高い乾燥密度を達成させるためには、狭隘な箇所での施工性の向上や施工時の周辺岩盤、近接構造物への力学的影響の低減などが必要である。また、前述の試験でも述べたように、ブロック定置工法に関しては、ブロック製造・把持・定置技術の精度向上、ブロックの隙間の評価方法などが検討されている。これらの従来技術に対して、吹付け工法は、狭隘な箇所においても周辺構造物への力学的影響をほとんど与えず、高密度かつ均質な緩衝材を構築可能な技術である。本検討では、この吹付け施工技術の概要、並びに高度化に向けた取り組みに関して述べる。

(1) 吹付け工法の概要

一般的に、吹付け工法は、事前に水分量を調整した材料を吹付ける「湿式吹付け技術」とノズル付近で乾燥材料と水を混合させて吹付ける「乾式吹付け技術」に二分化されるが、本吹付け工法は前者の「湿式吹付け技術」を応用した高密度ベントナイト構築技術である。本工法では、原則的にノズルワークが可能な施工空間が存在すれば施工可能なため、転圧工法やブロック定置工法と比較して、狭隘箇所での施工性に優れている。また、特筆すべき点は、後述する吹付けノズルや施工条件などの様々な技術開発によって、これまで吹付け工法では不可能とされてきた緩衝材の施工品質管理基準である乾燥密度 1.6Mg/m^3 を達成している点である。詳細については、原環センター（2015）[12]を参照されたい。

(2) 実規模施工確認試験

緩衝材の設計や品質管理、搬送・定置技術、長期性能予測等への反映を行うためには、緩衝材の施工方法により品質自体を向上させて、再冠水時に発生する現象（膨潤挙動、化学変質など）に及ぼす影響を低減させることも必要となる。そこで、本研究では、品質向上（均質で隙間を生じさせない施工）の可能性を有するベントナイト吹付け施工技術に着目し、実際の施工環境を想定した施工能力に関する検証を行った。

既に、既往の研究において吹付け工法で施工した緩衝材の均質性が確認されていることから、本研究では、実際の処分施設で緩衝材を施工する場合を想定して、湧水がある処分孔を模擬した実規模のモールドで吹付け実験を行い、湧水環境下における施工性、および施工品質の確認を行った。

1) 試験条件

本試験では、実規模のモールド（外径 2360mm、内径 860mm、高さ 500mm）を 4 分割した領域に対して吹付け施工で緩衝材を施工した。モールドの側面には底面から 50、250、450mm

の高さ（上段、中段、下段と称す）に地下水の湧水孔が周方向に均等に配置（図 3.6.1-1 参照）されている。また、モールドの底板と側面の間には、約 5mm のクリアランスが設けられている。これは、吹付け中に漏水が発生した場合、ただちに視認できること、また、モールド底面に溜まった湧水をモールド外部に排水することを目的としている。

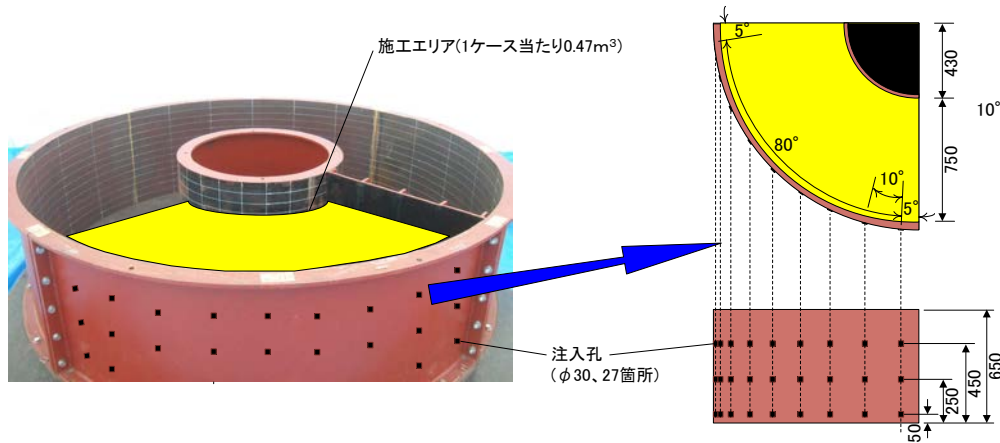


図 3.6.1-1 リング型モールドの諸元

試験ケースを表 3.6.1-1 に示す。試験は、堆積岩を模擬した面状の湧水を想定し、全 27 箇所の孔から 0.1ℓ/min の湧水を生じさせる Case1 と、結晶質岩を模擬した噴水状の湧水を想定し、3 箇所孔から 0.1ℓ/min の湧水を生じさせる Case2、Case2 の湧水量を 0.01ℓ/min に変更した Case3 の全 3 ケースを行った。

表 3.6.1-1 吹付工法の実規模試験ケース

試験ケース	対象岩種	湧水条件	湧水箇所	湧水量
Case 1	堆積岩	面状湧水	27 箇所	0.1 ℓ/min (湧水孔 1 箇所当たり 0.1/27 ℓ/min) 面状湧水
Case 2	結晶質岩	噴水状湧水	3 箇所	0.1 ℓ/min (湧水孔 1 箇所当たり 0.1 /3 ℓ/min) 噴水状湧水
Case 3	結晶質岩	噴水状湧水	3 箇所	0.01 ℓ/min (湧水孔 1 箇所当たり 0.1 /3 ℓ/min) 噴水状湧水



図 3.6.1-2 吹付け後の施工部 (Case1)

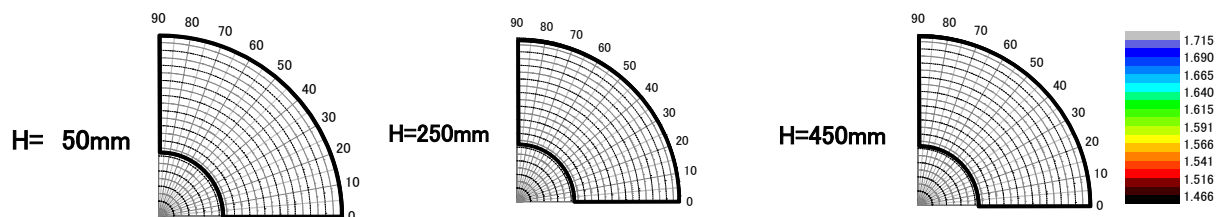
2) 試験結果

Case1 における吹付けでは、堆積岩を模擬した面状の湧水環境を想定し、全 27 箇所孔から 0.1ℓ/min の湧水を生じさせた。吹付け後の施工部を図 3.6.1-2 に示す。図 3.6.1-2 から、堆積岩を模擬した面状の湧水環境においても、吹付け施工によって、ベントナイト系人工バリアが構築可能であることが確認できた。

図 3.6.1-3 に施工部の密度分布を示す。図 3.6.1-3 は、各湧水孔高さ ($h=50、250、450\text{mm}$) における施工部の密度分布を平面図で示している。各段の結果から、モールド中心から半径方向へ向かって密度が小さくなるのがわかる。特に、下段における密度の変化は大きく、モールド中心付近の密度は 1.7Mg/m^3 程度であるのに対して、側壁付近では 1.6Mg/m^3 の箇所が存在している。このことは、吹付け中に湧水が完全に止水されず、施工部を侵食し続けた結果と考える。

湧水環境下における吹付け施工実験の結果を下記にまとめる。

- 吹付け施工は、湧水発生状況下においてもベントナイト系人工バリアを構築可能である。
- 現状の吹付け施工技術は、天然バリアからの湧水量が 0.1ℓ/min である場合、一時的に止水可能ではあるが、完全な止水は難しく、施工部に水みちが発生する。
- 本試験における吹付けエリアには、モールドの組立てや湧水の排水機能を目的として生じた特有の境界条件が設定されており、本実験結果をそのまま実施工に反映することは適切ではない。実施工の境界条件をより忠実に再現した条件下での吹付け施工を行う必要がある。



(a)下段 (高さ $h=50\text{mm}$) (b)中段 (高さ $h=250\text{mm}$) (c)上段 (高さ $h=450\text{mm}$)

図 3.6.1-3 密度分布図 (Case1、平面図)

(3) 湧水による破過圧に関する試験

本試験は、吹付け試験で構築した 2 つの緩衝材を使用し、体積拘束した緩衝材に対して、天然バリア材が堆積岩 (Case1 : 27 カ所) の場合と結晶質岩 (Case2 : 3 箇所) の場合を想定して湧水箇所の数を変えて給水により膨潤させた。最大給水圧は 1.0MPa 程度とし、給水を約 4 ヶ月間継続して緩衝材を十分に膨潤させた。その後、破過試験を行い、計測した破過圧の値から、パイピング・エロージョン現象に対する緩衝材の膨潤効果を評価した。試験ケースを表 3.6.1-2 に示す。

表 3.6.1-2 試験ケース

試験ケース	想定岩種	給水条件	確認項目
Case1	堆積岩	給水圧 1.0MPa モールド側壁の 27 箇所から給水	給水量 破過圧
Case2	結晶質岩	給水圧 1.0MPa モールド側壁の 3 箇所から給水	

破過試験は、給水しながら任意の時期に体積拘束を解除して実施した。破過試験時の通水量は 100cc/min である。給水期間と最大送水 (破過) 圧の関係 (図 3.6.1-4 参照) から、給水期間 50 日以降における最大送水 (破過) 圧の低下が確認された。

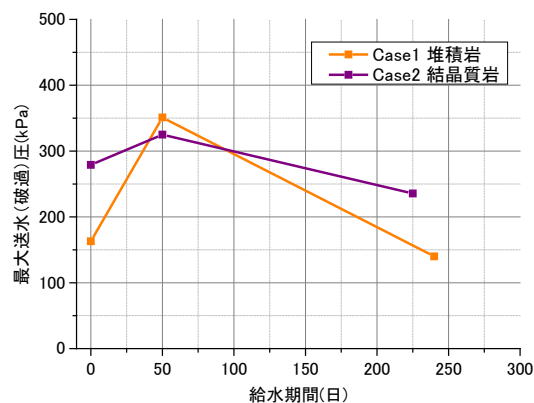


図 3.6.1-4 最大送水圧と給水期間の関係

(4) 鉄との接触による緩衝材の変質

前項で示したように、給水したことにより緩衝材の変質がかかわると思われる現象が見られた。この試験後の解体によってベントナイトが変色も見られた。変質が緩衝材の機能劣化につながる事が懸念されたため、緩衝材の変質に関する分析を行った。対象とした試料を図 3.6.1-5 に示す。また、オーバーパックの腐食試験は 10 年にわたり行われ、地下環境でも 2 年間の腐食試験が

行われた。これまでは、腐食試験の際にオーバーパックの周囲に設置されたベントナイトの変質には目を向けられなかったが、本検討では、得られた鉄接触ベントナイトは貴重な試料であるため、これについても分析を行い、鉄の腐食と緩衝材の変質の相互作用について考察した。

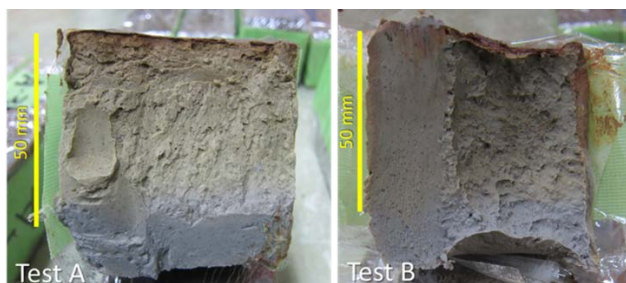


図 3.6.1-5 鉄と接触したベントナイトの断面（上部が接触面）

10年間の腐食試験は、小型のセル内に炭素鋼の周囲にベントナイトを圧密して設置し、浸漬し、80℃、還元環境下で行われた。浸漬液は海水と淡水の2種が使われ、5年目と10年目に解体分析を行った。ベントナイトの変質は、溶液系が違うことにより変質相に違いがあることがわかった。各溶液系におけるこれらの材料の変質相について表 3.6.1-3 に示す。ケイ砂が含まれていることにより、Feの変質物質としてFeシリケイトが生成していた。この生成がベントナイトの変質にも影響していると考えられる。これまでの研究では、ベントナイト（モンモリロナイト）がパーチェリン（蛇紋石族）を経て、緑泥石に変質することによって、膨潤性を失うことが懸念されていた。本研究でもFe蛇紋石の生成も見られたが、多くはサポナイトやノンとロナイトになっており、スメクタイト構造（粘土としての層構造）は維持されていることが分かった。図 3.6.1-6 にベントナイトの変質システムの図を示す。この図からも、鉄とベントナイトの相互作用を検討する際にはシリカ（Si）の関与を考慮すべきだといえる。

吹き付け試験で得られた鉄接触試料は、室温での試験であり、短期間の変質であったが、鋼製枠から供給された水酸化鉄（ $\text{Fe}(\text{OH})_2$ 、 FeOOH 等）がベントナイトの空隙に見られ、また、ノンとロナイトの生成も見られた。この試験の通水液は海水ではないが、酸化雰囲気であることなどが影響しているものと思われた。

鉄の影響による変質について、鉄接触試料についての分析結果より、鉄及びベントナイトの化学的な変化に関して、試験の対象とされた処分環境、経過時間等を考慮した上でベントナイトの機能劣化の観点で表 3.6.1-4 に要素を整理した。

表 3.6.1-3 溶液系における変質相の違い

溶液系	炭素鋼の変質相	ベントナイトの変質相
海水	$\text{Fe}(\text{OH})_2$ Fe-silicate (Na, S, Cl 含む) Fe_3O_4 (酸化的などとき) FeCO_3 MnS SiO_2	Fe 蛇紋石 Fe サポナイト ノントロナイト(酸化的などとき) サニディン 石膏
淡水	$\text{Fe}(\text{OH})_2$ Fe-silicate (Na, S 含む) Fe_3O_4 (酸化的などとき) SiO_2	Fe 蛇紋石 Fe サポナイト サニディン

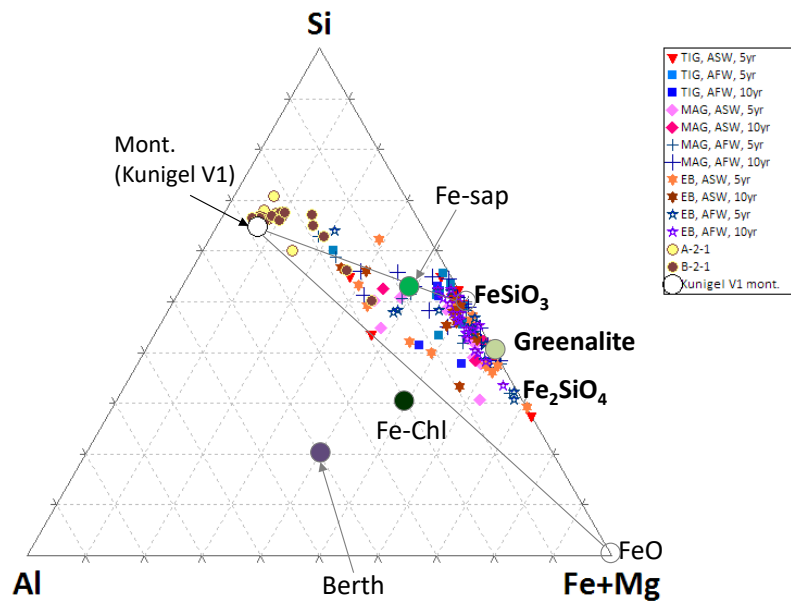


図 3.6.1-6 Si-Al-Fe+Mg 三成分系で表す Fe-モンモリロナイト変質システム

表 3.6.1-4 炭素鋼接触ベントナイトの相互作用の要素関連表

ベントナイト 炭素鋼	液相	モンモリロナイト	シリカ	長石
Eh-pH	海水系と淡水系で異なる	pH は溶解速度に影響	pH は溶解速度に影響 溶解速度は淡水系(low Eh)で加速している。 海水系ではトリディマイトの沈殿が顕著。	pH は溶解速度に影響 モンモリロナイトの Fe 変質時の Al 排出で生成する二次鉱物として重要
溶接金属と炭素鋼成分 Mn, Cu, C	溶接の有無に無関係に Mn 溶出	溶接の有無に無関係に Fe 変質して鉄サポナイトかノントロナイト化 淡水系で速い	関係は不明	関係は不明
Fe(OH) ₂ FeO	海水系も淡水系も存在	不明	不明	不明
Amorphous Fe-Cl-S silicate	海水系で発達が顕著	グリーンライトへ変質	共存する場合がある	不明
Fe ₃ O ₄ FeCO ₃	海水系で支配的	関係は不明	二次的なシリカと共存している	不明

3.6.2 設計方法の検討

高レベル放射性廃棄物等の地層処分に関する技術開発事業では、人工バリア全体の設計・施工仕様の策定に関する調査・検討が行われており、その一環として緩衝材の品質・健全性を確保するための方策について検討が進められている。本検討では、ベースとなる知見等の整理を行い、知見やデータ等の取りまとめの方法（整理の視点や体系の具体化など）ならびに設計に関連する指標や規格値等の提示方法の検討を行った。

(1) 実施内容

1) 緩衝材に関する知見の整理

緩衝材の設計方法の検討を行うにあたって、まず緩衝材に関する既往の知見の整理を次の a、b によって行った。

a 緩衝材の機能

原子力発電環境整備機構（以下、NUMO）の包括的技術報告書や原子力学会での論文等について緩衝材の機能に係る最新の情報を調査収集し文献リストを作成した。文献リストの例を表

3.6.2-1 に示す。また、得られた知見の一部を以下に示す。

- 乾燥密度の異なるベントナイトが共存した場合、飽和・膨潤後にも密度差が残る。
- 大小ペレット混合供試体に蒸留水を通水する場合、水みちが閉塞する流量は 0.001L/分であり、0.005L/分以上ではパイピングが発生する。

表 3.6.2-1 文献リストの一例

1.番号	No.021
2.文献名	緩衝材の再冠水挙動評価 (1) ベントナイト系人工バリアの再冠水時の挙動および品質評価
3.執筆者	鈴木圭、朝野英一、小林一三
4.設計・施工への反映すべき知見	【設計・施工】乾燥密度の異なるベントナイトが混在する場合には、再冠水後も乾燥密度の差が残り、応力履歴の違いによっても乾燥密度の差が生じるため、材料の選定及び施工法の選択にあたっては留意が必要である。
5.考慮すべき項目に関する記載内容	<ul style="list-style-type: none"> ・緩衝材に生じる挙動に関する事象： 乾燥密度、応力履歴の異なる緩衝材は再冠水後も密度差が残るという現象は、有効ベントナイト乾燥密度と1次元圧密試験とのe-logP 関係から次のように説明される。すなわち、高密度部は膨潤により、平行移動した膨潤線をたどって下降し、低密度部は高密度部の膨潤により圧密線を辿って上昇する。両者は互いに有効乾燥密度が等しくなる方向に向かうが、圧密圧力が等しくなるところで平衡状態に達し、両者には乾燥密度差が存在する。
6.緩衝材の仕様に関する整理の視点	<ul style="list-style-type: none"> ・Ca 型、Na 型ベントナイトを試験に使用（詳細表記なし）
7.緩衝材の整理の基軸	—
8.出典	日本原子力学会2011年秋の大会、B31
9.その他	<ul style="list-style-type: none"> ・Ca 型/Na 型ベントナイトは、通水する液種によって膨潤圧が異なることが確認された。また、Na 型ベントナイトについては初期に蒸留水で通水すると透水係数が低くなり、液種が蒸留水から CaCl₂ に変化してもその傾向が変わらないことが確認された。 ・緩衝材も圧密圧力の釣合う点で、変形が止まるという力学に則した説明が可能となった。有効ベントナイト密度と圧密圧力の関係を示す e-logP 関係から、同じ圧密圧力になる有効ベントナイト乾燥密度が求められる。

b 緩衝材の仕様

JAEA や NUMO で取りまとめられた緩衝材の仕様等を決定する方法やデータ整理の考え方・体系化方法を整理するとともに、スウェーデンの SR 報告書でまとめられてい

る設計の考え方等も整理し、日本の考え方との違いについて以下のような考察を行った。

- 設計要件については、各々が独立した要件ではなく、相互に影響を及ぼすものであることに留意が必要である。
- aにおいて整理された知見にもある「膨潤後の密度差の残存」も含め、不飽和から飽和に至る期間に緩衝材の性能に与える要因なども設計要件に加えた方がよい。
- 上記の例として、例えば設計要件の一つとしている低透水性の指標は「ペクレ数」とされているが、SKBでは「乾燥密度」とされており、より適切な指標を検討する必要がある。
- 施工に関してはブロック工法、吹付け工法やペレット充填工法などがあるが、各施工方法において施工後の再冠水挙動が異なり、最終的な緩衝材の品質に与える影響は異なる。よって、今後設計要件の具体化においては、施工方法に応じて検討することも必要になる。

2) 緩衝材の設計要件に関する整理

次に1)の検討及び表 3.6.2-2 に示す NUMO が公表している緩衝材の設計方法 (NUMO、2016) [11]をふまえて、信頼性向上の観点から設計要件に関する整理を行った。また、新たな知見や各設計要件に影響を及ぼす要因等を加味して緩衝材の設計方法について検討した。さらに、緩衝材の仕様に関わる指標について考察を加えた。

表 3.6.2-2 緩衝材の設計要件 (NUMO、2016) [11]

設計要件	方法	指標	基準
低透水性	緩衝材中の放射性物質の移行が拡散によって支配されるように、緩衝材の密度を設定する。	ペクレ数	0.1以下
自己シール性	施工時の隙間を充填可能な膨潤性を有していることを確認する。	膨潤率/隙間体積比	2以上
コロイドろ過能	コロイドが緩衝材中を透過しないように、緩衝材の密度を設定する。	コロイド透過率	0
微生物影響の防止	緩衝材内で微生物活動が生じないことを確認する。	菌体数	増殖しないこと
物理的緩衝性	オーバーパックの腐食膨張による影響を緩和できるように、緩衝材の密度と厚さを設定する。	緩衝材圧密反力と地下水静水圧の合計	オーバーパックの耐圧強度を下回り、急増しないこと
自己修復性	ガス発生等により亀裂が生じたとしても、閉塞可能な密度であることを確認する。	破過前後の透水係数の増加割合	1以下
製作施工性	緩衝材ブロックが製作可能な密度であることを確認する。	有効粘土密度	1.8Mg/m ³ 以下

 安全機能に関わる要件
 実現性に関わる要件

a 設計要件の関連性

1)より、NUMO が公表している緩衝材の設計要件は、それぞれが必ずしも独立したものでなく、相互に影響があると考えられるため、緩衝材に求められる機能をふまえてこれらの関連性の整理

を行った。その結果、これらの位置付けは横並びではなく従属関係があることが分かった。例えば、放射性物質の移行抑制に関わる安全機能を直接的に満足するための「低透水性」および「コロイドろ過性」が上位に位置付けられ、それらに従属する要件として膨潤性に関わる「自己修復性」および「自己シール性」が位置付けられる。また、「製作施工性」は工学的実現性を満足させるための上位の要件であり、「物理的緩衝性」「微生物影響の防止」は、オーバーパックの設計要件である構造健全性を従属するための従属的な要件に位置付けられる。図 3.6.2-1 に整理を行った各設計要件の関係性を示す。

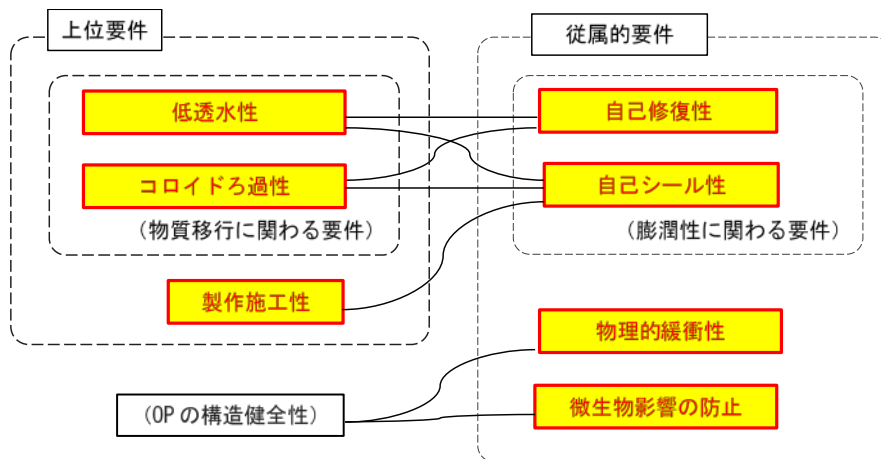


図 3.6.2-1 設計要件の関連性

b 設計上の留意点

1)で整理した緩衝材の機能への影響事象に関する現状の知見をふまえると、既往検討において必ずしも明示的に取り扱われてこなかった緩衝材の設計上の留意事項として、表 3.6.2-3 の項目が挙げられる。

表 3.6.2-3 本検討で着目する設計要件への影響因子と知見

影響事象	留意事項	関連する設計要件
施工時のすき間	施工時のすき間に起因した再冠水後（膨潤後）の残留密度差	低透水性、自己シール性
地下水による緩衝材の流出	再冠水過程におけるパイピング・エロージョンの発生条件と発生量	製作施工性を除く各設計要件

施工時のすき間に対する「自己シール性」は、施工方法や施工誤差に応じて決まるすき間の大きさに対して、すき間を充填できるように緩衝材の仕様を設定するための要件である。設計において留意すべきは、すき間が充填された後の残留密度差による緩衝材機能（低透水性）への影響であると考えられる。この低透水性に関しては、施工時のすき間の影響を検討した結果、ペクレ数に関しては緩衝材の平均流速を用いることで問題ない見通しを得た。また、処分孔設置式の場合、地下水による緩衝材の流出については

設計上の対応として許容湧水量を設定し、緩衝材の流出量に応じて密度を割増す方法によって対応することを提示した。ただし、緩衝材が鋼製容器に納められた PEM 横置き式の場合は、鋼製容器の寿命（健全な期間）をどの程度見込むか等によって考え方を整理する必要がある。

3) 設計方法の検討

2)の検討内容を基に新たに緩衝材の設計方法の検討を行った。2)の設計要件の関連性の整理より、実質的な設計要件の絞り込みが可能と考えられる。すなわち、コロイドろ過性、自己修復性、微生物影響の防止は、満足すべき基準値の関係からは実質的な要件にならず、緩衝材の仕様は低透水性、自己シール性、応力緩衝性、製作施工性で決まると考えられる。再整理した緩衝材の設計要件を表 3.6.2-4 に示す。

表 3.6.2-4 再整理した設計要件と仕様の設定方法

設計要件	指標	仕様の設定方法
低透水性	ペクレ数	ペクレ数が1より十分小さくなるよう膨潤後の緩衝材の透水係数を設定し、対応する密度の下限値を設定
自己シール性	緩衝材の膨潤量 ≥ 施工時の隙間 体積	隙間の大きさに対して、緩衝材の膨潤量が余裕をもって充てんできる密度と厚さを設定
応力緩衝性	OP の耐圧強度と 緩衝材からの作 用荷重の関係	有効粘土密度と圧密応力の関係式から求められる OP への圧密反力が、静水圧等 OP に作用する荷重と合わせ、OP の耐圧強度を下回るように膨潤後の密度と厚さを設定
製作施工性	施工可能な密度	施工試験に基づき、施工可能な密度の上限値を設定

これらの各要件それぞれに関する検討をふまえた緩衝材の設計フローを図 3.6.2-2(a)に示す。フロー図に示される設計要件に対応した緩衝材の仕様範囲の設定例を図 3.6.2-2(b)に示す。

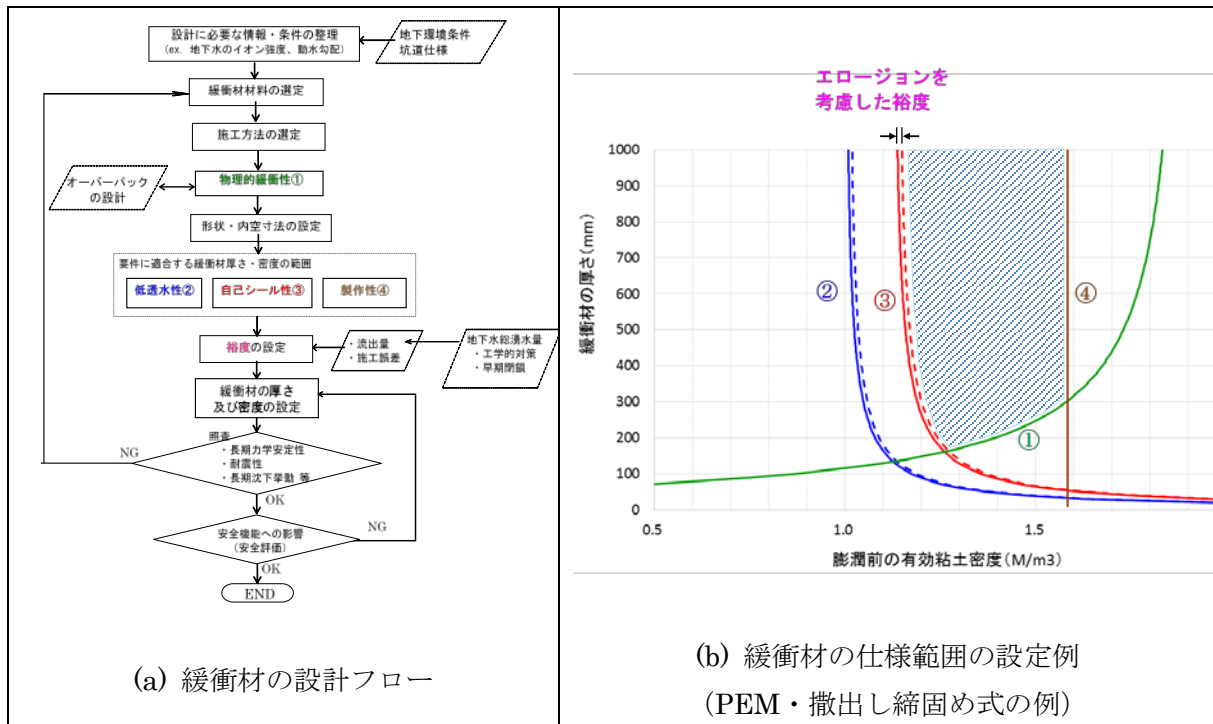


図 3.6.2-2 緩衝材の設計フローと使用範囲の設定例

4) 設計に必要なデータに関する検討

本検討では緩衝材の設計においてバリア機能を確保する観点から特に重要となる透水係数に絞ってデータの整理を試みた。透水係数は、同じベントナイト材料であっても試験の供試体ごとにモンモリロナイト含有量等が異なり、これが要因となってデータにばらつきの生じることが考えられる。よって有効粘土乾燥密度及びモンモリロナイト含有率をパラメータとしてクニゲル V1 の透水係数を再整理した。その結果次のような知見が得られた。

- クニゲル V1 では蒸留水に対しては比較的多くのデータが取得されているが、人工海水の低密度領域のデータがやや不足している。
- 透水係数のデータにはばらつきがあり、 $\text{平均値} + \sigma$ もしくは $\text{平均値} + 2\sigma$ 程度の範囲を考慮した設計（密度の余裕）が必要と考えられる。

上記の知見より透水係数のばらつきの範囲を $+2\sigma$ と仮定した時の仕様範囲の例示を図 3.6.2-3 に示す。

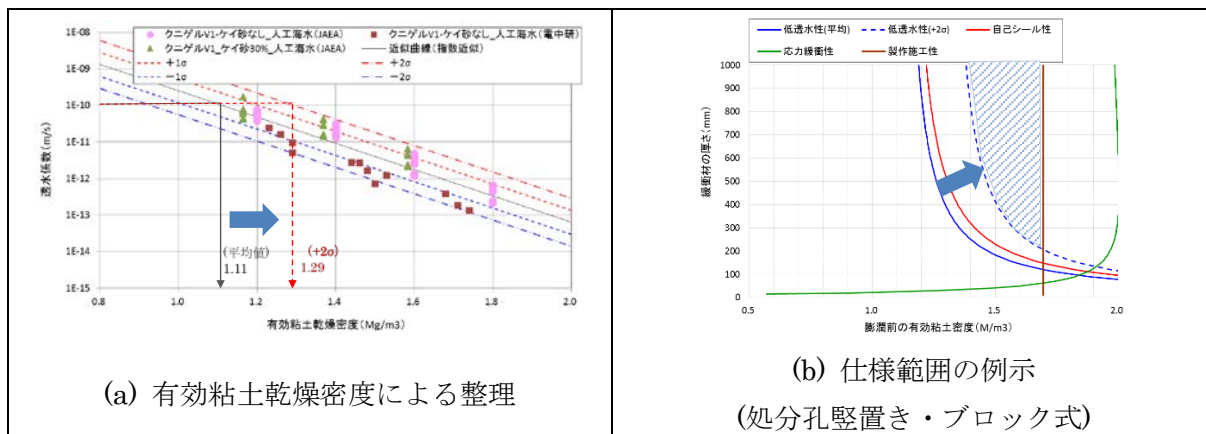


図 3.6.2-3 透水係数のばらつきに関する整理 (ばらつきの範囲を $+2\sigma$ と仮定)

(2) まとめと課題

施工方法の検討では、まず緩衝材に関する既往の知見の整理を行い、その結果を基に緩衝材の設計要件に関する整理を行った。この知見より緩衝材の設計方法の検討を行い、緩衝材の設計フロー及び緩衝材の仕様範囲の設定に関する提案を行った。また、設計に必要なデータに関する検討として、有効粘土乾燥密度及びモンモリロナイト含有率をパラメータとしてクニゲル V1 の透水係数を再整理し、透水係数のばらつきに基づいた裕度を考慮した仕様範囲の例示を行った。

今後の課題として設計方法については、各処分孔への湧水量は処分坑道の配置やその掘削・埋戻し工程によって異なると考えられることから、緩衝材単独の設計では限界があり、処分施設全体から見た総合的な観点による検討をつめていく必要がある。設計に必要なデータについては、ベントナイトの種類を選択肢を広げるため、海外産ベントナイト材料に関わるデータを整理する必要がある。また、「微生物影響の防止」については、SKB の試験データから間隙比の閾値に関する知見が得られており、このような知見を緩衝材の設計にどう取り入れるかが今後の課題といえる。

3.7 まとめ

5年間の再冠水期間における緩衝材に関する研究によって、再冠水によって起こる緩衝材の変化についての現象理解が進んだ。また、試験結果を基に、解析的に評価する方法の検討を行った。

地下水の浸潤については、現象理解のための長期試験を終了し、浸潤過程と密度の均質化に関しては、解析的な再現性の確認まで行っている。但し、一次元での評価であるため、今後2次元、3次元の評価方法の構築が必要である。

再冠水時の変質については、緩衝材の性能への影響が供給の条件（浸潤中のイオンの供給のシナリオ）に影響を受けることがわかった。先に淡水系の地下水で飽和されていれば、その後にCaイオン等が供給されてもその影響は緩和されると考えられる。

緩衝材の流出に関しては、様々な環境を考慮した室内試験を実施し、現象理解を進めるとともに、緩衝材抑制のための対策についての検討を行った。地下環境での試験では、実環境の複雑な系での確認試験を行い、課題を抽出した。また、処分場での湧水を評価するための解析方法についても検討した。再冠水時の緩衝材の機能低下には、流出による密度の低下の影響が大きいと思われるため、今後もその抑制に向けた要素試験、ならびに実環境での確認試験が必要である。

試験によって得られたこれらの知見を基に、設計に関して最新知見での情報を提供するために、情報整理と設計への反映事項をまとめた。

以下にそのまとめを示す。

3.7.1 緩衝材への地下水浸潤

再冠水による緩衝材の状態変化は、地下水の浸潤に起因して生じる。本検討では、浸潤に係る事象として、まず、浸潤の速度をモデル試験として取得することを考えた。蒸留水とNaCl水溶液の2種の液種を水位差によって浸潤させる試験を行った。また、膨潤した後に不均一な緩衝材が膨潤力によって均一化する挙動について、応力のつり合うところまでの変形が起こることを予測し、直接接触しない試験装置を用いて応力を作用させ、変形と密度の変化を測定する試験を行った。これらの試験は、力学の理論的解釈を確認する試験としての位置付けとともに、解析の検証試験となることを目標としている。これらの試験をモデル化し、解析的な評価手法の検討も行った。

(1) 緩衝材への地下水浸潤状況の評価

本検討によって、ベントナイト系緩衝材への浸潤速度を取得した。速度の測定のために一次元と見なせる試験系を考え、密度が均一と見なせるように、50mmφ、1000mmのアクリルの筒中に5mmずつベントナイトを圧密して、供試体を作製した。水の供給は一定圧力になるように制御した。浸潤による飽和度は、予め飽和度と比抵抗値の関係を取得して、比抵抗値の測定によって求めた。

浸潤速度を得ることは再冠水過程を予測するための時間軸の設定となる。この浸潤速度が把握できれば、解析手法に本試験結果を反映させることによって緩衝材内の飽和の過程を取り扱うこ

とができ、それによって、膨潤力の発生の進展状況等にも繋げていくことができると考えられる。また、化学的な変質挙動が施設閉鎖後の何時から始まるのか等も推定できる。

本試験で得られた浸潤速度は、一次元で不飽和状態の緩衝材に蒸留水や NaCl 水溶液を浸潤させた場合、浸潤フロントの進展速度を実験的に取得したものである。浸潤速度式は、拡散方程式の解が時間の平方根に比例することに概ね整合する結果であり、この試験結果は、従来の不飽和状態の緩衝材の水の浸潤に対して、イオン濃度の異なる場の水自身の拡散運動として捉えるやり方の妥当性の裏付けになるものである。

本試験をモデルとして解析コード、DACSAR と COMSOL を使って不飽和一次元浸潤解析で再現解析を行った。この結果、試験結果を再現するための情報が得られ、一次元のベンチマーク試験として活用することができた。COMSOL については、連成解析のプラットフォームとすることのできる解析ツールであるため、今後、DACSAR を取り込んだ解析ができる可能性もあり、再冠水期間の挙動予測のために有効なツールと考える。

同一の試験系による膨潤変形試験は、緩衝材が隙間を膨潤によって埋める際の進展についての挙動把握を行った。緩衝材の位置毎の膨潤挙動を得るためにマーキングし、体積拘束せずに膨潤させた場合の挙動を、5mm の層毎に定量的に把握することを目的とした。

本試験によって、体積を拘束させない場合には、まず、圧縮された緩衝材のごく表面付近が膨潤し、膨潤することにより内部への浸潤が遅くなることがわかった。この挙動により、膨潤する緩衝材の表面に密度が低い部分が生じることを意味する。膨潤の進展を把握することは緩衝材流出発生の境界値の検討と合わせて考えることにより、再冠水時の初期に起こる緩衝材の流出の挙動把握を深めることにつながると共に、緩衝材の流出抑制の対策を考える上でも有益なデータとなる。

(2) 再冠水過程での密度均質化挙動

ベントナイト系材料は、再冠水によって膨潤するため、緩衝材の施工時の密度分布や隙間などがあっても、飽和後には均質化すると考えられている。そのため、過去に密度分布を有する供試体が均質化する様子を取得する試験は数多くなされてきたが、密度分布がなくなるまで均質に膨潤した例は無かった。そのため、本検討では、密度の均質化が定常にいたるまで長期試験を行い、応力が釣り合ったことにより変形が収束するために、密度の均質化も均一にはいたらずに密度差が残ることを示した。また、この密度差は塩水環境では大きくなった。

この検討で実施した小規模試験を弾塑性力学に立脚した土水連成解析によって別途解析した。土構造骨格の力学とその隙間を満たす水の水理を連成させた解析によって、試験を再現する結果が得られ、ベントナイトの膨潤挙動に関して知見が得られた。

また、本検討によってベントナイト系材料であっても、一般の地盤材料と同様に、応力履歴の影響を受け、その影響で均質化しない可能性があることを指摘できた。今回実施した膨潤圧、膨潤量試験は力学的解釈のために要素となる現象の検証試験として実施された。今後は、応力ひずみ関係に相当する空隙比（乾燥密度）と圧密圧力の関係や水分特性曲線の取得が必要である。これらの取得により、ベントナイトの膨潤モデルの構築や解析コードの高度化などが可能になると考えられ、本検討によっても、広範囲の乾燥密度に対応できる構成式の高度化に取り組んでお

り、今後さらに検討を進めることにより、再冠水期間の浸潤挙動、および再冠水後の緩衝材の状態の予測ができると考える。

3.7.2 再冠水時の緩衝材の変質に関わる検討

再冠水時に考えるべき化学的な変質として、瞬時反応として扱われているイオン交換反応を対象とした試験を行った。Ca 型化が進行することによる、膨潤圧、透水係数の変化に関するデータを取得した。

Ca イオンの浸潤のシナリオを設定し、浸潤の順番（淡水と CaCl₂ 水溶液の浸潤の順番）を変え、試験を行った。この結果、飽和と Ca 型化に対して透水係数は可逆的であるが、膨潤圧は非可逆的という可能性があることが分かった。このことは、膨潤圧が緩衝材に期待する性能の一つである場合、Ca 型化と飽和の発生する順番で膨潤圧が異なる可能性があるということを示している。また、透水係数が低いことは、緩衝材に求められる核種移行の遅延のために重要な特性である。また、膨潤圧が高いという性質により、自己シール性が高い、あるいはオーバーパックの保持機能がある、等が達せられる。今回の試験により、Ca 型化が進むことにより膨潤圧の上昇が抑えられる可能性が示唆されていることから、この緩衝材の機能の低下に対して対策が必要となる。再冠水期間に Ca 型化が起こり得るシナリオを考慮した上で、施工および対策を行う必要がある。

3.7.3 緩衝材の流出に関する検討

(1) 室内試験

緩衝材流出に関して、室内試験によって、施工方法や湧水環境を考慮して条件を設定し、小型セルを主に用い、長尺セルや工学規模（約 60cm φ×60cm）の試験を行い、その現象把握、境界条件等についての検討を行った。通水量、液種、通水・排水の位置等、緩衝材の流出現象に及ぼす影響要因について行った試験についての一覧を付表-1 と付表-2 にまとめた。これらの試験によって、緩衝材流出は、スケールに関わらず総流量によって評価できることを示した。これによって、緩衝材流出の許容量を判断する際の指標を示すことができたと考えられる。また、塩水環境を模擬した 0.5mol/min の NaCl 水溶液等の試験により、塩水では、ベントナイトが凝集するため、淡水環境とは挙動が異なることが示された。塩水環境では緩衝材流出が抑制されるという結果も得られているが、NaCl 水溶液と CaCl₂ 水溶液では挙動が違うこともわかっており、イオン強度の影響とともに、イオン種の影響も考えなければならないことが課題として挙げられる。

また、緩衝材流出を抑制する対策として、プレ膨潤やペレット充填等の工学的対策案の効果を検証し、効果があることを示した。但し、これらの工学的対策の施工方法や、効果を発揮されるための詳細な条件の検討が必要である。

今後は、本検討の知見を元に、実際の処分場である地下環境下を想定した条件設定や施工条件等を考慮した検討を行っていく必要がある。具体的な課題について以下に示す。

① 緩衝材と岩盤の隙間の影響

- ⇒ 隙間をパラメータとした緩衝材の膨潤圧と浸潤領域
- ⇒ 隙間をシールした際の緩衝材の密度と飽和度分布（緩衝材端面の状態把握）
- ⇒ 隙間をシールした際の緩衝材端面のパイピング現象の把握（通水圧（通水量）との関係）

② 岩盤（緩衝材周辺方向）からの湧水の影響

- ⇒ 緩衝材の膨潤後に周辺から水が供給され続けた際の緩衝材と岩盤の界面の状態把握

③ 地下環境を想定した工学的対策案の検証

(2) 地下研究施設における緩衝材流出試験

原位置における緩衝材流出試験から得られた知見を以下に記す。

- ・ 亀裂のような集中湧水箇所がある場合には、緩衝材にパイピングや流出が生じた。
- ・ 処分孔に緩衝材を定置後、放置するとパイピングが生じると共に経路や数に変化した。
- ・ 処分孔に緩衝材を定置後、上部を埋戻すと注水圧が最大値で収束した。ただし、緩衝材の流出は生じた。緩衝材の流出経路として周辺岩盤の可能性もあることがわかった。
- ・ 流出対策として、ア) 緩衝材周囲の隙間をペレット充填した場合、緩衝材の機能劣化を抑制できる可能性があることがわかった。また、イ) 土圧（膨潤圧）を十分上昇させた場合、注水圧力は微増を続けると共に緩衝材の流出量が減少した。あらかじめ土圧を上昇させておく対策の効果は、今回の試験では不明である。今後、周辺岩盤の特性と併せて検討し、室内における要素試験と比較することで明らかにする必要がある。
- ・ 送水量とエロージョン量の関係について、室内試験と比較した結果、原位置の方がエロージョン量は少なかった。しかし、同じ材料（クニゲル V1）を使用すると傾きは概ね同じ結果となった。今後、は更にデータの蓄積が必要である。

(3) 緩衝材流出対策のための湧水の評価

本検討では水理モデルを、幌延 URL の地下環境を再現した割れ目ネットワークモデルによって構築した。このモデルを用いて地下水流動解析を行い、主に緩衝材流出に影響を与える可能性のある処分孔の湧水に着目して検討を行った。建設・作業手順が湧水に与える影響に関する検討では、複数坑道をモデル化の方が坑道一本当たりの湧水量は小さくなり、複数坑道をモデル化の方がより適切な湧水量が得られるという結論を得た。また、坑道掘削後の施工手順（定置・埋戻し）の違いに関する検討では、掘削後の坑道の埋め戻し手順に関する検討を行い湧水量の変化の傾向を把握した。湧水に対する工学的対策工の検討ではグラウトによる湧水量の低減効果を把握した。定置後の処分孔周辺の地下水流動の評価では、処分孔周りの EDZ の有無が緩衝材通過流量に大きな影響を与える要因の一つであるという結論が得られた。

今後の課題としては、地下水挙動の解明のため、室内試験や原位置試験結果と比較を行い、緩衝材と接している処分孔周辺の地下水挙動を再現することが必要である。また、今回の検討はパネル方式（縦置き）のみの検討であったが、Dead-end 方式（横置き）に関する検討も同様に必要である。

3.7.4 緩衝材施工技術の検討

(1) 吹き付け施工技術の高度化に向けた取り組み

吹き付け施工が湧水環境で適応できるかどうかについて、実規模スケールでの確認試験を行った。緩衝材に求められる乾燥密度を達成した施工をすることができた。しかし、湧水は止まらず、緩衝材の流出は起こることが示唆された。

施工後、注水を続け、緩衝材の飽和度を増すことにより、流出への影響を確認する試験を行ったところ、200 日以上注水の間、緩衝材の流出の目安となる破過圧が減少した。試験後の緩衝材は、施工に用いた鋼製枠に接している部分から約 5cm の厚さで変色部が見られた。

破過圧の現象が、鉄との相互作用に緩衝材の化学変質の可能性があると考え、これについての分析を行った。緩衝材の間隙への水酸化鉄の分散が観察されるとともに、イオン交換による Fe 型ベントナイトの生成、ノントロナイト等の粘土の骨格への鉄の取り込みによる鉱物変化が観測された。腐食試験後のベントナイトとの比較も行い、ベントナイトの鉄との相互作用による変質が、低温（室温）でも発生すること、ケイ砂の混合によって、鉄ケイ酸鉱物ができること、淡水環境と塩水環境では、鉱物変化のプロセスが異なること、等の知見が得られた。この知見は、今後、PEM 方式による緩衝材の施工後の緩衝材と PEM 容器の相互影響等を考える際にも有益な情報であると考えられる。

(2) 設計方法の検討

施工方法の検討では、まず緩衝材に関する既往の知見の整理を行い、その結果を基に緩衝材の設計要件に関する整理を行った。この知見より緩衝材の設計方法の検討を行い、緩衝材の設計フロー及び緩衝材の仕様範囲の設定に関する提案を行った。また、設計に必要なデータに関する検討として、有効粘土乾燥密度及びモンモリロナイト含有率をパラメータとしてクニゲル V1 の透水係数を再整理し、透水係数のばらつきに基づいた裕度を考慮した仕様範囲の例示を行った。

今後の課題として設計方法については、各処分孔への湧水量は処分坑道の配置やその掘削・埋戻し工程によって異なると考えられることから、緩衝材単独の設計では限界があり、処分施設全体から見た総合的な観点による検討をつめていく必要がある。設計に必要なデータについては、ベントナイトの種類を選択肢を広げるため、海外産ベントナイト材料に関わるデータを整理する必要がある。また、「微生物影響の防止」については、SKB の試験データから間隙比の閾値に関する知見が得られており、このような知見を緩衝材の設計にどう取り入れるかが今後の課題といえる。

第3章 参考文献

- [1] 原子力環境整備促進・資金管理センター：平成 19 年度地層処分技術調査等委託費 高レベル放射性廃棄物処分関連 処分システム工学要素技術高度化開発報告書（第 1 分冊）－遠隔操作技術高度化開発－（2008）.
- [2] A.Iizuka, H.Ohta: A Determination Procedure of Input Parameters in Elasto-Viscoplastic Finite Element Analysis, *Soils & Foundations*, Vol.27, No.3, pp.71-87 (1987).
- [3] Mualem, Y. (1980). A new model for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated porous media. *Water Resources Research* 12, No.3, 514-522
- [4] Van Genuchten. (1980). A closed-form equation for predicting hydraulic of unsaturated soils. *Soil Science Society American Journal* 44, 892-898
- [5] （公財）原子力環境整備促進・資金管理センター：平成 28 年度地層処分技術調査等事業 処分システム工学確証技術開発 報告書（第 2 分冊）,2017
- [6] I.Kobayashi, H.Owada, T.Ishii, A.Iizuka : Evaluation of specific surface area of bentonite0engineered barriers for Kozeny-Carman law, *Soils & Foundations*, Vol.57, pp.683-697 (2017)
- [7] (独)日本原子力研究開発機構：JAEA 緩衝材基本特製データベース,
<http://bufferdb.jaea.go.jp/bmdb/>
- [8] （公財）原子力環境整備促進・資金管理センター：平成 27 年度地層処分技術調査等事業 処分システム工学確証技術開発 報告書（第 2 分冊）,2016
- [9] 青柳和平, 川手訓：幌延深地層研究計画 平成 25 年度地下施設計測データ集, *JAEA-Data/Code* 2015-017, 2015.
- [10] 舟木・石井・常盤(2009): 新第三紀堆積岩中の割れ目は主要な水みちとなり得るか?, *応用地質*, 第 50 巻, 第 4 号, pp.238-247
- [11] 原子力発電環境整備機構 (NUMO) , 外部専門家ワークショップ資料「わが国における安全な地層処分の実現性ーサイト選定で規定される多様な地質環境を対象としたセーフティケースー」, 2016.
- [12] （公財）原子力環境整備促進・資金管理センター：平成 26 年度地層処分技術調査等事業 処分システム工学確証技術開発 報告書（第 2 分冊）,2015
- [13] （公財）原子力環境整備促進・資金管理センター：平成 29 年度地層処分技術調査等事業 処分システム工学確証技術開発 報告書（第 2 分冊）,2018

第4章 人工バリアと周辺岩盤の長期挙動評価手法の構築

4.1 背景および目的

人工バリア定置後の再冠水過程には、地下水位の回復にともなう緩衝材や埋戻し材への地下水の浸潤、ガラス固化体の発熱によるニアフィールドの温度変化などにより、人工バリアの定置後と再冠水後では異なる状態になる。そのため、安全評価では基本シナリオ（人工バリアは期待される安全機能を発揮するなどを考慮）と変動シナリオ（安全機能に対して擾乱となる可能性のある要因の影響を考慮）を対象とした解析も実施されている[1]。これまでにオーバーパックや緩衝材のそれぞれに対して健全性や品質を確保するための研究開発が進められており、人工バリアに加えてニアフィールドを構成する埋戻し材や岩盤の相互影響を考慮して再冠水後の人工バリアの状態を把握することにより、人工バリアの性能および安全評価の初期状態の設定根拠に対する信頼性を向上させることができると考えられる。

再冠水過程は数十年～数百年程度の期間と考えられているため、通常の試験で再冠水後の人工バリアの状態を把握することは難しい。そのため、数値解析により再冠水後の人工バリアの状態を予測することが有効な方法になる。再冠水過程では、緩衝材への地下水の浸潤、浸潤にともなう緩衝材の膨潤圧の発生、ニアフィールドの温度変化などを考慮する必要があることから、THMの連成解析を実施することになる。しかし、数百年程度の期間を対象とした数値解析を実用的に使用するためには、その計算結果の信頼性が確保されなければならない。計算結果の信頼性確保の方法として、V&V (Verification & Validation) に関する検討が進められている[2][3]。V&Vの考え方では、検証された計算結果と実験結果を定量的に比較することで、計算結果に対する妥当性が確認される。この考え方は、地層処分のような長期の時間スケールを対象とした解析においても、参考になると考えられる。

ニアフィールド領域を対象とした数値解析の妥当性確認のための実験データを取得するために、遠心模型を用いた加速試験が実施されている[4][5][6]。遠心模型試験では、相似則に基づく時間縮尺の効果により、数百年程度の時間に相当する実験データを取得することができる。

本章では、ニアフィールド領域を対象とした遠心模型試験により再冠水後の人工バリアの状態を把握するとともに、試験結果と遠心模型試験の再現解析の結果を比較することにより、THM連成解析で考慮すべき重要なパラメータを抽出する。これらの結果を踏まえて、人工バリアと周辺岩盤の長期挙動予測手法を構築する。

4.2 研究開発の進め方

4.2.1 ニアフィールド領域を対象とした遠心模型試験

ニアフィールドはオーバーパック、緩衝材、下部埋戻し材、上部埋戻し材、岩盤（処分孔および処分坑道）など複数の材料で構成されている。そのため、段階的に構成材料を増やした3ケースの遠心模型を作製して100年相当の試験データを取得する。試験装置の制約からニアフィールド模型の直径は180 mmに制限されるため、計測のためのセンサーなどの設置方法を工夫し、再現解析と比較するためのデータを取得するとともに、遠心模型試験で留意すべき点についてまとめる。

4.2.2 ニアフィールド領域を対象としたTHM連成解析

再現解析の結果と遠心模型試験の結果を定量的に比較するためには、試験に用いた材料の物性値などの入力パラメータを正確に取得する必要がある。そのため、物性値と熱・水・応力の関係や値のばらつきを評価できる試験数量で要素試験を実施する。

次に、THM連成解析結果におよぼす材料パラメータや境界条件などの影響を把握するために、感度解析を実施する。感度解析では、ガラス固化体の発熱や緩衝材と岩盤の間の隙間の有無などの境界条件、材料物性などの値をパラメータとする。感度解析の結果を踏まえて、遠心模型試験の再現解析を行い、計算結果と試験結果を比較することにより連成解析で留意すべき点についてまとめる。

4.2.3 人工バリアと周辺岩盤の長期挙動予測手法（案）の構築

ASMEのV&Vの考え方を参考にして、本研究で得られた結果から、人工バリアと周辺岩盤の長期挙動予測手法の案を構築する。

4.3 ニアフィールド領域を対象とした遠心模型試験

4.3.1 遠心模型試験の概要

(1) 遠心模型試験における静的場の相似則

遠心模型試験とは、遠心力を付与できる遠心力载荷装置に幾何学的に縮小($1/n$)された小型模型を設置し、 nG の遠心加速度が作用する場で小型模型の挙動を調べる「物理模型実験」の一つの手法である。このため化学的な挙動については原則、対象にしていない（物理式に換算できる現象についてはその限りではない）。

物理模型実験において、模型と実物とを関連づけるために相似則が用いられる。相似則は従来様々な角度から解説されてきた（例えば、[7][8][9]）。基本的に要約すると、

- ある現象に影響する独立なパラメータを全てリストアップし、バッキンガムのII定理により関係する無次元量を求め、各々の無次元量が縮尺模型と実物で共通な値を持つように相似率を決定する。

- 現象を表現する構成関係（微分方程式）を模型と実物で共通に満足するように相似率を決定する。

である[10]。すなわち、単なる幾何学的相似則のみならず、力学的相似則を満足することが求めら

れる。本研究における関連のある物理量について抽出を行い、その静的条件における遠心力場の相似則を表 4.3.1-1 に示す。

表 4.3.1-1 静的場における遠心力場の相似測

物理量	無次元数	相似条件	相似率 (模型/実物)
加速度	a	$\Pi_a =$	n
模型寸法	l	$\Pi_l =$	$1/n$
土密度	ρ	$\Pi_\rho =$	1
土粒子寸法	d	d/l $\Pi_d =$	1
間隙比	e	e $\Pi_e =$	1
飽和度	S_r	S_r $\Pi_{S_r} =$	1
液体密度	ρ_l	ρ_l/ρ $\Pi_{\rho_l} = \Pi_\rho =$	1
表面張力	σ_t	$\sigma_t/\rho_l a d l$ $\Pi_{\sigma_t} = \Pi_\rho \Pi_a \Pi_d \Pi_l =$	1
毛管上昇	h_c	$h_c \rho_l a d / \sigma_t$ $\Pi_{h_c} = \Pi_{\sigma_t} \Pi_\rho^{-1} \Pi_a^{-1} \Pi_d^{-1} =$	$1/n$
粘性	η	$\eta/(\rho_l d (a l)^{1/2})$ $\Pi_\eta = \Pi_\rho \Pi_d \Pi_a^{1/2} \Pi_l^{1/2} =$	1
透水係数	k	$k \eta / (d^2 \rho l a)$ $\Pi_k = \Pi_d^2 \Pi_\rho \Pi_a \Pi_\eta^{-1} =$	n
温度	T	T $\Pi_T =$	1
土粒子摩擦角	ϕ	ϕ $\Pi_\phi =$	1
土粒子強度	σ_c	$\sigma_c / \rho a l$ $\Pi_{\sigma_c} = \Pi_\rho \Pi_a \Pi_l =$	1
粘着力	c	$c / \rho a l$ $\Pi_c = \Pi_\rho \Pi_a \Pi_l =$	1
弾性率	E	$E / \rho a l$ $\Pi_E = \Pi_\rho \Pi_a \Pi_l =$	1
変位	δ	δ $\Pi_\delta =$	$1/n$
応力	σ	$\sigma / \rho a l$ $\Pi_\sigma = \Pi_\rho \Pi_a \Pi_l =$	1
ひずみ	ε	ε $\Pi_\varepsilon =$	1
時間 (層流)	t_f	$t_f (k/l)$ $\Pi_{t_f} = \Pi_l \Pi_k^{-1} =$	$1/n^2$
時間 (クリープ)	t_c	t_c $\Pi_{t_c} =$	1

(2) 遠心模型試験の利点

遠心模型試験の大きな優位点として、以下の2つが挙げられる。

- ① 実物と相似な位置において等価な自重応力状態を再現できること。
- ② 圧密やダルシー則を満たすような透水現象などの時間を加速して再現できる（実時間換算すると時間短縮の効果）こと。

1 つめの自重応力が構造物や地盤におよぼす影響の問題に関しては、自重応力が実物と大きく違う模型実験では、実際の現象をうまく再現することが難しい。例えば、実物の地盤内で直径 10 m のトンネルを施工することは容易ではないが、縮尺を 1/100 にした直径 10 cm の穴を岩石試料に空けることは容易である。これは自重応力が小さい模型だからできることであり、逆に、実際の現場の実応力を小型の模型実験で検証することの難しさを表している。実規模レベルの大型模型実験や現場実験は、場所、時間、経済的な制約によって実施は必ずしも容易ではない。このような問題に関しては、実際に起こり得る事象を小型の模型実験で再現できる遠心模型試験が有効である。遠心模型試験は、縮尺 1/n の模型に遠心加速度 nG を作用させることにより、実物と 1 : 1 対応の応力レベルを模型に発生させることができる。これにより、模型岩盤やオーバーパックの自重応力や水圧のヘッド差の違いなど粒子レベルでの挙動、模型全体での挙動が実現象と模型

とで相似性が成立する。

2 つめの時間の加速とは、圧密現象や、ダルシー則が成立するような非常に緩やかな流れの場合において、地盤中を浸透する水の流れなどの現象の時間を模型上で加速して再現する。すなわち遠心場での実験を実現象に換算すると時間短縮の効果が得られる。簡単には、地盤中のゆっくりした水の浸透、圧密、膨潤等のゆっくりとした水の流れで現象が支配されるものについて、 $1/n$ に縮尺した小型模型に nG の遠心加速度を与える。これにより、距離が $1/n$ 、現象の速度（水頭差）が n 倍になるために、時間が $1/n^2$ に縮尺されることになり、現象の時間を短縮している。なお、対象としている時間依存現象が、1つのプロセス（例えば、沈下、圧密、拡散、熱伝導など）に依存する場合は、重力場模型実験でも現象の観測は可能であるが、2つ以上の現象（例えば、移流・拡散問題）となると時間に関する相似率を合わせるためには、遠心模型は有効な手段となる。ただし、後述するように、全ての時間依存の現象に関する相似率が合うわけではないことに注意が必要である。

(3) 遠心模型試験の適用限界

ある実物に対する縮尺模型実験を行うには、モデル化にあたって何らかの近似を行い、幾つかの条件については実物と異なった設定をすることは避けられない。模型地盤には実物にはない実験容器という境界が存在することはその一例である。遠心模型試験においても相似則に関する幾つかの問題に加え、このような実験環境上の問題もある。

相似則が満足されないことが遠心模型試験結果におよぼす影響を調べるには、Modeling of prototype や Modeling of models といった手法がとられる。Modeling of prototype は遠心模型と対応する実物を比較するものであり、Modeling of models は同一寸法の実物に対応する遠心模型試験を異なる縮尺比で行って比較するものである。前者は遠心模型の妥当性を検討する直接的な手法であり、最も信頼がおけるものといえるが、スケールが大きく異なるものを比較するため地盤条件や実験装置等の実験条件を両者で同一とすることが難しいという問題がある。一方、後者は異なる縮尺の遠心模型実験で整合した結果が得られれば、それを外挿して縮尺比=1の実物も整合した結果となることを期待するものである。Modeling of models では縮尺比をできるだけ広い範囲に変化させることが重要である[10]。

遠心模型試験における代表的な問題として、相似則上のいわゆる粒子寸法効果がある。実物の土質材料と同じ強度・変形特性を有する相似粒度材料を得ることは一般的には困難であるため、通常、模型実験では実物と同じ材料が用いられるが、この場合粒子寸法に関する縮尺が模型の縮尺と一致しない。Tatsuoka et al.[11]では0.1~0.5 mmの粒径からなる砂地盤模型を用い砂地盤上の帯基礎の支持力実験を重力場、遠心力場で実施した。重力場では基礎幅5~500 mm、遠心力場では30 mmに対して遠心加速度を変え（10~100 G）実験を行った。その結果、同じ長さに相当するそれぞれの基礎幅において支持力係数には明確な差が見られ、寸法効果の影響が見られた。また、基礎幅が1,000 mm以上の大きな基礎幅ではその差が減少しており、粒子寸法効果が限られた範囲で顕著に現れることも示した。一方で、Kusasabe[12]は帯基礎を含む既往の基礎に関する遠心模型試験の結果をコンパイルし、Modeling of modelsの結果として示した。これによると、遠心加速度20~80 G場においていずれの実験結果でも支持力は縮尺に因らず一定で、粒子寸法

効果が認められなかった。このように、粒子寸法効果が実験結果に顕著に表れるとする意見や必ずしも顕著に表れないとする意見があり、必ずしも明確になっていないが、基礎のごく周辺で生じるせん断などの局所現象を再現する場合や、対象が土粒子径に比べ十分に大きくない場合には影響が現れる可能性がある[10][11][12]。すなわち、生じる局所現象や粒子径が評価対象より十分に小さく、人工材料や岩盤のような緻密な連続体であれば寸法効果は現れにくいと考えられる。

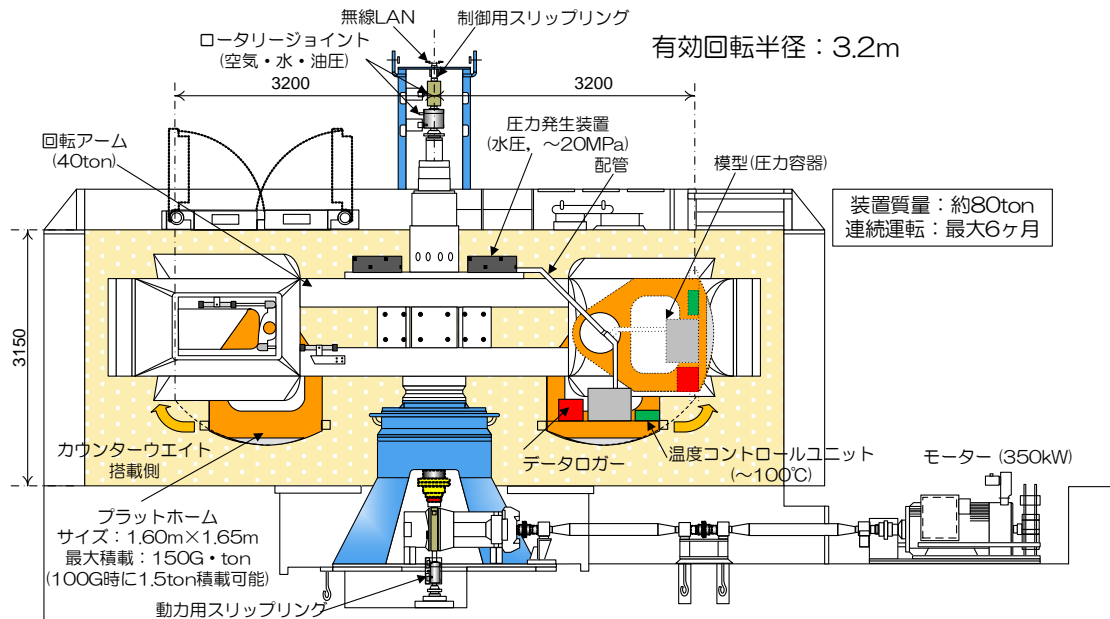
中村・田中[13]は、参考文献[14]の処分施設を対象に、緩衝材（ベントナイト）とオーバーパックからなる縮尺模型を作成し鋼製容器に封入した上で、模型に注水、30、50、100G 場（1/30、1/50、1/100 サイズの模型）においてオーバーパックの鉛直変位を計測する Modeling of models を実施した。その結果、遠心力の大きさに依らず、実物換算変位量がほぼ等しく、沈下傾向が変化する時間がほぼ同じで、沈下の傾向が似通った挙動であったことを示した。このことは、ベントナイトにおいて透水、圧密、膨潤変形に関する相似則が成立することを示している。

このことから、本研究において用いる岩盤、緩衝材、オーバーパックからなるニアフィールド模型についても、同様の相似則が成立すると考えられる。

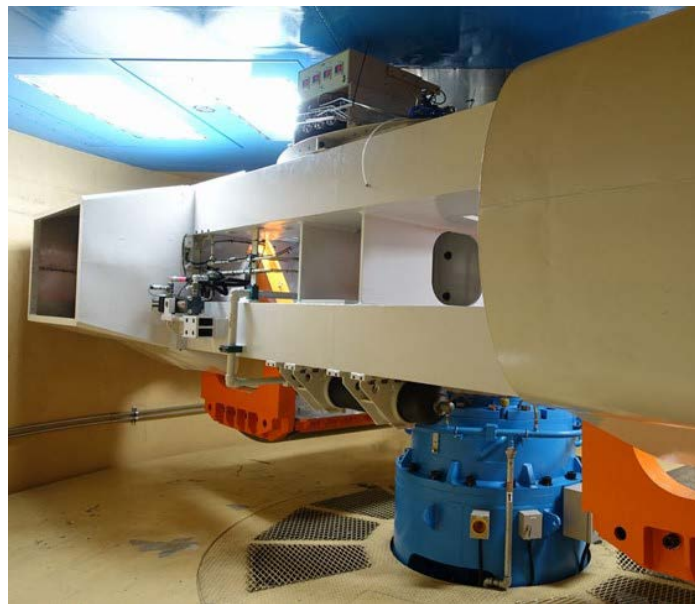
(4) 遠心力載荷装置

遠心力載荷装置は、回転アームが4柱ビーム式（模型搭載側、カウンターウェイト側固定）、総質量約80 t、最大有効半径3.2 mの装置であり、直径約10 mのコンクリートピット内に格納している（図4.3.1-1）[4]。本装置で付与できる最大遠心加速度は、静的条件で100 G（167.2 rpm）である。模型を搭載するプラットフォームの面積は、2.64 m²（1.60 m×1.65 m）と同規模の遠心力載荷装置と比較して非常に広く、大型模型が搭載可能である。プラットフォームには最大で150 G・ton（100 G時に最大1.5 ton）積載でき、任意の遠心加速度で着座できる油圧着座方式を採用している。また、圧力容器の応力制御のために、回転軸付近のアーム上面に圧力発生装置（送水ポンプ）を8台搭載している。圧力発生装置の制御および実験データは無線LANを通じて計測室内のPCで制御・保存する。

本装置の最大の特徴は、最長6ヶ月間の連続運転が可能な仕様となっていることである（通常同規模の遠心力載荷装置の連続運転は、数時間～数十時間程度）。また、長期運転を行うことから、装置を格納しているコンクリートピット内は空気抵抗による温度上昇を防止するために大型空調設備による温度一定制御が可能である。



(a) 遠心模型装置構成の概略図



(b) 遠心模型装置の外観

図 4.3.1-1 遠心模型装置の構成および外観

4.3.2 試験条件および境界条件

本研究で用いる遠心模型は、HLW 第 2 次取りまとめ[19]の豎置き方式の廃棄体周辺領域を抽出した (図 4.3.2-1)。平成 27 年度から平成 29 年度までに実施した 3 ケースの試験条件および境界条件を表 4.3.2-1 に、ニアフィールド模型を構成する材料の特性を表 4.3.2-2 に、遠心模型試験で用いた模型の概略図を図 4.3.2-2~図 4.3.2-4 に示す。

平成 27 年度は岩盤供試体に模擬処分孔 1 孔の 1/30 模型を使用し、模型上面に地圧相当の全応力を負荷した 30G 場での試験を実施した。平成 28 年度は平成 27 年度の模型の上端面に厚さ 20 mm (実物換算で 0.6 m) の埋戻し材を設置し、埋戻し材に生じる自重応力を軸応力として負荷した 30 G 場での試験を実施した。平成 29 年度は岩盤供試体に模擬処分孔 1 孔の 1/50 模型の上端面に厚さ 100 mm (実物換算で 5 m) の埋戻し材を設置することで処分坑道を模擬し模型の高さ方向の変位を固定した 50 G 場での試験を実施した。3 カ年を通して、模型の処分孔上端面に作用する飽和後の有効応力は 4.0 MPa とした。

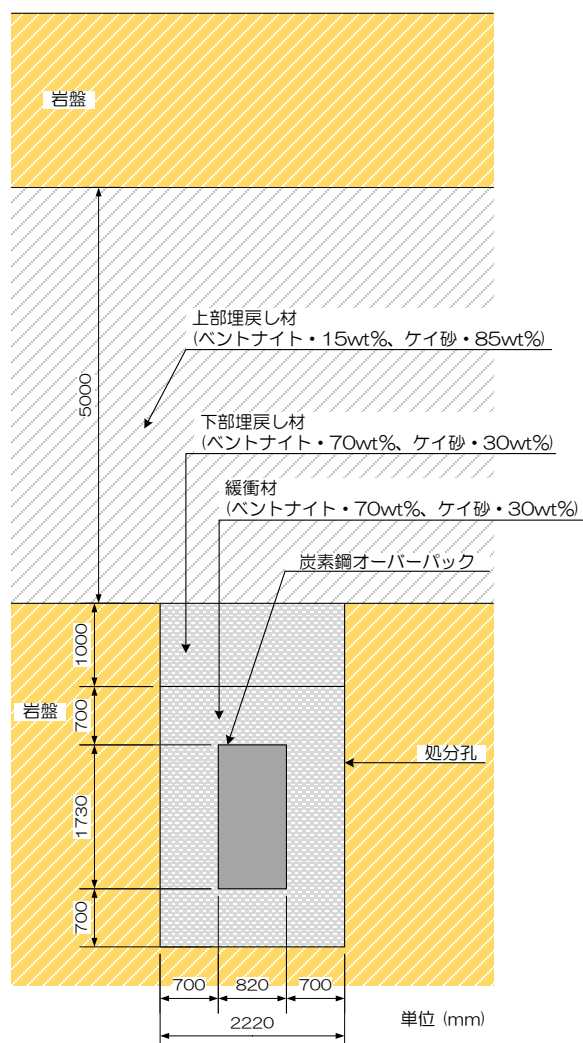


図 4.3.2-1 対象とした処分施設の概要

表 4.3.2-1 試験条件および境界条件

	単位	H27	H28	H29
遠心加速度	G	30	30	50
模型縮尺	-	1/30	1/30	1/50
処分坑道	-	無し	0.6 m 分模擬不足分 は軸圧で補完	有り (5 m)
周圧	MPa	8.0	5.0	5.0
軸圧	MPa	8	1.1	模型高さを一定にする 制御
下端圧 (注水 圧)	MPa	4.1	1.05	1.07
上端圧 (背圧)	MPa	4.0	1.0	0.92
飽和後有効応力 (処分孔上端 面)	MPa	4.0	4.0	4.0
オーバーパック 温度	-	HLW 第 2 次取りまとめの処分孔縦置き方式・隙間モデルの CASE.A を参照して設定し、制御を実施。(詳細は年度報告書参照)		
概略図	-			

表 4.3.2-2 ニアフィールド模型を構成する材料特性

オーバーパック (OP)	緩衝材 下部埋戻し材	上部埋戻し材	岩盤
材質：ステンレス鋼 密度：6.35 Mg/m ³ (OP とガラス固化体の合計 の密度)	材料：クニゲル V1：珪 砂=7：3 含水比：約 10% 膨潤後乾燥密度：1.6 Mg/m ³	材料：クニゲル V1：珪 砂=15：85 含水比：約 8% 初期乾燥密度：1.8 Mg/m ³	材料：初声凝灰岩

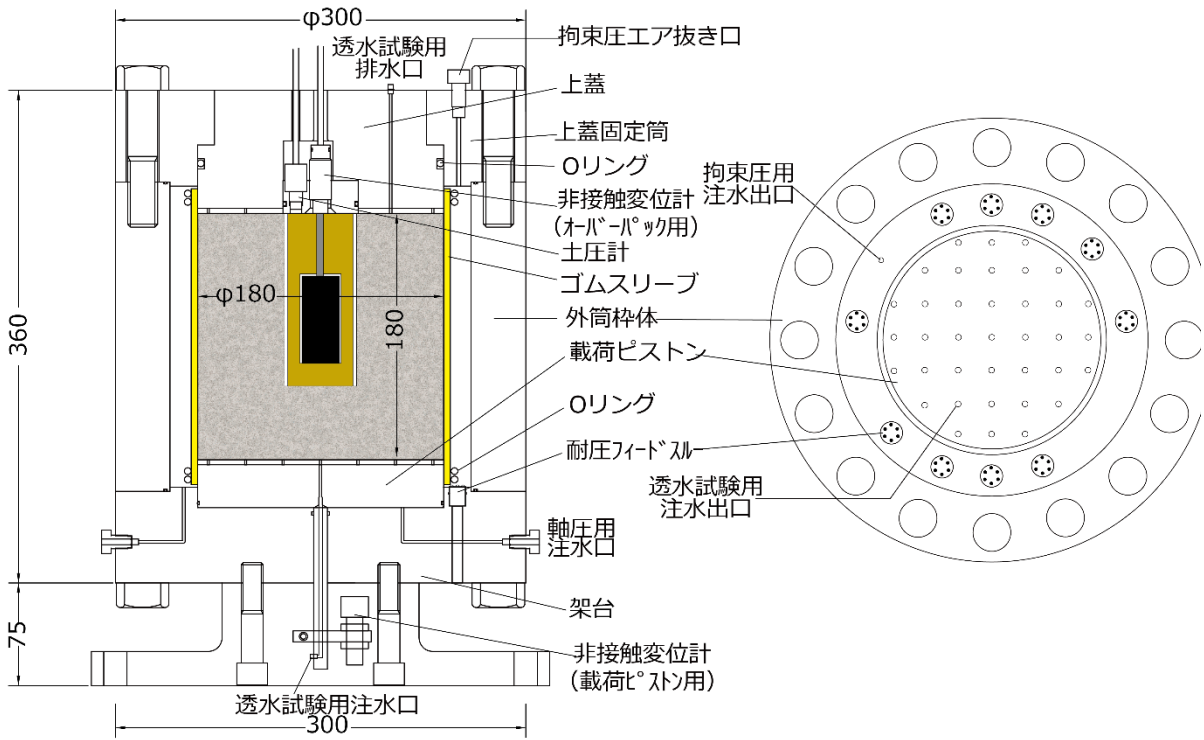


図 4.3.2-2 平成 27 年度の遠心模型の概略図

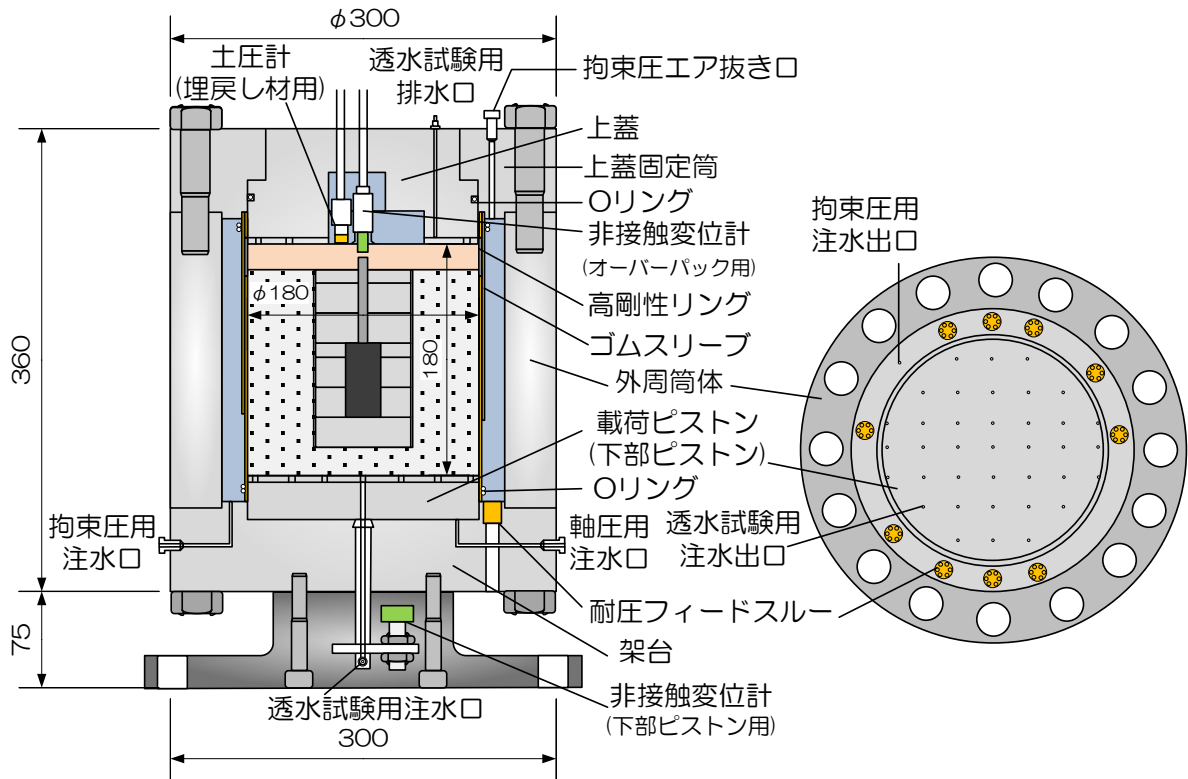


図 4.3.2-3 平成 28 年度の遠心模型の概略図

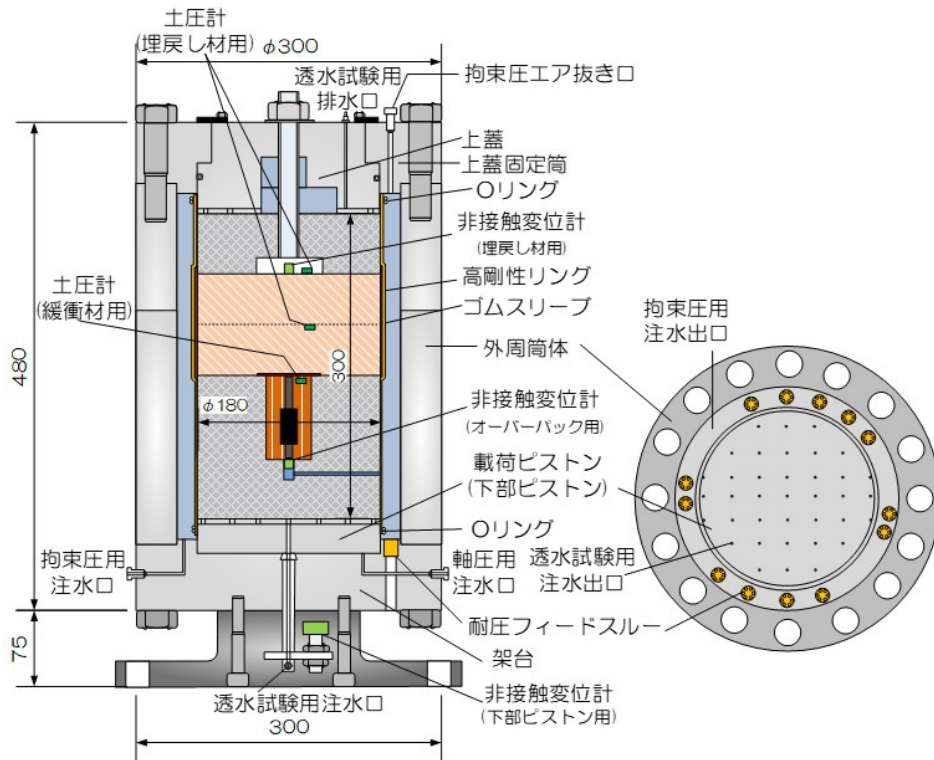


図 4.3.2-4 平成 29 年度の遠心模型の概略図

4.3.3 遠心模型試験結果

(1) 緩衝材（下部埋戻し材を含む）の膨潤にともなう応力

計測された緩衝材の全応力（設置された土圧計の位置における間隙水圧を深度 400 m 相当の静水圧と仮定し、それを差し引いた値を緩衝材の全応力とした）について各年度の結果を比較した。図 4.3.3-1 に各年度の緩衝材の全応力の経時変化を示す。図中の青矢印は、水位センサーの測定結果から、水位が処分孔上端部まで到達した時間を表している。H27 および H28 の矢印は、H29 の水位センサーの測定結果から求めた浸潤速度から推定した水位の到達時間を表している。

H28 と H29 における緩衝材の全応力が発生する時刻は処分孔上端部まで間隙水が到達する前であった。これは、上部埋戻し材があることで緩衝材および下部埋戻し材の上方からも間隙水が浸潤する可能性があり下部埋戻し材が膨潤することで、応力の発生が早くなったと考えられる。また、緩衝材の全応力が立ち上がる時間は各年度で異なるものの、その最大値は 0.5 MPa～0.6 MPa とほぼ同等となった。H28 と H29 では、緩衝材の全応力の最大値計測後に値の低下が見られた。これは上部埋戻し材の有無と埋戻し材の厚さの違いに起因すると考えられる。

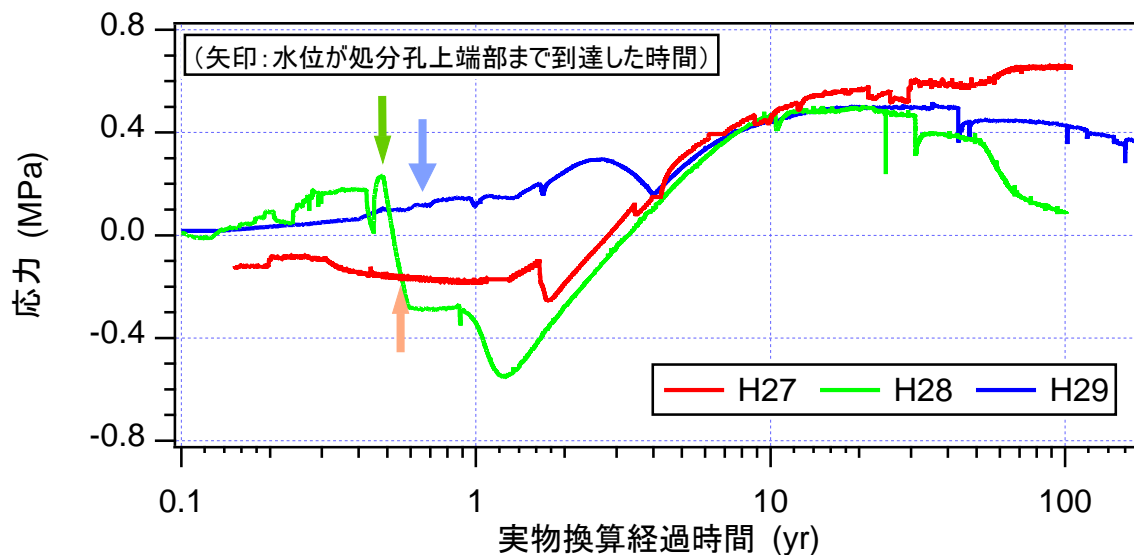


図 4.3.3-1 緩衝材の膨潤にともない発生する応力の経時変化

(2) オーバーパックの鉛直変位

オーバーパックの鉛直変位の経時変化を図 4.3.3-2 に示す。各年度ともに処分孔底部に水位が到達し、下方の緩衝材が膨潤を開始するとオーバーパックの浮上が開始した。その後も緩衝材の膨潤が進むことで浮上を続け最大値を計測した。上部埋戻し材のある H28 と H29 では、その厚さが実物換算で H28 は 0.6 m、H29 は 5 m となっている。H28 と H29 では軸力が 1.1 MPa と 2.48 MPa と異なっているが、緩衝材の全応力は H28 と H29 でほぼ同じ圧力がかかったと考えられるため H29 の方が上部埋戻し材の体積の変化量（圧縮量）は大きくなる。そのため、H29 の浮上量が大きくなったものと考えられる。最大変位計測後、H27 はほぼ収束傾向にあるが、H28 と H29 は沈下する傾向を示した。H28 と H29 の沈下挙動の違いは、試験後の目視や CT の画像より H29 では下部埋戻し材のベントナイトが上部埋戻し材に流出した可能性があるため密度が低下し、沈下量が H28 に比べて小さくなったものと考えられる。

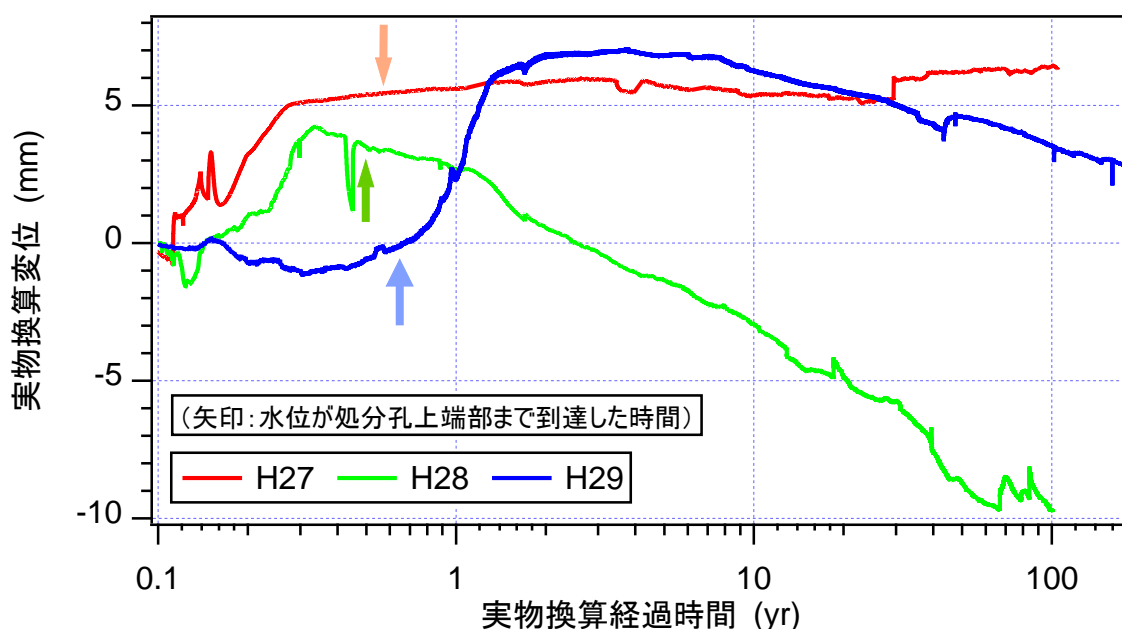


図 4.3.3-2 オーバーパック鉛直変位の経時変化

(3) 緩衝材の密度分布

図 4.3.3-3 に各年度における試験後の緩衝材乾燥密度の深度分布を示す。H27 は下部に比べると上部の密度が大きくなっている。一方、H28 と H29 では上部と下部の密度が小さく中部の密度が大きく凸型の形状を示した。H27 は下部緩衝材の上部に変位計と土圧計のセンサーケースがあり不透水であるため、下部埋戻し材の上方から水が浸潤し難い。このため、緩衝材の膨潤が下方から順に発生すると考えられる。一方、H28 と H29 では透水しやすい上部埋戻し材があるため緩衝材の下方の膨潤が始まった後、上部埋戻し材を通して下部埋戻し材に間隙水が浸潤した可能性があり、緩衝材中部より先に下部埋戻し材が膨潤したと考えられる。これにより、緩衝材の中部が上下より圧縮され密度が高くなったと推察される。また、H29 の密度が全体的に H28 より小さい理由としては、下部埋戻し材が上部埋戻し材の領域に膨出した可能性が考えられる。

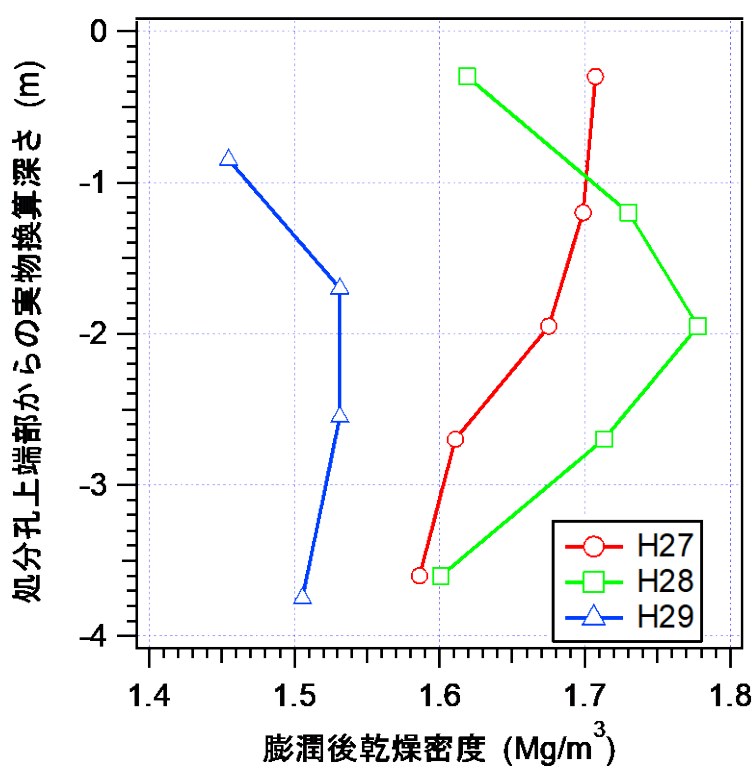


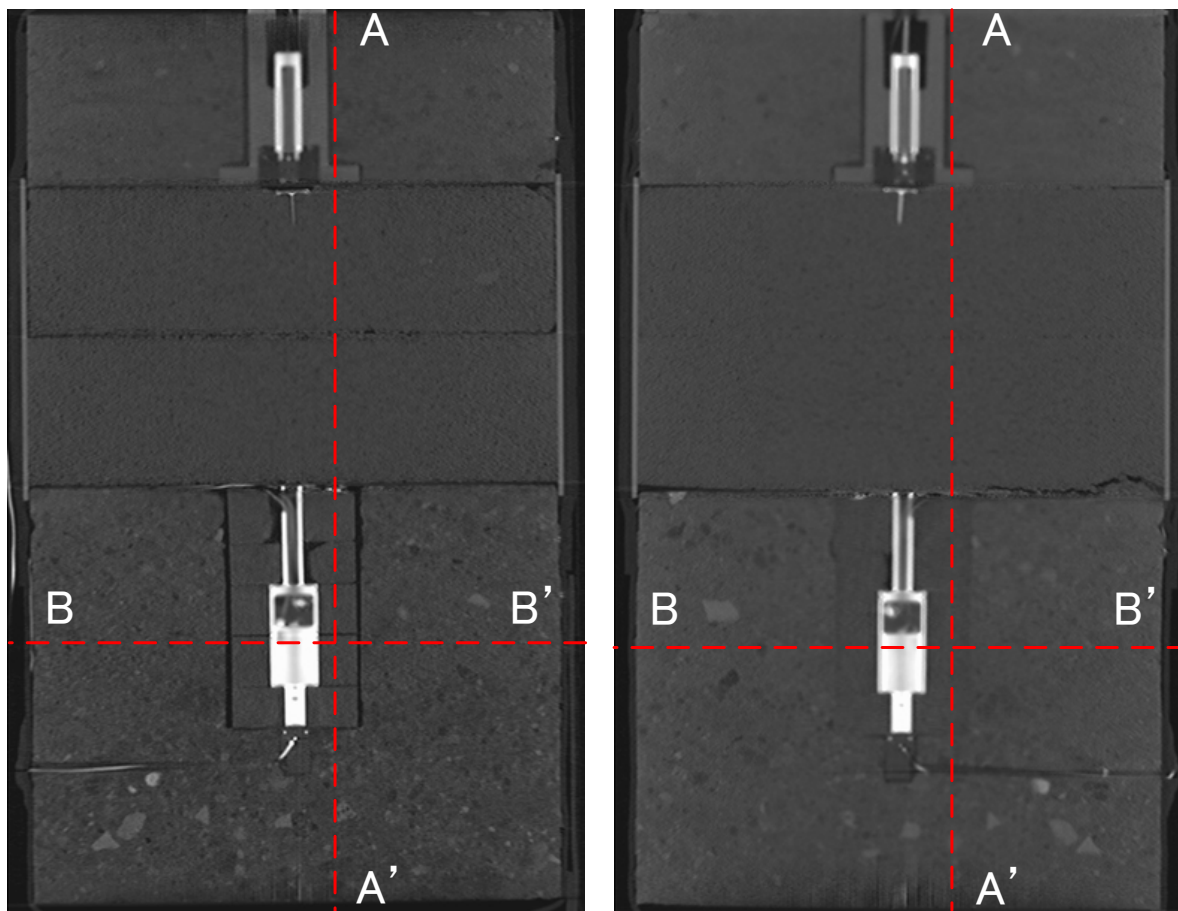
図 4.3.3-3 試験後の緩衝材乾燥密度の深度分布

(4) 遠心模型の CT 画像

平成 29 年度の試験前後の遠心模型の X 線 CT 画像を図 4.3.3-4 に示す。CT 撮影は、模型を圧力容器から開封（除荷）して行った。材料の境界（岩盤と上部埋戻し材の間、岩盤と緩衝材の間、緩衝材とオーバーパックの間）に生じた隙間は、圧力容器からの開封時に生じたと考えられる。

試験前に撮影した CT 画像では、緩衝材や上部埋戻し材と岩盤などの境界面に隙間が見られたが、試験後の CT 画像では緩衝材や埋戻し材の膨潤により隙間が埋まっていることがわかる。

図 4.3.3-5 に下部岩盤上端～上部埋戻し材部を拡大した CT 画像と上部埋戻し材の CT 画像（濃淡強調）を示す。図 4.3.3-5 おける(a)～(e)は、図中央の模型縦断面画像の左に示した矢印の位置での横断面である。なお(b)～(d)は、(b)より(c)、(d)とそれぞれ 0.7 mm、1.4 mm 下方の断面である。CT 画像(a)では全体がほぼ同色（薄灰色）であり、上部埋戻し材部分であることがわかる。また、(e)では岩盤、下部埋戻し材、オーバーパック（ケーブル取り出しの芯棒）が明確に区別できている。一方で、(b)～(d)の上部埋戻し材と下部岩盤上端部の境界付近の CT 画像では、上部埋戻し材とは明らかに異なる傾向（白色部）が処分孔とその周辺に見られた。これは、図 4.3.3-3 で示した平成 29 年度の試験後における緩衝材と下部埋戻し材の乾燥密度の低下が生じたことも考慮すると、下部埋戻し材が上部埋戻し材の領域に膨出したためだと考えられる。



(a) 試験前

(b) 試験後

図 4.3.3-4 遠心模型の CT 画像（平成 29 年度）

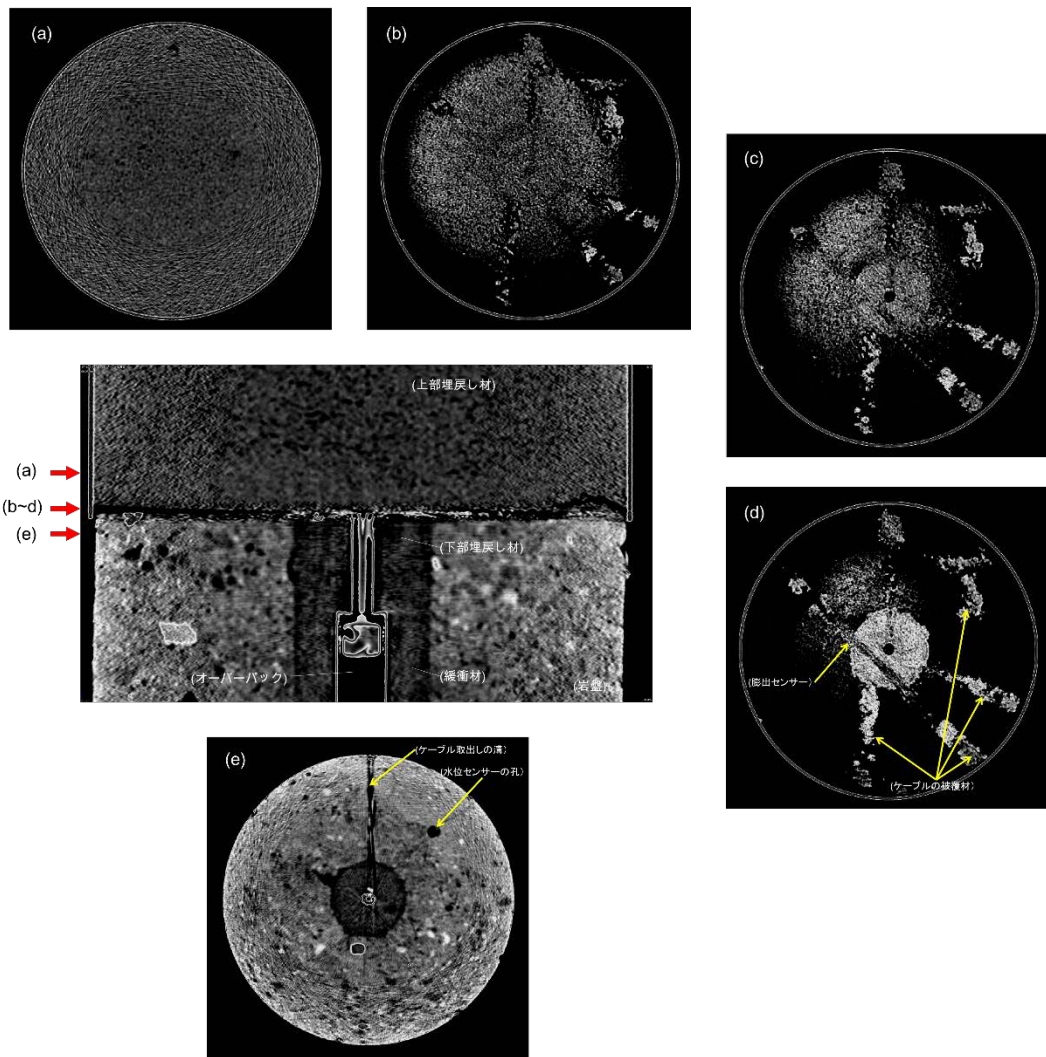


図 4.3.3-5 処分孔周辺を拡大した試験後の CT 画像（平成 29 年度）

(5) 遠心模型試験の留意点

1) 計測項目（評価方法）

人工バリアの定置後から再冠水過程における緩衝材の挙動および状態を把握するためには、緩衝材の密度や厚さの分布の経時変化を取得する必要があるが、それらを直接的に計測することは困難である。3 ケースの遠心模型試験を実施した結果、オーバーパックの鉛直方向の変位については安定して計測することが可能であった。オーバーパックの位置を決定する主な要因は、オーバーパックの上下の緩衝材の密度や厚さであると考えられる。つまり、オーバーパックの変位を計測し、緩衝材の応力や岩盤のひずみ等のデータと相互に補完することで、間接的に緩衝材の密度や厚さを推定することが可能になると考えられる。ただし、より詳細な試験データの取得のためには、遠心場で大型模型を使用した稠密計測や、1 G 場での工学規模模型試験による補完、もしくは遠心場かつ小縮尺な模型にも設置可能となるようなセンサーの開発といった更なる技術開発が必要である。

2) 試験精度

模型試験を実施する上で問題となる精度は大きく分けて模型の製作過程での精度と試験計測上の精度があると考えられる。また、遠心模型試験では重力加速度の数十倍の加速度を載荷して試験することから、遠心模型試験特有の問題点も考慮する必要がある。

模型製作上の問題になる精度は寸法と緩衝材および埋戻し材を製作する上での密度に関するものが上げられる。模型の寸法は精度として 0.3 mm 以下となるように製作している。通常の試験であればこの 0.3 mm が模型の精度になるが、遠心模型試験では遠心加速度がかかるとその[1/遠心加速度]倍の精度しか担保できなくなる。例えば 30 G で試験を実施すると精度は 9 mm となる。また、30 G と 50 G で比較すると 50 G では 30 G の精度の 60%程度の精度が担保されることとなる。密度に関しては、0.01 Mg/m³ までを計測しており、遠心模型試験において実物換算してもその精度は変わらない。

計測の精度は各計測器の精度とロガーの精度が影響する。各計測器の精度とロガーの精度を比較して、精度の悪い方の精度が計測の精度となる。また、計測器の出力が線形でない場合はその計測範囲も精度に関係する。また、遠心模型試験終了後に実施した緩衝材の定体積サンプリングによる含水比および密度計測においては、模型が小縮尺であることからサンプリングロッドが小寸法となる。そのため、サンプリング時に試料が少量欠けた場合でも精度に大きく影響する可能性がある。

3) 解析を考慮した試験条件

解析結果の信頼性向上を考慮すると、例えば本試験では天然の岩盤を用いて、液種は蒸留水を使用した。岩盤物性のばらつきが少ない均質な人工岩を用いて、塩水環境下での試験を実施する等、多様な環境条件下における試験データの取得が必要である。また、センサーを埋め込む際に生じる周辺の隙間等の遠心模型試験特有の境界条件およびその影響を把握し、解析に反映させることも解析結果の信頼性向上には重要である。

4.4 ニアフィールド領域を対象とした THM 連成解析

4.4.1 材料物性に関する試験データの取得およびばらつき評価のための要素試験

数値解析結果の妥当性確認のためには、単に緩衝材、埋戻し材、周辺岩盤 (= 岩石) の熱特性、透水特性、力学特性に関する解析用の入力パラメータを得るという観点だけでなく、熱・水・応力の相互影響の観点、時間依存性の観点、ばらつきの観点等から要素特性を詳細に検討することが必要である。そのためには、膨大な数の要素試験が必要であるが、本試験では解析の感度やばらつきの程度を考慮して試験項目および試験数量を選定した。緩衝材、埋戻し材および周辺岩盤などの特性データの取得は JIS などの規格や標準に基づいて実施し、一つの試験項目に対して複数のサンプルを用いて算出平均値や標準偏差などを求めた。要素試験の結果を表 4.4.1-1 に、熱・水・応力の相互の関係性から要素試験の結果を評価した、物性値と影響項目のまとめを表 7.2.2.7 に示す。

要素試験で取得した物性値に影響が確認できた項目については「○」を、影響が比較的小さい項目については「×」で示した。なお、「-」は本試験の対象外とした。高レベル放射性廃棄物処分施設の閉鎖後から数百年の間では、不飽和から飽和へと進行していく再冠水時期となると考えられるため、物性値と飽和度の関係性は重要である。飽和度との関係性において関数で回帰した物性値については、決定係数を指標として関係性の度合いを示した。保水特性、熱伝導率においては、緩衝材、埋戻し材、周辺岩盤で飽和度との関係性が大きいことを確認した。埋戻し材の圧縮強さ、ヤング率、ポアソン比では、飽和度の影響が小さいことが分かった。異なる物性値のばらつきの程度を比較するための指標として変動係数を示した。変動係数の列では、塗潰しが濃いほど変動係数が大きく、薄いほど小さい表示となっている。変動係数が大きい物性値は、周辺岩盤の透水係数とポアソン比である。天然の材料である周辺岩盤では、人工的に作製した緩衝材と埋戻し材と比較して、ばらつきが大きかった。

要素試験の結果などから求めた THM 連成解析で用いる物性値などを表 4.4.1-3、表 4.4.1-4 に示す。

表 4.4.1-1 要素試験結果の一覧表

物性値	対象材料	算術平均	中央値	最頻値	標準偏差	変動係数
土粒子の密度	ベントナイト (クニゲルV1)	2.759	2.758	-	0.025	0.01
	ケイ砂 3号 2mmアンダー	2.637	2.633	2.631	0.008	0.00
	ケイ砂5号	2.635	2.632	2.631	0.008	0.00
	緩衝材	2.711	2.711	2.700	0.009	0.00
	埋戻材	2.651	2.651	2.645	0.006	0.00
	周辺岩盤	2.762	2.766	2.766	0.031	0.01
湿潤密度	緩衝材 乾燥密度1.5Mg/m ³	1.494	1.496	-	0.007	0.01
	緩衝材 乾燥密度1.6Mg/m ³	1.591	1.589	1.571	0.017	0.01
	緩衝材 乾燥密度1.7Mg/m ³	1.698	1.695	1.695	0.017	0.01
	埋戻材 乾燥密度1.8Mg/m ³	1.797	1.797	1.801	0.006	0.00
乾燥密度	周辺岩盤	2.057	2.057	2.079	0.030	0.02
モンモリロナイト含有率	ベントナイト (クニゲルV1)	55	56	56	1	0.02
浸出陽イオン量Na	ベントナイト (クニゲルV1)	69	68	67	2	0.03
浸出陽イオン量Ca	ベントナイト (クニゲルV1)	45	44	44	2	0.04
浸出陽イオン量K	ベントナイト (クニゲルV1)	1.4	1.5	1.5	0.1	0.07
浸出陽イオン量Mg	ベントナイト (クニゲルV1)	2.2	2.2	2.2	0.2	0.09

濃い塗潰し: 変動係数大 薄い塗潰し: 変動係数小

表 4.4.1-2 物性値と影響項目のまとめ

物性値	対象材料	物性値に与える影響項目					変動係数	変動係数の算定方法	試験結果からの評価
		飽和度 (数字は決定係数)	乾燥密度	拘束圧	温度	異方特性			
透水係数	緩衝材	○	○	-	-	-			・飽和度の影響がある ・有効粘土密度の影響がある
	埋戻し材	○	○	-	-	-			・飽和度の影響がある
	周辺岩盤	○	-	○	-	-	0.51	算術平均	・拘束圧の影響がある ・ばらつきが大きい
保水特性	緩衝材	0.97	-	-	-	-	0.12	回帰式で正規化	・飽和度との関係性は大きい ・供試体の作製方法の影響が小さい
	埋戻し材	0.96	-	-	-	-	0.30	回帰式で正規化	・飽和度との関係性は大きい ・供試体の作製方法の影響が小さい
	周辺岩盤	0.89	-	-	-	-	0.21	回帰式で正規化	・飽和度との関係性は大きい ・排水過程と吸水過程のヒステリシスがある
熱伝導率	緩衝材	0.92	×	-	-	-	0.15	回帰式で正規化	・飽和度との関係性は大きい ・乾燥密度の影響が小さい
	埋戻し材	0.94	-	-	-	-	0.16	回帰式で正規化	・飽和度との関係性は大きい
	周辺岩盤	0.91	-	-	-	-	0.11	回帰式で正規化	・飽和度との関係性は大きい
比熱	緩衝材	○	-	-	×	-	0.04	算術平均	・温度の依存性が小さい
	埋戻し材	○	-	-	×	-	0.03	算術平均	・温度の依存性が小さい
	周辺岩盤	○	-	-	○	-	0.03	算術平均	・温度の依存性が若干ある
熱膨張係数	緩衝材	○	○	-	○	-	0.07	算術平均	・水分の蒸発の影響が大きい ・温度の依存性が大きい
	埋戻し材	○	-	-	○	-	0.06	算術平均	・熱膨張ひずみと温度の関係が比較的線形
	周辺岩盤	○	-	-	○	-	0.15	算術平均	・熱膨張ひずみと温度の関係が比較的線形
平衡膨潤圧	緩衝材	○	○	-	-	-	0.06	算術平均	・飽和度の影響がある ・密度の影響がある
	埋戻し材	○	-	-	-	-	0.13	算術平均	・飽和度の影響がある
圧縮強さ	緩衝材 (一軸圧縮試験)	○	○	○	-	-			・一軸圧縮強さと飽和度の関係は非線形 ・密度の影響が大きい
	埋戻し材 (一軸圧縮試験)	×	-	○	-	-	0.14	算術平均	・飽和度の影響は小さい
	周辺岩盤 (三軸圧縮試験)	0.98	-	○	×	×	0.04	回帰式で正規化	・飽和度との関係性は大きい
ヤング率	緩衝材 (一軸圧縮試験)	0.70	○	○	-	-	0.18	回帰式で正規化	・飽和度との関係性はやや大きい ・密度の影響が大きい
	埋戻し材 (一軸圧縮試験)	×	-	○	-	-	0.13	算術平均	・飽和度の影響が小さい
	周辺岩盤 (三軸圧縮試験)	○	-	○	×	×	0.32	算術平均	・緩衝材は飽和度の影響が大きい ・ばらつきが大きい
ポアソン比	緩衝材 (一軸圧縮試験)	0.35	○	-	-	-	0.19	回帰式で正規化	・飽和度との関係性が若干ある
	埋戻し材 (一軸圧縮試験)	×	-	-	-	-	0.19	算術平均	・飽和度の影響が小さい
	周辺岩盤 (三軸圧縮試験)	○	-	○	×	×	0.63	算術平均	・飽和度の影響がある ・ばらつきが大きい

○:影響あり ×:影響が小さい -:今フェーズ対象外項目

濃い塗潰し:変動係数大 薄い塗潰し:変動係数小

表 4.4.1-3 膨潤に関する解析物性値などの一覧

膨潤に関するパラメータ	解析物性値	解析物性値の算定方法
電子素量 (C)	1.62×10^{-19}	文献値
Boltzman定数 (J/K)	1.38×10^{-23}	文献値
Hamaker定数 (J)	2.2×10^{-22}	文献値
Avogadro's定数	6.023×10^{-23}	文献値
陽イオン交換容量 (mequiv./g)	1.172	試験結果の算術平均値
交換性Naイオン量 (mequiv./g)	0.688	試験結果の算術平均値
交換性Caイオン量 (mequiv./g)	0.448	試験結果の算術平均値
交換性Kイオン量 (mequiv./g)	0.014	試験結果の算術平均値
交換性Mgイオン量 (mequiv./g)	0.022	試験結果の算術平均値
NaイオンおよびKイオンのイオン価	1	文献値
CaイオンおよびMgイオンのイオン価	2	文献値
Naイオンの非水和イオン半径 (nm)	0.098	文献値
Caイオンの非水和イオン半径 (nm)	0.115	文献値
Kイオンの非水和イオン半径 (nm)	0.133	文献値
Mgイオンの非水和イオン半径 (nm)	0.085	文献値
モンモリロナイト粒子の厚さ (m)	9.60×10^{-10}	文献値
モンモリロナイト粒子の密度 (Mg/m ³)	2.77	文献値
ベントナイトの密度 (Mg/m ³)	2.76	試験結果の算術平均値
モンモリロナイト以外の鉱物の土粒子の密度 (Mg/m ³)	2.75	試験結果の算術平均値
砂の土粒子密度 (Mg/m ³)	2.64	試験結果の算術平均値
緩衝材の乾燥密度 (Mg/m ³)	1.591	試験結果の算術平均値
モンモリロナイトの比表面積 (m ² /g)	810	文献値
モンモリロナイト以外の鉱物の比表面積 (m ² /g)	0	文献値
ベントナイトのモンモリロナイト含有率 (%)	55.4	試験結果の算術平均値
ベントナイト配合率 (%)	70.0	模型試験の条件
間隙水の誘電率 (C ² /J/m)	$80 \times 8.8542 \times 10^{-12}$	文献値
間隙水のイオン濃度 (mol/m ³)	35.2	文献値
絶対温度 (K)	298.15	文献値
膨潤圧 (MPa)	0.66	試験結果の算術平均値

表 4.4.1-4 解析物性値などの一覧

解析パラメータ	解析物性値			解析物性値の 算定方法
	緩衝材	埋戻し材	周辺岩盤	
間隙率	0.413	0.322	0.393	試験結果の算術平均値
乾燥密度 (Mg/m ³)	1.591	1.797	1.675	試験結果の算術平均値
固相密度 (Mg/m ³)	2.711	2.651	2.762	試験結果の算術平均値
初期サクシヨン55MPa の飽和度 (%)	25.0	6.1	20.5	最小二乗法による回帰式
水分特性曲線 a (MPa ⁻¹)	0.244	2.978	13.6	最小二乗法による回帰式
水分特性曲線 n	1.53	1.55	1.24	最小二乗法による回帰式
透水係数 (m/s)	5.87×10^{-13}	8.80×10^{-12}	6.10×10^{-11}	試験結果の算術平均値
緩衝材のヤング率 (MPa)	$E=171-1.74S_r$ $E=10[S_r>92(\%)]$			最小二乗法による回帰式
緩衝材のポアソン比	乾燥時 0.23 飽和時 0.49			最小二乗法による回帰式
ヤング率 (GPa)		0.03	1.98	試験結果の算術平均値
ポアソン比		0.48	0.24	試験結果の算術平均値
膨潤圧 (MPa)	0.66	0.15	-	試験結果の算術平均値
乾燥時の熱伝導率 (W/m/K)	0.41	0.76	0.400	最小二乗法による回帰式
飽和時の熱伝導率 (W/m/K)	1.95	3.58	1.17	最小二乗法による回帰式
比熱 (J/kg/K)	884	818	875	試験結果の算術平均値
熱膨張係数 (K ⁻¹)	3.1×10^{-5}	1.6×10^{-5}	6.8×10^{-6}	試験結果の算術平均値

物性値の決定に際しての根拠

試験結果の算術平均値：算術平均、中央値、最頻値の差異が小さいため算術平均値
 最小二乗法による回帰式：飽和度依存性により関数で回帰

4.4.2 解析コードおよび解析条件

(1) 解析コード

遠心模型の再現解析には「放射性廃棄物地層処分における地下空洞長期安定性解析プログラム (LOSTUF)」を使用した。LOSTUF は熱・水・応力 (THM) 連成解析コード[16]である。

1) THM 連成の支配方程式

LOSTUF では、地盤を粒子骨格と水・空気で満たされた空隙で構成される多相システムとして取り扱い、地下水の連続式、エネルギーの保存則、力の釣り合い式と、応力-ひずみ関係、透水挙動に関するダルシー則、熱伝導に関するフーリエ則、水蒸気の拡散挙動に関するフィック則等の各種構成則から導かれた支配方程式を用いている。間隙ガス圧は一定で大気圧に等しいとしている。支配方程式は、Rutqvist et al. (2001)[17]を参考にして導出されている。以下にその支配方程式について簡単に記す。以下の解説で「地盤」は固相、液相、気相を含めた多孔質媒体の系全体を表している。

地下水の連続式から以下の式が導かれる。

$$\begin{aligned} \rho_l S_l \frac{\partial(\nabla \cdot \mathbf{u})}{\partial t} + \{ \rho_{l0} \phi S_l \beta_{Pl} + (\rho_l - \rho_v) C_{lP} + \rho_l C_{vP} \} \frac{\partial P_l}{\partial t} - (\rho_{l0} \phi S_l \beta_{Tl} - \rho_l C_{vT}) \frac{\partial T}{\partial t} \\ + \nabla \cdot \left\{ \left(-\rho_l \frac{\mathbf{k}k_{rl}}{\mu_l} - \rho_l D_{Pv} \mathbf{I} \right) \nabla P_l \right\} + \nabla \cdot \{ (-\rho_l D_{Tv} \mathbf{I}) \nabla T \} = Q_B + \nabla \cdot \left(\rho_l \frac{\mathbf{k}k_{rl}}{\mu_l} \mathbf{g} \right) \end{aligned} \quad (式 4.4.2-1)$$

ここで、 ρ_l は水の密度、 ρ_v は水蒸気の密度、 S_l は飽和度、 ρ_{l0} は初期条件の水の密度、 ϕ は間隙率、 β_{Pl} は水の圧縮係数、 β_{Tl} は水の熱膨張係数、 \mathbf{k} は固有透過度テンソル、 k_{rl} は相対透水係数、 μ_l は水の粘性係数、 \mathbf{I} は単位テンソル、 Q_B は水のソース項、 \mathbf{g} は重力加速度ベクトルである。未知数は変位ベクトル \mathbf{u} 、間隙水圧 P_l 、温度 T であり、変位ベクトル \mathbf{u} により、ひずみテンソル $\boldsymbol{\varepsilon}$ および体積ひずみ ε_V が $\boldsymbol{\varepsilon} = 0.5(\nabla \mathbf{u} + (\nabla \mathbf{u})^{tr})$ 、 $\varepsilon_V = \nabla \cdot \mathbf{u}$ 、と定義される。なお、不飽和状態において、サクシオン s は間隙水圧 P_l と間隙ガス圧 P_g により、

$$s = P_g - P_l \quad (式 4.4.2-2)$$

と定義される。さらに LOSTUF では間隙ガス圧に大気圧を仮定しているので、 $s = -P_l$ となる。

また、 C_{lP} は水分特性曲線 (飽和度 S_l とサクシオン s の関係を表す曲線) から算出される係数で比水分容量と呼ばれる。 C_{vP} 、 C_{vT} はそれぞれ以下のように書ける。

$$C_{vP} = \frac{\phi S_g \rho_v}{\rho_l^2 R_v T} \quad (式 4.4.2-3)$$

$$C_{vT} = \frac{\phi S_g}{\rho_l} \frac{\partial \rho_{vs}}{\partial T} RH - \frac{\phi S_g P_l}{\rho_l^2 R_v T^2} \quad (\text{式 4.4.2-4})$$

ここで、 S_g は空隙中の気体の体積占有率 ($= 1 - S_l$)、 R_v は水蒸気の比気体定数 ($= 461.5 \text{ J/kg K}$)、 ρ_{vs} は飽和水蒸気密度 (温度の関数)、 RH は相対湿度である。

D_{Pv} および D_{Tv} は多孔質媒体中における等温下での水蒸気拡散係数、温度勾配による水蒸気拡散係数であり、水蒸気の拡散を表すフィック則を展開することで得られる。水蒸気の流束 q_{rv} は、間隙ガス圧が一定であるという仮定のもと、以下のフィック則で表せる。

$$q_{rv} = -D_v I \nabla \rho_v \quad (\text{式 4.4.2-5})$$

ここで、 D_v は水蒸気の分散係数であり、

$$D_v = \phi S_g \tau D_m \quad (\text{式 4.4.2-6})$$

と書ける。 τ は屈曲度を表す。 D_m は大気圧下での水蒸気の分子拡散係数であり、温度の関数として以下の式を用いる。

$$D_m (\text{m}^2/\text{s}) = 2.16 \times 10^{-5} (T/273)^{1.8} \quad (\text{式 4.4.2-7})$$

水蒸気の密度 ρ_v は以下のように書ける。

$$\rho_v = \rho_{vs}(T) RH = \rho_{vs} \exp\left(\frac{P_l}{\rho_l R_v T}\right) \quad (\text{式 4.4.2-8})$$

ここで、 ρ_{vs} は飽和水蒸気密度であり温度の関数である。(式 4.4.2-5) 内の水蒸気密度の勾配は式 (式 4.4.2-8) を用いて次のように展開できる。

$$\mathbf{q}_{rv} = -\rho_l (D_{Pv} I \nabla P_l + D_{Tv} I \nabla T) \quad (\text{式 4.4.2-9})$$

ここで、

$$D_{Pv} = \frac{D_v \rho_v}{\rho_l^2 R_v T} \quad (\text{式 4.4.2-10})$$

$$D_{Tv} = D_v \left(\frac{RH}{\rho_l} \frac{\partial \rho_{vs}}{\partial T} - \frac{\rho_v P_l}{\rho_l^2 R_v T^2} \right) \quad (\text{式 4.4.2-11})$$

である。

(式 4.4.2-1) において、左辺の第 1 項は多孔質体の骨格変化、第 2 項は飽和度の変化、第 3 項は温度変化による間隙流体の密度変化、第 4 項は水分移動（ダルシー則およびフィック則からの展開）、第 5 項は温度勾配による水分移動（フィック則からの展開）を表す。

エネルギー保存則からは次の支配方程式が導かれる。

$$(1 - \phi) 3K_D \beta_{TD} T \frac{\partial(\nabla \cdot \mathbf{u})}{\partial t} + (\rho c)_m \frac{\partial T}{\partial t} - \nabla \cdot \left\{ T \left(\frac{\beta_{Tl}}{\beta_{Pl}} \right) \frac{\mathbf{k} k_{rl}}{\mu_l} + \rho_l L D_{Pv} \mathbf{I} \right\} \nabla P_l - \nabla \cdot (\lambda_m \mathbf{I} \nabla T) + (c_l \mathbf{q}_l) \cdot \nabla T = Q_{TB} \quad (\text{式 4.4.2-12})$$

ここで、 K_D は固相の体積弾性係数（排水条件）、 β_{TD} は固相の熱膨張係数（排水条件）、 L は単位体積あたりの水蒸気の潜熱、 \mathbf{q}_l は流束ベクトル、 Q_{TB} は熱量のソース項である。 λ_m 、 $(\rho c)_m$ はそれぞれ地盤の熱伝導率、熱容量であり、次式で求まる。

$$\lambda_m = S_l \lambda_{sat} + (1 - S_l) \lambda_{dry} \quad (\text{式 4.4.2-13})$$

$$(\rho c)_m = \phi S_l \rho_l c_l + (1 - \phi) \rho_s c_s \quad (\text{式 4.4.2-14})$$

ここで、 λ_{sat} は飽和時の地盤の熱伝導率、 λ_{dry} は絶乾時の地盤の熱伝導率、 c_l は水の比熱、 c_s は固相の比熱、 ρ_s は固相の密度である。

(式 4.4.2-12) において、左辺の第 1 項は多孔質体の変形による可逆的な内部エネルギーの変化、第 2 項は内部エネルギーの変化、第 3 項は間隙水圧の変化および水蒸気に相変化することによる内部エネルギーの変化、第 4 項は熱伝導による内部エネルギーの変化（フーリエ則）、第 5 項は熱移流による内部エネルギーの変化を表す。

次に応力の釣り合い式について述べる。有効応力を次式で定義する。

$$\boldsymbol{\sigma} = \boldsymbol{\sigma}' - \mathbf{I} \bar{P} \quad (\text{式 4.4.2-15})$$

ここで、 $\boldsymbol{\sigma}$ は応力テンソル、 $\boldsymbol{\sigma}'$ は有効応力テンソル、 \bar{P} は間隙圧である。ここでは、間隙ガス圧が大気圧に等しいとしているので、

$$\bar{P} = \chi P_l + (1 - \chi) P_g = \chi P_l \quad (\text{式 4.4.2-16})$$

となる。 χ は Bishop の有効応力パラメータであり、通常飽和度の関数として定義する。本研究で

は、飽和時 $\chi = 1$ 、不飽和時 $\chi = 0$ を仮定する。模型実験に用いる緩衝材、岩石は非常に大きなサクシオンを持つ材料であるため、サクシオンを独立な応力成分とした。不飽和段階においてサクシオンの減少に伴って進行するベントナイトの膨潤については、後述するように応力ひずみ関係とは別に等価な節点力を作用させることでモデル化する。この仮定により、不飽和時の間隙圧は大気圧に等しくなる。この有効応力を用いて力学構成式は以下のように書ける。

$$d\boldsymbol{\sigma}' = \mathbf{D}:(d\boldsymbol{\varepsilon} - d\boldsymbol{\varepsilon}_T) = \mathbf{D}:(d\boldsymbol{\varepsilon} - \mathbf{I}\beta_{TD}dT) \quad (\text{式 4.4.2-17})$$

ここで、 \mathbf{D} は固相の剛性テンソルで、等方線形弾性体を仮定する場合はヤング率 E とポアソン比 ν で定義できる。

また、(式 4.4.2-15) および (式 4.4.2-17) を応力の釣り合い式に代入することで以下の支配方程式が得られる。

$$\nabla \cdot \left\{ \mathbf{D} : \frac{\partial \boldsymbol{\varepsilon}}{\partial t} \right\} + \nabla \cdot \left(-\mathbf{I}\chi \frac{\partial P_l}{\partial t} \right) + \nabla \cdot \left\{ (-\mathbf{D} : \mathbf{I}\beta_{TD}) \frac{\partial T}{\partial t} \right\} = \frac{\partial}{\partial t} (\rho_m \mathbf{g}) + \mathbf{F}_B \quad (\text{式 4.4.2-18})$$

ρ_m は地盤の湿潤密度、 \mathbf{F}_B は外力ベクトルである。膨潤については外力項を与えることでその効果を導入する。

(式 4.4.2-18) において、左辺の第1項は弾性応力、第2項は間隙水圧、第3項は熱応力を表す。

2) LOSTUF のパラメータ

LOSTUF で必要となる熱・水関係の解析パラメータを表 4.4.2-1 に示す。解析領域を構成する各材料について決定する。力学モデルは等方線形弾性体として、力学関係のパラメータを表 4.4.2-2 に示す。膨潤評価式のパラメータは文献[18]を参考にした。なお、等方線形弾性体のほかにドラッカー・プラガー降伏基準バイリニアモデル、カムクレイモデル、関口-太田モデル、軟岩クリープモデル[19]が LOSTUF に導入されている。

表 4.4.2-1 解析パラメータ一覧 (熱・水)

記号	パラメータ	単位	試験による取得方法
μ_l	水の粘性係数	Pa s	物理量
ρ_l	水の密度	kg/m ³	物理量
ρ_v	水蒸気の密度	kg/m ³	物理量
ρ_{vs}	飽和水蒸気密度	kg/m ³	物理量
c_l	水の比熱	J/kg K	物理量
β_{IP}	水の圧縮係数	Pa ⁻¹	物理量
β_{IT}	水の熱膨張係数	K ⁻¹	物理量
L	水蒸気の潜熱	J/kg	物理量
R_v	比気体定数	J/kg K	物理量
D_m	水蒸気分子拡散係数	m ² /s	物理量
ρ_s	固相の密度	kg/m ³	重量分析など
ϕ	間隙率	-	水銀圧入法, 重量分析など
k	固有透過度	m ²	透水試験
k_{rl}	相対透水係数	-	三乗則, van Genuchten式(サイクロメータ法などの保水力試験)
$C_{IP}(=\rho_l g d S_l / d P_l)$	比水分容量	s/m ²	水分特性曲線, van Genuchten式(サイクロメータ法などの保水力試験)
τ	屈曲度	-	加熱浸透試験の解析による推定
λ_{sat}	熱伝導率(飽和)	W/mK	熱伝導試験
λ_{dry}	熱伝導率(乾燥)	W/mK	熱伝導試験
c_s	固相の比熱	J/kg K	熱拡散試験
β_{TD}	固相の熱膨張係数	K ⁻¹	線膨張係数の測定など

表 4.4.2-2 解析パラメータ一覧 (力学)

記号	パラメータ	単位	試験による取得方法
等方線形弾性体			
E	ヤング率	Pa	一軸圧縮試験, 三軸圧縮試験
ν	ポアソン比	-	一軸圧縮試験, 三軸圧縮試験
K_D	体積弾性率	Pa	E, ν より換算
λ	有効応力パラメータ	-	0(不飽和), 1(飽和)あるいは $c=SI$
膨潤計算パラメータ			
$\epsilon_{s \max}(\sigma_m)$	膨潤特性	-	膨潤圧試験, 膨潤変形試験, 膨潤評価式
l	膨潤進行パラメータ	-	膨潤圧試験, 膨潤変形試験の進行過程

(2) 解析条件および境界条件

平成 27 年度から平成 29 年度に実施した遠心模型試験の再現解析モデルおよび境界条件を図 4.4.2-1 から図 4.4.2-3 に示す。解析では軸対称モデルの FEM メッシュを用いた。

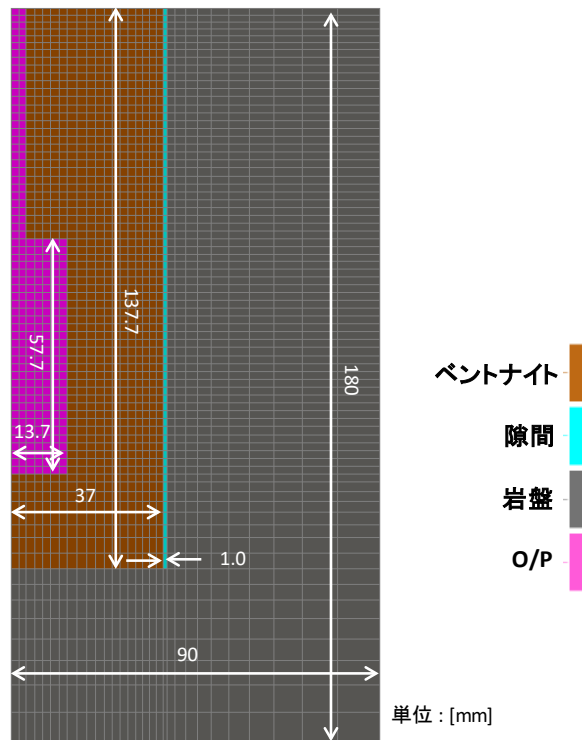
平成 27 年度に実施した遠心模型試験の再現解析は、30G の遠心力場におけるニアフィールドを模擬した 1/30 模型に、底面からの注水と模擬オーバーパックの発熱を与え、約 40 日間に渡る経時変化を追うものであり、実寸換算で約 100 年間の現象に相当する。解析では、埋戻し材と緩衝材を区別せず、岩盤との間にある初期隙間は区別し、直径と高さが 5.4m の範囲をモデル化した。力学拘束は対称軸とモデル上面をローラー支持とし、ただし上面のうち緩衝材の上部の土圧計との接触面についてはジョイント要素を配置することで摩擦や剥がれを考慮できるモデルとした。なお、人工バリアの定置前の岩盤外側に 8MPa の拘束圧を考慮し、これに相当する初期応力を設定した。また、水理境界としてモデルの底面に位置する境界面を圧力 4.1MPa で一定とし、上面は間隙水圧が 4.0MPa を超えた段階で間隙水が自由に抜ける浸出面境界に設定しており、これも試験条件に対応する。なお、初期の乾燥した状態におけるサクシオンはモデル全体で 55MPa とし、これは緩衝材および岩盤の保水試験で観測された乾燥時のサクシオンを参考に決定した。

温度境界条件については、上面と底面および側面境界の温度を 33℃で一定とした。オーバーパックスの発熱は遠心模型試験でヒーターに設定した発熱履歴をそのまま設定することが好ましいが、試験装置の仕様により温度制御が行われていたことから試験結果より直接温度履歴を設定した。なお、温度履歴を設定したのは心棒を除いたオーバーパック本体の部分のみであり、またヒーターの出力が 0 となって以降は温度拘束を解除した。本解析モデルでは、緩衝材の表面全体を覆うように前述の THM 連成ジョイント要素を配置しており、膨潤による変形がオーバーパックや岩盤など周囲の剛性によって拘束されないようにモデル化を行った。解析モデルは 2498 節点で構成され、これはジョイント要素の配置により分離された節点を含むものである。

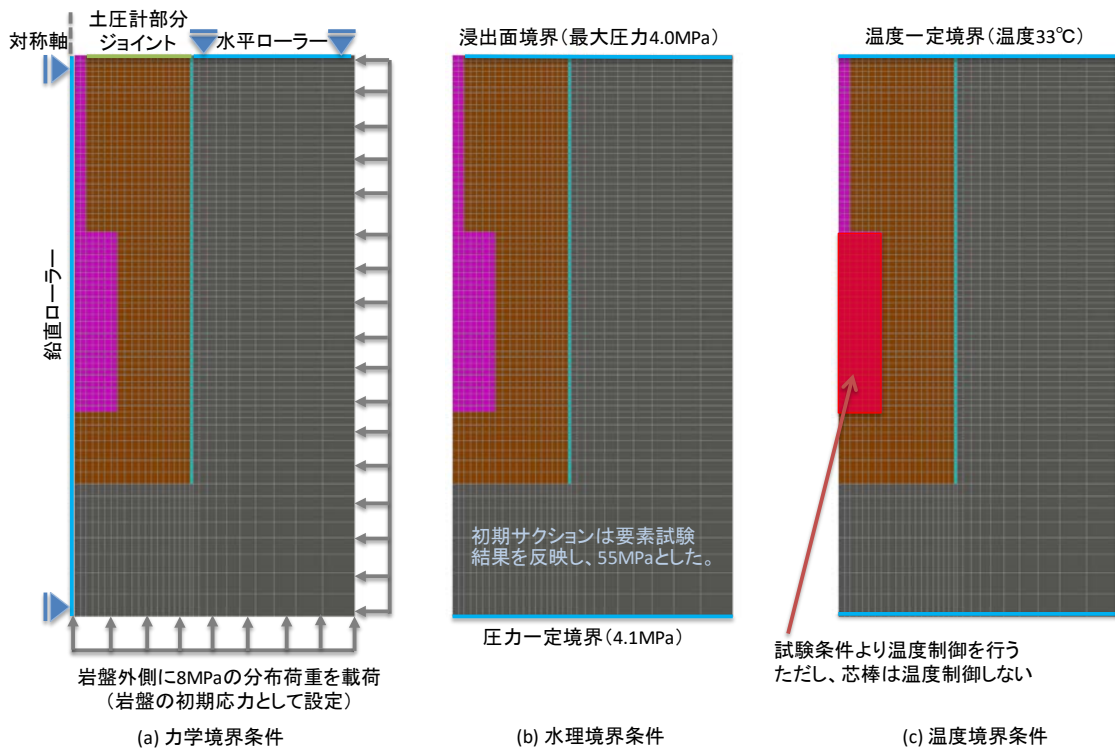
平成 28 年度に実施した遠心模型試験の再現解析は、30G の遠心力場におけるニアフィールドを模擬した 1/30 模型に、底面からの注水と模擬オーバーパックスの発熱を与え、約 40 日間に渡る経時変化を追うものであり、実寸換算で約 100 年間の現象に相当する。平成 28 年度の遠心模型では、緩衝材の膨出を考慮するために緩衝材の上部に埋戻し材を盛っており、解析についてもこれをそのままモデル化した。緩衝材と岩盤の間にある初期隙間についてもモデル化し、直径と高さが 180mm の試験模型をモデル化した。力学拘束は対称軸とモデル上面に配置するプレート上面をローラー支持とした。プレート厚は実際より薄くモデル化し、その代わりとして剛性を高く設定している。なお、上面プレートと埋め戻し土の接触面にはジョイント要素を配置しており、摩擦や剥がれを考慮できるモデルとした。この他、模擬 O/P や岩盤と緩衝材や埋戻し土の間にもジョイント要素を配置している。また、岩盤外側からは 5MPa の周圧を考慮し、底面のプレートについては徐々に模型を押し上げる軸圧を考慮し、模型試験と同様に 1.1MPa まで漸増させた。水理境界としてモデルの底面に位置する境界面は圧力 1.05MPa で一定とし、上面は間隙水圧が 1.0MPa を超えた段階で間隙水が自由に抜ける浸出面境界に設定した。なお、初期の乾燥した状態におけるサクシオン圧はモデル全体で 55MPa とし、これは要素試験結果を参考にして決定した。温度境界条件については、モデルの上面と底面および側面境界に対し、雰囲気温度 33℃の熱伝達境界を設定した。なお、設定にあたってはジョイント要素でこれを実現し、熱伝達係数については、模型試験結果を参考に試験模型の熱の出入りを検討した。模擬 O/P の発熱については、試験装置の仕様から温度制御が行われており、解析についても試験結果より直接温度履歴を設定した。なお、温度履歴の設定は心棒を除いた O/P 本体の部分のみを対象とした。

平成 29 年度に実施した遠心模型試験の再現解析は、50G の遠心力場におけるニアフィールドを模擬した、直径 180mm、高さ 300mm の 1/50 模型に、底面からの注水と模擬オーバーパックスの発熱を与え、約 30 日間に渡る経時変化を追うものであり、実寸換算で約 200 年間の現象に相当する。解析では、緩衝材や埋め戻し土、岩盤との間にある初期隙間などを分けてモデル化し、模擬オーバーパックや岩盤と土質材料の間にはジョイント要素を配置した。基本的な境界条件として、力学拘束は対称軸とモデル上面をローラー支持とし、周圧と軸圧載荷後の岩盤底面もローラー条件となる。岩盤外周部には周圧として 5 MPa を載荷し、底面には軸圧 1.1 MPa を漸増載荷した。また、水理境界としてモデルの底面に位置する境界面を圧力 1.07 MPa で一定とし、上面は間隙水圧が 0.92 MPa を超えた段階で間隙水が自由に抜ける浸出面境界に設定している。初期サクシオンについても同様に、要素試験結果を参考にモデル全体で 55 MPa とした。温度境界条件は、上面と底面および側面境界に雰囲気温度 33℃の熱伝達境界を設定した。また、オーバー

パックの発熱は試験で設定した温度履歴は芯棒を除いたオーバーパック本体の部分のみに設定した。材料物性などの入力値は、要素試験の結果から得られた値を用いた。

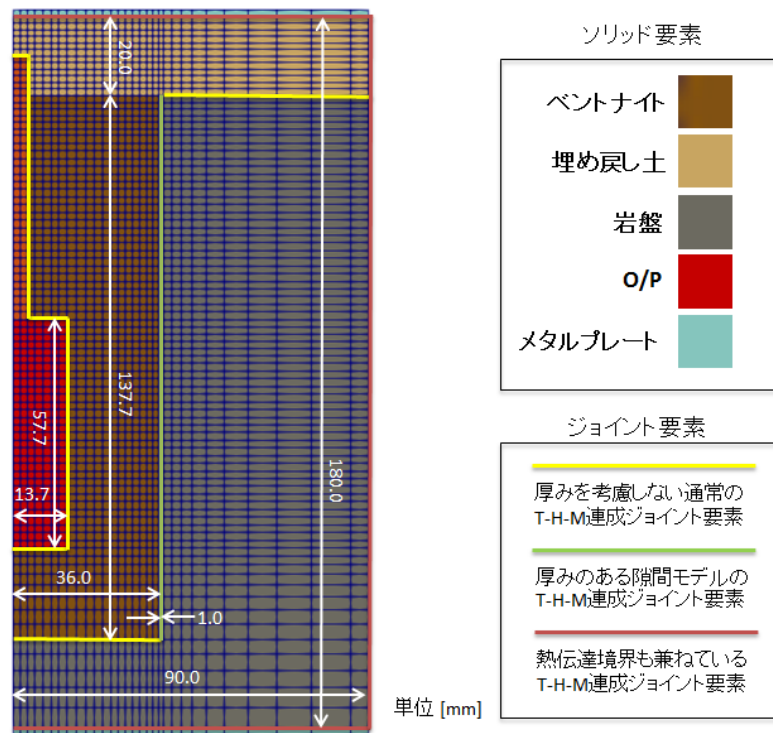


(a) 解析モデル

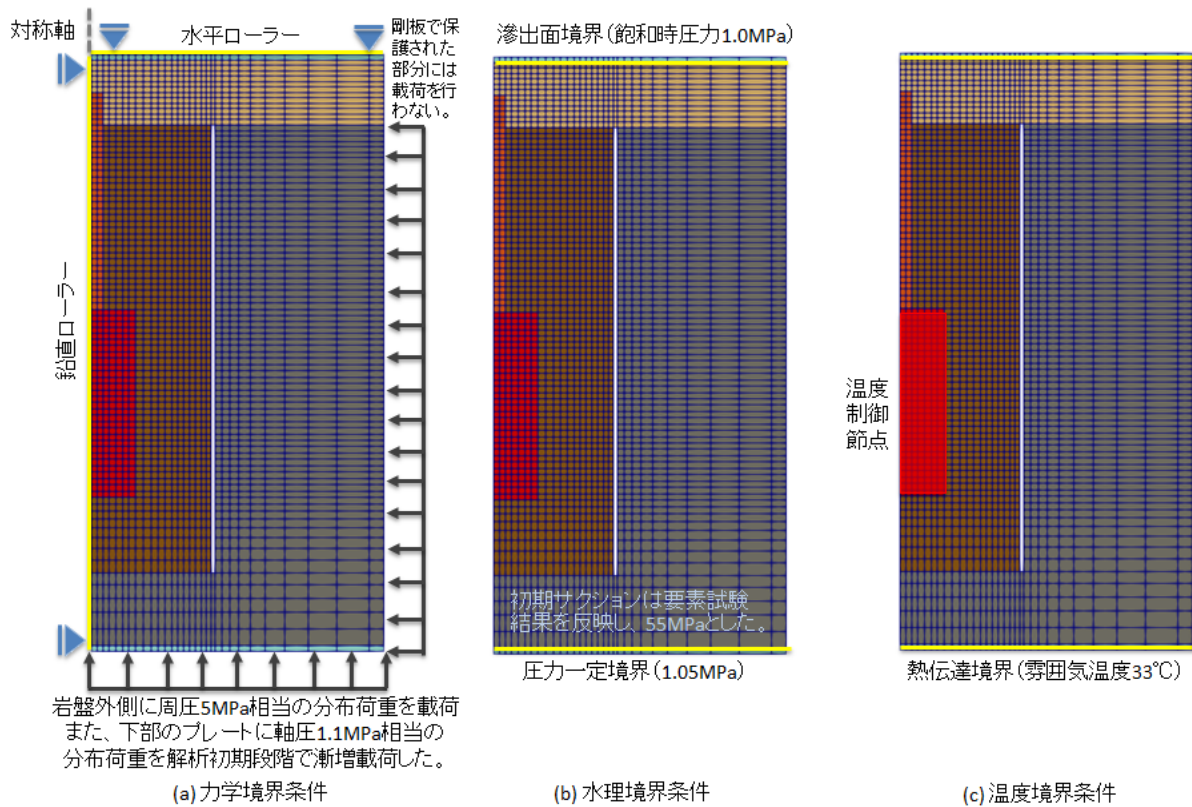


(b) 境界条件

図 4.4.2-1 平成 27 年度遠心模型試験の再現解析モデルおよび境界条件

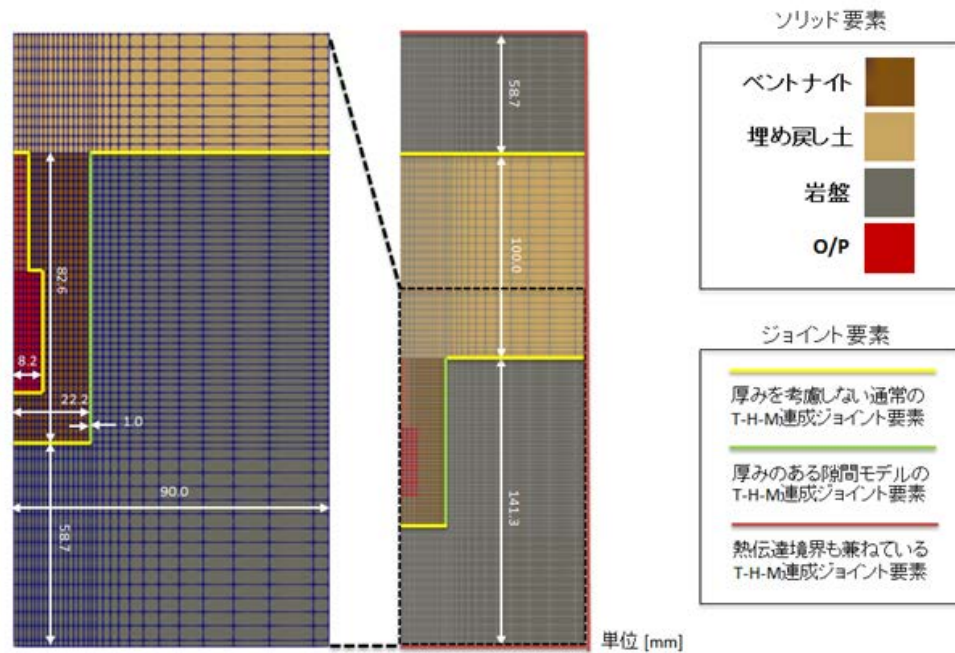


(a) 解析モデル

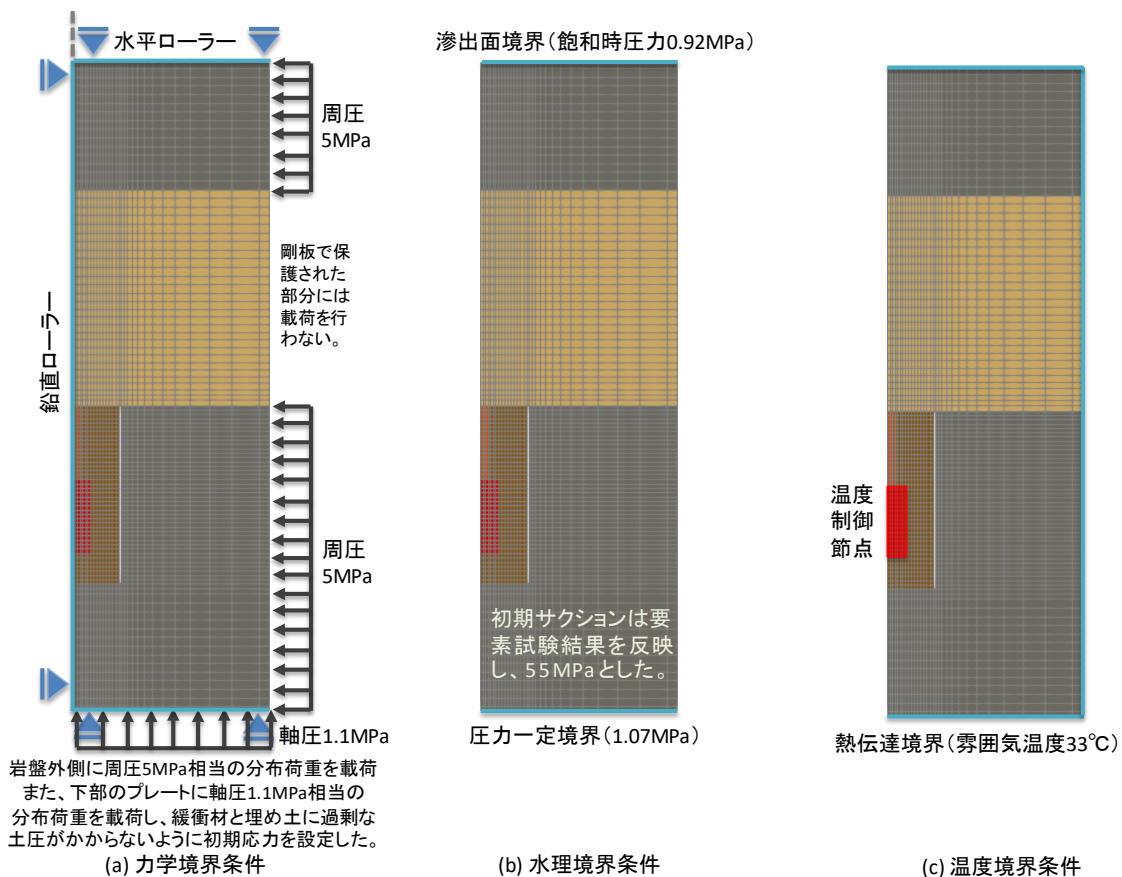


(b) 境界条件

図 4.4.2-2 平成 28 年度遠心模型試験の再現解析モデルおよび境界条件



(a) 解析モデル



(b) 境界条件

図 4.4.2-3 平成 29 年度遠心模型試験の再現解析モデルおよび境界条件

4.4.3 感度解析

ニアフィールドの長期挙動は、材料パラメータのばらつきや種々の不確実性の影響を大きく受ける可能性があり、予測評価にあたってはその影響を予め検討しておく必要がある。そこで、長期挙動評価において重要となる材料パラメータや境界条件の抽出を行うことを目的として、感度解析を実施した。感度解析のケースを表 4.4.3-1 に示す。感度解析では、透水性や剛性などの基本的なパラメータの他、膨潤モデル、岩盤のクリープ挙動、オーバーパックの発熱の影響、処分孔と緩衝材の隙間の影響等を確認するための検討ケースを設定した。

感度解析の結果を表 4.4.3-2 に示す。感度解析の結果、ニアフィールドにおける長期挙動評価、特に発生する応力と変形に着目した検討において最も重要なパラメータは剛性やポアソン比などの力学特性であり、次に膨潤評価のモデルや隙間のモデル化などによる影響が大きかった。また、岩盤の拘束圧や境界水圧なども重要と考えられる。一方で、水理特性や伝熱特性が岩盤等の変形に与える影響は相対的に小さく、パラメータに多少のばらつきが生じていたとしてもニアフィールドの定常的な応力状態に与える影響は小さかった。

表 4.4.3-1 感度解析のケース一覧

ケース	加熱	内容
THM-0 (基本ケース)	あり	隙間なし・ベントナイト均一
THM-1		ベントナイトの固有透過度 1/2
THM-2		岩盤の固有透過度 1/10
THM-3		水分特性曲線 JNC2000
THM-4		ベントナイトの固有透過度を 2 倍とする
THM-5		岩盤の固有透過度を 10 倍とする
THM-6		膨潤の進行に関するパラメータを 1.0→3.0
THM-7		後述するより簡易な膨潤モデルの採用
THM-8		ベントナイトのポアソン比を飽和時のものとする
THM-9		ベントナイトのヤング率を乾燥時のものとする
THM-10		岩盤のクリープを考慮
HM-0 (基本ケース)	なし	隙間なし・ベントナイト均一
HM-1		ベントナイトの固有透過度 1/2
HM-2		岩盤の固有透過度 1/10
HM-3		水分特性曲線 JNC2000
HM-4		ベントナイトの吸水挙動を水分拡散とする
HM-5		処分孔の隙間を考慮、拘束圧 6 MPa、水圧 3 MPa
HM-6		処分孔の隙間を考慮、拘束圧 10 MPa、水圧 5 MPa

表 4.4.3-2 感度解析結果のまとめ

ケース	加熱	内容	ベントナイト			オーバーパック鉛直変位		岩盤内壁
			飽和時刻 (year)	最大土圧 (MPa)	最終土圧 (MPa)	最大値 (mm)	最終値 (mm)	周方向最終ひずみ (μ)
THM-0	あり	隙間なし・ベントナイト均一	34	1.16	1.16	24.4	10.9	1462
THM-1		ベントナイトの固有透過度 1/2	50	1.16	1.16	23.4	12.1	1425
THM-2		岩盤の固有透過度 1/10	58	1.17	1.17	26.9	11.5	1492
THM-3		水分特性曲線 JNC2000	18	1.11	1.11	25.2	9.2	1596
THM-4		ベントナイトの固有透過度を2倍	24	1.14	1.14	25.2	11.1	1477
THM-5		岩盤の固有透過度を10倍	34	1.16	1.16	23.5	10.1	1461
THM-6		膨潤の進行に関するパラメータ3.0	36.9	1.19	1.19	24.8	10.7	1502
THM-7		簡易な膨潤モデルの採用	33	1.40	1.40	25.8	10.1	1494
THM-8		ベントナイトのポアソン比を飽和時のもの	32	1.66	1.57	6.8	4.4	1361
THM-9		ベントナイトのヤング率を乾燥時のもの	32	1.53	1.53	0.1	-0.3	1177
THM-10	岩盤のクリープを考慮	37	1.16	1.16	24.6	11.1	1510	
HM-0	なし	隙間なし・ベントナイト均一	49	1.16	1.13	24.0	12.9	1375
HM-1		ベントナイトの固有透過度 1/2	90	1.16	1.15	23.2	12.7	1369
HM-2		岩盤の固有透過度 1/10	80	1.17	1.09	27.3	13.0	1414
HM-3		水分特性曲線 JNC2000	22	1.14	1.14	23.7	10.5	1492
HM-4		ベントナイトの吸水挙動を水分拡散とする	21	1.14	1.14	20.2	10.8	1315
HM-5		隙間を考慮、拘束圧 6 MPa、水圧 3 MPa	190	2.09	2.08	48.5	43.0	1056
HM-6	隙間を考慮、拘束圧 10 MPa、水圧 5 MPa	190	2.64	2.50	71.0	58.5	1640	

4.4.4 遠心模型試験の再現解析

(1) 解析モデルの検討

平成 27 年度の遠心模型試験におけるオーバーパックの鉛直方向の変位と再現解析の結果を図 4.4.4-1 に示す。図中の基本ケースでは、要素試験で取得した材料特性の平均値を用い、緩衝材の剛性は飽和時のもの、緩衝材と岩盤やオーバーパック間の摩擦係数を 0.3 とした。遠心模型試験におけるオーバーパックの鉛直方向の変位は、最大 6 mm 程度であった。再現解析の基本ケースでは、換算時間で約 20 年後にオーバーパックが 90 mm 程度上昇する結果となった。緩衝材と岩盤の隙間を考慮したケース（図中の青点線）では、隙間（模型寸法：1 mm、実物寸法：30 mm）の透水性を考慮して隙間の透水係数を 1,000 倍に設定した。緩衝材と岩盤の隙間の透水性を考慮することにより、オーバーパックの変位の最大値は 50 mm 程度になった。さらに、緩衝材の飽和度依存性を考慮したケースでは、オーバーパックの変位は最大 3 mm 程度になり、遠心模型試験におけるオーバーパックの変位の傾向と最大値ともに近い結果が得られた。基本ケースの簡易的な解析モデルでは遠心模型試験の結果を再現することは難しかったが、解析モデルをより遠心模型試験の条件（感度解析の結果等）を考慮して設定することにより、遠心模型試験の結果に近い解析結果が得られることがわかった。

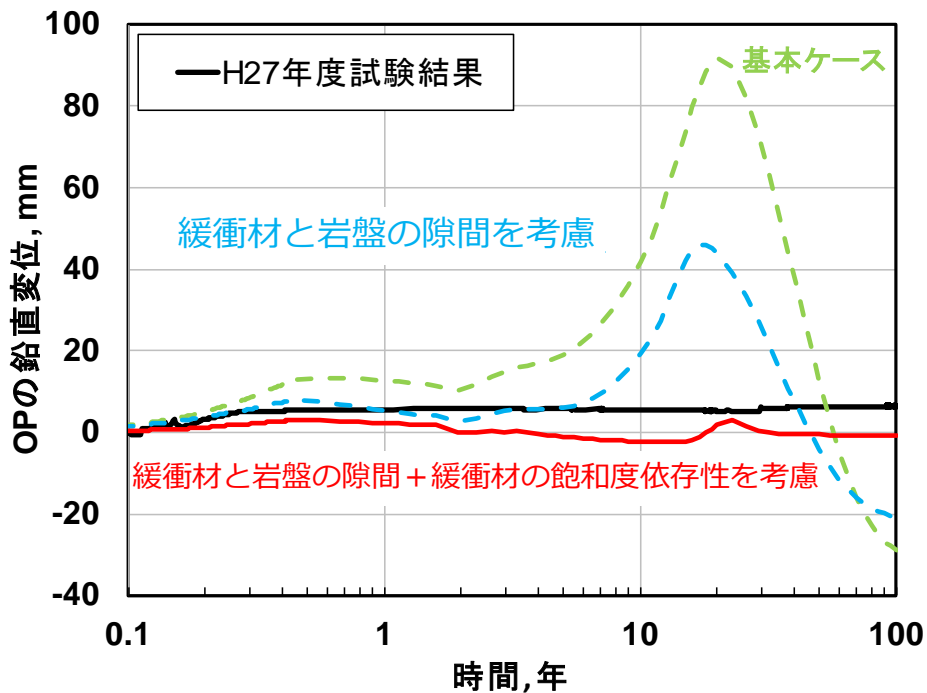


図 4.4.4-1 オーバーパックの鉛直方向変位の比較（平成 27 年度再現解析）

(2) ニアフィールド領域を対象とした再現解析

平成 29 年度の遠心模型試験の再現解析結果の出力位置を図 4.4.4-2 に示す。解析で用いたパラメータは、要素試験の結果から得られた平均値を用いた。

オーバーパックの鉛直変位と緩衝材の全応力の時間変化を図 4.4.4-3 に示す。図中には、遠心模型試験の結果も併せて示した。また、緩衝材と埋戻し材の飽和度分布および緩衝材と埋戻し材の乾燥密度の分布を図 4.4.4-4 と図 4.4.4-5 に示す。初期段階では、オーバーパック下部の緩衝材への水の浸潤にともなう膨潤により、オーバーパックは上向きに移動した。換算時間で 7 年程度経過するとオーバーパック上部の緩衝材や埋戻し材の膨潤によりオーバーパックは下向きに移動したと考えられる。緩衝材と坑道間の下部埋戻し材は、緩衝材と同じ材料を設定しており、緩衝材はオーバーパックの下部に比べて上部に多くあるため、オーバーパックの上向きよりも下向きの変位量が大きくなった。緩衝材に作用する全応力については、初期の膨潤による応力が生じた後、1 年相当経過後に膨潤による応力変化が大きくなり、20 年相当経過した時点で応力値は最大になった。オーバーパックの変位および緩衝材の全応力の計算結果は、遠心模型試験の結果に比べて絶対値としては一致していないが、時間変化の傾向としてはおおむね一致する結果が得られた。(オーバーパックの鉛直変位については時間変化の傾向を比較するため、グラフの縦軸のスケールを図 4.4.4-1 よりも小さく設定している)

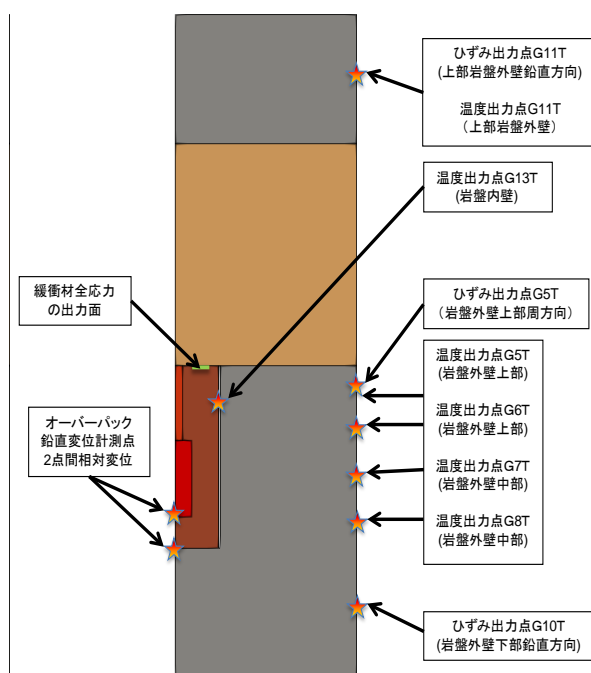
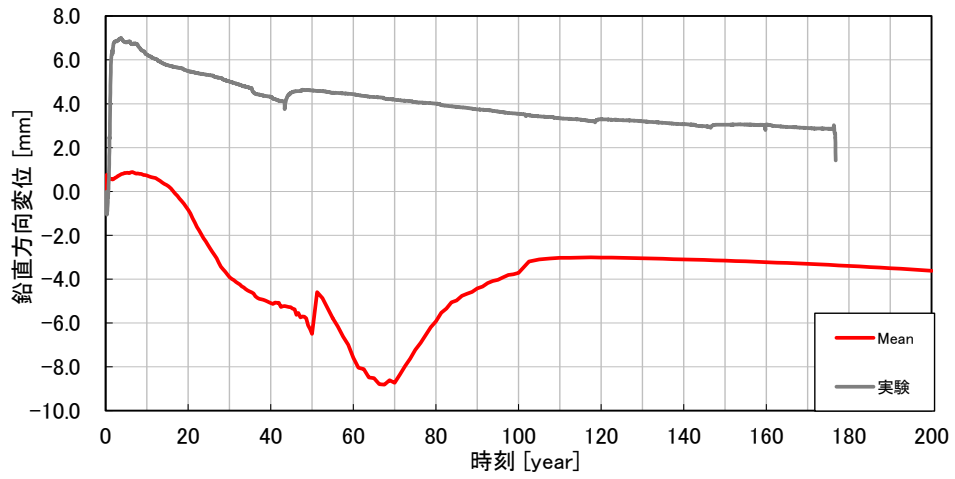
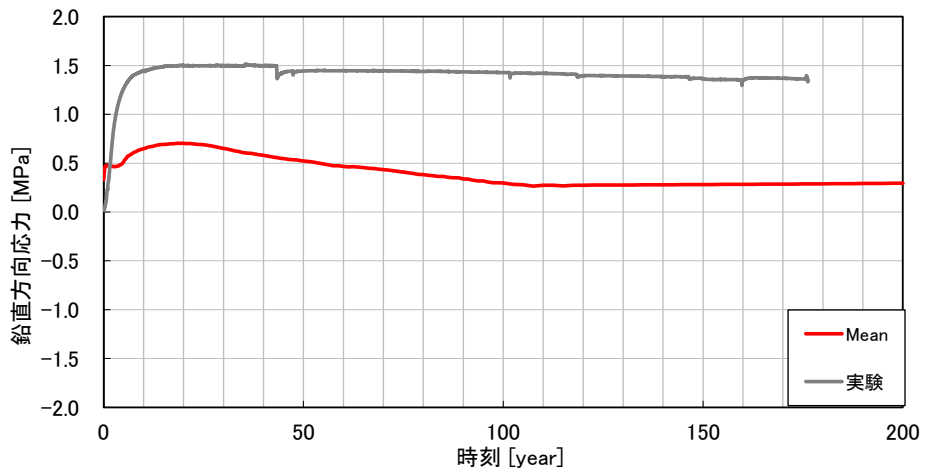


図 4.4.4-2 解析結果の出力位置 (平成 29 年度の再現解析)



(a) オーバーパックの鉛直方向変位



(b) 緩衝材の全応力

図 4.4.4-3 平成 29 年度の再現解析結果 (オーバーパックの変位と緩衝材の全応力)

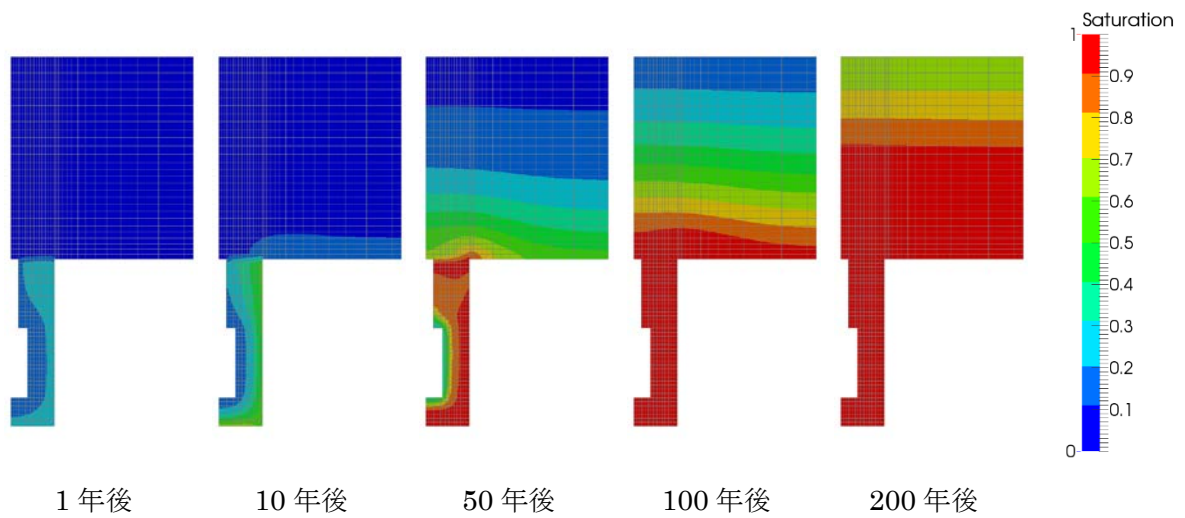


図 4.4.4-4 緩衝材と埋戻し材の飽和度の分布（平成 29 年度再現解析結果）

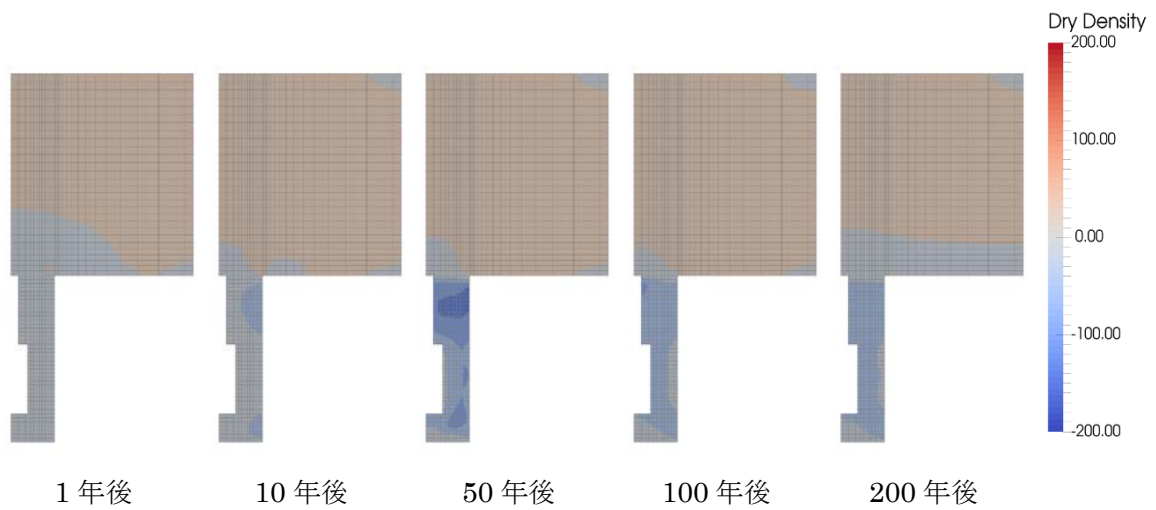


図 4.4.4-5 緩衝材と埋戻し材の乾燥密度の分布（平成 29 年度再現解析結果）

(3) THM 連成解析の留意点

平成 27～29 年度の遠心模型試験およびそれに対応する再現解析（THM 連成解析）結果の検討で得られた知見を以下に示す。

1) オーバーパックの鉛直方向変位について

再冠水過程におけるオーバーパックの変位について、遠心模型試験および数値解析結果から共通して明確な傾向が得られた。その内容を以下に示す。

- a) 下面から注水される際、はじめにオーバーパックは押し上げられる。
- b) 初期に押し上げられる現象は、下部の緩衝材の膨潤作用であり、初期の緩衝材応力が膨潤圧以下である場合に発生する。同様の現象は遠心模型試験でも認められる。
- c) その後、上部の緩衝材にも水分が供給されると、オーバーパックは押し下げられる。
- d) 押し下げられる作用は、上部の緩衝材や埋戻し土の膨潤により下部の緩衝材が弾性的に押されることや、相対的に下部の緩衝材の剛性が低下することから生じている。
- e) オーバーパック変位の経時変化は周辺の緩衝材土量と給水経路によって変化し、オーバーパックの上部に土量が多い場合、オーバーパックは最終的に沈下する傾向が認められる。

2) パラメータの感度について

感度解析により確認した重要な条件（力学特性や膨潤モデル等）について、3 ケースの遠心模型試験の再現解析においても確認した。一方で、3 年間で実施してきた解析結果からは、浸潤速度や伝熱速度は最終的な変形状態に与える影響は比較的小さい。

3) 境界条件と初期条件の影響について

境界条件について、浸潤速度や全体の温度分布に与える影響は大きく、実験では模型上面への注水が早いことや、実験ではほとんど生じない緩衝材の初期応力が、数値解析モデルにおいて大きくなる問題が確認された。このような問題は、両者の結果比較を難しくしている。特に、緩衝材の初期応力が大きいと、膨潤が抑制されて生じなくなるため、数値解析を適用する上では解析モデルの作成と初期条件について十分注意する必要がある。

4) 遠心力模型試験の再現解析における課題事項

3 年間で実施した遠心模型試験の再現解析と実験結果の比較より、今後検討すべき以下の課題事項が明らかとなった。

- a) 遠心模型試験と再現解析の結果では、浸潤速度に大きな差があり、原因や解決策についての検討が必要である。
- b) 緩衝材が飽和して以降に、密度の斑による全応力の低下が生じており、検討が必要である。
- c) 隙間や接触面のモデル化には課題がある。特に、緩衝材の収縮時に不飽和域が拡大する結果が得られており、モデル化については修正が必要と考えられる。
- d) 岩盤のひずみや温度分布については遠心模型試験結果との差異が大きく、飽和度依存の構成モデルや伝熱境界などについての再検討と改良が必要と考えられる。
- e) 長期挙動評価において問題となる、軟岩のクリープや緩衝材の圧密などの影響について考慮する必要がある。

4.5 人工バリアと周辺岩盤の長期挙動予測手法（案）の構築

遠心模型試験を対象とした LOSTUF による再現解析の結果から得られた課題および米国機械学会が 2006 年に発行した ASME V&V-10[2]を参考にして、THM 連成解析によるニアフィールド領域の長期挙動予測手法について検討した。ASME V&V-10 では、現実世界の問題を抽象化した概念モデルから計算モデルを作成し、計算結果と解析解等の比較により計算コードの検証が行われる。検証が行われた計算コードを用いて得られた結果と実験データを比較することにより、実際の物理現象を正確に模擬していること（妥当性）が確認される。

文献[3]では、検証と妥当性確認について以下のように記載されている。

【検証】

“検証 (Validation) とは、「概念モデル」に対応した「計算モデル」が適切に作られているかどうかを確認するために、解析解等と計算結果を定量的に比較することである。(中略) 検証によって「概念モデル」に対する「計算モデル」の信頼性が示される。”

【妥当性確認】

“妥当性確認 (Validation) とは、検証された計算結果と実験を定量的に比較することである。(中略) 計算結果と「現実世界の問題」を直接比較することはできないことが多く、実際には模擬実験殿比較を行うことになる。(中略) 妥当性確認によって「現実世界の問題」に対する「概念モデル」の信頼性が示される。”

本研究の結果から構築した人工バリアと周辺岩盤の長期挙動予測手法（案）を図 4.4.4-1 に示す。ASME の V&V と同様に、まずは、実処分環境で想定される事象を概念モデル（相関式など）で表して計算コードに組み込み、計算結果と解析解等を比較することで計算コードの検証が行われる。次に、THM 連成現象に対しては、解析解等が得られない場合も想定されるため、そのような連成現象の計算結果は、試験結果との比較によりその妥当性を確認することが考えられる。連成現象の中で長期的な挙動の妥当性を確認するためには、遠心模型試験が有効になる。これらの検証および妥当性確認の結果が許容できない場合には、計算コードの見直しが必要になる。検証および連成現象に対する妥当性確認が行われた計算コードを用いて、原位置等での実規模試験を対象とした再現解析を行い、試験結果と計算結果を比較することにより、最終的に計算結果の妥当性が確認される。このように妥当性が確認された計算コードを用いて、ニアフィールドを対象とした長期挙動予測の計算結果の品質が確保されることになると考えられる。

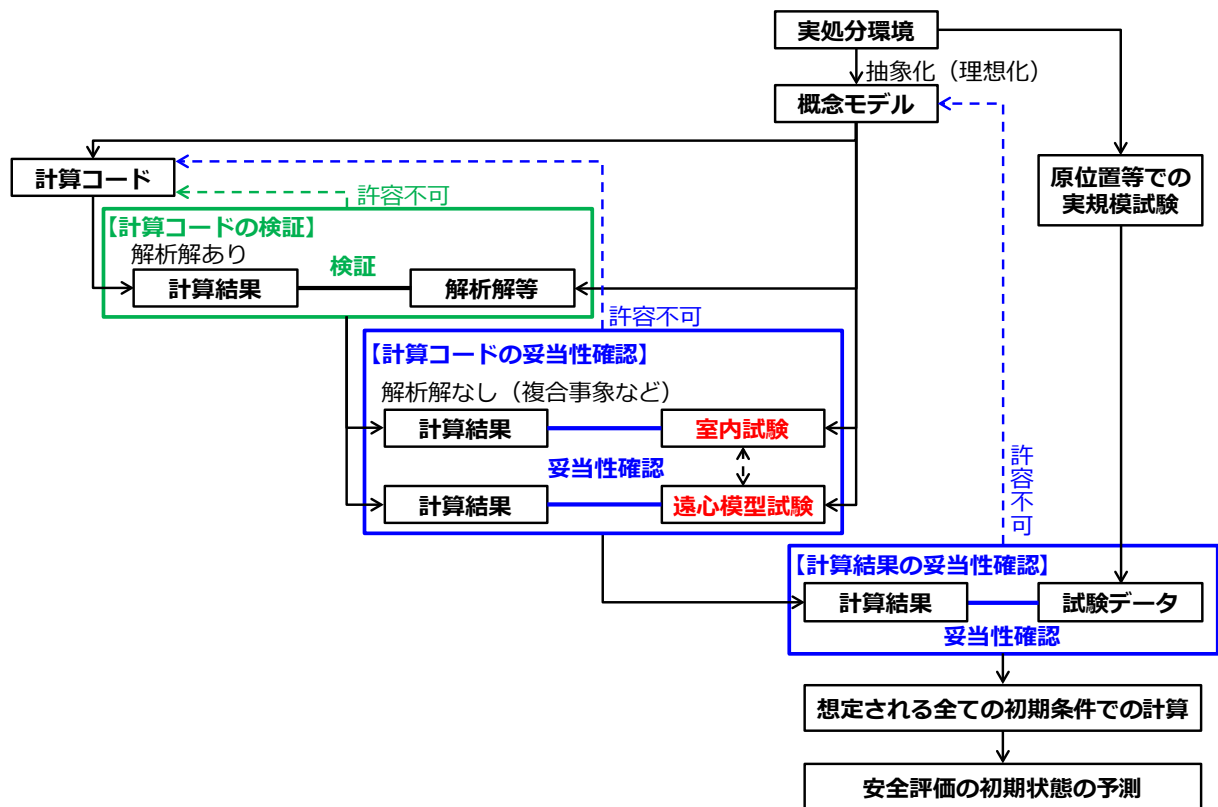


図 4.4.4-1 人工バリアと周辺岩盤の長期挙動予測手法（案）

4.6 まとめ

人工バリアと周辺岩盤の長期挙動予測手法の構築を目的として、ニアフィールド領域を対象とした遠心模型試験を実施して 100 年相当のオーバーパックの変位や緩衝材の全応力などの試験データを取得した。また、遠心模型試験と THM 連成解析の結果を比較することにより連成解析で考慮すべき留意点について整理した。得られた結果を以下に示す。

- 処分孔底部に水位が到達し、下部の緩衝材が膨潤することでオーバーパックの浮上が開始した。埋戻し材がある場合には、オーバーパックが浮上した後に沈下する傾向が見られた。THM 連成解析でも、オーバーパックの鉛直方向変位の時間変化の傾向は同様の結果が得られた。
- 処分坑道までを模擬した遠心模型試験の膨出センサーの測定結果と試験後の CT 画像から、緩衝材が上部埋戻し材の領域に膨出したことが確認された。上部埋戻し材の仕様によっては緩衝材が膨出することにより乾燥密度が低下する可能性がある。
- 遠心模型試験と HTM 連成解析の結果を踏まえて、今後の試験と解析のための留意事項を整理した。
- ASME の V&V の考え方を参考にして、人工バリアと周辺岩盤の長期挙動予測手法の案を構築した。THM 連成解析による計算結果は、原位置等での実規模試験により最終的に妥当性を確認するが、計算コードの長期的な妥当性確認には、遠心模型試験が有効な試験方法になると考えられる。

第4章 参考文献

- [1] 核燃料サイクル開発機構、わが国における高レベル放射性廃棄物地層処分の技術的信頼性地層処分研究開発第2次取りまとめ 分冊3 地層処分システムの安全性評価、JNC-TN1400 99-022 (1999).
- [2] American Society of Mechanical Engineers, Guide for Verification and Validation in Computational Solid Mechanics, ASME V&V 10-2006, (2006).
- [3] 越塚、シミュレーションの検証と妥当性確認、シミュレーション、Vol.30 No.2、pp.97-101 (2011).
- [4] 西本壮志、岡田哲実、澤田昌孝、遠心力載荷装置を用いた高レベル放射性廃棄物処分場周辺の長期挙動評価(その1) —超長期遠心載荷岩盤実験装置と遠心力模型試験法の開発—、電力中央研究所報告、N10018 (2011).
- [5] 澤田昌孝、岡田哲実、西本壮志、遠心力載荷装置を用いた高レベル放射性廃棄物処分場周辺の長期挙動評価(その3) —等温条件の模型試験に対する水・応力連成解析—、電力中央研究所研究報告、N11037 (2012).
- [6] 西本壮志、岡田哲実、澤田昌孝、遠心力載荷装置を用いた高レベル放射性廃棄物処分場周辺の長期挙動評価(その4) —加熱型廃棄体を用いた等方応力拘束条件下における熱—水—応力連成模型実験—、電力中央研究所研究報告書、N14003 (2014).
- [7] R. N. Taylor, Geotechnical Centrifuge Technology. London: Blackie Academic & Professional (1995).
- [8] 木村孟、日下部治、講座 遠心模型実験 2.序論、土と基礎、Vol.35、No.11、pp.68-74 (1987).
- [9] W. H. Craig, R. G. James, A. N. Schofield, Centrifuges in soil mechanics. Balkema Rotterdam (1988).
- [10] 岡村未対、竹村次朗、上野勝利、遠心模型実験—実験技術と実務への適用— 2.遠心模型の相似則、実験技術—利点と限界、土と基礎、52、10、37-44 (2004).
- [11] F. Tatsuoka, S. Goto, T. Tanaka, K. Tani, Y. Kimura, Particle size effects on bearing capacity of footing on granular material, Deformation and progressive failure in geomechanics: IS-NAGOYA '97. Pergamon, Nagoya, Japan, 133-138 (1997).
- [12] O. Kusakabe, 6. Foundations, in Geotechnical Centrifuge Technology, R. N. Taylor, Ed. Blackie Academic & Professional (1995).
- [13] 中村邦彦、田中幸久、高レベル放射性廃棄物処分孔での廃棄体の沈下挙動-遠心模型実験と簡易沈下予測法の提案-、電力中央研究所研究報告書、U03074 (2004).
- [14] 緒方信英、小崎明郎、植田浩義、朝野英一、高尾肇、高レベル放射性廃棄物処分の事業化技術—その4 人工バリアの設計と製作—、原子力バックエンド研究、Vol.5、No.2、pp.103-121 (1999).
- [15] J. Garnier, C. Gaudin, S. M. Springman, P. J. Culligan, D. Goodings, D. Koning, B. Kutter, R. Phillips, M. F. Randolph, L. Thorel, Catalogue of scaling laws and similitude

- questions in geotechnical centrifuge modelling, *Int. J. Phys. Model. geotechnics*, 7, 3, 1–23 (2007).
- [16] 澤田昌孝、岡田哲実、長谷川琢磨、高レベル放射性廃棄物処分地下施設の長期挙動予測評価プログラムの開発—緩衝材膨潤評価式の数値モデル化と熱・水・応力連成解析スキームの構築—、電力中央研究所 研究報告、N05028 (2006).
- [17] Rutqvist, J., Börgesson, L., Chijimatsu, M., Kobayashi, A., Jing, L., Nguyen, T. S., Noorishad, J. and Tsang, C.-F., Thermohydromechanics of partially saturated geological media: governing equations and formulation of four finite element models, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, Vol.38, pp.105-127 (2001).
- [18] 小峯秀雄、緒方信英、高レベル放射性廃棄物処分のための緩衝材・埋戻し材の膨潤評価式の提案—砂とベントナイトの配合割合およびベントナイト中の陽イオンの種類・組成の影響—、電力中央研究所 研究報告、U99013 (1999).
- [19] 澤田昌孝、岡田哲実、地下施設力学的相互作用解析のための軟岩クリープモデルの開発、電力中央研究所 研究報告、N04028 (2005).

第5章 モニタリング関連技術の整備

5.1 研究の背景と目的

放射性廃棄物の地層処分では、処分場閉鎖後の安全性が閉鎖後の制度的管理に依存しないよう措置することとしている。この考え方に基づき、安全確保の基本的考え方として、安全確保のための対策（サイト選定、工学的対策）および安全評価などによる安全確認を講じた上で、事業許可申請時の安全評価に対して段階的に安全確認（安全レビュー）を行い、最終的な処分場閉鎖の確認によって受動的システムへの移行を行うプロセスを導入することが重要とされている[1]。そのような閉鎖に至る過程での段階的な安全確認の手段のひとつとして、モニタリングには一定の役割を担うことが期待されている。また、モニタリングは、事業が正常に行われていることを確認する手段であると同時に、その情報を国民や地域住民に共有することによって、事業に対する信頼性を高めていくことにも貢献する。

海外では、Modern2020 プロジェクト (<http://www.modern2020.eu/>) [26]を中心として、モニタリングに対する国際的な共同研究が進められている。スイスの放射性廃棄物処分概念専門家グループ（EKRA、連邦政府の環境・輸送・エネルギー・コミュニケーション省（UVEK）が組織した専門家グループ）は、回収可能性を維持した地層処分の観点から「監視付き長期地層処分施設（a monitored long-term geological disposal facility）」の概念を示している[27]。また、フランスでも、将来世代の意思決定の柔軟性を配慮した可逆性（法的な要件）の観点からモニタリングを位置づけている[28]。

わが国においては、地層処分に関連する法令（平成 12 年，法律第 117 号[29]；昭和 32 年，法律第 166 号[30]；平成 20 年，経済産業省令第 23 号[31]）において、事業許可後の規制に関するマイルストーンとともに、保存すべき記録やマイルストーンにおいて提示すべき内容などが定められており、それら記録や提示すべき内容の一部はモニタリングにより取得されるべきものであることが指摘されている[32]。環境放射線モニタリングについては、「環境放射線モニタリング指針」[33]が定められている。

IAEA の「法律に基づいて指定された当局又は公的機関による放射性廃棄物 サイト(radioactive waste site) の管理」では、モニタリングを制度管理の能動的なものとして定義している[26]。地層処分の実施に向けた社会的な意思決定段階にあるわが国では、制度的管理技術についての考え方や技術基盤などを整備しておくことが重要である。

このような国内外におけるモニタリングに対する動向の下、本事業では、地層処分事業におけるモニタリングの技術的選択肢検討の基盤となるモニタリングの枠組みや結果の反映方法等に関する考え方を整備するとともに、モニタリングの技術的実現性の向上を図ることを目的とする。

5.2 研究アプローチと得られた成果

資源エネルギー庁では、平成 12 年度にモニタリングに係る調査研究に着手した。以降、わが国におけるモニタリング方策や、計画等の策定に資する情報および基盤技術等の整備に向け、モニタリングの位置付けや目的等について検討するとともに、技術の適用性に関する体系的な情報整備を進めてきた。併せて、記録保存に関する国際的な議論などの最新動向の調査を実施している。

このような調査研究の取組は、委託事業の節目とも整合させつつ段階的に進めており、第 1 フェーズ（平成 12 年度～平成 18 年度）及び第 2 フェーズ（平成 19 年度～平成 24 年度）の調査研究を経て、モニタリングに係る調査研究の地層処分事業における位置付けに関して国内外の検討動向等の整理を行った。その結果、モニタリングについては次の 4 つの反映先の観点からその意義や目的等を整理した。

- 1) ベースライン構築（サイト調査と関連）
- 2) 環境データベース構築（サイト調査と関連）
- 3) 規制等遵守（放射線学的、非放射線学的、防護措置の遵守）
- 4) 性能確認（安全評価結果に影響を及ぼす FEPs (Features, Events and Processes) に関連するパラメータの確認）

一方、技術的側面に関する検討（技術開発）では、モニタリングに関連する要素技術のうち共通かつ中核技術であるデータ伝送技術に着目し、特に、処分場の安全機能への擾乱の抑制が期待できる無線通信技術について、要素試験から地下環境での実証試験まで段階的に取り組んできた。以下、第 2 フェーズの検討で抽出された主な課題について述べる。

5.2.1 性能確認に資するモニタリング

性能確認に資するモニタリングについては、そのパラメータの重要性や選定方法、モニタリング実施時の制約条件の検討の他、一部の具体的パラメータの検討を実施した。しかしながら、モニタリング結果を性能評価に反映する方法の検討が今後の課題として残された。具体的には、モニタリングによって得られた値をどのような性能評価モデルへのインプットとするのか、モニタリング結果が事前の予測と異なる場合の対応に関する検討等である。また、モニタリング結果が処分場の状態を代表していることをどのようにして評価すべきかといった検討や、モニタリング対象とする現象をモニタリング計画の時間枠に確認可能かという検討も必要と考えられる。

5.2.2 中核的技術の調査研究

地中無線通信技術に関しては、地下研究施設及び地下調査施設でのモニタリングに必要となる技術を優先して段階的に取り組みを行なった。その結果、送信器及び受信アンテナの小型化や小型送信器へのセンサ接続技術の開発、無線中継技術の検討、小型送信器及び中距離送信器の地下研究施設における通信能力の実証、複雑な地下環境のモデル化による電磁波の伝播状態の予測技術の開発等を実施した。一方、調査段階や建設、操業段階における長期間のモニタリングに伴うバッテリー寿命に関する対策や、これを克服するための電源供給技術の検討が課題として残された。電源供給技術については、基礎的な検討を実施したが、十分な電磁波の強度を得られておら

ず、今後も取り組むべき課題に挙げられた。

さらに、地下調査施設等において人工バリア性能確認試験等に無線モニタリングを適用し、実用化に向けて改良すべき点を洗い出していくことが今後必要になると考えられる。また、センサに関しても第 2 フェーズでは光ファイバセンサについて適用性の確認試験を実施したが、課題として挙げられた耐熱性の他、耐圧性、耐腐食性、センサの校正や寿命に伴う交換性等に関する検討も長期のモニタリングの実施に必要な事項である。

5.2.3 性能確認以外のモニタリングに関する検討

第 2 フェーズにおいては、性能確認に資するモニタリングに焦点を当てた検討を実施したが、その他の制度的管理に係るモニタリングや回収可能性の維持に関わるモニタリング等も検討すべき事項として挙げられる。

5.2.4 モニタリング技術の体系的整理

第 2 フェーズまでのシステム開発によって、技術メニューの目的を達成するための主要な機能は搭載され、web 上においてパスワード管理された閲覧も可能となっている。

搭載データに関しては、機器選定に資する技術要件や地層処分環境での計測可能性について、各分野の専門家の意見も取り入れつつ、情報のさらなる高度化を図り、ユーザに有効な情報を提供できるように定期的に追加・更新していく必要がある。

5.2.5 記録保存に関する動向調査

第 2 フェーズでは、記録保存に関連する国内外の法規制や記録保存事例の調査を行い、国及び関連機関等が地層処分に対する記録保存計画を策定する際の判断材料となる考え方について検討した。

記録保存に関する検討は現在も諸外国、国際機関にて進行中であり、今後の進展について注視し、引き続き記録保存に関する計画策定時の判断材料を整備することが必要である。

上記の課題をふまえ、平成 25 年度からの 5 ヶ年計画では、第 3 フェーズとして、主に技術的観点から以下の取組を優先的に進めることとした。

- ①長期健全性の確認等に関する検討：地層処分事業に特徴的な（特有の）取組となる「性能確認」について、モニタリングを含めた取組の全体枠組みの具体化に向けた検討を進める。
- ②状態確認技術の検討：モニタリングに関連する要素技術の開発として、引き続き無線通信技術の信頼性や実用性（適用性や冗長性）の向上に取り組むとともに、無線通信技術に関連する電源供給技術や他の状態確認に係る技術の調査や検討を進める。
- ③記録保存に関する調査：国や関連機関による取組計画等の策定の際に活用可能な基盤情報等の整備に向けて、地層処分事業における記録保存に係る最新の国際的な検討動向等の調査を行い、その目的や具体的方策および技術的可能性に関する検討動向等の整理・分析を進める。

うち、本報告書では、①および②に関する主要な成果をとりまとめる。

5.3 モニタリングの枠組みに関する検討

処分システムの閉鎖後長期にわたる安全性は、多重バリアの安全機能によって受動的に確保されるものである。この際、処分場の閉鎖後における人間の関与の必要性が小限となるように（受動的安全性）、処分施設の立地、設計、建設、操業および閉鎖を実施することが必要である（IAEA, SSR-5）。また、地層処分事業が先行する米国、フィンランド、スウェーデンにおいては、閉鎖後長期の安全性を確実にするため、多重バリアの安全機能に関わる要素を調査段階～操業段階にモニタリングや原位置試験等からなる一連のプログラムにより把握し、処分システムの挙動が地層処分場の設置許可申請時に予測された範囲内にあることを確認すること（品質保証／性能確認プログラム）を求める傾向がみられる。

品質保証／性能確認プログラムの実施は、処分施設の設計や操業計画に影響を与え得るものであり、我が国でも地層処分事業の進展に伴い、諸外国と同様にサイト選定段階（概要調査段階）～操業段階、閉鎖段階において予測した範囲内であるという説明を求められる可能性があるため、地層処分事業の進展に先立って調査、検討を行う必要がある。

本節では、このような背景のもと、モニタリングや室内試験等を含む品質保証／性能確認プログラムに関する検討に資するため、国際機関、諸外国、国際共同研究の検討状況より国際的動向を把握するとともに、わが国における品質保証／性能確認プログラムの検討の方向性について考察する。

5.3.1 品質保証／性能確認プログラムを指向した国際的動向の調査

性能確認プログラムを指向した国際的動向の調査結果の概要を以下にまとめた。調査対象は、国際原子力機構（IAEA）による安全基準文書、国際共同研究（MoDeRn, Modern2020[34]）、経済協力開発機構／原子力機関（OECD/NEA）による研究報告書や諸外国の法的要件と処分実施主体の取組の概要とした。

(1) 国際機関の動向

IAEA の特定安全要件 No.SSR-5 「放射性廃棄物の処分」（2011 年 5 月）[35]では、地層処分における性能確認プログラム及びモニタリングに関連する要求事項として、施設の閉鎖後の安全性に影響する状態が存在しないことを確認するため、モニタリングを実施することが挙げられている。また、特定安全指針 No.SSG-14 「放射性廃棄物の地層処分施設」（2011 年 9 月）[36]では、性能に関するモニタリングにより、セーフティケースの条件を確認することとされており、特定安全指針 No.SSG-23 「放射性廃棄物処分のセーフティケースと安全評価」（2012 年 9 月）[37]では、性能確認プログラムを通じた処分システムの技術的実現可能性の実証に関する提案がなされている。さらに、特定安全指針 No. SSG-31 「放射性廃棄物処

分施設のモニタリング及びサーベイランス」(2014年5月)[38]では、処分施設の性能の確認のため、閉鎖後期間に関係する重要な技術的パラメータのモニタリングを実施することが挙げられ、IAEAによる安全基準文書では、性能確認プログラム、またはその一部であるモニタリングを要求している。

国際共同研究 MoDeRn プロジェクトは 2009 年 5 月～2013 年 10 月に実施され、各国共通の性能確認に関するモニタリングのフレームワークの構築に向けた検討やケーススタディ等を実施し、最終報告書[39]を提出した。そこでは、①閉鎖後安全性に関わる性能確認や操業安全のために各種のモニタリングが行われるが、このうち性能確認に関するモニタリングは地層処分特有の検討課題であること、②各国の法的要件や処分概念の違いにより、性能確認プログラムの中でのモニタリングの位置付けは異なることなどの知見が得られている。また、各国に共通なジェネリックなモニタリングパラメータの選定と実施に関するワークフローが得られている。

また、国際共同研究 Modern2020 プロジェクトは 2013 年に終了した国際共同研究 MoDeRn プロジェクトの後継プロジェクトとして 2015 年 6 月～2019 年 5 月で実施をされている。Modern2020 プロジェクトでは、閉鎖後安全性への品質管理の寄与を認識した上で、モニタリングの寄与の検討、スウェーデン、フィンランド、フランス等の処分場操業時の性能確認に資するモニタリングに焦点をあて、モニタリングできるプロセスではなく、モニタリングを必要とするプロセスの抽出に取り組む方針としている。

なお、OECD/NEA の「世代を超えた記録、知識及び記憶 (RK&M) の保存」(Records、Knowledge and Memory (RK&M)) イニシアチブの報告書[40]では、モニタリングと RK&M の両方を包含する概念として、監視 (oversight) という概念について多くを記述していることが特徴であるが、性能確認モニタリングについては、MoDeRn プロジェクトの成果を基に記述されている。

(2) 諸外国の動向

諸外国の動向調査において、モニタリングを性能確認プログラムの一部として規定している米国、日本と処分概念が類似し地層処分計画の進捗が進んでいるフィンランド、スウェーデンの 3 カ国を調査対象国として選定した。各国の処分概念および品質保証/性能確認プログラム体系について、以下要約する。詳細については平成 25 年度から平成 28 年度の報告書 ([41][42][43][44]) を参照されたい。

1) 米国

米国では、使用済燃料とガラス固化体を処分対象とし、処分深度は深度 200m～500m (地下水位は処分予定地から下方平均約 300m)、周辺岩盤は凝灰岩である。処分坑道に廃棄体を複数横置きで定置し、その上に液滴や岩石の落下から廃棄体を保護する「ドリップシールド」を設置するとしており、緩衝材や埋め戻し材の設置は予定されていない。このように、処分概念はわが国で想定されるものと大きく異なるが、「性能確認プログラム」の実施を明確に規制要件とし、実施主体が検討を進めた事例として参考になると考える。

規制機関である原子力規制委員会 (NRC) による技術要件・基準によりユッカマウンテン地層

処分場での性能確認プログラムの実施を規定している。この性能確認プログラムは、サイト特性調査中に開始、閉鎖まで継続。原位置モニタリング、室内及び現場での試験 (testing)、原位置実験 (experiments) を含むものとされており、実施主体は規制要件、処分概念に基づいた性能確認プログラムを策定した。

2) フィンランド

フィンランドでは、オルキオ処分場にて深度 400m～450mの結晶質岩中に使用済燃料を処分する予定であり、廃棄体の周囲にベントナイト緩衝材を設置する処分概念 (KBS-3 概念) を採用している。この処分概念は、わが国にて検討中の処分概念に類似しており、フィンランドにおいて性能確認の対象とされるプロセスやパラメータは、わが国が検討するにあたって参考になると考えられる。

規制機関である放射線・原子力安全センター (STUK) の規則及び安全指針において、処分施設の建設、操業期間中に岩盤の適性を確実にし、母岩特性やバリア性能に関する補完的情報を得るための調査、試験及びモニタリング計画の実施を規定していることから、性能確認プログラムの実施を要求しているものと言える。一方、処分実施主体である Posiva 社がモニタリング計画 (Posiva 2012-01) [45]を策定する過程では、性能確認の対象となるプロセスやパラメータについて、一部のみがモニタリングにより確認されることを示している。このことは、モニタリング計画が性能確認プログラムに統合されることを示唆しているものと考えられる。

3) スウェーデン

スウェーデンのフォルスマルク処分場では深度約 500mの結晶質岩中に使用済燃料を処分する予定であり、廃棄体の周囲にベントナイト緩衝材を設置する処分概念 (KBS-3 概念) を採用している。この処分概念は、わが国にて検討中の処分概念[46]に類似しているため、スウェーデンにおける品質保証や性能確認に関連する検討内容は、わが国に於ける性能確認プログラムの検討において参考となるものと考えられる。

規制機関 (SSM) の規則の適用に関する文書においては、品質保証等の要件を満たす措置が、閉鎖後安全性に関しても十分であることを確実にすべきことが要求されている。併せて、建設中及び操業中における、閉鎖後の処分場の健全性 (integrity) やバリアの性能をモニタリングするための措置を講じることが可能であることを示されている。しかし、米国等のように性能確認の実施が明示的に規定されているわけではなく、実施主体は、人工バリア等の製造時の品質管理／品質保証プログラムにより、閉鎖後の安全性を確保しようとしている。

5.3.2 性能確認プログラム／品質保証プログラム体系の構築に資する知見の体系化

前項の調査結果を踏まえ、本調査対象である 3 カ国 (米国、フィンランド、スウェーデン) に関して、品質保証／性能確認プログラムに関する内容を比較し、各国間の相違点や共通点について分析した。

(1) 各国間の比較

1) 規制要件

調査結果より、各国間の品質保証／性能確認プログラムに関する相違の起点は、規制当局による品質保証及び／又は性能確認に対する要求内容であると考えられた。

品質保証については、いずれの国でも要求されているが、米国では、北欧 2 カ国と異なり、性能確認（モニタリング行為）が品質保証プログラムに明確に含まれている。

性能確認（モニタリング行為）については、フィンランドの規制要件では、定置後のバリア性能に関するモニタリングを要求しているのに対して、スウェーデンの規制要件では、事業者がモニタリングの必要性について先ず検討し、（その行為によって）安全性への影響がなければ実施することを求めている。これは、国際的な考え方である「決してモニタリングの必要性を否定しないが、その措置（行為）により処分の安全性が損なわれてはならない」ことを前提としているためであると考えられる。

なお、各国のモニタリング要件に関する考え方の相違は、処分概念や政策によるところも大きいと考えられる。例えば、米国ユッカマウンテンサイトの場合、北欧 2 カ国と異なり、地下水位が処分場位置よりも下部に位置しているため、地下水による人工バリアへの影響を考慮する程度が低く、緩衝材は施工されない。この概念により廃棄体へのアクセス性は他国に比べて容易であり、定置後のモニタリングによる廃棄体への影響も小さい。また、ユッカマウンテン処分場は、1998 年の実現可能性評価書において回収可能性の実現を目的とした「監視付き地層処分場」

(Monitored Geologic Repository : MGR)」という名称となっており、規制要件においても点検、保守及び修繕のためのアクセス性の確保が設計管理措置に含まれている。

表 5.3.2-1 各国の規制要求

項目	スウェーデン	フィンランド	米国
規制要求	品質保証 要求している (SSMFS 2008:21)	要求している (YVL D.5)	要求している (10 CFR Part 63) 検査やモニタリングも品質保証の一環
	性能確認 要求していない (SSMFS 2008:21) 解析によりモニタリング等の措置による安全性への影響がないことを示した上での実施を言及	要求している (YVL D.5)	要求している (10 CFR Part 63) モニタリング内容（確認事項／期間／方法等）を詳細に規定

2) 事業者による取組み

規制要件を受ける各国の事業者は、申請書（セーフティケースや安全解析書を含む）において品質保証に係る措置を取り纏めた文書を含めている（表 5.3.2-2）。

米国の事業者は規制要件を受け、バリア材料の購入から定置までの品質保証プログラムを策定し、各行為について記録を作成することで性能を担保している。定置後のバリアに関しては、性能確認モニタリング等により、設計通りにバリアが機能していることを確認する。

スウェーデンでは、原位置での計測行為による人工バリアの機能低下を懸念し、原位置試験施設（エスポなど）での試験結果およびバリア材の製造（例えば、緩衝材の採掘以降）から定置までの段階での品質保証により、その性能を担保することとしている。但し、廃棄体定置までの処

分孔のモニタリングや埋め戻し前までの坑道のモニタリングは実施している。

一方、フィンランドでは、品質保証についてはスウェーデンと同様であるが、定置後の人工バリアのモニタリングは実施することとしている。

表 5.3.2-2 各国の事業者による取組み

項目	スウェーデン	フィンランド	米国
事業者の取組み	品質保証	▶ 同左	▶ 材料購入や製造に関する検査等の内容のみならず、 性能確認プログラムの適切な履行 も含まれる。
	性能確認	▶ 初期段階からのバリア変遷のモニタリングを実施 ▶ モニタリング対象とするパラメータを抽出し、それらの変遷をモニタリングで確認 ▶ ただし、 実処分場でのモニタリング実施については検討中	▶ バリア構成要素が当初の設計通りに機能していることを原位置モニタリングを含む性能確認活動により確認 ▶ ただし、 閉鎖までアクセス性は確保される処分概念 であることから廃棄体周辺モニタリングは容易

スウェーデンにおける品質保証／性能確認プログラムに含まれる因子と地上調査～操業～閉鎖までのイメージを図 5.3.2-1 に示した。

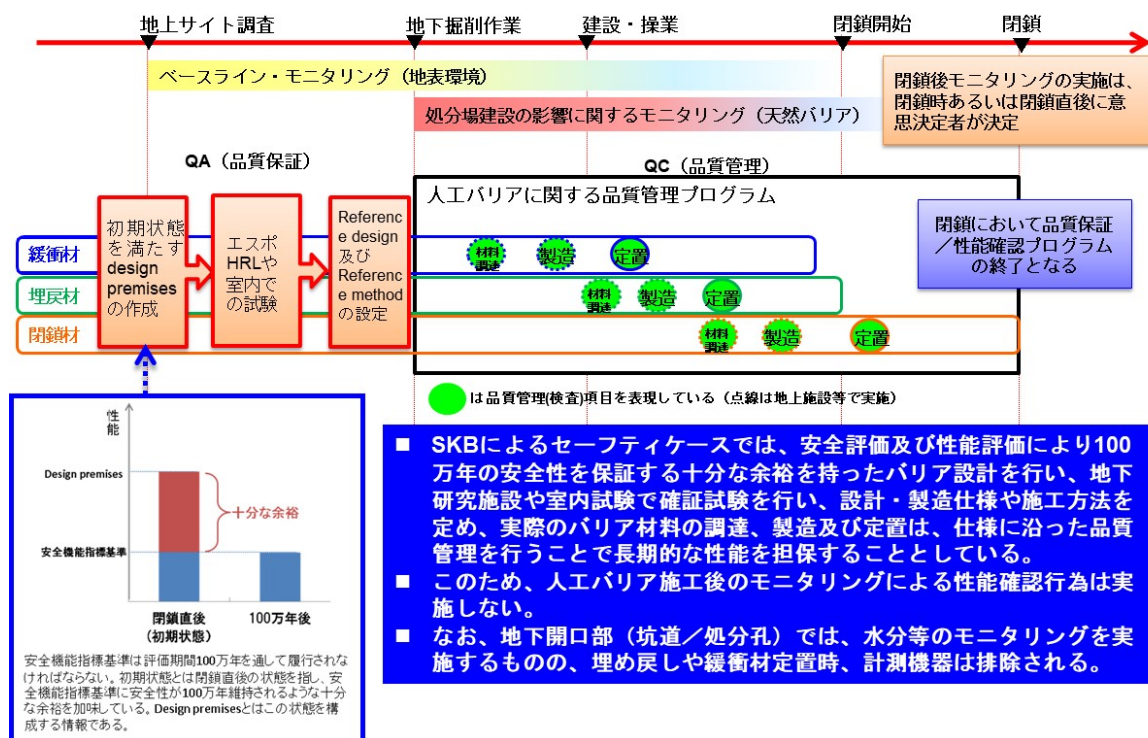


図 5.3.2-1 品質保証／性能確認プログラムのイメージ (スウェーデン)

(2) わが国の品質保証／性能確認プログラム構築の方向性に関する考察

上述の調査結果により、IAEA の安全基準文書や国際共同研究、および処分事業の進展した各国においては、処分場の閉鎖後の安全性を担保する方法の一つとして、性能確認プログラムまたは、その一部であるモニタリングを要求していることがわかった。また、スウェーデンの事例にみられるように、品質管理／品質保証を閉鎖後安全性の確保の方策として位置付けている国もみられることから、性能確認と品質保証の双方の特徴と役割を考察した上で、その組み合わせにより長期安全性の確保に貢献するプログラムを検討することが有効であると考えられる。

5.3 の冒頭で述べたように、わが国における性能確認の位置付け及び閉鎖後長期安全性に関わるモニタリングの役割の重要性については認識されつつある。しかしながら、処分システムのどの構成要素にどのような性能目標を設定し、何を、いつ、どのような手段を用いて確認するか等の品質保証や性能確認プログラムの具体的な内容については十分な検討が進んでいるとは言えない。

一方、国際的な動向調査によると、性能確認プログラムの成り立ちは、各国の規制要求に影響されることが示された。スウェーデンの事業者である SKB 社は、規制要求に基づき、品質保証プログラムにより人工バリア材の性能確認を実施している。この考え方については、例えば、最新の Modern2020 におけるスウェーデンのモニタリングに関する報告書では、人工バリアのモニタリングによって製造や、設置手順／プロセスでの誤りや逸脱を特定するのではなく、品質管理プログラムで扱われるものとしている。スウェーデンについては、現在、SR-Site を含む申請がなされており、品質保証／性能確認プログラムに係わる規制当局とのやり取りや、動向を把握することは、わが国にとって有用な情報となると考えられる。また、規制によって、品質保証及び定置後のバリアの性能確認についても要求されているフィンランドは、今後、性能確認プログラムを作成する予定であり、事業者（Posiva 社）が、この規制要求に関して、どのような対応を行うのかについてもスウェーデンと同様にわが国にとって有用な情報と考える。最新の Modern2020 における報告書では、SKB 社と Posiva 社に共通する考え方として、閉鎖後セーフティケースの信頼を醸成するためには、モニタリングではなく品質管理が主要な手段になるとの考えを示しているが、これに加え、アクセス可能な状態にある坑道のプラグや母岩のモニタリングが実施される可能性を示している。わが国においても、今後の地層処分に関する規制要件の整備状況に留意する必要がある。

5.4 無線伝送技術の開発

5.4.1 無線通信（中継器）の開発

無線伝送技術による長距離通信の模式図を図 5.4.1-1 に示す。小型送信器、無線中継器、受信器で構成される。小型送信器は、通信距離（送信器と受信器間の距離）が 20m 程度であるが、送信器のアンテナサイズを大きくすることで、最大 300m 程度の長距離通信も可能であるが、出力が大きくなることから地下から送信する場合には、電源の確保が課題となる。

そこで、送信器と受信器の間に無線中継器を組み込んだシステム構成にすることで、省電力化を図ることができる。また、多段にする（送信器側から受信器側へ向かって複数台の中継装置を組み込む）ことで、さらに長距離の通信が可能となる。

また、多系統にする（送信器側から受信器側へ直交する方向にも中継装置を組み込む）ことで、通信経路を複数確保（通信経路の冗長性を確保）できるので、仮にある通信経路上の中継装置が故障したり、ノイズレベルが高くなって通信不能となっても、別の通信経路へ切り替える（別の中継装置を使って通信する）ことができる。

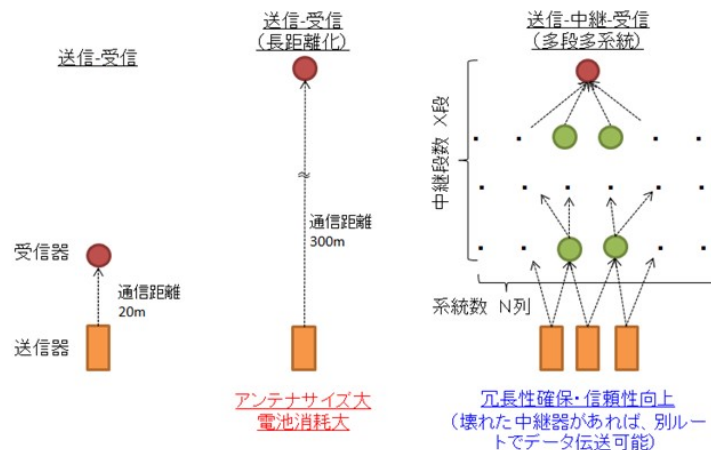


図 5.4.1-1 無線伝送技術による長距離通信模式図

(1) 無線中継器の設計検討

本開発では、中継装置の開発条件を以下のように設定した。

- ①人工バリア、天然バリアへの影響（空隙）を抑えるために、低重量、小さなサイズになるように設計を行う。なお地層処分坑道へ設置する際は、設置場所の制約や通信距離などの条件を考慮した設計の見直しを行う必要がある。
- ②深度 500m の静水圧に耐えられる仕様（耐水圧性 5MPa）とする。
- ③筐体の材質は、耐水圧性を確保しつつ、整形しやすく比較的安価で市販の硬質塩化ビニル樹脂（PVC）とする。なお、耐放射性及び耐久性については、今後の課題とする。
- ④稼働期間は、10 年間とする。
- ⑤送受信の失敗を考慮してデータは、過去 2 週間分を 1 回／週送信する。
- ⑥通信距離は、最長 100m とし、受信強度 3mVrms 以上を確保することとする。
- ⑦送信器は、10 台設置と仮定する。

(2) 無線中継器の製作

1) 設計フローの検討

中継器の設計フローを図 5.4.1-2 に示す。耐用年数、目標通信距離、送信器の数、通信頻度、耐圧の設計条件を設定し、アンテナの設計・試作を行う。目標通信距離からアンテナサイズを設計する。その際、アンテナは形状が変わると出力（受信強度）・消費電流が大きく変わるため、必ず試作し、目標とする受信強度が得られるか、その際の消費電流がどの程度かを確認する。受信強度が 3 以上であれば、これまでの実績から安定した通信状況と判断できる。電源開発では、各種基板・回路やアンテナの消費電力、計測期間などを考慮し、必要な電力量を計算する。必要電力量が決まれば、必要な電池の数が決まり、電源サイズが決まる。次に、アンテナ、電源を内包し、目標耐圧性を有する筐体を設計する。筐体の寸法が決まれば、数値解析により耐圧性を確認する。止水方法や電源固定方法など詳細設計を行い、製作する。筐体の製作が終われば、全体の組み立て作業を行い、各種品質確認試験、動作確認試験を行う。

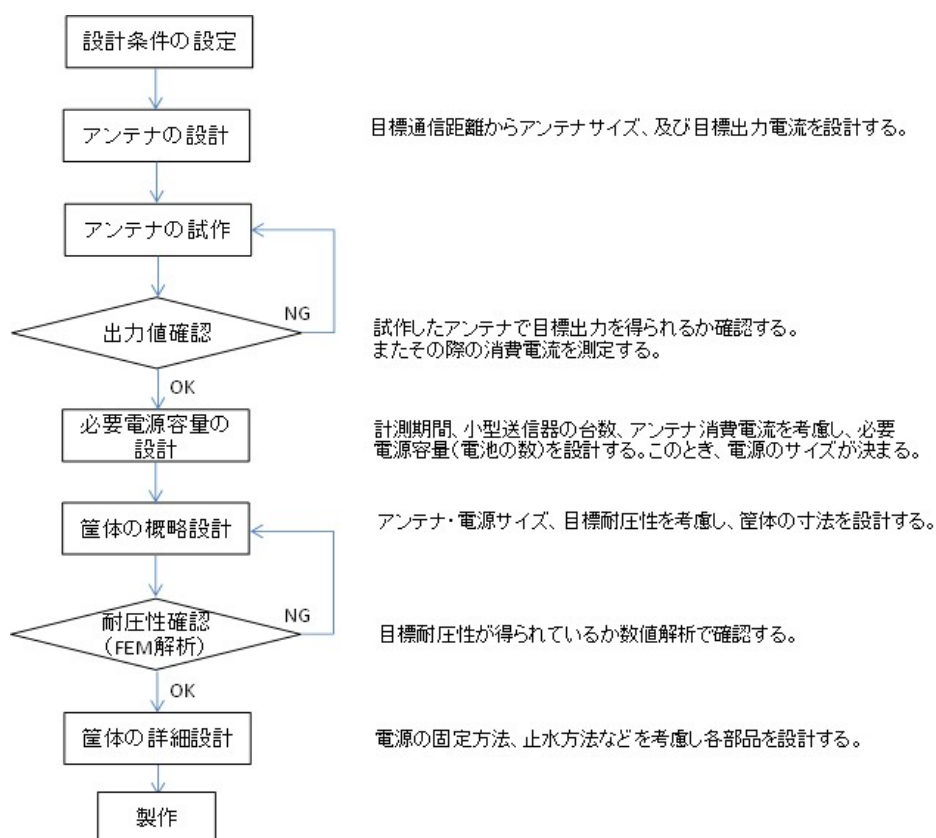


図 5.4.1-2 中継器の設計フロー

2) アンテナ設計

アンテナの構成は、図 5.4.1-3 に示すように、内側からボビン、磁性材コア、コイル、保護層（ポリエステル絶縁テープ）となっている。この構成は、小型送信器アンテナでも同じである。ボビンは作成したい形状・寸法に合わせやすいように紙製とした。磁性材コアは、アンテナで発

生じた磁束がアンテナ内部の電気回路および電池類で遮られないように使用するもので、超高飽和磁束密度材料であるナノ結晶軟磁性材料シートを用いている。磁性材コアの外周にコイルを巻き、その外側を保護層としてポリエステル絶縁テープを巻きつける。

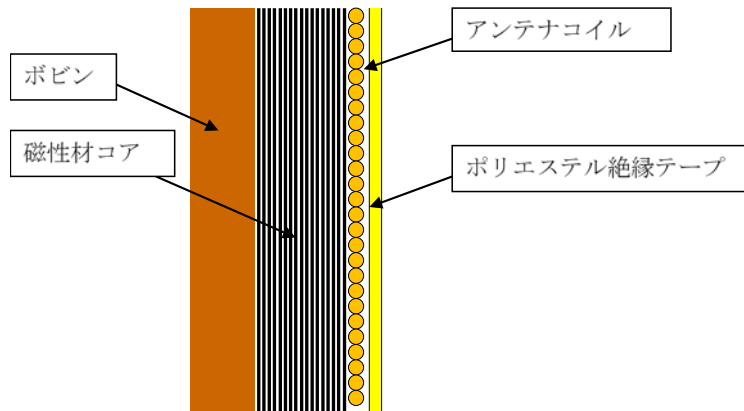


図 5.4.1-3 アンテナ断面模式図

アンテナの概略設計として、目標とする受信強度からアンテナの寸法を設計する。ノイズレベルを 1 mVrms（これまでの実証試験などで測定された値）と仮定すると、通信距離が 20m のとき受信強度は 400 mVrms 以上あれば、100m で 3 mVrms を確保でき、安定した通信が可能である（図 5.4.1-4）。これまでの知見より、ノイズに対して 3 倍の受信強度を確保できれば、通信が確保できる。

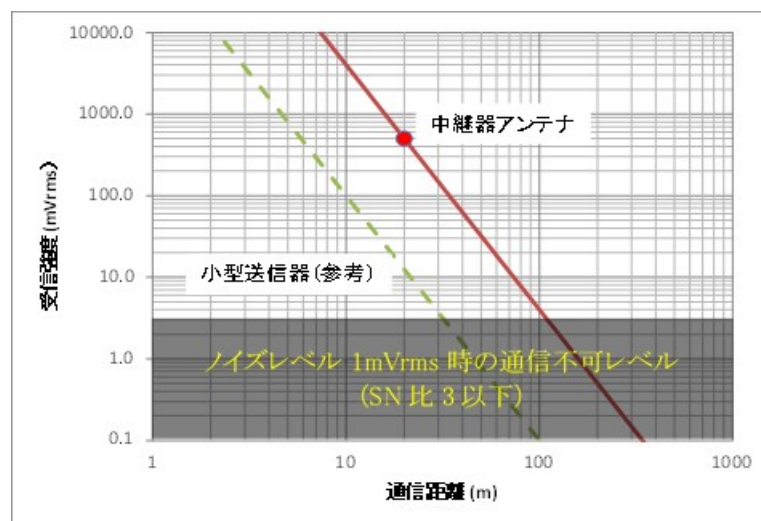


図 5.4.1-4 通信距離と受信強度の関係

3) 電源製作

電源製作に必要な運用条件を表 5.4.1-1 に示す。運用条件を基に 10 年間運用時の必要電源容量は 138.3Ah となり、25%のマージン（メーカー実績）を付加して必要な消費電流量を 173Ah とした。この電流量が 10 年後に 0 になるように年間の電池の自己消費分（放電）から逆算すると、

運用開始時に 230Ah の電流量が中継装置に搭載されている必要がある。超低自己消費型塩化チオニルリチウム一次電池は、標準容量値が 16.5Ah なので、 $230\text{Ah} \div 16.5\text{Ah} = 14$ となり、14 セット × 3 個直列 = 42 本の電池が必要になる。

表 5.4.1-1 電源設計のための運用条件

中継装置		
対象とする小型送信器の台数	10	台
定期データ通信間隔	7	日/回
同期通信間隔	14	日/回
中継指令要求間隔(非常時用)	60	日/回
低消費受信回路動作間隔	3	日/週
	8	時間/日
小型送信器		
測定間隔	1	日/回
定期データ通信間隔	7	日/回

4) 筐体の設計・製作

設計したアンテナ・電源を内包し、耐圧 5MPa を確保できるように筐体設計を行った。設計方法は JIS B8257 など参考に必要肉厚を計算した結果、直径 216mm、高さ 565mm、円筒部の肉厚を 35mm（蓋部厚 55mm）等と表 5.4.1-2 に示す解析条件を仮定して、耐圧性を確認するための FEM 解析 (Autodesk Inventor Professional 2017 64bit Editon, Release) を実施した。

解析では、筐体に対する相当応力と PVC の引張強度の比較（筐体の損傷）だけでなく、筐体と内包するアンテナ・電源との隙間と解析による変位量についても比較（内部の破損）する必要がある。解析の結果では、筐体側面の中心（内壁）が最大 16.64 MPa を示しものの、引張降伏強さ 46.53 MPa を下回っており、変位量も 0.5mm で隙間 1mm を下回っており問題ない。

表 5.4.1-2 耐圧を解析するための条件

境界領域寸法 (筐体寸法)	$\phi 216 \text{ mm} \times 565 \text{ mm}$ (中空構造) 円筒部肉厚 35mm、蓋部厚 55mm
パーツ質量	18.97 kg
パーツ体積	$1.309\text{E}+07 \text{ mm}^3$
ノード	1322
要素	658□ (メッシュモデル) 
ヤング率	2500 MPa
ポアソン比	0.38
密度	$1.45\text{E}+06 \text{ kg/mm}^3$
引張降伏強さ	46.53 MPa
載荷圧力	表面圧力 5 MPa
拘束条件	筐体一端面拘束 (蓋部一端エッジ拘束)

5) 製作（組立）及び品質・動作試験

アンテナ、電源、基板、筐体を組み立て（図 5.4.1-5）、表 5.4.1-3 に示す品質確認、及び動作確認のための各種試験を実施する。

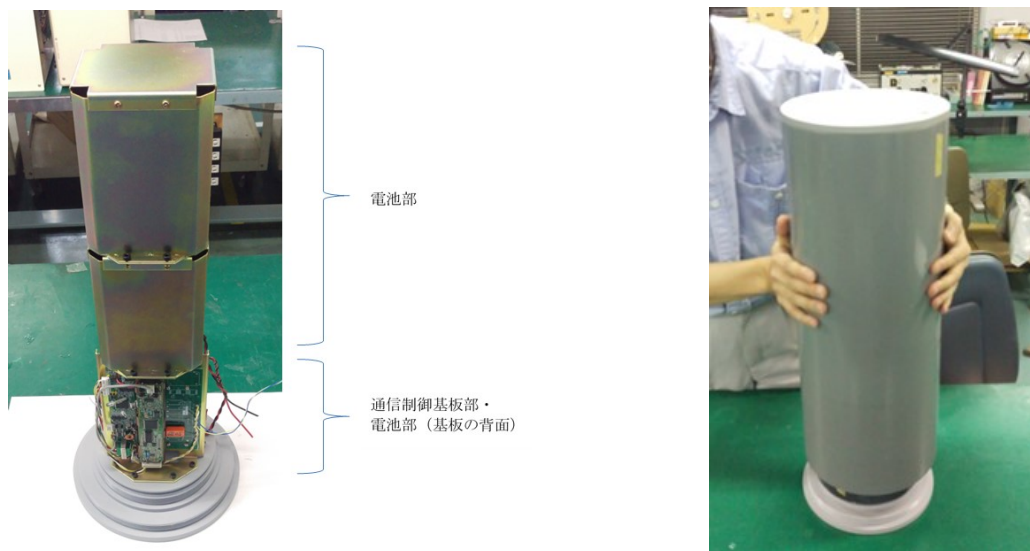


図 5.4.1-5 電源・回路（左）とアンテナ・筐体の組立

表 5.4.1-3 品質・動作検証試験

試験名	試験方法	目的
加圧試験	JIS B8266-2003 付属書 17（圧力容器の耐圧試験及び漏れ試験）に準拠	装置が所定の圧力で破壊しないかを確認
温度試験	所定の高温、低温環境下に装置を置く	一時的に温度環境が高温あるいは低温環境になっても装置が問題なく動作することを確認
振動試験	JIS Z 0232（包装貨物振動試験方法）に準拠	運搬・設置する際、機器に加わる振動によって故障が発生しないか、また電氣的に接続不安定な場所がないかを確認
通信試験	送信器、中継装置、受信器を所定の離隔を確保して通信させる	設計通りの通信距離が確保できているか確認
ランニング試験	一定期間、動作検証を行う	初期不良がないか確認

(3) 無線中継器のソフト開発

送信器、受信器によるデータ通信機能を基に省電力、冗長化、タイムラグ等に対応したプログラムの開発を行った。

1) 省電力プログラムの開発

各機能を動作させるにあたり、必要な機能を必要な時に動作させることで、不要な消費を抑えることができる。受信待機機能では、起動すると CPU が動作し、信号の受信、受信データの波形処理などの演算を行い、データ化してメモリに保存する。この CPU 起動が最も電力を消費する。

そこで、受信時刻になると、スリープ状態から低消費起動コードにまず切り替わるようにした。そして、送信器や前段の中継装置からの起動コードを受信後に受信待機機能に切り替わり、受信できなければ、そのままスリープ状態へ戻る仕組みに変更した。これにより、直前までCPUを起動させずにすることで、受信待機機能の動作時間を減らし、省電力化を図った（図 5.4.1-6）。

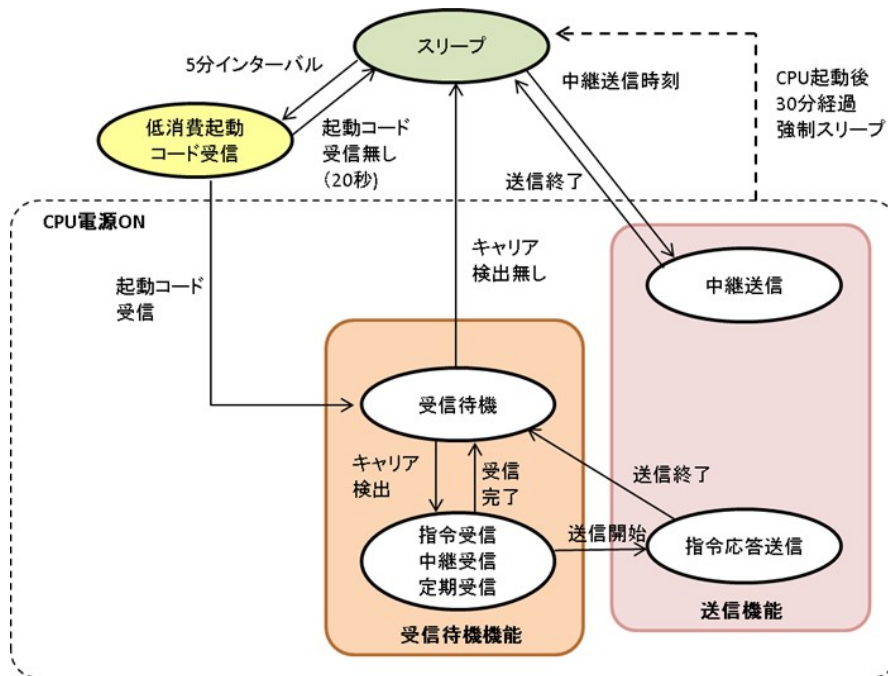


図 5.4.1-6 省電力プログラムの概要

2) マルチホップ通信機能の開発

地中無線の冗長化としてデータの通信経路を複数確保するためにマルチホップ通信機能（定期通信、動機通信、健全性確認通信、指令通信）を開発し、中継装置の制御回路へ実装した。これにより、中継装置が故障した場合、ある通信経路が遮断された場合でも、別の通信経路を使うことが可能となる。なお、マルチホップ通信とは、端末同士が直接通信するだけでなく、他の端末を経由することでより広い範囲の端末と通信を可能にする無線ネットワークである。

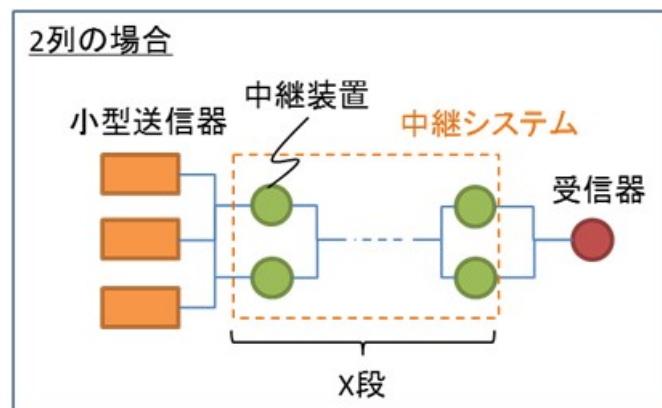


図 5.4.1-7 中継システムの概念図

3) 装置内部の時計（RTC：リアルタイムクロック）の高精度化検討

RTC の高精度化を実現するため、市場に出回っている高精度な RTC の調査結果を表 5.4.1-4 に示す。精度を表す水晶発振子の周波数安定度が高ければ高いほど、消費電流が大きくなることが分かる。送信装置や中継装置に組み込まれた RTC は、24 時間動作する部品であり、また、省電力化を図るためにスリープ等の機能を追加することもできない。そのため、高精度な RTC を採用すると、消費電力が大幅に増えてしまうので、本件では、消費電流の小さい NC-38 を採用した。

表 5.4.1-4 代表的な RTC の精度と消費電流

型式 [Ⓔ]	NC-38 [Ⓔ]	KT2016A [Ⓔ]	NT2016SA [Ⓔ]	DGOF5S3 [Ⓔ]	AOCJYR [Ⓔ]
メーカー [Ⓔ]	九州電通 [Ⓔ]	Kyocera [Ⓔ]	NDK [Ⓔ]	Connor-Winfield [Ⓔ]	Abracon [Ⓔ]
種別 [Ⓔ]	水晶振動子 [Ⓔ]	TCXO [Ⓔ]	TCXO [Ⓔ]	OCXO [Ⓔ]	OCXO [Ⓔ]
消費電流 [Ⓔ]	0.8 μ A [Ⓔ]	1.5mA [Ⓔ]	2.0mA [Ⓔ]	300mA [Ⓔ]	122mA [Ⓔ]
周波数安定度 [Ⓔ]	± 20 ppm [Ⓔ]	± 0.5 ppm [Ⓔ]	± 0.5 ppm [Ⓔ]	± 0.25 ppm [Ⓔ]	± 0.05 ppm [Ⓔ]

(4) 動作確認

一般的に部品不良やプログラムの不良等の初期不良の発生は、6ヶ月間程度を考えられている。そのため、開発した中継装置のハード、ソフトの動作確認を行うため、6ヶ月間のテストを行った。6ヶ月間のテスト期間中に10年分の送信回数（約500回）を実施するとともに、故障時に対する中継器の切替の動作確認も実施する。

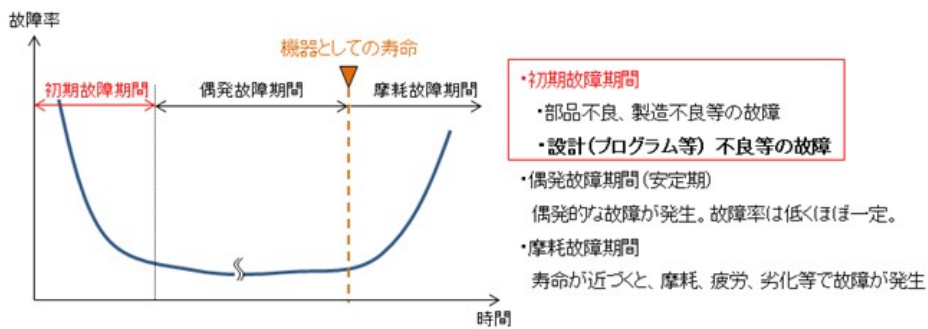


図 5.4.1-8 一般的な機械や装置の故障率曲線イメージ図

動作試験における機器の配置を図 5.4.1-9 に示す。

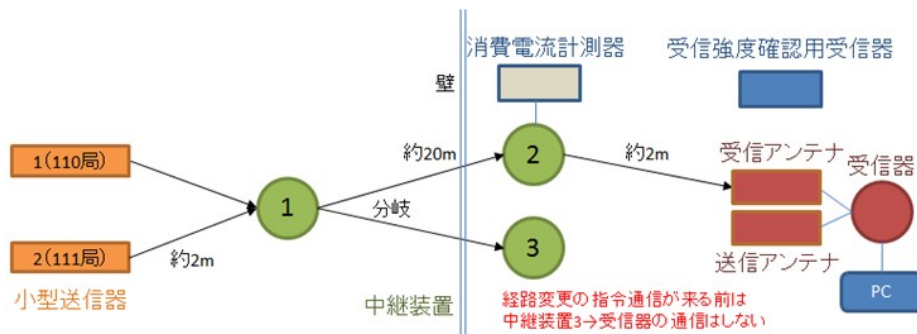


図 5.4.1-9 動作確認における機器配置図

5.4.2 地下施設（幌延・瑞浪）における無線通信結果

平成 26 年度から、幌延深地層研究センターおよび東濃地科学センターの地下調査坑道にて、地下環境での地中無線伝送試験を実施している。それぞれの試験における地中無線通信技術の動作状況について、評価した。

(1) 幌延深地層研究センター

幌延深地層研究センターの地下研究施設における人工バリア性能確認試験において、平成 26 年度に地中無線モニタリング装置 7 台を、緩衝材ブロック（Section-11、間隙水圧計 2 台：002 局・004 局、土圧計 1 台：003 局）と埋戻し材ブロック（間隙水圧計 2 台：005 局・008 局、土圧計 2 台：006 局・007 局）にそれぞれ設置した（図 5.4.2-1）。

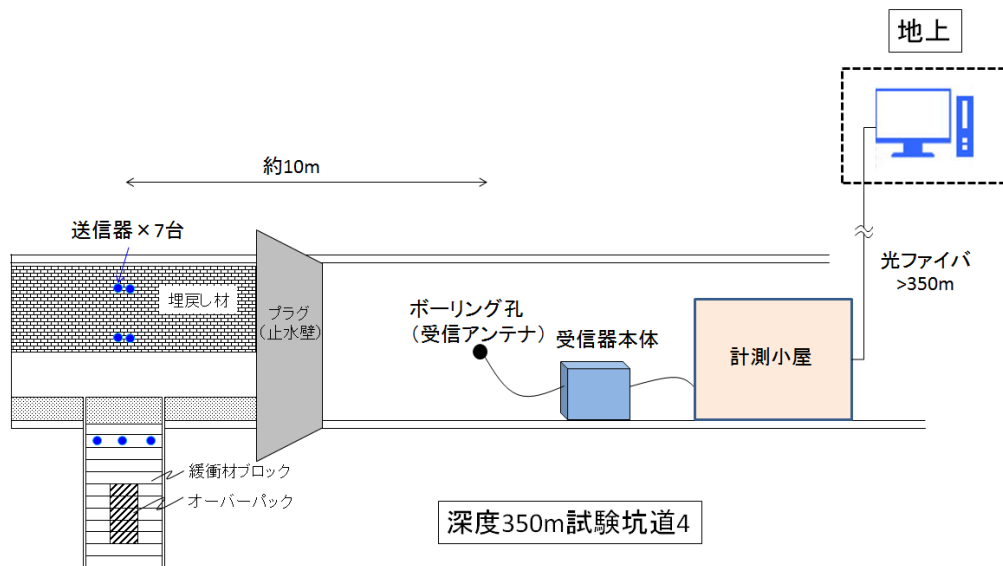


図 5.4.2-1 地中無線通信システム模式図（幌延 URL）

平成 30 年 2 月末時点までの約 38 ヶ月間の各センサの計測値の経時変化を図 5.4.2-2 に示す。図から、全てのセンサにおいて継続的にデータが取得できていること、また生データファイルでは、各センサにおいて、所定の頻度（2 回/日）で計測が行われていることが確認できた。

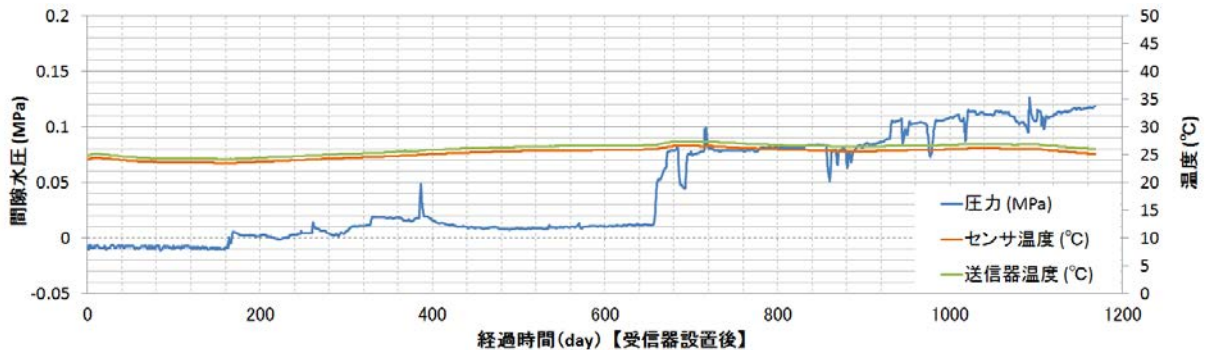


図 5.4.2-2 測定データ（008 局）【幌延 URL】

(2) 瑞浪超深地層研究所

地下 500m 研究アクセス北坑道で実施される再冠水試験において、地中無線を利用したモニタリング（水圧センサ 2 台での計測）を実施するため、平成 26 年度、坑内に装置類の設置した（図 5.4.2-3）。

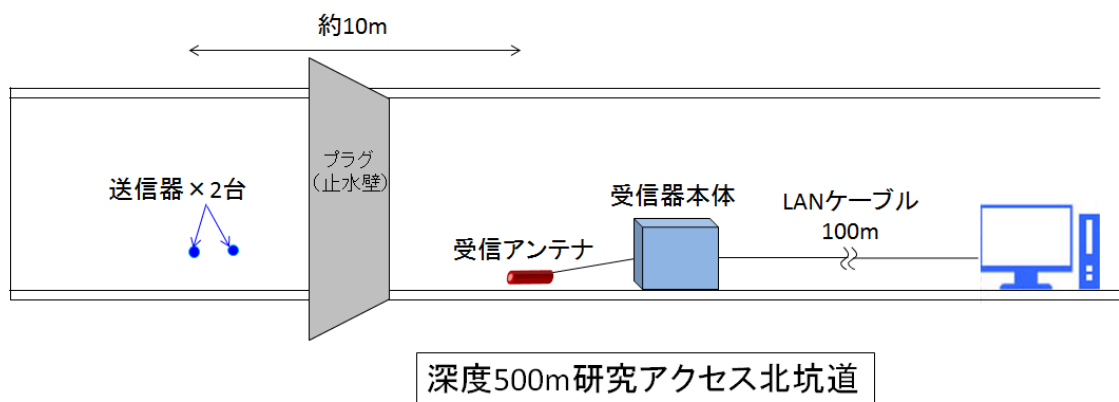


図 5.4.2-3 地中無線通信システム模式図（瑞浪 URL）

幌延 URL においても冠水試験終了後までの約 38 ヶ月という限定した期間ではあったものの、問題なく運用できていることから、プラグを介した無線通信技術についても有効なものであると考えている。

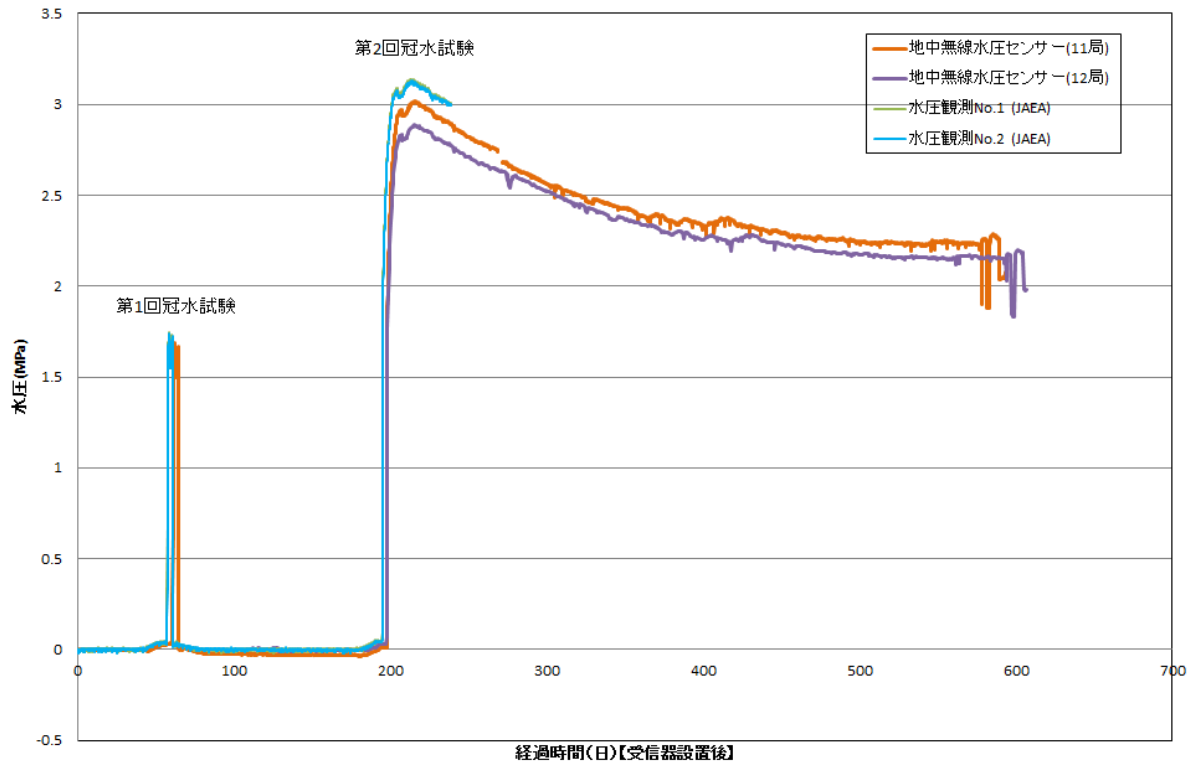


図 5.4.2-4 測定データ【瑞浪 URL】

5.4.3 給電技術の開発

地層処分にあたっては、処分場の操業中や閉鎖後における人工バリアの状態確認のために超長期のモニタリング計画が検討されている[23]が、「モニタリングの行為が地下の地質環境やバリア機能を損なってはいけない」という条件がある[24][25]。処分孔の緩衝材内にセンサを設置すると、そのセンサに電力を供給するケーブルが緩衝材内に配線されるため、ケーブル沿いにシステムの安全機能に影響を与えるような水みちが形成される可能性が高い。そのため、バリア性能を極力乱さず緩衝材の状態を正確に把握するためには、緩衝材の状況をケーブルレスでモニタリングする手法を確立することが必要となる。ここでは、ケーブルを必要とせず、長期間にわたってモニタリング機器が稼働できる給電技術について検討を行った。

検討した内容の流れを図 5.4.3-1 に示す。

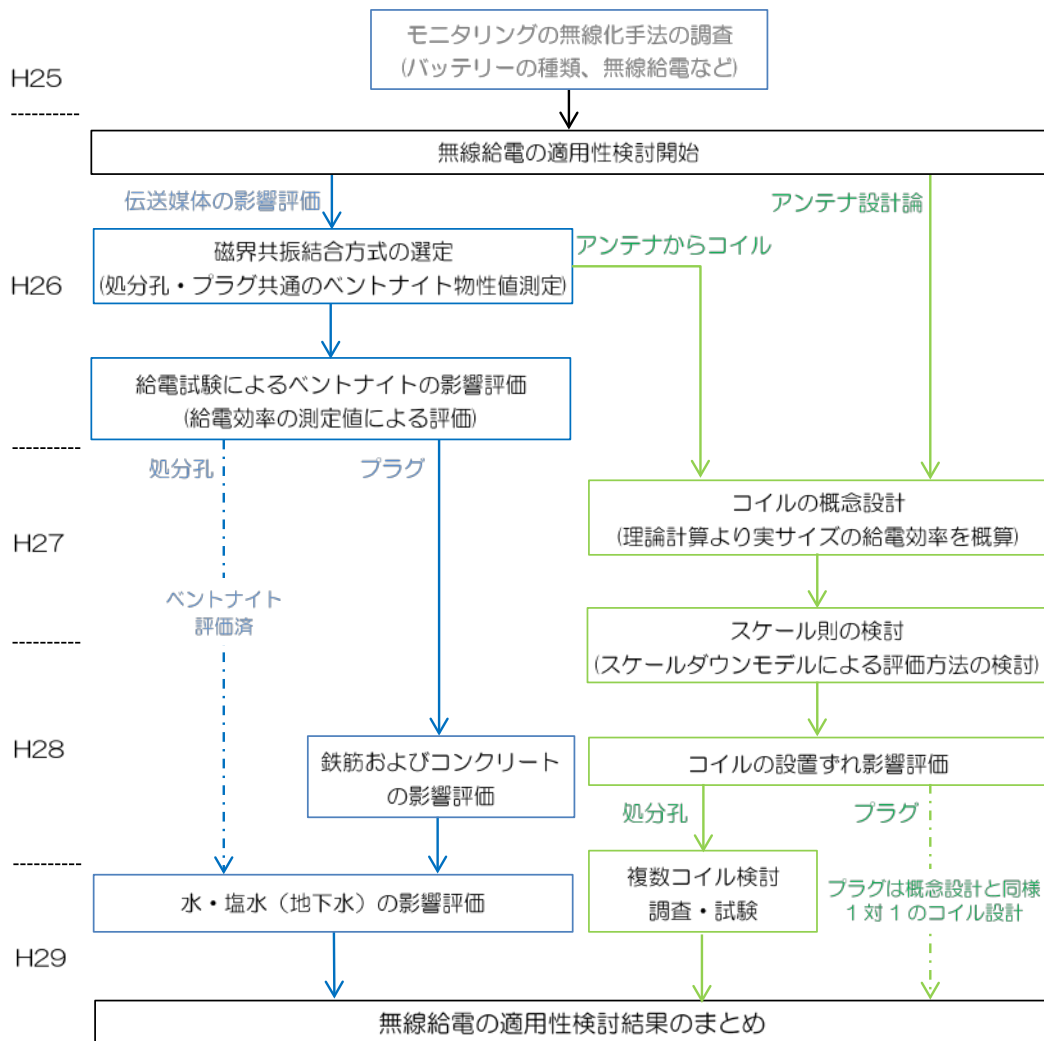


図 5.4.3-1 給電技術の検討フロー

(1) 電源の調査

地中無線モニタリング装置の利用可能期間を長期化することを目的として、地中無線モニタリング装置に用いる電源に関する最新情報を公開されている文献、ウェブサイト等より調査を実施した。

1) 化学反応による一次電池

物質自身が持つ化学的なエネルギーを化学反応によって直流の電力に変換する電池であり、充電できない使い切りタイプのものである。一次電池は初期の発電物質の量で電力容量が決まり、長期の継続利用には限界があるため、対象外とした。

2) 温度差による発電方式

温度差を利用して発電する方法は主に二つ存在する。一つ目はゼーベック素子の両端に温度差を与えて発電する方法である。温泉の熱、ろうそくや焚き火の熱、工業プラントで発生する熱など様々な熱から発電することができる。しかし、ゼーベック素子の効率は一般的に数%と低く、また、利用できる熱も限られるため小規模な発電には適しているが、大規模化は困難であるため、対象外とした。

3) ベータボルトアイック発電方式

放射性同位元素は、アルファ線あるいはベータ線、ガンマ線などの放射線を常に発生し続けている。放射線はエネルギー線であるので、エネルギーを何らかの方法で収集して電気エネルギーに変換すれば、発電回路となる。放射性同位元素が放射線を出し続ける期間は、半減期によって決まる。元素によっては、放射性同位元素の半減期は数十年～数百年と長い。したがって半永久的に動く発電回路を実現できる可能性がある。しかしながら、発生する電力量が小さく、心臓のペースメーカーなど微小電力の用途に限られるため、対象外とした。

4) 放射性同位体熱電気変換器

放射性同位体熱電気変換器 (Radioisotope Thermoelectric Generator、RTG) は放射性崩壊から力を取り出す発電機である[26]。熱電対を用い、ゼーベック効果によって放射性物質の崩壊熱を電気に変換する。

RTG は人工衛星、宇宙探査機、ソビエト連邦が北極圏に設置した灯台のように遠隔無人装置の電源として用いられる。長期間に渡り数百ワット以下の電力を無人の状況で、太陽電池の設置ができない場所で使用される。

RTGによる電力供給については、埋め戻された処分坑道でのモニタリングに対する基本的な適用性を確認したが、現在のRTGは装置が大きいと、処分孔でのモニタリングには不向きである。また、RTGの使用は、処分場への放射性物質の持ち込みを意味するため、安全評価等が必要であることから、対象外とした。

5) 電磁波・電磁界の送受信による電源供給方式（非接触電力供給）

電磁誘導方式及び電界結合方式は近距離で小さな電力を利用期間の制限なく伝送するのに適し

ている。電磁誘導方式は Suica や FeliCa、調理器の IH など用いられている。また、電界結合方式は携帯電話やモバイル端末の充電に用いられている。

磁界共鳴方式は 1～2m 程度までの距離を大きな電力を伝送するのに適している。電気自動車の充電システムなどへの適用が検討されている。

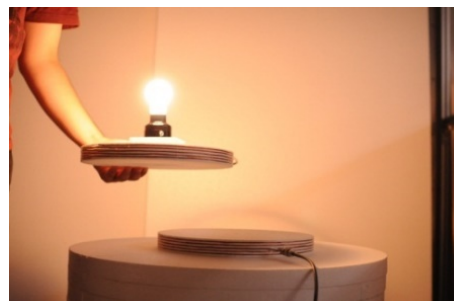
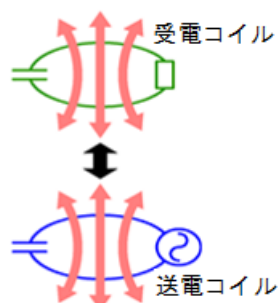


図 5.4.3-2 電磁波・電磁界による給電方式

以上より、利用期間に制限がない電磁波・電磁界による給電方式について詳細な検討を実施することとした。

(2) 電磁波・電磁界による給電方式の検討

電磁波や電磁界を用いてワイヤレスで電力伝送する方式であるため、電界を用いた手法、磁界を用いた手法、電磁波を用いた手法の 3 つの方式に分類される。さらに磁界および電界を用いた手法では共振の有無があり、その特徴を表 5.4.3-1 に示す。無線給電の効率や距離を踏まえると、磁界共振結合方式と電界共振結合方式に絞られる。

地層処分のモニタリングにおいては、水理プラグや人工バリアを構成する緩衝材（ベントナイト）を介して無線給電を行うことが必要であり、この伝送する媒体での損失ができるだけ小さいことが望ましい。電磁界の媒体中で生じる損失の指標として複素透磁率がある。

電界における複素透磁率は含水比が増えると変化することから、ベントナイトに地下水が浸透して含水比が増加すると電界共振結合方式を用いた給電の損失も大きくなる。一方、磁界共振結合方式の複素透磁率は変化しないことから損失がほとんど生じないことがわかった。したがって、地層処分における無線給電では、磁界共振結合方式を適用する方法が最も損失が少なく、最適である。

表 5.4.3-1 電磁波・電磁界による給電方式の特徴

WPTの媒介	方式	最大効率	伝送距離
磁界	電磁誘導	90%～	～数10 cm
	磁界共振結合	90%～	～数 m
電界	電界結合	90%～	～数10 cm
	電界共振結合	90%～	～数 m
電磁波	マイクロ波	～54%	km

(3) 磁界共振結合方式の検討

1) 活用イメージ

地中無線通信技術と無線給電技術を人工バリア（緩衝材）のモニタリングに適用した場合の活用イメージを図 5.4.3-3 に示す。ここでは、複数のバリアへの損傷または擾乱を避けることを念頭にケーブルの敷設が困難な箇所して処分孔とプラグを設定した。センサと一体となった無線モニタリング機器へ無線で電力を供給して、その電力を利用して無線モニタリング機器が継続的に動作できる状況を示している。

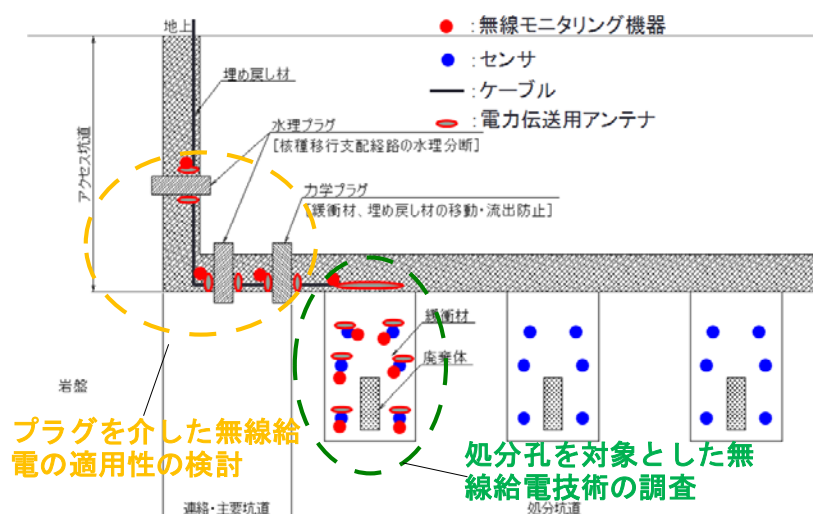


図 5.4.3-3 磁界共振結合方式の活用イメージ

2) 実験方法

磁界共振結合方式による実験では、共振現象を利用するため図 5.4.3-4 ように電源の周波数、送電器の共振周波数、受電器の共振周波数の3つの周波数を一致させる必要がある。

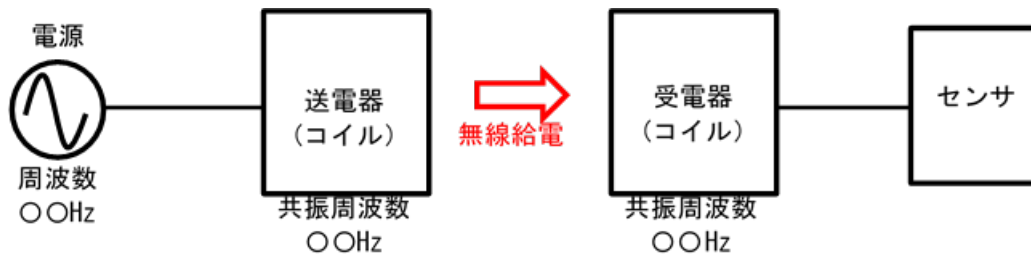


図 5.4.3-4 磁界共振結合方式による実験イメージ

送受電器は、コイルとコンデンサで構成され、共振周波数は式 1 で示される。ここで、 f は共振周波数、 L はコイルの自己インダクタンス、 C はコンデンサのキャパシタンスである。

磁界共振結合の無線給電では、送電器のコイルに交流を流すことにより磁束を発生させ、受電器のコイルでそれを受け取ることで、電力を送受電している。

実験による給電効率(%)は、受電電力(W)/送電電力(w)として算出する。

$$f = \frac{1}{2\pi\sqrt{LC}} \quad \text{式 19}$$

3) 磁界共振結合方式の特徴

a コイル直径、伝送距離と給電効率の関係

処分孔の設計から、直径 2.22m コイルを 1/1 サイズコイルと設定し、1/3、1/4、1/5、1/6 とした 4 つのコイルを製作し (表 5.4.3-2、図 5.4.3-5)、コイル間距離を 0.1~0.8m 間を 0.1m 刻みで測定した (図 5.4.3-6)。

表 5.4.3-2 コイルの寸法、巻数

		直径(m)	コイル長(m)	巻数
	基準サイズ*	2.22	0.40	167
1	1/3サイズ*	0.74	0.13	54
2	1/4サイズ*	0.56	0.10	42
3	1/5サイズ*	0.44	0.08	33
4	1/6サイズ*	0.37	0.07	29

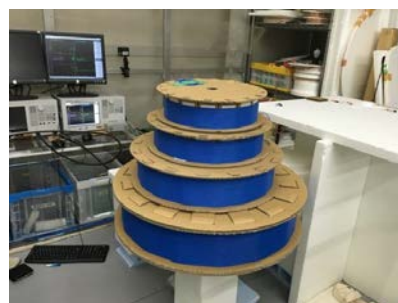


図 5.4.3-5 製作したコイル

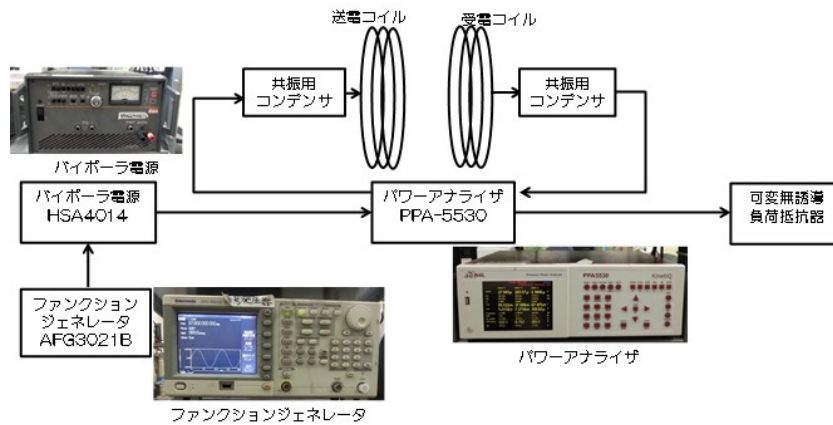


図 5.4.3-6 試験イメージ

実験結果を図 5.4.3-7 に示す。コイル間距離が 0.1m の場合は、コイル直径に関係なく給電効率がほぼ同じでコイル間距離が長くなると総じて給電効率が下がっていく傾向がみられる。コイル直径が小さいほど、給電効率の低下が著しい結果となった。一方で、コイル間距離／コイル直径の比率で給電効率を比較すると、給電効率は同じ数値に収束することを確認した。

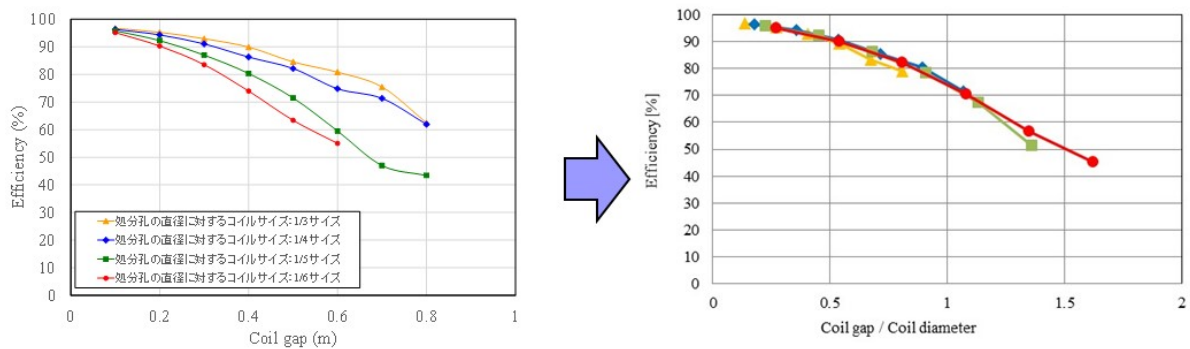


図 5.4.3-7 コイル直径と給電率の関係

これにより、磁界共振結合方式の試験では、縮小したサイズにおいてもコイル間距離／コイル直径を考慮すれば実規模の給電効率を求めることができる。

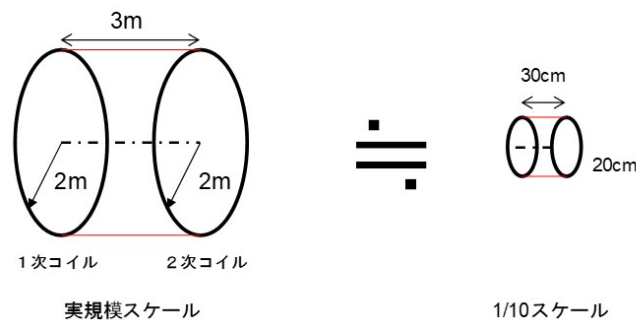


図 5.4.3-8 給電効率に及ぼすコイル間距離／コイル直径のイメージ

b 理論式による給電効率の算出

コイルとコンデンサが直列で接続されている磁界共振結合方式では、給電効率（ η_{ss} ）を式 2 で近似できることから、結合係数 k と Q 値を測定することにより、理論式より計算が可能となる。

$$\eta_{ss} = \frac{1}{1 + \frac{2}{k\sqrt{Q_1 Q_2}}} \quad \text{式 2}$$

結合係数 k を利用した理論式からの計算値と実験結果を図 5.4.3-9 に示す。

結合係数 k と Q 値を用いた理論式から導き出した計算値と実験結果はほとんど重なっており、結合係数 k と Q 値を測定することで、実験を実施することなく給電効率を求めることができる。

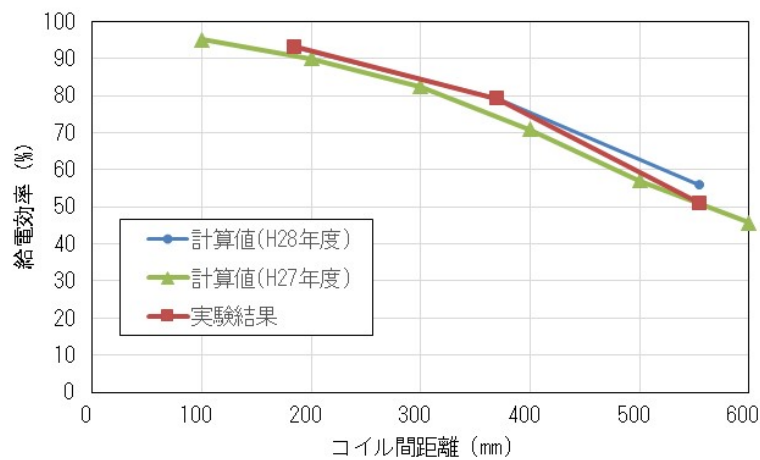


図 5.4.3-9 計算値と実験結果の比較

c 変位による給電効率への影響

変位による給電効率への影響については送受電コイルを対向して配置し、コイル間距離はコイル直径の 1/2 倍、1 倍、3/2 倍とした。また、変位量は受電コイルの中心軸からコイル直径の 10%、20%、30%、40%、50%移動させて結合係数 k を測定し、理論式より給電効率を計算した。

給電効率の結果を図 5.4.3-10 に示す。

この結果より、コイル直径に対して半分程度の変位が発生した場合であっても、給電効率は数%の低下であった。このことから、コイルの施工を考える時に、変位に対して高い施工精度は必要ないと考えられる。ただし、コイル直径に対してコイル間距離が長くなる場合には、給電効率の低下が大きくなる傾向がみられるため、注意が必要である。

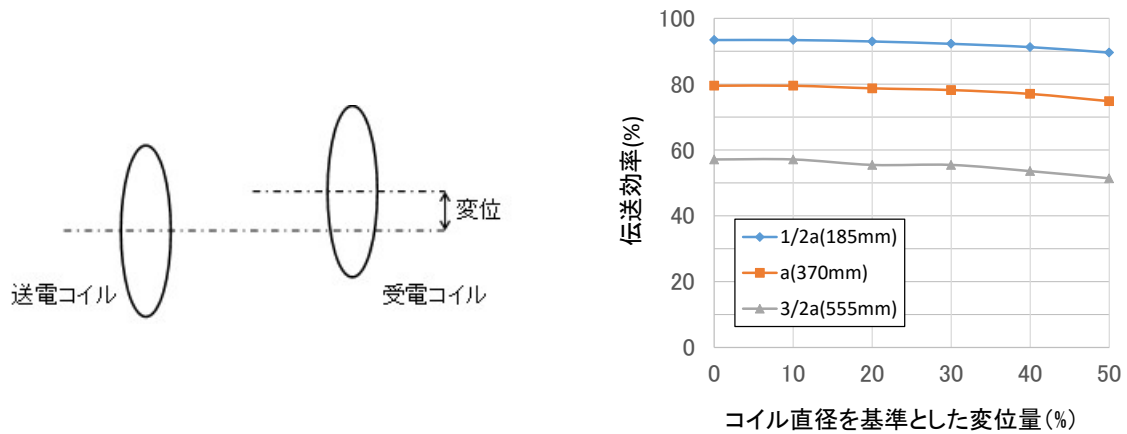


図 5.4.3-10 変位による給電効率への影響

d 偏角による給電効率への影響

コイル間距離は、変位の実験と同様にコイル直径の 1/2 倍、1 倍、3/2 倍とした。受電コイルの偏角は 10°、20°、30°、40°、50° として結合係数 k を測定し、理論式より給電効率を計算した。

給電効率の結果を図 5.4.3-11 に示す。コイル間距離が、コイル直径の 1/2 かつ偏角が 50° の場合はコイル端が接触するために計測は行えなかった。

コイル直径の 50° 程度の偏角でも給電効率の低下は数%である。コイル間距離がコイル直径の半分 ($a/2$) の場合、偏角によってコイル間距離が短くなるため、給電効率上がることを確認できた。このことから、コイルの施工を考えたときに、偏角に対して高い施工精度は必要ないと考えられる。ただし、変位と同様にコイル直径に対してコイル間距離が長くなる場合には、給電効率の低下が大きくなる傾向がみられるため、注意が必要である。

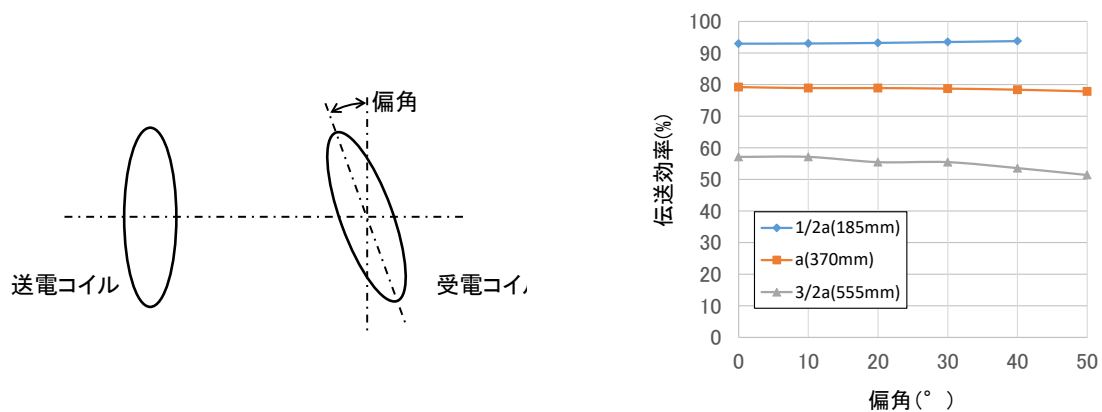


図 5.4.3-11 偏角による給電効率への影響

4) プラグ等を想定した給電効率への影響

a コンクリートを介した給電効率への影響

プラグ直径は 4,000mm であることから、これを実規模のコイル直径と設定し、約 1/11 にスケールダウンした小規模の試験にて評価を行う。

コンクリートは、鉄筋とコンクリートを別々に評価することが目的であることから、無筋でスラグなどの金属を含まない一般的な無筋プレキャストコンクリートとした。100mm×100mm×600mm のコンクリートブロック使用し、これを積み重ねることでコンクリートの試験体とした。

表 3.3.4 6 に使用するコンクリートブロックの配合を示す。

表 5.4.3-3 コンクリートブロックの配合

水セメント比 (%)	単位量(kg/m ³)				
	水	セメント	細骨材	粗骨材	混和材
49	161	329	820	1.089	1.15

給電効率の測定結果を図 5.4.3-12 に示す。図 3.3.4 15 より、300mm での給電効率は空气中より 3%程度低下している。しかし、コイル間距離が長くなるとコンクリートが給電効率へ与える影響は大きくなり、500mm や 600mm では空气中より 10%程度の効率の低下がみられた。

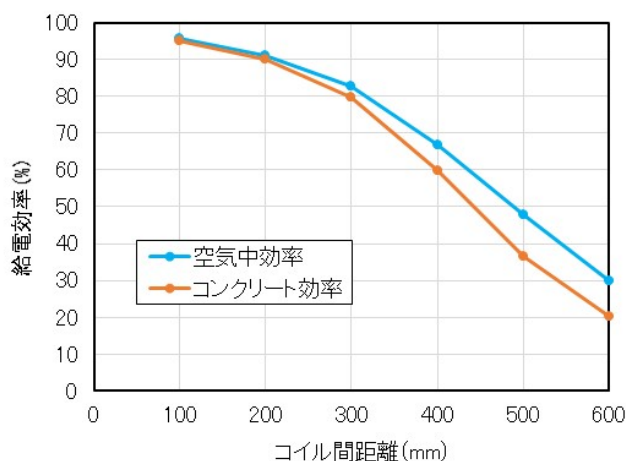


図 5.4.3-12 コンクリートを介した給電試験

b 鉄筋を介した給電効率への影響

コンクリートを介した給電試験と同様に、約 1/11 にスケールダウンした小規模の試験にて評価を行う。

実規模の鉄筋の仕様については、瑞浪超深地層研究所におけるプラグの補強筋を参考に約 1/11 にスケールダウンしたものとして、溶接金網を試験に用いる (表 5.4.3-4)。

表 5.4.3-4 鉄筋（金網）の仕様

	実規模の想定仕様	スケールダウンした小規模実験の仕様
コイルの直径	4000mm	370mm
プラグの厚み(伝送距離)	3000mm	300mm
鉄筋(補強筋)の径	22mm	2mm
鉄筋のピッチ	300mm	25mm

表 5.4.3-4 に示した大きさの溶融金網を用意し、図 5.4.3-13 に示すようにコイル間に設置することで鉄筋の影響評価を行う。鉄筋がコイル間のどの位置に設置されるかにより給電効率が変化することが考えられるため、鉄筋の影響評価においては、鉄筋の位置を送電コイルから 50mm、100mm、150mm（コイル間の中央）、200mm、250mm の 5 箇所に移動させて、給電効率の測定を行った。また、鉄筋量の変化の影響評価のために、溶融金網を 2 枚重ねた場合の給電効率の測定も行った。

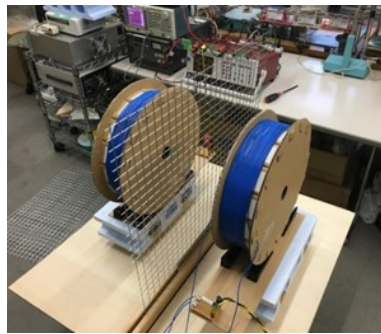


図 5.4.3-13 鉄筋（金網）を介した給電試験

給電効率の測定結果を、に示す。測定結果より、金網がない（空气中）給電効率が 82.6%に対して 60%以上低下することが確認できた。また、金網の枚数が増えるとさらに効率も低下することがわかる。金網の位置がコイル間の中央にある時に一番効率が高く、16.6%となった。この結果から、プラグに鉄筋が入っている場合には、給電効率に影響が大きいことが確認できた。

表 5.4.3-5 金網を介した給電効率

給電効率(%)		金網枚数	
		1	2
金網位置 (mm)	50	6.06	3.47
	100	11.7	7.12
	150	16.6	8.76
	200	14.5	4.48
	250	5.02	1.11

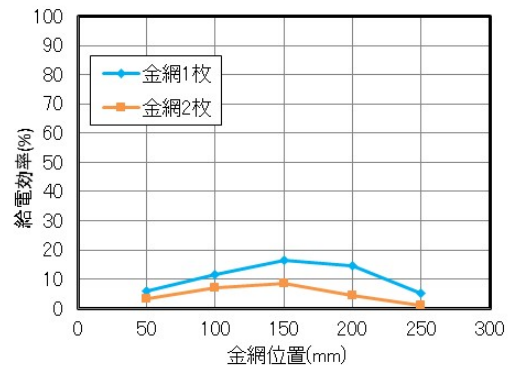


図 5.4.3-14 金網を介した給電効率

給電効率が低下した原因として以下の3点が考えられる。

①コイルの共振周波数のずれ

インダクタンスの変化により、コイルの共振周波数がずれることによる効率の低下。

②最適負荷抵抗値の変化

コイル特性の変化により、最適負荷抵抗値がずれることによる効率の低下。

③媒体中（鉄筋など）による損失

媒体中で生じる損失であり、コイルの磁束が媒体を通る以上は避けられない損失。

そこで、周波数、負荷抵抗の見直しを行うことによって給電効率の最大値が、16.6%から34.1%に改善することが確認できた。

c 塩水を介した給電効率への影響

地層処分のモニタリングに無線給電を利用する際に考えられる伝送媒体として、再冠水後の地下水として海水を考え、海水を伝送媒体とした無線給電の評価を行った（図 5.4.3-15）。



図 5.4.3-15 塩水を介した給電試験

濃度を変えた人工海水を伝送媒体とした場合、図 5.4.3-16 に示すように人工海水の濃度が高いほど給電効率は低下した。具体的には、日本近海の濃度に近い 38PSU の人工海水を伝送媒体にした場合、コイル間距離 300mm の給電効率は、空気中と比較して 20%程度低下した。またこの時の給電効率は、低下の度合いが最も大きく、コイル間距離が長くなるほど給電効率は緩やかに低下していった。

海水中における無線給電を行った場合、給電効率低下の原因として①コイル間距離による給電効率低下、②海水の影響による給電効率低下の2つが考えられる。①については、コイルの位置関係やコイル形状で決定される結合係数の低下に起因することである。②については、②-1 コイル近傍に海水があることによるコイル性能の低下に起因する給電効率低下、②-2 海水中を磁束が透過することで海水中に発生する渦電流により損失することに起因する給電効率低下の2つが考えられるが、本業務によりコイルと海水が隣接している場合は②-1 が給電効率低下の大きな理由であることが分かった。これを解決するためには、コイルと海水の距離を取ることが解決策の1つとなる。

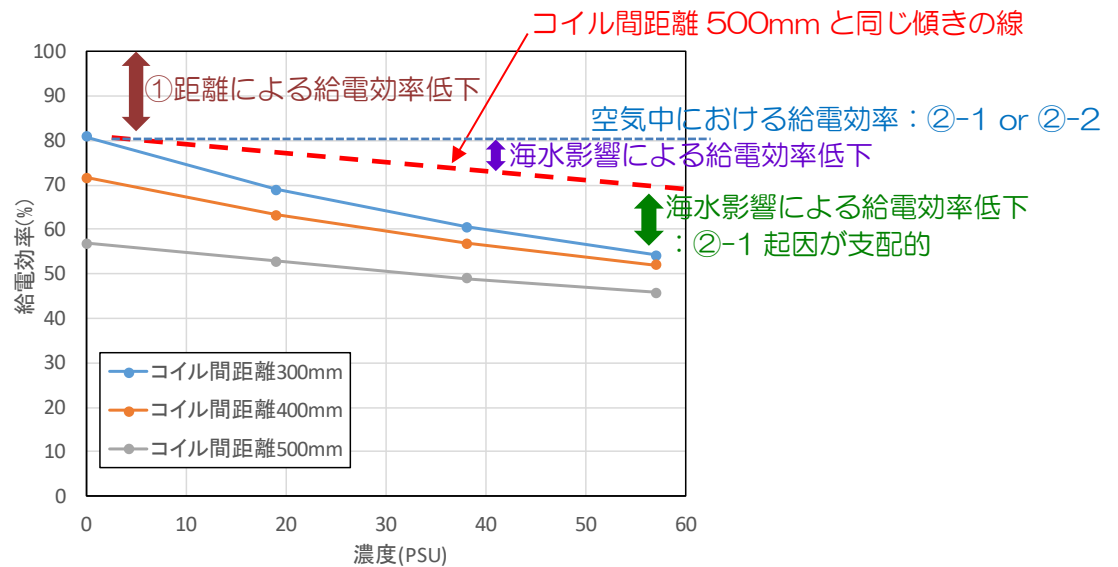


図 5.4.3-16 塩水濃度と給電効率の関係

(4) 処分孔等を想定した給電効率への影響

処分孔におけるモニタリングに無線給電を利用する技術として、中継方式とインナー方式の 2 つを示した[19]。

中継方式は、送電コイルの直径を小さくしつつ、中継コイルを介して、個々の受電コイルに給電を行う方式である。図 5.4.3-17 に中継方式の処分孔（縦置き孔）への適用イメージを示す。中継コイルは電源や負荷が繋がっておらず、受けた電力を次に設置されたコイルに伝える役割を持っている。この方式の特徴として、中継コイルを用いることで伝送距離を長くできるという利点がある。

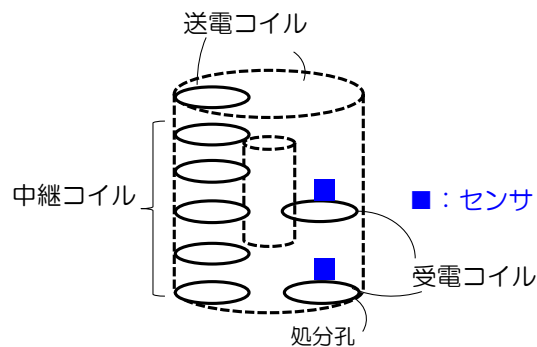


図 5.4.3-17 中継方式の処分孔への適用イメージ[19]

インナー方式とは、1つの大きな送電コイルを用いて、複数の小さな受電コイルに一括で給電を行う方式である。図 5.4.3-18 にインナー方式の処分孔への適用イメージを示す。この方式の特徴として、受電コイルが増えることで逃す磁束が減り、給電効率が高くなるという利点がある。

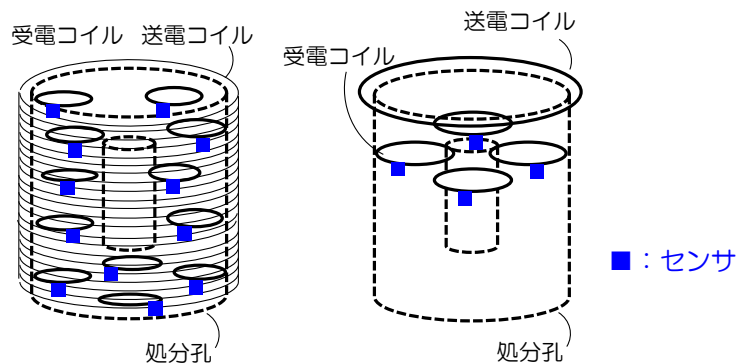


図 5.4.3-18 インナー方式の処分孔への適用イメージ[19]

1) 中継方式

送電コイル1つ受電コイル1つにおける無線給電結果より、コイル間距離が長くなると給電効率も低下していく。具体的には、コイル直径とコイル間距離が同じ値における給電効率は87%、コイル直径の2倍のコイル間距離における給電効率は48%である。これは、コイル間距離が長くなることで結合係数が小さくなるからである。

中継コイルを利用した場合、利用しない場合と比較して給電効率が高くなることが分かる。また、送受電コイル間距離が長くなるほど、中継コイルを入れることによる給電効率の上昇がみられる。よって、送受電コイル間距離が長い時に、中継コイルを用いる方が効果的である。

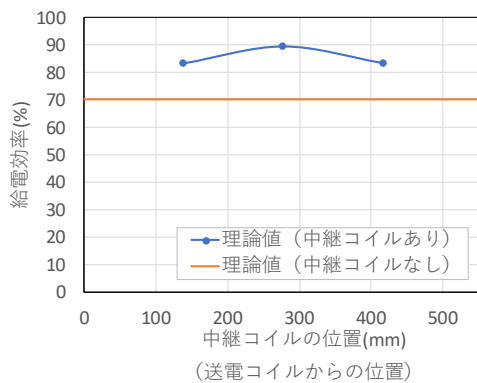


図 5.4.3-19 中継コイルの有無と給電効率

2) インナー方式

中継方式と同様に、コイル間距離が長くなると給電効率も低下していく。また中コイルよりも小コイルの方がより給電効率は低くなる。これは、小コイル(125mm)の断面積が中コイル(185mm)より小さく、磁束鎖交数が少ないために結合係数が小さくなるからである。

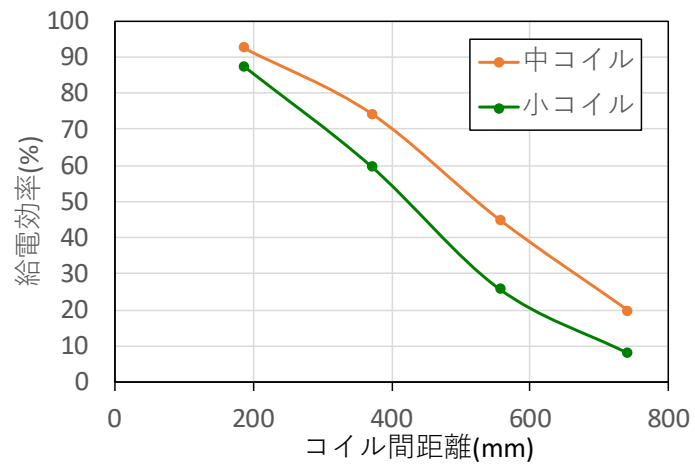


図 5.4.3-20 受電コイルの直径と給電効率

5.5 まとめと今後の展開

5.5.1 モニタリングの枠組みの検討

本調査で対象とした3カ国（スウェーデン、フィンランド及び米国）の品質保証／性能確認プログラムの構成要素に関する規制要求と事業者の取組みに関して調査を行った。この結果、品質保証については、調査全対象の施設で規制要求がなされている。一方、モニタリングを含む性能確認については、フィンランド及び米国については人工バリアの定置後の性能確認モニタリングを要求しているのに対して、スウェーデンの規制（SSM）では、「解析によりモニタリング等の措置による安全性への影響がないことを示した上での実施」との制限付きの要求を行っており、事業者（SKB社）は、原位置での人工バリアモニタリングは、処分性能への影響を及ぼすと判断し、実施しないこととしている。

一方、規制要件で人工バリアのモニタリングが要求（YVLD.5）されているフィンランドに関しては、今後具体的な性能確認計画が策定されることとされており、将来の詳細計画の内容や規制とのやり取りなどについて調査をしていくことは我が国にとって有益な情報となる

また、欧州での共同研究 Modern2020 における報告書では、各国に共通する課題として性能確認に資するモニタリングに取り組んでいるが、この中でスウェーデンの SKB 社とフィンランドの事業者である Posiva 社に共通する考え方として、閉鎖後セーフティケースの信頼を醸成するためには、モニタリングではなく品質管理が主要な手段になるとの考えを示している。

今後は、室内試験や地下研究施設でのバリアの特性（例えば、緩衝材のパイピングエロージョン試験やオーバーパックの腐食試験、地下研究施設での緩衝材定置試験結果など）を踏まえつつ、我が国に適した品質保証／性能確認プログラム体系（案）を策定し、将来の地層処分における規制対応に資する知見の整備が必要と考える。

5.5.2 無線伝送技術の検討

(1) 無線通信技術の開発

平成28年度までに得られた知見に基づいて、地中無線の送信器、中継装置、受信器を組み合わせた動作試験を6ヶ月間実施した。動作試験では、設計条件10年間の通信回数を上回る回数の通信を行うとともに、試験中に通信経路を変更する中で、以下の内容が確認できた。

- ・中継装置の通信状況、及び受信状況について、試験中の受信強度確認用受信器の測定結果と受信器まで通信された温度データに欠損がないことから、中継装置は送信・受信ともに問題なく動作していることを確認した。
- ・動作試験中に経路変更試験を計5回実施し、前述の受信強度確認用受信器の測定結果と受信器まで通信された温度データより、経路変更後も問題なくデータ通信ができたことから、中継装置に不具合が生じたとしても複数配置することにより冗長性を確保できる。
- ・また、実距離通信試験では、最大95mでの通信試験を行い、ノイズレベルが1mVrms程度の場合、概ね100m程度の通信が可能であることを確認した。これにより、中継装置を用いることにより300m以上の無線通信技術を確立することができた

中継装置の開発・製作する中で、中継装置の設計フロー図を作成し、中継装置の構成、使用する材料、必要な電池容量の計算方法等を検討し、とりまとめた。

今後は、無線通信試験を行っている幌延 URL や瑞浪 URL において中継装置を組み入れた地下での実証試験を行っていく必要がある。

(2) 無線給電技術の開発

電磁波による給電技術の検討では、地層処分におけるモニタリングに無線給電を利用するときに生じる特有の課題の検討評価を進めてきた。5 年間の実施により進捗した内容や、そこから生じたさらなる課題を抽出した表を表 5 1 に示す。今後はこれまでの進捗を踏まえて新たな課題に取り組んでいく。例えば、次の段階として、複数要因による給電効率への影響や、室内試験だけでなく原位置試験による評価から、方法論の構築や、さらなる課題の抽出を行うことが必要である。これらにより、モニタリング技術を向上させ、モニタリング方法の選択肢を増やすことができる。

表 5.5.2-1 これまでの進捗と新たな課題

適用箇所	特有の課題		5年間における進捗	新たな課題
プラグ 処分孔	無線給電の方式		○方式の選定は完了 (H26年度)	-
プラグ	伝送媒体の影響	鉄	○室内試験での簡易な影響評価は完了 (H28年度)	○鉄の形状や位置による詳細な影響評価 ○原位置試験による影響評価
		コンクリート	○室内試験での影響評価は完了 (H28年度)	○原位置試験による影響評価
プラグ 処分孔		ベントナイト	○室内試験での影響評価は完了 (H26年度)	○原位置試験による影響評価
		地下水 (水や海水)	○室内試験での影響評価は完了 (H29年度)	○原位置試験による影響評価
プラグ 処分孔	コイルの設計論	巨大コイル	○スケール則に関する理論値の評価検討は完了 (H28年度)	○実規模へ適用する方法論の構築 ○原位置試験を利用した実証試験
		異形コイル	○異形コイルに関する理論値の評価は完了 (H27年度)	○実規模へ適用する方法論の構築 ○原位置試験を利用した実証試験
処分孔		複数コイル	○中継方式の理論値と実験値の評価は完了 (H29年度) ○インナー方式の理論値と実験値の評価は完了 (H28年度)	○複雑な系 (処分孔内での柔軟な配置) を想定したシステム設計技術の検討 ○システム設計の方法論の適用性評価 ○原位置試験を利用した実証試験
	給電距離の長さ		-	○磁性材料を用いた給電効率の改善手法の評価
プラグ 処分孔	無線給電機器 (コイルや電源部) の設置方法		○コイルの設置ずれによる影響評価は完了 (H28年度)	○無線給電機器の設置方法の検討 ○原位置試験を利用した実証試験
	無線給電機器 (コイルや電源部) の長期間の耐久性、		-	○耐久性に関する検討 ○原位置試験を利用した実証試験

第5章 参考文献

- [26] 原子力発電環境整備機構：放射性廃棄物の地層処分におけるモニタリングと初期ベースラインに関する検討 (TR-10-01)
- [27] EKRA (Expert Group on Disposal Concepts for Radioactive Waste): Disposal Concepts for Radioactive Waste Final Report, 2000.
- [28] ANDRA: Dossier 2005 Argile Tome Architecture and management of a geological repository, 2005.
- [29] 特定放射性廃棄物の終処分に関する法律 (平成十二年六月七日法律第百十七号) 終改正: 平成十九年六月一三日法律第八四号.
- [30] 核原料物質、核燃料物質及び原子炉の規制に関する法律 (昭和三十二年六月十日法律第百六十六号), 終改正: 平成十九年六月一三日法律第八四号.
- [31] 核燃料物質又は核燃料物質によって汚染された物の第一種廃棄物埋設の事業に関する規則 (平成二十年三月二十八日経済産業省令第二十三号) 終改正: 平成二〇年三月二八日経済産業省令第二五号.
- [32] 廃棄物安全小委員会: 高レベル放射性廃棄物等の地層処分に係る安全規制について (報告書) (平成 20 年 1 月), 2008.
- [33] 原子力安全委員会: 環境放射線モニタリング指針, 2008.
- [34] Modern 2020 Project HP: <http://www.modern2020.eu/>
- [35] International Atomic Energy Agency: Safety Standards Series, Specific Safety Requirements, No. SSR-5, "Disposal of Radioactive Waste", 2012.
- [36] International Atomic Energy Agency: Safety Standards Series, Specific Safety Guide, No. SSG-14, "Geological Disposal Facilities for Radioactive Waste", 2011.
- [37] International Atomic Energy Agency: Safety Standards Series, Specific Safety Guide, No.SSG-23, "The Safety Case and Safety Assessment for the Disposal of Radioactive Waste", 2012.
- [38] International Atomic Energy Agency: Safety Standards Series, Specific Safety Guide, No. SSG-31, "Monitoring and Surveillance of Radioactive Waste Disposal Facilities", 2014.
- [39] MoDeRn: Monitoring During the Staged Implementation of Geological Disposal: The MoDeRn Project Synthesis, http://www.modern-fp7.eu/fileadmin/modern/docs/Deliverables/MoDeRn_D6.1_Project_Synthesis_Report.pdf, 2014.
- [40] OECD/NEA-RWMC Preservation of Records, Knowledge and Memory (RK&M) across Generations: Monitoring of Geological Disposal Facilities: Technical and Social Aspects, <http://www.oecd-nea.org/rwm/rkm/>, 2014.
- [41] 原子力環境整備促進・資金管理センター: 平成 25 年度地層処分技術調査等事業処分シス

- テム工学確証技術開発報告書（第 3 分冊）モニタリング関連技術の整備, 2014.
- [42] 原子力環境整備促進・資金管理センター: 平成 26 年度地層処分技術調査等事業処分システム工学確証技術開発報告書（第 3 分冊）モニタリング関連技術の整備, 2015.
- [43] 原子力環境整備促進・資金管理センター: 平成 27 年度地層処分技術調査等事業処分システム工学確証技術開発報告書（第 4 分冊）モニタリング関連技術の整備, 2016.
- [44] 原子力環境整備促進・資金管理センター: 平成 28 年度地層処分技術調査等事業処分システム工学確証技術開発報告書（第 4 分冊）モニタリング関連技術の整備, 2017.
- [45] Posiva: Monitoring at Olkiluoto-a Programme for the Period Before Repository Operation, Posiva 2012-01, 2012.
- [46] 原子力発電環境整備機構: 地層処分事業の安全性確保 (2010 年度版)ー確かな技術による安全な地層処分の実現のためにー, NUMO-TR-11-01, 2011.9
- [47] 原子力規制委員会: 廃炉等に伴う放射性廃棄物の規制に関する検討チーム会合, 平成 27 年, 1 月
- [48] 高橋美昭・北山一美・竹内光男:「高レベル放射性廃棄物処分場におけるモニタリング概念の試構築その 1ー事業期間を通じたモニタリング全体像とモニタリング計画策定手法」, 日本原子力学会 2006 年秋の大会, B65 (2006)
- [49] 須山泰宏・田辺博三・江藤次郎・吉村公孝:「閉鎖時の意思決定における地層処分モニタリングのあり方に関する検討」, 原子力バックエンド研究, Vol.17, No.2, pp.71-84 (2010)
- [50] 原子力発電環境整備機構:「放射性廃棄物の地層処分におけるモニタリングと初期ベースラインに関する検討」, NUMO-TR-10-01 (2010)
- [51] 原子力安全委員会 (2000): 高レベル放射性廃棄物の処分に係る安全規制の基本的考え方 (第 1 次報告, 平成 12 年 11 月 6 日)
- [52] IAEA 用語集 Safety Glossary Version 1.2 draft (2005)

第6章 自然災害に対する操業期間中の安全対策に

関る基盤技術の開発

6.1 背景と目的

平成23年3月の東北地方太平洋沖地震の発生及びそれに伴う東京電力（株）福島第一原子力発電所の事故を契機に、国内では設計上の想定を超える外部事象に対する頑健性の総合評価やシビアアクシデントへの対応措置など、原子力関連施設における想定外事象に対する安全確保に向けた様々な取組が続けられている。地層処分についても、建設及び操業期間中における異常状態への対応や事故防止のための対策などが考慮されると想定されるが、そのような想定外の事象が発生した場合の影響や対応策について、検討を進めておくことが重要である。

このような背景を踏まえ、地層処分システムに関わる巨大地震、津波等を起因とした火災への対策技術を開発し、大規模な自然災害に対する処分システムの安全性の確保に資することを目的として、平成24年度より「処分システムに関わる巨大地震、津波等の対策技術の開発」として本研究開発に着手した。本研究開発では、処分事業の操業段階における地上及び地下施設（施工される人工バリア等を含む処分システム）を対象として、巨大地震や津波に代表される大規模な自然災害を起因とするリスク事象、結果及びその影響を想定し、リスク低減に有効となり得る技術開発課題を抽出することとした。また、技術開発課題の一つとして、火災を起因事象としたシナリオ及びその影響把握ならびに対策の検討を挙げ、これを優先課題として取り組むとともに、併せて、検討に必要なデータの取得に向けた試験を実施することとした。

6.2 研究開発の課題設定と進め方

放射性廃棄物の地層処分施設は、自然現象による安全性に著しい影響が及ばない安定した地質環境において構築されることを基本概念としている（図 6.2-1） [3]、[4]。それでも、大規模な自然事象が作用して処分システムに被害が生じる可能性を、長期にわたって否定することはできない。原子力災害において回避すべき状態とは、「放射性物質が管理状態から逸脱し、それにより周辺住民が被ばくする状態」であり、地層処分事業における地上や地下施設についても同様と考える。これを踏まえ本研究開発では、操業期間中において、「放射性物質が管理状態から逸脱する」、「作業員の生命に危険が及ぶ」ことをクライシスと捉え、この状態を回避、あるいはその影響を緩和するために異常状態や事故発生時の応急対策、恒久対策、対策のための試験・解析を検討し、それらの対策を実現する技術について以下の方針のもとに実施する。

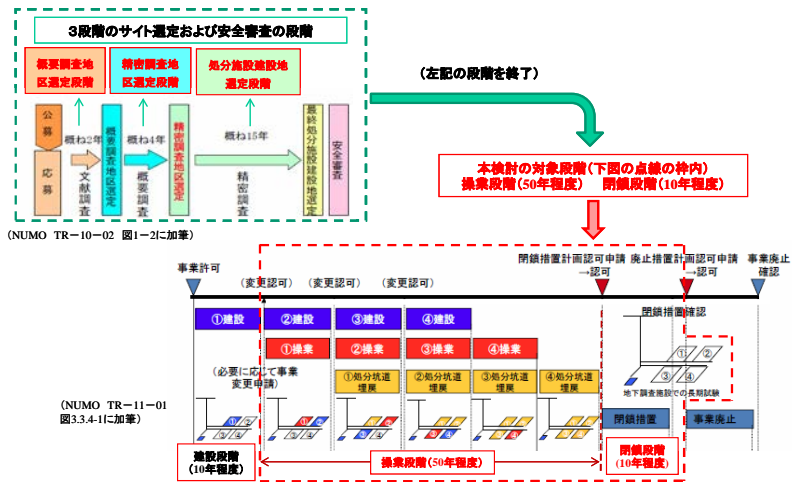


図 6.2-1 本開発の前提 [3]、[4] に加筆

①異常状態・事故の発生を想定し、その後の対策に重きを置いた検討（クライシスマネジメントの考え方に立脚）

異常状態・事故の発生を防止する対策を実施したとしても、それらが発生したと想定して、公衆及び作業員の放射線安全を確保するための対策技術を開発する。

②広範な事象を対象とした検討

工学的には発生の可能性が非常に小さい事象も、原則、検討対象から除外しないものとする。すなわち、「発生確率が低い」、「放射線影響が小さい」などの理由で検討対象から外すという方針はとらないものとする。

③既往の研究成果の活用と重複の回避

起因事象の設定や異常事態・事故などの状況設定などについては、可能な限り既往の研究開発成果を活用し、重複を回避する。

以上のように、本開発は「異常状態や事故が起こってしまった」ことを想定し、その後の対策や影響緩和策の検討に重きを置くこととし、起因事象を火災とした場合の検討を先行的に実施することとした。

① 操業期間中の安全対策の整理、検討

② 火災、水害（津波・湧水）による単体での放射線安全、火災による一般労働安全影響を把握する方法の検討

③ ②による解析、検討結果を踏まえた安全対策の検討・提示

④解析等で必要となるデータの試験による取得

①については、地層処分施設に類似する施設に係る法令を参考に、火災事象に対して考慮すべき事項の整理を行った。②では一般労働安全、放射線安全の観点から、評価方法を検討するとともに評価結果から安全対策の考え方等を提示した。取りまとめでは、①～③を示す。

6.3 作業期間中の安全対策の整理、検討

6.3.1 自然災害に対する安全対策の考え方

(1) 作業安全確保の考え方の提示

地層処分施設の事業期間中の安全確保の検討に際し、既存の類似する施設の保安に係る法令に基づいて検討することが妥当と考える。法令としては、鉱山保安法、労働安全衛生法、道路法や、原子力に係る原子炉等規制法、管理規則などが挙げられる。地層処分施設のうち地下施設においては、大深度地下構造物という点で最も類似性が高いと考えられる鉱山に係る法令とそれに基づく安全対策を基本に据え、これに道路法や原子力関連の法令に基づく規制事項や要求事項を反映させることが適切と考える（図 6.3.1-1）。

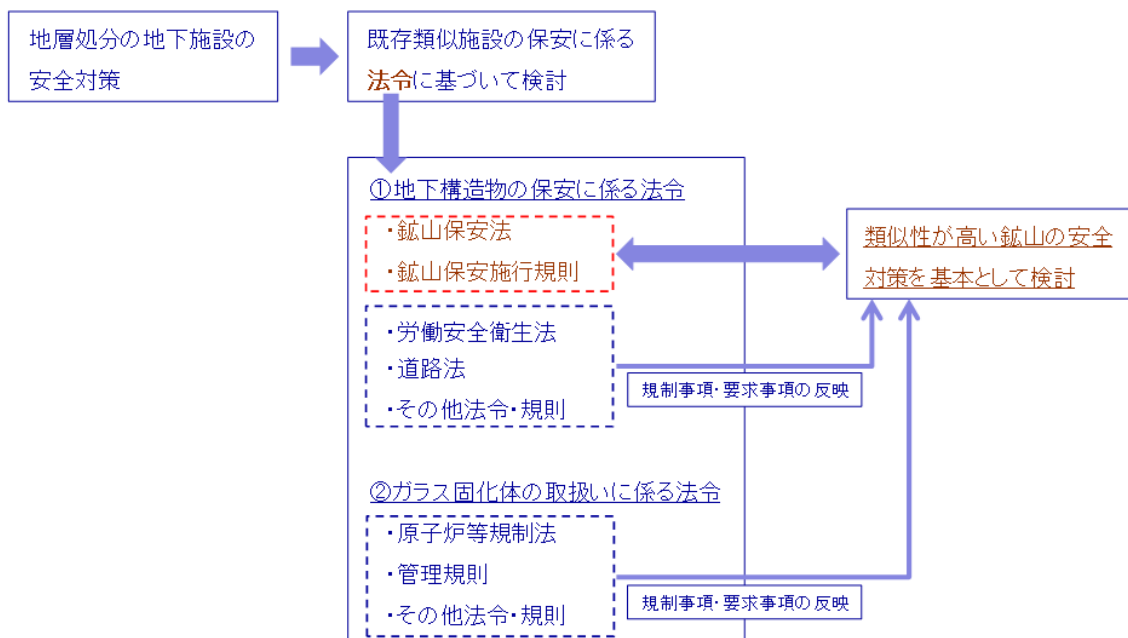


図 6.3.1-1 地下施設の作業安全の検討方針[5]

(2) 鉱山、トンネル等の類似施設の安全対策の考え方

鉱山保安法及び同法施行規則に定められた事由別災害分類のうち坑内火災について、発生原因、発生状況及びその対策を整理した。

坑内火災は、その性質と被害規模の大きさから、ガス爆発と並び重要災害として位置づけられるところである。近年は、集中監視設備の導入による監視体制が強化されたことなどにより件数は減少してきており、特に平成 20 年代に入り災害の発生は報告されていない。

しかし、過去の事故例から一旦火災が発生すれば、多くの罹災者を出す恐れがある。火災による災害が大きくなる理由は、坑内が限定された空間であるがために熱拡散が小さいことや、その空間の中に機器類、油脂類、その他の可燃物が存在することから、火災を防止する上で非常に厳しい環境であることが挙げられる。

鉱山保安法施行規則第8条第1号に「坑内火災を防止するための措置」として以下の記載があり、発火の危険性のある取り扱いについて参考となる。

- ・裸火等に係る措置
- ・油脂類等に係る措置
- ・車両系鉱山機械又は自動車に給油するときの措置
- ・発破時の措置
- ・坑外からの延焼を防止する措置

鉱山保安法施行規則第8条第2号に「坑内火災による被害範囲の拡大を防止するための措置」として以下の記載があり、消火設備等の設置基準について参考となる。

- ・全鉱種に共通の措置
- ・石炭坑及び石油坑における措置
- ・石炭坑における措置
- ・石炭坑（亜炭坑を除く。）における措置

鉱山保安法施行規則第8条第3号では、「坑内火災による被害を防止するための措置」として、直接消火、間接消火、退避について記載がある。

経済産業省は、鉱業上使用する工作物等の技術基準を定める省令の技術指針（内規）として、「鉱業上使用する工作物等の技術基準を定める省令の技術指針」（平成24年11月30日制定）を通知しており、「その他の必要な保安設備」、「標識その他の必要な表示」、「必要な照度」等の記載があり、作業員が自力で非難する手段として、斜坑もしくは避難梯子の設置を求めている。

施工中の一般トンネルにおける火災事象にかかわる法令としては、道路法、道路構造令、労働安全衛生法及び労働安全衛生法施行規則が挙げられる[5]。

(3) 原子力施設の安全対策の考え方

ガラス固化体を扱う国内の既設の施設として、再処理施設（ガラス固化施設、ガラス固化体貯蔵施設を含む）、廃棄物管理施設（ガラス固化体受入、貯蔵施設）がある。これらの施設は、主に再処理施設安全審査指針[6]に基づき安全審査を経て設計、建設、操業している。現在は、新規制基準に基づき改めて規制当局による適合性の審査が行われているが、放射線安全確保の基本的な考え方は再処理施設安全審査指針と変わらないことから、同指針を中心に火災・爆発事象を対象に以下の指針、規則について調査・整理した。

- ・再処理施設安全審査指針[6]
- ・再処理施設の位置、構造及び設備の基準に関する規則[8]
- ・廃棄物管理施設の位置、構造及び設備の基準に関する規則[9]
- ・再処理施設の位置、構造及び設備の基準に関する規則の解釈[10]

整理した例として、再処理施設安全審査指針[6]に示されている主な安全上の要求事項（指針項

目) を表 6.3.1-1 に示す。

再処理施設安全審査指針[6]には、再処理施設の事業許可申請段階で考慮すべき安全上の要求事項(基本的立地条件、遮へい・閉じ込め、臨界、火災、地震その他の自然現象の考慮など)が記載されている。

表 6.3.1-1 再処理施設安全審査指針に示される主な安全上の要求事項[6]

指針項目	概要
1.基本的立地条件	事故誘因排除、災害拡大防止の観点より自然環境、社会環境に係る事象を検討
2.平常時の線量評価	平常時、放射性物質の放出等で一般公衆線量が線量限度を超えないこと等の評価
3.安全評価	多重防護設計の適切さを確認するため、設計基準事象及び立地評価事故の評価
4.閉じ込めの機能	放射性物質を限定された区域に閉じ込める機能
5.放射線遮蔽	直接γ線・スカイシャインγ線による一般公衆の線量低減、放射線業務従事者への遮蔽
6.放射線被ばく管理	作業環境における放射線被ばく管理、業務従事者個人被ばく管理、管理区域区分
7.放射性廃棄物の放出管理	気体、液体廃棄物の放出管理
8.貯蔵等に対する考慮	貯蔵容量、冷却機能、一般公衆の線量低減のための遮蔽機能等
9.放射線監視	線量率、空气中放射性物質濃度等の測定(事故時も)、放出放射性物質の測定算出
10,11.単一/複数ユニット臨界安全	技術的に見て想定されるいかなる場合でも適切な設計管理により臨界を防止
12.臨界事故に対する考慮	臨界事故が発生した場合の適切な対策(警報、未臨界措置)
13.地震に対する考慮	十分な強度・剛性及び耐力を有する構造、安定地盤への支持
14.地震以外の自然現象に対する考慮	津波、地滑り、陥没、台風、高潮、洪水、異常寒波、豪雪等及び異種自然現象の重畳
15.火災・爆発に対する考慮	不燃難燃性材料の使用、着火源排除、消火設備の設置、発生時の閉じ込め機能
16.電源喪失に対する考慮	安全上重要な施設の安全機能確保のための外部電源系統、非常用所内電源系統
17.放射性物質の移動に対する考慮	工程内・工程間移動に対する漏えい・臨界防止と遮蔽対策
18.事故時に対する考慮	安全対策、事故対策(制御室、放射線計測・防護具、照明、避難通路、緊急時対策所など)
19.共用に対する考慮	他の原子力施設との共用によって、その安全機能を失うことのない設計 安全保護系については、計測制御系との部分的共用によって、その安全機能を失うことのない設計
20.準拠規格及び基準	炉規制法、建築基準法、消防法、高圧ガス取締法等及び規格・基準への適合性
21.検査、修理等に対する考慮	安全上重要な施設の機能確認・維持のための試験検査、保守修理
22.系統の単一故障に対する考慮	非常用所内電源系統のみの運転下又は外部電源系統のみの運転下で単一故障を仮定しても、その系統の安全機能を損なうことのない設計

再処理施設安全審査指針の中で、特に火災・爆発に関連する指針は、「指針 15. 火災・爆発に対する考慮」である。また、「指針 20. 準拠規格及び基準」では炉規制法等の原子力関連法令の他、

建築基準法、消防法等、一般的な法令の遵守が求められており、再処理施設ではこれらの法令で定められる火災・爆発に関する条項が、申請内容に考慮されているかどうか安全審査の対象となっている。

また、指針 15 の解説では、「発電用軽水型原子炉施設の火災防護に関する審査指針」[7] を参考にするように記載があり、原子炉施設における火災防護の見地から、以下の 3 方策を組み合わせ、原子炉施設安全性を確保するための基本的な設計方針を審査する際に考慮すべき事項を示している。

- ①火災発生防止
- ②火災検知及び消火
- ③火災の影響の軽減

6.3.2 地層処分施設における操業安全対策の検討

国際原子力事象と深層防護に対する最新の動向について整理してきた結果として、深層防護が、放射性物質を取り扱う施設における安全確保を図るための原則的な考え方である。また、深層防護は独立かつ多重的な安全確保対策を講じる多重の障壁が、システムを設計もしくは技術を選択する際の原則的な考え方であると言える。これは、労働安全衛生法や鉱山保安法と言った労働安全関係法令においても同様であり、安全確保に向けた多重の方策を求め、異常事象・事故の“発生防止”、“拡大防止”とともに、万が一異常事象・事故が発生した際の“人的被害防止”の観点での諸条項が示されている。

本検討の対象施設である地層処分施設の操業時の安全確保においても、このような深層防護の考え方で安全対策を講じていくことが原則になるものと考えられる。地層処分施設の操業時の安全確保に向け、深層防護のレベルに応じた目標を表 6.4.2-1 のように設定した。

レベル 5 については、地層処分施設は原子力施設と比較して可能性は小さいが、クライシスマネジメントの観点から設定することとした。

表 6.3.2-1 深層防護のレベルに応じた目標(案)

レベル ^o	原子力標準における目標 ^o	地層処分施設の目標(案) ^o	備考 ^o
レベル 1 ^o	異常運転や故障の防止 ^o	異常事象の発生防止 ^o ^o	通常作業 ^o
レベル 2 ^o	異常運転の制御及び故障の検知 ^o	異常事象の検知および拡大防止 ^o ^o	検知と初期対応 ^o
レベル 3 ^o	設計基準内への事故の制御 ^o	放射能の漏えい防止 ^o ^o	漏えい防止 ^o
レベル 4 ^o	事故の進展防止及びシビアアクシデントの影響緩和を含む過酷なプラント状態の制御 ^o	放射能を施設外への漏えい防止 ^o	事故の防止 ^o
レベル 5 ^o	放射性物質の大規模な放出による放射線影響の緩和 ^o	放射線影響の緩和 ^o ^o	事故の影響緩和 ^o

表 6.3.2-1 に示した深層防護に基づいた地層処分の安全確保の考え方を踏まえ、火災に対する安全対策について放射線安全、一般労働安全の観点から表 6.3.2-2 に整理した。

表 6.3.2-2 操業中の火災に対する放射線安全(左)及び一般労働安全(右)の考え方 (案)

防護レベル	目的 (状態)	目的達成に不可欠な手段	対策例 (火災)
レベル1	異常事象を発生させない (通常作業)	脅威を想定し、発生を未然に防止する仕組み	作業前点検教育・訓練多重化
レベル2	異常事象の検知および拡大防止 (異常発生)	異常の検知、機能維持の防護策	通報設備 消火設備 風門
レベル3	放射能を漏らさない (異常拡大)	容器内での閉じ込め	換気制御 防火扉
レベル4	放射能を施設外へ出さない (事故の防止)	施設内での閉じ込め	除去フィルタ 隔離壁 避難経路
レベル5	放射線影響の緩和 (坑外漏えい)	サイト外の緊急時対応	周辺住民の避難

防護レベル	目的 (状態)	目的達成に不可欠な手段	対策例 (火災)
レベル1	災害、故障を起こさない (通常作業)	脅威を想定し、発生を未然に防止する仕組み	定期点検教育・訓練多重化
レベル2	災害、故障の検知および拡大防止 (災害発生)	災害、故障の検知、消火対策	通報設備 消火設備 風門など
レベル3	作業員の人命確保 (災害拡大)	災害の隔離退避、坑外避難	換気制御 (自然通気) 防火扉 避難経路
レベル4	環境影響の緩和 (サイト外への災害拡大)	サイト外の緊急時対応	周辺住民の避難

6.4 一般労働安全対策の検討 (火災)

地層処分施設の地下施設において、火災などの異常時に作業員が安全に避難できるかは作業計画を立てる上でも最重要項目であり、評価が必要である。交通シミュレーションを活用した避難シミュレーション技術は、異常時の人の避難状況を定量的に分析及び評価することが可能である。

以上のことから、図 6.4-1 の気流解析と避難シミュレーションの重ね合わせによる数量評価を提案した。

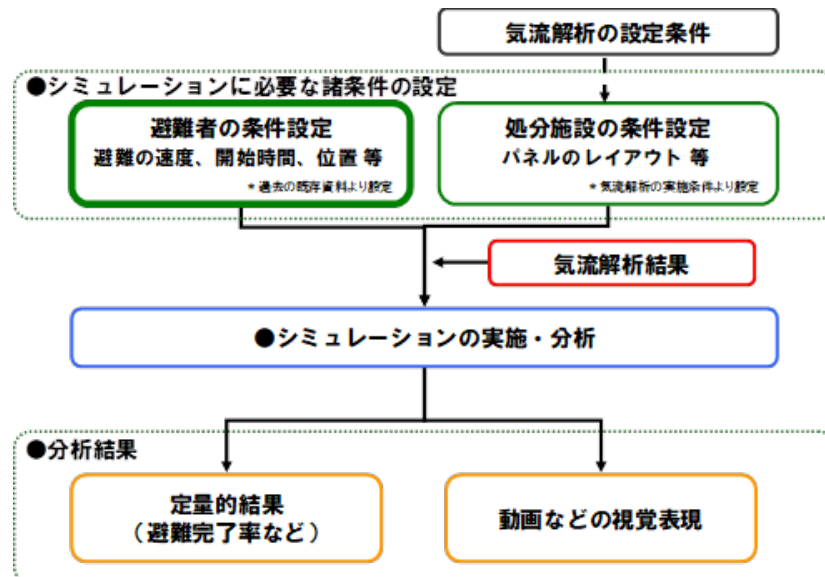


図 6.4-1 避難シミュレーションとの組合せ実施フロー

気流解析では、1次元解析による実施が多いものの、火災 (煙・一酸化炭素等) の速度は、坑道断面の中心部と壁面部で異なることが想定されるため、3次元解析を行うこととした。

解析ソフトの選定では、国内のソフトは研究等での使用実績しか確認できなかったため、フラ

ンス（ANDRA）での火災解析で実績のある VENTMINE を採用した。

避難シミュレーションでの解析ソフトウェアとして、交通流シミュレーションで使われる VISSIM を用いた。(社)交通工学研究会では、交通流シミュレーションモデルの開発として標準検証プロセスを経ることを推奨しており、「標準検証(verification)マニュアル」を策定している。

VISSIM は、標準検証マニュアルの規程に適合したものであることから、採用した。

6.4.1 評価手法の検証

(1) 評価手法の概要

解析ソフトの評価、特徴等を把握するため、以下の方針で実施した。

■最初の解析では、解析ソフトの評価を行うことから、地層処分の地下施設を簡易モデル化して実施する。

■高レベル放射性廃棄物処分施設で【入気・排気のための坑道】の設置（本数・位置・サイズ・機械特性等）は、これまで国内で詳細な検討がされていない。なお ANDRA は坑道そのものに入気・排気の機能を持たせている。

■作業の独立性から、定置中パネル、建設中パネル、埋め戻し中パネルはそれぞれ独立した風況場を持つと考える。

■坑口付近の安全性を高めるため、入気は坑口側（下図の点A）とされている。高レベル放射性廃棄物処分施設では入気と排気は別の連絡坑道を通じて、坑口から入気し坑口から排気するように設定している。

■ガスや粉塵対策、坑内温度の管理等により必要な換気量は一概には決められない。したがって、風速の設定については、労働安全衛生規則（0.3m/s～1.5m/s）、鉱山法（2.0m/s～7.5m/s）、トンネル工事（0.5m/s）等を参考に、0.3 m/s 以上を確保することとした。また、上限値は、坑道内で作業員が働く上での最大風速である 7.5m/s とする。

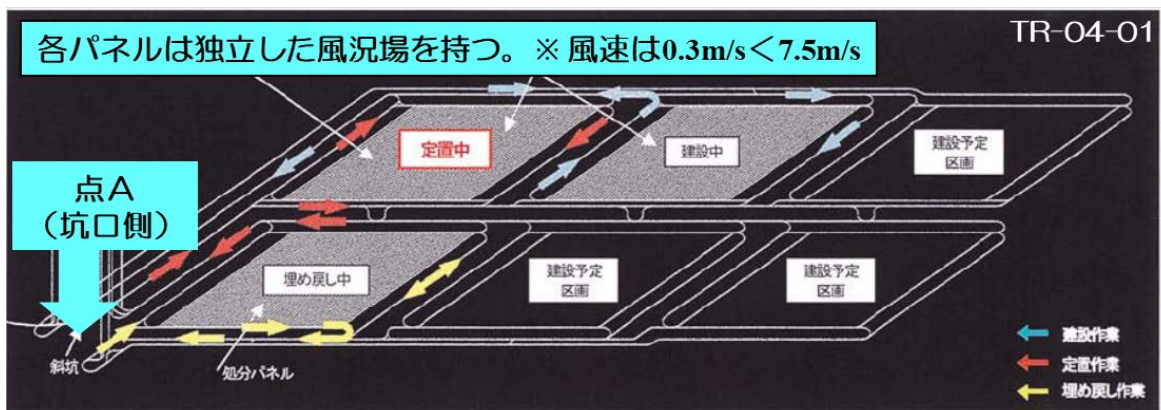


図 6.4.1-1 処分施設

(2) モデル化の設定

簡易モデルの坑道断面形状は、軟岩系岩盤における処分孔縦置き定置方式に基づき、建設中パネル、定置中パネル、埋め戻し中のパネルの3面が存在することとした。

また、各パネルに入気口、排気口が存在することとし、排気口は通気をしやすくするため、入気口の対面にあることとした。

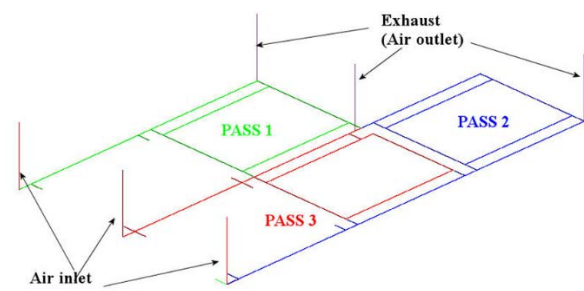
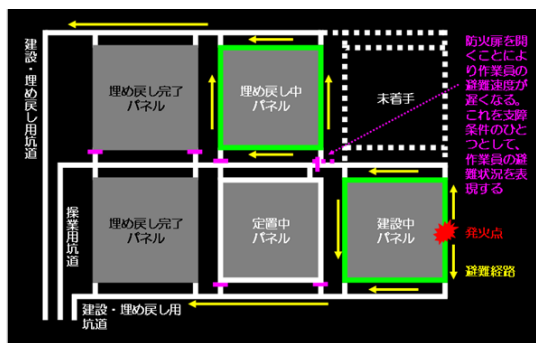


図 6.4.1-2 処分施設のモデル化

(3) 3次元気流解析の検証

図 6.4.1-3 から、坑道側壁や天端付近の風速は中心部に比べて小さくなっており、壁面摩擦の影響が表現されていることが分かる。なお、坑道底部よりも坑道上部のほうが風速は若干大きくなっているが、これは入気口・排気口が坑道上部に繋がっていることの影響と考えられる。また、排気口付近の着目断面である Sec-3、Sec-6、Sec-9 断面内風速分布を比較すると、Sec-9 における風速分布が Sec-3、Sec-6 と比較して風速の速い部分が坑道の底部付近に集中する傾向がみられる等、坑道の断面において風速の違いを示すことができた。これにより、火災の進行速度、影響範囲が坑道上部・下部で異なってくることから、より詳細な検討ができることとなる。一方で、簡易なモデルであっても3次元解析の場合は、計算時間に2週間程度の日数がかかることから、当面は、局所的な部分解析にとどめる必要がある。

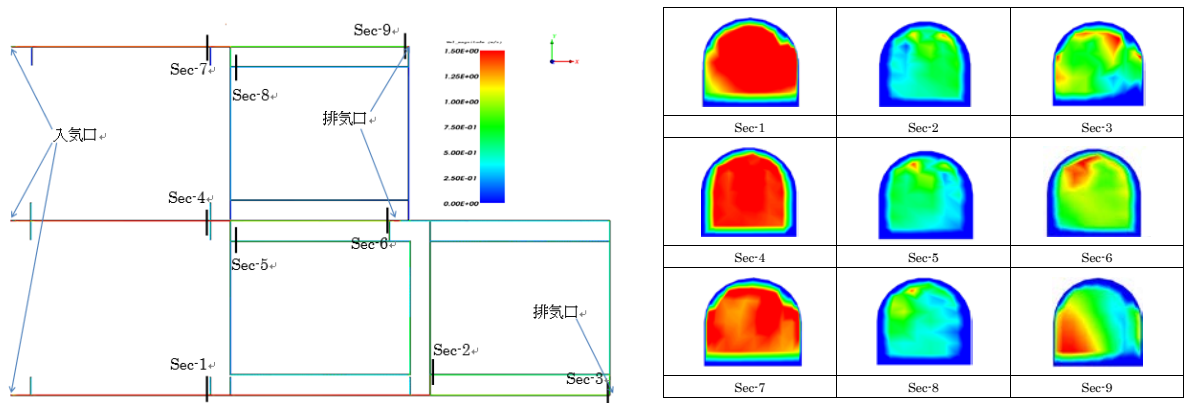


図 6.4.1-3 簡易モデルによる気流解析

(4) 気流解析と避難シミュレーションの重ね合わせ

気流解析や避難シミュレーション解析の組合せにより、火災の発生場所、火災の進行度合い、作業員の配置等により、避難の経過や、完了率の変化を確認することができた。このことより、安全対策の有無によるシミュレーションや、火災場所の違いによる危険個所の抽出等ができるため、火災事象等に対する操業安全を検討するための手段・ツールとしての有用性を確認できた。

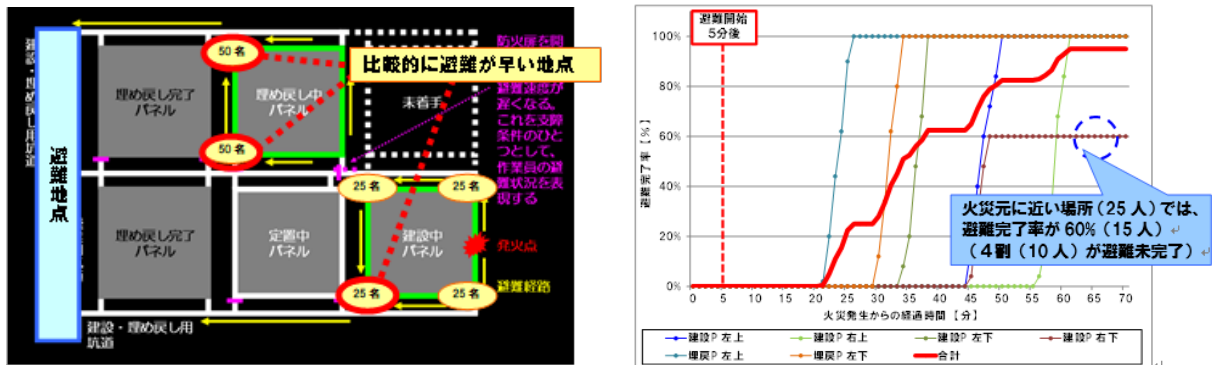


図 6.4.1-4 処分施設のモデル化

(5) 海外での火災評価事例

フランス (ANDRA) の火災解析では、作業員の避難は、解析結果より 0.5m/s 以上の歩行速度であれば発火点近くの作業員でも避難可能とされている。原環センターの解析においても、作業員の避難速度の方が速く、避難ルートが確保されていれば問題なかったことから、大きな差異はないと考える。

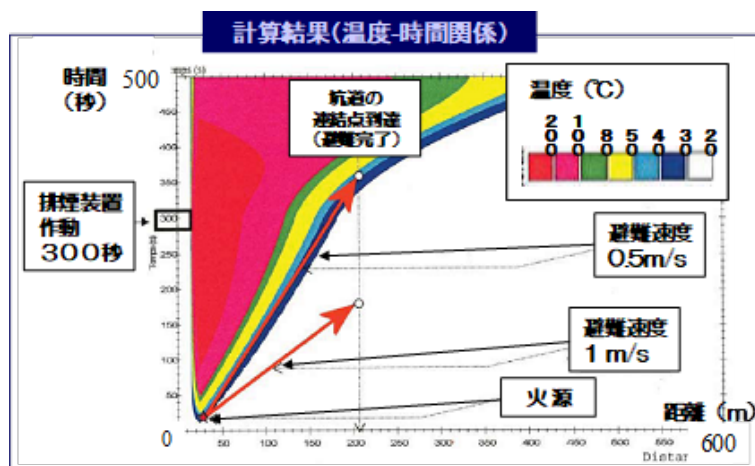


図 6.4.1-5 計算結果 (温度-時間関係) ANDRA

6.4.2 安全対策の検討

(1) 防護壁の検討

火災影響の拡大防止対策として、「防火扉」は坑内の空気の流れを遮断することから、拡大防止効果や隔離効果、および酸素の供給を遮断することにより火災を消火する効果も予想されるが、坑道断面全面を覆う大掛かりな構造物になり、また、簡単に設置場所を移動することができない。一方、風門はビニールシート等で坑道断面あるいは一部を覆うことにより、坑道内の空気の流れを阻害し、トンネル工事において工事中の粉じんの拡散を防ぐ間仕切りとして利用されている例がある[7]。このような風門は、火災影響の拡大を完全に遮断することはできないが、その拡大を遅らせることが可能である。さらに人力によりビニールシートをワイヤロープで広げたり縮めたりでき、設置も簡単なため、操業状況に合わせて設置位置を移動することもできる。今回の検討では、このような「風門」による火災影響の拡大防止効果を解析的に検討する。

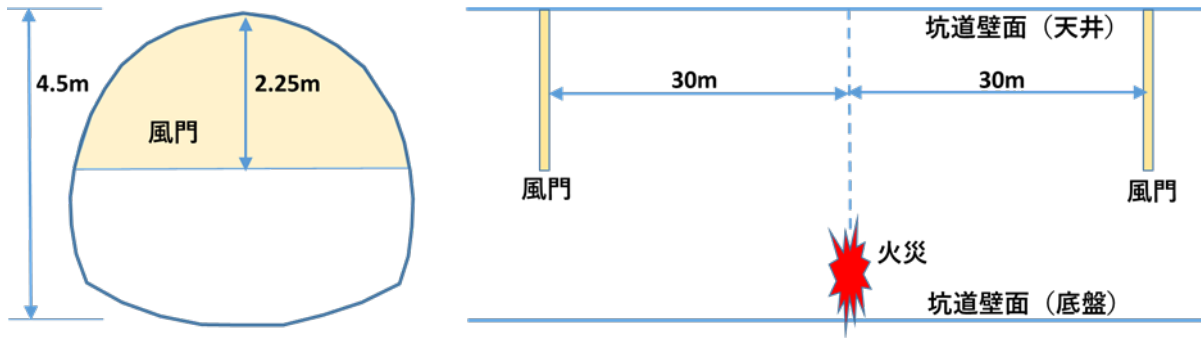


図 6.4.2-1 風門の概要

1) 解析条件

地下 300mの横坑の地温を想定し、深さに応じた温度・圧力を設定した。設定方法は、地表面温度を 15 度とした場合を想定し、地下 300mの横坑の温度を 24℃とした。圧力は、地表面を基準に圧力を 1atm（大気圧、GL±0m）として、気圧変化を求め、横坑内の圧力を設定した。

坑道壁面のコンクリート摩擦係数および比熱比は、建築構造計算に用いる一般的な値として 0.6 および 1.4 に設定した。空気の平均モル質量、密度、粘性は、理科年表より引用し、0.02897 kg/mol、1.293 kg/m³、1.86×10⁻⁵ kg/(m・s)とした。なお流体の動粘性度と温度拡散率の比であるプラントル数は、空気などの気体に用いる値である、0.708 とした。

火災の検討では、検討の目的に応じて坑内の風速を初期値として設定した。各ケースにおいて設定した風速の値およびその考え方を表 6.4.2-1 に示す。

解析に用いる火災曲線は、フランスの ANDRA 社による火災検討で用いている標準火災曲線（CETu 標準火災曲線）とした。

表 6.4.2-1 解析条件と解析ケース

Case [Ⓛ]	風速値 [Ⓛ]	考え方 [Ⓛ]
ケース 1 [Ⓛ]	0.30 m/s [Ⓛ]	坑内が通常通気状態である場合を想定し、労働安全衛生規則で定められる坑内風速の最小値 0.3m/s を与える。 [Ⓛ]
ケース 2 [Ⓛ]	0.01 m/s [Ⓛ]	坑内が停電により無風状態となった場合を想定する。ただし、風速ゼロでは解析ができないため、風速 0.01m/s を初期条件として与える。 [Ⓛ]
ケース 3 [Ⓛ]	0.30 m/s [Ⓛ]	風門の安全対策を実施した効果を確認するため、ケース 2 と同じ風速 0.3m/s を与える。 [Ⓛ]

2) 解析結果

ここでは、解析結果として、坑内の風速が 0.3m/s（ケース 3）における一酸化炭素の火災発生から 50 秒後、150 秒後、250 秒後、380 秒後、450 秒、530 秒後、660 秒後の解析結果を示す（図

6.4.2-2)。発火点は坑道全長の間中点とした。

ケース 1（風門がない、通常通気状態：風速 0.3m/s）とケース 3（風門を設置、通常通気状態：風速 0.3m/s）では、ケース 1 が時間の経過とともに風上側、風下側に広く拡散するのに対して、ケース 3 は風上側への拡散が抑えられている。この現象は、一酸化炭素に関らず、二酸化炭素および熱の拡散状況も同様で、風門の設置により風上側への熱・煙の拡散が防止され、火災発生から 660 秒後でも風上側の坑内へは火災の影響は少ない。また、風門より風上側の坑内の酸素濃度は火災発生から 150 秒後ではほとんど変化がなく、530 秒後でも酸素濃度の低い範囲は風門周辺に留まっており、風門の設置は作業員の安全な避難に有効な対策であることを確認した。

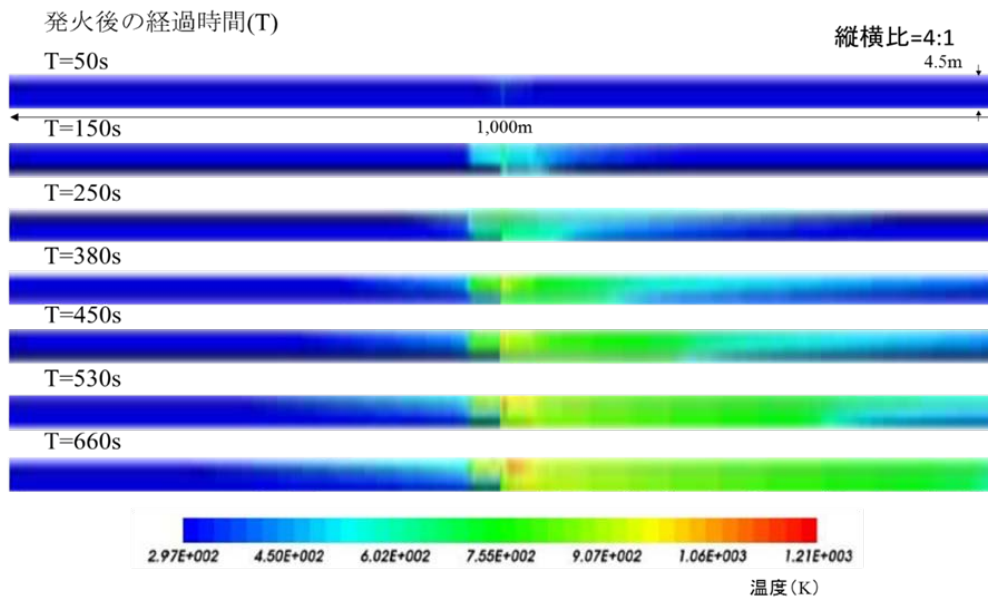


図 6.4.2-2 坑道内の一酸化炭素濃度の経時変化（風速 0.3m/s：風門設置）

(2) 自然通気の検討

地下の作業員の安全を確保する上では、通気を確保することが重要である。通常換気設備は、電力によって運用されているが、停電や機械の故障、自然災害等によって稼働できない場合が考えられる。そこで、図 6.4.2-3 に示すように電力に頼らずに両坑口の入気と排気の空気密度差（自然通気圧）によって、通気が可能なのか 3次元解析を利用して検証を行った。

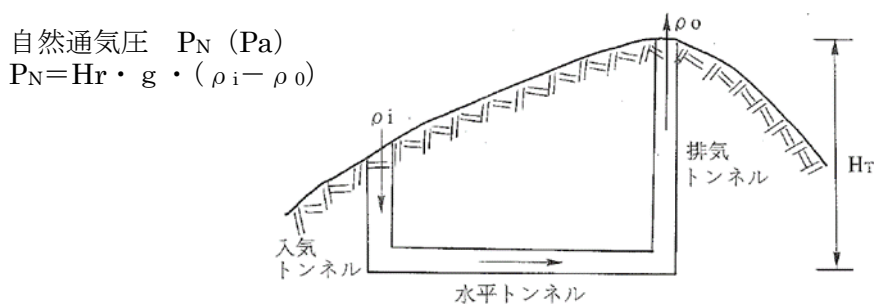


図 6.4.2-3 自然通気圧の計算

1) 自然通気が考えられる設定の検討

自然通気の可能性としては、気圧差、温度差による空気の密度差を利用した自然通気が考えられる。そこで、地層処分の構造に着目し、以下の4ケースを設定し、解析を実施した。

①坑口高低差（高低差 50m、高低差 10m）

②-1 横坑の設定位置に深度差

②-2 立坑底部と地表部との温度差

入気立坑と排気立坑の坑口の高低差は、図 6.4.2-4 に示すように両坑口に標高差があれば、簡単に確保することが可能である。しかし、両坑口で高低差がなくても、片方に煙突状の構造物を付けることにより、人工的に高低差を得ることが可能である。横坑の深度は地層処分概念や地質条件等により設定される項目である。また、地下深部では周辺地盤の地温が高く、坑道壁面からの湧水も水温が高いことが予想される。例えば湧水を排気坑側に釜場を作って集め、まとめて坑外に排水すると考えると、湧水温度の影響を受け、入気立坑、排気立坑の坑底部に温度差を作ることが可能と考えられる。

ここでは、解析ケースの代表として、坑口高低差 50m の解析結果を記載する。

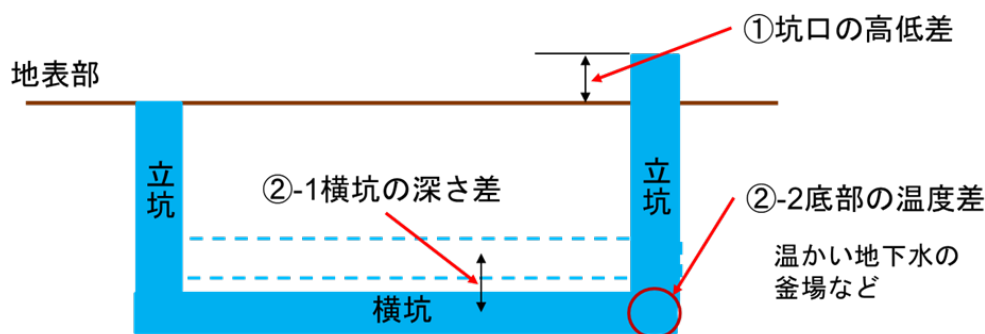


図 6.4.2-4 自然通気に関する検討ケース概要

2) 坑口高低差（50m）の解析条件

立坑坑口高さ（温度・圧力・密度）の差による自然通気の状態を確認するため、図 6.4.2-5 に示すように、坑口の高さに 50m の差をつけた解析を実施した。

立坑や横坑の坑道内では地中温度の影響を考慮するため、坑道壁面と坑内空気の間には熱伝達率を考慮した解析を実施する。解析結果は、立坑坑口高さの違いと坑内風速の関係をグラフ化して整理し、坑口高さの違いによる自然通気の効果を確認する。

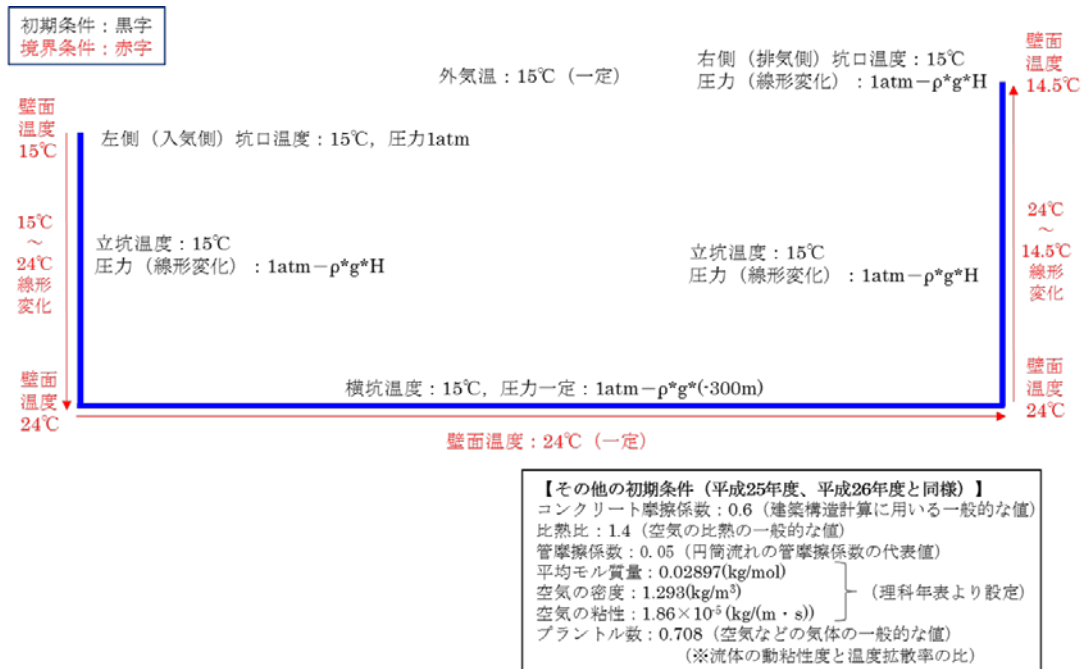


図 6.4.2-5 初期条件および境界条件

3) 解析結果

入気立坑、排気立坑および横坑の中央部における平均風速を表 6.4.2-2 に示す。坑口の高さが異なることにより、坑口の高い方に向けて自然通気による空気の流れができています。横坑中央部の風速は 3m/s 程度となる。排気立坑中央部の平均風速が、入気立坑中央部の平均風速より若干大きいのは、排気立坑の方が坑道内部の温度が高いため、空気の密度が小さくなり体積が増えたことによると考えられる。高低差 50m 確保することにより、労働安全衛生規則の下限である 0.3m/s を大きく上回る風速を確保できることを確認した。

表 6.4.2-2 解析結果

場所	横断面の平均風速(m/s)
①入気立坑の中央(-150m)地点	1.62
②排気立坑の中央(-125m)地点	1.67
③横坑中央(+500m)地点	3.0

(3) 危険（風速が遅い）個所の特定

図 6.4.2-6 から 3 次元解析によって、風速の強弱を確認することが出来る。これにより、様々な構造における 3 次元解析を実施し、風速の小さい箇所を特定することが出来る。風速の小さい箇所については、空気の入れ替えが少なく、ガス等のガスの溜まり場になりそうな危険な箇所として想定することが出来き、事前に安全対策を講じることが出来る。

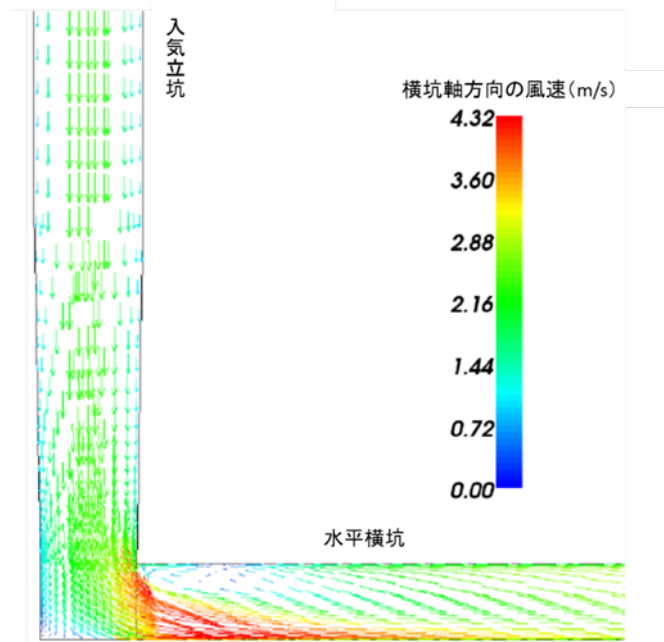


図 6.4.2-6 入気立坑から横坑に流入する部分の風速ベクトル

6.5 人工バリアに対する安全対策の検討（放射線安全：火災、津波）

地層処分事業操業中の異常状態や事故の影響を緩和するためには、その時の人工バリアの状況を適切に評価し、人工バリアの状況に応じたより適切な対策を施す必要がある。人工バリアの限界性能等の調査・試験は、このような観点から選定した技術開発課題である。

表 6.4.2-1 に、平成24年度成果をもとにまとめた、人工バリア構成と各種外力に対する限界性能等の把握に向けた調査・試験の概略を示す。同表には、本開発において試験項目として取り上げる優先度の評価結果も示している。表 6.4.2-1 で優先度が高いと評価した人工バリアの熱的性質及び津波被害を想定したガラス固化体キャニスタの腐食特性に関する調査・検討に着手する。具体的には、人工バリアの火災影響について、解析的な検討及び試験によるデータ取得をするとともに、ガラス固化体キャニスタの津波に対する腐食特性の調査を行う。

表 6.4.2-1 人工バリア構成と各種外力に対する限界性能等の把握に向けた調査・試験の概略

人工バリアの 状態 項目	ガラス固化体	ガラス固化体 +オーバーパック	ガラス固化体+オーバーパック +緩衝材	PEM
①力学的性質の 調査・試験	優先度○: 海外の詳細な実験データが有り、評価可能と考えられる	優先度○: 他の研究開発成果を確認後、必要な検討に取り組む	優先度○: 同左	優先度○: 同左
②熱的性質の調 査・試験	優先度○: 右記の検討の基礎データになることから、それらの検討に合わせて着手する	優先度◎: 日本の「OP+ガラス固化体」についての火災影響の検討事例が見あたらない	優先度◎: 「ガラス固化体+OP+緩衝材」の火災影響の検討、及び高温条件での緩衝材の熱特性の実験データがない	優先度◎: 同左
③キャニスタ・オーバー パックの腐食特性 の調査・試験	優先度◎: キャニスタの過酷な塩分環境に対する耐食性の網羅的・体系的な調査・整理が必要	優先度△: 炭素鋼 OPの耐食性は多くの研究が為されており、評価可能と考えられる		
④坑道冠水等による緩衝材の性能劣化調査・試験			優先度△: 事故等による浸水を受けた緩衝材は、交換を基本にするのがよいと考えられる	優先度△: 同左

※優先度 ◎: 速やかに着手するのが良いと考えられる項目 ○: 優先項目終了後に、必要な検討に着手するのが良いと考えられる項目 △: 本開発での優先度は高くはないと考えられる項目

6.5.1 火災における安全対策の検討

燃焼解析は米国の国立標準技術研究所 NIST [3] が開発して管理している解析ソフトウェア Fire Dynamics Simulator (FDS) [4] を用いた。本シミュレータは火災安全性評価ツールとして世界中で使用されている。

FDS の特徴の一つとして、火災に多い低速乱流に適応できるラージ・エディイー・シミュレーション (LES) が可能なことが挙げられる。爆轟のような流速が音速まで上がるような現象は FDS

で再現できないが、一般的な火災（プールファイヤ、建屋や車両火災など）の再現には適している。

また、伝熱解析及び応力解析には、構造解析一般で広く用いられている汎用 FEM コード ABAQUS (Ver.6-11-1) を用いた。

今回の火災における評価方法としては、定性的でなく、定量的に評価する方法として、火災による影響がステンレスの破断（引張強度<応力）とならないかで安全性を数値で判断する手法を提示した。

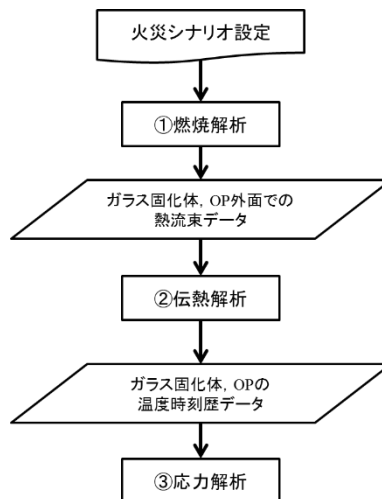


図 6.5.1-1 人工バリアの熱応力解析 検討フロー

6.5.2 人工バリアの熱応力解析による火災影響（地上）

(1) 火災シナリオ

火災には複数の因子が影響し、着火の原因、規模、位置や燃料の種類、分配、また、火災の種類（自然対流、強制対流など）、火の広がり方、最大発熱量、総発熱量、換気状態、消火システム、消火活動などによって状況は大きく変わる。ここでは、以下で述べるように、火災原因としては発生確率が小さいと考えられるシナリオを想定し、燃焼状況としては発熱量が多いプール燃焼（拡散燃焼）を仮定した。

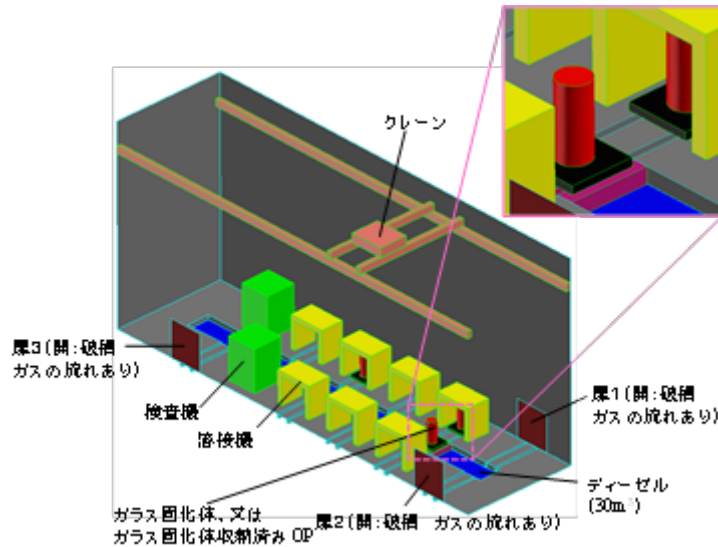


図 6.5.2-1 人工バリアの熱応力解析 検討フロー

(2) 燃焼解析

火災発生後に同室内へは、ガラス固化体を搬出入するための3か所の出入口から限定した酸素が流入する条件（閉鎖空間に近い状態）としたこともあり、全てのディーゼル燃料を燃焼する前に室内の酸素量が低下し、火災発生から約70秒で消炎した。

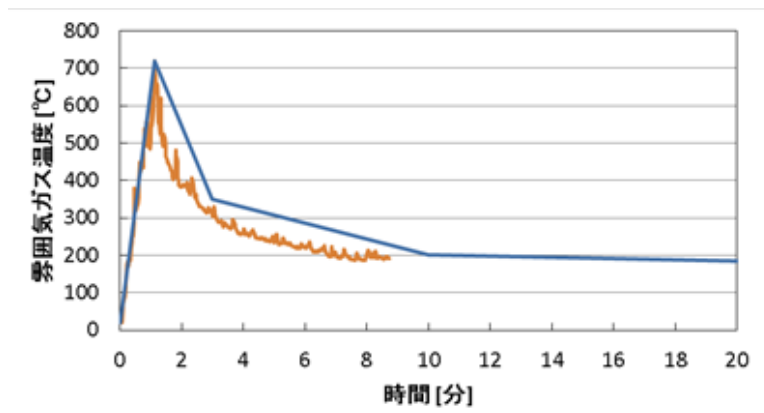


図 6.5.2-2 電源・回路（左）とアンテナ・筐体の組立

(3) オーバーパック封入前（キャニスタのみ）の伝熱・応力解析

1) 伝熱解析

図 6.5.2-3 に解析の結果得られたガラス固化体の温度分布の時刻変化を示す。また、図 4.2.7.17 には、キャニスタ及びガラスが最高温度に達した時の温度分布を示す。図 4.2.7.16 より、ガラス固化体キャニスタが最高温度になるのは火災発生から 5.4 分経過時であり、その温度はキャニスタスカート部において 265.4°Cであった。

また、ガラスが最高温度になるのは火災発生から 8.6 分経過時であり、その温度はキャニスタスカート付け根部近傍において 157.7°Cであった。ガラス固化体のガラスの平均転移温度は 500°C

程度であることを勘案すると、本検討で設定した火災シナリオにおいては、火災がガラス固化体の品質に及ぼす影響は小さいと判断される。

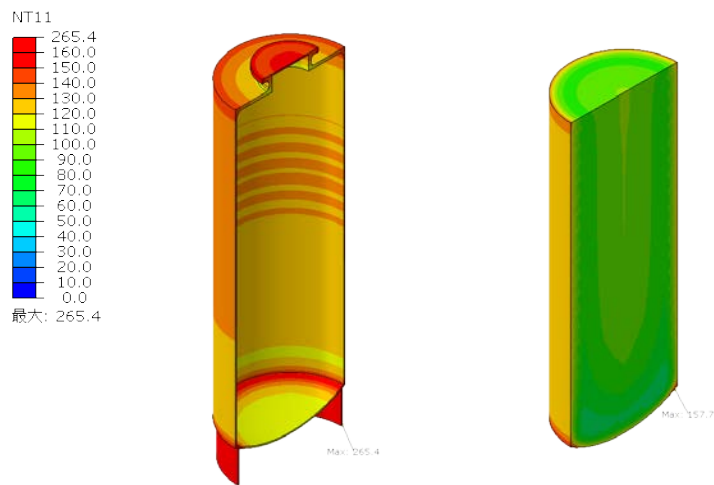


図 6.5.2-3 伝熱解析結果

2) 応力解析

図 6.5.2-4 及び図 4.2.7-19 に、解析の結果得られたガラス固化体キャニスタの相当応力分布及び相当塑性ひずみ分布を示す。図 4.2.7-18 より、ガラス固化体キャニスタ胴部に比べて相対的に高温となるガラス固化体キャニスタ上部とスカート部近傍において応力が高くなることがわかる。特に、ガラス固化体キャニスタのスカート付け根部では、高温になったスカート部の熱膨張がガラス固化体キャニスタ下部に拘束されるために比較的に大きな応力が発生するが、その値は 150～170MPa であり、一般のステンレスの引張強度（520MPa 以上）に対して十分に小さく、問題が無い値と判断される。

また、図 4.2.7-19 より、比較的に大きな応力が発生するガラス固化体キャニスタのスカート付け根部では、塑性ひずみが 0.15%程度生じる結果となったが、ごく軽微な塑性変形が残る程度で、上述の強度と同様に問題がない値と判断される。

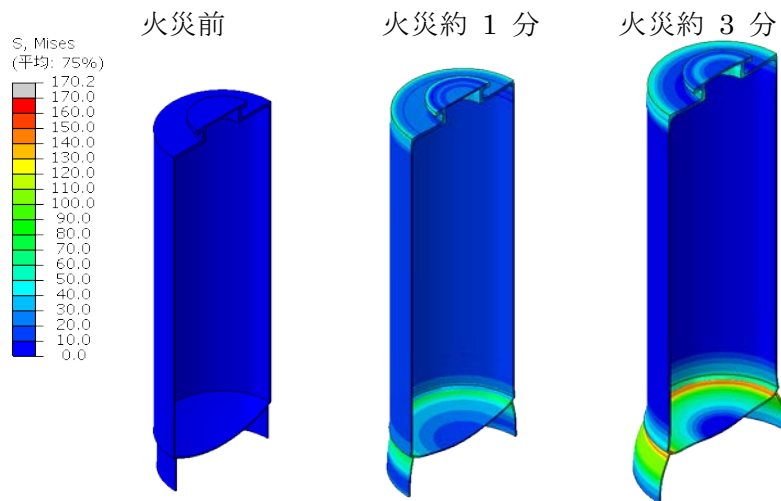


図 6.5.2-4 応力解析結果

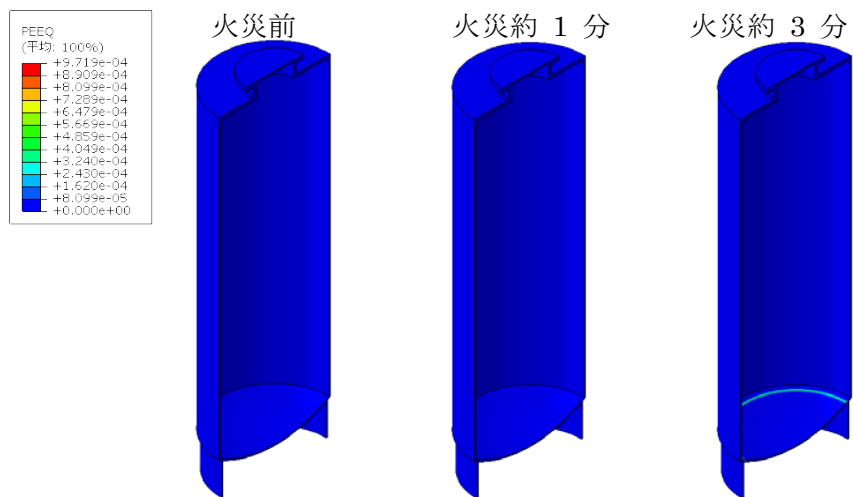


図 6.5.2-5 ひずみ解析結果

(4) オーバーパック封入後（キャニスタ+オーバーパック）の伝熱・応力解析

1) 伝熱解析

図 6.5.2-6 より、本解析ケースでは火災の入熱がガラスの温度に及ぼす影響はほとんど無いことがわかる。

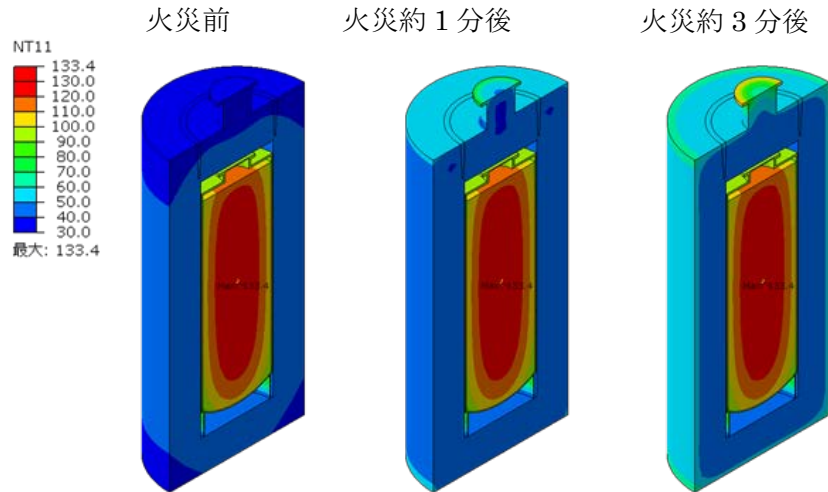


図 6.5.2-6 応力解析結果

2) 応力解析

上述した温度解析結果を用いて応力解析を行っても、ガラス固化体の応力にはほとんど影響がないと判断されるため、ガラス固化体+オーバーパックの応力解析においては、オーバーパックのみのモデルとして解析を行うこととした。本解析ケースでは火災の入熱がオーバーパックの応力に及ぼす影響は軽微であり、キャニスタへの変化が無いと考えられる。

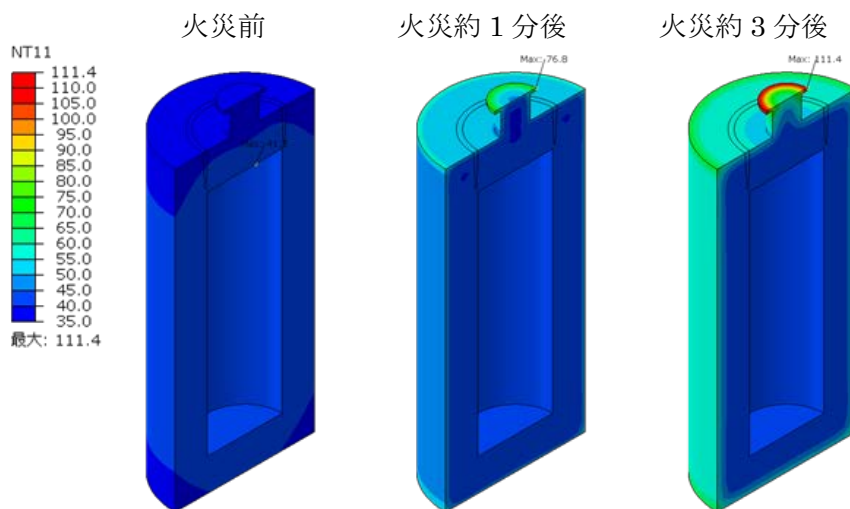


図 6.5.2-7 ひずみ解析結果

原子力関連施設で準拠している関連法令、指針、評価ガイドラインでは火災・爆発に係る安全対策要求事項が整理されている。また、廃棄物管理施設等の事業許可申請書では、法令等に定められる安全要求事項に基づいた火災・爆発の安全対策が示されている。原子力関連施設の火災・爆発事象については、建築基準法、消防法等の一般法令と原子炉等規制法等の原子力関連法令・指針の双方の規定に従って設計、評価及び対策がなされている。具体的には、一般的な防火・消火の考え方（①火災発生の防止、②検知及び消火、③影響の軽減）と、原子力関連施設特有の考え方（火災発生時の安全上重要な機器類の機能確保、放射性物質の建屋内拡散の低減、建屋外拡散の防止など）を同時に満足するよう、各原子力施設固有の安全上配慮すべき事象や機器機能を踏まえた対策がとられている。

地層処分施設も原子炉等規制法の規制対象となる原子力関連施設であることから、安全審査に向けて、既存の原子力関連施設の火災・爆発対策を参考にしつつ、それらとは異なる処分施設固有の特性を考慮した設計検討を行う必要がある。

地上施設における処分施設固有の特性としては、ガラス固化体を内包した状態でのオーバーパッキングの密封溶接工程があるため、溶接工程で想定される火災対策を検討する必要がある。「原子力発電所における火災の発生防止対策の充実に関する報告書」（原子力防災小委員会火災防護ワーキンググループ、平成 21 年 8 月）[30]によれば、平成 12 年以降平成 21 年 6 月末までに発生した火災発生時の状況は 44%が作業中で、その 59%が溶接等作業であると報告されている。溶接工程は処分場の地上施設に必須の工程であるから、着火エネルギーとしての溶接エネルギーの排除対策は取れない為、使用機器・ケーブル類の不燃・難燃化や可燃物の排除、電気系統の防火設計等で火災の発生を防止することが必要である。

表 6.5.2-1 に地上施設における火災の影響防止、軽減策を示す。

表 6.5.2-1 地上における安全対策

☐	対☐応☐策☐
火災発生防止☐	・可燃性物質の使用を避ける、使用する場合の着火源の排除、可燃性物質漏えい（流入）防止対策等☐
火災検知及び消火☐	・火災検知器、消火設備の設置☐ ・防火区画設定や防火ダンパ等による燃焼に必要な酸素の供給停止策☐ ・空調換気システムの制御により負圧等を維持することで放射性物質の漏洩防止策☐
火災の影響の軽減☐	・ガラス固化体単体での取扱い工程を削減し、オーバーパッキングに封入策☐

6.5.3 人工バリアの熱応力解析による火災影響（地下）

(1) 火災シナリオ

火災は、複数の事象が重なった結果であり、着火の原因、規模、位置や燃料の種類、分配、また、火災の種類（気体の組成や流れ方など）、火の広がり方、最大発熱量、総発熱量、換気状態、消火システム、消火活動などによって大きく変わる。火災燃焼解析の条件（シナリオ）は電気機械のバッテリーパックによる火災を検討した。条件設定によりオーバーパックにとって、さらに厳しい状況となるシナリオを想定することもできるが、地下施設での火災解析の課題を把握するため、搬送・定置装置上でバッテリーパックが燃えた場合の影響について解析を行うこととした。

なお、火災中にバッテリー電解液の一部が漏れてオーバーパックの処分孔に入り込む状態、消火システムによって噴射する水によって漏れた電解液がより大きく広がった場合等については、今後のシナリオ設定の課題として提示することとした。

①火災発生の起因事象となる自然災害

地層処分施設の地下施設／処分坑道において、高レベル放射性廃棄物（ガラス固化体キャニスタを収納したオーバーパック（以下、オーバーパックという））の処分孔への搬送・定置作業が電気を動力とした搬送・定置装置によって行われるとする。搬送・定置作業中に地震が起因事象となり火災が発生するものとする。

②燃料

オーバーパックの搬送・定置装置はLi-ion電池から供給される1300kWhの電力で動くとして仮定し、その電池（電解液、ハウジング材など）が燃焼するものとする。また、Li-ion電池の電解質の候補となるエチレンを燃料と仮定し、その燃焼反応から火災の発熱量を求める。

③定置方式

人工バリアの定置方式には、処分孔縦置き方式と処分坑道横置き方式がある。縦置き方式は処分坑道の全通換気により横置き方式に比べて供給酸素量が圧倒的に多い（図6.5.3-1）ため、火災影響評価上厳しい条件となる処分孔縦置き方式とする。

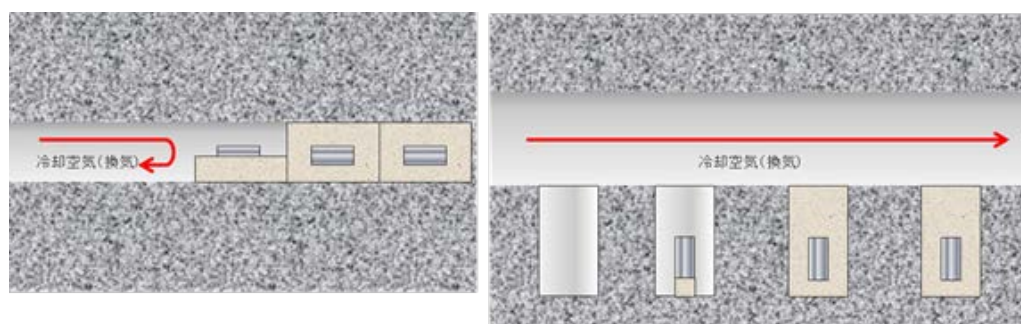


図 6.5.3-1 人工バリアの定置方式と供給酸素量の概念

④緩衝材施工方式

処分孔縦置き方式における緩衝材施工方式にはブロック、ペレット、原位置締固め方式等があ

る（図 6.5.3-2）。ペレット方式は施工中にオーバーパックが剥き出しの状態になり、火災の影響を受けやすいことから、ペレット方式とする。

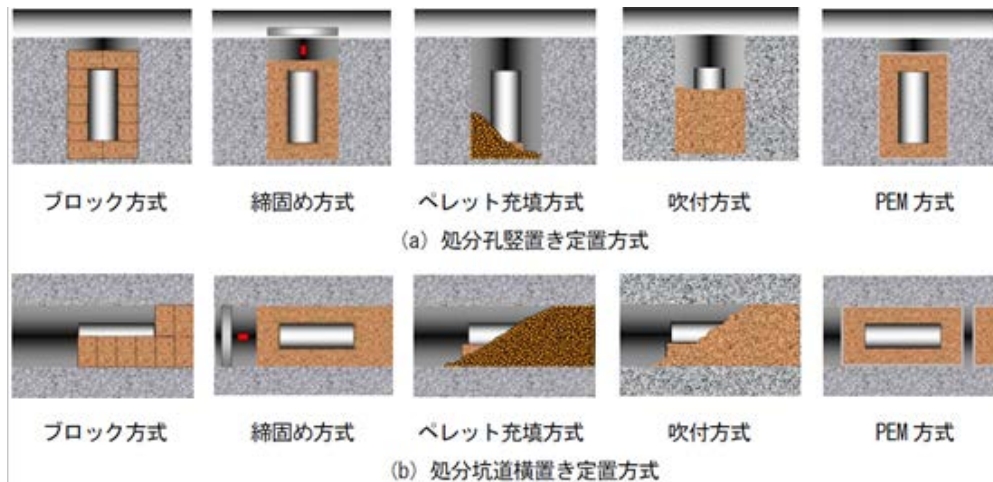


図 6.5.3-2 主な緩衝材の施工方式

⑤火災発生時の人工バリアの状態

ケース 1：オーバーパックは処分孔内に定置済、緩衝材は未施工（オーバーパック下部緩衝材は施工済）の状態、オーバーパックが剥き出しで定置された状態とする。オーバーパック搬送・定置装置がその処分孔から数メートルほど離れている。

ケース 2：オーバーパック、緩衝材ともに処分孔内に定置施工済、オーバーパックは完全に緩衝材中に埋設された状態とする。オーバーパック搬送・定置装置がその処分孔から数メートルほど離れている。

※ケース 2 のオーバーパックへの影響は見られなかったため、※取りまとめでは除いた。

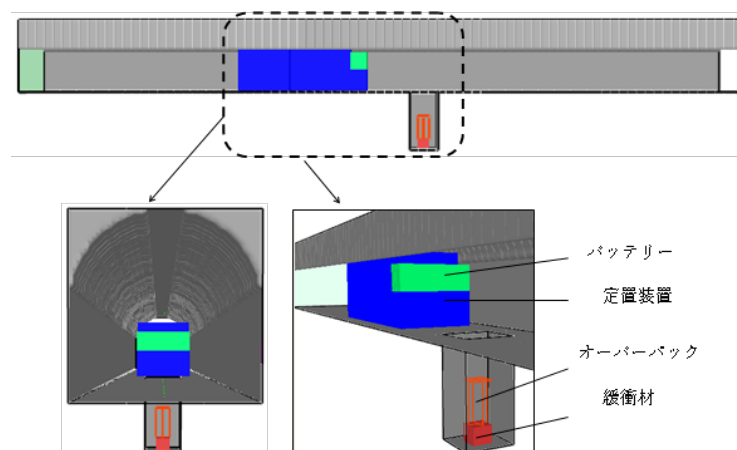


図 6.5.3-3 火災発生時の状況設定イメージ

(2) 燃焼解析

トンネル内で火災が発生した場合、煙の逆流を抑える風速が約 2.0m/s となっており、その条件のもとでの解析を行った。坑道（計算領域）内の発熱量、又は、坑道（計算領域）からの熱損失量を図 6.5.3-4 に示す。発熱量（HRR）はおよそ 200～1,000 秒の間で激しい変化を示す。その期間中には発熱量が約 500 秒において平均で 80MW の最大値を持つ。輻射による熱損失はそれより早い段階で最大となることは、周囲の壁が加熱されてから一部の熱が坑道に返されるためと思われる。対流による熱損失、つまり、計算領域から出て行くガスが持っている熱エネルギーは約 700 秒にて最大となる。

換気の風速を約 0.5m/s 以上確保することになっており、その条件下で解析を行った場合は、発熱量の立ち上がりは風速 2.0m/s（図 4.2.7 7）と同じだが、最大の発熱量が Li-ion 電池の火災で想定した半分の 50MW にとどまり、その状態が約 800 秒間続く結果となった。理由としては酸素の供給が少なく、燃焼しきれずに燃料となるエチレンが下流側へ流出していると考えられる。

また、ディーゼルエンジンを原動力とする機械によるトンネル火災が研究されている。Hansen らによれば、ディーゼルエンジン機械の発熱量は 100MJ 程度である[26]。今回の電池火災は発熱量が 100GJ と概算され、ディーゼルエンジン機械を 3 桁ほど上回る。

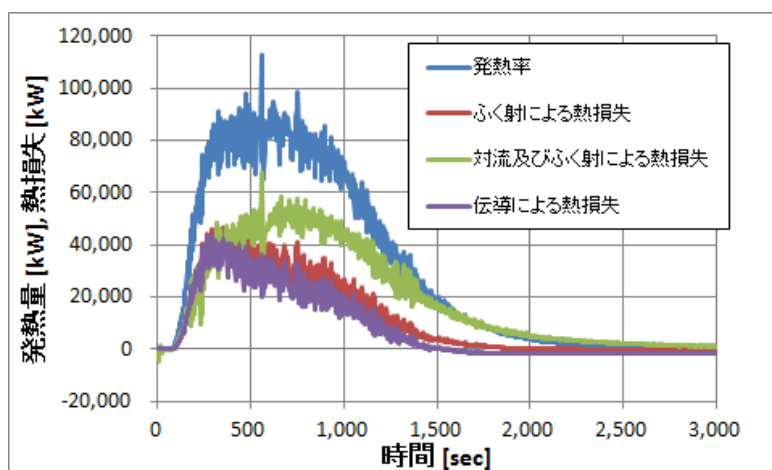


図 6.5.3-4 火災による Li-ion 電池の燃焼解析

(3) 緩衝材敷設前（オーバーパックのみ）の伝熱解析・応力解析

火災によるオーバーパックへの入熱は蓋上面からが主であるため、伝熱解析ではオーバーパック蓋上部の温度上昇が顕著である解析結果となった。蓋上部が局所的に 1,000℃超となる部位が見られたものの、1,000℃超の最高温度到達時におけるオーバーパックの胴部の温度は、200℃以下であり、処分孔へ定置すれば、ある程度安全が確保されるところと考える。

オーバーパック、緩衝材があることによって、キャニスタへの影響を防ぐ安全対策となっていることを確認できた。

また、地下施設は限られた空間となっているため、多量の燃料に引火して火災が発生したとしても、酸素が少ないため火災が継続することはないため、キャニスタへの影響はないと考えられる。

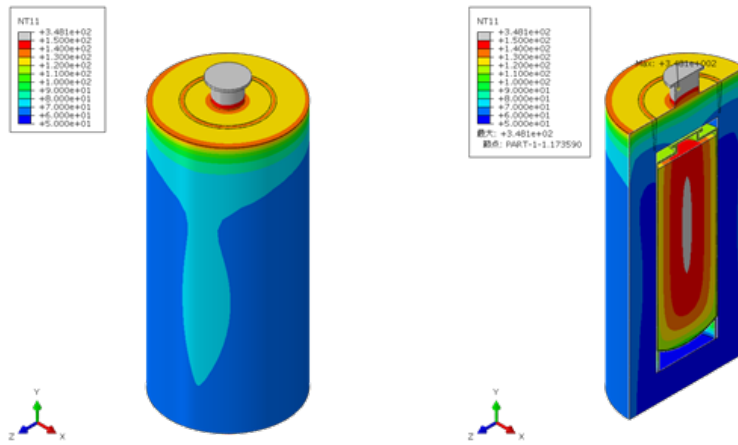


図 6.5.3-5 最高温度到達時（1,620 秒）の伝熱解析

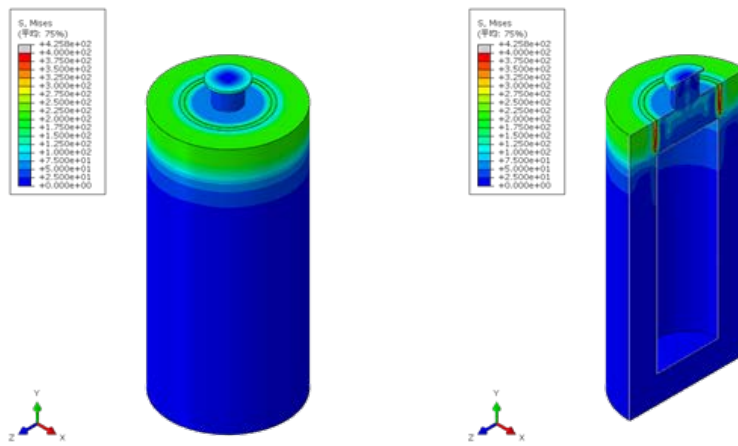


図 6.5.3-6 最高温度到達時（1,620 秒）の応力解析

地下施設においては、オーバーパックに封入された状態で搬送、定置作業が進められるため、封入前の地上施設よりは、影響が小さいことが確認できた。人工バリアへの影響防止、軽減策については、表 6.5.3-1 に示す地上施設と同様の考え方を適用することが可能と考えられる。一方、地下施設の特徴として、地下 300m 以深の施設であり、複数の坑道群が存在することから、類似する施設として鉱山、トンネルに関する法令等の安全対策が参考になると考える。

表 6.5.3-1 地下における安全対策

◻	対◻応◻策◻
火災発生防止◻	・可燃性物質の使用を避ける、使用する場合の着火源の排除、可燃性物質漏えい（流入）防止対策等◻
火災検知及び消火◻	・火災検知器、消火設備の設置◻ ・防火区画設定や防火扉、風門等による燃焼に必要な酸素の供給停止策◻
火災の影響の軽減◻	・オーバーパック単体での取り扱いを削減し、緩衝材の火災干渉効果を利用◻

6.5.4 津波における安全対策の検討

操業中に津波により地層処分施設に海水が流入することを想定した場合、ガラス固化体のステンレス鋼製キャニスタが塩分の影響を強く受ける環境に晒される状況が考えられる。

文献調査では、ステンレス鋼に対する一般的な海洋環境下での腐食性については、①海水に対する腐食、②放射線環境下での腐食の可能性が確認できた。

そこで、固化ガラスの崩壊熱による温度上昇は海水に浸漬したガラス固化体キャニスタの SCC が発生する腐食環境の成立性を評価することを優先課題として実施した。評価手順としては、崩壊熱による腐食環境（温度）条件について解析により評価を行い、熱的には SCC が発生する腐食環境が成立し得ることを確認した。解析で評価した環境に対し、キャニスタの SCC 発生までの寿命を評価した。

(1) シナリオの設定

第2次取りまとめ[9]の地上施設配置図にある固化体検査室の地下一階にピット状の仮置き場が設置されているものとし、そこへ海水が流れ込んできたことを想定した。

1本あたりの発熱量を 350W/本[9]とし、28本のガラス固化体が仮置きされているとして総発熱量を 9800W とした。

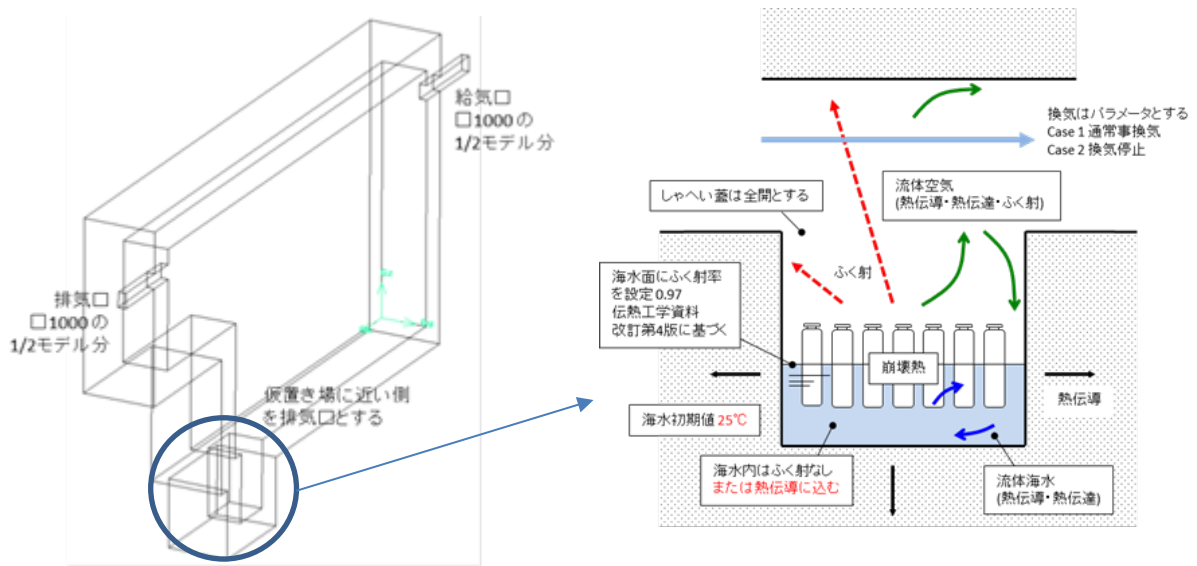


図 6.5.4-1 仮置き場と設置イメージ

解析では、表 6.5.4-1 に示す 3 ケースを実施し、ここでは、最も厳しい条件の Case2 を解析結果として記載する。

表 6.5.4-1 解析ケース

ケース	Case 0	Case 1	Case2
条件	海水浸漬前		海水浸漬後
換気状態	正常		停止
給気平均温度	29℃ (初期設定値)		32.9℃
排気平均温度	40.7℃	38.1℃	32.2℃
平均空気温度	40.2℃	37.5℃	42.2℃
平均海水温度	—	68.4℃	69.4℃

(2) 解析結果

ガラス固化体内部の最高温度は 108℃、ガラス固化体キャニスタ表面の温度は 50～80℃程度で、時間とともに上昇していく。

津波による海水が検査室内に入った直後のガラス固化体キャニスタ表面の温度は、海水に浸漬する部分が海水温度近くまで低下するが、時間の経過とともに上昇に転じて数百時間経過後には 50～80℃、さらに時間が経過すれば沸点に達すると考えられる。

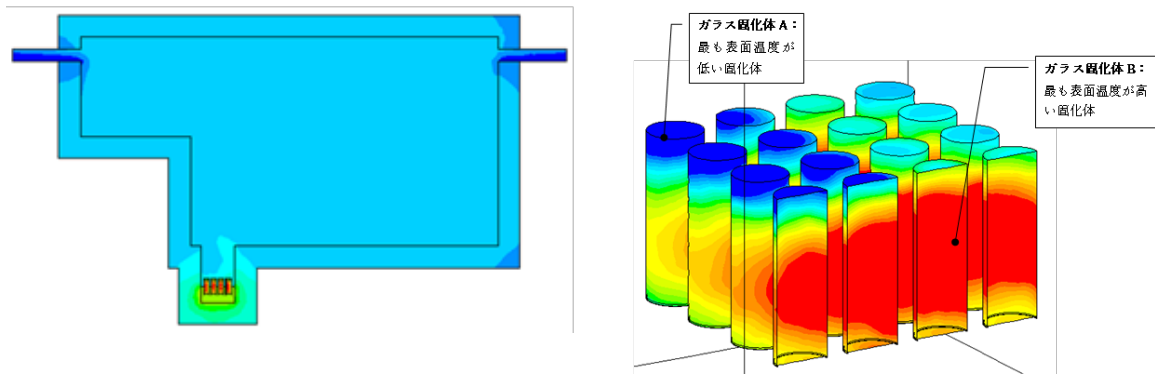


図 6.5.4-2 解析結果（温度）

解析上の最高温部である固化体 B（液面高さ、換気無し）の場合、標準的な SUS304(0.05% C) が、溶接によって $Ra=20\%$ に強く鋭敏化していれば約 400 時間で SCC が発生すると推算される。通常の溶接継手部での高めの鋭敏化度である $Ra=10\%$ で 2,000 時間、鋭敏化型の SCC を起こし得る下限界鋭敏化度程度の $Ra=5\%$ で 14,000 時間程度であった。

SUH309 の場合 0.5 倍、SUS309S では 2 倍、SCC 対策材の SUS304L で 5 倍の寿命改善が見込まれる。すなわち、鋭敏化していなければ SCC 発生までに 1 年半～数年の猶予があるが、鋭敏化の程度に応じて SCC 発生までの寿命が縮まり、SUH309 が強鋭敏化していれば数十～200 時間で SCC が発生する可能性がある。

表 6.5.4-2 解析結果 (SCC)

	SCC発生寿命				備考
	hr	月/年	hr +)	月/年	
鋭敏化度 Ra	固化体B		固化体A		
	液面高さ		上面高さ		
	換気なし		換気なし		
0.2	400	0.5ヶ月	400	0.5ヶ月	溶接強鋭敏化
0.1	2000	3ヶ月	4000	0.5年	高めの鋭敏化
0.05	14000	1.5年	43000	5年	鋭敏化SCC下限界

以上より、津波によるキャニスタ SCC 発生寿命の影響因子は、キャニスタ鋼種、キャニスタの鋭敏化度、温度、海水浸漬状態、塩分濃度などである。このうち、キャニスタ鋼種、鋭敏化度、温度（固化ガラスの崩壊熱による）については、ガラス固化体として固定された仕様であることから、対策を講じることはできない。一方、セル内の冷却換気を維持することができれば、影響因子の温度上昇を抑え、発生寿命を遅らせることが可能と考えられる。

深層防護の第1層としての最も効果的な対策は、津波の流入を防止するための対策である。これについては、原子力発電所等で検討されている津波対策が、地層処分施設にも適用可能と考えられる。

また、万が一津波の流入を許してしまった場合は、SCC 発生寿命前（例えば0.5か月以内）にガラス固化体を回収し、洗浄・乾燥等の適切な処置を行うことが出来れば閉じ込め性を維持することが出来る。

6.6 まとめ

6.6.1 操業期間中の安全対策の検討

地層処分施設の事業期間中の安全確保の検討に際し、既存の類似する施設の保安に係る法令に基づいて検討することが妥当と考える。法令としては、鉱山保安法、労働安全衛生法、道路法や、原子力に係る原子炉等規制法、管理規則などが挙げられる。

「鉱山、トンネルにおける建設中・供用中の安全対策」に係る調査の結果では、火災そのものの防止とともに、災害発生後の拡大防止に向けて多重かつ多様な防止対策が法令から求められる状況と、それらに基づいて実際の防止対策が講じられている状況が分かった。本課題における解析的検討の条件設定にあたっては、法令で求められている事項を具備することが必要最低限ではあるが、安全を確保する対象（公衆安全と労働安全）により、適用する法令や適用可能となる技術が異なると考えられることから、解析目的や解析対象を明確にした上で、災害防止と拡大防止に向けた適用技術を設定していくことが必要と判断された。

特に、鉱山については地層処分場の地下施設との類似性が高く、その保安に係る法令である鉱山保安法等で求められる安全要件や安全対策技術は、操業安全を考慮した施設計画技術に反映すべき事項多いと考えられる。このような観点で実施した鉱山の調査結果を、坑内火災等に対する安全対策や坑内火災発生時の対応、及び坑内通気方法・設備など整理することができた。

国際原子力事象と深層防護に対する最新の動向について整理してきた結果として、深層防護が、放射性物質を取り扱う施設における安全確保を図るための原則的な考え方である。

本検討の対象施設である地層処分施設の操業時の安全確保においても、このような深層防護の考え方で安全対策を講じていくことが原則になるものと考え、地層処分施設の操業時の安全確保に向け、深層防護のレベルに応じた目標を提示した。

6.6.2 一般労働安全対策の検討（火災）

地層処分施設の地下施設において、火災などの異常時に作業員が安全に避難できるかは作業計画を立てる上でも重要と考えている。そこで、交通シミュレーションを活用した避難シミュレーション技術を利用し、異常時の人の避難状況を定量的に分析及び評価できることを確認した。気流解析による火災影響と避難シミュレーションを組み合わせることにより、定量的に判断できる評価手法を提示できた。

3次元による気流解析では、火災の進行速度、影響範囲が坑道上部・下部で異なってくることから、より詳細かつ正確な検討ができることを確認した。一方で、簡易なモデルであっても3次元解析の場合は、計算時間に数週間程度の日数がかかることから、当面は、分合流部や短い距離の坑道等の局所的な解析にとどめることが現実的であると考えられる。

火災影響の拡大防止対策として、防護壁等は坑内の空気の流れを遮断することから、拡大防止効果や隔離効果、および酸素の供給を遮断することで迅速に火災を消火することが出来る。一方で、坑道断面全面を覆う大掛かりな構造物となり、また、簡単に設置場所を移動することができない。

そこで、風上側の上部に風門を設置した場合の解析を実施した結果、火災発生個所周辺の酸素の供給を減らすとともに風上側への煙の拡散を抑えることが確認できた。風門の設置によって煙の拡散を抑制できること、風門の下を通過して容易に避難できることを考慮すると、作業員の安全な避難に有効な対策であると考えられる。

また、2つの立坑の高低差、温度差にから生じる密度差によって自然通気が生じることを解析より確認した。例えば、高低差 50m 確保することで、労働安全衛生規則の下限である 0.3m/s を大きく上回る 3.0 m/s の風速を確保できることを確認した。これにより、電気の供給がなく換気設備が停止した場合であっても、高低差を確保することによる自然通気によって酸素の供給が可能となり、安全対策の1つとして考えることができる。

6.6.3 人工バリアに対する安全対策の検討（放射線安全：火災、津波）

平成 25 年度は地上施設における人工バリアの火災影響、平成 26 年度は地下施設における人工バリアの火災影響について、以下の順序で解析を実施し、検討を行った。

- ・火災シナリオを設定
- ・燃焼解析を実施し、オーバーパックに与える火災曲線を設定
- ・応力解析を求めて引張強度と比較

設定した火災シナリオでは、オーバーパックに封入されることにより、火災に対するキャニスタへの熱影響は大幅に緩和できることが確認された。また、緩衝材に囲まれることにより、火災

によるキャニスタへの影響は見受けられないことを確認した。以上より、オーバーパック、緩衝材は、火災に対する安全対策になることを確認できた。

操業中に津波により地上にある地層処分施設に海水が流入することを想定し、ガラス固化体のステンレス鋼製キャニスタが塩分の影響を強く受ける環境に晒される状況になった場合に、崩壊熱による温度上昇は海水に浸漬したガラス固化体キャニスタ表面の気液界面での高温・高濃度塩化物溶液環境をもたらす可能性がある。このような条件での温度分布を解析によって求め、SCC（応力腐食割れ）が発生する可能性について検討を実施した。キャニスタのSCC発生までの寿命を評価した結果、キャニスタの鋭敏化度等の条件に応じて、SCC発生時間はRa（鋭敏化度）＝20%において400hr(0.5 か月)、Ra（鋭敏化度）＝5%において43,000hr(5年)と算出した。

鋭敏化度を抑えることにより、SCCの影響を大幅に緩和させることが出来ることを確認した。

第6章 参考文献

- [1] 核燃料サイクル開発機構：わが国における高レベル放射性廃棄物地層処分の技術的信頼性－地層処分研究開発第2次取りまとめ－、平成11年11月
- [2] 原子力発電環境整備機構：高レベル放射性廃棄物地層処分の技術と安全性－「処分場の概要」の説明資料－、2004年5月
- [3] 原子力発電環境整備機構：地層処分事業の安全確保（2010年版）～確かな技術による安全な地層処分の実現のために～2011年9月
- [4] 原子力発電環境整備機構：地層処分技術開発ニーズの整理～精密調査地区選定に向けて～、2010年6月
- [5] 原子力環境整備促進・資金管理センター：平成25年度地層処分技術調査等事業処分システム工学確証技術開発報告書（第4分冊）－自然災害に対する操業期間中の安全対策に関する基盤技術の開発－、平成26年3月
- [6] 再処理施設安全審査指針（最新改訂：平成22年12月20日版）
- [7] 大林組HP：プレリリース、https://www.obayashi.co.jp/press/news20111208_1（2016年3月7日閲覧）
- [8] 原子力規制委員会：再処理施設の位置、構造及び設備の基準に関する規則
- [9] 原子力規制委員会：廃棄物管理施設の位置、構造及び設備の基準に関する規則
- [10] 原子力規制委員会：再処理施設の位置、構造及び設備の基準に関する規則の解釈

第7章 まとめ

本事業は、処分場の操業期間中から人工バリア定置後の再冠水過程を考慮して人工バリアの製作・施工技術およびモニタリング技術等の工学技術を、地下研究施設等を活用して確認していくとともに、自然災害に対する操業期間中の工学的対策に関する基盤技術の整備を行うことを目的として実施した。

オーバーパックについては、想定される全ての破損モードの発生を防止するための設計および検査の方法論を示すとともに、幌延 URL 等で炭素鋼溶接部の腐食試験を実施して、地下環境でも全面腐食が生じることを確認し、第2次取りまとめの低酸素雰囲気における腐食速度の設定根拠の $10 \mu\text{m}/\text{y}$ よりも腐食速度は大きくならないことを確認した。緩衝材については、再冠水過程における緩衝材への地下水の浸潤やベントナイトの変質および流出に関する室内試験を実施した。緩衝材の流出現象に関しては、溶液のイオン強度や流入量などをパラメータとして流出量などのデータを取得するとともに、ベントナイトの流出抑制のための工学的対策としてプレ膨潤やペレット充填等の効果を確認した。幌延 URL での緩衝材流出試験では、岩盤からの湧水に加えてボーリング孔から注水することで地下水流量を調整しているが、比較的低い圧力で緩衝材が流出することが確認された。再冠水時の緩衝材の機能低下には、流出による密度の低下の影響が大きいと思われるため、今後もその抑制に向けた要素試験および地下環境での工学的対策の効果を確認するための試験が必要である。これらの試験によって得られた知見に加えて、これまでの緩衝材に関する研究開発の情報を整理し、緩衝材の設計への反映事項をまとめた。

オーバーパックと緩衝材に加えて埋戻し材と岩盤で構成される縮小模型を用いて、人工バリアと周辺岩盤の数百年相当の状態変化を確認するために遠心模型試験を実施した。ニアフィールドを対象とした模型を用いることで、ニアフィールド構成材料による相互影響を確認することができる。遠心模型試験の結果から、埋戻し材の存在によりオーバーパックの鉛直方向の変位量が異なること、埋戻し材の仕様によっては緩衝材が上部埋戻し材の領域に膨出する可能性があることなどが確認された。また、THM 連成解析コードを用いた遠心模型試験の再現解析により、オーバーパックの変位や緩衝材の全応力の時間変化については同様の傾向が得られたが、絶対値については一致させることは難しかった。計算結果の妥当性は、一般的に実験結果と比較することで確認されており、ニアフィールド構成材料の相互影響を考慮でき、数百年相当の試験データを得ることができる遠心模型試験は、THM 連成解析コードの計算結果の妥当性を確認する有効な手段になる。

定置後の人工バリアの性能を確認するためには、処分場の環境条件などを対象としてモニタリングを実施することが考えられることから、処分事業が先行するフィンランドやスウェーデンで取り組みが進められている性能確認プログラムについての情報を整理した。今後は、我が国に適した品質保証／性能確認プログラム体系を策定し、将来の地層処分における規制対応に資する知見の整備が必要になると考えられる。また、無線通信および無線給電技術を用いたモニタリング技術について、地下研等を活用した実証的な試験により実用化に向けた取り組みを実施した。

また、処分事業の操業段階における地上および地下施設を対象として、巨大地震や津波に代表

される大規模な自然災害を起因とするリスク事象およびその影響を想定し、自然災害に起因して発生する火災を対象としたシナリオおよびその影響把握ならびに対策について取り組むとともに、併せて、検討に必要なデータを取得した。