

平成 30 年度原子力規制庁委託成果報告書

廃棄物埋設における性能評価手法に関する調査

国立研究開発法人 日本原子力研究開発機構
平成 31 年 3 月

本報告書は、原子力規制委員会原子力規制庁からの委託により実施した業務の成果を取りまとめたものです。

本報告書に関する問合せは、原子力規制庁までお願いします。

目次

1. 序論.....	1-1
1.1 まえがき	1-1
1.2 実施内容	1-1
1.3 成果概要	1-3
1.3.1 人工バリアの長期性能評価に係る技術的知見の整備.....	1-3
1.3.1.1 人工バリアの変質を考慮した物質移行 －変質連成解析に係る技術的知見の整備.....	1-3
1.3.1.2 セメント系人工バリアの長期性能評価に係る技術的知見の整備	1-24
1.3.2 天然バリアの核種移行評価に係る技術的知見の整備.....	1-43
1.3.3 モニタリング手法の妥当性に係る技術的知見の整備.....	1-69
1.3.4 廃棄物埋設に関する研究に必要な国内外の情報収集.....	1-82
第1章の参考文献.....	1-83
2. 人工バリアの長期性能評価に係る技術的知見の整備.....	2-1
2.1 はじめに	2-1
2.2 人工バリアの変質を考慮した物質移行－変質連成解析に係る技術的知見の整備	2-1
2.2.1 背景と目的	2-1
2.2.2 ベントナイト系人工バリアにおける変質現象・変質メカニズムの整理.....	2-4
2.2.3 有効拡散係数を用いた拡散モデルと見かけの拡散係数を用いた 拡散モデルの適応性に係る検討.....	2-7
2.2.4 Da データセットの整備.....	2-11
2.2.5 物質移行－変質連成解析コードの整備.....	2-32
2.2.6 まとめ	2-45
2.3 セメント系人工バリアの長期性能評価に係る技術的知見の整備.....	2-47
2.3.1 背景と目的.....	2-47
2.3.2 既往研究の調査.....	2-48
2.3.3 評価モデルに関する調査.....	2-60
2.3.4 課題の整理.....	2-82
第2章の参考文献.....	2-117
3. 天然バリアにおける核種移行評価手法の整備.....	3-1
3.1 はじめに	3-1
3.2 地形変化評価コードの課題整理.....	3-2
3.2.1 調査を実施した地形変化評価コード.....	3-3
3.2.2 JAEAsmtp との比較.....	3-3
3.2.3 まとめと JAEAsmtp に対する改良点.....	3-14
3.3 地形変化評価コードの改良.....	3-15
3.3.1 海域における土砂堆積モデルの改良.....	3-16

3.3.2	河道移動及び側刻に関するパラメータの検討.....	3-75
3.4	3D-SEEP の機能整理.....	3-105
3.4.1	代表的なコードとの機能比較.....	3-105
3.4.2	地下水に関する一般的な地下水流動解析への対応.....	3-108
3.4.3	中深度処分で考慮されうる地下水流動解析への対応.....	3-109
3.5	3次元地下水流動解析コード 3D-SEEP の改良と機能検証.....	3-119
3.5.1	概要	3-119
3.5.2	塩分濃度解析への風上法の導入.....	3-120
3.5.3	塩分濃度解析の可変濃度境界条件への対応.....	3-129
3.5.4	検証計算	3-131
3.5.5	まとめ	3-153
3.6	地形変化評価コード及び 3D-SEEP を組み合わせた一連の評価コードシステムの性能分析及び課題整理.....	3-154
3.6.1	はじめに	3-154
3.6.2	性能評価の流れ	3-154
3.6.3	性能評価における計算条件.....	3-156
3.6.4	予備解析	3-161
3.6.5	性能評価における計算結果.....	3-167
3.6.6	まとめ	3-181
3.7	将来の地形変化に対する評価及び地下水流動・塩分濃度の予察的解析.....	3-183
3.7.1	対象地域における現在から将来 12.5 万年後までの地形変化評価.....	3-183
3.7.2	海水準変動の不確実性を考慮した地形変化の感度解析.....	3-191
3.7.3	対象地域の 3 次元地質構造モデルの作成.....	3-202
3.7.4	将来 12.5 万年までの地形変化に応じた 3 次元地下水流動解析.....	3-224
3.8	まとめ.....	3-247
	第 3 章の参考文献.....	3-249
4	モニタリング手法の妥当性に係る技術的知見の整備	4-1
4.1	はじめに.....	4-1
4.2	国内外における放射性廃棄物処分に関わるモニタリング事例の整理結果	4-3
4.2.1	国外の事例.....	4-3
4.2.2	国内の事例.....	4-15
4.2.3	抽出・整理された留意事項.....	4-23
4.3	閉鎖技術実証試験装置の製作および予備試験	4-27
4.3.1	室内透水試験等	4-27
4.3.2	閉鎖確認の妥当性判断に資する試験.....	4-31
4.3.3	試験装置の設計と技術的成立性及び閉鎖確認に係る技術的知見の整備	4-38
4.4	まとめ.....	4-42

5. 廃棄物埋設に関する研究に関する情報収集	5-1
第 5 章の参考文献	5-1

添付資料

Appendix-I MC-BUFFER で選択可能なベントナイト系人工バリアに係るモデル

I-A MC-BUFFER で選択可能なベントナイト系人工バリアに係るモデル App.I-1

Appendix-II 検討委員会委員名簿

II-A 平成 30 年度「廃棄物埋設における性能評価手法に関する調査」

検討委員会委員名簿..... App.II-1

図目次

	頁
図 1.3-1 多孔質媒体中における移行/化学反応の概念図 (HLW2 次取りまとめに記載の図を一部改)	1-4
図 1.3-2 ベントナイト圧縮体中における移行/化学反応の概念図.....	1-4
図 1.3-3 MC-BUFFER の基本処理フロー (ベントナイト系材料に係る部分を抽出)	1-6
図 1.3-4 高濃度及び低濃度側タンク内の K 濃度の経時変化 (実験値と計算値の比較)	1-12
図 1.3-5 拡散試験終了後における試料中の K 濃度分布 (脱イオン水条件、Run 1)	1-13
図 1.3-6 拡散距離の 2 乗 (x^2) に対する補正濃度の自然対数 ($\ln C'$) (脱イオン水条件、Run 1)	1-13
図 1.3-7 K の Da の NaCl 濃度依存性.....	1-14
図 1.3-8 Da と自由水中の拡散係数の関係	1-15
図 1.3-9 MC-BUFFER への Da モデル導入の際に追加する機能.....	1-17
図 1.3-10 解析体系 (セメント系人工バリアと ベントナイト系人工バリアが接した系)	1-18
図 1.3-11 解析結果 (De モデルを用いたケース、 1,000 年後の固相および液相組成分布)	1-20
図 1.3-12 解析結果 (Da モデルを用いたケース、 $\alpha_c=1$, $\alpha_b=1$ とした場合、 1,000 年後の固相および液相組成分布)	1-21
図 1.3-13 中深度処分における人工バリア等の概念図.....	1-24
図 1.3-14 Jennings (2008)による C-S-H のメソ空隙のイメージ.....	1-26
図 1.3-15 SiO ₄ -四面体 (シリケートアニオンとする) の鎖長分布のイメージ.....	1-33
図 1.3-16 DuCOM (熱力学連成解析システム) の計算フロー.....	1-36
図 1.3-17 各解析プログラムの物質移動に関するモデル化のまとめ.....	1-37
図 1.3-18 シミュレーション 12.5 万年後の海域の堆積層厚.....	1-47
図 1.3-19 7 河川の沖積域の幅と流域面積および河床勾配との関係.....	1-48
図 1.3-20 DEM に基づいた低地幅とシミュレーションによる低地幅の比較.....	1-49
図 1.3-21 固定濃度境界における評価結果 (Case 1)	1-50
図 1.3-22 可変濃度境界における評価結果 (Case 1)	1-50
図 1.3-23 洗い出し解析の評価結果.....	1-51
図 1.3-24 性能評価解析における洗い出し解析の結果.....	1-52
図 1.3-25 解析ケース A, B の塩分濃度の評価結果 (鉛直方向を 3 倍に拡大)	1-53
図 1.3-26 解析ケース A, B の粒子追跡線解析の評価結果	1-54
図 1.3-27 現汀線付近から放出した粒子の移行経路.....	1-54
図 1.3-28 現汀線付近から放出した粒子の移行経路の距離及び移行時間.....	1-55

図 1.3-29	現在から将来の地形変化を反映した 地下水流動・塩分濃度解析までの評価概要	1-56
図 1.3-30	シミュレートした現在の地形と実際の現在の地形の標高差	1-57
図 1.3-31	現在から将来を評価した各時点の地形と現在地形との標高差の変化	1-59
図 1.3-32	現在から将来を評価した各時点の地形と現在地形の基盤侵食量の変化	1-60
図 1.3-33	将来 12.5 万年の地形変化（標高差）の変動幅	1-60
図 1.3-34	感度解析における海水準変動の設定例（左：海面低下・上昇の繰り返し回数 Case1～3、右：海水準低下速度 Case4～6）	1-61
図 1.3-35	海面低下・上昇の繰り返し回数による河床縦断形（一部）の比較	1-62
図 1.3-36	海面低下・上昇速度による河床縦断形（一部）の比較	1-62
図 1.3-37	地下水流動・塩分濃度解析の 3 次元地質構造モデル	1-63
図 1.3-38	洗い出し解析結果に基づく初期の塩分濃度分布	1-63
図 1.3-39	洗い出し解析結果に基づく初期の流速分布	1-64
図 1.3-40	6 万年後の塩分濃度分布	1-65
図 1.3-41	6 万年後の流速分布	1-66
図 1.3-42	12.5 万年後の塩分濃度分布	1-66
図 1.3-43	12.5 万年後の流速分布	1-67
図 1.3-44	簡易室内試験の手順	1-75
図 1.3-45	供試体の膨潤状況（粉末ベントナイト 100%）	1-76
図 1.3-46	供試体の膨潤状況（粒状ベントナイト 50%+砂 50%）	1-76
図 1.3-47	供試体の膨潤状況（粒状ベントナイト 15%+砂 85%）	1-76
図 1.3-48	閉鎖確認試験の概念図	1-77
図 1.3-49	室内模擬透水試験装置	1-79
図 1.3-50	閉塞材定置プローブ概念図	1-80
図 2.2-1	ベントナイト系人工バリアの劣化に係る評価モデルと解析コードの体系	2-2
図 2.2-2	多孔質媒体中における移行/化学反応の概念図 （HLW2 次取りまとめに記載の図を一部改）	2-3
図 2.2-3	ベントナイト圧縮体中における移行/化学反応の概念図	2-3
図 2.2-4	MC-BUFFER の基本処理フロー（ベントナイト系材料に係る部分を抽出）	2-4
図 2.2-5	透過拡散試験用セル	2-14
図 2.2-6	In-diffusion 試験用セル	2-15
図 2.2-7	高濃度及び低濃度側タンク内の K 濃度の経時変化 （実験値と計算値の比較）	2-24
図 2.2-8	拡散試験終了後における試料中の K 濃度分布	2-26
図 2.2-9	拡散距離の 2 乗 (x^2) に対する補正濃度の自然対数 ($\ln C'$)	2-27
図 2.2-10	K の Da の NaCl 濃度依存性	2-28
図 2.2-11	見かけの拡散係数の依存性（左図：自由水中の拡散係数に対する依存性、 右図：水和イオン半径に対する依存性）	2-29

図 2.2-12	Da と自由水中の拡散係数の関係	2-32
図 2.2-13	MC-BUFFER への Da モデル導入の際に追加する機能.....	2-35
図 2.2-14	平成 29 年度に実施した解析体系 (ベントナイト系人工バリア領域のみ)	2-35
図 2.2-15	平成 29 年度に実施したケース 1 の解析結果：100 年後 (De モデル)	2-36
図 2.2-16	平成 29 年度に実施したケース 2 の解析結果：100 年後 (Da モデル、電荷バランスを Na で調整、地球化学解析に C を使用)	2-36
図 2.2-17	平成 29 年度に実施したケース 2 の解析結果：100 年後 (Da モデル、電荷バランスを pH で調整、地球化学解析に C を使用)	2-36
図 2.2-18	平成 29 年度に実施したケース 3' の解析結果：100 年後 (Da モデル、電荷バランスを pH で調整、地球化学解析に cp ₁ を使用)	2-37
図 2.2-19	平成 29 年度に実施したケース 3'' の解析結果：100 年後 (Da モデル、電荷バランスを pH で調整、地球化学解析に cp ₂ を使用)	2-37
図 2.2-20	解析体系 (セメント系人工バリアとベントナイト系人工バリアが接した系)	2-38
図 2.2-21	解析結果 (De モデルを用いたケース)	2-43
図 2.2-22	解析結果 (Da モデルを用いたケース、 $\alpha_c=1$, $\alpha_b=1$ とした場合)	2-44
図 2.3-1	中深度処分における人工バリア等の概念図.....	2-47
図 2.3-2	Jennings (2008)による C-S-H のメソ空隙のイメージ.....	2-49
図 2.3-3	シリケートアニオン (SiO ₄ 四面体鎖) の鎖長分布のイメージ.....	2-57
図 2.3-4	各解析プログラムの物質移動に関するモデル化のまとめ.....	2-61
図 2.3-5	DuCOM (熱力学連成解析システム) の計算フロー.....	2-62
図 2.3-6	結合材粒子の初期空間配置.....	2-64
図 2.3-7	空隙構造の分類.....	2-65
図 2.3-8	水和進行に伴う空隙構造形成.....	2-66
図 2.3-9	BET 理論と空隙内における液状水の吸着	2-69
図 2.3-10	乾湿による毛細管空隙とゲル空隙の水分挙動.....	2-70
図 2.3-11	乾湿による層間空隙の水分挙動.....	2-70
図 2.3-12	拡散現象の概念図.....	2-71
図 2.3-13	MC-BUFFER の硬化体概念.....	2-78
図 3.1-1	目標とする 3 次元地形変化に伴う核種移行解析のリンケージ評価.....	3-2
図 3.2-1	Linear diffusion model と Non-linear diffusion model の関係 ⁽¹⁹⁾	3-5
図 3.2-2	ダム比堆砂量に海成段丘侵食速度を追加した場合の高度分散量との関係 ⁽²⁰⁾	3-6
図 3.2-3	標高の計算方法 ⁽³⁾	3-8
図 3.2-4	粒径変化モデルの考え方.....	3-8
図 3.2-5	Lancaster ST (2002) (35)における側刻・蛇行の概念図 3-10	
図 3.2-6	JAEAsmtp における蛇行の考慮方法	3-11
図 3.2-7	気候係数の設定例 (気候係数=0.5 とした場合)	3-12

図 3.2-8	土砂生産率に対するモデルの比較.....	3-13
図 3.3-1	沿岸の海の基本図の発行範囲と検討に用いた 8 海域.....	3-16
図 3.3-2	「むつ小川原」の等層厚線図 青線は水深 (M7000 シリーズ) ⁽⁹⁾	3-17
図 3.3-3	「駿河湾南西部」の等層厚線図 3-17	
図 3.3-4	むつ小川原の測線.....	3-19
図 3.3-5	むつ小川原の海底断面.....	3-19
図 3.3-6	堆積厚と海岸線からの距離、水深、勾配の関係 (むつ小川原)	3-20
図 3.3-7	釜石湾の側線.....	3-21
図 3.3-8	釜石湾の海底断面.....	3-21
図 3.3-9	堆積厚と海岸線からの距離、水深、勾配の関係 (釜石湾)	3-21
図 3.3-10	駿河湾南西部の測線.....	3-22
図 3.3-11	駿河湾南西部の海底断面.....	3-22
図 3.3-12	堆積厚と海岸線からの距離、水深、勾配の関係 (駿河湾南西部)	3-23
図 3.3-13	留萌の測線.....	3-24
図 3.3-14	留萌の海底断面.....	3-24
図 3.3-15	堆積厚と海岸線からの距離、水深、勾配の関係 (留萌)	3-24
図 3.3-16	大王崎の測線.....	3-25
図 3.3-17	大王崎の海底断面.....	3-25
図 3.3-18	堆積厚と海岸線からの距離、水深、勾配の関係 (大王崎)	3-25
図 3.3-19	蒲生田岬の測線.....	3-26
図 3.3-20	蒲生田岬の海底断面.....	3-26
図 3.3-21	堆積厚と海岸線からの距離、水深、勾配の関係 (蒲生田岬)	3-26
図 3.3-22	堆積厚と水深の関係 (6 海域)	3-27
図 3.3-23	堆積厚と海底勾配の関係 (6 海域)	3-28
図 3.3-24	河口沖合の堆積厚の側方変化 (むつ小川原、駿河湾南西部)	3-29
図 3.3-25	流域面積と河口付近の堆積厚の半値幅.....	3.3-0
図 3.3-26	主な堆積場の堆積速度 (斉藤(1992) ⁽¹⁰⁾ から引用)	3.3-1
図 3.3-27	日本海沿岸での堆積速度 (鈴木(1993) ⁽¹⁵⁾ から引用)	3.3-1
図 3.3-28	陸棚の区分と堆積相 (斉藤(1989) ⁽¹⁸⁾ から引用)	3.3-2
図 3.3-29	ギルバート型デルタの堆積相 (Gilbert,1885) ⁽²⁰⁾	3.3-3
図 3.3-30	河川、波浪、潮汐の影響に基づいたデルタの分類 堀(2003) ⁽²²⁾ から引用.....	3.3-3
図 3.3-31	海水準変動に対するデルタの応答.....	3.3-4
図 3.3-32	海水準に対するデルタ構造の応答 斉藤(2011) ⁽²⁵⁾	3.3-4
図 3.3-3.3-	沿岸の堆積システムと営力 斉藤(2011) ⁽²⁵⁾	3.3-5
図 3.3-34	水谷(2007) ⁽²⁶⁾ によるシミュレーション例 (海水準一定)	3.3-6
図 3.3-35	水谷(2007) ⁽²⁶⁾ によるシミュレーション例 (海水準低下⇒上昇)	3.3-6
図 3.3-36	河口からの噴流モデル 伊達(1997) ⁽²⁷⁾	3.3-7
図 3.3-37	シミュレーション結果との比較 (小松ほか(1997) ⁽²⁹⁾)	3.3-7

図 3.3-38	愛知川のシミュレーション結果 岩田ほか(1993) ⁽³⁰⁾	3.3-8
図 3.3-39	使用した縦断形（河口軸線上およびこれと平行する断面）.....	3-40
図 3.3-40	砂のガウシアン/噴流モデル.....	3-41
図 3.3-41	泥と砂の堆積範囲.....	3-41
図 3.3-42	A-1 ガウシアンモデル、水深無視（河口軸線）.....	3-42
図 3.3-43	A-1 ガウシアンモデル、水深無視（河口から 1500m）.....	3-43
図 3.3-44	A-1 の結果と高瀬川沖合の水深－堆積量の比較.....	3-44
図 3.3-45	水深による堆積構造の違い（ガウシアンモデル A-1～A-3）.....	3-45
図 3.3-46	ガウシアンモデル(A-2,A-3)と噴流モデル(B-2,B-3)の比較.....	3-47
図 3.3-47	堆積速度の水深依存性の比較（河口から 600m）.....	3-48
図 3.3-48	エスチュアリー型デルタの模式的堆積環境.....	3-49
図 3.3-49	横断面での堆積厚変化(B-3).....	3-50
図 3.3-50	河口の堆積制限の有無.....	3-51
図 3.3-51	移動後の再堆積の有無.....	3-51
図 3.3-52	砂と泥の重複範囲.....	3-52
図 3.3-53	重複量による水深－堆積厚.....	3-52
図 3.3-54	ミシシッピーデルタの構造 Coleman et al(1989) ⁽³³⁾	3-53
図 3.3-55	以前のアルゴリズムによる堆積構造.....	3-54
図 3.3-56	泥の安息角を 1° とした時の堆積状態.....	3-57
図 3.3-57	日本各地の沖積層 遠藤(2015) ⁽³⁴⁾ から引用.....	3-58
図 3.3-58	東京低地の代表的な横断面(湾岸地区) 遠藤(2015) ⁽³⁴⁾ から引用.....	3-58
図 3.3-59	中川低地－東京低地の 7 号地層および有楽町の縦断面図 遠藤(2015) ⁽³⁴⁾ から引用.....	3-59
図 3.3-60	河口軸の南 2km での堆積厚変化（安息角 1°）.....	3-59
図 3.3-61	泥の安息角を 2° とした時の堆積状態.....	3-60
図 3.3-62	河口軸の南 2km での堆積厚変化（安息角 2°）.....	3-60
図 3.3-63	泥の安息角を 3° とした時の堆積状態.....	3-61
図 3.3-64	河口軸の南 2km での堆積厚変化（安息角 3°）.....	3-61
図 3.3-65	砂の安息角を 10° とした時の堆積状態（表面高最低点の投影断面）.....	3-62
図 3.3-66	砂の安息角を 10° とした時の堆積状態（基盤高最低点の投影断面）.....	3-62
図 3.3-67	泥の安息角 1° + 砂の安息角 5°（河口軸）.....	3-65
図 3.3-68	120～125k 間の A 川河口の状況.....	3-66
図 3.3-69	泥の安息角 1° + 砂の安息角 5°（河口軸南側 2km）.....	3-66
図 3.3-70	泥の安息角 1.5° + 砂の安息角 5°（河口軸）.....	3-66
図 3.3-71	泥の安息角 2.0° + 砂の安息角 5°（河口軸）.....	3-67
図 3.3-72	泥の安息角 1.0° + 砂の安息角 10°（河口軸）.....	3-67
図 3.3-73	ケース①～③の堆積厚分布の比較.....	3-68
図 3.3-74	海進期のデルタ形状（ケース①）.....	3-68
図 3.3-75	泥の半値幅による堆積状況の変化（河口軸）.....	3-70

図 3.3-76	泥の半値幅による水深－堆積厚の比較（河口軸南 2km）	3-71
図 3.3-77	泥の半値幅による堆積物分布の比較.....	3-71
図 3.3-78	繰り返し上限回数による堆積物分布の比較.....	3-73
図 3.3-79	繰り返し上限回数による縦断形の比較（河口軸南 2km）	3-74
図 3.3-80	谷底侵食低地（穿入蛇行）と谷底堆積低地（自由蛇行）	3-75
図 3.3-81	掘削蛇行（左）と生育蛇行（右） 鈴木(1998) ⁽³⁶⁾	3-75
図 3.3-82	欠床谷と谷底侵食低地 鈴木(1998) ⁽³⁵⁾ の図 6.3.2 から引用.....	3-76
図 3.3-83	河道の移動と攻撃・滑走斜面 鈴木(1998) ⁽³⁶⁾ の図 13.1.11 から引用	3-76
図 3.3-84	下方侵食から側方侵食への転換 鈴木(1998) ⁽³⁵⁾ の図 6.3.3 から引用.....	3-78
図 3.3-85	日本の 5 河川とその支流沿いの側刻幅と主要変数との関係.....	3-78
図 3.3-86	側刻力による横断面の変化（右下ほど側刻力が大きい） （日本原子力研究開発機構(2017) ⁽³⁷⁾ から引用）	3-79
図 3.3-87	パイルモデルによる河道移動(蛇行)の表現	3-80
図 3.3-88	河川 A,B の河床勾配と低地幅のある区間	3-80
図 3.3-89	沖積層幅と流下距離および河床勾配の関係.....	3-81
図 3.3-90	蛇行幅を検討した 7 河川.....	3-81
図 3.3-91	沖積域の幅.....	3-82
図 3.3-92	河川 2 の計測結果.....	3-82
図 3.3-93	7 河川での計測結果.....	3-83
図 3.3-94	SPI 法から算出した側刻量.....	3-84
図 3.3-95	流域面積および崖高さに対する側刻量.....	3-84
図 3.3-96	2 つの方法で算出した側刻量のヒストグラム	3-85
図 3.3-97	パイル設置後の地表高（流路探索のみに使用）	3-86
図 3.3-98	横断面 1～6 の位置（格子間隔は 3km）	3-86
図 3.3-99	蛇行振幅係数による横断面変化(1).....	3-88
図 3.3-100	蛇行振幅係数による横断面変化(2).....	3-88
図 3.3-101	蛇行振幅係数による河道の通る確率.....	3-89
図 3.3-102	側刻係数による横断面変化(1/2).....	3-91
図 3.3-103	側刻係数による横断面変化(2/2).....	3-92
図 3.3-104	側刻係数による河道の通る確率.....	3-93
図 3.3-105	パイル高係数による横断面変化(1/2).....	3-94
図 3.3-106	パイル高係数による横断面変化(2/2).....	3-95
図 3.3-107	パイル高係数による河道の通る確率.....	3-96
図 3.3-108	側刻力調整後の側刻力の変化（上）と側刻力補正項前後の側刻力変化（下）	3-98
図 3.3-109	側刻力調整項と横断面(1/3).....	3-99
図 3.3-110	側刻力調整項と横断面(2/3).....	3-100
図 3.3-111	側刻力調整項と横断面(3.3-).....	3-101
図 3.3-112	側刻力調整項と侵食量(1/2).....	3-101

図 3.3-113	側刻力調整項と侵食量(2/2).....	3-102
図 3.3-114	河道の通る確率.....	3-103
図 3.3-115	海域堆積シミュレーションとの縦断面形の比較.....	3-104
図 3.3-116	海域堆積シミュレーションとの堆積物分布の比較.....	3-104
図 3.4-1	地盤環境に関する地下水問題（日本地下水学会(2010) ⁽⁴⁾ より引用）.....	3-108
図 3.4-2	TR-14-01 における a) ファーフールドと b)ニアフールドのモデル.....	3-110
図 3.4-3	R-01-02 における広域モデルとローカルモデルの概念図.....	3-110
図 3.5-1	現実的な塩水-淡水界面の位置と流出部の例（藤縄, 2010 より） ⁽¹⁾	3-119
図 3.5-2	各要素における形状関数.....	3-123
図 3.5-3	風上法における要素の節点番号、および上流パラメータ位置の関係.....	3-124
図 3.5-4	Henry 問題（Croucher and O' Sullivan, 1995 より） ⁽³⁾	3-131
図 3.5-5	解析メッシュモデル.....	3-132
図 3.5-6	塩分濃度分布：Case 1（ $\Delta x = \Delta z = 0.1\text{m}$ 、 $Pe = 1$ ）.....	3-134
図 3.5-7	流速分布：Case 1（ $\Delta x = \Delta z = 0.1\text{m}$ 、 $Pe = 1$ ）.....	3-135
図 3.5-8	X=1.9m 位置での鉛直方向の濃度分布：Case 1（ $\Delta x = \Delta z = 0.1\text{m}$ 、 $Pe = 1$ ）.....	3-136
図 3.5-9	塩分濃度分布：Case 2（ $\Delta x = \Delta z = 0.05\text{m}$ 、 $Pe = 0.5$ ）.....	3-138
図 3.5-10	流速分布：Case 2（ $\Delta x = \Delta z = 0.05\text{m}$ 、 $Pe = 0.5$ ）.....	3-139
図 3.5-11	X=1.9m 位置での鉛直方向の濃度分布：Case 2（ $\Delta x = \Delta z = 0.05\text{m}$ 、 $Pe = 0.5$ ）.....	3-140
図 3.5-12	塩分濃度分布：Case 3（ $\Delta x = \Delta z = 0.025\text{m}$ 、 $Pe = 0.25$ ）.....	3-142
図 3.5-13	流速分布：Case 3（ $\Delta x = \Delta z = 0.025\text{m}$ 、 $Pe = 0.25$ ）.....	3-143
図 3.5-14	X=1.9m 位置での鉛直方向の濃度分布：Case 3（ $\Delta x = \Delta z = 0.025\text{m}$ 、 $Pe = 0.25$ ）.....	3-144
図 3.5-15	X=1.9m 位置での鉛直方向の濃度分布に関するケース間比較.....	3-145
図 3.5-16	各解析ケースにおける計算時間の比較（200 分まで計算）.....	3-146
図 3.5-17	洗い出し解析のための仮想的な解析モデル.....	3-147
図 3.5-18	仮想的に設定した不飽和特性曲線.....	3-148
図 3.5-19	塩分濃度分布の経時変化：全地層が塩水で満ちている状態を初期条件とした場合.....	3-150
図 3.5-20	塩分濃度分布の経時変化： 淡水と海水が海岸線で完全に分離した状態を初期条件とした場合.....	3-151
図 3.5-21	5000 年時点の Z=-500m 位置での水平方向の濃度分布の比較.....	3-152
図 3.6-1	性能評価モデル作成用の地質断面図.....	3-156
図 3.6-2	3D-SEEP 解析用メッシュモデルに 0 年時点における地質構造モデルを反映させたもの （鉛直方向を 3 倍に拡大）.....	3-157
図 3.6-3	0 年、および 11 万年後における地質構造モデル（鉛直方向を 3 倍に拡大）.....	3-159
図 3.6-4	海水準および汀線位置の経時変化.....	3-159
図 3.6-5	初期条件決定のための予備解析結果：塩分濃度（鉛直方向を 3 倍に拡大）（1/2）.....	3-162
図 3.6-6	初期条件決定のための予備解析結果：全水頭（鉛直方向を 3 倍に拡大）（1/2）.....	3-164
図 3.6-7	初期条件決定のための予備解析結果：流跡線（鉛直方向を 3 倍に拡大）.....	3-166
図 3.6-8	性能評価における塩分濃度分布：5 千年後（鉛直方向を 3 倍に拡大）.....	3-168

図 3.6-9	性能評価における塩分濃度分布：9 千年後（鉛直方向を 3 倍に拡大）	3-168
図 3.6-10	性能評価における塩分濃度分布：1 万年後（鉛直方向を 3 倍に拡大）	3-169
図 3.6-11	性能評価における塩分濃度分布：2 万年後（鉛直方向を 3 倍に拡大）	3-169
図 3.6-12	性能評価における塩分濃度分布：4 万年後（鉛直方向を 3 倍に拡大）	3-170
図 3.6-13	性能評価における塩分濃度分布：8 万年後（鉛直方向を 3 倍に拡大）	3-170
図 3.6-14	性能評価における塩分濃度分布：10 万年後（鉛直方向を 3 倍に拡大）	3-171
図 3.6-15	性能評価における塩分濃度分布：11 万年後（鉛直方向を 3 倍に拡大）	3-171
図 3.6-16	性能評価における流動場：8 万年後（鉛直方向を 3 倍に拡大）	3-172
図 3.6-17	性能評価における流動場：11 万年後（鉛直方向を 3 倍に拡大）	3-172
図 3.6-18	各解析ケースにおける $x=10,000\text{m}$ での $z=-2000\sim 0\text{m}$ の塩分濃度分布 の 1 万年ごとの経時変化	3-173
図 3.6-19	性能評価における流跡線：5 千年後（鉛直方向を 3 倍に拡大）	3-175
図 3.6-20	性能評価における流跡線：9 千年後（鉛直方向を 3 倍に拡大）	3-175
図 3.6-21	性能評価における流跡線：1 万年後（鉛直方向を 3 倍に拡大）	3-176
図 3.6-22	性能評価における流跡線：2 万年後（鉛直方向を 3 倍に拡大）	3-176
図 3.6-23	性能評価における流跡線：4 万年後（鉛直方向を 3 倍に拡大）	3-177
図 3.6-24	性能評価における流跡線：8 万年後（鉛直方向を 3 倍に拡大）	3-177
図 3.6-25	性能評価における流跡線：10 万年後（鉛直方向を 3 倍に拡大）	3-178
図 3.6-26	性能評価における流跡線：11 万年後（鉛直方向を 3 倍に拡大）	3-178
図 3.6-27	各解析ケースにおける粒子出発点ごとの移行距離の経時変化	3-179
図 3.6-28	各解析ケースにおける粒子出発点ごとの移行時間の経時変化	3-179
図 3.6-29	各解析ケースにおける粒子出発点ごとの移行速度の経時変化	3-180
図 3.7-1	現在から将来の地形変化を反映した地下水流動・塩分濃度解析までの評価概要	3-183
図 3.7-2	シミュレートした現在の地形と実際の現在の地形の標高差	3-184
図 3.7-3	現在から将来を評価した各時点の地形と現在地形との標高差の変化（ケース 1）	3-185
図 3.7-4	現在から将来を評価した各時点の地形と現在地形の基盤侵食量の変化 （ケース 1）	3-186
図 3.7-5	現在から将来を評価した各時点の地形と現在地形との標高差の変化（ケース 2）	3-187
図 3.7-6	現在から将来を評価した各時点の地形と現在地形の基盤侵食量の変化 （ケース 2）	3-188
図 3.7-7	将来 12.5 万年の地形変化（標高差）の変動幅	3-189
図 3.7-8	将来 12.5 万年の地形変化（基盤侵食量）の変動幅	3-190
図 3.7-9	過去 90 万年の海水準変動の特徴分析	3-192
図 3.7-10	世界平均の海面水位の過去及び将来予測における時系列	3-192
図 3.7-11	感度解析における海水準変動の設定ケース	3-193
図 3.7-12	海面低下・上昇の繰り返し回数感度解析の河床縦断面の時間推移	3-194
図 3.7-13	海面低下・上昇の繰り返し回数による河床縦断面形（一部）の比較 （3.1 万年時点）	3-195

図 3.7-14	河川縦断形での標高抽出地点.....	3-195
図 3.7-15	河床横断面の初期からの標高差の時間推移.....	3-196
図 3.7-16	河床横断面の比較.....	3-197
図 3.7-17	海水準低下速度感度解析の河床縦断面の時間推移.....	3-198
図 3.7-18	海面低下速度による河床縦断形（一部）の比較.....	3-199
図 3.7-19	河床横断面の初期からの標高差の時間推移.....	3-200
図 3.7-20	河床横断面の比較.....	3-201
図 3.7-21	A 地域の 1/100 万シームレス地質図(4)および集約した地質図	3-202
図 3.7-22	縮尺 1/20 万シームレス地質図および単元の説明.....	3-203
図 3.7-23	対象地域の地質対比表およびシームレス地質図との対比	3-204
図 3.7-24	第四紀をはぎ取った表層地質.....	3-206
図 3.7-25	対象地域の東西断面位置.....	3-207
図 3.7-26	地質断面（断面 0～1）	3-207
図 3.7-27	地質断面（断面 2～6）	3-208
図 3.7-28	地質断面（断面 7～10）	3-209
図 3.7-29	断層で隔てられた区域番号.....	3-209
図 3.7-30	単元の上面高度の推定結果（ハッチ部は露出する地域）	3-212
図 3.7-31	図 4.2-2 単元の層厚分布の推定結果（ハッチ部は露出する地域）	3-213
図 3.7-32	3 次元地質モデルの地表地質のチェック結果.....	3-214
図 3.7-33	対象地域周辺の梅田(1996)のデータ	3-216
図 3.7-34	梅田(1996) ⁽¹²⁾ の透水係数の特徴.....	3-219
図 3.7-35	梅田(1996) ⁽¹²⁾ と地圏環境テクノロジー(2015) ⁽¹³⁾ の対比結果.....	3-221
図 3.7-36	地下水流動・塩分濃度解析の 3 次元地質構造モデル.....	3-224
図 3.7-37	本解析における現在～12.5 万年後までの海水準変動曲線.....	3-225
図 3.7-38	洗い出し解析結果に基づく初期の塩分濃度分布.....	3-226
図 3.7-39	洗い出し解析結果に基づく初期の流速分布.....	3-226
図 3.7-40	1 万年後の塩分濃度分布.....	3-229
図 3.7-41	1 万年後の流速分布.....	3-229
図 3.7-42	2 万年後の塩分濃度分布.....	3-230
図 3.7-43	2 万年後の流速分布.....	3-230
図 3.7-44	3 万年後の塩分濃度分布.....	3-231
図 3.7-45	3 万年後の流速分布.....	3-231
図 3.7-46	4 万年後の塩分濃度分布.....	3-232
図 3.7-47	4 万年後の流速分布.....	3-232
図 3.7-48	5 万年後の塩分濃度分布.....	3-233
図 3.7-49	5 万年後の流速分布.....	3-233
図 3.7-50	6 万年後の塩分濃度分布.....	3-234
図 3.7-51	6 万年後の流速分布.....	3-234

図 3.7-52	7 万年後の塩分濃度分布.....	3-235
図 3.7-53	7 万年後の流速分布.....	3-235
図 3.7-54	8 万年後の塩分濃度分布.....	3-236
図 3.7-55	8 万年後の流速分布.....	3-236
図 3.7-56	9 万年後の塩分濃度分布.....	3-237
図 3.7-57	9 万年後の流速分布.....	3-237
図 3.7-58	10 万年後の塩分濃度分布.....	3-238
図 3.7-59	10 万年後の流速分布.....	3-238
図 3.7-60	10.5 万年後の塩分濃度分布.....	3-239
図 3.7-61	10.5 万年後の流速分布.....	3-239
図 3.7-62	11 万年後の塩分濃度分布.....	3-240
図 3.7-63	11 万年後の流速分布.....	3-240
図 3.7-64	12 万年後の塩分濃度分布.....	3-241
図 3.7-65	12 万年後の流速分布.....	3-241
図 3.7-66	12.5 万年後の塩分濃度分布.....	3-242
図 3.7-67	12.5 万年後の流速分布.....	3-242
図 3.7-68	河口断面における流速ベクトル分布(1/2).....	3-243
図 3.7-69	河口断面における流速ベクトル分布(2/2).....	3-244
図 3.7-70	粒子追跡線解析の開始位置.....	3-245
図 3.7-71	粒子追跡線解析の結果 (1/2).....	3-245
図 3.7-72	粒子追跡線解析の結果 (2/2).....	3-246
図 4.2-1	Sandwich concept の概念図.....	4-4
図 4.2-2	ベントナイトをボーリング孔内へ搬送する方法の概念.....	4-5
図 4.2-3	オルキルトで実施された基本法の試験風景.....	4-6
図 4.2-4	コンテナ法 の概念図.....	4-7
図 4.2-5	ベントナイトペレットの例 (CEBOGEL pellets).....	4-7
図 4.2-6	エスポ地下研究所で実施されたクーロン法の試験風景.....	4-7
図 4.2-7	直接水圧計測方式 (MP システム) の概要.....	4-17
図 4.2-8	ピエゾ水頭計測方式 (スタンドパイプ式 SPMP システム) の概要.....	4-18
図 4.2-9	ピエゾ水頭計測方式 (スタンドパイプ式 PIEZO システム) の概要.....	4-18
図 4.2-10	東濃鉦山における MP システムの引き抜き、孔閉塞 (TH-6 号孔の例).....	4-20
図 4.2-11	MP システム回収作業 (MIU-2 号孔).....	4-21
図 4.2-12	回収された MP システム (MIU-2 号孔).....	4-21
図 4.2-13	PIEZO システム回収作業 (DH-2 号孔).....	4-22
図 4.2-14	回収された PIEZO システム (DH-2 号孔).....	4-23
図 4.3-1	室内簡易試験の手順.....	4-27
図 4.3-2	供試体の膨潤状況 (粉末ベントナイト 100%).....	4-28
図 4.3-3	供試体の膨潤状況 (粉末ベントナイト 50%+砂 50%).....	4-28

図 4.3-4	供試体の膨潤状況（粉末ベントナイト 15%+砂 85%）	4-28
図 4.3-5	供試体の膨潤状況（粒状ベントナイト 50%+砂 50%）	4-29
図 4.3-6	供試体の膨潤状況（粒状ベントナイト 15%+砂 85%）	4-29
図 4.3-7	供試体の膨潤中に生じた空洞（粒状ベントナイト 15%+砂 85%）	4-29
図 4.3-8	通水試験手順	4-30
図 4.3-9	閉鎖確認試験装置の概念図	4-32
図 4.3-10	閉塞確認試験の状況（ベントナイト 100%）	4-33
図 4.3-11	閉塞材の膨潤状況（ベントナイト 100%）	4-33
図 4.3-12	閉塞材の膨潤状況（粉末ベントナイト 50%+砂 50%）	4-34
図 4.3-13	有効粘土密度と透水係数の関係	4-36
図 4.3-14	試験終了後の閉塞材の内部（粉末ベントナイト 100%）	4-37
図 4.3-15	試験終了後の閉塞材の内部（粉末ベントナイト 50%+砂 50%）	4-37
図 4.3-16	モニタリング孔での閉塞状況確認方法の概念	4-38
図 4.3-17	試験装置及び閉塞手順	4-38
図 4.3-18	閉塞材挿入プローブ	4-39
図 4.3-19	作動確認試験の概略図	4-40
図 4.3-20	閉塞材の定置状況	4-40
図 4.3-21	閉塞材定置後の膨潤状況	4-41
図 4.3-22	閉塞材定置後の膨潤状況	4-41
図 4.4-1	廃棄物埋設施設の立地から閉鎖後における地質環境調査とモニタリングの流れ	4-44

表目次

	頁
表 1.3-1 MC-BUFFER に導入しているベントナイト系人工バリア材の透水性の変動に係るモデルにおいて考慮している現象と考慮していない現象の整理	1-7
表 1.3-2 ベントナイト系人工バリア材の変質に関与する元素及びそのイオン種	1-9
表 1.3-3 ベントナイト系人工バリアの変質評価における De モデル及び Da モデルの特徴とその適用性に係る検討	1-11
表 1.3-4 Da データセット更新版	1-15
表 1.3-5 α_b データセット (試作版)	1-19
表 1.3-6 セメント硬化体に形成される細孔の径及び特性	1-26
表 1.3-7 検討されている低拡散層の材料及び配合の例	1-27
表 1.3-8 MIP の測定原理及び問題点	1-31
表 1.3-9 BET の測定原理及び問題点	1-31
表 1.3-10 NMR 法の測定原理及び問題点	1-32
表 1.3-11 TMS 法の測定原理及び問題点	1-32
表 1.3-12 TC45 と TCFA51 についての各種反応率及び水和物生成量	1-34
表 1.3-13 TMS による分析結果	1-34
表 1.3-14 Si-NMR による分析結果	1-34
表 1.3-15 対象範囲と適用元素	1-38
表 1.3-16 物質及び水和のモデル	1-38
表 1.3-17 空隙モデル	1-39
表 1.3-18 物質移動モデル	1-39
表 1.3-19 調査を実施した地形変化評価コードが対象とする地形変化プロセス	1-44
表 1.3-20 JAEAsmtp(H29)に対し改良の必要があると考えられる地形変化プロセス	1-44
表 1.3-21 現在を再現するパラメータの評価結果	1-57
表 1.3-22 感度解析における海水準変動設定条件	1-61
表 1.3-23 各国におけるモニタリング事例の有無	1-70
表 1.3-24 各地下水モニタリング手法の長所・短所	1-73
表 1.3-25 ベントナイトの搬送方法と施工性	1-74
表 1.3-26 通水試験結果	1-77
表 1.3-27 閉鎖確認試験における透水試験結果	1-80
表 2.2-1 MC-BUFFER に導入しているベントナイト系人工バリア材の透水性の変動に係るモデルにおいて考慮している現象と考慮していない現象の整理	2-5
表 2.2-2 ベントナイト系及びセメント系人工バリア材に含まれる主要な鉱物とその化学式	2-7
表 2.2-3 ベントナイト系人工バリア材の変質に関与する元素及びそのイオン種	2-7
表 2.2-4 ベントナイト系人工バリアの変質評価における De モデル及び Da モデルの特徴とその適用性に係る検討	2-10

表 2.2-5	収着バッチ試験ケース.....	2-13
表 2.2-6	透過拡散試験ケース.....	2-14
表 2.2-7	In-diffusion 試験ケース.....	2-15
表 2.2-8	収着バッチ試験結果.....	2-22
表 2.2-9	初期 K 量測定試験結果.....	2-22
表 2.2-10	脱離試験結果.....	2-23
表 2.2-11	K の透過拡散試験を模擬した計算に使用したパラメータ	2-24
表 2.2-12	In-diffusion 試験結果 (ケース 1、Run 1)	2-25
表 2.2-13	モンモリロナイト圧縮体中の K の見かけの拡散係数.....	2-28
表 2.2-14	平成 29 年度に示した「Da データセットの整備に係る基本方針」	2-29
表 2.2-15	ベントナイト系人工バリア中の Da に係る現状の知見の整理	2-31
表 2.2-16	Da データセット更新版.....	2-32
表 2.2-17	液相固定境界の組成.....	2-39
表 2.2-18	セメント系人工バリアの鉱物モデル (1 次鉱物、2 次鉱物の設定)	2-39
表 2.2-19	ベントナイト系人工バリアの鉱物モデル (1 次鉱物、2 次鉱物の設定)	2-40
表 2.2-20	α_b データセット (試作版)	2-41
表 2.3-1	セメント硬化体に形成される細孔の径及び特性	2-49
表 2.3-2	メソ空隙構造のモデルと分析手法	2-50
表 2.3-3	検討されている低拡散層の材料及び配合の例	2-50
表 2.3-4	MIP の測定原理及び問題点	2-54
表 2.3-5	BET の測定原理及び問題点	2-54
表 2.3-6	NMR 法の測定原理及び問題点	2-56
表 2.3-7	TMS 法の測定原理及び問題点	2-56
表 2.3-8	TC45 と TCFA51 についての各種反応率及び水和物生成量	2-58
表 2.3-9	TMS による分析結果	2-58
表 2.3-10	Si-NMR による分析結果	2-58
表 2.3-11	対象範囲と適用元素	2-61
表 2.3-12	LIFE D.N.A.におけるセメント硬化体の鉱物設定	2-73
表 2.3-13	MC-BUFFER のセメント硬化体鉱物設定	2-77
表 2.3-14	MC-BUFFER の空隙分類	2-78
表 2.3-15	物質及び水和のモデル	2-81
表 2.3-16	空隙モデル	2-81
表 2.3-17	物質移動モデル	2-82
表 3.2-1	1991 年から 2005 年にかけて開発された LEMs の例.....	3-3
表 3.2-2	代表的な地形変化評価コードの概要 (青：考慮可能、白：考慮できない、灰色：不明)	3-4
表 3.2-3	モデルの比較結果及び改良の必要性.....	3-15
表 3.3-1	完新世堆積物の解析地域一覧.....	3-17

表 3.3-2	縦断形シミュレーションの組み合わせ.....	3-41
表 3.3-3	SPI 法によるシミュレーション.....	3-64
表 3.3-4	安息角設定一覧.....	3-65
表 3.3-5	泥の半値幅の設定一覧.....	3-69
表 3.3-6	繰り返し上限の設定一覧.....	3-72
表 3.3-7	低地河川の流路形態の分類と諸類型の一般的特徴 鈴木(1998) ⁽³⁵⁾ から引用.....	3-77
表 3.3-8	蛇行振幅係数の設定一覧.....	3-87
表 3.3-9	側刻係数の設定一覧.....	3-90
表 3.3-10	パイル高係数の設定一覧.....	3-94
表 3.3-11	側刻力調整項の設定一覧.....	3-98
表 3.4-1	代表的な 3 次元移流分散および多層流解析コードと 3D-SEEP の機能比較 (地盤工学会(2008) ⁽³⁾ に加筆・修正).....	3-106
表 3.4-2	代表的な 3 次元移流分散および多層流解析コードと 3D-SEEP のパラメータ比較 (地盤工学会(2008) ⁽³⁾ に加筆・修正).....	3-107
表 3.4-3	代表的なコードの地下水問題に対する適用事例.....	3-108
表 3.4-4	TR-14-01 での地下水流動解析の概要.....	3-111
表 3.4-5	R-01-02 での地下水流動解析の概要.....	3-111
表 3.4-6	TR-14-01 において設定された低頻度シナリオにおける地下水流動解析の概要.....	3-113
表 3.4-7	R-01-02 において考慮された事象と地下水流動解析の概要.....	3-114
表 3.4-8	中深度処分での 3D-SEEP の適用性 (事象毎) (1 / 2).....	3-117
表 3.4-9	中深度処分での 3D-SEEP の適用性 (事象毎) (2 / 2).....	3-118
表 3.5-1	Dtransu-3D 移流分散解析の境界条件値 (KODEC) に対する処理内容.....	3-130
表 3.5-2	3D-SEEP 塩分濃度解析における可変境界条件番号と内容の関係.....	3-130
表 3.5-3	Henry 問題の標準的な計算条件 (Simpson and Clement, 2004 より) ⁽⁴⁾	3-131
表 3.5-4	各解析ケースにおけるメッシュサイズの設定とペクレ数 (Pe) 及びクーラン数 (Cr) =1 に対応する時間刻み.....	3-132
表 3.6-1	性能評価における解析内容.....	3-155
表 3.6-2	トラジェクトリ解析における粒子出発点の座標.....	3-155
表 3.6-3	各解析モデルにおける z 方向のメッシュサイズのおおよその基準.....	3-157
表 3.6-4	性能評価における解析ケース.....	3-158
表 3.6-5	地層物性値.....	3-158
表 3.7-1	現在を再現するパラメータの評価結果.....	3-184
表 3.7-2	海水準低下速度の大きい領域の整理結果.....	3-193
表 3.7-3	感度解析における海水準変動設定条件.....	3-193
表 3.7-4	集約した地質単元一覧.....	3-205
表 3.7-5	出力データ一覧.....	3-215
表 3.7-6	梅田(1996) ⁽¹²⁾ による地質区分.....	3-217
表 3.7-7	梅田(1996) ⁽¹²⁾ による地質時代別透水係数(cm/s).....	3-217

表 3.7-8	梅田(1996) ⁽¹²⁾ による地質単元別透水係数(cm/s).....	3-218
表 3.7-9	梅田(1996) ⁽¹²⁾ による深度別透水係数(cm/s).....	3-218
表 3.7-10	梅田(1996) ⁽¹²⁾ による風化度別透水係数(cm/s).....	3-218
表 3.7-11	地圏環境テクノロジー(2015) ⁽¹³⁾ の透水係数および間隙率	3-223
表 3.7-12	梅田(1996) ⁽¹²⁾ と地圏環境テクノロジー(2015) ⁽¹³⁾ の対比結果 透水係数は m/s ..	3-224
表 3.7-13	幌延における地下水流動解析の水理定数 今井ほか(2009) ⁽¹⁴⁾	3-225
表 3.7-14	花崗岩地域における地下水流動解析の水理定数 熊本ほか(2007) ⁽¹⁵⁾	3-225
表 3.7-15	比貯留係数の代表値 (地盤工学会(2017) ⁽¹⁶⁾ から引用)	3-226
表 3.7-16	対象地域の単元別水理定数検討結果.....	3-227
表 3.7-17	時刻別の降水量.....	3-229
表 4.2-1	モニタリングに関わる各国の知見の現状.....	4-3
表 4.2-2	ベントナイトの各搬送方法の特徴.....	4-8
表 4.2-3	深さ 1,000m までのボーリング孔にベントナイトを搬送する技術の適用性.....	4-13
表 4.2-4	各地下水モニタリング手法の長所・短所.....	4-16
表 4.2-5	東濃鉱山周辺のモニタリング孔における MP システム回収事例	4-19
表 4.3-1	通水試験結果.....	4-31
表 4.3-2	供試体の膨潤結果.....	4-31
表 4.3-3	試験に使用した閉塞材.....	4-32
表 4.3-4	閉塞確認試験結果 (ベントナイト 100%)	4-33
表 4.3-5	閉塞確認試験結果 (粉末ベントナイト 50%+砂 50%)	4-35
表 4.3-6	試験後の閉塞材.....	4-35

1. 序論

1.1 まえがき

原子力規制委員会原子力規制庁（以下「規制庁」という。）は、これまでに廃棄物埋設に係る委託事業において、淡水系地下水環境を念頭にした地下水流動評価、人工バリアの長期性能評価並びに人工バリア及び天然バリアにおける核種移行評価手法の整備を行ってきた。

本事業では、沿岸陸域における塩水地下水環境等でも適応できる性能評価手法に係る科学的・技術的知見を蓄積することを目的として、過年度の規制庁の委託事業による廃棄物埋設における性能評価に関する調査等の成果を参考に、以下に示す調査を実施した。

- (1) 人工バリアの長期性能評価に係る技術的知見の整備
- (2) 天然バリアの核種移行評価に係る技術的知見の整備
- (3) モニタリング手法の妥当性に係る技術的知見の整備
- (4) 廃棄物埋設に関する研究に必要な国内外の情報収集

1.2 実施内容

- (1) 人工バリアの長期性能評価に係る技術的知見の整備

中深度処分においては、廃棄物埋設地からの放射性物質の漏出を合理的に達成できる限り十分に低減する人工バリアの設置が見込まれる。このためには、設置される環境において技術的に施工可能なものであることに加えて、廃棄物埋設地の外への主要な放射性物質の漏出を抑制する性能（以下「漏出抑制性能」という。）が優れたものを選定する必要がある。それを踏まえ、規制庁が人工バリアの長期性能評価の妥当性を判断するために必要な科学的・技術的知見を蓄積する観点から、以下に示す検討を行った。

- 1) 人工バリアの変質を考慮した物質移行－変質連成解析に係る技術的知見の整備

廃棄物埋設におけるベントナイト系人工バリアの長期性能評価においては、特に人工バリアの化学的変質等を考慮した物質移行－変質連成解析が必要である。これまで、淡水系地下水環境における人工バリアの変質挙動解析に係る技術的知見の整備を行ってきた。

本事業においては、ベントナイト系人工バリアの変質メカニズムを把握するとともに、変質に影響を及ぼすイオン種の拡散挙動を評価するに当たり、見かけの拡散係数を用いた拡散モデルと有効拡散係数を用いた拡散モデルの適応性について検討を行った上で、沿岸陸域に廃棄物埋設地が立地した場合に考慮が必要となる塩水系地下水に対応した解析コードへの改良等を行った。具体的には、物質移行－変質連成解析コードにおいて、上記の拡散モデルに関する適応性についての検討結果に基づきセメント系人工バリアからベントナイト系人工バリアへの物質移行を適切に評価できるよう、解析コードの機能拡張を行った。さらに、変質メカニズムに寄与するイオン種の拡散について必要となるデータを取得するための試験を行った。

- 2) セメント系人工バリアの長期性能評価に係る技術的知見の整備

中深度処分の廃棄物埋設地の設計におけるセメント系人工バリアについて、300年を超える長期の漏出抑制性能を評価するために必要な技術的知見を整備した。具体的には、セメン

ト硬化体の長期安定性に関係する結晶構造や物質移行特性、さらに、これらに関係する鉱物組成を考慮した材料設計、養生方法及び維持管理方法並びに評価モデルに関連する既往の研究を調査し、300年を超えるセメント硬化体の長期性能評価を行う上での課題の整理を行った。また、これらセメント硬化体の長期安定性に関する既往の研究成果等をコンクリートの長期性能評価に適用する際の課題についても整理した。

(2) 天然バリアの核種移行評価に係る技術的知見の整備

中深度処分の廃棄物埋設地に関しては、合理的に設置可能な区域から、水理地質構造、地球化学環境等を踏まえて、廃棄物埋設地から生活圏への主要な放射性物質の移行を抑制する性能が優れた地点を選定することが考えられることから、以下に示す検討を行った。

過年度の規制庁委託事業において、天然バリアの核種移行評価について、地形変化シミュレーションコードを用いて海水準変動を考慮した隆起・侵食活動を評価し、その結果を反映した地下水流動解析を実施した。また、その結果を基に最終的な生活圏への核種移行フラックスを求めるための解析に係る技術的知見の整備等を行ってきた。この解析においては、廃棄物埋設地が沿岸陸域に立地した場合、地形変化シミュレーションの評価モデルおよび各パラメータの適用性の検証が重要である。

本事業においては、想定される自然現象として隆起・侵食及び海水準変動を考慮し、現実に即した地形変化シミュレーションを行うため、日本国内で地形変化に関するデータを有する沿岸陸域を対象として、地形の時間変化に応じた地下水流動の変化を評価可能とする三次元地形変化シミュレーションと三次元地下水流動シミュレーションを組み合わせた評価手法に係る技術的知見を整備するとともに、地形変化の不確実性を考慮した地下水流動・塩分濃度の予察的解析を実施した。具体的には、三次元地形変化シミュレーションと三次元地下水流動・塩分濃度シミュレーションの解析コードを組み合わせた評価コードシステムに対し、各解析コードの機能や入力の変換条件を踏まえた性能分析を進め、評価コードシステムとしての改良点を検討した。また、平成29年度において実施した隆起・侵食及び海水準変動による地形変化の評価結果を基に推定される地形変化の不確実性に基づき、非定常な三次元地下水流動・塩分濃度の予察的解析を実施し、地形変化の不確実性が地下水流動・水質に与える影響の傾向や重要因子について分析を行った。

(3) モニタリング手法の妥当性に係る技術的知見の整備

中深度処分においては、坑道の閉鎖後においても廃止措置の開始までの間は、廃棄物埋設地からの放射性物質の異常な漏えいを監視・測定するためのモニタリング設備の設置が必要である。この際、モニタリング設備が人工バリア及び天然バリアの機能を著しく損なうことがないこと、モニタリング施設の撤去に際して放射性物質が移行しやすい経路が生じないよう撤去及び埋戻しを行うこと等を考慮した設計がなされることが重要である。

このため、調査ボーリング孔、坑道閉鎖後における漏えいモニタリングの観測孔、漏えいモニタリングの観測孔等の閉塞・埋戻し及び観測孔等の閉塞・埋戻しが適切に行われていることの確認（以下「閉鎖確認」という。）等に係る技術的知見を整理するために以下の調査を実施した。

1) 地下モニタリング技術に関する情報の収集整理

地下モニタリング、ボーリング等に係る既往情報を対象に、中深度処分想定される深度におけるモニタリング技術やモニタリング機器の撤去及び観測孔の閉鎖方法に関する既往の

技術的情報を収集・整理した。

2) モニタリング孔等の閉鎖確認に係る技術的知見の整備

モニタリング孔等の閉塞・埋戻しの技術的成立性に係る妥当性判断に必要な知見及び閉鎖確認に係る技術的知見を整備する観点から、室内透水試験等を実施し、水が移行しやすい経路が生じないようモニタリング観測孔の埋戻しを行う際の閉塞材料の選定、止水性確認方法及び閉鎖方法の妥当性確認並びに次年度以降に計画する閉鎖確認の妥当性判断に資する試験の実施に必要な知見を取得した。また、ボーリング孔を用いた閉鎖確認の妥当性判断に資する試験を行うための試験装置の設計を行い、閉塞・埋戻しの技術的成立性に係る妥当性判断に必要な知見及び閉鎖確認に係る技術的知見を整備した。

1) で収集した情報及び得られたデータを踏まえて、適切に閉鎖されたことを確認する際の判断指標を整理した。

(4) 廃棄物埋設に関する研究に必要な国内外の情報収集

本事業の実施に当たっては、放射性廃棄物の核種移行に伴う安全評価、人工バリア性能の検討など、多岐にわたる高い専門性が必要となることから、適宜事業内容に関連する国内外の専門家と意見交換等を行い、事業成果の改良・精緻化を図った。

1.3 成果概要

1.3.1 人工バリアの長期性能評価に係る技術的知見の整備

1.3.1.1 人工バリアの変質を考慮した物質移行－変質連成解析に係る技術的知見の整備

(1) 背景と目的

ベントナイトは、炉内等廃棄物の中深度処分において人工バリアとして使用されることが想定されている。また、中深度処分の廃棄物埋設地の設計概念⁽¹⁾では、ベントナイト系人工バリアの内側にセメント系人工バリアが隣接しており、このセメント系人工バリアや、廃棄物埋設地の建設等に使用されたセメント系材料から溶出するアルカリ成分（OH⁻）によって、ベントナイト系材料が変質する可能性がある。したがって、中深度処分におけるベントナイト系人工バリアの性能を評価するためには、このような変質挙動を評価する必要があるが、評価にあたっては、これまで整備を進めてきた物質移行-変質連成解析コード（MC-BUFFER）を利用できるか否かを検討する必要がある。

MC-BUFFER で想定している「移行／化学反応が起こる媒体」は図 1.3-1 に示すような多孔質媒体であり、そこでは粒子間隙にある自由水の中を物質が移流や拡散により移行するとともに、化学反応が起こるとしている。しかしながら、ベントナイト系人工バリアに使用されるベントナイト圧縮体の中には自由水は存在せず、ベントナイトに束縛された水（束縛水）の中を物質が拡散するとの報告がある⁽²⁾。このことを踏まえると、その中で化学反応も起こっている可能性がある（図 1.3-2）。そのため、ベントナイト系人工バリアの変質を評価するためには、上記のような束縛状態を想定した上で、ベントナイト圧縮体中の移行（拡散）や化学反応を評価することが望ましい。日本原子力研究開発機構ではベントナイト圧縮体の中には自由水は存在しないということを前提に、拡散評価に見かけの拡散係数（Da）、化学反応評価に見かけの

濃度を用いる手法 (Daモデル)を開発してきたが、このモデルにも一長一短があり、MC-BUFFERで用いてきた既往のモデル (拡散評価に有効拡散係数 (De)、化学反応評価には間隙が自由水で満たされていることの仮定の下、間隙水中濃度を用いる手法 : Deモデル) を代替することが適切かどうか、慎重に検討する必要がある。

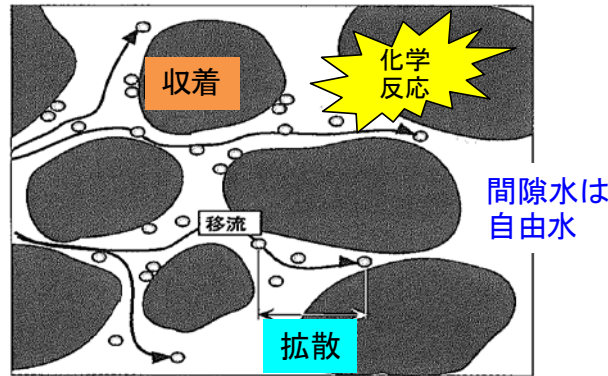


図 1.3-1 多孔質媒体中における移行/化学反応の概念図 (HLW2次取りまとめ⁽³⁾に記載の図を一部改)

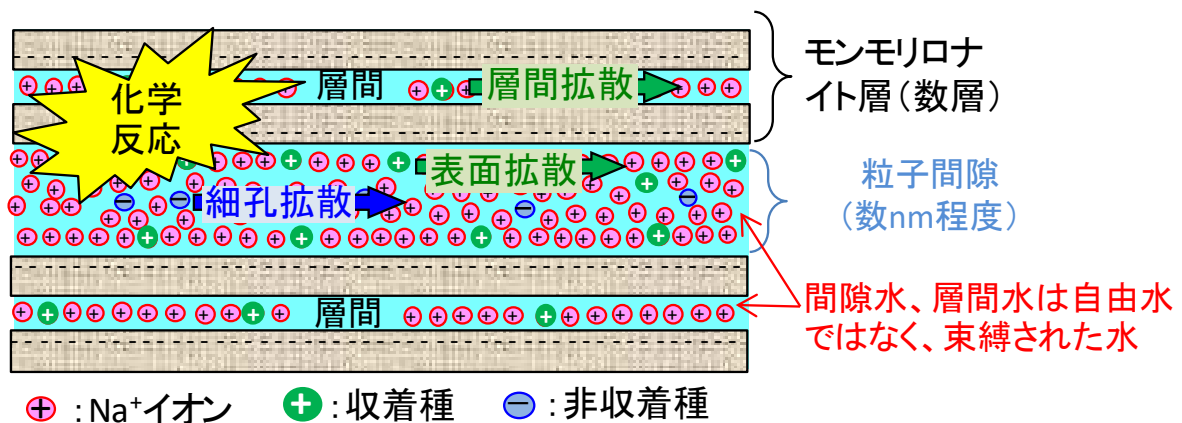


図 1.3-2 ベントナイト圧縮体中における移行/化学反応の概念図

そこで、本事業では、ベントナイト系人工バリアの長期性能評価の妥当性を判断するために必要な科学的・技術的知見を蓄積することを念頭に、当該人工バリアの変質評価における拡散評価にまずは着目し、その評価モデルの適用性に係る検討を実施することとした。

具体的には、ベントナイト系人工バリアの変質現象 (そのメカニズムも含む) 及びそれに伴うバリア機能の変化について整理するとともに、当該変質評価において Deモデルと Daモデルを用いた場合の特徴・適用性について、他の人工バリアや天然バリア中の拡散挙動評価にも言及しながら整理した。また、当該変質評価において Daモデルを使用する場合に必要な各イオン種に対する Daデータセットを整備するため、種々のイオン強度条件でカリウムの拡散試験を実施し、その拡散データを取得するとともに、自由水中の拡散係数に対する Daの依存性等について検討し、これまでに Daデータが得られていない主要な元素の Da値を推定した。さらに、これまでMC-BUFFERへ導入してきたDaモデルの構成則について整理するとともに、

Da モデルを導入した当該コードを用いて塩水系地下水を想定したセメント系人工バリアからベントナイト系人工バリアへの物質移行を評価できるように、境界部分の濃度変換に保持因子を考慮した改良を行った。そして、改良したコードを用いてセメントとベントナイトが接した系を想定した解析を、De モデル及び Da モデルを用いて実施し、その結果から改良コードの動作確認、課題の抽出、及び両モデルの適用性等について整理・検討した。

(2) ベントナイト系人工バリアにおける変質現象・変質メカニズムの整理

MC-BUFFER は、ベントナイト系人工バリアのアルカリ変質に伴い長期的に変動する透水性を評価するためのコードとして、これまで開発・整備が行われてきた⁽⁴⁾。当該コードは、人工バリア体系内の温度変遷、変質に関与する物質の移行（移流・拡散）と、鉱物と間隙水の地球化学反応を連成解析し、化学反応に伴うモンモリロナイト含有量、間隙率、間隙水組成（イオン強度）等の変化を用いて、透水係数や拡散係数等の変化を評価することを可能としている。図 1.3-3 に現行の MC-BUFFER の基本処理フロー（ベントナイト系材料に係る部分を抽出）を示す。また、MC-BUFFER に導入している当該透水性変動に係るモデルにおいて考慮している現象と考慮していない現象を表 1.3-1 に整理した。なお、現在整備中の Da を用いた拡散モデルについては、図 1.3-3 には示していないが、表 1.3-1 には平成 29 年度まで整備した内容を記載した。また、MC-BUFFER は上述の通り、透水性の変動を評価対象にしているため、モンモリロナイト含有量（膨潤性）の変化に起因する「物理的バリア機能（物理的緩衝性、自己シール性等）」の変化や、当該人工バリアのコロイドろ過機能、ベントナイト中の水の放射線分解、地下水流によるベントナイトの流出、微生物の活動等、その他の現象^(3,5)については評価することが出来ない。

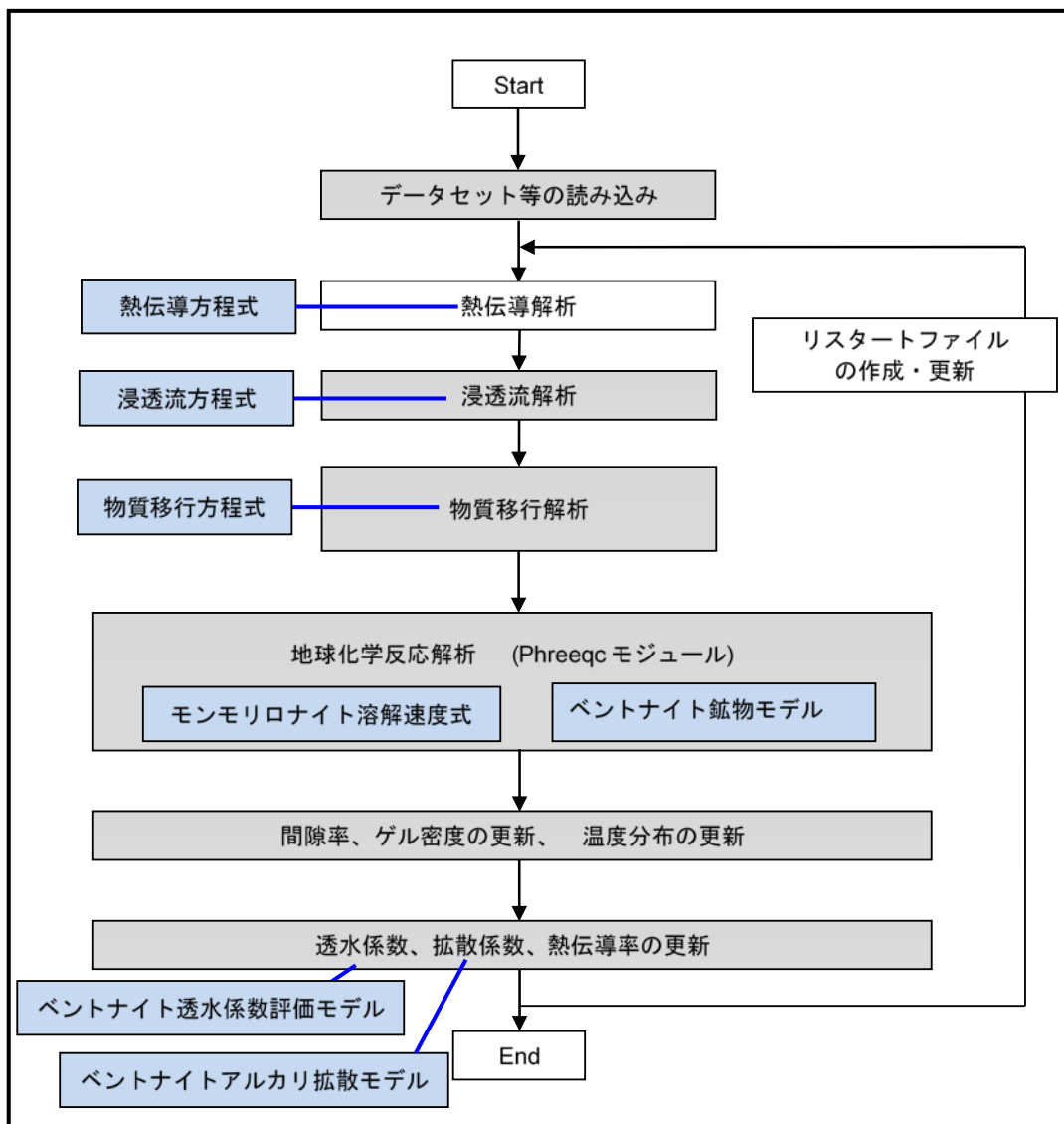


図 1.3-3 MC-BUFFER の基本処理フロー（ベントナイト系材料に係る部分を抽出）

表 1.3-1 MC-BUFFER に導入しているベントナイト系人工バリア材の透水性の変動に係るモデルにおいて考慮している現象と考慮していない現象の整理

モデル名	モデル概要	考慮している現象 (モデルの導出条件)	考慮していない現象
基本 方程式	<p>熱伝導 方程式</p> $C_{pv} \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + S$ <p>C_{pv}: 単位体積あたりの比熱容量 (体積比熱容量) T: 温度 λ: 熱伝導率 S: 発熱速度</p> <p>※熱伝導率及び体積比熱容量は、一定値または並列モデル、直列-並列モデルが選択可</p>	<ul style="list-style-type: none"> 熱伝導に係る一般的な方程式を導入 境界条件として、温度固定、熱フラックス固定、または線形熱伝達が選択可 	<ul style="list-style-type: none"> 地球化学反応に起因する発熱は考慮していない
	<p>浸透流 方程式</p> $\frac{\partial}{\partial x} \left(K_w \frac{\partial \psi}{\partial x} \right) = 0$ <p>ψ: 水の水利ポテンシャル (全水頭) x: 空間座標 K_w: 透水係数</p>	<ul style="list-style-type: none"> 浸透流に係る一般的な方程式を導入 境界条件として、水頭固定またはフラックス固定が選択可 透水係数は下記モデルから得られた値を使用 	<ul style="list-style-type: none"> 地球化学反応に起因する水はソースとして考慮していない
	<p>物質移行 方程式</p> $\frac{\partial c_{p_i}}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(D_e \frac{\partial c_{p_i}}{\partial x} \right) - u_x \frac{\partial c_{p_i}}{\partial x}$ <p>c_{p_i}: 間隙水中のイオン種濃度 t: 時刻 D_e: 有効拡散係数 u_x: 方向の水フラックス</p>	<ul style="list-style-type: none"> 物質移行に係る一般的な方程式を導入 境界条件として、濃度固定、濃度勾配固定、フラックス固定が選択可 拡散係数は下記モデルから得られた値を使用 	<ul style="list-style-type: none"> 攪乱因子を排除した簡易モデルとなっており、固相への吸着や陰イオン排除効果は考慮していない コロイドの移行は考慮していない
モンモリロナイト 溶解速度式 (PHREEQCの機能を用いて計算)	$RA = 3500 (a_{OH^-})^{1.4} e^{-51000/RT}$ <p>RA: 変質速度 a_{OH^-}: OH 活量 T: 温度 R: 気体定数 (8.314 Jmol⁻¹ K⁻¹)</p> <p>※TRU2レポート⁽⁵⁾で使用されているSato-Camaモデルも選択可</p>	<ul style="list-style-type: none"> 高温環境 (50~170 °C)、Na系高アルカリ性溶液 (0.1~1.0MのNaOH溶液) を用いたベントナイト-砂混合圧縮成型体のアルカリ変質試験結果からモンモリロナイト溶解速度式を経験的に導出 K系高アルカリ性溶液に対する適用性は確認済 	<ul style="list-style-type: none"> Ca系高アルカリ性溶液 (Ca(OH)₂溶液) に対する適用性については未検討 処分場で想定される条件に比べて高アルカリ、高温、で得られた経験式であるため、科学的根拠が不足している
ベントナイト 鉱物モデル (PHREEQCの機能を用いて計算)	<p>【考慮する鉱物のリスト】 初期鉱物: モンモリロナイト、クオーツ、アナルサイム等 二次鉱物: Ca(OH)₂、CHS、AFm、AFt、AS₂H₂等</p> <ul style="list-style-type: none"> 鉱物リストの詳細は表2.2-19参照 各鉱物に対し、平衡論的または速度論的に取り扱うか選択可 	<ul style="list-style-type: none"> 既往の研究で報告された情報をベースに、ベントナイトをアルカリ溶液中で変質させた実験結果等を再現するように決定 現行の評価では、モンモリロナイト、クオーツのみを速度論的に扱っている 	<ul style="list-style-type: none"> 現行の評価では、モンモリロナイト、クオーツ以外の鉱物については、速度論的ではなく、平衡論的に扱っている ※陽イオン交換 (Ca型化等) について評価可能だが、圧縮したモンモリロナイトに対する陽イオン交換に係るモデルは現状整備されていないことから、MC-BUFFERでは陽イオン交換反応については現状評価していない
ベントナイト 透水係数評価 モデル	$K = 1.2 \times 10^{-7} I_s^{-1.5} 10^{0.0042\rho m} (7.9 \times 10^{-5} T^2 - 1.9 \times 10^{-2} T - 0.21)$ $K = 2.5 \times 10^{-7} 10^{0.0044\rho m} 10^{0.5Rca} I_s^{1.9-1.6Rca} (7.9 \times 10^{-5} T^2 - 1.9 \times 10^{-2} T - 0.21)$ <p>K: 透水係数 ρm: 有効モンモリロナイト密度 I_s: イオン強度 T: 温度 Rca: Ca型化率</p> <ul style="list-style-type: none"> 適用条件: 有効モンモリロナイト密度 900 kg m⁻³ 以下、イオン強度 0.1~1.0 M 透水係数の上限値: $K = 1.9 \times 10^{-8} \cdot (7.9 \times 10^{-5} T^2 - 1.9 \times 10^{-2} T - 0.21)$ $I_s < 0.1$ M の溶液に対しては $I_s = 0.1$ M を使用 <p>※Cozeny-Karmanの式等も選択可</p>	<ul style="list-style-type: none"> 種々の条件 (有効モンモリロナイト密度 40~870 kg/m³、イオン強度 0.1-1.0 M) でベントナイト-砂混合圧縮体を用いた透水試験結果から導出 また、実際にNa系高アルカリ性溶液で変質させた試料を用いた試験を実施し、適用条件を決定した。 Ca型化率を考慮したモデル式も作成 	<ul style="list-style-type: none"> 二次鉱物の粒形や種類、自己シール性喪失に伴う亀裂発生が透水係数に与える影響については未検討 Ca型化することによりモンモリロナイトの膨潤性が低下し、その低透水性が劣化することが懸念されているが、上述のとおりCa型化は評価しておらず、Ca型化率を考慮したモデル式は現在使用していない。
ベントナイト アルカリ 拡散モデル	$De = 5.0 \times 10^{-7} \varepsilon^{-2.1} e^{-18600/RT}$ <p>De: 有効拡散係数 ε: 間隙率 T: 温度 R: 気体定数 (8.314 Jmol⁻¹ K⁻¹)</p> <p>※指数式 (間隙率の累乗に比例) 等も選択可</p>	<ul style="list-style-type: none"> 模擬セメント水と模擬降水系地下水の間にベントナイト-砂混合圧縮体を設置したOHの透過拡散試験結果から導出 (10~90 °C) 	<ul style="list-style-type: none"> イオン種固有の拡散係数を考慮していない (全てのイオン種に対して同一の左記モデルを使用) イオン強度依存性を考慮していない
Daモデル (整備中)	$\frac{\partial C_i}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(Da \frac{\partial C_i}{\partial x} \right)$ <p>C_i: 単位体積当たりのイオン種濃度 t: 時刻 De: 見かけの拡散係数</p>	<ul style="list-style-type: none"> イオン種固有の拡散係数を考慮 移行計算後に崩れる電荷バランスの調整を考慮 固相への吸着や陰イオン排除効果を考慮 	<ul style="list-style-type: none"> Daの密度、温度依存性は未検討 他バリア材との境界におけるベントナイト側の濃度の設定についてコード化が済んでいない (本年度検討)

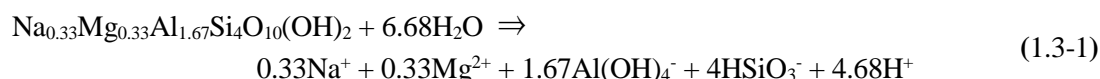
※MC-BUFFERで選択可能な、熱伝導率及び体積比熱容量、モンモリロナイト溶解速度式、ベントナイト透水係数評価モデル、ベントナイトアルカリ拡散モデルをAppendix-Iに記載する。

以上を踏まえ、MC-BUFFER によるベントナイト系人工バリアの変質評価を検討するに当たり、まずは当該変質現象及びそのメカニズムについての整理を行った。ベントナイト系人工バリアのバリア性能に影響を及ぼす変質現象としては、

- ①ベントナイトの主成分であり、当該人工バリアの性能を決定するモンモリロナイトの溶解
- ②間隙の閉塞や増大を引き起こす初期鉱物及び二次鉱物の溶解・生成
- ③pH やイオン強度等、間隙水組成の変化

等が考えられる。これら現象によって、ベントナイト系人工バリアに求められている「低透水性」が喪失する可能性があり⁽⁶⁾、試験においてもこれら現象が透水係数に影響を与えることが確認されている。

①のモンモリロナイトの溶解については、モンモリロナイトがセメント系材料から溶出するアルカリ成分 (OH⁻) と反応することで起こり、高 pH 条件 (13 > pH > 10) では以下の反応式 (式 1.3-1) で表される⁽⁵⁾。



②の初期鉱物及び二次鉱物の溶解・生成については、モンモリロナイトやクオーツ等、当該人工バリアの初期鉱物が溶解すると、間隙水中の Si、Al、Mg 等の濃度が徐々に上昇し、これら溶解反応によって緩衝された pH 条件に応じて種々の二次鉱物が過飽和になり、生成・沈殿することが知られている⁽⁵⁾。例として、Na が豊富な条件で生成するアナルサイムの生成に係る反応式を (式 1.3-2) に示す。



③の間隙水組成の変化については、上記①、②に係る溶解・生成反応や当該人工バリアと隣接する他バリア材間で物質が移行することに伴い生じる。

また、これら現象はベントナイト圧縮体の中の、鉱物が占める正味の体積以外の部分 (間隙) で起こると考えられる。間隙が占める全体積への割合はかなり高いが (乾燥密度 1,600 kg/m³ のベントナイト圧縮体で 40%程度)、その大きさは微細であり⁽⁷⁾、上述したとおり、自由水はほとんどなく、層間や鉱物表面に束縛された水が、反応に必要な物質を運んできたり、反応で生成したイオンを運び去ったりするという報告がある⁽²⁾。これらを踏まえると、溶解生成反応を起こしたりしている可能性がある。そして、この一連の変質現象はセメント系材料と接触している部分からベントナイト側に徐々に進行することが観測されている⁽⁸⁾。

また、当該変質現象に関与する元素としては、溶解により放出されるベントナイト系人工バリア材やその他のバリア材の構成元素、及び地下水に元々含まれる成分元素であると考えられる。それら元素を表 1.3-2 に示す。なお、地下水に含まれる成分としては、中深度処分を想定した設定がなかったため、「HLW 第 2 次取りまとめ」⁽³⁾のレファレンスケース (降水系地下水) で設定された元素を想定した (当該設定では、Mn、Sr、Br 等の微量元素は除外されている)。

表 1.3-2 ベントナイト系人工バリア材の変質に関する元素及びそのイオン種

元素	変質に関するイオン種	元素	変質に関するイオン種
Cl	Cl ⁻	B	BO ₂ ⁻ 、HBO ₂
F	F ⁻	C	CO ₃ ²⁻ 、HCO ₃ ⁻
Na	Na ⁺	Al	Al(OH) ₄ ⁻
S	SO ₄ ²⁻ 、HSO ₄ ⁻	P	HPO ₄ ²⁻ 、H ₂ PO ₄ ⁻
K	K ⁺	N	NH ₄ ⁺ (※還元雰囲気を想定)
Ca	Ca ²⁺	Si	Si(OH) ₅ ⁻ 、Si(OH) ₄
Mg	Mg ²⁺	Fe	Fe(OH) ₃ ⁻ 、Fe(OH) ₂ 、FeOH ⁺

以上のことから、ベントナイト系人工バリア材の長期的な変質現象を時間的・空間的に評価するためには、当該バリア材中における上記元素の移行（圧縮状態のベントナイトの透水性は極めて低いため、健全なベントナイト系人工バリア中での物質移行は「拡散」である）を適切に評価する必要がある。なお、BやN等のように鉱物の生成に直接関与しない元素も含まれるが、これら元素も鉱物の溶解・生成やバリア性能そのものに影響を与える間隙水質（pH、組成等）を決定する重要な元素であり、移行評価対象とする必要がある。

しかしながら、表 1.3-1 に示した通り、MC-BUFFER に導入されている現行の拡散モデルは、OH⁻の拡散試験結果から構築した経験式を用いて、全てのイオン種に同一の有効拡散係数を与えることとしており、非現実的である。そのため、「変質に関する全てのイオン種の拡散現象を評価可能なモデル」を構築し、MC-BUFFER に組込む必要があることが課題として挙げられている⁽⁴⁾。

(3) 有効拡散係数を用いた拡散モデルと見かけの拡散係数を用いた拡散モデルの適応性に係る検討

上述したとおり、当該変質評価では変質に関する全ての物質の拡散を評価する必要があり、後述するように現実的な拡散モデルを MC-BUFFER に導入する必要がある。そこで、ベントナイト系人工バリア中で想定される拡散現象を踏まえた上で、拡散モデルの特徴を整理するとともに、当該変質評価への適用性について検討した。

一般にベントナイト圧縮体中の拡散経路としては、「細孔（粒子間隙）中」、「ベントナイト表面」、「モンモリロナイトの層間」が考えられており、それぞれ細孔拡散、表面拡散、層間拡散と呼ばれている⁽⁹⁾。特にベントナイトに収着するイオン種（陽イオン等）については表面拡散や層間拡散（以下、層間も表面の一部と見なし「表面拡散」という）が支配的だと考えられる。「表面拡散」とは、負に帯電したモンモリロナイト表面付近に陽イオン等が引き付けられて濃集することで局所的に濃度勾配が増加し、その濃度勾配によって表面付近で移行が起こる現象である⁽¹⁰⁾。一方、モンモリロナイトが負に帯電しているために収着しないイオン種（陰イオン等）については細孔中のみを拡散すると考えられている（陰イオン排除効果）⁽¹⁰⁾。また、ベントナイト圧縮体中の間隙水や層間水は自由水ではなく、固相に束縛された水とされている⁽²⁾（上記図 1.3-2 参照）。

しかしながら放射性廃棄物処分の分野では、ベントナイト圧縮体中の拡散現象の詳細が解明されていないまま、当該バリア材中の拡散現象を評価するために二つの拡散係数が併用されている。一つは「間隙水中のイオン種濃度 (cp)」の勾配で定義される有効拡散係数 (De)、もう一つは「単位体積当たりのイオン種濃度 (C)」の勾配で定義される見かけの拡散係数 (Da) であ

る。また、当該分野におけるベントナイト系人工バリア材中の放射性核種の移行評価の多くでは、Deを用いた細孔拡散モデル⁽¹¹⁾（本検討では、細孔拡散モデルを「Deモデル」と定義する。）で評価されている。核種移行評価では、拡散フラックスを過小評価しないことが一義的に求められていると考えられることから、不確実性がある場合は大きなDe等を設定することで保守的な評価も実施されている⁽³⁾。しかしながら、当該変質評価では、イオン種の拡散係数を大きく、又は小さく設定することによって、ベントナイト圧縮体の性能指標である透水係数が大きく、又は小さくなるのかを一義的に判断することは難しい。例えば、セメント系人工バリアからOHが供給され、ベントナイト系人工バリア深部（セメント境界から離れた場所）までモンモリロナイトの溶解が起こったり、間隙水のイオン強度が上昇したりすると透水係数が大きくなり、安全評価上は保守的な評価になるが、その際、イオン種の移行が速ければ（拡散係数が大きければ）、当該深部への到達量が多くなり、透水係数の上昇が促進されるとは限らず、多量の陽イオンの供給でセメント-ベントナイト境界で二次鉱物が急激に生成し、間隙が閉塞する（OHの供給がストップする）可能性もある。そのため、当該変質評価におけるイオン種の拡散評価は、性能評価という観点からも実現象に近い（現実的な）評価となることが好ましいと考えられる⁽¹²⁾。

以上を踏まえ、ベントナイト系人工バリアの変質評価におけるDeモデル及びDaモデルの特徴を整理するとともに、当該変質評価への適用性について検討し、その結果を表1.3-3にまとめた。

検討の結果、Deモデルについては、透過拡散試験結果から得られたDeとKdをセットで使用するとともに、これらパラメータに対するイオン強度依存性を考慮することが出来れば当該変質評価に適用可能であると考えられた。一方、Daモデルについては、間隙水中濃度を明確に定義できる他バリア材との境界に対し、保持因子 α を与え、ベントナイト側の濃度を単位体積当たりの濃度に変換すること、及びDaの密度依存性を考慮することが出来れば適用可能であると考えられた。また、Daの設定に当たってはIn-diffusion試験から得られる値をそのまま使用するだけでなく、透過拡散試験結果から得られた既知のDe値やKd値があるイオン種の場合は、それらから導出されるDa値とも比較検討することが重要と考えられる。なお、De及びDaには温度依存性もあるが、中深度処分は地層処分に比べて深度が浅く、かつ廃棄体温度も低いことから、温度依存性の影響は小さいと考えられる。

本事業では、Daは実測可能な拡散係数であること、また、モンモリロナイトを高分子電解質として扱った場合、拡散評価で用いた単位体積当たりの濃度を変質評価でもそのまま使用できる可能性があるため、当該変質評価における拡散評価手法の一つとしてDaモデルを選択し、検討することとした。

表 1.3-3 ベントナイト系人工バリアの変質評価における De モデル及び Da モデルの特徴とその適用性に係る検討

		Deモデル	Daモデル
モデルの基本概念		・間隙水中イオン種の濃度勾配に拡散フラックスが比例し、かつ、間隙水中イオン濃度と固相吸着濃度との間での分配が平衡していること。	・単位体積あたりのイオン種濃度(間隙水溶存分と固相吸着分の和)の勾配に拡散フラックスが比例すること。
フィックの第1法則に対応する式(構成則)		$J = -De \cdot \partial c_p / \partial x$	$J = -Da \cdot \partial C / \partial x$
フィックの第2法則に対応する式(構成則)		細孔拡散モデル $\partial c_p / \partial t = De / (\varepsilon + \rho Kd) \cdot \partial^2 c_p / \partial x^2$ ※ $Da = De / (\varepsilon + \rho Kd)$ が成立	$\partial C / \partial t = Da \cdot \partial^2 C / \partial x^2$
構成則に必要なパラメータ		<ul style="list-style-type: none"> ・De: 対象イオン種の有効拡散係数 ・cp: 間隙水中のイオン種濃度 ・ε: 間隙率 ・ρ: 固相の単位体積あたりの密度 ・Kd: 吸着分配係数(透過拡散試験で得られた値※) ※粉体を用いたバッチ試験で得られたKd値とは異なる。 	<ul style="list-style-type: none"> ・Da: 対象イオン種の見かけの拡散係数 ・C: 単位体積あたりのイオン種濃度
必要なパラメータに対する主な依存性(依存性が明らかな温度は除く)		<ul style="list-style-type: none"> ・Deに対し、イオン種依存性がある。 ・Deに対し、間隙率依存性がある。 ・Kdに対し、イオン強度依存性が存在する。 	<ul style="list-style-type: none"> ・Daに対し、イオン種依存性がある。 ・Daに対するイオン強度依存性は小さい。 ・Daに対し、有効モンモリロナイト密度依存性がある。
依存性の原因と程度		<ul style="list-style-type: none"> ・細孔拡散と表面拡散の比率が、間隙率、イオン強度により変化する。 ・依存性の程度は、(OH⁻)Deに対する間隙率依存性は定式化(ε^{2.1})が図られているが、Kdに対するイオン強度依存性はイオン種毎に異なる。 	<ul style="list-style-type: none"> ・表面拡散が支配的であれば、イオン強度依存性も密度依存性も発生しないが、実験から密度依存性が確認されている。 ・依存性の程度は、イオン強度依存性は0~7 M間で数倍程度、密度依存性は有効モンモリロナイト密度600~1,800 kg/m²間で1桁程度。
ベントナイト内で想定される拡散現象との関係性		<ul style="list-style-type: none"> ・ベントナイト内に自由水が存在すると仮定。 ・表面/層間拡散や陰イオン排除効果は考慮していないため、一部の陽イオンや陰イオンの拡散は説明不可。 	<ul style="list-style-type: none"> ・ベントナイト内の固相と液相を分けて考えない。 ・単位体積あたりのイオン種濃度は実測可能。
ベントナイトに対するデータの充実性		<ul style="list-style-type: none"> ・Deデータベースが存在。 ・評価上重要だが、網羅されていない元素がある。 ・条件によっては、実験的に値を取得することが出来ないことがある。 	<ul style="list-style-type: none"> ・Deデータベースが存在。 ・評価上重要だが、網羅されていない元素がある。 ・実験的に値を取得することが可能。
ベントナイトへの適用性と検討が必要な点		<ul style="list-style-type: none"> ・適用するためには、下記について検討し、モデル・パラメータに取り込む必要がある。 ・cpの定義が明確ではなく測定値が得られない。 ・透過拡散試験結果から得られたDeとKdをセットで使用する必要がある。 ・De及びKdに対するイオン強度依存性を考慮すること。 	<ul style="list-style-type: none"> ・適用するためには、下記について検討し、モデル・パラメータに取り込む必要がある。 ・cpを明確に定義できる媒体との境界に対し、保持因子αを与え、ベントナイト側の濃度をCに変換する必要がある。 ・αの値がない元素に対する推定。 ・αにはイオン強度、モンモリロナイト割合等の依存性が考えられ、その定式化が必要。 ・Daの密度依存性について未検討。
ベントナイトへの適用について、より実証的、理論的裏付けをもたせるための検討事項		<ul style="list-style-type: none"> ・表面近傍と少し離れたところではイオン種濃度に違いがあり、分配平衡で説明可能なイオン種の存在状態に応じたcp、Deを設定するための検討が重要である。 	<ul style="list-style-type: none"> ・圧縮ベントナイト中における吸着種の拡散に細孔拡散も少しは効いており、例えば陽イオンのDaに密度依存性が見られることにそれは表れている。それを無視できる範囲で使うことがDaモデルのメリットであるため、それが顕在化しない範囲を明確化する検討が重要である。
他の処分場構成材への適用性と検討が必要な点	①岩石	<ul style="list-style-type: none"> ・適用可(間隙幅がベントナイト圧縮体に比べ大きいため、cpは定義可能、Kd取得可能) 	<ul style="list-style-type: none"> ・適用可(細孔拡散モデルで定義されるDaが使用可能)
	②セメント硬化体	<ul style="list-style-type: none"> ・適用可(毛細管間隙が存在するセメント硬化体を想定) ・低拡散層として考えられているセメント硬化体ではcpが定義できるような間隙は存在せず、適用できない可能性がある。 	<ul style="list-style-type: none"> ・適用可(低拡散層として考えられているセメント硬化体でcpが定義できるような間隙が存在しない場合でも、Cは定義可能)
ベントナイト圧縮体中の変質評価の観点からの留意点		<ul style="list-style-type: none"> ・間隙水中イオン濃度(cp)と固相吸着濃度を明確に分けることはできない。 ・変質に関与するイオン種としては、間隙水中に存在するイオン種だけではなく、鉱物に吸着したイオン種も考慮する必要がある。 	<ul style="list-style-type: none"> ・モンモリロナイトを高分子電解質として扱った場合、拡散評価で用いたCを変質評価でもそのまま使用できるかもしれない。 ・モンモリロナイトの永久負電荷を考慮して電荷バランスを取りつつ、拡散を評価すれば、陽イオン交換反応を計算したのと同等の評価をしたことになるかもしれない。

(4) Da データセットの整備

(a) K の拡散挙動に係る実験的検討

カリウムイオン (K^+) は、セメント系材料から初期に溶出し、場における pH を決定する可能性のある安全評価上重要なイオン種にも関わらず、そのベントナイト中における拡散データはほとんどない。そこで、Na 型モンモリロナイトを用いた K の収着バッチ試験及び透過拡散試験を、0.1、0.3、0.5 M の NaCl が共存する条件下でそれぞれ実施した（平成 29 年度⁽¹³⁾から継続）。取得した収着分配係数 (K_d) に加えて、図 1.3-4 に示す透過拡散試験結果と Da モデルを用いた評価手法による計算値のフィッティングから、有効モンモリロナイト密度 $1,000 \text{ kg/m}^3$ 、 25°C の条件下におけるモンモリロナイト圧縮体中の K の Da として、 $(1.2\sim 2.4)\times 10^{-11} \text{ m}^2/\text{s}$ という値を得た。

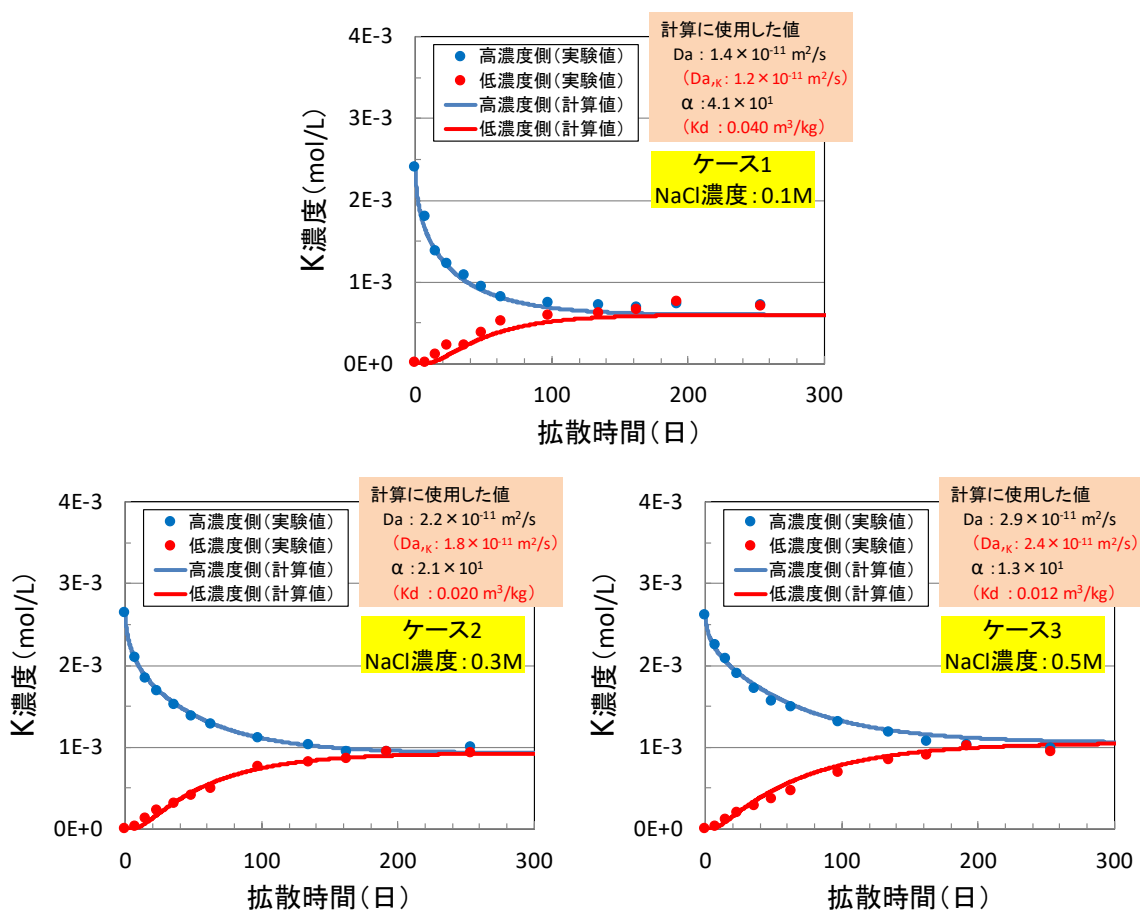


図 1.3-4 高濃度及び低濃度側タンク内の K 濃度の経時変化（実験値と計算値の比較）

一方、イオン強度が低い条件では、 K_d が大きくなり（2.2.4 (1) (d) (i) 参照）、K が試料を透過しない可能性があるため、透過拡散試験よりも In-diffusion 試験によって Da を取得することが適切と考えるが、平成 29 年度⁽¹³⁾に実施した K を用いた In-diffusion 試験結果から、Na 型モンモリロナイト試料中における（精製しても取り除くことが出来なかった）K の影響を考慮する必要があることが示唆された。そこで、本年度は、K が到達していないと考えられる塗布面から離れた部分も含めて濃度分布を調べることで、試料に含まれる初期 K 量を決定し、その影響を考慮した濃度補正を行うことで Da を導出した。

脱イオン水、及び 0.01、0.1、0.5 M の NaCl 溶液条件で、In-diffusion 試験（有効モンモリロナ

イト密度 $1,000 \text{ kg/m}^3$ 、 25°C) を行った結果の一例として、脱イオン水条件での試験終了後における試料中の K 濃度分布を図 1.3-5 に示す。塗布面から離れた試料片の平均 K 濃度は 1.9 mol/m^3 であり、当該平均濃度を各試料片の K 濃度 (C) から差し引くことで補正濃度 (C') を求めた。そして、拡散距離の 2 乗 (x^2) に対する補正濃度の自然対数 ($\ln C'$) を取り、その傾きから Da 値を導出した (図 1.3-6)。その他の条件における K の Da 値も同様の方法で導出し、 $(2.5\sim 3.5) \times 10^{-11} \text{ m}^2/\text{s}$ という値を得た。

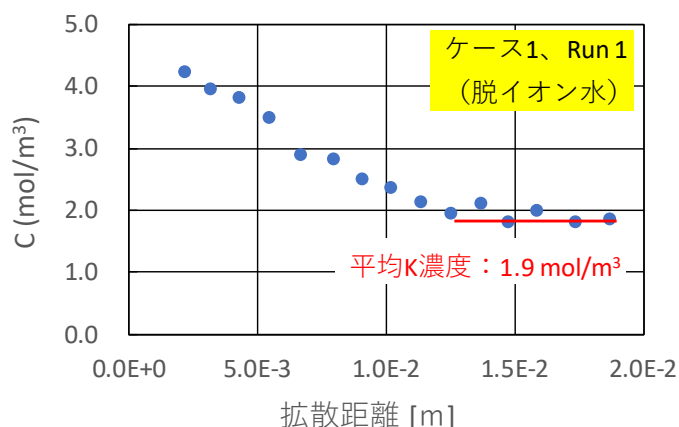


図 1.3-5 拡散試験終了後における試料中の K 濃度分布 (脱イオン水条件、Run 1)

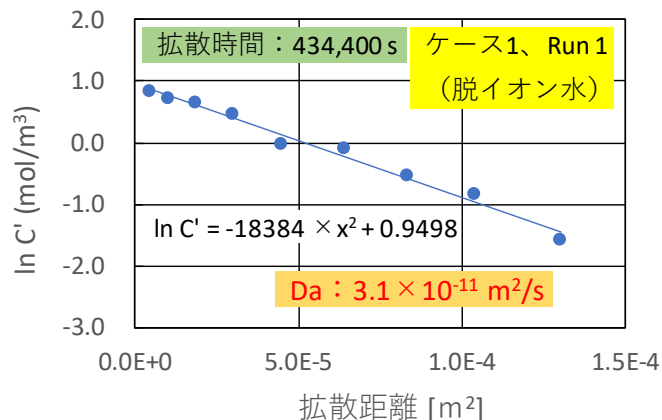


図 1.3-6 拡散距離の 2 乗 (x^2) に対する補正濃度の自然対数 ($\ln C'$) (脱イオン水条件、Run 1)

図 1.3-7 に透過拡散試験結果及び In-diffusion 試験結果から得られた Da 値の NaCl 濃度依存性を示す。NaCl 濃度が同じ条件で得られた Da 値は試験方法に関わらず、ほとんど同値であったため、これら値の信頼性は高いと考えられる。また、NaCl 濃度が異なる条件で得られた Da 値はほぼ一定 ($3 \times 10^{-11} \text{ m}^2/\text{s}$ 程度) であり、K の Da に対するイオン強度依存性は見られなかった。これは、モンモリロナイト圧縮体中の K の拡散フラックスは、 C_s と同様⁽¹⁴⁾、単位体積当たりの濃度 (C_b) 勾配で良く説明できること、また、液相との境界部における C_b は K の収着量でほぼ決定されることから、モンモリロナイト圧縮体中では、K は収着した状態で拡散 (表面拡散) している可能性が示唆された。

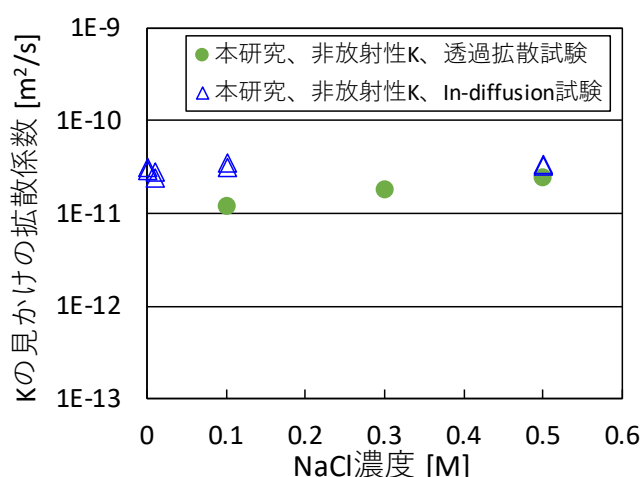
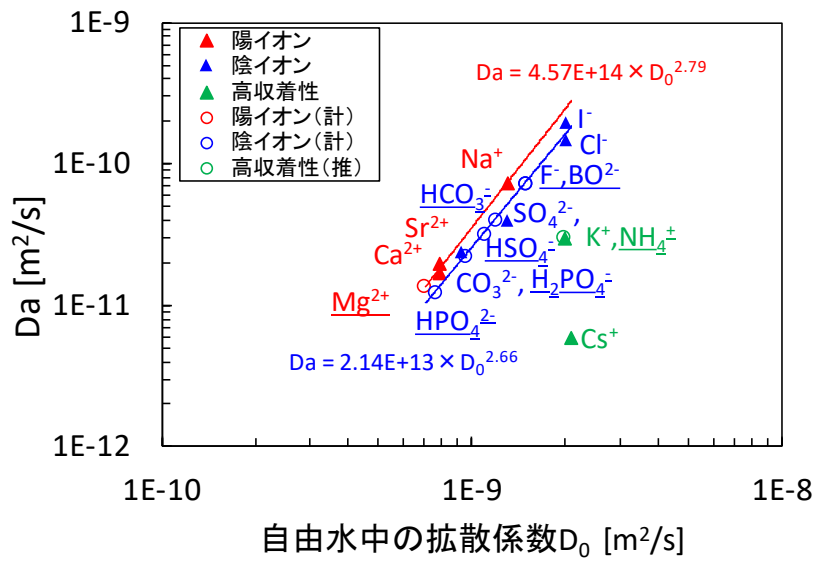


図 1.3-7 K の Da の NaCl 濃度依存性

(b) Da データセットの更新

平成 29 年度⁽¹³⁾は、ベントナイト系人工バリア劣化に係る物質移行-変質連成評価で対象となるイオン種に対して固有の Da データセットを整備するため、当該イオン種を構成する元素ごとの Da に係る現状の見知(25°C程度かつ有効モンモリロナイト密度 1,000 kg/m³程度の Da 値)を文献調査等により整理するとともに、Da データがない元素については、化学的類似性等を考慮することによって、試作版 Da データセットを作成した。また、各元素の Da 値に対する自由水中の拡散係数や水和イオン半径等の依存性を調べた結果、経験的ではあるがこれらパラメータへの依存性が確認された(図 2.2-11 参照)。しかしながら、モンモリロナイトへの収着性が高い K⁺や Cs⁺、水酸化物イオンを含む錯体を形成する元素(Fe、Si)については、上記依存性は確認されず、例外として扱う必要がある可能性が示された。

そこで本年度は、既存の Da データがない元素(F、B、P、Mg、K、N、Al)について Da データセットの更新を図った。まず、ベントナイト中の Da と自由水中の拡散係数(D₀)に相関があると考えられる F、B、P、Mg(S、C の一部のイオン種も含む)については、既往の Da 及び D₀ データから作成した関係式から Da の推定を行った(図 1.3-8、陽イオン、陰イオンそれぞれに対して当該関係式を作成した)。次に高収着性であると考えられる K の Da については、本年度実施した拡散試験結果から 3 × 10⁻¹¹ m²/s に設定した。また、N(NH₄⁺)については、高収着種であり、D₀ 値及びモンモリロナイトへのイオン選択性(Li⁺ < Na⁺ < (K⁺, NH₄⁺) < Rb⁺ < Cs⁺) が K と同等であることから⁽¹⁵⁾、その Da 値は K と同値にした。さらに、Al については、平成 29 年度の整理ではオキソ酸に分類していたが、アルカリ環境では OH 錯体として存在する可能性があることから⁽¹⁶⁾、Si や Fe と同類と見なし、低い Da 値(Fe と同じく、Co の Da を参考とした値: 2 × 10⁻¹³ m²/s)を設定した。本年度、更新した Da データセットを表 1.3-4 に示す。なお、当該データセットは有効モンモリロナイト密度 1,000 kg/m³程度を想定した Da 値となっているが、上述したように今後は密度依存性を考慮した検討を行う必要がある。



※ 既往の Da 及び D₀ データから作成した関係 (赤 : 陽イオン、青 : 陰イオン) を図中に示す。

図 1.3-8 Da と自由水中の拡散係数の関係

表 1.3-4 Da データセット更新版

元素	Da[m²/s]	イオン種	D ₀ [m²/s]	分類
Cl	1.5E-10	Cl ⁻	2.0E-9	依存性有
F	7.2E-11	F ⁻	1.5E-9	
B	7.2E-11 [※] -	BO ₂ ⁻ HBO ₂	1.5E-9 -	
S	4.0E-11 [※] 3.2E-11	SO ₄ ²⁻ HSO ₄ ⁻	1.3E-9 1.1E-9	
C	2.4E-11 [※] 4.0E-11	CO ₃ ²⁻ HCO ₃ ⁻	9.2E-10 1.2E-9	
P	1.2E-11 [※] 2.2E-11	HPO ₄ ²⁻ H ₂ PO ₄ ⁻	7.7E-10 9.6E-10	
Na	7.4E-11	Na ⁺	1.3E-9	
Ca	1.7E-11	Ca ²⁺	7.9E-10	
Mg	1.4E-11	Mg ²⁺	7.1E-10	
K	3.0E-11	K ⁺	2.0E-9	
N	3.0E-11	NH ₄ ⁺	2.0E-9	高収着性
Si	6.0E-13	Si(OH) ₅ ⁻ 、Si(OH) ₄	- -	OH- 錯体
Fe	2.0E-13	Fe(OH) ₃ ⁻ 、Fe(OH) ₂ 、 FeOH ⁺	- -	
Al	2.0E-13	Al(OH) ₄ ⁻	1.1E-9	

※オキソ酸イオンについては、「※」のついたDaを当該元素の代表値とする。

(5) 物質移行－変質連成解析コードの整備

表 1.3-2 で示した Da モデルに係る検討結果等を踏まえ、MC-BUFFER への Da モデル導入に係る構成則（導入箇所、追加内容、モデル式等）について整理した。また、塩水系地下水を想定したベントナイト系人工バリア材が他バリアと隣接した系での評価を可能とするため、境界部分における保持因子の設定に係る MC-BUFFER の機能拡張を行うとともに、改良したコードを用いてセメントとベントナイトが接した系を想定した解析を、De モデル及び Da モデルを用いて実施し、その結果から改良コードの動作確認、課題の抽出、及び両モデルの適用性等について整理・検討した。

(a) MC-BUFFER への Da モデル導入に係る構成則の整理

上述したとおり、本事業ではベントナイト系人工バリアの変質評価における拡散評価手法の一つとして Da モデルを選択し、MC-BUFFER に導入に係る検討をこれまで行ってきた。まず、Da モデルを当該コードへ導入する際に考慮すべき要素を整理し、処理フロー図に追記した（図 1.3-9）。具体的には、元素ごとへの Da の設定、同一の Da を設定する複数の元素に対する群の構成、郡ごとの移行計算、モンモリロナイトの負電荷（永久電荷、Y）も含めた電荷バランスの調整（移行計算後に Na または pH で電荷バランスを調整）、地球化学反応計算で用いる濃度の設定（単位体積当たりの元素濃度 C、ステップごとに計算される間隙率で C を除した間隙水中濃度 c_p 、初期間隙率で C を除した間隙水中濃度 c_p の 3 つから選択可能とする）、境界部分における保持因子 α の設定が挙げられた。また、これら要素（保持因子の設定以外）のコードへの適用性を確認するため、MC-BUFFER プログラムの修正、及び検証を要素ごとに実施し、コードが正常に動くことを確認してきた。さらに、これら要素を連成させ、ベントナイト領域のみではあるが、一連の物質移行-変質連成解析を MC-BUFFER で実行可能とした。しかしながら、現行の改良したコードでは OH の移行は計算できないため、（場の pH を変えずに）Na で電荷バランスを調整する方法を取った場合、移行計算後における場の陰イオンの量の不足分を、Na 量を減らすことでバランスことになり、その状態で化学反応解析を行うと鉱物が溶解した場所では pH が下がってしまう等、非現実的な評価になってしまうという課題が残っている。

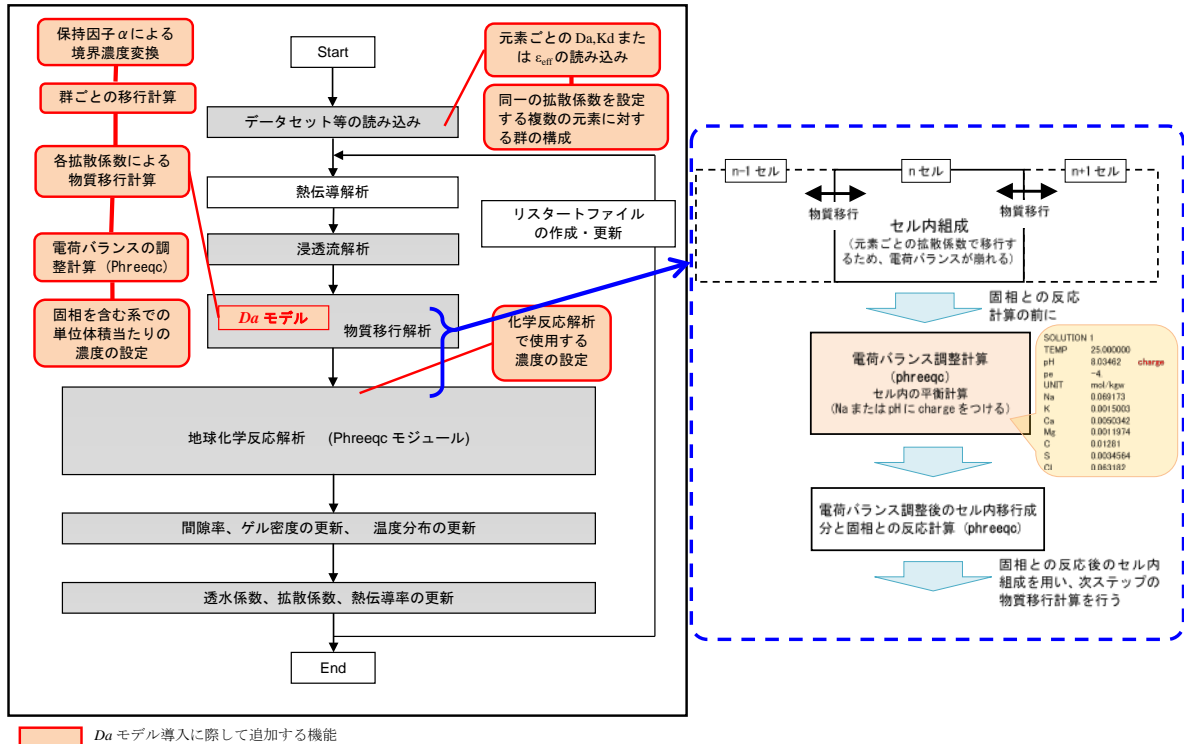


図 1.3-9 MC-BUFFER への Da モデル導入の際に追加する機能

(b) 保持因子の導入等の機能拡張

上述したとおり、Da モデルでは、地下水やその他のバリア材と隣接する系での評価を行う場合は、地下水中（またはその他のバリア材を通過後の浸出溶液）濃度を、境界におけるベントナイト系人工バリア材中の単位体積あたりの濃度に変換する必要がある。そこで、セメント系人工バリアとベントナイト系人工バリア材が隣接した領域を対象とした一連の物質移行-変質連成解析を実施可能とするため、境界部分における保持因子 α_b の設定に係る機能拡張を実施した。なお、ここで設定する α_b は、透過拡散試験で De とともに得られるベントナイト圧縮体に対する保持因子 α ($= \epsilon + \rho Kd$) とは異なり、自由水とベントナイト圧縮体が接触した系の境界部分のみに適用可能なパラメータである。

具体的には、地下水やその他のバリア材との界面における単位体積あたりのベントナイト系人工バリア材中の元素濃度 $C_{b,b}$ (境界条件) を、他のバリア材を通過後の浸出溶液の元素濃度 c_i と保持因子 α_b を用いて、「 $C_{b,b} = \alpha_b \cdot c_i$ 」と設定できるようにした。また、 α_b の値の設定に関しては、これまで実施してきた Ca、K、Cl の透過拡散結果等を参考に、 $\alpha_b = \rho Kd$ (収着種)、 $\alpha_b = \epsilon_{eff}$ (非収着種) とし、各元素に対する Kd 値または ϵ_{eff} 値はデータベースファイルから読み込めるようにした。ここで、 ρ はモンモリロナイト密度、 Kd は収着分配係数、 ϵ_{eff} は有効間隙率である。なお、改良したコードを用いて他バリアを含めた計算を Da モデルで実施する場合は、他バリアも Da モデルで評価する必要があるが、その場合は、後述するように他バリア材の Da 、 α_{medium} の設定を、 De モデルを用いた評価と同等になるように設定することとなる。

(c) 塩水系地下水を想定した物質移行-変質連成解析

本年度改良した MC-BUFFER を用いて、図 1.3-10 に示す体系で、セメント系人工バリアとベントナイト系人工バリアが接した系を想定した物質移行-変質連成解析を、 De モデル及び Da

モデルを用いて実施し、その結果から改良コードの動作確認、課題の抽出、及び両モデルの適用性等について整理・検討した。なお、本評価は、セメント系材料とベントナイト系材料が接した部分での物質移行が適切に評価できるか、また、その近傍の主な変質現象が想定されるものになっているか（具体的には、セメント側からベントナイト側へのアルカリ成分（OH⁻）の移行、境界付近におけるセメント側での CHS の増加、ベントナイト側でのモンモリロナイトの溶解等⁽⁸⁾）を確認し、両モデルの適用性を検討することを第一の目的としているため、本評価体系は、実際の中深度処分で想定される並びとは異なり、セメントを介して高アルカリ性となった塩水系地下水がベントナイトに浸透する体系とした。液相固定境界に与えた塩水系地下水の組成は、中深度処分を想定した設定がなかったため、地層処分に係る評価で使用された値を参考に設定した。移行計算後の電荷バランスについては pH で調整した。

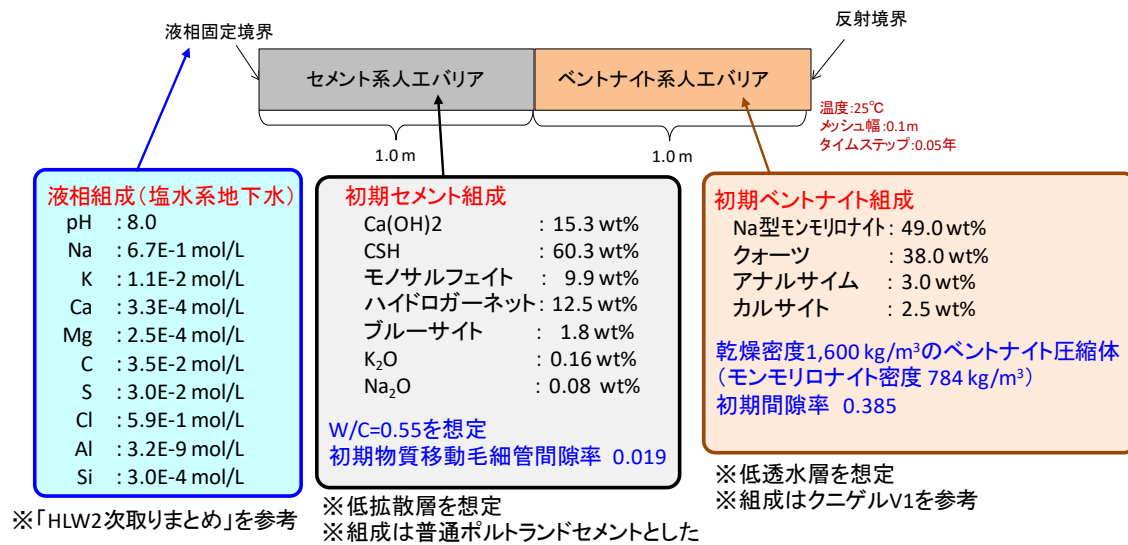


図 1.3-10 解析体系 (セメント系人工バリアとベントナイト系人工バリアが接した系)

また、ベントナイト系人工バリア中の拡散に係る設定については、De モデルを用いたケースでは、従来通り、全てのイオン種に対して同一の有効拡散係数として「 $De = 5.0 \times 10^{-7} \cdot \epsilon^{2.1} \cdot e^{-18600/RT}$ 」⁽¹⁷⁾を与えた。ここで、 ϵ は空隙率、R は気体定数、T は温度である。なお、現行の MC-BUFFER における De モデルは、表 1.3-1 でも記載したとおり、擾乱因子を排除した簡易モデルとなっており、固相への収着や陰イオン排除効果は考慮されていない。一方、Da モデルを用いたケースでは、各元素に表 1.3-3 で示した Da 値を与えると同時に、保持因子 α_b には表 1.3-5 に示した値を使用することとした。

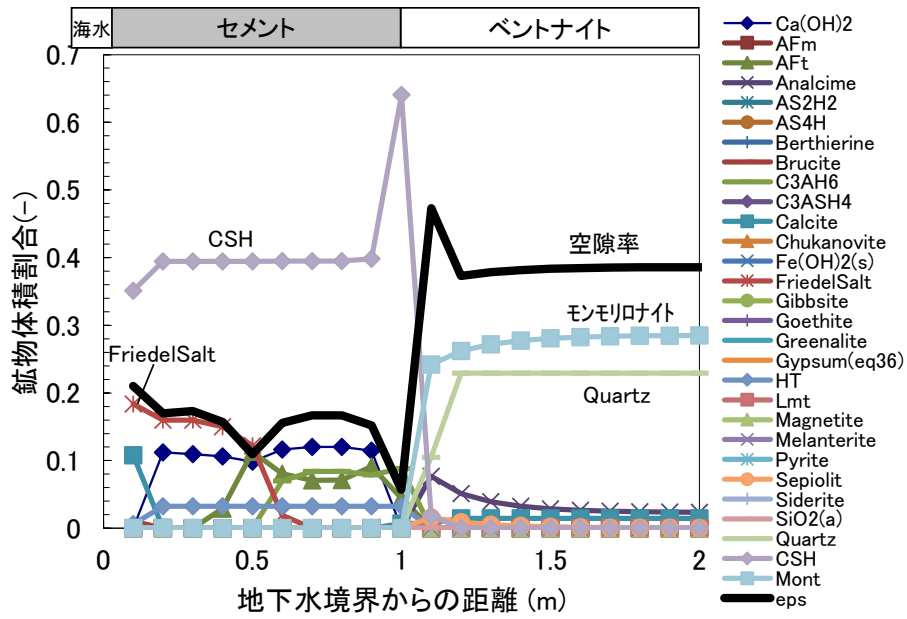
セメント系人工バリア中の拡散に係る設定については、モデルの違いによる影響を小さくするため、全ての元素に同じ拡散係数を与える評価とした。すなわち、De モデルを用いたケースでは、従来通りの設定である「 $De = 5.37 \times 10^{-10} \cdot \phi_{tra}$ 」⁽¹⁸⁾を与えた。ここで、 ϕ_{tra} は物質移動毛細管間隙率である。一方、Da モデルを用いたケースでは、「 $Da = De / \phi_{tra}$ 」、「 $C_{b,c} = \alpha_c \cdot c_l$ 」の関係が成り立つとし、「 $Da = 5.37 \times 10^{-10}$ 」、「 $\alpha_c = 0.019$ (ϕ_{tra} の初期値)」とした。ここで、 $C_{b,c}$ はセメント系材料側における境界濃度、 α_c はセメント系材料側における保持因子である。

表 1.3-5 α_b データセット (試作版) ⁽¹⁹⁾

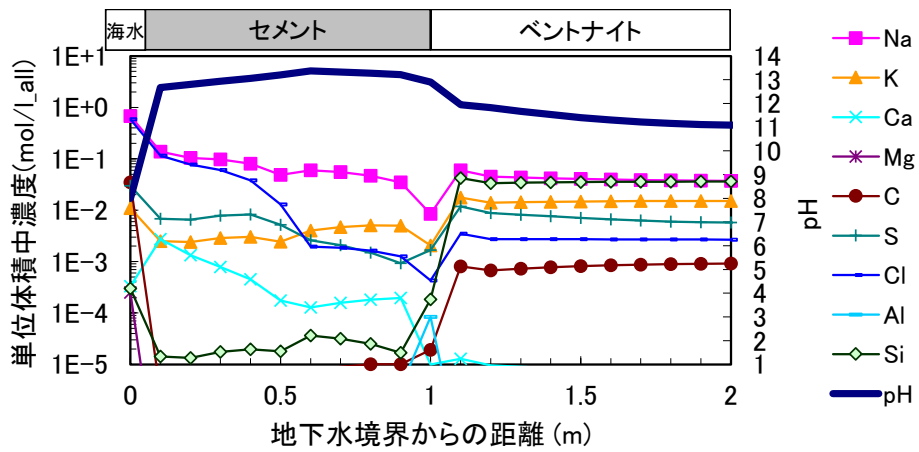
元素	イオン種	Kd [m ² /kg]	ϵ_{eff} [-]	1600kg/m ³ のベントナイト 圧縮体の場合の α (モン モリ密度 $\rho=784$ kg/m ³)	備考
Cl	Cl ⁻	—	0.385	$\alpha=0.385$	ϵ の初期値0.385を設定
F	F ⁻	—	0.385		
B	BO ₂ ⁻ 、HBO ₂	—	0.385		
S	SO ₄ ²⁻ 、HSO ₄ ⁻	—	0.385		
C	CO ₃ ²⁻ 、HCO ₃ ⁻	—	0.385		
P	HPO ₄ ²⁻ 、H ₂ PO ₄ ⁻	—	0.385		
Na	Na ⁺	—	0.385	$\alpha=0.385$	初期からモンモリロナイトに含まれるNa量は別途考慮
Ca	Ca ²⁺	0.01	—	$\alpha=7.84$	塩水系における実験値(0.007~0.013)
Mg	Mg ²⁺	0.01	—	$\alpha=7.84$	Caと同等
K	K ⁺	0.02	—	$\alpha=15.68$	塩水系における実験値(0.012~0.02)
N	NH ₄ ⁺	0.02	—	$\alpha=15.68$	Kと同等
Si	Si(OH) ₅ ⁻ 、Si(OH) ₄	0.5	—	$\alpha=392$	Niを参考 Tertre et al.(2005)、MX-80 塩水系(I=0.5M)における実験値 中性(pH7)でKd=0.5程度(グラフから)
Fe	Fe(OH) ₃ ⁻ 、Fe(OH) ₂ 、FeOH ⁺	0.5	—		
Al	Al(OH) ₄ ⁻	0.5	—		

1,000年間の解析を行った結果、Deモデルを用いたケースでは一連の物質移行-変質連成解析が不具合なく実行された(図 1.3-11 参照)。また、その評価結果については、セメント側からベントナイト側へアルカリ成分(OH⁻)が徐々に移行するとともに、境界付近のセメント側ではCHSの増加、ベントナイト側ではモンモリロナイトの溶解等が確認され、上述した想定される主な現象と調和的な結果となった。

一方、Daモデルを用いたケースでは移行計算後の電荷バランス調整計算、または地球化学的反応解析を行っている最中に収束エラーが出てしまい、計算することが出来なかった。これは、本計算ではセメント-ベントナイト境界に元素固有の α_b を設定したが、その条件によってはベントナイト側の境界部分において、あまりに大きな組成変化が起こってしまい、PHREEQCを用いた地球化学反応計算が収束しなかった可能性が考えられる。その確認として、 $\alpha_c=1$ 、 $\alpha_b=1$ としてDaモデルを用いた計算を行ってみたところ、図 1.3-12 に示す通り、1,000年後まで実行される結果となったことから当該条件では改良したコードが正常に動作することは確認できた。なお、図 1.3-12 で1,000年後のベントナイト系人工バリア中のpHが全領域で酸性となったのは、Da値が大きな陰イオン(特にCl⁻)に対して、陰イオン排除効果を考慮せずに($\alpha_b=1$ として)pHで電荷バランスを調整したことが原因と考えられる。

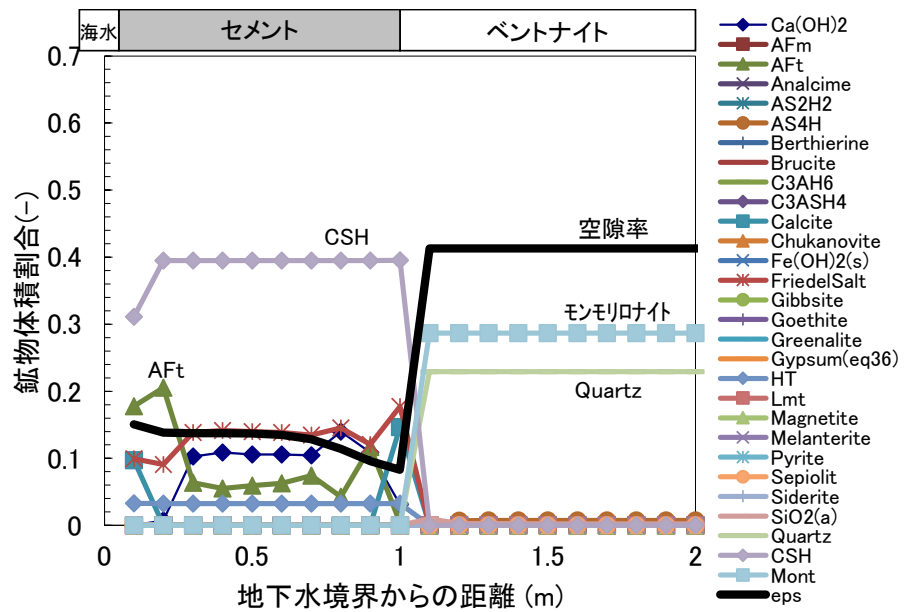


固相組成分布

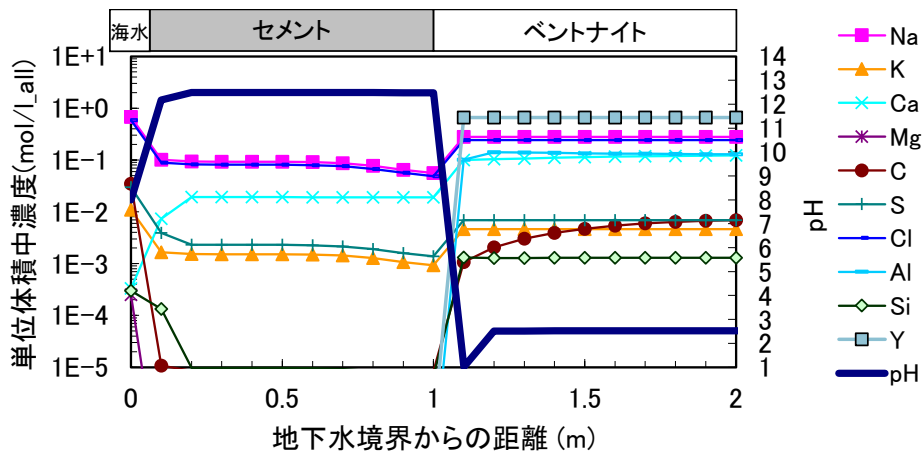


液相組成分布

図 1.3-11 解析結果 (De モデルを用いたケース、1,000 年後の固相および液相組成分布)



固相組成分布



液相組成分布

図 1.3-12 解析結果 (Da モデルを用いたケース、 $\alpha_c=1$, $\alpha_b=1$ とした場合、1,000 年後の固相および液相組成分布)

(d) 解析結果を踏まえた De モデル及び Da モデルの適用性に係る検討

上述のセメント系人工バリアとベントナイト系人工バリアが接した系を想定した物質移行-変質連成解析結果から De モデル及び Da モデルの適用性等について検討した。

De モデルを用いたケースの解析では、想定される主な現象が再現される結果となり、現段階では当該変質評価に適用できる可能性が示された。しかしながら、上述したように現在の De モデルでは、全てのイオン種に対して同一の De を設定していること、収着や陰イオン排除効果等が含まれていないこと等から、当該変質評価への適用性については、これらの影響を含めた上で再度判断する必要がある。

一方、Da モデルを用いた解析においては、 α_b の設定によっては地球化学反応計算時に収束

しない現象が確認された。この原因として、ベントナイト側の境界部分において、計算上で大きな組成変化が生じたことが推察されることから、適用に当たっては計算メッシュ幅や α の設定の見直しが必要であることが示唆された。また、境界における移行計算方法についても再検討する必要があるかもしれない。例えば、境界部における物質移行を濃度勾配による拡散で評価するのではなく、陽イオン交換考慮した分配平衡のみで評価すること等が考えられる。

また、上述した「境界部において地球化学反応計算が収束しない」という問題は、Da モデルだけではなく、De モデルに収着や陰イオン排除効果を導入した際にも起こるかもしれない。そのため、当該変質評価における拡散モデルの妥当性確認では、境界部における濃度変化を適切に評価できるということも重要な確認事項であると考えられる。さらに、本年度のコード改良では、Da 値、Kd 値及び ε_{eff} 値の設定は定数のみとしたが、将来的には密度依存性やイオン強度依存性等を考慮した定式化を図り、移行評価に反映させることが重要である。

(6) まとめ

ベントナイト系人工バリアの長期性能評価の妥当性を判断するために必要な科学的・技術的知見を蓄積する観点から、当該人工バリアの変質評価における拡散評価にまずは着目し、その評価モデルの適用性に係る検討を実施することとした。

上記検討に先立ち、これまでに整備してきた MC-BUFFER において考慮している現象と考慮していない現象の整理を行った。その上で、ベントナイト系人工バリアの変質現象（そのメカニズムも含む）、それに伴うバリア機能の変化、当該変質評価における De モデルと Da モデルの特徴について整理するとともに、その適用性について検討した。その結果、De モデルについては、透過拡散試験結果から得られた De と Kd をセットで使用するとともに、これらパラメータに対するイオン強度依存性を考慮すること、一方、Da モデルについては、間隙水中濃度を明確に定義できる他バリア材との境界に対し、保持因子 α を与え、ベントナイト側の濃度を単位体積当たりの濃度に変換すること、及び Da の密度依存性を考慮することを実施し、それらがモデル・パラメータに適切に取り込むことが出来れば当該変質評価に適用可能であると考えられた。

また、当該変質評価において Da モデルを使用する場合に必要な各イオン種に対する Da データセットを整備するため、種々のイオン強度条件でカリウムの拡散試験を実施し、その Da 値が $3 \times 10^{-11} \text{ m}^2/\text{s}$ 程度であることを示すとともに、自由水中の拡散係数に対する Da の依存性等について検討し、これまでに Da データが得られていない主要な元素の Da 値を推定し、Da データセットの更新を行った。

さらに、これまで物質移行－変質連成解析コード (MC-BUFFER) へ導入してきた Da モデルの構成則について整理するとともに、Da モデルを導入した当該コードを用いて塩水系地下水を想定したセメント系人工バリアからベントナイト系人工バリアへの物質移行を評価できるように、境界部分の濃度変換に保持因子を考慮した改良を行った。改良したコード及び上記で更新した Da データセットを用いてセメントとベントナイトが接した系を想定した解析を、De モデル及び Da モデルを用いて実施し、改良コードの動作確認、課題の抽出、及び両モデルの適用性等についての検討を行った。その結果、De モデルを用いたケースではセメント側からベントナイト側へのアルカリ成分 (OH⁻) の移行等、想定される事象を示したが、当該解析では収着や陰イオン排除効果等が含まれていないため、その適用性については、これらの影響を含めた上で判断する必要があることとした。一方、Da モデルを用いたケースでは、保持因子の設定値によっては地球化学反応計算時に収束しない現象が確認された。この原因としては、ベントナイト側の境界部分において、あまりに大きな組成変化が起こった可能性が考えられ、今後、メ

ツシュ幅や α_b の設定の見直し、及び境界部における移行計算方法について再検討が必要であることが示唆された。

1.3.1.2 セメント系人工バリアの長期性能評価に係る技術的知見の整備

(1) 背景と目的

中深度処分を対象とした「炉内等廃棄物の埋設に係る規制の考え方について」（平成 28 年 8 月原子力規制委員会決定）（以下「規制の考え方」という。）では、リスク低減の観点から人工バリアの中でできるだけ多くの放射性核種を減衰させ、人工バリアから天然バリアへの漏出を抑えることによって、生活圏への放射性核種の移行を遅らせることが適当であることから、人工バリアには、放射性核種の漏出抑制機能を求めている。具体的には、少なくとも廃止措置の開始までの期間（300～400 年）は、人工バリアによって廃棄物埋設地からの放射性核種の漏出を抑制することを要求している。

また、規制の考え方では、人工バリアから漏出した放射性核種の地下水等を介した生活圏への移行については、天然バリアによって抑制することを要求しており、その際、人工バリアからの放射性核種の漏出について評価することを求めている。

現在検討されている中深度処分施設概念（図 1.3-13）においては、「低拡散層」と呼ばれるセメント系人工バリアの使用が想定されている。

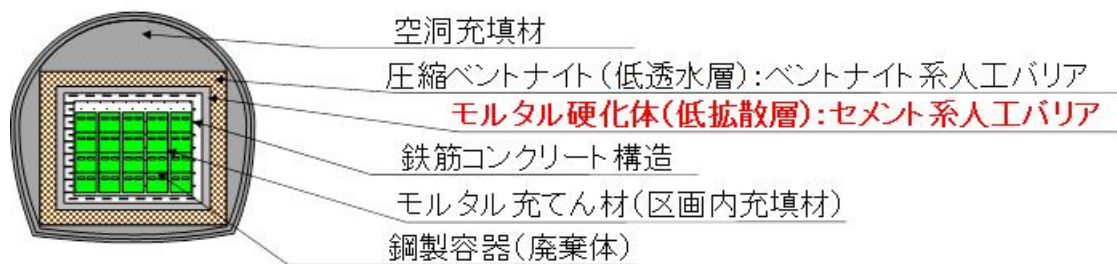


図 1.3-13 中深度処分における人工バリア等の概念図

セメント硬化体は多孔質媒体であることから、漏出抑制性能を評価する上では物質移行空間である細孔に着目する必要がある。この細孔は、材料設計、配合設計、施工（締固め、養生）により生成したセメント水和物の有する空間の形態で決まり、水和進展のような内因的現象に加えて、地下水との反応やベントナイト系人工バリア材などの隣接材料との反応といった外因的現象によっても細孔構造が変遷する可能性がある。

したがって、セメント系人工バリアの物質移行特性に係る長期的な性能を評価する上では、使用材料や配合等の材料設計に加えて養生方法や維持管理方法を含む施工が、セメント硬化体の細孔構造や細孔壁を構成する主たるセメント水和物であるケイ酸カルシウム水和物（C-S-H）の結晶構造（C-S-H は結晶性に乏しい物質であることから、ここでは「C-S-H ゲル構造」と呼ぶ。以下同様。）の長期安定性、すなわち初期状態（ここで「初期状態」とは、一般的にセメントの強度が概ね発現することが知られている材齢 1～3 か月程度の状態をいう。以下同様。）及び水和に伴う変遷（数年、数十年及びそれ以降の長期）に及ぼす影響についての知見が必要である。

そこで、以下の①～④に関する既往研究の調査を行った。なお、物質移行空間は、細孔の他に骨材遷移帯、ひび割れ、初期欠陥、劣化空間等が存在するが、ここでは細孔に着目して調査した。

- ①セメント硬化体の物質移行空間と細孔構造の形成について
- ②使用材料及び配合と細孔構造の関係
- ③施工による影響について
- ④細孔構造やC-S-Hゲル構造の計測と評価

さらに、セメント硬化体中の物質移動に関する評価モデルで構成される既往の計算コードについて調査した。

これらの調査結果を踏まえて、300年を超えるセメント硬化体の長期性能評価を行う上での課題を整理するとともに、これらセメント硬化体の長期安定性に関する既往の研究成果等をコンクリートの長期性能評価に適用する際の課題についても整理した。

(2) 既往研究の調査

① セメント硬化体の物質移行空間と細孔構造の形成について

セメント硬化体中の空隙は、社会基盤の土木建築分野では物質が移行する連行空隙と物質移行に寄与しない独立空隙に大別できる。前者は、セメント水和物のゲル空隙や層間空隙、また、振動締固めによる毛細管空隙の形成などがこれに当たる。一方、後者は練混ぜを効率的に行うための空隙であり、エントラップドエアと空気連行剤 (Air Entraining Agent ; AE 剤) を使用した場合に連行導入されるエントレインドエアがある (Mehta, 1986⁽²⁰⁾)。これらの空隙及び大きさは、表 1.3-6 に示すよう 1 nm レベルから 10⁷nm レベルまで7桁も差があり、細孔径の小さい順にゲル空隙及びC-S-H層間の結晶内空隙、毛細管空隙、エントレインドエア、エントラップドエアの4段階に分類している。セメント硬化体中において、放射性核種は連行した空隙 (以下「物質移行空隙」という。) を介して移行することから、毛細管空隙及びゲル空隙並びにC-S-H層間の空隙 (以下「ゲル空隙等」という。) に着目することが重要と考えられる。

一方、Mindess et al. (2002)⁽²¹⁾は、セメント化学として、セメント硬化体中に形成される細孔及びその細孔径、並びにそれぞれの細孔の特性について表 1.3-6 のように整理している。表 1.3-6 には上述のゲル空隙等と毛細管空隙の範囲も併せて示した。表 1.3-6 より、「micro pore」、「small capillary」及び「medium pore」は、固相の表面張力が大きく、これらの細孔中の水 (以下「間隙水」という。) は、バルクの水と近い特性を有する「large pore」や「medium pore」中の水とは異なる特性を有していると考えられる。このような間隙水が存在する「micro pore」、「small capillary」及び「medium pore」は、国際純正・応用化学連合 (International Union of Pure and Applied Chemistry; IUPAC) による分類ではメソスケール (2~50 nm) と呼ばれる細孔径の空隙に相当する⁽²²⁾。図 1.3-14 に、Jennings (2008)⁽²³⁾によって提唱されたC-S-Hのメソスケールの空隙 (以下「メソ空隙」という。) のイメージを示す。

このように、特にメソ空隙の割合が多いセメント硬化体の場合は、その細孔構造が、物質移行に対して物理的影響に加えて化学的影響も与える可能性があるため、セメント硬化体中における核種の収着特性を評価する際には、固相だけでなく間隙水の特性についても考慮する必要がある。

表 1.3-6 セメント硬化体に形成される細孔の径及び特性

Pore	Diameter	Role	Properties affected
Inter layer	<0.5 nm	Structural water involved in bonding	Shrinkage, creep at all RH
Micro pore	0.5-2.5 nm	Strongly adsorbed water; no menisci form	
Small capillary	2.5-10 nm	Strong surface tension forces generated	Shrinkage between 50-80% RH
Medium pore	10-50 nm	Moderate surface tension forces generated	Strength, Permeability, Shrinkage at >80% RH
Large pore	50 nm-10 μm	Behave as bulk water	Strength, Permeability
Entrained air	0.1-1 mm		Strength

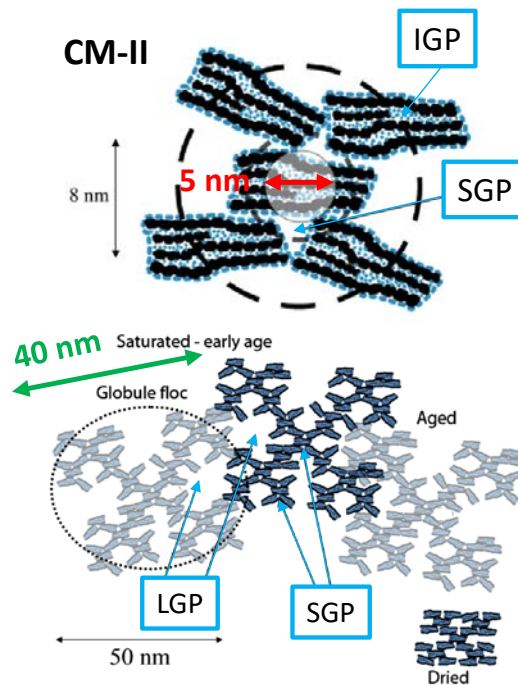


図 1.3-14 Jennings (2008)による C-S-H のメソ空隙のイメージ

② 使用材料及び配合と細孔構造の関係

現在検討されている中深度処分のセメント系人工バリア（低拡散層）のセメント材料及び配合の一例⁽²⁴⁾を表 1.3-7 に示す。低拡散層の候補材はフライアッシュセメントであり、膨張材等の無機混和材料や化学混和剤等も含まれている。ここで膨張材とは、一般的にセメント硬化体の収縮（自己収縮や乾燥収縮）による初期ひび割れの発生を抑制するために使用されるものであり、高性能 AE 減水剤とは、モルタルやコンクリートの充填性（流動性）の向上や、水セメント比（W/C）の低減による耐久性向上のために使用されるセメント分散剤の一種である。

表 1.3-7 検討されている低拡散層の材料及び配合の例^{※1}

W/C 比	W/B 比	単位量(kg/m ³)							
		W	粉体 B				化学混和剤		骨材
			セメント	混和材料		石灰石微粉末	高性能 AE 減水剤	空気量調整剤	細骨材
		水	セメント	ポゾラン物質	膨張材	石灰石微粉末	高性能 AE 減水剤	空気量調整剤	細骨材
			低熱ポルトランドセメント ^{※2}	フライアッシュ ^{※3}	※4	※5	※6	※7	※8
0.68	0.45	230	338	153	20	307			1279

③ -1 フライアッシュ

Si 及び Al を主成分とするフライアッシュは、セメントから溶脱した Ca との水和反応（以下「ポゾラン反応」という。）によって Ca-Si 系又は Ca-Al 系水和物を生成する。

山本ら(2006)⁽²⁵⁾及び(2008)⁽²⁶⁾は、拡散場を模擬した浸漬法による促進溶脱試験を行い、初期の水和物組織に形成される孔径 20~200 nm 程度の毛細管空隙量が多くその空隙径が大きいほど CH 変質フロントの進行速度が高まることや、フライアッシュセメントにおいては CH の消費と空隙充填による組織の緻密化をもたらすポゾラン反応が生じるため、CH 変質フロントの進行速度が非常に小さくなることを確認している。さらに山本ら(2010)⁽²⁷⁾は、OPC 硬化体では CH 変質フロントに後続する形で C-S-H 変質フロントが形成されるのに対し、フライアッシュセメント硬化体では CH の変質フロントの進行が遅く、C-S-H 変質フロントと共存することを確認している。このように、フライアッシュセメントの CH 変質フロントの進行が遅くなることについては、半井ら(2005)⁽²⁸⁾も、カルシウム溶脱現象のモデルを熱力学連成解析システム (DuCOM) へ組み込んだ解析に基づいて指摘している。

※1 「上部低拡散材」配合より

※2 太平洋セメント社大船渡産、密度 3.22 g/cm³、比表面積 3,490 cm²/g

※3 フライアッシュ II 種（東北発電工業）、密度 2.24 g/cm³、比表面積 3,800 cm²/g

※4 改良型ハイパーエクспан（太平洋マテリアル）、密度 3.04 g/cm³

※5 宮城石灰工業製、密度 2.70 g/cm³、比表面積 5,140 cm²/g

※6 マイティ 3000H（花王）：カルボキシル基含有ポリエーテル系化合物

※7 フライアッシュ用空気量調整剤 マイクロエア 404(エヌエムビー)：ポリアルキレングリコール誘導体

※8 石灰砕砂（八戸松館産）、密度 2.66 g/cm³、粗粒率 FM 2.70

また、フライアッシュを混和した硬化体が緻密になることに関して、例えば Mehta (1981)⁽²⁹⁾ や Mehta & Gjørsv (1982)⁽³⁰⁾ は、フライアッシュのポゾラン反応に伴い、細孔径が 100 nm よりも大きな細孔の量が減少すると共に 100 nm 以下の細孔量は増加することを示している。小早川ら(2001)⁽³¹⁾ は、フライアッシュのポゾラン反応の進行に伴い、細孔径 3-10 nm の微細な細孔量が多くなるとともに細孔径 10-50 nm の細孔量が減少することを示している。

なお、フライアッシュのポゾラン反応は、フライアッシュからの Si 等の溶脱が Na 及び K 等のアルカリ金属による影響を受けることから水和初期には起きにくい。また、養生温度等による影響も大きく、例えば佐藤ら(2017)⁽³²⁾ は、60°C の条件下であってもフライアッシュの反応率は材齢約 180 日で 30% 程度であることを報告している。

須田ら(2014)⁽³³⁾ は、合成 C-S-H 及びエーライト (C₃S) 水和試料を用いた実験結果に基づき、C-S-H の Ca/Si 比が低下するとゲル空隙の量が増加することを報告しており、これは Ca/Si 比の低下によって C-S-H の比表面積が増加するためと指摘している。さらに須藤ら(2017)⁽³⁴⁾ は Ca/Si 比の低下による C-S-H の凝集構造の変化から、フライアッシュ等の混和材の利用がセメント硬化体中の物質移行の抑制に有効であることを指摘している。

千田ら(2011)⁽³⁵⁾ による水銀圧入法 (MIP) を用いた普通ポルトランドセメント (OPC) ※⁹ とフライアッシュセメント※¹⁰ の硬化体の細孔径分布の測定結果によると、OPC の細孔径が主として 30 nm 付近に分布しているのに対し、フライアッシュセメントの細孔径の大部分は 5 nm 以下であり 10 nm 以上にはほとんど分布していない。

また、安田ら(2002)⁽³⁶⁾ は、モルタルからのカルシウム溶脱による空隙率の増加を再現するために、水/結合材比 (W/B) を変化させたモルタル供試体により透水試験及び拡散試験を行っている。その結果、MIP で測定した供試体は、貧配合による全空隙率の増加に伴い透水係数やトリチウムの実効拡散係数 (De) が増加することや、セメントの一部をフライアッシュ (JIS I 種) で置換 (10-30%) したフライアッシュ混合セメントにすることで、トリチウムの De が一桁以上小さくなることを指摘している。

以上を踏まえると、フライアッシュを混和することによる物質移行特性の観点での主な効果として、物質移行空間の緻密化が挙げられる。フライアッシュは、セメントに比べ比表面積が大きく、いわゆる微粉であることから、セメント粉体の空間を真詰する細密充填できる点に加え、ポゾラン反応により CSH 等の細密水和物を形成する化学的効果が期待できる。このようにセメント材料の設計及び配合設計によりセメント硬化体の緻密度は大きく変化することから、性能評価するに当たっては、こうした材料設計等を評価することが必要である。

②-2 膨張材

膨張材の混和率とセメント硬化体の細孔構造との関係について、盛岡ら(1998)⁽³⁷⁾ は、膨張材混和率が高くなるほどセメント硬化体の積算空隙量が大きくなることや、0.1~数 μm 程度の毛細管空隙が増大することを報告している。

また、盛岡ら(1999)⁽³⁸⁾ は、膨張材を混和したセメント硬化体の空隙率は毛細管空隙の増加を伴い大きくなることから、膨張材水和物が毛細管空隙を形成しながら膨張現象をもたらすと推察している。

なお、膨張材は、セメント水和物の体積膨張による効果を狙ったものであるため、膨張

※⁹ 水セメント比 (W/C) = 0.35

※¹⁰ 低熱セメント: 碧南火力発電所 II 種フライアッシュ = 7:3、水セメント比 = 0.35、FA 反応率 = ~30%

材の組成や構造体としての外部拘束の有無等によりその膨張効果は変化するため、膨張材使用の場合は、こうした点を考慮した評価が必要となる。

②-3 有機化学混和剤

現行のコンクリートは、様々な混和材料を混和することが一般的となっていることから、練混ぜ効率化の観点で有機化学混和剤は必要不可欠な材料である。有機化学混和剤には、セメント粉体の界面活性作用を期待する減水剤、練混ぜ時の空砲によるボールベアリング効果を期待する AE 剤など目的に応じて添加される。近年では、高強度化に伴う粉体量の増加や高流動性、材料分離抑制などの施工要件に基づき高性能 AE 減水剤が一般的に用いられる傾向にある。

高性能 AE 減水剤がセメント硬化体の細孔構造や C-S-H ゲル構造へ及ぼす影響に関して、坂井ら(2003)⁽³⁹⁾は、リグニンスルホン酸塩及びナフタレン系分散剤を添加したセメント硬化体が材齢 28 日以降において同様な細孔構造を示すものの、ポリカルボン酸系分散剤を添加した場合に比べて 0.1 μm 以上の空隙が多く存在していることを確認している。さらに、ペースト粘度が等しい場合であってもセメント硬化後の細孔構造が変化していることから、ペーストの流動性に関連する自由水や拘束水量は同じと想定される場合でも、分散剤の分散機構の相違により凝集構造が変化していると推定している。

杉山ら(2002)⁽⁴⁰⁾は、特にポリカルボン酸系分散剤を添加すると、無添加の場合と比較して細孔分布は類似しているにもかかわらず、その構造は全く異なったものとなることを報告している。これは、混和剤を添加しない場合は分散が不十分なためにセメント粒子が凝集し一体化し緻密化しているのに対し、ポリカルボン酸系分散剤を使用することで 1 次粒子まで分散し、さらに微細な針状結晶（エトリングイト系水和物）が多量に生成することにより緻密化したことが原因としている。

②-4 その他

表 1.3-7 に示した混和材料のうち、石灰石微粉末は一般に高流動化を実現するために材料分離抑制のために混和される。特に若材齢において圧縮強度の上昇に寄与することが知られているが⁽⁴¹⁾、水和不活性とされている⁽⁴²⁾。一方、石灰石微粉末を添加すると硬化体の Ca/Si 比は見かけ上上昇するが、この Ca/Si 比によりセメント特性の評価を行う場合には、水和に寄与しない鉱物であることから、硬化体中に生成する C-S-H の組成の評価に必ずしも反映されないことについて留意が必要と考える。

④ 施工による影響について

石垣ら(2012)⁽⁴³⁾は、コンクリートの打込み時に発生する材料分離現象であるブリーディングが発生したセメント硬化体の細孔構造について、電子顕微鏡と低温示差走査型熱量計を用いて定量的に評価し、細孔構造の特性を電気伝導度から検討している。その結果、ブリーディングによって打設方向上部にかけて増加する空隙は毛細管空隙であり、それ以下の径の空隙形成にはほとんど影響を及ぼさないことを明らかにしている。ただし、ブリーディングは、締め固め時の水の動きに大きく影響するため、毛細管空隙の形成や打設方向などの施工条件によって影響を受けることを示している。

養生条件に関して、黒澤ら(2011)⁽⁴⁴⁾は、測定前試料を乾燥させない手法を用いて、乾湿繰り返しや乾燥による硬化セメントペースト中の C-S-H ゲル構造の変化を調べている。示差走査型熱量計 (DSC) を用いたサーモポロメトリーの解析結果から、乾湿繰り返しや乾燥によ

り直径数 nm~10 nm の細孔量が減少し、10~100 nm の細孔量が増加することを報告している。さらに、²⁹Si MAS-NMR の結果から、水中養生試料に比べて乾湿繰り返しや乾燥を行った試料ではシリケートアニオン鎖の平均鎖長の伸展が確認されている。この原因として、乾燥による脱水でシリケートアニオンが縮重合し、それに伴う Globule (C-S-H 粒子) の層間の緻密化によって C-S-H ゲル構造が変化した可能性を指摘している。

Doyeon ら(2003)⁽⁴⁵⁾は、W/C 比 50% のコンクリート試験体を用いて、水中養生 (20°C)、気中養生 (20°C、60%)、封緘養生 (20%) を 28 日間実施し、28 日目におけるコンクリート深さごとの細孔構造を調べている。その結果、養生条件によってコンクリート中の細孔構造が異なっていることや、水中養生では深さにかかわらず均一な空隙構造が形成されているのに対し、封緘養生では若干、気中養生では比較的大きな深さ方向の細孔構造の不均一性が確認されている。

④細孔構造や C-S-H ゲル構造の計測と評価

ここでは主にセメント硬化体の細孔及び細孔壁を構成する C-S-H ゲル構造を計測・評価するための方法について整理した。

④-1 セメント硬化体の細孔構造の計測及び評価方法

空隙直径 100 μm 程度までのエントレインドエアレベルの空隙については、光学顕微鏡法 (修正ポイントカウント法、リニアトラバース法、画像処理法)、それ以下の空隙直径レベルでは、水銀圧入式ポロシメーター法 (MIP) (対象: 400 μm~30 Å) や水蒸気又は窒素吸着法 (BET) (対象: 0.2 μm~2.5 Å) による分析の対象となる。

このうちメソ空隙の分析を対象としている MIP 法と BET 法の測定原理及び問題点を表 1.3-8 及び表 1.3-9 に示す。

表 1.3-8 MIP の測定原理及び問題点

測定原理	水銀は表面張力が大きいので、対象試料の微細空隙中に入ることはないが、圧力をかけることで、細孔に圧入される。その特性を用いて、段階的に圧力を増加させ、各段階で圧入された細孔量を測定することで細孔径分布を求めることができる。(土木学会 353 委員会成果報告書 2018) ⁽⁴⁶⁾
問題点	<ul style="list-style-type: none"> ・ 試料の前処理方法によって得られる結果が異なるため、絶対評価には向かない。同条件（前処理方法、試料サイズなど）で測定した場合、再現性が高いため、相対評価は可能。(土木学会 353 委員会成果報告書 2018) ・ 測定は 3 nm～500 μm 程度の広範囲を測定可能であるが、3 nm 以下の測定ができない。必要に応じてガス吸着法と合わせて測定した方がよい。(土木学会 353 委員会成果報告書 2018) ・ 測定に際し、試料を乾燥させる必要があるが、適度の乾燥を施した場合、水和物に変質し、細孔量が増加するため、乾燥条件には留意する必要がある。(土木学会 353 委員会成果報告書 2018) ・ 骨材を除くため、遷移帯の情報を得ることができない。(土木学会 353 委員会成果報告書 2018) ・ 円筒形の細孔を仮定して細孔径分布を導出するが、インクボトル型の空隙によってヒステリシスが生じる。(Lowell, et al.1981)⁽⁴⁷⁾ ・ 脆弱な試験体の場合の測定時の圧入圧による組織破壊や、インクボトル効果によって空隙量を過大に評価している可能性がある。(湊 2011⁽⁴⁸⁾、黒澤ら 2011、永谷ら 2011⁽⁴⁹⁾) ・ 測定前に試料を乾燥させなければならない。(黒澤ら 2011)

表 1.3-9 BET の測定原理及び問題点

測定原理	<ul style="list-style-type: none"> ・ 粉体粒子の表面に吸着占有面積が既知のガス分子を吸着させ、その量から試料の比表面積を求める。(土木学会 353 委員会成果報告書 2018) ・ さらに、試料表面にガス分子が何層も吸着していくうちに、細孔中にガス分子が凝縮し気体から液体に変化する。凝縮が生じたときの圧力値は、細孔の大きさと相関があること、ガス分子の吸着量の伸びは細孔の内容積に比例することを利用して細孔分布を求める。(土木学会 353 委員会成果報告書 2018)
問題点	<ul style="list-style-type: none"> ・ 吸脱着過程でヒステリシスが生じる。(セメント協会 2018) ・ 解析には毛管凝縮のモデルが必要。(セメント協会 2018) ・ 測定前に試料を乾燥させなければならない。(黒澤ら 2011)

④-2 セメント硬化体の C-S-H ゲル構造の計測及び評価方法

セメント水和物のうち 40～60 %の体積を占める C-S-H は非晶質が多くを占めるが、C-S-H の生成情報として、シリカ成分が形成する "Si-O-Si" というシロキサン結合の結合状態を測定するシリケートアニオンの形態分析を行う手法がある。現在、シリケートアニオンの形態分析において主流となっている ²⁹Si-固体高分解能核磁気共鳴 (NMR スペクトル)法及びトリメチルシリル誘導体化法(TMS 法)がある。

このうち NMR スペクトル法及び TMS 法の測定原理及び問題点を表 1.3-10 及び表 1.3-11 に示す。TMS と NMR はいずれも C-S-H の結晶構造のうちケイ酸の鎖長を調べるための分析

方法として用いられ、TMS は単量体、二量体、三量体等の C-S-H のケイ酸鎖長分布を測定することができる。これに対して $^{29}\text{Si-NMR}$ は、Si の化学結合状態として 0 配位 (Q0)、1 配位 (Q1)、2 配位 (Q2) 等の構造を示すシグナルを検出することができる。

表 1.3-10 NMR 法の測定原理及び問題点

測定原理	原子核を静磁場の中に入れて核スピンの共鳴現象を観測することによって、測定対象の原子核の化学的環境を測定する。測定条件は液体と固体とに大別され、セメント系材料に対しては一般的に固体条件が用いられる。主に測定対象となる原子核は ^{29}Si 、 ^{27}Al 、 ^1H 等。(土木学会 353 委員会成果報告書 2018)
問題点	<ul style="list-style-type: none"> • 全ての原子核が測定対象とはならない。例えば ^{40}Ca は核磁気共鳴を起こさない核であるため、同位体である ^{43}Ca が測定対象となるが、^{43}Ca は天然存在比が著しく低く強力なマグネットで長時間測定する必要がある。(土木学会 353 委員会成果報告書 2018) • 基本的にペーストを対象とした測定であるため、モルタルやコンクリートを対象とした場合には骨材に由来する信号が主に検出される可能性がある。モルタルやコンクリート中のペースト部の情報を得るためには、重液分離法などによってペーストのみを分離する必要がある。(土木学会 353 委員会成果報告書 2018)

表 1.3-11 TMS 法の測定原理及び問題点

測定原理	シリケート (ケイ酸) を構成するシロキサン ($-\text{O}-\text{Si}-\text{O}-$) 結合の鎖長は直接分析できないが、末端の金属イオンを加水分解し水酸基 ($-\text{OH}$) にした上で、トリメチルシリル (TMS) 基 ($-\text{O}-\text{Si}-(\text{CH}_3)_3$) に変換することで有機物化できる。その際、元のシロキサン鎖の鎖長を保ったまま誘導体化できるため、クロマトグラフ等にて鎖長分布の直接定量が可能となる。(土木学会 353 委員会成果報告書 2018)
問題点	<ul style="list-style-type: none"> • TMS 誘導体の分子量より、ガスクロマトグラフでは 6 量体程度までが限界。これより長鎖タイプのもものは GPC (液体クロマトグラフ) により測定可能。(土木学会 353 委員会成果報告書 2018) • 単純鎖タイプのシリケートのみにしか対応できず、二重鎖タイプやシート状、3 次元網目状のシリケートについては分析不可。よって、過度な炭酸化を受けたセメントや水中養生による過度な Ca 溶脱変性体については、部分的な情報しか得られない。(土木学会 353 委員会成果報告書 2018) • TMS 誘導体化反応によって $\text{Al}-\text{O}-\text{Si}$ は切断されるため、Al の固溶によるものと水和進展によるものとの区別がつかない。

フライアッシュには Si の他に Al も含まれていることから、フライアッシュセメント硬化体中には C-S-H の他に C-A-S-H も生成する。NMR スペクトル法及び TMS 法によってフライアッシュセメント硬化体中の C-S-H や C-A-S-H の構造を調べようとした場合、TMS 誘導体化反応によって Al-O-Si は切断されるため、Al の固溶によるものと水和進展によるものとの区別がつかないという問題がある。例えば、図 1.3-15 のような場合、

- ・左図の状態でのモル分率：単量体= 1/3、2 量体 = 1/3、3 量体 = 1/3 で平均重合度は 2
- ・右図の状態でのモル分率：単量体= 1/4、2 量体 = 2/4、3 量体 = 1/4 で平均重合度は 2 となり、結果として左図と右図の状態での平均重合度は同じになる。

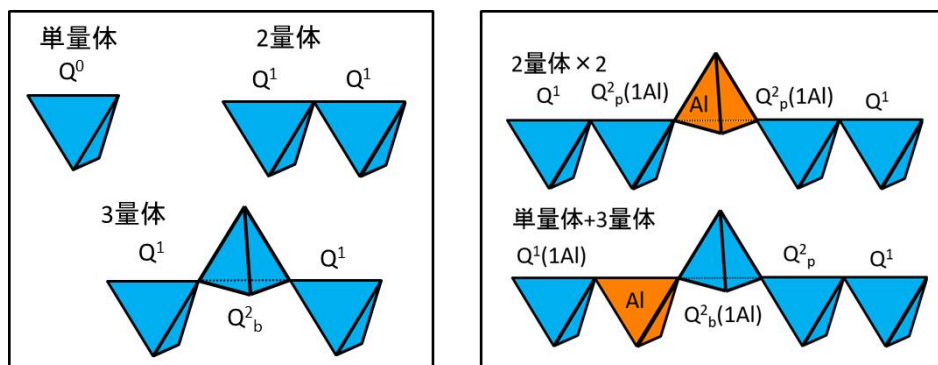


図 1.3-15 シリケートアニオン (SiO_4 四面体鎖) の鎖長分布のイメージ

実測例として、GEMS により CSH 生成量を同じにした配合により作製した 2 種類のセメント硬化体 (TC45 と TCFA51。表 1.3-12 にそれぞれの試料のセメント反応率や水和物の生成量等についての分析結果を示す) についての TMS による測定結果を表 1.3-13 に示す。このうち TC45 は、セメントの原材料に廃棄物起源を使用せず、かつ後添加としての不純物をできるだけ含まない純粋原材料のみを用いたセメントを W/B 比 45% で練り混ぜ、20°C で養生したペースト供試体である。もう一方の硬化体 TCFA51 は、TC45 をベースに 30 mass % のフライアッシュを混和したものであり、熱力学的相平衡計算 GEMS (the Gibbs free energy minimization program) を使い、完全水和した状態での 4 種類の C-S-H (Ca/Si=2.25, 1.33, 1.25, 0.67) のトータルの体積 (vol.%) が理論上で TC45 と等しくなるように W/C 比を 51% に調整し、TC45 と同じ 20°C で養生したものである。

表 1.3-13 より、TMS での試験結果では、材齢 28 日と 91 日の TC45 を比較すると、材齢が長くなるに伴い単量体の割合が減少し、2 量体の割合が増大していることが分かる。セメントの反応率を調べた結果、TC45 のエーライト (C_3S) は材齢 28 日でほぼ 100% 反応していたが、ビーライト (C_2S) の反応率は材齢 28 日で約 30%、材齢 91 日で約 50% であった。このことから、TC45 は材齢 28 日以降も水和反応が進展しており、これに伴い C-S-H の鎖長も伸展したことが推察される。

一方、TCFA51 については、TC45 で見られたような材齢に伴う鎖長の進展は表 1.3-13 からは認められない。これは、TCFA51 には C-S-H だけでなく有意な量の C-A-S-H が生成していると推察されるものの、フライアッシュのポゾラン反応が進展していないことからこれらのデータだけでは判断はできない。

そこで、TCFA51 について Si-NMR を用いて分析した結果を表 1.3-14 に示す。表 1.3-12 には、Si の化学結合状態に関する各配位のシグナル強度に加えて、これらシグナル強度と C-S-H の平均の鎖長 (mean chain length; MCL) との関係式として Richardson(2014)⁽⁵⁰⁾が提唱した

式 1.3-3 から計算した C-(A)-S-H の MCL を併記している。

$$\text{MCL} = 2\{Q1 + Qp^2 + Qb^2 + 3/2Q^2(1Al)\}/Q^1 \quad (\text{式 1.3-3})$$

表 1.3-12 の結果から、TCFA51 の C-(A)-S-H の MCL が材齢に伴って伸展している傾向を確認することができる。式 1.3-3 は、single chain で、かつ一つの chain につき Q1 が 2 つなど、いくつかの条件が成立することを前提としているため、このような前提を理解した上で使用する必要があるが、NMR による測定を TMS 法と併用することは、C-(A)-S-H の構造を理解する上で有効と考える。

表 1.3-12 TC45 と TCFA51 についての各種反応率及び水和物生成量

材齢	TC45		TCFA51	
	28day	91day	28day	91day
C ₃ S 反応率	99.6	99.1	97.0	99.9
C ₂ S 反応率	33.2	48.1	46.7	60.3
セメント反応率	82.3	85.4	77.3	89.5
FA 反応率	—	—	3.65	19.3
C-S-H 生成量	55.1	56.3	37.9	45.9
CH 量	15.7	16.7	10.6	10.5

表 1.3-13 TMS による分析結果

mol%		単量体	2量体	3量体	4量体	5量体	6量体	平均重合度
TC45	28day	<u>33.2</u>	<u>50.5</u>	6.0	4.0	5.8	0.6	2.00
	91day	<u>10.7</u>	<u>74.3</u>	8.0	3.7	2.9	0.3	2.15
TCFA51	28day (FA 反応<5%)	<u>19.6</u>	<u>61.0</u>	7.1	4.7	6.9	0.7	2.20
	91day (FA 反応≒20%)	<u>23.4</u>	<u>65.3</u>	6.1	2.9	2.1	0.1	1.96

表 1.3-14 Si-NMR による分析結果

mol%		Q ¹	Q ^{2b} (1Al)	Q ^{2p} (1Al)	Q ^{2b}	Q ^{2p}	MCL
TCFA51	28day (FA 反応<5%)	35.2	8.2	19.3	10.8	26.5	<u>6.5</u>
	91day (FA 反応≒20%)	28.9	3.7	23.6	9.6	34.3	<u>7.9</u>

松井(2015)⁽⁵¹⁾はセメント硬化体についての最新の分析技術を用いた解析例を紹介しており、その中で留意すべき点として以下のことを指摘している。

- ・C-S-H のナノ構造は変化しやすく、その解析には十分注意を要する。
- ・C-S-H の合成方法について、試薬からゾルゲル法で沈殿生成した C-S-H とセメントの水

和時に生成する C-S-H は、その構造が本質的に異なることに注意を払う必要がある。例えば、試薬合成した C-S-H は、X 線回折において (002) 底面反射が認められることが多く合成時の pH によって層間距離も変化する。一方、セメントあるいは C₃S の水和から生成した C-S-H には底面反射に由来するピークが認められない。

- したがって、過去の研究報告を検証する際には、分析対象とした C-S-H の合成方法や前処理などの実験方法を吟味することが重要である。

(3) 評価モデルに関する調査

中深度処分におけるセメント系人工バリアの性能評価研究において、セメント系材料内での物質移動をモデル化し、長期間の核種移行を数値的に解析するシミュレーションによる手法は有効な手段の一つである。既往研究により、セメント系材料中での物質移動現象がモデル化され、いくつかの解析プログラムが示されている。ここでは①DuCOM、②LIFE D.N.A、③MC-BUFFER を対象として調査した。以下にそれぞれの概要を示す。

① DuCOM (東京大学)

DuCOM は、コンクリートの材料特性を任意の配合・養生条件および環境条件に対して定量的に評価することを目的に開発された連成解析プログラムである。セメント硬化体内の微視的挙動である(1)水和反応の進展、(2)空隙構造の形成、(3)水分移動・平衡をモデル化している (図 1.3-16)。物質移動現象の解析への適用は、これまでに、主に実験室スケールの試験体に対して行われている。例えば、ブロック状モルタル試験体 (40 mm 立方体) を用いたイオン交換水浸漬試験 (12 カ月)⁽⁵²⁾⁽⁵³⁾⁽⁵⁴⁾やペースト硬化体 (40 mm 立方体) を用いた塩化ナトリウム水溶液長期浸漬試験 (4 年間) の結果解析⁽³³⁾⁽⁵⁵⁾がある。

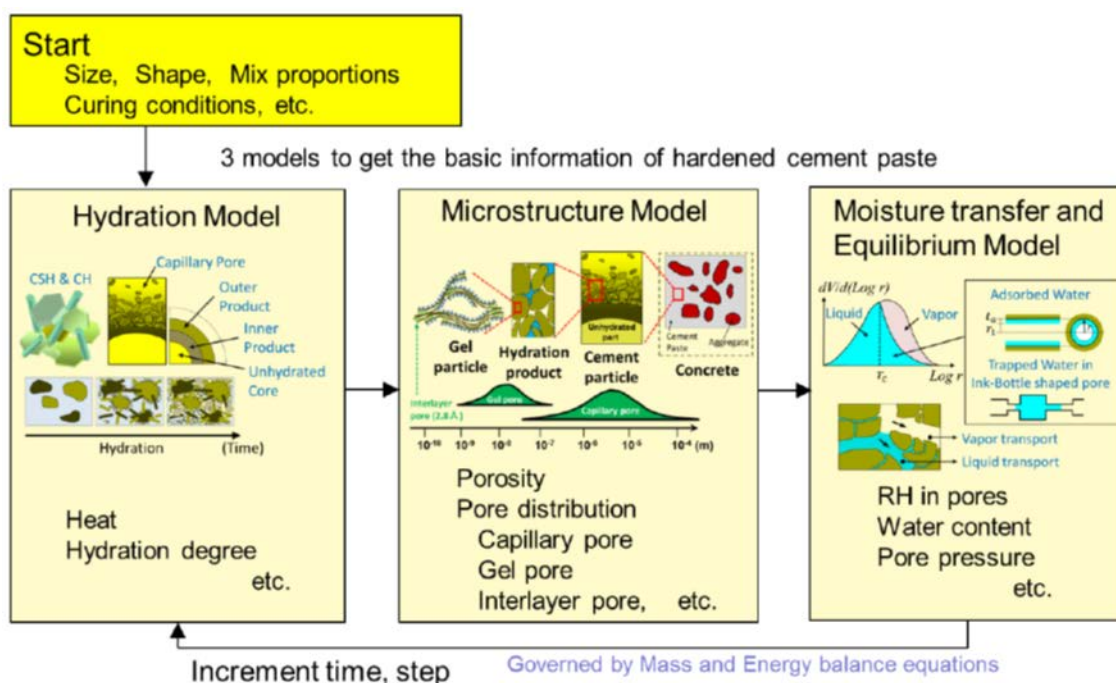


図 1.3-16 DuCOM (熱力学連成解析システム) の計算フロー⁽⁵⁶⁾⁽⁵⁷⁾⁽⁵⁸⁾

② LIFE-D.N.A (鹿島建設)

LIFE D.N.A.は、コンクリートの劣化因子となる水分や塩化物イオンについて、コンクリート内での拡散及び移流による移動と化学反応を解析し、耐久性を評価することを目的に開発されたプログラムである。これまで主に実構造物のコア試料の調査結果解析に適用されている。例えば 34~104 年間地下水や水の作用を受けた試料⁽⁵⁹⁾や海洋環境下に 20 年間暴露された試料の評価⁽⁶⁰⁾がある。LIFE D.N.A.では、混和材料や化学混和剤による水和反応への影響や、それらが関与することによる水和生成物の変化は考慮していない。

③ MC-BUFFER (JAEA)

MC-BUFFER は、地下水やセメント系材料との接触点におけるベントナイト系緩衝材の変質反応とそれに伴う透水係数の変化を連成解析するプログラムである。MC-BUFFER の化学反応解析は PHREEQC をベースにしている。MC-BUFFER ではセメントの水和反応は取り扱っておらず、完全水和を想定してノルム計算により得られる鉱物組成と W/C に応じた空隙率をセメント系材料の初期値としている。セメント系材料中の空隙は、物質移動に寄与する空隙（物質移動空隙）と寄与しない空隙（貯留空隙）に分類されると想定し、2種類の空隙率を設定している。これまで粘土（ベントナイトや Argillite）-セメント接点の水溶液組成や透水係数の解析に適用されている⁽⁶¹⁾⁽⁶²⁾が、固相の鉱物組成や空隙率の再現妥当性は検証されていない。また、系内の鉱物や空隙率、元素の空間分布を形式上表現することはできるが、拡散フラックスの計算に用いる拡散係数は、トリチウムの実効拡散係数を代表値として全元素に用いているという問題があり、その結果の妥当性は検証されていない。

図 1.3-17 に①～③の各解析プログラムの物質移動に関するモデル化についてまとめた。また、各解析プログラムの対象範囲と適用元素、物質及び水和のモデル、空隙モデル及び物質移動モデルについてそれぞれ表 1.3-15～表 1.3-18 にまとめた。

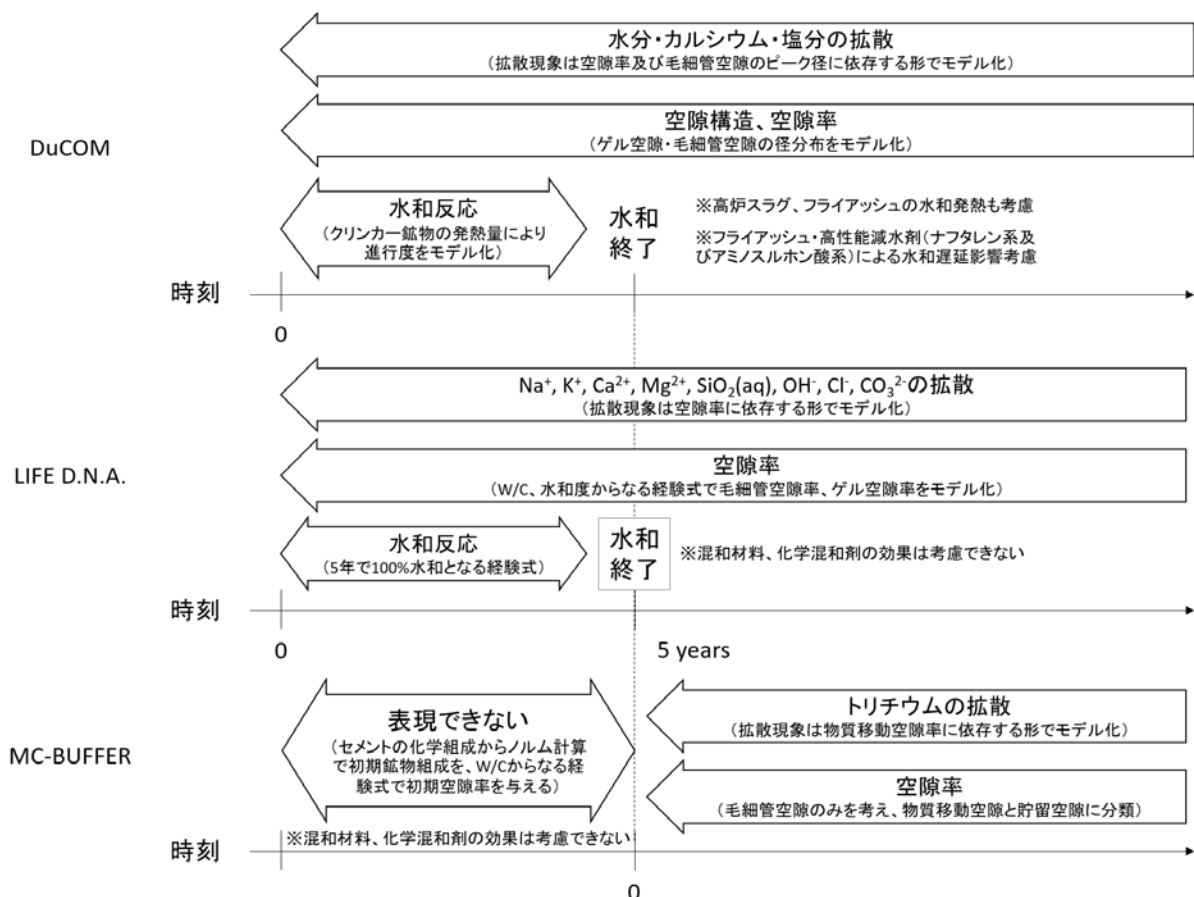


図 1.3-17 各解析プログラムの物質移動に関するモデル化のまとめ

表 1.3-15 対象範囲と適用元素

	対象範囲				適用元素(核種)※2
	セメント種、混和材料	化学混和剤	材種	空隙	
DuCOM	セメント、高炉スラグ微粉末・フライアッシュの混和	高性能減衰剤(ナフタリン系、アミノカルボン酸系)	鉄筋コンクリート、コンクリート、モルタル、セメントペースト	層間空隙、ゲル空隙、毛細管空隙	H ₂ O, Ca ²⁺ , Cl ⁻
LIFE D.N.A.	セメント	対象外	コンクリート、モルタル、セメントペースト	ゲル空隙、毛細管空隙	Ca ²⁺ , Mg ²⁺ , Na ⁺ , K ⁺ , Cs ⁺ , Cl ⁻ , OH ⁻ , SO ₄ ²⁻ , CO ₃ ²⁻
MC-BUFFER	(セメント)※1	対象外	セメントペースト	物質移動空隙、貯留空隙	³ H※3

※1水和鉱物組成はセメント化学組成からノルム計算

※2拡散係数を設定している元素

※3物質移行にUSGSの地下水流動解析プログラムPHASTを利用しており、そのプログラムではセル内の拡散係数は一種類しか与えられない。全元素に一律の拡散係数(³H)を与えている。

表 1.3-16 物質及び水和のモデル

	物質モデル	reference	水和モデル	reference
DuCOM	平均代表径 r_0 を持つ理想化粒子として表現 $s = 2r_0 \{G_0(1 + \rho_p \omega_0)\}^{1/3} - 1$ $G_0 = 0.79(BF/350)^{0.1} (G_0 \leq 0.91)$ $r_{eq} = (3/4\pi)^{1/3} \cdot l \cdot \chi \cdot l$	Chaube (1996)	水和反応熱で表現 $H = \sum p_i H_i$ $H_i = \gamma_i \beta_i \lambda_i \mu_i s_i H_{i, \tau_0}(Q_i) \{ (E_i(Q_i)/R)(1/T - 1/T_0) \}$ $Q_i = \int H_i dt$	岸・前川(1995; 1996) 鈴木ほか(1990) 鈴木(1990) 荒井(1984) Osbaeck(1992) Santhikumar(1993)
LIFE D.N.A.	鉱物の集合体として表現 (各モル体積に基づき体積を与える) 初期: Ca(OH) ₂ , C-S-H, NaOH, KOH 二次: SiO ₂ , CaCO ₃ , Mg(OH) ₂ , CaCl ₂	横関ほか(2002) 横関(2004) 取違ほか(2009)	実験値により水和度を定義 $F = 1 - \exp[-k_2(t - k_3)^{k_1}]$ k_2 は鉱物毎の定数	横関ほか(2002) Daniel and Guttridge(1986)
MC-BUFFER	鉱物の集合体として表現 (各モル体積に基づき体積を与える) 初期: Ca(OH) ₂ , C-S-H(1.8), モノサルフェート, ハイドロガーネット, Na ₂ O, K ₂ O 二次: C-S-H(1.5, 1.3, 1.1, 1.0, 0.9, 0.833, 0.6, 0.4), エトリンガイト, フリーデル氏塩, カルサイト, 石膏, カトーアイト, ハイドロタルサイト, セピオライト, ギブサイト, カルセドニ	Yamaguchi et al. (2008)	考慮していない	

表 1.3-17 空隙モデル

空隙モデル						
	空隙分類	reference	空隙率	reference	空隙構造	reference
DuCOM	以下の3種類に分類 ・毛細管空隙: セメント粒子外部に構成されたC-S-Hゲル粒子や水酸化カルシウム結晶で占められていない空間 ・ゲル空隙: C-S-Hゲル内部に形成された空隙 ・層間空隙: C-S-Hゲルの層と層の間に水分子一つ分の空間を持つもの ゲル粒子の体積は、水含量と単位水と粉体重量あたりの化学的結合水の量の関数で表現 $V_g = \Psi \cdot W_p / (1 - \varphi_{cb}) \cdot (1/\rho_p + \beta/\rho_w)$	Chaube (1996)	$\varphi_{cp} = 1 - V_g - (1 - \Psi)(W_p/\rho_p)$ $\varphi_{gl} = \varphi_{cb} V_g - \varphi_{lg}$ $\varphi_{lg} = (r_w \cdot \rho_w / 2) V_g$ なお、ゲル空隙は温度依存性を考慮	Chaube (1996) 半井ほか (2005)	細孔分布密度関数として表現 $\varphi(r) = \varphi_{cp} V_{cp}(r) + \varphi_{gl} V_{gl}(r) + \varphi_{lg}$ $V_{cp}(r), V_{gl}(r)$ はRaleigh-Ritz分布関数を仮定しそれぞれ定義 $V_i(r) = 1 - \exp(-B_i r)$ $dV_i(r) = B_i r \exp(-B_i r) d \ln r$ B_i は表面積の関数として定義 $B_i = \exp\{(\log(S_i/\varphi_i) + 3.72633)/4.59715\}^{1.77655}$	下村・前川 (1995)
LIFE D.N.A.	記述なし		$\varphi_{total} = \varphi_{cap} + \varphi_{gel} + \varphi_{insh}$ φ_{cap} 及び φ_{gel} の初期値はW/Cと水含量に応じて与える $\varphi_{cap} = (W/C - 0.36F)/(W/C + 0.32)$ $\varphi_{gel} = 0.19F/(W/C + 0.32)$	取違ほか (2009)	考慮していない	
MC-BUFFER	毛細管空隙の一部を物質移動に寄与する空隙(=物質移動空隙)、物質移動に寄与しない毛細管空隙(=貯留空隙)として定義 ゲル空隙(=層間空隙)は物質移動に寄与しない	Yamaguchi et al. (2009)	$(\varphi_{total}) = \varphi_{cp} = \varphi_{cp-tot} + \varphi_{cp-sto}$ $m = \varphi_{cp-tot} / \varphi_{cp-sto} = 0.9$	Yamaguchi et al. (2009)	考慮していない	

表 1.3-18 物質移動モデル

物質移動モデル						
	水分保持	reference	水分移動	reference		
DuCOM	Kelvin式により任意の蒸気圧Pvにおいて液体が存在する最大細孔半径を規定 Hillerborgによる修正BET式により吸着層厚さを表現	Chaube (1996) Chaube and Maekawa (1994;1996)	圧力及び温度勾配を駆動力とする式として表現(水蒸気と液状水を区別) $J = -(D_v (d\rho_v/dP) + K_1) \nabla P - (D_v ((d\rho_v/dT) + KT) \nabla T$	Chaube (1996) Chaube and Maekawa (1994;1996)		
DuCOM	カルシウムイオン保持	reference	塩化物イオン保持	reference	イオン移動	reference
	カルシウムイオンの固液平衡で定義 $C_{solid} = f(C_{ion})$ $= A \{ C_{CSH} \cdot (C_{ion}/C_{sat})^{1/3} \} + B$ A, Bは固相液相それぞれのCa濃度の関係(実験式)で規定	半井ほか (2005) Buil et al. (1992) Gerard et al. (2002)	ラングミュア型吸着式に準拠する実験式で規定 $C_s = \alpha \cdot C_f / (1 + 4.0 \cdot C_f)$ セメント鉱物種、混和材料の種類及び添加率による依存性を実験式で規定	石田ほか (2004; 2005; 2006)	拡散移動と水分移動による移流を考慮 $J_{ion} = -(\varphi \cdot S/\Omega) \delta \cdot D_{ion} \cdot \nabla C_{ion} + \varphi \cdot S \cdot u \cdot C_{ion}$ 屈曲度 Ω は空隙率の関数として定義 $\Omega = -1.5 \tanh\{8.0(\varphi - 0.25)\} + 2.5$ 収縮度 δ は毛細管空隙のピーク径の関数として定義	Atkinson and Nickerson (1984) 竹上ほか (2002) Van Brakel and Heertjes (1974)
LIFE D.N.A.	イオンの移動モデル	reference				
	$d(\varphi \cdot C)/dt = (d/dx)(D_{eff}^i (d(\varphi \cdot C)/dx) - d(v_g \cdot C)/dx + dC_p/dt$ 拡散係数 D_{eff}^i はNernst-Planck式を基本、Debye-Huckel理論によるイオン濃度影響、空隙の屈曲や骨材・遷移帯の影響、溶脱影響を考慮 $D_{eff}^i = \eta \cdot \beta \cdot f(\varphi) \cdot D_0^i$	横関ほか (2002) 取違ほか (2009)				
MC-BUFFER	物質移動モデル	reference				
	PHASTに準拠 $J = -(d/dx)D_e(dC/dx) + i \cdot K_w(dC/dx)$ Deはセメント系材料中のトリチウムの拡散係数を実験式として与える ※ $De = 5.37 \times 10^{-10} \times \varphi_{tra}$	PHAST: Parkhurst et al. (2010) Yamaguchi et al. (2009)				

(4) 課題の整理

現行のセメントやコンクリートは、土木建築分野において 60 年程度の供用期間の「構造性能」が求められる汎用的に使用される材料及び構造体であるのに対して、中深度処分のセメント系人工バリアには、構造性能に加えて、300 年あるいはそれを超える期間における核種移行抑制性能が求められる。

一方、最近の土木建築分野においては、コンクリート構造物の供用期間が 100 年^{※11}までの延長が求められることを背景に、従来は供用期間中の材料劣化は考慮しなくてもよいとしていたことに対して 100 年供用の性能について検討するための研究が進められている^{※12}。ここでは、主に土木建築分野における既往研究の調査によって得られた知見を踏まえて、300 年を超えるセメント硬化体の長期性能評価を行う上での課題として、時間スケールに応じた考慮すべき事項と設計プロセスの妥当性判断の観点で留意すべき点について整理した。また、これらセメント硬化体の長期安定性に関する既往の研究成果等をコンクリートの長期性能評価に適用する際の課題についても整理した。

1) 時間スケールに応じた考慮すべき事項

①初期状態における硬化体の細孔構造や C-S-H ゲル構造の把握

- ・セメント硬化体の長期性能評価を行うためには、まず評価の出発点となる初期状態における硬化体の細孔構造を把握する必要がある。
- ・硬化体の細孔構造や生成する C-S-H ゲル構造は、フライアッシュや膨張材の混和によって異なったものとなることに加え、添加される化学混和剤の種類によっても影響を受ける可能性がある。このため、硬化体の細孔構造の初期状態は、混和材料の割合だけではなく添加される化学混和剤の種類や量に応じて設定する必要がある。
- ・毛細管空隙は打設方向等の施工条件にも影響を受ける可能性があることから、硬化体の性能評価において毛細管空隙を含めた細孔構造の初期状態を設定するためには、配合設計だけでなく施工条件についての説明も必要である。

②初期状態以降における硬化体の細孔構造や C-S-H ゲル構造の変遷評価

- ・一般的に、セメントの強度が概ね発現することが知られている材齢 1~3 か月程度以降においてもセメントの水和反応は継続し、特にセメント系人工バリアの候補材であるフライアッシュを混和した硬化体においては、普通セメント硬化体に比べてポズラン反応がより長期にわたり継続することが考えられる。したがって、こうした初期状態以降における水和の進展に伴う硬化体の物質移行特性の変遷について考慮する必要があるが、地下に設置された廃棄物埋設地での硬化体の状態確認が可能な期間を超えて水和が進展する可能性も考えられる。
- ・このような場合は、廃棄物埋設地の建设工程や地上とのアクセス坑道の閉鎖時期等を踏まえて、技術的に可能と考えられる養生方法や維持管理方法及び期間を考慮するととも

※¹¹ 国土交通省「橋、高架の道路等の技術基準」(平成 29 年 7 月)

※¹² 例えば「土木学会 333 委員会 (混和材料を使用したコンクリートの物性変化と性能評価研究小委員会)」や「土木学会 コンクリート委員会 353 混和材料を使用したコンクリートの物性評価技術と性能規定型材料設計に関する研究小委員会」

に、硬化体の状態確認が確実に実施可能な期間中において、その後における水和進展の見通しについて評価する必要がある。

- また、セメントの水和反応は湿潤状態や温度条件といった養生条件に影響を受ける。図 1.3-13 に示したように、セメント系人工バリアであるモルタル硬化体はベントナイト系人工バリアの内側に接触した形で設置されるため、水和に必要な養生水がベントナイトに吸収されることによって長期間乾燥状態に置かれる可能性も考えられる。また、長期間乾燥した状態が続いた後に、地下水によってベントナイト系人工バリア膨潤し、内側のモルタル硬化体に水が供給されることも想定される。モルタル硬化体の水和に伴う細孔構造や C-S-H ゲル構造の変遷を評価するためには、こうした設置環境下で想定される養生条件の変化についても考慮する必要がある。
- このように、フライアッシュを混和したセメント系人工バリアの水和やポゾラン反応は長期にわたって進展する可能性がある。ただし、性能評価を行う上で重要となるのは物質移行特性を支配する硬化体の細孔構造であることから、水和が完全に終了していなくても、その後の水和進展による物質移行特性の変化がほとんど生じない状態に達していれば、性能評価上は水和が終了した状態と見なしてよい。また、ポゾラン反応に必要なフライアッシュ成分が残存した状態であっても、その後のポゾラン反応を考慮しても物質移行抑制性能が著しく低下する方向に進展することが想定されない場合は、性能評価上はポゾラン反応が終了した状態と見なすことが可能である。したがって、硬化体の材齢と物質移行特性変化の観点での水和進展度との関係についての知見を得ることが重要である。

③300 年を超えるセメント硬化体の長期性能評価を行う上での課題

- セメント系人工バリアの外側に設置されたベントナイト系人工バリアは、長期間経過後には地下水によって膨潤・冠水し、セメント系人工バリア層に地下水が接触する可能性がある。
- したがって、①に示した初期状態における硬化体の細孔構造や C-S-H ゲル構造を評価の出発点として、②に示した内因的現象である水和進展に加えて、上述のベントナイトとの相互作用や地下水の接触による CH の溶脱等による硬化体の細孔構造の変遷を評価する必要がある。そのためには、C-S-H を始めとするセメント成分の変質や生成する可能性のある二次鉱物についての知見が必要である。
- 小樽築港時の供試体や構造筒は 100 年程度、いわゆる“Roman コンクリート”は数千年経過したセメントであり、材齢の観点では 300 年に近い時間スケール、あるいはそれを超える期間経過した実データ（以下「ナチュラルアナログデータ」という。）といえることから、数十年あるいは 300 年を超えるセメント水和物の長期安定性に関する知見や長期評価の傍証となる可能性がある。しかしながら、例えば C-S-H の安定性や変質によって生じる二次鉱物など、長期評価におけるモデルやパラメータ設定にあたってこうしたナチュラルアナログデータを参考にする際には、想定される設置条件との類似性に加えて、過去においてそのセメントが水和していた期間中における環境の履歴の不確かさを考慮した上で、長期評価の傍証になり得るか判断する必要がある。

2) 設計プロセスの妥当性判断に係る課題

セメント系人工バリアの核種漏出抑制性能は、セメント硬化体が緻密で核種が移行し難いほど高いといえるため、セメント硬化体中における核種の De はセメント系人工バリアの性能の指標となり得る。しかし、当該性能の観点で「優れた」設計であることの妥当性判断を行うに当たっては、単に測定した De が小さいことや、全空隙率が低いこと、緻密化をもたらすフライアッシュを混和していることのみをもって指標とすることはできないと考える。

実際に施設を建設する前の事業許可段階における設計の妥当性判断の際に重要なことは、施工方法も含めた設計とそれによって発現する性能との関係が理解され、かつその関係を合理的に説明可能であることである。

De を例にとると、①どのような材料設計、配合設計、施工を行い、②その結果として要求性能である「低拡散性」が発現する根源となる C-S-H ゲル構造を含む初期状態の硬化体の細孔構造はどのようなものになり、③その細孔構造によって初期状態の硬化体の De はどの程度となり、④その後の水和進展等に伴って硬化体の細孔構造はどのように変遷し、⑤その変遷に伴って De はどの程度変化するのか、といった設計に係るプロセスとの関係も含めた合理的な説明が不可欠と考える。なお、性能の目標をどのレベルに定めるかについては事業者の裁量に委ねられる。

3) コンクリートの長期性能評価に適用する際の課題

コンクリートやモルタルには細骨材・粗骨材が含まれる。骨材とセメントペーストとの界面ではセメントペースト中とは異なる空隙構造を有することが想定されるため、コンクリートやモルタル中の物質移行を考える場合には界面の影響を合わせて考慮する必要がある。

また、セメント系人工バリアの長期性能評価を行う上で必要となる細孔構造や C-S-H ゲル構造の初期状態を把握するための方法として 3.3 節で示した分析手法は、セメントペーストを対象としたものであり、骨材の影響があるコンクリートに直接適用することは難しい。したがって、まずコンクリートから骨材を選り分け、骨材を可能な限り取り除いたコンクリートを微粉碎し、骨材を重液分離法や選択溶解法で分離するといった分析前処理が必要となる(鈴木ら 1990⁽⁶³⁾、船戸ら 1991⁽⁶⁴⁾)。

1.3.2 天然バリアの核種移行評価に係る技術的知見の整備

放射性廃棄物の処分において、隆起・侵食や海水準変動による地形の変化は、地下水流動の変化を引き起こすなど、処分システムの機能を低下させるおそれがある。隆起・侵食は時間的、空間的に様な変化ではなく、サイト特性に大きく依存し、その変化を反映した地下水流動の変化を把握する必要がある。この時、処分サイトが沿岸域周辺であれば、海水準変動に伴う汀線の移動によって、侵食の挙動が大きく変動することが想定される。

中深度処分においては、廃棄物埋設地の配置などを設計するにあたって、河川等の侵食による埋設深度の減少、また、地形変化による水理学的影響の小さいエリアを選定することが考慮事項の一つとして考えられている。規制側は、事業者が行う天然バリア中の核種移行評価に対し、これらの状態変遷に基づいて、適切に評価されているかを確認することが必要である。

こうしたことから、平成 29 年度までの受託研究「廃棄物埋設地の安全評価に関する調査」において、3 次元地形変化から地下水流動解析を行いその結果をもとに人工バリア、天然バリアにおける核種移行解析を行う一連のリンケージ評価方法を整理するとともに、中深度処分を想定した廃棄物埋設地を対象として、隆起・侵食・海水準変動が地形変化とその領域の地下水流動の変化によって処分システムに与える影響を評価できるように、地形変化評価コードを適用して、将来の地形変化の変動の幅を把握する評価手法の検討を行ってきた。平成 29 年度には、仮想的な評価対象エリアに対して、現在の地形から古地形を推定し、そこから現在地形を再現できる評価パラメータセットを決定する方法を整備したものである。

平成 30 年度は、中深度処分において地形変化が埋設地周辺の地下水流動に及ぼす影響を評価するために、平成 29 年度に使用した地形変化評価コードに対し、これまでに行った規制庁の委託事業及び既往の研究やモデル・コードを踏まえ、評価対象とする現象を整理した上で課題の整理を行った。また、地形変化評価コードに対し、平成 29 年度に行ったモデル・パラメータに対する課題整理結果に基づき、海域での堆積等に対するモデル改良・パラメータ推定方法の検討等を行う。一方、3 次元地下水流動解析コード 3D-SEEP に対し、中深度処分への適用性について整理した上で、中深度処分において想定される浸透流・塩分濃度解析（密度流を考慮）に関して、風上法及び可変濃度境界を導入する改良を行い、解析機能の妥当性の検証を行った。そして、平成 29 年度に開発した地形変化評価コードと 3D-SEEP を連成させるための外部プログラムを用いて、一連の評価コードシステムについて性能分析を実施し、コードシステムの改良点を整理した。以上を踏まえ、平成 29 年度に評価した古地形推定に対する不確実性に加え、将来に対する不確実性を考慮した上で、将来の地形変化の変動幅を評価した。さらに、将来の地形変化の評価結果の一例に対し、非定常な 3 次元地下水流動・塩分濃度解析を実施し、地形変化が地下水流動・水質に与える影響の傾向性や重要因子に関する予察的な分析を行った。

(1) 地形変化評価コードの課題整理

日本原子力研究開発機構において開発されてきた地形変化評価コード JAEAsmtp⁶⁵⁾に対し、これまでに行った規制庁の委託事業及び既往の地形変化評価コードを踏まえ、評価対象とする現象を整理した上で課題の整理を行った。調査を実施した既往の地形変化評価コードは、国外においてマニュアル・コードが公開されているコード (CHILD⁶⁶⁾, SIBERIA⁶⁷⁾, Landlab⁶⁸⁾, LAPSUS⁶⁹⁾) および国内のコード (野上(2005⁷⁰⁾, 2011⁷¹⁾), 井上・田中(2013)⁷²⁾) の計 6 つである。各コードが対象とするタイムスケールは JAEAsmtp (10⁵ 年スケール) と同等である。

各コードが対象とする現象（地形変化プロセス）を整理した結果を、表 1.3-19 に示す。

表 1.3-19 調査を実施した地形変化評価コードが対象とする地形変化プロセス

(青：考慮可能、白：考慮できない)

評価コード 地形変化	地形変化プロセス							
	侵食 (河川)	侵食 (斜面)	側刻・蛇行	洪水	気候変動	地殻変動	海域	その他 [※]
CHILD	青	青	青	青	青	青	青	粒径の考慮、層序、風食
SIBERIA	青	青	白	白	青	青	青	層序、植生
Landlab	青	青	白	白	青	青	青	地すべり、植生、蒸発散
LAPSUS	青	青	白	白	白	白	白	
野上(2005, 2011)	青	青	青	青	青	青	青	風化、山崩れ、火山灰降下
井上・田中(2013)	青	青	白	白	白	白	青	
JAEAsmtp	青	青	青	青	青	青	青	

JAEAsmtp は既往の地形変化評価コードの多くで考慮されている主要な地形変化プロセス（侵食（斜面域、河川域）、洪水・側刻・蛇行、気候変動、地殻変動、海域）を考慮可能である。他コードで考慮されているプロセスのうち JAEAsmtp で独立なモデルとして考慮していないものとして、風化、植生、地すべり／山崩れが挙げられる。ただし JAEAsmtp では、植生は気候係数の中で考慮しており（寒冷期における植生の減少に伴う斜面域での土砂供給量の増加）、地すべり／山崩れは斜面プロセスに包含して考えている。各プロセスに対し新たにモデルを追加する必要があるかは、対象とするプロセスが増えるにつれ設定すべきパラメータ数が増えることから、適切なパラメータ設定が可能かどうかを踏まえて検討する必要がある。

さらに、既往の地形変化評価コード、および、これまでの委託事業において JAEAsmtp で使用されている各地形変化プロセスに対するモデルを整理・比較し、JAEAsmtp に対する課題の整理を行った。その結果、現在考慮している地形変化プロセスのうち、侵食（斜面域）・海域・気候変動について、JAEAsmtp (H29 に採用したモデル) に対し改良の必要性があると判断した。侵食（斜面域）・海域・気候変動に対する各コードのモデルの概要、および、改良が必要な理由について、表 1.3-20 に示す。改良が必要なもののうち、海域については本検討の中で改良を行っており、これについては（2）に示す。また、側方・蛇行についてはモデルに対する改良は不要と判断したが、妥当なパラメータの設定を河成段丘等の調査に基づき今年度実施しており、これについても（2）に示す。

表 1.3-20 JAEAsmtp(H29)に対し改良の必要性があると考えられる地形変化プロセス

地形変化プロセス	モデル（他コード/JAEAsmtp(H29)）	改良が必要な理由
侵食 (斜面域)	[CHILD, SIBERIA, Landlab, LAPSUS, 野上(2005, 2011), 井上・田中(2013)] <ul style="list-style-type: none"> Linear diffusion model^(73, 74) $\frac{\partial H}{\partial t} = -\nabla \cdot q_s, q_s = -c\nabla H$ [CHILD, Landlab]	JAEAsmtp(H29)のモデルはダム比堆砂量と高度分散量の関係、および、高度分散量と勾配の関係から設定したモデルであるが、他コードで同じモデルが使用されている例はない。そのため、他のモデルとの比較・適

	<ul style="list-style-type: none"> Non-linear diffusion model⁽⁷⁵⁾ $q_s = \frac{c\nabla H}{1 - (\nabla H /S_c)^2}$ <p>[JAEAsmtp(H29)] $q_s = -c(\nabla H)^2$</p>	用範囲（勾配）の検討等を通して、モデルの妥当性を検討する必要がある。
海域	<p>[井上・田中(2013)] <海食></p> <ul style="list-style-type: none"> 海底の削剥⁽⁷⁶⁾ $\frac{\partial H}{\partial t} = Ae^{-Bz} (A: \text{海面付近の削剥速度}, B: \text{水深に伴う削剥速度の減衰を示す定数}, z: \text{水深})$ <ul style="list-style-type: none"> 汀線の後退 $\frac{\partial x}{\partial t} = R (R: \text{対象地域の平均的な汀線の後退速度})$ <p>[JAEAsmtp(H29)] <海食>井上・田中(2013)と同じモデルを考慮可能 <堆積>河口に達した土砂を等方的に全量堆積</p>	JAEAsmtp(H29)のモデルでは堆積した土砂の海流や海底地すべりによる2次移動は考慮しておらず、安息角を超える急斜面の形成などが見られるため、不整合が生じないようにモデルの改良が必要である。ただし沿岸流による土砂移動に関しては、長期スケールを対象として妥当性検証を行った例がほとんどなく、また長期スケールに対して沿岸流の方向や大きさに対し妥当な設定を行うことが困難であるため、早急なモデルの導入は難しいと考えられる。
気候変動	<p>[CHILD, Landlab, LAPSUS]</p> <ul style="list-style-type: none"> 気候変動に伴う降雨量の変化を考慮した河川域での侵食量評価 <p>[CHILD, SIBERIA, Landlab]</p> <ul style="list-style-type: none"> 植生による被覆厚さの変化の考慮 <p>[JAEAsmtp(H29)] 気候係数による考慮 <斜面域> 侵食量\propto1/気候係数 (=寒冷期に侵食量増加) <河川域> 侵食量\propto気候係数 (=寒冷期に運搬量減少)</p>	降雨流出をシミュレートできる他コードでは、侵食量が流量を用いて評価されるため降雨量の変化が侵食量に反映されるが JAEAsmtp ではこれができず、現在のモデル（気候係数）は他で見られない独自のものである。気候係数を用いた実サイトでの検討例では、地域により値にばらつきが大きいことから、今後改良が必要であると考えられる。

(2) 地形変化評価コードの改良

(1) での検討及び昨年度の検討で抽出された問題点（海域での堆積、河道移動・側刻）に対し、より現実的な評価のためのモデル改良および、既往データの調査に基づいたパラメータの検討等を実施した。

なお、本作業で使用する初期地形、初期堆積物、地殻変動量、地質等のマップデータおよび海水準変動曲線は、日本原子力開発機構（2018）⁽¹³⁾に準じた。

(a) 海域での堆積に関するモデル改良の検討

現在の地形変化評価コードにおいて、海域での土砂の堆積はガウシアン関数で表現しており、パラメータとして堆積範囲、堆積深度および堆積比率を考慮することができる。

本作業では最初に実際の海域において完新世の堆積物の堆積物厚を検討し、共通する堆積構造の特徴について検討した。また、その堆積構造の形成要因について堆積学的な見地から検討した。次に既存のシミュレーション手法を参考として、これら堆積構造を再現するアルゴリズムとパラメータを検討した。

①海域での堆積構造の調査

外洋に面した海域での堆積構造⁽⁷⁷⁾について調査し、沿岸～沖合において共通する堆積構造を検討した。その結果を以下に示す。

- ・河口の影響のない沖合の堆積物厚は水深に関係し、水深 20m 以浅では一般に堆積していない。また、沖合の堆積物は水深 50～60m 前後で最大厚となり、水深 130m 前後の大陸棚外縁部で尖滅する。埋没谷先端の大陸棚外縁部でも同様の水深で尖滅する。
- ・河口付近で堆積物は最大を示し、沖合で減少する。また、河口から側方に遠ざかるほど河口からの土砂供給量が減少するため、河口のない海域の堆積特徴と類似する。
- ・沖合の堆積物上面の勾配は一般に 2～3° を上限とするが、1° 前後の海域も認められ、海域によってやや異なる。
- ・河口付近の堆積厚はガウシアン関数で近似される。

次に、陸棚において類似した堆積構造が形成される要因を検討したところ、粒径の小さい泥の成分が陸棚への堆積と波浪等による侵食および再移動と堆積に寄与し、粒径の大きい砂の成分が河口からの土砂供給の影響が大きいデルタの形成に寄与することが明らかとなり、泥と砂の 2 相による堆積プロセスを考慮する必要があることがわかった。また、堆積した土砂は波浪等の影響による侵食・移動・再堆積のプロセスが重要であることがわかった。

②海域の堆積構造を再現するためのモデル改良の検討

改良後の海域における堆積アルゴリズムを以下に示す。

分布域

砂と泥の 2 相とし、河口付近の砂の堆積には噴流モデル⁽⁷⁸⁾を、沖合の泥の堆積にはガウシアンモデルを利用する。

$$\text{噴流} \begin{cases} \text{x 軸上} & G(x, s) = \frac{1}{\sqrt{2\pi s^2}} \exp \frac{x^2}{2s^2} & \text{(式 1.3-4)} \\ \text{y 軸上} & G(x, y, s) = \frac{1}{\sqrt{2\pi s^2}} \exp \frac{x^2}{2s^2} \exp \frac{-0.693y^2}{B^2} & \text{(式 1.3-5)} \end{cases}$$

ここで、 x : 原点からの距離、 y : x 軸からの距離、 B : 半値幅、 B' : 原点での Y 方向の半値幅である。

$$\text{ガウシアンモデル} \quad G(a, s) = \frac{1}{\sqrt{2\pi s^2}} \exp \frac{a^2}{2s^2} \quad \text{(式 1.3-6)}$$

ここで、 s : 標準偏差、 a : 原点からの距離である。

泥の堆積速度

泥の堆積速度はガウシアン値に水深による影響を乗じた値に比例すると仮定する。なお、水深 20m 以浅では堆積比 0、水深 20～60m では堆積比 $0 \Rightarrow 1.0$ とし、水深 60～150m では堆積比 $1.0 \Rightarrow 0$ とする。

砂の堆積速度

砂の堆積速度は噴流モデルのガウシアン値に水深の 2 乗の逆数を乗じた値に比例するとする。したがって水深とともに堆積速度が急減するため、実際のシミュレーションでは水深 50m 以深にはほぼ堆積しない。

海水準以上への堆積禁止

砂・泥について海域での堆積量を積分し、海水準以上となる土砂量を減ずる。これと河口へ運搬された土砂量と一致させることで砂・泥2相について海域への堆積量を決定する。

堆積後の安息角による侵食・運搬・再堆積

砂の安息角を $5\sim 10^\circ$ 、泥の安息角を $1\sim 3^\circ$ とする。安息角についてはシミュレーション結果との海域の調査結果および解析対象流域での海底地形等から検討する。砂の安息角は水深20m以浅に適用し、これ以深では泥の安息角を適用する。1地点での堆積量は複数の河口から供給される土砂の合計値となっている。このため混合後には砂と泥は識別できず、1相の堆積物として扱う。堆積物は、安息角を超える厚さだけ土砂を最大傾斜方向へ移動させることで、波浪による侵食と移動を再現させる。

侵食・移動・再堆積は安息角を超える地点が無くなるまで繰り返すが、収束しない場合もあるため最大50回で打ち切りとする。移動上限回数については別途検討した。大陸棚斜面では安息角を超える斜面が多いため、大陸棚外縁を超えて移動した土砂は深海へと運搬される。この際、領域外へ運搬される場合には系外への運搬量として扱う。

③海域での堆積に関するモデル改良の結果

海域の堆積評価手法の改良により、図1.3-18に示すように沖合での過剰な堆積がほぼ解消された。なお、西の中央やや北寄りに、50m以上の堆積が認められるが、本領域は江差海底谷の北端にあたり、その先に奥尻海盆が存在し、窪地のような領域設定となったために、系外に流出せず、堆積が生じたものと考えられる。

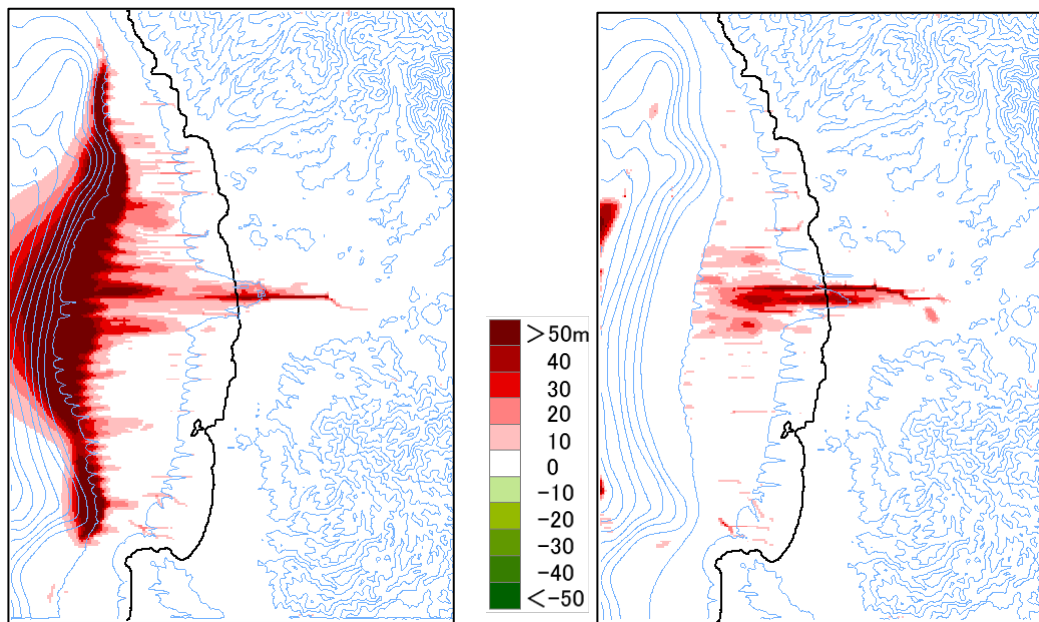


図 1.3-18 シミュレーション 12.5 万年後の海域の堆積層厚

(左) 改良前、(右) 改良後

(b) 河道移動及び側刻に関するパラメータの検討

①厚沢部川流域の谷底侵食低地の検討

厚沢部川支流および周辺河川の計7河川で谷底侵食低地を検討した。まず、シームレス地質

図を参考として陰影図から沖積層幅を判読し、判読した地点での河床勾配、流域面積を地形計測、勾配は上流側 500m 地点との標高差から算出した。図 1.3-19 に 7 河川の沖積域の幅と流域面積及び河床勾配との関係をプロットしたグラフを示す。低地幅は流域面積と関係し、河床勾配 0.02 以下で谷底侵食低地が形成されていることがわかる。

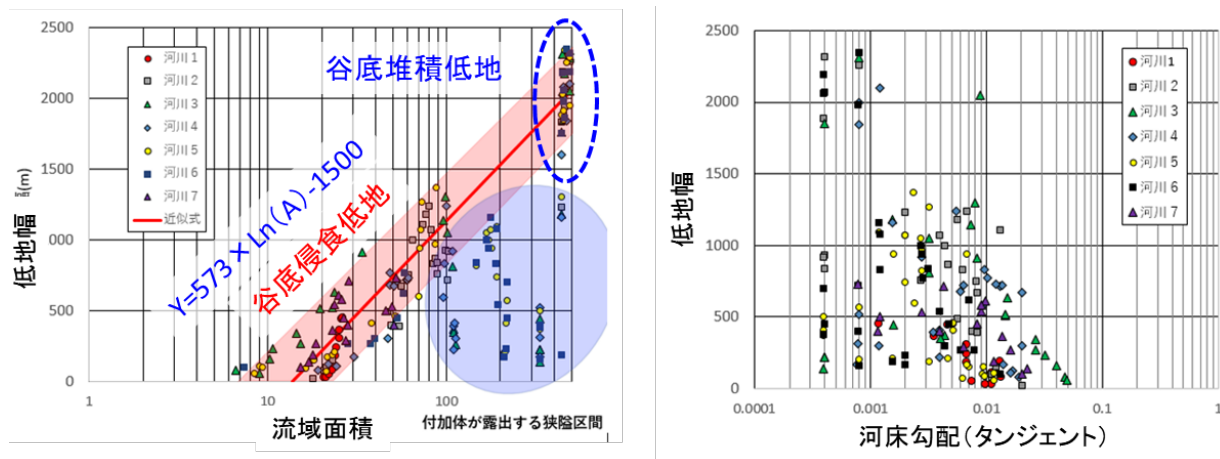


図 1.3-19 7 河川の沖積域の幅と流域面積および河床勾配との関係

以上から、側刻・蛇行が生じる条件は、河床勾配 ≤ 0.02 かつ流域面積 $\geq 10\text{km}^2$ であるといえる。また、谷底侵食低地の幅（沖積幅） Y m は、流域面積 $A(\text{km}^2)$ を用いて、図 1.3-19 左の回帰式で次のように推定できる。

$$Y=573 \times \text{Ln}(S) - 1500 \quad (\text{式 1.3-7})$$

地形変化シミュレーションにおいては、(式 1.3-7) に係数（蛇行振幅係数 k ）を乗じて蛇行振幅（河道移動幅） W を決定する。

$$W=k \times 573 \text{Ln}(A) - 1500 \quad (\text{式 1.3-8})$$

②側刻量の算出方法の変更

従来は河道に隣接するメッシュに対して SPI 法河川域の侵食式を用いていた。本検討では、鈴木（1998）⁽⁷⁹⁾による側刻量の算出式を参考として以下の方法により側刻量を算出した。

$$W/T=k_1 L \tan \theta / \text{Geo} \quad (\text{式 1.3-9})$$

$$L=(A^{1/2}-A_0^{1/2})/A_0^{1/2} \quad (\text{式 1.3-10})$$

ここで、 T ：側刻の継続時間、 k_1 ：側刻係数、 L ：流下長の関数、 $\tan \theta$ ：崖の勾配、 Geo ：地質係数、 A ：地点の流域面積、 A_0 ：側刻が始まる流域面積である。 L は側刻が始まる地点の流下長に対する、算出地点の流下長の関数としている。なお、鈴木（1998）⁽⁸⁰⁾では側刻量は $1/2$ 乗としているが、地質係数はこの効果が含まれるため、 $1/2$ 乗を除外した。

③改良した側刻・蛇行に関するパラメータによる解析結果

図 1.3-20 に洪水による河道移動及び河川の側方侵食のパラメータを見直して解析した結果と昨年度の評価結果の比較を示す。見直したことによって、数値標高データ（DEM）から読み取れる低地幅を再現できるようになった。

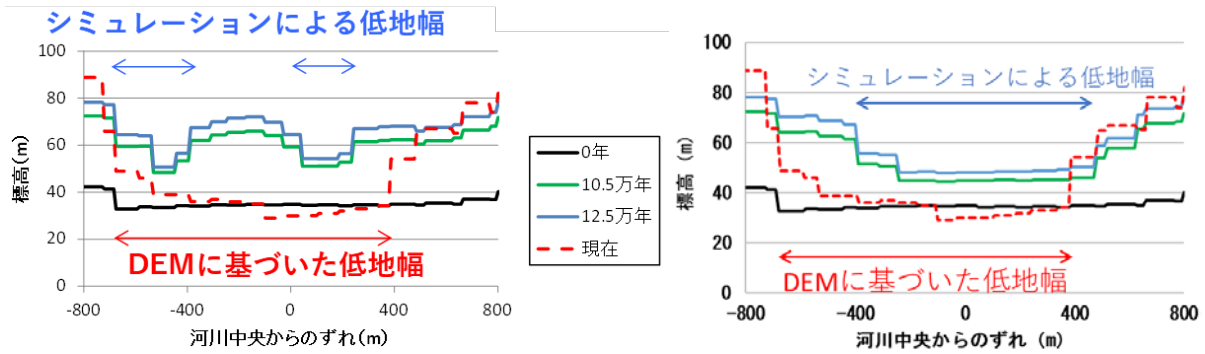


図 1.3-20 DEM に基づいた低地幅とシミュレーションによる低地幅の比較

(左) 改良前、(右) 改良後

(3) 3次元地下水流動解析コード 3D-SEEP の改良及び機能検証

日本原子力研究開発機構では地形変化に対応した3次元地下水流動解析コード 3D-SEEP の整備を進めているが、塩分濃度解析において、移流が卓越するような移流分散解析では、数値振動が発生することが知られている。塩分濃度解析において適用しているガラーキン法に対して、風上法は人工拡散係数を加えることによって、数値振動を抑制する効果を高めた方法である。本年度は、塩分濃度解析において風上法を導入した。また、風上法導入に伴い、要素ごとに風上法のための上流パラメータを設定する必要があるが、本改良においては、要素ごとに最適な上流パラメータを自動的に設定されるように整備した。

また、沿岸立地が想定される中深度処分においては、埋設地周辺に汀線が存在することが考えられる。一般に淡水地下水は内陸から海へ向かって流れ、海底の流出部から海へ流出している。また、海底においては密度差に応じた流入も生じる。こうした現象をより現実的に評価する場合、浸透流の流出・流入に応じた濃度境界、いわゆる、可変濃度境界を設定する必要がある。そこで、本年度は、汀線付近で生じる降水及び塩水の流出入を適切に評価できるように可変濃度境界条件を導入した。

以上のように、導入した機能について、塩分濃度解析のベンチマーク問題として広く使用されている Henry 問題⁽⁸⁰⁾を対象に妥当性を評価した。Henry 問題は鉛直断面において、上下の不透水境界によって閉じられた均質な等方性帯水層を通過する問題である。左端部は淡水の一定流入が与えられ、右端部は定常状態の塩水にさらされる。塩水は、反対側の淡水流入と平衡に達するまで、海側から侵入する。およそ 100 分で平衡に達する。改良した 3D-SEEP を適用して解析を行った。また、こうした密度流を適切に解けるとされている EL 法を採用した Dtransu-3D・EL によっても評価し、その結果を比較した。

解析条件として、ペクレ数 ($Pe=v \Delta l/D$) $Pe=1$ に相当する空間メッシュの刻み幅 0.1m (Case 1)、 $Pe=0.5$ に相当する 0.05m (Case 2)、 $Pe=0.25$ に相当する 0.025m (Case 3) として解析を行った。なお、時間刻みはクーラン数 ($C=v \Delta t/\Delta l$) $C<1$ となるように 1sec とした。

図 1.3-21 に Case 1 の固定濃度境界での評価結果を示す。(a)のガラーキン法では流速が速い箇所では不連続な濃度分布が現れ、安定的に解けていない結果となるのに対し、(b)風上法では安定的に解けており、Dtransu-3D・EL とともに一致した。さらに準解析解とも一致しており、風上法を導入することによって、適切な塩分濃度解析が行えるようになったことが確認できた。

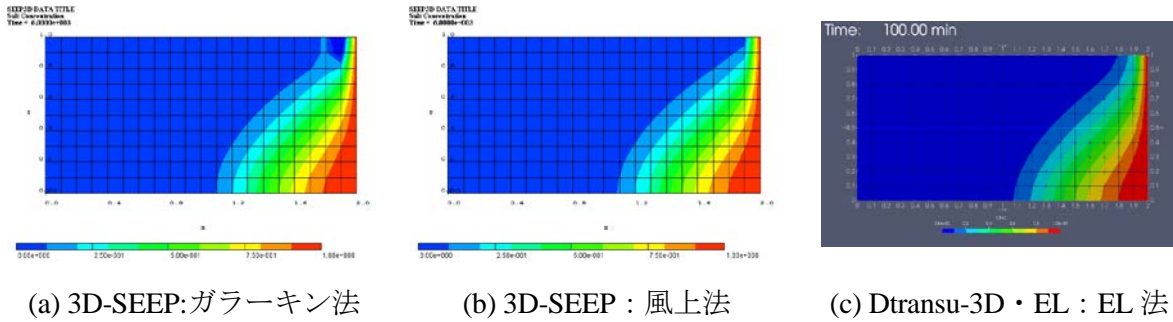


図 1.3-21 固定濃度境界における評価結果 (Case 1)

図 1.3-22 に Case 1 の可変濃度境界での評価結果を示す。(b)の Dtransu-3D · EL による結果が右端面で不連続な濃度分布を示しているのに対して、(a)の 3D-SEEP 風上法においては連続的に安定的な濃度分布を示した。メッシュの刻み幅を小さくすることで Dtransu-3D · EL も連続的に安定となるが、計算時間を要することとなった。

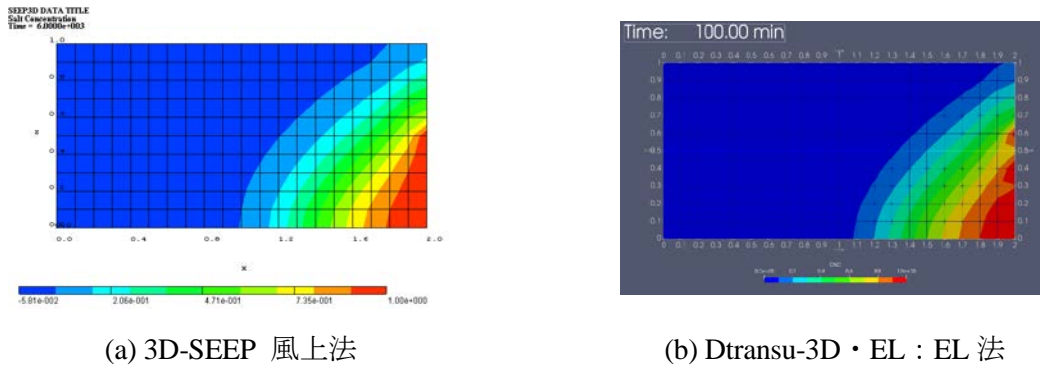
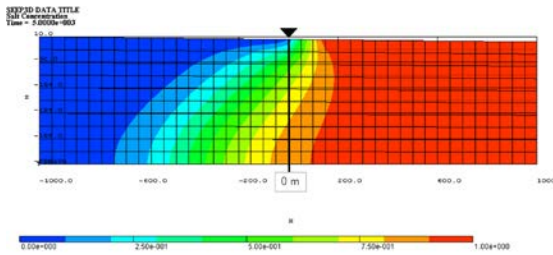


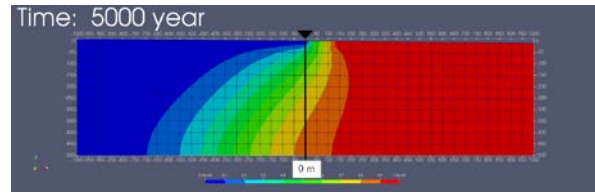
図 1.3-22 可変濃度境界における評価結果 (Case 1)

次に、より現実的な境界条件を想定した洗い出し解析による検証を行った。左の陸側から右の海側にかけて 0.01 の地形勾配を与え、初期水位を 0m とした。また、陸域の地表面に降雨浸透境界及び固定濃度境界を与え濃度 0 とした。そして、海側に海水位拘束及び可変濃度境界を与えた。塩分濃度初期条件として、全地層が塩水で満たされた塩水飽和の条件と、淡水と海水が汀線で完全に分離した塩淡分離条件の 2 条件で解析を行った。

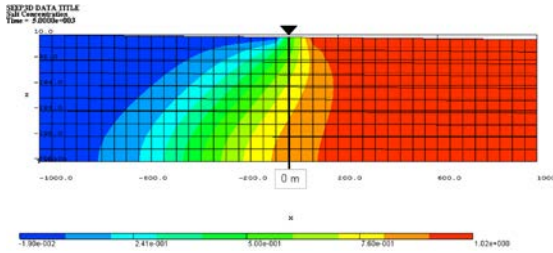
その結果を図 1.3-23 に示す。塩水飽和の条件及び塩淡分離の解析条件ともに、3D-SEEP と Dtransu-3D · EL とともにほぼ一致した濃度分布が得られた。汀線付近の海側に可変境界条件を設定することで、流入・流出といった流動に応じたより現実的な地下水流動及び塩分濃度解析が行えるようになった。



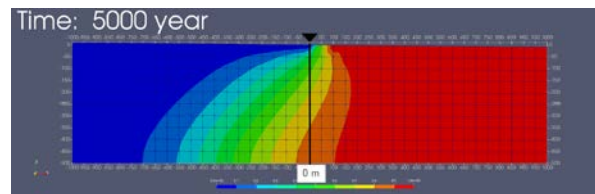
(a) 3D-SEEP 風上法 (塩水飽和条件)



(b) Dtransu-3D · EL 法 (塩水飽和条件)



(c) 3D-SEEP 風上法 (塩淡分離条件)



(d) Dtransu-3D · EL 法 (塩淡分離条件)

図 1.3-23 洗い出し解析の評価結果

(4) 地形変化評価コード及び 3D-SEEP を組み合わせた一連の評価コードシステムの性能分析及び課題整理

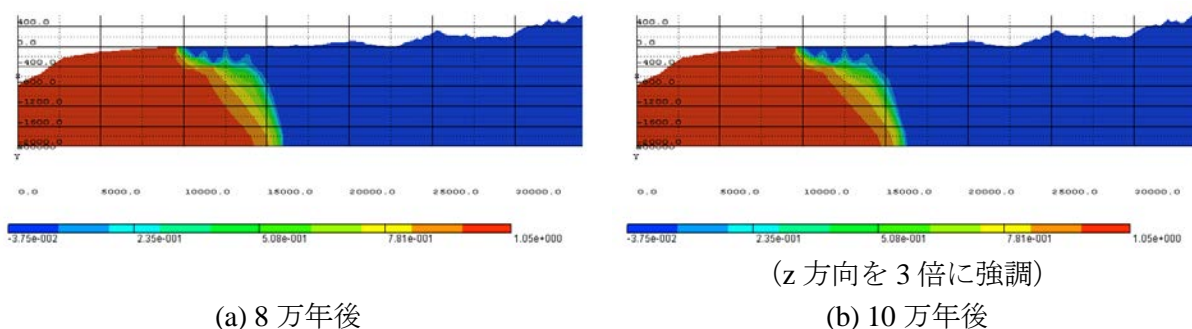
(5) で実施する地形変化・海水準変動を考慮した地下水流動・塩分濃度解析では、12.5 万年間にわたる地形・地質構造データをもとにして、その構造を考慮した 3D-SEEP による解析を行う。地形変化を地下水流動解析に適切に反映できるような解析条件を設定できるように、地形変化の時間間隔、地下水流動解析のためのメッシュ分割、タイムステップなどについて、評価対象地域を参考に単純な 3 次元モデルを作成して、予察的な解析を実施した。

まず、地質構造の変化をモデル化するために、地質構造の変化の影響が過度に大きくなりえないような適切な期間（地質タイムステップ）に分割し、分割された期間ごとに、地質構造を考慮した解析モデル（3D-SEEP モデル）を作成した。3D-SEEP では、1 地質タイムステップ期間の解析を行うが、その間の 3D-SEEP モデルは固定されている。ただし、異なる地質タイムステップでは、地質構造の変化を反映し、3D-SEEP モデルは異なっている。地質タイムステップ間において、前の地質タイムステップにおける 3D-SEEP の最終解析結果を、次の地質タイムステップにおける 3D-SEEP 解析の初期値として継承する。

仮想的に現在、および 11 万年後の地質構造モデルを作成し、その間を A : 100 分割（地質タイムステップ=1000 年）、および B : 10 分割（地質タイムステップ=10000 年）とし、地質タイムステップを変えた 2 ケースの解析（解析ケース A : モデルが徐々に変化、および解析ケース B : モデルが大幅に変化）を行った。なお、対象とする解析期間を 11 万年後までとした。この 2 ケースでは、地質タイムステップ間における 3D-SEEP モデルの変化の大きさが異なる。なお、性能評価において海水準変動の影響を分かりやすくするため、予備計算を行った。予備計算では、海水準を 0 年時の値で固定して長期間の解析を行い、その結果を性能評価における圧力水頭、塩分濃度初期値とした。性能評価は、地形変化・海水準変動の両方を考慮するため、沿岸域（陸域・海域の両方を含む）を対象としたモデルとした。なお、地質境界面のデータは、地質断面図だけであることから、地質構造は 3 次元的ではなく、2 次元的（y 方向に同じ xz 断面が連続する）なものとした。

図 1.3-24 に予備解析として実施した洗い出し解析結果を示す。8 万年から 10 万年にかけて

濃度分布がほぼ一定となったことから、これを定常状態として、0年時点の初期塩分濃度分布として与えた。



(a) 8 万年後

(z 方向を 3 倍に強調)

(b) 10 万年後

図 1.3-24 性能評価解析における洗い出し解析の結果

0年から11万年の間で、右端における隆起量30m、侵食量40mを与え、左端においては堆積量10mとし、現海岸位置で隆起量・堆積量ともに0となるようx座標により線形補間して、地形変化を与えた。また、海水準変動については、0年から10万年にかけて海水準が120m低下し、11万年の1万年間に120m上昇するという線形変化を与えた。

解析ケースA、Bの塩分濃度分布の解析結果を図1.3-25に示す。海退期（～10万年）では、すべての解析ケースにおいて、海水位低下に伴う汀線位置の海側（図の左側）への後退とともに、地表面の塩淡水境界位置も追従して後退していることがわかる。なお、8万年後の塩分濃度において、 $x=10,000\text{m}\sim 15,000\text{m}$ の間に比較的高濃度の塩分が残っているのは、この付近を流れる地表面からの主要な流動場が存在せず、降雨による洗い出しが進まなかったものと考えられる。一方、海進期では、海水位が0mまで回復したにもかかわらず、地表面の塩淡水境界位置は、汀線位置よりも5000mほど後退した位置に留まったままとなった。これは、 $x=5,000\text{m}\sim 10,000\text{m}$ の海底面が地下水の浸出面となっているため、この海底面から塩水の侵入はなく、この海底面の塩水化が生じにくい状況となっている。さらに、塩分濃度の高い領域からこの浸出面へと形成されている流動場における流速は遅く（密度勾配のみのため）、この領域が再度塩水化されるには長期間を要するものと考えられる。

ケースAとケースBでは、顕著な違いは認められず、11万年で数十mの地形変化（1万年で数m）であれば、地形変化を解析モデルに反映させるタイムステップ（地質タイムステップ）が、1,000年であろうと10,000年であろうと解析結果に大きな影響は与えないことがわかった。

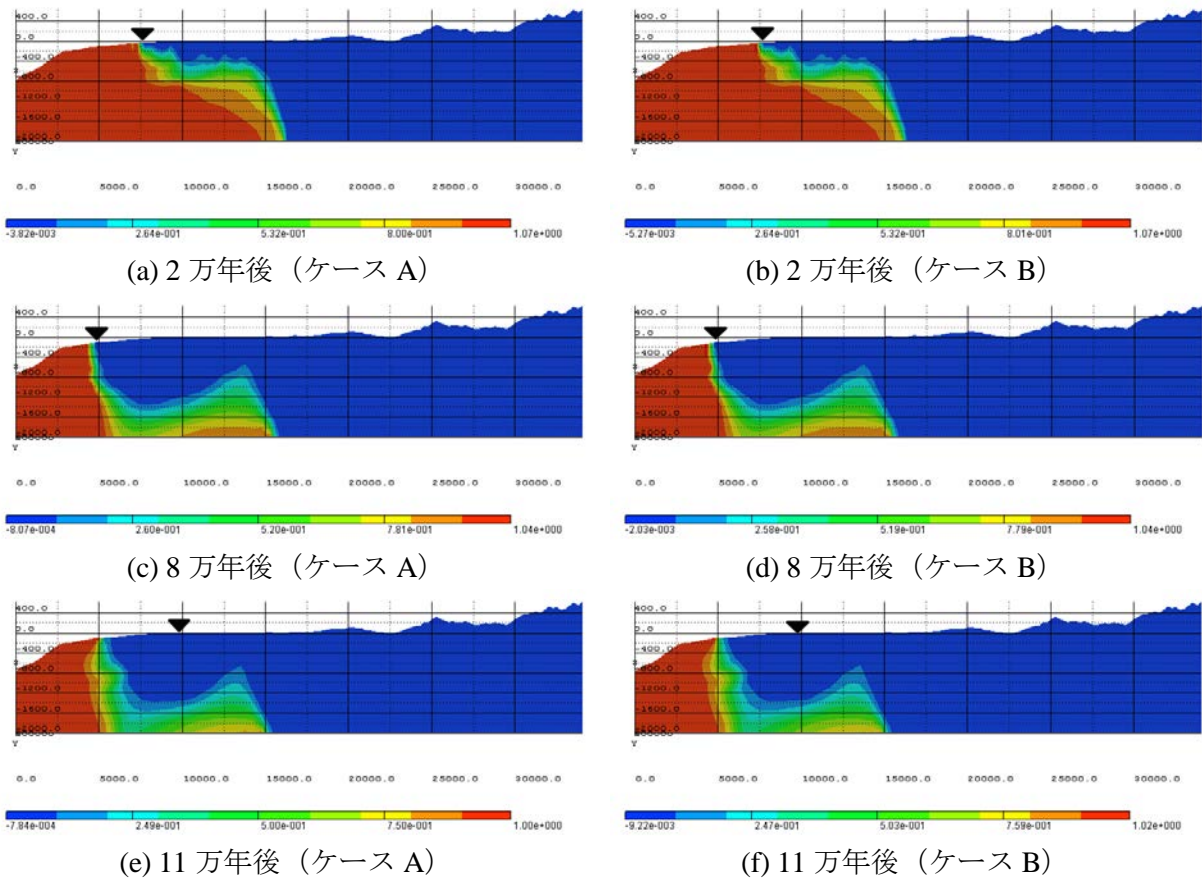


図 1.3-25 解析ケース A, B の塩分濃度の評価結果 (鉛直方向を 3 倍に拡大)

次に、解析ケース A, B の粒子追跡線解析の解析結果を図 1.3-26 に示す。塩水側（ピンク）と淡水側（水色）の地表面を出発点とする仮想粒子を放出して、地表までの移行経路を評価した。海退期にあたる 2 万年や 8 万年では、主に陸側から海側への流動場が形成されており、汀線位置より海側にせり出した浸出面が形成された。一方、海進期にあたる 11 万年では、沖合の海底面から塩水侵入の流動経路が見られるものの、汀線より陸側では、依然として陸側から海側への流動場となっており、初期の汀線位置より陸側への大きな擾乱はないことがわかる。また、ケース A とケース B では、顕著な違いは認められず、11 万年で数十 m の地形変化（1 万年で数 m）であれば、地形変化を解析モデルに反映させるタイムステップ（地質タイムステップ）が、1,000 年であろうと 10,000 年であろうと解析結果に大きな影響は与えないことがわかった。

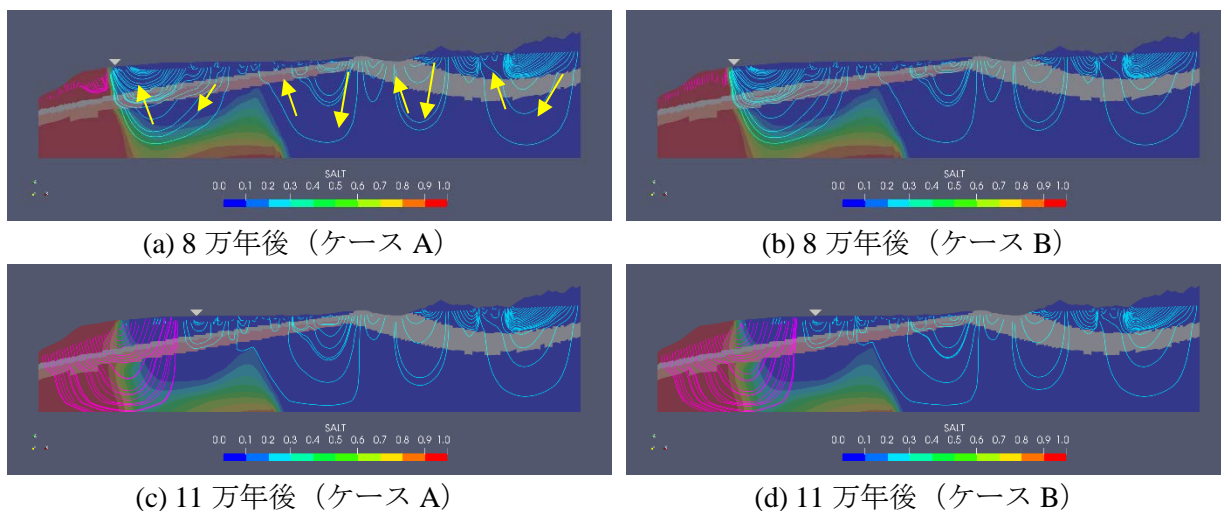


図 1.3-26 解析ケース A, B の粒子追跡線解析の評価結果

図 1.3-27 に現在の汀線付近から放出した粒子の移行経路を示す。この時の移行経路は各時刻の定常状態の流れ場を使用して導出した。汀線の移動に伴って流出点も移動することがわかる。その際の移行距離及び移行時間の時間変化を図 1.3-28 に示す。図 1.3-28 (a)では時刻 0 では約 200m～約 1000m の範囲の移行距離であるが、時間進展に伴って、移行距離が大きく増加する領域と、ほぼ変化しない領域に分かれる。特に、位置 10 では 10 万年時点で最大 9500m 程度まで増加し、11 万年時点で 3500m 程度まで減少した。移行時間についても、位置 10 では最大移行距離の半分程度の 5000m 程度で、移行時間が 17 万年と最大となった。以上のように、地形変化と海水準変動の時間変化で移行経路、移行時間がわずかな位置の違いで大きく変化する可能性があることがわかった。(5) の解析においても、このような観点で地形変化の影響を評価する必要がある。

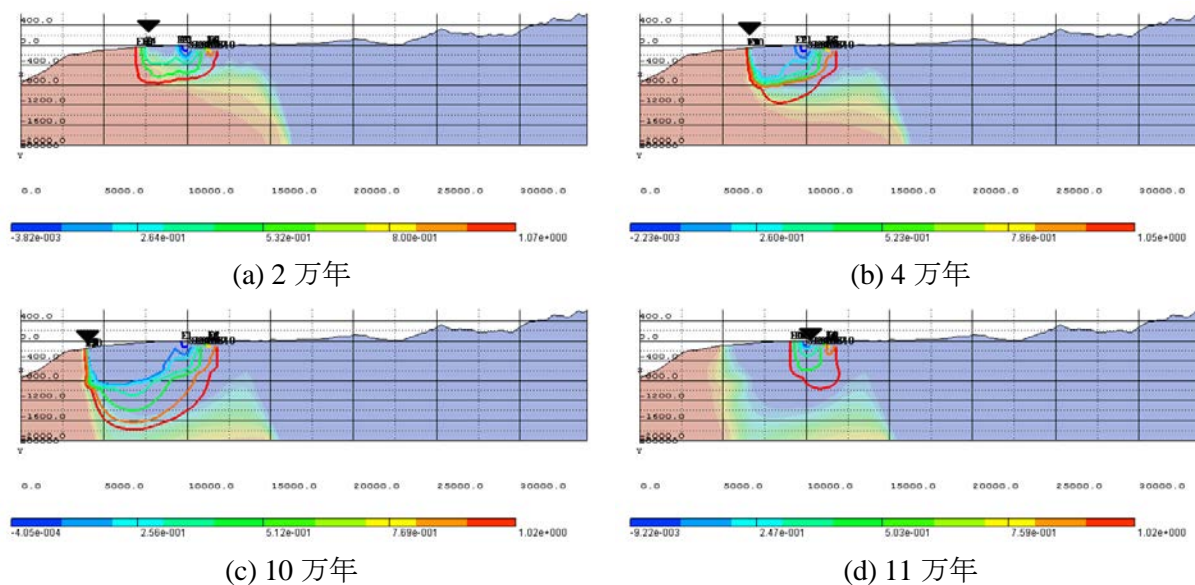
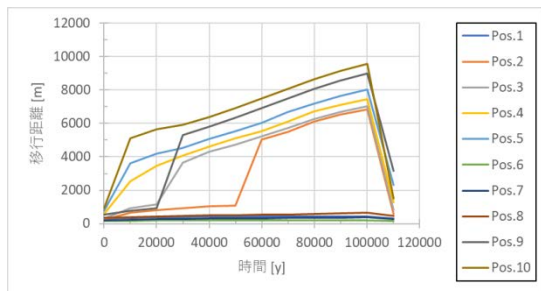
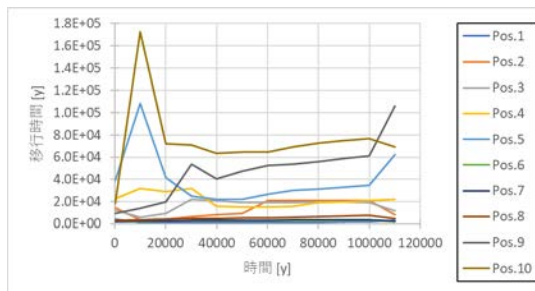


図 1.3-27 現汀線付近から放出した粒子の移行経路



(a) 各時刻に放出された粒子の移行距離



(b) 各時刻に放出された粒子の移行時間

図 1.3-28 現汀線付近から放出した粒子の移行経路の距離及び移行時間

一方、粒子追跡線解析においては、粒子放出時刻と放出位置によっては、移行経路、移行距離及び移行時間が大きく変動するケースがみられた（ケース B の 11 万年時点など）。塩分濃度やポテンシャル場には大きな違いは見られていないが、トラジェクトリ解析結果に違いが現れたものである。粒子追跡線は流速ベクトル場に基づいて解析されていることから、その地下水流動場の解析精度によって、地表への流出点に大きな違いとして現れることとなる。すなわち、流速ベクトル場のベクトルの向きと速さに信頼性を向上させるためには、必要となる解析モデルの精度をどのように設定するかをあらかじめ検討しておくことが必要となる。

粒子追跡線解析は、核種移行経路を決定する重要な計算である。塩分濃度やポテンシャル場を把握するための解析条件と、粒子追跡線を把握するための解析条件は求める解析精度が異なることから、今後粒子追跡線解析において必要な精度を検討し、その精度を確保するための解析メッシュモデル及び時間刻みを決定する必要がある。このとき、計算時間の増大が想定されることから、大幅な計算時間を短縮するための解析手法の導入を検討する必要がある。さらに、地形変化評価におけるメッシュサイズが 100m と固定されており、地下水流動解析のメッシュサイズとの整合についても、平滑化処理の影響を考慮して、整合性のある解析体系を構築する必要がある。

(5) 将来の地形変化に対する評価および地下水流動・塩分濃度の予察的解析

(2) で改良した地形変化評価コードを用いて、図 1.3-29 に示すような流れで将来の地形変化までを評価した。まず、昨年度と同様、古地形の推定および現在を再現するパラメータの評価を行った。評価においては、地形・地質調査等から把握された対象地域における過去の地形変化に対する条件（河床縦断形（河成段丘判読位置）が現在と 12.5 万年前で一致、埋没谷深度（現河口での最寒冷期の標高）および平均侵食速度が推定値に一致）を地形変化シミュレーションの拘束条件とすることで、評価の妥当性を確保するものとした。

また、過去～現在の推定における不確実性に加え、将来の変動に対する不確実性（海水準変動（気候変動）等）を考慮した上で、予測される将来の地形変化を複数評価した。さらに、検討地域における水理地質構造を調査し、基本ケースとなる海水準変動に対し非定常な地形変化を考慮した地下水流動・塩分濃度解析を行い、地形変化が地下水流動・水質に与える影響の傾向性や因子に関する予察的検討を実施した。

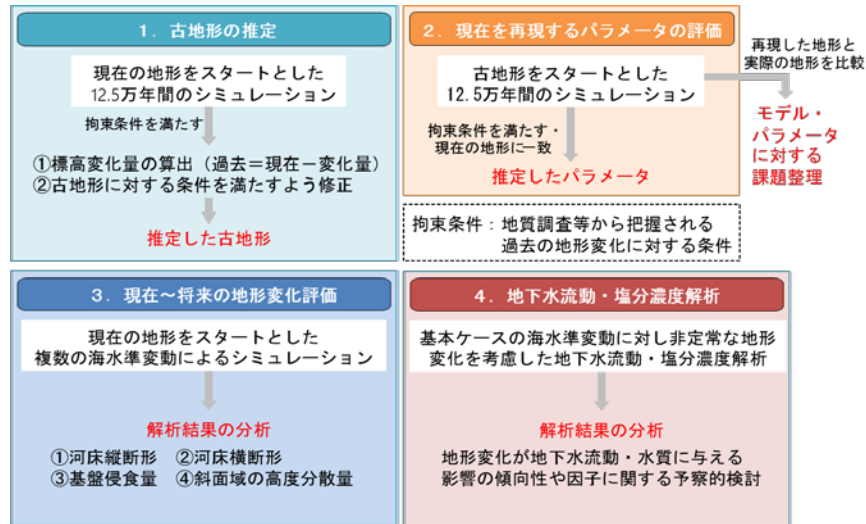


図 1.3-29 現在から将来の地形変化を反映した地下水流動・塩分濃度解析までの評価概要

(a) 古地形の推定

過去の地形は『過去（12.5 万年前）の標高＝現在の標高－12.5 万年間の標高変化量（隆起量－侵食量＋堆積量）』で表されるが、標高変化量は複数の地形変化プロセスの結果であり、一律に仮定することが困難である。そこで、対象地域の変動が比較的小さく安定であること、さらに河成段丘判読位置において 12.5 万年前と現在の河床高が一致することから、現在を 12.5 万年前の地形と仮定したときの過去～現在の 12.5 万年間の変化量が、おおよその過去 12.5 万年間の変化量に類似すると仮定し、これを地形変化シミュレーションで評価することとした。ただし、これは過去の変化量と必ずしも一致しないため、計算した 12.5 万年間の変化量を現在の標高から差し引いた地形は、地形・地質調査等から把握される古地形に対する条件を満たさない。そこで、調査から特定した古地形に対する条件（汀線位置が 12.5 万年前と現在で一致、河成段丘判読位置での河床縦断形が 12.5 万年前と現在で一致）を考慮して算出した地形を修正し、これを推定した古地形とした。

評価の結果、古地形に対する条件を満たすパラメータを得られなかったため、古地形の推定に至らなかった。河道移動、側刻の検討により低地幅は再現できるようになったが、領域全体の地形変化を含めると検討が不十分であることがわかった。

このため、(b) の評価では、昨年度推定した古地形に海域の堆積のモデル改良のみを適用した。

(b) 現在を再現するパラメータの評価

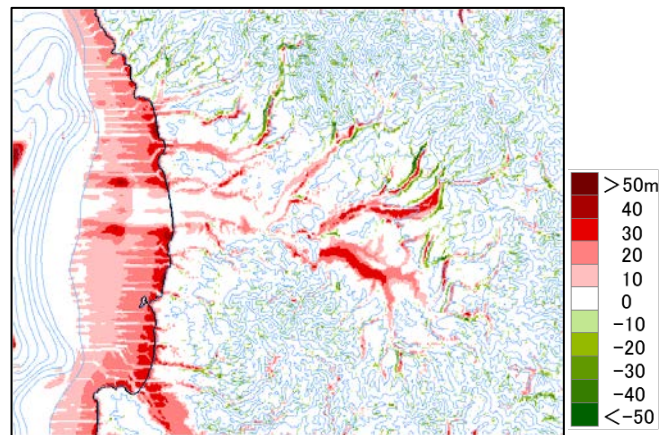
昨年度推定した古地形をスタートとした 12.5 万年間のシミュレーションにより、拘束条件を満たしかつ現在の地形に一致するようなパラメータを求めた。その結果を表 1.3-21 に示す。

河床縦断形を僅かに満たさないが、本パラメータで以降の解析を実施することとした。

表 1.3-21 現在を再現するパラメータの評価結果

	河川係数 (流域面積)	河川係数 (勾配)	斜面係数	礫径係数	気候係数
ケース 1 (平均侵食速度 0.089mm/y)	0.001	0.001	0.003	8.0	0.7
ケース 2 (平均侵食速度 0.0445mm/y)	0.001	0.0001	0.00125	8	0.5

また、求めたパラメータセットに基づいて、過去から現在を評価して得られた現在の地形標高から実際の現在地形標高を差し引いた標高差のマップを図 1.3-30 に示す。陸側の大部分と沖合においてほぼ一致したが、海岸沿いの沿岸域で標高が高くなる傾向がみられた。



背景：現在の地形の標高に対する等高線図（100m 毎）
図 1.3-30 シミュレートした現在の地形と実際の現在の地形の標高差

(c) 現在～将来 12.5 万年後までの地形変化評価

(b) で決定したケース 1 及びケース 2 のパラメータを用いて、現在の地形を初期条件とした将来までの地形変化評価を行った。海水準変動は、昨年度に使用した過去 12.5 万年間の基本ケースを与えた。

ケース 1 の地表（基盤＋沖積層）の標高差および期間基盤侵食量をそれぞれ図 1.3-31、図 1.3-32 に示す。

- ・ 標高差＝経過年での評価地形－現在地形標高データ
- ・ 期間基盤侵食量＝経過年での評価地形－現在地形－隆起量

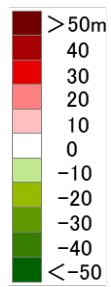
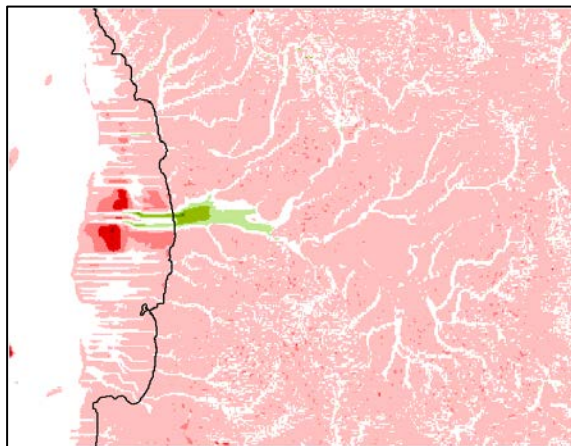
これらの図から、以下の特徴が挙げられる。

- ・ 陸側で標高が現在よりも上昇（最大 30m 程度）しており、陸側の隆起速度（0.3mm/y）相当となっている
- ・ 河川の標高はほとんど変わらない

- ・河口付近は海水準の低下により標高が下がり、12.5 万年後は海水準の上昇により河口に堆積が生じるため標高は現在とほぼ同じとなる
- ・基盤侵食量の変化は河川域で大きく、河川域で隆起量 \approx 侵食量、斜面域で隆起量 $>$ 侵食量となっている

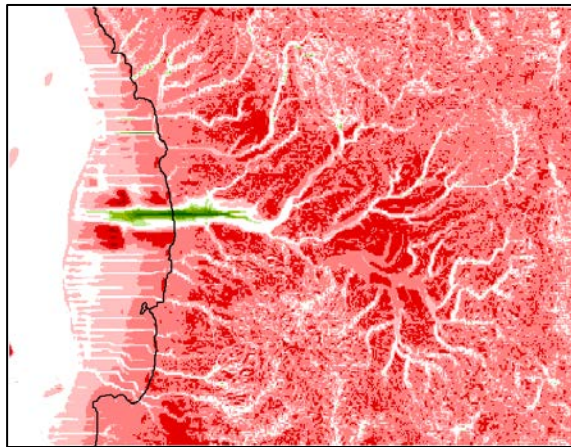
以上の結果から、陸側の領域全体がほぼ隆起量分標高が上昇し、河川部分が現標高まで侵食され、河道側面の斜面勾配が増加して、領域の高度分散量も大きくなった。したがって、陸側から海へ向かって全体的な動水勾配が増加することにより、地形変化とともに地下水流速が上昇することが想定される。一方、河川では侵食が進み、隆起した分の基盤厚さが侵食されるため、仮に埋設地の上部に河川が存在する場合には、平均侵食速度 0.089m/y のケースにおいて 10 万年で 30m 侵食されることによって、一部領域の対地深度が減少することとなる。また、地下水流動解析の結果によるが、埋設地からの核種移行経路の放出点が河川となる場合には、30m 程度が侵食されていることから、将来の移行距離が減少することを核種移行解析に反映させる必要がある。

図 1.3-33 に平均侵食速度を 0.0445m/y として評価した地形変化評価の 12.5 万年との標高差分布を示す。平均侵食速度が小さいほうが、将来の標高が大きくなり、地形勾配も大きくなる傾向となる。基盤侵食面の変化は、平均侵食速度のより大きい 0.089m/y のケースがより大きくなる。平均侵食速度を 0.089m/y と 0.0445m/y の幅の中で、勾配の河川係数、斜面係数のパラメータが異なることによって、将来 12.5 万年後の地形の変動幅を把握することが可能となった。

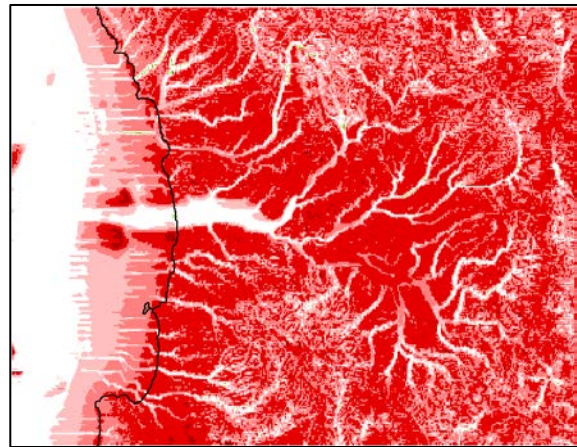


背景：現在の地形の標高に対する等高線図
(100m 毎)

(a) 6 万年後

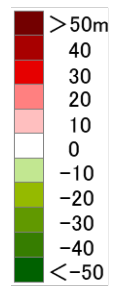


(b) 10.5 万年後 (最寒冷期)



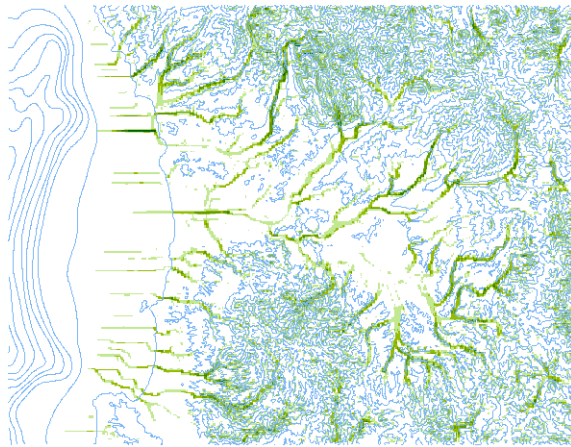
(c) 12.5 万年後

図 1.3-31 現在から将来を評価した各時点の地形と現在地形との標高差の変化

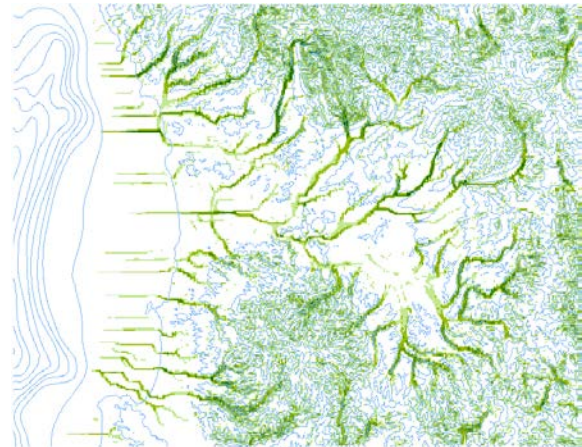


背景：現在の地形の標高に対する等高線図
(100m 毎)

(a) 6 万年後



(b) 10.5 万年後 (最寒冷期)



(c) 12.5 万年後

図 1.3-32 現在から将来を評価した各時点の地形と現在地形の基盤侵食量の変化

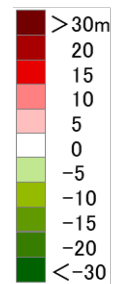
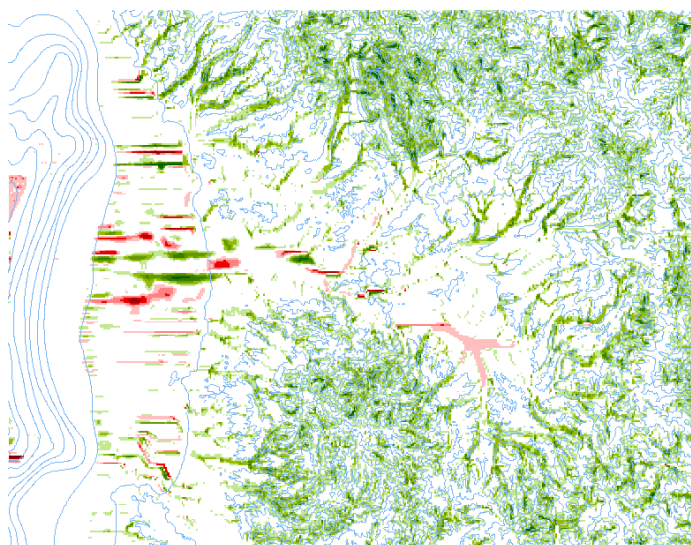


図 1.3-33 将来 12.5 万年の地形変化 (標高差) の変動幅

(d) 海水準変動をパラメータとした感度解析

過去 90 万年間の海水準変動曲線⁽⁸¹⁾をもとに、将来の地形変化評価の不確実性として、表 1.3-22 に示す 6 ケースの海水準変動に関する感度解析を行った。具体的な海水準の時間変化は図 1.3-34 に示す。

表 1.3-22 感度解析における海水準変動設定条件

Case	パラメータ	海面低下・上昇速度	初期海面高さ	上下間隔	上下回数	解析期間
1	上下変動 繰り返し回数	-0.01m/y	0	3000 年ごとに上下	0	31000y
2			0		1	
3			0		3	
4	海面低下 速度一定	-0.005m/y	0	—	—	25000y
5		-0.01m/y	0	—	—	
6		-0.05m/y	0	—	—	

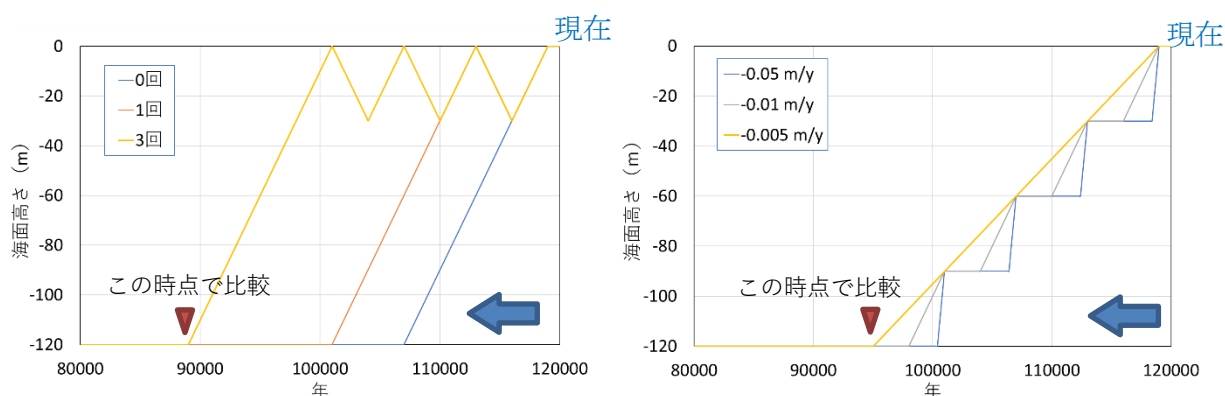


図 1.3-34 感度解析における海水準変動の設定例

(左：海面低下・上昇の繰り返し回数 Case1～3、右：海水準低下速度 Case4～6)

海面低下・上昇の繰り返し回数による感度解析結果の河床縦断形の比較を図 1.3-35 に示す。現汀線より海側は繰り返し回数が少ないほど侵食されている。これは繰り返し回数よりも、-120m に到達後にその海水準のまま継続している期間に依存している可能性があるが、繰り返し回数が 0, 1 回では 6000 年程度の -120m 維持期間の差に対して標高差はほとんど見られなかった。

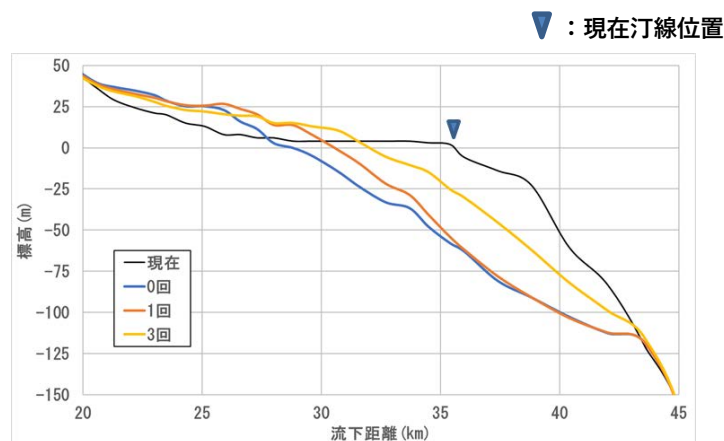


図 1.3-35 海面低下・上昇の繰り返し回数による河床縦断形（一部）の比較

次に、海面低下速度をパラメータとした感度解析結果の河床縦断形の比較を図 1.3-36 に示す。低下速度 0.01m/y、0.05m/y はほぼ同じ縦断形となっている。低下速度 0.005m/y においても大きな標高差はなく、沖合で 10m 程度である。

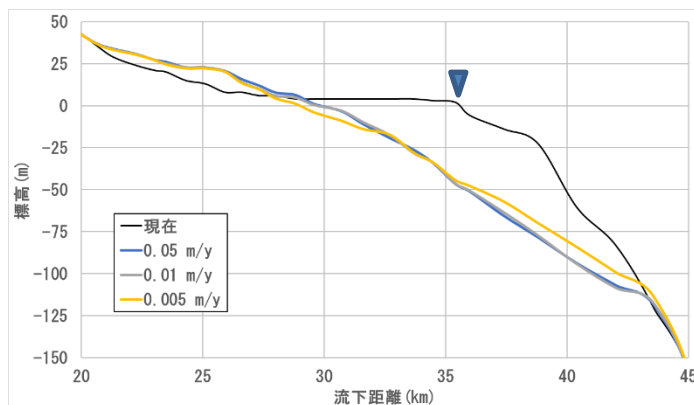


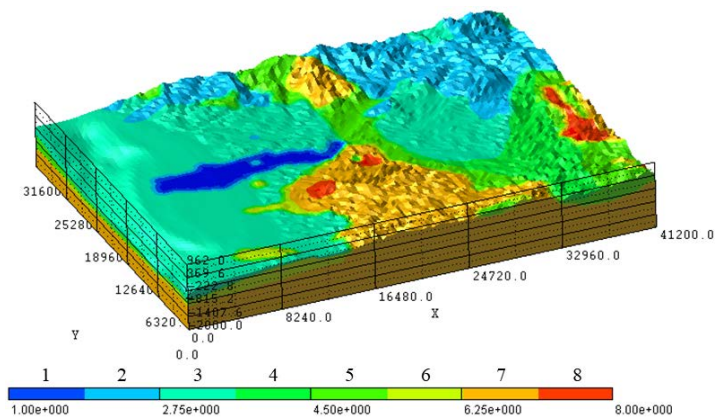
図 1.3-36 海面低下・上昇速度による河床縦断形（一部）の比較

(e) 将来の地形変化を反映した地下水流動・塩分濃度の予察的解析

(c) で評価した現在～将来の地形変化の不確実性の解析結果を基に、現在から将来 12.5 万年までの 3 次元地下水流動・塩分濃度解析を行った。本解析では、地形変化の不確実性が地下水流動に与える影響がより大きくなると想定されるケースとして、基盤侵食面の変化量がより大きい、すなわち埋設地の対地深度がより小さくなる平均侵食速度 0.089m/y のケースを選定し、その解析結果から、将来の地形変化が地下水流動・水質に与える影響の傾向性や重要因子に関する予察的な分析を行った。

解析体系及び解析条件

図 1.3-37 に地下水流動解析の評価対象領域とした 3 次元地質構造モデルを示す。各地質の物理特性をあわせて示した。本モデルに基づいて、地下水流動解析の解析メッシュを作成した。

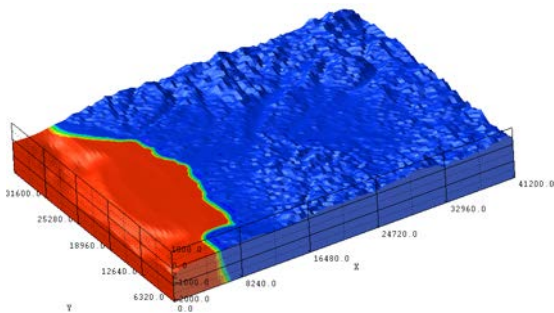


No.	地質単元	記号	透水係数 (m/s)	間隙率
1	沖積層	—	1×10^{-5} m/s	0.2
2	阿野呂 碎屑岩類	V3	1×10^{-7} m/s	0.05
3	館層	Dt	1×10^{-7} m/s	0.15
4	厚沢部層	Ab	1×10^{-7} m/s	0.1
5	木古内層	Kn	1×10^{-8} m/s	0.05
6	福山層	Fy	1×10^{-7} m/s	0.05
7	基盤 (松前層群)	Bm	1×10^{-8} m/s	0.02
8	貫入岩類	V2	1×10^{-7} m/s	0.05

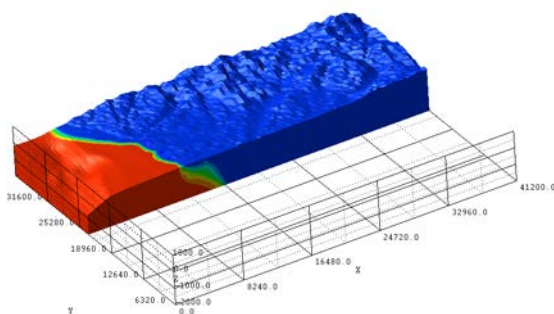
図 1.3-37 地下水流動・塩分濃度解析の3次元地質構造モデル

洗い出し解析結果にもとづいて設定した初期の塩分濃度分布を図 1.3-38 に、初期の流速分布を図 1.3-39 に示す。沖積層で 10m/y 程度の流速が示されている。

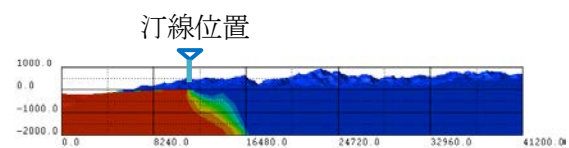
※深度方向を2倍にして表示



(a)塩分濃度 全体



(b)塩分濃度 河口断面①



(c)塩分濃度 河口断面②

図 1.3-38 洗い出し解析結果に基づく初期の塩分濃度分布

※深度方向を2倍にして表示

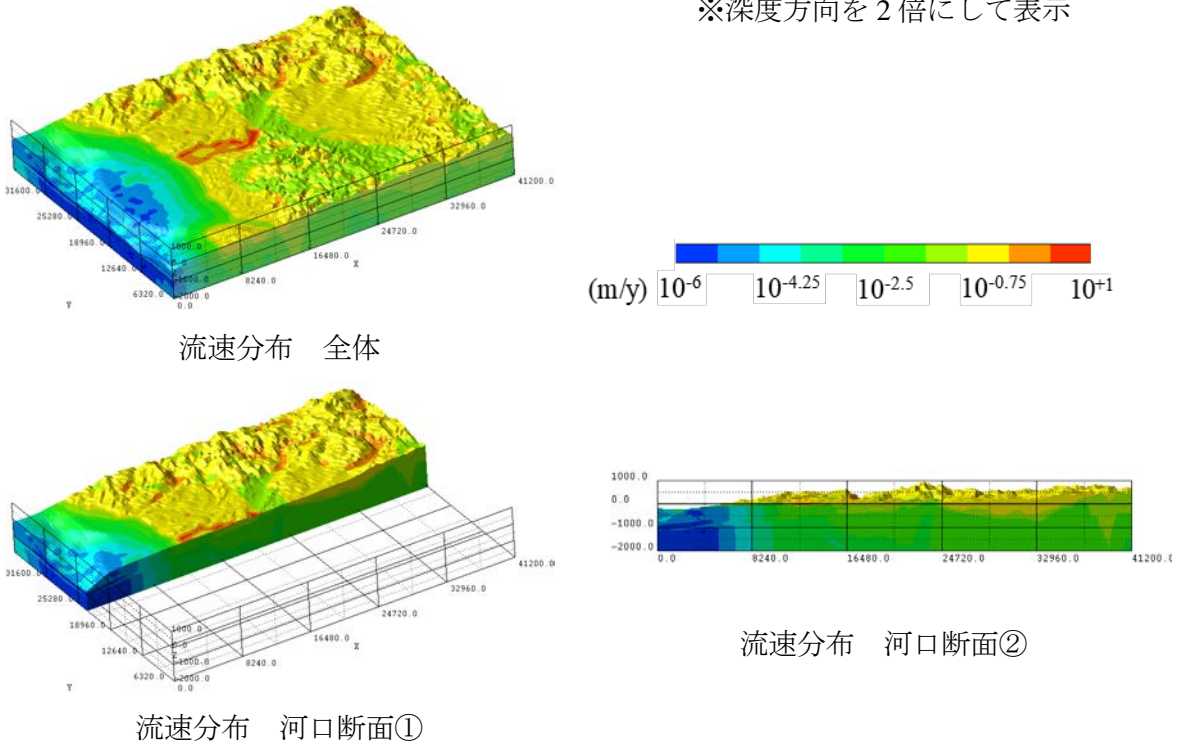


図 1.3-39 洗い出し解析結果に基づく初期の流速分布

解析結果

6 万年後の塩分濃度分布を図 1.3-40 に、流速分布を図 1.3-41 に示す。また、12.5 万年後の塩分濃度分布を図 1.3-42 に、流速分布を図 1.3-43 に示す。徐々に海水準が低下して汀線が海側へ移動するに伴い、塩分濃度の高い領域が移動している。3 万年にかけて陸側の淡水地域に塩分濃度の比較的高い領域が取り残される傾向が示されたが、4 万年でほぼ解消された。流速分布については表層の沖積層で 10m/y 程度の高い値を示し、地下においても山側では深さ 500m の領域で 0.1m/y 程度の比較的高い値を示す領域も存在する結果となった。ただし、流速の経時変化の結果から、山側における大局的な流速の分布の傾向は、現在から 12.5 万年後まで大きな変化の傾向を示していない。

初期の汀線から 6km 以上離れている海洋低下の領域では、地下水流速が 10^{-6}m/y 程度と安定しているが、海水準の低下によって汀線が近づいてくると $10^{-4}\text{m/y} \sim 10^{-3}\text{m/y}$ 程度と上昇する結果となり、沿岸域での地形変化に加えて汀線位置が地下水流動に与える影響が大きいことが示唆された。この結果は、現在の流れ場だけで判断するのではなく、長期的な地形と海水準の変遷の中での地下水流速の変動を把握することが重要であることを示すものである。

さらに、海水準が急速に上昇する 12 万年から 12.5 万年では、汀線が陸側に移動する海進時の場合では、表層で塩分濃度が上昇し、地下においても表層に追随する形で塩分濃度が上昇する傾向が見られ、海退時での塩分濃度分布の特徴と明らかに異なる結果となった。また、図 1.3-42 に示したように、汀線付近の水平方向の塩淡境界は、海退時に示されていた汀線に沿った滑らかな線ではなく、フィンガー状の特徴を示した。以上のことから、沿岸域において海進及び海退の違いが、特に塩分濃度の空間分布に影響を与えることが示された。

以上のように、将来の地形変化の不確実性の評価結果を考慮し設定した平均侵食速度 0.089m/y のケースに対する非定常の地下水流動解析の結果から、地下水流動及び水質（塩分濃

度分布) に与える影響の傾向性をまとめると、以下のようになる。

- ・ 山側領域における大局的な地下水流速の分布の傾向は大きく変化することはなかった。
- ・ 山地領域は全体的に隆起して、勾配の大きくなった領域が存在したものの、河口断面付近への流速変化の影響は限定的であった。
- ・ 海水準変動によって汀線が移動する沿岸付近では、当初から 10^2m/y 以上の流速の領域では、流速がそれ以上に極端に増加するような結果は見られなかったものの、流れ方向が大きく変化する傾向性が確認された。
- ・ 初期の汀線から 6km 以上離れている海洋底下の領域では、地下水流速が 10^{-6}m/y 程度と安定しているが、海水準の低下によって汀線が近づいてくると $10^{-4}\text{m/y}\sim 10^{-3}\text{m/y}$ 程度と上昇する傾向が見られた。

また、本解析から、地下水流動及び水質（塩分濃度分布）に影響を与える重要因子の分析の結果は、以下のようになる。

- ・ 一様な隆起場の場合、山地領域では相対的な標高差の変化が小さく、地下水流動の経時的な変化が顕著で無いことから、地下水流動への影響の観点から、現在の地形形状及び水理・地質構造に関するパラメータがより重要になると考えられる。
- ・ 汀線付近の沿岸域では、地形変化と汀線の位置により、地下水の流動方向、流速の程度、塩分濃度分布も変動する傾向があることから、水理条件の他に、特に河川侵食と堆積に関するパラメータ、海退及び海進の条件に関するパラメータがより重要になると考えられる。

今後は平均侵食速度が小さい場合や海水準変動の不確実性を反映した地下水流動解析を実施して、地形変化及び海水準変動による天然バリアの核種移行への影響を分析する必要がある。

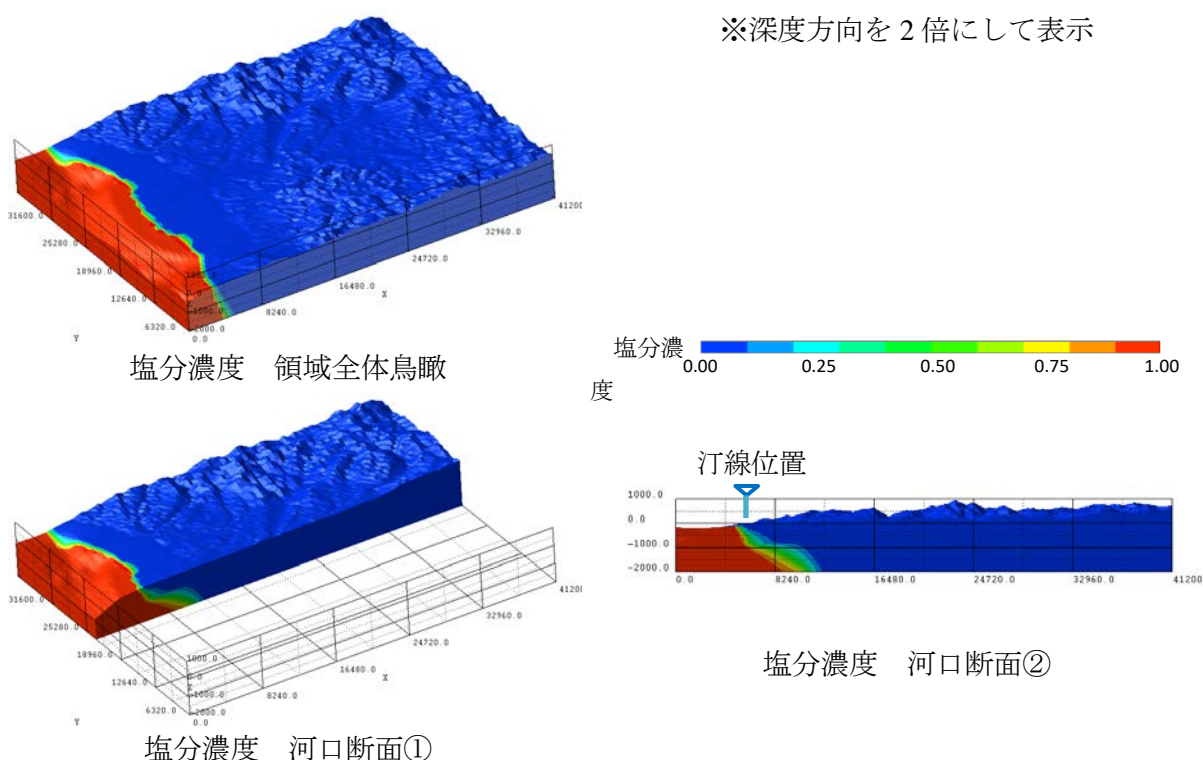
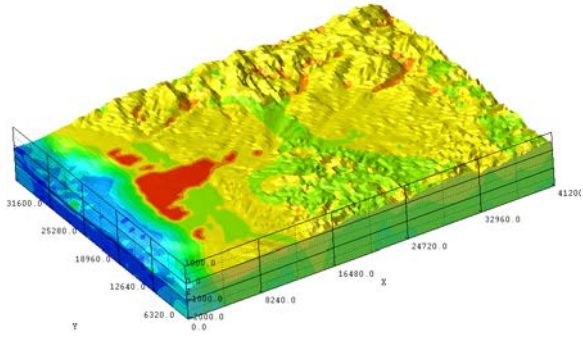
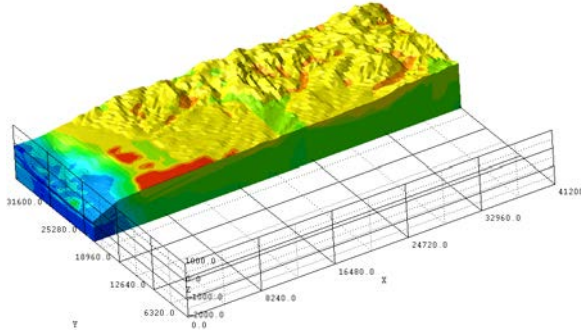
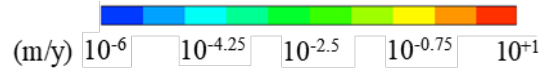


図 1.3-40 6 万年後の塩分濃度分布

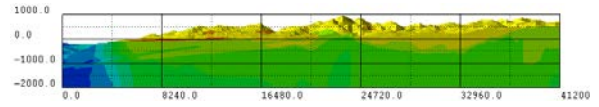
※深向を2倍にして表示



流速分布 領域全体鳥瞰



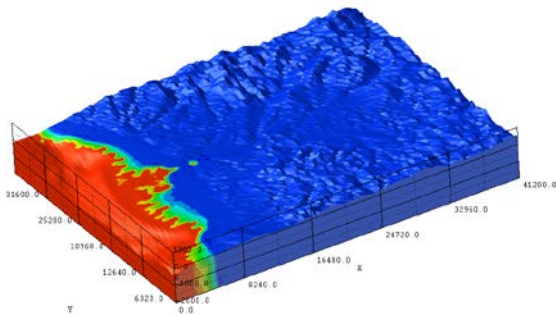
流速分布 河口断面①



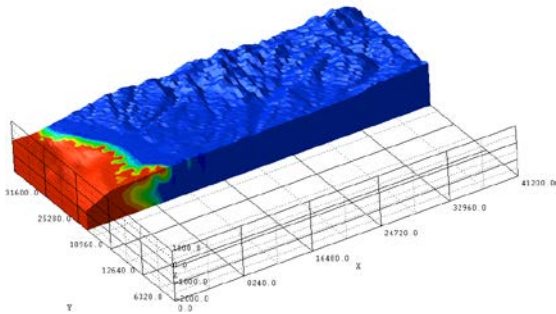
流速分布 河口断面②

図 1.3-41 6 万年後の流速分布

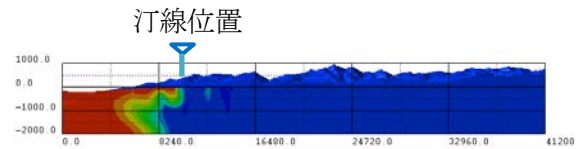
※深度方向を2倍にして表示



塩分濃度 全体



塩分濃度 河口断面①



塩分濃度 河口断面②

図 1.3-42 12.5 万年後の塩分濃度分布

※深度方向を2倍にして表示

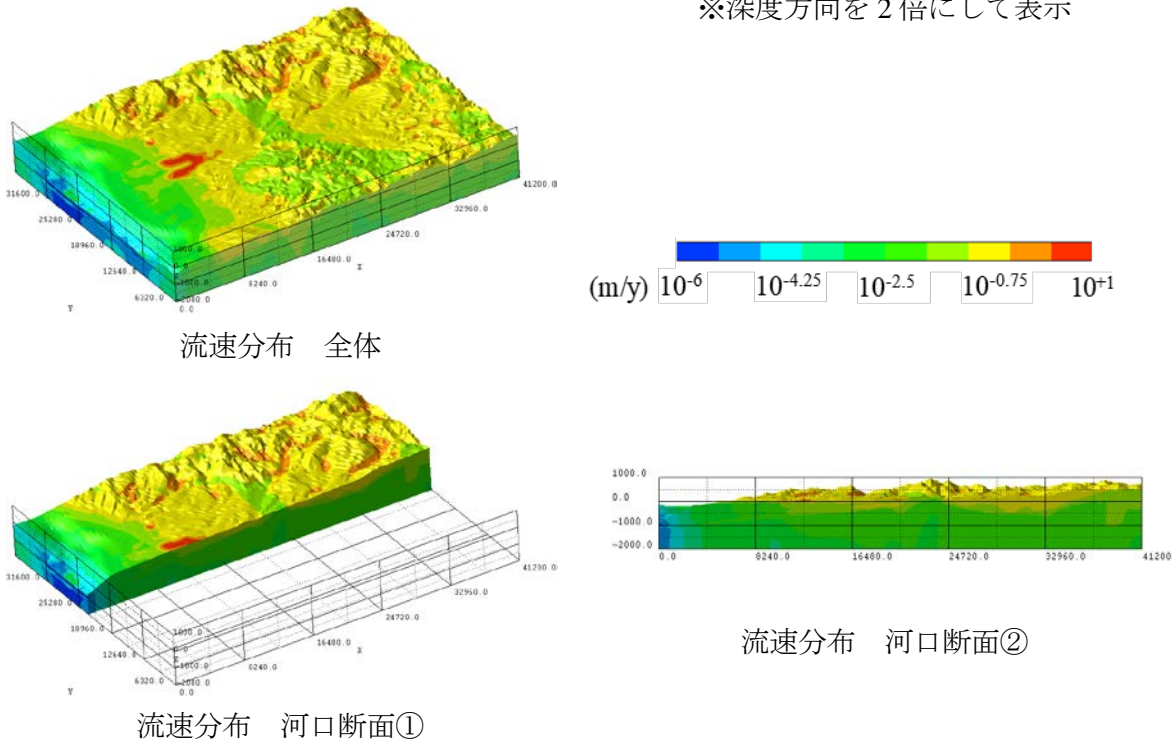


図 1.3-43 12.5 万年後の流速分布

(6) まとめ

わが国で想定される自然現象として隆起・侵食及び海水準変動を考慮し、現実に即した地形変化シミュレーションを行うため、日本国内で地形変化に関するデータを有する沿岸陸域を対象として、地形の時間変化に応じた地下水流動の変化を評価可能とする三次元地形変化シミュレーションと三次元地下水流動シミュレーションを組み合わせた評価手法に係る技術的知見を整備するとともに、地形変化の不確実性を考慮した地下水流動・塩分濃度の予察的解析を実施した。

はじめに、本事業で適用している地形変化評価コードと、評価対象としている時間及び空間スケールが同一であるほかのコードとを比較して、現象プロセスを網羅しているか、プロセスのモデル化が適当かなどについて検討を行い、必要な改良点を整理した。そして、必要な改良点について、地形変化評価コードの海域の堆積モデルの改良と河道移動・側刻に関するパラメータの見直しを実施した。これにより、海域における過剰な堆積が解消されるとともに、中流域における谷底侵食低地幅を再現することが可能となった。一方、地下水流動解析コード 3D-SEEP については、中深度処分適用のための課題整理を行ったうえで、塩分濃度解析における風上法及び可変濃度境界条件を導入して改良を行い、ベンチマーク問題である Henry 問題について、Dtransu3D-EL と比較し、検証を行った。一部計算条件では改良した 3D-SEEP の方が安定的に解ける結果となった。さらに、3D-SEEP を大規模な地形変化を含む体系で適切に解析できるかについて性能分析を行った。評価対象地域の地質構造を参考に単純なモデルを作成し、簡略的な隆起・侵食、海水準変動を与えて解析を行ったところ、XY 方向について 250m 程度、Z 方向について地下の構造が不連続にならないような 50~100m 程度のメッシュで評価可能であることを確認した。また、地形・地質構造の切り替えのタイミングは 1000 年と 10000 年の場合で相違は見られなかった。一方、粒子追跡線解析においては、粒子放出時刻と放出位置によっては、移行経路、移行距離及び移行時間が大きく変動するケースがみられた。今後、核種移

行経路を決定するための粒子追跡線解析に対して、必要な評価精度を検討し、その精度を確保するための解析メッシュモデル及び時間刻みを決定する必要がある。このとき、計算時間の増大が想定されることから、計算時間を大幅に短縮するための解析手法の導入を検討する必要がある。さらに、地形変化評価におけるメッシュサイズが 100m と固定されており、地下水流動解析のメッシュサイズとの整合についても、平滑化処理の影響を考慮して、整合性のある解析体系を構築する必要がある。

以上の検討を行ったうえで、改良した地形変化コードを用いて将来 12.5 万年までの地形変化を評価するとともに、将来の海水準変動の不確実性を考慮した感度解析を実施した。地形変化においては改良した海域堆積モデル、河道移動・側刻に関して見直したパラメータをともに適用すると設定した拘束条件を満たすパラメータセットが探索できなかったため、海域の堆積モデルのみを考慮した地形変化評価コードで評価を行った。過去 12.5 万年間の海水準変動を与えた基本ケースでの 12.5 万年後の地形は、領域全体が隆起して、陸側で現標高よりも 30m 程度上昇する一方、河川領域は現標高とほぼ変わらなかった。平均侵食速度の小さいケースと比較したところ、平均侵食速度の小さいケースではさらに隆起が大きくなり、高度分散量も大きくなると考えられる。したがって、同じ隆起速度を与えた場合、平均侵食速度が小さいほうが、山地領域の斜面の勾配は、現在よりも大きくなり、地下水流動の観点からも動水勾配が大きくなり、地下水流動系が変化することが予想される。

さらに、海水準変動の上昇・低下の繰り返し回数、海水準低下速度をパラメータとした感度解析を行ったところ、-120m の海水準低下期間が継続する繰り返し回数の少ないほうが、海域における侵食が大きくなること、海水準低下速度は大きいほうが侵食量は大きくなるが変化量は大きくないことがわかった。

将来 12.5 万年後までの評価対象地域の地形変化（平均侵食速度が大きいケース）を非定常に反映させて 3D-SEEP を用いた地下水流動・塩分濃度解析を行った結果、隆起によって勾配が大きくなった山地領域でも地下水流動系に大きな変化は見られなかったが、海水準変動に伴って移動する汀線付近で流向方向が変動して、地下水流動系が局所的に変化する結果となった。

以上の解析の結果、海水準変動による地下水流動の変動が大きく、汀線の移動領域の数 km の範囲で塩分濃度が大きく変動するとともに、地下水流向が大きく変化することがわかった。一方、山地の領域では、地下水流動場が 10 万年程度の時間スケールの中で継続的に安定したが、比較的流速は速いものの流向はほとんど変化せず、降水の水質は変動しない結果となった。

以上により、基盤侵食面の変化が大きく、地形変化の不確実性が地下水流動に与える影響がより大きくなると予想されるケースにおいて行った地下水流動の解析結果から、地下水流動及び水質（塩分濃度分布）に影響を与える重要因子は、以下のように挙げられる。一様な隆起場の場合、山地領域では相対的な標高差の変化が小さく、地下水流動の経時的な変化が顕著で無いことから、地下水流動への影響の観点から、現在の地形形状及び水理・地質構造に関するパラメータがより重要になると考えられる。また、汀線付近の沿岸域では、地形変化と汀線の位置により、地下水の流動方向、流速の程度、塩分濃度分布も変動する傾向があることから、水理条件の他に、特に河川侵食と堆積に関するパラメータ、海退及び海進の条件に関するパラメータがより重要になると考えられる。

今後は平均侵食速度が小さい場合や海水準変動の不確実性を反映した地下水流動解析を実施して、地形変化及び海水準変動による天然バリアの核種移行への影響を分析する必要がある。

1.3.3 モニタリング手法の妥当性に係る技術的知見の整備

中深度処分においては、坑道の閉鎖後においても廃止措置の開始までの間は、廃棄物埋設地からの放射性物質の異常な漏えいを監視・測定するためのモニタリング設備の設置が必要である。この際、モニタリング設備が人工バリア及び天然バリアの機能を著しく損なうことがないこと、モニタリング施設の撤去に際して放射性物質が移行しやすい経路が生じないよう撤去及び埋戻しを行うこと等を考慮した設計がなされることが重要である。

このため本事業では、調査ボーリング孔、坑道閉鎖後における漏えいモニタリングの観測孔等の閉塞・埋戻しが適切に行われていることの確認（以下「閉鎖確認」という。）等に係る技術的知見を整理するための調査として、「地下モニタリング技術に関する情報の収集整理」及び「モニタリング孔等の閉鎖確認に係る技術的知見の整備」を実施した。

前者については、地下モニタリング、ボーリング等に係る既往情報を対象に、中深度処分想定される深度におけるモニタリング技術やモニタリング機器の撤去及び観測孔の閉鎖方法に関する既往の技術的情報を収集・整理した。なお、中深度処分で想定される深度に限定したモニタリングに関する既存事例は多くないため、石油・温泉分野や地層処分を対象とした研究・技術開発事例も併せて収集した。

後者については、モニタリング孔等の閉塞・埋戻しの技術的成立性に係る妥当性判断に必要な知見及び閉鎖確認に係る技術的知見を整備する観点から、室内透水試験等を実施し、水が移行しやすい経路が生じないようモニタリング孔の埋戻しを行う際の閉塞材料の選定、止水性確認方法及び閉鎖方法の妥当性確認並びに次年度以降に計画する閉鎖確認の妥当性判断に資する試験の実施に必要な知見を取得した。また、ボーリング孔を用いた閉鎖確認の妥当性判断に資する試験を行うための試験装置の設計を行い、閉塞・埋戻しの技術的成立性に係る妥当性判断に必要な知見及び閉鎖確認に係る技術的知見を整備した。

さらに、収集した情報及び得られたデータを踏まえて、適切に閉鎖されたことを確認する際の判断指標を整理した。

(1) 地下モニタリング技術に関する情報の収集整理

既存情報の収集整理では、漏洩モニタリングに反映可能な汎用的知識を抽出することを目的として、各国のモニタリング関連技術の現況を情報収集した上で、汎用的に用いられている方法や留意点を規制の観点で整理した。

(a) 既存情報の確認

主に各国の放射性廃棄物の処分研究施設、石油探査産業のボーリング孔調査、モニタリングに関わる情報（モニタリング孔の配置の考え方や使用されている観測装置、メンテナンス、装置の引き抜きや孔の閉塞事例の有無など）を収集・整理した（表 1.3-23）。

各国におけるモニタリング技術の現況については、次のように要約することができる。

表 1.3-23 各国におけるモニタリング事例の有無

項目	スウェーデン	フィンランド	フランス	スイス	カナダ	英国	日本
岩種	結晶質岩	結晶質岩	堆積岩	結晶質岩・堆積岩	結晶質岩	堆積岩	結晶質岩・堆積岩
関連する研究内容	処分場候補地の地質環境の把握	処分場周辺の地質環境の把握	処分場候補地の地質環境の把握	ボーリング孔閉塞	地下研究所の閉鎖後の環境評価	処分場候補地選定前の地質環境調査	モニタリング技術の研究開発
装置の設置、モニタリング、メンテナンス	地上観測孔で実施中	地上観測孔で実施中	坑道掘削損傷領域の観測実施中	地上観測孔で実施中	地上観測孔で実施中	地上観測終了	地上観測孔で実施中
装置引き抜き	研究段階	研究段階	研究段階	研究段階	研究段階	研究段階	研究段階
孔の閉塞	研究段階	研究段階	石油探査分野の手法での閉塞事例あり	ベントナイトと泥水を用いた閉塞事例あり	セメントを用いた閉塞事例あり	研究段階	研究段階

スウェーデン

スウェーデンにおいては、結晶質岩体を対象としてエストハンマルのフォルスマーク地区で 20 本以上、オスカーシャムのラクセマー地区、シンパーブ地区で 100 本以上の浅層・深層ボーリング孔の掘削調査が行われてきた^{(82), (83)}。ボーリング調査終了後、地質構造や高透水性部の分布に応じて、数週間～数ヶ月かけてボーリング掘削時の汚染の少ない試料を採取し、モニタリング初期値を把握している。水圧モニタリングは、観測区間から地上につなげたスタンドパイプ中の水位を測定する方法を使用している。観測区間は、水理試験で明らかになった高透水性区間、地質構造モデルに基づいて事前に海域と連続していると予想された地質構造を優先するとともに、ボーリング孔掘削時に周辺モニタリング孔で水圧レスポンスを観測し、割れ目帯などの連結性に関わる情報を取得して利用している。また、スウェーデンとフィンランドは共同してボーリング孔の閉塞に関わる研究技術開発を行っており⁽⁸⁴⁾、割れ目や岩石欠損の無い部分（いわゆる健岩部）を戦略的に選択した上で、当該箇所を高圧縮ベントナイトで閉塞する。これらの異なる材料を区分する目的で、石英ベースのコンクリートプラグを配置する。さらに、材料間の相互作用を防止し、長期的な安定性を保証するために、銅エキスパンダーを全ての材料境界に配置するという Sandwich sealing と呼ばれる概念を提示している。

フィンランド

フィンランドでは、結晶質岩体を対象としてオルキオト周辺で調査ボーリング（50 本以上）が行われ地質構造、水理特性、水質といった地質環境特性が把握されている^{(85), (86)}。調査終了後、連続性の高い割れ目帯を監視対象として、施設建設に伴う周辺環境変化の把握のための水圧・水質モニタリング装置を設置している。特に、海域および地下施設に達している可能性のある割れ目帯の観測区間で海水の浸入の有無をモニタリングし、施設建設に伴う周辺の水理・地球化学環境の変動の目安としている⁽⁸⁷⁾。

フランス

フランスでは、Meuse/Haute Marne 地区の非常に透水性の低い堆積岩層に地下研究施設が建設されており、地下水流動が主に拡散プロセスに依存するため坑道直近の掘削損傷領域のモニタリングに関わる研究が重要視されている^{(88), (89)}。そのため、閉鎖後の地下施設周辺における地上からのモニタリングに反映可能な知見は得られなかった。

スイス

スイスでは、放射性廃棄物管理共同組合（Nagra）が中・低レベルの放射性廃棄物処分場を念頭においたボーリング孔の閉塞の研究を行った事例^{(90), (91)}があるため、それらの情報を主に収集した。スイスではスウェーデン、フィンランドと同様に孔の状況に応じて異なる材料を組み合わせる閉塞概念を基本として、孔周囲の掘削損傷領域（Borehole Damage Zone : BDZ）が水み

ちになる可能性を考慮して、健岩部の損傷領域が少ない深度を長期間にわたって安定である天然材料で岩盤の透水性より低くなるように閉塞することを提唱している。閉塞要件として、止水性、力学的強度、長期安定性、作業性を挙げている。また、設計にあたり閉塞材は無機材料であるべきこと、定置方法は実例がある標準的な方法であるべきであること、閉塞作業に時間がかかるべきではないことも挙げている。

カナダ

カナダでは、結晶質岩中に建設された深度約 440m の地下研究施設が水没閉鎖されている。地下研究施設周辺には、調査研究の一環として浅層ボーリング孔 92 本、基盤岩を対象とした深層ボーリング孔 85 本が掘削され、施設閉鎖時には立坑の周囲 500m 以内にある 22 本のモニタリング孔が改装され、少なくとも 3 年間、水位計測などが行われた⁽⁹²⁾⁽⁹³⁾⁽⁹⁴⁾⁽⁹⁵⁾⁽⁹⁶⁾。モニタリング期間終了後、孔の閉塞作業が開始され、セメントグラウトを使用して密閉された。モニタリングの終了時期に関する判断は、センサーの機能の耐久性、事業支援パートナー機関の有無および地下施設建設前の地下水位に回復するまでの予想解析結果に基づいて行っている。

英国

英国では、セラフィールドで進められていた中低レベル放射性廃棄物処分場の前身施設 RCF (Rock Characterization Facility) の立地計画が 1997 年に中止された経緯があり、堆積岩を対象として、十数本のボーリング調査、物理探査が行われた。また、沿岸域に位置するドーンレイでは、1950 年代に低～高レベル放射性廃棄物が廃棄された立坑・横坑に、海岸線の浸食により海水が流入する事象が生じ、周辺の汚染物質の分布やそれらの挙動を把握するために、汚染領域周辺から海域に連続する地質構造を含む区間を対象としたモニタリング孔を設け定期観測を行っている⁽⁹⁷⁾。モニタリング区間は、施設建設前の地質環境ベースライン状態を把握することを念頭において、地下施設建設予定地周辺で密に、それから離れるに従って疎になるように配置し、施設建設予定地に連続する可能性のある高透水性の地質構造を対象に設定している⁽⁹⁸⁾。ボーリング孔の閉塞に関しては、主に石油・ガス分野において実績があるボーリング孔の閉塞方法を対象として、放射性廃棄物処分分野への適用性を検討している。その過程で、セメント材料やベントナイト材料の形状や搬送方法について、定置時の失敗事例などが示されている⁽⁹⁹⁾。

日本

国内においては、岐阜県土岐市の東濃鉱山、瑞浪市の超深地層研究所、北海道幌延町の幌延深地層研究センターなどの地下研究施設において、モニタリング技術の実証確認のための研究技術開発が行われている。これらの研究施設では、地下施設建設前、建設中、操業中の周辺環境変化の把握を目的としたモニタリングが行われている⁽¹⁰⁰⁾⁽¹⁰¹⁾。施設周辺におけるモニタリングの項目は、地震動や地表面傾斜、地下水圧、水質などであり、主に地下水圧、水質のモニタリング事例が中深度処分施設周辺のモニタリングに参照可能な知見として挙げられる。これらのモニタリングでは深さ数十 m～千数百 m ボーリング孔を掘削した上で、孔内に様々なモニタリングシステムを設置して、長期観測に利用している⁽¹⁰²⁾⁽¹⁰³⁾。瑞浪、幌延の両地下研究所では、地下施設の建設位置、レイアウト設計などへの反映を目的として、施設建設前に地上から掘削された調査用ボーリング孔 10 数本のほぼ全てが、調査終了後そのままモニタリング孔に転用されている。これらの事例では、堆積岩のような透水性が異なる岩層の集合体では、相対的に透水性の低い岩層（粘土層等）が施設建設時の水理化学的擾乱を緩和するバリアに、透水性の高い岩層（礫岩層等）が優先的な水みちになること、調査ボーリング掘削後、モニタリング装置の設置までの間に、ボーリング孔を水みちとして水頭の異なる複数の帯水層の地下水の混合が起り、装置設置後のモニタリング開始時に初期の地下水水質の把握が困難になるといった知見が示されている⁽¹⁰⁴⁾⁽¹⁰⁵⁾⁽¹⁰⁶⁾⁽¹⁰⁷⁾。

モニタリング終了後の装置の引き抜き、ボーリング孔の閉塞を実施した事例は非常に少ないが、岐阜県東濃鉦山の深度百数十 m の調査研究坑道の埋戻しに伴い周辺モニタリング孔複数本の MP システムが抜管され孔が閉塞された事例がある。東濃鉦山では、坑道周辺の堆積岩から基盤花崗岩中に深度約 80~200m の 6 本のボーリング孔が掘削され、MP システムが設置された後、約 17 年間にわたって、地下水圧や水質のモニタリングが行われた。観測終了後の MP システム引き抜き作業では、システムを抜管できず一部のプラスチックケーシングが孔内に残置する結果となっている。その後、孔内にセメントを充填した後に地上部が整地された。埋戻し材料として普通セメントが選択された理由は、地震観測などの調査ボーリングにおける埋設や石油井・地熱井などの廃孔（閉塞）はセメントなどにより埋め戻すことが指針で示されていることや、トンネル、ダム、建築物の基礎など土木工事にもセメントが広く使用されており、一般的な方法であったためである。

(b) 知見の整理（漏洩モニタリングに反映可能な汎用的知識の整理・一般化）

廃棄物埋設施設周辺の漏洩モニタリングにおいてその品質を管理するためには、モニタリング位置の設定、モニタリング孔の掘削、モニタリングシステムの設置、計測・採水、維持管理、モニタリングシステムの撤去など各段階において事業者が留意すべき事項がある。それらに対して主に規制者の視点で各段階において確認すべき重要な点について、以上の既存情報を基に以下に整理した。

[モニタリング位置の設定～モニタリング孔の掘削]

・ 地質環境調査のためのボーリング孔掘削時

ボーリング孔掘削時に掘削水で水質が汚染されると長期にその影響が残留する場合があります⁽¹⁰⁸⁾、⁽¹⁰⁹⁾、汚染水の排水に伴う水質変化か廃棄物埋設施設の影響による水質変化か判断が困難になる。そのため、ボーリング孔掘削時の掘削水の逸水に伴う水質汚染の管理が行われているか確認する。

・ モニタリング場所の選定時

優先的な移行経路となり得る高透水性地質構造の分布を整理した水理地質構造モデルとそれから推察される地下水流動速度に基づいてモニタリング場所が設定されているか確認する。なお、中深度処分の対象深度は地層処分に比較して浅いため、地下水面の季節変動深度、トリチウム濃度などから推察される表層水の浸透深度などに基づいて水理地質構造モデルの確度が検証されていることが望ましい。

・ モニタリング方法の選定時

汎用的なモニタリング方法の長所・短所は、表 1.3-24 のように整理できる。マルチピエゾメーター式の水圧計測では、多連式水圧計測プローブの長期使用に伴う水圧計測値のドリフトを防止するため定期的なメンテナンス・校正作業が必要である。ピエゾ管（スタンドパイプ）方式の水圧モニタリングでは、配管内に地下水から脱ガスした気泡が生じることで水圧計測値が真値からずれることがあるため、事業者が適切な品質確認項目をマニュアル化して実施することが重要であり、規制側はマニュアルに品質管理項目の漏れがないか、運用時にマニュアルが遵守されているかといった点が確認項目となる。また、既往のシステムが使用されない場合は、事業者が化学的に反応性の低い材料で構成されたシステムを選択していることを確認する。

なお、既往のモニタリングシステムは、抜管時に孔内に一部が残留する可能性があるため、その回収方法と実績根拠が事業者から示されていることが望ましい（現状、確立された回収方法はなく、今後の技術開発、実績の蓄積が必要であり課題として残されている）。

表 1.3-24 各地下水モニタリング手法の長所・短所

項目	観測方法	長所・短所
水圧	裸孔での水位計測(ストレーナ管)	長所: 安価 短所: 水頭の異なる帯水層が存在する場合は、それらの平均的水頭しか観測できないため、帯水層毎に孔が必要になる。
	スタンドパイプ式	長所: 複数の区間の水頭を同時観測できる。水圧計が地上付近にありメンテナンスが比較的容易 短所: 計測管が細く気泡が配管内に生成した場合は、計測値が真値からずれる場合がある。
	マルチピエゾメーター式	長所: 複数の区間の水頭を同時観測できる。 短所: 水圧計が各深度にあり、メンテナンス時に全て引き抜くためメンテナンス時に全区間のデータ欠損が生じる。
水質	裸孔でのベレー採水	長所: 安価 短所: 水頭の異なる帯水層が存在する場合は、それらの混合した水質しか観測できないため、帯水層毎に孔が必要になる。
	スタンドパイプ揚水	長所: 長期大量揚水が可能 短所: 水圧を維持した採水ができない(溶存ガス分析などには不向き)
	バッチボトル採水	長所: 水圧・化学条件を維持した採水が可能 短所: 大量の試料採取には工期を要する。

[モニタリングシステムの設置～計測・採水]

・ モニタリング装置設置前

孔内検層、水理試験等によりボーリング孔内の帯水層深度、透水性分布は把握されているか、装置設置前に掘削水(トレーサー)が排水除去されているか⁽¹¹⁰⁾、各帯水層の自然水頭は計測されているか、孔掘削から装置設置までの孔開放期間中の帯水層間での地下水の移動は評価されているか、観測目的に応じたモニタリング装置が選定されているかなどを確認する。

・ モニタリング装置設置時

複数の深度をモニタリング対象とする場合は、モニタリング区間が各帯水層を包含するように配置されていることを確認する。また、複数の観測区間が割れ目などを介して岩盤中で連結していると、モニタリングのための採水によりお互いの区間の水圧・水質に影響を及ぼし得る事から⁽¹¹¹⁾、⁽¹¹²⁾、水圧応答データなどに基づきそれらの連結性の有無が確認されている必要がある。

[維持・管理～モニタリングシステムの撤去]

・ モニタリング時

事業者が整えた管理マニュアル、作業手順書などを確認した上で、それらが適正に実行されているか確認する。管理マニュアル、作業手順書などには、観測値の自然変動幅と廃棄物埋設施設に起因する有意な変化を検出するための基準値の定義、モニタリング機器で生じ得る機能不全の特徴とその要因を確認するための手順、採水時および分析時にデータに影響を与える因子(脱ガスや酸化など)とそれを防止する手順が含まれている必要がある。

・ モニタリングシステムの長期的維持管理

使用するモニタリングシステム毎に交換時期、もしくは交換の判断をするための不適合指標、モニタリングシステムの交換直前と直後で同等の観測結果が得られているかなどの判断基準を事業者が示していることを確認する。なお、数十年を超える時間スケールでのモニタリングシステムの長期的維持管理に関わる公開情報は少なく、また、モニタリングシステムの修理不可能な故障により抜管・再設置した例も少ない⁽¹¹³⁾。今後、継続的に関連する知見を更新していく必要がある。

・ ボーリング孔の閉塞

ボーリング孔閉塞については、一般的に石油・天然ガスや温泉の分野において多数の実績があるが、閉塞目的は石油やガスが地表や生活用水として利用されている帯水層中へ漏洩しないことであり、孔全体を埋め戻した上で地表部の閉塞に重点を置いている。一方、放射性廃棄物処分においては、モニタリング孔自体が水みちにならないことが重要であり、かつ閉塞材の遮水機能が長期間発揮される必要があると考えられている。したがって、石油や温泉の分野におけるボーリング孔の閉塞方法を、放射性廃棄物処分におけるボーリング孔の閉塞にそのまま適用することはできない。放射性廃棄物処分におけるボーリング孔の閉塞研究については、模擬ボーリング孔や原位置のボーリング孔を用いた閉塞試験が行われており、閉塞材としてセメント、砂、ベントナイト等を組み合わせる考え方が主流になりつつある。しかし、閉塞材は、ボーリング孔内への搬送中および定置後に目視で確認できないため、その深度管理や品質保証が困難であると予想される。特に、地下水で満たされたボーリング孔にベントナイトを搬送し、任意の深度に定置する方法が大きな課題である。

これまでに様々なベントナイトの搬送方法が検討されており、施工性の観点から見た各手法の長所と短所は、表 1.3-25 のように整理される。留意点としては、いずれの方法も定置後の閉塞材の品質保証および遮水機能の確認が課題として残っている。また、基本法や投げ込み法では銅管や有機物を孔内に残置することになるが、これらを残置した場合にベントナイトが受ける影響については明らかになっていない。

国内外の研究機関において研究開発が継続している段階であるため、現時点では具体的な点を抽出することは困難であるが、大きな課題として挙げられているベントナイトの搬送方法については、人工物の残置や搬送中のベントナイトの膨潤・侵食を回避することを念頭に置くと、コンテナによる搬送法が有力な選択肢として挙げられる。

なお、以上の知見は、主に地層処分に関わる地質環境調査で掘削される深度 1,000m 級のボーリング孔の閉塞を念頭に置いたものであり、中深度処分の深度 100m 程度のボーリング孔の閉塞に関わる技術開発事例は少なく、深度 1,000m 級のボーリング孔の閉塞に適用できない技術も利用できる可能性がある。それらの確認は今後の課題として挙げられる。

表 1.3-25 ベントナイトの搬送方法と施工性 (84), (99)

方法名	方法	材料準備	搬送効率	挿入中のベントナイトの侵食	ベントナイトの密度	残置物	深度管理
基本法	有孔銅管にベントナイトを詰めて孔内に挿入、定置	製作作業が必要	1度に大量のベントナイトを設置可能	小	高	銅管	容易
投げ込み法(ペレット)	ベントナイトペレットを孔口から投入、自然落下	容易	1度に大量のベントナイトを設置可能	大	低	コーティング(樹脂)	閉鎖深度以外の場所で抑留する可能性がある
コンテナ法	コンテナ容器にベントナイトを詰め、閉塞深度まで搬送・定置	容易	1度に運搬できる量が制限されるため、時間と手間がかかる	なし	低～高	なし	容易
クーロン法	芯棒にドーナツ状ベントナイトを付け孔内に挿入、定置	製作作業が必要	1度に大量のベントナイトを設置可能	大	高	銅管	容易

(2) モニタリング孔等の閉塞確認に係る技術的知見の整備

原位置でのモニタリング孔の閉鎖状況の確認方法を検討することを目的として、アクリルセルを用いた室内透水試験を実施した。また、ボーリング孔を模擬した室内模擬透水試験装置を製作し、ボーリング孔を用いた閉鎖確認の妥当性判断に資する試験を実施した。なお、以下の試験では既往文献の知見と比較可能な基礎的知見を得るため、日本で一般的に利用されること

が多い粘土材料としてクニゲルベントナイトと水道水を試験材料として使用している。

(a) 室内透水試験等

① モニタリング孔の埋戻しを行う際の閉塞材料の選定に関する知見の取得

閉塞材料の選定に関する知見を取得するため、簡易室内試験を実施した。本試験は、異なる材料で成形された閉塞材の膨潤過程の把握と閉塞材の選定を主な目的とした。試験手順としては、小型の亚克力セル内に円柱状に成形した閉塞材（以下、供試体）を設置した後、セル内に注水し供試体の膨潤過程を目視観察した。簡易室内試験の手順を図 1.3-44 に示す。供試体は、(1) 粉末ベントナイトのクニゲル V1（以下、粉末ベントナイト）100%、(2) 粒状ベントナイトのクニゲル GX（以下、粒状ベントナイト）50%+珪砂 5 号（以下、砂）50%の混合土、(3) 粒状ベントナイト 15%+砂 85%の混合土、(4) 粉末ベントナイト 50%+砂 50%の混合土、(5) 粉末ベントナイト 15%+砂 85%の混合土を用いた。

粉末ベントナイト 100%、粒状ベントナイト 50%と砂 50%の混合土、粒状ベントナイト 15%と砂 85%の混合土の試験結果を図 1.3-45 から図 1.3-46 に示す。粉末ベントナイト 100%と粒状ベントナイト 50%+砂 50%を用いたケースでは、試験開始直後には供試体とセルの間に約 10 mm の隙間があったが、試験開始から 3 日後には隙間が埋まりベントナイトがセルと密着した。また、3 日後から 7 日後にかけては上方へ膨潤が進むことを確認した（図 1.3.3-2、図 1.3.3-3）。一方、粒状ベントナイト 15%+砂 85%を用いたケースでは、試験開始直後から砂が崩落、沈下し、試験開始から 7 時間後には供試体の一部に空洞が生じた。また、沈下した砂が供試体とセルの隙間の一部に堆積する様子も確認された。砂の沈下により生じた空洞は、ベントナイトの膨潤により時間経過とともに徐々に閉塞された。試験開始から 5 日後には供試体はセルに密着したが、他の 2 ケースとは異なり、上方への膨潤は確認されなかった。試験開始前と試験開始から 5~7 日後の供試体の体積を比較すると、粉末ベントナイト 100%供試体で約 3.3 倍、粒状ベントナイト 50%+砂 50%で約 1.9 倍、粒状ベントナイト 15%+砂 85%供試体で約 1.8 倍に増加した。

これらの結果から、ベントナイト系の閉塞材を用いることで、ベントナイトの膨潤によりモニタリング孔に低透水性の閉塞区間を設置できる可能性があることを確認した。また、ベントナイトの膨潤に伴い供試体体積は増加すること、つまり、膨潤後の供試体の有効ベントナイト密度は試料成形時よりも低下することが確認された。供試体の有効ベントナイト密度と透水性は密接に関連することから、閉塞材の成形にあたっては、モニタリング孔に設置した閉塞材が膨潤した後の有効ベントナイト密度を想定して、ベントナイトと砂の配合比や成形時の閉塞材の密度を決定する必要がある。



図 1.3-44 簡易室内試験の手順

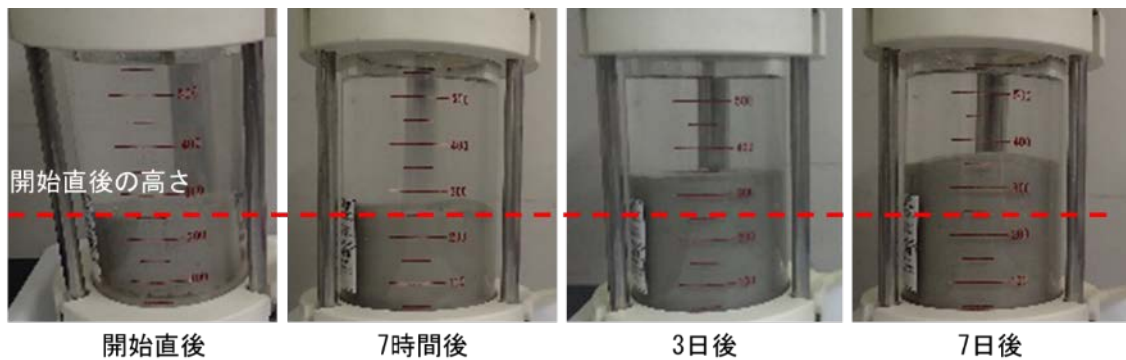


図 1.3-45 供試体の膨潤状況（粉末ベントナイト 100%）

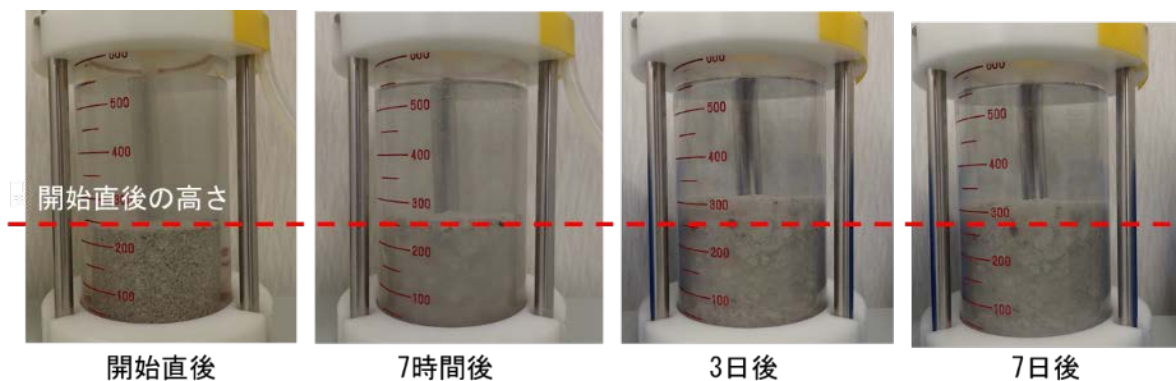


図 1.3-46 供試体の膨潤状況（粒状ベントナイト 50%+砂 50%）

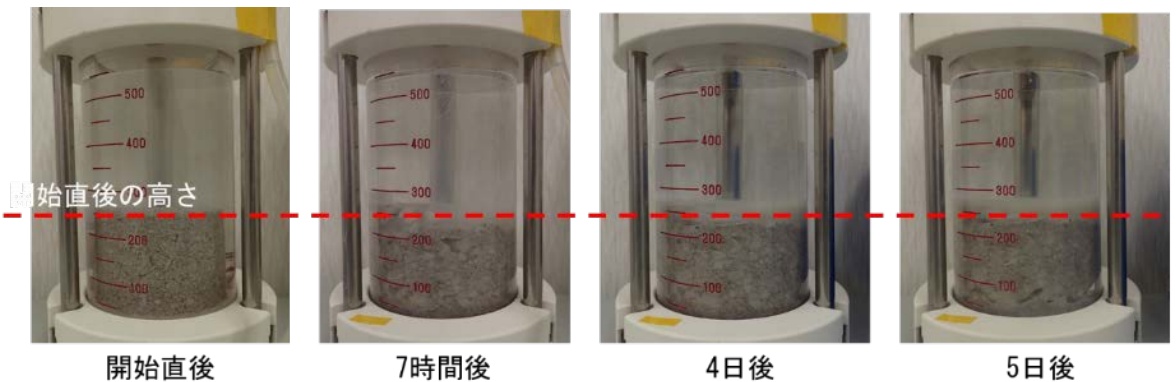


図 1.3-47 供試体の膨潤状況（粒状ベントナイト 15%+砂 85%）

② 止水性確認方法及び閉鎖方法の妥当性確認に関する知見の取得

①で浸漬させた閉塞材の膨潤が概ね収束した後で、閉塞材の止水状態を確認するための通水試験を実施した。具体的には、初めに、セル下部の吐出口に接続したチューブを上下させ、チューブとセル内の水の移動の有無から閉塞材の止水性を確認した。ここで止水性が確認された閉塞材については、セル内を水道水で完全に満たし、セル上部の流入口に手押しポンプのラインを接続した。次に、セル下部の吐出口を一定の高さに立ち上げて固定した。その後、手押しポンプを用いてセル内に水道水を送って約 0.2 MPa に加圧し、吐出口から出てくる水道水の流

速を測定した。最後に、セルの容積、閉塞材の高さと断面積、セル内の圧力、吐出口からの流量を用いて、閉塞材の透水係数を算出した。

各供試体を用いた通水試験の結果を表 1.3-26 に示す。粉末ベントナイト 100%及び粒状ベントナイト 50%+砂 50%の閉塞材については、試験開始から 1 週間程度経過後までに止水性が確認されたが、粒状ベントナイト 15%+砂 85%の閉塞材では止水性が確認されなかった。止水性が確認された閉塞材の透水係数は、粉末ベントナイトで 10^{-10} m/s オーダー、粒状ベントナイト 50%+砂 50%で 10^{-9} m/s オーダーであり、いずれも難透水性を示す結果となった。なお、粒状ベントナイト 15%+砂 85%については、試験加圧時に容器底部のフィルター部などで目詰まりが生じたため、透水試験が実施できなかった。しかしながら、試験準備中に供試体上下での通水（セル下部に取り付けたチューブからセル内への水の移動）が確認されたことから、他の 2 ケースに比べて透水性が高いと推測される。

表 1.3-26 通水試験結果

材料	開始直後	7時間後	3日後(4日後)	7日後(8日後)	透水係数
粉末ベントナイト クニゲルV1 100%	通水	通水	止水	止水	2.4E-10
粒状ベントナイト クニゲルGX50%、珪砂50%	通水	通水	通水	止水	1.9E-9
粒状ベントナイト クニゲルGX15%、珪砂85%	通水	通水	通水	通水 (緩やかに低下)	—

③ 閉鎖確認試験の実施に必要な知見の取得

室内簡易試験の結果、ベントナイト系の閉塞材を用いることで、実際のモニタリング孔においても低透水性の閉塞区間を設置できる可能性があることを確認した。一方で、ベントナイトと砂を混合した閉塞材を用いる場合は、砂の配合比が大きいと、閉塞材の飽和・膨潤過程でベントナイトと砂の分離が進み、閉塞材とモニタリング孔との隙間に砂の層が形成される可能性を示唆する結果が得られた。これらのことから、使用する閉塞材が膨潤する際にボーリング孔内で生じると想定される現象を、室内試験などで事前に確認しておくことが重要であると考えられる。

(b) 閉鎖確認の妥当性判断に資する試験

閉塞・埋戻しの技術的成立性に係る妥当性判断に必要な知見を取得し、閉鎖確認に係る技術的知見を整備することを目的として、ボーリング孔を模擬した透水試験装置を製作し、閉鎖確認の妥当性判断に資する試験（以下、閉塞確認試験）を実施した。また、この結果に基づき、実際のモニタリング孔での閉塞確認試験を実施するための試験装置に関する検討を実施した。

① 閉塞・埋戻しの技術的成立性に係る妥当性判断に必要な知見の取得

原位置でのモニタリング孔の閉鎖状況の確認方法を検討するためには、モニタリング孔内で実際に生じると考えられる閉塞材の膨潤挙動や膨潤後の閉塞材の状態を確認しておく必要がある。このことから、閉鎖材の状態が外部から目視可能であり、かつ実際のモニタリング孔の大きさ（孔径）を模擬した室内模擬透水試験装置を製作した。なお、文献調査の結果から、試験装置の製作にあたっては、閉塞方法としてコンテナ方式を前提とした円柱状の閉塞材による試験が可能な構造とし、閉鎖対象となる水みちの上部健岩部に閉塞材を設置することを基本的な

考え方とした。

室内模擬透水試験装置の概念図を図 1.3-48 に示す。試験装置は、内部の状態が確認可能な可視化区間（長さ約 1m）と閉塞材の上部、下部区間の水圧および排水量が計測可能な測定区間（長さ約 0.5m）で構成される。上部区間には注水、圧力計測、流量計測のためのポート、下部区間には圧力計測、流量計測のためのポートが設置されており、上部区間からの注水に対する上部・下部区間での水圧変化、排水量変化が計測可能である。

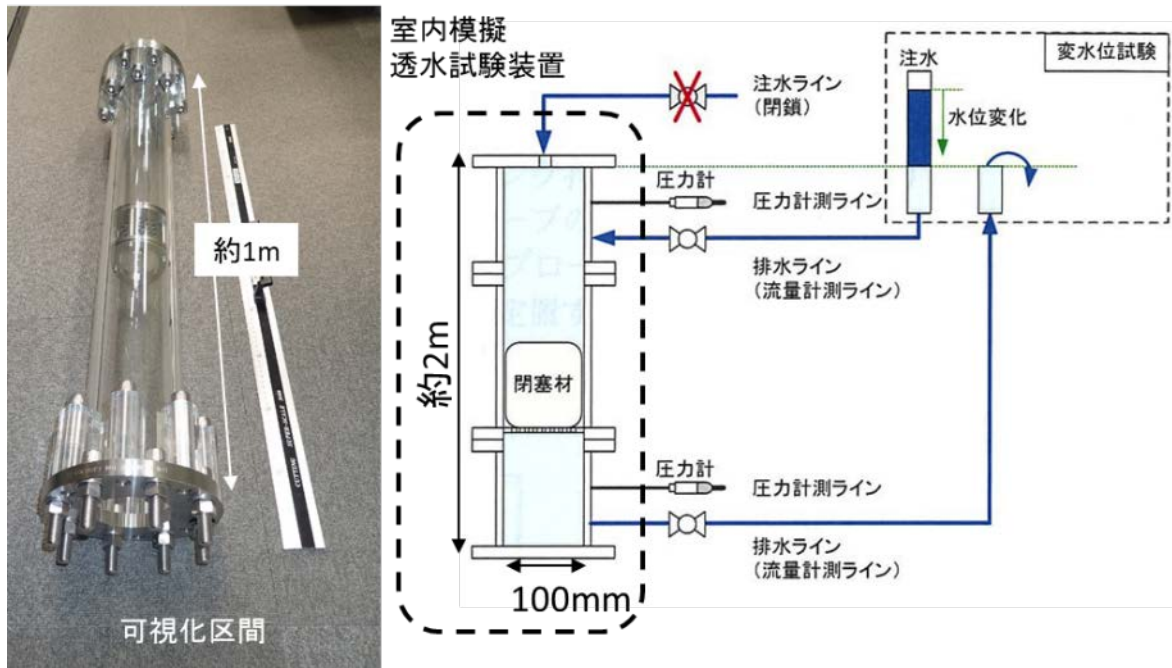


図 1.3-48 閉鎖確認試験の概念図

閉鎖確認試験の主な目的は、閉塞状況の確認方法、閉塞手順の確認、閉塞材の膨潤状況の確認である。試験装置を図 1.3-49 に示す。本試験では、①粉末ベントナイト 100%、②粉末ベントナイト 50%+砂 50%の混合土の 2 種類の閉塞材を用いた。



図 1.3-49 室内模擬透水試験装置

試験は、閉塞材設置後に装置内を水に満たした後、装置上部から一定圧力（約 0.5 MPa）で注水を行い、閉塞材上部区間、閉塞材下部区間のそれぞれで、注水時の水圧および排水量を計測した。注水は、閉塞材設置直後、3 日後、8 日後の 3 回行った。粉末ベントナイトの試験結果を表 1.3-27 に示す。

閉塞材設置直後に行った 1 回目の注水では、閉塞材上部区間、下部区間の圧力、排水量はほぼ一致した。これは閉塞材と閉塞区間パイプの隙間（約 1 cm）を注水した水が抵抗なく通過したことを示す。2 回目の注水では、閉塞材上部区間の圧力、排水量は 1 回目とほぼ同等であったのに対し、下部区間では 1 回目の 1/1,000 程度の排水量であり、注水圧力の伝搬は確認されなかった。これは、2 回目の注水時には閉塞材の膨張によりパイプとの隙間が無くなり、閉塞材の遮水機能が発揮されたためと考えられる。なお、この結果から算出された透水係数は 2.6×10^{-10} m/s である。3 回目の注水時についても、2 回目と同様に注水流量が 1 回目よりも減少することが確認できた。一方で、3 回目の注水では、20 分の計測期間中に注水に伴う排水は確認されなかった。このことから、2 回目の注水から 3 回目の注水までの間に、閉塞材の止水機能が高まったものと考えられる。これらの結果から、閉塞材設置前後で定圧注水を行うことで、注水流量の変化からモニタリング孔の閉塞状況が確認できる可能性を確認した。

表 1.3-27 閉鎖確認試験における透水試験結果

		1回目 (試験開始直後)	2回目 (3日後)	3回目 (8日後)
圧力				
注水圧	(MPa)	0.497	0.481	0.648
上部区間	(MPa)	0.499	0.484	0.651
下部区間	(MPa)	0.504	0.054	0.057
排水流量				
上部区間	(cc/min)	48	53	66
下部区間	(cc/min)	56	0.044	0

② 試験装置の設計

閉塞確認試験の結果を基に、実際のモニタリング孔での閉塞確認試験を実施するための試験装置について検討した。試験装置はコンテナ法による閉塞材定置機能と、シングルパッカーによる閉塞材上下区間の注水流量及び注水圧計測機能、ダブルパッカーによる閉塞材上部区間の注水流量及び注水圧計測機能、閉塞材膨潤時の圧力（モニタリング孔上方への膨潤圧力）の計測機能を備える構造を基本とした。このうち、コンテナ法による閉塞材定置機能と閉塞材膨潤時の圧力計測機能を備えた閉塞材定置プローブを試作した。また、試作したプローブについて模擬透水試験装置を用いた作動確認試験を実施し、コンテナ法による閉塞材の定置と閉塞材膨潤時の圧力の計測が可能であること確認した。図 1.3-50 に閉塞材定置プローブの概念図を示す。

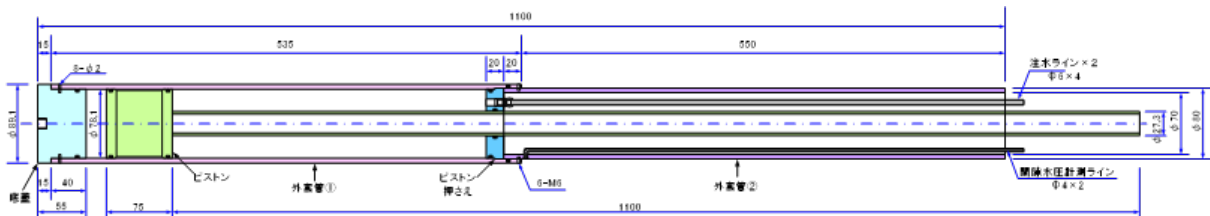


図 1.3-50 閉塞材定置プローブ概念図

③ 閉鎖確認に係る技術的知見の整備

室内模擬透水試験装置を用いた閉鎖確認試験の結果から、コンテナにより設置されたベントナイト系材料の閉塞材により実際のモニタリング孔が閉塞できる見通しを得た。また、閉塞材設置の前後に定圧注水を実施することで、注水流量の変化からモニタリング孔の閉塞状況が確認できる見通しを得た。また、試作した閉塞材定置プローブの作動確認試験結果から、実際のモニタリング孔においてコンテナ法による閉塞材の定置と閉塞材膨潤時の圧力の計測が実施できる見通しを得た。

(3) 閉鎖確認する際の判断指標の整理

本年度事業では、既存情報調査、室内試験によりモニタリング孔の閉塞に利用可能な材料の選定と実際のモニタリング孔閉塞時に確認すべき事項を整理した。

閉塞材料としてはベントナイトなどの粘土材料が有用であるが、その止水性を担保するためには、使用に際して砂などとの配合比、閉塞材成形時の密度、施工後（膨潤後）の閉塞材の密度や膨潤に要する時間に留意する必要がある。また、ベントナイトの配合比が高いほど膨潤特性が高く止水性も担保しやすくなるが、飽和状態で安定するまでに時間を要するという特性もあるため、実際の施工工程を念頭において現実的な配合比を検討しておく必要がある。

モニタリング孔の閉鎖確認をする際の判断指標としては、事業者が孔内の埋戻し材料（複数種）のレイアウトについて、岩盤中の水理地質構造を踏まえてレイアウトを設計しているか、実際にモニタリング孔の閉塞に使用する材料について、膨潤後の透水性や膨潤にかかる時間を評価した上で埋戻し工程を立案しているか、といった点が挙げられる。

なお、実際のモニタリング孔での埋戻しに関わる知見（閉塞材設置時の温度、圧力環境や地下水の水質と粘土材料の膨潤特性の関係、モニタリング孔内での地下水（孔内水）の流れの影響、モニタリング孔壁面と閉塞材との境界面の評価など）は未取得であり、今後、実環境での閉塞事例を基に、より詳細な判断指標の整理を行っていく必要がある。

(4) まとめと課題

廃棄物埋設施設の立地や建設に先立つ地質環境調査のボーリング位置は、既往情報や物理探査、予察的地下水流動解析などに基づいて配置される。日本では借用可能な土地も限られることから、大半の調査ボーリングがモニタリング孔に転用される可能性がある。モニタリング孔では、地下施設建設前の初期環境条件から施設建設中の水圧応答、水質変化などの情報が継続的に取得され、その結果に基づいて施設閉鎖後にモニタリングを継続すべきモニタリング孔、先行して埋戻しが可能なモニタリング孔など、モニタリング孔の重要度分類を行うことが可能となる。施設の建設・操業・閉鎖時までに水圧応答などが認められなかった観測点においては、施設閉鎖後のモニタリングの必要性は小さいと言える。300～400年にわたるモニタリングでは、長期的な地下水採取による環境擾乱も不確実性要因となるため、必要性の低いモニタリング孔を早期に閉塞することで、環境影響を低減することが可能となる。一方で、ボーリング孔の閉塞に関する手法は、国内外において研究段階である。また、同一のモニタリングシステムを数百年間にわたって利用することは現実的でなく、数十年ごとにモニタリングシステムの抜管・再設置が必要になると想定される。モニタリングシステムの抜管・再設置に際しては、孔の安定性が問題となる。中深度処分を対象とする深度 100m 程度の岩盤においては、力学的に不安定な表土層や堆積岩が分布していることが多い。このような地質に起因して孔内の一部が崩れていた場合、モニタリングシステムの抜管は容易ではないため、モニタリング孔より一回り大きい孔径でモニタリング孔をオーバーコアリングして、システムを壊しながら回収することになる。これを繰り返すと、モニタリング孔の孔径が徐々に拡大し、より孔の不安定性が増すことになるため、数十年程度で近隣に新しいモニタリング孔を掘削し古い孔を埋戻し閉塞することが必要になる。このような長期にわたるモニタリング孔（モニタリングシステム）のスクラップ&ビルドを含めた運用の考え方については、国内外に参考となる事例が全くなく本事業においては詳細に整理できてない。

以上のような、長期運用や定期的な廃棄と再生を前提としたモニタリング方法の開発や、その方法を念頭に置いて、現行の初期段階のボーリング調査に必須の留意点などをフィードバックし、調査技術が適合するか否かを確認しておくこと、さらには前項で触れたボーリング孔の閉塞方法およびその確認に関しては事業者側の課題と言えるが、規制側においてもそれらが適切か否かを判断するための技術的根拠をもって、規制内容を設定する必要がある。

1.3.4 廃棄物埋設に関する研究に必要な国内外の情報収集

本事業の実施に当たっては、放射性廃棄物の核種移行に伴う安全評価、人工バリア性能の検討など、多岐にわたる高い専門性が必要となることから、適宜事業内容に関連する国内外の専門家と意見交換等を行い、事業成果の改良・精緻化を図った。

平成30年9月に開催された日本原子力学会秋の大会に参加して関連する情報の収集を行うとともに、学会、研究会、セミナー等を利用して関連する情報の収集を行った。

参考文献

- (1) 電気事業連合会, 原子力発電所等の廃止措置及び運転に伴い発生する放射性廃棄物の処分について, 原子力規制委員会「第2回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」資料2-1, 平成27年2月12日, 2015.
- (2) 油井三和, 佐々木康雄, 澁谷朝紀, 佐藤治夫, ベントナイト-水反応及びベントナイト中の核種移行挙動, 放射性廃棄物研究, vol.1, No.1, 1994, pp.33-42.
- (3) 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—, 1999.
- (4) 日本原子力研究開発機構, 平成25年度地層処分の安全審査に向けた評価手法等の整備(安全審査に向けた評価手法の整備) 報告書, 平成26年3月, 2013.
- (5) 電気事業連合会・核燃料サイクル開発機構, TRU廃棄物処分技術検討書-第2次TRU廃棄物処分研究開発取りまとめ-, JNC-TY1400 2005-013, 2005.
- (6) 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—, 技術報告書 NUMO-TR-11-01, 2011.
- (7) 鈴木寛, 人工バリアにおける核種拡散過程に関する研究, JNC TN8400 2002-006, 2002.
- (8) 柴田真仁, 坂本浩幸, 佐藤努, 圧縮ベントナイトとセメント界面における相互作用の評価, 日本原子力学会和文論文誌, 10巻, 2号, 2011, pp.91-104.
- (9) R. Pusch, O. Karnland, A. Muurinen, Transport and microstructural phenomena in bentonite clay with respect to the behavior and influence of Na, Cu, and U, SKB Technical report TR 89-34, Swedish Nuclear Fuel and Waste Management, Stockholm, 1989.
- (10) 藤井直樹, 市川康明, 圧縮ベントナイト中の表面拡散現象に関する均質化解析, 応用力学論文集, 9, 2006, pp.323-332.
- (11) Neretnieks, I., Diffusion in the rock matrix: an important factor in radionuclide retardation?, Journal of Geophysical Research, vol.85, 1980, pp.4379-4397.
- (12) 徳山清治, 河田陽介, 人工バリアの長期性能評価, 原環センタートピックス, NO.61, 2002, pp.1-7.
<https://www.rwmc.or.jp/library/file/no61.pdf>
- (13) 日本原子力研究開発機構, 平成29年度廃棄物埋設地の安全評価に関する調査報告書, 平成30年3月, 2018.
- (14) Sawaguchi, T., Yamaguchi, T., Iida, Y., Tanaka, T., Kitagawa, I., Diffusion of Cs, Np, Am and Co through compacted sand-bentonite mixtures - evidence of surface diffusion of cesium cations. Clay Minerals, 48, 2013, pp.411-422.
- (15) 佐藤努, 粘土科学の基礎と応用, 2009年度バックエンド週末基礎講座資料, 2009.
https://nuce.aesj.or.jp/_media/ws:2009:WES09-jissen4.pdf
- (16) 河野元治, 粘土鉱物の生成, 粘土科学, 第40巻, 第3号, 2001, pp.197-211.
- (17) Yamaguchi, T., Sakamoto, Y., Akai, M., Takazawa, M., Iida, Y., Tanaka, T. & Nakayama, S., Experimental and modeling study on long-term alteration of compacted bentonite with alkaline groundwater. Physics and Chemistry of the Earth, 32, 2007, pp.298-310.
- (18) Yamaguchi, T., Negishi, K., Hoshino, S., Tanaka, T., Modeling of diffusive mass transport in micropores in cement based materials, Cement and Concrete Research, vol. 39, 12, 2009, pp.1149-1155.
- (19) Tertre, E., Berger, G., Castet, S., Loubet, M., Giffaut, E., Experimental sorption of Ni²⁺, Cs⁺ and Ln³⁺ onto a montmorillonite up to 150°C, Geochimica et Cosmochimica Acta, Vol.69, 21, 2005, pp. 4937-4948.
- (20) Metha, P.K: Concrete: Structure, Properties, and Materials, Prentice-Hall International Series in Civil Engineering and Engineering Mechanics, 1986.
- (21) Sidney Mindess, Francis Young, David Darwin: Concrete, 2nd Ed., Pearson Education, 2002.
- (22) Sing: Reporting physisorption data for gas/solid systems, Pure & Applied Chemistry, Vol.54,

- No.11, pp.2201-2218, 1982.
- (23) Hamlin M.Jennings: Refinements to colloid model of C-S-H in cement: CM-II, Cement and Concrete Research, Vol.38, Issue 3, pp.75-289, 2008.
 - (24) 原子力環境整備促進・資金管理センター: 平成 24 年度管理型処分技術調査等事業地下空洞型処分施設性能確証試験, 2012.
 - (25) 山本武志, 広永道彦: 各種セメント系人工バリア材料の溶脱特性の評価, コンクリート工学年次論文集, Vol.28, No.1, pp.713-718, 2006.
 - (26) 山本武志, 広永道彦: フライアッシュ混合使用による溶脱変質フロントの進行抑制メカニズムの実験的考察, 土木学会論文集 E, Vol.64, No.1, pp. 206~223, 2008.
 - (27) 山本武志, 広永道彦: 溶脱変質に伴う C-S-H 相の構造変化, コンクリート工学論文集, 第 21 巻, 第 2 号, pp.13-23, 2010.
 - (28) 半井健一郎, 石田哲也, 前川宏一, 中根理史: セメント系多孔体の水和組織形成とイオン平衡を考慮した強相関カルシウム溶脱連成解析, 土木学会論文集 No.802, Vol.69, pp.79-96, 2005.
 - (29) Mehta, P.K.: Studies on blended Portland cements containing Santorin earth, Cement and Concrete Research, Vol.11, pp.507-518, 1981.
 - (30) Mehta, P.K and Gjorv, O.E: Properties of Portland cement concrete containing fly ash and silica-fume, Cement and Concrete Research, Vol.12, pp.587-595, 1982.
 - (31) 小早川真, 羽原俊祐: フライアッシュのポゾラン反応による硬化体の空隙・組織の変化, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.23, No.2, pp.97-102, 2001.
 - (32) 佐藤正己, 小泉公志郎, 梅村靖弘: フライアッシュと水酸化カルシウムによるポゾラン反応に及ぼす養生温度の影響, セメント・コンクリート論文集, Vol.70, pp.69-76, 2017.
 - (33) 須田裕哉, 佐伯竜彦, 斎藤豪: C-S-H の組成がゲル空隙の量およびゲル空隙の空隙分布に及ぼす影響, 土木学会論文集 E2 (材料・コンクリート構造) , Vol.70, No.2, pp.134-152, 2014.
 - (34) 須藤俊幸, 佐伯竜彦, 斎藤豪: 空隙の連結性に着目したセメント系硬化体の空隙構造の評価, 土木学会論文集 E2, Vol.73, pp.82-92, 2017.
 - (35) 千田太詩, 吉田崇宏: フライアッシュ混合セメント硬化体中の陰イオン拡散挙動—拡散係数の空隙構造依存性—, 電力中央研究所報告, L11008, 2011.
 - (36) 安田和弘, 横関康祐, 河田陽介, 吉澤勇二: カルシウム溶出に伴うコンクリートの物理性能及び物質移行性能の変化に関する検討, セメント・コンクリート論文集, Vol.56, pp. 492-498, 2002.
 - (37) 盛岡実, 萩原宏俊, 坂井悦郎, 大門正機: 膨張材を混和したセメント硬化体の微細構造, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.20, No.2, pp.169—174, 1998.
 - (38) 盛岡実, 萩原宏俊, 坂井悦郎, 大門正機: 膨張材を混和したセメントペーストの化学収縮と自己体積変化, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.21, No.2, pp.157—162, 1999.
 - (39) 坂井悦郎, 春日貴行, 浅賀喜与志, 大門正機: 分散剤を添加したセメントの水和と硬化体の微細組織, コンクリート工学年次論文集, Vol.25, No.1, pp.197—205, 2003.
 - (40) 杉山知己, 魚本健人: 化学混和剤の特性がセメント硬化体の空隙構造に及ぼす影響, コンクリート工学年次論文集, Vol.24, No.1, pp.142-146, 2002.
 - (41) 日本コンクリート工学協会: 石灰石微粉末の特性とコンクリートへの利用に関するシンポジウム委員会報告書, pp.20-21, 1998.
 - (42) 土木学会: 混和材料を使用したコンクリートの物性変化と性能評価研究小委員会 (333 委員会) 報告書, 2007.
 - (43) 石垣邦彦, 胡桃澤清, 名和豊春: ブリーディングがセメントペースト硬化体の微細構造に及ぼす影響評価, セメント・コンクリート論文集, Vol.66, pp.111-118, 2012.

- (44) 黒澤利仁, 湊大輔, 服部廉太, 名和豊春: C-S-H の構造変化に及ぼす外的要因の影響, セメント・コンクリート論文集, No.65, pp.146-152, 2011.
- (45) Doyeon KWAK, Katsuro Kokubu, Kimitaka Uji, Atsushi Ueno: Evaluation of concrete pore structure due to curing conditions, RILEM, International Conference on Advances in Concrete and Structures, Vol.1, pp.145-153, 2003.
- (46) 土木学会: 混和材料を使用したコンクリートの物性評価技術と性能規定型材料設計に関する研究小委員会 (353 委員会) 報告書, 2018.
- (47) Lowell, Shields: Hysteresis, entrapment and wetting angle in mercury porosimetry, Journal of Colloid Interface Science, Vol.83, pp.273-278, 1981.
- (48) 湊大輔: セメントの硬化過程で形成されるカルシウムシリケート水和物の組成及び空隙構造形成に関する研究, 北海道大学博士論文, 2011.
- (49) 永谷佳之, 名和豊春, 栗山広毅: サーモポロメトリーを用いたセメント硬化体における細孔構造の定量化, セメント・コンクリート論文集, No.65, pp.153-160, 2011.
- (50) Ian Richardson: Model structures for C- (A) -S-H (I) , Acta Crystallographica Section B, Vol.70, pp.903-923, 2014.
- (51) 松井久仁雄: ケイ酸カルシウム水和物 (C-S-H) のナノ構造はどこまで見えるか?, コンクリート工学, Vol.53, No.5, pp.394-399, 2015.
- (52) 半井健一郎, 石田哲也, 前川宏一, 中根理史: セメント系多孔体の水和組織形成とイオン平衡を考慮した強相関カルシウム溶脱連成解析, 土木学会論文集, Vol.69, pp.79-96, 2005.
- (53) 渡邊賢三, 横関康祐, 尾関喜久夫, 大門正機: 水中へのセメント系材料のカルシウム溶出に関する実験的評価, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.21, pp.967-972, 1999.
- (54) 渡邊賢三, 横関康祐, 尾関喜久夫, 大門正機: セメント系材料の溶出現象解析のための実験的検討, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.22, pp.217-222, 2000.
- (55) 井元晴丈, 蔵重勲, 廣永道彦, 横関康祐: 塩化ナトリウム水溶液に浸漬させたポルトランドセメント硬化体の溶脱挙動, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.26, pp.903-908, 2004.
- (56) Maekawa, K., Chaube, R. Kishi, T.: Modelling of Concrete Performance, E & FN SPON, 1999.
- (57) Maekawa, K., Ishida, T. Kishi, T.: Multi-Scale Modelling of Structural Concrete, Taylor & Francis, 2009.
- (58) 米田大樹: コンクリートの微視的損傷および細孔内水分状態に着目した準微細ひび割れモデル, 東京大学博士論文, 2015.
- (59) 横関康祐, 渡邊賢三, 古澤靖彦, 大門正機, 大即信明, 久田真: カルシウムイオンの溶出に伴うコンクリートの変質に関する実態調査と解析的評価, 土木学会論文集, Vol.54, pp.51-64, 2002.
- (60) 取違剛, 渡邊賢三, 横関康祐, 大即信明: 長期間暴露されたコンクリートの化学的侵食に関するマルチイオン解析, コンクリート工学年次論文集, Vol.29, pp.813-818, 2007.
- (61) T. Yamaguchi, F. Yamada, K. Negishi, S. Hoshino, M. Mukai, T. Tanaka, S. Nakayama: Development and verification of a reactive transport model for long-term alteration of bentonite-cement-seawater systems, Physics and Chemistry of the Earth, Vol.33, pp.285-294, 2008.
- (62) T. Yamaguchi, M. Kataoka, T. Sawaguchi, M. Mukai, S. Hoshino, T. Tanaka, F. Marsal, D. Pellegrini: Clay Minerals, Vol.48, pp.185-197, 2013.
- (63) 鈴木一孝, 西川直宏, 山出善章, 谷口幾哉: コンクリートの耐久性評価を目的とした水和組織の分析手法に関する研究, コンクリート工学論文集, Vol.1, No.2, pp.39-49, 1990.
- (64) 船戸已知雄, 橋本匡史, 倉持章一: セメント水和物の炭酸化によって生成するシリカゲルの定量方法, セメント・コンクリート論文集, No.45, pp.252-257, 1991.

- (65) 日本原子力研究開発機構, 平成 29 年度地質環境長期安定性評価確証技術開発報告書, (2018).
- (66) G. E. Tucker et al., Chapter 12 The Channel-Hillslope Integrated Landscape Development Model (CHILD).
- (67) G. Willgoose, User Manual for SIBERIA (Version 8.30) (2005).
- (68) Landlab Reference Manual and API Documentation, <http://landlab.readthedocs.io/en/latest/#developer-documentation>.
- (69) Wouter van Gorp, LAPSUS user Guide (v0.97) (2015).
- (70) 野上道男, 地理学におけるシミュレーション, 地理学評論, 78(3), pp.133-146 (2005).
- (71) 野上道男, 地形発達シミュレーションの枠組みと実行例, Journal of Geography, 120(3), pp.486-501 (2011).
- (72) 井上 信, 田中 靖, グリッド型地形発達シミュレーションモデルの現実地形への適用, 地形, 34(2), pp.147-165 (2013).
- (73) Culling, W. E. H., Analytical theory of erosion, Journal of Geology, 68, 1960, pp.336-344.
- (74) 平野昌繁, 斜面発達とくに断層崖発達に関する数学的モデル, 地理学評論, 39(5), pp.324-336 (1966).
- (75) Roering, J. J., Kirchner, J. W., Dietrich, W. E., Evidence for nonlinear, diffusive sediment transport on hillslopes and implications for landscape morphology, Water Resour. Res. 35(3), pp. 853-870 (1999).
- (76) Sunamura, T. Geomorphology of Rocky Coasts, John Wiley & Sons, New York, p.302 (1992).
- (77) 齊藤, 沿岸域の堆積システムと海水準変動, 第四紀研究, 50(2), p95-111. (2011).
- (78) 伊達ほか, 掃流砂・浮遊砂の流出に伴う河口テラスの初期堆積機構、海岸工学論集、44、591-595, (1997).
- (79) 鈴木, 建設技術者のための地形図読図入門第 2 巻, 低地, 古今書院, p.554, (1998)
- (80) Simpson, M.J. and Clement, T.B., Improving the worthiness of the Henry problem as a benchmark for density-dependent groundwater flow models. Water Resources Research, 40 (W01504). (2004).
- (81) Bassinot, The astronomical theory of climate and the age of the Brunhes-Matuyama magnetic reversal, Earth and Planetary Science Letters, 126, pp.91-108, (1994).
- (82) Laaksoharju, M., Smellie, J., Nilsson, A-C. and Skarman, C., Groundwater sampling and chemical characterization of the Laxemar deep borehole KLX02. Svensk Kärnbränslehantering AB, SKB TR-95-05, 1995.
- (83) SKB, Preliminary site description, Simpevarp subarea-version 1.2, SKB P-05-08, 2005.
- (84) Pusch R., Ramqvist, G., Bockgard, N., and Ekman, L., Sealing of 300 mm boreholes KXTT3 and KXTT4 at Äspö, Report of Subproject 3 of Borehole sealing Project. Svensk Kärnbränslehantering AB, SKB R-11-19, 2011.
- (85) Luukkonen, A., Pitkanen, P. and Partamie, S., Evaluation of Olkiluoto hydrochemical data in 3-D –Extended with recent geochemical interpretation results, POSIVA, Working Report 2005-72, 2005.
- (86) Pitkänen, P., Ahokas, H., Ylä-Mella, M., Partamies, S., Snellman, M. and Hellä, P., Quality Review of Hydrochemical Baseline Data from the Olkiluoto Site. POSIVA, Working Report 2007-05, 2007.
- (87) White, M.J. Monitoring During the Staged Implementation of Geological Disposal: The MoDeRn Project Synthesis, MODERN DELIVERABLE (D-6.1), EU Contract Number: 232598, 2014.
- (88) Aitemin, State of Art Report on Monitoring Technology, MODERN DELIVERABLE (D-Nº: 2.2.2), EU Contract Number: 232598, 2013.
- (89) Modern, Deliverable D2.1: Repository Monitoring Strategies and Screening Methodologies, EU

- Contract Number: 622177, 2020.
- (90) Brenner, R.P., Jedelhauser, P., Bohrlochversiegelung: Konzept und Machbarkeitsnachweis, Nagra, Wettingen, NTB 89-26, 1989.
 - (91) Nagra, SMA/WLB: Bohrlochversiegelung/ -verfüllung SB4a/schräg, Nagra, Wettingen, NTB 02-24, 2002.
 - (92) Dixon, D.A., Martino, J.B., Enhanced Sealing Project (ESP): Design, Construction and Instrumentation Plan. Nuclear Waste Management Organisation, NWMO APM-REP-01601-0001, Toronto, Canada, 2009.
 - (93) Dixon, D.A., Martino, J.B., Holowick, B., Priyanto, D.G., Enhanced sealing project: monitoring the THM response of a full-scale shaft seal. Canadian Nuclear Society (CNS) Conference, Decommissioning and Environmental Restoration for Canada's Nuclear Activities, September 11-14, Toronto, Canada, 2011.
 - (94) Dixon, D.A., Priyanto, D.G., Martino, J.B., Enhanced Sealing Project (ESP): Project Status and Data Report for Period Ending 31 December 2011. Nuclear Waste Management Organization (NWMO), Technical Report APM-REP-01601- 0005, 2012.
 - (95) Dixon, D.A., Martino, B., Priyanto, D.G., Kim, C-S., Three Years of Monitoring a Full-Scale Shaft Seal in a Granitic Rock Formation. GeoManitoba, 65th Canadian Geotechnical Society (CGS) Conference, Winnipeg, September 30- October 3, 2012.
 - (96) Dixon, D.A., Priyanto, D.G., Martino, J.B., De Combarieu, M., Johansson, R., Korkeakoski, P., Villagran, J., Enhanced Sealing Project (ESP): evolution of a full-sized bentonite and concrete shaft seal. Geological Society of London, Special Publications, 400, first published on May 1, doi:10.1144/SP400.33, 2014.
 - (97) Nirex, The geology and hydrogeology of Dounreay. NIREX Science Report, Report no.653, 1994, 15p.
 - (98) Bath, A., Richards, H., Metcalfe, R., McCartney, R., Degnan, P. and Littleboy, A., Geochemical indicators of deep groundwater movements at Sellafield, UK. Journal of Geochemical Exploration, 2006, pp.24-44.
 - (99) RWM, Sealing Site Investigation Boreholes: Phase 2. Task 5: Techniques used in the oil and gas industry for placing materials in boreholes. Potential application to generic sealing concepts for the RWM Siting Programme, RWM/03/046, 2018.
 - (100) 古江良治, 岩月輝希, 濱 克宏, 深層ボーリング孔を用いた地下水の地球化学調査の課題に対する試み. 応用地質, vol.46, 2005, pp.232-236.
 - (101) 古江良治, 岩月輝希, 水野 崇, 彌榮英樹, 試錐孔を利用した地下水の地球化学特性調査手法と品質管理. JNC TN7520 2003-001, 2003.
 - (102) Hama, K., Seo, T. and Yusa, Y., A sampling procedure of formation water and its application to geochemical investigation of groundwater in the Tono area, Japan. Proceedings of the Workshop "Hydraulic and hydrochemical characterization of argillaceous rocks", OECD/NEA, 213-226, 1994.
 - (103) 石井 卓, 中島 均, 穂刈利之, 堀田政國, 菅原 宏, 間瀬貴久, 多段パッカー方式地下水観測装置を用いた地盤の微小透水係数の原位置測定. FAPIG, vol.149, 1998, pp.46-53.
 - (104) 井岡聖一郎, 古江良治, 岩月輝希, 深層ボーリング孔を用いた岩盤中の地下水の採取法—地下水の酸化還元状態の把握のために—. 日本水文科学会誌, vol.36, 2006, pp.181-190.
 - (105) 井岡聖一郎, 岩月輝希, 天野由記, 古江良治, 地下水の流動経路における原位置の酸化還元緩衝能力の評価—特に硫酸還元緩衝能力について—. 日本水文科学会誌, vol.37, 2007a, pp.3-8.
 - (106) 井岡聖一郎, 岩月輝希, 酒井利彰, 石島洋二, 深層地下水の酸化還元状態—現状と今後の課題—. 日本水文科学会誌, vol.37, 2007b, pp.287-293.
 - (107) 岩月輝希, 天野由記, 井岡聖一郎, 三枝博光, 竹内竜史, 大規模地下施設の建設に伴う周

- 辺地下水環境の変化. 日本原子力学会和文論文誌, vol.6, 2007, pp.73-84.
- (108) 池田則生, 佐々木伸幸, 大島和夫, 山口耕平, 斎藤茂幸, 阿部則之, 片野 孝, 試錐泥材の水理学的・地球化学的影響調査. 核燃料サイクル開発機構, JNC TJ7440 2005-071, 1998.
- (109) 核燃料サイクル開発機構, 試錐孔を利用した地下水の地球化学特性調査手法と品質管理. JNC TN7520 2003-001, 2003.
- (110) 亀海泰子, トレーサー物質. 日本地下水学会原位置トレーサー試験に関する WG 編, 地下水のトレーサー試験, 技報堂出版, 2009, pp.89-119.
- (111) 関 陽児, 内藤一樹, 奥澤康一, 掘削された孔井により引き起こされる地下水流動 - 水理水頭の鉛直不均一分布への配慮は十分か? -. 地下水技術, vol.49, 2007, pp.1-8.
- (112) 狩野智之, 毛屋博道, 竹内竜史, 超深地層研究所計画における地下水の水圧長期モニタリング (2009 年度). 日本原子力研究開発機構, JAEA Data/Code 2011-002, 2011.
- (113) 細田 宏, 下山昌宏, 永野修一, 竹村聖吾, MIU-2 号孔における地下水水圧・水質観測装置の引上げ作業. 核燃料サイクル開発機構, JNC TJ7440 2001-035, 2002.

2. 人工バリアの長期性能評価に係る技術的知見の整備

2.1 はじめに

中深度処分においては、廃棄物埋設地からの放射性物質の漏出を合理的に達成できる限り十分に低減する人工バリアの設置が見込まれる。このためには、設置される環境において技術的に施工可能なものであることに加えて、廃棄物埋設地の外への主要な放射性物質の漏出を抑制する性能が優れたものを選定する必要がある。それを踏まえ、規制庁が人工バリアの長期性能評価の妥当性を判断するために必要な科学的・技術的知見を蓄積する観点から、「人工バリアの変質を考慮した物質移行－変質連成解析に係る技術的知見の整備」及び「セメント系人工バリアの長期性能評価に係る技術的知見の整備」に係る検討を行った。

2.2 人工バリアの変質を考慮した物質移行－変質連成解析に係る技術的知見の整備

2.2.1 背景と目的

炉内等廃棄物の中深度処分システムにおける低透水層等の有力な候補材であるベントナイトは、止水機能、核種収着機能など、当該処分の安全性を確保する上で重要なバリア機能が期待されているが、当該処分システムの構造材料（処分坑道の支保工等）や低拡散層として多量に使用するとされるセメント系材料を起源とする高アルカリ性地下水によって変質し、期待されるバリア機能が長期的に損なわれることが懸念される⁽¹⁾。そのため、安全審査の際に事業者が評価する低透水層等（以下、「ベントナイト系人工バリア」）の各バリア機能及びその挙動の妥当性を適切に評価するためには、時間スケールや処分環境を考慮した「セメント起源のアルカリ成分(OH⁻)」がベントナイト系材料へ影響を及ぼす期間及び影響の程度を明らかにする手法⁽²⁾を整備する必要がある。

過去の原子力規制庁（旧原子力安全・保安院、旧原子力安全基盤機構も含む）の委託事業である「放射性廃棄物処分の長期的評価手法の調査（平成13～21年度）」では、高レベル放射性廃棄物の地層処分システムにおける緩衝材としての使用が想定される砂-ベントナイト混合土圧縮成型体を用いてベントナイトの変質に係る諸現象を実験的に定量化するとともに、ベントナイト系緩衝材に期待されている止水機能（透水係数）の長期的な変動を評価するためのモデル、ならびに、セメント系材料の変質に伴う固相及び液相成分の変化を評価するための信頼性あるセメント鉱物モデル、及びセメント間隙変遷モデル^{※1}の構築、さらに、これらのモデルを導入した物質移行-変質連成解析コード(MC-BUFFER)の整備・検証を行ってきた(図2.2-1)。また、同委託事業「安全審査に向けた評価手法の整備（平成22～26年度）」では、我が国の地下環境（淡水、海水、酸化性条件、還元性条件など）を考慮した緩衝材劣化に係る試験を実施するとともに、その試験結果とMC-BUFFER等による計算結果との比較を行い、当該モデルの地下環境への適用性に係る検討を実施した。その結果、ベントナイト透水係数評価モデルの改良案を提示するとともに、これまで整備してきた一連の緩衝材劣化に係る評価モデルについては、まだ解明されていない課題が残されているが、検証計算では概ね実現現象が再現できていることが確認できた。そのため、まだ若干課題があることを認識しつつ、現段階では「総合的な安全評価手法」⁽³⁾において使用することとした。

※1 「セメント間隙変遷モデル」は、①セメント硬化体中の間隙を成因や物質移行特性、化学反応場としての機能に基づいて分類するモデル（間隙モデル）と②セメントの変質によるこれらの間隙の量の変化を記述するモデル（変遷モデル）から成り、物質移動に寄与する間隙の間隙率（物質移動毛細管間隙率）と有効拡散係数は正比例するというモデルである。

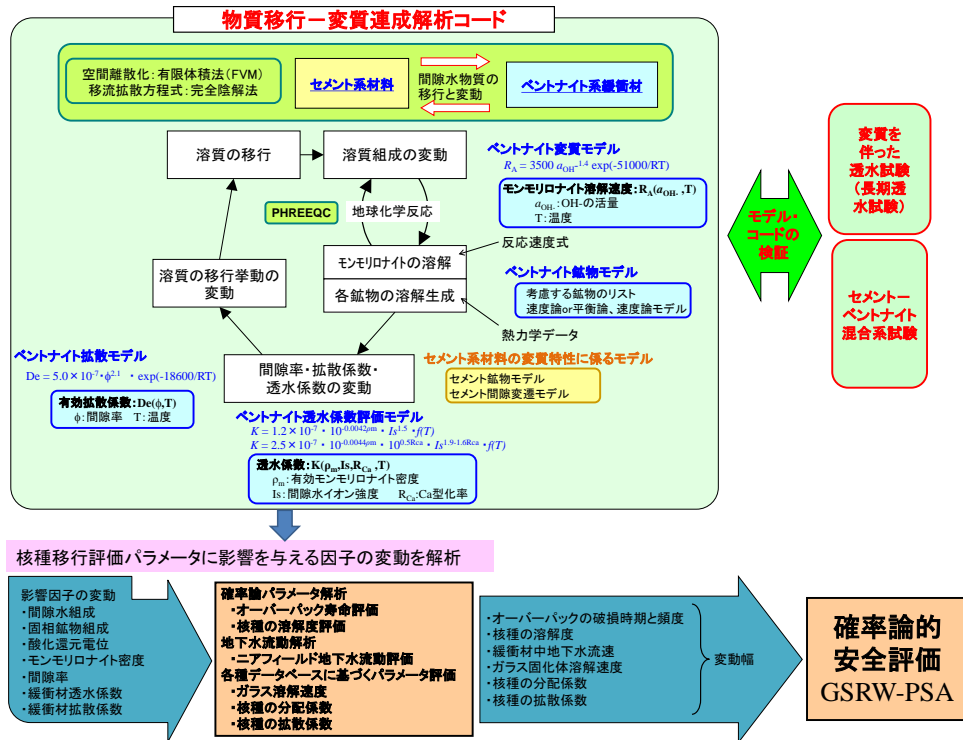


図 2.2-1 ベントナイト系人工バリアの劣化に係る評価モデルと解析コードの体系

上述した通り、中深度処分においてもベントナイト系人工バリアの長期的な性能評価では、このような変質挙動を評価する必要があるが、評価にあたっては、これまで整備を進めてきた MC-BUFFER を利用できるか否かを検討する必要がある。

MC-BUFFER で想定している「移行／化学反応が起こる媒体」は図 2.2-2 に示すような多孔質媒体であり、そこでは粒子間隙にある自由水の中を物質が移流や拡散により移行するとともに、化学反応が起こるとしている。しかしながら、ベントナイト系人工バリアに使用されるベントナイト圧縮体の中には自由水は存在せず、ベントナイトに束縛された水（束縛水）の中を物質が拡散するとの報告がある⁽⁴⁾。このことを踏まえると、その中で化学反応も起こっている可能性がある（図 2.2-3）。そのため、ベントナイト系人工バリアの変質を評価するためには、上記のような束縛状態を想定した上で、ベントナイト圧縮体中の移行（拡散）や化学反応を評価することが望ましい。日本原子力研究開発機構ではベントナイト圧縮体の中には自由水は存在しないということを前提に、拡散評価に見かけの拡散係数（Da）、化学反応評価に見かけの濃度を用いる手法（Da モデル）を開発してきたが、このモデルにも一長一短があり、MC-BUFFER で用いてきた既往のモデル（拡散評価に有効拡散係数（De）、化学反応評価には間隙が自由水で満たされていることの仮定の下、間隙水中濃度を用いる手法：De モデル）を代替することが適切かどうか、慎重に検討する必要がある。

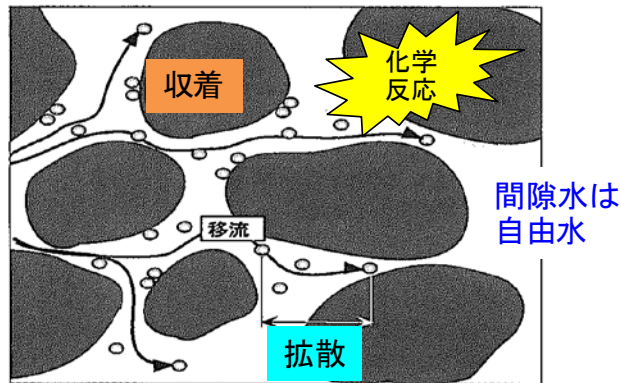


図 2.2-2 多孔質媒体中における移行/化学反応の概念図
(HLW2 次取りまとめ⁶⁾に記載の図を一部改)

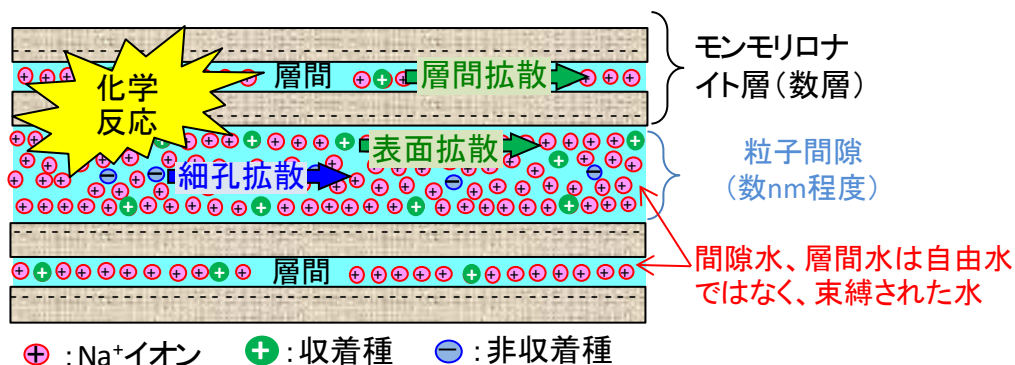


図 2.2-3 ベントナイト圧縮体中における移行/化学反応の概念図

そこで、本事業では、ベントナイト系人工バリアの長期性能評価の妥当性を判断するために必要な科学的・技術的知見を蓄積することを念頭に、当該人工バリアの変質評価における拡散評価にまずは着目し、その評価モデルの適用性に係る検討を実施することとした。

具体的には、ベントナイト系人工バリアの変質現象（そのメカニズムも含む）及びそれに伴うバリア機能の変化について整理するとともに、当該変質評価において De モデルと Da モデルを用いた場合の特徴・適用性について、他の人工バリアや天然バリア中の拡散挙動評価にも言及しながら整理した。また、当該変質評価において Da モデルを使用する場合に必要な各イオン種に対する Da データセットを整備するため、種々のイオン強度条件でカリウムの拡散試験を実施し、その拡散データを取得するとともに、自由水中の拡散係数に対する Da の依存性等について検討し、これまでに Da データが得られていない主要な元素の Da 値を推定した。さらに、これまで MC-BUFFER へ導入してきた Da モデルの構成則について整理するとともに、Da モデルを導入した当該コードを用いて塩水系地下水を想定したセメント系人工バリアからベントナイト系人工バリアへの物質移行を評価できるように、境界部分の濃度変換に保持因子を考慮した改良を行った。そして、改良したコードを用いてセメントとベントナイトが接した系を想定した解析を、De モデル及び Da モデルを用いて実施し、その結果から改良コードの動作確認、課題の抽出、及び両モデルの適用性等について整理・検討した。

2.2.2 ベントナイト系人工バリアにおける変質現象・変質メカニズムの整理

MC-BUFFER は、ベントナイト系人工バリアのアルカリ変質に伴い長期的に変動する透水性を評価するためのコードとして、これまで開発・整備が行われてきた⁴⁾。当該コードは、人工バリア体系内の温度変遷、変質に関与する物質の移行（移流・拡散）と、鉱物と間隙水の地球化学反応を連成解析し、化学反応に伴うモンモリロナイト含有量、間隙率、間隙水組成（イオン強度）等の変化を用いて、透水係数や拡散係数等の変化を評価することを可能としている。図 2.2-4 に現行の MC-BUFFER の基本処理フロー（ベントナイト系材料に係る部分を抽出）を示す。また、MC-BUFFER に導入している当該透水性変動に係るモデルにおいて考慮している現象と考慮していない現象を表 2.2-1 に整理した。なお、現在整備中の Da を用いた拡散モデルについては、図 1.3-3 には示していないが、表 1.3-1 には平成 29 年度まで整備した内容を記載した。また、MC-BUFFER は上述の通り、透水性の変動を評価対象にしているため、モンモリロナイト含有量（膨潤性）の変化に起因する「物理的バリア機能（物理的緩衝性、自己シール性等）」の変化や、当該人工バリアのコロイドろ過機能、ベントナイト中の水の放射線分解、地下水流によるベントナイトの流出、微生物の活動等、その他の現象^{5,6)}については評価することが出来ない。

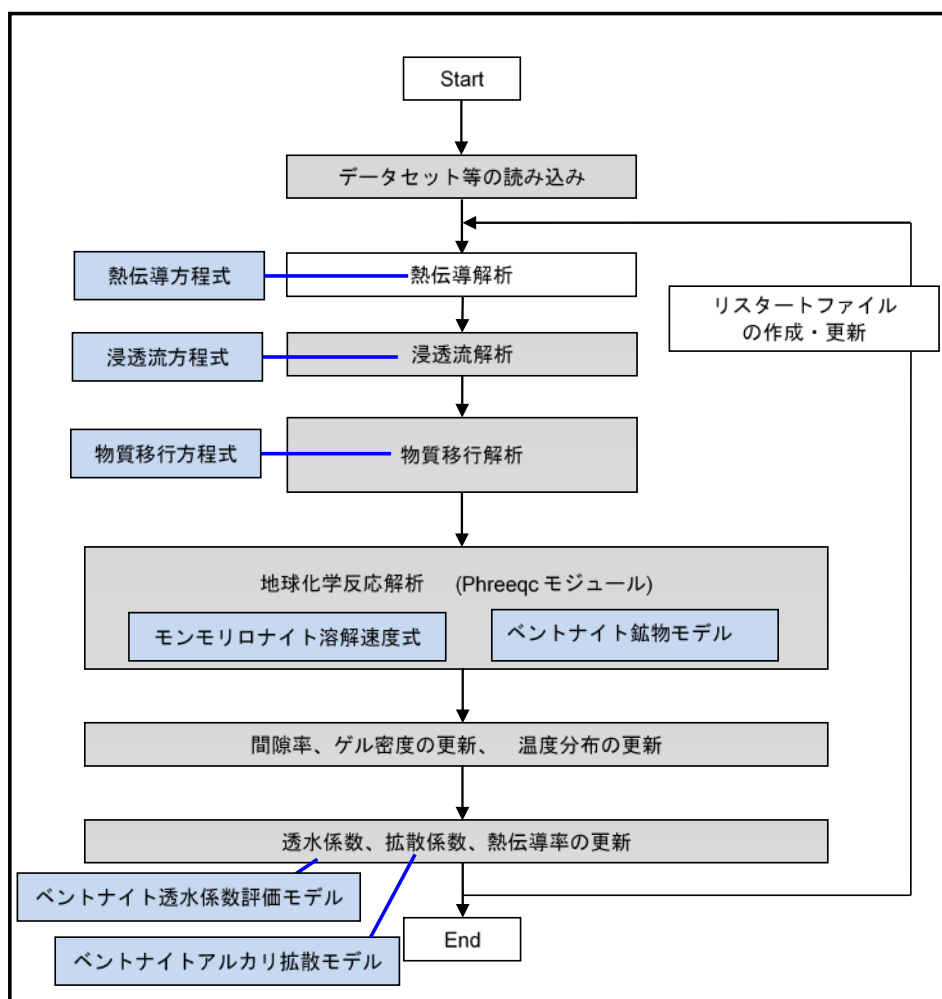


図 2.2-4 MC-BUFFER の基本処理フロー（ベントナイト系材料に係る部分を抽出）

表 2.2-1 MC-BUFFER に導入しているベントナイト系人工バリア材の透水性の変動に係るモデルにおいて考慮している現象と考慮していない現象の整理

モデル名	モデル概要	考慮している現象 (モデルの導出条件)	考慮していない現象
基本 方程式	<p>熱伝導 方程式</p> $C_{pv} \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + S$ <p>C_{pv}: 単位体積あたりの比熱容量 (体積比熱容量) T: 温度 λ: 熱伝導率 S: 発熱速度</p> <p>※熱伝導率及び体積比熱容量は、一定値または並列モデル、直列-並列モデルが選択可</p>	<ul style="list-style-type: none"> 熱伝導に係る一般的な方程式を導入 境界条件として、温度固定、熱フラックス固定、または線形熱伝達が選択可 	<ul style="list-style-type: none"> 地球化学反応に起因する発熱は考慮していない
	<p>浸透流 方程式</p> $\frac{\partial}{\partial x} \left(K_w \frac{\partial \psi}{\partial x} \right) = 0$ <p>ψ: 水の水利ポテンシャル (全水頭) x: 空間座標 K_w: 透水係数</p>	<ul style="list-style-type: none"> 浸透流に係る一般的な方程式を導入 境界条件として、水頭固定またはフラックス固定が選択可 透水係数は下記モデルから得られた値を使用 	<ul style="list-style-type: none"> 地球化学反応に起因する水はソースとして考慮していない
	<p>物質移行 方程式</p> $\frac{\partial c_{p_i}}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(D_e \frac{\partial c_{p_i}}{\partial x} \right) - u_x \frac{\partial c_{p_i}}{\partial x}$ <p>c_{p_i}: 間隙水中のイオン種濃度 t: 時刻 D_e: 有効拡散係数 u_x: 方向の水フラックス</p>	<ul style="list-style-type: none"> 物質移行に係る一般的な方程式を導入 境界条件として、濃度固定、濃度勾配固定、フラックス固定が選択可 拡散係数は下記モデルから得られた値を使用 	<ul style="list-style-type: none"> 攪乱因子を排除した簡易モデルとなっており、固相への吸着や陰イオン排除効果は考慮していない コロイドの移行は考慮していない
<p>モンモリロナイト 溶解速度式 (PHREEQCの機能を用いて計算)</p> $RA = 3500 (a_{OH^-})^{1.4} e^{-51000/RT}$ <p>RA: 変質速度 a_{OH^-}: OH 活量 T: 温度 R: 気体定数 (8.314 Jmol⁻¹ K⁻¹)</p> <p>※TRU2レポート⁽⁶⁾で使用されているSato-Camaモデルも選択可</p>	<ul style="list-style-type: none"> 高温環境 (50~170 °C)、Na系高アルカリ性溶液 (0.1~1.0MのNaOH溶液) を用いたベントナイト-砂混合圧縮成型体のアルカリ変質試験結果からモンモリロナイト溶解速度式を経験的に導出 K系高アルカリ性溶液に対する適用性は確認済 	<ul style="list-style-type: none"> Ca系高アルカリ性溶液 (Ca(OH)₂溶液) に対する適用性については未検討 処分場で想定される条件に比べて高アルカリ、高温、で得られた経験式であるため、科学的根拠が不足している 	
<p>ベントナイト 鉱物モデル (PHREEQCの機能を用いて計算)</p> <p>【考慮する鉱物のリスト】 初期鉱物: モンモリロナイト、クオーツ、アナルサイム等 二次鉱物: Ca(OH)₂、CHS、AFm、AFt、AS₂H₂等</p> <ul style="list-style-type: none"> 鉱物リストの詳細は表2.2-19参照 各鉱物に対し、平衡論的または速度論的に取り扱うか選択可 	<ul style="list-style-type: none"> 既往の研究で報告された情報をベースに、ベントナイトをアルカリ溶液中で変質させた実験結果等を再現するように決定 現行の評価では、モンモリロナイト、クオーツのみを速度論的に扱っている 	<ul style="list-style-type: none"> 現行の評価では、モンモリロナイト、クオーツ以外の鉱物については、速度論的ではなく、平衡論的に扱っている ※陽イオン交換 (Ca型化等) について評価可能だが、圧縮したモンモリロナイトに対する陽イオン交換に係るモデルは現状整備されていないことから、MC-BUFFERでは陽イオン交換反応については現状評価していない 	
<p>ベントナイト 透水係数評価 モデル</p> $K = 1.2 \times 10^{-7} I_s^{-1.5} 10^{0.0042\rho m} (7.9 \times 10^{-5} T^2 - 1.9 \times 10^{-2} T - 0.21)$ $K = 2.5 \times 10^{-7} 10^{0.0044\rho m} 10^{0.5Rca} I_s^{1.9-1.6Rca} (7.9 \times 10^{-5} T^2 - 1.9 \times 10^{-2} T - 0.21)$ <p>K: 透水係数 ρm: 有効モンモリロナイト密度 I_s: イオン強度 T: 温度 Rca: Ca型化率</p> <ul style="list-style-type: none"> 適用条件: 有効モンモリロナイト密度 900 kg m⁻³ 以下、イオン強度 0.1~1.0 M 透水係数の上限値: $K = 1.9 \times 10^{-8} \cdot (7.9 \times 10^{-5} T^2 - 1.9 \times 10^{-2} T - 0.21)$ $I_s < 0.1$ M の溶液に対しては $I_s = 0.1$ M を使用 <p>※Cozeny-Karmanの式等も選択可</p>	<ul style="list-style-type: none"> 種々の条件 (有効モンモリロナイト密度 40~870 kg/m³、イオン強度 0.1-1.0 M) でベントナイト-砂混合圧縮体を用いた透水試験結果から導出 また、実際にNa系高アルカリ性溶液で変質させた試料を用いた試験を実施し、適用条件を決定した。 Ca型化率を考慮したモデル式も作成 	<ul style="list-style-type: none"> 二次鉱物の粒形や種類、自己シール性喪失に伴う亀裂発生が透水係数に与える影響については未検討 Ca型化することによりモンモリロナイトの膨潤性が低下し、その低透水性が劣化することが懸念されているが、上述のとおりCa型化は評価しておらず、Ca型化率を考慮したモデル式は現在使用していない。 	
<p>ベントナイト アルカリ 拡散モデル</p> $De = 5.0 \times 10^{-7} \varepsilon^{2.1} e^{-18600/RT}$ <p>De: 有効拡散係数 ε: 間隙率 T: 温度 R: 気体定数 (8.314 Jmol⁻¹ K⁻¹)</p> <p>※指数式 (間隙率の累乗に比例) 等も選択可</p>	<ul style="list-style-type: none"> 模擬セメント水と模擬降水系地下水の間にベントナイト-砂混合圧縮体を設置したOHの透過拡散試験結果から導出 (10~90 °C) 	<ul style="list-style-type: none"> イオン種固有の拡散係数を考慮していない (全てのイオン種に対して同一の左記モデルを使用) イオン強度依存性を考慮していない 	
<p>Daモデル (整備中)</p> $\frac{\partial C_i}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(Da \frac{\partial C_i}{\partial x} \right)$ <p>C_i: 単位体積当たりのイオン種濃度 t: 時刻 De: 見かけの拡散係数</p>	<ul style="list-style-type: none"> イオン種固有の拡散係数を考慮 移行計算後に崩れる電荷バランスの調整を考慮 固相への吸着や陰イオン排除効果を考慮 	<ul style="list-style-type: none"> Daの密度、温度依存性は未検討 他バリア材との境界におけるベントナイト側の濃度の設定についてコード化が落ちていない (本年度検討) 	

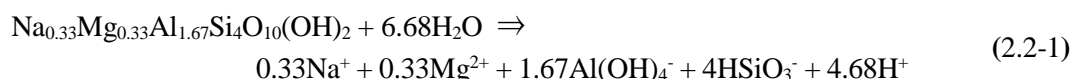
※MC-BUFFERで選択可能な、熱伝導率及び体積比熱容量、モンモリロナイト溶解速度式、ベントナイト透水係数評価モデル、ベントナイトアルカリ拡散モデルをAppendix-Iに記載する。

以上を踏まえ、MC-BUFFER によるベントナイト系人工バリアの変質評価を検討するに当たり、まずは当該変質現象及びそのメカニズムについての整理を行った。ベントナイト系人工バリアのバリア性能に影響を及ぼす変質現象としては、

- ①ベントナイトの主成分であり、当該人工バリアの性能を決定するモンモリロナイトの溶解
- ②間隙の閉塞や増大を引き起こす初期鉱物及び二次鉱物の溶解・生成
- ③pH やイオン強度等、間隙水組成の変化

等が考えられる。これら現象によって、ベントナイト系人工バリアに求められている「低透水性」が喪失する可能性があり⁽¹⁾、試験においてもこれら現象が透水係数に影響を与えることが確認されている⁽³⁾。

①のモンモリロナイトの溶解については、モンモリロナイトがセメント系材料から溶出するアルカリ成分 (OH⁻) と反応することで起こり、高 pH 条件 (13 > pH > 10) では以下の反応式 (式 2.2-1) で表される⁽⁶⁾。



②の初期鉱物及び二次鉱物の溶解・生成については、モンモリロナイトやクオーツ等、当該人工バリアの初期鉱物が溶解すると、間隙水中の Si、Al、Mg 等の濃度が徐々に上昇し、これら溶解反応によって緩衝された pH 条件に応じて種々の二次鉱物が過飽和になり、生成・沈殿することが知られている⁽⁶⁾。例として、Na が豊富な条件で生成するアナルサイムの生成に係る反応式を (式 2.2-2) に示す。



③の間隙水組成の変化については、上記①、②に係る溶解・生成反応や当該人工バリアと隣接する他バリア材間で物質が移行することに伴い生じる。

また、これら現象はベントナイト圧縮体の中の、鉱物が占める正味の体積以外の部分 (間隙) で起こると考えられる。間隙が占める全体積への割合はかなり高いが (乾燥密度 1,600 kg/m³ のベントナイト圧縮体で 40%程度)、その大きさは微細であり⁽⁷⁾、上述したとおり、自由水はほとんどなく、層間や鉱物表面に束縛された水が、反応に必要な物質を運んできたり、反応で生成したイオンを運び去ったりするという報告がある⁽⁴⁾。これらを踏まえると、溶解生成反応を起こしたりしている可能性がある。そして、この一連の変質現象はセメント系材料と接触している部分からベントナイト側に徐々に進行することが観測されている⁽⁸⁾。

また、当該変質現象に関与する元素としては、溶解により放出されるベントナイト系人工バリア材やその他のバリア材の構成元素、及び地下水に元々含まれる成分元素であると考えられる。表 2.2-2 にバリア材として使用されるベントナイト系材料及びセメント系材料に含まれる主な鉱物とその化学式を示す^(3,6)。また、地下水に含まれる成分としては、中深度処分を想定した設定がなかったため、「HLW 第 2 次取りまとめ」⁽⁵⁾のレファレンスケース (降水系地下水) で設定された元素 (Na、Ca、K、Mg、Fe、Al、C、S、B、P、F、N、Cl、Si) を想定した。なお、当該設定では、Mn、Sr、Br 等の微量元素は除外されている。表 2.2-3 にこれら鉱物及び地下水

に含まれる元素及び処分環境で想定されるそのイオン種を示す。

表 2.2-2 ベントナイト系及びセメント系人工バリア材に含まれる主要な鉱物とその化学式

	鉱物名	化学式
ベントナイト系材料	Montmorillonite	$\text{Na}_{0.33}\text{Mg}_{0.33}\text{Al}_{1.67}\text{Si}_4\text{O}_{10}(\text{OH})_2$
	Quartz	SiO_2
	Analcime	$\text{NaAlSi}_2\text{O}_6 \cdot \text{H}_2\text{O}$
	Calcite	CaCO_3
	Pyrite	FeS_2
セメント系材料	Portlandite	$\text{Ca}(\text{OH})_2$
	C-S-H (1.8)	$\text{CaO} \cdot (\text{SiO}_2)_{0.556} \cdot 1.1047\text{H}_2\text{O}$
	Monosulfate (AFm)	$3\text{CaO} \cdot \text{Al}_2\text{O}_3 \cdot 3\text{CaSO}_4 \cdot 12\text{H}_2\text{O}$
	Hydrogarnet	$3\text{CaO} \cdot \text{Al}_2\text{O}_3 \cdot 6\text{H}_2\text{O}$
	Brucite	$\text{Mg}(\text{OH})_2$
	酸化ナトリウム	Na_2O
	酸化カリウム	K_2O

表 2.2-3 ベントナイト系人工バリア材の変質に関する元素及びそのイオン種

元素	変質に関するイオン種	元素	変質に関するイオン種
Cl	Cl^-	B	BO_2^- 、 HBO_2
F	F^-	C	CO_3^{2-} 、 HCO_3^-
Na	Na^+	Al	$\text{Al}(\text{OH})_4^-$
S	SO_4^{2-} 、 HSO_4^-	P	HPO_4^{2-} 、 H_2PO_4^-
K	K^+	N	NH_4^+ (※還元雰囲気を想定)
Ca	Ca^{2+}	Si	$\text{Si}(\text{OH})_5^-$ 、 $\text{Si}(\text{OH})_4$
Mg	Mg^{2+}	Fe	$\text{Fe}(\text{OH})_3^-$ 、 $\text{Fe}(\text{OH})_2$ 、 FeOH^+

以上のことから、ベントナイト系人工バリア材の長期的な変質現象を時間的・空間的に評価するためには、当該バリア材中における上記元素の移行（圧縮状態のベントナイトの透水性は極めて低いため、健全なベントナイト系人工バリア中での物質移行は「拡散」である）を適切に評価する必要がある。なお、B や N 等のように鉱物の生成に直接関与しない元素も含まれるが、これら元素も鉱物の溶解・生成やバリア性能そのものに影響を与えうる間隙水質（pH、組成等）を決定する重要な元素であり、移行評価対象とする必要がある。

しかしながら、表 2.2-1 に示した通り、MC-BUFFER に導入されている現行の拡散モデルは、OH⁻の拡散試験結果から構築した経験式を用いて、全てのイオン種に同一の有効拡散係数を与えることとしており、非現実的である。そのため、「変質に関する全てのイオン種の拡散現象を評価可能なモデル」を構築し、MC-BUFFER に組み込む必要があることが課題として挙げられている⁽³⁾。

2.2.3 有効拡散係数を用いた拡散モデルと見かけの拡散係数を用いた拡散モデルの適応性に係る検討

上述したとおり、当該変質評価では変質に関する全ての物質の拡散を評価する必要があり、

後述するように現実的な拡散モデルを MC-BUFFER に導入する必要がある。そこで、ベントナイト系人工バリア中で想定される拡散現象を踏まえた上で、拡散モデルの特徴を整理するとともに、当該変質評価への適用性について検討した。

一般にベントナイト圧縮体中の拡散経路としては、「細孔（粒子間隙）中」、「ベントナイト表面」、「モンモリロナイトの層間」が考えられており、それぞれ細孔拡散、表面拡散、層間拡散と呼ばれている⁽⁹⁾。特にベントナイトに収着するイオン種（陽イオン等）については表面拡散や層間拡散（以下、層間も表面の一部と見なし「表面拡散」という）が支配的だと考えられる。「表面拡散」とは、負に帯電したモンモリロナイト表面付近に陽イオン等が引き付けられて濃集することで局所的に濃度勾配が増加し、その濃度勾配によって表面付近で移行が起こる現象である⁽¹⁰⁾。一方、モンモリロナイトが負に帯電しているために収着しないイオン種（陰イオン等）については細孔中のみを拡散すると考えられている（陰イオン排除効果）⁽¹⁰⁾。また、ベントナイト圧縮体中の間隙水や層間水は自由水ではなく、固相に束縛された水とされている⁽⁴⁾（上記図 2.2-3 参照）。

しかしながら放射性廃棄物処分の分野では、ベントナイト圧縮体中の拡散現象の詳細が解明されていないまま、当該バリア材中の拡散現象を評価するために二つの拡散係数が併用されている。一つは「間隙水中のイオン種濃度 (cp)」の勾配で定義される有効拡散係数 (De [m²/s])、もう一つは「単位体積当たりのイオン種濃度 (C)」の勾配で定義される見かけの拡散係数 (Da [m²/s]) である。De と Da の定義（フィックの第 1 法則）を、それぞれ式(2.2-3)、式(2.2-4)に示す。

$$J = -De \frac{\partial cp}{\partial x} \quad (2.2-3)$$

$$J = -Da \frac{\partial C}{\partial x} \quad (2.2-4)$$

ここで、

- J : 拡散フラックス [mol/m²/s]
- cp : 拡散媒体の間隙水中における拡散種の濃度 [mol/m³]
- C : 拡散媒体単位体積あたりで示した拡散種の濃度 [mol/m³]
- x : 拡散距離 [m]

である。

また、当該分野におけるベントナイト系人工バリア材中の放射性核種の移行評価の多くでは、De を用いた細孔拡散モデル⁽¹¹⁾（本検討では、細孔拡散モデルを「De モデル」と定義する。）で評価されている。当該モデルでは固相への収着量 (q [mol/kg]) と間隙水中濃度(cp)に、式(2.2-5)で示す比例関係 (Kd モデル) が成立すると仮定しており、さらにフィックの第 2 法則を適用すると式(2.2-6)、式(2.2-7)のように表される。

$$q = Kd \cdot cp \quad (2.2-5)$$

$$\frac{\partial cp}{\partial t} = \frac{De}{\varepsilon + \rho Kd} \frac{\partial^2 cp}{\partial x^2} \quad (2.2-6)$$

$$Da = \frac{De}{\varepsilon + \rho Kd} = \frac{D_v G_f \varepsilon}{\varepsilon + \rho Kd} \quad (2.2-7)$$

ここで

- Kd : 収着分配係数 [m³/kg]
- ε : 拡散媒体の間隙率 [-]
- ρ : 拡散媒体の乾燥密度 [kg/m³]
- D_v : 自由水中の拡散係数 [m²/s]
- G_f : 幾何学的形状因子 [-]

である。

細孔拡散モデルは、収着を伴いながら間隙を満たす自由水の中を物質が拡散するというモデルであるが、一部の陽イオンや陰イオンの拡散は当該モデルでは説明できないことがしばしば確認されている。具体的には、実験で得られた De が、自由水中の拡散係数 (D_v)、幾何学的形状因子 (G_f)、間隙率 (ε) を用いて当該モデル (De=D_v・G_f・ε) により想定される De よりも、前者では大きくなり、後者では小さくなるというものである。この原因は、当該モデルでは表面拡散や陰イオン排除効果が考慮されていないためである。ただし、透過拡散試験から得られる De と Kd がセットで使用される場合は、拡散現象を正しく評価することが可能である。なお、上述した透過拡散試験で得られる Kd は、粉体を用いたバッチ試験で得られる Kd 値と異なることも広く知られており⁽¹²⁾、その扱いには注意が必要とされている。また、De や収着分配係数 (Kd) にこれらの影響を考慮した補正を行い、実現象に合うようにしている研究事例もある。例えば、「HLW2 次取りまとめ⁽⁶⁾」等の核種移行評価では、式(2.2-8)を用いて De と Da から逆算して求めた Kd を使用することで、実現象に出来るだけ近くなるようにしている。

$$Kd = \frac{1}{\rho} \left(\frac{De}{Da} - \varepsilon \right) \quad (2.2-8)$$

さらに、核種移行評価では、拡散フラックスを過小評価しないことが一義的に求められていると考えられることから、不確実性がある場合は大きな De や小さな Kd を設定することで保守的な評価も実施されている⁽⁶⁾。しかしながら、当該変質評価では、イオン種の拡散係数を大きく、又は小さく設定することによって、ベントナイト圧縮体の性能指標である透水係数が大きく、又は小さくなるのかを一義的に判断することは難しい。例えば、セメント系人工バリアから OH⁻が供給され、ベントナイト系人工バリア深部（セメント境界から離れた場所）までモンモリロナイトの溶解が起こったり、間隙水のイオン強度が上昇したりすると透水係数が大きくなり、安全評価上は保守的な評価になるが、その際、イオン種の移行が速ければ（拡散係数が大きければ）、当該深部への到達量が多くなり、透水係数の上昇が促進されるとは限らず、多量の陽イオンの供給でセメント-ベントナイト境界で二次鉱物が急激に生成し、間隙が閉塞する（OH⁻の供給がストップする）可能性もある。そのため、当該変質評価における拡散評価は、性能評価という観点からも実現象に近い評価となることが好ましいと考えられる⁽¹³⁾。

一方、Da を用いる拡散モデル (Da モデル) で考慮している「単位体積あたりの濃度」は実測可能である。また、収着や陰イオン排除効果の影響については、Da 自体に含まれているため、上述したような補正をする必要はない。さらに、主要な核種における既往の De と Da を整理した結果から、De はイオン強度に大きく依存するのに対して、Da はイオン強度にほとんど依存しないこと⁽¹⁴⁾、また、De、Da とともに有効モンモリロナイト密度に依存性があること⁽¹⁵⁾が知られている。

以上を踏まえ、ベントナイト系人工バリアの変質評価における De モデル及び Da モデルの特徴を整理するとともに、当該変質評価への適用性について検討し、その結果を表 2.2-4 にまと

めた。

表 2.2-4 ベントナイト系人工バリアの変質評価における De モデル及び Da モデルの特徴とその適用性に係る検討

		Deモデル	Daモデル
モデルの基本概念		・間隙水中イオン種の濃度勾配に拡散フラックスが比例し、かつ、間隙水中イオン濃度と固相収着濃度との間での分配が平衡していること。	・単位体積あたりのイオン種濃度(間隙水溶存分と固相収着分の和)の勾配に拡散フラックスが比例すること。
フィックの第1法則に対応する式(構成則)		$J = -De \cdot \partial c_p / \partial x$	$J = -Da \cdot \partial C / \partial x$
フィックの第2法則に対応する式(構成則)		細孔拡散モデル $\partial c_p / \partial t = De / (\varepsilon + \rho Kd) \cdot \partial^2 c_p / \partial x^2$ ※ $Da = De / (\varepsilon + \rho Kd)$ が成立	$\partial C / \partial t = Da \cdot \partial^2 C / \partial x^2$
構成則に必要なパラメータ		<ul style="list-style-type: none"> ・De: 対象イオン種の有効拡散係数 ・cp: 間隙水中のイオン種濃度 ・ε: 間隙率 ・ρ: 固相の単位体積あたりの密度 ・Kd: 収着分配係数(透過拡散試験で得られた値※) ※粉体を用いたバッチ試験で得られたKd値とは異なる。 	<ul style="list-style-type: none"> ・Da: 対象イオン種の見かけの拡散係数 ・C: 単位体積あたりのイオン種濃度
必要なパラメータに対する主な依存性(依存性が明確な温度は除く)		<ul style="list-style-type: none"> ・Deに対し、イオン種依存性がある。 ・Deに対し、間隙率依存性がある。 ・Kdに対し、イオン強度依存性が存在する。 	<ul style="list-style-type: none"> ・Daに対し、イオン種依存性がある。 ・Daに対するイオン強度依存性は小さい。 ・Daに対し、有効モンモリロナイト密度依存性がある。
依存性の原因と程度		<ul style="list-style-type: none"> ・細孔拡散と表面拡散の比率が、間隙率、イオン強度により変化する。 ・依存性の程度は、(OH⁻)Deに対する間隙率依存性は定式化(ε⁻¹)が図られているが、Kdに対するイオン強度依存性はイオン種毎に異なる。 	<ul style="list-style-type: none"> ・表面拡散が支配的であれば、イオン強度依存性も密度依存性も発生しないが、実験から密度依存性が確認されている。 ・依存性の程度は、イオン強度依存性は0~7 M間で数倍程度、密度依存性は有効モンモリロナイト密度600~1,800 kg/m²間で1桁程度。
ベントナイト内で想定される拡散現象との関係性		<ul style="list-style-type: none"> ・ベントナイト内に自由水が存在すると仮定。 ・表面/層間拡散や陰イオン排除効果は考慮していないため、一部の陽イオンや陰イオンの拡散は説明不可。 	<ul style="list-style-type: none"> ・ベントナイト内の固相と液相を分けて考えない。 ・単位体積あたりのイオン種濃度は実測可能。
ベントナイトに対するデータの充実性		<ul style="list-style-type: none"> ・Deデータベースが存在。 ・評価上重要だが、網羅されていない元素がある。 ・条件によっては、実験的に値を取得することが出来ないことがある。 	<ul style="list-style-type: none"> ・Deデータベースが存在。 ・評価上重要だが、網羅されていない元素がある。 ・実験的に値を取得することが可能。
ベントナイトへの適用性と検討が必要な点		<ul style="list-style-type: none"> ・適用するためには、下記について検討し、モデル・パラメータに取り込む必要がある。 ・cpの定義が明確ではなく測定値が得られない。 ・透過拡散試験結果から得られたDeとKdをセットで使用する必要がある。 ・De及びKdに対するイオン強度依存性を考慮すること。 	<ul style="list-style-type: none"> ・適用するためには、下記について検討し、モデル・パラメータに取り込む必要がある。 ・cpを明確に定義できる媒体との境界に対し、保持因子αを与え、ベントナイト側の濃度をCに変換する必要がある。 ・αの値がない元素に対する推定。 ・αにはイオン強度、モンモリロナイト割合等の依存性が考えられ、その定式化が必要。 ・Daの密度依存性について未検討。
ベントナイトへの適用について、より実証的、理論的裏付けをもたせるための検討事項		<ul style="list-style-type: none"> ・表面近傍と少し離れたところではイオン種濃度に違いがあり、分配平衡で説明可能なイオン種の存在状態に応じたcp、Deを設定するための検討が重要である。 	<ul style="list-style-type: none"> ・圧縮ベントナイト中における収着種の拡散に細孔拡散も少しは効いており、例えば陽イオンのDaに密度依存性が見られることにそれは表れている。それを無視できる範囲で使用することがDaモデルのメリットであるため、それが顕在化しない範囲を明確化する検討が重要である。
他の処分場構成材への適用性と検討が必要な点	①岩石	<ul style="list-style-type: none"> ・適用可(間隙幅がベントナイト圧縮体に比べ大きいため、cpは定義可能、Kd取得可能) 	<ul style="list-style-type: none"> ・適用可(細孔拡散モデルで定義されるDaが使用可能)
	②セメント硬化体	<ul style="list-style-type: none"> ・適用可(毛細管間隙が存在するセメント硬化体を想定) ・低拡散層として考えられているセメント硬化体ではcpが定義できるような間隙は存在せず、適用できない可能性がある。 	<ul style="list-style-type: none"> ・適用可(低拡散層として考えられているセメント硬化体でcpが定義できるような間隙が存在しない場合でも、Cは定義可能)
ベントナイト圧縮体中の変質評価の観点からの留意点		<ul style="list-style-type: none"> ・間隙水中イオン濃度(cp)と固相収着濃度を明確に分けることはできない。 ・変質に関与するイオン種としては、間隙水中に存在するイオン種だけではなく、鉱物に収着したイオン種も考慮する必要がある。 	<ul style="list-style-type: none"> ・モンモリロナイトを高分子電解質として扱った場合、拡散評価で用いたCを変質評価でもそのまま使用できるかもしれない。 ・モンモリロナイトの永久負電荷を考慮して電荷バランスを取りつつ、拡散を評価すれば、陽イオン交換反応を計算したのと同等の評価をしたことになるかもしれない。

検討の結果、De モデルについては、透過拡散試験結果から得られた De と Kd をセットで使用するとともに、これらパラメータに対するイオン強度依存性を考慮することが出来れば当該変質評価に適用可能であると考えられた。一方、Da モデルについては、間隙水中濃度を明確に定義できる他バリア材との境界に対し、保持因子 α を与え、ベントナイト側の濃度を単位体積当たりの濃度に変換すること、及び Da の密度依存性を考慮することが出来れば適用可能であると考えられた。また、Da の設定に当たっては In-diffusion 試験から得られる値をそのまま使用するだけでなく、透過拡散試験結果から得られた既知の De 値や Kd 値があるイオン種の場合は、それらから導出される Da 値とも比較検討することが重要と考えられる。なお、De 及び Da には温度依存性もあるが、中深度処分は地層処分に比べて深度が浅く、かつ廃棄体温度も低いことから、温度依存性の影響は小さいと考えられる。本事業では、Da は実測可能な拡散係数であること、また、モンモリロナイトを高分子電解質として扱った場合、拡散評価で用いた単位体積当たりの濃度を変質評価でもそのまま使用できる可能性があるため、当該変質評価における拡散評価手法の一つとして Da モデルを選択し、検討することとした。

また、表 2.2-4 では、その他のバリア材に対しての De モデル、Da モデルの適用性についても検討した結果も記した。ベントナイト圧縮体内の拡散経路の幅は数～数十 nm 程度⁽¹⁶⁾であると考えられ、水和したイオン種の直径 (0.7～1.0 nm 程度⁽¹⁷⁾) を考慮すると狭いことが分かる。また、上述したとおり、ベントナイト圧縮体中の間隙水や層間水は自由水ではなく、固相に束縛された水である。一方、セメント硬化体中のイオンの拡散経路 (物質移動毛細間隙) 幅は 200nm 以下⁽¹⁸⁾、花崗岩中の拡散経路幅は数十～1000nm 程度⁽¹⁹⁾であり、水和したイオンの直径に比べて相当大きい。また、その中の水は自由水であり、セメント系人工バリア中や天然バリア中におけるイオン種の拡散は、細孔拡散が支配的になっており、これらの拡散評価については、細孔拡散モデルを用いた評価が可能 (De モデル、Da モデルともに適用可能) であると考えられる⁽²⁰⁾。ただし、低拡散層として考えられているセメント硬化体では cp が定義できるような間隙は存在せず De モデルが適用できない可能性がある。当該セメント硬化体中の拡散評価については今後の研究を踏まえ、適切なモデルを適用する必要がある。

2.2.4 Da データセットの整備

ベントナイト系人工バリア材の変質評価において Da モデルを使用する場合に必要な各イオン種に対する Da データセットを整備するため、種々のイオン強度条件でカリウムの拡散試験を実施し、その拡散データを取得するとともに、自由水中の拡散係数に対する Da の依存性等について検討し、これまでに Da データが得られていない主要な元素の Da 値を推定した。

(1) K の拡散挙動に係る実験的検討

(a) 実施概要

カリウムイオン (K^+) は、セメント系材料から初期に溶出し、場における pH を決定する可能性のある安全評価上重要なイオン種にも関わらず、そのベントナイト中における拡散データはほとんどない。そこで平成 29 年度⁽²¹⁾は、非放射性の K^+ イオンを用いた透過拡散試験を開始するとともに、In-diffusion 試験も試験的に行い、K の In-diffusion 試験ではモンモリロナイト試料中に初期から含まれる K の影響を考慮した補正を行った上で Da を導出しなければいけない可能性を示した。本年度は、昨年度から継続して K の透過拡散試験を、0.1、0.3、0.5 M の NaCl が共存する条件下でそれぞれ実施するとともに、低イオン強度を含む条件 (0、0.01、0.1、0.5 M NaCl 条件) で K の In-diffusion 試験を実施し、K の Da データの取得を図った。In-diffusion

試験のみに低イオン強度条件を含めたのは、当該条件では（後述の収着バッチ試験の結果からも示されるとおり） K_d が大きくなり、透過拡散試験では K が試料を透過しない可能性があるためである。また、上記試験に先立ち、Na 型モンモリロナイト試料に対する K の「収着バッチ試験（0～0.1 M NaCl 条件）」、Na 型に精製した初期モンモリロナイト試料に K が含まれるかを確認するための「初期 K 量測定試験」、1M の NH_4Cl 溶液を用いた K の脱離方法が妥当であるかを確認するための「脱離試験」も実施した。

（b）試験方法

（i）試料の精製

試験に用いたモンモリロナイト試料はクニミネ工業製クニピア F である。精製前のモンモリロナイトの交換性陽イオンの大半は Na だが、Ca、Mg、K もそれぞれ 10、2、2% 程度含んでいる⁽²²⁾。Na 型への置換は次の手順で行った。まず、モンモリロナイト粉末 20 g を 1 M の NaCl 水溶液 2 L に加え、24 時間以上攪拌させた後、24 時間静置して沈殿させた。上澄み液を取り除き、新たに同濃度の新しい NaCl 水溶液 2 L を加え、同様の操作を計 3 回繰り返した。次に、Na 型に置換したモンモリロナイトを透析用セルロースチューブ（UC36-32-100：VISKASE SALES CORP 製）の中に入れ、イオン交換水と接触させることにより、試料中の過剰塩を除去した。イオン交換水は、0.5 M の硝酸銀溶液による白濁反応が確認されなくなるまで定期的に交換した。その後、モンモリロナイト試料をセルロースチューブより出し、凍結乾燥（-110℃、24 時間以上）させた。乾燥後、試料をメノウ製マグネット乳鉢（1-6020-04：アズワン(株)製）及び乳鉢スターラー（1-6016-11：アズワン(株)製）によって自動粉碎し、ふるいを用いて粒径が 100-200 ムッシュ(75-150 μm) の試料（以下、「Na 型モンモリロナイト試料」）を得た。

（ii）収着バッチ試験

収着バッチ試験は、日本原子力学会標準「深地層処分のバリア材を対象とした K_d の測定方法の基本手順」⁽²³⁾に準拠した方法で実施した。上述の Na 型モンモリロナイト試料（粉末）0.1 g を遠心チューブに入れ、表 2.2-5 に示した所定の溶液（NaCl 濃度を 0、0.005、0.01、0.05、0.1 M とした 0.0025 M KCl 溶液）を 10 mL 加えた（固液比 1:100）。その後、チューブに蓋をしてからハンドシェイクにて攪拌し、298 K の冷却機能付き恒温槽内（SU-221：エスペック(株)製）で静置させた。静置期間中は 1 日 1 回、ハンドシェイクにより試料を攪拌させ、固相と液相が十分に混ざり合っていることを確認した。この操作を 1 週間繰り返した後、当該チューブ内の固相と液相を遠心分離させ、その上澄みを 9 mL 採取し、0.45 μm のシリンジフィルターで濾過、その後、原子吸光光度計（Z-2010：日立製作所製）で K 濃度を測定した。各ケースで実施する試験数は 3 Run ずつとした。なお、平成 29 年度⁽²¹⁾にも、透過拡散試験と同様の 0.1、0.3、0.5 M の NaCl 溶液条件における同収着バッチ試験を実施し、当該条件における K_d 値を取得している。しかしながら、0.1 M 条件で行った試験結果には、各 Run の測定値にばらつきが見られたため、本年度もこの条件で試験を行い、データの更新を図ることにした。

表 2.2-5 収着バッチ試験ケース

ケース	試験溶液	備考
1	0.0025 M KCl 溶液	
2	0.0025 M KCl 溶液+0.005 M NaCl 溶液	
3	0.0025 M KCl 溶液+0.01 M NaCl 溶液	
4	0.0025 M KCl 溶液+0.05 M NaCl 溶液	
5	0.0025 M KCl 溶液+0.1 M NaCl 溶液	H29 年度の再試験

(iii) 初期 K 量測定試験

上述の Na 型モンモリロナイト試料 (粉末) 0.3 g を遠心チューブに入れ、1M の NH_4Cl 溶液を 10 mL 加えた。その後、チューブに蓋をし、振とう機 (NR-10 : TAITEC 製) で一昼夜攪拌させることによってモンモリロナイトに収着している K を脱離させた。攪拌後、チューブ内の固相と液相を遠心分離させ、その上澄みを 7 mL 採取し、0.45 μm のシリンジフィルターで濾過後、原子吸光光度計で K 濃度を測定した。上澄みを採取した後のチューブに再び上記 NH_4Cl 溶液 7 mL を入れ、同様の抽出操作を 4 回繰り返した。試験数は 3 Run とした。

(iv) 脱離試験

上述の Na 型モンモリロナイト試料 (粉末) 0.3 g を遠心チューブに入れ、「0.5M の NaCl 溶液 + 0.00025M KCl 溶液」を 10 mL 加えた。その後、チューブに蓋をし、収着バッチ試験と同様の手順で 298 K の冷却機能付き恒温槽内で静置させた (1 日 1 回、ハンドシェイク)。1 週間後、当該チューブ内の固相と液相を遠心分離させ、その上澄みを 7 mL 採取し、シリンジフィルターで濾過後、原子吸光光度計で K 濃度を測定した。さらに、上澄みを採取した後のチューブに 1M の NH_4Cl 溶液 7 mL を入れ、「初期 K 量測定試験」と同様の方法で、収着した K の抽出を行った (抽出操作 4 回)。試験数は 3 Run とした。

※平成 29 年度⁽²⁾も同様の脱離試験を行ったが、用いた初期溶液を「0.5M の NaCl 溶液 + 0.0025M KCl 溶液」としたため、収着操作後に遠心チューブ内に残った溶液 (3 ml) 中の K 濃度が高くなり、脱離操作におけるバックグラウンドが大きくなってしまった。そのため、モンモリロナイトから脱離した K 濃度を適切に測定することが出来なかったことから、本年度の試験では、初期溶液の K 濃度を 1/10 にした。

(v) 透過拡散試験

Na 型モンモリロナイト試料を 90°C の恒温槽内で乾燥させた後、直径 20 mm、厚さ 10 mm の円柱状に乾燥密度 1,000 kg/m^3 となるように圧縮成型し、その両端にステンレス鋼製焼結フィルター (孔サイズ 1 μm) を付け、図 2.2-5 の透過拡散試験用セルを組み立てた。さらに、両タンク内に、表 2.2-6 で示した「低濃度側タンク内の初期溶液 (0.1 M ~ 0.5 M の NaCl 溶液)」をそれぞれ 0.11 L 入れ、当該圧縮体と接触させた。なお、この際、試料中の空気を取り除き、NaCl 溶液の浸透を促進させるため、拡散セルごとデシケーター中で 7 日間減圧させる操作を行った。この後、当該圧縮体を常温、常圧下で 28 日以上静置することにより膨潤させた。膨潤終了後、各タンク (高濃度側タンク及び低濃度側タンク) 内の膨潤溶液を、表 2.2-6 に示した所定の試験用溶液と入れ換えることで拡散試験を開始した。拡散試験開始時における両タンク内の溶液量はそれぞれ 0.11 L とし、液面の高さを同じとした。また、当該拡散セルは、試験期間を通じて冷却機能付き恒温槽内で静置させ、298 K に維持した。各ケースで実施する試験数は 1 Run ず

つとした。

試験開始後、高濃度側タンクから 0.5 mL、低濃度側タンクから 10 ml の溶液を定期的に採取し、原子吸光光度計で K 濃度を経時的に測定した。なお、採取後は、低濃度側タンクに初期溶液をそれぞれ 9.5 mL 添加し、両タンクの液面の高さが等しく、かつ、常にモンモリロナイト試料が液面上に露出しないように溶液の量を調整した。

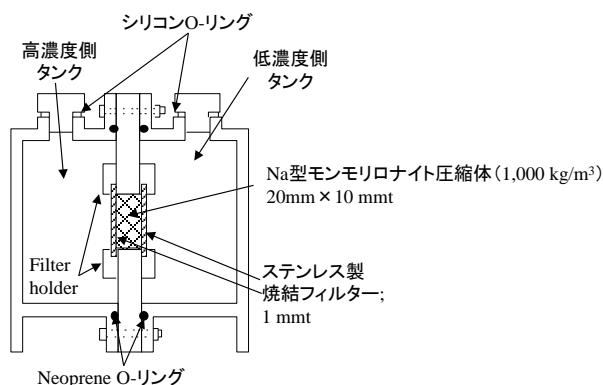


図 2.2-5 透過拡散試験用セル

表 2.2-6 透過拡散試験ケース

ケース	高濃度側タンク内の初期溶液	低濃度側タンク内の初期溶液	備考
1	0.0025 M KCl 溶液+0.1 M NaCl 溶液	0.1 M NaCl 溶液	高濃度側 K 初期濃度 : 97.7 ppm
2	0.0025 M KCl 溶液+0.3 M NaCl 溶液	0.3 M NaCl 溶液	
3	0.0025 M KCl 溶液+0.5 M NaCl 溶液	0.5 M NaCl 溶液	

(vi) In-diffusion 試験

Na 型モンモリロナイト試料を 90°C の恒温槽内で乾燥させた後、直径 20 mm、厚さ 20 mm の円柱状に乾燥密度 1,000 kg/m³ となるように圧縮成型し、その両端にステンレス鋼製焼結フィルター (孔サイズ 1 μm) を付け、図 2.2-5 と同様の透過拡散試験用セルを 2 セット組み立てた。さらに、両タンク内に、表 2.2-7 で示す溶液をそれぞれ 0.11 L 入れ、当該圧縮体と接触させた。なお、この際、試料中の空気を取り除き、NaCl 溶液の浸透を促進させるため、拡散セルごとデシケーター中で 7 日間減圧させる操作を行った。この後、当該圧縮体を常温、常圧下で 56 日以上静置することにより膨潤させた。膨潤終了後、それぞれのセルを解体して試料の片面に、0.5 M の KCl 溶液 10 μL (0.195 mg の K) を均等に塗布し、図 2.2-6 に示すように塗布面をあわせて、In-diffusion 試験用セルを組み立て、298 K に保った冷却機能付き恒温槽内で拡散させた。拡散時間は、後述の解析における境界条件を満たすように、5 日間とした。

K を所定の時間拡散させた後、In-diffusion 試験用セルを解体し、モンモリロナイト試料を塗布面側から 1 mm 程度ずつ押し出し、カッターでスライスした。なお、平成 29 年度に実施した同 In-diffusion 試験結果から、初期試料にはわずかに K が含まれ、正確な Da を導出するには、その影響を排除する必要があることが示唆されていた。そこで、本試験では全試料をスライスし、塗布面から離れた (K が拡散していない) 試料片の平均 K 濃度を「初期から含まれる K 濃

度」として D_a を導出することとした。それぞれの試料片の湿潤重量を測定した後、1 M の NH_4Cl 溶液 10 mL とともに遠心チューブに封入し、振とう機で一昼夜攪拌させることによってモンモリロナイトに収着している K を脱離させた。攪拌後、チューブ内の固相と液相を遠心分離させ、その上澄みを 7 mL 採取し、0.45 μm のシリンジフィルターで濾過後、原子吸光光度計で K 濃度を測定した。上澄みを採取した後のチューブに再び上記 NH_4Cl 溶液 7 mL を入れ、同様の操作を 4 回繰り返した。

表 2.2-7 In-diffusion 試験ケース

ケース	試料の膨潤操作で用いた溶液
1	脱イオン水
2	0.01 M NaCl 溶液
3	0.1 M NaCl 溶液
4	0.5 M NaCl 溶液

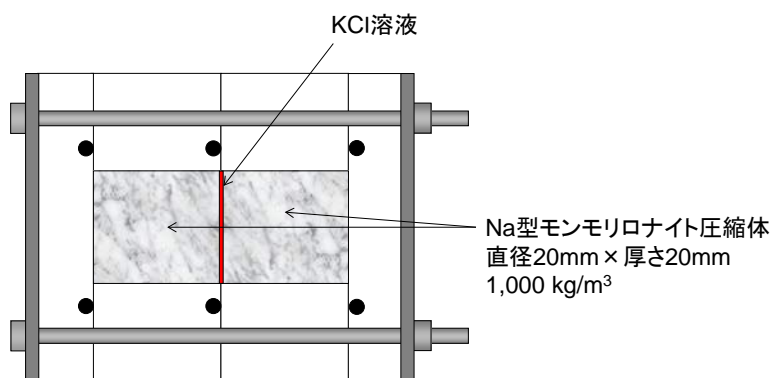


図 2.2-6 In-diffusion 試験用セル

(c) 解析

(i) 収着バッチ試験

モンモリロナイト試料に対する K の Kd_K [m^3/kg] の導出については、以下の式⁽²³⁾を用いることで、収着バッチ試験結果からその値を得た。

$$Kd_K = \frac{V}{M} \cdot \frac{C_{0K} - C_K}{C_K} \times 10^{-3} \quad (2.2-9)$$

ここで、

V : 収着バッチ試験に用いた溶液の体積 [ml] (= 10 mL)

M : 収着バッチ試験に用いた試料の質量 [g] (= 0.1 g)

C_{0K} : 収着バッチ試験に用いた溶液の初期 K 濃度 [mol/L]

C_K : 収着バッチ試験終了後 (平衡後) 溶液の K 濃度 [mol/L]
である。

(ii) 透過拡散試験

上述した収着バッチ試験で得られた Kd_K 値と透過拡散試験結果から Da モデルを用いて Da 値を導出する方法を記す。

上述した透過拡散試験の試験方法、体系を考慮すると、一次元体系として解くこと可能であり、フィックの第2法則は式(2.2-10)となる。

$$\frac{\partial C_{bi}(x,t)}{\partial t} = D_{ai} \left(\frac{\partial^2 C_{bi}(x,t)}{\partial x^2} \right) \quad (2.2-10)$$

高濃度側タンクから低濃度側タンクへ、モンモリロナイト試料を通じてイオン種が拡散する際の位置 x におけるモンモリロナイト中のイオン種濃度 $C_{bi}(x,t)$ は、式(2.2-10)を以下の初期条件及び境界条件で解くことによって得られる。

$$\text{初期条件} : C_{bi}(x,0) = 0 \quad (0 \leq x \leq L)$$

$$\text{境界条件} : t > 0 \quad , \quad C_{bi}(0,t) = C_{biH}(t) \quad , \quad C_b(L,t) = C_{biL}(t)$$

ここで、

$C_{biH}(t)$: 高濃度側タンク溶液と試料の界面におけるモンモリロナイト中のイオン種濃度 [mol/m³]

$C_{biL}(t)$: 低濃度側タンク溶液と試料の界面におけるモンモリロナイト中のイオン種濃度 [mol/m³]

D_{ai} : モンモリロナイト中におけるイオン種の見かけの拡散係数 [m²/s]

である。

また、境界条件となるベントナイト-液相境界における C_{bi} は、液相中のイオン種濃度 C_{li} [mol/m³] と保持因子 α_i [-] を用いて式(2.2-11)の形で表すこととした。さらに、陽イオンである K^+ については、 α_i を式(2.2-12)に示す形で表すことが出来ると仮定し、本解析に使用することとした。なお、当該モデルで使用する濃度は「(単位体積当たりの) ベントナイト中のイオン種濃度: C_{bi} 」であり、間隙水中濃度は考えていない。保持因子はあくまでも C_{bi} と「(境界外側の) 液相中のイオン種濃度 C_{li} 」の比例定数 (C_{bi}/C_{li}) であることを前提とする。

$$C_{bi} = \alpha_i C_{li} \quad (2.2-11)$$

$$= (\varepsilon + \rho_b K_{di}) C_{li} \quad (2.2-12)$$

高濃度側タンク及び低濃度側タンクのイオン種濃度は時間の関数となるため解析解を得ることが難しい。そこで、以下に記す方法により両タンク中におけるイオン種濃度の経時変化の導出を図る。

まず、透過したイオン種による低濃度側タンク濃度の増加が無視できる微小時間 Δt [s] を考える。このとき $C_{biH}(t)$ 、 $C_{biL}(t)$ は定数となるので、位置 x におけるイオン種濃度 $C_{bi}(x,t)$ は、

$$C_{bi}(x,t) = C_{biH}(t) + \{C_{biL}(t) - C_{biH}(t)\} \frac{x}{L} + \frac{2}{\pi} \sum_n \frac{C_{biL}(t) \cos n\pi - C_{biH}(t)}{n} \sin \frac{n\pi x}{L} \exp\left(-\frac{D_{ai} n^2 \pi^2}{L^2} t\right) \quad (2.2-13)$$

となる⁽²⁴⁾。また、その際の拡散フラックス J_i [mol/m²/s] はフィックの第1法則を用いて式(2.2-14)で表される。

$$J_i = -D_{ai} \left(\frac{\partial C_{bi}(x,t)}{\partial x} \right) = D_{ai} \{C_{biH}(t) - C_{biL}(t)\} \frac{1}{L} - \frac{2D_{ai}}{L} \sum_n \{C_{biL}(t) \cos n\pi - C_{biH}(t)\} \cos \frac{n\pi x}{L} \exp\left(-\frac{D_{ai} n^2 \pi^2}{L^2} t\right) \quad (2.2-14)$$

従って、時間 t から微小時間 Δt 経過する間に、モンモリロナイト試料中の位置 x を通過するイオン種の量 $\Delta Q(x,t)$ [mol] は、式(2.2-14)を時間積分することで以下の式(2.2-15)のようになる。

$$\Delta Q(x,t) = A \int_t^{t+\Delta t} J_i dt = A \left[D_{ai} \{C_{biH}(t) - C_{biL}(t)\} \frac{\Delta t}{L} - \frac{2L}{\pi^2} \sum_n \frac{C_{biL}(t) \cos n\pi - C_{biH}(t)}{n^2} \cos \frac{n\pi x}{L} \left\{ \exp\left(-\frac{D_{ai} n^2 \pi^2}{L^2} t\right) - \exp\left(-\frac{D_{ai} n^2 \pi^2}{L^2} (t + \Delta t)\right) \right\} \right] \quad (2.2-15)$$

ここで、 A は試料の断面積 [m²] である。

同様にモンモリロナイト試料中に浸入するイオン種量 $\Delta Q(0,t)$ 及び 試料を透過して低濃度側タンクに漏出するイオン種量 $\Delta Q(L,t)$ は式(2.2-15)において、 $x=0$ 及び $x=L$ のときの値なので、式(2.2-11)の関係式と合わせて、それぞれ以下のように表される。

$$\Delta Q(0,t) = A \left[D_{ai} \{ \alpha_H C_{iH}(t) - \alpha_L C_{iL}(t) \} \frac{\Delta t}{L} + \frac{2L}{\pi^2} \sum_n \frac{\alpha_H C_{iH}(t) - \alpha_L C_{iL}(t) \cdot (-1)^n}{n^2} \left\{ \exp\left(-\frac{D_{ai} n^2 \pi^2}{L^2} t\right) - \exp\left(-\frac{D_{ai} n^2 \pi^2}{L^2} (t + \Delta t)\right) \right\} \right] \quad (2.2-16)$$

$$\Delta Q(L,t) = A \left[D_{ai} \{ \alpha_H C_{iH}(t) - \alpha_L C_{iL}(t) \} \frac{\Delta t}{L} + \frac{2L}{\pi^2} \sum_n \frac{\alpha_H C_{iH}(t) (-1)^n - \alpha_L C_{iL}(t)}{n^2} \left\{ \exp\left(-\frac{D_{ai} n^2 \pi^2}{L^2} t\right) - \exp\left(-\frac{D_{ai} n^2 \pi^2}{L^2} (t + \Delta t)\right) \right\} \right] \quad (2.2-17)$$

ここで、

$C_{iH}(t)$: 高濃度側タンクのイオン種濃度 [mol/m³]

$C_{iL}(t)$: 低濃度側タンクのイオン種濃度 [mol/m³]

α_H : 高濃度側タンク内溶液と接するモンモリロナイト試料の保持因子 [-]

α_L : 低濃度側タンク内溶液と接するモンモリロナイト試料の保持因子 [-]

である。

さらに Δt 時間が経過した、 $t + \Delta t$ から $(t + \Delta t) + \Delta t$ の間のイオン種の移動量は、高濃度側タンクからイオン種が $\Delta Q(0,t)$ 分減少、低濃度側タンク内へはイオン種が $\Delta Q(L,t)$ 分増加するため、その増減した濃度をそれぞれ新たに $C_{iH}(t + \Delta t)$ 、 $C_{iL}(t + \Delta t)$ とすると、浸入量と透過量はそれぞれ式(2.2-18)、式(2.2-19)で示される。

$$\begin{aligned} \Delta Q(0, t + \Delta t) = & A \left[D_{ai} \{ \alpha_H C_{iH}(t + \Delta t) - \alpha_L C_{iL}(t + \Delta t) \} \frac{\Delta t}{L} \right. \\ & \left. + \frac{2L}{\pi^2} \sum_n \frac{\alpha_H C_{iH}(t + \Delta t) - \alpha_L C_{iL}(t + \Delta t) \cdot (-1)^n}{n^2} \left\{ \exp \left(-\frac{D_{ai} n^2 \pi^2}{L^2} (t + \Delta t) \right) - \exp \left(-\frac{D_{ai} n^2 \pi^2}{L^2} (t + 2\Delta t) \right) \right\} \right] \end{aligned} \quad (2.2-18)$$

$$\begin{aligned} \Delta Q(L, t + \Delta t) = & A \left[D_{ai} \{ \alpha_H C_{iH}(t + \Delta t) - \alpha_L C_{iL}(t + \Delta t) \} \frac{\Delta t}{L} \right. \\ & \left. + \frac{2L}{\pi^2} \sum_n \frac{\alpha_H C_{iH}(t + \Delta t) (-1)^n - \alpha_L C_{iL}(t + \Delta t)}{n^2} \left\{ \exp \left(-\frac{D_{ai} n^2 \pi^2}{L^2} (t + \Delta t) \right) - \exp \left(-\frac{D_{ai} n^2 \pi^2}{L^2} (t + 2\Delta t) \right) \right\} \right] \end{aligned} \quad (2.2-19)$$

$$C_{iH}(t + \Delta t) = C_{iH}(t) - \frac{\Delta Q(0, t)}{V_{iH}} \quad (2.2-20)$$

$$C_{iL}(t + \Delta t) = C_{iL}(t) + \frac{\Delta Q(L, t)}{V_{iL}} \quad (2.2-21)$$

ここで、

V_{iH} : 高濃度側タンクの体積 [m³]

V_{iL} : 低濃度側タンクの体積 [m³]

である。同様に、 $m\Delta t$ から $m\Delta t + \Delta t$ の間の浸入量及び透過量は式(2.2-22)、式(2.2-23)で与えられる。

$$\begin{aligned} \Delta Q(0, m\Delta t) = & A \left[D_{ai} \{ \alpha_H C_{iH}(m\Delta t) - \alpha_L C_{iL}(m\Delta t) \} \frac{\Delta t}{L} \right. \\ & \left. + \frac{2L}{\pi^2} \sum_n \frac{\alpha_H C_{iH}(m\Delta t) - \alpha_L C_{iL}(m\Delta t) \cdot (-1)^n}{n^2} \left\{ \exp \left(-\frac{D_{ai} n^2 \pi^2}{L^2} m\Delta t \right) - \exp \left(-\frac{D_{ai} n^2 \pi^2}{L^2} (m+1)\Delta t \right) \right\} \right] \end{aligned} \quad (2.2-22)$$

$$\Delta Q(L, m\Delta t) = A \left[D_{ai} \{ \alpha_H C_{iH}(m\Delta t) - \alpha_L C_{iL}(m\Delta t) \} \frac{\Delta t}{L} + \frac{2L}{\pi^2} \sum_n \frac{\alpha_H C_{iH}(m\Delta t)(-1)^n - \alpha_L C_{iL}(m\Delta t)}{n^2} \left\{ \exp\left(-\frac{D_{ai} n^2 \pi^2}{L^2} (m\Delta t)\right) - \exp\left(-\frac{D_{ai} n^2 \pi^2}{L^2} (m+1)\Delta t\right) \right\} \right] \quad (2.2-23)$$

$$C_{iH}(m\Delta t) = C_{iH}(m\Delta t - \Delta t) - \frac{\Delta Q(0, m\Delta t - \Delta t)}{V_{iH}} \quad (2.2-24)$$

$$C_{iL}(m\Delta t) = C_{iL}(m\Delta t - \Delta t) + \frac{\Delta Q(L, m\Delta t - \Delta t)}{V_{iL}} \quad (2.2-25)$$

本解析では任意の Da を設定し、収着バッチ試験結果より導出された Kd_K を用いて、時間 $t=0$ より所定の時間 $t=k\Delta t$ まで、 k 回のステップの計算を行い、 Δt 間の $\Delta Q(0,t)$ 及び $\Delta Q(L,t)$ を計算することにより、 $C_{iKH}(t)$ 、 $C_{iKL}(t)$ の経時変化（計算値）を導出した。そして、最小二乗法により透過拡散試験の高濃度側及び低濃度側タンク内の濃度（実験値）変化と最もよく合う Da 値を決定した。

なお、当該透過拡散試験では、評価対象イオン種はモンモリロナイト圧縮体以外に焼結フィルターを拡散する。このため、上述した解析によって使用する Da は両フィルター中の拡散の影響を含んだ値としなければいけない。そこで、式(2.2-26)⁽²⁵⁾を用いて導出した Da の値を解析では用いることとした。なお、フィルター中のイオン種の見かけの拡散係数 D_{a,i_filt} [m²/s]については、フィルターにイオン種は収着しない ($Kd=0$) と仮定し、フィルター中のイオン種の有効拡散係数 De (4×10^{-10} m²/s)⁽²⁶⁾とフィルターの間隙率 ε (0.4) を用い、 $Da=De/\varepsilon$ から導出した値 (1.0×10^{-9} m²/s) とした。

$$Da = \frac{L_{mont} + 2L_{filt}}{\frac{L_{mont}}{D_{a,i_mont}} + \frac{2L_{filt}}{D_{a,i_filt}}} \quad (2.2-26)$$

ここで、

L_{mont} : モンモリロナイト圧縮体の厚さ [m] (=0.01 m)

L_{filt} : フィルターの厚さ [m] (=0.001 m)

D_{a,i_mont} : モンモリロナイト圧縮体中のイオン種 i の見かけの拡散係数 [m²/s]

D_{a,i_filt} : フィルター中のイオン種 i の見かけの拡散係数 [m²/s] (= 1.0×10^{-9} m²/s)

である。

(iii) In-diffusion 試験

各試料片中から脱離させた K 量 [mol]については、以下の式(2.2-27) から導出した。

$$M_K = \sum_{i=1}^n C_n \cdot V_n \quad (2.2-27)$$

ここで、

C_n : n 回目の脱離終了後溶液（平衡後の上澄み溶液）の K 濃度 [mol/L]

V_n : n 回目の脱離終了後に採取した溶液量 [L] (= 0.007 L)。

である。ただし、4 回目（4 回目の抽出操作で K が検出されなかった場合は 3 回目）の V_n は 0.01 L とした。

各試料片の単位体積あたりの濃度 C [mol/m³] は、脱離した K 量を各試料片の湿潤重量の割合から求めた体積で除することで導出した。また、上述したとおり、初期試料にはわずかに K が含まれるため、その影響を排除する必要がある。そのため、塗布面から離れた試料片の平均 K 濃度を C から差し引き「 C' （補正濃度）」を導出した。さらに、この C' の濃度分布より、以下の解析方法によって Da を求めた。

まず、一次元のフィックの第 2 法則は、

$$\frac{\partial C'}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(Da \frac{\partial C'}{\partial x} \right) \quad (2.2-28)$$

と表される。ここで

C' : 単位体積あたりの濃度 [mol/m³]

x : 拡散源からの距離 [m]

Da : 見かけの拡散係数 [m²/s]

t : 拡散時間 (s)

である。 Da が拡散源からの距離 x に依存せず、一定であるとみなすと、式 (2.2-28) は、

$$\frac{\partial C'}{\partial t} = Da \frac{\partial^2 C'}{\partial x^2} \quad (2.2-29)$$

となる。本試験では、K が試料の末端に達しないように拡散時間を設定したので、体系の長さは無限遠と考えることができる。また、塗布したトレーサーの量が極めて微量であることから、薄膜拡散源からの拡散と見なすことができる。従って式(2.2-29)を解くにあたり、初期条件及び境界条件を以下のように設定した。

初期条件 ; $C'(0, 0) = \infty$

$C'(x, 0) = 0, |x| > 0$

境界条件 ; $C'(\pm\infty, t) = 0, t \geq 0$

この条件下で式(2.2-29)の解は、

$$C'(x,t) = \frac{M}{2\sqrt{\pi Dat}} \exp\left(-\frac{x^2}{4Dat}\right) \quad (2.2-30)$$

となる⁽²⁴⁾。ここで M は拡散源の総量であり、

$$M = \int_{-x}^{+x} C' dx \quad (2.2-31)$$

と表される。

式(2.2-30)の両辺の自然対数をとると、

$$\ln C' = A - \frac{x^2}{4Dat}, \quad A = \ln \frac{M}{2\sqrt{\pi Dat}} \quad (2.2-32)$$

となる。式(2.2-32)から横軸に x^2 、縦軸に $\ln C'$ をとり、濃度分布を最小二乗法により最適化して得た直線において、拡散時間 t における勾配 $-1/4Dat$ から Da 値を得た。

(d) 結果と考察

(i) 収着バッチ試験

収着バッチ試験結果として、浸漬溶液の初期及び平衡後の K 濃度、式(2.2-9)を用いて求めた Kd_K 値を表 2.2-8 に示す。導出された Kd 値は、いずれも $NaCl$ 濃度が高くなるほど小さくなる傾向が見られた。また、0.1 M の $NaCl$ 溶液条件における試験結果については、平成 29 年度⁽²¹⁾の結果に比べばらつきが小さくなったため、当該条件における K の Kd 値については、本試験で得られた 0.040 [m³/kg]を採用することにし、後述の透過拡散試験における Da 導出でもこの値を用いることにした。

表 2.2-8 収着バッチ試験結果

試験ケース		Run	試験液量 [ml]	モンモリロナイト 重量 [g]	初期溶液 K濃度 [mol/L]	平衡後 K濃度 [mol/L]	Kd [m ³ /kg]	
ケース1	0.0025M KCl溶液	1	10	0.1007	0.0025	0.0001	1.573	1.568
		2		0.1036		0.0001	1.561	
		3		0.1022		0.0001	1.570	
ケース2	0.0025M KCl溶液 + 0.005M NaCl溶液	1	10	0.1014	0.0025	0.0004	0.523	0.490
		2		0.1003		0.0004	0.474	
		3		0.1004		0.0004	0.474	
ケース3	0.0025M KCl溶液 + 0.01M NaCl溶液	1	10	0.1002	0.0025	0.0006	0.338	0.304
		2		0.1018		0.0006	0.308	
		3		0.1024		0.0007	0.267	
ケース4	0.0025M KCl溶液 + 0.05M NaCl溶液	1	10	0.0997	0.0026	0.0014	0.082	0.083
		2		0.1006		0.0015	0.079	
		3		0.1029		0.0014	0.089	
ケース5	0.0025M KCl溶液 + 0.1M NaCl溶液	1	10	0.0998	0.0025	0.0018	0.038	0.040
		2		0.0992		0.0018	0.040	
		3		0.1001		0.0018	0.043	
H29年 実施	0.0025M KCl溶液 + 0.1M NaCl溶液	1	10	0.1021	0.0026	0.0018	0.042	0.047
		2		0.1018		0.0018	0.048	
		3		0.1007		0.0018	0.049	
	0.0025M KCl溶液 + 0.3M NaCl溶液	1	10	0.1019	0.0026	0.0022	0.017	0.020
		2		0.1000		0.0021	0.021	
		3		0.1002		0.0021	0.021	
	0.0025M KCl溶液 + 0.5M NaCl溶液	1	10	0.1003	0.0025	0.0023	0.011	0.012
		2		0.1002		0.0022	0.013	
		3		0.1011		0.0023	0.011	

(ii) 初期 K 量測定試験

初期 K 量測定試験結果として、1~3 回目の操作で抽出された K 濃度、及びこれら結果から導出した総 K 量を表 2.2-9 に示す。なお、4 回目の抽出操作後にサンプリングした溶液の K 濃度は検出限界以下であった。これらの結果から Na モンモリロナイト試料 0.3g には 6.28×10^4 mmol (0.0246 mg) の K が含まれていることが分かった。これはモンモリロナイトの陽イオン交換容量 (CEC) の 0.2%分に相当する。以上のことより、本試験で行った Na 型モンモリロナイト試料への精製操作では、Na 型へ 100%置換することは出来ていなかったこと、また、後述する In-diffusion 試験では僅かに残ってしまった K の影響を考慮すべきことが確認できた。

表 2.2-9 初期 K 量測定試験結果

試験ケース	Run	抽出後K濃度 [mmol/L]				抽出されたK量 [mmol]	
		1回目	2回目	3回目	4回目	6.28E-04	6.28E-04
1M NH ₄ Cl溶液で Kを抽出	1	5.57E-02	2.19E-02	7.65E-03	—		
	2	5.85E-02	2.17E-02	8.61E-03	—	6.47E-04	
	3	5.68E-02	1.88E-02	8.83E-03	—	6.18E-04	

(iii) 脱離試験

脱離試験結果として、収着操作における初期溶液 K 濃度、平衡後溶液 K 濃度、及びこれらから計算した「①モンモリロナイトに収着した K 量」、「②サンプリング後に遠心チューブに残った溶液 (3 ml) 中の K 量」を表 2.2-10 に示す。さらに、1~4 回目の脱離操作後の平衡溶液中 K 濃度、及びこれらから導出した「③遠心チューブ内の K 量」も同表に示す。

脱離操作でモンモリロナイトから脱離した K 量は③から②を差し引けば求められ、これを「④実際に抽出された K 量」とした。一方、収着操作後にモンモリロナイトに収着している K 量については、収着操作で収着した K の他に、初期試料に含まれる K も考えられることから、①に「初期 K 量測定試験」で導出された初期試料 0.3g 中の K 量 (6.28×10^4 mmol) を加えた値を「⑤抽出された K 量計算値」とした。

1 M の NH_4Cl 溶液を用いてモンモリロナイトに収着している K が全て抽出されるならば、④と⑤の値は理論上一致するはずである。そこで脱離割合 (=④抽出 K 量の実測値/⑤抽出 K 量の計算値) を導出した結果、Run 1 は収着操作時に収着した K 量が他の 2 ケースに比べ少なかったため、脱離割合は 1.22 (④>⑤) となってしまったが、Run 2、Run 3 では、ほぼ 1 (④ \approx ⑤、原子吸光光度計の測定誤差は 10%以内) となり、当該抽出方法が妥当であることが確認された。

表 2.2-10 脱離試験結果

試験ケース	Run	収着操作				脱離操作							
		初期溶液中 K 濃度 [mmol/L]	平衡溶液中 K 濃度 [mmol/L]	①K収着量 [mmol]	②残りの液中 K 量 [mmol]	平衡溶液中 K 濃度 [mmol/L]				③チューブ内 K 量 [mmol]	④抽出された K 量 ③-② [mmol]	⑤抽出 K 量計算値 (初期 K 量考慮) ①+(6.28E-4) [mmol]	④実測値/⑤計算値
						1回目	2回目	3回目	4回目				
0.5M NaCl溶液+0.00025M KCl溶液で K を収着させた後、1M NH ₄ Cl溶液で抽出	1	2.35E-01	2.34E-01	1.53E-05	7.01E-04	1.37E-01	5.05E-02	1.77E-02	4.84E-03	1.49E-03	7.85E-04	6.43E-04	1.22
	2	2.35E-01	2.26E-01	9.21E-05	6.78E-04	1.36E-01	5.04E-02	1.54E-02	4.73E-03	1.46E-03	7.78E-04	7.20E-04	1.08
	3	2.35E-01	2.28E-01	7.42E-05	6.84E-04	1.28E-01	4.94E-02	1.68E-02	3.94E-03	1.40E-03	7.17E-04	7.02E-04	1.02

(iv) 透過拡散試験

透過拡散試験により得られた高濃度側及び低濃度側タンク内の K 濃度 (実験値) の経時変化 (拡散期間 254 日まで) を図 2.2-7 に示す。また、これら経時変化の図には 2.2.4 (1) (c) (ii) で示した解析方法 (最小二乗法) により、高濃度側及び低濃度側タンク内の K 濃度 (実験値) と最もフィットした Da 値、及びその値を用いた計算値も併せて示す。なお、本解析で使用した Kd 値、保持因子 α と見かけの拡散係数 Da に係るパラメータを表 2.2-11 に示す。

図 2.2-7 に示したケース 1~3 の透過拡散試験結果 (実験値) では、高濃度側タンク内の K 濃度の減少、及び低濃度側タンク内の K 濃度の増加が確認された。また、時間が経過するにつれ、高濃度側と低濃度側の濃度差が小さくなり、いずれのケースも平衡に達した。

高濃度側及び低濃度側タンク内の K 濃度の経時変化へのフィッティングより求めた Da 値は、 $(1.2 \sim 2.4) \times 10^{-11} \text{ m}^2/\text{s}$ となった。

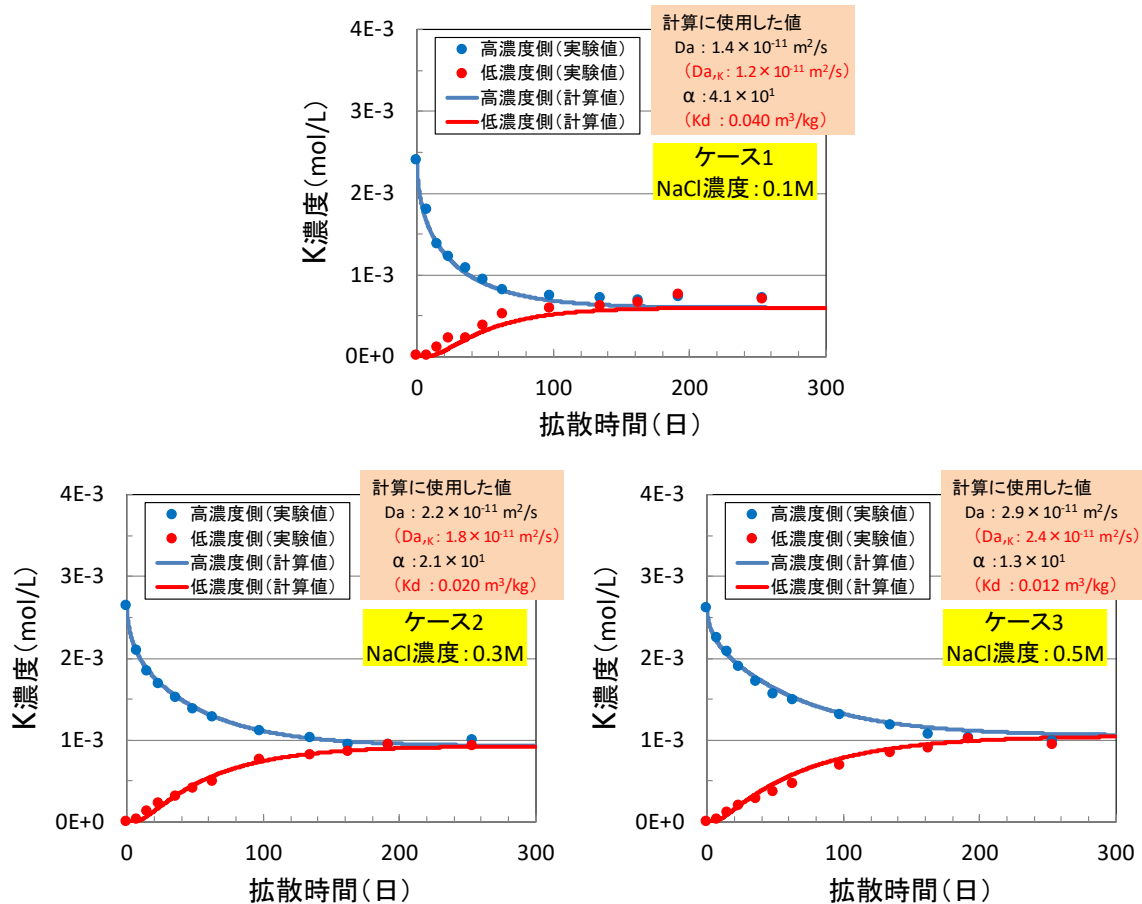


図 2.2-7 高濃度及び低濃度側タンク内の K 濃度の経時変化 (実験値と計算値の比較)

表 2.2-11 K の透過拡散試験を模擬した計算に使用したパラメータ

元素	ケース	保持因子に係るパラメータ		見かけの拡散係数に係るパラメータ	
		収着分配係数 Kd [m^3/kg] ^{※1}	計算に使用 した α [-] ^{※2}	モンモリロナイト圧縮体中の 見かけの拡散係数 $Da_{a,K}$ [m^2/s] ^{※3}	計算に使用した Da [m^2/s] ^{※4}
K	1	0.040	4.1×10^1	1.2×10^{-11}	1.4×10^{-11}
	2	0.020	2.1×10^1	1.8×10^{-11}	2.2×10^{-11}
	3	0.012	1.3×10^1	2.4×10^{-11}	2.9×10^{-11}

※1 ケース 1 の Kd 値は、本年度実施した収着バッチ試験結果から導出した値である。ケース 2、3 の Kd 値は平成 29 年度⁽²⁾に実施した同試験から得られた値を使用。(表 2.2-8 参照)

※2 式(2.2-12)から導出した値。また、本計算では、高濃度側及び低濃度側タンク内溶液と接するモンモリロナイトの保持因子は同一の値を使用した。

※3 式(2.2-26)から導出した値。

※4 高濃度及び低濃度側タンク内の K 濃度 (実験値) と最もフィットした Da 値

(v) In-diffusion 試験

In-diffusion 試験結果の一例として、ケース 1 (脱イオン水ケース、Run 1) における各試料片の湿潤重量、重量割合、1~4 回目の脱離操作後の溶液中 K 濃度を表 2.2-12 に示す。また、湿潤重量の割合から求めた試料片体積、拡散源からの距離 (x: 塗布面から試験片中心までの距離)、及び脱離操作後の K 濃度から求めた脱離させた K の総量、単位体積あたりの K 濃度、補正濃度も併せて示す。拡散時間 (約 5 日間) は 434,400 [s]であった。また、表 2.2-12 で示した拡散距離 (x) に対する単位体積当たりの K 濃度 (C) の分布を図 2.2-8 左上に示す。塗布面から離れた試料片の平均 K 濃度は 1.9 mol/m³であった。さらに、この平均濃度を C から差し引くことで補正濃度 (C') を求めた。そして、拡散距離の 2 乗 (x²) に対する補正濃度の自然対数 (ln C') を取り、その傾きから式(2.2-32)を用いて Da を導出した (図 2.2-9 左上)。その結果、得られた Da は、3.1 × 10⁻¹¹ [m²/s]であった。

その他のケースにおける K の Da も同様の方法で導出した。各ケースにおける「試料中の K 濃度分布」、及び「拡散距離の 2 乗 (x²) に対する補正濃度の自然対数 (ln C')」もそれぞれ図 2.2-8、図 2.2-9 に示している。

表 2.2-12 In-diffusion 試験結果 (ケース 1、Run 1)

試料片 No.	湿潤重量 [g]	重量割合 [-]	体積 [m ³]	拡散距離 [m]	脱離終了後溶液K濃度 [mol/L]				脱離させた K量 [mol]	単位体積当たりの K濃度(C) [mol/m ³]	補正濃度 (C') [mol/m ³]
					1回目	2回目	3回目	4回目			
1*	0.8451	0.0820	5.15E-7	8.20E-4	1.96E-4	7.34E-5	2.67E-5	9.17E-6	2.17E-6	4.201	—
2	0.5697	0.0553	3.47E-7	2.19E-3	1.37E-4	4.51E-5	1.81E-5	6.25E-6	1.46E-6	4.207	2.303
3	0.4939	0.0479	3.01E-7	3.23E-3	1.10E-4	3.64E-5	1.37E-5	6.36E-6	1.18E-6	3.925	2.021
4	0.6223	0.0604	3.80E-7	4.31E-3	1.34E-4	4.48E-5	1.73E-5	6.36E-6	1.44E-6	3.794	1.890
5	0.5778	0.0561	3.52E-7	5.47E-3	1.10E-4	3.88E-5	1.62E-5	7.37E-6	1.23E-6	3.482	1.578
6	0.6970	0.0677	4.25E-7	6.71E-3	1.06E-4	4.23E-5	1.82E-5	—	1.22E-6	2.876	0.972
7	0.6243	0.0606	3.81E-7	7.99E-3	9.48E-5	3.38E-5	1.39E-5	7.37E-6	1.07E-6	2.814	0.910
8	0.5458	0.0530	3.33E-7	9.13E-3	7.29E-5	2.82E-5	9.85E-6	5.12E-6	8.28E-7	2.486	0.582
9	0.5547	0.0538	3.38E-7	1.02E-2	7.12E-5	2.75E-5	1.00E-5	—	7.91E-7	2.337	0.433
10	0.6926	0.0672	4.22E-7	1.14E-2	7.51E-5	3.12E-5	1.25E-5	5.85E-6	8.90E-7	2.107	0.203
11	0.4978	0.0483	3.04E-7	1.26E-2	5.20E-5	2.11E-5	7.71E-6	—	5.89E-7	1.941	—
12	0.6824	0.0662	4.16E-7	1.37E-2	7.79E-5	2.75E-5	1.23E-5	4.73E-6	8.71E-7	2.093	—
13	0.4117	0.0400	2.51E-7	1.48E-2	3.66E-5	1.69E-5	7.48E-6	—	4.49E-7	1.790	—
14	0.7639	0.0741	4.66E-7	1.59E-2	7.68E-5	3.15E-5	1.39E-5	6.25E-6	9.18E-7	1.970	—
15	0.7623	0.0740	4.65E-7	1.74E-2	7.06E-5	2.78E-5	1.13E-5	6.47E-6	8.32E-7	1.791	—
16	0.6488	0.0630	3.96E-7	1.88E-2	6.25E-5	2.37E-5	9.73E-6	5.63E-6	7.28E-7	1.840	—
17*	0.3129	0.0304	1.91E-7	1.97E-2	2.82E-5	8.05E-6	3.94E-6	—	2.93E-7	1.536	—
合計	10.3030	1.0000	6.28E-6								

※端に近い試料であるNo.1、17はDaの導出には使用しなかった。

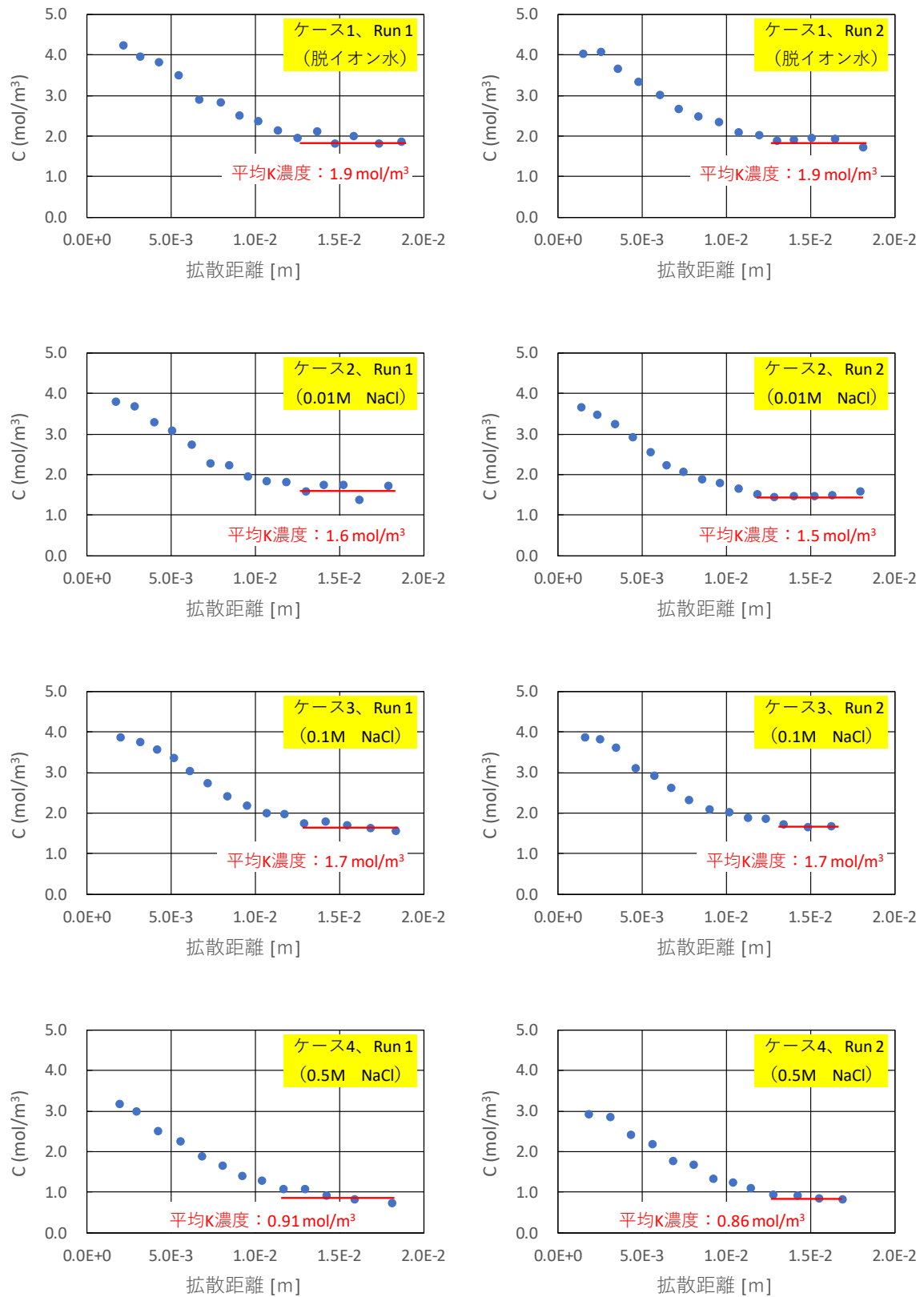


図 2.2-8 拡散試験終了後における試料中の K 濃度分布

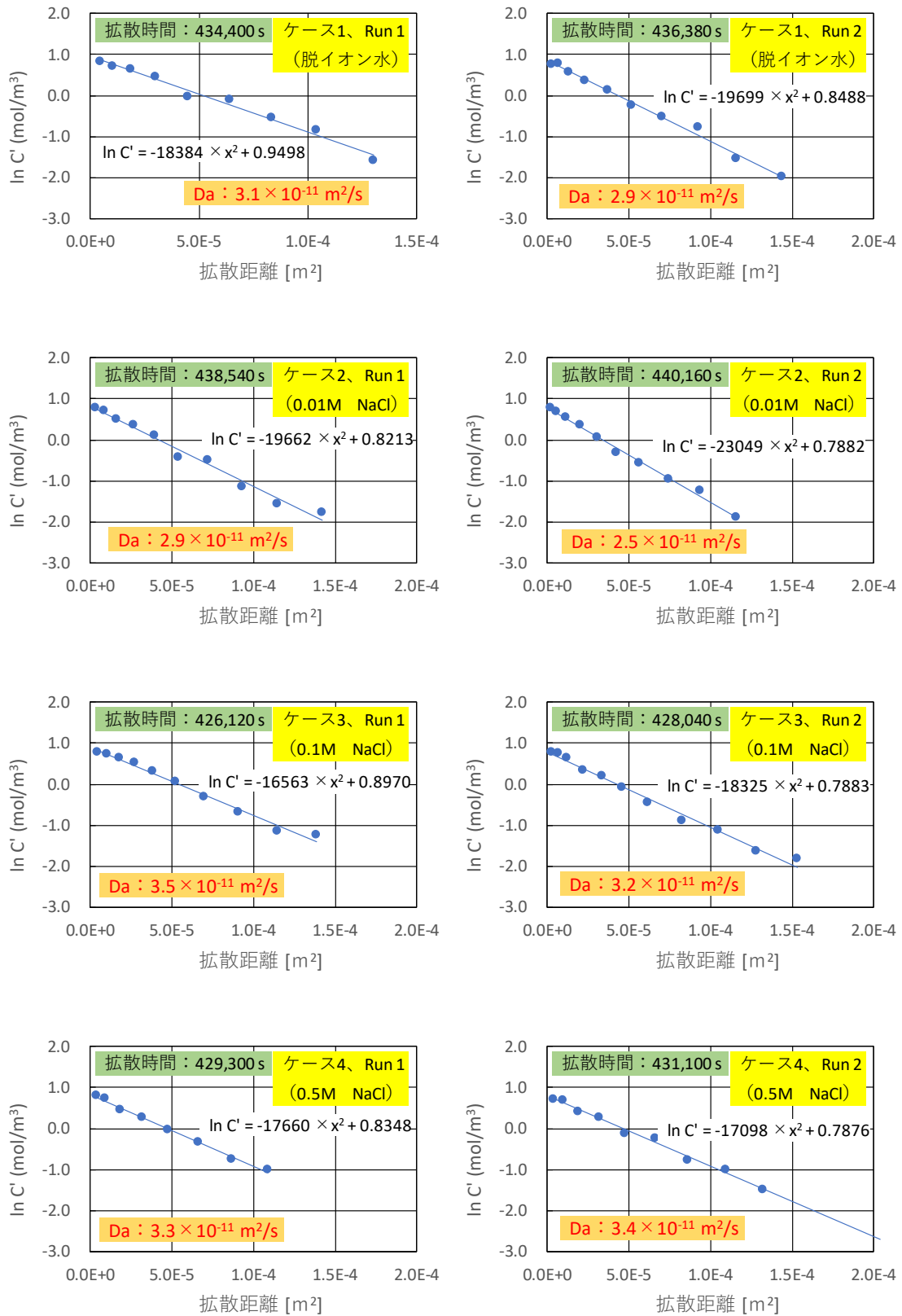


図 2.2-9 拡散距離の 2 乗 (x^2) に対する補正濃度の自然対数 ($\ln C'$)

表 2.2-13 に透過拡散試験結果及び In-diffusion 試験結果から得られた Da 値を、図 2.2-10 にこれらの NaCl 濃度依存性を示す。NaCl 濃度が同じ条件で得られた Da 値は試験方法に関わらず、ほぼ同じ値 ($3 \times 10^{-11} \text{ m}^2/\text{s}$ 程度) であった。このことから、本試験で得られた Da 値の信頼性は高いと考えられる。また、K の Da に対するイオン強度依存性は見られなかった。これは、モンモリロナイト圧縮体中の K の拡散フラックスは、Cs と同様⁽²⁷⁾、単位体積当たりの濃度 (C_b) 勾配で良く説明できること、また、液相との境界部における C_b は K の収着量でほぼ決定されることから、モンモリロナイト圧縮体中では、K は収着した状態で拡散 (表面拡散) している可能性が示唆された。

表 2.2-13 モンモリロナイト圧縮体中の K の見かけの拡散係数

NaCl 溶液 条件 [M]	見かけの拡散係数 Da [m ² /s]		
	透過拡散試験	In-diffusion 試験	
		Run 1	Run 2
0	—	3.1×10^{-11}	2.9×10^{-11}
0.01	—	2.9×10^{-11}	2.5×10^{-11}
0.1	1.2×10^{-11}	3.5×10^{-11}	3.2×10^{-11}
0.3	1.8×10^{-11}	—	—
0.5	2.4×10^{-11}	3.3×10^{-11}	3.4×10^{-11}

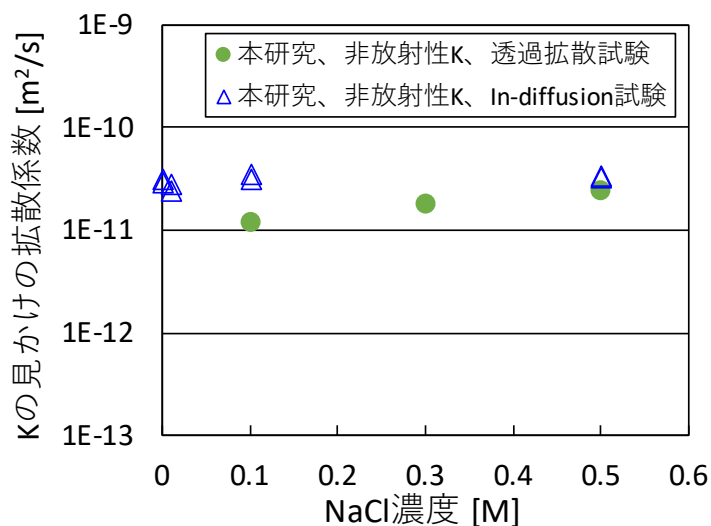


図 2.2-10 K の Da の NaCl 濃度依存性

(2) Da データセットの更新

Da モデルを用いる評価手法では、ベントナイト系人工バリアの変質評価で考慮すべき全てのイオン種 (表 2.2-3 に示したイオン種) に対して固有の Da を設定 (Da データセットを作成)

する必要がある。平成 29 年度⁽²¹⁾は、表 2.2-14 に示す「Da データセット整備に係る基本方針」の下、当該イオン種を構成する元素ごとの Da に係る現状の知見（25°C程度かつ有効モンモリロナイト密度 1,000 kg/m³程度の Da 値）を文献調査等により整理するとともに、Da データがない元素については、化学的類似性等を考慮することによって、試作版 Da データセットを作成した。また、各元素の Da 値に対する自由水中の拡散係数や水和イオン半径等の依存性を調べた結果、経験的ではあるがこれらパラメータへの依存性が確認された（図 2.2-11）。しかしながら、モンモリロナイトへの収着性が高い K⁺や Cs⁺、水酸化物イオンを含む錯体を形成する元素（Fe、Si）については、上記依存性は確認されず、例外として扱う必要がある可能性が示された。

表 2.2-14 平成 29 年度に示した「Da データセットの整備に係る基本方針」⁽²¹⁾

<p>・ MC- BUFFERの現状における入出力形式（移行解析では元素濃度で入出力）を考慮し、処分環境下で想定されるイオン種そのもののDaではなく、当該イオン種を構成する元素ごとのDaとして整理する。</p> <p>・ 既往文献に記載されたDa値を設定することを基本とする。また、Daデータがない元素については、化学的類似性、価数、自由水中の拡散係数、水和イオン半径等を考慮して推定値を設定するとともに、必要に応じて（ベントナイト系人工バリア変質評価に大きな影響を及ぼす可能性のある元素の場合）拡散試験を実施してDa値を取得する。</p> <p>・ 平成29年度は既往の文献の値を調査し、25°C程度かつ健全状態（有効モンモリロナイト密度1,000kg/m³程度）の国産ベントナイト系材料中における試作版Daデータセットをまずは作成する。</p> <p>・ 今後は、最新のDaデータ等を踏まえ、当該試作版を更新し、Daデータセット(正式版)を作成する。また、ベントナイト系人工バリア中のDaは有効モンモリロナイト密度や温度等に対する依存性が確認されていることから、必要に応じて、これらパラメータの依存性を考慮したDaの定式化も行い、MC-BUFFERへの導入を図る。</p>

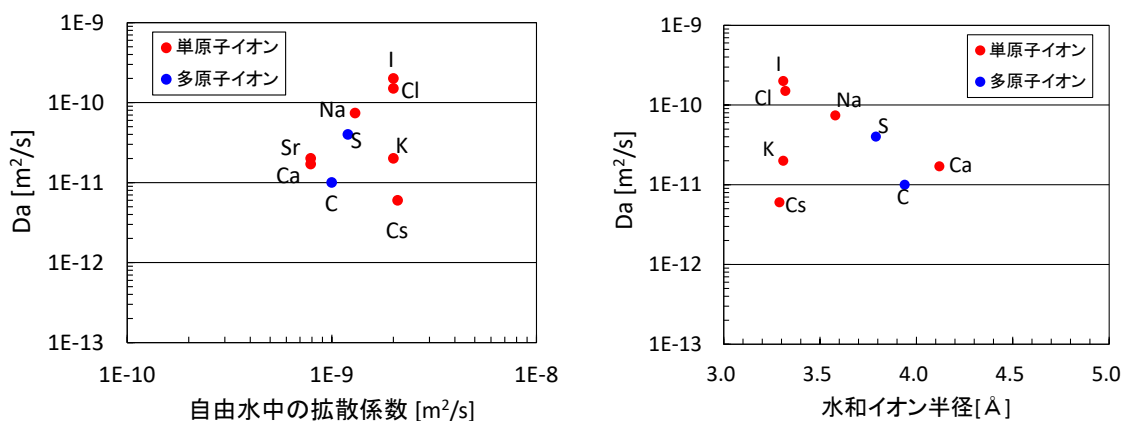


図 2.2-11 見かけの拡散係数の依存性⁽²¹⁾

(左図：自由水中の拡散係数に対する依存性、右図：水和イオン半径に対する依存性)

そこで本年度は、自由水中の拡散係数に対する Da の依存性等について検討し、これまでに Da データが得られていない元素 (F、B、P、Mg、K、N、Al) の Da 値を推定し、Da データセットの更新を図ることとした。なお、アインシュタイン・ストークスの式⁽²⁸⁾※2でも示されているように、自由水中の拡散係数と水和イオン半径に相関があることから、Da に自由水中の拡散係数依存性があれば、水和イオン半径依存性もあるのは明らかである。そのため、自由水中の拡散係数、水和イオン半径、どちらの依存性を考慮しても、Da の推定値は大きく変わらないと考えられるが、本検討では、データが豊富にあった自由水中の拡散係数で整理することとした。

まず、例外に該当せず、ベントナイト中の Da と自由水中の拡散係数 (D₀) に相関があると考えられる F、B、P、Mg (S、C の一部のイオン種も含む) については、表 2.2-15 に示す既往の Da 及び D₀ データから作成した関係式から Da の推定を行った。具体的には、陰イオンについては、既往の Cl、S (SO₄²⁻)、C (CO₃²⁻)、I の Da 値と D₀ 値、陽イオンについては、既往の Na、Ca、Sr の Da 値と D₀ 値から関係式 Da=2.14×10¹³×D₀^{2.66}、Da=4.57×10¹⁴×D₀^{2.79} をそれぞれ経験的に作成し (図 2.2-12)、これら関係式の D₀ に既往の値を入れることで各イオン種に対する Da 値の推定を行った。次に、高収着性であると考えられる K の Da については、本年度実施した拡散試験結果から 3.0×10⁻¹¹ m²/s に設定した。また、N (NH₄⁺) については、高収着種であり、D₀ 値及びモンモリロナイトへのイオン選択性 (Li⁺<Na⁺<(K⁺,NH₄⁺)<Rb⁺<Cs⁺) が K と同等であることから⁽²⁹⁾、その Da 値は K と同値にした。さらに、Al については、平成 29 年度の整理ではオキソ酸に分類していたが、アルカリ環境では OH 錯体として存在する可能性があることから⁽³⁰⁾、Si や Fe と同類と見なし、低い Da 値 (Fe と同じく、Co の Da を参考とした値: 2×10⁻¹³ m²/s) を設定した。本年度、更新した Da データセットを表 2.2-16 に示す。なお、当該データセットは有効モンモリロナイト密度 1,000 kg/m³ 程度を想定した Da 値となっているが、上述したように今後は密度依存性を考慮した検討を行う必要がある。また、Da と D₀ に相関があることを理論的に説明できれば、信頼性のある推定を行うことが可能になるため、当該検討を行うことも重要である。

※2 ブラウン運動は熱運動によって引き起こされる運動で、溶液中の粒子と溶媒分子がランダムな衝突によってランダムな移動が生じ、浮遊粒子は溶液中に拡散していく。その動きは、大きな粒子では遅く、小さくなるほど速くなる。一定の温度で所定の粘度を持つ溶液において、球状粒子の拡散の速度つまり拡散係数 (D) は次のアインシュタイン・ストークスの式に示されるように粒子径と反比例する関係にある⁽²⁸⁾。

$$D = \frac{K_B T}{3\pi\eta d}$$

ここで

K_B = ボルツマン定数 (1.38×10⁻¹⁶ erg/° K)

T = 温度 (° K)

η = 希釈液粘度 (平衡時)

d = 球直径 (cm)

である。

表 2.2-15 ベントナイト系人工バリア中の Da に係る現状の知見の整理

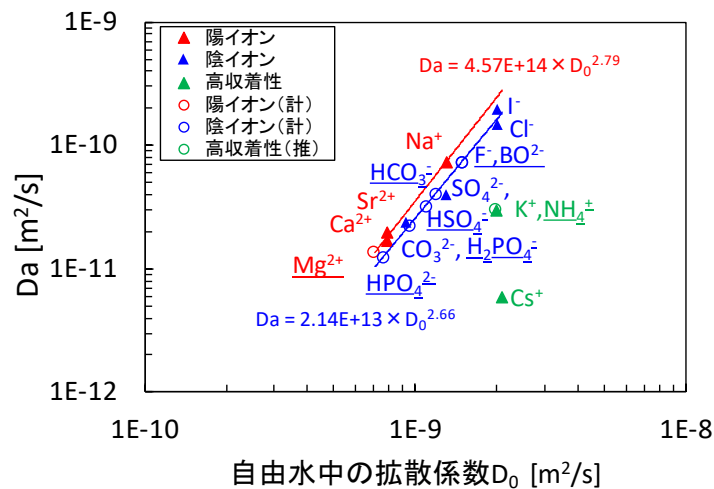
	元素	イオン種	Da データ [m ² /s]		自由水中の 拡散係数 D_0 [m ² /s]	備考
			文献値	推定値		
陰 イオン D ₀ 依存 性有	Cl	Cl ⁻	1.5×10 ⁻¹⁰	—	2.0×10 ⁻⁹ (※1)	Kozaki et al.(1998) ⁽³¹⁾
	S	SO ₄ ²⁻ (※4)	4.0×10 ⁻¹¹	—	1.3×10 ⁻⁹ (※1)	角田ら (2017) ⁽³²⁾ 経験式から推定
		HSO ₄ ⁻	—	3.2×10 ⁻¹	1.1×10 ⁻⁹ (※1)	
	C	CO ₃ ²⁻ (※4)	2.4×10 ⁻¹¹	4.0×10 ⁻¹	9.2×10 ⁻¹⁰ (※1)	石寺ら (2004) ⁽³³⁾ 経験式から推定
		HCO ₃ ⁻	—		1.2×10 ⁻⁹ (※1)	
	I	I ⁻	2.0×10 ⁻¹⁰	—	2.0×10 ⁻⁹ (※1)	石寺ら (2004) ⁽³³⁾
	F	F ⁻	—	7.2×10 ⁻¹¹	1.5×10 ⁻⁹ (※1)	経験式から推定
B	BO ₂ (※4)	—	7.2×10 ⁻¹¹	1.5×10 ⁻⁹ (※2)	経験式から推定 —	
	HBO ₂	—	—	—		
P	HPO ₄ ²⁻ (※4)	—	1.2×10 ⁻¹¹	7.7×10 ⁻¹⁰ (※3)	経験式から推定 経験式から推定	
	H ₂ PO ₄ ⁻	—	2.2×10 ⁻¹¹	9.6×10 ⁻¹⁰ (※3)		
陽 イオン D ₀ 依存 性有	Na	Na ⁺	7.4×10 ⁻¹¹	—	7.4×10 ⁻¹¹ (※1)	Kozaki et al.(1998) ⁽³⁴⁾
	Ca	Ca ²⁺	1.7×10 ⁻¹¹	—	7.9×10 ⁻¹⁰ (※1)	Kozaki et al.(2001) ⁽³⁵⁾
	Sr	Sr ²⁺	2.0×10 ⁻¹¹	—	7.9×10 ⁻¹⁰ (※1)	Wang et al.(2004) ⁽³⁶⁾
	Mg	Mg ²⁺	—	1.4×10 ⁻¹¹	7.1×10 ⁻¹⁰ (※1)	経験式から推定
高収 着性	K	K ⁺	3.0×10 ⁻¹¹	—	2.0×10 ⁻⁹ (※1)	本年度の試験結果
	Cs	Cs ⁺	6.0×10 ⁻¹²	—	2.1×10 ⁻⁹ (※1)	Da=(1.6~9.3) × 10 ⁻¹² m ² /s ^(37,38,39,40,41)
	N	NH ₄ ⁺	—	3.0×10 ⁻¹¹	2.0×10 ⁻⁹ (※3)	K の Da を参考
水酸化 物イオ ンを含 む錯体 を形成	Si	Si(OH) ₄	6.0×10 ⁻¹²	—	—	M.Aertsens et al. (2008) ⁽⁴²⁾
		Si(OH) ₅ ⁻		—	—	
	Fe	FeOH ⁺	5.5×10 ⁻¹⁴ ~ 1.3×10 ⁻¹²	2.0×10 ⁻¹²	—	—
Fe(OH) ₂ Fe(OH) ₃ ⁻		—			—	
Al	Al(OH) ₄ ⁻	—	2.0×10 ⁻¹	1.1×10 ⁻⁹ (※3)	Co の Da ⁽⁴³⁾ を参考	

※1 Ion properties (1997)⁽⁴⁴⁾

※2 遠藤ら (2016)⁽⁴⁵⁾

※3 Boudreau (1997)⁽⁴⁶⁾

※4 当該オキソ酸イオンの Da を左記元素の代表値とする。



※ 既往の Da 及び D₀ データから作成した関係 (赤：陽イオン、青：陰イオン) を図中に示す。

図 2.2-12 Da と自由水中の拡散係数の関係

表 2.2-16 Da データセット更新版

元素	Da[m²/s]	イオン種	D ₀ [m²/s]	分類
Cl	1.5E-10	Cl ⁻	2.0E-9	依存性有
F	7.2E-11	F ⁻	1.5E-9	
B	7.2E-11 [※]	BO ₂ ⁻ HBO ₂	1.5E-9	
S	4.0E-11 [※]	SO ₄ ²⁻	1.3E-9	
	3.2E-11	HSO ₄ ⁻	1.1E-9	
C	2.4E-11 [※]	CO ₃ ²⁻	9.2E-10	
	4.0E-11	HCO ₃ ⁻	1.2E-9	
P	1.2E-11 [※]	HPO ₄ ²⁻	7.7E-10	
	2.2E-11	H ₂ PO ₄ ⁻	9.6E-10	
Na	7.4E-11	Na ⁺	1.3E-9	
Ca	1.7E-11	Ca ²⁺	7.9E-10	
Mg	1.4E-11	Mg ²⁺	7.1E-10	
K	3.0E-11	K ⁺	2.0E-9	高吸着性
N	3.0E-11	NH ₄ ⁺	2.0E-9	高吸着性
Si	6.0E-13	Si(OH) ₅ ⁻ 、Si(OH) ₄	-	OH-錯体
Fe	2.0E-13	Fe(OH) ₃ ⁻ 、Fe(OH) ₂ 、 FeOH ⁺	-	
Al	2.0E-13	Al(OH) ₄ ⁻	1.1E-9	

※オキソ酸イオンについては、「※」のついたDaを当該元素の代表値とする。

2.2.5 物質移行-変質連成解析コードの整備

表 2.2-4 で示した Da モデルに係る検討結果等を踏まえ、MC-BUFFER への Da モデル導入に係る構成則 (導入箇所、追加内容、モデル式等) について整理した。また、塩水系地下水を想定したベントナイト系人工バリア材が他バリアと隣接した系での評価を可能とするため、境界部分における保持因子の設定に係る MC-BUFFER の機能拡張を行うとともに、改良したコードを用いてセメントとベントナイトが接した系を想定した解析を、De モデル及び Da モデルを用いて

実施し、その結果から改良コードの動作確認、課題の抽出、及び両モデルの適用性等について整理・検討した。

(1) MC-BUFFER への Da モデル導入に係る構成則の整理

上述したとおり、本事業ではベントナイト系人工バリアの変質評価における拡散評価手法の一つとして Da モデルを選択し、MC-BUFFER に導入に係る検討をこれまで行ってきた。まず、当該検討を行うにあたり Da モデルを当該コードへ導入する際に考慮すべき要素（留意点）として平成 26 年度に整理した結果を以下に示す⁽¹⁴⁾。

Da モデルを当該コードへ導入する際に考慮すべき要素（留意点）

- ① 実験により得ることが可能なのは元素の拡散係数であること、また、収着分配係数についても通常元素ごとに設定されていることから、移行計算については、イオン種ごとではなく、元素ごとの計算を行うこととする。
- ② ベントナイト系人工バリア中の（拡散による）物質移行計算を Da モデルに変更する。具体的には、元素ごとに Da を設定し、単位体積当たりの元素濃度 (C_b) 勾配による移行を評価出来るように改良する。
- ③ 現行の MC-BUFFER の移行計算では、1 回に 1 つの元素に対する評価しか出来ないため、異なる拡散係数の元素の移行を評価するには複数回の計算を行い、最後に統合させる必要がある。しかしながら、全ての元素について拡散係数をセットするのは困難であり、類似性が認められる元素については、代表的な元素と同じ値を用いることが想定される。そこで、類似性があり、同一の拡散係数を与えることが出来る元素で群を構成し、群ごとに移行計算を行うことで、移行計算の回数を減少させる等の工夫を図ることとする。
- ④ 地下水やその他のバリア材との界面におけるベントナイト系人工バリア中の C_b （境界条件）は、地下水中（またはその他のバリア材を通過後の浸出溶液）の元素濃度 c_l と保持因子 α を用いて、「 $C_b = \alpha c_l$ 」で設定する。
- ⑤ 化学環境解析では解析体系中の電荷バランスを取る必要がある。そのため、元素が各々の Da で拡散する当該モデルを用いた拡散評価においては、移行計算後に場の電荷バランスを調整する必要がある。その方法の一例としては、モンモリロナイト中に多量にあると想定される Na^+ イオンで電荷バランスを調整する方法が考えられる^{※3}（この場合、 Na^+ イオンの拡散は計算しない）。なお、電荷バランスの調整の際にはモンモリロナイト

※3 ベントナイト系人工バリアのバリア機能特性は、主成分であるモンモリロナイトによって決定される。現在我が国の地層処分等において使用が想定されるベントナイトに含まれるモンモリロナイトは Na 型であり、交換性陽イオンとして Na^+ イオンが豊富に存在し、負電荷となっているモンモリロナイトに収着していると考えられる。本検討では、この豊富に存在する Na^+ イオンで電荷バランスの調整を行うこととする。なお、モンモリロナイトの Ca 型化が進んだ状態においては Na^+ イオンで電荷バランスをとることは適切でないが、ここではモンモリロナイト中に Na^+ イオンが多量に存在する条件であることを前提とし、検討を進めることとした。当該方法の是非については、検証計算の結果を踏まえ、引き続き検討する必要があると考えられるが、飽和した $1,000kg/m^3$ のモンモリロナイト圧縮体 1 L 中には、水 0.6 L、モンモリロナイト 1 kg があり、CEC を考慮すると Na は約 1 mol、すなわち水量当たりの濃度は 1.67 mol/L が存在する。pH10 で OH^- 濃度は 10^{-4} mol/L (H^+ は 10^{-10} mol/L) しかないので、当該圧縮体中では Na が自由に動き、Na で電荷バランスを調整するという考えは、pH で電荷バランスを調整するとするより、妥当であると考えられる。

の負電荷（永久電荷）も考慮する必要がある。

- ⑥ これまで MC-BUFFER のプログラムにおいては固相への収着は考慮しておらず、物質移行、及び地球化学反応計算では、間隙水中濃度を使用してきた。しかしながら、地球化学反応計算で間隙水中濃度を用いることの妥当性は明らかになってはいない。そこで、固相に収着した状態の拡散も考慮した Da モデルでは、移行計算で使用する単位体積当たりの元素濃度 (C_b) を、適切な地球化学反応計算で用いる濃度に変換する必要がある。
- ⑦ Da は温度、有効モンモリロナイト密度等、 α はイオン強度、温度、モンモリロナイト割合等に依存すると考えられることから、将来的にはその関係性の定式化を図る予定である。そのため、これらパラメータの設定については、定数またはモデル式の選択ができるようにする。
- ⑧ Da モデルだけではなく、これまでの拡散評価モデルも使用可能とするため、どちらのモデルを使用するかを選択できるようにする。

Da モデルに係る上記要素（留意点）に係る項目を MC-BUFFER の処理フロー図に、導入すべき箇所を考慮しつつ追記した（図 2.2-13）。具体的には、「データセット等の読み込み」の際には、元素ごとへの Da の設定（②に関連）、同一の Da を設定する複数の元素に対する群の構成（③に関連）、及び境界部分における保持因子 α （後述する K_d 、 ϵ_{eff} ）の設定（④に関連）を行う必要がある。また、「物質移行解析」では、式 (2.2-10) に示した拡散方程式を基本とし、コードにおいては、単位体積当たりの濃度の設定、その勾配による元素または群ごとの移行計算（②、③に関連）、 α を用いた境界濃度（単位体積当たりの濃度）への変換（④に関連）、モンモリロナイトの負電荷（永久電荷、 Y ）も含めた電荷バランスの調整（移行計算後に Na または pH で電荷バランスを調整）（⑤に関連）を行う必要がある。さらに、「地球化学反応解析」では、当該解析に用いる濃度を選択できることとした（⑥に関連）。なお、その選択肢としては、

- i) 単位体積当たりの元素濃度 C そのまゝを用いる。
- ii) ステップごとに計算される間隙率で C を除することで間隙水中濃度 (cp_1) に変換する。
- iii) 初期間隙率で C を除することで間隙水中濃度 (cp_2) に変換する。

とした。

これらの要素（④保持因子に係る事項以外）のコードへの適用性を確認するため、MC-BUFFER プログラムの修正、及び検証を要素ごとに実施し、コードが正常に動くことを確認してきた。さらに、これら要素を連成させ、図 2.2-14 に示すベントナイト領域のみ（左端に Na リッチなセメント平衡水が接した状態を想定）ではあるが、一連の物質移行-変質連成解析を MC-BUFFER で行った。従来の De モデルを使用したケース、及び Da モデルを使用し、電荷バランスを Na または pH で調整するとしたケース（それぞれケース 2、ケース 3。地球化学反応解析では C を使用）を平成 29 年度⁽²¹⁾に実施した結果、ケース 1、3 では、一連の物質移行-変質連成解析が止まらずに、100 年間は正常に動くことが確認出来た。また、セメント平衡水境界側からアルカリ成分 (OH^-) が供給され、変質はセメント平衡水側から進行する結果となり、現実的な傾向を示した（図 2.2-15、図 2.2-17）。しかしながら、ケース 2 では、境界付近（0.1~0.2 m の範囲）で pH が酸性側にふれてしまうという非現実的な結果となった（図 2.2-16）。これは、現行の改良したコードでは OH^- の移行は計算できないため、（場の pH を変えずに）Na で電荷バランスを調整する方法を取った場合、移行計算後における場の陰イオンの量の不足分を、Na 量を減らすことでバランスことになり、その状態で化学反応解析を行うと鉱物が溶解した場所では pH が下がってしまったためである。なお、ケース 3 の地球化学解析に cp_1 、 cp_2 を用いたケース（ケース 3'、ケース 3''）の計算も実施したが、ケース 3 と大きな違いは見られなかった（図 2.2-18、図 2.2-19）。

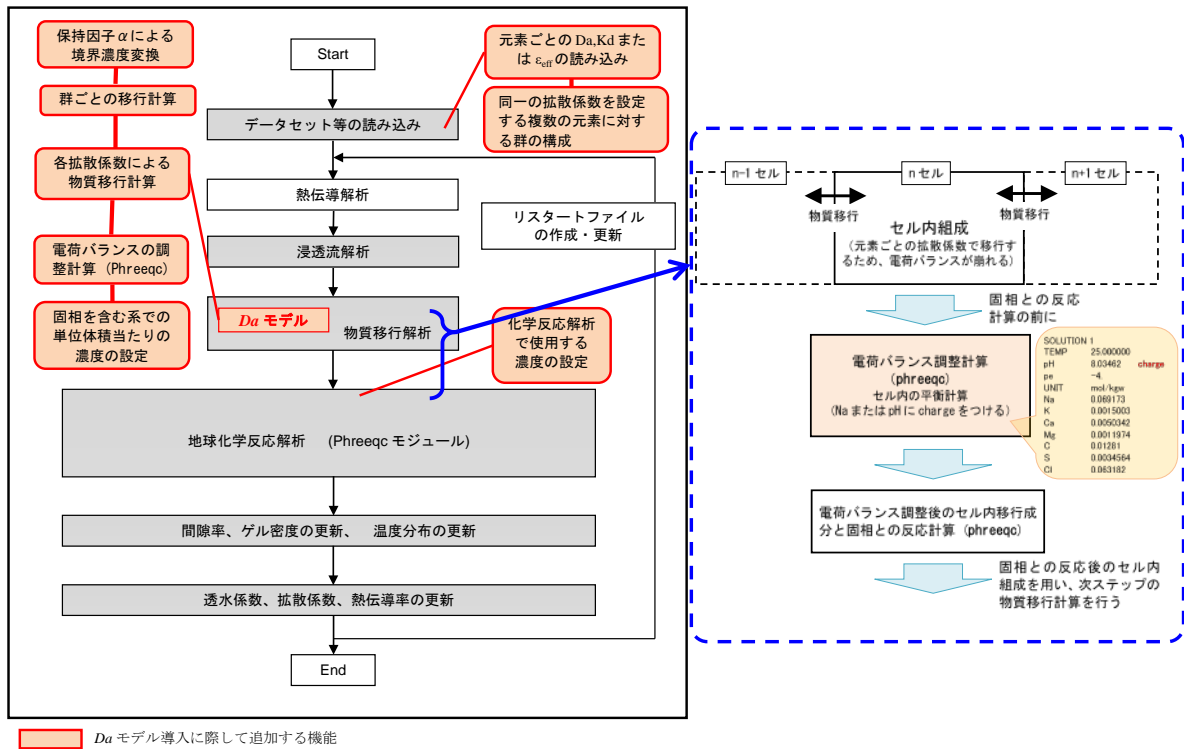


図 2.2-13 MC-BUFFER への Da モデル導入の際に追加する機能

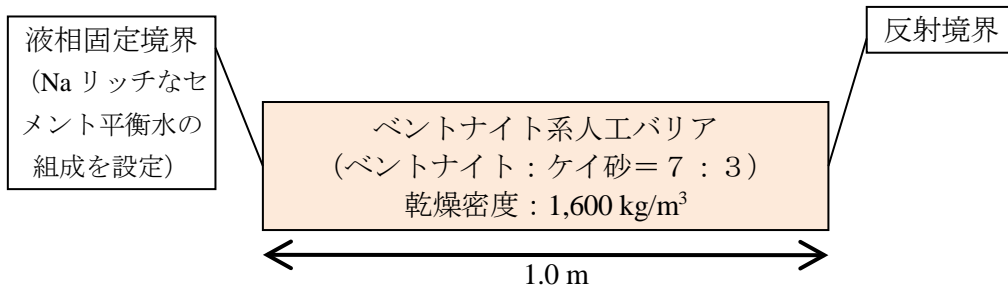
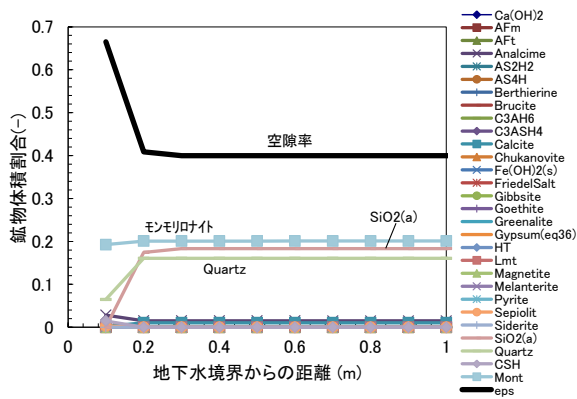
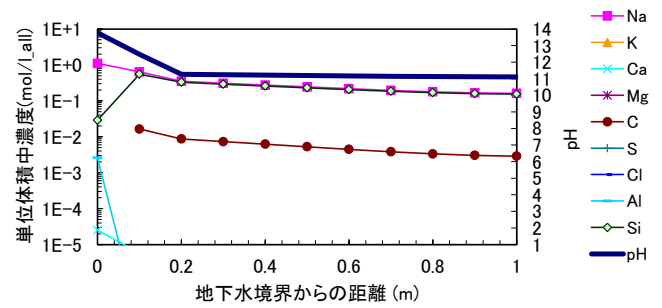


図 2.2-14 平成 29 年度に実施した解析体系 (ベントナイト系人工バリア領域のみ) (21)

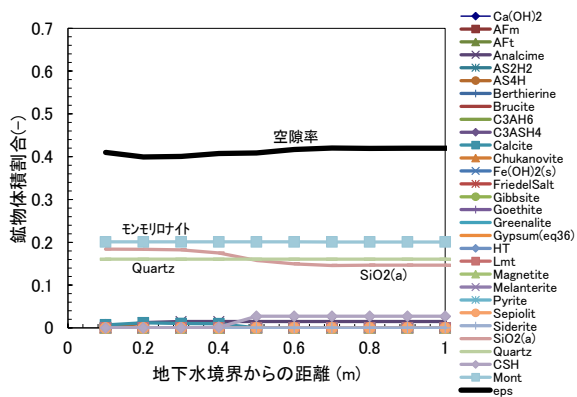


固相組成分布

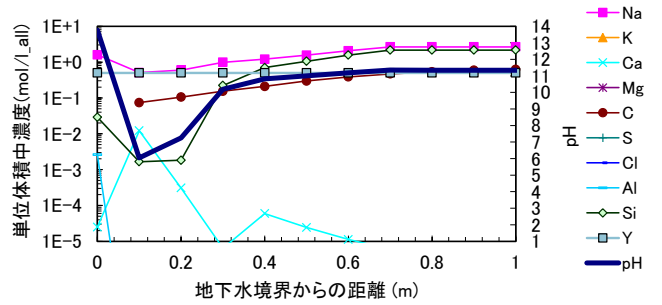


液相組成分布

図 2.2-15 平成 29 年度に実施したケース 1 の解析結果：100 年後⁽²¹⁾
(De モデル)

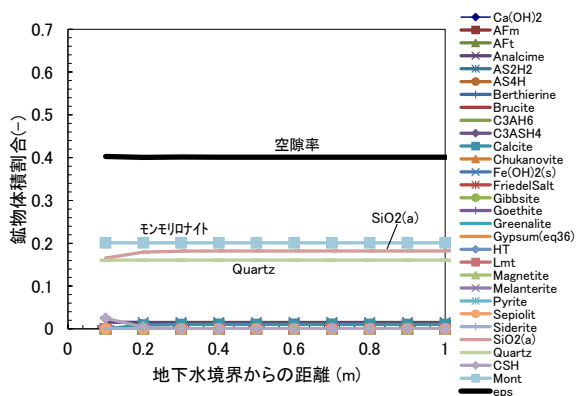


固相組成分布

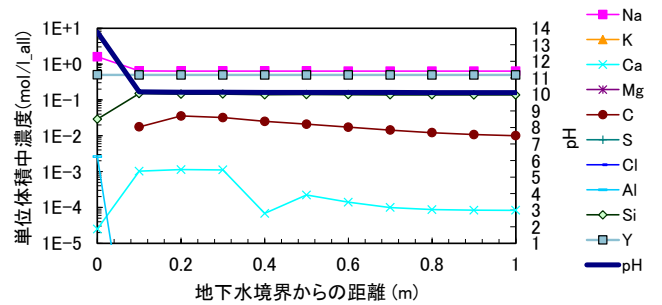


液相組成分布

図 2.2-16 平成 29 年度に実施したケース 2 の解析結果：100 年後⁽²¹⁾
(Da モデル、電荷バランスを Na で調整、地球化学解析に C を使用)

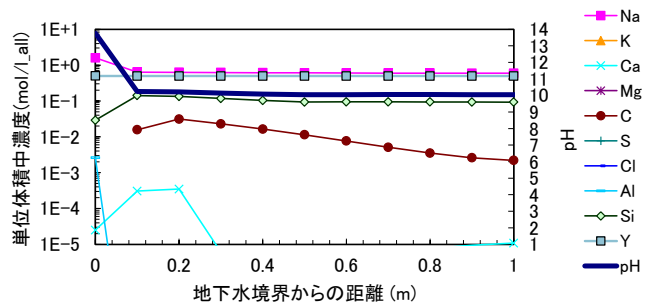
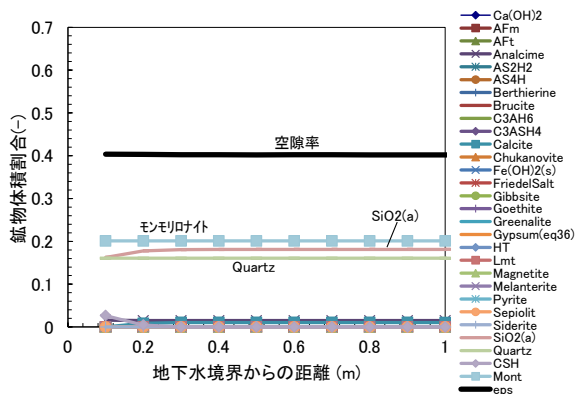


固相組成分布



液相組成分布

図 2.2-17 平成 29 年度に実施したケース 2 の解析結果：100 年後⁽²¹⁾
(Da モデル、電荷バランスを pH で調整、地球化学解析に C を使用)

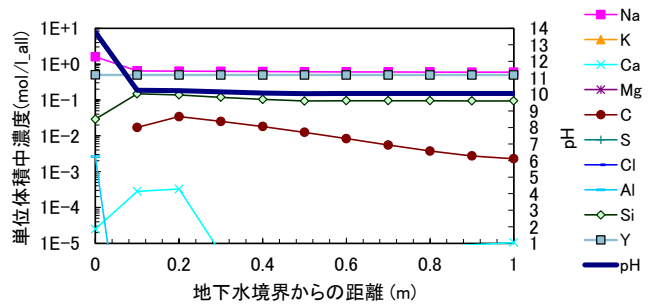
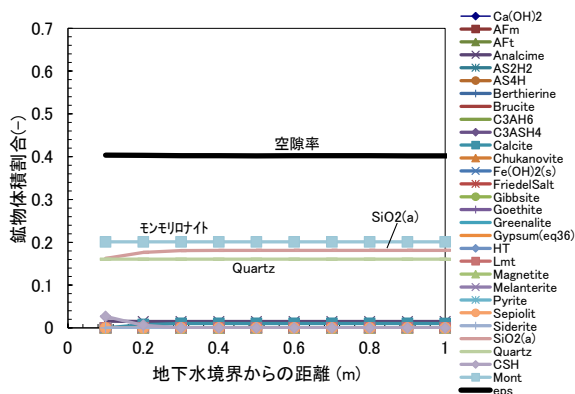


固相組成分布

液相組成分布

図 2.2-18 平成 29 年度に実施したケース 3'の解析結果：100 年後⁽²¹⁾

(Da モデル、電荷バランスを pH で調整、地球化学解析に cp₁ を使用)



固相組成分布

液相組成分布

図 2.2-19 平成 29 年度に実施したケース 3''の解析結果：100 年後⁽²¹⁾

(Da モデル、電荷バランスを pH で調整、地球化学解析に cp₂ を使用)

(2) 保持因子の導入等の機能拡張

上述したとおり、Da モデルでは、地下水やその他のバリア材と隣接する系での評価を行う場合は、地下水中（またはその他のバリア材を通過後の浸出溶液）濃度を、境界におけるベントナイト系人工バリア材中の単位体積あたりの濃度に変換する必要がある。そこで、セメント系人工バリアとベントナイト系人工バリア材が隣接した領域を対象とした一連の物質移行-変質連成解析を実施可能とするため、境界部分における保持因子 α_b の設定に係る機能拡張を実施した。なお、ここで設定する α_b は、透過拡散試験で De とともに得られるベントナイト圧縮体に対する保持因子 α ($= \varepsilon + \rho Kd$) とは異なり、自由水とベントナイト圧縮体が接触した系の境界部分のみに適用可能なパラメータである。

具体的には、地下水やその他のバリア材との界面における単位体積あたりのベントナイト系人工バリア材中の元素濃度 $C_{b,b}$ (境界条件) を、他のバリア材を通過後の浸出溶液の元素濃度 c_1 と保持因子 α_b を用いて、「 $C_{b,b} = \alpha_b \cdot c_1$ 」と設定できるようにした。また、 α_b の値の設定に関しては、これまで実施してきた Ca、K、Cl の透過拡散結果⁽⁴⁷⁾等を参考に、 $\alpha_b = \rho Kd$ (収着種)、 $\alpha_b = \varepsilon_{eff}$ (非収着種) とし、各元素に対する Kd 値または ε_{eff} 値はデータベースファイルから読み込めるようにした。ここで、 ρ はモンモリロナイト密度、 Kd は収着分配係数、 ε_{eff} は有効間隙

率である。なお、改良したコードを用いて他バリアを含めた計算を Da モデルで実施する場合は、他バリアも Da モデルで評価する必要があるが、その場合は、後述するように他バリア材の Da、 α_{medium} の設定を、De モデルを用いた評価と同等になるように設定することとなる。

(3) 塩水系地下水を想定した物質移行－変質連成解析

本年度改良した MC-BUFFER を用いて、セメント系人工バリアとベントナイト系人工バリアが接した領域の物質移行-変質連成解析を実施し、その結果から改良コードの動作確認、課題の抽出、及び両モデルの適用性等について整理・検討した。解析条件等を以下に記す。

解析体系は図 2.2-20 に示すとおり、セメント系人工バリアとベントナイト系人工バリアが接する領域の 1 次元体系とし、メッシュ間隔は 0.1 m とした。境界条件については、左側の濃度固定条件を塩水系地下水の組成とし、右側を反射境界条件とした。また、評価時間は 1,000 年後までとし、タイムステップは 0.05 年、温度については全ての領域で 25°C とした。なお、本評価は、セメント系材料とベントナイト系材料が接した部分での物質移行が適切に評価できるか、また、その近傍の主な変質現象が想定されるものになっているか（具体的には、セメント側からベントナイト側へのアルカリ成分 (OH-) の移行、境界付近におけるセメント側での CHS の増加、ベントナイト側でのモンモリロナイトが溶解等⁽⁸⁾) を確認し、両モデルの適用性を検討することを第一の目的としているため、本評価体系は、実際の中深度処分で想定される並びとは異なり、セメントを介して高アルカリ性となった塩水系地下水がベントナイトに浸透する体系とした。

液相固定境界に与えた塩水系地下水の組成は、中深度処分を想定した設定がなかったため、地層処分に係る評価で使用された値を参考に設定した。具体的には、地球化学反応計算の収束性を良くするために、「HLW2 次取りまとめ」で設定された海水系高 pH 型地下水組成から、主要な元素のみを選択し、元素数を減らした。そして、pH を 8.0 に合わせるため、Na 量で調整を行った。本解析で設定した塩水系地下水組成を表 2.2-17 に示す。

セメント系人工バリアの組成については、MC-BUFFER に組み込まれている上述の「セメント鉱物モデル、及びセメント間隙変遷モデル」で評価可能な普通ポルトランドセメントを想定した。また、その W/C については、低拡散層を想定し、拡散係数がベントナイト系人工バリアよりも小さくなるよう、W/C=0.55 に設定した。一方、ベントナイト系人工バリアの組成については低透水層を想定し、クニゲル V1 の組成を設定した。また、その乾燥密度は 1,600 kg/m³ とした。本解析で設定したセメント系人工バリア及びベントナイト系人工バリアの鉱物モデル (1 次鉱物、2 次鉱物の設定⁽⁴⁷⁾) を表 2.2-18、表 2.2-19 にそれぞれ示す。

解析ケースとしては、従来の De モデルと Da モデルの 2 ケースを実施し、その結果から改良コードの動作確認、課題の抽出、及び両モデルの適用性等について整理・検討した。なお、Da モデルを用いたケースでは、移行計算後の電荷バランスについては pH で調整するとともに、地球化学反応計算には単位体積当たりの元素濃度 C を用いることとした。

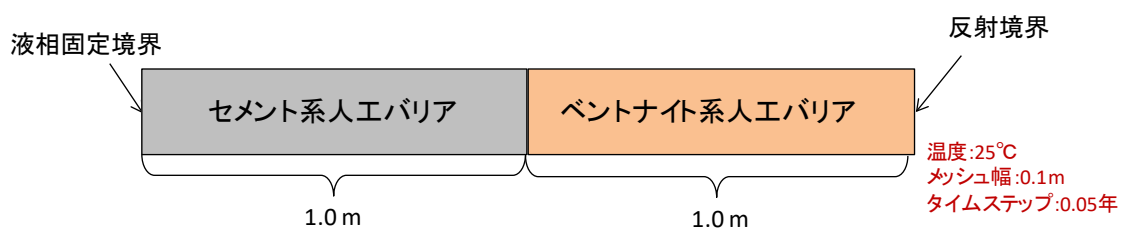


図 2.2-20 解析体系 (セメント系人工バリアとベントナイト系人工バリアが接した系)

表 2.2-17 液相固定境界の組成

塩水系地下水			
元素	濃度	元素	濃度
	mol/L		mol/L
pH	8.0	C	3.5×10^{-2}
Na	6.7×10^{-1} ※	S	3.0×10^{-2}
K	1.1×10^{-2}	Cl	5.9×10^{-1}
Ca	3.3×10^{-4}	Al	3.2×10^{-9}
Mg	2.5×10^{-4}	Si	3.0×10^{-4}

※解析の収束性を良くするため、「HLW2 次取りまとめ⁽⁵⁾」の海水系高 pH 型地下水組成から、主要な元素のみを選択した（考慮する元素減）。そして、Na 量を調整し pH を 8.0 にした。

表 2.2-18 セメント系人工バリアの鉱物モデル（1 次鉱物、2 次鉱物の設定）⁽⁴⁷⁾

鉱物	初期 wt%	鉱物	初期 wt%
Ca(OH) ₂	15.33	Chukanovite	0
CSH(1.8)	60.30	CSH(1.5), CSH(1.3), CSH(1.1), CSH(0.9), CSH(0.833), CSH(0.6), CSH(0.4)	0
Monosulfate (AFm)	9.91		
Hydrogarnet (C ₃ AH ₆)	12.45		
Brucite	1.78	FriedelSalt	0
K ₂ O	0.16	Gibbsite	0
Na ₂ O	0.08	Goethite	0
Na-Mont	0	Greenalite	0
Quartz	0	Gypsum	0
Analcime	0	HT	0
Calcite	0	Kaolinit	0
Ettringite (AFt)	0	Lmt	0
AS ₂ H ₂	0	Magnetite	0
AS ₄ H	0	Melanterite	0
Berthierine	0	Sepiolit	0
Brucite	0	Siderite	0
C ₃ ASH ₄	0	SiO ₂ (a)	0

表 2.2-19 ベントナイト系人工バリアの鉱物モデル（1次鉱物、2次鉱物の設定）⁽⁴⁷⁾

鉱物	初期 wt%	鉱物	初期 wt%
Na-Mont	49.0	CSH(1.8), CSH(1.5), CSH(1.3), CSH(1.1), CSH(0.9), CSH(0.833), CSH(0.6), CSH(0.4)	0
Quartz	38.0		
Analcime	3.0		
Calcite	2.5		
Other minerals	7.5	Gibbsite	0
Monosulfate (AFm)	0	Goethite	0
Ettringite (AFt)	0	Greenalite	0
AS ₂ H ₂	0	Gypsum	0
AS ₄ H	0	HT	0
Berthierine	0	Kaolinit	0
Brucite	0	Lmt	0
C ₃ AH ₆	0	Magnetite	0
C ₃ ASH ₄	0	Melanterite	0
Ca(OH) ₂	0	Sepiolit	0
Calcite	0	Siderite	0
Chukanovite	0	SiO ₂ (a)	0
FriedelSalt	0		

また、ベントナイト系人工バリア中の拡散に係る設定については、Deモデルを用いたケースでは、従来通り、全てのイオン種に対して同一の有効拡散係数として「 $De = 5.0 \times 10^{-7} \cdot \epsilon^{2.1} \cdot e^{-18600/RT}$ 」⁽⁴⁸⁾を与えた。ここで、 ϵ は間隙率(-)、Rは気体定数(8.31 kJ/mol/K)、Tは絶対温度(K)である。なお、現行のMC-BUFFERにおけるDeモデルは、擾乱因子を排除した簡易モデルとなっており、固相への収着や陰イオン排除効果は考慮されていない。一方、Daモデルを用いたケースでは、各元素に表 2.2-16 で示したDa値を与えた。また、保持因子 α_b を計算するための収着分配係数(Kd)または有効間隙率(ϵ_{eff})については、表 2.2-20「 α_b データセット(試作版)」に示した値を使用することとした。当該データセット(試作版)で設定した値の根拠は以下の通りである。

- ・(OH錯体以外の)陰イオン種については、Cl⁻の透過拡散試験結果⁽⁴⁷⁾からイオン強度が大きな塩水系では有効間隙率(ϵ_{eff})は間隙率と同等となることが確認されているため、 $\epsilon_{eff} = 0.385$ (ベントナイト系人工バリアの初期間隙率の値)に設定した。
- ・Naについては、モンモリロナイトに含まれるNa量がコードにおいて別途考慮されているため、ベントナイト系人工バリアに接した溶液中のNaは間隙にしか浸入できないと考えられる。そのため、 α_b は非収着種と同様の式で表現できるとし、 ϵ_{eff} に初期間隙率の値(0.385)を設定した。
- ・Ca、Kについては、塩水系(NaCl溶液濃度0.1~0.5M)における収着バッチ試験結果⁽⁴⁷⁾からそれぞれKd=0.01、0.02 m³/kgと設定した。また、MgはCaと、NはKと同等の値とした。

- ・OH錯体を形成する元素 (Si、Fe、Al) については、Kd 値に係る適当なデータがなかったため、Ni の Kd データ (MX-80、イオン強度 0.5M、pH7 程度) ⁽⁴⁹⁾ を参考に Kd=0.5 m³/kg と設定した。

なお、現行の改良コードでは ϵ_{eff} 値、Kd 値は定数でしか与えることが出来ないため、モンモリロナイトの溶解、二次鉱物の生成、間隙水組成等の変化に伴う ϵ_{eff} 値、Kd 値の変化は評価に反映していない。そのため、本解析では、ベントナイト系人工バリア中のモンモリロナイト密度の変化のみが α_b に反映されることになる。表 2.2-20 には、 α_b の初期値も併せて示す。

表 2.2-20 α_b データセット (試作版)

元素	イオン種	Kd [m ³ /kg]	ϵ_{eff} [-]	1600kg/m ³ のベントナイト圧縮体の場合の α (モンモリ密度 $\rho=784$ kg/m ³)	備考
Cl	Cl ⁻	—	0.385	$\alpha=0.385$	ϵ の初期値0.385を設定
F	F ⁻	—	0.385		
B	BO ₂ ⁻ 、HBO ₂	—	0.385		
S	SO ₄ ²⁻ 、HSO ₄ ⁻	—	0.385		
C	CO ₃ ²⁻ 、HCO ₃ ⁻	—	0.385		
P	HPO ₄ ²⁻ 、H ₂ PO ₄ ⁻	—	0.385		
Na	Na ⁺	—	0.385	$\alpha=0.385$	初期からモンモリロナイトに含まれるNa量は別途考慮
Ca	Ca ²⁺	0.01	—	$\alpha=7.84$	塩水系における実験値(0.007~0.013)
Mg	Mg ²⁺	0.01	—	$\alpha=7.84$	Caと同等
K	K ⁺	0.02	—	$\alpha=15.68$	塩水系における実験値(0.012~0.02)
N	NH ₄ ⁺	0.02	—	$\alpha=15.68$	Kと同等
Si	Si(OH) ₅ ⁻ 、Si(OH) ₄	0.5	—	$\alpha=392$	Niを参考 Tertret et al.(2005)、MX-80 塩水系($I=0.5M$)における実験値 中性(pH7)でKd=0.5程度(グラフから)
Fe	Fe(OH) ₃ ⁻ 、Fe(OH) ₂ 、FeOH ⁺	0.5	—		
Al	Al(OH) ₄ ⁻	0.5	—		

セメント系人工バリア中の拡散に係る設定については、モデルの違いによる影響を小さくするため、全ての元素に同じ拡散係数を与える評価とした。すなわち、De モデルを用いたケースでは、従来通りの設定である「 $De=5.37 \times 10^{-10} \cdot \phi_{\text{tra}}$ 」⁽¹⁸⁾を与えた。ここで、 ϕ_{tra} は物質移動毛細管間隙率である。一方、Da モデルを用いたケースでは、「 $Da=De/\phi_{\text{tra}}$ 」、「 $C_{b,c} = \alpha_c \cdot c_l$ 」の関係が成り立つとし、「 $Da=5.37 \times 10^{-10}$ 」、「 $\alpha_c=0.019$ (ϕ_{tra} の初期値)」とした。ここで、 $C_{b,c}$ はセメント系材料側における境界濃度、 α_c はセメント系材料側における保持因子である。

また、地球化学反応解析では、モンモリロナイトと Quartz 以外の鉱物の変質は瞬時平衡によるものとした。本解析で使用したベントナイト変質モデル、Quartz 溶解速度モデルを式(2.2-33)、式(2.2-34)にそれぞれ示す。また、瞬時平衡計算では、Spron-JNC⁽⁵⁰⁾をベースとし、CSH ゲルについては A. Atkinson⁽⁵¹⁾によるデータを考慮した熱力学データベースを使用した。

- ・モンモリロナイトの溶解速度式

$$R_A = 3500 (a_{\text{OH}^-})^{1.4} e^{-51000/RT} \quad (2.2-33)$$

R_A : 溶解速度(kg m⁻³ s⁻¹)

a_{OH^-} : OH活量(mol dm⁻³)

T : 温度(K)

R : 気体定数(8.314 Jmol⁻¹ K⁻¹)

・ Quartz の溶解速度式

$$R = k A (a_{\text{H}^+})^n (1 - Q/K) \quad (2.2-34)$$

$\log k$: quartz の速度定数 (mol/m²/s)

A : quartz の表面積 (m²/m³)

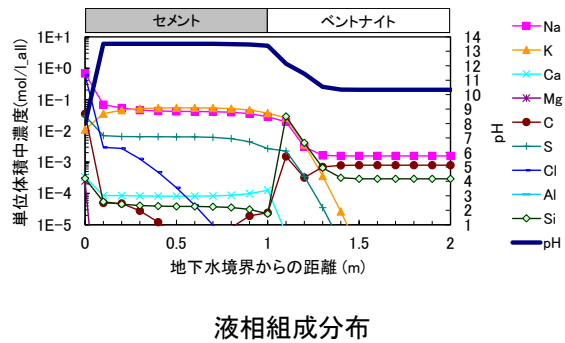
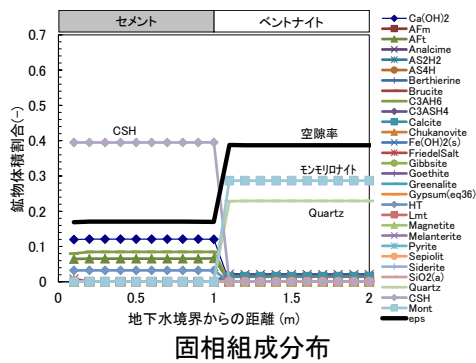
a_{H^+} : H⁺ の活量

n : 定数 (-)

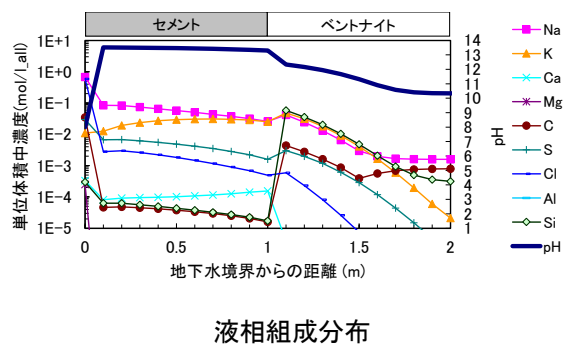
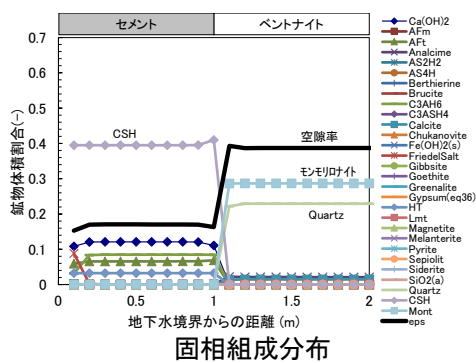
Q/K : quartz の飽和指数 (Q : イオン活量積、 K : 平衡定数)

1,000 年間の解析を行った結果、De モデルを用いたケースでは一連の物質移行-変質連成解析が不具合なく実行された (図 2.2-21 参照)。また、その評価結果については、セメント側からベントナイト側へアルカリ成分 (OH⁻) が徐々に移行するとともに、境界付近のセメント側では CHS の増加及び間隙率の減少、ベントナイト側では Quartz やモンモリロナイトの溶解及び間隙率の増大等が確認され、上述した想定される主な現象と調和的な結果となった。なお、100 年後以降にセメント側の「地下水境界からの距離 0.5m」付近で間隙率が低下したのは、エトリンガイト (AFt) が溶解しフリーデル氏塩が生成したことに起因するものと考えられる。

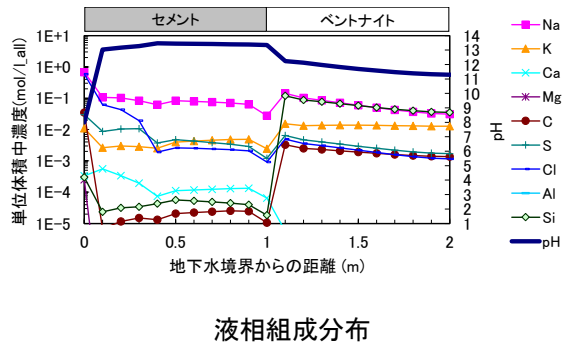
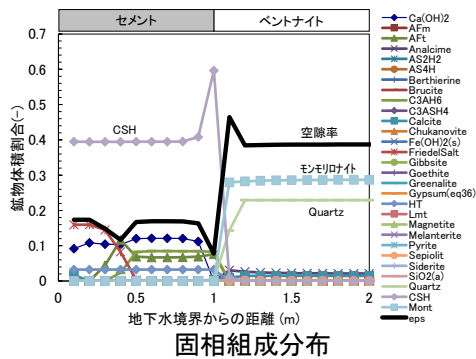
一方、Da モデルを用いたケースでは移行計算後の電荷バランス調整計算、または地球化学的反応解析を行っている最中に収束エラーが出てしまい、計算することが出来なかった。これは、本計算ではセメント-ベントナイト境界に元素固有の α_b を設定したが、その条件によってはベントナイト側の境界部分において、あまりに大きな組成変化が起こってしまい、PHREEQC を用いた地球化学反応計算が収束しなかった可能性が考えられる。その確認として、 $\alpha_c=1$ 、 $\alpha_b=1$ として Da モデルを用いた計算を行ってみたところ、図 2.2-22 に示す通り、1,000 年後まで実行される結果となったことから当該条件では改良したコードが正常に動作することは確認できた。なお、図 2.2-22 で 1,000 年後のベントナイト系人工バリア中の pH が全領域で酸性となったのは、Da 値が大きな陰イオン (特に Cl⁻) に対して、陰イオン排除効果を考慮せずに ($\alpha_b=1$ として) pH で電荷バランスを調整したことが原因と考えられる。



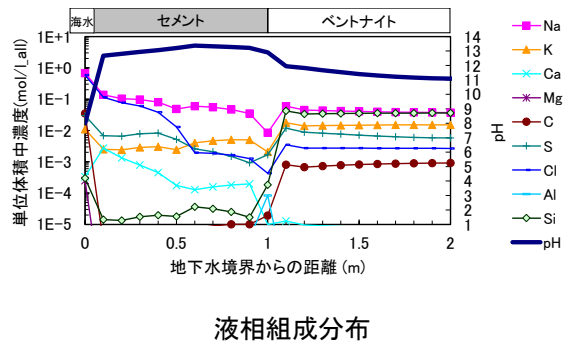
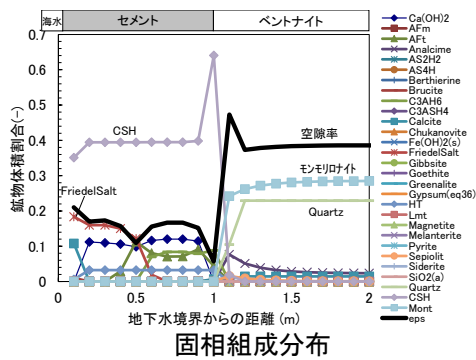
1年後



10年後

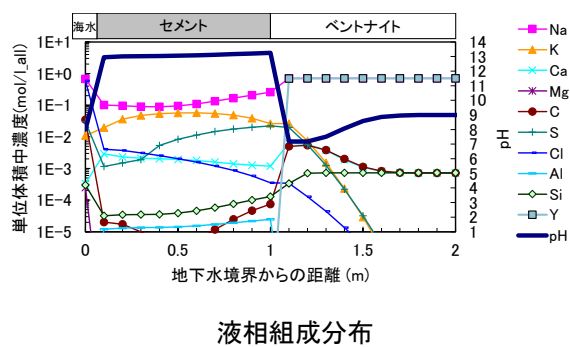
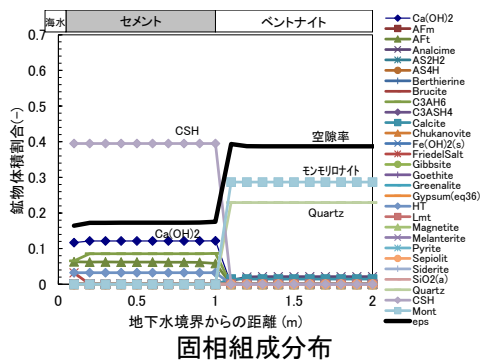


100年後

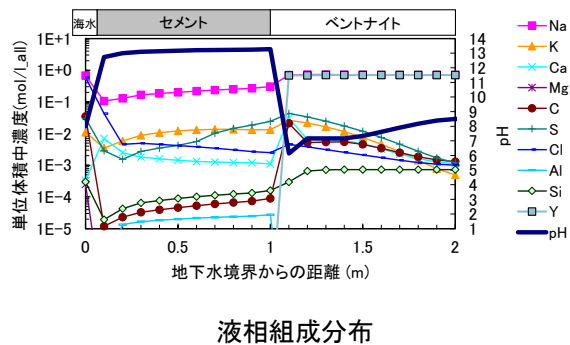
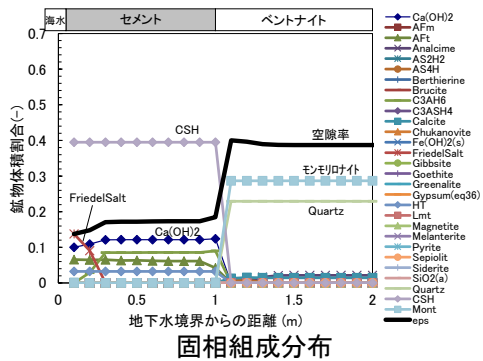


1,000年後

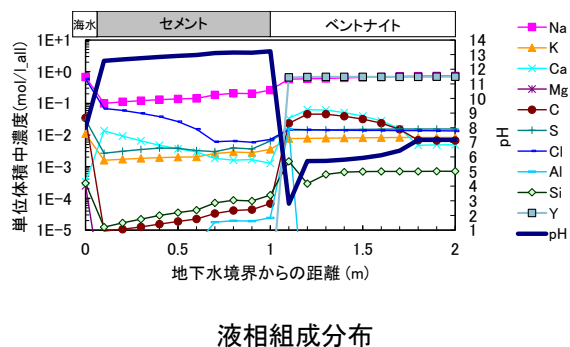
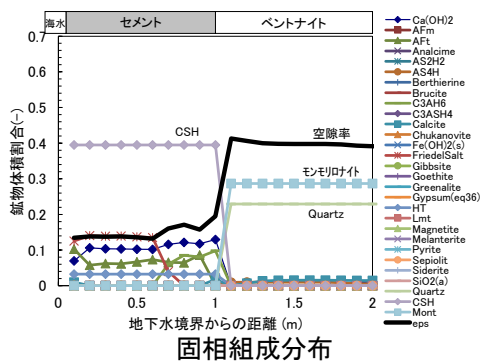
図 2.2-21 解析結果 (De モデルを用いたケース)



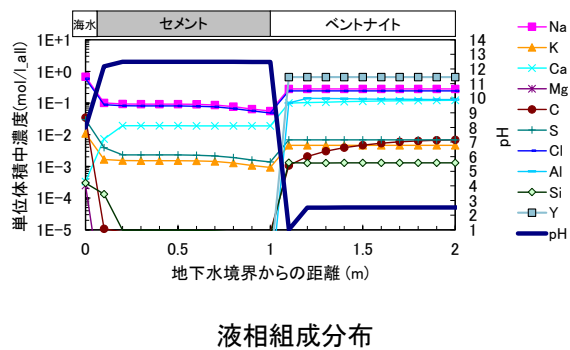
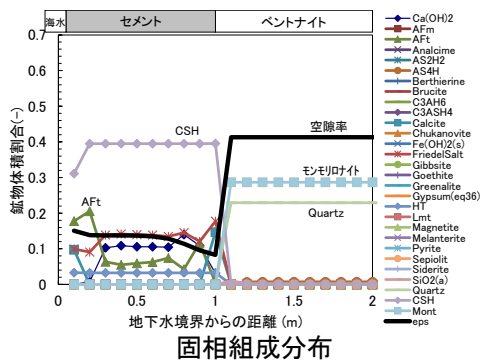
1年後



10年後



100年後



1,000年後

図 2.2-22 解析結果 (Da モデルを用いたケース、 $\alpha_c=1$, $\alpha_b=1$ とした場合)

(4) 解析結果を踏まえた De モデル及び Da モデルの適用性に係る検討

上述のセメント系人工バリアとベントナイト系人工バリアが接した系を想定した物質移行-変質連成解析結果から De モデル及び Da モデルの適用性等について検討した。

De モデルを用いたケースの解析では、想定される主な現象が再現される結果となり、現段階では当該変質評価に適用できる可能性が示された。しかしながら、上述したように現在の De モデルでは、全てのイオン種に対して同一の De を設定していること、収着や陰イオン排除効果等が含まれていないこと等から、当該変質評価への適用性については、これらの影響を含めた上で再度判断する必要がある。

一方、Da モデルを用いた解析においては、 α_b の設定によっては地球化学反応計算時に収束しない現象が確認された。この原因として、ベントナイト側の境界部分において、計算上で大きな組成変化が生じたことが推察されることから、適用に当たっては計算メッシュ幅や α の設定の見直しが必要であることが示唆された。また、境界における移行計算方法についても再検討する必要があるかもしれない。例えば、境界部における物質移行を濃度勾配による拡散で評価するのではなく、陽イオン交換考慮した分配平衡のみで評価すること等が考えられる。

また、上述した「境界部において地球化学反応計算が収束しない」という問題は、Da モデルだけではなく、De モデルに収着や陰イオン排除効果を導入した際にも起こるかもしれない。そのため、当該変質評価における拡散モデルの妥当性確認では、境界部における濃度変化を適切に評価できるということも重要な確認事項であると考えられる。さらに、本年度のコード改良では、Da 値、Kd 値及び ε_{eff} 値の設定は定数のみとしたが、将来的には密度依存性やイオン強度依存性等を考慮した定式化を図り、移行評価に反映させることが重要である。

2.2.6 まとめ

ベントナイト系人工バリアの長期性能評価の妥当性を判断するために必要な科学的・技術的知見を蓄積する観点から、当該人工バリアの変質評価における拡散評価にまずは着目し、その評価モデルの適用性に係る検討を実施することとした。

上記検討に先立ち、これまでに整備してきた MC-BUFFER において考慮している現象と考慮していない現象の整理を行った。その上で、ベントナイト系人工バリアの変質現象（そのメカニズムも含む）、それに伴うバリア機能の変化、当該変質評価における De モデルと Da モデルの特徴について整理するとともに、その適用性について検討した。その結果、De モデルについては、透過拡散試験結果から得られた De と Kd をセットで使用するとともに、これらパラメータに対するイオン強度依存性を考慮すること、一方、Da モデルについては、間隙水中濃度を明確に定義できる他バリア材との境界に対し、保持因子 α を与え、ベントナイト側の濃度を単位体積当たりの濃度に変換すること、及び Da の密度依存性を考慮することを実施し、それらがモデル・パラメータに適切に取り込むことが出来れば当該変質評価に適用可能であると考えられた。

また、当該変質評価において Da モデルを使用する場合に必要な各イオン種に対する Da データセットを整備するため、種々のイオン強度条件でカリウムの拡散試験を実施し、その Da 値が $3 \times 10^{-11} \text{ m}^2/\text{s}$ 程度であることを示すとともに、自由水中の拡散係数に対する Da の依存性等について検討し、これまでに Da データが得られていない主要な元素の Da 値を推定し、Da データセットの更新を行った。

さらに、これまで物質移行-変質連成解析コード (MC-BUFFER) へ導入してきた Da モデル

の構成則について整理するとともに、Da モデルを導入した当該コードを用いて塩水系地下水を想定したセメント系人工バリアからベントナイト系人工バリアへの物質移行を評価できるように、境界部分の濃度変換に保持因子を考慮した改良を行った。改良したコード及び上記で更新した Da データセットを用いてセメントとベントナイトが接した系を想定した解析を、De モデル及び Da モデルを用いて実施し、改良コードの動作確認、課題の抽出、及び両モデルの適用性等についての検討を行った。その結果、De モデルを用いたケースではセメント側からベントナイト側へのアルカリ成分 (OH⁻) の移行等、想定される事象を示したが、当該解析では収着や陰イオン排除効果等が含まれていないため、その適用性については、これらの影響を含めた上で判断する必要があることとした。一方、Da モデルを用いたケースでは、保持因子の設定値によっては地球化学反応計算時に収束しない現象が確認された。この原因としては、ベントナイト側の境界部分において、あまりに大きな組成変化が起こった可能性が考えられ、今後、メッシュ幅や α_b の設定の見直し、及び境界部における移行計算方法について再検討が必要であることが示唆された。

2.3 セメント系人工バリアの長期性能評価に係る技術的知見の整備

2.3.1 背景と目的

中深度処分を対象とした「炉内等廃棄物の埋設に係る規制の考え方について」（平成 28 年 8 月原子力規制委員会決定）（以下「規制の考え方」という。）では、リスク低減の観点から人工バリアの中でできるだけ多くの放射性核種を減衰させ、人工バリアから天然バリアへの漏出を抑えることによって、生活圏への放射性核種の移行を遅らせることが適当であることから、人工バリアには、放射性核種の漏出抑制機能を求めている。具体的には、少なくとも廃止措置の開始までの期間（300～400 年）は、人工バリアによって廃棄物埋設地からの放射性核種の漏出を抑制することを要求している。

また、規制の考え方では、人工バリアから漏出した放射性核種の地下水等を介した生活圏への移行については、天然バリアによって抑制することを要求しており、その際、人工バリアからの放射性核種の漏出について評価することを求めている。

現在検討されている中深度処分施設概念（図 2.3-1）においては、「低拡散層」と呼ばれるセメント系人工バリアの使用が想定されている。

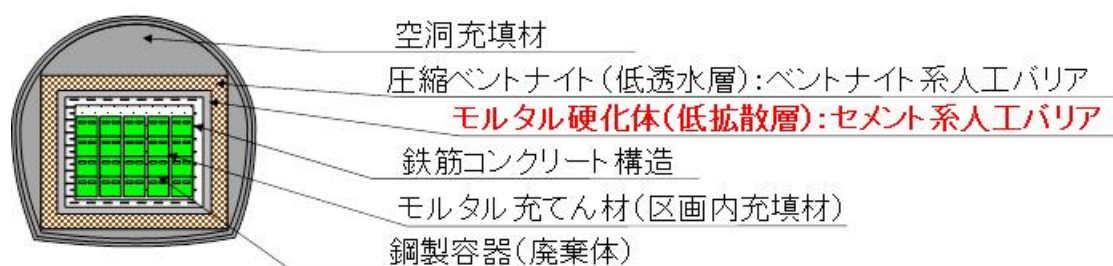


図 2.3-1 中深度処分における人工バリア等の概念図

セメント硬化体は多孔質媒体であることから、漏出抑制性能を評価する上では物質移行空間である細孔に着目する必要がある。この細孔は、材料設計、配合設計、施工（締固め、養生）により生成したセメント水和物の有する空間の形態で決まり、水和進展のような内因的現象に加えて、地下水との反応やベントナイト系人工バリア材などの隣接材料との反応といった外因的現象によっても細孔構造が変遷する可能性がある。

したがって、セメント系人工バリアの物質移行特性に係る長期的な性能を評価する上では、使用材料や配合等の材料設計に加えて養生方法や維持管理方法を含む施工が、セメント硬化体の細孔構造や細孔壁を構成する主たるセメント水和物であるケイ酸カルシウム水和物（C-S-H）の結晶構造（C-S-H は結晶性に乏しい物質であることから、ここでは「C-S-H ゲル構造」と呼ぶ。以下同様。）の長期安定性、すなわち初期状態（ここで「初期状態」とは、一般的にセメントの強度が概ね発現することが知られている材齢 1～3 か月程度の状態をいう。以下同様。）及び水和に伴う変遷（数年、数十年及びそれ以降の長期）に及ぼす影響についての知見が必要である。

そこで、以下の①～④に関する既往研究の調査を行った。なお、物質移行空間は、細孔の他に骨材遷移帯、ひび割れ、初期欠陥、劣化空間等が存在するが、ここでは細孔に着目して調査した。その他、セメント硬化体の細孔中における核種移行に影響を及ぼす核種収着性に関する既往研究と、長期経過したセメント構造物の観察に係る既往研究についても調査した。主な文

献の概要等を別表 2.3-1 に示す。

- ①セメント硬化体の物質移行空間と細孔構造の形成について
- ②使用材料及び配合と細孔構造の関係
- ③施工による影響について
- ④細孔構造や C-S-H ゲル構造の計測と評価
- ⑤その他（核種収着性及び長期経過したセメント構造物の観察）

さらに、セメント硬化体中の物質移動に関する評価モデルで構成される既往の計算コードについて調査した。

これらの調査結果を踏まえて、300年を超えるセメント硬化体の長期性能評価を行う上での課題を整理するとともに、これらセメント硬化体の長期安定性に関する既往の研究成果等をコンクリートの長期性能評価に適用する際の課題についても整理した。

2.3.2 既往研究の調査

① セメント硬化体の物質移行空間と細孔構造の形成について

セメント硬化体中の空隙は、社会基盤の土木建築分野では物質が移行する連行空隙と物質移行に寄与しない独立空隙に大別できる。前者は、セメント水和物のゲル空隙や層間空隙、また、振動締固めによる毛細管空隙の形成などがこれに当たる。一方、後者は練混ぜを効率的に行うための空隙であり、エントラップドエアと空気連行剤（Air Entraining Agent ; AE 剤）を使用した場合に連行導入されるエントレインドエアがある（Mehta, 1986）⁽⁵²⁾。これらの空隙及び大きさは、図 1 に示すよう 1 nm レベルから 10⁷ nm レベルまで 7 桁も差があり、細孔径の小さい順にゲル空隙及び C-S-H 層間の結晶内空隙、毛細管空隙、エントレインドエア、エントラップドエアの 4 段階に分類している。セメント硬化体中において、放射性核種は連行した空隙（以下「物質移行空隙」という。）を介して移行することから、毛細管空隙及びゲル空隙並びに C-S-H 層間の空隙（以下「ゲル空隙等」という。）に着目することが重要と考えられる。

一方、Mindess et al. (2002)⁽⁵³⁾は、セメント化学として、セメント硬化体中に形成される細孔及びその細孔径、並びにそれぞれの細孔の特性について表 2.3-1 のように整理している。表 2.3-1 には上述のゲル空隙等と毛細管空隙の範囲も併せて示した。表 2.3-1 より、「micro pore」、「small capillary」及び「medium pore」は、固相の表面張力が大きく、これらの細孔中の水（以下「間隙水」という。）は、バルクの水と近い特性を有する「large pore」や「medium pore」中の水とは異なる特性を有していると考えられる。このような間隙水が存在する

「micro pore」、「small capillary」及び「medium pore」は、国際純正・応用化学連合（International Union of Pure and Applied Chemistry; IUPAC）による分類ではメソスケール（2～50 nm）と呼ばれる細孔径の空隙に相当する⁽⁵⁴⁾。図 2.3-2 に、Jennings (2008)⁽⁵⁵⁾によって提唱された C-S-H のメソスケールの空隙（以下「メソ空隙」という。）のイメージを示す。

このように、特にメソ空隙の割合が多いセメント硬化体の場合は、その細孔構造が、物質移行に対して物理的影響に加えて化学的影響も与える可能性があるため、セメント硬化体中における核種の収着特性を評価する際には、固相だけでなく間隙水の特性についても考慮する必要がある。

これまでに提唱されているメソ空隙構造のモデルと分析手法を表 2.3-2 に示す。

表 2.3-1 セメント硬化体に形成される細孔の径及び特性

Pore	Diameter	Role	Properties affected
Inter layer	<0.5 nm	Structural water involved in bonding	Shrinkage, creep at all RH
Micro pore	0.5-2.5 nm	Strongly adsorbed water; no menisci form	
Small capillary	2.5-10 nm	Strong surface tension forces generated	Shrinkage between 50-80%RH
Medium pore	10-50 nm	Moderate surface tension forces generated	Strength, Permeability, Shrinkage at >80%RH
Large pore	50 nm-10 μ m	Behave as bulk water	Strength, Permeability
Entrained air	0.1-1 mm		Strength

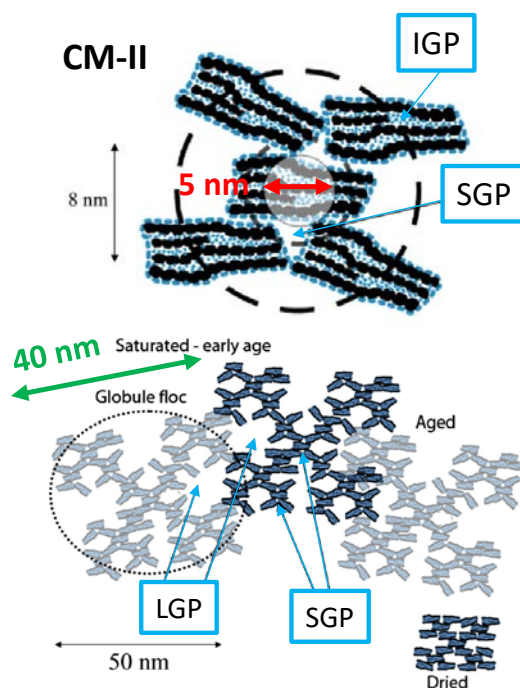


図 2.3-2 Jennings (2008)による C-S-H のメソ空隙のイメージ

表 2.3-2 メソ空隙構造のモデルと分析手法

著者	分析手法	対象、ねらい
Allen et al. (1987) ⁽⁵⁶⁾ Philos.Mag. B	SANS (小角中性子散乱)	C-S-H 粒子 (“Globule”) と凝集体 (Globule Floc) の大きさ
Jennings (2000) ⁽⁵⁷⁾ Cem.Con.Res. Colloid Model-I	SANS, SAXS (小角 X 線散乱), NMR, ガス吸着 (N ₂ , H ₂ O など)	“Globule”の比表面積
Jennings (2008) ⁽⁴⁾ Cem.Con.Res. Colloid Model-II	SANS と SAXS の強度比	“Globule”の密度及び組成
	ガス吸着 (H ₂ O, N ₂)	メソスケール空隙の再定義
Jennings et al. (2015) ⁽⁵⁸⁾ Cem.Con.Res.	水蒸気吸着	各空隙のサイズについて、吸着等温線と照らして再検討

②使用材料及び配合と細孔構造の関係

現在検討されている中深度処分セメント系人工バリア (低拡散層) のセメント材料及び配合の一例⁽⁵⁹⁾を表 2.3-3 に示す。低拡散層の候補材はフライアッシュセメントであり、膨張材等の無機混和材料や化学混和剤等も含まれている。ここで膨張材とは、一般的にセメント硬化体の収縮 (自己収縮や乾燥収縮) による初期ひび割れの発生を抑制するために使用されるものであり、高性能 AE 減水剤とは、モルタルやコンクリートの充填性 (流動性) の向上や、水セメント比 (W/C) の低減による耐久性向上のために使用されるセメント分散剤の一種である。

表 2.3-3 検討されている低拡散層の材料及び配合の例^{*4}

W/C 比	W/B 比	単位量(kg/m ³)							
		W	粉体 B				化学混和剤		骨材
			セメント	混和材料		石灰石微粉末	高性能 AE 減水剤	空気量調整剤	細骨材
			セメント	ポズラン物質	膨張材	石灰石微粉末	高性能 AE 減水剤	空気量調整剤	細骨材
	水		低熱ポルトランドセメント ^{*5}	フライアッシュ ^{*6}	^{*7}	^{*8}	^{*9}	^{*10}	^{*11}
0.68	0.45	230	338	153	20	307			1279

^{*4} 「上部低拡散材」配合より

^{*5} 太平洋セメント社大船渡産、密度 3.22 g/cm³、比表面積 3,490 cm²/g

^{*6} フライアッシュ II 種 (東北発電工業)、密度 2.24 g/cm³、比表面積 3,800 cm²/g

^{*7} 改良型ハイパーエクспан (太平洋マテリアル)、密度 3.04 g/cm³

^{*8} 宮城石灰工業製、密度 2.70 g/cm³、比表面積 5,140 cm²/g

^{*9} マイティ 3000H (花王) : カルボキシル基含有ポリエーテル系化合物

^{*10} フライアッシュ用空気量調整剤 マイクロエア 404(エヌエムビー): ポリアルキレングリコール誘導体

^{*11} 石灰砕砂 (八戸松館産)、密度 2.66 g/cm³、粗粒率 FM 2.70

②-1 フライアッシュ

Si 及び Al を主成分とするフライアッシュは、セメントから溶脱した Ca との水和反応（以下「ポズラン反応」という。）によって Ca-Si 系又は Ca-Al 系水和物を生成する。

山本ら(2006)⁽⁶⁰⁾及び(2008)⁽⁶¹⁾は、拡散場を模擬した浸漬法による促進溶脱試験を行い、初期の水和物組織に形成される孔径 20~200 nm 程度の毛細管空隙量が多くその空隙径が大きいほど CH 変質フロントの進行速度が高まることや、フライアッシュセメントにおいては CH の消費と空隙充填による組織の緻密化をもたらすポズラン反応が生じるため、CH 変質フロントの進行速度が非常に小さくなることを確認している。さらに山本ら(2010)⁽⁶²⁾は、OPC 硬化体では CH 変質フロントに後続する形で C-S-H 変質フロントが形成されるのに対し、フライアッシュセメント硬化体では CH の変質フロントの進行が遅く、C-S-H 変質フロントと共存することを確認している。このように、フライアッシュセメントの CH 変質フロントの進行が遅くなることについては、半井ら(2005)⁽⁶³⁾も、カルシウム溶脱現象のモデルを熱力学連成解析システム (DuCOM) へ組み込んだ解析に基づいて指摘している。

また、フライアッシュを混和した硬化体が緻密になることに関して、例えば Mehta (1981)⁽⁶⁴⁾や Mehta & Gjørsv (1982)⁽⁶⁵⁾は、フライアッシュのポズラン反応に伴い、細孔径が 100 nm よりも大きな細孔の量が減少すると共に 100 nm 以下の細孔量は増加することを示している。小早川ら(2001)⁽⁶⁶⁾は、フライアッシュのポズラン反応の進行に伴い、細孔径 3-10 nm の微細な細孔量が多くなるとともに細孔径 10-50 nm の細孔量が減少することを示している。

なお、フライアッシュのポズラン反応は、フライアッシュからの Si 等の溶脱が Na 及び K 等のアルカリ金属による影響を受けることから水和初期には起きにくい。また、養生温度等による影響も大きく、例えば佐藤ら(2017)⁽⁶⁷⁾は、60°C の条件下であってもフライアッシュの反応率は材齢約 180 日で 30% 程度であることを報告している。

須田ら(2014)⁽⁶⁸⁾は、合成 C-S-H 及びエーライト (C₃S) 水和試料を用いた実験結果に基づき、C-S-H の Ca/Si 比が低下するとゲル空隙の量が増加することを報告しており、これは Ca/Si 比の低下によって C-S-H の比表面積が増加するためと指摘している。さらに須藤ら(2017)⁽⁶⁹⁾は Ca/Si 比の低下による C-S-H の凝集構造の変化から、フライアッシュ等の混和材の利用がセメント硬化体中の物質移行の抑制に有効であることを指摘している。

千田ら(2011)⁽⁷⁰⁾による水銀圧入法 (MIP) を用いた普通ポルトランドセメント (OPC) ※¹²とフライアッシュセメント※¹³の硬化体の細孔径分布の測定結果によると、OPC の細孔径が主として 30 nm 付近に分布しているのに対し、フライアッシュセメントの細孔径の大部分は 5 nm 以下であり 10 nm 以上にはほとんど分布していない。

また、安田ら(2002)⁽⁷¹⁾は、モルタルからのカルシウム溶脱による空隙率の増加を再現するために、水/結合材比 (W/B) を変化させたモルタル供試体により透水試験及び拡散試験を行っている。その結果、MIP で測定した供試体は、貧配合による全空隙率の増加に伴い透水係数やトリチウムの実効拡散係数 (De) が増加することや、セメントの一部をフライアッシュ

(JIS I 種) で置換 (10-30%) したフライアッシュ混合セメントにすることで、トリチウムの De が一桁以上小さくなることを指摘している。

※¹² 水セメント比 (W/C) = 0.35

※¹³ 低熱セメント：碧南火力発電所 II 種フライアッシュ=7:3、水セメント比=0.35、FA 反応率=～30%

以上を踏まえると、フライアッシュを混和することによる物質移行特性の観点での主な効果として、物質移行空間の緻密化が挙げられる。フライアッシュは、セメントに比べ比表面積が大きく、いわゆる微粉であることから、セメント粉体の空間を真詰する細密充填できる点に加え、ポズラン反応により CSH 等の細密水和物を形成する化学的効果が期待できる。このようにセメント材料の設計及び配合設計によりセメント硬化体の緻密度は大きく変化することから、性能評価するに当たっては、こうした材料設計等を評価することが必要である。

②-2 膨張材

膨張材の混和率とセメント硬化体の細孔構造との関係について、盛岡ら(1998)⁽⁷²⁾は、膨張材混和率が高くなるほどセメント硬化体の積算空隙量が大きくなることや、0.1～数 μm 程度の毛細管空隙が増大することを報告している。

また、盛岡ら(1999)⁽⁷³⁾は、膨張材を混和したセメント硬化体の空隙率は毛細管空隙の増加を伴い大きくなることから、膨張材水和物が毛細管空隙を形成しながら膨張現象をもたらすと推察している。

なお、膨張材は、セメント水和物の体積膨張による効果を狙ったものであるため、膨張材の組成や構造体としての外部拘束の有無等によりその膨張効果は変化するため、膨張材使用の場合は、こうした点を考慮した評価が必要となる。

②-3 有機化学混和剤

現行のコンクリートは、様々な混和材料を混和することが一般的となっていることから、練混ぜ効率化の観点で有機化学混和剤は必要不可欠な材料である。有機化学混和剤には、セメント粉体の界面活性作用を期待する減水剤、練混ぜ時の空砲によるボールベアリング効果を期待する AE 剤など目的に応じて添加される。近年では、高強度化に伴う粉体量の増加や高流動性、材料分離抑制などの施工要件に基づき高性能 AE 減水剤が一般的に用いられる傾向にある。

高性能 AE 減水剤がセメント硬化体の細孔構造や C-S-H ゲル構造へ及ぼす影響に関して、坂井ら(2003)⁽⁷⁴⁾は、リグニンスルホン酸塩及びナフタレン系分散剤を添加したセメント硬化体が材齢 28 日以降において同様な細孔構造を示すものの、ポリカルボン酸系分散剤を添加した場合に比べて 0.1 μm 以上の空隙が多く存在していることを確認している。さらに、ペースト粘度が等しい場合であってもセメント硬化後の細孔構造が変化していることから、ペーストの流動性に関連する自由水や拘束水量は同じと想定される場合でも、分散剤の分散機構の相違により凝集構造が変化していると推定している。

杉山ら(2002)⁽⁷⁵⁾は、特にポリカルボン酸系分散剤を添加すると、無添加の場合と比較して細孔分布は類似しているにもかかわらず、その構造は全く異なったものとなることを報告している。これは、混和剤を添加しない場合は分散が不十分なためにセメント粒子が凝集し一体化し緻密化しているのに対し、ポリカルボン酸系分散剤を使用することで 1 次粒子まで分散し、さらに微細な針状結晶（エトリンガイト系水和物）が多量に生成することにより緻密化したことが原因としている。

②-4 その他

表 2.3-3 に示した混和材料のうち、石灰石微粉末は一般に高流動化を実現するために材料分離抑制のために混和される。特に若材齢において圧縮強度の上昇に寄与することが知られてい

るが⁽⁷⁶⁾、水和不活性とされている⁽⁷⁷⁾。一方、石灰石微粉末を添加すると硬化体の Ca/Si 比は見かけ上上昇するが、この Ca/Si 比によりセメント特性の評価を行う場合には、水和に寄与しない鉱物であることから、硬化体中に生成する C-S-H の組成の評価に必ずしも反映されないことについて留意が必要と考える。

③施工による影響について

石垣ら(2012)⁽⁷⁸⁾は、コンクリートの打込み時に発生する材料分離現象であるブリーディングが発生したセメント硬化体の細孔構造について、電子顕微鏡と低温示差走査型熱量計を用いて定量的に評価し、細孔構造の特性を電気伝導度から検討している。その結果、ブリーディングによって打設方向上部にかけて増加する空隙は毛細管空隙であり、それ以下の径の空隙形成にはほとんど影響を及ぼさないことを明らかにしている。ただし、ブリーディングは、締め固め時の水の動きに大きく影響するため、毛細管空隙の形成や打設方向などの施工条件によって影響を受けることを示している。

養生条件に関して、黒澤ら(2011)⁽⁷⁹⁾は、測定前試料を乾燥させない手法を用いて、乾湿繰り返しや乾燥による硬化セメントペースト中の C-S-H ゲル構造の変化を調べている。示差走査型熱量計 (DSC) を用いたサーモポロメトリーの解析結果から、乾湿繰り返しや乾燥により直径数 nm~10 nm の細孔量が減少し、10~100 nm の細孔量が増加することを報告している。さらに、²⁹Si MAS-NMR の結果から、水中養生試料に比べて乾湿繰り返しや乾燥を行った試料ではシリケートアニオン鎖の平均鎖長の伸展が確認されている。この原因として、乾燥による脱水でシリケートアニオンが縮重合し、それに伴う Globule (C-S-H 粒子) の層間の緻密化によって C-S-H ゲル構造が変化した可能性を指摘している。

Doyeon ら(2003)⁽⁸⁰⁾は、W/C 比 50% のコンクリート試験体を用いて、水中養生 (20℃)、気中養生 (20℃、60%)、封緘養生 (20%) を 28 日間実施し、28 日目におけるコンクリート深さごとの細孔構造を調べている。その結果、養生条件によってコンクリート中の細孔構造が異なっていることや、水中養生では深さにかかわらず均一な空隙構造が形成されているのに対し、封緘養生では若干、気中養生では比較的大きな深さ方向の細孔構造の不均一性が確認されている。

④細孔構造や C-S-H ゲル構造の計測と評価

ここでは主にセメント硬化体の細孔及び細孔壁を構成する C-S-H ゲル構造を計測・評価するための方法について整理した。

④-1 セメント硬化体の細孔構造の計測及び評価方法

空隙直径 100 μm 程度までのエントレインドエアレベルの空隙については、光学顕微鏡法 (修正ポイントカウント法、リニアトラバース法、画像処理法)、それ以下の空隙直径レベルでは、水銀圧入式ポロシメーター法 (MIP) (対象: 400 μm~30 Å) や水蒸気又は窒素吸着法 (BET) (対象: 0.2 μm~2.5 Å) による分析の対象となる。

このうちメソ空隙の分析を対象としている MIP 法と BET 法の測定原理及び問題点を表 2.3-4 及び表 2.3-5 に示す。

表 2.3-4 MIP の測定原理及び問題点

測定原理	<p>水銀は表面張力が大きいため、対象試料の微細空隙中に入ることはないが、圧力をかけることで、細孔に圧入される。その特性を用いて、段階的に圧力を増加させ、各段階で圧入された細孔量を測定することで細孔径分布を求めることができる。(土木学会 353 委員会成果報告書 2018)⁽⁸¹⁾</p>
問題点	<ul style="list-style-type: none"> ・ 試料の前処理方法によって得られる結果が異なるため、絶対評価には向かない。同条件（前処理方法、試料サイズなど）で測定した場合、再現性が高いため、相対評価は可能。(土木学会 353 委員会成果報告書 2018) ・ 測定は 3 nm～500 μm 程度の広範囲を測定可能であるが、3 nm 以下の測定ができない。必要に応じてガス吸着法と合わせて測定した方がよい。(土木学会 353 委員会成果報告書 2018) ・ 測定に際し、試料を乾燥させる必要があるが、適度の乾燥を施した場合、水和物の変質し、細孔量が増加するため、乾燥条件には留意する必要がある。(土木学会 353 委員会成果報告書 2018) ・ 骨材を除くため、遷移帯の情報を得ることができない。(土木学会 353 委員会成果報告書 2018) ・ 円筒形の細孔を仮定して細孔径分布を導出するが、インクボトル型の空隙によってヒステリシスが生じる。(Lowell, et al.1981)⁽⁸²⁾ ・ 脆弱な試験体の場合の測定時の圧入圧による組織破壊や、インクボトル効果によって空隙量を過大に評価している可能性がある。(湊 2011⁽⁸³⁾、黒澤ら 2011、永谷ら 2011⁽⁸⁴⁾) ・ 測定前に試料を乾燥させなければならない。(黒澤ら 2011)

表 2.3-5 BET の測定原理及び問題点

測定原理	<ul style="list-style-type: none"> ・ 粉体粒子の表面に吸着占有面積が既知のガス分子を吸着させ、その量から試料の比表面積を求める。(土木学会 353 委員会成果報告書 2018) ・ さらに、試料表面にガス分子が何層も吸着していくうちに、細孔中にガス分子が凝縮し気体から液体に変化する。凝縮が生じたときの圧力値は、細孔の大きさと相関があること、ガス分子の吸着量の伸びは細孔の内容積に比例することを利用して細孔分布を求める。(土木学会 353 委員会成果報告書 2018)
問題点	<ul style="list-style-type: none"> ・ 吸脱着過程でヒステリシスが生じる。(セメント協会 2018) ・ 解析には毛管凝縮のモデルが必要。(セメント協会 2018) ・ 測定前に試料を乾燥させなければならない。(黒澤ら 2011)

④ー2 セメント硬化体の C-S-H ゲル構造の計測及び評価方法

セメント水和物のうち 40～60 %の体積を占める C-S-H は非晶質が多くを占めるが、C-S-H の生成情報として、シリカ成分が形成する "Si-O-Si" というシロキサン結合の結合状態を測定するシリケートアニオンの形態分析を行う手法がある。現在、シリケートアニオンの形態分析において主流となっている ^{29}Si -固体高分解能核磁気共鳴 (NMR スペクトル)法及びトリメチルシリル誘導体化法(TMS 法)がある。

このうち NMR スペクトル法及び TMS 法の測定原理及び問題点を表 2.3-6 及び表 2.3-7 に示す。TMS と NMR はいずれも C-S-H の結晶構造のうちケイ酸の鎖長を調べるための分析方法として用いられ、TMS は単量体、二量体、三量体等の C-S-H のケイ酸鎖長分布を測定することができる。これに対して ^{29}Si -NMR は、Si の化学結合状態として 0 配位 (Q0)、1 配位 (Q1)、2 配位 (Q2) 等の構造を示すシグナルを検出することができる。

表 2.3-6 NMR 法の測定原理及び問題点

測定原理	<p>原子核を静磁場の中に入れて核スピンの共鳴現象を観測することによって、測定対象の原子核の化学的環境を測定する。測定条件は液体と固体とに大別され、セメント系材料に対しては一般的に固体条件が用いられる。主に測定対象となる原子核は ^{29}Si、^{27}Al、^1H 等。(土木学会 353 委員会成果報告書 2018)</p>
問題点	<ul style="list-style-type: none"> ・全ての原子核が測定対象とはならない。例えば ^{40}Ca は核磁気共鳴を起こさない核であるため、同位体である ^{43}Ca が測定対象となるが、^{43}Ca は天然存在比が著しく低く強力なマグネットで長時間測定する必要がある。(土木学会 353 委員会成果報告書 2018) ・基本的にペーストを対象とした測定であるため、モルタルやコンクリートを対象とした場合には骨材に由来する信号が主に検出される可能性がある。モルタルやコンクリート中のペースト部の情報を得るためには、重液分離法などによってペーストのみを分離する必要がある。(土木学会 353 委員会成果報告書 2018)

表 2.3-7 TMS 法の測定原理及び問題点

測定原理	<p>シリケート（ケイ酸）を構成するシロキサン（$-\text{O}-\text{Si}-\text{O}-$）結合の鎖長は直接分析できないが、末端の金属イオンを加水分解し水酸基（$-\text{OH}$）にした上で、トリメチルシリル（TMS）基（$-\text{O}-\text{Si}-(\text{CH}_3)_3$）に変換することで有機物化できる。その際、元のシロキサン鎖の鎖長を保ったまま誘導体化できるため、クロマトグラフ等にて鎖長分布の直接定量が可能となる。(土木学会 353 委員会成果報告書 2018)</p>
問題点	<ul style="list-style-type: none"> ・TMS 誘導体の分子量より、ガスクロマトグラフでは 6 量体程度までが限界。これより長鎖タイプのは GPC（液体クロマトグラフ）により測定可能。(土木学会 353 委員会成果報告書 2018) ・単純鎖タイプのシリケートのみにしか対応できず、二重鎖タイプやシート状、3次元網目状のシリケートについては分析不可。よって、過度な炭酸化を受けたセメントや水中養生による過度な Ca 溶脱変性体については、部分的な情報しか得られない。(土木学会 353 委員会成果報告書 2018) ・TMS 誘導体化反応によって $\text{Al}-\text{O}-\text{Si}$ は切断されるため、Al の固溶によるものと水和進展によるものとの区別がつかない。

フライアッシュには Si の他に Al も含まれていることから、フライアッシュセメント硬化体中には C-S-H の他に C-A-S-H も生成する。NMR スペクトル法及び TMS 法によってフライアッシュセメント硬化体中の C-S-H や C-A-S-H の構造を調べようとした場合、TMS 誘導体化反応によって Al-O-Si は切断されるため、Al の固溶によるものと水和進展によるものとの区別がつかないという問題がある。例えば、図 2.3-3 のような場合、

- ・左図の状態でのモル分率：単量体= 1/3、2 量体 = 1/3、3 量体 = 1/3 で平均重合度は 2
- ・右図の状態でのモル分率：単量体= 1/4、2 量体 = 2/4、3 量体 = 1/4 で平均重合度は 2 となり、結果として左図と右図の状態での平均重合度は同じになる。

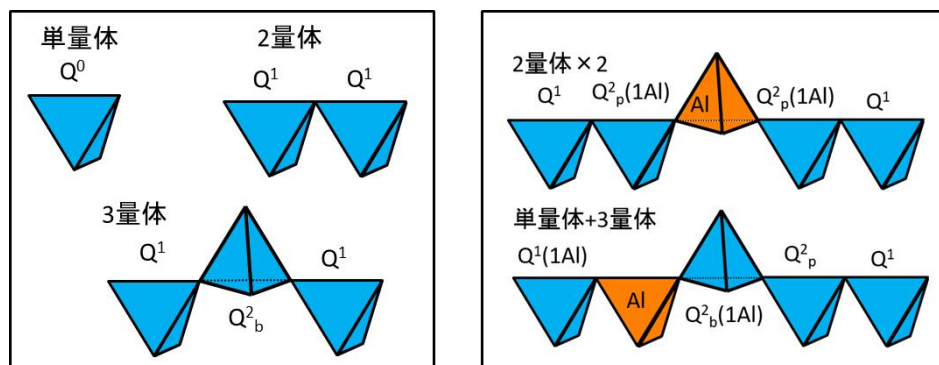


図 2.3-3 シリケートアニオン (SiO_4 四面体鎖) の鎖長分布のイメージ

実測例として、GEMS により CSH 生成量を同じにした配合により作製した 2 種類のセメント硬化体 (TC45 と TCFA51。表 2.3-8 にそれぞれの試料のセメント反応率や水和物の生成量等についての分析結果を示す) についての TMS による測定結果を表 2.3-9 に示す。このうち TC45 は、セメントの原材料に廃棄物起源を使用せず、かつ後添加としての不純物をできるだけ含まない純粋原材料のみを用いたセメントを W/B 比 45 % で練り混ぜ、20°C で養生したペースト供試体である。もう一方の硬化体 TCFA51 は、TC45 をベースに 30 mass % のフライアッシュを混和したものであり、熱力学的相平衡計算 GEMS (the Gibbs free energy minimization program) を用い、完全水和した状態での 4 種類の C-S-H (Ca/Si=2.25, 1.33, 1.25, 0.67) のトータルの体積 (vol.%) が理論上で TC45 と等しくなるように W/C 比を 51% に調整し、TC45 と同じ 20°C で養生したものである。

表 2.3-9 より、TMS での試験結果では、材齢 28 日と 91 日の TC45 を比較すると、材齢が長くなるに伴い単量体の割合が減少し、2 量体の割合が増大していることが分かる。セメントの反応率を調べた結果、TC45 のエーライト (C_3S) は材齢 28 日でほぼ 100 % 反応していたが、ビーライト (C_2S) の反応率は材齢 28 日で約 30%、材齢 91 日で約 50% であった。このことから、TC45 は材齢 28 日以降も水和反応が進展しており、これに伴い C-S-H の鎖長も伸展したことが推察される。

一方、TCFA51 については、TC45 で見られたような材齢に伴う鎖長の進展は表 2.3-9 からは認められない。これは、TCFA51 には C-S-H だけでなく有意な量の C-A-S-H が生成していると推察されるものの、フライアッシュのポゾラン反応が進展していないことからこれらのデータだけでは判断はできない。

そこで、TCFA51 について Si-NMR を用いて分析した結果を表 2.3-10 に示す。表 2.3-10 には、Si の化学結合状態に関する各配位のシグナル強度に加えて、これらシグナル強度と C-S-H の平均の鎖長 (mean chain length ; MCL) との関係式として Richardson (2014)⁽⁸⁵⁾ が提唱した式

2.3-1 から計算した C-(A)-S-H の MCL を併記している。

$$\text{MCL} = 2\{Q1 + Qp^2 + Qb^2 + 3/2Q^2(1Al)\}/Q^1 \quad (\text{式 2.3-1})$$

表 2.3-10 の結果から、TCFA51 の C-(A)-S-H の MCL が材齢に伴って伸展している傾向を確認することができる。式 2.3-1 は、single chain で、かつ一つの chain につき Q1 が 2 つなど、いくつかの条件が成立することを前提としているため、このような前提を理解した上で使用する必要があるが、NMR による測定を TMS 法と併用することは、C-(A)-S-H の構造を理解する上で有効と考える。

表 2.3-8 TC45 と TCFA51 についての各種反応率及び水和物生成量

材齢	TC45		TCFA51	
	28day	91day	28day	91day
C ₃ S 反応率	99.6	99.1	97.0	99.9
C ₂ S 反応率	33.2	48.1	46.7	60.3
セメント反応率	82.3	85.4	77.3	89.5
FA 反応率	—	—	3.65	19.3
C-S-H 生成量	55.1	56.3	37.9	45.9
CH 量	15.7	16.7	10.6	10.5

表 2.3-9 TMS による分析結果

mol%		単量体	2量体	3量体	4量体	5量体	6量体	平均重合度
TC45	28day	<u>33.2</u>	<u>50.5</u>	6.0	4.0	5.8	0.6	2.00
	91day	<u>10.7</u>	<u>74.3</u>	8.0	3.7	2.9	0.3	2.15
TCFA51	28day (FA 反応<5%)	<u>19.6</u>	<u>61.0</u>	7.1	4.7	6.9	0.7	2.20
	91day (FA 反応≒20%)	<u>23.4</u>	<u>65.3</u>	6.1	2.9	2.1	0.1	1.96

表 2.3-10 Si-NMR による分析結果

mol%		Q ¹	Q ² b(1Al)	Q ² p(1Al)	Q ² b	Q ² p	MCL
TCFA51	28day (FA 反応<5%)	35.2	8.2	19.3	10.8	26.5	<u>6.5</u>
	91day (FA 反応≒20%)	28.9	3.7	23.6	9.6	34.3	<u>7.9</u>

松井(2015)⁽⁸⁶⁾はセメント硬化体についての最新の分析技術を用いた解析例を紹介しており、その中で留意すべき点として以下のことを指摘している。

- ・ C-S-H のナノ構造は変化しやすく、その解析には十分注意を要する。
- ・ C-S-H の合成方法について、試薬からゾルゲル法で沈殿生成した C-S-H とセメントの水和時に生成する C-S-H は、その構造が本質的に異なることに注意を払う必要がある。例えば、試薬合成した C-S-H は、X 線回折において (002) 底面反射が認められることが多く合成時の pH によって層間距離も変化する。一方、セメントあるいは C₃S の水和から生成した C-S-H には底面反射に由来するピークが認められない。
- ・ したがって、過去の研究報告を検証する際には、分析対象とした C-S-H の合成方法や前処理などの実験方法を吟味することが重要である。

⑤その他

⑤-1 セメント硬化体の核種収着性

炉内等廃棄物の中深度処分における安全評価上で主要な核種の一つである C-14 のセメント系材料への収着に関連する知見として、野下ら(1997)⁽⁸⁷⁾は、バッチ法によるセメントへの無機 C-14 (CO₃²⁻) の Kd 測定試験を行い、C-14 はセメント構成成分である SiO₂ と CaO の反応生成物に静電的に吸着されることを指摘している。これは、マイナスに帯電した SiO⁻ が Ca²⁺ と反応し正に帯電した C-14 吸着サイト(SiO-Ca⁺) が生成されたことによるものとしている。Co-60 や Am-241 についても C-14 と同じくセメント中の SiO₂ と CaO の反応生成物に収着し、Cs-134 は陽イオンとしてセメント中の SiO⁻ に静電的に収着することを指摘している。

このように、セメント硬化体中の C-S-H 等の水和物で構成される空隙表面電位は、セメント硬化体中のイオンの収着に影響を及ぼす可能性がある。表面電位は直接測定することができないため、表面電位を近似的に表すことができるゼータ電位による評価が行われている。ゼータ電位は、物質の種類、共存溶液、溶液温度によって異なる値をとることが知られており、このうちセメント硬化体中における物質の種類とは各種水和物、共存溶液とは細孔中の溶液（以下「細孔溶液」という。）と考えることができる。

金沢ら(2012)⁽⁸⁸⁾は、細孔溶液組成、水和物の種類と生成量及び溶液温度がセメント硬化体に及ぼす影響について検討を行うとともに、硬化体の細孔溶液を抽出し、そのイオン組成を模擬した溶液中でセメント硬化体を構成する各種水和物のゼータ電位を測定し、セメント系硬化体中のゼータ電位の推定を試みている。その結果、溶液温度が変化すると各種水和物の溶解度が変化し、それに伴って溶液組成も変化することによってゼータ電位が変動することや、特に液相中の Ca²⁺濃度がセメント硬化体のゼータ電位に対して支配的な影響を及ぼすことを指摘している。

湊ら(2015)⁽⁸⁹⁾は、C-S-H や C-S-H に Al が固溶した C-A-S-H を合成し、Al の固溶が Cs の収着特性に与える影響について、核磁気共鳴 (NMR) 測定を用いた検討を行っている。その結果、Al が C-A-S-H 中の Si にブリッジングし、ブリッジングした Al は Cs を帯同することにより Cs の収着量が増加することや、C-S-H に Al が固溶することでゼータ電位がプラスとなることを指摘している。

⑤-2 長期経過したセメント構造物の観察

実在する長期間水に接していたコンクリート構造物の溶解変質状況を分析した研究として、横関ら(2002)⁽⁹⁰⁾は、34～104 年間地下水中又は水に接し、Ca の溶出作用を受けたコンクリートの実態調査と数値解析により溶出メカニズムや変質程度についての検討を行っている。34

年から 104 年経過した 9 種類の実構造物調査結果から、経過年数に伴い変質深さがほぼ直線的に増加し、CH については 100 年で数 10 mm 以下、C-S-H については 10 mm 以下であることが示されている。安田ら(2002)⁽²⁰⁾は、長期間水と接していたコンクリート構造物であるダムや水道設備、河川堰のコンクリートコア試料の CaO 濃度と空隙率についての調査結果から、Ca 溶出率の増加に伴いコンクリートの空隙率が線形に増加することを指摘している。

佐藤ら(1999)⁽⁹¹⁾は、30%フライアッシュ混合中庸熟ポルトランドセメントを用いて施工された材齢 34 年を経た池原ダムより採取したコンクリートの硬化体組織の解析と物性評価を行っている。コンクリート中のフライアッシュ粒子の内部には 5 μm 程度の反応層が形成され、ポゾラン反応の進行が著しく、CH はポゾラン反応によりほとんどが消費されていた。C-S-H の Ca/Si モル比は 1.2~1.6 であり、フライアッシュの反応率は約 70%と推定している。コンクリート中の径 50 nm 以上の空隙量は少なく、密実な硬化体を形成していたと報告している。

佐藤ら(1999)の報告の 5 年後に、小早川ら(2004)⁽⁹²⁾は同一ダムのコンクリートを用いてフライアッシュのポゾラン反応に着目した調査・実験を行い、再現実験における積算温度と反応率の関係及び EPMA によって定量した Ca/Si 元素モル比と反応率の関係より、材齢 34 年を経た池原ダム試料中のフライアッシュ反応率は 50 %強であると推定している。また、フライアッシュのポゾラン反応による水和生成物には、フライアッシュから溶出した Al 元素が取り込まれ、Ca/Al モル比が 8~10 付近の水和物 (C-A-S-H) が生成していることを EPMA による面分析の結果から示している。この水和生成物の Si/Ca モル比及び Al/Ca モル比は、反応率の増加とともに増大することが確認されている。

さらにその後、石川ら(2017)⁽⁹³⁾は、材齢 50 年を経た池原ダムの供試体から採取した試料中のフライアッシュの反応率が 57.4%であったことを報告しており、一般的なフライアッシュのガラス相の割合を仮定すると約 70~80%程度ポゾラン反応が進行しているものと推察している。また、重液分離後の浮遊物の熱重量分析の結果から、供試体中に CH はほとんど存在していないとしている。供試体から採取したモルタル部分には直径 20 nm 程度以下の微細な細孔しか存在しておらず、非常に緻密な細孔構造を有していることに加え、電気泳動法により得た塩化物イオンの De の平均値として $0.09\text{cm}^2/\text{year}$ ($2.85 \times 10^{-13} \text{m}^2/\text{s}$) という値を報告している。

関ら(2013)⁽⁹⁴⁾は、1913 年に建設された愛知県名古屋市の配水池躯体の無筋コンクリートの Ca 溶脱について分析調査を行っている。建設から 98 年経過した時点で水道水 (流水) と接していた配水池躯体表面 (隔壁) コンクリートの溶脱深さは 26 mm であり、建設から約 35 年外気に接した後、配水池全体が埋め戻されてからの約 63 年は地盤と接していた配水池躯体の側壁地盤側 (側壁) コンクリートの溶脱深さは 36 mm であった。大正初期のセメントの鉱物組成と炭酸化深さを考慮することで、溶脱による Ca の分布を解析により精度良く再現できることが示されている。

この他、供用後数十年程度以上経過したセメント構造物等に関する知見としては、小樽築港時の供試体や構造筒の調査などの 100 年程度経過した構造物に加えて、近代ポルトランドセメントとは異なるが数千年経過した、いわゆる“Roman コンクリート”に関するもの(例えば⁽⁹⁵⁾⁽⁹⁶⁾)が挙げられる。

2.3.3 評価モデルに関する調査

中深度処分におけるセメント系人工バリアの性能評価研究において、セメント系材料内での物質移動をモデル化し、長期間の核種移行を数値的に解析するシミュレーションによる手法は有効な手段の一つである。既往研究により、セメント系材料中での物質移動現象がモデル化さ

れ、いくつかの解析プログラムが示されている。ここでは①DuCOM、②LIFE D.N.A.、③MC-BUFFER を対象として調査した。

図 2.3-4 に①～③の各解析プログラムの物質移動に関するモデル化についてまとめた。また、各解析プログラムの対象範囲と適用元素について表 2.3-11 にまとめた。

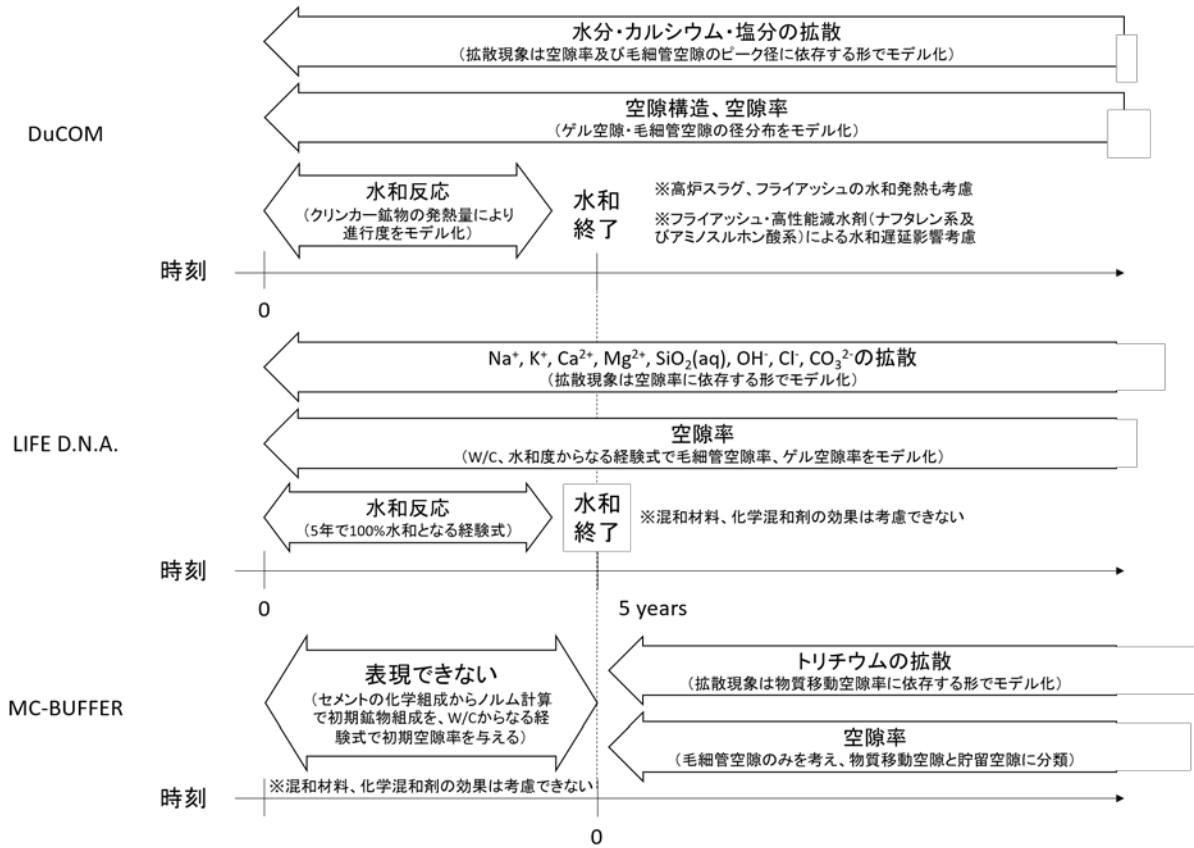


図 2.3-4 各解析プログラムの物質移動に関するモデル化のまとめ

表 2.3-11 対象範囲と適用元素

	対象範囲				適用元素(核種)※2
	セメント種、混和材料	化学混和剤	材種	空隙	
DuCOM	セメント、高炉スラグ微粉末・フライアッシュの混和	高性能減水剤(ナフタレン系、アミノカルボン酸系)	鉄筋コンクリート、コンクリート、モルタル、セメントペースト	層間空隙、ゲル空隙、毛細管空隙	H ₂ O, Ca ²⁺ , Cl ⁻
LIFE D.N.A.	セメント	対象外	コンクリート、モルタル、セメントペースト	ゲル空隙、毛細管空隙	Ca ²⁺ , Mg ²⁺ , Na ⁺ , K ⁺ , Cs ⁺ , Cl ⁻ , OH ⁻ , SO ₄ ²⁻ , CO ₃ ²⁻
MC-BUFFER	(セメント)※1	対象外	セメントペースト	物質移動空隙、貯留空隙	³ H※3

※1水和鉱物組成はセメント化学組成からノルム計算

※2拡散係数を設定している元素

※3物質移行にUSGSの地下水流動解析プログラムPHASTを利用しており、そのプログラムではセル内の拡散係数は一種類しか与えられない。全元素に一律の拡散係数(³H)を与えている。

以下に、各解析プログラムのモデルの詳細について示す。

① DuCOM (東京大学)

DuCOM は、コンクリートの材料特性を任意の配合・養生条件および環境条件に対して定量的に評価することを目的に開発された連成解析プログラムである。セメント硬化体内の微視的挙動である(1)水和反応の進展、(2)空隙構造の形成、(3)水分移動・平衡をモデル化している(図 2.3-5)。物質移動現象の解析への適用は、これまでに、主に実験室スケールの試験体に対して行われている。例えば、ブロック状モルタル試験体(40 mm 立方体)を用いたイオン交換水浸漬試験(12 カ月)⁽⁹⁷⁾⁽⁹⁸⁾⁽⁹⁹⁾やペースト硬化体(40 mm 立方体)を用いた塩化ナトリウム水溶液長期浸漬試験(4 年間)の結果解析⁽³³⁾⁽¹⁰⁰⁾がある。

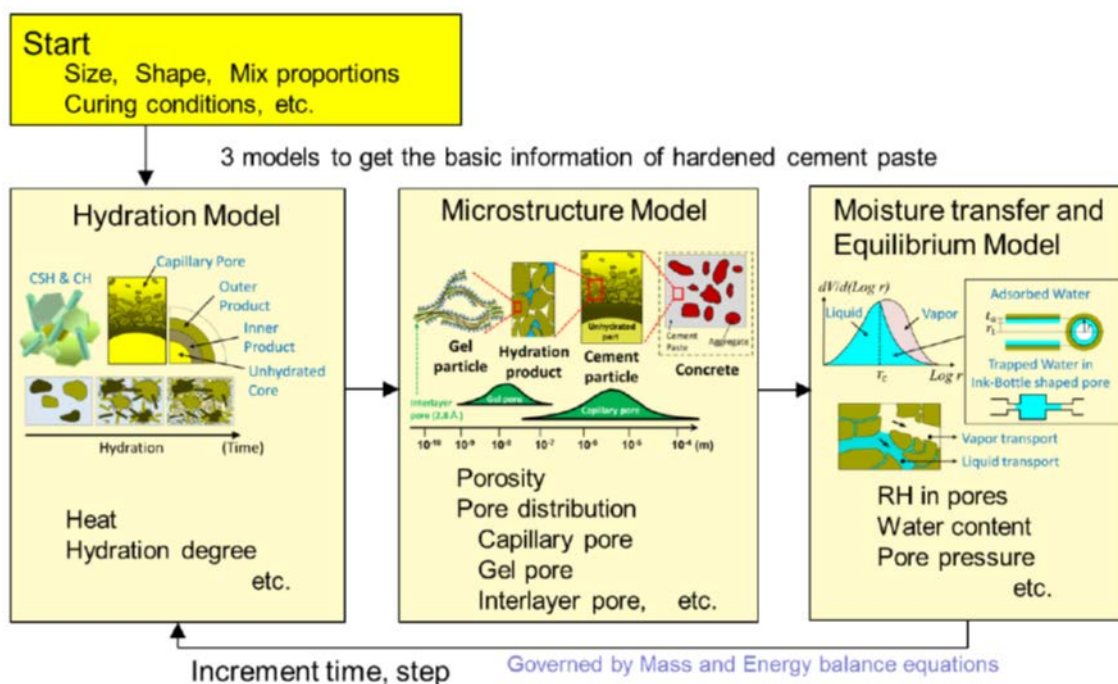


図 2.3-5 DuCOM (熱力学連成解析システム) の計算フロー⁽¹⁰¹⁾⁽¹⁰²⁾⁽¹⁰³⁾

水和の進展、空隙構造モデル及び水分移動モデルに関して、米田(2015)⁽⁵²⁾は以下のようにまとめている。

(1)水和の進展

水和反応の進展は、エーライト、ビーライト、アルミネート相、フェライト相のクリンカー鉱物と、高炉スラグ及びフライアッシュの反応を基本単位とし、それぞれの水和反応熱を考慮することで、任意の粉体組成に対して水和反応過程を追跡することを可能としている。単位体積当たりのコンクリートの全発熱速度は次式で与えられる。

$$H = \sum p_i H_i$$

H : セメント全体の発熱速度

H_i : 鉱物 i の単位質量当たりの発熱速度

p_i : 鉱物 i の組成質量比

各鉱物の発熱速度の温度依存性は、アレニウス則に従うと仮定し、温度一定条件下での発熱速度 H_{i,T_0} と反応の温度依存性を表す温度活性- E_i/R の二つの材料特性値によって表現される。

$$H_i = \gamma_i \beta_i \lambda_i \mu_i s_i H_{i,T_0} (Q_i) \left\{ \frac{E_i(Q_i)}{R} \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_0} \right) \right\}$$

$$Q_i \equiv \int H_i dt$$

E_i : 鉱物 i の活性化エネルギー

R : 気体定数

H_{i,T_0} : 基準温度 T_0 における鉱物 i の基準発熱速度

Q_i : 積算発熱量、 γ_i : 初期水和発熱過程におけるフライアッシュ及び有機混和剤による遅延効果を表す係数、

β_i : 自由水の減少による発熱速度の低減を表す係数

λ_i : 液相中の水酸化カルシウム量に依存した高炉スラグ及びフライアッシュの発熱速度を表す係数

μ_i : ポルトランドセメントの鉱物組成の相違によるユーライト及びビーライトの発熱速度の変化を表す係数

s_i : 粉末度の相違による基準発熱速度を表す係数

ただし、反応の相互依存性を表現する $\gamma_i, \beta_i, \lambda_i, \mu_i, s_i$ の各係数について、複数の係数が 1.0 未満となるときは、最も小さい係数により発熱速度の低減率が与えられる。

時刻 t における水和度 $\Psi(t)$ は、セメントの発熱総量 $Q(t)$ とセメント鉱物種と量に固有の最終発熱量 Q_∞ の比として定義され、0~1 の無次元量である。

$$\Psi(t) = \frac{Q(t)}{Q_\infty}$$

(2) 空隙構造形成モデル

空隙構造形成モデルでは、練り混ぜ直後における初期の結合材粒子の空間分布について、セメントペーストが平均代表半径 r_0 を有する結合材粒子から構成されると仮定し、結合材粒子間の平均間隔 s を次式で表している。

$$s = 2r_0 \left[\{G_0(1 + \rho_p \omega_0)\}^{1/3} - 1 \right]$$

$$G_0 = 0.79 \left(\frac{BF}{350} \right)^{0.1} \quad (G_0 \leq 0.91)$$

ρ_p : 結合材粒子の比重、 ω_0 : 水粉体比[kg/kg]、 BF : 粉体のブレン値

結合材粒子の中心間平均間隔を l としたとき、結合材粒子は外部に向かって自由に析出可能な体積 V の空間を有すると仮定している (図 2.3-6)。解析における取り扱いを容易にするため、立方体で表される析出可能空間は、半径 r_{eq} の球体に置換される。

$$r_{eq} = \left(\frac{3}{4\pi}\right)^{1/3} \cdot l = \chi \cdot l$$

ここで、外部へ析出可能な厚さを δ_{max} とすれば、 $r_{eq} = r_0 + \delta_{max}$ となる。

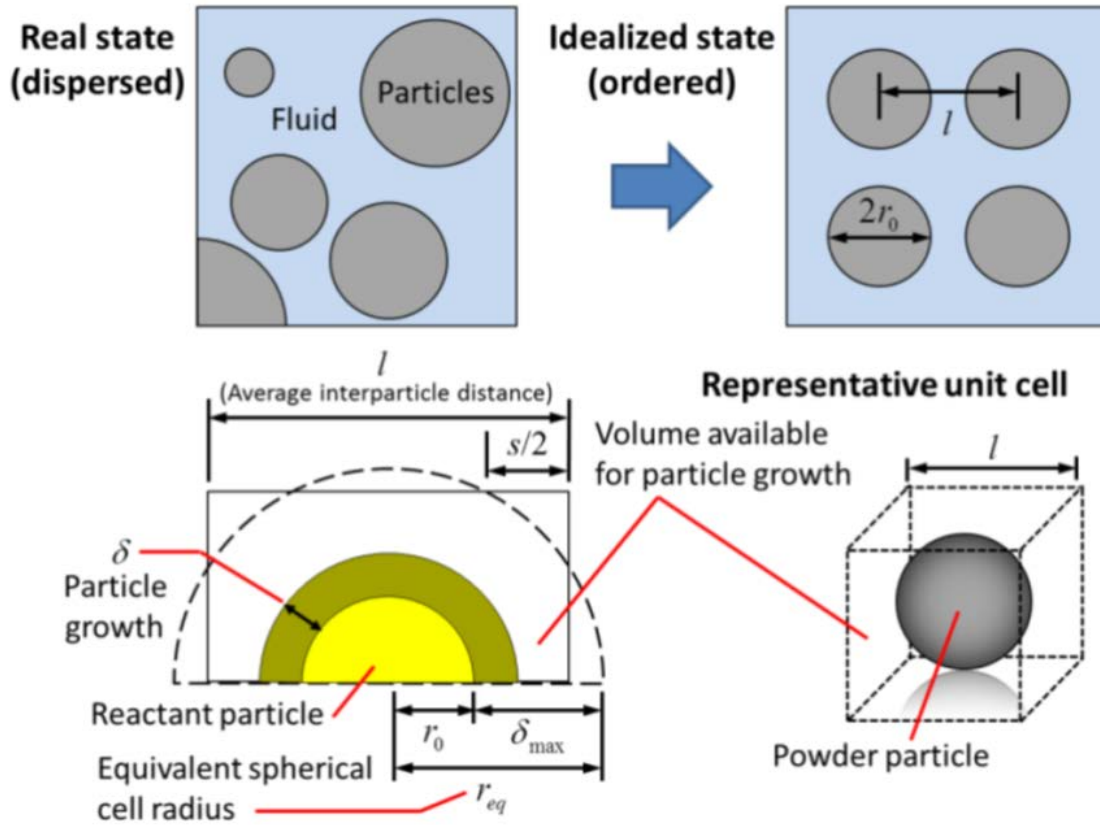


図 2.3-6 結合材粒子の初期空間配置 (50)(51)(104)

水和反応の進行に伴って形成される空隙を、毛細管空隙、ゲル空隙、層間空隙に分類している（図 2.3-7）。毛細管空隙は、セメント粒子外部に形成された C-S-H ゲル粒子や水酸化カルシウム結晶で占められていない空間である。ゲル空隙は C-S-H ゲル内部に形成された空隙であり、層間空隙は、C-S-H ゲルの相と層の間に水分子一つ分の空間を持つものとして仮定されている。

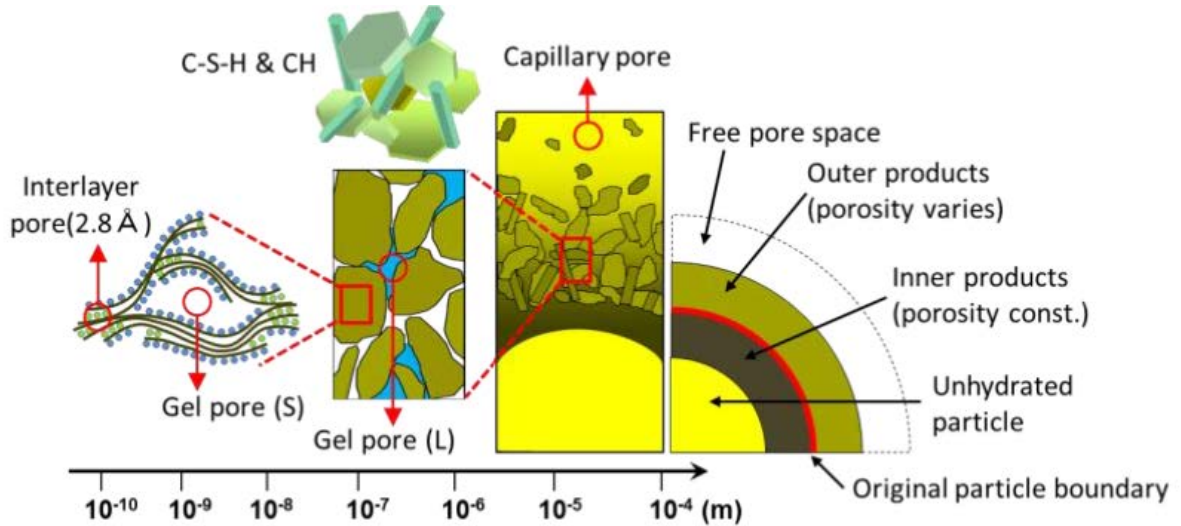


図 2.3-7 空隙構造の分類⁽⁵²⁾

本モデルでは、水和度と単位水和粉体重量あたりの化学的結合水の量を用いて、次式により水和生成物（ゲル粒子）の体積 V_s [m^3/m^3] が計算される。

$$V_s = \frac{\Psi \cdot W_p}{1 - \varphi_{ch}} \left(\frac{1}{\rho_p} + \frac{\beta}{\rho_u} \right)$$

ここで、 Ψ : 平均水和度、 W_p : 単位セメントペースト体積あたりの粉体質量 [kg/m^3]、 φ_{ch} : 水和物保有空隙率、 ρ_p : 粉体密度 [kg/m^3]、 β : 単位水和粉体重量あたりの化学的結合水の量 [kg/kg]、 ρ_u : 結合水の密度 ($=1.25 \times 10^3$ [kg/m^3]) である。

式で求められるゲル粒子の体積より、毛細管空隙率、ゲル空隙率、層間空隙率が次式で計算される。

$$\varphi_{cp} = 1 - V_s - (1 - \Psi) \left(\frac{W_p}{\rho_p} \right)$$

$$\varphi_{gl} = \varphi_{ch} V_s - \varphi_{lr}$$

$$\varphi_{lr} = \left(\frac{t_w s_l \rho_s}{2} \right) V_s$$

ここで、 φ_{cp} : 毛細管空隙率、 φ_{gl} : ゲル空隙率、 φ_{lr} : 層間空隙率、 t_w : 層間空隙の厚さ ($=2.8 \text{ \AA}$)、 s_l : 層間空隙の固有表面積 [m^2/kg]、 ρ_s : ゲル粒子の乾燥密度 [kg/m^3] である。ゲル粒子の保有空隙率 φ_{ch} は、 30°C 以下で 0.28 、 30°C から 60°C までは線形に低下し、 60°C 以上で 0.20 をとるパラメータとして温度依存性が考慮されている⁽⁴⁶⁾。層間空隙の固有表面積 s_l とゲル粒子の乾燥密度 ρ_s はそれぞれ次のように表される。

$$s_l = 510f_{pc} + 1500f_{sg} + 3200f_{fa}$$

$$\rho_s = \frac{\rho_p \rho_u (1 + \beta) (1 - \varphi_{ch})}{(\rho_w + \beta \rho_u)}$$

ここで、 f_{pc} 、 f_{sg} 、 f_{fa} はそれぞれポルトランドセメント、高炉スラグ微粉末、フライアッシュ

の粉体全体中における質量比である。

水和生成物の空隙率は、内部生成物の空隙率 ϕ_{ch} から外部生成物の最外殻部の空隙率 ϕ_u まで分布すると仮定している（図 2.3-8）。隣接する粒子の外部生成物が相互に接触する前は $\phi_u=1.0$ をとり、接触後は ϕ_u が減少することで粒子間の相互作用を考慮している。

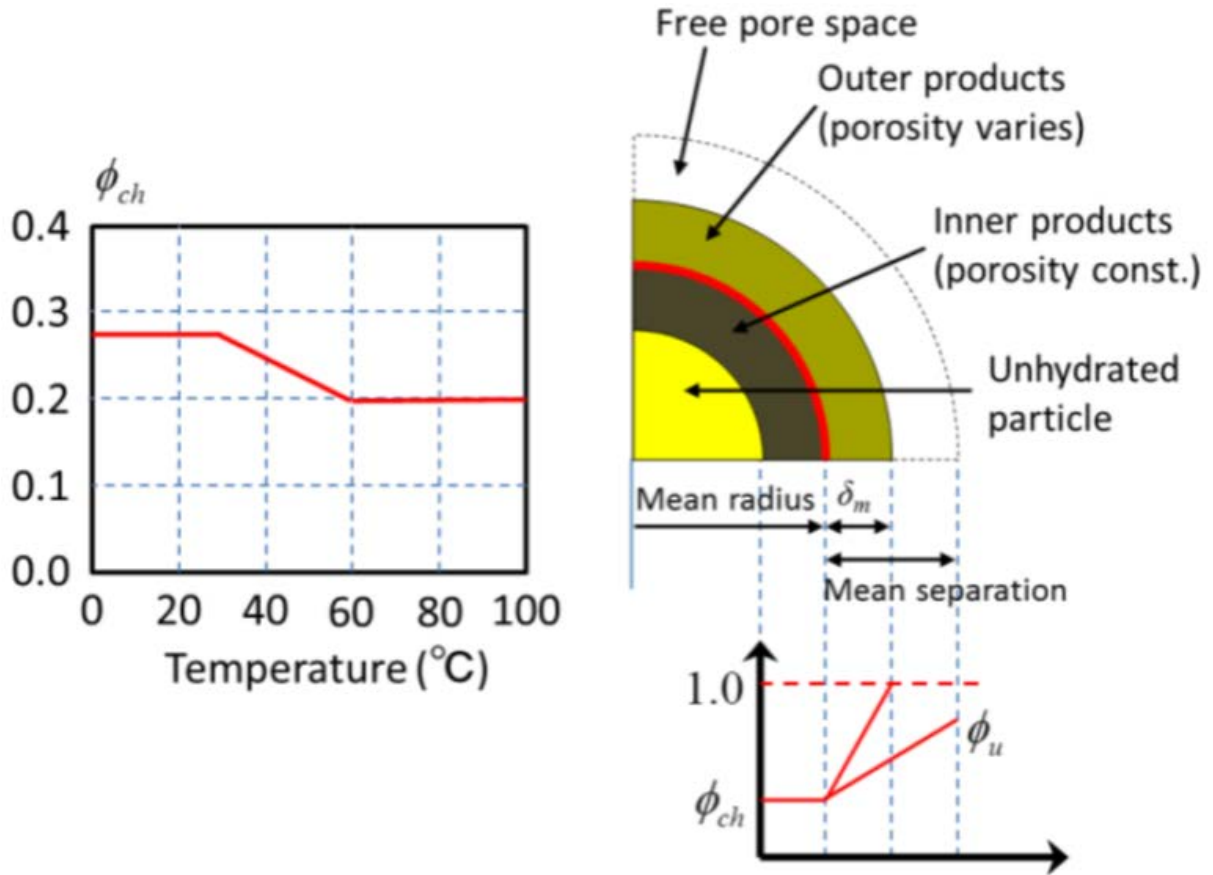


図 2.3-8 水和進行に伴う空隙構造形成⁽⁵²⁾

水和反応の進行で形成される全体の空隙構造は、細孔分布密度関数⁽¹⁰⁵⁾を用いて毛細管空隙率、ゲル空隙率、層間空隙率の和として表現している。

$$\varphi(r) = \varphi_{cp}V_{cp}(r) + \varphi_{gl}V_{gl}(r) + \varphi_{lr}$$

ここで、 r : 空隙半径、 $V_{cp}(r)$: 毛細管空隙に対して細孔径分布を規定する関数、 $V_{gl}(r)$: ゲル空隙に対して細孔径分布を規定する関数である。 $V_{cp}(r)$ 、 $V_{gl}(r)$ は Raleigh-Ritz 分布関数を仮定し、それぞれの空隙 i に対して以下のように定義されている。

$$V_i(r) = 1 - \exp(-B_i r)$$

$$dV_i(r) = B_i r \exp(-B_i r) d \ln r$$

ここで、 B_i : 関数形状を決定するパラメータ [1/m] であり、対数軸において $1/B_i$ が細孔径分布の空隙ピーク径を表す。パラメータ B_i は、毛細管空隙およびゲル空隙のそれぞれの表面積 S_i より、次式に従って算出できる。

$$S_i = 2\varphi_i \int \frac{1}{r} dV = 2\varphi_i \int_{r_{min}}^{\infty} B_i \exp(-B_i r) d \ln r$$

ここで、 r_{min} : 考慮する最小の空隙半径である。パラメータ B_i の解析解を求めるのは困難であるため、 B_i と S_i/φ_i の関係を陽の形で表して用いている。

$$B_i = \exp \left[\left\{ \frac{\log(S_i/\varphi_i) + 3.72633}{4.59715} \right\}^{1.77655} \right]$$

単位体積あたりの毛細管空隙の表面積 S_c は、粒子中心からの距離を r とした微小距離領域 dr における毛細管空隙の表面積 dS_c を水和生成殻の厚さで積分することで求められる。

$$dS_c = \frac{dS_c}{dV_g} dV_g = \frac{4\pi r^2}{\xi} \left(\frac{1 - \varphi_r}{1 - \varphi_{ch}} \right) dr$$

ここで、 φ_r : 粒子中心位置からの距離 r における空隙率、 dV_g : 粒子中心位置からの距離 r の領域における水和生成物の体積、 ξ : 水和物の体積と表面積の比 [nm^3/nm^2] であり、温度に依存した水和物析出限界半径 $hydR_{min}[\text{nm}]$ を用いて、次のように補正される。

$$\xi_1 = 30f_{pc} + 1.5f_{sg} + 1.0f_{fa}$$

$$\xi = \begin{cases} \xi_1 & (\xi_1 \geq hydR_{min}) \\ 2hydR_{min} & (\xi_1 < hydR_{min}) \end{cases}$$

ここで、 f_{pc} 、 f_{sg} 、 f_{fa} はそれぞれポルトランドセメント、高炉スラグ微粉末、フライアッシュの粉体全体中における質量比である。水和物の寸法が変化した場合には、当然にゲル粒子の固有比表面積も変化する。ゲル空隙の表面積 S_g は、相似性を仮定することで温度依存性を次式のように表現している。

$$S_g = W_s s_g \frac{\xi_1}{\xi}$$

ここで、 S_g : 単位セメントペースト体積あたりのゲル空隙の表面積 [m^2/m^3]、 W_s : ゲル水和生成物の質量 [kg/m^3]、 s_g : ゲル粒子の固有比表面積 ($=3.0 \times 10^4 [\text{m}^2/\text{kg}]$) である。

(3)水分保持・移動モデル

固体中の微細空隙では、飽和水蒸気圧より小さい蒸気圧下で期待が液体へ毛管凝縮し、帰的界面が形成される。微細空隙を細孔半径 r の円筒形と仮定すれば、上記辰 P_v との関係は Kelvin 式から以下のように表すことができる。

$$\ln \frac{P_v}{P_{v0}} = - \frac{2\gamma V_m \cos \theta}{RT} \frac{1}{r}$$

ここで、 P_v : 蒸気圧[Pa]、 P_{v0} : 飽和蒸気圧[Pa]、 γ : 表面張力[N/m]、 V_m : 液体のモル容積 [m³/mol]、 θ : 液体と固体の接触角[rad]、 R : 気体定数[J/mol/K]、 T : 絶対温度[K]、 r : 仮定した円筒形の細孔半径[m]である。これは上記 P_v によって液体が存在する最大細孔半径が一意に定まることを意味している。

水分保持モデルでは、セメント硬化体は親水性で接触角が小さいとして、 $\cos\theta=1$ を仮定している。また、セメントペースト中の局所的な空隙の相対湿度 $h(=P_v/P_{v0})$ において、液状水の存在する最大空隙半径 r_s が一意に定まるとき、半径 r_s 以下の空隙はすべて液状水で満たされるとしている。このとき、空隙 i の凝縮水による飽和度 S_i は、半径 r_s 以下の空隙体積の総和として次式のように求められる。

$$r_s = -\frac{2\gamma M_w}{RT \rho_l} \frac{1}{\ln h}$$

$$S_i = \int_0^{r_s} dV = 1 - \exp(-B_i r_s)$$

ここで、 r_s : 液状水が存在する最大空隙半径[m]、 h : 相対湿度、 γ : 表面張力[N/m]、 M_w : 水の分子量[kg/mol]、 R : 気体定数(=8.314[J/mol/K]、 T : 絶対温度[K]、 ρ_l : 液状水の密度[kg/m³]、 B_i : 細孔容積分布関数の形状を決定するパラメータである。

ある相対湿度で毛管凝縮が生じない空隙半径の空隙においても、壁面への吸着水として液状水が存在すると考えられる。一般に、2相が接している界面において、Van der Waals 力等に基づく成分濃度の変化は物理吸着、化学結合力に基づくものは化学吸着として分類される。しかし、現実の系において吸着力は連続的に変化・混在しており、両者を明確に分離・定量化することは困難である。物理吸着と化学吸着を区別しない一般の多分子層の吸着等温線としては、Burunauer、Emmett、Teller らによって BET 式が導かれている。

$$V/V_m = \frac{C(P_v/P_{v0})}{\{1 - (P_v/P_{v0})\}\{1 - (P_v/P_{v0} + C(P_v/P_{v0}))\}}$$

ここで、 V : 吸着量、 V_m : 単分子層吸着量、 P_v : 蒸気圧[Pa]、 P_{v0} : 飽和蒸気圧[Pa]、 C : 係数である。本モデルでは、Hillerborg による修正 BET 式⁽¹⁰⁶⁾より空隙壁面の吸着層厚さを表現している (図 2.3-9)。

$$t_a = \frac{k_1 V_m h}{\{1 - h/h_m\}\{1 - h/h_m + k_1 h\}}$$

ここで、 t_a : 吸着層厚さ[m]、 V_m : 単分子層の厚さ(=0.35 nm)、 h : 相対湿度、 h_m : 空隙を液状水で完全に満たすのに必要な相対湿度、 k_1 : 係数(=15)である。 h_m は、細孔半径を r_1 とした円筒形を仮定することで、次式のように求めることができる。

$$h_m = \exp\left(\frac{-2\gamma M_w}{RT \rho_l r_1}\right)$$

ここで、 r_1 : 空隙半径から吸着層厚さ t_a [m]を差し引いた距離[m]である。以上より、半径 r の円筒形と仮定した空隙の吸着水による飽和度 S_r は次式で表される。

$$S_r = 1 - \left(\frac{r - t_a}{r}\right)^2$$

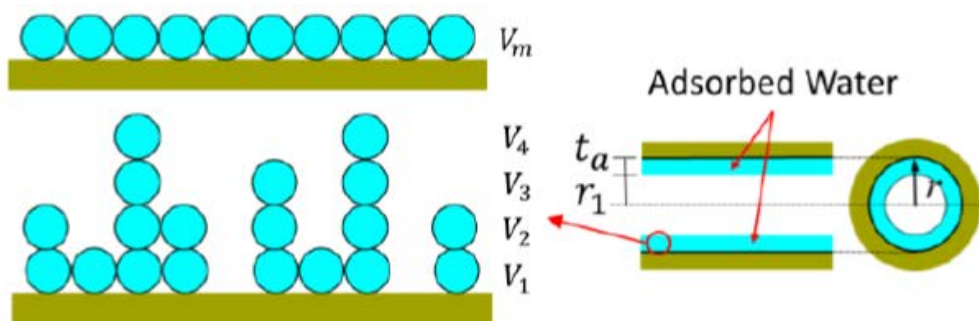


図 2.3-9 BET 理論と空隙内における液状水の吸着⁽⁵²⁾

吸着水の寄与による飽和度 S_{ads} は、式を与えられた空隙径分布に関して積分することで求められる。したがって、空隙全体の飽和度 S は、凝縮水による飽和度 S_c と吸着水の寄与による飽和度 S_{ads} の和となる。

$$S = \int_0^{r_c} dV + \int_{r_c}^{\infty} S_r dV = S_c + S_{ads}$$

ここで、 r_c : 吸着層厚さで補正した気液界面の存在する空隙半径[m]である。 r_c は式で求まる r_s よりも大きい値をとり、 r_c 以下の径の空隙は完全飽和状態である。 r_c 以下の空隙は、完全または部分的に液状水で満たされていることになる。

$$r_c = C \cdot r_s$$

ここで、 C : 吸着水層厚さを考慮する定数であり、 r_s 値と r_c の解析的予測の比較結果の蓄積より $C=2.15$ が採用されている。

凝縮水を表現する Kelvin 式と吸着水を表現する修正 BET 理論によれば、コンクリートの乾燥過程と湿潤過程の経路にかかわらず、飽和度と相対湿度の関係を表す水分の吸着等温線は一意に定まるはずである。しかし、コンクリートを含めて多くの多孔質材料においては、乾湿の経路によって保持する含水量が変化する履歴現象が知られている。

本モデルでは、毛細管空隙とゲル空隙の幾何学的構造に起因して液状水が閉じ込められるインクボトル効果によって、履歴挙動を表現している (図 2.3-10) ⁽¹⁰⁷⁾。

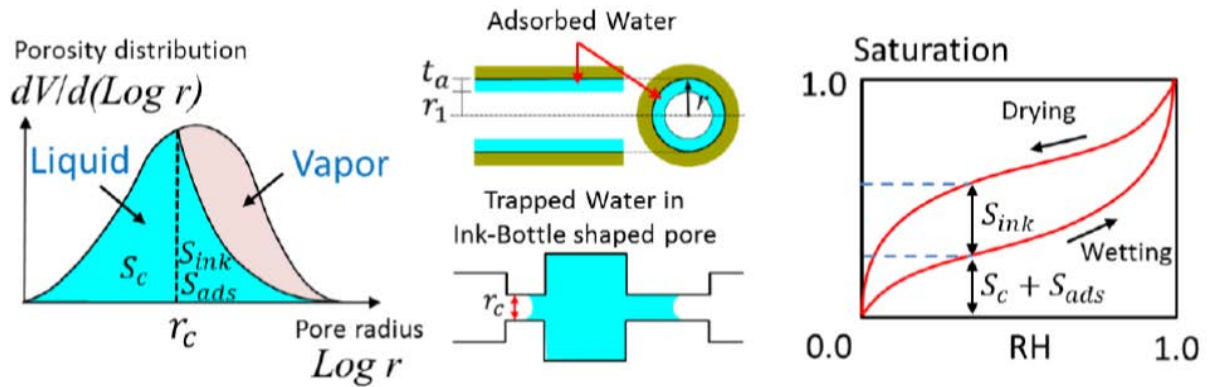


図 2.3-10 乾湿による毛細管空隙とゲル空隙の水分挙動⁽⁵²⁾

$$S_{total} = S_c + S_{ads} + k \cdot S_{ink} = S_c [1 - k \cdot \ln(S_c)] + S_{ads} \quad (\text{乾燥過程})$$

$$S_{total} = S_c + S_{ads} \quad (\text{湿潤過程})$$

ここで、 S_{total} : 空隙の飽和度、 S_c : Kelvin 式より求められる湿潤過程における飽和度、 S_{ink} : インクボトル効果によって閉じ込められた水分に起因する付加的な飽和度、 k : インクボトル水散逸を表現するパラメータである。パラメータ k は乾燥直後に 1.0 をとり、乾燥の進展とともに 0.0 の値に収束するもので、時間と相対湿度の関数として定義されている。

層間水の履歴挙動についても、実験結果に基づき温度依存性を考慮したモデルが定式化されている⁽¹⁰⁸⁾。

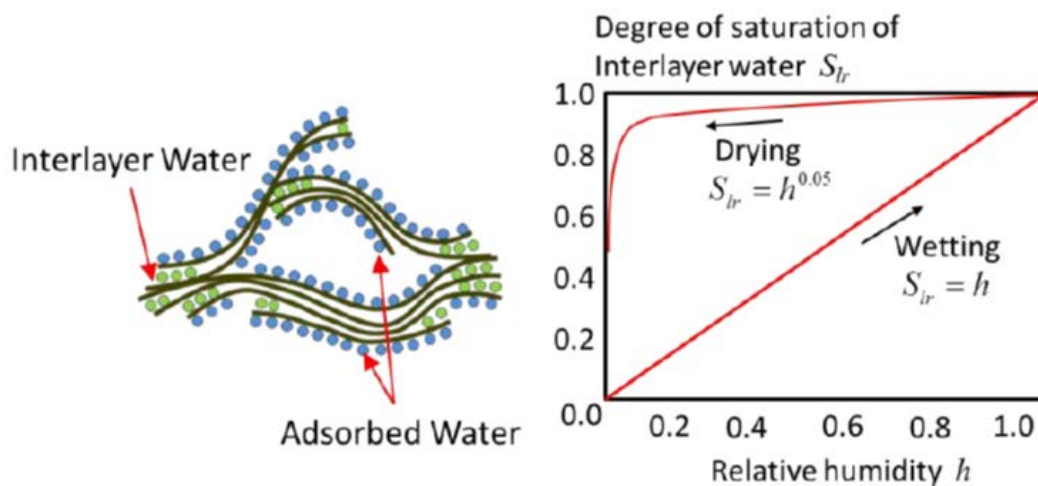


図 2.3-11 乾湿による層間空隙の水分挙動⁽⁵²⁾

水分移動モデルでは、任意の温度条件下における水蒸気と液状水の両者を含めたコンクリート中の水分流速 J [$\text{kg}/\text{m}^2 \cdot \text{s}$] について、間隙水圧勾配と温度勾配を駆動力として以下のように

表現している。

$$J = -(D_p \nabla P_l + D_T \nabla T)$$

ここで、 D_p : 間隙水圧勾配を駆動力とする水分移動係数[$\text{kg}/\text{Pa} \cdot \text{m} \cdot \text{s}$]、 D_l : 温度勾配を駆動力とする水分移動係数[$\text{kg}/\text{K} \cdot \text{m} \cdot \text{s}$]、 P_l : 間隙水圧[Pa]、 T : 絶対温度[K]である。上式は、軽内の水蒸気密度勾配、間隙水圧勾配、絶対温度勾配のそれぞれによる流速の和から導かれる⁽¹⁰⁹⁾。

$$\begin{aligned} J &= -(D_v \nabla \rho_v + K_l \nabla P_l + K_T \nabla T) \\ &= -\left\{ \left(D_v \frac{\partial \rho_v}{\partial P_l} \nabla P_l + \frac{\partial \rho_v}{\partial T} \nabla T \right) + K_l \nabla P_l + K_T \nabla T \right\} \\ &= -\left(D_v \frac{\partial \rho_v}{\partial P_l} + K_l \right) \nabla P_l - \left(D_v \frac{\partial \rho_v}{\partial T} + K_T \right) \nabla T \end{aligned}$$

ここで、 D_v : コンクリートの水蒸気拡散係数[m^2/s]、 ρ_v : 系内の水蒸気密度[kg/m^3]、 K_l : コンクリートの液状水の移動係数[$\text{kg}/\text{Pa} \cdot \text{m} \cdot \text{s}$]、 T : 絶対温度[K]、 K_T : 水分の温度拡散移動係数[$\text{kg}/\text{K} \cdot \text{m} \cdot \text{s}$](=0として無視)である。

多孔質固体内における気体の拡散現象において、細孔径が大きい場合には分子同士の衝突（分子拡散）が支配的となり、細孔径が小さい場合には細孔壁面への衝突（Knudsen 拡散）が支配的となる。一般に、細孔径が分子の平均自由行程より 10 倍以上大きい場合は分子拡散、細孔径が分子の平均自由行程の 0.1 倍以下の場合は Knudsen 拡散が支配的となるが、その中間域では両者の影響が混在する。また、細孔壁面の吸着現象も、液相と気相の境界が明確でない濃度勾配として存在し、細孔壁面の濃度勾配を駆動力として表面拡散が生じる（図 2.3-12）。

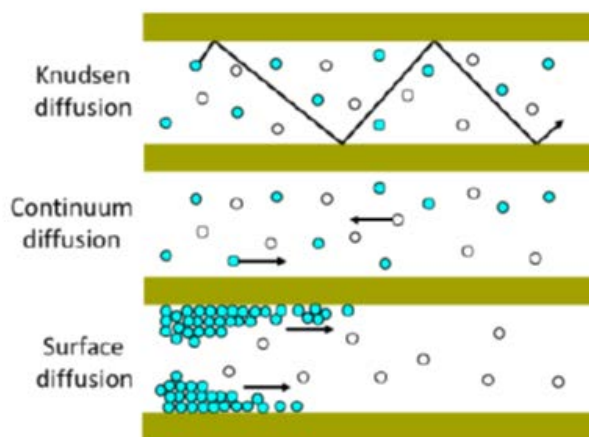


図 2.3-12 拡散現象の概念図⁽⁵²⁾

水分移動モデルでは、空隙構造による複雑な屈曲度や Knudsen 拡散等により、見かけ上の水蒸気拡散の減少を考慮して水蒸気流束を以下のようにあらわしている。

$$q_v = -\frac{\varphi \cdot D_0(T)}{\Omega} \int_{r_c}^{\infty} \frac{dV}{1 + N_k} \nabla \rho_v = -D_v \nabla \rho_v$$

ここで、 φ : 空隙率、 D_0 : 自由空間における水蒸気拡散係数[m²/s]、 Ω : 空隙の屈曲を表すパラメータ、 ρ_v : 飽和水蒸気密度[kg/m³]、 N_k : Knudsen 数である。

Knudsen 数は、空隙径から液状水として考慮した吸着水厚さを引いたものを代表系としている。

$$N_k = \frac{l_m}{2(r - t_a)}$$

ここで、 r : 空隙径、 t_a : 吸着水厚さ、 l_m : 水分子の平均自由行程[m]である。1 気圧で温度 20°C、水分子の直径を 0.3 nm と仮定した場合には、 $l_m \doteq 100$ nm となる。

空隙中の液状水移動は、凝縮水の存在する空隙中のみで生じ、空隙壁面に沿って生じる吸着水の移動は無視できると仮定している。乱雑な空隙分布モデルを用いた空隙構造に関して液状水流束を積分することにより、連続した空隙中の液状水流束 q_l を次式で求めることができる。

$$q_l = -\frac{\rho_l \varphi^2}{50\eta} \left(\int_0^{r_c} r dV \right)^2 \nabla P_l = -K_l P_l$$

ここで、 φ : 全空隙率（層間空隙は除く）、 ρ_l : 液状水密度[kg/m³]、 K_l : 液状水移動係数 [kg/Pa・m・s]、 η : 非理想条件下における液状水の粘性であり、次式で表現される。

$$\eta = \eta_0 \exp\left(\frac{G_e}{RT}\right)$$

ここで、 η_0 : 理想条件下における液状水の粘性、 G_e : 非理想条件下において液状水流れに要する付加的 Gibbs エネルギー、 R : 気体定数、 T : 絶対温度である。

②LIFE D.N.A (鹿島建設)

LIFE D.N.A.は、コンクリートの劣化因子となる水分や塩化物イオンについて、コンクリート内での拡散及び移流による移動と化学反応を解析し、耐久性を評価することを目的に開発されたプログラムである。これまで主に実構造物のコア試料の調査結果解析に適用されている。例えば 34～104 年間地下水や水的作用を受けた試料⁽³⁹⁾や海洋環境下に 20 年間暴露された試料の評価⁽¹¹⁰⁾がある。LIFE D.N.A.では、混和材料や化学混和剤による水和反応への影響や、それらが関与することによる水和生成物の変化は考慮していない。

(1)セメント硬化体を構成する鉱物モデル

LIFE D.N.A.ではセメント硬化体を表の 7 種類の鉱物からなる集合体とみなしている。

表 2.3-12 LIFE D.N.A.におけるセメント硬化体の鉱物設定

初期鉱物(単純な溶解反応のみを起こす)	
NaOH	$\text{KOH} \rightarrow \text{K}^+ + \text{OH}^-$
KOH	$\text{NaOH} \rightarrow \text{Na}^+ + \text{OH}^-$
$\text{Ca}(\text{OH})_2$	$\text{Ca}(\text{OH})_2 \rightarrow \text{Ca}^{2+} + 2\text{OH}^-$
C-S-H	$m\text{C-S-H} \rightarrow m\text{Ca}^{2+} + 2m\text{OH}^- + r\text{SiO}_2(\text{sol}) + (1-r)\text{SiO}_2(\text{aq})$
※r: SiO_2 残留率	
r=0のとき、C-S-Hの溶解と共に SiO_2 も全て液相に溶ける	
r=1のとき、C-S-Hが溶解しても SiO_2 がすべて固溶として残る	
二次鉱物(可逆反応として溶解・沈殿共に起こる)	
CaCO_3	$\text{CaCO}_3 \rightleftharpoons \text{Ca}^{2+} + \text{CO}_3^{2-}$
$\text{Mg}(\text{OH})_2$	$\text{Mg}(\text{OH})_2 \rightleftharpoons \text{Mg}^{2+} + 2\text{OH}^-$
CaCl_2	$\text{CaCl}_2 \rightleftharpoons \text{Ca}^{2+} + 2\text{Cl}^-$

単純な溶解反応のみを起こす鉱物として NaOH, KOH, $\text{Ca}(\text{OH})_2$, C-S-H の 4 種類を考慮し、初期鉱物として設定している。また地下水との相互作用で沈殿及び溶解反応を起こす鉱物として CaCO_3 , $\text{Mg}(\text{OH})_2$, CaCl_2 の 3 種類を考慮し、二次鉱物として設定している。

(2)セメント硬化体の空隙率モデル

空隙率は次式で与える。

$$\varphi_{\text{total}} = \varphi_{\text{cap}} + \varphi_{\text{gel}} + \varphi_{\text{leach}}$$

φ_{total} : 全空隙率、 φ_{cap} : 全空隙率に対するキャピラリー空隙の割合、 φ_{gel} : 全空隙率に対するゲル空隙の割合、 φ_{leach} : 全空隙率に対する溶脱によって生成される空隙の割合

φ_{cap} , φ_{gel} は初期(練り混ぜ時)の水セメント比 W/C と水和度 F をパラメータとして下式で与えている。

$$\varphi_{\text{cap}} = \frac{W/C - 0.36 \cdot F}{W/C + 0.32}, \varphi_{\text{gel}} = \frac{0.19 \cdot F}{W/C + 0.32}$$

(3)溶解反応及び空隙率変遷モデル

取違ほか(2009)⁽⁵⁹⁾は以下のようにまとめている。

Ca の溶解平衡関係を 3 つのステージに分けモデル化している。

- (a) Na^+ 、 K^+ の影響を受けながら $\text{Ca}(\text{OH})_2$ 中の Ca が溶解する状態
- (b) $\text{Ca}(\text{OH})_2$ の溶解が終了し、C-S-H が溶解する状態
- (c) C-S-H が SiO_2 になり、急激に Ca が溶解する状態

(a)では、細孔溶液中の Na^+ 及び K^+ 濃度によって、固相中に残存する Ca 濃度が決定されるようにモデル化している。

固相 Ca 濃度 C_{pCa} /初期固相 Ca 濃度 C_{p0Ca} の比を ε として、
 $0.97 < \varepsilon \leq 1$ のとき

$$[\text{Na}^+] = \frac{(C_{0\text{Na}} - 6.43 \cdot 10^{-4})\varepsilon + (6.43 \cdot 10^{-4} - 0.97 \cdot C_{0\text{Na}})}{0.03}$$

$$[\text{K}^+] = \frac{(C_{0\text{K}} - 8.94 \cdot 10^{-4})\varepsilon + (8.94 \cdot 10^{-4} - 0.97 \cdot C_{0\text{K}})}{0.03}$$

$\varepsilon \leq 0.97$ のとき

$$[\text{Na}^+] = 10^{-7} \cdot \exp(9.04\varepsilon)$$

$$[\text{K}^+] = 10^{-7} \cdot \exp(9.38\varepsilon)$$

ここに、 $[\text{Na}^+]$: Na^+ の平衡濃度(mol/l)、 $[\text{K}^+]$: K^+ の平衡濃度(mol/l)、 $C_{0\text{Na}}$: 初期 Na^+ 濃度(mol/l)、 $C_{0\text{K}}$: 初期 K^+ 濃度(mol/l)である。

(b)では、C-S-H の溶解が急激に進行する液相 Ca^{2+} 濃度($C_{1\text{Ca}}$)が 0.0015 mol/l になるセメントペースト中の固相 Ca 濃度 C_{p2Ca} を以下の式で求め、 $C_{0\text{Ca}}$ から $C_{1\text{Ca}}$ へ任意の傾きをもって直線的に溶解する固液平衡関係を設定している。

$$C_{\text{p2Ca}} = C_{\text{p0Ca}} \cdot A_{\text{cp1}} \cdot \left(\frac{C_{1\text{Ca}}}{C_{0\text{Ca}}} \right)^{1/n}$$

ここに、 C_{p2Ca} : C-S-H の溶解が急激に進行する固相 Ca 濃度(mol/l)、 C_{p0Ca} : 単位セメントペーストあたりの初期固相 Ca 濃度(mol/l)、 C_{p1Ca} : C-S-H の溶解開始時の固相 Ca 濃度 = $A_{\text{cp1}} \cdot C_{\text{p0Ca}}$ (mol/l)、 A_{cp1} : C-S-H の溶解に関する係数 (水和したセメントペーストの場合 0.81)、 $C_{0\text{Ca}}$: $\text{Ca}(\text{OH})_2$ 溶解時の液相 Ca^{2+} 濃度(mmol/l)、 $C_{1\text{Ca}}$: C-S-H の溶解が進行する液相 Ca^{2+} 濃度 = 0.0015 mol/l、 n : C-S-H の溶解に関する係数である。

鉱物の溶脱による空隙率変化は以下の式で与えている。

$$\varphi_{leach} = \sum_{i=1}^{nsol} Vh_i \cdot (C_{p0i} - C_{pi})$$

ここで、 $nsol$: 鉱物の総数 (種類)、 Vh_i : 鉱物のモル体積(l/mol)、 C_{p0i} : 鉱物 i のペースト中の濃度初期値(mol/l)、 C_{pi} : 鉱物 i のペースト中の濃度(mol/l)である。

(4)イオンの物質移動モデル

対象とするイオンは Ca^{2+} 、 Na^+ 、 K^+ 、 Mg^{2+} 、 $SiO_2(aq)$ 、 OH^- 、 CO_3^{2-} 、 Cl^- である。これらのイオンの移動現象は、電気泳動を考慮した移流拡散方程式を解くことによって表現している。

$$\frac{\partial(\varphi \cdot C_i)}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(D_{eff}^i \cdot \frac{\partial C_i}{\partial x} \right) - \frac{\partial}{\partial x} (u_i \cdot C_i) - \frac{\partial}{\partial x} (u_d \cdot C_i) + Q_i$$

φ : 空隙率

C_i : 細孔溶液中のイオン種 i の濃度(mol/L)

D_{eff}^i : イオン種 i の実効拡散係数(m²/s)

u_i : イオン種 i の電気泳動力による移動速度(m/s)

u_d : ダルシー流速(m/s)

Q_i : イオン種 i の単位時間・単位体積当たりの溶出量

細孔中でのイオンの D_{eff} は、自由水中の拡散係数に対して、吸着や骨材、細孔構造による低減効果をパラメータとして与えて表現している。

$$D_{eff}^i = \eta \cdot \beta \cdot f(\varphi) \cdot D_0^i$$

η : 吸着などによる低減係数

β : 骨材の影響による低減係数

$f(\varphi)$: 空隙の屈曲による低減係数

D_0^i : イオン種 i の水溶液中での拡散係数(m²/s)

$$\beta = \frac{1 - c \cdot G_{vol}}{1 - d \cdot S_{vol}} \cdot P_{vol}$$

G_{vol} : コンクリート中の粗骨材体積比

S_{vol} : コンクリート中の細骨材体積比

P_{vol} : コンクリート中のペースト体積比

c, d : 骨材による係数 (地層処分第二次とりまとめを参考に $c=1.5, d=0.86$ と設定)

$$\varphi \leq 0.18 \text{ のとき、} f(\varphi) = 0.001 + 0.07\varphi^2$$

$$\varphi > 0.18 \text{ のとき、} f(\varphi) = 0.001 + 0.07\varphi^2 + 1.8(\varphi - 0.18)^2$$

$$D_0^i = a^i \cdot \exp\left(-b^i \cdot \frac{1}{T}\right)$$

a_i, b_i : イオン種ごとの定数、 T : 絶対温度(K)

③MC-BUFFER (JAEA)

MC-BUFFER は、地下水やセメント系材料との接触点におけるベントナイト系緩衝材の変質反応とそれに伴う透水係数の変化を連成解析するプログラムである。MC-BUFFER の化学反応解析は PHREEQC をベースにしている。MC-BUFFER ではセメントの水和反応は取り扱っておらず、完全水和を想定してノルム計算により得られる鉱物組成と W/C に応じた空隙率をセメント系材料の初期値としている。セメント系材料中の空隙は、物質移動に寄与する空隙（物質移動空隙）と寄与しない空隙（貯留空隙）に分類されると想定し、2種類の空隙率を設定している。これまで粘土（ベントナイトや Argillite）-セメント接点の水溶液組成や透水係数の解析に適用されている^{(11) (12)}が、固相の鉱物組成や空隙率の再現妥当性は検証されていない。また、系内の鉱物や空隙率、元素の空間分布を形式上表現することはできるが、拡散フラックスの計算に用いる拡散係数は、トリチウムの実効拡散係数を代表値として全元素に用いているという問題があり、その結果の妥当性は検証されていない。

(1)セメント硬化体を構成する鉱物モデル

MC-BUFFER ではセメント硬化体を表 2.3-13 の鉱物からなる集合体とみなしている。

表 2.3-13 MC-BUFFER のセメント硬化体鉱物設定

初期セメント鉱物		平衡定数
C-S-H(1.8)		Atkinson <i>et al.</i> (1987a;1987b; 1991)
Ca(OH) ₂	ポルトランドイト	Atkins <i>et al.</i> (1992)
3CaO·Al ₂ O ₃ ·CaSO ₄ ·12H ₂ O	モノサルフェート(AFm)	Reardon (1992)
3CaO·Al ₂ O ₃ ·6H ₂ O	ハイドロガーネット	Atkins <i>et al.</i> (1992)
Mg(OH) ₂	ブルーサイト	Reardon (1992)
Na ₂ O		Flack (1992)
K ₂ O		Flack (1992)
二次鉱物		平衡定数
C-S-H(1.5), (1.3), (1.1), (1.0), (0.9), (0.833), (0.6), (0.4)		Atkinson <i>et al.</i> (1987a;1987b; 1991)
3CaO·Al ₂ O ₃ ·3CaSO ₄ ·32H ₂ O	エトリンガイト(Aft)	Reardon (1992)
3CaO·Al ₂ O ₃ ·CaCl ₂ ·10H ₂ O	フリーデル氏塩	Reardon (1992)
CaCO ₃	カルサイト	Arthur <i>et al.</i> (1999)
CaSO ₄ ·2H ₂ O	石膏	Flack (1992)
Ca ₃ Al ₂ (SiO ₄) ₂ (OH) ₈	カトーアイト	Atkins <i>et al.</i> (1992)
Mg ₆ Al ₂ CO ₃ (OH) ₁₆	ハイドロタルサイト	Atkins <i>et al.</i> (1992)
Mg ₄ Si ₆ O ₁₅ (OH) ₂ ·6H ₂ O	セピオライト	Atkins <i>et al.</i> (1992)
Al(OH) ₃	ギブサイト	Atkins <i>et al.</i> (1992)
SiO ₂	カルセドニ	Arthur <i>et al.</i> (1999)

※C-S-H(x)はCa/Siモル比がxとなるC-S-Hを意味する。C-S-Hの組成は加藤・本田(2004)参照。

※熱力学データはSPRON-JNC、HATCHES、CHEMVAL、CEMENT-IIをコンパイルして使用。

なお、MC-BUFFER は PHREEQC をモジュールとして有しており、これにより鉱物の溶解・析出反応による液相中の物質濃度、系内固相の各物質量の時間変化を計算する。

(2)セメント硬化体の空隙率変遷モデル

MC-BUFFER では、セメント硬化体中の空隙を表のように分類している。MC-BUFFER においては、ゲル空隙として層間空隙のみを考えて、物質移動には寄与しないとしている。

表 2.3-14 MC-BUFFER の空隙分類

土木・建築分野における一般的な分類	成因	MC-BUFFERでの取り扱い		
		名称	物質移動特性	化学反応場としての特性
毛細管空隙 (数十nm～数十μm)	セメント水和鉱物の粒子間の空隙	物質移動空隙	寄与する	機能する
		貯留空隙	寄与しない	機能する
ゲル空隙 (数nm～数十nm)	C-S-Hゲル粒子内の空隙 (ゲル及び層間)	ゲル空隙 (層間空隙のみを考える)	寄与しない	機能しない

初期のセメント硬化体の空隙率は、セメント硬化体中に占める毛細管空隙の割合として算出される。ゲル空隙は固相内の空間の一部として考慮し、空隙率の計算には含めない。すなわち、

$$\varphi(0) = \frac{V_{cp}(0)}{V_{tot}}$$

ここで、 $V_{cp}(0)$ ：初期の毛細管空隙の体積である。

$V_{cp}(0)$ は下式で算出される。

$$V_{tot} = V_w + V_c = V_{hyd}(0) + V_{cp}(0)$$

ここで、 V_w ：配合時の水の体積、 V_c ：配合時のセメントの体積、 $V_{hyd}(0)$ ：初期の水和鉱物総体積である。Powers (1962)⁽¹¹³⁾に基づき $V_{hyd}=2.2V_c$ としている。なお、MC-BUFFER では鉱物モデルとして未水和鉱物は考えていないため、 $V_{hyd}=2.2V_c$ かつ V_{tot} 一定の仮定を置いた場合に、水和に必要な水が不足する $W/C < 0.381$ における計算は行えない。

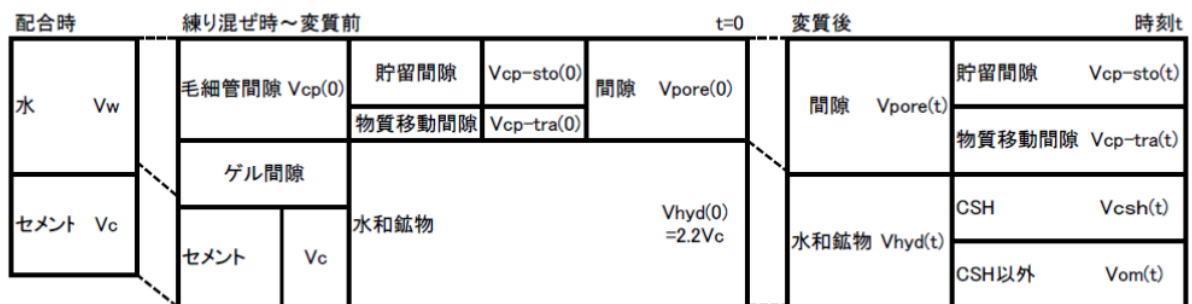


図 2.3-13 MC-BUFFER の硬化体概念

この計算方法に従うと、空隙率は配合時の水セメント重量比に応じて下式で表すことができる。

$$\varphi(0) = -105.09(W/C)^2 + 212.04(W/C) - 65.391 \quad (0.381 < W/C)$$

時刻 t における空隙率は、(1)に従って計算される固相体積変化に基づいて、下式で計算される。

$$\varphi(t) = \frac{V_{cp}(t)}{V_{tot}} = \frac{V_{cp}(0) + \Delta V_{cp}(t)}{V_{tot}} = \frac{V_{cp}(0) - \Delta V_{hya}(t)}{V_{tot}}$$

ここで、 $V_{cp}(t)$: 時刻 t における毛細管間隙の体積、 $\Delta V_{cp}(t)$: 時刻 t における毛細管間隙の体積変化、 $\Delta V_{hya}(t)$: 時刻 t におけるセメント構成鉱物の体積変化である。

また MC-BUFFER ではセメント硬化体中の物質拡散係数を物質移動間隙率の関数として与えている (3)で示す)。物質移動間隙率は下式で与えられる。

$$\varphi_{tra} = \frac{V_{cp-tra}(t)}{V_{tot}}$$

ここで、 $V_{cp-tra}(t)$: 時刻 t における物質移動間隙率である。

初期の物質移動間隙の体積は、下式に示すように配合時の水セメント重量比に応じて次のように与える。

$$\begin{aligned} V_{cp-sto}(0) &= mV_{cp}(0) && (0.381 < W/C \leq 0.57) \\ V_{cp-sto}(0) &= mV_{cp,W/C=0.57}(0) && (0.57 < W/C) \\ V_{cp-tra}(0) &= V_{cp}(0) - V_{cp-sto}(0) \end{aligned}$$

ここで、 $V_{cp-tra}(0)$: 初期の物質移動間隙の体積、 m : 貯留間隙の全毛細管間隙に対する割合を示す定数 (=0.9, Yamaguchi et al., 2008) である。

上記の式において 0.57 は W/C の増加にともない貯留間隙体積が増加する上限値である。 W/C が小さいセメント硬化体では、全毛細管間隙の増加とともに、物質移動間隙と貯留間隙のいずれも増加する。 W/C が大きいセメント硬化体では、物質移動間隙の間隙幅が大きくなるため貯留間隙との区別がなくなり、貯留間隙の部分が減少する。本モデルにおいては、球状粒子が最密充填した場合の間隙率 26% までの範囲が、貯留間隙が増加することのできる範囲と考え、全毛細管間隙率が 0.26 となる $W/C = 0.57$ を上限値として決定した。

時刻 t の物質移動間隙の体積は、(1)に従って計算される固相体積変化を、それぞれの間隙に初期の間隙体積に比例させて振り分けることで計算される。すなわち、

$$\begin{aligned} \Delta V_{cp-tra}(t) &= \frac{V_{cp-tra}(0)}{V_{cp}(0)} \Delta V_{cp}(t) = \frac{V_{cp}(0) - V_{cp-sto}(0)}{V_{cp}(0)} \Delta V_{cp}(t) = (1 - m) \Delta V_{cp}(t) \\ \Delta V_{cp-sto}(t) &= \frac{V_{cp-sto}(0)}{V_{cp}(0)} \Delta V_{cp}(t) = m \Delta V_{cp}(t) \end{aligned}$$

(3)物質移動モデル

MC-BUFFER では、以下の移流拡散方程式を解くことによって物質移動を表現している。

$$\frac{\partial c_i}{\partial t} = \frac{\partial J_i}{\partial x} = -\frac{\partial}{\partial x} \left(D_e \frac{\partial c_i}{\partial x} \right) + u \frac{\partial c_i}{\partial x}$$

$$J_i = u c_i - D_e \frac{\partial c_i}{\partial x}$$

ここで、 c_i : 溶液種 i の濃度、 t : 時刻、 D_e : H_2O の実効拡散係数、 u : 水フラックス、 J_i : i 成分の物質フラックスである。水溶液中の各成分すべてについて一律の拡散係数を与えている。

拡散係数は、物質移動空隙率 ϕ_{tra} を使って以下の式で与えている。

$$D_e = D_v \phi_{tra} \frac{\delta}{\tau^2} = 5.37 \times 10^{-10} \phi_{tra}$$

以上を踏まえたまとめとして、各解析プログラムの物質及び水和のモデル、空隙モデル及び物質移動モデルについてそれぞれ表 2.3-15～表 2.3-17 にまとめた。

表 2.3-15 物質及び水和のモデル

	物質モデル	reference	水和モデル	reference
DuCOM	<p>平均代表径r_0を持つ理想化粒子として表現</p> $s = 2r_0 \{G_0(1 + \rho_p \omega_0)\}^{1/3} - 1$ $G_0 = 0.79(BF/350)^{0.1} \quad (G_0 \leq 0.91)$ $r_{eq} = (3/4\pi)^{1/3} \cdot l = \chi \cdot l$	Chaube (1996)	<p>水和反応熱で表現</p> $H = \sum p_i H_i$ $H_i = \gamma_i \beta_i \lambda_i \mu_i s_i H_{i, T_0}(Q_i) \{ (E_i(Q_i)/R)(1/T - 1/T_0) \}$ $Q_i = \int H_i dt$	<p>岸・前川 (1995; 1996)</p> <p>鈴木ほか (1990)</p> <p>鈴木 (1990)</p> <p>荒井 (1984)</p> <p>Osbaeck (1992)</p> <p>Santhikumar (1993)</p>
LIFE D.N.A.	<p>鉱物の集合体として表現 (各モル体積に基づき体積を与える)</p> <p>初期: Ca(OH)₂, C-S-H, NaOH, KOH</p> <p>二次: SiO₂, CaCO₃, Mg(OH)₂, CaCl₂</p>	<p>横関ほか (2002)</p> <p>横関 (2004)</p> <p>取違ほか (2009)</p>	<p>実験値により水和度を定義</p> $F = 1 - \exp[-k_2(t - k_3)^{k_1}]$ <p>k_nは鉱物毎の定数</p>	<p>横関ほか (2002)</p> <p>Daniel and Guttridge (1986)</p>
MC-BUFFER	<p>鉱物の集合体として表現 (各モル体積に基づき体積を与える)</p> <p>初期: Ca(OH)₂, C-S-H(1.8), モノサルフェート, ハイドロガーネット, Na₂O, K₂O</p> <p>二次: C-S-H(1.5, 1.3, 1.1, 1.0, 0.9, 0.833, 0.6, 0.4), エトリンガイト, フリーデル氏塩, カルサイト, 石膏, カトーアイト, ハイドロタルサイト, セピオライト, ギブサイト, カルセドニ</p>	Yamaguchi et al. (2008)	考慮していない	

表 2.3-16 空隙モデル

空隙モデル						
	空隙分類	reference	空隙率	reference	空隙構造	reference
DuCOM	<p>以下の3種類に分類</p> <ul style="list-style-type: none"> 毛細管空隙: セメント粒子外部に構成されたC-S-Hゲル粒子や水酸化カルシウム結晶で占められていない空隙 ゲル空隙: C-S-Hゲル内部に形成された空隙 層間空隙: C-S-Hゲルの層と層の間に水分子一つ分の空間を持つもの <p>ゲル粒子の体積は、水和度と単位水和粉体重量あたりの化学的結合水の量の関数で表現</p> $V_i = V \cdot W_p / (1 - \varphi_{ch}) \cdot (1/\rho_p + \beta/\rho_w)$	Chaube (1996)	$\varphi_{cp} = 1 - V_s - (1 - V_s)(W_p/\rho_p)$ $\varphi_{ge} = \varphi_{ch} V_s \varphi_{ge}$ $\varphi_{li} = (t_w s_p \rho_s / 2) V_s$ <p>なお、ゲル空隙は温度依存性を考慮</p>	Chaube (1996) 半井ほか (2005)	<p>細孔分布密度関数として表現</p> $\varphi(r) = \varphi_{cp} V_{cp}(r) + \varphi_{ge} V_{ge}(r) + \varphi_{li}$ <p>$V_{cp}(r)$, $V_{ge}(r)$はRaleigh-Ritz分布関数を仮定しそれぞれ定義</p> $V_i(r) = 1 - \exp(-B_i r)$ $dV_i(r) = B_i r \exp(-B_i r) d \ln r$ <p>B_iは表面積の関数として定義</p> $B_i = \exp[\{ (\log(S_i/\varphi_i) + 3.72633) / 4.59715 \}^{1.77655}]$	下村・前川 (1995)
LIFE D.N.A.	記述なし		$\varphi_{total} = \varphi_{cap} + \varphi_{gel} + \varphi_{seach}$ <p>φ_{cap}及びφ_{gel}の初期値はW/Cと水和度に応じて与える</p> $\varphi_{cap} = (W/C - 0.36F) / (W/C + 0.32)$ $\varphi_{gel} = 0.19F / (W/C + 0.32)$	取違ほか (2009)	考慮していない	
MC-BUFFER	<p>毛細管空隙の一部を物質移動に寄与する空隙 (=物質移動空隙)、物質移動に寄与しない毛細管空隙は貯留空隙として定義</p> <p>ゲル空隙 (=層間空隙として)は物質移動に寄与しない</p>	Yamaguchi et al. (2009)	$(\varphi_{total}) = \varphi_{cp} = \varphi_{cp-ns} + \varphi_{cp-sto}$ $m = \varphi_{cp-ns} / \varphi_{cp-sto} = 0.9$	Yamaguchi et al. (2009)	考慮していない	

表 2.3-17 物質移動モデル

物質移動モデル					
DuCOM	水分保持	reference	水分移動	reference	
	Kelvin式により任意の蒸気圧 P_v において液体が存在する最大細孔半径を規定 Hillerborgによる修正BET式により吸着層厚さを表現	Chaube (1996) Chaube and Maekawa (1994;1996)	圧力及び温度勾配を駆動力とする式として表現(水蒸気と液状水を区別) $J = (D_v \cdot (dp_v/dP_v) + K_v) \nabla P_v$ $(D_v \cdot ((dp_v/dT) + KT) \nabla T$	Chaube (1996) Chaube and Maekawa (1994;1996)	
	カルシウムイオン保持	reference	塩化物イオン保持	reference	イオン移動
カルシウムイオンの固液平衡で定義 $C_{solid} = f(C_{ion})$ $= A \{ C_{CSH} \cdot (C_{ion} / C_{22m})^{1/3} \} + B$ A, Bは固相液相それぞれのCa濃度の関係(実験式)で規定	半井ほか(2005) Buil <i>et al.</i> (1992) Gerard <i>et al.</i> (2002)	ラングミュア型吸着式に準拠する実験式で規定 $C_b = \alpha \cdot C_f / (1 + 4.0 \cdot C_f)$ セメント鉱物種、混和材料の種類及び添加率による依存性 α を実験式で規定	石田ほか(2004; 2005; 2006)	拡散移動と水分移動による移流を考慮 $J_{ion} = -(\phi \cdot S / Q) \delta \cdot D_{ion} \cdot \nabla C_{ion}$ $+ \phi \cdot S \cdot u \cdot C_{ion}$ 屈曲度 Q は空隙率の関数として定義 $Q = -1.5 \tanh \{ 8.0(\phi - 0.25) \} + 2.5$ 収斂度 δ は毛細管空隙のピーク径の関数として定義	Atkinson and Nickerson (1984) 竹上ほか(2002) Van Brakel and Heertjes (1974)
LIFE D.N.A.	イオンの移動モデル	reference			
	$d(\phi \cdot C) / dt = (d/dx)(D_{eff}^i \cdot d(\phi \cdot C) / dx) - d(v_d \cdot C) / dx + dC_p / dt$ 拡散係数 D_{eff} はNernst-Planck式を基本、Debye-Huckel理論によるイオン濃度影響、空隙の屈曲や骨材・遷移帯の影響、溶脱影響を考慮 $D_{eff}^i = \eta \cdot \beta \cdot f(\phi) \cdot D_0^i$	横関ほか(2002) 取違ほか(2009)			
MC-BUFFER	物質移動モデル	reference			
	PHASTIに準拠 $J = -(d/dx) D_e (dC/dx) + i \cdot K_w (dC/dx)$ Deはセメント系材料中のトリチウム の拡散係数を実験式として与える ※ $D_e = 5.37 \times 10^{-10} \times \phi_{tm}$	PHAST: Parkhurst <i>et al.</i> (2010) Yamaguchi <i>et al.</i> (2009)			

2.3.4 課題の整理

現行のセメントやコンクリートは、土木建築分野において 60 年程度の供用期間の「構造的な性能」が求められる汎用的に使用される材料及び構造体であるのに対して、中深度処分セメント系人工バリアには、構造的な性能に加えて、300 年あるいはそれを超える期間における核種移行抑制性能が求められる。

一方、最近の土木建築分野においては、コンクリート建造物の供用期間が 100 年^{※14}までの延長が求められることを背景に、従来は供用期間中の材料劣化は考慮しなくてもよいとしていたことに対して 100 年供用の性能について検討するための研究が進められている^{※15}。ここでは、主に土木建築分野における既往研究の調査によって得られた知見を踏まえて、300 年を超えるセメント硬化体の長期性能評価を行う上での課題として、時間スケールに応じた考慮すべき事項と設計プロセスの妥当性判断の観点で留意すべき点について整理した。また、これらセメント硬化体の長期安定性に関する既往の研究成果等をコンクリートの長期性能評価に適用する際の課題についても整理した。

(1) 時間スケールに応じた考慮すべき事項

①初期状態における硬化体の細孔構造や C-S-H ゲル構造の把握

※14 国土交通省「橋、高架の道路等の技術基準」(平成 29 年 7 月)

※15 例えば「土木学会 333 委員会 (混和材料を使用したコンクリートの物性変化と性能評価研究小委員会)」や「土木学会 コンクリート委員会 353 混和材料を使用したコンクリートの物性評価技術と性能規定型材料設計に関する研究小委員会」

- ・セメント硬化体の長期性能評価を行うためには、まず評価の出発点となる初期状態における硬化体の細孔構造を把握する必要がある。
- ・硬化体の細孔構造や生成する C-S-H ゲル構造は、フライアッシュや膨張材の混和によって異なったものとなることに加え、添加される化学混和剤の種類によっても影響を受ける可能性がある。このため、硬化体の細孔構造の初期状態は、混和材料の割合だけではなく添加される化学混和剤種類や量に応じて設定する必要がある。
- ・毛細管空隙は打設方向等の施工条件にも影響を受ける可能性があることから、硬化体の性能評価において毛細管空隙を含めた細孔構造の初期状態を設定するためには、配合設計だけでなく施工条件についての説明も必要である。

②初期状態以降における硬化体の細孔構造や C-S-H ゲル構造の変遷評価

- ・一般的に、セメントの強度が概ね発現することが知られている材齢 1～3 か月程度以降においてもセメントの水和反応は継続し、特にセメント系人工バリアの候補材であるフライアッシュを混和した硬化体においては、普通セメント硬化体に比べてポズラン反応がより長期にわたり継続することが考えられる。したがって、こうした初期状態以降における水和の進展に伴う硬化体の物質移行特性の変遷について考慮する必要があるが、地下に設置された廃棄物埋設地での硬化体の状態確認が可能な期間を超えて水和が進展する可能性も考えられる。
- ・このような場合は、廃棄物埋設地の建设工程や地上とのアクセス坑道の閉鎖時期等を踏まえて、技術的に可能と考えられる養生方法や維持管理方法及び期間を考慮するとともに、硬化体の状態確認が確実に実施可能な期間中において、その後における水和進展の見通しについて評価する必要がある。
- ・また、セメントの水和反応は湿潤状態や温度条件といった養生条件に影響を受ける。図 2.3-1 に示したように、セメント系人工バリアであるモルタル硬化体はベントナイト系人工バリアの内側に接触した形で設置されるため、水和に必要な養生水がベントナイトに吸収されることによって長期間乾燥状態に置かれる可能性も考えられる。また、長期間乾燥した状態が続いた後に、地下水によってベントナイト系人工バリア膨潤し、内側のモルタル硬化体に水が供給されることも想定される。モルタル硬化体の水和に伴う細孔構造や C-S-H ゲル構造の変遷を評価するためには、こうした設置環境下で想定される養生条件の変化についても考慮する必要がある。
- ・このように、フライアッシュを混和したセメント系人工バリアの水和やポズラン反応は長期にわたって進展する可能性がある。ただし、性能評価を行う上で重要となるのは物質移行特性を支配する硬化体の細孔構造であることから、水和が完全に終了していなくても、その後の水和進展による物質移行特性の変化がほとんど生じない状態に達していれば、性能評価上は水和が終了した状態と見なしてよい。また、ポズラン反応に必要なフライアッシュ成分が残存した状態であっても、その後のポズラン反応を考慮しても物質移行抑制性能が著しく低下する方向に進展することが想定されない場合は、性能評価上はポズラン反応が終了した状態と見なすことが可能である。したがって、硬化体の材

齢と物質移行特性変化の観点での水和進展度との関係についての知見を得ることが重要である。

③300年を超えるセメント硬化体の長期性能評価を行う上での課題

- ・セメント系人工バリアの外側に設置されたベントナイト系人工バリアは、長期間経過後には地下水によって膨潤・冠水し、セメント系人工バリア層に地下水が接触する可能性がある。
- ・したがって、①に示した初期状態における硬化体の細孔構造やC-S-Hゲル構造を評価の出発点として、②に示した内因的現象である水和進展に加えて、上述のベントナイトとの相互作用や地下水の接触によるCHの溶脱等による硬化体の細孔構造の変遷を評価する必要がある。そのためには、C-S-Hを始めとするセメント成分の変質や生成する可能性のある二次鉱物についての知見が必要である。
- ・小樽築港時の供試体や構造筒は100年程度、いわゆる“Romanコンクリート”は数千年経過したセメントであり、材齢の観点では300年に近い時間スケール、あるいはそれを超える期間経過した実データ（以下「ナチュラルアナログデータ」という。）といえることから、数十年あるいは300年を超えるセメント水和物の長期安定性に関する知見や長期評価の傍証となる可能性がある。しかしながら、例えばC-S-Hの安定性や変質によって生じる二次鉱物など、長期評価におけるモデルやパラメータ設定にあたってこうしたナチュラルアナログデータを参考にする際には、想定される設置条件との類似性に加えて、過去においてそのセメントが水和していた期間中における環境の履歴の不確かさを考慮した上で、長期評価の傍証になり得るか判断する必要がある。

(2) 設計プロセスの妥当性判断に係る課題

セメント系人工バリアの核種漏出抑制性能は、セメント硬化体が緻密で核種が移行し難いほど高いといえるため、セメント硬化体中における核種のDeはセメント系人工バリアの性能の指標となり得る。しかし、当該性能の観点で「優れた」設計であることの妥当性判断を行うに当たっては、単に測定したDeが小さいことや、全空隙率が低いこと、緻密化をもたらすフライアッシュを混和していることのみをもって指標とすることはできないと考える。

実際に施設を建設する前の事業許可段階における設計の妥当性判断の際に重要なことは、施工方法も含めた設計とそれによって発現する性能との関係が理解され、かつその関係を合理的に説明可能であることである。

Deを例にとると、①どのような材料設計、配合設計、施工を行い、②その結果として要求性能である「低拡散性」が発現する根源となるC-S-Hゲル構造を含む初期状態の硬化体の細孔構造はどのようなものになり、③その細孔構造によって初期状態の硬化体のDeはどの程度となり、④その後の水和進展等に伴って硬化体の細孔構造はどのように変遷し、⑤その変遷に伴ってDeはどの程度変化するのか、といった設計に係るプロセスとの関係も含めた合理的な説明が不可欠と考える。なお、性能の目標をどのレベルに定めるかについては事業者の裁量に委ねられる。

(3) コンクリートの長期性能評価に適用する際の課題

コンクリートやモルタルには細骨材・粗骨材が含まれる。骨材とセメントペーストとの界

面ではセメントペースト中とは異なる空隙構造を有することが想定されるため、コンクリートやモルタル中の物質移行を考える場合には界面の影響を合わせて考慮する必要がある。

また、セメント系人工バリアの長期性能評価を行う上で必要となる細孔構造やC-S-Hゲル構造の初期状態を把握するための方法として3.3節で示した分析手法は、セメントペーストを対象としたものであり、骨材の影響があるコンクリートに直接適用することは難しい。したがって、まずコンクリートから骨材を選り分け、骨材を可能な限り取り除いたコンクリートを微粉碎し、骨材を重液分離法や選択溶解法で分離するといった分析前処理が必要となる⁽¹¹⁴⁾⁽¹¹⁵⁾。

分類	①
題名	Refinements to colloid model of C-S-H in cement: CM-II
著者	Hamlin M.Jennings
出典	Cement and Concrete Research Volume 38, Issue 3, pp.75-289, March 2008
キーワード	Calcium-Silicate-Hydrate(C-S-H), Microstructure, Physical properties, Characterization, Aging
概要	<p>This paper describes a second generation model for the nanostructure of C-S-H based on interpretation of water sorption isotherms. The cornerstone of the model is a description of the globules (used here to mean small brick like particles), which consist of C-S-H and internal water, and the distribution of water in the small pores between them. Microstructural changes that occur during drying and account for both reversible and irreversible shrinkage are described. Since globules are particles, the properties of C-S-H gel are best understood through application of the emerging granular mechanics. This new model should help to establish quantitative relationships between the nanostructure and bulk properties.</p>
備考	<p>Several refinements have been made to CM- I . CM- II is a model of the nanostructure of C-S-H that builds on CM- I . Starting with precise values for the water content and physical density of a globule, the model defines distinct pore distinct pore and interlayer spaces that allow quantitative interpretation of literature data for density and water content of C-S-H at different relative humidities. The C-S-H is treated as an assembly of globules which are not spherical, with a cross section of 5 nm. The globules are particles of nanometer dimension that assemble into statistically well-defined patterns. Water-filled spaces include the interlayer spaces, the intraglobule spaces(IGP), the small gel pores(SGP), and the large gel pores(LGP), in each of which the water has a specific thermodynamic character.</p> <p>The strong hysteresis in the low-pressure portion of the water isotherm is interpreted as representing water that leaves the interlayer spaces at pressures below 11% or so and not reentering until higher pressures. Research into the thermodynamics of the water in the smallest pores holds promise. The most tightly bound water is adsorbed on the surface of the globules and within the IGP.</p> <p>Possible mechanisms for irreversible shrinkage and reversible creep, neither of which has been previously addressed in the literature, are discussed. Irreversible shrinkage is associated with changes in structure of the LGP, and its associated SGP. Reduction in surface energy s probably the driving force for natural aging; and the non-linear coupling of stress, heat and drying may all result from the acceleration of these changes in structure under the influence of stress and heat. It is proposed that the globules can deform slowly, and that this deformation is recoverable reversible.</p> <p>The presumption of globules, or particles with an outer surface and internal</p>

porosity, as well as interlayer space, is used to model the density of C-S-H under various moisture conditions. The model reconciles various density values reported in the literature without requiring water to have an unlikely density that is far different from 1 Mg/m³. While this does not preclude density variation near the surface and within the interlayer space, these variations would be much smaller than the 10% or more that is often cited in the literature.

Globules are particles that can rearrange under stress, which opens the door to modeling mechanical properties using granular mechanics, and holds particular promise for understanding viscous flow and the irreversible deformation of concrete. This model predicts that one consequence of the irreversible changes that occur because of drying, heating, and the passage of time is a measurable decrease in the LGP, that is pores between about 3-12 nm in diameter. The SGP may also rearrange, with changes in associated constrained water.

分類	①
題名	A model for the microstructure of calcium silicate hydrate in cement paste
著者	Hamlin M. Jennings
出典	Cement and Concrete Research 30, pp.101–116, 2000
キーワード	Calcium-silicate-hydrate (C-S-H); Crystal size; Microstructure; Pore size distribution; Surface area
概要	<p>A model is proposed for the structure of calcium silicate hydrate (C-S-H) as it is formed during the hydration of Portland cement. One purpose of the model is to move toward an ability to evaluate the microstructure quantitatively, so that it can be related to properties on the one hand and processing on the other hand. It is a hypothesis intended to promote discussion and motivate experiments.</p> <p>Furthermore, the model is an attempt to rationalize disparate measurements of specific surface area reported in the literature by describing an underlying structure, which, when observed by different instruments, gives different results. It is a simplified representation of the microstructure within the size range of about 1 to 100 nm. The basic building block is a unit of C-S-H that is roughly spherical and approximately 2 nm across with a specific surface area of about 1,000 m²/g. These building blocks flocculate to form larger units. This paper describes the structure of the basic units and how they pack to form larger structures and microstructures. The model also explains a number of variant observations for such measured attributes as specific surface area, pore size, and density as determined by different techniques, as well as water content at different relative humidities.</p>
備考	<p>The model described here has as its justification a consistency with various measurements. It quantitatively relates surface area, density, and size of units with particular units measured by a particular technique. Like the successful Feldman-Sereda model, it is an attempt to find a hidden structure that is consistent with measured quantities. Parts of the model have not yet been optimized because of insufficient data, and therefore some of the numbers may well be altered or refined in the future. The purpose of this model is to stimulate discussion and especially to indicate the direction of future experimental work.</p> <p>Perhaps the most important feature of the model is the presumption of two types of C-S-H. The surface area of the HD type is not detected by several techniques, and this is the root cause of so many different values in the literature. Both types are made of basic building blocks that form into globules that have two possible packing arrangements.</p> <p>The model as presented here is for C-S-H in an average cement paste, and it is almost certain that some parameters, such as the amount of the LD product, will vary with the methods of processing, such as variations in the initial water/cement ratio, temperature of reaction, and presence of admixtures. The J-T model so far accounts for only the influence of water/cement ratio, but it is hoped that it will</p>

serve as a basis for a complete quantitative model that accounts for variation in processing and composition.

The model is a quantitative description of the structure of calcium silicate hydrate between 1 and 100 nm. The important features include the following: (1) A specific technique for measuring the SSA resolves a specific fineness in the structure. This is the main reason why different techniques measure different SSAs. (2) Nitrogen SSA varies for two main reasons: drying procedure and reaction conditions such as water/cement ratio. The latter reason is related to the quantity of LD and HD C-S-H, and thus nitrogen SSA is a measure of this part of the microstructure. (3) Water fills the pore space starting with the finest pores at the lowest rh, and this is the basis for computing the densities expected at different rh. (4) The surface area as measured by SANS is associated with scattering from globules with a density and composition equal to that of C-S-H equilibrated with 11% RH, and the globules are surrounded by water. (5) The structure is fractal. (6) Even though approximate, the measured size of gel pores is compatible with the size of pores in the model structure. (7) Remarks 1 through 6 above are quantitatively self-consistent. Thus, the model is basically units that pack to form globules, which in turn pack together to form LD and HD C-S-H structures. These units pack together to form the microstructure of C-S-H. The model defines the size, density, and packing efficiency of each of these structures so that many experimental observations are rationalized. The principal advantage over other models is that at each scale, this model is quantitative, which may be related to properties.

分類	①
題名	Development of the fine porosity and gel structure of hydrating cement systems
著者	A. J. ALLEN, R. C. OBERTHUR, D. PEARSONS, P. SCHOFIELD and C. R. WILDING
出典	PHILOSOPHICAL MAGAZINE B, VOL.56, NO.3, pp.263-288,1987
キーワード	—
概要	<p>Results are presented of dynamic small-angle neutron scattering (SANS) experiments on hydrating cements. The rate of data collection and the size range of scattering dimensions contributing to the SANS are sufficient to allow the growth of the calcium silicate hydrate (C-S-H) gel microstructure to be correlated with both the time variation of the hydration reactions and the rise with hydration of the specific surface area. The details of the scattering suggest that the C-S-H gel may have a self-similar fractal structure as might be produced by a diffusion-controlled aggregation process.</p>
備考	<p>We have shown that SANS may be used to characterize the changing cement/pore interface during the hydration of OPC-based cement systems. The time dependences of the changes are closely correlated with the rate of heat output from the hydration reactions. Following the addition of water to OPC, there is little change to the SANS during the dormant induction period; the SANS is basically the Q^{-4} Porod scattering from the surfaces of the cement grains. After the induction period the SANS at high Q (associated with the finest sizes) increases and a growing population of 5nm gel globules becomes apparent. This same basic behaviour, although with different time-scales, has been demonstrated for OPC, accelerated OPC and OPC/BFS blended cement systems.</p> <p>At high Q the SANS rises until the Q^{-4} Porod scattering, still seen at the highest Q values, indicates a rise in the specific surface area of the accessible gel/pore interface to more than a hundred times the original surface area of the clinker grains. The SANS indicates that the gel globules aggregate together to give a scale-invariant C-S-H gel structure for correlation lengths up to around 40 nm. At lower Q values, the SANS decreases and this can be associated with the shrinking unhydrated cement clinker cores.</p> <p>For 28-day-old OPC, it is possible, to a first approximation, to fit the SANS data over the whole Q range with a model consisting only of shrunken unhydrated clinker cores and a structure comprising aggregates of 5 nm gel globules, scale-invariant up to $S_{MAX}=40$ nm. Other OPC-blended cements such as OPC/BFS and OPC/PFA are broadly similar after 28 days. However, it is clear that in the OPC/FINSIL system the high surface area and small particulate size of the reactive silica must also be considered.</p> <p>At intermediate times during the hydration, the scattering is complicated by the softening interfaces between the cement grains and the pore water, as the outer regions become hydrated. The minimum in the plots of $\ln(Q^{-4} dZ/dCI)$ versus \ln</p>

Q, which moves off with time to low Q as hydration progresses, seems to be associated with this effect. The SANS for intermediate hydration times has yet to be fully modelled, and it may also prove necessary to include the initiation and growth of young calcium hydroxide crystals.

Having characterized the SANS from OPC-based cement systems, it is of course possible to use the technique to carry out quantitative comparisons between different cement systems and under different conditions, or even to consider the changes in gel structure introduced by damage effects. For example, the 5nm features in the gel structure are destroyed by oven drying-a technique commonly used for conventional porosimetry studies. In our earlier papers it was shown that even the very fine structure is dramatically modified in macro-defect-free (MDF) cements. The gel structure in synthetic cements also appears to be radically different from that in an OPC.

Unlike other methods of studying the microstructure, SANS is a non-destructive way of determining the statistical mean structure throughout the volume of the sample. When the qualitative aspects of the structure have been interpreted (as here, in the case of OPC), quantitative parameters can be determined and compared.

Clearly the SANS method can also be extended to other heterogeneous porous systems such as clays, sandstones and rocks, or artificial materials such as ceramics. It will be an aim of future work to relate variations in microstructural parameters, as determined using SANS, to the macroscopic properties of such materials and to effects of the environment. In particular, the use of a high-pressure/temperature sample cell to investigate permeation and diffusion effects is envisaged.

分類	①
題名	Quantitative discrimination of the nano-pore-structure of cement paste during drying:New insights from water sorption
著者	Jennings,H.M.,Kumar,A.,Sant,G.
出典	Cement and Concrete Research, vol.76, pp.27-36, 2015
キーワード	Calcium-silicate-hydrate(C-S-H), Drying, Adsorption, Cement Paste, Drying
概要	<p>A new ability to quantitatively evaluate the complex pore system of cement pastes, using water sorption isotherms, is used to illuminate:(a) evolutions of microstructure during drying, (b) the mechanisms that control drying shrinkage, and (c) a novel method to compute the original w/c (i.e., water-to-cement ratio, mass basis). Each of these points has significant implications on concrete performance and durability in engineering practice. We show that irreversible changes in the nanostructure during first drying are associated with changes in the pores that empty between 85-and-45% relative humidity (RH). It is also shown that water in the interlayer space (e.g., similar to clays) of the binding calcium-silicate-hydrate(C-S-H) phase, does not empty until drying below 25 % RH. However, this water, once removed, does not completely re-saturate the pore spaces even at nearly 100 % RH – for time scales on the order of weeks. With the ability to specifically identify the volume of pores associated with the C-S-H gel, as opposed to the larger capillary pores and the smaller interlayer spaces, a method for computing the original w/c (and hence cement content), of cementitious material is proposed. These results suggest improved methods for evaluating and modeling the engineering behavior of cement-based materials.</p>
備考	<p>The water isotherm contains significant information of the nano/microstructure of the C-S-H and cementitious materials in general. Proper capture of sorption isotherms, to differing RH minima can be used to quantitatively explain changes in the pore structure that occur during drying. For example, water that is either being removed or re-entering a sample at a particular RH can be linked quantitatively to a specific class of pores, i.e., the interlayer, gel or capillary spaces. It is noted that capillary pores do not alter up on drying and they likely have little, if any, effect on irreversible volume changes upon drying. On the other hand, gel pores exhibit significant changes up on drying, and aging, and the water isotherm is an ideal measure of these changes. These changes are expected to be related to irreversible volume changes on drying. The removal of water from the interlayer spaces also contributes to irreversible volume changes, especially so up on severe drying, when water previously removed cannot re-enter the interlayer spaces up on resaturation. Because this water is essentially static, unless drying occurs for $RH \leq 25\%$, this water (i.e., contained in the interlayer) may be considered constant for engineering purposes.</p> <p>A new technique is proposed for determining the original w/c of any cement-based material in general. The powerful concept of the gel/space ratio is invoked,</p>

	<p>which allows both capillary and gel volumes to be determined, in relation to the degree of cement reaction, which needs to be separately determined. The proposed method is superior to all existing methods, because there is no need for calibration. This allows use of the method to study concrete, when it deteriorated and for other diagnostic, design and forensic applications. Based on the collective observations, and insights gained herein, this work advances a unified view of C-S-H, and potential mechanisms of volume changes therein. It is proposed that gel and capillary pores broadly control properties of engineering relevance, with the inter-layer spaces assuming relevance, only under conditions of elevated temperature and pressure. The discussion provokes new pathways to model, and to better quantify the engineering responses of C-S-H, and cementitious materials in general.</p>
--	--

分類	①、②-1
題名	C-S-H の組成がゲル空隙の量およびゲル空隙の空隙分布に及ぼす影響
著者	須田裕哉, 佐伯竜彦, 斎藤豪
出典	土木学会論文集 E2 (材料・コンクリート構造), Vol.70, No.2, pp.134-152, 2014
キーワード	C-S-H, C/Sratio, H/Sratio, gel pore, pore volume, pore size distribution
概要	<p>本研究は、セメント硬化体の中で主要な水和物である C-S-H が保有しているゲル空隙に対し、その組成変化が及ぼす影響を明らかにすることを目的に行った。</p> <p>本研究では、C-S-H ゲル空隙について検討するため、エーライト水和試料の水蒸気吸着等温線に着目し、水和物 (C-S-H) が保有している水分と毛细管空隙中の水分を分離した。</p> <p>次に得られた C-S-H の水蒸気等温線により、C-S-H の保有するゲル空隙の量や空隙径分布に対して C-S-H の組成が及ぼす影響について検討を行い、C-S-H の組成とゲル空隙の関係を明らかにした。その結果、その組成変化を考慮することで C-S-H のゲル空隙の量や空隙径分布を推定する方法を提案した。</p>
備考	<p>本研究では、合成 C-S-H およびエーライト (C₃S) 水和試料を用いて C-S-H の組成がゲル空隙量やゲル空隙の大きさに及ぼす影響について検討している。</p> <p>① 各相対湿度において、C-S-H の C/S 比と H/S 比は、比例関係にあり、その関係は材料や配合および養生温度によらず同一である。</p> <p>② C-S-H のゲル水量は、C/S 比の低下に伴って増加する傾向を示し、ゲル水量の変化を C-S-H の組成に基づいて評価することが可能な式を提案している。</p> <p>③ C-S-H のゲル空隙の量は、その組成である C/S 比によって影響され、C/S 比が低下するとゲル空隙量は増加する。これは、C-S-H の比表面積が C/S 比の低下によって増加するためである。</p> <p>④ C-S-H のゲル空隙の空隙径分布に関して、空隙径のピーク値はおおよそ 1.2 nm 程度である。またゲル空隙の大きさは C/S 比の違いによらず同一である。</p>

分類	②
題名	低レベル放射性廃棄物処分施設の低拡散層に用いる高流動モルタルの室内配合選定
著者	庭瀬一仁, 杉橋直行, 辻幸和
出典	コンクリート工学論文集, 第 21 巻, 第 3 号, pp.43-51, 2010 年
キーワード	余裕深度処分施設、低拡散層、配合設計、実効拡散係数
概要	<p>本論文は、低レベル放射性廃棄物処分施設のうち日本で初めて建設が計画されている余裕深度処分施設において放射性核種の拡散による移行を抑制するための人工バリアとなる低拡散層を高流動モルタルで構築するための配合選定についてまとめたものである。数万年程度の超長期耐久性の性能評価が必要である低拡散層の配合設計の方針を整理し、33 種類の配合について性能比較の室内試験を実施した。性能比較の室内試験とその追加検討試験の結果から、低拡散層の配合として低熱ポルトランドセメントにフライアッシュ膨張材、石灰石微粉末を使用した高流動タイプのモルタルの配合を選定した。</p>
備考	<p>低レベル放射性廃棄物処分施設の低拡散層に用いる高流動モルタルの配合設計の方針を整理し、各種特性について、文献調査、性能比較の室内試験、配合選定の室内試験を実施し、最終的な配合を選定した結果を報告している。</p> <p>以下の結果を示している。</p> <p>要求品質として健全部のトリチウムの実効拡散係数とひび割れ開口部の面積比率を超長期の性能評価におけるパラメータの目標値とし、これを達成するために、強度発現性、物理化学的性能、ひび割れ抑制および施工性に関する配合設計の方針を設定した。これを満足する低拡散層の配合として、低熱ポルトランドセメントにフライアッシュ、膨張材、石灰石微粉末、高性能 AE 減水剤（ポリカルボン酸系）、空気量調整剤を使用した高流動タイプモルタルの配合を選定している。</p>

分類	②-1
題名	空隙の連結性に着目したセメント系硬化体の空隙構造の評価
著者	須藤俊幸, 佐伯竜彦, 斎藤豪
出典	土木学会論文集 E2 Vol.73, pp.82-92, 2017
キーワード	pore volume, pore size distribution, C-S-H, water adsorption, MIP
概要	<p>本研究は、劣化原因物質の移動経路となる粗大な毛細管空隙間を連結する連結空隙に着目して、連結空隙の量と空隙径を定量化し、空隙構造の物質移動性状への影響について検討を行った。具体的には、水銀圧入法と水蒸気吸脱着試験を併用することで、連結空隙であるボトルネック空隙の空隙径を特定し、その空隙量の定量化と空隙構造の複雑さとの関係性を評価した。</p>
備考	<p>本研究では水蒸気吸脱着試験と水銀圧入法を併用することにより、セメント硬化体の物質移動に関する連結空隙径の特定と空隙量の定量化を行っている。</p> <p>以下に、本研究で得られた知見をまとめる。</p> <p>① ボトルネック空隙の空隙径は 10 nm から 20 nm であることを明らかにしている。</p> <p>② C/S 比の低下による C-S-H の凝集構造の変化から、混和材（本研究では、フライアッシュ、シリカフェーム、高炉スラグ微粉末）の利用が、物質移動性状の低下に有効であることを説明している。</p> <p>③ 連結空隙よりも小さな空隙である 10 nm 以下の空隙は C/S 比の低下によって増加し、この空隙は連結空隙としての機能は小さいことを明らかにしている。</p>

分類	②-1
題名	各種セメント系人工バリア材料の溶脱特性の評価
著者	山本武志, 広永道彦
出典	コンクリート工学年次論文集, Vol.28, No.1, pp.713-718, 2006
キーワード	溶脱, 人工バリア, 変質, フライアッシュ, ポズラン反応
概要	<p>普通ポルトランドセメント (OPC)、フライアッシュ混合セメント (FAC)、そして低熱ポルトランドセメント (LPC) を使用したブロック状の試験体を用い、拡散による溶脱変質を加速させるために液交換頻度を高めた浸漬試験を行い、細孔構造の異なる各硬化体の変質過程を評価した。浸漬前の水和物組織に形成される孔径 20~200 nm 程度の毛細管空隙が Ca^{2+} 等の拡散経路として作用するため、CH 変質フロントの進行に大きな影響を及ぼすと推察された。FAC 使用時は、CH の消費と空隙充填による組織の緻密化をもたらすポズラン反応が生じるため、CH 変質フロントの進行速度が非常に低くなることが明らかになった。</p>
備考	<p>本研究は、拡散場を模擬した浸漬法による促進溶脱試験を行い以下の結果を得ている。</p> <p>① 初期の水和物組織に形成される孔径 20~200 nm 程度の毛細管空隙量が多いほど、そしてその空隙径が大きいほど CH 変質フロントの進行速度が高まる。溶脱の進行に伴い Ca^{2+} 等の拡散経路を形成する空隙壁面の C-S-H が溶脱変質するため、空隙径は拡大する。</p> <p>② モルタルにおける CH 変質フロント進行速度はペーストと同程度であるが、Si 溶脱量の割合は高まる。拡散経路を構成する毛細管空隙の連続性が骨材により低下するため、CH 変質フロント近傍の CH から溶脱する Ca^{2+} 量が抑制される。そして、浸漬水と硬化体間の濃度勾配を緩衝するため、接水面近傍の溶解度の低い C-S-H およびポズラン反応相の溶脱変質の開始が早まると推察している。</p> <p>③ FAC の系では、初期 CH 含有量の低減と CH 結晶粒の分散効果と合わせ、ポズラン反応が孔径 20 nm 以上の毛細管空隙の充填を伴う組織の緻密化をもたらすため、CH 変質フロントの進行速度が抑制されると考察している。</p> <p>④ Si に比べて Ca^{2+} 溶脱量が多い C-S-H の溶脱変質により、C-S-H を構成する Si イオンの結合度が高まり、溶脱変質がより進行した状態では Si イオンの網目結合が発生するとしている。</p>

分類	②-1
題名	溶脱変質に伴う C-S-H 相の構造変化
著者	山本武志, 広永道彦
出典	コンクリート工学論文集, 第 21 巻, 第 2 号, pp.13-23, 2010
キーワード	溶脱, 水和物, 変質, NMR, 人工バリア
概要	<p>溶脱変質の進行に伴い、セメント硬化体に含まれるポルトランドイト (CH) の消失に続き C-S-H 相の Ca/Si 比の低下が生じる。セメントの種類により CH 変質フロント進行速度および C-S-H 相の Ca/Si 比の低下速度は異なるが、いずれの場合でも C-S-H 相の Ca/Si 比の低下は Si の連結度を高め、²⁹Si-NMR 分析により鎖端(Q¹) に対する鎖中 (Q²)の存在割合が高まることを確認した。また、Ca/Si 比が 1.0 程度にまで低下すると Si の連結度がさらに高まり、鎖の分岐を表す(Q³)シグナルが発現することを明らかにした。C-S-H 相の溶脱変質の進行に伴い、C-S-H の構成単位と考えられる粒径 10~30 nm の粒状体が縮小するため、C-S-H 相内に微小な空隙が多く形成される。</p>
備考	<p>本研究から、以下の結論が示されている。</p> <p>① 普通ポルトランドセメント (OPC) および低熱ポルトランドセメント (LPC) 硬化体では、CH 変質フロントに後続する形で C-S-H 変質フロントが形成されるが、フライアッシュを混和したセメント(FAC)ではそれらの変質フロントが共存する。CH 変質フロントの進行速度は、LPC>OPC>FAC 硬化体の順に高い。</p> <p>② EPMA を用いた元素濃度分布測定により Ca/Si 比の低下を伴う C-S-H 変質フロントの特定ならびに組成比の評価が可能である。また、定性的ではあるが、TG/DTA 分析により比較的簡便に C-S-H 相の溶脱変質の評価を行うことができる。</p> <p>③ セメント硬化体の溶脱変質の過程で C-S-H 相から Ca と共に Si も溶脱するが、その割合は Ca の方が高いため、Ca/Si 比の低下が進行する。そして Ca/Si 比が 1.0 程度に低下することで Si 間の距離が縮まり、²⁹Si-NMR 分析では Q²/Q¹比の増加と共に Q³シグナルが発現する。</p> <p>④ C-S-H 相の溶脱変質の進行に伴い、C-S-H 相の構成単位である粒径 10~30 nm となる微小粒状体の体積が縮小し、C-S-H 相間に微細な空隙を多く形成する。この細孔構造の変化と C-S-H 相の組成変化が特定元素の吸着性状 (分配係数) に及ぼす影響の評価が今後の課題となる。</p>

分類	②-1、⑤-2
題名	カルシウム溶出に伴うコンクリートの物理性能及び物質移行性能の変化に関する検討
著者	安田和弘、横関康祐、河田陽介、吉澤勇二
出典	セメント・コンクリート論文集 56 492-498 (2002)
キーワード	カルシウム溶出率、空隙率、透水係数、実効拡散係数、フライアッシュ
概要	<p>カルシウムの溶出作用を受けて、空隙率が増加したコンクリートの物理特性、透水性、拡散性能に関するモデルを提案した。まず、長期間水と接していたコンクリート構造物の調査結果から、カルシウム溶出率と空隙率の関係をモデル化した。さらに、水セメント比 40-125%の空隙率の異なる模擬劣化供試体による実験的検討から、空隙率と圧縮強度、ヤング係数、透水係数、トリチウムの拡散係数の関係をモデル化した。提案した各モデルについて、既往の研究におけるデータとの比較を行い、提案したモデルの妥当性を確認した。</p>
備考	<p>(1)実際に長期間水と接していたコンクリート構造物の CaO 濃度と空隙率の調査結果の再整理 と、(2)空隙率を変化させた供試体について圧縮強度・ヤング係数・透水係数・トリチウム水の実効拡散係数の測定を行っている。(1)ではダムや水道設備、河川堰のコンクリートコア試料について、Ca 溶出率 の増加に伴い空隙率が線形に増加することを指摘した。(2)では水セメント比を振ることで空隙率を変化させた一連の試料を用意し、空隙率の増加に伴い透水係数やトリチウム水の実効拡散係数が増加することを指摘した。またセメントの一部をフライアッシュ (JIS I 種) で置換 (10-30%) することで透水係数やトリチウム水の実効拡散係数が一桁以上小さくなることを指摘した。</p> <p>(CaO 成分に不飽和な水溶液との接触による固相 CaO 成分の溶出現象は、コンクリートの劣化要因の一つとして考えるべきものであり、溶出現象に伴う空隙率の増加はコンクリートの圧縮強度やヤング率、透水係数、トリチウム水の実効拡散係数を低下させる。)</p>

分類	②-3
題名	化学混和剤の特性がセメント硬化体の空隙構造に及ぼす影響
著者	杉山知己, 魚本健人
出典	コンクリート工学年次論文集, Vol.24, No.1, pp.142-146, 2002
キーワード	減水剤, セメント分散剤, 空隙構造, SEM, 水銀圧入式ポロシメーター
概要	<p>セメント硬化体の強度発現性や耐久性は、その空隙構造の影響を受け、更なる空隙構造は、使用材料や配合条件の影響を受けることが知られている。本論文では、コンクリート材料として減水剤系の化学混和剤に着目し、分散性や凝結特性の異なる種々の混和剤を使用したセメント硬化体について極初期材齢における、空隙径分布の測定および分散状態および水和物の形態の観察等を行った。その結果、混和剤の種類によりセメント粒子の分散状態と水和生成物の形態が異なり、初期材齢においては、高分散性で凝結遅延効果のない混和剤を使用することにより、緻密な空隙構造が形成されることが示唆された。</p> <p>本実験で使用したセメント分散剤は、AE 減水剤の代表的な主成分の一つであるリグニンスルホン酸塩（以下 LS）および、高性能 AE 減水剤の主成分の主流となっているポリカルボン酸塩（以下 PC）のうちアクリル酸系のセメント分散剤である。</p> <p>分散性や凝結時間の影響を顕著に受けると考えられる材齢 1 日という極初期材齢について、水和の程度、分散状態および空隙構造の違いに関する検討を行った結果、以下の知見が得られた。</p>
備考	<p>本研究から、以下の結論が示されている。</p> <p>① PC を使用し流動性を増加させても、空隙径分布は分散剤無添加の場合と類似しており、W/C の増加により流動性を増加させた場合と比較すると、同一の流動性にもかかわらず、非常に緻密な空隙構造となる。</p> <p>② LS を使用した場合には、LS の凝結遅延効果により、材齢 1 日を経過した時点においても水和の進行が遅れており、このことが材齢 1 日での空隙構造を粗にする要因の一つと考えられる。</p> <p>③ 混和剤無添加と PC 使用時では、空隙分布が類似しているにもかかわらず、SEM により観察される空隙構造は、両者で全く異なっている。混和剤無添加の場合では分散が不十分な為に、セメント粒子が凝集し一体化し、緻密化しているのに対し、PC 使用時では、1 次粒子まで分散し、さらに、微細な針状結晶（エトリンガイト系水和物）が多量に生成することにより緻密化した。</p> <p>④ 初期材齢における空隙構造の形成は、分散性能と凝結特性の影響を顕著に受け、材齢 1 日においては、低い水セメント比条件において、高い分散性能を有し且つ凝結遅延性の少ない分散剤を使用することにより、緻密な硬化体が形成されることが示唆された。</p>

分類	②-3
題名	分散剤を添加したセメントの水和と硬化体の微細組織
著者	坂井悦郎, 春日貴行, 浅賀喜与志, 大門正機
出典	コンクリート工学年次論文集, Vol.25, No.1, pp.197-205, 2003
キーワード	分散剤, 水和, 水和熱, 硬化体, 水銀圧入法, 空隙率
概要	<p>分散剤のセメント水和反応と硬化体の微細組織におよぼす影響を検討した。糖分を除去したリグニンスルホン酸塩およびナフタレン系分散剤を添加した場合は、水和の影響のない材齢 28 日以降においても同様な空隙構造を示し、ポリカルボン酸系分散剤の場合に比べて 0.1 μm 以上の大きな空隙が多く存在した。これは練混ぜ時に形成された粒子の凝集構造と関連しており、凝集構造中の空間が生成した水和物により埋められなかったためと推察した。</p>
備考	<p>本研究では、以下の結論を示している。</p> <p>分散剤としてはリグニンスルホン酸塩系(LS)、ナフタレン系(β-NS)、ポリカルボン酸系(P34)およびスルホン酸基導入型ポリカルボン酸系(S34)のものを用いた。ポリカルボン酸系の分散剤で、P34 はポリオキシエチレンモノアリルモノメチルエーテルと無水マレイン酸を主成分として、少量のスチレンが共重合組成として導入された共重合体であり、グラフト鎖のポリエチレンオキシドの重合度を 34 としたものである。S34 は、P34 と同様の分子構造を有するがポリオキシエチレンモノアリルモノメチルエーテルの一部をアリルスルホン酸ナトリウムで置換し、グラフト鎖間隔を広げたものである。リグニンスルホン酸塩系分散剤は、遅延作用の大きい糖分を酵素により分解・除去したものであり通常 AE 減水剤に用いられている特殊なタイプである。以上の分散剤のセメント水和反応と硬化体の微細組織におよぼす影響を検討した。</p> <p>その結果、リグニンスルホン酸塩およびナフタレン系分散剤を添加した場合は、水和の影響のない材齢 28 日以降においても同様な空隙構造を示し、ポリカルボン酸系分散剤の場合に比べて 0.1 μm 以上の大きな空隙が多く存在した。これは練混ぜ時に形成された粒子の凝集構造と関連しており、凝集構造中の空間が生成した水和物により埋められなかったためと推察した。</p>

分類	③
題名	ブリーディングがセメントペースト硬化体の微細構造に及ぼす影響評価
著者	石垣邦彦, 胡桃澤清, 名和豊春
出典	セメント・コンクリート論文集, Vol.66, pp.111-118, 2012
キーワード	ブリーディング, 空隙構造, 反射電子像, サーモポロメトリー, 電気伝導率
概要	<p>コンクリートの材料分離現象であるブリーディングは、硬化後のコンクリートの物性に影響を与えるが、その微細構造に関して定量的な解明は進んでいない。本研究ではブリーディングが発生した硬化セメントペースト（HCP）の空隙構造について、電子顕微鏡と低温 DSC を用いて定量的に評価し、空隙構造の特性を電気伝導度から検討した。その結果、ブリーディングによって打設方向上部にかけて増加する空隙は毛細管空隙であり、それ以下の径の空隙形成にはほとんど影響を及ぼさないことが明らかとなった。また、HCP 中の空隙量と電気伝導性にはブリーディングや水セメント比及び材齢に依らず相関が見られ、空隙の連続性は空隙量のみ依存することが示された。</p>
備考	<p>ブリーディングが OPC のセメントペースト硬化体の空隙構造に及ぼす影響範囲は、半径 10 nm 以上の毛細管空隙の空隙量であることを明らかにしている。また、ブリーディングに起因する空隙変化で生じる構造変化は、水セメント比・ブリーディングに関わらず空隙量に強く依存し、実質の水セメント比の増加による空隙量の増大から、その空隙構造の特性を把握することが可能であることを示している。</p> <p>本論文は、人工バリアの施工継目の施工に関しての重要な知見を与えている。特に水平施工継目の場合はブリーディングが継目の界面の付着性能と核種の移行の遮蔽性能へ与える影響について重要な知見を与えている。</p>

分類	③
題名	C-S-H の構造変化に及ぼす外的要因の影響
著者	黒澤利仁, 湊大輔, 服部廉太, 名和豊春
出典	セメント・コンクリート論文集, No.65 , pp.146-152, 2011
キーワード	C-S-H, 乾湿繰り返し, サーマポロメトリー, NMR, 細孔径分布
概要	<p>乾湿繰り返しや乾燥による硬化セメントペースト中のカルシウムシリケートハイドレート (C-S-H) の構造変化について、細孔構造測定前試料を乾燥させない手法により検討した。DSC を用いたサーモポロメトリーの解析結果から、乾湿繰り返しや乾燥により直径数 nm~10 nm の細孔量が減少し、10~100 nm の細孔量が増加することを示した。²⁹Si MAS NMR の結果か、水中養生試料に比べ乾湿繰り返しや乾燥試料ではシリケートアニオン鎖の平均鎖長の伸長がみられ、それに伴う Globule の緻密化により C-S-H の構造が変化した可能性が示された。</p>
備考	<p>長期材齢のセメントペースト硬化体の約 60 %はカルシウムシリケートハイドレート (以降 C-S-H とする) で占められており、C-S-H の物性を予測することは肝要である。そのため C-S-H については、微細構造を水銀圧入法やガス吸脱着法で、C-S-H を構成する SiO₄ 四面体の周囲の元素との結合状態 (化学的環境) を ²⁹Si NMR を用いて定量した研究が数多く報告されており、C-S-H の構造モデルについても多数のモデルが提案されている。Richardson は透過型電子顕微鏡観察や ²⁹Si MAS NMR を用いて C-S-H の形態とシリケートの連結に着目し、C-S-H の構造を天然鉱石である 1.4 nm トバモライトの構造に基づき提案している。また、Jennings は水蒸気および窒素吸着等温線のヒステリシスや微小角散乱法によりシリケートと CaO 層、水分子で構成される Globule と呼ばれるコロイド粒子の集合体とその隙間を充填する水によって構成される C-S-H の構造を提案し乾燥収縮やクリープなどの挙動を説明することを試みている。これらの既往の研究から、C-S-H は養生環境によって構造が大きく変化することが知られており、養生環境による構造変化のメカニズムの解明が重要視されている。青野らは、乾燥や乾湿繰り返し養生における C-S-H の構造変化を水銀圧入法、ガス吸着法、NMR を用い Jennings らの提案している CM- I モデルを基に、直径 40~2000 nm の累積空隙量の増加をシリケートアニオン鎖の重合によって、Globule が層状配列するとともに、数 10 nm 程度の空隙が形成されるモデルを提案している。しかし、従来の細孔径の測定法である水銀圧入法やガス吸着法は測定前に試料を乾燥させなければならないという問題がある。Galle らは様々な水比のポルトランドセメント (以降 OPC とする) を用い、測定前の乾燥方法の違いにより水銀圧入法による細孔構造や総細孔量が増加することを報告している。また、水銀圧入法では測定時の圧入圧による組織破壊やインクボトル効果によって空隙量を過大に評価している可能性があり、正確な構造変化の定量が行われていないと考えられる。また、Jennings は CM- I モデルでは細孔内の水分の離脱による構造変化を示すことができないため、CM- I を改良した CM- II モデルを提</p>

案している。本研究では乾燥工程を経ない細孔構造の定量法である示差走査型熱量計（以降 DSC とする）を用いたサーモポロメトリーにより直径数 nm～100 nm の細孔構造の変化を定量するとともに、 ^{29}Si MAS NMR を用いたシリケートアニオン鎖の重合度の定量を行った。また、両者の関係を CM-II モデルに基づいて養生環境による C-S-H の構造変化のメカニズムを解明している。

① 乾燥や乾湿繰り返しによって累積細孔量は増加し、その傾向として直径数 nm～10 nm の細孔量が減少し、10 nm～100 nm の細孔量が増加した。

② 養生条件によりシリケートアニオンの存在比率が変化し、乾燥や乾湿繰り返しによって C-S-H の平均鎖長が増加した。

③ 乾燥や乾湿繰り返しによる C-S-H の構造変化は、乾燥による脱水によって、シリケートアニオンが縮重合し、それに伴う Globule の層間の緻密化による細孔の粗大化が原因である可能性が示された。

④ モルタル中の C-S-H のシリケートアニオンの縮合度は、材令が長くなるほど、養生温度が高くなるほど増大する。

⑤ 高強度を発現するモルタル中にはヘプタマー以上の高縮合度のシリケートアニオンとダイマーが著しく多く認められる。

⑥ モルタルが同一全空隙量に対して高い強度を発現するのは、全空隙に占める応力集中の少ない 20 nm 以下の微細空隙の割合が増えることが主因である。

⑦ オートクレーブ養生モルタルが 20 nm 以上の空隙量が同程度の標準養生のモルタル比べて高い強度を示すのは、シリケートアニオンの縮合度の増大に伴う水和物の強度の向上によって、水和物の種類の変化と結晶度の向上に伴う凝集エネルギーの低下を補ったことが要因と推察される。

分類	④-1
題名	サーモポロメトリーを用いたセメント硬化体における細孔構造の定量化
著者	永谷佳之, 名和豊春, 栗山広毅
出典	セメント・コンクリート論文集, No.65, pp153~160, 2011
キーワード	セメント硬化体, 細孔構造, 細孔径分布, サーモポロメトリー, 低温示差走査型熱量計, 水銀圧入法
概要	<p>本論は、細孔中の水分の凍結・融解に伴い発生する潜熱-温度関係から熱力学的平衡式に基づき細孔半径との関係を求めるサーモポロメトリーを用いてセメント硬化体の細孔径分布を測定したものである。その結果、従来の理論式では正確な予測ができないことを明らかにし、未凍結水が細孔壁を濡らしている状態での熱力学状態式に基づいて正確な細孔径-融点降下式を提案した。次に、セメント硬化体の細孔構造をサーモポロメトリーで測定し、インクボトル型細孔の存在を明らかにするとともに、細孔径分布を高い精度で定量化できることを示した。さらに、従来の水銀圧入法では水和物組織が破壊され、正確な細孔構造が測定できていないことも明らかにした。</p>
備考	<p>本論文は、細孔中の水分の凍結・融解に伴い発生する潜熱-温度関係から熱力学的平衡式に基づき細孔半径との関係を求めるサーモポロメトリーを用いて、MCM-41 およびセメント硬化体の細孔径分布を測定し、その妥当性を検討したものである。その結果、サーモポロメトリーの従来の理論式では細孔半径の正確な予測ができないことを明らかにし、未凍結水が細孔壁を濡らしている状態での熱力学状態式に基づいて正確な細孔径-融点降下式を提案した。</p> <p>また、修正したサーモポロメトリー理論に基づき、セメント硬化体の細孔構造を測定した結果、不凍結水を考慮するならばサーモポロメトリーによって精度よく細孔径分布を定量化できることを示すとともに、セメント硬化体は、C-S-H 水和物中に存在する2種類のゲルポアに相当する入口細孔を有するインクボトル型の細孔構造を有することを明らかにできた。さらに、従来の水銀圧入法による細孔構造との比較により、緻密な組織でない場合には水銀を圧入する過程で水和物組織が破壊し、入口細孔半径を正確に測定できないことを明らかにした。</p>

分類	④-2
題名	ケイ酸カルシウム水和物 (C-S-H) のナノ構造はどこまで見えるか？
著者	松井久仁雄
出典	コンクリート工学, Vol.53, No.5, pp. 394-399, 2015
キーワード	C-S-H, 固体 NMR, 小角散乱, X 線吸収微細構造
概要	<p>セメント硬化体成分の視覚化のための最新の分析技術を用いた解析例を紹介している。C-S-H のナノ構造および複雑な凝集構造の解明へのアプローチについて記述されている。C-S-H のナノ構造に関する最近のモデルについて概説しており、層間水、原子配置、およびそれらの凝集構造などの観点からのモデル、低結晶性の層状構造モデル、1.4 nm トバモライトとジェナイトを基本とする基本構造とするモデル、C-S-H の Ca/Si 比が異なることを bridging 位置の Si 四面体の欠落により表現したモデル、トバモライト構造へ Ca(OH)₂ が固溶した、あるいはジェナイトとの混合モデル、化学平衡論に基づくものなどが挙げられている。bridging 位置の Si 四面体の欠落により Ca/Si 比の幅を表現した Cong and Kirkpatrick のモデルは ²⁹Si-固体 NMR の解析結果に基づいており、さらにこれらの凝集構造として Jennings は Grobule と呼ばれるコロイド粒子の集合体とその隙間を充填する水によって構成されるモデル、Allen et al の小角散乱測定に基づいた C-S-H 粒子の構造が紹介されている。また、最近、Richardson がこれまでの膨大な ²⁹Si-固体 NMR の実験データを原子位置と化学蓋論的な検討から整理して提案した精密な原子モデルについて説明されている。さらに、これらの C-S-H の構造に関する分析として、C-S-H の骨格構造を分析するための ²⁹Si-固体 NMR および ²⁷Al-固体 NMR、C-S-H 中の Ca の位置や挙動の情報をえるための ⁴³Ca-固体 NMR や X 線吸収微細構造 (XAFS)、セメント硬化体の空隙構造を固体表面あるいは細孔表面近傍の水とバルクの水とで固体との相互作用の違いを利用して分析できる ¹H-NMR、C-S-H の凝集構造やセメントペースト粒子の表面積測定などに威力を発揮できる小角 X 線散乱測定 (SAXS)、小角中性子散乱測定 (SANS) について説明されている。</p>
備考	<p>本論文は、C-S-H の構造とその分析手法について、コンパクトにかつ平易に説明されている。本報告で言及されている内容で、特に大事なことは以下のような事項である。</p> <p>① C-S-H のナノ構造は変化しやすく、その解析には十分注意を要すること。</p> <p>② C-S-H の合成方法について、試薬からゾルゲル法で沈殿生成した C-S-H とセメントの水和時に生成する C-S-H は、その構造が本質的に異なることに注意を払う必要がある。</p> <p>③ 試薬合成した C-S-H は、X 線回折において (002) 底面反射が認められることが多く合成時の pH によって層間距離も変化する。一方、セメントあるいは C₃S の水和から生成した C-S-H には底面反射に由来するピークが認められない。</p>

	④ ②と③から、過去の研究報告を検証する際に、C-S-Hの合成方法や前処理などの実験方法を吟味することが重要であること。
--	--

分類	⑤-1
題名	セメント系材料による放射性核種の収着
著者	野下健司, 西 高志, 松田将省
出典	放射性廃棄物研究, Vol.3, No.2, pp.63-70, 1997
キーワード	放射性核種, セメント, 収着, 吸着, 分配係数, 炭素, セシウム, コバルト, アメリカシウム
概要	セメント固化体による無機 C-14(CO ₃ ²⁻)の収着機構をバッチ法による分配係数測定試験、XPS 分析、ゼータ電位測定により検討した。その結果、C-14 はセメント構成成分である SiO ₂ と CaO の反応生成物に静電的に吸着されることを見出した。この反応では、マイナスに帯電した SiO ⁻ が Ca ²⁺ と反応しプラスに帯電した C-14 吸着サイト(SiO-Ca ⁺) を生成する。以上の機構に基づき、Cs-134、Co-60、Am-241 の収着機構についても討検を行った結果、Cs-134 は陽イオンとしてセメント中の SiO ⁻ に静電的に吸着し Co-60、Am-241 は C14 と同じくセメント中の SiO ₂ と CaO の反応生成物に収着することがわかった。普通ポルトランドセメント(OPC) は CaO 成分に比べ SiO ⁻ 生成量が少ない。このため、これらの核種の分配係数を向上するためには、SiO ⁻ を生成する。高炉スラグを OPC に添加し、Ca ²⁺ /SiO ⁻ 比を最適化すれば良い。その結果、高炉スラグを 50 wt% 添加することにより、いずれの核種も分配係数が向上することを確認した。
備考	セメント固化体による無機 C-14 (CO ₃ ²⁻)の収着機構をバッチ法による分配係数測定試験、XPS 分析、ゼータ電位測定により検討した。またこの結果に基づき、Cs-134、Co-60、Am-241 の収着機構についても検討を行い以下の結果を得ている。 ① セメントによる C-14 の収着は Langmuir 型吸着式に従う。これば陰イオンである C-14 が静電的な力により吸着されることを示している。 ② セメント構成成分である CaO と SiO ₂ の反応生成物は高い C-14 吸着性能を持つ。この反応ではまず SiO ₂ の架橋構造が OH ⁻ により切断され、マイナスに帯電した SiO ⁻ が生成する。その後、SiO ⁻ が Ca ²⁺ と反応することによりプラスに帯電した C-14 吸着サイトが生成されることを示している。 ③ 普通ポルトランドセメントでは CaO 成分に比べ SiO ⁻ 生量が少ない。このため、SiO ⁻ を生成する高炉スラグを 50 wt% 添加し、セメント中の Ca ²⁺ /SiO ⁻ 比を最適化することにより C-14 分配係数は 2000 (mL/g) から 19000 (mL/g) に向上することを示している。 ④ Cs-134 は陽イオンであり、セメント中の SiO ⁻ に静電的に吸着することを示している。 ⑤ Co-60、Am-241 は、C-14 と同じくセメント中の CaO-SiO ₂ 反応生成

	<p>物に収着することを示している。</p> <p>⑥ 以上の結果、いずれの核種についても高炉スラグを 50 wt% 添加することにより、分配係数が向上することを確認している。</p>
--	--

分類	⑤-1
題名	セメント系硬化体のゼータ電位に影響を及ぼす各種要因の検討
著者	金沢貴良, 菊地道生, 斎藤豪, 佐伯竜彦
出典	セメント・コンクリート論文集, Vol.66, pp.182-188, 2012
キーワード	ゼータ電位、温度、細孔溶液、C-S-H、C-A-S-H、カルシウムアルミネート系水和物、C/S 比
概要	<p>セメント系硬化体中の空隙表面電位は、イオンの拡散性状に影響を及ぼすと考えられている。本研究では、空隙表面電位を近似的に表すことのできるゼータ電位に着目し、細孔溶液組成、水和物の種類と生成量、溶液温度がセメント系硬化体に及ぼす影響について検討を行った。また、各硬化体の細孔溶液を抽出し、そのイオン組成を模擬した溶液中で硬化体を構成する各種水和物のゼータ電位の測定し、実際のセメント系硬化体のゼータ電位を推定することを試みた。その結果、セメント系硬化体を構成する各種水和物の生成量、比表面積、ゼータ電位を積算することにより、実際のセメント系硬化体のゼータ電位を精度良く推定することが可能となった。</p>
備考	<p>本研究では、セメント系硬化体のゼータ電位の温度依存性の検討、およびセメント系硬化体を構成する各種水和物の相組成と比表面積、ゼータ電位から実際のセメント系硬化体のゼータ電位の推定を行っている。</p> <p>本研究で得られた結論は以下の通りである。</p> <p>① 溶液温度を変化させると各種水和物の溶解度が変化し、それに伴って溶液組成も変化することによって、セメント系硬化体のゼータ電位が変動したと考えられる。特に、液相 Ca^{2+} 濃度がセメント系硬化体のゼータ電位に支配的影響を及ぼす。</p> <p>② 各種硬化体の細孔溶液を抽出し、そのイオン組成を模擬した溶液に、それぞれ分散した各種水和物のゼータ電位を測定し、セメント系硬化体のゼータ電位をある程度の精度で推定することができた。</p> <p>③ 高炉スラグ微粉末 やフライアッシュ などの混和材を使用した配合については、C/S 比とゼータ電位との関係を詳細に検討することで、精度良く推定できる可能性がある。</p>

分類	⑤-1
題名	C-A-S-H への Cs の収着挙動の評価
著者	湊大輔, 渡邊禎之, 原澤修一, 山田一夫
出典	セメント・コンクリート論文集, Vol.69, pp.53-60, 2015
キーワード	C-S-H, C-A-S-H, Cs, 分配比, 核磁気共鳴, NMR, ²⁹ Si-NMR, ²⁷ Al-NMR
概要	セメント系材料と Cs の相互作用を評価するために、セメント系材料の主成分であるカルシウムシリケート水和物 (C-S-H) や C-S-H に Al が固溶した C-S-H (C-A-S-H) を合成し、Al の固溶が Cs の収着特性に与える影響を評価した。特に微細構造の変化に着目し、 ²⁹ Si、 ²⁷ Al および ¹³³ Cs を対象に核磁気共鳴 (NMR) 測定を行った。Cs 収着前後の ²⁷ Al MAS NMR のスペクトル変化からは Al が C-A-S-H 中の SiO ₄ にブリッジングしたことが示された。ブリッジングした Al は Cs を帯同すると考えられ、これが C-A-S-H に対する Cs 収着メカニズムの一つであると示唆された。
備考	<p>① Cs 収着前後の ²⁹Si MAS NMR と ²⁷Al MAS NMR のスペクトル変化はともに Al が C-A-S-H 中の Si にブリッジングしたことを示す。ブリッジングした Al は Cs を帯同すると考えられ、C-A-S-H に対する Cs 収着メカニズムの一つであると推察している。</p> <p>② C-S-H に Al が固溶することでゼータ電位がプラスとなり、懸濁液の pH が大きくなった。これは前述のブリッジングによるものと考察し、Al が置換することで Cs の収着量も増加したことを示している。</p> <p>③ ¹³³Cs MAS NMR からは Cs の C-A-S-H に対する収着は 2 つ以上の形態を示すことが示唆されている。</p>

分類	⑤-2
題名	ダムコンクリートにおけるフライアッシュのポゾラン反応率の考察
著者	小早川真, 大森啓至雲, 佐藤道生, 土田茂
出典	コンクリート工学論文集, 第15巻, 第1号, pp.45-56, 2004
キーワード	フライアッシュ、ポゾラン反応、ダムコンクリート、Ca/Si モル比、長期材齢、空隙構造
概要	<p>材齢 34 年を経たダムコンクリート中のフライアッシュのポゾラン反応率を定量した。材齢経過のデータを補うためにコンクリートとペーストによる実験を行い参照データとした。ペースト中におけるフライアッシュの反応率の定量と合わせて、水和生成物の Ca/Si モル比、Ca/Al モル比を測定しポゾラン反応の進行によって生じる水和物の組成比の変化を明らかにし、コンクリートの場合と比較した。その結果、材齢 34 年を経た試料中のフライアッシュの反応率は 50 % 強であると判断された。また、長期材齢を経た実構造物の試料中のフライアッシュ反応率を検証する方法として EPMA による評価方法は比較的簡便で効果的であることが示された。</p>
備考	<p>フライアッシュを混和した中庸熱セメントを用いた池原ダムのコンクリートについて材齢 34 年における FA 反応率を検証した。材齢変化のデータを補うためダム施工当時の配合および類似の材料を用いてコンクリートとペーストで再現実験を行った。コンクリート試料の空隙構造および圧縮強度発現をダム試料と再現実験において比較している。またフライアッシュ反応率を再現実験のペースト試料において選択溶解法により定量している。さらに EPMA (電子プローブマイクロアナライザー) により面分析を行い生成した水和物の組成比とポゾラン反応率の関係を検討している。その結果、フライアッシュのポゾラン反応率と反応に伴って生成する硬化体の空隙構造および水和物の化学組成の変化が明らかにしている。</p> <p>① 材齢 34 年を経た池原ダム試料中の FA 反応率は、再現実験における積算温度と反応率の関係および EPMA によって定量した Ca/Si 元素モル比と反応率の関係より、50 % 強であると推定されている。</p> <p>② コンクリートの圧縮強度の増進は、水粉体比・養生条件がコンクリートと同じペーストにおいて定量した FA 反応率と正の相関が認められたことを示しているが、養生温度 20℃ と 40℃ では異なる回帰式となることを示している。</p> <p>③ 再現実験に用いたフライアッシュのポゾラン反応による水酸化カルシウムの消費量はフライアッシュ 100 g に対し、反応率 1 % 当たり 0.43 g であった。</p> <p>④ ダムコア試料の空隙径分布を、再現実験コンクリートとペースト量が同じになるよう換算して比較した結果、骨材寸法が大きいことまた骨材量が多いことによって遷移帯に相当する径 50 nm から 10 μm の空隙量が多いが、50 nm 以下の空隙は養生温度 20 °C における再現実験の時系列変化の延長にあることが推定されている。</p> <p>⑤ フライアッシュのポゾラン反応による水和生成物には、フライア</p>

	<p>ッシュから溶出した Al 元素が取り込まれ、Ca/Al モル比 8 から 10 付近の水和物 (C-A-S-H) が生成することが EPMA による面分析の結果から明かにしている。</p> <p>⑥ フライアッシュのポゾラン反応によって生成する水和物の組成変化は反応率の増加と共に Si/Ca モル比および Al/Ca モル比が同時に増加することが確認された。</p> <p>⑦ FA 反応率と EPMA の面分析から求めた C-S-H の組成範囲における Ca/Si モル比の最頻値には負の相関があり、硬化体中におけるフライアッシュのポゾラン反応率の推定に利用できる可能性を見出している。</p>
--	--

分類	⑤-2
題名	材齢 34 年を経た中庸熟フライアッシュダムコンクリートの硬化体組織と物性
著者	佐藤這生, 小早川真, 小津博
出典	コンクリート工学年次論文報吉集, Vol, 21, No.2, 1999
キーワード	長期材齢, フライアッシュ, ポゾラン反応, C-S-H, ダム, 空隙径分布
概要	<p>30 %フライアッシュ混合中庸熟ポルトランドセメントを用いて施工された、材齢 34 年を経た池原ダムより採取したコンクリートの硬化体組織の解析および物性評価を行った。コンクリート中のフライアッシュ粒子の内部には 5 μm 程度の反応層が形成され、ポゾラン反応の進行は著しかった。副生した Ca(OH)₂ は、ポゾラン反応によりほとんどが消費され、C-S-H の Ca/Si モル比は 1.2~1.6 であった。フライアッシュの反応率は約 70 %と推定された。コンクリート中の全空隙量および 50 nm 以上の空隙量は少なく、密実な硬化体を形成していた。施工時より噴霧養生した供試体の圧縮強度は長期材齢にわたり増進していた。</p>
備考	<p>池原ダムに使用され材齢 34 年を経たフライアッシュを混合し、中庸熟ポルトランドセメントを使用したダムコンクリートの硬化体物性について検討した結果、以下のことを示している。</p> <p>① コンクリート中に残存する未水和セメントは少量であり、コンクリートの結合水量も多く、セメントの水和反応は十分進行している。</p> <p>② フライアッシュのポゾラン反応により溶脱した Si および Al は、C-S-H に取り込まれ、C-S-H の Ca/Si モル比は減少、Al/Ca モル比は増加していた。フライアッシュのポゾラン反応はコンクリート中の Ca(OH)₂ をほとんど消費するまで進行している。フライアッシュの反応率は約 70 %と推定される。</p> <p>③ セメントの水和反応およびポゾラン反応が長期にわたり進行したことにより、コンクリート中の全空隙量および 50 nm 以上の粗大な空隙が減少し 10 nm 以下の微細な空隙が増加していた。50 nm 以上の空隙の減少は強度を向上させたと推定される。</p> <p>本研究は、実際の長期材齢のダムコンクリート（中庸熟セメントにフライアッシュを混和）から採取した試料からフライアッシュの長期反応率、C-S-H の構造変化について分析検討を行っている。</p>

分類	⑤-2
題名	材齢 50 年を経たダムコンクリート供試体の長期物性
著者	石川嘉崇, 佐伯竜彦, 今岡知武, 目黒貴史
出典	セメント・コンクリート論文, Vol.71, pp.45-56, 2017
キーワード	フライアッシュ, ダムコンクリート, 圧縮強度, 長期材齢, 細孔径分布, ポズラン反応
概要	フライアッシュ置換率 30 %の中庸熟セメントを使用したダムコンクリートの供試体を対象として、100 年間にわたる長期試験が 1960 年代より計画され、現在も定期的に試験を継続している。コンクリートの供試体は 1960 年代から、温度 20 °C、湿度 100 %の噴霧養生状態で保管されている。本論文では、ダムコンクリートの長期物性を評価するため、材齢 50 年まで定期的実施された試験結果および材齢 50 年でのコンクリート組織分析に関する検討結果を報告する。
備考	<p>材齢 50 年まで噴霧養生下で保管したダムコンクリートの供試体に関して強度関連の試験およびコンクリート組織の試験を実施している。本研究で得られた試験結果の要点を以下の通りである。</p> <p>① 材齢 3 年まで圧縮強度の増進が明確に見られた。材齢 3 年以降は材齢によって、一部強度の低下が確認されたが、材齢 50 年まで強度は漸増の傾向が見られる。</p> <p>② 材齢 50 年の坂本ダム供試体と池原ダム供試体の圧縮強度は、65.7 N/mm²、73.0 N/mm² となり、91 日強度と比較して、それぞれ約 30 %、約 50 %増となった。</p> <p>③ 池原ダム供試体の割裂引張強度は材齢 15 年まで増加しており、材齢 15 年以降はほぼ一定の値を示している。材齢 50 年時点の強度は 91 日強度と比較して約 50 %増となった。</p> <p>④ 池原ダムの供試体から採取した試料中のフライアッシュの反応率は 57.4 %となった。一般的なフライアッシュのガラス相の割合を仮定すると、約 70~80 %程度ポズラン反応が進行しているものと推察している。また、重液分離後の浮遊物の熱重量分析の結果から、供試体中に水酸化カルシウムはほとんど存在していないことを示している。既往の文献から材齢 34 年の池原ダム内部監査廊のコアから求めたフライアッシュの反応率は約 70 %と推定され、残存水酸化カルシウムもほぼないことが確認されている。今回測定したフライアッシュの反応率および水酸化カルシウムが存在しないことと符合しており、今後のポズラン反応は期待できないと推察している。</p> <p>⑤ 池原ダムの供試体から採取したモルタル部分の積算細孔径分布および微分細孔径分布の測定結果から、直径 20 nm 程度以下の微細な細孔しか存在しておらず、非常に緻密な細孔構造を有していることを示している。</p> <p>⑥ 池原ダムの供試体の塩化物イオン実効拡散係数の測定結果から、電気泳動法により得られた実効拡散係数は平均値 0.09 cm²/year となり、</p>

極めて小さいことが確認された。このことから、池原ダムコンクリートの供試体は 50 年という長期材齢において極めて高い物質移動抵抗性を持つことを確認している。

本研究は、実際の長期材齢のダムコンクリート（中庸熟セメントにフライアッシュを混和）から採取した試料からフライアッシュの長期反応率、C-S-H の構造変化（Si/Ca および Al/Ca）について分析検討を行っている。

分類	⑤-2
題名	カルシウムイオンの溶出に伴うコンクリートの変質に関する実態調査と解析的評価
著者	横関康祐, 渡邊賢三, 古澤靖彦, 大門正機, 大即信明, 久田真
出典	土木学会論文集 No. 697/V-54, pp.51-64, 2002
キーワード	leaching of calcium, degradation, diffusion, advection, chemical equilibrium, porosity, mechanical properties
概要	<p>本論文では、34～104年間地下水中あるいは水に接している、カルシウムの溶出作用を受けたコンクリートの実態調査および数値解析により溶出メカニズムや変質程度に関する検討を行った。解析モデルは変質に伴う空隙率や拡散係数の変化およびカルシウムの溶解平衡を考慮した質量保存則を基本にし、カルシウム濃度分布および空隙率や強度といった物性性能分布を推定できるものとした。実構造物調査では、モデルの評価、作用水質や材料条件などが変質速度に及ぼす影響を検討した。その結果、想定した溶出モデルにより様々な環境における変質過程が予測可能であることが証明され、水セメント比、境界カルシウムイオン濃度が変質速度へ大きな影響を及ぼすことが判明した。</p>
備考	<p>① 34年から104年経過した9種類の実構造物調査結果から、経過年数と共に変質深さがほぼ直線的に増加し、水酸化カルシウムCHの変質は100年で数十mm以下、C-S-Hは10mm以下であることが示されている。また、CHの溶出深さとビッカース硬度に相関があることが示されている。</p> <p>② セメント水和物の溶解反応をモデル化し、既往の溶解試験におけるCaの固液平衡関係を解析モデルに組み込んだ。モデルの骨格となるCa²⁺移動に関しては、質量保存則を一次元有限差分法により計算するものとした。最も重要となる拡散係数の決定方法に関しては、溶出に伴う空隙率の変化、屈曲度の変化、水和の進行を考慮した理論的推定方法を提案している。従来のモデルのほとんどがペーストを対象としているのに対し、骨材を考慮した幅広い解析モデルであることが特徴的である。</p> <p>③ 実構造物調査結果と数値計算結果を比較検証した結果、水和物形態別の変質深さ、ビッカース硬度低下深さ、およびそれらの分布について精度よく予測が可能であることが示されている。</p> <p>④ 材料条件の内、水セメント比の増加に伴い変質深さはほぼ直線的に増加し、通常範囲では8倍未満の影響度であることが分かった。骨材の影響に関して、粗骨材混入量と変質深さは反比例し、粗骨材量0～600 L/m³で変質深さへの影響は2倍未満であることが分かった。環境条件については、作用水中のCa²⁺濃度の影響が非常に大きく、Ca²⁺濃度が0～15 mmol/lまで変化した場合、変質深さは10倍以上変化することが明らかとなっている。</p> <p>⑤ セメント水和物の溶解反応をモデル化し、既往の溶解試験におけるCaの固液平衡関係を解析モデルに組み込んだモデルを提案してい</p>

	<p>る。</p> <p>⑥ セメント硬化体の強度やセメント水和物組織の緻密さを相対的に比較する方法として、主に金属材料の硬度を測るビッカース硬度計が利用されている。本研究では、セメント硬化体からの CH の溶出によりセメント水和物が粗雑になり変質している範囲の検証としてビッカース硬度計の利用を試みている。</p>
--	--

第2章の参考文献

- (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)ー確かな技術による安全な地層処分の実現のためにー, 技術報告書 NUMO-TR-11-01, 2011.
- (2) 独立行政法人原子力安全基盤機構, 放射性廃棄物処理・処分に係る規制支援研究計画(平成22年度~平成26年度), 平成21年10月19日, 2009.
- (3) 日本原子力研究開発機構, 平成25年度地層処分の安全審査に向けた評価手法等の整備(安全審査に向けた評価手法の整備) 報告書, 平成26年3月, 2013.
- (4) 油井三和, 佐々木康雄, 澁谷朝紀, 佐藤治夫, ベントナイトー水反応及びベントナイト中の核種移行挙動, 放射性廃棄物研究, vol.1, No.1, 1994, pp.33-42.
- (5) 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ー地層処分研究開発第2次取りまとめー, 1999.
- (6) 電気事業連合会・核燃料サイクル開発機構, TRU 廃棄物処分技術検討書-第2次 TRU 廃棄物処分研究開発取りまとめ-, JNC-TY1400 2005-013, 2005.
- (7) 鈴木覚, 人工バリアにおける核種拡散過程に関する研究, JNC TN8400 2002-006, 2002.
- (8) 柴田真仁, 坂本浩幸, 佐藤努, 圧縮ベントナイトとセメント界面における相互作用の評価, 日本原子力学会和文論文誌, 10巻, 2号, 2011, pp.91-104.
- (9) R. Pusch, O. Karnland, A. Muurinen, Transport and microstructural phenomena in bentonite clay with respect to the behavior and influence of Na, Cu, and U, SKB Technical report TR 89-34, Swedish Nuclear Fuel and Waste Management, Stockholm, 1989.
- (10) 藤井直樹, 市川康明, 圧縮ベントナイト中の表面拡散現象に関する均質化解析, 応用力学論文集, 9, 2006, pp.323-332.
- (11) Neretnieks, I., Diffusion in the rock matrix: an important factor in radionuclide retardation?, Journal of Geophysical Research, vol.85, 1980, pp.4379-4397.
- (12) 小崎完, 高レベル放射性廃棄物地層処分における粘土の利用, 粘土科学, 第43巻, 第2号, 2003, pp.79-88.
- (13) 徳山清治, 河田陽介, 人工バリアの長期性能評価, 原環センタートピックス, NO.61, 2002, pp.1-7.
<https://www.rwmc.or.jp/library/file/no61.pdf>
- (14) 日本原子力研究開発機構, 平成26年度地層処分の安全審査に向けた評価手法等の整備(安全審査に向けた評価手法の整備) 報告書, 平成27年3月, 2014.
- (15) Sawaguchi, T., Takeda, S., Kozaki, T., Sekioka, Y., Kato, H. and Kimura, H., Assessment of Data Uncertainty on the Diffusion Coefficients for Nuclides in Engineered and Natural Barriers, JAEA-Conf 2008-001, Proceedings of the International Information Exchange Meeting on Diffusion Phenomena in Bentonite and Rock; Aiming at the Safety Assessment of the Geological Disposal (Sato, H. and Hatanaka, K., editors), July 18, 2006, Horonobe, Japan, 2006, pp.21-26.
- (16) Iida, Y., Yamaguchi, T., Tanaka, T., Experimental and Modeling Study on Diffusion of Selenium under Variable Bentonite Content and Porewater Salinity, Journal of NUCLEAR SCIENCE and TECHNOLOGY, Vol. 48, No. 8, 2011, pp.1170-1183.
- (17) E. R. Nightingale, Phenomenological Theory of Ion Solvation. Effective Radii of Hydrated Ions, The Journal of Physical Chemistry, Vol. 63, No. 9, 1959, pp.1381-1387.
- (18) Yamaguchi, T., Negishi, K., Hoshino, S., Tanaka, T., Modeling of diffusive mass transport in micropores in cement based materials, Cement and Concrete Research, vol. 39, 12, 2009, pp.1149-1155.
- (19) 山口徹治, 磯部博志, 中山真一, 花崗岩内の微小間隙構造の解析, 放射性廃棄物研究, vol.3, No.2, 1997, pp.99-107.
- (20) 朽山修, 高須亜紀, 池田孝夫, 木村英雄, 佐藤正知, 長崎晋也, 中山真一, 新堀 雄一, 古屋 廣高, 三頭聰明, 山口徹治, 核種移行モデルにおける収着分配係数の概念とその適用性, 原子力バックエンド研究, vol.5, No.1, 1998, pp.3-19.

- (21) 日本原子力研究開発機構, 平成 29 年度廃棄物埋設地の安全評価に関する調査報告書, 平成 30 年 3 月, 2018.
- (22) 鈴木啓三, 天然および合成スメクタイト, 会報 Filler. Vol.4 No.6 December, 1999, pp.144-157.
- (23) 日本原子力学会, 収着分配係数の測定方法—深地層処分のバリア材を対象とした測定の基本手順 : 2006, AESJ-SC-F008:2006, 2006.
- (24) J. Crank, The Mathematic of Diffusion, 2nd ed., Clarendon Press, Oxford, 1975.
- (25) Kato, H., Nakazawa, T., Ueta, S. and Yato, T., Measurements of Effective Diffusivities of Tritiated Water in Sand-Mixed Bentonite. Proceedings of the 7th International Conference on Radioactive Waste Management and Environmental Remediation-ASEM 1999, Nagoya, Japan, September 26-30, 1999.
- (26) Yamaguchi, T., Nakayama, S., Nagao, S., Kizaki, M., Diffusive Transport of Neptunium and Plutonium through Compacted Sand-Bentonite Mixtures under Anaerobic Conditions. Radiochim. Acta, 95, 2007, pp.115-125.
- (27) Sawaguchi, T., Yamaguchi, T., Iida, Y., Tanaka, T., Kitagawa, I., Diffusion of Cs, Np, Am and Co through compacted sand-bentonite mixtures - evidence of surface diffusion of cesium cations. Clay Minerals, 48, 2013, pp.411-422.
- (28) ベックマン・コールターHP, 動的光散乱法の測定原理
https://ls.beckmancoulter.co.jp/column/particle/m_principle/01
- (29) 佐藤努, 粘土科学の基礎と応用, 2009 年度バックエンド週末基礎講座資料, 2009.
https://nuce.aesj.or.jp/_media/ws:2009:WES09-jissen4.pdf
- (30) 河野元治, 粘土鉱物の生成, 粘土科学, 第 40 巻, 第 3 号, 2001, pp.197-211.
- (31) Kozaki, T., Saito, N., Fujishima, A., Sato, S., Ohashi, H., Activation Energy for Diffusion of Chloride Ions in Compacted Sodium Montmorillonite. Journal of Contaminant Hydrology, 35, 1998, pp.67-75.
- (32) 角田憲弥, 田中真悟, 渡邊直子, 小崎完, 圧縮ベントナイト中における硫酸イオンの拡散挙動, 2017 年日本原子力学会秋の大会要旨集, 2H16, 2017.
- (33) 石寺孝充, 宮本真哉, 佐藤治夫, 圧縮ベントナイト中の C, Cl, I の拡散挙動に及ぼすケイ砂混合率及び NaNO₃ の影響, JNC TN8400 2004-001, 2004.
- (34) Kozaki, T., Fujishima, A., Sato, S., Ohashi, H., Self-diffusion of sodium ions in compacted sodium montmorillonite. Nuclear Technology, 121 (1), 1998, pp.63-69.
- (35) Kozaki, T., Adachi, Y., Inada, K., Sato, S., Ohashi, H., Diffusion Behavior of Ca²⁺ Ions in Compacted Na-Montmorillonite, Scientific Basis for Nuclear Waste Management, 663, 2001, pp.629-635.
- (36) X. Wang, X. Liu, Effect of pH and concentration on the diffusion of radiostrontium in compacted bentonite - a capillary experimental study, Applied Radiation and Isotopes, 61, 2004, pp.1413-1418.
- (37) 佐藤治夫, 放射性廃棄物地層処分における緩衝材および岩体中の核種移行に関する研究, JNC-TN8410 2001-003, 1998.
- (38) Sato H., Measurements of Apparent Diffusion Coefficients (Da)for Ca(I), Ni(II)and Se(IV) in Bentnite with Silica Sand, JNC-TN8400 99-060, 1999.
- (39) Kozaki T., Sato H., Sato S., Ohashi H., Diffusion Mechanism of Cesium Ions in Compacted Montmorillonite, Engineering Geology, 54, 1999, pp.223-230.
- (40) Okamoto, A., Idemitsu, K., Furuya, H., Inagaki, Y. and Arima, T., Distribution coefficients and apparent diffusion coefficients of cesium in compacted bentonites, Materials Research Society Symposium Vol.556, Scientific Basis for Nuclear Waste Management, 1999, pp.1091-1098.
- (41) 佐藤治夫, 放射性廃棄物処分における緩衝材及び岩石マトリクス中の核種拡散移行過程での固液界面現象と移行モデルの高度化に関する研究, JNC TN1400 2004-003, 2004.
- (42) M. Aertsens, P. De Cannière, K. Lemmens, N. Maes, H. Moors, Overview and consistency of migration experiments in clay, Physics and Chemistry of the Earth, 33, 2008, pp.1019-1025.
- (43) M. Jansson, T. E Eriksen, CHEMLAB - in situ diffusion experiments using radioactive tracers, Radiochimica Acta, 82, 1998, pp.153-156.

- (44) Y. Marcus, Ion properties, Marcel Dekker Inc., New York, 1997.
- (45) 遠藤慶太, 高橋 宏明, 大井隆夫, ベントナイト中でのホウ酸の拡散, 2016 年日本原子力学会春の年会要旨集, 2F11(2016).
- (46) Boudreau B. P., Diagenetic models and their implementation: modelling transport and reactions in aquatic sediments, Springer-Verlag, Berlin, 1997.
- (47) 日本原子力研究開発機構, 平成 28 年度燃料デブリの処理・処分にに関する調査報告書, 平成 29 年 3 月, 2017.
- (48) Yamaguchi, T., Sakamoto, Y., Akai, M., Takazawa, M., Iida, Y., Tanaka, T. & Nakayama, S., Experimental and modeling study on long-term alteration of compacted bentonite with alkaline groundwater. *Physics and Chemistry of the Earth*, 32, 2007, pp.298–310.
- (49) Tertre, E., Berger, G., Castet, S., Loubet, M., Giffaut, E., Experimental sorption of Ni²⁺, Cs⁺ and Ln³⁺ onto a montmorillonite up to 150°C, *Geochimica et Cosmochimica Acta*, Vol.69, 21, 2005, pp. 4937-4948
- (50) Arthur,R.C., Sasamoto,H., Shibata,M., Yui,M. And Neyama,A., Development of Thermodynamic Databases for Geochemical Calculations, JNC Technical Report, JNC TN8400 99-079, 1999.
- (51) A. Atkinson et al., : Aqueous chemistry and thermodynamic modelling of CaO-SiO₂-H₂O gels at 80 °C, DoE, DoE-HMIP-RR-91-045, 1991.
- (52) Metha, P.K: Concrete: Structure, Prperties, and Materials, Pretice-Hall International Series in Civil Engineering and Engineering Mechanics, 1986.
- (53) Sidney Mindess, Francis Young, David Darwin: Concrete, 2nd Ed., Pearson Education, 2002.
- (54) Sing: Reporting physisorption data for gas/solid systems, *Pure & Applied Chemistry*, Vol.54, No.11, pp.2201-2218, 1982.
- (55) Hamlin M.Jennings: Refinements to colloid model of C-S-H in cement: CM-II, *Cement and Concrete Research*, Vol.38, Issue 3, pp.75-289, 2008.
- (56) A. J. Allen, R. C. Oberthur, D. Pearsons, P. Schofield and C. R. Wilding: Development of the fine porosity and gel structure of hydrating cement systems, *Philosophical Magazine B*, Vol.56, NO.3, pp.263-288, 1987.
- (57) Hamlin M.Jennings; A model for the microstructure of calcium silicate hydrate in cement paste, *Cement and Concrete Research* Vol.30, pp.101–116, 2000.
- (58) Jennings,H.M.,Kumar,A.,Sant,G.: Quantitative discrimination of the nano-pore-structure of cement paste during drying:New insights from water sorption, *Cement and Concrete Research*, vol.76, pp.27-36, 2015.
- (59) 原子力環境整備促進・資金管理センター: 平成 24 年度管理型処分技術調査等事業地下空洞型処分施設性能確証試験, 2012.
- (60) 山本武志, 広永道彦: 各種セメント系人工バリア材料の溶脱特性の評価, *コンクリート工学年次論文集*, Vol.28, No.1, pp.713-718, 2006.
- (61) 山本武志, 広永道彦: フライアッシュ混合使用による溶脱変質フロントの進行抑制メカニズムの実験的考察, *土木学会論文集 E*, Vol.64, No.1, pp. 206~223, 2008.
- (62) 山本武志, 広永道彦: 溶脱変質に伴う C-S-H 相の構造変化, *コンクリート工学論文集*, 第 21 巻, 第 2 号, pp.13–23, 2010.
- (63) 半井健一郎, 石田哲也, 前川宏一, 中根理史: セメント系多孔体の水和組織形成とイオン平衡を考慮した強相関カルシウム溶脱連成解析, *土木学会論文集 No.802*, Vol.69, pp.79-96, 2005.
- (64) Mehta, P.K.: Studies on blended Portland cements containing Santorin earth, *Cement and Concrete Research*, Vol.11, pp.507-518, 1981.
- (65) Mehta, P.K and Gjorv, O.E: Properties of Portland cement concrete containing fly ash and silica-fume, *Cement and Concrete Research*, Vol.12, pp.587-595, 1982.
- (66) 小早川真, 羽原俊祐: フライアッシュのポゾラン反応による硬化体の空隙・組織の変化, *コンクリート工学年次論文報告集*, Vol.23, No.2, pp.97-102, 2001.

- (67) 佐藤正己, 小泉公志郎, 梅村靖弘: フライアッシュと水酸化カルシウムによるポゾラン反応に及ぼす養生温度の影響, セメント・コンクリート論文集, Vol.70, pp.69-76, 2017.
- (68) 須田裕哉, 佐伯竜彦, 斎藤豪: C-S-H の組成がゲル空隙の量およびゲル空隙の空隙分布に及ぼす影響, 土木学会論文集 E2 (材料・コンクリート構造), Vol.70, No.2, pp.134-152, 2014.
- (69) 須藤俊幸, 佐伯竜彦, 斎藤豪: 空隙の連結性に着目したセメント系硬化体の空隙構造の評価, 土木学会論文集 E2, Vol.73, pp.82-92, 2017.
- (70) 千田太詩, 吉田崇宏: フライアッシュ混合セメント硬化体中の陰イオン拡散挙動—拡散係数の空隙構造依存性—, 電力中央研究所報告, L11008, 2011.
- (71) 安田和弘, 横関康祐, 河田陽介, 吉澤勇二: カルシウム溶出に伴うコンクリートの物理性能及び物質移行性能の変化に関する検討, セメント・コンクリート論文集, Vol.56, pp.492-498, 2002.
- (72) 盛岡実, 萩原宏俊, 坂井悦郎, 大門正機: 膨張材を混和したセメント硬化体の微細構造, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.20, No.2, pp.169-174, 1998.
- (73) 盛岡実, 萩原宏俊, 坂井悦郎, 大門正機: 膨張材を混和したセメントペーストの化学収縮と自己体積変化, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.21, No.2, pp.157-162, 1999.
- (74) 坂井悦郎, 春日貴行, 浅賀喜与志, 大門正機: 分散剤を添加したセメントの水和と硬化体の微細組織, コンクリート工学年次論文集, Vol.25, No.1, pp.197-205, 2003.
- (75) 杉山知巳, 魚本健人: 化学混和剤の特性がセメント硬化体の空隙構造に及ぼす影響, コンクリート工学年次論文集, Vol.24, No.1, pp.142-146, 2002.
- (76) 日本コンクリート工学協会: 石灰石微粉末の特性とコンクリートへの利用に関するシンポジウム委員会報告書, pp.20-21, 1998.
- (77) 土木学会: 混和材料を使用したコンクリートの物性変化と性能評価研究小委員会 (333委員会) 報告書, 2007.
- (78) 石垣邦彦, 胡桃澤清, 名和豊春: ブリーディングがセメントペースト硬化体の微細構造に及ぼす影響評価, セメント・コンクリート論文集, Vol.66, pp.111-118, 2012.
- (79) 黒澤利仁, 湊大輔, 服部廉太, 名和豊春: C-S-H の構造変化に及ぼす外的要因の影響, セメント・コンクリート論文集, No.65, pp.146-152, 2011.
- (80) Doyeon KWAK, Katsuro Kokubu, Kimitaka Uji, Atsushi Ueno: Evaluation of concrete pore structure due to curing conditions, RILEM, International Conference on Advances in Concrete and Structures, Vol.1, pp.145-153, 2003.
- (81) 土木学会: 混和材料を使用したコンクリートの物性評価技術と性能規定型材料設計に関する研究小委員会 (353委員会) 報告書, 2018.
- (82) Lowell, Shields: Hysteresis, entrapment and wetting angle in mercury porosimetry, Journal of Colloid Interface Science, Vol.83, pp.273-278, 1981.
- (83) 湊大輔: セメントの硬化過程で形成されるカルシウムシリケート水和物の組成及び空隙構造形成に関する研究, 北海道大学博士論文, 2011.
- (84) 永谷佳之, 名和豊春, 栗山広毅: サーモポロメトリーを用いたセメント硬化体における細孔構造の定量化, セメント・コンクリート論文集, No.65, pp.153-160, 2011.
- (85) Ian Richardson: Model structures for C- (A) -S-H (I), Acta Crystallographica Section B, Vol.70, pp.903-923, 2014.
- (86) 松井久仁雄: ケイ酸カルシウム水和物 (C-S-H) のナノ構造はどこまで見えるか?, コンクリート工学, Vol.53, No.5, pp.394-399, 2015.
- (87) 野下健司, 西高志, 松田将省: セメント系材料による放射性核種の収着, 放射性廃棄物研究, Vol. 3, No. 2, pp.63-70, 1997.
- (88) 金沢貴良, 菊地道生, 斎藤豪, 佐伯竜彦: セメント系硬化体のゼータ電位に影響を及ぼす各種要因の検討, セメント・コンクリート論文集, Vol.66, pp.182-188, 2012.
- (89) 湊大輔, 渡邊禎之, 原澤修一, 山田一夫: C-A-S-H への Cs の収着挙動の評価, セメント・

- コンクリート論文集, Vol.69, pp.53-60, 2015.
- (90) 横関康祐, 渡邊賢三, 古澤靖彦, 大門正機, 大即信明, 久田真, カルシウムイオンの溶出に伴うコンクリートの変質に関する実態調査と解析的評価, 土木学会論文集 No.697, Vol.54, pp.51-64, 2002.
- (91) 佐藤這生, 小早川真, 小津博, 材齢 34 年を経た中庸熟フライアッシュダムコンクリートの硬化体組織と物性, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.21, No.2, pp.877-882, 1999.
- (92) 小早川真, 大森啓至雲, 佐藤道生, 土田茂, ダムコンクリートにおけるフライアッシュのポゾラン反応率の考察, コンクリート工学論文集, 第 15 巻, 第 1 号, pp.45-56, 2004.
- (93) 石川嘉崇, 佐伯竜彦, 今岡知武, 目黒貴史, 材齢 50 年を経たダムコンクリート供試体の長期物性, セメント・コンクリート論文, Vol.71, pp.45-56, 2017.
- (94) 関健吾, 横関康祐, 取違剛, 木村彩永佳, 建設から約 100 年経過した配水池におけるコンクリートの溶脱評価, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.35, No.1, pp.757-762, 2013.
- (95) F. Rassinieux, Jean Claude Petit, Alain Meunier: Ancient Analogues of Modern Cement: Calcium Hydrosilicates in Mortars and Concretes from Gallo-Roman Thermal Baths of Western France, *Journal of the American Ceramic Society* 72 (6) :1026 - 1032 · June 1989.
- (96) 土木学会コンクリート委員会ローマコンクリート調査委員会編集: 古代ローマコンクリート-ソマ・ヴェスヴィアーナ遺跡から発掘されたコンクリートの調査と分析-, コンクリートライブラリーVol.131, 2009.
- (97) 半井健一郎, 石田哲也, 前川宏一, 中根理史: セメント系多孔体の水和組織形成とイオン平衡を考慮した強相関カルシウム溶脱連成解析, 土木学会論文集, Vol.69, pp.79-96, 2005.
- (98) 渡邊賢三, 横関康祐, 尾関喜久夫, 大門正機: 水中へのセメント系材料のカルシウム溶出に関する実験的評価, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.21, pp.967-972, 1999.
- (99) 渡邊賢三, 横関康祐, 尾関喜久夫, 大門正機: セメント系材料の溶出現象解析のための実験的検討, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.22, pp.217-222, 2000.
- (100) 井元晴丈, 蔵重勲, 廣永道彦, 横関康祐: 塩化ナトリウム水溶液に浸漬させたポルトランドセメント硬化体の溶脱挙動, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.26, pp.903-908, 2004.
- (101) Maekawa, K., Chaube, R. Kishi, T.: *Modelling of Concrete Performance*, E & FN SPON, 1999.
- (102) Maekawa, K., Ishida, T. Kishi, T.: *Multi-Scale Modelling of Structural Concrete*, Taylor & Francis, 2009.
- (103) 米田大樹: コンクリートの微視的損傷および細孔内水分状態に着目した準微細ひび割れモデル, 東京大学博士論文, 2015.
- (104) Chaube, R.P.: *Simulation of moisture transport, hydration and microstructure formation in cementitious materials*, 東京大学学位論文, 1996
- (105) 下村匠, 前川宏一: 微視的機構に基づくコンクリートの乾燥収縮モデル, 土木学会論文集, No.520/V-28, pp35-45, 1995
- (106) Hillerborg, A.: A modified absorption theory, *Cement and Concrete Research*, 15, pp809-816, 1985
- (107) 石田哲也, Chaube, R.P., 岸利治, 前川宏一: 任意の乾湿繰り返しを受けるコンクリートの含水状態予測モデル, 土木学会論文集, No.563/V-35, pp109-209, 1997
- (108) 石田哲也, 前川宏一, 岸利治, 磐田吾郎, 楠原千佳子: 温湿度履歴に関するセメント硬化体中の水分平衡・移動モデルの高度化, 土木学会論文集, No.795/V-68, pp39-53, 2005
- (109) Yan, R.T.: *Gas Separation by Adsorption Processes*, Imperial College Press, London, 1997
- (110) 取違剛, 渡邊賢三, 横関康祐, 大即信明: 長期間暴露されたコンクリートの化学的侵食に関するマルチイオン解析, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.29, pp.813-818, 2007.
- (111) T. Yamaguchi, F. Yamada, K. Negishi, S. Hoshino, M. Mukai, T. Tanaka, S. Nakayama:

- Development and verification of a reactive transport model for long-term alteration of bentonite-cement-seawater systems, *Physics and Chemistry of the Earth*, Vol.33, pp.285-294, 2008.
- (112) T. Yamaguchi, M. Kataoka, T. Sawaguchi, M. Mukai, S. Hoshino, T. Tanaka, F. Marsal, D. Pellegrini: *Clay Minerals*, Vol.48, pp.185-197, 2013.
- (113) Powers, T.C., Physical properties of cement paste, *Proceedings of the 4th International symposium on the chemistry of cement*, Vol.2, pp577-613, 1962.
- (114) 鈴木一孝, 西川直宏, 山出善章, 谷口幾哉: コンクリートの耐久性評価を目的とした水和組織の分析手法に関する研究, *コンクリート工学論文集*, Vol.1, No.2, pp.39-49, 1990.
- (115) 船戸已知雄, 橋本匡史, 倉持章一: セメント水和物の炭酸化によって生成するシリカゲルの定量方法, *セメント・コンクリート論文集*, No.45, pp.252-257, 1991.

3. 天然バリアにおける核種移行評価手法の整備

3.1 はじめに

放射性廃棄物の処分において、隆起・侵食や海水準変動による地形の変化は、地下水流動の変化を引き起こすなど、処分システムの機能を低下させるおそれがある。隆起・侵食は時間的、空間的に一様な変化ではなく、サイト特性に大きく依存し、その変化を反映した地下水流動の変化を把握する必要がある。この時、処分サイトが沿岸域周辺であれば、海水準変動に伴う汀線の移動によって、侵食の挙動が大きく変動することが想定される。

中深度処分においては、廃棄物埋設地の配置などを設計するにあたって、河川等の侵食による埋設深度の減少、また、地形変化による水理学的影響の小さいエリアを選定することが考慮事項の一つとして考えられている。規制側は、事業者が行う天然バリア中の核種移行評価に対し、これらの状態変遷に基づいて、適切に評価されているかを確認することが必要である。

こうしたことから、平成 29 年度までの受託研究「廃棄物埋設地の安全評価に関する調査」において、図 3.1-1 に示すように 3 次元地形変化から地下水流動解析を行いその結果をもとに人工バリア、天然バリアにおける核種移行解析を行う一連のリンケージ評価方法を整理するとともに、中深度処分を想定した廃棄物埋設地を対象として、隆起・侵食・海水準変動が地形変化とその領域の地下水流動の変化によって処分システムに与える影響を評価できるように、地形変化評価コード JAEAsmtp を適用して、将来の地形変化の変動の幅を把握する評価手法の検討を行ってきた。平成 29 年度には、仮想的な評価対象エリアに対して、現在の地形から古地形を推定し、そこから現在地形を再現できる評価パラメータセットを決定する方法の整備を進めた。

そこで、平成 30 年度は、平成 29 年度の成果をもとに、中深度処分において地形変化が埋設地周辺の地下水流動に及ぼす影響を評価するために、3.2 では平成 29 年度に使用した地形変化評価コードに関する既往の開発成果及び本コードによるこれまでの規制庁の委託事業の成果、並びに国内外で開発されている他の地形変化の評価モデル・コードの情報を踏まえ、評価対象とする現象を整理した上で課題の整理を行った。また、3.3 では地形変化評価コードに対し、地形変化評価コードの課題として整理した海域での堆積や河道移動等に関するモデル改良・パラメータ推定方法の検討を行った。

3 次元地下水流動解析コード 3D-SEEP に関しては、3.4 において中深度処分への適用性について整理した上で、3.5 において中深度処分において想定される浸透流・塩分濃度解析（密度流を考慮）の計算精度向上のために風上法及び可変濃度境界を導入する改良を行い、解析機能の妥当性の検証を行った。3.6 では、平成 29 年度に開発した地形変化評価コードと 3D-SEEP を連成させるための外部プログラムを用いて、一連の評価コードシステムについて性能分析を実施し、コードシステムの改良点を整理するとともに、本解析に向けた適切な解析条件を設定した。以上を踏まえ、3.7 では平成 29 年度に評価した古地形推定に対する不確実性に加え、将来に対する不確実性を考慮した上で、将来の地形変化の変動幅を評価した。さらに、将来の地形変化の評価結果の一例に対し、非定常な 3 次元地下水流動・塩分濃度解析を実施し、地形変化が地下水流動・水質に与える影響の傾向性や重要因子に関する予察的な分析を行った。

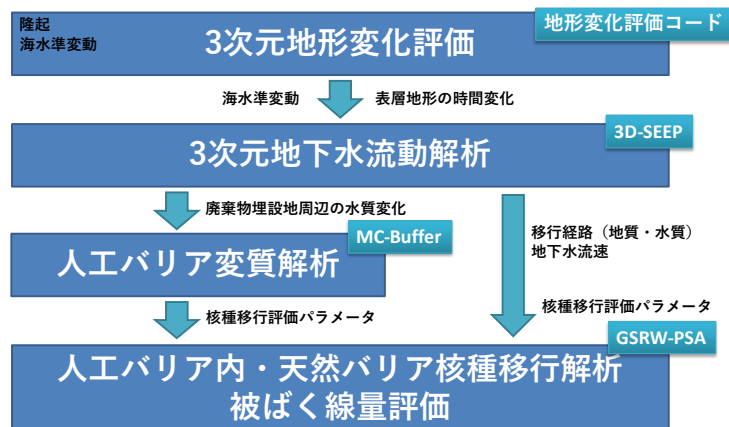


図 3.1-1 目標とする3次元地形変化に伴う核種移行解析のリンケージ評価

3.2 地形変化評価コードの課題整理

長期間に及ぶ地形変化を予測する方法の1つに、コンピュータによる数値シミュレーションがある。これらは一般に Landscape Evolution Models (LEMs) と呼ばれ、理論地形学や地形プロセス学に基づく複数のモデルから構成されるものである。国外においては、1970年代以降から LEMs の開発が行われ、その後の計算技術の発展に伴い様々な地形変化プロセスを考慮可能な LEMs が複数開発されている。こうした地形変化評価のモデル・コードに対しレビューを行った文献として、T. J. Coulthard (2001)⁽¹⁾, A. Chen et al. (2014)⁽²⁾, Declan A. Valters (2016)⁽³⁾ がある。また JAEAsmtp を開発する段階において、JAEA-Research 2010-044⁽⁴⁾ で既往のモデルに対するレビューが行われている。

本節ではこれらの文献を参考に、まず既往の地形変化評価コードと JAEAsmtp に対しその概要（対象とする現象等）や各現象に対して使用されているモデルについて整理した。さらに、整理した結果に基づき既往の地形変化評価コードと JAEAsmtp の比較を行い、改良すべき点について課題の整理を行った。

3.2.1 調査を実施した地形変化評価コード

国外において 1991 年から 2005 年にかけて開発された LEMs の例を表 1 に示す。このうちマニュアルおよびソースコードが公開されているものとして、CHILD⁽⁵⁾、SIBERIA⁽⁶⁾、Landlab⁽⁷⁾、LAPSUS⁽⁸⁾が挙げられる。国内においては、マニュアルおよびソースコードが公開されている LEMs はないものの、論文において野上 (2005)⁽⁹⁾、井上・田中 (2013)⁽¹⁰⁾による LEMs の概要が公表されている。

表 3.2-1 1991 年から 2005 年にかけて開発された LEMs の例
(Gregory E. Tucker et al. ⁽¹¹⁾を一部改変)

LEMs	参考文献	マニュアル・コードの公開
SIBERIA	Willgoose, Bras, and Rodriguez-Iturbe (1991)	○
DRAINAL	Beaumont, Fullsack, and Hamilton (1992)	×
GILBERT	Chase (1992)	×
DELIM/MARSSIM	Howard (1994)	×
GOLEM	Tucker and Slingerland (1994)	×
CASCADE	Braun and Sambridge (1997)	×
CAESAR	Coulthard, Kirkby, and Macklin (1996)	×
CHILD	Densmore, Ellis, and Anderson (1998)	○
EROS	Tucker and Bras (2000)	×
TISC	Crave and Davy (2001)	×
LAPSUS	Garcia-Castellanos (2002)	○
APERO/CIDRE	Schoorl, Veldkamp, and Bouma (2002)	×
Landlab	Carretier and Lucazeau	○

ここでは国外においてマニュアル・コードが公開されているコード (CHILD⁽⁵⁾、SIBERIA⁽⁶⁾、Landlab⁽⁷⁾、LAPSUS⁽⁸⁾) および国内のコード (野上(2005)⁽⁹⁾、2011⁽¹²⁾、井上・田中(2013)⁽¹⁰⁾) の計 6 つのコードを対象として調査を実施した。

3.2.2 JAEAsmtp との比較

(1) コードの概要の比較

調査を実施した既往の地形変化評価コードと JAEAsmtp に対し、コードの概要 (対象とする地形変化プロセス、タイムスケール、特徴など) を整理した結果を表 2 に示す。ここで地形変化プロセスは、各コードにおいて 3 次元で考慮可能なもののみを示した。

地形変化プロセスとしては、河川域・斜面域での侵食、気候変動、地殻変動 (一定速度) が全てのコードで考慮されている。CHILD⁽⁵⁾、野上(2011)⁽¹²⁾、JAEAsmtp では側刻・蛇行、洪水も考慮されている。海域については国外のコードは対象としていないが、野上(2005)⁽⁹⁾、2011⁽¹²⁾、井上・田中(2013)⁽¹⁰⁾、JAEAsmtp では海食・海域での堆積が考慮されている。またその他に、風食、植生、層序などが考慮されているコードもある。

また CHILD⁽⁵⁾、Landlab⁽⁷⁾、LAPSUS⁽⁸⁾では、降雨流出をシミュレーションすることも可能であり、土砂移動と同様に表面の勾配に応じて降雨による表面流の流れが計算される。降雨による表面流出は、CHILD⁽⁵⁾では例えばホートン型表面流 (降雨量-浸透能) として計算でき、その結果は河川侵食 (Detachment limited model (後述)) 等の計算に反映される。

表 3.2-2 代表的な地形変化評価コードの概要（青：考慮可能、白：考慮できない、灰色：不明）

LEMS	タイムスケール(年)	グリッド	開発言語	シミュレーション 降雨流出	地形変化プロセス							海域	その他 ⁵⁾	
					侵食(河川)	侵食(斜面)	側刻・蛇行	洪水	気候変動	地殻変動(一定速度)	地殻変動(時間依存)			
CHILD	10 ³ -10 ⁷	TIN ^{*1}	C++		TL ^{*2} DL ^{*3}	Linear Non-linear								粒径の考慮、層序、風食
SIBERIA	10 ³ -10 ⁷	正方形	Fortran		TL DL	Linear								層序、植生
Landlab	10 ³ -10 ⁷	TIN 正方形	Python		TL DL	Linear Non-linear								地すべり、植生、蒸発散
LAPSUS	10 ⁻¹ -10 ⁵	正方形	C#		TL DL	Linear								
野上(2005, 2011)	10 ⁵ スケール	正方形	C		野上(1981)	Linear	洪水により側刻・蛇行が発生						海食・海域での堆積を考慮可能	風化、山崩れ、火山灰降下
井上・田中(2013)	10 ⁵ スケール	正方形			TL	Linear							海食・海域での堆積を考慮可能	
JAEAsmtp	10 ⁵ スケール	三角形	Fortran		SPI ^{*4}	勾配の2乗に比例	洪水により側刻・蛇行が発生						海食・海域での堆積を考慮可能	

*1 - Triangulated Irregular Network (不規則三角形ネットワーク)

*2 - Detachment limited model (侵食量制限モデル)

*5 - 人為的なプロセス(耕作、火災など)は記載していない

*3 - Transport limited model (運搬量制限モデル)

*4 - SPI (Stream Power Index モデル (※JAEA 開発))

(2) モデルの比較

各地形変化プロセス (①侵食 (斜面域)、②侵食 (河川域)、③堆積 (斜面域・河川域)、④海域、⑤洪水・側刻・蛇行、⑥気候変動、⑦地殻変動、⑧その他) に対し、既往の地形変化評価コードおよび JAEAsmtp で使用されているモデルを整理した結果を以下に示す。

①侵食 (斜面域)

既往の地形変化評価コード

- Linear diffusion model (Culling(1960)⁽¹³⁾; 平野(1996)⁽¹⁴⁾
 [CHILD⁽⁵⁾, SIBERIA⁽⁶⁾, Landlab⁽⁷⁾, LAPSUS⁽⁸⁾, 野上(2005⁽⁹⁾, 2011⁽¹²⁾), 井上・田中(2013)⁽¹⁰⁾]
 マスムーブメントのプロセスは崩壊・地すべりなどに細部されるが、長期的には限界勾配に制御される減傾斜過程 (Carson (1976)⁽¹⁵⁾) として、土砂のフラックス q_s が勾配に比例するという拡散モデルで単純化が可能である (Monaghan et al. (1992)⁽¹⁶⁾)。

$$\frac{\partial H}{\partial t} = -\nabla \cdot q_s, q_s = -c\nabla H$$

H : 標高
 t : 時刻
 c : 定数

定数 c は拡散スピードに対応し、土壌の状態や様々なファクター (雨の衝突、風、化学的風化など) に依存する。このモデルが低-中間の勾配において成り立つことは、短期的 (Schumm (1967)⁽¹⁷⁾)・長期的 (Mckean et al. (1993)⁽¹⁸⁾: ¹⁰Be を用いた検証) に検証されている。

- Non-linear diffusion model (Roering et al. (1999)⁽¹⁹⁾)
 [CHILD⁽⁵⁾, Landlab⁽⁷⁾]
 より現実的には、勾配が大きい場合土砂の移行は Linear モデルより大きくなることが指摘されている⁽¹⁹⁾。CHILD⁽⁵⁾, Landlab⁽⁷⁾では、Roering et al. (1999)⁽¹⁹⁾による下記の Non-linear モデルも選択可能である。このモデルは $|\nabla H| \ll S_c$ のとき Linear モデルに等しくなる。

$$\frac{\partial H}{\partial t} = -\nabla \cdot q_s, q_s = \frac{c\nabla H}{1 - (|\nabla H|/S_c)^2}$$

S_c : 上記モデルで侵食フラックスが無限となる勾配の値

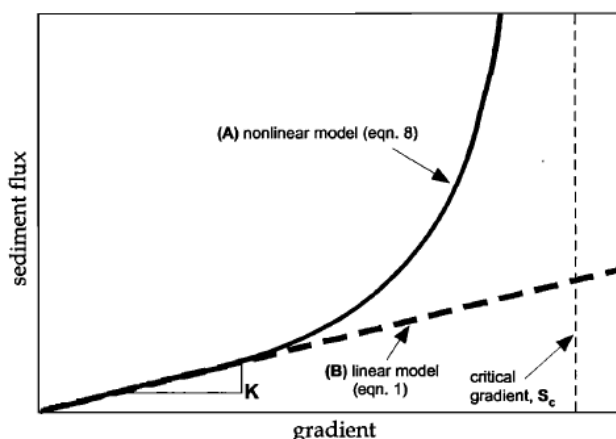


図 3.2-1 Linear diffusion model と Non-linear diffusion model の関係⁽¹⁹⁾

JAEAsmtp

- Linear diffusion model
- 侵食量が勾配の 2 乗に比例するモデル

$$\frac{\partial H}{\partial t} = -\nabla \cdot q_s, q_s = -c(\nabla H)^2$$

このモデルは、ダム比堆砂量に基づく侵食速度と高度分散量の関係と、勾配と高度分散量の関係から設定したものである。

図 3.2-2 左のグラフは、Ohmori(1978)⁽²⁰⁾、藤原ほか(1999)⁽²¹⁾によってダム堆砂データに基づき侵食速度と高度分散量をプロットした図に、藤原ほか(2005)⁽²²⁾による海成段丘のデータを追加したものである。海成段丘は更新世後期の堆積物からなり、ダム流域などの岩石に比較して侵食速度はかなり大きくなるはずで、岩石の一軸圧縮強度は中生代の堆積岩や火山岩・火成岩類では 50~100MPa、更新世後期の堆積物では 0.1~0.5Mpa 程度である。侵食速度が一軸圧縮強度に対して反比例すると考え、海岸段丘の侵食速度を 1/10 とすると藤原ほか(1999)⁽²¹⁾に一致し、1/100 とすると Ohmori(1978)⁽²⁰⁾の推定した侵食速度式にほぼ一致する。シミュレーションでは斜面の侵食速度に勾配を用いていることから、これら両式に図右の長谷川ほか(2005)⁽²³⁾による傾斜と高度分散量の関係式を代入すると、侵食速度推定式は

Ohmori(1978)⁽²⁰⁾ :

$$\text{侵食速度} = 3.5E-7 \times D^{3.2} = 3.5E-7 \times (196 \times \theta^{0.8066})^{3.2} = 7.6 \times \theta^{2.5} \text{ (mm/年)}$$

藤原ほか(1999)⁽²¹⁾ :

$$\text{侵食速度} = 4.36E-5 \times D^{2.17} = 4.4E-7 \times (196 \times \theta^{0.8066})^{2.17} = 4.1 \times \theta^{1.8} \text{ (mm/年)}$$

となり、侵食速度は勾配の 1.8~2.5 乗に比例することになる。よって、侵食速度は両者の中間的な勾配の 2 乗に比例するモデルとした。

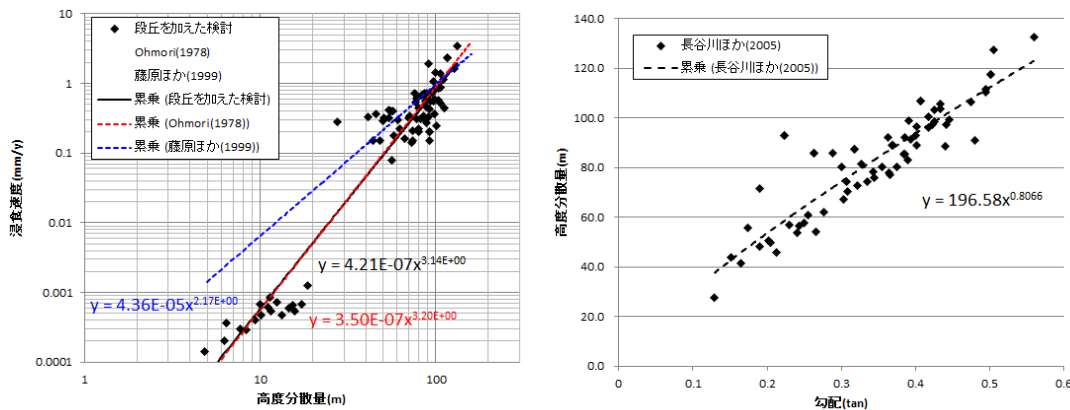


図 3.2-2 ダム比堆砂量に海成段丘侵食速度を追加した場合の高度分散量との関係⁽²⁰⁾
(海岸段丘の侵食速度を 1/100 とした場合)

ここで、ダム比堆砂量は山地全体(ダム流域)に対する値であり河川プロセスも含まれる。しかし、河川に比べ斜面の面積は圧倒的に大きく、河川の下刻によって斜面は急峻になることから、堆砂量の多くは斜面域から供給されたものと考えられる。これを踏まえ、ダム比堆砂量に基づく侵食速度のデータを斜面域のモデルに対し使用している。

②侵食(河川域)

既往の地形変化評価コード

- Transport limited model (Kirkby(1971)⁽²⁴⁾)

[CHILD⁽⁵⁾, SIBERIA⁽⁶⁾, Landlab⁽⁷⁾, LAPSUS⁽⁸⁾, 井上・田中(2013)⁽¹⁰⁾]

河床が沖積層(侵食されやすい)から成る場合、河川の最大運搬可能量が運搬される。

$$\frac{\partial H}{\partial t} = \nabla \cdot q_s, q_s = KA^m S^n$$

- A : 流量または流域面積
- S : 流路勾配
- K : 定数

- Detachment limited model (Howard and Kerby(1983)⁽²⁵⁾
[CHILD⁽⁵⁾, SIBERIA⁽⁶⁾, Landlab⁽⁷⁾, LAPSUS⁽⁸⁾]

河床が母岩（侵食されにくい）から成る場合、最大侵食量が運搬される。

$$\frac{\partial H}{\partial t} = KA^m S^n$$

- 野上のモデル

[野上(2005⁽⁹⁾, 20011⁽¹²⁾)]

河床縦断形は、1) 礫径（重量）は上流から距離の指数関数として減少する（Sternberg の公式）、2) 河川の勾配と礫径は比例する（Schulits(1941)⁽²⁶⁾）ことから、指数曲線となる（Yatsu(1955)⁽²⁷⁾）ことをモデル化したものである。

$$\frac{\partial H}{\partial t} = \nabla \cdot (Ke^{rx} \nabla H)$$

- r : 凹形度

JAEAsmtp

- 侵食量が勾配に比例するモデル

$$\frac{\partial H}{\partial t} = \nabla \cdot q_s, q_s \propto \nabla H$$

この方法では、斜面域と河川域の侵食量がなめらかに変化するように中間に領域（遷移域）を設定していた。

→このモデルは河床勾配の小さい下流域での下刻力が小さくなるため、海退距離の小さい河川では現河口付近で河床が十分低下しなかった。そのため H29 に SPI 法が検討された。

- SPI 法⁽²⁸⁾

SPI (Stream Power Index) 法は Wilson and Lorang(2000)⁽²⁸⁾により提唱され、Teyler(2013)⁽²⁹⁾は対数項を用いて $SPI = \ln(A \cdot S)$ と表現している。JAEAsmtp では、上式の流量に関する項と勾配に関する項のそれぞれに係数 (F_{AREA}, F_{SLP}) を乗じて、侵食量 q_s を計算している。

$$\frac{\partial H}{\partial t} = \nabla \cdot q_s, q_s = F_{AREA} \ln(A) + F_{SLP} \ln(S)$$

この式の有利である点は、河床勾配が 0 に近い勾配一定の河川でもある地点の下流側では常に侵食力が大きくなる点にある。また、このモデルの導入により遷移域の設定が不要となった。

③堆積（斜面域・河川域）

既往の地形変化評価コード

全ての領域で運搬された土砂は流出先のメッシュに移行する [全コード]

- 標高の計算方法

- 1) 領域をセルに分割する
- 2) 各セルに対して侵食量 q を計算する
- 3) 地殻変動による変化量 U を考慮して標高変化量を計算する

$$\frac{\partial H}{\partial t} = U - q$$

- 4) 侵食量 q を流出先のメッシュに堆積させる

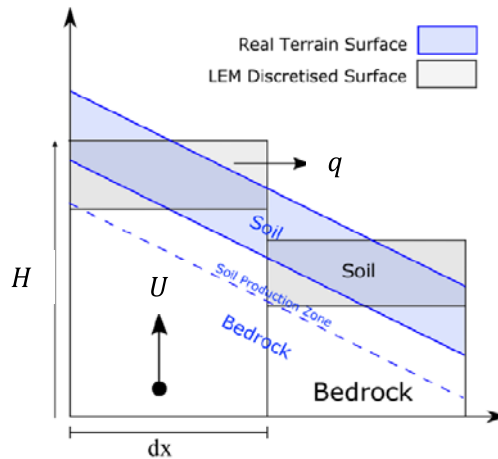


図 3.2-3 標高の計算方法⁽³⁾

JAEAsmtp

運搬された土砂は下流側の一定区間で均等に堆積させる

<斜面域> 運搬距離は一定（通常 50m）

<河川域> 運搬距離は粒径変化モデル⁽⁴⁾で決定

粒径変化モデルは、Transport limited model を参考に河川の土砂運搬能力を下流側へ増大させるパラメータ（粒径係数）を組み込んだモデルであり、侵食作用と堆積作用を別々の物理モデルにより模擬している。堆積作用について、河床縦断形が凹型となることの要因を、下流ほど堆積範囲がべき関数的に大きくなることを用いて説明した。

$$W/W_0 = (L/L_0)^\alpha$$

- W : 任意点での堆積区間長
- W_0 : 谷頭位置での堆積区間長（100m）
- L : 任意点での流下長（ $=\sqrt{\text{流域面積}}$ ）
- L_0 : 谷頭位置での流下長
- α : 礫径係数（土砂運搬距離の増大率）

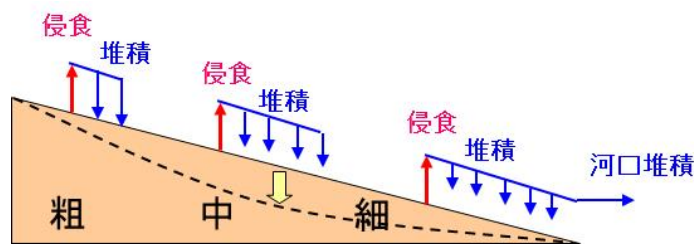


図 3.2-4 粒径変化モデルの考え方

④海域

既往の地形変化評価コード

- 海食による侵食・堆積 [井上・田中(2013)⁽¹⁰⁾]

海食に伴う地形変化は、鉛直方向（海底の削剥）および水平方向（汀線の後退）の両方向で発生する。

1) 海底の削剥

Sunamura (1992)⁽³⁰⁾は、海底の削剥速度として以下の式を提案している。

$$\frac{\partial H}{\partial t} = Ae^{-Bz}$$

- A : 海面付近の削剥速度
 B : 水深に伴う削剥速度の減衰を示す定数
 z : 水深

2) 汀線の後退

汀線の後退は、波浪による崖の脚部での侵食および陸上での風化の 2 つのメカニズムによって発生すると考えられている (Stephenson(2000)⁽³¹⁾)。また、Sunamura(1992)⁽³⁰⁾は、海食崖の後退のプロセスを、波浪による崖の基部の波蝕による不安定化と崩壊による不安定化の繰り返しととらえている。これらの考え方をもとに、森・松倉(2006)⁽³²⁾は海食崖の崩壊をモデル化し、崩壊 1 回あたりの崩壊層厚および後退速度と崩壊周期を計算している。井上・田中(2013)⁽¹⁰⁾では、対象とするデータが 25m メッシュであり、1 回の崩壊層厚に対してメッシュサイズが粗いことから、対象地域の平均的な汀線の後退速度にあわせて、陸側のセルの標高を海水準まで低下させることによって、汀線の後退を表している。

$$\frac{\partial x}{\partial t} = R$$

- R : 対象地域の平均的な汀線の後退速度

- 海底での土砂移動は 2 次元の拡散方程式に従う [野上(2005⁽⁹⁾, 2011⁽¹²⁾)] (※数式の記載なし)

JAEAsmtp

<海食>

H29 より井上・田中(2013)⁽¹⁰⁾と同じモデルを考慮可能

<堆積>

河口に運搬された土砂の堆積量をガウシアン関数によって河口からの距離が遠くなるほど堆積量を小さくする方法を用いている。この際に、拡散・堆積する範囲は流域面積の平方根に比例するモデルを用いている。この方法で堆積させると、楔形の堆積構造をもつ海底堆積物が形成される。

⑤洪水・側刻・蛇行

既往の地形変化評価コード

- 洪水による側刻・蛇行 (理論的なアプローチ) [CHILD]⁽⁵⁾

側刻・蛇行に関するモデルは、過去数十年間に渡り測定データに基づく検証が多く行われてきた。初期にはランダムウォークに基づくモデルが検討されたが (Ferguson(1976)⁽³³⁾)、その後サンブナン方程式¹⁾に基づく理論的なアプローチに置き換わった (Ikeda et al.(1981)⁽³⁴⁾など)。

CHILD⁽⁵⁾では、理論的なアプローチの基づき側刻・蛇行を考慮することができる (Lancaster ST (2002)⁽³⁵⁾)。下図のように、流路を複数のセクションに分割する。

¹⁾ 緩やかな傾斜面を流れる開水路についてナビエーストクス方程式を流路断面方向に積分して 1 次元化したもの。

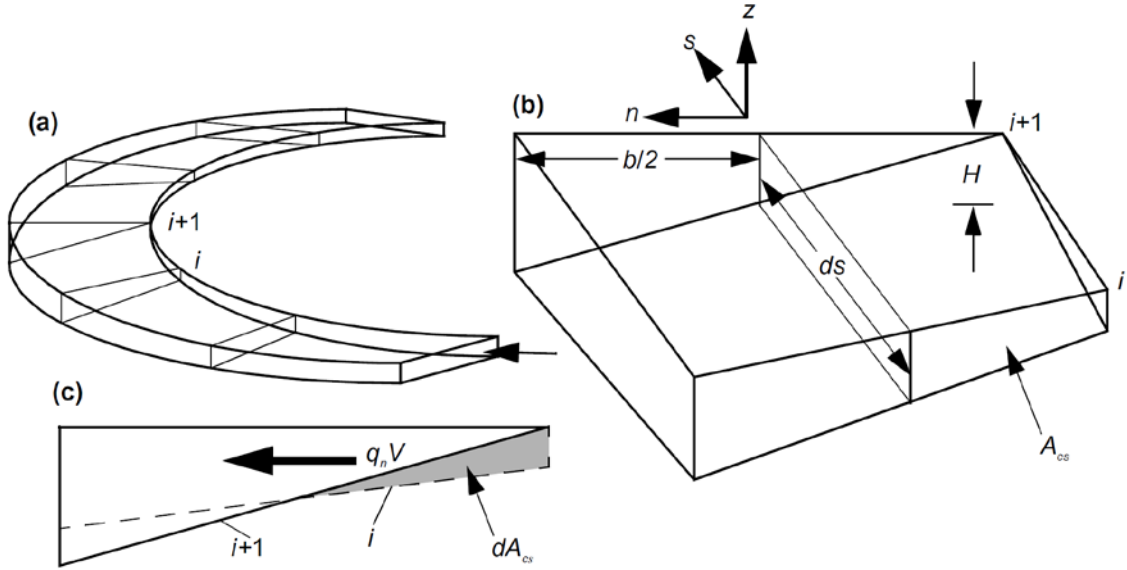


図 3.2-5 Lancaster ST (2002)⁽³⁵⁾における側刻・蛇行の概念図

あるセクション（下図(b)）において、排出フラックスは以下のように表せる。

$$q_n = -U \frac{dA_{cs}}{ds}$$

U : 流れの速度ベクトル

dA_{cs} はあるセクションを ds で内側と外側に2分割したときの内側の断面積であり、 $dA_{cs}/ds < 0$ のとき、 n 方向（外側）にも流れが生じることになる（ $q_n > 0$ ）。このとき、内側から外側への流れに伴い側方向に働く力は、次のように表される。

$$dF_n = \rho q_n V ds$$

$$V = q_n / H$$

ρ : 水の密度

H : 平均水深

dF_n はあるセクションの中央で側方向に働く力である。粒子が dF_n によりセクション中央から側面に移動するとき、その移動距離 L は以下のように表せる。

$$L = \frac{UB}{V}, B = \frac{b}{2} + \frac{2A_{cs}}{H + h_i}$$

セクションの側面で働く力は、 dF_n に対し距離 L 移動する分だけ減衰すると考えられる。また、 dF_n はあるセクションにおいて生じる力であるが、ある側面に生じる力は上流側の各セクションの寄与を合計して考える必要がある。減衰が正規分布で生じると仮定すると、流路上のある点 s における岸に対するせん断応力は以下ようになる。

$$\tau_w(s) = \frac{\sum_{s'} \exp\left[-\frac{(s - (s' + L(s')))^2}{2\lambda^2}\right] dF_n(s')}{\sqrt{2\pi}\lambda H}$$

λ : 正規分布の標準偏差

このとき、側刻による侵食率 ζ は以下のように表される。

$$\zeta = E \tau_w \hat{n} \quad (1)$$

E : 側刻に対する係数

- 洪水による高水敷での土砂の堆積 [CHILD]⁽⁵⁾

CHILD⁽⁵⁾では、洪水時における高水敷での土砂の堆積を表現するために、Floodplain Overbank Deposition Module が用意されている。このモジュールでは、Howard(1992)⁽³⁶⁾の拡散モデルを修正したモデルが使用されている。Howard(1992)⁽³⁶⁾のモデルは、沖積層が高水敷の

細粒土からなる流域に対して開発されたものである。修正されたモデルでは、洪水時の堆積率が河川からの距離と局所的な河川深さに依存している。

$$D_{OB} = (W - z)\mu \exp(-d/\lambda)$$

D_{OB}	:	垂直方向の堆積率
W	:	最も近い河川位置の水位
z	:	標高
μ	:	堆積率 (定数)
d	:	最も近い河川位置までの距離
λ	:	距離に応じた減衰定数

- 洪水による蛇行 [野上(2005⁽⁹⁾), 2011⁽¹²⁾]
流域面積で慣性の重みづけした乱数による検討 (※数式の記載なし)

JAEAsmtp

<蛇行>

蛇行は、流路見直し (洪水) 時に河道上に乱数により円柱状のパイルを設置し、パイルを迂回する流路を検索する方法で考慮する。なお、迂回により逆勾配となる区間が生じるが、逆勾配区間では侵食量を 0 として扱う。迂回区間の下流側から下刻が生じるため、河床高の低下は上流側に波及する。パイルの高さやパイル直径によって蛇行状態が変わるが、パイル高さは 5m で固定し、パイル直径は流下長に応じて大きくしている。設定したパイルは流路見直しにのみ利用し、実際の侵食・堆積の計算はパイル設置前の地形に戻している。

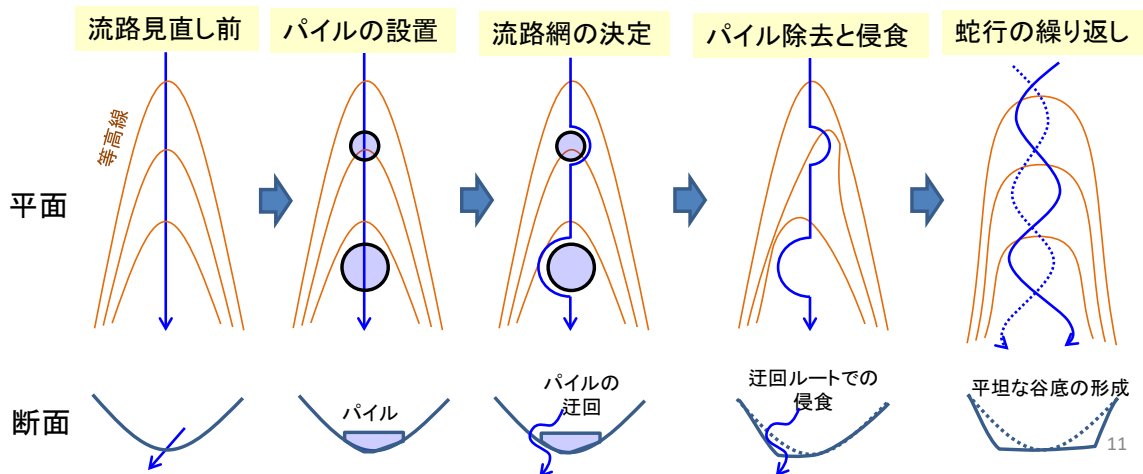


図 3.2-6 JAEAsmtp における蛇行の考慮方法

<側刻>

側刻は、河川メッシュに流入する隣接メッシュを対象とする。隣接メッシュは侵食に斜面式を用いるが、隣接メッシュでは河川式を用いることで侵食力を大きくしている。この際の流下長は河川メッシュと同じ値を持たせている。側刻係数は河川式に乗じているため、値が大きいほど側刻力は増加する。なお、側刻は攻撃斜面で強く生じるが、河川の曲率の判定と扱いが難しいことから河川両側のメッシュで生じるとしている。

⑥気候変動

既往の地形変化評価コード

- 気候変動に伴う降雨量の変化を考慮した河川域での侵食量評価 [CHILD⁽⁵⁾, Landlab⁽⁷⁾, LAPSUS⁽⁸⁾]

降雨流出をシミュレートできるコードでは侵食量が流量を用いて評価されるため、降雨量の変化が侵食量に反映される。

- 植生による被覆厚さの変化による考慮
[CHILD⁽⁵⁾, SIBERIA⁽⁶⁾, Landlab⁽⁷⁾]

JAEAsmtp 気候係数による考慮

<斜面域> 侵食量 \propto 1/気候係数 (=寒冷期に侵食量増加)

<河川域> 侵食量 \propto 気候係数 (=寒冷期に運搬量減少)

氷期の河川流量減によって、礫径係数および拡散範囲初期値の値を温暖期(現在)に対してどれだけ減らせばよいかという比率を表す。気候係数は最温暖期を1とし、最寒冷期に1以下の値を与える。中間期の値は海水準に応じて係数を比例的に変化させる。したがって、寒冷期には斜面からの土砂供給量の増加と、河川での運搬力の減少により、河川での侵食速度が小さくなり、堆積量が侵食量を上回れば河床の上昇が生じる。

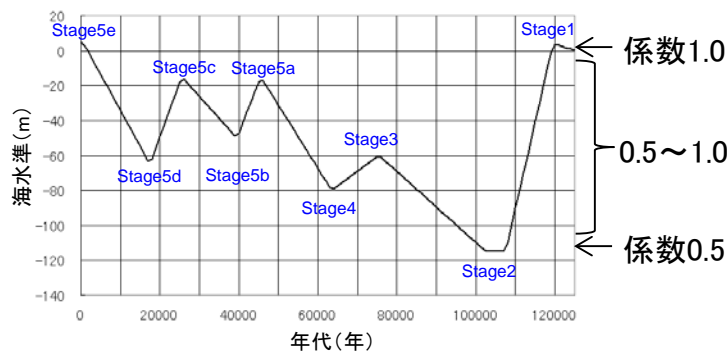


図 3.2-7 気候係数の設定例 (気候係数=0.5 とした場合)

⑦地殻変動

既往の地形変化評価コード

- 地殻変動 (一定速度) [全コード]
地殻変動は、各セルのタイムステップごとの垂直変位量を隆起をプラス、沈降をマイナスとして元の標高値に加算することで評価される。
- 地殻変動 (時間依存) [SIBERIA⁽⁶⁾]
SIBERIA⁽⁶⁾では、時間に依存した地殻変動を正弦波・矩形波・パルスの3パターンで考慮することができる。

JAEAsmtp

- 地殻変動 (一定速度)

⑧その他

- 風化 [CHILD⁽⁵⁾, Landlab⁽⁷⁾, LAPSUS⁽⁸⁾, 野上(2005⁽⁹⁾, 2011⁽¹²⁾)]
いくつかのコードでは、斜面域において母岩が風化してレゴリス (未固結の堆積物、以下単に土砂とする) となるプロセスが考慮されている。

1. Exponential decline モデル (Ahnert(1976)⁽³⁷⁾) [Landlab⁽⁷⁾]

$$\left. \frac{\partial d}{\partial t} \right|_{\text{weathring}} = k_w \exp(-d/d_0)$$

- d : 土砂の厚さ
- k_w : 母岩から土砂への変化率
- d_0 : 風化に対するしきい値

2. Humped モデル (Minasny and McBratney (2006)⁽³⁸⁾) [LAPSUS⁽⁸⁾]

LAPSUS⁽⁸⁾では Humped model が用いられている。Humped model は Exponential decline モデルと同様に厚さに応じて土砂生産量に変化するモデルである。母岩の風化は母岩が露出している場合または厚い土砂が堆積する場合は遅く、それ以外の土砂の厚さが中間的である場合には早いことを考慮している。これは化学的風化には水の存在が必要であり、土砂が薄いまたは母岩が露出している場合には水は流れてしまい風化しにくいいためである。

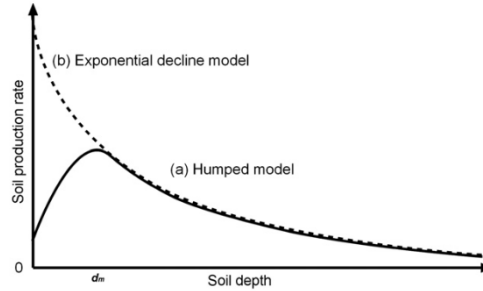


図 3.2-8 土砂生産率に対するモデルの比較

CHILD⁽⁵⁾, 野上(2005⁽⁹⁾, 2011⁽¹²⁾)ではユーザーが一律の風化速度を与えるものとしている。

• 粒径の考慮 [CHILD⁽⁵⁾]

CHILD⁽⁵⁾ではオプションとして、河床の侵食に対して粒径を考慮することもできる。河床が沖積層から成り侵食されやすく、侵食される土砂が砂利および砂に分類できると仮定した場合、輸送される砂利または砂のフラックスは以下のように計算される。

$$q_{sg} = \frac{C_w f_g}{(s-1)g} \left(\frac{\tau}{\rho}\right)^{1.5} \left[1 - \frac{\tau_{cg}}{\tau}\right]^{4.5}$$

$$q_{ss} = \frac{C_w f_s}{(s-1)g} \left(\frac{\tau}{\rho}\right)^{1.5} \left[1 - \frac{\tau_{cs}}{\tau}\right]^{4.5}$$

q_{sg}, q_{ss}	: 砂利 (gravel) または砂 (sand) の輸送率
C_w	: 係数 (=11.2)
f_g, f_s	: 河床における砂利または砂の割合
τ	: 河床に対するせん断応力
ρ	: 水の密度
s	: 輸送土砂と水の密度の比
g	: 重力加速度
τ_{cg}, τ_{cs}	: 砂利または砂の輸送に対する限界せん断応力

• 植生 [CHILD⁽⁵⁾, Landlab⁽⁷⁾] (※Landlab には数式の記載なし)

CHILD⁽⁵⁾には植生に関するモジュールがあり (Collins et al. (2004)⁽³⁹⁾)、河川域における植生による侵食量の変化を考慮できる。河川において、流れにより河床土砂が分離する割合は以下のように表される。

$$\varepsilon = \begin{cases} k_b(\tau - \tau_c)^p & (\tau > \tau_c) \\ 0 & (\tau \leq \tau_c) \end{cases}$$

ε	: 流れにより河床土砂が分離する割合
k_b	: 侵食に関するパラメータ
τ	: 流れによる局所的なせん断応力
τ_c	: 分離に対するせん断応力のしきい値
p	: 定数

しきい値 τ_c は、土壌の結合に関する項 $\tau_{c,s}$ と、保護的な植生に関する項 $\tau_{c,v}$ に河岸の植生密度 V を掛けたものとして表している。

$$\tau_c = \tau_{c,s} + V\tau_{c,v}$$

植生密度 V に対しては、時間変化（増加（植物の成長）または減少（火災や植食等））が考慮されている。

- 地すべり／山崩れ [Landlab⁽⁷⁾, 野上(2005⁽⁹⁾, 2011⁽¹²⁾)]

Landlab⁽⁷⁾では、地すべりに対する斜面の安定解析をモール・クーロンの破壊基準に基づき計算することができる。角度 θ の斜面の安全率 FS は次の式で表される⁽⁴⁰⁾。

$$FS = \frac{(C_r + C_s)/h_s \rho_s g}{\sin\theta} + \frac{\cos\theta \tan\varphi (1 - R_w \rho_w / \rho_s)}{\sin\theta}$$

C_r, C_s	: 根/土壌の結合力 (Pa)
h_s	: 斜面に対し垂直方向の土壌深さ (m)
ρ_s, ρ_w	: 土壌のかさ密度/水の密度 (kg m^{-3})
g	: 重力加速度 (m s^{-2})
φ	: 内部摩擦角 ($^\circ$)
R_w	: 地下水の深度の比率 (= $\min(Ra/T\sin\theta, 1)$)
R	: 涵養率 (m d^{-1})
T	: 土壌の透水量係数 ($\text{m}^2 \text{d}^{-1}$)

Landlab⁽⁷⁾では上式の $R, T, C(C = C_r + C_s), h_s, \varphi$ をモンテカルロシミュレーションを用いて想定して計算し、反復計算の度に FS を求めている。

野上(2005⁽⁹⁾, 2011⁽¹²⁾)では、山崩れの潜在的発生条件として（１）斜面勾配およびその長さ、（２）非固結層の厚さにしきい値があるとしている。山崩れの原因として大雨を考慮し、乱数によって大雨かどうかを判定し、山崩れの潜在的発生可能値のうちある割合（乱数による確率）で山崩れが起きるものとしている。

3.2.3 まとめと JAEAsmtp に対する改良点

「（１）コードの概要の比較」に示したように、JAEAsmtp は既往の地形変化評価コードの多くで考慮されている主要な地形変化プロセス（①侵食（斜面域）、②侵食（河川域）、③堆積（斜面域・河川域）、④海域、⑤洪水・側刻・蛇行、⑥気候変動、⑦地殻変動）を考慮することが可能である。他コードで考慮されているプロセスのうち JAEAsmtp で独立なモデルとして考慮していないものとして、風化、植生、地すべり／山崩れが挙げられる。ただし JAEAsmtp では、植生は気候係数の中で考慮しており（寒冷期における植生の減少に伴う斜面域での土砂供給量の増加）、地すべり／山崩れは斜面プロセスに包含して考えている。これらに対し新規にモデルを追加する必要があるかは、対象とするプロセスが増えるにつれ設定すべきパラメータ数が増えることから、適切なパラメータ設定が可能かどうかを踏まえて検討する必要がある。

「（２）モデルの比較の結果」、および、各プロセスにおける改良の必要性について整理した結果を表 3 に示す。

表 3.2-3 モデルの比較結果及び改良の必要性

地形変化プロセス	改良が必要か	理由
①侵食 (斜面域)	○	現在のモデル(勾配の2乗に比例)は他コードのモデルとは異なるものであるため、他のモデルとの比較・適用範囲(急傾斜/緩傾斜)の検討等を通してモデルの妥当性を検討する必要がある。
②侵食 (河川域)	×	現在のモデル(SPI法)はH29に実サイトの検討で以前のモデルに対するモデルの優位性が示されているため、改良の必要はないと考えられる。
③堆積(斜面域・河川域)	×	粒径変化モデルは、H22に実サイトの検討でその妥当性が示されており、改良の必要はないと考えられる。
④海域	○ (H30実施)	現在のモデルは河口に達した土砂を等方的に全量堆積されるモデルであり、堆積した土砂の海流や海底地すべりによる2次移動は考慮していない。そのため、安息角を超える急斜面の形成などが見られた。このような不整合が生じないようにモデルの改良が必要である。ただし沿岸流による土砂移動に関しては、長期スケールを対象として妥当性検証を行った例がほとんどなく、また長期スケールに対して沿岸流の方向や大きさに対し妥当な設定を行うことが困難であるため、早急なモデルの導入は難しいと考えられる。
⑤洪水・側刻・蛇行	× (パラメータ検討をH30実施)	現在のモデルは長期的な側刻・蛇行による河川の移動に対応するものであり、改良の必要はないと考えられる。ただし対象領域に対し、河成段丘、谷底侵食低地の幅、平野部での河道の移動幅、洪水範囲等を調査し、それらを再現するパラメータを検討する必要がある。
⑥気候変動	○	現在の考え方(気候係数)は他コードでは見られない独自のものである。気候係数について実サイトで検討した例はあるものの、地域によりばらつきが大きいことから、今後改良が必要であると考えられる。
⑦地殻変動	×	対象とする領域において地震活動に伴う不連続な地殻変動を考慮する必要がなければ、現状のモデル(一定速度)を改良する必要はないと考えられる。

3.3 地形変化評価コードの改良

海域での土砂移動に関するモデル改良およびパラメータを検討した。はじめに海域での堆積構造について調査を行い、海域において共通する完新世の堆積構造を検討した。また、文献を参考としてこれら堆積構造の成因について検討し、堆積構造を形成させるための堆積モデルを検討した。さらに、海域での堆積を扱った論文等を参考として流速や拡散範囲等を堆積モデルに与え、河床縦断形シミュレーションを実施した。これは海域に共通して認められた堆積構造が再現できるかの検討を目的とし、3次元地形変化評価コードに組み入れる堆積モデルを再検討した。そして、決定した堆積モデルを地形変化評価コードに組み入れ、後氷期(ここでは海水準最低期から現在までの1.8万年間、およびMIS5eからの12.5万年間)のシミュレーションを行い、現在の地形や海域での堆積構造等を参考として安息角等のパラメータを検討した。

3.3.1 海域における土砂堆積モデルの改良

(1) 海域での完新世堆積物調査

(a) 調査海域の選定

海域での堆積物厚の検討には海上保安庁の縮尺 1/5 万「沿岸の海の基本図（海底地質構造図）」^{(1)~(8)}の解説書に記載されている「堆積物等層厚線図」を用いた。なお、「堆積物等層厚線図」は発行されている 101 海域のうち一部地域で記載されている。

図 3.3-1 は「沿岸の海の基本図」が発行されている地域を示し、これら全ての海底地質構造図から「堆積物等層厚線」が記載されている図幅を選別し、以下の基準で対象とする海域を選別した。

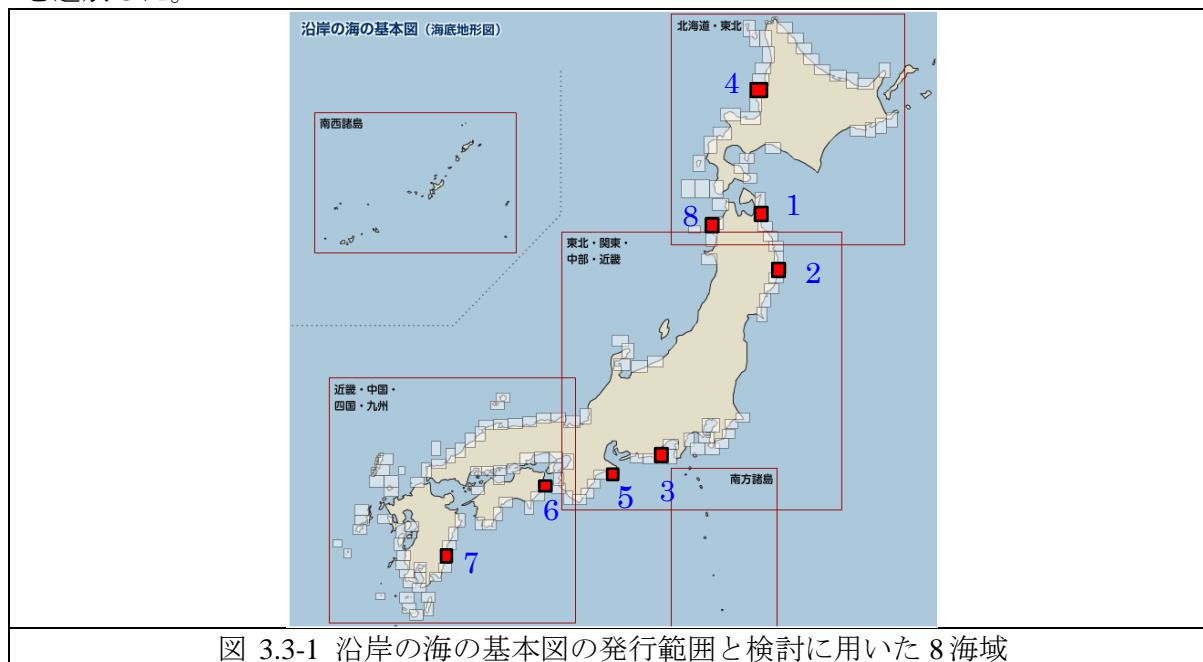


図 3.3-1 沿岸の海の基本図の発行範囲と検討に用いた 8 海域

[選定基準]

- ① 「堆積物等層厚線図」が図幅に記載されていること
- ② 外洋に面した海域であること（A 川流域との類似性）
- ③ 図幅内に大陸棚外縁部（水深 130m 前後）までが含まれていること
- ④ 完新世堆積物が少なくとも 10m 程度は堆積していること

選別の結果、図 3.3-1 の 8 海域を選別したが、このうち「宮崎」は大陸棚外縁部を僅かにしか含まず最寒冷期での堆積構造が不明であること、「深浦」はほとんどの地域で完新世堆積物の厚さが 1m 程度であり解析に適していない地域であることから、解析から除外した。よって解析には表 2.1-1 の 6 海域を対象とした。

表 3.3-1 完新世堆積物の解析地域一覧

番号	図幅名	発行年	特徴	断面数
1	むつ小川原	1982	中河川河口	3
2	釜石湾	1984	沈水海岸	3
3	駿河湾南西部	1980	大河川河口	3
4	留萌	1992	漂砂型	2
5	大王崎	1982	湾口部	2
6	蒲生田岬	1997	海岸侵食	2
7	宮崎	1997	遠浅	不適當
8	深浦	1997	岩石海岸	不適當

図幅解説書^{(1)~(8)}に記載されている「堆積物等層厚線図」は未固結の最上位層（通常はⅠ層、通常これに添え字をつける）を対象とした等層厚線図であり、この層序は完新世堆積物とされている。完新世堆積物とする根拠は、①水深 140m 付近まで分布する(最寒冷期の海水準付近)、②下位層を不整合に覆う、③河口堆積物に連続することなどがある。本章では特に断らない限り「堆積物」とは完新世に形成された堆積物を指す。

図 3.3-2 は「むつ小川原」⁽¹⁾における等層厚線図の拡大であり、5m(一部は 2.5m)間隔の等層厚線として描かれている。「駿河湾南西部」⁽³⁾では等層厚線図に完新世堆積物のⅠ層とこれ以前の堆積物の両者が 1 図面に記入されており、これらの境界は空白部（赤の着色部）で区別されている。

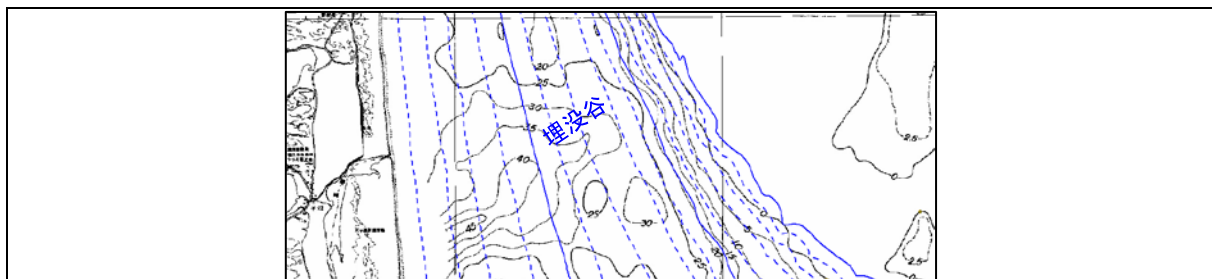


図 3.3-2 「むつ小川原」の等層厚線図 青線は水深 (M7000 シリーズ)⁽⁹⁾

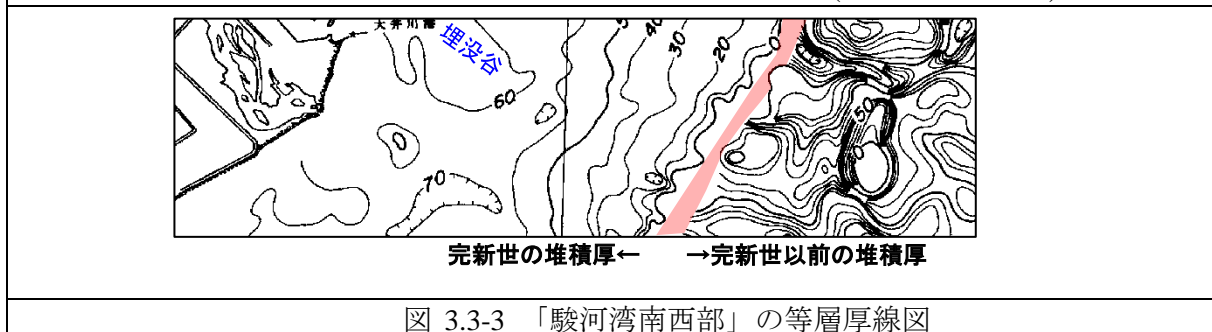


図 3.3-3 「駿河湾南西部」の等層厚線図

これら「等層厚線図」を GIS 化し、また、海域の水深(日本水路協会 M7000 シリーズ)⁽⁹⁾の等深線と合わせて解析した。

それぞれの海域の特徴としては以下である。

①むつ小川原図幅：大陸棚外縁まで北側で 5km、南側で 20km と南側で大陸棚が広く、大陸棚での凹凸は小さい。河川としては高瀬川（七戸川）があり、七戸川は海岸付近で海跡湖である小川原湖に流入した後、高瀬川として太平洋に注ぐ。この沖合の埋没谷は現在の高瀬川河口よりも北側に位置しており、埋没谷は北東方向に伸長する。

②釜石湾：入り組んだ海岸線からなるリアス式海岸であり、湾内に完新世の堆積物が分布するほか、岬の沖合にも堆積物が分布する。沈水海岸であるために現在の沿岸域（一般に推進 20m 前後までの範囲）では急に水深が深くなり、水深 100～130m 前後の深い範囲で海底勾配が緩くなっており、大陸棚外縁部は明瞭ではない。

③駿河湾南西部：大井川河口に位置し、大井川河口沖合には 60m を超える厚い完新世堆積物が分布し、これら完新世堆積物は河口軸の側方へ薄くなる。大陸棚外縁までは 4～5km であり、これより沖合では急速に水深が大きくなる（駿河トラフ）。

④留萌：雄冬岬の沖合には 30m を超える完新世の堆積物が分布するが、周囲には大きな河川はないことから図幅解説書では沿岸流による漂砂によって形成されたとしている。大陸棚外縁は海岸線より 11km 沖合の水深 140m 付近に位置する。沿岸域は岩礁となっており堆積物は分布しない。

⑤大王埼：伊勢湾南東端の志摩半島を含む海域であり、岩礁や水道が分布し、一部地域で厚い堆積物が分布する。これら堆積物は沿岸域には分布せず、やや沖合に主として分布する。周囲に大きな河川がないことから図幅解説書では漂砂による堆積物としている。大陸棚外縁は海岸から 8km 付近に位置し、水深は 150m 前後である。

⑥蒲生田岬：徳島県南東端に位置し、紀伊水道に面する。堆積物は ENE-WSW の海岸線（断層）に平行して堆積するが周囲には河川がないことから、近傍の海岸侵食による堆積物と推定されている。なお、海岸はほぼ海食崖となっており、沿岸域は岩礁のためやや急な斜面からなり、勾配が緩くなる沖合で堆積物が分布する。大陸棚外縁は不明瞭であり、遷急点は形成されていない。海流は冷水塊の状況によって北西・南東方向などへ変化する。

調査海域①～⑥で述べたように、河口からもたらされた堆積物が分布する海域は①と③の 2 海域であり、残り 4 海域は遠方からの漂砂および近傍からの海岸侵食により生産された土砂によって形成されている。一般に大陸棚外縁までは 10km 以下と短い海域からなるが、これは大陸棚外縁が図幅内に収まる条件を加えたことも影響する。このように調査海域の地形や堆積物の供給源は異なっている。

これら海域において海岸線にほぼ垂直となるように 2～3 本の測線を設定し、測線と等層厚線とが交叉する位置において海岸線からの距離と水深を計測した。

(b) むつ小川原

図 3.3-4 に「むつ小川原」⁽¹⁾で設定した 3 測線を示す。また、3 測線沿いの断面（茶色：表層、黒：完新世以前の上面高度）を図 3.3-5 に示す。横軸は海岸線からの距離(m)を、縦軸は水深(m)を表す。

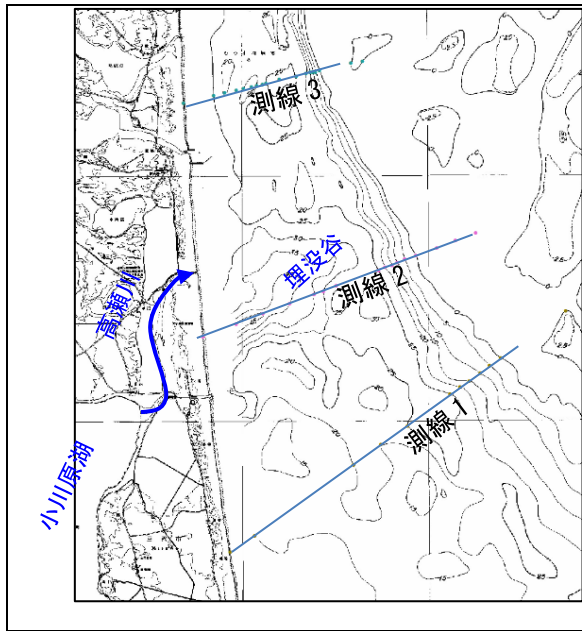


図 3.3-4 むつ小川原の測線

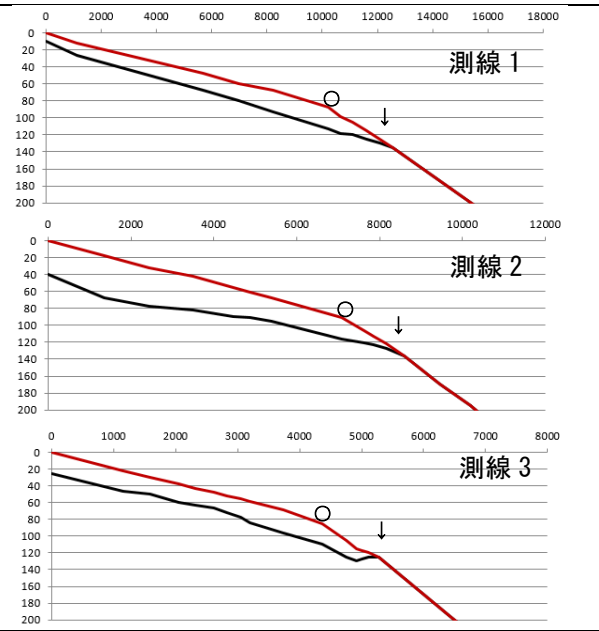


図 3.3-5 むつ小川原の海底断面

むつ小川原沖合では大陸棚外縁の遷急点(○)は水深 90m 付近に位置するが、完新世を除いた上面での遷急点(↓)は水深 120m 前後である。測線 2 が高瀬川河口に最も近く、このため海岸付近での堆積厚は 40m に及ぶ。一方、河口から遠い測線 1 では堆積物は沿岸域で 10m 前後と薄くなっている。沿岸域における堆積厚は測線の位置によって異なり、これは河口から供給された土砂の影響を受けているためである。

図 3.3-6 に堆積厚と海岸線からの距離、水深および海底勾配との関係を示した。堆積厚と距離は共通する特徴は認められない。なお、沿岸域での堆積厚は河口からの距離によって異なり、河口に近ければ厚く（測線 2）、遠いほど一般に薄くなる（測線 3⇒測線 1）。水深と堆積物厚さは共通した特徴があり、水深 60m 付近で 25m 程度の厚さとなり、これ以深では 3 測線とも同じように水深に応じて堆積厚が減少する。これ以浅では河口の影響により堆積厚の変化が異なる。海底勾配と堆積厚の関係は測線 3 の沖合を除き 2° 以下の海底勾配からなる。測線 3 の水深 80m 以深では大陸棚外縁に相当するため 2° を超えていても堆積している。

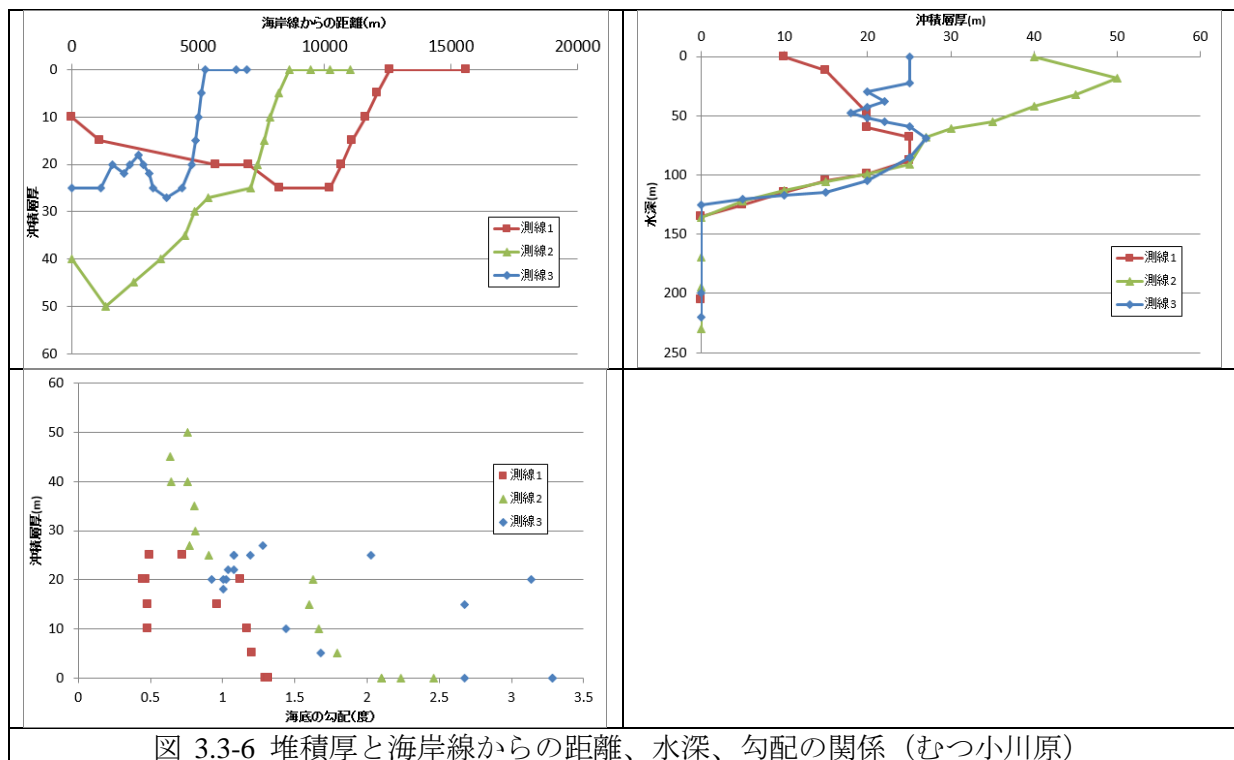


図 3.3-6 堆積厚と海岸線からの距離、水深、勾配の関係（むつ小川原）

(c) 釜石湾

図 3.3-7 に「釜石湾」⁽²⁾で設定した 3 測線を示す。また、3 測線沿いの断面（茶色：表層、黒：完新世以前の上面高度）を図 3.3-8 に示す。釜石湾では沈水海岸であるため、沿岸域では海底勾配が急であり、水深 120m 前後で平坦な海底となっている(最寒冷期の沖積域に相当)。さらに沖合では勾配がやや大きくなるが大陸棚外縁部は明瞭ではない。このような沈水地形であるため堆積物は沿岸域の急斜面下部に堆積し、この沖合で薄化する。図 3.3-9 の左上の図に示すように、堆積厚と距離の関係は測線によって異なり一定ではない。一方、水深と堆積厚の関係では 3 測線とも水深 20m 以浅では堆積しておらず、水深 50~70m で最大厚となり水深 150m 付近で尖滅する。断面で示した様に沿岸域では急勾配であるため斜面下端にはやや厚い堆積物が形成され、3° 以上の勾配を示す。これらを除くと堆積物は勾配 2~3° 以下の範囲に堆積している。

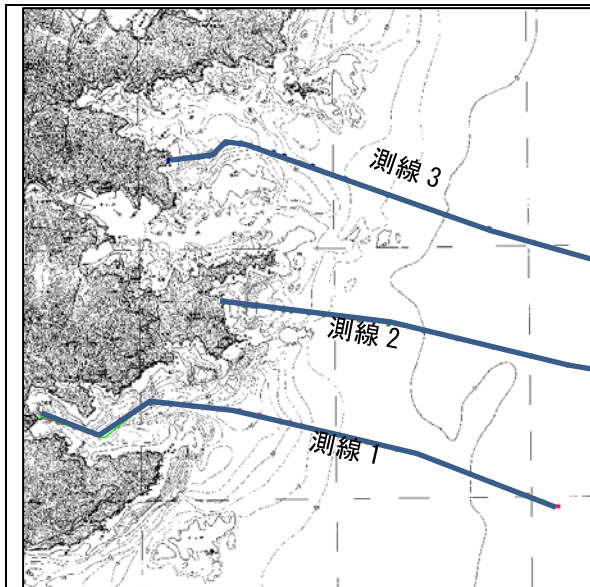


図 3.3-7 釜石湾の側線

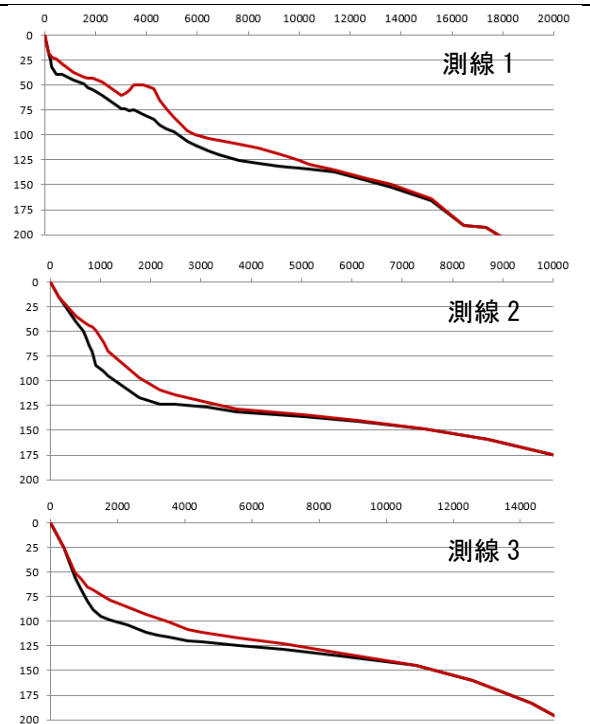


図 3.3-8 釜石湾の海底断面

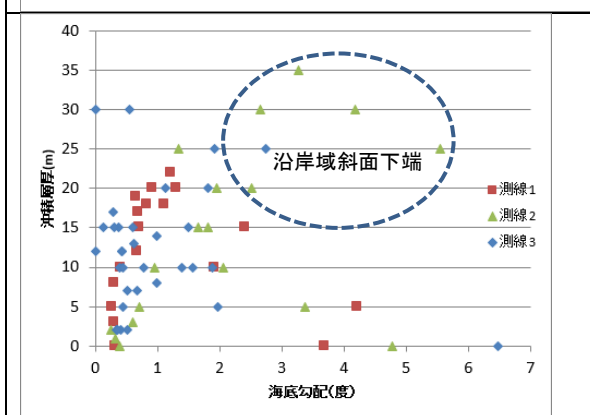
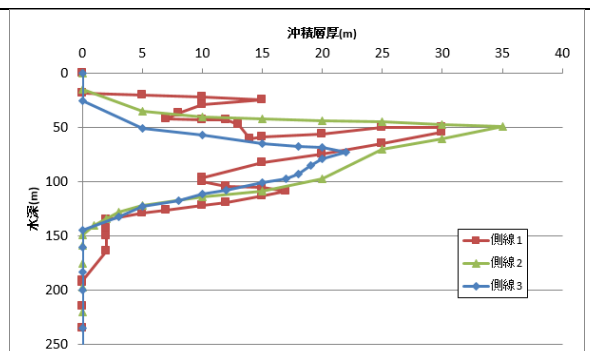
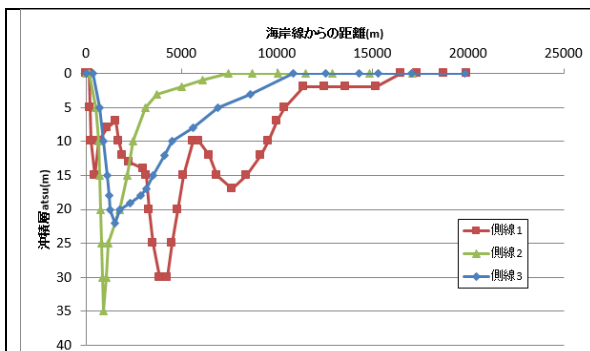


図 3.3-9 堆積厚と海岸線からの距離、水深、勾配の関係 (釜石湾)

(d) 駿河湾

図 3.3-10 に「駿河湾南西部」⁽³⁾で設定した 3 測線を示す。また、3 測線沿いの断面（茶色：表層、黒：完新世以前の上面高度）を図 3.3-11 に示す。「駿河湾南西部」では前述したように堆積物等層厚線図には完新世と完新世以前の 2 つの堆積物の等層厚線が記載されており、水深 200m 付近付近で両者の境界となっている。ただし、一部地域については堆積物の重複があるため沖合の完新世が堆積しなくなる地点は記載されていない。大陸棚外縁は水深 130～140m 付近であり、大陸棚外縁で完新世堆積物は急速に薄化する。

当地域には大井川河口が位置し、この河口の沖合には厚さ 60m を超える堆積物が細長く分布することから、これらは埋没谷を埋積した堆積物である。河口沖合の埋没谷は測線 2 付近に位置し、現在の河口とはややずれている。測線 3 は河口から 9km 以上南側に位置する。

図 3.3-12 左上に示すように、河口近傍と北側の測線 1,2 では沿岸域の堆積物が厚く、大陸棚外縁付近で薄化・尖滅する。河口から遠方の測線 3 では水深 20m 付近まで堆積しておらず、これ以深で堆積する。水深と堆積厚の関係は沿岸域では河口の影響により異なる関係を示すが、水深 40～60m 付近で最大厚となり、これ以深では薄化するほぼ類似した特徴を示す。

海底勾配との関係では大陸棚際外縁部で勾配が大きくなるが、これを除くと 3～4° 以下で堆積する。

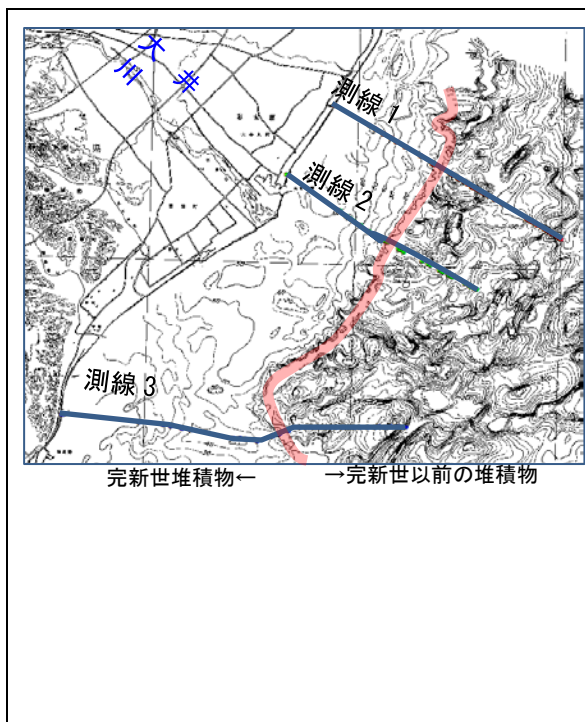


図 3.3-10 駿河湾南西部の測線

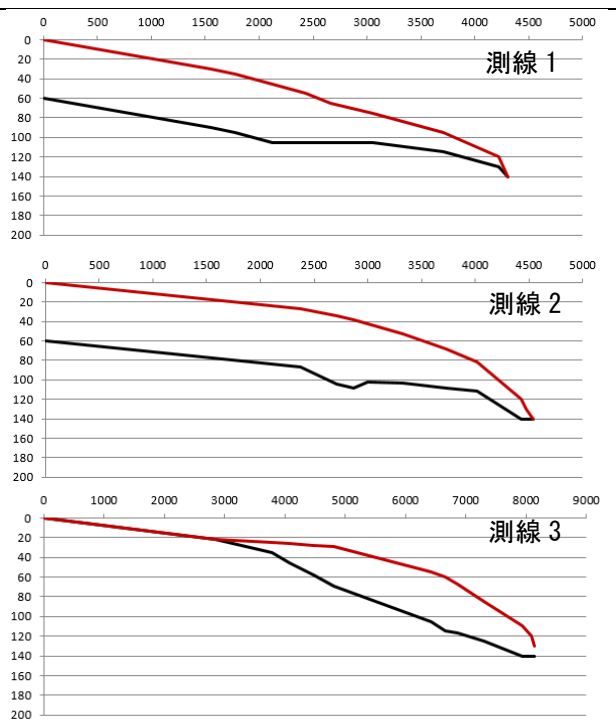


図 3.3-11 駿河湾南西部の海底断面

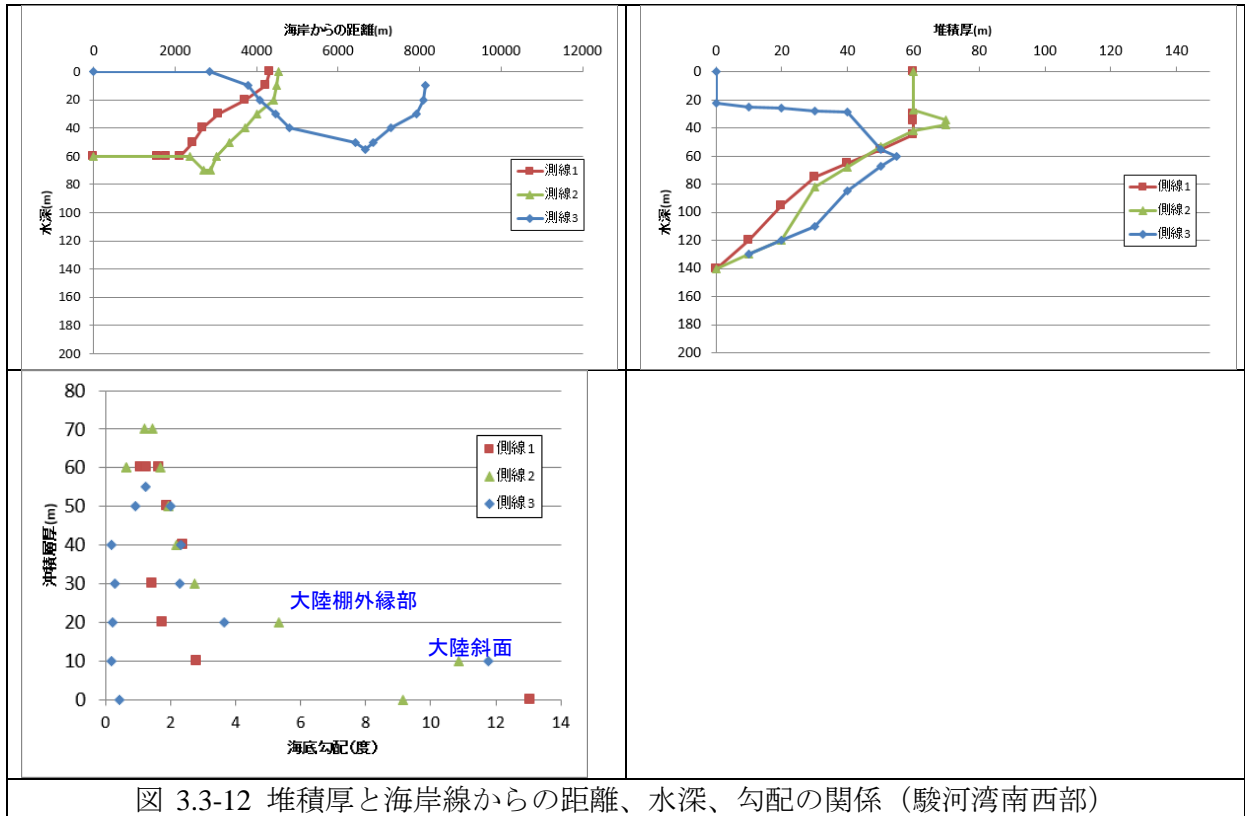


図 3.3-12 堆積厚と海岸線からの距離、水深、勾配の関係 (駿河湾南西部)

(e) 留萌

図 3.3-13 に「留萌」⁽⁴⁾で設定した 2 測線を示した。また、2 測線沿いの断面（茶色：表層、黒：完新世以前の上面高度）を示した。「留萌」では前述したように大きな河川がなく、沖合の堆積物は卓越する 2 方向(北および南)の海流により運搬・堆積された漂砂と考えられている。

図 3.3-14 の断面では、沿岸域では堆積物がなく岩礁からなる。堆積物はこれ以深でレンズ状に堆積しており、水深 140m 前後で尖滅する。堆積厚と距離との関係は、2 測線ともほぼ類似する。水深と堆積厚は水深 50~60m 付近で最大厚となり、類似した特徴を示す。勾配との関係は勾配 2° 以下で堆積物が認められる。

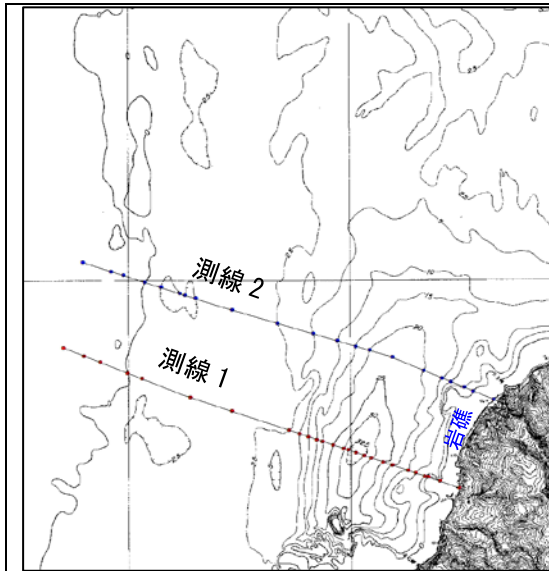


図 3.3-13 留萌の測線

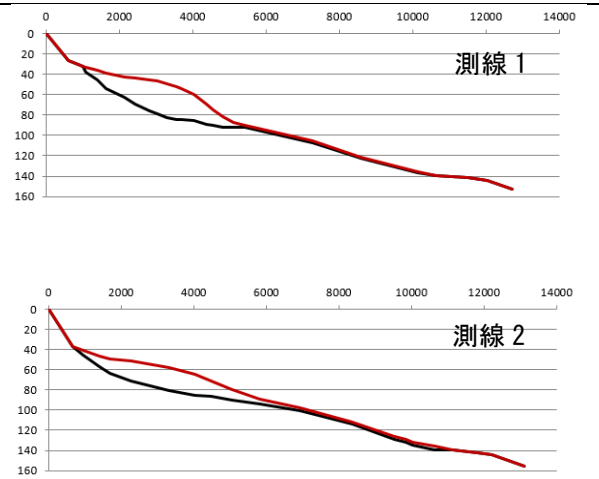


図 3.3-14 留萌の海底断面

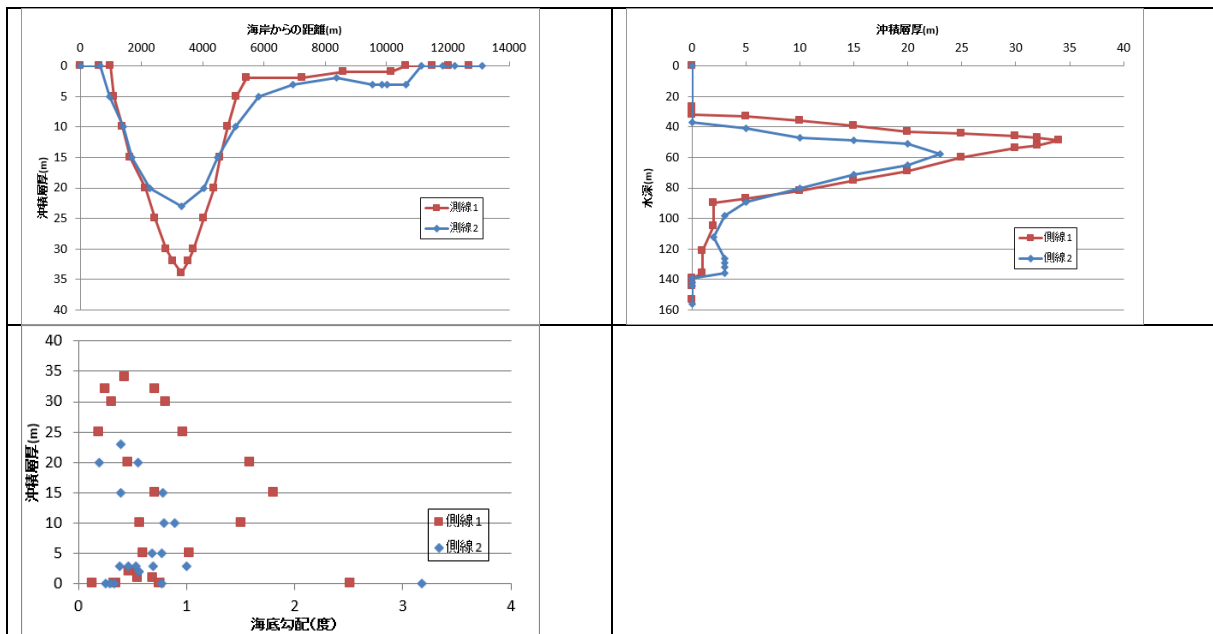


図 3.3-15 堆積厚と海岸線からの距離、水深、勾配の関係 (留萌)

(f) 大王崎

図 3.3-16 に「大王崎」⁽⁵⁾で設定した 2 測線を示す。また、2 測線沿いの断面（茶色：表層、黒：完新世以前の上面高度）を図 3.3-17 に示す。大王崎の海底地形は、水深 80~100m 付近に緩傾斜からなる基盤区間があり、堆積物はこの区間の前後に分布する。大陸棚外縁は水深 140m 前後となり、やや遷急点が認められる。この地域では水深 50m 以浅の沿岸域には堆積しておらず、無堆積区間の下限水深はほかの海域よりも深い。

図 3.3-18 右上に示すように大王崎では水深 60~70m 付近で堆積厚が最大となり、2 測線とも類似した特徴を示す。堆積厚はこれ以深では漸減し、水深 150m 前後で尖滅する。勾配との関係では、堆積物は勾配 1.5° 以下で分布する。

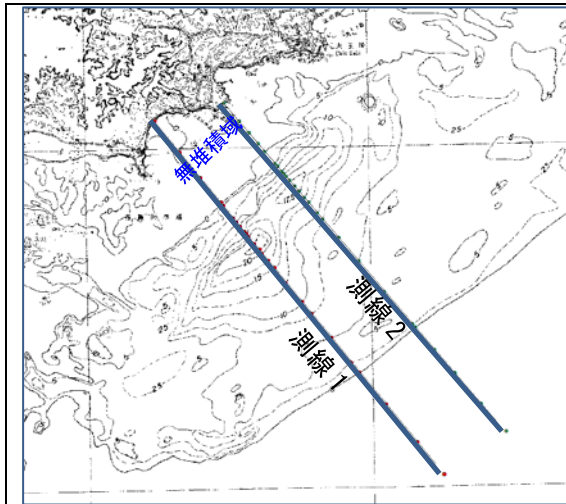


図 3.3-16 大王崎の測線

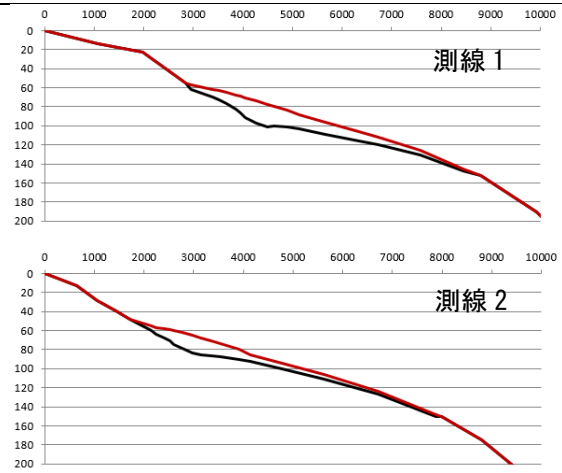


図 3.3-17 大王崎の海底断面

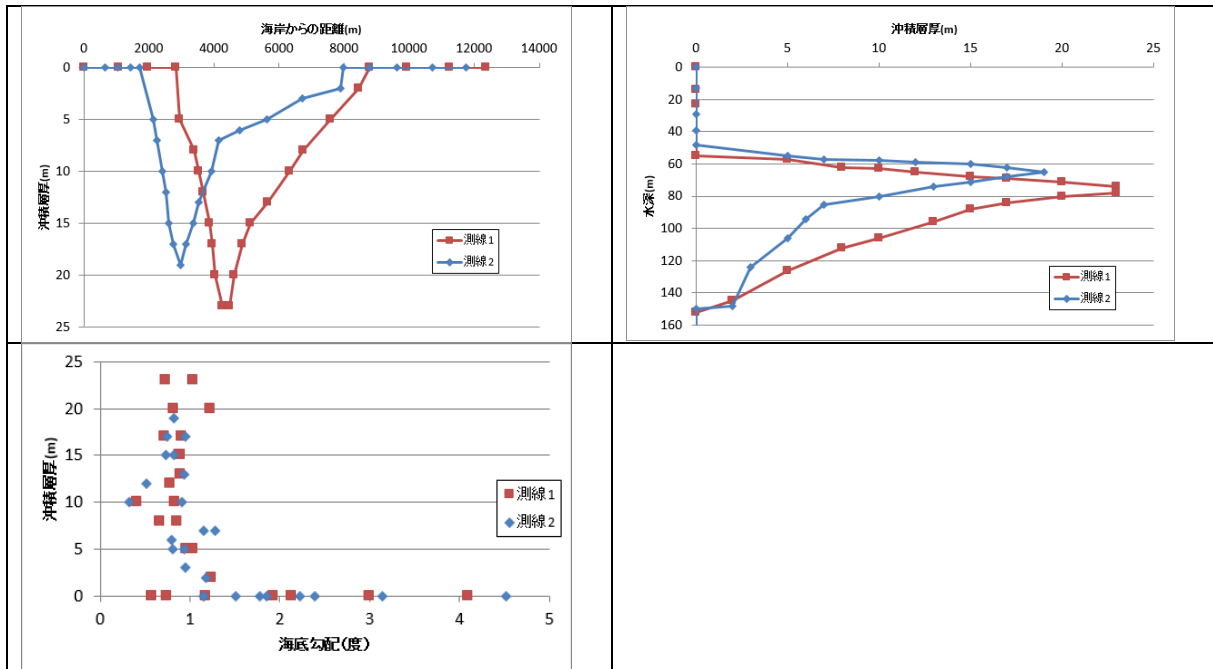


図 3.3-18 堆積厚と海岸線からの距離、水深、勾配の関係（大王崎）

(g) 蒲生田岬

図 3.3-19 に「蒲生田岬」⁶⁾で設定した 2 測線を示した。また、2 測線沿いの断面（茶色：表層、黒：完新世以前の上面高度）を示した。「蒲生田岬」の断面は釜石湾にやや類似し、沿岸域ではやや急傾斜からなり、この沖合で平坦となっている。大陸棚外縁は測線 2 では水深 130m 前後となっている。図幅解説書ではこれら堆積物が近傍の海食崖から供給された土砂としている。

図 3.3-21 に示すように、水深と堆積厚の関係は 2 測線とも水深 30~40m 付近で最大厚となり、他の地域よりもやや浅い位置で最大厚となっている。勾配と堆積厚の関係は勾配 3° 以下で堆積物が分布し、多くは 2° 以下の範囲に分布する。

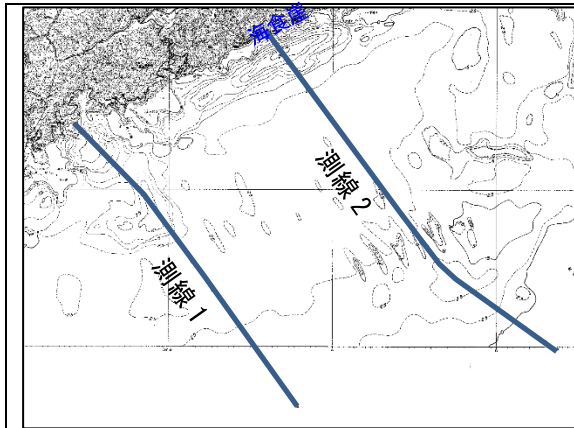


図 3.3-19 蒲生田岬の測線

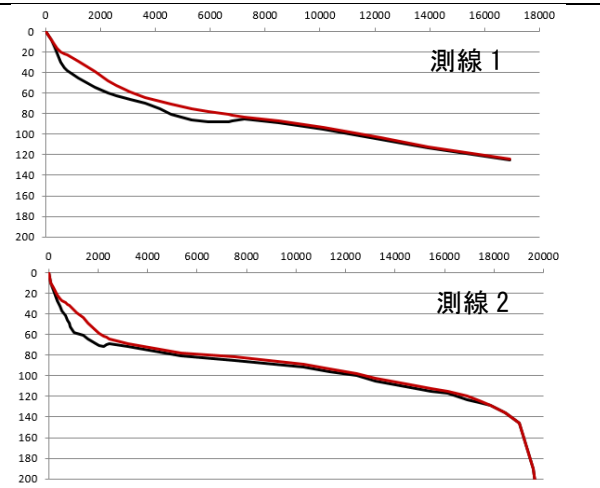


図 3.3-20 蒲生田岬の海底断面

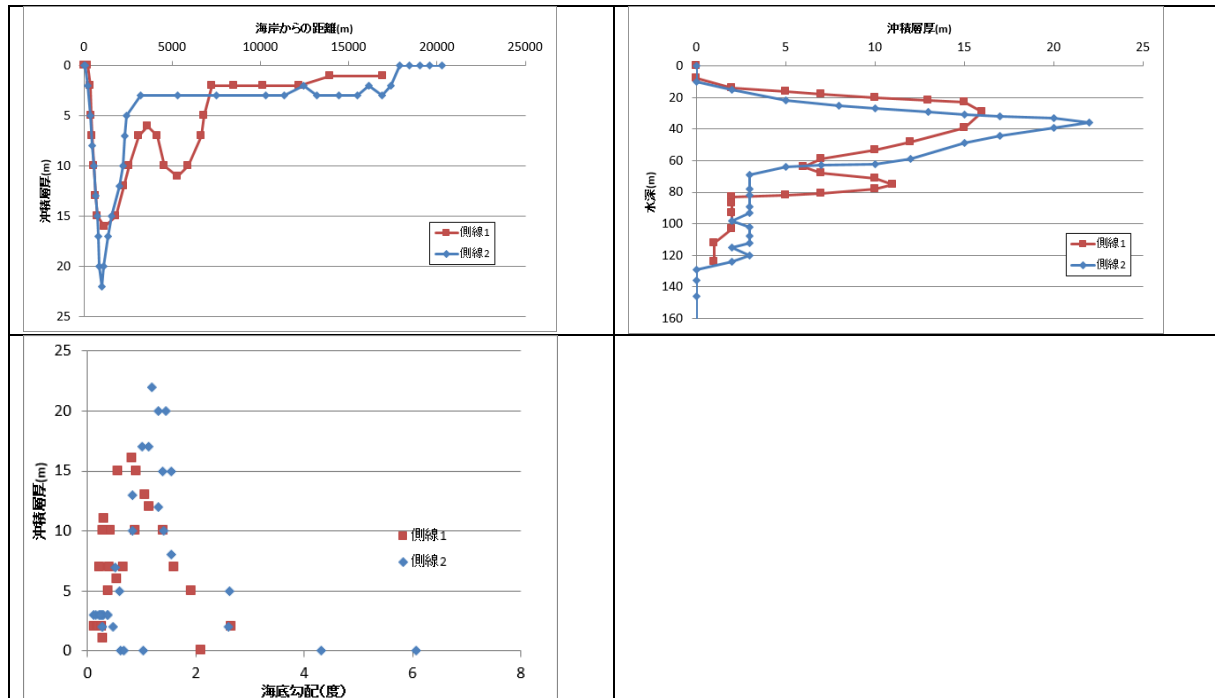


図 3.3-21 堆積厚と海岸線からの距離、水深、勾配の関係（蒲生田岬）

(h) 堆積構造の検討

①海岸線からの距離と堆積厚の関係

(b) ~ (g) に示したように同じ海域の測線でも、海岸線からの距離と堆積厚の関係は測線によって異なり、共通した特徴は認められない。

高瀬川河口が位置するむつ小川原や大井川河口が位置する駿河湾では、河口近傍では河口付近まで厚い堆積物が形成されており、河口から側方へ距離が遠くなるほど沿岸域での堆積厚は減少する。したがって、河口付近の堆積物については河口からの距離に応じた堆積速度(堆積厚)を与える必要がある。

②水深と堆積厚の関係

水深と堆積厚の関係は図 3.3-22 に示すように、蒲生田岬を除き水深 50m 前後に最大値があり、共通した特徴となっている。また、河口からの土砂供給の影響が無い、もしくは小さい釜石、留萌、大王崎、蒲生田岬の海域では水深 20m 以浅では堆積物はほとんど認められないことも共通する特徴である。これら河口の影響の小さい海域では水深 20m から 50m 前後までは堆積厚が直線的に増加し、これ以深では堆積厚が直線的に減少する。また、堆積物は水深 130~150m 前後まで認められるが、これ以深では分布していない。

河口が位置するむつ小川原・駿河湾南西部の海域では、沿岸域の堆積厚は河口の影響を受けており、駿河湾南西部の測線 3 のように河口からの距離が遠くになると河口の影響が小さい海域での堆積構造に類似した特徴を示す。このように、海域での堆積物は河口付近の影響を受けないやや沖合の堆積物と、河口付近の土砂供給の影響を強く受ける沿岸域での堆積物の少なくとも 2 つの作用で表現する必要がある。

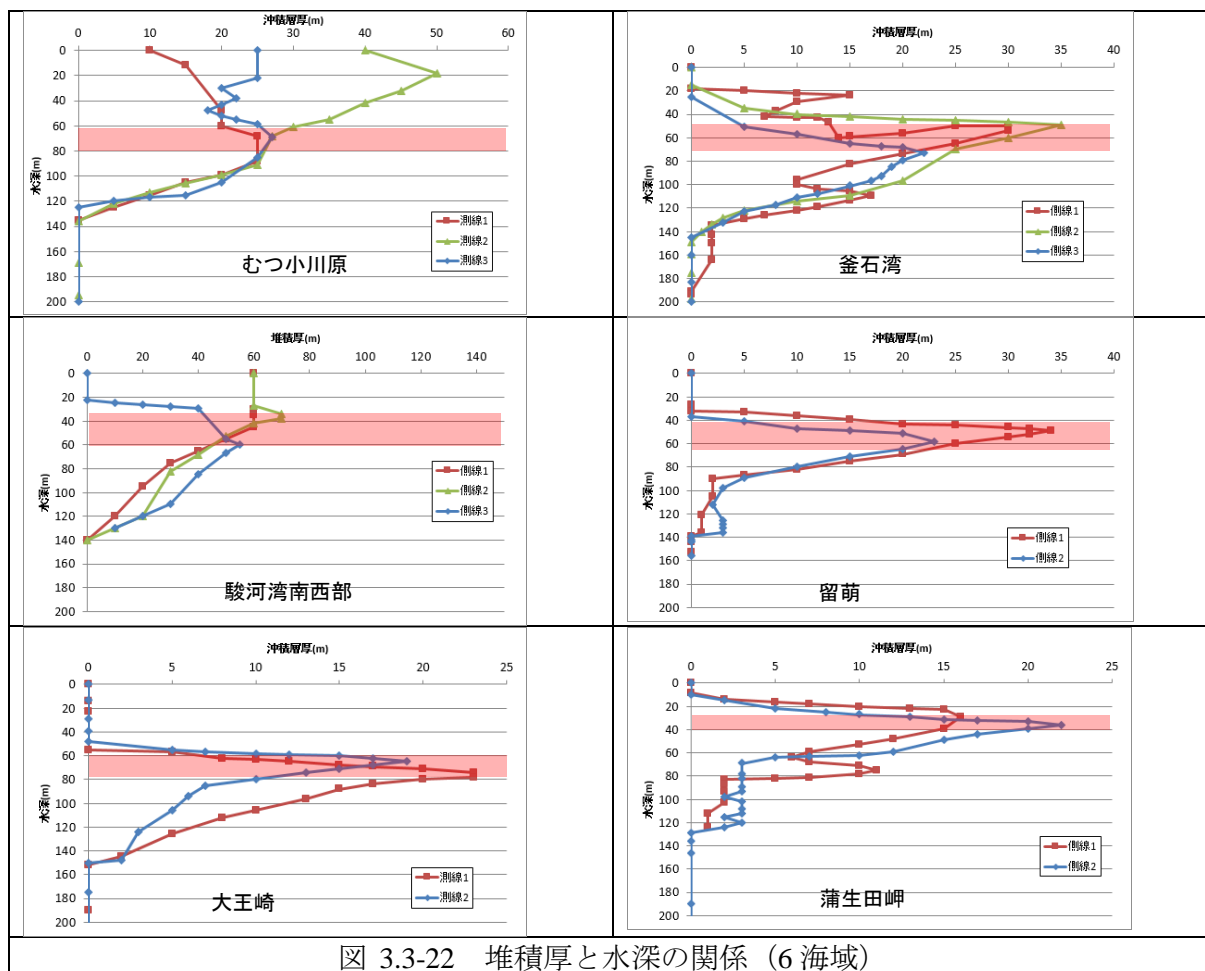


図 3.3-22 堆積厚と水深の関係 (6 海域)

③海底勾配と堆積厚の関係

図 3.3-23 に 6 海域の海底勾配と堆積厚の関係を示した。前述したように釜石湾では沿岸域で急傾斜をなし、堆積物はこの急斜面下部に主として堆積するため、海底勾配が 3° 以上を示す場合がある。また、駿河湾では大陸棚外縁から急傾斜で深海へと続くため 3° 以上の勾配を示す。これら 2 つの範囲を除くと堆積物は海底勾配が $2\sim 3^{\circ}$ 以下の範囲でのみ堆積し、多くの地点では 1° 以下を示す。よって、土砂が堆積できる安息角はこの程度が目安となる。

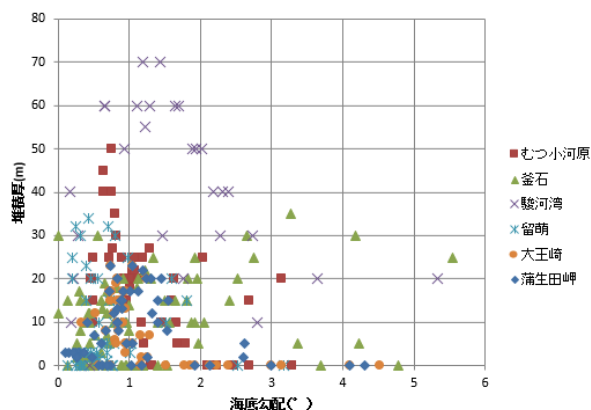


図 3.3-23 堆積厚と海底勾配の関係 (6 海域)

(i) 河口付近での堆積厚の側方変化

高瀬川 (むつ小川原) および大井川 (駿河湾南西部) が位置する 2 海域について、河口沖合での堆積厚の側方変化を検討した。測線はむつ小川原では、水深 30、40、50m 沿いに、駿河湾南西部では水深 25、35、45m 沿いに等層厚線図から堆積厚を読み取った。なお、高瀬川沖合の埋没谷は海岸線に対してやや斜交して伸びていることから、3 測線の最大厚位置を一致させるため水平方向に平行移動させて埋没谷最深部を一致させた。

図 3.3-24 にむつ小川原および駿河湾南西部の河口沖合での堆積厚の側方変化を示した。むつ小川原では河口軸が 14km 付近に位置し、この両側で堆積厚が減少する。なお、5~10km 付近では堆積厚は 25m 前後まで、20~30km では堆積厚は 15m 程度まで減少し、ほぼ一定となっている。このように河口両側の遠方では堆積物はほぼ一定の厚さで推移することから、これら遠方の堆積物は河口からの直接的な土砂供給ではなく、海流によって移動した漂砂と推定される。

駿河湾南西部では河口軸が 7~8km 付近に位置し、両側で堆積厚が減少する。20km 地点 (北東側) では堆積厚は 10m 以下まで減少するが、0km 地点 (南西側) では 30m 以上の堆積厚となっている。これは御前崎を回り込む海流による漂砂の影響と推定される。

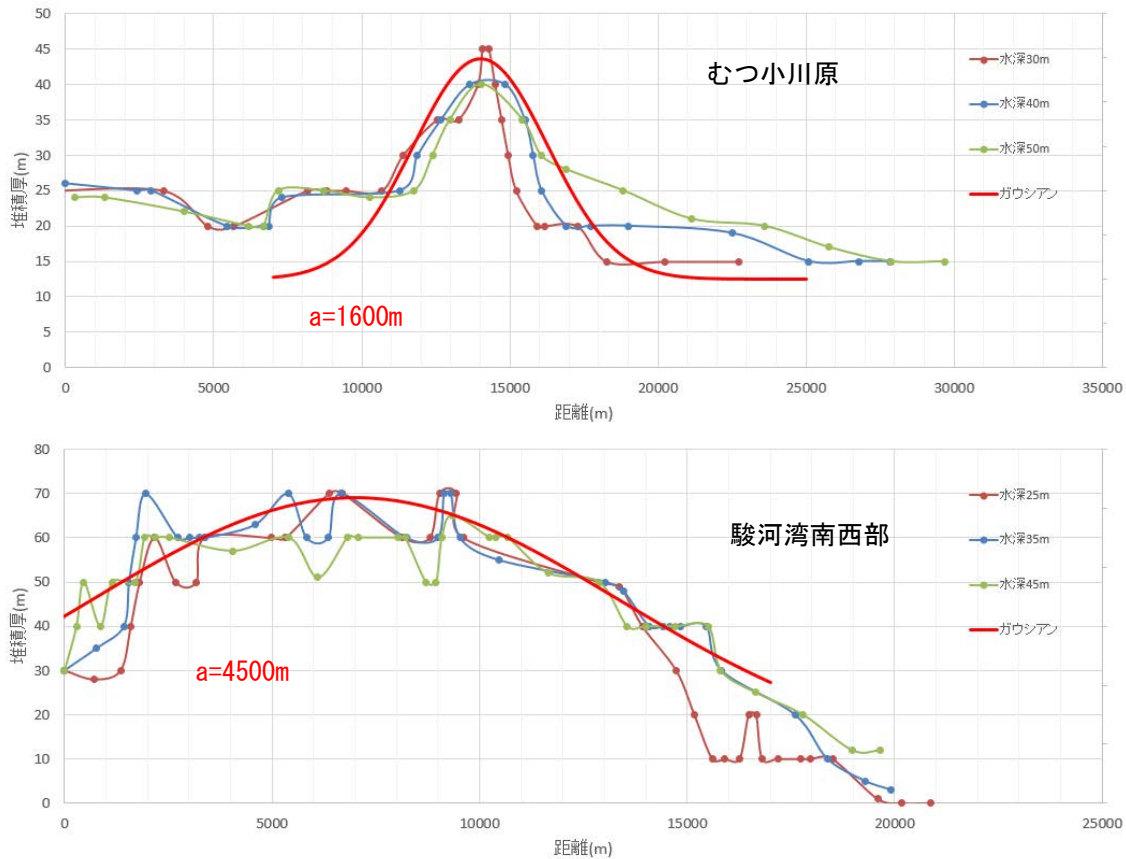


図 3.3-24 河口沖合の堆積厚の側方変化 (むつ小川原、駿河湾南西部)

このように河口付近では河口軸に対して両側で堆積厚が減少しており、この減少をガウシアン関数で近似し半値幅（最大値の 1/2 となる距離）を検討した。上述したように河口軸から離れた両側では漂砂による影響を受けていることから、両側の堆積厚については無視した。近似に用いるガウシアン関数は以下を用いた。

$$f(x)=\exp(-0.693 \times (x/a)^2)$$

x は河口軸からの距離を、a は半値幅を表す。距離 0 では $f(x)=1.0$ となり距離が半値幅 a では $f(x)=0.5$ となる。

高瀬川沖合での堆積厚の変化に概ねフィットする半値幅は 1600m、大井川沖合での半値幅は約 4500m 程度となり、沿岸域の堆積厚の側方変化は概ねガウシアン関数で近似できる。また、河口に運搬される土砂量は流域面積に比例し、土砂量に応じて半値幅が変化するとすれば、流域面積に応じた堆積範囲の半値幅を推定できることになる。

図 3.3-25 は流域面積と図 3.3-24 で決定した河口付近の堆積物の半値幅の関係を示した。高瀬川（七戸川）の流域面積は 867km²、大井川は 1280km²である。2 例のデータしかないため信頼性は低い、シミュレーションで堆積範囲を決定する際の 1 つの目安とはなる。指数で回帰しているため流域面積が減少しても半値幅は徐々に減少し、負の値とはならないことも利点である。なお、後述する A 川の流域面積は 490km²であるので、この回帰式に従えば半値幅は約 600m となる。

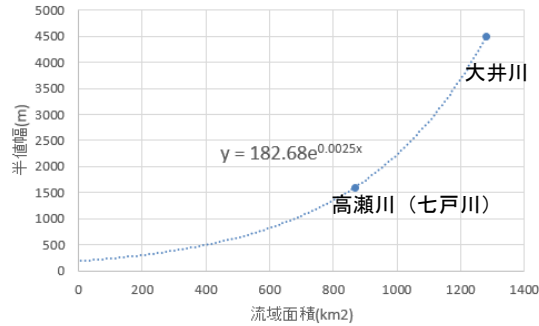


図 3.3-25 流域面積と河口付近の堆積厚の半値幅

(2) 完新世堆積物調査結果の検討

前節では 6 海域において完新世の堆積厚および堆積構造について検討した。この結果、堆積物は河口付近でのデルタ形成に伴う堆積とやや沖合での堆積の 2 つがあると推定される。前者については河口に近いことから砂を主とする堆積物と推定され、河口からの遠ざかるほど堆積厚は減少し、その減少はガウシアン関数で近似できることを示した。後者についてはやや沖合で堆積していること、水深 50~60m 前後で堆積物が最も厚くなることから浮遊する泥や漂砂による堆積であると推定される。後者については調査海域が異なっても堆積構造が類似しており、沿岸の水深 20m 以浅ではほぼ堆積となっている。これら沖合の堆積物は海底勾配が 2~3° 程度まで堆積しているが、これ以上の勾配を作らないことから沖合の堆積物の安息角は 2~3° 程度であると推定される。ここでは、このような類似した堆積構造が陸棚において形成される要因について検討した。

(a) 海域での堆積速度

齊藤ほか(1992)⁽¹⁰⁾は、日本では土砂運搬が主に洪水時に行われているが、洪水時であるため土砂運搬量を実測した例は少ないとしている。一方、外国の大河川では定常的に土砂を運搬しやすく、運搬土砂量や浮遊堆積物等のデータが推定されている。ダム堆砂量のデータから日本で生産される土砂総量は約 $2 \times 10^8 \text{m}^3/\text{年}$ と推定されており(須賀ほか,1976⁽¹¹⁾、芦田ほか,1983⁽¹²⁾、石原,1975⁽¹³⁾)、単位面積あたりでは 0.5mm/年程度となる。したがって、ダム堆砂の空隙率を 0.4 程度とすれば 0.3mm/年程度の侵食速度となる。この様に生産された土砂の半分はダムで堆砂していると推定されている。

海域まで運搬された土砂の多くは、沿岸域や陸棚域に堆積し 25~30%程度が陸棚外縁を超えて外洋に供給されていると考えられている(Milliman,1991⁽¹⁴⁾)。なお、現在でも海水準が上昇している北海周辺や北米・中南米では河口域に潟やエスチュアリー(デルタ等の名称については後述)が発達し、堆積物の 90%以上が沿岸域に捕獲されていると推定されている。一方、東南アジアなどの陸棚が狭く、河口が直接外洋に面している地域では、比較的多量の堆積物が陸棚外縁を超えて外洋に運搬されていると考えられている。

日本の河川から供給された土砂や海岸侵食によって生産された土砂は、主に周辺の海域である河口部のデルタ、潟などの沿岸域や陸棚域、陸棚斜面などに堆積し、残りは外洋に堆積している。河川からもたらされた土砂はこれら周辺海域を一様に覆っているわけではなく海底に安定し、また、堆積しやすい地域に選択的に堆積している。なお、内湾を除けば「沿岸の海の基本図」で完新世堆積物が沖合に厚く堆積している地域は少なく、数 m 以下の堆積物がパッチ状に分布している地域が多い。

図 3.3-26 は齊藤(1992)⁽¹⁰⁾による主な堆積場毎の堆積速度を示した。また、図 3.3-27 に鈴木(1993)⁽¹⁵⁾による ^{207}Bi などの同位体から推定した堆積速度を示した。

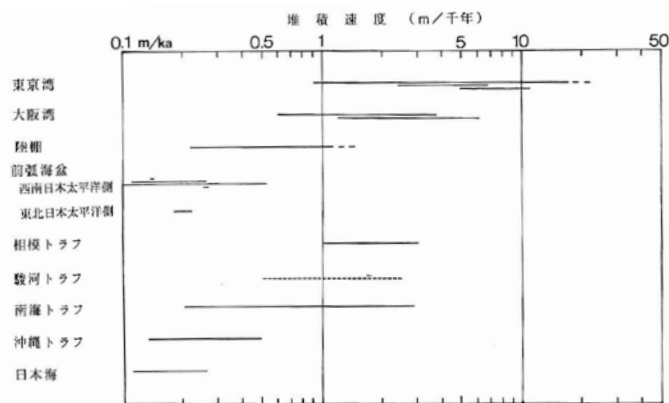


図 3.3-26 主な堆積場の堆積速度 (斉藤(1992)⁽¹⁰⁾から引用)

Table 2 ¹³⁷Cs, ²¹⁰Pb inventories, sedimentation rates and excess ²¹⁰Pb inventories

Station	Water depth (m)	¹³⁷ Cs inventory (Bq/m ²)	²¹⁰ Pb inventory (Bq/m ²)	Sedimentation rate (g/cm ² /y)	excess ²¹⁰ Pb inventory (Bq/m ²)
1 (Risiri Trough)	369	176	6	0.101	9 900
2 (Isikari Basin)	820	147	8	0.053	9 900
3	445	741	48	0.128	31 800
4 (Okusiri Basin)	1 415	190	15	0.064	11 600
5 (Tobisima Basin)	435	589	53	0.140	38 000
6 (Mogami Trough)	779	216	19	0.079	15 600
7 (Sado Basin)	525	444	48	0.108	23 200
8 (Toyama Trough)	1 860	141	15	0.065	12 700
9 (Toyama Trough)	1 120	395	48	0.073	21 400
10 (Toyama Trough)	1 069	219	33	0.133	17 700
11	270	192	20	0.099	11 100
12 (Oki Trough)	1 780	59	6	0.049	7 100

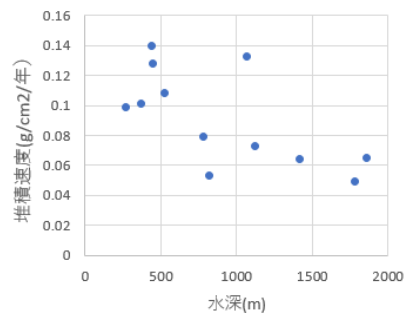


図 3.3-27 日本海沿岸での堆積速度 (鈴木(1993)⁽¹⁵⁾から引用)

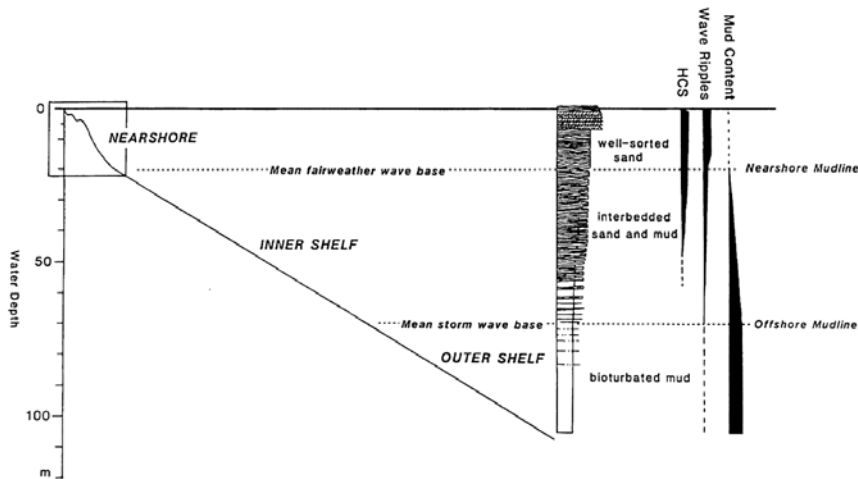
図 3.3-26 で示したように、内湾での堆積速度は 1~10mm/年と大きく、陸棚では 0.2~1mm/年と堆積速度は一桁小さくなる。日本海などの深海では 0.1~0.3mm/年とさらに小さい。図 3.3-27 は日本海の水深 300~1800m における堆積速度と水深の関係を示した。密度を 2g/cm³程度とすれば堆積速度(mm/年)は 0.03~0.07mm/年程度となり、図 3.3-26 よりもやや小さい値となり、大水深であるほど堆積速度は小さくなっている。

斉藤(1992)⁽¹⁰⁾によればある河川から供給された土砂が、それぞれの堆積場(デルタ、陸棚、陸棚斜面、海盆等)への程度の割合で堆積されているか、などのデータはまとまったデータとしては無いとしている。

(b) 陸棚堆積物の区分と堆積相

1960 年代以降、陸棚の堆積相に関する研究は動的な解釈へと変化し、海水準上昇に伴う沿岸域の侵食作用(Bruun,1962)⁽¹⁶⁾や、暴風時に発生する冲向きの底層流(Hayes,1967)⁽¹⁷⁾などに言及されるようになった。これらのことを踏まえ現在では陸棚堆積物は「現在堆積物」、「再生堆積物」、および「残存堆積物」の 3 大区分が用いられている(斉藤,1989)⁽¹⁸⁾。「現在堆積物」とは現在と同じ条件下で堆積した堆積物であり、「再生堆積物」は現在および過去の堆積物の再移動による堆積物と定義している。「残存堆積物」は過去(最終氷期の低海水準期)の堆積物と定義している。

陸棚は地形、営力および堆積相から、図 3.3-28 に示す沿岸(nearshore)、内側陸棚(inner shelf)、外側陸棚(outer shelf)に区分される。



a : 陸棚の地形，堆積物の区分と堆積相
 ハンモック状斜交層理（HCS）とウェーブリップルの相対的産出度を示す。点線は形成されるが堆積物としては保存されにくいことを意味する。波浪作用限界水深は移動限界水深であり，実際の堆積物の移動というよりも地層に残される限界の水深を表している。静穏時の波浪作用限界水深は 15m から 30m，暴風時は 50m から 80m である。

図 3.3-28 陸棚の区分と堆積相（斉藤(1989)⁽¹⁸⁾から引用）

沿岸域は汀線から外浜(foreshore)下限までの範囲である。なお、外浜とは波浪の卓越する沿岸域に見られる地形で、勾配 0.01~0.03 で海側へ緩く傾斜した地帯や地形を指す。沿岸域と内側陸棚の境界は静穏時の波浪作用がとどく範囲に相当し、水深 15~30m である。内側陸棚と外側陸棚の境界は暴風時の波浪作用限界水深であり、水深 50~80m 程度とされる(斉藤,1989)⁽¹⁸⁾。なお、この境界は暴風砂質堆積物と沖合の泥の卓越する境界となっている。

沿岸域では暴風時に海浜が侵食され、砂が大規模に沖合に運搬される。前節では河口近傍以外の水深 20m 以浅では堆積物がほぼ分布しておらず、この範囲に一時的に堆積した土砂は波浪によって沖合に再移動・堆積したと解釈される。

また、前節では沖合（水深 20m 以深）の堆積物が、水深 50m 前後で最大厚となっており、この水深は内側陸棚と外側陸棚との境界付近に相当し、水深 20~50m の範囲では暴風時の波浪作用を受けた範囲に相当すると考えられる。このように、デルタの影響を受けない地域での内側・外側陸棚へは静穏時や暴風時の波浪作用を考慮すれば、陸棚での堆積構造を反映させることができると考えられる。

(c) デルタの堆積構造

Elliott(1986)⁽¹⁹⁾は堆積学の教科書において「デルタは河川が海洋、半閉鎖性海域、湖やラグーンなどに流入する場所、かつ、河川からの堆積物供給がこれら水域側での波浪や潮汐作用などによる堆積物の再移動よりも速く行われる場所に形成される海岸・湖岸線の突出部」と説明しており、前述した波浪による侵食・再移動は生じるが、それを上回って物質が供給されるためにデルタが形成されるとしている。

図 3.3-29 に示すように、日本で認められるギルバード型デルタは 3 種の堆積相に区分されている(Gilbert,1885)⁽²⁰⁾。陸側から、傾斜の小さい頂置層(Topset bed)、その沖側の傾斜角 10~25 度程度の前置層(Foreset bed)、再び傾斜が小さくなる底置層(Bottomset bed)で、各層に対応する地形がそれぞれ頂置面、前置面、底置面と呼ばれる。なお、前置面は前置斜面(Foreset slope)と呼ぶ。

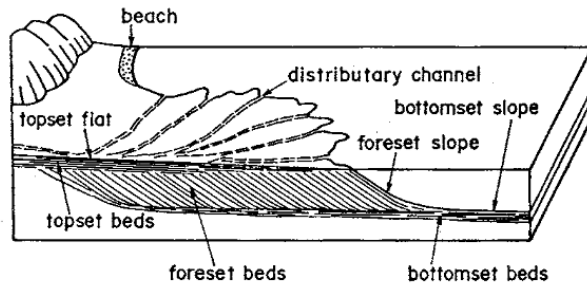


図 3.3-29 ギルバート型デルタの堆積相 (Gilbert,1885)⁽²⁰⁾

その後、この構造はギルバート型デルタのみで成り立つことが明らかとなり、Galloway(1975)⁽²¹⁾はデルタの形状と形成営力から図 3.3-30 に示す三角ダイアグラムを示しており、デルタの分類に広く利用されている。

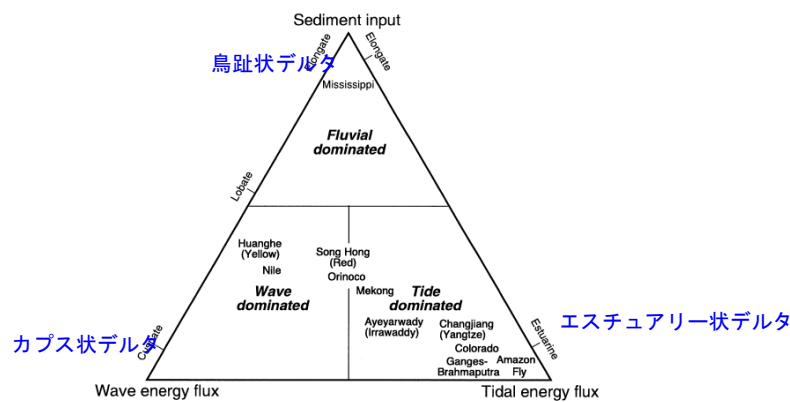


図 3.3-30 河川、波浪、潮汐の影響に基づいたデルタの分類 堀(2003)⁽²²⁾から引用

この分類ではデルタフロントにおいて卓越する営力にもとづき、デルタを河川、潮汐、波浪卓越型の3種類に分類し、河川営力が強い場合は鳥趾状デルタ(Elongate)、波浪の影響が強ければカスプ状デルタ(Cusate: 海側に円弧状に突き出す)、潮汐の影響が強ければ河口部が海側に開くラップ状のエスチュアリー(Estuarine)の形態を示すデルタが形成されるとしている。日本では外洋に面した河川が多いことからカスプ状～エスチュアリー型が多く、淡水域では潮汐作用を無視し得るのでカスプ状デルタが発達する。

大規模なデルタでは土砂の80～90%が浮流によって、10～20%が掃流によって運搬される(Milliman and Meade, 1983)⁽²³⁾。このためデルタを構成する堆積物は、底置層がシルト～粘土、頂置層～前置層がシルト～砂で構成される。ミシシッピデルタで計測された堆積速度では、前置層で堆積速度が最も大きく、頂置層および底置層の堆積速度の10倍以上に及ぶとされる。また、Kuehl et al.(1997)⁽²⁴⁾のガンジス～ブラマプトラデルタでは、運搬される土砂量の70%がデルタ周辺に堆積し、残り30%程度が深海に運搬されるとしている。このように外洋に運搬される土砂の割合は10～30%程度と推定されている。

図 3.3-29 で示したようにデルタの頂置層は海水準に規制されることから、海水準変動によってもデルタの構造は変化する。海進期にはそれ以前に堆積した頂置層の上方に堆積空間が生まれるため、堆積物の多くは頂置層および前置層の上面に堆積する。一方、6kyr BP以降海水準が徐々に低下もしくは安定している期間には、河川から供給される土砂の多くは頂置層でなく、前置層前方の海域に堆積する。

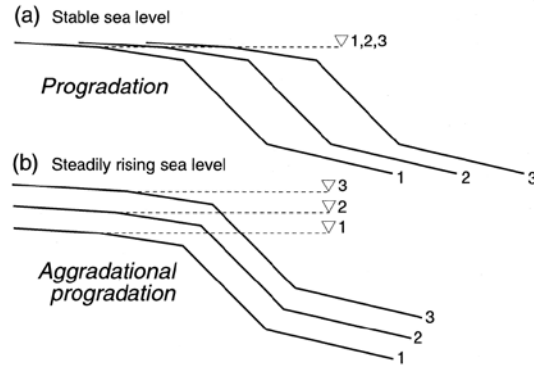


図 3.3-31 海水準変動に対するデルタの応答

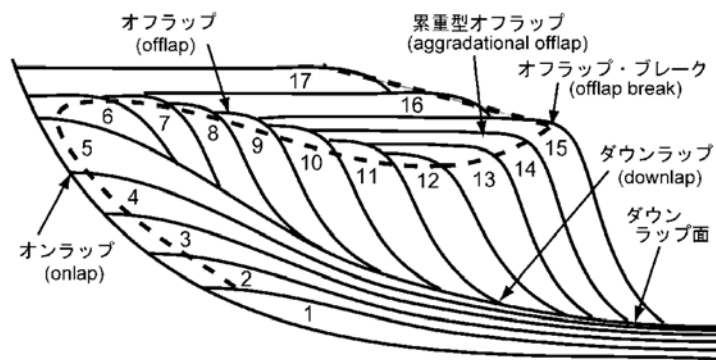


図 3.3-32 海水準に対するデルタ構造の応答 齊藤(2011)⁽²⁵⁾

海水準変動に伴うデルタの応答について齊藤(2011)⁽²⁵⁾は、図 3.3-32 のモデルを与えている。海水準上昇過程では、図 3.3-31 のように上方に堆積空間が形成されるため、これまでの堆積物の上に新しい堆積物が堆積する。同時に海進が進むため陸側を徐々に覆うため図 3.3-32 の 1～5 の構造を形成する。この構造をオンラップ(onlap)構造と呼ぶ。

海水準が停滞ないし低下すると、堆積空間は前置層前方となるため堆積場が海側に移動する。また、底置層を徐々に覆うため図 3.3-32 の 6～12 のオフラップ(offlap)構造を形成する。

海水準が低下した後、再び海水準上昇に転じると図 3.3-32 の 12～15 となり、前置層の前進に加えて頂置面への堆積が進む。これを累重型のオフラップ(aggradational offlap)構造と呼ぶ。

海水準変動はデルタ形状にも影響を与える。海進期にはこれ以前に形成された溺れ谷に海が侵入し、河口は溺れ谷奥部に位置する。海水準上昇にともない河口は後退するため図 3.3-33 に示したラップ状に先端が開くエスチュアリー型のデルタを形成する。海退期には河口から供給された土砂が河口部に堆積し、海岸線を突出させつつ海側に前進することから鳥趾状デルタ（河川卓越型）や海側に円弧状に突き出したカプス状デルタ（波浪卓越型や潮汐卓越型）が形成される。

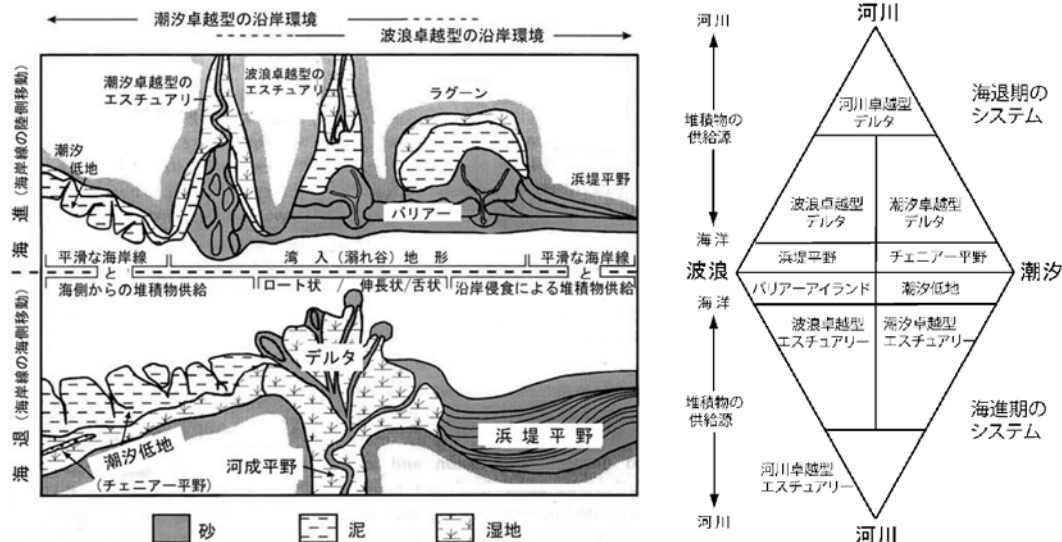


図 3.3-33 沿岸の堆積システムと営力 齊藤(2011)⁽²⁵⁾

以上述べたように、シミュレーションでは海水準変動を組み入れていることから、図 3.3-32 に示したデルタ構造や海水準変動によってデルタ形状が変化する図 3.3-33 の状態が再現される必要がある。

(3) 河床・海域縦断形シミュレーション

本節では(1)で調査した完新世堆積物の堆積特徴と、(2)で述べた陸棚での堆積構造およびデルタでの堆積構造を河床と海域の縦断形シミュレーションによって再現できるかを検討した。ここでは最初に海域での堆積シミュレーションの文献を列举し、その特徴や堆積速度を制御する方法等を取りまとめ、縦断形シミュレーションの参考とした。

(a) 堆積シミュレーションの例

海域での堆積をシミュレーションする論文はいくつか報告されており、通常は移流・拡散と沈降速度から堆積プロセスをシミュレーションする。ただし、多くの論文では河口付近のデルタを扱ったシミュレーションが多く、港湾などの堆積状況など数年程度を対象とした短期間のシミュレーションである。また、1つの河口から供給された土砂の堆積を扱う場合がほとんどであり、縦断形方向のみのシミュレーションも認められる。なお、移流に海流の影響を加えた例や、波浪による再移動を扱ったシミュレーション等も報告されている。

地形変化評価コードでは10万年を超えるシミュレーションが前提であり、また、土砂供給源となる河口数も複数位置している。また、このような長期的な期間の海流変化は予測困難な事象である。したがって、ここでは移流・拡散によるシミュレーションではなく、(1)で共通して現れる完新世の堆積構造を再現するための方法論について検討する。

1) 縦断形によるデルタ形成のシミュレーション

水谷(2007)⁽²⁶⁾による縦断形による河口付近の堆積シミュレーションであり、縦断形であるため流速は水深にのみ依存するとしている。運搬土砂は大部分が浮遊によるものとし、ごく一部を掃流による運搬としている。運搬機構は浮遊砂量が流速の2乗に比例するとし、掃流砂量は勾配に比例するとしている。縦断形であるため水深の増加とともに流速は低下し、この2乗で運搬砂量が決定されるため、水深の深くなる下流側(海側)では流速が遅くなり、この結果、運搬砂量は急速に減少する。したがって、掃流砂量を除けば区間前後での運搬砂量の差が、その区間への堆砂量となり、この連続式からそれぞれの区間の堆積量が算出される。

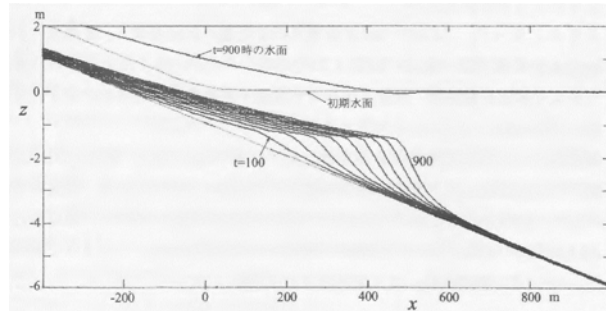


図 3.3-34 水谷(2007)⁽²⁶⁾によるシミュレーション例 (海水準一定)

図 3.3-34 に水谷(2007)⁽²⁶⁾による海水準一定時のシミュレーション結果を示した。図で示したように、前置層および底置層が現れており、海水準安定時のオフラップ構造が再現されている。安息角を考慮しない場合には、水深が浅いほど堆積速度が大きいので前置層は徐々に急傾斜となる。ここでは安息角を 20° としているため、前置層の傾斜は安息角に近い値となっている。安息角を超えた部分へ堆積する場合には、下流側に砂を一様配分している。海水準低下から上昇させた場合には図 3.3-35 の変化となる。

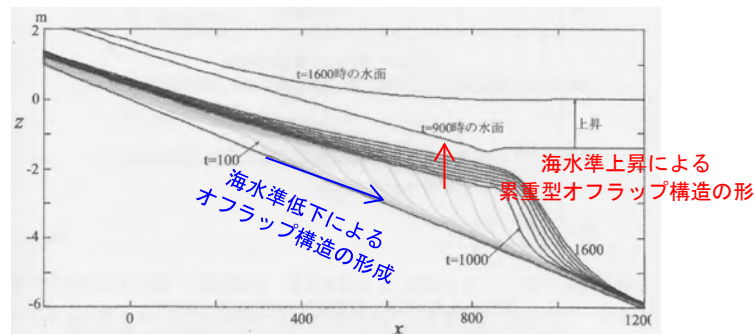


図 3.3-35 水谷(2007)⁽²⁶⁾によるシミュレーション例 (海水準低下⇒上昇)

この図では海水準低下時のオフラップ構造($t < 1000$)と、それ以降の海水準上昇による累重型オフラップ構造が再現されている。このモデルの問題は流速を水深で算出していることにある。シミュレーションでは海底は一様勾配ではなく、平坦面や逆勾配もありうる。水深一定の場合には流速が一定となることから区間前後の浮遊砂量は等しくなり、このモデルでは水深一定では堆積が生じないことになる。また、3次元モデルに拡張する場合には側方への流動も生じるため、側方への流速をどのように当てはまるかが問題となる。

2) 流速分布に噴流モデルを用いた例

伊達(1997)⁽²⁷⁾は Ozsoy(1977)⁽²⁸⁾による噴流モデルに改良を加え、図 3.3-36 に示すように、河口から海への流出を噴流モデルによって流速分布を求め、浮遊砂による初期堆積形状を求めている。

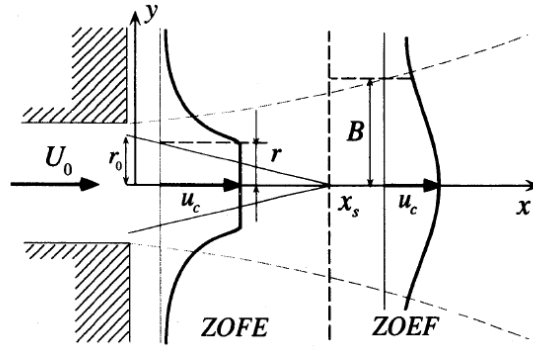


図 3.3-36 河口からの噴流モデル 伊達(1997)⁽²⁷⁾

河口噴流を河口近傍で流れが側方に広がる領域（以下 ZOFE）と、それより遠方での領域（以下 ZOEF）の 2 つの領域に分割している。河口点での ZOFE では中軸に河口幅の 1/2 相当する流速の変化しないゾーン(r_0)を持ち、これより外側ではガウシアン関数により流速が低下するとし、このときの流速の半値幅を B とする。沖合では中軸の流速が変化しない領域が徐々に縮小し、同時に外側の半値幅 B を大きくすることによって流れの範囲を沖合ほど拡大させている。さらに沖合では中軸の流速が変化しない範囲が消失し、中軸の流速はガウシアン関数によって徐々に減少するとするモデルである。この結果、流速は団扇状の分布となる。図 3.3-36 の y 軸方向への流速式は以下で与えられる。

$$u = u_c \cdot f(\eta), \quad f(\eta) = \exp[-0.693\eta^2]$$

$$\eta = \begin{cases} 0 & (|y| \leq r) \\ (|y| - r)/(B - r) & (r < |y|) \end{cases} \quad \text{in ZOFE}$$

$$\eta = y/B \quad \text{in ZOEF}$$

u_c は x 軸上での流速、 u は距離 y だけ x 軸から離れた地点の流速である。 x 軸上では $\eta = 0$ となるので、 $f(\eta)$ は 1.0 となり、半値幅 B 分だけ x 軸から離れば $f(\eta) = 0.5$ となる。伊達(1997)⁽²⁷⁾では、この流速分布を用いて浮遊砂量・掃流砂量の連続式および砂や泥の沈降速度から初期堆積形状をシミュレーションしている。

3) 沈降性粒子の 2 次元拡散堆積モデルの高精度化

小松ほか(1997)⁽²⁹⁾は、堆積状況の予測には②で述べたような平面 2 次元計算が用いられるが、流速や拡散物質の濃度等鉛直分布は相似形を前提とし、鉛直方向の沈降現象が正確に評価されていないとしている。このため鉛直方向の土砂の沈降・堆積を高精度に予測する堆積モデルを提唱している。ここでは方法論の詳細は割愛して結果のみを示す。対象地域は有明湾であり、普賢岳の噴火によって発生した土石流の海底への堆積をシミュレーションしている。

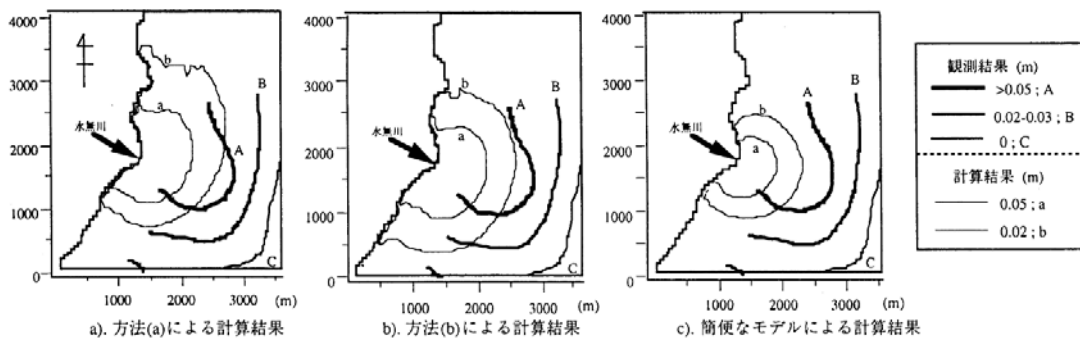


図 3.3-37 シミュレーション結果との比較 (小松ほか(1997)⁽²⁹⁾)

図 3.3-37 の太線は実測された堆積物厚であり、内側から 5cm、2~3cm、0cm となり周辺ほど堆積厚が薄くなっている。a)、b)がパラメータを変更した高精度シミュレーション結果であり、c)は鉛直方向を相似形とした簡易モデルである。a)、b)の高精度モデルでは c)よりもより広い範囲に堆積しており、より実際に近い分布となっているとしている。ただし、堆積範囲や厚さに関しては良好に一致しているとは言えず、小松ほか(1997)⁽²⁹⁾は高精度モデルを用いても海流等による流速の非定常性・局所性があることから、海域への堆積を高精度に予測することは困難であるとしている。

4) デルタ成砂岩堆積過程のコンピュータシミュレーション

岩田ほか(1993)⁽³⁰⁾は、石油探鉱における層位トラップ等の解析のため貯留岩の堆積構造推定のために長期的な堆積過程のシミュレーションを開発している。モデルとしては②と同様に河口からの噴流がその慣性に従って流動・拡散・堆積するシミュレーションであり、入力パラメータとしては、地形、海水準変動、地殻変動等があり、地形変化評価コードと類似した環境を想定している。また、3 種類の粒径を与えた沈降速度、浮遊砂量、掃流砂量等を考慮し、100~200 年のタイムステップで堆積速度を算出している。また、河口付近の浅水域では限界摩擦を考慮し、流速の速い河口では摩擦速度が限界摩擦を超えることから、堆積量を制御することなどを含めている。図 3.3-38 に示すように愛知川のカプス状デルタを対象とした検討を行い、愛知川河口のデルタと類似した構造が得られたとしている。

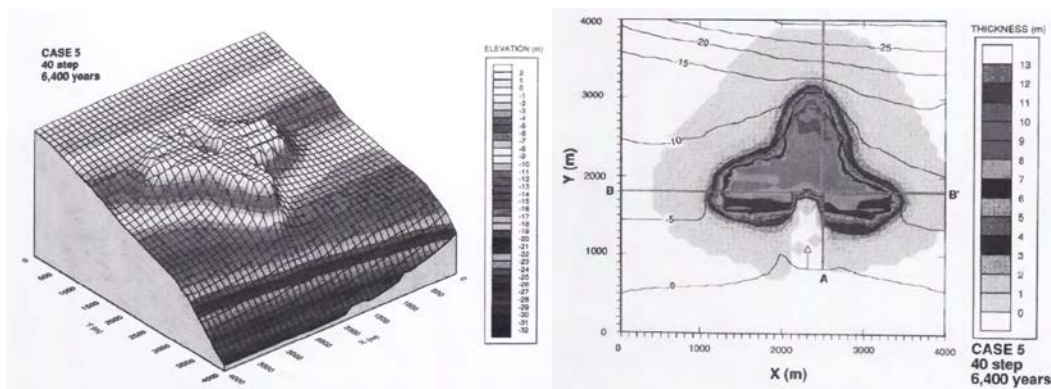


図 3.3-38 愛知川のシミュレーション結果 岩田ほか(1993)⁽³⁰⁾

このモデルでは、河口を 1 つとしていること、底質の侵食、再移動を考慮しておらず河口の閉塞が生じてしまうことなどが問題点としてあげられている。なお、底質の侵食・再移動の無いモデルでは、海水準上昇が生じてても形成されたデルタはこのままの状態と保存されるため、これまでに検討した海域の堆積特徴はうまく表現できないと推定される。

以上 4 つの文献を列挙したが、いずれも 1 つの河口を対象として移流・拡散および沈降をシミュレーションしている。地形変化評価コードでは大小合わせて 20 河川程度が海域に流入しており、これら全てについて移流・拡散式から堆積量を推定することは処理時間の制約から困難である。また、移流・拡散式を用いたとしても (2) で述べたように陸棚の堆積については沿岸域における波浪による侵食・運搬作用や、暴風時に発生する沖向きの底層流などによる移動・再堆積があり、これら再移動等はシミュレーションでは扱われていないことが多い。また、高精度にシミュレーションしたとしても沿岸流の影響によって堆積域が変化してしまい、短期的にも堆積現象を精度良く再現することは難しい。

以上のことから、地形変化評価コードでは、土砂の拡散範囲を対象に噴流モデルを参考とし、移流・拡散式を用いずに (1) や (2) で述べた堆積構造を再現させることを目的とした。

(b) 砂・泥の2つの堆積モデル

(1) での海域での完新世堆積物は、河口からの土砂供給の影響を大きく受ける地域と影響の小さい地域の2つに区分される。前者はデルタ形成により、後者は陸棚への堆積と波浪等による侵食および再移動と堆積によるものと推定される。基本的には海域の堆積は陸棚への堆積があり、河口付近での土砂供給が波浪等による侵食を上回った地域でデルタの形成と陸棚への堆積の両者が生じていることになる。したがって、海域の堆積をモデル化するとすれば、少なくともこれら2つの堆積作用を考慮する必要がある。

ここでは、以下のように陸棚・デルタへの2つの堆積作用を分けたモデルとする。陸棚への堆積は主として泥が主であり、デルタへの堆積は砂を主とする。

1) 陸棚への堆積

①陸棚への堆積範囲は広範囲とするため半値幅の大きなガウシアン関数を用いる。

②静穏時の波浪により水深20mを下限とし、これ以浅では堆積させない

実際には堆積後に、波浪により安定な場所に移動すると考えられるが、シミュレーション期間に対しては短時間であるため、侵食・移動を含めて堆積させないこととする。なお、すでに堆積物が分布する場合には、海水準上昇により水深が深くなり、安息角を超えてしまう場合に、堆積していた土砂を移動・再堆積させることとする。これにより、環境変化に伴う沿岸域での侵食をシミュレーションできることになる。

③暴風時の波浪の影響の受ける範囲では、水深20mを堆積比0とし、水深60mを堆積比1となるように線形で堆積比を与える。堆積量はガウシアン値と水深の堆積比を乗じた値とする。

④水深60m以深では、水深150mまで堆積比を1~0へ漸減させる。

⑤安息角を定義し、安息角を超える斜面では定置させず、1回の堆積過程で安息角以下となる地点まで順次移動させる。

2) 河口への堆積

①河口への堆積は河口点を中心とするガウシアンあるいは後述する噴流モデル等を用いる。

なお、(1)で述べたように河口沖合での側方への堆積物厚変化はほぼガウシアン関数で近似可能である。

②堆積速度は水深に応じて変化すると仮定する。

③安息角を定義し、安息角を超える斜面では定置させず、1回の堆積過程で安息角以下となる地点まで順次移動させる。

とした。

(c) 河床縦断形の設定

1) シミュレーション期間および海水準変動

河床縦断形のシミュレーションでは、河口軸線上の縦断形およびこれと平行する複数の縦断形のシミュレーションを行った。対象は更新世後期末~完新世堆積物を再現させるために、最寒冷期の1.8万年前(海水準-130m)から5千年前の高海水準期(海水準+5m)、現在の海水準(0m)とし、3点を線形で結ぶ海水準変化とした。

2) 縦断形

図 3.3-39 に示す河口軸線上とこれと平行する複数の断面(河口軸から300~3000m)により、シミュレーションによる堆積構造を検討する。なお、河川軸線が谷となるように溺れ谷の構造とする。

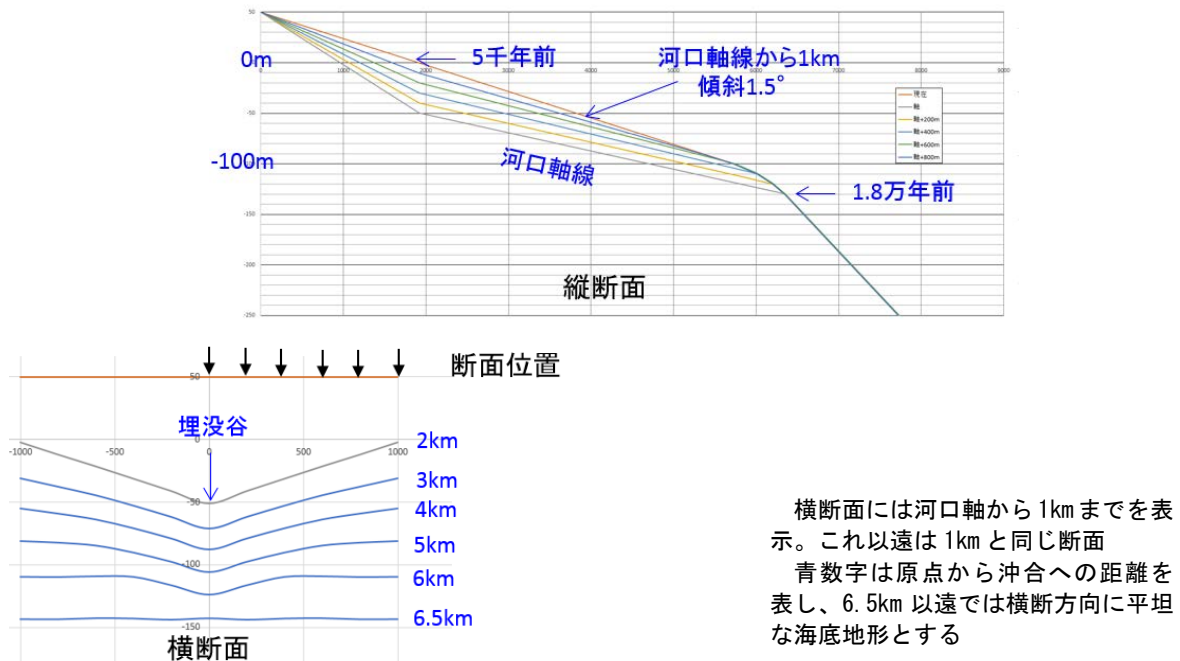


図 3.3-39 使用した縦断形（河口軸線上およびこれと平行する断面）

3) 河口への土砂運搬量等

陸域での侵食・堆積は考慮せず一定量が河口に供給され、ここを供給源として堆積させる。なお、地殻変動量は 0 としているが、海水準の上昇速度が 1.8 万年前から 5 千年前までは約 10mm/年での海水準上昇となるためこの期間に限れば地殻変動量の影響はごく小さい。

4) 砂泥比

(2) で述べたように縦断形シミュレーションでは、砂と泥に分けて堆積シミュレーションを行う。ここでは砂泥比（砂+泥に対する砂の比率）を 0.5 とする。

5) 安息角

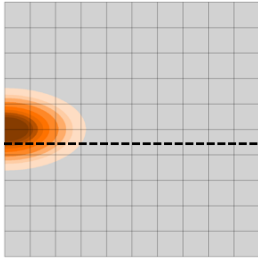
プログラム中の変数として設定し、初期値としては (1) の結果を踏まえ安息角を 3° に設定した。デルタにおける前置斜面の安息角は 10° を超えるが、ここでは沖合の泥と同じ 3° とする。なお、デルタの安息角については後述する A 川流域で再検討する。

安息角を超える地点に沈降した土砂は、低標高側に移動するものとし、安息角以下となる地点まで移動させ、堆積させる。

6) 砂および泥の堆積範囲

泥の堆積範囲は等方のガウシアン関数を用い、半値幅は 1000m とする。砂の堆積範囲はガウシアン噴流モデルの 2 つを比較する。図 3.3-40 左図に示すようにガウシアンモデルの短軸半値幅は 600m (A 川相当)、長軸半値幅を 1000m とし、河口軸を長軸方向とする。なお、堆積量が水深に依存する場合には河口近傍でのみ堆積するため、長軸方向の全域に堆積するわけではなく、河口付近の比較的狭い範囲に限定される。図 3.3-40 右図の噴流モデルでは伊達ほか(1997)⁽²⁷⁾の噴流モデルを参考とした。なお、シミュレーションではメッシュサイズが粗いため河口軸の中心に設定されている流速一定の区間(r_0)は設定せず、両側になだらかに減少する噴流モデルを用いる。噴流モデルでの半値幅は 600m とし、半値幅の外側への開きは 15° とする。また、長軸方向の半値幅はガウシアンモデルと同様に 1000m とする。

ガウシアンモデルの半値幅
長軸:1000m 短軸:600m



噴流モデルの半値幅
長軸:1000m 短軸:600m(沖合で15°で拡大)

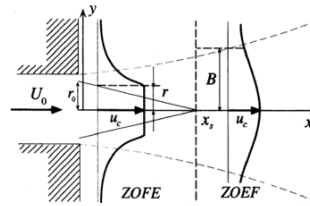
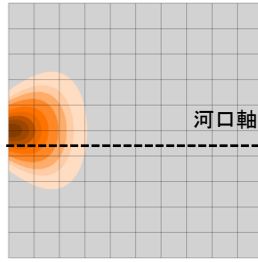


図-1 Potential Core の概念図

伊達ほか(1997)の噴流モデル

メッシュ間隔は1km

図 3.3-40 砂のガウシアン/噴流モデル

7) 砂と泥の堆積範囲の重複

河口付近での砂の堆積では、ガウシアン/噴流モデルの中心を河口点とする。泥の堆積では河口位置を図 3.3-41 のように左側へデルタ半値幅に相当する距離にずらし、最大値位置を沖合へ移動させる。これを同心円状に展開するため、泥のガウシアン値はドーナツ型をなすことになる。なお、この重複幅による影響は後述する。

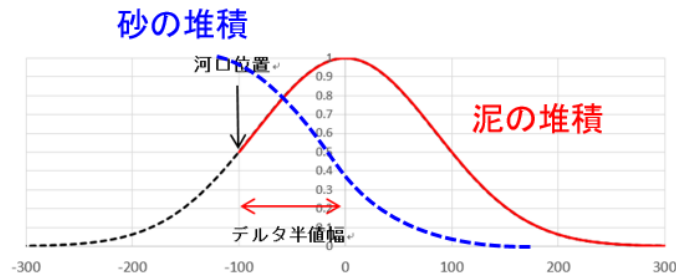


図 3.3-41 泥と砂の堆積範囲

8) シミュレーションの組み合わせ

縦断形シミュレーションでは砂および泥の 2 相の堆積プロセスにより、陸棚およびデルタ堆積構造の再現性検討を主目的とする。縦断形シミュレーションの組み合わせは表 3.3-2 に示す 6 つとした。

表 3.3-2 縦断形シミュレーションの組み合わせ

ケース	堆積範囲	堆積量	安息角	砂泥比
A-1	ガウシアンモデル	水深無効	3°	0.5
A-2	ガウシアンモデル	1/h		
A-3	ガウシアンモデル	1/h ²		
B-1	噴流モデル	水深無効		
B-2	噴流モデル	1/h		
B-3	噴流モデル	1/h ²		

(d) シミュレーション結果
 (A-1) 砂の堆積範囲：ガウシアンモデル、水深無効

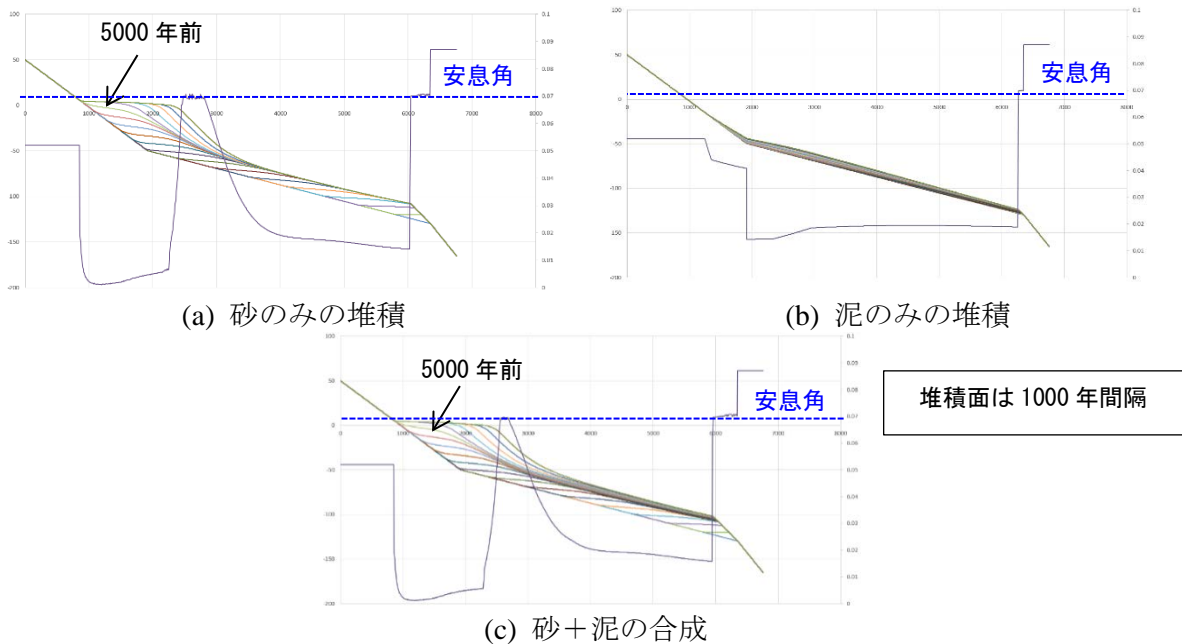


図 3.3-42 A-1 ガウシアンモデル、水深無視 (河口軸線)

河口の堆積にガウシアンモデルを、砂の堆積速度は水深に無関係としガウシアン値に応じて堆積量を与えた場合の砂、泥および砂+泥のシミュレーション結果を図 3.3-42 に示す。左縦軸は標高(m)を、右縦軸は最終時刻の海底勾配 (タンジェント) を、横軸は距離を表す。図中の紫色の折れ線が海底勾配を表す。

河口にガウシアンモデルを与え、ガウシアン値をそのまま堆積量に読み替えると図 3.3-42(a)に示す砂の堆積は海水準上昇に伴い左上方に堆積場を変え、図 3.3-32 のオンラップ構造に類似した堆積構造をなす。海水準が最高となる 5000 年前以降は海水準がほぼ安定するため、堆積場は前方に移動しオフラップ構造に類似する構造を示す。ただし、水深を無視しているため堆積量は沖合へなだらかに減少してしまい、図 3.3-32 に示した前置層と底置層との境界は形成されていない。なお、前置斜面は安息角(3°)に達しており、前置層は前方へ平行に移動する。

図 3.3-42(b)の泥の堆積は半値幅が大きいため堆積厚が薄く、水深 50m 付近でやや厚くなるレンズ状の堆積厚となり、水深 20m 以浅では堆積量 0 となっている。水深 130m 付近の大陸棚外縁では遷急点を形成し、これ以深では海底勾配は安息角を超えるため泥は堆積していない。

図 3.3-42(c)は砂と泥を合わせた堆積状況を表し、海水準上昇過程で当時の河口前方で堆積した砂の上方に薄い泥が被覆する。このように砂にガウシアンモデルを与え、水深を無視しても海水準変動に伴う堆積構造は図 3.3-32 に類似したデルタの構造を形成するが、前置層と底置層境界が形成されておらず、この点で図 3.3-32 と異なる。

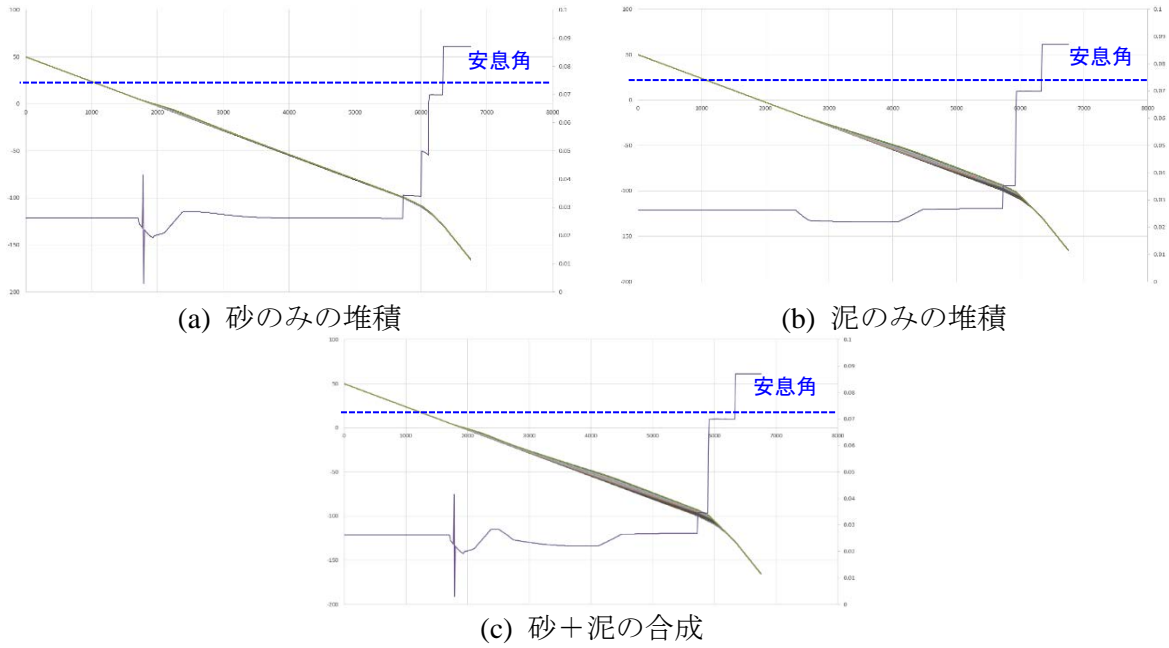


図 3.3-43 A-1 ガウシアンモデル、水深無視 (河口から 1500m)

図 3.3-43 に河口軸から 1500m 離れた縦断形を示す。砂の半値幅が 600m であることから、砂はほとんど堆積していない。このように堆積速度が遅い場合には河口付近でも安息角を超える勾配は形成されない。一方、泥の半値幅は大きいため図 3.3-42 の泥の堆積状態と同じような厚さで堆積する。

(e) A-1 モデルでの堆積特徴

(4)で述べた A-1 モデルでの堆積特徴について検討する。なお、後述する噴流モデルでも堆積特徴は A-1 と類似し、また、水深に対する堆積厚変化についても比較的類似することから、堆積特徴は A-1 と大きく変化していない。

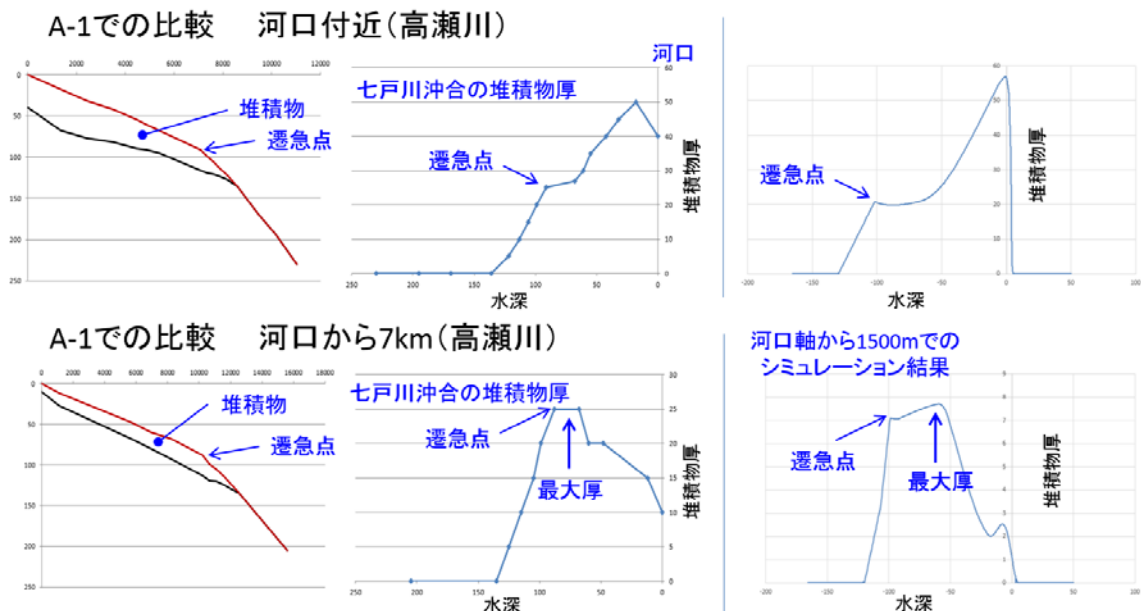


図 3.3-44 A-1 の結果と高瀬川沖合の水深—堆積量の比較

図 3.3-44 に (2) で検討した「むつ小川原」における高瀬川沖合の水深—堆積厚と A-1 のシミュレーション結果の水深—堆積厚を比較した。図 3.3-44 上段は河口軸線の断面であり、A-1 も河口軸で比較した。下段は高瀬川の河口から 7km 離れた断面であるが、沿岸域でも堆積が認められ、この地点でも河口の影響をやや受けている。A-1 では砂の半値幅 600m と小さいためデルタの影響が小さい河口から 1500m 離れた断面を比較した。

図 3.3-44 左上で示した高瀬川の河口軸では河口近傍ほど堆積厚が厚く、水深 100m 付近には大陸棚外縁部の急斜面による遷急点が現れており、これ以深では安息角を超えるためか堆積厚は急減している。A-1 のシミュレーションでも河口近傍ほど堆積厚は厚く、また、水深 100m 付近に遷急点が現れており、高瀬川の河口軸と類似した堆積構造が再現できている。

図 3.3-44 左下で示した高瀬川河口から離れた位置では、水深 60~80m 付近で堆積厚が最大となり、これより浅所では堆積厚が減少する。水深 90m 以深でも直線的に堆積厚は減少し、水深 140m 付近で尖滅する。これに対し A-1 のシミュレーション結果では最大厚は水深 60m 付近に位置し、これより浅部で堆積厚が減少している。また、水深 100m 付近に遷急点が認められ、これ以深では堆積厚が急減し水深 130m 前後で尖滅している。このようにシミュレーション結果の堆積厚の特徴は高瀬川沖合の特徴と類似する結果が得られた。なお、高瀬川の場合には 7km 離れた地点でも最大 25m の堆積厚があるが、A-1 では最大 8m と薄い。この差は河川規模による河口への土砂運搬量の差や、天然には漂砂による影響があるためと考えられる。ここではモデルによる河口および沖合の堆積構造の再現性を目的としており、堆積厚の絶対値は重視していない。

(f) 水深依存性の検討

A-1 ではガウシアンモデルを用い、堆積速度は水深に依存しないモデルとした。この結果、堆積厚の特徴は高瀬川河口と類似した結果が得られた。デルタの形成ではオフラップおよびオンラップ構造は再現されたが、前置層と底置層との境界は形成されなかった。このため、堆積速度の水深依存性について検討した。A-2 は堆積速度が水深に反比例し、A-3 は水深の2乗に反比例するとした。なお、後者では浅海での堆積速度が深部よりも相対的に大きくなるため、前置層上部へ堆積する土砂量が多くなり、したがって安息角を設定しなければ前置斜面はより急勾配へと変化する。

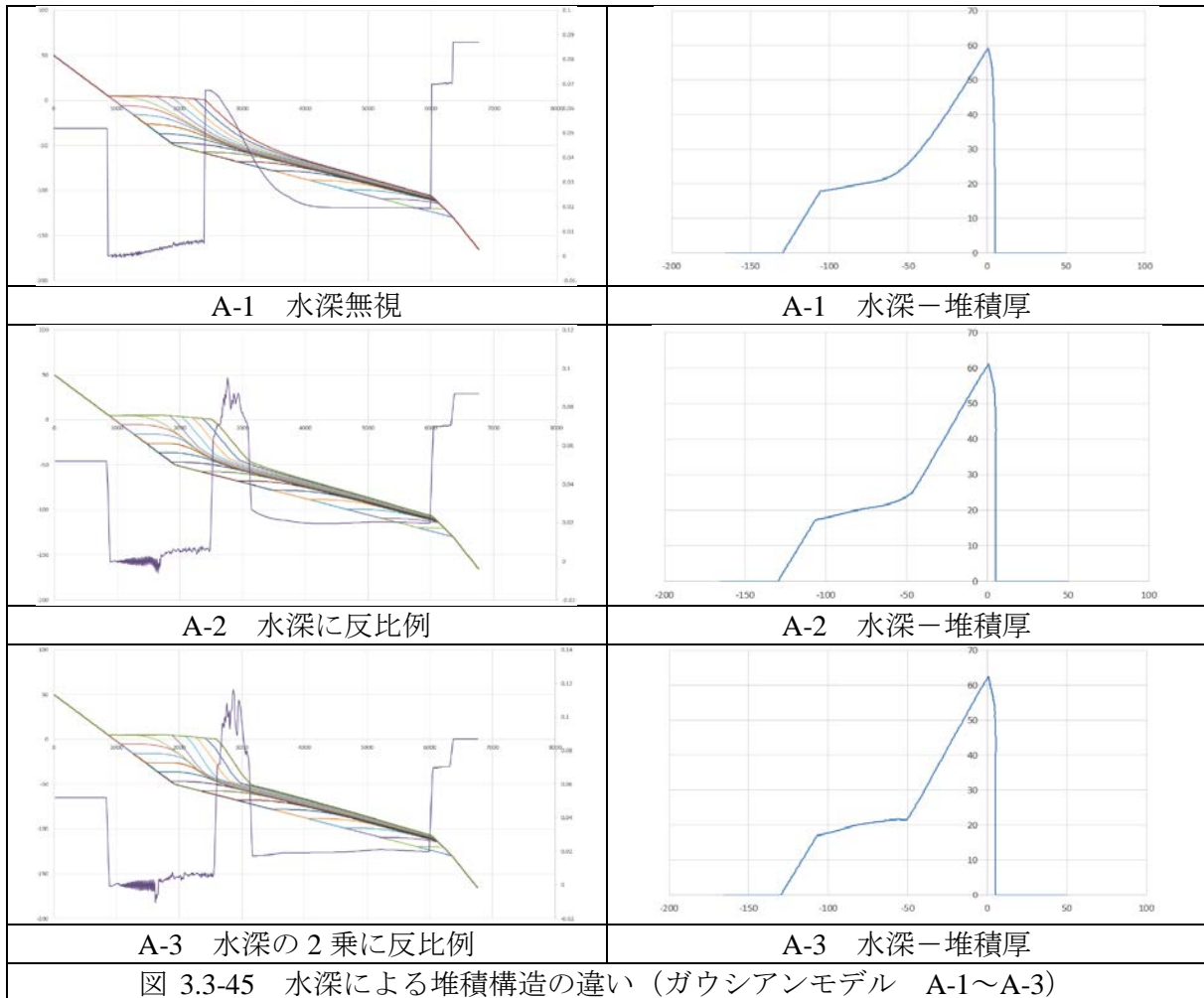


図 3.3-45 に河口軸における断面を示す。いずれも泥と砂の堆積厚の合計を表す。左図の右縦軸は勾配を表す。右図は水深と堆積厚の関係を示す。堆積速度が水深に無関係とする A-1 では前置層と底置層が連続し、明瞭な屈曲点が現れないが、水深に依存する A-2、A-3 では前置層と底置層とが不連続であり、明瞭な屈曲点が現れている。このように、堆積速度を水深に依存させると前置斜面の勾配は徐々に大きくなり、安息角を超える地点に堆積した土砂が移動した結果、前置斜面は安息角よりもやや大きな勾配に落ち着く。

A-2 および A-3 で前置層の傾斜が安息角よりも大きくなる理由は以下である。縦断形シミュレーションでは、海底勾配が 3° 未満の地点で堆積できるとしている。堆積地点の海底勾配がこれ以上であれば堆積する土砂を 1 つ先に移動させ、この地点の海底勾配から堆積の可否を決定し、堆積後の勾配が安息角を超えていてもそのまま定置するとした。

このため、例えばある地点での海底勾配が 3° 未満であり、この上方 10 区間の海底勾配が

3° 以上である場合には、ある地点には 10 区間に堆積する土砂量の合計量がこの地点に堆積する。このため、この堆積できる地点では堆積量が多くなり海底勾配は 3° を超えてしまう。この結果、グラフで示したように前置斜面では安息角を超える地点が発生してしまい、ギザギザのグラフが形成されてしまう。

これを回避するためには、移動・堆積後の海底勾配を再検討し、安息角を超える地点では、土砂を再移動させることで安息角を満足する前置斜面が形成されるはずである。後述する 3 次元シミュレーションではこの考え方を導入する。なお、安息角を超える斜面では一時的に不安定なだけであり、天然でも安息角を超える斜面は存在し得る。したがって、安息角を超える斜面がある程度存在することは大きな問題とはならないであろう。

図 3.3-45 右は水深と堆積厚の関係を示す。図で示したように水深によって堆積速度を変更した 3 つのケースでは、全体の堆積構造にはほぼ影響していない。

以上述べたように、前置層と底置層とを不連続とするためには、堆積速度を水深依存とするべきであるといえる。ただし、水深に反比例するモデル(A-2)と 2 乗に反比例するモデル(A-3)には明瞭な差は現れていない。これは、河口全面に形成される前置斜面の傾斜は安息角により制約されたためである。

(g) ガウシアン/噴流モデル

A-1～A-3 では河口付近の堆積(砂)に、ガウシアンモデルを用いた。ここではガウシアンモデルと噴流モデルの差について検討する。図 3.3-46 上段にガウシアンモデルの A-2、A-3 を、下段に噴流モデル B-2、B-3 を示す。なお、水深に依存しない B-1 は A-1 と同様に前置層から底置層に滑らかに変化してしまうため除外した。

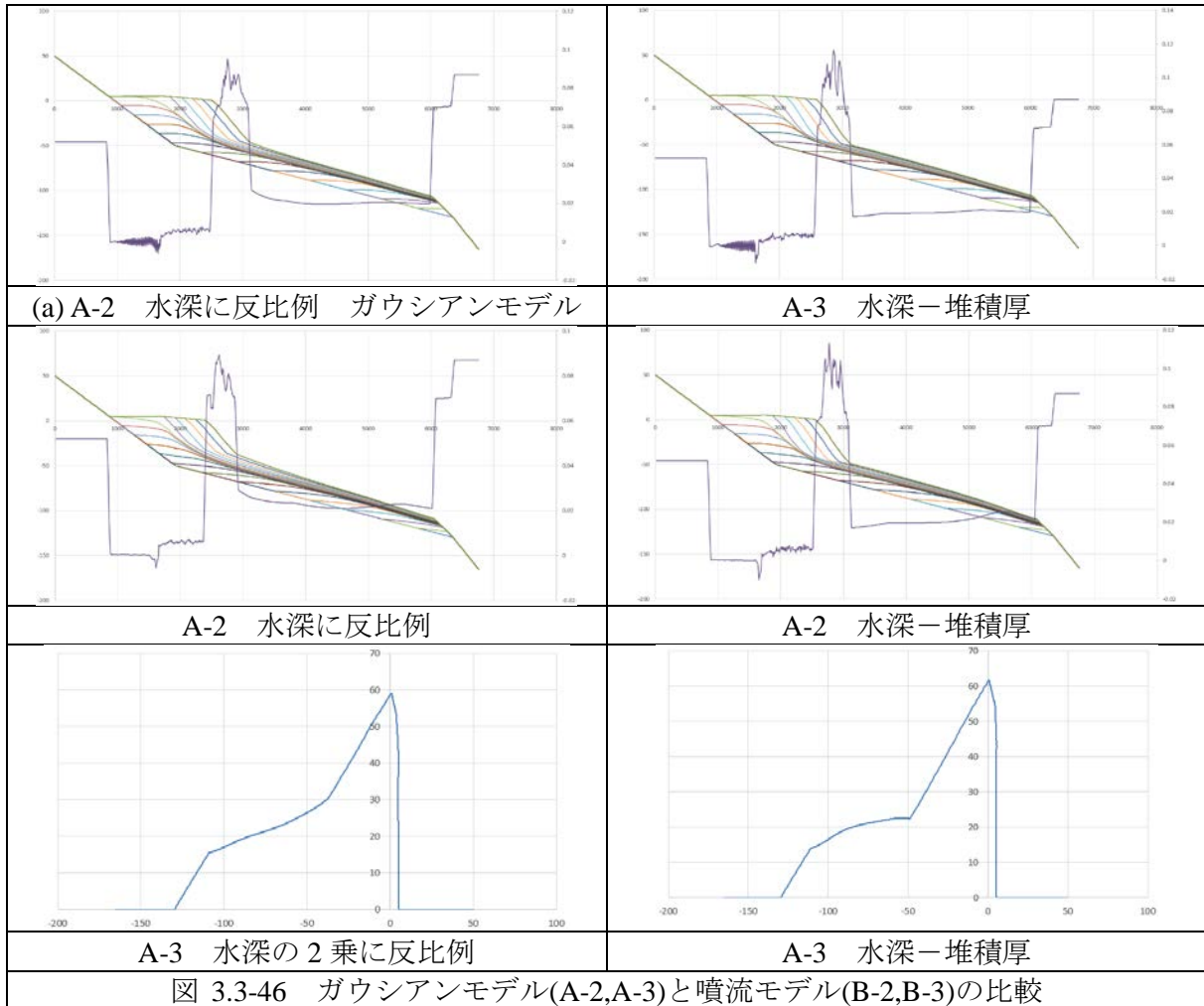


図 3.3-46 に示したように、A-2,3 と B-2,3 はほぼ一致しておりガウシアン/噴流モデルの差および堆積速度の水深依存性の差はほぼ影響していない。また、下段に B-2 および B-3 の水深－堆積厚を示したが、図 3.3-46 に示した A-2、A-3 の分布とほぼ一致している。違いとしては A3、B-3 の水深の 2 乗に反比例するモデルで前置斜面の勾配がやや大きいことがある。これは、2 乗に反比例するモデルでは前置層上部への相対的な堆積速度がさらに大きく、前置斜面下端へ移動する土砂量が多いため安息角を超える傾斜の頻度が増えたことによる。

したがって、堆積構造から検討すると河口付近のモデルにはガウシアンモデルでも噴流モデルでも大きな差は認められず、また、前置斜面の勾配は安息角に制約されることから、水深に反比例するモデルと水深の 2 乗に反比例するモデルではほぼ同じ結果となった。

(h) 河口堆積物の側方変化

(e) で述べたように高瀬川等のデルタや沖合での堆積状況を再現するためには、少なくとも砂と泥の2相による堆積プロセスを考慮しなければならない。また (f) で述べたようにデルタの前置層と底置層とを不連続とするためには、水深に依存した堆積速度を与える必要があり、河口全面の土砂供給量が多い範囲では前置斜面の勾配が安息角に制約されることを示した。この際に (g) で示したようにデルタ構造の再現にはガウシアン/噴流モデルに大きな差は無いことを示した。ここでは、河口からやや離れた縦断面でガウシアンモデルと噴流モデルの差を検討した。

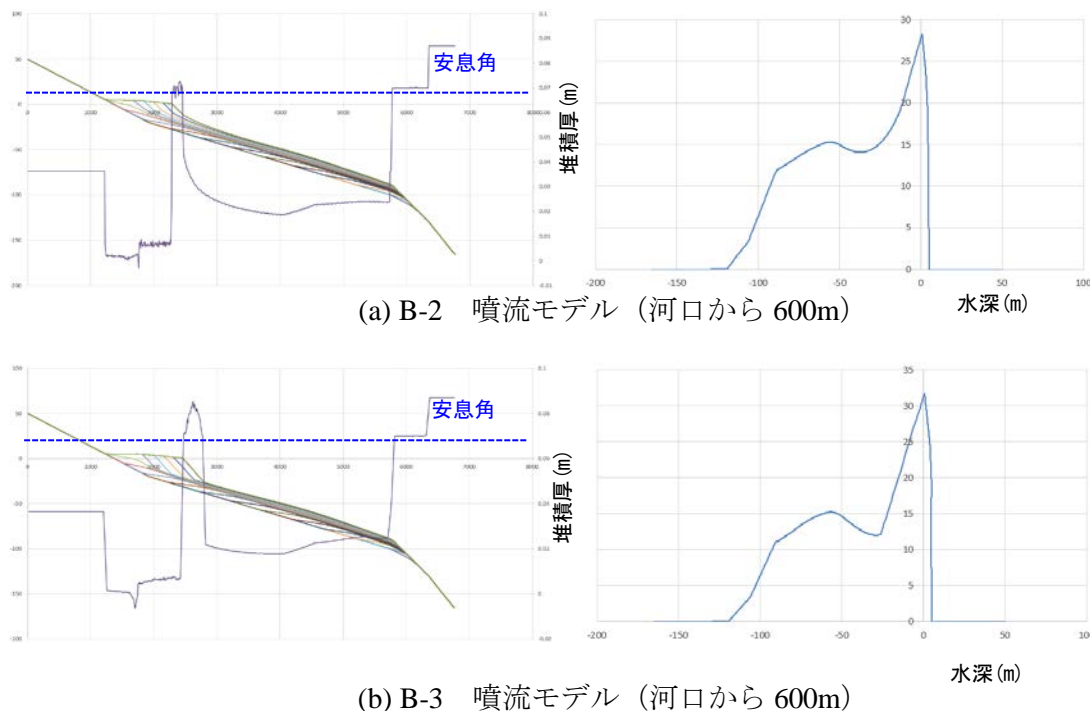


図 3.3-47 堆積速度の水深依存性の比較 (河口から 600m)

図 3.3-47 に河口から 600m 離れた縦断面形を示す。河口から 600m 離れた B-2 の水深に反比例するモデルでは前置層と底置層との境界がやや不明瞭となり、また、前置層の勾配はほぼ安息角程度まで小さくなっている。一方、B-3 の水深の 2 乗に反比例するモデルでは河口と同様に前置斜面下端と底置層との境界が明瞭であり、前置斜面の勾配は安息角をやや超えている。

河口から離れると供給される土砂量が減少するため、前置斜面上部への堆積速度が小さくなり、前置斜面下部との堆積速度の差が小さくなる。この結果、水深に反比例するモデルでは前置斜面の勾配が小さくなり底置層との境界が不明瞭となる。一方、堆積速度が水深の 2 乗に反比例するモデルでは、土砂供給量が減少しても前置斜面の勾配は比較的大きく、このため前置斜面下端と底置層との境界が明瞭となっている。

図 3.3-48 に Suter(1994)⁽³¹⁾によるエスチュアリー型デルタのモデルを示す。図中の赤で示した範囲は前置斜面の分布範囲を示し、エスチュアリー型では円弧状に前置斜面が分布する。このようにデルタ側方でも前置層が形成される状況を踏まえると、B-3 で示す堆積速度が水深の 2 乗に反比例するモデルが適していると考えられる。

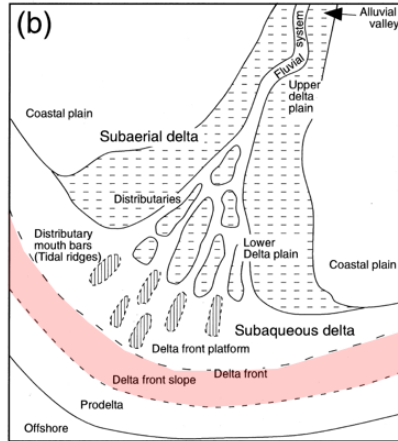


図 3.3-48 エスチュアリー型デルタの模式的堆積環境

このように河口付近で形成されたデルタは、海水準が上昇すると堆積した地点は河口から遠くなり、水深は深くなる。このような状況になると前置斜面となっていた急勾配部は波浪により不安定となり、侵食・再移動のため安息角の小さな海底勾配に変化することになる。したがって、前置斜面が残存する期間は比較的短期間であり、小規模な地形特徴であることから、前置斜面を再現することはシミュレーション上あまり重要ではない。前述したように縦断形シミュレーションでは移動・再堆積した堆積物をさらに侵食・移動させるアルゴリズムは取り入れていない。一方、3次元的な地形変化評価コードでは堆積後の侵食⇒移動⇒再堆積のプロセスは重要となっている。これについては（4）で後述する。

(i) 横断方向への堆積厚変化

図 3.3-49 に B-3 での横断方向の堆積厚変化を示す。図中の茶色線は初期地形を、青線は堆積後の海底面を表す。前述したように縦断形は溺れ谷を想定したため、河口軸で最も深く両側に浅くなり、沖合ほど溺れ谷の深さは浅くなる。このような溺れ谷となっている海底地形では、海進期には図 3.3-48 で示したエスチュアリー状のデルタが形成される環境である。

河口付近の 2000m 地点では溺れ谷は完全に埋積され、最大海進期の堆積物により 0m 以上となっている。沖合 3000m では、中央付近がやや凹凸があるが、溺れ谷がほぼ埋積された状態となっている。4000m 以遠では溺れ谷両側の平坦部に泥が堆積し、中軸部はやや凹んだ形状となっている。波浪や潮流により土砂を再移動させるとこのような凹凸は消失し、平坦な海底地形へと変化するであろう。このように、溺れ谷を想定すると堆積物は溺れ谷をほぼ埋積し、この結果、横断方向には両側の平坦部とほぼ同じ水深の水平な海底地形を形成する。なお、A-3 のガウシアンモデルの縦断形は B-3 とほぼ同じであり、横断面もほぼ同じ結果となった。

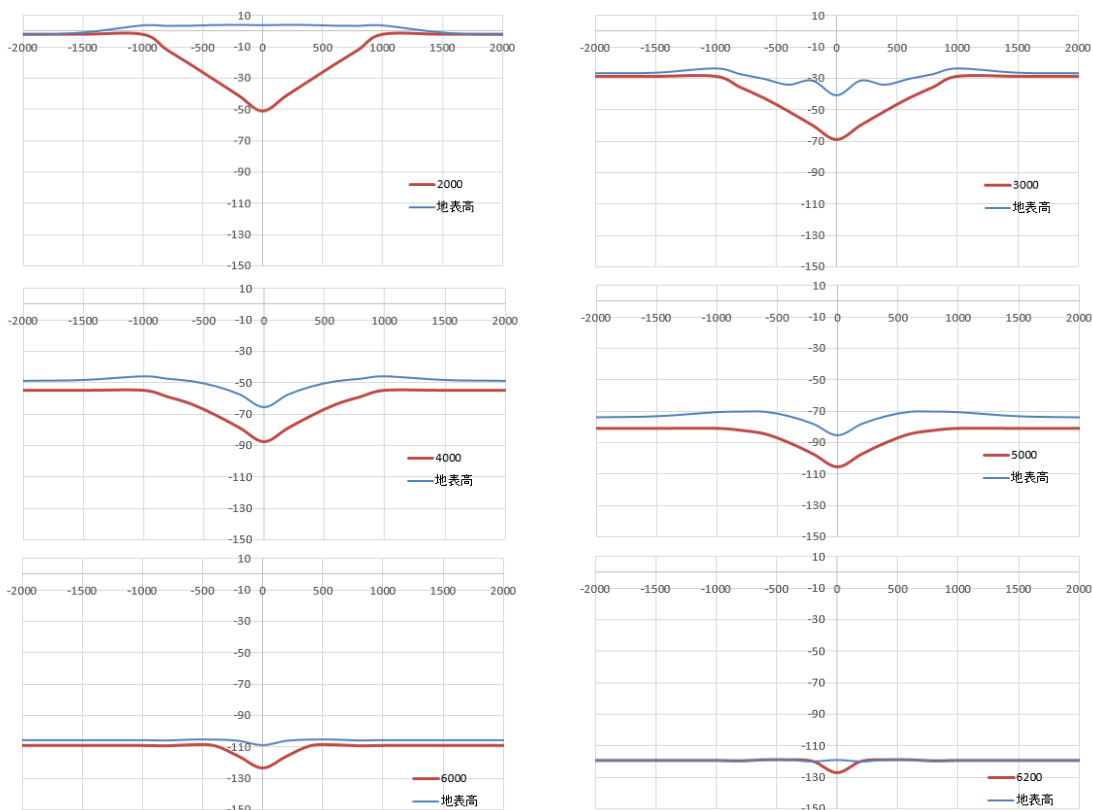


図 3.3-49 横断面での堆積厚変化(B-3)

(j) 河口付近での堆積制限と再移動の有無

図 3.3-32 のオフラップ構造(7~12)では、前置層は前後にとがった部分を持つ「ナメクジ状」をなすが、図 3.3-46 の前置層は平行四辺形を並べた状態となり、やや形状が異なっている。

(3) (a) 4)で述べた岩田ほか(1993)⁽³⁰⁾では河口付近の浅水域での限界摩擦を考慮し、流速の速い河口では摩擦速度が限界摩擦を超えることから、Wang(1984)⁽³²⁾による方法により堆積量を制御している。ここでは水深 10m 以浅で、上部ほど堆積速度を小さくして河口付近での構造変化を検討した。なお、水深 10m 以深では B-3 と同じ方法により土砂を堆積させている。Wang(1984)による堆積量の算出式は以下で表される。

$$S = W \cdot C (1 - u^2/u^*c^2)$$

W:流量 C:濃度 u^2 :摩擦速度 U^*c^2 :限界摩擦速度

図 3.3-50 左に河口で堆積制限した場合の結果を示した。あまり明瞭ではないが、僅かに前置層の左上と右下に突起が形成されている。また、左ではオンラップ面は凹と凸を組み合わせた曲線となっているが、右ではオンラップ面は凸形状を示し、堆積構造の微妙な差が現れている。図 3.3-32 のデルタモデルではオンラップ面が凸面として描かれており、この点から見れば河口付近での堆積制限を行わない場合の構造に近い。ただし、このような構造の差は全体としてはほぼ影響しないことから、河口付近で流速が速いことによる堆積制限を重視する必要は無い。

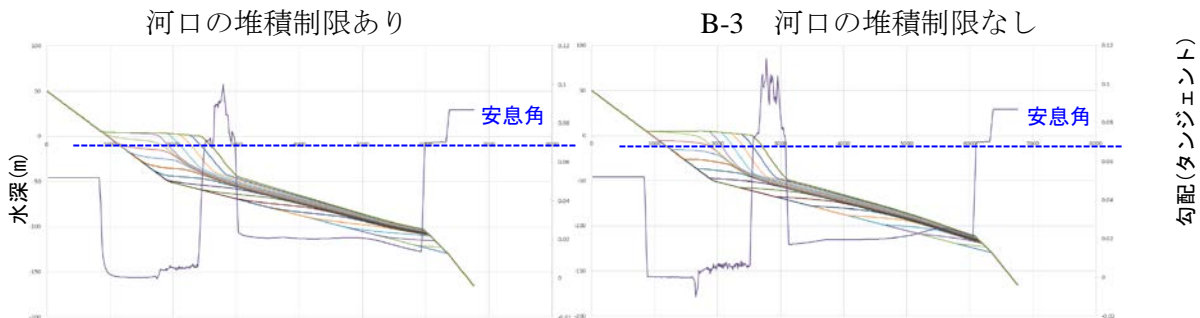


図 3.3-50 河口の堆積制限の有無

これまで安息角を超える地点では土砂を堆積させず、下流の安息角以下の地点(主として前置層と底置層との境界付近)まで移動するモデルを用いた。ここでは、安息角を超える土砂を全て深海へ移動させた場合に形成される前置層の構造を検討した。

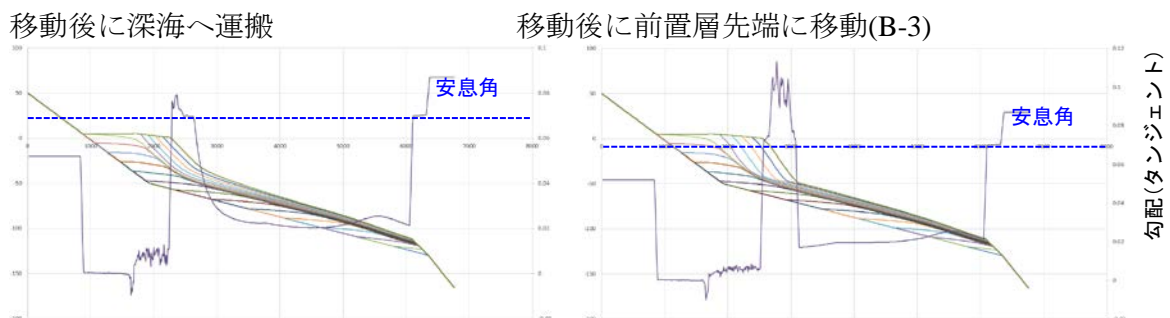


図 3.3-51 移動後の再堆積の有無

図 3.3-51 は安息角を超えた地点への堆積量を全量深海(系外)へ移動させた縦断形であり、右は B-3 の前置斜面下端付近まで移動・堆積させた縦断形である。前置斜面下端に移動させた場合には、その後に移動してきた堆積物の上にさらに堆積していくため単位時間に形成される前置層の幅は厚くなる。一方、深海まで移動させた場合には前置斜面下端への堆積量が減少するため単位時間に形成される前置層の幅は薄くなり、デルタの前進速度が低下する。このようにデルタにおける安息角を超えた地点での移動・再堆積は重要なメカニズムである。

(k) 砂と泥の堆積範囲の重複について

これまで海域への堆積は河口付近の堆積(砂)と沖合の堆積(泥)の2相として扱い、泥の堆積では図 3.3-41 で示したように砂の半値幅(長軸方向)分だけ原点をシフトさせ、砂と泥の堆積範囲を重複させている。ここでは、重複幅を変更して砂・泥の堆積構造にどの程度影響があるかを検討した。シフト量は砂の長軸の半値幅に対して0.0~3.0とした。

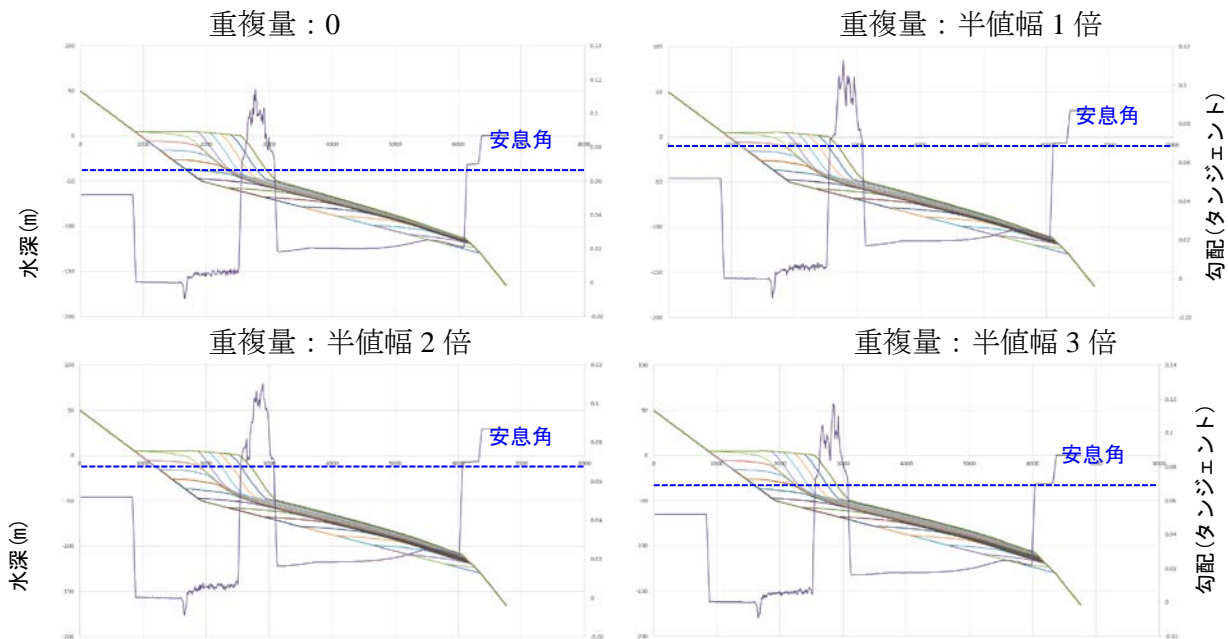


図 3.3-52 砂と泥の重複範囲

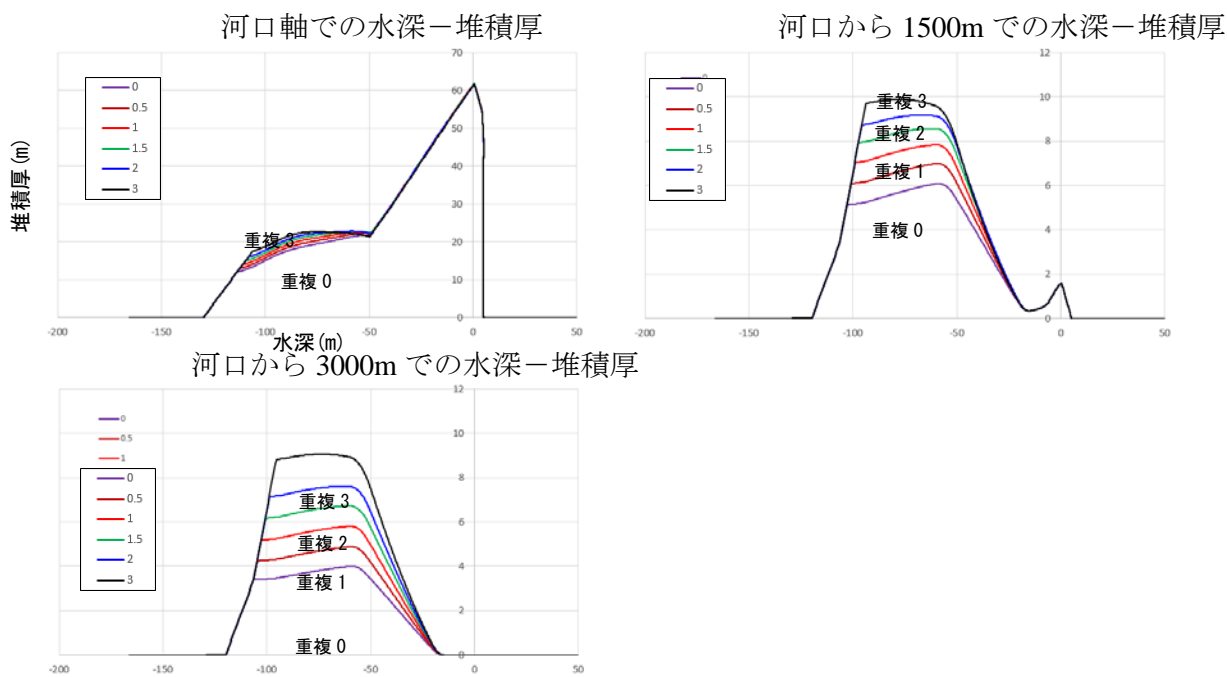


図 3.3-53 重複量による水深-堆積厚

図 3.3-52 に重複範囲を 0 (河口を原点) ~3 (砂の長軸の半値幅の 3 倍) としたときの縦断形を示した。なお、砂の堆積範囲は変更していないので全て同じ結果となっている。重複範囲を大きくすると、泥の堆積の最大位置は沖合に移動するため沖合では泥が厚く堆積するが、全体の堆積構造はほぼ変化していない。

図 3.3-53 に河口軸、河口から 1500m および 3000m 地点での水深-堆積厚変化を示す。河口軸では砂の堆積が多いため沖合で堆積量が若干変化する程度である。河口から 1500m および 3000m 離れた位置では砂の堆積はほとんど無く、泥の堆積速度の差が現れている。泥の堆積厚は 2 倍程度変化し、重複幅が大きいほど堆積厚は増加する。これは、泥を堆積させるガ

ウシアン関数の最大値位置が沖合に移動するためである。ただし、水深-堆積厚の形状は変化しておらず水深 50m 付近で最大値となっている。

泥の半値幅については検討する必要があるが、外洋に面した海域では一般に数 m 程度と薄く、調査した海域のように沖合で厚く堆積する地域がむしろ少ない。したがって、泥の半値幅を数 km としておけば広い範囲に拡散して堆積してしまうため、大きな問題とはならない。

(1) 縦断形シミュレーションのまとめ

(1) で検討した堆積物の特徴を参考として、本節では縦断形シミュレーションにより堆積構造の再現を試みた。本節での結論は以下である。

- ①河口付近での砂と沖合での泥の少なくとも 2 相による堆積プロセスが必要
- ②堆積速度には水深依存モデルを用いる (1/h² がより適切)
- ③ガウシアンモデル、噴流モデルともデルタの堆積構造には大きな差は認められない
⇒ 安息角で前置層の勾配が制約されるため

なお、デルタの形成過程を考慮すると、図 3.3-54 で示すように噴流モデルと同様に団扇状の堆積範囲となっていることから、噴流モデルがより適切と判断した。

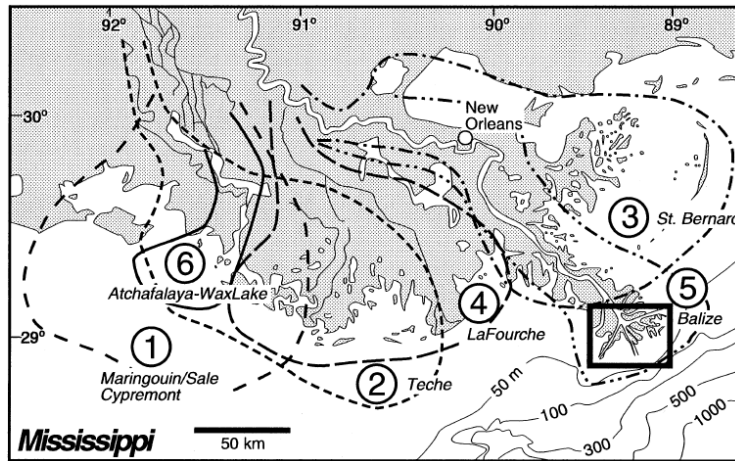


図 3.3-54 ミシシッピーデルタの構造 Coleman et al(1989)⁽³³⁾

- ④安息角と再移動は砂・泥の堆積構造を再現するために必要
- ⑤波浪（暴風時含む）による泥の侵食・運搬を再現するために限界深度を設定する必要がある

これらにより以下の堆積構造が再現される。

- ・波浪限界水深による浅海域での未堆積の状態 (⑤)
- ・沖合での水深 60m 前後での最大堆積厚 (⑤)
- ・大陸棚縁辺部の遷急点 (①+④)
- ・前置層および底置層の形成 (①+②+③+④)
- ・デルタの堆積構造 (オンラップ、オフラップ構造) (①+②+④)
- ・河口付近でのデルタ堆積物の堆積厚分布 (ガウシアン形状) (①+②+③+④)

以上のことから、移流・拡散の連続式を用いなくとも海域の堆積構造やその特徴は簡易的なモデルでも表現できると言える。

(4) 地形変化評価コードへの組み込み

(a) 変更点とアルゴリズム

縦断形シミュレーションの結果を踏まえ、地形変化評価コードへ海域での堆積に対するアルゴリズムを変更した。なお、変更以前のアルゴリズムは以下である。

(1)変更前のアルゴリズム

①海域へ堆積させるタイミング

海域への堆積は流路見直し時実施する。現状では 10 年/1 ステップであることから、10 年に 1 回の間隔となる。

②海域への堆積量

河口に運搬された土砂量とする。初期値では全量を堆積させている。

③分布域

同心円状のガウシアン関数を用いる。ガウシアン関数の半値幅は流路長に 0.2 を乗じた値とし、最大値は 30km、最小値は 500m とする。A 川では流下長約 20km であるので、半値幅は約 4km となり、求めた 600m よりもかなり大きな値を用いている。

④堆積範囲の係数

ガウシアン関数は河口を中心とする同心円であり、このうち陸域を除く範囲に堆積させる。この際に海域のガウシアン値を積分し、この範囲に河口に運搬された土砂を配分する。

⑤海水準以上への堆積禁止

海域に堆積させた際に海水準以上となる場合は、海水準以上に堆積させない。この未堆積分は海域の堆積量に応じて再配分する。

⑥系外への運搬

堆積範囲が領域外となる場合には、この総量を系外排出分として扱う。

以上のアルゴリズムによって海域へ堆積させると図 3.3-55 に示すように大陸棚外縁部に厚い堆積物が形成されてしまう。これは (1) で述べた堆積構造とはかなり異なっている。このように大陸棚外縁部に厚い堆積物が形成される理由は、最寒冷期には河口は水深 130m 付近に位置し、ここを中心として堆積させると急斜面に厚い堆積物が形成されたことによる。この結果、堆積物は移動・再堆積せず、さらに上方に土砂が堆積するため大陸棚外縁に厚い堆積物を形成してしまう。

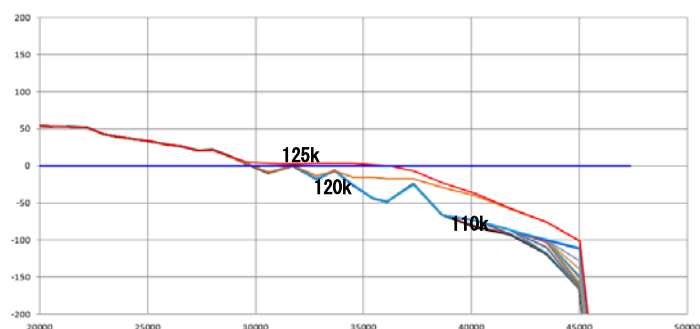


図 3.3-55 以前のアルゴリズムによる堆積構造

このように以前のアルゴリズムでは海水準が上昇しても以前の堆積物は移動させないことから、その後の土砂はこの上方に堆積する。この結果、大陸棚外縁部に厚い堆積物が形成されることになる。これを避けるには

①安息角以上の地点に堆積させず、安息角以下の地点まで移動・再堆積させる

②海水準上昇が生じると過去に堆積した土砂を波浪により侵食・移動・再堆積させる機能が必要となる。

①は堆積させる時の制約条件であり、②は環境変化による堆積物後の侵食・移動・再堆積である。このようなアルゴリズムとすれば、大陸棚外縁部付近より先の安息角を超える大陸斜面には堆積せず、深海まで移動する。また、海水準が上昇し河口が陸側に後退すると、水深が深くなることから土砂供給量が減少する。河口では安息角が大きく厚い堆積物が形成され

ているが、水深がやや深くなると波浪の影響により安息角小さくなるため、過去に堆積した河口付近の堆積物は侵食・運搬により厚さを減じることになる。

本件で修正したアルゴリズムを以下に記す。

①海域へ堆積させるタイミング

以前と同様

②海域への堆積量

以前と同様

③分布域

砂と泥の 2 相とし、河口付近の砂の堆積には噴流モデルを、沖合の泥の堆積にはガウシアンモデルを利用する。砂の側方（短軸）の半値幅は図 3.3-25 の式を用いる。A 川では半値幅が約 600m となる。長軸の半値幅はこの 2 倍とする。噴流モデルでの側方への開きは 15° とする。

泥の半値幅は砂の半値幅の 5 倍を基準とするが、この値は (5) で検討する。重複は砂の短軸の半値幅の 2 倍(=砂の長軸の半値幅)とする。

砂泥比(砂+泥に対する砂の割合)は初期値として 0.5 とする。

④長軸の方向

ガウシアン/噴流モデルでは短軸/長軸を考慮しているため河口での流出方向を設定し、長軸方向を回転させる必要がある。流出方向は河口点より上流に 10 メッシュ遡った地点と河口点から回転角を求める。

⑤泥の堆積速度

泥の堆積速度はガウシアン値に水深による影響を乗じた値に比例すると仮定する。なお、水深 20m 以浅では堆積比 0、水深 20~60m では堆積比 $0 \Rightarrow 1.0$ とし、水深 60~150m では堆積比 $1.0 \Rightarrow 0$ とする。この段階では安息角による再移動は考慮しない。

⑥砂の堆積速度

砂の堆積速度は噴流モデルのガウシアン値に水深の 2 乗の逆数を乗じた値に比例するとする。このとき水深 5m を基準とし、水深 5m 以浅では水深 5m と同じ係数とする。砂は最大水深 100m まで堆積させるが、実際には水深の 2 乗に反比例する。したがって水深とともに堆積速度が急減するため、実際のシミュレーションでは水深 50m 以深にはほぼ堆積しない。

⑦海水準以上への堆積禁止

砂・泥について海域での堆積量を積分し、海水準以上となる土砂量を減ずる。これと河口へ運搬された土砂量と一致させることで砂・泥 2 相について海域への堆積量を決定する。

⑧系外への運搬

堆積範囲が領域外となる場合には、この総量を系外排出分として扱う（以前と同様）。

⑨堆積後の安息角による侵食・運搬・再堆積

砂の安息角を $5 \sim 10^\circ$ 、泥の安息角を $1 \sim 3^\circ$ とする。安息角についてはシミュレーション結果と 2.1 節の海域の調査結果および A 川流域での海底地形等から検討する。砂の安息角は水深 20m 以浅に適用し、これ以深では泥の安息角を適用する。1 地点での堆積量は複数の河口から供給される土砂の合計値となっている。このため混合後には砂と泥は識別できず、1 相の堆積物として扱う。堆積物の移動は 1 つ前の時代区分の堆積物までを対象とし、安息角を超える厚さだけ土砂を最大傾斜方向へ移動させることで、波浪による侵食と移動を再現させる。なお、12.5 万年間のシミュレーションでは時代区分を 1 万年単位 (12~12.5 万年間のみ 5 千年間) としており、したがって 1~2 万年 (最後のみ 1~1.5 万年) 間に堆積した土砂を再移動させることになる。

この侵食・移動・再堆積は安息角を超える地点が無くなるまで繰り返すが、収束しない場合もあるため最大 50 回で打ち切りとする。100m メッシュ (内部では 58m) とした場合には 1 回 (10 年間) で最大約 2900m 移動することになる。したがって、打ち切り回数を小さくす

ると1回で移動できる範囲を小さく押さえることができる。移動上限回数については(5)で検討する。

大陸斜面では安息角を超える斜面が多いため、大陸棚外縁を超えて移動した土砂は深海へと運搬される。この際、領域外へ運搬される場合には系外への運搬量として扱う。

以上を3次元シミュレーションにおける海域への堆積アルゴリズムとした。

(b) 後氷期シミュレーションのシミュレーション (3次元)

前項のアルゴリズムを3次元の地形変化評価コードに組み入れ、後氷期のシミュレーションを行った。シミュレーション期間を後氷期に限定した理由は、縦断形シミュレーションおよび(1)での完新世堆積物の調査結果との整合性をとるためである。ここでの目的は縦断形シミュレーションで再現できたオンラップ・オフラップ構造、前置層と底置層との境界、および沖合の泥の堆積構造などが3次元シミュレーションでも再現できているかを確認することを目的とする。なお、後氷期とは一般には約1万年前以降を指すが、ここでは最低海水準期(1.8万年前)以降を後氷期として扱う。

[後氷期のシミュレーションの設定]

- ①地域：A川流域
- ②期間：18,000年前の最寒冷期(海水準-116m)から現在までの18,000年間
- ③初期地形：12.5万年前の地形から初期堆積物を除いた基盤地形
- ④初期堆積物：なし
- ⑤パラメータの変更：砂および泥の安息角および泥の半値幅
- ⑥海水準・地殻変動：日本原子力研究開発機構(2017)⁽³³⁾の地殻変動量および海水準変動曲線に準ずる

初期地形には最寒冷期からシミュレーションを始めるため埋没谷が形成され、埋没谷に堆積物がない状態から開始することとした。ただし、最寒冷期には陸域に多量の土砂が堆積していたと考えられることから後氷期にこれら土砂が河口へと運搬され、海域に堆積する。初期地形ではこれら最寒冷期の陸域堆積物がないことから、海域に堆積する総土砂量は実際よりも少なくなるためデルタの発達が悪く、終了時刻での海岸線は現在よりも陸側に位置すると考えられる。ただし、ここでの目的は縦断形シミュレーションと同様に堆積構造の再現にあり、現在の海岸線との位置のずれや、堆積厚等の違いは重視しない。

陸棚およびデルタの形成で文献から引用したように、前置斜面の勾配は砂の安息角に規制され、また、沖合の堆積物は波浪による侵食・運搬により沿岸域に堆積せず、水深60m前後で堆積厚が最大となっている。また、堆積物は水深130~150m程度で尖滅するが、これらは大陸斜面で海底勾配が大きく、泥の安息角を超えるために堆積できず深海へと移動したものと推定される。このように海域での堆積構造は安息角が重要となる。ここでは砂と泥の安息角を変更し、当該海域での堆積厚を再現できる安息角を検討した。

安息角の変更は以下の4つのケースで検討した。

- ①デルタ(砂)の安息角 5° 、泥の安息角 1°
- ②デルタ(砂)の安息角 5° 、泥の安息角 2°
- ③デルタ(砂)の安息角 5° 、泥の安息角 3°
- ④デルタ(砂)の安息角 10° 、泥の安息角 1°

①デルタ(砂)の安息角 5° 、泥の安息角 1° の結果

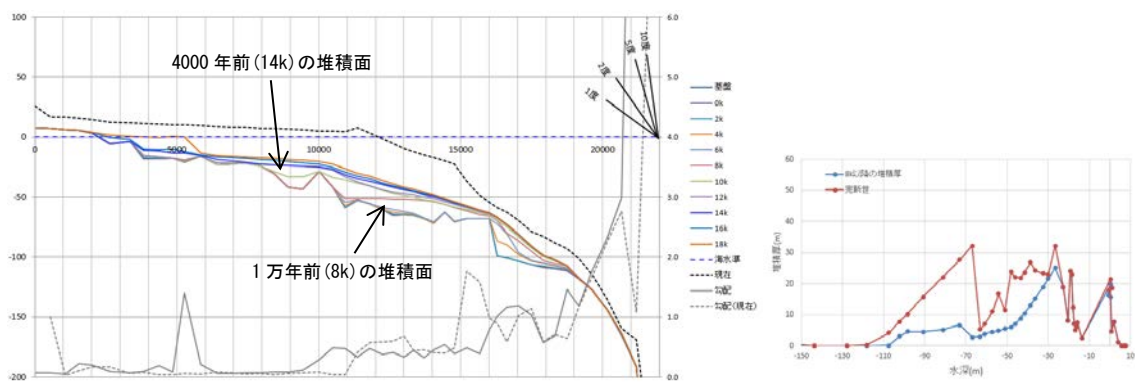


図 3.3-56 泥の安息角を 1° とした時の堆積状態

図 3.3-56 に後氷期（1.8 万年間）のシミュレーション結果を示す。断面は測線沿いで最も表面高が低くなる位置での投影断面である。投影断面であるため基盤は凹凸がある。黒破線は現在の表面高であり、シミュレーション結果よりも高い位置にある。これは初期地形を初期堆積物が被覆しない基盤のみの状態としていること、初期状態では実際には陸域に多量の土砂が堆積し、後氷期にこれらが河口に供給される現象を再現していないことによる。

灰色の破線は現在の海底勾配(右軸)を表し、灰色の実線はシミュレーション終了時刻での勾配(右軸)を表す。水深 120m 付近の大陸棚外縁では勾配が 2° を超えており、泥の安息角を 1° とした場合にはほぼ堆積していない状態となっている。なお、シミュレーション直後にはこの水深 120m 付近に海水準があり、砂の安息角が 5° であることから海底勾配が 2° を超えていても堆積する。その後海水準上昇すると、これら堆積物は水深が深くなるために波浪による侵食・再移動を受ける環境へと変化し、最終的には図 3.3-56 で示すように堆積物がほぼ被覆しない状態となる。

水深 100~70m 付近には初期地形に急勾配部があり、この下には平坦部が形成されている。このため、この平坦部には勾配 1° 前後で土砂が堆積し、滑らかな地表高へと変化している。

水深 20m 以浅では河口から供給された土砂により小規模なデルタが形成され、海水準付近での平坦な頂置層とこの前方の急傾斜の前置層が形成されている。前置層と底置層との境界は明瞭な変曲点を伴う。このように海水準上昇過程では過去の堆積物の上に重複するオンラップ構造をなし、5000 年前以降の海水準停滞期にはデルタが前進するオフラップ構造をなし、図 3.3-32 で示した模式的な堆積構造に近い構造をなしている。砂の安息角を 5° と設定しているが、デルタの前置層の勾配は 1.5° と安息角よりも小さい。

沖積層は 1.1 万年前以降と定義されており、図 3.3-57 に示すように関東ではこれ以前の砂や礫からなる更新世後期の 7 号地層が堆積し、この上に完新世の泥を主とする有楽町層が堆積する。図 3.3-58 は東京低地の代表的な横断面であり、更新世後期の寒冷期に侵食された谷に 7 号地層が堆積し、その後有楽町層が堆積する。図 3.3-59 は 7 号地層と有楽町層の沖合方向への模式的断面を示した。7 号地層は砂や礫を主として最寒冷期前後に溺れ谷を埋積するため楔状の堆積構造をなしている。一方、泥を主とする有楽町層はこの上に堆積し、縄文海進以降の 6000 年前以降にオフラップ構造をなすデルタを形成している。

図 3.3-56 のシミュレーション結果でもこれと類似する堆積構造が認められる。7 号地層に相当する堆積物上面は 1 万年前(8k)までが相当し、水深 50m 付近にほぼ水平に堆積する。図 3.3-59 では 7 号地層が海側に傾斜するくさび形の構造となっているが、これは礫を主とするため移動しにくく、陸域で土砂が堆積することによる。シミュレーションでは砂・泥と礫の区別しておらず、このような水流による動きやすさの違いは再現できないためほぼ水平に堆積した状態となっている。この点でシミュレーション結果は実際とやや異なる。

シミュレーションでは河口付近のデルタの形成は 4000 年前(14k)から始まり、2000 年前以降にデルタの前進速度が大きくなっている。図 3.3-59 ではデルタの前進が 6000 年前であることから、時期にやや差はあるが 7 号地層と有楽町層に相当する堆積構造は概ね再現できて

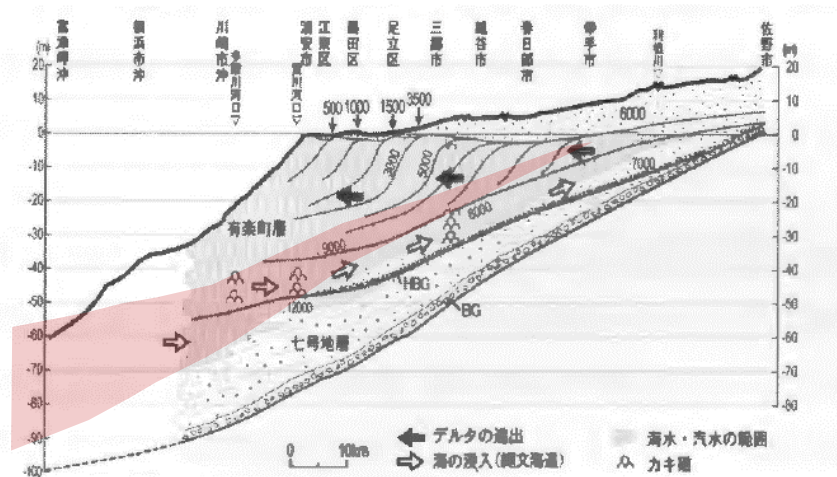


図 3.3-59 中川低地—東京低地の 7 号地層および有楽町の縦断面図 遠藤(2015)⁽³⁴⁾から引用

図 3.3-56 右図に 1.8 万年以降、および有楽町層に対応する 1.1 万年以降の堆積厚を示した。水深 60m 付近で基盤高度が高いためこの位置で堆積厚が薄い、埋没谷最深部で投影断面を作成すると、水深 30~70m 付近で最も厚い堆積物を形成している。1.1 万年以前の堆積物は沖合で厚く、これ以降は浅海で薄い。なお、1.1 万年前の海水準は -66m であるのでこれより浅い位置で堆積した土砂は陸域での堆積物であり、シミュレーションでも 10m 厚以上の陸成堆積物が基盤を覆っている。

このように 7 号地層の上面が傾斜することは再現できていないが、陸域でも 10m 前後の厚さで堆積し、これ以降で厚くなるくさび形の堆積構造は再現できている。また、4000 年以前の有楽町層相当はオンラップ構造をなし、これ以降はオフラップ構造をなすことなど、沖積層に見られる特徴は後氷期のシミュレーションで再現できた。

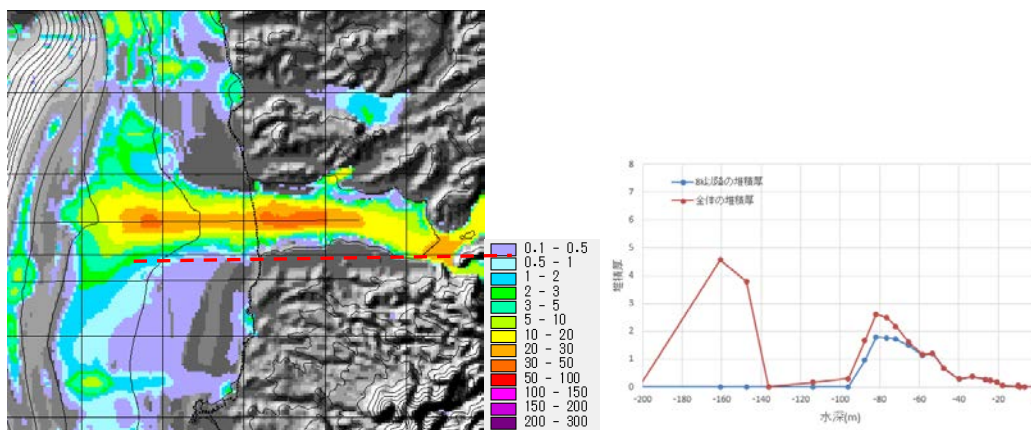


図 3.3-60 河口軸の南 2km での堆積厚変化 (安息角 1°)

図 3.3-60 に後氷期の堆積厚分布と河口軸から 2km 南の縦断面を示す。河口軸では 30m を超える堆積物が埋没谷にそって堆積し、埋没谷の外側にはあまり堆積していない。南側 2km の縦断面での最大厚は水深 160m と 80m 付近に位置し、前者は大陸斜面途中の勾配の緩い範囲への堆積物であり、沖合に移動した土砂が定置した堆積物からなる。(1) で述べた海域の調査結果では最大厚は水深 50~60m 付近に位置していたが、当該地域では水深 80m 付近に勾配のやや緩い部分があり、この付近に土砂が移動・堆積したため最大厚の水深がずれたと解釈される。

②デルタ(砂)の安息角 5° 、泥の安息角 2° の結果

泥の安息角を 2° とした結果を図 3.3-61 に示す。安息角 1° とした図 3.3-56 とほぼ一致するが、安息角を 2° としたために水深 150m 付近でも数 m の堆積厚となっている。浅海域のデルタもほぼ類似する。

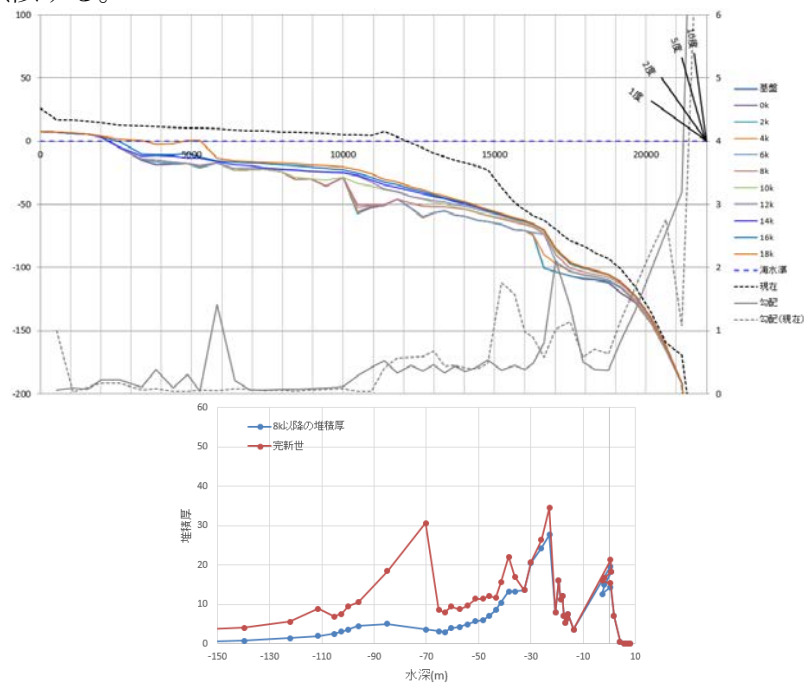


図 3.3-61 泥の安息角を 2° とした時の堆積状態

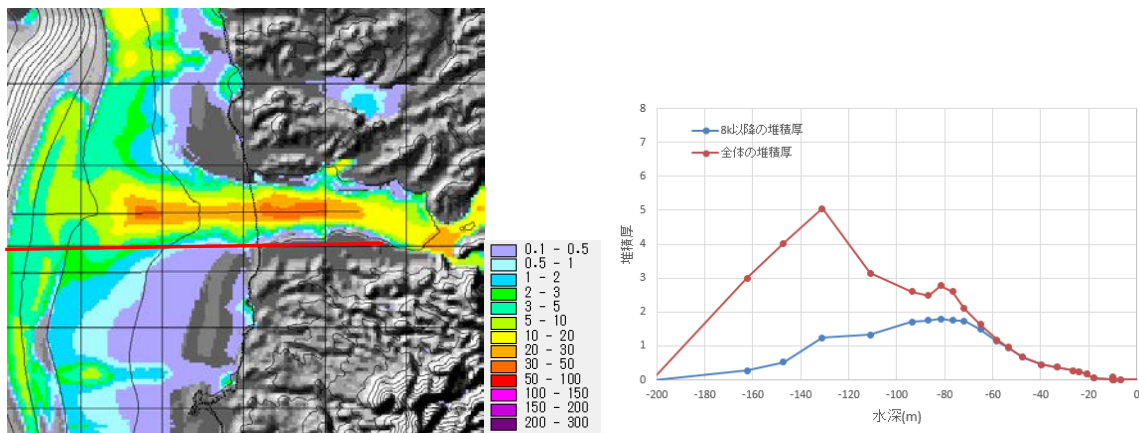


図 3.3-62 河口軸の南 2km での堆積厚変化 (安息角 2°)

図 3.3-62 は河口軸南側 2km の断面であり、安息角 1° よりも深い水深まで堆積物が認められる。1 万年前以降の堆積厚は水深 80m で最大値となるが、水深 200m 付近まで堆積物が認められ、2.1 節で述べた特徴よりも水深が深い地点まで堆積している点で異なる。

③デルタ(砂)の安息角 5° 、泥の安息角 3° の結果

泥の安息角を 3° とした結果を図 3.3-63 に示す。安息角を 3° とすると水深 70~90m 付近で 3° に近い急勾配部が形成される。堆積厚は安息角 2° よりもさらに水深の深い地点まで堆積し、堆積厚の最大位置は明瞭ではない。一方、浅海域でのデルタ形状はほぼ同じである。

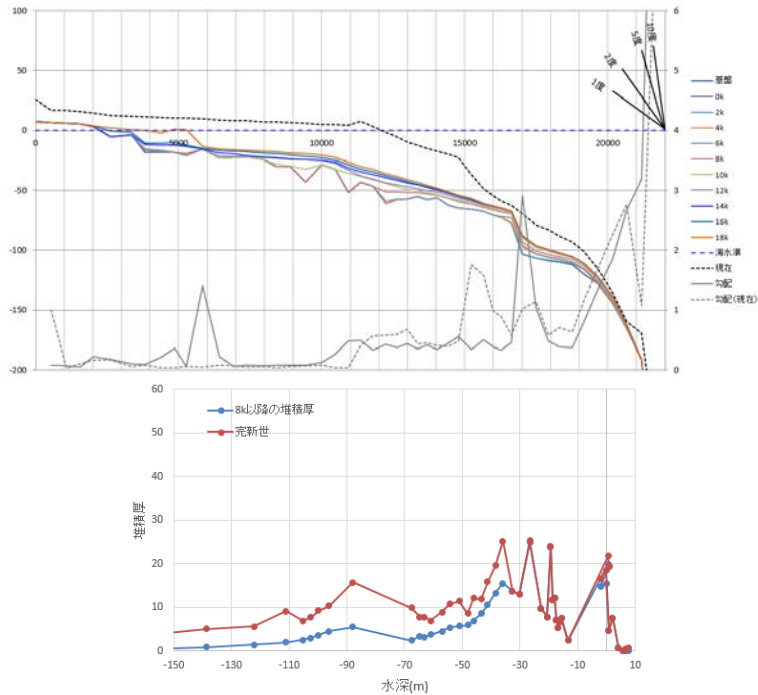


図 3.3-63 泥の安息角を 3° とした時の堆積状態

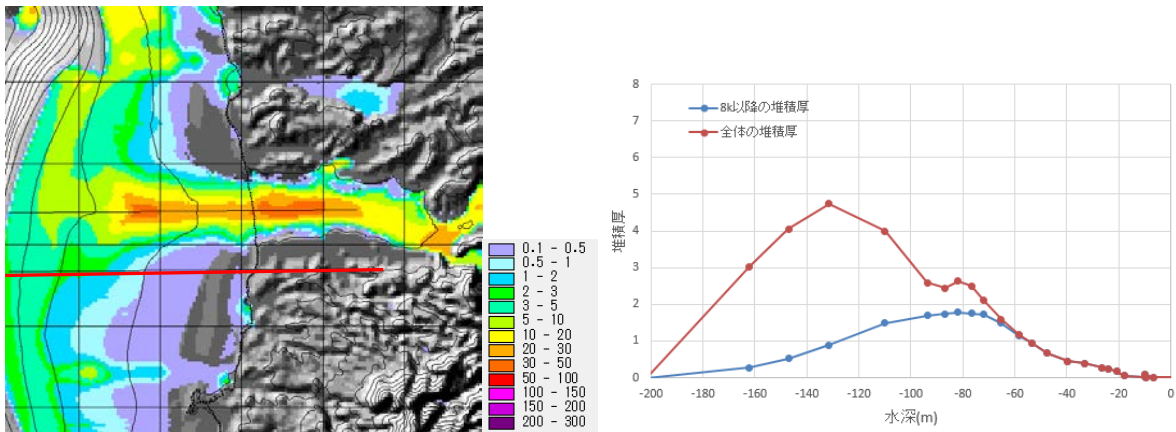


図 3.3-64 河口軸の南 2km での堆積厚変化 (安息角 3°)

図 3.3-64 に示すように、安息角 3° としたケースでは水深 200m 付近まで数 m を超える堆積物が認められる。また、河口軸南 2km 位置では 1 万年以前以降の堆積物は水深 80m 付近で最大厚となるが、1.8 万年以降では水深 130m 付近で最大厚となっており、(1) の堆積特徴との乖離が大きくなっている。

このように泥の安息角を 2° 以上とすると、大陸棚外縁を超えた水深 200m 付近まで堆積してしまう。したがって、当該地域では泥の安息角を 2° 未満とすべきである。

④デルタ (砂) の安息角 10° 、泥の安息角 1° の結果

泥の安息角を①と同じ 1° とし、砂の安息角を 10° とした評価結果を図 3.3-65 に示す。前置斜面の勾配は土砂供給量が少ないために緩く、したがって、砂の安息角を 10° としても①とはほぼ変化していない。このように砂の安息角は長期的な地形変化には大きく影響していない。

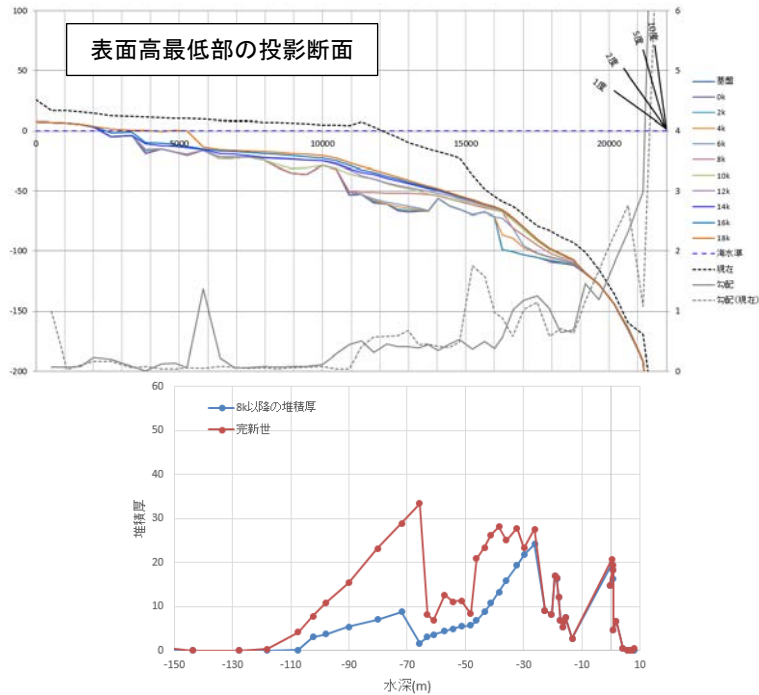


図 3.3-65 砂の安息角を 10° とした時の堆積状態（表面高最低点の投影断面）

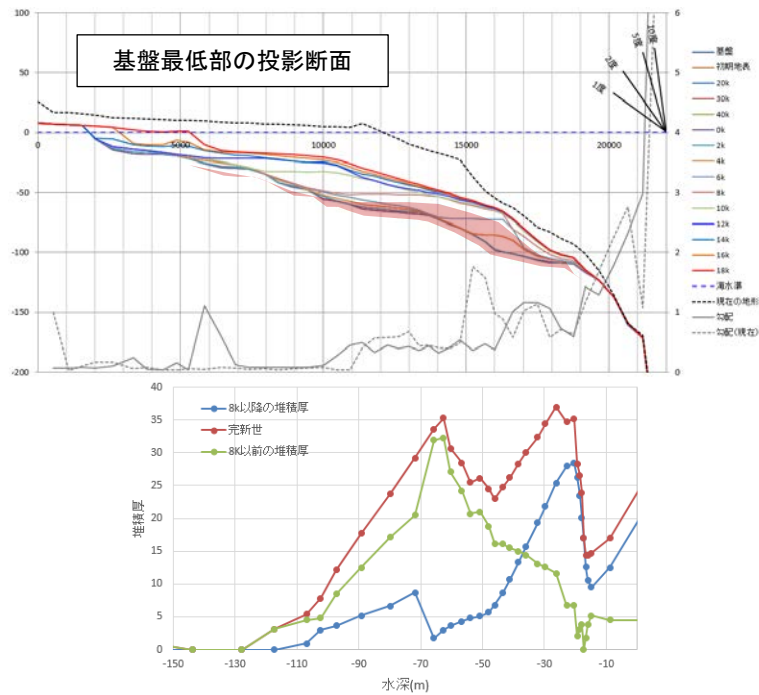


図 3.3-66 砂の安息角を 10° とした時の堆積状態（基盤高最低点の投影断面）

図 3.3-66 に基盤最低点を投影した縦断形を示した。7号地層に相当する1万年前以前(8k以前)の堆積物を薄茶色で着色した。この堆積厚の変化は右の緑線(8k以前の堆積厚)で示した。1万年前の海水準は-54m付近であり、この標高付近で平坦に堆積するが、これより高い標高でも厚さ5~20mからなる堆積物が分布し、これらが陸成堆積物であることを示している。後氷期全体の堆積物は水深60m前後で最大厚となっている。なお、河口軸南側2kmの縦断形は①とほぼ変化していない。

[後氷期のシミュレーションのまとめ]

後氷期のシミュレーションでは安息角による堆積構造への影響を検討した。この結果、当該地域の海域での堆積を表現するためには泥の安息角を 2° 未満とする必要があることを示した。また、砂の安息角は全体には大きく影響していない。

この条件でシミュレーションすると、7 号地層に相当する 1 万年以前の堆積構造やこれ以降の有楽町層相当の堆積構造が模式的な縦断形と比較的よく一致する。また、海水準変動に伴うオンラップ・オフラップ構造や、デルタ前面の前置層/底置層境界も明瞭に表現されている。海域での最大堆積厚は 2.1 節の調査結果よりもやや深部に位置する。これは当地域の海底勾配が水深 80m 付近で緩勾配となるためと考えられる。

以上述べたように、(4) (a) で述べたアルゴリズムにより地形変化評価コードでも海域の堆積が良好に再現できることを確認した。

(5) 12.5 万年のシミュレーション結果

前節の結果を踏まえ、当該地域において 12.5 万年間のシミュレーションを実施した。前節では堆積物が不足するため泥の安息角は 2° 未満が適当と判断した。ただし、寒冷期に陸域で堆積していた土砂を無視してシミュレーションしており、ここでは 12.5 万年間を通じた堆積厚について検討する。なお、海域以外のシミュレーションのパラメータは日本原子力研究開発機構(2017)⁽³³⁾の SPI 法に用いた値に準じた。

(a) SPI 法によるシミュレーションのパラメータ

1) シミュレーション期間長等

- ①期間長： 125,000 年
- ②シミュレーションステップ： 10 年/1 回
- ③流路見直し間隔： 10 年毎
- ④侵食量等の出力レポート間隔：10 年毎
- ⑤表層地質図・陰影図： 1,000 年毎
- ⑥堆積物厚、標高値等： 5,000 年毎

2) メッシュサイズ

- ①入力メッシュサイズ： 100m (内部 57.7m)
- ②入力メッシュ数： 横 421 メッシュ 縦 325 メッシュ(42.1×32.5km)
- ③陰影図等に記載済み河川先頭位置：2000m

3) 入力マップデータ 括弧書きはファイル名

- ①初期標高マップ： topo_0k-3.flt および topo_0k-3.hdr
- ②初期堆積物厚マップ： alv100m-4.flt
- ③地質係数マップ： geo100m3.flt
- ④地殻変動速度マップ： uplift100m-2.flt
- ⑤海水準変動データ： 海水準 125 千年.txt

4) 機能の ON/OFF

- ①気候変動： ON(海水準値を気候変動の変数とする)
- ②海水準変動： ON(データに合わせて海水準を変更する)
- ③地殻変動： ON(データに合わせて地殻変動量を与える)
- ④地質識別： ON(ロックコントロールの影響を加味する)
- ⑤初期堆積物： ON(初期堆積物データを読み込む)
- ⑥シミュレーション範囲： ON(A 川流域以外の全域を対象とする)
- ⑦蛇行機能： ON(流路見直し時に乱数により蛇行させる)

- ⑧SPI法： ON
- ⑨海食機能： OFF(海岸でも海食を考慮しない)
- ⑩海域での堆積： ON(河口まで運搬された土砂を海域に堆積させる)
- ⑪圧密機能： OFF(圧密の影響を地質係数として反映させない)

5) 斜面/遷移/河川域の識別と土砂運搬量の初期値

- ①斜面/遷移境界： 400m(流域面積の平方根)
- ②遷移/河川境界： 1,000m(流域面積の平方根)
- ③斜面域での土砂運搬速度： 50m/年
- ④河川先頭での土砂運搬初期値： 50m/年

6) 海域での堆積範囲

- ①堆積比： 1.0(河口に到達した土砂を全量堆積)
- ②砂・泥の2層モデル 半値幅、重複幅を本節で検討 砂泥比=0.5
- ③安息角 本節で検討

7) 堆積物の識別

- ①時間間隔： 2万年～10万年間は1万年間隔、これ以降は5千年間隔

侵食に関する係数を表 3.3-3 に示した。

表 3.3-3 SPI法によるシミュレーション

	変数名	SPI法 設定値	従来法 設定値
斜面係数	iGSD	0.0018	0.0015
河川勾配係数	F_AREA	0.0016	0.19
河川流量係数	F_SLP	0.0005	(iGRF)
礫径係数	iG_DIFF_K	7	7
気候係数	GLC_FACTOR	0.36	0.34
側刻係数	SIDE_ER_F	0.2	0.2

これらのパラメータを用いて、以下の3つのパラメータを検討した。

- ①安息角 (泥および砂) (b)
- ②泥の堆積範囲 (c)
- ③海底での土砂移動 (d)

(b) 泥および砂の安息角の検討

(4) (b) では後氷期についてシミュレーションを行い、A川沖合の海底の堆積構造(特に陸棚斜面での堆積の有無)を再現するには泥の安息角は2°未満とする必要があることを述べた。また、砂の安息角は5°および10°としても最終時刻での縦断面や泥の分布はほぼ変化しないことを述べた。ただし、寒冷期に陸域で堆積していた土砂を考慮していないため、最終時刻の地表高は現在よりも低くなった。ここでは、気候変動の1サイクルである12.5万年前からシミュレーションを行って、現在見られる泥および砂の堆積厚を再現する安息角を検討した。なお、(1)の調査結果では「留萌」、「大王崎」、「蒲生田岬」での沖合の堆積物の安息角は1°前後であり、「むつ小川原」、「駿河湾」および「釜石湾」での安息角は2~3°とやや大きい。この違いは海退時の地形、その後の波浪や沖向きの底層流の強さの違いにより、安息角は地域によってやや異なると考えられる。

ここでは、表 3.3-4 に示すパラメータの組み合わせにより、安息角を検討した。

表 3.3-4 安息角設定一覧

	砂の安息角	泥の安息角
ケース①	5°	1.0°
ケース②	5°	1.5°
ケース③	5°	2.0°
ケース④	10°	1.0°

1) ケース① (砂の安息角 5°、泥の安息角 1°)

ケース①の 12.5 万年 (現在) の縦断形を図 3.3-67 に示す。縦断面は断面線の左右 2km における地表の最低点 (通常は河道の位置に相当) を断面上に投影している。堆積物は 2~11 万年後までを 1 万年間隔、これ以降の後氷期では 0.5 万年間隔とした。海水準は 10.8 万年後に最も低くなることから、これ以前の陸化した地域では堆積物の侵食が生じ、河口まで運搬された土砂の多くは大陸斜面を通じて深海へと運搬される。したがって、現在陸棚で認められる堆積物の多くは後氷期以降に堆積した土砂である。

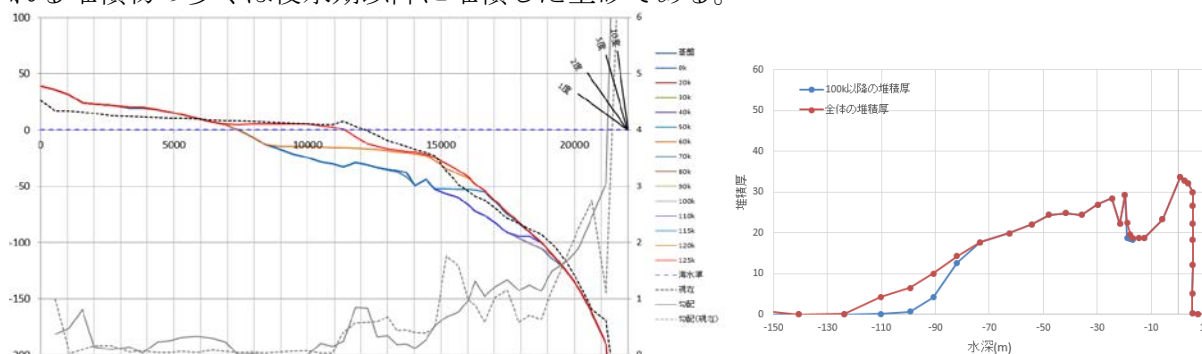


図 3.3-67 泥の安息角 1° + 砂の安息角 5° (河口軸)

図 3.3-67 左に縦断面を、右に水深-堆積厚の関係を示した。また、縦断形には灰色の折れ線で最終時刻での海底勾配と現在の海底勾配を、黒破線は現在の地表高を表している。最終時刻での地表高を赤線で示し、8 千年前の 7 号地層上面相当を青線 (115k、1 万年前) で示した。泥の安息角を 1° とすると最終時刻での地表高は現在の地表高とほぼ一致する。土砂は水深 30m 付近までが最も厚く、これは河口に近い断面であることによる。海底勾配は水深 130m 付近で 1.5° 程度であり、これ以深で 2° を超える。このため堆積物は水深 130m 前後で尖滅している。

図 3.3-67 で示したように陸棚の堆積物は 115k 以降 (1 万年前以降) の堆積物がほとんどである。堆積物上面を 5 千年間隔で示したため堆積構造が解りにくいだが、前項での後氷期のシミュレーションでは最大海進期である 120k (5 千年前) までがオンラップ構造を、これ以降がオフラップ構造をなしている。オフラップ構造は 5 千年前より急速に前進し、この間で 4km 程度海岸線が前進する。この前置斜面の勾配は 1° 程度と砂で設定した安息角よりも小さいが、現在の地形でも前置斜面に相当する急勾配は形成されていない。

前置斜面の勾配が安息角よりも小さくなる理由は、河口の移動にあると考えられる。120k ~ 125k では高海水準期となるため図 3.3-68 に示すように河口付近は細長い湾をなし、エスチュアリー上のデルタを形成する。この期間中には A 川河口の移動や湾内への他の河川からの土砂が重複して堆積するため、他の河川からの土砂が堆積することにより安息角よりも勾配の緩い前置斜面が形成されたと推定される。

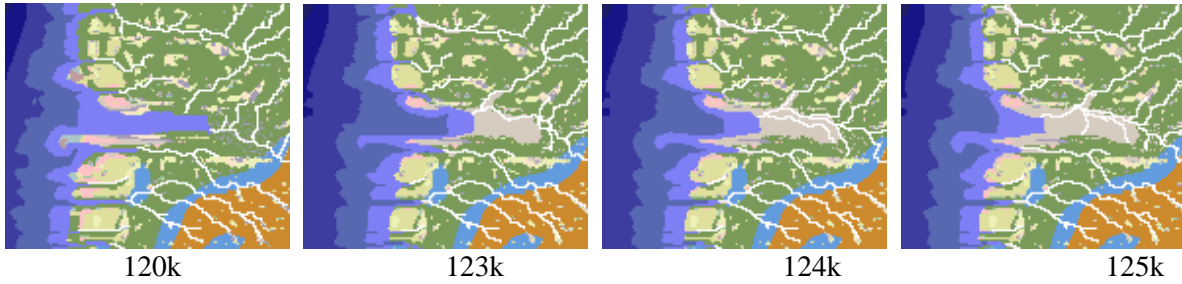


図 3.3-68 120～125k 間の A 川河口の状況

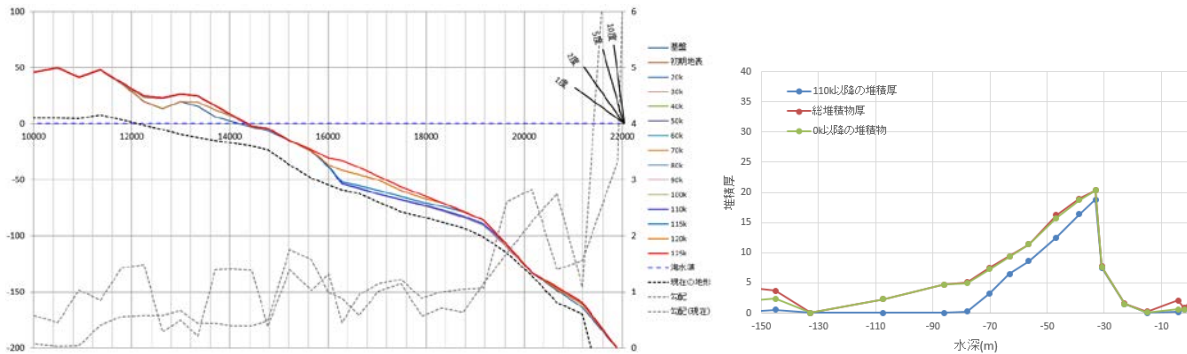


図 3.3-69 泥の安息角 1° + 砂の安息角 5° (河口軸南側 2km)

図 3.3-69 に河口軸南側 2km の断面を示した。この断面は断面線上で作成している。河口から 2km 離れているため、河口から供給された土砂の直接的な影響は小さい。堆積物は水深 20～130m に分布し水深 30m 付近で最大厚となっており、2.1 節の調査結果よりもやや浅い水深で最大厚となっている。

2) ケース② (砂の安息角 5° 、泥の安息角 1.5°)

泥の安息角を 1.5° とした場合の最終時刻の縦断形を図 3.3-70 に示す。左図に示すように泥の安息角を 1.5° とすると、水深 20～80m 区間の堆積厚が厚くなり、最終時刻での表面高は現在 (黒破線) よりも高くなる。また、水深 130m 以深の大陸斜面には 100k 以前の土砂が堆積する。ただし、陸棚の堆積構造は安息角 1° とした場合とほぼ変化していない。このように泥の安息角を 0.5° 変更しただけで堆積厚は大きく変化する。なお、安息角を大きくした結果、水深 50m 付近で堆積厚は最大となり、この点では 2.1 節の調査結果に近い結果となった。

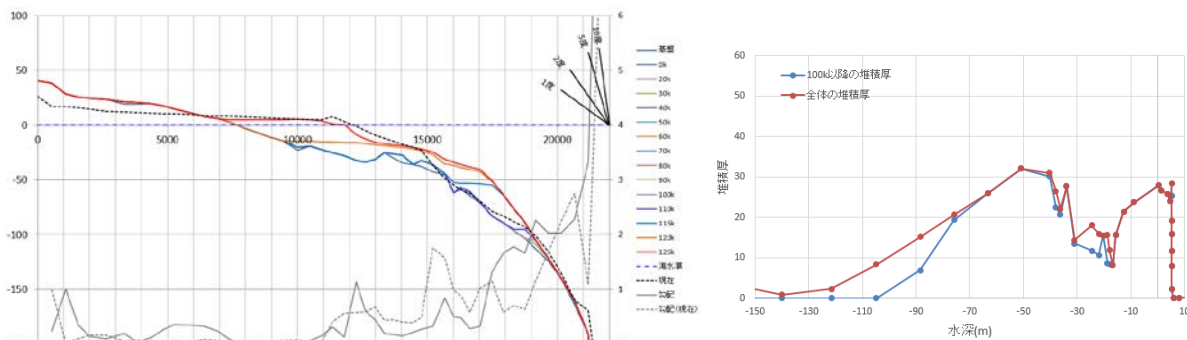


図 3.3-70 泥の安息角 1.5° + 砂の安息角 5° (河口軸)

3) ケース③ (砂の安息角 5° 、泥の安息角 2.0°)

泥の安息角を 2.0° とした場合の最終時刻の縦断形を図 3.3-71 に示す。泥の安息角を 2° と

すると、水深 30~80m 区間の堆積厚はさらに厚くなり、現在の表面高よりもさらに高くなってしまふ。また、最寒冷期前後に河口に供給された土砂は大陸斜面にやや厚く堆積する。

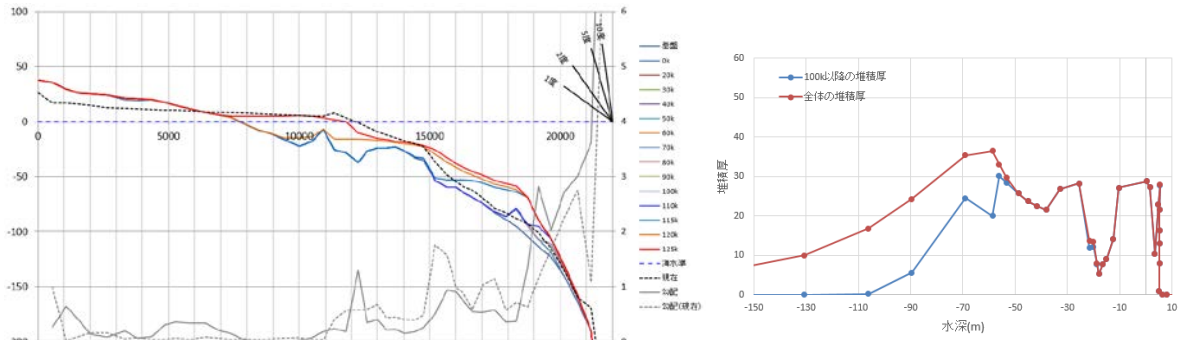


図 3.3-71 泥の安息角 2.0° + 砂の安息角 5° (河口軸)

4) ケース④ (砂の安息角 10°、泥の安息角 1.0°)

砂の安息角を 10°、泥の安息角を 1.0° とした場合の最終時刻の縦断形を図 3.3-72 に示す。砂の安息角を 10° としても前置斜面の勾配は 1° 弱とほぼ変化していない。堆積厚と水深の関係もほぼ同じ結果となった。

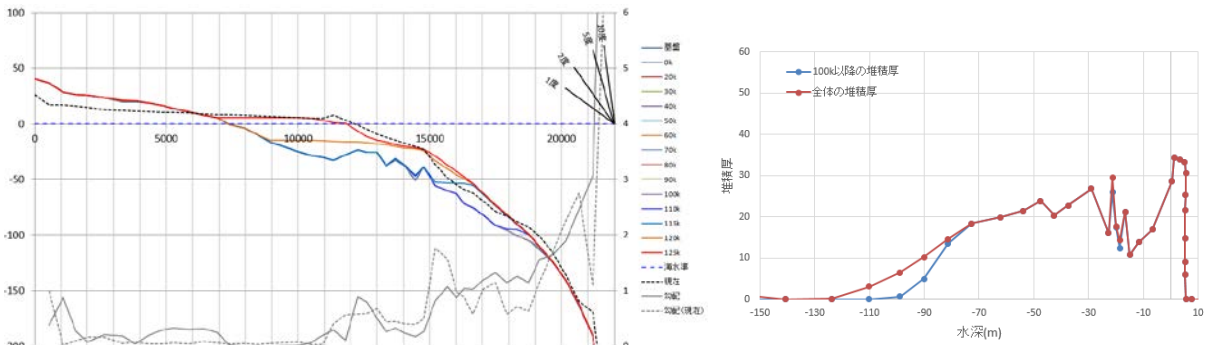


図 3.3-72 泥の安息角 1.0° + 砂の安息角 10° (河口軸)

5) 堆積物分布の比較

図 3.3-73 にケース①~③の堆積物分布図を示した。なお、砂の安息角 10° としたケース④の分布はケース①とほぼ同じ結果となるため割愛した。泥の安息角を 1° とした場合には、水深 100m 付近まで堆積し、これ以深の大陸斜面ではほぼ堆積していない。水深 150~200m 間では 1m 前後の土砂が帯状に堆積しているが、これはこの間の勾配が 1° 強と緩傾斜となっているためである。

泥の安息角を 1.5~2° と大きくすると水深 200m 付近まで土砂が堆積し、調査結果よりも深い水深まで土砂が堆積してしまう。このように当海域では泥の安息角を 1° とすることで、沖合の泥が堆積する水深を調査結果にほぼ一致させることができる。また、最終時刻での表面高も現在とほぼ一致させることができる。

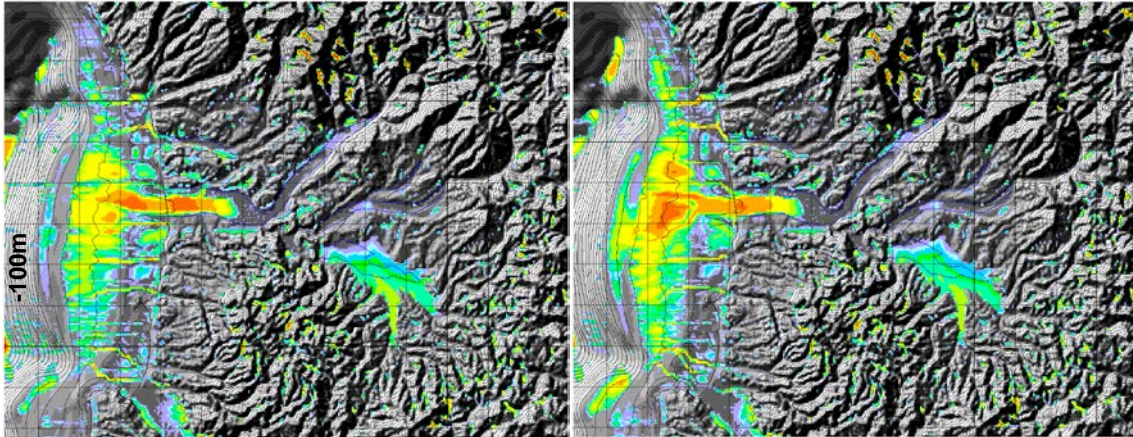
泥の安息角を 1° とすると大陸斜面に移動あるいは供給された土砂は沖合へと移動し、図の左端の水深 800m 以深への深海で堆積する。図の右斜め上方に帯状に堆積物が見られるが、この部分は江差沖海底谷の谷底に相当し、この部分にも移動した土砂が堆積している。

図 3.3-74 に海退期である 3 万年後の結果を示した。海退期には A 川河口は海側に円弧状に突き出たカプス状のデルタを形成している。図 3.3-68 で示したように海水準の停滞期にはラップ状に開くエスチュアリー状のデルタを形成し、海水準変動に応じたデルタ形状の変化についてもシミュレーションで再現することができる。

以上述べたように、泥の安息角を 1° とすることで、当海域の陸棚および陸棚斜面での堆積状態を再現することができる。また、砂の安息角の影響は小さいとすることができる。

ケース① 泥 1.0° + 砂 5°

ケース② 泥 1.5° + 砂 5°



ケース③ 泥 2.0° + 砂 5°

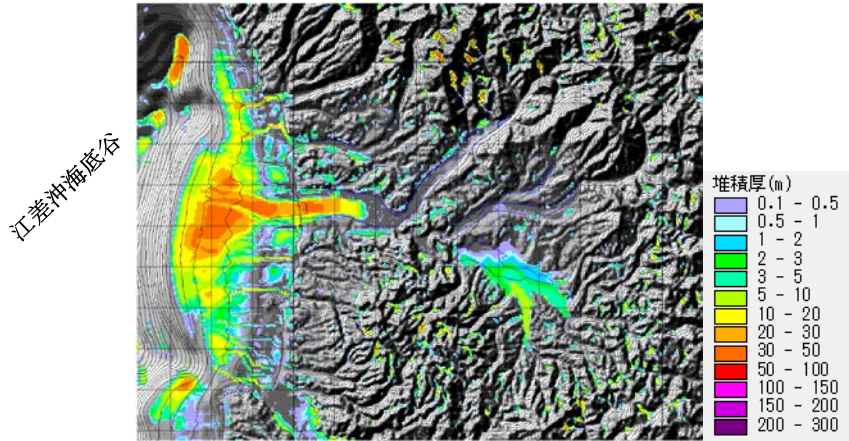


図 3.3-73 ケース①～③の堆積厚分布の比較

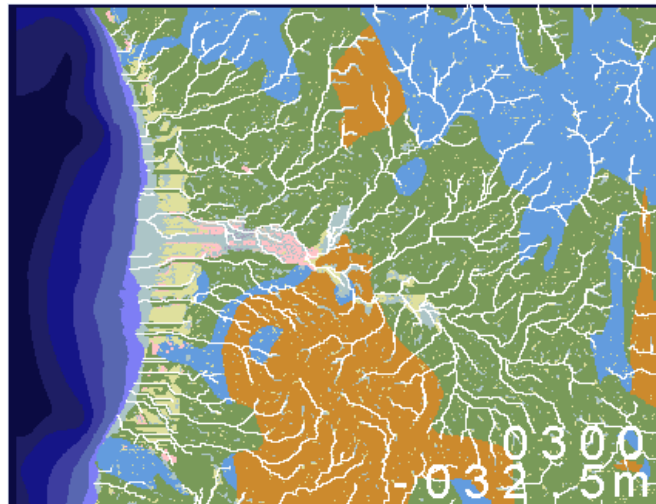
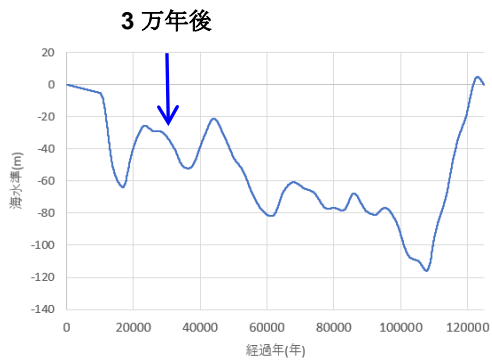


図 3.3-74 海進期のデルタ形状 (ケース①)

(c) 泥の堆積範囲

前項のシミュレーションでは泥の堆積の半値幅に砂の半値幅の5倍を用いてシミュレーションした。A川の噴流モデルでは側方の半値幅は約600mであったので、泥の半値幅は約3kmとなる。ここでは、泥の半値幅を表3.3-5に示す2.5～10倍と変更して、影響を検討した。

表 3.3-5 泥の半値幅の設定一覧

	泥の半値幅	半値幅の目安	砂の安息角	泥の安息角
ケース⑤	2.5倍	1500m	5°	1.0°
ケース⑥	5.0倍	3000m		
ケース⑦	7.5倍	4500m		
ケース⑧	10倍	6000m		

泥の堆積域を制御する半値幅を2.5～10倍に変化させた時の河口軸における縦断形を図3.3-75に示した。半値幅を大きくしても河口軸では堆積厚に系統的な変化は現れていない。これは、河道位置がシミュレーションによって異なり、縦断面が直接比較的無いためである。

図3.3-76に河口軸南側2kmの縦断面を示す。この縦断面は断面線上で作成しており、投影は行っていない。堆積物は2.5～5倍で水深30～50m付近が最大となり、7.5～10倍では水深50～60m付近で最大となり、最大厚から検討すれば半値幅は7.5～10倍(A川では4.5～6km)とすれば良いことになる。

図3.3-77に最終時刻における堆積物分布を示す。なお図中のメッシュ間隔は3kmであり、ケース⑥の半値幅がメッシュ間隔に相当する。図の凡例は図3.3-73と同じである。図で示したように堆積物分布はほぼ変化しておらず、図3.3-76の結果は半値幅変化による堆積厚の変動ではなく、シミュレーション毎に変化する河道位置の「ふれ」に影響された可能性が高い。したがって、泥の半値幅はシミュレーション結果に大きく影響していないと言える。

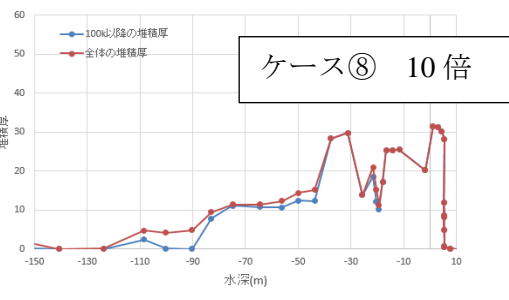
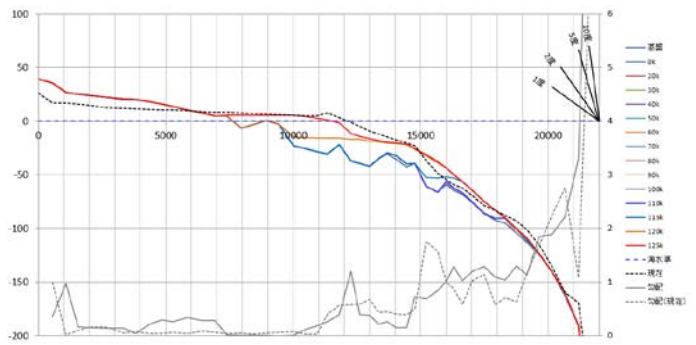
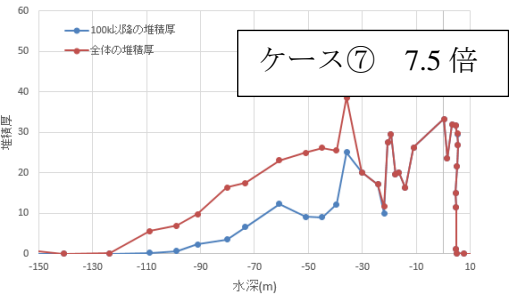
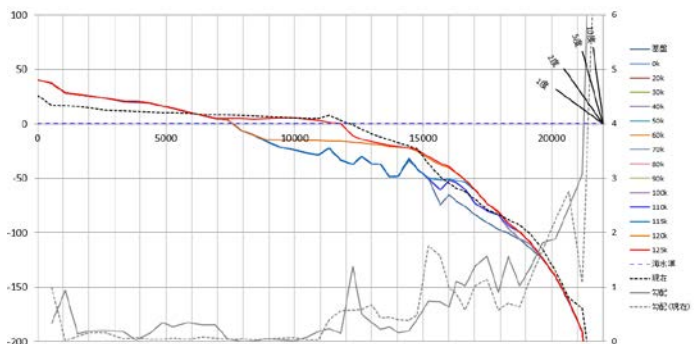
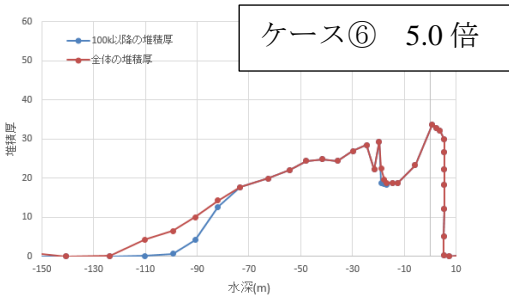
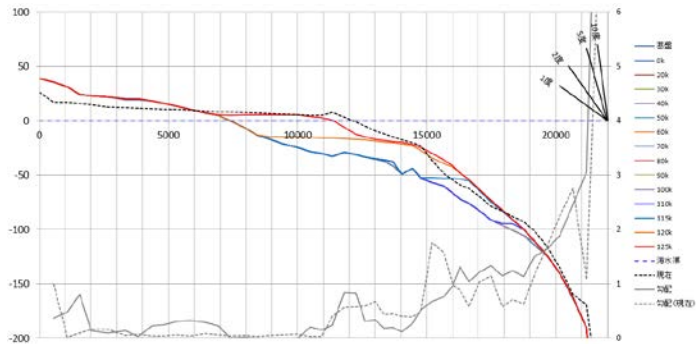
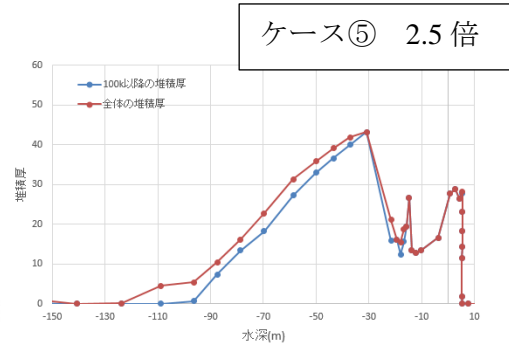
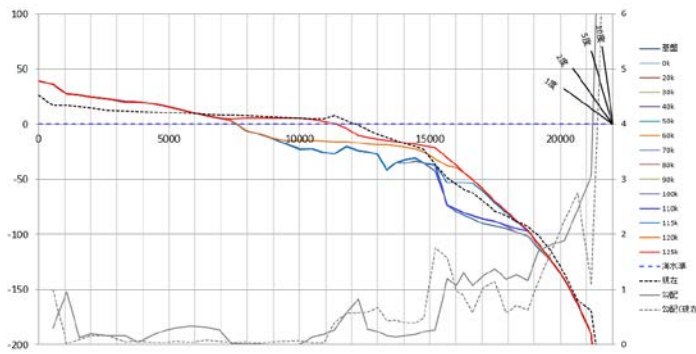


図 3.3-75 泥の半値幅による堆積状況の変化 (河口軸)

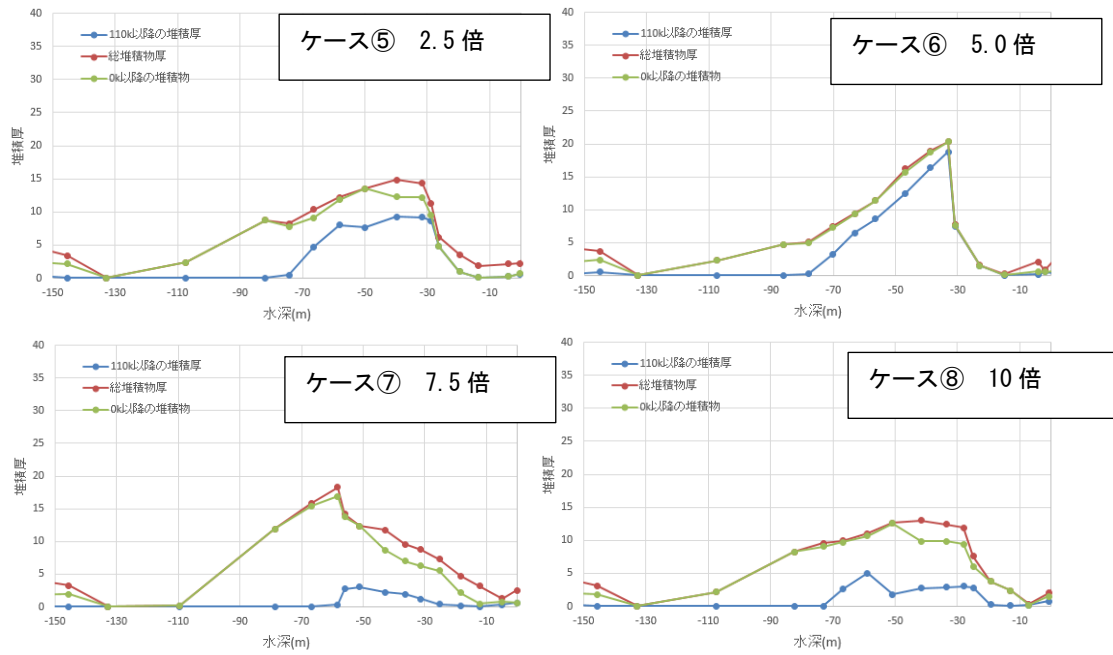
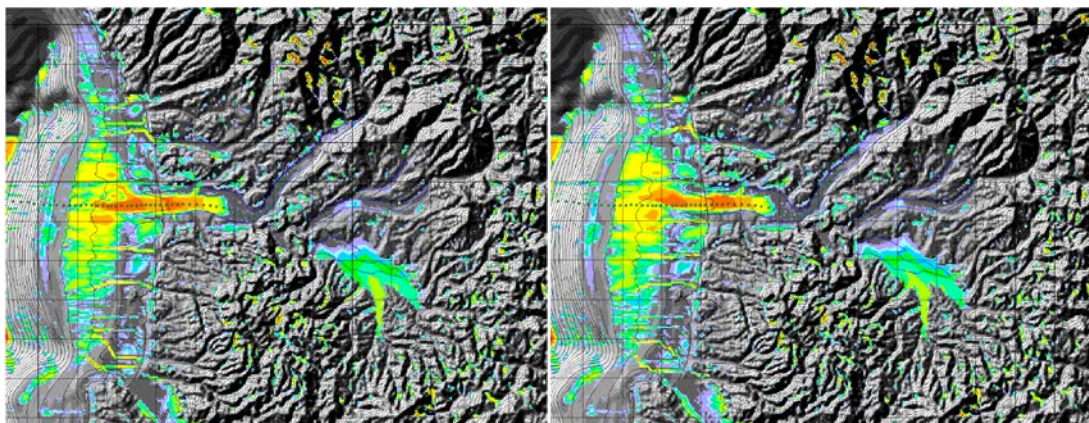


図 3.3-76 泥の半値幅による水深－堆積厚の比較（河口軸南 2km）

ケース⑤ 2.5倍

ケース⑥ 5.0倍



ケース⑦ 7.5倍

ケース⑧ 10倍

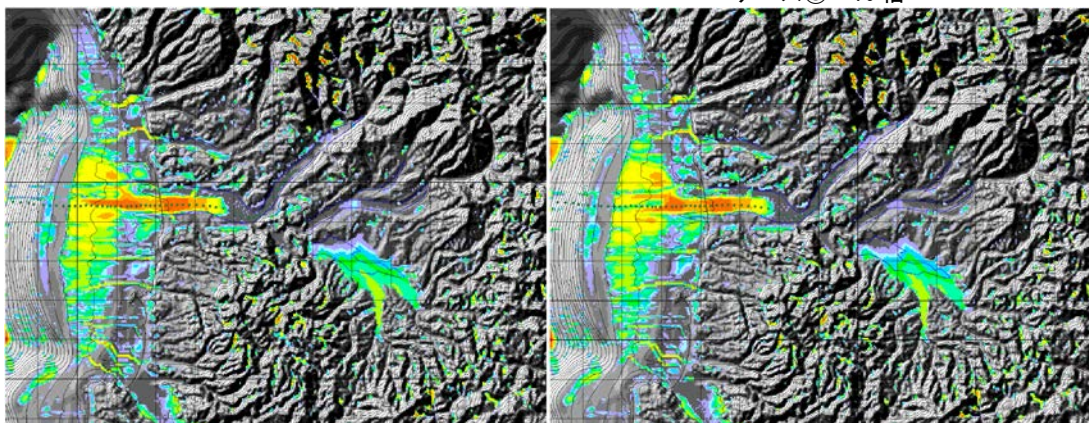


図 3.3-77 泥の半値幅による堆積物分布の比較

(d) 堆積物の移動距離の上限

河口へ到達した土砂は1ステップ(10年)毎に泥と砂の2相で沈降させ、安息角を超える地点に沈降した土砂は、安息角を超える土砂量を最大傾斜方向に1メッシュ移動させている。移動先でも安息角を超える場合があるため、この移動を繰り返すことで安息角をほぼ満たす土砂を堆積させることができる。この繰り返し回数上限が1ステップでの最大移動距離となる。ここでは適切な繰り返し回数が不明であるため、繰り返し回数を変更して移動距離の影響を検討した。繰り返し回数は表3.3-6に示す1~50回とした。

表 3.3-6 繰り返し上限の設定一覧

	繰り返し回数	最大移動距離	実行時間	泥の半値幅	砂の安息角	泥の安息角
ケース⑨	1	57m	1.00	5.0 倍	5°	1.0°
ケース⑩	3	173m	1.02			
ケース⑪	5	289m	1.01			
ケース⑫	10	577m	1.04			
ケース⑬	20	1155m	1.03			
ケース⑭	30	1732m	1.08			
ケース⑮	50	2887m	1.06			

表3.3-6の繰り返し上限を変更した結果の堆積物分布図を図3.3-78に示す。繰り返し回数上限を変更しても水深100m以浅の陸棚での堆積厚はほぼ変化していない。一方、繰り返し上限が5回以下と1ステップの移動距離を300m以下とすると大陸斜面にも堆積物が分布するようになる。これは最大移動距離が小さいため、大陸斜面は移動途上にあるためである。また、同じ理由により繰り返し上限の回数が小さいと深海域の江差沖海底谷の谷底に堆積物が分布している。繰り返し上限回数が10回以上では、大陸斜面にわずかに堆積するだけとなり大きな際は認められない。

図3.3-79に河口軸南側2kmでの断面を比較した。繰り返し回数が1回と10回の場合には水深150m以深の大陸斜面でも堆積が認められる。一方、繰り返し回数20回と50回の場合では大陸斜面にほぼ堆積物は認められない。なお、繰り返し回数が20回と50回の場合には最大厚は水深30~50mに位置する。繰り返し回数50回のケースはケース6と同じパラメータを用いているが、堆積厚が最大となる水深は30mとなっており、この違いは乱数により変化させた河道位置による影響が大きい。

以上の結果から、繰り返し回数上限は20回程度(最大1155m移動)とすれば良いと言える。

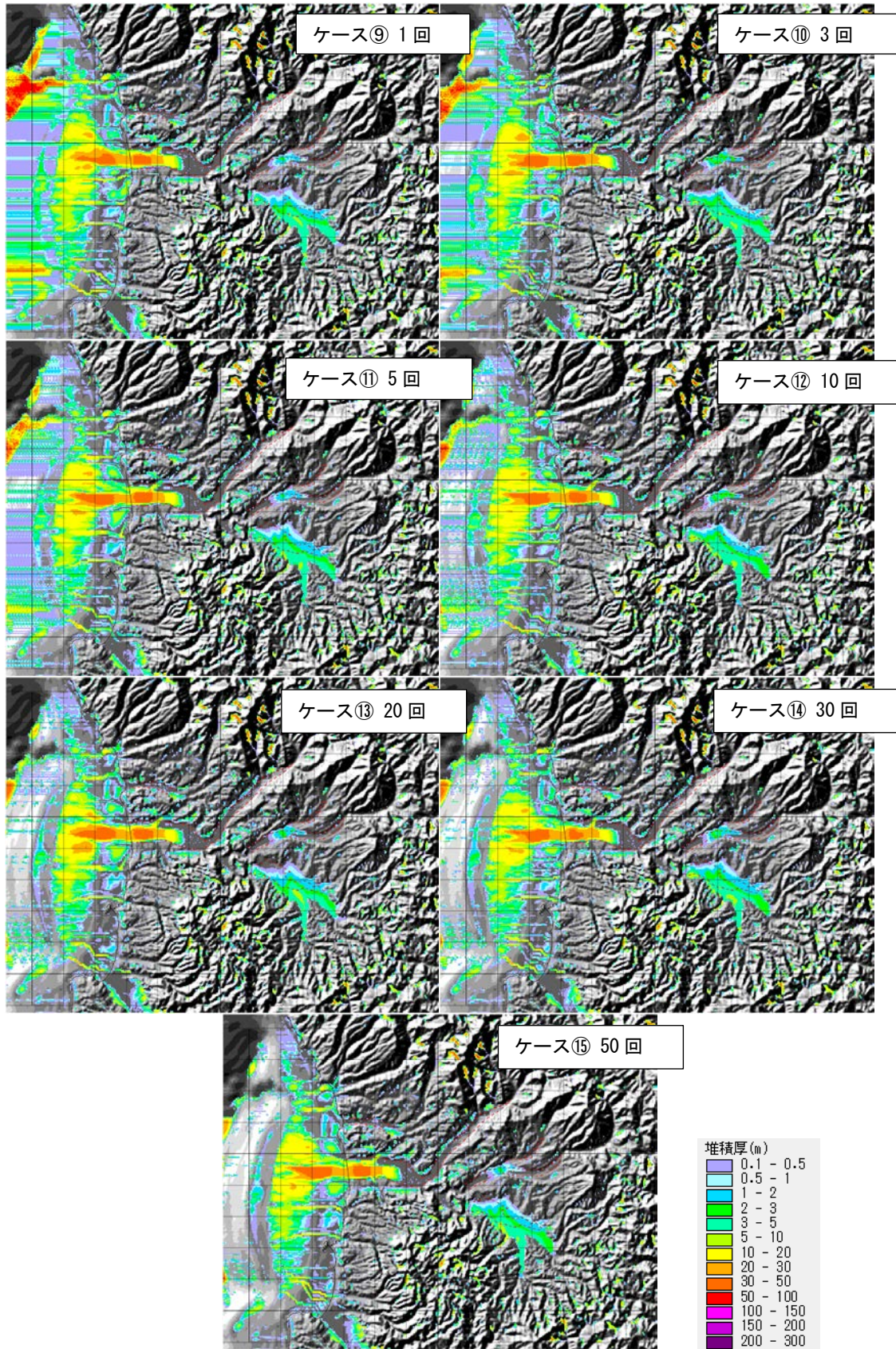


図 3.3-78 繰り返し上限回数による堆積物分布の比較

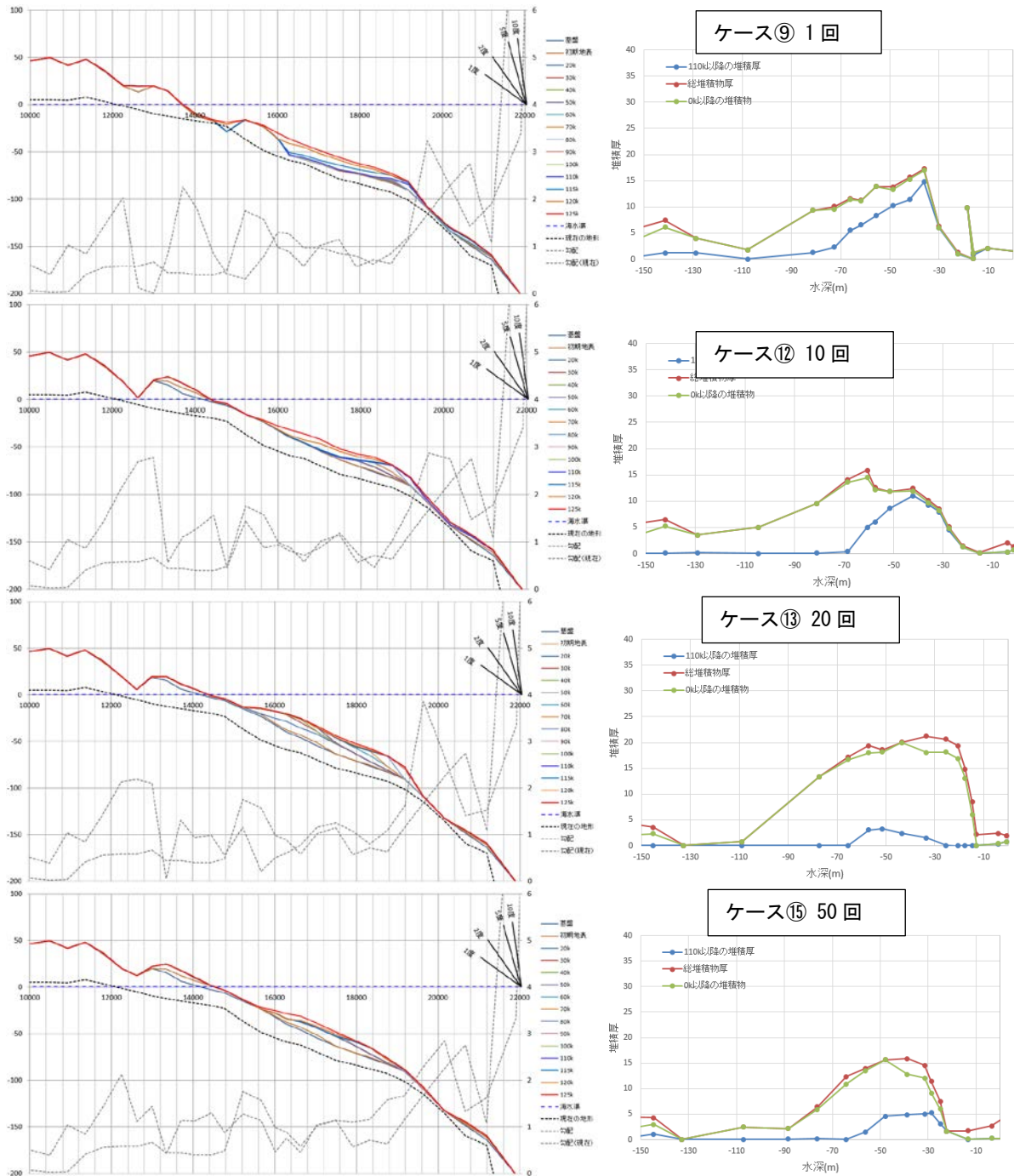


図 3.3-79 繰り返し上限回数による縦断形の比較 (河口軸南 2km)

3.3.2 河道移動及び側刻に関するパラメータの検討

本作業では、対象地域における側刻・蛇行に関する情報を文献調査に基づき整理し、整理した条件を再現するような側刻・蛇行に関するアルゴリズムとパラメータを検討した。対象地域は前述と同じA川流域とした。

(1) 氾濫による河道の移動と再現方法

(a) 谷底侵食低地と谷底堆積低地

河川が左右に滑らかに屈曲し、S字を連ねたような平面形をなして流れる状態を河川の蛇行と呼び、その流路を蛇行流路と呼ぶ(鈴木 1998)⁽³⁵⁾。河川の蛇行は自由蛇行と穿入蛇行の2種に大別される。自由蛇行は低地河川の蛇行であり人工堤防で流路を固定されていないならば、その流路の位置と振幅・波長を自由に変えながら発達する状態である。一般には河口付近のデルタ付近がこれに相当し、この特徴は図 3.3-80 に示すように河床が厚い堆積物によって覆われた谷底堆積低地となっていることにある。このような谷底を埋める厚い堆積物は寒冷期に海水準が低下し、河川が下方に掘り込むことによって形成された溺れ谷が海水準上昇によって埋積されたことによる。なお、寒冷化により河口付近の河川が下刻した場合には河道沿いの低地幅が元の平坦地より狭くなるためこの低地幅内で蛇行する。この蛇行した河川が谷壁と接する箇所では崖の侵食(側方侵食)が生じることから、この時期の下流域では下刻と側方侵食が生じていることになる。このようにして寒冷期の溺れ谷は深くなるとともに、側方にも幅を広げていく。

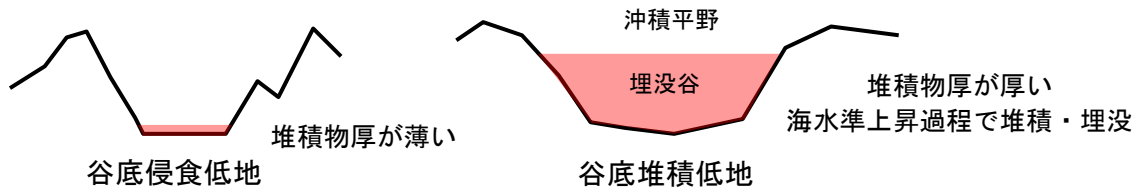


図 3.3-80 谷底侵食低地(穿入蛇行)と谷底堆積低地(自由蛇行)

「穿入蛇行」は山間部を流れる河川の蛇行であり、図 3.3-81 で示す「掘削蛇行」と、これが側方侵食を起こし河道沿いに低地が形成された「生育蛇行」に分類される。なお、掘削蛇行は図 3.3-82 に示す欠床谷とも呼ばれ、生育蛇行は図 3.3-80 左の谷底侵食低地の状態となっている。

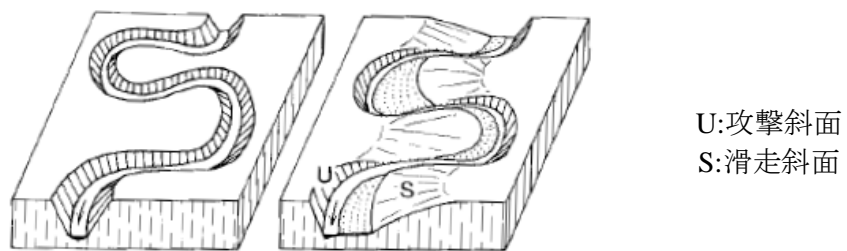
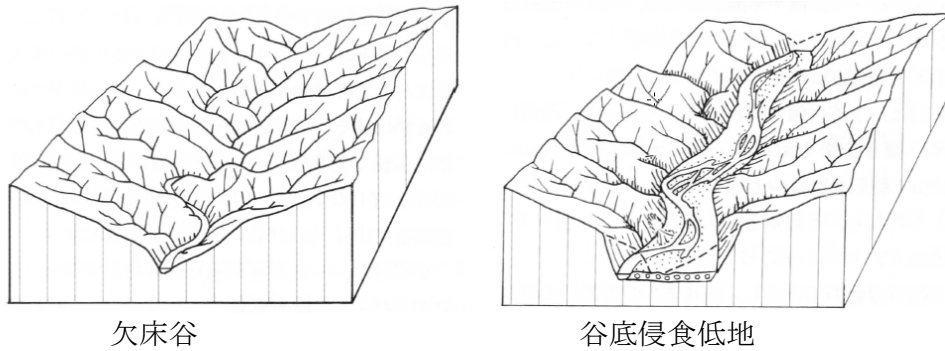


図 3.3-81 掘削蛇行(左)と生育蛇行(右) 鈴木(1998)⁽³⁶⁾



欠床谷
谷底侵食低地
図 3.3-82 欠床谷と谷底侵食低地 鈴木(1998)⁽³⁵⁾の図 6.3.2 から引用

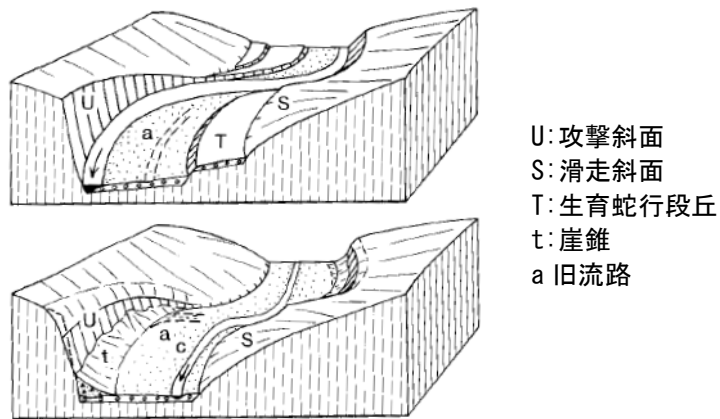


図 3.3-83 河道の移動と攻撃・滑走斜面 鈴木(1998)⁽³⁶⁾の図 13.1.11 から引用

図 3.3-83 に生育蛇行と河道位置変化による地形変化のモデルを示す。上図では河道が右岸（流下方向に対し右）に接していることから、この右岸谷壁が攻撃斜面となり側方（図の左）へ低地を広げる。この場合、左岸は滑走斜面となり段丘などが残される。蛇行により左岸側に河道が移動した場合にはこれまで滑走斜面が側方侵食を受け、段丘などを消失させる。この際、右岸側の崖下には崖錐が形成されることになる。生育蛇行では、このように河道位置が蛇行によって変化することにより側方侵食が生じ、この結果として谷底侵食低地が形成される。このときの谷底侵食低地の特徴は図 3.3-80 左に示すように、河床を薄い砂礫が覆い、この下は岩盤となっていることにある。このように谷底侵食低地の幅は過去に河道が移動した範囲に相当する。

鈴木(1998)⁽³⁵⁾によれば自由蛇行の振幅の経験式は、

$$\alpha_m = K_4 Q^{n_4}$$

α_m : 蛇行振幅 K_4 : 50~100 Q : 年洪水流量 $n_4 \doteq 0.5$

としているが、ばらつきの大きな推定式としている。なお、年洪水流量が流量に比例するとすれば、基本的には流量の大きい河川(流域面積の大きい河川)ほど蛇行振幅が大きいことを示している。

自由蛇行の河床勾配は 1/1,000~1/10,000 とごく緩い勾配で生じる。鈴木(1998)⁽³⁵⁾は生育蛇行を蛇行流路または網状流路に相当するとしており、表 3.3-7 に示すように河床勾配は網状流路で 1/10~1/1000、蛇行流路は 1/1,000~1/10,000 としている。なお、鈴木(1998)⁽³⁵⁾では生育蛇行の蛇行振幅幅についての経験式は示されていない。

表 3.3-7 低地河川の流路形態の分類と諸類型の一般的特徴 鈴木(1998)⁽³⁵⁾から引用

		網状流路 braided channel	蛇行流路 meandering c.	分岐流路 anabranching c.	網状分岐流路 anastomozing c.	直線状流路 straight c.
流路の平面形状の模式図						
流路の状態	低水時	2本以上の流路で、多数の寄州と中州(礫堆)を伴う	1本の流路で、寄州と小さな中州(砂堆)を伴う	下流に分派した2本以上の流路で再合流しない	分岐した2本以上の流路が下流で再合流する	瀬と淵をもつ1本の流路で寄州(砂堆)を伴う
	高水時	礫堆を含む河川敷全体が冠水し一つの流れになる	中州も冠水し河川敷全体が一つの流れになる	派川は結合せず分派したままである。川中島も稀に冠水	派川は結合せず分派したままである。川中島も稀に冠水	一つの流れで寄州も冠水する
屈曲度		< 1.05	> 1.3	> 1.5	> 2.0	< 1.05
水面幅/水深		> 40	< 40	< 20	< 10	< 40
河床勾配		$10^{-1} \sim 10^{-3}$	$10^{-3} \sim 10^{-4}$	< 10^{-4}	$0 \sim 10^{-4}$	< 10^{-4}
流速と流体力		高	中	中～低	最低	低
河床変化	侵蝕の変化	流路の拡幅	流路の穿入と蛇行振幅の拡大	蛇行振幅の緩慢な拡大	蛇行振幅の極めて緩慢な拡大	細流の拡幅と穿入
	堆積の変化	河床上昇、礫堆、中州形成	蛇行州の形成	河岸への緩慢な付加堆積	河岸への緩慢な付加堆積	非対称寄州の形成
	流路の安定性	河床変動が大きく、極めて不安定：河道の転流、瀬の短縮	蛇行の下流・側方への移動、頸状部切断	比較的安定だが、蛇行流路に近い	安定であるが、まれに蛇行流路と同じ	安定なるも、交互州の下流への移動
土砂流送	主な流送様式	掃流>浮流、溶流	浮流>掃流、溶流	浮流、溶流	浮流、溶流	浮流、溶流
	荷重(流送量)	多い	少ない	極めて少ない	極めて少ない	極めて少ない
	主な河床堆積物	礫	砂	細砂～泥	細砂～泥	細砂～泥
周囲の地形	自然堤防	礫質自然堤防	砂質自然堤防	泥質自然堤防	泥質自然堤防	稀に泥質自然堤防
	後背低地	礫質～砂質後背低地	泥質後背低地	泥質後背湿地	泥質後背湿地	泥質後背湿地
	複式堆積低地	扇状地、礫質谷底堆積低地	蛇行原、砂質谷底堆積低地	三角州、支谷閉塞低地、泥質谷底堆積低地	三角州、支谷閉塞低地、潟湖跡地などの低湿地	堤間湿地

(b) 側方侵食と生育蛇行

鈴木(1998)⁽³⁶⁾によれば穿入蛇行をなす谷の発達初期には河床を下方侵食して廊下状の溝を形成し、急傾斜となるため両側の岸壁は不安定となり崩壊によってV字型の横断面からなる谷を生じるとしている。この過程を繰り返して深い谷を形成する。この状態が図 3.3-84 に示す欠床谷の状態である。

V字谷が一定程度まで深くなると滝や早瀬が消失し、河床縦断形がスムーズになり、河床勾配も小さくなると下方侵食は小さくなる。この段階に至って河流の蛇行運動によって側刻が生じ始め、図 3.3-84 の平坦な河床からなる谷底侵食低地が形成される。このような側方侵食が生ずる河川は砂礫を運搬する掃流力が大きく、蛇行に伴う網状流路をなし、やや大きな河床勾配をもつことが必要である。ただし河口付近のように非固結性堆積物で構成された地域であれば蛇行流路をもつ砂床河川でも側方侵食が生じ、その結果として蛇行流路の移動を生じる。

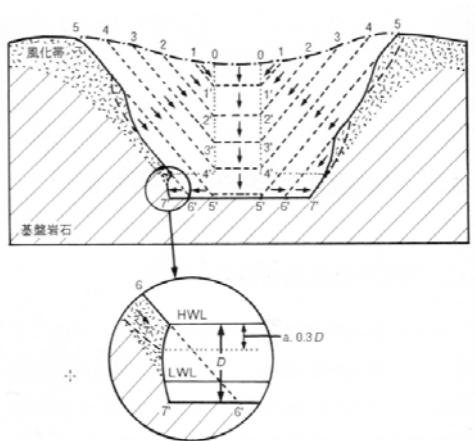


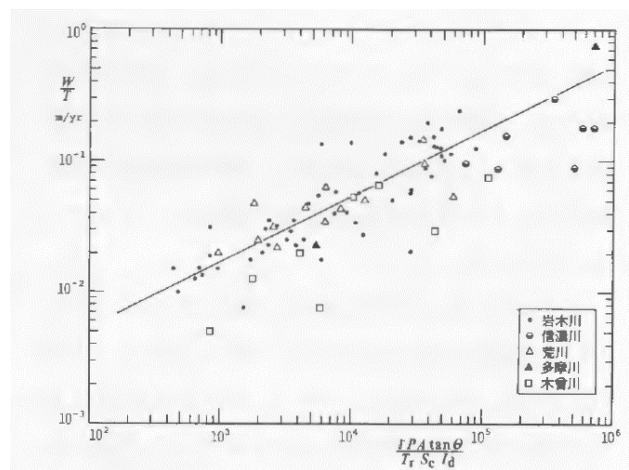
図 3.3-84 下方侵食から側方侵食への転換 鈴木(1998)⁽³⁵⁾の図 6.3.3 から引用

河川の側刻速度は鈴木(1998)⁽³⁵⁾では

$$\frac{W}{T} = \kappa \left(\frac{\gamma P A \tan \theta}{T_r} \times \frac{1}{S_c I_d} \right)^{1/2}$$

と表現している。ここで

W:側刻幅、T:側刻の継続時間、 γ :洪水流の単位重量、P:流域の平均降水量、A:流域面積、 $\tan \theta$:側刻面の縦断勾配(河床勾配)、 T_r :洪水の再現間隔、 S_c :一軸圧縮強度、 I_d :基盤の不連続指数、である。洪水の再現間隔を一定値とすると、側刻速度は流量と勾配の 1/2 乗に比例し、 $S_c I_d$ を実効的な受食性(地質係数)とすれば、この逆数の 1/2 乗に比例することになる。



鈴木(1998)⁽³⁵⁾の図 6.3-11 から引用

図 3.3-85 日本の 5 河川とその支流沿いの側刻幅と主要変数との関係

上の側刻速度の算出式を時間微分したときの主要変数を横軸とし、河川の幅と段丘形成年代から側刻継続時間を推定した側刻速度 (m/年) を縦軸とした関係を図 3.3-85 に示す。ややばらつきはあるが主要 5 河川の侵食速度は、主要変数と対応することから、河川の側刻力は源流から谷口の間では流域面積(流量)の増加する下流ほど大きいことになる。側刻による侵食速度(水平)は 10~100mm/年程度であり、河床の下刻速度が隆起速度前後の 0.数 mm/年程度であることから側刻速度はかなり速い地形変化であると言える。

(c) パイルモデルによる河道の移動と蛇行・側方侵食の再現

生育蛇行や自由蛇行による地形変化をシミュレーションに与える場合には、蛇行振幅と側刻力を与える必要がある。ただし、急流部に形成される穿入蛇行では下刻力が強く、逆に側刻力が弱いため谷底侵食低地は形成されないことから、河床勾配や流量に応じて適切な蛇行振幅と側刻力を与える必要がある。このようなアルゴリズムを与えれば、出水時に河道位置が変更(蛇行)され、図 3.3-83 に示す河道が崖と接した場合には攻撃斜面に側方侵食が生じ、この結果、低地幅が徐々に広がることになる。

自由蛇行の場合には低地幅が広く攻撃斜面は形成されにくい。したがって、海水準が変化しなければ、運搬されてきた土砂は河道沿いの地域に堆積し、また、河道移動により堆積物は平坦地全体に堆積していくことになる。一方海水準低下期には、自由蛇行となっている河口付近でも海水準低下により下刻力が回復するため生育蛇行と同様に側方侵食が生じ、溺れ谷の谷幅を拡幅することになる。気候変動 1 サイクルにおける寒冷化の期間は温暖化する期間より一般に長いいため、下流部での側刻期間は長く、河口部でも幅が広く深い溺れ谷が形成されることになる。したがって、シミュレーションでは生育蛇行と自由蛇行との営力を区別せず、河床勾配によって下刻力や側刻力が回復するアルゴリズムとしなければならない。

日本原子力研究開発機構(2017)⁽³⁷⁾の「復元地形モデルを用いた地形変化シミュレーションに係る作業」報告書では、40 万年前の初期地形から現在までの地形変化をシミュレーションしている。この初期地形には平坦な地形モデルが利用されており、このような初期地形を用いると従来の側刻の方法では河道が移動せず、ほぼ全域が欠床谷となったとしている。この理由は、側刻を河道と接する 1 メッシュに限定しており、河道の大きな移動(蛇行)を導入していなかったことによる。つまり側刻を受けた地点の標高は河床高よりもやや高くなるため、河道が移動しなかったことによる。このため、図 3.3-87 のパイルモデルをシミュレーションに導入し、パイルを河道が迂回することで河道を強制的に移動させている。この結果、河道の移動先で下方侵食と側刻が生じ、図 3.3-86 に示すように移動前の谷と合体などによって低地幅が拡大したとしている。

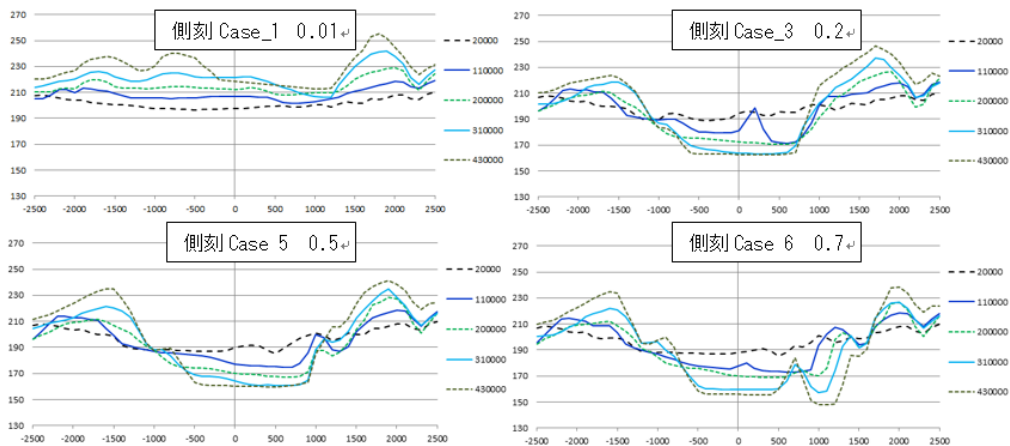
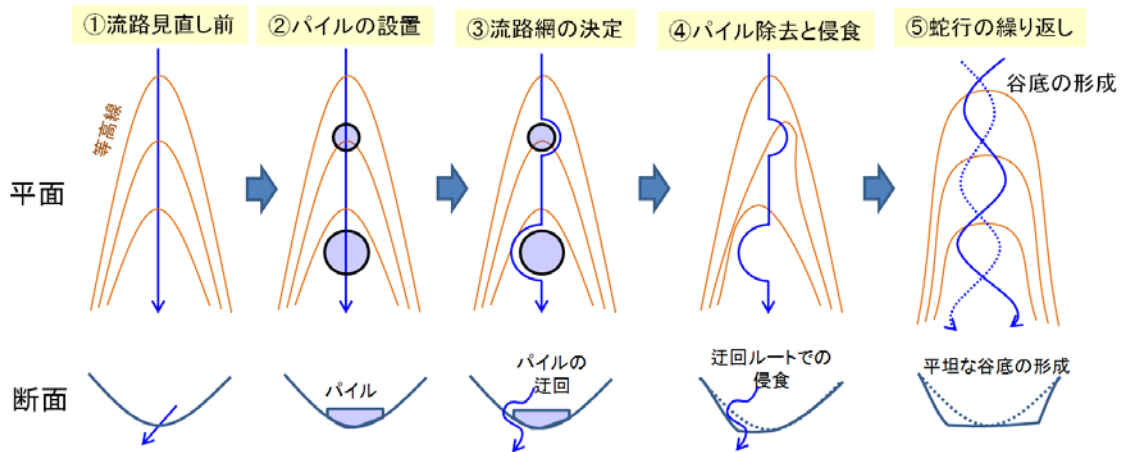


図 3.3-86 側刻力による横断面の変化(右下ほど側刻力が大きい)(日本原子力研究開発機構(2017)⁽³⁷⁾から引用)



日本原子力研究開発機構(2017)⁽³⁷⁾から引用

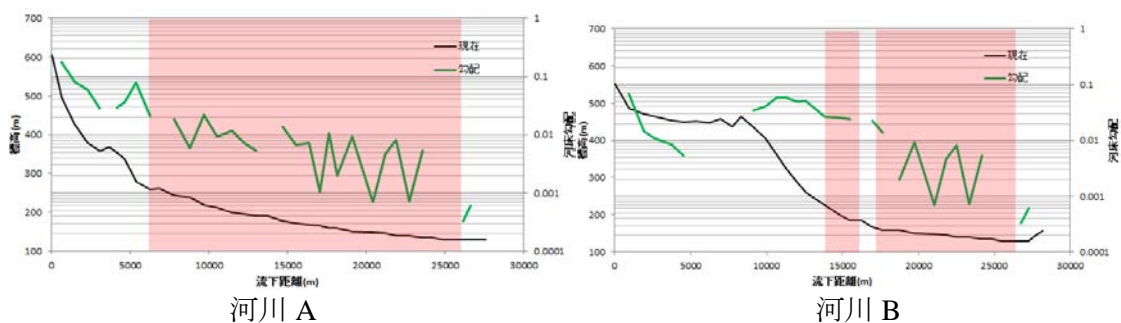
図 3.3-87 パイルモデルによる河道移動(蛇行)の表現

図 3.3-87 は日本原子力研究開発機構(2017)⁽³⁷⁾のピルモデルの考え方である。ピル半径は対象地域の低地幅と流域面積を検討し、流域面積に応じて下流ほど大きくしている。この方法では、流路見直し時に蛇行させる区間で河道上にピルを設置した仮想的な地形を考え、この仮想地形の上で流路位置を決定している。河道上にピルが設置された場合には、この位置で標高が高くなるため、河道はこのピルを迂回する。この状態でピル設置前の標高に戻し、側方侵食や河床の侵食および堆積を算出する。河道が崖と接した場合には、崖と河道との高低差を側刻力の変数としているため、崖側が側刻力の大きい攻撃斜面となる。一方、崖と河道を挟む反対側では河道との標高差がほとんどないため側刻力は小さく、滑走斜面の扱いとなっている。このようなピルによる強制的な河道の移動によって徐々に平坦な谷底が形成される。

なお、蛇行は護岸整備などの河川工学における課題であり、蛇行をシミュレーションで再現する文献は比較的多く、近い将来に河道がどのように変化するかを見積もるために実施されている。一方、蛇行振幅の経験式は年洪水流量を関数としているように河道の大きな移動は出水時に限られている。つまり、河川工学的な蛇行のシミュレーションは、現在の蛇行の状態をシミュレーションすることができるが、出水時に河道がどの位置、どのような蛇行形態で移動するかは対象外としているため、長期的な地形変化には利用できない。

(d) パイルモデルによる例

日本原子力研究開発機構(2017)⁽³⁷⁾では、蛇行幅を制御するピル半径を現在の低地幅から推定している。図 3.3-88 は 2 河川の河床縦断形を黒実線で、河床勾配を緑で示している。赤の網掛け区間は生育蛇行によって形成された谷底侵食低地のある区間を表す。この図から蛇行は河床勾配が 0.02 以下で生じるとしている。



河川 A

河川 B

図 3.3-88 河川 A,B の河床勾配と低地幅のある区間

図 3.3-89 は流下長 ($\sqrt{\text{流域面積}}$) と谷底侵食低地幅 (沖積域の幅) を計測し、両者の関係を求めている。河床勾配が 0.02 以下で谷底侵食低地が形成され、流下長の増加に伴い沖積域の幅が増加している。この関係を満たすようにパイル径を試行錯誤によって変更し、パイル半径を沖積域の幅の約 1/2 程度とすることで現在の沖積域に概ね類似する低地幅を再現できたとしている。

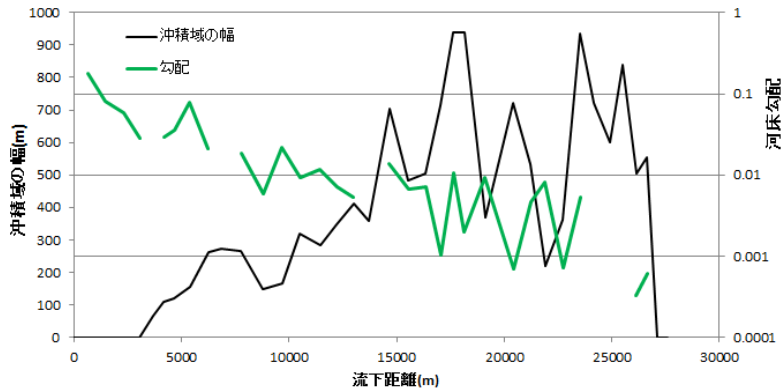


図 3.3-89 沖積層幅と流下距離および河床勾配の関係

(2) A 川流域での谷底低地幅の検討

日本原子力研究開発機構(2017)⁽³⁷⁾では沖積域の幅と流域面積の関係から蛇行幅に相当するパイル半径の推定式を作成し、また、蛇行・側刻させる条件を河床勾配で定義している。ここでは、A 川流域の沖積幅と流域面積および河床勾配を計測し、蛇行振幅や側刻を制御する条件を検討した。

(a) 計測河川と計測項目

図 3.3-90 に沖積幅を計測した 7 河川を示す。河川 3 は B 川、河川 4 は C 川、河川 5 は A 川である。図中のポイントは河床勾配と流域面積の計測ポイントである。沖積幅は河川 1 で 13、河川 2 で 30、河川 3 で 30、河川 4 で 32、河川 5 で 41、河川 6 で 30、河川 7 で 16 地点とした。

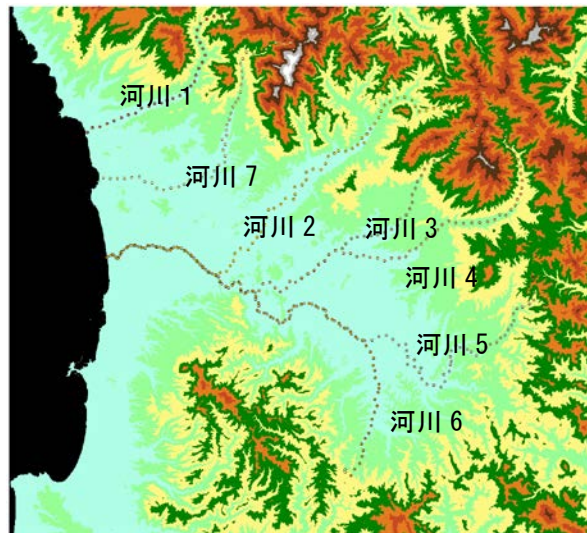


図 3.3-90 蛇行幅を検討した 7 河川

沖積域の幅は縮尺 1/20 万シームレス地質図⁽³⁸⁾の沖積域とし、河川に概ね直交する方向で計測した。なお、低位段丘は土石流堆積物で埋積されている可能性があることから、図 3.3-91

で示す沖積域に限定した。

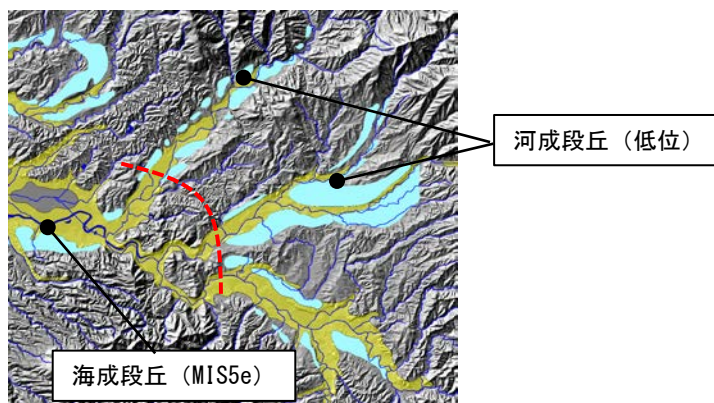


図 3.3-91 沖積域の幅

図中の赤破線は低位段丘が認められる範囲であり、これより下流では寒冷期に形成された谷は埋没谷となっている。これより上流の沖積域は完新世以降に下刻を受け、河床が低下した範囲を表す。

(b) 計測結果

図 3.3-92 に河川 2 (B 川) での流域面積あるいは河床勾配と沖積幅の関係を示す。左図では流域面積が 100km^2 において A 川と合流するため流域面積は 400km^2 と不連続に大きくなる。A 川と合流する前は流域面積が増加するとともに沖積域の幅が広がっている。右図の河床勾配は計測点上流 500m 位置の標高値から算出した。河川 2 では河床勾配が 0.02 以下で谷底侵食低地(沖積域)が形成されていることを示す。なお、A 川との合流点より下流では埋積された谷底堆積低地の区間となっているため河床勾配は 1/1000 以下となっている。

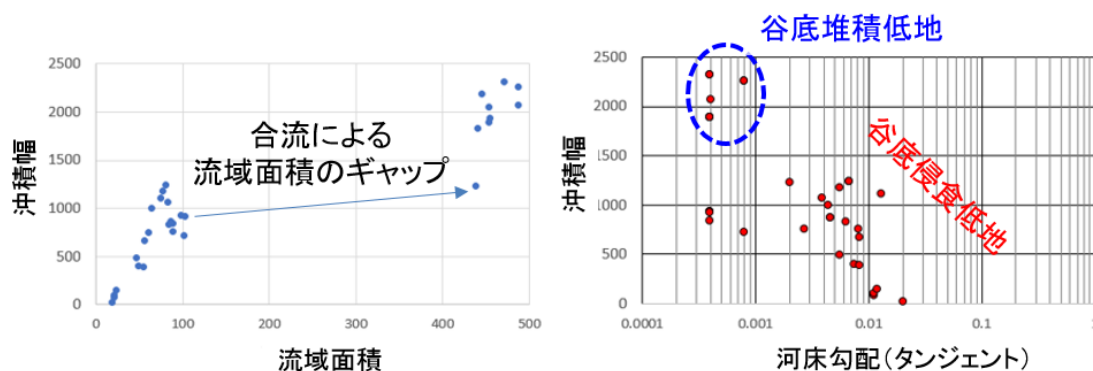


図 3.3-92 河川 2 の計測結果

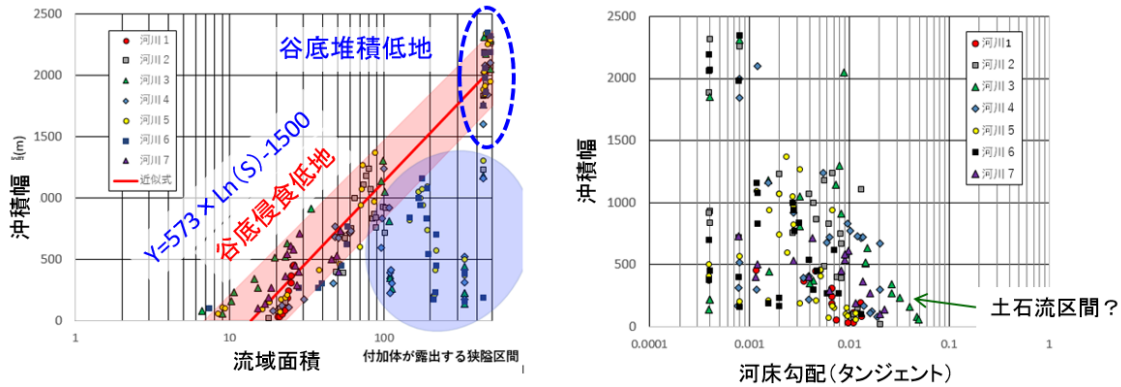


図 3.3-93 7 河川での計測結果

図 3.3-93 に 7 河川の沖積域の幅と流域面積および河床勾配との関係を示す。左図は流域面積との関係であり、流域面積が 100~400km² 間では沖積域の幅が急に狭くなっている。この区間は図 3.3-91 で示したように基盤が露出するため河床幅の狭い狭隘区間を形成しており、地質の堅さが他の区間とは大きく異なるため解析から除外する。これらを除くと流域面積 100km² までの区間では、沖積域の幅は流域面積（対数）の増加に対して概ね直線的に増大している。また、A 川と合流する地点より下流では流域面積は 400km² を超えるが、これら地域の沖積域の幅は 100km² までの区間の延長上に位置している。中流の谷底堆積低地の幅は側刻が、下流の谷底侵食低地の幅は溺れ谷への堆積であるため成因が異なる。ただし、下流の沖積域の幅は寒冷期の下刻・側刻によって拡幅した範囲に土砂が堆積したと考えれば、下流域が中流域の関係の延長線上にあってもおかしくはない。

図 3.3-93 右図の河床勾配との関係では、河川 3 を除き谷底侵食低地が形成される条件を河床勾配 0.02 以下であるとできる。

以上から側刻が生じる条件としては河床勾配が 0.02 以下とすることができ、谷底侵食低地の幅（沖積幅）は図 3.3-93 左図の回帰式でおおよそ推定できることになる。

日本原子力研究開発機構(2017)⁽³⁷⁾とこれら計測結果を比較すると、谷底侵食低地ができる条件河床勾配 0.02 以下と同じ値となっている。また、図 3.1-11 の河川では沖積域が流下長 3~4km 付近（流域面積 9~16km²）から現れており、対象地域で沖積域が現れる流域面積 10km² と類似した値となっている。ただし、日本原子力研究開発機構(2017)⁽³⁷⁾では流下長 10km（流域面積 100km²）で沖積域の幅は 250m 前後となっているが、対象地域では沖積域の幅が 1000m と 4 倍程度広がっている。これは前者が新第三紀堆積岩類を侵食するのに対し、当地域は主として更新世の堆積物を侵食した差と思われる。

このように A 川流域ではばらつきは大きいものの、流域面積の増大とともに沖積域の幅は増大し、側刻が顕著となる条件は河床勾配が 0.02 以下の区間であるとする事ができる。

(c) 側刻力の算出方法

地形変化評価コードではメッシュ単位に標高が与えられており、1 メッシュ内は等しい高さとして扱う。したがって、メッシュの一部が侵食される想定をしていない。このため、側刻された量を高さ（河川との標高差）から減算することで標高を低下させる。このため側刻量を算出するためには (b) で示した鈴木(1998)⁽³⁵⁾による側刻量の算出式を変更する必要がある。なお、地質係数 1 の場合には側刻力は側刻量となるが、地質係数が 100 の場合には側刻量は側刻力の 1/100 に低下する。鈴木(1998)⁽³⁵⁾では側刻量は流量（流域面積×降水量）と河床勾配の 1/2 乗に比例し、地質の 1/2 乗に反比例すると解釈され、崖の高さに関する項がない。これは斜面基部を侵食するため不安定となった斜面上部の崩壊により側刻が進むためであり、崖の高さに関係していない。一方、地形変化評価コードでは上述したように標高差で侵食量を算出するため、崖の高さに相当する項目が必要となる。ここでは河床勾配の代わりに横断

方向の勾配（崖との勾配）に読み替え、崖高さを反映させた側刻量とする。

側刻量を算出するためには、侵食力が比較的大きい SPI 法による河川式を用いる方法がある。なお、SPI 法の河川式では、侵食力は流域面積および河床勾配の対数に比例する式である。このとき、河床勾配を崖の勾配に置き換えて側刻力を算定した。図 3.3-94 は流域面積 10km² 以上の河川に隣接し、河床との標高差が 1m 以上となるメッシュについて SPI 法から側刻量に相当する値を計算した結果を示した。

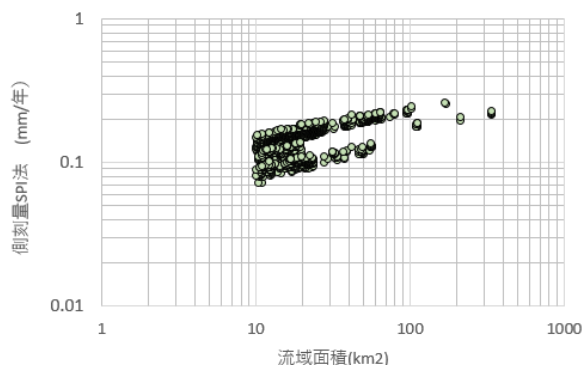


図 3.3-94 SPI 法から算出した側刻量

流域面積が大きくなるほど側刻量は大きくなるが流域面積が 10 倍になっても、側刻量は 2 倍程度しか大きくくなっていない。また、側刻量は 0.1~0.2mm/年程度と小さく図 3.3-85 に示した 10~100mm/年の 1/100 程度以下とごく小さい。これは SPI 法で河床勾配の対数を用いており、河床勾配の代わりに崖の勾配を用いても値があまり大きくならないことによる。したがって、側刻量の算出方法には SPI 法はそのまま適用できない。

このため、(b) で示した鈴木(1998)⁽³⁵⁾による側刻量の算出式を参考として以下の方法により側刻量を算出した。

$$W/T = k_1 L \tan \theta / \text{Geo}$$

$$L = (A^{1/2} - A_0^{1/2}) / A_0^{1/2}$$

ここで、 k_1 ：係数項 L ：流下長の関数 $\tan \theta$ ：崖の勾配 Geo ：地質係数

A ：地点の本流の流域面積 A_0 ：側刻が始まる流域面積

つまり L は側刻が始まる地点の流下長に対する、算出地点の流下長の関数としている。なお、鈴木(1998)⁽³⁵⁾では側刻量は 1/2 乗としているが地質係数はこの効果を含むため、1/2 乗を外している。

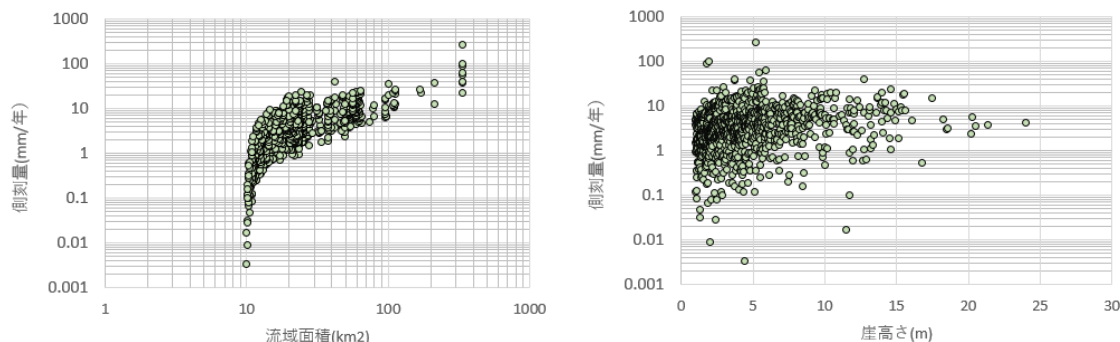


図 3.3-95 流域面積および崖高さに対する側刻量

側刻が現れる A_0 は対象地域で計測した図 3.3-93 左から流域面積 10km² (流下長 3162m) 前後と推定され、この値を用いる。なお、流域面積 10km² 未満では条件式によって側刻力を 0

としている。

側刻力の係数項 k_1 を側刻係数と呼ぶ。側刻係数を 0.03 とすると、図 3.3-94 は図 3.3-95 へと変化する。このときの側刻量は平均 4.2mm/年となり、図 3.3-85 に示した河川の側刻量 10～100mm/年の範囲よりもまだ小さい。ただし、図 3.3-85 の河川は信濃川や木曾川など流域面積が 5000～10,000km² を超える大河川の例であり、対象地域のような中規模河川では側刻量も小さいと考えられる。係数の調整は必要であるが、上の式を用いて側刻量を算出することとした。図 3.3-95 左は流域面積に対する側刻量であり、流域面積が 10 倍になると側刻量は 10 倍程度大きくなる。したがって、流域規模が大きな河川では側刻量がさらに 1 桁程度大きくなり、鈴木(1998)⁽³⁵⁾ の側刻量の範囲と概ね一致することになる。

図 3.3-95 は崖高さに対する側刻量であり、崖が高くなるほど側刻量は大きくなる傾向があるが、流域面積よりは感度が低くなっている。このように上の算出式では主として流域面積が側刻量に影響することを示す。

図 3.3-96 に SPI 法による側刻量と、今回の側刻量の頻度分布を示す。河川侵食力は SPI 法による側刻力 (左軸) を表し、側刻量は 0.2mm/年付近に集中する。一方、青の側刻力は上述した方法による側刻量であり、2mm/年と 20mm/年の 2 つのピークが現れている。20mm/年のピークは流域面積 100km² 以上の地点であり、C 川や B 川が合流するおより下流での側刻力となっている。流域面積 100km² 以上では 20mm/年程度の側刻量となる。崖の高さが 10m である場合には、500 年で崖が侵食される計算になる。このとき崖の高さが低下により側刻量も減少していくため、この数倍の時間で崖が侵食されることになるが、崖高さがある程度まで低くなればパイルによる蛇行により、これまで崖であった位置に河道が移動できるため、さらに 1 つ外側に形成される崖を側刻することになる。

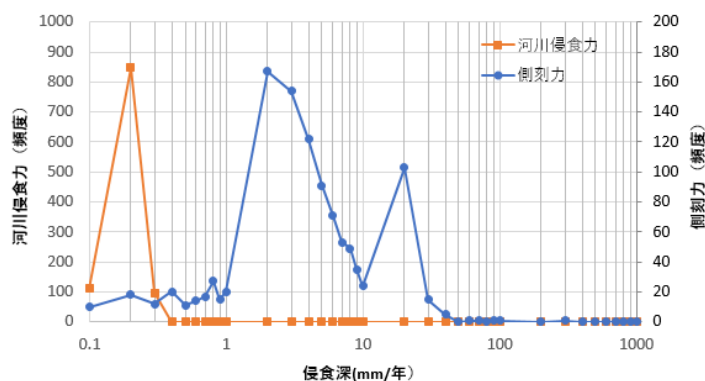


図 3.3-96 2つの方法で算出した側刻量のヒストグラム

(3) 地形変化評価モデルへの組み込み

(a) アルゴリズムパラメータの検討

前項で述べた側刻量の推定式を地形変化評価モデルに組み込み、蛇行振幅、側刻力の係数およびパイル高さを検討し、対象地域の谷底侵食低地の幅を再現するパラメータを検討した。

なお、蛇行(河道の移動)に伴う側刻が生じる条件は、図 3.3-93 から①、②を条件とした。

①河床勾配：0.02 未満

②流下長：3162m 以上 (流域面積 10km² 以上)

③蛇行振幅 (河道移動幅) ; $W=k \times 573 \ln(A) - 1500$ (図 3.3-93 左の式)

③は谷底侵食低地幅の推定式であり、下流ほど低地幅が広くなる。したがって、下流域ほどパイル半径を大きくする必要があり、③式に係数を乗じてパイル半径を決定する。

図 3.3-87 に示したパイルを河道上に設置する方法により蛇行を再現させ、①、②の条件を満たす河道上で 1/10 の確率で設置することとする。設置するパイルの最大半径は③から算出される低地幅に係数を乗じた値とし、設置される際のパイル半径は 1 メッシュから最大半径

までの範囲で乱数として決定した。乱数とする理由は最大半径のみを用いると規則的な蛇行パターンとなることを避けたためである。

図 3.3-87 ではパイルを円柱としているが、ここでは円錐状のパイルとし、パイル1段の高さは2mとした。したがって、3段のパイルでは1段目が2m、2段目が4mと順次高くなるモデルとした。

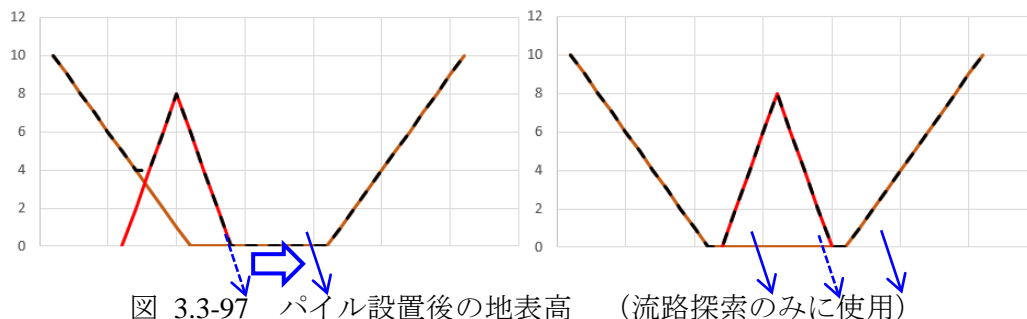


図 3.3-97 パイル設置後の地表高 (流路探索のみに使用)

図 3.3-97 にパイル設置後の流路探索に用いる仮想的な地表高を示した。元の地表高を茶色で、パイル高を赤で表し、パイル設置後の地表高を黒破線で示した。なお、流路探索終了後に地表高をパイル設置前に戻して侵食量等の計算をしている。図左は河道が左側に位置していた状態でパイルを設置した結果である。図の左斜面のようにパイル高が元の標高より低い場合にはパイル高は加算していない。したがって、流路探索後には河道はパイルの右側を通ることになる。図 3.3-97 右は河道が谷中央付近に位置する場合であり、パイル設置後はパイル左右のいずれかに河道が移動する。この場合には崖と河道とが接するため、崖の側刻が生じることになる。

側刻量のパラメータは蛇行振幅係数、側刻係数およびパイル高係数の3パラメータを検討した。なお、側刻量以外のパラメータは同じ値を使用し、海域の堆積モデルはケース⑤を使用した。

蛇行により形成される低地幅や側刻量の検討には横断面を用いた。ここでは図 3.3-98 に示す6地点で横断面を検討した。図中の青破線は沖積域を表す。

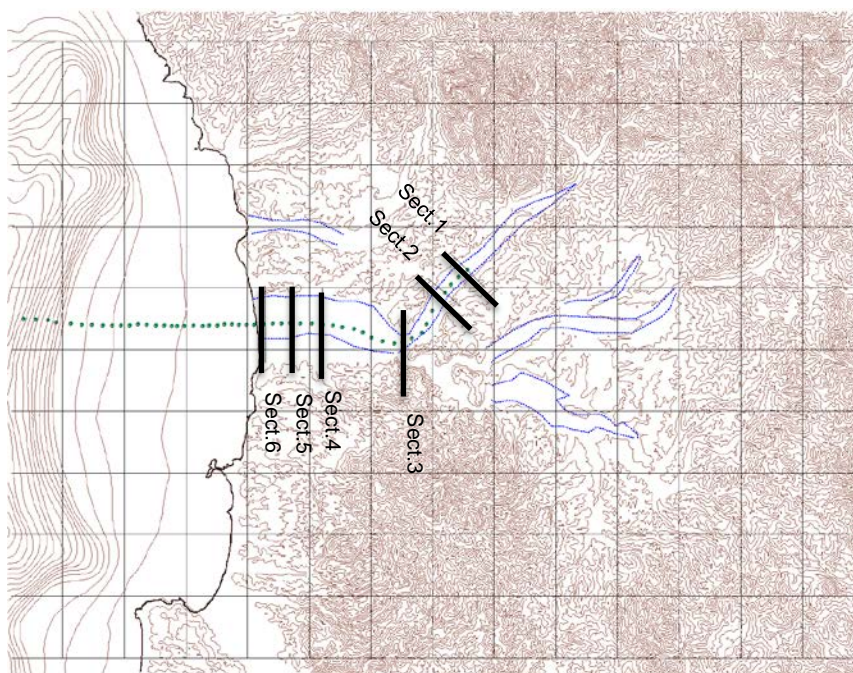


図 3.3-98 横断面 1~6 の位置 (格子間隔は 3km)

(b) 蛇行振幅係数の検討

蛇行振幅係数は0.0~0.4の表 3.3-8に示す5ケースで検討した。側刻力は検討結果から0.03を目安とした。

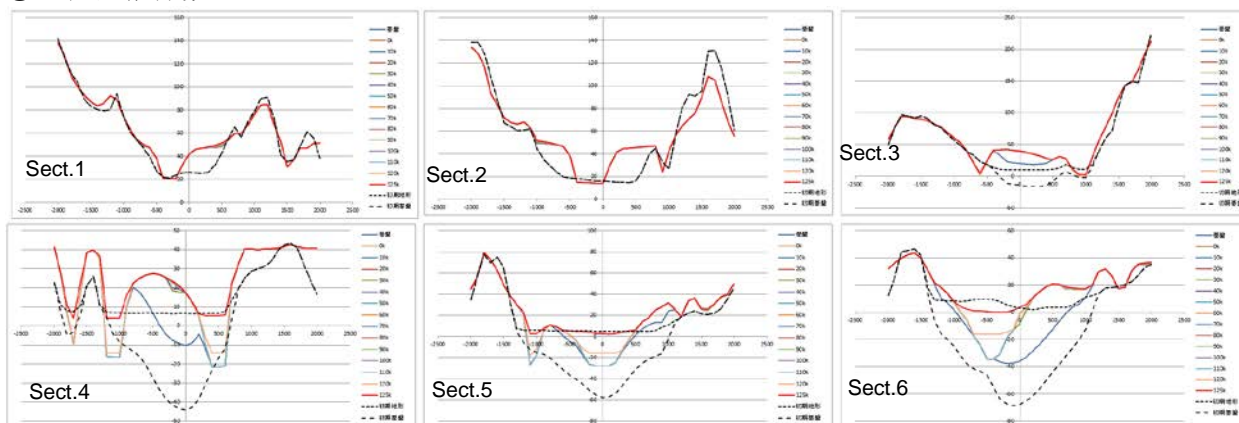
表 3.3-8 蛇行振幅係数の設定一覧

	蛇行振幅係数	側刻係数	パイル高係数
ケース 21	0.0	0.03	2m
ケース 22	0.1		
ケース 23	0.2		
ケース 24	0.3		
ケース 25	0.4		

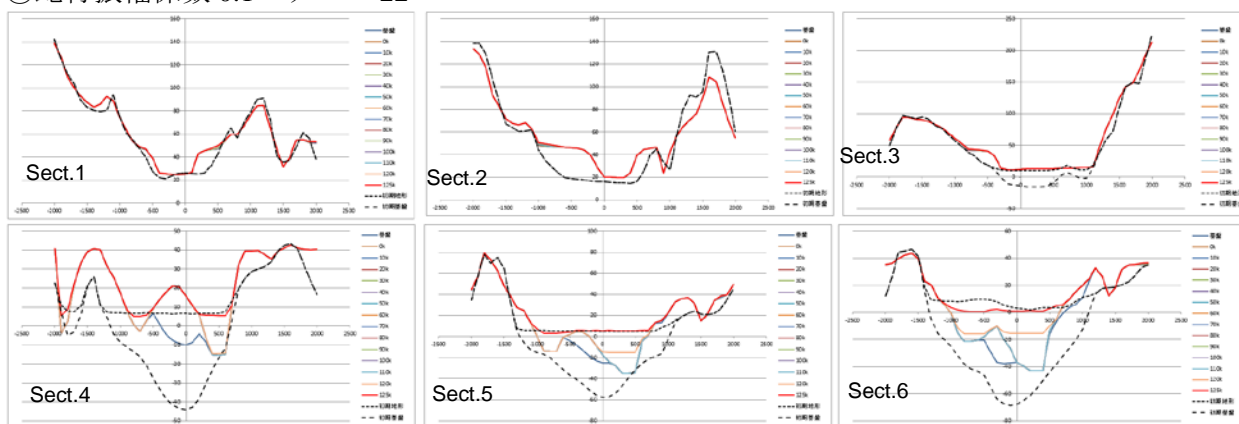
ケース 21~25 の設定で 12.5 万年間のシミュレーションを行い、最終時刻での横断面形状および 12.5 万年間にメッシュを通った河道の通る確率から蛇行した幅を検討した。なお、パイル半径で蛇行幅を設定しても、河道沿いの低地が周囲の平坦地よりもパイル高以上低くなってしまうと河道の移動は掘り下げた低地幅に限定されてしまう。これを確認するため河道が通る確率を視覚化して検討した。横断面の黒破線は現在の地表を、赤実線は最終時刻の地表を表す。

(1)横断面の比較

①蛇行振幅係数 0.0 ケース 21



②蛇行振幅係数 0.1 ケース 22



③蛇行振幅係数 0.2 ケース 23

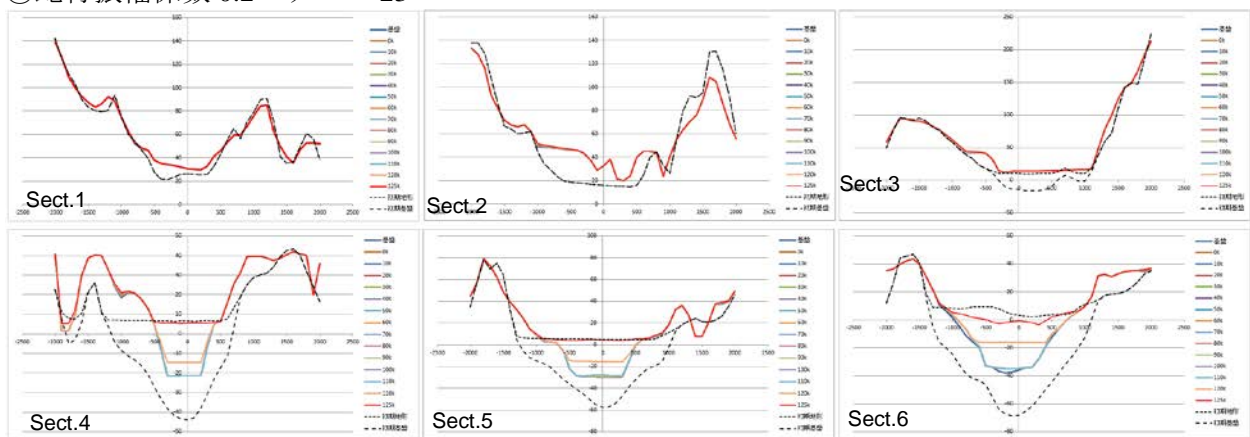
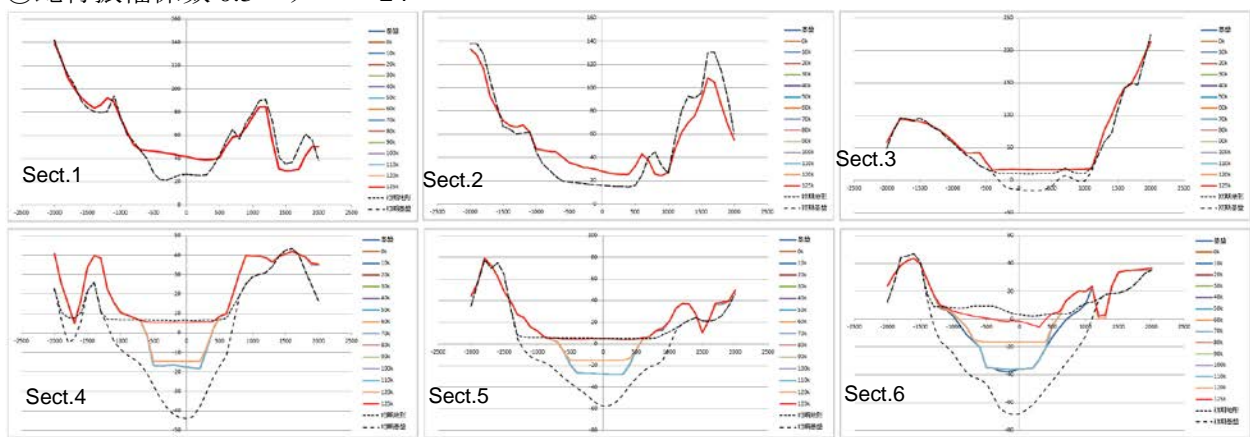


図 3.3-99 蛇行振幅係数による横断面変化(1)

④蛇行振幅係数 0.3 ケース 24



④蛇行振幅係数 0.4 ケース 25

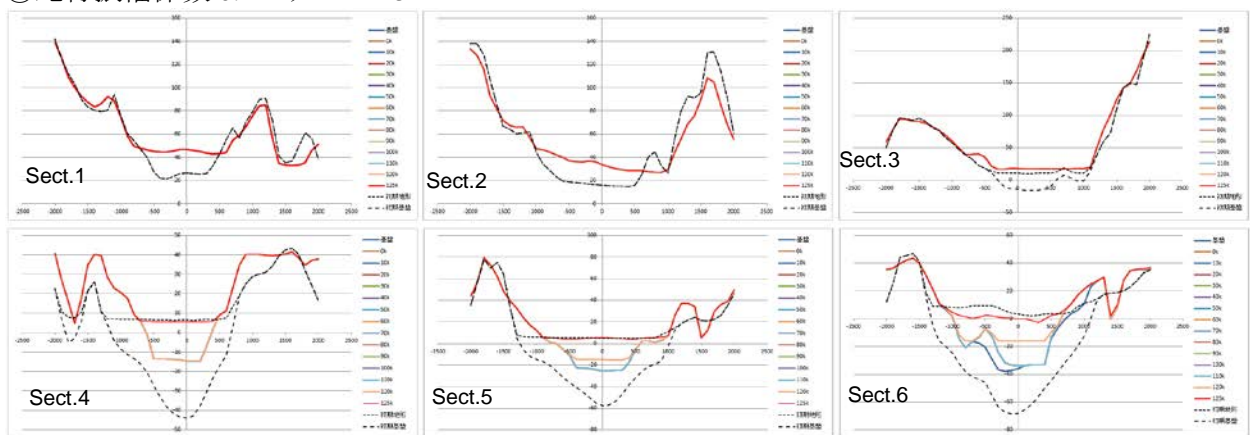


図 3.3-100 蛇行振幅係数による横断面変化(2)

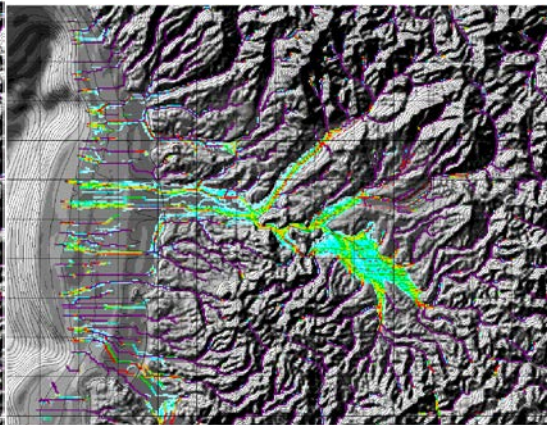
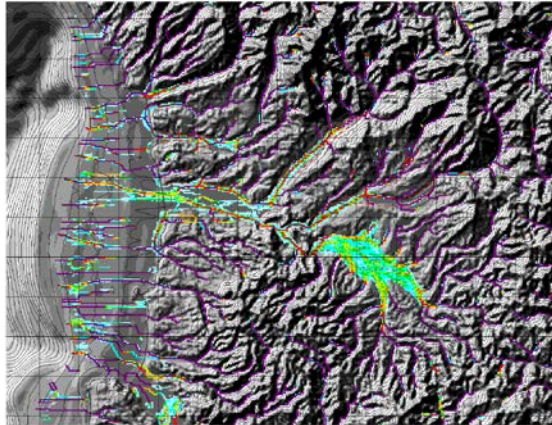
蛇行振幅係数 0.1 以下では横断面 2 や横断面 5、6 で現在の低地幅よりも狭い谷が形成されており、明らかに蛇行振幅が小さい。蛇行振幅係数 0.2 では下流の横断面 5、6 では谷底が広がるが、横断面 2 で狭い状態となっている。蛇行振幅係数 0.3 では横断面 1~3 で現在の谷幅程度まで谷底が形成されている。蛇行振幅係数 0.4 では横断面 1、2 で現在よりもやや広い谷底が形成されている。なお、横断面 4 はどのケースでも現在よりも狭い谷幅となっている。横断面 5、6 では蛇行振幅係数 0.4 としても現在の谷幅よりやや狭い谷底となっているが、後

述する側刻力を大きくしても谷底は拡幅されるので、中流域の横断面 1~3 の谷底の状態が現在に近い蛇行振幅係数は 0.3 前後が良好と判断した。

(2)河道の通る確率

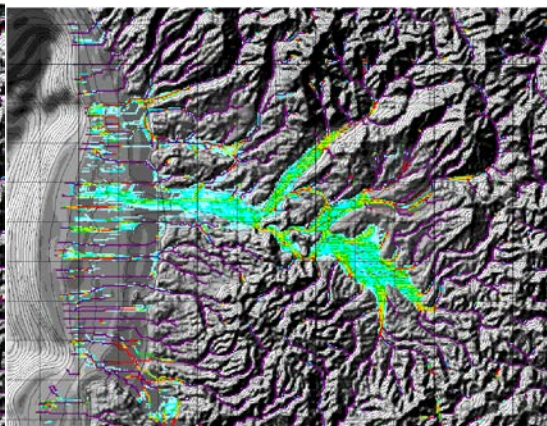
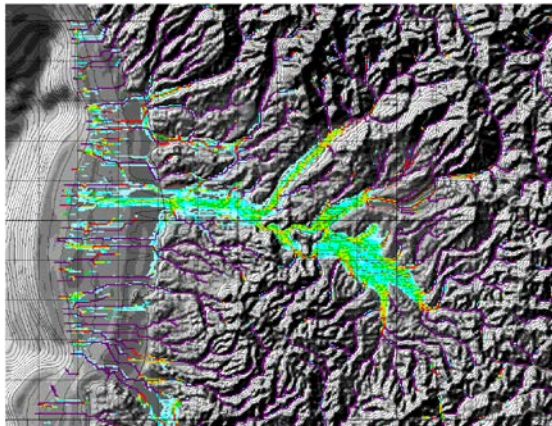
蛇行振幅係数 0.0 ケース 21

蛇行振幅係数 0.1 ケース 22



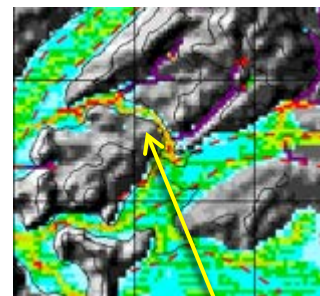
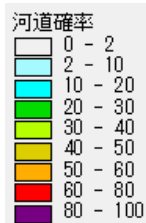
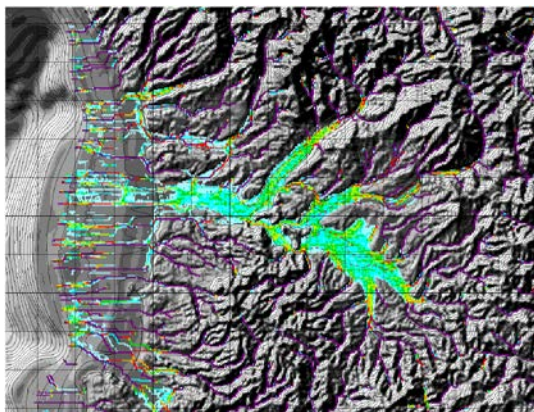
蛇行振幅係数 0.2 ケース 23

蛇行振幅係数 0.3 ケース 24



蛇行振幅係数 0.4 ケース 25

蛇行振幅係数 0.3 の拡大



迂回した流路

図 3.3-101 蛇行振幅係数による河道の通る確率

図 3.3-101 に 12.5 万年間に流下長 2km 以上の河道がメッシュに位置していた確率を示す。山地斜面では流下長 2km 以上の河道は位置しないので確率は 0 となる。また、流下長 2km を超える欠床谷では河道が移動しないため確率は 100 となる。低地では河道が移動するため確率は 0~1 の中間値となる。これにより河道の移動範囲を検討することができる。

河道振幅係数が 0.1 以下では現在の低地幅以下でしか河道は移動しておらず、明らかに蛇

行振幅が小さい。蛇行振幅係数 0.2 では中流域は現在の低地幅の中で河道が移動しているが、河口付近では低地幅よりも狭い範囲で河道が移動しており、蛇行振幅が不十分である。

蛇行振幅係数 0.4 では横断面 2~3 付近で現在の低地幅より河道の移動範囲が広がることから、河道の通る確率密度からも河道振幅係数は 0.3 程度が適当と判断した。

なお、現在の海域では河道の移動幅が陸域よりも狭くなっている。これは寒冷期の下刻によって深い溺れ谷が形成され、このため蛇行振幅係数を大きくしても河道が溺れ谷の中から抜け出せなかったためと考えられる。これについては 3.3.5 項で再検討する。

図 3.3-101 の右下に蛇行振幅係数 0.3 の C 川付近の拡大図を示した。蛇行振幅係数 0.3 とすると C 川から丘陵を北流し、B 川に流入するケースが発生した。この問題は蛇行振幅係数 0.2 では発生していない。蛇行振幅係数 0.3 とするとパイル半径が大きくなり、パイル段数が増加するためパイル高も高くなる。C 川と A 川の合流付近には谷底幅 300m 程度の狭隘部が位置する。この付近の流域面積は 100km² であることから蛇行振幅は 1000m 程度となり、蛇行振幅係数 0.3 とすると狭隘部の幅よりも大きい半径 300m、高さ 10m のパイルが設置されることになる。この結果、河床全体がパイルに埋まった出口を閉塞された状態となり、流路探索では上流側の丘陵部を迂回する流路となってしまふ。

(c) 側刻係数の検討

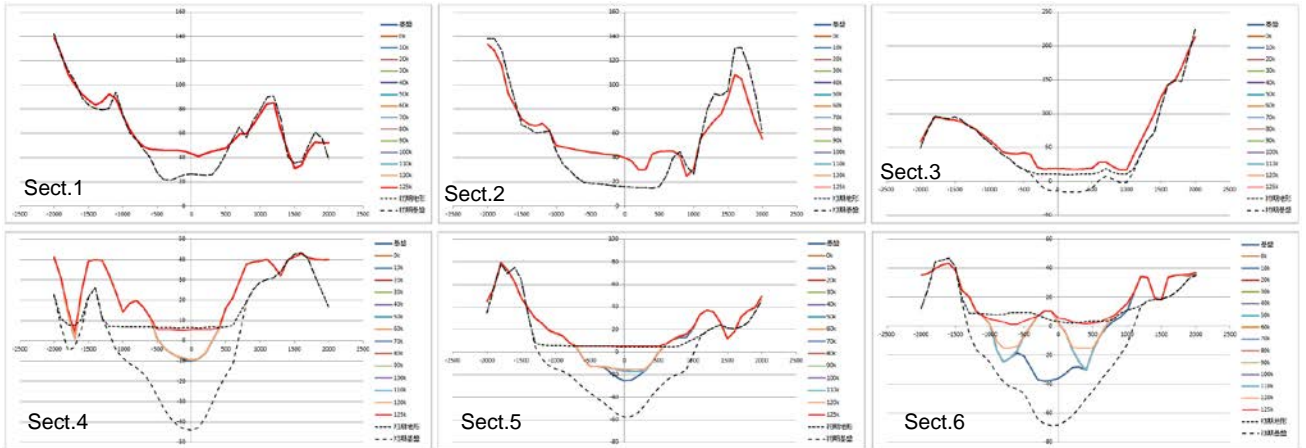
側刻係数は表 3.3-9 に示す 0.001~0.12 の 6 ケースで検討した。蛇行振幅係数は前項で良好とした 0.3 を用いた。

表 3.3-9 側刻係数の設定一覧

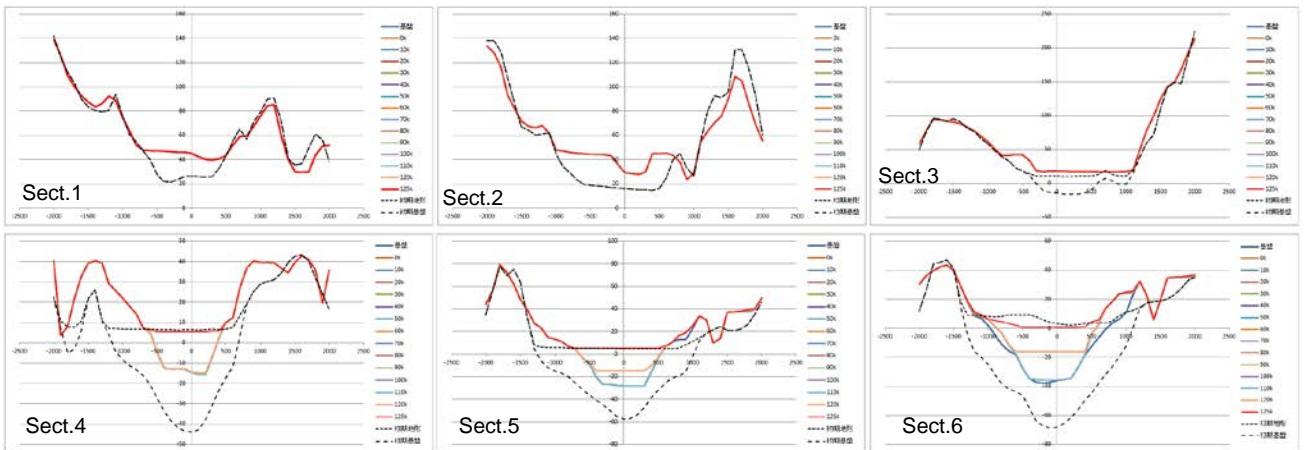
	側刻係数	蛇行振幅係数	パイル高係数
ケース 31	0.001	0.3	2m
ケース 32	0.01		
ケース 33	0.03		
ケース 34	0.06		
ケース 35	0.09		
ケース 36	0.12		

(1)横断面の比較

①側刻係数 0.001 ケース 31



②側刻係数 0.01 ケース 32



③側刻係数 0.03 ケース 33

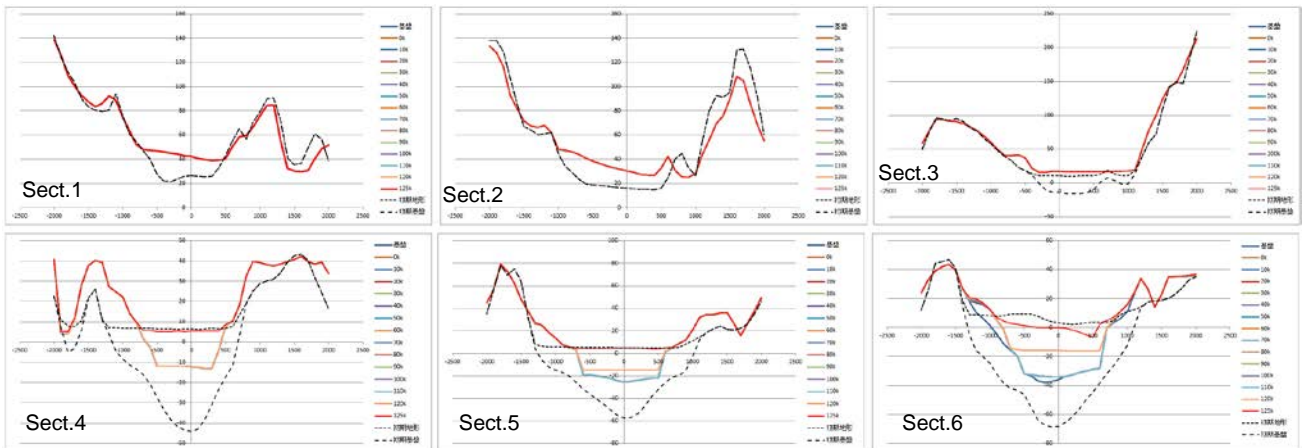
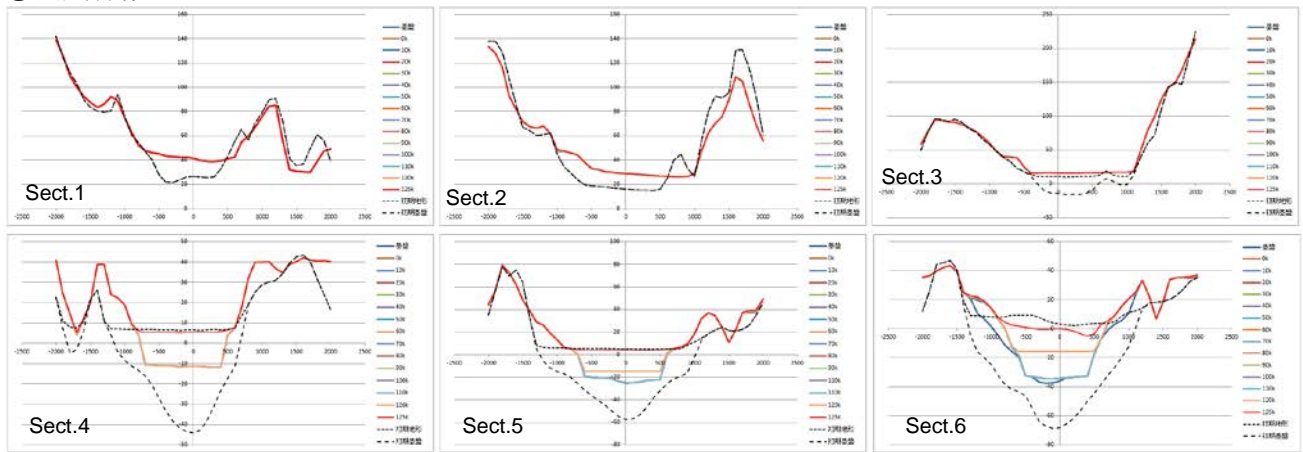
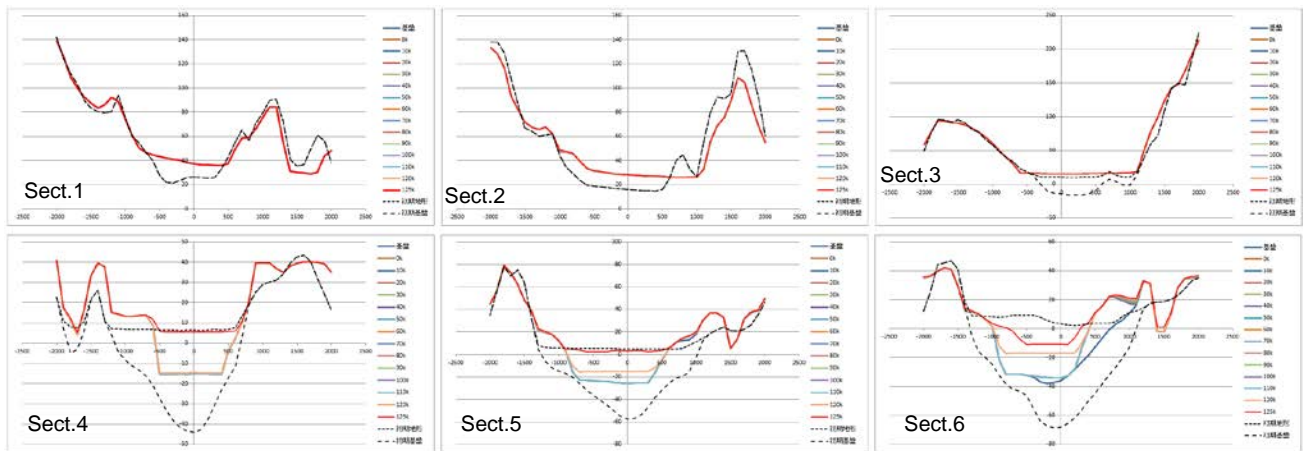


図 3.3-102 側刻係数による横断面変化(1/2)

④側刻係数 0.06 ケース 34



⑤側刻係数 0.09 ケース 35



⑥側刻係数 0.12 ケース 36

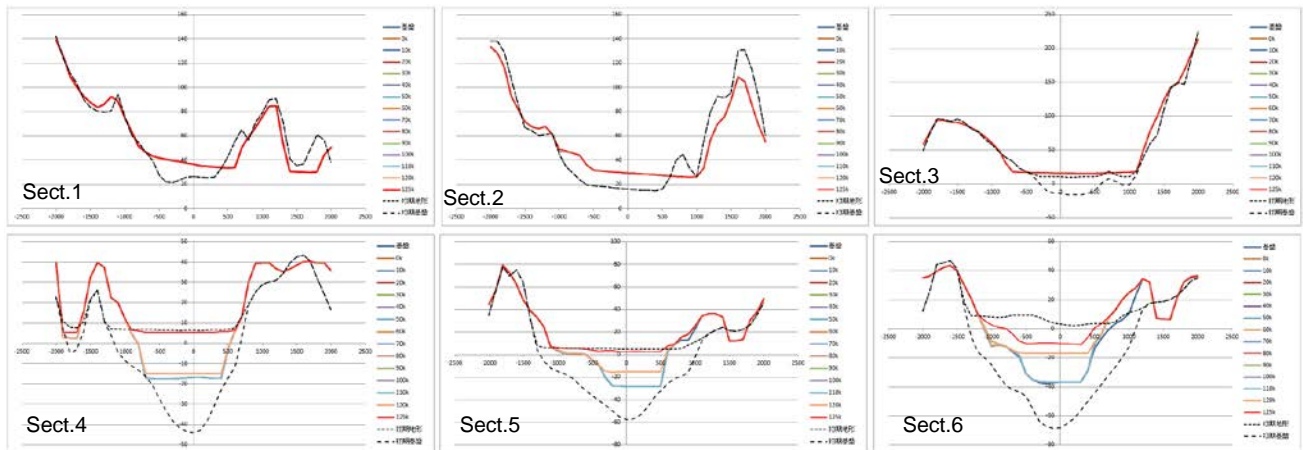
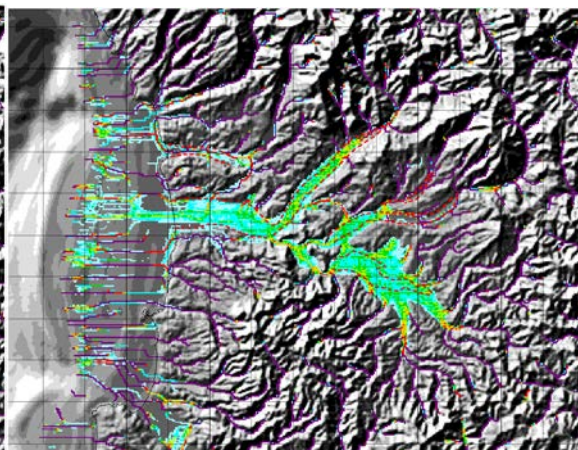
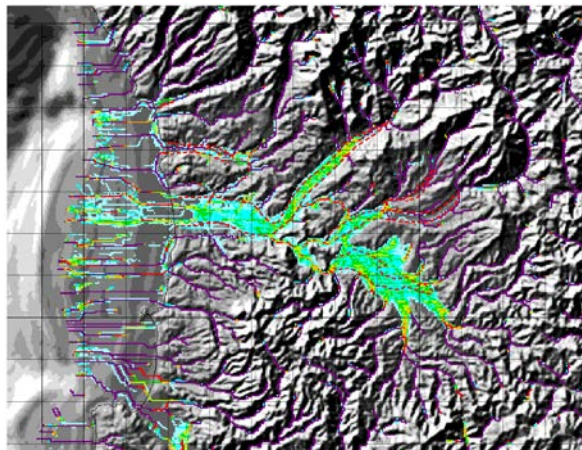


図 3.3-103 側刻係数による横断面変化(2/2)

(2)河道の通る確率

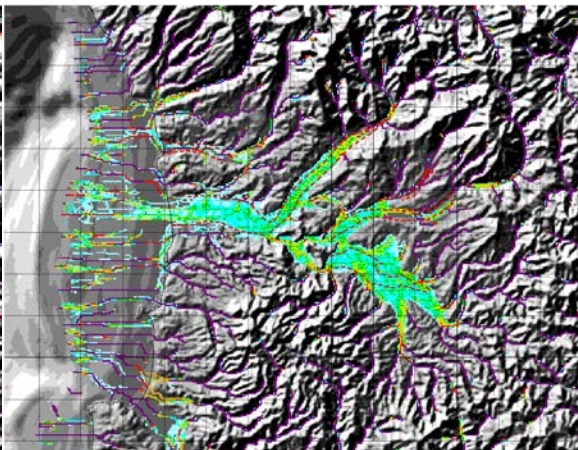
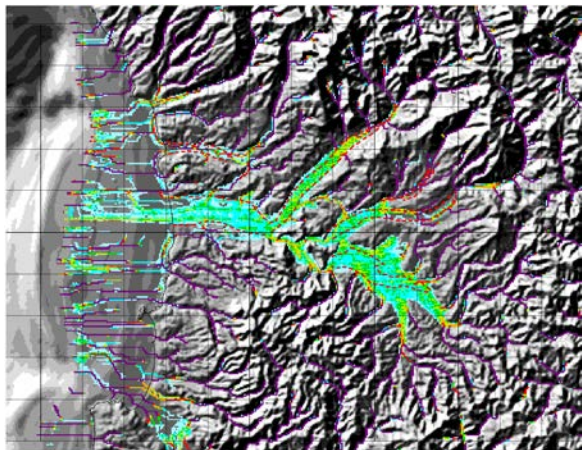
側刻係数 0.001 ケース㉓1

側刻係数 0.01 ケース 32



側刻係数 0.03 ケース 33

側刻係数 0.06 ケース 34



側刻係数 0.09 ケース 35

側刻係数 0.12 ケース 36

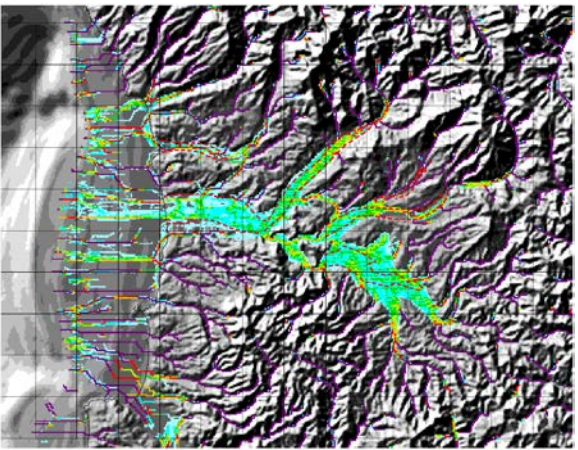
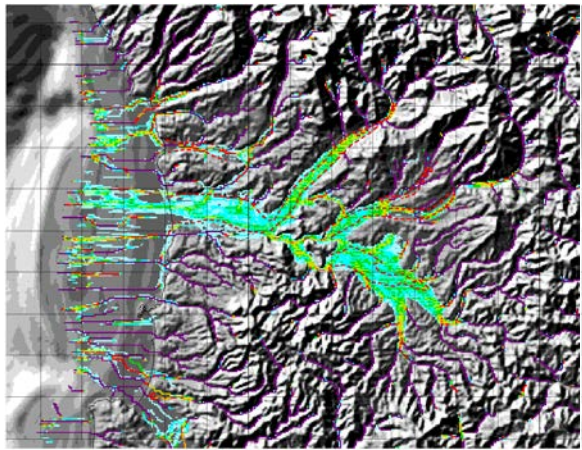


図 3.3-104 側刻係数による河道の通る確率

側刻係数 0.1 では横断面 1、2 の低地幅が現在よりも狭く、側刻係数 0.09 以上では逆に広くなることから側刻係数 0.03~0.06 程度が適当である。ただし、下流の横断面 4、5 は実際よりも低地幅が狭く、側刻係数 0.12 と大きくしてもこの状況は大きく変わらない。したがって、後述する 3.3.5 項の方法により下流域での低地幅を大きくする必要がある。河道の通る確率は蛇行振幅係数を 0.3 としているため側刻係数 0.01 以上ではほぼ差違が認められない。

したがって、側刻係数は 0.03~0.06 が適当と考えられる。側刻係数が 0.03 では 3.2.3 項で側刻量が 4.2mm/年と計算されており、0.06 では側刻力が 2 倍となるので側刻量は 8.4mm/年となる。

(d) パイル高の検討

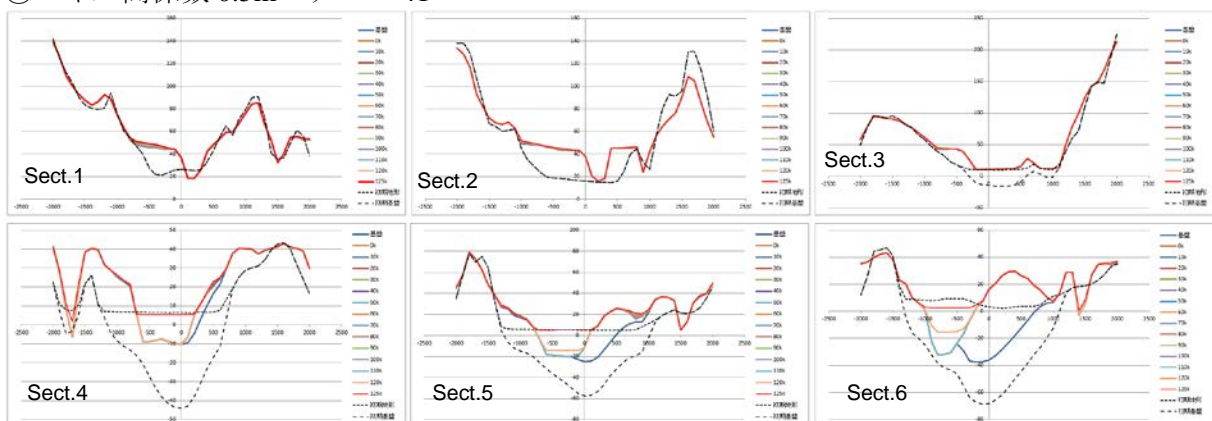
パイル 1 段あたりの高さを表 3.3-10 に示すように 0.5~3.0m とした 5 ケースで検討した。蛇行振幅係数は 0.3 を、側刻係数は 0.03 とした。

表 3.3-10 パイル高係数の設定一覧

	パイル高係数	蛇行振幅係数	側刻係数
ケース 41	0.5m	0.3	0.03
ケース 42	1.0m		
ケース 43	1.5m		
ケース 44	2.0m		
ケース 45	3.0m		

(1)横断面の比較

①パイル高係数 0.5m ケース 41



②パイル高係数 1.0m ケース 42

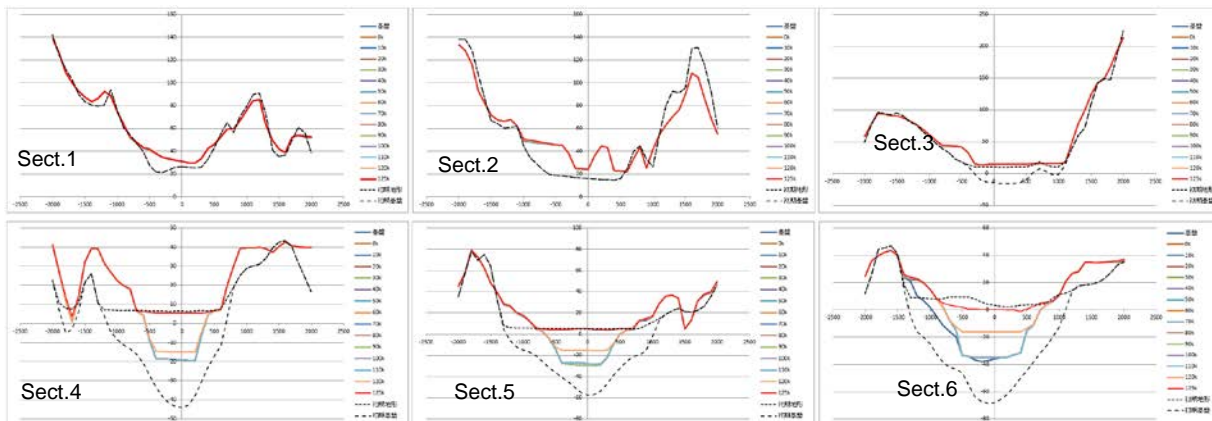
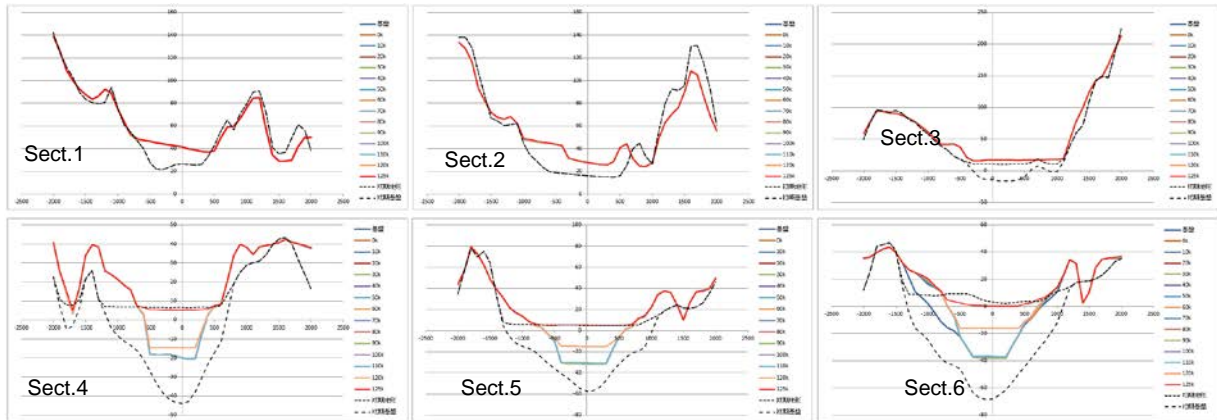
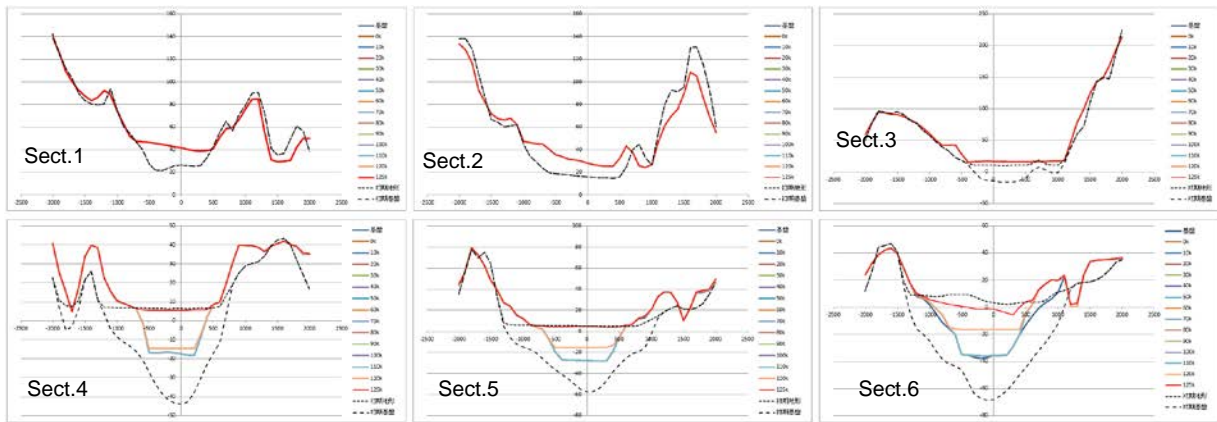


図 3.3-105 パイル高係数による横断面変化(1/2)

③パイル高係数 1.5m ケース 43



④パイル高係数 2.0m ケース 44



⑤パイル高係数 3.0m ケース 45

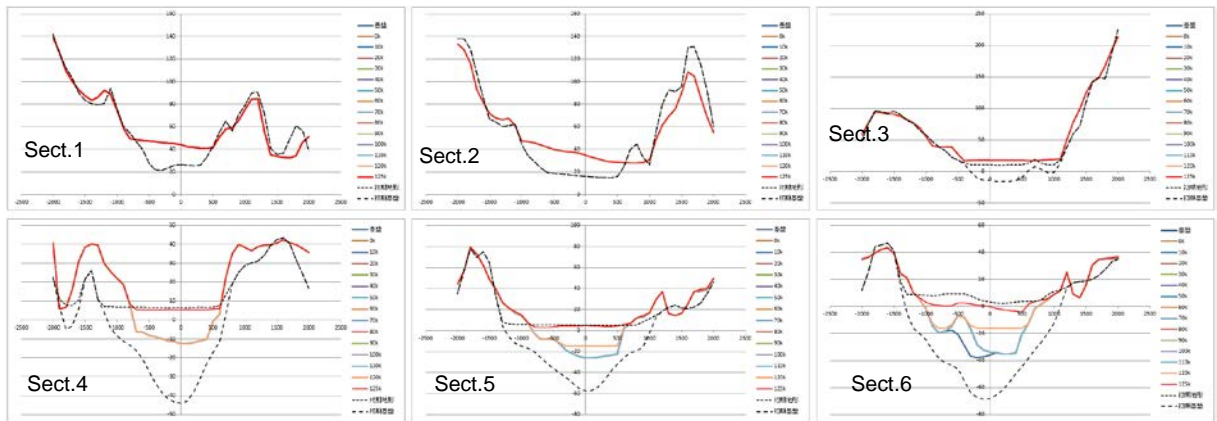
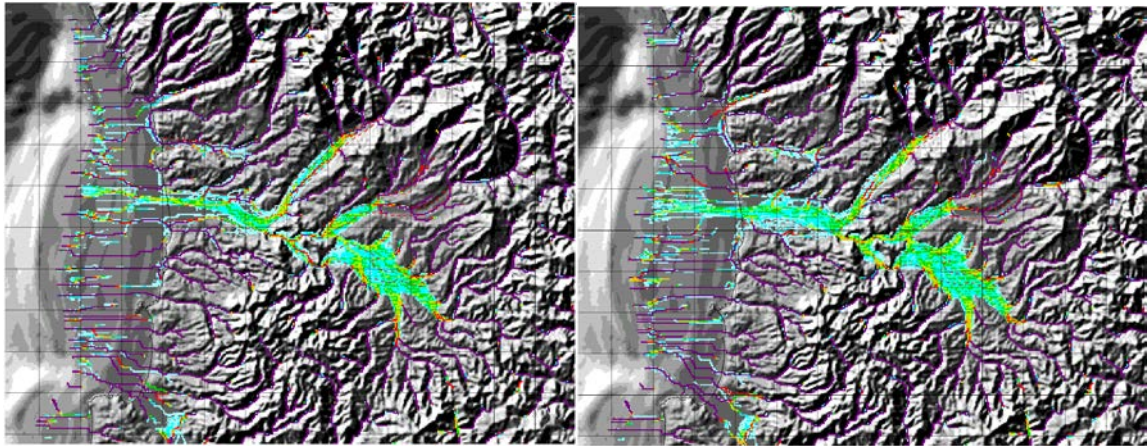


図 3.3-106 パイル高係数による横断面変化(2/2)

(2) 河道の通る確率

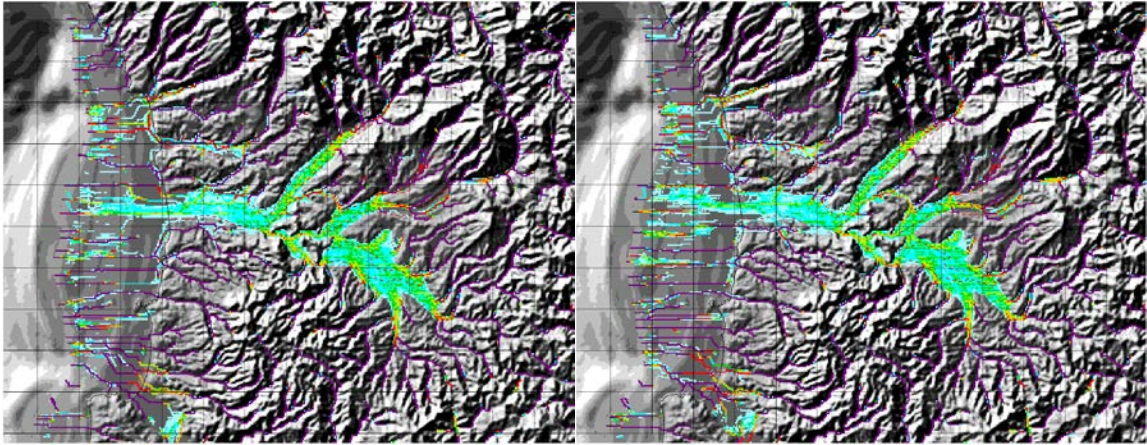
パイル高係数 0.5m ケース 41

パイル高係数 1.0m ケース 42



パイル高係数 1.5m ケース 43

パイル高係数 2.0m ケース 44



パイル高係数 3.0m ケース 45

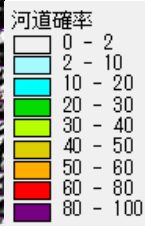
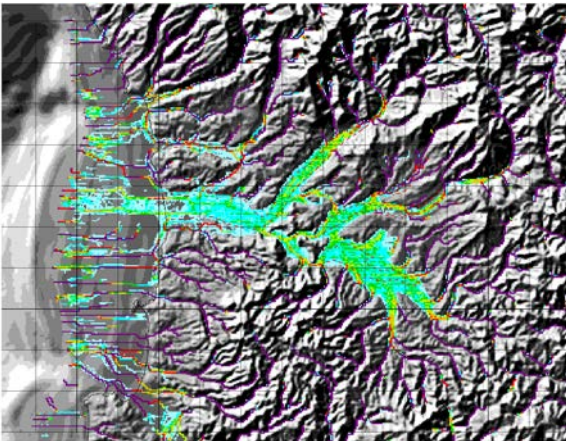


図 3.3-107 パイル高係数による河道の通る確率

図 3.3-105 で示した様にパイル高係数（段差）を 0.5 や 1.0 のように小さくすると、横断面 2 や横断面 5、6 で示したように低地幅は現在よりも狭くなる。これは周囲の平坦地よりもやや深い低地が形成されてしまえば、パイルを設置しても流路はこの低地内から抜け出せず、広い低地を形成できなくなるためである。ただし、パイル高係数 1.0 まではパイル高が低いため C 川の大規模な閉塞は生じておらず、北側に位置する B 川への迂回は生じていない。

パイル高係数を 1.5 以上とするとこの迂回が発生し、パイル高を高くするほど迂回した流路の通る確率は高くなっている。したがって、パイル高係数を 1.0 前後とし、低地幅を広くする必要がある。

低地幅を広くするためには、蛇行振幅を大きくする方法と側刻力を大きくする方法がある。これまで示したように蛇行振幅係数 0.3 とした場合や、側刻力係数 0.03 とした場合には横断面 3 付近までは現在の低地幅と概ね一致する谷底が形成される。一方、これより下流では現在の低地幅よりもやや狭い谷底しか形成されず、下流域において側刻量が不足していることになる。

(e) パイル高と側刻力の再検討

(b) では下刻力および側刻力に関して鈴木(1998)⁽³⁵⁾を引用した。これによれば急勾配の溪谷では下刻作用が強いため V 字型の横断面からなる谷を形成し、V 字谷が一定程度まで深くなると滝や早瀬が消失し河床縦断形がスムーズになり、河床勾配も小さくなると下方侵食は小さくなる。この段階に至って河流の蛇行運動によって側刻が生じ始め、平坦な河床からなる生育蛇行が形成される。このような側方侵食が生ずる河川は砂礫を運搬する掃流力が大きく、蛇行に伴う網状流路をなし、やや大きな河床勾配をもつことが必要である。ただし非固結性堆積物で構成された地域（河口付近の谷底堆積低地など）であれば蛇行流路をもつ砂床河川でも側方侵食が生じ、その結果として蛇行流路の移動を生じている（引用ここまで）。

上述したように河床幅が不足する区間は C 川や A 川が合流した下流の低地であり、この地域は厚い堆積層に覆われている。河川は平坦地を流れるため河道と隣接する崖の高さは低く、側刻力の算出に崖高さを用いていることから側刻力も小さくなる。ここでは河床勾配が小さくなると側刻力が増大することに注目し、側刻力の算出式に河床勾配の補正係数を導入した。

$$W/T = kL \alpha \tan \theta / \text{Geo}$$

$$L = (A^{1/2} - A_0^{1/2}) / A_0^{1/2}$$

$$\alpha = k_2(S_0/S - 1)$$

ここで、k：係数項 L：流下長の関数 $\tan \theta$ ：崖の勾配 Geo：地質係数

A：地点の流域面積 A_0 ：蛇行が発生し始める流域面積 S_0 ：地点の河床勾配

S：側刻が生じ始める河床勾配 k_2 ：側刻力調整項

$\alpha = S_0/S - 1$ としており、側刻が生じる区間の河床勾配 S は S_0 より小さいため、 S_0/S は 1 よりも大きくなる。なお、当地域では $S_0 = 0.02$ としている。ある地点での河床勾配が S_0 と同じであれば $\alpha = 0$ となり、側刻力は 0 となる。河口付近の平坦地では図 3.2-3 右で示したように河床勾配は 0.001 以下であるので α は 5 以上となる。なお、河床勾配 0 の場合には計算不能となるため、 $\alpha = 10$ を上限とした。これを加えることによって河床勾配のやや急な中流域では側刻力が小さく、河床勾配の大きくなる下流で側刻力を大きくすることができる。特にパイル設置により発生する C 川の迂回は、蛇行振幅係数を 0.3 以上にした場合や、パイル高係数を 1.5 以上にした場合に迂回が発生しやすくなる。この対策として蛇行振幅係数やパイル高係数を小さくする必要があるが、蛇行幅が不足するため形成される低地幅が狭くなってしまふ。一方、先述した河床勾配による調整項を導入すれば、迂回を避けるためパイル高係数を小さくしても下流での側刻量が大きくなり、下流域での低地幅の拡大が予想される。

図 3.3-108 上に図 3.3-96 で示した側刻量と、これに側刻力調整項を加えた場合 ($k_2 = 1.0$) の側刻量とを比較した。調整項導入前では側刻量が平均 4.2mm/年であったが、調整項導入後

は 19.2mm/年まで大きくなる。

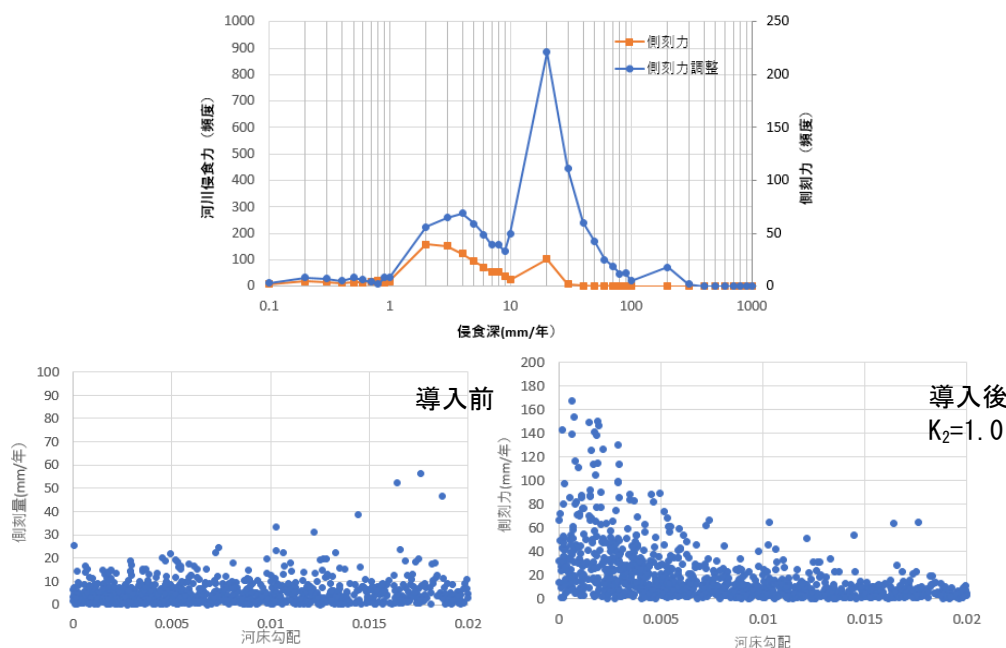


図 3.3-108 側刻力調整後の側刻力の変化（上）と側刻力補正項前後の側刻力変化（下）

図 3.3-108 左下は側刻力調整項導入前の河床勾配と側刻力の関係を示した。この際の側刻力の計算には河床勾配ではなく崖の勾配を用いているため、河床勾配は側刻力に影響していない。一方、側刻力調整項導入後では、下流域での河床勾配の小さい区間での側刻力が 10 倍弱程度まで大きくなっている。なお、鈴木(1998)の側刻力の推定式では、左の計算に河床勾配を入れているため、下流域でむしろ側刻力が小さくなってしまう。

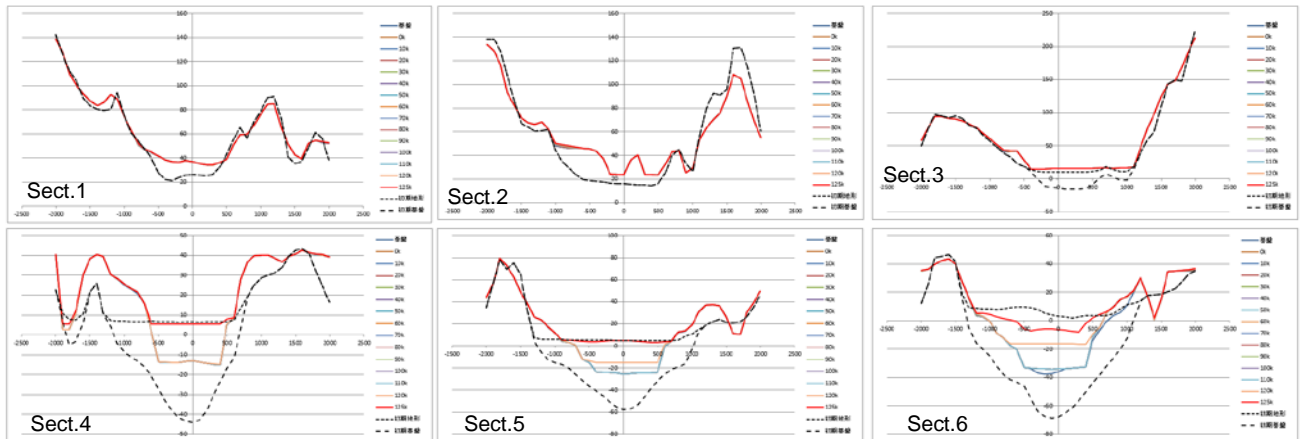
ここでは側刻力調整項を変化させ、迂回の有無や下流での低地幅を検討した。表 3.3-11 に設定値を示した。なお、前項の結果から迂回が生じないパイル高係数 1.0 を用いた。

表 3.3-11 側刻力調整項の設定一覧

	側刻力調整項	パイル高係数	蛇行振幅係数	側刻係数
ケース 46	0.1	1.0	0.3	0.03
ケース 47	0.3			
ケース 48	0.5			
ケース 49	0.7			
ケース 50	1.0			
ケース 51	1.5			
ケース 52	2.0			

1) 横断面の比較

①側刻力調整項 0.1 ケース 46



②側刻力調整項 0.3 ケース 47

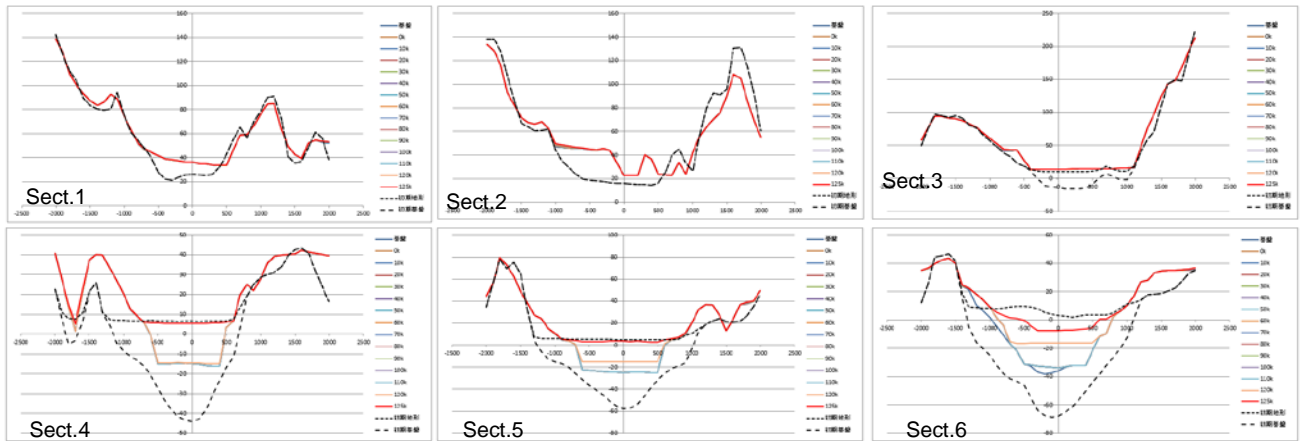
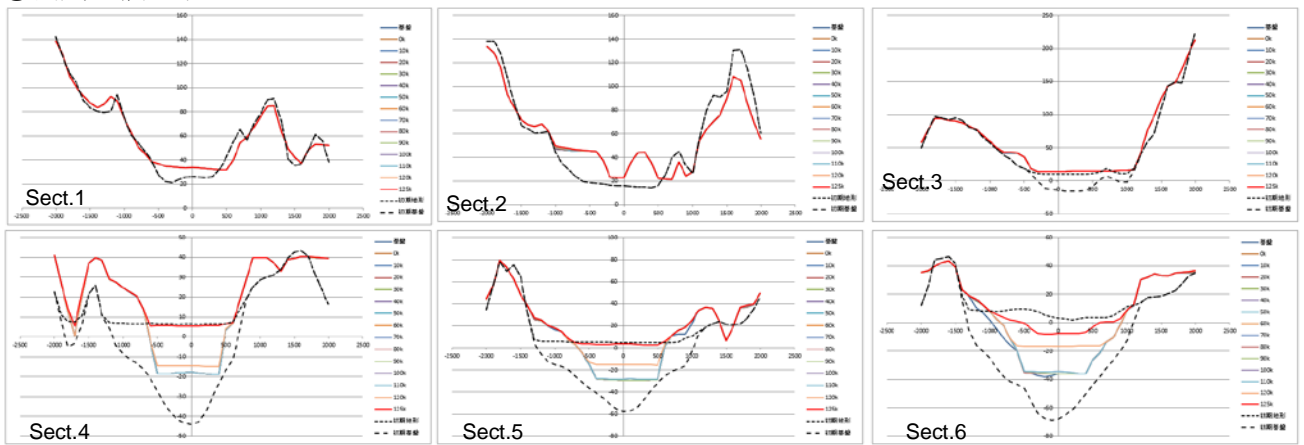
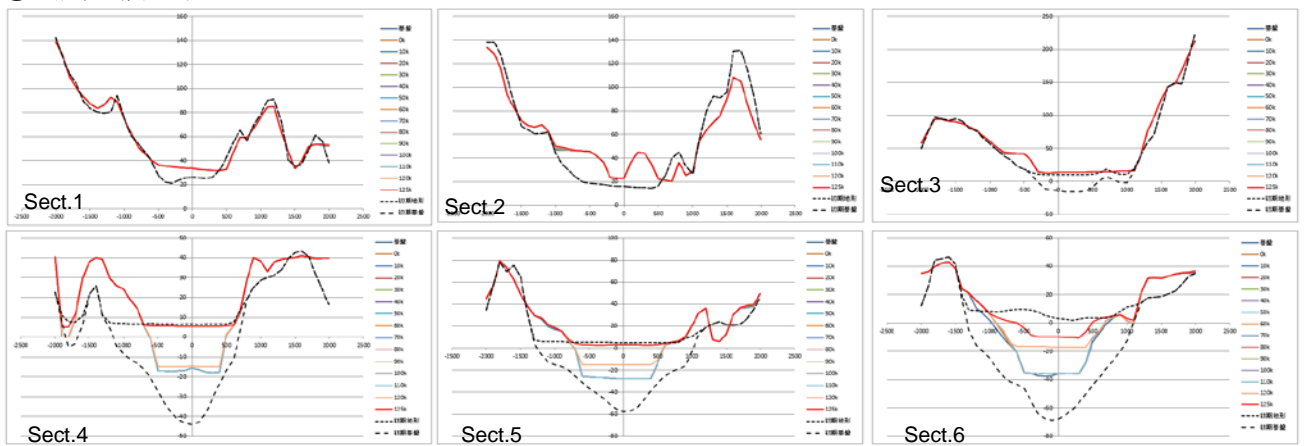


図 3.3-109 側刻力調整項と横断面(1/3)

③側刻力調整項 0.5 ケース 48



④側刻力調整項 0.7 ケース 49



⑤側刻力調整項 1.0 ケース 50

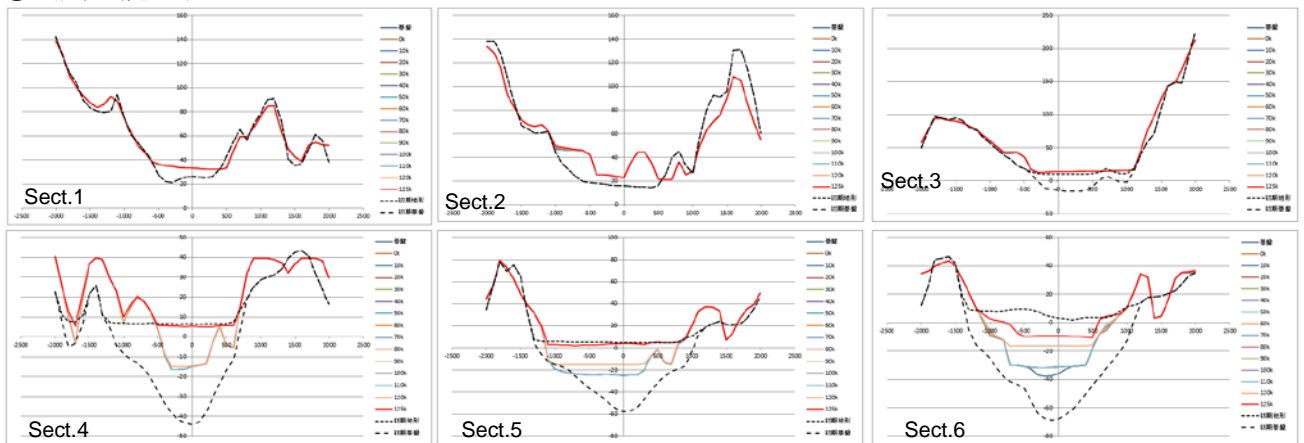
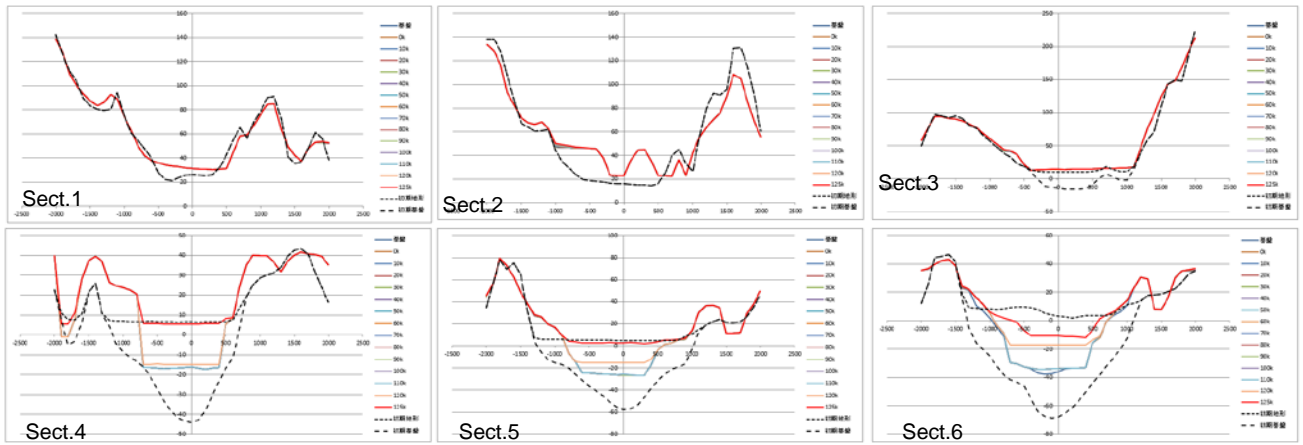


図 3.3-110 側刻力調整項と横断面(2/3)

⑥側刻力調整項 1.5 ケース 51



⑦側刻力調整項 2.0 ケース 52

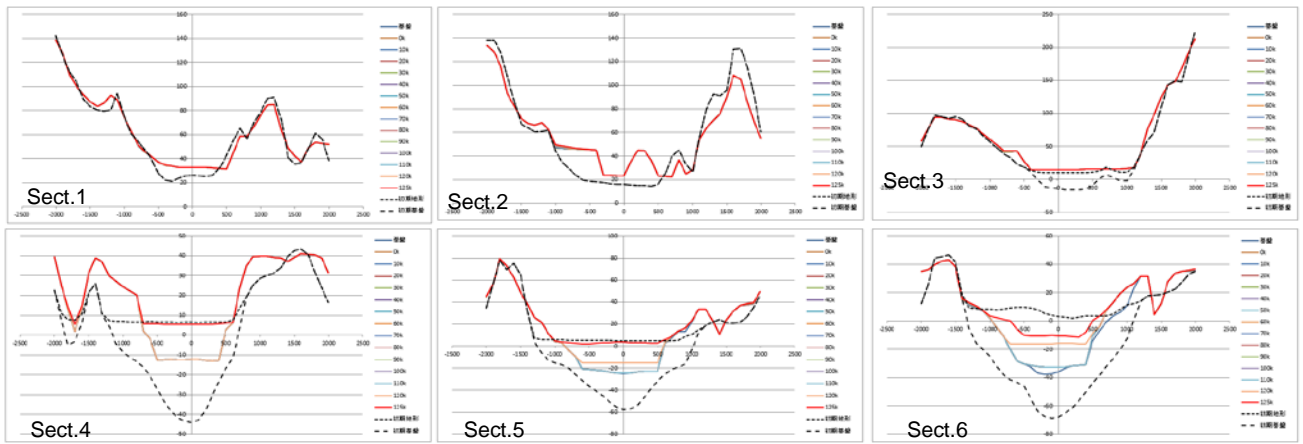


図 3.3-111 側刻力調整項と横断面(3/3)

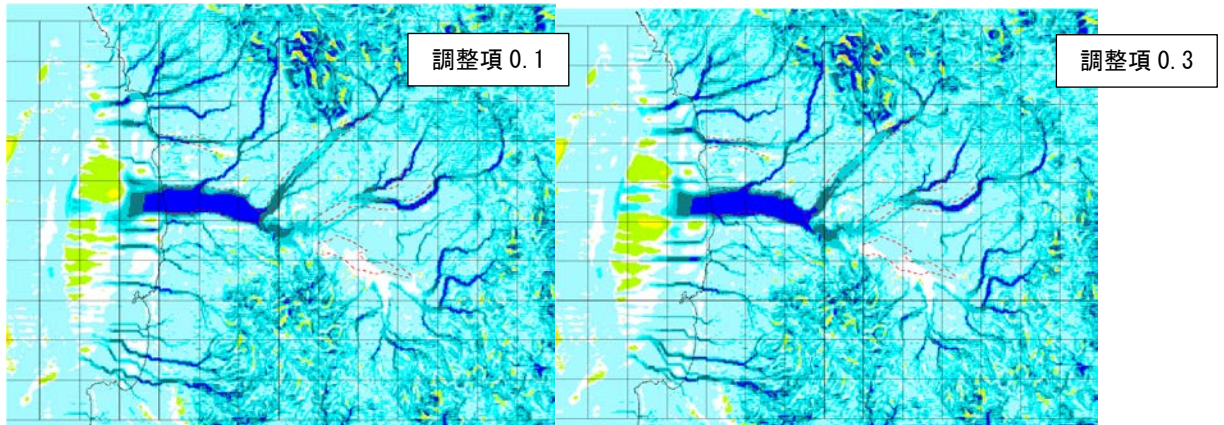


図 3.3-112 側刻力調整項と侵食量(1/2)

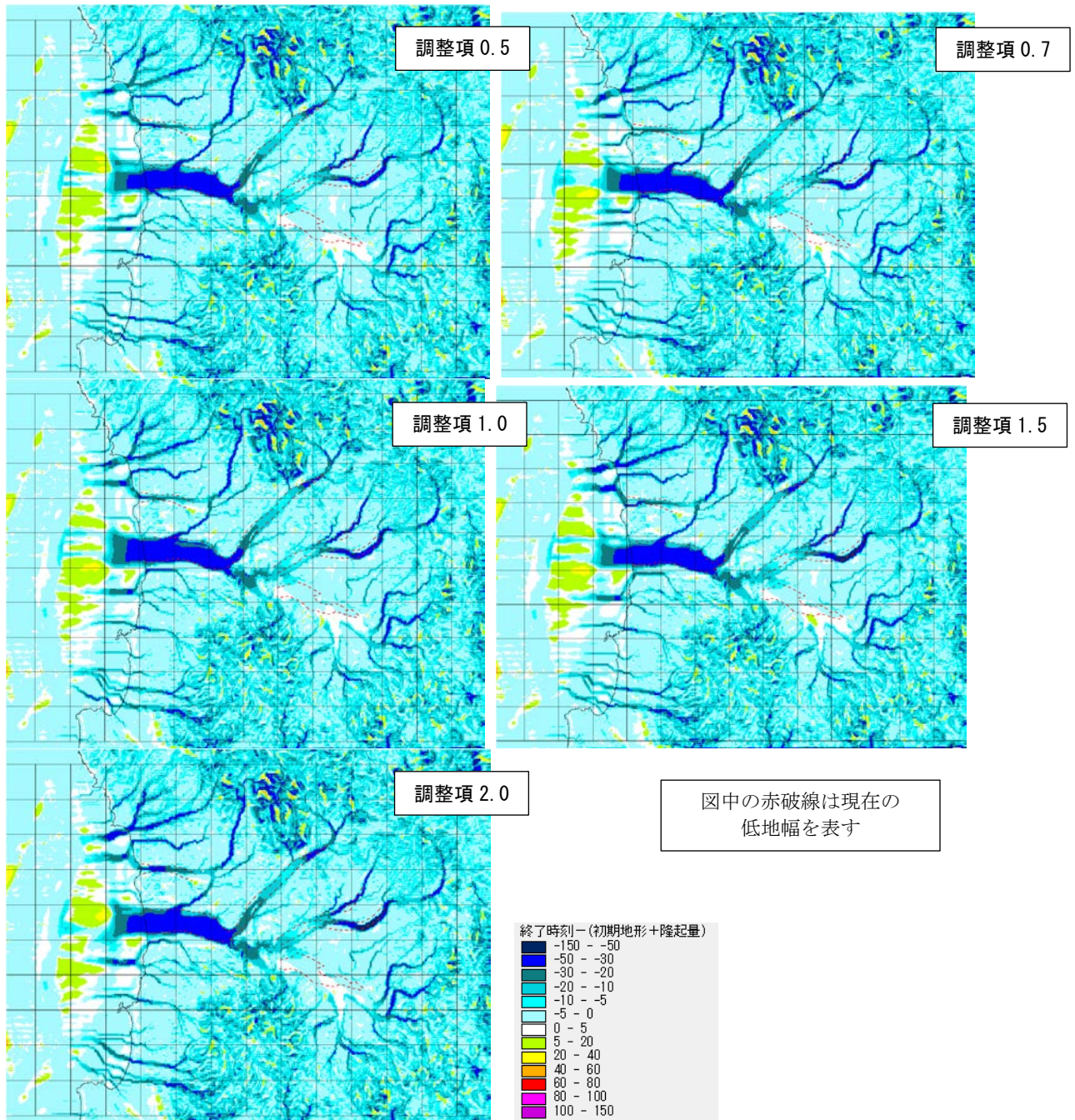
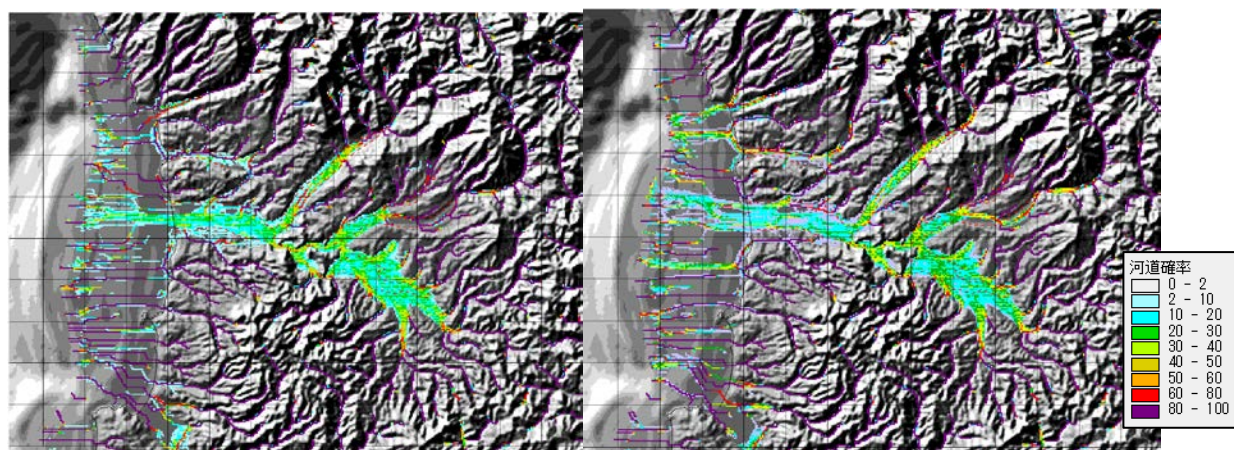


図 3.3-113 側刻力調整項と侵食量(2/2)

図 3.3-109～図 3.3-111 に横断面を示した。横断面 3 より上流では明瞭な変化は認められないが、横断面 4 以降の下流では調整項を大きくすると低地幅が拡大している。なお、調整項 1.0 とした横断面 5 では調整項をこれより大きくした場合（ケース 51、52）よりも低地幅が広がっている。これは乱数によって蛇行させているためであり、係数が同じであっても断面形状は異なることによる。

図 3.3-112 及び図 3.3-113 には 12.5 万年間の侵食量を示す。侵食量は最終時刻の標高から初期地形の高度 + 隆起量を差し引いて求めた。海域などで堆積がある場合には初期地形よりも高くなる地域もあるが、通常は侵食場となっているため青で表示されている。沿岸域で紐状に侵食量が大きい地域は河川による侵食を受けた地域であり、調整項を大きくすると侵食される幅が拡大している。上述したように乱数を用いているため横断面は変化するが、河川

により侵食を受ける位置や合流関係は類似しており、それほど乱数の影響は受けていない。



パイル高係数 1.0 側刻力調整項導入前 パイル高係数 1.0 側刻力調整項導入後(1.0)
 図 3.3-114 河道の通る確率

図 3.3-114 に調整項導入前後の変化を示した。図 3.3-114 左はケース 42 のパイル高 1.0 とした結果である。右はパイル高を同じ 1.0 とし側刻力調整項 1.0 としたときの河道の通る確率を示した。両者ともパイル高係数 1.0 としているため C 川での迂回は発生していない。また、図左で示すように現在の海岸線よりも沖合では、埋没谷を掘るために河道の移動幅は収斂気味であったが、側刻力調整項導入後には沖合でも河道の移動幅が大きく、幅広い埋没谷を形成していることがわかる。

横断面や侵食量から側刻力調整項を決定することは難しいが、図 3.3-108 に示したように調整項を 1.0 程度とすると下流域での側刻量は 20mm/年程度まで大きくなり、鈴木(1998)が示した代表的な 5 河川の側刻速度 (10~100mm/年) の下限の近い値を示す。したがって、調整項の係数はこの程度に設定すれば良いと判断される。

(f) パラメータ検討結果

本節ではパイルモデルによる蛇行幅と側刻量について 4 つのパラメータ (蛇行振幅係数、側刻係数、パイル高係数および側刻力調整項) について検討した。この結果、対象地域の河床低地幅を再現するためには蛇行振幅係数を 0.3、側刻係数は 0.03、パイル高係数は 1.0、側刻力調整項は 1.0 程度とすれば良いと判断した。

蛇行・側刻のアルゴリズムを変更したことから、海域への堆積に影響があるかを検討した。図 3.3-115 及び図 3.3-116 にケース 50 の終了時刻での縦断形と堆積物分布を示した。図 3.3-115 の縦断面では水深 30~50m 付近の基盤深度が異なるが、異なる河道位置の投影断面であり、見かけ上の差である。本章の結果ではやや海岸線が陸側に位置しているが、これは溺れ谷が側刻によって広くなり、これを堆積物が埋める必要があるため海岸線がやや後退したと推定される。これについては 3.3.1 の砂泥比を 0.5 よりも大きくすれば良いと思われる。なお、水深-堆積厚の関係は大きく変化していない。

堆積物分布にはほぼ差が認められず、蛇行・側刻のアルゴリズムを変更しても海域の堆積にはほぼ影響していないことを確認した。

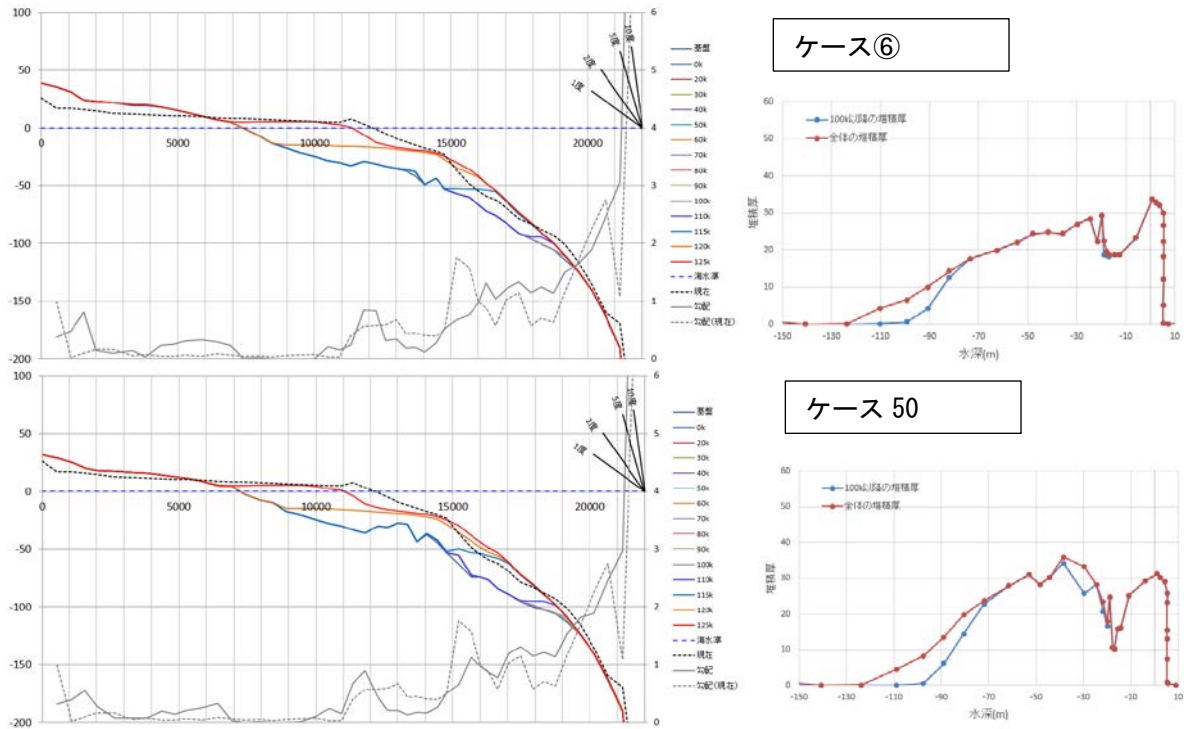


図 3.3-115 海域堆積シミュレーションとの縦断面形の比較

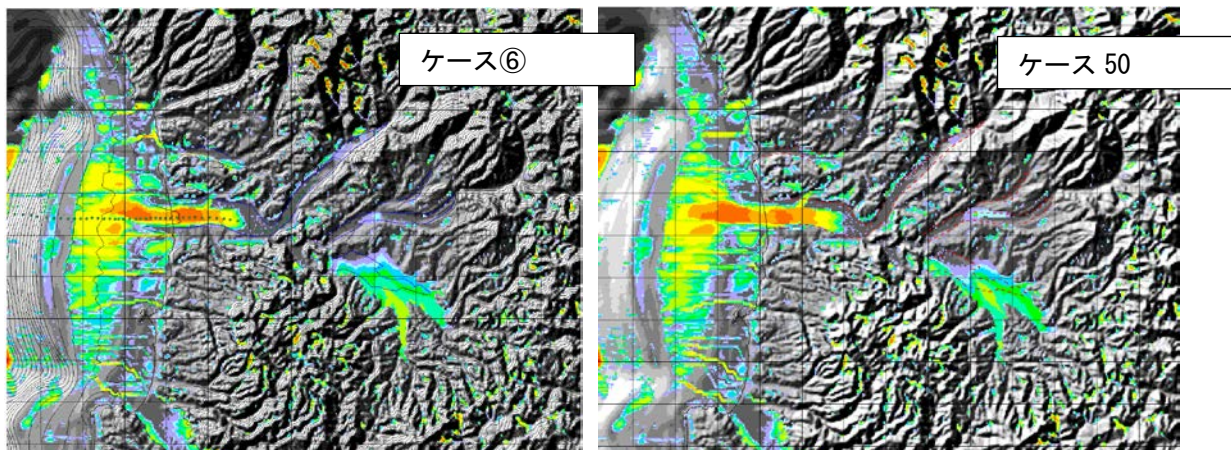


図 3.3-116 海域堆積シミュレーションとの堆積物分布の比較

(4) まとめ

3.3.2 ではパイルモデルにより対象地域の蛇行および側刻を再現させる方法論とパラメータを検討した。検討結果を以下にまとめる。

1) 氾濫による河道の移動と再現方法

- ①側刻および蛇行について鈴木(1998)⁽³⁵⁾の文献を元にまとめ、山間部の蛇行は谷底侵食低地からなる生育蛇行が、平野部の蛇行は谷底堆積低地からなる自由蛇行に分類される。
- ②これら蛇行をシミュレーションで再現するには日本原子力研究開発機構(2017)⁽³⁷⁾のパイルモデルがある。本作業はこれを参考として蛇行と側刻再現のアルゴリズムを構築する必要がある。

2) A 川流域での谷底低地幅の検討

- ①A 川流域で生育蛇行による河川沿いの低地が形成される条件、および地形量と低地幅の関

係を検討した。河川沿いの低地は河床勾配 0.02 以下、流域面積 10km²(流下長 3.162m)付近から河床低地が形成され、この両者を側刻および蛇行が生じる必要条件とした。なお、日本原子力研究開発機構(2017)⁽³⁷⁾では別の地域で側刻・蛇行の始まる条件を河床勾配 0.02、流下距離 3~4km としており、本地域と類似した値となっている。したがって、これらは地域によらず概ね固定できる可能性がある。

- ②低地幅は流域面積を関数とする式で表現でき、蛇行振幅を流域面積で制御できることになる。ただし、途中の基盤が現れている区間では狭隘部を形成しており、低地幅は母岩の影響を強く受けている。
- ③側刻力を SPI 法による河川式で検討したが、SPI 法で算出される下刻量は隆起量程度の 0.数 mm/年程度と小さく、側刻量は 10~100mm/年程度と見積もられており両者に大きな違いがある。このように側刻には SPI 法を適用できないため、鈴木(1998)⁽³⁵⁾が提唱する関係式を参考として側刻量の推定式を検討した。検討の結果崖高さを河床勾配に置き換えることで側刻量を 2mm/年程度まで大きくすることができた。

3) パラメータ検討

- ①蛇行および側刻のアルゴリズムを構築した。なお、蛇行・側刻が生じる条件および低地幅は A 地域の解析結果を用いる。
- ②蛇行幅、側刻量を検討するため 4 つのパラメータを検討した。この結果、蛇行振幅係数は 0.3、側刻係数 0.03、およびパイル高係数 2 とすると中流域の低地幅を概ね満足することができる。ただし、この条件では下流での低地幅がやや狭く、また、パイルによる狭隘部の埋積により迂回路が形成されてしまうことが判明した。
- ③下流での低地幅を拡大するため側刻量調整項を導入した。これは、河床勾配が小さくなると側刻力が増大すること、下流の低河床勾配区間でも堆積物を側刻することを再現するためである。この結果、パイル高係数 1.0 と低くすることで迂回が発生せず、また、下流で低地幅を拡幅することができた。
- ④最終的なアルゴリズムでシミュレーションを行い、追加したアルゴリズムによる海域への影響を縦断形および堆積物分布から検討した。この結果、アルゴリズムによる海域への堆積に大きな影響が無いことを確認した。ただし、下流域での側刻量を増大したため最終時刻での海岸線はやや後退した。これを調整するには 2 章で述べた砂泥比 0.5 をやや大きくし(砂を増加させる)、河口付近への堆積量を増加すれば良いと考えられる。

3.4.3D-SEEP の機能整理

中深度処分における 3D-SEEP の適用性検討のために、

- ・代表的なコードとの機能比較
- ・3D-SEEP の一般的な地下水問題に対する対応状況の整理
- ・中深度処分考慮される地下水流動解析と 3D-SEEP の適用性の整理

を行った。

3.4.1 代表的なコードとの機能比較

3D-SEEP と代表的な 3 次元移流分散および多層流解析コードについて、考慮できる機能・パラメータを比較した結果を、表 3.4-1 及び表 3.4-2 に示す。3D-SEEP は化学反応や多層流の評価はできないものの、その他の機能および入力可能なパラメータは、Dtransu 3D-EL⁽¹⁾や MODFLOW⁽²⁾などの他汎用コードと同等である。

表 3.4-1 代表的な3次元移流分散および多層流解析コードと3D-SEEPの機能比較 (地盤工学会(2008)⁽³⁾に加筆・修正)

プログラム	機能																				開発／配布元	
	離散化*	定常	非定常	飽和	不飽和	透水異方性	浸出面	揚水・注水	圧力経時変化	流量境界	濃度経時変化	ス境界	マスフラック	移流	分散	密度流	熱連成	多相流	遅延	減衰		化学反応
GET-FLOWS	D																					登坂ほか
Dtransu 3D-EL	E																					岡山大学
FERM	E																					電中研
MODFLOW	D																					USGS
SUTRA	E																					USGS
TOUGH	I																					LBL
UTCHEM	D																					UT
FEMFAT	E																					SSG
SWICHA	E																					Geo Trans
TARGET	D																					Dames& Moore Inc.
3D-SEEP	E																					JAEA

*D: 差分法, E: 有限要素法, I: 積分差分法

表 3.4-2 代表的な3次元移流分散および多層流解析コードと3D-SEEPのパラメータ比較 (地盤工学会(2008)⁽³⁾に加筆・修正)

プログラム	入力パラメータ															
	浸透流					多相流					移流・分散					
	飽和透水係数	不飽和特性	間隙率／有効	比貯留係数	密度／単位体積重量	固有透過度	粘性係数	比熱	圧縮係数	膨張係数	分散長／分散	分子拡散係数	屈曲率	濃度拡散係数	遅延係数	吸着係数
GET-FLOWS																
Dtransu 3D-EL																
FERM																
MODFLOW																
SUTRA																
TOUGH																
UTCHEM																
FEMFAT																
SWICHA																
TARGET																
3D-SEEP																

3.4.2 地下水に関する一般的な地下水流動解析への対応

地盤についての地下水に関する主な諸問題としては、井戸による揚水、降雨による涵養、湧水、沿岸部における塩水の浸入、土壌・地下水汚染などが挙げられている（図 3.4-1）。3D-SEEP と同等の機能を持つ Dtransu-3D・EL や MODFLOW では、これらの現象への適用が進められている。各コードの適用事例を現象ごとに区分し整理した結果を表 3.4-3 に示す。

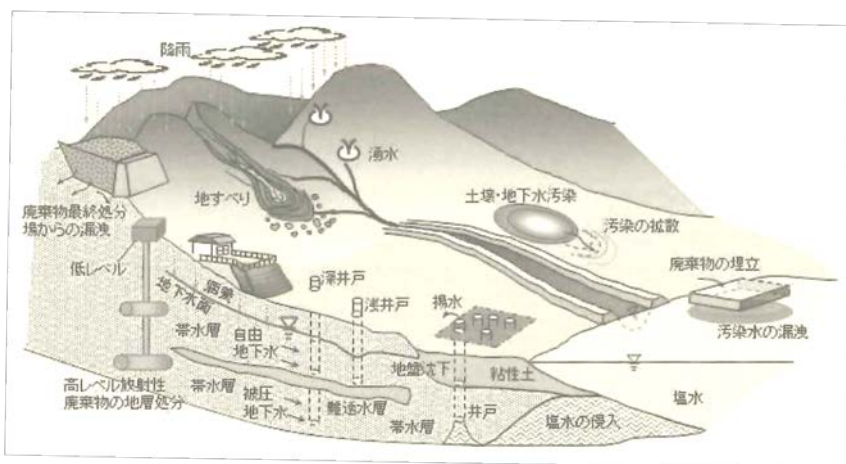


図 3.4-1 地盤環境に関する地下水問題（日本地下水学会(2010)⁽⁴⁾より引用）

表 3.4-3 代表的なコードの地下水問題に対する適用事例

Dtransu-3D・EL ^{(5,6)*1}	塩淡水問題
	トレーサー試験のシミュレーション
	広域地下水流動解析
	トンネル内湧水影響検討解析
	土壌・地下水汚染の将来予測、改良効果予測
	雨水による農薬などの拡散
	線状構造物建設に対する地下水流動阻害対策の検討
堤防法面の安定対策の検討	
Visual MODFLOW ^{(7)*2}	広域地下水流動解析
	地下水の揚水／涵養に対する影響評価
	透水係数／分散長の評価
	ディープウェルにおける排水の移行評価
	地下水汚染に関する評価
鉱山や炭鉱等における地下水管理の評価	

*1 文献(5)(6)に示されている適用事例（論文の記載なし）に基づき整理した。

*2 文献(7)に示されている 30 の適用事例（論文に基づく）に基づき整理した。

3D-SEEP は、これらのコードと同等の機能・入力パラメータを持つことから、解析精度については別途検証が必要であるものの、同様の解析が実行可能であり例えば以下のような地下水問題に対応可能であると想定される。

- ・ 広域地下水流動の解析
- ・ 井戸等による揚水／涵養の影響評価
- ・ 降雨浸透を考慮した解析
- ・ 堤防やダム等における浸出面を考慮した解析
- ・ 沿岸域における密度流を考慮した浸透流解析

3.4.3 中深度処分で考慮されうる地下水流動解析への対応

国内における中深度処分は、現在原子力規制委員会による検討が行われている段階であり、規制基準等に関する骨子案等が公開されている。一方国外では、スウェーデンにおいて低・中レベル廃棄物の処分実績があり、事業者である SKB が行った安全評価の中で地下水流動解析がどのように適用されたかが示されている。

そこで、ここではスウェーデンにおける安全評価を基に、原子力規制委員会の検討において提示されている考慮すべき事象を踏まえた上で、中深度処分において考慮されうる地下水流動解析を整理し、3D-SEEP の適用性について検討した結果を示す。

(1) スウェーデンでの低・中レベル廃棄物に対する安全評価

スウェーデンでは、スウェーデン核燃料・廃棄物管理会社 (SKB 社) が低・中レベル廃棄物の処分を SFR 処分場において行っている。SFR 処分場はトックホルム北方約 160km のフォルスマルク発電所の近くに 1988 に建設され、操業を開始した。処分施設は水深 5m 以深の海底下約 50m の花崗岩質の岩盤に建設され、1 基のサイロと 4 基の水平空洞から構成されている。中レベル処分用のサイロは、直径約 30m、高さ約 50m のコンクリートサイロとなっている。また、BMA と呼ばれる中レベル処分用の水平空洞は、長さ約 160m の水平空洞にコンクリートピットが構築され、その内部に廃棄物が定置される構造となっている。SKB 社は、原子力発電所の運転期間の延長、および、将来の原子力発電所の廃止措置に備え、2014 年に SFR の拡張を申請している。

SFR 処分場に対する SKB 社による安全評価としては、1982 年に公開された建設に際し政府のライセンスを求めるとの予備的なレポートに始まり、2001 年に規制機関に報告された安全評価 (SAFE : Safety Assessment of Final Disposal of Operational Radioactive Waste) に関するレポート、これに対する規制側からの回答に対し 2005 年に公開されたレポート (SAR-08)、そして SFR の拡張 (SFR1 および SFR3) にあたって 2014 年に公開された安全評価 (SR-PSU) のレポートなどが挙げられる。

本節では、スウェーデンで低・中レベル廃棄物に対する安全評価を行うにあたって検討された地下水流動解析について整理した。参考としたレポートは、最新の安全評価 (SR-PSU) のメインレポート (TR-14-01⁽⁸⁾)、および、安全評価 (SAFE) で実施された地下水流動解析に関するレポート (R-01-02⁽⁹⁾) である。

①地下水流動解析の概要

地下水流動解析において、離散化メッシュの分解能の高さは計算結果の精度に大きく影響するが、一方でメッシュの精度やモデルの領域が大きいと必要となる計算機のメモリ量と計算時間が膨大となる。そのため TR-14-01 および R-01-02 では地下水流動解析を、異なるスケールの複数のモデルに対して実施している。(TR-14-01: ファーフールド/ニアフールド、R-01-02: 広域モデル/ローカルモデル/詳細モデル/セミローカルモデル)。TR-14-01 でのファーフールド・ニアフールドのモデルを図 3.4-2 に、R-01-02 での広域モデル・ローカルモデルの概念図を図 3.4-3 に示す。

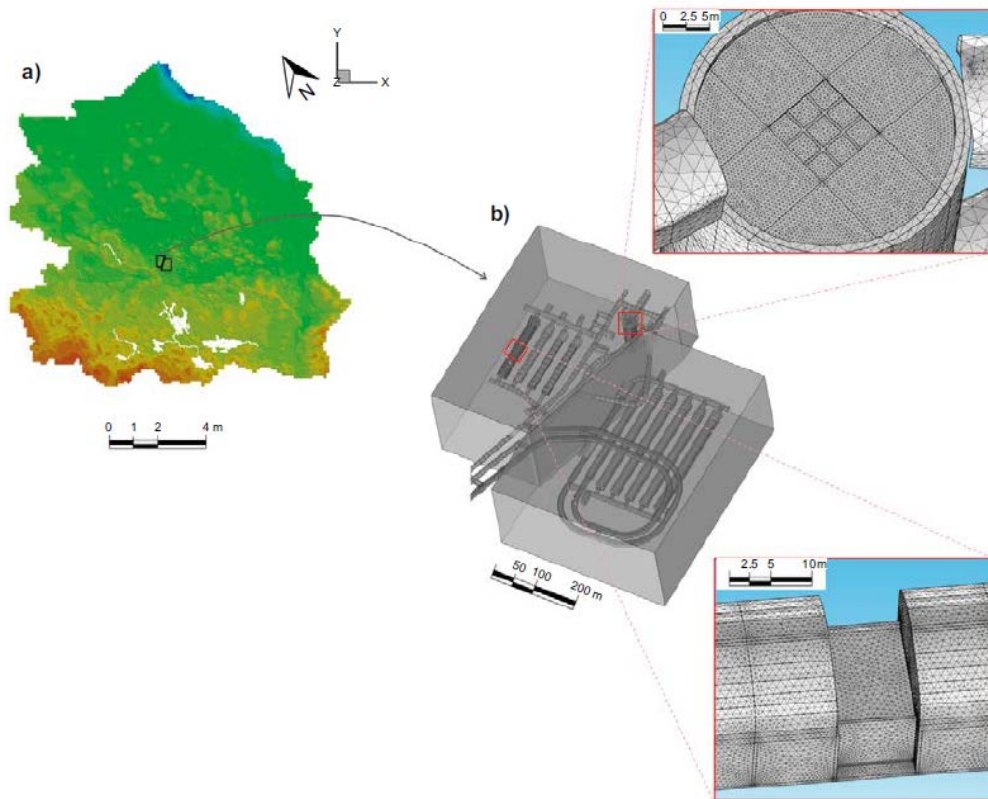


図 3.4-2 TR-14-01 における a) ファーフィールドと b)ニアフィールドのモデル

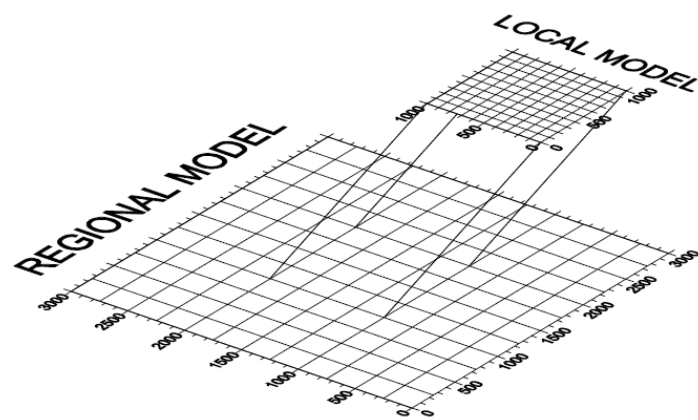


図 3.4-3 R-01-02 における広域モデルとローカルモデルの概念図

ニアフィールド／ローカルモデルの境界条件は、ファーフィールド／広域スケールの計算結果から与えられる。TR-14-01 でのファーフィールド・ニアフィールドの解析の概要を表 3.4-4 に、R-01-02 での広域モデル・ローカルモデルの解析の概要を表 3.4-5 に示す。

表 3.4-4 TR-14-01 での地下水流動解析の概要

	ファーフールド	ニアフィールド
設定	<ul style="list-style-type: none"> ・定常状態の飽和・不飽和地下水流動解析 (2,000, 2,500, 3,000, 3,500, 5,000, 9,000 AD) ・密度流の考慮なし ・ECPM：等価連続体多孔質媒体／DFN：離散亀裂ネットワーク ・解析領域：約 1.5×1.5×1.1 km ・境界条件：側方・底部：不透水、表面：複数の点で測定された水頭値に合うように設定 	<ul style="list-style-type: none"> ・定常状態の飽和地下水流動解析 ・定常、密度流の考慮なし ・多孔質媒体 ・解析領域（多面体）： SFR1: 370×485×205m, SFR3: 400×500×205m ・境界条件：定水頭・流速境界（ファーフールドの結果から設定）
コード	DarcyTools ⁽¹³⁾ (有限体積法に基づく地下水流動解析コード)	COMSOL Multiphysics ⁽¹⁴⁾ 地下水流モジュール (有限要素法に基づく)

表 3.4-5 R-01-02 での地下水流動解析の概要

	広域モデル	ローカルモデル
設定	<ul style="list-style-type: none"> ・非定常の飽和・不飽和地下水流動解析 (2,000～8,000 AD²、タイムステップ：20 年) ・密度流の考慮なし ・多孔質媒体 ・解析領域：13.3×15.85×1 km (直方体) ・境界条件： 側方・底部：南東（湖に面する）の表面のセルは静水圧境界、それ以外は不透水境界、表面：地表の地形に一致 	<ul style="list-style-type: none"> ・定常の飽和地下水流動解析 (1,000 年毎) ・密度流の考慮なし ・多孔質媒体 ・解析領域： 1.716×2.324×0.49km (直方体) ・境界条件： 側方・底部：定水頭境界（広域モデルの結果から設定）、表面：地表の地形に一致
コード	GEOAN ⁽¹⁵⁾ (有限差分法)	

² R-01-02 では、SFR における流動は 5,000～7,000 AD に定常状態に近くなると記載されている。

表 3.4-4 に示すように、TR-14-01 ではニアフィールドの解析を COMSOL Multiphysics により実施している。COMSOL では CAD ソフトウェアとのインターフェースが提供されており、詳細な処分場のジオメトリを用いて解析することが可能である。また評価では地下水流動解析のみが実施されているが、COMSOL Multiphysics では構造力学、流体力学、伝熱などの多岐に渡る物理現象を取り扱えるという利点がある。

また、全ての解析において塩分濃度の違いによる密度流の影響は考慮されていない。この理由について R-01-02 には以下のように記されている：フォルスマルク周辺の海水の塩分濃度は約 0.5% と低く（通常は約 3.5%）、バルト海の地形的に SFR での海水は将来さらに塩分濃度が低くなると予想されている。また、Stigson et al (1998)⁽¹⁰⁾ による SFR での密度流の重要性に関する研究では、水理地質構造モデルが複雑になるにつれ（不均質性の依存性の影響が大きい等）、密度流の考慮の有無による影響が小さくなること、塩化物をトレーサーとしたときの密度流の考慮の有無による違いは無視できることが指摘されている。

さらに、TR-14-01 では生物圏における核種移行の評価がコンパートメントモデルにより行われている。ファーフィールドに対しては DarcyTools による地下水流動解析が行われているが、生物圏評価における水文学的なパラメータ（移流フラックスや海水交換水量等）は MIKE SHE⁽¹¹⁾ を用いた地表流・地下水の連成解析により設定されている。ファーフィールドと生物圏の評価で用いたコードが異なることについて TR-14-06⁽¹²⁾ では、それぞれの目的と詳細に扱うプロセスの違いであるとしている。例えば、Darcy Tools を用いたファーフィールドの解析では処分場やその周辺の母岩に対する詳細なモデル化が行われており、処分場からレゴリス（母岩上部の堆積層（数 m））までの移行経路が評価されている。一方 MIKE SHE を用いた生物圏での解析では、レゴリスの詳細なモデル化や地表での水理プロセス（地表水の考慮、蒸発散、植生等）の定量的評価がなされている。

②地下水流動に関する評価された事象

TR-14-01 では基本シナリオに対して、低頻度シナリオ・残留シナリオが設定されており、人工バリアや天然バリアの変化、人間活動などを考慮した様々なケースが考慮されている。このうち、基本シナリオに対してニアフィールド／ファーフィールドの地下水流動に関する条件が異なるシナリオは、表 3.4-6 に示す低頻度シナリオの 5 つのケースであった（ただし、地下水流動解析の結果を用いて条件設定されているものも含む）。

表 3.4-6 TR-14-01 において設定された低頻度シナリオにおける地下水流動解析の概要

シナリオ [発生確率]	基本シナリオに対し異なる地下水流動の条件	
	異なる条件	詳細
母岩中の流れが 速いケース [<0.1]	母岩の条件設定	ファーフールド：Oden et al.(2014) ⁽¹⁶⁾ では母岩の条件を設定するにあたり、高透水帯（HCD: Hydraulic conductor domain）およびそれ以外のあまり地下水が流動しない母岩部（HRD: Hydraulic Rock Mass Domain）に対し、異方性の考慮の有無や亀裂ネットワーク等が異なる 17 ケースを検討している。本シナリオでは、基本シナリオでの母岩の条件設定（case1）に対し、流れの速い母岩の条件設定（case11）を使用。 ニアフィールド：基本シナリオの流れにスケールアップファクターを乗じる（各ボールドへの地下水流入量が 1.2 倍から 4 倍程度増加）
コンクリートの劣化が速いケース [<0.1]	コンクリートの透水係数・間隙率	コンクリートの透水係数が核種の移行が開始する時点で大きく劣化していると想定（ 10^{-5} m/s 以上）。空隙率について、完全に劣化した状態（0.5）にいたる時点を 2 万年後と想定（基本シナリオは 5 万年後）。
ベントナイトの劣化 [<0.1]	ベントナイトの透水係数	凍ったベントナイト中にアイスレンズができ、周りの水を引き込むことによるベントナイトの劣化の可能性を考慮して、ベントナイトの一部の透水係数が 10 倍以上増加すると想定。
地震 [10^{-6} /year]	サイロの通過流量	サイロのコンクリートが破壊されサイロの通過流量が $1\text{m}^3/\text{y}$ 程度に増加すると想定（コンクリートを見做しベントナイトのみの状態に対する地下水流動解析の結果からサイロの通過流量を設定）。
下流に井戸を想定したケース [0.13]	井戸への移行割合の設定	処分場からの核種放出量のうち 10%が井戸へ移行すると想定（well interaction area（現海水準での水深 10～80m において処分場からの流路が高い密度で存在する領域）に対し井戸を想定した地下水流動解析（Werner et al.(2013) ⁽¹⁷⁾ ）の結果から設定）。

R-01-02 は地下水流動解析のみのレポートでありシナリオ設定はされていないが、解析においては表 3.4-7 に示す建設後／閉鎖後の事象を考慮している。

表 3.4-7 R-01-02 において考慮された事象と地下水流動解析の概要

ケース	解析概要
サイト周辺での井戸の掘削	サイト周辺に井戸（揚水条件）を仮定し、3000AD（SFR が地表に現れる時点）/5000AD（汀線が SFR から数 km 離れた時点）に対し解析を実施。影響を受ける領域や影響の程度を評価。（井戸の位置：上流／サイト内／下流、用途：農業（揚水量：最大で 2.37m ³ /day、深度：海拔-77～88m、大きさ：直径 5m）
坑道の拡張	坑道を拡張したモデルに対し解析を実施。（メッシュ：25 層・108,800 要素）
坑道プラグの劣化	プラグの透水係数が劣化で徐々に/急激に変化すると仮定し、非定常解析を実施。坑道中の流量の変化等を評価。（通常：5×10 ⁻¹⁰ m/s、劣化時：≤1×10 ⁻⁵ m/s）
サイロの封入の失敗	サイロの透水係数が徐々に/急激に変化するパターンを仮定した非定常解析を実施。坑道中の流量の変化等を評価。（通常：10 ⁻¹⁰ ～10 ⁻⁹ m/s、劣化時：≤1.0×10 ⁻⁸ m/s）
BMA トンネルの破損	BMA トンネル中のコンクリートピットの破損で、破損箇所の透水係数が徐々に/急激に変化するパターンを仮定した非定常解析を実施。坑道中の流量の変化等を評価。 （破損箇所の透水係数：≤1.0×10 ⁻⁵ m/s、破損箇所の大きさ：16m 長）
BTF1 トンネル ³ の破損	封入された廃棄物のみの破損／コンクリートによる側面の埋め戻し材・床を含む破損の 2 パターンを想定し、破損箇所の透水係数が徐々に/急激に変化するパターンを仮定した非定常解析を実施。坑道中の流量の変化等を評価。 （破損箇所の透水係数：≤1.0×10 ⁻⁵ m/s、破損箇所の大きさ：17m 長）
サイトの再冠水	坑道が空洞のまま／埋め戻し材で埋め戻された場合の 2 パターンに対し、排水された状態（乾燥状態）から飽和するまでの時間を非定常（タイムステップ：1 週間）に評価。坑道に残存する空気やガスは地上へ移行するとして考慮しない。
侵食/堆積 海水準変動	SFR は現在水面下にあるが、将来海水準変動に伴い地表に現れると予測されている。そこで、SFR の位置が海水準以下（First period）、汀線付近（Second period）、地表（Third period）の 3 つの段階に分けて検討を実施。堆積速度や堆積物の透水係数の不確実性を考慮した地形変化の複数のケースに対し、処分場からの流出域の位置変化に与える影響を評価。 <ul style="list-style-type: none"> ● First period における海底での堆積＝Second period における波の侵食と想定し、この間の地形変化は考慮しない。 ● Third period には、処分場から移行した地下水が排出される領域（下流側の汀線付近）で 5 or 10 mm/y の堆積が生じると想定 ● 堆積物は有機物起源であり透水係数は低い（10⁻⁷ m/s 以下）と想定 ● 堆積による流出域への影響を見るため、処分場スケールより大きいセミローカルスケールに対し評価し、セミローカルスケールの側方・底面の境界条件（水頭値）は広域スケールの結果として、非定常計算（タイムステップ：5 年）を実施。

³ 低レベル放射性廃棄物のうち、低レベル樹脂等を封入したコンクリートタンクを処分する水平トンネル。

(2) 国内で規制側から提示されている考慮すべき事象

国内における中深度処分は、現在規制側により検討が行われている段階であるが、規制基準等に関する骨子案等が公開されており、それらの資料の中で地下水流動に関して以下のようない記載がある。『第二種廃棄物埋設に係る規制基準等の骨子案⁽¹⁸⁾』では、

“水理地質構造、地球化学環境、河川及び断層の位置等を踏まえて、廃棄物埋設地から生活圏に至る地下水の移行経路を考慮し、当該移行経路を介した廃棄物埋設地から生活圏への主要な放射性物質の移行を抑制する性能が優れていると考える廃棄物埋設地の設置場所を選定すること（10. 廃棄物埋設地に係る規定）”

とあり、中深度処分における地下水流動解析の必要性が示されている。また『中深度処分における廃棄物埋設地の設計プロセス及び線量評価に係る審査ガイドの骨子案⁽¹⁹⁾』では、天然バリアの状態設定において考慮する必要のある自然現象の例として以下が示されている。

- 火山・火成活動（熱水対流の発生、地下水への熱水・火山ガスの混入による水質の変化等）
- 地震・断層活動（廃棄物埋設地近傍における地層の破断・破砕とこれに伴う地下水の移行経路の形成、地震動による岩盤や地下水の性質の変化等）
- 隆起・侵食活動（廃棄物埋設地の深度や地表環境の状況の変化による地下水流動・水質の変化等）
- 海水準変動（海水準の変動に伴う地下水の流動と水質の変化、沿岸域での塩水域と淡水域の分布の変化等）
- 気温・降水量変化（表層での水収支の変化に伴う地下水の流動と水質の変化等）
- かん養量変化（かん養域での地下水位の変化）
- 地形変化（地形変化に伴う地下水流動の変化）
- 表流水流動（降水の変化や地形変化に伴う河川や湖沼等の表流水の流動）

さらに、『「通常の状態」で保守的なパラメータを設定した状態」及び「厳しい状態（一つのバリア性能の著しく劣化した状態）」の考え方⁽²⁰⁾』では、自然事象シナリオを「通常の状態」と「厳しい状態」に分けて考慮することが示されており、「厳しい状態」に至る可能性のある事象のうち地下水流動解析に関するものとして以下が挙げられている。

・人工バリアの製作不良および施工不良：

低拡散層（モルタル）：ひびによる空隙率の増加、空隙構造の変化

・天然バリア：

未発見の断層・亀裂による透水性の増加、想定以上の隆起・沈降、海水準変動及び侵食等による地下水移行経路の短絡

また想定する初期条件・環境条件として、初期調査データの不完全性、隆起・沈降、海水準変動及び侵食等の想定以上の変化、塩水影響領域の変化が挙げられている。

(3) 中深度処分で考慮されうる地下水流動解析と 3D-SEEP の適用性

(1) スウェーデンでの評価事例および(2) 国内で規制側から提示されている考慮すべき事象を踏まえ、中深度処分において地下水流動解析に関して想定される事象を、表 3.4-8 及び表 3.4-9 のように整理した。

3D-SEEP は(1)に示した SKB による地下水流動解析と同等の解析が実施可能であり、表 3.4-8 及び表 3.4-9 に示した中深度処分で想定される多くの解析に適用可能であると想定される。ただし、3D-SEEP は地下水流動のみを対象としたコードであり、化学反応等を考慮するためには、例えば、別途 PHREEQC 等の他コードと連動させた評価などが必要と考えられる。また、以下の場合には適用範囲が限定される。

- サイトの再冠水において、吉野ら(2017)⁽²¹⁾では水中への空気の溶存の影響が大きいことが指摘されているが、3D-SEEP では気相を考慮した解析はできない。
- 母岩の設定・人工バリアの損傷・地震において、亀裂の考慮が必要な場合、3D-SEEP では DFN (離散亀裂ネットワークモデル) として考慮することができないため、多孔質媒体として扱うこととなる。この場合の精度の検証や他のモデル (DFN や ECPM 等) の導入・比較等は今後の課題である。
- 人工バリア等の劣化、廃棄体の損傷、地震による亀裂の発生を多孔質媒体として考慮する場合、モデル内に透水係数が極端に異なる領域がある可能性がある。3D-SEEP は有限要素法に基づくコードであるが、青木ら(2011)⁽²²⁾では有限要素法では各要素間のフラックスの連続性を陽に定式化していないため、モデル内に透水係数が極端に異なる領域がある場合に流速ベクトルが不連続になり精度が低い可能性が指摘されている。そのため、モデルのメッシュやタイムステップを適切に設定する必要がある。また、他コードとの解析精度の比較を進める必要があると考えられる。
- 地表水 (河川・湖沼の流れ) と地下水の連成解析は 3D-SEEP では考慮できないが、SKB と同様に定水頭条件によって河川・湖沼を考慮することは可能である。

表 3.4-8 中深度処分での 3D-SEEP の適用性 (事象毎) (1 / 2)

地下水流動解析に関して想定される評価・事象	3D-SEEP での対応状況 (○：対応可、△：部分的に対応可、×：対応不可)	
建設～操業～閉鎖段階		
処分施設への浸透流量等の定量的評価	○	Dtransu 等ではトンネルへの湧水の評価事例があり、同等の機能を有する 3D-SEEP でも処分施設を対象に、処分施設への浸透流量や止水プラグによる坑道および EDZ 領域の地下水移行の抑制効果等の定量的評価が可能と想定される。ただし透水係数が極端に異なる領域がモデル内にある場合にはメッシュ分割やタイムステップを小さくして安定に解く必要がある。
サイトの再冠水	△	SKB と同様に、坑道内の空気やガスは地上へ移行するとして無視することで考慮可能である。ただし地層処分を対象とした再冠水による地下水回復に伴う緩衝材挙動についての既往の解析において、水中への空気の溶存の影響が大きいことが報告されている ⁽²¹⁾ 。空気の影響を正しく把握するためには気相を考慮する必要があるが、3D-SEEP ではこれを考慮できない。
閉鎖後長期		
人工バリア (モルタル、ベントナイト)・止水プラグ・埋め戻し材等の劣化、廃棄体の損傷	△	SKB と同様に、劣化・損傷箇所の透水係数・間隙率を設定することで坑道中の流量の増加等を考慮可能である。ただし 3D-SEEP では地下水流動のみしか解析できないため、熱・力学・化学反応については別の解析コードとの連成が必要。
母岩に対する設定の不確か性	△	母岩を多孔質媒体として扱い、水理地質構造の設定の不確か性を考慮してモデルを複数設定し、それらに対して解析を行うことで考慮可能である。ただし、母岩中の亀裂を DFN (分散亀裂ネットワークモデル) として考慮することはできない。
地震 (処分施設の損傷、断層・亀裂の発生)	△	SKB と同様に、地震でバリアが損傷したと仮定した状態に対する地下水流動解析を行い、その場合の通過流量を設定することが可能である。また地震による断層・亀裂の発生も考えられうる。これについて DFN としての取り扱いはできないが、多孔質媒体として透水係数・間隙率等を設定することによる考慮は可能である。
サイト周辺での井戸の掘削	○	SKB と同様に、サイト中に井戸を仮定した状態 (揚水条件) に対する地下水流動解析を行い、影響を受ける領域や影響の程度を評価することが可能である。

表 3.4-9 中深度処分での 3D-SEEP の適用性 (事象毎) (2 / 2)

地下水流動解析に関して 想定される評価・事象	3D-SEEP での対応状況 (○：対応可、△：部分的に対応可、×：対応不可)	
閉鎖後長期		
隆起・侵食・海水準変動	△	隆起・侵食・海水準変動を考慮する必要がある場合、これに対する非定常な解析が必要となるが、3D-SEEP では地形変化シミュレーションの結果を地下水流動解析に反映させて解析するための一連の外部プログラムを整備している。また、3D-SEEP では密度を考慮した非定常な浸透流・塩分濃度解析に対応しており、非定常な海水準変動とそれに伴う境界条件の変化を考慮可能である。
降水量変化	○	3D-SEEP では時刻に依存した降雨浸透条件を設定することができる。
表流水流動	△	3D-SEEP は地下水流動を対象としているため、例えば以下を考慮することができない。 <ul style="list-style-type: none"> ・地表水 (河川・湖沼) の流れ ・表面流出 (降雨時に浸透しきれない水が地表を流れる) ・蒸発散 ・植生による地下水への影響 地表水について SKB (TR-14-01) では、生物圏評価においては地表水・地下水の連成解析が可能なコード (MIKE-SHE) を使用している。一方ファーフィールドにおける処分場からの地下水移行の評価においては、地下水流動解析コード (DarcyTools) を用いて河川・湖沼を定水頭条件により考慮しており、3D-SEEP でも同様の設定で河川・湖沼を考慮することが可能である。また表面流出については、実際の森林斜面ではほとんど起こらないことが明らかになっており、林床に到達した降雨水はいったんは森林土層中に浸透することが指摘されている (北原 (1994) ⁽²³⁾)。蒸発散については、植生の変化を考慮しない限り、蒸発散を考慮した降雨量を与えることで簡易的に考慮可能である。
火山・火成活動 (熱対流の発生)	×	3D-SEEP は熱については考慮できない。

3.5 3次元地下水流動解析コード3D-SEEPの改良と機能検証

3.5.1 概要

中深度処分の廃棄物埋設地の位置に関する設計については、合理的に設置可能な区域から、水理地質構造、地球物理・地球化学的環境等を踏まえて、廃棄物埋設地から生活圏への主要な放射性核種の移行を抑制する性能に優れた地盤が選定され、選定区域に廃棄物埋設地を設置した場合の性能評価の妥当性を判断するための手法や科学的知見が必要である。炉内等廃棄物の中深度処分における天然バリアの水理学的及び地球化学的な性能を把握するための手法の1つとして、原子力機構では、堆積岩系の水理地質構造を多孔質媒体により近似した3次元地下水流動・物質移行解析コード3D-SEEPの開発を行ってきた。中深度処分における天然バリアとしての適切な性能を評価するためには、海域を含む広域に対し、地形変化および海水準変動を考慮した長期間の解析を行う必要がある。そのため、3D-SEEPには、塩分濃度解析について、非定常なモデル変化に対応した高い安定性が求められる。また、塩分濃度解析において、海底面に該当するモデル境界面での塩分移行に関し、実際の環境条件を適切に反映した解析が必要である。

3D-SEEPでは、これまでに塩分濃度解析の有限要素法による解法としてガラーキソ法が導入されているが、ガラーキソ法では、移流が卓越するような移流分散解析において数値振動が発生することが知られている。そこで、本年度の拡張作業では、移流が卓越するような場合でも安定的に解くことができる解法として、風上法を導入した。その際、風上法で使用する上流パラメータに関しては、メッシュ構造や境界条件が非定常に変化にすることも対応させるため、各計算ステップで最適化された値が自動化に設定されるよう整備した。

また、海岸付近では、一般に淡水地下水が内陸から海へ向かって流れ、図3.5-1に示すような流出部から海へ流出するものと考えられる⁽¹⁾。このような現象を数値解析コードで表現するには、浸透流解析と移流分散解析を連成させた境界条件が必要となる。そこで、本年度の拡張作業では、浸透流解析における流れの向きに応じて塩分濃度境界を変化させる可変濃度境界機能を整備した。

そして、本年度整備した機能を使用した検証計算では、密度流解析のベンチマーク計算として知られるHenry問題⁽²⁾⁽³⁾⁽⁴⁾と、より現実的な場を想定した条件での洗い出し解析を実施し、既存の地下水流動・移流分散解析コード(Dtransu-3D・EL)⁽⁵⁾⁽⁶⁾⁽⁷⁾との比較により、妥当な結果が得られることを確認した。

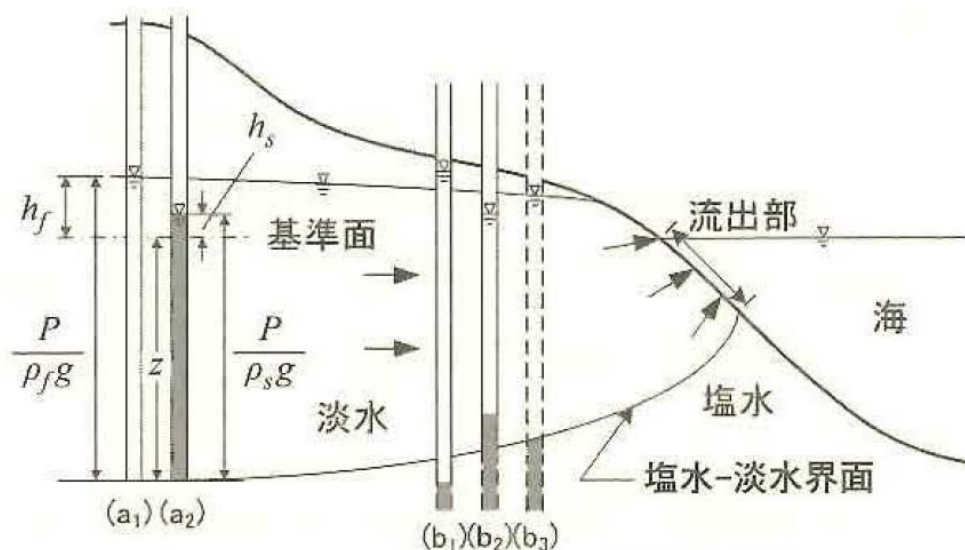


図 3.5-1 現実的な塩水-淡水界面の位置と流出部の例 (藤縄, 2010 より)⁽¹⁾

3.5.2 塩分濃度解析への風上法の導入

(1) 風上法の概要

(a) 風上法の考え方

風上法は、移流分散解析において発生する数値振動を抑制することを目的として開発されたため、最初に数値振動が発生する現象を説明する。ここでは、1次元の移流分散解析における定常解を求める場合を想定する。なお、流速は x 正方向に一定とする。その場合の方程式、およびその一般解は以下になる。

$$v \frac{dc}{dx} = D \frac{d^2c}{dx^2} \quad (\text{数式 3.5-1})$$

v : 間隙流速 D : 分散係数 c : 濃度

$$c = A + B \cdot \exp\left(\frac{v}{D} \cdot x\right) \quad (\text{数式 3.5-2})$$

A, B : 任意定数

この方程式を幅 h の 1次元有限要素において、中央差分式を適用すると以下になる。なお、流速は x 方向であり、節点は上流→下流に向かって c_{i-1} 、 c_i 、 c_{i+1} となる。

$$\begin{aligned} v \frac{c_{i+1} - c_{i-1}}{2h} &= D \frac{1}{h} \left(\frac{c_{i-1} - c_i}{h} - \frac{c_i - c_{i+1}}{h} \right) & (\text{数式 3.5-3}) \\ &= D \frac{c_{i+1} - 2c_i + c_{i-1}}{h^2} \end{aligned}$$

i : 節点番号 c_i : 節点 i における濃度

節点 I において、この式を満たす濃度は以下の式になる。

$$c_i = A + B \cdot \left(\frac{1+0.5Pe}{1-0.5Pe} \right)^i \quad Pe = \frac{vh}{D} \quad (\text{数式 3.5-4})$$

なお、 Pe は局所ペクレ数と呼ばれる値である。(数式 3.5-4) は、 $Pe > 2$ の場合において、右辺第 2 項の括弧内が負になり、解が振動することになる。このため、中央差分式では、条件 (局所ペクレ数の値) により正しい解が求められないことになる。この課題を解決するための手法が風上法である。

風上法では、(数式 3.5-3) の左辺を変更することにより、以下の式とする。なお、(数式 3.5-5) の左辺は風上差分式と呼ばれる。

$$v \frac{c_i - c_{i-1}}{h} = D \frac{c_{i+1} - 2c_i + c_{i-1}}{h^2} \quad (\text{数式 3.5-5})$$

定常移流分散方程式である (数式 3.5-1) について、(数式 3.5-5) により解くと以下になる。(数式 3.5-6) では、右辺第 2 項の括弧内が常に正となり、解の振動は発生しないことになる。

$$c_i = A + B \cdot (1 + 0.5Pe)^i \quad (\text{数式 3.5-6})$$

(数式 3.5-6) を (数式 3.5-3) の形式に倣って書き換えた場合、(数式 3.5-7) になる。これは、オリジナルの分散係数 D に対し、人工拡散係数 $vh/2$ を加えたことにより、振動が抑制されたと解釈できる。

$$v \frac{c_{i+1} - c_{i-1}}{2h} = \left(D + \frac{vh}{2} \right) \frac{c_{i+1} - 2c_i + c_{i-1}}{h^2} \quad (\text{数式 3.5-7})$$

風上法は、人工拡散係数を加えているため、振動を抑制することと引き換えにして、解の精度が低下すると考えられる。そのため、移流に関する差分式において、風上差分式、および中央差分式を任意の値 α 、および $(1-\alpha)$ の比率で混合して使用方法が採られる場合がある。なお、 $0 \leq \alpha \leq 1$ とする。

本作業において、 α を「上流パラメータ」と呼ぶ。上流パラメータを用いた差分式は、以下となる。(数式 3.5-8) における左辺は、 $\alpha = 0$ の場合に中央差分式、 $\alpha = 1$ の場合に風上差分式となる。

$$v \left[\alpha \frac{c_i - c_{i-1}}{h} + (1 - \alpha) \frac{c_{i+1} - c_{i-1}}{2h} \right] = D \frac{c_{i+1} - 2c_i + c_{i-1}}{h^2} \quad (\text{数式 3.5-8})$$

定常移流分散方程式である (数式 3.5-1) について、(数式 3.5-8) により解くと以下になる。(数式 3.5-9) は、右辺第 2 項の括弧内が $\alpha < 1 - (2/Pe)$ となる場合に負になるため、解が振動することになる。

$$c_i = A + B \cdot \left(\frac{1+0.5Pe(1+\alpha)}{1-0.5Pe(1-\alpha)} \right)^i \quad (\text{数式 3.5-9})$$

(数式 3.5-9) が一般解 (数式 3.5-2) を満たすように上流パラメータ α を求めた場合、以下の式になる。上流パラメータ α の値を (数式 3.5-10) とすると、(数式 3.5-9) 右辺第 2 項の括弧内は正となり、解は振動しないことになる。

$$\alpha = \coth\left(\frac{Pe}{2}\right) - \frac{2}{Pe} \quad (\text{数式 3.5-10})$$

(数式 3.5-9) を (数式 3.5-3) の形式に倣って書き換えた場合、以下になる。これは、オリジナルの分散係数 D に対し、人工拡散係数 $v h \alpha / 2$ を加えたことにより、振動が抑制されたと解釈される。

$$v \frac{c_{i+1} - c_{i-1}}{2h} = \left(D + \frac{v h \alpha}{2} \right) \frac{c_{i+1} - 2c_i + c_{i-1}}{h^2} \quad (\text{数式 3.5-11})$$

(数式 3.5-11) を節点ごとに整理すると、以下の式になる。ここで、中央差分式における係数に比べ、上流側の節点 c_{i-1} は $Pe \cdot \alpha / 2$ が加算され、逆に下流側の節点 c_{i+1} は同じ値が減算されていることになる。

$$\left[1 - \frac{Pe}{2}(1 - \alpha) \right] c_{i+1} - (2 + \alpha)c_i + \left[1 + \frac{Pe}{2}(1 + \alpha) \right] c_{i-1} = 0 \quad (\text{数式 3.5-12})$$

(b) 1次元有限要素法における風上法

有限要素法では、節点における値である濃度などについて、節点間を形状関数により補間し、空間における分布を求める。方程式を解く際、離散化した方程式に重み関数を乗じて線積分、面積分などをする。通常の高ラキソ法は、形状関数と重み関数を同一にする。一方、重み関数を形状関数と同じにしない有限要素法は、ペトロフ・ガラキソ有限要素法と呼ばれ、風上法は、この方法に属する。

地下水関連分野において、有限要素法の移流分散解析に風上法を適用した初期の文献として、Huyakorn (1977) ⁽⁸⁾ および Huyakorn and Nilkuha (1979) ⁽⁹⁾ がある。Huyakorn (1977) ⁽⁸⁾ では定常条件、Huyakorn and Nilkuha (1979) ⁽⁹⁾ では非定常条件、モデル次元は両文献とも 1

次元、および2次元が扱われている。

ここでは、Huyakorn (1977) (8)を参考にして、定常条件における1次元風上法の手法を紹介する。なお、本報告書における統一性を保つため、文献中の記号表記は適宜変更する。1次元モデルの節点間隔は、全節点において h で均一とする。

1次元の定常移流分散方程式(数式3.5-1)を離散化すると以下となる。各要素における形状関数を図3.5-2に示す。

$$\left[\int_0^h D \frac{dN_i}{dx} \frac{dN_j}{dx} dx - \int_0^h v \frac{dN_i}{dx} N_j dx \right] c_j = 0 \quad (\text{数式 3.5-13})$$

N_i : 形状関数

$$N_1(x) = 1 - \frac{x}{h} \quad N_2(x) = \frac{x}{h} \quad (\text{数式 3.5-14})$$

風上法の場合、(数式3.5-13)において、重み関数として用いている形状関数を風上重み関数へ変更する。

$$\left[\int_0^h D \frac{dN_i}{dx} \frac{dN_j}{dx} dx - \int_v \frac{dN_i}{dx} N_j dx \right] c_j = 0 \quad (\text{数式 3.5-15})$$

風上重み関数は、(数式3.5-12)と同様に上流側と下流側で同じ値をそれぞれ加算、減算する。以下では、上流側の形状関数 $N_2(x)$ に $F(x)$ を加算し、上流側の形状関数 $N_2(x)$ に $F(x)$ を減算する

$$W_1(x) = N_1(x) - F(x) \quad W_2(x) = N_2(x) + F(x) \quad (\text{数式 3.5-16})$$

W_i : 風上重み関数

$F(x)$ を境界条件を満たすように求め、(数式3.5-16)に代入すると以下となる。

$$W_1(x) = \frac{1}{4}(2 - 3\alpha - 2x + 3\alpha x^2) \quad (\text{数式 3.5-17})$$

$$W_2(x) = \frac{1}{4}(2 + 3\alpha + 2x - 3\alpha x^2)$$

α : 上流パラメータ

(数式3.5-15)の重み関数を形状関数から風上重み関数へ変更した場合、以下となる。

$$\left[\int_0^h D \frac{dW_i}{dx} \frac{dN_j}{dx} dx - \int_v \frac{dW_i}{dx} N_j dx \right] c_j = 0 \quad (\text{数式 3.5-18})$$

N_i : 形状関数

節点 j を含む要素について、節点 $j-1$ から $j+1$ までを(数式3.5-18)により離散化した式を以下に示す。節点 $j-1$ から $j+1$ までの形状関数を図3.5-2に示す。

$$\left[\int_0^h D \frac{dW_2}{dx} \frac{dN_1}{dx} dx - \int_v \frac{dW_2}{dx} N_1 dx \right] c_{j-1} + \left[\int_0^h D \frac{dW_2}{dx} \frac{dN_2}{dx} dx - \int_0^h v \frac{dW_2}{dx} N_2 dx + \int_0^h D \frac{dW_1}{dx} \frac{dN_1}{dx} dx - \int_0^h v \frac{dW_1}{dx} N_1 dx \right] c_j \quad (\text{数式 3.5-19})$$

$$\left[\int_0^h D \frac{dW_1}{dx} \frac{dN_2}{dx} dx - \int_v v \frac{dW_1}{dx} N_2 dx \right] c_{j+1} = 0$$

N_i : 形状関数

(数式 3.5-19) を実際に積分した結果は以下になる。(数式 3.5-20) は、(数式 3.5-12) と一致しており、風上法が正しく定式化されていることになる。

$$\left[-\frac{D}{h} - v \left(\frac{1}{2} + \frac{\alpha}{2} \right) \right] c_{j-1} + \left[\frac{D}{h} - v \left(\frac{1}{2} - \frac{\alpha}{2} \right) + \frac{D}{h} - v \left(-\frac{1}{2} - \frac{\alpha}{2} \right) \right] c_j \quad (\text{数式 3.5-20})$$

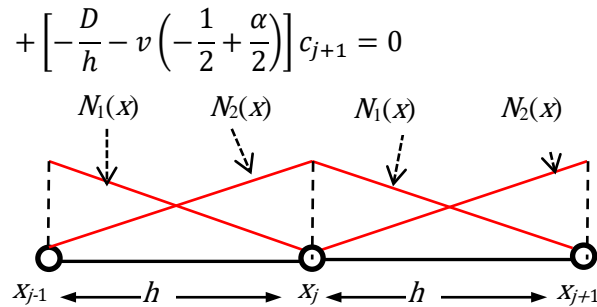


図 3.5-2 各要素における形状関数

(2) 3D-SEEP に導入した風上法

(a) 概要

本コード化において 3D-SEEP に導入した風上法は、基本的に Huyakorn (1977)⁽⁸⁾ および Huyakorn and Nilkuha (1979)⁽⁹⁾ を 3次元に拡張したものである。また、3次元有限要素法における風上法の文献が少ないため、本コード化では、風上法に関する既存解析コードである LEWASTE を参考にした。

LEWASTE は、3次元有限要素法地下水流動・移流分散解析ソフト FEMWATER/LEWASTE⁽¹⁰⁾ のうち、移流分散を扱うプログラムであり、FEMWATER は、地下水流動を扱うプログラムである。LEWASTE は、世界的に広く使用されているコードで、例えば、地下水中の放射性核種移行に関する数値計算手法を扱った K.V. Sruthi et al. (2015)⁽¹¹⁾ では、核種移行に有用な広く知られているコードとして、「HST3D、FEFLOW、FEMWATER、FEMWASTE、MODFLOW、MOD-PATH、MT3D、TOUGH 2、FEHM」を挙げている。上記のコードのうち、移流分散解析のできる有限要素法コードは、FEMWASTE、FEHM であるが、FEHM はソースコードを公開していない。また、長谷川ほか (2004)⁽¹²⁾ では、電力中央研究所が開発した岩盤中の地下水流動・溶質移行解析コード FEGM/FERM について、FEMWATER/LEWASTE を参考にしたことが記載されている。

なお、本コード化で対象とする要素形状は、6面体要素 (8節点) である。要素の節点番号、および上流パラメータ位置の関係を図 3.5-3 に示す。なお、1要素における節点番号の付け方は、3D-SEEP に準じている。

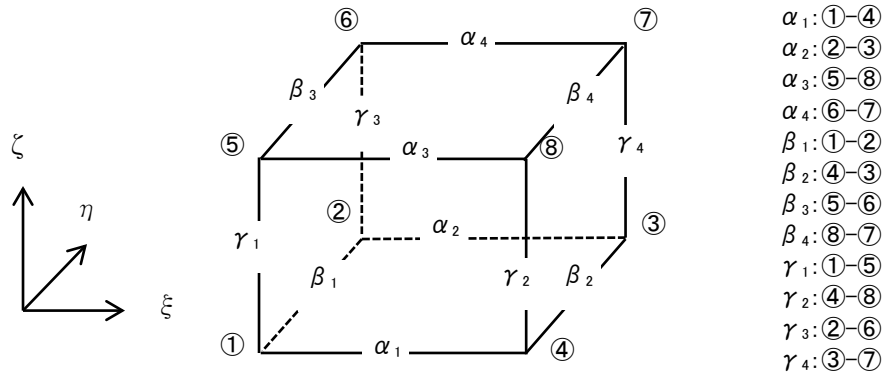


図 3.5-3 風上法における要素の節点番号、および上流パラメータ位置の関係

(b) 風上重み関数

風上重み関数は、形状関数と同様に、1次元風上重み関数の積とする。この方法は、LEWASTEにおいて採用されている。1次元風上重み関数は、以下である。

$$WF_1(x, a) = \frac{1}{4}(2 - 3a - 2x + 3ax^2) \quad (\text{数式 3.5-21})$$

$$WF_2(x, a) = \frac{1}{4}(2 + 3a + 2x - 3ax^2)$$

WF_i : 1次元風上重み関数 a : 上流パラメータ

なお、上流パラメータの値は、辺ごとに設定される。

$$W_1 = WF_1(\xi, \alpha_1) * WF_1(\eta, \beta_1) * WF_1(\zeta, \gamma_1) \quad (\text{数式 3.5-22})$$

$$W_2 = WF_1(\xi, \alpha_2) * WF_2(\eta, \beta_1) * WF_1(\zeta, \gamma_3)$$

$$W_3 = WF_2(\xi, \alpha_2) * WF_2(\eta, \beta_2) * WF_1(\zeta, \gamma_4)$$

$$W_4 = WF_2(\xi, \alpha_1) * WF_1(\eta, \beta_2) * WF_1(\zeta, \gamma_2)$$

$$W_5 = WF_1(\xi, \alpha_3) * WF_1(\eta, \beta_3) * WF_2(\zeta, \gamma_1)$$

$$W_6 = WF_1(\xi, \alpha_4) * WF_2(\eta, \beta_3) * WF_2(\zeta, \gamma_3)$$

$$W_7 = WF_2(\xi, \alpha_4) * WF_2(\eta, \beta_4) * WF_2(\zeta, \gamma_4)$$

$$W_8 = WF_2(\xi, \alpha_3) * WF_1(\eta, \beta_4) * WF_2(\zeta, \gamma_2)$$

また、風上関数の微分値は以下の式を利用する。

$$WDF_1(x, a) = \frac{d}{dx} WF_1(x, a) = \frac{1}{2}(-1 + 3ax) \quad (\text{数式 3.5-23})$$

$$WDF_2(x, a) = \frac{d}{dx} WF_2(x, a) = \frac{1}{2}(1 - 3ax)$$

$$\frac{\partial W_1}{\partial \xi} = WDF_1(\xi, \alpha_1) * WF_1(\eta, \beta_1) * WF_1(\zeta, \gamma_1) \quad (\text{数式 3.5-24})$$

$$\frac{\partial W_2}{\partial \xi} = WDF_1(\xi, \alpha_2) * WF_2(\eta, \beta_1) * WF_1(\zeta, \gamma_3)$$

$$\frac{\partial W_3}{\partial \xi} = WDF_2(\xi, \alpha_2) * WF_2(\eta, \beta_2) * WF_1(\zeta, \gamma_4)$$

$$\frac{\partial W_4}{\partial \xi} = WDF_2(\xi, \alpha_1) * WF_1(\eta, \beta_2) * WF_1(\zeta, \gamma_2)$$

$$\frac{\partial W_5}{\partial \xi} = WDF_1(\xi, \alpha_3) * WF_1(\eta, \beta_3) * WF_2(\zeta, \gamma_1)$$

$$\frac{\partial W_6}{\partial \xi} = WDF_1(\xi, \alpha_4) * WF_2(\eta, \beta_3) * WF_2(\zeta, \gamma_3)$$

$$\frac{\partial W_7}{\partial \xi} = WDF_2(\xi, \alpha_4) * WF_2(\eta, \beta_4) * WF_2(\zeta, \gamma_4)$$

$$\frac{\partial W_8}{\partial \xi} = WDF_2(\xi, \alpha_3) * WF_1(\eta, \beta_4) * WF_2(\zeta, \gamma_2)$$

$$\begin{aligned}
\partial W_1 / \partial \eta &= WF_1(\xi, \alpha_1) * WDF_1(\eta, \beta_1) * WF_1(\zeta, \gamma_1) \\
\partial W_2 / \partial \eta &= WF_1(\xi, \alpha_2) * WDF_2(\eta, \beta_1) * WF_1(\zeta, \gamma_3) \\
\partial W_3 / \partial \eta &= WF_2(\xi, \alpha_2) * WDF_2(\eta, \beta_2) * WF_1(\zeta, \gamma_4) \\
\partial W_4 / \partial \eta &= WF_2(\xi, \alpha_1) * WDF_1(\eta, \beta_2) * WF_1(\zeta, \gamma_2) \\
\partial W_5 / \partial \eta &= WF_1(\xi, \alpha_3) * WDF_1(\eta, \beta_3) * WF_2(\zeta, \gamma_1) \\
\partial W_6 / \partial \eta &= WF_1(\xi, \alpha_4) * WDF_2(\eta, \beta_3) * WF_2(\zeta, \gamma_3) \\
\partial W_7 / \partial \eta &= WF_2(\xi, \alpha_4) * WDF_2(\eta, \beta_4) * WF_2(\zeta, \gamma_4) \\
\partial W_8 / \partial \eta &= WF_2(\xi, \alpha_3) * WDF_1(\eta, \beta_4) * WF_2(\zeta, \gamma_2)
\end{aligned}
\tag{数式 3.5-25}$$

$$\begin{aligned}
\partial W_1 / \partial \zeta &= WF_1(\xi, \alpha_1) * WF_1(\eta, \beta_1) * WDF_1(\zeta, \gamma_1) \\
\partial W_2 / \partial \zeta &= WF_1(\xi, \alpha_2) * WF_2(\eta, \beta_1) * WDF_1(\zeta, \gamma_3) \\
\partial W_3 / \partial \zeta &= WF_2(\xi, \alpha_2) * WF_2(\eta, \beta_2) * WDF_1(\zeta, \gamma_4) \\
\partial W_4 / \partial \zeta &= WF_2(\xi, \alpha_1) * WF_1(\eta, \beta_2) * WDF_1(\zeta, \gamma_2) \\
\partial W_5 / \partial \zeta &= WF_1(\xi, \alpha_3) * WF_1(\eta, \beta_3) * WDF_2(\zeta, \gamma_1) \\
\partial W_6 / \partial \zeta &= WF_1(\xi, \alpha_4) * WF_2(\eta, \beta_3) * WDF_2(\zeta, \gamma_3) \\
\partial W_7 / \partial \zeta &= WF_2(\xi, \alpha_4) * WF_2(\eta, \beta_4) * WDF_2(\zeta, \gamma_4) \\
\partial W_8 / \partial \zeta &= WF_2(\xi, \alpha_3) * WF_1(\eta, \beta_4) * WDF_2(\zeta, \gamma_2)
\end{aligned}
\tag{数式 3.5-26}$$

(c) 風上重み関数を用いた離散化

風上法においては、離散化における移流項、分散項の重み関数をガラーキン法の形状関数から風上重み関数へ変換する。移流項、移流マトリックス、移流フラックスマトリックスは、以下になる。

$$(\text{移流項}) = \int_v W_i(\nabla \bar{u} N_j) dV \tag{数式 3.5-27}$$

W_i : 風上重み関数

$$[U_{ij}] = - \int_v (\nabla W_i) \cdot \bar{u} N_j dV \tag{数式 3.5-28}$$

$$[S_{ij}] = \int_s W_i N_j (\bar{u} \cdot \bar{n}) dS \tag{数式 3.5-29}$$

分散項、分散マトリックス、分散フラックスマトリックスについては、以下となる。

$$(\text{分散項}) = - \int_v W_i(\mathbf{D} \nabla N_j) dV \tag{数式 3.5-30}$$

$$[A_{ij}] = \int_v (\nabla W_i) \cdot (\mathbf{D} \nabla N_j) dV \tag{数式 3.5-31}$$

$$[q_{ij}] = - \int_s W_i(\mathbf{D} \nabla N_j \cdot \bar{n}) dS \tag{数式 3.5-32}$$

境界フラックスに関しては、以下の通りである。

- ① 第2' 種境界条件 (既知分散フラックス)
境界分散フラックスは、以下となる。

$$\{q_{2'}\} = \int_{s_{2'}} W_i q_d dS \quad (\text{数式 3.5-33})$$

$q_{2'}$: 境界分散フラックス

- ② 第2 種境界条件 (既知濃度勾配)

濃度勾配から境界分散フラックスを求める式は、それぞれ $|n_x|$ 、 $|n_y|$ 、および $|n_z|$ が最大の場合について、以下となる。

$$\begin{aligned} \{q_2\} &= - \int_s \{W_i (\mathbf{D} \nabla c)\} \cdot \vec{n} dS \\ &= \int_{s_2} \left\{ W_i \left[\mathbf{D} \begin{pmatrix} \frac{q_g}{n_x} \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix} \right] \right\} \cdot \vec{n} dS \end{aligned} \quad (\text{数式 3.5-34})$$

$$+ \int_{s_2} \left\{ W_i \left[\mathbf{D} \begin{pmatrix} 0 & \frac{n_y}{n_x} & \frac{n_z}{n_x} \\ 0 & -1 & 0 \\ 0 & 0 & -1 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \frac{\partial N_j}{\partial x} \\ \frac{\partial N_j}{\partial y} \\ \frac{\partial N_j}{\partial z} \end{pmatrix} c_j \right] \right\} \cdot \vec{n} dS = \{q_{21}\} + [q_{22}]\{c\}$$

$$\begin{aligned} \{q_2\} &= \int_{s_2} \left\{ W_i \left[\mathbf{D} \begin{pmatrix} 0 \\ \frac{q_g}{n_y} \\ 0 \end{pmatrix} \right] \right\} \cdot \vec{n} dS \\ &+ \int_{s_2} \left\{ W_i \left[\mathbf{D} \begin{pmatrix} -1 & 0 & 0 \\ \frac{n_x}{n_y} & 0 & \frac{n_z}{n_y} \\ 0 & 0 & -1 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \frac{\partial N_j}{\partial x} \\ \frac{\partial N_j}{\partial y} \\ \frac{\partial N_j}{\partial z} \end{pmatrix} c_j \right] \right\} \cdot \vec{n} dS \end{aligned} \quad (\text{数式 3.5-35})$$

$$\begin{aligned} \{q_2\} &= \int_{s_2} \left\{ W_i \left[\mathbf{D} \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ \frac{q_g}{n_z} \end{pmatrix} \right] \right\} \cdot \vec{n} dS \\ &+ \int_{s_2} \left\{ W_i \left[\mathbf{D} \begin{pmatrix} -1 & 0 & 0 \\ 0 & -1 & 0 \\ \frac{n_x}{n_z} & \frac{n_y}{n_z} & 0 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \frac{\partial N_j}{\partial x} \\ \frac{\partial N_j}{\partial y} \\ \frac{\partial N_j}{\partial z} \end{pmatrix} c_j \right] \right\} \cdot \vec{n} dS \end{aligned} \quad (\text{数式 3.5-36})$$

- ③ 第3 種境界条件 (既知全フラックス)

境界移流フラックス、分散フラックス、全フラックスは、それぞれ、以下となる。

$$\{q_{3a}\} = \int_{s3} W_i q_a dS \quad (\text{数式 3.5-37})$$

$$\{q_{3a}\} = \int_{s3} W_i q_a dS \quad (\text{数式 3.5-38})$$

$$\{q_3\} = \{q_{3a}\} + \{q_{3d}\} = \int_{s3} W_i (q_a + q_d) dS = \int_{s3} W_i q_t dS \quad (\text{数式 3.5-39})$$

(d) 上流パラメータ最適値の計算方法

上流パラメータ最適値計算の基本的な考え方は、LEWASTE のコード内容を参考にした。LEWASTE では、上流パラメータの値を入力値とせず、コード内で最適値を自動計算する手法が採用されている。

3次元解析において、上流パラメータ最適値を求める方法は、1次元において局所ペクレ数により最適値を求める（数式 3.5-10）の考え方と同じである。ただし、3次元である流速、および分散係数を1次元におけるスカラー値に変換し、その値から局所ペクレ数に相当する値を求める必要がある。

LEWASTE では、3次元の6面体要素の各辺に対し、局所ペクレ数式の分子に相当する（間隙流速×要素長さ）を変数 *VelLen* とし、以下の式により求めている。変数 *VelLen* の計算においては、辺を構成する2節点の間隙流速平均値、および単位辺ベクトルの内積を「辺における間隙流速（辺間隙流速）」とみなしている。

$$VelLen = DCST \cdot SdVel \quad (\text{数式 3.5-40})$$

$$SdVel = (DCS_x \quad DCS_y \quad DCS_z) \begin{pmatrix} v_x \\ v_y \\ v_z \end{pmatrix}$$

DCS_x 、 DCS_y 、 DCS_z : 単位辺ベクトルの x、y、z 成分

v_x 、 v_y 、 v_z : 辺を構成する2節点の間隙流速平均値 x、y、z 成分

$DCST$: 辺の長さ

$SdVel$: 辺における間隙流速（辺間隙流速）

辺における分散係数 DAL は、以下の式により求められる。この式では、辺における分散ベクトルを求め、そのベクトルと単位辺ベクトルの内積を分散係数としている。分散ベクトルは、分散係数テンソルと単位辺ベクトルの行列積として求めている。これは、辺方向の単位濃度勾配により、辺に発生する分散ベクトルの大きさに相当する。

$$DAL = (DCS_x \quad DCS_y \quad DCS_z) \cdot \left[\begin{pmatrix} D_{xx} & D_{xy} & D_{xz} \\ D_{xy} & D_{yy} & D_{yz} \\ D_{xz} & D_{yz} & D_{zz} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} DCS_x \\ DCS_y \\ DCS_z \end{pmatrix} \right] \quad (\text{数式 3.5-41})$$

$$D_{xx} = A_L \frac{v_x v_x}{|V|} + A_T \frac{v_y v_y + v_z v_z}{|V|} + D_{dif} \quad (\text{数式 3.5-42})$$

$$D_{yy} = A_L \frac{v_y v_y}{|V|} + A_T \frac{v_x v_x + v_z v_z}{|V|} + D_{dif}$$

$$D_{zz} = A_L \frac{v_z v_z}{|V|} + A_T \frac{v_x v_x + v_y v_y}{|V|} + D_{dif}$$

$$D_{xy} = A_L A_T \frac{v_x v_y}{|V|}$$

$$D_{xz} = A_L A_T \frac{v_x v_z}{|V|}$$

$$D_{yz} = A_L A_T \frac{v_y v_z}{|V|}$$

A_L : 縦方向分散長 A_T : 横方向分散長 D_{dif} : 分子拡散係数
 $|V|$: 間隙流速絶対値

各辺においては、以下の式により上流パラメータ最適値 α_{opt} が算出される。これは、辺における局所ペクレ数を $VelLen/DAL$ として求めたことに相当する。

$$\alpha_{opt} = \coth\left(\frac{VelLen}{2 \cdot DAL}\right) - \frac{2 \cdot DAL}{VelLen} \quad (\text{数式 3.5-43})$$

なお、従来の 3D-SEEP では、節点間隙流速を計算する機能がなかったため、この機能を整備した。節点間隙流速は、節点が属する要素のダルシー流速に対し、要素体積、および空隙率を考慮した以下の式により計算した。なお、要素 j は節点 i が属する要素であり、要素 j を構成する節点の 1 個が i である。

$$VN_i = (\sum_j VE_j \cdot Vol_j \cdot Por_j) / (\sum_j Vol_j \cdot Por_j) \quad (\text{数式 3.5-44})$$

VN_i : 節点 i の間隙流速 VE_j : 要素 j のダルシー流速
 Vol_j : 要素 j の体積 Por_j : 要素 j の空隙率

3.5.3 塩分濃度解析の可変濃度境界条件への対応

(1) 概要

3D-SEEP では地下水流動の可変境界条件として、浸出点条件、ライン水位条件、および、涵養量コントロール条件が整備されており、可変境界条件においては節点の地下水流向に応じて境界条件が変わるものとしている。

本コード改良では、地下水流動解析の可変境界条件に対して整合的に塩分濃度解析の境界条件が変わるように、3D-SEEP の塩分濃度解析の境界条件に関する設定方法を新たに導入した。なお、可変濃度境界条件の導入にあたって、ソースコードが公開されている 3次元有限要素法による地下水流動・移流分散解析プログラム Dtransu-3D・EL⁽⁵⁾⁽⁶⁾⁽⁷⁾を参考にした。

(2) 可変境界条件への対応における拡張

移流分散解析における可変境界条件は、境界面に対する地下水流向により移流分散の境界条件を切り替える手法である。例えば海底面を境界面として、境界面の地下水流向が流入側（海水→海底地層）である場合に既知濃度境界条件（濃度=塩水濃度）、流出側（海底地層→海水）にある場合は濃度を特定しない境界条件（分散フラックスゼロなど）とする。この場合、流入水の濃度が塩水に等しく、流出水の濃度は解析モデル内の地下水濃度に等しくなり、実際の流入出現象に近い条件となる。

Dtransu-3D では、移流分散解析時の濃度境界条件を変数 KODEC により定義している。可変境界条件の場合、KODEC の値が解析結果（地下水流向）により、切り替わる。表 3.5-1 に Dtransu-3D 移流分散解析の境界条件値（KODEC）に対する処理内容を示す。球境界条件値-7~-4 が可変境界条件になる。可変境界条件における既知濃度節点の濃度は、0.0、または 1.0 のどちらかである。

本コード改良においては、Dtransu-3D と同様に、地下水流向に応じて移流分散の境界条件を変更する方法を導入した。ただし、Dtransu-3D にはない機能として、既知濃度となる節点の濃度は、解析者が入力ファイルにより設定できるようにした。

移流分散解析における可変境界条件は、地下水流動において可変境界条件を導入している「涵養量コントロール条件」、「ライン水位条件」、「浸出点条件」について導入する。移流分散解析における可変境界条件の設定は、ライン水位条件では、ライン水位線ごとにライン水位下節点とライン水位上節点に分けて設定する。一方、涵養量コントロール条件、浸出点条件は、そのような場合分けをせず、涵養量コントロール条件、浸出点条件全体で設定する。

この方法では、入力ファイルにおける涵養量コントロール条件、浸出点条件、およびライン水位条件それぞれに対し、採用する可変境界条件番号、および、設定流出濃度、設定流入濃度を入力する。3D-SEEP 塩分濃度解析における可変境界条件番号と内容の関係を表 3.5-2 に示す。

境界条件番号入力値が設定された可変境界条件は、該当する節点にこれらの条件番号が初期値として与えられる。節点の境界条件は、流向により、既知濃度条件、既知フラックス条件が切り替わる。例えば、初期境界条件が 1 の節点は、流出時（既知フラックス）は境界条件番号 1、流入時（既知濃度）は境界条件番号-1 となる。

境界条件は、6 種類あるが、実際の解析においては、ほとんど境界条件 1 を使用すると予想される。例えば、海底面の場合は、流入濃度を 1.0（塩水濃度）とすれば良い。また、地層中の塩水洗い出しなどを想定して降雨に濃度を設定する場合、流入濃度を 0.0（淡水濃度）とすれば良い。

表 3.5-1 Dtransu-3D 移流分散解析の境界条件値 (KODEC) に対する処理内容

境界条件 (KODEC) 入力値	地下水 流向	境界条件の内容
0		濃度未知 (解析により濃度が求まる)
1		濃度既知
-4	流出	濃度=1.0 に固定
	流入	濃度未知
-5	流出	濃度未知
	流入	濃度=1.0 に固定
-6	流出	濃度=1.0 に固定
	流入	濃度=0.0 に固定
-7	流出	濃度=0.0 に固定
	流入	濃度=1.0 に固定

表 3.5-2 3D-SEEP 塩分濃度解析における可変境界条件番号と内容の関係

境界条件 番号入力 値	地下 水 流向	可変境界条件の内容
0		設定濃度、設定フラックス条件を使用
1	流出	【既知フラックス】 [移流項にグリーンの定理を適用] 全フラックス=0 [移流項にグリーンの定理を非適用] 分散フラックス=0
	流入	【既知濃度】 濃度=設定流入濃度
2	流出	【既知濃度】 濃度=設定流出濃度
	流入	【既知フラックス】 [移流項にグリーンの定理を適用] 全フラックス=0 [移流項にグリーンの定理を非適用] 分散フラックス=0
3	流出	【既知濃度】 濃度=設定流出濃度
	流入	【既知濃度】 濃度= 設定流入濃度
5	流出	【既知フラックス】 フラックス=設定フラックス条件
	流入	【既知濃度】 濃度=設定流入濃度
6	流出	【既知濃度】 濃度=設定流出濃度
	流入	【既知フラックス】 フラックス=設定フラックス条件

3.5.4 検証計算

ここでは、本年度整備した機能を使用して、密度流解析のベンチマーク計算として知られる Henry 問題⁽²⁾⁽³⁾⁽⁴⁾と、より現実的な場を想定した条件での洗い出し解析を実施し、既存の地下水流動・移流分散解析コード (Dtransu-3D・EL)⁽⁵⁾⁽⁷⁾との比較により、妥当な結果が得られることを確認した。

(1) Henry 問題

(a) はじめに

Henry (1964)⁽²⁾は、塩水濃度の密度依存性の効果と塩分の拡散を含めて、塩水の浸透をシミュレートする最初の数値計算アルゴリズムを開発した。この論文では、理想化された侵入問題が提示され、準解析解を用いて定常状態の塩分布について解かれている。その後、この Henry 問題は塩水侵入シミュレーションコードの検証のためのテストケースとして広く使用されている。ここでは、Croucher and O'Sullivan (1995)⁽³⁾および Simpson and Clement (2004)⁽⁴⁾を参考に Henry 問題の解析条件を設定した。

(b) 解析条件

ヘンリー問題では、鉛直断面において、上下の不透水境界によって閉じられた均質な等方性帯水層を通過する (図 3.5-4)。淡水の一定の流入が左側の端部に適用され、右側の端部は、定常状態の海水にさらされる。塩水は、反対側の淡水流入と平衡に達するまで、海側から侵入する。およそ 100 分で平衡に達すると報告されている⁽³⁾ことから、ここでは 100 分まで計算した。

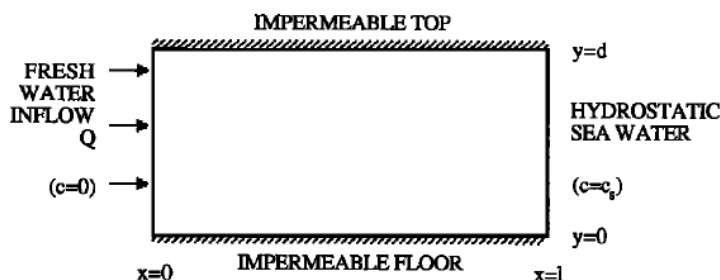


図 3.5-4 Henry 問題 (Croucher and O'Sullivan, 1995 より)⁽³⁾

また、Simpson and Clement (2004)⁽⁴⁾に掲載されたパラメータ (表 3.5-3) を使用した。

表 3.5-3 Henry 問題の標準的な計算条件 (Simpson and Clement, 2004 より)⁽⁴⁾

Symbol	Quantity	Value	Unit
D_m	coefficient of molecular diffusion	1.886×10^{-5}	$m^2 s^{-1}$
α_L	longitudinal dispersivity	0.0	m
α_T	transverse dispersivity	0.0	m
g	gravitational acceleration	9.80	$m s^{-2}$
K	hydraulic conductivity	1.0×10^{-2}	$m s^{-1}$
Q	recharge per unit width	6.6×10^{-5}	$m^2 s^{-1}$
S_s	specific storage	0.0	m^{-1}
β_{max}	maximum density ratio	1.025	
φ	porosity	0.35	
ρ_0	reference density	1000	$kg m^{-3}$
ρ_{max}	saltwater density	1025	$kg m^{-3}$

(c) 解析モデルと解析ケース

解析メッシュモデルは、図 3.5-5 のような 0.1m メッシュをベースとして、メッシュ幅を 1/2 倍、1/4 倍 n に細かくした解析ケースを設定した (表 3.5-4)。なお、Pe 数は左側境界におけ

る涵養量 ($Q=6.6 \times 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$ を左側境界の長さである 1m で割った値 $6.6 \times 10^{-5} \text{ m/s}$ を流速とした) から計算しているため、目安である。 Δt はすべてのケースで 1 秒とした。これは、表 3.5-4 におけるクーラン数が 1 になる Δt に比べて十分小さい値である。

また、図 3.5-5 の右側の境界条件に関しては、既存の固定濃度境界と本年度整備した可変濃度境界 (Dtransu では濃度浸透面境界と呼ばれる) で解が異なるので、各解析ケースに対して、それぞれの境界条件で計算を行った。さらに、3D-SEEP に関しては、既存のガラーキン法および本年度整備した風上法でそれぞれ計算を行った。

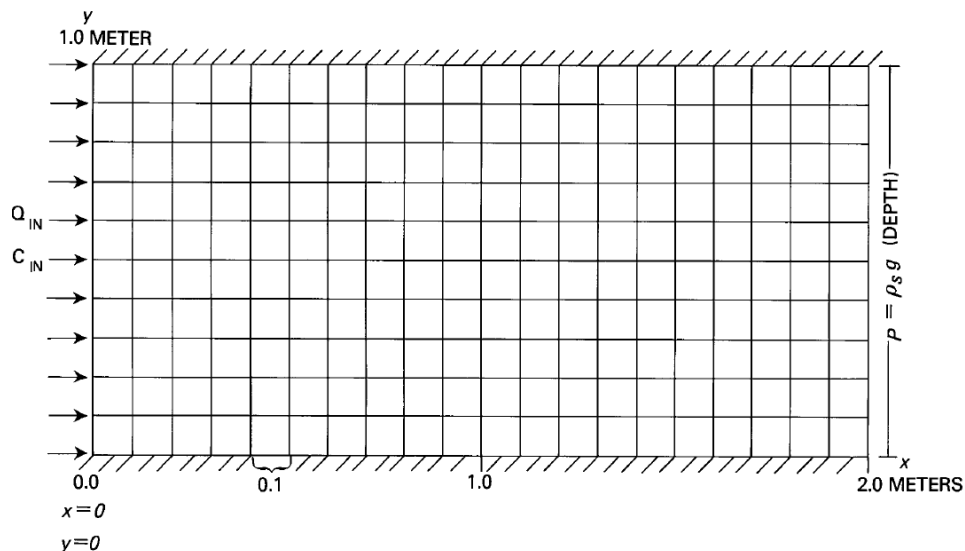


図 3.5-5 解析メッシュモデル

表 3.5-4 各解析ケースにおけるメッシュサイズの設定とペクレ数 (Pe) 及びクーラン数 (Cr) =1 に対応する時間刻み

Case	x分割数	z分割数	要素数	節点数	$\Delta x(\text{m})$	$\Delta z(\text{m})$	Pe	$\Delta t(\text{s})$	Cr
1	20	10	200	462	0.1	0.1	1	530.30	1
2	40	20	800	1722	0.05	0.05	0.5	265.15	1
3	80	40	3200	6642	0.025	0.025	0.25	132.58	1

※ 各解析ケースに対して固定濃度境界と可変濃度境界をそれぞれ実施。

※ 3D-SEEP に関しては、各解析ケースに対して、ガラーキン法と風上法を実施。

(d) 解析結果

① Case 1 ($\Delta x = \Delta z = 0.1\text{m}$, $Pe = 1$)

Case 1 ($\Delta x = \Delta z = 0.1\text{m}$, $Pe = 1$) における塩分濃度分布のコンター図を図 3.5-6 に示す。

3D-SEEP の従来解法であるガラーキン法では、固定濃度境界および可変濃度境界ともに、右上部分に不連続な濃度が現れている。これは、図 3.5-7 の流速分布に示すように右上の浸出点付近の流速が $4 \times 10^{-4} \text{ m/s}$ となっており、ペクレ数算定の基準流速とした $6.6 \times 10^{-5} \text{ m/s}$ よりも大きく、この付近の局所ペクレ数が 6 倍程度大きくなっているため、ガラーキン法では安定的に解くことができなかつたものと考えられる。

一方、本年度新たに導入した 3D-SEEP の風上法に関しては、右上の浸出点付近で局所ペクレ数が大きくなっているにもかかわらず、固定濃度境界および可変濃度境界ともに、安定した結果が得られており、Dtransu-3D・EL とほぼ同様の結果が得られている。

また、Dtransu-3D・EL の可変濃度境界では、可変濃度境界を設定した右側付近で鉛直方向に不連続な濃度分布が見られるのに対して、3D-SEEP の風上法の可変濃度境界では、同箇所において鉛直方向に連続な濃度分布となっており、Dtransu-3D・EL に比べても安定した結果が得られていることがわかる。

各計算条件における $X = 1.9\text{m}$ 位置での鉛直方向の濃度分布 (図 3.5-8) をみると、固定濃度境界の場合、 Z が 1m に近づくにつれて、Dtransu-3D・EL > 風上法 > ガラーキン法の順で値が大きい傾向にあり、ガラーキン法では $Z = 0.9\text{m}$ 以上で負の濃度が見られる。可変濃度境界の場合、3D-SEEP の風上法と、Dtransu-3D・EL は比較的よく一致しているに対して、3D-SEEP のガラーキン法は、風上法や Dtransu-3D・EL と大きく異なり、安定した結果が得られていないことがわかる。

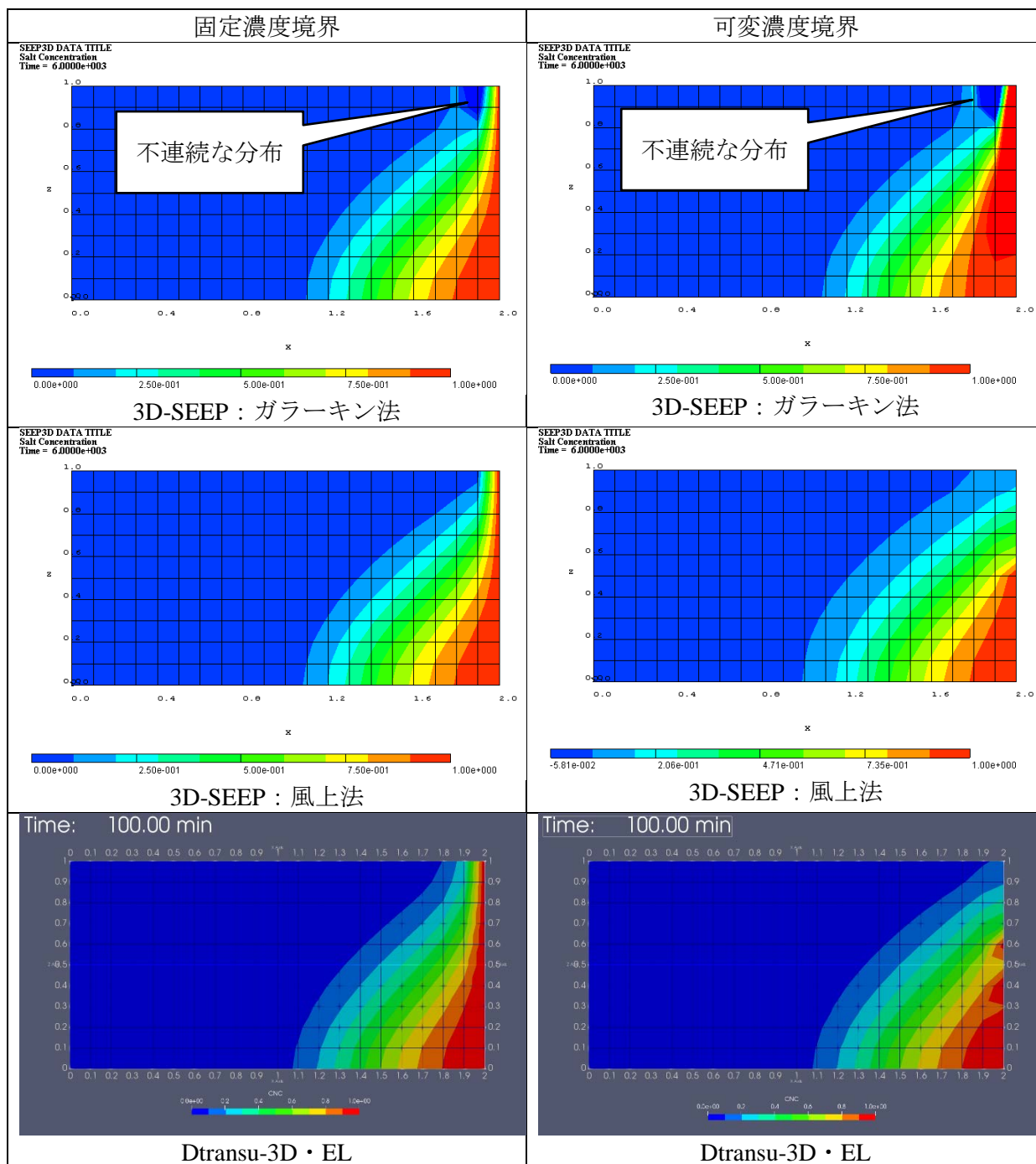


図 3.5-6 塩分濃度分布 : Case 1 ($\Delta x = \Delta z = 0.1\text{m}$, $Pe=1$)

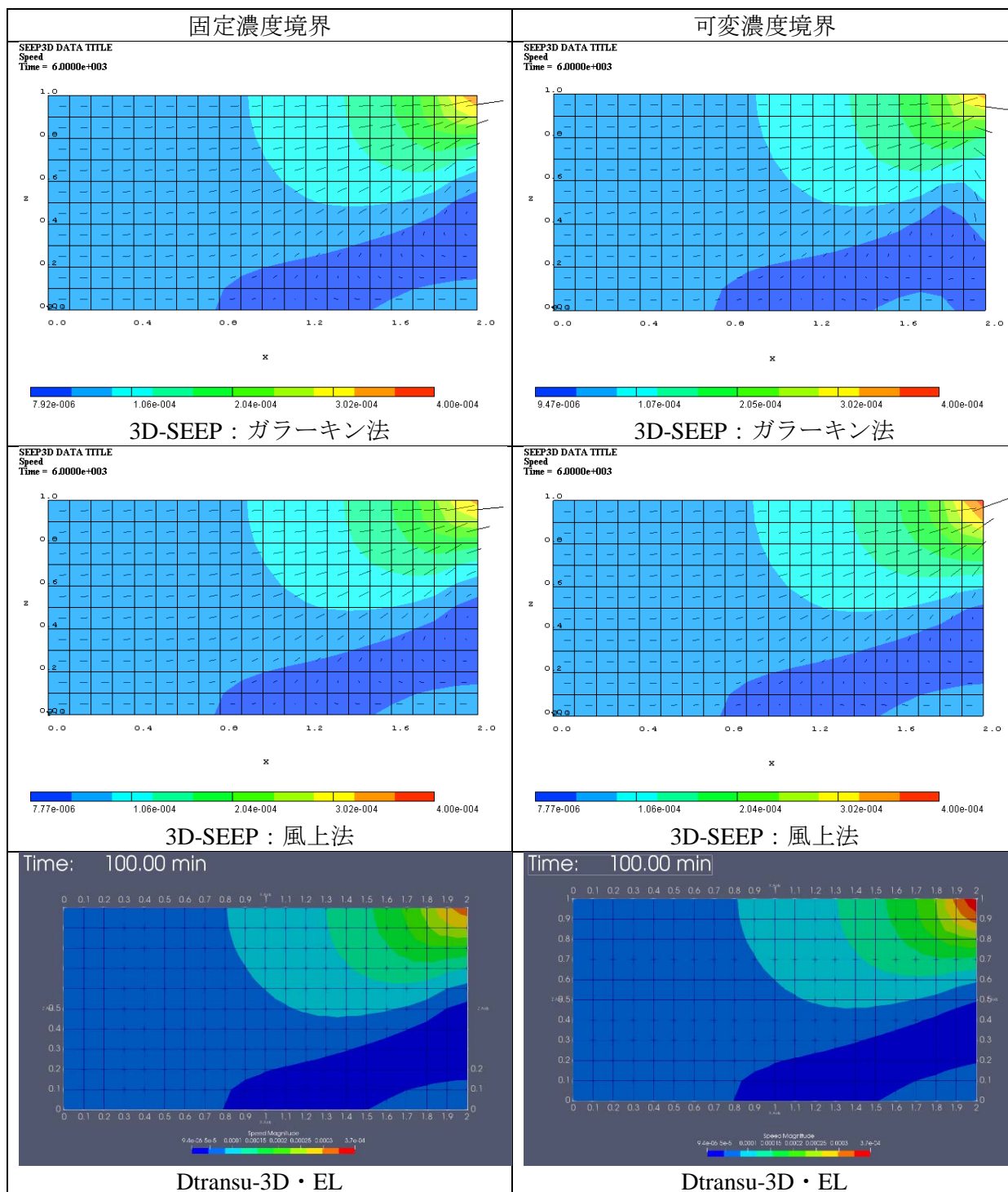


図 3.5-7 流速分布 : Case 1 ($\Delta x = \Delta z = 0.1m$, $Pe=1$)

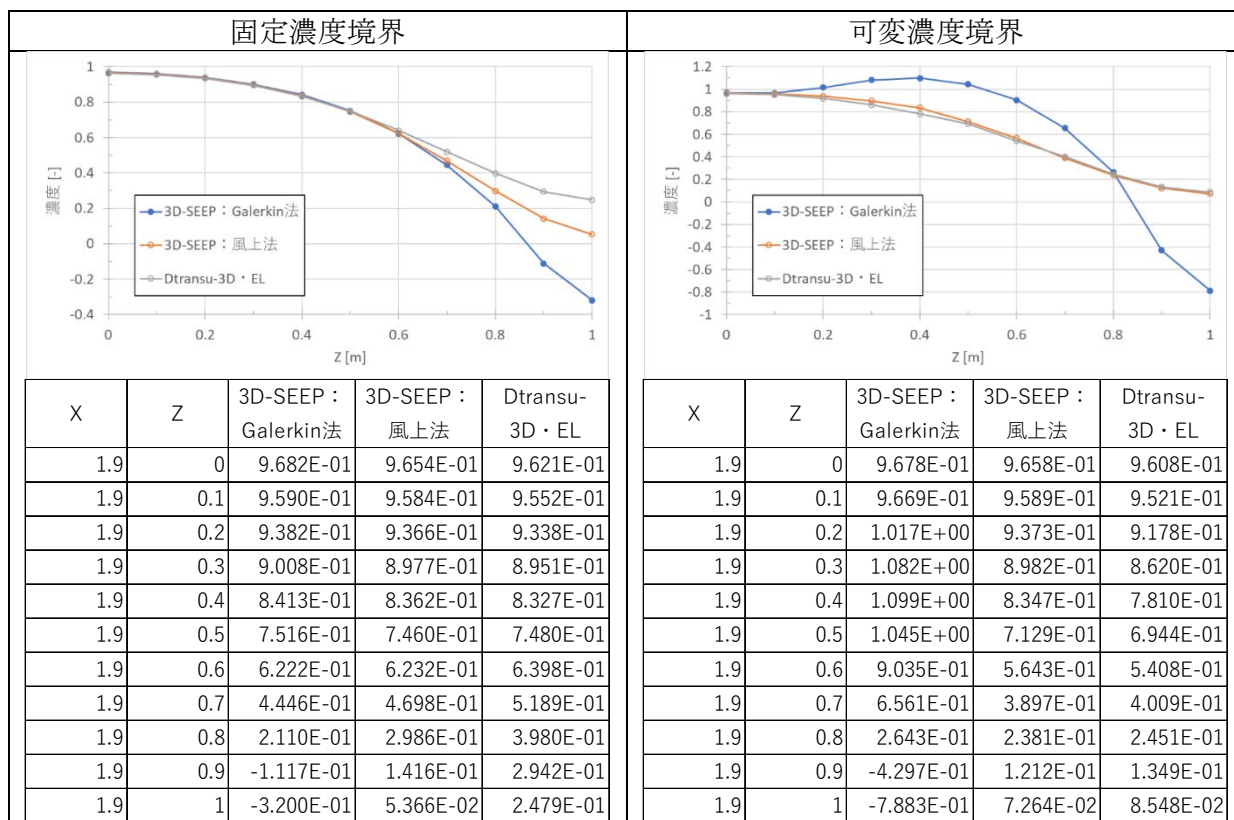


図 3.5-8 X=1.9m 位置での鉛直方向の濃度分布 : Case 1 ($\Delta x = \Delta z = 0.1m$, $Pe=1$)

② Case 2 ($\Delta x = \Delta z = 0.05\text{m}$, $Pe = 0.5$)

Case 2 ($\Delta x = \Delta z = 0.05\text{m}$, $Pe = 0.5$) における塩分濃度分布のコンター図を図 3.5-9 に示す。

3D-SEEP の従来解法であるガラーキン法では、固定濃度境界および可変濃度境界ともに、右上部分に不連続な濃度が現れている。これは、図 3.5-10 の流速分布に示すように右上の浸出点付近の流速が $5 \times 10^{-4} \text{ m/s}$ となっており、ペクレ数算定の基準流速とした $6.6 \times 10^{-5} \text{ m/s}$ よりも大きく、この付近の局所ペクレ数が 7 倍程度大きくなっているため、ガラーキン法では安定的に解くことができなかつたものと考えられる。

一方、本年度新たに導入した 3D-SEEP の風上法に関しては、右上の浸出点付近で局所ペクレ数が大きくなっているにもかかわらず、固定濃度境界および可変濃度境界ともに、安定した結果が得られており、Dtransu-3D・EL とほぼ同様の結果が得られている。

また、Dtransu-3D・EL の可変濃度境界では、可変濃度境界を設定した右側付近で鉛直方向に不連続な濃度分布が見られるのに対して、3D-SEEP の風上法の可変濃度境界では、同箇所において鉛直方向に連続な濃度分布となっており、Dtransu-3D・EL に比べても安定した結果が得られていることがわかる。

各計算条件における $X = 1.9\text{m}$ 位置での鉛直方向の濃度分布 (図 3.5-11) をみると、固定濃度境界の場合、3D-SEEP の風上法とガラーキン法ではほぼ一致した結果が得られたのに対して、Dtransu-3D・EL では $Z = 0.65\text{m}$ 以上においてわずかに大きくなる傾向があった。可変濃度境界の場合、3D-SEEP の風上法と、Dtransu-3D・EL は比較的良好に一致しているに対して、3D-SEEP のガラーキン法は、風上法や Dtransu-3D・EL と大きく異なり、安定した結果が得られていないことがわかる。

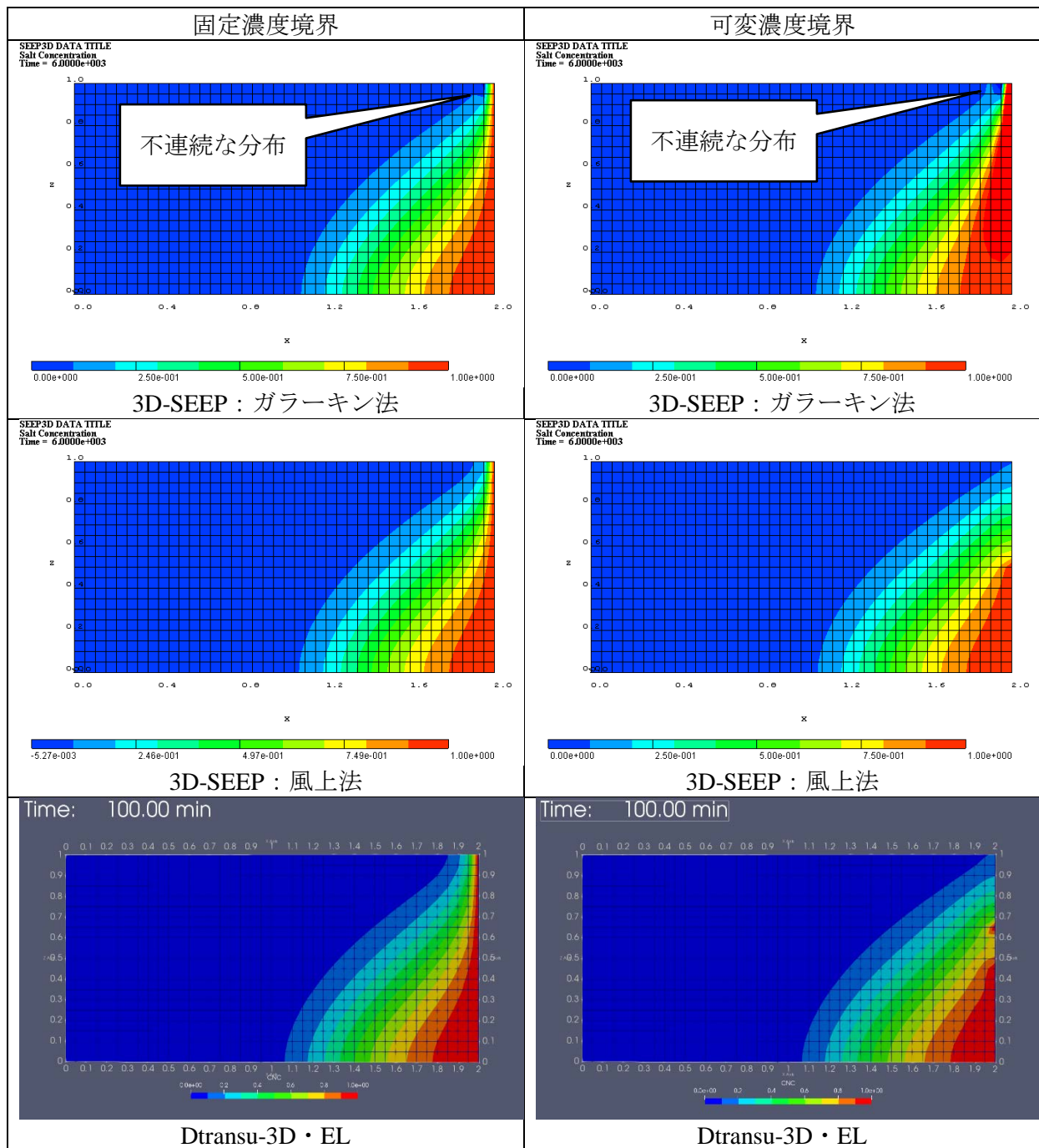


図 3.5-9 塩分濃度分布 : Case 2 ($\Delta x = \Delta z = 0.05\text{m}$, $Pe = 0.5$)

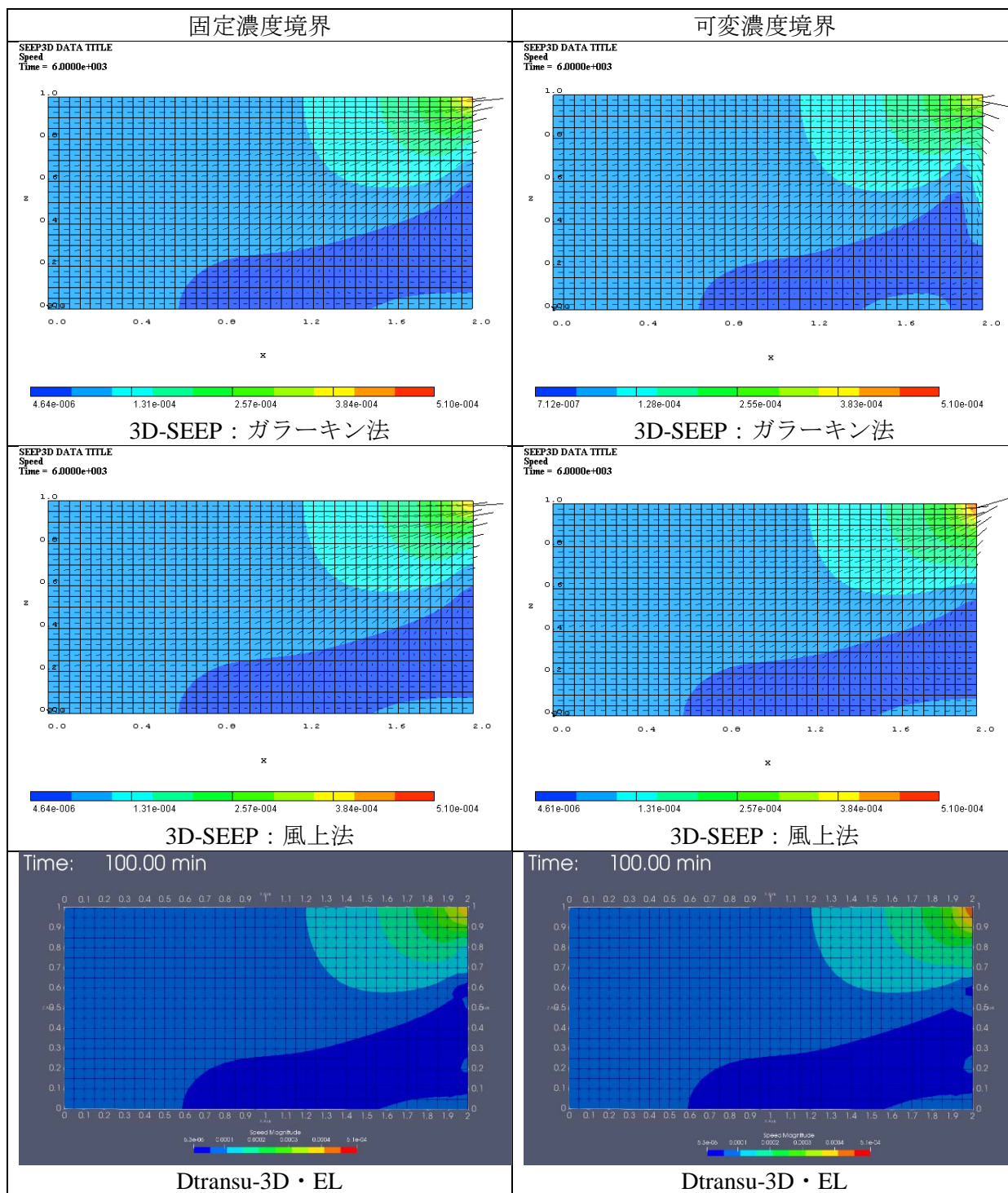


図 3.5-10 流速分布 : Case 2 ($\Delta x = \Delta z = 0.05\text{m}$, $Pe = 0.5$)

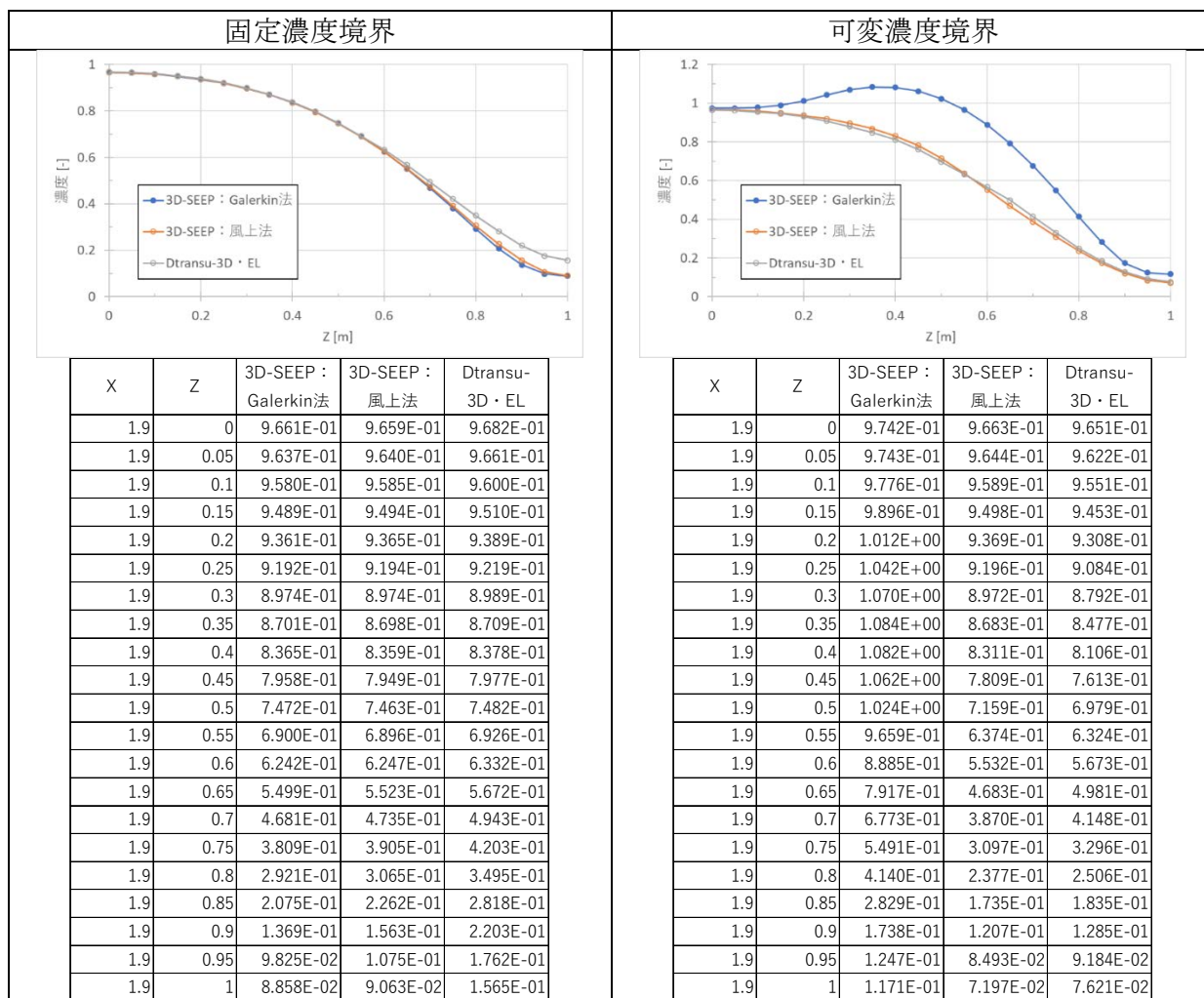


図 3.5-11 X=1.9m 位置での鉛直方向の濃度分布 : Case 2 ($\Delta x = \Delta z = 0.05m$, $Pe = 0.5$)

③ Case 3 ($\Delta x = \Delta z = 0.025\text{m}$, $Pe = 0.25$)

Case 3 ($\Delta x = \Delta z = 0.025\text{m}$, $Pe = 0.25$)における塩分濃度分布のコンター図を図 3.5-12 に示す。

Case1 および 2 において、3D-SEEP の従来解法であるガラーキン法の場合に見られていた、右上部分に不連続な濃度は、Case3 ではなくなっており、特に固定濃度境界に関しては、安定的な結果が得られた。これは、図 3.5-13 の流速分布に示すように右上の浸出点付近の流速が $5 \times 10^{-4} \text{ m/s}$ となっており、ペクレ数算定の基準流速とした $6.6 \times 10^{-5} \text{ m/s}$ よりも大きく、この付近の局所ペクレ数が 7 倍程度大きくなっているものの、その場合のペクレ数 ($0.25 \times 7 = 1.75$) が 2 未満のため、ガラーキン法でも安定的に解くことができたものと考えられる。

一方、本年度新たに導入した 3D-SEEP の風上法に関しては、固定濃度境界および可変濃度境界ともに、安定した結果が得られており、Dtransu-3D・EL とほぼ同様の結果が得られている。

また、Dtransu-3D・EL の可変濃度境界では、可変濃度境界を設定した右側付近で鉛直方向に不連続な濃度分布がわずかに見られるのに対して、3D-SEEP の風上法の可変濃度境界では、同箇所において鉛直方向に連続な濃度分布となっており、Dtransu-3D・EL に比べても安定した結果が得られていることがわかる。

各計算条件における $X = 1.9\text{m}$ 位置での鉛直方向の濃度分布 (図 3.5-14) をみると、固定濃度境界の場合、3D-SEEP のガラーキン法および風上法、Dtransu-3D・EL で、いずれもよく一致した結果が得られた。一方、可変濃度境界の場合、3D-SEEP の風上法と、Dtransu-3D・EL は比較的よく一致しているに対して、3D-SEEP のガラーキン法は、風上法や Dtransu-3D・EL と大きく異なり、安定した結果が得られていないことがわかる。

このことから、本年度新たに風上法を導入した 3D-SEEP は、従来ガラーキン法では安定的に解くことができなかった条件に対しても、Dtransu-3D・EL と同等の結果を得ることができることが確認された。また、可変濃度境界を設定した箇所付近に関しては、同程度のメッシュ分割および時間刻みであれば、3D-SEEP の方が Dtransu-3D・EL に比べてより安定した結果が得られることがわかった。

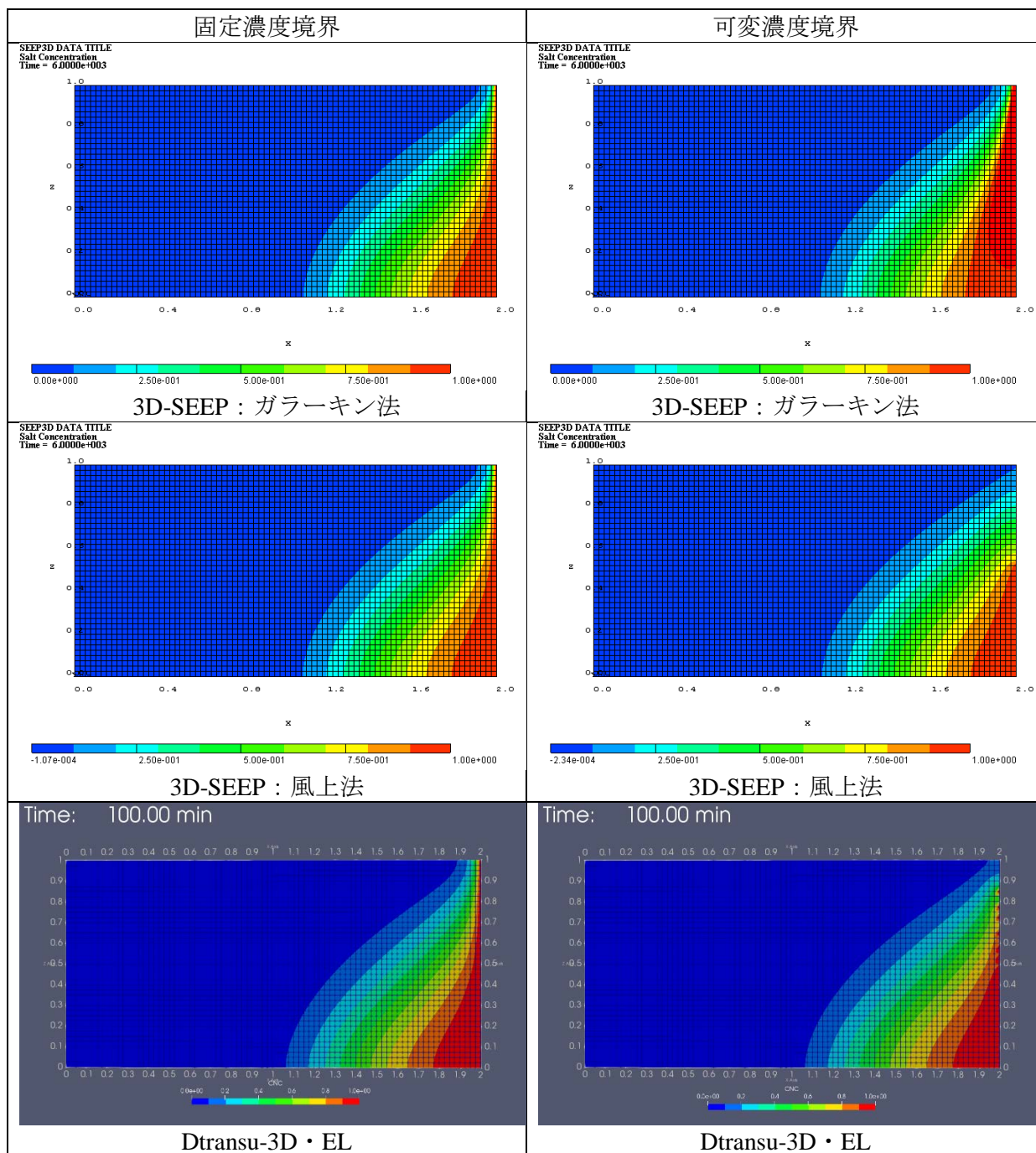


図 3.5-12 塩分濃度分布 : Case 3 ($\Delta x = \Delta z = 0.025\text{m}$, $Pe = 0.25$)

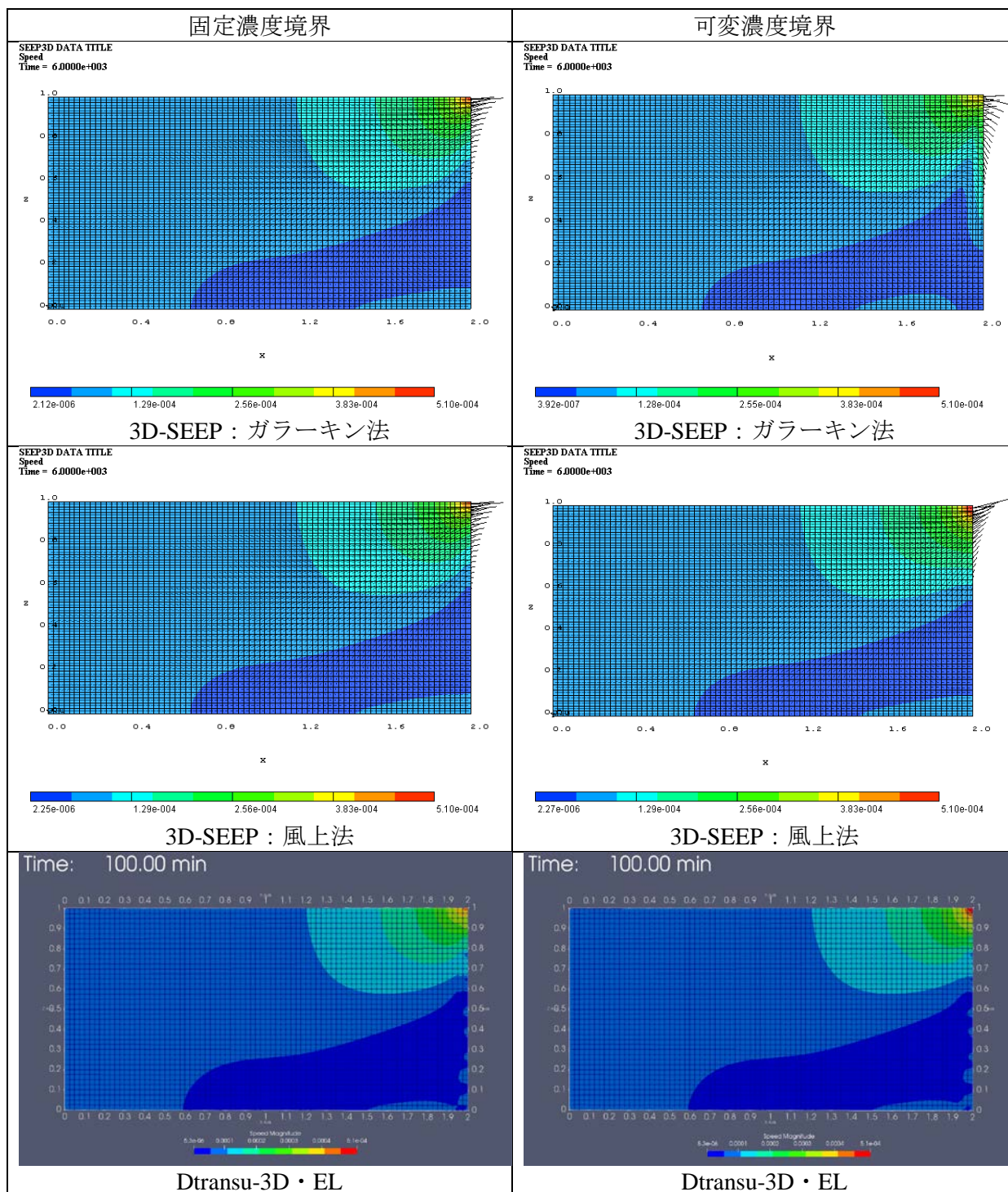


図 3.5-13 流速分布 : Case 3 ($\Delta x = \Delta z = 0.025\text{m}$, $Pe = 0.25$)

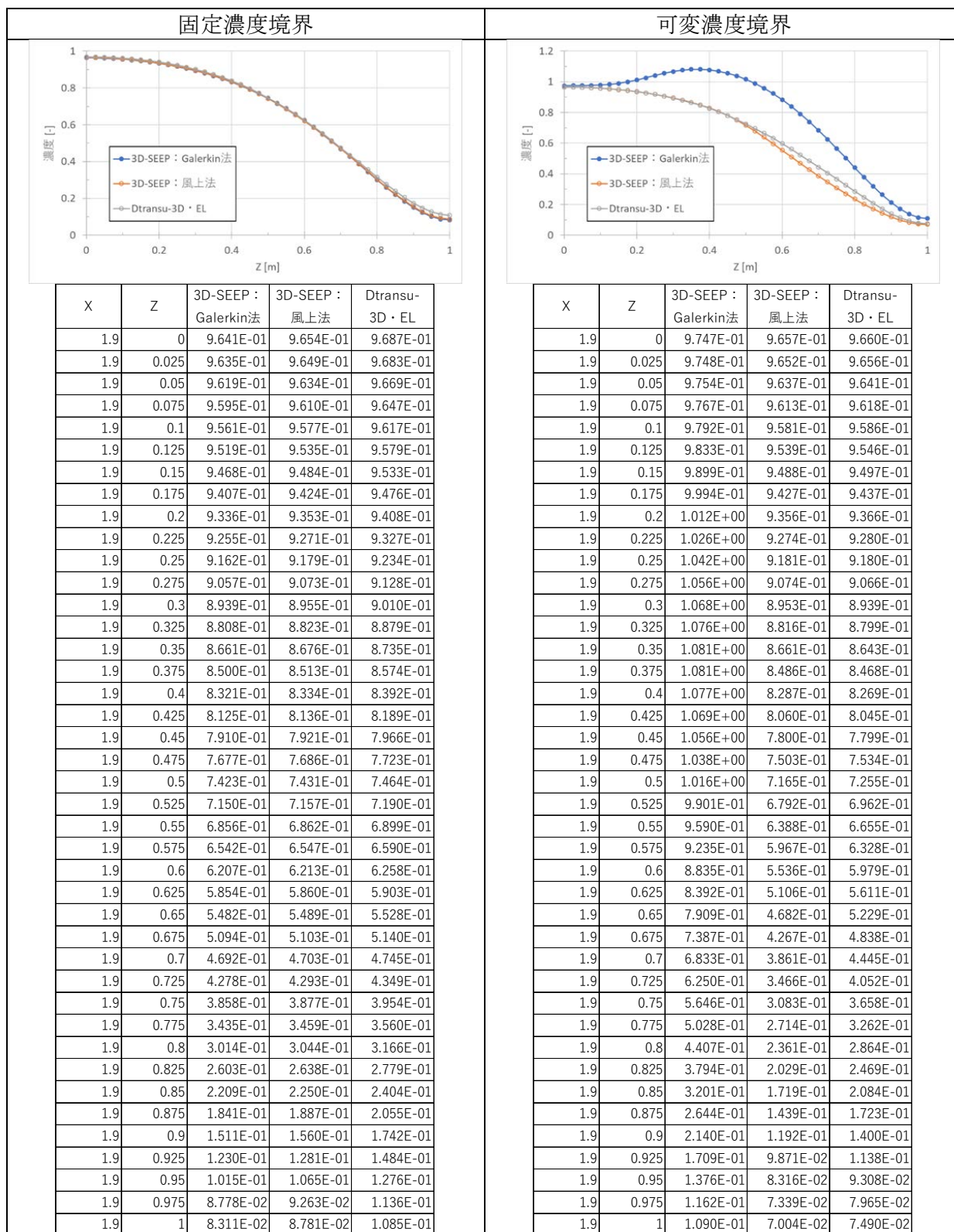


図 3.5-14 X=1.9m 位置での鉛直方向の濃度分布 : Case 3 ($\Delta x = \Delta z = 0.025m$, $Pe = 0.25$)

④ ケース間比較

ここでは、3D-SEEP の風上法及び Dtransu-3D・EL のそれぞれにおいて、 $X=1.9\text{m}$ 位置での鉛直方向の濃度分布に関してケース間 (Case1~3) の比較を行った (図 3.5-15)。

3D-SEEP の風上法では、固定濃度境界の場合、 $Z=0.9\sim 1\text{m}$ の地点でケース間にわずかに差が見られ、Case1 における $Z=1\text{m}$ 地点で低い濃度となった以外は、Case2 と Case3 はほぼ一致した結果となった。また、可変濃度境界の場合、濃度分布に対するメッシュ依存性はほとんど見られず、ケース間でほぼ一致した結果となっていることがわかる。これらのことから、3D-SEEP の風上法では、比較的メッシュの刻みにかかわらず、安定した結果が得られることがわかった。

Dtransu-3D・EL では、固定濃度境界の場合、 $Z=0.6\sim 1\text{m}$ の地点でケース間に差が見られ、 $\text{Case1} > \text{Case2} > \text{Case3}$ の順でそれらの地点の濃度が小さくなっており、メッシュが細かいほど、3D-SEEP 風上法の結果に近づくことがわかった。また、可変濃度境界の場合、全体的にケース間で差が見られ、 $\text{Case1} > \text{Case2} > \text{Case3}$ の順で中間辺りの地点の濃度が大きくなる傾向があった。これらは明らかなメッシュ依存性を示しており、3D-SEEP 風上法と同程度の計算精度を得るためには比較的細かいメッシュが必要であることがわかった。

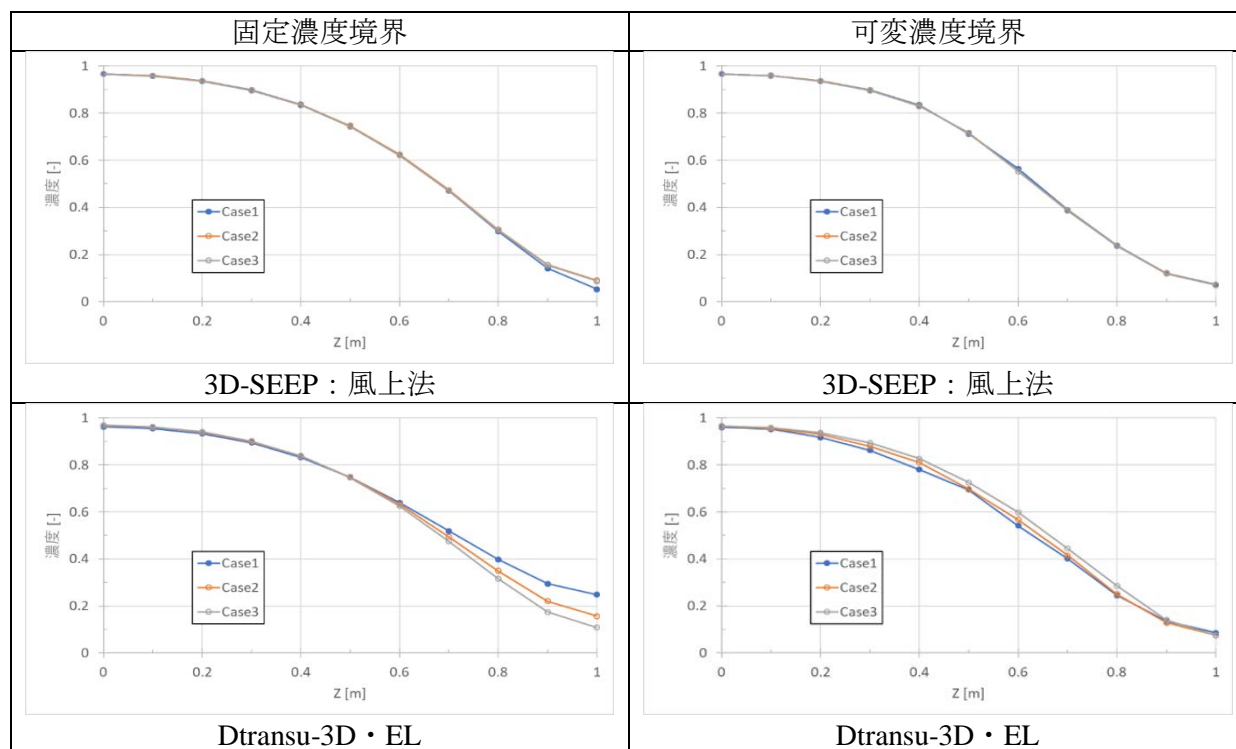


図 3.5-15 $X=1.9\text{m}$ 位置での鉛直方向の濃度分布に関するケース間比較

⑤ 計算時間

図 3.5-16 に 200 分まで計算を行った場合の、各解析ケースにおける計算時間の比較を示す。可変濃度境界の Case 1 を除いて、Dtransu-3D・EL で最も計算時間が長く、3D-SEEP 風上法、ガラーキン法の順で計算時間が長い。特に、Dtransu-3D・EL は要素数（節点数）の増加に伴い、劇的に計算時間が増大する。ただし、これは、Dtransu-3D・EL において、 $\Delta t=1\text{sec}$ が小さすぎたり、収束条件が厳しすぎたりする可能性もあるため、より詳細な検討が必要である。

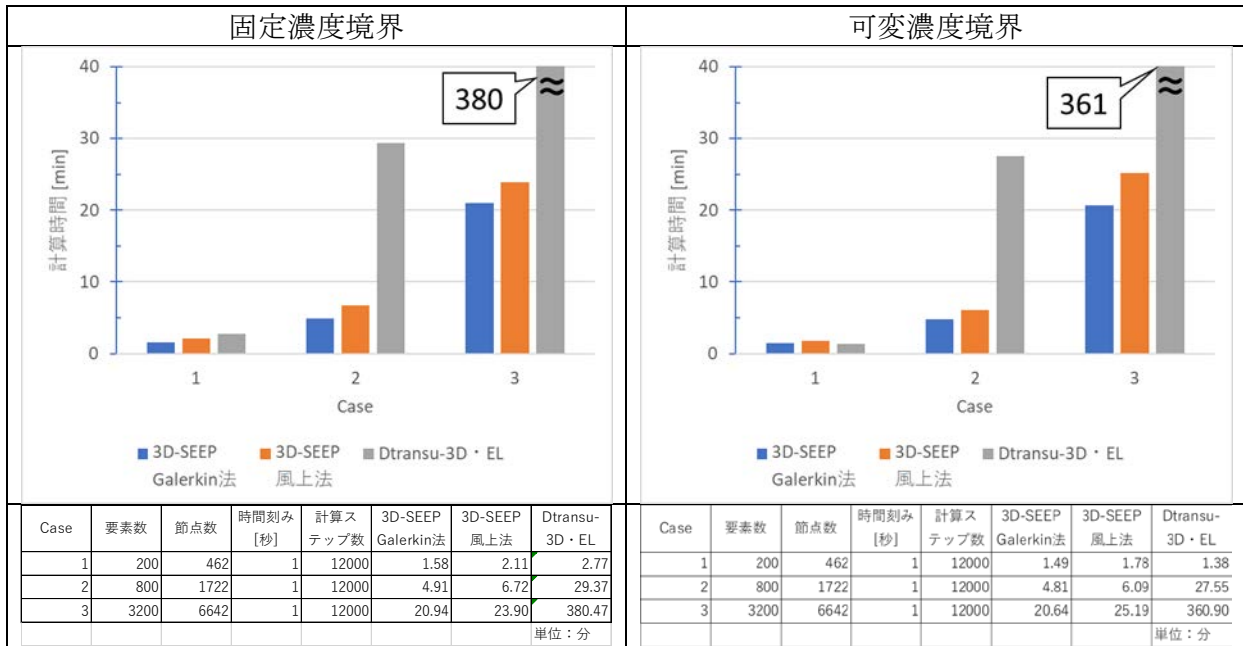


図 3.5-16 各解析ケースにおける計算時間の比較（200 分まで計算）

(2) 洗い出し解析

(a) はじめに

ここでは、より現実に即した評価を行うため、降雨境界条件及び海水位拘束における可変濃度境界を考慮した条件について、洗い出し解析による比較計算を行った。なお、3D-SEEP に関しては、本年度整備した風上法を使用するものとした。

(b) 解析条件

① 解析モデル

仮想的なサイトを想定し、図 3.5-17 のような解析モデルを設定した。ここで、X、Y、Z 各方向の要素数およびメッシュサイズは以下の通りとした。

- X : -1000~1000m、 $\Delta X=50\text{m}$ (40 要素)
- Y : 0~100m、 $\Delta Y=100\text{m}$ (1 要素)
- Z (X=-1000) : -500~10m、 $\Delta Z=51\text{m}$ (10 要素)
- Z (X=1000) : -500~-10m、 $\Delta Z=49\text{m}$ (10 要素)

また、計算期間は 5000 年とし、1 年刻みで解析を行った。

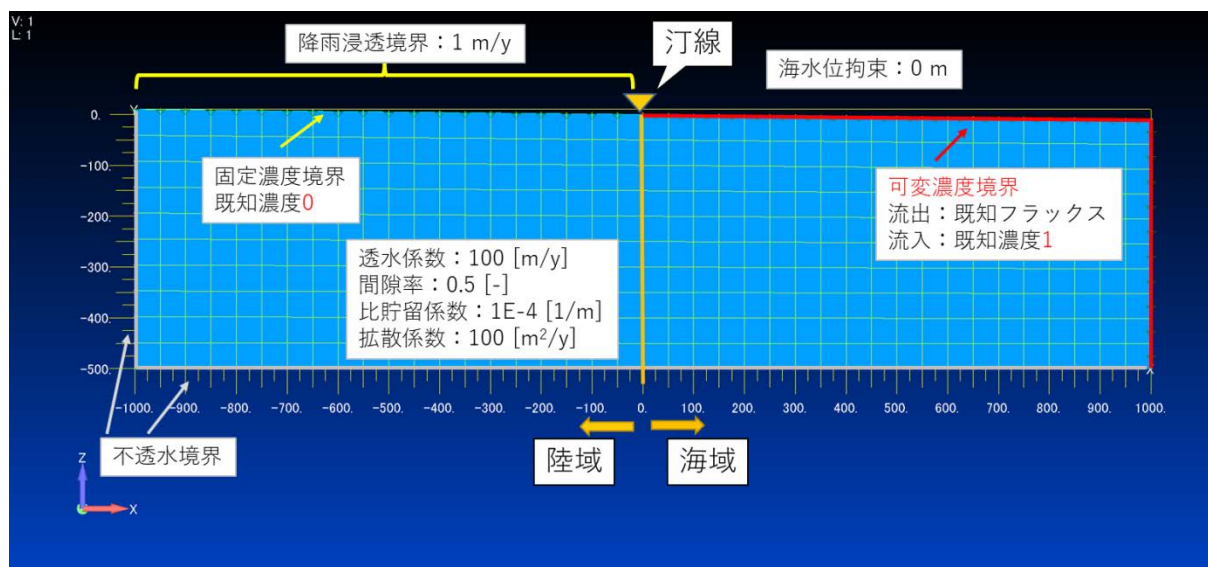


図 3.5-17 洗い出し解析のための仮想的な解析モデル

② パラメータ

解析に使用したパラメータは以下の通りに設定した。

- 透水係数 : 100 [m/y] (等方性)
- 間隙率 : 0.5 [-]
- 比貯留係数 : 1E-4 [1/m]
- 拡散係数 : 100 [m²/y]
- 地形による動水勾配 : 0.01

また、不飽和特性曲線については、図 3.5-18 に示す仮想的なものを使用した。

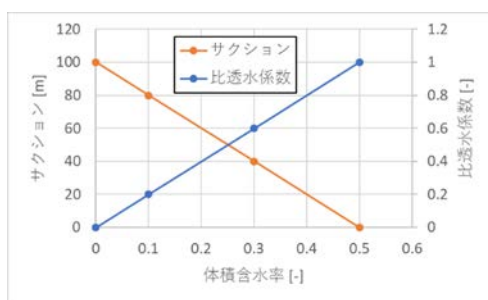


図 3.5-18 仮想的に設定した不飽和特性曲線

なお、ペクレ数およびクーラン数については、それぞれ 1 および 0.04 となり、いずれも安定条件を満たすものであった。

③ 境界条件

解析に使用した浸透流および移流分散（密度流）に対する境界条件は以下の通りに設定した。

- 地表面 : X=-1000~0 m
浸透流 : 降雨浸透境界 1m/y
移流分散 : 既知濃度 0
- 海底面 : X=0~1000 m
浸透流 : 海水位拘束 0 m
移流分散 : 可変濃度境界条件 (流出 : 既知フラックス 0、流入 : 既知濃度 1)
- 右端 : X=1000 m
浸透流 : 海水位拘束 0 m
移流分散 : 可変境界条件 (流出 : 既知フラックス 0、流入 : 既知濃度 1)

④ 初期条件

登坂 (2002) ⁽¹³⁾によると、淡塩漸移帯の計算のための初期状態として、「全地層が塩水で満ちている状態」と、「淡水と海水が海岸線で完全に分離した状態」に分けられるが、どちらの状態から出発した場合でも、最終的にはほぼ同じ状態で落ち着くことが知られている。

ここでは、「全地層が塩水で満ちている状態」と、淡水と海水が海岸線で完全に分離した状態」を初期状態とした条件でそれぞれ洗い出し解析を行った。

(c) 解析結果

全地層が塩水で満ちている状態を初期条件とした場合の塩分濃度分布の経時変化を図 3.5-19 に、淡水と海水が海岸線で完全に分離した状態を初期条件とした場合の塩分濃度分布の経時変化を図 3.5-20 に示す。全地層が塩水で満ちている状態を初期条件とした場合および淡水と海水が海岸線で完全に分離した状態を初期条件とした場合のそれぞれにおいて、3D-SEEP（風上法）と Dtransu-3D・EL は、同様の塩分濃度分布の変遷を示している。また、本計算条件の中では、全地層が塩水で満ちている状態を初期条件とした場合でも、淡水と海水が海岸線で完全に分離した状態を初期条件とした場合でも、およそ 5000 年で平衡に達しており、いずれの初期状態から出発した場合でも最終的にはほぼ同じ状態となることを確認した。

続いて、各計算条件における 5000 年時点の Z=-500m 位置での水平方向の濃度分布を比較したものを図 3.5-21 に示す。この図からも、3D-SEEP と Dtransu-3D・EL で得られた定常状態の濃度分布に関して、よく一致した結果が得られたことがわかった。

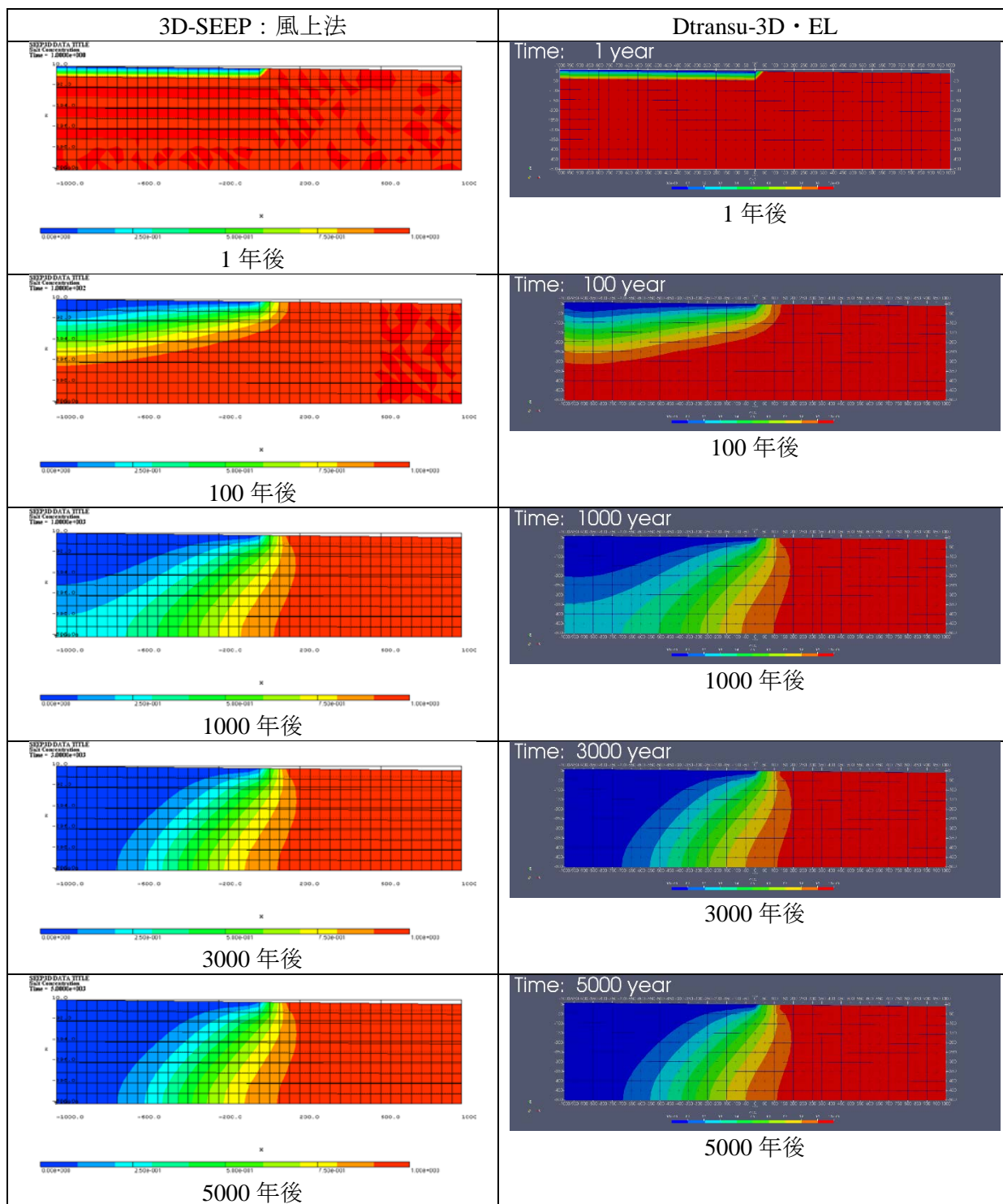


図 3.5-19 塩分濃度分布の経時変化：全地層が塩水で満ちている状態を初期条件とした場合

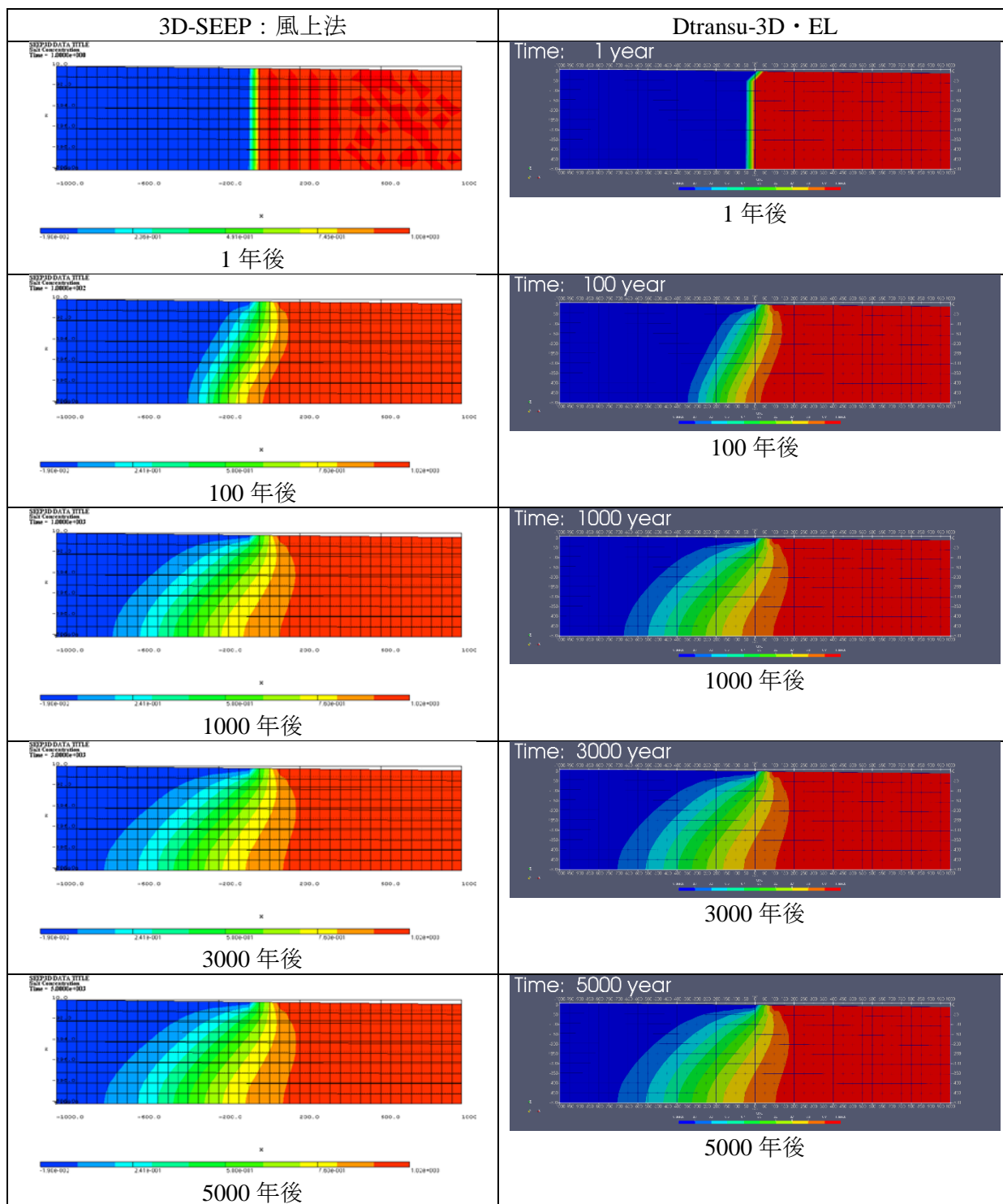
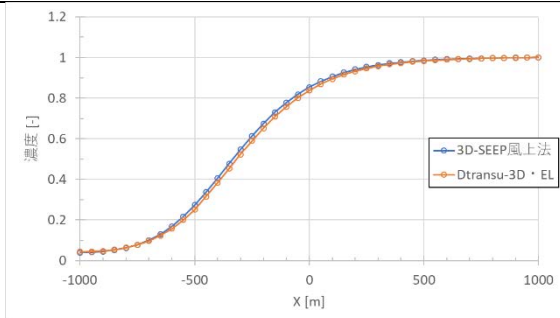


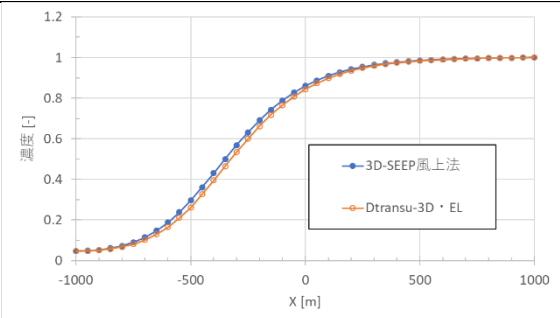
図 3.5-20 塩分濃度分布の経時変化：淡水と海水が海岸線で完全に分離した状態を初期条件とした場合

全地層が塩水で満ちている状態を初期条件とした場合



X	Z	3D-SEEP風上法	Dtransu-3D・EL
-1000	-500	4.036E-02	4.371E-02
-950	-500	4.158E-02	4.480E-02
-900	-500	4.540E-02	4.822E-02
-850	-500	5.228E-02	5.435E-02
-800	-500	6.299E-02	6.385E-02
-750	-500	7.863E-02	7.765E-02
-700	-500	1.005E-01	9.695E-02
-650	-500	1.302E-01	1.231E-01
-600	-500	1.686E-01	1.578E-01
-550	-500	2.165E-01	2.012E-01
-500	-500	2.733E-01	2.514E-01
-450	-500	3.374E-01	3.161E-01
-400	-500	4.064E-01	3.838E-01
-350	-500	4.773E-01	4.537E-01
-300	-500	5.473E-01	5.233E-01
-250	-500	6.138E-01	5.901E-01
-200	-500	6.751E-01	6.522E-01
-150	-500	7.300E-01	7.084E-01
-100	-500	7.780E-01	7.582E-01
-50	-500	8.192E-01	8.013E-01
0	-500	8.538E-01	8.379E-01
50	-500	8.826E-01	8.687E-01
100	-500	9.063E-01	8.943E-01
150	-500	9.255E-01	9.153E-01
200	-500	9.409E-01	9.324E-01
250	-500	9.533E-01	9.462E-01
300	-500	9.631E-01	9.572E-01
350	-500	9.709E-01	9.661E-01
400	-500	9.770E-01	9.731E-01
450	-500	9.819E-01	9.787E-01
500	-500	9.857E-01	9.831E-01
550	-500	9.887E-01	9.866E-01
600	-500	9.911E-01	9.894E-01
650	-500	9.930E-01	9.917E-01
700	-500	9.946E-01	9.936E-01
750	-500	9.959E-01	9.951E-01
800	-500	9.970E-01	9.964E-01
850	-500	9.979E-01	9.975E-01
900	-500	9.987E-01	9.984E-01
950	-500	9.994E-01	9.993E-01
1000	-500	1.000E+00	1.000E+00

淡水と海水が海岸線で完全に分離した状態を初期条件とした場合



X	Z	3D-SEEP風上法	Dtransu-3D・EL
-1000	-500	4.747E-02	4.655E-02
-950	-500	4.888E-02	4.771E-02
-900	-500	5.325E-02	5.132E-02
-850	-500	6.107E-02	5.780E-02
-800	-500	7.317E-02	6.780E-02
-750	-500	9.064E-02	8.229E-02
-700	-500	1.148E-01	1.025E-01
-650	-500	1.469E-01	1.297E-01
-600	-500	1.879E-01	1.656E-01
-550	-500	2.381E-01	2.101E-01
-500	-500	2.965E-01	2.612E-01
-450	-500	3.614E-01	3.270E-01
-400	-500	4.301E-01	3.951E-01
-350	-500	4.998E-01	4.650E-01
-300	-500	5.678E-01	5.342E-01
-250	-500	6.318E-01	6.003E-01
-200	-500	6.904E-01	6.616E-01
-150	-500	7.426E-01	7.169E-01
-100	-500	7.881E-01	7.657E-01
-50	-500	8.270E-01	8.078E-01
0	-500	8.598E-01	8.436E-01
50	-500	8.870E-01	8.735E-01
100	-500	9.094E-01	8.983E-01
150	-500	9.277E-01	9.186E-01
200	-500	9.424E-01	9.351E-01
250	-500	9.542E-01	9.484E-01
300	-500	9.636E-01	9.590E-01
350	-500	9.711E-01	9.674E-01
400	-500	9.771E-01	9.741E-01
450	-500	9.818E-01	9.795E-01
500	-500	9.855E-01	9.837E-01
550	-500	9.885E-01	9.871E-01
600	-500	9.909E-01	9.898E-01
650	-500	9.928E-01	9.920E-01
700	-500	9.944E-01	9.937E-01
750	-500	9.957E-01	9.952E-01
800	-500	9.968E-01	9.965E-01
850	-500	9.978E-01	9.975E-01
900	-500	9.986E-01	9.984E-01
950	-500	9.993E-01	9.993E-01
1000	-500	1.000E+00	1.000E+00

図 3.5-21 5000年時点のZ=-500m位置での水平方向の濃度分布の比較

3.5.5 まとめ

日本原子力研究開発機構では地形変化に対応した3次元地下水流動解析コード3D-SEEPの整備を進めているが、塩分濃度解析において、移流が卓越するような移流分散解析では、数値振動が発生することが知られている。塩分濃度解析において適用しているガラーキン法に対して、風上法は人工拡散係数を加えることによって、数値振動を抑制する効果を高めた方法である。本年度は、塩分濃度解析において風上法を導入した。また、風上法導入に伴い、要素ごとに風上法のための上流パラメータを設定する必要があるが、本改良においては、要素ごとに最適な上流パラメータを自動的に設定されるように整備した。

また、沿岸立地が想定される中深度処分においては、埋設地周辺に汀線が存在することが考えられる。一般に淡水地下水は内陸から海へ向かって流れ、海底の流出部から海へ流出している。また、海底においては密度差に応じた流入も生じる。こうした現象をより現実的に評価する場合、浸透流の流出・流入に応じた濃度境界、いわゆる、可変濃度境界を設定する必要がある。そこで、本年度は、汀線付近で生じる降水及び塩水の流出入を適切に評価できるように可変濃度境界条件を導入した。

以上のように、導入した機能について、塩分濃度解析のベンチマーク問題として広く使用されている Henry 問題を対象に妥当性を評価した。Henry 問題は鉛直断面において、上下の不透水境界によって閉じられた均質な等方性帯水層を通過する問題である。左端部は淡水の一定流入が与えられ、右端部は定常状態の塩水にさらされる。塩水は、反対側の淡水流入と平衡に達するまで、海側から侵入する。およそ 100 分で平衡に達する。改良した 3D-SEEP を適用して解析を行った。また、こうした密度流を適切に解けるとされている EL 法を採用した Dtransu-3D・EL によっても評価し、その結果を比較した。その結果、従来のガラーキン法では流速が速い箇所では不連続な濃度分布が現れ、安定的に解けていない結果となるのに対し、本年度整備した風上法では安定的に解けており、Dtransu-3D・EL とよく一致した。さらに、同じ条件（要素数や時間刻み）で比較した場合、3D-SEEP の方が Dtransu-3D・EL に比べて、計算時間が短い結果となった。

次に、より現実に即した境界条件を想定した洗い出し解析による検証を行った。左の陸側から右の海側にかけて 0.01 の地形勾配を与え、海水位を 0m とした。また、陸域の地表面に降雨浸透境界及び固定濃度境界を与え濃度 0 とした。そして、海側に海水位拘束及び可変濃度境界を与えた。塩分濃度初期条件として、全地層が塩水で満たされた塩水飽和の条件と、淡水と海水が海岸位置で完全に分離した塩淡分離条件の 2 条件で解析を行った。その結果、塩水飽和の条件及び塩淡分離の解析条件ともに、3D-SEEP（風上法）と Dtransu-3D・EL とともにほぼ一致した濃度分布が得られた。汀線付近の海側に可変境界条件を設定することで、流入・流出といった流動に応じたより現実的な地下水流動及び塩分濃度解析が行えるようになったことを確認した。

3.6 地形変化評価コード及び 3D-SEEP を組み合わせた一連の評価コードシステムの性能分析及び課題整理

3.6.1 はじめに

日本原力研究開発機構（以下、原子力機構）では、平成 29 年度受託事業において、3D-SEEP に対する非定常な地形変化を考慮した解析を実施するための外部プログラムとして、隆起・侵食に係る解析用地質データ作成支援機能（uandd_pre_3D-SEEP）、節点移動および物性値割り当て機能（uandd_transnode_3D-SEEP）、計算値継承機能（CalVaS_3D-SEEP）の整備を行った。これらのプログラムにより、3D-SEEP に対して地質構造の変化をモデルに反映させ、計算値を継承させることで、長期間に亘る地形変化・海水準変動などを考慮した地下水流動・物質移行解析が可能となった。

ここではこれらを用いて、非定常な地形変化を考慮した地下水流動・塩分濃度解析に対する性能評価を行った。評価は、沿岸域（陸域・海域の両方を含む）を対象とした 3 次元的に機能の確認が可能なモデルに対し実施した。本評価の目的は、地形変化に伴うモデルの変更が解析結果に与える影響を確認することとした。

そこで、地形変化（隆起・侵食・堆積）によるモデルの変化を想定した上で、地質データの変化を反映させるタイミング（以下、「地質タイムステップ」と呼ぶ。）を変えた解析 2 ケース（モデルが徐々に変化する場合・急激に変化する場合）を設定し、非定常な地形変化を考慮した地下水流動・塩分濃度解析（密度を考慮）に対する性能評価を行った。

3.6.2 性能評価の流れ

地形変化・海水準変動を考慮した地下水流動・物質移行解析では、ある大きな時間間隔（10 万年~100 万年単位程度）で作成された地質構造データをもとにして、その構造を考慮した 3D-SEEP による解析を行う。地質構造の変化をモデル化するために、地質構造の変化の影響が過度に大きくなならないような適切な期間（地質タイムステップ）に分割し、分割された期間ごとに、地質構造を考慮した解析モデル（3D-SEEP モデル）を作成する。

3D-SEEP では、1 地質タイムステップ期間の解析を行うが、その間の 3D-SEEP モデルは固定されている。ただし、異なる地質タイムステップでは、地質構造の変化を反映し、3D-SEEP モデルは異なっている。地質タイムステップ間において、前の地質タイムステップにおける 3D-SEEP の最終解析結果が、次の地質タイムステップにおける 3D-SEEP 解析の初期値として継承される。なお、本性能評価では、計算値継承時に、塩分濃度にアンダーシュート（ <0 の値）およびオーバーシュート（ >1 の値）がある場合は、それぞれ 0 および 1 に修正して継承するものとした。

本性能評価では、0 年、および 11 万年後の地質構造モデルを作成し、2 パターンの地質タイムステップ（解析ケース A：モデルが徐々に変化、および解析ケース B：モデルが急激に変化）による 3D-SEEP での解析を行った。解析ケース A は地質タイムステップ 1,000 年、解析ケース B は、地質タイムステップ 10,000 年とした。この 2 パターンでは、地質タイムステップ間（ある地質タイムステップと次の地質タイムステップ）における 3D-SEEP モデルの変化の大きさが異なることになる。

3D-SEEP の解析メッシュモデルは、同じ地質構造に対し、鉛直方向の分割数として、22 層モデル、および 33 層モデルの 2 種類を用いた。地質タイムステップが 2 パターンあるため、実施した解析は 4 ケースあり、それぞれ 11 万年までの計算を行った。

非定常な地形変化を考慮した地下水流動・塩分濃度解析に対する性能評価では、①予備解析、②性能評価を実行した。①予備解析では、海水準を性能評価 0 年時の値で固定して長期間の 3D-SEEP 解析を行い、その 10 万年後の結果を②性能評価における圧力水頭、塩分濃度初期値とした。

性能評価における解析内容をまとめたものを表 3.6-1 に示す。

表 3.6-1 性能評価における解析内容

解析内容	22層モデル (L22)	33層モデル (L33)
① 予備解析	対象期間：0～100,000年 10万年後の結果を②性能評価の初期値とした。	対象期間：0～100,000年 10万年後の結果を②性能評価の初期値とした。
② 性能評価	対象期間：0～100,000年 解析ケース数：2（地質タイムステップ年数が異なる） L22-A：地質タイムステップ=1000年 L22-B：地質タイムステップ=10000年	対象期間：0～100,000年 解析ケース数：2（地質タイムステップ年数が異なる） L33-A：地質タイムステップ=1000年 L33-B：地質タイムステップ=10000年

また、予備解析の10万年時点および性能評価の各地質タイムステップにおいて、トラジェクトリ解析を実施した。トラジェクトリ解析では、粒子の出発点として、初期の汀線より陸側のX=10,000～11,800mを200m間隔で深さZ=-100mの位置に10点設定した（表 3.6-2）。

表 3.6-2 トラジェクトリ解析における粒子出発点の座標

ラベル	X [m]	Y [m]	Z [m]
Pos.1	10,000	125	-100
Pos.2	10,200	125	-100
Pos.3	10,400	125	-100
Pos.4	10,600	125	-100
Pos.5	10,800	125	-100
Pos.6	11,000	125	-100
Pos.7	11,200	125	-100
Pos.8	11,400	125	-100
Pos.9	11,600	125	-100
Pos.10	11,800	125	-100

3.6.3 性能評価における計算条件

(1) モデル概要

性能評価は、地形変化・海水準変動の両方を考慮する必要があるため、沿岸域（陸域・海域の両方を含む）を対象としたモデルとした。なお、仕様書には、「3次元的に機能の確認が可能な、仮想的なモデル」を対象とすることになっていたが、原子力機構と協議の上、原子力機構が提供する地質断面図にもとづくモデルを用いることにした。図 3.6-1 に性能評価モデル作成用の地質断面図を示す。なお、地質境界面のデータは、地質断面図だけであることから、地質構造は3次元的ではなく、2次元的（y方向に同じxz断面が連続する）なものとした。

解析に使用するモデルは、層数を変えた2種類（22層、33層）を用い、モデル詳細度が解析結果に与える影響を検討した。22層モデル、および33層モデルが対象である解析ケース名は、それぞれに「L22」、および「L33」が含まれる。

モデル範囲として、沿岸部については、海水準が-120mまで低下した場合でも、汀線位置が解析モデルに含まれるよう、原点位置（ $x=0\text{km}$ ）を設定した。また、内陸部については、地形的な高まりとなっている地点を、概略的に集水域境界とみなせるものとして図 3.6-1 の $x=34\text{km}$ までを範囲とした。y方向は、2.5kmまでを範囲とした。z方向の長さは、沖合（図 3.6-1 の $x=0\text{km}$ ）で最小（約1.2km）であり、丘陵部（図 3.6-1 の $x=34\text{km}$ ）で最大（約2.6km）である。モデル底面は、 $z=-2,000\text{m}$ とし、モデルを22層あるいは33層に分割した。

x,y方向のメッシュサイズは一律250mとし、z方向のメッシュサイズは、上位ほど小さくなるよう設定した。22層および33層モデルのz方向メッシュサイズのおおよその基準を表 3.6-3 に示す。実際の解析用メッシュモデルでは、最上層4層（10m）の厚さが固定で、それ以外の層は地表面標高とモデル下端-2000mの間で厚さが調整される。

22層および33層モデルの3D-SEEP解析用メッシュモデルに0年時点における地質構造モデルを反映させたものを図 3.6-2 に示す。22層モデルでは、z方向のメッシュが粗く、Kn層が不連続な地層となっていることがわかる。

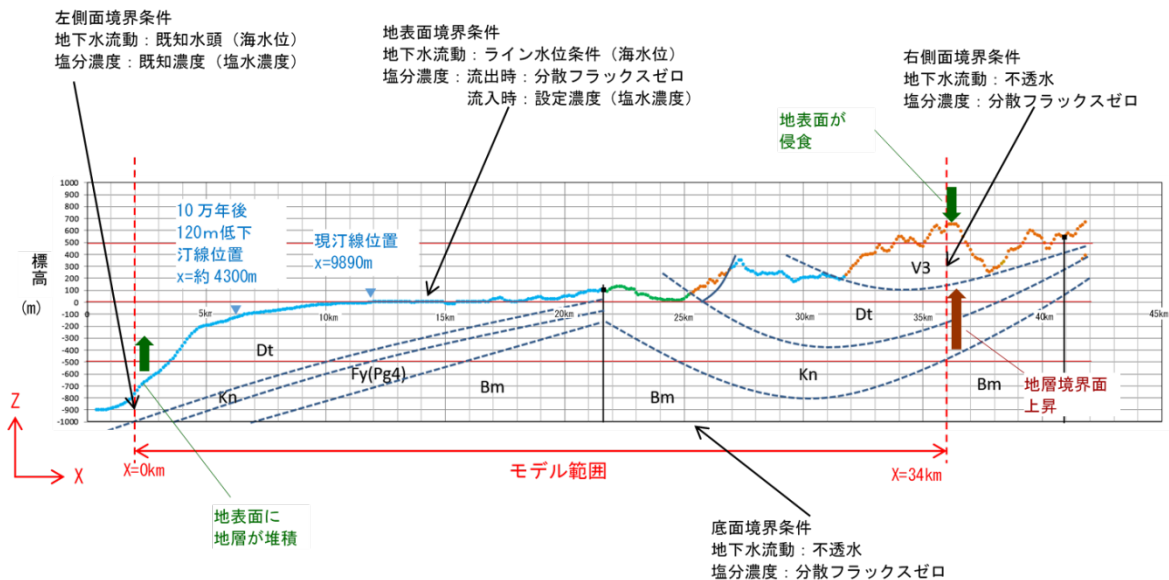


図 3.6-1 性能評価モデル作成用の地質断面図

表 3.6-3 各解析モデルにおける z 方向のメッシュサイズのおおよその基準

z 方向範囲	Δz	22 層モデル	33 層モデル
0 ~ -40m	10m	4	4
-40 ~ -100m	20m	3	3
-100 ~ -300m	50m	4	20
-300 ~ -600m	100m	3	1
-600 ~ -1400m	200m	4	1
-1400 ~ -2600m	300m	4	4

※ 最上層 4 層 (10m) は厚さが固定で、それ以外の層は地表面標高とモデル下端-2000m の間で厚さが調整される。

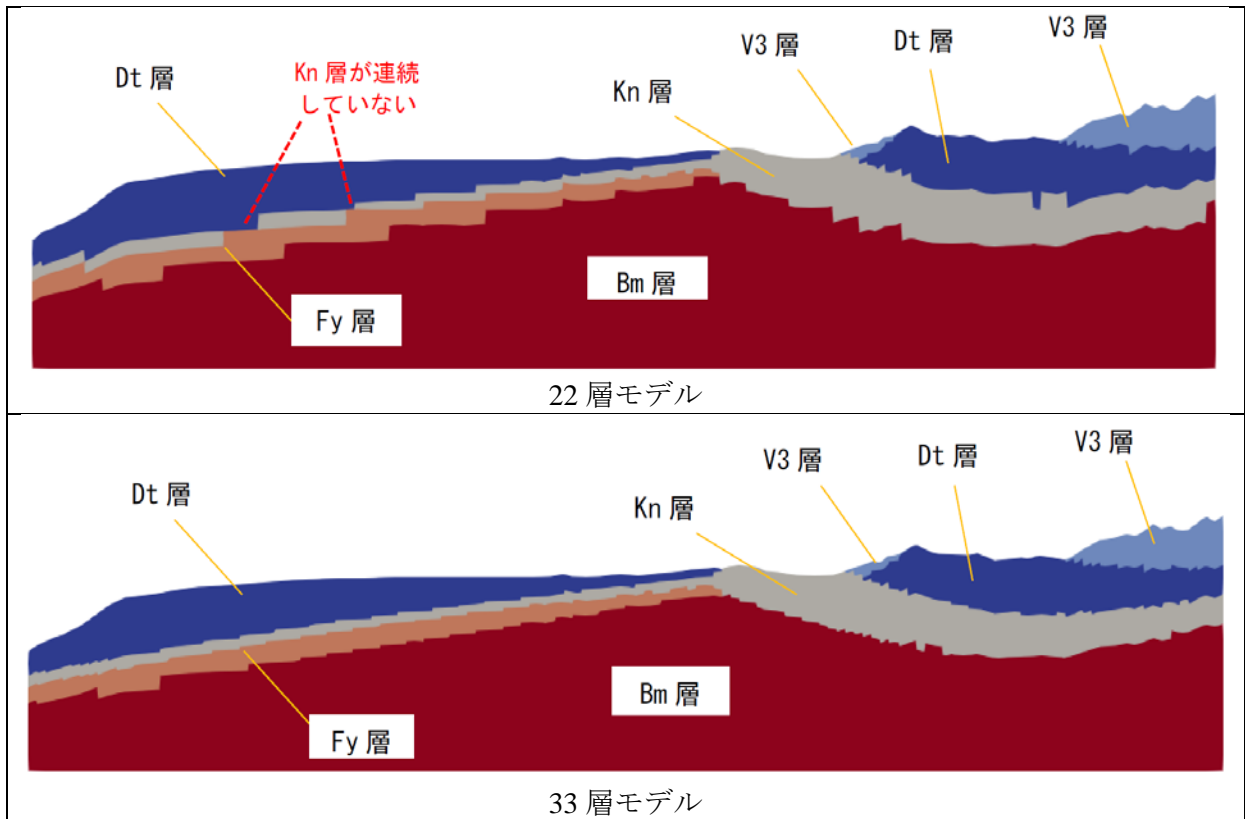


図 3.6-2 3D-SEEP 解析用メッシュモデルに 0 年時点における地質構造モデルを反映させたもの (鉛直方向を 3 倍に拡大)

解析モデルに関して、以下にモデルサイズ、タイムステップの概要をまとめる。

- [モデルサイズ] x 方向：34km (x=0~34,000m)
y 方向：2.5km (y=0~2,500m)
z 方向：約 1.2~2.6km(z=-2,000~約 600m)
- [x,y 方向メッシュサイズ] : $\Delta x = \Delta y = 250\text{m}$
- [z 方向メッシュサイズ] : 表 3.6-3
- [節点数] x 方向：137、y 方向：11、z 方向：23 or 34
- [総節点数] 22 層モデル：34,661、33 層モデル：51,238
- [計算刻み] $\Delta t = 10$ 年

性能評価における解析ケースは、表 3.6-4 に示すように、z 方向メッシュの層数（22 層、33 層）×地質タイムステップ（A:1,000 年、B：10,000 年）の計 4 ケースとした。

表 3.6-4 性能評価における解析ケース

地質タイムステップ	z 方向メッシュの層数	
	22 層	33 層
A：1,000 年ごとに地形変化を反映	L22-A	L33-A
B：10,000 年ごとに地形変化を反映	L22-B	L33-B

(2) モデルパラメータ

モデル化の対象となる地層は、5 種類である。地層物性値は、表 3.6-5 に示すように透水係数、および間隙率を地層ごとに設定し、それ以外の値は以下の値を想定した。

- 比貯留係数： $1.0 \times 10^{-5} \text{ m}^{-1}$
- 縦分散長：200 m、横分散長 20 m、分子拡散係数： $0 \text{ m}^2\text{y}^{-1}$
- 遅延係数：1.0（吸着無し）

ここで、縦分散長は、一般的に最大物質移行距離の 1/10 程度の値が採用されることが多い。今回の解析では、海底（z=-2km）から海面ま（z=0km）での塩分の鉛直移動があると考え、最大移動距離を 2.6km と想定し、縦分散長はその 1/10 よりやや小さい 200m とした。また、横分散長は、縦分散長の 1/10 とした。

また、地表面に与える降雨量は、100mm/y とした。

表 3.6-5 地層物性値

3D-SEEP における 地質番号	地層名	記号	透水係数		間隙率 (-)
			(m/s)	(m/y)	
1	館層	Dt	1.0×10^{-7}	3.1536	0.15
2	阿野呂碎屑岩類	V3	1.0×10^{-7}	3.1536	0.05
3	木古内層	Kn	1.0×10^{-8}	0.31536	0.05
4	福山層	Fy	1.0×10^{-7}	3.1536	0.05
5	基盤（松前層群）	Bm	1.0×10^{-8}	0.31536	0.02

(3) モデルに適用する地形変化・海水準変動条件

「地層処分研究開発第 2 次取りまとめ」⁽¹⁾によると、海岸地域の多くは、過去数十万年間ほぼ一定の速度で隆起しているとみなすことができ、隆起速度は 50m/十万年を下回る人が多いとされている。また、一般的に、長期的な侵食速度は、その地域の隆起速度同程度以下であるとされている。

性能評価モデルでは、地形変化（隆起・侵食・堆積）によるモデルの変化（地質構造の変

化および節点移動の両者を含む) を与える必要があるため、仮想的に 50m 以下の変化となるように、11 万年後の隆起量を 30m とし、侵食量を 40m とし、地層境界面は 30m 上昇するが、地表面標高は 10m 低くなるようにした。ただし、この変化量はモデル右端における値とし、現海岸位置で隆起量、侵食量ともに 0 になるようにした。一方、地層の堆積については、現海岸位置から左 (海側) で発生するものと、堆積量を 11 万年後で 10m とした。ただし、この変化量は、モデル左端における値とし、現海岸位置で堆積量 0 になるようにした。これら地形変化量は、x 座標により線形補間した。本性能評価において作成した 0 年、および 11 万年後における地質構造モデルを図 3.6-3 に示す。図では鉛直方向を 3 倍に拡大して表示しているが、それでも地形変化はモデルスケールに対して微小なものであった。

最も新しい海水準変動の 1 周期は、最大海進時 (約 12 万 5 千年前) から最大海退時 (約 1 万 8 千年前)、および縄文海進時 (約 6 千年前) を経て、現在に至っている。最大海退時は、現在より海面が 120m 前後低く、縄文海進時は現在より海面が 0~5m 高かったとされている。性能評価用モデルでは、約 10 万年で海水準が 120m 低下し、その後 1 万年で海水準が 0m まで上昇すると仮定した。海水準および汀線位置の経時変化を図 3.6-4 に示す。

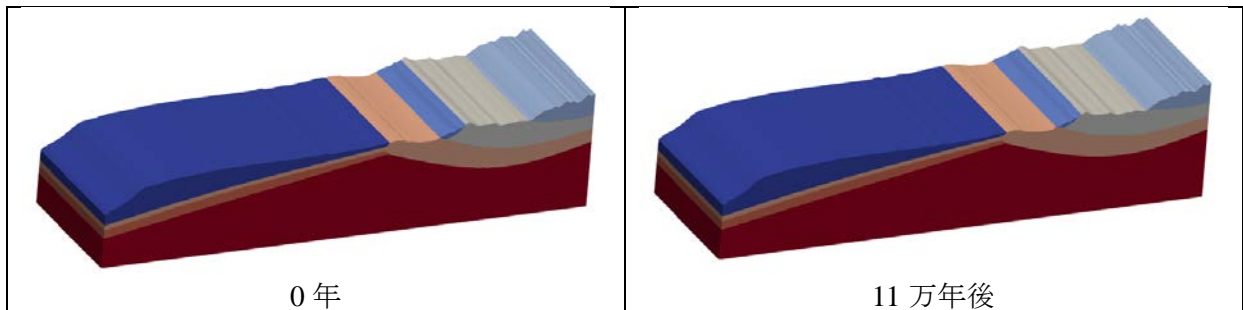


図 3.6-3 0 年、および 11 万年後における地質構造モデル (鉛直方向を 3 倍に拡大)

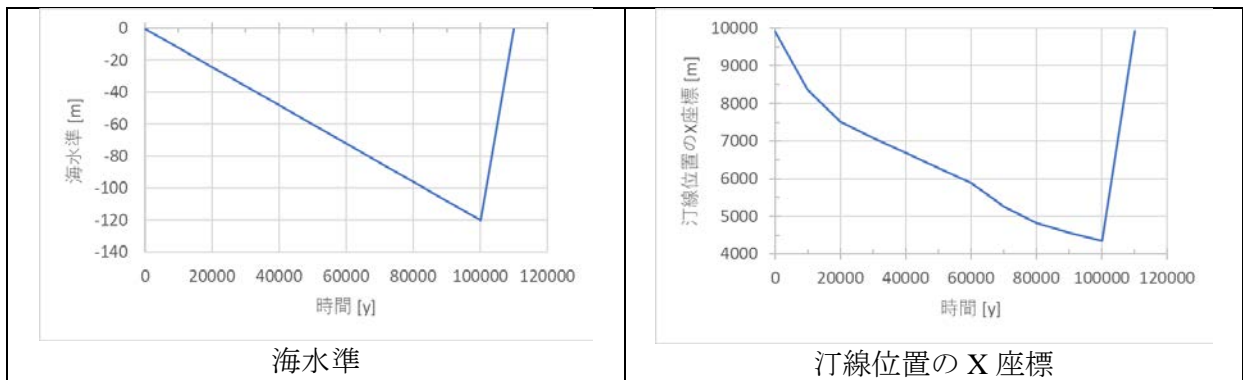


図 3.6-4 海水準および汀線位置の経時変化

(4) 性能評価モデルのクーラン数

地下水流動解析における時間的な離散化では、圧力水頭を拡散方程式として数値的に解いている。拡散方程式を数値的に解く場合、空間差分に用いる圧力水頭の時刻から、解法は大きく①陽解法（前進差分）、②クランク・ニコルソン法（中央差分）、③陰解法（後退差分）に分類される。1次元モデルの場合における3解法の離散化式は以下になる。これらは、タイムステップ $n+1$ における節点 i の圧力水頭を求める式である。

[陽解法]

$$S_s \frac{p_i^{n+1} - p_i^n}{\Delta t} = k \frac{p_{i+1}^n - 2p_i^n + p_{i-1}^n}{\Delta L} \quad (\text{数式 3.6-1})$$

p_i^n : タイムステップ n 、節点番号 i の圧力水頭

ΔL : 流れ方向節点間隔 Δt : 計算タイムステップ S_s : 比貯留係数 k : 透水係数

[クランク・ニコルソン法]

$$S_s \frac{p_i^{n+1} - p_i^n}{\Delta t} = k \frac{(p_{i+1}^n + p_{i+1}^{n+1}) - 2(p_i^n + p_i^{n+1}) + (p_{i-1}^n + p_{i-1}^{n+1})}{2\Delta L} \quad (\text{数式 3.6-2})$$

[陰解法]

$$S_s \frac{p_i^{n+1} - p_i^n}{\Delta t} = k \frac{p_{i+1}^{n+1} - 2p_i^{n+1} + p_{i-1}^{n+1}}{\Delta L} \quad (\text{数式 3.6-3})$$

これらの解法では、解法ごとに右辺に代入する圧力水頭のタイムステップ番号が異なり、陽解法では既知であるタイムステップ n の値を用いるのに対し、クランク・ニコルソン法ではタイムステップ n と $n+1$ の平均値、陰解法では未知であるタイムステップ $n+1$ の値、を用いている。

3D-SEEP でも同様にこれらの時間的離散化手法を選択することができ、本性能評価では、地下水解析および塩分濃度解析に対して、陰解法を用いた。

数値計算においては、計算安定性を表す指標として、以下の式で求めるクーラン数 Cr が使われる。

$$Cr = \frac{v\Delta t}{\Delta L} \quad (\text{数式 3.6-4})$$

v : 間隙流速

陽解法を用いる場合、クーラン数が 1 より小さくなければ、計算が安定しないとされているが、陰解法を用いる場合、理論上その制限が無くなる。例えば、流体力学の分野では、陰解法を用い、クーラン数 20 による計算が行われている（北村ほか, 2009）⁽²⁾。

地下水流動解析において、陰解法を用いた場合のクーラン数上限値については、明確な指針が無い。そのため、性能評価モデルにおけるクーラン数を見積もり、その値と解析結果の異常の有無について検討し、今後の参考とする。クーラン数は、以下のように見積もった。

- 地下水流動のモデル内で地下水ダルシー流速が最大となる箇所は、陸域地表面の降雨涵養域と考えられる。
- 降雨涵養域のダルシー流速は、大局的に降雨量程度とみなせる。ただし、地形的な谷部では、降雨が集中して流入することにより、降雨量より大きな値が発生する。
- 本モデルでは、降雨量 100mm/yr (=0.1m/yr) としているが、予備計算における z 方向ダルシー流速の最大値はこの 5 倍程度の値であった。
- 地表に分布する地層の間隙率は、最小で 0.05 である。降雨量の 5 倍のダルシー流速

0.5m/yr をもとにすると、間隙流速最大値 v は、 $0.5/0.05=10\text{m/yr}$ である。

- 涵養域の主な流向を鉛直方向とみなす場合、クーラン数の基準長さは、 Δz となる。 Δz の最小値 10m、 $\Delta t=10\text{yr}$ からクーラン数 $v \Delta t / \Delta z = 100/10 = 10$ と見積もった。
- モデルの Δx 、 Δy は Δz の 20 倍以上あり、 x 方向流速最大値は z 方向流速と同程度、 y 方向流速は非常に小さい (y 方向に流動が無いモデル構造のため) ことから、これらの方向によるクーラン数は上記の値より小さくなる。

本作業では、計算されたクーラン数 (約 10) は、1 より大きいものの、陰解法を用いていることから、解析上の問題はないものと判断した。

(5) 性能評価モデルの局所ペクレ数

局所ペクレ数 Pe は、移流分散解析の安定性を示す指標であり、以下の式で求められる。

$$Pe = \frac{v\Delta L}{D} = \frac{v\Delta L}{vA_L} = \frac{\Delta L}{A_L} \quad (\text{数式 3.6-5})$$

D : 分散係数 ΔL : 流れ方向メッシュ間隔 A_L : 縦分散長

一般に数値振動を発生させないためには、2 より小さい値が望ましいとされている。ただし、数値振動の発生しやすさは、解法により異なり、この基準値は、ガラーキン法など特に数値振動対策を行っていない解法に対するものである。

性能評価モデルでは、縦分散長 200m に対し、 Δx 、 $\Delta y=250\text{m}$ であるので、 x 、 y 方向の局所ペクレ数は 1.25 であり、風上法を使用する場合、解析上の問題はないものと判断した。また、 $\Delta z=10\sim 200\text{m}$ であるので、 z 方向の局所ペクレ数は 0.1~1.0 である。

(6) 初期条件・境界条件

海水準変動を考慮した地下水流動解析では、一般的なモデルの初期条件として、①モデル全体が海水で満たされている状態を想定、②モデルに塩水と淡水が共存する (塩淡境界がある) 状態を想定 of 2 パターンがある。実際の現時点における地層を対象とする場合、初期条件としては、パターン②の方が現実的であると考えられる。本作業では、初期条件を②とし、初期塩分濃度分布を予備計算により、求める方法を採用した。

境界条件については、右側側面、および底面については、地下水、および塩分の流れが発生しないものとし、地下水流動の境界条件を不透水、塩分濃度の境界条件を分散フラックスゼロとした。左側面については、沖合方向へのモデル長さを十分にとれないことから、地下水、および塩分がモデル外に流出入可能であるようにするため、地下水流動の境界条件を既知水頭 (水頭: 海水面と等しい全水頭)、塩分濃度の境界条件を既知濃度 (濃度: 塩水濃度) とした。

地表面については、想定した海水準変動による水位条件および降雨条件を与えた。また、塩分濃度解析の境界条件として、水面下は海水の流入、および地下水の流出を想定した可変濃度境界 (流出時: 分散フラックスゼロ、流入時: 設定濃度) とし、流入時の濃度は、塩水濃度とした。

以下、「3.6.4 予備解析」において、性能評価における初期条件を求め、「3.6.5 性能評価における計算結果」において、その結果を初期状態として計算を行った結果を示す。

3.6.4 予備解析

性能評価の初期条件を決定するための予備解析では、より早く平衡状態に到達させるため、塩分濃度の初期条件として、汀線位置を境にして海側を 1、陸側を 0 とし計算を行った。

22 層モデルおよび 33 層モデルについて、初期条件決定のための予備解析における塩分濃度分布および全水頭の経時変化をそれぞれ、図 3.6-5 および図 3.6-6 に示す。各モデルの塩分

濃度および全水頭分布において、9 万年から 10 万年への変化が小さいことから、10 万年の結果を平衡に達したものと判断し、10 万年時点の塩分濃度および水頭分布を、次の性能評価の初期条件とした。

また、10 万年時点におけるトラジェクトリ解析の結果（流跡線）を図 3.6-7 に示す。このトラジェクトリ解析の結果は、後述する性能評価における 0 年時点の結果として利用した。

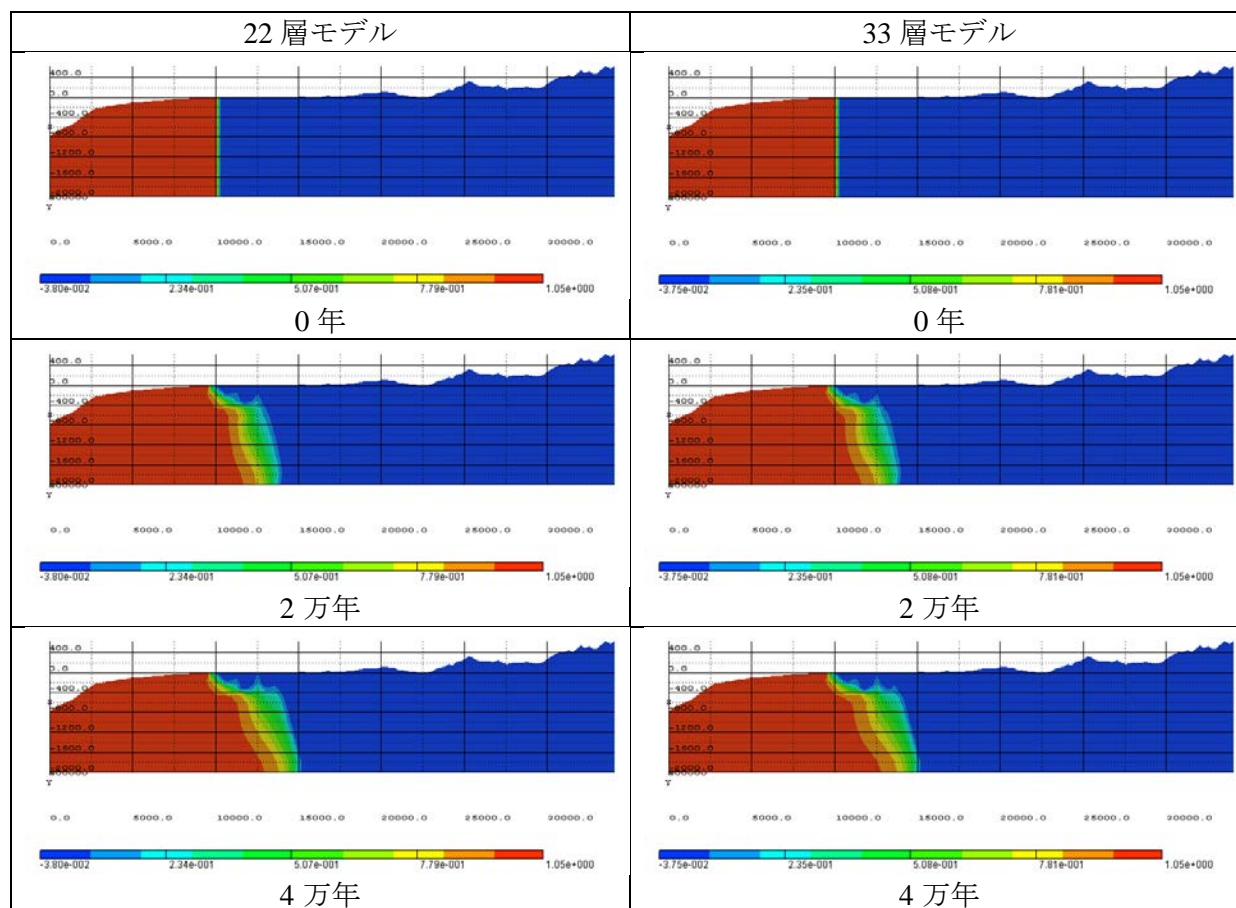


図 3.6-5 初期条件決定のための予備解析結果：塩分濃度（鉛直方向を3倍に拡大）(1/2)

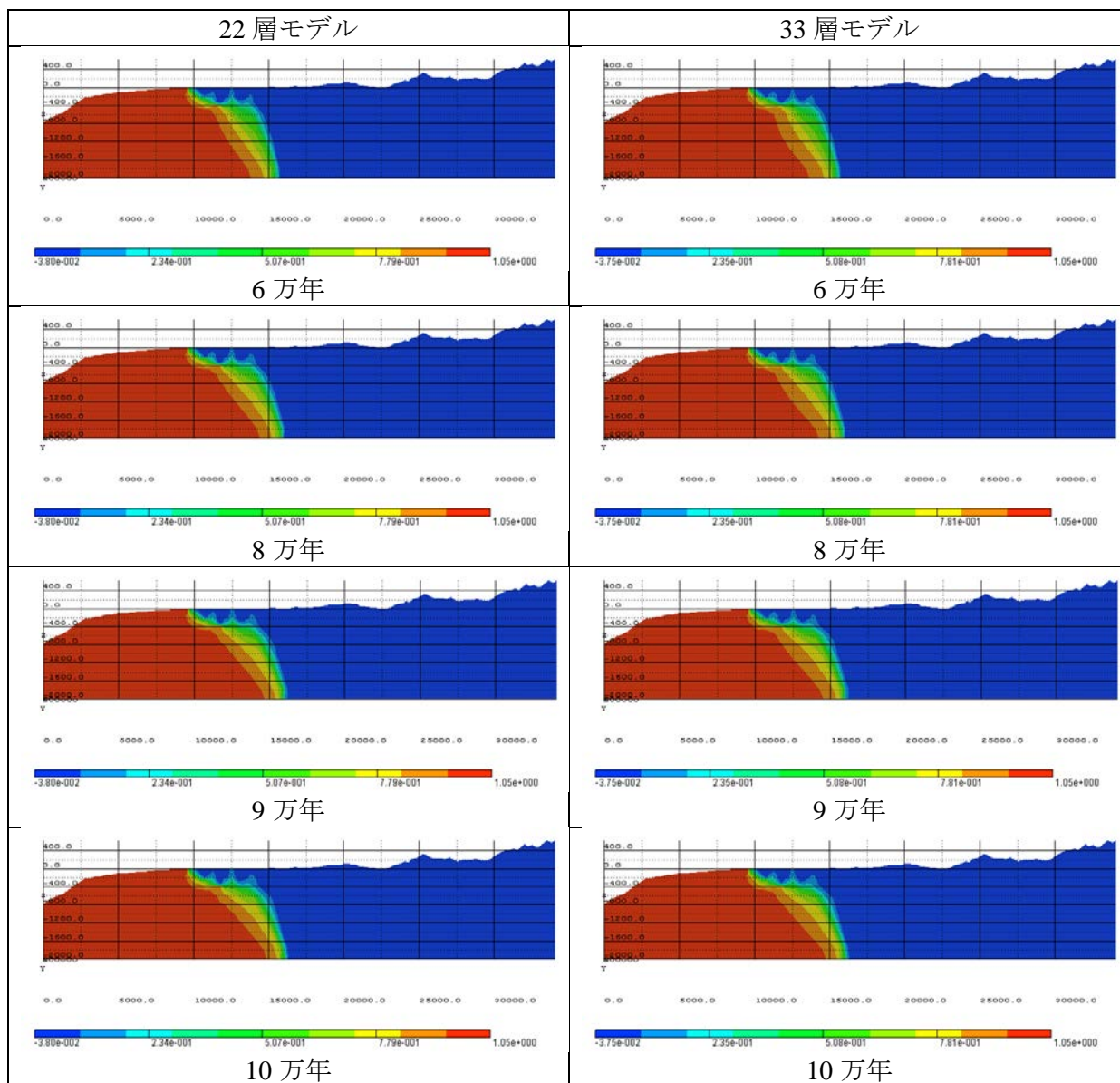


図 3.6-5 初期条件決定のための予備解析結果：塩分濃度（鉛直方向を3倍に拡大）(2/2)

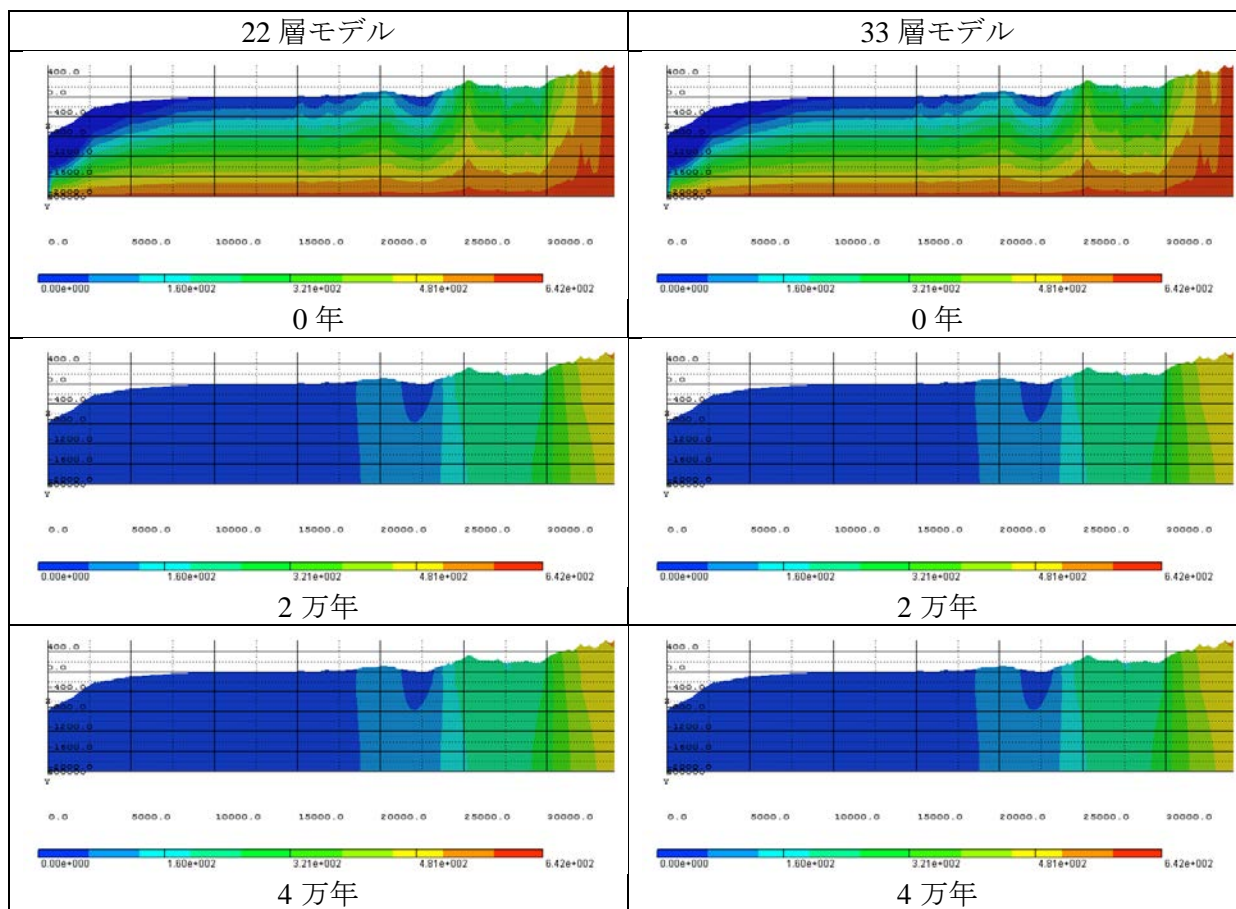


図 3.6-6 初期条件決定のための予備解析結果：全水頭（鉛直方向を3倍に拡大）（1/2）

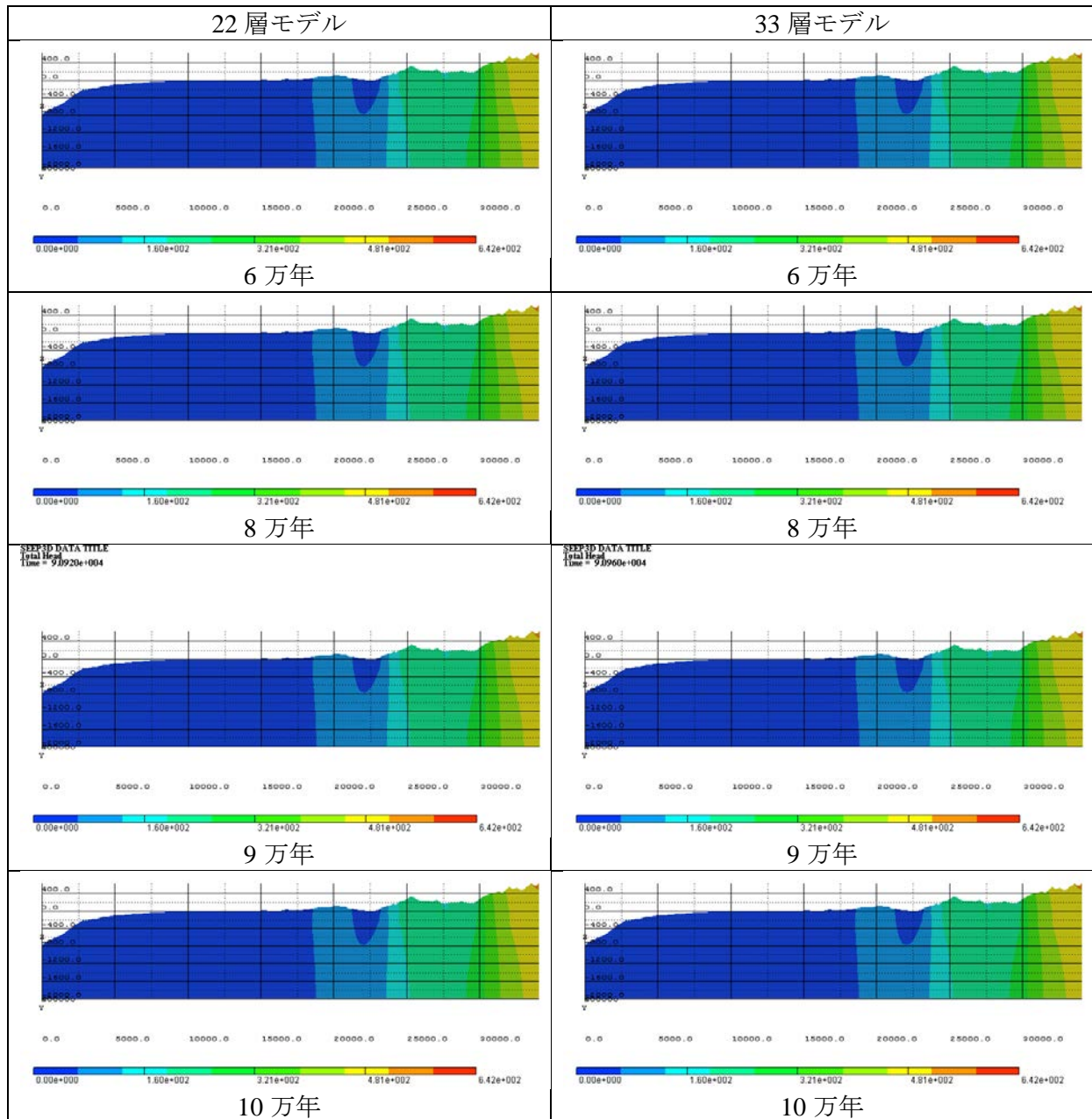


図 3.6-6 初期条件決定のための予備解析結果：全水頭（鉛直方向を3倍に拡大）（2/2）

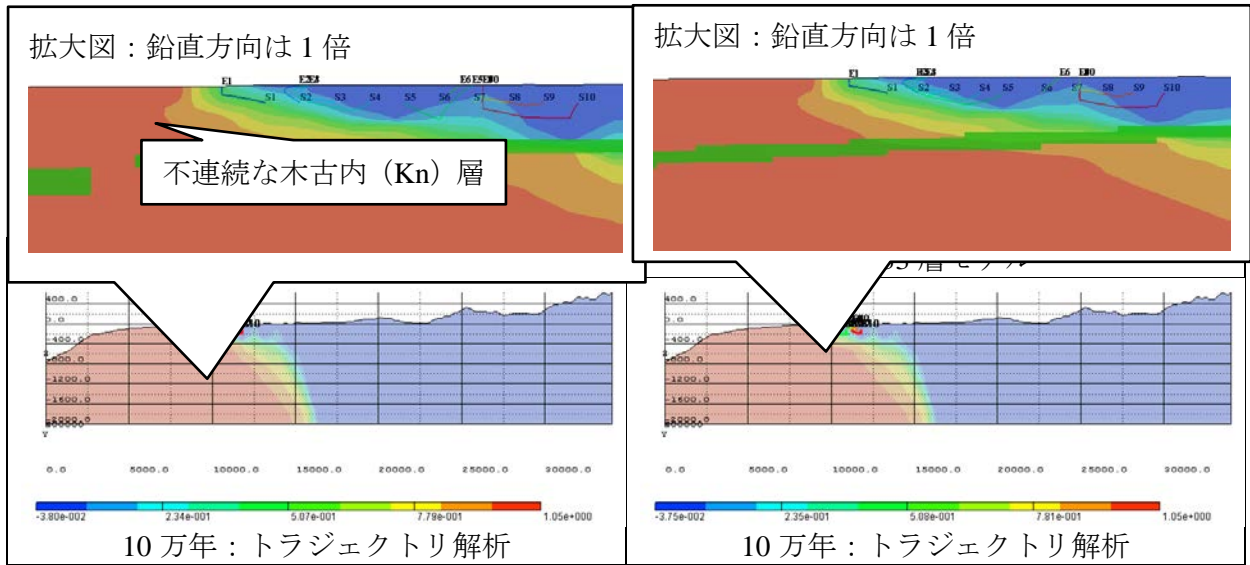


図 3.6-7 初期条件決定のための予備解析結果：流跡線（鉛直方向を3倍に拡大）

3.6.5 性能評価における計算結果

(1) 塩分濃度

性能評価の各解析ケースにおける塩分濃度分布について、5千年後を図 3.6-8、9千年後を図 3.6-9、1万年後を図 3.6-10、2万年後を図 3.6-11、4万年後を図 3.6-12、8万年後を図 3.6-13、10万年後を図 3.6-14、11万年後を図 3.6-15 に示す。ここで、0年～10万年は海水位が低下する海退期、10万年～11万年は海水位が上昇する海進期に相当する。

5千年後の図 3.6-8 をみると、22層モデル (L22) および33層モデル (L33) とともに、ケース B において、地表面の塩淡境界付近に塩分濃度分布の不連続な箇所が生じていることがわかる。ケース A では、1,000年ごとに地形変化の反映とともに、計算値継承時に塩分濃度を0～1の間となるように処理しているため、ケース B に比べて、アンダーシュートやオーバーシュートがある程度軽減されているものと考えられる。なお、同図には、ケース B の塩分濃度に関して、ケース A と同じ表示スケールで示したものも掲載し、これ以降の図には、ケース A と同じ表示スケールで示したもののみを掲載した。

海退期である図 3.6-8～図 3.6-14 をみると、すべての解析ケースにおいて、海水位低下に伴う汀線位置の海側 (図の左側) への後退とともに、地表面の塩淡境界位置も追隨して後退していることがわかる。なお、8万年後の塩分濃度 (図 3.6-13) において、 $x=10,000\text{m}\sim 15,000\text{m}$ の間に比較的高濃度の塩分が残っているのは、図 3.6-16 に示した流動場からわかるように、この付近を流れる地表面からの主要な流動場が存在せず、降雨による洗い出しが進まなかったものと考えられる。

また、海進期である図 3.6-15 をみると、海水位が0mまで回復したにもかかわらず、地表面の塩淡境界位置は、汀線位置よりも5000mほど後退した位置に留まったままとなった。これは、図 3.6-17 に示した流動場からわかるように、 $x=5,000\text{m}\sim 10,000\text{m}$ の海底面が地下水の浸出面となっているため、この海底面から塩水の侵入はなく、この海底面の塩水化が生じにくい状況となっている。さらに、塩分濃度の高い領域からこの浸出面へと形成されている流動場における流速は遅く (密度勾配のみのため)、この領域が再度塩水化されるには長期間を要するものと考えられる。

塩分濃度に関しては、計算値継承時における塩分濃度の0～1の間となるような処理によるアンダーシュートおよびオーバーシュートの軽減の影響を除いて、解析ケース間の顕著な違いはみられなかった。また、塩分濃度の0～1処理の影響に関して言えば、例えば、各解析ケースにおける $x=10,000\text{m}$ での $z=-2000\sim 0\text{m}$ の塩分濃度分布の1万年ごとの経時変化 (図 3.6-18) をみた場合、2万年の塩分濃度において、わずかにケース間の違いがみられ、22層モデルのケース B (L22-B) では、 $z=-1000\text{m}$ 付近にオーバーシュートが発生しており、計算精度が他に比べて悪くなっている傾向がみられた。

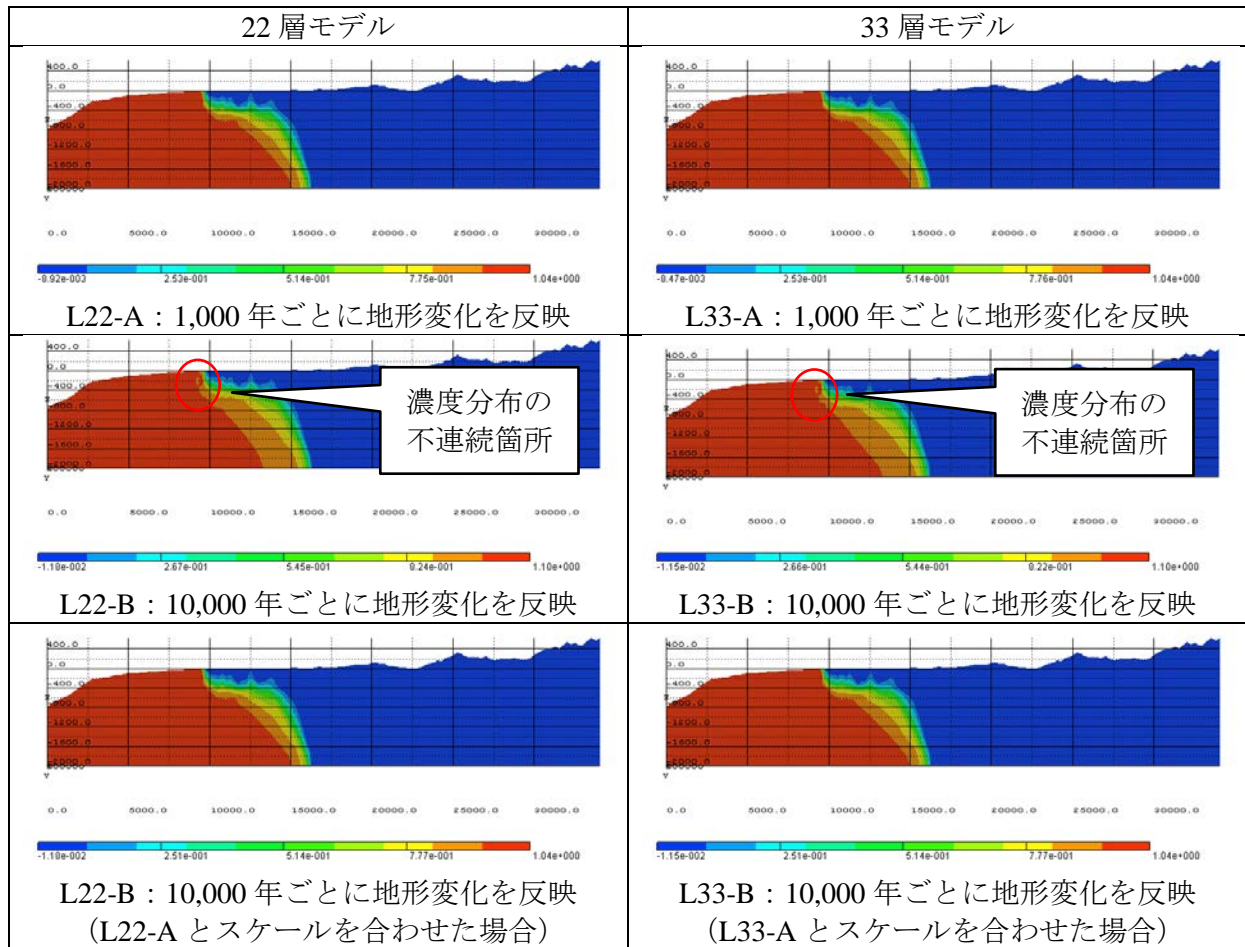


図 3.6-8 性能評価における塩分濃度分布：5 千年後（鉛直方向を 3 倍に拡大）

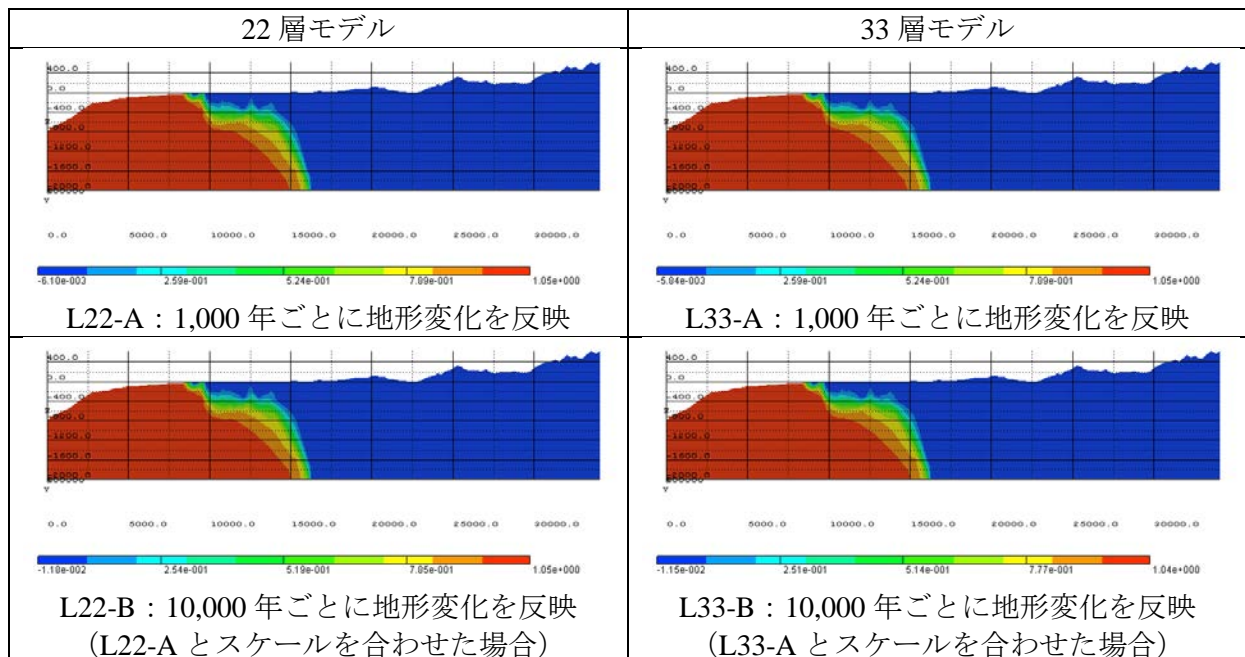


図 3.6-9 性能評価における塩分濃度分布：9 千年後（鉛直方向を 3 倍に拡大）

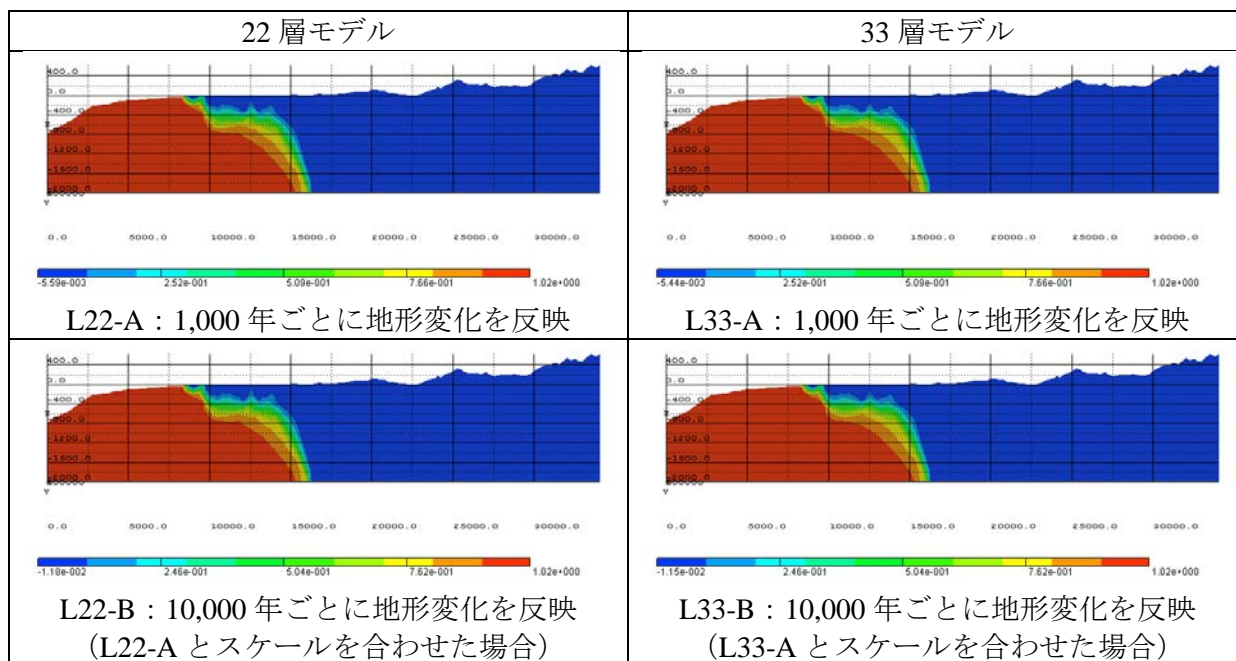


図 3.6-10 性能評価における塩分濃度分布：1 万年後（鉛直方向を 3 倍に拡大）

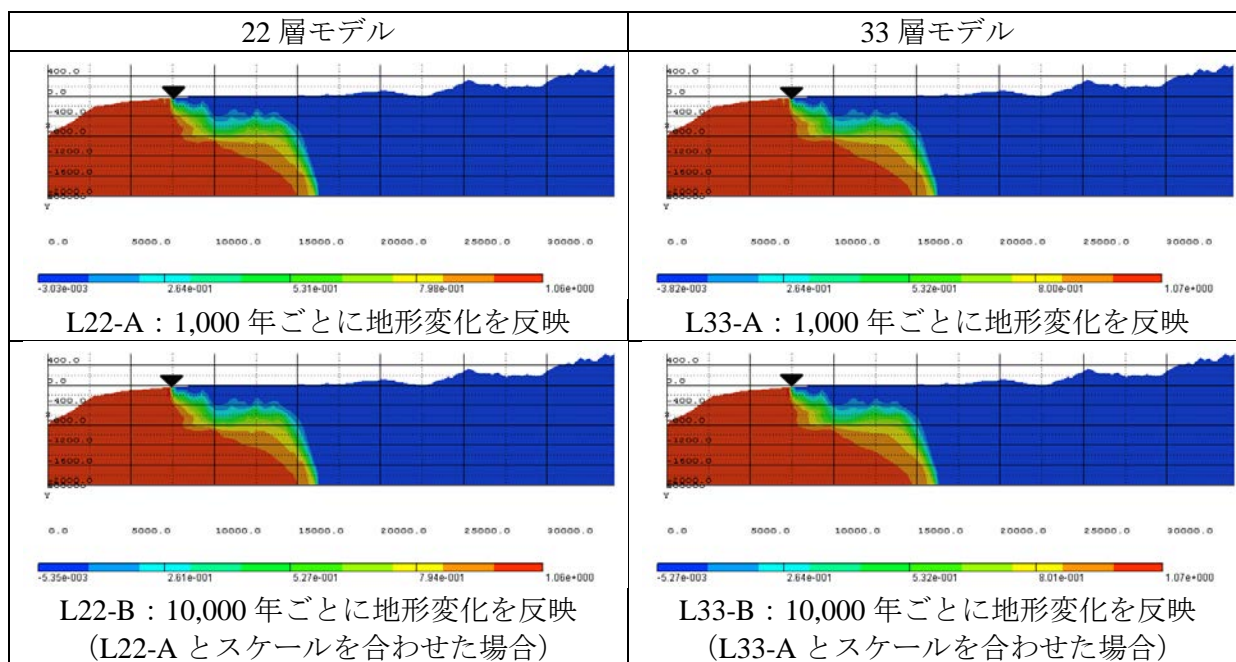


図 3.6-11 性能評価における塩分濃度分布：2 万年後（鉛直方向を 3 倍に拡大）

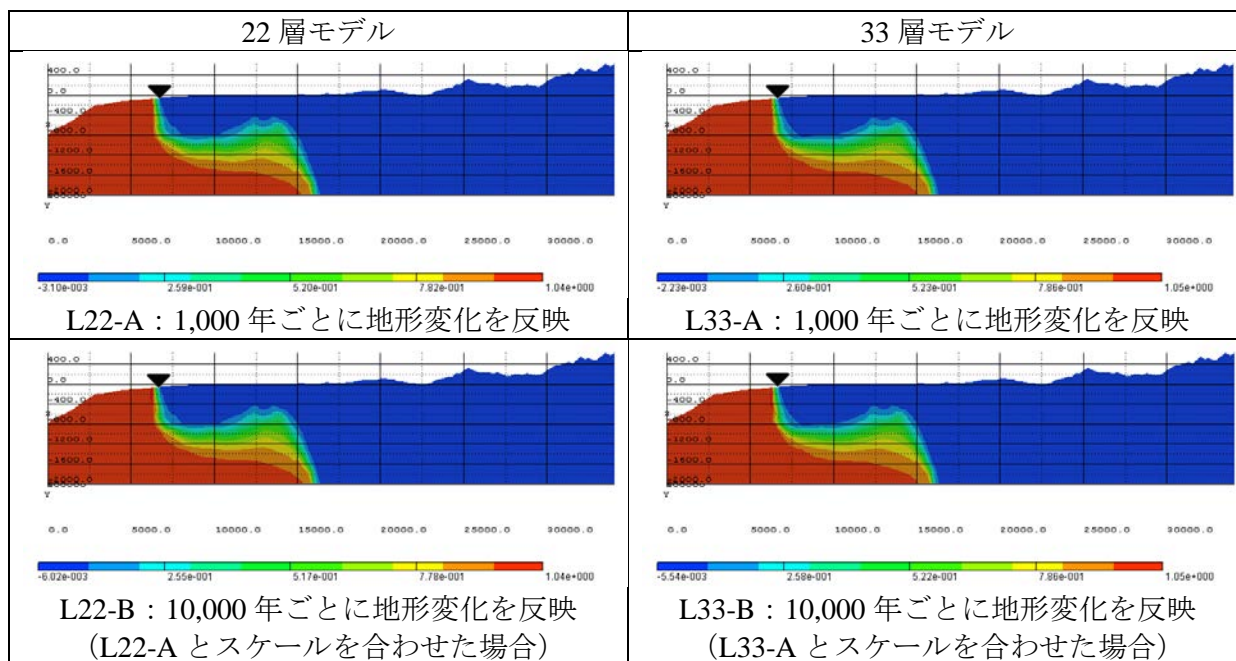


図 3.6-12 性能評価における塩分濃度分布：4 万年後（鉛直方向を 3 倍に拡大）

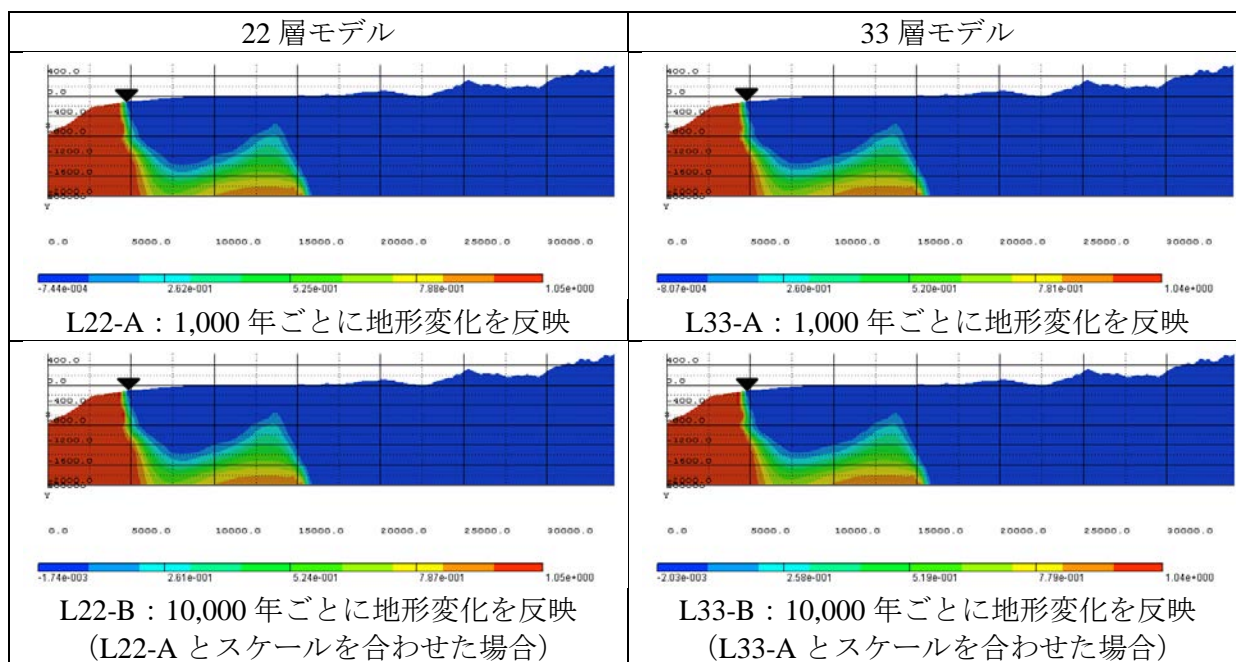


図 3.6-13 性能評価における塩分濃度分布：8 万年後（鉛直方向を 3 倍に拡大）

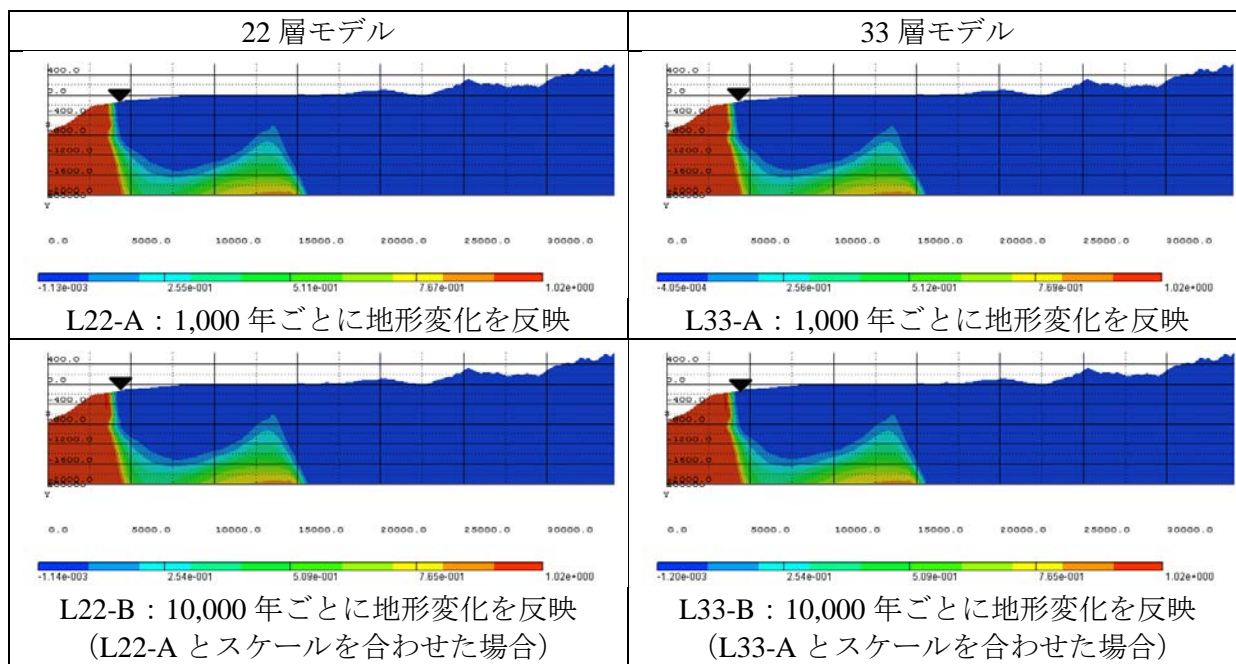


図 3.6-14 性能評価における塩分濃度分布：10 万年後（鉛直方向を 3 倍に拡大）

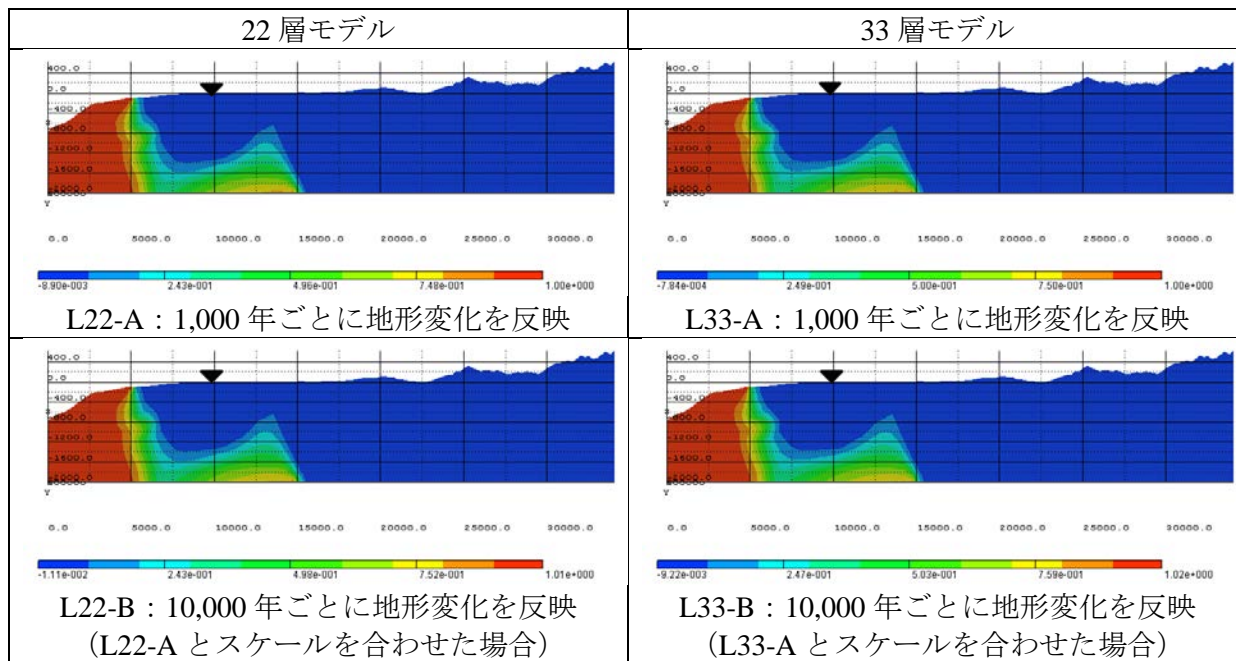


図 3.6-15 性能評価における塩分濃度分布：11 万年後（鉛直方向を 3 倍に拡大）

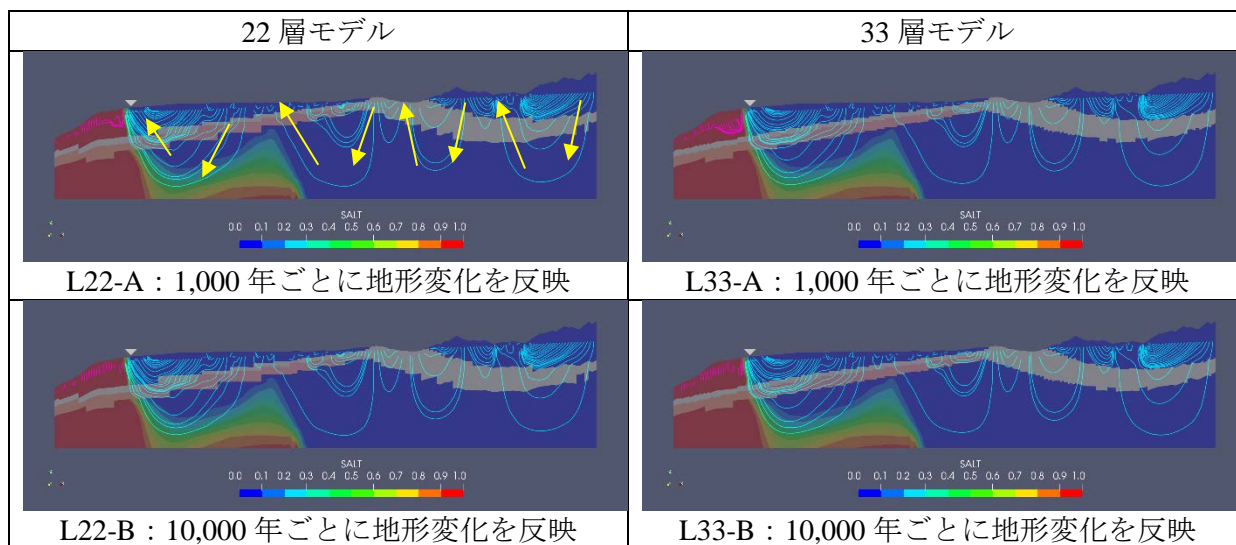


図 3.6-16 性能評価における流動場 : 8 万年後 (鉛直方向を 3 倍に拡大)

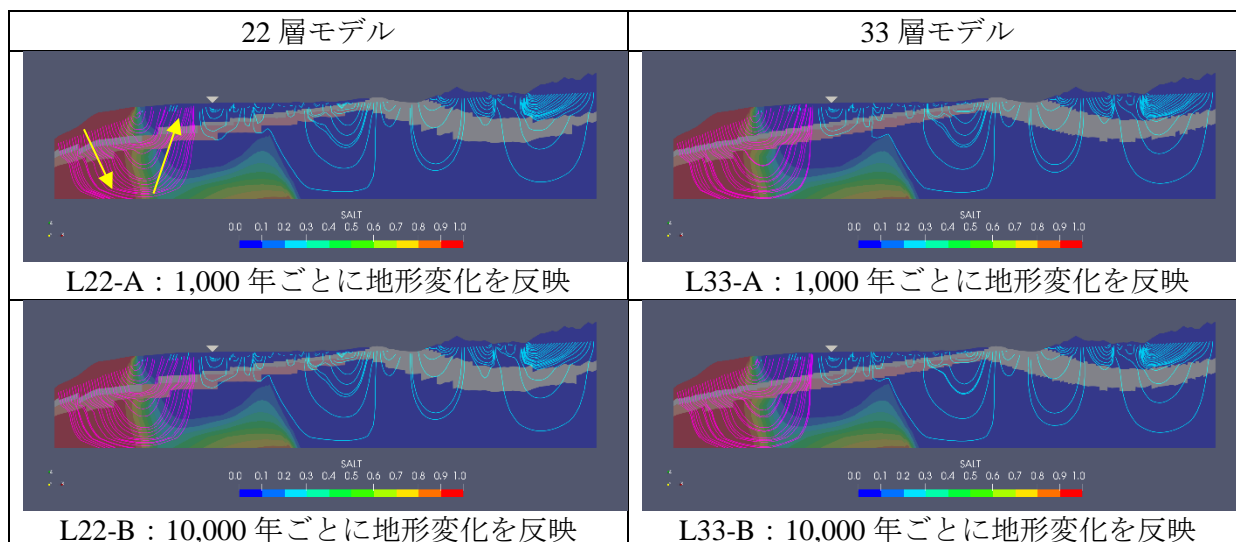


図 3.6-17 性能評価における流動場 : 11 万年後 (鉛直方向を 3 倍に拡大)

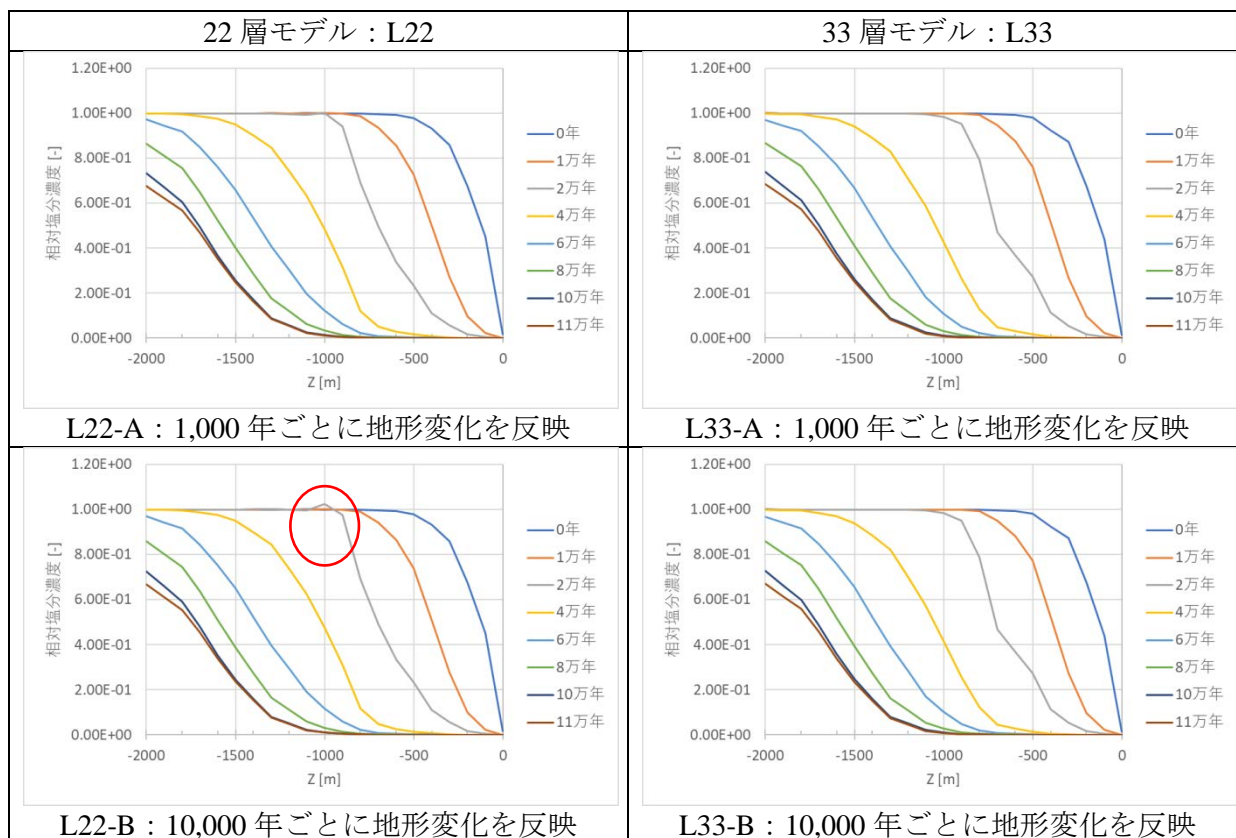


図 3.6-18 各解析ケースにおける $x=10,000\text{m}$ での $z=-2000\sim 0\text{m}$ の塩分濃度分布の1万年ごとの経時変化

(2) トラジェクトリ解析 (流跡線)

本トラジェクトリ解析では、各時刻における定常流動場を対象とした流跡線を計算した。

性能評価の各解析ケースにおける流跡線について、5 千年後を図 3.6-19、9 千年後を図 3.6-20、1 万年後を図 3.6-21、2 万年後を図 3.6-22、4 万年後を図 3.6-23、8 万年後を図 3.6-24、10 万年後を図 3.6-25、11 万年後を図 3.6-26 に示す。これらの図には塩分濃度も合わせて示した。また、各解析ケースにおける粒子出発点ごとの移行経路の経時変化について、移行距離を図 3.6-27、移行時間を図 3.6-28、移行速度を図 3.6-29 に示す。

5 千年後の図 3.6-19 をみると、22 層モデル (L22) および 33 層モデル (L33) とともに、ケース B では、先述の塩分濃度の不連続箇所 (図 3.6-8) において、ケース A と異なる流動系が形成された (Pos.5)。これは、先述の通り、1,000 年ごとに地形変化の反映とともに、計算値継承時に塩分濃度を 0~1 の間となるように処理することの影響により、ケース A とケース B で塩分濃度の計算値 (の範囲) に差異が生じたためである。なお、それ以外の経路では、顕著な違いはみられなかった。

海退期である図 3.6-21~図 3.6-25 をみると、すべての解析ケースにおいて、性能評価の 0 年の流跡線 (図 3.6-7: 予備解析の 10 万年後) と比較して、汀線位置および地表面の塩淡境界位置の後退とともに浸出域が後退し、それに応じて移行距離も増加することがわかる (図 3.6-27)。

次に、海進期である図 3.6-26 をみると、海水位が 0m まで回復し、汀線位置が 0 年と同じ位置まで戻ると、浸出域の陸側への前進に伴い、移行距離も減少していることがわかる (図 3.6-27)。また、L33-A の Pos.9 (オレンジ色) や L33-B の Pos.10 (赤色) が、他のケースの移行経路と異なっており、移行距離も長くなった。

各解析ケースにおける粒子出発点ごとの移行経路の経時変化をみると、図 3.6-27 の移行距離において、L33-A の Pos.9 の 11 万年の移行距離 (約 3,000m) が他のケース (約 1,000m) に比べて長く、L33-B の Pos.10 の 11 万年の移行距離 (約 4,000m) が他のケース (約 1,500m) に比べて長くなった。また、図 3.6-28 の移行時間において、L33-B の Pos.10 の 11 万年の移行時間が他のケースに比べて、著しく増加する結果となった。なお、それ以外は、ケース間に顕著な違いはみられなかった。

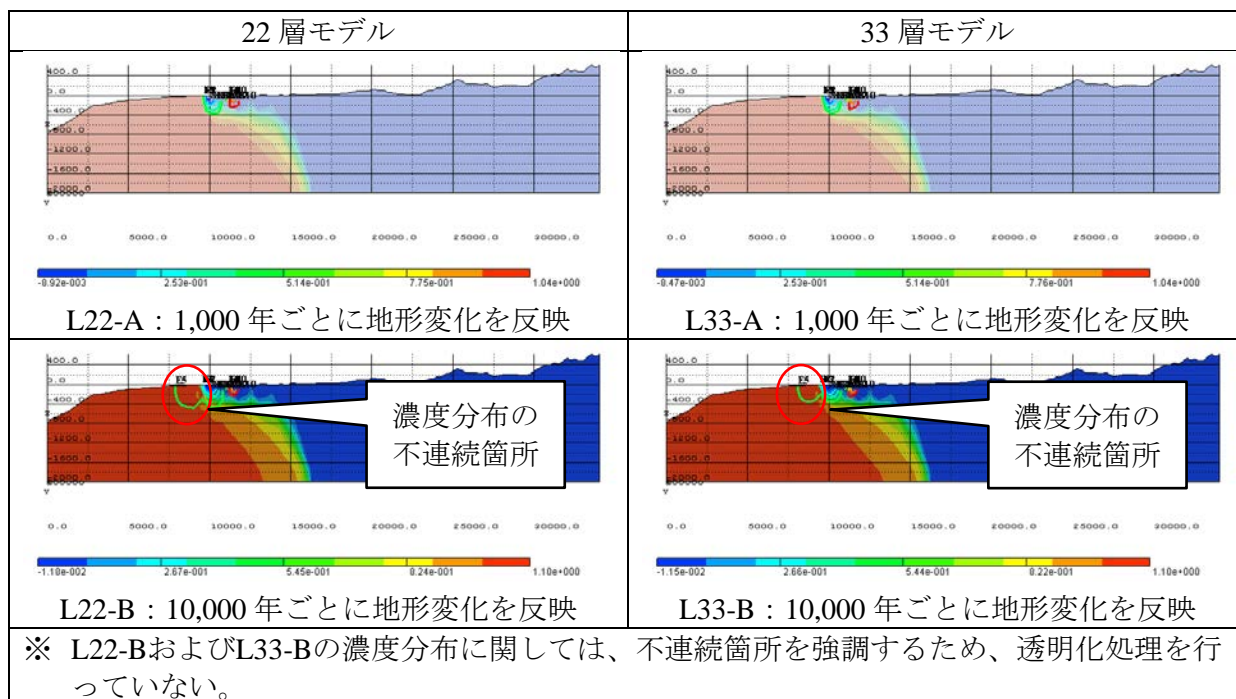


図 3.6-19 性能評価における流跡線：5千年後（鉛直方向を3倍に拡大）

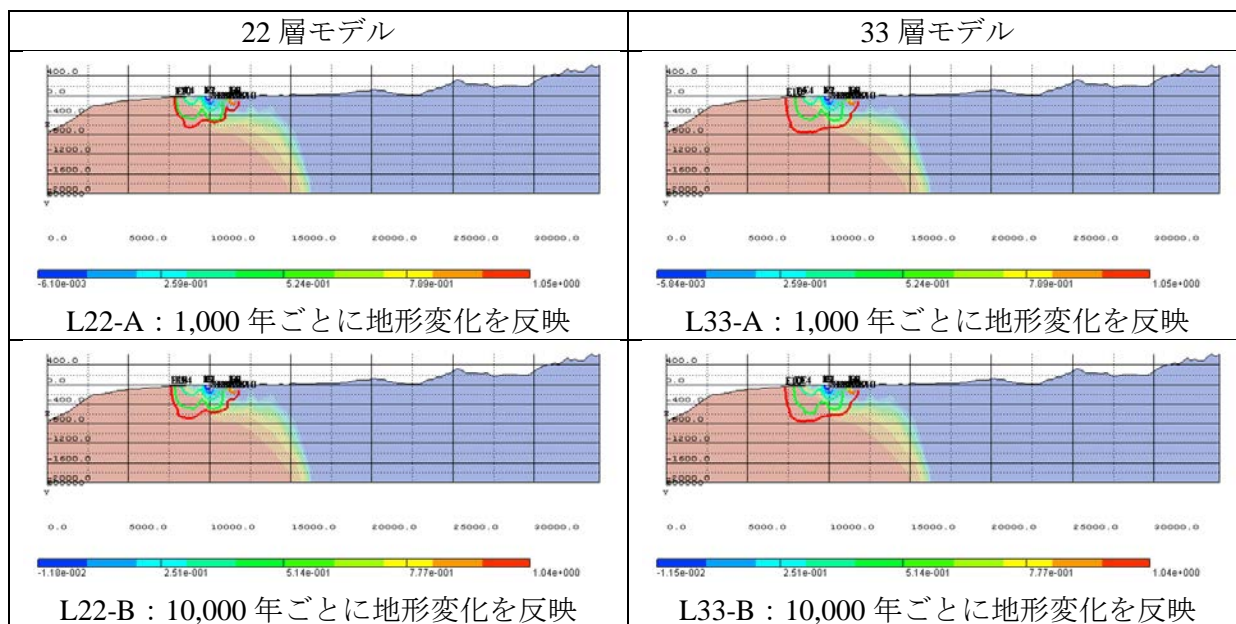


図 3.6-20 性能評価における流跡線：9千年後（鉛直方向を3倍に拡大）

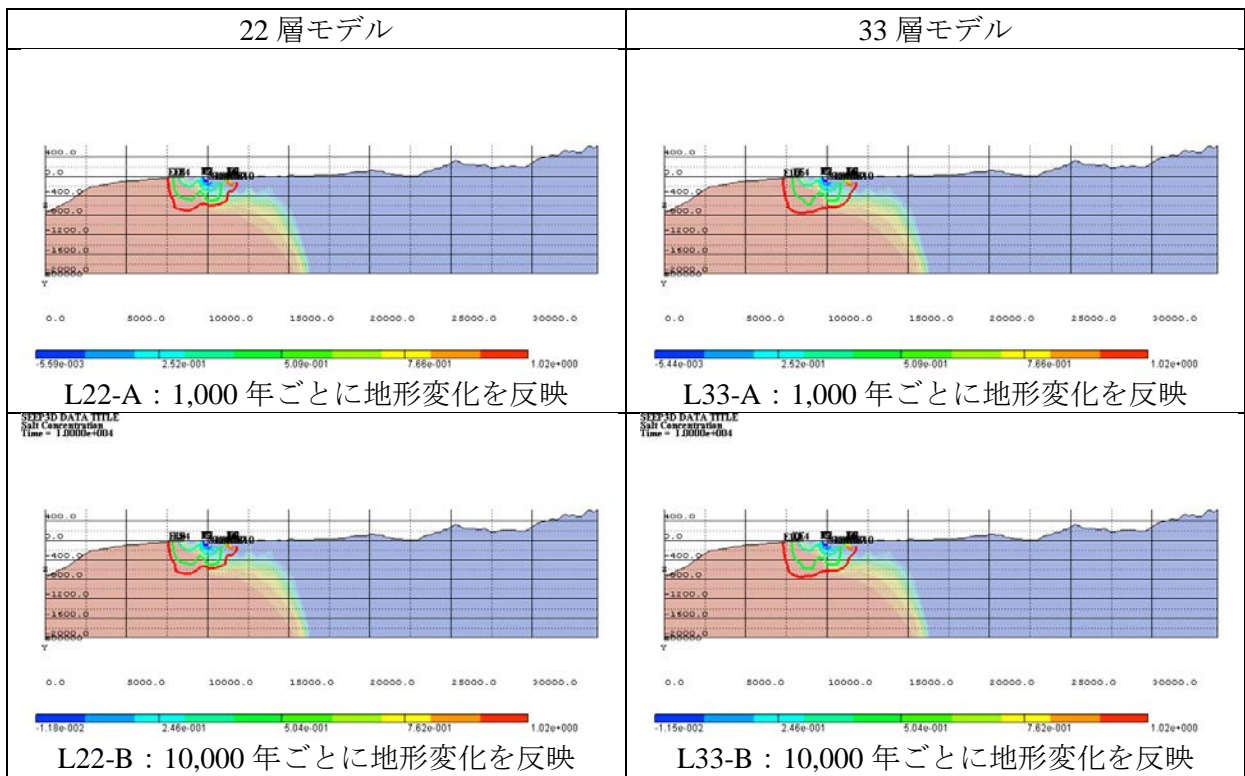


図 3.6-21 性能評価における流跡線 : 1 万年後 (鉛直方向を 3 倍に拡大)

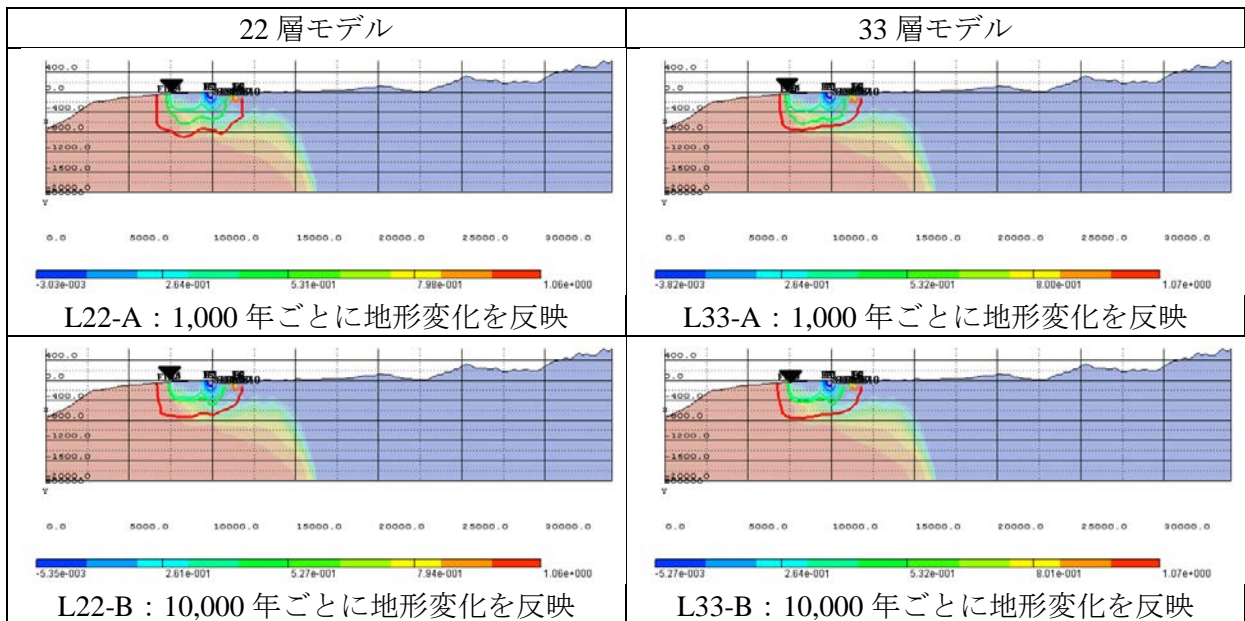


図 3.6-22 性能評価における流跡線 : 2 万年後 (鉛直方向を 3 倍に拡大)

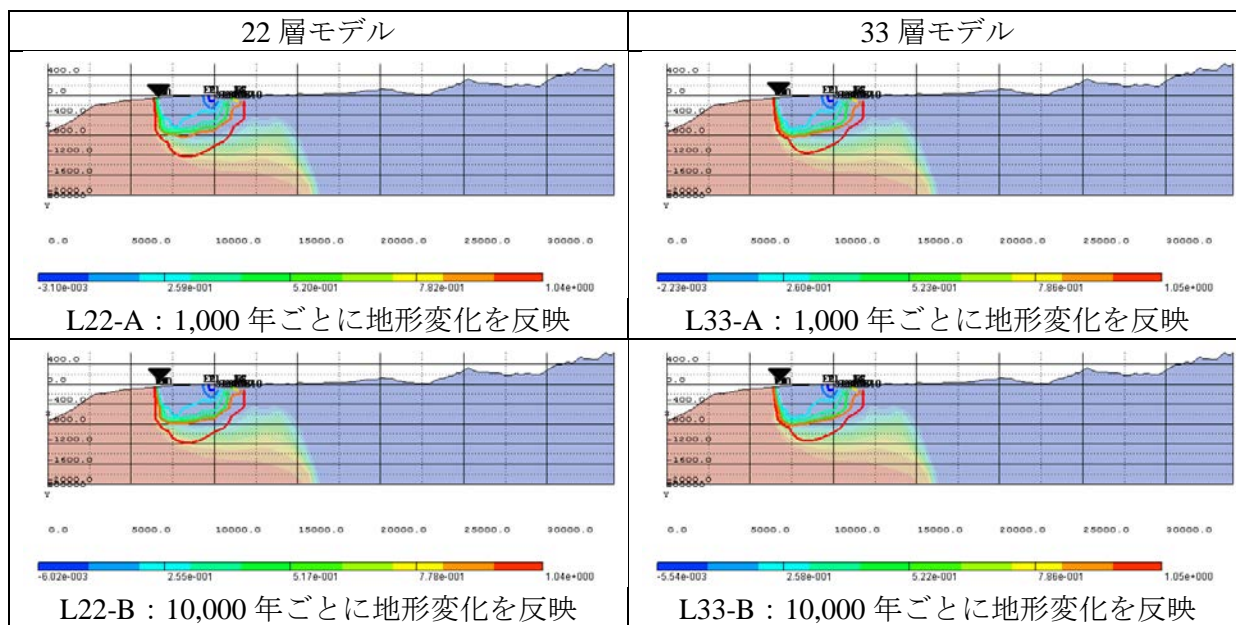


図 3.6-23 性能評価における流跡線 : 4万年後 (鉛直方向を3倍に拡大)

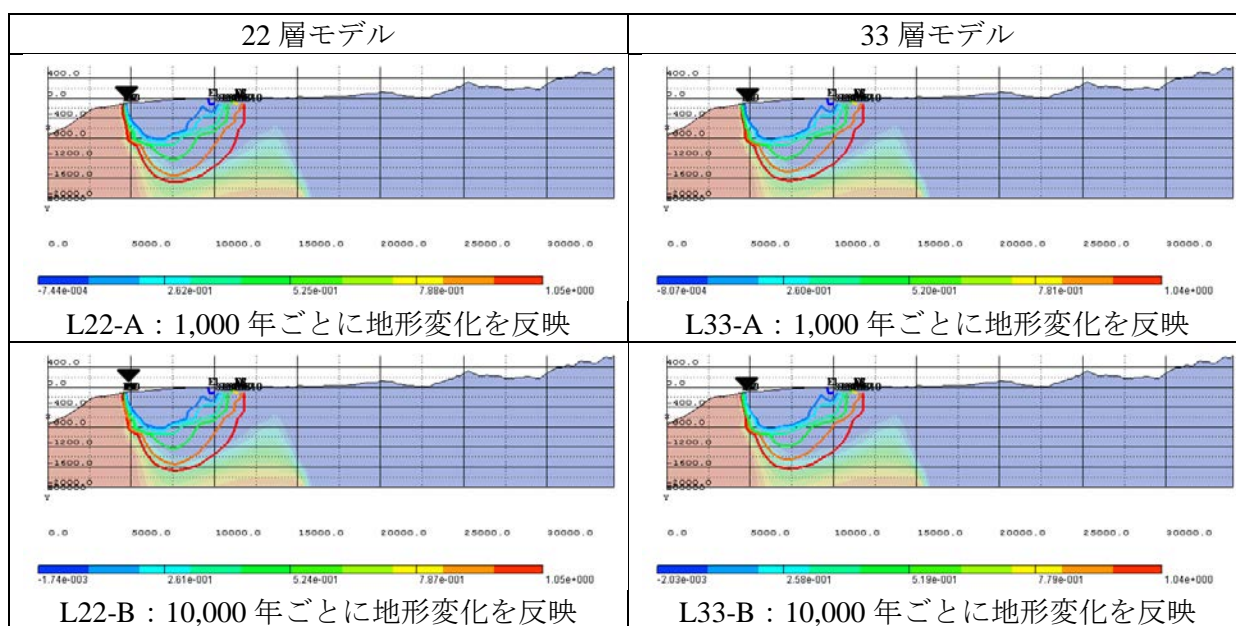


図 3.6-24 性能評価における流跡線 : 8万年後 (鉛直方向を3倍に拡大)

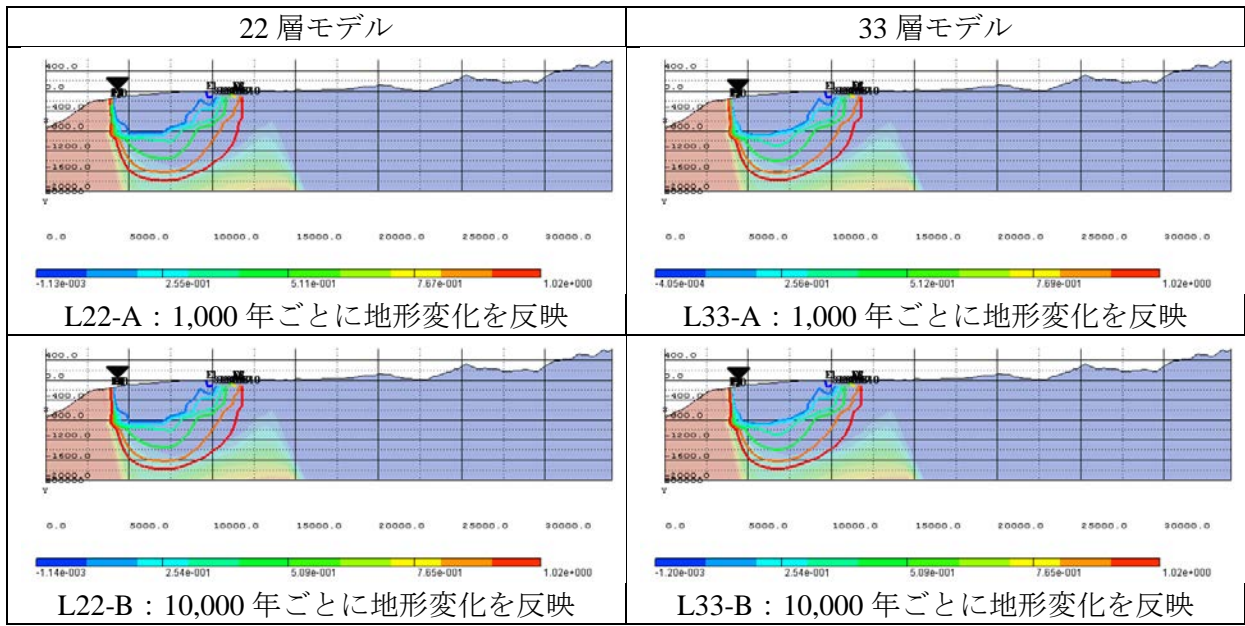


図 3.6-25 性能評価における流跡線：10 万年後（鉛直方向を 3 倍に拡大）

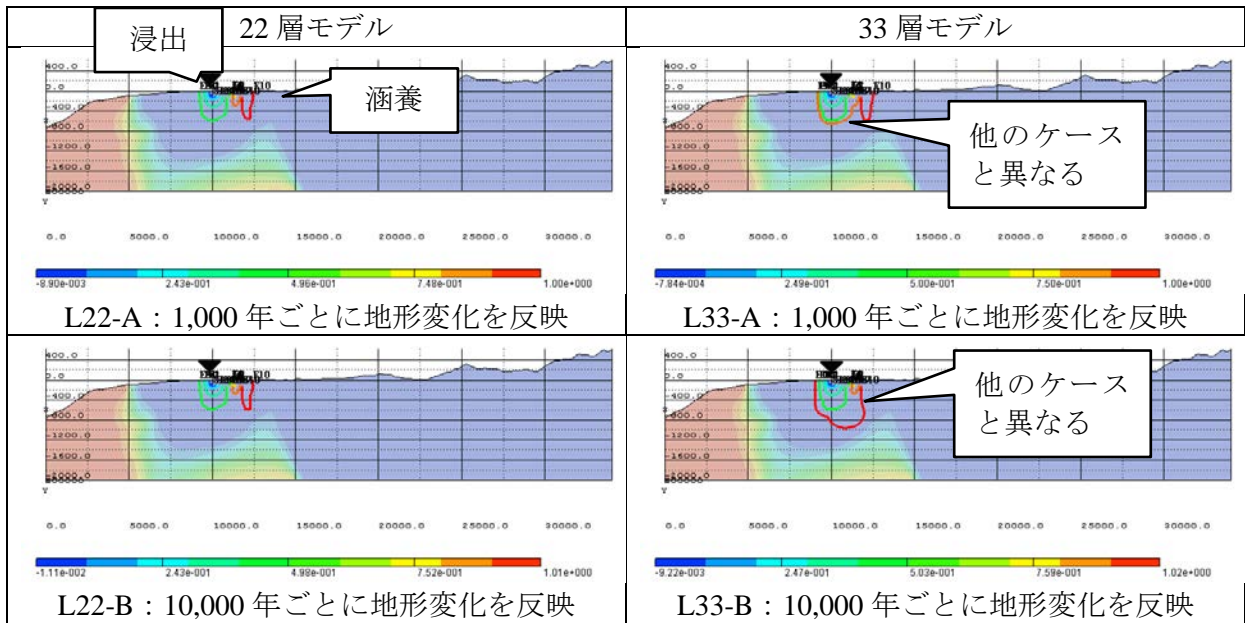


図 3.6-26 性能評価における流跡線：11 万年後（鉛直方向を 3 倍に拡大）

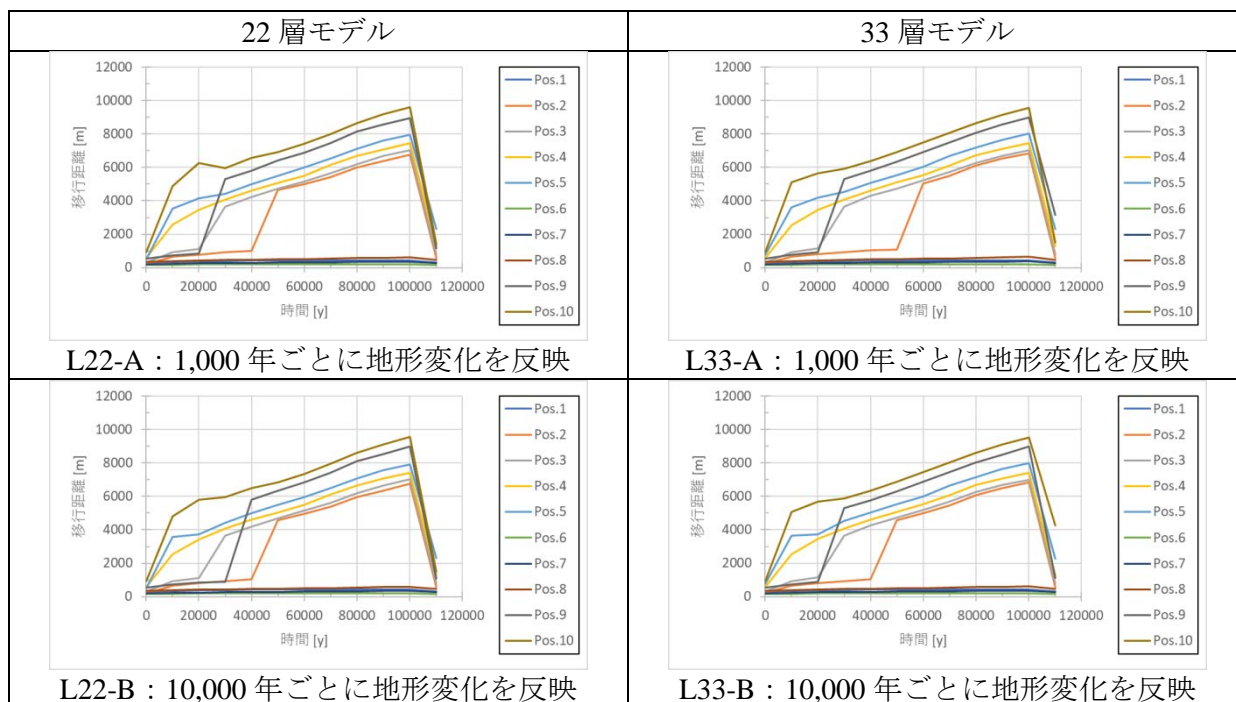


図 3.6-27 各解析ケースにおける粒子出発点ごとの移行距離の経時変化

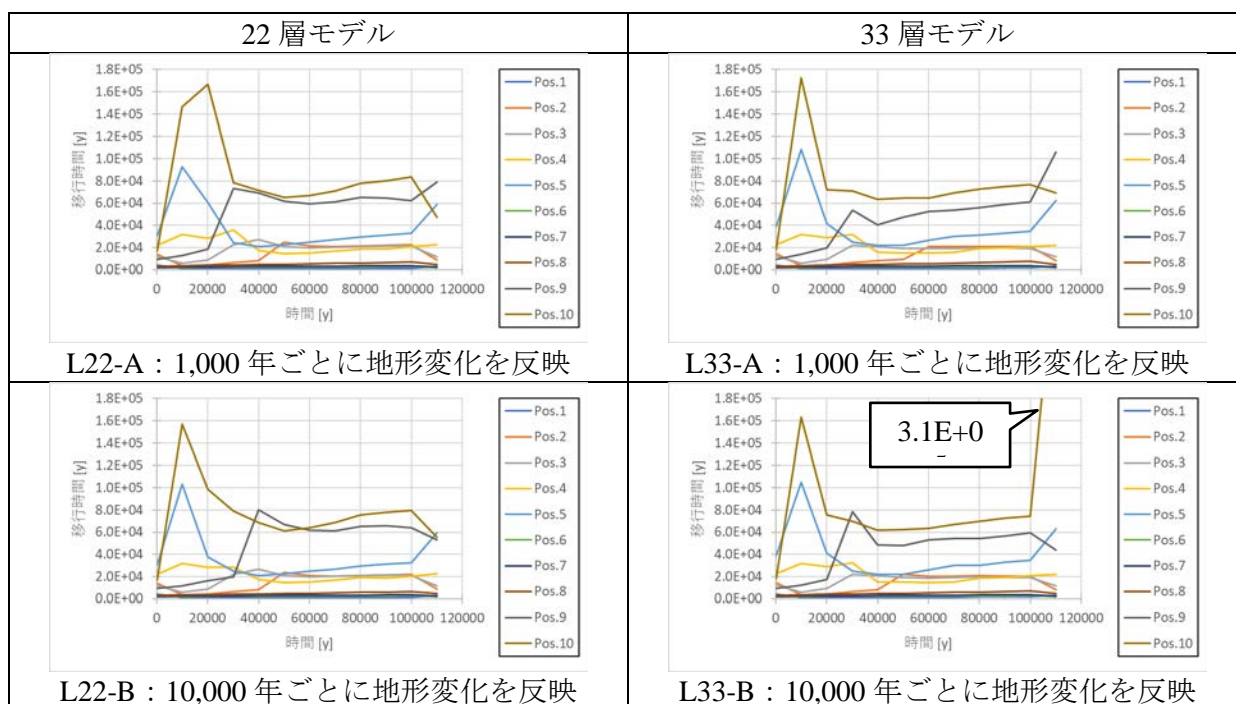


図 3.6-28 各解析ケースにおける粒子出発点ごとの移行時間の経時変化

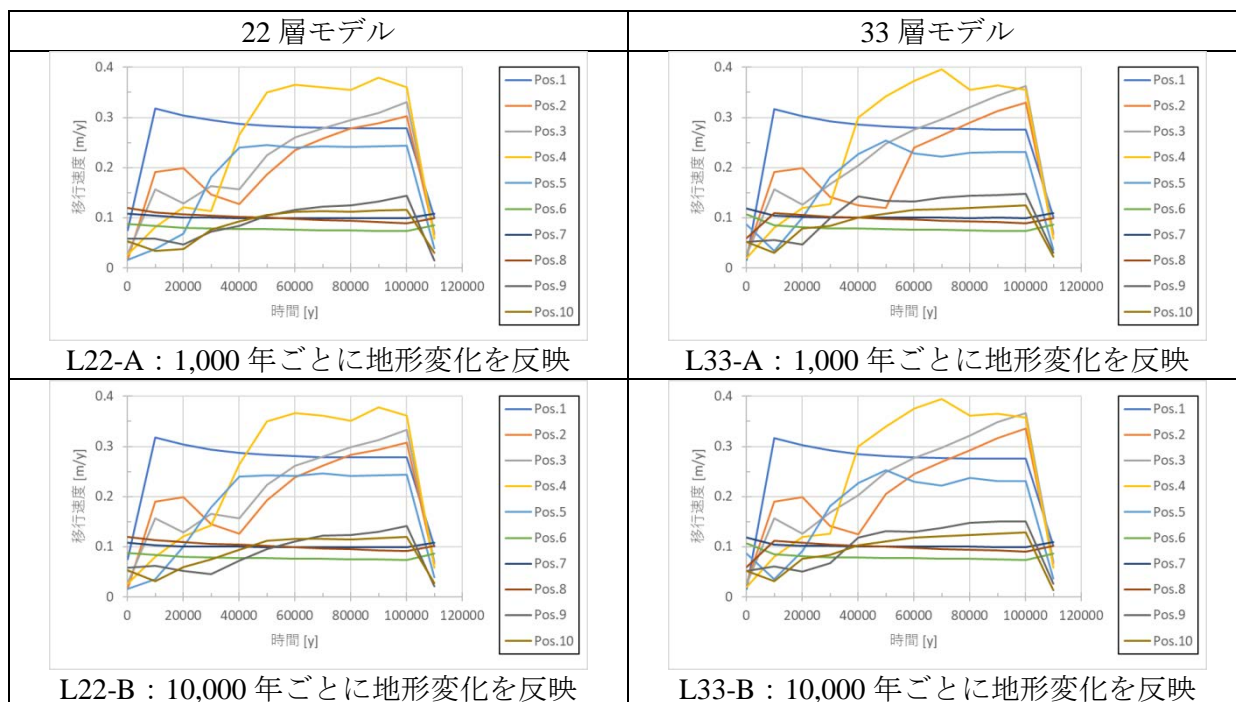


図 3.6-29 各解析ケースにおける粒子出発点ごとの移行速度の経時変化

3.6.6 まとめ

3.7 節で実施する地形変化・海水準変動を考慮した地下水流動・塩分濃度解析では、12.5 万年間にわたる地形・地質構造データをもとにして、その構造を考慮した 3D-SEEP による解析を行う。地形変化を地下水流動解析に適切に反映できるような解析条件を設定できるように、地形変化の時間間隔、地下水流動解析のためのメッシュ分割、タイムステップなどについて、評価対象地域を参考に単純な 3 次元モデルを作成して、予察的な解析を実施した。性能評価では、地形変化・海水準変動の両方を考慮する必要があるため、沿岸域（陸域・海域の両方を含む）を対象としたモデルとした。なお、地質構造については、1 つの地質断面図（xy 断面図：図 3.6-1）を用いて、y 方向に同じ xz 断面が連続するものとした。

この仮想的な地質構造モデルを反映した 3D-SEEP 解析用メッシュモデルについては、メッシュ分割の違いとして、z 方向を 22 層および 33 層に分割したモデルを設定した（図 3.6-2）。この際、22 層モデルは、z 方向のメッシュが粗く、海底下において本来連続している地層が不連続な地層となり、設定した地質構造モデルを再現できていないモデルとなった。

まず、性能評価における初期条件を決定するため、予備解析を行った。予備解析では、海水準を 0 年時の値で固定して長期間の解析を行い、定常に達した状態の結果を性能評価における塩分濃度および圧力水頭（全水頭から換算）の初期値とした（図 3.6-5 および図 3.6-6）。

次に、地質構造の地形変化をモデル化するために、地質構造の変化の影響が過度に大きくなるような適切な期間（地質タイムステップ）に分割し、分割された期間ごとに、地質構造を考慮した解析モデル（3D-SEEP モデル）を作成した。3D-SEEP では、1 地質タイムステップ期間の解析を行うが、その間の 3D-SEEP モデルは固定されている。ただし、異なる地質タイムステップでは、地質構造の変化を反映し、3D-SEEP モデルは異なっている。地質タイムステップ間において、前の地質タイムステップにおける 3D-SEEP の最終解析結果を、次の地質タイムステップにおける 3D-SEEP 解析の初期値として継承した。

性能評価において仮定した地形変化は、0 年から 11 万年の間で、右端における隆起量 30m、侵食量 40m を与え、左端においては堆積量 10m とし、現海岸位置で隆起量・堆積量ともに 0 となるよう x 座標により線形補間して与えた（図 3.6-3）。また、海水準変動については、0 年から 10 万年にかけて海水準が 120m 低下し、11 万年の 1 万年間に 120m 上昇するという線形変化を与えた（図 3.6-4）。このような地形変化を考慮した現在、および 11 万年後の地質構造モデルを作成し、その間を A：100 分割（地質タイムステップ=1000 年）、および B：10 分割（地質タイムステップ=10000 年）とし、地質タイムステップを変えた 2 ケースの解析（解析ケース A：モデルが徐々に変化、および解析ケース B：モデルが大幅に変化）を行った。この 2 ケースでは、地質タイムステップ間における 3D-SEEP モデルの変化の大きさが異なる。以上により、性能評価では、z 方向メッシュの層数(22 層、33 層)×地質タイムステップ(A:1,000 年、B：10,000 年)の計 4 ケースを解析ケースとして設定した。なお、対象とする解析期間を 11 万年後までとした。

性能評価における塩分濃度の結果（図 3.6-11～図 3.6-15）から、汀線が海側へ移動することにより、海側へ淡水が流入するとともに、塩分濃度分布が大きく変化する結果となった。また、可変濃度境界条件を適用した評価であり、地表面での塩淡境界は、汀線の位置よりも海側にみられる結果となっている。なお、本性能評価では、ケース間の顕著な違いは認められず、地形変化を解析モデルに反映させるタイムステップ（地質タイムステップ）に関して、1,000 年と 10,000 年では解析結果に大きな影響は与えないことがわかった。

次に、トラジェクトリ解析の結果（流跡線：図 3.6-22～図 3.6-26）から、海退期には、汀線位置および地表面の塩淡境界位置の後退とともに浸出域が後退し、それに応じて移行距離も増加するのに対して、海進期には、浸出域の陸側への前進に伴い、移行距離も減少していることがわかった。各解析ケースにおける粒子出発点ごとの移行経路の経時変化をみると、移行時間において、L33-B の Pos.10 の 11 万年の移行時間が他のケースに比べて、著しく増加している以外は、ケース間の顕著な違いはみられなかった。

このように、ケース間に顕著な違いがみられなかった理由として、本解析ケースにおいて設定した、z方向メッシュの層数(22層、33層)および地質タイムステップ(A:1,000年、B:10,000年)の観点からそれぞれ次のように説明される。

まず、z方向メッシュの層数の違い(図3.6-2)は、主に海底下の地層に影響しており、22層モデルにおいて不連続な地層が現れている。地質構造モデルでは連続している木古内層(Kn層:透水係数 1×10^{-8} m/s)が不連続となることで、その上下に位置する館層(Dt層:透水係数 1×10^{-7} m/s)と福山層(Fy層:透水係数 1×10^{-7} m/s)が直接接触する部分が生じている。しかし、この不連続な地層の発生箇所が海底下であり、透水係数の差も1桁程度であったことから、浸透流および密度流、そしてそれらの結果を元に計算されるトラジェクトリ解析に対してそれほど顕著な影響を与えなかったものと考えられる。

次に、地質タイムステップの違いに関しては、本性能評価において仮定した地形変化が数十mと、解析モデルのスケール(数十kmの水平方向と2kmの鉛直方向)に比較して小さいため、11万年で数十mの地形変化(1万年で数m、千年でその1/10)であれば、1,000年と10,000年では顕著な影響は与えないことが示唆された。

ただし、L33-AのPos.9の11万年の移行距離、L33-BのPos.10の11万年の移行距離および移行時間が他のケースに比べて異なる理由は明らかではないが、おそらくトラジェクトリ解析における計算精度に起因している可能性があり、今後トラジェクトリ解析に対する密度流解析の計算精度の影響も含めて、検討する必要があることが示唆される。

このように、塩分濃度やポテンシャル場には大きな違いはみられていないにもかかわらず、トラジェクトリ解析結果に違いが出たのは、ベクトル場の再現性に違いがあるからであり、どのような計算結果を必要とするかにより、必要となる解析モデルの精度(空間メッシュや時間刻み)が異なることが示唆される。つまり、塩分濃度やポテンシャル場の状態をおおよそ把握するためであれば解析モデルもある程度粗くできるが、トラジェクトリ解析を精度よく求めるのであれば、より詳細な解析モデルが必要になるものと考えられる。

以上の性能評価の結果、①地質構造を解析メッシュモデルに適切に反映させるためには、z方向のメッシュは地層厚さを表現する程度には細かく設定する必要があるものの、本性能評価の範囲(不連続となった地層が海面下のみであった)においては、塩分濃度分布やトラジェクトリ解析結果に顕著な影響は与えなかったこと、②地形変化が解析モデルのスケール(数十km)に比して十分に小さい場合(11万年で数十mの隆起量や侵食量)には、地形変化を解析メッシュモデルに反映するタイミングとして、1,000年と10,000年では顕著な影響は与えないこと、がわかった。また、③海水準変動は、塩分濃度およびトラジェクトリ解析の結果に直接的に影響しており、その変動が地形変化に比べて大きい場合には、海水準変動に伴う動水勾配の増加により、流動系も大きく変化することが示された。ただし、地質タイムステップに関して、上記の理由により、地形変化そのものの影響は明らかではなかったものの、④計算値継承時に塩分濃度を0~1の間になるように処理することにより、地質タイムステップを細かく設定した方が、塩分濃度のアンダーシュートおよびオーバーシュートの影響を軽減できる可能性が示唆された。

3.7 将来の地形変化に対する評価及び地下水流動・塩分濃度の予察的解析

3.7.1 対象地域における現在から将来 12.5 万年後までの地形変化評価

3.3 で改良した地形変化評価コードを用いて、図 3.7-1 に示すような流れで将来の地形変化までを評価した。まず、昨年度と同様、古地形の推定および現在を再現するパラメータの評価を行った。評価においては、地形・地質調査等から把握された対象地域における過去の地形変化に対する条件（河床縦断形（河成段丘判読位置）が現在と 12.5 万年前で一致、埋没谷深度（現河口での最寒冷期の標高）および平均侵食速度が推定値に一致）を地形変化シミュレーションの拘束条件とすることで、評価の妥当性を確保するものとした。

また、過去～現在の推定における不確実性に加え、将来の変動に対する不確実性（海水準変動（気候変動）等）を考慮した上で、予測される将来の地形変化を複数評価した。さらに、検討地域における水理地質構造を調査し、基本ケースとなる海水準変動に対し非正常な地形変化を考慮した地下水流動・塩分濃度解析を行い、地形変化が地下水流動・水質に与える影響の傾向性や因子に関する予察的検討を実施した。

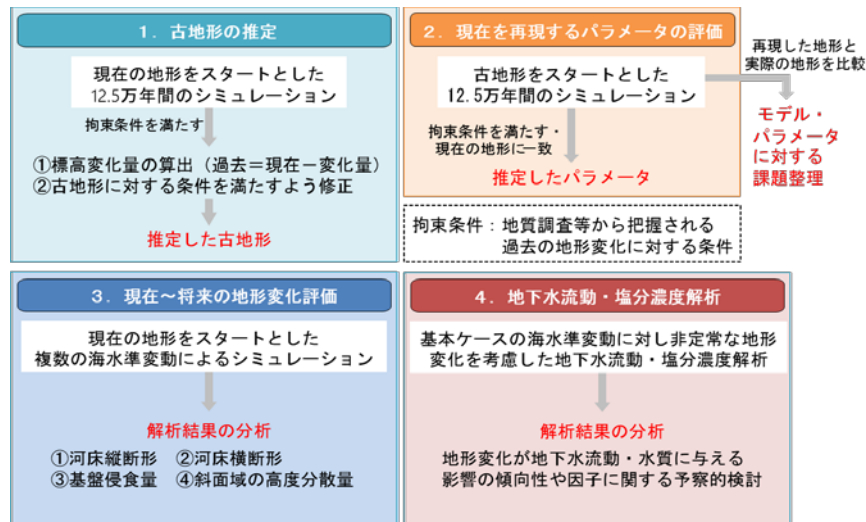


図 3.7-1 現在から将来の地形変化を反映した地下水流動・塩分濃度解析までの評価概要

(1) 古地形の推定

過去の地形は『過去（12.5 万年前）の標高＝現在の標高－12.5 万年間の標高変化量（隆起量－侵食量＋堆積量）』で表されるが、標高変化量は複数の地形変化プロセスの結果であり、一律に仮定することが困難である。そこで、対象地域の変動が比較的小さく安定であること、さらに河成段丘判読位置において 12.5 万年前と現在の河床高が一致することから、現在を 12.5 万年前の地形と仮定したときの過去～現在の 12.5 万年間の変化量が、おおよその過去 12.5 万年間の変化量に類似すると仮定し、これを地形変化シミュレーションで評価することとした。ただし、これは過去の変化量と必ずしも一致しないため、計算した 12.5 万年間の変化量を現在の標高から差し引いた地形は、地形・地質調査等から把握される古地形に対する条件を満たさない。そこで、調査から特定した古地形に対する条件（汀線位置が 12.5 万年前と現在で一致、河成段丘判読位置での河床縦断形が 12.5 万年前と現在で一致）を考慮して算出した地形を修正し、これを推定した古地形とした。

評価の結果、古地形に対する条件を満たすパラメータを得られなかったため、古地形の推定に至らなかった。河道移動、側刻の検討により低地幅は再現できるようになったが、領域全体の地形変化を含めると検討が不十分であることがわかった。

このため、(2) の評価では、昨年度推定した古地形に海域の堆積のモデル改良のみを適用

した。

(2) 現在を再現するパラメータの評価

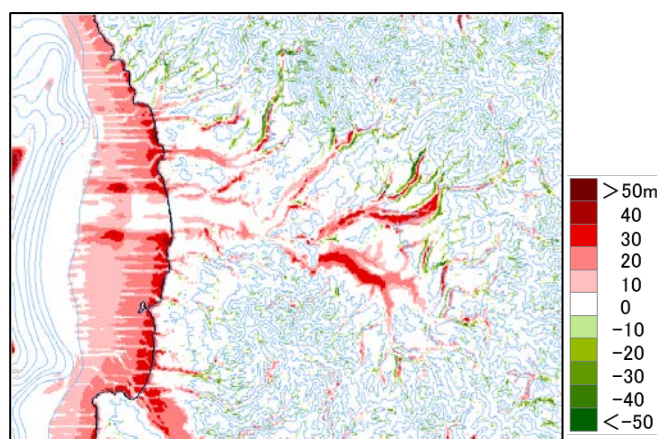
昨年度推定した古地形をスタートとした 12.5 万年間のシミュレーションにより、拘束条件を満たしかつ現在の地形に一致するようなパラメータを求めた。その結果を表 3.7-1 に示す。

河床縦断形を僅かに満たさないが、本パラメータで以降の解析を実施することとした。

表 3.7-1 現在を再現するパラメータの評価結果

	河川係数 (流域面積)	河川係数 (勾配)	斜面係数	礫径係数	気候係数
ケース 1 (平均侵食速度 0.089mm/y)	0.001	0.001	0.003	8.0	0.7
ケース 2 (平均侵食速度 0.0445mm/y)	0.001	0.0001	0.00125	8	0.5

また、求めたパラメータセットに基づいて、過去から現在を評価して得られた現在の地形標高から実際の現在地形標高を差し引いた標高差のマップを、図 3.7-2 に示す。陸側の大部分と沖合においてほぼ一致したが、海岸沿いの沿岸域で標高が高くなる傾向がみられた。



背景：現在の地形の標高に対する等高線図（100m 毎）

図 3.7-2 シミュレートした現在の地形と実際の現在の地形の標高差

(3) 現在～将来 12.5 万年後までの地形変化評価

(a) ケース 1 (平均侵食速度 0.089m/y (最大のケース))

(2) で決定したケース 1 及びケース 2 のパラメータを用いて、現在の地形を初期条件とした将来までの地形変化評価を行った。海水準変動は、昨年度に使用した過去 12.5 万年間の基本ケースを与えた。

現在から将来 12.5 万年後までの地形変化評価を行った。地表（基盤+沖積層）の標高差および期間基盤侵食量をそれぞれ図 3.7-3 現在から将来を評価した各時点の地形と現在地形との標高差の変化（ケース 1）

、図 3.7-4 現在から将来を評価した各時点の地形と現在地形の基盤侵食量の変化（ケース 1）に示す。

- ・ 標高差＝経過年での評価地形－現在地形標高データ
- ・ 期間基盤侵食量＝経過年での評価地形－現在地形－隆起量

これらの図から、以下の特徴が挙げられる。

- ・ 陸側で標高が現在よりも上昇（最大 30m程度）しており、陸側の隆起速度（0.3mm/y）相当となっている
- ・ 河川の標高はほとんど変わらない
- ・ 河口付近は海水準の低下により標高が下がり、12.5 万年後は海水準の上昇により河口に堆積が生じるため標高は現在とほぼ同じとなる
- ・ 基盤侵食量の変化は河川域で大きく、河川域で隆起量 \approx 侵食量、斜面域で隆起量 $>$ 侵食量となっている

以上の結果から、陸側の領域全体がほぼ隆起量分標高が上昇し、河川部分が現標高まで侵食され、河道側面の斜面勾配が増加して、領域の高度分散量も大きくなった。したがって、陸側から海へ向かって全体的な動水勾配が増加することにより、地形変化とともに地下水流速が上昇することが想定される。一方、河川では侵食が進み、隆起した分の基盤厚さが侵食されるため、仮に埋設地の上部に河川が存在する場合には、10 万年で 30m 侵食されることによって、一部領域の対地深度が減少することとなる。また、地下水流動解析の結果によるが、埋設地からの核種移行経路の放出点が河川となる場合には、30m 程度が侵食されていることから、将来の移行距離が減少することを核種移行解析に反映させる必要がある。

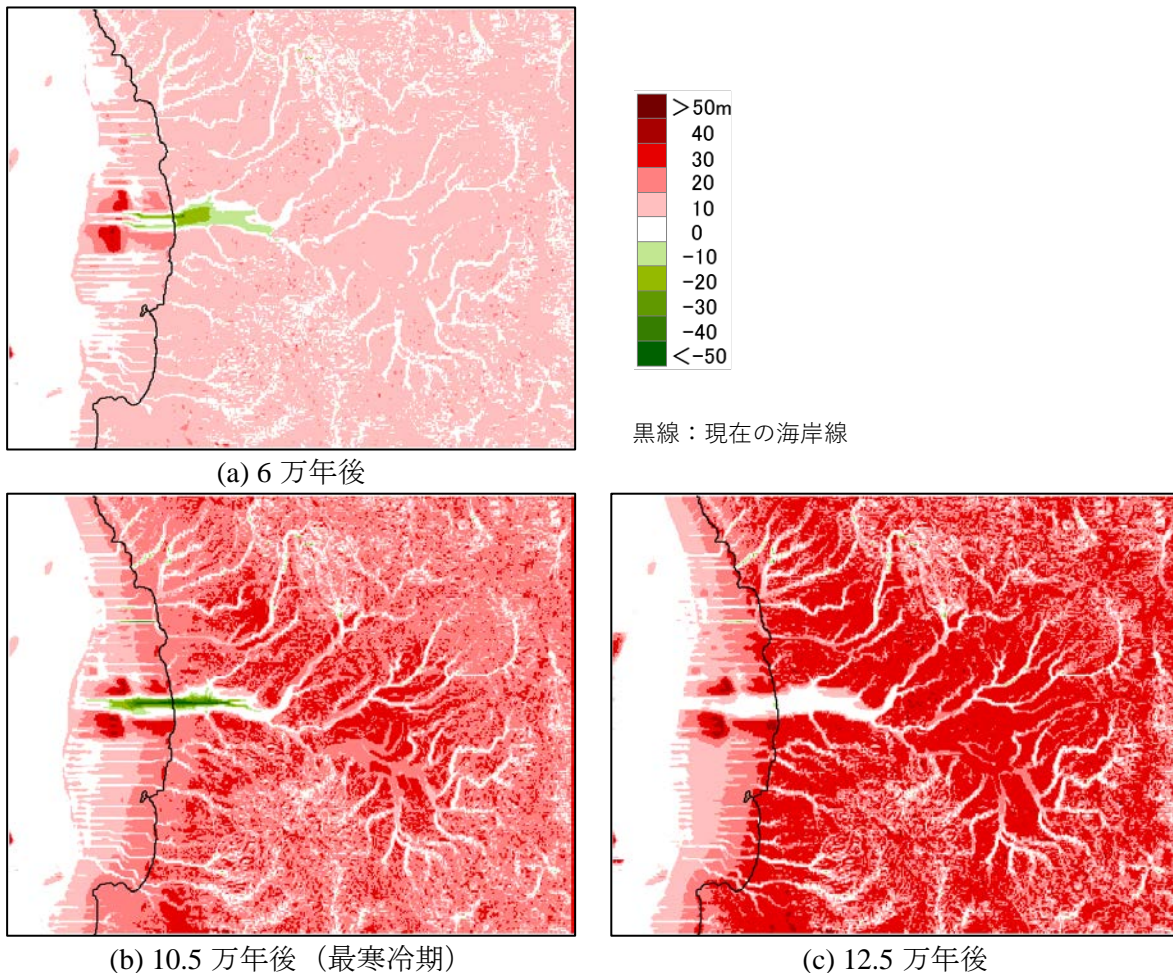


図 3.7-3 現在から将来を評価した各時点の地形と現在地形との標高差の変化（ケース 1）

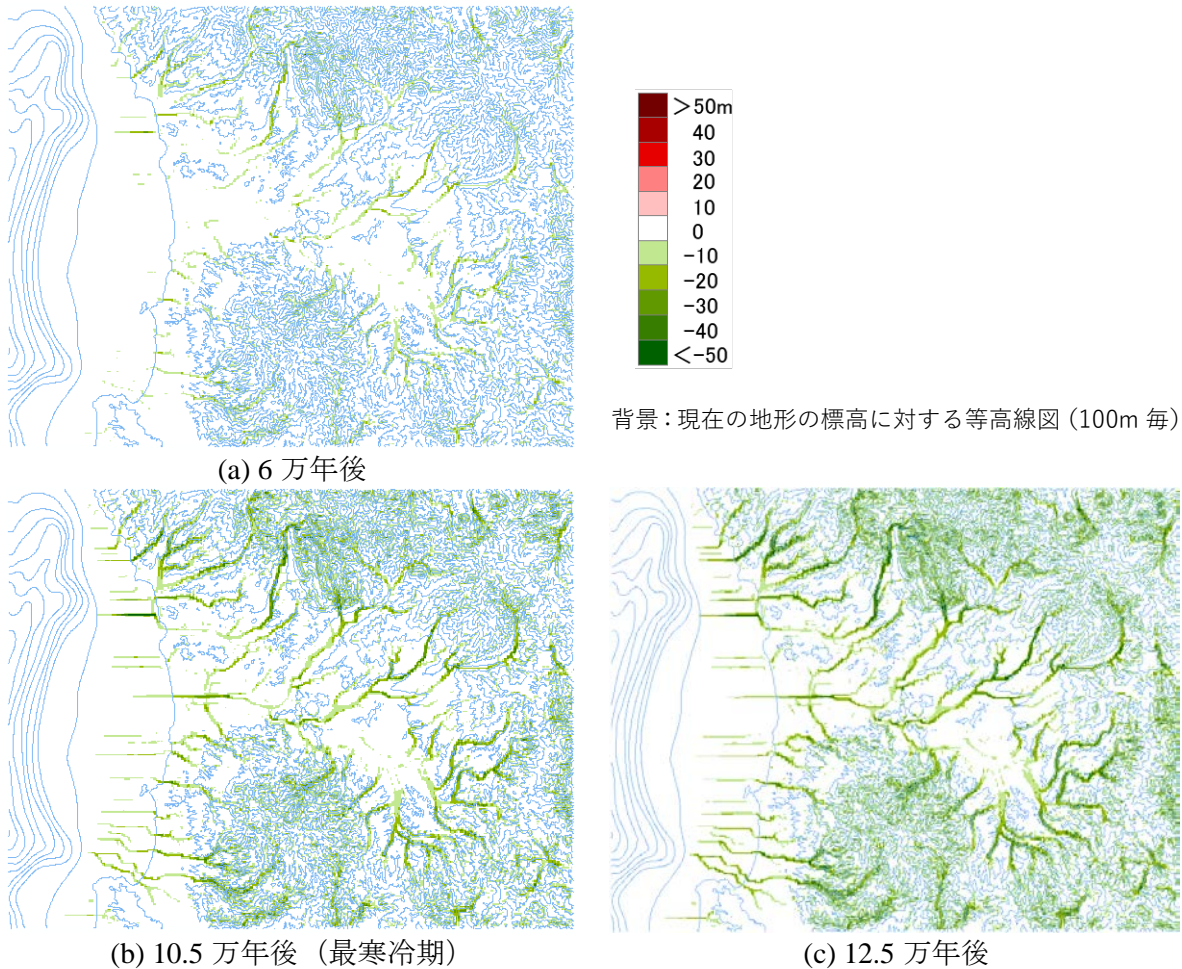


図 3.7-4 現在から将来を評価した各時点の地形と現在地形の基盤侵食量の変化 (ケース 1)

(b) ケース 2 (平均侵食速度 0.0445m/y (最小のケース))

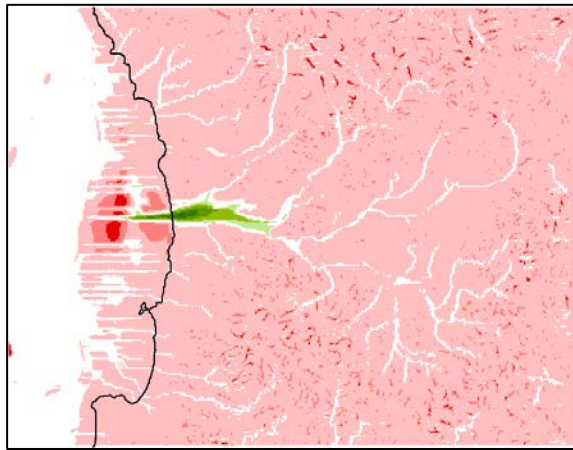
(2) で決定したパラメータを用いて、現在の地形を初期条件とした将来までの地形変化評価を行った。海水準変動は、(a) と同様に過去 12.5 万年間の基本ケースを与えた。

地表 (基盤+沖積層) の標高差および期間基盤侵食量をそれぞれ図 3.7-5 及び図 3.7-6 に示す。

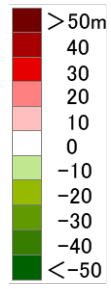
- ・ 標高差 = 経過年での評価地形 - 現在地形標高データ
- ・ 期間基盤侵食量 = 経過年での評価地形 - 現在地形 - 隆起量

全体的な傾向としては、ケース 1 と変わらないが、以下の点でケース 1 と異なる。

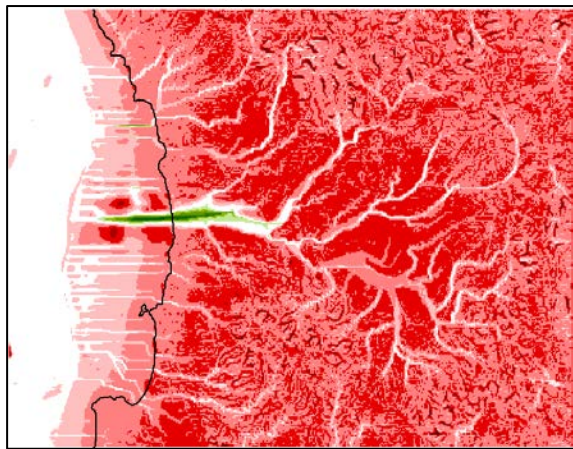
- ・ 主要河川の標高はほとんど変わらないが、支流でやや標高が大きくなる領域がみられる
- ・ 河口付近は海水準の低下により標高が下がり、12.5 万年後は海水準の上昇により河口に堆積が生じるが、標高は現在よりやや低くなった
- ・ 基盤侵食量の変化は河川域で大きく、河川域で隆起量 \approx 侵食量、斜面域で隆起量 $>$ 侵食量となっているが、全体的に基盤侵食量が小さい



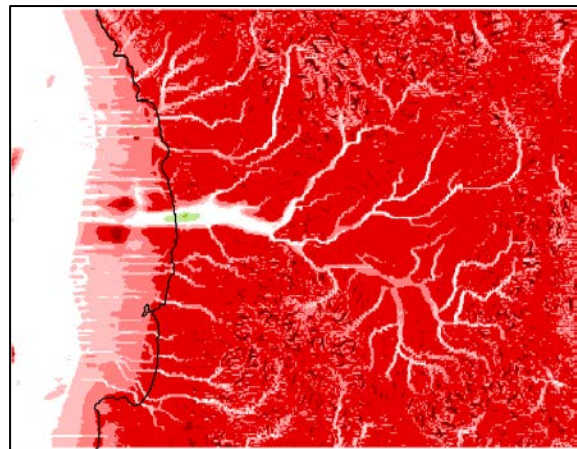
(a) 6 万年後



黒線：現在の海岸線



(b) 10.5 万年後（最寒冷期）



(c) 12.5 万年後

図 3.7-5 現在から将来を評価した各時点の地形と現在地形との標高差の変化（ケース 2）

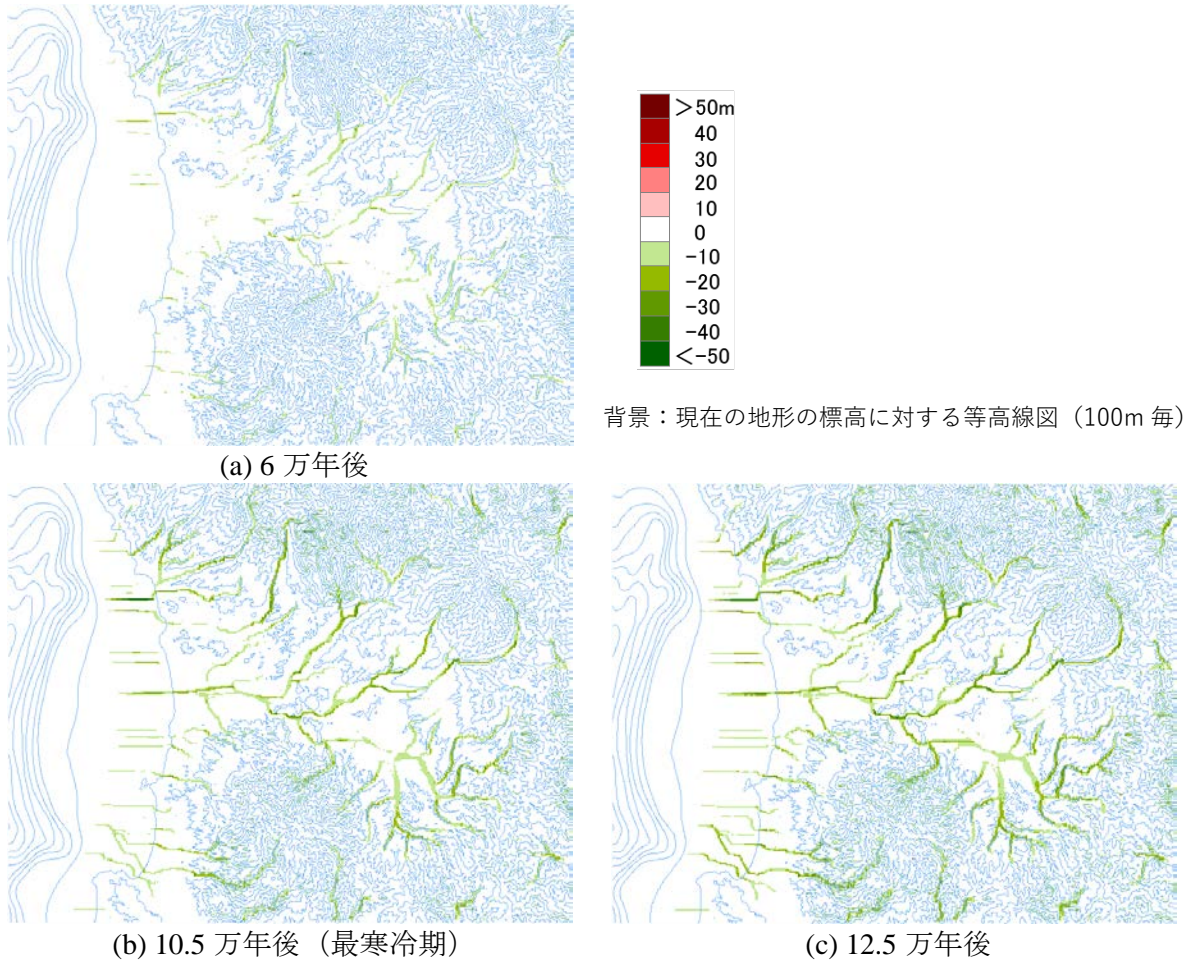


図 3.7-6 現在から将来を評価した各時点の地形と現在地形の基盤侵食量の変化 (ケース 2)

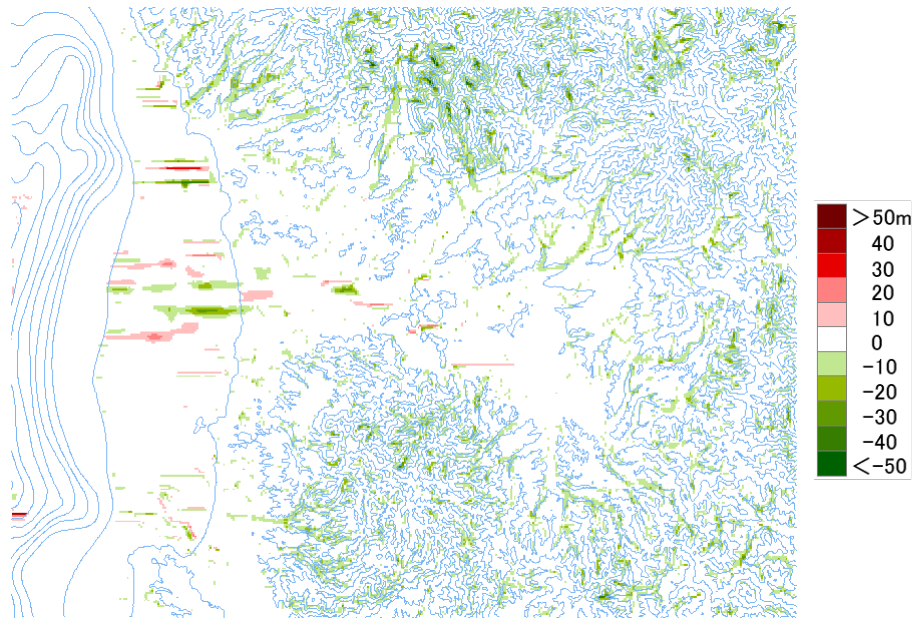
(c) ケース 1 と 2 の比較 (将来 12.5 万年の地形変化の変動幅)

ケース 1 と 2 でやや異なる結果が得られたことから、1 と 2 を比較して、平均侵食速度の大小によって、地形変化の変動幅を評価した。図 3.7-7 に標高分布の変動幅を示す。

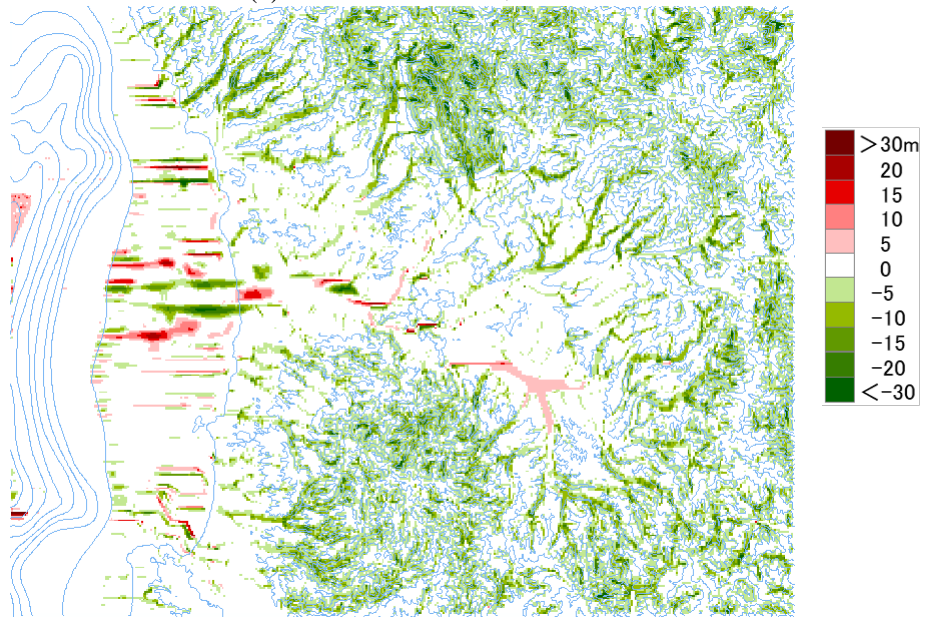
変動幅=ケース 1 (侵食速度大) の標高-ケース 2 (侵食速度小) の標高として算出した。(a)に示すように±50m のコンター幅で表示すると両者に大きな差が見られないが、(b)に示すように±30 のコンター幅では、領域全体で標高差に差が現れているのが確認される。平地部分では河道の移動によってばらつくため、比較の対象外となるが、それ以外の山地の領域で 5m 以上の標高差が全体的に生じている。

図 3.7-8 に示す基盤侵食量の変動幅についても、同様の傾向が現れている。

平均侵食速度を 0.089m/y と 0.0445m/y の幅の中で、勾配の河川係数、斜面係数のパラメータが異なることによって、将来 12.5 万年後の地形の変動幅を把握することが可能となった。平均侵食速度が小さいほうが、将来の標高が大きくなり、地形勾配も大きくなる傾向となる。



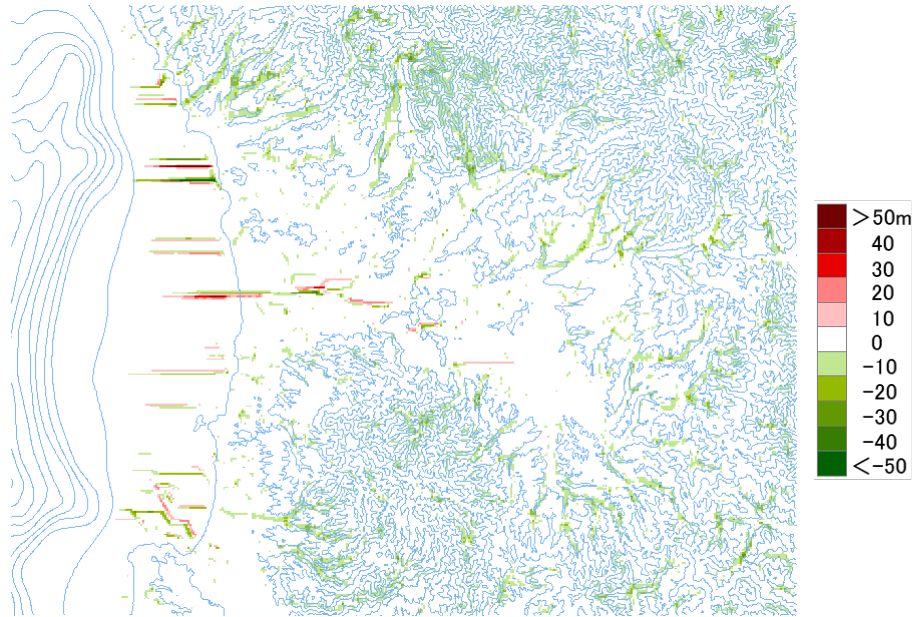
(a) コンター±50m表示



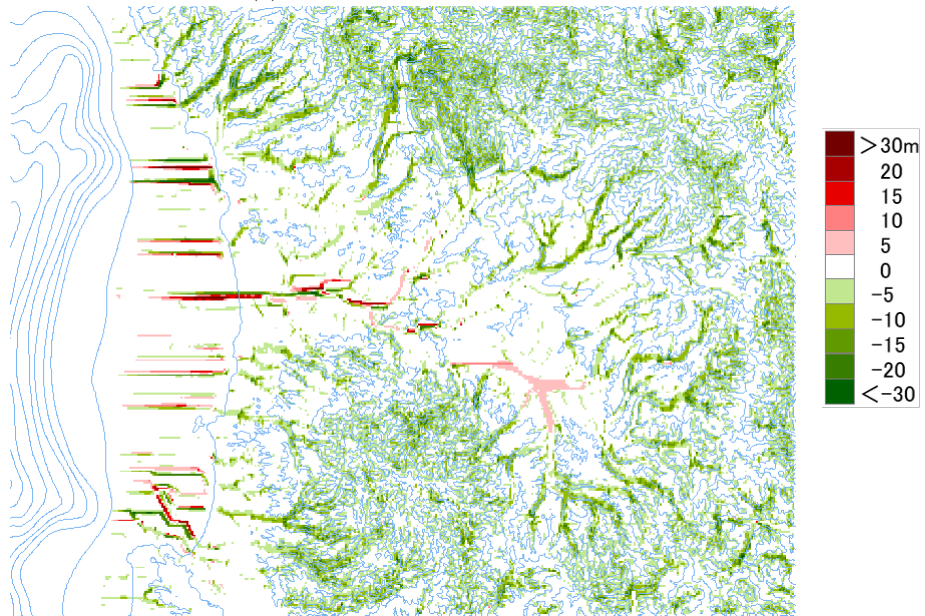
(b) コンター±30m表示

背景：現在の地形の標高に対する等高線図（100m 毎）

図 3.7-7 将来 12.5 万年の地形変化（標高差）の変動幅



(a) コンター±50m表示



(b) コンター±30m表示

背景：現在の地形の標高に対する等高線図（100m 毎）

図 3.7-8 将来 12.5 万年の地形変化（基盤侵食量）の変動幅

3.7.2 海水準変動の不確実性を考慮した地形変化の感度解析

(1) 海水準変動の特徴抽出

過去 90 万年間の海水準変動曲線^①の特徴を分析した一例を図 3.7-9 に示す。なお、本データは海水準変動の傾向をよく示すが、定量性には不確実性が含まれるデータとされている。1500 年以上の期間において、海水準の低下速度の大きい箇所、海水準が現在の海面高さよりも高い箇所、1 回の海水準低下における最大低下深さ、経過期間などの観点で、特徴抽出を行った。

(a) 間氷期における最大海面高さ

図 3.7-9 より、現在の海面高さより高い位置に海水準があったのは、12.5 万年前の+5m、33 万年前の+2m、41 万年前の+7m の 3 回が記録されている。図 3.7-10 に IPCC が公表した将来の海面変化の予測結果^②を示す。地球温暖化による 2010 年までの海面上昇幅の予測は細大で 1.2m 程度であり、過去の変動範囲内に収まるものである。しかし、この間氷期の継続時期は予測困難であり、最大海面高さが 7m までに限定されるものではない。

(b) 海面低下速度

表 3.7-2 に示すように、海面低下速度として 12 カ所を抽出して、その低下深さ、低下期間からその期間中の平均海面低下速度を算出した。⑥は 1900 年間で 29.3m 海面高さが低下し、平均低下速度として最大の 0.015m/y となった。比較的大きい箇所を抽出した結果であるが、0.0046~0.015m/y の範囲にある。

(c) 最大低下幅

低下速度は極端に大きくはないが、低下が単調に継続する 2 万年の期間（82 万年前から 80 万年）で 90m 低下するケースがみられた。

(d) 1 サイクル内での海面高さ上下変動の繰り返し回数

12.5 万年前から 7 万年前にかけて、海面高さ-20~-25m の範囲で、海水準の低下・上昇が 3 回繰り返されている。また、86 万年前から 82 万年前にかけて、海面高さ-20m~-35m の範囲で海水準の低下・上昇が 3 回繰り返されている。海水準の低下によって、侵食が進行すると考えれば、低下が繰り返されることによって侵食量が大きくなることが想定される。

(e) 海面高さの最低値

海水準変動の幅を設定するにあたって、その最低値の変動幅を把握するため、各サイクルでの最低値を読み取った。-125m、-115m、-88m、-115m、-130m、-70m、-150m、-110m、-125m となる。一方、その際低地を継続する期間は非常に短く、氷期から間氷期への切り替わりが生じる結果、極小値として示される。その最低値から最大値へ向かう上昇速度は低下速度の絶対値より非常に大きく、短期間で一気に上昇する傾向にある。

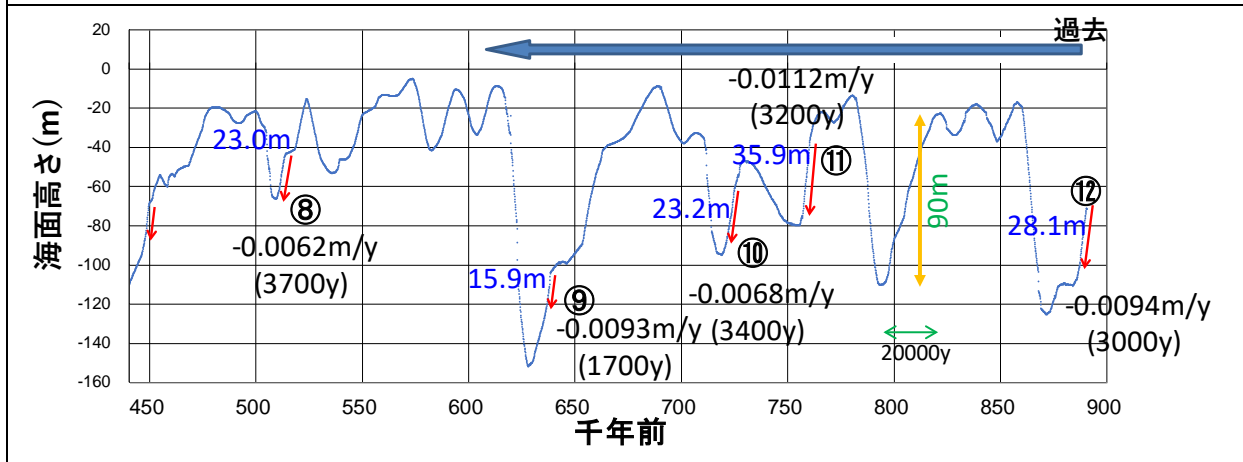
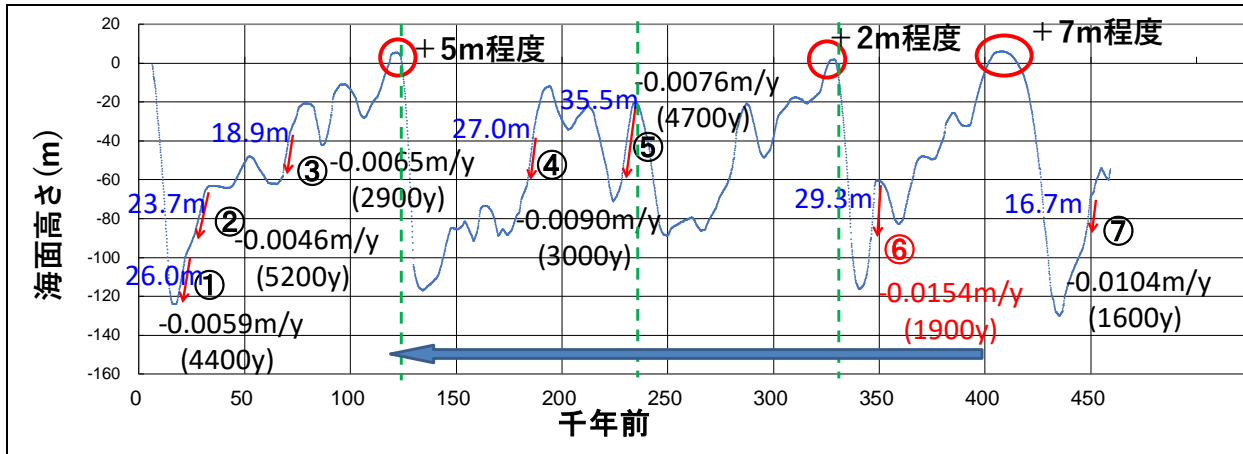


図 3.7-9 過去 90 万年の海水準変動の特徴分析

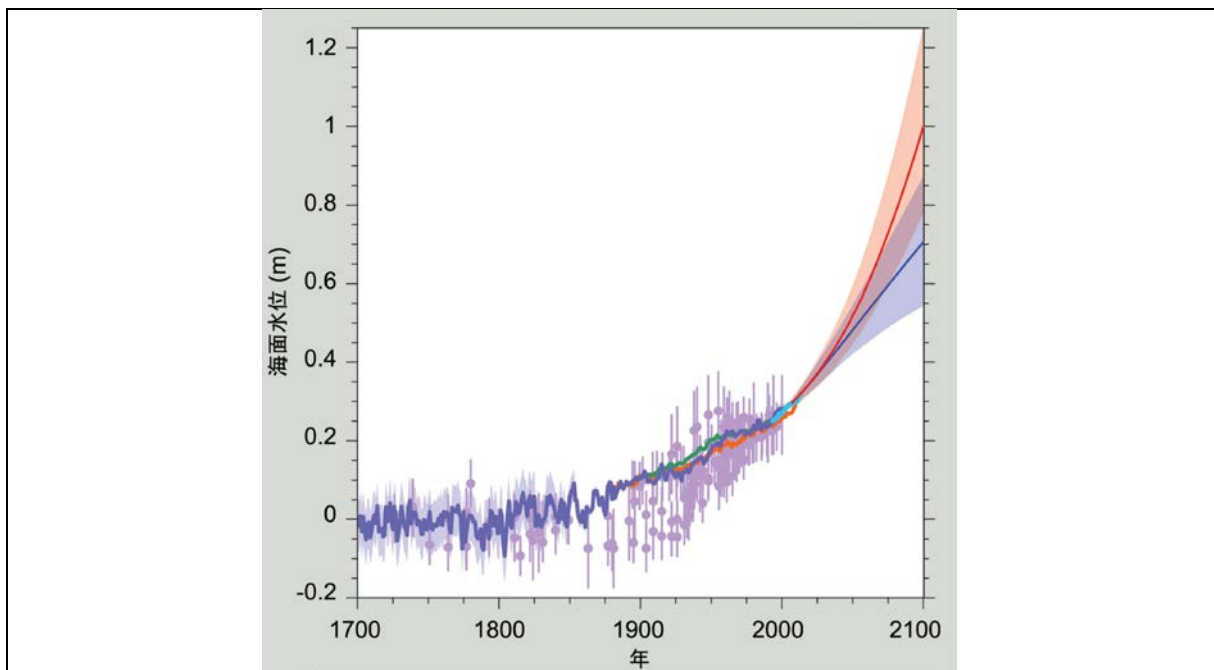


図 3.7-10 世界平均の海面水位の過去及び将来予測における時系列
 (1980-1999 年平均を基準とする)
 IPCC 第 5 次評価報告書(2013)⁽²⁾

表 3.7-2 海水準低下速度の大きい領域の整理結果

	始点 (千年)	終点 (千年)	海水準低下速度		期間		下降幅	
1	17.9	22.3	0.005909	m/年	4,400	年	26.00	m
2	26.1	31.3	0.004566	m/年	5,200	年	23.74	m
3	68.2	71.1	0.006521	m/年	2,900	年	18.91	m
4	183.6	186.6	0.008986	m/年	3,000	年	26.96	m
5	228.6	233.3	0.007557	m/年	4,700	年	35.52	m
6	346.3	348.2	0.015412	m/年	1,900	年	29.28	m
7	448.1	449.7	0.010404	m/年	1,600	年	16.65	m
8	510	513.7	0.006208	m/年	3,700	年	22.97	m
9	636.8	638.5	0.009341	m/年	1,700	年	15.88	m
10	721.4	724.8	0.006811	m/年	3,400	年	23.16	m
11	757.1	760.3	0.011203	m/年	3,200	年	35.85	m
12	887.4	890.4	0.009366	m/年	3,000	年	28.10	m

(2) 感度解析の条件

以上の特徴抽出結果をもとに、将来の地形変化評価の不確実性として、表 3.7-3 に示す 6 ケースの海水準変動に関する感度解析を行った。海水準の時間変化は図 3.7-11 に示す。

表 3.7-3 感度解析における海水準変動設定条件

Case	パラメータ	海面低下・上昇速度	初期海面高さ	上下間隔	上下回数	解析期間
1	上下変動 繰り返し回数	-0.01m/y	0	3000年ごとに上下	0	31000y
2			0		1	
3			0		3	
4	海面低下 速度一定	-0.005m/y	0	—	—	25000y
5		-0.01m/y	0	—	—	
6		-0.05m/y	0	—	—	

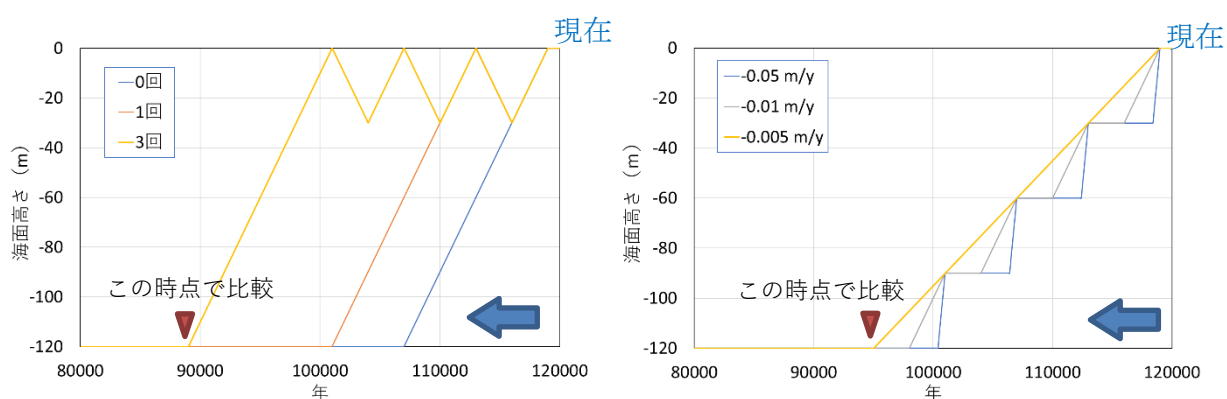
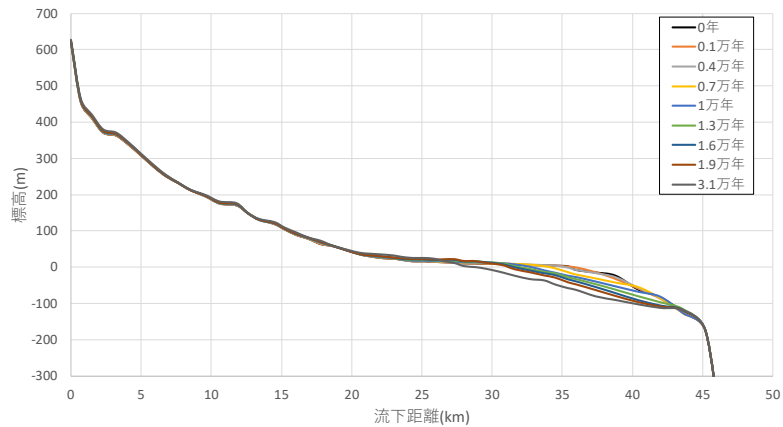


図 3.7-11 感度解析における海水準変動の設定ケース
(左：海面低下・上昇の繰り返し回数 Case1～3、右：海水準低下速度 Case4～6)

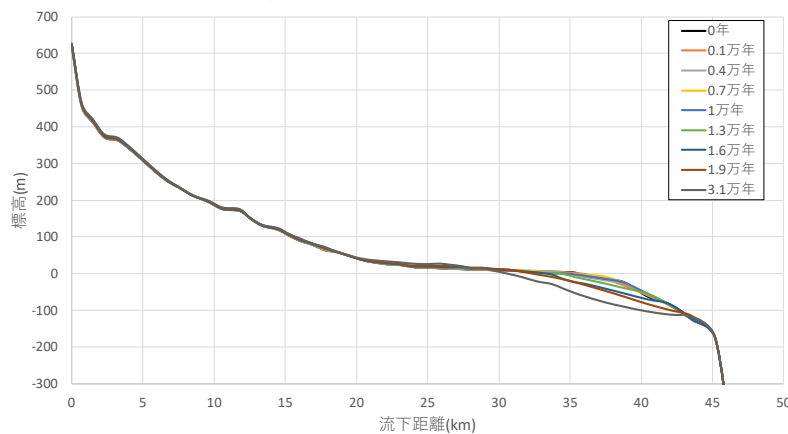
(3) 感度解析の結果

(a) 海面低下・上昇の繰り返し回数

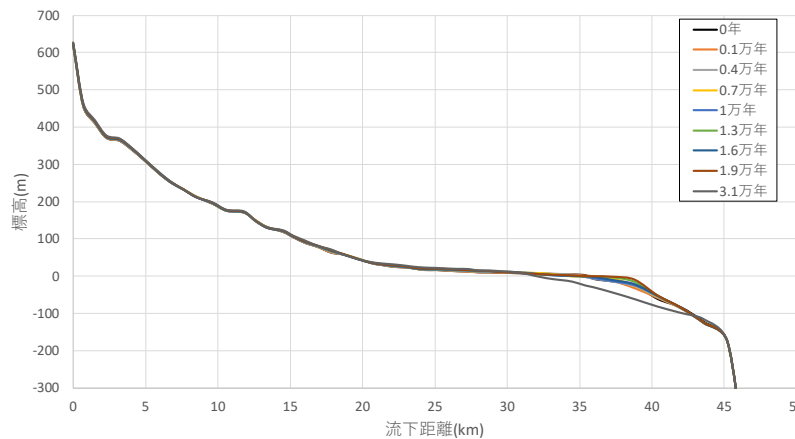
図 3.7-12 に海面低下・上昇の繰り返し回数をパラメータとした感度解析の結果を示す。繰り返し回数が3回の場合に-120mに達する3.1 万年時点までの各ケースの河床縦断面の時間変化を示した。(a)の繰り返し回数0回では1.3 万年後に-120mに到達し、3.1 万年まで-120mが維持される条件で評価されている。3.1 万年では流下距離 27km 以降で基盤が侵食されている。(b)の繰り返し回数1回では30km 以降で基盤が侵食され、(c)の3回では32km 以降で基盤が侵食された。



(a) 繰り返し回数0回



(b) 繰り返し回数1回



(c) 繰り返し回数3回

図 3.7-12 海面低下・上昇の繰り返し回数感度解析の河床縦断面の時間推移

3.1 万年時点での現汀線位置付近の河床縦断形の比較を図 3.7-13 に示す。現汀線より海側は繰り返し回数が少ないほど侵食されている。これは繰り返し回数よりも、-120m に到達後にその海水準のまま継続している期間に依存している可能性があるが、繰り返し回数が 0, 1 回では 6000 年程度の-120m 維持期間の差に対して標高差はほとんど見られなかった。

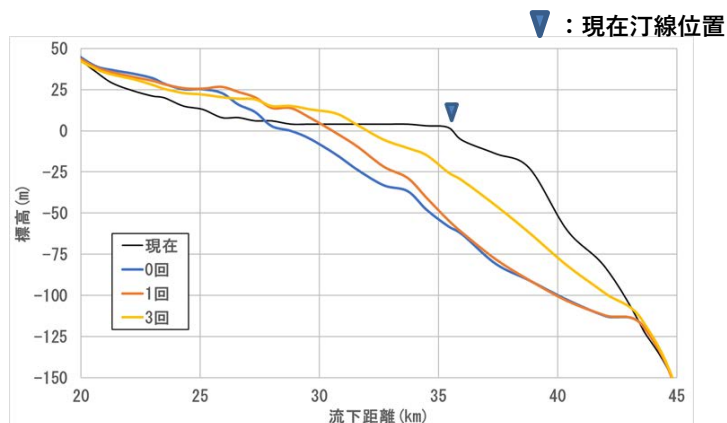


図 3.7-13 海面低下・上昇の繰り返し回数による河床縦断形（一部）の比較（3.1 万年時点）

次に河道上の各点における初期標高との標高差や河床横断面の時間変化を整理するため、図 3.7-14 のように河道上の抽出地点を選定した。初期標高と標高差の時間変化を図 3.7-15 に示す。繰り返し回数 3 回では 3.1 万年の最低標高が 30m 程度異なるとともに、No.45 付近は海水準が 0m に戻る 1.9 万年の 3 回目の上昇のタイミングで、初期よりも 14m 程度標高が上昇している。No.1～No.20 では標高差はどのケースともほとんど違いは見られないが、No.25 以降 No.32 あたりまでケースにより標高差が現れている。

No.11、No.42 及び No.47 における河床横断面を図 3.7-16 に示す。横断面でも No.11 あたりではケース間で差は生じなかった。No.42（現河口付近）の横断面では、繰り返し回数が 0 と 1 では類似した形状となっているが、回数 0 の方が、侵食が進行している。繰り返し回数 3 回では河床幅も十分に発達しないままの状態となった。また、各ケースで-120m に到達した時点での No.42 の横断面を比較すると、繰り返し回数 0 回の方が河床の最低標高も小さく、河床幅も大きい結果となった。

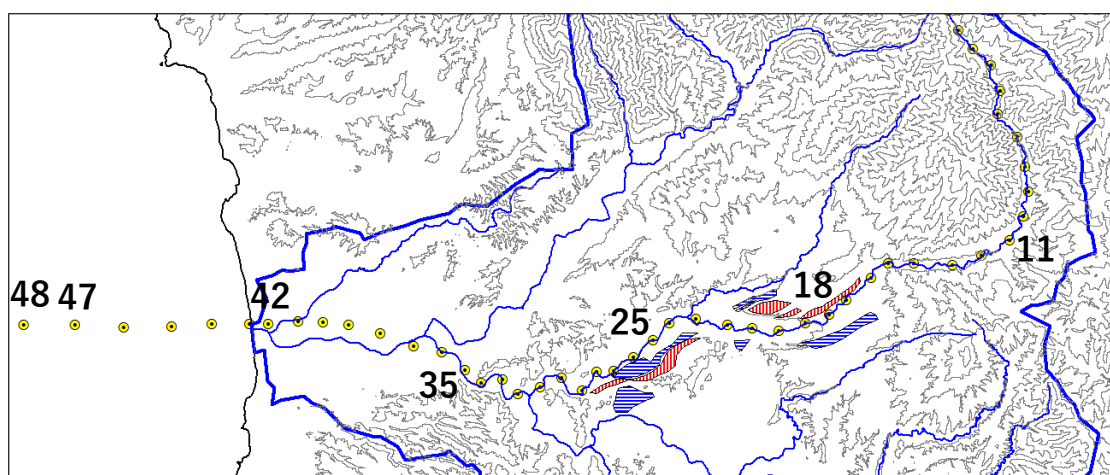
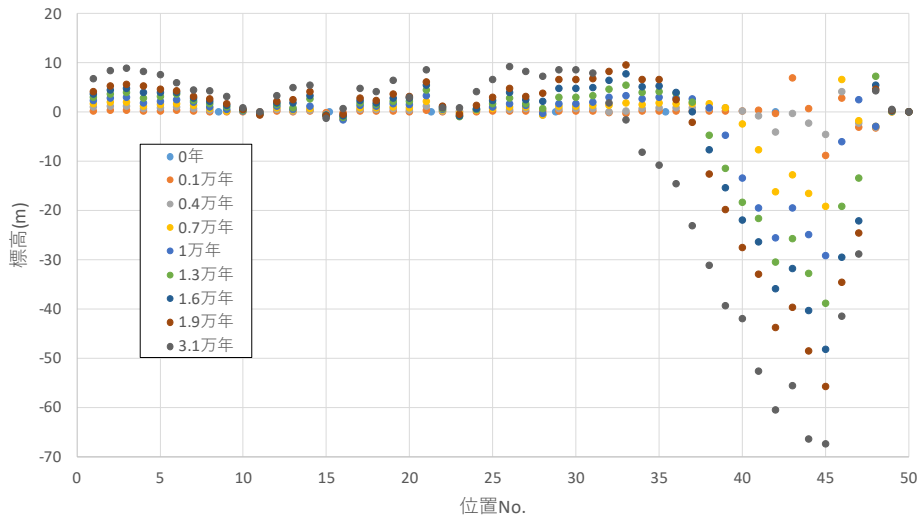
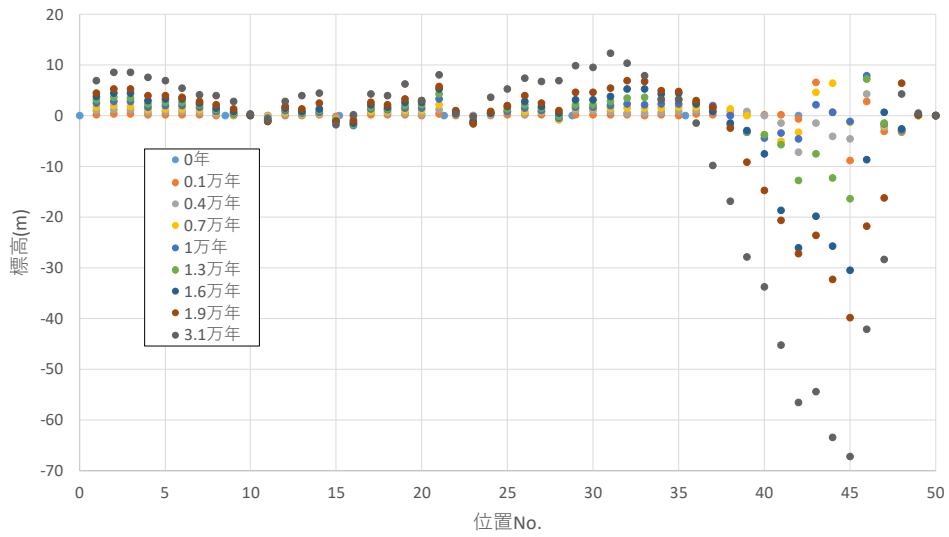


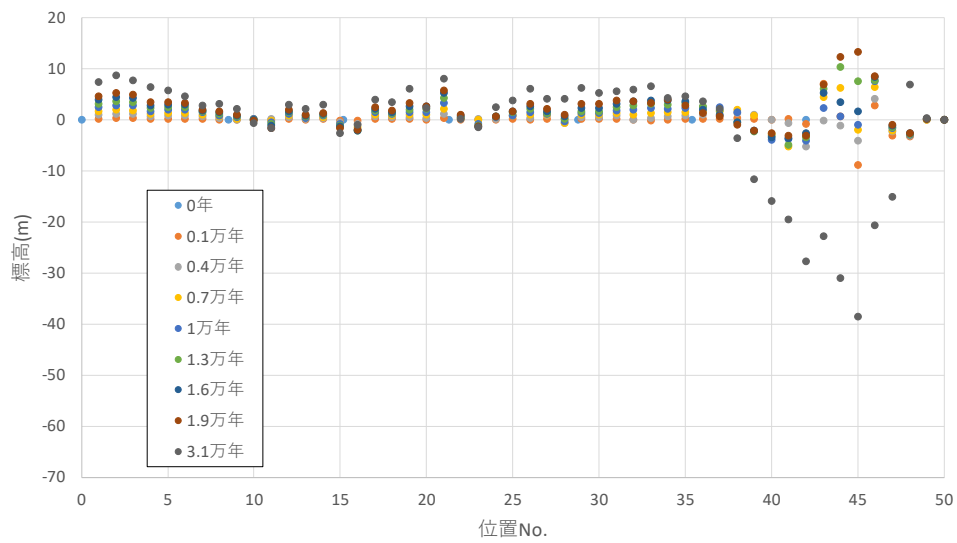
図 3.7-14 河川縦断形での標高抽出地点



(a) 繰り返し回数 0 回

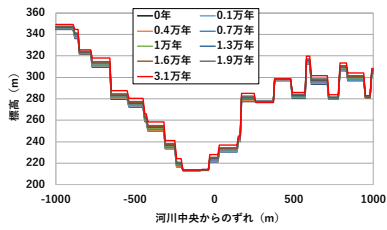


(b) 繰り返し回数 1 回

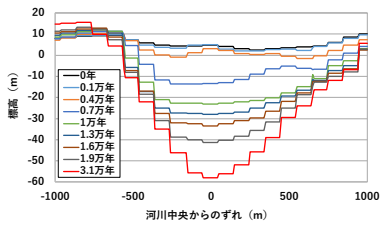


(c) 繰り返し回数 3 回

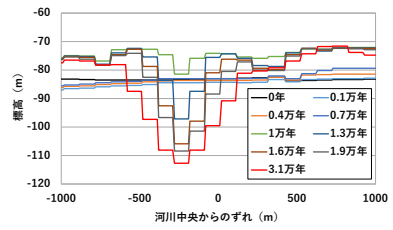
図 3.7-15 河床横断面の初期からの標高差の時間推移



No.11

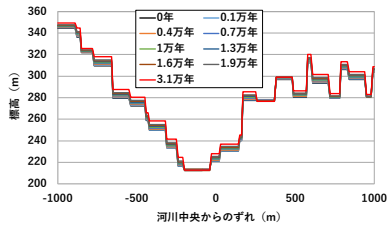


No. 42

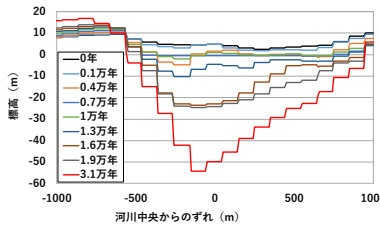


No. 47

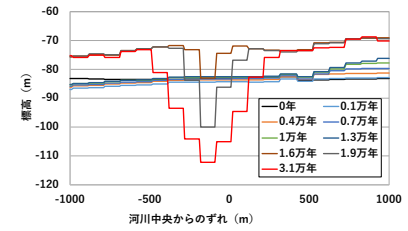
(a) 繰り返し回数 0 回



No.11

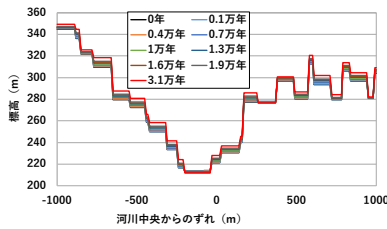


No. 42

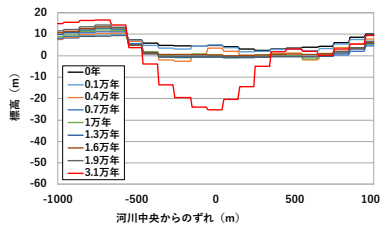


No. 47

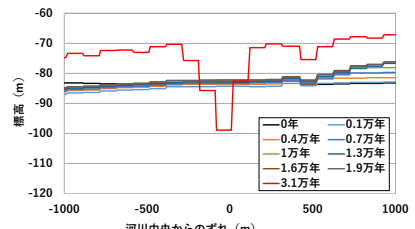
(b) 繰り返し回数 1 回



No.11



No. 42



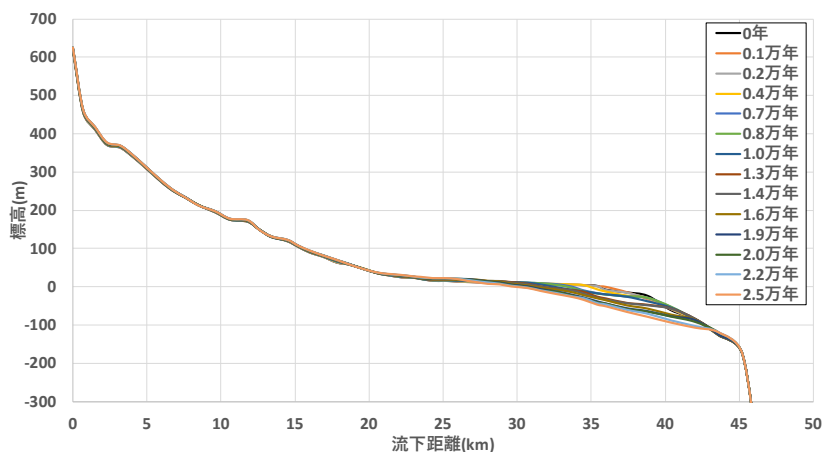
No. 47

(c) 繰り返し回数 3 回

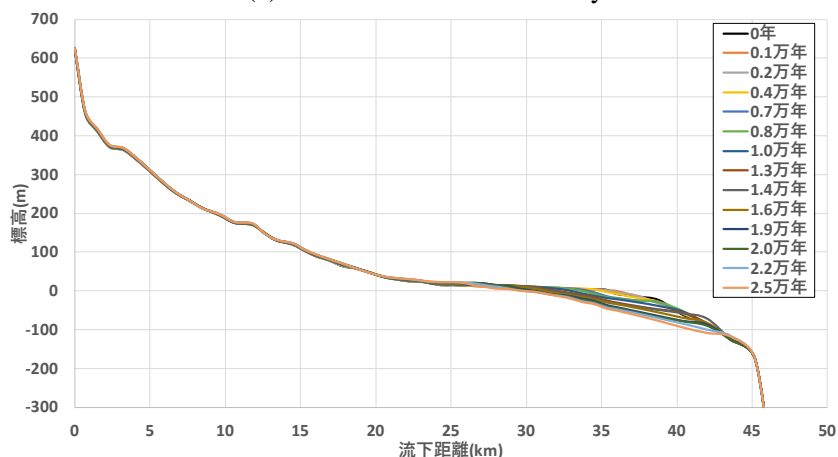
図 3.7-16 河床横断面の比較

(b) 海水準低下速度

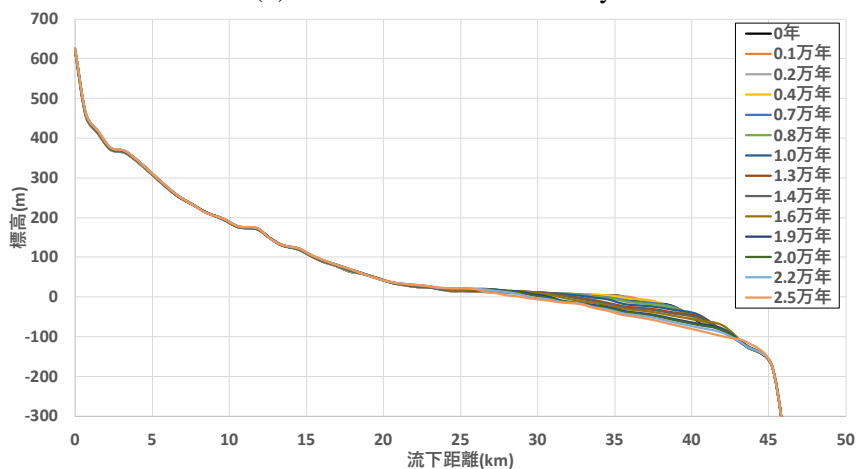
次に、海水準低下速度を -0.05m/y 、 -0.01m/y 、 -0.005m/y としたときの感度解析結果を図 3.7-17に示す。 -0.005m/y のケースで、海水準が -120m に達する2.5万年時点までの各ケースの河床縦断面の時間変化を示した。(a)の -0.05m/y ではおよそ1.9万年后に -120m に到達し、2.5万年まで -120m が維持される条件で評価されている。河床縦断面でみるとどのケースも大きな違いは見られなかった。



(a) 海水準低下速度 -0.05m/y



(b) 海水準低下速度 -0.01m/y



(c) 海水準低下速度 -0.005m/y

図 3.7-17 海水準低下速度感度解析の河床縦断面の時間推移

次に、2.5万年時点での現汀線付近の河床縦断形の比較を図 3.7-18 に示す。低下速度-0.01m/y、-0.05m/y はほぼ同じ縦断形となっている。低下速度-0.005m/y においても大きな標高差はなく、沖合で 10m 程度である。

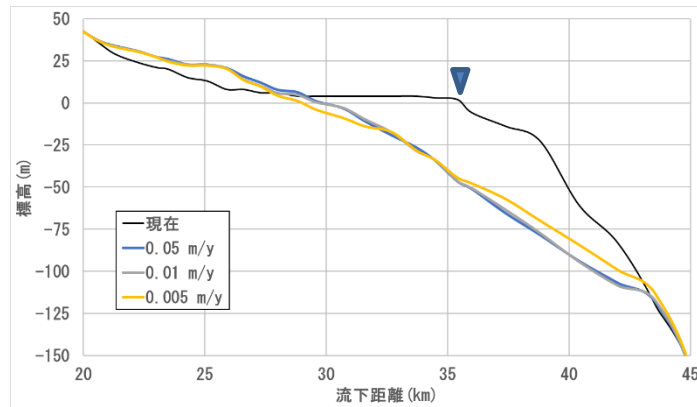
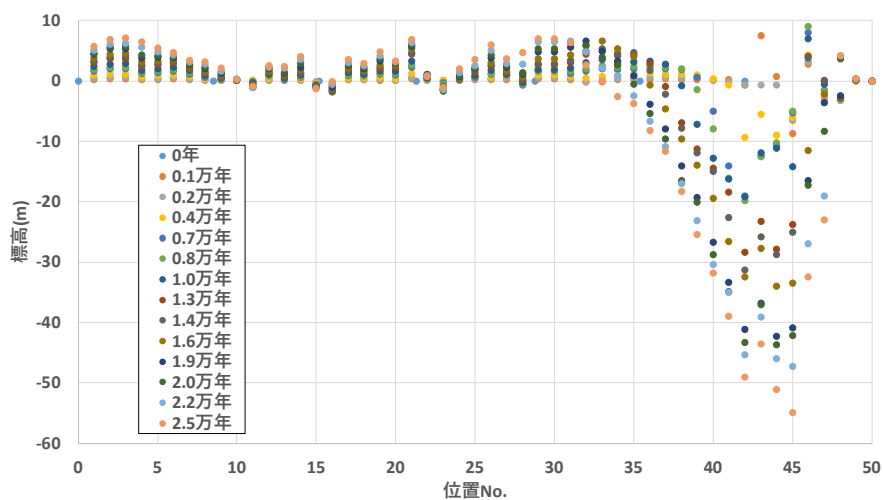


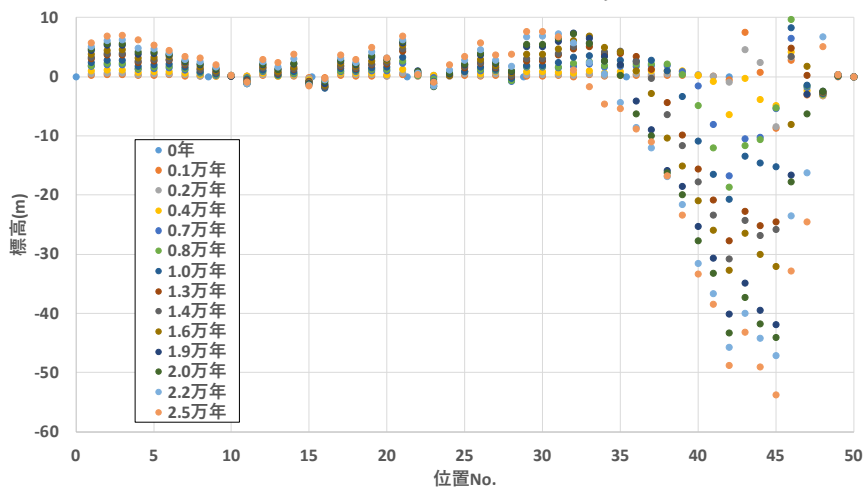
図 3.7-18 海面低下速度による河床縦断形（一部）の比較

次に（a）と同様に、初期標高と標高差の時間変化を図 3.7-19 に示す。No.1～No.32 あたりまでは標高差はどのケースともほとんど違いは見られないが、No.25 以降 No.32 あたりまでケースにより標高差が全く現れなかった。それ以降でもほとんど違いは見られず、-0.005m/y のケースで、2.5 万年で標高が十分に低下しなかった。

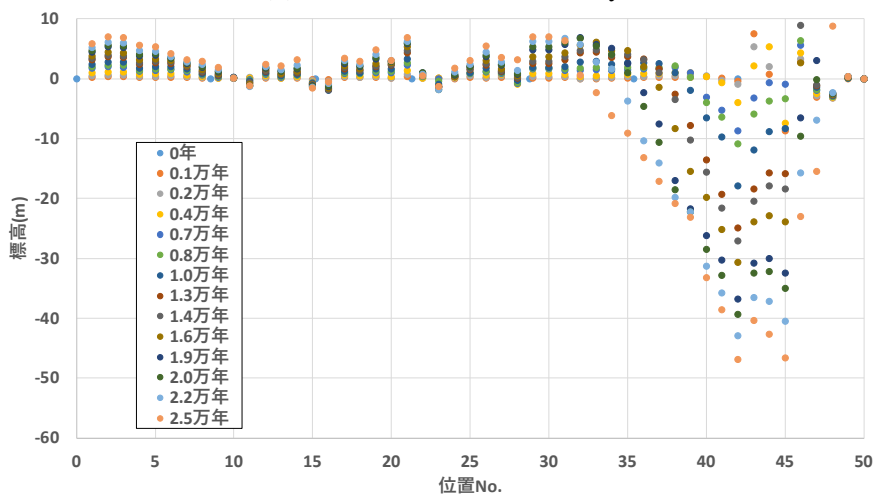
No.11、No.42 及び No.47 における河床横断面を図 3.7-20 に示す。No.11 では（a）と同様にケース間で差は生じなかった。No.42（現河口付近）の横断面では、-0.05m/y の低下速度が大きいほうが、河床幅が大きくなる傾向を示した。低下速度が小さくなると河床幅も十分に発達しない結果となった。さらに、No.47 では河道移動の影響で比較しづらいが、低下速度 -0.05m/y と -0.01m/y では大きな違いは見られなかったが、-0.005m/y となると No.42 で見られる 2 つの河道がそのまま No.47 にも現れる結果となった。



(a) 海水準低下速度-0.05m/y

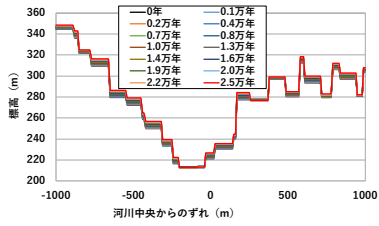


(b) 海水準低下速度-0.01m/y

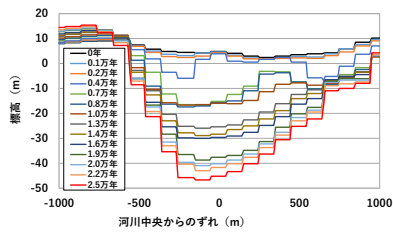


(c) 海水準低下速度-0.005m/y

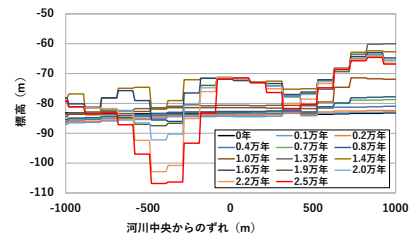
図 3.7-19 河床横断面の初期からの標高差の時間推移



No. 11

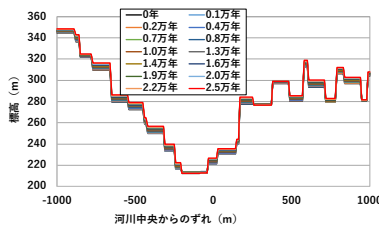


No. 42

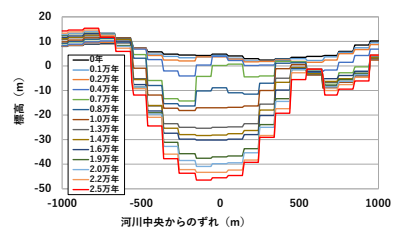


No. 47

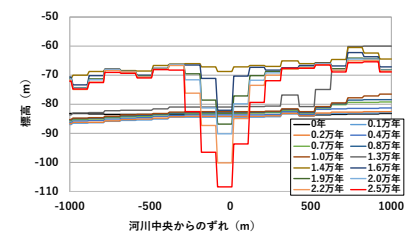
(a) 海水準低下速度-0.05m/y



No. 11

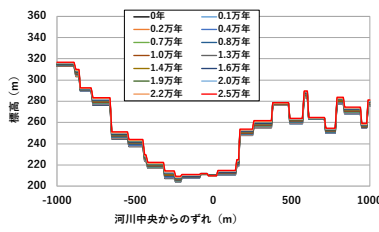


No. 42

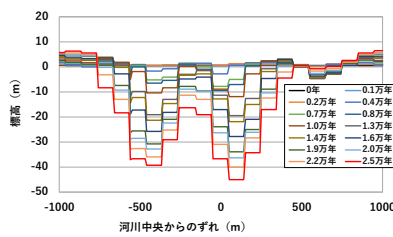


No. 47

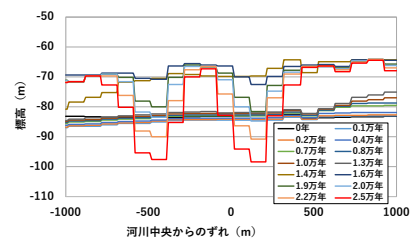
(b) 海水準低下速度-0.01m/y



No. 11



No. 42



No. 47

(c) 海水準低下速度-0.005m/y

図 3.7-20 河床横断面の比較

3.7.3 対象地域の3次元地質構造モデルの作成

本項ではA地域を対象として、対象地域の3次元地質モデルの作成と、地質単元の水理定数を検討した。3次元地質構造モデルを作成するにあたり、最初に地質単元の集約と代表的な断面を作成し、これら断面を元に3次元地質モデルを作成した。また、地質単元の水理定数等は文献調査によって検討し、決定した。

(1) 対象地域の地質単元の集約と構造の把握

(a) 対象地域の地質単元の集約

原子力機構(2017)⁽³⁾では対象地域の地質を図3.7-21のように縮尺1/100万シームレス地質図⁽⁴⁾を集約し、さらに簡略化することで3次元からなる基盤地質図を作成している。

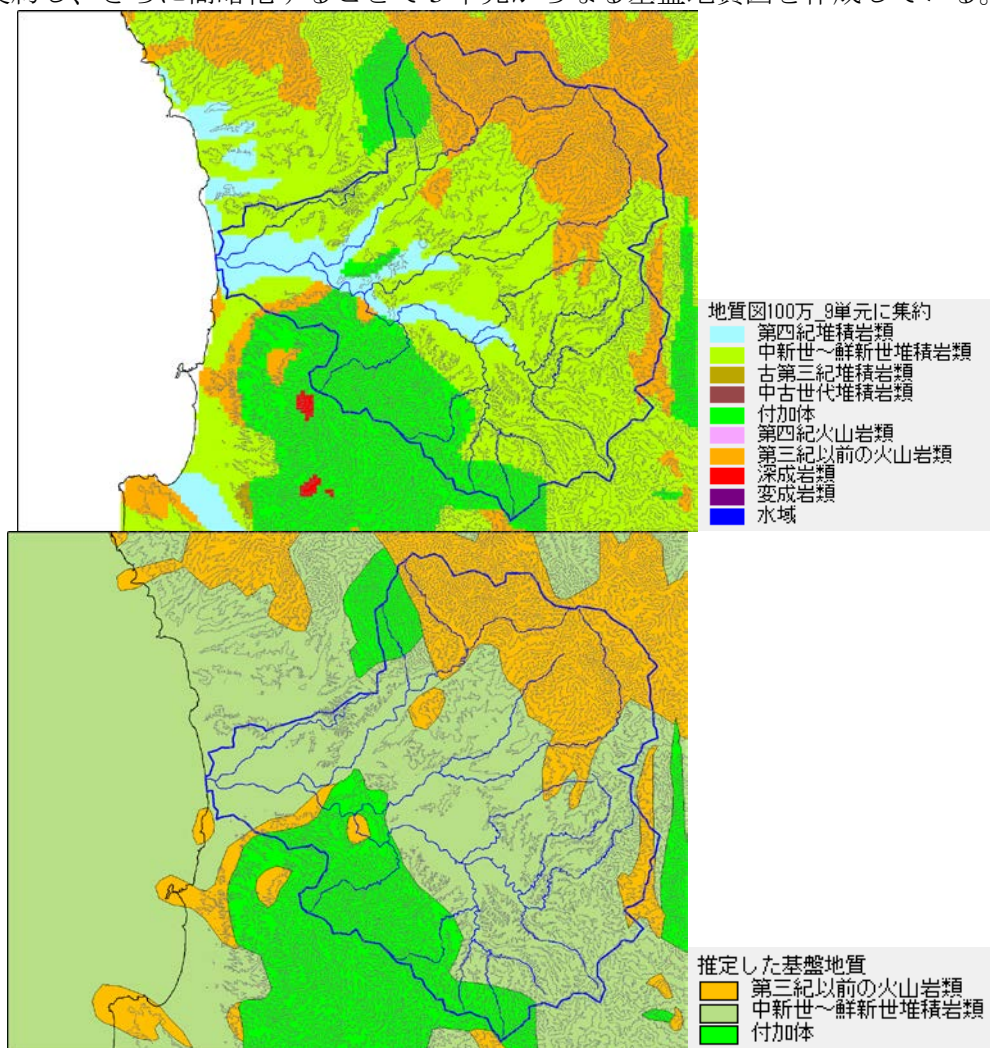


図 3.7-21 A地域の1/100万シームレス地質図⁽⁴⁾および集約した地質図

図3.7-21下の集約された地質図では、中新世～鮮新世の海成の堆積岩類が一括されているが、砂岩・泥岩や頁岩など層相に差違が認められ、水理学的にこれらを区分する必要がある。ここでは、産業総合研究所地質調査所の縮尺1/20万シームレス地質図⁽⁵⁾と以下に示す縮尺1/5万地質図および解説書を元に地質単元を整理した。

①沢村ほか(1981)⁽⁶⁾：相沼地域の地質、地質調査所

②松下ほか(1973)⁽⁷⁾：5万分の1地質図幅 濁川、北海道道立地下資源調査所

③角ほか(1970)⁽⁸⁾：5万分の1地質図幅 江差、北海道道立地下資源調査所

- ④石田ほか(1975)⁽⁹⁾：館地域の地質、地質調査所
- ⑤秦ほか(1979)⁽¹⁰⁾：木古内地域の地質、地質調査所

対象地域の縮尺 1/20 万シームレス地質図を図 3.7-22 に示す。

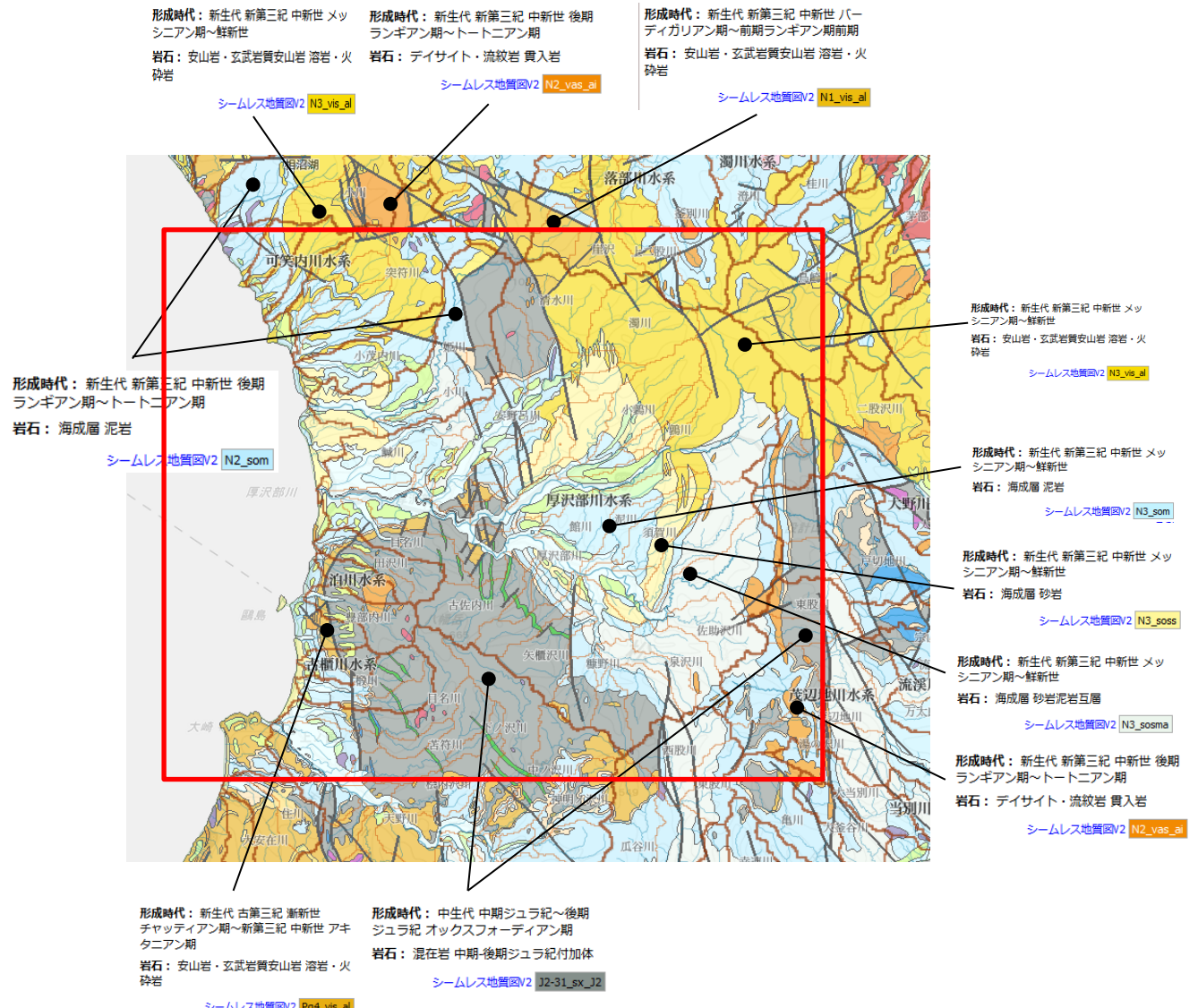


図 3.7-22 縮尺 1/20 万シームレス地質図および単元の説明

図 3.7-22 の赤枠は対象地域の範囲を示す。図中の引出線は縮尺 1/20 万シームレス地質図の単元番号、時代および岩相を示す。小規模な貫入岩類を除いた当地域に現れる単元を図 3.7-23 に示した。なお、地質対比表は日本地質学会編_日本地方地質誌_北海道地方(2010)⁽¹¹⁾を引用した。

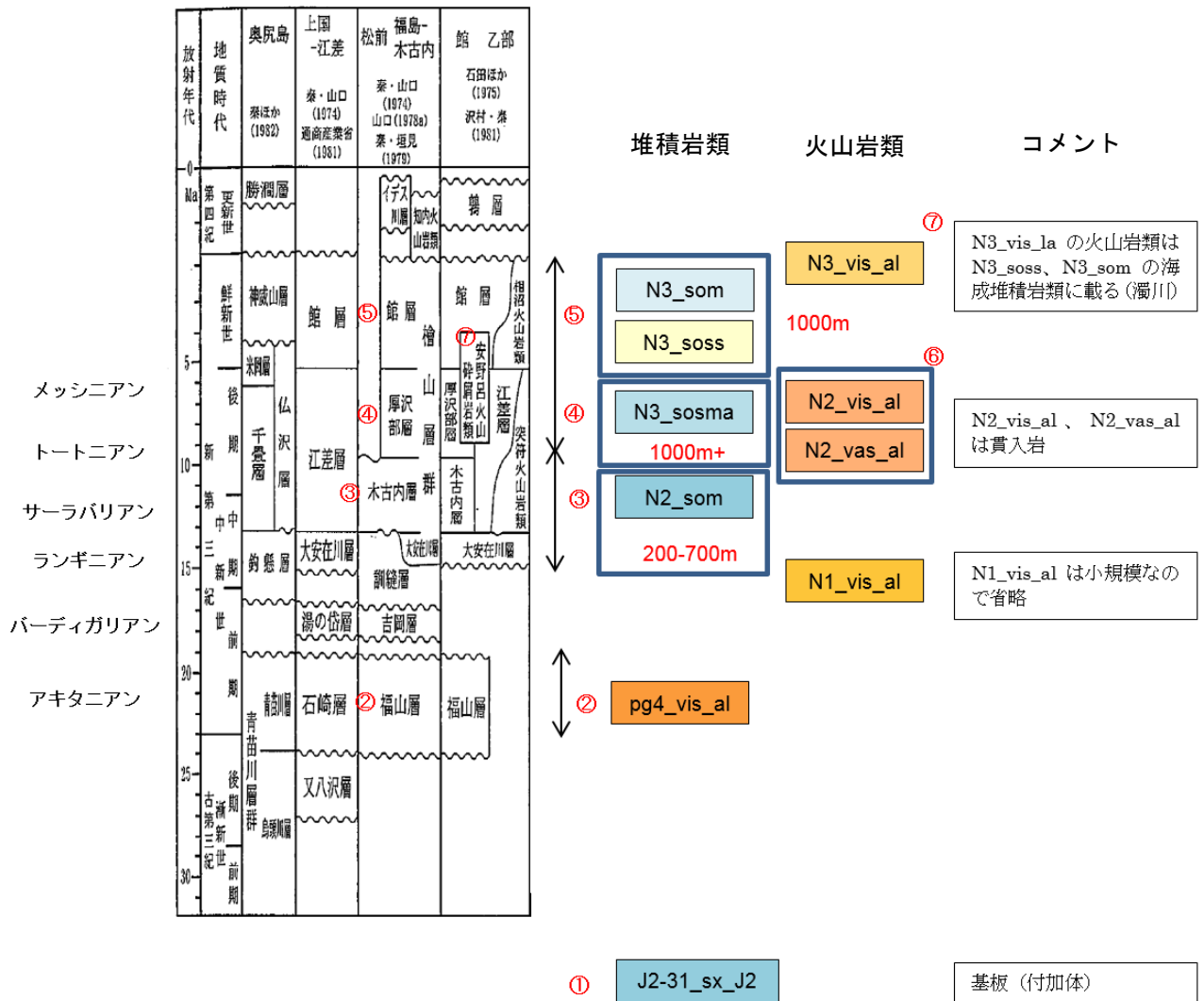


図 3.7-23 対象地域の地質対比表およびシームレス地質図との対比

対象地域の基盤はジュラ紀の付加体(J2-31_sx_J2)であり、これ以降の単元は中新世前期まで認められない。したがって、ジュラ紀の付加体は地域深部に広く分布していると推定される。縮尺 1/20 万シームレスと対比した結果を図 4.1-3 に示す。なお、対象地域周辺では N3_som と N3_soss に 1:1 で対比される地層が無いこと、前者は泥岩を主とし、後者は砂泥互層であることからここでは一括して扱った。

貫入岩類は 3 種類あり、中新世後期に貫入した N2_vis_al と N2_vas_al を一括して扱った。中新世中期に貫入した N1_vis_al は分布が小規模であることから省略した。この結果、対象地域では基盤とこれを覆う 4 つの堆積岩類および鮮新世の火山岩類と 1 つの貫入岩の合計 7 単元となり、これに第四紀堆積物を加えた 8 単元とした。

表 3.7-4 に集約した 8 単元の一覧を示す。

表 3.7-4 集約した地質单元一覧

地質单元	記号	厚さ	時代	岩種
沖積層				
阿野呂碎屑岩類	V3		中新世後期～鮮新世 厚沢部層堆積時から長期間噴出 館層と指交する場合もある 後期に噴出したものは両層を不整合に覆う。本地域では北側に広く分布し、その構造から館層を不整合に覆う構造とした	安山岩質凝灰角礫岩・火山角礫岩および溶岩
館層	Dt	400～1000m	中新世後期～鮮新世 K-Ar : 3.9Ma FT 年代 : 3.5～4.5Ma	海成の珪藻質泥岩からなり、砂岩・凝灰岩を含む
厚沢部層	Ab	1350m	木古内や江差層を整合に覆う 中新世後期 FT 年代 : 5～11Ma	海成の砂岩・泥岩とこれら互層からなり、軽石凝灰岩を含む
木古内層	Kn	200～760m	新第三紀中期～後期 FT 年代 : 7Ma K-Ar 年代 : 9～12Ma	海成の硬質頁岩と軟質泥岩からなる。割合は硬質頁岩が多い。
福山層	Fy	600m	新第三紀前期 : 先第三紀を不整合に覆う FT 年代 : 21～23Ma K-Ar 年代 : 18～17Ma	陸生の火山噴出物および砂岩・泥岩・礫岩 火山噴出物は変質を受け、安山岩溶岩・〃火砕岩、玄武岩溶岩・〃火砕岩等
基盤(松前層群)	Bm		中生代中期ジュラ紀から後期ジュラ紀	混在岩 中期～後期ジュラ紀付加体 チャート、粘板岩および凝灰岩の互層、砂岩など
貫入岩類	V2		木古内・厚沢部層に貫入	流紋岩・安山岩および粗粒玄武岩

福山層は図幅解説書では新第三紀最下底としているが、シームレス地質図では古第三紀に分類される。福山層は変質した火山岩および火山碎屑岩から構成され、基盤の松前層群(付加体)を不整合に覆う。これらは2017年度のモデルでは新第三紀以前の火山岩類としているが、貫入岩類ではなく噴出岩の特徴を示す。

中新世堆積岩類は下部から木古内層、厚沢部層、館層の3单元があり、これらは整合関係にある。下位の木古内層は硬質頁岩からなる海成層であり、中位の厚沢部層は黒色泥岩および砂質シルトからなる。なお、厚沢部層では下位の木古内層で認められる硬質頁岩は少ない。上位の館層は中新世後期～鮮新世の塊状シルト岩を主とし、館向斜の中核部を形成している。

阿野呂火山碎屑岩類は安山岩質凝灰角礫岩・火山角礫岩および溶岩からなり厚沢部層の堆積時から館層の堆積後まで長期間に噴出した。阿野呂碎屑岩類は館向斜東翼の一部地域で厚沢部層および館層と指交するが、後期に噴出したものは広い地域で両層を不整合に覆っている。本件では、下位層との関係から館層を不整合に覆う火砕岩類として扱った。

貫入岩類は流紋岩・安山岩および粗粒玄武岩からなり木古内層・厚沢部層を貫く。

(b) 第四紀をはぎ取った地表地質図の作成

1/20 万シームレス地質図⁽⁵⁾および地質図幅(相沼⁽⁶⁾、濁川⁽⁷⁾、江差⁽⁸⁾、館⁽⁹⁾、木古内⁽¹⁰⁾)を参考として、前述の集約区分にしたがって地質構造を検討した。なお、新第三紀堆積岩類、基盤および火山岩類の地質境界は原子力機構(2017)⁽³⁾に準拠した。これは地形変化シミュレーションとの整合性をとるためである。

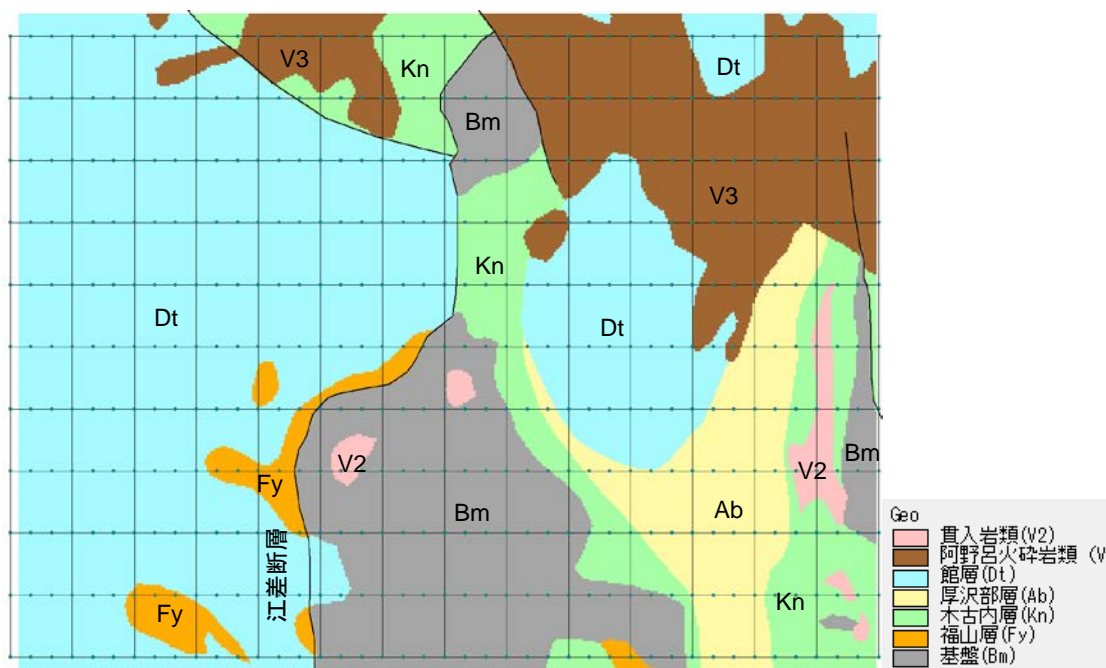


図 3.7-24 第四紀をはぎ取った表層地質

断層は断面が矛盾無く作成できる必要最小限を設定した。最も大きな断層は地域南部の基盤と館層群を隔てる江差断層がある。また北部では基盤西縁と木古内層を隔てる断層があり、本件ではこの2つの断層を連続させた。なお、北部の基盤東縁も阿野呂碎屑岩類を隔てる断層があるが、この南方延長は把握されていないため推定されている範囲までを断層とした。したがって、断層南端より北側で変位量が大きくなる構造とした。

北西部では木古内層と館層を隔てる断層があり、この東端は、基盤西側の断層（江差断層の北側延長部）との交点までとした。

東縁では南北の断層があり、北端は阿野呂碎屑岩類まで連続する。このため、ここまでを断層とし、南側で変位量が大きくなる構造とした。

南部の基盤西縁の江差断層の変位量は不明であるが、江差図幅の断面では北側で変位量が小さく、南側で大きくなる構造としている。ここではこれを参考としてB川付近で変位量が小さく、南側で変位量500mとなる構造とした。

なお、江差断層は図幅断面では高角逆断層とされているが、3次元モデルでは断層を全て垂直の構造とした。貫入岩類も下部構造が不明であるため断層と同様に垂直の境界としている。

(c) 東西方向の断面図の作成

表 3.7-4 に集約した地質単位とこれら単位による第四紀層をはぎとった図 3.7-24 の地質図を作成した。図 3.7-25 に作成した断面位置を示す。図 3.7-26～図 3.7-28 に断面 0～10 の 11 断面を示す。地表は地質単位毎に色分けし、断層位置は黒点で示した。各単位の略号は表 3.7-4 に準ずる。

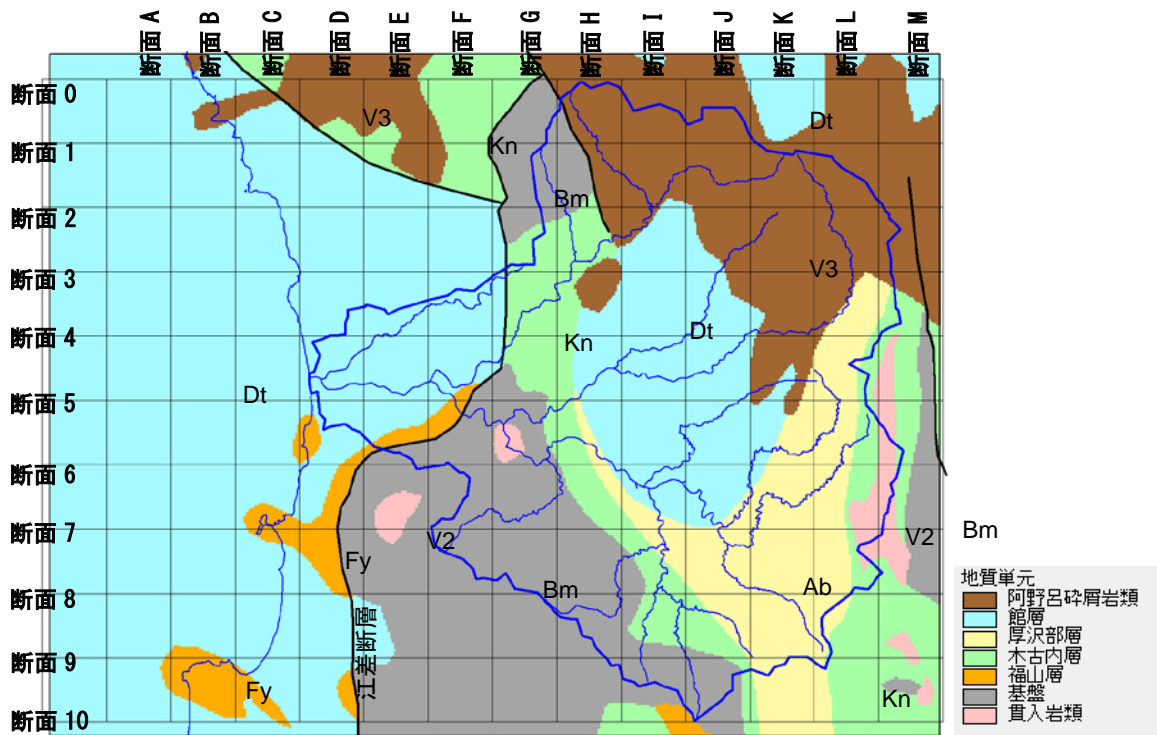


図 3.7-25 対象地域の東西断面位置

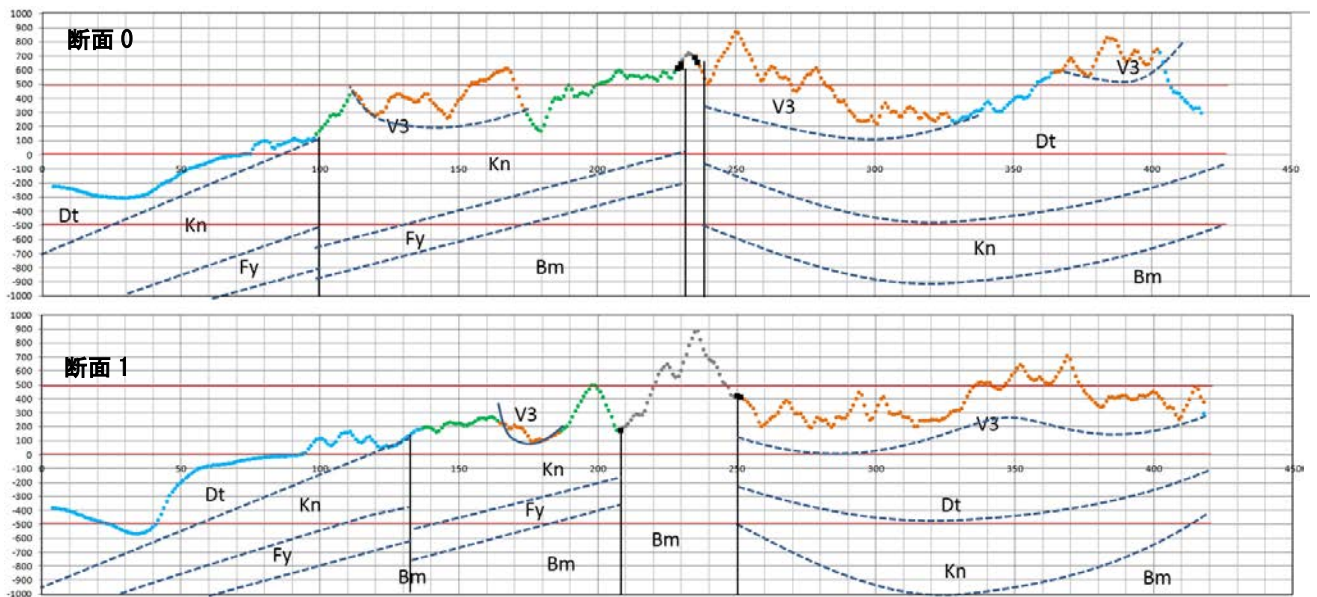


図 3.7-26 地質断面 (断面 0~1)

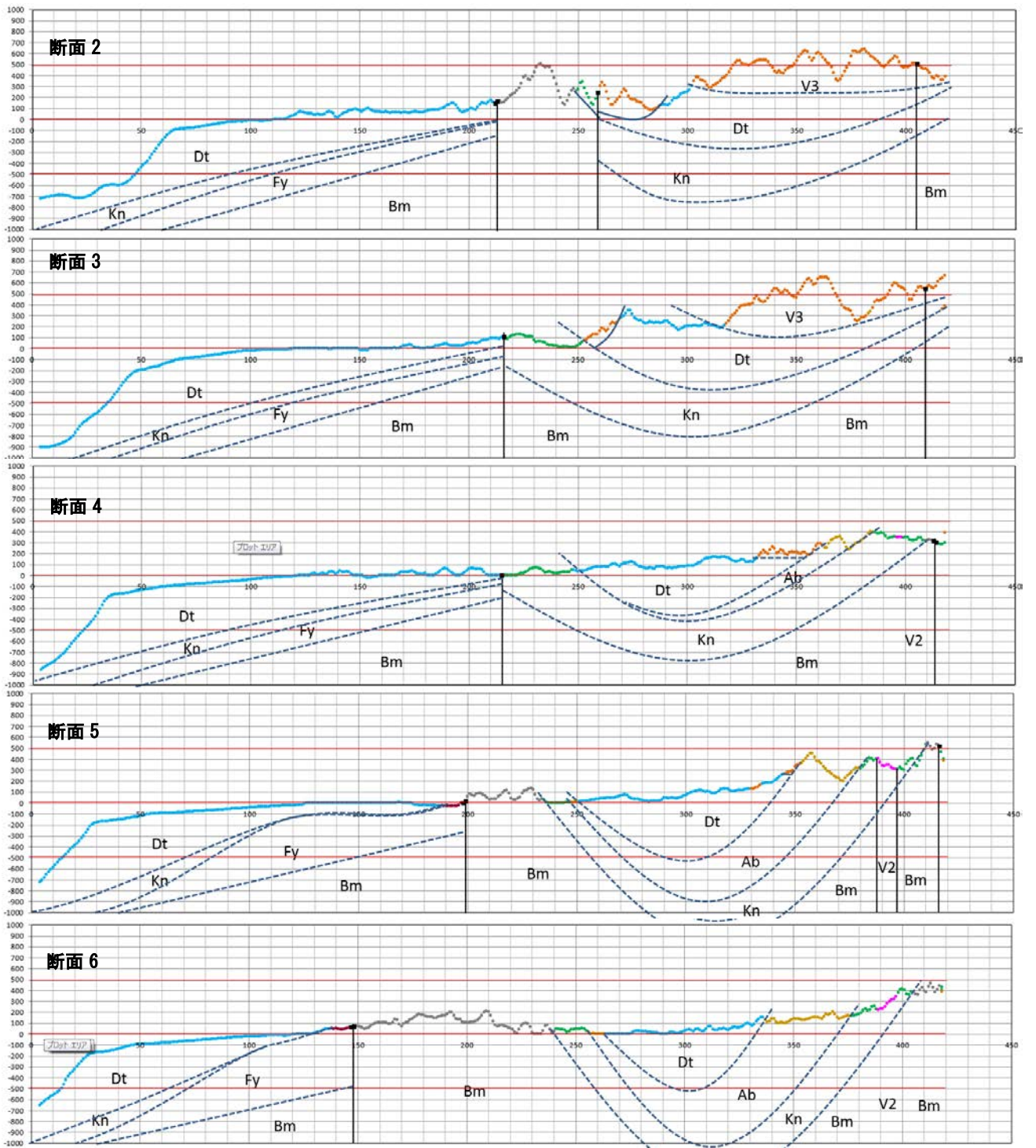


图 3.7-27 地質断面 (断面 2~6)

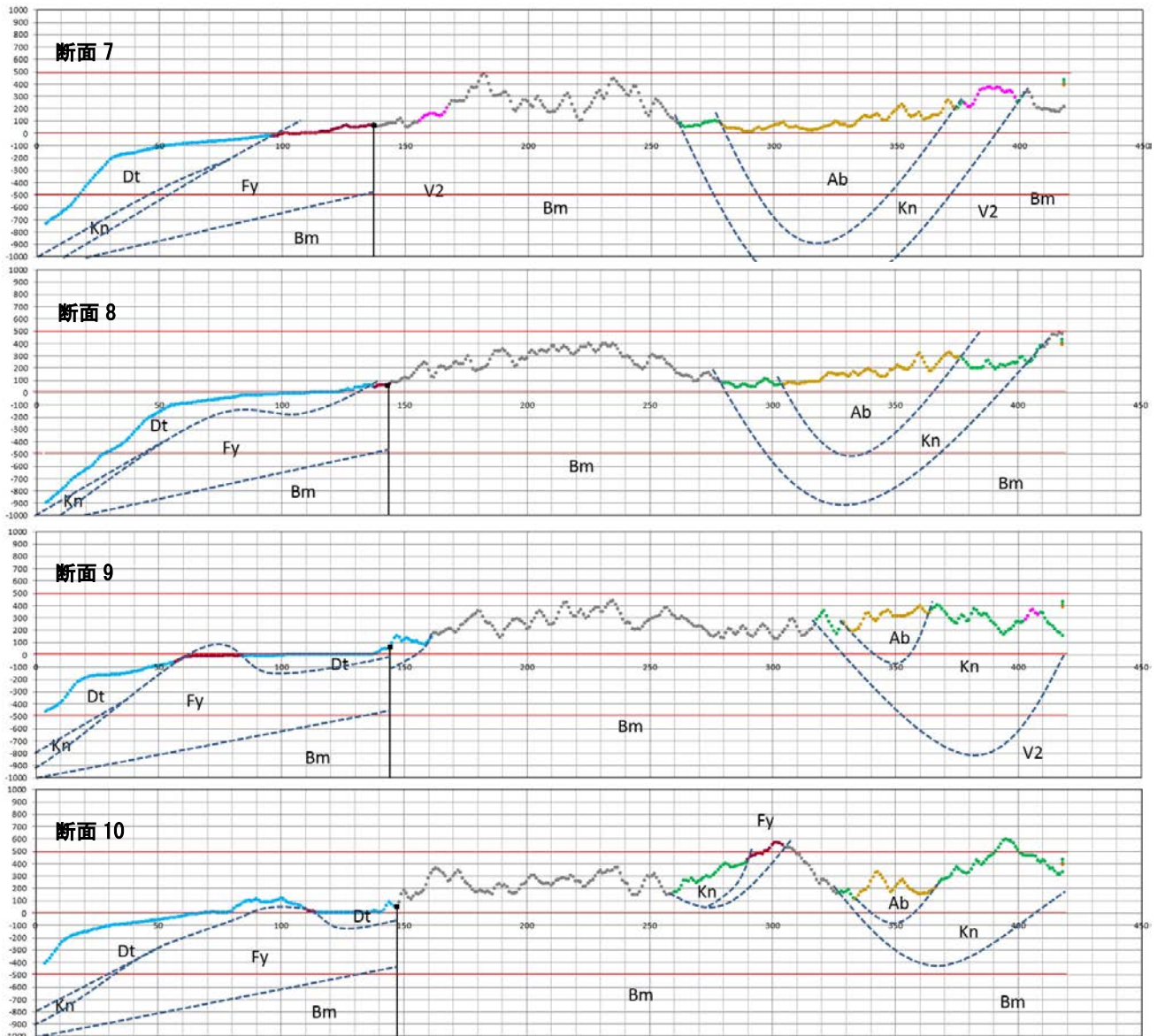


図 3.7-28 地質断面 (断面 7~10)

図 3.7-29 に断層で隔てられた区域毎の地質構造を図幅解説書等からとりまとめた。

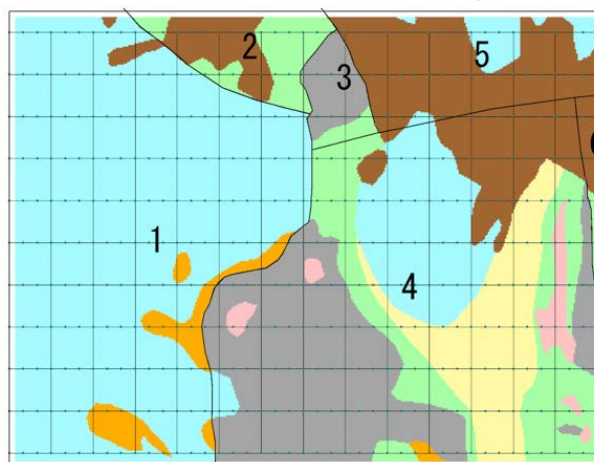


図 3.7-29 断層で隔てられた区域番号

1) 区域 1

江差断層の西側の 1 の区域は、江差図幅の断面では基盤やこれを不整合に覆う福山層（江差図幅では厚さ数 100m）、および館層群（江差図幅では 800m）は緩い西傾斜をなしていることから、断面でも 2~3 度程度の緩い西傾斜とした。

江差図幅の北側断面では、館層の下部に厚沢部層および木古内層が厚く堆積し、この北側の相沼図幅では木古内層が分布する。南側断面では厚沢部層および木古内層は薄く、北側に向かって厚くなっている。なお、地質誌（北海道）の各図幅の層序対比では、江差地域では厚沢部層と木古内層を一括して江差層としている。東側の区域 4 では厚沢部層は東側に薄化するため、区域 1 では両者を一括して木古内層が福山層を覆う構造とした。このため 1 の区域では厚沢部層は現れていない。館層は木古内層を覆う構造とした。

2) 区域 2

断層に囲まれた区間であり、江差断層の西側に相当することから 1 の区域と類似した構造とした。最上位には阿野呂碎屑岩類が不整合に覆う。

3) 区域 3、4

基盤を木古内層が覆い、この上位に厚沢部層および館層が堆積する構造となっている。館付近は向斜構造が顕著であり、堆積物は厚さ 1000m を超える。区域 3 の基盤と南側の木古内層は区域 4 の基盤とこれを被覆する木古内層と同様の関係とした。厚沢部層は北側で分布域が狭く、阿野呂碎屑岩北側では分布していないことから C 川上流付近で尖滅する構造とし、館向斜付近で発達する構造とした。また、厚沢部層は西側の江差断層付近で薄化尖滅する構造とした。

4) 区域 5

参考となる断面がないため地下構造が良くわからない範囲である。最北部では標高の高い位置に館層が分布すること、濁川図幅では館層相当層が緩やかな背斜構造をなすことから、向斜構造が発達する南側から北側へ向かって向斜から緩い背斜へと変化する構造とした。

5) 区域 6

対象地域東端の南北に細長く狭い範囲であることから、西側の構造の延長とした。

(2) 3次元地質構造の作成方法

(a) 方法論

(1) で作成した東西方向の 11 断面から 1km 間隔で单元毎に上面高を読み取り、上面高度の点群データを作成した。東西方向の断面は 3km 間隔で作成しているため、上面高度のデータは南北 3km 間隔、東西 1km 間隔となる。单元上面が上空に伸びる場合には地表高から沖積層厚を引いた基盤高を与えた。なお、沖積層は A 川河口などの海岸部にのみ設定しており、山間部では基盤高と地表高の値は一致している。また、单元を欠く場合には下位の上面高度と等しい値を与えた。これら点群を滑らかに連結する面を作成すれば上面高度の分布図となる。また、上位と下位の上面高度の差から層厚を算出する。

対象地域には南北方向等の断層があり、これを境界として上面高度が不連続となっている。また、北側地域や東端では断層が追跡できず、途中で途切れている 2 つの断層がある。これら断層を挟む境界では上面高度を不連続とする必要があるが、断層先端より先では断層による変位が確認できないことから連続した面へと連続させる必要がある。このように不連続部と連続部とが混在するため条件付きの内挿法を用いた。以下に方法論を述べる。

図 3.7-29 では断層によって区域 1~6 に分割されており、区域 1、2 はそれぞれの区域が断層で画されていることから、それぞれの区域内のみのデータを用いて内挿すれば良いことになる。区域 3 は南側の区域 4 と連続する関係であることから、区域 3 の内挿には区域 3 と 4 のデータを用いる。

区域 4 は区域 3 と区域 5 と連続することから、3 つの区域のデータから内挿する。区域 5 も同様に区域 3~6 のデータを用い、区域 6 は区域 5 と 6 から内挿すれば良いことになる。こ

のように条件つきで内挿すれば、断層を挟む両側は不連続境界となり、断層が尖滅する先端付近では変位が無くなる連続した構造とすることができる。

上面高度の内挿には逆距離加重法を用いた。加重は2乗とし、近傍12点のデータから内挿した。逆距離加重法の欠点は与えたデータの周囲に同心円状の凹凸が形成されることにあり、また、規則的に配列した点群では同じ値が連続する区間でも周辺のデータの影響を受けるため波打つような内挿結果となってしまうことがある。このため、内挿後に500m四方の範囲で平滑化し、平滑化した中心点の高度を内挿結果に置き換えた。この結果、逆距離加重法に見られる同心円状の凹凸や波状のうねりは解消された。

以上の方法で単元毎の上面高度の曲面が得られる。

図 3.7-30 に単元の上面高度の内挿結果を示す。図中の灰色の部分は貫入岩に相当する。また、断層も1メッシュ幅の単元として扱っており、貫入岩と断層は厚さ無限大の垂直の構造としている。図中の斜めハッチ部は地質単元が地表に露出する範囲を示す。

(b) 内挿結果

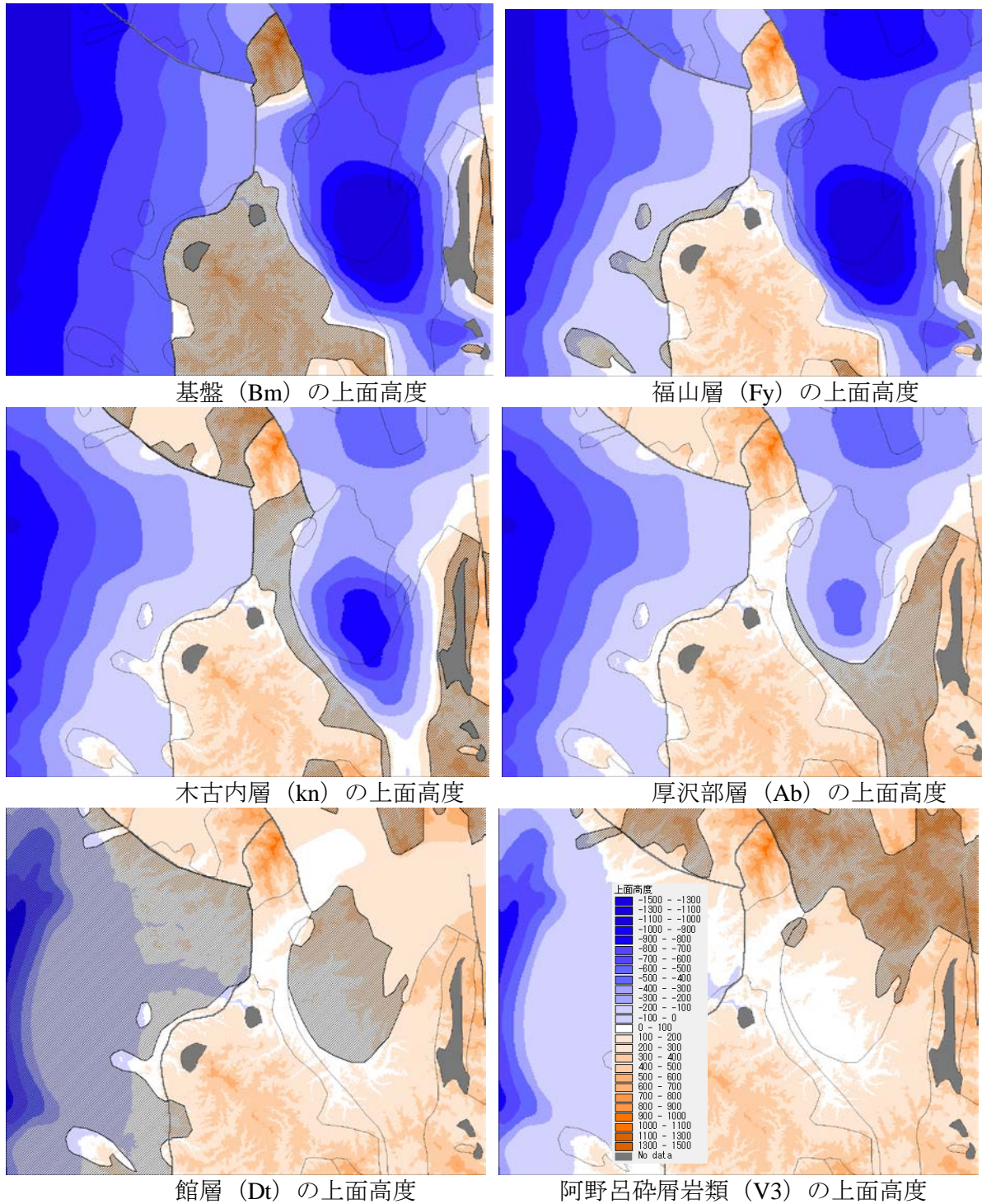


図 3.7-30 単元の上面高度の推定結果 (ハッチ部は露出する地域)

単元の上面高度としているため、例えば最も下位の基盤が地表に分布している地域では、基盤の上面高度が地表高 (正確には沖積層を除いた高度) となっている。したがって、これより上位の福山層や木古内層等もすべて同じ地表高となっている。なお、図 3.7-30 で示したように内挿結果には同心円状や波状のうねりは認められない。

南北に走る江差断層の東西では基盤深度に大きな変位が表れている。福山層は江差断層の西側に主として分布するため、この部分で基盤深度と異なっている。北側や東端に位置する

断層は末端を持ち、末端までは上面高が断層を挟んで不連続となっている。断層末端より先の地域では変位は認められず、滑らかな内挿となっている。

図 3.7-31 に福山層～阿野呂砕屑岩類の 5 単元の層厚分布を示す。基盤は地下に無限に続くモデルとしているため層厚分布を示していない。同じ理由により断層と貫入岩類についても層厚分布を示していない。図中の灰色の部分には層厚 0 でこの層序を欠く、あるいは削剥されてしまった地域を表す。黒塗りの地域は断層と貫入岩類を表す。斜めハッチ部はこの単元が地表に現れている地域を示す。阿野呂砕屑岩類は下位を不整合に覆う最上位の単元であることから、地表露出部と層厚の分布域が一致している。

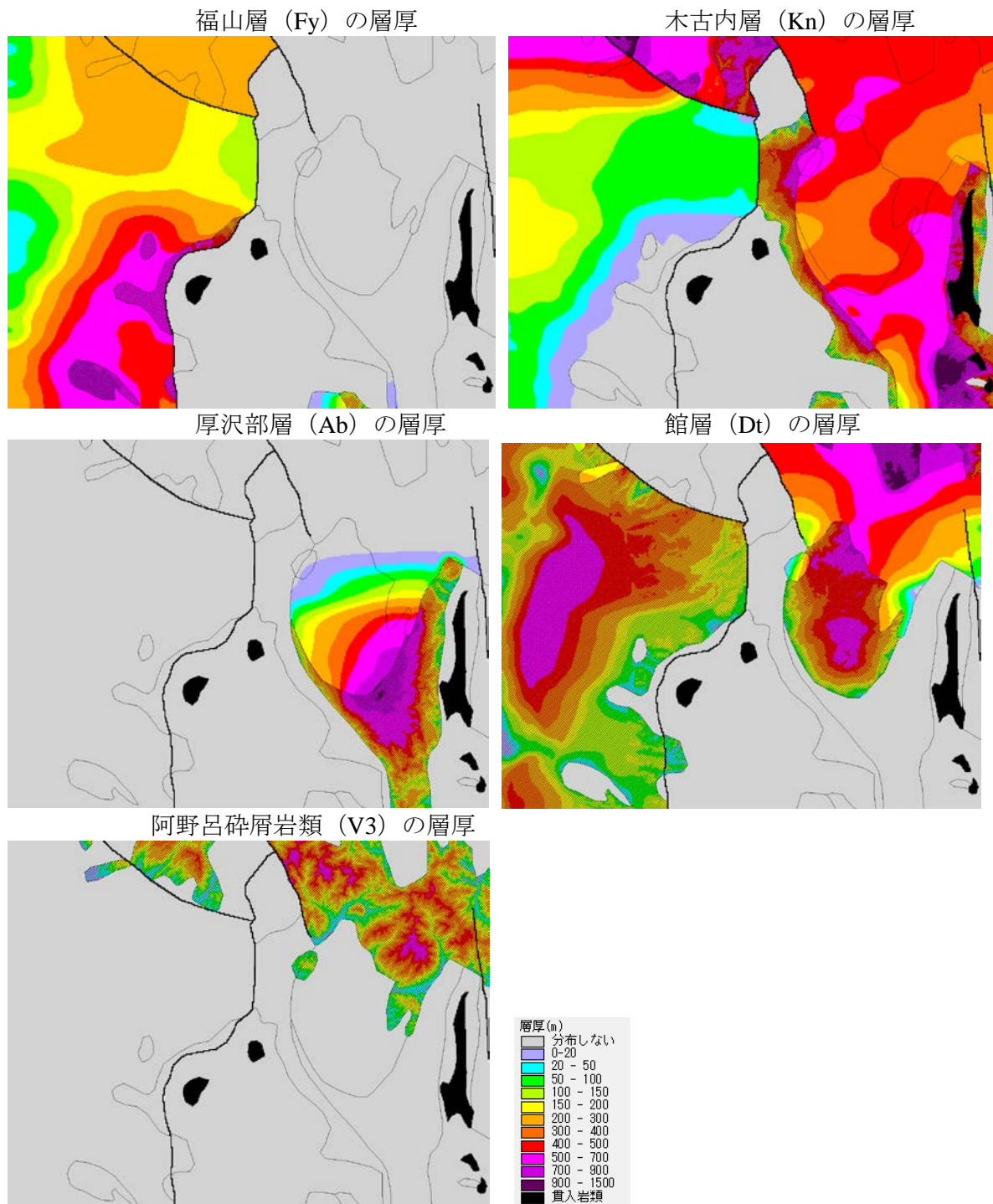
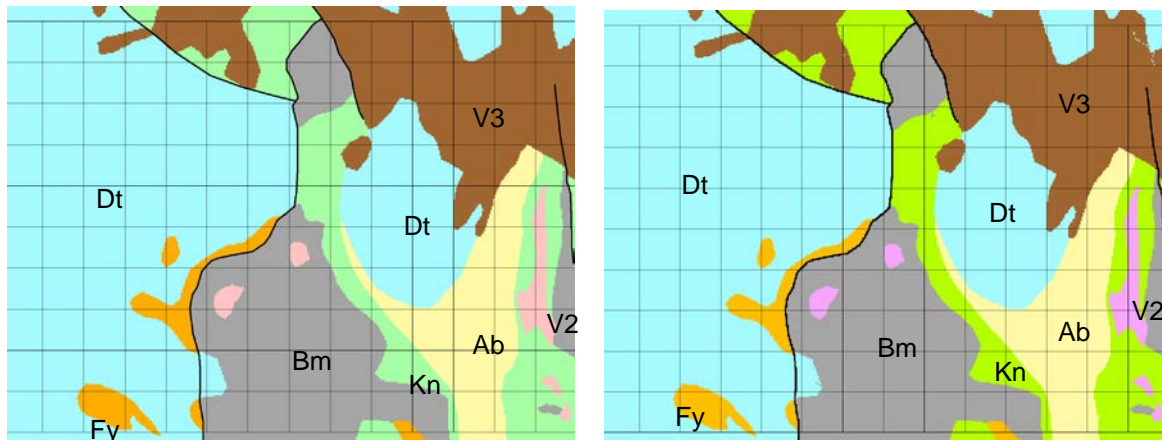


図 3.7-31 図 4.2-2 単元の層厚分布の推定結果 (ハッチ部は露出する地域)

次に作成した3次元地質モデルの地表地質が、当初作成した地質分布(図 3.7-24)と一致するかを確認した。図 3.7-32 右は3次元地質モデルの層厚分布図から厚さの有無で0/1化し、層厚が0より大きければ着色、層厚が0である場合は下位の地質を透過させた結果である。



集約した地質モデル (図 3.7-24)

3次元地質モデルの地表地質

図 3.7-32 3次元地質モデルの地表地質のチェック結果

図 3.7-32 で比較したように、3次元地質モデルから作成した地表モデルは集約した地質モデルと一致している。ただし、北東端の阿野呂砕屑岩類(V3)の内側に紐状の館層(Dt)が1メッシュ幅で現れており、これは阿野呂砕屑岩類がこの付近で薄いため谷筋に沿って下位の館層が現れてしまったことによる。このように僅かに当初のモデルと異なる地域が認められるが、断面図や第四紀層をはぎ取った地質図をほぼ正確に反映した3次元地質モデルができた。

(c) 出力結果

作成した3次元地質モデルの単元毎に上面高度と層厚を汎用フォーマットであるFLT形式で出力した。FLT形式は32bitFloatのバイナリデータであり、拡張子はfltである。また、縦横のメッシュ数、位置情報等のデータは同名で拡張子hdrとしてテキストで記述されている。これらは付属資料として添付した。出力データ一覧を表 3.7-5 に示す。

単元上面高度は現在の基盤高を最上限としており、現在の地表高との差が沖積層の堆積厚(主として埋没谷の堆積物)となる。

基盤(basement)、貫入岩(V2)および断層(fault)は海水準-2000mを基準とする厚さで表現した(厚さを表現するためには基準となる深度が必要なため)。これ以外の単元はそれぞれの単元の厚さ(下位層の上面高度との差分)で表現した。

表 3.7-5 出力データ一覧

分類	内容	データ名
現在の地形	現在の地表高	rct_dem
	沖積層厚	alv_0k
	基盤高	rct_base
単元上面高度	阿野呂碎屑岩類	s_v3
	館層	s_dt
	厚沢部層	s_ab
	木古内層	s_kn
	福山層	s_fy
	基盤	s_basement
	貫入岩類	s_v2
	断層	s_fault
単元厚さ (基盤、貫入岩類、断層 は海水準-2000mを基底 とする厚さとする)	阿野呂碎屑岩類	t_v3
	館層	t_dt
	厚沢部層	t_ab
	木古内層	t_kn
	福山層	t_fy
	基盤	t_basement
	貫入岩類	t_v2
	断層	t_fault

(3) 各単元の水理定数の検討

(2) で集約した第四紀層や断層を含む 8 単元について、地下水流動解析を実施するために必要な水理定数(透水係数、間隙率、比貯留係数)を収集・検討した。

(a) 現地での測定状況

日本地下水学会誌の情報データベース(1958 年以降が登録)を検索したが、対象地域周辺で透水係数等を記載した文献は見つからなかった。このため、梅田(1996)⁽¹²⁾の「日本の地盤を対象とした透水係数データベースの作成」を入手した。この文献では多種の調査文献を調査し、透水係数(cm/s)、空隙率、地質等のデータベースを作成している。収集数の多い雑誌は「トンネルと地下」335 件、「基礎工」192 件、「月刊ダム日本」174 件等があり、総数 1,517 件のデータを収集している。透水係数は土木では cm/s が一般に使用されており、梅田(1996)⁽¹²⁾でもこの単位が用いられている。ここでは MKS 系に統一するため m/s に統一した。

梅田(1996)⁽¹²⁾のデータベースの位置データからデータベースを GIS 化した。図 3.7-33 に対象地域周辺のデータ分布を示した。対象地域にはデータは無いが近傍に Nvp (新第三紀の海底火山噴出物) が 1 箇所あり、深度別に 5 件のデータが登録されている。地質は安山岩および変質(変朽)安山岩であり、透水係数が深度 0~50m で測定されている。透水係数の平均値は 1.6×10^{-6} m/s であり、一般に知られる火山岩類の透水係数(1×10^{-7} m/s 前後)に近い値が得られている。

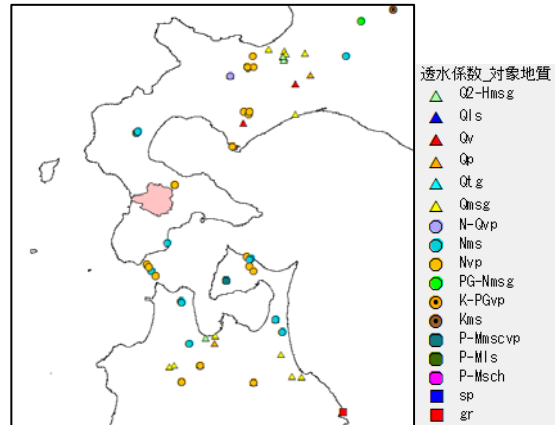


図 3.7-33 対象地域周辺の梅田(1996)のデータ

このように対象地域の地質単元の水理定数を決定できるデータがほぼ得られないことから、梅田(1996)⁽¹²⁾や他地域の文献から対象地域の水理定数を推定することとした。

表 3.7-6 に梅田(1996)⁽¹²⁾による地質区分を示す。また、表 3.7-7～表 3.7-10 に梅田(1996)⁽¹²⁾による集計結果を示した。また、グラフを図 3.7-34 に示した。この際の透水係数の単位は m/s とした。

時代別に集計した透水係数は古生代～新第三紀まで $10^{-7} \sim 10^{-6} m/s$ であり、大きな差は無い。第四紀更新世および完新世は 1 桁透水係数が大きくなっている。地質単元別では、第四紀が $10^{-3} \sim 10^{-6} m/s$ と大きい、これ以外は $10^{-7} \sim 10^{-6} m/s$ でほぼ類似した値となっている。深度別では 0～50m で $10^{-6} \sim 10^{-5} m/s$ と大きく、1000～2000m では $10^{-8} m/s$ まで深くなるほど透水係数は明瞭に小さくなっている。風化度別では新鮮岩で強風化岩よりも 1 桁透水係数が小さい。ただし、標準偏差は 1 桁を超える場合が多いことからばらつきの大きいデータであり、平滑化されたため地質や風化度は差が明瞭とならなかった可能性もある。

表 3.7-6 梅田(1996)⁽¹²⁾による地質区分

図示 番号	記号	地質時代	岩相の特徴	固結度	地下水の 賦存状態	地形	構成岩石・地層	透水性
1	Q ₁ -Hmsg	後期更新世 ～完新世	非海成～ 浅海成堆積物	未固結	層状水	沖積低地	粘土・シルト・砂・礫	大
						砂丘	風成砂	大
						河成扇状地	礫・砂	極めて大
						崖麓	礫・角礫・粘土	大
2	Q1s	第四紀	礫成石灰岩	礫岩～ 軟岩	洞穴水	海岸段丘	石灰岩	極めて大
3	Qv	第四紀	火山岩～ 火山性砕屑物	未固結	層状水	成層火山	溶岩	極めて大
						火山山麓地	凝灰角礫岩	極めて大
							角礫・礫・粘土	極めて大
4	Qp	第四紀	火山性砕屑物	未固結	層状水	火山性台地	火山灰	中程度
							降下軽石堆積物	極めて大
							軽石流堆積物	極めて大
							溶結凝灰岩	極めて大
5	Qtg	第四紀	段丘堆積物	未固結	層状水	河岸段丘	礫・砂・粘土	極めて大
						海岸段丘	砂・シルト・粘土	大
6	Qmsg	第四紀	非海成～ 浅海成堆積物	未固結 ～半固結	層状水	台地	砂・シルト・粘土	大
						丘陵地	礫・砂・粘土	中程度
7	N-Qvp	鮮新世～ 更新世	陸成火山岩	硬岩～ 未固結	裂隙水	溶岩台地	溶岩・凝灰角礫岩・凝 灰岩・溶結凝灰岩	大
8	Nms	新第三紀	海成堆積物	固結～ 軟岩	層状水	丘陵地	礫・砂	小
							シルト・泥岩・頁岩	ごく小
9	Nvp	新第三紀	主として海底 火山噴出物	硬岩	裂隙水	山地	溶岩・凝灰角礫岩	小
10	PG-Nmsg	古第三紀～ 中新世	非海成～ 浅海成堆積物	軟岩	裂隙水	丘陵地	砂岩泥岩・サイクロセ ム型互層	ごく小
11	K-PGvp	白亜紀～ 古第三紀	陸成火山岩	硬岩	裂隙水	山地	溶岩・凝灰角礫岩・凝 灰岩	小
							砂岩・頁岩	小
12	Kms	後期中生代 ～古第三紀	優地向斜層及 びフリッシュ 相堆積物	硬岩	裂隙水	山地	砂岩・頁岩	小
							白亜紀	海成乱堆積相 堆積物
13	P-Mmscvp	古生代～ 前期中生代	優地向斜相堆 積物(非～弱 変成)	硬岩	裂隙水	山地	泥質岩(頁・粘板岩)	中程度
							砂質岩(砂岩)	小
							硅質岩(チャート)	中程度
							火山性岩	ごく小
14	P-M1s				洞穴水	山地	炭酸塩岩(石灰岩)	大
15	P-Msch	古生代～ 前期中生代	優地向斜相堆 積物(変成)	硬岩	裂隙水	山地	結晶片岩	小
16	sp	先第四紀	超苦鉄質・苦 鉄質貫入岩	硬岩	裂隙水	山地	蛇紋岩・かんらん岩	ごく小
17	gr	先第四紀	酸性貫入岩・ 片麻岩	硬岩	裂隙水	山地	花崗岩・閃緑岩・片麻 岩	中程度

表 3.7-7 梅田(1996)⁽¹²⁾による地質時代別透水係数(cm/s)

地質時代	標本数	最大値	最小値	中央値	平均値	標本分散	標本標準偏差
	(個)	(log cm/sec)					(log cm/sec)
古生代	55	-3.15	-8.28	-4.17	-4.45	0.72	0.85
中世代	140	-2.30	-6.80	-4.10	-4.16	0.59	0.77
古第三紀	22	-3.00	-6.50	-4.50	-4.56	0.73	0.86
新第三紀	337	-1.30	-7.37	-4.10	-4.13	1.35	1.16
第四紀更新世	442	1.00	-7.79	-2.80	-2.93	2.28	1.51
第四紀完新世	201	0.26	-8.00	-3.00	-3.25	3.50	1.87
全データ	1197	1.00	-8.28	-3.55	-3.54	2.38	1.54

表 3.7-8 梅田(1996)⁽¹²⁾による地質单元別透水係数(cm/s)

記号	標本数	最大値	最小値	中央値	平均値	標本分散	標本標準偏差
	(個)	(log cm/sec)					(log cm/sec)
Q ₁ -Hmsg	213	0.26	-8.00	-2.91	-3.18	3.49	1.87
Q1s	6	-0.15	-1.77	-1.36	-1.06	0.45	1.67
Qv	74	-1.44	-7.15	-3.90	-3.97	1.25	1.11
Qp	35	-0.52	-6.53	-3.61	-3.66	1.24	1.11
Qtg	18	-0.30	-4.50	-2.38	-2.21	1.41	1.19
Qmsg	510	1.00	-8.00	-2.66	-2.94	2.76	1.66
N-Qvp	40	-2.00	-6.82	-4.01	-3.98	0.92	0.96
Nms	194	-1.30	-7.37	-3.96	-4.06	1.56	1.25
Nvp	136	-1.59	-6.97	-4.23	-4.37	0.91	0.95
PG-Nmsg	12	-3.41	-5.58	-4.68	-4.70	0.56	0.75
K-PGvp	26	-2.65	-5.50	-4.54	-4.37	0.56	0.75
Kms	42	-2.80	-6.50	-4.15	-4.14	0.50	0.71
P-Mscvp	65	-2.80	-8.28	-4.18	-4.35	0.79	0.89
P-M1s	3	-2.98	-4.81	-3.60	-3.80	0.86	0.96
P-Msch	28	-2.30	-5.69	-4.17	-4.21	0.53	0.73
sp	3	-3.70	-4.23	-3.73	-3.88	0.09	0.30
gr	112	-1.15	-7.60	-4.08	-4.19	1.06	1.03
全データ	1,517	1.00	-8.28	-3.60	-3.56	2.37	1.54

表 3.7-9 梅田(1996)⁽¹²⁾による深度別透水係数(cm/s)

深 度	標本数	最大値	最小値	中央値	平均値	標本分散	標本標準偏差
	(個)	(log cm/sec)					(log cm/sec)
0~50	965	0.69	-8.00	-3.35	-3.35	2.31	1.52
50~100	173	1.00	-7.30	-4.23	-4.04	1.51	1.23
100~200	71	-1.38	-7.70	-6.00	-4.37	1.80	1.34
200~500	19	-2.65	-5.68	-4.40	-4.22	0.66	0.81
500~1,000	22	-3.24	-8.27	-5.21	-5.26	1.35	1.16
1,000~2,000	15	-4.38	-6.97	-5.69	-5.74	0.81	0.90
全データ	1265	1.00	-8.27	-3.62	-3.58	2.32	1.52

表 3.7-10 梅田(1996)⁽¹²⁾による風化度別透水係数(cm/s)

風化区分	標本数	最大値	最小値	中央値	平均値	標本分散	標本標準偏差
	(個)	(log cm/sec)					(log cm/sec)
強風化	38	-2.45	-5.50	-3.60	-3.70	0.52	0.72
風化	63	-2.30	-6.70	-3.86	-3.80	0.49	0.70
弱風化	24	-2.30	-6.50	-4.21	-4.21	0.67	0.82
新鮮	77	-3.30	-7.60	-4.73	-4.73	0.50	0.71
全データ	410	-1.15	-8.28	-4.19	-4.19	0.86	0.93

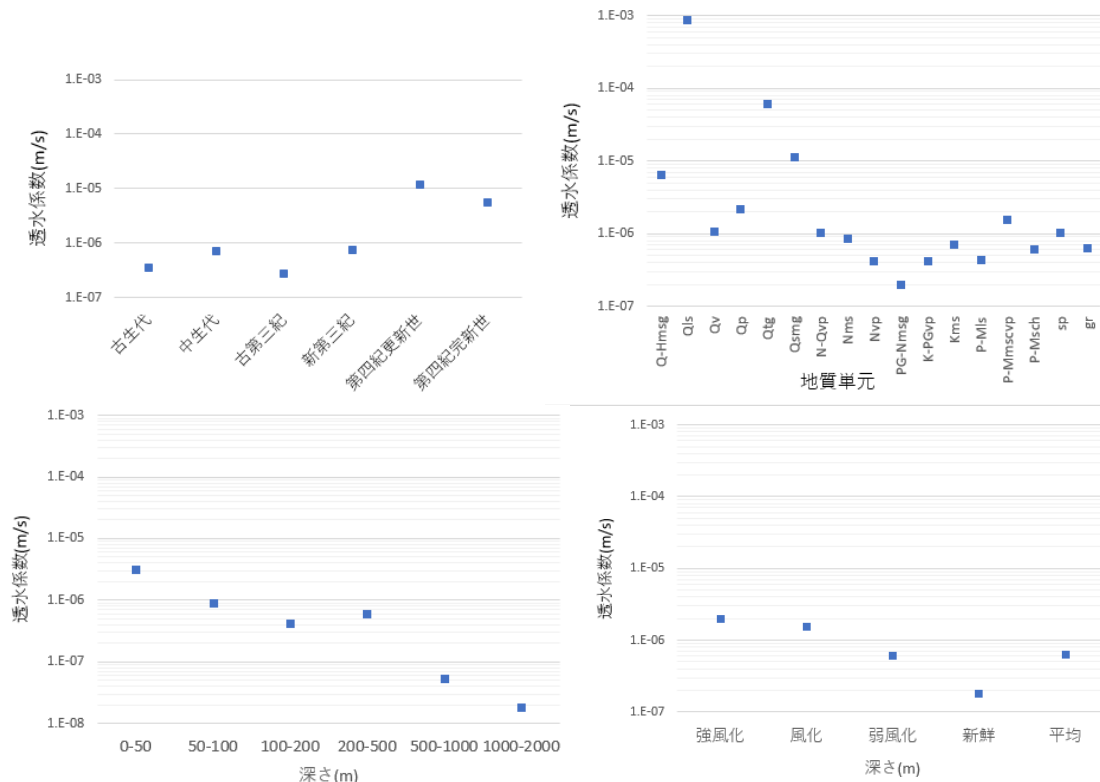


図 3.7-34 梅田(1996)⁽¹²⁾の透水係数の特徴

(b) 文献収集による地質・時代別の水理定数

これ以外に地質単位別に纏められた透水係数のデータとして表 3.7-11 に示した地圏環境テクノロジー(2015)⁽¹³⁾のデータがある。これは地圏環境テクノロジーが 2009 年から実施している全国規模の地下水流動の解析結果の国土情報プラットフォームであり、現在は第二次段階に移行している。第二次では水平解像度 1km で地質をモデリングし、降水量・気温・土地利用状況を考慮した全国的な地下水流動モデルを構築している。

表 3.7-11 はこの地質モデリングに適用された透水係数と空隙率であり、地質単位が細かく細分され、また、風化度に応じて 4 段階の係数が設定されている。したがって、地質単位に透水係数を設定する際の参考資料となる。

表 3.7-12 は梅田(1996)⁽¹²⁾と地圏環境テクノロジー(2015)⁽¹³⁾で地質単位を対応させ、それぞれの透水係数の平均値を比較した結果を図 3.7-35 に示す。梅田(1996)⁽¹²⁾では表 3.7-8 の平均値を、地圏環境テクノロジー(2015)⁽¹³⁾は風化・緩み区分 1~3 と深浅部の単純平均を比較した。図中の黒破線は透水係数が 1:1 となるラインである。図で示したように地圏環境テクノロジー(2015)⁽¹³⁾の透水係数が $10^{-6}m/s$ 以上の単位(第四紀更新世、完新世)は、梅田(1996)⁽¹²⁾の透水係数とほぼ一致する。一方、これ以下の透水係数、特に Gr、ACM、CBR、OF の 4 単位は梅田(1996)⁽¹²⁾では $10^{-6}m/s$ 前後であるが、地圏環境テクノロジー(2015)⁽¹³⁾では $10^{-8\sim 9}m/s$ と透水係数を 2~3 桁小さく設定している。これら単位は花崗岩やかんらん岩等の深成岩類および古生代~中生代の頁岩等の硬い地質であり、他の文献等の値と比較しても梅田(1996)⁽¹²⁾の値は小さいと思われる。表 3.7-13 は今井ほか(2009)⁽¹⁴⁾の幌延地域の地下水流動解析に用いられた水理定数を、表 3.7-14 は熊本ほか(2007)⁽¹⁵⁾の花崗岩地域の地下水流動解析に用いられた水理定数を示した。前者は地下数 km まで、後者は地下 1000m までを対象としている。

表 3.7-11 地圏環境テクノロジー(2015)⁽¹³⁾の透水係数および間隙率

地層区分	記号	風化・緩み区分毎の水理特性							
		風化・緩み区分1 (著しい風化・急斜面に生じた著しい緩みゾーン)		風化・緩み区分2 (重力の影響で斜面に生じた深い緩みゾーン)		風化・緩み区分3 (構造運動で生じた、わずかな緩みゾーン)		新鮮部	
		透水係数	有効	透水係数	有効	透水係数	有効	透水係数	有効
		(m/s)	間隙率	(m/s)	間隙率	(m/s)	間隙率	(m/s)	間隙率
陸域に分布する表土層：地表から厚さ1m	S	1.00E-03	0.4						
海底堆積物：海底から厚さ20m	MR	1.00E-06	0.2						
湖沼堆積物：湖底から厚さ10m	LD	1.00E-06	0.3						
湖成層 湿地堆積物	AC	1.00E-08	0.15						
扇状地 崖錐 砂丘 モレーン 沖積表層 琉球石灰 火山岩層	AG	1.00E-04	0.2						
盛土 自然堤防 段丘 洪積の崖錐 更新世火山岩層	DG	1.00E-05	0.2						
厚い洪積層	DS	1.00E-05	0.2						
鮮新統 洪積層下部	PP	1.00E-06	0.2	1.00E-06	0.15	1.00E-07	0.15	1.00E-08	0.05
鮮新統以外の第三紀層（中新統砂岩を除く）	TA	1.00E-06	0.2	1.00E-07	0.15	1.00E-08	0.05	1.00E-08	0.05
中新統砂岩	TS	1.00E-06	0.2	1.00E-06	0.15	1.00E-07	0.1	1.00E-08	0.05
中生層 泥質部	PMA	1.00E-06	0.2	1.00E-08	0.02	1.00E-08	0.02	1.00E-09	0.01
中生層 砂質部	PMS	1.00E-06	0.1	1.00E-07	0.05	1.00E-07	0.05	1.00E-09	0.01
中生層 石灰岩	PML	1.00E-04	0.1	1.00E-04	0.1	1.00E-08	0.02	1.00E-09	0.01
付加体 泥質部 玄武岩ブロック	ACM	1.00E-06	0.1	1.00E-08	0.05	1.00E-08	0.02	1.00E-09	0.01
付加体 砂質部	ACS	1.00E-06	0.1	1.00E-07	0.05	1.00E-07	0.05	1.00E-09	0.01
付加体 石灰岩ブロック 変成岩中の石灰岩を含む	ACL	1.00E-04	0.1	1.00E-04	0.1	1.00E-07	0.05	1.00E-09	0.01
付加体 チャート	ACC	1.00E-05	0.1	1.00E-07	0.05	1.00E-08	0.02	1.00E-09	0.01
オフィオライト	OF	1.00E-06	0.1	1.00E-09	0.02	1.00E-10	0.005	1.00E-10	0.005
完新世(H)の降下テフラ	AT	1.00E-05	0.3	1.00E-05	0.3	1.00E-05	0.3	1.00E-05	0.4
中新世～前期更新世(Q1)の火山岩層	MPVC	1.00E-05	0.1	1.00E-07	0.05	1.00E-07	0.05	1.00E-09	0.02
貫入岩	INT	1.00E-06	0.1	1.00E-07	0.05	1.00E-07	0.05	1.00E-08	0.05
第四紀の火山岩	QVL	1.00E-05	0.1	1.00E-05	0.05	1.00E-06	0.05	1.00E-07	0.05
中生代～新第三紀火山岩類 火砕流堆積物を含む	MTV	1.00E-05	0.1	1.00E-07	0.05	1.00E-07	0.05	1.00E-09	0.02
第四紀の火砕流堆積物	QPF	1.00E-05	0.2	1.00E-06	0.1	1.00E-07	0.05	1.00E-09	0.02
花崗岩 閃緑岩 花崗岩質片麻岩	GR	1.00E-05	0.2	1.00E-08	0.05	1.00E-09	0.01	1.00E-10	0.005
苦鉄質深成岩 変成岩等通常の基盤岩	CBR	1.00E-06	0.1	1.00E-08	0.05	1.00E-09	0.01	1.00E-10	0.005
砂質・珪質な基盤岩（変成岩）	SBR	1.00E-05	0.1	1.00E-06	0.1	1.00E-08	0.02	1.00E-10	0.005

表 3.7-12 梅田(1996)⁽¹²⁾と地圏環境テクノロジー(2015)⁽¹³⁾の対比結果 透水係数は m/s

梅田(1996)				地圏環境テクノロジー(2015)			
単元	時代	岩石	透水係数	単元	透水係数	標準偏差	間隙率
Q-Hmsg	後期更新世～完新世	粘土、シルト、砂、礫	6.6E-06	MR	1.0E-06		0.20
Q-Hmsg	後期更新世～完新世	粘土、シルト、砂、礫	6.6E-06	LD	1.0E-06		0.30
Qtg	第四紀	礫、砂、シルト、粘土	6.2E-05	AG	1.0E-04		0.20
Q-Hmsg	後期更新世～完新世	粘土、シルト、砂、礫	6.6E-06	DG	1.0E-05		0.20
Qsmg	第四紀	礫、砂、シルト、粘土	1.1E-05	DS	1.0E-05		0.20
N-Qvp	鮮新世～更新世	溶岩、凝灰角礫岩、凝灰岩	1.0E-06	PP	1.8E-07	0.96	0.14
Nms	新第三紀	シルト、泥岩、頁岩	8.7E-07	TA	5.6E-08	0.96	0.11
Nms	新第三紀	シルト、泥岩、頁岩	8.7E-07	TS	1.8E-07	0.96	0.13
PG-Nmsg	umedanotaihi	砂岩、泥岩	2.0E-07	PMA	1.8E-08	1.26	0.06
Nms	新第三紀	シルト、泥岩、頁岩	8.7E-07	PMS	5.6E-08	1.26	0.05
P-Mls	古第三紀～白亜紀	石灰岩	4.5E-07	PML	5.6E-07	2.63	0.06
P-Mmscvp	古生代～前期中生代	頁岩、砂岩、チャート等	1.6E-06	ACM	1.8E-08	1.26	0.05
P-Mmscvp	古生代～前期中生代	頁岩、砂岩、チャート等	1.6E-06	ACS	5.6E-08	1.26	0.05
P-Mmscvp	古生代～前期中生代	頁岩、砂岩、チャート等	6.2E-05	ACC	5.6E-08	1.71	0.05
Sp	先第四紀	蛇紋岩、かんらん岩	1.6E-06	OF	1.8E-09	1.89	0.03
Qp	第四紀	火山灰、溶結凝灰岩	1.0E-06	AT	1.0E-05	0.00	0.33
N-Qvp	鮮新世～更新世	溶岩、凝灰角礫岩、凝灰岩	2.2E-06	MPVC	1.0E-07	1.63	0.06
Qv	第四紀	溶岩、凝灰角礫岩	1.0E-06	QVL	1.8E-06	0.96	0.06
Nvp	新第三紀	溶岩、凝灰角礫岩	1.6E-06	MTV	1.0E-07	1.63	0.06
Qp	第四紀	火山灰、溶結凝灰岩	1.0E-06	QPF	1.8E-07	1.71	0.09
Gr	先第四紀	花崗岩、花崗閃緑岩、片麻岩	2.2E-06	GR	1.0E-08	2.16	0.07
Sp	先第四紀	蛇紋岩、かんらん岩	1.0E-06	CBR	5.6E-09	1.71	0.04
P-Msch	古生代～前期中生代	結晶片岩	1.6E-06	SBR	5.6E-08	2.22	0.06

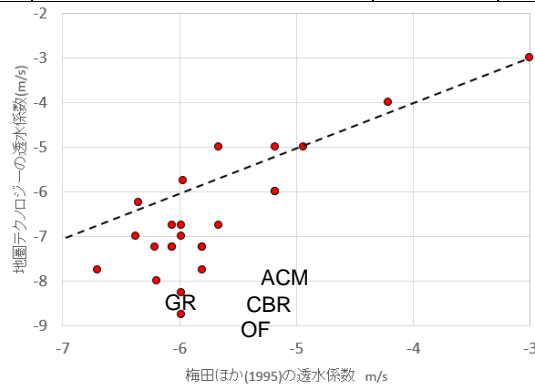


図 3.7-35 梅田(1996)⁽¹²⁾と地圏環境テクノロジー(2015)⁽¹³⁾の対比結果

表 3.7-13 幌延における地下水流動解析の水理定数 今井ほか(2009)⁽¹⁴⁾

No	地質	透水係数(m/s)	間隙率(%)	比貯留係数(1/m)
1	古第三系+白亜系	1.0E-11	20	1.0E-05
2	増幌層+鬼土別層	5.0E-10	30	1.0E-05
3	稚内層	1.0E-07	50	1.0E-05
4	声間層	1.0E-07	50	1.0E-05
5	勇知層・更別層・第四系	1.0E-07	50	1.0E-05
6	大曲断層	1.0E-07	50	1.0E-05
7	サロベツ断層	1.0E-07	50	1.0E-05
8	S1-断層	1.0E-07	50	1.0E-05
9	S2-断層	1.0E-07	50	1.0E-05
10	S3-断層	1.0E-07	50	1.0E-05
11	S4-断層	1.0E-07	50	1.0E-05
12	表層(地表より10m程度)	1.0E-07	50	1.0E-05

表 3.7-14 花崗岩地域における地下水流動解析の水理定数 熊本ほか(2007)⁽¹⁵⁾

地質・地質構造要素		透水係数		比貯留係数 Ss(1/m)
		水平方向 (断層面に平行) K _h (m/s)	鉛直方向 (断層面に直交) K _v (m/s)	
堆積岩	瀬戸層群	1.0E-05	1.0E-05	1.0E-05
	瑞浪層群	8.8E-08	8.8E-10	1.0E-06
	生俵累層	3.2E-09	3.2E-11	1.0E-06
	明世累層／本郷累層(本体)	4.0E-08	4.0E-08	1.0E-06
	明世累層／本郷累層(基底礫)	5.2E-07	5.2E-07	1.0E-06
	土岐夾炭累層(本体)	9.0E-08	9.0E-08	1.0E-06
花崗岩	土岐夾炭累層(基底礫)	3.0E-06	3.0E-06	1.0E-06
	上部割れ目帯(UHFD)	2.2E-07	2.2E-07	5.0E-07
	低角度割れ目帯(LAFZ)	1.1E-06	1.1E-06	5.0E-07
不連続構造	下部割れ目低密度帯(LSFD)	3.2E-08	3.2E-08	5.0E-07
	月吉断層の主要部	1.0E-11	1.0E-11	1.0E-06
	月吉断層に伴う割れ目帯	4.2E-07	4.2E-07	1.0E-06
	MIZ1FZ02	9.2E-06	9.2E-06	1.0E-07
	DH2FZ03/MIZ1FZ04	2.4E-07	2.4E-07	1.0E-07
	MSB3FZ	9.3E-09	1.0E-11	1.0E-07
	2D MIZ1FZ06	9.3E-09	1.0E-11	1.0E-07
	IF_SB0_01	9.3E-09	1.0E-11	1.0E-07
トレース長3km以上の断層	5.6E-06	1.0E-11	1.0E-07	

今井ほか(2009)⁽¹⁴⁾では古第三系～白亜紀の単元の透水係数を 10^{-11} m/s とほぼ不透水層として設定している。熊本ほか(2007)⁽¹⁵⁾の花崗岩では割れ目帯で $10^{-6\sim-7}$ m/s 程度、割れ目低密度帯で 10^{-8} m/s と設定しており、図 3.7-35 の分布から見れば深成岩類や古生代～中生代堆積岩類の値は地圏環境テクノロジー(2015)⁽¹³⁾に近い値が設定されている。なお、梅田(1996)⁽¹²⁾は課題として、取得したデータの目的、深度、試験方法がばらばらであること、また、土木系雑誌の目的から施工上問題となった比較的大きな透水係数を対象としたケースが多いことを指摘している。このため、収集されたデータは比較的高い透水係数に偏る傾向も考えられるとしている。図 3.7-35 の比較結果はこれらの問題を反映した可能性が高いと推定される。

(c) 対象地域の水理定数の検討結果

前項の単元別の透水係数の件等を踏まえ地質単元が細分されていること、間隙率が設定されていることから地圏環境テクノロジー(2015)⁽¹³⁾を参考として対象地域の水理定数を決定した。なお、比貯留係数は水頭(h)が1増加した場合に単位体積に取り込まれる、または排出される水の体積を表し、不圧地下水のときは0に等しくなり、通常 Ss で表される。地盤工学会(2017)⁽¹⁶⁾の比貯留係数の解説によれば、一般には堆積圧縮率から比貯留係数を概算値として推定している場合が多いとしている。

$E(\text{lb}/\text{ft}^2)$: 体積圧縮係数 → 比貯留係数 $\gamma_w/E(1/\text{ft})$

比貯留係数のオリジナルは Domenico et al.,(1965)⁽¹⁷⁾に委ねており、値自体は Jumikis(1962)⁽¹⁸⁾を修正したものとされている。

表 3.7-15 に代表的な物質の比貯留係数を示す。日本では⑥の単位系が用いられている。表 3.7-13 に示した今井ほか(2009)⁽¹⁴⁾では比貯留係数を古第三紀～完新世、断層を含めすべて $10^{-5}(1/\text{m})$ で設定している。熊本ほか(2007)⁽¹⁵⁾では瀬戸層群を 10^{-5} で、瑞浪層群を 10^{-6} 、花崗岩類を 5×10^{-7} で設定しており、透水係数が小さくなると比貯留係数も小さくなる設定としている。ただし、比貯留係数は感度が鈍いためか、透水係数に比較してかなり大まかな設定となっている。対象地域では主として中新世～鮮新世の堆積岩が卓越し、熊本ほか(2007)⁽¹⁵⁾の堆積岩類と同時代であることからこれを参考として比貯留係数を設定した。

対象地域の単元別の水理定数の設定値と参照元を表 3.7-16 に示す。透水係数の設定値は地

圏環境テクノロジー(2015)の該当する地質单元および地質を青字で示した。なお、区分は風化・緩み区分を表す。間隙率も同じ单元の間隙率を引用した。比貯留係数は熊本(2007)の地質单元に相当する値を引用した。

表 3.7-15 比貯留係数の代表値 (地盤工学会(2017)⁽¹⁶⁾から引用)

Material	①E(lb/ft ³) (1)	②1/E(ft ³ /lb) (2) =1/①	③1/E(m ² /N) (2)参考 =②×(0.3048) ² /4.445 =②×0.02090	④1/E(1/bar) (2)参考 =③×10 ⁵	⑤γ _w /E=Ss (1/ft) (1) =62.4269/①	⑥Ss(1/m) =⑤/0.3048 =⑤×3.2808
Plastic clay	1×10 ⁴ ~8×10 ⁴	1×10 ⁻⁴ ~1.25×10 ⁻⁵	2×10 ⁻⁶ ~2.6×10 ⁻⁷	2×10 ⁻¹ ~2.6×10 ⁻²	6.2×10 ⁻³ ~7.8×10 ⁻⁴	2.0×10 ⁻² ~2.6×10 ⁻³
Stiff clay	8×10 ⁴ ~1.6×10 ⁵	1.25×10 ⁻⁵ ~6.25×10 ⁻⁶	2.6×10 ⁻⁷ ~1.3×10 ⁻⁷	2.6×10 ⁻² ~1.3×10 ⁻²	7.8×10 ⁻⁴ ~3.9×10 ⁻⁴	2.6×10 ⁻³ ~1.3×10 ⁻³
Medium hard clay	1.6×10 ⁵ ~3×10 ⁵	6.25×10 ⁻⁶ ~3.33×10 ⁻⁶	1.3×10 ⁻⁷ ~6.96×10 ⁻⁸	1.3×10 ⁻² ~6.96×10 ⁻³	3.9×10 ⁻⁴ ~2.08×10 ⁻⁴	1.3×10 ⁻³ ~6.82×10 ⁻⁴
Loose sand	2×10 ⁵ ~4×10 ⁵	5×10 ⁻⁶ ~2.5×10 ⁻⁶	1×10 ⁻⁷ ~5.2×10 ⁻⁸	1×10 ⁻² ~5.2×10 ⁻³	3.1×10 ⁻⁴ ~1.5×10 ⁻⁴	1.0×10 ⁻³ ~4.9×10 ⁻⁴
Dense sand	1×10 ⁶ ~1.6×10 ⁶	1×10 ⁻⁶ ~6.25×10 ⁻⁷	2×10 ⁻⁸ ~1.3×10 ⁻⁸	2×10 ⁻³ ~1.3×10 ⁻³	6.2×10 ⁻⁵ ~3.9×10 ⁻⁵	2.0×10 ⁻⁴ ~1.3×10 ⁻⁴
Dense sandy gravel	2×10 ⁶ ~4×10 ⁶	5×10 ⁻⁷ ~2.5×10 ⁻⁷	1×10 ⁻⁸ ~5.2×10 ⁻⁹	1×10 ⁻³ ~5.2×10 ⁻⁴	3.1×10 ⁻⁵ ~1.5×10 ⁻⁵	1.0×10 ⁻⁴ ~4.9×10 ⁻⁵
Rock, fissured, jointed	3×10 ⁶ ~6.25×10 ⁷	3.33×10 ⁻⁷ ~1.6×10 ⁻⁸	6.96×10 ⁻⁹ ~3.3×10 ⁻¹⁰	6.96×10 ⁻⁴ ~3.3×10 ⁻⁵	2.08×10 ⁻⁵ ~1×10 ⁻⁶	6.8×10 ⁻⁵ ~3.3×10 ⁻⁶
Rock, sound	6.25×10 ⁷ <	1.6×10 ⁻⁸ >	3.3×10 ⁻¹⁰ >	3.3×10 ⁻⁵ >	1×10 ⁻⁶ >	3.3×10 ⁻⁶ >
Water @25°C	-	2.3×10 ⁻⁸	4.8×10 ⁻¹⁰	4.8×10 ⁻⁵		

表 3.7-16 対象地域の单元別水理定数検討結果

地質单元	記号	時代・岩種	透水係数 (m/s)	間隙率	比貯留係数 (1/m)
基盤 (松前層群)	Bm	中生代ジュラ紀 チャート、粘板岩および 凝灰岩の互層、砂岩など	1×10 ⁻⁸ m/s 付加体 チャート ACC 区分 3	0.02	5.0E-07 (土岐花崗岩類)
福山層	Fy	新第三紀前期 陸生の火山噴出物および 砂岩・泥岩・礫岩	1×10 ⁻⁷ m/s 中新世～前期更新世(Q1)の火山 岩層 MPVC 区分 3	0.05	1.0E-06 (土岐瑞浪層群)
木古内層	Kn	新第三紀中期～後期 海成の硬質頁岩と軟質泥 岩	1×10 ⁻⁸ m/s 鮮新統以外の第三紀層 (中新統 砂岩を除く) TA 区分 3	0.05	1.0E-06 (土岐瑞浪層群)
厚沢部層	Ab	中新世後期 海成の砂岩・泥岩とこれ ら互層	1×10 ⁻⁷ m/s 中新統砂岩 TS 区分 3	0.1	1.0E-06 (土岐瑞浪層群)
館層	Dt	中新世後期～鮮新世 海成の珩藻質泥岩からな り、砂岩・凝灰岩を含む	1×10 ⁻⁷ m/s 鮮新統 洪積層下部 PP 区分 3	0.15	1.0E-05 (土岐瀬戸層群)
阿野呂砕屑 岩類	V3	中新世後期～鮮新世 安産岩質凝灰角礫岩・火 山角礫岩および溶岩	1×10 ⁻⁷ m/s 中新世～前期更新世(Q1)の火山 岩層 MPVC 区分 2,3	0.05	1.0E-05 (土岐瀬戸層群)
貫入岩類	V2	流紋岩・安山岩および粗 粒玄武岩	1×10 ⁻⁷ m/s 貫入岩 INT 区分 2,3	0.05	5E-07 (土岐花崗岩)
沖積層			1×10 ⁻⁵ m/s DG 区分 1	0.2	1.0E-05 (幌延表層)

3.7.4 将来 12.5 万年までの地形変化に応じた 3 次元地下水流動解析

3.7.1 で評価した現在～将来の地形変化の不確実性の解析結果を基に、現在から将来 12.5 万年までの 3 次元地下水流動・塩分濃度解析を行った。本解析では、地形変化の不確実性が地下水流動に与える影響がより大きくなると想定されるケースとして、基盤侵食面の変化量がより大きい、すなわち埋設地の対置深度がより小さくなる平均侵食速度 0.089m/y のケースを選定し。その解析結果から、将来の地形変化が地下水流動・水質に与える影響の傾向性や重要因子に関する予察的な解析を行った。

(1) 解析体系及び解析条件

図 3.7-36 に地下水流動解析の評価対象領域とした 3 次元地質構造モデルを示す。各地質の水理特性をあわせて示した。本モデルに基づいて、地下水流動解析の解析メッシュを作成した。メッシュサイズは 3.6 の検討から、メッシュサイズを 400m とし、Z 方向については上層 10 層を 10m に、下層 38 層を最大 66m として合計 48 要素に区切った。要素数は約 39 万、節点数は約 40 万である。また、分散長は縦 400m 、横 40m とした。不飽和低減特性は 3.6 と同様に仮想的なデータを適用した。

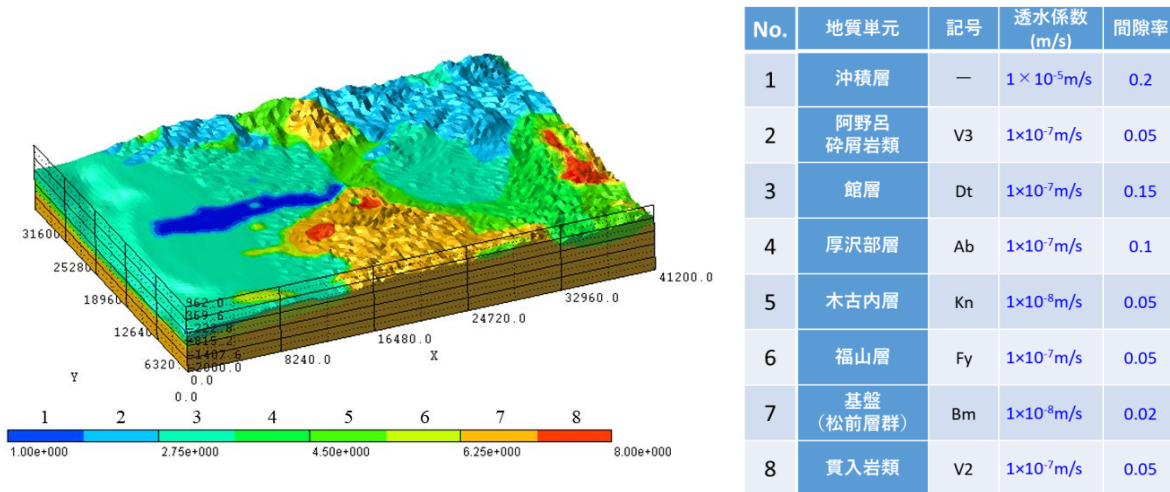


図 3.7-36 地下水流動・塩分濃度解析の 3 次元地質構造モデル

また、図 3.7-37 に本解析に適用した現在から 12.5 万年後までの海水準変動曲線を示す。過去 12.5 万年前から現在までの海水準変動を将来にそのまま適用する基本ケースである。

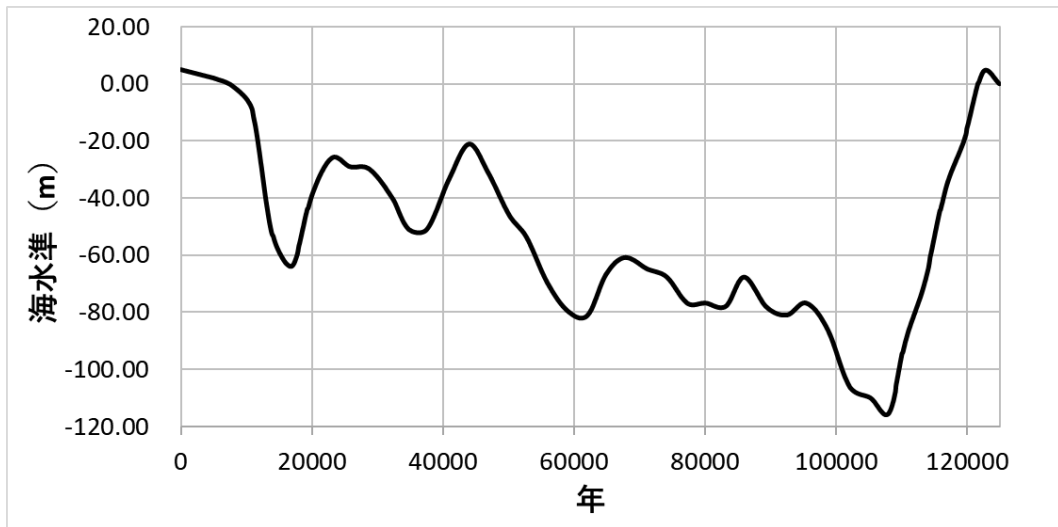


図 3.7-37 本解析における現在～12.5 万年後までの海水準変動曲線

さらに、現在から将来までの降水量を表 3.7-17 に示すように与えた。

表 3.7-17 時刻別の降水量

	時間 (yr)	降雨量 (mm/yr)
現在	0	100
現在～ 次期氷期	10000	97
	20000	94
	30000	91
	40000	88
	50000	85
	60000	82
	70000	79
	80000	76
	90000	73
	100000	70
次期氷期	105000	70
次期氷期～次期間氷期	110000	70
	120000	90
次期間氷期	125000	100

図 3.7-38 に洗い出し解析結果にもとづいて設定した初期の塩分濃度分布を、図 3.7-39 に初期の流速分布を示す。汀線に沿って塩分が分布している。また、陸側の沖積層に沿って流速の高い領域が存在する。

※深度方向を2倍にして表示

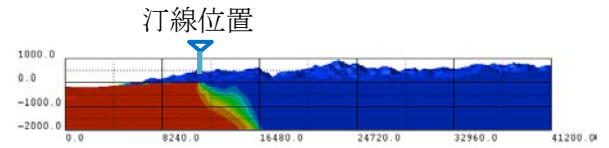
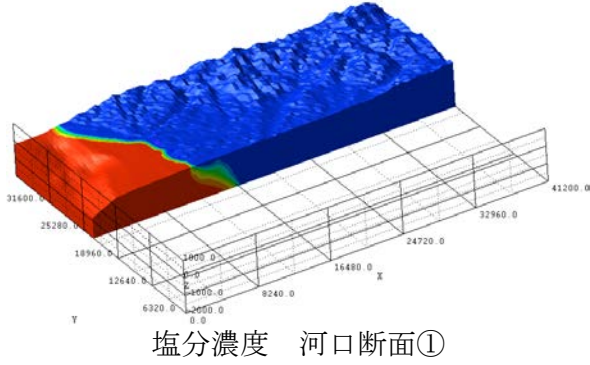
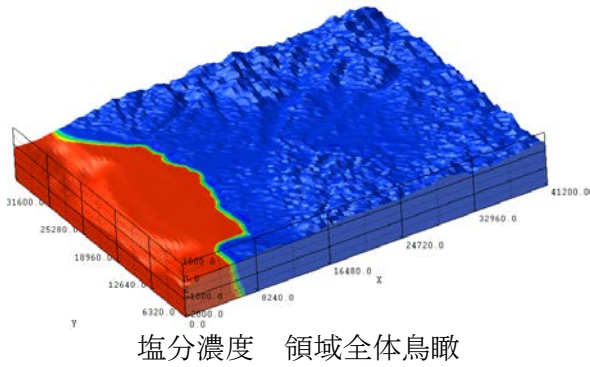


図 3.7-38 洗い出し解析結果に基づく初期の塩分濃度分布

※深度方向を2倍にして表示

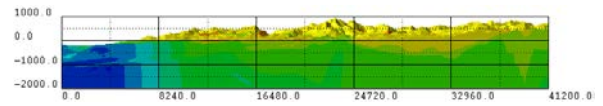
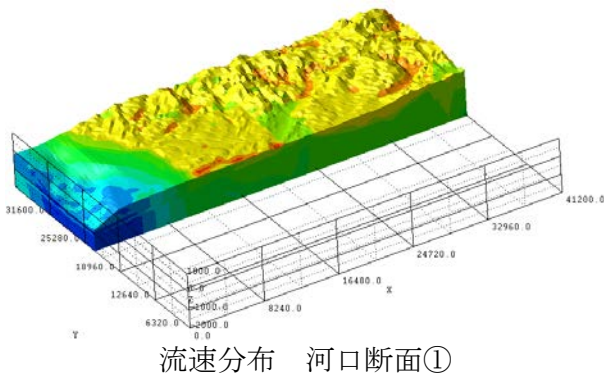
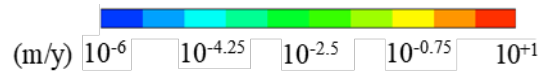
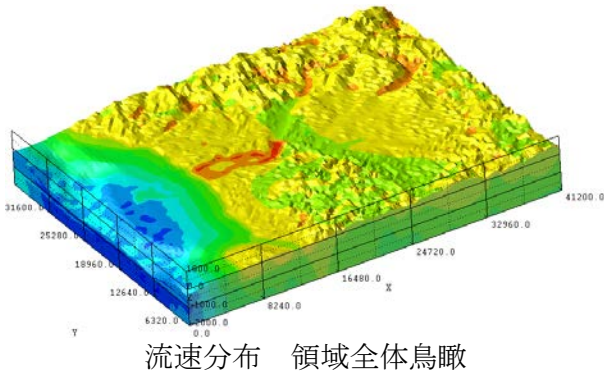


図 3.7-39 洗い出し解析結果に基づく初期の流速分布

(2) 解析結果

3次元地形変化の1000年ごとの解析結果を、地下水流動解析の体系に反映させて、非定常の地下水流動及び塩分濃度解析を行った結果を図 3.7-40 から図 3.7-67 に示す。1 万年ごとに塩分濃度分布と流速分布を示している。徐々に海水準が低下して汀線が海側へ移動するに伴い、塩分濃度の高い領域が移動している。3 万年にかけて陸側の淡水地域に塩分濃度の比較的高い領域が取り残される傾向が示されたが、4 万年ではほぼ解消された。流速分布については表層の沖積層で 10m/y 程度の高い値を示す領域も存在する結果となった。ただし、流速の経時変化の結果から、山側における大局的な流速の分布の傾向は、現在から 12.5 万年後まで大きな変化の傾向を示していない。

図 3.7-68 及び図 3.7-69 に河口断面における流速ベクトル分布図の経時変化を示す。中央に存在する大きな渦を示す領域の山側については、12.5 万年の評価期間中、本断面においては、流速ベクトルはほとんど変化せず、地形変化に依らず安定な地下水流動系が維持できる領域と考えられる。

大きな渦を示す領域の海側については、汀線の移動に伴って汀線直下から陸側数 km の範囲で流向が大きく変動する結果となった。本領域の表層では常に地表方向に流速ベクトルが向かっている。

初期の汀線から 6km 以上離れている海洋低下の領域では、地下水流速が 10^{-6} m/y 程度と安定しているが、海水準の低下によって汀線が近づいてくると 10^{-4} m/y \sim 10^{-3} m/y 程度と上昇する結果となり、沿岸域での地形変化に加えて汀線位置が地下水流動に与える影響が大きいことが示唆された。この結果は、現在の流れ場だけで判断するのではなく、長期的な地形と海水準の変遷の中での地下水流速の変動を把握することが重要であることを示すものである。

海水準が急速に上昇する 12 万年から 12.5 万年では、汀線が陸側に移動する海進時の場合では、表層で塩分濃度が上昇し、地下においても表層に追随する形で塩分濃度が上昇する傾向が見られ、海退時での塩分濃度分布の特徴と明らかに異なる結果となった。また、図 3.7-64 及び図 3.7-66 に示したように、汀線付近の水平方向の塩淡境界は、海退時に示されていた汀線に沿った滑らかな線ではなく、フィンガー状の特徴を示した。以上のことから、沿岸域において海進及び海退の違いが、特に塩分濃度の空間分布に影響を与えることが示された。

このほか、図 3.7-70 に示す一辺約 8km の領域から 2km 間隔で粒子追跡線解析を行ったところ、図 3.7-71 及び図 3.7-72 に示す結果が得られた。現汀線位置より陸側では時間経過に伴って流路が大きく変化することはなかったが、S4 などの地点からの流路は流出点が大きく海側まで移動した。海水準が上昇する 12 万年以降はほぼ初期の状態に戻る結果となった。

以上のように、平均侵食速度 0.089m/y として現在から 12.5 万年後までの地形変化を反映して非定常の地下水流動解析を行った結果、山側領域で地下水流動場が大きく変化することはなかった。山地領域は全体的に隆起して、勾配の大きくなった領域があったが、河口断面付近への影響は小さかった。なお、山側では当初より地下 500m まで領域で 0.1m/y 程度の比較的地下水流速となっている。一方、海水準変動によって、汀線が移動する範囲で当初から 10^{-2} m/y 以上の流速の領域では、流れ方向が大きく変化するが、流速がそれ以上に極端に増加するような結果とはならなかった。

以上のように、将来の地形変化の不確実性の評価結果を考慮し設定した平均侵食速度 0.089m/y のケースに対する非定常の地下水流動解析の結果から、地下水流動及び水質（塩分濃度分布）に与える影響の傾山性をまとめると、以下のようになる。

- ・ 山側領域における大局的な地下水流速の分布の傾向は大きく変化することはなかった。
- ・ 山地領域は全体的に隆起して、勾配の大きくなった領域が存在したものの、河口断面付近への流速変化の影響は限定的であった。
- ・ 海水準変動によって汀線が移動する沿岸付近では、当初から 10^{-2} m/y 以上の流速の領域では、流速がそれ以上に極端に増加するような結果は見られなかったものの、流れ方

向が大きく変化する傾向性が確認された。

- ・ 初期の汀線から 6km 以上離れている海洋低下の領域では、地下水流速が 10^{-6}m/y 程度と安定しているが、海水準の低下によって汀線が近づいてくると $10^{-4}\text{m/y}\sim 10^{-3}\text{m/y}$ 程度と上昇する傾向が見られた。

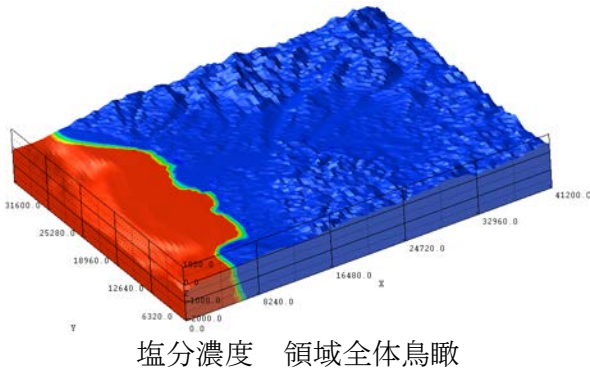
また、本解析から、地下水流動及び水質（塩分濃度分布）に影響を与える重要因子の分析の結果は、以下のようになる。

- ・ 一様な隆起場の場合、山地領域では相対的な標高差の変化が小さく、地下水流動の経時的な変化が顕著で無いことから、地下水流動への影響の観点から、現在の地形形状及び水理・地質構造に関するパラメータがより重要になると考えられる。

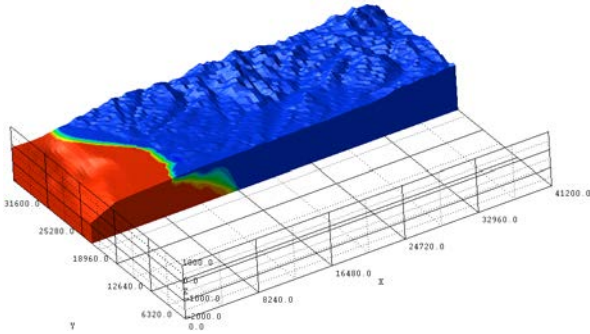
汀線付近の沿岸域では、地形変化と汀線の位置により、地下水の流動方向、流速の程度、塩分濃度分布も変動する傾向があることから、水理条件の他に、特に河川侵食と堆積に関するパラメータ、海退及び海進の条件に関するパラメータがより重要になると考えられる。

今後は平均侵食速度が小さい場合や海水準変動の不確実性を反映した地下水流動解析を実施して、地形変化及び海水準変動による天然バリアの核種移行への影響を分析する必要がある。

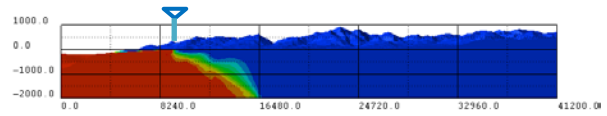
※深度方向を2倍にして表示



塩分濃度 領域全体鳥瞰



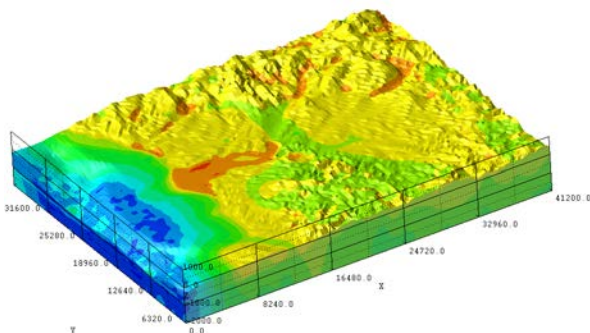
塩分濃度 河口断面①



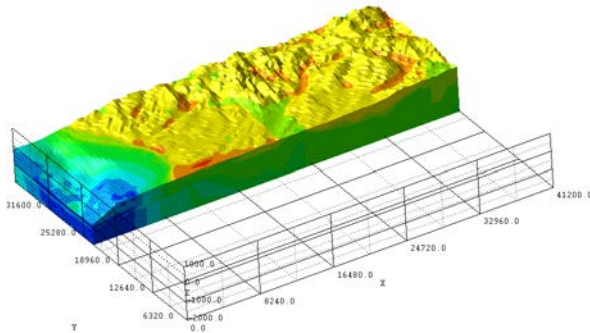
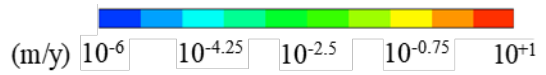
塩分濃度 河口断面②

図 3.7-40 1 万年後の塩分濃度分布

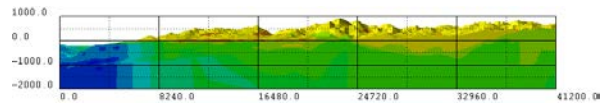
※深度方向を2倍にして表示



流速分布 領域全体鳥瞰



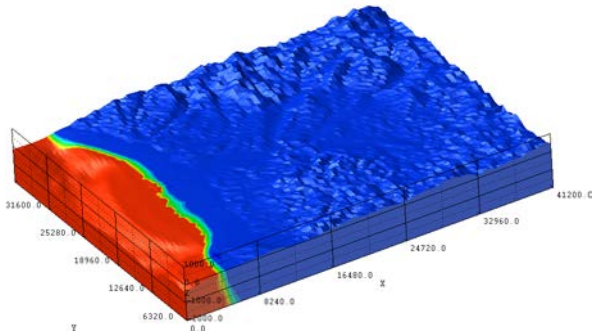
流速分布 河口断面①



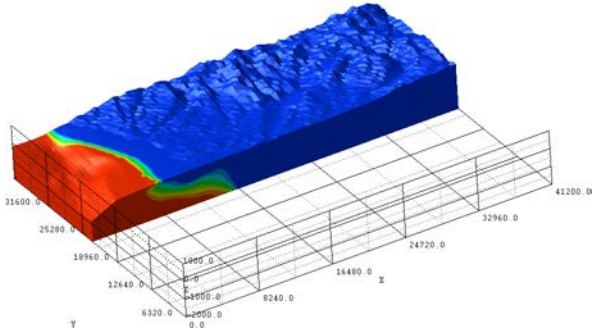
流速分布 河口断面②

図 3.7-41 1 万年後の流速分布

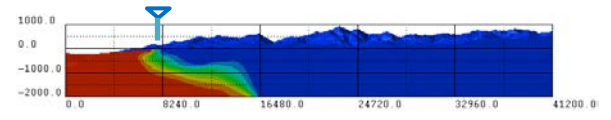
※深度方向を2倍にして表示



塩分濃度 領域全体鳥瞰



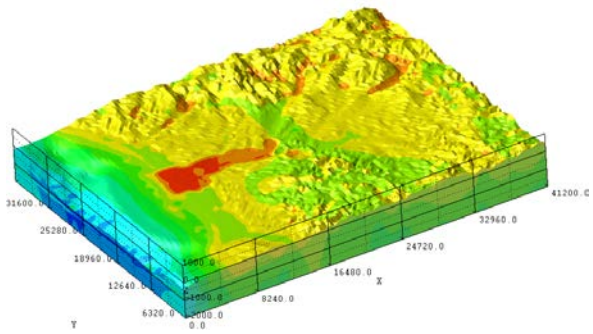
塩分濃度 河口断面①



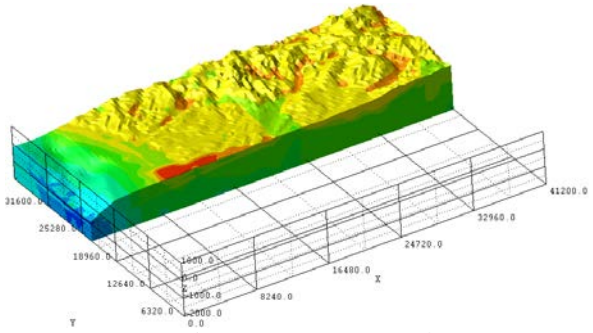
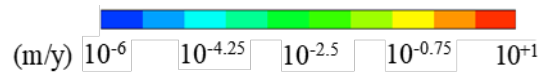
塩分濃度 河口断面②

図 3.7-42 2 万年後の塩分濃度分布

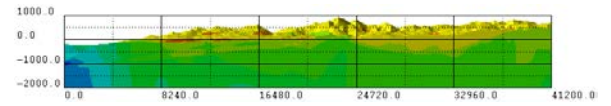
※深度方向を2倍にして表示



流速分布 領域全体鳥瞰



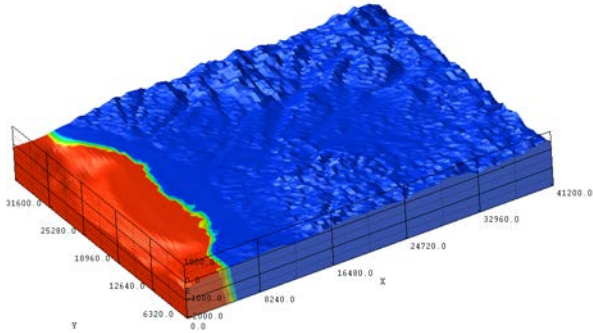
流速分布 河口断面①



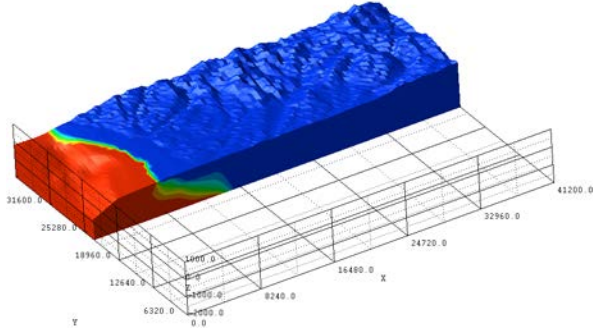
流速分布 河口断面②

図 3.7-43 2 万年後の流速分布

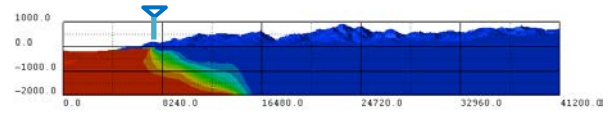
※深度方向を2倍にして表示



塩分濃度 領域全体鳥瞰



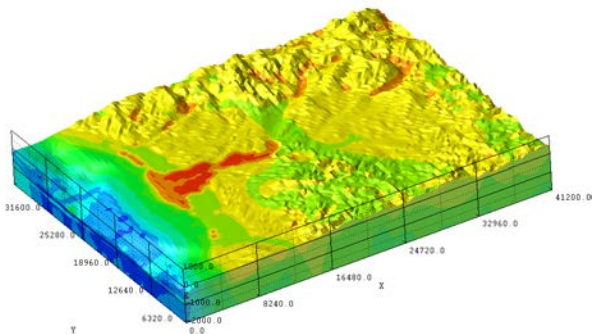
塩分濃度 河口断面①



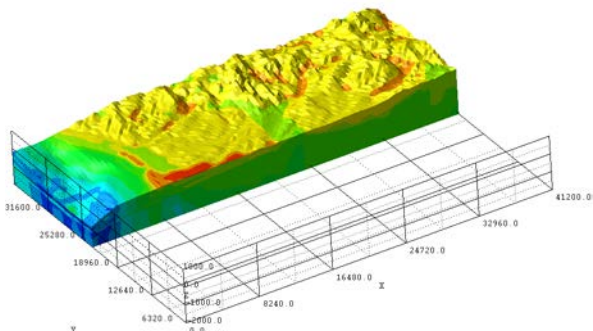
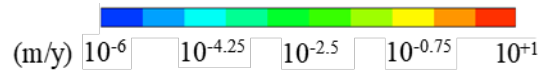
塩分濃度 河口断面②

図 3.7-44 3 万年後の塩分濃度分布

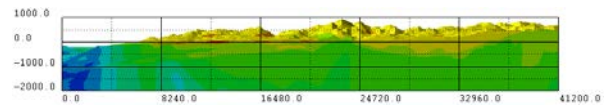
※深度方向を2倍にして表示



流速分布 領域全体鳥瞰



流速分布 河口断面①



流速分布 河口断面②

図 3.7-45 3 万年後の流速分布

※深度方向を2倍にして表示

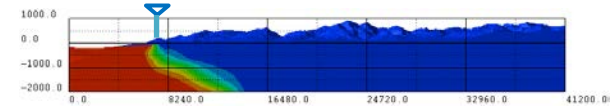
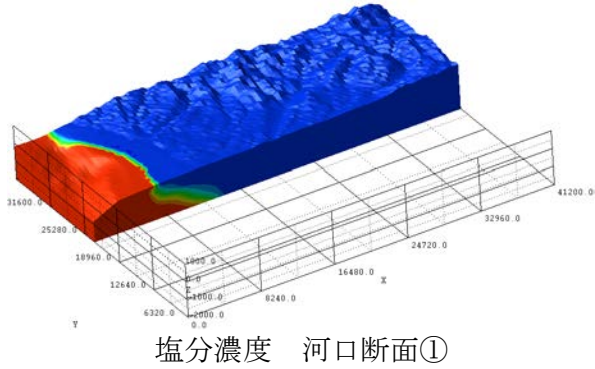
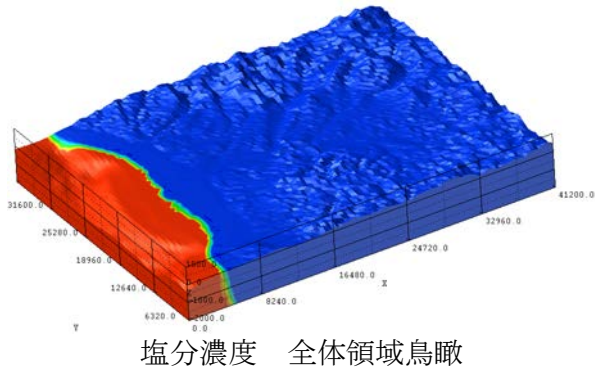


図 3.7-46 4 万年後の塩分濃度分布

※深度方向を2倍にして表示

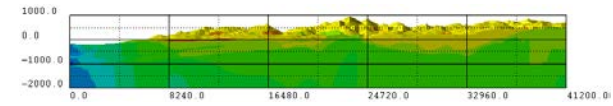
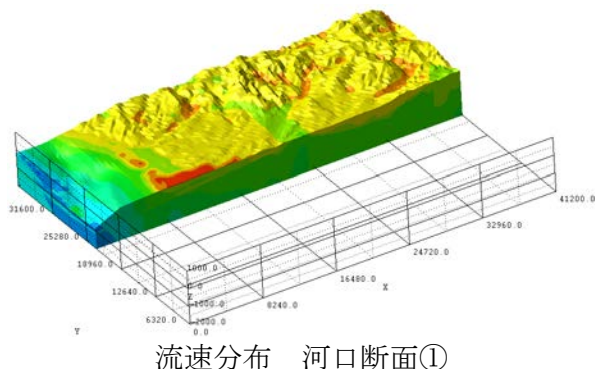
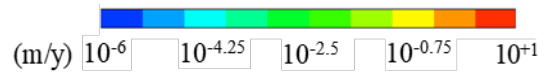
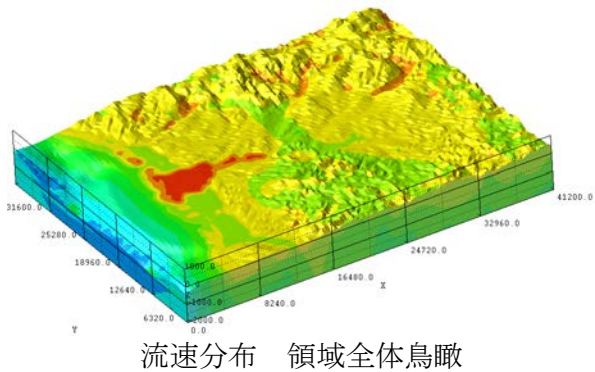


図 3.7-47 4 万年後の流速分布

※深度方向を2倍にして表示

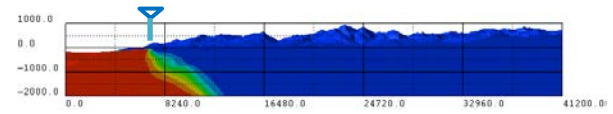
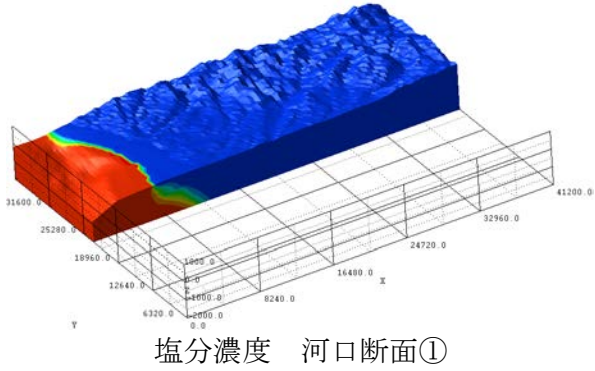
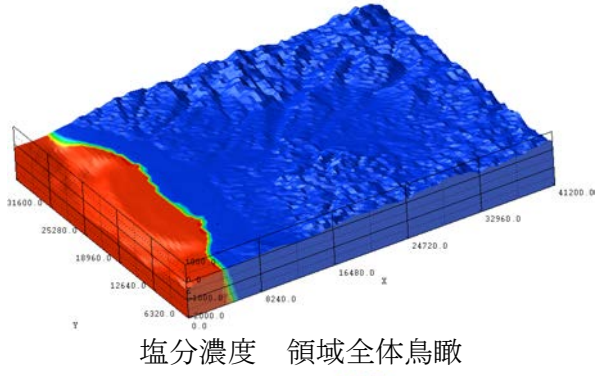


図 3.7-48 5 万年後の塩分濃度分布

※深度方向を2倍にして表示

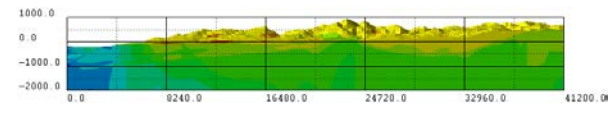
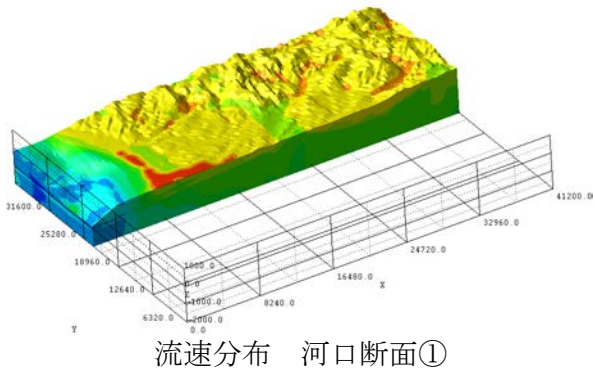
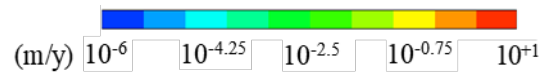
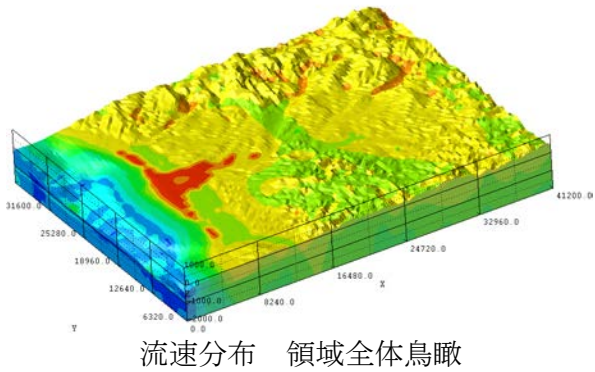


図 3.7-49 5 万年後の流速分布

※深度方向を2倍にして表示

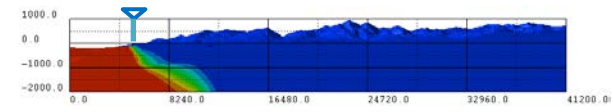
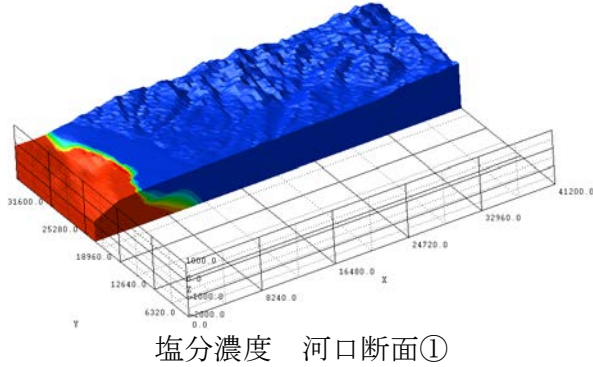
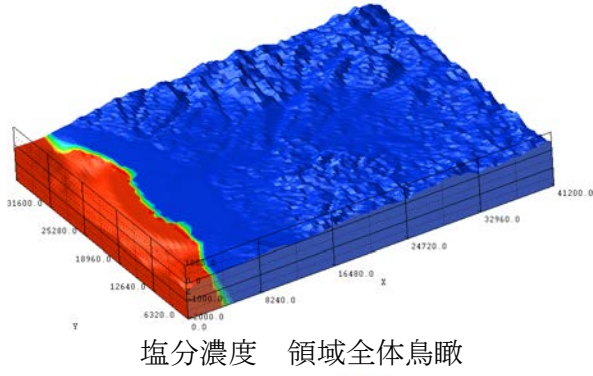


図 3.7-50 6 万年後の塩分濃度分布

※深度方向を2倍にして表示

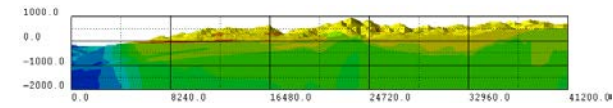
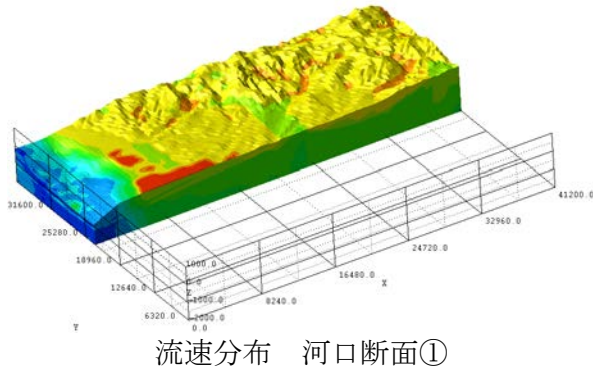
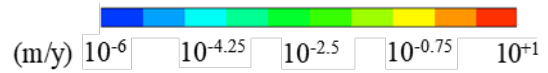
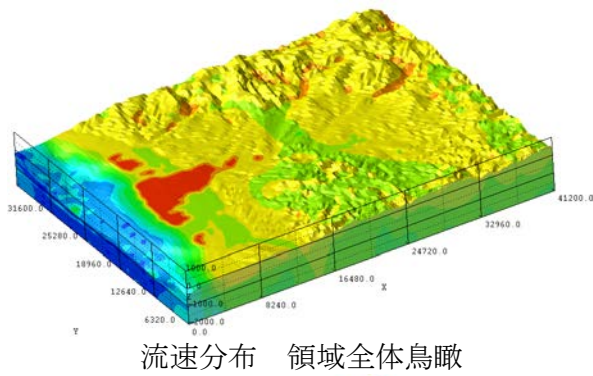
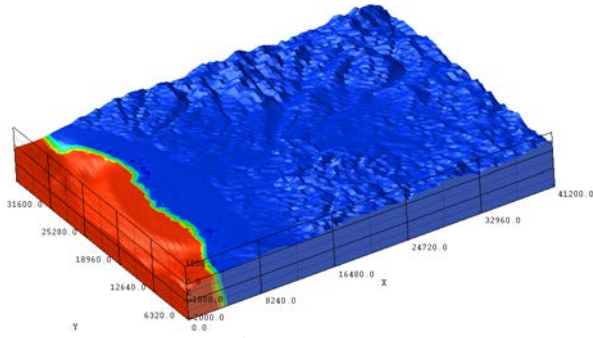
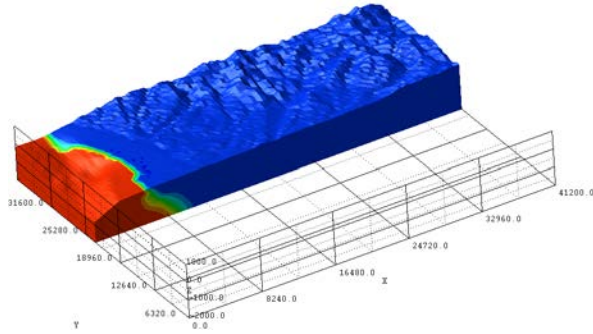


図 3.7-51 6 万年後の流速分布

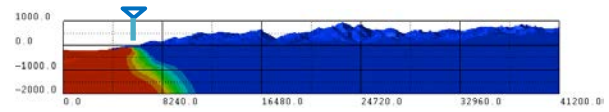
※深度方向を2倍にして表示



塩分濃度 領域全体鳥瞰



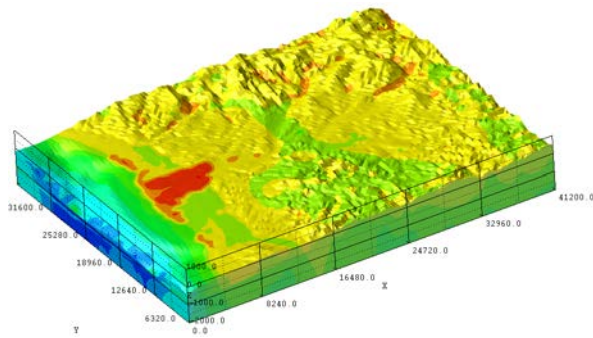
塩分濃度 河口断面①



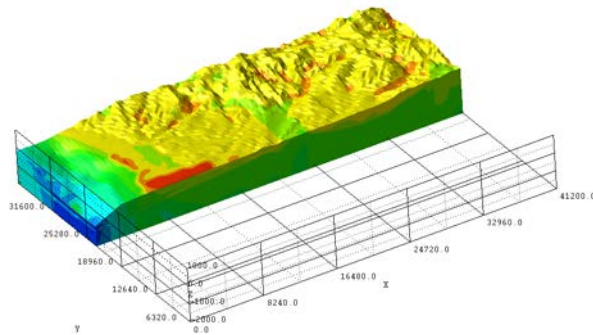
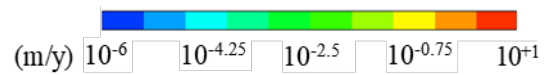
塩分濃度 河口断面②

図 3.7-52 7 万年後の塩分濃度分布

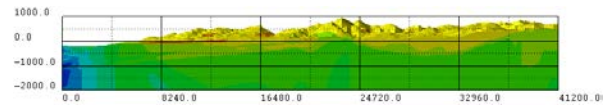
※深度方向を2倍にして表示



流速分布 領域全体鳥瞰



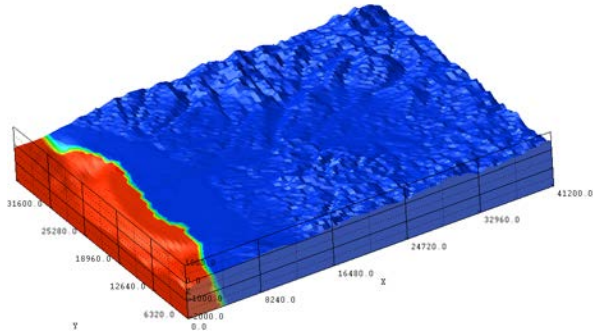
流速分布 河口断面①



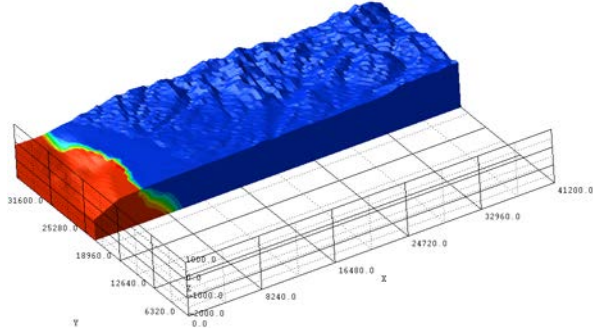
流速分布 河口断面②

図 3.7-53 7 万年後の流速分布

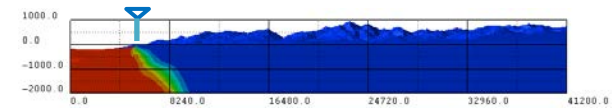
※深度方向を2倍にして表示



塩分濃度 領域全体鳥瞰



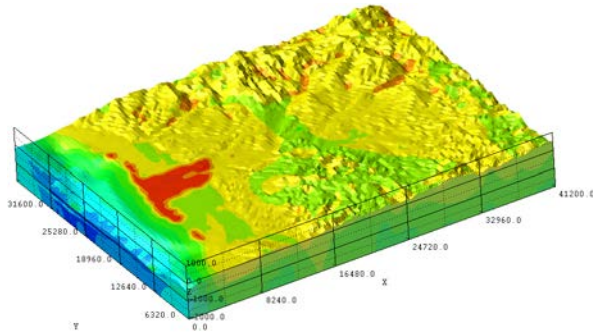
塩分濃度 河口断面①



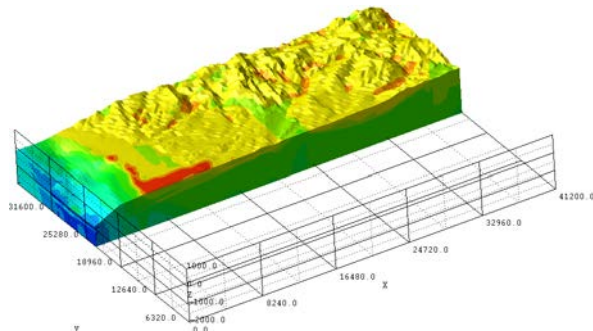
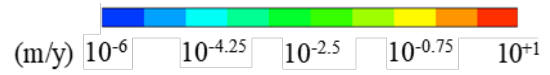
塩分濃度 河口断面②

図 3.7-54 8 万年後の塩分濃度分布

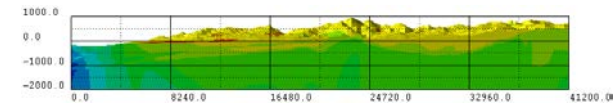
※深度方向を2倍にして表示



流速分布 領域全体鳥瞰



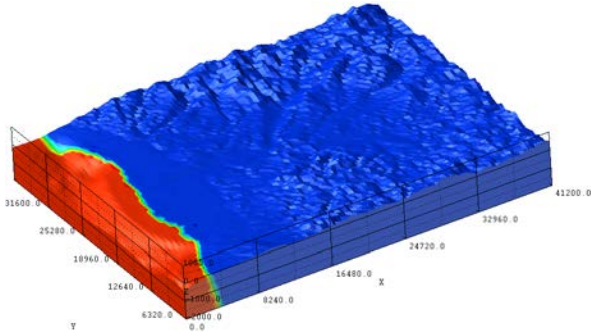
流速分布 河口断面①



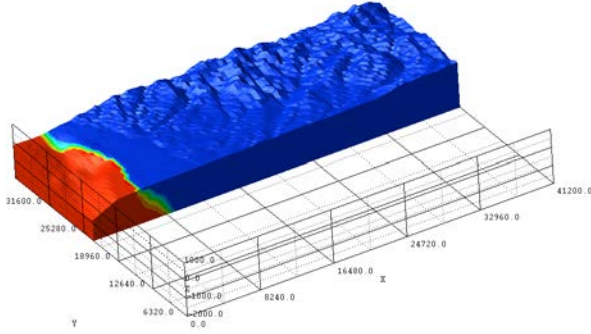
流速分布 河口断面②

図 3.7-55 8 万年後の流速分布

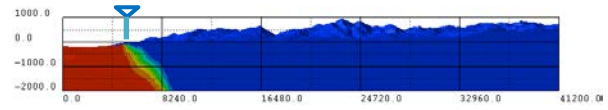
※深度方向を2倍にして表示



塩分濃度 領域全体鳥瞰



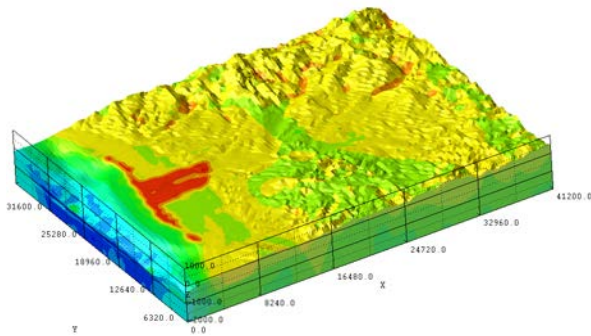
塩分濃度 河口断面①



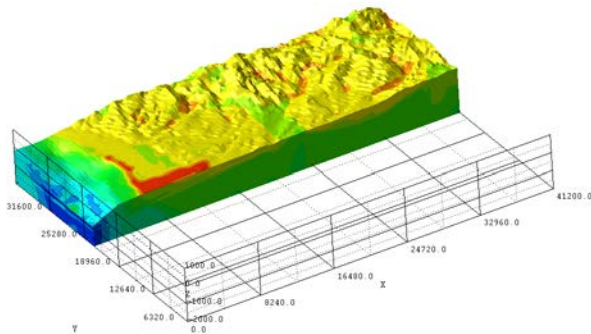
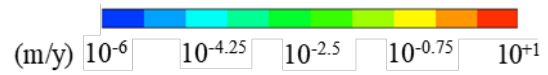
塩分濃度 河口断面②

図 3.7-56 9 万年後の塩分濃度分布

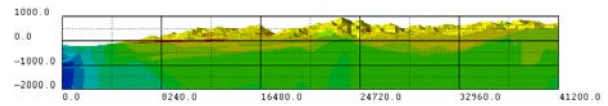
※深度方向を2倍にして表示



流速分布 領域全体鳥瞰



流速分布 河口断面①



流速分布 河口断面②

図 3.7-57 9 万年後の流速分布

※深度方向を2倍にして表示

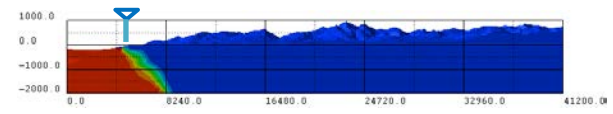
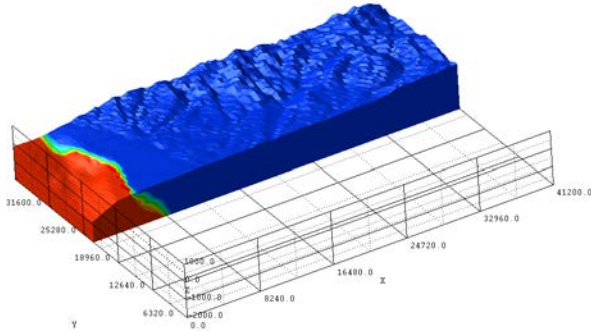
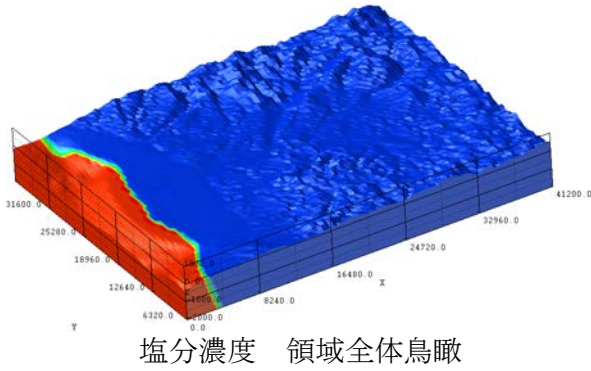


図 3.7-58 10 万年後の塩分濃度分布

※深度方向を2倍にして表示

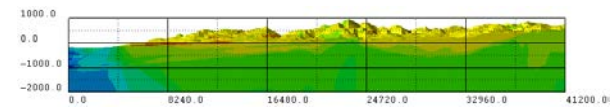
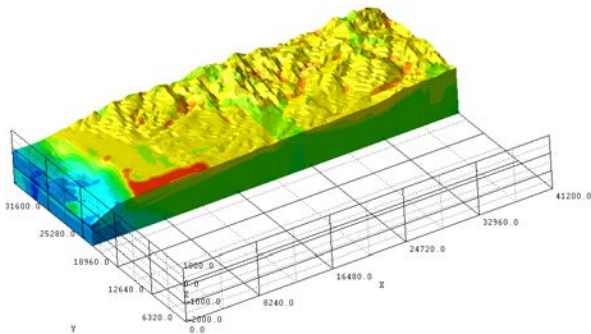
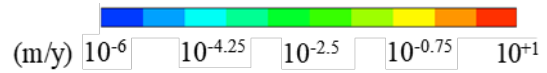
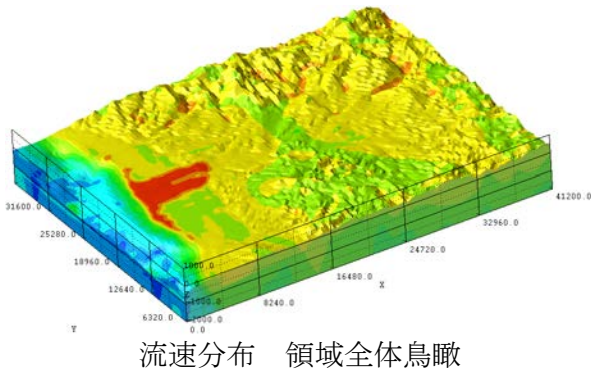


図 3.7-59 10 万年後の流速分布

※深度方向を2倍にして表示

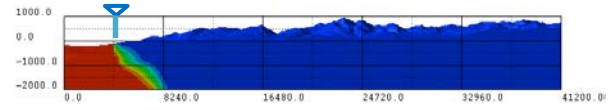
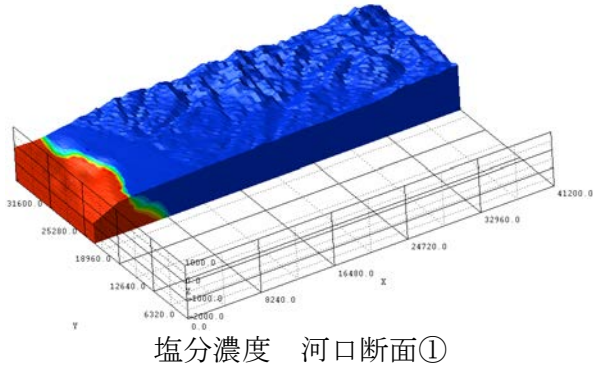
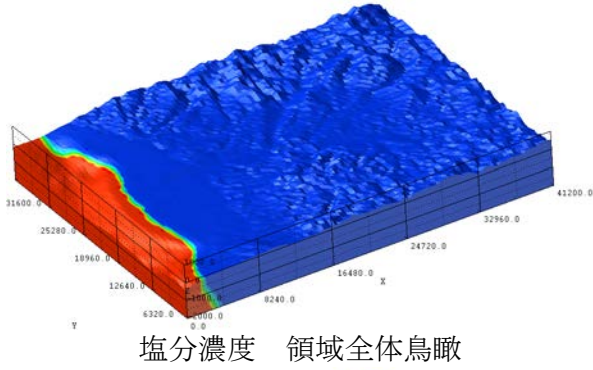


図 3.7-60 10.5 万年後の塩分濃度分布

※深度方向を2倍にして表示

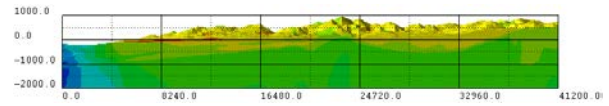
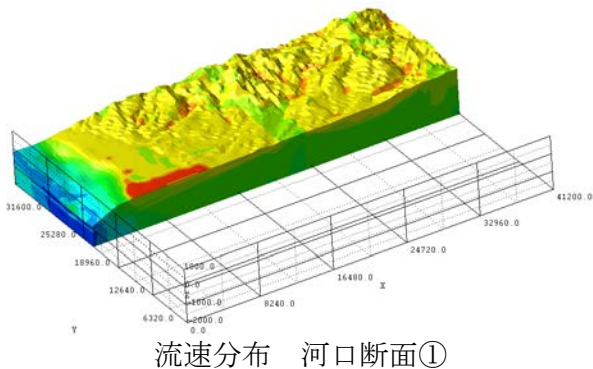
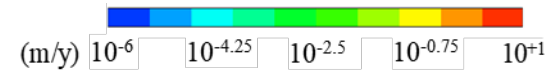
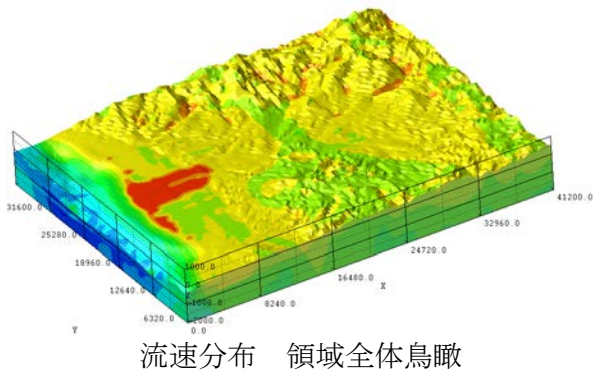
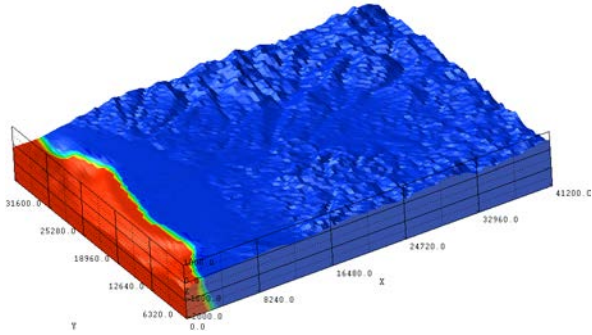
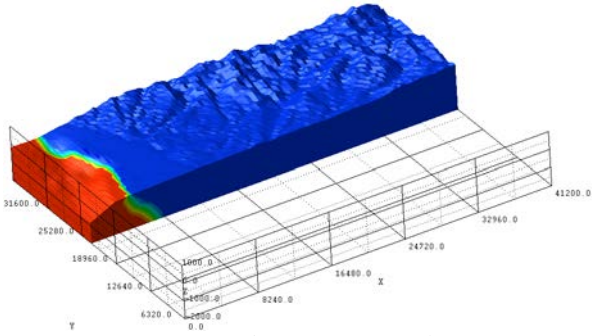


図 3.7-61 10.5 万年後の流速分布

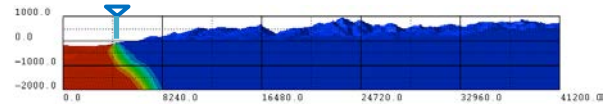
※深度方向を2倍にして表示



塩分濃度 領域全体鳥瞰



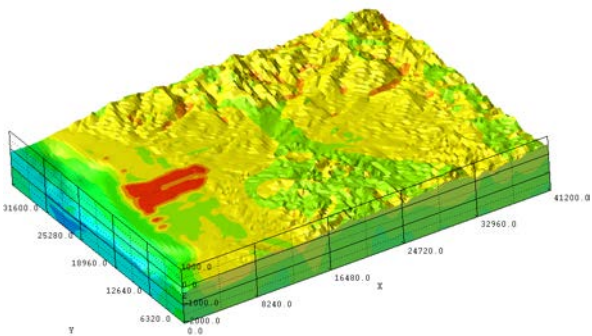
塩分濃度 河口断面①



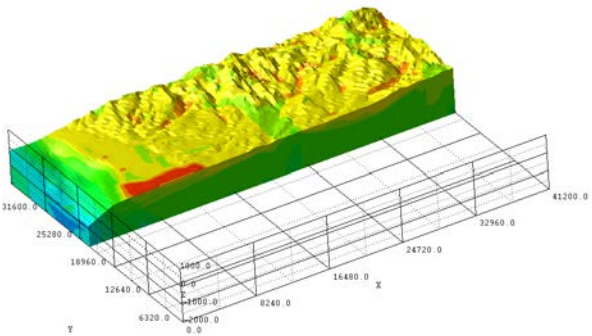
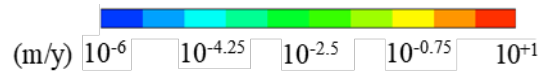
塩分濃度 河口断面②

図 3.7-62 11 万年後の塩分濃度分布

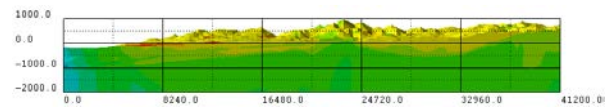
※深度方向を2倍にして表示



流速分布 領域全体鳥瞰



流速分布 河口断面①



流速分布 河口断面②

図 3.7-63 11 万年後の流速分布

※深度方向を2倍にして表示

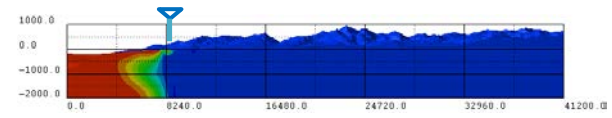
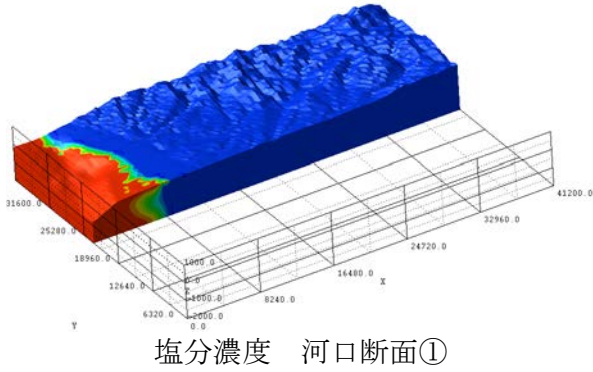
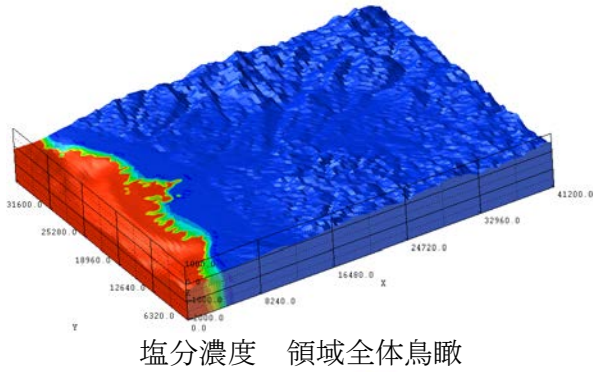


図 3.7-64 12 万年後の塩分濃度分布

※深度方向を2倍にして表示

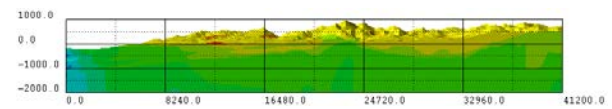
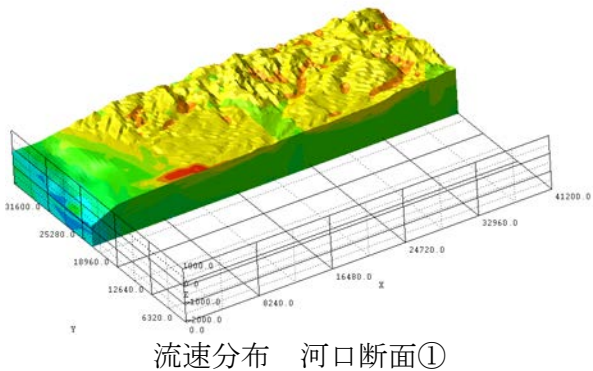
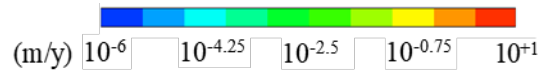
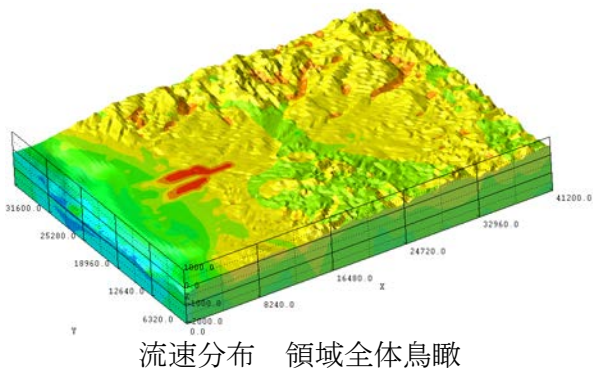
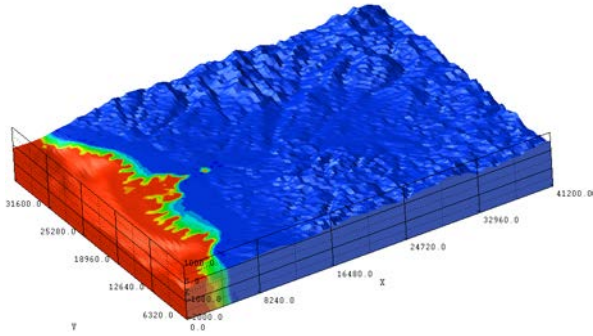
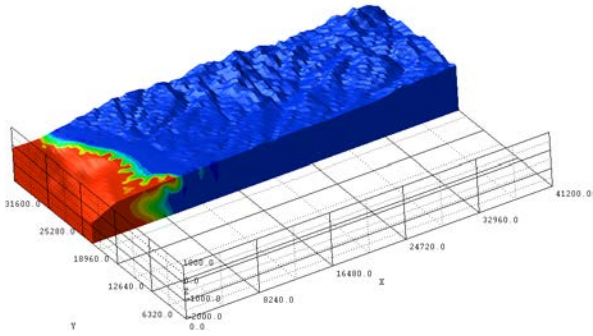


図 3.7-65 12 万年後の流速分布

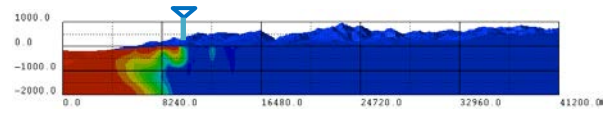
※深度方向を2倍にして表示



塩分濃度 領域全体鳥瞰



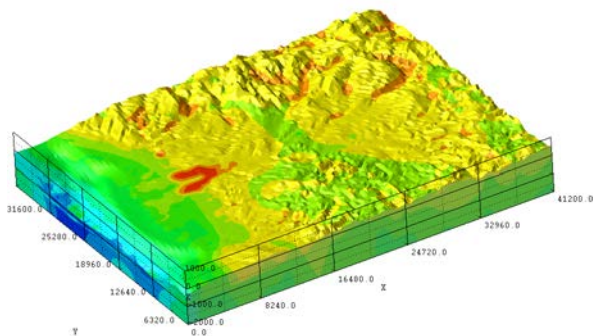
塩分濃度 河口断面①



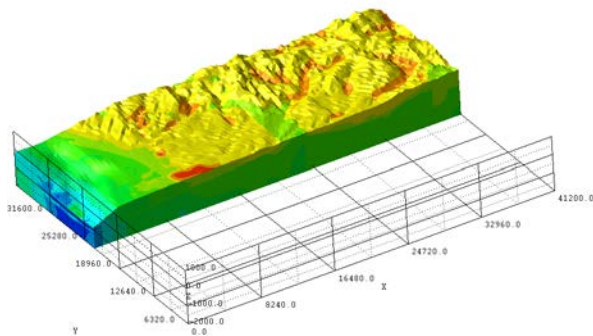
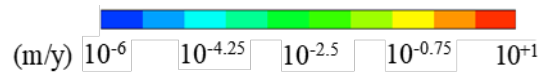
塩分濃度 河口断面②

図 3.7-66 12.5 万年後の塩分濃度分布

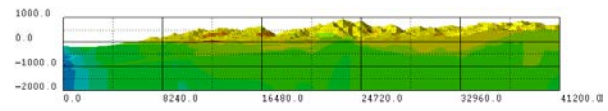
※深度方向を2倍にして表示



流速分布 領域全体鳥瞰



流速分布 河口断面①



流速分布 河口断面②

図 3.7-67 12.5 万年後の流速分布

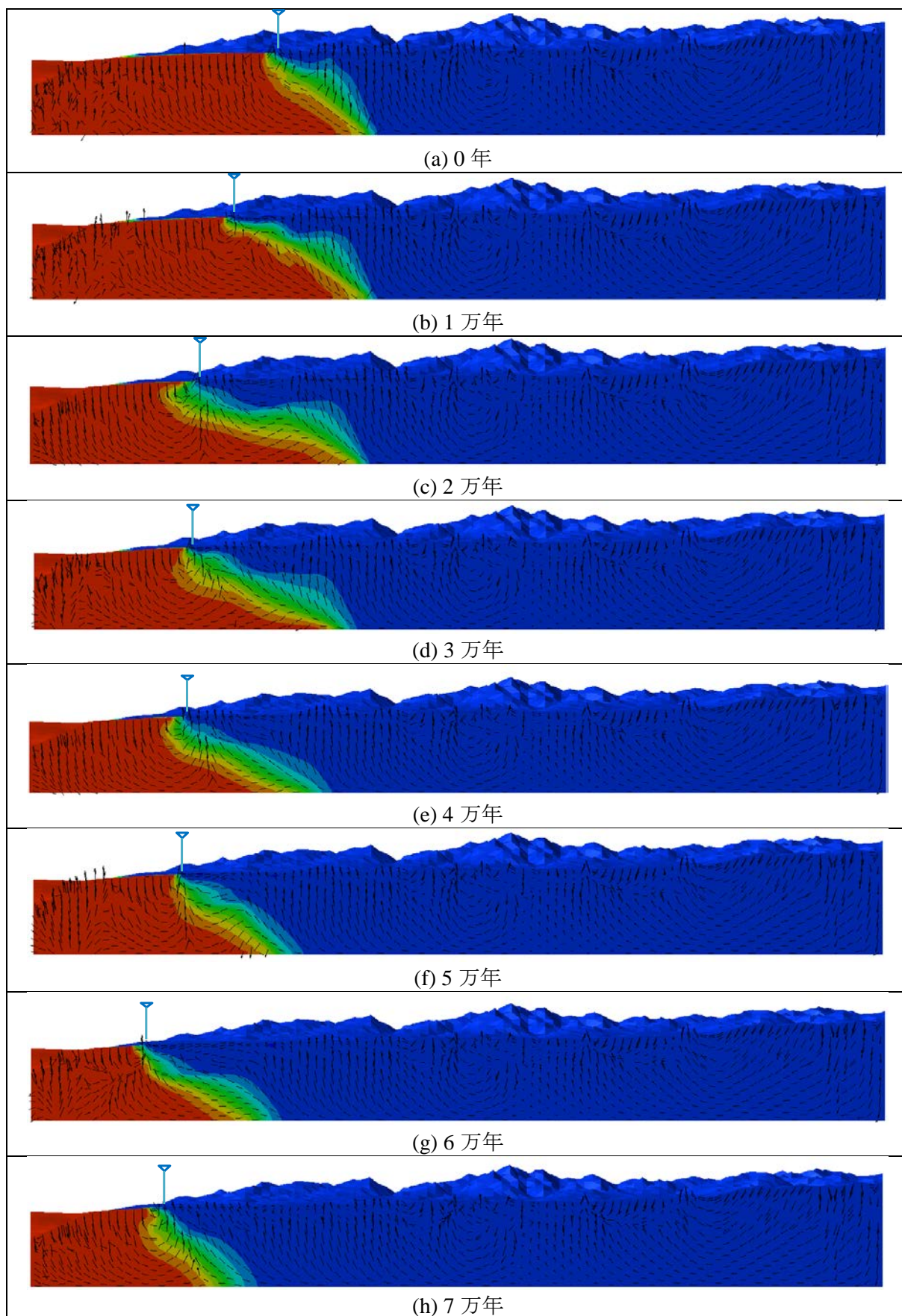


図 3.7-68 河口断面における流速ベクトル分布(1/2)

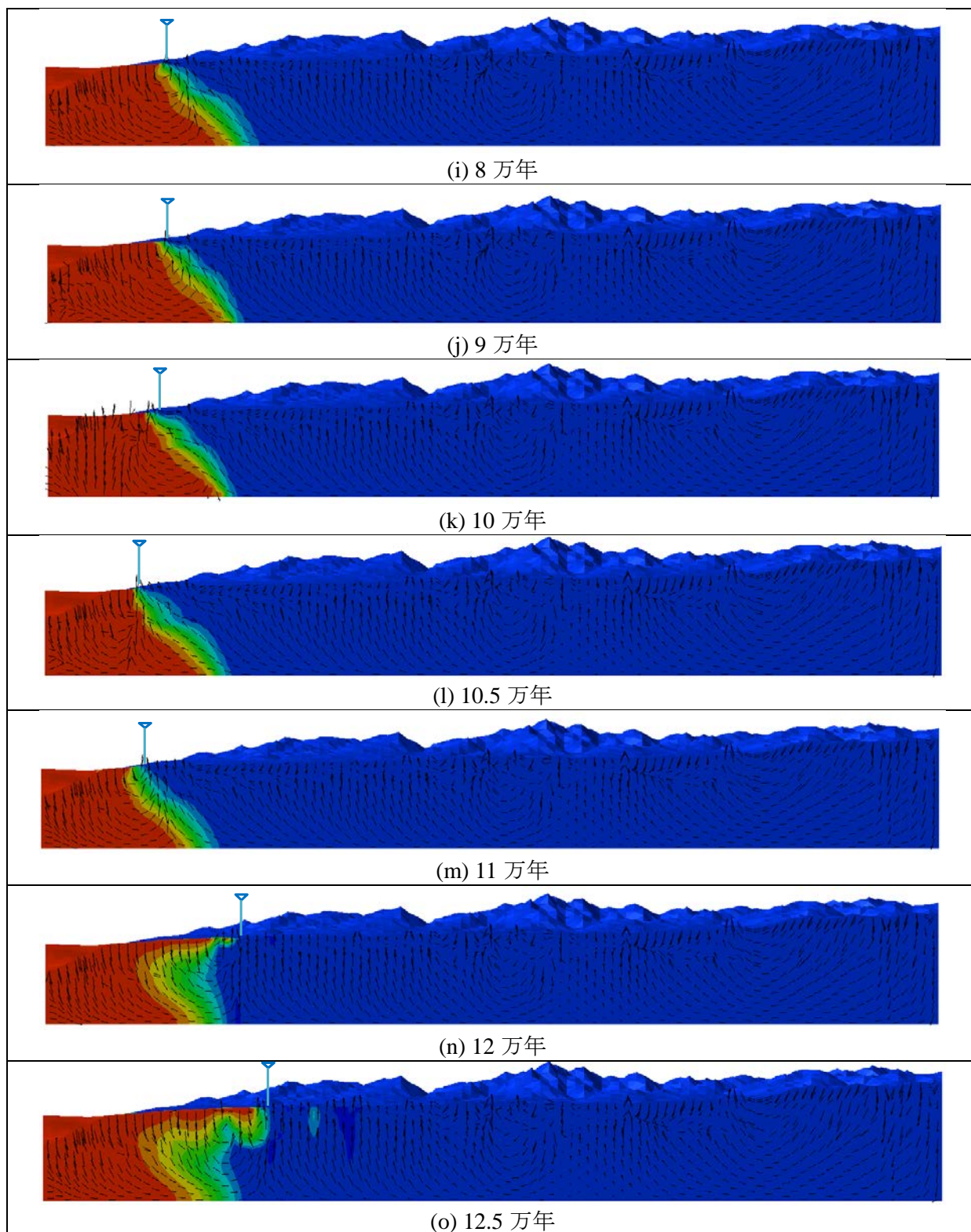


図 3.7-69 河口断面における流速ベクトル分布(2/2)

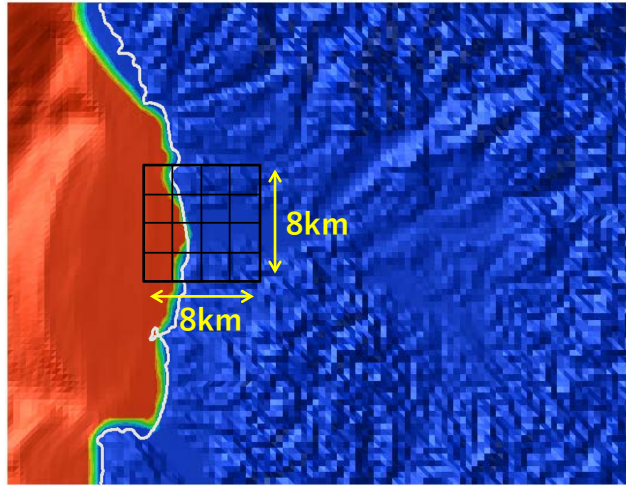


図 3.7-70 粒子追跡線解析の開始位置

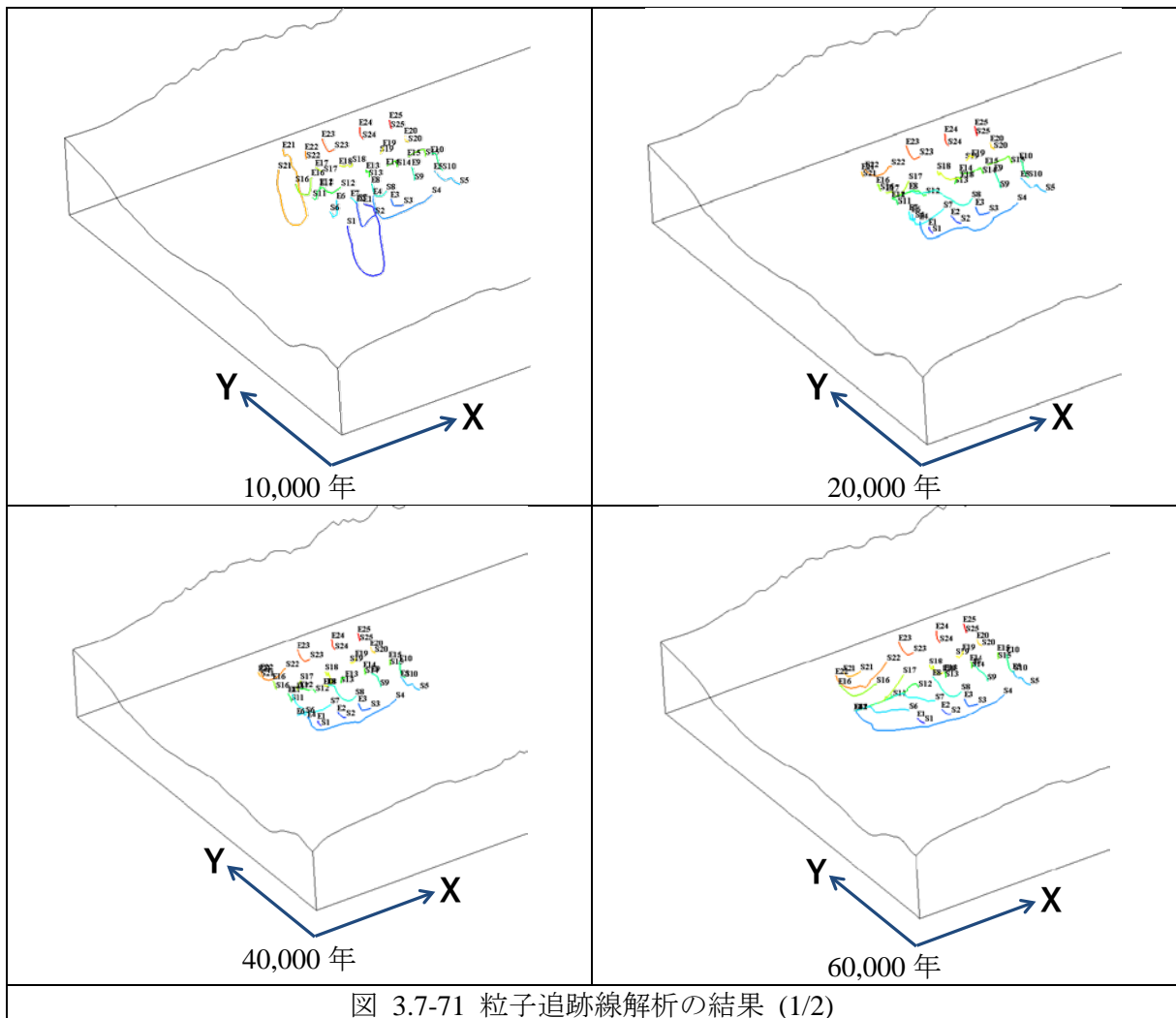


図 3.7-71 粒子追跡線解析の結果 (1/2)

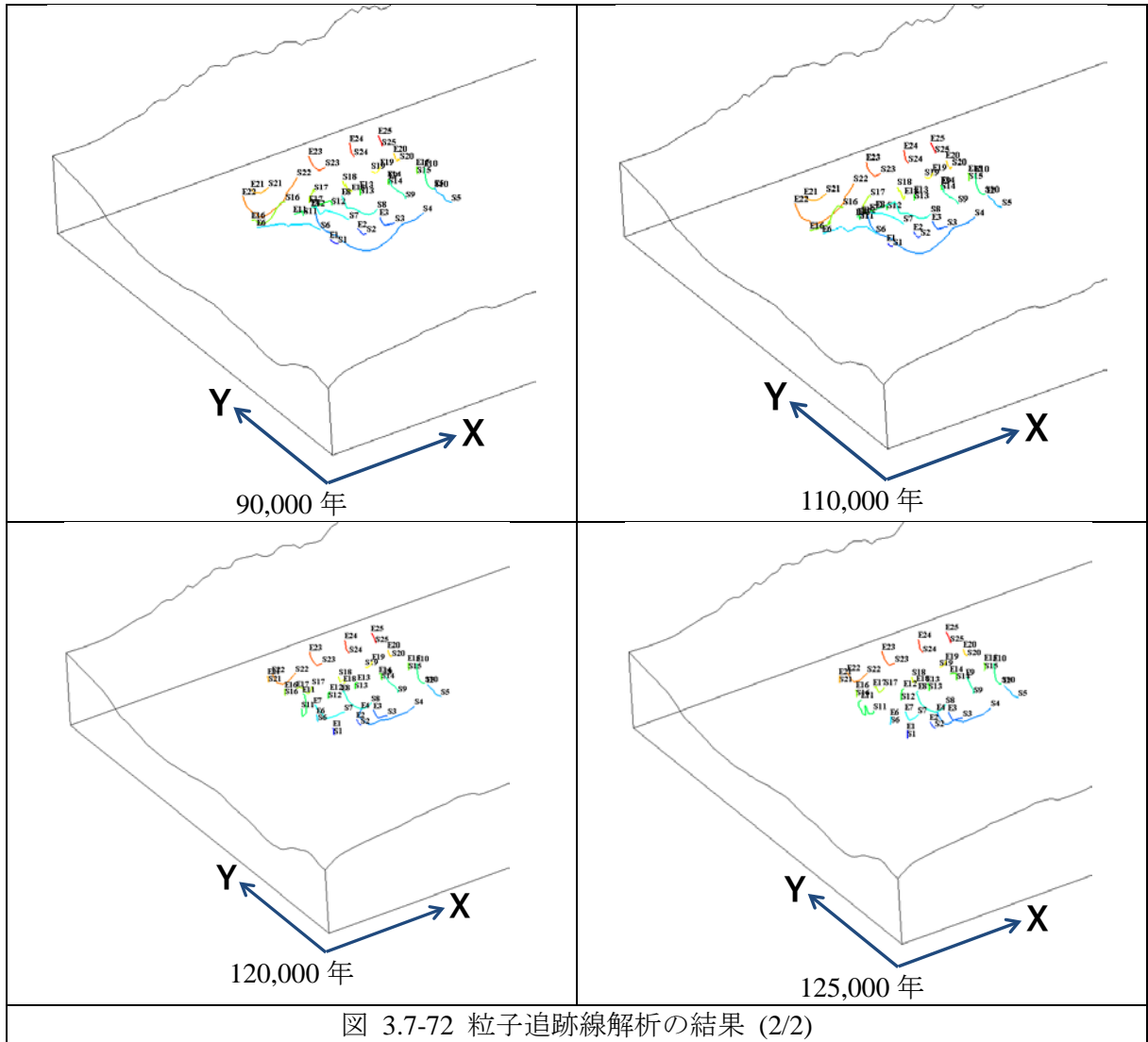


図 3.7-72 粒子追跡線解析の結果 (2/2)

3.8 まとめ

わが国で想定される自然現象として隆起・侵食及び海水準変動を考慮し、現実に即した地形変化シミュレーションを行うため、日本国内で地形変化に関するデータを有する沿岸陸域を対象として、地形の時間変化に応じた地下水流動の変化を評価可能とする三次元地形変化シミュレーションと三次元地下水流動シミュレーションを組み合わせた評価手法に係る技術的知見を整備するとともに、地形変化の不確実性を考慮した地下水流動・塩分濃度の予察的解析を実施した。

はじめに、本事業で適用している地形変化評価コードと、評価対象としている時間及び空間スケールが同一であるほかのコードとを比較して、現象プロセスを網羅しているか、プロセスのモデル化が適当かなどについて検討を行い、必要な改良点を整理した。そして、必要な改良点について、地形変化評価コードの海域の堆積モデルの改良と河道移動・側刻に関するパラメータの見直しを実施した。これにより、海域における過剰な堆積が解消されるとともに、中流域における谷底侵食低地幅を再現することが可能となった。一方、地下水流動解析コード 3D-SEEP については、中深度処分適用のための課題整理を行ったうえで、塩分濃度解析における風上法及び可変濃度境界条件を導入して改良を行い、ベンチマーク問題である Henry 問題について、Dtransu3D-EL と比較し、検証を行った。一部計算条件では改良した 3D-SEEP の方が安定的に解ける結果となった。さらに、3D-SEEP を大規模な地形変化を含む体系で適切に解析できるかについて性能分析を行った。評価対象地域の地質構造を参考に単純なモデルを作成し、簡略的な隆起・侵食、海水準変動を与えて解析を行ったところ、XY 方向について 250m 程度、Z 方向について地下の構造が不連続にならないような 50~100m 程度のメッシュで評価可能であることを確認した。また、地形・地質構造の切り替えのタイミングは 1000 年と 10000 年の場合で相違は見られなかった。一方、粒子追跡線解析においては、粒子放出時刻と放出位置によっては、移行経路、移行距離及び移行時間が大きく変動するケースがみられた。今後、核種移行経路を決定するための粒子追跡線解析に対して、必要な評価精度を検討し、その精度を確保するための解析メッシュモデル及び時間刻みを決定する必要がある。このとき、計算時間の増大が想定されることから、計算時間を大幅に短縮するための解析手法の導入を検討する必要がある。さらに、地形変化評価におけるメッシュサイズが 100m と固定されており、地下水流動解析のメッシュサイズとの整合についても、平滑化処理の影響を考慮して、整合性のある解析体系を構築する必要がある。

以上の検討を行ったうえで、改良した地形変化コードを用いて将来 12.5 万年までの地形変化を評価するとともに、将来の海水準変動の不確実性を考慮した感度解析を実施した。地形変化においては改良した海域堆積モデル、河道移動・側刻に関して見直したパラメータとともに適用すると設定した拘束条件を満たすパラメータセットが探索できなかったため、海域の堆積モデルのみを考慮した地形変化評価コードで評価を行った。過去 12.5 万年間の海水準変動を与えた基本ケースでの 12.5 万年後の地形は、領域全体が隆起して、陸側で現標高よりも 30m 程度上昇する一方、河川領域は現標高とほぼ変わらなかった。平均侵食速度の小さいケースと比較したところ、平均侵食速度の小さいケースではさらに隆起が大きくなり、高度分散量も大きくなると考えられる。したがって、同じ隆起速度を与えた場合、平均侵食速度が小さいほうが、山地領域の斜面の勾配は、現在よりも大きくなり、地下水流動の観点からも動水勾配が大きくなり、地下水流動系が変化することが予想されるが、基盤侵食量の大きい平均侵食量の大きいケースでも対地深度の減少による地下水流動系の影響が大きいことも考えられた。

さらに、海水準変動の上昇・低下の繰り返し回数、海水準低下速度をパラメータとした感度解析を行ったところ、-120m の海水準低下期間が継続する繰り返し回数の少ないほうが、海域における侵食が大きくなること、海水準低下速度は大きいほうが侵食量は大きくなるが変化量は大きくないことがわかった。

将来 12.5 万年後までの評価対象地域の地形変化（平均侵食速度が大きいケース）を非定常に反映させて 3D-SEEP を用いた地下水流動・塩分濃度解析を行った結果、隆起によって勾配の大きくなった山地領域でも地下水流動系に大きな変化は見られなかったが、海水準変動に伴って移動する汀線付近で流向方向が変動して、地下水流動系が局所的に変化する結果となった。以上の解析の結果、海水準変動による地下水流動の変動が大きく、汀線の移動領域の数 km の範囲で塩分濃度が大きく変動するとともに、地下水流向が大きく変化することがわかった。一方、山地の領域では、地下水流動場が 10 万年程度の時間スケールの中で継続的に安定したが、比較的流速は速いものの流向はほとんど変化せず、降水の水質は変動しない結果となった。

以上により、基盤侵食面の変化が大きく、地形変化の不確実性が地下水流動に与える影響がより大きくなると予想されるケースにおいて行った地下水流動の解析結果から、地下水流動及び水質（塩分濃度分布）に影響を与える重要因子は、以下のように挙げられる。一様な隆起場の場合、山地領域では相対的な標高差の変化が小さく、地下水流動の経時的な変化が顕著で無いことから、地下水流動への影響の観点から、現在の地形形状及び水理・地質構造に関するパラメータがより重要になると考えられる。また、汀線付近の沿岸域では、地形変化と汀線の位置により、地下水の流動方向、流速の程度、塩分濃度分布も変動する傾向があることから、水理条件の他に、特に河川侵食と堆積に関するパラメータ、海退及び海進の条件に関するパラメータがより重要になると考えられる。

今後は平均侵食速度が小さい場合や海水準変動の不確実性を反映した地下水流動解析を実施して、地形変化及び海水準変動による天然バリアの核種移行への影響を分析する必要がある。

第3章の参考文献

3.2

- (1) T. J. Coultard, Landscape evolution models: a software review, *Hydrol. Process.* 15, 165-173 (2001).
- (2) Chen et al., Landscape evolution models: A review of their fundamental equations, *Geomorphology*, 219, 68-86 (2014).
- (3) D. Valters, Modelling Geomorphic Systems: Landscape Evolution, *Geomorphological Techniques* 6, 5. 12 (2016).
- (4) 草野友宏, 浅森浩一, 黒澤英樹, 國分(齋藤)陽子, 谷川晋一, 根木健之, 花室孝広, 安江健一, 山崎誠子, 山田国見, 石丸恒存, 梅田浩司, 地質環境の長期安定性に関する研究 第1期中期計画期間(平成17年度~平成21年度)報告書(H22レポート), JAEA-Research 2010-044(2010).
- (5) CHILD: G. E. Tucker et al., Chapter 12 The Channel-Hillslope Integrated Landscape Development Model (CHILD).
- (6) SIBERIA: G. Willgoose, User Manual for SIBERIA (Version 8.30) (2005).
- (7) Landlab: Landlab Reference Manual and API Documentation, <http://landlab.readthedocs.io/en/latest/#developer-documentation>.
- (8) LAPSUS: Wouter van Gorp, LAPSUS user Guide (v0.97) (2015).
- (9) 野上道男, 地理学におけるシミュレーション, *地理学評論*, 78(3), pp.133-146 (2005).
- (10) 井上・田中 (2013): 井上 信, 田中 靖, グリッド型地形発達シミュレーションモデルの現実地形への適用, *地形*, 34(2), pp.147-165 (2013).
- (11) Gregory E. Tucker, Stephen T. Lancaster, Landscape Evolution Modeling with CHILD, Part 1: Overview, Introduction, Continuity of Mass and Discretization, and Gravitational Hillslope Transport, https://csdms.colorado.edu/wiki/Labs_Landscape_Evolution_Modeling_With_Child_Part_1.
- (12) 野上道男, 地形発達シミュレーションの枠組みと実行例, *地学雑誌 (Chigaku Zasshi) Journal of Geography*, 120 (3) 486-501 2011.
- (13) Culling, W. E. H., Analytical theory of erosion, *Journal of Geology*, 68, 1960, pp.336-344.
- (14) 平野昌繁, 斜面発達とくに断層崖発達に関する数学的モデル, *地理学評論*, 39(5), 1966, pp.324-336.
- (15) Carson, M. A. (1976) : "Mass-wasting, slope development and climate", In *Geomorphology and Climate*, E. Derbyshire (Ed), Wiley, London, pp.101-136.
- (16) Monaghan, M. C., J. McKean, W. Dietrich, and J. Klein (1992) : "¹⁰Be chronometry of bedrock-to-soil conversion rates", *Earth and Planetary Science Letters*, 111, pp.483-492.
- (17) Schumm, S. A., Rates of surficial rock creep on hillslope in western Colorado, *Science*, 155, pp. 560-562 (1967).
- (18) McKean, J. A., W. E. Dietrich, R. C. Finkel, J. R. Southon, and M. W. Cafree, Quantification of soil production and downslope creep rates from cosmogenic ¹⁰Be accumulations on a hillslope profile, *Geology*, 21, pp. 343-346 (1993).
- (19) Roering, J. J., Kirchner, J. W., Dietrich, W. E., Evidence for nonlinear, diffusive sediment transport on hillslopes and implications for landscape morphology, *Water Resour. Res.* 35(3), pp. 853-870 (1999).
- (20) Ohmori, H. Relief structure of the Japanese mountains and their stages in geomorphic development, *Bulletin of Department of Geography, University of Tokyo*, 1978, 10, pp.31-85.
- (21) 藤原治, 三箇智二, 大森博雄, 日本列島における侵食速度の分布, *サイクル機構技報*, 5, 1999, pp.85-93.
- (22) 藤原 治, 柳田 誠, 三箇智二, 守屋俊文, 地層処分からみた日本列島の隆起・侵食に

- 関する研究, 原子力バックエンド研究, 11, 2005, pp.113-124.
- (23) 長谷川浩一, 若松加寿江, 松岡昌志, ダム堆砂データに基づく日本全国の潜在的侵食速度分布, 自然災害科学, 24, 2005, pp.287-301.
- (24) Kirkby, M. J., Hillslope process-response models based on the continuity equation. I. Brit. Geogr. Special Publication 3, pp.15-30 (1971).
- (25) Howard, A. D., and G. Kerby (1983) : "Channel changes in badlands", *Geological Society of America Bulletin*, 94, pp.739-752.
- (26) Schulits, S. Rational equation of river bed profile (1941).
- (27) Yatsu, E. (1955) : "On the longitudinal profile of the graded river", *Transactions of American Geophysical Union*, 36, pp.655-663.
- (28) Wilson, J.P., and Gallant, J. C., *Digital Terrain Analysis, Principles and Applications*, 2000, pp.1-27.
- (29) Tyler D., Utilizing a High Resolution Digital Elevation Model (DEM) to Apply Stream Power Index (SPI) to the Gilmore Creek Watershed in Winona County, Minnesota. Volume 15, *Papers in Resource Analysis*. pp.11.
- (30) Sunamura, T., 1992, *Geomorphology of Rocky Coast*. John Wiley & Sons, New York, 302p.
- (31) Stephenson, W. J., Shore platforms: a neglected coastal feature? : *Progress in Physical Geography*, 24, pp.311-327 (2000).
- (32) 森僚多, 松倉公憲, 伊豆新島・羽伏浦における海食崖の崩壊プロセス : つくば大学陸域研究センター報告, 7, pp. 31-40 (2006).
- (33) Ferguson R.I. Disturbed periodic model for river meanders, *Earth Surface Processes*, 1, pp.337-347 (1976).
- (34) Ikeda S, Parker G, Sawai K, Bend theory of river meanders. In *River Meandering*, Ikeda S, Parker G (eds). *Water Resource Monograph*, American Geophysical Union: Washington, DC, pp. 181-213 (1981).
- (35) Stephen T. Lancaster and Rafael L. Bras, A simple model of river meandering and its comparison to natural channels, *HYDROLOGICAL PROCESSES Hydrol. Process.* 16, 1-26 (2002) DOI: 10.1002/hyp.273
- (36) Howard AD. 1992. Modelling channel migration and floodplain development in meandering streams. In *Lowland Floodplain Rivers*, Carling PA, Petts GE (eds). John Wiley & Sons: Chichester; 1-42.
- (37) Ahnert, F., Brief description of a comprehensive three-dimensional process-response model of landform development, *Z. Geomorphol. Suppl.*, 25, pp.29-49 (1976).
- (38) Minasny B, Mc Bratney AB, Mechanistic soil-landscape modelling as an approach to developing pedogenetic classifications, *Geoderma*, 133, pp.138-148 (2006).
- (39) D. B. G. Collins and R. L. Bras, Modeling the effects of vegetation-erosion coupling on landscape evolution, *Journal of Geophysical Research*, 109, pp.1-11 (2004).
- (40) R. Strauch et al., A hydro-climatological approach to predicting regional landslide probability using Landlab, *Earth Surface Dynamics*, 6, pp.49-75 (2018).

3.3

- (1) 海上保安庁 : 縮尺 1/5 万 「沿岸の海の基本図(海底地質構造図) むつ小河原、1982.
- (2) 海上保安庁 : 縮尺 1/5 万 「沿岸の海の基本図(海底地質構造図) 釜石湾、1984.
- (3) 海上保安庁 : 縮尺 1/5 万 「沿岸の海の基本図(海底地質構造図) 駿河湾南西部、1980.
- (4) 海上保安庁 : 縮尺 1/5 万 「沿岸の海の基本図(海底地質構造図) 留萌、1992.
- (5) 海上保安庁 : 縮尺 1/5 万 「沿岸の海の基本図(海底地質構造図) 大王崎、1992.
- (6) 海上保安庁 : 縮尺 1/5 万 「沿岸の海の基本図(海底地質構造図) 蒲生田岬、1997.
- (7) 海上保安庁 : 縮尺 1/5 万 「沿岸の海の基本図(海底地質構造図) 宮崎、1997.
- (8) 海上保安庁 : 縮尺 1/5 万 「沿岸の海の基本図(海底地質構造図) 深浦、1997.

- (9) 日本水路協会 M7000 シリーズ、2015.
- (10) 斉藤文紀、池原研：河川から日本周辺海域への堆積物供給量と海域での堆積速度、地、1992
- (11) 須賀堯三、島貫徹、徳永敏郎：全国河川上流部の流出土砂量、土木技術資料、18、pp. 59-64、1976.
- (12) 芦田和男、高橋保、道上正則：河川の土砂災害と対策－流砂・土石流・ダム堆砂・河床変動－、森北出版、防災シリーズ 5、pp. 260、1983
- (13) 石原藤治郎(1975)：土砂の流送・運搬に伴う自然環境変化に関する研究、文部省科学研究費自然災害特別研究成果、A-50-9、pp. 117
- (14) Milliman, J.D. : Flux and Fate of Fluvial Sediment and Water in Coastal Seas. In: Mantoura, R.F.C., Martin, J.-M. and Wollast, R., Eds., Ocean Margin Processes in Global Change, John Wiley and Sons Ltd., Chichester, pp. 69-89, 1991.
- (15) 鈴木頼介：近海海底堆積物中の 207Bi および 137Cs-1-日本海沿岸で採取した海底堆積物における分布、Radioisotopes、42、9、pp. 503-510、1993.
- (16) Bruun, P : Sea level rise as a cause of shore erosion. American Society of Civil Engineers, Journal of Water Days and Harbor Division; 88, pp. 117-130, 1962.
- (17) Miles O. Hayes : Hurricanes as Geological Agents: Case studies of Hurricanes Carla, 1961, and Cindy, 1963, Rept. Investigations, Bureau of Economic Geology, Univ. Texas, 61, p54, 1967.
- (18) 斉藤文紀：陸棚堆積物の区分と暴風がタリクだなにおける堆積層、地学雑誌、98-3、pp. 164-174、1989.
- (19) Elliott, T. : Deltas, In Reading, H.G. ed. Sedimentary Environments and Facies, Seconded, Blackwell Scientific Publication, pp. 113-154, 1986.
- (20) Gilbert, G.K. : The topographic features of lake shores, U.S. Geol. Surv., 5th Ann. Rept., pp. 69-123, 1885.
- (21) Galloway, W.E. : Process framework for describing the morphologic and stratigraphic evolution of deltaic depositional systems, In Broussard, M.L. ed., Deltas, Models for Exploration, Houston Geological Society, pp. 87-98, 1975.
- (22) 堀和明、斉藤文紀：大河川デルタの地形と堆積物、地学雑誌、112、3、pp. 337-359、2003.
- (23) Milliman, J.D. and Meade, R.H. : Worldwide delivery of river sediment to the oceans, J.Geol., 91, pp. 1-21, 1983.
- (24) Kuehl, S.A., Levy, B.M., Moore, W.S. and Allison, M.A. : Subaqueous delta of the Ganges-Brahmaputra river system, Mar. Geol., 144, pp. 81-96, 1997.
- (25) 斉藤文紀：沿岸域の堆積システムと海水準変動、第四紀研究、50(2)、p95-111.地質ニュース、452、pp. 59-64、地質調査所、2011.
- (26) 水谷武司：数理地形学 地形の生成機構と数値計算、古今書院、pp. 199、2007.
- (27) 伊達政直、和泉典洋、田中仁：掃流砂・浮遊砂の流出に伴う河口テラスの初期堆積機構、海岸工学論集、44、pp. 591-595、1997.
- (28) Ozsoy, E. : Flow and mass transport in the vicinity of tidal inlets, Technical Report No. TR-036, p.196, 1977.
- (29) 小松利光、押川英夫、矢野真一郎、山崎智弘：沈降性粒子の平面 2 次拡散堆積モデルの高精度化、海岸工学論集、44、1026-1030., 1997.
- (30) 岩田尊夫、宮田雄一郎、須内寿男、山村恒夫：デルタ成砂岩堆積過程のコンピュータシミュレーション、石油公団 石油開発センター研究報告、24、31-53、1993.
- (31) Suter, J. R. : Deltaic coasts. In Carter, R.W.G. and Woodroffe, C.D. eds., Coastal Evolution, Late Quaternary Shoreline Morphodynamics. Cambridge University Press, 87-120, 1994.
- (32) Wang, F. C., The Dynamics of a River-Bay Delta System, J. Geophys., 89, p.8054-8060, 1984.
- (33) 日本原子力研究開発機構、平成 28 年度燃料デブリの処理・処分に関する予察的調査報告書 (2017).
- (34) 遠藤邦彦：改訂版 日本の沖積層－未来と過去を結ぶ最深の地層－、富山房インター

ナショナル、p.475, 2015.

- (35) 鈴木隆介：建設技術者のための地形図読図入門 第2巻 低地、古今書院、p.554, 1998
- (36) 鈴木隆介：建設技術者のための地形図読図入門 第3巻 段丘・丘陵・山地、古今書院、p.388, 1998.
- (37) 日本原子力研究開発機構：復元地形モデルを用いた地形変化シミュレーションに係る作業 報告書、p.106, 2017.
- (38) 産業技術総合研究所地質調査統合センター：20万分の1日本シームレス地質図（詳細版、データ更新日:2015年5月29日）、2015. <https://gbank.gsj.jp/seamless/>

3.4

- (1) 西垣誠, 菱谷智幸, 橋本学, 河野伊一郎, 飽和・右方輪領域における物質移動を伴う密度依存地下水流の数値解析的手法に関する研究, 土木学会論文集, 511, III-30, pp. 135-144 (1995).
- (2) Harbaugh, A.W., MODFLOW-2005, the U.S. Geological Survey modular ground-water model -- the Ground-Water Flow Process: U.S. Geological Survey Techniques and Methods 6-A16 (2005).
- (3) 地盤工学会, 続・土壌・地下水汚染の調査・予測・対策, 地盤工学・実務シリーズ 25, 地盤工学会 (2008).
- (4) 日本地下水学会, 地下水シミュレーションーこれだけは知っておきたい基礎理論, 技報堂出版 (2010).
- (5) 地層科学研究所, 3次元移流拡散解析ソフトウェア G-TRAN/3D for Dtransu-3D・EL, http://www.ceissoftware.co.jp/images/img-ugm/ugm1/20111109/ugm1_3.pdf.
- (6) Dtransu による地下水流動解析事例および作業の効率化, (株)ダイヤコンサルタント, http://www.ceissoftware.co.jp/images/img-ugm/ugm1/20111109/ugm1_3.pdf.
- (7) Worldwide Applications of Visual MODFLOW, Waterloo Hydrogeologic Software & VanEssen, https://www.swstechnology.com/novamatrix/index.php?option=com_k2&view=item&id=220:visual-modflow-applications
- (8) SKB, Saety analysis for SFR Long-term safety: Main report for the safety assessment SR-PSU, SKB TR-14-01 (2015).
- (9) J. G. Holmen, M. Stigsson, Modelling of future hydrogeological conditions at SFR, SKB R-01-02 (2001).
- (10) Stigsson M., Folin S. and Andersson J., On the simulation of variable density flow at SFR, SKB R-98-08 (1998).
- (11) DHI Water & Environment, MIKE SHE: user manual, Horsholm, Denmark.
- (12) SKB, Biosphere synthesis report for the safety assessment SR-PSU, SKB TR-14-06 (2014).
- (13) Svensson U, Ferry M, Kuylenstierna H-O, DarcyTools version 3.4. Concepts, methods and equations, SKB R-07-38, SKB (2010).
- (14) COMSOL Inc., COMSOL Multiphysics version 4.3a, Burlington, MA (2012).
- (15) Holmén J. G., On the flow of groundwater in closed tunnels. Generic hydrogeological modelling o nuclear waste repository, SFL 3-5, TR-97-10, SKB (1997).
- (16) Odén M, Follin S, Öhman J, Vidstrand P, SR-PSU Bedrock hydrogeology. Groundwater flow modelling methodology, setup and results, SKB R-13-25 (2014).
- (17) Werner K, Sassner M, Johansson E, Hydrology and near-surface hydrogeology at Forsmark – synthesis for the SR-PSU project. SR-PSU Biosphere, SKB R-13-19 (2014).
- (18) 原子力規制委員会, 第31回廃炉等に伴う放射性廃棄物の規制に関する検討チーム、資料 27-1, <http://www.nsr.go.jp/data/000208110.pdf>.
- (19) 原子力規制委員会, 第27回廃炉等に伴う放射性廃棄物の規制に関する検討チーム、資料 27-2, <http://www.nsr.go.jp/data/000208111.pdf>.
- (20) 原子力規制委員会, 第31回廃炉等に伴う放射性廃棄物の規制に関する検討チーム、資

料 31-1, <http://www.nsr.go.jp/data/000239201.pdf>.

- (21) 吉野修, 石山宏二, 金澤伸一, 飯塚敦, 地層処分における緩衝材の再冠水挙動に関する解析的検討, 西松建設技報, 40 (2017).
- (22) 青木広臣, 鈴木俊一, 下村雅則, 川上博人, 混合化形式有限要素法による放射性廃棄物処分施設を対象とした地下水流動解析, 土木学会論文集 C, 67, 4, 453-463 (2011)
- (23) 北原 曜, 森林土層中の水移動におけるパイプ孔隙の特性に関する研究, 森林総研研報, Bull. For. & For. Prod. Res. Inst. 367 (1994).

3.5

- (1) 藤縄克之, 環境地下水学. 共立出版, 2010.
- (2) Henry, H. R., Effects of dispersion on salt encroachment in coastal aquifers, *U.S. Geol. Surv. Water Supply Pap.*, 1613-C, C71-C84, 1964.
- (3) Croucher, A. E. and O'Sullivan, M. J., The Henry problem for saltwater intrusion, *Water Resources Research.*, Vol. 31, No. 7, pp.1809-1814, 1995.
- (4) Shimpson, M. J. and Clement, T. P., Improving the worthiness of the Henry problem as a benchmark for density-dependent groundwater flow models, *Water Resources Research.*, Vol. 40, W01504, 2004.
- (5) 西垣誠, 菱谷智幸, 橋本学, 河野伊一郎, 飽和・不飽和領域における物質移動を伴う密度依存地下水流の数値解析手法に関する研究, 土木学会論文集, No.511/III-30, pp. 135-144, 1995.
- (6) 菱谷智幸, 西垣誠, 橋本学, 物質移動を伴う密度依存地下水流の 3 次元数値解析手法に関する研究, 土木学会論文集, No.638, pp. 59-69, 1999.
- (7) 西垣誠, 三菱マテリアル株式会社, (株) ダイヤコンサルタント, オイラリアン・ラグランジアン・3次元飽和・不飽和浸透流-移流分散解析プログラム, 2001.
- (8) Huyakorn, P. S., Solution of steady-state, convective transport equation using an upwind finite element scheme, *Applied Mathematical Modelling*, Vol.4, pp.187-195, 1977.
- (9) Huyakorn, P. S. and Nilkuha, K., Solution of transient transport equation using an upstream finite element scheme, *Applied Mathematical Modelling*, Vol.3, pp.7-17, 1979.
- (10) U.S. Environmental Protection Agency, 3DFEMWATER/3DLEWASTE: Numerical Codes for Delineating Wellhead Protection Areas in Agricultural Regions Based on the Assimilative Capacity Criterion, EPA/600/R-92/233, 1992.
- (11) Sruthi, K., Suk, H., Lakshmanan, E., Chae, B., and Kim, H. The Modified Eulerian-Lagrangian Formulation for Cauchy Boundary Condition Under Dispersion Dominated Flow Regimes, *Journal of Soil and Groundwater Environment*, Vol. 20, No. 2, pp.10-21, 2015.
- (12) 長谷川琢磨, 田中靖治, 馬原保典, 五十嵐敏文, Äspö Hard Rock Laboratory 建設に伴う地下水流動の変化に着目した解析モデルの検証, 土木学会論文集, No.757/III-66, pp. 189-202, 2004.
- (13) 登坂博行, 地質時間にわたる淡塩漸移帯の形成過程と形態変化に関する数値解析的検討 (その 1) - 静的境界条件下における検討 -, 応用地質, pp.293-305, 2002.

3.6

- (1) 核燃料サイクル開発機構, 我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-, 総論レポート, JNC TN1400 99-020, 1999.
- (2) 北村圭一, 藤本圭一郎, 嶋英志, Z. J. Wang, 低速流れにおける前処理付き陰解法と低散逸流束関数の性能比較, 第 41 回流体力学講演会/航空宇宙数値シミュレーション技術シンポジウム 2009 論文集, 2009.

3.7

- (1) EPICA [European Project for Ice Coring in Antarctica] Community Members, Eight glacial cycles from an Antarctic ice core, *Nature*, vol.429, No.6692, pp. 623-628, 2004
- (2)
- (3) 日本原子力研究開発機構, 平成 28 年度燃料デブリの処理・処分に関する予察的調査報告書 (2017).
- (4) 国立研究開発法人産業技術総合研究所, 100 万分の 1 日本シームレス地質図, 1992
- (5) 産業技術総合研究所地質調査統合センター: 20 万分の 1 日本シームレス地質図 (詳細版, データ更新日:2015 年 5 月 29 日), 2015. <https://gbank.gsj.jp/seamless/>
- (6) 沢村孝之助, 秦光男: 地域地質研究報告 5 万分の 1 図幅 相沼地域の地質, 地質調査所, p.56, 1981.
- (7) 松下勝秀, 鈴木守, 高橋功二: 5 万分の 1 地質図幅説明書 濁川, 北海道立地下資源調査所, p.28, 1973.
- (8) 角靖夫, 垣見俊弘, 水野篤行: 5 万分の 1 地質図幅説明書 江差, 北海道開発局, p.53, 1970.
- (9) 石田正夫, 垣見俊弘, 平山次郎, 秦光男: 地域地質研究報告 5 万分の 1 図幅 館地域の地質, 地質調査所, p.52, 1975.
- (10) 秦光男, 垣見俊弘: 地域地質研究報告 5 万分の 1 図幅 木古内地域の地質, 地質調査所, p. 52, 1979.
- (11) 日本地質学会編: 日本地方地質誌_北海道地方、朝倉出版、p. 631, 2010.
- (12) 梅田浩司: 日本の地盤を対象とした透水係数データベースの作成 高海思慮 PNC TN7450 96-002、動力炉・核燃料開発事業団 東濃地科学センター、p.103, 1996.
- (13) 地圏環境テクノロジー: 国土水循環モデルの開発状況 第 15 回 GETFLOWS ユーザー会議資料、p.48, 2015.
- (14) 今井久、山下亮、塩崎功、浦野和彦、笠博義、丸山能生、新里忠史、前川恵輔: 地下水流動に対する地質環境の長期的変遷の影響に関する研究、日本原子力研究開発機構、JAEA-Research 2009-001、p.116, 2009.
- (15) 熊本創、下茂道人、三枝博光、尾上博則: 孔間水理試験データを餅田地下水流動モデルのキャリブレーション、第 36 回岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集、土木学会、p.287-292, 2007.
- (16) 地盤工学会編: 比貯留係数 S_s の代表値(資料 5-01)、地下水調査に用いる井戸理論式の整理及び解説(2017 年度版)
- (17) Domenico, P. A. and Mifflin, M. D. : Water from low-permeability sediments and land subsidence, *Water Resources Research*, Vol.1, No.4, 563-576, 1965.
- (18) Jumikis, A. R. : *Soil Mechanics*, D. Van Nostrand Book Company, p.384, New York, 1962.

4 モニタリング手法の妥当性に係る技術的知見の整備

4.1 はじめに

IAEA^{1),2)}では、中低レベル廃棄物埋設施設に関して比較的短命の放射性核種を含む廃棄物を対象として安全目標が達成されているかどうかを直接的に管理するために、施設閉鎖後の数百年間、地下水または周辺環境に放出された放射性核種のモニタリングを推奨している。また、わが国の原子力規制委員会における検討（2018年度時点）では、「中深度処分における操業中の廃棄物埋設施設に係る要求の骨子案」第14条1において、「廃棄物埋設施設には、廃棄物埋設地の周囲における地下水の水位、廃棄物埋設地から漏えいする放射性物質の濃度及び線量等を監視し、及び測定する設備を設けなければならない。」としている。また、その解釈において、「六 埋設の終了から廃止措置の開始までの間においては、以下を考慮した設計がなされていること。① 放射性物質の濃度及び線量等を監視及び測定できる設備の撤去後において放射性物質が移行しやすい経路が生じないように、撤去及び埋戻しを行うことができる見通しがあるものであること。② 廃棄物埋設地からの放射性物質の漏えいがあった場合、比較的早期に放射性物質が到達すると考えられる地点に設置すること。③ 測定期間及び使用環境に適応したものであること。」としている。

この埋設終了から廃止措置の開始までの管理期間（中深度処分の場合、300～400年間）におけるモニタリング等の実施に際して、事業者の視点ではモニタリング設備の撤去後、放射性物質が移行しやすい経路が生じないように撤去及び埋戻しを行うことができる見通しを得ておくことが必要であり、かつ数百年といった長期にわたるモニタリングの方法を整備しておくことが必要になる。一方、規制者の視点では、事業者が提示するモニタリング計画に対してその妥当性を判断するための技術的根拠を、事業者とは独立して保持しておく必要がある。

これらの観点を踏まえて、IAEA^{1),2)}では事業者と規制機関の責務としてそれぞれ以下の点を挙げている。

事業者の責務

- (a) 規制機関によって定められた要件を満たすモニタリング計画（記録保持計画を含む）を構築し、施設の操業前、操業中、閉鎖後の期間を通じて必要に応じて改善する。
- (b) 規制機関と合意の上、施設建設前の初期状態モニタリングと閉鎖期間および閉鎖後におけるシステム性能異常の監視を行う。
- (c) システム性能異常に対処する緊急時対応計画を策定し、オフサイトの対応者を含む関係当局と調整する。
- (d) モニタリングの状況を規制機関に定期的に報告する。予期せぬ状況や危険な状況が発生した場合、その場所や時間を規制機関、関連組織に速やかに報告する。
- (e) 取得したデータを保管、管理する。期間中、必要な財務的保証をする。

規制機関の責務

規制機関は、廃棄物埋設施設のモニタリング及び監視プログラムの実施に関して要件を明確にしなければならず、事業者に対して閉鎖後のモニタリングとその期間に関するガイダンスを行う。

- (a) モニタリング計画および管理方法を定期的に見直す。関連分野における科学技術の進歩および規制機関のニーズから生じる変化を考慮に入れて柔軟に対応する。

- (b) 設定した要件に対して事業者が提供するモニタリングおよび監視データを監査する。
- (c) 事業者によって適切にモニタリング及び監視が行われていることを確認する。規制機関のモニタリング計画は、安全面（長期的な安全性と運用上の安全性）と管理に関して、事業者のモニタリング戦略（監視機器の解体を含む）と整合する必要がある。
- (d) 長期モニタリングのための財務的保証をする。

なお、放射性廃棄物処分施設に関わるモニタリングについては事業の段階ごとに以下のように区分されている。事業者と規制機関が各々モニタリングに関わることで、公衆は透明性のあるモニタリング情報の取得や処分施設の段階的閉鎖に関わる安全性を確認することが可能となる^{3),4)}。

- ① 施設建設前の初期状態のモニタリング：サイト特性評価のためのデータの収集および安全評価のための重要なFEPの同定
- ② 施設建設中のモニタリング：規制要件遵守状況の評価、建設工事への反映、認可のためのセイフティケース構築、追加計測の導入
- ③ 施設操業中のモニタリング：規制要件遵守状況の評価、認可のためのセイフティケース構築
- ④ 施設閉鎖時のモニタリング：規制要件遵守状況の評価、閉鎖工事への反映、追加計測の導入および一部計測の終了
- ⑤ 施設閉鎖後のモニタリング（適用可能な場合）：規制要件遵守状況の評価、およびその後の計画に反映（例えば、モニタリング活動の縮小、規制管理の終了）

本受託事業では、規制の視点から廃棄物埋設施設周辺のモニタリングに求められる以下の点に関わる技術的根拠を整備することを目的とする。

- ・人工バリア及び天然バリアの機能を著しく損なうことがないこと。
- ・撤去後において放射性物質が移行しやすい経路が生じないよう、撤去及び埋戻しを行うことができる見通しがあるものであること。
- ・廃棄物埋設地からの放射性物質の漏えいがあった場合、比較的早期に放射性物質が到達すると考えられる地点を選定すること。
- ・測定期間及び使用環境に適応したものであること。

そのため、国内外でこれまでに実施されてきた各種モニタリングにおいて公開されている情報を収集した上で、モニタリングの目的・項目・方法・観測期間、メンテナンス・維持管理方法、モニタリング孔閉塞方法などについて整理し、それらの技術的根拠に基づいて上記の要求事項に関わる留意点と課題について整理した。

なお、「撤去後において放射性物質が移行しやすい経路が生じないよう、撤去及び埋戻しを行うことができる見通しがあるものであること」に係るモニタリング孔の埋戻し閉塞方法については、既存情報収集において国内外の研究機関で研究開発途上にあり既存情報から確立した技術的根拠を得る事が困難であったため、情報を整理した上で今後、採用される可能性が高いと想定されるモニタリング孔埋戻し・閉塞技術について、その技術を事業者が使用した場合に規制側が確認すべき点を抽出するために、その技術の一部について確認試験を行った。

4.2 国内外における放射性廃棄物処分に関わるモニタリング事例の整理結果

4.2.1 国外の事例

近年、ヨーロッパでは EU 主導によりモニタリング技術に関わる国際プロジェクト MoDeRn (Monitoring Development for Repository Operation and Staged Closure) が行われており、地層処分施設の閉鎖時・後のモニタリングに関わる参照事例となる^{4), 5), 6), 7)}。加えて、地層処分場の立地・建設段階にあるフィンランド(結晶質岩)、立地前の地質環境再確認段階にあるスウェーデン(結晶質岩)、候補地選定段階にあるフランス(堆積岩)、ボーリング孔の閉塞事例のあるスイス(結晶質岩・堆積岩)、地下研究施設を閉鎖して閉鎖後のモニタリングを行っているカナダ(結晶質岩)、様々な地質環境調査・モニタリングを行ってきたものの計画が頓挫した英国(堆積岩)などを情報収集対象とした(表 4.2-1)。また、ボーリング孔の閉塞事例については、その他の事例として、石油、地熱、温泉分野の事例も調査した。

なお、既往文献では、ボーリング孔の閉塞に対して「廃止」「廃坑」「廃止措置」などの様々な用語が用いられているが、本稿では「閉塞」を用い、特にボーリング孔を埋めることを指す場合は「埋戻し」という表現を用いる。

表 4.2-1 モニタリングに関わる各国の知見の現状

項目	スウェーデン	フィンランド	フランス	スイス	カナダ	英国	日本
岩種	結晶質岩	結晶質岩	堆積岩	結晶質岩・堆積岩	結晶質岩	堆積岩	結晶質岩・堆積岩
関連する研究内容	処分場候補地の地質環境の把握	処分場周辺の地質環境の把握	処分場候補地の地質環境の把握	ボーリング孔閉塞	地下研究所の閉鎖後の環境評価	処分場候補地選定前の地質環境調査	モニタリング技術の研究開発
装置の設置、モニタリング、メンテナンス	地上観測孔で実施中	地上観測孔で実施中	坑道掘削損傷領域の観測実施中	地上観測孔で実施中	地上観測孔で実施中	地上観測終了	地上観測孔で実施中
装置引き抜き	研究段階	研究段階	研究段階	研究段階	研究段階	研究段階	研究段階
孔の閉塞	研究段階	研究段階	石油探査分野の手法での閉塞事例あり	ベントナイトと泥水を用いた閉塞事例あり	セメントを用いた閉塞事例あり	研究段階	研究段階

スウェーデン

スウェーデンにおいては、SKB 社によりオスカーシャム、エストハンマルにおいて地層処分場としての適性を評価するためのボーリング調査が行われてきた経緯があり、フィンランドと同様に処分場候補地域の地質環境特性の把握を目的として、結晶質岩体を対象としてエストハンマルのフォルスマーク) 地区で浅層・深層ボーリングを 20 本以上、オスカーシャムのラクセマー地区、シンパバープ地区で 100 本以上の浅層・深層ボーリング孔の掘削調査が行われてきた。調査ボーリング時には、ほぼフィンランドと同様の品質管理が行われている。水理試験など、一連のボーリング調査終了後、地質構造や高透水性部の分布に応じて 3 箇所程度の区間を対象とし、数週間～数ヶ月かけてボーリング掘削時の汚染の少ない試料を得るために採水し、モニタリング初期値を把握している。水圧モニタリングは、一般に多区間をパッカーで区切り水圧を直接測定する方法と、観測区間から地上につなげたスタンドパイプ中の水位を測定する方法があるが、SKB 社では主に後者を使用している。観測区間の決め方については、水理試験で明らかになった高透水性区間、地質構造モデルに基づいて事前に海域と連続していると予想された地質構造を優先するとともに、ボーリング孔掘削時に周辺モニタリング孔で水圧レスポンスを観測し、割れ目帯などの連結性に関わる情報を取得して利用している。採水モニタリングは、ボーリング孔掘削中や

掘削直後に得たデータの妥当性を確認することや変動幅を確認することを目的として行っている。裸孔状態のボーリングについても、モニタリング装置を設置せずに定期的な採水と分析を行っている。全てのコア掘りボーリング孔で年 2 回、パーカッション掘削を行ったボーリング孔の 3 分の 1 で年 2 回の採水と水質分析を行っている⁸⁾。

ボーリング孔の閉塞方法については、スウェーデンとフィンランドで共同して課題に取り組んでいることから、フィンランドでの知見も含めてまとめて記述する。両国では、**Sandwich concept** と呼ばれる概念が提示されている (図 4.2-1)⁹⁾。この概念では、ボーリング孔の主要部分を物理的および化学的に安定な砂や砂利で充填する。割れ目や岩石欠損の無い部分 (いわゆる健岩部) を選択した上で、当該箇所を高圧縮ベントナイトで閉塞する。これらの異なる材料を区分する目的で、石英ベースのコンクリートプラグを配置する。さらに、材料間の相互作用を防止し、長期的な安定性を保証するために、銅エキパンダーを全ての材料境界に配置する。これまでに多数の孔閉塞実績がある石油探査分野においてはセメントが最も一般的な閉塞材として用いられているが、透水性や長期安定性の観点を加味した結果、砂、ベントナイトなどを組み合わせる概念が構築されている。**Sandwich concept** のメリットは、ボーリング孔の主要部分が砂で満たされるため設置が簡単であること、高い水理抵抗を発揮すること、閉塞材の定置深度が最適化されていること、ボーリング孔の直径の変動に影響されないこと、長期間安定であると期待されることである、一方、課題としては、定置するベントナイトが少量であるため損失影響が大きいこと、閉塞前に慎重なボーリング調査が必要であること、導入時に多くの作業手順が必要であること、複数の材料を用いるため材料間の相互作用のリスクがあること、詳細な品質保証システムが必要であることがあげられる。また、**Sandwich concept** の設計自体は妥当ではあるものの要求水準が高すぎる可能性があると考えられており、**SKB** は閉塞手法についていくつかの代替案を検討している¹⁰⁾。

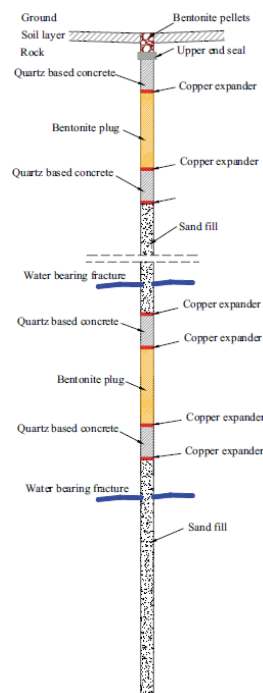


図 4.2-1 Sandwich concept の概念図¹¹⁾
(Courtesy of Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Co)

閉塞材料の選定および設置手順の検討に必要な室内試験が行われている。砂・砂利の粒径は、設置時の詰まりや設置区間の機械的な支持が可能な程度に細かく、一方でボーリング孔からの流出を可能な限り低減するという観点で小さすぎないことが求められる。ボーリング孔を模擬したアクリル管を用いた落下試験や透水試験が実施され、砂の粒径やボーリング孔への投入速度等が検討されている¹¹⁾。セメントについては、ベントナイトの膨潤に影響を与えないことを目的に、低アルカリ性セメントを用いることが検討されており¹²⁾、処分場およびボーリング孔に用いる低 pH コンクリートレシピが開発されている¹³⁾。ベントナイトについては、ベントナイト自身の組成に加え、人工材料の腐食生成物や地下水との化学反応がその閉塞機能に影響を与える主要な要因である¹⁴⁾。また、コーティングの有無や対象地域の地下水の塩濃度の違いによるベントナイトの膨潤や溶脱の程度が確認されており、塩水は淡水よりもベントナイトを強く侵食することや、コーティングが地下水による侵食をある程度防ぐことができる可能性がある¹¹⁾と指摘されている。コーティングはカイガラムシが作り出す非水溶性の樹脂（シェラック）を原料としているため、コーティングされたベントナイトペレットを用いた場合は不純物としてボーリング孔内に多量の有機物が残置されることになる。銅エキスパンダーは、各材料の接触および相互作用を長期間防止することに加えて、短期的には閉塞材として機能することが期待されている⁹⁾。一方で、閉塞区間の地下水水質や砂、砂利に含まれる可能性のある硫化物（ S^{2-} ）の影響を受けて腐食する可能性がある¹¹⁾と指摘されている。

更に、水で満たされたボーリング孔内へベントナイトを搬送する方法が特に困難であるとされ、ベントナイトの前処理とともに次に示すような様々な搬送方法が検討されている（図 4.2-2）⁹⁾。

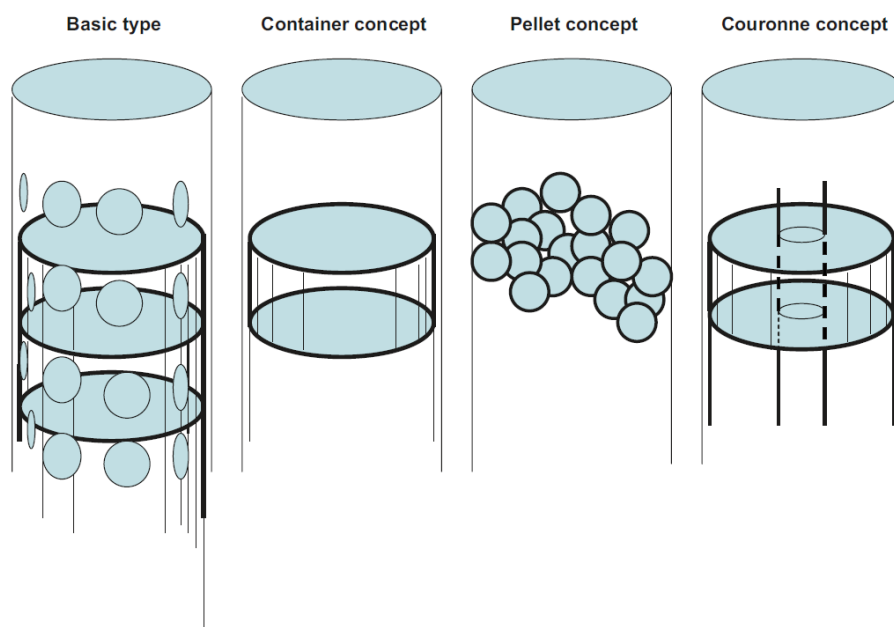


図 4.2-2 ベントナイトをボーリング孔内へ搬送する方法の概念⁹⁾
 (Courtesy of Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Co)

「基本法 (Basic type)」は、高密度の圧縮ベントナイトを有孔銅管に充填し、それをボーリング孔に挿入する方法である（図 4.2-3）。この方法は、スウェーデンの Stripa 旧鉱山の閉鎖坑道において試験され (Stripa Project)¹⁵⁾、近年では、フィンランドの Olkiluoto におい

て掘削された深さ約 550m、直径 76mm の調査ボーリング OL-KR24 において実施された¹⁶⁾。2006 年に深度 520m 付近に設置されたベントナイトプラグが 2013 年にオーバーコアリングによって取り出されており、ベントナイトの膨潤圧で銅管が垂直方向に割れていたものの、ボーリング孔内は膨潤したベントナイトで満たされており、銅管と岩石との間に有意な移行経路が開いていないと解釈されている¹⁷⁾。



図 4.2-3 オルキルトで実施された基本法の試験風景⁹⁾
(Courtesy of Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Co)

「コンテナ法 (Container concept)」は、ベントナイトを充填したコンテナもしくはダンブペーラーをボーリング孔内に挿入し、任意の深度においてベントナイトを設置する方法である (図 4.2-4)。この方法を用いることで、ベントナイトの搬送中の侵食や膨潤によるスタックを防止することができる⁹⁾。ダンブペーラーは、ボーリング孔へのセメント打設を目的として、石油探査分野で一般的に使われている¹⁸⁾。コンテナ法を用いてベントナイトをボーリング孔内へ設置した事例は報告されていない¹⁹⁾が、既存のペーラーを対象に研究開発を行うことで、スラリー状、ペレット状、ブロック状のベントナイトを搬送できる可能性があることが指摘されている¹⁹⁾。

「ペレット法 (Pellet concept)」は、圧縮して数 mm から数 cm の粒状に成型したベントナイト (図 4.2-5) をボーリング孔内へ落下させる方法である。本手法は、石油探査分野において多数の使用実績がある (後述)。一方で、ベントナイトペレットがボーリング孔の途中で抑留し、計画していた深度に到達しなかった事例もある²⁰⁾。本分野における適用事例は後述するスイスの事例が参照できる。

「クーロン法 (Couronne concept)」は、銅の心棒にドーナツ状に成型した圧縮ベントナイトブロックをはめ込み、ボーリング孔内へ設置する方法である。2009 年にエスポ地下研究施設内において水平に掘削された大口径 (300 mm) のボーリング孔を対象として、クーロン法による閉塞試験が実施されている (図 4.2-6)²¹⁾。

これらの方法の特徴をまとめたものを表 4.2-2 に示す。

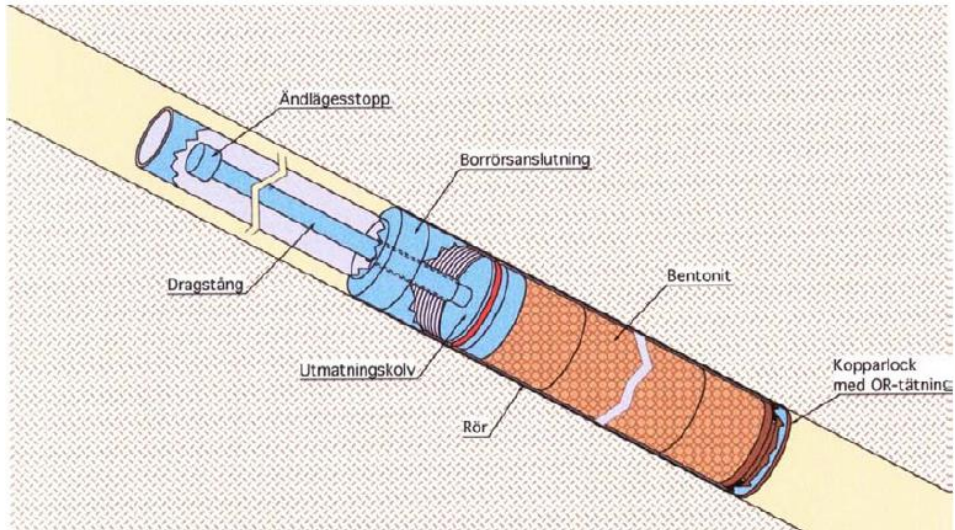


図 4.2-4 コンテナ法の概念図⁹⁾
 (Courtesy of Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Co)



図 4.2-5 ベントナイトペレットの例 (CEBOGEL pellets)²¹⁾
 (Courtesy of Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Co)



図 4.2-6 エスポ地下研究所で実施されたクーロン法の試験風景²¹⁾
 (Courtesy of Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Co)

表 4.2-2 ベントナイトの各搬送方法の特徴

方法名	方法	材料準備	搬送効率	挿入中のベントナイトの侵食	ベントナイトの密度	残置物	深度管理
基本法	有孔銅管にベントナイトを詰めて孔内に挿入、定置	製作作業が必要	1度に大量のベントナイトを設置可能	小	高	銅管	容易
投げ込み法(ペレット)	ベントナイトペレットを孔口から投入、自然落下	容易	1度に大量のベントナイトを設置可能	大	低	コーティング(樹脂)	閉鎖深度以外の場所で抑留する可能性がある
コンテナ法	コンテナ容器にベントナイトを詰め、閉塞深度まで搬送・定置	容易	1度に運搬できる量が制限されるため、時間と手間がかかる	なし	低～高	なし	容易
クーロン法	芯棒にドーナツ状ベントナイトを付け孔内に挿入、定置	製作作業が必要	1度に大量のベントナイトを設置可能	大	高	銅管	容易

ボーリング孔閉塞の当初目標は、ボーリング孔の低透水性部分と同様の透水性を達成することであり、ベントナイトの透水係数は 10^{-12} m/sec 以下であることが目標値であった²²⁾。一方で、ボーリング孔閉塞における主目的は、処分場の封じ込め/保持特性を過度に損なわないことであり、これに基づき考えが整理された結果、閉塞材の透水係数は 10^{-8} m/sec 未満（閉塞の膨潤圧が >0.1 MPa）で前述した主目的が達成され、かつボーリング孔の高透水性ゾーンではこの値を維持する必要はないと結論づけられた²³⁾。また、Luterkort ら²⁴⁾はこの前提を再検討し、フォルスマークの地下水流動と物質移行モデルのシナリオによると、少なくとも物質を流すためにはボーリング孔の透水性が 10^{-4} m/sec 以上である必要があり、ボーリング孔の透水性が 10^{-6} m/sec より低い場合は、ボーリング孔は水みちとして機能しないと報告している。

フィンランド

フィンランドでは、約 50 年前から地層処分場候補地の選定が行われてきた経緯があり、オルキオットの結晶質岩体を対象として処分場の建設段階にある。地下施設の建設に先立ち多数の地上物理探査、調査ボーリング（50 本以上）が行われ地質構造、水理特性、水質といった地質環境特性が把握されている。なお、これらの調査ボーリングでは必須の品質管理として、ボーリング掘削状況の確認や水理試験、採水箇所に関わる情報を得るため、送排水の量、電気伝導度、トレーサー（ウラン）濃度、掘削水圧、カッティングス（量、岩種、割れ目帯の概略を把握するため）、掘削速度などをモニタリングしている。掘削中の洗浄は、工程を踏まえた対費用効果からエアリフトで、掘削後の洗浄は化学影響が大きいという理由で薬品を使用せず、最もシンプルで物理・化学的影響が小さいという理由から金ブラシを採用している。

調査終了後、ボーリング調査に基づいて構築した水理地質構造モデルに基づき連続性の高い割れ目帯を決定しその割れ目帯を監視対象として、施設建設に伴う周辺環境変化の把握のための水圧・水質モニタリング装置を設置している。特に、海域に達している可能性のある割れ目帯の観測区間で海水の浸入の有無をモニタリングし、施設建設に伴う周辺の水理・地球化学環境の変動の目安としている。さらに、地下施設に連続すると予測される透水性の割れ目を対象にして、Posiva 社が開発した流体検層技術（PFL）を用いて流量と流速のモニタリングを実施している^{25), 26)}。

フランス

フランスでは、Meuse/Haute Marne 地区の非常に透水性の低い堆積岩層に地下研究施設が

建設されており、地下水流動が主に拡散プロセスに依存するため坑道直近の掘削損傷領域のモニタリングに関わる研究が重要視されている^{4),6),7)}。そのため、閉鎖後の地下施設周辺における地上からのモニタリングに反映可能な知見は得られなかった。

フランスでのボーリング孔の閉塞は **Andra** による実績があるが、これまでのボーリング孔の掘削地点は全て処分場の処分区域より離れており、既存の石油分野・地熱分野における閉塞手法が用いられている²⁷⁾。また、フランスでは、放射線防護・原子力安全研究所 (**IRSN**) が **Andra** からの申請を見越して、ベントナイトをベースとした閉塞材に関する研究を実施している²⁸⁾。このプロジェクトの目的は、閉塞の密封性の実証ではなく、閉塞性能に影響を及ぼす水理的あるいは機械的なパラメータをテストし、実施主体が検討・制御すべきパラメータに関する知見を得ることである。

スイス

スイスでは、放射性廃棄物管理共同組合 (**Nagra**) が中・低レベルの放射性廃棄物処分場において、ボーリング孔の閉塞を実施してきた^{29),30)}。その閉塞の要求事項は以下のとおりである。

- ・ 閉塞は、地下水の流れがボーリング孔ではなく周囲の岩石によって制御されることを保証する。
- ・ 放射性核種の移動がボーリング孔を通過して起こる場合、周囲の岩石を通じた放射性核種の移動に比べて著しい増加をもたらすべきではない。
- ・ 処分場の建設中にその機能的特性を保持しなければならず、長期変化が起こっても、閉鎖後の段階ではボーリング孔から放出される放射性核種の量が許容量以下にする必要がある。

このような機能上の要求事項から、閉塞材料の要件が次のように設定されている。

- ・ 力学的強度：材料の力学的強度は、孔内の材料の設置に重要で（材料が液体の状態を持ち込まれない限り）、長期的には孔の構造的完全性にとって重要。
- ・ 変形挙動：材料は、亀裂のできない小さな岩石変形に耐えるのに十分な延性を有する必要がある。
- ・ 透水性：可能な限り低く、周囲の岩石の平均透水性と同じオーダーでなければならない。平均透水係数の決定には、孔損傷領域外の岩石の平均透水性に基づいて設定する必要がある。
- ・ 長期安定性：(i) 化学的安定性：経時変化、母岩との反応がないこと。(ii) 力学的安定性：地下水の流れなど、あらゆる環境要因によって引き起こされる損傷に対して頑健であること。(iii) 予想される周囲温度で、その性質の不可逆変化がなく熱的に安定であること。
- ・ 膨潤能力：膨潤能力は、閉塞材と孔壁の間の空隙が完全に満たされ、結果的に、閉塞材のそれより高い透水性領域が無いようにする。
- ・ 熱伝導率：発生する熱の放熱を可能にするのに十分高い熱伝導率を有するべき。
- ・ 作業性：ボーリング産業から入手可能または適応された方法およびツールを用いて所望の形態（例えば、予め圧縮された形態またはペースト）で孔内に持ち込むことができるようなものでなければならない。

上記の要件をすべて満たす単一の材料は存在しないため、**Nagra** は孔の状況に応じて異なる材料を組み合わせる閉塞概念を設計している。この概念では、孔周囲に掘削損傷領域 (**Borehole Damage Zone ; BDZ**) が存在し、水みちになる可能性があることを前提として、

健岩部の損傷領域が少ない深度を「キーゾーン」として、周囲の岩石に悪影響を及ぼさず長期間にわたって安定である天然材料で岩盤の透水性より低くなるように閉塞する。キーゾーンとキーゾーンの間の中間深度は、キーゾーンの閉塞材料を力学的に支持できるように埋戻し、その透水性に関わる要求は厳密に低くなくても良い。材料の最終的な選択は、母岩の特性（地質学的、水理学的、化学的、岩石力学的特性）に依存する。

中・低レベル放射性廃棄物処分サイトにおけるボーリング孔の閉塞実施例として、Wallenberg の SB4a/s 号孔が挙げられる。この調査孔は堆積岩地域に掘削されており、地下施設との位置関係上、将来的に核種移行経路となる可能性があり、閉塞することが決定された。閉塞の概念設計にあたり、閉塞材は無機材料であるべきことや、定置方法は実例がある標準的な方法であるべきであること、閉塞作業に時間がかかるべきではないことが挙げられた。Nagra は、室内実験を行った上で SB4a/s 用の閉塞概念を設計した³⁰⁾。これは、厚さ約 28m のベントナイトゾーンと、その下の厚さ約 54m のバライト (BaSO₄、重晶石) ゾーンから形成されている。

バライトが利用された理由は、掘削用流体の添加剤および掘削孔の埋戻しにしばしば使用されており、不活性の天然素材、非常に低い溶解度、高密度（粒子密度は 4.48 Mg/m³）で速い沈降速度に加えて基礎となる深度の圧縮が行われることである。また、バライトは、その粒子の薄片状の形状のために良好な閉塞特性を有する。バライトは、ベントナイトよりも透水性が高いが、ベントナイトよりも侵食されにくい。ただし、Nagra のコンセプトの場合、バライト粒子のサイズは 10 μm 以上でなければならず、74 μm より大きい粒子の量は 3% 未満でなければならない。Quellon HD®は、ベントナイト（～90%）およびマグネタイト（～10%）のペレットからなる市販材料である。高い膨潤能力と密度があり、Quellon-HD ペレットの密度は、水和前は 1.40 Mg/m³、水和後は 1.88 Mg/m³となる。中間ゾーンには膨張セメント（CaO または MgO 添加物を含む API のクラス G セメント）が使用されている。このセメントは、水和プロセス中に膨張するため選択されている。

カナダ

カナダでは、結晶質岩中に建設された深度約 440m の地下研究施設が水没閉鎖されている。閉鎖時には深度約 270m に存在する破碎帯をプラグシールし上下深度の地下水を隔離する試験が行われた。地下施設の閉鎖は、Manitoba 労働安全衛生、鉱業規則 228/94、第 19 項、保護措置に従って行われた。閉鎖時の要求事項は、以下のとおりである。

- ・ 有害な化学物質をすべて除去する。
- ・ 閉鎖後は地盤沈下やその他の原因により開口が発生しやすい場所をすべて隔離する。
- ・ 立坑坑口を鉄筋コンクリートで構成された固体隔壁で閉鎖する。
- ・ 地上の閉鎖隔壁の設置作業を開始する 30 日前までに鉱山検査官に計画を提出する。計画には、閉鎖の手段、潜在的に将来沈降する可能性のある地域の保護方法を示す。

地下研究施設周辺には、調査研究の一環として 1979 年から 1990 年の間に周辺に多数のボーリング孔が掘削され、観測システムが構築された。これらは、浅層ボーリング孔 92 本、基盤岩を対象とした深層ボーリングが 85 本（深さ 20m–1500m、孔径 76–152mm、深さ 1,090m までの 171 区間に観測点）、気象観測所、降水量計および水理地質データ収集システム (HDAS) などから構成される。施設閉鎖時には、立坑の周囲 500m 以内にある 22 本のモニタリング孔が必要に応じて改装され、立坑の隔壁設置後、少なくとも 3 年間、水位計測などが行われた。2013 年末まで毎年、規制当局にそれらのモニタリング結果が報告された。モニタリング期間終了後、2014 年春に第 2 段階として孔の閉塞作業が開始された。す

すべてのモニタリングシステムは、2014年7月までに廃止され2014年12月までに、セメントグラウトを使用して永久的に密閉された。モニタリングの終了時期に関する判断は、センサーの機能の耐久性、事業支援パートナー機関の有無および地下施設建設前の地下水位に回復するまでの予想解析結果に基づいて行われている。なお、立坑プラグシールの観測は、立坑の全深度水没が予想される2019年末まで継続予定であり、その後の観測は事業支援パートナー機関の有無により決定されることになっている^{31), 32), 33), 34)}。

カナダの核廃棄物管理機関 (NWMO) は、ボーリング孔の閉塞において、ベントナイトが主要な閉塞材として使用され、セメントも使用するだろうと予測している。しかし、その詳細な計画や規則はまだ開発されていない²⁷⁾。

英国

英国では、セラフィールドで進められていた中低レベル放射性廃棄物処分場の前身施設 RCF (Rock Characterization Facility) の立地計画が1997年に中止された経緯があるが、内陸から沿岸にかけての堆積岩を対象とした地質・地質構造、水理地質構造、地下水流動状態、水質の把握を目的として、十数本のボーリング調査、物理探査が行われ、長期にわたるモニタリング装置の使用実績がある。また、沿岸域に位置するドーンレイでは、1950年代に低～高レベル放射性廃棄物が廃棄された立坑・横坑に、海岸線の浸食により海水が流入する事象が生じ、周辺の汚染物質の分布やそれらの挙動を把握するために、汚染領域周辺から海域に連続する地質構造を含む区間を対象としたモニタリング孔を設け定期観測を行っている。そのため、沿岸域におけるモニタリングの考え方や海域に連続する地質構造での観測例などの経験的知見が蓄積されている。地下施設のレイアウト設計に反映する詳細な地質構造情報を取得するための調査ボーリングの掘削では、孔崩壊防止のためポリマー (Xanthan gum) を添加した掘削水を使用しており、ボーリング掘削時の汚染水を完全に排除できていない場合が多く、その後のモニタリングの品質に影響している。堆積岩・塩水環境においては、市販されている蛍光染料と同様の蛍光特性を持つ天然有機物が多いため蛍光染料をトレーサーとして使用できないため、汚染に関わる品質管理手法の一つとして、無機化合物 (塩化リチウム、ヨウ化カリウム) トレーサーを使用している。一方で自然状態の地下水中のリチウム濃度などが高く品質管理ができない場合もあり、その場合は天然のトリチウムを指標としている。モニタリング区間は、施設建設前の地質環境ベースライン状態を把握することを念頭において、地下施設建設予定地周辺で密に、それから離れるに従って疎になるように配置し、施設建設予定地に連続する可能性のある高透水性の地質構造を対象に設定している。また、複数のモニタリング孔を利用して孔間揚水試験を行い、岩体全体の水理地質特性 (鉛直方向の拡散性や割れ目の広域的な連結性など) を評価することも念頭に置いている。なお、沿岸域では、海域に連続している地質構造のモニタリング区間で、潮汐変化に伴う水圧の年変動が観察され、割れ目の連結性によってその程度が異なることなどが判っている^{35), 36)}。

ボーリング孔の閉塞に関しては、Nirex 社がセラフィールド付近の深層ボーリング孔を閉塞した³⁷⁾。当時、環境庁と計画当局 (カンブリア州議会と Lake District 国立公園局) は、地表の汚染や深層に分布する塩水が、生活用水として利用されている帯水層に流入する経路が生じないようにボーリング孔を閉塞することを要求した。さらに Nirex 社はドーンレイのボーリング孔も閉塞している。これらの閉塞では、少量のベントナイト (数 wt%) を含む普通ポルトランドセメントが用いられており、閉塞後の長期安定性を実証する作業は含まれていない³⁸⁾。

また、地層処分実施主体である原子力廃止措置機関（NDA）の子会社にあたる放射性廃棄物管理会社（Radioactive Waste Management Limited、以下 RWM）により、地質環境調査のために掘削されたボーリング孔が地下水やガス移動経路にならないように閉塞するための手法を開発するためのプロジェクトが行われている。RWM は深さ 2,000m までのボーリング孔を対象とし、石油・ガス分野において実績があるボーリング孔の閉塞方法を対象として、放射性廃棄物処分分野への適用性を検討している（表 4.2-3）^{19),39)}。以下にその概要を記述する。

- ・ 閉塞の要求事項は、閉塞されたボーリング孔を通る地下水・ガスの流れを「隔離目的」を達せられるように十分に減ずること。
- ・ ボーリング孔内での閉塞材の移動と損傷を防ぐため、閉塞材の上下に機械的な支持を設ける。
- ・ 閉塞材料は天然素材で形成されるべきである。ベントナイトは、結晶質岩（Hard Strength Rock）および堆積岩（Low Strength Sedimentary Rock）において好ましい閉塞材料である。
- ・ 石油・ガス産業で用いられる配置技術は、通常のポンプ輸送、コイルドチュービングによる輸送、重力配置（投げ込み）、ダンプベラー（コンテナ）、高速高圧ポンプ輸送がある。適用事例の多くはセメントであり、ベントナイトを用いた例はほとんどない。
- ・ ポンプ輸送・コイルドチュービング輸送は、石油・ガス産業において、ボーリング孔内にセメントスラリーを配置するために標準的な技術である。コイルドチュービング輸送は配置が正確だが、ベントナイトを用いた例はない。ベントナイトの液状スラリーもしくは懸濁スラリー（粒子サイズ 2 mm 以下のベントナイトペレットを混ぜたスラリー）をポンプ輸送できる可能性があるが、輸送中の膨潤を遅らせる必要がある。コーティングベントナイトを用いたとしても、輸送中に粒子が機械的損傷を受ける（つまり早期の膨潤）可能性がある。また、ベントナイトスラリーはペレットやブロックよりも低密度となり、つまり高透水性となる。
- ・ 重力配置（投げ込み）はペレットで実証済み。深さ 1,000m へ沈降するのに最大 1 時間必要であり、沈降途中で膨潤してしまうとベントナイトの剥離による沈降速度の低下や、孔の途中で抑留してしまう可能性がある。このような問題には、一般的にはコーティングベントナイトで対処する。塩水中ではコーティングが急速に破れてしまうため、塩水中での重力配置は適切ではない。トレミー管を用いることで、管内の水質組成を制御しながら投下できる。
- ・ 弾丸状のベントナイトブロックの重力配置（投げ込み）は、ボーリング閉塞技術として適切でない。ブロックが抑留する可能性が高く、ブロックの密度が他の配置方法と比較してはるかに低くなる。トレミー管を用いると、ブロックの大きさがさらに小さくなる。
- ・ ダンプベラー（コンテナ）は、セメントスラリーや砂の搬送で日常的に使用されている。利点は、深度管理と配置量が正確、ベントナイトが抑留しない、アプローチが単純、様々な材料を搬送する柔軟性がある、搬送中の材料を地下水から隔離できる。一方で、一度に運ぶことができる材料の量が少ないため、複数回の搬送が必要になる。石油・ガス産業ではコストが主な考慮事項であるため、ボーリング孔内に大量の材料を配置する必要がある場合、ベラーは使用されない。放射性廃棄物の処分分野に適用するためには、更に研究開発と実地試験が必要。

表 4.2-3 深さ 1,000m までのボーリング孔にベントナイトを搬送する技術の適用性¹⁹⁾

配置方法	液状スラリー	懸濁液スラリー	ペレット	ブロック
従来のポンプ輸送	セメントスラリーを投入するための一般的な技術。ベントナイトスラリーに使用可能。	懸濁スラリーを運搬・配置した実績がある。2 mm未満のベントナイトペレットを懸濁させて輸送できる可能性がある。	大きな粒子を輸送するのは本質的に適さない。	本質的に適さない。
コイルドチュービング輸送	セメントスラリーを投入するための一般的な技術。ベントナイトスラリーに使用可能。	懸濁スラリーを運搬・配置した実績がある。2 mm未満のベントナイトペレットを懸濁させて輸送できる可能性がある。	本質的に適さない。	本質的に適さない。
重力配置 (投げ込み)	微粒子は沈降速度が遅いため、本質的に適さない。	微粒子は沈降速度が遅いため、本質的に適さない。	実演済みの方法。コーティングしたペレットの使用など、あらゆる環境に適用できる修正アプローチが必要。	抑留する可能性があるため、適しているとは考えにくい。
ダンプベラー	セメントスラリーを運搬・配置した実績がある。ベントナイトスラリーに使用可能。	セメントスラリーを運搬・配置した実績がある。ベントナイトスラリーに使用可能。	砂を運搬・配置した実績がある。ベントナイトペレットを放出するためには置換が必要かもしれない。	使用できる可能性がある。ベラーの大きさはボーリング孔の直径に依存する。
高圧・高速ポンプ輸送	他のポンプ輸送方法に比べて複雑。	他のポンプ輸送方法に比べて複雑。	大きな粒子を輸送するのは適さない。	本質的に適さない。

緑色：ベントナイトをボーリング孔内に配置するための実証済みの技術。黄色：ベントナイト以外の材料を配置するために日常的に使用されており、RWMの判断では、ベントナイトの輸送に適應できる。赤：RWMの判断では、この手法はベントナイトの輸送方法として推奨されない。

また、NDA は、ボーリング孔の設計は後で閉塞する必要があることを認識して設計されなければならないとしており²⁷⁾、Chaplow³⁸⁾ は、ボーリング孔の設計の時点で以下の重要な要因があることを指摘している。

- ・ 孔内に設置するケーシングの量を制限し、セメンチングの程度を最小限に抑えることで、閉塞前にケーシングを除去できる可能性が高まる
- ・ モニタリングの計装機器は、閉塞の前に取り外すことができることを確認する
- ・ 孔壁の劣化を抑えるため、ボーリング孔が必要なくなったらすぐに閉塞する

その他の事例：石油探査分野および温泉分野におけるボーリング孔埋戻し・閉塞

石油探査分野においては、国内外において古くからボーリング孔の閉塞に関する多数の実績がある。例えばアメリカにおいては、1890年代からボーリング孔の閉塞に関する規制が行われている⁴⁰⁾。当初の規制は生産井からの石油の流出を防ぐ観点でしかなかったが、1974年に安全飲料水法（SDWA）が可決されて以降、淡水の保護および地層間の流体の流れを最小限に抑えるための要件が含まれるようになった⁴¹⁾。日本においては、昭和61年12月25日に通商産業省立地公害局「石油鉱山の坑井の廃止に関する措置基準及び解説」⁴²⁾が制定され、以降はこれに基づきボーリング孔の閉塞がなされてきた。近年では、この基準および経済産業省「鉱山保安法施行規則第25条（土地の掘削）」に基づく内規「鉱業権者が講ずべき措置事例（平成16年11月19日制定、平成24年6月1日一部改正）」に定められている方法に基づき、ボーリング孔が閉塞されている^{43),44)}など。これらの基準では、対象となるボーリング孔の地質・地質構造とケーシングの有無や設置深度を考慮した上で、セメント、泥水、砂利等を埋戻し材として組み合わせて閉塞することが指定されている。これらの基準は、国外の石油・ガス田を対象としたボーリング孔の閉塞の考え方とほぼ似通っており⁴⁵⁾、ここ数十年において、その材料や手法等の基本的な考え方は大きく変化していない⁴⁶⁾。

これらの坑井の閉塞方法を概括する^{18),47),48)}。まず作業前に、ケーシングの設置深度や現状、孔内の温度や水圧等を確認する。次に、深部より順に埋戻し作業を行う。最深部が裸孔部である場合は、その圧力に相当する静水圧力を発生させるのに足りる比重の泥水を充填し、ストレーナ部である場合は砂利を充填する。最終ケーシング部、ケーシングの重複部や切断部、パーフォレーション部の上下には、セメントプラグやブリッジプラグを設置する。セメントプラグは、パーフォレーション部を含めて上下数十 m 以上ずつ設置することが指定されている。日本の場合は 30m^{47),48)} だが、国外では長さが異なり、例えばカナダは 15m⁴⁹⁾、ノルウェーでは 100m⁵⁰⁾ である。これらのプラグは、密閉措置後にロッドトレミー管を用いて頭部の位置を確認した後、一定の圧力を負荷してその健全性を確認する。地表部は、地表まで到達しているケーシング内にセメントプラグを設置するか、アニュラスが存在する場合はケーシングを抜管してからセメントプラグを設置する。最後に、地表面下数 m 以深のケーシング等は全て撤去し、孔口の最上部に鉄板を溶接するか密閉フランジを設置し、セメントや土砂等で埋め戻す。この方法に準拠して埋設されたボーリング孔は、地下水やガスの漏れは生じていない⁵¹⁾。可燃性ガスが発生するガス井や温泉井戸の閉塞については、ガスの漏れを防ぐため、セメントプラグやブリッジプラグを用いるべき箇所がより詳細に指定されている^{48),52)}。地熱井についても、蒸気圧が高くガスや流体が噴出するおそれがあるボーリング孔については、ガス井と同様にセメントプラグやブリッジプラグを組み合わせて閉塞することが指定されている⁵³⁾。一方で、閉塞材は長期的な健全性が求められている^{例えば 54)} ものの、現在主流の閉塞材であるセメントプラグは、超長期的に見れば劣化する可能性があることが指摘されている⁴⁶⁾。この問題点に加えて、経済性や作業効率の観点から、近年では泥水やセメント以外の埋戻し材料の開発および使用が行われている。Sandaband Well Plugging 社（ノルウェー）の特許製品である Sandaband®は石英粒子と水の混合物であり、コンクリートポンプで輸送が可能である。既に Sandaband を用いた石油井の閉塞実績もあり⁵⁵⁾、SKB は埋戻し材の一つに Sandaband を用いることを検討している¹¹⁾。さらに、ベントナイトは優秀な遮水材として機能することから、これまでにボーリング孔の閉塞に用いられている。アメリカの Chevron Texaco 社が開発した圧縮ベントナイトペレットである Zonite®は、アメリカやオーストラリアをはじめとして、これまでに数千本のボーリング孔の閉塞に用いられている^{11),20),39)}。一方で、Zonite を用いたパイロットテストでは、ペレットが沈降途中で抑留し、計画していた深度へ到達しなかった事例が報告されている²⁰⁾。

これらの閉塞においては、「掘採による崩壊又は土砂流出、石油の湧出、汚濁水流出等の公害を防止」⁴⁷⁾、「ガス発生井戸から可燃性天然ガスが地表に漏れ出さないように」⁴⁸⁾という観点が第一に置かれており、地下水や天然ガスが地表へ漏れしないことが重要視されている。さらに、「天然ガス含有層の分離、高圧層の分離、淡水を含む地下水の保護」⁵⁴⁾、「地下への注入活動によって汚染物質が飲料水の供給源に移動するのを防ぐ」⁵⁷⁾、「井戸閉塞材料の利用による坑井の障壁の確立ならびに浸透層、貯留層、流出源の隔離」⁵⁰⁾というように、地下に異なる帯水層が存在している場合、ボーリング孔がそれらを連結する水みちにならないことを要求している。

以上のことをまとめると、石油探査分野および温泉分野においては、ボーリング孔の閉塞について多くの知見が蓄積されている。材料の研究開発は継続して実施されているものの、その手法に関する大きな手法の更新はこの数十年で行われていない。また、異なる帯水層を貫くボーリング孔については、ボーリング孔自体が水みちとならないように要求されていることから、放射性廃棄物分野のボーリング孔閉塞において参照可能な知見が含ま

れていると考えられる。実際に、放射性廃棄物処分分野におけるボーリング孔閉塞の概念設計は、石油探査分野などの先行事例に基づいて行われている^{9), 39)}。一方で、閉塞材料の配置は設置時の深度管理のみであり、閉塞材の遮水機能は設置時にプラグを加圧して確認する方法が主流である。つまり、設置後の閉塞材の状態や、その健全性、遮水性に関する時間変化は評価されていない。また、適切な手段で閉塞されたと判断されたボーリング孔について、事後モニタリングをした例はない⁵⁷⁾。すなわち、放射性廃棄物処分分野における時間スケール（例えば、スウェーデンやフィンランドであれば10万年⁵⁸⁾）において、閉塞材の閉塞機能の健全性は明らかになっていない。これらのことは、石油探査分野におけるボーリング孔の閉塞手法を放射性廃棄物処分分野のボーリング孔閉塞にそのまま適用することはできないことを示す。

4.2.2 国内の事例

国内においては、岐阜県土岐市の東濃鉦山、同県瑞浪市の超深地層研究所、北海道幌延町の幌延深地層研究センターなどの地下研究施設において、モニタリング技術の実証確認のための研究技術開発が行われている。これらの研究施設では、これまでにIAEA^{1), 2)}で基本的モニタリングの考え方として示されている地下施設建設前、建設中、操業中の周辺環境変化の把握を目的としたモニタリングが行われている。施設周辺におけるモニタリングの項目は、地震動や地表面傾斜、地下水圧、水質などであり、主に地下水圧、水質のモニタリング事例が中深度処分施設周辺のモニタリングに参照可能な知見として挙げられる。これらのモニタリングでは深さ数十 m～千数百 m ボーリング孔を掘削した上で、孔内に様々なモニタリングシステムを設置して、長期観測に利用している^{59), 60), 61)}。

瑞浪、幌延の両地下研究所では、地下施設の建設位置、レイアウト設計などへの反映を目的として、施設建設前に地上から掘削された調査用ボーリング孔10数本のほぼ全てが、調査終了後そのままモニタリング孔に転用されている。これは、諸外国の事例に比べて日本では賃貸可能な土地が少なく多数のボーリング調査ができないといった制約があり、調査ボーリング孔の数自体が少ないためモニタリング孔を調査ボーリング孔の中から選択するという考え方にならないためと考えられる。また、モニタリングのためだけにボーリング孔を新たに掘削する経済的合理性がなく、調査ボーリング終了後は孔内の断層や割れ目帯の分布、それらの水理特性、地下水の地球化学特性が明確になっておりモニタリング区間の設定がしやすいという理由もある。これらのボーリング孔では、十数年間にわたるモニタリングにより、重要な観測点と相対的に重要でない観測点などに関わる知見が経験的に得られており、環境擾乱の理解など様々な観点から観測点を設ける上での判断根拠も蓄積されている^{59), 62), 63), 64), 65), 66), 67)}。

瑞浪の地下施設の事例では、堆積岩のような透水性が異なる岩層の集合体では、相対的に透水性の低い岩層（粘土層等）が施設建設時の水理化学的擾乱を緩和するバリアに、透水性の高い岩層（礫岩層等）が優先的な水みちになることが示されており⁶¹⁾、このような施設建設前～操業中のモニタリング結果に基づいて、施設閉鎖後の観測点の優先順位を決定できると考えられる。なお、第三紀の海成堆積岩には処分施設から地表への水理的バリアになり得る粘土層が発達していることが多く、これらの水理的バリアの上下や優先的な水みちに観測点を設けることが重要と考えられる。また、井岡ほか⁶⁸⁾では、調査ボーリング掘削後、モニタリング装置の設置までの間に、ボーリング孔を水みちとして水頭の異なる複数の帯水層の地下水の混合が起り、装置設置後のモニタリング開始時に初期の地下水水質の把握が困難になる事例も示されている。モニタリングの開始前には、事業者がそ

のような現象を想定して調査ボーリングやモニタリングを行っているか留意する必要がある。

モニタリングの方法については、一般的な裸孔（もしくはストレーナ管を差し込んだ孔）での水位計測・採水に加えて、多区間を対象としたモニタリングシステムを利用した水位計測・採水（原理的に直接水圧計測方式とピエゾ水頭計測方式（スタンドパイプ式）に大別される）などが挙げられる。それぞれ、表 4.2-4 に示すような長所・短所がある。裸孔での水位計測や採水は、自治体や個人所有の既存井戸を利活用する場合であり、観測対象の帯水層が明確でないため参考値としてのモニタリングにとどまる。加えて、ボーリング孔が複数の帯水層を貫いている場合、平均的な水位、混合した地下水の水質を観測することになる。そのため、観測対象とする帯水層ごとにボーリング孔を掘削し、ストレーナ管（観測区間深度に複数の穴をあけた管）を挿入して、観測区間を礫など高透水性の埋戻し材、観測区間以外の深度を低透水性の砂や粘土で埋め、対象とする帯水層のみの水位計測・採水を行う方法がある。この方法では、観測区間の近傍に粘土材料を使用すると漏えいした放射性核種が粘土材料に収着し、見かけ上その濃度が低くなる可能性がある。また、ストレーナを介した異なる帯水層間の地下水の混合を避けるため 1 孔につき 1 深度の観測区間しか設けられないという短所がある。一方で、原理が単純であるがゆえにオーバーコアリングによるストレーナ管の回収は比較的容易である。ストレーナの長期健全性については、現在寿命を迎えつつある各地の水道管や温泉などでの交換事例の収集が必要だが、今後の技術革新も踏まえると中深度処分のモニタリングにおいても利用できる可能性はある。

スタンドパイプ式の水圧・水質モニタリングシステムおよびマルチピエゾメーター・バッチボトル採水式の水圧・水質モニタリングシステムについては、日本のみならず各国の地下研究施設で使用実績があり、モニタリング技術として確立されている。直接水圧計測方式は、パッカーで区切られた観測区間に水圧計を定置し水圧を直接観測する。ピエゾ水頭計測方式は、複数の観測区間からピエゾ管を立ち上げてピエゾ管の口元に圧力センサーを設置して管内の水位を観測する。それぞれ、代表的な装置として MP システム（Westbay 社）および SPMP システム（SOLEXPERTS 社）、PIEZO システム（ダイヤコンサルタント社）などが挙げられる。

表 4.2-4 各地下水モニタリング手法の長所・短所

項目	観測方法	長所・短所
水圧	裸孔での水位計測（ストレーナ管）	長所: 安価 短所: 水頭の異なる帯水層が存在する場合は、それらの平均的水頭しか観測できないため、帯水層毎に孔が必要になる。
	スタンドパイプ式	長所: 複数の区間の水頭を同時観測できる。水圧計が地上付近にありメンテナンスが比較的容易 短所: 計測管が細く気泡が配管内に生成した場合は、計測値が真値からずれる場合がある。
	マルチピエゾメーター式	長所: 複数の区間の水頭を同時観測できる。 短所: 水圧計が各深度にあり、メンテナンス時に全て引き抜くためメンテナンス時に全区間のデータ欠損が生じる。
水質	裸孔でのベラー採水	長所: 安価 短所: 水頭の異なる帯水層が存在する場合は、それらの混合した水質しか観測できないため、帯水層毎に孔が必要になる。
	スタンドパイプ揚水	長所: 長期大量揚水が可能 短所: 水圧を維持した採水ができない(溶存ガス分析などには不向き)
	バッチボトル採水	長所: 水圧・化学条件を維持した採水が可能 短所: 大量の試料採取には工期を要する。

MP システムは (図 4.2-7)、複数の水圧計測プローブを連結して各観測区間に設置し、連続的に各区間の水圧を計測する。また、地下水の採水においては、ケーシング内に小型ポンプを設置し、対象観測区間のポンピングポートを開放して地下水を採水するか、採水プローブに連結したバッチ式採水容器を用いて、観測区間の水圧を保持した状態で地下水を採取することができる。

SPMP システム (図 4.2-8) は、観測区間から立ち上げたピエゾ管 (スタンドパイプ) に水圧センサーを挿入し、スタンドパイプ内の水位をモニタリングする。採水では、スタンドパイプ内にポンプを設置することにより、スタンドパイプから採水する。

PIEZO システム (図 4.2-9) は、ピエゾ水頭計測方式を採用したモニタリングシステムであり、システムの基本構造は前述の SPMP システムと同様である。

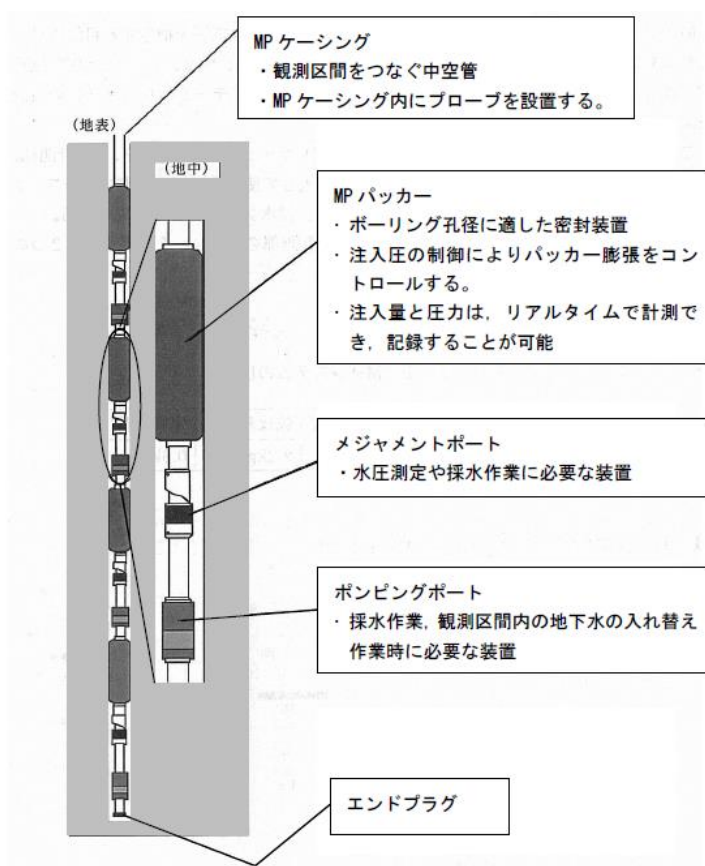


図 4.2-7 直接水圧計測方式 (MP システム) の概要

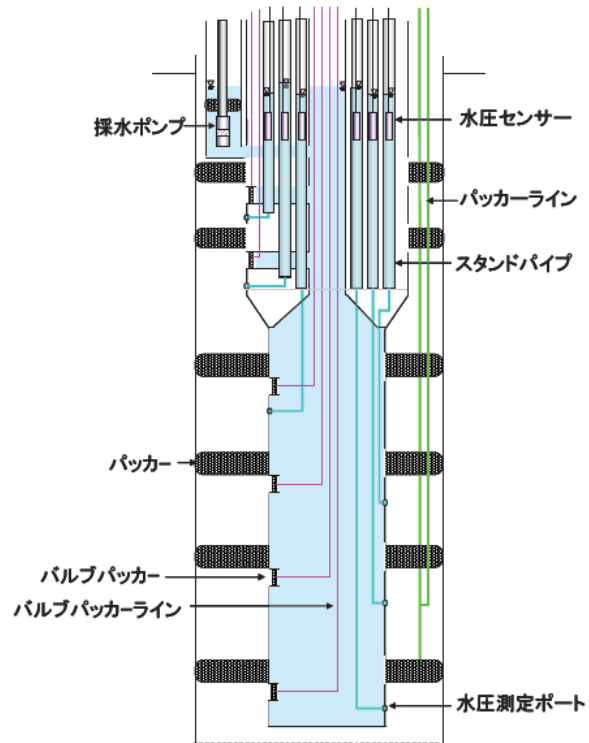


図 4.2-8 ピエゾ水頭計測方式（スタンドパイプ式 SPMP システム）の概要

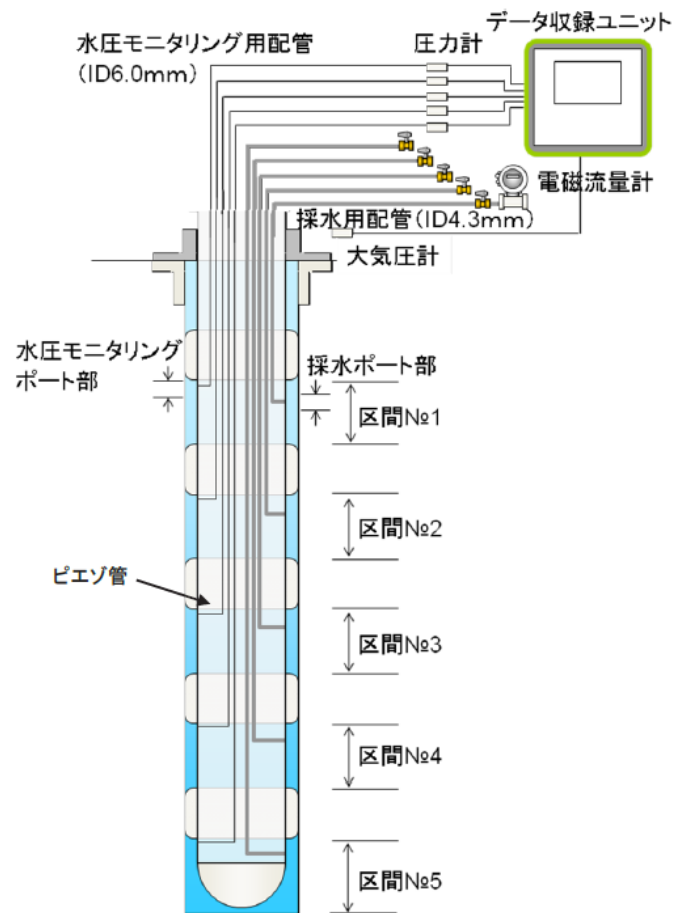


図 4.2-9 ピエゾ水頭計測方式（スタンドパイプ式 PIEZO システム）の概要

以上のモニタリング方法に関する留意点としては、直接水圧計測方式（MPシステム）では、多連式水圧計測プローブの長期使用に伴う水圧計測値のドリフトを防止するため定期的なメンテナンス・校正作業が必要である。採水時には作業手順ミスにより地下水ではなくケーシング内の水を誤って採水する場合がある（ケーシング内水位を採水前後で確認することで作業ミスがないか確認できる）。ピエゾ管（スタンドパイプ）方式の水圧モニタリングでは、配管内に地下水から脱ガスした気泡が生じることで水圧計測値が真値からずれることがある。このようなスタンドパイプ内での溶存ガスの遊離による異常値の対策としては、スタンドパイプ内の水を循環することにより1ヵ月程度の安定したデータ取得が可能なことが確認されている⁶⁷⁾。以上のような、モニタリング作業に関わる様々な品質管理に関しては、事業者が適切な品質確認項目をマニュアル化して実施することになると想定されるため、規制側は、マニュアルに品質管理項目の漏れがないか、運用時にマニュアルが遵守されているかどうかといった点が確認項目となる。

モニタリングの撤収事例については、国内外における報告例が非常に少ない。モニタリング装置の引き抜きとボーリング孔の閉塞を実施した事例として、原子力機構東濃鉱山の深度百数十mの調査研究坑道の埋戻しに伴い、周辺モニタリング孔に設置された複数本のMPシステムが抜管されてモニタリング孔が閉塞された事例と、正馬様用地のMIU-2号孔および瑞浪市のDH-2号孔でモニタリング装置の引き抜きおよび再設置された事例がある。

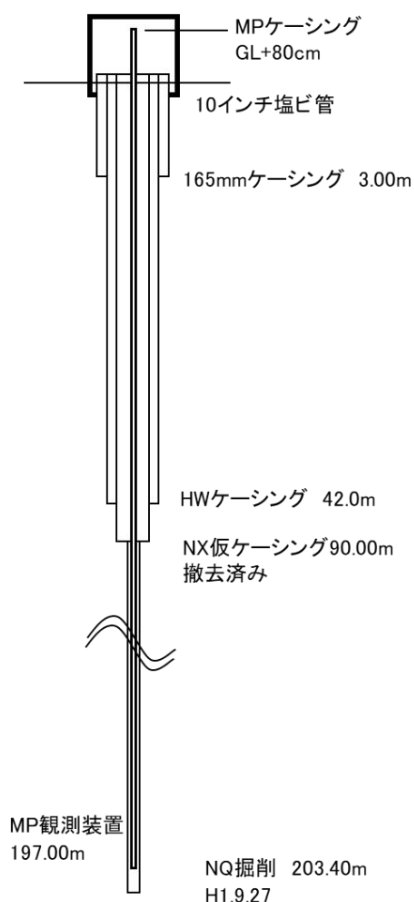
東濃鉱山では、1986年から地層処分の基盤的研究（地層科学研究）が行われてきた。これらの研究では坑道周辺の堆積岩から基盤花崗岩中に深度約80～200mの6本のボーリング孔が掘削され、MPシステムが設置された。その後、2003年に東濃鉱山を利用した調査・試験研究が終了するまで約17年間にわたって、地下水圧や水質のモニタリングが行われた。これらのモニタリング孔の孔径は76mm程度であった。

MPシステムの引き抜き時にはパッカーを収縮せず、小型ボーリングマシンを使用してMPシステムの管径より一回り大きいボーリングロッドを孔内に挿入し、MPシステムのパッカーを被せ切り、MPケーシングの引き抜きと回収が試みられた。これは、十数年経過したパッカーが完全に収縮せず、岩盤に固着することで引き抜きが困難と考えられたためである。実際の引き抜き作業では、すべての孔のMPシステムを抜管できず一部のプラスチックケーシングが孔内に残置する結果となっている（表4.2-5、図4.2-10）。その後、孔内にセメントを充填した後に地上部が整地された。回収作業に伴い発生する掘削廃水は汚泥として専門の産業廃棄物処理業者に委託して処理している。また、回収した孔内装置や塩ビ管は、専門の産業廃棄物処理業者に委託して廃プラスチックや金属などに分類して処理している。

表 4.2-5 東濃鉱山周辺のモニタリング孔におけるMPシステム回収事例

ボーリング孔名	撤去日	MPシステム長 (m)	回収長 (m)	回収方法
TH-6	2005/2/15 ~ 2005/3/9	197.0	114.4	ロッドメタルビット、 コンポジットメタル にて被せ切り
TH-7	2005/3/10 ~ 2005/3/21	195.0	111.0	
TH-7-2	2005/3/22 ~ 2005/3/31	79.5	72.4	
TH-8-1	2005/1/19 ~ 2005/2/14	193	74.5	
TH-8-2	2004/12/1 ~ 2005/1/18	56.0	51.5	
AN-6	2005/5/9 ~ 2005/7/8	130.5	130.5	
SN-4	2005/6/27 ~ 2005/9/5	129.0	129.0	

TH-6号孔 ケーシングプログラム



回収されたMP観測装置(0.0-59.5M)
MPケーシング、レギュラーカップリング、ロケーションカラー、メジャメントカップリング



回収されたMP観測装置(59.5-114.4M)
MPケーシング、レギュラーカップリング、ロケーションカラー、メジャメントカップリング、ポンピングポーT、パッカー



セメント打設

図 4.2-10 東濃鉱山における MP システムの引き抜き、孔閉塞 (TH-6 号孔の例)

HQ ロッドメタル、コンポジットメタルにてパッカー一部を被せ切り、
114.4m までの装置を回収。114.0m 以深は孔内に残置。

幾つかのボーリング孔で装置の一部が残置された理由には、工事工程の制約や破碎された装置類の回収用配管内での目詰まり等が挙げられる。孔内に残置された装置材料は化学的に不活性なものであり環境に影響を与えるものではないが、その一部がボーリング孔埋戻し後に水みちとなる可能性があるため、モニタリング装置の回収方法の確立やそれに関わる技術的成立性の確認は今後の課題として挙げられる。

埋戻し材料として普通セメントが選択された理由は、地震観測などの調査ボーリングにおける埋設や石油井・地熱井などの廃孔は、セメントなどにより埋め戻すことが指針で示されており、トンネル、ダム、建築物の基礎など土木工事にもセメントが広く使用されており一般的な方法であったためである。

モニタリング装置の引き抜き、再設置を行った MIU-2 号孔は、超深地層研究所計画における調査研究のため、1999 年に花崗岩を主な研究対象として掘削された掘削深度 1,012m、孔径 98 mm のボーリング孔である。同孔では、2000 年 1 月に MP システムを設置し地下水の水圧観測が実施されたが、深度 900m 付近で遭遇する月吉断層周辺の遮水状況が思わしくないことから、2001 年 11 月から MP システムを引き抜いて回収している。

MIU-2 号孔では、MP システム専用のパッカー収縮装置を用いてパッカー内部の水を排出し、パッカーを収縮している。パッカー収縮に伴い排出された水量の推定値はパッカー

拡張時に注入された水量の約 60～90%であった。パッカー収縮後、MP システムは、ボーリング孔口元に設営された槽および試錐機（ウインチ）を用いて引き抜かれた（図 4.2-11）。引き抜き作業中にボーリング孔内に設置されていた仮ケーシング下端に MP システムの一部が接触し、一時、システムが引き抜き不能となる事象が生じたが、仮ケーシング抜管後に MP システムを引き抜くことでトラブルを回避し、システム全てが回収された。回収された MP システムは、一部で仮ケーシング接触に伴う変形や、使用に伴うパッカーの変形（図 4.2-12）が見られたものの、大きな損傷や破損は無かった⁶⁹⁾。なお、MIU-2 号孔については、2003 年 1 月からパッカー位置を変更した上で新たな MP システムが設置され、現在も地下水の水圧観測が実施されている。

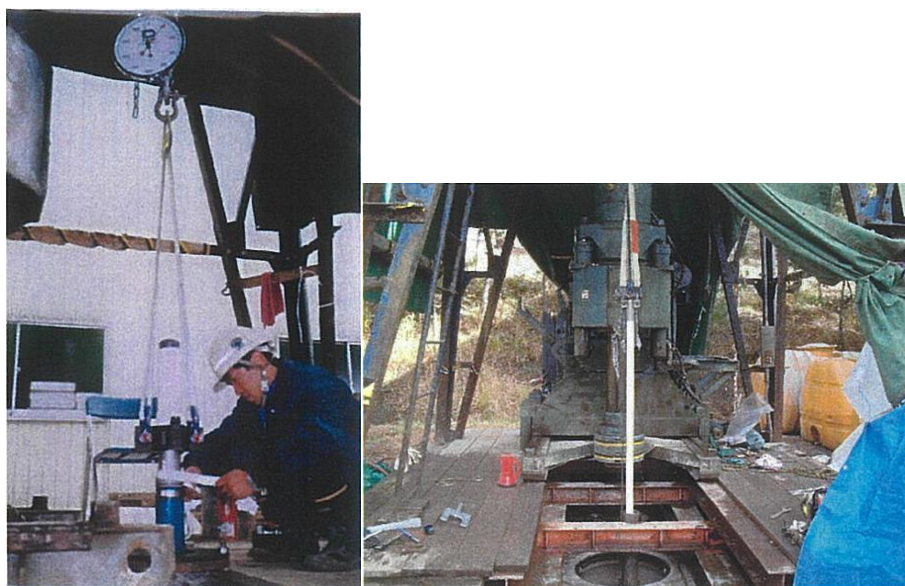


図 4.2-11 MP システム回収作業（MIU-2 号孔）



(a) ポンピングポート

(b) パッカー

図 4.2-12 回収された MP システム（MIU-2 号孔）

DH-2 号孔は、原子力機構が実施する広域地下水流動研究における調査研究のため 1994 年に花崗岩を主な研究対象として掘削された深度 501m、孔径 100 mm のボーリング孔である。同孔では、2002 年 12 月に PIEZO システムを設置し地下水の水圧観測が実施されたが、同孔を利用したトモグラフィ調査等のため、2004 年 9 月に PIEZO システムを引き抜いて回収している（図 4.2-13）。

DH-2 号孔に設置された PIEZO システムはパッカー拡張ラインとパッカー収縮ラインの 2 本のラインが設けられている。これらラインの解放、加圧によりパッカー内部の水を強制的に排出することでパッカーを収縮しており、パッカーから排水された水量は、概ねパッカー拡張時にシステム内に注入された水量相当であることが確認されている。パッカー収縮後、PIEZO システムはラフタークレーンを用いて引き抜かれた。引き抜き作業において坑内抑留等のトラブルは発生せず、システム全てが回収された。回収された PIEZO システムには大きな破損や損傷は確認されなかった（図 4.2-14）。なお、DH-2 号孔については 2004 年 12 月に MP システムが設置され、現在も地下水の水圧観測が実施されている。

パッカー収縮を行わなかった東濃鉦山の回収事例では、一部の孔でモニタリング装置の全回収が困難であったのに対し、パッカー収縮を行った MIU-2 号孔及び DH-2 号孔の事例では、観測期間は短いもののモニタリング装置が全て回収された。このことは、モニタリング装置の引き抜きと回収にあたってはパッカー収縮の可否が重要な要件の一つであることを示唆している。



図 4.2-13 PIEZO システム回収作業（DH-2 号孔）



図 4.2-14 回収された PIEZO システム (DH-2 号孔)

4.2.3 抽出・整理された留意事項

廃棄物埋施設周辺での漏洩モニタリングにおいてその品質を管理するためには、モニタリング位置の設定、モニタリング孔の掘削、モニタリングシステムの設置、維持管理、計測・採水など各段階において事業者が留意すべき事項があり、それらに対して主に規制者の視点で各段階において確認すべき重要な点について既存情報を基に以下に整理した。

イ) 地質環境調査のためのボーリング孔掘削時

- ① 原位置環境の擾乱に関わる掘削水の逸水箇所・量に関わる記録はあるか？
- ② 夜間など掘削休止中にその時点の掘削深度の平衡水位は確認されているか？
- ③ 掘削水の汚染の指標となるトレーサーは使用されているか？
- ④ 掘削泥材、逸水防止剤などが使用された場合は、その残留の有無を確認しているか？
- ⑤ ボーリングビットなどに由来する破砕鉄粉の残留の有無を確認しているか？

調査ボーリングおよびそれを利用したモニタリング孔の設置においては、ボーリング孔掘削時の掘削水の逸水に伴う水質汚染の管理が非常に重要であり、特に孔掘削時に水頭の異なる複数の地下水帯水層を孔が貫通した場合、高水頭の帯水層の地下水が低水頭の帯水層へ流入することにより、水質が乱されて長期にその影響が残留する場合がある^{70),71)}。そのようなことが起こった場合、モニタリング時の定期採水により汚染水が徐々に排水され水質が経時変化する。そのため、廃棄物埋施設の影響により水質変化が生じてもその判別が難しくなる。したがって、帯水層の深度、水頭の指標として①、②が、掘削水の帯水層への流入の指標として③が重要となる。また、ボーリング孔内に本来地層中に存在しなかった物質が残置されると、長期的に地下水と反応しその水質を変化させ処分施設の影響と誤解する可能性があることから、④、⑤についても実施されているか確認する必要がある。

ロ) モニタリング場所の選定

- ① 物理探査や調査ボーリングの基盤情報により、地下施設周辺の透水性地質構造(礫層や割れ目帯など)の空間分布、地上への連続性を整理した水理地質構造モデルを

構築しているか？

- ② 水理地質構造モデル、地下水流動モデル（パーティクルトラッキング解析など）に基づいて施設周辺の地下水流動（核種が漏洩した場合の周囲の移動速度）が想定されているか？
- ③ 水理地質構造モデル、施設周辺の地下水流動を踏まえて網羅的に観測区間を設置してあるか（eg. 地下水流動上流側・下流側、相対的高透水性箇所など）？

核種移行評価においては、一般的に地下水流動経路における物質移動が不可欠の評価項目であり、優先的な移行経路となり得る高透水性地質構造の分布を整理した水理地質構造モデルとそれから推察される地下水流動速度に基づいてモニタリング場所が設定されていなければならない（①、②）。モニタリングにおいては、核種漏洩があった場合にバックグラウンド濃度と比較するために、汚染の及ばない地下水流動上流側においても観測点があることが望ましい（③）。なお、中深度処分においては、その対象深度が地層処分に比較して浅いため、地上付近の地下水面の季節変動深度、トリチウム濃度などから推察される表層水の浸透深度などに基づいて水理地質構造モデルの確度が検証されていることが望ましい。

ハ) モニタリング方法の選択

- ① 化学的に安定な材質で構成されたシステムを選択しているか？
- ② 300～400年間のモニタリングを前提として、メンテナンスや交換が可能なシステムとなっているか？

既往のモニタリングシステム（スタンドパイプ式モニタリングシステムやMPシステムなど）は、化学的に反応性の低い材料（プラスチックやステンレスなど）が使用されているため、事業者が使用実績のあるシステムを選択していることを確認する（①）。多区間の帯水層をモニタリング可能なスタンドパイプ式モニタリングシステムやMPシステムは、抜管時に孔内に一部が残留する可能性があるため、その回収方法と実績根拠が事業者から示されていることが望ましい（②）。しかしながら、確立された回収方法はなく、今後の技術開発、実績の蓄積が必要である。また、スタンドパイプ式モニタリングシステムやMPシステムを利用しない場合は、帯水層ごとにストレーナ管を挿入したモニタリング孔を同一地点に複数設けることになる。それぞれに長所・短所があるため、事業者・規制者の両方で長期のモニタリングに関わる考え方（抜管・再設置の頻度や方法などを踏まえた観測方法の選定など）について合意する必要がある。この点は、課題として残されている。

ニ) モニタリング装置設置前

- ① 孔内検層、水理試験等によりボーリング孔内の帯水層深度、透水性分布は把握されているか？
- ② 装置設置前に掘削水（トレーサー）が排水除去されているか？
- ③ 各帯水層の自然水頭は計測されているか？
- ④ 孔掘削から装置設置までの孔開放期間中の帯水層間での地下水の移動は評価されているか？
- ⑤ 観測目的に応じたモニタリング装置が選定されているか？

モニタリング区間（観測区間レイアウト）を決定する根拠として、帯水層・透水性の分布は非常に重要な情報である（①）。また、ボーリング孔掘削時の逸水などの情報により帯水層が複数存在しないと判断される場合は、モニタリング装置設置前に可能な限り掘削水が除去されていることが望ましい（②）。各帯水層の自然水頭は、処分施設建設前の初期状

態を示す情報として重要であり、特に浅部においては季節変化の有無も把握しておく必要がある(③)。モニタリング装置の選定にあたっては、観測項目・観測方法のみならず、メンテナンス方法、パッカー収縮方法など、モニタリング装置の維持・管理、モニタリング装置の引き抜き・回収に係る方法・手順を予め整備しておくことが重要である(⑤)。

ホ) モニタリング装置設置時

- ① 観測区間は各帯水層に対応しているか？
- ② 割れ目などの連結により観測区間を区切るパッカーをバイパスして異なる観測区間がつながっていないことを水圧応答などで確認しているか？
- ③ 装置設置時・後にそれぞれの区間の掘削水(トレーサー)が排水除去されているか？

複数の深度をモニタリング対象とする場合は、モニタリング区間が各帯水層を包含するように配置されていなければならない(①)。また、複数の観測区間が割れ目などを介して岩盤中で連結していると、モニタリングのための採水によりお互いの区間の水圧・水質に影響を及ぼし得る事から、水圧応答データなどに基づきそれらの連結性の有無が確認されている必要がある(②)。各モニタリング区間において、一定の水質値が得られるまで掘削水(トレーサー)を排水除去し、モニタリング開始時の初期値を把握しておく必要がある(③)。

へ) モニタリング時

- ① 観測値の自然変動幅を把握しており、処分施設に起因する有意な変化を検出するための基準値を定義しているか？
- ② それぞれのモニタリング機器で生じ得る機能不全の特徴とその要因を確認するための手順を整理しているか？
- ③ 採水時および分析時にデータに影響を与える因子(脱ガスや酸化など)とそれを防止する手順を整理しているか？

モニタリング時は、事業者が整えた管理マニュアル、作業手順書などを確認した上で、それらが適正に執行されているか確認することになるが、管理マニュアル、作業手順書などには上記の観点が含まれている必要がある。

ト) モニタリングシステムの長期的維持管理

- ① 使用するモニタリングシステム毎に交換時期、もしくは交換の判断をするための不適合指標が示されているか？
- ② モニタリングシステムの交換直前と直後で同等の観測結果が得られているか？

システム全体の交換が必要な要因としてはパッカーの不良による水圧計測異常が挙げられる(①)。前述のスタンドパイプ式モニタリングシステムやMPシステムの使用実績は瑞浪において約20年程度である。それを超える時間スケールでのモニタリングシステムの長期的維持管理に関わる公開情報は少なく、また、モニタリングシステムの修理不可能な故障により抜管・再設置した例も少ない。これは、定期的メンテナンスにより、大きな故障に至る前に不良個所が交換修理され、現在も使用されているためである。このように交換時期に関わる知見は少ないものの、今後、カナダの地下研究所周辺において、モニタリングシステムの撤去や交換が行われる可能性もあり、継続的に関連する知見を更新していく必要がある。

チ) モニタリングシステムの引き抜き

- ① パッカー類を被せ切ることによってモニタリング装置を回収する場合、孔内に残置物があるか？
- ② ボーリング孔内に装置の一部を残置することが前提である場合は、残置が許容される天然材料を用いているか？

モニタリング孔の閉塞を念頭に考えると、モニタリング装置は回収可能であることが望ましい。引き抜きが困難な場合、物理的には被せ切る方法で装置の回収が可能であり、この場合は設置当時の数量と回収物の数量の差異で回収率が把握できる(①)。ただし、前述したとおりモニタリング装置の引き抜き事例は少なく、使用年数と引き抜き可能性に関わる知見の蓄積が必要である。既往のモニタリング装置に用いられている材料の多くは化学的に不活性な材質で構成されていることが多いが、長期的な影響について確認されているか判断する必要がある(②)。単一の深度のモニタリングを行う場合、前述したようにストレーナ管を孔内に設置し、砂利、粘土などを用いて観測区間を設置することでパッカーを使わないモニタリング孔を設置することも想定され、この場合、漏えいした核種が粘土材料に吸着することで見かけ上濃度が低く観測されないか確認する必要がある。

リ) ボーリング孔の埋戻し・閉塞

ボーリング孔の埋戻し・閉塞に係る既存情報収集においては、遮水機能を持つ閉塞材としてベントナイトが有力であり、ボーリング孔内の水理地質構造に合わせてベントナイト、砂、セメントなどを配置する概念が主流になりつつあると整理された。また、石油探査分野をはじめとする先行事例をもとに、最も困難であると考えられているベントナイトの搬送・配置について複数の方法が検討されているが、現時点では、閉塞・埋戻し方法について確立した技術的根拠を整理するためには知見が不十分であると考えられた。そのため、今後、採用される可能性が高いと想定されるモニタリング孔埋戻し・閉塞技術について、その技術を事業者が使用した場合に規制側が確認すべき点を抽出するために、その技術の一部について確認試験を行った結果を次節に述べる。

4.3 閉鎖技術実証試験装置の製作および予備試験

原位置でのモニタリング孔の閉塞では、適切な閉塞材料が選定されているか、閉塞箇所
の透水性は評価されているか、適切な施工方法が選択されているか等、モニタリング孔の
閉塞・埋戻しの確認に係る妥当性を判断する必要がある。そこで、モニタリング孔の閉塞・
埋戻しの確認に係る妥当性の判断に必要となる情報を取得するため、アクリルセルを用い
た室内透水試験を実施した。また、ボーリング孔を模擬した室内模擬透水試験装置を製作
し、ボーリング孔を用いた閉鎖確認の妥当性判断に資する試験を実施した。

4.3.1 室内透水試験等

(1) 閉塞材の選定に関する知見の取得

閉塞材料の選定に関する知見を取得するため、簡易室内試験を実施した。本試験ではベ
ントナイトと砂の配合比が異なる材料で成形された閉塞材の膨潤過程の把握と閉塞材の選
定を主な目的とした。試験手順は、小型アクリルセル内に円柱状に成形した閉塞材（以下、
供試体）を設置した後、セル内を水で満たし供試体の膨潤過程を目視観察した。試験の概
要を図 4.3-1 に示す。供試体は、①粉末ベントナイト 100%、②粉末ベントナイト 50%+砂
50%の混合土、③粉末ベントナイト 15%+砂 85%の混合土、④粒状ベントナイト 50%+砂
50%の混合土、⑤粒状ベントナイト 15%+砂 85%の混合土で作成した。なお、粒状ベント
ナイトには直径 2mm 以下のベントナイト原鉱、混合土の砂には珪砂 5 号を使用した。ま
た、試験には水道水を使用した。

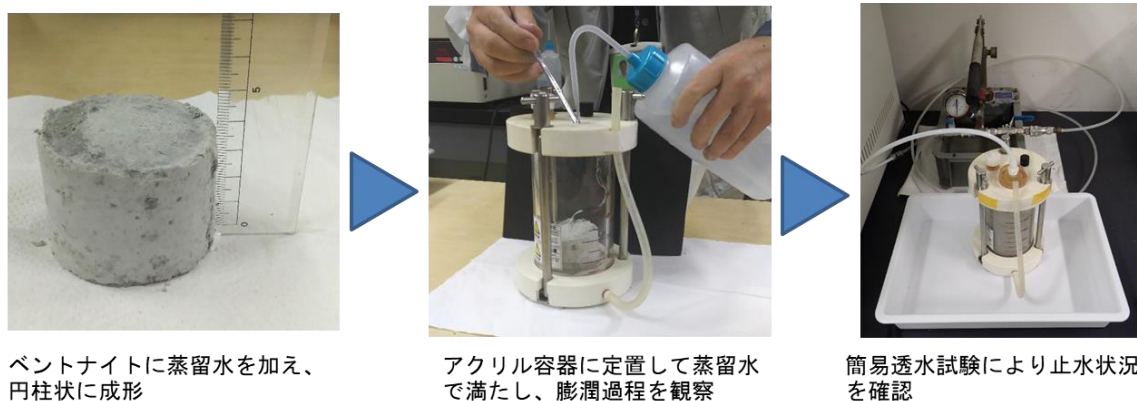


図 4.3-1 室内簡易試験の手順

(a) 膨潤状況の確認

粉末ベントナイト 100%の供試体の膨潤状況を図 4.3-2 に示す。図中の赤色破線は試験開
始直後の供試体の高さを示している。本供試体では、試験開始から 7 時間後には供試体が
膨潤している状況が確認され、試験開始から 3 日後には供試体とアクリルセルの隙間が充
填されている様子が確認された。また試験開始から 8 日後には上方へと膨潤が進んでいる
様子が確認された。

粉末ベントナイト 50%+砂 50%の供試体の膨潤状況を図 4.3-3 に示す。本供試体でも、
試験開始から 7 時間後には供試体が膨潤している状況が確認され、試験開始から 3 日後に
は供試体とアクリルセルの隙間が充填され、試験開始から 8 日後には上方へと膨潤が進ん
でいる様子が確認された。

粉末ベントナイト 15%+砂 85%の供試体の膨潤状況を図 4.3-4 に示す。本供試体では、

試験開始直後から上方と側面の砂が落下し、アクリルセル底部に堆積する様子が確認された。また、堆積した砂の上方では、砂と分離したベントナイトが懸濁し堆積していると思われる状況が確認された。試験開始から 8 日後の供試体の高さは、試験開始直後からほぼ変わらず、上方への膨潤は確認されなかった。

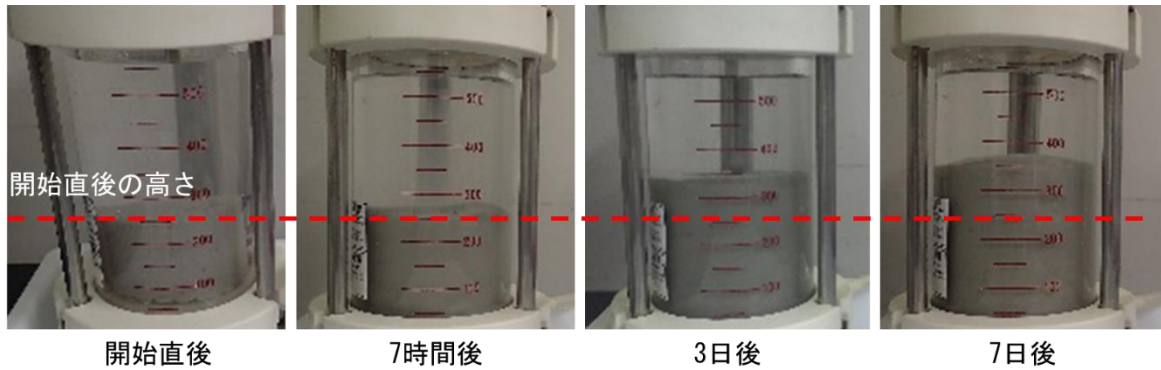


図 4.3-2 供試体の膨潤状況（粉末ベントナイト 100%）

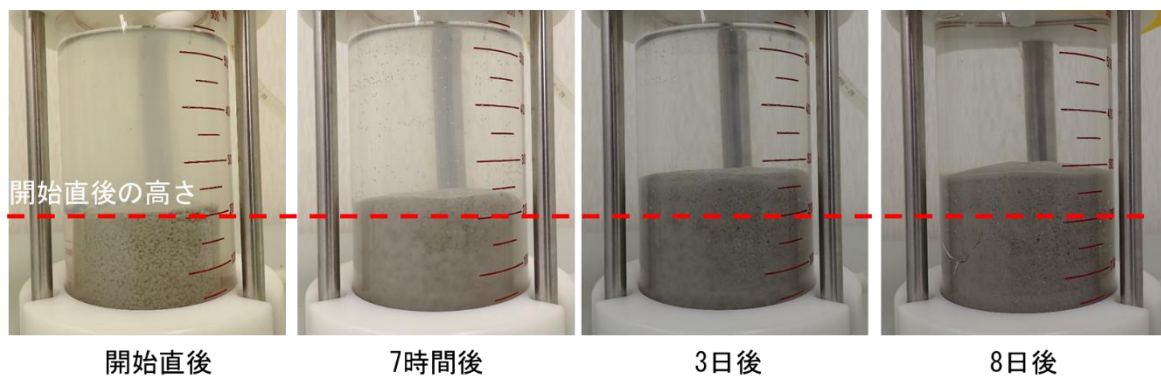


図 4.3-3 供試体の膨潤状況（粉末ベントナイト 50%+砂 50%）

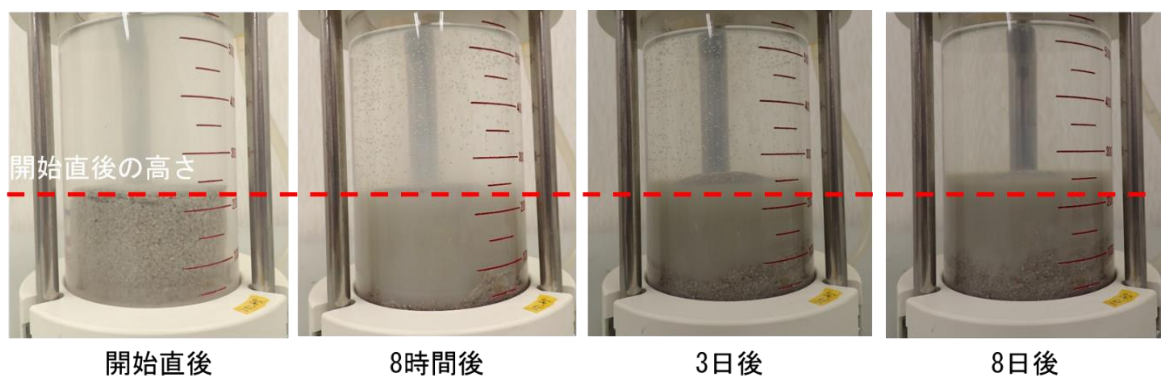


図 4.3-4 供試体の膨潤状況（粉末ベントナイト 15%+砂 85%）

粒状ベントナイト 50%+砂 50%の供試体の膨潤状況を図 4.3-5 に示す。本供試体では、試験開始後から若干量の砂が落下し、7 時間後にはアクリルセル下端での砂の堆積と供試体上方および側方でのベントナイトの懸濁化が確認された。試験開始から 4 日後には供試

体とアクリルセルの隙間が充填され、上方へと膨潤が進んでいる様子が確認された。

粒状ベントナイト 15%+砂 85%の供試体の膨潤状況を図 4.3-6 に示す。本供試体では、試験開始直後から上方と側面の砂が落下し、試験開始から 7 分後には供試体中央部に空洞が生じた（図 4.3-7）。落下した砂がアクリルセル底部に堆積する様子が確認された。膨潤中に生じた空洞は時間経過に伴い徐々に小さくなり、試験開始から 4 日後には空洞は閉塞され、供試体とアクリルセルの隙間も充填された。一方で、粉末ベントナイト 15%+砂 85%の供試体と同様に、上方への膨潤は確認されなかった。

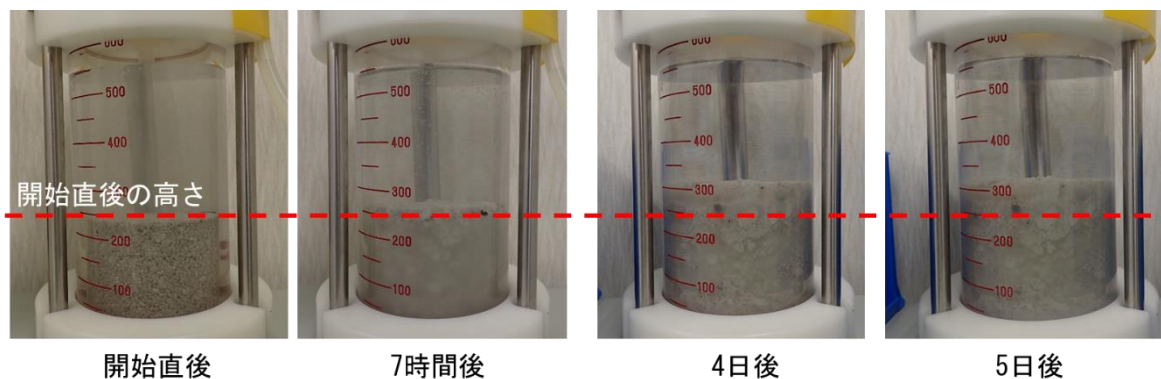


図 4.3-5 供試体の膨潤状況（粒状ベントナイト 50%+砂 50%）

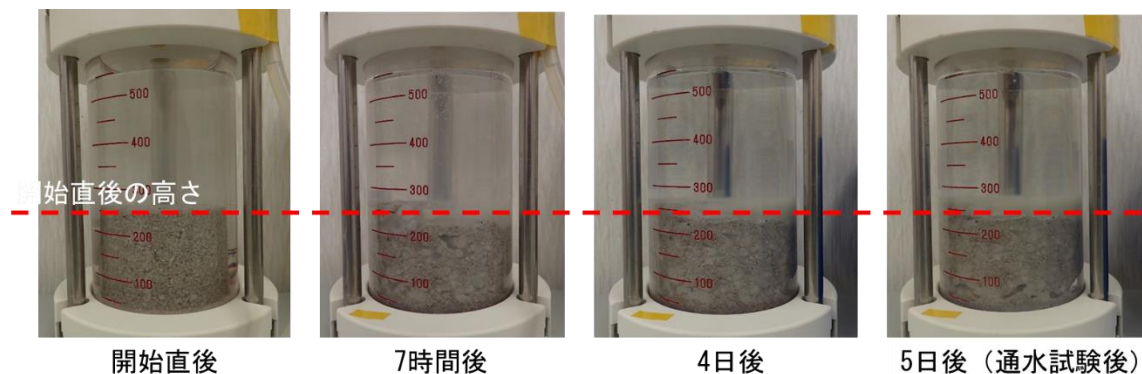


図 4.3-6 供試体の膨潤状況（粒状ベントナイト 15%+砂 85%）

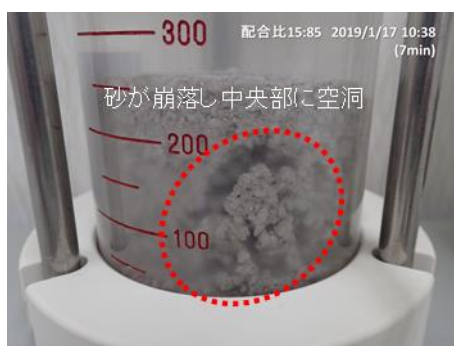


図 4.3-7 供試体の膨潤中に生じた空洞（粒状ベントナイト 15%+砂 85%）

(b) 止水状況の確認

各供試体の膨潤が概ね収束した後、閉塞材の止水状況を確認するための通水試験を実施した。通水試験の手順を図 4.3-8 に示す。供試体とアクリルセルの間に隙間が存在する状態でセル下部の吐出口に接続したチューブを上下させた場合、アクリルセル内の水位とチューブ内のセルの水位は同じ高さとなる（手順①）。次に、ベントナイトの膨潤により供試体とアクリルセルが密着し止水性が発揮された状態で吐出口に接続したチューブを上下させると、アクリルセル内の水位とチューブ内のセルの水位は異なる高さで安定する（手順②）。アクリルセル内の水位とチューブ内の水位が異なる高さで安定したことを確認した後、セル内を水で完全に満たし、セル上部の流入口に接続した手押しポンプを用いてセル内を約 0.2 MPa に加圧し、吐出口から出てくる水量を測定した（手順③）。これらの結果を用いて、次式により透水係数を算出した。

$$k = \frac{Q}{A \times dH/L} \quad \text{----- 数式 4.3-1}$$

ここで、 k は透水係数 (m/sec)、 A は供試体の断面積 (m^2)、 Q は吐出口からの流量 (m^3/sec)、 dH は加圧時の水頭差 (m)、 L は供試体の高さ (m) である。

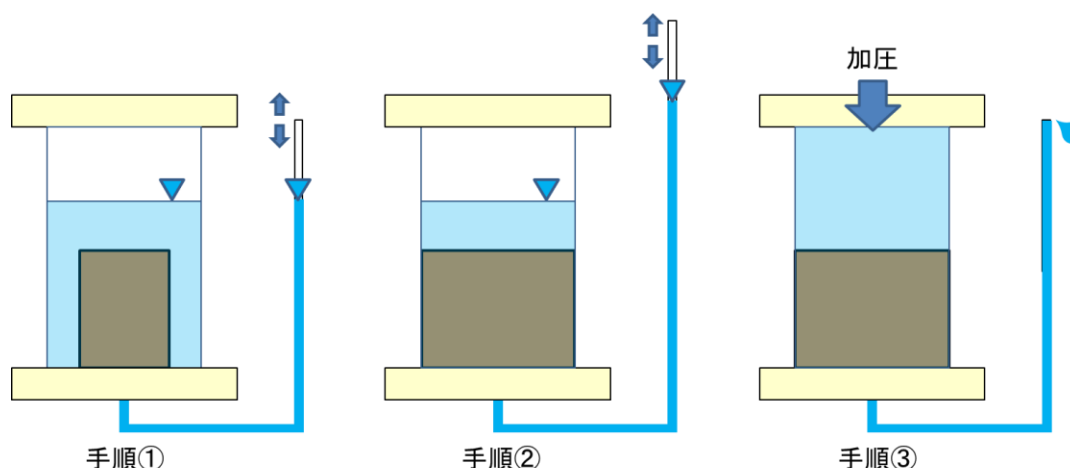


図 4.3-8 通水試験手順

通水試験の結果を表 4.3-1 に示す。供試体 A（粉末ベントナイト 100%）、供試体 B（粉末ベントナイト 50%、砂 50%）は試験開始から 3 日後、供試体 D（粒状ベントナイト 50%+砂 50%）は 5 日後に手順②において止水されている状況が確認されたが、ベントナイトの配合量が少ない供試体 C（粉末ベントナイト 15%+砂 85%）及び供試体 E（粒状ベントナイト 15%+砂 85%）については、試験開始から 1 週間程度では、止水されている状況は確認されなかった。止水状況が確認された供試体 A 及び供試体 D について、加圧注水結果から算出された透水係数は $10^{-9} \sim 10^{-10}$ m/sec オーダーであり、一般的に低透水性といわれる透水性⁷²⁾であった。なお、止水状況が確認された供試体 B については、加圧中に吐出口に接続したチューブからベントナイト混合土（供試体の一部）が流出し、試験を中断したため、透水係数は算出していない。

表 4.3-1 通水試験結果

材料	開始直後	1日後	3日後	5～8日後	透水係数 (m/sec)
供試体A	通水	通水～止水	止水	止水	2.4×10^{-10}
供試体B	通水	通水	止水	止水	—
供試体C	通水	通水	通水	通水	—
供試体D	通水	通水	通水	止水	1.9×10^{-9}
供試体E	通水	通水	通水	通水 (緩やかに低下)	—

(2) 閉鎖確認試験の実施に必要な知見の取得

各供試体の膨潤状況の確認結果から、ベントナイトを用いた閉塞材については、ベントナイトと砂の配合比により膨潤過程の状態が異なることが明らかとなった。特に、ベントナイトの配合比が低く、砂の配合比の高い供試体に関しては、砂の崩落による空洞の発生やベントナイトと砂の分離、下方や側方に堆積した砂の水みち化、ベントナイトの懸濁化による閉塞材の支持力低下が懸念される。

各供試体の膨潤状況を整理した結果を表 4.3-2 に示す。なお、表中の供試体 A は粉末ベントナイト 100% 供試体、供試体 B は粉末ベントナイト 50% + 砂 50% 供試体、供試体 C は粉末ベントナイト 15% + 砂 85% 供試体、供試体 D は粒状ベントナイト 50% + 砂 50% 供試体、供試体 E は粒状ベントナイト 15% + 砂 85% 供試体である。ベントナイトの膨潤に伴い、各供試体の体積は、供試体 A で約 3.3 倍、供試体 B で約 2.4 倍、供試体 C で 1.9 倍、1.8 倍で増加している。一方で、供試体のベントナイト及び砂の乾燥重量は試験前後で変化が無いため、有効ベントナイト密度は低下している。これらの結果は、モニタリング孔に設置した閉塞材が膨潤した後の状態（有効ベントナイト密度が低下した状態）を想定して、閉塞材を成形することが重要であることを示している。

表 4.3-2 供試体の膨潤結果

	供試体A		供試体B		供試体C		供試体D		供試体E	
	開始直後	8日後	開始直後	8日後	開始直後	8日後	開始直後	8日後	開始直後	8日後
直径 ($\times 10^{-2}$ m)	5.5	7.4	5.6	7.4	4.8	7.4	5.2	7.4	5.5	7.4
高さ ($\times 10^{-2}$ m)	4.5	8.1	4.7	6.4	5.7	5.5	5.5	6.5	5.5	5.5
体積 ($\times 10^{-6}$ m)	106.9	348.2	115.8	275.3	122.5	236.6	123.5	279.6	130.7	236.6
有効ベントナイト密度 (Mg/m^3)	1.2	0.4	1.1	0.4	0.4	0.2	1.1	0.4	0.4	0.2

4.3.2 閉鎖確認の妥当性判断に資する試験

原位置でのモニタリング孔の閉鎖状況の確認方法を検討するためには、モニタリング孔内で実際に生じると考えられる閉塞材の膨潤挙動や膨潤後の閉塞材の状態を確認しておく必要がある。このことから、閉塞・埋戻しの技術的成立性に係る妥当性判断に必要な知見を取得し、閉鎖確認に係る技術的知見を整備すること、及び閉塞確認に必要な装置の設計に資する情報を取得することを目的として、ボーリング孔を模擬した透水試験装置を製作し、閉鎖確認の妥当性判断に資する試験（以下、閉塞確認試験）を実施した。

(1) 閉塞・埋戻しの技術的成立性に係る妥当性判断に必要な知見の取得

室内模擬透水試験装置の概念図を図 4.3-9 に示す。試験装置は、内部の状態が確認可能な可視化区間（長さ約 1m）と閉塞材の上部、下部区間の水圧および排水量が計測可能な測定区間（長さ約 0.5m）で構成される。上部区間には注水、圧力計測、流量計測のためのポー

ト、下部区間には圧力計測、流量計測のためのポートが設置されており、上部区間からの注水に対する上部・下部区間での水圧変化、排水量変化が計測可能である。上部区間、下部区間の微量の排水量をバルブで調整することが困難なため、排水ラインには数十 m のチューブを接続し、チューブの圧力損失を利用して微量な排水流量となるよう制御した。また、実際のモニタリング孔閉塞作業においては、閉塞材設置後に上部に砂等の埋戻し材が投入されることで閉塞材の上方向への膨潤が拘束されることを想定し、供試体直上には可動式のピストンを設置した。試験に使用した閉塞材は、前述の簡易室内試験結果から 3 日程度で模擬ボーリング孔の閉塞、止水が期待できる①粉末ベントナイト 100%、②ベントナイト混合土（粉末ベントナイト 50%+砂 50%）の 2 種類とした。試験に用いた閉塞材の密度、体積を表 4.3-3 に示す。

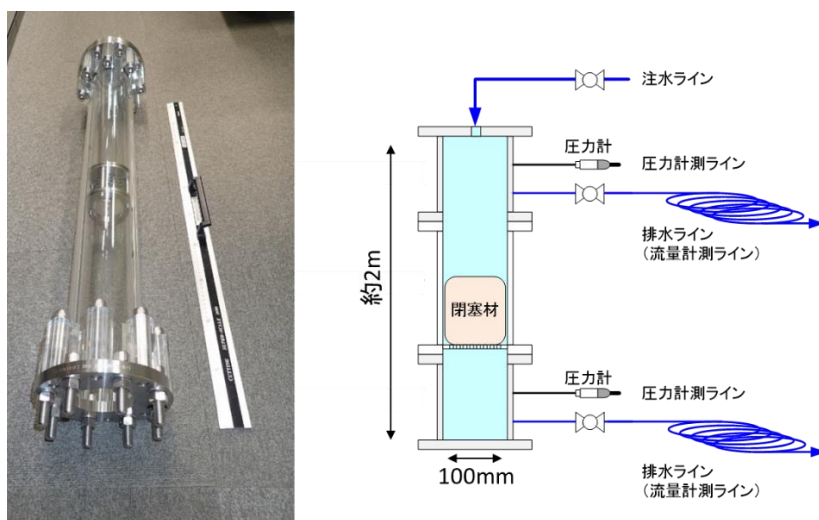


図 4.3-9 閉鎖確認試験装置の概念図

表 4.3-3 試験に使用した閉塞材

材料	試料作成時		
	乾燥密度 (g/cm ³)	有効粘土密度 (g/cm ³)	体積 (cm ³)
粉末ベントナイト (100%)	1.38	1.25	460.2
ベントナイト混合土 (粉末ベントナイト50%+砂50%)	1.62	1.17	433.0

(a) 粉末ベントナイト（100%）供試体での試験

粉末ベントナイト（100%）供試体での閉塞確認試験は、模擬ボーリング孔上部区間から約 0.5 MPa の圧力で注水し、上部区間、下部区間での圧力、排水流量を計測した。注水は、供試体定置直後、目視で閉塞材と模擬ボーリング孔の隙間の閉塞が確認された 3 日後及び 8 日後の 3 回実施した。ベントナイト 100% で作成した供試体を使用した試験の状況を図 4.3-10、閉塞材の膨潤状況を図 4.3-11、閉塞確認試験の結果を表 4.3-4 に示す。

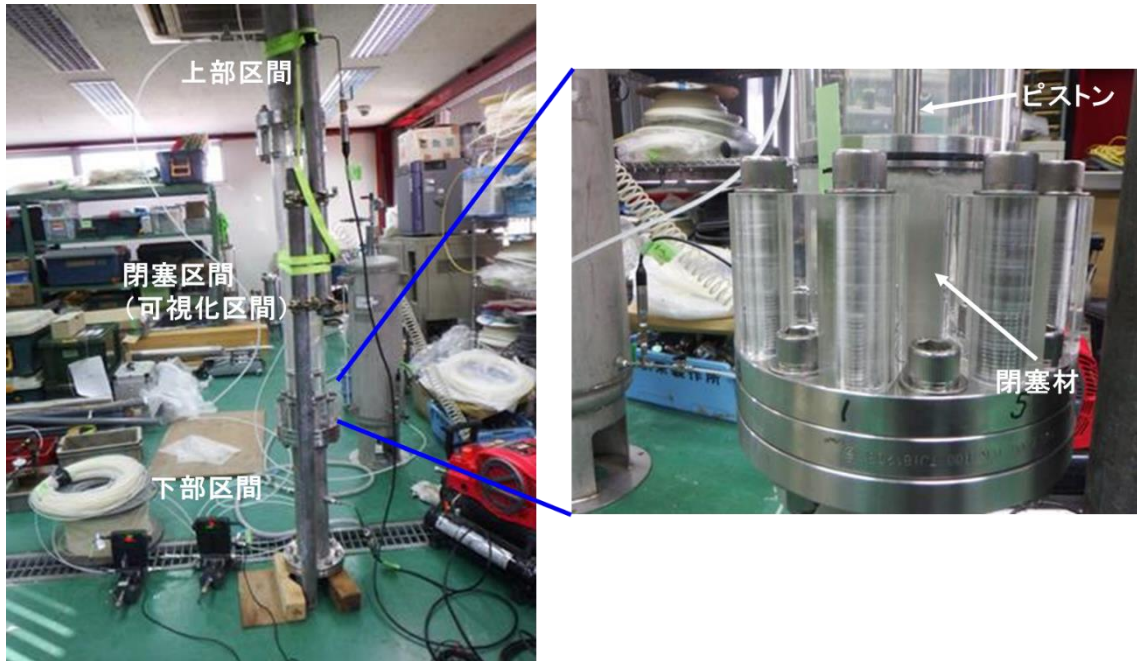


図 4.3-10 閉塞確認試験の状況（ベントナイト 100%）

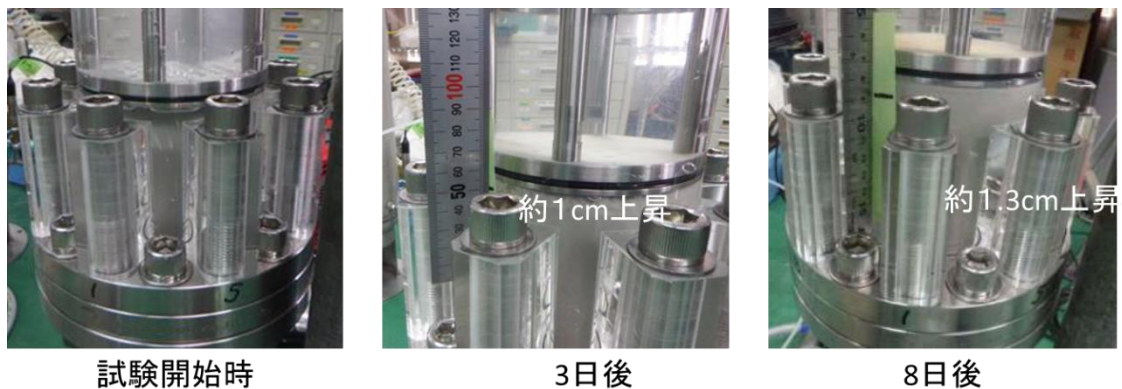


図 4.3-11 閉塞材の膨潤状況（ベントナイト 100%）

表 4.3-4 閉塞確認試験結果（ベントナイト 100%）

計測項目	設置直後		設置3日後		設置8日後		
	注水前	注水終了	注水前	注水終了	注水前	注水終了	
注水圧力 (MPa)	0.508	0.497	0.506	0.467	0.672	0.648	
上部区間	区間圧力 (MPa)	0.511	0.499	0.51	0.47	0.676	0.651
	排水流量 (mL/min)		48		55		66
下部区間	区間圧力 (MPa)	0.531	0.504	0.53	0.055	0.672	0.057
	排水流量 (mL/min)		56		0.044		0
注水時間 (min)		13		25		20	

供試体定置直後に実施した1回目の注水では、供試体上下区間での排水流量は約50 mL/min、両区間の圧力は約0.5 MPaであったが、定置後3日後および8日後に実施した2回目、3回目の注水では、上部区間の排水流量は55~66 mL/min、区間圧力約0.5~0.6 MPaと1回目とほぼ同等であったのに対し、下部区間の排水流量は2回目には0.044

mL/min、3回目にはほぼ0 mL/min、区間圧力は2回目、3回目ともほぼ0 MPaとなった。これは、1回目の注水では閉塞材と閉塞区間パイプの隙間（約1 cm）を注水した水が抵抗なく通過したのに対し、2回目の注水では、閉塞材の膨張によりパイプとの隙間が無くなり、閉塞材の遮水機能が発揮されたためと考えられる。なお、この結果から算出された透水係数は 2.6×10^{-10} m/secである。また、3回目の注水についても2回目とほぼ同様の結果であったが、20分の計測期間中に下部区間での排水が確認されなかったことから、透水係数は算出できなかった。ただし、2回目の注水から3回目の注水まで間で閉塞材の透水性が更に低下し、止水機能が高まったものと考えられるため、3回目の注水試験時における閉塞材の透水係数は 2.6×10^{-10} m/secよりも低い値であると推察される。

各注水における注水流量は1回目が104.0 mL/min、2回目が55.044 mL/min、3回目が66.0 mL/minであった。2回目、3回目での注水流量の減少は、いずれも下部区間での排水流量の減少に相当する量であった。

(b) ベントナイト混合土（粉末ベントナイト 50% + 砂 50%）供試体での試験

粉末ベントナイト 50% + 砂 50% 供試体での閉塞確認試験についても、模擬ボーリング孔上部区間から約0.5 MPaの圧力で注水し、上部区間、下部区間での圧力、排水流量を計測した。注水は、供試体定置直後及び目視で閉塞材と模擬ボーリング孔の隙間の閉塞が確認された6日後の2回実施した。閉塞材の膨潤状況を図4.3-12、閉塞確認試験の結果を表4.3-5に示す。

供試体定置直後に実施した1回目の注水では供試体上区間での排水流量は60 mL/min、下区間での排水量は36 mL/min、両区間の圧力は0.5 MPa程度であったが、定置後6日後に実施した2回目の注水では、上部区間の排水流量は57 mL/min、区間圧力約0.5 MPaであり1回目とほぼ同等であったのに対し、下部区間の排水流量は2回目には0.034 mL/min、区間圧力約0.05 MPaとなった。これは、1回目の注水では閉塞材と閉塞区間パイプの隙間（約1cm）を注水した水が抵抗なく通過したのに対し、2回目の注水では、閉塞材の膨張によりパイプとの隙間が無くなり、閉塞材の遮水機能が発揮されたためと考えられる。なお、この結果から算出された透水係数は 1.8×10^{-10} m/secである。

各注水における注水流量は1回目が96.0 mL/min、2回目が57.034 mL/minであった。2回目の注水流量の減少は、ベントナイト 100% 供試体での試験と同様、下部区間での排水流量の減少に相当する量であった。

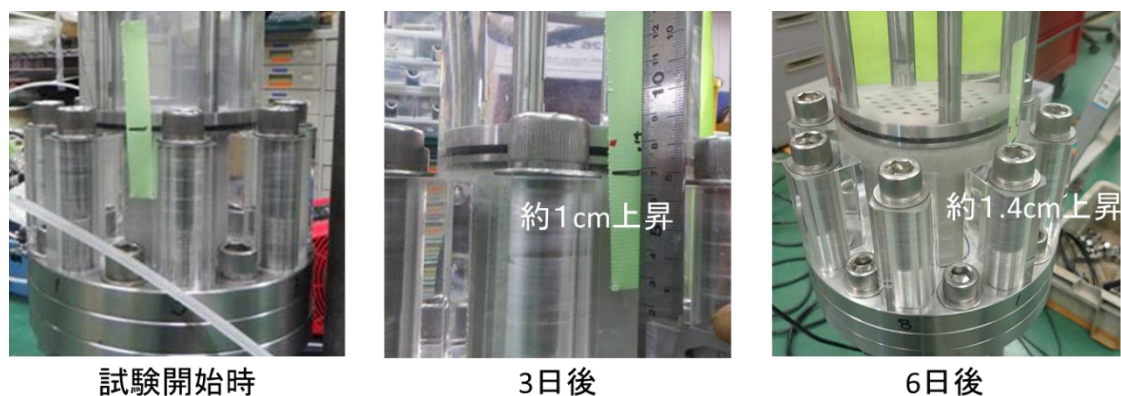


図 4.3-12 閉塞材の膨潤状況（粉末ベントナイト 50% + 砂 50%）

表 4.3-5 閉塞確認試験結果 (粉末ベントナイト 50%+砂 50%)

計測項目		設置直後		設置6日後	
		注水前	注水終了	注水前	注水終了
注水圧力 (MPa)		0.568	0.554	0.5026	0.5032
上部区間	区間圧力 (MPa)	0.575	0.559	0.5124	0.5096
	排水流量 (mL/min)		60		57
下部区間	区間圧力 (MPa)	0.593	0.577	0.5344	0.054
	排水流量 (mL/min)		36		0.034
注水時間 (min)			15		45

(2) 閉鎖確認試験から得られた知見

(a) 閉塞材の選定及び閉塞方法の妥当性確認に関する知見

閉塞確認試験で用いた2種類の閉塞材の試験後の供試体体積、密度を表4.3-6に示す。各供試体の体積は、作成時(表4.3-3)と比較して約2倍に膨潤した。その結果、閉塞材と模擬ボーリング孔との隙間が閉鎖されることで閉塞材の上部区間と下部区間を遮水し、模擬ボーリング孔内の鉛直方向の水みちを閉塞できることが確認された。一方で、閉塞材の膨潤に伴う体積増加により有効粘土密度は粉末ベントナイト(100%)供試体で0.5倍、ベントナイト混合土(粉末ベントナイト50%+砂50%)で0.4倍に減少していることも確認された。

次に、簡易室内試験及び閉塞確認試験で得られた各供試体の有効粘土密度と透水係数の関係を既往の室内試験⁷³⁾と比較した結果を図4.3-13に示す。閉鎖確認試験の粉末ベントナイト50%+砂50%供試体、簡易室内試験の粉末ベントナイト100%供試体については、既往の室内試験結果と調和的である。閉塞確認試験の粉末ベントナイト100%供試体については、試験開始から3日後の結果を用いて算出した透水係数をプロットしたが、前述のとおりに試験開始から8日後(3回目の注水試験時)の粉末ベントナイト100%供試体の透水係数は、図4.3-13にプロットされた透水係数よりも更に小さな値であると考えられる。また、簡易室内試験の粒状ベントナイト50%+砂50%供試体については、粉末ベントナイトよりも1オーダー程度透水係数が高いものの、概ね調和的な結果である。これらの結果から、簡易室内試験及び閉塞確認試験で得られた有効粘土密度と透水係数の関係は、既往の室内試験結果と概ね整合的であり、膨潤後の閉塞材の有効粘土密度からモニタリング孔閉塞部の透水係数を推定できる可能性が示された。

表 4.3-6 試験後の閉塞材

材料	試験終了時		
	乾燥密度 (g/cm ³)	有効粘土密度 (g/cm ³)	体積 (cm ³)
粉末ベントナイト(100%)	0.66	0.66	966.0
ベントナイト混合土 (粉末ベントナイト50%+砂50%)	0.80	0.47	879.7

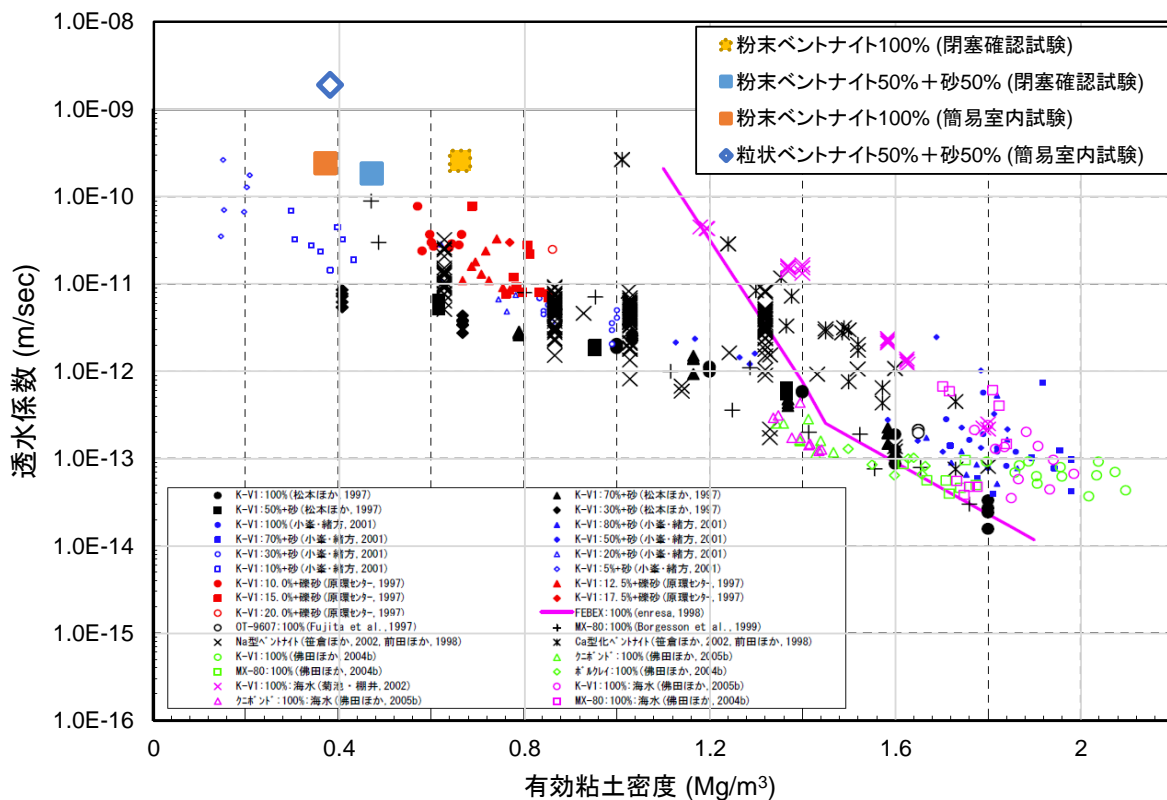


図 4.3-13 有効粘土密度と透水係数の関係（電事連・サイクル機構⁷³⁾に加筆)

閉鎖確認試験終了後の閉塞材内部の状況を図 4.3-14、図 4.3-15 に示す。試験開始から 8 日後に取り出した粉末ベントナイト 100% の閉塞材は、周面と中心部で大きな違いが見られない。これに対し、試験開始から 6 日後に取り出した粉末ベントナイト 50% + 砂 50% の閉塞材は、周面の 3 cm 程度の幅では全体的に浸潤して粘土化しているものの、中心部では目視で砂が確認できる状況であり、不均質な状態であった。これらのことから、閉塞材が均質な状態で安定するためには少なくとも 8 日程度の時間が必要であると推測される。一方で、これらの違いは閉塞材作成時の性状によって異なる可能性があることから、ベントナイトと砂の配合比や乾燥密度が異なる閉塞材について、更なる情報の蓄積が必要である。

これらの結果から、閉塞材の選定にあたっては、モニタリング孔閉塞部に求められる透水係数から閉塞材膨潤後の有効粘土密度を想定し、作成する閉塞材の密度やベントナイト-砂配合比を設定することが重要である。また、閉塞材の膨潤状況を想定するためには、閉塞材の上部方向の膨潤を拘束する砂等の材料の量や、閉塞材の膨潤時間を考慮した埋戻し材定置のタイミングも重要になると考えられる。



図 4.3-14 試験終了後の閉塞材の内部（粉末ベントナイト 100%）

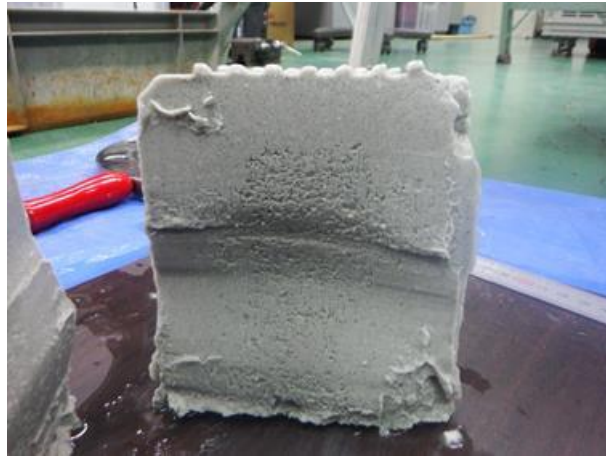


図 4.3-15 試験終了後の閉塞材の内部（粉末ベントナイト 50%+砂 50%）

(b) 閉塞確認方法の妥当性確認に関する知見

2種類の閉塞材を用いた閉塞確認試験において、閉塞部上部区間からの一定圧力条件下での注水量は閉塞材膨潤後に減少することが確認された。この結果を基に、実際のモニタリング孔における閉塞状況の確認方法について検討した。図 4.3-16 にモニタリング孔の閉塞状況確認方法の概念図を示す。

閉塞材定置直後は閉塞材とモニタリング孔の間に隙間が生じているため、一定圧力での注水を行うと、閉塞上部区間に存在する水みち A 及び閉塞下部区間に存在する水みち B から注入水は逸水する（手順①）。次に、閉塞材膨潤後に同一圧力条件で注水を行うと、閉塞材とモニタリング孔との隙間が閉鎖されているため、注入水は閉塞上部区間のみから逸水することとなり、注入流量は減少する。したがって、一定圧力条件での注水における閉塞上部区間の逸水量を事前に把握することができれば、実際のモニタリング孔においても閉塞状況を確認することが可能であると考えられる。

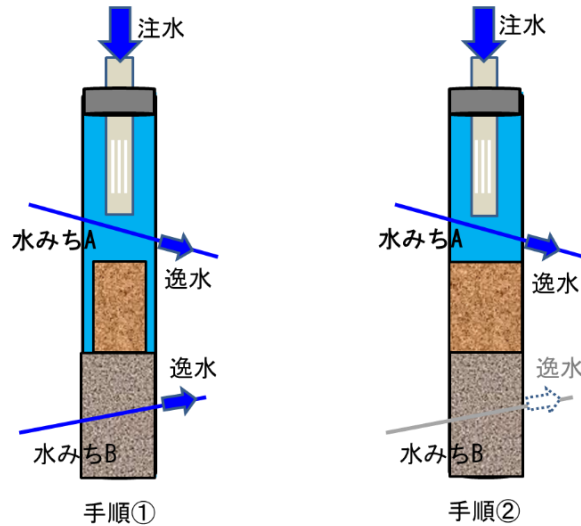


図 4.3-16 モニタリング孔での閉塞状況確認方法の概念

4.3.3 試験装置の設計と技術的成立性及び閉鎖確認に係る技術的知見の整備

簡易室内試験及び閉鎖確認試験の結果を踏まえ、実際のモニタリング孔の閉鎖及び閉鎖確認に必要な試験装置の概念設計を行った。また、試験装置の一部を試作し作動試験を実施した。

(1) 試験装置及び閉塞手順

簡易室内試験及び閉塞確認試験で得られた知見から、実際のモニタリング孔の閉塞及び閉塞確認では、地下水に触れない状態での閉塞材の搬送・定置し、モニタリング孔全体及び閉塞上部区間を対象とした定圧注水の実施及び注水流量計測が必要となる。これらの機能を有する試験装置の概念図及び試験装置を用いたモニタリング孔の閉塞手順を図 4.3-17 に示す。

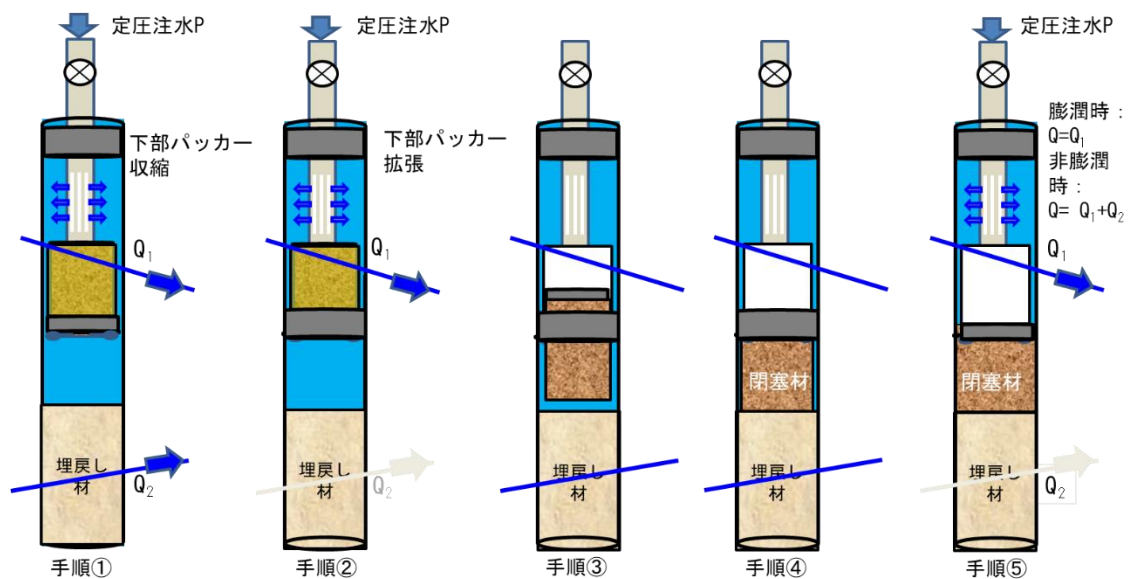


図 4.3-17 試験装置及び閉塞手順

試験装置は、地下水と接触しない状態で閉塞材の搬送、定置が可能なコンテナ搬送機能と、モニタリング孔全体及び閉塞上部区間での定圧注水機能と注水流量、注水圧力が観測可能なダブルパッカー注水試験機能を基本とした。モニタリング孔の閉塞手順は、初めに上部パッカーのみを拡張した状態で定圧注水を行いモニタリング孔全体への注水流量とその際のモニタリング孔の水圧を計測する（手順①）。次に、上部パッカー及び下部パッカーを拡張し閉塞上部区間を対象として手順1と同一条件での注水を行い閉塞上部区間への注水流量と水圧を計測する。この際、下部パッカーは閉塞材設置予定位置直上に設置されているものとする（手順②）。その後、販促コンテナにより閉塞材を定置し（手順③）、閉塞材を膨潤させる（手順④）。閉塞材膨潤後、下部パッカーを収縮し閉塞上部区間から手順①、手順②と同一条件での注水を行い、注水流量、区間圧力を測定する（手順⑤）。手順⑤において、閉塞材が膨潤し、閉塞材とモニタリング孔の隙間が閉鎖されている場合の注水流量は、手順②で計測した注水流量と同様、閉塞材とモニタリング孔に隙間がある場合は手順①で計測した注水流量と同様となる。

(2) 閉塞材挿入プローブの試作及び作動試験

図 4.3-17 に示した試験装置において、定圧注水機能を備えたダブルパッカーシステムについては既存技術の適応が可能である。一方で、コンテナでの閉塞材の搬送・定置については研究開発段階であることから、閉塞材挿入プローブを試作し、作動確認試験を実施した。図 4.3-18 に閉塞材挿入プローブを示す。プローブは外套管①、外套管②、ピストン及び底蓋から構成される。閉塞材は外套管①内に収納し、搬送される。プローブの最大外径は 89 mm、閉塞材収納部の内径 78 mm、閉塞材収納長さは 380 mm である。プローブの寸法については、直径 100 mm のモニタリング孔への挿入を想定して設定した。

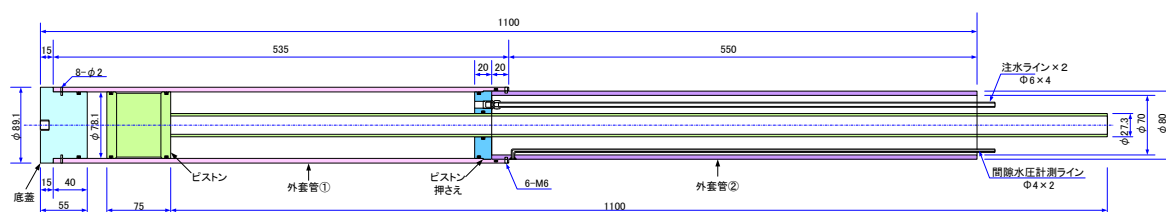


図 4.3-18 閉塞材挿入プローブ

図 4.3-19 に作動試験の概略図を示す。閉塞材挿入プローブの作動試験は、閉鎖確認試験装置の模擬ボーリング孔（アクリルパイプ区間）を用いて実施した。閉塞材の定置手順は、プローブをモニタリング孔内の所定位置まで挿入後、プローブを固定する（手順①）。次に、外套管上部とピストンに挟まれた水密室に注水することで外套管が上昇し、底蓋及び閉塞材をモニタリング孔内に定置する（手順②）。閉塞材定置後、水密室の水圧を計測することで閉塞材が膨潤しピストンを押し上げた際の圧力を計測する（手順③）。

試験では、閉塞材定置状況の目視確認に加え、閉塞材定置後の膨潤圧（水密室内の水圧）および模擬ボーリング孔内の水圧を計測した。なお、閉塞材には粉末ベントナイト 100% 供試体を用いた。図 4.3-20 に閉塞材定置状況を示す。作動確認試験の結果、試作したプローブによって水と接触しない状態で閉塞材を搬送、定置できることを確認した。

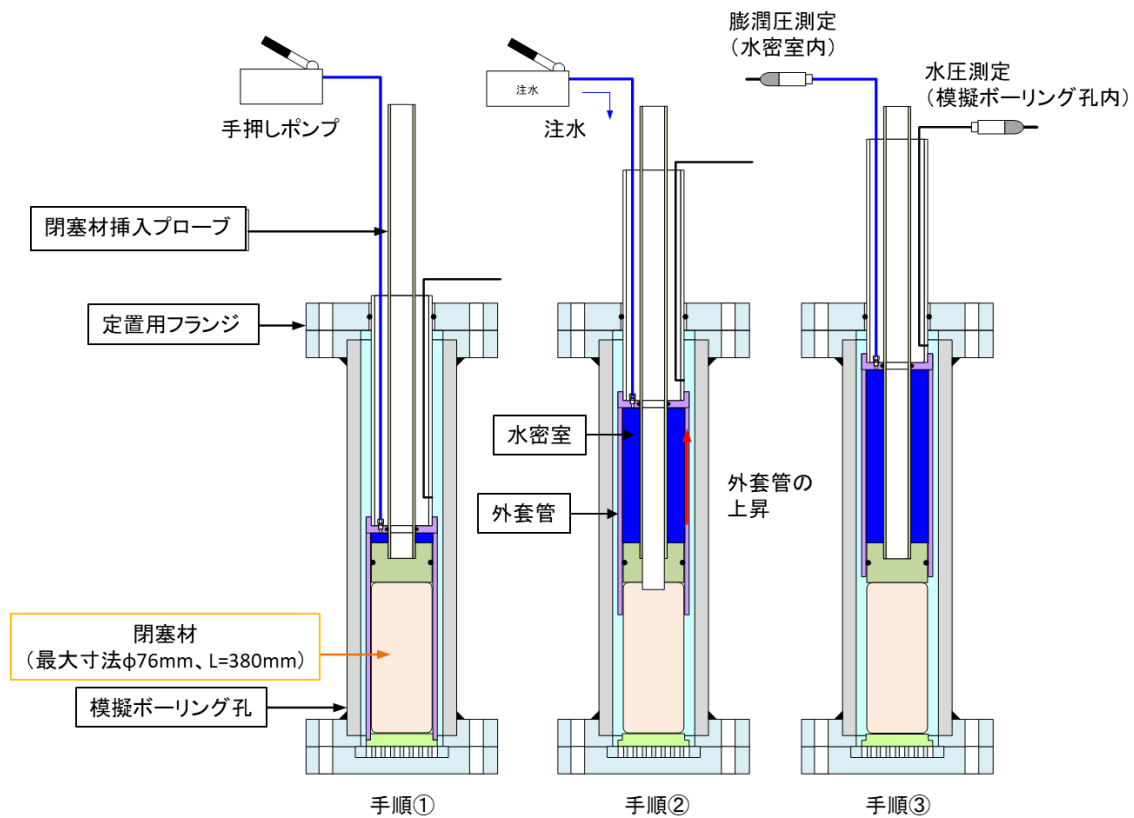


図 4.3-19 作動確認試験の概略図

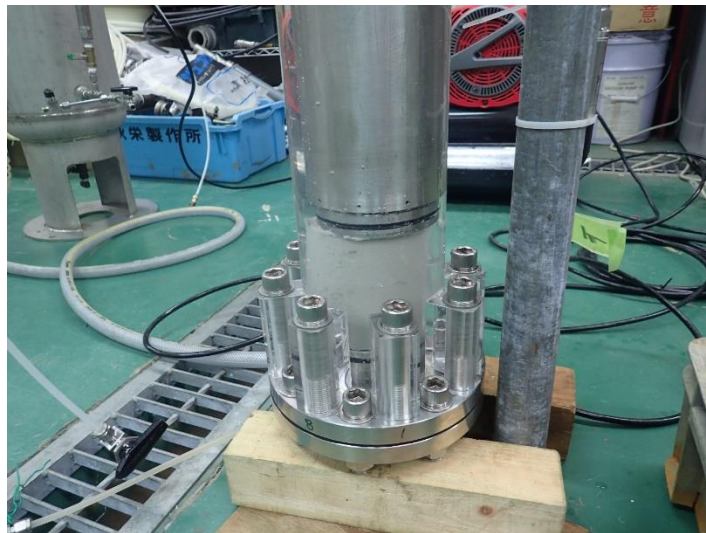


図 4.3-20 閉塞材の定置状況

閉塞材定置後の膨潤状況を図 4.3-21 に示す。また、閉塞材定置以降の膨潤圧、模擬ボーリング孔内の水圧の計測結果を図 4.3-22 に示す。閉塞材は定置後から膨潤し、3 日後には模擬ボーリング孔との隙間はほぼ閉鎖された。また、8 日後には上方へと膨潤が進行した。上方へ膨潤した閉塞材はプローブ（ピストン）周辺の模擬ボーリング孔との隙間に侵入し、時間経過とともに侵入量が多くなっていく様子が確認された。一方、試験期間中の膨潤圧及び模擬ボーリング孔内の水圧には大きな変化は確認されなかった。閉塞材の膨潤

状況は、モニタリング孔の閉塞状況を確認するための定圧注水を実施する時期や埋戻し材の定置作業開始時期の判断に重要な要素である。しかしながら、試作したプローブによって膨潤圧の変化から閉塞材の膨潤状況を把握することは困難であった。



図 4.3-21 閉塞材定置後の膨潤状況

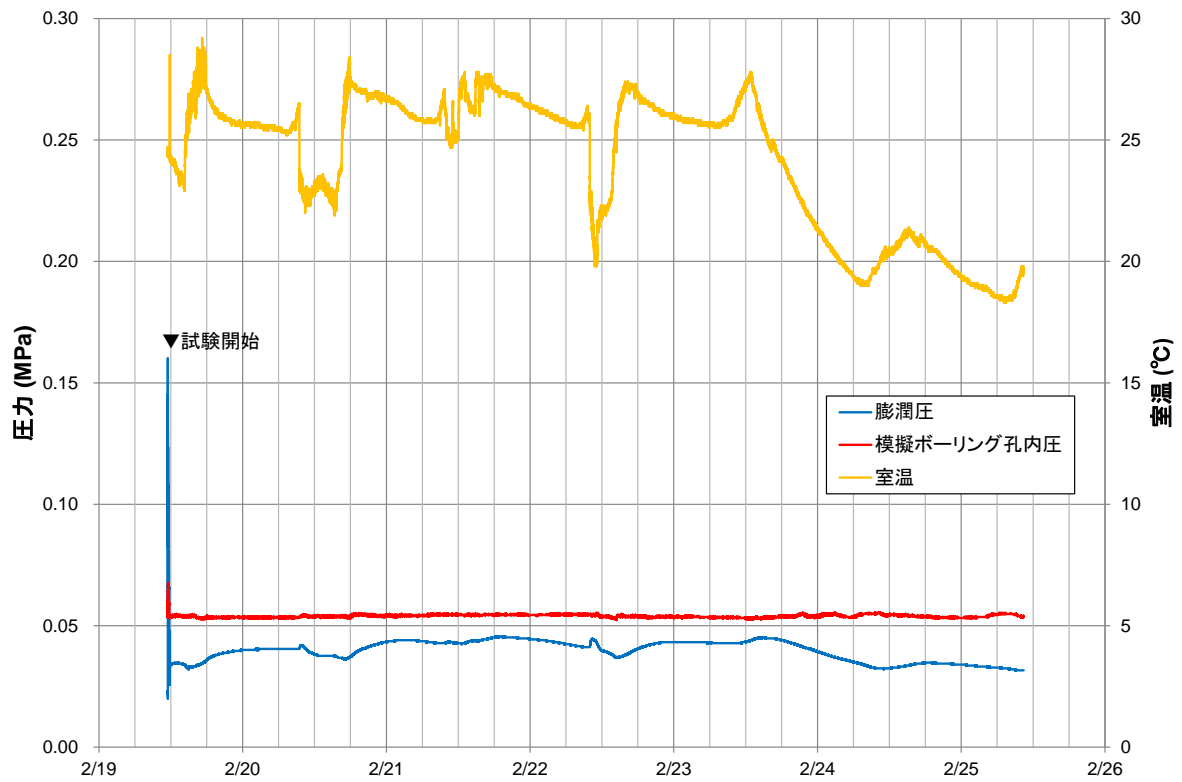


図 4.3-22 閉塞材定置後の膨潤状況

4.4 まとめ

本年度事業では、既存情報調査、室内試験によりモニタリングの技術的成立性、モニタリング孔の閉塞に利用可能な材料の選定と実際のモニタリング孔閉塞時に確認すべき事項を整理した。漏えいモニタリングに係る要件に対する技術の現状を踏まえて、規制の観点で事業者に対して確認・留意すべき事項や現状の技術レベルとして次のような点が挙げられる。

- ・要件) 人工バリア及び天然バリアの機能を著しく損なうことがないこと。
 - 人工バリア及び天然バリアの機能を著しく損なうことのないよう、事業者が①極端に多数のモニタリング孔を設置していないか、②モニタリング孔自体が異なる帯水層を連結する水みちとならないように孔内の帯水層の上下を遮水しているか、などが判断指標として挙げられる。

- ・要件) 撤去後において放射性物質が移行しやすい経路が生じないように、撤去及び埋戻しを行うことができる見通しがあるものであること。
 - モニタリングシステムの撤去及び孔埋戻しについては既往の知見が十分でなく、事業者の実施内容を規制する技術的根拠は不明確であり、今後の課題として挙げられる。孔の閉塞材料としてはベントナイト材料が有用であることが確認された。また、モニタリング孔に定置、膨潤後のベントナイトの透水性は、既往の室内試験結果と同様、有効粘土密度と透水係数の関係から推定できる可能性が示された。一方で、閉塞材の止水性を担保するためには、ベントナイトと砂との配合比、閉塞材成形時の乾燥密度のみならず、施工後の閉塞材の膨潤状況を考慮した有効粘土密度や膨潤に要する時間に留意する必要がある。ベントナイトの配合比が高いほど膨潤特性が高く止水性も担保しやすくなるが、飽和状態で安定するまでに時間を要するという特性もあるため、実際の施工工程を念頭において現実的な配合比を検討しておく必要がある。
 - モニタリング孔の閉鎖確認をする際の判断指標としては、事業者が孔内の埋戻し材料（複数種）のレイアウトについて、岩盤中の水理地質構造を踏まえてレイアウト設計しているか、実際にモニタリング孔の閉塞に使用する材料について、膨潤後の透水性、膨潤にかかる時間を評価した上で埋戻し工程を立案しているか、といった点が挙げられる。なお、実際のモニタリング孔での埋戻しに関わる知見（例えば、閉塞材設置時の温度、圧力環境や地下水の水質と膨潤状況の関係など）は未取得であり、今後、実環境での閉塞事例を基に、より詳細な判断指標の整理を行っていく必要がある。

- ・要件) 廃棄物埋設地からの放射性物質の漏えいがあった場合、比較的早期に放射性物質が到達すると考えられる地点を選定すること。
 - 人工バリアの施工の不具合等による廃棄物埋設地からの放射性物質の異常な漏えいや人工バリア材の異常な流出があった際、検知できる蓋然性になるべく高くなるよう地下水の採取を行うために、事業者が①廃棄物埋設地に連続する可能性のある高透水性地質構造を把握しているか、②地下水流動解析により主要な地下水流動箇所を把握しているか、③施設建設前～施設閉鎖時の地下水モニタリングにおいて各観測点の水圧応答の強弱および高透水性地質構造との関連を把握しているか、地下

水流動解析結果を検証しているか、③施設建設前～施設閉鎖時の水圧応答が明確な観測点に漏えいモニタリングのための観測点を設定しているか、などが判断指標として挙げられる。

- ・要件) 測定期間及び使用環境に適応したものであること。

→既往の実績では、20～30年間程度の期間、使用可能な多区間を対象としたモニタリングシステムがある。しかしながら、300～400年間のモニタリングでは定期的に抜管・再設置が必要となると考えられ、それに伴う孔径の拡大を踏まえると、数十年程度で近隣に新しいモニタリング孔を掘削し古い孔を埋戻し閉塞することが必要になる。単区間の観測区間を対象として化学的に安定なプラスチックストレーナ管を孔内に設置し、観測区間以外を埋め戻すモニタリング方法もあるが、埋戻し材に粘土材料を使用した場合は、漏えいした放射性核種が粘土鉱物に収着し、見かけ上濃度が低くなる可能性もある。現段階で事業者のモニタリングの方法として300～400年を前提として確立された考え方はないため、本事業での規制の観点での留意事項の整理は不十分であり、今後の課題として挙げられる。

事業全体を俯瞰してモニタリングに関わる事業者の計画監理を想定した場合、一般的に処分施設の立地や建設においては、地質環境条件を事前に理解しておくことが不可欠であり、地上からの物理探査に加えてボーリング孔を利用した調査が行われる(図4.4-1)。ボーリング位置は、既往情報や物理探査の結果、予察的な地下水流動解析の結果などに基づいて配置されるが、施設建設地に連続する地質構造が確認された場合は、調査終了後に埋め戻されずにモニタリング孔として活用される。なお、日本においては借用可能な土地も限られることから、大半の調査ボーリングがモニタリング孔に転用される可能性がある。

これらのモニタリング孔においては、地下施設建設前の初期環境条件から施設建設中の水圧応答、水質変化などの情報が継続的に取得され、その結果に基づいて施設閉鎖後にモニタリングを継続すべきモニタリング孔、先行して埋戻しが可能なモニタリング孔など、モニタリング孔の重要度分類を行うことが可能となる。特に、地下施設の建設・操業・閉鎖時の環境影響は、施設閉鎖後数百年間に起こり得る自然事象(気候変動や隆起・浸食など)に比べて非常に大きく、施設の建設・操業・閉鎖時までには水圧応答などが認められなかった観測点においては、施設閉鎖後のモニタリングの必要性は小さいと言える。

300～400年にわたる漏洩モニタリングにおいては、長期的に地下水を採取することによる環境擾乱も不確実性要因として挙げられる。必要性の低いモニタリング孔は早期に埋戻し閉塞することで、長期モニタリングによる環境影響を低減することが可能となる。

施設閉鎖後のモニタリングでは、同一のモニタリング装置を数百年間にわたって利用することは現実的でなく定期的に更新する必要がある。例えば、孔内を帯水層ごとの観測区間に分けるため複数のパッカーを設置していた場合、長期使用によりパッカーのラバー部が劣化し観測区間の分離が出来なくなることが想定される。国内外の事例に基づく現時点では百年を超えるパッカーの使用実績はないため、数十年ごとにモニタリングシステムの抜管・再設置が必要になると想定される。

なお、モニタリングシステムの抜管・再設置に際しては、孔の安定性が問題となる。中深度処分を対象とする深度100m程度の岩盤においては、力学的に不安定な表土層や堆積岩が分布していることが多い。モニタリング孔の孔内の一部が崩れていた場合、モニタリングシステムの抜管は容易ではなくモニタリング孔より一回り大きい孔径でモニタリング

孔をオーバーコアリングして、システムを壊しながら回収することになる。これを繰り返すと、モニタリング孔の孔径が徐々に拡大し、より孔の不安定性が増すことになるため、数十年程度で近隣に新しいモニタリング孔を掘削し古い孔を埋戻し閉塞することが必要になる。

このような長期にわたるモニタリング孔（モニタリングシステム）のスクラップ&ビルドを含めた運用の考え方については、国内外に参考となる事例が全くなく本事業においては詳細に整理できてない。

以上のような、長期運用や定期的な廃棄と再生を前提としたモニタリング方法の開発や、その方法を念頭に置いて、現行の初期段階のボーリング調査に必須の留意点などをフィードバックし、調査技術が適合するか否かを確認しておくことは事業者側の課題と言えるが、規制側においてもそれらが適切か否かを判断するための技術的根拠をもって、規制内容を設定する必要がある。

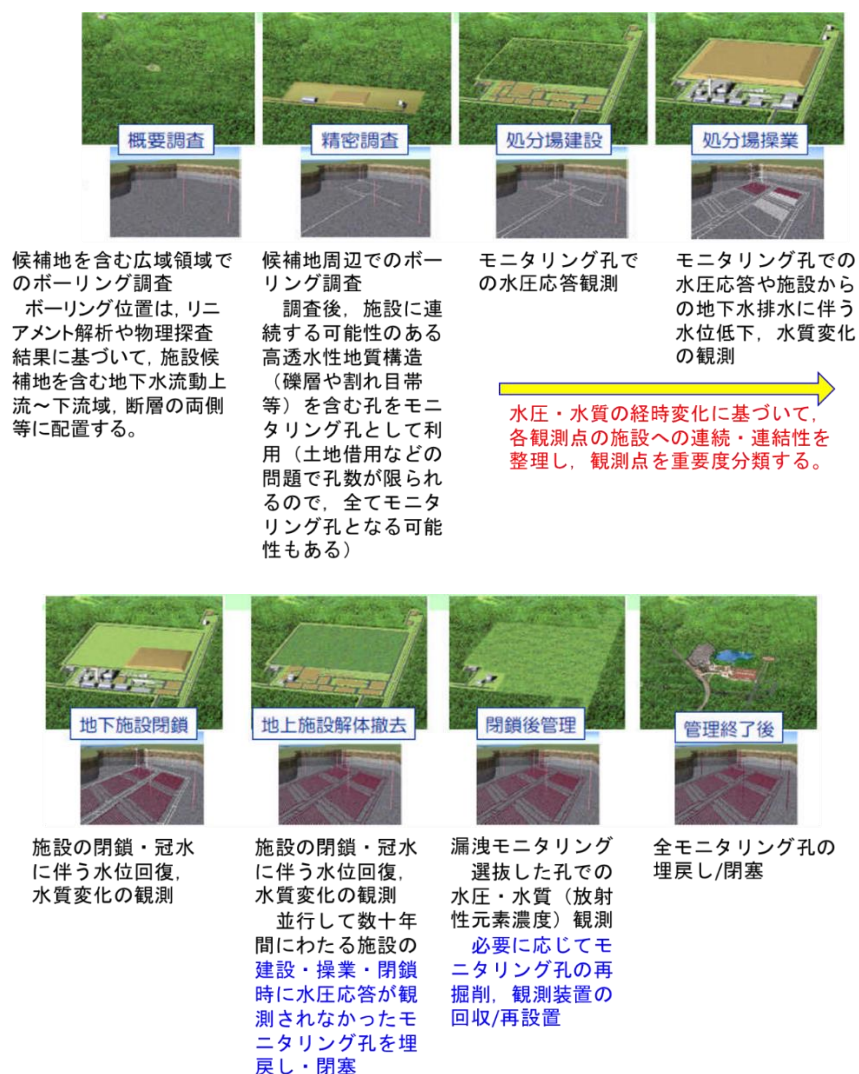


図 4.4-1 廃棄物埋設施設の立地から閉鎖後における地質環境調査とモニタリングの流れ

第4章の引用文献

- 1) International Atomic Energy Agency, Classification of Radioactive Waste. IAEA Safety Standards Series No. GSG-1, IAEA, Vienna, 2009.
- 2) International Atomic Energy Agency, Geological Disposal Facilities for Radioactive Waste. IAEA Safety Standards Series No. SSG-14, IAEA, Vienna, 2011.
- 3) International Atomic Energy Agency, Monitoring of geological repositories for high level radioactive waste. IAEA-TECDOC-1208, 2001.
- 4) White, M.J., Monitoring During the Staged Implementation of Geological Disposal: The MoDeRn Project Synthesis, MODERN DELIVERABLE (D-6.1), EU Contract Number: 232598, 2014.
- 5) 竹ヶ原竜大, 虎田真一郎, 朝野英一, 大内 仁, 坪谷隆夫, 地層処分にかかわるモニタリングの研究－位置付け及び技術的可能性－, 原環センター技術報告書, RWMC-TRJ-04003, 2004.
- 6) AITEMIN (Association for Research and Industrial Development of Natural Resources), State of Art Report on Monitoring Technology. MODERN DELIVERABLE (D-Nº: 2.2.2), EU Contract Number: 232598, 2013.
- 7) Modern, Deliverable D2.1: Repository Monitoring Strategies and Screening Methodologies. EU Contract Number: 622177, 2020.
- 8) Laaksoharju, M., Smellie, J., Nilsson, A-C. and Skarman, C., Groundwater sampling and chemical characterization of the Laxemar deep borehole KLX02. Svensk Kärnbränslehantering AB, TR-95-05, 1995.
- 9) Pusch R. and Ramqvist, G, Borehole project – Final report of Phase 3. Svensk Kärnbränslehantering AB, R-07-58, 2007.
- 10) Luterkort, D., Gylling, B and Johansson, R., Closure of the Spent Fuel Repository in Forsmark. Svensk Kärnbränslehantering AB, TR-12-08, 2012
- 11) Sandén, T., Dueck, A., Åkesson, M., Börgesson, L., Nilsson, U., Goudarzi, R., Jensen, V. and Karnland, O., Sealing of investigation boreholes: Laboratory investigations of sealing components. Svensk Kärnbränslehantering AB, P-17-10, 2017.
- 12) Pusch R. and Ramqvist, G, Äspö Hard Rock Laboratory: Borehole sealing, preparative steps, design and function of plugs – basic concept. Svensk Kärnbränslehantering AB, IPR-04-57, 2004.
- 13) Holt, E., Leivo, M. and Vehmas, T., Low-pH concrete developed for tunnel and plugs used in nuclear waste containment. *Concrete Innovation Conference 2014*, Oslo, June 11-13, 2014.
- 14) Wilson, J., Savage D., Bond A., Watson S., Pusch R., Bennett, D., Bentonite - A Review of key properties, processes and issues for consideration in the UK context, Quintessa Report QRS-1378ZG-1 Version 1.1, 2011.
- 15) Carlsson, L., Neretnieks, I. and Pusch, R., Stripa Project: Summary of defined programs. Svensk Kärnbränslehantering AB, TR 81-01 (also issued as Nagra NTB 81-01), 1980.
- 16) Rautio, T., Borehole plugging experiment in OL-KR24 at Olkiluoto, Finland. Posiva Oy, Working report 2006-35, 2006.
- 17) Karvonen, T. and Hansen, J., Posiva plans and experiences for borehole plugging, *D7.3 DOPAS 2016 Proceedings*, 2016, pp.86-89.

- 18) 鉱業労働災害防止協会, 鉱山保安テキスト 鉱場, 2014.
http://tengas.gr.jp/asset/00032/MASTER_SEIDO/20140414kozanhoann_text.pdf (2019/1/21 閲覧)
- 19) RWM, Sealing Site Investigation Boreholes: Phase 2. Task 5: Techniques used in the oil and gas industry for placing materials in boreholes. Potential application to generic sealing concepts for the RWM Siting Programme. RWM, RWM/03/046, 2018.
- 20) Carl, M., Final Close-Out Report, Interstate Oil and Gas Compact Commission, Department of Energy Award No.: DE-FG26-01BC15336, 2004.
- 21) Pusch R., Ramqvist, G., Bockgard, N., and Ekman, L., Sealing of 300 mm boreholes KXTT3 and KXTT4 at Äspö. Svensk Kärnbränslehantering AB, R-11-19, 2011.
- 22) SKB, Long term safety for KBS-3 repositories at Forsmark and Laxemar – a first evaluation, Main report of the SR-Can project. Svensk Kärnbränslehantering AB, TR-06-09, 2006.
- 23) SKB, Design premises for a KBS-3V repository based on the results from the safety assessment based on the results from the safety assessment of SR-Can and some subsequent analyses. Svensk Kärnbränslehantering AB, TR-09-22, 2009.
- 24) Luterkort, D., Gyllig, B. And Johansson, R., Closure of the spent fuel repository in Forsmark. Studies of alternative concepts for sealing of ramp, shafts and investigation boreholes. Svensk Kärnbränslehantering AB, TR-12-08, 2012.
- 25) Luukkonen, A., Pitkanen, P. and Partamie, S., Evaluation of Olkiluoto hydrochemical data in 3-D –Extended with recent geochemical interpretation results. POSIVA, Working Report 2005-72, 2005.
- 26) Pitkänen, P., Ahokas, H., Ylä-Mella, M., Partamies, S., Snellman, M. and Hellä, P., Quality Review of Hydrochemical Baseline Data from the Olkiluoto Site. POSIVA, Working Report 2007-05, 2007.
- 27) Jacobs UK Ltd., Review of the Long-Term Stability of Potential System Components for Sealing Deep Investigation Boreholes. B1821105/001, 2012.
- 28) Barinichon, J.D., Dick, P. and Deleruyelle, F., A Sealing Performance In Situ Experiments Project (SEALEX): Main Objectives and Expected Outcomes. *Proceedings of the 4th International Meeting on Clays in Natural and Engineered Barriers for Radioactive Waste Confinement*, P/CBC/08, 2010, pp.261-262.
- 29) Brenner, R.P. and Jedelhauser, P., Bohrlochversiegelung: Konzept und Machbarkeitsnachweis. Nagra, NTB 89-26, 1989.
- 30) Nagra, SMA/WLB: Bohrlochversiegelung/ -verfüllung SB4a/schräg. Nagra, NTB 02-24, 2002.
- 31) Dixon, D.A., J.B. Martino, B. Holowick and D.G. Priyanto, Enhanced sealing project: monitoring the THM response of a full-scale shaft seal. *Canadian Nuclear Society (CNS) Conference, Decommissioning and Environmental Restoration for Canada's Nuclear Activities*, September 11-14, Toronto, Canada, 2011.
- 32) Dixon, D.A., Priyanto, D.G. and Martino, J.B., Enhanced Sealing Project (ESP): Project Status and Data Report for Period Ending 31 December 2011. Nuclear Waste Management Organization (NWMO) Technical Report, APM-REP-01601- 0005, 2012a
- 33) Dixon, D.A., Martino J.B., Priyanto, D.G. and Kim, C-S., Three Years of Monitoring a Full-Scale Shaft Seal in a Granitic Rock Formation. *GeoManitoba. 65th Canadian Geotechnical Society (CGS) Conference*, Winnipeg, September 30- October 3, 2012b
- 34) Dixon, D.A, Priyanto, D.G., Martino, J. B., De Combarieu, M. Johansson, R., Korkeakoski, P.

- and Villagran, J., Enhanced Sealing Project (ESP): evolution of a full-sized bentonite and concrete shaft seal. Geological Society, London, Special Publications, vol.400, first published on May 1, doi:10.1144/SP400.33, 2014.
- 35) Nirex, The geology and hydrogeology of Dounreay, NIREX Science Report, Report no.653, 1994, 15p.
 - 36) Bath, A., Richards, H., Metcalfe, R., McCartney, R., Degnan, P. and Littleboy, A., Geochemical indicators of deep groundwater movements at Sellafield, UK. *Journal of Geochemical Exploration*, 2006, pp.24-44.
 - 37) Chaplow, R. Sellafield Geological Investigations: Abandonment of Boreholes. UK Nirex Limited, Nirex Report N/032, 2001.
 - 38) Chaplow, R., Reviews of Requirements for Sealing Investigation Boreholes, Robert Chaplow Associates Ltd., Report P/1035/TR/2010 Issue 3, 2011.
 - 39) RWMD, Sealing deep site investigation boreholes: Phase 1 report, RWMD/03/042, 2014.
 - 40) Pennsylvania DEP, Pennsylvania's Plan for Addressing Problem Abandoned Wells and Orphaned Wells (DEP Document No. 550-0800-001), Pennsylvania Department of Environmental Protection - Bureau of Oil and Gas Management, 2010, p.4.
<http://www.elibrary.dep.state.pa.us/dsweb/Get/Version-48262/550-0800-001.pdf> (2019/3/1 閲覧)
 - 41) GWPC, State Oil and Natural Gas Regulations Designed to Protect Water Resources, Ground Water Protection Council, National Energy Technology Laboratory, 2009, pp.26-27.
<http://www.gwpc.org/elibrary/documents/general/State%20Oil%20and%20Gas%20Regulations%20Designed%20to%20Protect%20Water%20Resources.pdf> (2019/3/1 閲覧)
 - 42) 通商産業省, 石油鉱山の坑井の廃止に関する措置基準及び解説, 昭和 61 年 12 月 25 日策定, 1986.
 - 43) JAEA, 平成 21~22 年度地下水流動解析モデルの総合的検証手法の検討(幌延ボーリング調査) 最終調査報告書. 原子力安全基盤機構委託研究報告書, 2010, 418p.
 - 44) JOGMEC, 石油開発最新事情: JOGMEC 柏崎テストフィールドの実験井 1 号井 (TRC-RW1) の廃坑について, 2018.
 - 45) 石油技術協会, 石油・天然ガス開発に於ける安全及び環境保護に関する規則等の概要(その 2). 作井技術委員会 安全規則/環境保護に関する分科会, 1988.
https://oilgas-info.jogmec.go.jp/info_reports/1004762/1007485.html (2019/1/11 閲覧)
 - 46) The National Petroleum Council (NPC), Plugging and Abandonment of Oil and Gas Well, In: Prudent Development: realizing the potential of North America's abundant natural gas and oil resources, Paper #2-25, 2011, 21p.
 - 47) 経済産業省, 鉱業権者が講ずべき措置事例(内規)(平成 24 年 6 月 1 日時点版), 2012.
http://www.meti.go.jp/policy/safety_security/industrial_safety/oshirase/2012/06/240601-8.html (2019/1/21 閲覧)
 - 48) 環境省, 可燃性天然ガスが発生する温泉井戸埋戻し方法. 2015 年 3 月 30 日策定, 2015.
<http://www.env.go.jp/press/100784.html> (2019/1/21 閲覧)
 - 49) Alberta Energy Regulator, Directive 020: Well Abandonment, 2018.
<https://www.aer.ca/documents/directives/Directive020.pdf> (2019/3/1 閲覧)
 - 50) Norsk Standard, NORSOK D-010, Well integrity in drilling and well operations. Rev. 4, 2013, Standard Online AS: www.standard.no.
 - 51) 環境省, 第 1 回 可燃性天然ガス発生温泉井戸の埋戻し方法検討会 (1) 温泉井戸の埋戻

- しの現状と今後の検討課題の整理について、資料 5 温泉井戸、鉱山及び石油採掘等の埋戻し事例, 2014.
- <http://www.env.go.jp/nature/onsen/council/kanen/01kanen.html> (2019/1/21 閲覧)
- 52) 営繕工事における天然ガス対応のための関係官公庁連絡会議編, 施設整備・管理のための天然ガス対策ガイドブック, 2007.
- <http://www.ktr.mlit.go.jp/tokyo2ez/naturalgas/guidebook/guidebook.html> (2019/1/21 閲覧)
- 53) 財団法人新エネルギー財団, 地熱調査井の掘削標準・指針(改訂版), 2003.
- 54) American Petroleum Institute, Environmental Guidance Document: Well Abandonment and Inactive Well Practices for U.S. Exploration and Production Operations, American Petroleum Institute. Exploration and Production Department, 1993, 52p.
- 55) Saasen, A., Wold, S., Ribesen, B. T., Tran, T. N., Huse, A., Rygg, V., Grannes, I. and Svindland, A., Permanent Abandonment of a North Sea Well Using Unconsolidated Well Plugging Material, *SPE 133446, presented at the SPE Deepwater Drilling and Completions Conference held in Galvston, Texas, USA, 2010.*
- 56) Clark, J. and Salsbury, B., Well Abandonment Using Highly Compressed Sodium Bentonite - An Australian Case Study, *SPE/EPA/DOE Exploration and Production Environmental Conference, San Antonio, Texas, 2003.*
- 57) Ide S. T., Friedmann, S. J. and Herzog, H. J., CO₂ leakage through existing wells: current technology and regulations, 8th Greenhouse Gas Technology Conference, Trondjheim, Norway, June 19-22, 2006.
- 58) Karvonen, T.H., Closure of the investigation borehole. POSIVA Oy, Working Report 2012-63, 2014.
- 59) 古江良治, 岩月輝希, 水野 崇, 彌榮英樹, 試錐孔を利用した地下水の地球化学特性調査手法と品質管理, 核燃料サイクル開発機構, JNC TN7520 2003-001, 2003.
- 60) 古江良治, 岩月輝希, 濱 克宏, 深層ボーリング孔を用いた地下水の地球化学調査の課題に対する試み, 応用地質, vol.46, 2005, pp.232-236.
- 61) 岩月輝希, 天野由記, 井岡聖一郎, 三枝博光, 竹内竜史, 大規模地下施設の建設に伴う周辺地下水環境の変化, 日本原子力学会和文論文誌, vol.6, 2007, pp.73-84.
- 62) Hama, K., Seo, T. and Yusa, Y., A sampling procedure of formation water and its application to geochemical investigation of groundwater in the Tono area, Japan. *Proceedings of the Workshop "Hydraulic and hydrochemical characterization of argillaceous rocks"*, OECD/NEA, 1994, pp.213-226.
- 63) 池田則生, 佐々木伸幸, 大島和夫, 山口耕平, 斎藤茂幸, 阿部則之, 片野 孝, 試錐泥材の水理的・地球化学的影響調査, 核燃料サイクル開発機構, JNC TJ7440 2005-071, 1998.
- 64) 小出 馨, 杉原弘造, 長谷川健, 武田精悦, 花崗岩を対象とした深部地質環境の調査技術開発の課題と現状－測定データの品質保証の観点で構築した地下水調査法の提案－, 資源と素材, vol.117, 2001, pp.785-793.
- 65) 井岡聖一郎, 岩月輝希, 酒井利彰, 石島洋二, 深層地下水の酸化還元状態－現状と今後の課題－. 日本水文科学会誌, vol.37, 2007, pp.287-293.
- 66) 狩野智之, 毛屋博道, 竹内竜史, 超深地層研究所計画における地下水の水圧長期モニタリング (2009 年度), 日本原子力研究開発機構, JAEA-Data/Code, 2011-002, 2011.
- 67) 毛屋博道, 別府伸治, 竹内竜史, 超深地層研究所計画における地下水の水圧長期モニタリング 2013-2014 年度. JAEA-Data/Code 2018-011, 2018, 112p.

- 68) 井岡聖一郎, 古江良治, 岩月輝希, 深層ボーリング孔を用いた岩盤中の地下水の採取法 —地下水の酸化還元状態の把握のために—, 日本水文科学会誌, vol.36, 2006, pp.181-190.
- 69) 細田 宏, 下山昌宏, 永野修一, 竹村聖吾, MIU-2 号孔における地下水水圧・水質観測装置の引上げ作業, 核燃料サイクル開発機構, JNC TJ7440 2001-035, 2002.
- 70) 嶋田 純, 岩盤中の地下水挙動把握のための地下水サンプリング方法, 地下水学会誌, vol.29, 1987, pp.137-141.
- 71) 関 陽児, 内藤一樹, 奥澤康一, 掘削された孔井により引き起こされる地下水流動 —水理水頭の鉛直不均一分布への配慮は十分か?—, 地下水技術, vol.49, 2007, pp.1-8.
- 72) 根切り工事と地下水編集委員会編, 根切り工事と地下水 —調査・設計から施工まで—. 地盤工学会, 1991, p.71.
- 73) 電気事業連合会, 核燃料サイクル開発機構, TRU 廃棄物処分技術検討書 —第 2 次 TRU 廃棄物処分研究開発取りまとめ—. JNC TY1400 2005-013, 2005, p.3-14.

5. 廃棄物埋設に関する研究に関する情報収集

平成 30 年 9 月に開催された日本原子力学会秋の大会に参加して関連する情報の収集を行った。

・柴田ら^[1]から「モルタルの溶脱に伴う拡散係数変化に関する検討 (1)溶脱試料の物性評価」について報告があった。彼らは、液固比をパラメータとしてモルタル硬化体を硝酸アンモニウム溶液に浸漬し、様々な溶脱度合いの変質試料を作製し、その結果として Ca の溶脱に伴う空隙構造の変化と拡散係数の変化の関係を示した。この関係は、拡散係数が $0.05 \mu\text{m}$ 以上の比較的粗大な空隙による空隙率と高い相関を持つことを示した。一方で、セメントの種類などによってその傾向に乖離も示された。

・胡桃澤ら^[2]から「モルタルの溶脱に伴う拡散係数変化に関する検討 (2) Ca 溶脱後のモルタルの拡散係数予測モデル」について報告があった。彼らは、モルタルの初期状態の物性値情報から Ca 溶脱段階に応じた実効拡散係数を予測するモデルを構築した。このモデルによる解析値と実測値の比較から、このモデルによって Ca 溶脱過程における各種モルタルの実効拡散係数を概ね予測可能であることを示した。

・藏永ら^[3]から「長期材令フライアッシュセメント水和物の溶脱現象の評価」について報告があった。彼らは、長期材令のフライアッシュセメント硬化体(養生期間 12 年)を用いて浸漬試験を行い、浸漬前後における Ca 溶脱に伴う C-A-S-H 相の変化の評価を行った。浸漬前の試料からフライアッシュは十分に水和されていたことが確認され、浸漬後は Ca の溶脱に伴い C-A-S-H の結合状態が変化したことを示した。

また、産業技術総合研究所の地質・気候関連事象の専門家との意見交換を行い、検討内容を深めるための情報収集を行った。

- (1) 柴田真仁, 芳賀和子, 胡桃澤清文, 林大介, 井田雅也, モルタルの溶脱に伴う拡散係数変化に関する検討 (1)溶脱試料の物性評価, 2018 年日本原子力学会秋の大会要旨集, 2F01(2018).
- (2) 胡桃澤清文, 井田雅也, 林大介, 柴田真仁, 芳賀和子, モルタルの溶脱に伴う拡散係数変化に関する検討 (2) Ca 溶脱後のモルタルの拡散係数予測モデル, 2018 年日本原子力学会秋の大会要旨集, 2F02(2018).
- (3) 藏永萌, 富田さゆり, 柴田真仁, 芳賀和子, 長期材令フライアッシュセメント水和物の溶脱現象の評価, 2018 年日本原子力学会秋の大会要旨集, 2F03(2018).

I-A MC-BUFFERで選択可能なベントナイト系人工バリアに係るモデル

MC-BUFFER では、ベントナイトの変質に伴う熱伝導率及び体積比熱容量、透水係数、拡散係数の変化に、次のような式を用いることが可能である。また、モンモリロナイト溶解速度式については、任意の速度式を化学データファイルに入力することで使用することが可能である。ここでは、現行の変質評価⁽¹⁾で使用している「ベントナイト混合圧縮体中のモンモリロナイト溶解速度式」、及び平成 22 年度「地層処分の安全審査に向けた評価手法等の整備」事業⁽²⁾で使用実績のある Sato-Cama モデル⁽³⁾を記す。

< 熱伝導率及び体積比熱容量 >

0. 一定値 (初期値のまま)

$$C_{pv} = C_{pv0}, \quad \lambda = \lambda_0$$

C_{pv} : 単位体積あたりの比熱容量 (体積比熱容量) [$\text{J m}^{-3} \text{K}^{-1}$]

C_{pv} : 初期の体積比熱容量 [$\text{J m}^{-3} \text{K}^{-1}$]

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

λ_0 : 初期熱伝導率 [$\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$]

1. 並列モデル

$$C_{pv} = p_0 \rho_d + \varepsilon C_{pvw}, \quad \lambda = p_1(1 - \varepsilon) + \varepsilon \lambda_f$$

C_{pv} : 体積比熱容量 [$\text{J m}^{-3} \text{K}^{-1}$]

p_0 : パラメータ (固相の単位質量あたりの定圧比熱容量 C_{ps} に相当 [$\text{J kg}^{-1} \text{K}^{-1}$])

ρ_d : 乾燥密度 [kg cm^{-3}]

ε : 間隙率 [-]

C_{pvw} : 水の体積比熱容量 [$4.2 \text{ MJ m}^{-3} \text{K}^{-1}$]

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

p_1 : パラメータ (固相の熱伝導率 λ_s に相当 [$\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$])

λ_f : 液相 (水) の熱伝導率 [$0.6 \text{ W m}^{-1} \text{K}^{-1}$]

2. 直列-並列モデル

$$C_{pv} = p_0 \rho_d + \varepsilon C_{pvw}, \quad \lambda = \frac{1 - (p_2 + p_3)}{\frac{d}{p_1} + \frac{1-d}{\lambda_f}} + p_1 p_2 + p_3 \lambda_f$$

$$d = \frac{1 - \varepsilon - p_2}{1 - (p_2 + p_3)}$$

p_0 : パラメータ (固相の単位質量あたりの定圧比熱容量 C_{ps} に相当 [J kg⁻¹ K⁻¹])

p_1 : パラメータ (固相の熱伝導率 λ_s に相当 [W m⁻¹ K⁻¹])

p_2 : パラメータ (固相の並列部分の割合に相当 [-])

p_3 : パラメータ (液相の並列部分の割合に相当 [-])

(その他の記号については、「1. 並列モデル」を参照のこと。)

< 透水係数 >

0. 一定値 (初期値のまま)

$$K_w = K_{w0}$$

K_w : 透水係数 [m s⁻¹]

K_{w0} : 初期透水係数 [m s⁻¹]

1. 間隙率に比例

$$K_w = \frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} K_{w0}$$

K_w : 透水係数 [m s⁻¹]

ε : 間隙率 [-]

K_{w0} : 初期透水係数 [m s⁻¹]

ε_0 : 初期間隙率 [-]

2. 間隙率の累乗に比例 (指数式)

$$K_w = p_0 \times \varepsilon^{p_1}$$

K_w : 透水係数 [m s⁻¹]

ε : 間隙率 [-]

p_0, p_1 : パラメータ (2 個)

3. 有効モンモリロナイト密度とその Ca 型化率の関数

$$K_w = \varepsilon_0 \left(\frac{x \times p_0 10^{\rho_{\text{mont}} p_1} + y \times p_2 10^{\rho_{\text{mont}} p_3}}{x + y} \right), \quad \rho_{\text{mont}} > p_4$$

$$K_w = p_5, \quad \rho_{\text{mont}} < p_4 \quad \text{or} \quad K_w > p_5$$

$$\rho_{\text{mont}} = \frac{M_x \times C_x + M_y \times C_y}{\varepsilon_c}$$

$$\varepsilon_c = 1 - V_c - V_{\text{mineral}}$$

K_w : 透水係数 [m s^{-1}]

ε_0 : 初期間隙率 [-]

$p_0 \sim p_5$: パラメータ (6 個)

x, y : Na 型, Ca 型モンモリロナイトの当量 [-]

ρ_{mont} : 有効モンモリロナイト密度 [g cm^{-3}]

M_x, M_y : Na 型, Ca 型モンモリロナイトのモル質量 [g mol^{-1}]

C_x, C_y : Na 型, Ca 型モンモリロナイトの濃度 [mol L^{-1}]

ε_c : モンモリロナイトを除いた間隙率 [-]

V_c : 骨材 (ケイ砂) の体積割合 [-]

V_{mineral} : ベントナイトの随伴鉱物の体積割合 [-]

4. 欠番

5. Cozeny-Karman の式

$$K_w = K_{w0} \left(\frac{\varepsilon^3 / (1 - \varepsilon)^2}{\varepsilon_0^3 / (1 - \varepsilon_0)^2} \right)$$

$$K_w = p_0, \quad K_w > p_0$$

K_w : 透水係数 [m s^{-1}]

K_{w0} : 初期透水係数 [m s^{-1}]

ε : 間隙率 [-]

ε_0 : 初期間隙率 [-]

6. 有効モンモリロナイト密度と液相中 Na の濃度の関数

$$K_w = p_0 \exp(p_1 C_{\text{Na}} + p_2 \rho_{\text{mont}})$$

$$K_w = p_3, \quad K_w > p_3$$

K_w : 透水係数 [m s^{-1}]

$p_0 \sim p_3$: パラメータ (4 個)

C_{Na} : 液相中の Na 濃度 [mol L^{-1}]

ρ_{mont} : 有効モンモリロナイト密度 [g cm^{-3}]

7. 欠番

8. 有効モンモリロナイト密度, Ca 型化割合, および液相中の Na, K 濃度の関数

$$K_w = \frac{x(p_0 \times C_{\text{Na,K}}^{p_1} \times \rho_{\text{mont}}^{p_2}) + y(p_3 \times C_{\text{Na,K}}^{p_4} \times \rho_{\text{mont}}^{p_5})}{x + y}$$

$$K_w = p_6, \quad K_w > p_6$$

K_w : 透水係数 [m s^{-1}]

$p_0 \sim p_6$: パラメータ (7 個)

x, y : Na 型, Ca 型モンモリロナイトの当量 [-]

ρ_{mont} : 有効モンモリロナイト密度 [g cm^{-3}]

$C_{\text{Na,K}}$: 液相中の Na と K の合計濃度 [mol L^{-1}]

9. 有効モンモリロナイト密度, 粘度 (温度) および液相中の Na, K 濃度の関数

$$K_w = [x \times \{p_0 \times \exp(p_1 \times C_{\text{Na,K}} + p_2 \times \rho_{\text{mont}} + p_3 \times \rho_{\text{mont}}^2 - p_4 / T) \times \rho_w \times g\} + y \times \{p_5 \times \exp(p_6 \times C_{\text{Na,K}} + p_7 \times \rho_{\text{mont}} + p_8 \times \rho_{\text{mont}}^2 - p_9 / T) \times \rho_w \times g\}] / (x + y)$$

$$K_w = p_{10}, \quad K_w > p_{10}$$

K_w : 透水係数 [m s^{-1}]

x, y : Na 型, Ca 型モンモリロナイトの当量 [-]

ρ_{mont} : 有効モンモリロナイト密度 [g cm^{-3}]

ρ_w : 水の密度 [g cm^{-3}]

g : 重力加速度 [m s^{-2}]

$p_0 \sim p_{10}$: パラメータ (11 個)

$C_{\text{Na,K}}$: 液相中の Na と K の合計濃度 [mol L^{-1}]

T : 絶対温度 [K] (= $t[^\circ\text{C}] + 273.15$)

10. 亀裂幅の三乗則

$$K_w^* = K_{w_0}^* \left\{ 1 - r^* (1 - \varepsilon^*) \right\}^3$$

K_w^* : 見かけの透水係数

$K_{w_0}^*$: 見かけの初期透水係数

$$\left(K_{w_0}^* = \frac{T_0}{2d_0^*}, T_0 : \text{初期透水量係数} \right)$$

r^* : 見かけの初期亀裂幅／実際の初期亀裂幅

$2d_0^*$: 見かけの初期亀裂幅

ε^* : 見かけの間隙率

11. 有効モンモリロナイト密度, イオン強度, および絶対温度の関数

$$K_w = p_0 \cdot I_s^{p_1} \cdot 10^{p_2 \rho_{\text{mont}}} \cdot (p_3 T^2 + p_4 T + p_5)$$

$$K_w = p_6, \text{ if } K_w > p_6$$

K_w : 透水係数 [m s^{-1}]

$p_0 \sim p_6$: パラメータ (7 個)

I_s : 通水する溶液のイオン強度 [mol L^{-1}]

ρ_{mont} : 有効モンモリロナイト密度 [g cm^{-3}]

T : 絶対温度 [K] (= $t[^\circ\text{C}] + 273.15$)

< 拡散係数 (有効拡散係数) >

0. 一定値 (初期値のまま)

$$D_e = D_{e0}$$

D_e : 有効拡散係数 [$\text{m}^2 \text{s}^{-1}$]

D_{e0} : 初期有効拡散係数 [$\text{m}^2 \text{s}^{-1}$]

1. 間隙率に比例

$$D_e = \frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} D_{e0}$$

D_e : 有効拡散係数 [$\text{m}^2 \text{s}^{-1}$]
 ε : 間隙率 [-]
 D_{e0} : 初期有効拡散係数 [$\text{m}^2 \text{s}^{-1}$]
 ε_0 : 初期間隙率 [-]

2. 間隙率の累乗に比例 (指数式)

$$D_e = p_0 \times \varepsilon^{p_1}$$

D_e : 有効拡散係数 [$\text{m}^2 \text{s}^{-1}$]
 ε : 間隙率 [-]
 p_0, p_1 : パラメータ (2 個)

3. 有効モンモリロナイト密度の関数

$$D_e = \varepsilon_0 (p_0 - p_1 \rho_{\text{mont}}^{p_2})$$

$$\rho_{\text{mont}} = \frac{M_x \times C_x + M_y \times C_y}{\varepsilon_c}$$

$$\varepsilon_c = 1 - V_c - V_{\text{mineral}}$$

D_e : 有効拡散係数 [$\text{m}^2 \text{s}^{-1}$]
 ε_0 : 初期間隙率 [-]
 $p_0 \sim p_2$: パラメータ (3 個)
 ρ_{mont} : 有効モンモリロナイト密度 [g cm^{-3}]
 M_x, M_y : Na 型, Ca 型モンモリロナイトのモル質量 [g mol^{-1}]
 C_x, C_y : Na 型, Ca 型モンモリロナイトの濃度 [mol L^{-1}]
 ε_c : モンモリロナイトを除いた間隙率 [-]
 V_c : 骨材 (ケイ砂) の体積割合 [-]
 V_{mineral} : ベントナイトの随伴鉱物の体積割合 [-]

4. 欠番

5. 間隙率の累乗に比例 - 変曲点あり

$$D_e = p_0 \times \varepsilon^{p_1}, \quad \varepsilon < p_2$$

$$D_e = p_3 \times \varepsilon^{p_4}, \quad \varepsilon > p_2$$

D_e : 有効拡散係数 [$\text{m}^2 \text{s}^{-1}$]
 $p_0 \sim p_3$: パラメータ (4 個)
 ε : 間隙率 [-]

6. 乾燥密度と温度の関数

$$D_e = p_0 \exp(p_1/T + p_2 \rho_d)$$

D_e : 有効拡散係数 [$\text{m}^2 \text{s}^{-1}$]
 $p_0 \sim p_2$: パラメータ (3 個)
 T : 絶対温度 [K] (= $t[^\circ\text{C}] + 273.15$)
 ρ_d : 乾燥密度 [g cm^{-3}]

7. 欠番

8. 有効モンモリロナイト密度と Ca 型化割合の関数

$$D_e = \frac{x(p_0 \times \rho_{\text{mont}}^{p_1}) + y(p_2 \times \rho_{\text{mont}}^{p_3})}{x + y}$$

D_e : 有効拡散係数 [$\text{m}^2 \text{s}^{-1}$]
 $p_0 \sim p_3$: パラメータ (4 個)
 x, y : Na 型, Ca 型モンモリロナイトの当量 [-]
 ρ_{mont} : 有効モンモリロナイト密度 [g cm^{-3}]

9. 有効モンモリロナイト密度, Ca 型化割合および温度の関数

$$D_e = \frac{x(p_0 \times \varepsilon^{p_1} \times \exp(p_2/T)) + y(p_3 \times \varepsilon^{p_4} \times \exp(p_5/T))}{x + y}$$

D_e : 有効拡散係数 [$\text{m}^2 \text{s}^{-1}$]
 ε : 間隙率 [-]
 x, y : Na 型, Ca 型モンモリロナイトの当量 [-]
 $p_0 \sim p_5$: パラメータ (6 個)
 T : 絶対温度 [K] (= $t[^\circ\text{C}] + 273.15$)

<モンモリロナイト溶解速度式>

1. ベントナイト混合圧縮体中のモンモリロナイト溶解速度式

ベントナイト砂混合圧縮体（以下、「混合圧縮体」と言う。）を試料とした、50～170℃のアルカリ溶液中での変質試験を行い、試験後におけるモンモリロナイト残存量等のデータをもとに、混合圧縮体中のモンモリロナイトの溶解速度を OH⁻活量 α_{OH^-} と温度 T の関数として定式化している⁽⁴⁾。現行の変質評価⁽¹⁾では、当該経験式を使用している。

$$R_A = 3500 \left(\alpha_{OH^-} \right)^{1.4} e^{-5100/RT}$$

R_A : モンモリロナイト溶解速度 [kg/m³/s]

α_{OH^-} : OH⁻活量 [mol/dm³]

T : 絶対温度 [K]

R : 気体定数 [8.314J/mol/K]

2. Sato-Cama モデル

TRU2 レポート⁽³⁾におけるベントナイトの変質解析では、以下に示す Sato-Cama の式を用いて、モンモリロナイトの溶解速度を設定している。

$$Rate = \left(4.74 \cdot 10^{-6} e^{-39.5/RT} \cdot \frac{177 \cdot e^{20.37/RT} \cdot \alpha_{OH^-}}{1 + 177 \cdot e^{20.37/RT} \cdot \alpha_{OH^-}} + 1.70 \cdot e^{-69.67/RT} \cdot \frac{0.0297 \cdot e^{23.53RT} \cdot \alpha_{OH^-}}{1 + 0.0297 \cdot e^{23.53RT} \cdot \alpha_{OH^-}} \right) \cdot A_{min} \cdot \left\{ 1 - \exp \left(-6 \cdot 10^{-10} \cdot (2 \cdot \Delta Gr / RT) \right)^6 \right\}$$

$Rate$: モンモリロナイト溶解速度 [mol/s]

A_{min} : 鉱物の反応表面積 [m²]

T : 絶対温度 [K]

R : 気体定数 [kJ/K/mol]

App.I-A の参考文献

- (1) 日本原子力研究開発機構, 平成 25 年度地層処分の安全審査に向けた評価手法等の整備 (安全審査に向けた評価手法の整備) 報告書, 平成 26 年 3 月, 2013.
- (2) 日本原子力研究開発機構, 平成 22 年度地層処分の安全審査に向けた評価手法等の整備報告書, 平成 23 年 3 月, 2011.
- (3) 電気事業連合会・核燃料サイクル開発機構, TRU 廃棄物処分技術検討書-第 2 次 TRU 廃棄物処分研究開発取りまとめ-, JNC-TY1400 2005-013, 2005.
- (4) Yamaguchi, T., Sakamoto, Y., Akai, M., Takazawa, M., Iida, Y., Tanaka, T. & Nakayama, S., Experimental and modeling study on long-term alteration of compacted bentonite with alkaline groundwater. *Physics and Chemistry of the Earth*, 32, 2007, pp.298–310.

II-A 平成 30 年度「廃棄物埋設における性能評価手法に関する調査」検討委員会名簿

	氏名	所属・職位
委員長	大江 俊昭	東電設計株式会社 顧問
委員	石田 哲也	東京大学大学院 工学系研究科 社会基盤学専攻 教授
〃	長田 昌彦	埼玉大学大学院 理工学研究科 環境科学・社会基盤部門 教授
〃	小崎 完	北海道大学大学院 工学研究院 エネルギー環境システム部門 教授
〃	須貝 俊彦	東京大学大学院 新領域創成科学研究科 教授
〃	高橋 知之	京都大学 原子力実験所 原子力基礎工学研究部門 准教授
〃	林 武司	秋田大学 教育文化学部 地域文化学科 教授

検討委員会開催日

第 1 回 平成 29 年 7 月 2 日

第 2 回 平成 29 年 12 月 21 日

第 3 回 平成 30 年 2 月 28 日