

概要調査段階における設計・性能評価手法の高度化（その3）

— NUMO-JAEA 共同研究報告書（2013年度） —

2015年3月
原子力発電環境整備機構

概要調査段階における設計・性能評価手法の高度化（その3）
— NUMO-JAEA 共同研究報告書（2013年度） —

2015年3月
原子力発電環境整備機構

本報告書の内容は、日本原子力研究開発機構 技術報告書 JAEA-Research 2014-030
の内容と同じである。

This report is equivalent to JAEA Technical report, JAEA-Research 2014-030.

2015年3月 初版発行

本資料の全部または一部を複写・複製・転載する場合は、下記へ
お問い合わせください。

〒108-0014 東京都港区芝4丁目1番地23号 三田 NNビル 2階
原子力発電環境整備機構 技術部
電話 03-6371-4004 (技術部) FAX 03-6371-4102

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to:
Science and Technology Department
Nuclear Waste Management Organization of Japan
Mita NN Bldg. 1-23, Shiba 4-chome, Minato-ku, Tokyo 108-0014 Japan

©原子力発電環境整備機構/日本原子力研究開発機構
(Nuclear Waste Management Organization of Japan / Japan Atomic Energy Agency) 2015

概要調査段階における設計・性能評価手法の高度化（その3） —NUMO-JAEA共同研究報告書（2013年度）—

黒澤 進^{*1}，後藤 淳一^{*1}，澁谷 早苗^{*1}，後藤 考裕^{*1}，窪田 茂^{*1}，稲垣 学^{*1}，
守屋 俊文^{*1}，鈴木 覚^{*1}，石田 圭輔^{*1}，西尾 光^{*1}，牧内 秋恵^{*1}，藤原 啓司^{*1}，
柴田 雅博⁺¹，澤田 淳⁺¹，舘 幸男⁺¹，牧野 仁史⁺¹，若杉 圭一郎⁺¹，
三ツ井 誠一郎⁺¹，北村 暁⁺¹，吉川 英樹⁺²，小田 治恵⁺¹，石寺 孝充⁺¹，
陶山 忠宏⁺¹，畑中 耕一郎⁺¹，仙波 毅⁺³，瀬尾 俊弘⁺³，亀井 玄人⁺¹

要旨

JAEA および NUMO は、概要調査段階における処分場の設計・性能評価に関連する主要な技術テーマを対象に 2011 年度から共同研究を進めている。本共同研究は、JAEA がこれまで蓄積してきた技術やノウハウを、NUMO が今後行う精密調査地区の選定などの処分事業に適用できるよう、実施主体の視点に沿って実用化を図っていくための具体的な考え方と進め方を策定するとともに、必要な開発課題と今後の計画を明らかにすることを目的としている。

対象とした技術テーマは、(1)水理の観点からみた母岩の適性を評価する方法に関する検討、(2)シナリオの構築方法に関する検討、(3)核種移行パラメータの設定方法に関する検討であり、それぞれの方法論について検討を進めた。(1)については、水理地質構造モデル構築手法の事例調査に基づいて、得られた知見を評価ツリーとして整理し、モデルの不確実性やそれらの評価項目への影響などについての検討を行った。(2)については、シナリオの構築方法に関する検討について、状態設定手順を実務的な観点から、さらに見直すとともに、セメント影響とガラス溶解挙動について、知見の体系的な整理と不確実性の影響について解析的検討を行った。(3)については、母岩の分配係数を対象に、国内外の事例調査をもとに複数の設定手法を整理し、堆積岩及び花崗岩への適用を通じ妥当性や課題を確認した。さらに、溶解度について、溶解度制限固相の決定を含む設定手法を検討し、主要核種への適用を通じ妥当性や課題を確認した。

本研究は、原子力発電環境整備機構と日本原子力研究開発機構の協力協定に基づいて実施した共同研究の成果である。

*1 原子力発電環境整備機構 技術部

+1 日本原子力研究開発機構 バックエンド研究開発部門 核燃料サイクル工学研究所 環境技術開発センター 基盤技術研究開発部

+2 日本原子力研究開発機構 福島研究開発部門 福島環境安全センター

+3 日本原子力研究開発機構 バックエンド研究開発部門 地層処分研究開発推進部

Enhancement of the Methodology of Repository Design and Post-closure Performance Assessment for Preliminary Investigation Stage (3)

- Progress Report on NUMO-JAEA Collaborative Research in FY2013-
(Joint Research)

Susumu KUROSAWA^{*1}, Junichi GOTO^{*1}, Sanae SHIBUTANI^{*1}, Takahiro GOTO^{*1},
Shigeru KUBOTA^{*1}, Manabu INAGAKI^{*1}, Toshifumi MORIYA^{*1}, Satoru SUZUKI^{*1},
Keisuke ISHIDA^{*1}, Hikaru NISHIO^{*1}, Akie MAKIUCHI^{*1}, Hiroshi FUJIHARA^{*1},
Masahiro SHIBATA⁺¹, Atsushi SAWADA⁺¹, Yukio TACHI⁺¹, Hitoshi MAKINO⁺¹,
Keiichiro WAKASUGI⁺¹, Seiichiro MITSUI⁺¹, Akira KITAMURA⁺¹,
Hideki YOSHIKAWA⁺², Chie ODA⁺¹, Takamitsu ISHIDERA⁺¹, Tadahiro SUYAMA⁺¹,
Koichiro HATANAKA⁺¹, Takeshi SENBA⁺³, Toshihiro SEO⁺³ and Gento KAMEI⁺¹,

JAEA and NUMO have conducted a collaborative research work which is designed to enhance the methodology of repository design and post-closure performance assessment in preliminary investigation stage. With regard to (1) study on rock suitability in terms of hydrology, based on some examples of developing method of hydro-geological structure model, acquired knowledge are arranged using the tree diagram, and model uncertainty and its influence on the evaluation items were discussed. With regard to (2) study on scenario development, the developed approach for “defining conditions” has been reevaluated and improved from practical viewpoints. In addition, the uncertainty evaluation for the effect of use of cementitious material, as well as glass dissolution model, was conducted with analytical evaluation. With regard to (3) study on setting radionuclide migration parameters, based on survey of precedent procedures, multiple-approach for distribution coefficient of rocks was established, and the adequacy of the approach was confirmed through its application to sedimentary rock and granitic rock. Besides, an approach for solubility setting was developed including the procedure of selection of solubility limiting solid phase. The adequacy of the approach was confirmed through its application to key radionuclides.

Keywords:

High-level Radioactive Waste, Geological Disposal, Preliminary Investigation, Repository Design, Post-closure Performance Assessment

This work has been performed based on the cooperation agreement.

- *1 Science and Technology Department, Nuclear Waste Management Organization of Japan (NUMO)
- +1 Radioactive Waste Processing and Disposal Research Department, Nuclear Fuel Cycle Engineering Laboratories, Sector of Decommissioning and Radioactive Waste Management, JAEA
- +2 Fukushima Environmental Safety Center, Sector of Fukushima Research and Development, JAEA
- +3 Geological Disposal Research and Development Department, Sector of Decommissioning and Radioactive Waste Management, JAEA

目 次

第1章 はじめに.....	1-1
参考文献.....	1-3
第2章 概要調査段階と共同研究テーマとの関係.....	2-1
2.1 わが国の地層処分事業の特徴.....	2-1
2.2 概要調査段階の特徴.....	2-2
2.3 概要調査段階の設計・性能評価における主要な実施事項.....	2-6
2.3.1 候補母岩の選定.....	2-6
2.3.2 処分場の概念設計.....	2-6
2.3.3 予備的な安全評価.....	2-7
2.4 本共同研究における実施内容.....	2-7
2.4.1 水理の観点からみた母岩の適性を評価する方法に関する検討.....	2-8
2.4.2 シナリオ構築方法に関する検討.....	2-8
2.4.3 核種移行パラメータの設定方法に関する検討.....	2-9
参考文献.....	2-10
第3章 水理の観点からみた母岩の適性を評価する方法に関する検討.....	3-1
3.1 はじめに.....	3-1
3.2 評価ツリーの整備・拡充.....	3-2
3.2.1 三次元水理地質構造モデル構築手法に関する事例の調査.....	3-3
3.2.2 調査によって得られた知見の評価ツリーを用いた整理.....	3-108
3.2.3 評価ツリーの拡充.....	3-120
3.3 評価ツリーの適用方法に関する検討.....	3-126
3.3.1 第2次取りまとめの設定を用いた検討.....	3-126
3.3.2 SR-Site の情報を用いた検討.....	3-133
3.3.3 Fault Zone Hydrology Project の情報を用いた検討.....	3-145
3.4 国内外の専門家との意見交換.....	3-168
3.5 まとめと今後の課題.....	3-170
3.5.1 まとめ.....	3-170
3.5.2 今後の課題.....	3-172
参考文献.....	3-173

第4章 シナリオの構築方法に関する検討.....	4-1
4.1 はじめに.....	4-1
4.2 状態設定の流れや手順の検討.....	4-2
4.3 作業プロセスに沿った体系的な情報整備手法の検討.....	4-18
4.4 知見の体系的な整理と不確実性の検討.....	4-25
4.4.1 セメント系材料の利用によりもたらされる不確実性についての体系的整理 と影響評価解析.....	4-25
4.4.2 ガラス固化体性能評価モデル作成に向けた不確実性影響に関する基盤情報 の整備.....	4-112
4.5 まとめ.....	4-167
参考文献.....	4-169
第5章 核種移行パラメータ設定に関する検討.....	5-1
5.1 検討の目的とアプローチ.....	5-1
5.1.1 背景と目的.....	5-1
5.1.2 事業の観点からのパラメータ設定の考え方.....	5-1
5.1.3 本研究の進め方と2013年度の実施内容.....	5-2
5.2 間隙水組成の不確実性検討のための変動解析.....	5-5
5.2.1 第2次取りまとめでの地下水組成、間隙水組成の設定と本研究での変動解 析概要.....	5-5
5.2.2 海水系地下水の特性を考慮した変動解析パラメータと変動幅の設定.....	5-13
5.2.3 海水系間隙水組成に関する変動解析計算手法.....	5-17
5.2.4 海水系間隙水組成の計算結果.....	5-18
5.2.5 核種移行評価に用いるための海水系地下水・間隙水の変動タイプの設定.....	5-22
5.2.6 降水系地下水の特性を考慮した変動解析パラメータと変動幅の設定.....	5-23
5.3 溶解度算出に対する間隙水組成の不確実性検討.....	5-26
5.3.1 間隙水組成の不確実性に対する溶解度とスペシエーションの変化.....	5-26
5.3.2 スウェーデン SR-Site における溶解度設定の不確実性評価に関する調査.....	5-28
5.3.3 溶解度再評価の基本方針と専門家意見の収集.....	5-31
5.4 分配係数設定手法と不確実性評価手法の方法論の調査検討.....	5-44
5.4.1 岩石に対する分配係数設定と不確実性評価手法に関する海外事例調査.....	5-44
5.4.2 岩石に対する分配係数設定と不確実性評価の方法論の検討.....	5-55
5.4.3 現状の知見に基づく岩石に対する分配係数設定と不確実性評価の試行.....	5-65
5.5 セメント影響に着目した緩衝材の分配係数/不確実性の設定手法の調査検討.....	5-82
5.5.1 セメント影響を考慮したベントナイト等分配係数設定に関する国内外の 事例調査.....	5-82

5.5.2 セメント影響評価に関連した緩衝材への核種の分配係数データの調査.....	5-88
5.5.3 セメント影響を考慮したベントナイトに対する分配係数設定の試行と課題 の整理.....	5-93
5.6 パラメータ設定の作業経緯や判断根拠の整理方法の検討.....	5-102
5.7 まとめと今後の課題.....	5-112
参考文献.....	5-114
第6章 おわりに.....	6-1

表 目 次

表 2.2-1	精密調査地区選定段階における目標や要件	2-2
表 3.2.1-1	モデル化手法一覧	3-3
表 3.2.1-2	データ一覧	3-4
表 3.2.1-3	堆積岩における透水係数および有効間隙率の設定値	3-8
表 3.2.1-4	TOUGH2 に供した水理地質構造モデルの概要	3-11
表 3.2.1-5	Bingham 分布により得られたパラメータ	3-19
表 3.2.1-6	ボアホールテレビ観察により取得された割れ目密度	3-20
表 3.2.1-7	仮想透水試験により推定された割れ目分布パラメータ	3-24
表 3.2.1-8	EQUIV_FLO に供した水理地質構造モデルの概要	3-26
表 3.2.1-9	水理地質構造モデルにおける各層の水理特性	3-32
表 3.2.1-10	GETFLOWS に供した水理地質構造モデルの概要	3-33
表 3.2.1-11	抽出された主要割れ目	3-37
表 3.2.1-12	推定断層一覧	3-42
表 3.2.1-13	堆積岩を対象とした水理試験結果	3-44
表 3.2.1-14	土岐花崗岩を対象とした水理試験結果	3-46
表 3.2.1-15	キャリブレーションに利用された間隙水圧のモニタリングデータ (1)	3-49
表 3.2.1-16	キャリブレーションに利用された間隙水圧のモニタリングデータ (2)	3-50
表 3.2.1-17	透水係数の初期値および変更値	3-53
表 3.2.1-18	Don-Chan を用いた水理地質構造モデルの概要	3-54
表 3.2.1-19	GoLink による亀裂トレース連結の基準	3-60
表 3.2.1-20	亀裂のべき乗分布に関するパラメータ	3-62
表 3.2.1-21	亀裂方向モデル	3-69
表 3.2.1-22	構造連続モデル (TCM : ユークリッドスケーリング)	3-70
表 3.2.1-23	構造連続モデル (TCMF : フラクタルスケーリング)	3-71
表 3.2.1-24	露頭スケールモデル (OSM)	3-72
表 3.2.1-25	構造断層モデル (TFM)	3-73
表 3.2.1-26	亀裂密度モデル (破砕帯の影響を受けていない亀裂)	3-74
表 3.2.1-27	亀裂密度モデル (破砕帯の影響を受けている亀裂)	3-75
表 3.2.1-28	ローカル亀裂群の各岩盤領域, 各スケールの出現確率	3-76
表 3.2.1-29	亀裂終端の特性 (上 : FFM02, 下 : FFM03)	3-77
表 3.2.1-30	重要な不確実性と下流側モデルへの影響	3-78
表 3.2.1-31	HydroDFN モデル version2.2 に適用された亀裂の方位区分	3-81
表 3.2.1-32	GeoDFN モデルと HydroDFN モデルにおける亀裂特性の取り扱い (算定方法) のまとめ	3-82

表 3.2.1-33 透水係数の設定値	3-93
表 3.2.1-34 間隙率の設定	3-94
表 3.2.1-35 透水係数の設定値	3-96
表 3.2.1-36 LBNL サイト周辺の地質層序	3-98
表 3.2.1-37 WF-1～WF-5 における透水試験結果.....	3-101
表 3.2.1-38 Strawberry Canyon モデルの浸透率設定値	3-105
表 3.2.1-39 East Canyon サブモデルの浸透率設定値	3-107
表 3.3.1-1 亀裂ネットワークモデル構築に用いたパラメータ値.....	3-128
表 3.3.2-1 FFM01m に関する PFL-f 試験の解析に用いたデータ一覧.....	3-135
表 3.3.2-2 PFL-f 試験の湧水箇所の頻度で較正した三次元亀裂密度	3-136
表 3.3.2-3 PFL-f 試験の湧水箇所の頻度で較正した三次元亀裂密度	3-137
表 3.3.2-4 PFL-f 試験の湧水箇所の頻度で較正した三次元亀裂密度	3-138
表 4.2-1 FEP に関する情報整理の項目例.....	4-7
表 4.3-1 ポータルサイトの主な機能の一覧.....	4-21
表 4.4.1-1 種々のセメント系材料による安全機能への影響についての整理結果.....	4-26
表 4.4.1-2 安全機能への影響の整理項目の報告書対応表.....	4-27
表 4.4.1-3 第 2 次 TRU レポートにおけるセメントモルタルに対する	4-37
表 4.4.1-4 ひび割れ自己修復各手法のメカニズムと課題のまとめ.....	4-40
表 4.4.1-5 坑道支保健全部の解析体系におけるメッシュの設定.....	4-48
表 4.4.1-6 緩衝材の仕様	4-49
表 4.4.1-7 ベントナイトの鉱物組成.....	4-49
表 4.4.1-8 モンモリロナイト中のイオン交換サイトの初期組成.....	4-50
表 4.4.1-9 ベントナイトの初期組成（降水系）	4-50
表 4.4.1-10 モンモリロナイトのイオン交換反応選択係数.....	4-50
表 4.4.1-11 OPC の化学成分.....	4-51
表 4.4.1-12 OPC の初期水和物量	4-51
表 4.4.1-13 地下水組成.....	4-52
表 4.4.1-14 緩衝材の初期間隙水組成.....	4-52
表 4.4.1-15 コンクリートの初期間隙水組成.....	4-53
表 4.4.1-16 杉山モデルによる CSH の平衡定数.....	4-54
表 4.4.1-17 コンクリートおよびベントナイト中の物質移動特性の変質程度依存性 (25°C)	4-56
表 4.4.1-18 初期の空隙率および実効拡散係数の値	4-56
表 4.4.1-19 セメントの溶解・変質に伴う初期水和物と二次鉱物.....	4-57
表 4.4.1-20 ベントナイトの溶解・変質に伴い生成する二次鉱物.....	4-58
表 4.4.1-21 坑道支保健全部の解析のための解析ケース	4-59

表 4.4.1-22	坑道支保内割れ目近傍の解析のための解析ケース	4-59
表 4.4.1-23	地下水流動解析に用いた人工バリアの透水係数	4-93
表 4.4.1-24	地下水流動解析に用いた解析データ	4-95
表 4.4.1-25	核種移行解析に用いた解析データ	4-96
表 4.4.1-26	廃棄体 1 体当たりの Np-237 の最大移行率(Bq/yr)の最大値	4-110
表 4.4.2-1	知見の整理に用いた分類	4-113
表 4.4.2-2	性能評価モデルを作成する過程での取り扱い	4-119
表 4.4.2-3	今年度作成したシナリオ	4-123
表 4.4.2-4	レファレンスケースにおける入力パラメータ設定	4-134
表 4.4.2-5	その他の解析ケースにおける変動パラメータ	4-137
表 4.4.2-6	各解析におけるガラス固化体寿命	4-161
表 4.4.2-7	各シナリオ区分に対応するガラス溶解期間	4-163
表 5.2.1-1	第 2 次取りまとめで設定した降水系還元性高 pH 型地下水 (FRHP) の組成	5-8
表 5.2.1-2	第 2 次取りまとめで設定した降水系酸化性高 pH 型地下水 (FOHP) の組成	5-9
表 5.2.1-3	第 2 次取りまとめで設定した海水系還元性高 pH 型地下水 (SRHP) の組成	5-10
表 5.2.1-4	第 2 次取りまとめで設定した海水系還元性低 pH 型地下水 (SRLP) の組成	5-11
表 5.2.1-5	第 2 次取りまとめでの降水系還元性高 pH 型 (FRHP) 間隙水組成	5-12
表 5.2.1-6	第 2 次取りまとめでの降水系酸化性高 pH 型 (FOHP) 間隙水組成	5-12
表 5.2.1-7	第 2 次取りまとめでの海水系還元性高 pH 型 (SRHP) 間隙水組成	5-12
表 5.2.1-8	第 2 次取りまとめでの海水系還元性低 pH 型 (SRLP) 間隙水組成	5-12
表 5.2.2-1	海水系間隙水の変動パラメータと変動幅の設定	5-17
表 5.2.3-1	HLW 第 2 次取りまとめにおけるベントナイト間隙水計算条件	5-18
表 5.2.4-1	SRHP の pH と[C]を変化させた場合の間隙水組成の計算結果	5-19
表 5.2.4-2	SRHP の pH と[S]を変化させた場合の間隙水組成の計算結果	5-21
表 5.2.5-1	溶解度設定の試行で用いる海水系間隙水の変動タイプの組成	5-23
表 5.2.6-1	FRHP 地下水の pH と[C]を変化させた場合の間隙水組成の計算結果	5-25
表 5.2.6-2	FOHP 地下水の pH と[C]を変化させた場合の間隙水組成の計算結果	5-25
表 5.3.1-1	間隙水組成の不確実性に対する溶解度とスペシエーションの変化	5-27
表 5.3.3-1	水系還元性高 pH 型 (FRHP) 緩衝材間隙水組成の再導出結果	5-33
表 5.3.3-2	降水系酸化性高 pH 型 (FOHP) 緩衝材間隙水組成の再導出結果	5-33
表 5.3.3-3	FRHP 間隙水中における各元素の溶解度設定値 (案)	5-34
表 5.3.3-4	FOHP 間隙水中における各元素の溶解度設定値 (案)	5-35
表 5.3.3-5	溶解度設定におけるコメント	5-36
表 5.3.3-6	セレンの溶解度の熱力学計算値における溶解度制限固相による差異	5-38
表 5.3.3-7	各間隙水に対するウランの溶解度	5-39
表 5.3.3-8	性能評価のために設定した各間隙水に対するウランの溶解度	5-39

表 5.3.3-9	溶解度評価に対してご意見を賜った専門家	5-40
表 5.4.1-1	スウェーデン SR-Site, フィンランド TURVA-2012, スイス EN2002 の岩石 に対する分配係数パラメータ設定手法の比較・分析	5-48
表 5.4.1-2	各プロジェクトにおける主要元素の分配係数設定値の比較	5-50
表 5.4.2-1	種々の知識の不足に起因する不確実性 (ignorance) と収着データセット	5-64
表 5.4.3-1	2つの方法による花崗岩/FRHP 地下水の Cs 分配係数と不確実性の設定結果	5-70
表 5.4.3-2	2つの方法による花崗岩/FRHP 地下水の Am の分配係数と不確実性の設定結 果	5-78
表 5.5.1-1	セメント影響により緩衝材中に生成する可能性がある二次鉱物	5-83
表 5.5.1-2	環境変遷を考慮したベントナイトの分配係数設定事例	5-84
表 5.5.1-3	スイスの変質 OPA に対する分配係数設定値	5-85
表 5.5.1-4	フィンランドの緩衝材に対する分配係数設定値一覧	5-87
表 5.5.2-1	JAEA-SDB 中の高 pH 系ベントナイト, 変質ベントナイトに対する収着デー タ数	5-88
表 5.5.2-2	3 種類の試料の外観, 比表面積及び CEC	5-91
表 5.5.3-1	高 pH 領域及び変質ベントナイトに対する Cs の分配係数設定	5-98
表 5.5.3-2	高 pH 領域及び変質ベントナイトに対する Ni の分配係数設定	5-100
表 5.5.3-3	高 pH 領域及び変質ベントナイトに対する Cs 及び Ni の分配係数設定結果 のまとめ	5-101
表 5.6-1	実測データ群に基づく分配係数設定作業に対応した作業経緯と判断根拠	5-104
表 5.6-2	実測データ群に基づく分配係数設定作業に対応した作業経緯と判断根拠の 具体化	5-105

目 次

図 2.2-1	三つの専門分野間の連携	2-3
図 2.2-2	サイト選定プロセスにおける精密調査地区選定の位置づけ	2-4
図 2.2-3	精密調査地区選定段階における実施事項フロー図	2-5
図 3.2.1-1	堆積岩層厚分布図	3-6
図 3.2.1-2	クリギングにより発生させた地質境界による三次元地質構造解析モデル	3-6
図 3.2.1-3	花崗岩中における水理試験結果による透水係数分布	3-8
図 3.2.1-4	iTOUGH2 逆解析反復に従う目的関数と透水係数変化	3-10
図 3.2.1-5	等価不均質連続体モデル作成の流れ	3-12
図 3.2.1-6	電磁探査による基盤と堆積岩の境界面	3-14
図 3.2.1-7	地質構造モデル	3-15
図 3.2.1-8	割れ目統計量の決定手順	3-16
図 3.2.1-9	割れ目分布概念図	3-17
図 3.2.1-10	割れ目方向の Bingham 分布によるフィッティングの例	3-19
図 3.2.1-11	割れ目の開口幅分布（幾何学的開口幅）	3-21
図 3.2.1-12	仮想透水試験法の手順	3-22
図 3.2.1-13	実測透水係数の分布	3-23
図 3.2.1-14	仮想透水試験結果と実測の比較（ケース 1）	3-25
図 3.2.1-15	仮想透水試験結果と実測の比較（ケース 2）	3-25
図 3.2.1-16	対象地域周辺の地質平面図	3-30
図 3.2.1-17	対象地域周辺の地質模式断面図	3-30
図 3.2.1-18	花崗岩上面コンター図	3-31
図 3.2.1-19	水理試験データ	3-31
図 3.2.1-20	水理試験結果に基づく透水係数頻度分布	3-32
図 3.2.1-21	水理地質構造のモデル化の基本的な考え方	3-34
図 3.2.1-22	Don-Chan を利用した一連の解析作業の流れ	3-34
図 3.2.1-23	土岐花崗岩－堆積岩の不整合面のコンターマップ	3-35
図 3.2.1-24	主要割れ目モデル	3-38
図 3.2.1-25	対象領域周辺の断層分布図	3-39
図 3.2.1-26	地下水流動状況想定図	3-39
図 3.2.1-27	月吉断層モデル	3-40
図 3.2.1-28	推定断層分布図	3-41
図 3.2.1-29	推定断層モデル	3-43
図 3.2.1-30	設定された境界条件	3-48
図 3.2.1-31	水頭値の比較 [Case01 (E12)]	3-51

図 3.2.1-32 水頭値の比較 [Case12 (E10)]	3-51
図 3.2.1-33 水頭値の比較 [Case12 (E12)]	3-52
図 3.2.1-34 全水頭分布の比較	3-52
図 3.2.1-35 GeoDFN モデル化対象エリアの領域区分および破碎帯の位置	3-56
図 3.2.1-36 各亀裂セットの露頭, ボーリングごとの平均法線方向の例 (領域 FFM01)	3-58
図 3.2.1-37 亀裂トレース長と累積亀裂数のプロットの例	3-61
図 3.2.1-38 亀裂トレスマップから空間次元を計算する方法	3-63
図 3.2.1-39 P_{32} の調整と最小サイズの計算	3-65
図 3.2.1-40 露頭スケールモデルと断層モデルの関係	3-66
図 3.2.1-41 HydroDFN モデルで取り扱う亀裂の概念	3-80
図 3.2.1-42 既存情報に基づく地質・地質構造の概念モデル	3-85
図 3.2.1-43 既存情報に基づく地下水の流動特性の概念モデル	3-86
図 3.2.1-44 水理地質構造概念モデルの構築に関する意思決定過程のフローダイアグラム	3-87
図 3.2.1-45 大規模不連続構造のモデル化手法選択に関する意思決定のフローダイアグラム	3-88
図 3.2.1-46 小規模不連続構造のモデル化手法選択に関する意思決定のフローダイアグラム	3-88
図 3.2.1-47 幌延沿岸域の地質構造モデル	3-91
図 3.2.1-48 原位置水理試験に基づく透水係数分布	3-93
図 3.2.1-49 LBNL サイトおよび Wildcat 断層の位置	3-97
図 3.2.1-50 LBNL サイト周辺の地質平面図	3-98
図 3.2.1-51 Wildcat 断層周辺の調査結果に基づき構築された水理地質構造モデル位置図	3-99
図 3.2.1-52 Wildcat 断層周辺における調査位置	3-100
図 3.2.1-53 WF-1~WF-5 のボーリング柱状図および主な透水試験結果	3-101
図 3.2.1-54 孔間透水試験の概念図	3-102
図 3.2.1-55 水圧モニタリング結果	3-103
図 3.2.1-56 Wildcat 断層周辺の地質構造モデル	3-104
図 3.2.1-57 Wildcat 断層周辺の水理地質構造モデル (East Canyon サブモデル)	3-106
図 3.2.2-1 超深地層研究所計画の事例調査結果に基づく水理地質構造モデル構築に関する評価ツリー	3-110
図 3.2.2-2 不均質連続体モデル (TOUGH2) の水理地質構造モデル構築に関する評価ツリー	3-110
図 3.2.2-3 不均質連続体モデル (EQUIV_FLO) の水理地質構造モデル構築に関する評価ツリー	3-111
図 3.2.2-4 均質連続体モデル (GETFLOWS) の水理地質構造モデル構築に関する評	

価ツリー	3-112
図 3.2.2-5 チャンネルネットワークモデル (Don-Chan) の水理地質構造モデル構築に関する評価ツリー	3-113
図 3.2.2-6 SR-Site の調査事例に基づく HydroDFN モデル構築に関する評価ツリー	3-115
図 3.2.2-7 SR-Site の事例調査結果に基づく GeoDFN モデル構築に関する評価ツリー	3-116
図 3.2.2-8 幌延地域の事例調査に基づく水理地質構造モデル構築に関する	3-118
図 3.2.2-9 Fault Zone Hydrology Project の調査事例に基づく水理地質構造モデル構築に関する評価ツリー	3-120
図 3.2.3-1 亀裂性媒体を対象とした評価ツリーの更新版	3-122
図 3.2.3-2 透水量係数設定の詳細を記した下位層のツリー	3-123
図 3.2.3-3 SR-Site のデータを活用した透水量係数設定の検討事例に関する評価ツリー	3-124
図 3.2.3-4 堆積岩を対象とした評価ツリーの更新版	3-125
図 3.3.1-1 解析対象領域と亀裂ネットワークモデルの例	3-128
図 3.3.1-2 測線からの地下水移行時間と側線の透水量係数の関係	3-131
図 3.3.1-3 平均ダルシー流束と評価断面の横長さの関係	3-131
図 3.3.1-4 平均ダルシー流束 (1m×1m 断面) と測線 1m の透水量係数の関係	3-132
図 3.3.1-5 調査, 設計, 性能評価と評価ツリーの関係概念図	3-132
図 3.3.2-1 FFM01m に関する PFL-f 試験のモデル	3-135
図 3.3.2-2 比湧水量分布に関する PFL-f 試験結果と解析結果	3-137
図 3.3.2-3 比湧水量分布に関する PFL-f 試験結果と解析結果	3-138
図 3.3.2-4 比湧水量分布に関する PFL-f 試験結果と解析結果	3-139
図 3.3.2-5 ダルシー流束分布を求める測面	3-140
図 3.3.2-6 平均ダルシー流束と評価断面の横長さの関係	3-143
図 3.3.2-7 平均ダルシー流束 (1m×1m 断面) と測線 1m の透水量係数の関係	3-144
図 3.3.3-1 Correlated random hydraulic conductivity field の例	3-146
図 3.3.3-2 モデル・ドメイン, 溶質源と観測地点	3-148
図 3.3.3-3 WF-3 での Natural Gamma ログと地質	3-149
図 3.3.3-4 700,000 日後の濃度分布 (correlation length=20m; variance=0.2)	3-150
図 3.3.3-5 700,000 日後の濃度分布 (correlation length=20m; variance=0.5)	3-150
図 3.3.3-6 700,000 日後の濃度分布 (correlation length=20m; variance=0.7)	3-151
図 3.3.3-7 700,000 日後の濃度分布 (correlation length=20m; variance=1.1)	3-151
図 3.3.3-8 700,000 日後の濃度分布 (correlation length=10m; variance=0.5)	3-152
図 3.3.3-9 700,000 日後の濃度分布 (correlation length=20m; variance=0.5)	3-152
図 3.3.3-10 700,000 日後の濃度分布 (correlation length=30m; variance=0.5)	3-152
図 3.3.3-11 測定点での相対フラックスの経時変化 (correlation length=20m; variance=1.1)	3-153

図 3.3.3-12	移行時間の頻度ヒストグラム (correlation length=20m; variance=1.1)	3-154
図 3.3.3-13	透水係数の Variance, Correlation Length と平均の関係 (溶質源サイズ 10m×5m)	3-155
図 3.3.3-14	透水係数の Variance, Correlation Length と標準偏差の関係 (溶質源サイズ 10m×5m)	3-155
図 3.3.3-15	透水係数の Variance と平均の関係 (Correlation Length : 10m)	3-156
図 3.3.3-16	透水係数の Variance と平均の関係 (Correlation Length : 20m)	3-156
図 3.3.3-17	透水係数の Variance と平均の関係 (Correlation Length : 30m)	3-157
図 3.3.3-18	透水係数の Variance と標準偏差の関係 (Correlation Length : 10m)	3-158
図 3.3.3-19	透水係数の Variance と標準偏差の関係 (Correlation Length : 20m)	3-158
図 3.3.3-20	透水係数の Variance と標準偏差の関係 (Correlation Length : 30m)	3-159
図 3.3.3-21	水平方向に断層がある Correlated random hydraulic conductivity field の例	3-160
図 3.3.3-22	透水係数の Variance, Correlation Length と平均の関係 (溶質源サイズ 20m × 5m)	3-160
図 3.3.3-23	透水係数の Variance, Correlation Length と平均の関係 (溶質源サイズ 20m × 5m)	3-161
図 3.3.3-24	鉛直方向に断層がある Correlated random hydraulic conductivity field	3-162
図 3.3.3-25	鉛直方向に 2 本の断層がある Correlated random hydraulic conductivity field	3-162
図 3.3.3-26	鉛直方向に 4 本の断層がある Correlated random hydraulic conductivity field	3-162
図 3.3.3-27	測定点での相対フラックスの経時変化 : 透水性の高い縦断層	3-163
図 3.3.3-28	測定点での相対フラックスの経時変化 : 透水性の低い縦断層	3-163
図 3.3.3-29	鉛直斜め方向に断層がある Correlated random hydraulic conductivity field	3-164
図 3.3.3-30	鉛直斜め方向に 2 本の断層がある Correlated random hydraulic conductivity field	3-164
図 3.3.3-31	鉛直斜め方向に 4 本の断層がある Correlated random hydraulic conductivity field	3-164
図 3.3.3-32	測定点での相対フラックスの経時変化 : 透水性の高い斜め断層	3-165
図 3.3.3-33	測定点での相対フラックスの経時変化 : 透水性の低い斜め断層	3-165
図 3.3.3-34	測定点での相対フラックスの経時変化 : 透水性の高い斜め断層 (2 倍厚さ)	3-166
図 3.3.3-35	測定点での相対フラックスの経時変化 : 透水性の低い斜め断層 (2 倍厚さ)	3-166
図 4.2-1	状態設定の基本手順 (2013 年改定版)	4-3
図 4.2-2	状態設定の各段階での作業内容や具体的な情報の流れ (作業・情報フロー) (2013 年改定版)	4-4
図 4.2-3	要因分析図を用いた安全機能に影響を及ぼす要因の整理例	4-9

図 4.2-4 FEP チャートに基づく安全機能への影響検討例	4-12
図 4.2-5 安全機能とそれらに関連する現象の相互関係の表現例（核種放出開始後）	4-13
図 4.2-6 FMEA におけるシステムの空間的・時間的分割の模式図	4-15
図 4.2-7 討論モデルによる主張“パイピングにより緩衝材の安全機能の低下が生じる可能性は低い”に対する論拠の整理例	4-17
図 4.3-1 2012 年度報告書で示した品質情報の管理体系のイメージ	4-19
図 4.3-2 ポータルサイトの全体構成	4-22
図 4.3-3 パラメータ設定作業を対象としたポータル画面の例	4-23
図 4.4.1-1 セメント影響によるベントナイト系材料変質に関する現象間の相関関係	4-32
図 4.4.1-2 セメント-緩衝材接触による緩衝材変質解析に必要な情報など	4-33
図 4.4.1-3 有効密度の異なるベントナイト試料についての透水試験結果のまとめ	4-33
図 4.4.1-4 三原ほか（1999）によるセメントペースト硬化体・モルタルの間隙率と透水係数との関係	4-36
図 4.4.1-5 第2次 TRU レポートおよび Project SAFE における実効拡散係数の間隙率依存性の比較	4-38
図 4.4.1-6 スウェーデンにおけるコンクリートプラグの概念	4-41
図 4.4.1-7 プラグ劣化後の埋め戻し材の変形に関する力学解析の体系	4-42
図 4.4.1-8 グラウト影響評価で対象とする事象および影響評価技術として提示する解析ツール（モデル）、データベース、評価手法、調査・分析手法	4-43
図 4.4.1-9 セメント影響による緩衝材の変質および割れ目を有する坑道支保の劣化についての現象解析モデル（概念図）	4-47
図 4.4.1-10 坑道支保健全部の解析体系	4-48
図 4.4.1-11 Case1 における pH の分布と変遷	4-60
図 4.4.1-12 Case1 における体積組成の変遷	4-61
図 4.4.1-13 Case1 における緩衝材-セメント境界部の体積組成の変遷	4-62
図 4.4.1-14 Case1 におけるセメント部分の体積組成の変遷	4-63
図 4.4.1-15 Case2 における pH の分布と変遷	4-64
図 4.4.1-16 Case2 における体積組成の変遷	4-65
図 4.4.1-17 Case2 におけるセメントと緩衝材の境界部の体積組成変遷	4-66
図 4.4.1-18 Case2 におけるセメント部分の体積組成	4-67
図 4.4.1-19 Case O-1 における pH の分布と変遷（割れ目内）	4-69
図 4.4.1-20 Case O-1 における pH の分布と変遷（第1メッシュ）	4-69
図 4.4.1-21 Case O-1 における pH の分布と変遷（第2メッシュ）	4-70
図 4.4.1-22 Case O-1 における pH の分布と変遷（第3メッシュ）	4-70
図 4.4.1-23 Case O-1 における pH の分布と変遷（第4メッシュ）	4-71
図 4.4.1-24 Case O-1 における pH の分布と変遷（第5メッシュ）	4-71

図 4.4.1-25 Case O-1 における pH の分布と変遷 (第 6 メッシュ)	4-72
図 4.4.1-26 Case O-1 における体積組成の変遷(第 1 メッシュ)	4-73
図 4.4.1-27 Case O-1 における体積組成の変遷(第 2 メッシュ)	4-74
図 4.4.1-28 Case O-1 における体積組成の変遷(第 3 メッシュ)	4-75
図 4.4.1-29 Case O-1 における体積組成の変遷(第 4 メッシュ)	4-76
図 4.4.1-30 Case O-1 における体積組成の変遷(第 5 メッシュ)	4-77
図 4.4.1-31 Case O-1 における体積組成の変遷(第 6 メッシュ)	4-78
図 4.4.1-32 Case O-2 における pH の分布と変遷 (割れ目内)	4-79
図 4.4.1-33 Case O-2 における pH の分布と変遷 (第 1 メッシュ)	4-80
図 4.4.1-34 Case O-2 における pH の分布と変遷 (第 2 メッシュ)	4-80
図 4.4.1-35 Case O-2 における pH の分布と変遷 (第 3 メッシュ)	4-81
図 4.4.1-36 Case O-2 における pH の分布と変遷 (第 4 メッシュ)	4-81
図 4.4.1-37 Case O-2 における pH の分布と変遷 (第 5 メッシュ)	4-82
図 4.4.1-38 Case O-2 における pH の分布と変遷 (第 6 メッシュ)	4-82
図 4.4.1-39 Case O-2 における体積組成の変遷(第 1 メッシュ)	4-83
図 4.4.1-40 Case O-2 における体積組成の変遷(第 2 メッシュ)	4-84
図 4.4.1-41 Case O-2 における体積組成の変遷(第 3 メッシュ)	4-85
図 4.4.1-42 Case O-2 における体積組成の変遷(第 4 メッシュ)	4-86
図 4.4.1-43 Case O-2 における体積組成の変遷(第 5 メッシュ)	4-87
図 4.4.1-44 Case O-2 における体積組成の変遷(第 6 メッシュ)	4-88
図 4.4.1-45 セメント影響を考慮した核種移行解析ケースの概念	4-92
図 4.4.1-46 硬岩タイプ 3 における岩盤中の不均質透水係数場の例	4-94
図 4.4.1-47 Partridge とマルチチャンネルモデルを用いた解析手順	4-97
図 4.4.1-48 解析範囲および形状および四面体有限要素分割の例	4-97
図 4.4.1-49 リファレンスケースにおける透水係数分布	4-101
図 4.4.1-50 リファレンスケースにおける透水係数分布の人工バリア周辺 XY 断面拡大図	4-101
図 4.4.1-51 リファレンスケースにおけるダルシー流速分布の人工バリア周辺 XY 断面拡大図	4-102
図 4.4.1-52 リファレンスケースにおける Np-237 の単位量瞬時放出に対する移行率 (破碎帯にかかる廃棄体 4 体の平均)	4-103
図 4.4.1-53 リファレンスケースにおける Np-237 の単位量瞬時放出に対する移行率 (健岩部の廃棄体 4 体の平均)	4-103
図 4.4.1-54 リファレンスケースにおける廃棄体 1 体当たりの Np-237 の移行率 (破碎帯にかかる廃棄体 4 体の平均)	4-104
図 4.4.1-55 リファレンスケースにおける廃棄体 1 体当たりの Np-237 の移行率 (健岩	

部の廃棄体 4 体の平均)	4-105
図 4.4.1-56 代替ケース 1 (人工バリア変質をより現実的に表現したケース) における 透水係数分布の水平断面拡大図	4-105
図 4.4.1-57 代替ケース 1 (人工バリア変質をより現実的に表現したケース) における 透水係数分布の鉛直断面拡大図	4-106
図 4.4.1-58 代替ケース 1 (人工バリア変質をより現実的に表現したケース) における Np-237 の移行率 (破砕帯にかかる廃棄体 4 体の平均)	4-106
図 4.4.1-59 代替ケース 1 (人工バリア変質をより現実的に表現したケース) における Np-237 の移行率 (健岩部の廃棄体 4 体の平均)	4-107
図 4.4.1-60 代替ケース 2 (極端な状況を敢えて想定したケース) における透水係数分 布の水平断面拡大図	4-107
図 4.4.1-61 代替ケース 2 (極端な状況を敢えて想定したケース) における Np-237 の 瞬時放出に対応した移行率 (溶解度制限適用前: 破砕帯にかかる廃棄体 4 体の平均)	4-108
図 4.4.1-62 代替ケース 2 (極端な状況を敢えて想定したケース) における Np-237 の 移行率 (破砕帯にかかる廃棄体 4 体の平均)	4-109
図 4.4.1-63 代替ケース 2 (極端な状況を敢えて想定したケース) における Np-237 の 移行率 (健岩部の廃棄体 4 体の平均)	4-109
図 4.4.2-1 ガラス固化体近傍の溶存ケイ酸濃度に影響すると考えられる現象など	4-112
図 4.4.2-2 昨年度のガラス固化体溶解モデルからの変更点	4-126
図 4.4.2-3 ガラス固化体の割れ目及びその表面を考慮したモデル	4-127
図 4.4.2-4 ゲル層中での Si の拡散の概念 (時刻 $t_2 > t_1$)	4-128
図 4.4.2-5 ガラス固化体溶解速度の経時変化 (レファレンスケース)	4-139
図 4.4.2-6 ガラス固化体溶解速度の経時変化 (A1: OP 破損時のガラス固化体表面 積の増加を考慮しない場合)	4-140
図 4.4.2-7 ガラス固化体溶解速度の経時変化 (A2: OP 破損時のガラス固化体表面 積の増加が大きい場合)	4-141
図 4.4.2-8 ガラス固化体溶解速度の経時変化 (B1: OP が早期に破損し, ガラス固 化体が高温条件で溶解する場合)	4-142
図 4.4.2-9 ガラス固化体溶解速度の経時変化 (C1: OP の腐食速度が小さい場合)	4-143
図 4.4.2-10 ガラス固化体溶解速度の経時変化 (C2: OP の腐食速度が大きい場合)	4-144
図 4.4.2-11 ガラス固化体溶解速度の経時変化 (D1: Mg ケイ酸塩鉱物として sepiolite が析出する場合)	4-145
図 4.4.2-12 ガラス固化体溶解速度の経時変化 (D2: Mg ケイ酸塩鉱物として saponite	

が析出する場合)	4-145
図 4.4.2-13 ガラス固化体溶解速度の経時変化 (E1: 降水系高 pH 型地下水の場合)	4-146
図 4.4.2-14 ガラス固化体溶解速度の経時変化 (F1: ゲル層の保護的効果を見捨てる場合)	4-147
図 4.4.2-15 ガラス固化体溶解速度の経時変化 (F2: ゲル層の保護的効果が小さい場合)	4-148
図 4.4.2-16 ガラス固化体溶解速度の経時変化 (F3: ゲル層の保護的効果が大きい場合)	4-149
図 4.4.2-17 ガラス固化体溶解速度の経時変化 (G1: ゲル層の成長速度がレファレンスケースの 10 倍の場合)	4-150
図 4.4.2-18 ガラス固化体溶解速度の経時変化 (G2: ゲル層の成長速度がレファレンスケースの 1/10 倍の場合)	4-151
図 4.4.2-19 ガラス固化体溶解速度の経時変化 (H1: OP の腐食速度が大きい条件でゲル層の保護的効果を見捨てる場合)	4-152
図 4.4.2-20 ガラス固化体溶解速度の経時変化 (H2: OP の腐食速度が大きい条件でゲル層の保護的効果が小さい場合)	4-153
図 4.4.2-21 ガラス固化体溶解速度の経時変化 (H3: OP の腐食速度が大きい条件でゲル層の保護的効果が大きい場合)	4-154
図 4.4.2-22 ガラス固化体溶解速度の経時変化 (I1: 亀裂係数及び OP の腐食速度が大きい条件でゲル層の保護的効果を見捨てる場合)	4-155
図 4.4.2-23 ガラス固化体溶解速度の経時変化 (I2: 亀裂係数及び OP の腐食速度が大きい条件でゲル層の保護的効果が小さい場合)	4-156
図 4.4.2-24 ガラス固化体溶解速度の経時変化 (I3: 亀裂係数及び OP の腐食速度が大きい条件でゲル層の保護的効果が小さい場合)	4-157
図 4.4.2-25 ガラス固化体溶解速度の経時変化 (J1: 緩衝材中の Mg の拡散係数が大きい場合)	4-158
図 4.4.2-26 ガラス固化体溶解速度の経時変化 (J1: 緩衝材中の Mg の拡散係数が大きい場合)	4-159
図 4.4.2-27 解析におけるガラス固化体寿命	4-162
図 4.4.2-28 ガラス固化体の溶解に関するシナリオ分岐	4-163
図 4.4.2-29 初期割れ目を考慮しない場合 (a) と考慮した場合 (b) のガラス固化体破砕シミュレーションの例	4-164
図 5.1.3-1 本研究における核種移行パラメータ設定手法検討のアプローチ	5-3
図 5.2.1-1 降水系地下水形成過程の概念モデル	5-5
図 5.2.1-2 海水系地下水形成過程の概念モデル	5-6

図 5.2.2-1 抽出されたデータの pH と Cl 濃度との関係	5-13
図 5.2.2-2 抽出されたデータの HCO ₃ ⁻ 濃度と Cl 濃度との関係	5-15
図 5.2.2-3 抽出されたデータの SO ₄ ²⁻ 濃度と Cl 濃度との関係	5-15
図 5.2.4-1 平衡計算後の pH, pe, [C]の変化.....	5-20
図 5.2.4-2 平衡計算後の pH, pe, [S]の変化.....	5-22
図 5.2.6-1 抽出された地下水データの pH と炭酸水素イオン濃度との関係	5-24
図 5.4.1-1 Posiva の割れ目の概念モデル化と収着の観点での 4 種の割れ目区分	5-45
図 5.4.1-2 地下水化学に関する変換係数の算出例（温暖期の Ra の収着に対するもの）	5-54
図 5.4.2-1 分配係数設定と不確実性評価のアプローチ	5-56
図 5.4.2-2 包括的な収着パラメータの設定フロー	5-57
図 5.4.2-3 収着データセット設定のための安全評価対象核種の取り扱い区分の例.....	5-60
図 5.4.2-4 SR-Site における収着データセット設定における不確実性管理の整理.....	5-63
図 5.4.3-1 半定量的条件変換手法における条件変換因子と不確実性因子の概要.....	5-66
図 5.4.3-2 JAEA-SDB から抽出された Cs-花崗岩系の分配係数.....	5-67
図 5.4.3-3 Cs-花崗岩系の分配係数における各パラメータ依存性.....	5-68
図 5.4.3-4 FRHP 条件に対して絞り込みを行った Cs-花崗岩系の分配係数.....	5-69
図 5.4.3-5 2 つの方法によるパラメータ設定値と不確実性の幅の比較（Cs）	5-69
図 5.4.3-6 Cs の花崗岩系への収着分配係数の粒径サイズに対する依存性.....	5-70
図 5.4.3-7 JAEA-SDB から抽出された花崗岩/FRHP 地下水条件における Cs の収着データ	5-71
図 5.4.3-8 各データソースから各条件変換因子による評価結果（Cs）	5-72
図 5.4.3-9 環境条件の不確実性（イオン強度）を考慮した Cs の分配係数の条件変換結果	5-73
図 5.4.3-10 設定方法の違いによる分配係数/不確実性の設定結果の比較（Cs）	5-74
図 5.4.3-11 JAEA-SDB から抽出された Am-花崗岩系の分配係数	5-75
図 5.4.3-12 Am-花崗岩系の分配係数における各パラメータ依存性	5-76
図 5.4.3-13 FRHP 条件に対して絞り込みを行った Am-花崗岩系の分配係数.....	5-77
図 5.4.3-14 2 つの方法によるパラメータ設定値と不確実性の幅の比較（Am）	5-77
図 5.4.3-15 JAEA-SDB から抽出された花崗岩/FRHP 地下水条件における Am の収着データ	5-78
図 5.4.3-16 各データソースから各条件変換因子による評価結果（Am）	5-79
図 5.4.3-17 環境条件の不確実性（pH および炭酸濃度）を考慮した Am の分配係数の条件変換結果.....	5-80
図 5.4.3-18 設定方法の違いによるパラメータ設定値の比較.....	5-81
図 5.5.2-1 ベントナイトに対する Cs の Kd の pH 依存性.....	5-89

図 5.5.2-2	ベントナイトと C-S-H・ゼオライトに対する Cs の分配係数の比較	5-89
図 5.5.2-3	ベントナイトに対する Ni の Kd の pH 依存性	5-90
図 5.5.2-4	ベントナイトと C-S-H に対する Ni の分配係数の比較	5-90
図 5.5.2-5	各固相, 液性条件における Cs, Ni の分配係数 (反応時間 7 日)	5-92
図 5.5.2-6	各固相に収着した Cs の脱離率 (0.05M NaCl, 反応期間 28 日)	5-93
図 5.5.3-1	緩衝材とセメントの相互作用に関する解析事例 (2012 年度成果)	5-95
図 5.5.3-2	収着データベースからのベントナイトに対する Cs データの絞り込み	5-96
図 5.5.3-3	上記データ群に対するイオン強度による区分と本研究での取得データの追加	5-97
図 5.5.3-4	JAEA-SDB と本研究で取得した analcime および C-S-H に対する Cs の分配係数	5-97
図 5.5.3-5	収着データベースからのベントナイトに対する Ni データの絞り込み	5-98
図 5.5.3-6	抽出データ群のイオン強度による区分と本研究での取得データとの比較	5-99
図 5.5.3-7	本研究で取得した analcime および C-S-H に対する Ni の分配係数	5-99
図 5.6-1	パラメータ設定作業に関するポータルサイトの例 ①-1 Step1 評価対象条件 に関連するデータ抽出	5-109
図 5.6-2	パラメータ設定作業に関するポータルサイトの例 ①-1 Step2 環境条件依存性 や収着機構の確認	5-110
図 5.6-3	パラメータ設定作業に関するポータルサイトの例 ①-3 パラメータ設定 (平均値/中央値など)	5-111

第1章 はじめに

独立行政法人日本原子力研究開発機構（以下「JAEA」という）は、1999年に報告書「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—」（以下「第2次取りまとめ」という）（JNC, 1999）を作成し、処分事業や安全基準などの整備に向けた技術的拠り所を示した。それ以降、深地層の研究施設、地層処分放射化学研究施設などを活用して、地層処分技術的信頼性向上や安全評価手法の高度化に向けた基盤的な研究開発を、国の基盤研究開発として進めている。

原子力発電環境整備機構（以下「NUMO」という）は、「特定放射性廃棄物の最終処分に関する法律」（平成12年6月法律第117号、以下「最終処分法」という）で定められた特定放射性廃棄物（高レベル放射性廃棄物）の最終処分の事業主体として設立された。その後、2007年の最終処分法改正に伴い、長半減期低発熱放射性廃棄物の一部も地層処分の対象とされ、これも事業の対象に加えた。これらの放射性廃棄物を対象として、最終処分事業の安全な実施、経済性および効率性の向上などを計画的に実施していくことを目的とした技術開発を行ってきた。

NUMOの業務のうち、精密調査地区の選定では、概要調査から得られる限られた地質環境の情報に基づき、熱・水理・力学などの複数の視点から対象となる母岩を選定したうえで、それに基づく処分場の概念設計や長期安全性に関する性能評価を行う（NUMO, 2011）。概念設計では、熱環境、力学場、水理場などの複数の視点から、処分場が配置される空間的な位置についての検討を進めることが重要である。性能評価では、長期の安全性に関する見通し、および課題とその対策に対する方向性を示すことが肝要となる。

このため、設計・性能評価に関連する課題について、JAEAがこれまで蓄積してきた技術やノウハウを、NUMOの精密調査地区の選定などの処分事業に反映できるよう、2011年度より共同研究を開始した。2013年度の共同研究は、2012年度までに検討した実施主体の視点に沿った設計・性能評価手法の方法論をより具体化することを目的とする。また、本共同研究を通して、技術開発に関する新たな課題やニーズが認識され、国の基盤研究開発やNUMOの技術開発へフィードバックされることが期待される。

なお、JAEAおよびNUMOは、2001年6月に「特定放射性廃棄物の地層処分技術に関する協力協定」（以下「協力協定」という）を締結し、上記双方の目的を実現させるため、国民の理解と協力を得ることが極めて重要であるとの認識のもとに、双方の技術開発の成果を積極的に公開しながら、情報交換の透明性を確保した上で、情報交換や技術者の交流などの技術協力を進めてきている。本共同研究は、協力協定第4条（3）の規定に基づき、双方が必要と認めたテーマについて実施するものである。なお、本共同研究は、従来から進めてきた情報交換などの交流などに加え、JAEAからNUMOへの技術移転の一端を担うことが期待される。

本報告書では、まず、第2章において、概要調査段階と共同研究テーマとの関係について記述する。そして、第3章～第5章では、各テーマに関する背景、目的、成果、今後の

課題についてそれぞれ記述する。具体的に、第3章では水理の観点からみた母岩の適性を評価する方法に関する検討、第4章ではシナリオの構築方法に関する検討、第5章では核種移行パラメータの設定方法に関する検討について述べる。さらに、第6章では、本共同研究で得られた成果を概括する。

参考文献（第1章）

JNC（核燃料サイクル開発機構）（1999）：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－，総論レポート，JNC TN1400 99-020.

NUMO（原子力発電環境整備機構）（2011）：地層処分事業の安全確保（2010年度版），－確かな技術による安全な地層処分の実現のために－，NUMO-TR-11-01.

第2章 概要調査段階と共同研究テーマとの関係

本章では、わが国の地層処分事業の特徴、概要調査段階の特徴、概要調査段階の設計・性能評価における主要な実施事項について概説したうえで、本共同研究で取り扱う技術テーマの位置付けについて述べる。

2.1 わが国の地層処分事業の特徴

わが国は、変動帯に位置し、安定大陸に比べてプレート運動に起因する地震・断層活動、火山・火成活動、隆起・侵食などの自然現象が活発である。わが国の地層処分における長期的な安全性を確保するためには、まず、将来にわたりこれらの自然現象の著しい影響が見込まれる場所を回避する必要がある。また、地質環境特性としては、山がちで海に囲まれた地形・地理条件、変動帯に特有な複雑な地質構造や多種多様な岩種、豊富な地下水や高い地下水位などの特徴を有する。したがって、それらの長期的な変遷も考慮したうえで、地層処分にとってより好ましい条件を有する場所を選定することが重要である。

高レベル放射性廃棄物の処分事業は、「最終処分法」に定められたところに従って、「概要調査地区、精密調査地区及び最終処分施設建設地の選定」、「最終処分施設の建設」、「最終処分（最終処分施設の操業）」、「最終処分施設の閉鎖」、「閉鎖後管理」と順次進められる（NUMO, 2004）。なお、NUMO は、最終処分法および原子炉等規制法に基づく手続きを勘案し、処分事業を以下の10段階に分けて進めることを考えている（NUMO, 2011）。

- ① 概要調査地区選定段階（文献調査の段階）
- ② 精密調査地区選定段階（概要調査の段階）
- ③ 処分施設建設地選定段階（精密調査の段階のうち、地上からの調査段階）
- ④ 処分施設建設地選定段階（精密調査の段階のうち、地下調査施設での調査段階）
- ⑤ 安全審査の段階（事業許可申請）
- ⑥ 処分施設の建設段階
- ⑦ 操業段階（操業期間中）
- ⑧ 閉鎖措置計画認可申請の段階
- ⑨ 閉鎖段階
- ⑩ 閉鎖後の管理を経て事業廃止に至る段階

2.2 概要調査段階の特徴

地層処分を事業として安全に行うための最初の取り組みとしては、国民の理解を得て、最終処分法に基づき、3段階の選定過程を踏まえ、適切な処分施設の建設地を選定することである。ここで、3段階の選定過程は、前述の①～④に対応する。

このうち、精密調査地区選定段階における安全確保に係わる目標、具体的な目標達成にかかわる要件と成果として公表する安全確保にかかわる主要文書を表 2.2-1 に示す。安全確保に関わる目標のうち、長期安全性確保の見通しは、当該段階の設計・性能評価が密接に関係するものである。

表 2.2-1 精密調査地区選定段階における目標や要件 (NUMO, 2011)

・本段階における事業目標	: 精密調査地区選定
・安全確保にかかわる目標	: 自然現象の著しい影響の回避 長期安全性確保の見通し 事業期間中の安全性確保の見通し
・目標達成にかかわる要件	: 法定要件への適合性 精密調査地区選定の環境要件への適合性 安全審査基本指針への適合性 自主基準（考慮事項含む）への適合性
・安全確保にかかわる主要文書	: 概要調査に関する法定報告書 概要調査に基づく概念設計と予備的安全評価に関する報告書

安全確保に関わる目標や要件を事業の中で実現していくためには、「サイト調査・評価」、
「工学的対策」、「安全評価」という三つの専門分野を連携させ、情報を統合化することによって、各段階における意思決定につなげていくことが重要である（図 2.2-1）。

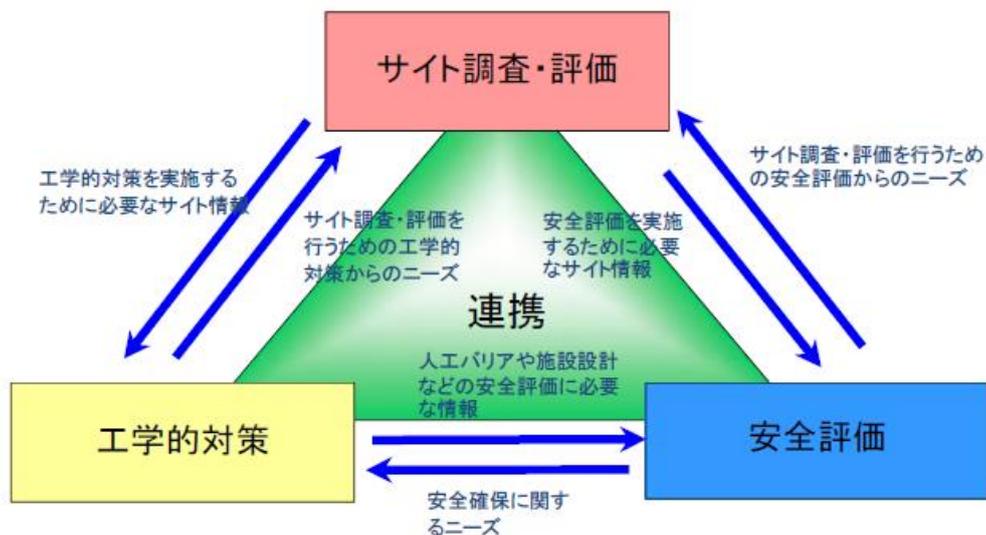


図 2.2-1 三つの専門分野間の連携 (NUMO, 2011)

概要調査段階では、調査結果に基づき安全性確保の見通しを得て、関係者の合意も得た上で精密調査地区の選定を行い、次のサイト選定段階である精密調査の段階へと移行する。精密調査の段階では、地上からのより詳細な調査(精密調査段階〔前半〕)の結果に基づき、処分施設の基本レイアウトを決定する。また、次段階の地下調査施設における建設・操業技術の実証に備え、人工バリアの仕様の決定も行う。地下調査施設を用いての調査(精密調査段階〔後半〕)では、地下調査施設での調査や実証試験の結果に基づき、事業期間中および閉鎖後長期の安全性が確実に確保できることを確認した上で、処分施設建設地を選定し、その後、事業許可申請を行うことになる(図 2.2-2)。したがって、精密調査の段階における時間的にも経済的にも大きな投資を考慮すると、精密調査地区選定時までにはその地点における地質環境の長期的な安定性と地層処分場の技術的成立性について、NUMO が一定の自信を持って判断できることが重要である。これらの点から、NUMO は、精密調査地区選定段階における実施事項を、三つの専門分野と意思決定の観点から整理している(図 2.2-3)。このうち、当該段階における設計・性能評価に関する主要な実施事項を図 2.2-3 において赤枠で示す。

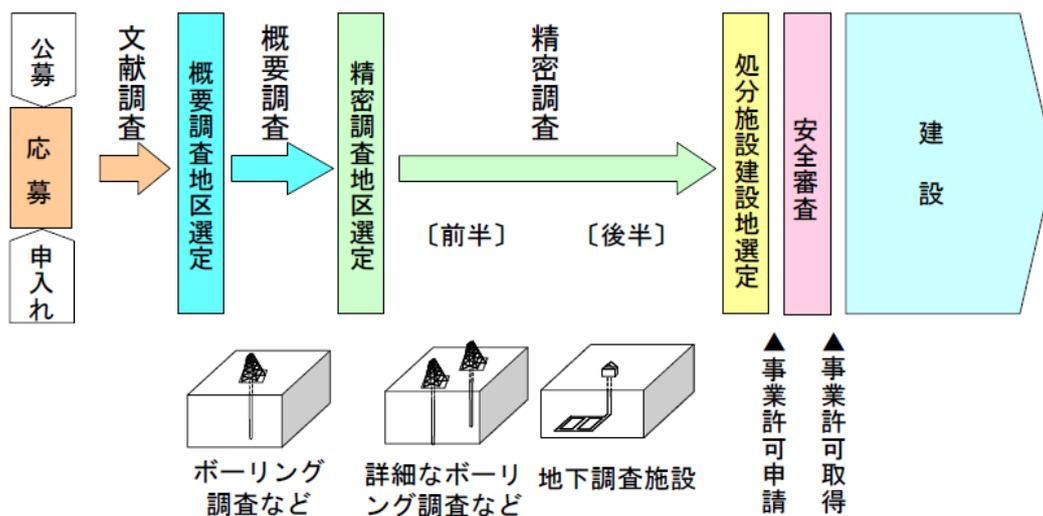


図 2.2-2 サイト選定プロセスにおける精密調査地区選定の位置づけ (NUMO, 2013)

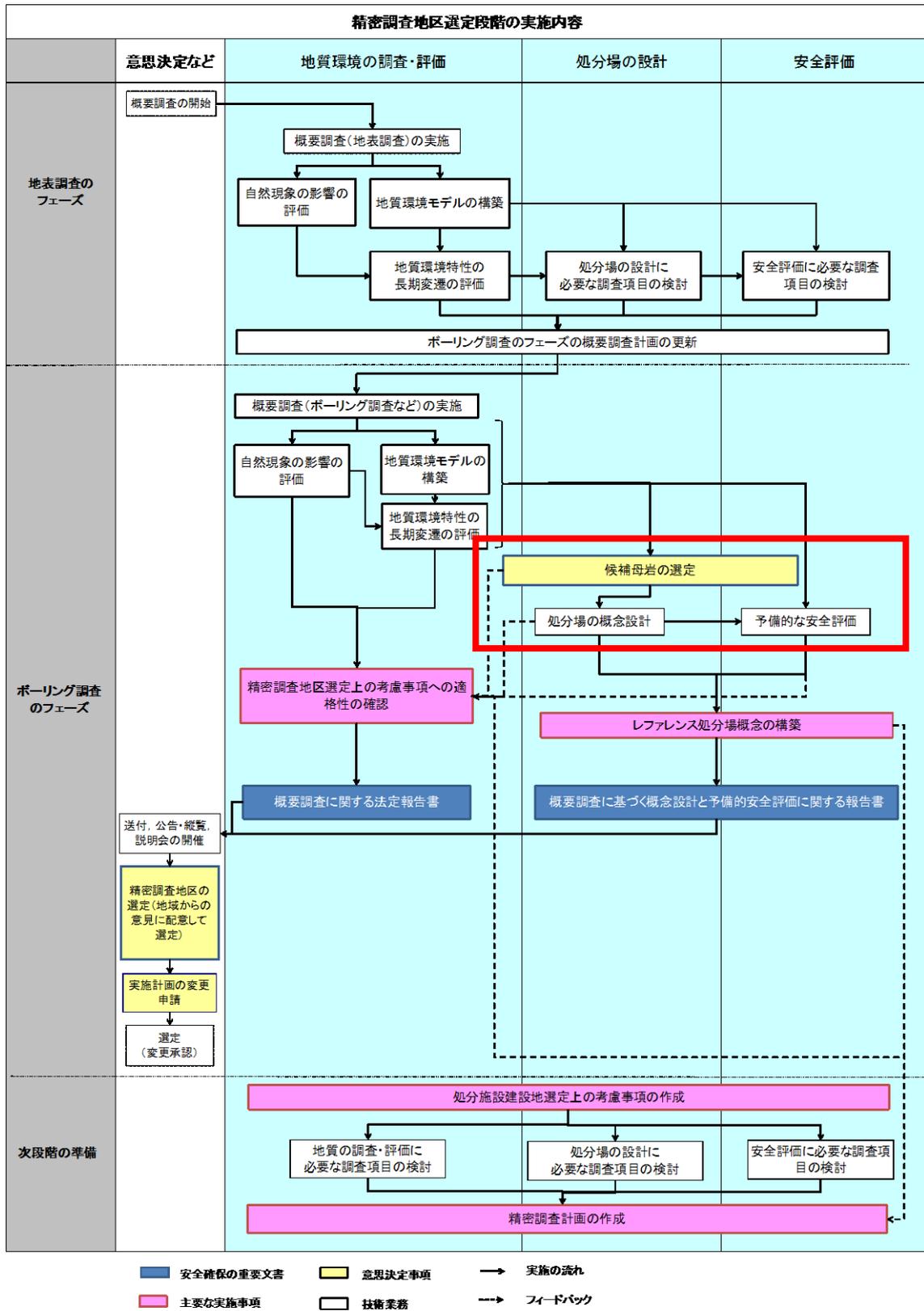


図 2.2-3 精密調査地区選定段階における実施事項フロー図 (NUMO, 2011)

2.3 概要調査段階の設計・性能評価における主要な実施事項

本節では、概要調査段階における設計・性能評価における主要な実施事項として、候補母岩の選定、処分場の概念設計、予備的な安全評価について記述する。

2.3.1 候補母岩の選定

母岩としての適性を有する地層（または岩体）を候補母岩として選定する。候補母岩は、地質環境モデルや地質環境特性の長期変遷に関する検討などから得られる情報に基づいて、熱や力学などの複数の項目について評価し、さらに天然バリアとして求められる安全機能、廃棄体および人工バリアの設置環境として好ましい処分環境の条件、ならびに所定量の廃棄体を収容できる岩体の広がり（処分場の収容性）、工程・経済性などの処分事業の成立性の観点から評価を行い選定する。その際には、地下深部の地質や断層の空間的な分布などの地質環境特性データが持つ不確実性について考慮する必要がある。なお、候補母岩は上述の条件を満たすのであれば、複数の地層や岩体を選択する可能性もある。これらの評価は、処分場の設計のみで行うものではなく、地質環境の調査・評価および安全評価と連携して、ニーズの提示や結果のフィードバックを反復的に実施しながら進める。

2.3.2 処分場の概念設計

処分場の概念設計では、地質環境の調査・評価から得られる地質環境モデルと候補母岩の特性に基づき、人工バリアの設計、地下坑道の設計、地下施設の基本レイアウトの設定などを実施する。この段階での人工バリアの設計では、サイトの地質環境特性、人工バリアの施工技術開発の成果や後述の予備的な安全評価などに基づいて、材料設計および形状、寸法などの仕様を設定する。この際には、材料の長期挙動の評価結果などを反映した人工バリアの長期健全性の評価を行う。地下坑道の設計では、概要調査で得られた地下深部の岩盤の応力状態や力学特性などに基づき、合理的な掘削方法や施工手順を設定し、力学的安定解析を実施して坑道の仕様を決定する。処分場の地下施設の位置、深度、処分パネルやアクセス坑道などの基本レイアウトの設定は、候補母岩の評価・選定の結果、および主要な地下水流動方向などを踏まえた天然バリア中の放射性物質の移行抑制の観点に基づいて設定する。これらの結果は、後述の予備的な安全評価の結果と統合化して包括的にサイトの地質環境特性への適合性を評価し、必要に応じて人工バリアの仕様や基本レイアウトの設定にフィードバックし、事業者として地層処分の安全性が確保できることの見通しを得るとともに、次段階の精密調査の計画立案に反映させる。

2.3.3 予備的な安全評価

概要調査段階では、地質環境特性や地質環境モデル、人工バリアの基本仕様や処分施設の基本レイアウトに基づき、予備的な安全評価を行う。この結果は、処分場の概念設計にフィードバックし、人工バリアの仕様や基本レイアウトの設定に反映して、事業者として長期の安全性が確保できることの見通しを得るとともに、次段階の精密調査の計画立案に反映させる。予備的な安全評価を行うにあたっては、サイトの地質環境特性の変遷やそれを考慮した人工バリアの長期挙動を踏まえたシナリオの作成、モデルの設定や、核種の拡散・収着などのパラメータ設定が必要である。シナリオの構築においては、地層処分システム全体と各要素の長期的な変遷、人工バリアおよび天然バリア中での核種移行に関する現象などを状態設定として記述した上で、それに基づいて安全評価シナリオを作成する。安全評価に用いるモデルは、ソースタームモデル、人工バリア中の核種移行モデル、天然バリア中の核種移行モデルなどで構成され、シナリオを作成した後は、シナリオから導かれる解析ケースに対応するようにモデルを設定する。パラメータ設定に関しては、現地の試料を利用して取得したデータ、または既存のデータベースとを比較して、地下水条件への依存性などの分析評価を通じて設定を行う。安全評価は、上述したシナリオの作成、モデル、パラメータの設定に基づいて実施する。

なお、地層処分の安全評価では、原子炉などの通常の原子力施設に対する評価期間と比べて対象とする期間が非常に長いこと、天然の地層という不均質で大きな空間領域を対象とすることを考慮する必要がある。これらに起因する不確実性に対しては、地質環境の調査・評価により低減するが、完全に排除することはできないため、安全評価では、残された不確実性を、シナリオ、モデル、パラメータの不確実性として考慮する必要がある。

2.4 本共同研究における実施内容

上述したように、NUMOは概要調査段階における主要な実施事項として、この段階での調査結果に基づき、候補母岩の選定、処分場の概念設計および予備的な安全評価を実施する。本共同研究では、これらの作業を実際の事業において効率的に実施するため、とくに候補母岩の選定方法、予備的な安全評価に用いるシナリオやパラメータの設定方法の具体化に着眼し、次の三つの技術テーマを取り上げている。

- (1) 水理の観点からみた母岩の適性を評価する方法に関する検討
- (2) シナリオ構築手法に関する検討
- (3) 核種移行パラメータの設定方法に関する検討

本節では、これらのテーマに関して、今年度の共同研究での実施内容について述べる。

2.4.1 水理の観点からみた母岩の適性を評価する方法に関する検討

地下施設を建設し廃棄体を埋設する対象となる岩体を「母岩」と呼ぶ。母岩の選定にあたっては、処分システムとしての長期的な性能に加え、施設の設計／施工上必要な力学場や水理場などの複数の視点から、好ましい特性をもつ領域を明らかにするための評価を行うことが求められる。

本共同研究では、このような母岩の選定に関する考え方や手順の整備に資することを目的に、母岩としての適性を評価するための項目と評価方法の整備を進め、これまでに主に地下水移行時間を例に評価方法を整理し「評価ツリー」として取りまとめた。また、結晶質岩を対象とした場合の評価ツリーの適用方法を具体的な事例として示した。

今年度は、母岩としての適性を評価する方法の体系化を目指して、母岩の水理特性の評価方法に関する既存の知見の整理を進める。具体的には、地下水移行時間や他の項目を評価対象とした事例について、水理地質構造モデルの構築方法や不確実性の取扱いに関する知見の調査を行い、得られた知見をとりまとめて評価ツリーなどを活用した体系的な整理を進める。また、評価ツリーの適用方法の検討として、結晶質岩と堆積岩を対象とした場合のそれぞれについて、具体的な地質環境のデータに基づき評価ツリーに従った評価を試行するとともに、具体的な適用方法や課題などを整理する。

2.4.2 シナリオ構築方法に関する検討

シナリオは地層処分の安全性を示す観点から閉鎖後の長期にわたる処分システムに想定される種々の挙動を記述するものである。原子力安全委員会では、2004年に放射性廃棄物処分の評価にリスク論的考え方の導入を提案しており、精密調査地区の選定にあたっての長期安全性の提示には、この考え方に基づく対応を準備しておく必要がある。このため概要調査に基づき設定するシナリオにはそれらの蓋然性を併せて論ずることが求められることが考えられ、それを裏付けるための論拠を示すことが重要である。このため、リスク論的考え方に基づくシナリオ構築について、その基本的な考え方と手順を具体化しておく必要がある。

本共同研究では、上記シナリオ構築に関する基本的な考え方や手順の整備に資することを目的に、主として人工バリアとその周囲岩盤からなるニアフィールドに着目し、状態設定に関する作業の具体化と試行を継続する。具体的には、昨年度までに検討してきた状態設定構築フローに沿って、考慮する現象をより充実させた状態設定の試行を実施することにより適用性の検討をさらに進めるとともに、これらを通じて、状態設定構築フローの改良を行う。また、状態設定において検討が必要となる不確実性要因について、解析的アプローチによって不確実性が処分システムの性能に与える影響についての理解を進め、その取扱いについての考え方を整理する。さらに、状態設定に係る作業プロセスや論拠等の知見について透明性と追跡性を確保できるように、体系的な整理を進めるとともに、既存のツールも活用しつつ電子化を行う。

2.4.3 核種移行パラメータの設定方法に関する検討

性能評価の信頼性を向上させるためには、評価に用いるシナリオやモデルとともに高い品質が確保されたパラメータを設定することが不可欠であり、核種移行パラメータはこうした品質を確保すべき最も重要なものの一つである。また、事業の進展に伴い増加する地質環境等の情報の種類と量に加え、情報に必然的に伴う不確実性の取扱いについての基本的な考え方と手順を構築しておくことが極めて重要となる。

本共同研究では、核種移行パラメータのうち分配係数および溶解度に着目する。パラメータ設定に関する多様な不確実性の取扱いに関する最新の知見を、海外事例を中心として調査するとともに、これまでに検討したパラメータ設定方法の検証に資するデータやモデルに関する調査を行う。これらに基づき、概要調査段階におけるパラメータ設定方法と不確実性評価の方法論を、昨年度までに検討したものをベースに改良するとともに、具体的な設定事例とともに提示する。さらに、パラメータ設定に係る作業プロセスや論拠等の知見について透明性と追跡性を確保できるように、体系的な整理を進めるとともに、既存のツールも活用しつつ電子化を行う。

参考文献（第2章）

NUMO (原子力発電環境整備機構) (2011) : 地層処分事業の安全確保 (2010 年度版) , 一確かな技術による安全な地層処分の実現のために-, NUMO-TR-11-01.

NUMO (原子力発電環境整備機構) (2013) : 地層処分事業の技術開発計画, 一概要調査段階および精密調査段階に向けた技術開発一, NUMO-TR-13-02.

第3章 水理の観点からみた母岩の適性を評価する方法に関する検討

3.1 はじめに

本章では、精密調査地区選定段階における母岩の選定に関する基本的な考え方や手順の整備に資することを目的に、水理の観点からみた母岩としての適性を評価するための項目と評価方法の整備を進めた。

本検討では、地下施設を建設し廃棄体を埋設する対象となる岩体（または地層）を「母岩」と呼ぶ。精密調査地区選定段階では、法定要件などに照らして不適格な場所を避けたうえで、その適性を評価して母岩を選定する。母岩としての適性は、地質環境の調査による地質環境モデルなどの情報に基づき、熱環境、水理場、力学場、化学環境などの処分場の設置環境の観点、および、岩体の広がりや工程・経済性など、事業の成立性の観点から評価する（NUMO, 2011）。その適性を評価するための具体的な項目の検討に際しては、安全評価や処分場の概念設計にとって重要な項目と、調査などで取得する情報に基づき評価可能な情報を関連づけた整理が重要である（Vomvoris et al., 1996; Ström et al., 1999; Andersson et al., 2000）。しかしながら、概要調査などの調査の初期の段階で得られる地質環境に関する情報は、項目、数量ともに限られるため、地質環境モデルには比較的大きな不確実性が含まれると考えられる。特に、水理場については、断層や割れ目などの岩盤の透水性に影響を与える構造が不均質に分布し、その透水性の分布も数桁にわたってばらつく可能性があることから、力学場、熱環境、化学環境などに比べて不確実性を伴いやすいと考えられる。そのため、調査の進展に伴って変化する地質環境の理解の度合いや地質環境モデルの不確実性を考慮して、母岩の適性を評価する方法論を整備しておくことが好ましい。以上のことから、本検討では、水理の観点から母岩の適性を評価するための項目と、それを評価するための方法論の整理を2011年度より進めてきた。

2011年度は、母岩としての適性を評価するための項目のうち、水理場に関する「評価項目」を一覧表として整理するとともに、母岩の特性を表す重要な項目の一つとして地下水移行時間を例に結晶質岩を対象とした評価方法をツリー構造で整理（「評価ツリー」と呼ぶ）した（江橋ほか, 2012）。評価ツリーは、以下に挙げる特徴をもつ。

- ・評価の対象となる項目を起点としてトップダウン的に、モデル化・解析手法、パラメータ、データセット、調査データ、調査手法の選択肢とそれらの関連性が示されている。
- ・データの解釈やモデルの設定における複数の仮定（場合分け）から生じる代替ケースや、代替モデルの選択肢が系統的に示されている。

2012年度には評価ツリーの拡充として、スウェーデン核燃料・廃棄物管理会社（以下、「SKB」という）が2011年に公開したSR-Site（SKB, 2011）を参考事例として、水理地質構造モデルの構築に関する具体的な方法を調査し、水理地質構造モデルの構築を試行して、

得られた知見を「評価ツリー」に整理した（黒澤ほか，2013）。また，堆積岩を対象とした評価手法に関する知見を整理した評価ツリーの整備を進め，評価ツリーの適用方法を具体的な事例として示した。

2013年度は，母岩としての特性を評価する手法の体系的整備に向けた評価ツリーの拡充を進めるために，SR-Siteにおける地質構造モデル構築手法の事例，超深地層研究所計画などにより取得されたデータを活用した水理地質構造モデル構築手法の事例，幌延深地層研究所の周辺地域を対象とした水理地質構造モデル構築の事例，NUMOと米国 Lawrence Berkeley National Laboratory (LBNL) の共同研究「Development of Hydrologic Characterization Technology of Fault Zones（断層の水理特性の調査・評価手法に関する検討）」（以下，Fault Zone Hydrology Project と呼ぶ）で実施された調査と水理地質構造モデル構築事例などを調査し（3.2.1節），得られた知見を評価ツリーとして整理した（3.2.2節）。また，評価ツリーの適用方法の例示として，第2次取りまとめの設定，SR-Siteの情報，Fault Zone Hydrology Projectの情報を活用した水理地質構造モデルの不確実性検討やそれらが評価項目の算出結果に与える影響，設計や性能評価の観点を考慮した評価項目算出条件の検討などについて検討した（3.3.3節）。さらに，母岩特性を評価する手法の体系的整備に向けた評価ツリーの構築とその適用事例について，国内外の専門家と意見交換を行った（3.4項）。

これらの検討により，水理の観点から母岩としての適性を評価するための手順の具体化や評価手法の高度化に向けた課題を整理した。

3.2 評価ツリーの整備・拡充

本節では，母岩の適性を評価する方法の体系的整備に向けた評価ツリーの拡充のために，国内外における母岩の水理特性の評価手法に関する知見の整理をさらに進めた（3.2.1節）。結晶質岩を対象とした事例として，(i)超深地層研究所計画における水理地質構造モデル構築事例と，(ii)SKBがForsmarkサイトで実施したSR-Siteにおける水理地質構造モデル構築手法の事例について，2011年度より実施してきた調査，整理を補完するための調査を行った。そして，2012年度に作成した堆積岩地域を対象とした評価ツリーの拡充事例として，(i)幌延地域を対象とした水理地質構造モデル構築事例について追加的に調査するとともに，(ii)NUMOとLBNLが共同研究で実施したFault Zone Hydrology Projectにおける水理地質構造モデル構築手法の事例について調査を実施した。これらの調査によって得られた知見は，それぞれの具体的な事例ごとに評価ツリーを活用して整理し（3.2.2節），それらに基づき結晶質岩などの亀裂性媒体を対象とした場合と，堆積岩を対象とした場合のそれぞれの評価ツリーを更新した（3.2.3節）。

3.2.1 三次元水理地質構造モデル構築手法に関する事例の調査

(1) 結晶質岩を対象とした事例の調査

(i) 超深地層研究所計画における水理地質構造モデル構築事例

超深地層研究所計画などの地表からの調査で取得されたデータを活用した水理地質構造モデル構築の検討は、水理地質構造の概念モデル構築手法に起因した不確実性を評価することを目的として、同一領域、同一データに対して、異なるモデル化手法を適用している（例えば、井尻ほか、2003a, 2003b）。井尻ほか（2003a）により適用されたモデル化手法を表 3.2.1-1 に示すとともに、水理地質構造モデル構築に利用されたデータの一覧を表 3.2.1-2 に示す。

表 3.2.1-1 モデル化手法一覧

（井尻ほか、2003a、表 3-1、p.3-1 を編集）

コード名	TOUGH2	EQUIV_FLO	GETFLOWS	Don-Chan
開発機関	ローレンスバークレー研究所	大成建設	東京大学	埼玉大学
分類	連続体モデル	連続体モデル	連続体モデル	チャンネルネットワークモデル
モデル化手法	水理特性から不均質な連続体パラメータを推定	亀裂特性から不均質な連続体パラメータを推定	原位置データより均質な連続体パラメータを推定 地表流を考慮	割れ目特性から均質な割れ目パラメータを推定

表 3.2.1-2 データ一覧

(井尻ほか, 2003a, 表 3-2, p.3-3 を編集)

種類	データ名	目的と実施内容
文献調査	地形図	地形の把握
	地質図	地質構造の把握
空中調査	航空写真	リニアメントの把握
	ランドサット画像	リニアメントの把握, 広域領域 10km×10km で実施
	スポット画像	リニアメントの把握, 広域領域 10km×10km で実施
地上調査	弾性波探査	地質構造の把握, MIU サイトを中心に実施 反射法: 延長 2404m (Line-1=644m, Line-2=500m, Line-3-1=660m, Line-3-2=600m) 屈折法: 延長 3600m (Line-R-1=1700m, Line-R-2=1900m)
	電磁探査 (MT 法)	地質構造 (堆積岩と基盤岩の境界) の把握 広域領域 10km×10km で実施
	地下水位観測	観測: 全 158 孔 連続観測: 全 40 孔 (97MS-01~04, 99FT-01, 99RT-01, AI-4, AN-1,3,6, DH-3,7,9, GD-1,3, GF-1, GU-1~3, GM-1~3, KA-1~3, SN-1,3,4, TH-1~8, TH(2)-4,5,7,8)
	水収支観測	正馬様用地, 東濃鉦山, 柄石地区の降雨量, 蒸発散量, 涵養量, 河川流量, 東濃鉦山からの排水量の把握
試錐孔	コア観察	地質学的性状などの把握
	削孔時逸水量	高透水性割れ目深度の把握 DH 孔および MIU 孔で実施
	ボアホールテレビ	割れ目の深度, 走向傾斜, 開口幅, 充填鉱物の有無などの把握 AN-1 孔, DH 孔, MIU 孔で実施
	検層	キャリパー検層, 密度検層, 流速, 自然γ線, 見掛比抵抗, MICRO 比抵抗, 中性子検層, 中性子間隙率, 間隙率, RQD, 音波検層, 自然電位, シングルポイント検層, 温度検層
	水頭観測	試錐孔内の深度方向の水頭分布の把握 MP システムにより主に TH 孔で実施
	透水試験 (単孔)	パルス試験, スラッグ試験, 揚水試験 透水係数分布の把握 AN 孔, DH 孔, MIU 孔で実施
	透水試験 (孔間)	孔間揚水試験, 長期揚水試験 地下水浸透経路の把握

(a) 不均質連続体モデル (TOUGH2) の事例

TOUGH2 は、非等方性かつ不均質な多孔質媒体または割れ目媒体中における多成分・多相流体と熱流動を対象とし、非定常、非等温流や移流、拡散、溶解現象を表現することが可能である。TOUGH2 を用いた地下水流動解析のための水理地質構造モデルは、次の手順で構築されている。

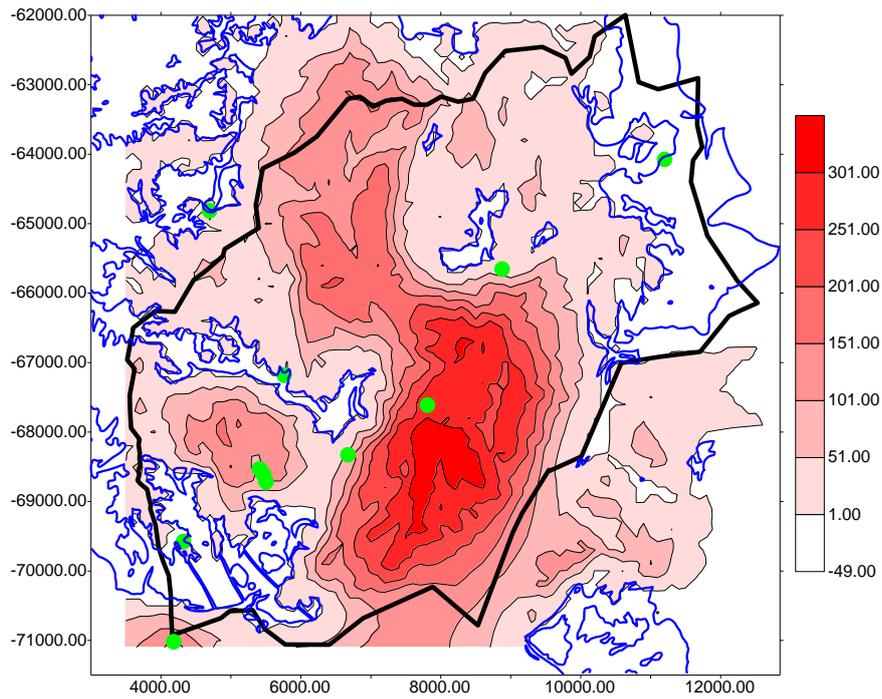
- ・地質構造区分の設定
- ・水理特性の設定
- ・逆解析による水理特性のキャリブレーション

地質構造区分の設定

ボーリング調査、地表地質図、電磁探査、弾性波探査の結果に基づき、地質構造を区分する境界面がクリギングによる補間により推定されている。各地層境界を構築する際に用いられたデータは、次のとおりである（井尻ほか、2003a, p.4-2~4-3；井尻ほか、2003b, p.3-9, p.3-16）。

- ・花崗岩－堆積岩不整合境界：地表面地質境界（層厚 0m 境界）、電磁探査結果、ボーリング柱状図による堆積岩の層厚分布の再現
- ・堆積岩内の各層：ボーリング柱状図および地表面地質境界から各層の層厚分布の再現
- ・風化花崗岩と新鮮花崗岩の境界：弾性波探査およびボーリング柱状図より風化花崗岩層厚の再現
- ・花崗岩内の黒雲母花崗岩－優白質花崗岩の区分：ボーリングコア観察における境界深度および正馬様用地における既往解析モデルを元データとしてクリギングによる補間
- ・月吉断層は、地質図における断層分布とボーリング調査での産状、地震探査断面からの傾斜を用いて再現（井尻ほか、2003b, p.3-12）
- ・リニアメントマップおよびボーリング孔における産状、地震探査断面から 3 つの小さな断層を再現（井尻ほか、2003b, p.3-13）

なお、花崗岩内の黒雲母花崗岩と優白質花崗岩は、後述するように両岩相における透水係数分布が大きく異なる性質を有するために区分、分類されている。堆積岩の層厚分布を図 3.2.1-1 に示す。三次元地質構造モデル（図 3.2.1-2）は、解析用メッシュに三次元地質構造分布を重ね合わせるにより構築された（井尻ほか、2003a, p.4-3；井尻ほか、2003b, p.3-26）。



Thickness of sedimentary formation

Blue Line : Geological boundary of Granite on ground surface

図 3.2.1-1 堆積岩層厚分布図

(井尻ほか, 2003a, 図 4.1-3, p.4-3 より)

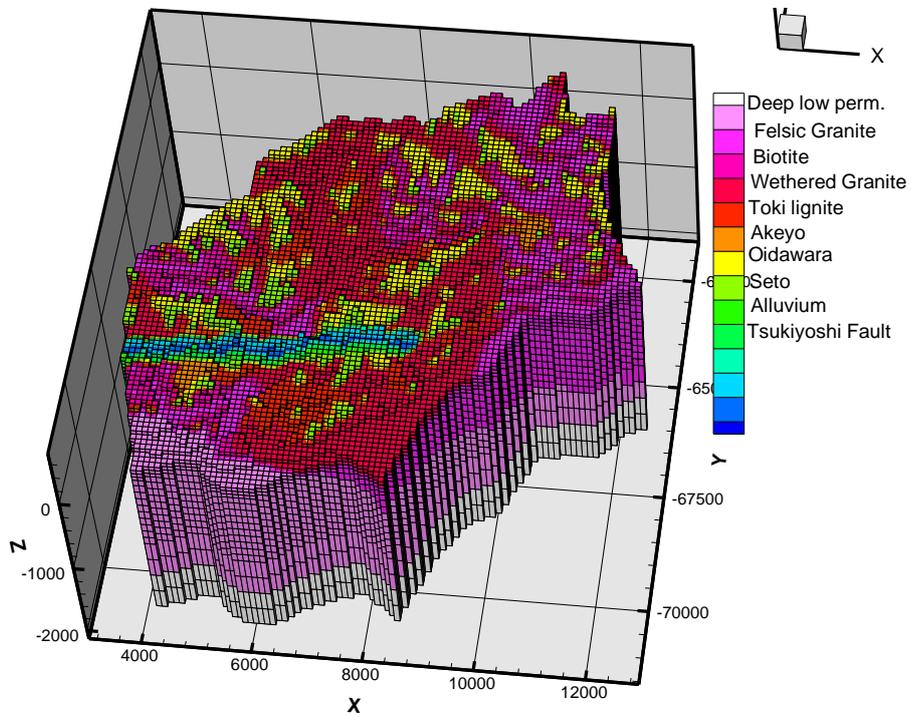


図 3.2.1-2 クリギングにより発生させた地質境界による三次元地質構造解析モデル

(井尻ほか, 2003a, 図 4.1-4, p.4-4 より)

水理特性の設定

上記で構築した三次元地質構造モデルを解析用メッシュに重ね合わせるによりメッシュごとの地質区分を決定し、各メッシュに水理特性が割り当てられた(井尻ほか, 2003a, p.4-4)。解析における重要な水理特性として、透水係数と有効間隙率が設定された。花崗岩と堆積岩については、それぞれ異なる方法によって透水係数と有効間隙率が設定された(井尻ほか, 2003a, p.4-4)。

花崗岩の水理特性は、水理試験結果から求められた透水係数およびボアホールテレビから求められた亀裂密度をもとに、三乗則から次に示す式によって有効間隙率が設定された。ただし、ボアホールテレビデータから、明らかに水理構造とは関係ないと考えられる観測結果についてはあらかじめ亀裂密度の計算から除外されている(井尻ほか, 2003a, p.4-4 ; 井尻ほか, 2003b, p.3-30)。

$$\Phi_i = \left(\frac{12K_i}{d_i^2} \right)^{1/3}$$

Φ_i : 要素の有効間隙率, K_i : 要素の浸透率 (m^2), d_i : 要素の亀裂密度 (m^2)

花崗岩における水理試験結果は、試験区間全長が黒雲母花崗岩または優白質花崗岩であるものを抽出し、透水係数のオーダーごとに整理されている(図 3.2.1-3)。図 3.2.1-3 によれば、黒雲母花崗岩の透水係数はほぼ対数正規分布をしていると解釈されている。一方、優白質花崗岩は高い透水係数に偏った分布をしているとされている。しかし、試験区間の選択の仕方によっては観測された透水係数の分布にバイアスが生じる可能性があることに留意する必要があるとしている。このため、井尻ほか(2003a)では、モデル中の花崗岩の透水係数について、それぞれ実測の透水係数を区間長さで重みづけしたデータを、各要素にランダムサンプリングして割り当てている。また、有効間隙率は、亀裂密度を同様にランダムサンプリングで割り当てたのち、三乗則によって求めた平均亀裂開口から算出した(井尻ほか, 2003a, p.4-5 ; 井尻ほか, 2003b, p.3-30)。なお、風化花崗岩についても、上述と同様の方法で設定している(井尻ほか, 2003b, p.3-32)。

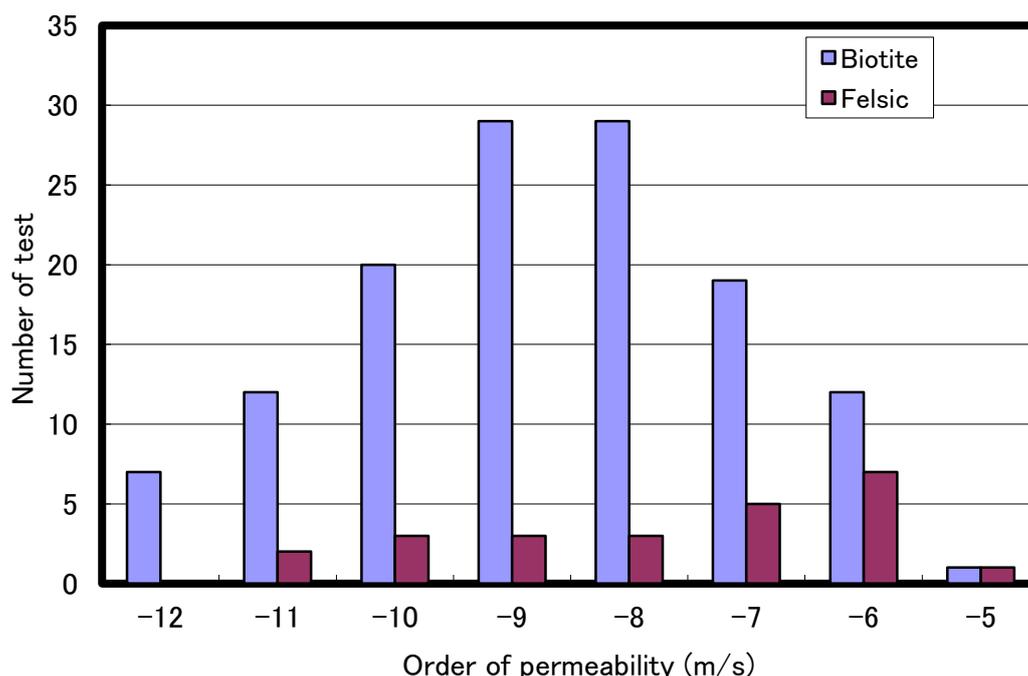


図 3.2.1-3 花崗岩中における水理試験結果による透水係数分布
(井尻ほか, 2003a, 図 4.1-5, p.4-6 による)

堆積岩の透水係数は対数正規分布すると仮定し、平均値と標準偏差を与え、乱数によって各要素の透水係数を設定した。また、有効間隙率は地層ごとに一定の値を設定している（井尻ほか, 2003a, p.4-5 ; 井尻ほか, 2003b, p.3-17~3-18）。表 3.2.1-3 に堆積岩の透水係数の統計量および有効間隙率の設定値を示す。

表 3.2.1-3 堆積岩における透水係数および有効間隙率の設定値
(井尻ほか, 2003a, 表 4.1-1, p.4-5 による)

Material	Mean log (perm)	Standard Deviation	Porosity
Tsukiyoshi Fault Core	-8.15	1.08	Distribution
Tsukiyoshi Fault Margin	-6.15	1.08	Distribution
Alluvium	-7.16	1.44	0.2
Seto	-7.16	1.44	0.22
Oidawara	-8.7	1.5	0.18
Akeyo	-7.84	0.815	0.18
Toki Lignite	-6.98	0.89	0.18

月吉断層の水理特性に関するデータは限られていることから、花崗岩の平均透水係数、割れ目密度および標準偏差に基づき、月吉断層の透水性が設定された。月吉断層の透水性設定にあたっては、次の仮定が設定された（井尻ほか, 2003b, p.3-20）。

- ・ 月吉断層の透水係数は、対数正規分布である。
- ・ 月吉断層の割れ目頻度分布は、正規分布である。
- ・ 透水係数と割れ目頻度分布の関係は、花崗岩と同様である。

竹内ほか（2001）によれば、月吉断層の下盤側では、圧力干渉試験の結果から花崗岩より透水性を大きいことが示されている。このことを踏まえて、月吉断層は、低透水性を示すコア部とその両側に高透水性部からなるサンドウィッチ構造を有するとしている（井尻ほか、2003b, p.3-23）。

水理特性のキャリブレーション

TOUGH2 を用いた水理地質構造モデルの構築では、深度方向の水頭変化に一致するモデルを構築することを目的として、水理特性値のキャリブレーションが行われている（井尻ほか、2003a, p.4-29；井尻ほか、2003b, p.3-48）。水理特性のキャリブレーションでは、次の理由から、MIU-1～3 孔における定常状態での水頭観測値が用いられるとともに、月吉断層の低透水部における透水係数が未知パラメータとして設定されている（井尻ほか、2003a, p.4-29）。

- ・ MIU-1～3 孔の定常状態での水頭観測値が、解析領域における特徴をもっとも表していること
- ・ 全領域に対して 14 種類の材料区分（水理地質区分）を行っているため、すべての材料の水理特性をパラメータとしてキャリブレーションを行うことは現実的でないこと
- ・ キャリブレーション解析の比較観測値として定常状態の間隙水圧分布（水頭分布）を用いた場合、材料ごとの水理特性は観測値に対する感度が低いことが予想されること
- ・ 観測値の特徴としては、月吉断層上下における水頭変化であると考えられること

水理特性のキャリブレーションは、TOUGH2 の逆解析プログラムである iTOUGH2（Finsterle and Pruess, 1995；Finsterle and Persoff, 1977）が用いられた。iTOUGH2 では、次に示す目的関数を、Gauss-Newton 法の一つである Levenberg-Marquardt 法によってパラメータ更新を行い、あらかじめ反復回数を指定しない場合には、観測値と計算値の残差 2 乗和 $|r|$ が十分に小さくなるか、パラメータ更新ベクトル ΔP_k のノルムが十分小さくなった場合に終了となる（井尻ほか、2003a, pp.4-29～4-30）。

$$|r| = \sum (H_{\text{obs}} - H_{\text{cal}})^2$$

H_{obs} ：水頭観測値， H_{cal} ：水頭計算値

$$\Delta p_k = (J_k^T C_{zz}^{-1} J_k + \lambda_k D_k)^{-1} J_k^T C_{zz}^{-1} r^k$$

C_{zz} : 観測値と計算値の共分散行列, J_k : Jacobian 行列 ($J = -\partial r / \partial p$),
 D_k : 共分散行列と Jacobian から計算される対角行列, λ_k : Levenberg パラメータ

水理特性のキャリブレーション解析に先立ち, 井尻ほか (2003a) は, マニュアルキャリブレーションにより逆解析のための初期値を求めている。マニュアルキャリブレーションでは, 月吉断層の透水係数を 1/10, 1/100, 1/1000 と変化させ, MIU-1~3 における水頭分布を比較している。その結果, 月吉断層の透水性を初期の 1/10 (7.079×10^{-10} m/s) としてモデルを逆解析初期値として採用している。iTOUGH2 による逆解析では, 反復回数 6 回で透水係数, 目的関数ともに変化量が判定値 (1.0×10^{-10}) 以下となり, 収束と判断された (図 3.2.1-4)。その結果, 月吉断層の透水係数最適値として 4.296×10^{-9} m/s が得られている (井尻ほか, 2003a, pp.4-30~4-35)。

以上のプロセスに基づき構築された水理地質構造モデルの概要を, 表 3.2.1-4 に示す。

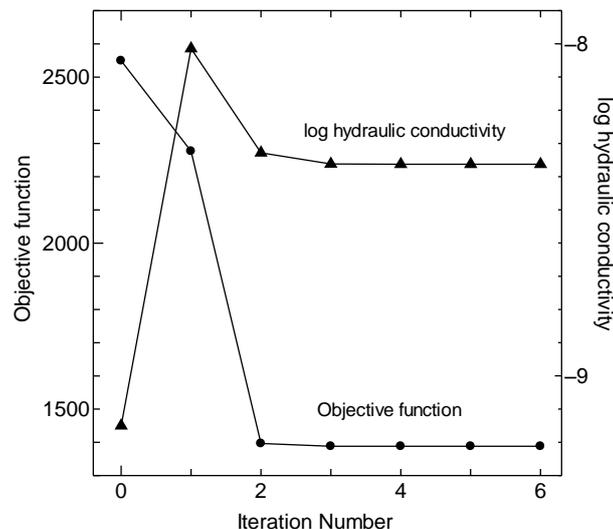


図 3.2.1-4 iTOUGH2 逆解析反復に従う目的関数と透水係数変化 (井尻ほか, 2003a, 図 4.3-8, p.4-37 による)

表 3.2.1-4 TOUGH2 に供した水理地質構造モデルの概要
 (井尻ほか, 2003a, 表 8.1-1~3, pp.8-3~8-5 をもとに作成)

解析領域	稜線と土岐川に囲まれた 9km×9km 領域
地形	考慮 (DEM50m メッシュ)
考慮した地質構造	沖積層, 瀬戸層群, 瑞浪層群, 土岐花崗岩風化部, 土岐花崗岩健岩部, 月吉断層
岩盤の透水性	堆積岩: 不均質 花崗岩: 不均質
月吉断層	高透水と低透水のサンドイッチ構造としてモデル化
透水係数 (m/s: 対数正規分布)	<ul style="list-style-type: none"> ・ 沖積層 : 対数平均-7.0, 対数標準偏差 1.6 ・ 瀬戸層群: 対数平均-7.2, 対数標準偏差 1.4 ・ 生俵累層: 対数平均-8.7, 対数標準偏差 1.5 ・ 明世界層: 対数平均-7.9, 対数標準偏差 0.8 ・ 土岐夾炭累層: 対数平均-7.0, 対数標準偏差 0.9 ・ 土岐花崗岩 (黒雲母花崗岩): 対数平均-7.1, 対数標準偏差 1.7 ・ 土岐花崗岩 (優白質花崗岩): 対数平均-6.9, 対数標準偏差 1.1 ・ 花崗岩 (深部): 対数平均-7.4→8.3 (深度方向に遷移), 対数標準偏差 1.5 ・ 断層コア部: 対数平均-8.2, 対数標準偏差 1.1 ・ 断層破碎帯: 対数平均-6.1, 対数標準偏差 1.1
有効間隙率	透水係数, 三乗則, 亀裂密度 (7.95/m) から算定

(b) 等価不均質連続体モデル (EQUIV_FLO) の事例

等価不均質連続体モデルは, ボーリング調査や露頭調査により取得された割れ目の空間分布に関する情報を, 連続体モデルの水理特性の空間分布に反映し, 不均質かつ不連続な岩盤内の地下水流動を表現するための手法 (下茂・山本, 1996) である。この手法は, 割れ目の数と未知数 (節点数) の数が無関係であるため, 広い領域を対象とした不連続性岩盤の地下水流動解析に適しているとされる (井尻ほか, 2003a, p.5-1 ; 井尻ほか, 2003b, p.4-1)。

モデル化の方法

等価不均質連続体モデルによるモデル作成から岩盤内地下水解析までの流れを図 3.2.1-5 に示す。大局的には, 割れ目分布の生成, 有限要素解析のためのメッシュの作成, 浸透流解析の 3つのステップからなる。割れ目分布の生成では, まず, 割れ目調査結果に基づき, 割れ目分布を確率的に発生させる。この場合, 破碎帯や大規模な断層などの既知の情報が得られている構造については決定論的に与えてもよいとされる。割れ目の透水性の算定については透水試験結果が参考にされている (井尻ほか, 2003a, p.5-6)。

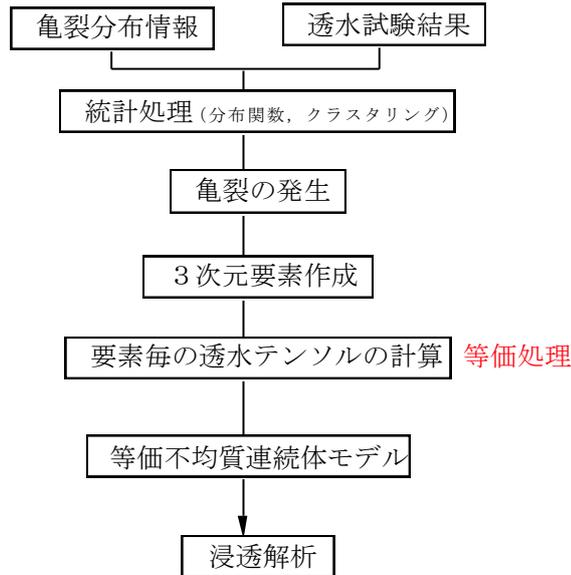


図 3.2.1-5 等価不均質連続体モデル作成の流れ
(井尻ほか, 2003a, 図 5.1-4, p.5-6 による)

EQUIV_FLO を用いた水理地質構造モデルの構築では, 次に示す要素が考慮されている (井尻ほか, 2003a, p.5-7)。

- ① 地形
- ② 地質構造
 - ・堆積岩の分布
 - ・断層 (月吉断層)
 - ・花崗岩内割れ目帯区分 (上部割れ目帯, 低密度割れ目帯, 断層に伴う割れ目帯)
- ③ 割れ目方向 (確率論的に取扱い, 土岐花崗岩の透水性に反映)
 - ・方向
 - ・密度
 - ・大きさ
 - ・開口幅 (幾何学, 水理, 物質移行)
- ④ 透水係数 (堆積岩, 土岐花崗岩, 断層)

水理地質構造モデルの構築手順は, 次のとおりである (井尻ほか, 2003a, p.5-11)。

- ① 第1ステップ: 地形のモデル化
デジタル地形データによる解析領域の地形データの作成
- ② 第2ステップ: 堆積岩, 土岐花崗岩, 断層の大構造のモデル化
ボーリングデータ (地質柱状図), 物理探査データに基づく堆積岩・花崗岩地層境界面の反映
- ③ 第3ステップ: 土岐花崗岩内部の割れ目ゾーンの区分

土岐花崗岩内の透水性割れ目の三次元分布に基づく割れ目ゾーンの区分

- ④ 第4ステップ：割れ目ゾーンごとの割れ目分布パラメータの設定
ボアホールテレビデータに基づく割れ目分布のモデル化
- ⑤ 第5ステップ：水理パラメータの設定
水理試験結果に基づく割れ目半径，水理学的開口幅の設定
水理試験結果に基づく堆積岩，断層の透水係数の設定

地形のモデル化

地形モデルは，デジタル地形データ（50m 間隔）をもとに，対象領域の標高データが抽出され，地形モデルが作成された（井尻ほか，2003a，p.5-13；井尻ほか，2003b，p.4-43）。

地質構造・地層境界のモデル化

地質構造および地質境界のモデル化の対象とされた要素とモデル化方法は，次のとおりである（井尻ほか，2003a，p.5-14；井尻ほか，2003b，pp.4-44～4-47）。

【堆積岩－基盤岩の境界面】

- ・地上電磁探査データ（境界面グリッドデータ：図 3.2.1-6）に基づきモデル化された。

【上部割れ目帯】

- ・広域地下水流動解析のモデル化で用いられている次式により，上部割れ目帯の厚さを算定した。

$$\text{上部割れ目帯の厚さ (m)} = 0.9899 \times \text{堆積岩の厚さ (m)} + 171.03$$

- ・堆積岩の厚さは，地表面標高から堆積岩－基盤岩の境界面の標高を減ずることにより算定した。なお，堆積岩厚さが負値となる場合には，堆積岩厚さを 0m とした。

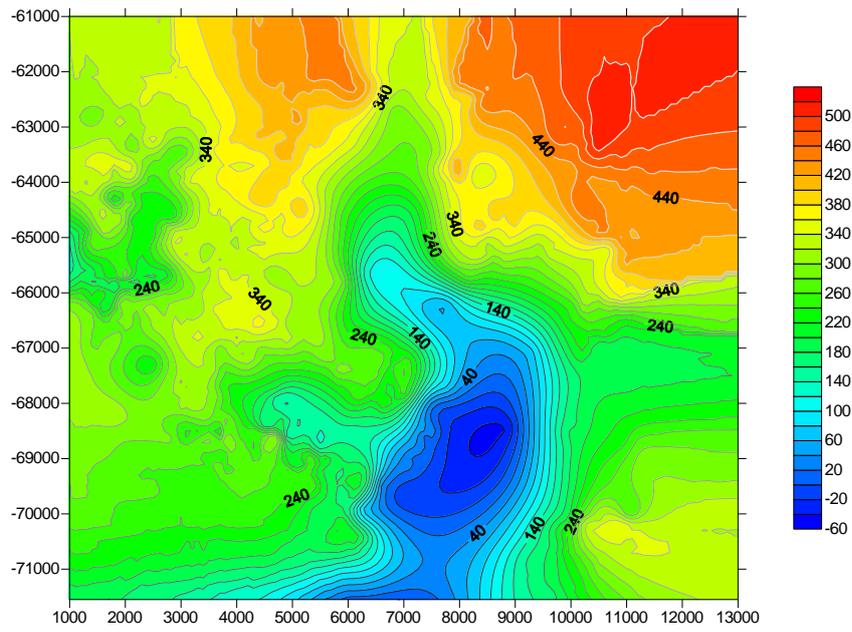
【月吉断層】

- ・月吉断層は，①MIU-2～4 号孔における月吉断層の出現深度，②反射法により解釈される月吉断層の存在位置，③地表地質図における断層トレース，に基づき決定された三次元形状データを用いた。
- ・月吉断層の厚さは，MIU-1～3 号孔のボアホールテレビデータを基に，鉛直方向の厚さを 60m と設定した。

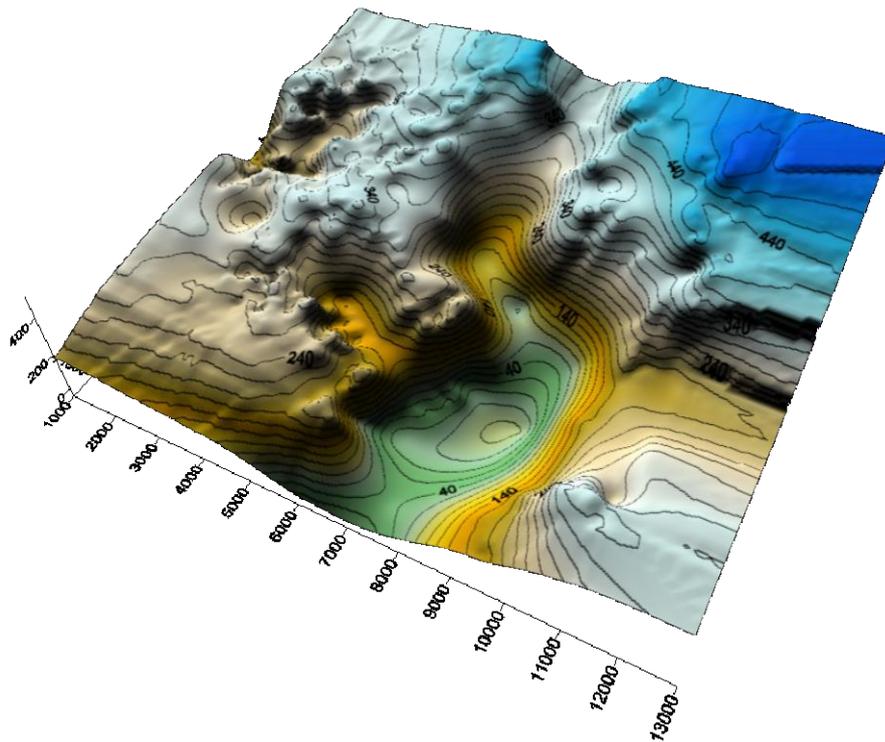
【断層に伴う割れ目帯】

- ・断層周辺の高密度割れ目帯は，断層に平行な厚さ 100m（鉛直方向の厚さ）の領域としてモデル化した。

上記により構築された三次元地質構造モデルを，図 3.2.1-7 に示す。



(a) コンター図



(b) 鳥瞰図

図 3.2.1-6 電磁探査による基盤と堆積岩の境界面
(井尻ほか, 2003a, 図 5.2-5, p.5-15 による)

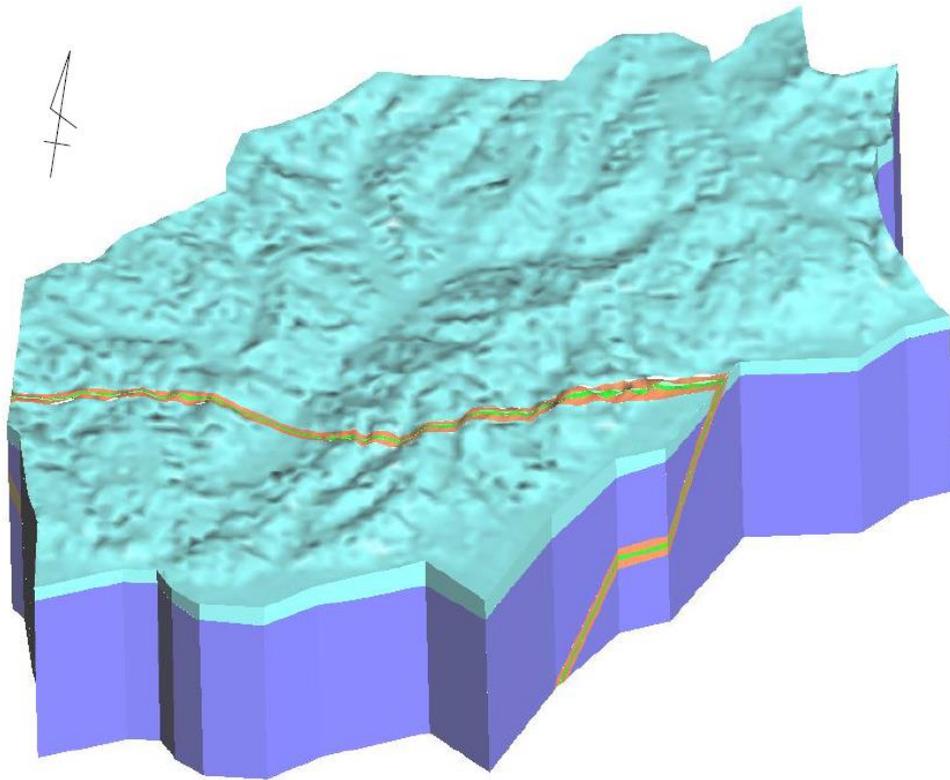


図 3.2.1-7 地質構造モデル
(井尻ほか, 2003a, 図 5.2-9, p.5-18 による)

水理特性のモデル化

花崗岩内の割れ目の三次元分布を考慮したモデル化にあたっては、割れ目の幾何学的な方位、開口幅、半径の統計分布および三次元割れ目密度を決定する必要があるとされる。特に、透水モデルにおいては、岩盤壁面や孔内で観察される開口幅（幾何開口幅）ではなく、水理的に有効な開口幅（水理開口幅）を用いる必要があるとされる。このため、図 3.2.1-8 に示す手順に従って、原位置データに基づく透水性割れ目の幾何学的分布パラメータおよび透水性を確率論的に決定した。図 3.2.1-8 に示した手順では、まずボアホールテレビの結果から開口割れ目のみを抽出し、孔内密度（一次元密度： ρ_1 ）、割れ目面の方向（ \mathbf{n} ）、幾何学的開口幅（ t_g ）などの分布を決定する。次にボーリング孔を用いた透水試験結果を模擬したシミュレーションを行い、透水係数分布の実測値と計算値との比較から、割れ目の半径（ r ）と水理的開口幅（ t_h ）の平均値を推定する。体積密度（ ρ_3 ）は、割れ目分布の幾何学的関係式を用いて r の二乗平均値と ρ_1 の値により算定する。

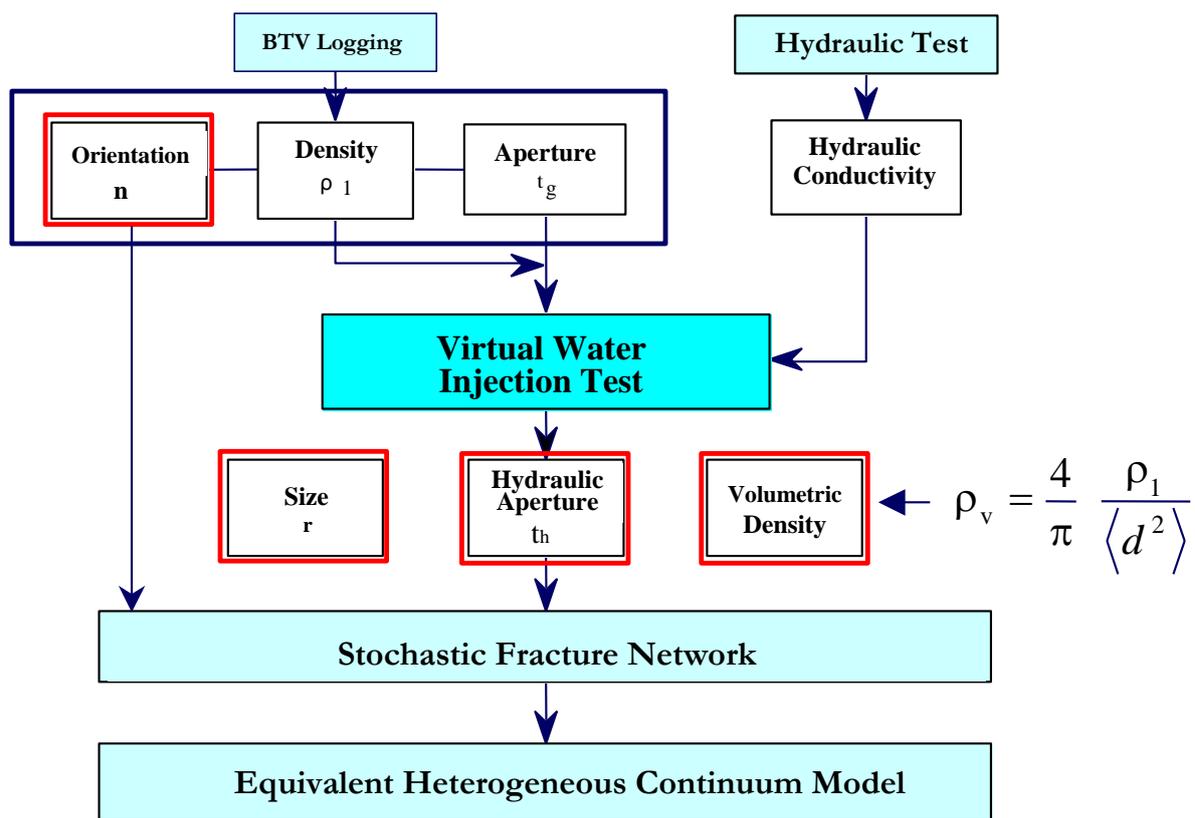


図 3.2.1-8 割れ目統計量の決定手順
(井尻ほか, 2003a, 図 5.2-11, p.5-20 による)

割れ目頻度に基づく土岐花崗岩の領域区分

MIU-1~4 号孔で確認された割れ目頻度および地質観察結果に基づき, 次の事項が明らかにされ, 割れ目分布の概念図 (図 3.2.1-9) が構築された (井尻ほか, 2003a, p.5-21 ; 井尻ほか, 2003b, p.4-47, p.4-51)。

- 各ボーリングにおいて, 上部と下部に比較的割れ目の発達した領域があり, その中間に割れ目の少ない領域が存在する傾向が認められる。
- 上記の割れ目頻度の変化は, 累積割れ目曲線の勾配の違いとして表れている。
- 土岐花崗岩の最上部には厚さ 30m 程度の風化花崗岩が存在し, 深度 300~370m まで, 比較的割れ目頻度の高い花崗岩 (土岐花崗岩高密度割れ目帯) が分布する。
- それ以深では, 割れ目の少ない健岩部 (土岐花崗岩健岩部) が存在した後, 月吉断層周辺では再び割れ目頻度が増加する (月吉断層周辺割れ目帯)。
- 土岐花崗岩健岩部の一次元割れ目密度は 2~3 本/m であるのに対して, 土岐花崗岩高密度割れ目帯および月吉断層周辺割れ目帯の割れ目密度は, 3.6~6.2 本/m であり, 倍程度の差異が認められる。

上記のように土岐花崗岩内では、深度方向に明らかな割れ目密度の違いが認められることから、水理地質構造のモデル化において、土岐花崗岩は上部割れ目帯、低密度割れ目帯、月吉断層に伴う三つの領域に区分され、領域ごとに割れ目の三次元分布の分析が行われた(井尻ほか, 2003a, p.5-21)。

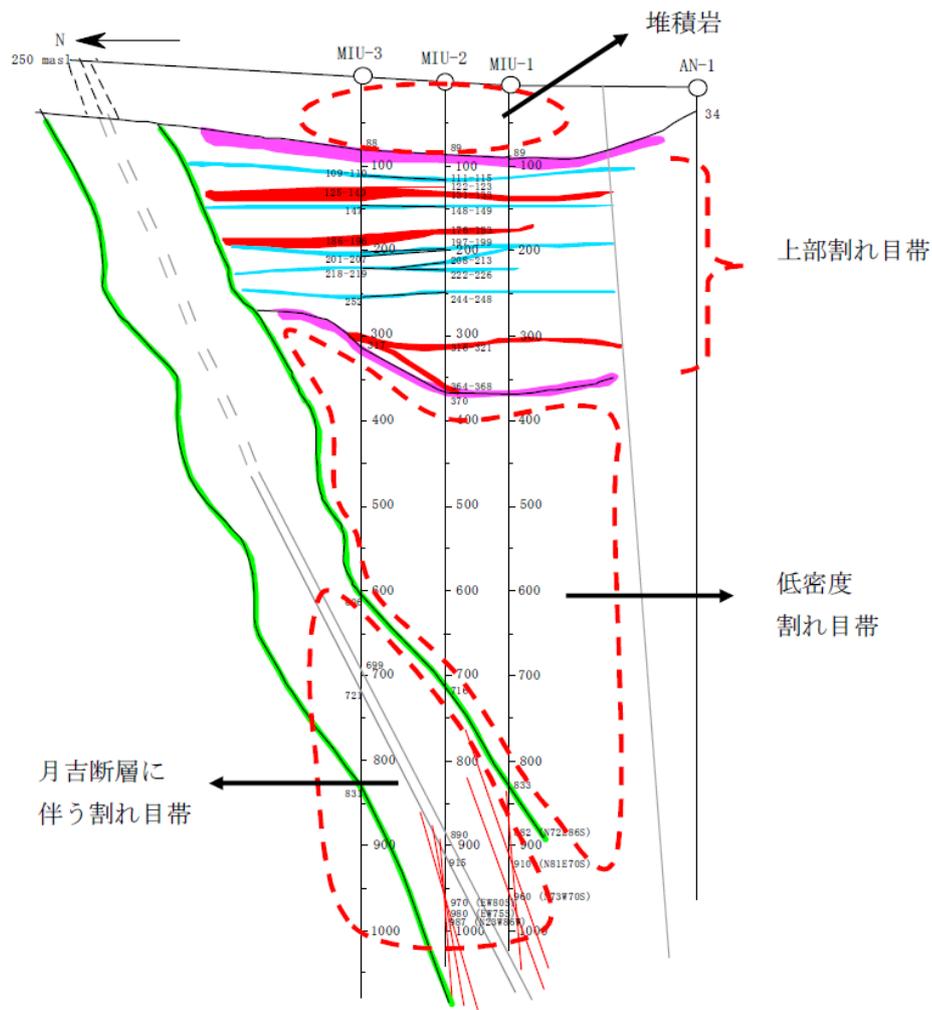


図 3.2.1-9 割れ目分布概念図
(井尻ほか, 2003a, 図 5.2-14, p.5-24 による)

割れ目方向分布

土岐花崗岩の割れ目方向分布のモデル化にあたっては、MIU-1～4 号孔におけるボアホールテレビにより取得されたデータが用いられた。データの整理においては、上記で区分された領域ごとに割れ目方向の分布が検討された。各領域における割れ目方向分布の特徴は、次のとおりである(井尻ほか, 2003a, p.5-26 ; 井尻ほか, 2003b, p.4-52)。

- 上部割れ目帯では、①低角度割れ目のほか、②NE～EW 走向 S 傾斜、③NW～NS 走向の3方向が卓越する。
- 低密度割れ目帯では、上部割れ目帯に比べて、①低角度割れ目が少ない、③NE～EW 走向 N 傾斜の割れ目や N50～70W/70～80S の割れ目が多い。
- 月吉断層に伴う割れ目帯では、基本的に低密度割れ目帯と同様の傾向が見られる。

ボアホールテレビにより取得される割れ目方向の分布には、ボーリング方位によるサンプリングのバイアス（例えば、鉛直孔の場合、水平に近い割れ目がより強調される）がかかっている。このため、井尻ほか(2003a)では、ボーリング孔で観察される割れ目の数(N_L)を観察したボーリング孔の長さ(L)で除した見かけ割れ目密度(N_L/L)を割れ目面の方位とボーリング方位がなす角度で補正した一次元割れ目密度 $\rho_1(n)$ を、次式により算出している。

$$\rho_1(n) = \frac{N_L(n \sim n + \Delta n)/n_i}{L}$$

$N_L(n \sim n + \Delta n)$: 面の法線ベクトルが $n \sim n + \Delta n$ の範囲内にある割れ目とボーリングとの交差数,

L : ボーリング長, n_i : ボーリング方位と割れ目面の法線ベクトルの方向余弦

上式を用いて求めた補正した一次元割れ目密度を用い、次のとおり割れ目方位の確率分布が決定された（井尻ほか, 2003a, p.5-27 ; 井尻ほか, 2003b, pp.4-42～4-43）。

- 岩盤内の割れ目方位の確率密度関数としては、卓越方向中心周りに等方的な分布形態を示す Fisher 分布と、非等方的な Bingham 分布がよく用いられているが、土岐花崗岩の方位分布をみると、特に②、③の NE～EW 走向の割れ目群は走向範囲が広く、等方的な分布形態で1つのセットとして表すには限界がある。
- このため、割れ目方位分布のモデル化には、Bingham 分布を採用する。

Bingham 分布による割れ目方向のフィッティング結果の例を図 3.2.1-10 に示すとともに、割れ目方向の分布パラメータを表 3.2.1-5 に示す。

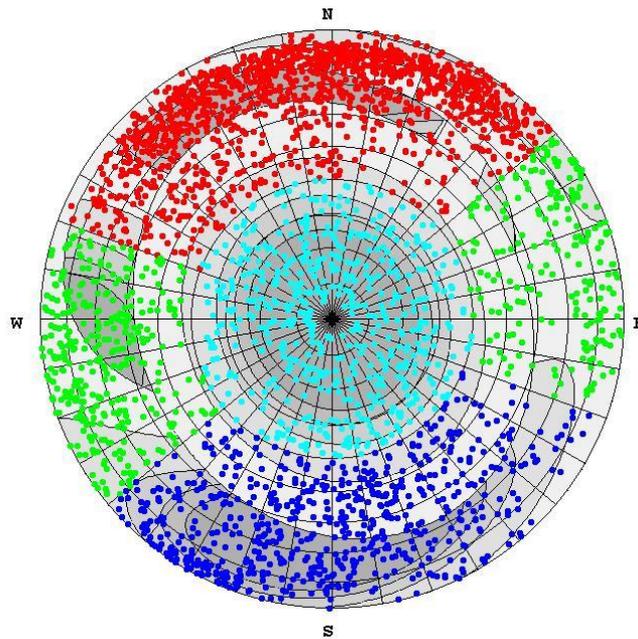


図 3. 2. 1-10 割れ目方向の Bingham 分布によるフィッティングの例
 (月吉断層に伴う割れ目帯) (井尻ほか, 2003a, 図 5.2-19, p.5-24 による)

表 3. 2. 1-5 Bingham 分布により得られたパラメータ
 (井尻ほか, 2003a, 表 5.2-3, p.5-31 による)

Zone	SET		Ratio	Average Strike	Average Dip	κ_1	κ_2	ang(degree)
UHFD	SET 1	NE/S	28%	74.9	70.3	-13.6	-3.5	175.3
	SET 2	NW	17%	345.4	79.9	-8.8	-5.0	81.8
	SET 3	NE/N	22%	279.1	61.0	-9.0	-3.2	12.0
	SET 4	Horizontal	33%	254.6	11.5	-7.8	-6.9	64.1
MFD	SET 1	NE/S	36%	78.1	69.7	-16.3	-2.5	0.0
	SET 2	NW	21%	347.2	88.4	-8.4	-5.8	82.0
	SET 3	NE/N	23%	272.9	61.1	-11.0	-3.2	14.4
	SET 4	Horizontal	19%	161.1	85.7	-7.7	-5.0	77.6
FZ	SET 1	NE/S	44%	82.5	71.4	-16.2	-3.0	6.4
	SET 2	NW	18%	348.7	84.0	-8.4	-4.5	99.9
	SET 3	NE/N	21%	270.7	64.3	-10.9	-3.3	14.3
	SET 4	Horizontal	17%	215.7	0.4	-6.7	-5.5	61.8

Strike : clockwise angle from the north

UHFD:Upper Highly Fractured Domain, MFD: Moderately Fractured Domain, FZ : Fractured Zone along Tsukiyosl

割れ目密度

土岐花崗岩の割れ目密度は、MIU-1～4号孔のボアホールテレビ観察データが用いられた。土岐花崗岩の領域ごとに全割れ目、開口割れ目、透水性割れ目（WCF: Water Conducting Feature）の一次元密度（表 3.2.1-6）が算出されている（井尻ほか, 2003a, p.5-33 ; 井尻ほか, 2003b, pp.4-42～4-43）。

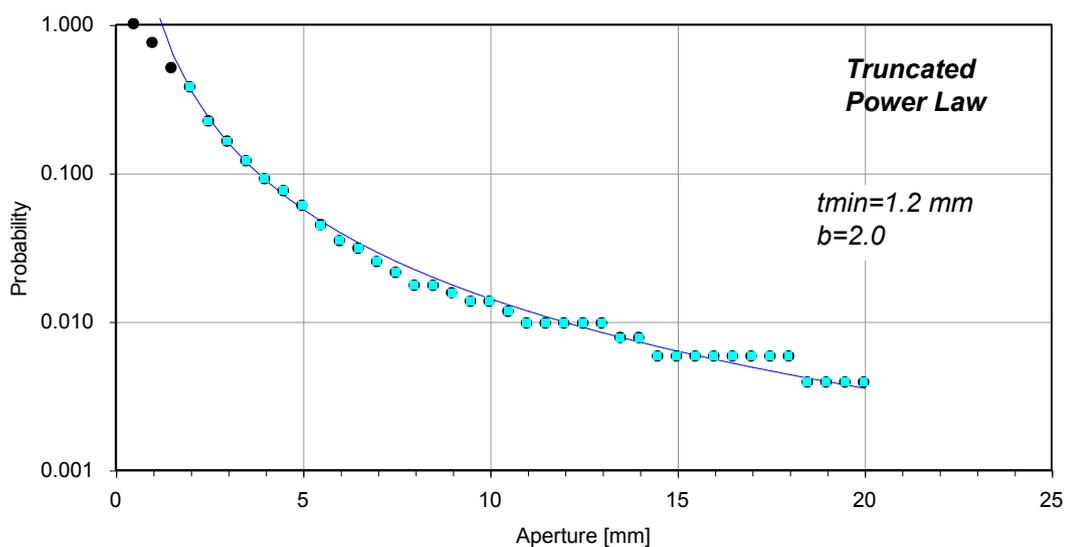
表 3.2.1-6 ボアホールテレビ観察により取得された割れ目密度
（井尻ほか, 2003a, 表 5.2-4, p.5-33 による）

Zone	All Fractures		Open Fractures		WCF	
	Frequency	Density [1/m]	Frequency	Density [1/m]	Frequency	Density [1/m]
Sedimentary Rocks	1184	3.298	5	0.014	11	0.031
UHFD	4464	4.518	187	0.189	19	0.019
MFD	4067	2.927	252	0.181	15	0.011
FZ	6178	5.684	75	0.069	27	0.025
Total	15893	4.152	519	0.136	72	0.019

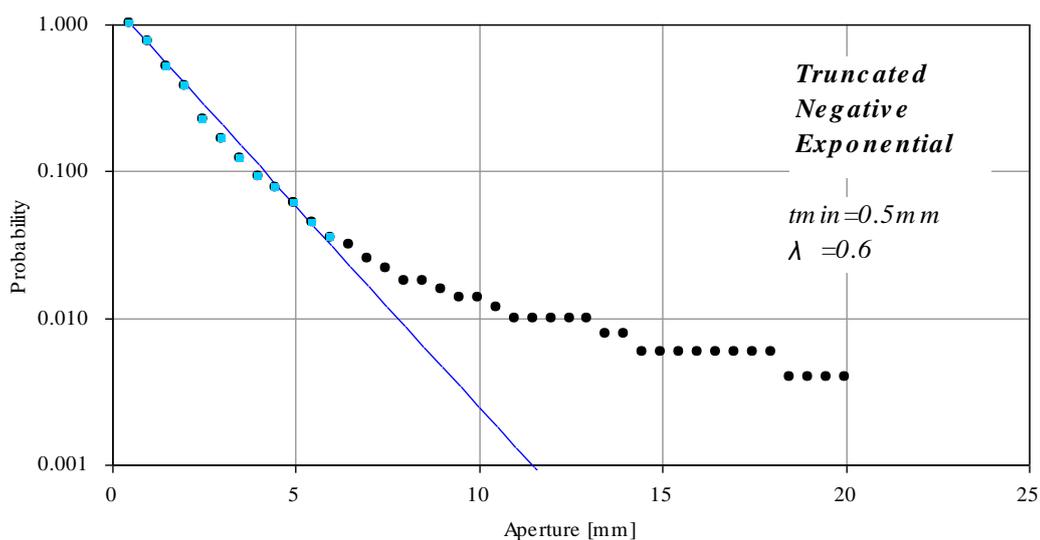
幾何学的開口幅分布

幾何学的開口幅分布（累積確率分布）については、MIU-1～4号孔のボアホールテレビ観察データが利用された。幾何学的開口幅分布については、負の指数分布とべき乗分布（図 3.2.1-11）について検討された。どちらの確率分布を利用するかについては議論の余地があるが、次の理由から負の指数分布が採用されている。

- 全体の 95% を占める開口幅 7mm 以下の範囲においては、両分布関数の適合度に大きな差は見られない。
- べき乗分布を用いて開口幅の確率モデルを作成した場合、不自然に大きな開口幅が発生し、そのような割れ目の存在が水理解析の結果全体を支配する可能性がある。



(a) べき乗分布



(b) 負の指数分布

図 3.2.1-11 割れ目の開口幅分布（幾何学的開口幅）

（井尻ほか，2003a，図 5.2-21，p.5-34 による）

仮想透水試験による割れ目統計量の設定

ボアホールテレビ観察結果に基づき決定できない，割れ目の半径分布，透水性（割れ目の水理学的開口幅）および三次元割れ目密度を推定するため，図 3.2.1-12 に示す手順に沿った検討が行なわれている。図 3.2.1-12 に示す仮想透水試験法は，統計的に発生した割れ目モデルを用いて，透水試験を模擬した数値シミュレーションを行い，実際の透水試験結果に等しい透水係数の分布が得られるような割れ目統計量を試行錯誤的に決定する方法である（井尻ほか，2003a，p.5-35；井尻ほか，2003b，pp.4-54～4-55）。

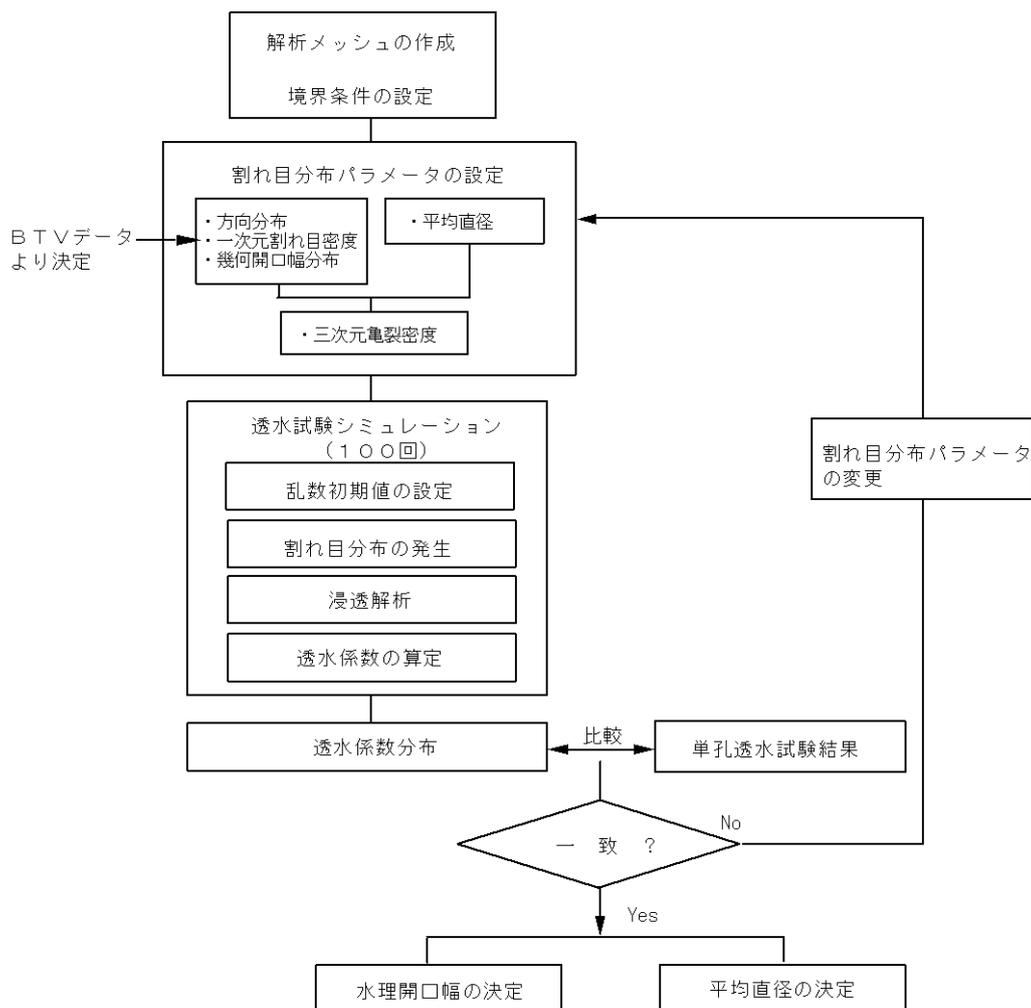


図 3.2.1-12 仮想透水試験法の手順
(井尻ほか, 2003a, 図 5.2-22, p.5-35 による)

仮想透水試験結果との比較には, MIU-1~3 号孔で行われた透水試験 (スラグ試験および揚水試験) のうち, 区間長 10m 以上の長区間試験 (平均区間長: 64m, 区間数: 49 区間) の結果が用いられた。比較検討に利用された領域ごとの透水係数分布を図 3.2.1-13 に示す。実測透水係数は, 対数正規確率紙うえで直線を示すことから, ほぼ対数正規分布に従い分布していると解釈された。また, 透水係数の値は, 2~3 桁にわたり分布しており極めて高い不均質性を示し, 低密度割れ目帯の透水係数は上部割れ目帯や月吉断層に伴う割れ目帯に比べ 1 桁程度小さい (井尻ほか, 2003a, p.5-38)。

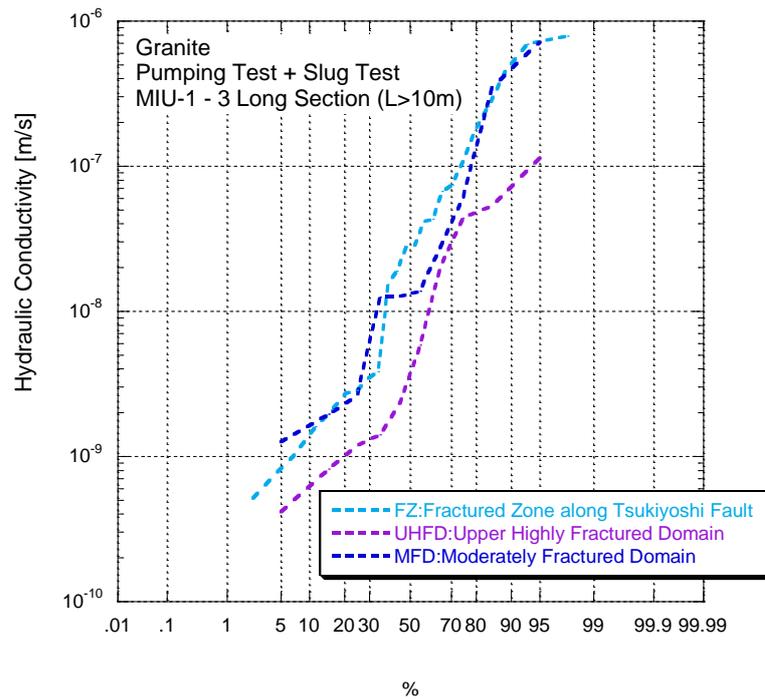


図 3.2.1-13 実測透水係数の分布
(井尻ほか, 2003a, 図 5.2-24, p.5-38 による)

仮想透水試験によるパラメータ値の推定にあたっては、次の仮定が設けられた（井尻ほか, 2003a, p.5-39）。

- ・ 開口分布幅は負の指数分布に従う（分布パラメータ値は割れ目セットによらず一定）
- ・ 方向分布は Bingham 分布に従う（分布パラメータ値は割れ目セットごとに適用）
- ・ 半径分布はべき乗分布に従う（分布パラメータ値は割れ目セットによらず一定）
- ・ 幾何学開口幅と水理的開口幅は線形比例関係にある

上記の仮定に加えて、割れ目半径分布がべき乗分布に従う場合の半径の平均ならびに二乗平均、1次元割れ目密度と割れ目半径分布の関係に基づく割れ目体積密度の関係式から、実測された透水係数の分布に一致する割れ目分布パラメータを設定している。割れ目分布パラメータは、開口割れ目の一次元密度 ρ_1 （全割れ目の一次元密度の 3.3%）を採用したケース 1 と、開口割れ目の一次元割れ目密度を変化させて実測透水係数の不均質性を再現するケース 2 を設定している（井尻ほか, 2003a, p.5-41）。仮想透水試験により設定された割れ目分布パラメータを表 3.2.1-7 に示すとともに、ケース 1 における仮想透水試験結果と実測との比較結果を図 3.2.1-14、ケース 2 における仮想透水試験結果と実測との比較結果を図 3.2.1-15 に示す。

表 3.2.1-7 仮想透水試験により推定された割れ目分布パラメータ
(井尻ほか, 2003a, 表 5.2-5, p.5-44 による)

要因	パラメータ		CASE 1	CASE 2	
密度	透水確率 (透水亀裂数/全亀裂数)		3.3%	0.2%	
	一次元 割れ目密度 [1/m]	ρ_1	UHFD	0.259	0.016
			MFD	0.188	0.011
			FZ	0.351	0.021
	割れ目の 体積密度 [1/m ³]	ρ_v	UHFD	2.74E-06	6.65E-07
			MFD	1.99E-06	4.84E-07
FZ			3.73E-06	9.04E-07	
直径	分布関数		べき乗分布		
	最小半径[m]	r_{min}	100	50	
	平均[m]	$\langle r \rangle$	150	75	
	二乗平均 [m ²]	$\langle r^2 \rangle$	3.00E+04	7.50E+03	
開口幅	分布関数		負の指数分布		
	平均幾何 開口幅[m]	$\langle t_g \rangle$	1.60E-03	1.60E-03	
	平均水理 開口幅[m]	$\langle t_H \rangle$	2.71E-05	1.44E-04	
	tH/tg比	α	58.9	11.1	
方向	分布関数		ビンガム分布		
	セット数		4		

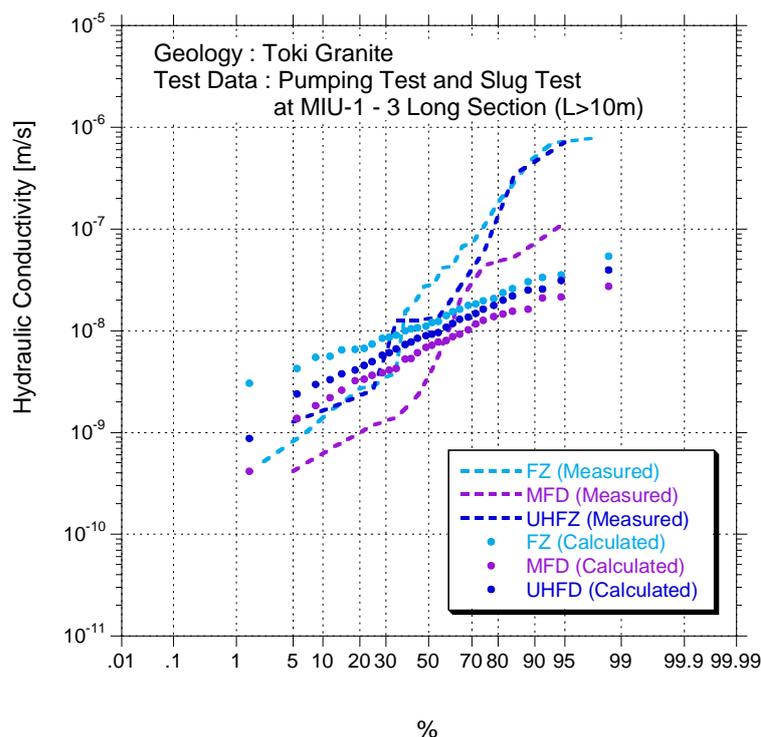


図 3.2.1-14 仮想透水試験結果と実測の比較 (ケース 1)
(井尻ほか, 2003a, 図 5.2-26, p.5-42 による)

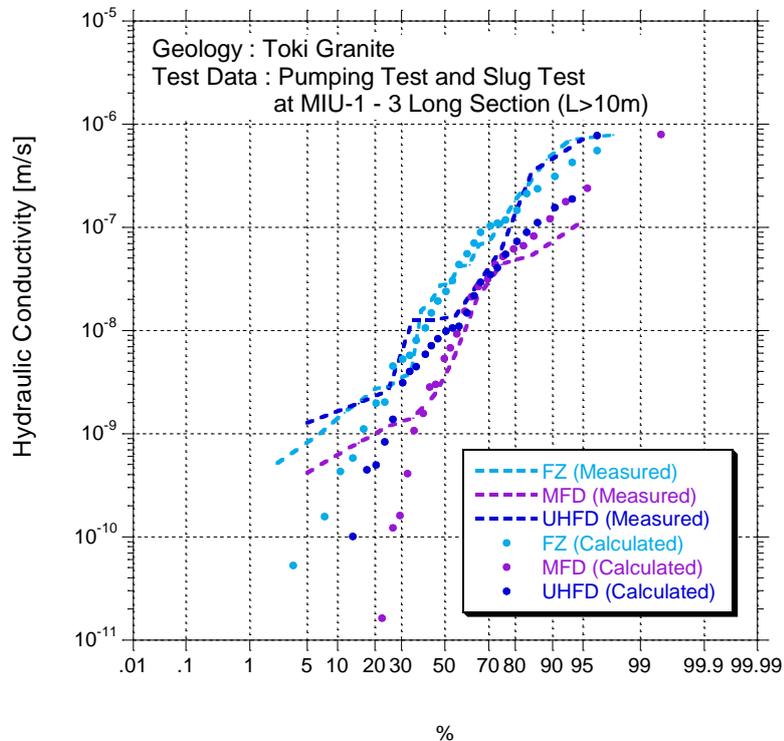


図 3.2.1-15 仮想透水試験結果と実測の比較 (ケース 2)
(井尻ほか, 2003a, 図 5.2-28, p.5-43 による)

物質移行開口幅および有効間隙率の設定

地下水移行時間の算定に必要なとなる花崗岩における物質移行開口幅は、釜石鉱山のトレーサ試験結果を参考に、次の式から算出している。なお、基質部の間隙率は考慮されていない（井尻ほか，2003a，p.5-45；井尻ほか，2003b，p.4-56）。

$$e_T = 2 \times T^{1/2}$$

e_T ：物質移行開口幅（m）， T ：透水量係数（ m^2/s ）

一方、堆積岩の有効間隙率については、過去の調査結果から得られている代表的な有効間隙率を参考として、30%に設定されている（井尻ほか，2003a，p.5-45）。

以上のプロセスに基づき構築された水理地質構造モデルの概要を、表 3.2.1-8 に示す。

表 3.2.1-8 EQUIV_FLO に供した水理地質構造モデルの概要
（井尻ほか，2003a，表 8.1-1～3，pp.8-3～8-5 をもとに作成）

解析領域	稜線と土岐川に囲まれた 9km×9km 領域
地形	考慮（DEM50m メッシュ）
考慮した地質構造	瑞浪層群，土岐花崗岩風化部，上部割れ目帯，土岐花崗岩健岩部，月吉断層
岩盤の透水性	不均質異方性（割れ目構造から透水テンソルを算定） 花崗岩は健岩部，上部割れ目帯，風化花崗岩を考慮
月吉断層	低透水構造としてモデル化 断層周辺割れ目帯は高透水構造としてモデル化
透水係数	<ul style="list-style-type: none"> ・ 瑞浪層群：$1.00 \times 10^{-8} m/s$ ・ 土岐花崗岩風化部：$1.00 \times 10^{-7} m/s$（平均値：仮想透水試験により分布） ・ 上部割れ目帯：$4.0 \times 10^{-9} m/s$（平均値：仮想透水試験により分布） ・ 土岐花崗岩健岩部：$2.0 \times 10^{-9} m/s$（平均値：仮想透水試験により分布） ・ 断層破碎帯（上側，下側）：$4.0 \times 10^{-9} m/s$（平均値：仮想透水試験により分布） ・ 断層コア部：$1.00 \times 10^{-10} m/s$
有効間隙率	割れ目開口幅（ $b = 2\sqrt{T}$ ）より要素ごとに算定

(c) 均質連続体モデル (GETFLOWS) の事例

GETFLOWS は、陸域水循環系全体（降雨－蒸発散－地表流－地下浸透・湧出）を表現対象とするシミュレーション技術で、地下への浸透や、地下水の地表への湧出などが物理的に組み込まれており、より自然な流動系が表現できると考えられている。超深地層研究所計画を対象とした検討では、地表流の有無による地下水流動への影響、地質構造の違いによる影響、解析領域における水収支に着目し、陸域水循環数値シミュレーションに資するための水理地質構造モデルを構築している。

モデル化の方法

GETFLOWS を用いた水理地質構造モデルは、次の手順で構築されている。

- ・ 地質構造モデルの構築
- ・ 水理特性の設定

地質構造モデルの構築

地質構造モデルの構築にあたり用いられたデータは次のとおりである（井尻ほか, 2003a, p.7-15）。

- ・ リニアメント分布図
- ・ 表層地質図
- ・ 地質柱状図および位置図
- ・ 電磁探査結果
- ・ 地質文献

上記のデータに基づき、対象領域には、基盤として花崗岩（土岐花崗岩）が分布し、その上位に泥岩・砂岩・礫岩の互層からなる新第三紀中新世の瑞浪層群、新第三紀鮮新世の瀬戸層群、第四紀層が分布することが把握されている。また、土岐川の北側には月吉断層が分布することが把握されている（井尻ほか, 2003a, p.7-15 : 図 3.2.1-16, 図 3.2.1-17）。

土岐花崗岩の上面については、地質文献の瑞浪層群の最下層準である土岐夾炭層基底分布図を基本とし、ボーリング地点および電磁探査結果に基づく花崗岩－瑞浪層群の不整合面の分布深度を参考に補正し、花崗岩の上面コンター図（図 3.2.1-18）に基づきモデル化している（井尻ほか, 2003a, p.7-17 ; 井尻ほか, 2003b, p.6-9, p.6-10）。

瀬戸層群は、層厚が薄く、岩相の側方変化が著しいが、東濃地域では、礫層を主体とし、一部粘土や火山灰を挟在する性状を示している。瀬戸層群は、瑞浪層群に比べ固結度が低いことから、瑞浪層群と区別してモデル化している。瀬戸層群の基底面は、段差を有するものの基本的に比較的平坦に分布していることから、地表における分布境界から内部構造を推定し、基底面等高線図に基づきモデル化している（井尻ほか, 2003a, p.7-17 ; 井尻ほか, 2003b, p.6-9, p.6-10）。

瑞浪層群は、瀬戸層群の上位層が欠如している部分を除き、土岐花崗岩上面と瀬戸層群基底面の間を瑞浪層群としている。瑞浪層群は、土岐夾炭累層、明世累層、生俵累層に大きく区分される。土岐夾炭累層は、淡水成の地層で主として泥岩、砂岩、角礫岩からなり、基部には礫岩が発達する。明世累層は、海成相（内湾堆積物）で岩相変化が著しいが、主として砂岩・泥岩の互層からなり、一部礫層、凝灰岩を挟在する。生俵累層は、海成相（内湾堆積物）で主として凝灰質泥岩からなる。

上記の瑞浪層群の特徴を踏まえ、地質構造モデルでは瑞浪層群を、次に示す3つに区分し、モデル化している（井尻ほか、2003a, p.7-17）。

- ・ 土岐基底礫岩：層厚 10～40m
- ・ 瑞浪層群下部層：土岐夾炭層の泥岩・砂岩部および明世累層
- ・ 瑞浪層群上部層：生俵累層

月吉断層は、土岐川北部に東西方向に分布し、南側へ緩く傾斜している。月吉断層は、低透水性のコア部と、その両側に高透水性の破碎部が挟み込む構造としてモデル化されている（井尻ほか、2003a, p.7-17；井尻ほか、2003b, p.6-11）。

水理特性の設定

上記の地質構造モデルとしてモデル化された各層の水理特性については、水理試験結果などに基づいて設定された。水理特性のうち、透水性については、水理試験結果（図 3.2.1-19, 図 3.2.1-20）に基づき次のことが把握されている（井尻ほか、2003a, pp.7-23～7-24）。

- ・ 土岐花崗岩の透水係数は、深さ方向に対して顕著な傾向は認められず、 $10^{-12} \sim 10^{-4}$ m/s の範囲にばらついている。
- ・ 土岐花崗岩の上部風化帯についても大きくばらついており、 $10^{-11} \sim 10^{-4}$ m/s の範囲を示す。
- ・ 月吉断層破碎帯は、 $10^{-9} \sim 10^{-5}$ m/s の範囲にあり、断層の上盤側と下盤側で透水性が異なる傾向がある。
- ・ 瑞浪層群の透水性は、 $10^{-10} \sim 10^{-7}$ m/s の範囲にある。
- ・ 土岐基底夾炭層の透水性は、 $10^{-8} \sim 10^{-5}$ m/s の範囲にある。
- ・ 全体として正規分布を示す。

以上のデータや特徴に基づき、各層に割り当てる透水性の考え方は、次のとおりである（井尻ほか、2003a, pp.7-25～7-26；井尻ほか、2003b, pp.6-15～6-16, pp.6-19～6-20）。

【土岐花崗岩】

- ・ 花崗岩類の透水係数は、割れ目の密度、連続性、開口幅、充填物などにより大きく変化するが、本解析では割れ目の密度や連続性を評価するのではなく、割れ目などを含む花崗岩の平均的な透水性を設定する。

- 花崗岩の透水係数は $10^{-5} \sim 10^{-12}$ m/s と非常に幅広く、頻度分布が大きい範囲でも $10^{-7} \sim 10^{-10}$ m/s と幅が広いが、平均的な 5.0×10^{-8} m/s と設定した。
- 花崗岩については、応力解放による割れ目の形成頻度が深部ほど減少すること、深度の増大による割れ目の密着、熱水変質物質による割れ目の充填などが推定され、一般的に深部と浅部で透水性が異なると思われるが、水理試験データの範囲では顕著な傾向が認められないため、深度方向の透水性の相違は考えないこととする。
- 風化部については、旧地表面（瑞浪層群の堆積面）も含め、地表面風化部と同じ 1.0×10^{-6} m/s と設定する。

【瀬戸層群】

- 瀬戸層群の透水係数は、水理試験データとして得られていないが、既往文献によって 1.0×10^{-6} m/s の値が示されている。
- 瀬戸層群は砂岩主体で固結度の低い地層であるが、泥岩の分布も連続性がよいことから、 1.0×10^{-7} m/s に設定する。

【瑞浪層群】

- 土岐夾炭層基底礫岩は、礫岩で透水性が高いと考えられるため、 1.0×10^{-6} m/s に設定する。
- 瑞浪層群下部層と上部層については、構成する岩相が下部層は砂岩主体、上部層は泥岩主体であることから、1桁程度の変化をつける。

【月吉断層】

- 月吉断層の中心部については、水理試験により 10^{-9} m/s 付近の値が得られているが、断層を通過する深度方向のポテンシャル変化を踏まえ、断層コア部における遮水効果が相応に生じるものと想定し、 1.0×10^{-10} m/s と設定する。
- 断層破碎帯については、水理試験により $10^{-9} \sim 10^{-6}$ m/s の範囲であることが示されているが、やや高めの 2.0×10^{-7} m/s に設定する。

【地表面風化部、河床礫、段丘堆積物、崖錘堆積物、崩積土】

- 水理試験結果が得られていないが、下位に分布する地層との差を考慮して、 1.0×10^{-6} m/s に設定する。

各地層の有効間隙率については、堆積岩類と基盤岩に区分し、堆積岩類は20%、基盤岩の土岐花崗岩については10%と仮定した。また断層については、花崗岩に比べ割れ目が多いと想定し20%とした（井尻ほか、2003a, p.7-27）。設定された水理特性を表3.2.1-9に示す。

以上のプロセスにより構築された水理地質構造モデルの概要を、表 3.2.1-10 に示す。

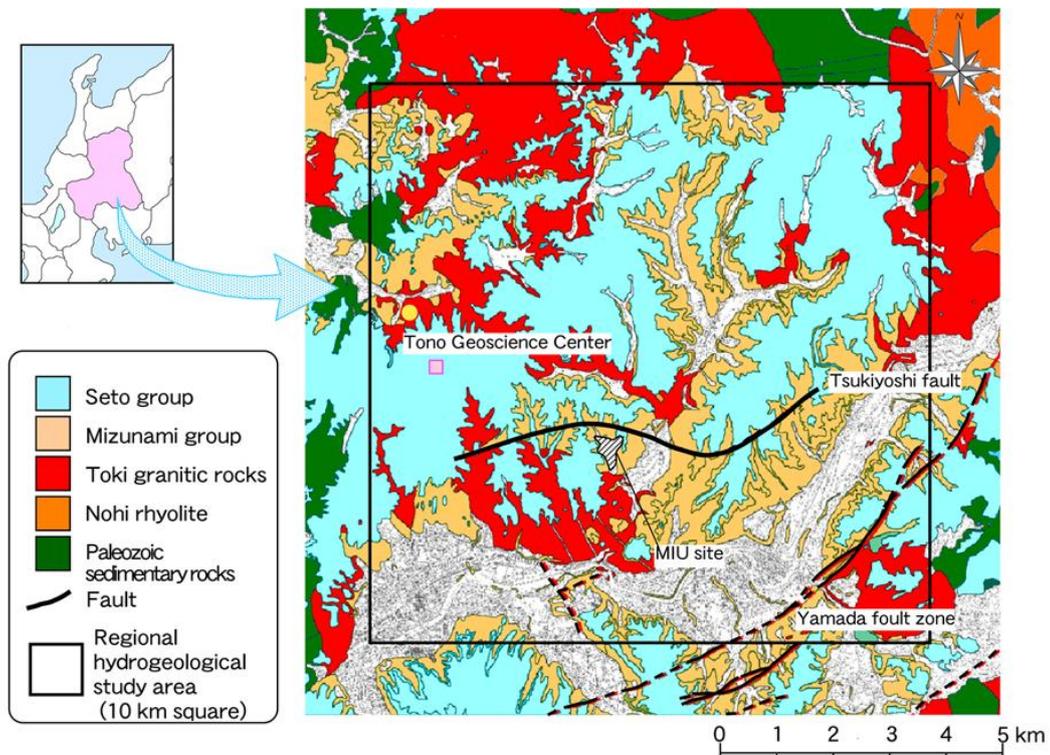


図 3.2.1-16 対象地域周辺の地質平面図
(井尻ほか, 2003a, 図 7.4-2, p.7-16 による)

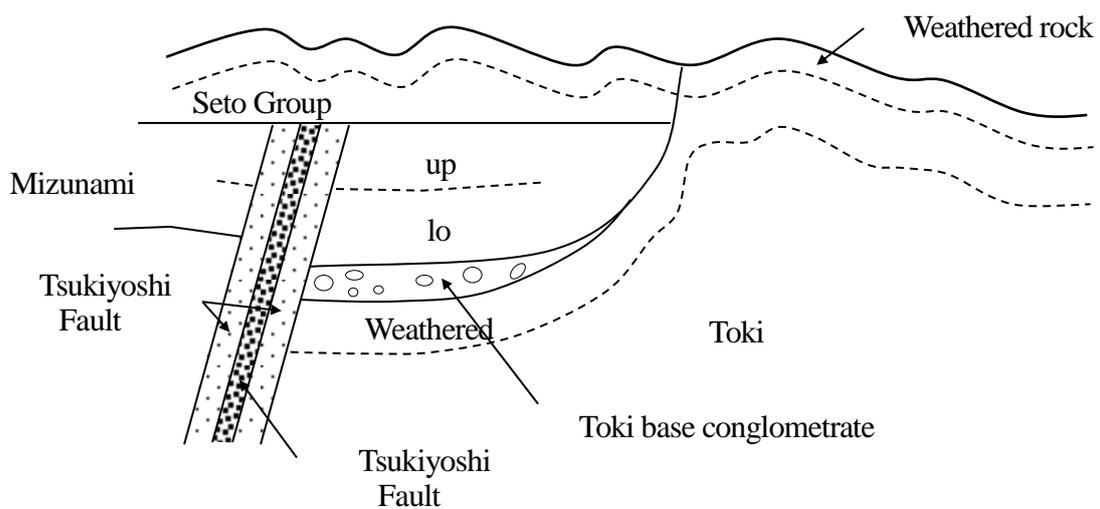


図 3.2.1-17 対象地域周辺の地質模式断面図
(井尻ほか, 2003a, 図 7.4-3, p.7-16 による)



図 3.2.1-18 花崗岩上面コンター図
 (井尻ほか, 2003a, 図 7.4-6, p.7-19 による)

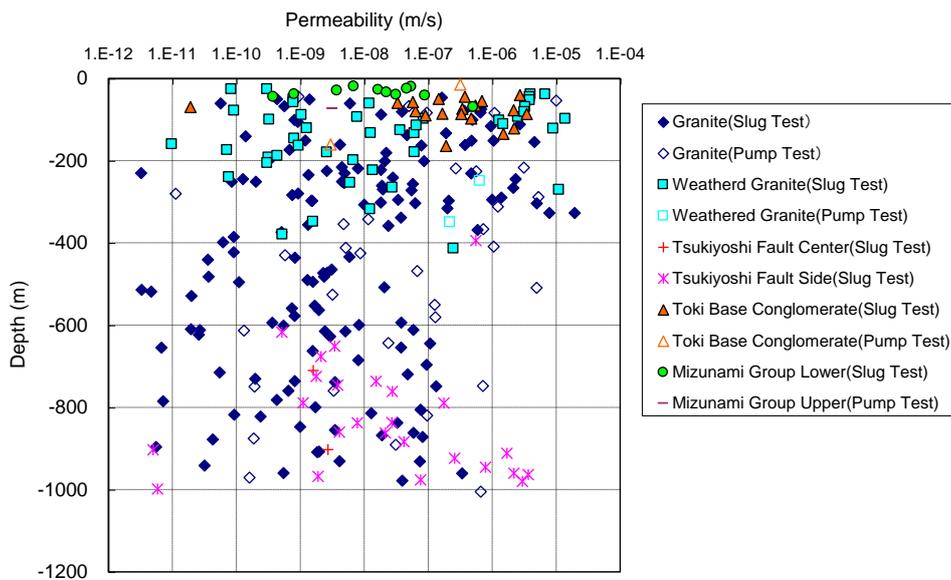


図 3.2.1-19 水理試験データ
 (井尻ほか, 2003a, 図 7.4-10, p.7-24 による)

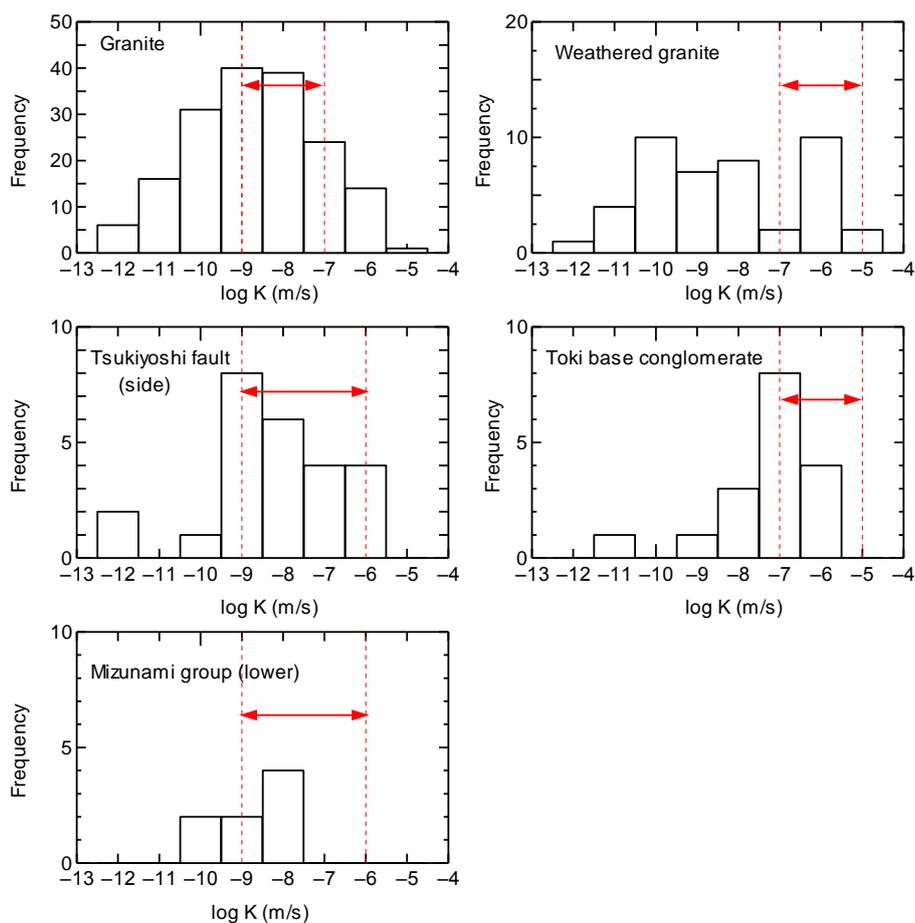


図 3.2.1-20 水理試験結果に基づく透水係数頻度分布
(井尻ほか, 2003a, 図 7.4-12, p.7-25 による)

表 3.2.1-9 水理地質構造モデルにおける各層の水理特性
(井尻ほか, 2003a, 表 7.4-1, p.7-27 による)

Material Type		Permeability (m/s)	Porosity (-)
Surface weathered soil		1.0×10^{-6}	0.2
Seto group		1.0×10^{-7}	
Mizunami group	Toki base conglomerate layer	1.0×10^{-6}	
	(Upper)	8.0×10^{-8}	
	(Lower)	1.0×10^{-9}	
Toki Granite	Weathered layer	1.0×10^{-6}	0.1
	(Upper)	5.0×10^{-8}	
	(Lower)	5.0×10^{-8}	
Tsukiyoshi Fault	Center	5.0×10^{-10}	0.2
	Side	2.0×10^{-7}	

表 3.2.1-10 GETFLOWS に供した水理地質構造モデルの概要

(井尻ほか, 2003a, 表 8.1-1~3, pp.8-3~8-5 をもとに作成)

解析領域	稜線と土岐川に囲まれた 9km×9km 領域
地形	考慮 (DEM20m メッシュ)
考慮した地質構造	瀬戸層群, 瑞浪層群, 土岐花崗岩, 月吉断層
岩盤の透水性	堆積岩: 不均質 (瀬戸層群, 上部・下部および基底礫岩で異なる瑞浪層群の透水性を考慮) 花崗岩: 不均質 (健岩部, 風化部を考慮)
月吉断層	中心部 (低透水性) が周辺部 (高透水性) に挟まれた構造としてモデル化
透水係数	<ul style="list-style-type: none"> ・ 地表面風化部, 河床礫, 段丘堆積物, 崖錘堆積物, 崩積土: $1 \times 10^{-6} \text{m/s}$ ・ 瀬戸層群: $1 \times 10^{-7} \text{m/s}$ ・ 瑞浪層群: $1 \times 10^{-6} \text{m/s}$ ・ 土岐花崗岩風化部: $1 \times 10^{-6} \text{m/s}$ ・ 土岐花崗岩健岩部: $5 \times 10^{-8} \text{m/s}$ ・ 断層コア部: $1 \times 10^{-10} \text{m/s}$ ・ 断層周辺部: $2 \times 10^{-7} \text{m/s}$
有効間隙率	岩種ごとに文献値より設定 (花崗岩 10%, その他 20%)

(d) チャネルネットワークモデル (Don-Chan) の事例

Don-Chan は, 基本的に, 割れ目を主要な透水経路として取り扱うモデルであり, 対象のスケールに応じてモデル化の対象とする割れ目のモデルの取り扱いを変える必要があるとされている。広域のモデル化では, 主要な割れ目を対象としたモデル化の考え方 (複数の割れ目で構成されたある透水性で表現が可能なゾーンとして捉える) が有効であるとされる。また, 広域の地下水流動状況を支配するような断層は, 主要割れ目の延長上として捉える。一方, 主要な割れ目以外の割れ目については, ひとつひとつの割れ目を反映することが困難であることから岩盤の基質に含めてモデル化することが妥当であると考えられている。超深地層研究所周辺を対象とした検討では, 断層の透水異方性に着目し, それが地下水流動に与える影響について検討するため, Don-Chan を用いた水理地質構造モデルを構築している。

モデル化の方法

Don-Chan を用いた水理地質構造モデルは, 堆積岩, 花崗岩上部割れ目帯, 花崗岩健岩部を連続体モデルにより表現し, これに主要割れ目・断層からなるフラクチャーネットワークを加え, 全体の水理地質構造モデルとしている (井尻ほか, 2003a, p.6-1 : 図 3.2.1-21)。Don-Chan による水理地質構造の検討, 水理地質構造のモデル化, 地下水解析, 水理地質構造モデルのキャリブレーションに至る流れを図 3.2.1-22 に示す。

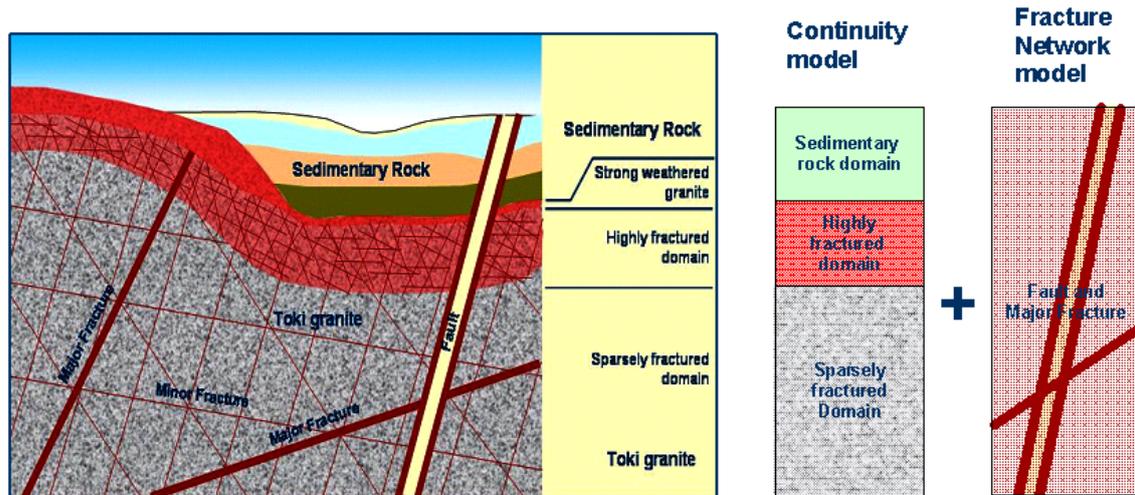


図 3.2.1-21 水理地質構造のモデル化の基本的な考え方
(井尻ほか, 2003a, 図 6.4-2, p.6-33 による)

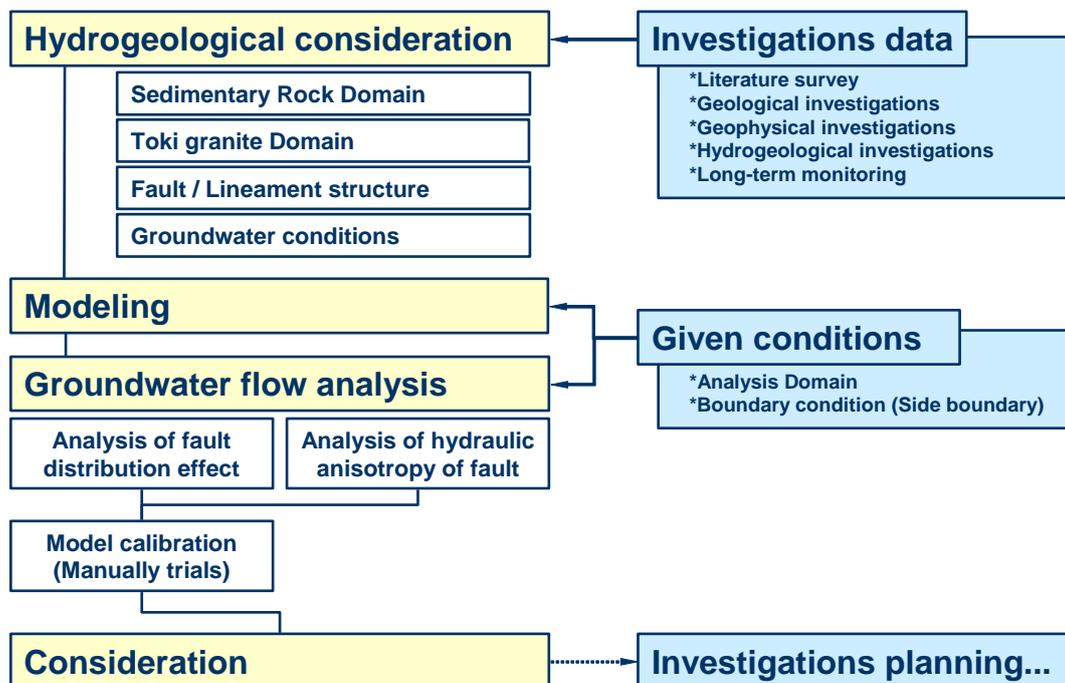


図 3.2.1-22 Don-Chan を利用した一連の解析作業の流れ
(井尻ほか, 2003a, 図 6.1-2, p.6-3 による)

地質構造の区分

モデル対象領域には、新第三紀堆積岩が分布しており、その上位には第四紀以降の沖積層、崖錘堆積物および段丘堆積物が分布している。新第三紀の堆積岩は、大きく瑞浪層群、瀬戸層群にからなり、各層群はいくつかの累層に区分される（井尻ほか, 2003a, p.6-16）。Don-Chan による地下水解析に資するモデルでは、次の理由から堆積岩を一括してモデル化している（井尻ほか, 2003a, p.6-36 ; 井尻ほか, 2003b, p.5-168）。

- ・ 当領域規模で、これらの層序をすべてモデル化することが困難であること
- ・ 解析領域の大部分が花崗岩を対象としていること

堆積岩のモデル化にあたっては、基盤岩である土岐花崗岩と堆積岩の不整合面を領域境界とされた。この不整合面のデータについては、地表弾性波探査、電磁探査結果に基づく、不整合面のコンターマップが利用された（井尻ほか，2003a，p.6.36：図 3.2.1-23）。

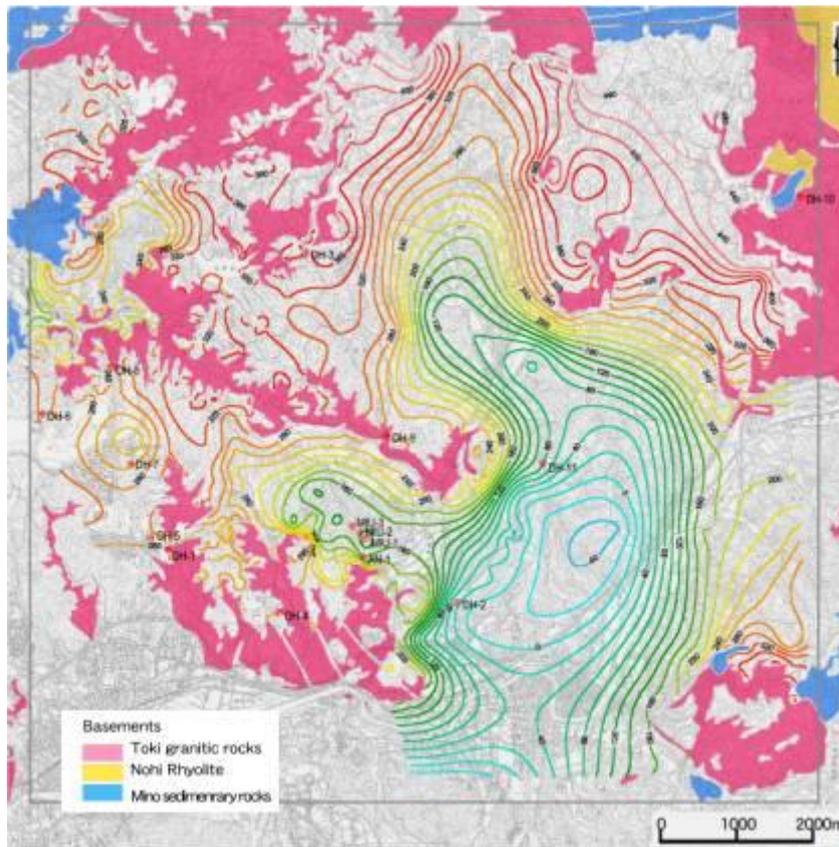


図 3.2.1-23 土岐花崗岩－堆積岩の不整合面のコンターマップ
（井尻ほか，2003a，図 6.3-3，p.6-36 による）

土岐花崗岩については、応力解放などに伴いシーティングジョイントが発達すると解釈されている上部割れ目帯，表層付近のゆるみなどの影響を受けていないと解釈される土岐花崗岩健岩部に区分される。さらに，土岐花崗岩健岩部におけるボーリングデータによれば，割れ目が密に集中する部分と，疎な部分が認められている。割れ目が密に集中する部分については，主要割れ目または断層が分布する部分とみなされている（井尻ほか，2003a，p.6-19）。このことを踏まえ，水理地質構造のモデル化にあたり花崗岩は，上部割れ目帯，花崗岩健岩部，主要割れ目に区分してモデル化されている。

上部割れ目帯の厚さについては，次に示す式が定義されている（井尻ほか，2003a，p.6-19；井尻ほか，2003b，p.5-179）。

$$\text{上部割れ目帯厚さ (m)} = 0.9899 \times \text{堆積岩の厚さ (m)} + 171.03$$

この領域については、主要割れ目の影響よりも領域全体の透水性が地下水流動に影響与えるものと解釈され、主要割れ目の透水性と同等以上の透水性を領域全体に与えることとして、上記の式によって定義される境界面よりも上位を上部割れ目帯としてモデル化された。一方、花崗岩健岩部は、上記の式によって定義される境界面よりも下位で、割れ目の集中部を除く部分と定義されモデル化されている（井尻ほか、2003a, p.6-37；井尻ほか、2003b, p.5-180）。

主要割れ目帯のモデル化にあたっては、ボーリング情報を主体とした割れ目の選別を行うことにより主要割れ目を抽出し、抽出された主要割れ目をモデル化している（井尻ほか、2003a, p.6-21, p.6-37）。主要割れ目の選別は、次に示す考え方および方法により行われた（井尻ほか、2003a, p.6-21；井尻ほか、2003b, pp.5-176～5-178）。

- Step 構造は基本的に2つのせん断割れ目（Master fracture）に囲まれた部分であり、その中に形成される Splay 割れ目相互の交線は一定方向に延びると想定され、Step 構造内の割れ目はステレオネットにプロットした時、1つの大円に乗ることを利用する。
- ボアホールテレビの走向傾斜データを基にステレオ投影解析を行う。
- 上記のような大円に乗るようなプロットパターンを探索し、Step 構造を抽出する。
- Step 構造の抽出結果から、Master fracture を決定する際には、当該地域およびその周辺に分布する断層、もしくはリニアメント構造を参考にする。

抽出された主要割れ目を、表 3.2.1-11 に示す。抽出された主要割れ目については、検討に用いられたボーリング孔位置のみでモデル化され、ボーリング孔間の主要割れ目については、後述する断層モデルによって補間されている（井尻ほか、2003a, p.6-37）。主要割れ目の分布モデルを図 3.2.1-24 に示す。

表 3.2.1-11 抽出された主要割れ目
(井尻ほか, 2003a, 表 6.3-4, p.6-23 による)

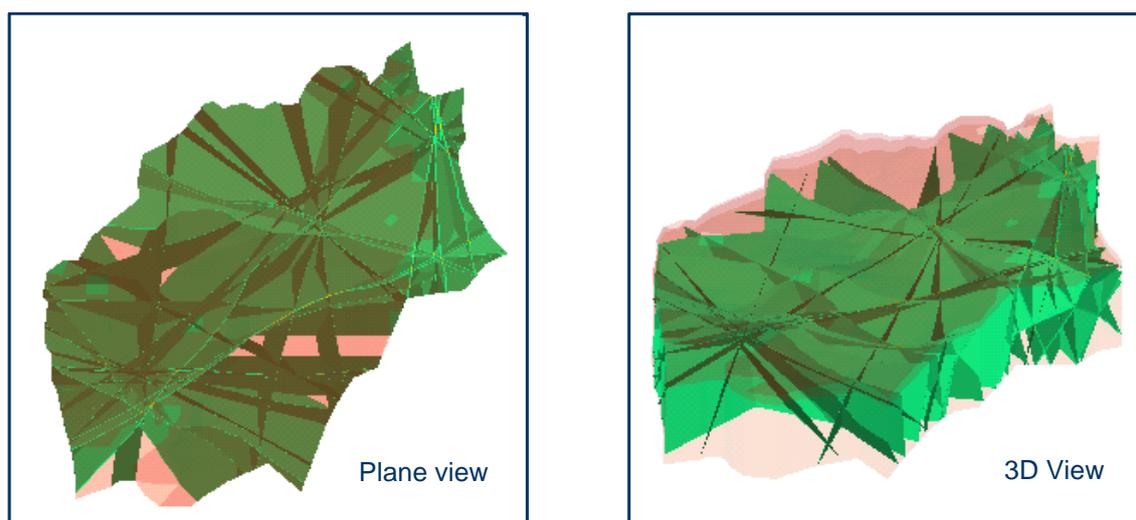
		DH-4										
		4343.2	-69602.4	266.6	Dip&Strike				Dip Direction		Width(m)	
		Section(GL-m)		(EL.m)								
Zone	1	183.0	207.0	71.6	N	45	E	80	S	135	80	4.2
Zone	2	205.0	214.0	57.1	N	85	W	80	S	185	80	1.6
Zone	3	210.0	335.0	-5.9	N	45	E	80	S	135	80	21.7
Zone	4	331.0	371.0	-84.4	EW			80	S	180	80	6.9
Zone	5	367.0	438.0	-135.9	N	73	E	80	S	163	80	12.3

		DH-9										
		5782.7	-67206.5	275.4	Dip&Strike				Dip Direction		Width(m)	
		Section(GL-m)		(EL.m)								
Zone	1	205.0	218.0	63.9	N	62	W	82	N	28	82	1.8
Zone	2	595.0	607.0	-325.6	EW			72	S	180	72	3.7

		DH-10										
		11217.4	-64094.3	475.6	Dip&Strike				Dip Direction		Width(m)	
		Section(GL-m)		(EL.m)								
Zone	1	207.0	217.0	263.6	N	62	W	82	N	28	82	1.4
Zone	2	231.0	264.0	228.1	NS			55	E	90	55	18.9
Zone	3	256.0	268.0	213.6	N	41	W	58	S	229	58	6.4
Zone	4	283.0	292.0	188.1	NS			55	E	90	55	5.2
Zone	5	287.0	301.0	181.6	NS			78	W	270	78	2.9
Zone	6	380.0	443.0	64.1	N	16	W	63	S	254	63	28.6
Zone	7	501.0	604.0	-76.9	N	11	E	73	S	101	73	30.1
Zone	8	644.0	659.0	-175.9	N	70	E	77	S	160	77	3.4
Zone	9	644.0	659.0	-170.0	NS			73	E	90	73	4.4
Zone	10	811.0	827.0	-343.4	N	30	W	65	S	240	65	6.8
Zone	11	887.0	905.0	-420.4	N	50	W	80	S	220	80	3.1
Zone	12	953.0	993.0	-497.4	N	50	W	80	S	220	80	6.9

		DH-13										
		8897.3	-65673.9	277.5	Dip&Strike				Dip Direction		Width(m)	
		Section(GL-m)		(EL.m)								
Zone	1	252.0	317.0	-7.0	N	52	W	81	S	218	81	10.2
Zone	2	324.0	337.0	-53.0	N	72	W	54	S	198	54	7.6
Zone	3	324.0	342.0	-55.5	N	14	E	75	N	284	75	4.7
Zone	4	340.0	350.0	-67.5	N	85	W	32	N	5	32	8.5
Zone	5	399.0	409.0	-126.5	N	48	W	80	N	42	80	1.7
Zone	6	406.0	422.0	-136.5	N	72	W	54	S	198	54	9.4
Zone	7	410.0	422.0	-138.5	N	10	W	77	S	260	77	2.7
Zone	8	666.0	675.0	-393.0	N	54	E	74	S	144	74	2.5

		MIU-2										
		5433.3	-68552.4	223.8	Dip&Strike				Dip Direction		Width(m)	
		Section(GL-m)		(EL.m)								
Zone	1	388.0	401.0	-170.7	N	62	W	82	N	28	82	1.8
Zone	2	607.0	615.0	-387.2	N	43	E	73	S	133	73	2.3
Zone	3	607.0	615.0	-387.2	N	69	E	62	N	339	62	3.8
Zone	4	734.0	742.0	-514.2	EW			75	N	0	75	2.1
Zone	5	843.0	857.0	-626.2	N	79	W	77	S	191	77	3.1
Zone	6	848.0	857.0	-628.7	N	7	E	77	N	277	77	2.0
Zone	7	857.0	866.0	-637.7	N	51	W	63	N	39	63	4.1
Zone	8	864.0	879.0	-647.7	EW			75	S	180	75	3.9
Zone	9	875.0	887.0	-657.2	N	63	W	50	N	27	50	7.7
Zone	10	882.0	892.0	-663.2	EW			75	S	180	75	2.6
Zone	11	918.0	967.0	-718.7	EW			80	S	180	80	8.5
Zone	12	933.0	961.0	-723.2	N	62	E	52	N	332	52	17.2
Zone	13	957.0	966.0	-737.7	N	33	W	56	N	57	56	5.0
Zone	14	963.0	992.0	-753.7	N	40	E	56	N	310	56	16.2
Zone	15	988.0	1012.0	-776.2	N	63	E	61	N	333	61	11.6



DH-9,DH-10,DH-13,MIU-2 Data using
(Generate domain 'Sparsely fractured domain')

図 3.2.1-24 主要割れ目モデル
(井尻ほか, 2003a)

月吉断層とその他の断層（推定断層）は、不連続体モデルとしてモデル化されている。月吉断層は、MIU-2～4号孔で確認されており、その分布は図3.2.1-25に示すように把握されている。また、MIU-2～4号孔の情報から断層コア部、周辺で行われた水理試験により、次に示すように透水性が把握されている（井尻ほか, 2003a）。

- ・ 断層コア部 : 3.1×10^{-9} m/s
- ・ 周辺割れ目集中部 : 1.7×10^{-7} m/s

対象領域に分布するボーリング孔で観測されている間隙水圧および水理試験時の間隙水圧状況に基づき、全水頭の分布状況が推定されており（図3.2.1-26）、次に示す事項が把握されている（井尻ほか, 2003a, p.6-25）。

- ・ 標高0mにおける全水頭はDH-11号孔、DH-2号孔を除き、孔口標高から-10m程度とおおむね地形に沿った形で分布する。
- ・ 標高500mにおける全水頭の分布は、月吉断層より北側では250～270m程度と緩やかな勾配を呈していると想定される。また、標高0mにおける水頭値よりも標高-500mにおける水頭値が小さな値を示しており、鉛直方向に見た場合、表層から地下深部で至る地下水流れが想定される。
- ・ 月吉断層より南側では、逆に地下深部から表層へ至る流れを呈していると考えられる。

上記の間隙水圧の観測結果から月吉断層は遮水構造を有すると解釈されている（井尻ほか, 2003a, p.6-25；井尻ほか, 2003b, p.5-201）。以上の調査データ・解釈に基づき、月吉断層は、次のようにモデル化された（井尻ほか, 2003a, p.6-39：図3.2.1-27）。

- ・ 断層コアの遮水構造
- ・ 断層に沿った高透水部とコアのサンドイッチ構造

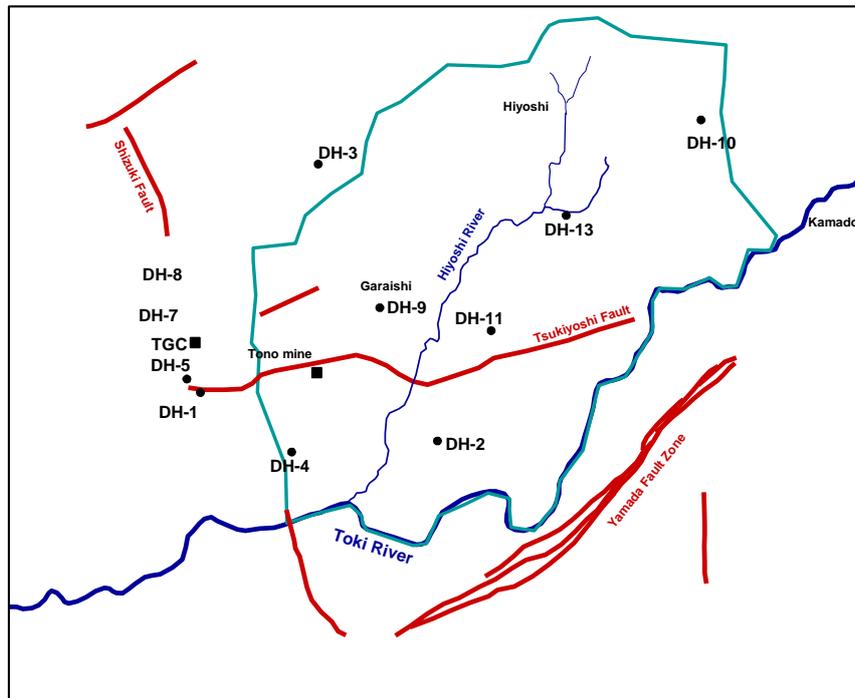


図 3.2.1-25 対象領域周辺の断層分布図
(井尻ほか, 2003a)

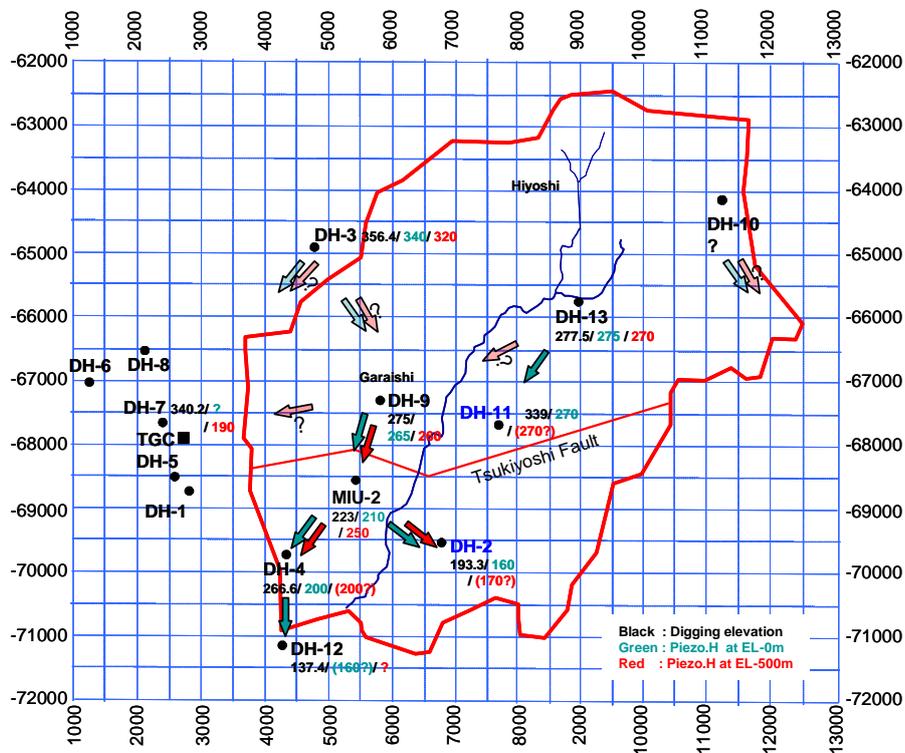


図 3.2.1-26 地下水流動状況想定図
(井尻ほか, 2003a)

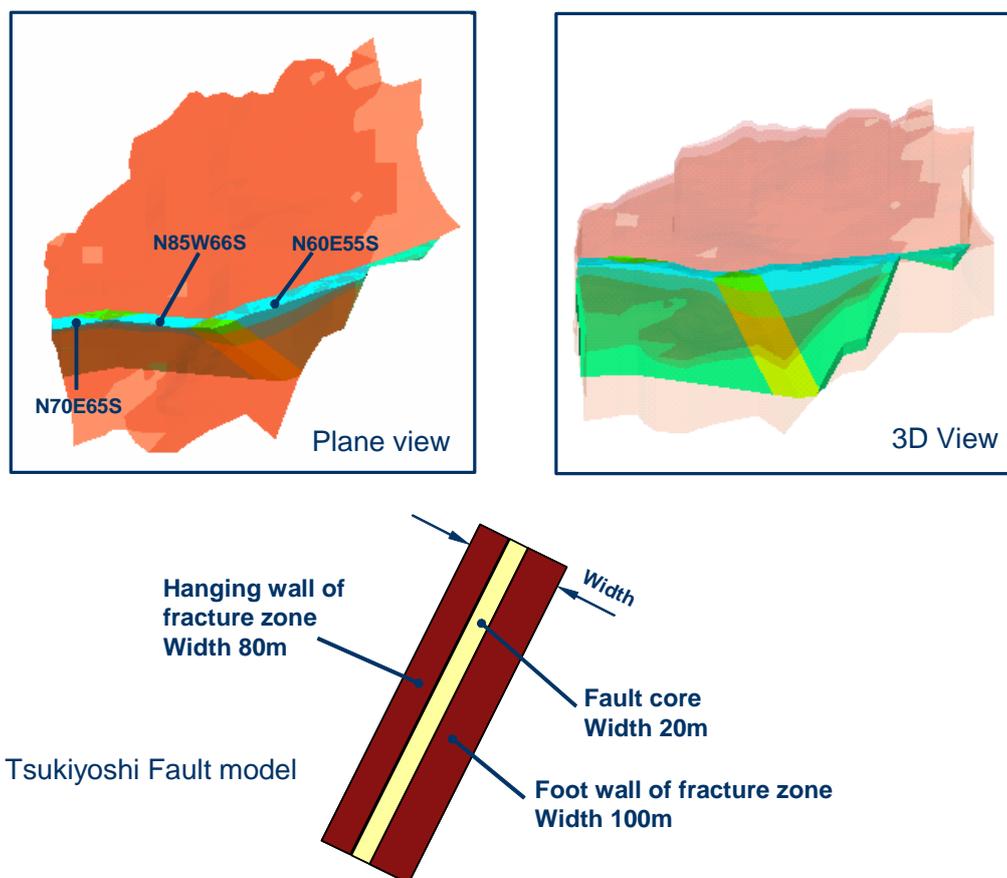


図 3.2.1-27 月吉断層モデル
(井尻ほか, 2003a)

月吉断層を除く他の断層モデルについては、次の考え方に沿ってモデル化されている(井尻ほか, 2003a, p.6-40 ; 井尻ほか, 2003b, pp.5-172~5-174)。

- ・ 空中写真判読および衛星画像解析によるリニアメント分布を参考に設定する。
- ・ 空中写真や衛星画像などの解析により抽出されたリニアメントのすべてが断層構造を示すとは考えられないが、その大部分を断層として取り扱う。
- ・ 部分的な複数のリニアメントのうち、直線的に連続すると考えられるリニアメントについては、1条の断層として取り扱う。
- ・ 対象領域周辺に分布する断層系と調和的で比較的連続性良いものを抽出し、月吉断層と同等の規模を有する断層と想定する。

設定された推定断層の分布図を図 3.2.1-28 に、その位置、走向・傾斜、断層タイプなどを表 3.2.1-12 に示す。推定断層モデルは、月吉断層モデルと同様に高透水部と低透水部を有するサンドイッチ構造を呈するものと、低透水部を持たない単一構造を呈するものに区分された(井尻ほか, 2003a, p.6-40 ; 井尻ほか, 2003b, p.5-201 : 図 3.2.1-29)。

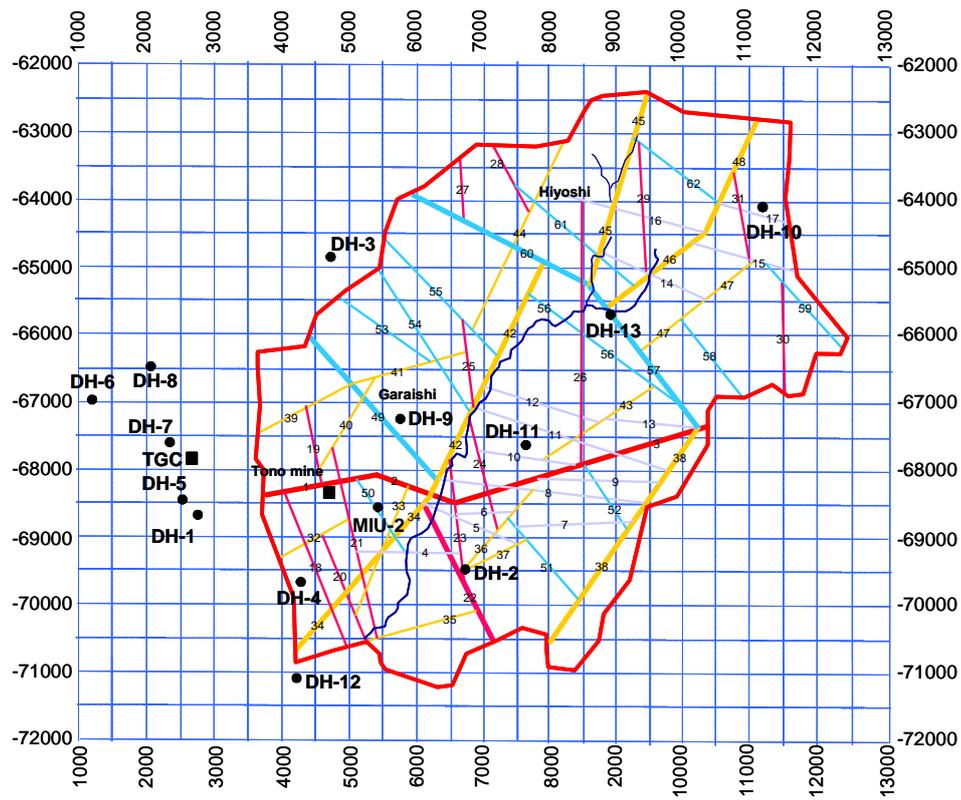


图 3.2.1-28 推定断層分布図
(井尻ほか, 2003a)

表 3.2.1-12 推定断層一覧

走向：リニアメントより読み取り，傾斜：主要割れ目の傾斜から設定
(井尻ほか，2003a)

Index	Location			Dip direction		Fracture type	Fracture zone width			Valid Domain			Control Fractures					
	x	y	z*				Zone1	Zone2	Zone3	Domain index			Fracture index					
Frc1	4510.0	-68260.0	258.0	170	65	1	80.0	20.0	100.0	3	1	2	3	1	2			
Frc2	5472.2	-68565.2	-474.7	185	66	1	80.0	20.0	100.0	3	1	2	3	2	1	3		
Frc3	8450.0	-67950.0	247.0	160	55	1	80.0	20.0	100.0	3	1	2	3	1	2			
Frc4	5870.0	-69270.0	169.0	181	77	2	13.0	0.0	0.0	3	1	2	3	2	21	23		
Frc5	6780.0	-68800.0	260.0	203	77	2	13.0	0.0	0.0	3	1	2	3	2	34	37		
Frc6	7000.0	-68640.0	287.0	177	77	2	13.0	0.0	0.0	3	1	2	3	2	23	36		
Frc7	8400.0	-68810.0	233.0	178	77	2	13.0	0.0	0.0	3	1	2	3	2	38	51		
Frc8	7870.0	-68330.0	288.0	186	77	2	13.0	0.0	0.0	3	1	2	3	2	38	42		
Frc9	8710.0	-68180.0	199.0	182	77	2	13.0	0.0	0.0	3	1	2	3	2	3	38		
Frc10	7580.0	-67830.0	307.0	188	77	2	13.0	0.0	0.0	3	1	2	3	2	3	24		
Frc11	8230.0	-67540.0	309.0	198	77	2	13.0	0.0	0.0	3	1	2	3	2	38	42		
Frc12	7800.0	-67050.0	265.0	198	77	2	13.0	0.0	0.0	3	1	2	3	2	42	43		
Frc13	9380.0	-67330.0	263.0	186	77	2	13.0	0.0	0.0	3	1	2	3	2	43	3		
Frc14	9350.0	-65060.0	333.0	204	77	2	13.0	0.0	0.0	3	1	2	3	2	45	47		
Frc15	10860.0	-64880.0	408.0	195	77	2	13.0	0.0	0.0	3	1	2	3	1	46			
Frc16	9170.0	-64200.0	425.0	195	77	2	13.0	0.0	0.0	3	1	2	3	2	44	48		
Frc17	11130.0	-64220.0	444.0	196	77	2	13.0	0.0	0.0	3	1	2	3	1	48			
Frc18	4500.0	-69460.0	232.0	248	76	2	13.0	0.0	0.0	3	1	2	3	1	1			
Frc19	4480.0	-67610.0	320.0	259	76	2	13.0	0.0	0.0	3	1	2	3	2	1	39		
Frc20	4920.0	-69760.0	210.0	248	76	2	13.0	0.0	0.0	3	1	2	3	1	32			
Frc21	5080.0	-69110.0	255.0	257	76	2	13.0	0.0	0.0	3	1	2	3	2	35	40		
Frc22	6640.0	-69540.0	175.0	243	76	1	65.0	20.0	65.0	3	1	2	3	1	34			
Frc23	6600.0	-68810.0	187.0	263	76	2	13.0	0.0	0.0	3	1	2	3	2	22	42		
Frc24	7000.0	-68130.0	307.0	256	76	2	13.0	0.0	0.0	3	1	2	3	2	36	42		
Frc25	6750.0	-66470.0	284.0	263	76	2	13.0	0.0	0.0	3	1	2	3	2	42	55		
Frc26	8430.0	-66080.0	278.0	270	76	2	13.0	0.0	0.0	3	1	2	3	2	3	16		
Frc27	6690.0	-64090.0	323.0	267	76	2	13.0	0.0	0.0	3	1	2	3	1	60			
Frc28	7390.0	-63730.0	379.0	242	76	2	13.0	0.0	0.0	3	1	2	3	1	44			
Frc29	9310.0	-64110.0	430.0	267	76	2	13.0	0.0	0.0	3	1	2	3	2	14	62		
Frc30	11500.0	-66000.0	306.0	269	76	2	13.0	0.0	0.0	3	1	2	3	1	59			
Frc31	10880.0	-64310.0	432.0	260	76	2	13.0	0.0	0.0	3	1	2	3	2	15	48		
Frc32	4470.0	-69060.0	256.0	151	77	2	13.0	0.0	0.0	3	1	2	3	1	21			
Frc33	5540.0	-69080.0	201.0	112	77	2	13.0	0.0	0.0	3	1	2	3	2	2	20		
Frc34	5740.0	-68960.0	197.0	131	77	1	65.0	20.0	65.0	3	1	2	3	1	2			
Frc35	5880.0	-70380.0	219.0	165	77	2	13.0	0.0	0.0	3	1	2	3	1	22			
Frc36	7250.0	-68850.0	219.0	131	77	2	13.0	0.0	0.0	3	1	2	3	2	8	22		
Frc37	7150.0	-69290.0	243.0	153	77	2	13.0	0.0	0.0	3	1	2	3	2	22	51		
Frc38	9260.0	-68710.0	180.0	124	77	1	65.0	20.0	65.0	3	1	2	3	1	3			
Frc39	4300.0	-67140.0	300.0	152	77	2	13.0	0.0	0.0	3	1	2	3	1	49			
Frc40	4940.0	-67390.0	282.0	121	77	2	13.0	0.0	0.0	3	1	2	3	2	19	41		
Frc41	5820.0	-66530.0	280.0	164	77	2	13.0	0.0	0.0	3	1	2	3	2	25	49		
Frc42	6890.0	-66950.0	242.0	116	77	1	65.0	20.0	65.0	3	1	2	3	2	2	60		
Frc43	8740.0	-67290.0	293.0	146	77	2	13.0	0.0	0.0	3	1	2	3	2	10	56		
Frc44	7480.0	-64580.0	309.0	116	77	2	13.0	0.0	0.0	3	1	2	3	1	55			
Frc45	9060.0	-63780.0	413.0	107	77	1	65.0	20.0	65.0	3	1	2	3	1	60			
Frc46	9700.0	-65000.0	348.0	142	77	1	65.0	20.0	65.0	3	1	2	3	2	48	57		
Frc47	10250.0	-65550.0	317.0	141	77	2	13.0	0.0	0.0	3	1	2	3	2	15	57		
Frc48	10680.0	-63730.0	450.0	115	77	1	65.0	20.0	65.0	3	1	2	3	1	46			
Frc49	5350.0	-67120.0	258.0	49	82	1	65.0	20.0	65.0	3	1	2	3	1	42			
Frc50	5500.0	-68730.0	209.0	57	82	2	13.0	0.0	0.0	3	1	2	3	2	2	4		
Frc51	7860.0	-69330.0	223.0	49	82	2	13.0	0.0	0.0	3	1	2	3	2	36	38		
Frc52	8790.0	-68460.0	188.0	56	82	2	13.0	0.0	0.0	3	1	2	3	2	3	38		
Frc53	5480.0	-65900.0	299.0	35	82	2	13.0	0.0	0.0	3	1	2	3	1	41			
Frc54	6080.0	-66040.0	352.0	58	82	2	13.0	0.0	0.0	3	1	2	3	1	42			
Frc55	6310.0	-65430.0	291.0	46	82	2	13.0	0.0	0.0	3	1	2	3	1	42			
Frc56	8420.0	-65910.0	277.0	37	82	2	13.0	0.0	0.0	3	1	2	3	2	42	57		
Frc57	9040.0	-65820.0	297.0	53	82	1	65.0	20.0	65.0	3	1	2	3	2	3	45		
Frc58	10400.0	-66340.0	286.0	52	82	2	13.0	0.0	0.0	3	1	2	3	1	47			
Frc59	11710.0	-65530.0	395.0	48	82	2	13.0	0.0	0.0	3	1	2	3	1	15			
Frc60	8280.0	-65090.0	348.0	27	82	1	65.0	20.0	65.0	3	1	2	3	1	45			
Frc61	8420.0	-64550.0	371.0	40	82	2	13.0	0.0	0.0	3	1	2	3	2	28	46		
Frc62	9930.0	-63590.0	441.0	37	82	2	13.0	0.0	0.0	3	1	2	3	2	45	48		

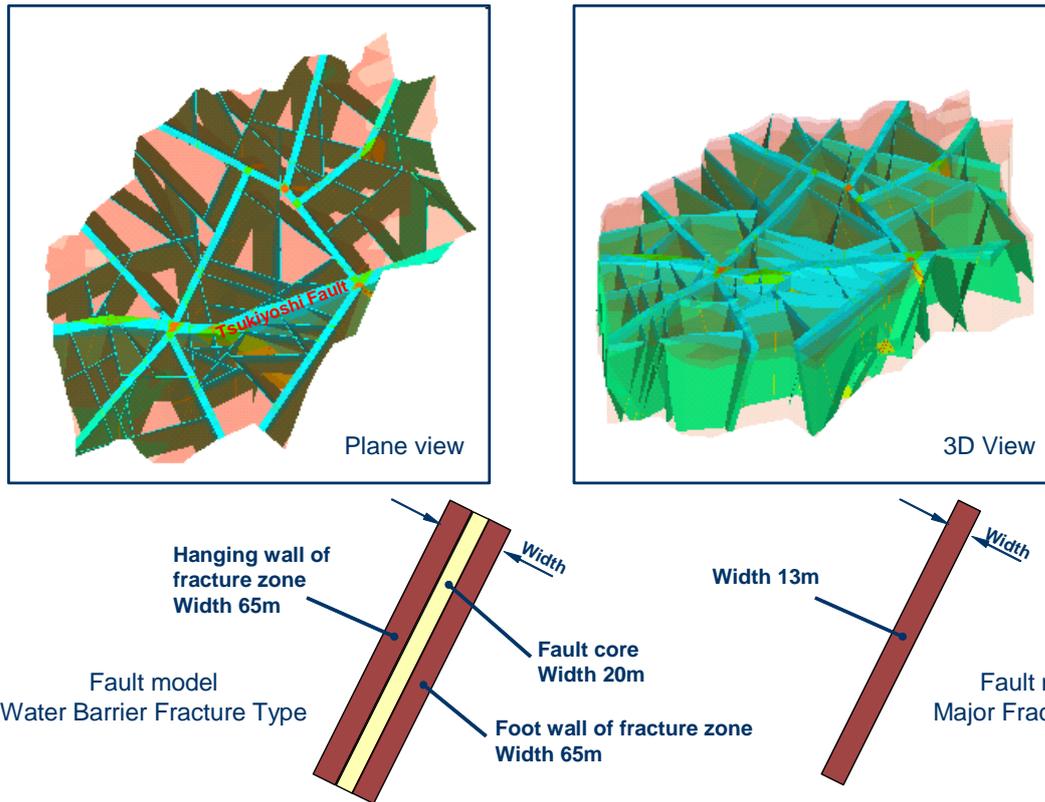


図 3.2.1-29 推定断層モデル
(井尻ほか, 2003a)

水理特性の設定

堆積岩領域の透水性は、堆積岩を対象とした水理試験結果（表 3.2.1-13）の対数平均値（ $5.85 \times 10^{-8} \text{m/s}$ ）に基づき、 $6 \times 10^{-8} \text{m/s}$ に設定された。堆積岩の有効間隙率については、30%に設定された（井尻ほか, 2003a, p.6-45）。

表 3.2.1-13 堆積岩を対象とした水理試験結果
(井尻ほか, 2003a)

Borehole	Test section		K(m/sec)	LOG(K)	Average	Geology
	Depth (G.L.- m)					
	Top	Bottom				
DH-2	44.00	46.50	3.80E-10	-9.42	8.63E-09	Akeyo
MIU-1	18.00	23.00	5.47E-08	-7.26		
MIU-1	23.00	28.00	4.65E-08	-7.33		
MIU-2	15.00	25.00	6.94E-09	-8.16		
MIU-2	25.00	35.00	3.76E-09	-8.42		
MIU-2	40.00	44.00	8.96E-08	-7.05		
MIU-3	25.00	32.00	1.67E-08	-7.78		
MIU-3	33.00	44.50	8.14E-10	-9.09		
DH-2	66.00	74.00	5.10E-07	-6.29	7.12E-08	Akeyo/Toki
MIU-1	29.30	39.30	2.24E-08	-7.65		
MIU-2	35.00	45.00	3.16E-08	-7.50		
DH-11	54.50	93.50	3.21E-09	-8.49	3.21E-09	Oidawara
DH-2	96.50	99.00	4.70E-07	-6.33	1.07E-07	Toki lignite-bearing
DH-2	120.50	123.00	2.20E-06	-5.66		
DH-2	131.00	139.00	1.50E-06	-5.82		
MIU-1	39.80	41.80	2.73E-06	-5.56		
MIU-1	40.00	50.00	3.74E-07	-6.43		
MIU-1	50.30	60.30	6.91E-07	-6.16		
MIU-1	61.30	71.30	5.47E-07	-6.26		
MIU-1	69.30	79.30	3.42E-07	-6.47		
MIU-2	45.00	55.00	1.46E-07	-6.84		
MIU-2	55.00	65.00	3.33E-08	-7.48		
MIU-2	65.00	75.00	1.93E-11	-10.71		
MIU-2	75.00	85.00	6.33E-08	-7.20		
MIU-2	83.70	88.70	1.67E-07	-6.78		
MIU-3	44.50	71.50	5.74E-08	-7.24		
MIU-3	72.00	83.00	2.17E-06	-5.66		
MIU-4	68.45	78.02	2.13E-11	-10.67		
MIU-4	82.50	88.65	5.43E-08	-7.27		
DH-2	160.20	169.20	1.90E-07	-6.72	3.74E-07	Toki lignite-bearing (weathered part)
MIU-1	82.00	92.00	3.30E-07	-6.48		
MIU-2	85.00	95.00	9.03E-08	-7.04		
MIU-3	84.00	90.00	3.47E-06	-5.46		
Total				-7.23	5.85E-08	

上記で区分された花崗岩の各領域の透水性は、可能な限り対象部の透水性を反映することが重要であると考えられ、短区間で行われているスラグ試験の結果に基づいて設定されている。各領域の水理試験結果については、Fractured 部、Intact 部に区分され、それぞれ対数平均値が求められている（井尻ほか, 2003a, p.6-38; 井尻ほか, 2003b, pp.5-184~5-192: 表 3.2.1-14）。水理地質構造モデルに設定された透水係数は、次のとおりである（井尻ほか, 2003a, p.6-45; 井尻ほか, 2003b, pp.5-184~5-192）。

- ・ 上部割れ目帯： 2×10^{-8} m/s（上部割れ目帯の Fractured 部の対数平均値に基づく）
- ・ 花崗岩健岩部： 3×10^{-9} m/s（花崗岩健岩部の Intact 部の対数平均値に基づく）
- ・ 主要割れ目： 1×10^{-8} m/s（花崗岩健岩部の Fractured 部の対数平均値に基づく）

また、これらの領域の有効間隙率については、次式に示す花崗岩の透水係数と有効間隙率の関係（杉村, 1997）を参考に、設定されている（井尻ほか, 2003a, p.6-45; 井尻ほか, 2003b, p.5-184, p.5-195）。

$$\log k = -0.926 \log \lambda_p^2 + 5.05 \log \lambda_p - 8.37$$

k : 透水係数 (m/s), λ_p : 有効間隙率 (%)

設定された各領域の有効間隙率は、次のとおりである (井尻ほか, 2003a, p.6-45)。

- 上部割れ目帯 : 3.0%
- 花崗岩健岩部 : 2.0%
- 主要割れ目 : 3.0%

月吉断層の透水性は、花崗岩の透水性と同様に月吉断層位置で行われた短区間の水理試験結果を参考に次のとおり設定された (井尻ほか, 2003a, p.6-39, p.6-45)。

- 断層コア部 : 1×10^{-10} m/s
- 断層に沿う割れ目集中帯 : 2×10^{-7} m/s

また、月吉断層モデルの各領域の幅は、斜めボーリング孔である MIU-4 孔のデータを参考に設定されている (井尻ほか, 2003a, p.6-39)。推定断層モデルの透水性は、月吉断層の周辺の割れ目集中帯を参考に高透水部として 2.0×10^{-7} m/s, 遮水構造をなす低透水部 (コア部) は 1.0×10^{-10} m/s に設定された (井尻ほか, 2003a, p.6-42 ; 井尻ほか, 2003b, p.5-204 ~5-205)。

表 3.2.1-14 土岐花崗岩を対象とした水理試験結果
(井尻ほか, 2003a)

Toki granite															
Highly fractured domain				Sparsely fractured domain						Fault zone					
Fractured part		Intact part		Fractured part		Intact part		Allerd/Clay rich part		Fractured part		Intact part		Core part	
K(m/s)	log(K)	K(m/s)	log(K)	K(m/s)	log(K)	K(m/s)	log(K)	K(m/s)	log(K)	K(m/s)	log(K)	K(m/s)	log(K)	K(m/s)	log(K)
1.90E-08	-7.72	1.84E-09	-8.74	1.20E-08	-7.92	2.7E-09	-8.57	8.6E-10	-9.07	1.70E-07	-6.77	7.30E-10	-9.14	3.13E-09	-8.50
7.70E-11	-10.11	3.30E-10	-9.48	8.0E-09	-8.10	3.3E-10	-9.48	8.3E-10	-9.08	7.83E-09	-8.11	2.71E-08	-7.57	2.72E-09	-8.57
1.60E-09	-8.80	3.20E-10	-9.49	1.8E-08	-7.74	2.1E-07	-6.68	2.7E-09	-8.57	1.70E-06	-5.77	4.10E-09	-8.39	1.60E-09	-8.80
5.30E-10	-9.28	7.20E-11	-10.14	3.3E-12	-11.49	6.2E-11	-10.21	2.1E-08	-7.69	2.19E-06	-5.66	4.17E-08	-7.38	7.07E-09	-8.15
2.50E-07	-6.60	3.07E-10	-9.51	1.3E-10	-9.90	1.3E-09	-8.89	2.0E-11	-10.70	7.60E-08	-7.12	5.00E-12	-11.30		
3.90E-06	-5.41	9.03E-06	-5.04	8.5E-11	-10.07	1.4E-09	-8.85	9.3E-11	-10.03	1.78E-09	-8.75	5.90E-12	-11.23		
7.90E-10	-9.10			4.9E-09	-8.31	8.1E-10	-9.09	3.5E-09	-8.46	3.86E-09	-8.41	1.11E-09	-8.95		
3.90E-06	-5.41			2.1E-06	-5.67	1.2E-09	-8.92	4.3E-11	-10.37	2.14E-08	-7.67				
7.90E-10	-9.10			2.9E-08	-7.71	4.8E-09	-8.36	2.0E-09	-8.71	2.98E-07	-6.59				
1.21E-08	-7.92			9.3E-10	-9.03	2.7E-06	-5.57	3.2E-11	-10.49	7.86E-07	-6.10				
3.30E-06	-5.48			3.4E-08	-7.47	7.4E-10	-9.13	5.5E-10	-9.26	3.66E-06	-5.44				
9.32E-11	-10.03			1.5E-09	-8.81	2.7E-11	-10.57	5.9E-08	-7.23	2.96E-06	-5.53				
3.20E-06	-5.49			1.8E-08	-7.74	2.6E-11	-10.59	9.1E-11	-10.04	5.56E-07	-6.25				
1.05E-09	-8.98			6.3E-08	-7.20	3.6E-11	-10.44	5.9E-08	-7.23	1.90E-09	-8.72				
1.30E-06	-5.89			1.6E-07	-6.79	3.7E-11	-10.43			9.13E-07	-6.04				
1.50E-06	-5.82			4.3E-10	-9.36	2.0E-09	-8.71			1.22E-06	-5.91				
1.28E-09	-8.89			6.0E-09	-8.22	5.5E-10	-9.26			6.00E-07	-6.22				
8.11E-10	-9.09			3.7E-07	-6.44	3.5E-09	-8.46								
9.93E-12	-11.00			6.6E-07	-6.18	2.4E-10	-9.62								
9.49E-10	-9.02			1.8E-08	-7.74	5.8E-08	-7.24								
6.17E-08	-7.21			9.2E-10	-9.04	1.5E-09	-8.83								
4.41E-10	-9.36			9.5E-07	-6.02	3.7E-08	-7.43								
3.69E-08	-7.43			4.7E-08	-7.33	5.9E-07	-6.23								
6.78E-09	-8.17			1.1E-06	-5.98	1.7E-09	-8.77								
6.07E-09	-8.22			4.6E-06	-5.34	5.1E-09	-8.29								
1.11E-05	-4.96			3.8E-07	-6.42	1.1E-07	-6.97								
6.13E-08	-7.21			6.9E-10	-9.17	8.1E-09	-8.09								
6.60E-08	-7.18			4.5E-09	-8.35	9.4E-08	-7.03								
8.40E-11	-10.08			4.9E-09	-8.31	4.8E-08	-7.32								
6.80E-06	-5.17			1.4E-09	-8.87	1.3E-07	-6.88								
1.40E-05	-4.85			2.3E-06	-5.63	7.2E-12	-11.14								
7.80E-09	-8.11			2.0E-10	-9.69	7.6E-08	-7.12								
				7.5E-10	-9.12	3.3E-08	-7.48								
				1.4E-06	-5.86	8.2E-08	-7.09								
				1.0E-06	-6.00	5.6E-12	-11.25								
				5.0E-06	-5.30	1.8E-09	-8.74								
				3.7E-10	-9.44	4.1E-09	-8.39								
				1.6E-09	-8.80	3.9E-08	-7.41								
				8.2E-10	-9.09	4.7E-07	-6.33								
				2.0E-11	-10.71	2.0E-07	-6.70								
				5.7E-11	-10.24	4.7E-12	-11.33								
				3.9E-08	-7.41	3.4E-07	-6.47								
				4.9E-07	-6.31	5.7E-10	-9.25								
				1.9E-07	-6.72	6.8E-07	-6.17								
				1.4E-10	-9.85	1.3E-09	-8.88								
				4.2E-09	-8.38	9.1E-11	-10.04								
				2.2E-08	-7.66	3.3E-12	-11.48								
				9.6E-08	-7.07	3.8E-08	-7.42								
				2.6E-09	-8.59	2.0E-10	-9.70								
				2.8E-08	-7.55	6.5E-10	-9.19								
				1.9E-08	-7.72	1.3E-08	-7.89								
				1.0E-08	-8.00	6.8E-12	-11.17								
				2.1E-08	-7.68										
				5.5E-08	-7.26										
				3.1E-09	-8.51										
				2.3E-09	-8.64										
				1.1E-10	-9.96										
				4.8E-07	-6.32										
				7.8E-08	-7.11										
				7.9E-06	-5.11										

水理地質構造モデルのキャリブレーション

構築された水理地質構造モデルに対して、図 3.2.1-30 に示すように境界条件を設定して順解析を行い、間隙水圧のモニタリングデータ（表 3.2.1-15, 表 3.2.1-16）と解析結果から得られる水頭値のフィッティングにより、水理地質構造モデルのキャリブレーションが行われた。水理地質構造モデルのキャリブレーションにおける評価は、モニタリングデータと解析結果の残差の二乗和により行われている（井尻ほか, 2003a, p.6-46, p.6-186）。なお、水理地質構造モデルのキャリブレーションに際して、次の事項に着目している（井尻ほか, 2003a, p.6-193）。

- ・ 断層の遮水構造
- ・ 月吉断層北側の水頭分布（動水勾配）
- ・ 月吉断層南側の水頭分布（土岐川の影響）

断層の遮水構造に着目した評価において、次に示す4つの水理地質構造モデルを用いた解析が行われている（井尻ほか，2003a，p.6-194；井尻ほか，2003b，pp.5-206～5-208）。

- ・ 断層構造として月吉断層のみを考慮し、コア部の透水性を 1.0×10^{-10} m/s としたモデル [Case01 (E10)]
- ・ 断層構造として月吉断層のみを考慮し、コア部の透水性を 1.0×10^{-12} m/s としたモデル [Case01 (E12)]
- ・ 断層構造として月吉断層および推定断層を考慮し、コア部の透水性を 1.0×10^{-10} m/s としたモデル [Case12 (E10)]
- ・ 断層構造として月吉断層および推定断層を考慮し、コア部の透水性を 1.0×10^{-12} m/s としたモデル [Case12 (E12)]

上記の4つのモデルを用いた解析結果である全水頭分布について比較した結果、次の事項が明らかにされた（井尻ほか，2003a，p.6-194）。

- ・ Case01 (E12) では月吉断層の遮水構造の影響が明瞭に認められる。しかし、全水頭の値の不連続部の差はモニタリングデータでは40m程度あることに対して、解析結果では20m程度となっている（図3.2.1-31）。また、全体に全水頭の値が高めになっている。
- ・ Case12 (E10)，Case12 (E12) では遮水構造の影響による全水頭値の不連続部は不明瞭であるが、深部におけるモニタリングデータと解析値の差が小さい（図3.2.1-32，図3.2.1-33）。
- ・ Case01 (E12) とCase12 (E12) の全水頭分布を比較すると、Aの断層が北側の境界の影響を抑えており、Case12 (E12) では月吉断層北側の動水勾配が緩やかとなっている（図3.2.1-34）。
- ・ 月吉断層の南側では、B，Dの断層の遮水構造により、B，Cの断層および西側境界で囲まれた領域は土岐川に相当する南側の低標高部の影響が鈍くなっている（図3.2.1-34）。

上記の結果を踏まえ、水理地質構造モデルとしては、月吉断層北側でおおむね傾向が一致し、南側で土岐川の影響がより反映される全水頭分布を示すモデルが適当と判断され、Bの断層の遮水構造を解除する必要があると判断され、NE系の断層の遮水構造を解除した水理地質構造モデルに変更された（井尻ほか，2003a，p.6-194）。

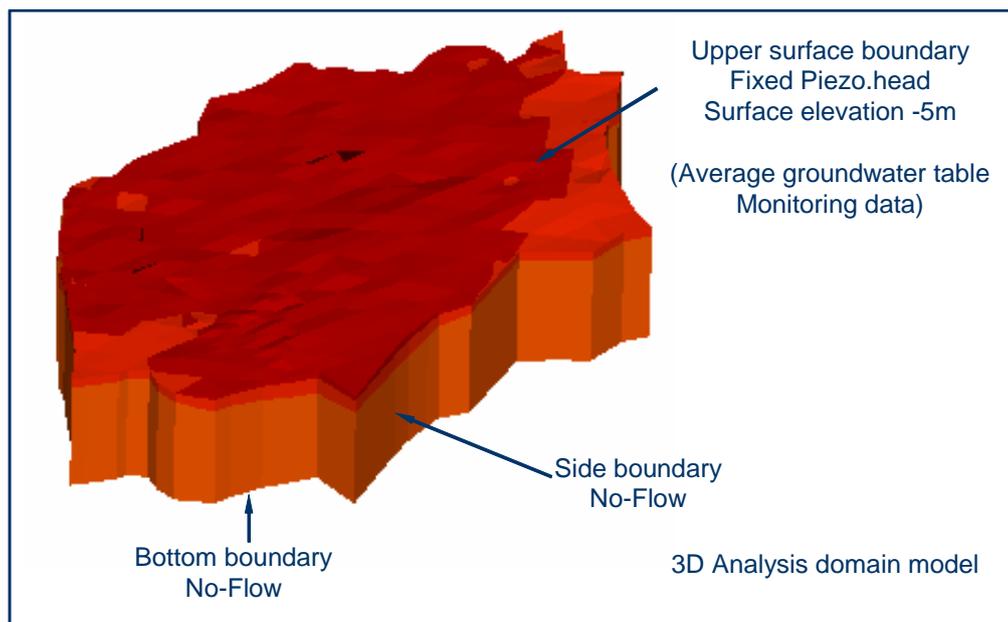


図 3.2.1-30 設定された境界条件
(井尻ほか, 2003a)

表 3.2.1-15 キャリブレーションに利用された間隙水圧のモニタリングデータ (1)
(井尻ほか, 2003a)

Index	Monitoring Point	Location			Measurement Value			comment
		X	Y	Z	Pres.(kPa)	Pres.H	Piezo.H	
No.001	TH-4(1)-No2	4913.51	-68249.10	242.58	136.6	13.9	256.5	2001/8/7
No.002	TH-4(1)-No3	4913.51	-68249.10	238.08	98.0	10.0	248.1	2001/8/7
No.003	TH-4(1)-No4	4913.51	-68249.10	232.08	127.6	13.0	245.1	2001/6/11
No.004	TH-4(1)-No5	4913.51	-68249.10	227.08	176.4	18.0	245.1	2001/6/11
No.005	TH-4(1)-No6	4913.51	-68249.10	221.08	238.5	24.3	245.4	2001/8/7
No.006	TH-4(1)-No7	4913.51	-68249.10	219.08	258.1	26.3	245.4	2001/6/11
No.007	TH-4(1)-No8	4913.51	-68249.10	211.08	332.6	33.9	245.0	2001/8/7
No.008	TH-4(1)-No9	4913.51	-68249.10	205.08	351.6	35.9	240.9	2001/8/7
No.009	TH-4(1)-No13	4913.51	-68249.10	185.58	206.3	21.0	206.6	2001/6/11
No.010	TH-4(1)-No14	4913.51	-68249.10	182.58	229.9	23.4	206.0	2001/6/11
No.011	TH-4(1)-No15	4913.51	-68249.10	178.58	257.4	26.2	204.8	2001/6/11
No.012	TH-4(1)-No16	4913.51	-68249.10	174.08	191.9	19.6	193.6	2001/6/11
No.013	TH-4(1)-No18	4913.51	-68249.10	163.58	271.8	27.7	191.3	2001/6/11
No.014	TH-4(1)-No19	4913.51	-68249.10	157.58	330.0	33.7	191.2	2001/6/11
No.015	TH-4(1)-No20	4913.51	-68249.10	151.58	183.1	18.7	170.2	2001/6/11
No.016	TH-4(1)-No21	4913.51	-68249.10	147.08	225.3	23.0	170.1	2001/6/11
No.017	TH-4(1)-No22	4913.51	-68249.10	141.58	278.8	28.4	170.0	2001/6/11
No.018	TH-4(1)-No23	4913.51	-68249.10	135.58	337.8	34.5	170.0	2001/6/11
No.019	TH-4(1)-No24	4913.51	-68249.10	129.58	399.1	40.7	170.3	2001/6/11
No.020	TH-4(1)-No25	4913.51	-68249.10	125.58	438.4	44.7	170.3	2001/6/11
No.021	TH-4(1)-No26	4913.51	-68249.10	120.08	491.8	50.2	170.2	2001/6/11
No.022	TH-4(1)-No27	4913.51	-68249.10	115.08	540.5	55.1	170.2	2001/6/11
No.023	TH-4(2)-No2	4916.85	-68245.60	271.46	-0.2	0.0	271.4	2001/6/12
No.024	TH-4(2)-No3	4916.85	-68245.60	266.96	0.1	0.0	267.0	2001/6/12
No.025	TH-4(2)-No4	4916.85	-68245.60	260.96	-8.6	-0.9	260.1	2001/6/12
No.026	TH-4(2)-No5	4916.85	-68245.60	254.96	15.1	1.5	256.5	2001/6/12
No.027	TH-4(2)-No6	4916.85	-68245.60	248.96	66.5	6.8	255.7	2001/6/12
No.028	TH-4(2)-No7	4916.85	-68245.60	242.96	88.3	9.0	252.0	2001/6/12
No.029	TH-4(2)-No8	4916.85	-68245.60	236.96	138.9	14.2	251.1	2001/6/12
No.030	TH-4(2)-No9	4916.85	-68245.60	230.96	175.7	17.9	248.9	2001/7/9
No.031	TH-6-No2	4906.59	-68120.55	265.04	142.3	14.5	279.6	2001/6/12
No.032	TH-6-No3	4906.59	-68120.55	259.04	68.6	7.0	266.0	2001/6/12
No.033	TH-6-No4	4906.59	-68120.55	254.54	-4.7	-0.5	254.1	2001/6/12
No.034	TH-6-No5	4906.59	-68120.55	247.54	-3.4	-0.3	247.2	2001/6/12
No.035	TH-6-No6	4906.59	-68120.55	244.54	-9.5	-1.0	243.6	2001/8/6
No.036	TH-6-No7	4906.59	-68120.55	237.04	1.8	0.2	237.2	2001/6/12
No.037	TH-6-No8	4906.59	-68120.55	231.04	37.5	3.8	234.9	2001/6/12
No.038	TH-6-No9	4906.59	-68120.55	226.54	35.8	3.6	230.2	2001/6/12
No.039	TH-6-No10	4906.59	-68120.55	219.04	110.7	11.3	230.3	2001/6/12
No.040	TH-6-No11	4906.59	-68120.55	213.04	172.8	17.6	230.7	2001/6/12
No.041	TH-6-No12	4906.59	-68120.55	208.54	216.7	22.1	230.6	2001/6/12
No.042	TH-6-No13	4906.59	-68120.55	201.04	297.6	30.3	231.4	2001/6/12
No.043	TH-6-No14	4906.59	-68120.55	196.54	339.9	34.7	231.2	2001/6/12
No.044	TH-6-No15	4906.59	-68120.55	185.04	450.6	46.0	231.0	2001/6/12
No.045	TH-6-No16	4906.59	-68120.55	180.54	494.5	50.4	231.0	2001/6/12
No.046	TH-6-No17	4906.59	-68120.55	170.04	400.9	40.9	210.9	2001/6/12
No.047	TH-6-No18	4906.59	-68120.55	165.54	624.9	63.7	229.3	2001/6/12
No.048	TH-6-No19	4906.59	-68120.55	159.54	713.4	72.8	232.3	2001/6/12
No.049	TH-6-No20	4906.59	-68120.55	151.54	792.9	80.9	232.4	2001/6/12
No.050	TH-6-No21	4906.59	-68120.55	147.04	845.7	86.2	233.3	2001/6/12
No.051	TH-6-No22	4906.59	-68120.55	142.54	890.2	90.8	233.3	2001/6/12
No.052	TH-6-No23	4906.59	-68120.55	135.04	964.3	98.3	233.4	2001/6/12
No.053	TH-6-No24	4906.59	-68120.55	130.54	1010.9	103.1	233.6	2001/6/12
No.054	TH-6-No25	4906.59	-68120.55	123.04	1084.6	110.6	233.6	2001/6/12
No.055	TH-6-No26	4906.59	-68120.55	118.54	1129.2	115.1	233.7	2001/6/12

表 3.2.1-16 キャリブレーションに利用された間隙水圧のモニタリングデータ (2)
(井尻ほか, 2003a)

Index	Monitoring Point	Location			Measurement Value			comment
		X	Y	Z	Pres.(kPa)	Pres.H	Piezo.H	
No.056	MIU-1-No.5	5488.83	-68629.36	24.87	1834.5	187.1	211.9	
No.057	MIU-1-No.7	5488.83	-68629.36	-14.43	2218.7	226.2	211.8	
No.058	MIU-1-No.9	5488.83	-68629.36	-109.23	3152.4	321.5	212.2	
No.059	MIU-1-No.11	5488.83	-68629.36	-158.13	3635.0	370.7	212.5	
No.060	MIU-1-No.13	5488.83	-68629.36	-238.43	4428.4	451.6	213.1	
No.061	MIU-1-No.19	5488.83	-68629.36	-615.93	8122.2	828.2	212.3	
No.062	MIU-1-No.20	5488.83	-68629.36	-652.33	8485.1	865.2	212.9	
No.063	MIU-1-No.22	5488.83	-68629.36	-731.43	9284.1	946.7	215.3	
No.064	MIU-1-No.23	5488.83	-68629.36	-754.33	9482.9	967.0	212.7	
No.065	MIU-2-No.4	5433.30	-68552.40	102.18	1084.4	110.6	212.7	
No.066	MIU-2-No.6	5433.30	-68552.40	34.78	1744.2	177.9	212.6	
No.067	MIU-2-No.7	5433.30	-68552.40	-32.83	2412.4	246.0	213.2	
No.068	MIU-2-No.18	5433.30	-68552.40	-645.13	8686.0	885.7	240.6	
No.069	MIU-2-No.20	5433.30	-68552.40	-664.43	8951.2	912.8	248.3	
No.070	MIU-2-No.22	5433.30	-68552.40	-696.23	9262.3	944.5	248.3	
No.071	MIU-2-No.25	5433.30	-68552.40	-748.03	9777.7	997.0	249.0	
No.072	MIU-2-No.26	5433.30	-68552.40	-757.23	9866.7	1006.1	248.9	
No.073	MIU-3-No.4	5340.23	-68455.29	46.82	1625.3	165.7	212.6	
No.074	MIU-3-No.5	5340.23	-68455.29	-10.36	2189.5	223.3	212.9	
No.075	MIU-3-No.9	5340.23	-68455.29	-328.22	5311.2	541.6	213.4	
No.076	MIU-3-No.10	5340.23	-68455.29	-417.86	6211.3	633.4	215.5	
No.077	MIU-3-No.11	5340.23	-68455.29	-474.67	7013.9	715.2	240.5	
No.078	MIU-3-No.12	5340.23	-68455.29	-515.51	7488.8	763.6	248.1	
No.079	MIU-3-No.13	5340.23	-68455.29	-588.34	8204.7	836.6	248.3	
No.080	MIU-3-No.15	5340.23	-68455.29	-645.94	8765.3	893.8	247.9	
No.081	AN-1-No.3	5454.72	-68877.34	163.92	423.3	43.2	207.1	
No.082	AN-1-No.4	5454.72	-68877.34	114.44	903.0	92.1	206.5	
No.083	AN-1-No.6	5454.72	-68877.34	10.88	1927.1	196.5	207.4	
No.084	AN-1-No.7	5454.72	-68877.34	-38.52	2410.5	245.8	207.3	
No.085	AN-1-No.11	5454.72	-68877.34	-88.33	2899.3	295.6	207.3	
No.086	AN-1-No.14	5454.72	-68877.34	-236.93	4363.6	445.0	208.0	
No.087	AN-1-No.15	5454.72	-68877.34	-295.03	4935.9	503.3	208.3	
No.088	AN-1-No.17	5454.72	-68877.34	-330.09	5276.0	538.0	207.9	
No.089	AN-1-No.23	5454.72	-68877.34	-530.47	7252.9	739.6	209.1	
No.090	AN-1-No.24	5454.72	-68877.34	-580.56	7747.2	790.0	209.4	
No.091	AN-3-No.3	5490.41	-68875.85	116.99	885.1	90.3	207.2	
No.092	AN-3-No.5	5490.41	-68875.85	92.99	1117.6	114.0	207.0	
No.093	AN-3-No.7	5490.41	-68875.85	61.39	1428.9	145.7	207.1	
No.094	AN-3-No.11	5490.41	-68875.85	-43.51	2456.9	250.5	207.0	
No.095	AN-3-No.13	5490.41	-68875.85	-84.11	2850.1	290.6	206.5	
No.096	DH-9-No.2	5782.66	-67206.51	209.02	556.9	56.8	265.8	
No.097	DH-9-No.3	5782.66	-67206.51	120.32	1418.9	144.7	265.0	
No.098	DH-9-No.6	5782.66	-67206.51	-121.18	3778.3	385.3	264.1	
No.099	DH-9-No.8	5782.66	-67206.51	-301.38	5536.4	564.6	263.2	
No.100	DH-9-No.11	5782.66	-67206.51	-623.48	8691.0	886.2	262.8	
No.101	DH-11-No.4	7831.93	-67634.48	18.38	2446.8	249.5	267.9	
No.102	DH-11-No.5	7831.93	-67634.48	-52.22	3145.6	320.8	268.5	
No.103	DH-11-No.7	7831.93	-67634.48	-240.42	4992.7	509.1	268.7	
No.104	DH-11-No.9	7831.93	-67634.48	-376.12	6323.6	644.8	268.7	
No.105	DH-13-No.4	8897.29	-65673.85	94.01	1767.4	180.2	274.2	
No.106	DH-13-No.6	8897.29	-65673.85	-46.79	3148.7	321.1	274.3	
No.107	DH-13-No.7	8897.29	-65673.85	-130.69	3977.2	405.6	274.9	
No.108	DH-13-No.13	8897.29	-65673.85	-577.99	8340.3	850.5	272.5	
No.109	DH-13-No.15	8897.29	-65673.85	-716.49	9657.9	984.8	268.4	

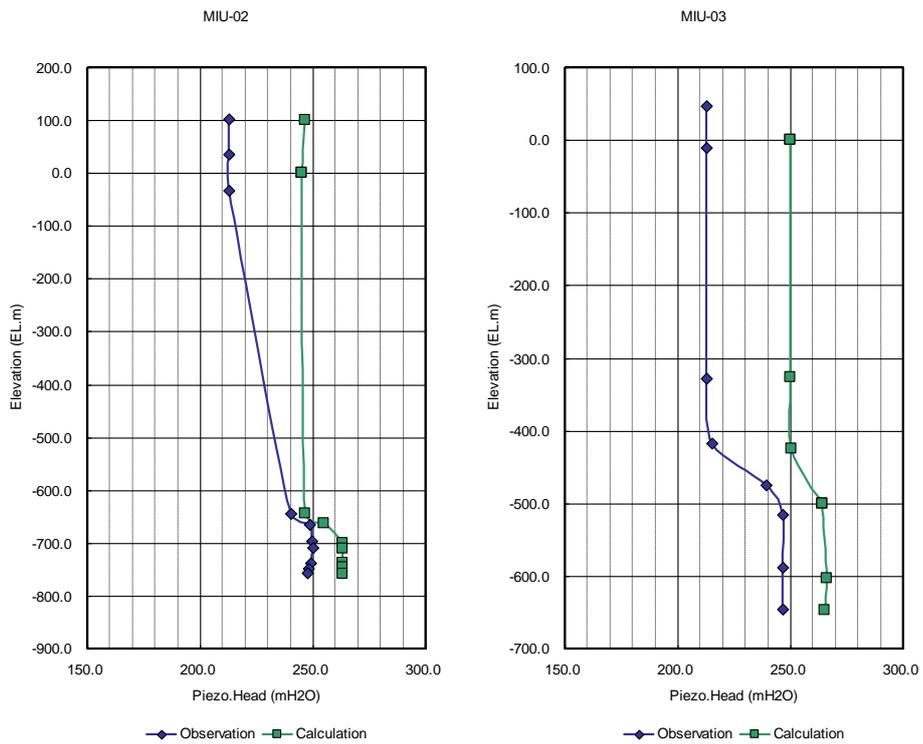


図 3.2.1-31 水頭値の比較 [Case01 (E12)]
(井尻ほか, 2003a)

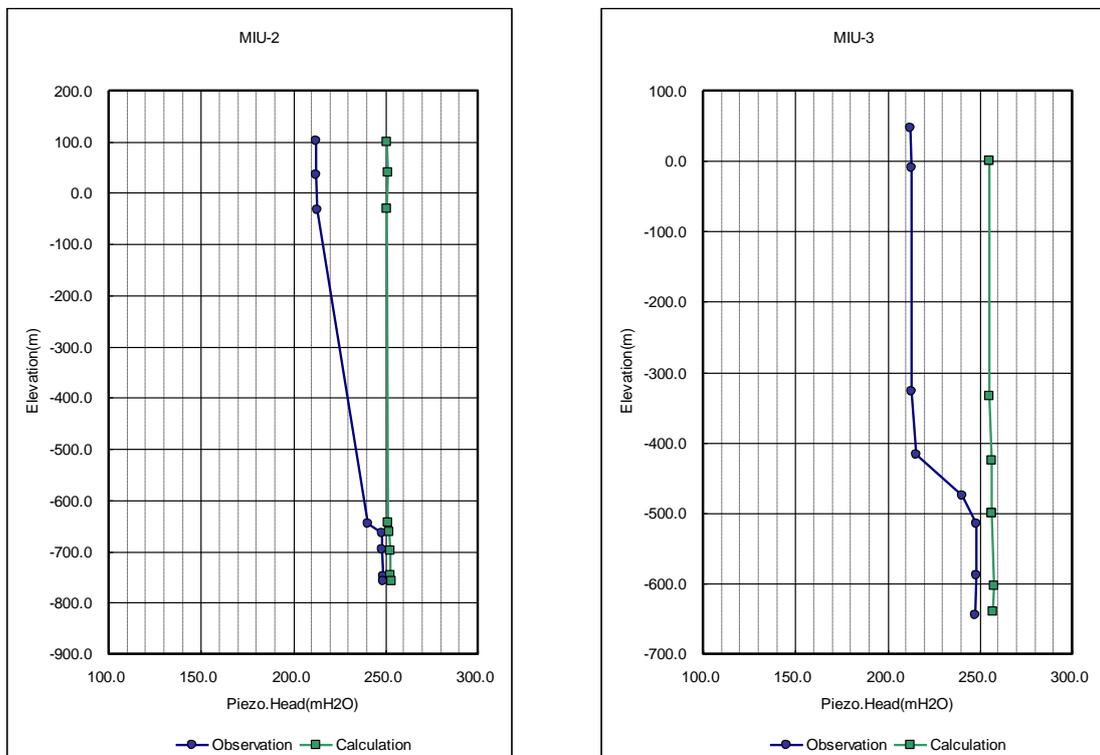


図 3.2.1-32 水頭値の比較 [Case12 (E10)]
(井尻ほか, 2003a)

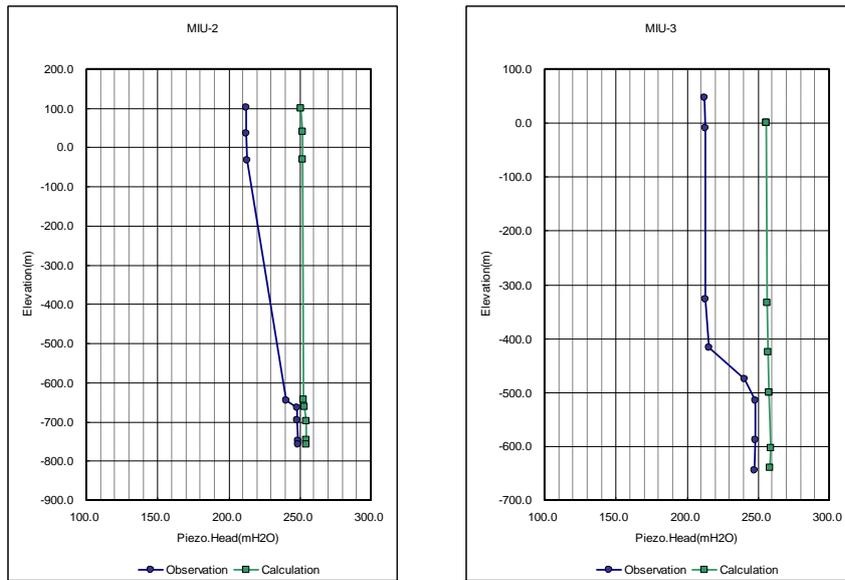
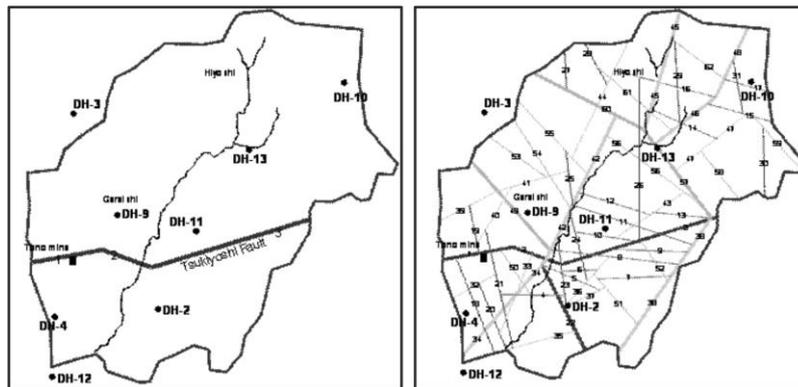
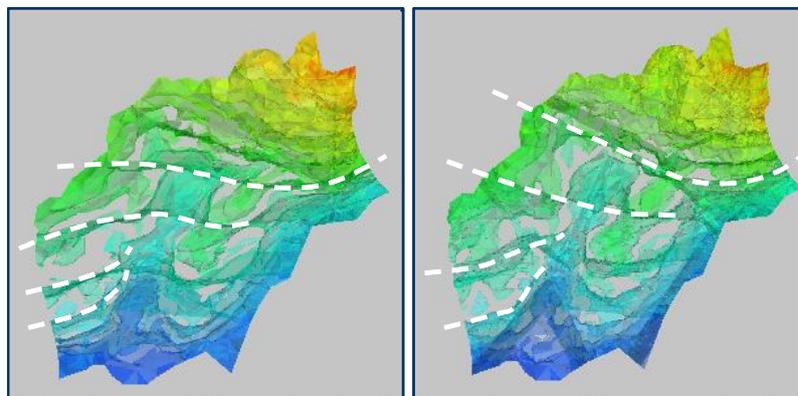


図 3.2.1-33 水頭値の比較 [Case12 (E12)]
(井尻ほか, 2003a)



Fault model distribution



Case01(E12)
(Model01)

Case12(E12)
(Model03)

図 3.2.1-34 全水頭分布の比較
(井尻ほか, 2003a)

上記の検討結果を踏まえて変更された水理地質構造モデルを用いた解析結果（全水頭分布）によれば、解析値はモニタリングデータよりも大きな値となっている。これは、境界条件として設定した地表の水頭値の影響が深部にまで影響しすぎていると考えられ、この影響を緩和するために堆積岩および花崗岩上部割れ目帯に透水性異方性を考慮する必要があると判断された。堆積岩および花崗岩上部割れ目帯については、次に示す理由から、水平方向の透水性を高くなるように変更された（井尻ほか，2003a，p.6-201）。

（堆積岩）

- ・ 堆積岩の露頭で観察される地下水の湿潤部は一様でなく、特定の層に見られること
- ・ 層理面が低角度であること

（花崗岩上部割れ目帯）

- ・ 花崗岩上部割れ目帯は応力解放などによって地形に沿ったシーティングジョイントが発達した領域と判断されており、旧地形に沿って高透水を呈している可能性があること

表 3.2.1-17 に堆積岩および花崗岩上部割れ目帯の透水係数の変更値を示す。透水係数を変更した水理地質構造モデルを用いて解析した結果、月吉断層北側の動水勾配がより緩やかとなり、モニタリングデータから推定した地下水流れに近づいたと判断された（井尻ほか，2003a，p.6-201）。

表 3.2.1-17 透水係数の初期値および変更値

（井尻ほか，2003a）

	Before revision		After revision	
	Horizontal	Vertical	Horizontal	Vertical
Sedimentary Rock	$6 \times 10^{-8} \text{ (m/sec)}$	$6 \times 10^{-8} \text{ (m/sec)}$	$6 \times 10^{-6} \text{ (m/sec)}$	$6 \times 10^{-8} \text{ (m/sec)}$
Highly Fractured Domain	$2 \times 10^{-8} \text{ (m/sec)}$	$2 \times 10^{-8} \text{ (m/sec)}$	$2 \times 10^{-6} \text{ (m/sec)}$	$2 \times 10^{-8} \text{ (m/sec)}$

モデルのキャリブレーションの検討に基づき、水理地質構造モデルの変更点は次のとおりである（井尻ほか，2003a，p.6-218）。

- ・ 断層・遮水構想の透水係数の変更
- ・ NE系断層の透水性構造の変更→遮水構造の解除
- ・ 堆積岩、花崗岩上部割れ目帯の透水係数の変更

以上のプロセスに基づき構築された水理地質構造モデルの概要を、表 3.2.1-18 に示す。

表 3.2.1-18 Don-Chan を用いた水理地質構造モデルの概要
(井尻ほか, 2003a)

解析領域	稜線と土岐川に囲まれた 9km×9km 領域	
地形	考慮 (DEM20m メッシュ)	
考慮した地質構造	瑞浪層群, 土岐花崗岩, 月吉断層, その他のリニアメントより推測される断層および割れ目 (NE-SW 方向の主要割れ目, NW-SE 方向の主要割れ目, NNW-SSE 方向の主要割れ目, EW 方向の主要割れ目)	
岩盤の透水性	堆積岩: 均質 花崗岩: 均質異方性 (主要割れ目系および微笑名割れ目による健 岩部を考慮)	
月吉断層	断層に平行方向は高透水性, 直交方向は低透水性としてモデル化	
透水 係数	キャリブレ ーション前	<ul style="list-style-type: none"> ・ 瑞浪層群: 6.0×10^{-8} m/s ・ 土岐花崗岩上部割れ目帯: 2.0×10^{-8} m/s ・ 土岐花崗岩健岩部: 3.0×10^{-9} m/s ・ 断層破碎帯 (上側, 下側): 2.0×10^{-7} m/s ・ 断層コア部: 1.0×10^{-10} m/s
	キャリブレ ーション後	<ul style="list-style-type: none"> ・ 瑞浪層群: 水平 6.0×10^{-6} m/s, 鉛直 6.0×10^{-8} m/s ・ 土岐花崗岩上部割れ目帯: 水平 2.0×10^{-6} m/s, 鉛直 2.0×10^{-8} m/s ・ 土岐花崗岩健岩部: 3.0×10^{-9} m/s ・ 断層破碎帯 (上側, 下側): 2.0×10^{-7} m/s ・ 断層コア部: 1.0×10^{-12} m/s
有効間隙率	主要な割れ目の平均的な透水性より岩種ごとに設定 堆積岩と断層コア部は文献値より一律 30% に設定	

(ii) SR-Site における水理地質構造モデル構築手法の事例

SKB が Forsmark サイトを対象として実施した SR-Site (SKB, 2011) の水理地質構造モデル構築手法のうち、割れ目の地質学的モデル (GeoDFN Model : Geological Discrete Fracture Network Model) の構築手法について 2012 年度までの調査 (黒澤ほか, 2013) に加えて、より詳細に調査するとともに、それと水理地質構造モデル (HydroDFN Model: Hydro-geological Discrete Fracture Network Model) の関連性について整理した。

(a) 亀裂ネットワークモデルの構築方法

Forsmark サイトを対象とした亀裂ネットワークモデル(以下 GeoDFN モデルという)は、トレース長 1,000m 以下の岩盤中の亀裂(fracture)と小規模な破砕帯(minor deformation zone)を対象に確率論的にそれらの分布を再現するモデルである。Forsmark サイトでは、4 つの岩盤領域 (FFM01, FFM02, FFM03, FFM06) が対象とされている (図 3.2.1-35 参照)。ここでは、Forsmark サイトの Site Descriptive Model version2.2 (SKB, 2008, pp.153-156) に示されている GeoDFN モデルに関するモデル構築方法についてまとめる。GeoDFN モデルでは、次に示す 4 つの亀裂特性を統計学的にモデル化する必要がある。

- ・ 亀裂の方位分布
- ・ 亀裂の長さ分布
- ・ 亀裂の密度分布
- ・ 亀裂の空間分布

Forsmark サイトを対象として構築された GeoDFN モデルでは、次の事項を前提としている (Fox et al., 2007)。

- ・ 準拠するデータベース (SICADA) に格納されているデータはすべて正しい。
- ・ 露頭観察で観察される破砕帯および亀裂の長さの計測結果は適切である。
- ・ 解析に使用するソフトウェアは有効である。
- ・ 孔壁画像検層システム (BIPS) によるボーリング孔内の亀裂特性は、正しく取得されている。
- ・ ボーリングコアで観察される亀裂の方位には不確実性があるため (SKB, 2008, p.158), BIPS で観察できる亀裂のみを対象とする。
- ・ 破砕帯や小規模な破砕帯は、母岩中の亀裂と区別できる。
- ・ 亀裂は平板、円形である。開口幅や水理特性は考慮しない。
- ・ 亀裂の長さ特性は、領域ごとに異なるが、各領域の中では一定である。
- ・ 亀裂セット (fracture set) は、方位のみによって識別される。
- ・ 亀裂方位パラメータは、単変量 Fisher 確率分布に従う。
- ・ GeoDFN モデルの統計パラメータは、対象としている領域内でのみ有効である。

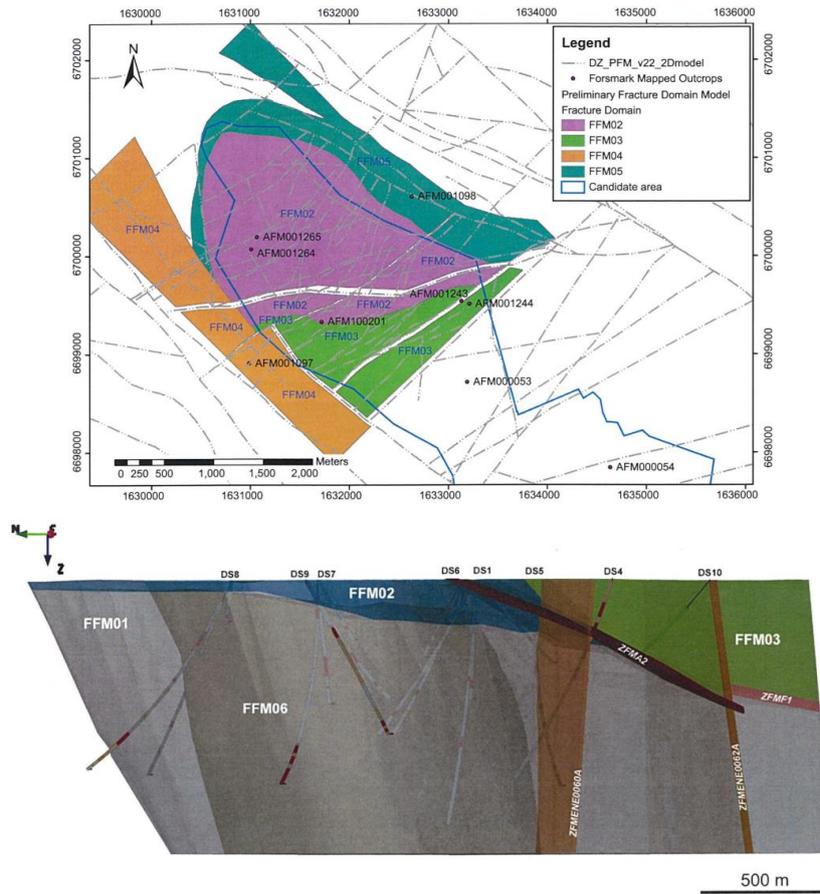


図 3.2.1-35 GeoDFN モデル化対象エリアの領域区分および破碎帯の位置
(Fox et al., 2007)

亀裂の方位分布

亀裂の方位分布に関する統計的なパラメータを算定するために、露頭観察（トレンチ調査も含む）やボーリング調査により取得された亀裂の地質学的特徴や幾何学的特徴に関するデータが用いられた。このうち、露頭観察で取得された亀裂に対しては、連結性を考慮しない亀裂データセット（unlinked dataset）と地質学の専門家により連結性が評価された亀裂データセット（linked dataset）の2つのデータセットが作成された（Fox et al., 2007）。露頭で観察された亀裂のデータセットを利用して、亀裂の方位分布モデルは、次の手順で構築された（Fox et al., 2007）。

- ① 露頭ごとに、亀裂のトレースの分布図を GIS で作成する。分布図には地質および露頭表面の三次元形状も表す。
- ② 亀裂解析ソフト（DIPS）を用いて、亀裂の法線方向分布に基づいて仮の亀裂セット（方位に基づく分割：Hard sector）を作成する（最終的な亀裂セットは、亀裂の空間分布モデルにおいて構築される）。
- ③ 区分された亀裂の方位データから、解析コード（FracSys/ISIS）を用いて各亀裂セットの平均法線ベクトル（ ϕ, θ ）と集中度パラメータ（ κ ）を求める。
- ④ 区分された露頭観察データの亀裂セットには、走向方向に基づいて名前をつける（EW, WNW など）。これらの亀裂セットは、ほぼ全域に共通して分布するグローバルな亀裂セット（Global set）と、一部の露頭や領域のみに分布するローカルな亀裂セット（Local set）の2つに区分する。グローバルな亀裂セットとローカルな亀裂セットは、分布域によってグループ化する。
- ⑤ 露頭観察データに基づく亀裂セットの区分を用いて、ボーリングで確認された亀裂を区分する。
- ⑥ 各々の亀裂を、破砕帯（Deformation Zone）、破砕帯の影響領域（Affected by Deformation Zone）、亀裂部（Fracture Zone：破砕帯やその影響領域でない部分）のいずれに属するか区分する。亀裂の方位分析は、破砕帯の影響領域と非影響領域それぞれに対して行う。破砕帯の影響の有無は、母岩中の亀裂密度との差異、さらに近傍の破砕帯の構造を反映しているかどうかにもよって判断する。
- ⑦ 岩盤領域ごとに照合した露頭とボーリング孔での亀裂セットを1つの亀裂セットとして統合する。
- ⑧ 各亀裂セットの最終的な方位分布モデルの構成要素は、平均法線方向（ ϕ, θ ）、そのばらつきを表す Fisher の集中度パラメータ κ （算術平均値）である。
- ⑨ 平均法線方向の95%信頼区間（ δ_{95} ）と95パーセンタイルコーン半径（ α_{95} ）は、それぞれ次のように計算する。

$$\delta_{95} = \frac{140}{\sqrt{\kappa n}}$$

$$\alpha_{95} = \left(\frac{180^\circ}{\pi} \right) \arccos \left(1 - \left(\frac{N-R}{R} \right) \left(\frac{1}{p} \right)^{\frac{1}{N-1}} - 1 \right)$$

κ : Fisher の集中度パラメータ (算術平均値), n : 観察数, $p : 0.05$,

R : 軸方向の方向余弦から求められる平均傾斜ベクトルの長さ

- ⑩ 各領域・各亀裂セットについて正規性を Shapiro-Wilk の W 統計量を用いた検定により確認する。

また、グローバルな亀裂セットとローカルな亀裂セットの亀裂方位以外の差異を統計解析ソフト (SPSS) を用いて統計的に確認している。さらに、破碎帯の影響領域と非影響領域の亀裂方位特性の差異についても確認している。具体的には、非影響領域とされた亀裂の平均法線方向と集中度パラメータ (算術平均値) κ に基づき 95%信頼区間 (δ_{95}) と、Fisher 分布の 95%パーセンタイルコーン半径 (α_{95}) を求め、95%信頼区間 (δ_{95}) の中に影響領域の平均法線方向がプロットされれば、影響領域と非影響領域の間には差がないとして両者を統合する。95%信頼区間 (δ_{95}) の外で Fisher 分布の 95 パーセンタイルコーン半径 (α_{95}) の外にプロットされた場合、影響領域と非影響領域は別の亀裂セットとして分けて扱う (Fox et al., 2007)。

岩盤領域 FFM01 を対象とした亀裂セットに基づく露頭およびボーリングで観察された亀裂の方位区分の結果を図 3.2.1-36 に示す。

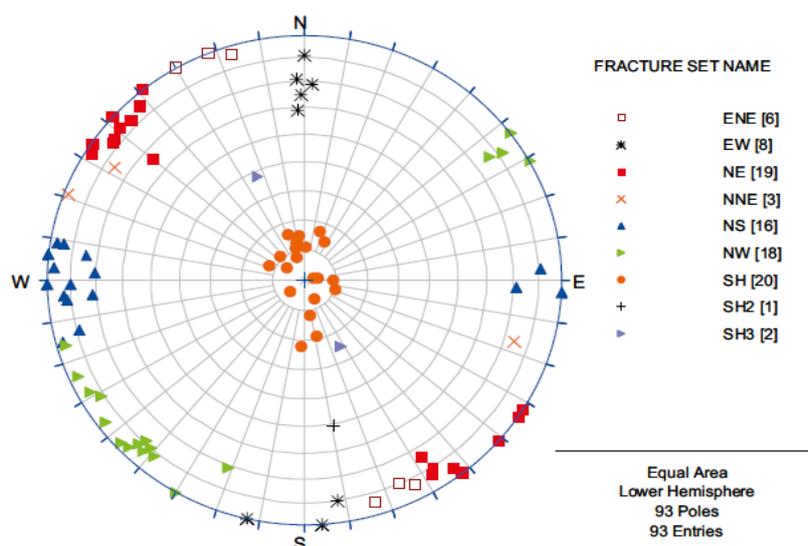


図 3.2.1-36 各亀裂セットの露頭、ボーリングごとの平均法線方向の例 (領域 FFM01) (Fox et al., 2007)

亀裂の長さ分布

亀裂長さ分布のモデル化は、各岩盤領域（FFM01～FFM03, FFM06）の亀裂セットごとに実施された（Fox et al., 2007）。

露頭で観察される伸張方向に近接して並んだ亀裂は地下でつながっているものがあると考えられ、露頭で観察される亀裂の連結性（linking）を評価して適切な亀裂長さとする必要がある。亀裂の連結性評価は次の手順で行われた。

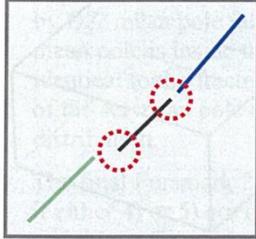
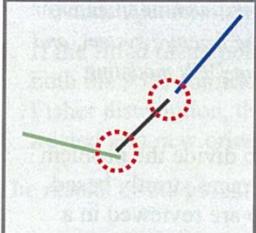
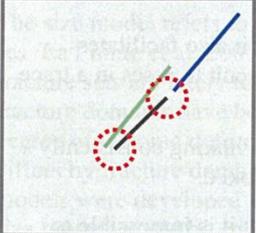
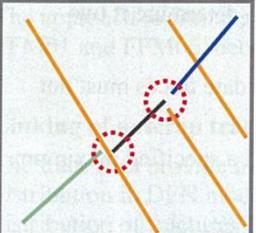
- ① コンピュータコード **GoLink** を用い、幾何学的な判定基準（表 3.2.1-19 参照）によって連結の有無を決める。判定基準は、端点間の距離 r_{\max} 、亀裂方向の差 θ_{\max} （法線方向の許容差）、連結により一方向に伸張すること、2つの亀裂の間にせん断変位部を挟んでいないこと、とする。
- ② **GoLink** による結果を地質学の専門家がチェックし、露頭全体の地質状況を考慮した修正を行う。

GoLink による判定は、透明性・反復性が高く個人差が少ない利点がある。一方で、地質境界での停止・通過、せん断帯付近での屈曲・通過、より大きな亀裂の形成などの難しい点もある。特に、平行な微小な亀裂の場合（端点の単純な連結では不適）、近傍のより大きな亀裂と連結する場合、破碎帯を越えて連結する場合などで問題が残り、専門家による修正が必要である。連結した亀裂の方向ベクトルは、個々の亀裂の方向ベクトルに長さに応じた重み係数を乗じたものの総和として求める（長い亀裂ほど代表性が高いとの考えによる）（Fox et al., 2007）。

$$V = \sum_{i=1}^N w_i n_i$$

V : は連結後の方向ベクトル, n_i : 個々の亀裂の方向ベクトル, w_i : 個々の亀裂の重み

表 3.2.1-19 GoLink による亀裂トレース連結の基準
(Fox et al., 2007)

<p>Criterion 1: maximum gap between trace endpoints $< r_{max}$</p> 	<p>The green trace is not linked to the black trace, as the gap exceeds r_{max} (i.e. neither of its termination points are located within the distance r_{max} of either termination points of the black trace; r_{max} is shown by red circles).</p> <p>The blue trace is linked to the black trace, as the gap between their endpoints is less than r_{max}.</p>
<p>Criterion 2: fractures must be "semi-parallel"</p> 	<p>The green trace is not linked to the black trace, as the orientation of their poles deviates more than θ_{max}.</p> <p>The blue trace is linked to the black trace, as their fracture-plane poles are of similar orientation (e.g. the deviation angle $< \theta_{max}$).</p>
<p>Criterion 3: trace linking must propagate in one general direction</p> 	<p>The green trace is not linked to the black trace, although it fulfills the conditions on maximum gap and "semi-parallelity" (see above). Links in the "reverse direction" are avoided by requiring that the distance between endpoints of the linked trace must always increase in every linking step.</p>
<p>Criterion 4: traces separated by shear fractures are not linked</p> 	<p>The green trace is not linked to the black trace, as the gap is intersected by a fracture that has signs of shear movement (sheared traces shown as orange lines).</p> <p>The blue trace is linked to the black trace, as:</p> <ol style="list-style-type: none"> 1) the gap (= distance between endpoints) is not strictly intersected by any shear fracture, and 2) although the blue trace is intersected by a sheared fracture, the trace has been mapped as "intact" in the field.

亀裂長さ分布モデルには2つのオプションを設けている。1つは「構造連続モデル」(Tectonic Continuum model : TCM) であり、全スケールにわたり統一的な長さ分布特性を考えるモデルである。もう1つはその代替モデルとして、露頭スケールモデル(Outcrop scale model : OSM) と構造断層モデル (Tectonic fault model : TFM) を合わせた「露頭スケール+構造断層モデル」である (Fox et al., 2007)。

構造連続モデルでは、対象とする領域の対象亀裂セットについて露頭でのトレース長および地表磁気リニアメントの長さのデータを用いる。亀裂長さ分布モデルのパラメータを算定するために、まず露頭における亀裂トレース長と累積亀裂数を両対数グラフにプロットする (図 3.2.1-37 参照)。累積亀裂数は、その長さを超える亀裂の数を露頭面積で除して

正規化した値を用いる。このプロットの直線部にフィットする直線を求める（すなわち、べき乗則で表す）。べき乗分布を表すためのパラメータを表 3.2.1-20 に示す。亀裂長さ分布は、露頭亀裂トレースに基づいて計算した最小亀裂半径 (r_0) と亀裂密度 P_{32} とボーリング孔での亀裂密度 P_{32} を利用して求める。

- 最小亀裂半径（例えば半径 $r_0=0.5\text{m}$ ）を仮定し、露頭亀裂と地表磁気リニアメントのトレース長分布に合う P_{32} （単位体積当たりの亀裂面積， m^2/m^3 ）を求める。
- 次に、ボーリング孔で観察された亀裂（破碎帯やその影響の及んだ亀裂は除く）から求めた P_{32} 平均値（ P_{32} の計算方法は後述）に合うようにパラメータを調整する。このときボーリング孔の一次元亀裂密度から求められる P_{32} が最小亀裂半径（例えば半径 $r_0=0.5\text{m}$ ）から求められる P_{32} より大きければ、最小亀裂半径 r_0 を小さくする（同様に P_{32} が小さすぎるときは r_0 を大きくする）。そして、亀裂長さ分布の傾き（べき乗数）は、露頭データのトレース長分布に合うように調整する。

適用する亀裂長さ密度の関係のスケーリング特性の違いによって、ユークリッドスケーリングによるモデル (TCM) とフラクタルスケーリングによるモデル (TCMF) がある。ユークリッドスケーリングでは、亀裂長さ密度が線形の比例関係にあり、スケールによる亀裂密度の変化はない。

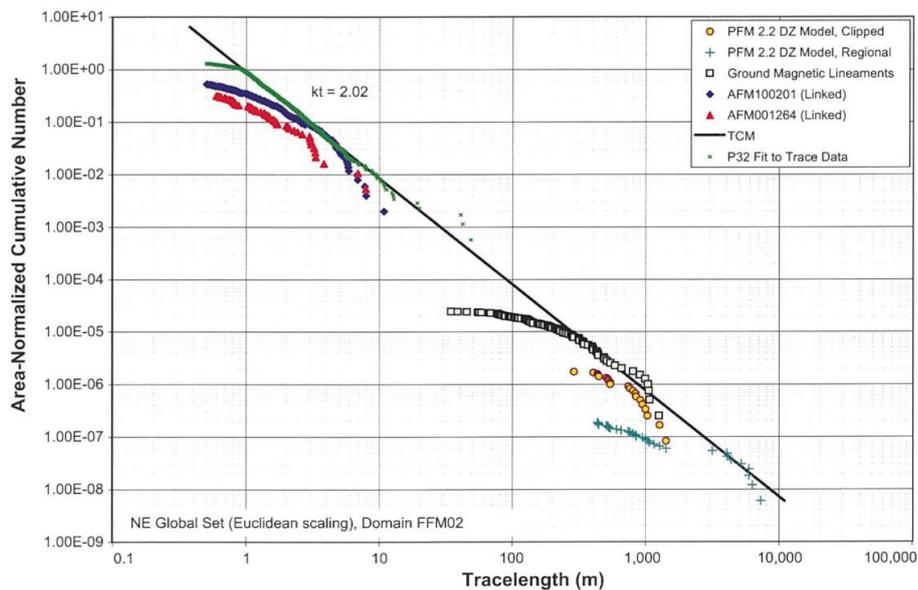


図 3.2.1-37 亀裂トレース長と累積亀裂数のプロットの例 (Fox et al., 2007)

表 3.2.1-20 亀裂のべき乗分布に関するパラメータ
(Fox et al., 2007)

Distribution name	Parameter 1	Parameter 2
Mass dimension	ρ (prefactor)	D_m (mass dimension)
Cumulative number of trace lengths	t_{0n} (coefficient)	k_t (trace length exponent)
Trace length CCDF	x_{0t} (coefficient)	k_t (trace length exponent)
Radius CCDF	r_0 (coefficient)	k_r (radius exponent)
Radius size truncation limits	r_{min}	r_{max}

また、図 3.2.1-37 で示した亀裂トレース長の累積亀裂本数は、次式のように表される。

$$Number / area(x \geq t_{0n}) = \left(\frac{t_{0n}}{x} \right)^{k_t}$$

累積亀裂数分布はトレース長の確率分布ではないので、累積亀裂数から確率分布を求めるには、 x_{0t} または r_0 を定めて次式により計算する。

$$P(X \geq x) = \left(\frac{x_{0t}}{x} \right)^{k_t}$$

x_{0t} : トレース長の最小値, x : x_{0t} 以上のトレース長,
 k_t : トレース長の次元, $P(X \geq x)$: トレース長が x 以上となる確率

x_{0t} は確率分布関数での最小トレース長であり、 t_{0n} から求めることはできないが、 r_0 と x_{0t} の関係および k_r と k_t の関係は、次のとおりである。

$$k_r = k_t + 1$$

$$r_0 = x_{0t} \times \frac{2}{\pi}$$

亀裂半径の累積関数の指数は累積亀裂数の指数に 1 を加えた値であり、 r_0 , x_{0t} は累積亀裂数分布からではなく最小亀裂トレース長または半径分布から求められる。亀裂サイズと亀裂数をプロットする際には、累積亀裂数を露頭面積で補正する必要がある。ユークリッドスケールリング (ポアソン密度関数) の場合は、単純に露頭面積で累積亀裂数を割ればよい。フラクタルのスケールリング則が成り立つ ($D_m \neq 2.0$) 場合、亀裂数は空間次元 D_m (Mass dimension) の関数として次の式で表される。

$$N(r) = \rho * r^{D_m}$$

ρ : 定数, r : 亀裂の半径, D_m : 空間次元,

$N(r)$: 半径 r の円の中にある亀裂トレース (全体・部分のいずれか) の数

D_m の値を求めるには, 亀裂トレースマップうえで, 任意の位置を中心とする様々な半径の円を描き, 円の中に含まれるトレース数をカウントする (図 3.2.1-38 参照)。円の半径と含まれるトレース数の関係を両対数グラフにプロットし, 回帰直線の傾きを D_m , 半径 1.0m のときのトレース数を ρ とする。

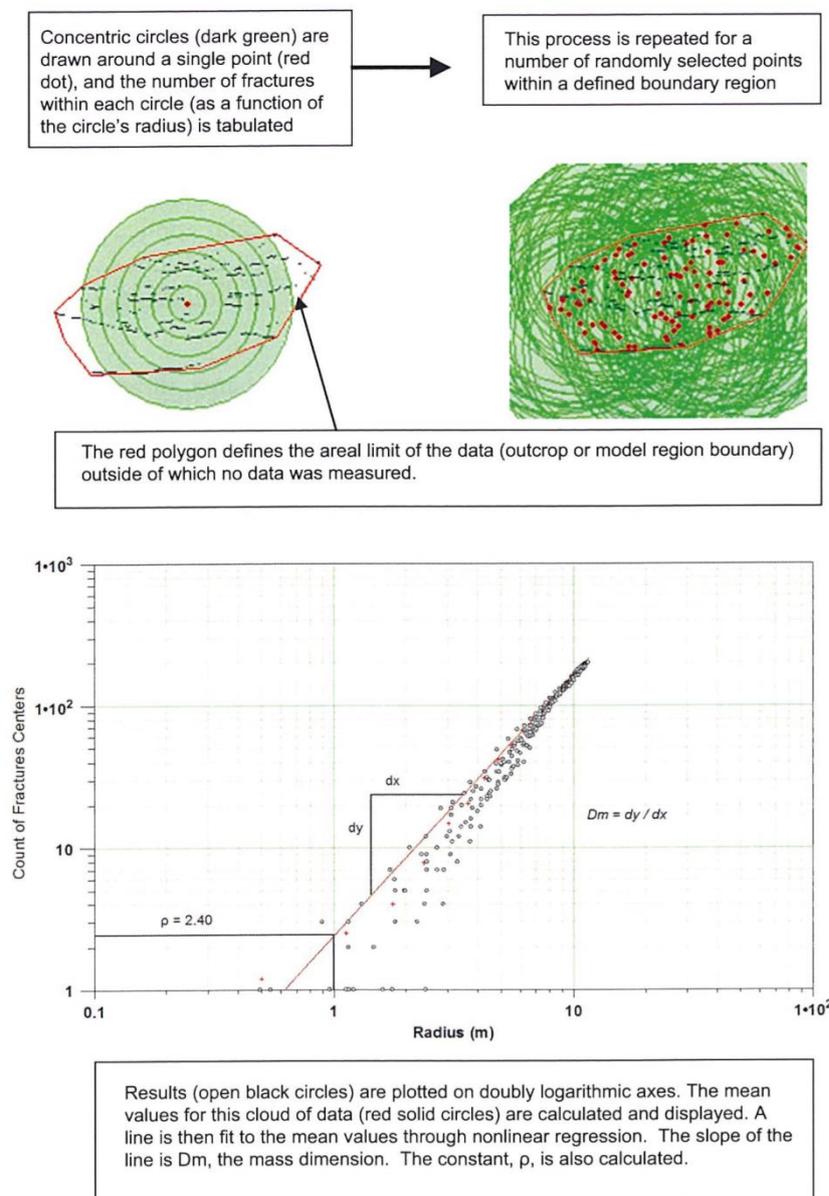


図 3.2.1-38 亀裂トレースマップから空間次元を計算する方法 (Fox et al., 2007)

異なる露頭のデータを統合してプロットする際には、各露頭の累積亀裂数を除す露頭面積として、次式のように補正した露頭面積 A^* を用いる。

$$A^* = A_0 * \frac{\rho \left(\sqrt{\frac{1}{\pi}} \right)^2}{\rho \left(\sqrt{\frac{1}{\pi}} \right)^{D_m}} = A_0 * \left(\sqrt{\frac{1}{\pi}} \right)^{2-D_m}$$

A_0 : 各露頭の面積

累積亀裂数プロットは確率分布を直接表しておらず、累積亀裂数プロットで示される最小サイズは確率分布における最小サイズではない。このため、亀裂の最小サイズをシミュレーションによって以下のように求める (Fox et al., 2007, p.41)。

- ・ 累積亀裂数プロットに基づいて k_r を算出する。また、仮の最小半径と亀裂密度 P_{32} を設定する (SDM2.2 では P_{32} を $0.1 \text{ m}^2/\text{m}^3$, 最小半径を 10 m とした)。対象とする亀裂セットを選ぶ。
- ・ 対象領域に亀裂を発生させる (SDM2.2 では $1,000 \text{ m} \times 1,000 \text{ m} \times 1,000 \text{ m}$ の領域とした)。
- ・ 1 枚の水平面を仮定してこれに交差する亀裂を計算し、そのトレースを累積亀裂数グラフにプロットする。観察エリアと計算エリアの面積が異なる場合は累積亀裂数を補正する。
- ・ グラフにおいて計算値の直線部分が実測値にマッチするように、 $P_{32}(r_{\min}, r_{\max})$ の値を繰り返し計算により求める。
- ・ モデルを適用する最小半径 r_0 の適切な値を定め、次式により $P_{32}(r_0, \infty)$ を計算する。

$$P_{32}(r_{\min}, r_{\max}) = \frac{[r_{\min}^{2-k_r} - r_{\max}^{2-k_r}]}{r_0^{2-k_r}} * P_{32}(r_0, \infty)$$

図 3.2.1-39 の例では、 P_{32} を $0.1 \text{ m}^2/\text{m}^3$ から $0.052632 \text{ m}^2/\text{m}^3$ に減じることで実測値にフィットした。上記の式に従い、 $x_{1r}=10 \text{ m}$, $x_{2r}=\infty$, $x_{0r}=0.5 \text{ m}$, $k_r=2.8$, $P_{32}(x_{1r}, x_{2r})=0.052632 \text{ m}^2/\text{m}^3$ という値を用いて計算すると、 $P_{32}(r_0, \infty)=0.5782 \text{ m}^2/\text{m}^3$ となる。

最後に、露頭データは 0.5 m 以下のトレースを記録していないことから、ボーリング孔での P_{32} に基づいて真の最小半径 r_0 を求める (Fox et al., 2007)。ボーリング孔のデータによる最小半径 $r_{\min BH}$ は次の式で計算する。

$$r_{\min BH} = r_{\min OC} * \left(\frac{P_{32BH}}{P_{32OC}} \right)^{1/(2-k_r)}$$

露頭亀裂の最小半径 $r_{\min OC}$ と亀裂密度 $P_{32 OC}$ は露頭データのプロットから得られる。最大亀裂半径は制限していない。計算の結果、 $r_{\min BH}$ がボーリング孔の半径 (0.038m) より大きく $r_{\min OC}$ より小さくなった場合は、 $r_{\min BH}$ を真の最小半径 r_0 とする。 $r_{\min BH}$ がボーリング孔の半径より小さい場合は、 $r_0 = 0.038m$ とする。 $r_{\min BH}$ が $r_{\min OC}$ より大きい場合は、露頭とボーリング孔の両方のデータを満足するパラメータは求められず、ボーリング孔のデータから得られた P_{32} と $r_0 (=r_{\min BH})$ を全エリアに用いることが推奨される。

ボーリング孔のデータを優先する理由として、露頭表面は氷河の除荷や人為的影響による乱れがあること、ボーリング孔ではより高い亀裂密度データが得られていること、露頭のない岩盤領域が存在することがある。

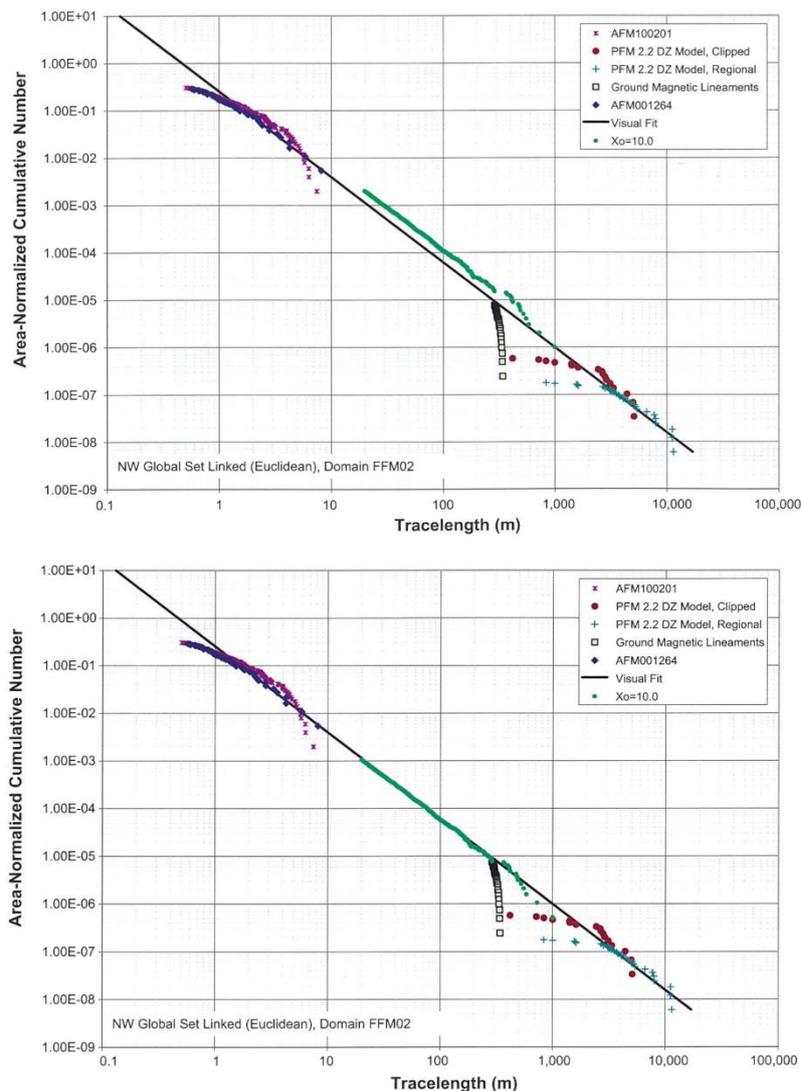


図 3. 2. 1-39 P_{32} の調整と最小サイズの計算
(Fox et al., 2007)

「露頭スケール+断層モデル」のうち、露頭スケールモデル（OSM）は、地表露頭の亀裂（節理）トレースのサイズと密度に基づくモデルである。ここで用いるトレース長データは、破碎帯やリニアメントを除いた、露頭のみデータである。露頭での亀裂密度をボーリング孔の亀裂密度に適合させる。亀裂長さと密度の相関関係は明瞭でなく、それぞれが亀裂長さ分布をもつ。対象とするスケールは、亀裂半径 0.5m～564m の範囲である。

断層モデル（TFM）は、破碎帯・リニアメントの露頭・地表における長さと密度にフィットするように作成されるモデルである。対象はすべてグローバルな亀裂セットである。対象とする亀裂半径は 28m～564m（トレース長 50m～1,000m）の範囲である。パラメータ化の手順は構造連続モデル（TCM）と同じである。露頭スケールモデルと断層モデルの亀裂長さ分布の例を図 3.2.1-40 に示す（Fox et al., 2007）。

領域内に露頭が存在する岩盤領域（FFM02, FFM03）では、それぞれの地表露頭データを用いて上記の手順で岩盤領域の亀裂セットごとに長さ分布のモデル化を行う（Fox et al., 2007）。

岩盤領域内に露頭が存在しない場合（岩盤領域 FFM01, FFM06）は、露頭のある他の岩盤領域の情報を用いて以下のようにモデル化を行っている。

- ・ 破碎帯の分布等からみて FFM02 は FFM01, FFM06 に近いと考えて、FFM02 の式と分布形を適用する。
- ・ FFM02 の式に FFM01 または FFM06 における同じ亀裂セットのボーリング孔での一次元亀裂密度から求められる P_{32} を適用し最小半径 r_0 を調整する。

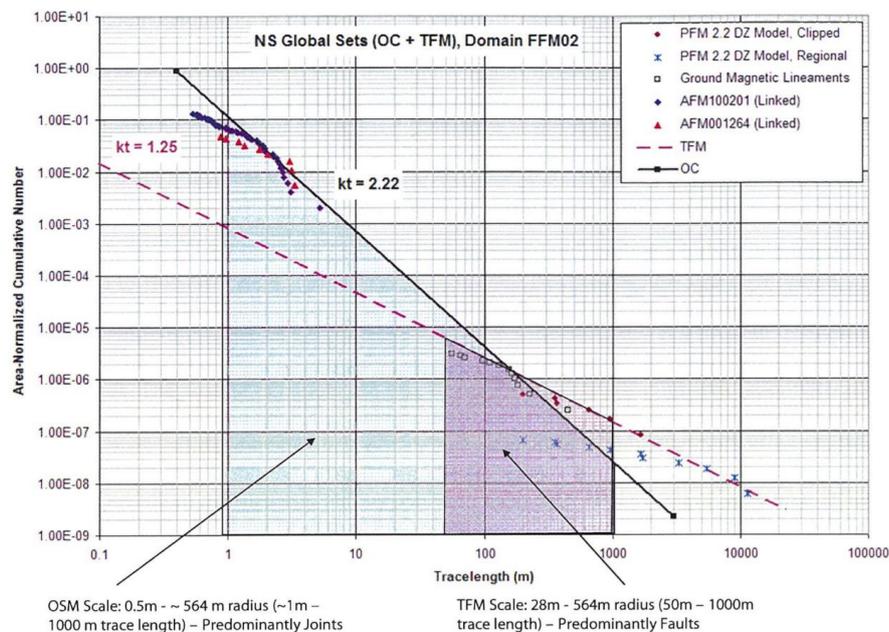


図 3.2.1-40 露頭スケールモデルと断層モデルの関係
(Fox et al., 2007)

亀裂長さモデルに関しては、次に示す不確実性が挙げられている (Fox et al., 2007)。

- 構造が連続的 (Tectonic Continuum) であるという仮定
- 亀裂トレースの連結性
- メートル～キロメートルスケールにおける亀裂密度のスケール特性を表すのに、フラクタルとユークリッドスケーリングのどちらが適切か
- 地表磁気リニアメントは亀裂トレース長と亀裂密度を代表するものであるか

亀裂の密度分布

亀裂の三次元密度 P_{32} (単位体積当たりの亀裂面積: m^2/m^3) は、ボーリング孔で得られた一次元密度 P_{10} (単位長さ当たりの亀裂数: $1/\text{m}$) と変換係数 C_{13} を用いて、次の Wang の式により求めることができる (Fox et al., 2007)。

$$C_{13} * P_{10} = P_{32}$$

$$C_{13} = \left[\int_0^\pi |\cos \alpha| f_A(\alpha) d\alpha \right]^{-1}$$

$$f_A(\alpha) = \frac{1}{\pi} \int_{R_\delta} \frac{\sin \alpha}{\sqrt{\sin^2 \delta \sin^2 \rho - (\cos \alpha - \cos \delta \cos \rho)^2}} \frac{\kappa e^{\kappa \cos \delta} \sin \delta}{e^\kappa - e^{-\kappa}} d\delta$$

ここで、 α はボーリング孔の軸方向と亀裂法線のなす立体角である。 $|\delta - \rho| < \alpha < \delta + \rho$ のとき R_δ の積分範囲は次のようになる。

$$R_\delta = [\rho - \alpha, \rho + \alpha], \text{ if } \alpha < \rho \text{ or } R_\delta = [0, \alpha + \rho] \text{ if } \alpha > \rho$$

係数 C_{13} の計算式で用いられる α と κ は、対象領域内のボーリング孔の亀裂データによる対象亀裂セットの平均法線方向と Fisher の集中度係数として得る。具体的な亀裂データの処理手順は次のとおりである (Fox et al., 2007)。

- 各ボーリング孔の長さを 6m, 15m, 30m に分割する。
- 各区間の平均方位 (trend) と平均俯角 (plunge) を算定するために、各区間の始点と終点を設定する。
- 岩盤領域ごと、亀裂セットごとの亀裂の卓越方向の平均方位と平均俯角およびフィッシャー係数 (κ) を算定する。
- 各岩盤領域の各ボーリング区間、各区間長さ、各亀裂セットについて、亀裂セットの平均方位とボーリング区間の方位を表す単位ベクトルとの立体角度 (θ) を計算する。
- 立体角度 (θ) とフィッシャー係数を用いて数値積分法により C_{13} を近似的に算定する。

亀裂の空間分布

亀裂の空間分布は、ある場所の岩盤中にどれだけの亀裂が存在するかを表すもので、数学的には、亀裂のスケール特性と、深度・岩種・構造運動の影響などの地質要因と亀裂密度との関係の統計的有意性によって評価する (Fox et al., 2007)。亀裂のスケール特性は、マスマフラクタル次元 (Mass dimension) で示されるスケールによる亀裂密度の変化を、露頭・ボーリング孔のデータに基づきスケールと亀裂密度の関係を両対数グラフに表すことによって確認する。プロットの全体が直線で表される場合はべき乗則 (連続的構造モデル) を示し、いくつかの直線部分に分かれる場合はスケールによって異なる分布密度特性を持っていることとなる。ユークリッドスケーリングでは、亀裂密度はスケールによらない。

地質パラメータと亀裂密度との関係については、ボーリング孔データを用い、地質要因を段階的にスコア化したうえで、地質要因間の相関分析と多変量線形回帰分析によって、亀裂密度モデルのばらつきと不確実性を低減するような地質要因を判定する。

ローカル亀裂セットの空間分布は、それが観察されたエリアにおいてのみ、次のようにモデル化する。

- ・ 統計解析によってローカル亀裂セットの存否を支配する地質要因を探索し、支配要因があればその分布に対応した分布モデルを構築する。
- ・ 対応する地質要因が見られない場合、ボーリング孔の亀裂データにより遭遇率のモデル (亀裂セットと遭遇するボーリング孔区間の割合) を亀裂セットごとに作成する。亀裂と遭遇する要素においてのみ、露頭データより得られた分布密度 P_{32} の値を与える。

(b) 構築された亀裂ネットワークモデル (GeoDFN モデル ver2.2)

亀裂の方位分布モデル

亀裂の方位モデルを表 3.2.1-21 に示す。亀裂の方位モデルは、すべての代替モデルに共通である。各亀裂セットが全領域の亀裂の平均的な方位とばらつきを表すとする使い方と、統計解析において空間的に変化するパラメータとしての使い方がある (Fox et al., 2007)。

表 3.2.1-21 亀裂方向モデル
(Fox et al., 2007)

Fracture domain	Fracture set	Set type	Probability distribution	Mean pole			Distribution of Fisher κ		
				trend	Plunge	κ_{mp}^*	Mean	Std. Dev.	Median
FFM01	NE	Global	Univariate Fisher	314.9	1.3	47.4	20.9	9.4	17.8
FFM01	NS	Global	Univariate Fisher	270.1	5.3	47.0	21.3	13.2	20.3
FFM01	NW	Global	Univariate Fisher	230.1	4.6	32.3	15.7	8.1	12.6
FFM01	SH	Global	Univariate Fisher	0.8	87.3	48.9	17.4	7.1	14.4
FFM01	ENE	Local	Univariate Fisher	157.5	3.1	100.0	34.1	17.0	34.1
FFM01	EW	Local	Univariate Fisher	0.4	11.9	30.0	13.9	5.6	13.5
FFM01	NNE	Local	Univariate Fisher	293.8	0.0	33.1	21.8	0.9	NA
FFM01	SH2	Local	Univariate Fisher	164.0	52.6	NA	35.43	NA	NA
FFM01	SH3	Local	Univariate Fisher	337.9	52.9	10.2	17.1	0.1	NA
FFM02	NE	Global	Univariate Fisher	315.3	1.8	33.8	27.0	24.0	22.9
FFM02	NS	Global	Univariate Fisher	92.7	1.2	24.1	30.7	27.1	19.2
FFM02	NW	Global	Univariate Fisher	47.6	4.4	18.6	19.7	22.9	13.9
FFM02	SH	Global	Univariate Fisher	347.4	85.6	87.8	23.2	8.8	20.4
FFM02	ENE	Global	Univariate Fisher	157.9	4.0	100.0	53.2	35.1	47.6
FFM02	EW	Global	Univariate Fisher	186.3	4.3	46.5	34.2	20.6	33.2
FFM02	NNE	Local	Univariate Fisher	107.2	1.8	NA	45.3	NA	NA
FFM02	NNW**	Local	Univariate Fisher	73.0	5.6	NA	11.6	NA	NA
FFM03	NE	Global	Univariate Fisher	311.1	2.7	81.3	25.9	9.8	24.7
FFM03	NS	Global	Univariate Fisher	270.2	6.9	91.4	19.7	10.8	18.2
FFM03	NW	Global	Univariate Fisher	42.4	2.8	84.8	18.4	7.3	17.4
FFM03	SH	Global	Univariate Fisher	348.8	81.0	77.3	13.1	5.7	11.8
FFM03	ENE	Local	Univariate Fisher	164.8	1.2	NA	44.0	NA	NA
FFM03	EW	Local2	Univariate Fisher	196.5	7.3	50.7	27.2	17.6	22.7
FFM06	NE	Global	Univariate Fisher	125.7	10.1	54.6	45.1	21.5	53.3
FFM06	NS	Global	Univariate Fisher	91.0	4.1	100.0	19.5	7.8	15.2
FFM06	NW	Global	Univariate Fisher	34.1	0.8	100.0	16.1	6.1	15.9
FFM06	SH	Global	Univariate Fisher	84.3	71.3	100.0	10.8	5.1	10.8
FFM06	ENE	Local	Univariate Fisher	155.4	8.3	NA	20.8	NA	NA
FFM06	SH2	Local	Univariate Fisher	0.0	47.5	NA	12.7	NA	NA

* κ_{mp} represents the Fisher concentration parameter of the distribution of the fitted mean poles (i.e the mean pole of the mean poles). See Chapter 3.2.2 for more information.

** Note that no size or intensity model exists for the NNW set in domain FFM02.

亀裂の長さ分布モデル

亀裂の方位モデルを表 3.2.1-22～表 3.2.1-25 に示す。亀裂の長さ分布モデルには 2 種類のモデルがある。構造連続モデル (TCM/TCMF) は、地表露頭データに基づいた長さ密度の相関関係を示したモデルである。TCM と TCMF は、スケール特性がユークリッドスケールリングかフラクタルスケールリングかの違いである。露頭スケール+構造断層モデル (OSM+TFM) は主に地表露頭のトレース長のデータに基づくものの、直接的に長さのデータを伴わないボーリングデータによる亀裂密度のデータを用いている。二種類のモデルのうち、GeoDFN のモデリングチームとしては構造連続モデルが推奨されている (Fox et al., 2007)。

表 3.2.1-22 構造連続モデル (TCM : ユークリッドスケールリング)
(Fox et al., 2007)

Fracture domain	Fracture set	Set type	Size distribution	Min. radius r_0 (m)	Exponent (k_r)	Match P_{32} $r_{0 \rightarrow \infty}$ (1/m)
FFM01	NE	Global	Power Law	0.66	3.02	1.74
FFM01	NS	Global	Power Law	0.06	2.78	1.29
FFM01	NW	Global	Power Law	0.59	2.85	0.95
FFM01	SH	Global	Power Law	0.82	2.85	0.63
FFM01	ENE	Local	Power Law	0.32	3.25	2.74
FFM01	EW	Local	Power Law	0.17	3.1	1.12
FFM01	NNE	Local	Use Sizes from Outcrop Scale Model			
FFM01	SH2	Local	Use Sizes for SH Set from Outcrop Scale Model			
FFM01	SH3	Local	Use Sizes for SH Set from Outcrop Scale Model			
FFM02	NE	Global	Power Law	0.35	3.02	3.31
FFM02	NS	Global	Power Law	0.04	2.78	1.61
FFM02	NW	Global	Power Law	0.23	2.85	2.12
FFM02	SH	Global	Power Law	0.14	2.85	2.78
FFM02	ENE	Global	Power Law	0.26	3.25	3.65
FFM02	EW	Global	Power Law	0.16	3.1	1.19
FFM02	NNE	Local	Use Sizes from Outcrop Scale Model			
FFM02	NNW	Local	Use Sizes from Outcrop Scale Model			
FFM03	NE	Global	Power Law	0.24	2.95	2.91
FFM03	NS	Global	Power Law	0.36	2.93	1.49
FFM03	NW	Global	Power Law	0.59	2.90	1.46
FFM03	SH	Global	Power Law	0.20	2.81	0.96
FFM03	EW	Global	Power Law	0.93	3.24	0.44
FFM03	ENE	Local	Power Law	0.5	3.13	0.74
FFM06	NE	Global	Power Law	0.35	3.02	3.30
FFM06	NS	Global	Power Law	0.039*	2.78	2.15
FFM06	NW	Global	Power Law	0.32	2.85	1.61
FFM06	SH	Global	Power Law	0.79	2.85	0.64
FFM06	ENE	Local	Power Law	0.74	3.25	0.98
FFM06	SH2	Local	Use Sizes for SH set from Outcrop Scale Model			

* Not possible to simultaneously match borehole and outcrop data; size model fit defaults to radius of borehole as minimum radius of distribution.

表 3.2.1-23 構造連続モデル (TCMF : フラクタルスケーリング)
(Fox et al., 2007)

Fracture domain	Fracture set	Set type	Size distribution	Min. radius r_0 (m)	Exponent (k_f)	Match P_{32} $r_{0-\infty}$ (1/m)
FFM01	NE	Global	Power Law	0.72	3.01	1.74
FFM01	NS	Global	Power Law	0.06	2.76	1.29
FFM01	NW	Global	Power Law	0.63	2.85	0.95
FFM01	SH	Global	Power Law	0.72	2.83	0.63
FFM01	ENE	Local	Power Law	0.34	3.25	2.74
FFM01	EW	Local	Power Law	0.17	3.13	1.12
FFM01	NNE	Local	Use Sizes from Outcrop Scale Model			
FFM01	SH2	Local	Use Sizes for SH Set from Outcrop Scale Model			
FFM01	SH3	Local	Use Sizes for SH Set from Outcrop Scale Model			
FFM02	NE	Global	Power Law	0.38	3.01	3.31
FFM02	NS	Global	Power Law	0.05	2.76	1.61
FFM02	NW	Global	Power Law	0.24	2.85	2.12
FFM02	SH	Global	Power Law	0.12	2.83	2.78
FFM02	ENE	Global	Power Law	0.27	3.25	3.65
FFM02	EW	Global	Power Law	0.19	3.13	1.19
FFM02	NNE	Local	Use Sizes from Outcrop Scale Model			
FFM02	NNW	Local	Use Sizes from Outcrop Scale Model			
FFM03	NE	Global	Power Law	0.21	2.94	2.91
FFM03	NS	Global	Power Law	0.31	2.92	1.49
FFM03	NW	Global	Power Law	0.69	2.89	1.46
FFM03	SH	Global	Power Law	0.25	2.81	0.96
FFM03	EW	Local	Power Law	1.04	3.25	0.44
FFM03	ENE	Local	Use Sizes from Outcrop Scale Model			
FFM06	NE	Global	Power Law	0.38	3.01	3.30
FFM06	NS	Global	Power Law	0.039*	2.76	2.15
FFM06	NW	Global	Power Law	0.34	2.85	1.61
FFM06	SH	Global	Power Law	0.70	2.83	0.64
FFM06	ENE	Local	Power Law	0.78	3.25	0.98
FFM06	SH2	Local	Use Sizes for SH set from Outcrop Scale			

* Not possible to simultaneously match borehole and outcrop data; size model fit defaults to radius of borehole as minimum radius of distribution.

表 3.2.1-24 露頭スケールモデル (OSM)
(Fox et al., 2007)

Fracture domain	Fracture set	Set type	Size distribution	Min. radius r_0 (m)	Exponent (k_r)	Match $P_{32} r_0^{-\infty}$ (1/m)
FFM01	NE	Global	Power Law	0.039	2.64	1.74
FFM01	NS	Global	Power Law	0.039	2.90	1.29
FFM01	NW	Global	Power Law	0.039	2.44	0.95
FFM01	SH	Global	Power Law	0.039	2.61	0.63
FFM01	ENE	Local	Power Law	0.039	2.20	2.74
FFM01	EW	Local	Power Law	0.039	3.06	1.12
FFM01	NNE	Local	Power Law	0.039	3.00	4.39
FFM01	SH2	Local	From SH	0.039	2.61	0.92
FFM01	SH3	Local	From SH	0.039	2.61	0.84
FFM02	NE	Global	Power Law	0.10	2.64	3.31
FFM02	NS	Global	Power Law	0.06	2.90	1.61
FFM02	NW	Global	Power Law	0.04	2.44	2.12
FFM02	SH	Global	Power Law	0.07	2.61	2.78
FFM02	ENE	Global	Power Law	0.039*	2.20	3.65
FFM02	EW	Global	Power Law	0.15	3.06	1.19
FFM02	NNE	Local	Power Law	0.5	3.00	1.35
FFM02	NNW	Local	Impossible to Parameterize; no size data available			
FFM03	NE	Global	Power Law	0.07	2.62	2.91
FFM03	NS	Global	Power Law	0.05	2.63	1.49
FFM03	NW	Global	Power Law	0.36	2.59	1.46
FFM03	SH	Global	Power Law	0.12	2.57	0.96
FFM03	ENE	Local	Power Law	0.65	2.70	0.30
FFM03	EW	Local2	Power Law	1.03**	3.36	0.44
FFM06	NE	Global	Power Law	0.039	2.64	3.30
FFM06	NS	Global	Power Law	0.039	2.90	2.15
FFM06	NW	Global	Power Law	0.039	2.44	1.61
FFM06	SH	Global	Power Law	0.039	2.61	0.64
FFM06	ENE	Local	Power Law	0.039	2.20	0.98
FFM06	SH2	Local	Power Law	0.039	2.61	1.03

* Not possible to simultaneously match borehole and outcrop data; size model fit defaults to radius of borehole as minimum radius of distribution.

** Not possible to simultaneously match borehole and outcrop data; the surface data for this set in FFM03 appears much more intense than the cored borehole data.

表 3.2.1-25 構造断層モデル (TFM)
(Fox et al., 2007)

Fracture domain	Fracture set	Set type	Size distribution	Min. radius r_0 (m)	Exponent (k_i)	Match P_{32} r_0-564 (1/m)
All Domains	NE	Global	Power Law	28	3	0.0285
All Domains	NS	Global	Power Law	28	2.2	0.0003
All Domains	NW	Global	Power Law	28	2.06	0.0003
All Domains	SH*	Global	Power Law	28	2.83	0.0286
All Domains	ENE	Global	Power Law	28	3.14	0.0871
All Domains	EW	Global	Power Law	28	2.85	0.0014

* SH set uses TCM radius exponent, but with P_{32} recalculated for new r_0 .

亀裂の密度分布モデル

亀裂の密度分布モデルを表 3.2.1-26 および表 3.2.1-27 に示す。このモデルで示すのは 0.5m ~ 564m の間の空間亀裂密度 P_{32} である。構造連続モデル (TFM) では、破碎帯の影響を受けていない亀裂との組合せのみ有効である (Fox et al., 2007)。

表 3.2.1-26 亀裂密度モデル（破碎帯の影響を受けていない亀裂）
 (Fox et al., 2007)

Fracture domain	Fracture set	Set type	Mean P_{32} (0.5–564 m)			(28–564 m)
			OSM	TCM	TCMF	TFM
FFM01	NE	Global	0.33	2.30	2.50	0.0285
FFM01	NS	Global	0.13	0.24	0.26	0.0003
FFM01	NW	Global	0.29	1.10	1.15	0.0003
FFM01	SH	Global	0.13	0.95	0.85	0.0286
FFM01	ENE	Local	1.24	1.60	1.70	0.0871
FFM01	EW	Local	0.07	0.34	0.33	0.0014
FFM01	NNE	Local	0.34	Use OSM	Use OSM	NA
FFM01	SH2	Local	0.19	Use OSM	Use OSM	NA
FFM01	SH3	Local	0.17	Use OSM	Use OSM	NA
FFM02	NE	Global	1.14	2.30	2.50	0.0285
FFM02	NS	Global	0.25	0.24	0.26	0.0003
FFM02	NW	Global	0.67	1.10	1.15	0.0003
FFM02	SH	Global	0.86	0.95	0.85	0.0286
FFM02	ENE	Global	1.65	1.60	1.70	0.0871
FFM02	EW	Global	0.34	0.34	0.40	0.0014
FFM02	NNE	Local	1.35	Use OSM	Use OSM	NA
FFM02	NNW	Local	Impossible to parameterize; no size data			
FFM03	NE	Global	0.86	1.45	1.30	0.0285
FFM03	NS	Global	0.34	1.10	0.95	0.0003
FFM03	NW	Global	1.18	1.70	1.95	0.0003
FFM03	SH	Global	0.43	0.45	0.55	0.0286
FFM03	ENE	Local	0.36	0.74	0.80	0.0871
FFM03	EW	Local	1.17	0.95	1.10	0.0014
FFM06	NE	Global	0.63	2.30	2.50	0.0285
FFM06	NS	Global	0.21	0.29	0.31	0.0003
FFM06	NW	Global	0.50	1.10	1.15	0.0003
FFM06	SH	Global	0.13	0.95	0.85	0.0286
FFM06	ENE	Local	0.44	1.60	1.70	0.0900
FFM06	SH2	Local	0.21	Use OSM	Use OSM	NA

表 3.2.1-27 亀裂密度モデル（破碎帯の影響を受けている亀裂）
 (Fox et al., 2007)

Fracture domain	Fracture set	Set type	Mean P_{32} $r_0 \rightarrow \infty$	Mean P_{32} (0.5–564 m)		
				OSM	TCM	TCMF
FFM01	NE	Global	5.45	1.04	7.22*	7.22*
FFM01	NS	Global	2.60	0.26	0.49	0.49
FFM01	NW	Global	2.42	0.75	2.79*	2.79*
FFM01	SH	Global	2.44	0.50	3.69*	3.69*
FFM01	ENE	Local	3.90	1.76	2.27	2.27
FFM01	EW	Local	2.85	0.19	0.87	0.87
FFM01	NNE	Local	0.00	0.00	0.00	0.00
FFM01	SH2	Local	0.00	0.00	0.00	0.00
FFM01	SH3	Local	2.24	0.46	Use OSM	Use OSM
FFM02	NE	Global	5.24	1.80	3.64	3.95
FFM02	NS	Global	4.72	0.73	0.71	0.77
FFM02	NW	Global	2.35	0.74	1.22	1.27
FFM02	SH	Global	6.59	2.04	2.24	2.01
FFM02	ENE	Global	5.05	0.50	2.21	2.35
FFM02	EW	Global	0.18	0.05	0.05	0.06
FFM02	NNE	Local	0.00	0.00	0.00	0.00
FFM02	NNW	Local	0.00	0.00	0.00	0.00
FFM03	NE	Global	4.52	5.25	2.25	2.02
FFM03	NS	Global	0.00	0.00	0.00	0.00
FFM03	NW	Global	1.15	1.49	1.34	1.53
FFM03	SH	Global	2.48	2.24	1.15	1.41
FFM03	ENE	Local	0.00	0.00	0.00	0.00
FFM03	EW	Global	0.41	0.72	0.89	1.03
FFM06	NE	Global	0.00	0.00	0.00	0.00
FFM06	NS	Global	0.00	0.00	0.00	0.00
FFM06	NW	Global	0.00	0.00	0.00	0.00
FFM06	SH	Global	0.00	0.00	0.00	0.00
FFM06	ENE	Local	0.00	0.00	0.00	0.00
FFM06	SH2	Local	0.00	0.00	0.00	0.00

* r_0 fit to set in FFM01 is larger than r_{min} (0.5 m); as such, P_{32} is increased.

亀裂の空間分布モデル

亀裂の空間分布モデルは一般にポアソン過程による空間分布（ポアソン分布）が推奨される。少なくとも 30m 以上のスケールではユークリッドスケールリングが適用できると推定されている。局所的には、岩相の違いによる傾向は認められず、局所的な過去の応力履歴や岩盤特性を表していると考えられることから、局所的なボーリング孔で測定された亀裂密度に基づくブートストラップ法による推定か、6m 区間長の亀裂遭遇確率に基づいた確率論的なアプローチ（表 3.2.1-28）が推奨されている（Fox et al., 2007）。30cm 以下のスケールでは、フラクタル的なクラスタリングが認められるものの、そのクラスタリングの程度は小さく、ポアソン過程から生じるバラツキとの区別が困難なため、すべてのスケールで TCM（ユークリッドスケール）モデルの適用を推奨している。また、亀裂の相互関係を表すパラメータとして、亀裂の終端が他の亀裂により止められている（termination）割合があり、表 3.2.1-29 の値が示されている。

表 3.2.1-28 ローカル亀裂群の各岩盤領域、各スケールの出現確率
(Fox et al., 2007)

Fracture domain	Fracture set	Probability of occurrence at a given scale	
		6 m	30 m +
FFM01	ENE	0.09	0.17
FFM01	EW	0.15	0.20
FFM01	NNE	0.15	0.19
FFM01	SH2	0.09	0.15
FFM01	SH3	0.08	0.15
FFM02	NNE	NA	NA
FFM02	ENE	0.28	0.45
FFM02	NNW	0.12	0.18
FFM03	ENE	NA	NA
FFM03	EW	0.12	0.23
FFM06	ENE	0.20	0.15
FFM06	SH2	0.42	0.62

表 3.2.1-29 亀裂終端の特性（上：FFM02, 下：FFM03）
 (Fox et al., 2007)

Relative set percentage						Total %
Fracture set	NE	NS	NW	EW	termination	
NE terminates against	0.0%	7.3%	19.5%	11.1%	38.0%	
NS terminates against	26.9%	0.0%	18.7%	12.7%	58.2%	
NW terminates against	33.2%	5.9%	0.0%	11.5%	50.7%	
EW terminates against	35.1%	9.4%	19.5%	0.0%	64.0%	
Set history for order of generation						
Order	1	2	3	4	5	
Set name	NE	NW	EW	NS	SH?	

Relative set percentage						Total %
Fracture set	NW	WNW	NE	NS	ENE	termination
NW	0.0%	16.0%	19.1%	7.2%	10.9%	53.2%
WNW	24.2%	0.0%	21.7%	4.5%	9.4%	59.8%
NE	23.1%	15.6%	0.0%	5.0%	11.8%	55.5%
NS	25.9%	18.5%	16.7%	0.0%	3.7%	64.8%
ENE	34.0%	17.0%	23.9%	6.9%	0.0%	81.9%
Set history for order of generation						
Order	1	2	3	4	5	6
Set name	NW	WNW	NE	NS	ENE	SH?

モデル化方法の不確実性

GeoDFN モデル version2.2 モデルには、次に示す制約がある (Fox et al., 2007)。

- 亀裂長さや密度の相関を表したモデルは、露頭データに基づいており、ボーリング孔で取得された地下のデータは岩種や深度による補正のみに用いられている。
- 破碎帯内部の亀裂データは対象としておらず、モデルはそれ以外の部分に限られている。
- 4つの岩盤領域のうち FFM02 と FFM03 は地表露頭、ボーリングデータともにあるが、FFM01 は地表に露出しておらず、FFM06 は地表露頭とボーリング孔のどちらのデータもないため、領域によって露頭スケールモデルや代替モデルの確からしさに差がある。
- 構造断層モデルでは、断層の一部は地表磁気リニアメントによって認識されており、その検出精度から考えて他のモデルより不確実性が大きい。
- モデルは4つの岩盤領域内の深度 1,000m 以浅の部分に限られ、その外側や深部には適用できない。
- モデルの確からしさは、不確実性解析の範囲に限られている。
- 水理や力学に関するモデル化はされていない。

主な不確実性とその影響の程度について、次の事項が挙げられている (Fox et al., 2007)。また、表 3.2.1-30 に示すように、不確実性解析により示された重要な不確実性とその影響が整理されている。

- ・ ボーリング、露頭、リニアメントのデータを統一的に表す連続的な構造特性 (tectonic continuum) の有無の違いは、亀裂密度に約 1 桁の違いを与え、透水性や岩盤特性に 1 桁の差が生じる可能性がある。
- ・ TCM が適用できる場合、重要な不確実性として 20~30m スケールでのスケーリング特性の振る舞いが上げられる。20~30m 以上のスケールでのスケーリング特性が亀裂密度とそれに対応する透水性に与える影響は 0.5 倍程度である。
- ・ 露頭での亀裂データを領域全体に外挿するときの不確実性は 1.6 倍で小さい。この場合、岩種による亀裂密度の違いは 2 倍程度 (最大で 5 倍) であり、複数の岩種の特性を統合すると違いは小さくなる。
- ・ 露頭のない岩盤領域 FFM01 と FFM06 において亀裂長さや密度の相関モデルによりモデル化したときの不確実性は 2~3 桁となる。
- ・ 個々の亀裂の方向や領域内での亀裂の平均法線方向の変化、およびこれを一定値としたときの不確実性は、亀裂セットの分類のみに関係する問題であり、亀裂密度に対しては大きな影響は及ぼさない。
- ・ 孔壁画像検層 (BIPS) で識別可能な亀裂のみを対象としていることについては、それによる統計的な有意差は生じないことがわかっている。

表 3.2.1-30 重要な不確実性と下流側モデルへの影響
(Fox et al., 2007)

Uncertainty	Magnitude	Comments
Tectonic Continuum	0.3 to 3.0	Varies significantly by domain and fracture set.
Upper Size Limit on OSM; Lower Size Limit on TFM	0.6 to 0.9	For the combined OSM+TFM model, the specification of an upper size limit for the OSM and/or a lower size limit for the TFM reduces the fracture intensity by about a third. The impact does vary, with the greatest reduction about 0.21.
Euclidean vs. Fractal	0.82 to 1.16	Fairly minor impact, especially on subhorizontal fractures.
Use of FFM02 for parameterization of Size/Intensity for FFM01 & FFM06	0.3-0.7	If FFM02 scaling exponent is not used, predicted intensities in the 28 m to 564 m size range are about 1/3 to 2/3 greater.
Rock Type	A maximum of about 5 times the average intensity; typical values are from 0.5 to 2	Varies by fracture domain and set; Variation is greatest for minor rock types like amphibolite or pegmatite.
Depth	On the order of 10% or less	Varies by fracture set and fracture domain; tends to be biased such that ignoring depth dependence slightly increases reported mean fracture intensities.
Affected by DZ	2 to 3	Fracture intensities in regions identified as being affected by deformation zones are two to three times greater than those outside of identified zones.

表 3.2.1-30 に示した結果から、不確実性低減のためには次の事項が重要であるとされている (Fox et al., 2007)。

- ・ 各々の岩盤領域を別々にモデル化すること
- ・ 各岩盤領域内の亀裂セットをそれぞれモデル化すること
- ・ 岩種ごとに亀裂密度を与えること
- ・ データ取得スケールと適用スケールの差をできるだけ小さくすること

これらの影響の大きい事項については、構築した水理地質構造モデルを活用した水理、安全解析、工学技術側等の下流側のニーズに対して不確実性の範囲が許容できるかどうかを評価し、地質構造モデルにフィードバックすることが望まれる。また、露頭のない岩盤領域 FFM01 と FFM06 では坑道や立坑での亀裂長さのデータの取得が推奨される。

(c) GeoDFN モデルと HydroDFN モデルの関連性

Forsmark サイトでは、前項(b)までに示した GeoDFN モデル version2.2 と同様に、モデル構築段階 2.2 の水理地質構造モデルとして、岩盤中に分布する破碎帯や亀裂の水理特性を反映した HydroDFN モデル version2.2 が構築されている (Follin et al., 2007)。しかしながら、HydroDFN モデル version2.2 の構築作業は、GeoDFN モデル version2.2 の構築作業と並行して進められたため、GeoDFN モデル version2.2 を HydroDFN モデル version2.2 に反映することができなかった。そのため、HydroDFN モデル version2.2 では、GeoDFN モデル構築段階 1.2 において特定された亀裂セットの亀裂方位の範囲 (Hard sector definition) が亀裂セットの分類に適用された。亀裂の長さ分布モデルに関しては、開口性の亀裂の長さ分布をべき乗分布の概念に基づき導いている。亀裂の長さ分布や密度分布を求めるために使用された主なデータは、ボーリング孔で観察された開口亀裂の密度であった。また、亀裂の連結性を考慮した亀裂の長さ分布、密度分布、透水量係数分布のパラメータは、PFL-f 試験により検出された湧水箇所に対応する亀裂の頻度データを用いたキャリブレーションにより求められた (Follin et al., 2007)。

GeoDFN モデルおよび HydroDFN モデルで対象とする亀裂の違い

GeoDFN モデルでは、露頭で観察される亀裂やボーリング孔での孔壁画像観察 (BIPS) で観察されたすべての割れ目を対象としている。一方、HydroDFN モデルでは、ボーリングで観察される亀裂を図 3.2.1-41 に示すように、コア採取ボーリング孔の 100m 以深で確認された開口亀裂と PFL-f 試験で検出された透水に寄与している一定の連結性を有する亀裂 (透水量係数 $1 \times 10^{-9} \text{ m}^2/\text{s}$ 以上) を対象に検討している。図 3.2.1-41 に示されている亀裂の定義と密度の関係は次のとおりである。

$$P_{10,all} > P_{10,open} > P_{10,cof} > P_{10,PFL}$$

ここで、“ $P_{10,all}$ ”はボーリング孔で観察されるすべての亀裂の一次元密度，“ $P_{10,open}$ ”は開口（一部開口を含む）性の亀裂の一次元密度，“ $P_{10,cof}$ ”は一定の連結性を有する開口性の亀裂（connected open fractures）の一次元密度，“ $P_{10,PFL}$ ”はPFL-f試験で検出されるボーリング孔から水理的に連続した亀裂の一次元密度を表す（Follin et al., 2007）。

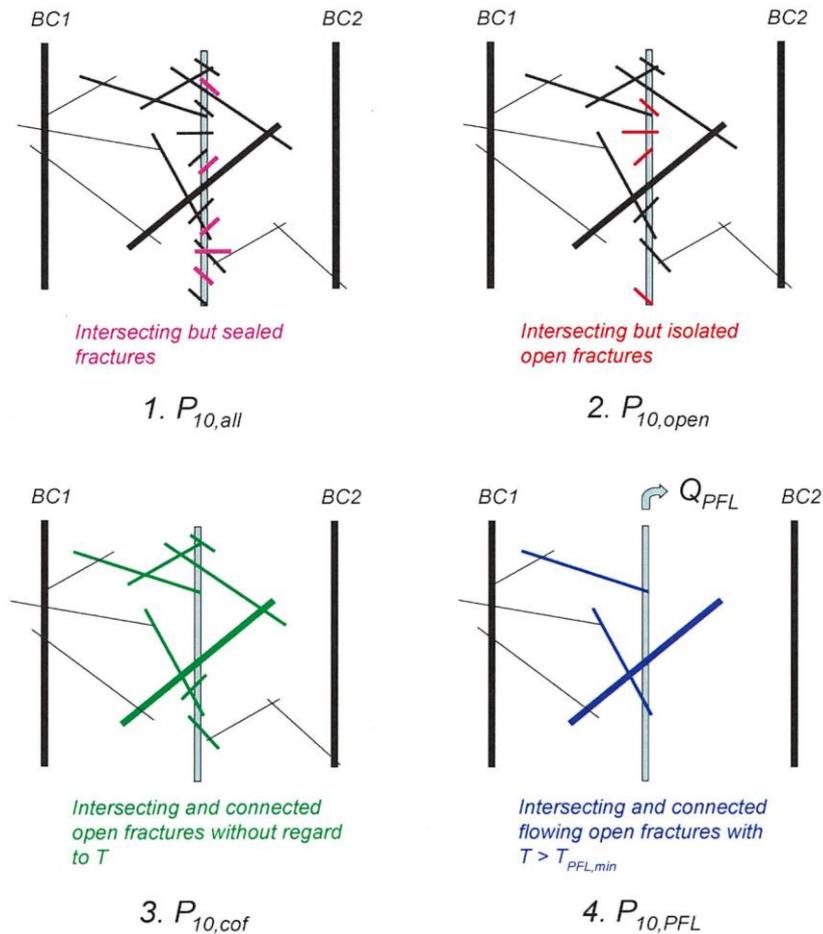


図 3.2.1-41 HydroDFN モデルで取り扱う亀裂の概念
(Follin et al., 2007)

HydroDFN モデルにおける GeoDFN モデルの取り扱い

HydroDFN モデル version2.2 では、GeoDFN モデル version1.2 で示された亀裂の方位区分 (Hard sector definition) が適用された (表 3.2.1-31 参照)。

表 3.2.1-31 HydroDFN モデル version2.2 に適用された亀裂の方位区分
(Hard sector definition) (Follin et al., 2007)

Set	Trend	Plunge	Dip	Strike	Orientation Fisher distribution (trend, plunge), concentration
1 NS	65–110, 245–290	0–40	50–90	335–20, 155–200	(87, 2) 21.7
2 NE	110–170, 290–350	0–40	50–90	20–80, 200–260	(135, 3) 21.5
3 NW	25–65, 205–245	0–40	50–90	115–155, 295–335	(41, 2) 23.9
4 EW	350–25, 170–205	0–40	50–90	80–115, 260–295	(190, 1) 30.6
5 HZ	0–360	40–90	0–50	0–360	(343, 80) 8.2

GeoDFN モデルでは、亀裂の長さ分布を破碎帯、露頭観察、ボーリングコアの亀裂頻度データを組み合わせることで決定された。その際、亀裂の流動特性を考慮せず、コアや露頭で記載されるすべての亀裂に基づいて構築された。一方、HydroDFN モデルでは、地下水の流動に寄与する割れ目のみが対象とされた。そのような亀裂は、母岩に分布するすべての亀裂の一部であるが、亀裂の長さ分布は GeoDFN モデルで対象とされたすべての亀裂の長さ分布とは単純な関係にないことから、PFL-f 試験で検出された亀裂の実測頻度を利用して、開口亀裂の長さ分布、亀裂密度と透水量係数の分布を求める手法が開発された (Follin et al., 2007)。

GeoDFN モデルと HydroDFN モデルの構築プロセスにおける亀裂特性の取り扱い方法や算定方法について表 3.2.1-32 にまとめた。GeoDFN モデルでは、母岩中に分布するすべての亀裂を対象として、その空間的な分布を確率論的に表現することを目的としたモデルであるのに対し、HydroDFN モデルはすべての亀裂の中で水みちとなる (水理的な連結性を有する) 亀裂の空間的な分布を確率論的に表現することを目的としたモデルである。

表 3.2.1-32 GeoDFN モデルと HydroDFN モデルにおける亀裂特性の取り扱い
(算定方法) のまとめ

亀裂特性	GeoDFN モデル	HydroDFN モデル
定義	<ul style="list-style-type: none"> 露頭で観察される亀裂 ボーリング孔 (BIPS) で観察されるすべての亀裂 (開口亀裂, 閉鎖亀裂) 	<ul style="list-style-type: none"> ボーリング孔 (BIPS) で観察される開口亀裂 (一部開口亀裂を含む) PFL-f 試験で検出される (透水量係数 $1 \times 10^{-9} \text{m}^2/\text{s}$ 以上) 亀裂
方位分布	<ul style="list-style-type: none"> 露頭で観察される亀裂の方位データに基づいて方位セットを区分 (各岩盤領域) 方位セットごとにボーリング孔 (BIPS) で観察されるすべての亀裂 (開口亀裂, 閉鎖亀裂) の平均方位, 俯角, フィッシャー係数を算定 	<ul style="list-style-type: none"> GeoDFN モデルの方位区分を適用 方位区分ごとにボーリング孔 (BIPS) で観察される開口亀裂 (一部開口亀裂を含む) の平均方位, 俯角, フィッシャー係数を算定
長さ分布	<ul style="list-style-type: none"> 露頭の亀裂長さ分布と構造断層の長さ分布モデルを統合したモデル (OSM+TFM) を提示 すべてのスケールを単一の長さ分布としたモデル (TCM+TCMF) を提示 	<ul style="list-style-type: none"> べき乗分布を仮定して, PFL-f 試験で検出される亀裂の実測頻度を利用した数値シミュレーション (DFN モデル) によるキャリブレーションにより, 水みちとして連結性を有する亀裂の長さ分布と密度分布, 透水量係数分布を算定
密度分布	<ul style="list-style-type: none"> ボーリングで観察される亀裂の一次元密度から三次元亀裂密度を算定 ガンマ分布に基づいて三次元亀裂密度を算定 	
透水量係数分布	<ul style="list-style-type: none"> 亀裂の流動特性は考慮せず 	
空間分布	<ul style="list-style-type: none"> ポアソン分布を仮定 ブートストラップモデルによる統計量算出 確率論的方法による統計量算出 	<ul style="list-style-type: none"> ポアソン分布を仮定

(2) 堆積岩を対象とした事例の調査

(ii) 幌延地域を対象とした事例水理地質構造モデル構築事例

幌延深地層研究所の周辺地域を対象とした水理地質構造モデル構築事例について、既存の公開資料（例えば、操上，2007；前川ほか，2010）を基に調査を行った。

(a) 水理地質構造の概念モデルの構築

前川ほか（2010）は、大澤ほか（2008）により構築された“既存情報に基づく地質・地質構造，地下水の流動特性，地下水の塩分濃度分布に関する概念モデル”に基づいて、幌延沿岸域の水理地質構造モデル構築手法について整理を進めている（前川ほか，2010，pp.22～23，pp.44～45）。大澤ほか（2008）による幌延沿岸域の既存情報に基づく地質・地質構造，地下水の流動特性，地下水の塩分濃度分布に関する概念モデルのうち，地質・地質構造および地下水の流動特性に関する概念モデル（図 3.2.1-42，図 3.2.1-43）は，地質・地質構造，透水係数データや地下水流動解析などに関する既存情報（幌延深地層研究計画における調査・研究成果を含む）に基づいて構築されている（大澤ほか，2008，p.145，p.148，p.579）。

既存情報地質・地質構造の概念モデルおよび地下水の流動特性に関する概念モデルは，地質・地質構造，移行経路としての重要な構造，対象岩盤の分布・形状および岩盤中の地質学的不均質性に関する現状の知見，ならびに透水係数のデータおよび地下水流動解析により得られた知見を表現しており，その概要は次のとおりである（大澤ほか，2008，pp.148～150）。

（地質・地質構造の概念モデル）

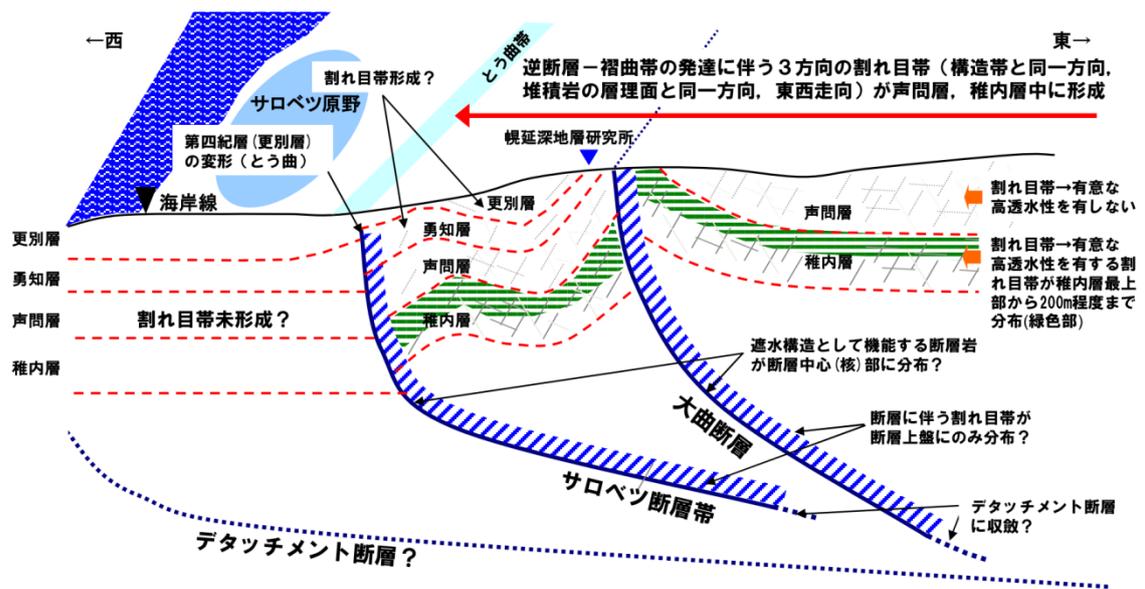
- ・ 地質層序：幌延深地層研究計画における対象岩盤である稚内層（主として珪質泥岩）から上位に向かって，声問層（主として珪藻質泥岩で上位ほど砂質），勇知層（主として塊状の泥質極細粒砂岩および極細～細粒砂岩），更別層（礫・砂・泥・亜炭層の互層）に区分される。これらを覆い，礫・砂・泥層からなる沖積層や段丘堆積物が分布する。
- ・ 地質構造：西フェルゲンツ（西急東緩）をなす褶曲断層帯の地質構造が発達し，地質はおおよそ北北西－南南東方向に延びた分布をなす。
- ・ 岩盤中の不均質性：稚内層と声問層は，比較的均質な岩相を呈するものの，稚内層については構造発達の際に起因する不均質性が存在する。すなわち，褶曲構造の軸部は翼部と比較して割れ目密度が高いと推定される。勇知層は比較的均質な岩相を呈する。更別層，沖積層および段丘堆積物は多様な岩相を呈し，岩相の違いに起因する不均質性が著しいと考えられる。
- ・ 移行経路として重要な構造：東から順に，大曲断層，サロベツ断層，稚咲内背斜に関連した断層が想定される。向斜の二つの断層は地表において撓曲をなす。いずれの断層も，西フェルゲンツをなす褶曲断層帯の地質構造の一部を構成している。大曲断層

は、リストリック断層の幾何形状をなし、研究所設置地区において分岐した三次元分布をなす。サロベツ断層帯と稚畷内背斜に関連した断層は、低角衝上断層の幾何形状をなし、幌延沿岸域におけるデタッチメント断層から派生しているものと考えられる。なお、サロベツ断層帯の幾何形状については、二通りの解釈がある。

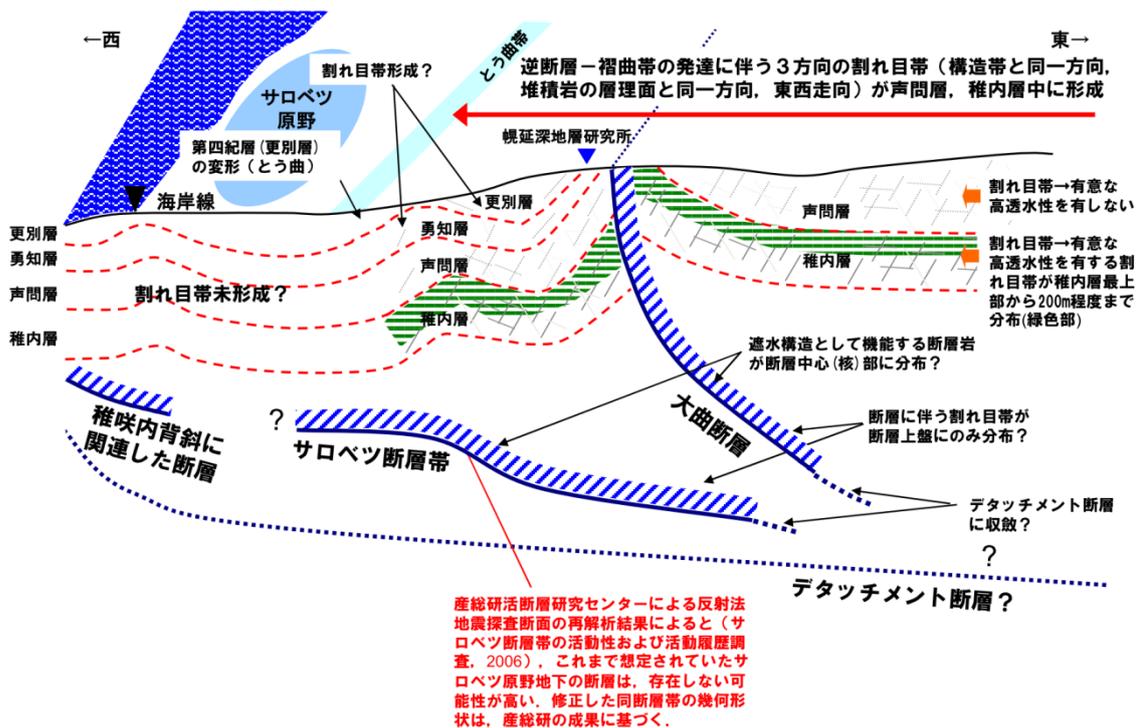
(地下水の流動特性の概念モデル)

- ・ 稚内層と声問層の境界部に水みちとなる高透水性の割れ目が卓越する。
- ・ 大曲断層に伴う割れ目帯は高い透水性の割れ目が卓越する。
- ・ 大曲断層に伴う割れ目帯は高い透水性を有し、地下水流動に影響を及ぼしていると考えられる。
- ・ サロベツ断層帯および稚畷内背斜に関連した断層について、その三次元分布や地下水の流動特性に与える影響は把握されていない。
- ・ 研究所設置地区周辺で確認されている水みちの分布について、研究所設置地区周辺が背斜軸であるのに対して沿岸域では水平な地層を呈し、地質構造の差異が認められることから、十分に把握されていない。

前川ほか（2010）は、図 3.2.1-44 に示す水理地質構造の概念モデル構築に関する意思決定過程のフローダイヤグラムを提示している（前川ほか，2010）。



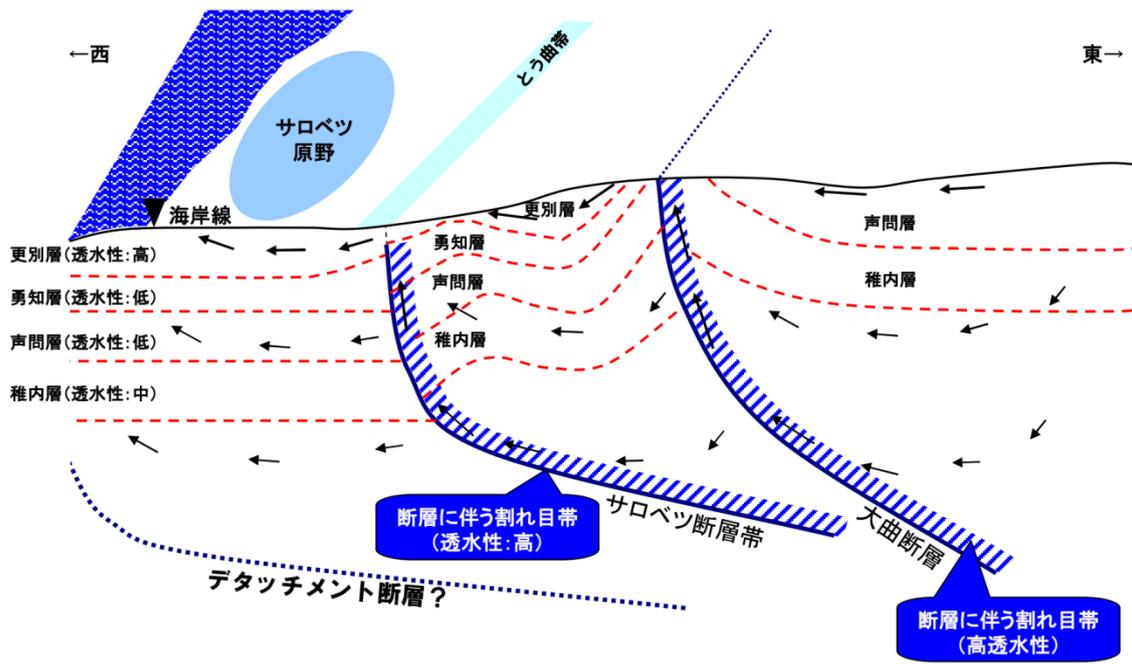
(a) 石油公団 (1995) の解釈に基づく地質・地質構造の概念モデル



(b) 産業技術総合研究所 (2006) の解釈に基づく地質・地質構造の概念モデル

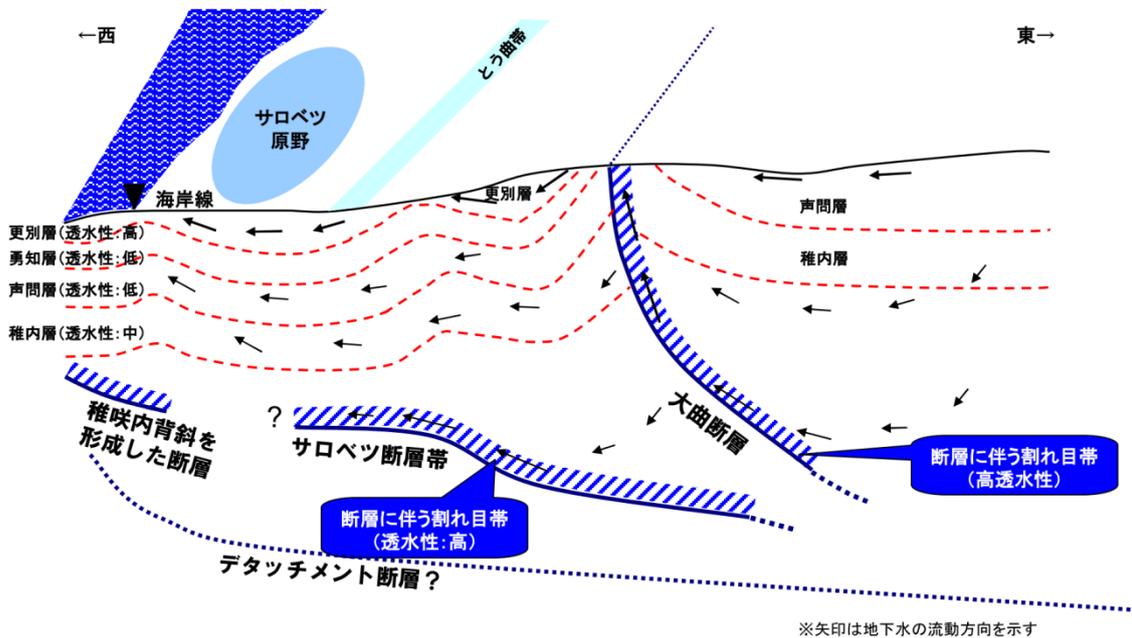
図 3.2.1-42 既存情報に基づく地質・地質構造の概念モデル

(大澤ほか, 2008)



- ✓ 断層に直交する方向の透水性は、低透水性の可能性有り
 - ✓ 後背地地形による動水勾配の詳細は、三次元的に検討する必要有り
- ※矢印は地下水の流動方向を示す

(a) 石油公団 (1995) の解釈に基づく地下水の流動特性の概念モデル



- ✓ 断層に直交する方向の透水性は、低透水性の可能性有り
- ✓ 後背地地形による動水勾配の詳細は、三次元的に検討する必要有り

※矢印は地下水の流動方向を示す

(b) 産業技術総合研究所 (2006) の解釈に基づく地下水の流動特性の概念モデル

図 3.2.1-43 既存情報に基づく地下水の流動特性の概念モデル

(大澤ほか, 2008)

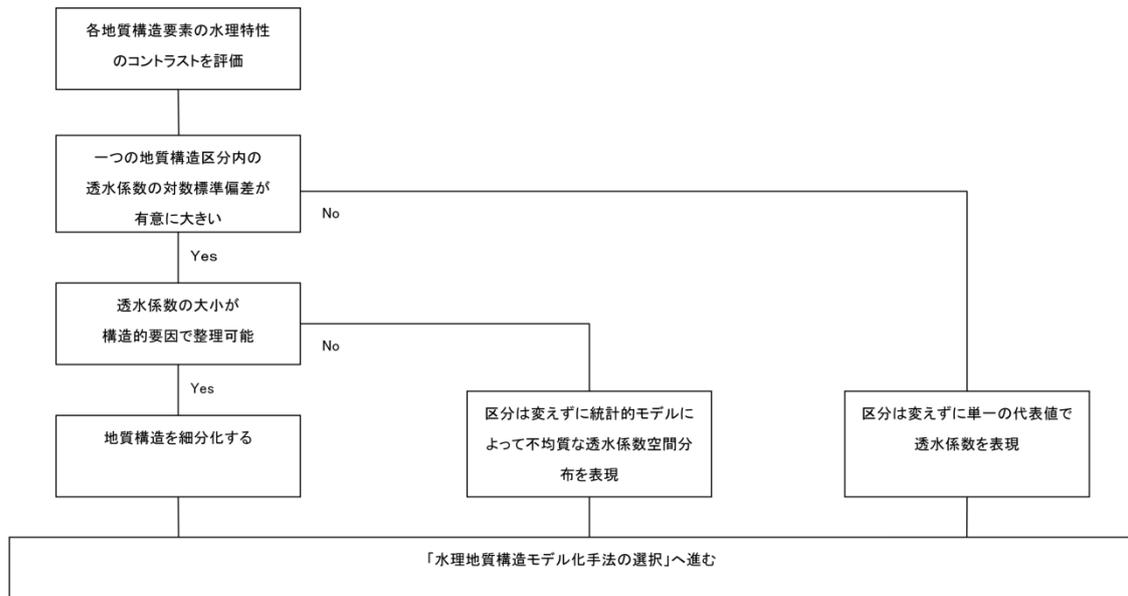


図 3.2.1-44 水理地質構造概念モデルの構築に関する意思決定過程のフローダイアグラム (前川ほか, 2010)

(b) 水理地質構造モデルの構築

前川ほか (2010) の検討においては、大澤ほか (2008) により構築された水理地質構造モデルを活用し、断層のモデル化/非モデル化、あるいは等価連続体/DFN (亀裂ネットワーク) モデルの選択などの作業や判断については、同モデルで表現されている断層形状、連続体モデルとしての近似を採用することとし、大規模不連続構造および小規模不連続構造のモデル手法の選択にかかわる意思決定のフローダイアグラム (図 3.2.1-45, 図 3.2.1-46) を示している。また、沿岸域特有の塩分濃度の高い地下水の移流・分散現象を考慮した水理特性を設定している (前川ほか, 2010, pp.22~23, p.46)。一方、操上 (2007) は、既往の水理地質構造モデルを基本とし、新たに取得された調査データに基づき、各地質構造区分の透水係数分布について検討して水理地質構造モデルを更新するとともに、水圧分布の実測値と解析値を比較することにより、水理特性のキャリブレーションを行っている (操上, 2007, pp.1~4)。

以下では、ここでは、大澤ほか (2008) が示した地質構造モデルの構築方法、操上 (2007) および前川ほか (2010) が示した水理特性の設定方法についてまとめる。

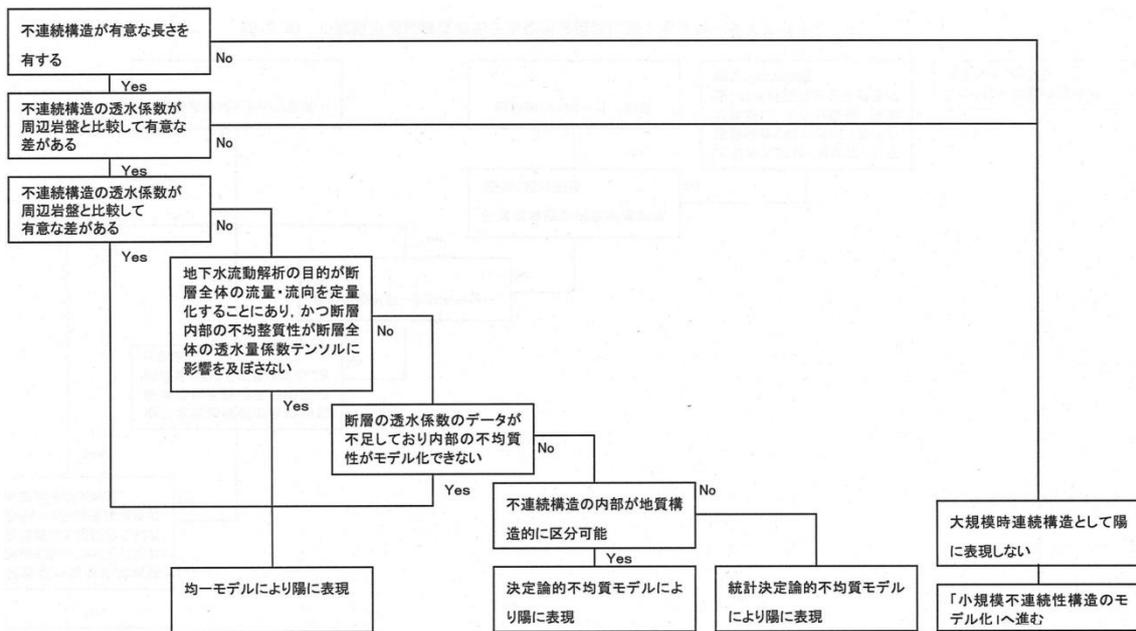


図 3.2.1-45 大規模不連続構造のモデル化手法選択に関する意思決定のフローダイアグラム (前川ほか, 2010)

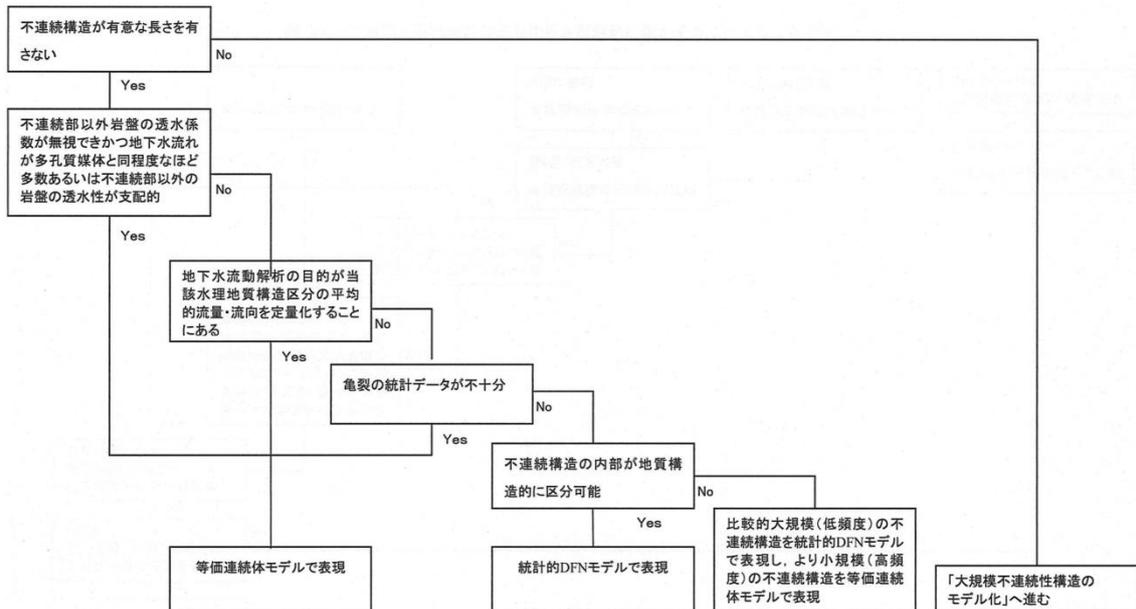


図 3.2.1-46 小規模不連続構造のモデル化手法選択に関する意思決定のフローダイアグラム (前川ほか, 2010)

地質構造のモデル化

大澤ほか（2008）は、次に示す手順にしたがって、地質構造モデルを構築している（大澤ほか，2008，pp.627～628）。

- ① モデル構築領域の設定
- ② 使用データとその優先順位の検討
- ③ 使用地質図の選択
- ④ 地質境界面の深度の検討
- ⑤ 断層面の幾何形状

モデル構築領域の設定

大澤ほか（2008）は、現在の地質環境の特性とプロセスとともに、それらの時間変化（10万年程度）についても調査・評価の対象としている。このため、調査すべき範囲、すなわち地質構造モデルを構築する範囲は、上記の期間にわたる地質環境の長期変遷を考慮し、氷期・間氷期サイクルに伴う海水準変動により生じる汀線位置の移動範囲、現行テクトニクスの範囲、幌延町西方とほぼ同一の地質・地質構造が分布する範囲、現在の陸域における涵養域を踏まえて、次のとおり設定されている（大澤ほか，2008，pp.146～147，p.627）。

- ・ 西縁：既存の反射法地震探査による解釈断面図が存在する範囲
- ・ 東縁：大曲断層を含む範囲
- ・ 北縁および南縁：既存の反射法地震探査による解釈断面図が存在する範囲

なお、地質構造モデルの構築にあたっては、上記の領域外における地表地質境界データも使用し、同領域外との地質・地質構造の連続性を考慮してモデルが構築されている（大澤ほか，2008，p.627）。地質構造モデル構築に使用された主なデータは、次のとおりである（大澤ほか，2008，p.627）。

- ・ 地表地質分布，断層トレースおよび褶曲軸トレース：既存地質情報のコンパイル結果（舟木ほか，2005），幌延深地層研究計画第1段階報告書（太田ほか，2007），「天塩」図幅（秦ほか，1969）
- ・ 地質境界深度：幌延深地層研究計画第1段階報告書（太田ほか，2007），基礎試錐「天北」（石油公団，1995）および北川口SK-1（兼清，1999）によるボーリング調査結果
- ・ 地下地質構造（断層・褶曲の幾何形状を含む）：幌延深地層研究計画第1段階報告書（太田ほか，2007），産業技術総合研究所（2006）による反射法地震探査結果の解釈断面図，反射法地震探査断面の測線位置（兼清，1999），重力図（駒澤ほか，2001）

断層面や褶曲構造などの地質構造については、国内外の褶曲断層帯を対象とした研究成果（Suppe, 1985；ショルツ，1993）を参照し、既存の反射法地震探査結果などの解釈断面図に表示された地質構造を内外挿することにより表現したとされる（大澤ほか，2008，

p.627)。上記のデータの優先順位については、次のように考えられている(大澤ほか, 2008, p.163)。

- ・ 地表地質図とボーリング調査による地層境界深度の情報は、原位置においてその存在が直接確認された一次的な情報である。
- ・ 反射法地震探査断面解釈図や重力異常図は、地表での測定およびそれを用いた解析を経て得られた推定値、すなわち二次的な情報である。
- ・ 情報の信頼性の観点から、地表における不連続面分布は、重力異常図に比べて地表地質図に基づく情報が優位であり、地下においては、反射法地震探査断面の解釈図に比べてボーリング調査による地層境界深度の情報が優位である。

幌延深地層研究計画における地上からの調査段階(第1段階)報告書(太田ほか, 2007)に掲載された地質図は、北海道立地質調査所の5万分の1地質図幅(長尾, 1960)や、産業技術研究所発行の20万分の1地質図幅(秦ほか, 1969)に基づき、幌延地域を対象とした地質分布にかかわる既存文献のコンパイル結果(舟木ほか, 2005)および日本原子力研究開発機構による地表地質調査結果を加味して作成されている。このため、大澤ほか(2008)は、太田ほか(2007)に示された地質図に基づき地質構造モデルを構築している(大澤ほか, 2008, p.627)。

地質構造モデルに反映された各地質区分の境界面については、次のように推定されている(大澤ほか, 2008, p.627)。

- ・ 沖積層や砂丘などに被覆されている範囲は、重力図(駒澤ほか, 2001)や反射法地震探査による地質構造の解釈図(産業技術総合研究所, 2006)を参照し、地層境界面の深度を推定した。
- ・ 反射法地震探査による解釈断面図が存在しない範囲では、近接する地質構造の解釈断面図(産業技術総合研究所, 2006)から読み取られる褶曲構造や断層変位、地表地質図(太田ほか, 2007)に明示された褶曲の分布や重力図から推定される褶曲構造の分布に基づいて、地層境界面の深度を推定した。

幌延地域の地質構造モデルに反映された断層面の幾何形状については、既存の反射法地震探査による地質構造解釈が存在する範囲と、それが存在しない範囲で異なる検討が行われている。既存の反射法地震探査による地質構造の解釈断面図(産業技術総合研究所, 2006)では、バランス断面法を適用してデタッチメント断層が明示されているもの(測線 TP90-1D)と、バランス断面法による地質構造解釈がされているがデタッチメント断層が明示されていないもの(測線 ST96-2 および測線 ST96-3)がある。このため、大澤ほか(2008)は、既存情報としての反射法地震探査の解釈断面図でデタッチメント断層が明示されていない断面図を対象に、次のようにデタッチメント断層の深度と幾何形状を推定している(大澤ほか, 2008, p.628)。

- ・ 測線 ST96-2 の解釈断面図（産業技術総合研究所，2006）では，フラットーランプ構造からなる断層関連褶曲が認められる解釈断面図については，同測線におけるデタッチメント断層とそれから派生する断層について，断層関連褶曲構造を形成し得る断層や褶曲構造の幾何学的制約を利用して推定した。
- ・ 測線 ST96-3 の解釈断面図（産業技術総合研究所，2006）では，深度 5km 以浅に示されていないため，測線 TP90-1D の解釈断面図（産業技術総合研究所，2006）におけるデタッチメント断層の推定深度を基準として，同測線に認められる地質構造を形成し得る断層や褶曲構造の幾何学的制約を利用して，デタッチメント断層の深度と幾何形状を推定した。また，デタッチメント断層の幾何形状については，国内外における褶曲断層帯の地質構造に関する研究成果（Suppe, 1985, ショルツ, 1993）を参考にした。

既存の反射法地震探査による地質構造の解釈断面図が存在しない範囲については，次の考え方に基づいて，地質構造の解釈がおこなわれている（大澤ほか，2008，p.628）。

- ・ 地形および地表地質分布から地質構造を推定する。
- ・ 地下深部の地質構造は，表層での地質構造の分布を規定しており，褶曲断層帯の地質構造を有する地域では，表層で認められる褶曲構造はデタッチメント断層もしくは同断層から派生した断層により形成された断層関連褶曲である可能性が非常に高い。
- ・ 現在認められる地形や地表地質，褶曲構造の分布を基礎データとして，それらの地質構造が地下の断層運動に関連して形成されたものとして，バランス断面法もしくは断層・褶曲の幾何学的制約を適用して地質構造の解釈を行う。

上記のそれぞれの検討を踏まえて，大澤ほか（2008）により構築された地質構造モデルを，図 3.2.1-47 に示す。

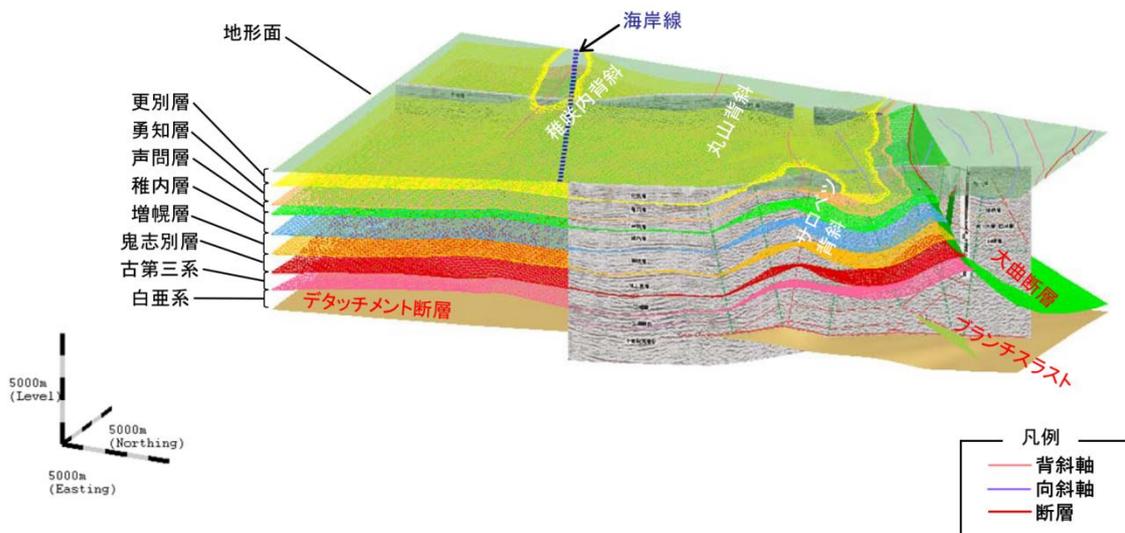


図 3.2.1-47 幌延沿岸域の地質構造モデル
（大澤ほか，2008）

水理特性の設定

操上（2007）は、平成 16 年度～平成 17 年度に実施された深層ボーリング調査（HDB9 号孔～HDB11 号孔）により取得された透水試験データに基づき、既存の水理地質構造モデルを更新している（操上，2007）。操上ほか（2005）で示された水理地質構造モデル構築に活用した平成 15 年度までの調査結果では、声問層，勇知層の透水係数は比較的ばらつきが小さい結果となっていたが，HDB-9 孔～HDB-11 孔における透水係数データの追加により声問層においても透水係数の深度依存性やばらつきが無視できないことが明らかになったとされる（図 3.2.1-48）。一方，稚内層については，既往調査結果において認められていた透水性の深度依存性とばらつきでほぼ説明できるとされているが，深度依存性の最小二乗近似線の勾配が緩やか（深度に対する透水係数の変化率は小さく）であることが示されている（操上，2007）。操上（2007）が示した水理特性の更新方法は，次のとおりである（操上，2007）。

- ・ 稚内層，声問層，勇知層の透水係数については，原位置水理試験結果の解釈により得られた深度依存性を考慮した最小二乗近似線に基づいて設定する。
- ・ 各水理地質区分における透水係数の深度依存の上限值は，各地層の原位置水理試験結果の最大値とする。
- ・ 各水理地質区分における透水係数の深度依存の下限值は，室内透水試験結果により求められた基質部の透水係数の対数平均値とする。
- ・ 大曲断層については，試験データが 2 点と少ないが，深度依存性を考慮する。深度依存性の勾配は，稚内層と同一とし，全体的に稚内層より透水係数を 1 桁高く設定する。

なお，その他の水理地質区分（表層，更別層，増幌層，大曲断層，幌延断層など）については，測定データがないため，既往の検討結果（今井ほか，2002）および推定値を設定している。また，稚内層の透水係数について，次に示す観点に基づく分類（前川ほか，2007）の結果を踏まえて，稚内層を 3 領域に区分して水理特性を設定している（操上，2007，p.2，pp.35～36）。

（稚内層の透水係数を区分する際の観点）

- ・ 孔口からの深度
- ・ 稚内層－声問層境界からの深度
- ・ 大曲断層の東西
- ・ 大曲断層からの距離

（上記の観点による稚内層の領域区分）

- ・ 大曲断層からの距離が近く，かつ稚内層の上部 200m
- ・ 大曲断層からの距離が遠く，かつ稚内層の上部 200m
- ・ 稚内層の下部

操上 (2007) によって設定された各水理地質区分の透水性を, 表 3.2.1-33 に示す。

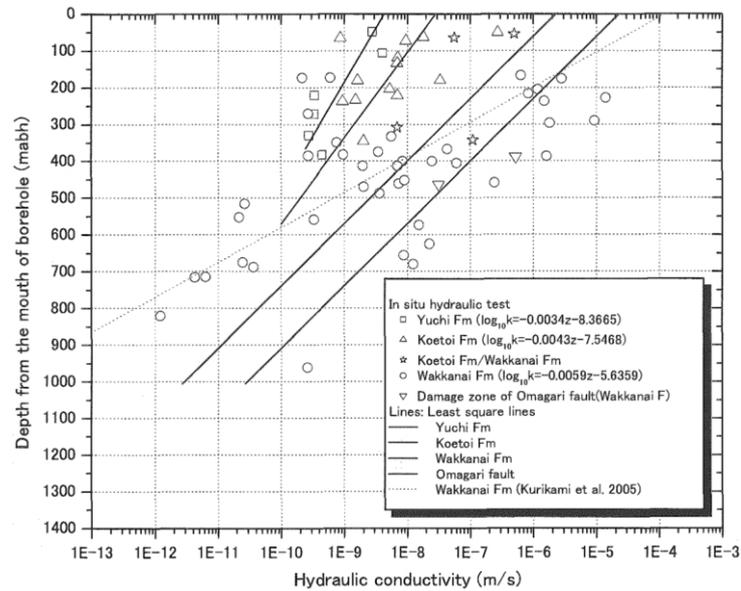


図 3.2.1-48 原位置水理試験に基づく透水係数分布 (操上, 2007)

表 3.2.1-33 透水係数の設定値 (操上, 2007)

水理地質区分		透水係数の設定値 (m/s)	
		設定-1	設定-2
表層 (更別層より上位)		1.00E-6	1.00E-6
更別層		1.00E-6	1.00E-6
勇知層		$\log_{10}k=-0.034z-8.3665$ 上限値: 4.00E-9 下限値: 2.50E-10	$\log_{10}k=-0.034z-8.3665$ 上限値: 4.00E-9 下限値: 2.50E-10
声問層		$\log_{10}k=-0.0043z-7.5468$ 上限値: 2.50E-7 下限値: 1.70E-10	$\log_{10}k=-0.0043z-7.5468$ 上限値: 2.50E-7 下限値: 1.70E-10
稚内層	領域 1	$\log_{10}k=-0.0059z-5.6359$	1.88E-6
	領域 2	上限値: 1.40E-5	2.09E-8
	領域 3	下限値: 3.60E-12	1.17E-9
増幌層		5.00E-11	5.00E-11
増幌層より下位層		5.00E-12	5.00E-12
大曲断層のダメージゾーン		$\log_{10}k=-0.0059z-4.6359$ 上限値: 1.00E-6 下限値: 3.60E-11	$\log_{10}k=-0.0059z-4.6359$ 上限値: 1.00E-6 下限値: 3.60E-11
幌延断層		1.00E-7	1.00E-7
幌延断層の東側		1.00E-10	1.00E-10

稚内層の領域区分

領域 1：大曲断層からの距離が近く、かつ稚内層の上部 200m、領域 2：大曲断層からの距離が遠く、かつ稚内層の上部 200m、領域 3：稚内層の下部

前川ほか（2010）は、沿岸域を対象とする場合、塩分濃度の高い地下水の移流・分散現象を考慮する必要があるため、物質移行特性を設定する必要があるとしている。物質移行特性については、場に依存するパラメータとして間隙率および分散長、物理的な定数としての分子拡散係数などがあるとしている（前川ほか，2010，p.46）。

間隙率の設定

稚内層および声問層については、ボーリング調査などに基づく実測値（牧野ほか，2005）に基づき、声問層 0.54、稚内層 0.38 が設定されている（前川ほか，2010，p.46）。その他の地層や地質構造の間隙率については、松井（2007）を参考に、次に示す事項を考慮し、下位層の値が低くなるように設定している（前川ほか，2010，p.46：表 3.2.1-34）。

- ・ 有効間隙率は地表付近で 0.6 前後、深度 700m 付近で 0.3 前後を示すこと
- ・ わが国においては一般に深度が大きくなるにつれて間隙率は低くなる傾向にあること（新エネルギー・産業技術総合開発機構，2005 など）

表 3.2.1-34 間隙率の設定
（前川ほか，2010）

地質構造要素	間隙率
第四紀－更別層	0.6
勇知層	0.6
声問層	0.54
稚内層	0.38
先第三紀－増幌層	0.3
白亜系	0.2

分散長の設定

前川ほか（2010）は、幌延地域の原位置で分散長に関するデータが取得されていないため、以下の文献情報や、モデルのスケールと分散長の関係に基づき、縦分散長を 50m、横分散長を 5m（縦分散長に対して 1 オーダー小さい値）に設定している（前川ほか，2010，pp.46-47）。

- ・ 分散長は、一般にモデルのスケールに依存する（例えば、ドミニコ・シュワルツ，1995）。
- ・ 横分散長は、縦分散長より少なくとも 1 オーダー小さい値である（ドミニコ・シュワルツ，1995）。
- ・ モデルのスケールは分割するメッシュサイズに相当し、本解析モデルのメッシュサイズは 250m～1,000m である。

水理特性のキャリブレーション

操上（2007）は、地下水流動解析の結果における水圧分布が、実測の水圧分布をよりよく表現できるように、想定し得る範囲で透水係数などの入力条件を最適化する逆解析的な試みを行っている。（操上，2007，p.4）。逆解析は、本来であれば実測値と計算値の偏差などの指標を用いて定量的に実施するのが適切であるとされているが、ボーリング孔ごとに観測点数が異なり、データ量による重み付けなどの課題が残ることから、操上（2007）は定性的な判断基準を設定し、試行錯誤的に最適化を行っている。設定された判断基準は、次のとおりである（操上，2007，p.4）。

- ・ 実測で認められている流出域、涵養域などの大局的な傾向を表現していること
- ・ 全水頭の値が実測値に近似していること
- ・ **HDB-5** 孔の相対的に高い全水頭を表現していること（**HDB-5** 孔の高い全水頭は主な涵養域と考えられる清水川上流域の水圧を受けていると想定され、重要と考えられるため）
- ・ **HDB-10** 孔の相対的に低い全水頭を表現していること（**HDB-10** 孔は谷に位置し、地形的に被圧される環境であるにもかかわらず、低い全水頭を示しており、重要と考えられるため）

操上（2007）が実施した水理特性のキャリブレーションにおいて、稚内層中の小断層帯の走向が東西方向に卓越するという概念を考慮し、稚内層の透水異方性を考慮した場合、**HDB-9** 孔における水圧分布の実測値と計算値の整合性が低いものの、**HDB-5** 孔の高い水圧や **HDB-10** 孔の低い水圧が相対的によく表現されている（操上，2007，p.5）。最適化の検討によって得られた透水係数の設定を表 3.2.1-35 に示す。

表 3.2.1-35 透水係数の設定値
(操上, 2007)

水理地質区分	透水係数の設定値 (m/s)
表層 (更別層より上位)	1.00E-6
更別層	1.00E-6
勇知層	$\log_{10}k=-0.034z-8.3665$ 上限値：4.00E-9 下限値：2.50E-10
声間層	$\log_{10}k=-0.0043z-7.5468$ 上限値：2.50E-7 下限値：1.70E-10
稚内層	$\log_{10}kx=\log_{10}kz=-0.0059z-5.6359$ $\log_{10}ky=-0.0059z-6.6359$ 上限値：1.40E-5 下限値：3.60E-12
増幌層	5.00E-11
増幌層より下位層	5.00E-12
大曲断層のダメージゾーン	$\log_{10}k=-0.0059z-4.6359$ 上限値：1.00E-6 下限値：3.60E-11
幌延断層	1.00E-7
幌延断層の東側	1.00E-10

(ii) Fault Zone Hydrology Project における水理地質構造モデル構築手法の事例

NUMO および LBNL は、米国カリフォルニア州に分布する Wildcat 断層を対象に、断層帯の水理特性を効率的・合理的に把握・推定するための体系的な調査・評価の方法論を構築するとともに、その有効性を確認することを目的とした調査 (Fault Zone Hydrology Project) を実施した (例えば、後藤ほか, 2010 ; Karasaki et al., 2013a)。調査対象の Wildcat 断層は、サンアンドレアス断層系の活断層である Hayward 断層系の東側、約 1~1.5km に位置する北北西-南南東走向の断層である (図 3.2.1-49)。Wildcat 断層は、長さ 20~25km の斜めずれ断層で右横ずれ変位成分を有し、鉛直~南西に急傾斜すると考えられている。LBNL 周辺における既往調査 (トレンチ調査など) では、Wildcat 断層の完新世における活動は認められていない (Baldwin and Givler, 2008)。LBNL の周辺には、主として中期中新世~鮮新世に形成された Claremont 層 (チャート主体)、Orinda 層 (泥岩主体) が分布する (図 3.2.1-50, 表 3.2.1-36)。Wildcat 断層周辺の調査では、次に示す 2 種類の水理地質構造モデルが構築された (Karasaki et al., 2012)。

- Strawberry Canyon モデル: Hayward 断層より東側の Strawberry Creek 流域を包含するモデル領域 (東西 3km, 南北 2.4km)
- East Canyon サブモデル: Strawberry Canyon モデルの一部

なお、本事例調査にあたっては公開文献に関連する調査データを LBNL より入手し、知見の整理に用いた。

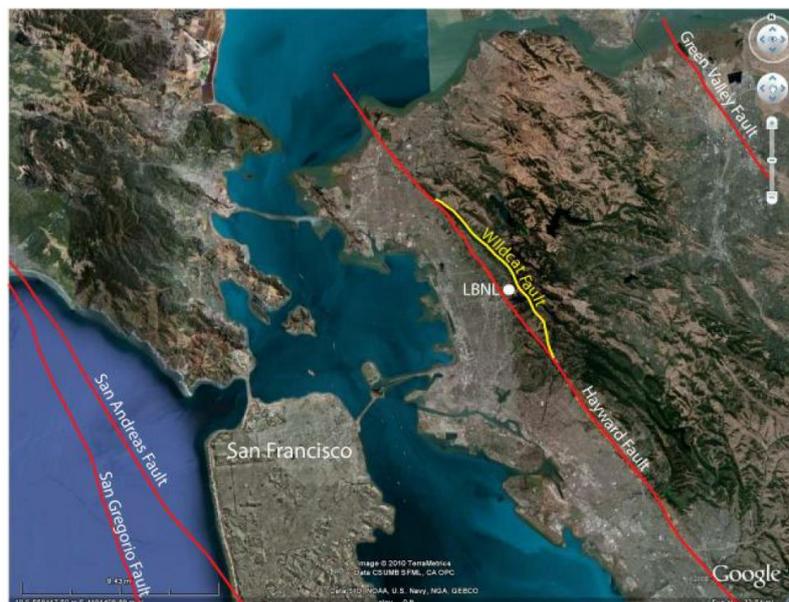


図 3.2.1-49 LBNL サイトおよび Wildcat 断層の位置

(Karasaki et al., 2013a, Copyright by American Nuclear Society, La Brange Park, Illinois)

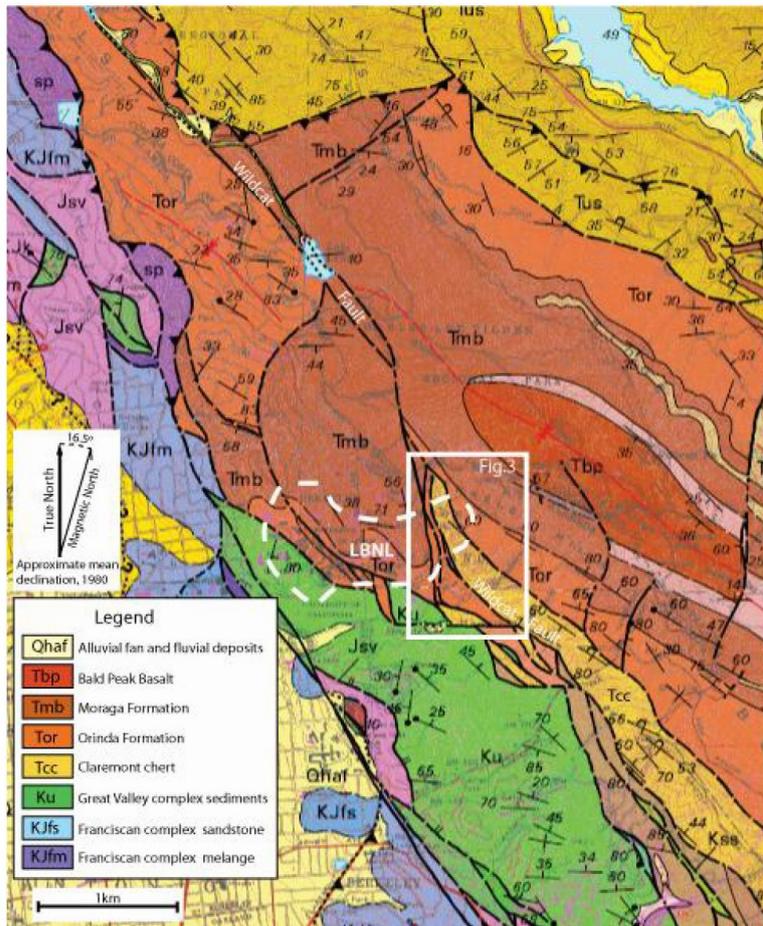


図 3. 2. 1-50 LBNL サイト周辺の地質平面図

白破線 : LBNL サイト位置, Graymer (2000) を加筆・修正

(Karasaki et al., 2013a, Copyright by American Nuclear Society, La Brange Park, Illinois)

表 3. 2. 1-36 LBNL サイト周辺の地質層序

LBNL and PARSONS (2000), Curtis (1989), Graymer (2000) を基に作成

(Karasaki et al., 2013a, Copyright by American Nuclear Society, La Brange Park, Illinois)

Era	Period	Epoch	Group	Formation	Lithology	Deposition/Deformation
Cenozoic	Quaternary	Pleistocene/ Holocene		Colluvium/ Landslide deposits	Clays and silts and weathered material	Resulted from erosional process
	Neogene	Late Miocene - Pliocene	Contra Costa	Moraga	Volcanic flows of basalt and andesite; tuff	Lava flow related to eruption of Bald Peak and Round Top volcanoes
				Orinda	Poorly consolidated sandstone, siltstone, claystone, occasional conglomerate	Flood plain or alluvial to shallow lake depositional environment. Unconformity over Claremont Fm.
Mesozoic	Cretaceous to Jurassic	Middle Miocene	San Pablo	Briones (?) sandstones	shallow marine environment	
			Monterey	Claremont	Siliceous shale, chert, siltstone, occasional sandstone	Marine deposition; well interbedded, folded, fractured and faulted and overturned beds.
			Great Valley Complex	Coast Range Ophiolite (CRO) and Great Valley Sequence (GVS)	CRO= rocks of upper mantle (serpentine) to basalt GVS= marine sedimentary rocks (sandstone, shale, conglomerate, volcanic eroded material)	Fore-arc basin sediments over 10 km thick over oceanic rocks.
				Franciscan	Pillow basalts, cherts, mélanges of greywacke and shale	From ocean spread center to subduction and accretion process. Sheared and faulted.

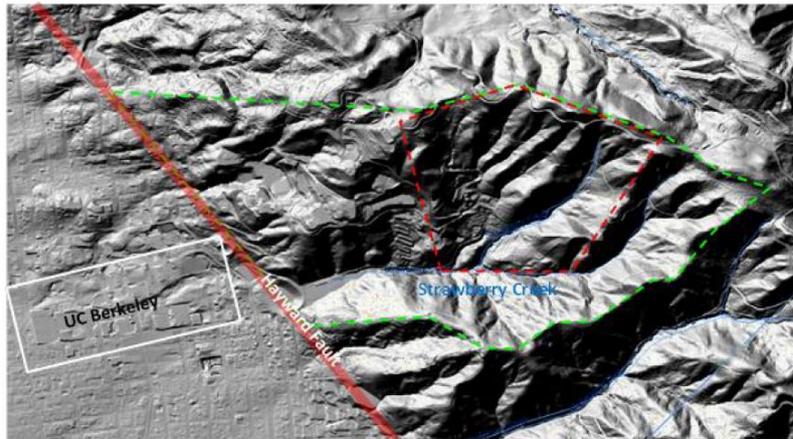


図 3.2.1-51 Wildcat 断層周辺の調査結果に基づき構築された水理地質構造モデル位置図

緑破線：Strawberry Canyon モデルの構築範囲

赤破線：East Canyon サブモデルの構築範囲

(Karasaki et al., 2012)

(a) 水理地質構造モデルの構築に係る調査項目とその結果・解釈

Fault Zone Hydrology Project で実施した調査は、次のとおりである（後藤ほか，2013）。

- 文献調査
- 空中写真判読
- 地表踏査
- 物理探査：反射法地震探査
- 物理探査：電気探査
- トレンチ調査：研磨面観察，CT 画像解析を含む
- ボーリング調査：コア観察，孔壁観察，物理検層，流体検層，水理試験，水圧モニタリング，地下水分析（水質，年代）

このうち，物理探査，トレンチ調査，ボーリング調査の実施位置を，図 3.2.1-52 に示す。

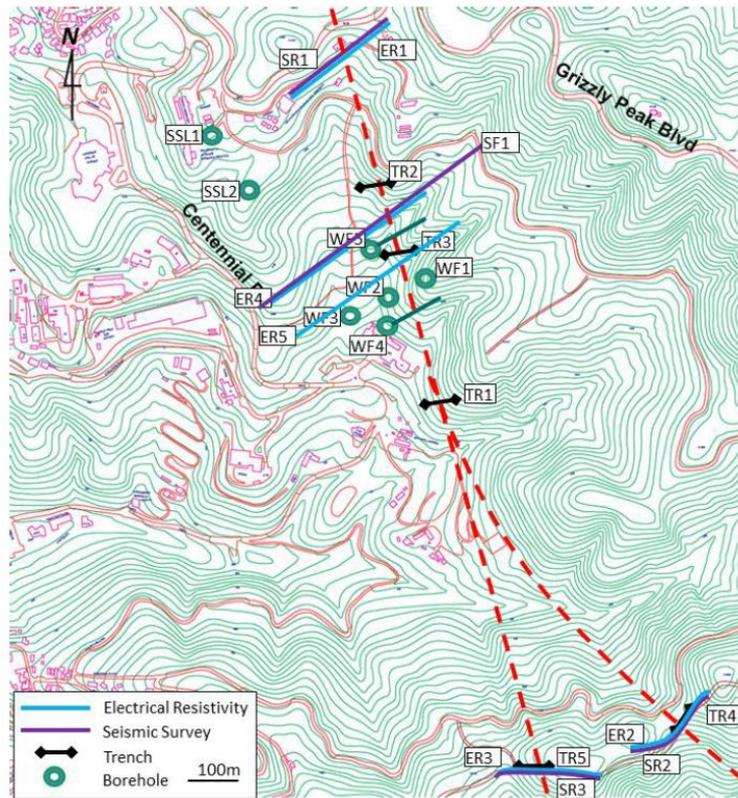


図 3.2.1-52 Wildcat 断層周辺における調査位置
 赤破線：Wildcat 断層の推定位置（Karasaki et al., 2013a
 , Copyright by American Nuclear Society, La Brange Park, Illinois）

ボーリング調査では、物理探査やトレンチ調査の結果を踏まえて推定した Wildcat 断層を挟んで掘削長 150～160m 程度の 3 孔の鉛直孔（断層西側：WF-1, WF-2, 断層東側：WF-3），Wildcat 断層を西から東に貫通する掘削長 200m 程度の 2 孔の傾斜孔（WF-4, WF-5）を掘削した。そして、コア観察、孔内観察、物理検討、流体検層、水理試験、地下水分析（組成、年代）、水圧モニタリング等を実施した。WF-1～WF-5 のボーリング柱状図および透水試験結果を、図 3.2.1-53 および表 3.2.1-37 に示す。

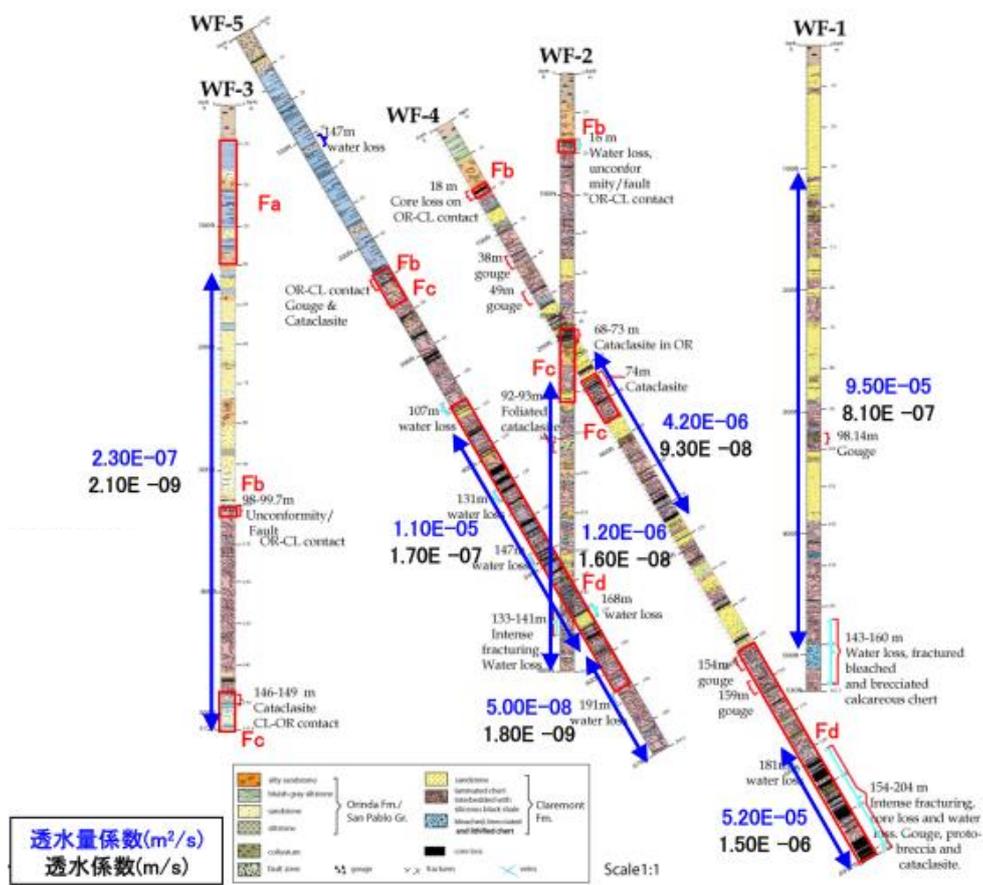


図 3.2.1-53 WF-1～WF-5 のボーリング柱状図および主な透水試験結果 (吉村, 2013)

表 3.2.1-37 WF-1～WF-5 における透水試験結果 (LBNL の公開データおよび吉村 (2013) を基に作成)

ボーリング孔	試験区間 (m)	対象地層	透水量係数 (m ² /s)	透水係数 (m/s)	解析方法
WF-1	35～161	Claremont 層	9.5E-05	8.1E-07	Pumping
WF-1	35～161	Claremont 層	2.9E-05	2.3E-07	Slug
WF-1	140～161	Claremont 層	4.6E-06	2.2E-07	Theim (定常)
WF-2	76～154	Claremont 層	1.2E-06	1.6E-08	Pumping
WF-2	76～154	Claremont 層	2.9E-06	3.7E-08	Recovery
WF-3	46～156	SanPabl 層群～ Claremont 層	2.3E-07	2.1E-09	Pumping
WF-4	70～148	Claremont 層	4.2E-06	9.3E-08	Pumping
WF-4	177～211	Claremont 層～ Wildcat 断層	5.2E-05	1.5E-06	Pumping
WF-5	112～176	Claremont 層～ Wildcat 断層	1.1E-05	1.7E-07	Pumping
WF-5	178～207	Claremont 層	5.0E-08	1.8E-09	Pumping

WF-4 または WF-5 と WF-1 を利用した孔間透水試験（揚水による圧力応答試験：図 3.2.1-54）の結果に基づき、断面図に投影した揚水点から観測点への方向と無次元の水頭降下量と示す図を作成したところ、水平方向と鉛直方向の透水性の比が 10 : 1 の水平軸から 12° 傾斜した楕円にフィットすることから透水異方性を有することが明らかとなった（Karasaki et al., 2013）。また、Wildcat 断層の東側（WF-1）と西側（WF-2）における水圧モニタリングでは、WF-2 は比較的一定の地下水位を示しているのに対して、WF-1 における地下水位は低下する傾向を示している（図 3.2.1-55）。このことから、断層の東側と西側に地下水流動系を分割する断層は、低透水性となっていると推定されている（Karasaki et al., 2013a）。

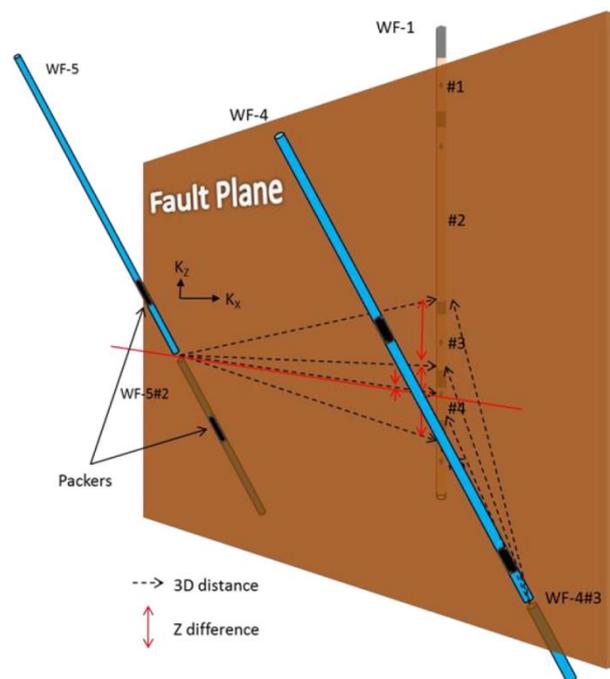


図 3.2.1-54 孔間透水試験の概念図

(Karasaki et al., 2013a, Copyright by American Nuclear Society, La Brange Park, Illinois.)

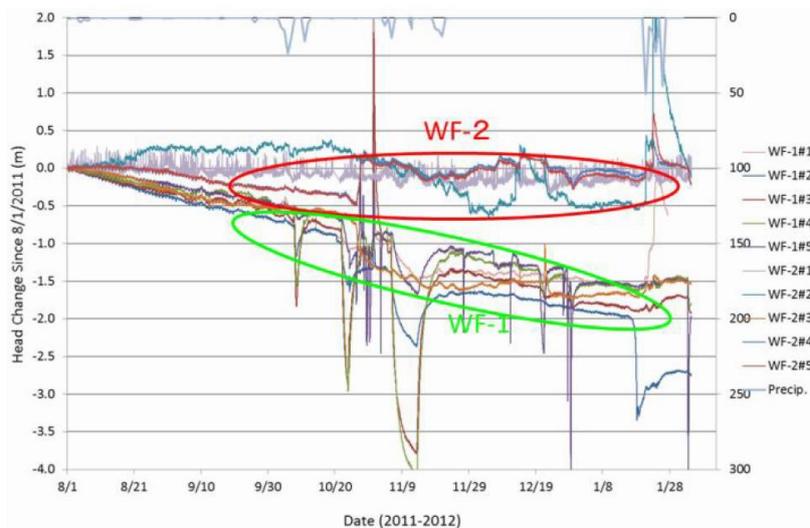


図 3.2.1-55 水圧モニタリング結果

(Karasaki et al., 2013a, Copyright by American Nuclear Society, La Brange Park, Illinois)

(b) 水理地質構造モデルの構築方法

LBNL 周辺を対象とした水理地質構造モデルは、地質構造モデル構築後、各地質区分へ水理特性を設定することにより構築した。さらに、TOUGH2 を用いた逆解析手法により地下水位の観測データと解析結果が整合するように水理地質構造モデルを更新した (Karasaki et al., 2012)。水理地質構造モデル構築にあたっては、上記の調査によって取得したデータ・知見のほか、次に示すデータを利用した (Karasaki et al., 2012)。

- ・ Digital Elevation Map (3m メッシュ)
- ・ 井戸 (SSL-1~2) の地下水位データおよびポンプ流量データ
- ・ 既設井戸 (Lennert, BG-1, Quarry) の流量データ
- ・ 多数の浅層井戸における地下水位および透水係数データ

地質構造モデルの構築

水理地質構造モデルのベースとなる地質構造モデルは、地質図、トレンチ調査結果 (断層の地表通過位置)、WF-1~5 孔のコア観察結果に基づいて構築した (Karasaki et al., 2012)。構築された地質構造モデルの概要は、次のとおりである。

- ・ 3 条の断層 (Fb, Fc, Fd) が組み込まれているが、Fd 分岐断層は考慮されていない。
- ・ Fb 断層は、Orinda/San Pablo 層群と Claremont 層の境界としてモデル化されているが、断層の幅や独立した透水性は考慮されていない。
- ・ Fc 断層は透水性構造として、Fd 断層は異方性 (断層に直交する方向は低透水性、断層面に平行な方向は高透水性) を有する断層としてモデル化されている。
- ・ 断層の形状は、すべての断層において平面として表現されている。
- ・ Orinda 層と Claremont 層は、断層の西側ではほぼ水平に分布するのに対して、断層の

東側では鉛直方向に分布する。

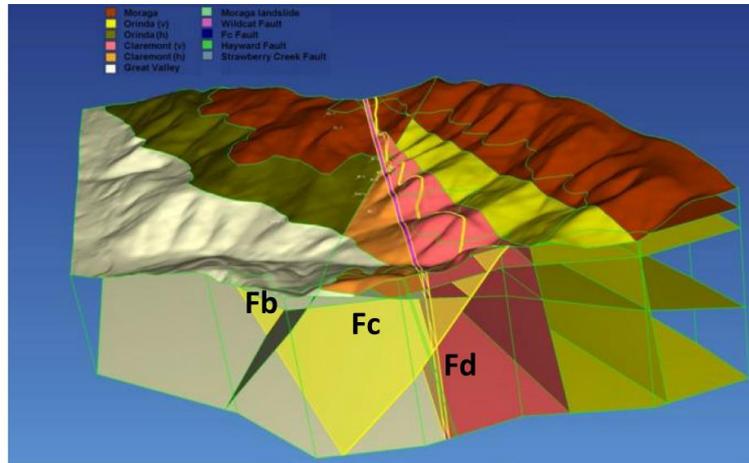


図 3. 2. 1-56 Wildcat 断層周辺の地質構造モデル
(Karasaki et al., 2012)

水理特性の設定

Strawberry Canyon モデルでは、ボーリング孔および Wildcat 断層周辺をサイズの小さいグリッドで詳細にモデル化している。WF-2~4 (Wildcat 断層の西側) で確認された Orinda 層はほぼ水平に分布しており、Wildcat 断層の東側ではほぼ垂直に Claremont 層が分布する。

一般に堆積岩類は、初生的な堆積構造を反映して層理面に平行な方向の透水性に比べて層理面に直交する方向の透水性が小さく、透水異方性を有するとされる。このことを踏まえ、Wildcat 断層の西側に分布する Orinda 層の鉛直方向の透水性は、Wildcat 断層の東側に比べて、低く設定した。また、Claremont 層についても、Wildcat 断層の西側と東側で異なる物性を有すると仮定した (Karasaki et al., 2012)。Strawberry Canyon モデルにおける断層は、高透水性を示すダメージゾーンと低透水性を示すコア部のサンドウィッチ構造としてモデル化されている (Karasaki et al., 2012)。

Strawberry Canyon モデルにおける各地層および断層の透水性を、表 3.2.1-38 に示す。

表 3.2.1-38 Strawberry Canyon モデルの浸透率設定値 (単位: m^2)
(Karasaki et al., 2012)

	Orinda		Claremont		Moraga	Great Valley	Fault Core	Fault Damage
	ToH	ToV	TcH	TcV				
Kx	8×10^{-16}	4×10^{-16}	1×10^{-14}	1×10^{-15}	7×10^{-15}	7×10^{-15}	2.6×10^{-16}	1.3×10^{-13}
Ky	8×10^{-16}	4×10^{-16}						
Kz	1×10^{-16}	8×10^{-16}						

(c) 水理特性のキャリブレーション

調査により取得されたデータは、厳密に言えば、データ取得領域内において有効であるとされる。しかし、Karasaki et al., (2012) は、次の理由から、水理試験結果および水圧モニタリングデータを用いて、断層および周辺岩盤の透水性構造を推定するための East Canyon サブモデルを構築している (Karasaki et al., 2012)。

- ・ 厳密に言えば、得られたパラメータは、調査領域のみで有効であるが、間隙水圧における季節変化の長期モニタリングは調査領域を包含する広い領域のパラメータを推定するために有効であること
- ・ 特に、乾季における水頭の低下現象は、キャリブレーションやモデルの検証に利用できることを見出していること
- ・ Strawberry Canyon モデルは、ボーリング孔周辺を小さなセルで詳細にモデル化してい

るが、ボーリング孔での温度・圧力プロファイルや、降雨による季節変動を再現する目的においては、ボーリング孔周辺のみを詳細化する必要はなく、むしろ精度と管理の観点から最適な分解能を有する均一なメッシュサイズであることが好ましいこと

East Canyon サブモデルでは、Strawberry Canyon モデルと同様に、断層は高透水性を示すダメージゾーンと低透水性を示すコア部のサンドウィッチ構造としてモデル化している。断層の透水性については、圧力干渉試験結果に基づき、断層のダメージゾーンに 10 : 1 の異方性を設定した (Karasaki et al., 2012)。ボーリング孔における実測の水圧分布および温度勾配 (4°C/100m) と、それらの解析値を比較することにより、実測の水圧分布や温度勾配を表現し得る各地層および断層の透水性を最適値としている。なお、水理地質構造モデルを検証するために、長期の水頭モニタリングによって把握された WF-1 での乾季の変化 (水頭の低下現象) について、実測値と解析値 (解析条件として乾季と雨季で異なる降水量を設定) の比較を行っている (Karasaki et al., 2012)。

以上のプロセスにより構築された、Fault Zone Hydrology Project の水理地質構造モデルを、図 3.2.1-57、表 3.2.1-39 に示す。

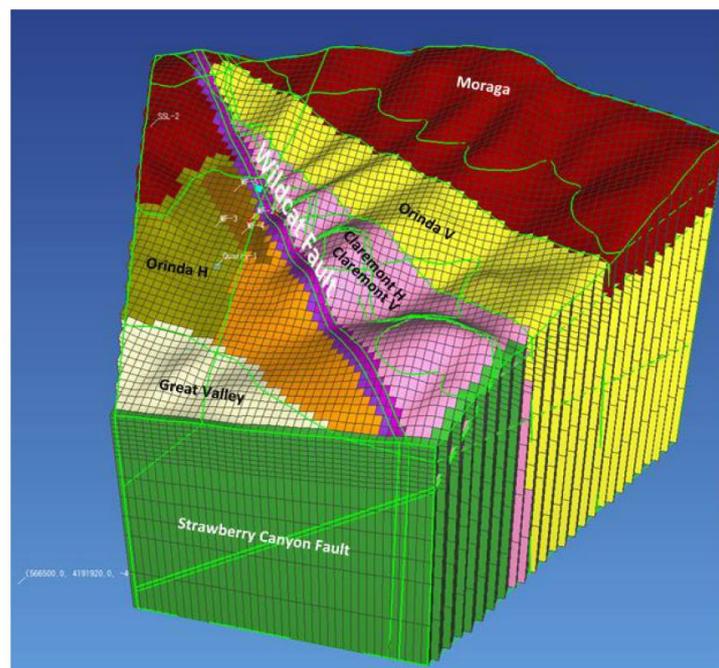


図 3.2.1-57 Wildcat 断層周辺の水理地質構造モデル (East Canyon サブモデル)
(Karasaki et al., 2012)

表 3.2.1-39 East Canyon サブモデルの浸透率設定値 (単位: m²)

断層は揚水試験結果を反映, そのほかは地下水位などの観測結果に一致する最適値 (Karasaki et al., 2012)

	Orinda		Claremont		Moraga	Great Valley	Landslide Material	Surface deposits	Fc	Fault Core	Fault Damage
	To _H	To _V	Tc _H	Tc _V							
K _x	1e-17	1E-17	1e-16	5e-17	3e-15	1.5e-16	5e-16	2e-11	1e-13	1e-17	1e-13
K _y	1e-17	1e-17	1e-16	5e-17				2e-11		1e-17	1e-13
K _z	1e-17	1e-17	5e-17	1e-16				5e-12		5e-18	1e-14

3.2.2 調査によって得られた知見の評価ツリーを用いた整理

3.2.1 節の事例調査により得られた知見を、評価ツリーにより整理した結果について述べる。なお、評価ツリーの作成にあたっては、2012年度までに作成した評価ツリー構造の定義に加えて、“判断”、“仮定”、“留意点”を該当するボックスに吹き出しとして追記した。

(1) 結晶質岩を対象とした事例の整理

(i) 超深地層研究所計画における水理地質構造モデル構築の事例

超深地層研究所計画では、4つの異なるモデル化手法を用いて、三次元水理地質構造モデルが構築されている。本報告で調査対象とした4つの事例は、超深地層研究所計画における地下施設設置領域を含む、10km四方程度の水理地質構造モデルが構築されており、超深地層研究所計画における比較的広い範囲（ローカルエリア）のモデルが構築されている事例である（井尻ほか、2003a, 2003b）。これらの事例調査の結果を基に、水理地質構造モデルの構築に至る評価ツリーを図3.2.2-1～図3.2.2-5に示す。超深地層研究所計画で取得されたデータを用いて構築された水理地質構造モデルは、次に示す3つに場合分けされる（図3.2.2-1）。

- ・ 不均質連続体モデルの場合
- ・ 均質連続体モデルの場合
- ・ チャンネルネットワークモデルの場合

さらに、不均質連続体モデルについては、割れ目を考慮した岩盤の水理特性の設定方法の違いにより、“TOUGH2を用いた解析モデルの構築”と、“EQUIV_FLOを用いた解析モデルの構築”に区分される。それぞれの水理地質構造モデルに関する評価ツリーは、次に示す3つのツリー構造から構成される。

- ・ 水理地質構造モデルの基本となる地質構造モデルの構築に関する評価ツリー
- ・ 各地質区分に対して水理特性（透水係数，間隙率）を割り当てるための水理特性に関する評価ツリー
- ・ 水理特性の更新（キャリブレーション）に関する評価ツリー

これらのうち、地質構造モデルの構築に関する評価ツリーおよび水理特性に関する評価ツリーは、モデルの違いによらず、すべてのモデルにおいて、水理地質構造モデルの構築に関する評価ツリーの構成要素となっている。地質構造モデルの構築に関する評価ツリーについては、花崗岩を被覆する堆積岩の地質区分、花崗岩中の風化程度や割れ目頻度に基づく地質区分などに違いがみられるが、既存情報である地質図、ボーリング調査結果、地表物理探査（電磁探査，反射法地震探査など）により取得されたデータに基づき、各地質区分の分布、断層の位置・形状がモデル化されている。

水理特性については、それぞれのモデル化手法により、その特徴が表れている。不均質連続体モデル (TOUGH2) では、水理試験により得られた透水係数分布 (平均値, 標準偏差, 透水係数と割れ目密度の関係など) に基づき、乱数を用いたランダムサンプリングにより、透水係数の不均質場を考慮した割り当てが行われている (図 3.2.2-2)。不均質連続体モデル (EQUIV_FLO) では、コア観察により取得された割れ目頻度に基づき花崗岩を領域区分している。さらに、それらの各領域区分に対して、ボアホールテレビにより取得された割れ目に関する情報を用いて透水性割れ目の三次元モデルを構築している。さらに、仮想透水試験と呼称される数値シミュレーションを行い解析的に透水係数分布を求め、水理試験によって取得された透水係数分布と比較することにより、最適な割れ目パラメータを設定して、水理特性の不均質場を表現している (図 3.2.2-3)。均質連続体モデル (GETFLOWS) およびチャンネルネットワークモデル (Don-Chan) では、地下水流動解析における取り扱いは異なるが、水理試験などによって得られた透水係数や間隙率の値に基づいて、各地質区分に対して固有の水理特性が設定されている (図 3.2.2-4, 図 3.2.2-5)。

水理特性の更新 (キャリブレーション) に関する評価ツリーについては、不均質連続体モデル (TOUGH2) とチャンネルネットワークモデル (Don-Chan) のみで行われている。水理特性の更新 (キャリブレーション) では、いずれのモデルにおいても、間隙水圧測定による全水頭分布の実測値と解析値を比較することにより、実測値により整合的な水理特性を最適解として更新している (図 3.2.2-2, 図 3.2.2-5)。

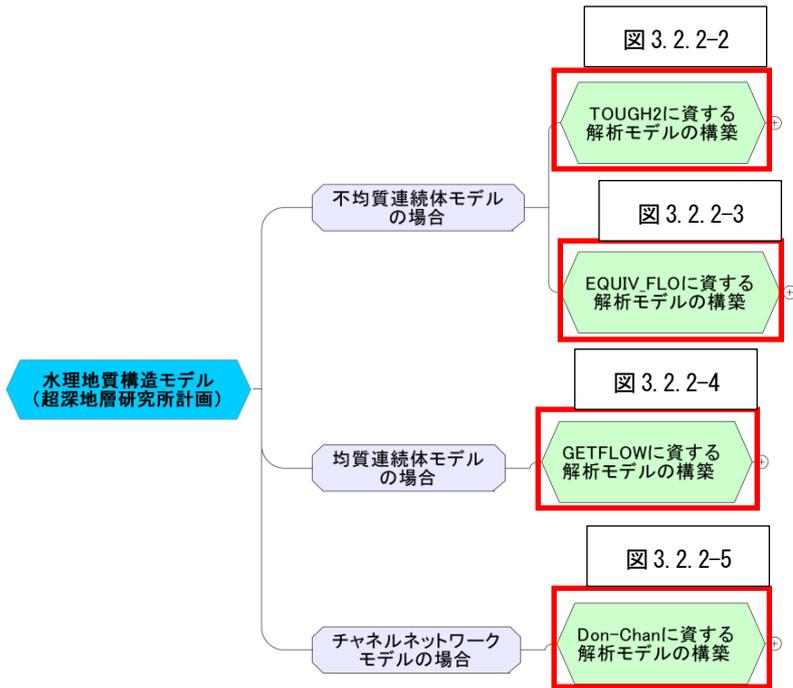


図 3.2.2-1 超深地層研究所計画の事例調査結果に基づく水理地質構造モデル構築に関する評価ツリー

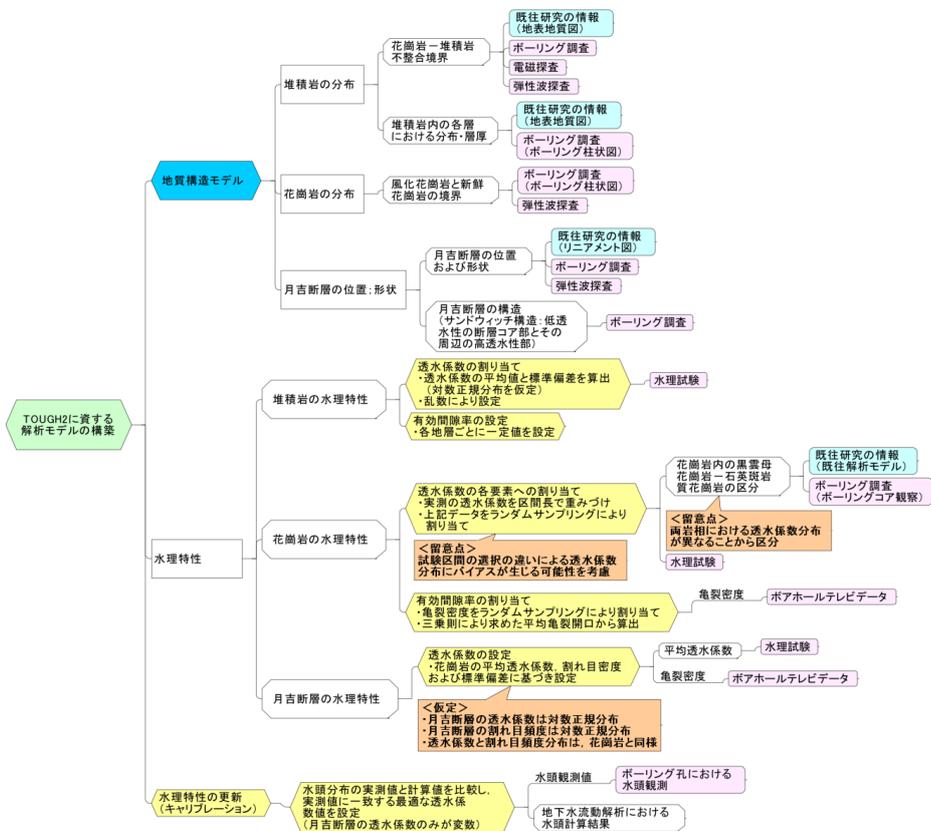


図 3.2.2-2 不均質連続体モデル (TOUGH2) の水理地質構造モデル構築に関する評価ツリー

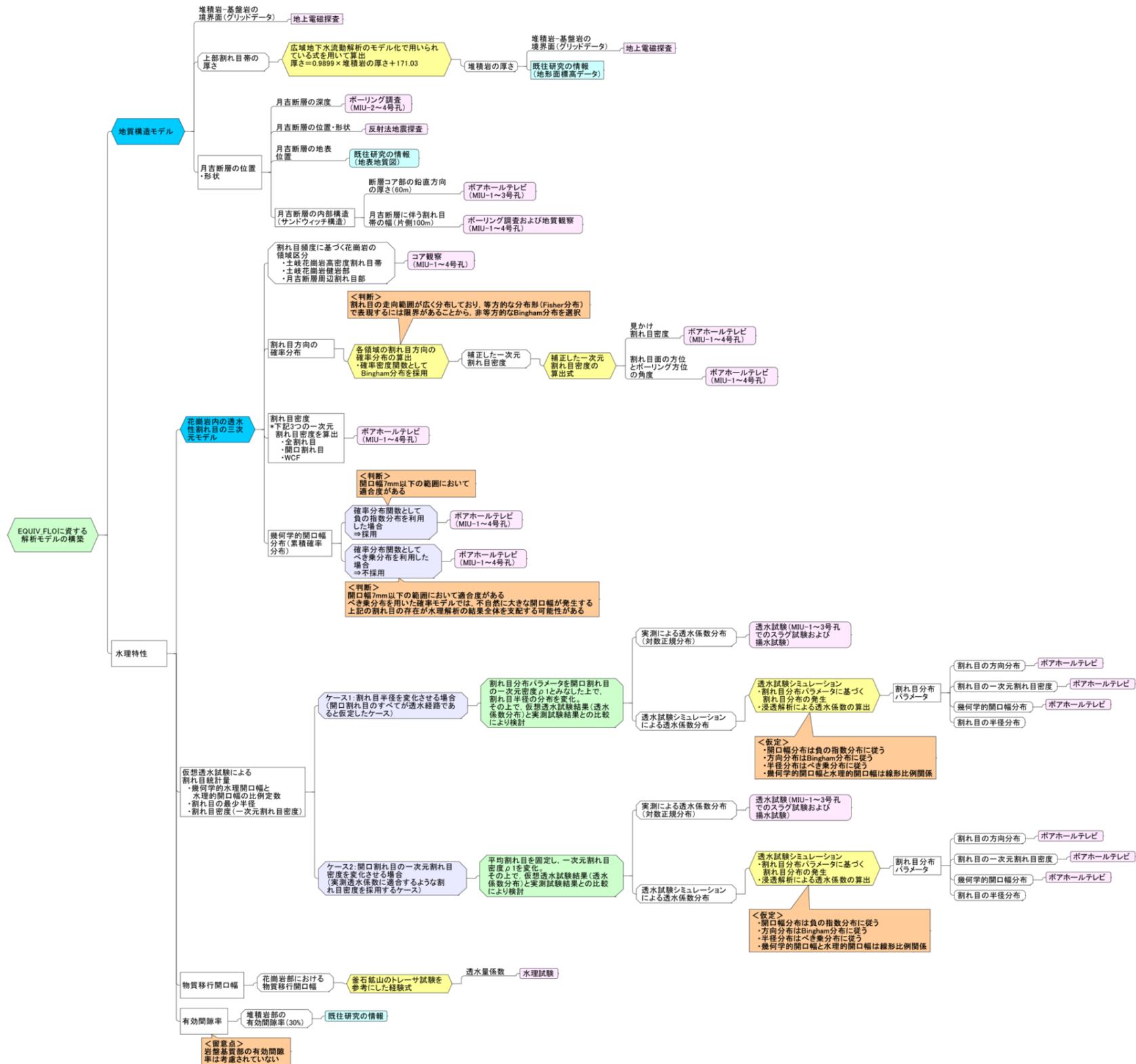


図 3.2.2-3 不均質連続体モデル (EQUIV_FLO) の水理地質構造モデル構築に関する評価ツリー

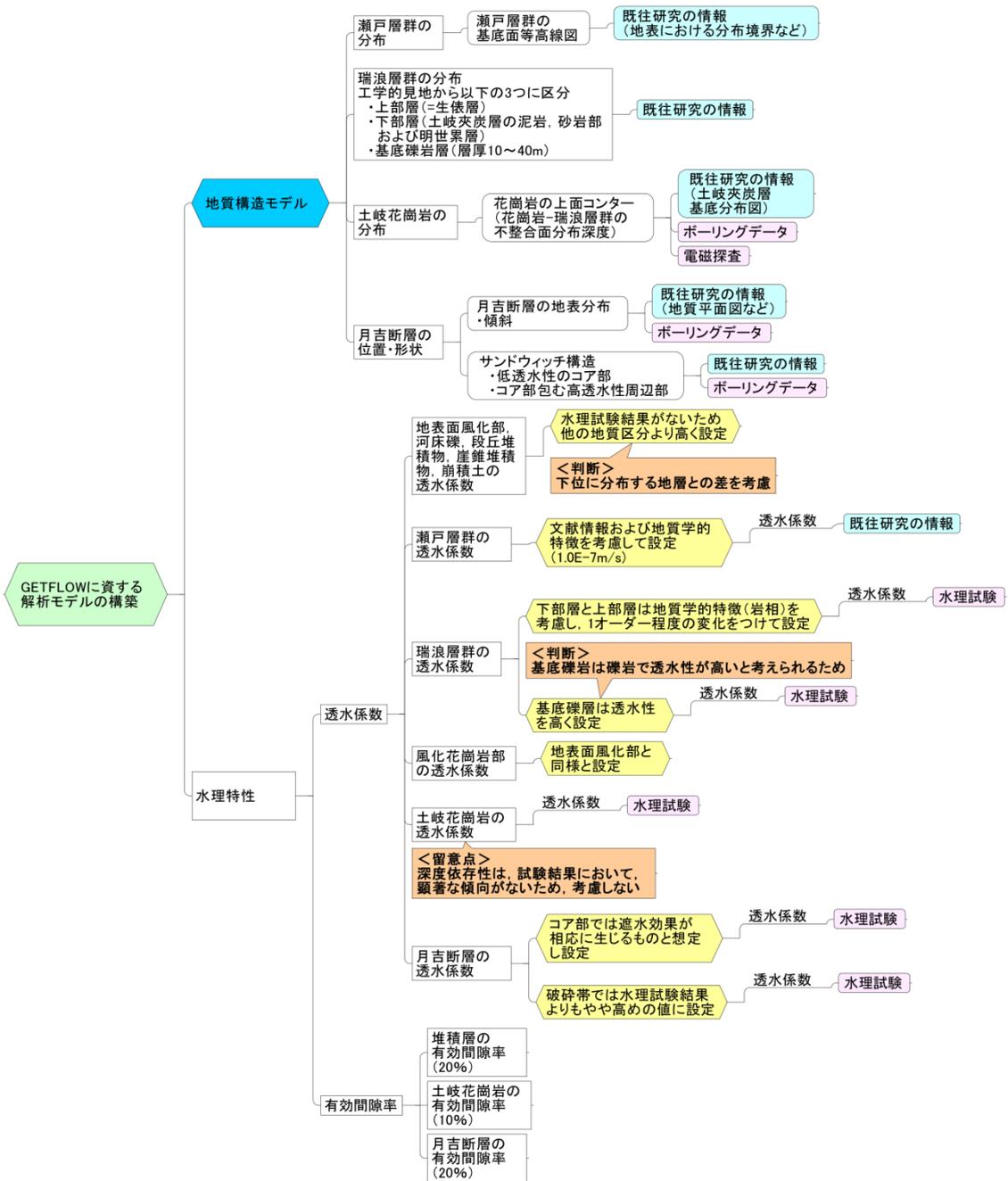


図 3.2.2-4 均質連続体モデル (GETFLOW) の水理地質構造モデル構築に関する評価ツリー

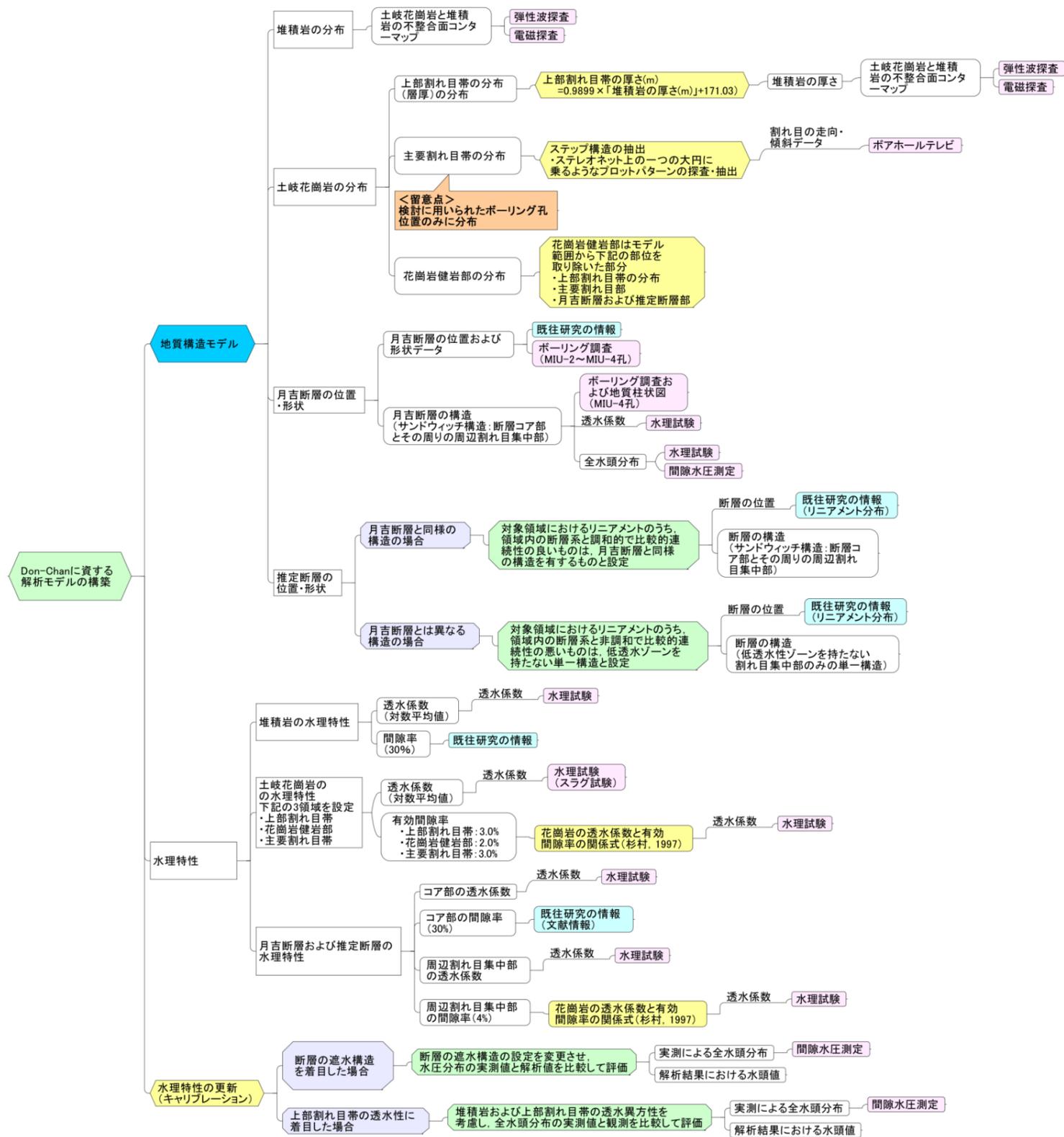


図 3.2.2-5 チャネルネットワークモデル (Don-Chan) の水理地質構造モデル構築に関する評価ツリー

(ii) SR-Siteにおける水理地質構造モデル構築手法の事例

2012年度までにSR-Siteの事例に基づき構築した、地下水移行時間に関する評価ツリー、地下水移行時間およびF値の算定に関する評価ツリーの拡充として、3.2.1節で調査したGeoDFNモデルの構築、GeoDFNモデルとHydroDFNモデルの関連性を、ツリー構造の形式で整理した。HydroDFNモデルおよびGeoDFNモデルに関する評価ツリーを、図3.2.2-6、図3.2.2-7に示す。

SR-SiteにおけるHydroDFNモデルは、GeoDFNモデルと並行で検討が行われているが、GeoDFNモデルで設定された亀裂方位分布をパラメータとして、PFLから得られる地下水流動に寄与する亀裂密度、透水量係数分布を利用して、HydroDFNモデルが構築される(図3.2.2-6)。GeoDFNモデルの構築にあたっては、コア観察結果や孔壁観察結果の亀裂に関するデータのほか、空中磁気探査によるリニアメント、露頭観察やトレンチ調査による亀裂に関するデータを用いて、亀裂方位分布、亀裂長さ分布、亀裂密度分布、亀裂空間分布がパラメータとして設定される(図3.2.2-7)。

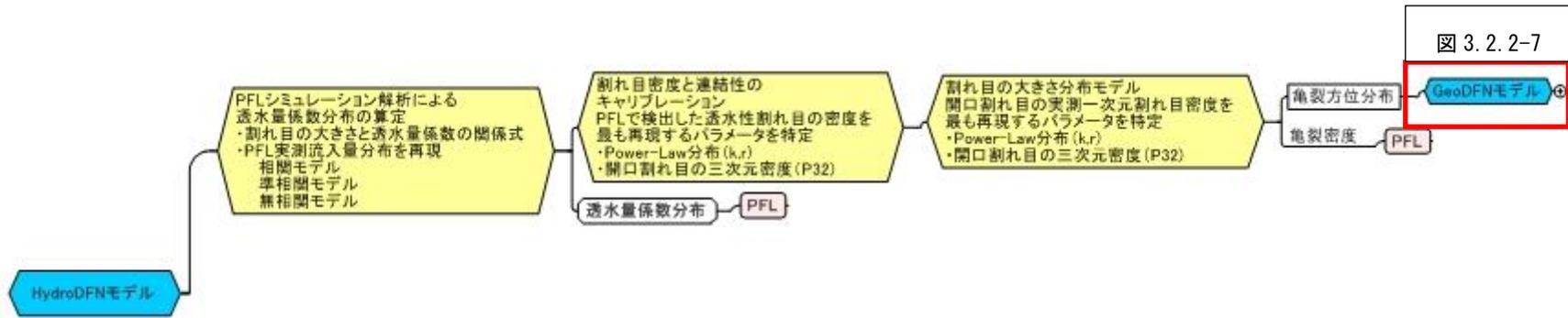


図 3. 2. 2-7

図 3. 2. 2-6 SR-Site の調査事例に基づく HydroDFN モデル構築に関する評価ツリー

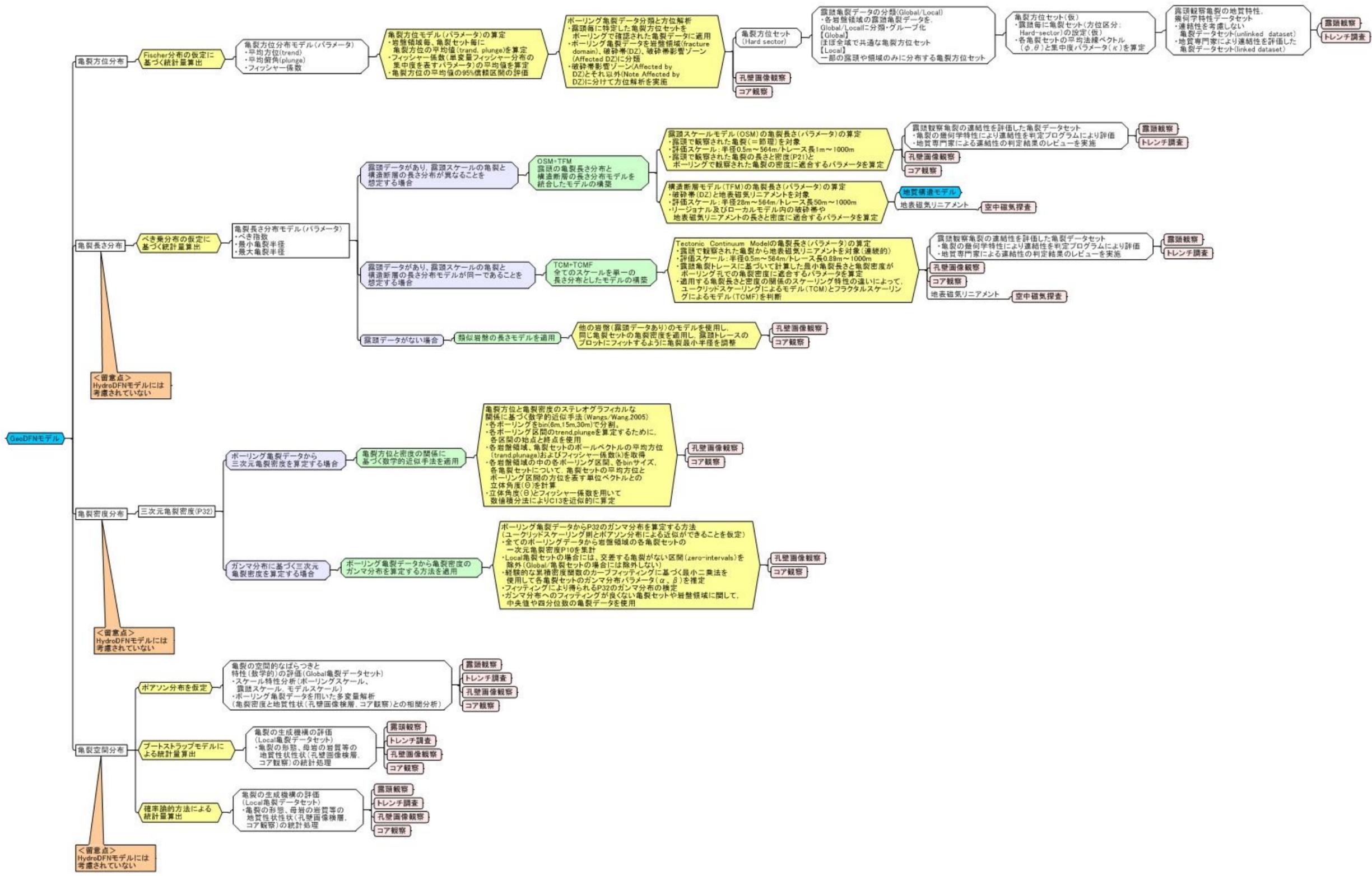


図 3.2.2-7 SR-Site の事例調査結果に基づく GeoDFN モデル構築に関する評価ツリー

(2) 堆積岩を対象とした事例の整理

(i) 幌延地域を対象とした事例水理地質構造モデル構築の事例

2012年度は、主に幌延深地層研究計画における地表からの調査予測研究段階(第1段階)(太田ほか, 2007)の知見に基づき、堆積岩を対象とした地下水移行時間に関する評価ツリーが整備されている。3.2.1節で調査対象とした操上(2007)の事例は、幌延深地層研究計画における地表からの調査予測研究段階のうち、調査の進展に伴い新規データが取得され、水理特性が更新された事例である。また、前川ほか(2010)が整理した事例は、より広い範囲を対象としており、水理地質構造モデル構築領域に対して相対的にデータ密度が少ない事例である。本報告の調査事例により得られた知見について、水理地質構造モデル構築に関する評価ツリーとして整理した結果を、図3.2.2-8に示す。

幌延地域の事例を整理した水理地質構造モデル構築に関する評価ツリーは、地質構造モデル構築に関する評価ツリー、水理特性の割り当てに関する評価ツリー、水理特性の更新(キャリブレーション)に関する評価ツリーから構成できる。水理地質構造モデルは、調査の進展に応じて、地質・地質構造や水理特性に関する新たなデータが取得されることにより、調査フェーズの異なる時期において、地質分布や断層の位置・形状、水理特性の空間的分布などが更新される。また、地下水流動状況の評価の観点から、水理地質構造モデルの構築に利用されなかった実測データ(例えば、全水頭分布)と地下水流動解析の実施により得られた解析値を比較することにより、実際の地下水流動状況をより良く表現するように水理特性が更新されることがある。本報告では、調査の進展や地下水流動の評価における時系列は考慮せず、水理地質構造モデルの構築(更新を含む)に関する評価ツリーとして整理した。地質構造モデル構築、水理特性の設定、水理特性の更新(キャリブレーション)の3つの要素からなる評価ツリーの構造は、結晶質岩を対象とした水理地質構造モデル構築に関する評価ツリーや、後述するFault Zone Hydrology Projectの事例に基づく水理地質構造モデル構築に関する評価ツリーと同様である。しかし、幌延深地層研究計画の事例に基づく水理地質構造モデル構築に関しては、上記の項目に関する評価ツリーに加えて、水理地質構造の概念モデルの構築に関する評価ツリーを含めた。

調査対象とした事例では、水理地質構造の概念モデル構築に用いられた情報は、幌延深地層研究計画における地下施設設置領域周辺の調査データを含む既往研究の情報である。これらの情報のうち、地質・地質構造に関する情報を整理して地質・地質構造の概念モデルを構築するとともに、透水係数データや既往の地下水流動解析結果に基づく知見を利用した地下水の流動特性が評価されている。

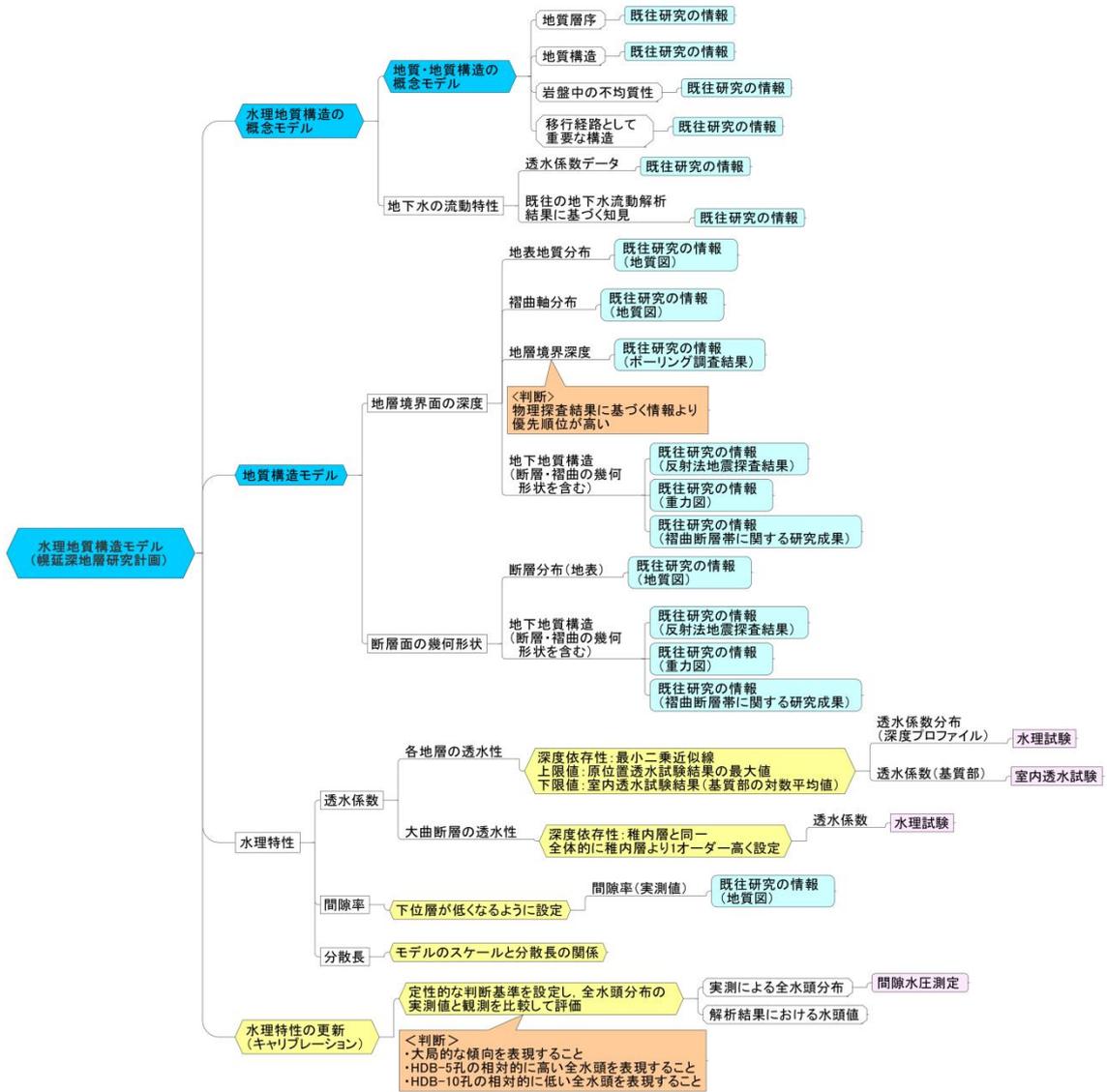


図 3.2.2-8 幌延地域の事例調査に基づく水理地質構造モデル構築に関する評価ツリー

(ii) Fault Zone Hydrology Project における水理地質構造モデル構築手法の事例

Fault Zone Hydrology Project における水理地質構造モデル構築の事例（例えば、後藤ほか、2010; Karasaki et al., 2013a）を整理して、評価ツリーにまとめた結果を、図 3.2.2-9 に示す。Fault Zone Hydrology Project で構築された水理地質構造モデルは、数 km 四方程度の範囲であるが、物理探査やボーリング調査などの地表下に関する調査データは局所的である。

Fault Zone Hydrology Project では、地質構造モデルを構築する際に、地質図、トレンチ調査、コア観察などの地質学的なデータ・情報が利用されており、幌延地域における評価ツリーと同様である。水理特性の設定においては、水理試験データに基づいて設定されている点は、幌延地域と共通している。しかし、Fault Zone Hydrology Project では、比較的狭い範囲において、5 本のボーリング調査が実施され、孔間透水試験が行われている。このため、水理特性の設定において、孔間透水試験により得られた透水量係数を利用して、各地層および断層の浸透率が設定されている点が、幌延地域における水理地質構造モデル構築に関する評価ツリーと異なる点である。

超深地層研究所計画や幌延深地層研究計画における水理特性の更新（キャリブレーション）では、間隙水圧測定による全水頭分布の実測値と解析値を比較することにより、実測値をより表現する最適な水理特性が検討されている。しかし、Fault Zone Hydrology Project では、水圧分布のほか、物理検層による地温勾配も水理特性を更新する際の情報として利用されている。

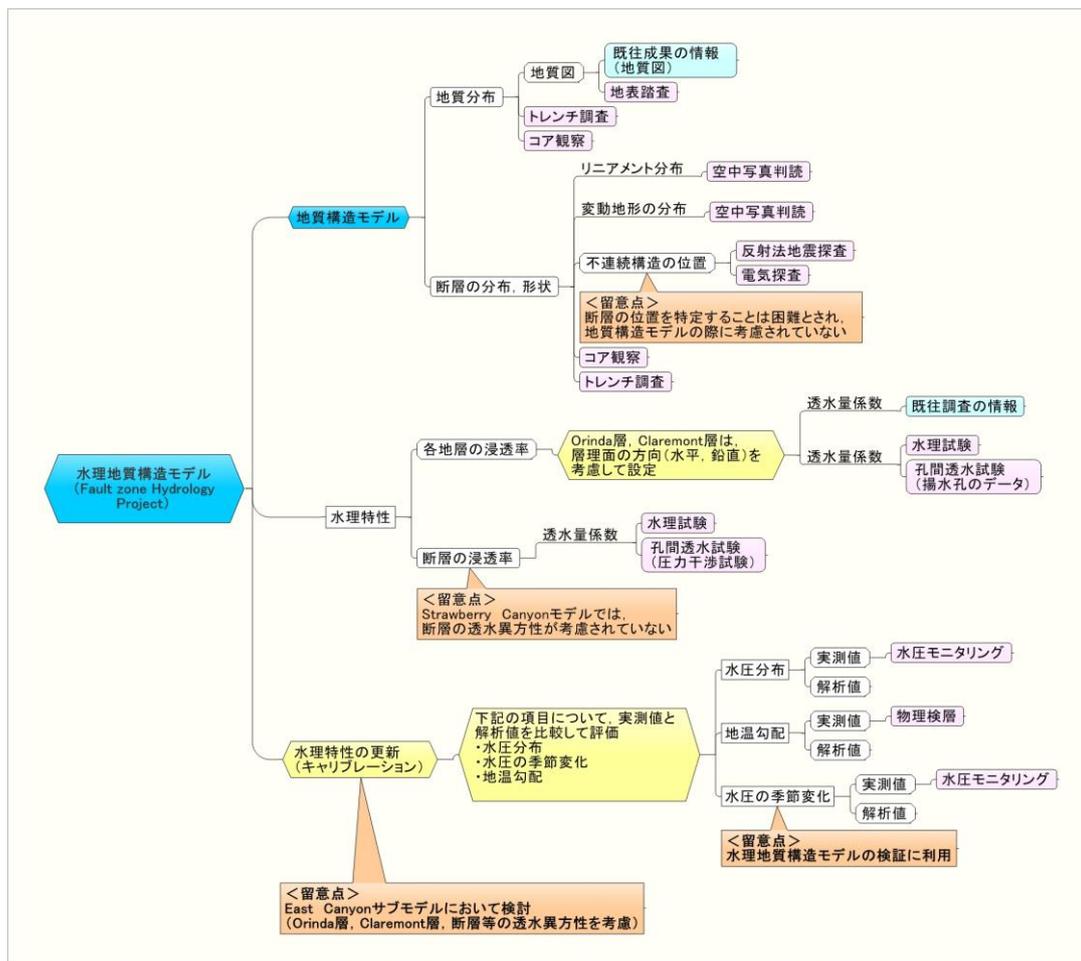


図 3. 2. 2-9 Fault Zone Hydrology Project の調査事例に基づく水理地質構造モデル構築に関する評価ツリー

3.2.3 評価ツリーの拡充

3.2.2 節では、具体的な地質環境を対象とした個々の事例について評価ツリーを活用して整理した。これらの事例調査に基づき、2012 年度までに作成した結晶質岩などの亀裂性媒体と堆積岩を対象とした評価ツリーの見直しを図った。

具体的な地質環境を対象とした事例は、三次元水理地質構造を構築する手順を整理したもので、その手順のツリー構造による整理では水理地質構造モデル構築と同じ階層に、①概念モデルの検討、②地質構造モデルの構築、③水理特性の更新 (キャリブレーション) を併記した形としている。これに対して、2012 年度までに作成した結晶質岩と堆積岩を対象とした評価ツリーは、母岩中の地下水移行時間の評価に着目していたため、三次元水理地質構造構築に必要な①や②の記述が不十分であった。地質構造モデルに関する記述は、多孔質媒体モデル (CPM モデル) を用いる場合に記載があるものの、等価不均質多孔質媒体モデル (ECPM モデル) や亀裂ネットワークモデル (DFN モデル) を用いた場合などの他のケースには記載がされていなかった。また、構築した水理地質構造モデルに用いられているパラメータ値などについて、実測値との比較に基づくキャリブレーションに関する記述もなかった。したがって、2012 年度までに作成した亀裂性媒体を対象とした場合と堆

積岩を対象とした場合のそれぞれの評価ツリーについて、①～③を水理地質構造モデル構築と同じ階層に加えるように修正を加えた。

図 3.2.3-1 に亀裂性媒体を対象とした評価ツリーの更新版のうち透水量係数の設定の詳細を除くツリー構造を表した図を示す。透水量係数の設定の詳細は図 3.2.3-2 と図 3.2.3-3 に示す。図 3.2.3-1 では、2012 年度版（例えば、黒澤ほか、2013：図 3.2.3-1）から修正、追加した部分を赤字で記した。まず、評価項目の設定している地下水移行時間の対象を具体的にするために、「母岩中の地下水移行時間」と修正した。また、地質構造の概念モデルは解析領域を設定するためのデータセットの下位層の因子のひとつに分類し、特に水理の観点に着目した地質区分とその三次元分布などの概念モデル化を行う。地質構造モデルは 2012 年度版では CPM モデルの下位層に記されていた部分を、水理地質構造モデルと同じ階層に移動した。また、水理地質構造モデルの下位層に各地質構造の特性として、被覆層の特性、断層や主要な割れ目帯の特性、基盤岩の特性をそれぞれ追加し、基盤岩の特性の下位層に CPM モデル、ECPM モデル、DFN モデルなどの分岐を配置した。さらに、水理特性値のキャリブレーションとして、事例に基づいて逆解析ツールを用いる場合と、複数の解析ケースを用いる場合を追加した。

等価不均質多孔質媒体モデル（ECPM モデル）を用いた場合の下位層には、超深地層研究所計画における水理地質構造モデル構築事例のうち TOUGH2 を用いた事例と EQUIV_FLO を用いた事例（井尻ほか、2003a）に基づき、地質構造別の不均質性を考慮した透水係数の設定方法として、透水係数の空間的不均質性を考慮した分布モデルを用いる場合と、透水性割れ目の方向分布と透水量係数分布から算出する場合の二通りを追加した。さらに、DFN モデルの下位層には、EQUIV_FLO を用いた水理地質構造モデルの構築における仮想透水試験による割れ目統計量の設定事例を参考に、仮想試験による亀裂特性パラメータ値のキャリブレーションを追加した。

図 3.2.3-4 に堆積岩を対象とした評価ツリーの更新版を示す。同図では、評価ツリーの全体のうち、更新の主要な部分を含む全体の構造を表す部分を表示している。各ツリーの下位層の詳細については、黒澤ほか（2013）の図 3.2.4-3～図 3.2.4-10 を参照されたい。堆積岩を対象とした評価ツリーについても、亀裂性媒体を対象とした評価ツリーの場合と同様に、水理地質構造モデルの概念モデル、地質構造モデル、水理特性地のキャリブレーションを追加するとともに、関連する修正を加えた。

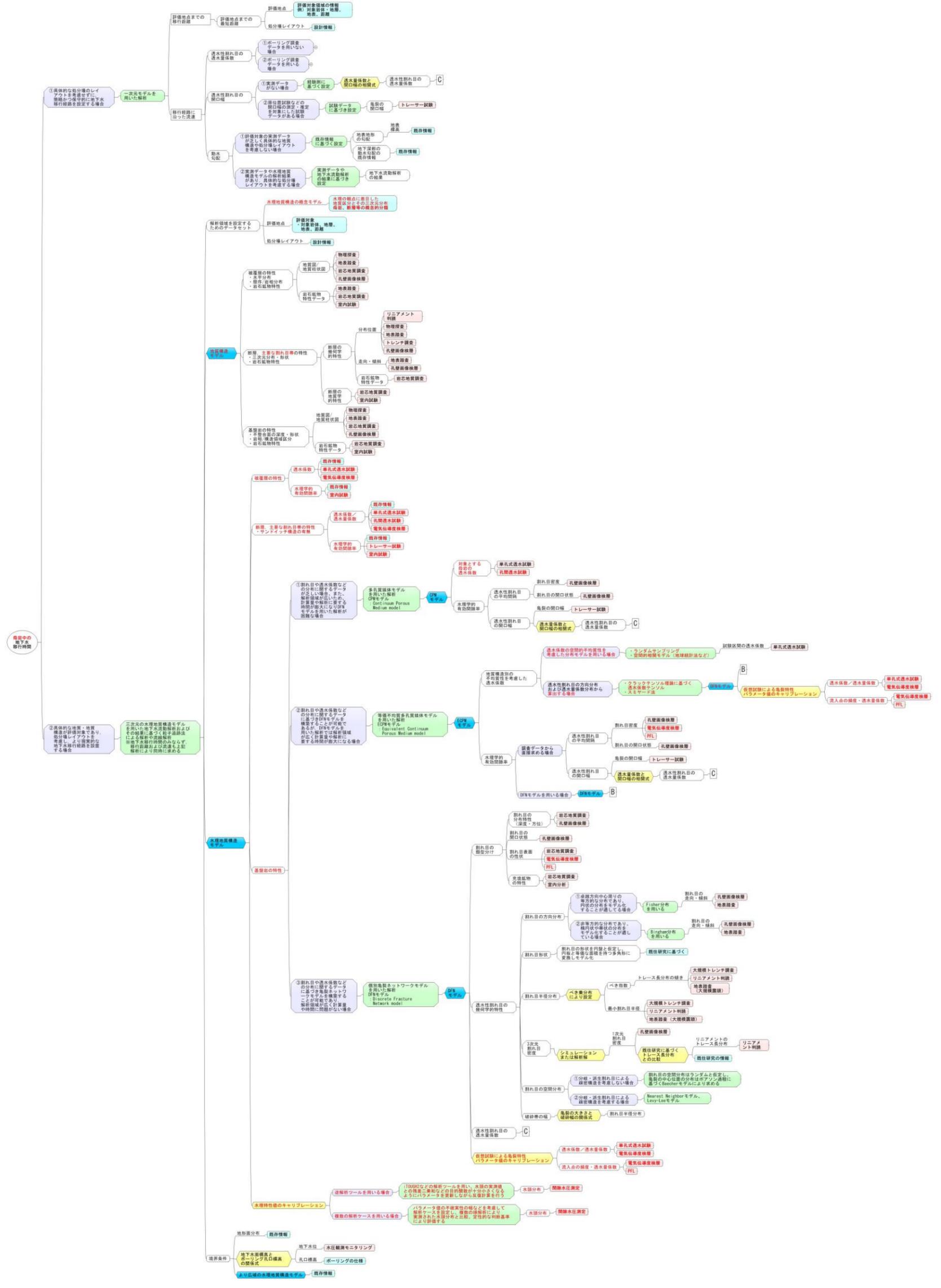


図 3.2.3-1 亀裂性媒体を対象とした評価ツリーの更新版

図中「B」は DFN モデル構築のツリーを、「C」は透水量係数設定のツリーを表す。
透水量係数設定の詳細を記した下位層のツリーの詳細を図 3.4.1-2 と図 3.4.1-3 に示す。

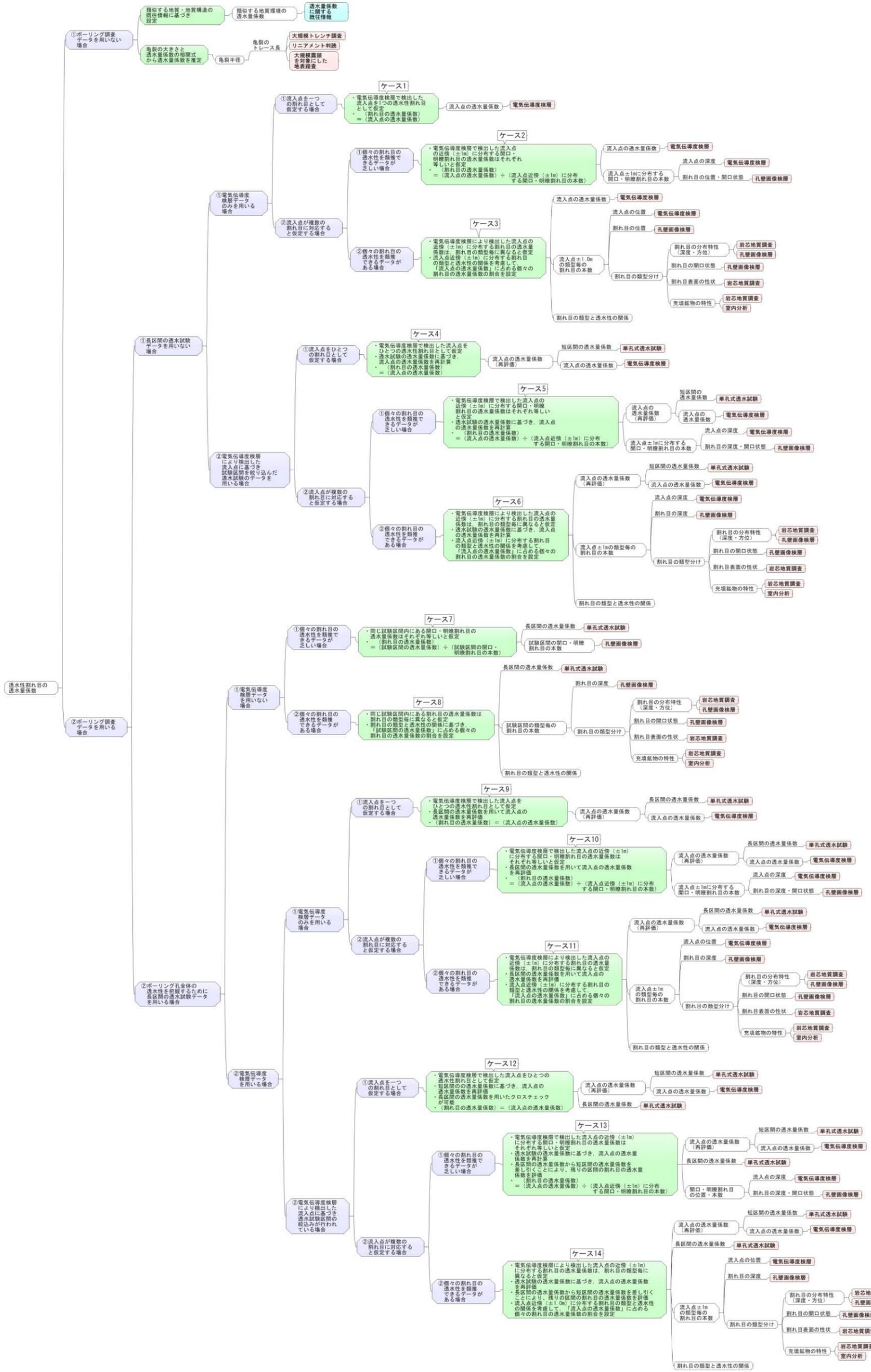


図 3.2.3-2 透水量係数設定の詳細を記した下位層のツリー (江橋ほか, 2012)

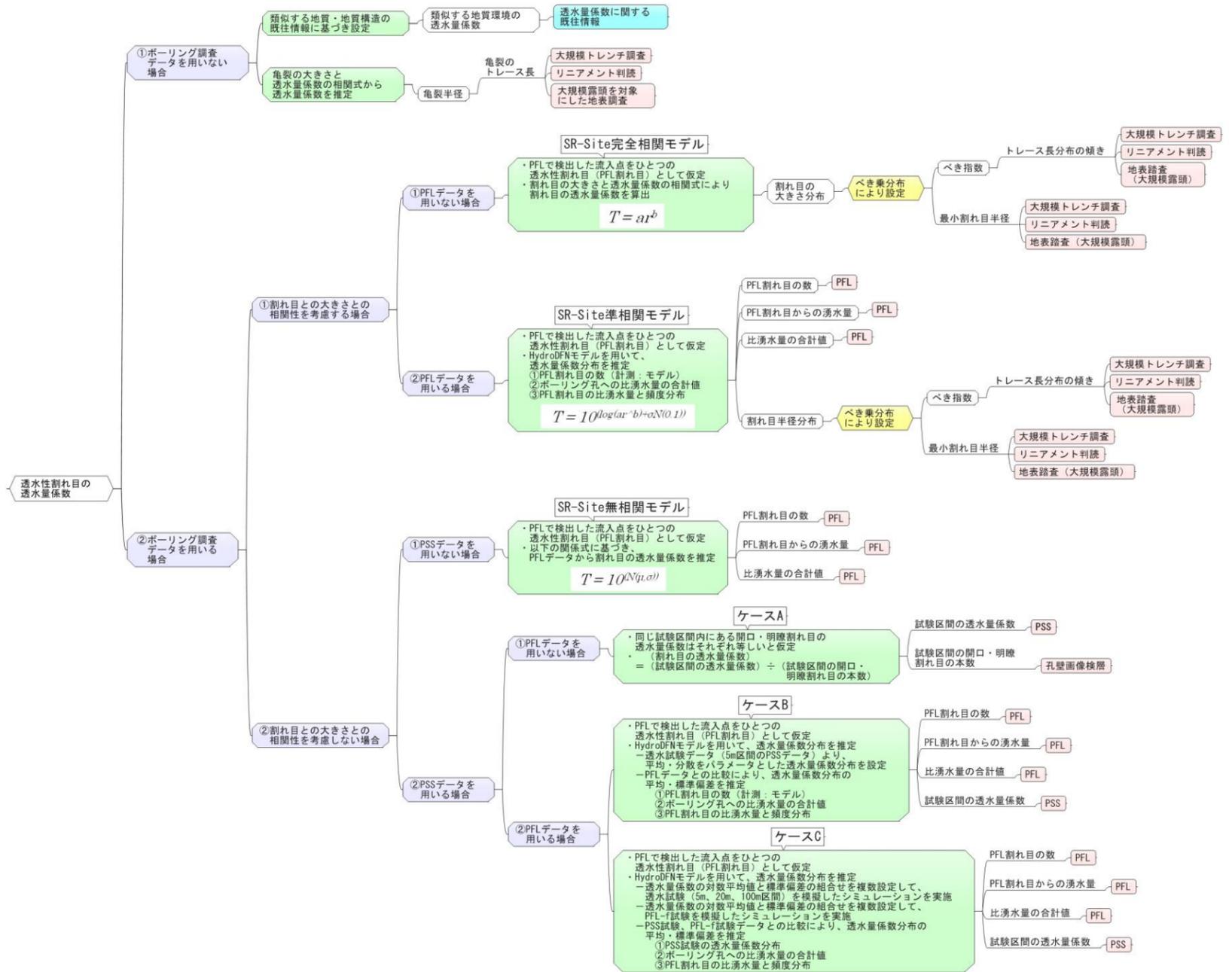


図 3.2.3-3 SR-Site のデータを活用した透水量係数設定の検討事例に関する評価ツリー

(黒澤ほか, 2013)

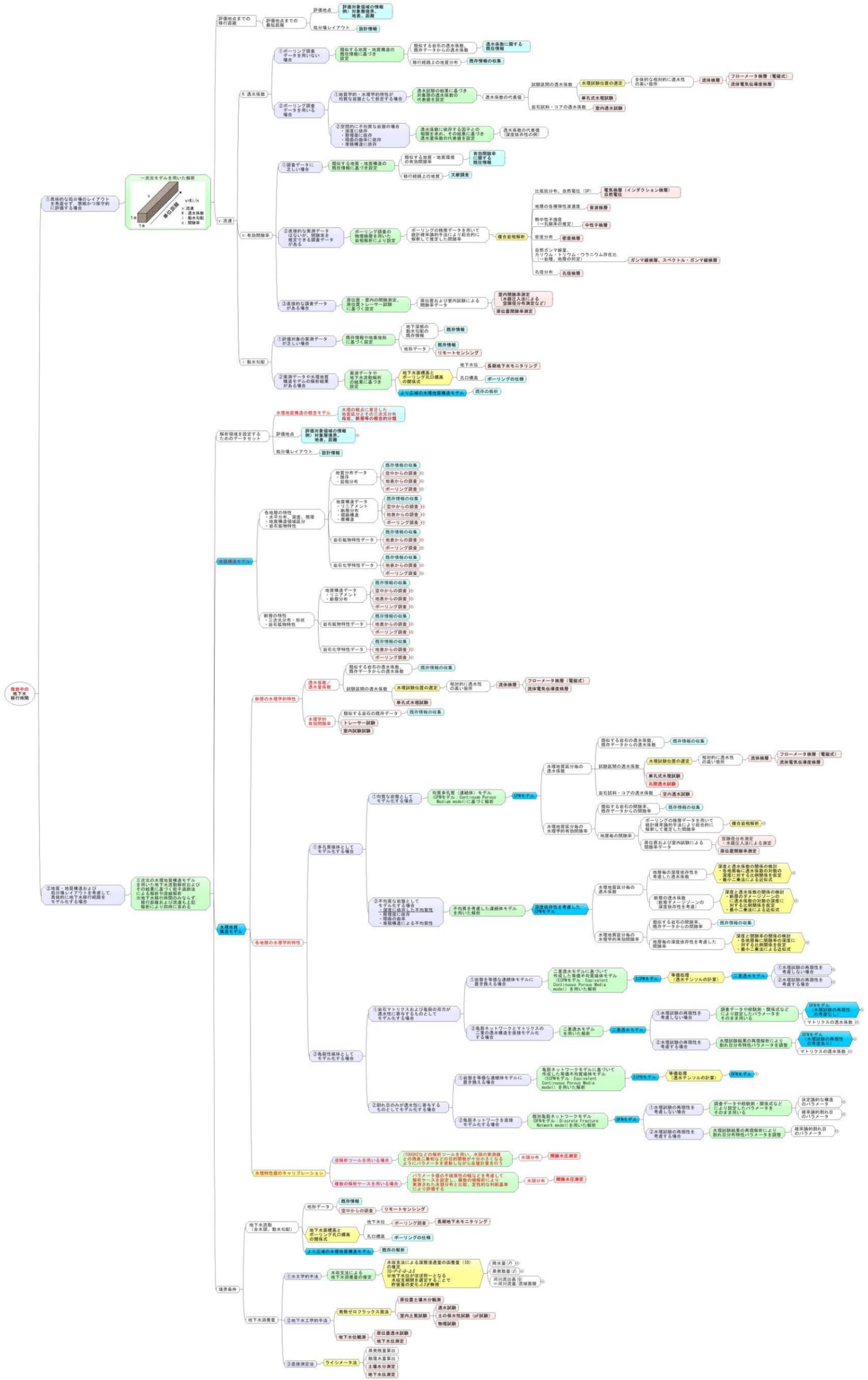


図 3.2.3-4 堆積岩を対象とした評価ツリーの更新版

評価ツリーの全体のうち、更新の主要な部分を含む全体の構造を表す部分を表示
各ツリーの下位層の詳細は黒澤ほか（2013）の図 3.2.4-3～図 3.2.4-10 を参照。

3.3 評価ツリーの適用方法に関する検討

評価ツリーの適用方法の例示として、第2次取りまとめの設定、SR-Site の情報、Fault Zone Hydrology Project の情報を活用した水理地質構造モデルの不確実性検討やそれらが評価項目の算出結果に与える影響、設計や性能評価の観点を考慮した評価項目算出条件の検討などについて検討した。

3.3.1 第2次取りまとめの設定を用いた検討

第2次取りまとめのレファレンスケースモデルに適用された一次元平行平板モデルの重ね合わせ手法は、100m の長さの処分坑道を中央に配置した 200m×200m×200m のブロック状領域を対象とした三次元亀裂ネットワークモデルを用いた核種移行解析を近似的に評価できる手法として採用されている (JNC, 1999)。本節では、2012 年度に引き続き、第2次取りまとめで用いた三次元亀裂ネットワークモデル (JNC, 1999; 澤田ほか, 1999) による検討事例を示す。

第2次とりまとめでは、200m×200m×200m の領域の中央に配置した 100m の長さの処分坑道に沿って掘削影響領域が発達すると仮定して、一定の物性値 (掘削影響領域の厚さ 0.5m, 母岩の平均的透水性の 10 倍の透水性) を設定した掘削影響領域モデルを組み込んだ亀裂ネットワークモデルを用いて、地下水流動解析により掘削影響領域を通過する地下水流量の分布を算出し、廃棄体 1 本当たりの平均値として 0.001 m³/y を求めている。この値を緩衝材の外側境界条件に用いて緩衝材から母岩へ移行する核種の移行率が算出されている。そして、100m の長さの処分坑道に沿った掘削影響領域を緩衝材と母岩の境界部と設定し、①掘削影響領域での核種移行遅延は考慮しない、②掘削影響領域に交差する亀裂の地下水流量に比例して核種が分配される、ことを仮定して 50 個の統計的ナリアライゼーションの 3 次元亀裂ネットワークモデルを用いて母岩を対象とした核種移行解析が行われている。なお、三次元亀裂ネットワークモデルを用いた核種移行解析を近似的に評価できる手法として採用された 1 次元平行平板モデルの重ね合わせ手法では、3 次元亀裂ネットワークモデルを用いた場合と異なり、緩衝材から移行してきた核種が処分坑道に交差する亀裂の透水量係数の頻度で分配している点に留意する必要がある。

2012 年度の検討では、上記①②の仮定に準拠し、処分坑道の大きさや掘削影響領域の幅や透水性などの具体的な設定を用いずに、処分坑道を模擬した 100m の測線からの地下水移行時間の評価事例を示した。また、処分坑道に交差する割れ目の透水性に応じて廃棄体の定置間隔の変更やプラグ設置などの施工上の対策が実施されることを想定して、その対策により地下水移行時間という評価項目がどのように変化するかについての検討事例を示した。具体的には、処分坑道を模擬した 100m の測線に交差する亀裂の透水量係数を評価して、その透水量係数の高い亀裂から順に地下水移行時間を評価する移行経路の対象から除外して地下水移行時間の分布を求めた。その結果、高透水性の割れ目を地下水移行時間の評価対象から除外する、すなわち廃棄体を定置しないなどの何らかの工学的対策を講じ

ることにより、評価項目である地下水移行時間が増大することを示した。

今年度は、①②の仮定を用いずに、掘削影響領域が坑道に沿って連続しないことを仮定した場合に、処分坑道を模擬した測線の長さを廃棄体の定置間隔などの代表的なスケールをに合わせて変えると、評価項目である地下水移行時間がどのように変化するかについて検討した。

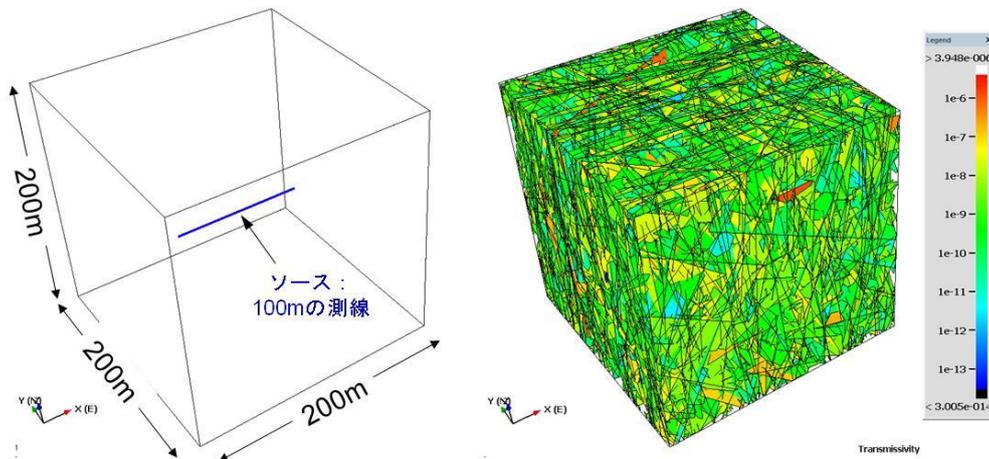
亀裂ネットワークモデルの構築に用いたパラメータ値を表 3.3.1-1 に、解析対象領域と構築した 3 次元亀裂ネットワークモデルの一例を図 3.3.1-1 に示す。図 3.3.1-1 には 2012 年度と同様にモデルの中央部に処分坑道を模擬した 100m の測線を図示した。今年度は、この側線を、1m, 3m, 5m, 10m, 50m, 100m と変えて、それぞれの測線に 10,000 個の粒子を配置して測線に交差する割れ目の流量に比例して粒子を配分した。解析は、亀裂セット 2 に平行な方向に一定の動水勾配 (図 3.3.1-1 の北 : N から南方向, 0.01) を設定し、側面は不透水境界として、ダルシー則に基づく定常の浸透流解析の後に、粒子追跡法により移行経路を抽出して地下水移行時間を求めた。また、それぞれ 1m, 3m, 5m, 10m, 50m, 100m の測線をボーリング孔と想定した一定の水頭差による模擬的な水理試験から、側線の透水量係数を求めた。具体的には、亀裂ネットワークモデルの外側境界条件として 1m の水頭を、ボーリング孔と想定した側線に 0m の水頭を設定して、定常状態の浸透流解析を行った。ボーリング孔と想定した 100m の側線への湧水量 Q と水頭差 Δh から次式の Thiem の平衡式から透水量係数 T を求めた。

$$T = \frac{Q \ln(R/r)}{\Delta h \cdot 2\pi}$$

ここで、 R は影響半径、 r はボーリング半径を表す。ここで、影響半径 $R=30\text{m}$ とボーリング孔半径 $r=0.05\text{m}$ を仮定することで $\ln(R/r)/2\pi \approx 1$ が得られ、比湧水量 $Q/\Delta h$ を透水量係数 T に近似できるとした (Sawada et al., 2000)。

表 3.3.1-1 亀裂ネットワークモデル構築に用いたパラメータ値

パラメータ	値	備考
亀裂セット	2セット	
亀裂方位分布	フィッシャー分布 セット1 : (tr, pl)=(0, 0), $\kappa=10$ フィッシャー係数=10 セット2 : (tr, pl)=(90, 0), $\kappa=10$	方位は面の法線方向 (pole) の北からの時計回り角度 (tr) と水平面からの傾き (pl) で表す
亀裂半径分布	べき乗分布 べき乗数: 3, 最小半径: 1m	半径 7m~300m の範囲をモデル化
亀裂密度	$P_{32}=0.8$	ふたつの亀裂セットの総和
透水量係数	対数正規分布 対数平均: -9.99, 対数標準偏差: 1.07	
亀裂開口幅	透水量係数 T に相関 開口幅= $2 \times \sqrt{T}$	



(a) 解析対象領域と
坑道を模擬した測線 (青)

(b) 亀裂ネットワークモデルの例
透水量係数 m^2/s の分布

図 3.3.1-1 解析対象領域と亀裂ネットワークモデルの例

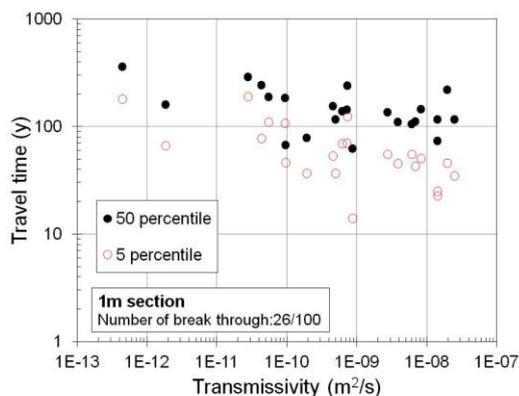
統計的に 100 個のリアライゼーションを対象にそれぞれ解析を行い、それぞれのリアライゼーションで測線の透水量係数と、測線からの地下水移行時間の 5 パーセンタイルと 50 パーセンタイルの関係を、測線の長さごとに整理した (図 3.3.1-2 参照)。核種移行評価上は平均的な地下水移行時間だけではなく、より速い経路 (移行時間の短い経路) が重要となることから、本検討では早い経路の特徴を表す指標として地下水移行時間の 5 パーセンタイルを用いた。これらの図中には、100 個のリアライゼーションのうち測線から下流に

至る経路が抽出できたリアライゼーションの数も併せて記している。測線が 10m 以上の場合にはほぼすべてのリアライゼーションで側線から下流側へ至る経路が抽出されているものの、5m、3m と測線が短くなるにつれて側線から下流側へ至る経路が抽出できないリアライゼーションの数が増えてくる。これは、測線に交差する亀裂の平均間隔と測線の長さの相対的な関係に依存している。今回用いた 3 次元亀裂ネットワークモデルの測線に沿った方向の平均間隔は 3m 程度であり、側線長さが 1m や 3m の場合には亀裂と交差する確率が小さくなる。その一方で、測線の長さが 10m 以上になるとどのリアライゼーションでも亀裂と交差する可能性が高くなり、側線から下流側境界に至る経路が存在する確率が高くなる。地下水移行時間は測線の透水量係数が大きくなると短くなる（右肩下がり）傾向が示されるが、測線の長さが 50m や 100m となると測線の透水量係数がリアライゼーションによらずほぼ一様の範囲に収束するように平均化されていくために、右肩下がりの効果を視認することはできない。すなわち、本検討の仮定の下では、長さ 1m～10m 程度の空間分解能で透水量係数を測定して、透水量係数が高い区間について個別に廃棄体を設置しないなどの対策を行うことで、評価項目である地下水移行時間が極端に短いケースを減少させることができる。より具体的な検討を進めるためには、掘削影響領域の性状（透水量係数の増加量、増加範囲、坑道に沿った連続性の有無など）の原位置での調査技術の整備と地下施設での調査による掘削影響領域の理解の促進に加えて、処分坑道や廃棄体の定置間隔などの具体化、パイロット孔などを活用した処分坑道の透水特性調査技術の整備を進めるとともに、これらの情報をいかに設計施工や処分システムの性能評価に結びつけるかの検討を進める必要がある。

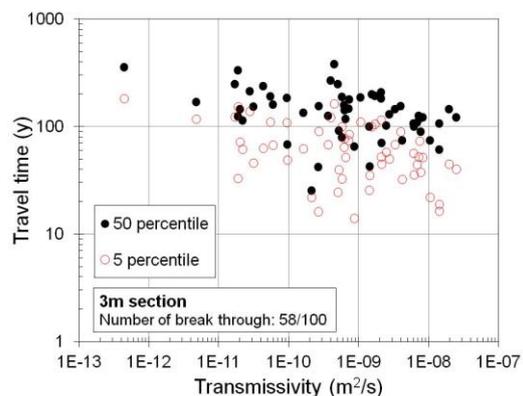
上記の掘削影響領域が坑道に沿って連続しないという仮定を用いることは、処分坑道に交差する割れ目の透水性に応じて掘削影響領域通過流量を設定できる可能性に通じる。そのため、処分坑道の大きさや掘削影響領域の幅や透水性などの具体的な設定を用いず、掘削影響領域に関連する指標としてダルシー流束を評価項目に設定して、処分坑道設置位置のダルシー流束の不均質性について検討した。地下水移行時間の評価と同様に、100 個の統計的なリアライゼーションについて、亀裂セット 2 に平行な方向に一定の動水勾配 (0.01) を設定し、側面は不透水境界として、ダルシー則に基づく定常の浸透流解析を行った後、モデル中央部に測線と平行に縦 1m×横 1m、縦 1m×横 3m、縦 1m×横 5m、縦 1m×横 10m、縦 1m×横 50m、縦 1m×横 100m の断面を設定して、それぞれの断面の平均ダルシー流束を求めた。図 3.3.1-3 に平均ダルシー流束と評価断面の横長さの関係を示す。同図には 100 個のリアライゼーションにより求めた各断面での平均ダルシー流束と (○印)、5 パーセントイル (点線)、50 パーセントイル (実線)、95 パーセントイル (点線) を併せて示す。地下水移行時間の検討ケースと同様に、断面の横長さが短い場合には、評価断面と交差する亀裂が存在しないケースが多くなる。評価断面と交差する亀裂が存在したケースは横長さ 5m の場合で 82 個、3m の場合で 71 個、1m の場合で 50 個であった。すなわち、断面の横長さが 5m 以下になると透水性の亀裂と交差する確率が小さくなり、その場合はダルシー

流束がゼロとなる。また、評価断面の横長さが長くなるにつれて、統計的なリアライゼーションによるばらつきの幅が小さくなり一定の幅に収束していることがわかる。横長さ 1m のケースにおけるダルシー流束と同じ場所に設定した 1m の測線で求めた透水量係数の関係を図 3.3.1-4 に示す。測線で求めた透水量係数とダルシー流束には一定の相関関係があることがわかる。このことから、一定の区間長の測線で求めた透水量係数を用いて、透水量係数が高い区間について個別に廃棄体を設置しないなどの対策を行うことで、地下水移行時間を対象とした検討で示した地下水移行時間が極端に短いケースを減少させることができ、それは同時に掘削影響領域通過流量の指標となるダルシー流束が極端に大きいケースを減少させることができると考えられる。

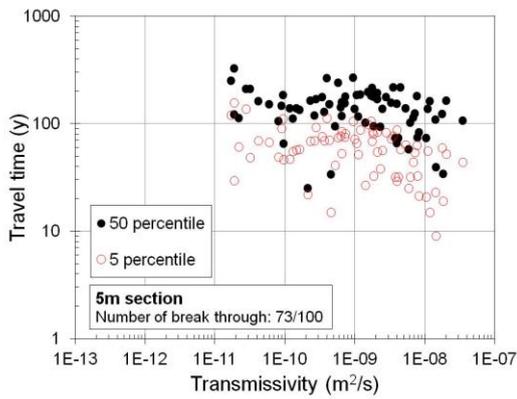
本検討は第 2 次取りまとめで設定された三次元亀裂ネットワークモデルを用いているために、評価ツリーのうちの調査から三次元モデル構築に至るフローの適用ではなく、構築された三次元モデルを用いて評価項目を評価する方法の事例のひとつとなる。図 3.3.1-5 に示すように、評価ツリーを用いることで簡略的に一次元モデルを用いて地下水移行時間を求めることができ、または三次元モデルを用いて評価項目として地下水移行時間やダルシー流束を評価することができる。その際、評価条件として、例えば「掘削影響領域は坑道に沿って連続しない」の仮定を設定する事で、廃棄体の定置間隔などの工学的対策により、評価項目の評価値の向上に向けた検討が可能になる。すなわち、地下水移行時間が短く、ダルシー流束が大きな区間を、透水量係数の大小により選択して工学的対策への材料とできる。そのためには、パイロット孔などを活用した処分坑道の透水特性調査技術の整備といった調査技術開発へのフィードバックを検討することができる。評価ツリーはそのような調査、性能評価、設計の複数の分野間の有機的な連携を促すためのツールとしても活用できると考えられる。



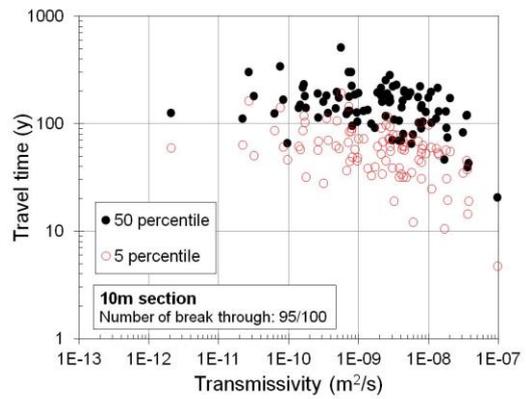
(a) 測線長さ 1m の場合



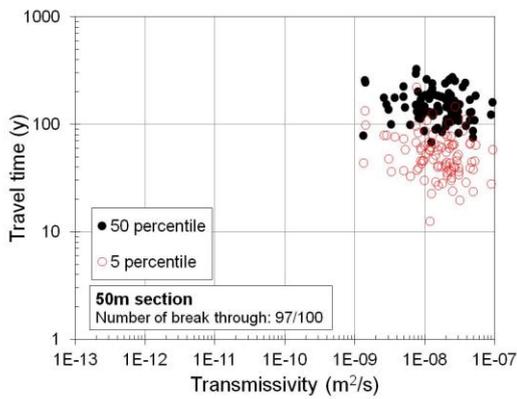
(b) 測線長さ 3m の場合



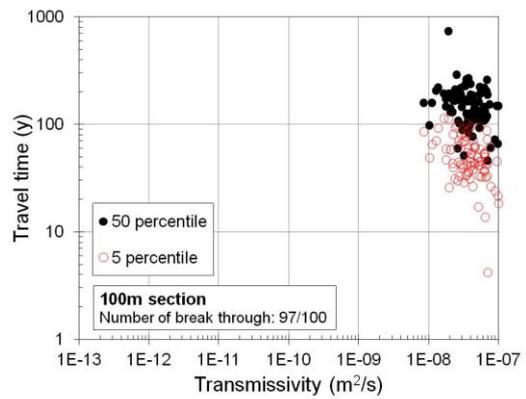
(c) 測線長さ 5m の場合



(d) 測線長さ 10m の場合



(e) 測線長さ 50m の場合



(f) 測線長さ 100m の場合

図 3.3.1-2 測線からの地下水移行時間と側線の透水量係数の関係

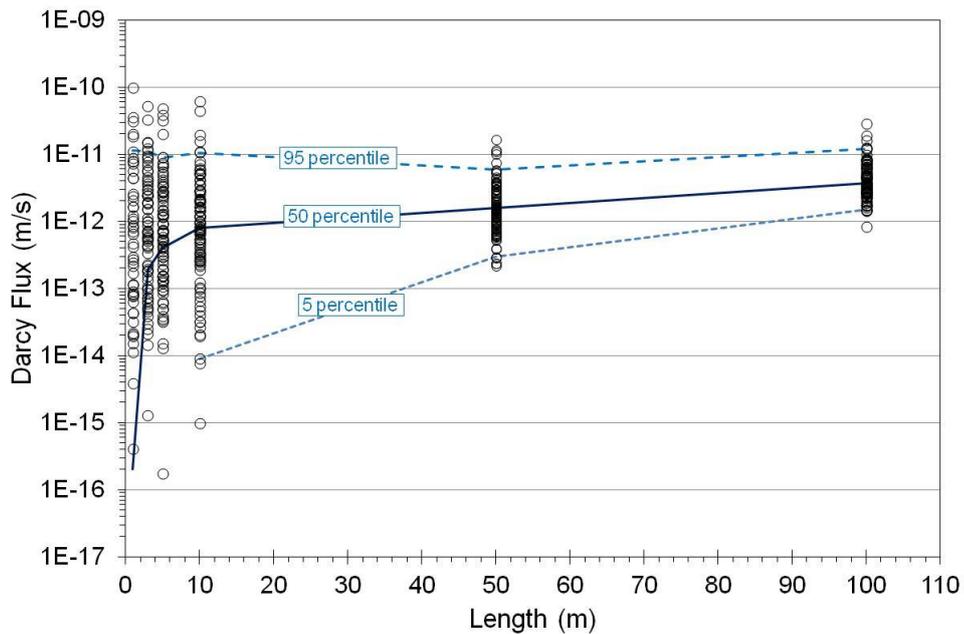


図 3.3.1-3 平均ダルシー流束と評価断面の横長さの関係

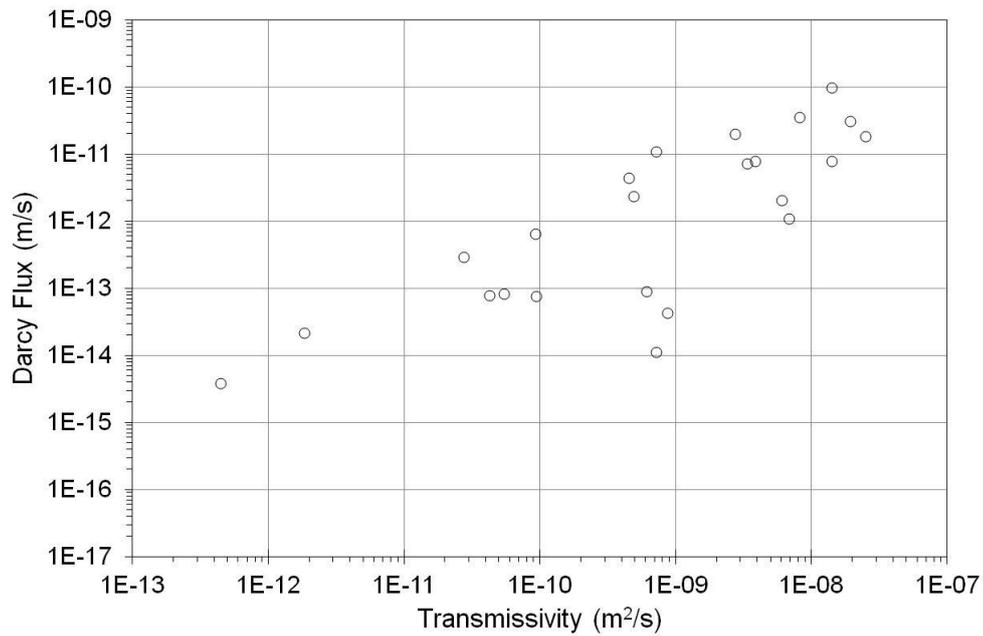


図 3. 3. 1-4 平均ダルシー流束 (1m×1m 断面) と測線 1m の透水量係数の関係

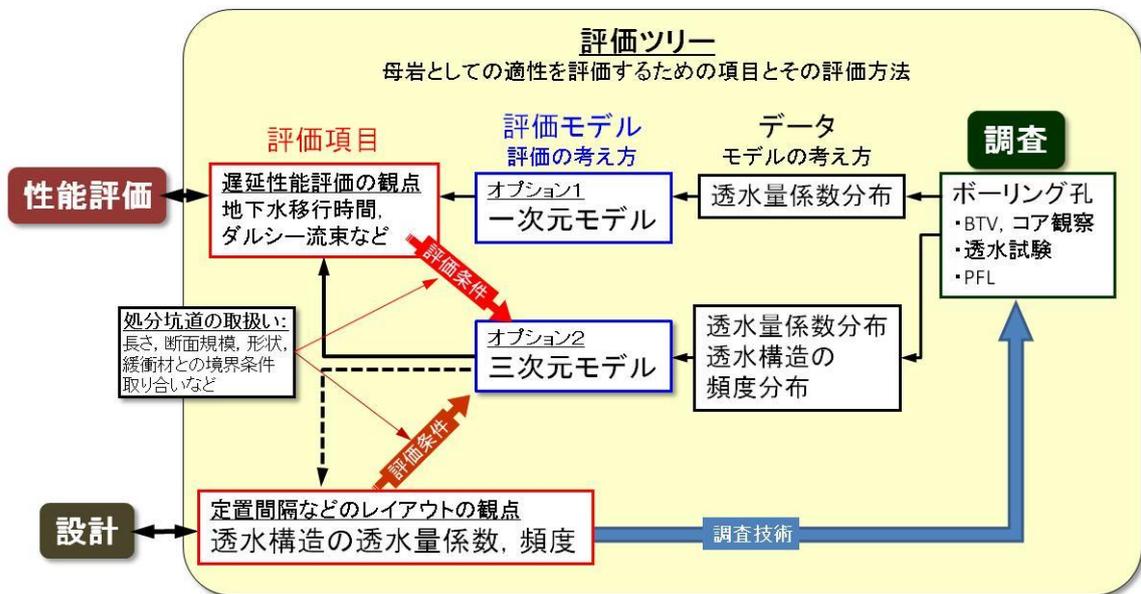


図 3. 3. 1-5 調査, 設計, 性能評価と評価ツリーの関係概念図

3.3.2 SR-Site の情報を用いた検討

結晶質岩を対象とした検討として、SR-Site における水理地質構造モデルの構築と評価項目として地下水のダルシー流束の評価および地下水の移行時間の評価を行った。地下水の流動解析は、等価不均質連続体モデルを解析可能な有限要素法による解析コード FEMWATER を用いた。

まず、地表踏査やボーリング調査データの分析から得られた亀裂の方向や大きさおよび透水量係数に関する統計情報を用いて、解析範囲内に亀裂ネットワークモデルを統計的に作成する。解析範囲は、有限要素に分割され、クラックテンソル法によって、各有限要素の透水係数テンソルを求める。亀裂ネットワークモデルの作成は、乱数を発生させることにより、亀裂の方向や大きさおよび透水量係数に関する統計分布に従った亀裂を一枚ずつ、亀裂の三次元密度に達するまで、発生させる。次に、解析に用いる最小の亀裂半径（本解析では 4.0m とした）以上の亀裂の交差状況を調べ、ボーリング孔と外部境界、或は、外部境界間をつなぐ亀裂を抽出することによって、1 リアライゼーションの亀裂ネットワークモデルを作成した。乱数の初期値を変えることによって、亀裂の方向や大きさおよび透水量係数に関する統計分布には従うが、複数の異なるリアライゼーションを作成した。

クラックテンソル法は、亀裂性媒体のように、不均質な異方性のある透水係数場を表現する方法であり、着目している領域の体積と、亀裂との交差面積および亀裂の方向から、その領域の透水係数テンソルを次式で求める。

$$K_j = \frac{\sum_i K_{ij}(\bar{n}_i, T_i, A_{ij})}{V_j} = \frac{1}{V_j} \sum_i T_i A_{ij} \begin{pmatrix} 1 - n_{ix}^2 & -n_{ix}n_{iy} & -n_{ix}n_{iz} \\ -n_{ix}n_{iy} & 1 - n_{iy}^2 & -n_{iy}n_{iz} \\ -n_{ix}n_{iz} & -n_{iy}n_{iz} & 1 - n_{iz}^2 \end{pmatrix}$$

K_j : 着目している領域 j の透水係数テンソル

V_j : 領域 j の体積

$\bar{n}_i = (n_{ix}, n_{iy}, n_{iz})$: 亀裂 i の法線ベクトル

T_i : 亀裂 i の透水量係数

A_{ij} : 領域 j と亀裂 i の交差面積

K_{ij} : 領域 j における亀裂 i に関する透水係数テンソル

上記 V_j を有限要素法における各要素の体積とみなすと、要素ごとに異なる透水係数テン

ソルを有する不均質な連続体としてモデル化できる。

次に、この透水係数テンソル場を用いて、適切な境界条件のもとで、解析コード FEMWATER により水理解析を行う。解析結果として得られる主なデータは、各節点上の全水頭およびダルシー流束と地下水の流入出量である。

(1) 水理地質構造モデル構築の不確実性の検討

ここでは、亀裂の大きさの分布としてべき乗則を仮定した場合のべき指数の不確実性について検討した。2012年度のPFL-f試験に関する解析では、統計的な亀裂の大きさとして、最小半径はボーリング孔の半径 $r_0=0.038\text{m}$ で三次元密度 $P_{32}[r>r_0]=1.8\text{ m}^2/\text{m}^3$ 、最大半径はリニアメント観測データ $r_{\text{max}}=564\text{m}$ で三次元密度 $P_{32}[r>r_{\text{max}}]=0.0071\text{ m}^2/\text{m}^3$ として、亀裂の大きさに関してべき乗則を仮定し、べき指数 $k_r=2.58$ と開口亀裂の三次元密度 $P_{32,\text{open}}[r_0=0.038, r_{\text{max}}=564]$ を設定していた。

最小半径は、ボーリング孔の半径であり、最大半径はリニアメント観測データという実測値である。ボーリング孔データやリニアメント観測データは、三次元的広がりのある岩盤の一部を観測した結果であり、その観測データを基にした岩盤全体の三次元密度の推測結果には、3.2.1節の(1)(ii)で示したように、不確実性が含まれる。

そこで、2012年度までの成果を踏まえ、例えば、最小半径以上の三次元亀裂密度は2012年度と同じ $P_{32}[r>r_0]=1.8\text{ m}^2/\text{m}^3$ として、最大半径以上の三次元亀裂密度が仮に約10%大きい $P_{32}[r>564]=0.008\text{ m}^2/\text{m}^3$ である場合には、亀裂半径分布のべき指数 k_r は、2.56 (2012年度は2.58) となる。つまり、最大半径以上の三次元亀裂密度に約10%の誤差があったとしたら、亀裂半径分布のべき指数 k_r には、およそ1%の誤差が生じる。あるいは、最大半径以上の三次元亀裂密度は2012年度と同じ $P_{32}[r>564]=0.0071\text{ m}^2/\text{m}^3$ として、最小半径以上の三次元密度を約10%大きい $P_{32}[r>r_0]=2.0\text{ m}^2/\text{m}^3$ である場合には、亀裂半径分布のべき指数は、 $k_r=2.59$ となる。このように、実測データから亀裂の三次元密度を推定する場合の不確実さは、亀裂半径分布のべき指数の不確実さの一因となる。

そこで、亀裂半径分布のべき指数を2012年度の値 $k_r=2.58$ のほか、2.56 および 2.60 として、PFL-f試験のシミュレーションを行い、評価ツリーに従って、PFL-f試験結果とシミュレーション結果がよく合う、亀裂の透水量係数分布の対数平均値と標準偏差を求め、新たな水理地質構造モデルを構築した。

解析範囲と解析条件

解析範囲は、簡便のために、2012年度の検討のうち解析領域が狭い FFM02 領域と同様のモデル (200m×200m×310m : 鉛直方向) を用いて、中央部の鉛直方向にボーリング孔 (口径 0.076m, 長さ 210m) をモデル化した (図 3.3.2-1)。透水亀裂の数と比湧水量の総和は、ボーリング孔の対象区間の総延長の比で換算した。境界条件は、ボーリング孔壁を全水頭-10m 固定、4側面は一樣に全水頭 0m 固定、上下面は不透水境界とした。

亀裂の方向データは、2012年度の成果から FFM01m を対象に設定された値を使用した(表 3.3.2-1)。亀裂の大きさをべき乗分布としその大きさモデルのべき指数 k_f を、2.56, 2.58, 2.60 として、PFL-f 試験結果との比較により、三次元亀裂密度(P32)および亀裂の透水量係数の対数平均値と標準偏差を求めた。

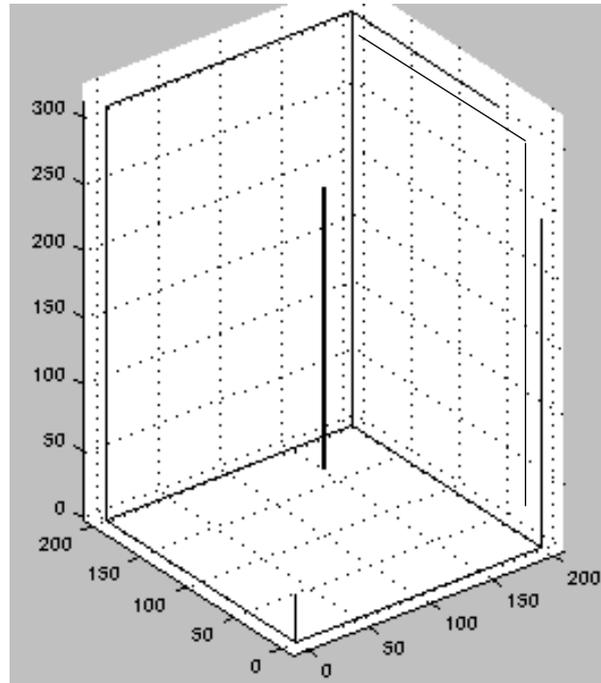


図 3.3.2-1 FFM01m に関する PFL-f 試験のモデル

表 3.3.2-1 FFM01m に関する PFL-f 試験の解析に用いたデータ一覧
(黒澤ほか, 2013)

亀裂セット	卓越方位 (傾斜方位/ 傾斜角) (度)	フィッシャー 係数	大きさモデル (べき乗分布) (r_0, k_f), (m,-)	密度(P32)大きさ分布モデル の有効範囲 ($r_0, 564m$) (m^2/m^3)
NS	(113/89)	22.2	(0.038, 2.58)	0.24
NE	(324/88)	21.5	(0.038, 2.58)	0.32
NW	(65/87)	25.7	(0.038, 2.58)	0.14
EW	(0/88)	25.7	(0.038, 2.58)	0.03
HZ	(18/5)	14.4	(0.038, 2.58)	0.56

解析手順

表 3.3.2-1 に従い、亀裂の大きさモデルのべき指数をそれぞれ 2.56, 2.58, 2.60 に変更して亀裂モデルを作成する。その際、亀裂半径の 4.0m 以下のものは検討の対象外とした。ダルシー則に基づく飽和定常の浸透流解析を行い、解析結果から、ボーリング孔での透水箇所を求め、頻度を求める。解析で得られた頻度が、PFL-f 試験における湧水箇所の頻度に合うように、亀裂の三次元密度(P32)を変更して、繰り返し解析を行う。次に、亀裂の三次元密度(P32)を変更した亀裂モデルを用いて、それぞれの湧水箇所の比湧水量の頻度およびボーリング孔全体における比湧水量の総和が、PFL-f 試験結果と合う、亀裂の透水量係数の対数平均値と標準偏差を求めた。

亀裂の半径分布のべき指数 k_r を 2.56 とした場合

亀裂の半径分布のべき指数 k_r を 2.56 とした場合について、PFL-f 試験に関する解析を 25 リアライゼーションに対して行った。PFL-f 試験における湧水箇所の頻度 34 に対して、校正した三次元亀裂密度を表 3.3.2-2 に示す。湧水箇所の平均頻度は、 35.48 ± 5.50 であった。亀裂の透水量係数分布については、対数正規分布とし、その対数平均は -8.8、標準偏差 0.8 となった。この場合の、比湧水量分布についての比較を図 3.3.2-2 に示す。

表 3.3.2-2 PFL-f 試験の湧水箇所の頻度で校正した三次元亀裂密度
(亀裂の半径分布のべき指数 k_r を 2.56 とした場合の 25 リアライゼーションの平均)

亀裂 セット	卓越方位 (傾斜方位/ 傾斜角) (度)	フィッシャ ー係数	大きさモデル (べき乗分布) (r_0, k_r), (m, -)	密度(P32)大きさ分布モデル の有効範囲 ($r_0, 564m$) (m^2/m^3)
NS	(113/89)	22.2	(0.038, 2.56)	0.22
NE	(324/88)	21.5	(0.038, 2.56)	0.29
NW	(65/87)	25.7	(0.038, 2.56)	0.13
EW	(0/88)	25.7	(0.038, 2.56)	0.03
HZ	(18/5)	14.4	(0.038, 2.56)	0.51

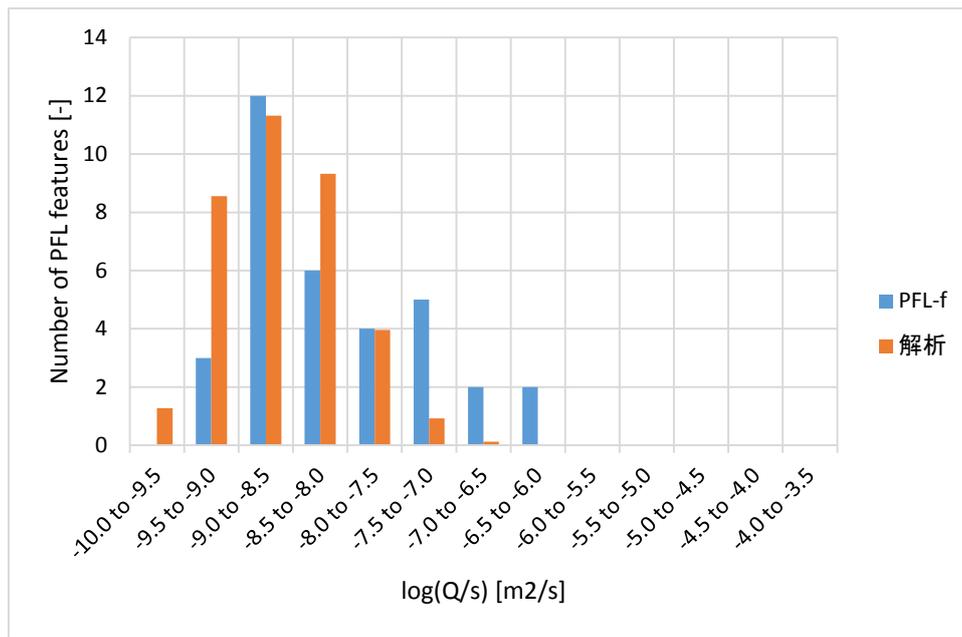


図 3.3.2-2 比湧水量分布に関する PFL-f 試験結果と解析結果
(亀裂の半径分布のべき指数 k_r を 2.56 とした場合の 25 リアライゼーションの平均)

亀裂の半径分布のべき指数 k_r を 2.58 とした場合

亀裂の半径分布のべき指数 k_r を 2.58 とした場合について、PFL-f 試験に関する解析を 25 リアライゼーションに対して行った。PFL-f 試験における湧水箇所の頻度 34 に対して、校正した三次元亀裂密度を表 3.3.2-3 に示す。湧水箇所の平均頻度は、 35.76 ± 5.81 であった。亀裂の透水量係数分布については、対数正規分布とし、その対数平均は -8.8、標準偏差 0.8 となった。この場合の、比湧水量分布についての比較を図 3.3.2-3 に示す。

亀裂の透水量係数の対数平均値 -7.5、標準偏差 0.8 で得られた水理解析結果の比湧水量の合計についても、おおよそ 25 倍大きくなった。

表 3.3.2-3 PFL-f 試験の湧水箇所の頻度で校正した三次元亀裂密度
(亀裂の半径分布のべき指数 k_r を 2.58 とした場合の 25 リアライゼーションの平均)

亀裂セット	卓越方位 (傾斜方位/ 傾斜角) (度)	フィッシャー 係数	大きさモデル (べき乗分布) (r_0, k_r), (m,-)	密度(P_{32})大きさ分布モデル の有効範囲 ($r_0, 564m$) (m^2/m^3)
NS	(113/89)	22.2	(0.038, 2.58)	0.22
NE	(324/88)	21.5	(0.038, 2.58)	0.30
NW	(65/87)	25.7	(0.038, 2.58)	0.13
EW	(0/88)	25.7	(0.038, 2.58)	0.03
HZ	(18/5)	14.4	(0.038, 2.58)	0.52

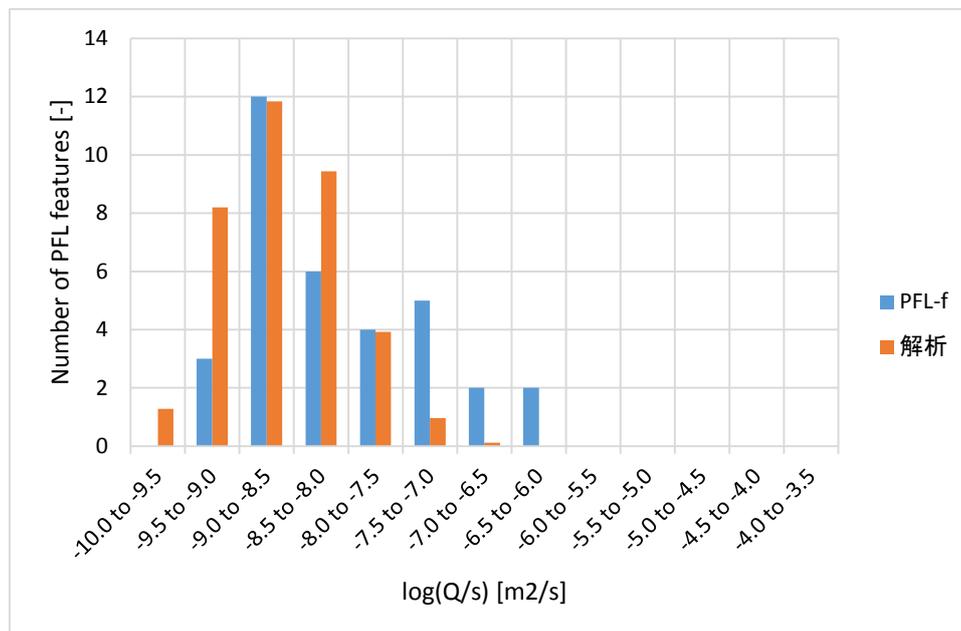


図 3.3.2-3 比湧水量分布に関する PFL-f 試験結果と解析結果
(亀裂の半径分布のべき指数 k_r を 2.58 とした場合の 25 リアライゼーションの平均)

亀裂の半径分布のべき指数 k_r を 2.60 とした場合

亀裂の半径分布のべき指数 k_r を 2.60 とした場合について、PFL-f 試験に関する解析を 25 リアライゼーションに対して行った。PFL-f 試験における湧水箇所の頻度 34 に対して、較正した三次元亀裂密度を表 3.3.2-4 に示す。湧水箇所の平均頻度は、 35.96 ± 5.01 であった。亀裂の透水量係数分布については、対数正規分布とし、その対数平均は -8.8、標準偏差 0.8 となった。この場合の、比湧水量分布についての比較を図 3.3.2-4 に示す。

表 3.3.2-4 PFL-f 試験の湧水箇所の頻度で較正した三次元亀裂密度
(亀裂の半径分布のべき指数 k_r を 2.60 とした場合)

亀裂セット	卓越方位 (傾斜方位/ 傾斜角) (度)	フィッシャー 係数	大きさモデル (べき乗分布) (r_0, k_r), (m, -)	密度(P_{32})大きさ分布モデル の有効範囲 ($r_0, 564m$) (m^2/m^3)
NS	(113/89)	22.2	(0.038, 2.60)	0.22
NE	(324/88)	21.5	(0.038, 2.60)	0.29
NW	(65/87)	25.7	(0.038, 2.60)	0.13
EW	(0/88)	25.7	(0.038, 2.60)	0.03
HZ	(18/5)	14.4	(0.038, 2.60)	0.51

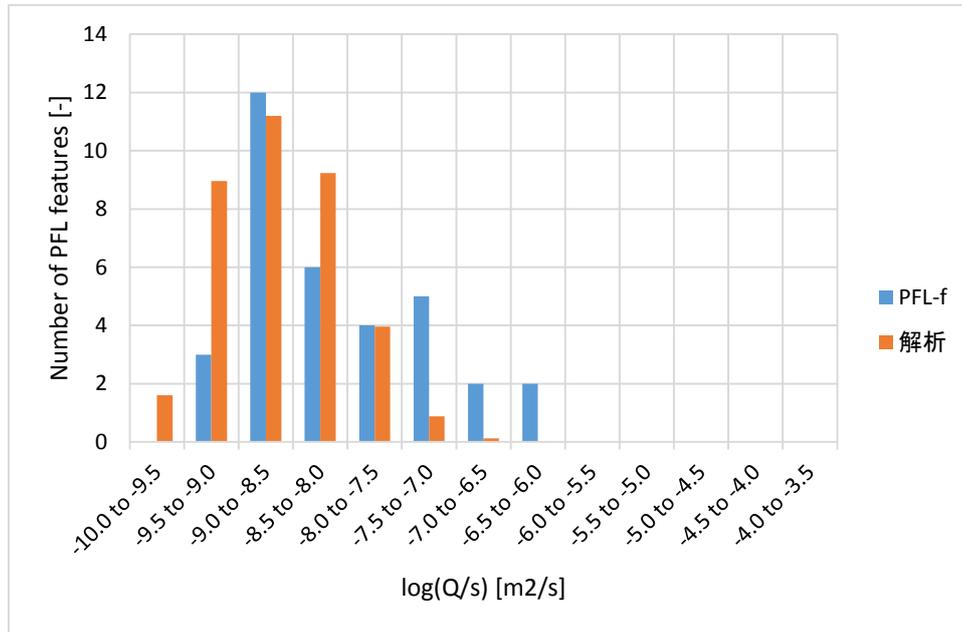


図 3.3.2-4 比湧水量分布に関する PFL-f 試験結果と解析結果
 (亀裂の半径分布のべき指数 k_r を 2.60 とした場合の 25 リアライゼーションの平均)

(2) ダルシー流束を対象とした検討

3.3.1 節で実施した検討と同様に、処分坑道の大きさや掘削影響領域の幅や透水性などの具体的な設定を用いず、掘削影響領域に関連する指標としてダルシー流束を評価項目に設定して、処分坑道設置位置のダルシー流束の不均質性について検討した。解析範囲の中央部に高さ 1.0(m)×幅 W(m) (W=1m, 3m, 5m, 50m, 100m) の評価断面を設定して、その平均ダルシー流束を求め、スケールの大きさによって、平均ダルシー流束の不均質さがどのように変化するかを調べた (図 3.3.2-5 参照)。統計的に作成した不均質場における平均的なダルシー流束は、評価断面のスケールが大きくなるにつれてアンサンブル平均に漸近して収束する傾向を示すものと考えられる。従って、地下水流動解析の用途が、処分坑道の総延長における操業時湧水量の総量を推定すること、あるいは、処分場パネルの平均的なダルシー流束を推定することであるような場合には、50m スケールあるいはそれ以下といった小規模なスケールにおける不均質場の流束をそれぞれ算出してこれらの間の統計的分散を評価する意味は小さい。しかしながら、地下水流動解析結果に基づき行う安全評価あるいは設計上の判断が、流量に対して非線形あるいはしきい値を持つような依存性を示すものである場合には、大きなスケールでの平均を把握するのみではなく、小規模のスケールでの流束のばらつきを併せて把握することの必要性が生ずるものと考えられる。

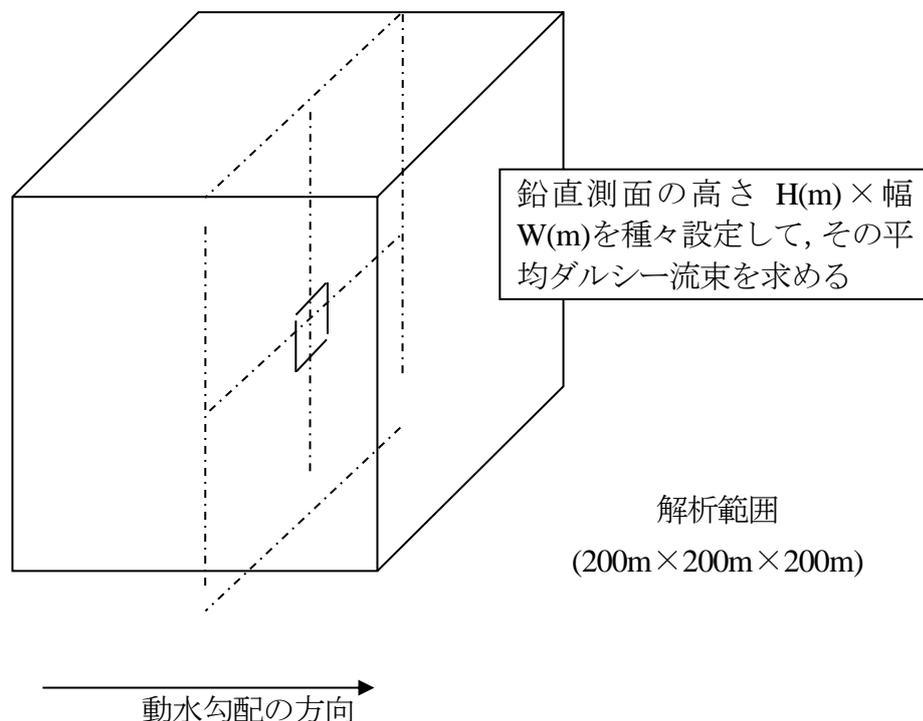


図 3.3.2-5 ダルシー流束分布を求める測面

上述したような、流量に対して非線形あるいはしきい値を持つような依存性を示す指標の例としては、以下の例が挙げられる。

- ・ 各廃棄体周囲の人工バリア内核種移行解析の外側境界条件を規定する掘削影響領域内の地下水流量に対して、定常時の核種移行率は非線形な挙動を示す（低流量側では一定（拡散律速）、高流量側でも一定（0濃度境界条件を上限として飽和）であり、その中間に比例的な傾向を示す領域がある）。このため、全廃棄体数からの核種移行率の平均は全体の地下水流束の平均値と一対一には対応しない可能性がある。そこで、より精度の高い見積もりのためには、小規模での流束がどのように分布するかを把握する必要がある。
- ・ 上記の緩衝材外側の地下水流束に対する核種移行率の非線形な挙動のために、平均を顕著に下回る低透水性領域が一定の大きさ（例えば 100m 四方）で分布するのであれば、そのような領域に優先的に廃棄体を定置することによって、処分場レイアウトの最適化につながる可能性がある。

上記の目的に従い、SR-Site で評価対象としている結晶質岩の亀裂系を統計的亀裂ネットワークモデルとして表現して、これをクラックテンソル法によって等価な不均質連続体モデルに変換して地下水流動解析を行い、その結果を、空間スケールによって平均ダルシー流束にどのような影響（ばらつき）が生ずるかという観点で整理した。

解析範囲と解析条件

解析領域は、FFM01m (200m×200m×200m) とし、動水勾配の大きさは 0.01 とし、方向は、東西、南北および鉛直方向の 3 通りを解析した。動水勾配と直交する面を圧力固定とし、動水勾配の方向に平行な 4 面は不透水境界とした。

亀裂密度、大きさ、透水量係数分布、方向データについては、表 3.3.2-1 を使用した。透水量係数分布については、無相関モデルの値、透水量係数の対数平均-7.5、標準偏差 0.8 を用いた。上記の検討と同様に、半径 4.0m 以下の亀裂を解析対象外とした。

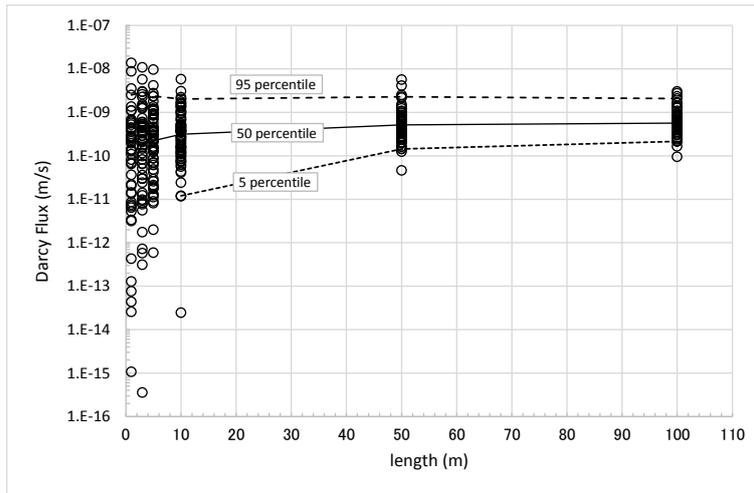
解析手順

まず、表 3.3.2-1 の値を用いて亀裂モデルを作成し、水理解析を行う。次に、水理解析結果から高さ 1m、幅 1m、3m、5m、10m、50m、100m の組み合わせで、6 通りの断面についてダルシー流束の平均値を求める。また、ダルシー流束を評価する断面に沿って設定した側線を対象に、3.3.1 節と同様の模擬的な水理試験の解析を行い、それぞれの長さの側線の透水量係数求めた。

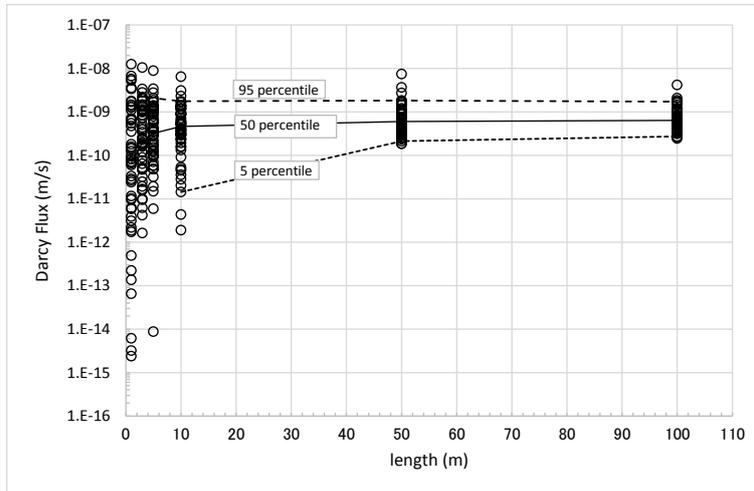
解析結果

ダルシー流束の平均を求める測面の幅と高さごとのダルシー流束の平均と標準偏差を図 3.3.2-7 に示す。また、平均のダルシー流束を求めた測面の面積に対する各リアライゼーションで得られた平均ダルシー流束の分布を図 3.3.2-6 に、横長さ 1m のケースにおけるダルシー流束と同じ場所に設定した 1m の測線で求めた透水量係数の関係を図 3.3.2-7 に示す。動水勾配の方向の違いによる平均ダルシー流速の分布に顕著な差は見られなかった。ダルシー流束を平均化する横長さが短い場合は、評価断面に交差する亀裂が少ないため、個々の亀裂の透水量係数の大きさの影響を受けて、平均ダルシー流束のリアライゼーション間のばらつきは大きい。ダルシー流束を平均化する面積が大きいほど、リアライゼーション間の平均ダルシー流束のばらつきは小さくなり、評価断面の横長さが 50m 以上の場合、平均ダルシー流束のばらつきは 2 桁以内となった。

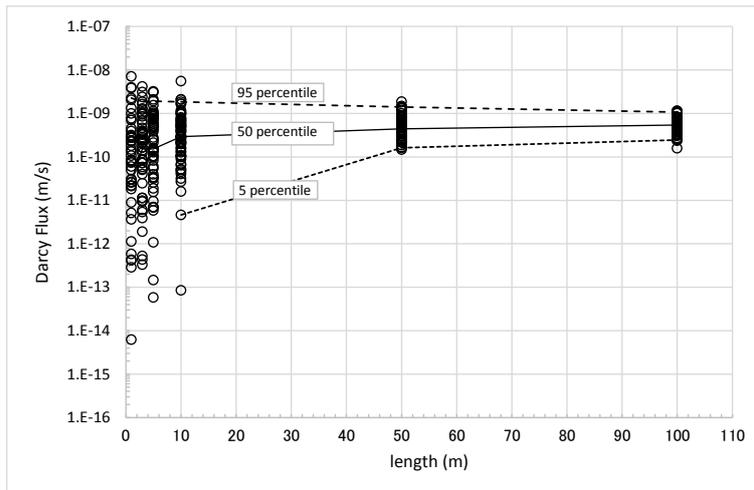
このように、与えられた不均質場の特徴に応じて、核種移行解析およびそれ以外のシナリオに関する安全評価上の問題および施工や操業時安全性確保などに関する処分場設計の観点から、種々の空間スケールにおける不均質性の影響をそれぞれ理解することは、わが国における今後の地層処分事業においても必要となるものと考えられる。特に、安全評価や設計の基本的な方向性を確立することの必要な概要調査段階では、このような課題に取り組むことの重要性が高い。



(a) 東西方向の動水勾配

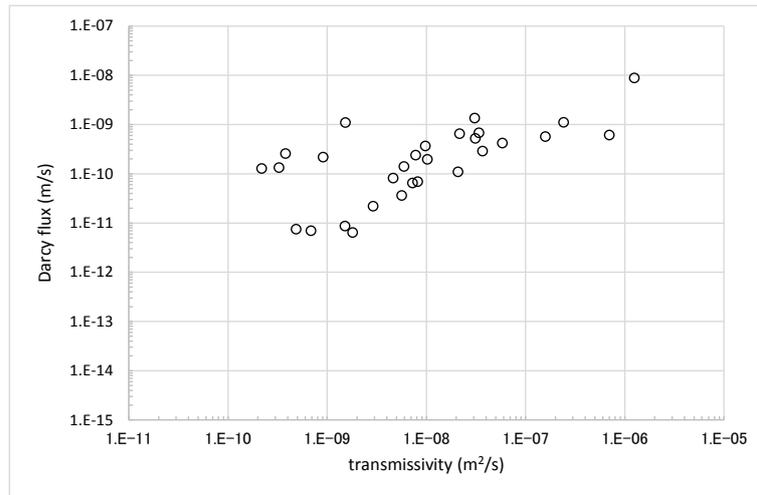


(b) 南北方向の動水勾配

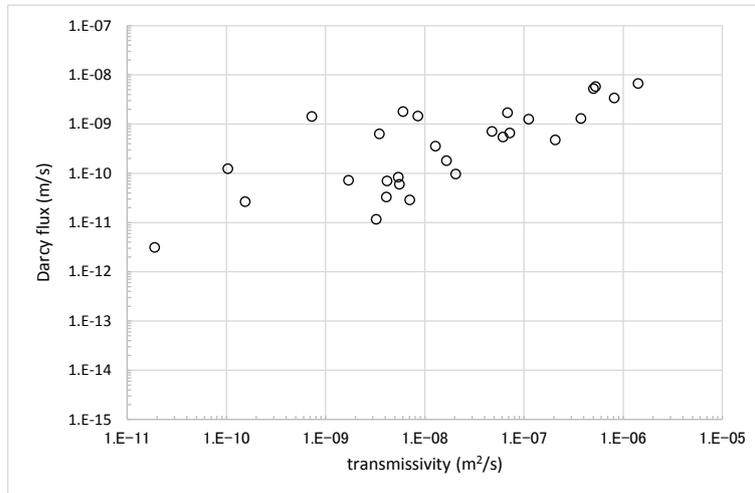


(c) 鉛直方向の動水勾配

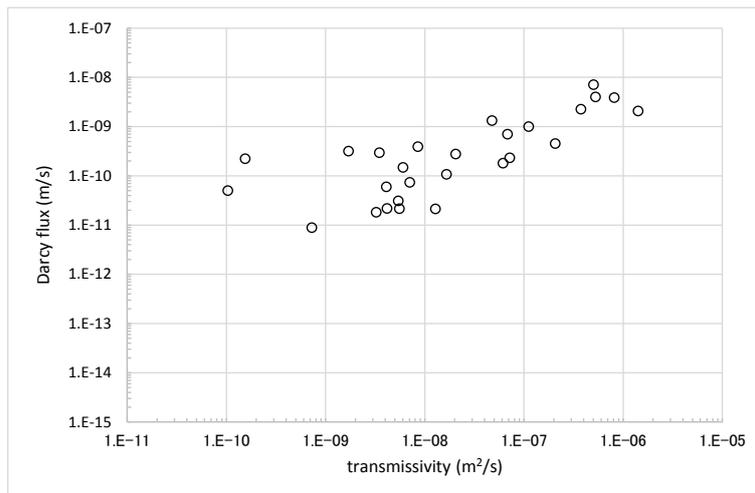
図 3.3.2-6 平均ダルシー流束と評価断面の横長さの関係
(50 リアライゼーション)



(a) 東西方向の動水勾配



(b) 南北方向の動水勾配



(c) 鉛直方向の動水勾配

図 3.3.2-7 平均ダルシー流束 (1m×1m 断面) と測線 1m の透水量係数の関係 (50 リアライゼーション)

3.3.3 Fault Zone Hydrology Project の情報を用いた検討

モデリングに必要なとされるデータセットがフィールドから得られるが、そのデータセットのうちどのデータセットがシミュレーション結果において、より不確実性を増大・減少させるかを相対的に評価する。評価対象とした指標の計算結果が、データの不足による状態に対する理解の不確実性や構築した水理地質構造モデルが調査データの不確実性などによってモデルによる説明力の不確実性に起因してどのように変化するか検討する。

(1) (水理地質構造モデルの構築

(i) シミュレーション・ベースとした地層

LBNL サイトにある Orinda 地層の地質情報をシミュレーションのベースとする。この地層は、弱く結合した砂岩・シルト岩・粘土岩から構成されており、礫岩が見つかる場合もある。堆積環境は、氾濫平野あるいは、浅い湖でのものであり、Claremont フォーメーションと不整合している。この地層は、このサイトにおいて比較的断層の少ない地層であるので、このフォーメーションに注目をした。

Karasaki et al., (2012)らは、このサイトで大規模なシミュレーションを行ったが、彼らは、現場での水理データをもとにキャリブレーションを行い、この Orinda フォーメーションの浸透率を $8 \times 10^{-16} \text{ m}^2$ とした。

(ii) モデル・ドメインと透水係数の不均質性

用いるデータセットによってシミュレーション結果に不確実性が生じるが、どのデータセットが計算結果の不確実性をより増大・減少させるかを相対的に評価するために、モンテカルロ手法などを用いる。Correlated random hydraulic conductivity field の作成には、fgen92 (Robin et al., 1993) を用いた。図 3.3.3-1 に Correlated random hydraulic conductivity field の例を示す。ここで表示されているのは、透水係数の自然対数値である。

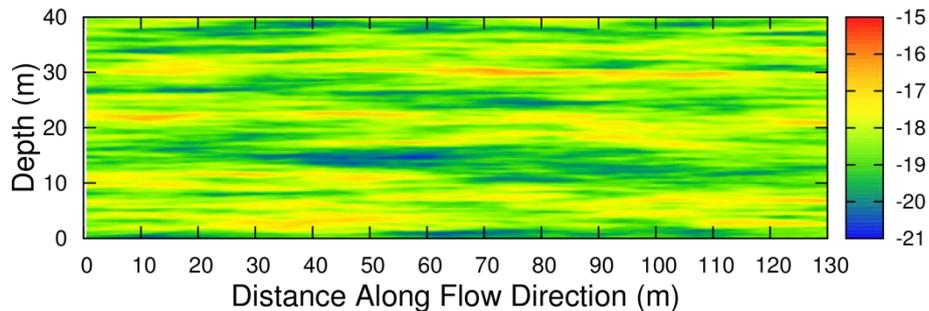


図 3.3.3-1 Correlated random hydraulic conductivity field の例

透水性の不均一な空間分布は、堆積環境の地質構造に起因しており、一般の堆積岩の透水性の不均一空間分布になると考えられる。ここでの目的は、透水係数の不均一性などの影響を移行時間に対して相対的に評価することであり、この目的や堆積環境の地質構造(層状に構成)を考えた場合、1次元では評価できず、2次元あるいは3次元のシミュレーションを行う必要がある。

一般のシミュレーションでは、ここで考慮しているような詳しい透水係数の不均一性を扱わず、多孔質媒体を均質として扱う。このため多孔質媒体でのマクロ分散を人工的に考慮しなければならない、そのためマクロ分散を大きな分散長値(ドメインの長さの5から10%)を使って考慮する。

しかし、今回のような不均一性の多孔質媒体を取り扱う場合、マクロ分散は、設定する不均一媒体によって起きる流速のばらつきによって生成されなくてはならない。そのため、シミュレーションモデル自体は、ローカルスケールのみ分散を取り扱う必要があり、そのため小さな分散長を使わなければならない。上記のように一般のシミュレーションでは、ドメインの長さの5から10%を分散長として使っているが、ここでは、ドメイン長さの0.5%の分散長値を用いた。

数値分散など数値計算による誤差を最小限にするためには、小さな分散長に合わせて、モデルのメッシュを小さくしなければならない。故に Correlated random hydraulic conductivity field を使ってその不均一の影響を解析するためには、通常使われるメッシュの10倍以上の小さいメッシュが1次元につき必要になり、3次元だと1000倍以上必要になる。このような細かいメッシュサイズで3次元のシミュレーションには、長時間が必要となる。

この解析の目的である透水係数の不均一性の影響を把握するためには、モンテカルロ手法を使う必要がある。モンテカルロ手法では、第一ステップとして、透水係数の統計値 (Variance, Correlation Length) を用いて不均一な透水係数フィールドをランダムに作成し、第二ステップとして、そのフィールドを元にしてシミュレーションを行う。このシミュレーションを1リアリゼーションとして、このリアリゼーションを数多く行い、その結果を平均や標準偏差を使って統計的に評価する。

モンテカルロ手法で必要な多くのシミュレーションを行うには、ノード数が一千万近くなる3次元での解析には、通常ドメインを均一として扱う3次元モデルの場合よりもより長い時間が必要となる。

また、今回のような透水係数の不均一性の特徴を2次元ドメインでシミュレーションしてその移流分散への影響を把握することは、多くの研究で行われている(例えば、Wood and Kavvas, 1999; Freyberg, 1986; Sudicky, 1986; Barry et al., 1988; Rubin, 1990a; Graham and McLaughlin, 1991; Woodbury and Sudicky, 1991)。これらの研究は、溶質の移行時間を左右する根本的プロセスである溶質の分散に注目しており、多孔質媒体での不均一性の溶質移動挙動に対する透水係数の影響を把握している。

現場での測定で鉛直方向の分散が水平方向よりもより小さいことが測定されていることを考慮すると、鉛直2次元ドメインを使うほうが3次元ドメインでシミュレーションを行うより現実に近い解析になるとしている (Neuman and Zhang, 1990)。

ドメインの長さは130m、深さは、40mとする(図3.3.3-2)。地下水流の境界条件として、上下境界は、不透水として、左右境界とも定全水頭とし、流れは、左から右方向とするように水頭を設定し、動水勾配は0.01とした。また、溶質の境界条件として、5m(ドメイン長さ方向)×10m(深さ方向)の溶質源を左境界から5mに設置する。この溶質源からは、1000日のみ一定濃度の溶質が供給されるものとして、パルス的に入力された溶質のプルームの移流分散を観測する。観測地点は、溶質源から100m下流側とする。そして、この地点におけるドメインの縦断面を通過する溶質をその相対溶質フラックス(溶質フラックス/溶質源濃度)を使って評価する。

解析の目的は、溶質源から下流100mでのフラックス変化を測定し、それを元に以降時間を把握することなので、ドメインの大きさを上記のように130mとした。また、図3.3.3-3の地層ログを参考にし、ドメインの上下に別の地層があるとみなし、ドメインの鉛直方向の長さを40mとした。ドメイン中の濃度分布を評価するのではなく、観測地点で得られた破過曲線からフラックスが最大値になる時間を求めこれを移行時間として、これを評価した。

溶質源のドメイン長さ方向の幅を増減させていくつかシミュレーションを行ったが、注目している移行時間に関して溶質源幅の影響は、見られなかった。

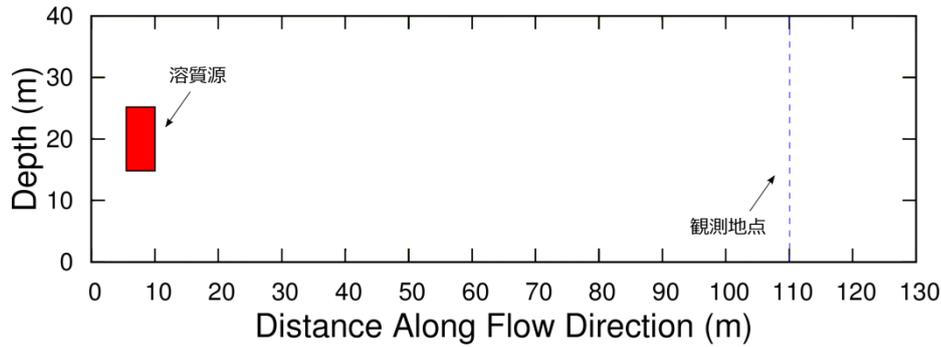


図 3.3.3-2 モデル・ドメイン，溶質源と観測地点

(2) 堆積構造に起因した透水構造の不均質性が移行時間に与える影響検討

堆積岩自体の透水性の不均一性によって移行時間のシミュレーション結果に影響が及ぼされ、計算の不確実性が生じてくる。ここでは、移行時間の不確実性を Correlated random hydraulic conductivity field のドメインを使って評価する。手法としては、Correlated random hydraulic conductivity field を水平、垂直方向の correlation length, Variance を変化させて作成し、シミュレーションを行う。モンテカルロ手法を使い、リアリゼーションを行い、移行時間のばらつきを標準偏差や平均値を使って評価する。

縦方法の Correlation length を計算するために LBNL サイトでの調査結果を使った。図 3.3.3-3 に LBNL サイトで行われた物理探査 (Natural Gamma, Resistivity) の結果とコアの地層を比較している。Natural Gamma 値の変化は、地層の間隙率の変化を表すものでなく、鉱物自体からの放射線によって変化しており、この値が小さいほど砂質成分が多いことを示し、高くなるほど粘土成分が多いことを示している。特にここで注目をしているような堆積環境で、この粘土—砂質の鉱物成分と Natural Gamma 値は、強い関連がある (Rider, 1990)。また、Resistivity では、逆に値が小さいほど粘土質が多く、値が大きいくほど砂質であることを示している。

コアの地層と物理探査結果を比べると物理探査結果が地層の状況を表していることがわかり、図中にある(1), (2), (3)の層で特徴的な Natural Gamma の値の変化が示されている。(1)では、Natural Gamma 値が低く、またその変動幅が小さいことが示されており、(2)では、(1)よりも Natural Gamma 値が大きく、かつその変動幅大きく変化している。また、(3)では、Natural Gamma 値は、(1)よりも高いが変動幅が小さいことが示されている。変動幅小さいことは、含まれる鉱物がより均一であることを示し、一方、変動幅が大きいことは、含まれる鉱物が砂質から粘土質まで粒径の違うものが含まれることを示している。構成される鉱物の粒径が変わってくるとそれに伴い透水係数も変化する。

(2)では、定期的にある間隔で Natural Gamma 値が変動していて、この層内で透水係数がある間隔で変化していることを示している。Resistivity も同様なピークを示しており、Natural Gamma 値計測の結果を裏付けている。この定期的な変動の観測結果が構成する鉱物の変化 (透水性の変化) を表すと仮定し、この情報を元に鉛直方向の透水係数の

Correlation Length を 0.75m と推定した。水平方向の Correlation Length については、その値を変えてシミュレーション結果に及ぼす影響を解析した。

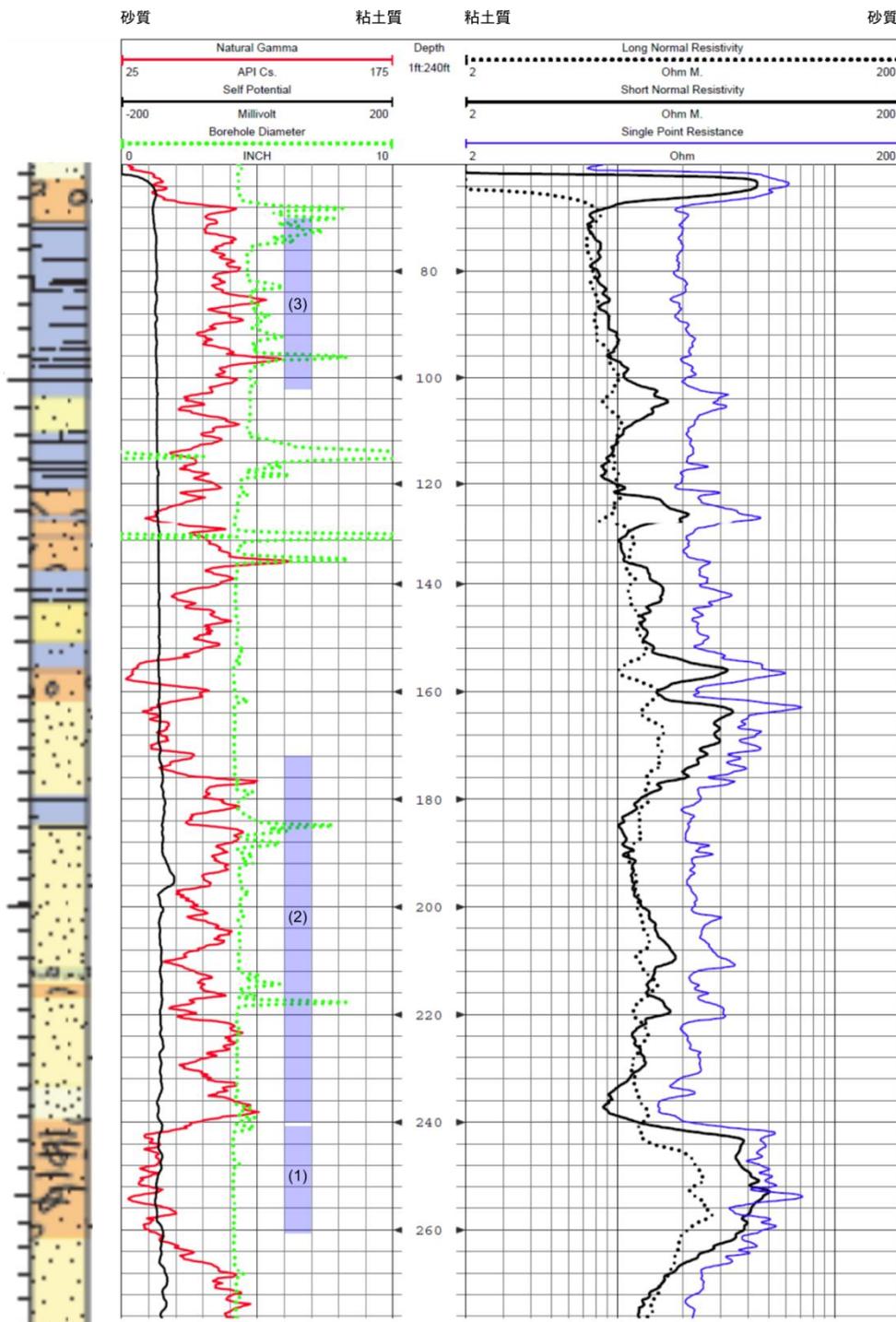


図 3.3.3-3 WF-3 での Natural Gamma ログと地質

(a) リアリゼーション例

解析では、鉛直方向の correlation length は一定としたが、水平方向の correlation length と Variance はその値を変化させて、シミュレーション結果に対する影響を考察した。ドメインの平均透水係数は、Karasaki らの浸透率 ($8 \times 10^{-16} \text{ m}^2$) を用いて計算をし、鉛直方向 correlation length は、3 ケース (10m, 20m, 30m), Variance は、4 ケース (0.2, 0.5, 0.8, 1.1) を用いた。これらの統計値の組み合わせ (12 通り) を使って Correlated random hydraulic conductivity field を作成し、シミュレーション (リアリゼーション) を行った。それぞれの組み合わせで 300 リアリゼーションを行った。

図 3.3.3-4~3.3.3-7 にリアリゼーションの例を示す。ここでは、透水係数の Variance (ばらつき) を変化させている。透水係数の Variance が変化することによって、溶質プルームの広がりが大きく変わっていくことが分かり、それに伴い溶質源から下流 100m にある観測地点までの移行時間が変わっていくことが推測される。

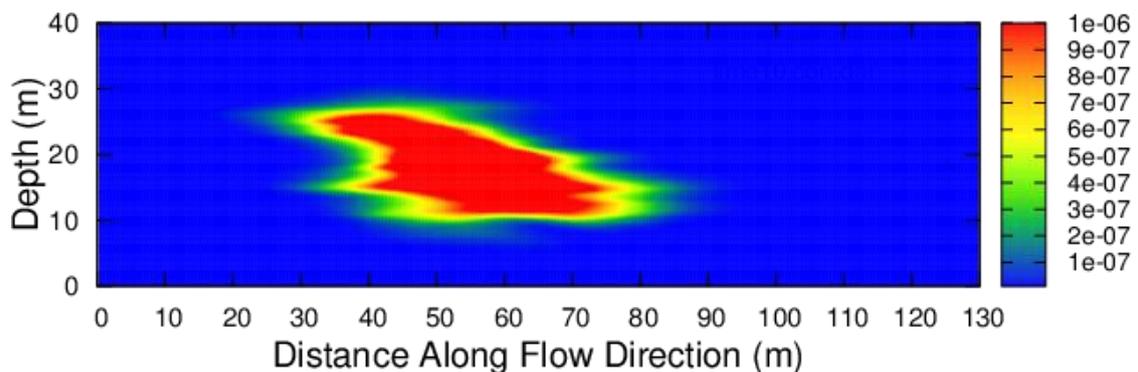


図 3.3.3-4 700,000 日後の濃度分布 (correlation length=20m; variance=0.2)

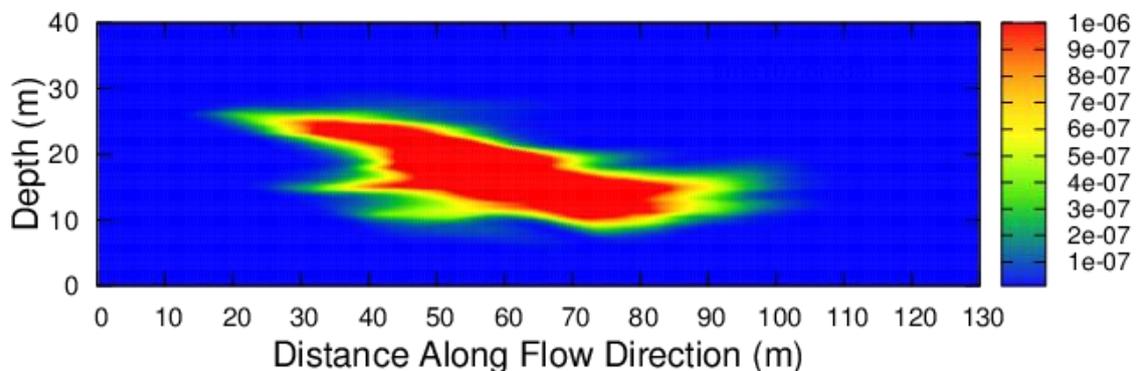


図 3.3.3-5 700,000 日後の濃度分布 (correlation length=20m; variance=0.5)

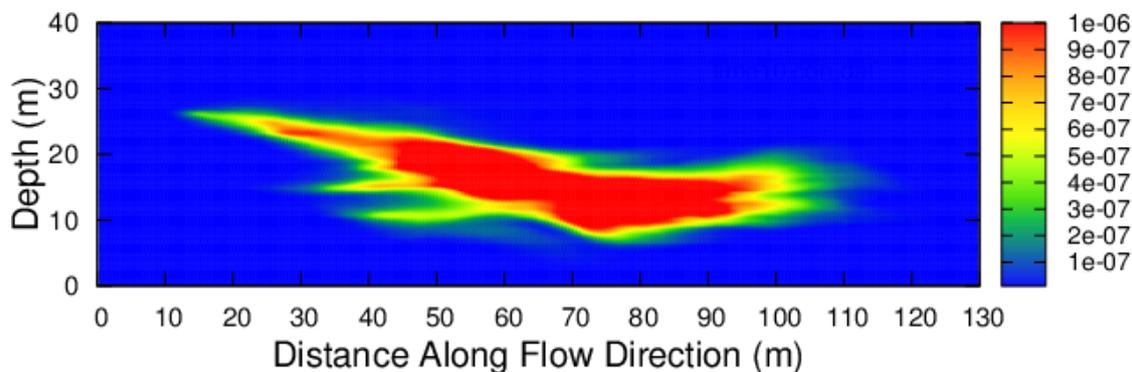


図 3.3.3-6 700,000 日後の濃度分布 (correlation length=20m; variance=0.7)

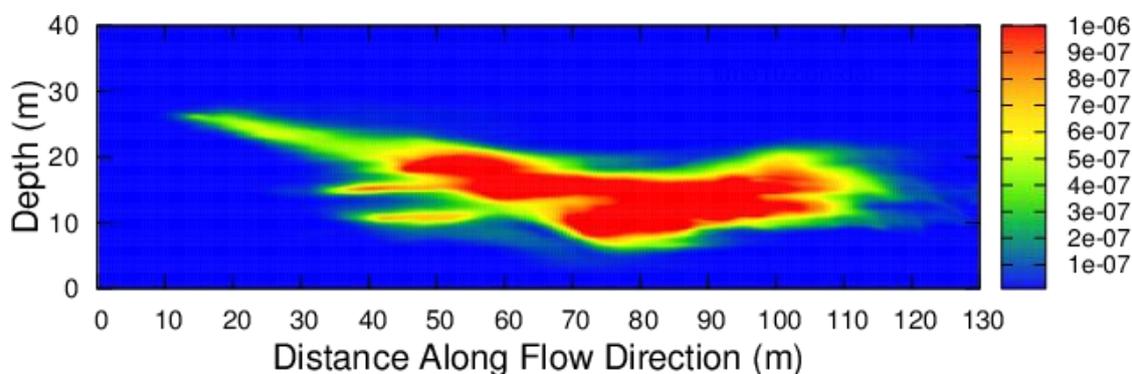


図 3.3.3-7 700,000 日後の濃度分布 (correlation length=20m; variance=1.1)

また、透水係数の Variance を一定にし、Correlation Length (透水係数の水平方向への相関の程度) を変化させた例を図 3.3.3-8~3.3.3-10 に示す。Correlation Length が長くなるにつれて、溶質プルームの形状がより細長くなりつつあることがわかる。下流側の観測地点までの移行時間が Correlation Length の変化によって影響を受けていることが推測される。

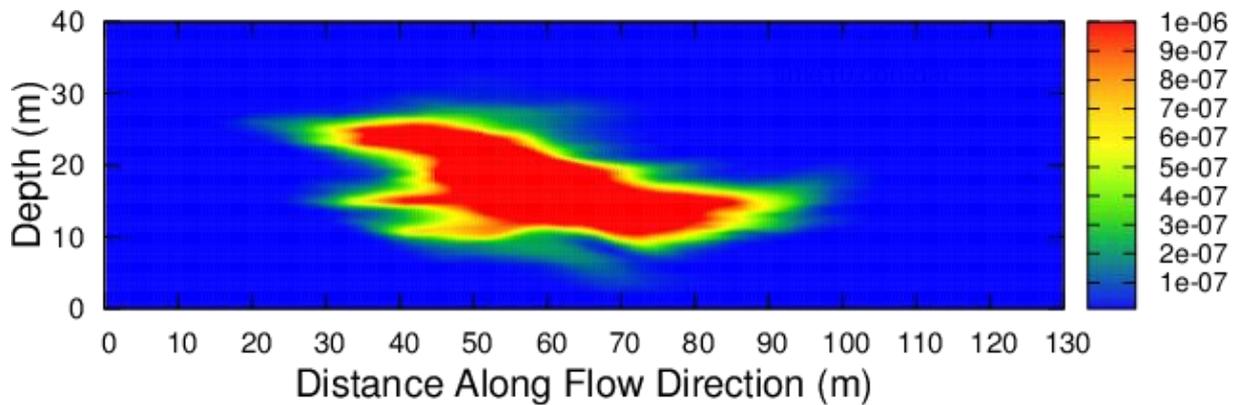


図 3.3.3-8 700,000 日後の濃度分布 (correlation length=10m; variance=0.5)

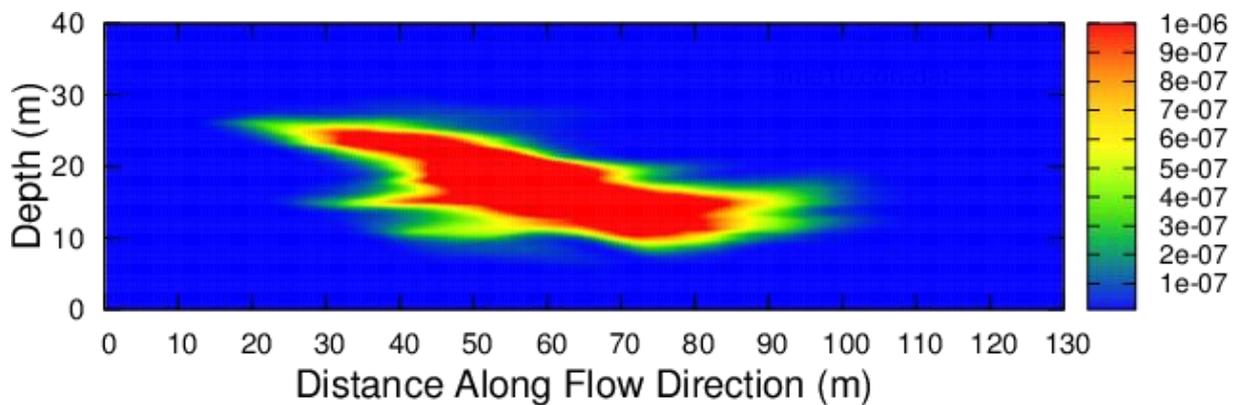


図 3.3.3-9 700,000 日後の濃度分布 (correlation length=20m; variance=0.5)

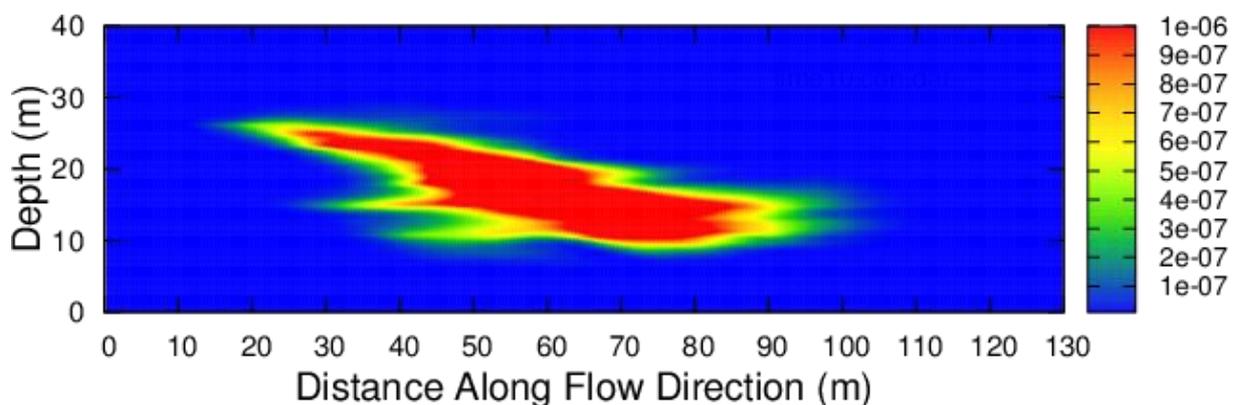


図 3.3.3-10 700,000 日後の濃度分布 (correlation length=30m; variance=0.5)

図 3.3.3-11 に溶質源から 100m 下流に設けた測定地点での相対フラックス（移流フラックス/溶質源での濃度）の経時変化を示している。この図に示されたそれぞれの線は、1 リアリゼーションから得られた相対フラックスの経時変化を示している。この図からわかるように同じ correlation length と variance を用いてもフラックスの経時変化が大きく変わっていることがわかる。最大相対フラックス値、それに至るまでの時間、最大値を示した後

のフラックス値の減少の仕方がそれぞれのケースで異なってきている。相対フラックスが最大値に至るまでの時間にばらつきがあることがこの図から推測される。

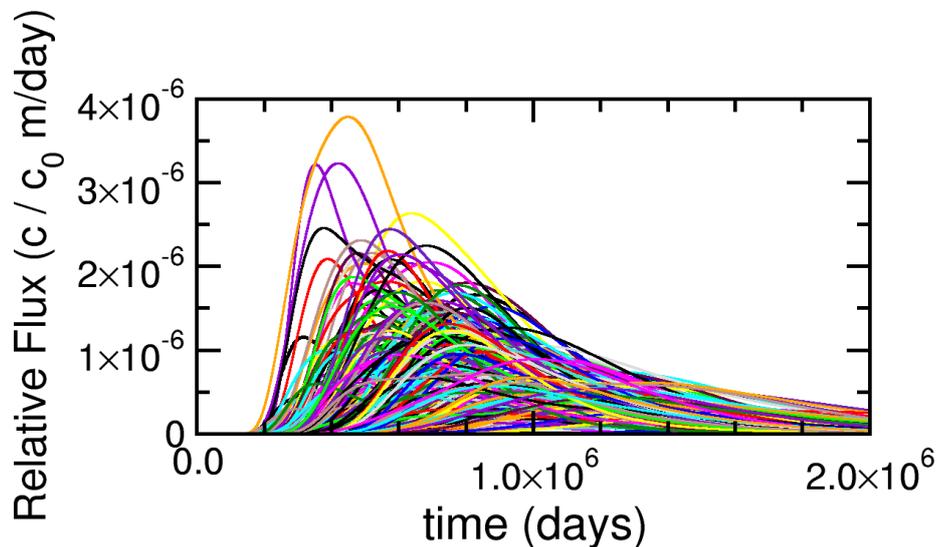


図 3.3.3-11 測定点での相対フラックスの経時変化 (correlation length=20m; variance=1.1)

図 3.3.3-12 に移行時間の頻度ヒストグラムを示している。図 3.3.3-11 に示した相対フラックスの経時から最大値が示される時間を移行時間として、その頻度を表している。800,000 日前後を中心として移行時間が分布していることが示されており、また、Correlation Length と Variance が同じ多孔質媒体でも移行時間が 0.4×10^6 日前後から 1.7×10^6 日までばらついている。これらのシミュレーション結果を統計処理し、平均、標準偏差を求めたものを図 3.3.3-13 と図 3.3.3-14 に示す。いずれの Correlation Length のケースでも Variance が大きくなるにつれて、平均が 1.4×10^6 日前後から 0.9×10^6 日前後へ減少している。Variance が 0.2 の場合、Correlation Length の違いによる平均の違いはほとんどないが、Variance が大きくなるにつれ、その差が現れてきている。

透水係数の Variance が小さい場合、不均一性が小さくなり、Correlation Length の影響が小さくなる。一方、Variance が大きくなると多孔質媒体の不均一性が増大し、Correlation Length の相対的影響が大きくなる。Variance が大きくなるにつれて、移行時間の平均が小さくなっていくことは、不均一性が増大し、流れ方向（水平方向）の不均一性の影響が比較的大きくなることを示している。また、図 3.3.3-14 から Variance が大きくなるにつれて、標準偏差がどの Correlation Length のケースでも増大していることがわかる。しかし、その増大の仕方は、Correlation Length のケースごとによって異なる。Correlation Length が 10m のケースが最も標準偏差の増大の仕方が小さく、30m のケースが一番大きくなっている。

流れ方向の Correlation Length が長くなるにつれて移行時間の標準偏差が大きくなることは、流れ方向の Correlation Length 不均一性の相対的影響が大きくなることを示している。

Variance が大きく、かつ、Correlation Length が長い状態は、1次元の透水性が高く、かつ長いパイプが存在するような状態に近づくということで、流れ方向の流速分布のばらつきがより大きくなっていく。このことは、シミュレーション結果のばらつきが水平方向のCorrelation Lengthが増大すると大きくなることを意味しており、現場での調査の重要性が高いことを示している。多くの場合、現場での調査は、ボーリングなどを用いて鉛直方向での地層の変化を把握しようとしている。しかし、トレンチ調査などのような地層を断面として把握する作業が重要になってくる。また、一連の解析からボーリング調査などで得られた平均透水係数のみの情報では、移行時間を把握するのに充分でないことがわかる。

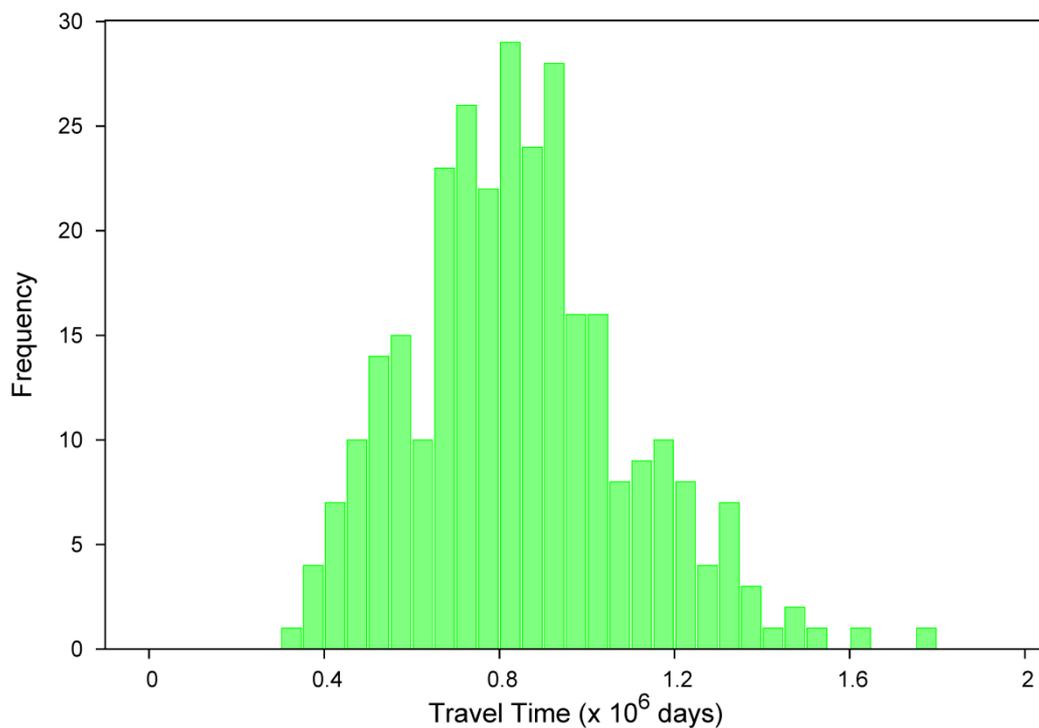


図 3.3.3-12 移行時間の頻度ヒストグラム (correlation length=20m; variance=1.1)

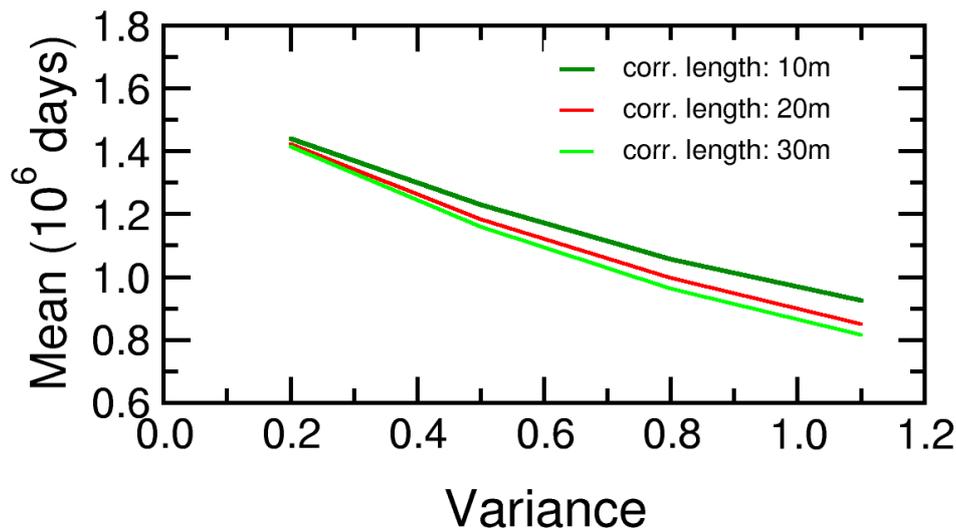


図 3.3.3-13 透水係数の Variance, Correlation Length と平均の関係
(溶質源サイズ 10m × 5m)

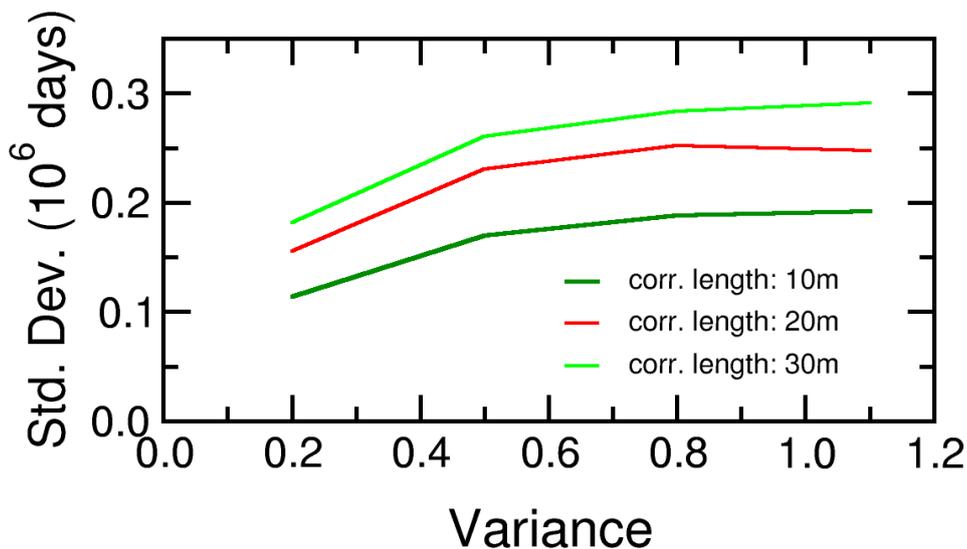


図 3.3.3-14 透水係数の Variance, Correlation Length と標準偏差の関係
(溶質源サイズ 10m × 5m)

溶質源の大きさと堆積岩の不均質構造のスケールとの関係が移行時間に与える影響検討

ここでは、溶質源のスケールと前項目で調べた Correlation length などによって代表される堆積岩不均一性スケールの相対的評価を行う。指標としては、移行時間を使う。手法としては、前項と同じように Correlated random hydraulic conductivity field を作成し、モンテカルロ手法を使って評価する。ここでは、溶質源の大きさを廃棄体のスケールから極端に大きいスケールまでの3通り (2m × 5m, 10m × 5m, 20m × 5m) のケースを用いて、移行時間に対する溶質源のスケールの影響感度を解析する。この解析では、3次元のシミュレーションで行われる個々の廃棄体からの溶質移動の評価と、同様のことをしようとしていることではなく、溶質源のスケールと不均一性スケールとの相対的評価を行うことを目的と

している。

図 3.3.3-15 に Correlation Length が 10m の場合の透水係数の Variance と平均の関係を示している。いずれの溶質源のサイズのケースでも一様に Variance が增大するにつれて移行時間の平均が減少しており、溶質源サイズの影響は、ほとんど見られない。

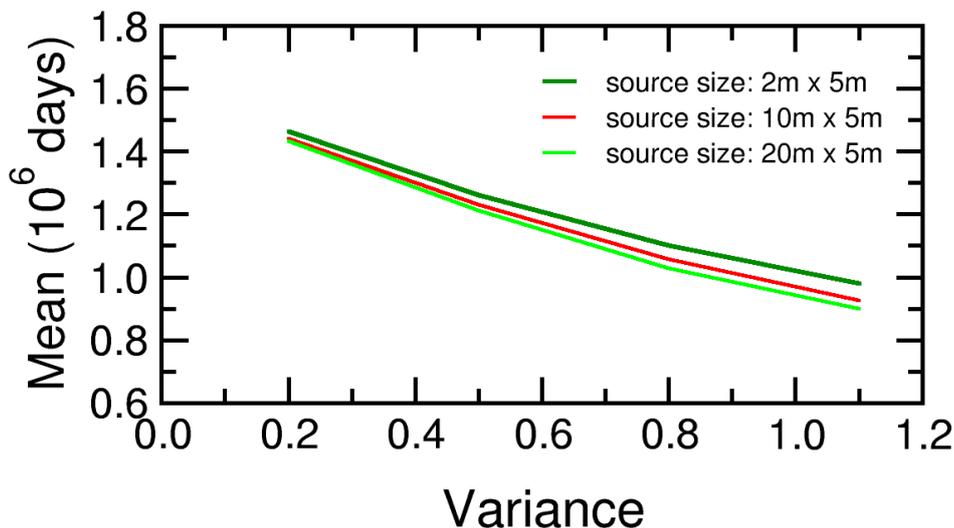


図 3.3.3-15 透水係数の Variance と平均の関係 (Correlation Length : 10m)

図 3.3.3-16 に Correlation Length が 20m 場合、図 3.3.3-17 に Correlation Length が 30m 場合の透水係数の Variance と平均の関係を示している。Correlation Length が 10m の場合 (図 3.3.3-15) と同様に、Variance が增大するにつれて平均値が小さくなってきているが、Correlation Length が大きくなるにつれて溶質源のサイズの影響が増大してきている。

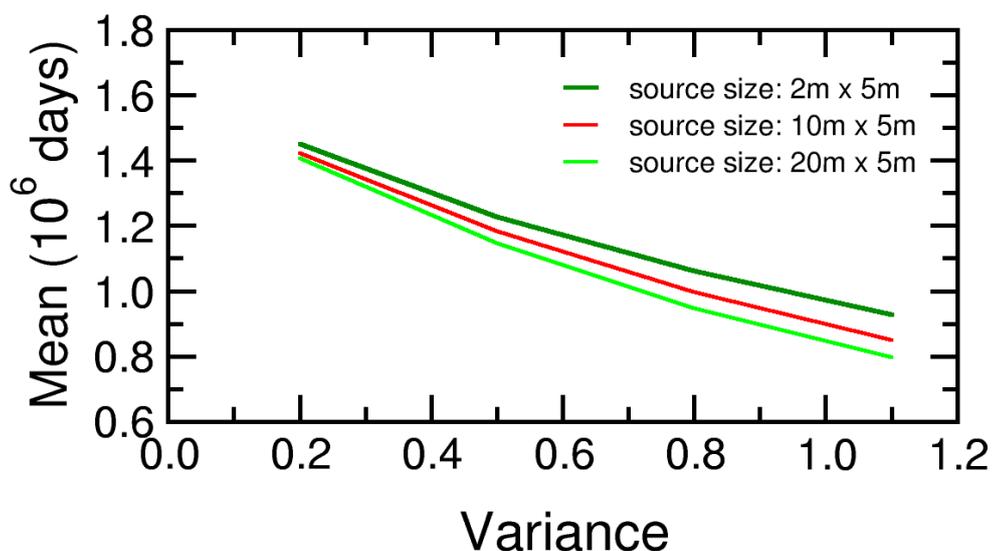


図 3.3.3-16 透水係数の Variance と平均の関係 (Correlation Length : 20m)

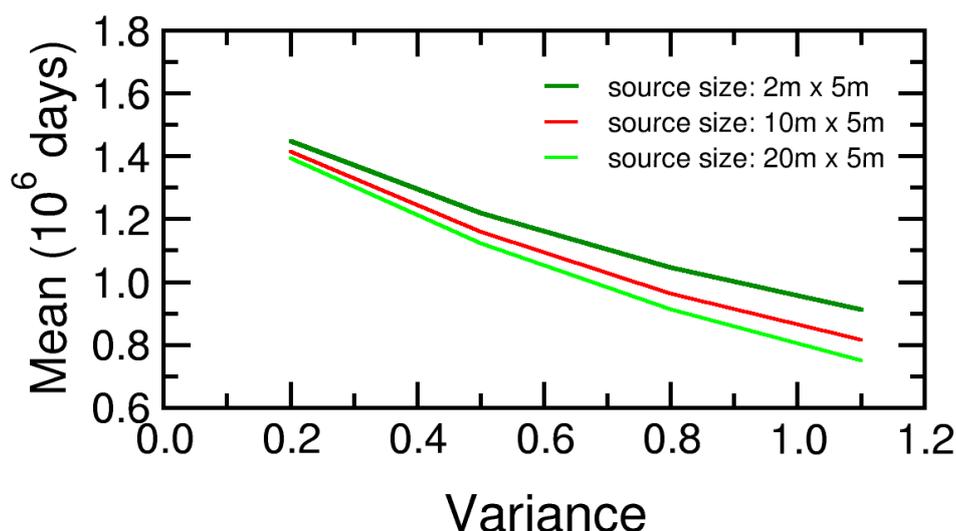


図 3.3.3-17 透水係数の Variance と平均の関係 (Correlation Length : 30m)

溶質源のサイズの移行時間の平均に対する影響を見てきたが、透水係数の Variance と標準偏差の関係を Correlation Length ごとに示したものが図 3.3.3-18 (Correlation Length = 10m), 図 3.3.3-19 (Correlation Length = 20m), 図 3.3.3-20 (Correlation Length = 30m) である。移行時間の平均の場合と違い、Variance が小さい値でも溶質源のサイズの影響がどの Correlation Length のケースでも現れている。溶質源のサイズの影響は、Variance が大きくなるにつれて増大してきているが、Correlation Length が長くなるにつれて、溶質サイズによる移行時間の標準偏差 (ばらつき) が大きくなってきている (図 3.3.3-18 から図 3.3.3-20)。また、標準偏差の増大の度合いも Correlation Length が長いほど大きくなる。

また、いずれの Correlation Length のケースにおいても溶質源サイズが大きいほど標準偏差が小さく、溶質源サイズが小さくなるにつれ、標準偏差が大きくなっている。溶質源サイズが大きくなるにつれて、幅広く溶質が多孔質媒体に入っていく。サイズが大きい分、溶質は、違った透水係数の多孔質媒体を通っていくことになる。溶質源の近辺に不均一性があったとしても結果として透水係数の不均一性が溶質源全体として「均質化」されていく。一方、溶質源サイズが小さいと溶質源近辺の透水係数の不均一性により影響を及ぼされ、そのため溶質の移行時間がばらついてくる。

溶質源のサイズが小さいほど透水係数の不均一性の因子 (Correlation Length と Variance) に地下水移行時間が影響を受けることがわかる。

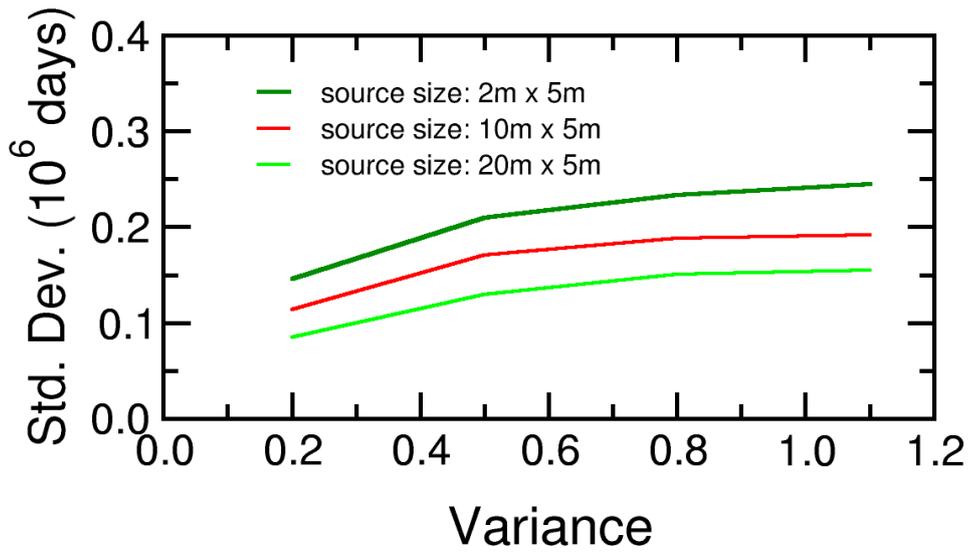


図 3.3.3-18 透水係数の Variance と標準偏差の関係 (Correlation Length : 10m)

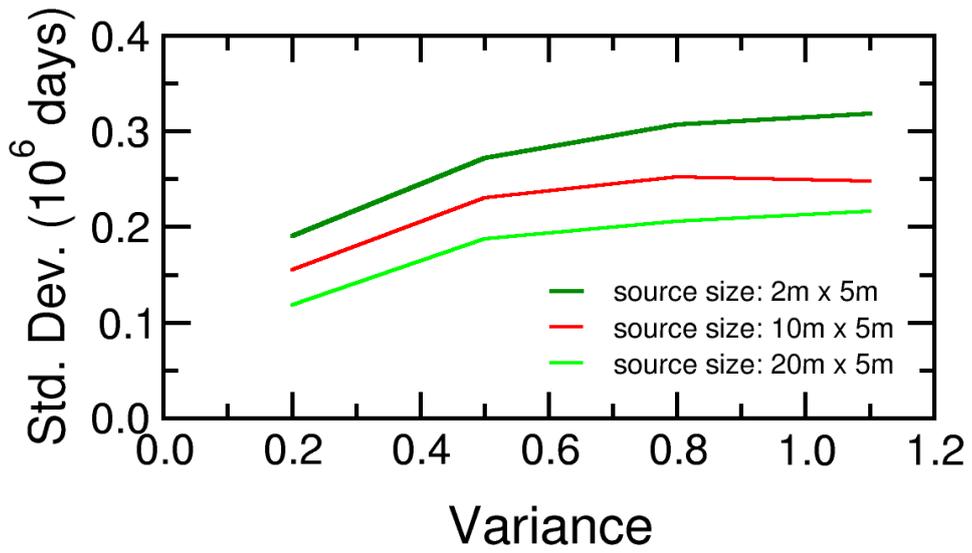


図 3.3.3-19 透水係数の Variance と標準偏差の関係 (Correlation Length : 20m)

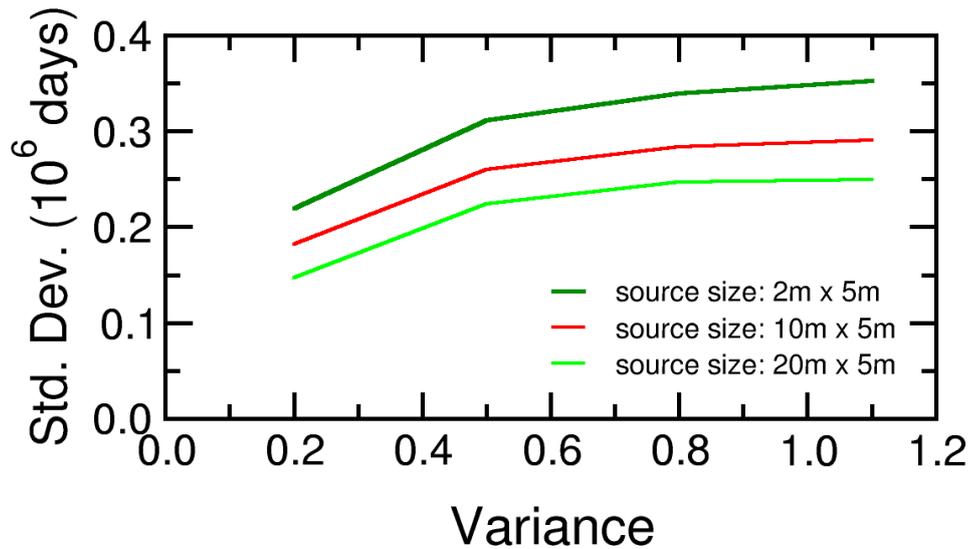


図 3.3.3-20 透水係数の Variance と標準偏差の関係 (Correlation Length : 30m)

(3) 不均質な堆積岩中に存在する断層が移行時間に与える影響検討

LBNL のサイトでは、堆積岩中に断層が存在することが報告されているが、ここでは、堆積岩の不均一性と断層による移行時間の影響を相対的に評価し、移行時間計算の不確実性が断層の存在によってどのように変化するかを評価する。シミュレーションでは、水平、垂直、斜めに存在する断層を Correlated random hydraulic conductivity field の中に作成し、モンテカルロ手法を使って評価する。TR2, TR3 などのトレンチでの調査やボーリングなどで見つめられた断層を参考にする。ただし、レポートでも指摘されているように断層は、複雑かつユニークな特性があるので、ここではいくつかの特徴 (形状、透水係数など) を変えてその影響を把握する。

第一ステップとして、水平方向に一連の 4 断層を作成した。これらの断層は、2m の間隔を開けてドメイン深さ 20m の部分に作成した (図 3.3.3-21)。断層の厚さは、25cm とし、透水係数は、平均透水係数より 2 オーダー高い値を用いた。リアリゼーションの結果を元にした解析結果を図 3.3.3-22 (移行時間の平均) と図 3.3.3-23 (移行時間の標準偏差) を示す。

移行時間の平均時間の解析結果 (図 3.3.3-22) は、全セクションまでの解析結果とは、全く違う傾向を示している。図 3.3.3-13 などの透水係数の Variance, Correlation Length と平均の関係では、Variance が大きくなるに連れ、移行時間の平均が小さくなっていったが、この解析では、Variance が大きくなるに連れ、平均が大きくなってきている。また、図 3.3.3-13 では、移行時間の平均が 1.4×10^6 日前後から 0.9×10^6 日前後へ変化しているが、ここでは、 0.28×10^6 日前後 0.38×10^6 日前後にしか変化せず、変化の幅が大変小さい。Variance が大きくなるほど移行時間の平均が大きくなることは、Variance が小さいときに起きていた断層中の移流分散が主である形態から断層以外の部分で起きる移流分散の割合が大きくなり、結果として平均時間が長くなることを示している。断層のない他のシミュレーショ

ンでは、Variance が大きくなるにつれ、水平方向への流れが増強され、移行時間が短くなったが、ここでは、Variance が増大することが断層のないケースとは、逆の効果を持つことになっている。

また、Correlation length の違いによる平均時間の差も他のシミュレーション結果と比べ、大幅に小さくなっている。Correlation length の影響が見られなくっている。多孔質媒体の透水性の不均一性の影響は、ある程度あるものの、溶質の移流分散は、作られた断層に支配された形となっていることを表している。

移行時間の標準偏差（図 3.3.3-23）は、この断層の支配的影響をより示した形となっている。断層のないケースで見られた（例えば、図 3.3.3-14）のような Correlation length の違いによる標準偏差のバラ付きは、なくなり、どのケースにおいても同じ傾向を示している。また、標準偏差値は、前述の断層のない場合でのシミュレーションで得られた値よりも小さくなっている。移行時間のばらつきが少なくなり、シミュレーションの不確実性が小さくなっていることを示している。

以上の結果から、Correlated random hydraulic conductivity field で表される多孔質媒体での透水係数の不均一性は、断層が存在することによってその移行時間に対する影響が大きく減少することがわかった。

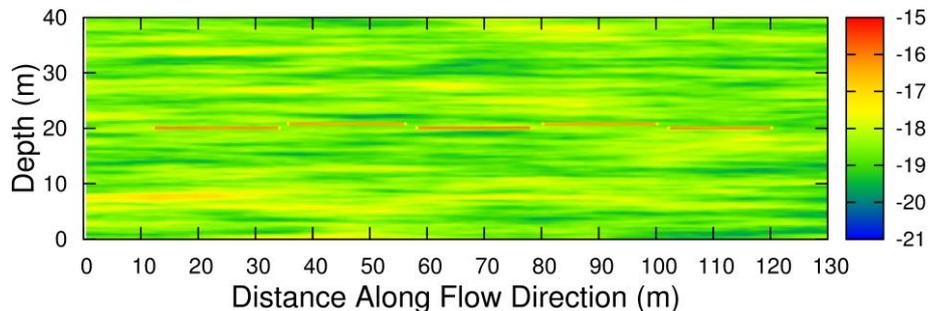


図 3.3.3-21 水平方向に断層がある Correlated random hydraulic conductivity field の例

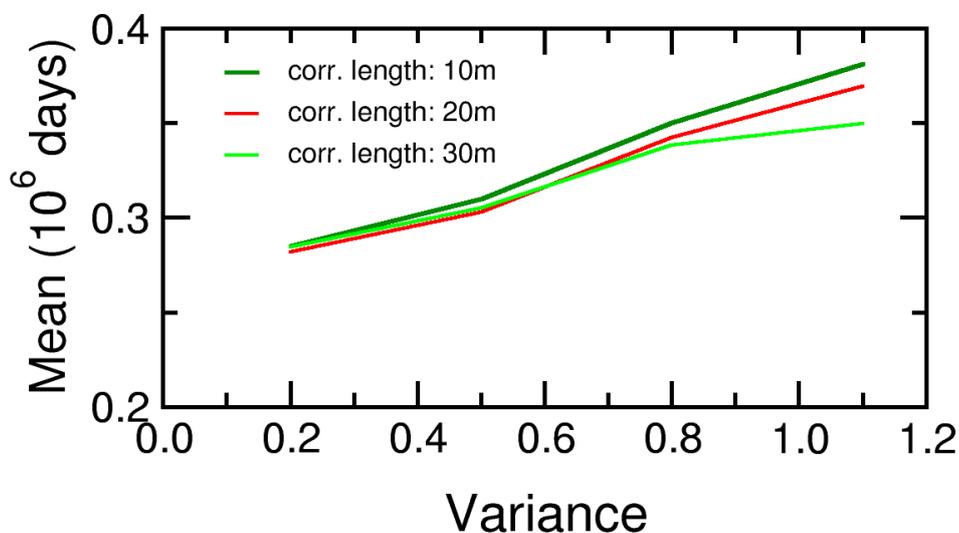


図 3.3.3-22 透水係数の Variance, Correlation Length と平均の関係（溶質源サイズ 20m ×

5m)

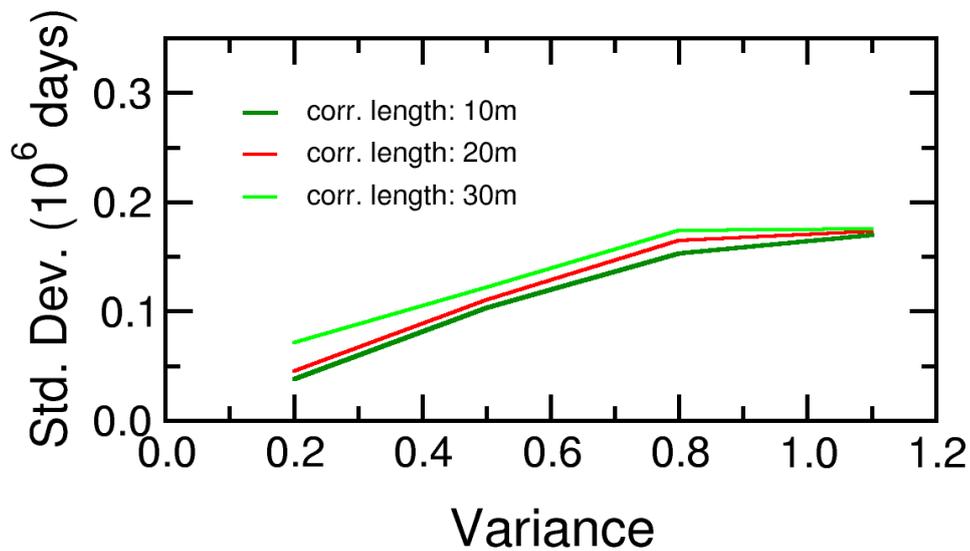


図 3.3.3-23 透水係数の Variance, Correlation Length と平均の関係 (溶質源サイズ 20m × 5m)

次に、断層の影響を把握するため、Correlated random hydraulic conductivity field 上に断層を作成した。本検討では、複数のリアライゼーションを対象とせず、ひとつのリアライゼーションに断層を追加して移行時間に与える影響を検討した。ここでは、ドメインの中心 (65m) に鉛直方向に断層を作った。断層 (群) は、ドメイン鉛直方向をほぼカバーするものとし、(1) 断層一本 (図 3.3.3-24)、(2) 間隔をつけた 2 本の断層 (図 3.3.3-25)、(3) 間隔をつけた 4 本の断層 (図 3.3.3-26) の 3 種類の断層とした。

平均透水係数より 2 オーダー高い透水係数値を用いた断層と 2 オーダー低い透水係数値を用いた断層の 2 ケースを用いた。透水係数が高いケースでの相対フラックスの時間変化を図 3.3.3-27 に示し、図 3.3.3-28 に透水係数が低い断層での相対フラックスの時間変化を示す。

透水係数の高い断層のケース (図 3.3.3-27) では、断層の形状は違うものの、移行時間 (最大相対フラックスが観測されるまでの時間) に関してその影響は、全く見られない。一方、透水係数の低い断層のケース (図 3.3.3-28) では、大きく異った経時変化となっている。

このケースでは、断層の形状によって移行時間が大きく変化している。1 断層の場合、移行時間が最も長くなり、断層の数が多くなるほど早くなっている。移行時間に関しては、2 断層の場合も 4 断層の場合も同様の結果となっている。縦断層に関しては、透水係数の高い場合には、その形状の影響はほとんどないが、透水係数が低くなると、断層の形状が大きく移行時間に影響を及ぼす。モデル・ドメインの上下に別の地層が存在すると仮定した境界条件が設定されているので、その影響も受けている。

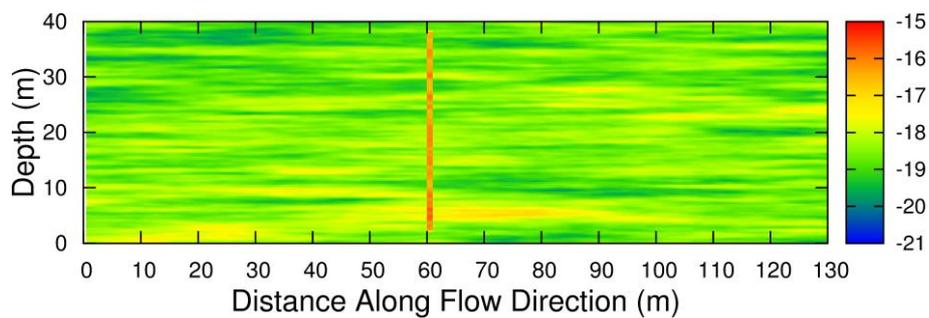


図 3.3.3-24 鉛直方向に断層がある Correlated random hydraulic conductivity field

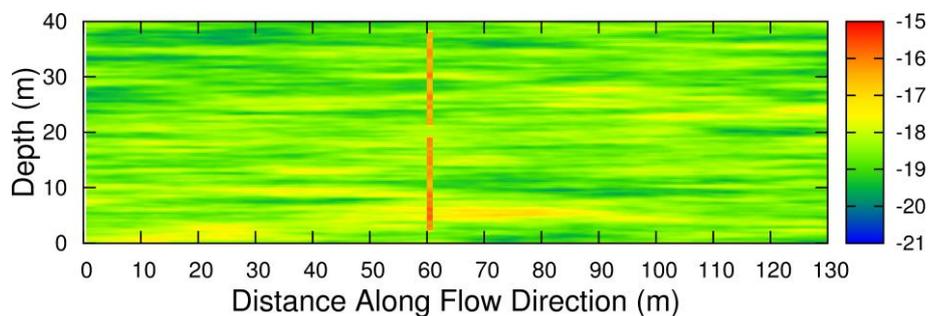


図 3.3.3-25 鉛直方向に2本の断層がある Correlated random hydraulic conductivity field

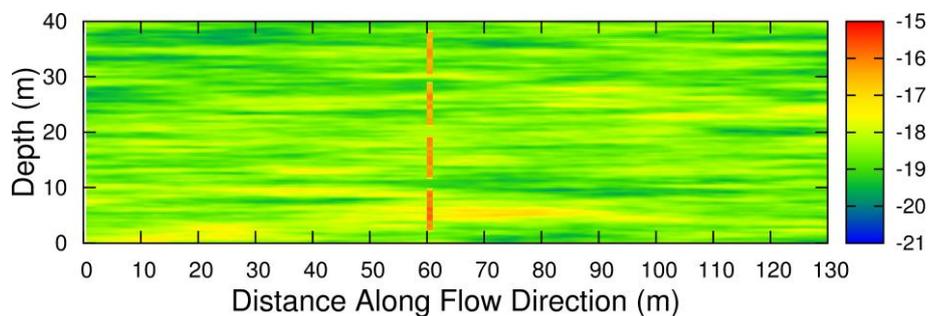


図 3.3.3-26 鉛直方向に4本の断層がある Correlated random hydraulic conductivity field

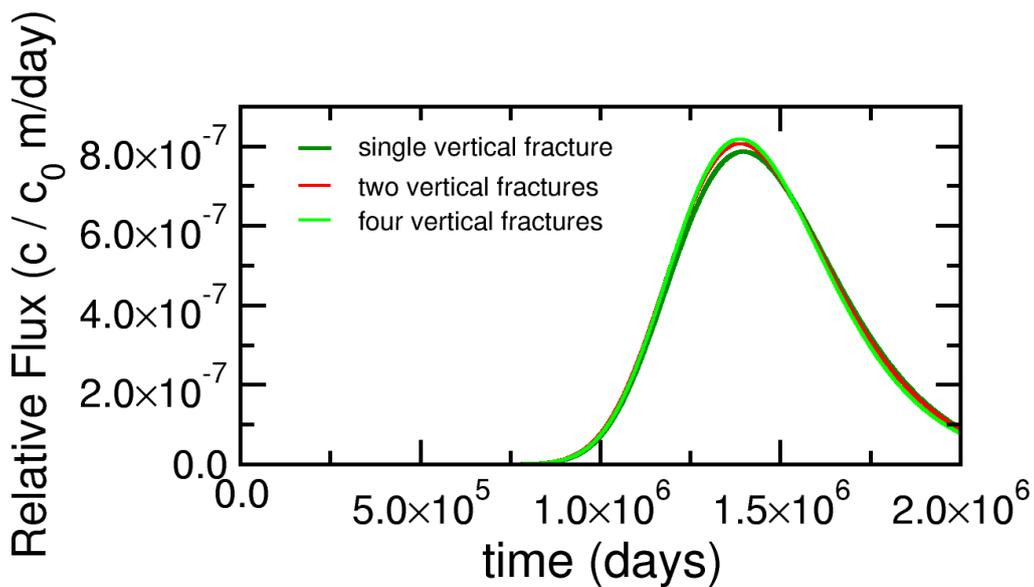


図 3.3.3-27 測定点での相対フラックスの経時変化：透水性の高い縦断層

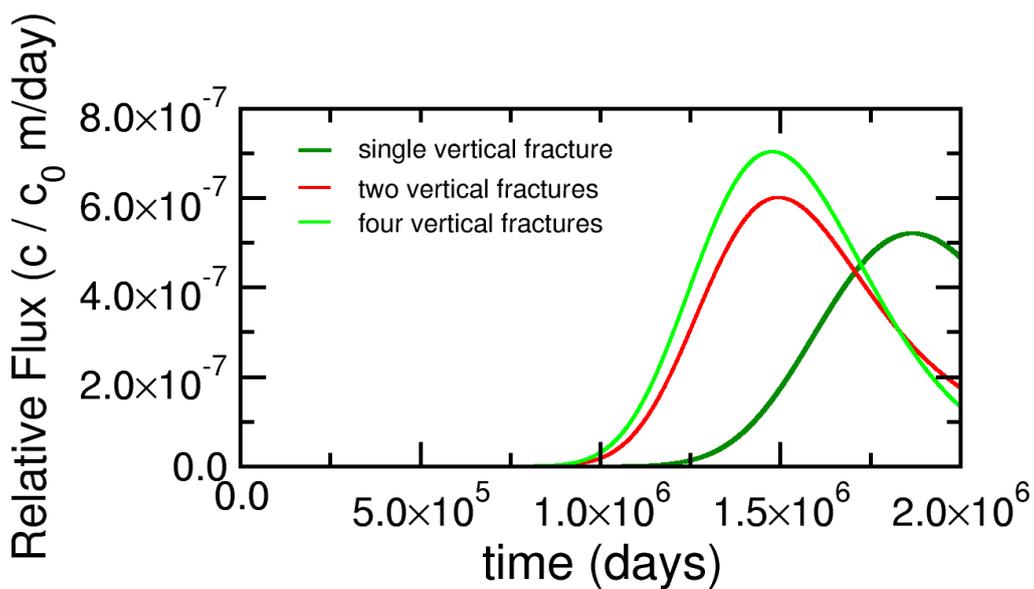


図 3.3.3-28 測定点での相対フラックスの経時変化：透水性の低い縦断層

次に、断層の傾きの影響を把握するために、ドメインの中心（65m）に45度の角度をつけた断層を作った。断層（群）は、ドメイン鉛直方向をほぼ左下から右上にかけてカバーするものとし、(1) 断層一本（図 3.3.3-29）、(2) 間隔をつけた2本の断層（図 3.3.3-30）、(3) 間隔をつけた4本の断層（図 3.3.3-31）の3種類の断層とした。縦断層のケースと同様に、平均透水係数より2オーダー高い透水係数値を用いた断層と2オーダー低い透水係数値を用いた断層の2ケースを作成した。図 3.3.3-32 には、透水係数の高いケースでの相対フラックスの時間変化を示し、図 3.3.3-33 に透水係数の低い断層での相対フラックスの時間変化を示す。

縦断層のケースと同様に、その形状の移行時間に対する影響は、透水係数の高い断層では、小さいものとなっている（図 3.3.3-32）。一方、透水係数の低い断層では（図 3.3.3-33）、断層の形状による移行時間に対する影響が鉛直断層の場合と同様に見られるが、その影響の度合いは、鉛直断層の場合よりも小さいものとなっている。

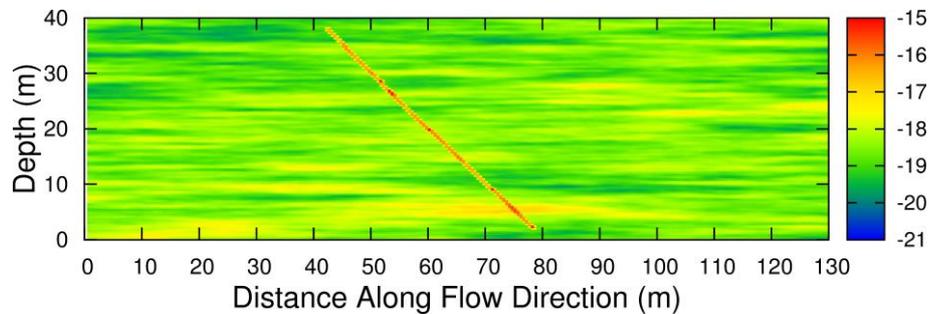


図 3.3.3-29 鉛直斜め方向に断層がある Correlated random hydraulic conductivity field

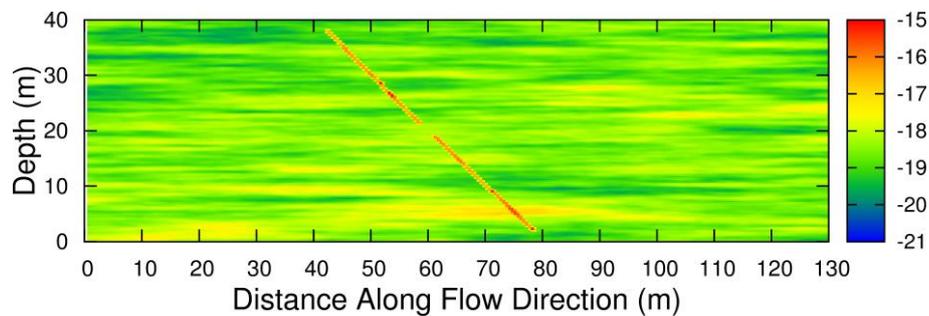


図 3.3.3-30 鉛直斜め方向に 2 本の断層がある Correlated random hydraulic conductivity field

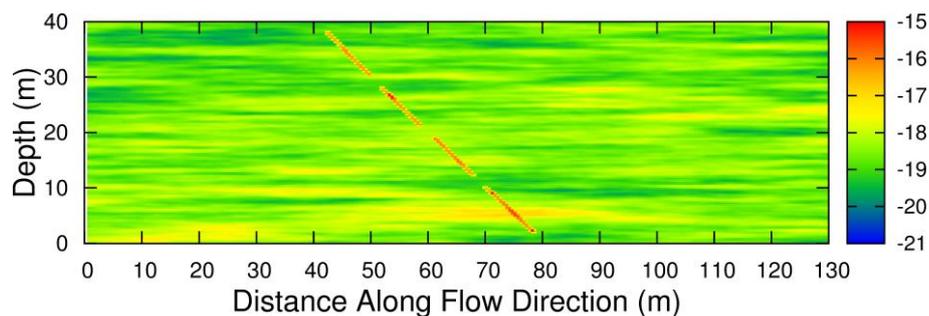


図 3.3.3-31 鉛直斜め方向に 4 本の断層がある Correlated random hydraulic conductivity field

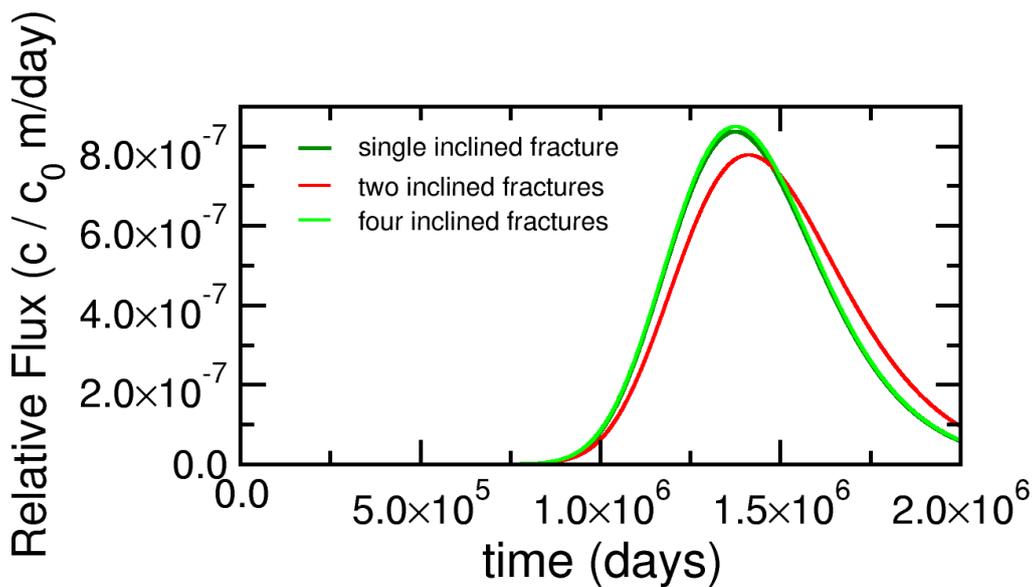


図 3.3.3-32 測定点での相対フラックスの経時変化：透水性の高い斜め断層

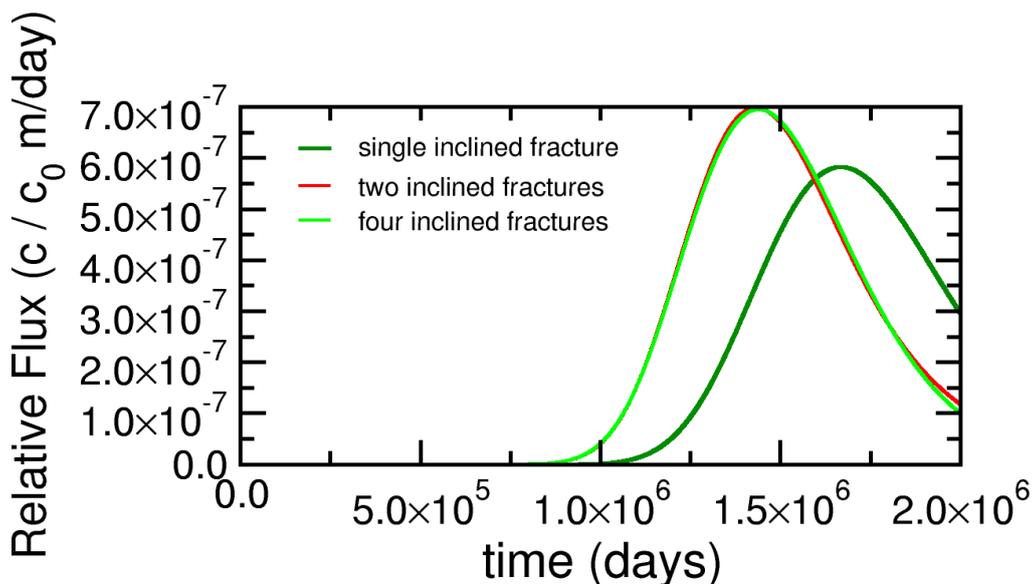


図 3.3.3-33 測定点での相対フラックスの経時変化：透水性の低い斜め断層

次に、断層の厚さの移行時間に対する影響を把握するために、前述の斜め断層の厚さを倍増した。断層（群）の形状（1，2，4断層）は、同じであり、透水係数が2オーダー高いケースと低いケースを作成した。図 3.3.3-34 には、透水係数の高いケースでの相対フラックスの時間変化を示し、図 3.3.3-35 に透水係数の低い断層での相対フラックスの時間変化を示す。

高い透水係数の断層の場合（図 3.3.3-34）には、1断層のケースで移行時間が短くなっているが他の2ケースでは、断層の薄いケースと比べるとほとんど変化していない。一方、透水係数の低い断層の場合、形状の違いによる移行時間に差が出てきており、断層の薄いケースと比較すると1断層のケースとで移行時間が長くなっている。透水係数の高い、低

いに関わらず断層の厚さの影響を受けやすいのは、1断層ケースとなっている。

透水係数の高い断層の場合は、その形状（長さ、傾き、厚さ）の移行時間に対する影響は、比較的小さい。一方、透水係数の低い断層においては、その形状が溶質の移行時間に大きく影響を及ぼすことが示された

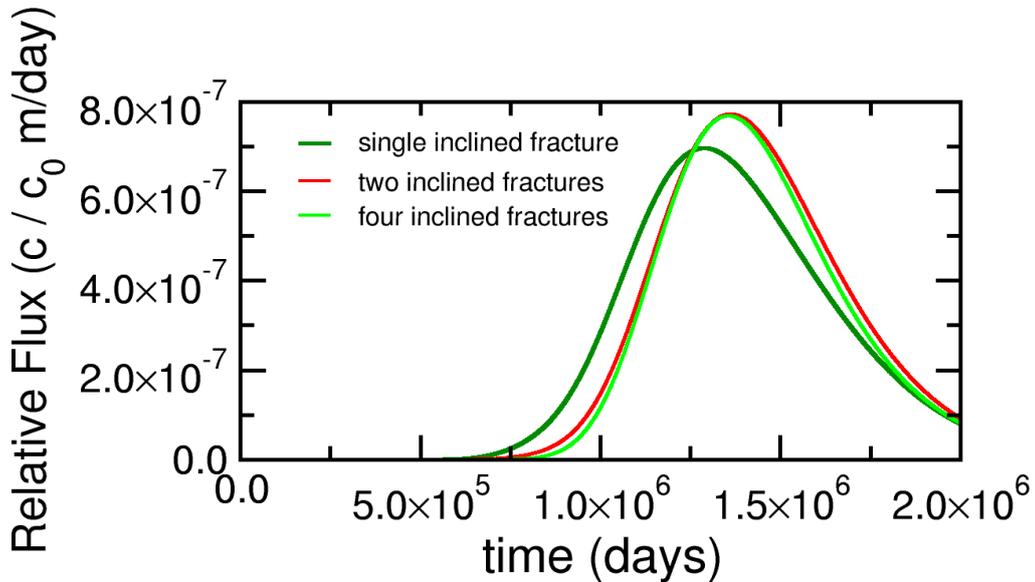


図 3.3.3-34 測定点での相対フラックスの経時変化: 透水性の高い斜め断層 (2 倍厚さ)

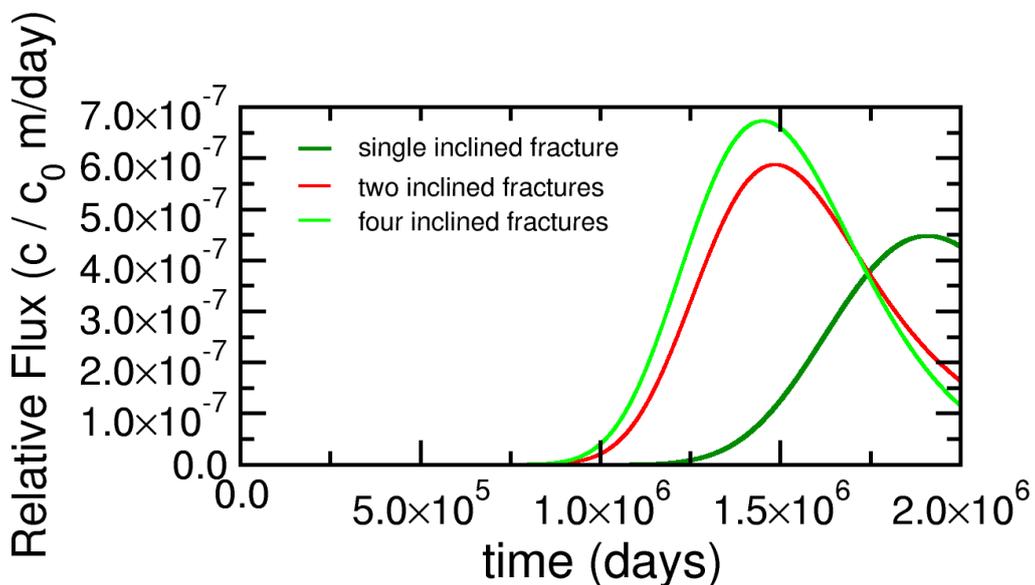


図 3.3.3-35 測定点での相対フラックスの経時変化: 透水性の低い斜め断層 (2 倍厚さ)

(4) まとめ

堆積岩を対象とした事例として、鉛直 2 次元断面を対象に、堆積構造の不均質性に起因した透水性の不均質な分布が移行時間に与える影響について、プリミティブな検討を行った。Fault Zone Hydrology Project の情報に基づき砂岩と泥岩が不均質に互層する堆積構造に起因した透水性の不均質な分布特性を地球統計学的にモデル化し、堆積構造に起因した不均質な透水係数の分布が移行時間に与える影響、不均質な透水性の分布特性と溶質源サイズの相対的關係が移行時間に与える影響、堆積岩中に存在する断層が移行時間に与える影響について検討した。

その結果、不均質な透水係数の分布特性が移行時間の平均値と標準偏差の両方に大きな影響を与えることを示した。また、ソース部として設定した領域のサイズが小さくなるほど移行時間のバラツキ（すなわち標準偏差）が大きくなり、断層が存在する場合には堆積構造に起因する不均質に分布する透水係数の影響が相対的に小さくなり、透水性の低い断層ほどその影響が顕著である、などの知見を得た。すなわち、大きな地質構造の情報が移行時間の予測の不確実性を小さくする可能性があり、その場合には堆積岩の透水係数の不均一性の情報よりもより重要となると思われる。透水係数の低い断層では、その影響が顕著に現れる。

現場調査の場合、断層の有無、その透水性、堆積環境に基づく堆積岩の不均一性の地球統計学的把握、これらの地球統計的値と溶質源サイズの相対的關係を得ることが重要となると考えられる。

3.4 国内外の専門家との意見交換

2011年度から実施してきた、母岩特性を評価する手法の体系的整備に向けた評価ツリーの構築とその適用事例について、国内外の専門家と意見交換を行った。その結果、評価の方法論を整理するうえで評価ツリーは有効で、サイトジェネリックな段階として評価の考え方の整理が評価ツリーにより進められている、との意見を得ることができた。また、ジェネリックな段階では様々な不確定因子を踏まえて多くのオプションに対応できるように評価の考え方を整理する必要性は理解するものの、より具体的な設定による検討を進めることも重要である、との課題に関する意見も受けた。

意見交換で挙げた主要なコメントをまとめて以下に記す。

- これまでに検討されている第2次取りまとめの設定を活用した検討事例だけでは限界がある。今後は、具体的な地質環境条件を対象とした、精密調査地区選定に向けた調査手法、設計、性能評価の具体的な検討により、ジェネリックではない評価フローの整備が求められる。そのような検討を通じて、日本の地質環境条件を踏まえた評価の考え方を作っていくことが重要である。
- 本検討の主要な対象は、数十メートルから百メートル程度の規模の母岩特性として、処分場の安全評価などの観点から水理特性を評価するための方法論を整理することにあるが、処分場全体のスケールにおけるより大きな規模の断層などの構造や処分場レイアウトの議論、すなわち避けるべき断層の規模やその離間距離の設定の議論との関係についても検討する必要がある。その一方で、処分場レイアウトに関係なく百メートル程度の規模の母岩をサンプリングしてその特性を評価する場合には、一方向だけではなく複数の方向や動水勾配を規格化するなどの工夫も必要である。
- 第2次取りまとめの設定による3次元亀裂ネットワークモデルを用いた検討事例において扱っている $10^{-7} \text{ m}^2/\text{s}$ の高い透水性を示す構造は、一般により大きなスケールの亀裂や断層などの構造に依存していると考えられ、数十メートルから 100m 程度と領域を限定せずにより大きなスケールから連続した取扱いが必要となる。
- 事例検討として主に亀裂ネットワークモデルを用いているが、特定のモデルを採用することの不確実性にも留意する必要がある。評価ツリーの中で整理されている他のモデルについての検討の充実が望まれる。特に、亀裂を介した地下水の流れについては、調査データに基づく理解が不十分な点が多いため、state of the art としての評価手法の整備だけではなく、亀裂特性の探究（リアリティーの追求）に向けた基盤としての研究開発を継続することが重要である。

- 花崗岩地域に限らず日本では、地下トンネルを掘削すると多量の地下水湧出は避けられず、グラウチングなしにはトンネルを掘削できない。トンネル掘削時の施工としてのグラウトの効果をより具体的に考慮したシナリオを整理して、評価手法の整備とともに、グラウトの長期的影響の把握に向けた研究開発を進めていく必要がある。
- **SR-Site** で示された安全機能と指標、基準の一覧、設計要件一覧などの整備は、日本の処分事業を進めるうえでも有効である。スウェーデンと日本の地質環境の違いなどを勘案して、日本の条件に沿った考え方や指標、基準などの検討を処分事業の段階に柔軟に対応しながら進めていく必要がある。ただし、**SR-Site** において設定された指標、基準などは、今後の事業や調査の進展を踏まえて適宜見直し予定と **SKB** は報告している。しかし、**SR-Site** の国際レビューにおいて、「今後値などを変更する場合には科学的な合理性の説明と社会的な合意が重要」といった議論がされている。

3.5 まとめと今後の課題

3.5.1 まとめ

本検討では、母岩としての適性を評価するための項目のうち、母岩の水理特性の評価手法に関する知見の整理を進めた。

結晶質岩地域を対象とした水理地質構造モデル構築手法や不確実性の取り扱いに関する調査として、①SR-Siteにおける水理地質構造モデル構築手法の事例と、②超新地層研究所計画により取得されたデータを活用した水理地質構造モデル構築手法の事例を対象とした。①の事例では、母岩を対象とした亀裂のネットワーク構造を構築するうえで重要なパラメータ値の推定手法を整理して評価ツリーにとりまとめた。②の事例では、地表からの調査などの調査の初期の段階で取得されたデータを活用したローカルスケールを対象とした複数の水理地質構造モデル構築事例を調査して、評価ツリーに整理した。その結果、どのケースも(a)地質構造モデル構築に関するツリー、(b)水理特性の設定に関するツリー、(c)水理特性の更新(キャリブレーション)に関するツリーに分類して構成できることが分かった。このようなツリー構造は、2012年度までに構築された地下水移行時間に関する評価ツリーの水理地質構造モデルより下位のツリー構造の一部として統合して活用できると考えられる。また、堆積岩地域を対象とした水理地質構造モデル構築手法や不確実性の取り扱いに関する調査として、③幌延深地層研究所周辺を対象とした水理地質構造モデル構築の事例と、④Fault Zone Hydrology Projectにおける調査と水理地質構造モデル構築事例を対象とした。③の事例では、広域的な水理地質構造の概念モデルを構築するうえで、地質・地質構造、移行経路としての重要な構造、対象岩盤の分布・形状および岩盤中の地質学的不均質性に関する現状の知見、ならびに透水係数のデータの整理と、具体的な水理地質構造モデルの構築の流れについて調査した。その結果、2012年に作成した堆積岩を対象とした評価ツリーを母岩の特性を評価する基本的な手法であることを確認するとともに、より広域的な水理地質構造モデル構築に関する知見をツリー構造で整理した。④の事例では、②や③の事例と同様に、(a)~(c)のそれぞれに分類され、(a)として地質構造モデル構築に既存の地質図、トレンチ調査、コア観察などの地質学的なデータが利用され、(b)については水理試験データに基づくものの、調査対象の比較的狭い領域に複数のボーリング孔が掘削されており、これらのボーリング孔を用いた孔間透水試験のデータが活用されていることなど事例をツリー構造で整理した。以上の具体的な事例の知見に基づき、2012年度までに構築した結晶質岩などの亀裂性媒体を対象とした場合と、堆積岩を対象とした場合の、母岩中の地下水移行時間を評価するための評価ツリーを更新した。

上記のように整理してきた評価ツリーの適用方法について事例的な検討を進めた。まず、第2次取りまとめの設定を活用して構築した3次元亀裂ネットワークモデルを用いて地下水移行時間とダルシー流束の二つの評価項目を評価する事例のひとつとして、「掘削影響領域は坑道に沿って連続しない」仮定の基で、廃棄体の定置間隔などの工学的対策と評価項目の評価値の関係に関する検討事例を示した。具体的には、3次元亀裂ネットワークモデ

ルの中央に処分坑道を模擬した任意の長さの測線と断面（高さ1 m）を設定し、測線と断面の長さを1m, 3m, 5m, 10m, 50m, 100mと変えて、側線からの地下水移行時間と断面の平均ダルシー流束がどう変化するかについて検討した。また、測線をボーリング孔と見立てた仮想透水試験により対象箇所の平均的な透水量係数を求め、その値と移行時間などの評価値の関係を整理した。これは、検討対象とした水理地質構造では、廃棄体の定置間隔に近い数メートル間隔ごとに分割して取り扱える場合には、地下水移行時間が短くかつダルシー流束が大きな区間となる可能性の高い区間を透水試験などの情報に基づいて対策検討するための検討例として活用できると考えられる。より具体的な検討に向けて、処分坑道（や処分孔）や定置間隔などの設計に関する具体的な設定値や、安全評価上の掘削影響領域の取り扱いなどの仮定などを踏まえた解析の条件設定が求められるものの、評価ツリーはそのような調査、性能評価、設計の複数の分野間の有機的な連携を促すためのツールとしても活用できると考えられる。

つぎに、SR-Siteの情報に基づいた事例的な検討を行った。具体的には、評価ツリーの水理地質構造モデル構築の部分の適用例として、亀裂の大きさモデルとして採用されているべき乗モデルのべき乗数設定の不確実性に着目した検討例を示した。また、評価項目の評価例として第2次取りまとめの設定を用いた事例と同様に、処分坑道を模擬した測線や断面の大きさと、ダルシー流束と地下水移行時間などの評価項目の評価値の関係について示した。

さらに、堆積岩を対象とした事例として、2次元断面を対象としたプリミティブな検討を行った。Fault Zone Hydrology Projectの情報に基づき砂岩と泥岩が不均質に互層する堆積構造に起因した透水係数の不均質な分布特性が地下水移行時間に与える影響について検討した。透水係数の不均質な分布は地球統計学的に作成し、堆積構造に起因した不均質な透水係数の分布が移行時間に与える影響、不均質な透水性の分布特性と溶質源サイズの相対的關係が移行時間に与える影響、堆積岩中に存在する断層が移行時間に与える影響について検討した。その結果、不均質な透水係数の分布特性が移行時間の平均値と標準偏差の両方に大きな影響を与えることを示した。また、ソース部として設定した領域のサイズが小さくなるほど移行時間のバラツキ（すなわち標準偏差）が大きくなり、断層が存在する場合には堆積構造に起因する不均質に分布する透水係数の影響が相対的に小さくなり、透水性の低い断層ほどその影響が顕著である、などの知見を得た。

2011年度から実施してきた、母岩特性を評価する手法の体系的整備に向けた評価ツリーの構築とその適用事例について、国内外の専門家と意見交換を行った。その結果、評価の方法論を整理するうえで評価ツリーは有効で、サイトジェネリックな段階として評価の考え方の整理が評価ツリーにより進められている、との意見を得ることができた。また、ジェネリックな段階では様々な不確実因子を踏まえて多くのオプションに対応できるように評価の考え方を整理する必要性は理解するものの、より具体的な設定による検討を進めることも重要である、との課題に関する意見も受けた。

3.5.2 今後の課題

母岩特性を評価する手法の体系的整備に向けた評価ツリーの構築とその適用事例の検討により、地下水移行時間などの評価項目を起点に母岩の性能を概略的に評価するための方法論を示すとともに、第2次取りまとめの設定や国外の具体的なデータに基づく評価の試行を通じてその有用性を確認することができた。これらの評価ツリーは、第2次取りまとめや深地層の研究施設計画などにおける様々な知見や SR-Site の事例調査に基づき整理したものである。今後は、既国内外の専門家からの指摘にあるように、国内の具体的な地質環境の情報を対象に、調査の制約条件や処分施設の設計や安全評価の具体的な条件を踏まえた方法論の整備が求められる。

参考文献（第3章）

- Andersson, J., Ström, A., Svemar, C., Almén, K.-E. and Ericsson, L. O (2000): “What requirements does the KBS-3 repository make on the host rock? Geoscientific suitability indicators and criteria for siting and site evaluation”, SKB TR-00-12, Svensk Kärnbränslehantering AB.
- Baldwin, J.N. and Givler R.W. (2008) : Surface-fault rupture hazard investigation of the Wildcat fault. Proposed general purpose laboratory Lawrence Berkley National Laboratory Berkeley, California. William Lettis & Associates, Inc., 35p.
- Barry, D. A., Coves, J., Sposito, G. (1988) : On the Dagan model of solute transport in groundwater: Application to the Borden site. *Water Resources Research*, 24(10), pp.1805-1817.
- Curtis, G.H. (1989) : Late Cenozoic volcanic rocks of the central Coast Range, in Wahrhaftig C. and Sloan, D., *Geology of San Francisco and vicinity Field trip guidebook T 105*, Washington, D.C., American Geophysical Union, pp.33-35.
- ドミニコ, P.A., シュワルツ, F.W. (1995) : 地下水の科学 (I～III), 土木工学社.
- Doughty, C., Karasaki, K. (2002) : Evaluation of uncertainties due to hydrogeological modelling and groundwater flow analysis: steady flow, transient flow, and thermal studies, LBNL-49045, December 2002.
- 江橋健, 窪田茂, 黒澤進, 後藤淳一, 後藤考裕, 石井英一, 稲垣学, 守屋俊文, 鈴木覚, 大井貴夫, 市原貴之, 石田圭輔, 石黒勝彦, 土宏之, 柴田雅博, 澤田淳, 舘幸男, 牧野仁史, 早野明, 三ツ井誠一郎, 谷口直樹, 小田治恵, 北村暁, 大澤英昭, 仙波毅, 日置一雅, 亀井玄人 (2012) : 概要調査段階における設計・性能評価手法の高度化 —NUMO-JAEA 共同研究報告書 (2011年度)—, NUMO-TR-12-03, 原子力発電環境整備機構 (JAEA-Research 2012-032, 日本原子力研究開発機構).
- Finsterle, S., Persoff, P. (1997) : Determining permeability of tight rock samples using inverse modeling, *Water Resource Research*, Vol.33, No.8, pp.1803-1811.
- Finsterle, S., Pruess, K. (1995) : Solving the estimation-identification problem in two-phase flow modeling, *Water Resource Research*, Vol.31, No.4, pp.913-924.
- Follin, S., Levén, J., Hartley, L., Jackson, P., Joyce, S., Roberts, D., Swift, B., (2007) : Hydrogeological characterisation and modelling of deformation zones and fracture domains, Forsmark modeling stage 2.2., SKB R-07-48, Svensk Kärnbränslehantering AB.
- Fox, A., La Pointe, P., Hermanson, J., Ohman, J. (2007) : Statistical geological discrete fracture network model, Forsmark modelling stage 2.2, SKB R-07-46, Svensk Kärnbränslehantering AB.
- Freyberg, D. L. (1986) : A natural gradient experiment on solute transport in a sand aquifer: 2. Spatial moments and the advection and dispersion of nonreactive tracers. *Water Resources Research*, 22(13), pp.2031-2046.

- 舟木泰智・石井英一・安江健一・高橋一晴（2005）：文献調査に基づく幌延地域の地質・地質構造に関する検討，JNC TN5400 2004-006，核燃料サイクル開発機構，53p.
- Follin, S., Levén, J., Hartley, L., Jackson, P., Joyce, S., Roberts, D., Swift, B., （2007）：
Hydrogeological characterisation and modelling of deformation zones and fracture domains,
Forsmark modeling stage 2.2., SKB R-07-48, Svensk Kärnbränslehantering AB.
- Fox, A., La Pointe, P., Hermanson, J., Ohman, J. （2007）：Statistical geological discrete fracture
network model, Forsmark modelling stage 2.2, SKB R-07-46, Svensk Kärnbränslehantering
AB.
- 原子力発電環境整備機構（2013）：概要調査段階における設計・性能評価手法の高度化（そ
の2）－NUMO-JAEA 共同研究報告書（2012年度）－，原子力発電環境整備機構，
NUMO-TR-13-06.
- 後藤淳一，三和公，土宏之，唐崎建二（2010）：断層の水理特性の調査・評価手法に関する
検討：計画と現状，日本地球惑星科学連合 2010 年大会予稿集，SCG084-07.
- 後藤淳一，吉村公孝，西尾光，唐崎建二，木方建造（2013）：概要調査に向けた断層の水理
特性の調査・評価手法に関する検討：成果のとりまとめ，日本応用地質学会平成 25
年度研究発表会講演論文集，pp.37-38.
- Graham and McLaughlin, 1991; Graham, W. D., & McLaughlin, D. B. (1991) : A stochastic model
of solute transport in groundwater: Application to the Borden, Ontario, tracer test. *Water
Resources Research*, 27(6), pp.1345-1359.
- Graymer, R.W. (2000) : Geological map and map database of the Oakland metropolitan area,
Alameda, Contra Costa and San Francisco Counties, California. USGS Miscellaneous Field
Studies MF3242g, Version 1.0.
- Hartley, L., Hoek, J., Swan, D., and Roberts, D. (2010) : Hydrogeological Discrete Fracture Network
Modelling of Groundwater Flow Under Open Repository Conditions. Posiva, Working
Report 2010-51, 102 pp.
- 秦光男，植田芳郎，松田武雄，杉山友紀（1969）：20 万分の 1 地質図幅「天塩」，地質調査
所.
- 井尻裕二，小野誠，杉原豊，下茂道人，山本肇，文村賢一（2003a）：超深地層研究所建設
用地周辺を対象とした複数のモデル化概念による地下水流動のモデル化・解析，JNC
TJ7400 2004-003，核燃料サイクル開発機構，610p.
- 井尻裕二，小野誠，杉原豊，下茂道人，山本肇，文村賢一（2003b）：超深地層研究所建設
用地周辺を対象とした複数のモデル化概念による地下水流動のモデル化・解析，JNC
TJ7400 2004-015，核燃料サイクル開発機構，732p.
- 今井久，前田信行，塩崎功，雨宮清，千々松正和（2002）：幌延深地層研究計画における地
下水流動解析に関する検討，JNC TJ1400 2002-004，核燃料サイクル開発機構，357p.

- JNC (1999) : “わが国における高レベル放射性廃棄物地層処分の技術的信頼性—地層処分研究開発第2次取りまとめ— 分冊3 地層処分システムの安全評価”, JNC TN1400 99-23, 核燃料サイクル開発機構, 526p.
- 兼清豊比古 (1999) : 北海道北部地域における地質環境データ収集・整理, JNC TJ1440 99-005, 核燃料サイクル開発機構, 41p.
- Karasaki, K., Onishi, T., Doughty, C., Gasperikova, E., Peterson, J., Conrad, M. Cook, P. (2011) : Development of a Hydrologic Characterization Technology for Fault Zones —Phase II 2nd Report —, Earth Sciences Division, Lawrence Berkeley National Laboratory
- Karasaki, K., Doughty, C., Goto, J. (2012) : DEVELOPMENT OF GEOHYDROLOGIC MODEL OF THE WILDCAT FAULT ZONE , PROCEEDINGS, TOUGH Symposium 2012, Lawrence Berkeley National Laboratory, Berkeley, California, September 17-19.
- Karasaki, K., Onishi, C.T., Kiho, K. and Goto, J. (2013a) : A Characterization Study of Fault Zone Hydrology, IHLRWMC 2013, Albuquerque, NM, April 28-May 2, 2013, pp.66-71.
- Karasaki, K., Onishi, C.T. and Goto, J. (2013b) : Permeability Structure of a Strike-Slip Fault, The 47th US Rock Mechanics / Geomechanics Symposium, ARMA13-257, 6p.
- 駒澤正夫, 村田泰章, 牧野雅彦, 広島俊男, 森尻理恵, 山崎俊嗣 (2001) : 重力図 (ブーゲ異常) 「天北地域重力図」, 地質調査所.
- 操上広志 (2007) : 幌延深地層研究計画における地下水流動解析—平成17年度までの調査結果を踏まえた再解析—, 日本原子力研究開発機構, JAEA-Research 2007-036, 39p.
- 操上広志, 竹内竜史, 瀬尾昭治 (2005) : 幌延深地層研究計画における地下水流動解析, JNC TN5400 2005-003, 核燃料サイクル開発機構, 97p.
- 黒澤進, 後藤淳一, 澁谷早苗, 後藤考裕, 江橋健, 窪田茂, 稲垣学1, 守屋俊文, 鈴木覚, 大井貴夫, 石田圭輔, 西尾光, 市原貴之, 石黒勝彦, 出口朗, 藤原啓司, 柴田雅博, 澤田淳, 館幸男, 早野明, 牧野仁史, 若杉圭一郎, 三ツ井誠一郎, 小田治恵, 北村暁, 大澤英昭, 仙波毅, 日置一雅, 亀井玄人 (2013) : 概要調査段階における設計・性能評価手法の高度化 (その2) —NUMO-JAEA 共同研究報告書 (2012年度) —, NUMO-TR-13-06, 原子力発電環境整備機構 (JAEA-Research 2013-037, 日本原子力研究開発機構).
- LBNL and PARSONS (2000) : RCRA Facility Investigation Report for Lawrence Berkeley National Laboratory Environment, Health and Safety Division and Earth Sciences Division LBNL, UC Berkeley and Parsons Engineering Science, Inc.
- 前川恵輔, 三枝博光, 稲葉薫, 下河内隆文 (2010) : 幌延沿岸域を対象とした地下水流動評価のためのモデル化・解析, JAEA-Research 2010-001, 日本原子力研究開発機構, 238p.
- 牧野仁史, 澤田淳, 前川恵輔, 柴田雅博, 笹本広, 吉川英樹, 若杉圭一郎, 小尾繁, 濱克宏, 操上広志, 國丸貴紀, 石井英一, 竹内竜史, 中野勝志, 三枝博光, 竹内真司,

- 岩月輝希, 太田久仁雄, 瀬尾俊弘 (2005) : 地質環境の調査から物質移行解析にいたる一連の調査・解析技術 - 2つの深地層の研究施設計画の地上からの調査研究段階 (第1段階) における地質環境情報に基づく検討, JNC TN1400 2005-021, 核燃料サイクル開発機構, 148p.
- 松井裕哉 (2007) : 幌延深地層研究計画ー地上からの調査研究段階における深層ほーリング調査計画とその実績, JAEA-Technology 2006-054, 日本原子力研究開発機構, 168p.
- 長尾捨一 (1960) : 5万分の1地質図幅「豊富」および同説明書, 北海道立地下資源調査所.
- Neuman, S. P., Zhang, Y. K. (1990) : A quasi-linear theory of non-Fickian and Fickian subsurface dispersion: 1. Theoretical analysis with application to isotropic media. *Water Resources Research*, 26(5), 887-902.
- NUMO (2011) : “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”, NUMO-TR-11-01, 原子力発電環境整備機構.
- 大澤英昭, 太田久仁雄, 濱克宏, 澤田淳, 竹内真司, 天野健治, 三枝博光, 松岡稔幸, 宮本哲雄, 豊田岳司, 岩月輝希, 前川恵輔, 國丸貴紀, 新里忠史, 浅森浩一, 平賀正人, 山中義彰, 重廣道子, 島田顕臣, 阿部寛信, 梅木博之 (2008) : 地球環境総合評価技術高度化開発一次世代型サイト特性調査情報統合システムの開発ー, 平成19年度成果報告書, JAEA-Research 2008-085, 日本原子力研究開発機構, 742p.
- 太田久仁雄, 阿部寛信, 山口雄大, 國丸貴紀, 石井英一, 操上広志, 戸村豪治, 柴野一則, 濱克宏, 松井裕哉, 新里忠史, 高橋一晴, 丹生屋純夫, 大原英史, 浅森浩一, 森岡宏之, 舟木泰智, 茂田直孝, 福島龍朗 (2007) : 幌延深地層研究計画における地上からの調査研究段階 (第1段階) 研究成果報告書, JAEA-Research 2007-044, 日本原子力研究開発機構, 434p.
- Rider, M. H. (1990) : Gamma-ray log shape used as a facies indicator: critical analysis of an oversimplified methodology. *Geological Society, London, Special Publications*, 48(1), 27-37.
- Robin, M.J.L., Gutjahr, A.L., Sudicky, E. A., & Wilson, J. L. (1993) : Cross-correlated random field generation with the direct Fourier Transform Method. *Water Resources Research*, 29(7), 2385-2397.
- Rubin, Y. (1990) : Stochastic modeling of macrodispersion in heterogeneous porous media *Water Resources Research* Volume 26, Issue 1, pp.133-141.
- 澤田淳, 井尻裕二, 坂本和彦, 亘真吾 (1999) : “亀裂性岩盤を対象とした天然バリア中の核種移行解析”, JNC-TN8400 99-093, 核燃料サイクル開発機構, 58p.
- Sawada, A., Uchida, M., Shimo, M., Yamamoto, H., Takahara, H. and Doe, T.W.(2000): “Non-sorbing tracer migration experiments in fractured rock at the Kamaishi, Northeast Japan”, *Engineering Geology*, Volume 56, Issues 1-2, pp.75-96.
- 独立行政法人産業技術総合研究所 (2006) : サロベツ断層帯の活動性および活動履歴調査, 基盤的調査観測対象断層帯の追加・補完調査成果報告書, No.H17-1.

- 石油公団 (1995) : 国内石油・天然ガス基礎調査基礎試錐「天北」調査報告書.
- 新エネルギー・産業技術総合開発機構 (2005) : 二酸化炭素削減等地球環境産業技術研究開発事業 地球環境産業技術に係る先導研究 平成 16 年度成果報告書「堆積盆の地質学的複雑系に依存した CO₂ 地中溶解 (隔離) 技術に関する先導研究, 新エネルギー・産業技術総合開発機構.
- ショルツ, C.H. (1993) : 地震と断層の力学, 柳谷 俊訳, 古今書院.
- 下茂道人, 山本肇 (1996) : 等価不均質連続体モデルによる亀裂性岩盤の浸透流解析手法, 大成建設技術研究所報, 第 29 号, pp.257~262.
- SKB (2006): “Long-term safety for KBS-3 repositories at Forsmark and Laxemar - a first evaluation. Main report of the SR-Can project”, SKB TR-06-09, Svensk Kärnbränslehantering AB.
- SKB (2008) : Site description of Forsmark at completion of the site investigation phase. SDM-Site Forsmark, SKB TR-08-05, Svensk Kärnbränslehantering AB.
- SKB (2010): Radionuclide transport report for the safety assessment SR-Site, SKB TR-10-50, Svensk Kärnbränslehantering AB.
- SKB (2011): Long-term safety for the final repository for spent nuclear fuel at Forsmark, Main report of the SR-Site project, SKB TR-11-01, Svensk Kärnbränslehantering AB.
- Ström, A., Almén, K.-E., Andersson, J., Ericsson, L. O and Svemar, C. (1999): Geoscientific evaluation factors and criteria for siting and site evaluation. Progress report, SKB R-99-07, Svensk Kärnbränslehantering AB
- Sudicky, E. A. (1986) : A natural gradient experiment on solute transport in a sand aquifer: Spatial variability of hydraulic conductivity and its role in the dispersion process. *Water Resources Research*, 22(13), pp.2069-2082.
- 杉村淑人 (1997) : ダム基礎の浸透流の機構と解析に関する研究, 埼玉大学博士論文.
- Suppe, J. (1985) : Principles of structural geology, Prentice-Hall.
- 竹内真司, 下茂道人, 西寫望, 後藤和幸 (2001) : 1000m ボーリング孔を用いた圧力干渉試験による断層近傍の透水性調査, 第 31 回岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集, pp.296-300.
- Vomvoris, S., Andrews, R.W., Lanyon, G.W., Voborny, O., Wilson, W. (1996): “Methodology for Deriving Hydrogeological Input Parameters for Safety-Analysis Models - Application to Fractured Crystalline Rocks of Northern Switzerland, Nagra Technical Report 93-14.
- Wood, B. D., & Kavvas, M. L. (1999) : Stochastic solute transport under unsteady flow conditions: Comparison of theory, Monte Carlo simulations, and field data. *Water resources research*, 35(7), pp.2069-2084.
- Woodbury, A. D., & Sudicky, E. A. (1991) : The geostatistical characteristics of the Borden aquifer. *Water Resources Research*, 27(4), pp.533-546.

吉村公孝（2013）：テーマ 1：地上からの断層とその水理特性の調査・評価に関する技術，
NUMO 技術開発成果報告会 2013～地層処分の技術的信頼性を支える技術～，技術課
題に関する個別成果報告，40p.（最終閲覧日 2014 年 2 月 20 日：
https://www.numo.or.jp/approach/houkokukai/pdf/houkokukai20130628_02.pdf）

第4章 シナリオの構築方法に関する検討

4.1 はじめに

安全評価におけるシナリオは、地層処分システムの将来の挙動を記述し、その定量的な評価に必要なモデルの開発やデータ収集の枠組みを与えるものであり、安全評価の基盤となるものである。したがって、処分事業を進めるにあたっては、安全規制の動向、国際的な動向、わが国の地層処分事業の特徴を考慮しつつ、シナリオを効率的に構築できるよう継続して技術開発を進めていくことが重要となる。

また、安全評価におけるシナリオは、地層処分システム全体の長期的な変遷を対象とするため、システムを構成する各要素が時間とともにどのように変化し、どのような状態となるかを記述する必要がある。本検討では、地層処分システムがある評価時点（あるいは評価期間）において想定される熱的、水理的、力学的、化学的な状態（初期状態とその変遷）を安全評価の観点から描いたものを“状態設定”と定義する。

2011年度から実施してきた本共同研究（江橋ほか，2011；黒澤ほか，2013）においては、はじめに、事業の観点からの要件と考え方を整理したうえで、シナリオ構築のアプローチを具体化するための視点の整理を行った。次に、シナリオ構築手法に関する国内外の動向調査などに基づいて、シナリオ構築で検討すべきこと、およびシナリオ構築の各段階において実施する作業とそこで利用する様々な分析手法や表現方法との関係を整理した。そのうえで、状態設定の基本的流れについて検討を進めてきた。状態設定の基本的流れについては、具体的な試行を通じて、見直しを進めるとともに、その各段階での作業内容や情報の手順を作業・情報フローとして整理した。

さらに、これらの状態設定の試行の結果や知見について、透明性と追跡性の確保のための電子化について検討を行った。

また、状態設定やシナリオ構築において必要となる FEP¹について、いくつかの個別現象についての最新の知見を、安全機能への影響の観点から体系的に取りまとめた。この知見の取りまとめでは、最近の諸外国の性能評価における議論や、地層処分システムの設計との連携を考慮し、“ガラスの溶解挙動”および“セメント系材料によりもたらされる高アルカリ環境が緩衝材などへ及ぼす影響”の2つの現象について、それらの現象に関する不確実性が、期待しているバリア性能に及ぼす影響について、解析的な検討を進めてきた。

2013年度においては、2012年度までに進めてきた、状態設定の流れや手順について、作業実施上のわかりやすさや使いやすさの観点から改めて見直しを行うとともに、手順の各段階での実施事項や留意点を整理した。また、状態設定に関する個別現象の知見の整理として、“ガラスの溶解挙動”および“セメント系材料によりもたらされる影響”に関して引き続き着目し、現象解析によって、これらの現象に起因する不確実性とその影響についての知見の拡充を行った。

¹ 特性 (Features), イベント (Events), プロセス (Processes) をそれぞれの頭文字をとって FEP と呼ぶ。

4.2 状態設定の流れや手順の検討

NUMO は、シナリオ構築のアプローチとして、従来の FEP に基づく手法（ボトムアップアプローチ）と、安全機能を基軸とした手法（トップダウンアプローチ）とを組み合わせたアプローチにより、重大な抜け落ちがないように配慮し、合理的にシナリオを構築することとしている（NUMO, 2011a）。2012 年度までの共同研究においても、このアプローチを前提として、状態設定の基本手順や、作業・情報フローを作成し、緩衝材を対象として、具体的な FEP 情報なども利用しながら、状態設定の試行を行うことで、作成した手順やフローの有効性を確認してきた。

一方、2012 年度までに提案してきた、状態設定の基本手順や作業・情報フロー、および緩衝材を対象とした試行事例については、以下のような課題があった。

- ・基本手順については、全体としては実施すべきことが網羅されているが、手順の各要素の内容に必須の作業と必須ではないが必要に応じて実施する作業などが混在していること。
- ・基本手順の各要素が、実施する作業の括りと必ずしも一致していないため、作業実施の観点からはわかりにくい面があること。
- ・システム変遷（時間変化）の検討過程が明示的に示されていないこと。
- ・緩衝材のみを対象とした事例では、異なる前提条件での検討や他のバリア材への展開が見通しにくいこと。

2013 年度では、これらの課題を踏まえ、作業実施者の利便性の向上に着目し、作業の要素とその流れや関係の再整理によるわかりやすさの向上、および各要素での実施事項や留意点などの実務的な情報の提供による使いやすさの向上を目的として、基本手順および作業・情報フローの改定とそれらを補足する情報の充実を行った。さらに、シナリオ検討の十分性を向上させるための技術として注目されている新しい手法についても情報の整理を行った。

状態設定の流れを示す“基本手順”の 2013 年改定版と、対応する“各段階での作業内容や具体的な情報の流れ（作業・情報フロー）”を、それぞれ図 4.2-1 および 図 4.2-2 に示す。

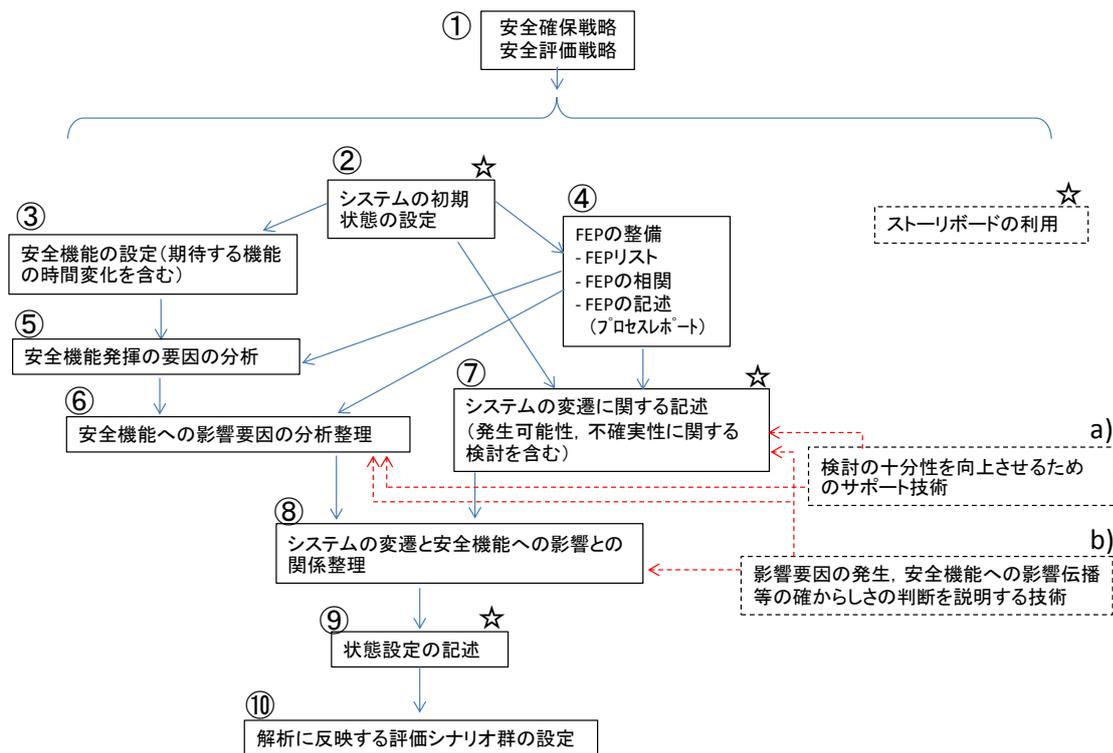


図 4.2-1 状態設定の基本手順（2013 年改定版）

図 4.2-1 の“基本手順”において実線で囲まれた要素は、『一括りの作業』を示し、要素間の実線の矢印は、主要な情報の流れを示す（図 4.2-2 参照）。また、これらの一連の手順を進めるにあたって必須ではないが作業を進めるために有効となる技術や手法については図の右に破線で囲んで示し、それらが利用可能な要素との対応を破線および星印で示した。

以下に、基本手順に沿って、各要素についての解説を行う。各要素の解説においては、2012 年度のニアフィルード（緩衝材）を中心とした検討を踏まえつつも、異なる前提条件での検討や他のバリア材への展開でも参考になるようにすることにも配慮した記載を行った。

なお、図 4.2-1 中の要素の番号は作業の順を示すものではない。

No	基本手順 における項目	作業内容	作業の成果として得られる情報とそれらの関係					備考
①	安全確保戦略、 安全評価戦略	前提として、安全基準、評価期間、その他の規制からの要求事項、不確実性の取り扱い等について整理。 処分候補地層、天然バリアに期待する役割、処分容器に期待する役割など、プロジェクトに依存したSafety concept を明示						
②	システムの初期状態の設定	特定のシステムの前・初期状態(環境条件、システム構成・仕様等)の整理	【特定】文書による記載、 ストーリーボード等					
③	安全機能の設定(期待する機能の時間変化を含む)	各バリアの安全機能を設定 各安全機能に期待する時間枠の提示	前提・初期情報	【一般】安全機能リスト 【特定】安全機能リスト 【特定】安全機能相関図 <全体+時間軸での変遷>				
④	FEPの整備 FEPリスト FEPの相関 FEPの記述 (プロセレポート)	システム性能に関係し得る現象に関する知見(現象理解、影響解析等)の整理 システム性能に関係し得る因子と相関の整理		安全機能情報	【一般】FEPリスト 【特定】FEPリスト 【一般】FEP相関整理結果 【特定】FEP相関整理結果	【一般】現象理解情報 <FEPデータベース、プロセレポート> 【特定】現象理解情報 <FEPデータベース、プロセレポート>		
⑤	安全機能発揮の要因の分析	特定システムで確保すべき安全機能に対して、安全機能の発揮に関連するバリア性能(下位の安全機能)を抽出 各安全機能と、安全機能を支えるバリア性能との対応関係を整理			【特定】要因分析図(1) <上位の安全機能~バリア性能(下位の安全機能)> 安全機能を支えるバリア性能に係る情報提供	影響要因と相関の 全体的情報		
⑥	安全機能への影響要因の分析整理	特定システムで各安全機能に影響する要因の細分化 安全機能の発揮に関連するバリア性能を支配する特性を整理 その特性を変化させる影響要因の抽出 影響要因と、それらの現象理解についての情報の対応付け			【特定】要因分析図(2) <各安全機能~特性~影響要因> 安全機能への影響要因 【特定】要因分析図(3) <各安全機能~特性~影響要因 (発生可能性、環境条件依存性、発生時期 等の情報付与)> 影響要因に対する現象理解情報 (環境条件依存性等)	現象理解情報		バリア性能を支配する特性 ⇒ 安全機能指標として利用可能
⑦	システムの変遷に関する記述 (発生可能性に関する検討を含む)	特定のシステム(部分・全体)を対象として、想定され得る変遷を包括的に記述 発生可能性の観点からの整理	【特定】ストーリーボード <包括的検討~発生可能性の付与> システムの状態変遷に係る情報 (発生可能性等)				検討の十分性を向上させるためのサポート技術 検討の枠組みの提供 シナリオシミュレーション	
⑧	システムの状態変遷と安全機能への影響との関係整理	特定のシステム(部分・全体)での安全機能の発現や変化・劣化の可能性の検討		【特定】安全機能・影響要因相関図(FEPチャート) <要因分析図(2)(3)に、分岐に関する判断を提示> システムの挙動と変遷の可能性の安全機能を用いた整理			討論モデル <分岐の確からしさの論拠等> 分岐の確からしさ情報	
⑨	状態設定の記述	特定のシステム(部分・全体)での状態設定(安全機能の発現や変化・劣化の可能性)の設定	【特定】文書による記載、 ストーリーボード等					
⑩	解析に反映する評価シナリオ群の設定	特定のシステムについての性能評価のためのシナリオの設定	【特定】性能評価シナリオ					
	性能評価解析(ケース設定、モデル設定、パラメータ設定、解析、評価)	特定のシステムについての解析ケースの設定						【特定】解析 ケースリスト

【一般】特定の処分概念や処分プロジェクトに依存しない地層処分一般を対象とした情報、【特定】特定のプロジェクトを対象とした情報・作業 など

図 4.2-2 状態設定の各段階での作業内容や具体的な情報の流れ(作業・情報フロー)(2013年改定版)

① 安全確保戦略, 安全評価戦略

シナリオ構築を含む安全評価の前提となる, 安全確保戦略, 安全評価戦略について整理する。これらには, 天然バリアに期待する役割, 人工バリアに期待する役割などの基本的な考え方に基づいた, 処分サイト選定および処分施設の設計に関する戦略, 評価指標とその基準 (あるいはめやす値), 評価期間, 不確実性の取り扱いの考え方などが含まれる。

なお, これらについて規制からの要求事項が示されている場合には, それらは必須の前提条件となる。

②システムの初期状態の設定

現在の地表環境や地質環境の条件, 処分施設, 人工バリアなどのシステム構成要素の仕様, およびシステム構成要素の処分後の初期状態に影響を与える可能性のある建設・操業・閉鎖の工法や工程などについて整理する。これらは, 地層処分システムの変遷を考慮した状態設定やシナリオの検討を進めるにあたっての前提となるものである。ただし, 廃棄体設置位置近傍の詳細な地質環境条件, 処分施設や人工バリアの詳細仕様, 建設・操業などに係る工法や工程, その他の工学的対策に係る仕様などは, 地質環境調査や処分施設設計の進展, 性能評価結果のフィードバックにより, 適宜見直される。

ここでの情報は, 地質環境モデル (SDM : Site descriptive model), システムの概念図 (処分場レイアウト, 人工バリアの構成などを示すもの) として整理するとともに, 後段⑦“システムの変遷に関する記述”における検討の初期状態として, ストーリーボードの形で整理をすることも有効である。

③安全機能の設定 (期待する機能の時間変化を含む)

安全確保戦略に基づいて, 地層処分システムの安全機能を設定し, 地層処分システムの各構成要素との対応付けを行う。この際, 後段⑤で議論する, 安全機能の発揮に関係するバリアの性能や特性を, 安全機能 (あるいは“下位の安全機能”) と称する場合もあることから, 安全機能の定義を明確化したうえで, 安全機能の関係を整理することが重要である。さらに, 安全機能に期待する (割り付ける) 時間枠を示す。

地層処分システムは, 長期にわたって, 常に複数の安全機能が発揮され, ある安全機能が機能しない場合でも他の安全機能が相互補完的に機能するように設定されるべきである。このような安全機能の整理は, 安全機能を基軸とした状態設定において不可欠である。また, それぞれの時間枠において, 安全機能の相互関係 (多重性や相互補完性) について, チャートなどを用いて整理しておくことも有効である (例えば, Wakasugi et al., 2012)。さらに, ⑤で議論する“下位の安全機能”レベルでの具体的な相互依存関係については, 個別の機能の喪失を仮定した解析的なアプローチによる検討 (例えば, 若杉ほか, 2011) などを行うことによって, より詳細な理解が得られることとなる。

④FEP の整備

安全機能に影響を及ぼす要因の分析整理，地層処分システムの変遷についての検討を行うためには，関連する現象についての知識や情報が必要であり，また，検討の十分性が求められる。このためには，FEP の整備を行う必要がある。

FEP の整備には，FEP リスト (FEP 項目) の整備，FEP の相関分析，FEP 情報の記述 (FEP 辞書，プロセスレポートと呼ばれるものの作成) といった作業がある。

・ FEP リスト

FEP リストの整備においては，生物圏を含む地層処分システムの各構成要素に加え，初期状態に係る FEP (初期欠陥の取り扱いなどを含む)，外的要因に係る FEP (地質学的イベントとプロセス，気候関連のイベントとプロセス，将来の人間活動) などに分類がなされる場合が多い (例えば， OECD/NEA, 1999 : JNC, 1999 : SKB, 2010 : Nagra, 2002b)。

具体的なプロジェクトにおいては， OECD/NEA により取りまとめられた国際 FEP リスト (OECD/NEA, 1999) や，諸外国の性能評価報告書における FEP や，わが国において過去に整備された FEP などを参照し，これらの FEP と当該プロジェクトの対象との親和性を検討し，FEP の追加や排除を行うことで当該プロジェクトに適した FEP リストを整備することとなる。

SR-Site や EN2002 の各プロジェクトでの FEP に関する報告書 (SKB, 2010 : Nagra, 2002b) においては， FEP リストの品質保証 (QA) あるいは監査という観点から，プロジェクト用に作成した FEP リストの妥当性を， OECD/NEA の国際 FEP リストや， OECD/NEA の FEP データベースに格納されている他の性能評価報告書の FEP (プロジェクト FEP) などとの比較を通じて確認している。

なお， FEP リストは，科学的知識の進展や繰り返される安全評価の結果を反映して見直しが行われる。SKB においては， SR-Site (SKB, 2011) で用いた FEP リストは， SR-Can (SKB, 2006a) の FEP リスト (SKB, 2006b) を見直し修正して作成されており，事業の進展に応じて実施される安全評価において，継続的に FEP の見直し，更新を行っていくことが重要である。また，現在， OECD/NEA においても，国際 FEP リストの見直しが進められており (OECD/NEA, 2014)，これらの国際動向にも留意する必要がある。

・ FEP の相関の整理

安全機能に影響を及ぼす要因の分析，地層処分システムの変遷についての検討を行うにあたって， FEP の相関関係を整理しておくことは有効である。整理の方法としては， FEP 間の相関を矢印で結ぶことによって表現するプロセスインフルエンスダイアグラム (PID) (あるいはインフルエンスダイアグラム) やマトリックス形式を用いた整理が一般的である。

第 2 次取りまとめ (JNC, 1999) においては， FEP の主要な相関をインフルエンスダイ

アグラムとして示している。また、神埼ほか（2009）が取りまとめた FEP データベースにおいては、すべての FEP の相関を矢印で示している。これらのダイアグラムは、全体を俯瞰することができ、矢印をたどることで、影響の伝播を追うことが可能であるものの、図が複雑になることや、矢印の意味するところが必ずしも明確ではないなどの欠点がある。

一方、マトリックス形式の整理としては、2012 年度の試行（黒澤ほか、2013）で示した、対角要素に特性 FEP を配置し、非対角要素にプロセス FEP などを配置することで、特性 FEP 間での影響伝播を示す方法がある（JNC, 2005 : Pers et al., 1999）。マトリックス形式で整理を行うことにより、対角要素に配置した特性（および状態）の相互作用について、ひとつひとつ確認しながら相関関係を整理することができるため、重要な相関関係の見落としの可能性を低減することができる。

いずれの FEP の相関の整理においても、各要素に対応する情報は、後述の“FEP の記述”において適切に記載しておくことが重要である。

・ FEP の記述（FEP 辞書、プロセスレポート）

FEP リストとして整備した各 FEP について、FEP に関する科学的理解の現状などを整理して記載する。表 4.2-1 には、FEP に関する情報を記述整理したいくつかの報告書における記載項目を示した。記載項目に関してはそれぞれの報告書において若干の違いがあるものの、ほぼ共通的に、当該 FEP についての基本的な科学的理解の現状に加え、システムの安全性との関係、他の FEP との相関関係、FEP の発生する時間枠、不確実性などが記載されていることが分かる。

このような情報の整理は、科学的知見の拡充、安全機能などに対する不確実性の知見（影響解析結果など）を反映し、適宜更新していくことが必要である。

表 4.2-1 FEP に関する情報整理の項目例

TRU 廃棄物処分技術検討書 根拠資料集 4-1 別添 FEP 辞書 2005年9月 (JNC TY1450 2005-001(3))	神埼ほか（2009） JAEA安全研究センターFEP (JAEA-Data/code 2009-011)	SKB (SR-Site) プロセスレポート (SKB TR 10-47等)	POSIVA (TURVA-2011) FEP (POSIVA 2012-07)
1. 番号／名称 2. 概要 3. 安全性への影響機構と影響度合 4. 理解の現状 4.1 モデル／試験研究 4.2 経時変化予測 4.3 ナチュラルアナログ 4.4 不確実性 4.4.1 現象に関する不確実性 4.4.2 データに関する不確実性	<ul style="list-style-type: none"> ・ 番号／名称 ・ 概要 ・ 安全性への影響の可能性 ・ 他のFEPとの関連 ・ FEP相関図を基に「核種移行に向かう相関関係」の一部を記載 ・ 現象特性に関する理解の現状 ・ 実験や解析などにより得られた物理化学的知見のまとめ及びその不確実性 ・ 核種移行への影響 ・ 影響の程度及び現時点での不確実性 ・ 今後の課題 ・ 参考文献 	<ul style="list-style-type: none"> ・ 名称 ・ 概論/一般的記述 ・ プロセスおよび変数(Variables)との依存関係 ・ 境界条件 ・ モデル研究/実験研究 ・ ナチュラルアナログ/天然における観察事例 ・ 時間的見通し ・ SR-Site安全評価での取り扱い ・ SR-Site安全評価での取り扱いを支持する参考文献の妥当性 ・ 不確実性 <ul style="list-style-type: none"> - メカニズムの理解における不確実性 - SR-Siteにおけるモデルの単純化における不確実性 - SR-Siteにおけるデータ不確実性 	<ul style="list-style-type: none"> ・ 番号／名称 ・ タイプ：Feature, Event or Process ・ クラス：システム変遷 or 移行 ・ 一般的記述 <ul style="list-style-type: none"> - 現在の基本的科学的理解 - 影響を及ぼす関連する特性、条件、制限など - 時間的な変化 - オルキルトにおける発生可能性がある条件、およびシステム変遷における発生可能性のある時期 ・ FEPの理解における不確実性: ・ 他のFEPとの関係（直接影響を及ぼす/及ぼされるFEP) ・ 参考文献

⑤安全機能発揮の要因の分析

安全機能の発揮に係るバリアの性能を抽出し、整理する。2012年度の試行（黒澤ほか、2013）においては、緩衝材の安全機能『移流による移行の抑制』に対して、『材料の低透水』に加え、“短絡経路を形成しない”という観点から『自己シール性』などを抽出している。SR-Site（SKB, 2011）においては、オーバーパックスの安全機能『放射性物質の浸出抑制』に対して、“微生物活動によるオーバーパックスの腐食を抑制する”という観点から、緩衝材に対して『微生物活動の低下』などを抽出している。なお、これらの要因（性能）を“安全機能”あるいは“下位の安全機能”と定義する場合もあることから（例えば、SKB, 2011）、用語の定義には留意が必要である。これらの安全機能発揮の要因の分析の実施では適切な情報の利用と判断が必要となることから、適切な専門家が上述④のFEPの相関、FEPの記述などを参照して作業を進めるとともに、その判断の経緯が追跡できるようにしておくことなどが求められる。これらの“安全機能発揮の要因”の分析については、後段⑥で実施する安全機能への影響要因の分析とあわせて、要因分析図を用いて整理しておくことが有効である（要因分析図の説明は後段⑥に示す）。

なお、このような、“安全機能発揮の要因”については、すべてを事前にすべて設定できていることが必須ではなく、シナリオ構築などの検討において、必要に応じて追加、修正することで段階的に充実させていくことになる。特に、他のバリアの性能を担保するために求められる機能や、ある状態が発生した場合にかぎって求められる機能などについては、シナリオの検討や安全評価を進めていく中で、適宜見直しや追加を行うことが重要である。

⑥ 安全機能への影響要因の分析整理

安全機能を基軸としたアプローチにおいては、安全機能がどのような要因によって、劣化あるいは喪失するのかを整理しておくことは本質的に重要である。そのため、上述⑤で実施した“安全機能発揮の要因”の分析を踏まえ、安全機能を確保するためのバリアの性能や特性を特定するとともに、それらを変化させる影響要因の分析整理を行う。

このような、要因分析の作業は、適切な情報の利用と判断が必要となることから、関連する専門家間での議論などを通じて進められることとなる。影響要因の抽出は、バリア間の相互作用などを含めて、重大な抜け落ちが無いよう、包括的であることが求められる。そのためには、④のFEPの相関、FEPの記述などを参照して作業を進めることに加え、包括的な検討をサポートするいくつかの方法も提案されている。（検討をサポートする手法については、後述の「作業を進めるために有効となる技術や手法」のa)において解説する。）

これらの作業結果は、要因分析図（上述⑤の要因分析図に対して影響要因との関係を追記）として示される。

図4.2-3に、2012年度の試行（黒澤ほか、2013）で作成した要因分析図の例を示す。

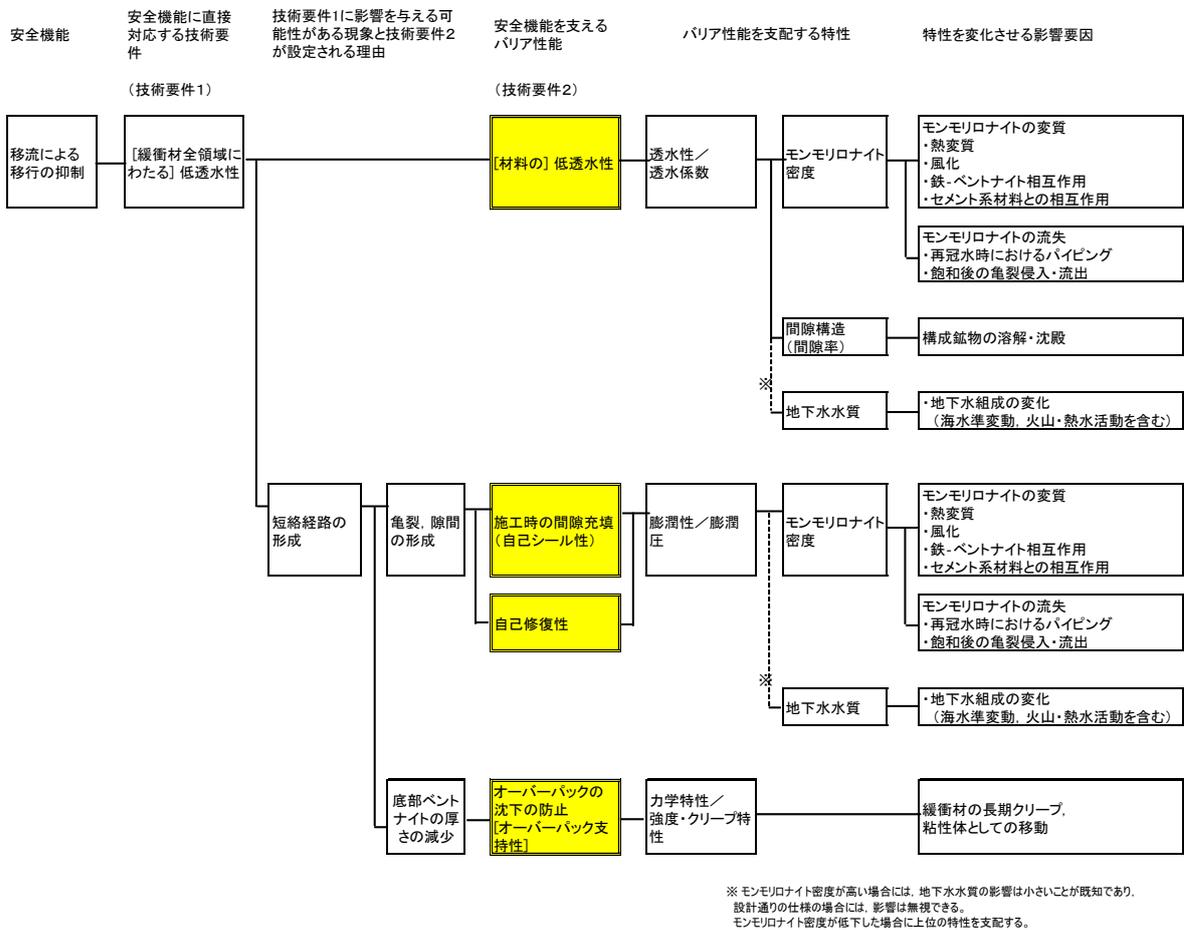


図 4.2-3 要因分析図を用いた安全機能に影響を及ぼす要因の整理例
(黒澤ほか (2013) を一部改変)

要因分析図では、安全機能を出発点として、上述⑤の“安全機能発揮の要因の分析”において、安全機能の発揮に関係するバリア性能（図中の黄色カラム）を抽出する。次に⑥において、これらの性能を支配する特性（例えば、モンモリトナイト密度）を特定し、配置する。さらに、それらの特性を変化させる影響要因を分析、抽出し記載する。これらのバリア性能や特性を変化させる影響要因（図 4.2-3 の右端のカラム）について、上述④において整理されている FEP の記述との対応付けを行い、現象の発生可能性の環境条件などへの依存性や、発生時期などについての情報を整理する。

なお、“安全機能発揮の要因”を支配する特性が、測定可能な状態量として定義可能な場合（例えば、“低透水性”に対して“透水係数”，“コロイドろ過能”に対して“緩衝材密度”あるいは“モンモリロナイト密度”），それらの状態量（特性値）を“安全機能指標”

とすることが可能となる。安全評価指標に対して、ある基準を満足している場合には安全機能が担保されるという値が設定可能であれば、それを安全機能指標基準とすることが出来る。このような設定は、シナリオ解析においては、シナリオ分岐を議論する際の参考となる。ただし、安全機能指標基準は、それが満たさない場合には安全性が確保できないというような絶対的な意味を持つものではないことに留意が必要である。

一方、特定の特性に数値基準を設定することは、例えば、その値を目標値として設計を進めることでシステムの設計者と安全評価を行う者が、システムの最適化の議論を行うことができるなど、地質環境条件や設計との連携などの全体的な議論の効率的・効果的な実施に役立つことが期待される。

⑦ システムの変遷に関する記述（発生可能性、不確実性に関する検討を含む）

システムの変遷についての検討作業は、“②システムの初期状態”での記述を基に、検討の前提条件となる地質環境条件、地層処分システムの構成要素などを明確にして進めることが重要である。システムの初期状態が、時間とともにどのように変化する可能性があるかについて包括的に検討するために、想定される事象やその影響可能性を幅広く抽出しながら、以下のような事項を検討し記述する。

- ・対象とする地域の過去から現在までの地質環境条件の変遷やその傾向性から推定される将来の地質環境条件の変化
- ・ニアフィールドにおける諸現象（埋設初期の緩衝材の飽和に到る過渡期の現象、バリア間の相互作用 など）

これらの事項の検討においては、検討対象とする時間枠、対象領域（ニアフィールドあるいは広域の地質環境）を明確にしたうえで、FEP 辞書などを参照し、熱、水理、応力、化学、放射線場、核種の移行・存在状態などについて、それぞれの時間枠およびスケールにおいての可能性のある場の変遷を検討していくことが有効である。また、システムの変遷についての検討結果は、ストーリーボードなどを有効に活用してわかりやすく記述することも有効と考えられる。

天然現象などの外部事象 FEP の発生を前提として、地層処分システムを取り巻く環境条件にもたらされる変遷を整理するといった作業もここに位置づけられる。この際、天然事象の影響の検討においては、川村ほか（2010）が提案しているように、1)事象により発生するプロセスの記述、2)1)の結果としてもたらされる環境条件（熱、水理、応力、化学）の整理、といった手順で作業を進めることが有効と考えられる。

本作業では、システムの変遷について重大な見落としが無いように、幅広く検討を進めることがひとつの重要なポイントとなる。そのため、ここでも後述の「作業を進めるために有効となる技術や手法」の a) で示すような新たな手法を用いることも有効と考えられる。

幅広い検討の後、それぞれの事象やプロセスについて、発生可能性や不確実性についての検討を行い、情報を整理する。このような検討においては、FEP 辞書などを活用する。また、このような検討においては判断の根拠を明確にしておくことも重要となるため、必要に応じて、後述の「作業を進めるために有効となる技術や手法」の b) に示す討論モデルを利用することも考えられる。

本作業でのシステムの変遷についての検討では、安全機能への影響も念頭におきつつ検討を進めるが、システムの変遷と安全機能との明確な対応付けまでを行うことは必須ではなく、それに関する検討と整理は後段⑧で実施する。

⑧システムの変遷と安全機能への影響との関係整理

ここでの作業は、上述③⑤⑥の一連の作業で得られる情報と、上述⑦の作業で得られる情報の統合を目的とする。すなわち、⑤⑥において整理される、“安全機能に影響を及ぼす要因”（図 4.2-3 の右端カラム）に対して、⑦において整理されるシステムの変遷についての整理結果を踏まえ、検討対象としているシステムにおける安全機能の劣化や喪失の可能性を特定し整理する。

まず、⑦において整理された幅広いシステムの変遷についての検討の中から発生の可能性が高いとされているものに対して、⑥における“安全機能に影響を及ぼす要因”との対応関係を、安全機能・影響要因相関図（FEP チャート）などで整理し、バリア特性の変化が安全機能の劣化や喪失に影響を及ぼすか否かについて評価する。この際、⑥で整理した、現象の発生可能性の環境条件などへの依存性などに留意する。また、⑥で言及した安全機能指標基準が設定できればその考え方を参考とすることもできる。

次に、発生の可能性が高くないと判断されるものの、不確実性として考慮しておくべきと考えられるシステムの変遷についても、その変遷による安全機能の劣化や喪失への影響を評価する。

図 4.2-4 に 2012 年度の試行（黒澤ほか、2013）で作成した FEP チャートの例を示す。この例では、安全機能と影響要因（プロセス）が特性を介して結ばれており、プロセスの発生の判断、プロセスの発生による安全機能への影響の判断を示している。FEP チャートでは、各プロセスに対して、与えられている環境条件（地質環境条件および設計の結果として与えられる条件を含む）とその不確実性、および各プロセスに対する現象理解などに起因する不確実性を含めて、プロセスの発生やその安全機能への影響を検討する。ただし、プロセス発生の判断は、定量的な閾値によって明瞭に判断できるものは限られていることに留意する必要がある。また、緩衝材と鉄やセメント系材料との相互作用のように、影響の空間的な広がりについての検討が必要な事象もある。このため、現象解析によって、当該プロセスの安全機能への影響の空間的な広がりを定量的に確認することも必要となる。

4.4.1 で述べるセメント影響についての解析は、その一例といえる。

したがって、この FEP チャートは影響の有無などについての検討の論理構造のみを示すものであり、影響の有無などの判断の前提とした条件や論拠については、個別に記録を行うなどにより追跡性と透明性を担保することが必要である。

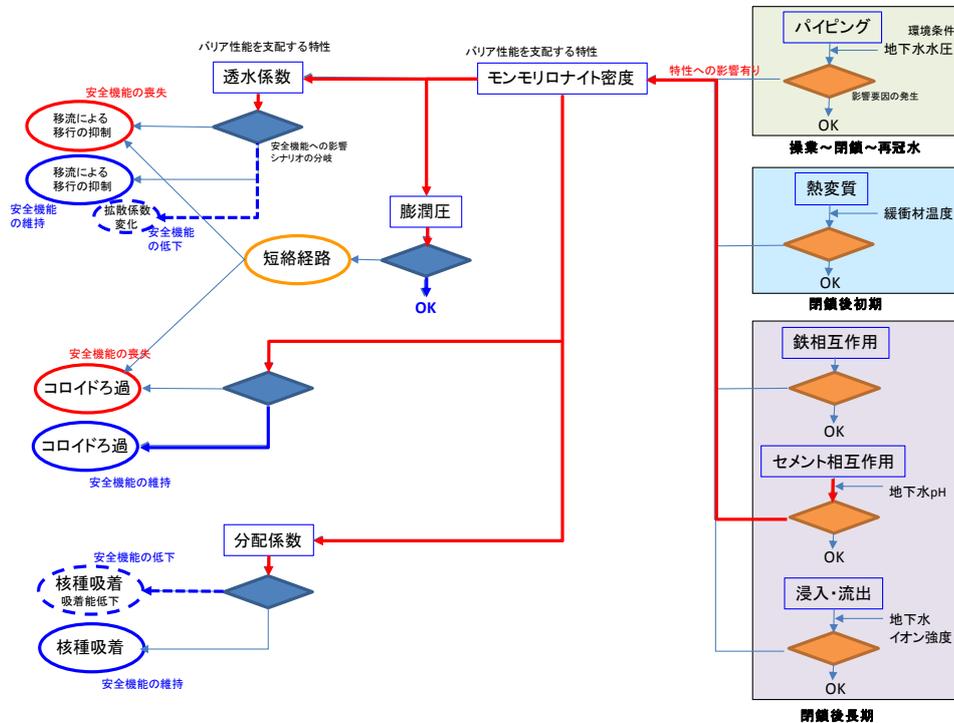


図 4.2-4 FEP チャートに基づく安全機能への影響検討例

安全機能と関連するプロセスなどの関係の全体を俯瞰するという観点からは、地層処分システムの複数の構成要素の安全機能間の相互関係を表すことも必要であり、その点では、SR-Site(SKB, 2011) で示されている FEP チャートや、NUMO(2011b)により提案されている安全機能と関連する現象の相互関係の表現例 (図 4.2-5) のような形式の図の利用も有効と考えられる。

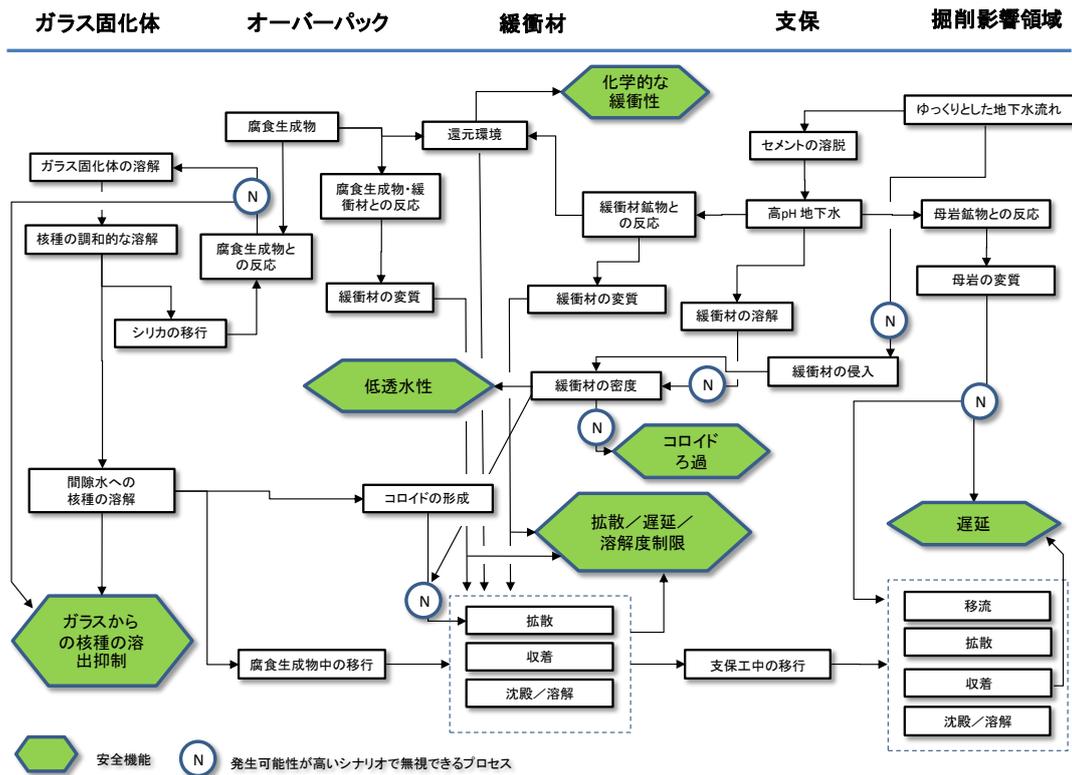


図 4.2-5 安全機能とそれらに関連する現象の相互関係の表現例（核種放出開始後）
(NUMO, 2011b)

⑨状態設定の記述

前段⑧までに実施した、種々の観点からの分析結果を集約し、場の環境条件の変遷や発生する現象の特徴的な影響、およびそれらによるシステムの安全機能の状態を、適切な時間区分ごとに「状態設定」として示す。

状態設定は、

- ・ システムの状態についての概念図
- ・ 状態の変遷およびその原因となる事象やプロセスについての説明
- ・ 安全機能に関連する現象と安全機能の状態

を示す。

ここでは、評価の各時間区分にける、熱的、水理学的、力学的、化学的な状態の記述に加え、安全評価の観点から、安全機能が、どのような理由によりどのような状態（期待する機能の発現、機能の変化・劣化・喪失など）になっているのかを記述することが重要と考え、安全機能の状態についても明示的に記述することとした。

なお、検討対象としている前提条件のもとでの発生可能性の判断から、発生することが確からしいと考えられる状態を基本設定とする。

⑩安全評価で考慮するシナリオ群の設定

前段⑨の状態設定に基づいて、安全機能の発現や変化・劣化などの組み合わせの中から、安全評価で考慮するシナリオ（以下、評価シナリオ）を設定する。評価シナリオの分類については、安全評価戦略などに依存するが、発生することが確からしいと考えられる状態設定に基づく基本シナリオと、様々な不確かさの影響を包絡できるように解析ケースを設定することが一般的である。

今年度見直しを行った状態設定の基本手順（図 4.2-1）において、一連の手順と区別して図の右に配置して記載した、作業を進めるために有効となる技術や手法について、以下に解説する。

a) 網羅性を向上させるためサポート技術

シナリオの検討においては、検討過程において重大な見落としがないように、安全機能に影響を及ぼす可能性の否定できない現象を幅広く取り上げる必要がある。そのためには、利用可能な知識の集約とその利用環境の整備が求められる。一方、実際の作業においては、作業を実施する専門家のヒューリスティックスにある程度依存せざるをえないという側面もある。そのため、専門家による思考をサポートする手法や技術を用意し、作業の各段階で必要に応じて利用することが有効になると考えられる。

そこで、他分野で開発されて適用事例のある手法（例えば、自動車産業、航空産業、化学プラントなどで開発されてきたリスク分析手法である、FMEA(Failure Modes and Effects Analysis)やHAZOP(Hazard and Operations Analysis)など)を調査し、地層処分におけるシナリオにおける適用可能性について検討を進めることは有効であると考えられる。

ここでは、例として、FMEA について簡単に紹介する。FMEA は、要素と時間的フェーズを区分して、網羅的に故障モード (Failure Mode) を抽出し、その結果生ずる可能性のある影響を解析する (Effect Analysis) 手法である。自動車・航空機をはじめとする多くの産業で、製品設計や工程設計 (製品の製造プロセスの設計) での潜在的故障、不良モードの早期発見と未然防止のために幅広く利用されている手法の一つである。故障モードとは、対象とするシステムの要素に起こる物理・化学的現象としての故障の種類であり、機械が作動しないなどの機能不全を引き起こす原因となった現象 (歯車の摩耗や配線の断線、あるいは構成材の化学的変質など) を指す。FMEA の重要な特徴は、解析対象とするシステムを空間的・時間的に有限個の要素に分割し (図 4.2-6)、各要素に対して起こりうる故障モードを列挙し、それぞれの故障モードに対して影響解析を行うことによって、体系的にリスクを分析する点である。

一般的に、FMEA は以下のような5つの手順で行う。

1. 対象となるシステムに対して各部品、構成要素を調べ、対象となるものを決定する。
2. 各部品などの考えられる故障モードを知り、その原因を調べる。
(故障モードの抽出においては、発生確率の評価は行わず、対象となる要素について起こりうるものすべてを挙げ、網羅的な抽出を行う。)
3. 故障モードによるシステムの損害度を評価する。
4. 故障の確率を推定する。システムの損害度の結果と総合し、総合した評価値（危険優先度 RPN(Risk Priority Number)など）を求める。
5. 総合した評価値による優先度に従って企画、設計上の改善・施策を検討する。

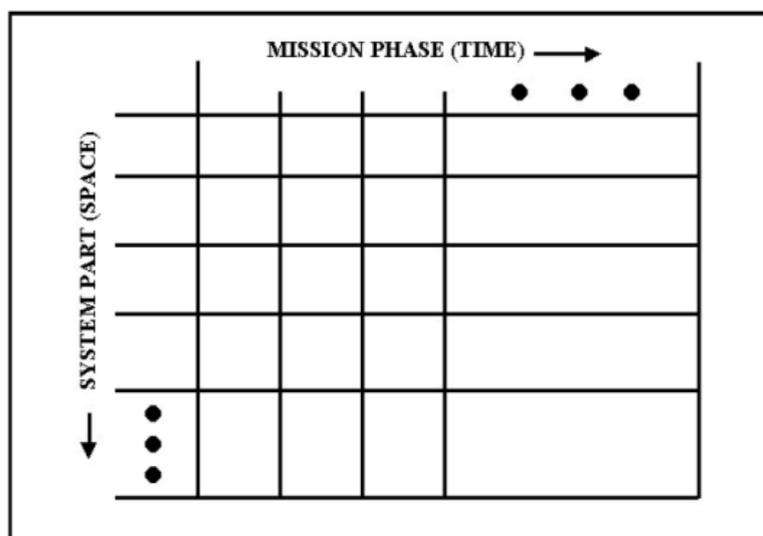


図 4.2-6 FMEA におけるシステムの空間的・時間的分割の模式図

地層処分の安全評価においては、上記の手順のうち3.以降の定量的評価は核種移行解析などの定量的な安全解析として実施すべきものであることから、ここでは、手順1.と2.そして手順3.のうち影響機構の特定などの概念的・定性的な検討を対象とすることとする。

手順2.の考えられる故障モードの抽出は、地層処分の安全評価におけるシナリオ構築において、FEPの包括的抽出を行う点と類似している。一方で、FMEAにおいては要素と時間の区分を行って、体系的に故障モードを抽出しており、このような構造化された取り組みが従来のFEPをベースとした検討の網羅性をさらに向上させるとともに、追跡性の改善につながるものと考えられる。さらに、FMEAにおける検討の構造化は、地層処分のような学際的なプロジェクトにおける多分野の専門家間の知識の統合に寄与する点も期待できる。この手法は、思考を行う際の枠組みを与え、時間空間の枠組みごとに検討を進めるという点において、ストーリーボードとの親和性も高いと考えられる。しかしながら、ここでのFMEAの利用の検討は、人間が行う思考の枠組みを与えるものであり、検討の実施そのものについては、専門家のヒューリスティクスに依存する点は変わらない。

これに対して、計算によるシミュレーション技術によって、地層処分システムの振る舞いに関する情報を得ようとする試みがある。具体的には、複雑系工学という分野で利用されているマルチエージェントシミュレーションや多変量セルラーオートマタの利用である。地層処分システムの変遷は、熱-水理-応力-化学が連成するマルチフィジックス性を持ち、非線形のフィードバックがあるなど、多様で複雑な振る舞いをする。これらの挙動をすべてヒューリスティックスで予測することは困難である。一方、THMCの連成問題を取り扱うことが可能な解析ツールの開発も進められているが、これらは、個別の具体的な現象理解（例えば、緩衝材の再冠水など）を目的としており、対象とする個別の具体的な現象については精緻な取り扱いが行えるが、幅広い連成問題を容易にとりあつかうことは困難である。マルチエージェントシミュレーションや多変量セルラーオートマタといったシミュレーション技術は、様々な状態変数やプロセスの相関を簡易なルールで規定することで、複雑な現象間の連成によるシステムの振る舞いをシミュレーションすることが可能であることから、このような技術を補完的に利用することで、システム変遷に係る専門家による検討を補完することが期待される。

b) 発生（発端事象の発生 and/or 影響伝播による安全機能への影響）の確からしさの判断を説明する技術

・ 討論モデル

状態設定を進めるにあたっては、いくつかの重要な点で判断が必要となる。たとえば、前段⑧におけるFEPチャートでは、プロセスの発生可能性、プロセス発生の結果としての安全機能への影響についての判断を行っている。これらの判断根拠の概要は、前段⑥の影響要因の分析整理および前段⑦のシステムの変遷に関する記述において明示されるべきものであるが、この背景には、FEPの記述や個別の研究報告などに記載されている科学的知見に基づいた専門家の思考や専門家間の議論による判断がある。

そのような判断過程の追跡性を向上させる一つの試みとして、討論モデルの形式での判断過程の整理がある。図4.2-7に、討論モデルの例として、2012年度の試行（黒澤ほか、2013）で作成した、主張“パイピングにより緩衝材の安全機能の低下が生じる可能性は低い”に対する討論モデルを示す。このような手法は、状態設定の過程で求められる様々な判断について柔軟に利用可能であり有効と考えられる。

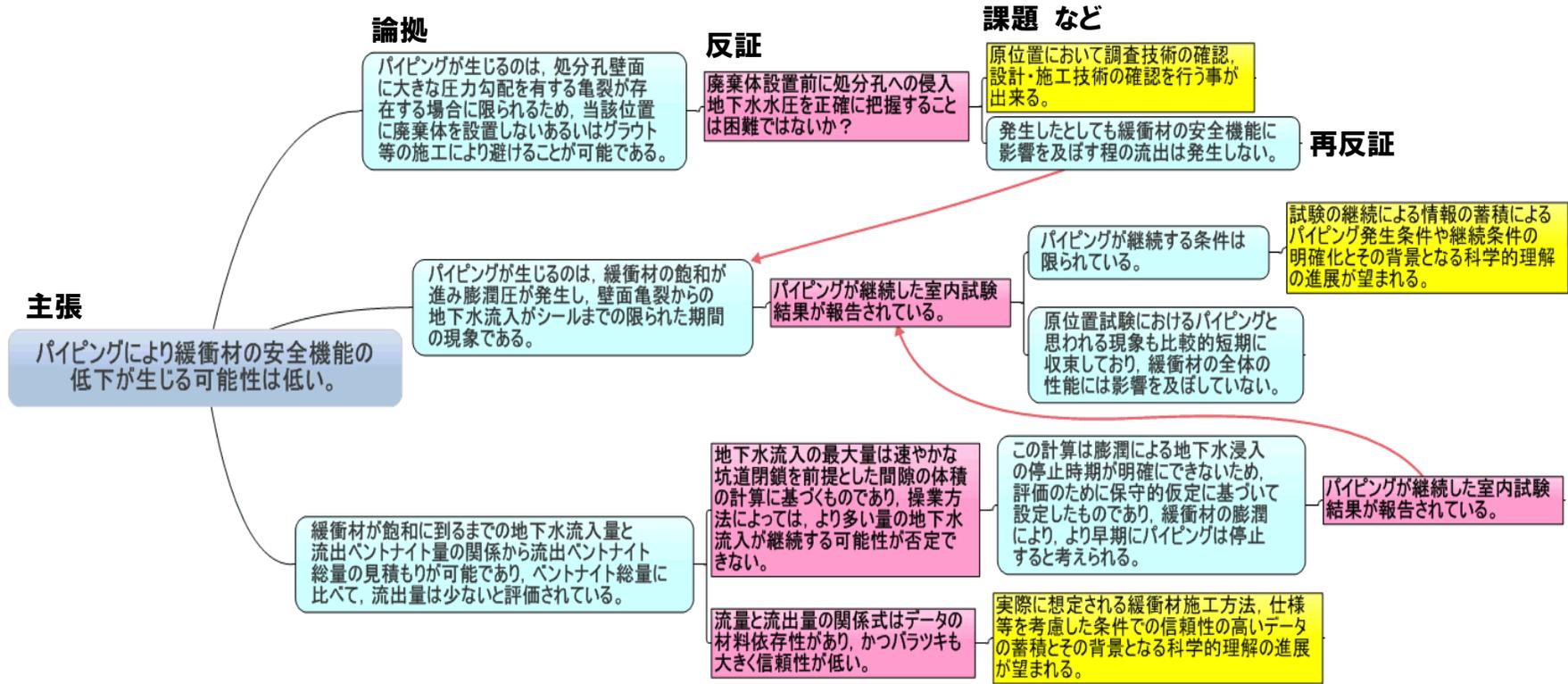


図 4.2-7 討論モデルによる主張“パイピングにより緩衝材の安全機能の低下が生じる可能性は低い”に対する論拠の整理例 (黒澤ほか, 2013)

4.3 作業プロセスに沿った体系的な情報整備手法の検討

(1) 背景と進め方

4.2項で述べた状態設定の基本手順および5章で述べる核種移行パラメータ設定手順（作業フロー）は、複数かつ関連を有する作業項目で構成される。各作業項目においては、不確実性の取り扱いを含めた作業結果とともに作業経緯や判断根拠の情報が発生することになり、それらが次段の作業項目で活用され新たな作業結果、作業経緯、判断根拠の情報が発生する、あるいは、前段の作業項目にフィードバックされ情報が更新されることになる。このようにダイナミックに作成・更新される情報の効率的な管理のためには、作業項目と適切に関連付けながら、作業結果のみならず各種作業の経緯・判断・論拠等を体系的に管理できる環境、さらにそれら情報を参照・利用しやすいアクセス環境などを整備しておくことが効果的と考えられる。このような情報や知見の体系的な整備は、情報や知見の品質管理を行うための基盤のひとつとしても機能することが期待される。

そこで、知見の体系的な整備への取り組みでは、シナリオ構築と核種移行パラメータ設定に係る一連の作業フローを基本的な枠組みとすることを基本的な考え方とした。このような、作業フローを軸とした情報管理を具体的に構築する方法としては、電子情報を効果的にリンクさせることのできるポータルサイトを中核として、作業フロー中の各作業項目とそれにより作成・更新される作業結果、作業経緯、判断根拠等の情報と整理することとした。これにより、作業フローとの関係づけにより情報を体系的に整理することができ、また作業項目ごとに様々な情報を集約することで情報を構造的に整理することができる。

作業フローを軸とした情報管理のためのポータルサイト（以下、ポータルサイト）の構築では、情報の管理の観点では多数の情報の一元的な集約と管理の支援、ユーザ利用の観点では情報へのアクセス性と情報の参照・利用しやすい形での提示、に留意することとした。また、作業フローに沿った作業の進展（実施済の作業項目の増加）による情報の増加、研究開発計画でのマイルストーンや個々の研究開発の進捗あるいは間違いの発見等による作業の再実施による情報の更新、などが生じ得る。このような作業と情報の時間的な変遷への対応にも配慮することとした。

ポータルサイトの構築にあたっては、これまでにJAEAの開発した知識マネジメントツールの開発や利用の経験や事例も踏まえつつ、これらツールの援用や改良によって対応することが可能かつ合理的な部分については、該当するツールや機能の再利用も含めて検討することとした。

なお、本検討は、2012年度共同研究報告書（黒澤ほか、2013）において示した品質情報の管理体系のイメージ（図4.3-1）を具体化するものである。

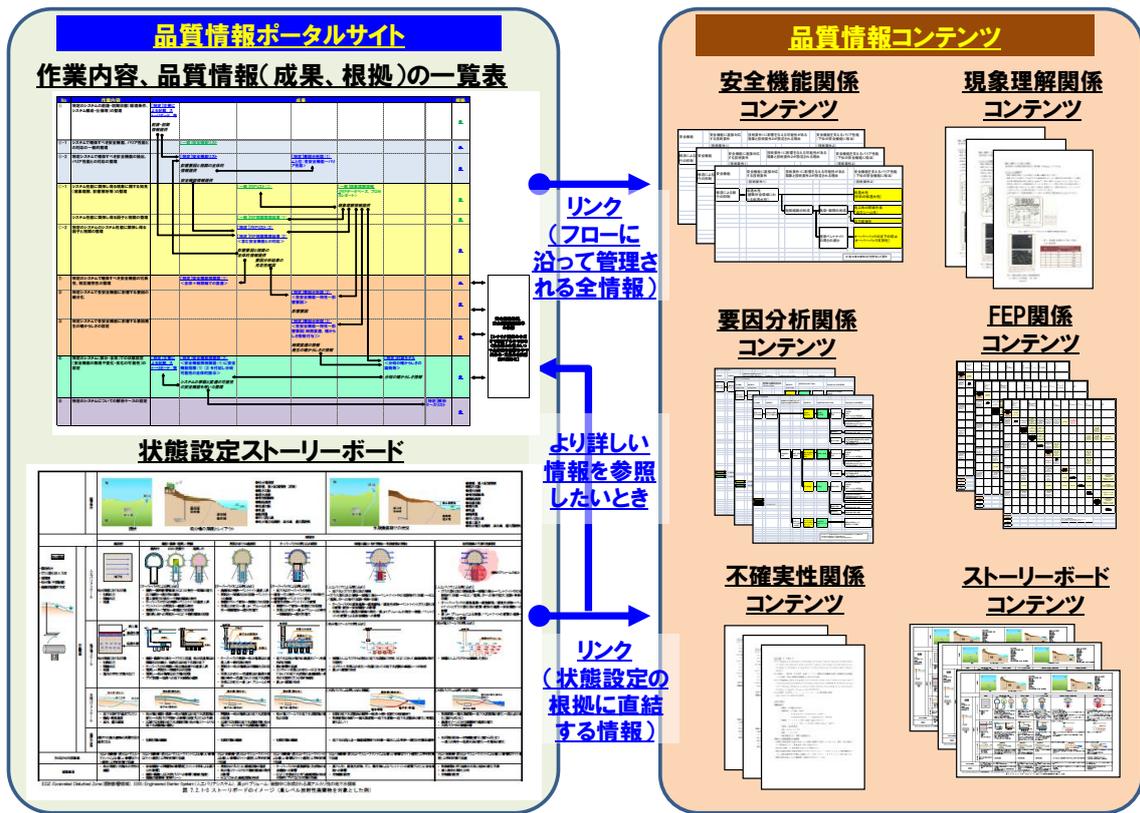


図 4.3-1 2012 年度報告書で示した品質情報の管理体系のイメージ

(2) ポータルサイトの構築

「作業フローを軸とした情報管理の管理における機能要件」を検討し、以下のように整理した。

- 作業フロー中の各作業項目とそれにより作成・更新される作業結果，作業経緯，および判断根拠についての電子情報をリンクさせること
- 上記のリンクを用いて，ユーザが作業上必要となる情報に効率的にアクセス可能であること
- 作業フローの定義や変更，そして，作業フローの変更を行った場合にこれに既にリンクされている関連情報が適切に管理され，変更後の所定の作業項目に再リンクされること
- 上記の各作業をシステム開発者や管理者を介さずにユーザが実施可能であること
- ユーザ管理（各ユーザのアクセス権や作成・更新等の権限を区分した登録・管理）が可能であること

また，作業フローを軸とした情報管理では，情報の集約・管理だけではなく，それを参照・利用することでの各作業項目にかかわる専門家間の協働を支援・促進することも重要な役割となる。そのため，「専門家間の協働の支援・促進に関する機能要件」を検討し，以下のように整理した。

- 協働や議論の材料となる種々の情報（作業に関連した判断の根拠，作業の経緯に関する連絡や報告，作業の成果，関連する論文やデータ等の技術情報等）を共有するためのファイル管理機能
- 作業に参加する専門家（異なる組織あるいは遠隔地で働くメンバーも含む）が，協働や各作業の目標といったテーマごとに意見や情報を交換しあう電子掲示板の機能
- 専門家間のコミュニケーションを通じて収集された情報を，ポータルサイトのコンテンツとして収集・管理できる機能

上記の機能要件を踏まえて，ポータルサイトの設計を行った。ポータルサイトの主な機能の一覧を表 4.3-1 に示す。なお，機能の実現にあたっては，下記をベースツールとして，必要な改良・変更を行って利用した。

- 「作業フローを軸とした情報管理」に係る機能：次世代型サイト調査情報統合システム（JAEA, 2013a）の一部として開発した「タスクフロー管理ツール」
- 「専門家間の協働支援」に係る機能：JAEA KMS（日本原子力研究開発機構 HP；<http://www.jaea.go.jp/04/tisou/toppage/top.html>）の一部として開発したグループウェア「KobWeb」

表 4.3-1 ポータルサイトの主な機能の一覧

機能	要件	ベースツール
ポータルサイト	ユーザが作業上必要となる情報に効率的にアクセス可能であること	KobWeb
作業フロー	作業フローの各項目の定義や変更を行うことができること	タスクフロー管理ツール
電子掲示板	協働や各作業の目標といったテーマごとに意見や情報を交換しあう場を提供できること	KobWeb
ファイル管理	議論に関連する種々の情報を共有することができること	KobWeb
ウェブリンク設定	作業フローの各作業項目と電子情報をリンクできること コミュニケーションを通じて収集された情報を各作業項目とリンクできること	タスクフロー管理ツール KobWeb
ウェブリンク変更	作業フローの変更を行った場合、既にリンクされている関連情報が変更後の所定の作業項目に適切に再リンクできること	タスクフロー管理ツール KobWeb
ユーザ管理	ユーザ管理（各ユーザのアクセス権や作成・更新等の権限を区分した登録・管理）が可能であること	KobWeb

ポータルサイト全体の構成を図 4.3-2 に示す。ツールの利用にあたっては、ログインすることによって、各個人に与えられた権限の範囲にてコンテンツを利用することができる。また、作業フローを軸とし、作業経緯、判断根拠、作業結果の情報を作成・更新することができる。作業項目と関連のある情報はファイル置き場に保管し、適切に関連付けて管理するため作業項目とリンク設定を行うことができる。さらに、意見や情報を交換しあう電子掲示板の機能を有し、電子掲示板からも同様に関連のある情報にリンクを設定することができる。コンテンツを管理するためのデータベースは、各ツール間の相互利用を向上させるため共通のデータベースを利用する。なおこれら機能は、共通のインターフェイスにて使用できるようにした。

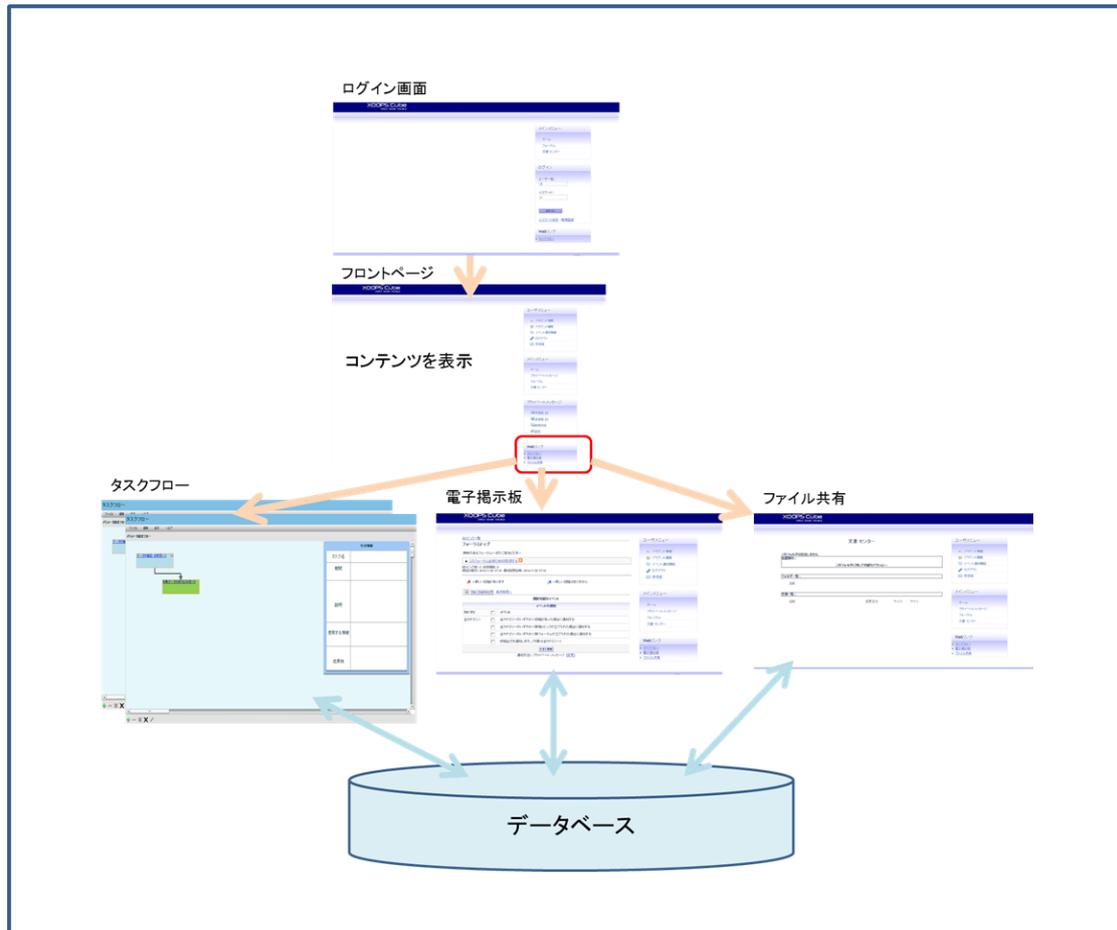


図 4.3-2 ポータルサイトの全体構成

ポータルサイトでは、作成・登録済みの作業フローに含まれる作業項目とそれと関連付けられた各種情報を以下の手順で参照する。これら手順は、シナリオ構築作業フロー、パラメータ設定作業フローの両方に共通である。②、③に該当する画面の例を図 4.3-3 に示す。なお、図 4.3-3 は、パラメータ設定作業に対応したポータル画面の例であり、フローの記載内容等に関する詳細は 5.6 を参照されたい。

- ① 作業フローの選択（作成済みの作業フローの一覧からの選択）
- ② 作業フロー上での作業項目の指定（作業フロー上でのクリック）
- ③ 指定した作業項目の関連情報（概要的な情報）の別ウインドウでの表示
- ④ より詳しい情報を知りたい場合には以下の手順によりアクセス
 - 関連情報の中で設定されているアドレスを選択（クリック）することでリンクされている詳細情報（電子ファイル、あるいは電子ファイルを含むフォルダ）の一覧が表示される。
 - この一覧から選択することで電子ファイルを閲覧可能となる。
 - また、関連情報の中で設定されているアドレスが外部 HP とのリンクの場合に

は、アドレスを選択（クリック）することで直接閲覧可能となる。

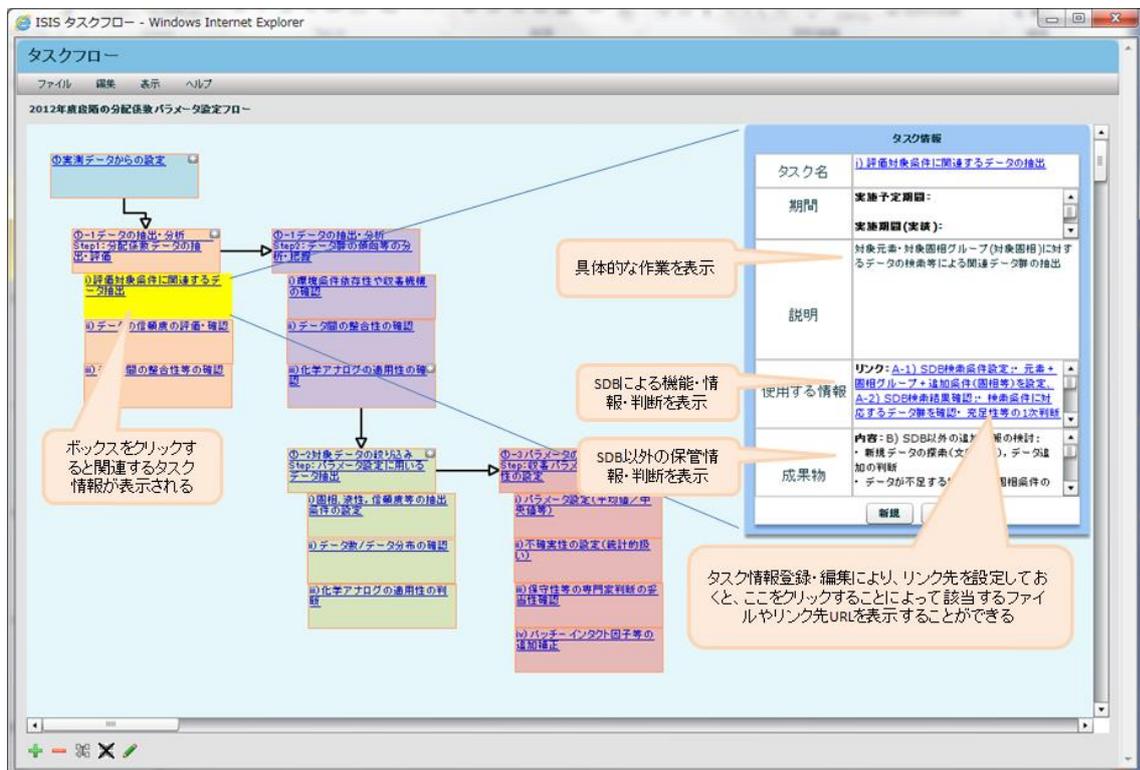


図 4.3-3 パラメータ設定作業を対象としたポータル画面の例
(作業フロー上での作業項目の選択と関連情報の表示)

作業フローや作業項目の作成，および関連情報や電子ファイル等の詳細情報の登録は，図 4.3-3 に示したポータル画面上にて以下の手順で行う。これら手順は，シナリオ構築作業フローとパラメータ設定作業フローの両方に共通であり，必要に応じて，別のテーマに関する作業フローを作成することもできる。また，シナリオ構築とパラメータ設定のそれぞれについて複数の作業フローを作成し管理することも問題なくできる。

- ① 作業フロー（ポータル上では「タスクフロー」と表記）の新規作成
- ② 作業項目を表すボックスの作成
- ③ 作業項目の関連情報（ポータル上では「タスク情報」と表記）の入力
 - タスク名
 - 期間
 - 説明
 - 使用する情報
 - 成果物
 - なお，使用する情報と成果物の欄では，関連する詳細情報である電子ファイルや外部 HP とのリンクを行う。

- 電子ファイルは、「ファイル管理フォルダ」機能を用いた事前の登録（アップロード）が必要。登録は作業項目と関連付けられたフォルダに対して行われる。フォルダの下位に階層構造的にサブフォルダを作成しておき、特定のサブフォルダにアップロードすることもできる。この操作は「ファイル管理フォルダ」機能の GUI 上で実施。
- 使用する情報と成果物の欄に、リンクしたい電子ファイルの「ファイル管理フォルダ」でのアドレスや外部 HP のアドレスを指定。
 - ④ ①～③を作業項目ごとに繰り返すことで作業フローを作成
 - ⑤ 作業フローに沿った作業項目間の連携の指定
 - ⑥ 上記作業が終了後、作業フローを保存することで、図 4.3-3 のような形での利用が可能となる。

ただし、これらポータルサイトおよびその作成や利用等を支援するツールはプロトタイプ的なものであり、例えば以下の点で改善の余地があると考えられる。

- ポータル上で作成する作業フローは必ずしも見やすいものではない。作業項目の柔軟な配置やわかりやすい表示等ができるようにすることが望まれる
- 作業フローの作成と詳細情報の登録で異なるツールを用いているため、ユーザが目的に応じてそれらツールを意識的に使い分ける必要がある。統一的なインターフェイス等を準備することで、ユーザがツールの違いを意識せずに使えるようにすることが望まれる。
- 詳細情報の管理は、ファイル名による識別あるいはフォルダによる分類を基本としている。これは、情報の種類や量が少ない段階では問題とならないと考えられるが、作業が繰り返し行われ情報の種類や量が増える場合、あるいは同じ種類の情報について複数回の更新が生じる場合には、より効率的な詳細情報の管理方法が必要になると考えられる。

4.4 知見の体系的な整理と不確実性の検討

2012年度の共同研究（黒澤ほか，2013）における，シナリオ構築の背景となる知見の整理として，“セメント-ベントナイト相互作用とアルカリブルームのオーバーパックへの影響”および“溶存ケイ酸濃度変化の影響などを考慮したガラス溶解挙動”の2つについて，環境条件の安全機能への影響やモデルの選択による結果へ影響などについての検討を行った。また，緩衝材を対象とした状態設定の試行においては，支保としてセメント系材料を用いた場合には，緩衝材全体には及ばないものの緩衝材の安全機能に影響を及ぼすことの蓋然性が高いと判断された。これらのことを踏まえ，本検討においては，2012年度に引き続き，セメント系材料の影響と，ガラス溶解挙動に着目し，これらの現象が安全機能へ及ぼす影響の不確実性について，さらに解析的検討を進め，情報の整理と課題の抽出を行った。

4.4.1 セメント系材料の利用によりもたらされる不確実性についての体系的整理と影響評価解析

地層処分において，地下施設の建設，操業の際に，工学的な観点から，様々な部位にセメント系材料を利用することが検討されている。一方，セメント系材料を地層処分システムに持ち込むことによって，その化学的な特性により，地層処分システムの構成要素との相互作用を起し，地層処分システムの長期安全性へ影響を及ぼす可能性がある。すなわち，セメント系材料の利用により，地層処分システムの安全機能の発揮に様々な不確実性がもたらされることになる。

本項では，まず，セメント影響によりもたらされる安全機能への影響と，その不確実性について，既往の知見の体系的な整理を行った。また，セメント材料の支保による緩衝材の変質と支保自身の劣化について不確実性を考慮した現象解析を行った。さらに，この現象解析結果に基づいて，状態設定を行い，核種移行の解析を試行することで，不確実性の取り扱いの事例検討を行った。

(1) セメント系材料の利用によりもたらされる不確実性についての体系的整理

セメント系材料の利用による影響には不確実性が存在する。その不確実性についての理解を進めるため，様々な部位にセメント系材料が利用されることによる安全機能への影響について，既往の検討事例の調査などに基づき，情報を体系的に整理した（表 4.4.1-1）。また，安全機能に影響を及ぼす可能性があるとして抽出された各項目について，知見や情報を整理した。各項目について，本報告書中での記載番号との対応を表 4.4.1-2 に示す。

表 4.4.1-1 種々のセメント系材料による安全機能への影響についての整理結果

	セメント系材料		
	a. 坑道支保(インバートを含む)	b. コンクリートプラグ	c. グラウト
1. オーバーバックの閉じこめ機能	1a オーバーバック表面のpH上昇及び鉄の不動態化に伴う局部腐食		
2. ガラス固化体の浸出抑制機能	2a-1 ガラス近傍の間隙水のpH上昇によるSi飽和濃度上昇及びガラス溶解速度上昇 2a-2 沸石析出によるガラスの溶解促進(溶解速度上昇) 2a-3 間隙水のCaイオン等の濃度上昇によるガラスの溶解促進(溶解速度上昇)あるいは溶解の抑制(溶解速度低下)		
3. 放射性核種の溶解制限機能	3a 溶液条件(pH, Ca濃度等)の変化にともなう、溶存化学種および溶解度制限固相の変化による、溶解度の変化		
4. 緩衝材の低透水性	4a-1 イオン交換による透水性上昇 4a-2 モンモリロナイト溶解による透水性上昇 4a-3 ベントナイト/コンクリート境界における二次鉱物沈殿による間隙率低下及び地震やガス圧による再開口		
5. 緩衝材の核種収着機能	5a 間隙水水質(pH, Caイオン濃度)変化/イオン交換/鉱物組成変化等による緩衝材の核種収着性能の変化		
6. 埋戻し後の坑道が卓越した移行経路となることの抑制(埋め戻し材への影響)	6a-1 イオン交換による透水性上昇 6a-2 モンモリロナイト溶解による透水性上昇 6a-3 ベントナイト(埋め戻し材)/コンクリート境界における二次鉱物沈殿による間隙率低下及び地震やガス圧による再開口		
7. 坑道付近のコンクリート領域(支保・インバート等)における卓越した移行経路形成の抑制	7a-1 コンクリート溶脱による透水性上昇および二次鉱物による間隙閉塞 7a-2 コンクリートの割れによる透水性上昇および二次鉱物による割れ目閉塞(自己シール)	7b 処分坑道からその他の坑道及び立坑に至る移行経路の形成	
8. 母岩の核種移行抑制機能	8ab-1 地下水水質変化(pH上昇等) 8ab-2 母岩マトリックスの溶解、割れ目へのセメント反応水の浸入による割れ目での母岩との相互作用(右記と同じ)		8c-1 グラウト中のセメントの反応による地下水水質変化(pH上昇等) 8c-2 母岩マトリックスの溶解/二次鉱物沈殿による割れ目の閉塞(透水性の変化) 8c-3 グラウト溶脱後のpH低下に伴う割れ目の(閉塞以前を上回るような)再開口と透水性の上昇
	8abc コンクリート中の混和剤との錯体形成による核種移行遅延機能の低下		

表 4.4.1-2 安全機能への影響の整理項目の報告書対応表

セメント系材料の利用部位		報告書の 記載番号
	安全機能への影響可能性のある項目	
坑道支保		
	1a オーバーパック表面の pH 上昇および鉄の不動態化に伴う局部腐食	(i)
	2a-1 ガラス近傍の間隙水の pH 上昇による Si 飽和濃度上昇およびガラス 溶解速度上昇	(ii)
	2a-2 沸石析出によるガラスの溶解促進 (溶解速度上昇)	
	2a-3 間隙水の Ca イオンなどの濃度上昇によるガラスの溶解促進 (溶解速度上昇) あるいは溶解の抑制 (溶解速度低下)	
	3a 溶液条件 (pH, Ca 濃度などなど) の変化にともなう, 溶存化学種および溶解度制限固相の変化による, 溶解度の変化	(iii)
	4a-1, 6a-1 イオン交換による透水性上昇	(iv)
	4a-2, 6a-2 モンモリロナイト溶解による透水性上昇	(iv)
	4a-3, 6a-3 ベントナイト/コンクリート境界における二次鉱物沈殿による間隙率低下および地震やガス圧による再開口	(v)
	5a 間隙水水質 (pH, Ca イオン濃度など) 変化/イオン交換/鉱物組成変化などによる緩衝材の核種収着性能の変化	(vi)
	7a-1 コンクリート溶脱による透水性上昇および二次鉱物による間隙閉塞	(vii)
	7a-2 コンクリートの割れによる透水性上昇および二次鉱物による割れ目閉塞 (自己シール)	(viii)
コンクリートプラグ		
	7b 処分坑道からその他の坑道および立坑に至る移行経路の形成	(ix)
坑道支保およびコンクリートプラグ		
	8ab-1 地下水水質変化 (pH 上昇など)	(x)
	8ab-2 母岩マトリックスの溶解, 割れ目へのセメント反応水の浸入による割れ目中での母岩との相互作用 (下記グラウトに同じ)	(x)
グラウト		
	8c-1 グラウト中のセメントの反応による地下水水質変化 (pH 上昇など)	(x)
	8c-2 母岩マトリックスの溶解にとまない生ずる二次鉱物沈殿による割れ目の閉塞 (透水性低下)	(x)
	8c-3 グラウト溶脱後の pH 低下に伴う割れ目再開口 (閉塞以前を上回るような) と透水性の上昇	(x)
全材料共通		
	8abc コンクリート中の混和剤との錯体形成による核種移行遅延機能の低下	(xi)

(i) オーバーパック表面の pH 上昇および鉄の不動態化に伴う局部腐食

オーバーパック材料である炭素鋼は、高 pH 条件において不動態化することが知られている。不動態化した場合には、塩化物イオンなどの不動態皮膜を破壊する作用を有する化学種の存在下では孔食、すきま腐食、応力腐食割れなどの局部腐食を生ずる可能性がある。このため、処分環境における炭素鋼オーバーパックに不動態化が生ずるか否かは、オーバーパックの閉じ込め性能を評価するうえで重要な要因の一つとなる。谷口ほか(2002)は、炭素鋼試験片をチタン製のカラムに充填された緩衝材中に埋め込み、 NaHCO_3 溶液、 Na_2CO_3 溶液、および普通ポルトランドセメントあるいは低 pH セメント平衡溶液によって緩衝材間隙を充たしてアノード分極試験を行い、種々の乾燥密度、ケイ砂混合率の緩衝材中での不動態化条件を測定している。谷口らの試験では、緩衝材乾燥密度 1.6 g/cm^3 の場合には、間隙水中の pH が 10.5 以上となると不動態化が生じて孔食などの局部腐食の生ずる可能性があることが示唆される一方、それ以下の pH では、全面腐食が支配的となることがわかる。

セメント影響により緩衝材内側境界における間隙水の pH 上昇の程度を予測し、上記の不動態化のしきい値と比較することが重要な課題となる。

(ii) ガラス近傍の間隙水の溶液条件の変化 (pH 上昇, Ca 濃度増加など) によるガラス溶挙動の変化

ガラスの初期溶解速度が pH に依存し、pH の高い領域で初期溶解速度が上昇することについては、Inagaki et al., (2012)などの報告がある。また、pH が上昇することにより、Si の飽和濃度が上昇することから、間隙水中の Si 濃度が飽和に近づくことによる溶解速度の低下(化学親和力の影響)の効果が起こりにくくなる。

NF-PRO 報告書 (Godon et al., 2008) では、セメント影響などによってガラス近傍の pH が上昇した場合、

- 初期溶解速度の上昇
- ゲル層の性質の変化
- 拡散層中での水分子の拡散挙動の変化
- 溶解した Si の収着や拡散挙動の変化
- Si の沈殿挙動の変化
- 残存溶解速度 (residual reaction rate) の変化

を通じてガラス溶解速度に影響を及ぼす(上昇させる)可能性があることを指摘している。しかしながら、緩衝材の内側で通常予想される $\text{pH} < 10.5$ の範囲では、これらの影響による長期の溶解速度上昇の程度は顕著なものではないとしている (Godon et al., 2008)。

一方、英国の中レベル廃棄物ガラス固化体に関する研究 (Utton et al., 2012) では、周囲のセメント系充填材の影響によって上記の高レベル放射性廃棄物の場合よりも高い pH 条件が想定されることから、ガラス固化体の溶解速度が顕著に上昇する懸念があると指摘し

ている。しかしながら、同時に、セメント平衡水中に存在する比較的高い濃度の Ca イオンと溶解した Si の反応によって、ガラス固化体の表面に C-S-H 鉱物の被覆層が成長して溶解速度を制限する効果を発揮する可能性があることを併せて示している。

ベルギーでは、高レベル放射性廃棄物ガラス固化体に対して、ベントナイト系の緩衝材の代わりにセメント系材料をキャニスタの周囲に設置する処分概念が検討されている。このような処分概念では、セメント系材料による高 pH 条件でのガラス固化体の溶解促進が懸念され、検討課題として挙げられており、Lemmens et al., (2008) では、次のように述べられている。

- ① セメント系材料に由来する高 pH の間隙水とガラスが接し続けた場合（水質固定の動的浸出試験に相当する条件と考えられる）には、ガラスの溶解速度は顕著に上昇する。
- ② セメント系材料中で生成される水酸基がセメント材料中の反応で消費され、ガラス溶解による消費と競合した場合（セメント試料を含むバッチ浸出試験に相当する条件と考えられる）には、ガラス溶解速度の上昇は緩和される。
- ③ セメントから溶出する Ca の反応によって生ずる表面変質層の保護的な働きによるガラス溶解の抑制効果（上記の中レベルガラス固化体の事例参照）も期待できる。
- ④ オーバーパック開口部の物質移動抑制により、ガラス溶解が直近の水質を規定し、セメント系材料起源の水酸基はセメント構成鉱物自身の変化によって消費されるような場合には、上記の②に近い条件が成立することとなり、ガラス溶解速度の上昇は必ずしも顕著なものとならないことが推定されるが、これを立証することは現状では困難と考えられる。

Inagaki et al., (2006)においては、pH が高い条件（pH11 程度以上）では、沸石が析出することを報告している。沸石の析出によって、ガラス表面近傍の溶存ケイ酸が消費され、その結果としてガラスの溶解が促進される可能性がある。

また、Mercado-Depierre et al., (2013)は、溶液中の Ca 濃度の上昇はガラスの溶解の促進と抑制のいずれの効果も確認されていると報告しており、上述の Lemmens et al., (2008) によって報告されている C-S-H 鉱物の被覆層の効果とは異なる影響があることを示している。

なお、本報告書 4.4.2 において、ガラス固化体からの核種の浸出に係る性能評価モデルの開発に向けて、ガラス溶解とガラスからの核種の浸出挙動についての基盤情報の整備を進めている。ただし、4.4.2 の検討では、コンクリートの影響は考慮しないこととしている。今後、地層処分システムの設計の具体化によるセメント系材料の利用に関する情報や、ガラス表面近傍へのセメント反応水の到達に関する検討の状況を鑑み、必要に応じて、ガラス溶解へのセメント影響についても検討を進めていくこととなる。

(iii) 溶液条件 (pH, Ca 濃度など) の変化に伴う溶存化学種および溶解度制限固相の変化による溶解度の変化

コンクリート間隙水による評価対象元素の溶解度への影響については、pH などの水質変化による溶解度の変化とコンクリート中の混和剤の影響 (有機錯体の生成など) による変化が考えられる。

(a) pH などの水質変化による溶解度への影響

スイスの Opalinus 粘土層に計画されている高レベル放射性廃棄物処分場では、坑道閉鎖に際してすべてのコンクリート製支保を撤去することとしているため、安全評価における放射性元素の溶解度も高 pH 条件ではなく、中性近傍の緩衝材間隙水条件を想定して核種の溶解度が設定されている (Nagra, 2002)。一方、種々のセメント系材料が、閉鎖後も廃棄物近傍に残留する中低レベル放射性廃棄物処分場については、安全評価で用いる主要核種の溶解度を設定するために、Bernier (2002) において種々の検討が行われている。ここでは、コンクリート間隙水 (pH 12.55, Eh -250 mV, 25°C) を想定して、注意深い品質管理を行った熱力学データベース (Hummel et al., 2002) の利用を基本とした地球化学計算により溶解度の設定を行っている。ただし、一部の元素については、適切な熱力学データベースが入手できないため、化学的類似性に基づく類推によって溶解度の設定を行っている。

水酸化物錯体 (陰イオン) の形態をとる元素 (Sn, Pd, Zr, Ni, Eu, Cd, Mo, Co, Be) については、中性近傍の条件よりも溶解度が顕著に上昇する結果となった。

(b) 混和剤などの影響による核種溶解度への影響

須黒ほか (2010) により、プルトニウム (Pu) の有機物 (セメント混和剤) 共存下における溶解度データを取得試験が実施されている。試験で使用されたセメント混和剤は、ナトリウムフォルムアルデヒド酸系化合物およびポリカルボン酸系化合物である。試験は、処分環境を模擬した極低酸素濃度 (O_2 濃度 1 ppm 以下)、還元条件 (還元剤: 亜ジチオン酸ナトリウム) でのバッチ式溶解度試験で、Pu の初期添加濃度は $10^{-6}M$ である。液相は 1) 蒸留水を水酸化ナトリウムにより pH を 12.5 に調整した溶液、2) セメント間隙水を想定した普通ポルトランドセメントの浸漬液 (pH 12~13) とし、混和材を 0.5g/kgw および 50 g/kgw 添加した。これらの条件に加え、セメントが固化した後の間隙水中に存在する混和剤の成分は原液のものと異なり低分子量であることが知られていることから、混和剤の分子量の違いが溶解度の変化に及ぼす影響を確認するため、分子量別の溶解度試験を行った。温度は室温 ($298 \pm 5 K$)、試験期間は 7, 14, 28 および 56 日を基本とした。

その結果、セメント混和剤が存在しない場合の Pu の溶解度 (約 $10^{-10} mol/l$) に対し、セメント混和剤が存在すると、セメント混和剤の種類や濃度にかかわらず、ろ過条件が孔径 $0.45 \mu m$ の場合 Pu 濃度は 2~3 桁上昇した。ろ過条件を 10,000 MWCO とした場合には、

混和材濃度が低い場合には Pu 濃度の上昇が顕著ではないケースもある。また、分子量別の試験から高 pH 条件では、高分子量成分よりも低分子量成分のセメント混和剤の方が Pu 濃度をより上昇させる傾向が示された。

セメント硬化体間隙水に存在する有機成分と、初期の混和剤との違いなどを考慮すると、今後、より直接的な方法での試験（実際にセメント硬化体の間隙水を高圧で抽出する方法など）によって、Pu の溶解度測定を実施する必要があるとしている。

Kitamura et al., (2013)においては、上記の観点から、混和剤を含有するセメント硬化体と、混和剤を含有しないセメント硬化体を作成し、これらから絞り出した間隙水を用い、Th と Am の溶解度を測定を行っているが、溶解度への混和剤の影響は認められなかったとしている。

(iv) セメント影響によるベントナイト系材料の変質と透水性の変化

コンクリート・モルタルなどのセメント系材料とベントナイト系材料の間には、初期に存在する鉱物の溶失と新たな二次鉱物の生成とからなる化学的変質が生じるが、セメント系材料およびベントナイト系材料の全領域において一様に変質が生じるわけではない。セメント系材料とベントナイト系材料それぞれの領域では間隙水の組成が異なっており、この化学的勾配によって駆動される溶質移行に伴い、主としてこれら二つの材料の接する境界面上で反応が生じることとなる。つまり、新鮮なセメントとベントナイトの接する人工的な構造は不安定となり、初期の鉱物の含有率が低下し二次鉱物が増大した第三の遷移層が形成されることとなる。そして、セメント系材料およびベントナイト系材料の変質が継続するためには、この遷移層を通じた溶質の移行が生じることが必要である。コンクリートなどのセメント系材料と接したベントナイト系材料の変質に関するインフュエンスダイアグラムの例を図 4.1.1-1 に示す (Takase, 2009)。同図にあるように、セメントの溶脱によって生じた液相中の水酸基や Ca イオンなどが隣接したベントナイト系材料領域に移行することによってベントナイト間隙水の pH が上昇する。このため、ベントナイトの主成分であるモンモリロナイトおよび石英やカルセドニなどの随伴鉱物の溶解が促進され、変質が進展する (図中の赤色の矢印)。しかし、これらのケイ酸塩鉱物の溶解に伴い、pH の上昇が緩衝されることにより変質が自己抑制される効果も同時に生ずることとなる (図中の青色の矢印)。また、これと並行して、Ca イオンなどによるベントナイト層間の Na イオンとのイオン交換も生ずる。

モンモリロナイトや随伴鉱物の溶解によって液相中の Si, Al などの濃度が上昇することにより、高アルカリの当該環境で安定な CSH 系鉱物や CASH 系鉱物といった二次鉱物の沈殿が生ずる。二次鉱物の沈殿は、生成する鉱物の種類に応じて水酸基を消費する場合も生成する場合もあるため、想定する鉱物の種類によって、ベントナイト系材料間隙水中の pH は更に上昇する可能性 (赤色の矢印) も、逆に緩衝されて低下する可能性 (青色の矢印) もある。また、モンモリロナイトや随伴鉱物の溶解生成物が二次鉱物として沈殿すること

により、これらの溶解生成物の濃度は不飽和に保たれることとなるため、後述する境界面の緻密な保護層の生成によって物質移動が事実上停止した状況でも、初生鉱物がその場で二次鉱物に変換されるという形式で溶解反応が継続して生ずることとなる。

多くの場合、二次鉱物のモル体積はモンモリロナイトなどの初生鉱物よりも大きいために、固相の体積が増大し、間隙は二次鉱物によって閉塞する傾向を示すこととなる。境界上で沈殿する二次鉱物層は緻密で実効拡散係数が小さいものと考えられるため、セメント系材料とベントナイト系材料との境界を通じた物質移動は抑制され、ベントナイト系材料への水酸基やCaイオンの移行も鈍化することが予想される（図中の青色の矢印）。一方、生成する二次鉱物はモンモリロナイトのような膨潤性のものではないことが一般的であるため境界部分の止水性が低下することが想定される。さらに、モンモリロナイトの残留している領域において二次鉱物が沈殿した場合、モンモリロナイトの層間が膠着するセメンテーションによって膨潤性や可塑性が低下し、ひび割れなどに至る可能性も懸念されている（赤色の矢印）。

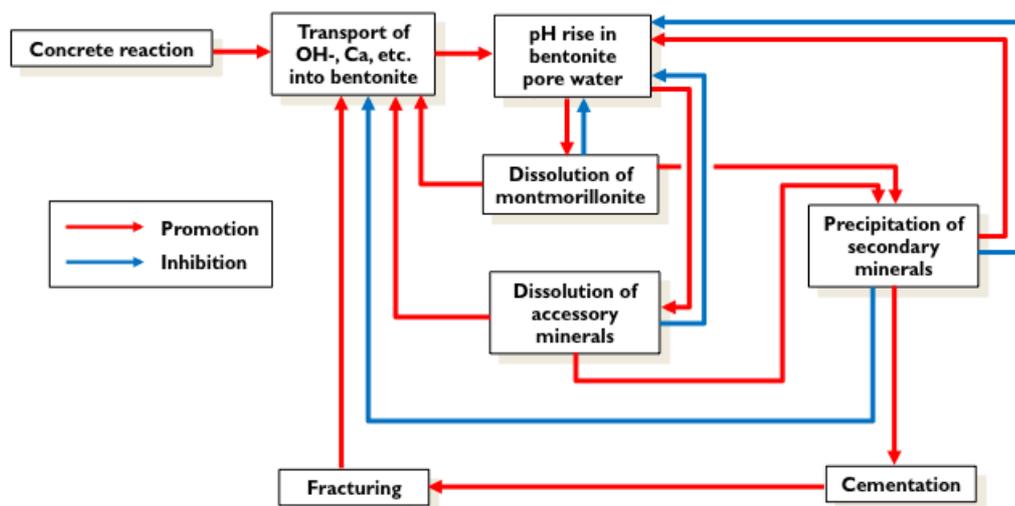


図 4.4.1-1 セメント影響によるベントナイト系材料変質に関する現象間の相関関係 (Takase, 2009)

セメント材料と緩衝材が接触することによる緩衝材の反応についての情報は、2011年度のNUMO-JAEA共同研究報告書（江橋ほか，2012）にまとめられている。この中で、緩衝材変質解析実施の観点から関連する情報を構造的に整理し（図 4.4.1-2）、それぞれの項目についての現状を、文献情報などとあわせて整理している。この整理以降、既存の溶解実験データの分析に基づいて、小田ほか（2013）によって、新しいスメクタイト（モンモリロナイト）の溶解速度式が提案されている。

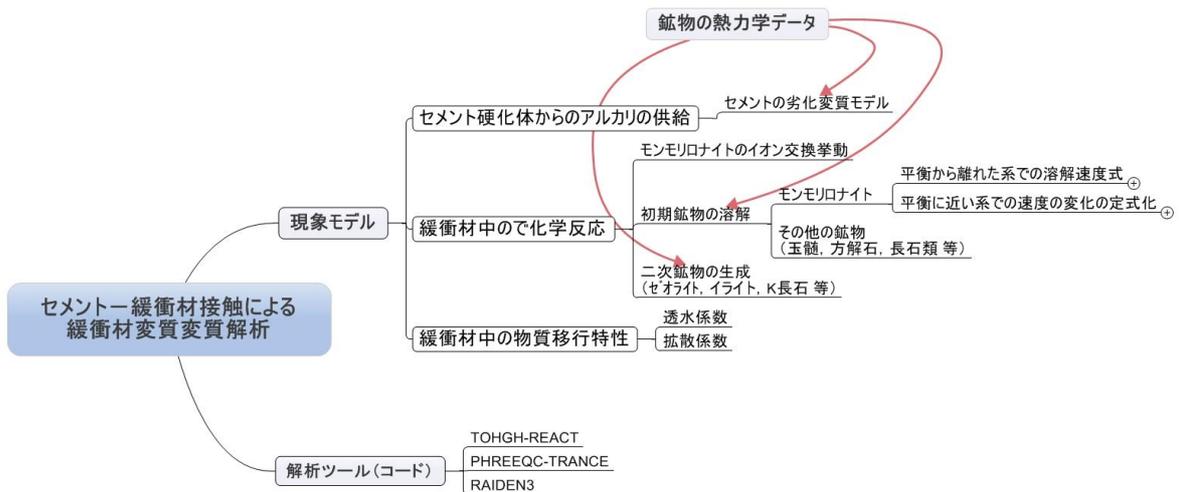


図 4.4.1-2 セメント-緩衝材接触による緩衝材変質解析に必要な情報など

ここでは、表 4.4.1-1 および 4.4.1-2 で整理した安全機能への影響の関連から追加的に情報を整理する

イオン交換およびモンモリロナイトの溶解による透水性の上昇については、前田ほか(1998)による、高 pH 条件での変質を想定したクニゲル V1 の透水試験結果 (図 4.4.1-3) がある。ベントナイト中のスメクタイトが溶解し、緩衝材中のスメクタイトの密度が低下すると、透水係数の上昇し、その傾向は、Na 型ベントナイトに比べ、Ca 型ベントナイトの方がより顕著になることを示している。

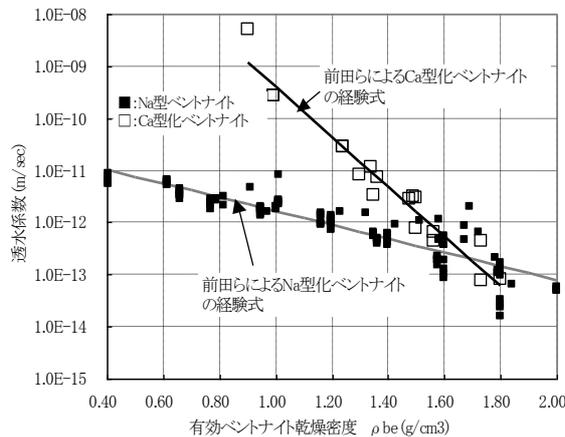


図 4.4.1-3 有効密度の異なるベントナイト試料についての透水試験結果のまとめ

伊藤・三原 (2005) は、この試験結果から、間隙水の当量イオン濃度 ($C_{i[eq/dm^3]}$)、ベントナイトの交換性ナトリウム割合 (ESP[-])、スメクタイト間隙比($e_{sme}[-]$)をパラメータとして透水係数 ($K [m/s]$) を以下の実験式で示している。

この式では、ベントナイト中のスメクタイトが溶解し消失すると (すなわち、 e_{sme} が大

きくなる), 透水係数は 10^{-5} m/s となる。

$$K = 10^{1.30C_i} \cdot e_{sme}^{3.48C_i} K_0 \quad (4.4.1-1)$$

ただし, $C_i \leq 10^{1.49ESP-1.0}$, $K \leq 10^{1.63e_{sme}-0.24} K_0$ かつ $K \leq 10^{-5}$

$$K_0 = \begin{cases} (0.91 - 1.57 \cdot ESP + 2.00 \cdot ESP^2) \times 10^{-13} \times e_{sme}^{7.44-5.69ESP} \dots\dots\dots e_{sme} \leq 7.0 \\ (0.91 - 1.57 \cdot ESP + 2.00 \cdot ESP^2) \times 10^{-13} \times 7.0^{7.44-5.69ESP} \left(\frac{e_{sme}}{7.0} \right)^{11.4} \dots\dots 7.0 < e_{sme} \end{cases}$$

ただし, $K_0|_{ESP=1} \leq K_0 \leq 10^{-5}$

なお, 上記のモデルは, 実験結果へのフィッティングにより導出された経験的なものであり, 理論的な根拠の明確なものではない。このため, モデルの適用性は実験と同じ条件で同様の変質を経た場合に限られることに注意を要する。

(v) **ベントナイト/コンクリート境界における二次鉱物沈殿による間隙率低下および地震やガス圧などによる再開口**

化学-物質移行連成解析において, ベントナイト-コンクリート境界近傍において, 方解石などの沈殿により, 間隙率が低下し反応が抑制されるという結果が認められる(例えば, 小田ほか, 2013, 黒澤ほか, 2013)。

一方, 実際の処分環境においては, オーバーパックの腐食に伴う水素ガスの発生による圧力の発生と透気現象, 腐食生成物の生成にともなう圧力の発生(腐食膨張), あるいは地震動の影響などによって, 間隙率が低下した(あるいは閉塞した)部位に破壊が起こり, 新しく卓越した物質移行経路が形成される(再開口する)ことも想定される。しかしながら, このような場の状態変遷については, 現状では, 現象理解に基づいた精緻な解析的取り扱いが困難である。解析における模擬的な取り扱いとして, 間隙率に依存せずに一定の物質移行パラメータを設定する, あるいは間隙率のある値まで低下した際には鉱物の沈殿反応を抑制し閉塞を防止する といったことが行われる場合があるが, この現象の取り扱いについての不確実性は大きいと考えられる。

(vi) **緩衝材の核種収着性能の変化**

セメント系材料と接触した地下水による緩衝材の核種収着性能の変化は, 緩衝材間隙水中の pH の上昇, 緩衝材中のモンモリロナイトの Ca 型化, モンモリロナイトなどの初期鉱物の溶解と二次鉱物の沈殿, あるいは核種の溶存化学種の変化などの様々な影響要因が重なって生じるものであり, 不確実性を伴う。

セメント影響に着目した緩衝材分配係数の設定に関する調査と検討は, 本報告書 5 章の核種移行パラメータ設定に関する検討の一環として 5.5 に整理してあるので, そちらを参照されたい。

(vii) セメント系材料中の物質移行特性

セメント系材料の溶解変質に伴い、セメント系材料自身の実効拡散係数および透水係数といった物質移行特性の変化が生ずることとなる。ここでは、これらの変化に関する既往の研究事例の整理を行った。

セメント系材料の溶解変質によって間隙率が増大する場合には実効拡散係数および透水係数も増大し、逆に、二次鉱物の沈殿によって間隙率が減少する場合にはこれらの物性もまた減少することとなる。しかしながら、一般に、これらの物性の変化は間隙率のみによって規定されるわけではなく、間隙構造の変化による複雑な影響を受けることとなり、長期にわたるセメント系材料の変質による物性変化についての定量的な知見には不確実性が含まれざるを得ない。このため、安全評価におけるセメント系材料の物性変化の表現においては、この不確実性の取り扱いに留意する必要がある。

安全評価において、セメント系材料は、核種移行に対するバリアとしての機能（安全機能）を期待する場合と、緩衝材などの他の人工バリア材の変質を生ずる可能性のあるアルカリソースとして考慮すべき場合、およびこれらの両者の位置づけが共存する場合とが考えられる。このため、セメント系材料の物性変化に含まれる不確実性を考慮した「保守的な」仮定は、状況に応じて異なったものとなる場合があることに注意を要する。すなわち、セメント系材料自体に安全機能を期待する場合には、変質後の実効拡散係数および透水係数を過大評価することが保守的な仮定となり、一方、他の人工バリア材の変質を生ずる可能性のあるアルカリソースとして考慮する場合には、アルカリソースが速やかに枯渇せず長期間継続するように実効拡散係数および透水係数を過小評価することが保守的な取り扱いとなる。なお、これらの両者の位置づけが混在する場合（セメント系材料の安全機能を期待する一方で他の人工バリア材の変質に対するアルカリソースとしても考慮する場合）には、これらの異なる保守性の両者を考慮した解析をそれぞれ行う必要がある。

(a) 第2次 TRU レポートにおけるセメント系材料の物性変化の取り扱い

実効拡散係数

幅広い水セメント比で作製された種々のモルタル試料およびこれらのモルタルに対する通水試験によって Ca を溶出させ間隙率の変化した試料に対して実施したトリチウム拡散試験結果（安田ほか、2002）に基づき、実効拡散係数 D_e が自由水中の拡散係数 D_0 と間隙率 ε の関数として次のように整理されている（Mihara and Sasaki, 2005）。

$$D_e = D_0 \varepsilon^{3.05} \quad (4.4.1-2)$$

TRU 廃棄物処分技術検討書（電気事業連合会・核燃料サイクル開発機構, 2005；以下「第2次 TRU レポート」という）では、この経験的な関係式が用いて、変質による物性変化を考慮した化学的劣化の進展の評価が行われている。

透水係数

セメント系材料の溶解変質に伴う透水係数の変化を評価するために、三原ほか（1999）は、セメントペースト硬化体を用いた通水試験によって得られたデータに基づき透水係数（ K [m/s]）と間隙率（ θ [-]）の関係（図 4.4.1-4）を示しており、第2次 TRU レポートでは、この経験的な関係式を用いて、変質による物性変化を考慮した化学的劣化の進展の評価が行われている。ここで、想定されているセメント系材料は、初期の間隙率 0.19 のセメントモルタルであり、セメント中に施工時の割れ目が無い場合には、同図中の経験式に基づき、初期の透水係数は 5×10^{-11} m/s となる。

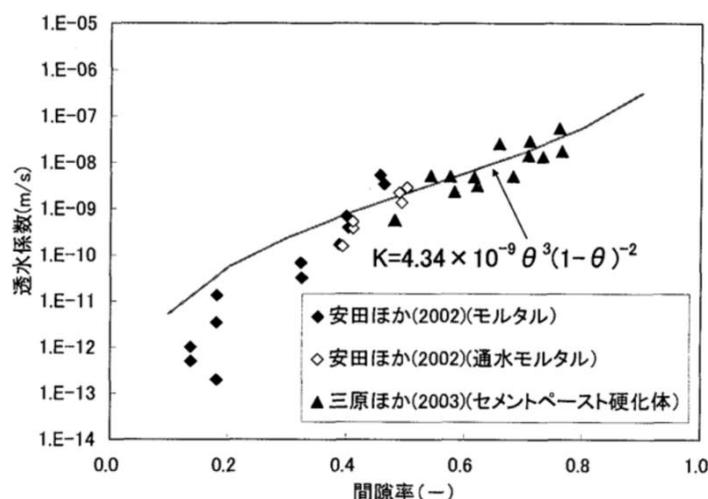


図 4.4.1-4 三原ほか（1999）によるセメントペースト硬化体・モルタルの間隙率と透水係数との関係

核種移行評価においては、セメントモルタルに割れ目の無い未変質の状態での透水係数は前述の経験式に基づき 5×10^{-11} m/s と設定し、セメントモルタル中のペースト部分がすべて流出した状態では微細砂と同程度の 10^{-5} m/s であると仮定している。また、割れ目のある場合には、割れ目中の地下水実流速がセメントモルタル中のペースト部分がすべて流出した状態での間隙中での実流速と等しくなるように 4×10^{-6} m/s と仮定している。

表 4.4.1-3 第2次 TRU レポートにおけるセメントモルタルに対する
透水係数の設定値

	セメントモルタルに ひび割れの無い場合	セメントモルタルに ひび割れのある場合	セメントペーストが溶出 したセメントモルタル
間隙率 (-)	0.19	0.19	0.46
透水係数 (m/s)	5×10^{-11}	4×10^{-6}	10^{-5}

(b) スウェーデンにおける事例 (Project SAFE)

スウェーデンの SFR についての安全評価である Project SAFE では、コンクリートが健全である場合には物質移動が拡散支配になるものと仮定し、割れ目が存在する場合には移流が生ずることを仮定してそれぞれコンクリートの溶解変質評価を行っている(Höglund, 2001)。

実効拡散係数

多孔質媒体中の実効拡散係数は、次式によって表される。

$$D_e = D_0 \varepsilon \delta / \tau^2 \quad (4.4.1-3)$$

ここで、 δ は収斂度、 τ は屈曲度を表す。SFRで想定している水和コンクリートでは、間隙率15%において $1.0 \times 10^{-11} \text{ m}^2/\text{s}$ であり、このことと自由水中の水の自己拡散係数とから、健全な水和コンクリートにおける $\delta / \tau^2 = 3.3 \times 10^2$ であるとしている。

上式から明らかなように、間隙構造に変化が無ければ、セメント系材料の溶解変質に伴う実効拡散係数の変化は間隙率と比例することとなる。しかしながら、実際には、特にCSHゲルの溶解によって間隙構造は顕著に変化する可能性があるものと考えられる。一方、砂のように間隙が十分に連続している系では、 δ / τ^2 は約0.5であることから、この値を δ / τ^2 の保守的上限と見ることができるとしている。つまり、コンクリートの溶解変質による間隙構造の変化に伴い、 δ / τ^2 は最大15倍程度に増大する可能性があることとなる。

(4.4.1-2) 式に基づく第2次TRUレポートでの溶解変質に伴う実効拡散係数の間隙率依存性と (4.4.1-3) 式に基づくスウェーデンでの上下限の推定とを比較した結果を図4.4.1-5 に示す。第2次TRUレポートでの溶解変質に伴う実効拡散係数の間隙率依存性(図中のTRU-2)は、ほとんどの間隙率に関してSFRにおいて推定される範囲内に収まっていることがわかる。ただし、SFRにおける実効拡散係数の上限値は第2次TRUレポートにおける推定値よりも顕著に大きく、溶解変質に伴う間隙構造の変化について具体的な知見が限られている現状では、このような保守的上限を排除することには正当な理由は見当たらないとすることができる。

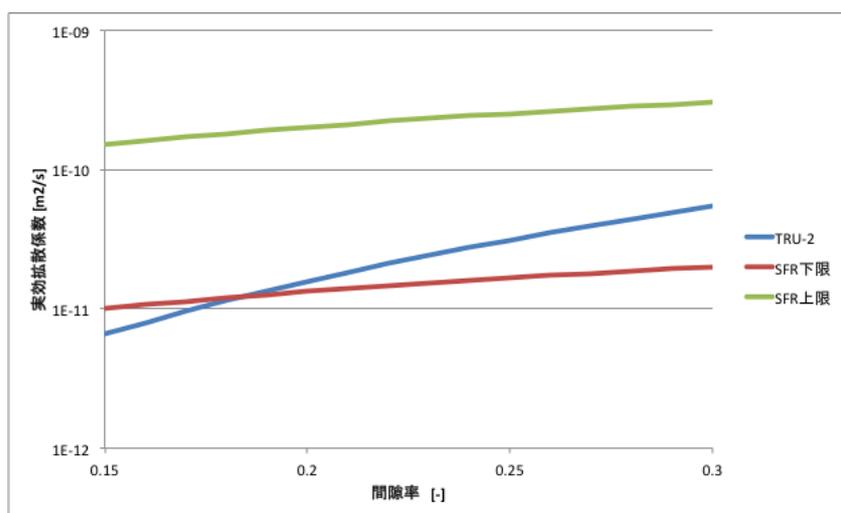


図 4.4.1-5 第2次 TRU レポートおよび Project SAFE における実効拡散係数の間隙率依存性の比較

透水係数

SFR の事例では、コンクリート中に割れ目の無い場合には透水係数は十分に小さく、未変質のコンクリートの物質移動は拡散によって支配されるものと仮定している(Höglund, 2001)。また、初期の割れ目が存在する場合には、コンクリート中の移流は割れ目によって支配されているものと仮定しており、また、割れ目の透水性は評価期間を通じて一定と考えている。セメント溶解変質解析において仮定されたサイロを通過する地下水総流量は 3.8 m³/y である（地下水による間隙水の交換時間は 15.5 年）。

(viii) コンクリートの割れによる透水性上昇およびコンクリートの自己修復機能の可能性

放射性廃棄物処分において覆工などのコンクリートは、施設機能維持のための力学的な特性や核種移行など安全評価の観点から、ひび割れの存在は好ましいことではない。

割れ目の透水モデルについては、大下ほか(1995)において、割れ目内の透水係数に関する既存の研究がまとめられ、また、モデルの提案が行われている。これらのモデルは、いずれも、割れ目内漏水量測定の実験結果から、ひび割れ幅などの関数として漏水量を説明するものであり、処分環境システムにおける評価においては、透水性の議論の前提として、割れ目の発生状態の設定が必要である。しかしながら、これには、力学場の設定が必要であるなど長期の地層処分システムの変遷において、適切に設定することは困難であり、前項の Project SAFE の例のように、保守的な仮定に基づく設定を行わざるを得ないのが現状である。

また、割れに対する自己修復については、コンクリートには特別な材料設計などをしなくても、ひび割れが自然に閉そくする現象が起こることは古くから知られていた。これは、未水和セメントの再水和や外部からの炭酸成分などとの反応による析出物の生成によるも

のである（例えば, Edavardsen, 1999）。これは「自然治癒」と呼ばれるものである（五十嵐ほか, 2009）。一方, より積極的に, ひび割れの自己修復機能を持ったセメント材料が開発されており, それらを表 4.4.1-4 にまとめる。

これらの施工および評価での取り扱いについては, 今後の課題と考える。

表 4.4.1-4 ひび割れ自己修復各手法のメカニズムと課題のまとめ

手 法	自己修復のメカニズム、特徴	課 題
膨張材	<ul style="list-style-type: none"> ・追加膨張 ・水和生成物の析出 	<ul style="list-style-type: none"> ・過添加の場合の長期の寸法安定性 ・水和活性が高いため、長期の性能維持が困難
膨張材と無機化合物の併用	<ul style="list-style-type: none"> ・追加膨張 ・水和生成物の析出、生成促進(刺激剤) 	<ul style="list-style-type: none"> ・長期の寸法安定性 ・水和活性が高いため、長期の性能維持が困難 ・造粒物ではポップアウトの懸念
フライアッシュ、高炉スラグ微粉末	<ul style="list-style-type: none"> ・ポゾラン反応 ・反応性を長期に保持できる可能性あり 	<ul style="list-style-type: none"> ・活性が低い
他の無機材料	<ul style="list-style-type: none"> ・C-S-Hの生成(シリカコロイド、珪酸ナトリウム) ・水和物の生成促進(刺激剤) 	<ul style="list-style-type: none"> ・アルカリを利用するものはアル骨反応 ・材料によっては長期の性能維持が困難 ・補修型の場合は構造によっては施工が困難
ポリマー	<ul style="list-style-type: none"> ・ひび割れ内へ樹脂が移動後に硬化 	<ul style="list-style-type: none"> ・有機物の安定性 ・有機物の核種移行への影響 ・ネットワークは元に樹脂があった場所が欠陥に変わる
未水和セメント	<ul style="list-style-type: none"> ・温存されたセメント成分の再水和 ・反応性を長期に保持できる可能性あり 	<ul style="list-style-type: none"> ・硬化性状(自己収縮など)
繊維	<ul style="list-style-type: none"> ・分散と拘束によるひび割れ幅の低減 ・架橋する繊維部に生成物が析出 ・繊維が劣化しない限り効果は持続 	<ul style="list-style-type: none"> ・配合上の課題(富配合になりやすい) ・樹脂の安定性 ・劣化生成物の核種移行への影響
バクテリア	<ul style="list-style-type: none"> ・生物活動による炭酸カルシウムの沈殿 	<ul style="list-style-type: none"> ・バクテリアの生存環境、時間 ・有機物の核種移行への影響

(ix) 処分坑道からその他の坑道および立坑に至る移行経路の形成

スウェーデンの処分概念 (SKB, 2011) では、処分坑道 (縦置き of 処分孔の上部坑道) の閉鎖にあたっては、隣接する主要坑道の閉鎖が完了するまでの期間、埋め戻し材の膨潤・変形を制御し地下水の流入を防ぐことを主たる目的として図4.4.1-6 に示すような低pHコンクリート製プラグが設置される予定である。コンクリートプラグは長期間のうちに変質・劣化することとなるが、その間にコンクリートから溶脱する水酸基などによって埋め戻し材が化学的に変質して止水性が低下する可能性、およびコンクリートプラグの劣化によって強度が低下した後に埋め戻し材が膨潤して止水性が低下する可能性について、化学物質移動連成解析による検討が行われている (Grandia, 2010)。解析結果は、坑道閉鎖後 10 年以内にコンクリート-埋め戻し材境界部分 (コンクリート側) における CSH 系二次鉱物の沈殿によって間隙が閉塞し、境界を横切る溶質の移動が抑制されるため、埋め戻し材中で顕著な変質が生ずるのは境界から数 cm 程度の範囲内に限定されることを示している。

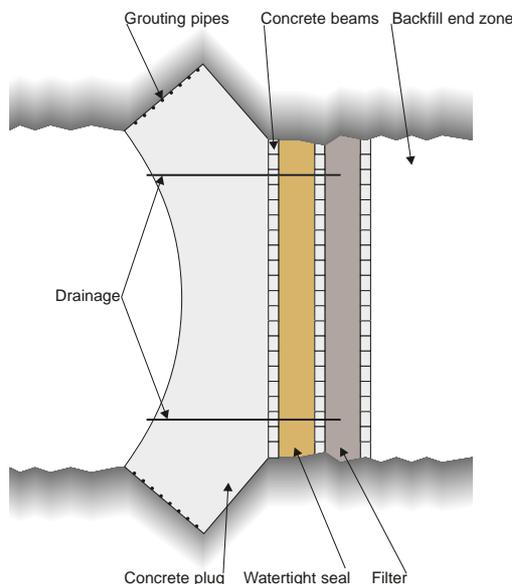


Figure 5-22. Schematic section of the reference design of the plug.

図 4.4.1-6 スウェーデンにおけるコンクリートプラグの概念 (SKB, 2011)

また、コンクリートプラグが割れや変質によって力学的強度を失った後、埋め戻し材の膨潤圧のためにプラグは押し込まれ、埋め戻し材の変形による密度低下が生ずる可能性が想定される。しかしながら、埋め戻し材と坑壁との間には摩擦が存在するため、このような変形は処分坑道全域に広がるわけではなく、プラグの近傍に限定されるものと予想される。そこで、図4.4.1-7 に示すようにコンクリートプラグの両側に埋め戻し材が設置された体系で有限要素法による力学解析が行われている (Åkesson et al., 2010)。解析の結果、劣化後のコンクリートプラグが完全に強度を喪失するという悲観的な想定をしているにもかかわらず、埋め戻し材の変形は端部のプラグ境界付近でも 7 cm 程度であり、境界から離

れると埋め戻し材の変形（移動）は急激に低下する結果となった。SKBは、これらの解析結果に基づき、プラグに最も近い位置の処分孔においても、上部坑道の止水性を損なうことなく廃棄体の安全性を長期にわたって確保可能であるとしている（SKB, 2011）。

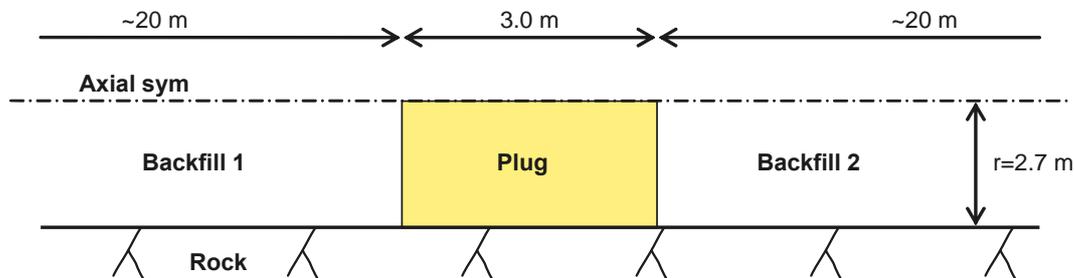


Figure 10-83. Schematic drawing of the model. Backfill 1 is located inside the plug and Backfill 2 outside /Åkesson et al. 2010a/.

図 4.4.1-7 プラグ劣化後の埋め戻し材の変形に関する力学解析の体系 (SKB, 2011)

プラグの施工に起因して想定される、様々な現象やその安全機能への影響については、具体的な地質環境条件と設計仕様に基づいて、解析的な検討によってその影響を確認し、設計・施工にフィードバックすることによって、初期の安全機能が担保される状態の蓋然性を高めていくことが一般的なアプローチであると言える。

(x) セメント系グラウト材などによる岩盤変質への影響

高レベル放射性廃棄物などの地層処分において、地下坑道の掘削・施工時における湧水抑制対策技術（グラウト技術）は、わが国のように岩盤の割れ目や地下水が多い地質環境を考慮すると必要不可欠な技術であり、地層処分で想定されるような地下深部の高水圧下で適用できることが必要である。一方、セメント系グラウト材を岩盤に注入した場合、セメント系グラウト材から生じた高 pH 溶液と岩盤を構成する鉱物との反応により、鉱物の溶解・沈殿反応が生じると予想される。これに伴い、岩盤中の割れ目の開口や空隙の拡大による透水性の増加、二次鉱物の沈殿による割れ目表面からのマトリクス拡散による遅延効果の低下、岩盤の変質に伴う核種の収着性の低下など、核種移行評価上影響をもたらす変化が生じる可能性があり、その影響の評価が必要である。

セメント系グラウト材がニアフィールドの化学、水理および核種移行に及ぼす影響については、資源エネルギー庁 地層処分技術調査等事業 高レベル放射性廃棄物処分関連 地下坑道施工技術高度化開発(平成19年度～平成24年度) (JAEA, 2008a, 2009, 2010, 2011, 2012, 2013b) において、図 4.4.1-8 に示すように、グラウト施工によりもたらされる高 pH プルームの緩衝材や岩盤への影響と、それらを踏まえた核種移行評価スコープとして研究が進められている。

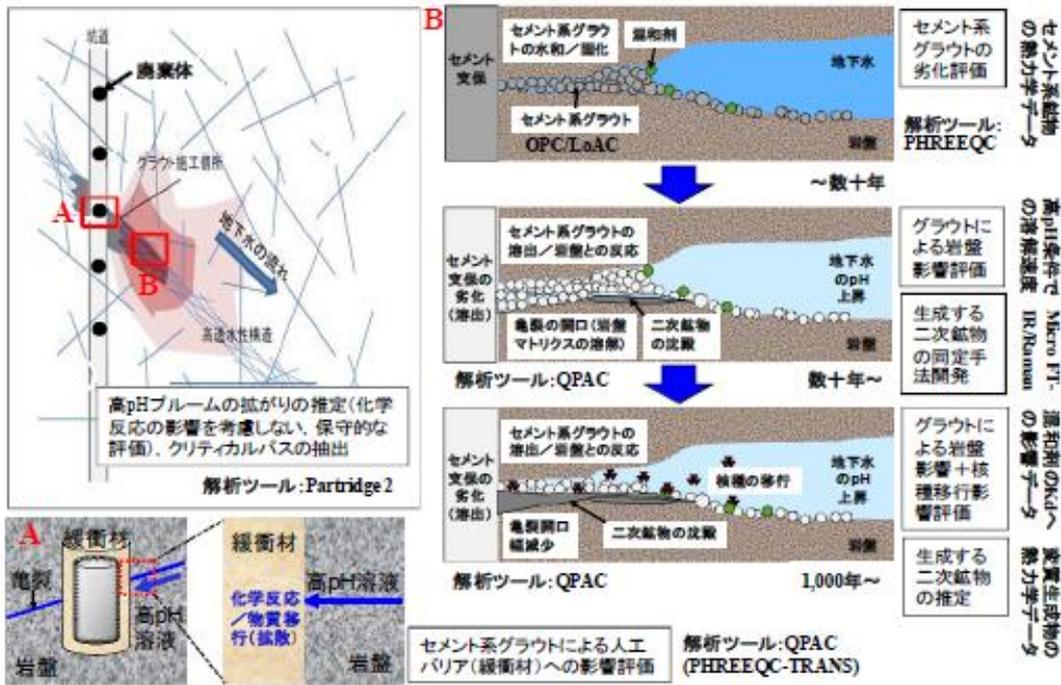


図 4.4.1-8 グラウト影響評価で対象とする事象および影響評価技術として提示する解析ツール（モデル）、データベース、評価手法、調査・分析手法（JAEA, 2013b）

(xi) 混和材に由来する高分子有機酸の核種移行への影響の検討

(iii)項(b)においては、混和材が溶解度に及ぼす影響について情報を整理したが、本項では、混和材の存在によるセメントおよび鉱物への核種の収着に対する影響について、Bradbury and Van Loon (1998) による既往研究の調査から情報を以下のように整理した。

混和材には、ナフタレンスルホン酸系、ポリカルボン酸系などいくつかの種類が存在するが、いずれも高分子有機酸である。混和材の影響を調べるための試験として、Norden and Allard (1994) は、グルコン酸塩である Na-Gluconate(GLU) を用いて、初期の Na-Gluconate(GLU)濃度が 10^{-4} mol/l 以上の条件で Eu のセメントへの吸着試験を実施しており、GLU の存在によって分配係数が 3 桁程度低下する可能性があることを示している。ただし、この試験では、200 日経過後には、分配係数は GLU なしの場合と同程度にまで回復することを併せて報告している。このような時間的変動は、GLU が長期にわたって安定ではなく、実験の途上で分解しているためと考えられる。一方、Tits et al., (1998) は、Cs, Sr, Ni, Eu および Th のアモルファス状の CSH 相への吸着試験を GLU なしおよびありの条件でそれぞれ実施しており、GLU 濃度が 10^{-4} mol/l 以下の条件では、核種の吸着特性に顕著な影響は生じないことを報告している。また、Glaus et al., (1995) は、100 ml のポルトランドセメント平衡水に様々な混和剤をそれぞれ 5g 添加した条件で Eu の長石に対する吸着試験を

実施しており、Eu の吸着特性に顕著な影響が見られなかったことを示している。なお、この条件における GLU 濃度は 0.25 mol/l 程度であると推定される。

以上の既往の研究の結果を踏まえ、Bradbury and Van Loon (1998) は、セメント混和材として利用される GLU が核種の吸着特性に顕著な影響は生じないものと推定している。しかしながら、他の種類の混和材については、必ずしも十分な吸着試験が行われてはいないことや、前述の通り、セメントが固化した後の間隙水中に存在する混和剤の成分は原液のものと異なり低分子量であることが知られていることなどを考慮して、収着への影響の観点からも、引き続き、研究を進めることが重要と考えられる。

(2) 影響評価解析

前節では、セメント系材料による安全機能への影響可能性について既往の研究をまとめ、情報を整理した。前節で着目した現象の中から、本節では、坑道支保にセメント系材料が利用された場合の、緩衝材変質の影響に加え、支保領域の変化とそこでの物質移行について、モデルやパラメータに含まれる不確実性（特に、二次鉱物による間隙閉塞と物質移動抑制の継続性など）を考えた影響評価解析を行った。

本節では、以下の観点からその不確実性を考慮した影響評価解析を行った。

- ① セメント影響による安全機能低下の可能性およびその程度についての現象解析
- ② セメント影響によるニアフィールド環境変化が核種移行及ぼす影響についての性能評価解析

これら2つのグループの解析モデル群について、それぞれ、基本的な特徴を以下のように整理することができる。

① セメント影響による安全機能低下の可能性およびその程度についての現象解析モデル

2012年度の共同研究（黒澤ほか、2013）においては、セメント系材料による支保の影響として、緩衝材の変質およびオーバーパック近傍でのpHの変化に着目したが、本解析では、コンクリート製坑道支保の溶脱挙動を、緩衝材中のモンモリロナイトの溶解・変質の要因となるアルカリプルームのソースであると同時に、緩衝材中の核種移行の外側境界条件を規定する坑道支保自身の物質移行特性の変化として着目する。

そこで、坑道支保の割れ目を考えることとする。割れ目の無い部分については、2012年度の研究（黒澤ほか、2013）と同様の一次元モデルで拡散場におけるセメント-ベントナイト相互作用を解析する。これに加えて、割れ目近傍では、割れ目内での地下水による移流と隣接したコンクリートマトリクス内での拡散・反応の双方を考えた二重空隙媒体モデルを用いた解析により、割れ目の周囲にどの程度の溶脱領域が生ずる可能性があるかを把握する。

② セメント反応によるニアフィールド環境変化が核種移行及ぼす影響についての性能評価解析モデル

セメント反応によるニアフィールド環境変化が核種移行及ぼす影響についての性能評価解析のためには、ニアフィールド岩盤中の割れ目ネットワークを考慮した三次元不均質場における地下水流動・核種移行解析モデル（Partridge）を用いることとする。このモデルにおいて、前段で行う現象解析結果に基づく緩衝材および坑道支保のより現実的な変質・劣化状況を考慮した場合の解析や、モデルやデータの不確実性を考慮して緩衝材の止水性低下や坑道支保の劣化といった仮想的な状況を考慮した解析を行い、結果を従来の評価と

比較することにより、

- ・人工バリア変質をより現実的に表現した場合の安全機能の変化の影響
- ・モデルやデータの不確実性を考慮して緩衝材の止水性低下や坑道支保の劣化といった極端な状況を敢えて想定した場合の多重バリアシステムの頑健性を定量的に示すことを目指す。

以上の基本的な考え方に従い、セメント影響についての現象解析、およびセメント影響によるニアフィールド環境変化が核種移行に及ぼす影響についての性能評価解析を行った結果を以下にまとめる。

(i) セメント影響についての現象解析

解析には、汎用性のある連成解析ツールである QPAC (Maul et al., 2008) を用いた。

a) 解析モデル

図 4.4.1-9 は、コンクリート製坑道支保の溶脱およびこれに伴う緩衝材変質についての解析モデルを示す。

坑道支保のうち割れ目の無い部分については、一次元モデルで拡散場におけるセメント-ベントナイト相互作用を解析する。ただし、コンクリート支保外側でのセメントの溶脱の現象をより適切に表現するために、内側の緩衝材との境界と同様に解像度の高いメッシュを用いることとした。また、支保内の割れ目および割れ目近傍については、割れ目内の地下水による移流と隣接したコンクリートマトリクス内での拡散・反応の双方を考えた二重空隙媒体モデルを用いた解析により、割れ目の周囲にどの程度の溶脱領域が生ずる可能性があるかを把握することとする。

坑道支保健全部(割れ目のない領域)
におけるセメント・ベントナイト相互作用
による支保・緩衝材変質解析モデル
(1次元モデル)

割れ目近傍でのセメント溶脱による
坑道支保変質解析モデル
(準2次元(二重空隙媒体)モデル)

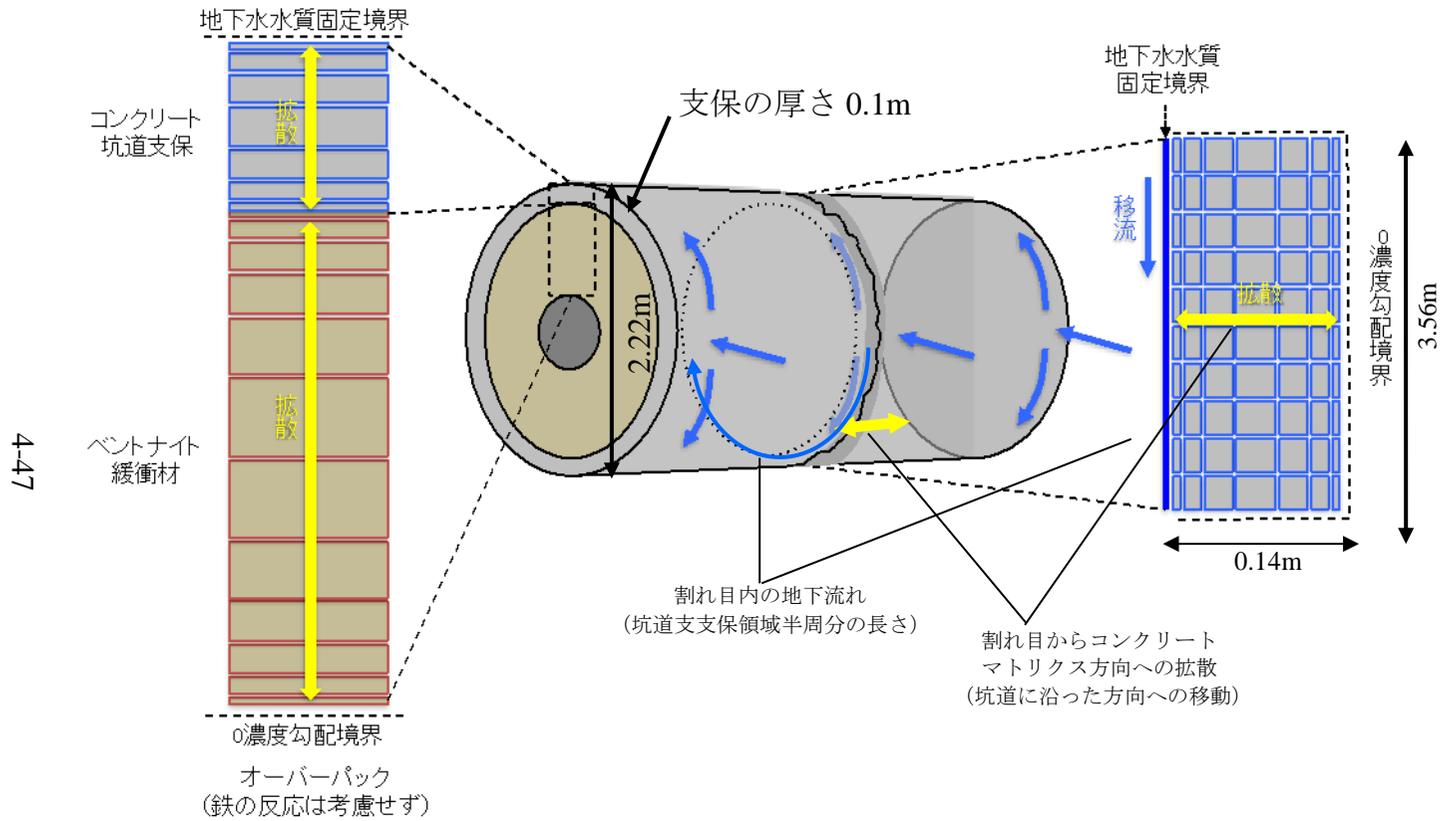


図 4.4.1-9 セメント影響による緩衝材の変質および割れ目を有する坑道支保の劣化についての現象解析モデル (概念図)
(メッシュの切り方は模式的なものでその分割数や縦横の比は実際とは異なる)

(b)解析体系詳細

1) 坑道支保健全部における解析体系

坑道支保の健全部については一次元反応輸送モデルを用い、図 4.4.1-10 に示す解析体系とする。このモデルでは、液相化学種の移動は拡散によって起こるとし、25℃、1気圧とする。左端では濃度勾配ゼロ、右端では地下水と接し地下水水質一定の境界条件を設定する。メッシュの切り方は境界部で細かく、境界部から離れるにつれて幅が広くなるように設定する。具体的なメッシュの切り方と大きさは表 4.4.1-5 に示す。

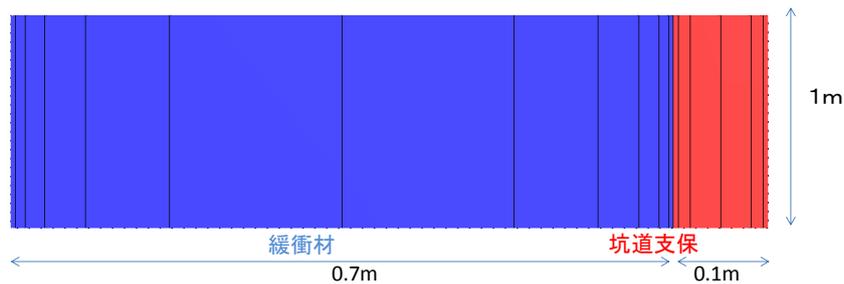


図 4.4.1-10 坑道支保健全部の解析体系

(図は模式的なもので縦横の比は実際とは異なる)

表 4.4.1-5 坑道支保健全部の解析体系におけるメッシュの設定

	メッシュ No.	メッシュサイズ [m]
緩衝材 (ベントナイト)	1	0.005
	2	0.01026
	3	0.021051
	4	0.043195
	5	0.088632
	6	0.181863
	7	0.181863
	8	0.088632
	9	0.043195
	10	0.021051
	11	0.01026
	12	0.005
支保 (コンクリート)	13	0.005
	14	0.012707
	15	0.032293
	16	0.032293
	17	0.012707
	18	0.005

2) 坑道支保内割れ目近傍における解析体系

割れ目近傍の解析には、割れ目内の移流とコンクリートマトリクス深さ方向の拡散を考慮した二重空隙媒体モデルを用いる。割れ目に沿った方向の長さは坑道半周分の長さ $(2.22\text{m} + 0.05\text{m}) \times 3.14/2 \approx 3.56\text{m}$ (図 4.4.1-9 参照) とし、それと垂直なコンクリートマトリクス深さ方向の長さは 0.14m とする。メッシュの切り方に関しては、割れ目に沿った方向には 0.089m 刻みで 40 メッシュ、コンクリートマトリクス深さ方向には割れ目表面から順に 0.005m , 0.005m , 0.01m , 0.02m , 0.05m , 0.05m の刻み幅でメッシュを切る。また、割れ目の表面では濃度一定の境界条件、割れ目と反対側の面では反射境界条件をそれぞれ設定する。

(c) 解析条件

1) 各材料の仕様

- ・緩衝材 (ベントナイト)

緩衝材の仕様およびベントナイトの鉱物組成については表 4.4.1-6 および表 4.4.1-7 に示すとおり、第 2 次 TRU レポートにおける設定に従うものとする。なお、モンモリロナイトは Na 型、Ca 型、K 型、Mg 型が存在するものとし、それぞれの比は初期の交換性イオン組成の比とする (表 4.4.1-8)。

表 4.4.1-6 緩衝材の仕様

パラメータ	設定値	単位
乾燥密度	1.6×10^3	kg/m ³
ベントナイト配合率	70	wt%
ケイ砂配合率	30	wt%
空隙率	0.4	-

表 4.4.1-7 ベントナイトの鉱物組成

鉱物名	重量比(wt%)
モンモリロナイト	48.0
クォーツ	0.6
カルセドニ	38.0
プラジオクレーズ	4.7
カルサイト	2.4
ドロマイト	2.4
アナルサイム	3.3
パイライト	0.6
空隙率(体積比)	0.4

表 4.4.1-8 モンモリロナイト中のイオン交換サイトの初期組成

イオン型 (Z:交換サイト)	当量分率
ZNa	0.855
ZX	0.010
Z ₂ Mg	0.012
Z ₂ Ca	0.123

クォーツとケイ砂については、解析においてはカルセドニとして扱い、プラジオクレス、アナルサイム、パイライトは考慮せず、不活性であるとして扱うことにする。ベントナイトの鉱物組成（表 4.4.1-7）から、これらの仮定に基づき設定した、解析における初期鉱物組成を表 4.4.1-9 に示す。モンモリロナイトのイオン交換については第 2 次 TRU レポートの設定のとおりとし、イオン交換反応選択係数は表 4.4.1-10 に示すとおりとする。

表 4.4.1-9 ベントナイトの初期組成（降水系）

鉱物名	ベントナイト wt%	ケイ砂 wt%	密度 (g/cm ³)	mol 質量 (g/mol)	mol 体積 (cc/mol)	初期濃度 (mol/m ³)
モンモリロナイト	48.0	0	2.70	367.017	135.932	1464.850
カルセドニ(クォーツ含む)	0.6	100	2.65	60.084	22.673	7081.531
カルセドニ(ケイ砂を カルセドニとして換算)	38.0	0	2.59	60.084	23.199	7986.689
カルサイト	2.4	0	2.71	100.087	36.932	268.5315
inert 鉱物	11.0	0	—	—	—	—

(注) 網掛けの部分が解析の入力値となる。

表 4.4.1-10 モンモリロナイトのイオン交換反応選択係数

	イオン交換反応選択係数 logK
2ZNa-Z2Ca	0.69
ZNa-ZK	0.42
2ZNa-Z2Mg	0.67
ZNa-ZH	1.88

・坑道支保（コンクリート）

坑道支保のコンクリートは第 2 次 TRU レポートにおけるセメントモルタルと同等のものを想定する。セメントの種類は普通ポルトランドセメント（OPC）（以下、OPC という）とし、化学組成（セメント協会製研究用 OPC）を表 4.4.1-11 に示す。この値を基に OPC の鉱物組成を Honda et al., (2009)に従って計算したものが表 4.4.1-12 である。

表 4. 4. 1-11 OPC の化学成分 (単位 wt%)

	ig.loss	SiO ₂	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	CaO	MgO	SO ₃	Na ₂ O	K ₂ O
OPC	0.73	21.57	5.3	2.76	64.3	1.95	1.95	0.26	0.46

表 4. 4. 1-12 OPC の初期水和物量

鉱物	初期水和物量 (mol/dm ³)
C-S-H (1.7)	1.71
Portlandite	1.08
Ettringite	2.27×10^{-2}
Brucite	1.35×10^{-1}
Hydrogarnet	4.51×10^{-2}
鉄型 Hydrogarnet*	4.84×10^{-2}
NaOH	2.35×10^{-2}
KOH	2.73×10^{-2}
空隙率	0.190

*反応系に Fe を考慮していないため、
解析では不活性として取り扱う。

・地下水の組成

本解析では地下水は，第2次取りまとめ（JNC，1999）におけるFRHP地下水（Yui et al., 1999）を用いる。地下水組成を表4.4.1-13に示す。

表 4.4.1-13 地下水組成

pH	8.46
Na	3.55×10^{-3}
K	6.15×10^{-5}
Mg	5.00×10^{-5}
Ca	1.09×10^{-4}
Al	3.43×10^{-7}
Si	3.39×10^{-4}
Cl	1.46×10^{-5}
C	3.54×10^{-3}
S	1.11×10^{-4}

・緩衝材間隙水組成

緩衝材の初期間隙水組成については，第2次取りまとめ（JNC，1999）の値を用いる。表4.4.1-14に組成を示す。

表 4.4.1-14 緩衝材の初期間隙水組成

pH	8.4
Al	3.4E-07
C	1.6E-02
Ca	5.3E-05
Cl	1.5E-05
K	1.2E-04
Mg	4.2E-06
Na	2.8E-02
S	1.1E-04
Si	3.4E-04

・坑道支保（コンクリート）間隙水

表 4.4.1-15 にセメントの鉱物組成（表 4.4.1-12）と地下水の組成（表 4.4.1-13）を基に初期間隙水組成を PHREEQC によって計算した値を示す。チャージバランスはセメントと相互作用させる前の地下水の状態での Cl⁻ によって調整する。温度は 25℃とする。

表 4.4.1-15 コンクリートの初期間隙水組成（セメントは OPC）

地下水	FRHP(pH=8.46) (mol/kg)
pH	13.335
Al	1.22E-05
C	2.15E-04
Ca	1.34E-03
Cl	1.47E-05
K	2.03E-01
Mg	1.54E-09
Na	1.78E-01
S	2.73E-02
Si	2.62E-05

(d) CSH 固溶体および鉱物の溶解・沈殿の扱い

1) CSH 固溶体の溶解・沈殿モデル

坑道支保コンクリートに含まれるカルシウムシリケート水和物（CSH 固溶体）溶解・沈殿は杉山モデル（杉山ほか, 2001）を適用する。表 4.4.1-16 に C/S 比の関数として与えられる杉山モデルによる溶解平衡定数の式を示す。なお、この際、Ca(OH)₂ と SiO₂ の溶解平衡定数は、JNC-TDB. TRU（Arthur et al., 2005）を用いることとした。

表 4.4.1-16 杉山モデルによる CSH の平衡定数

Ca/Si ratio	Conditional log K_i
$0 < \text{Ca/Si} \leq 0.400$	$\log K_s = \log \left[K_{s0} \cdot \left\{ \frac{1}{(\text{Ca/Si})+1} \right\} \right]$ $\log K_c =$ $\frac{(\text{Ca/Si})}{1+(\text{Ca/Si})} \cdot \log K_{c0} - \frac{(\text{Ca/Si})}{1+(\text{Ca/Si})} \cdot \log \left(\frac{(\text{Ca/Si})}{1+(\text{Ca/Si})} \right)$ $+ \left[\frac{(\text{Ca/Si})}{\{1+(\text{Ca/Si})\}^2} \right] \cdot \left[36.902 + 37.015 \cdot \left\{ \frac{(\text{Ca/Si})-1}{1+(\text{Ca/Si})} \right\} + 163.21 \cdot \left\{ \frac{(\text{Ca/Si})-1}{1+(\text{Ca/Si})} \right\}^2 \right]$
$0.400 < \text{Ca/Si} \leq 0.833$	$\log K_s =$ $\frac{1}{1+(\text{Ca/Si})} \cdot \log K_{s0} - \frac{1}{1+(\text{Ca/Si})} \cdot \log \left(\frac{1}{1+(\text{Ca/Si})} \right)$ $+ \left[\frac{(\text{Ca/Si})}{\{1+(\text{Ca/Si})\}^2} \right] \cdot \left[-18.908 + 57.821 \cdot \left\{ \frac{1-(\text{Ca/Si})}{1+(\text{Ca/Si})} \right\} - 58.779 \cdot \left\{ \frac{1-(\text{Ca/Si})}{1+(\text{Ca/Si})} \right\}^2 \right]$ $\log K_c =$ $\frac{(\text{Ca/Si})}{1+(\text{Ca/Si})} \cdot \log K_{c0} - \frac{(\text{Ca/Si})}{1+(\text{Ca/Si})} \cdot \log \left(\frac{(\text{Ca/Si})}{1+(\text{Ca/Si})} \right)$ $+ \left[\frac{(\text{Ca/Si})}{\{1+(\text{Ca/Si})\}^2} \right] \cdot \left[36.902 + 37.015 \cdot \left\{ \frac{(\text{Ca/Si})-1}{1+(\text{Ca/Si})} \right\} + 163.21 \cdot \left\{ \frac{(\text{Ca/Si})-1}{1+(\text{Ca/Si})} \right\}^2 \right]$
$0.833 < \text{Ca/Si} < 1.686$	$\log K_s =$ $\frac{1}{1+(\text{Ca/Si})} \cdot \log K_{s0} - \frac{1}{1+(\text{Ca/Si})} \cdot \log \left(\frac{1}{1+(\text{Ca/Si})} \right)$ $+ \left[\frac{(\text{Ca/Si})}{\{1+(\text{Ca/Si})\}^2} \right] \cdot \left[-18.933 + 49.633 \cdot \left\{ \frac{1-(\text{Ca/Si})}{1+(\text{Ca/Si})} \right\} + 24.582 \cdot \left\{ \frac{1-(\text{Ca/Si})}{1+(\text{Ca/Si})} \right\}^2 \right]$ $\log K_c =$ $\frac{(\text{Ca/Si})}{1+(\text{Ca/Si})} \cdot \log K_{c0} - \frac{(\text{Ca/Si})}{1+(\text{Ca/Si})} \cdot \log \left(\frac{(\text{Ca/Si})}{1+(\text{Ca/Si})} \right)$ $+ \left[\frac{(\text{Ca/Si})}{\{1+(\text{Ca/Si})\}^2} \right] \cdot \left[36.923 + 7.8143 \cdot \left\{ \frac{(\text{Ca/Si})-1}{1+(\text{Ca/Si})} \right\} - 50.323 \cdot \left\{ \frac{(\text{Ca/Si})-1}{1+(\text{Ca/Si})} \right\}^2 \right]$
$1.686 \leq \text{Ca/Si}$	$\log K_s = -7.835$ $\log K_c = 22.71 \quad (= \log K_{c0})$

$\log K_{s0} = -2.639$ (JNC-TDB. TRU)

$\log K_{c0} = 22.71$ (JNC-TDB. TRU)

2) モンモリロナイトの溶解速度式

モンモリロナイトの溶解速度式は以下の2通りの設定で解析を行う。

- Sato-Cama モデル (Sato et al., 2004)

$$Rate = A_{\min} \left(4.74 \times 10^{-5} \exp\left(-\frac{3957}{RT}\right) \frac{177 \exp\left(\frac{2037}{RT} a_{\text{OH}^-}\right)}{1 + 177 \exp\left(\frac{2037}{RT} a_{\text{OH}^-}\right)} \right) \quad (4.4.1-4)$$

$$1.7 \exp\left(-\frac{6967}{RT}\right) \frac{0.0297 \exp\left(\frac{2353}{RT}\right) a_{\text{OH}^-}}{1 + 0.0297 \exp\left(\frac{2353}{RT}\right) a_{\text{OH}^-}} \left\{ 1 - \exp\left(-6 \times 10^{-10} \left(2 \frac{\Delta G_r}{RT}\right)^6\right) \right\}$$

ここで、 $Rate$ はモンモリロナイトの溶解速度(mol/s), A_{\min} は鉱物の反応表面積 (m^2), T は絶対温度(K), R は気体定数(kJ/mol), ΔG_r はギブス自由エネルギー(J/mol)である。ただし、本解析では温度は 25°C で一定としている。

- 小田モデル (pH 依存性を考慮) (小田ほか, 2013)

モンモリロナイトの溶解・沈殿は以下の pH 依存性を持った溶解速度式に従うものとする。ただし、本解析では温度は 25°C で一定としている。

$$Rate = k_0 e^{-\frac{E_{app}}{RT}} \left(1 - \exp\left[m \left\{ \frac{\Delta G_r}{RT} \right\}^p \right] \right) \quad (4.4.1-5)$$

$$\log(-k_0) = 0.2122\text{pH} - 6.3996$$

$$E_{app} = 38.731 \times 10^3$$

$$\log(m) = 4.7519 \log(T) - 0.2711\text{pH} - 13.385$$

$$p = 3$$

ここで、 $Rate$ はモンモリロナイトの溶解速度(mol/s), k_0 は速度定数, T は絶対温度 (K),

R は気体定数 (kJ/mol), ΔG_r はギブスの自由エネルギー(J/mol)である。

3) カルセドニ（玉髓）の溶解速度式

カルセドニの溶解・沈殿は以下の Plettinck の溶解速度式 (Plettinck et al., 1994) に従うものとする。

$$Rate = 10^{-14.5} (a_{H^+})^{-0.52} \left(\frac{Q}{K} - 1 \right) \quad (4.4.1-6)$$

ここで、*Rate* はモンモリロナイトの溶解速度(mol/s)、 a_{H^+} は H^+ の活量、*Q* はカルセドニの活量、*K* はカルセドニの溶解平衡定数である。カルセドニは直径 10 μm であると仮定し、比表面積は 0.23(m^2/g)として溶解・沈殿の速度を求めることとする。

その他の鉱物の溶解・沈殿

上記 1), 2), 3) 以外の鉱物については瞬時平衡にあると仮定して解析を行う。

(e) 物質移動に関するパラメータ

変質したコンクリートおよび緩衝材（ベントナイト）では空隙率の変化により物質移動特性が変化するものと考えられる。各メッシュにおける各時刻での空隙率は、初期鉱物および二次鉱物それぞれの濃度とモル体積から算出することとし、ここでは、第 2 次 TRU レポートに従い Mihara and Sasaki(2005)の関係式により実効拡散係数を計算する。表 4.4.1-17 に空隙率と実効拡散係数の関係を、表 4.4.1-18 に初期の空隙率と実効拡散係数を示す。

表 4.4.1-17 コンクリートおよびベントナイト中の物質移動特性の変質程度依存性 (25°C)

実効拡散係数 (m^2/s)	コンクリート	$2.27 \cdot 10^{-9} \cdot \varepsilon^{3.05}$, ε : 空隙率
	ベントナイト	$2.27 \cdot 10^{-9} \cdot \varepsilon^n$, $n=2.22fs^{0.13}+1$, fs : スメクタイト含有率

表 4.4.1-18 初期の空隙率および実効拡散係数の値

	初期空隙率	初期実効拡散係数 (m^2/s)
コンクリート	0.19	1.43×10^{-11}
ベントナイト	0.40	1.43×10^{-10}

(f) 考慮する鉱物

セメントの溶解・変質に伴う初期水和物と二次鉱物を表 4.4.1-19 に示す。

表 4.4.1-19 セメントの溶解・変質に伴う初期水和物と二次鉱物

初期水和物	二次鉱物
Ca(OH)2(ポルトランドイト)	C3ASH4
SiO2(CSH)	C4AH13
Ca(OH)2(CSH)	C4AH19
C3AH6 (ハイドロガーネット)	C2ASH8(ゲーレナイト水和物)
C6As3H32(エトリンガイト)	カオリナイト
MH(ブルーサイト)	パイロフィライト
	セピオライト
	フリーデル氏塩
	モノサルフェート
	カルサイト
	MH(ブルーサイト)
	アナルサイム
	ローモンタイト
	ハイドロタルサイト

緩衝材中のベントナイトの溶解・変質に伴い生成する可能性のある二次鉱物としては、第2次 TRU レポートに従い下表に示すものを想定する (表 4.4.1-20)。ただし、CSH 化合物に関しては CSH ゲルとして沈殿するとし、結晶性 CSH (トバモライト, ジェナイト, アフィライト) は考慮しない。

表 4.4.1-20 ベントナイトの溶解・変質に伴い生成する二次鉱物

アルミノケイ酸塩, ケイ酸塩, アルミン酸塩		
条件	主な鉱物	
	準安定相	安定相
アルミノ珪酸塩, 珪酸塩, アルミン酸塩		
K-(Na, Ca, Mg)-Al-Si-H ₂ O 系	フィリップサイト(K+Na>Ca)	イライト
		カリ長石
Na-(K)-Ca-Al-Si-H ₂ O 系	フィリップサイト(Na, K, Ca)	アナルサイム(Na)
	クリノタイロライト(Ca, Na, K)	ローモンタイト(Ca)
	ヒューランダイト(Ca>Na+K)	
Ca-(Al)-Si-H ₂ O 系	C-S-H ゲル	
	C3ASH4	
Ca-Al-(SO ₄ ,Cl)-H ₂ O 系	エトリンガイト	
	モノサルフェート	
	フリーデル氏塩	
Mg-Al-CO ₃ -H ₂ O 系	ハイドロタルサイト	
Mg-Si-H ₂ O 系	セピオライト	
水酸化物, 炭酸塩など		
Ca, Mg-OH 系	ポルトランダイト	
	ブルーサイト	
Ca, Mg-CO ₃ 系	カルサイト	
	ドロマイト	

(g) 熱力学データベース

本解析では JAEA 作成の熱力学データベース (バージョン 050700g0.tdb (JAEA,2005)) を使用する。

(h) 解析ケース

- ・坑道支保健全部

坑道支保健全部のベントナイトとコンクリートが共存する系の解析では表 4.4.1-21 に示すモンモリロナイト溶解モデルを変えた 2 通りの解析ケースを設定する。Case1 ではモンモリロナイトの溶解・沈殿を Sato-Cama モデル (4.4.1-5) で扱い、Case2 では小田モデル (4.4.1-6) で扱うことにする。

表 4.4.1-21 坑道支保健全部の解析のための解析ケース

解析ケース	セメント材質	物質移動場	地下水水質	CSH の溶解モデル	モンモリロナイト溶解モデル
Case1	OPC	拡散場	FRHP	杉山モデル	Sato-Cama
Case2	OPC	拡散場	FRHP	杉山モデル	Oda モデル (pH 依存性考慮)

※網掛けの項目が 2 ケース間での相違点

- ・坑道支保内割れ目近傍

坑道支保内割れ目近傍の解析では、表 4.4.1-22 に示す地下水流速を変えた 2 通りの解析を行う。すべての解析ケースで割れ目は坑道に沿った方向に解析体系を貫通する割れ目で、その開口幅は 0.3mm の単一の割れ目を考え、交差はないとする。

表 4.4.1-22 坑道支保内割れ目近傍の解析のための解析ケース

解析ケース	セメント材質	物質移動場	地下水流速	開口幅 [mm]	CSH の溶解モデル	地下水水質
Case O-1	OPC	割れ目：移流場 コンクリート：拡散場	10 m/y	0.3	杉山モデル	FRHP
Case O-2	OPC	割れ目：移流場 コンクリート：拡散場	1000m/y	0.3	杉山モデル	FRHP

※網掛けの項目がケース間での相違点

(i) 解析結果

●坑道支保健全部

以下では解析ケースごとに、坑道支保健全部に対する解析結果を示す。

Case1

表 4.4.1-21 中に示した Case1 の解析結果を以下に示す。図 4.4.1-11 は pH の空間分布と時間変化をプロットしたもので、図 4.4.1-12 は体積組成の時間変化を示したもので、図 4.4.1-13 と図 4.4.1-14 はそれぞれ緩衝材とセメントの境界部分の体積組成とセメント部分の体積組成を拡大して示したものである。

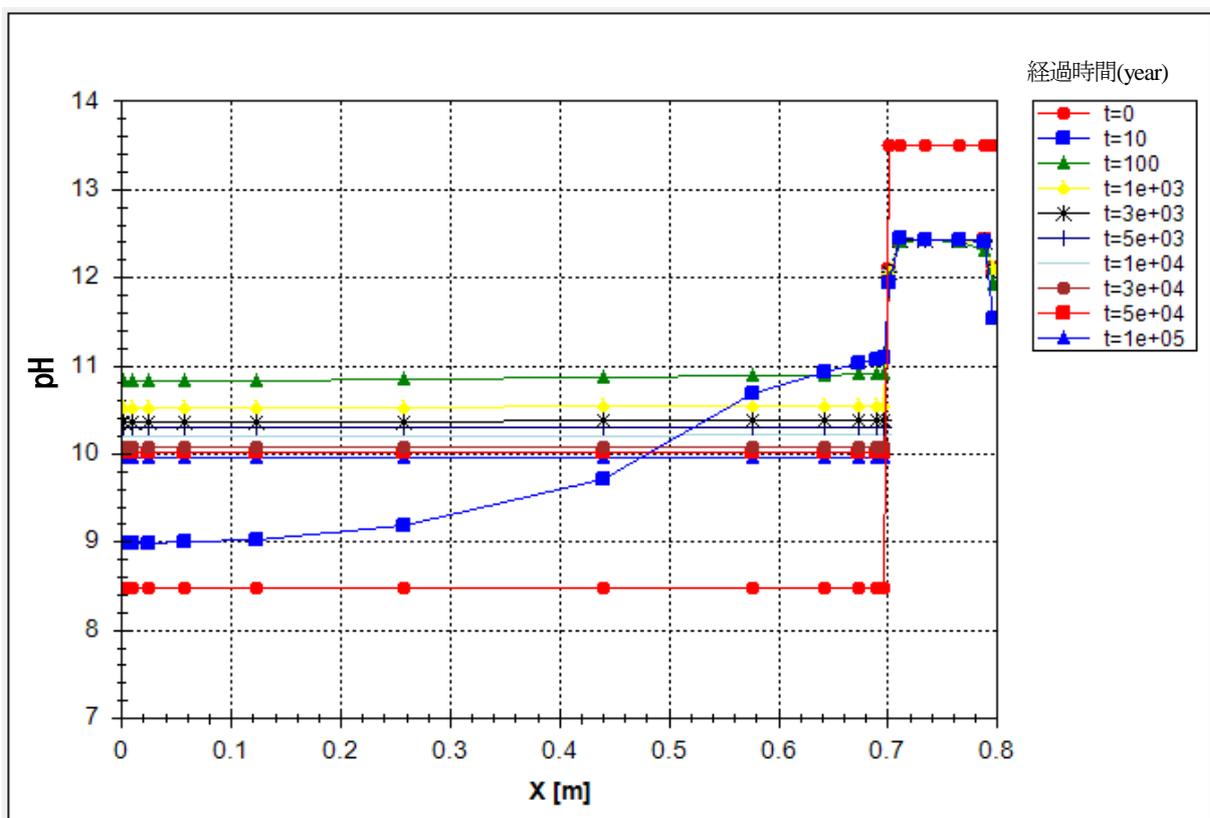


図 4.4.1-11 Case1 における pH の分布と変遷

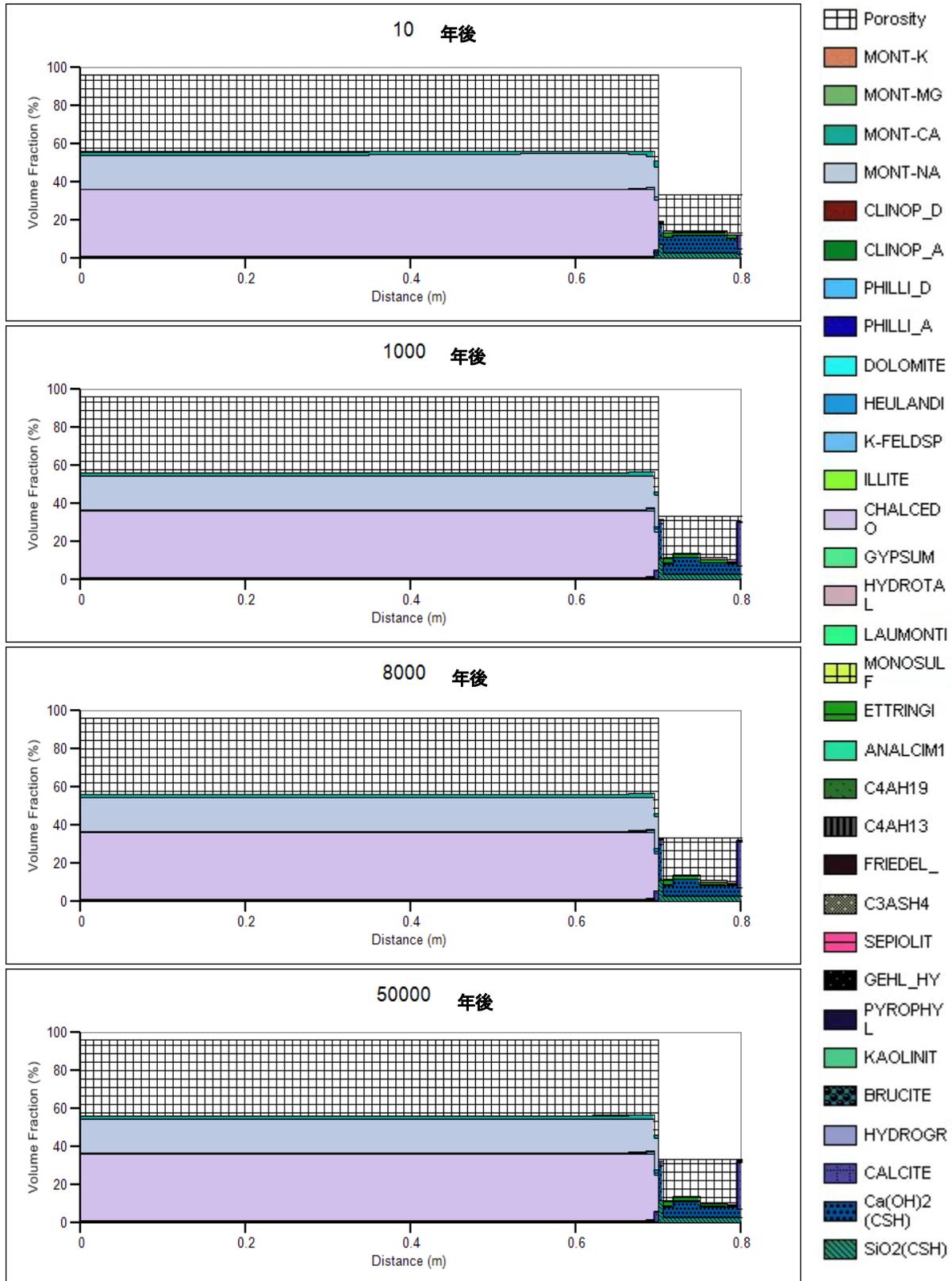


図 4. 4. 1-12 Case1 における体積組成の変遷

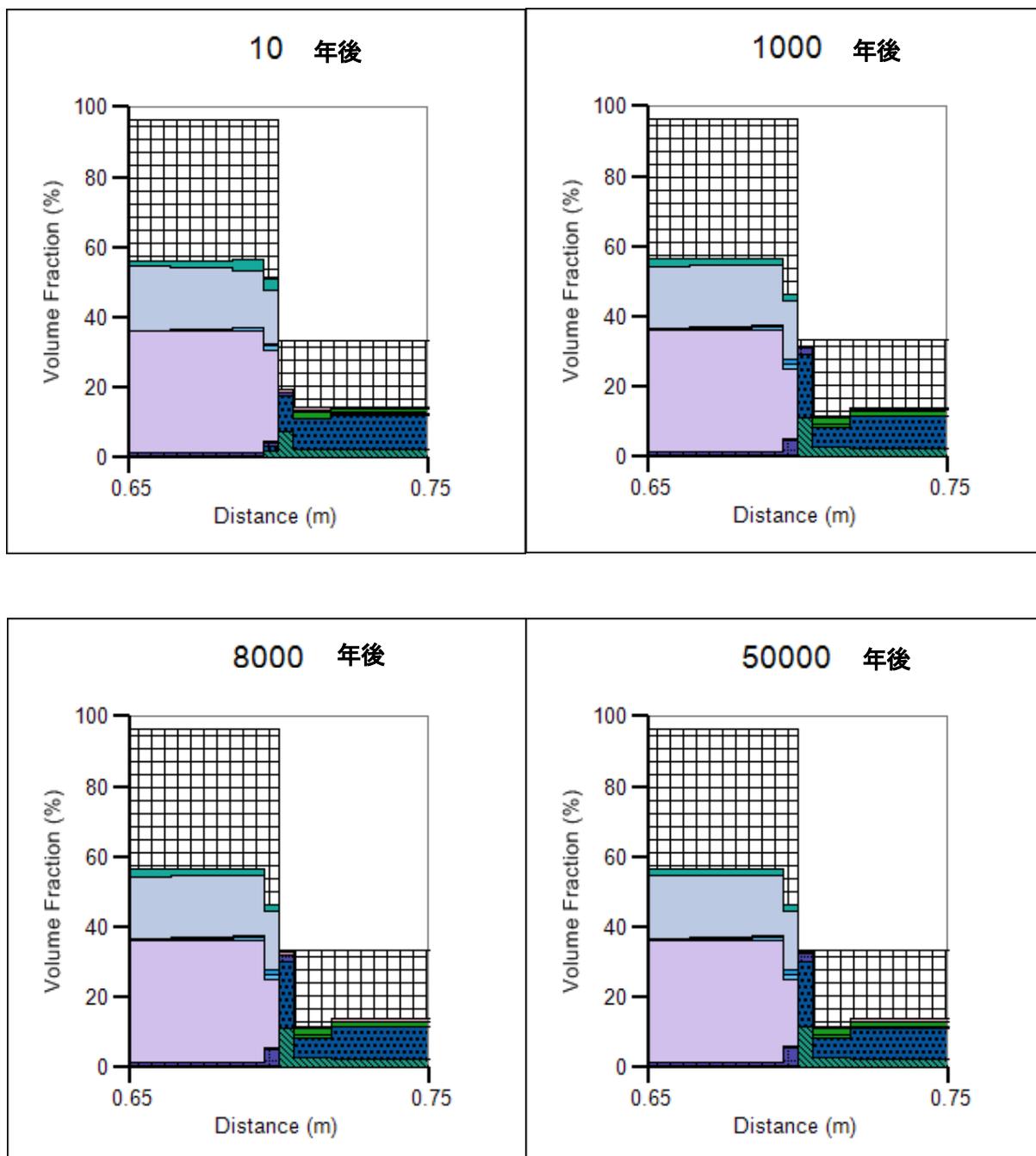


図 4.4.1-13 Case1 における緩衝材-セメント境界部の体積組成の変遷
(凡例は図 4.4.1-12 と同じ)

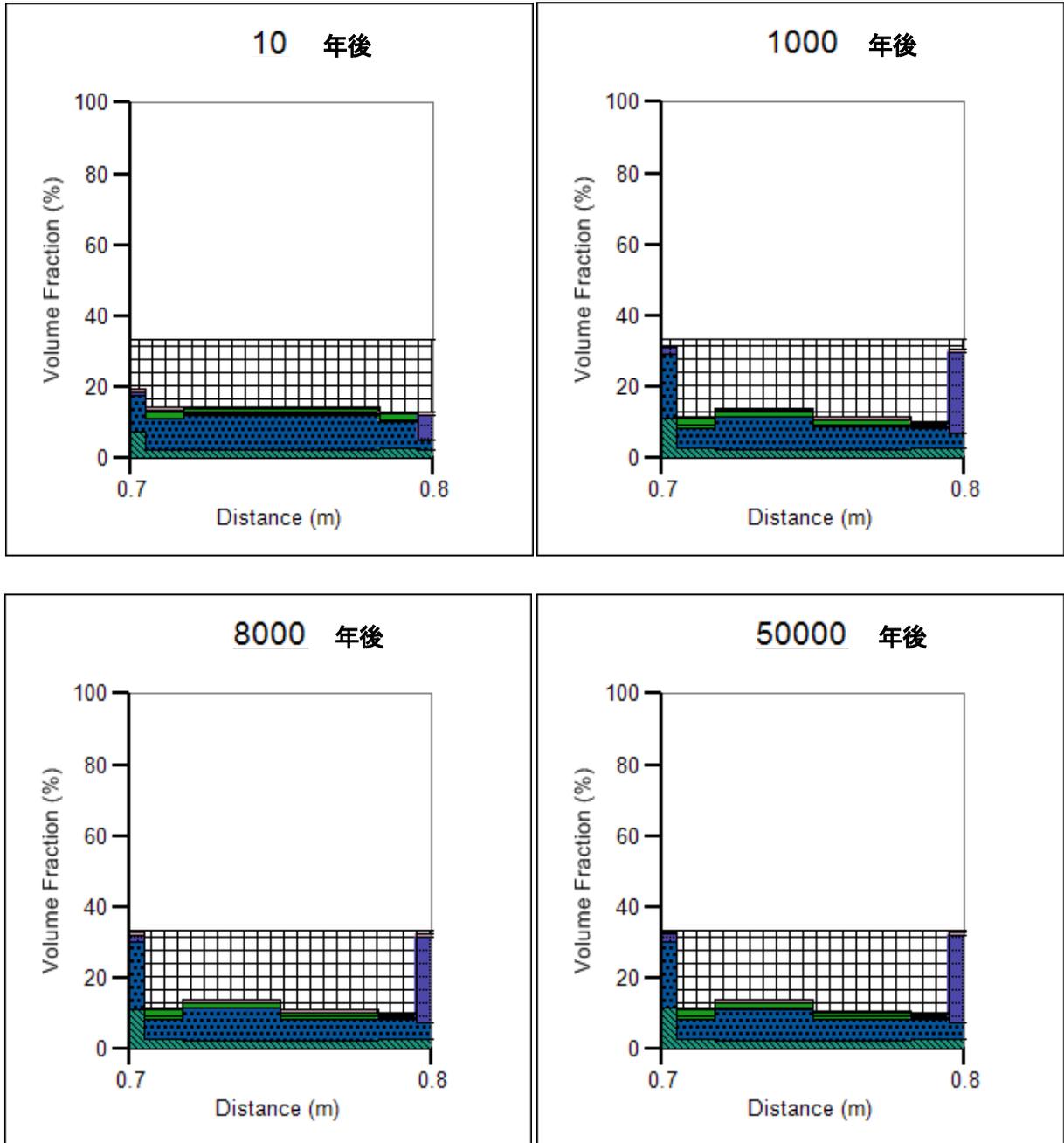


図 4.4.1-14 Case1 におけるセメント部分の体積組成の変遷
(凡例は図 4.4.1-12 と同じ)

Case2

Case2 の解析結果を以下に示す。図 4.4.1-14 は pH の空間分布と時間変化をプロットしたもの、図 4.4.1-15 は体積組成の時間変化を示したもの、図 4.4.1-16 と図 4.4.1-17 はそれぞれ緩衝材とセメントの境界部分の体積組成とセメント部分の体積組成を拡大して示したものである。

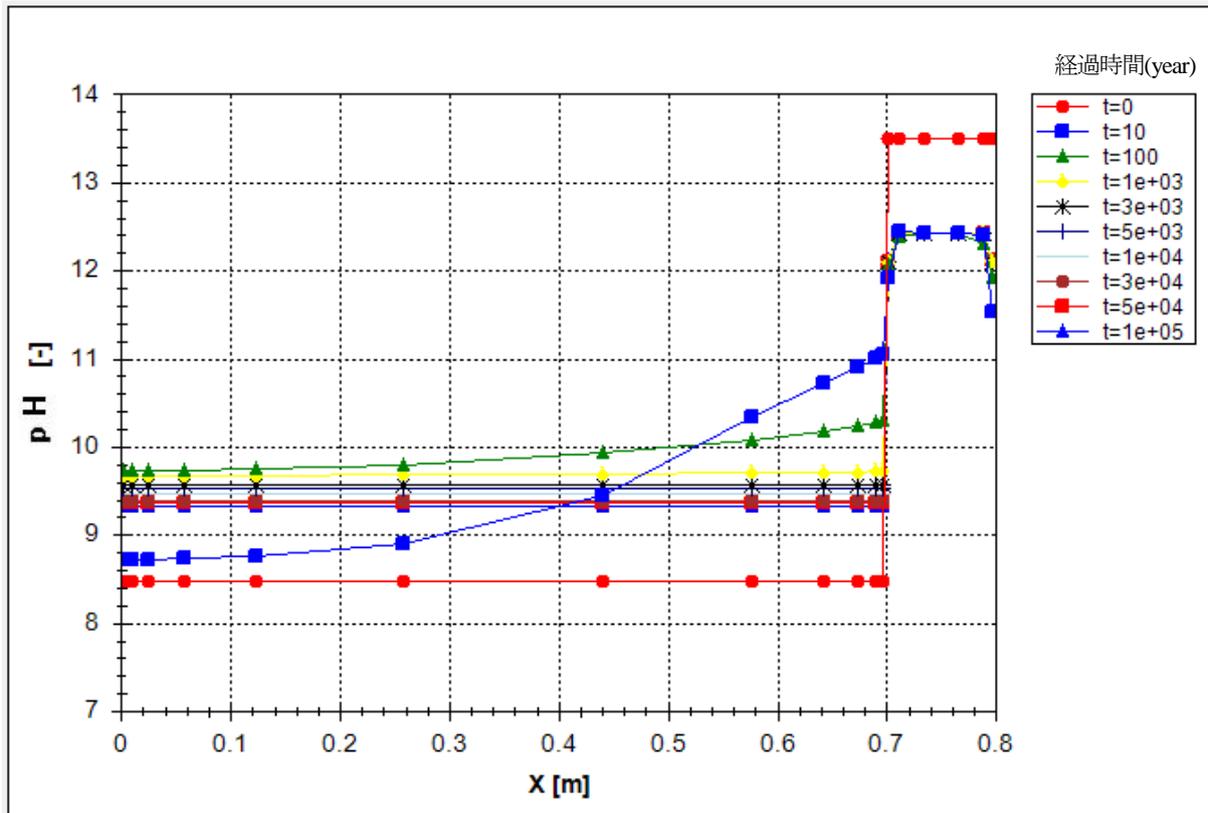


図 4.4.1-15 Case2 における pH の分布と変遷

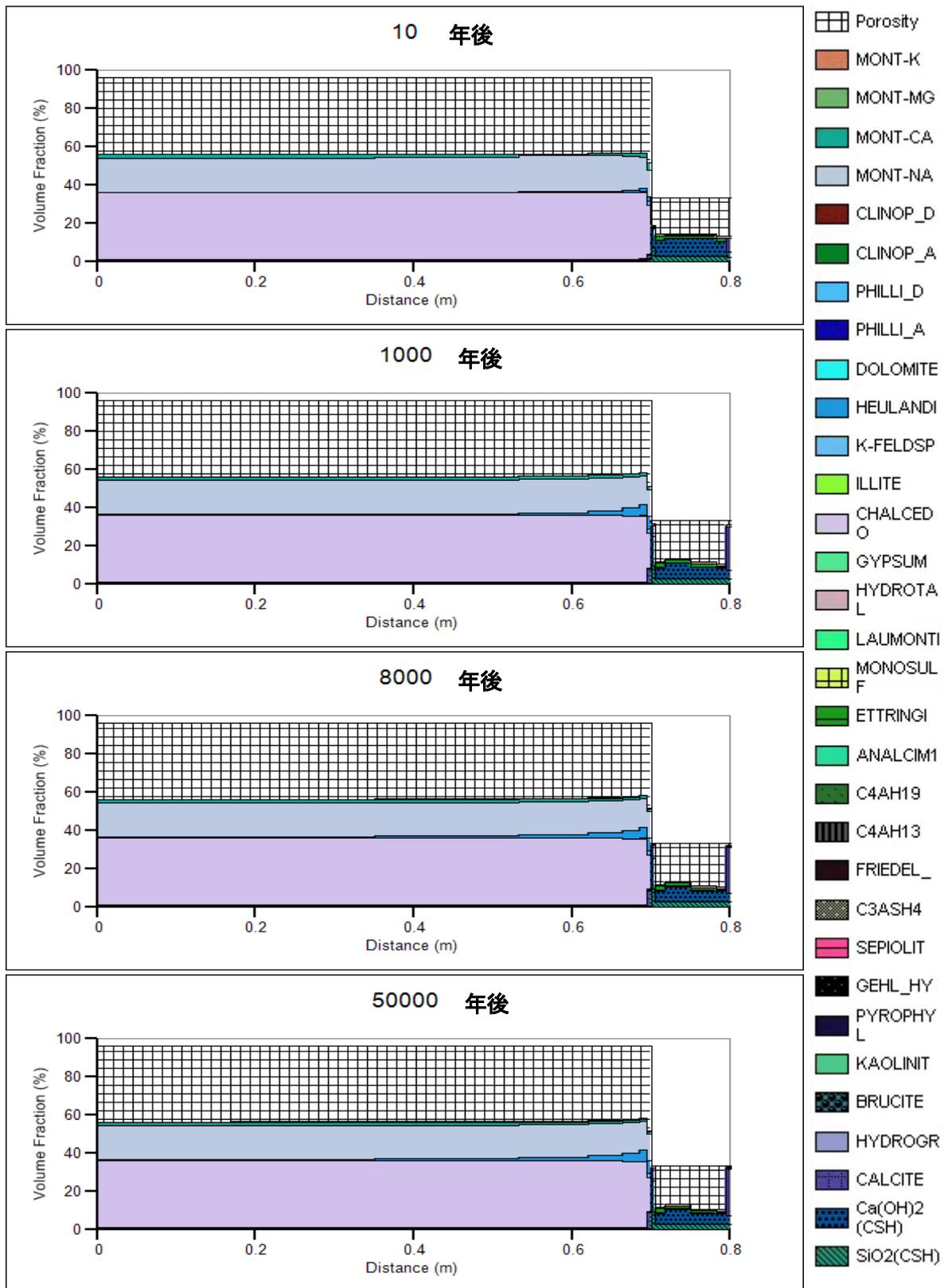


図 4.4.1-16 Case2 における体積組成の変遷

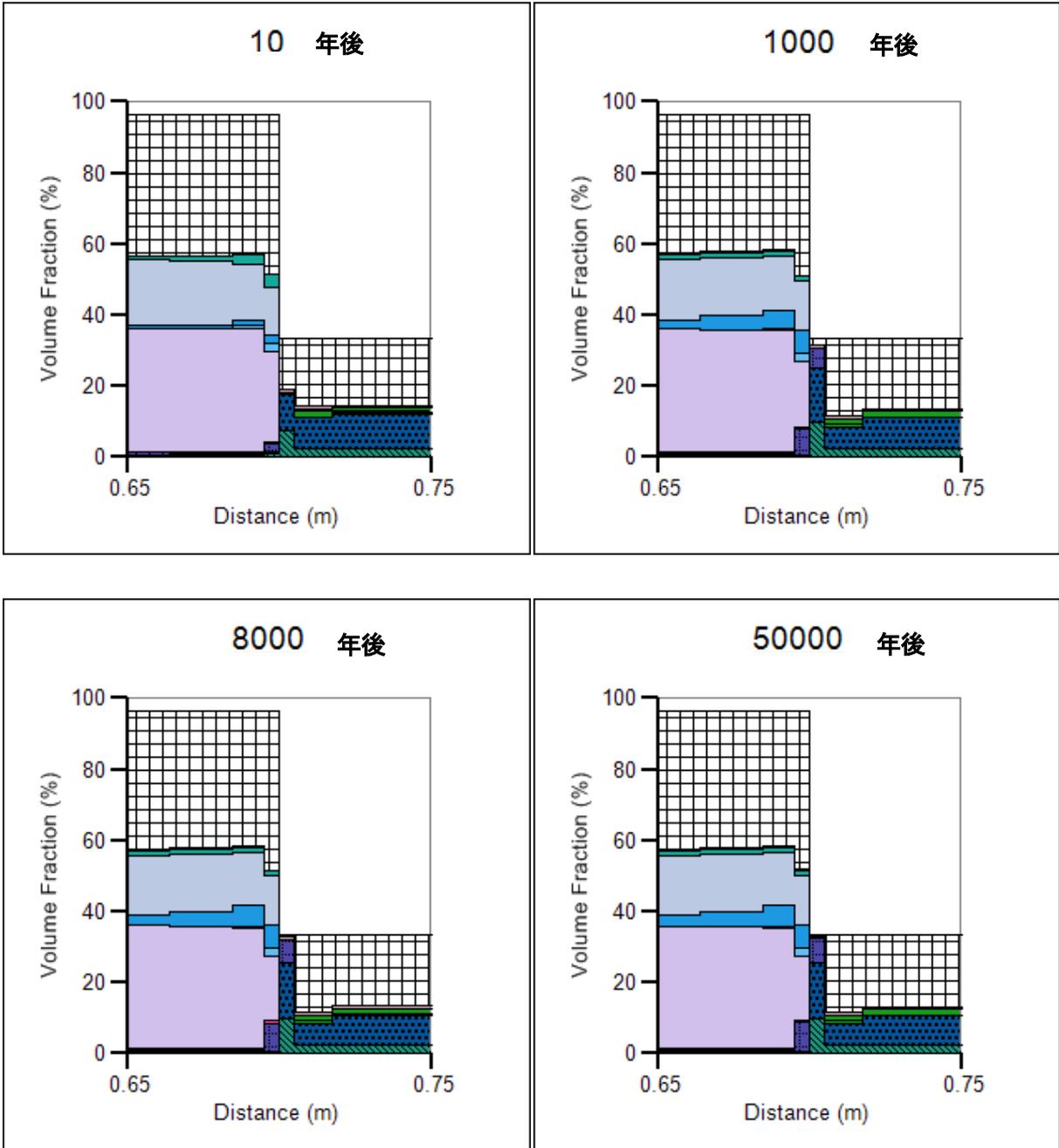


図 4. 4. 1-17 Case2 におけるセメントと緩衝材の境界部の体積組成変遷
(凡例は図 4. 4. 1-16 と同じ)

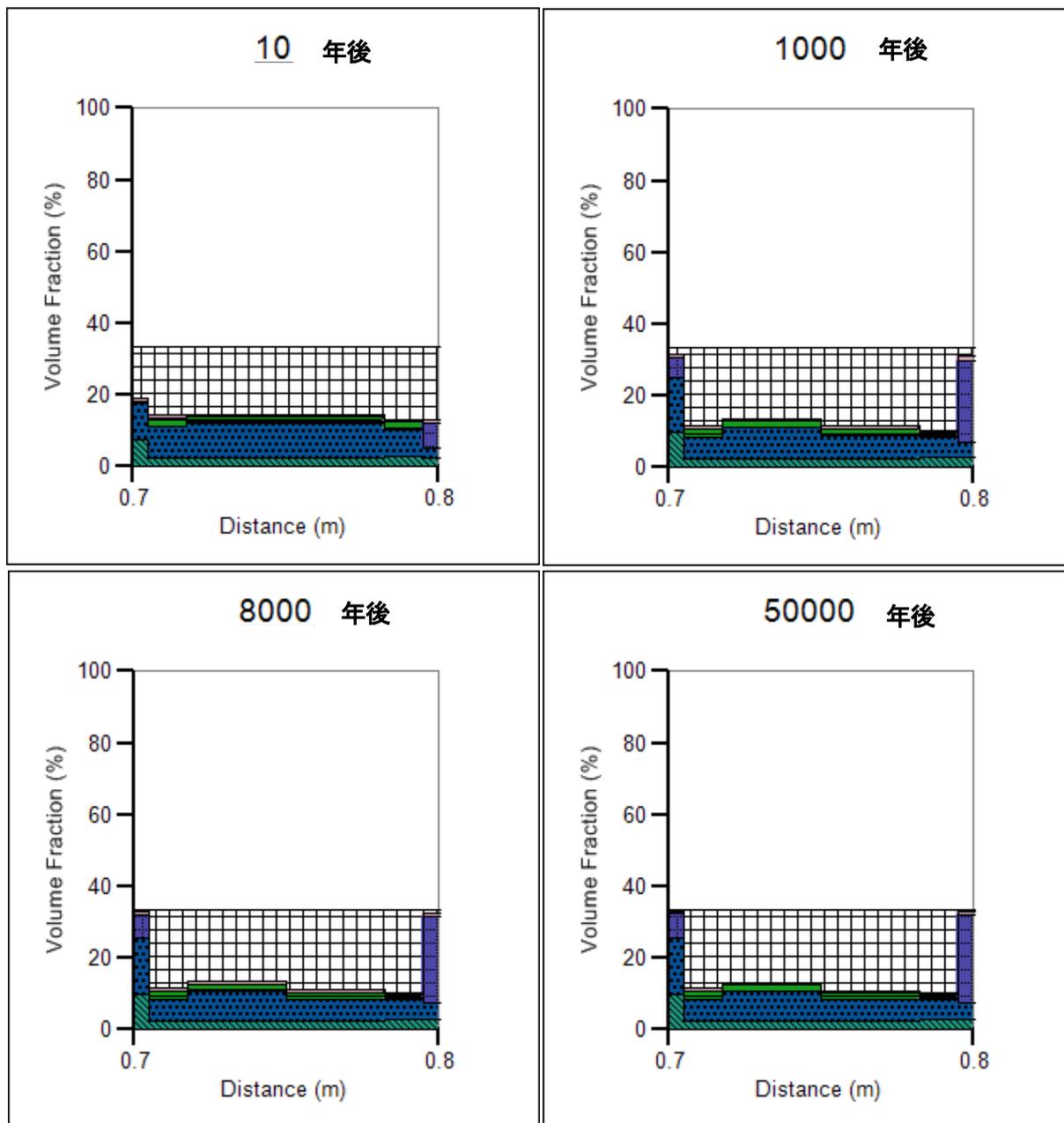


図 4.4.1-18 Case2 におけるセメント部分の体積組成 (凡例は図 4.4.1-16 と同じ)

Case1 と Case2 に共通して坑道支保健全部では、図 4.4.1-11 と図 4.4.1-15 によると 10 年後までの間に坑道支保外側境界から 3cm ほどの部分を除いて pH は 12.5 で一様になる。このことは、図 4.4.1-14 と図 4.4.1-18 によって確認できるように、支保中心部のセメントは高い Ca/Si 比を保っていることにより、Ca(OH)₂ の平衡に支配されているためと考えられる。また、図 4.4.1-14 と図 4.4.1-18 の支保外側（地下水との接触部分）には、カルサイトが沈殿し、拡散による外側との物質移行が時間の経過とともに抑制されるようになることがわかる。この条件では 5 万年経過時点でも坑道支保の境界以外でのコンクリートの溶脱はわずかであり、空隙率もカルサイトの沈殿している部分を除いて数%上昇程度である。両ケースを比較した考察は(j)節で述べる。

●坑道支保内割れ目近傍

以下では解析ケースごとに坑道支保内割れ目近傍の解析結果を示す。

割れ目近傍の解析ではコンクリートマトリクス部分は深さ方向に 6 分割されているが、割れ目に接しているメッシュから順に第 1 メッシュ、第 2 メッシュ、・・・、第 6 メッシュと呼ぶことにする。

Case O-1

表 4.4.1-22 中に示した解析ケース Case O-1 について、図 4.4.1-19 から図 4.4.1-25 に pH 分布の時間変化、図 4.4.1-26 から図 4.4.1-31 に体積組成の時間変化を示す。体積組成の変化は 10 年、1,000 年、10,000 年、50,000 年のものを示した。なお、図の縦軸は、未反応と仮定しているコンクリート中の骨材以外の部分を拡大して示している。

割れ目内の pH の分布（図 4.4.1-19）は、初期の pH13.5 から、100 年後までに pH12.4 程度でほぼ一様となり、その後、地下水が流入する側から徐々に pH が低下し、30,000 年後までの間に pH8.5～9.0 程度となる。図 4.4.1-20 から図 4.4.1-25 によると第 1 メッシュから第 6 メッシュのいずれにおいても、100 年後までに pH は 12.4 程度まで低下する。また、第 1 メッシュについては、30,000 年後までの間に地下水が流入する側から、さらに徐々に pH が低下し、pH12.2 程度で一定となる。

体積組成の変化については、第 1 メッシュ（図 4.4.1-26）では、図 4.4.1-20 で認められる pH が 12.4 から 12.2 へ遷移するのと同様なタイミングで、地下水が流入する側から徐々に大量のカルサイトが沈殿し、50,000 年以前の段階で第 1 メッシュの全体にわたって間隙がほぼ閉塞しており、コンクリートマトリクス中での化学反応が抑制されていると考えられる。しかしながら、50,000 年時点において、マトリクス中におけるわずかセメントの溶脱は第 6 メッシュまで認められ、4%程度の空隙率が増加する結果となっている。

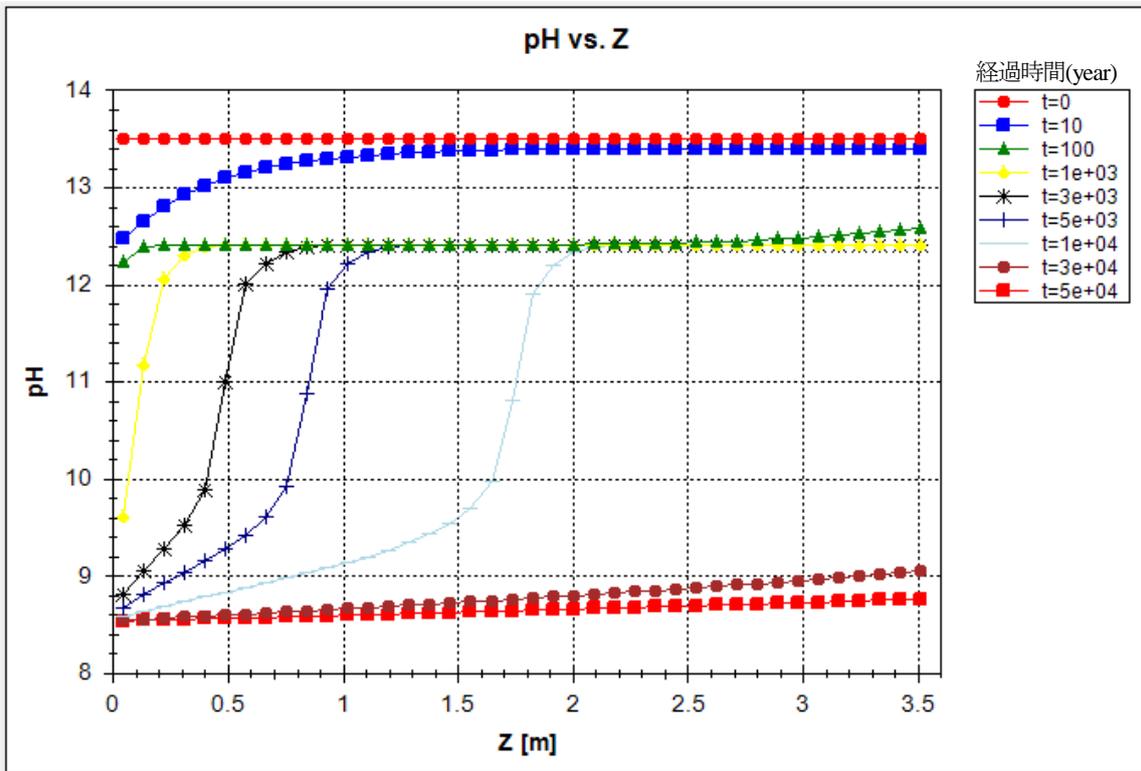


図 4.4.1-19 Case 0-1 における pH の分布と変遷 (割れ目内)

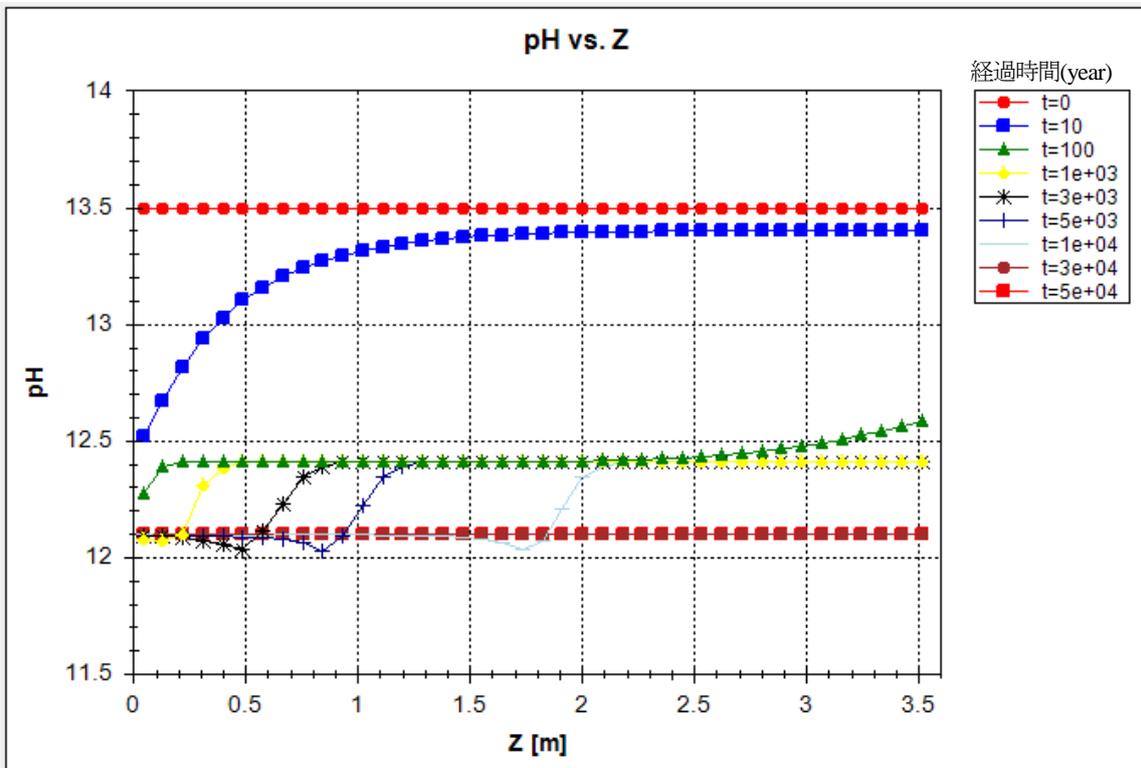


図 4.4.1-20 Case 0-1 における pH の分布と変遷 (第1メッシュ)

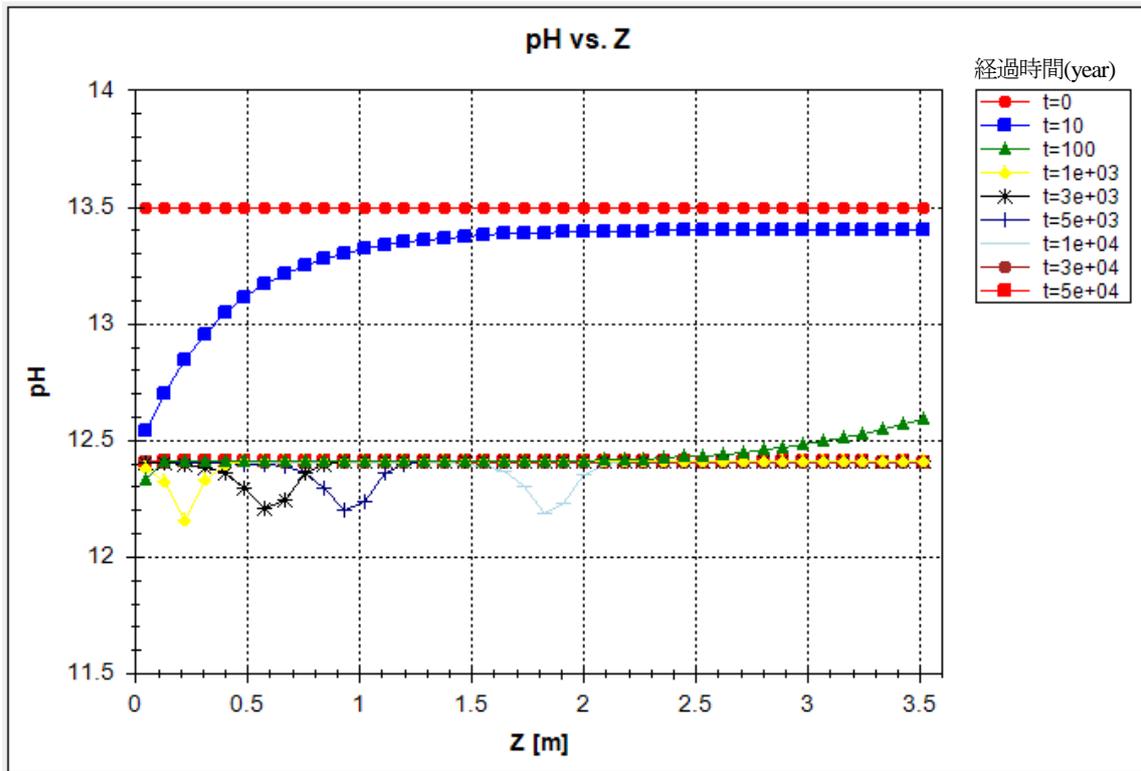


図 4.4.1-21 Case 0-1 における pH の分布と変遷 (第2メッシュ)

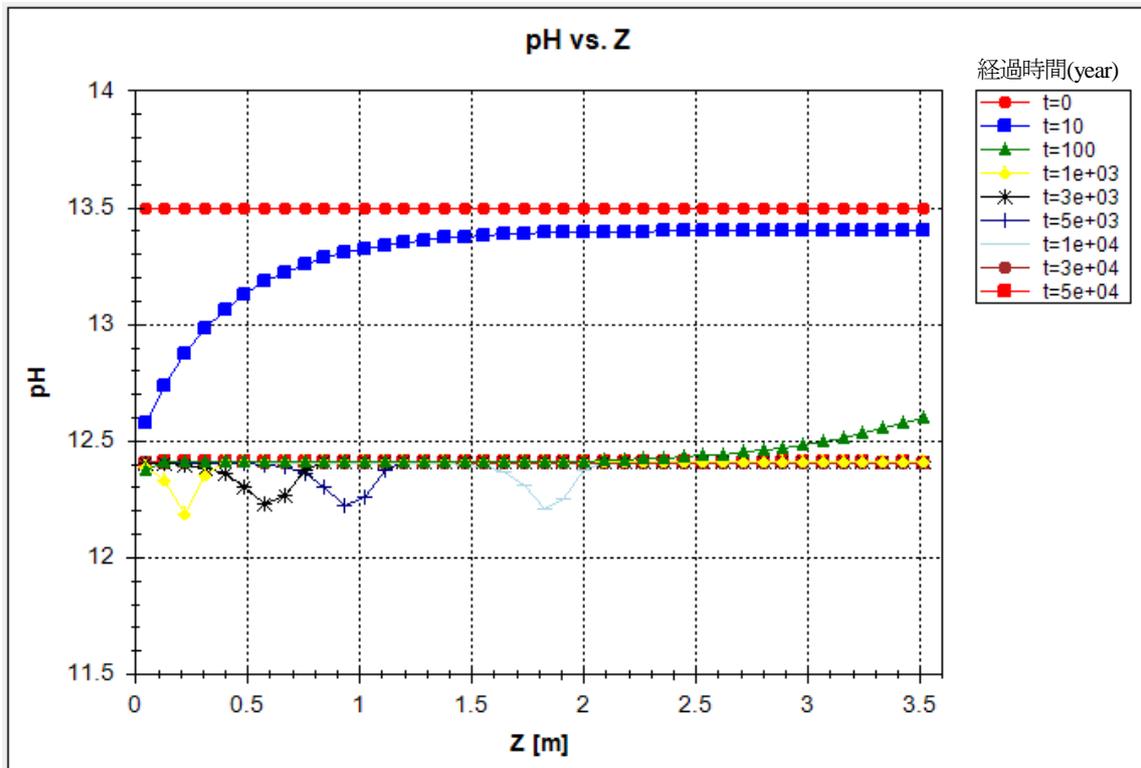


図 4.4.1-22 Case 0-1 における pH の分布と変遷 (第3メッシュ)

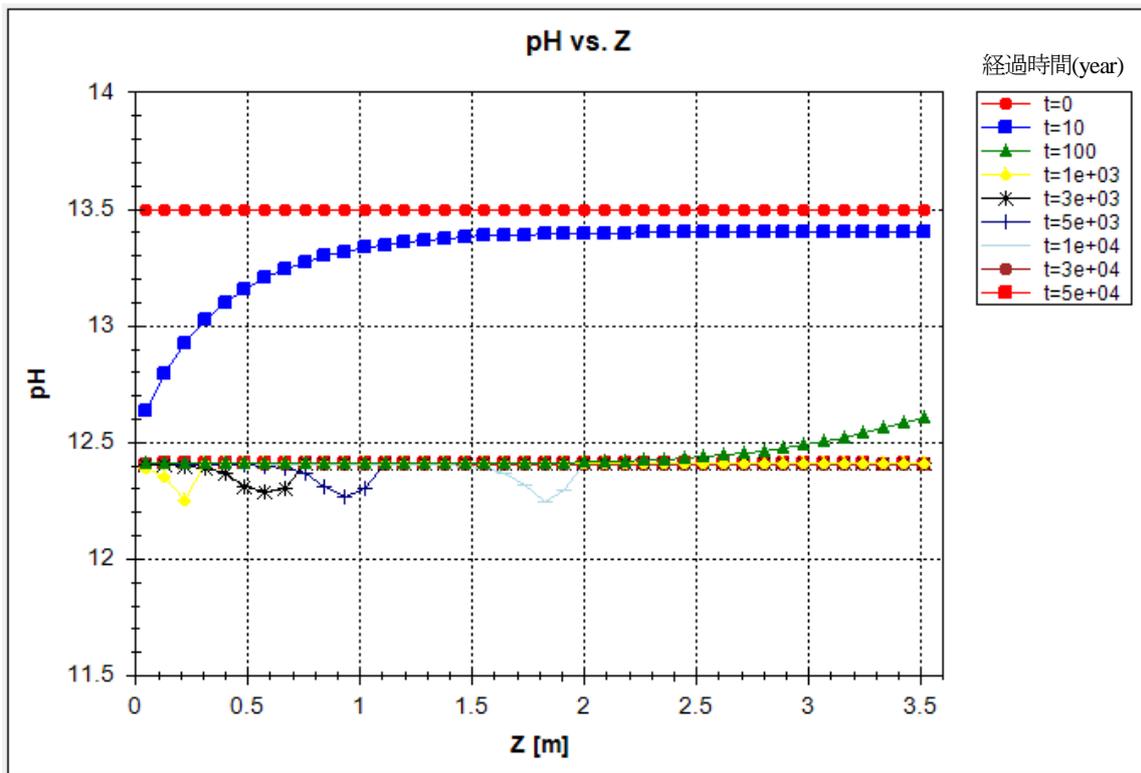


図 4.4.1-23 Case 0-1 における pH の分布と変遷 (第4メッシュ)

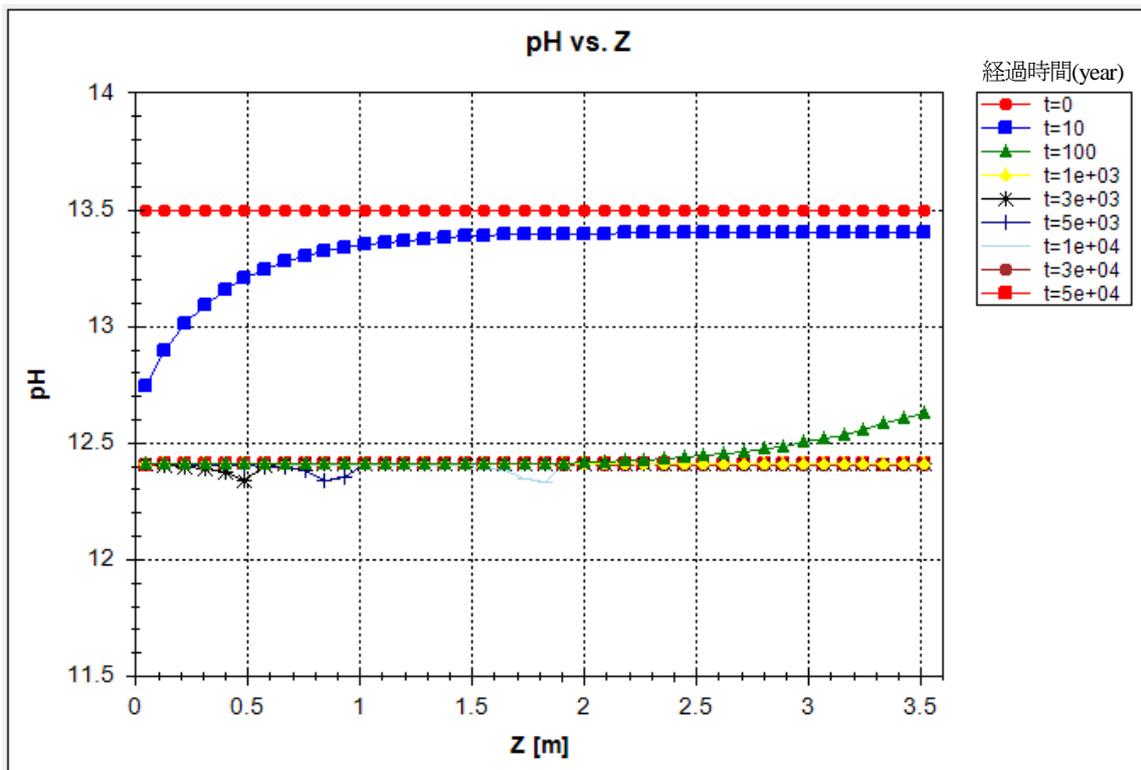


図 4.4.1-24 Case 0-1 における pH の分布と変遷 (第5メッシュ)

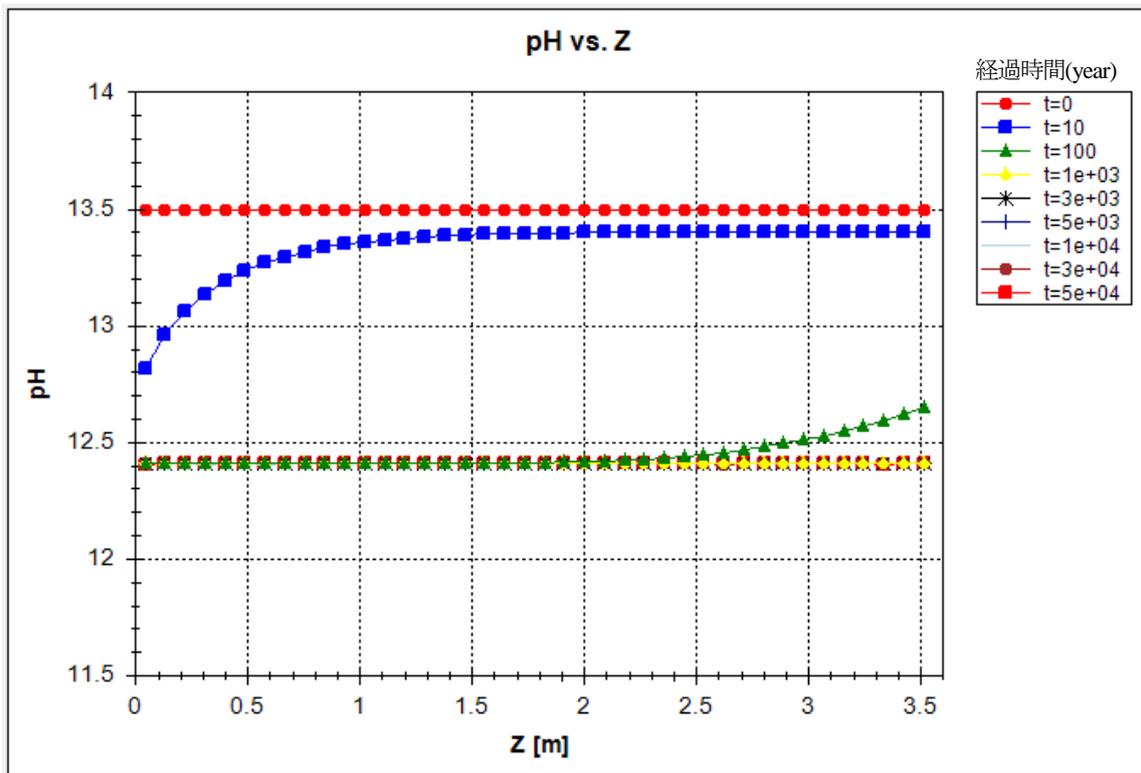


図 4.4.1-25 Case 0-1 における pH の分布と変遷 (第6メッシュ)

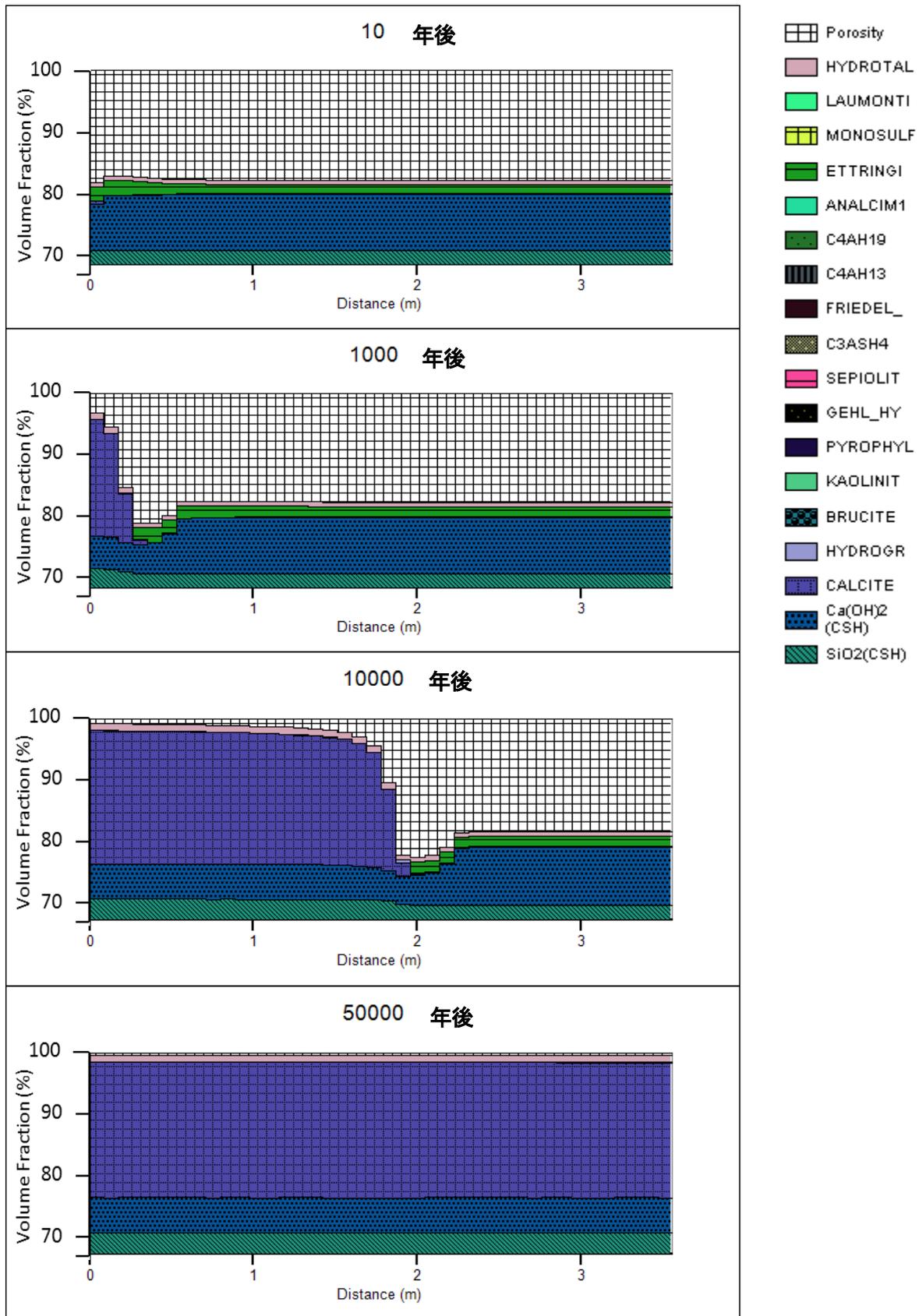


図 4.4.1-26 Case O-1 における体積組成の変遷(第1メッシュ)

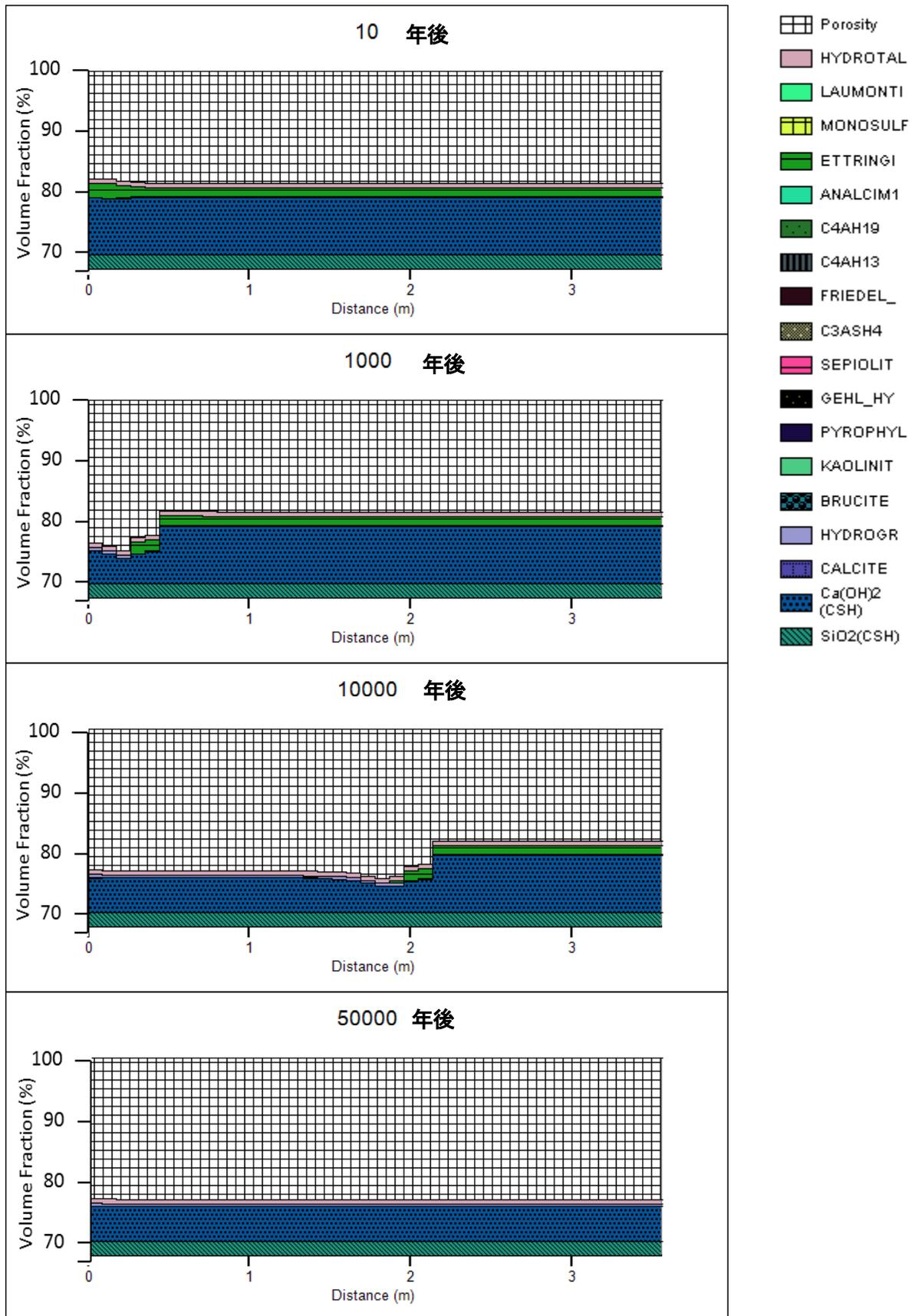


図 4.4.1-27 Case O-1 における体積組成の変遷(第2メッシュ)

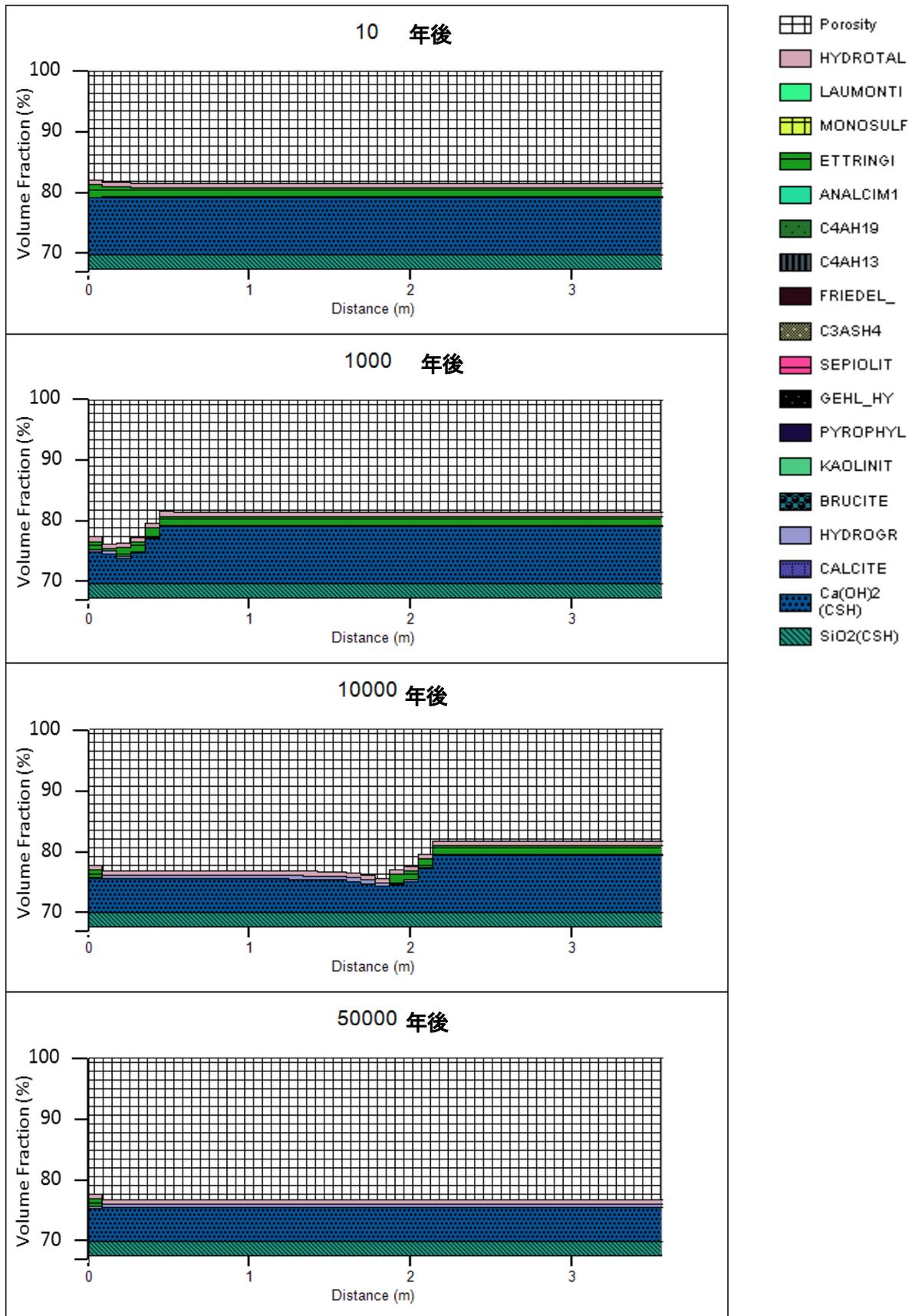


図 4.4.1-28 Case 0-1 における体積組成の変遷(第3メッシュ)

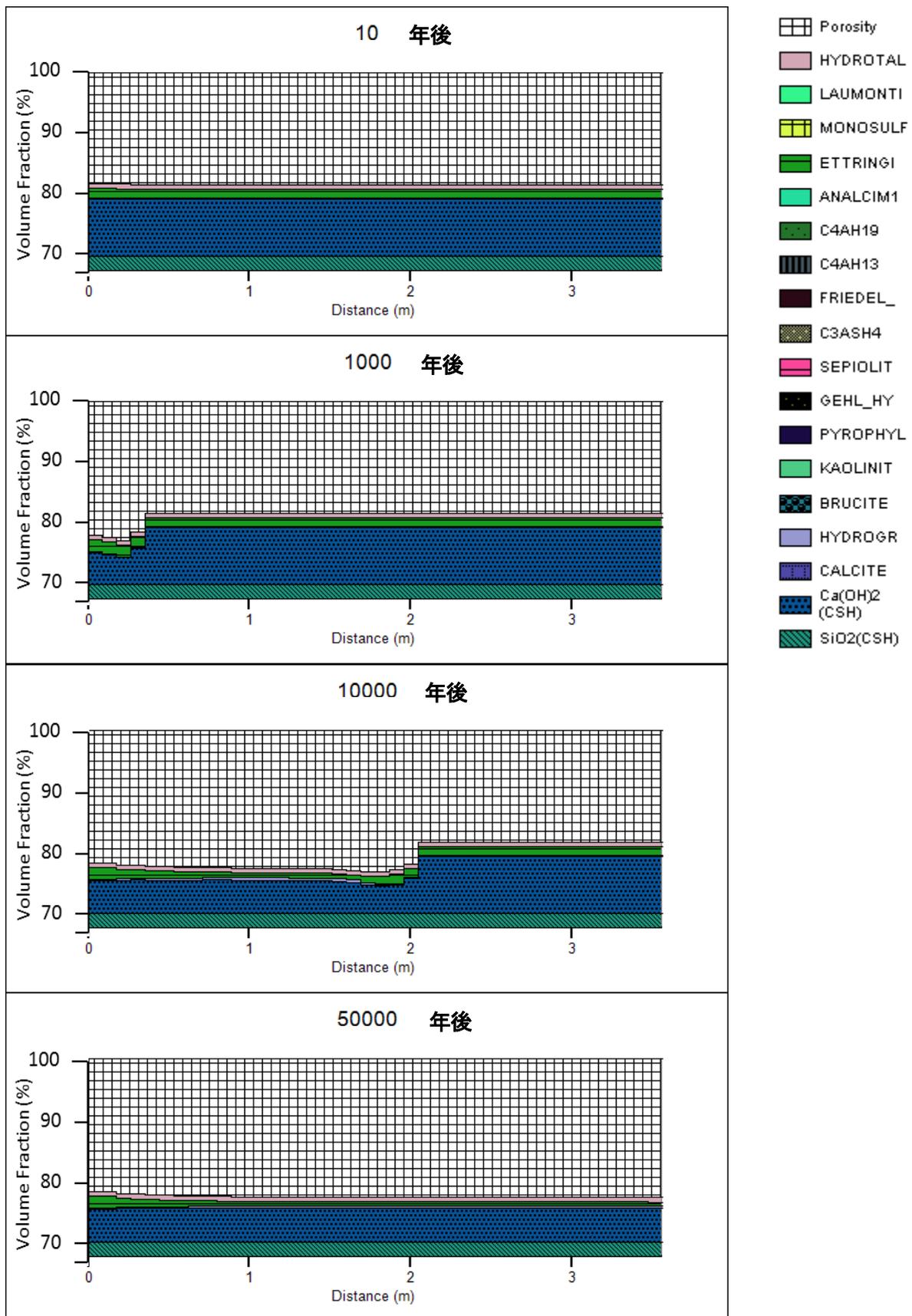


図 4.4.1-29 Case O-1 における体積組成の変遷(第4メッシュ)

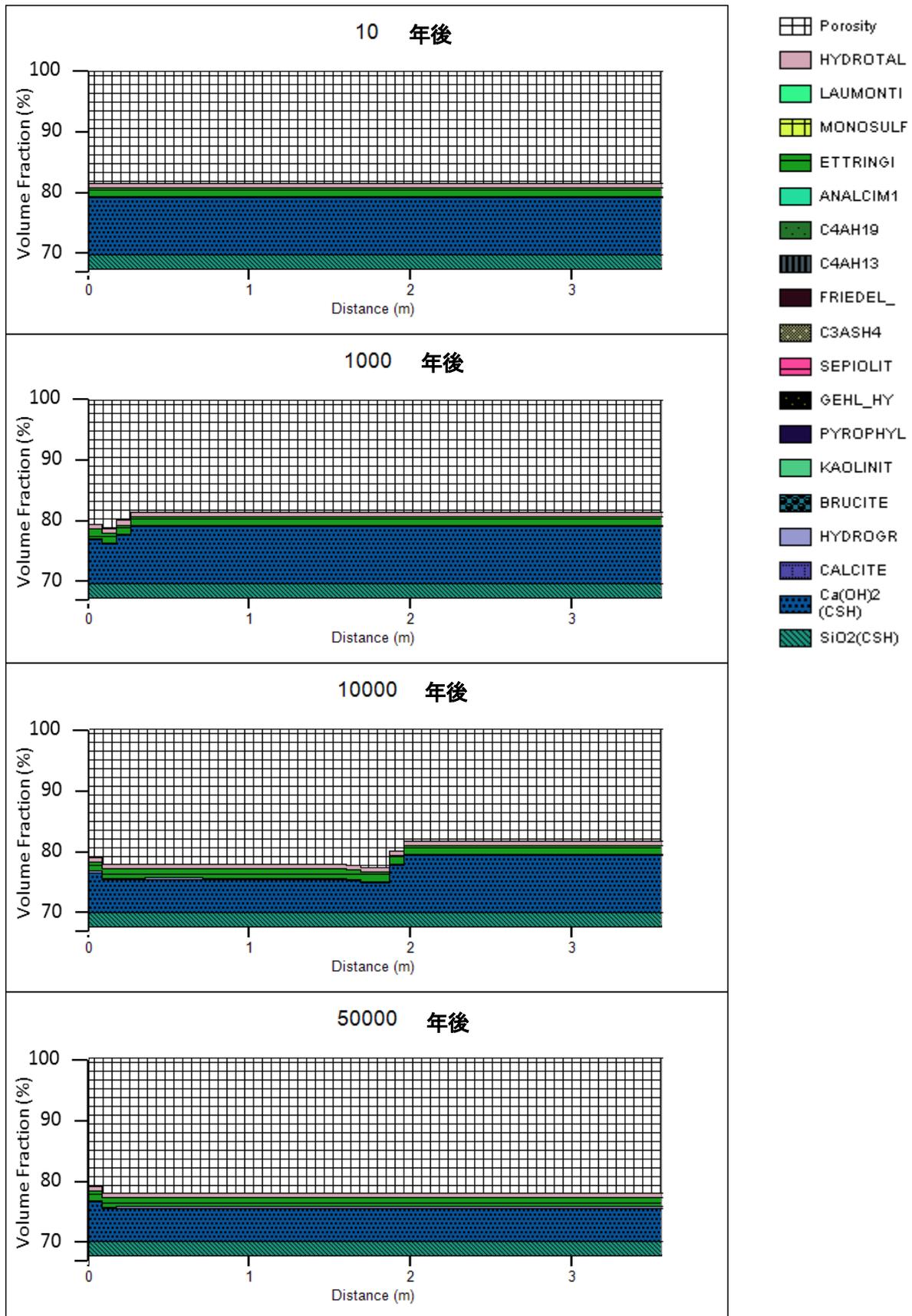


図 4.4.1-30 Case 0-1 における体積組成の変遷(第5メッシュ)

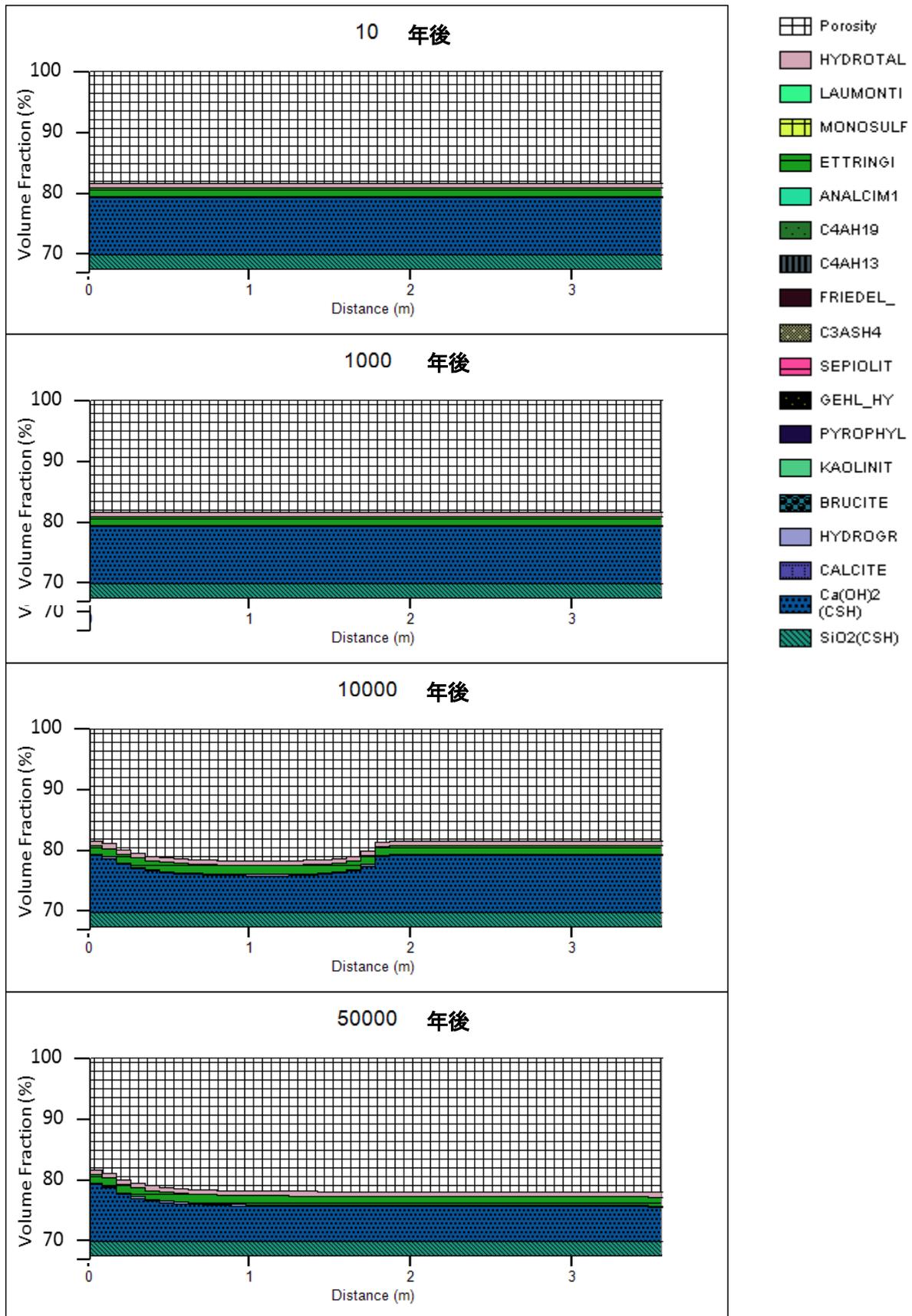


図 4.4.1-31 Case O-1 における体積組成の変遷(第6メッシュ)

Case O-2

解析ケース Case O-2 について、図 4.4.1-32 から図 4.4.1-38 に pH 分布の時間変化、図 4.4.1-39 から図 4.4.1-44 に体積組成の時間変化を示す。体積組成の表示は、Case O-1 と同様である。

割れ目内の pH の分布の変化の傾向 (図 4.4.1-32) は、Case O-1 と同様に、一度 pH12.4 程度に低下した後、地下水が流入する側から、さらに徐々に pH が低下し、全体が pH8.5 程度まで低下する。ただし、割れ目内の地下水流速が Case O-1 よりも 100 倍大きな設定となっていることから、この変化に要する時間が短く、10 年において、地下水が流入する側では、pH12.4 からさらなる pH の低下が起きており、1,000 年までに、ほぼ全領域にわたって pH8.6~pH9.0 程度となっている。第 1 メッシュから第 3 メッシュでは、1,000 年までの解析で、pH のふらつきが認められるが (図 4.4.1-33~図 4.4.1-35)、1,000 年以降、第 1 メッシュでは全領域にわたって pH 12.1、第 2 メッシュから第 6 メッシュでは pH は 12.4 でほぼ安定している。

体積組成の解析結果では、第 1 メッシュにおいては、比較的早い段階から地下水が流入する側から徐々に、セメントの溶脱とカルサイトの沈殿が見られ、1,000 年において全領域で大量にカルサイトが沈殿し、空隙率が低下し、コンクリートマトリクス中での化学反応が抑制されていると考えられる。このため、コンクリートマトリクス中のセメント溶脱は進展しておらず、第 5 メッシュまでにわずかな空隙率の増加が認められるが、第 6 メッシュでは変化が認められない。

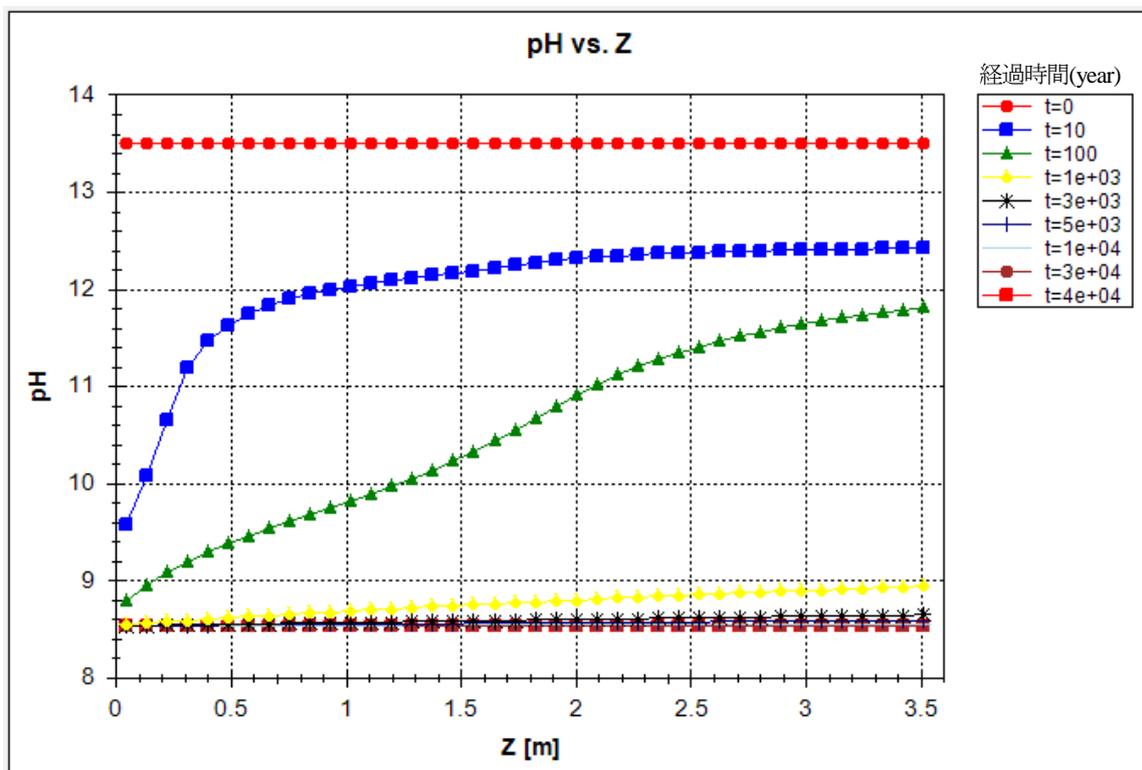


図 4.4.1-32 Case O-2 における pH の分布と変遷 (割れ目内)

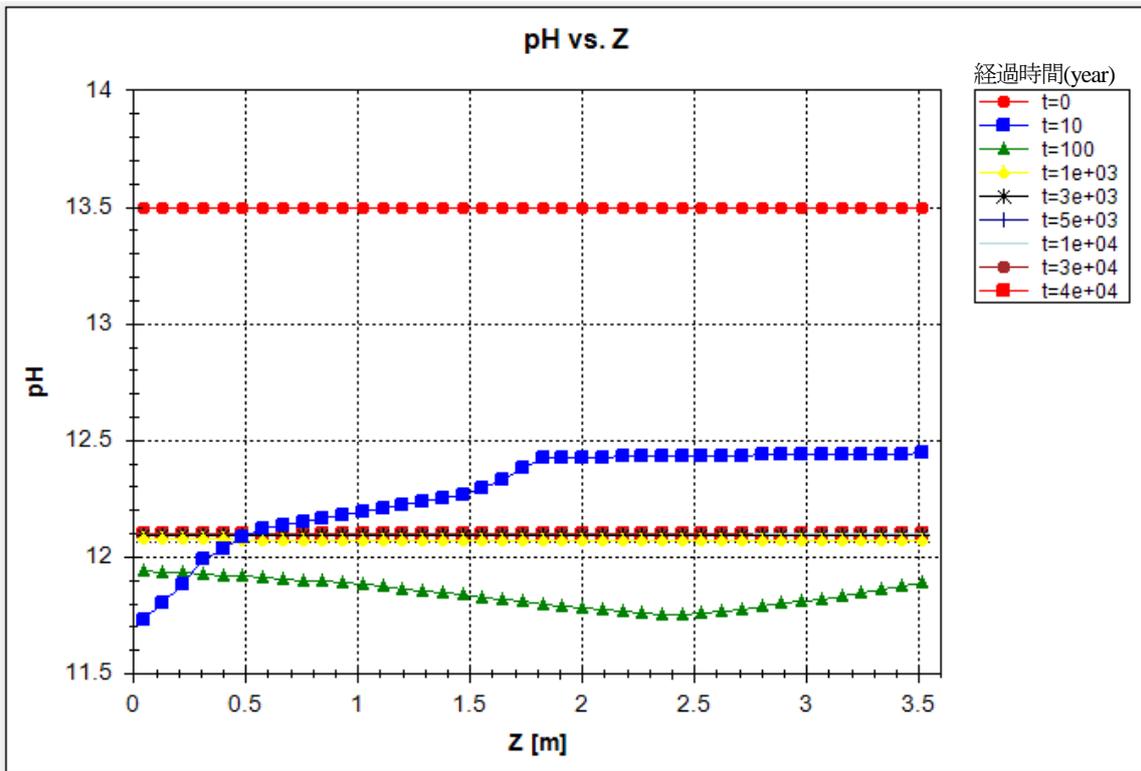


図 4.4.1-33 Case 0-2 における pH の分布と変遷 (第1メッシュ)

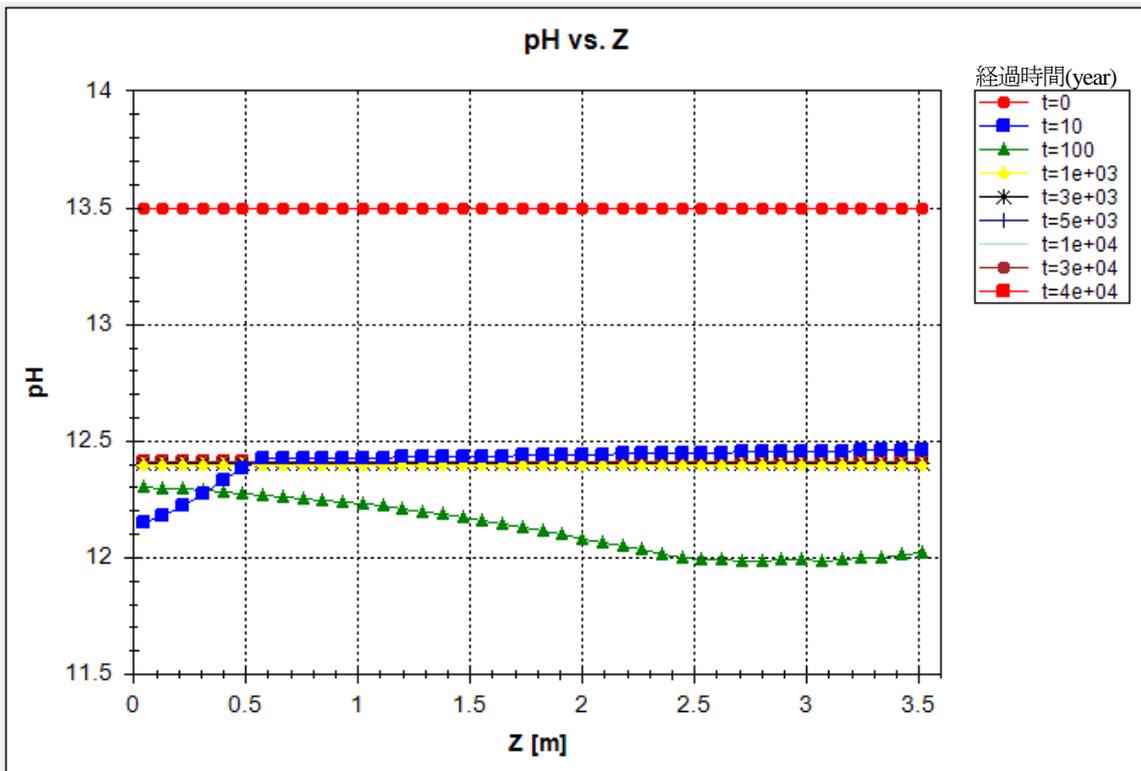


図 4.4.1-34 Case 0-2 における pH の分布と変遷 (第2メッシュ)

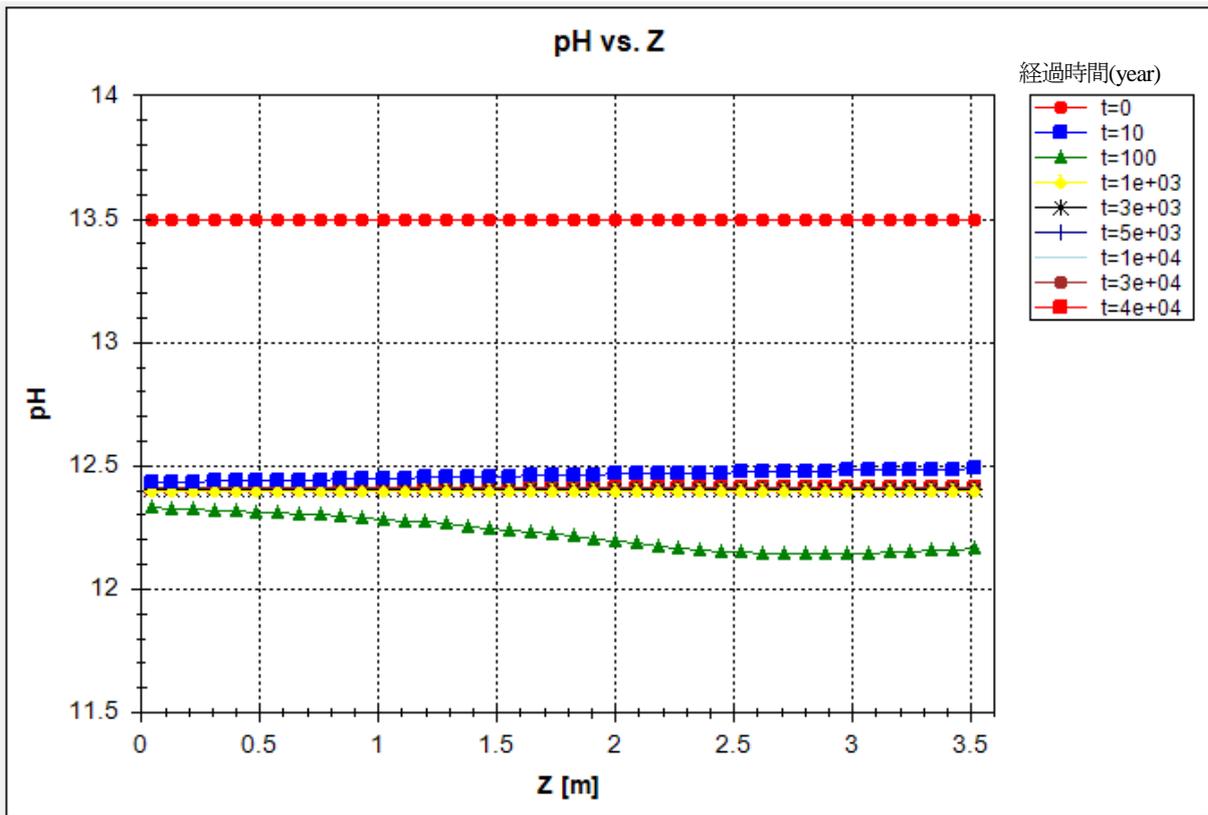


図 4.4.1-35 Case 0-2 における pH の分布と変遷 (第3メッシュ)

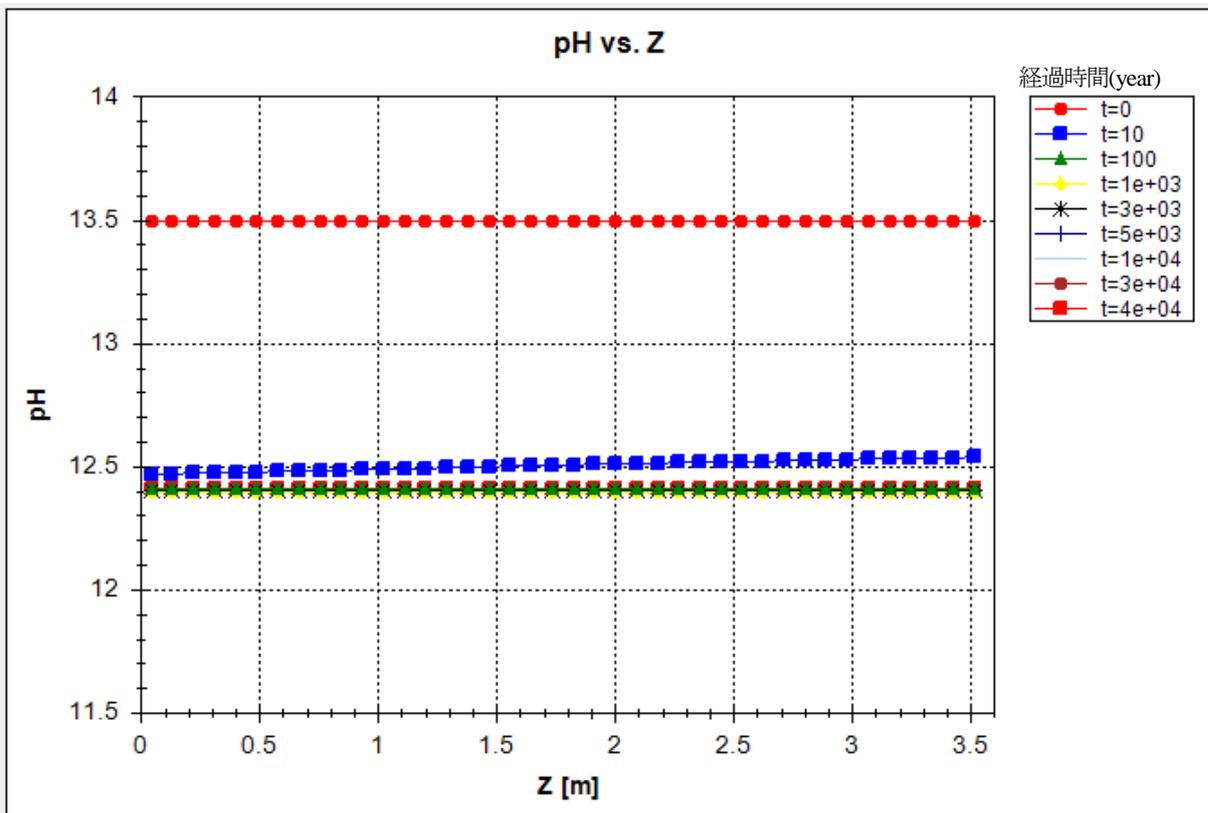


図 4.4.1-36 Case 0-2 における pH の分布と変遷 (第4メッシュ)

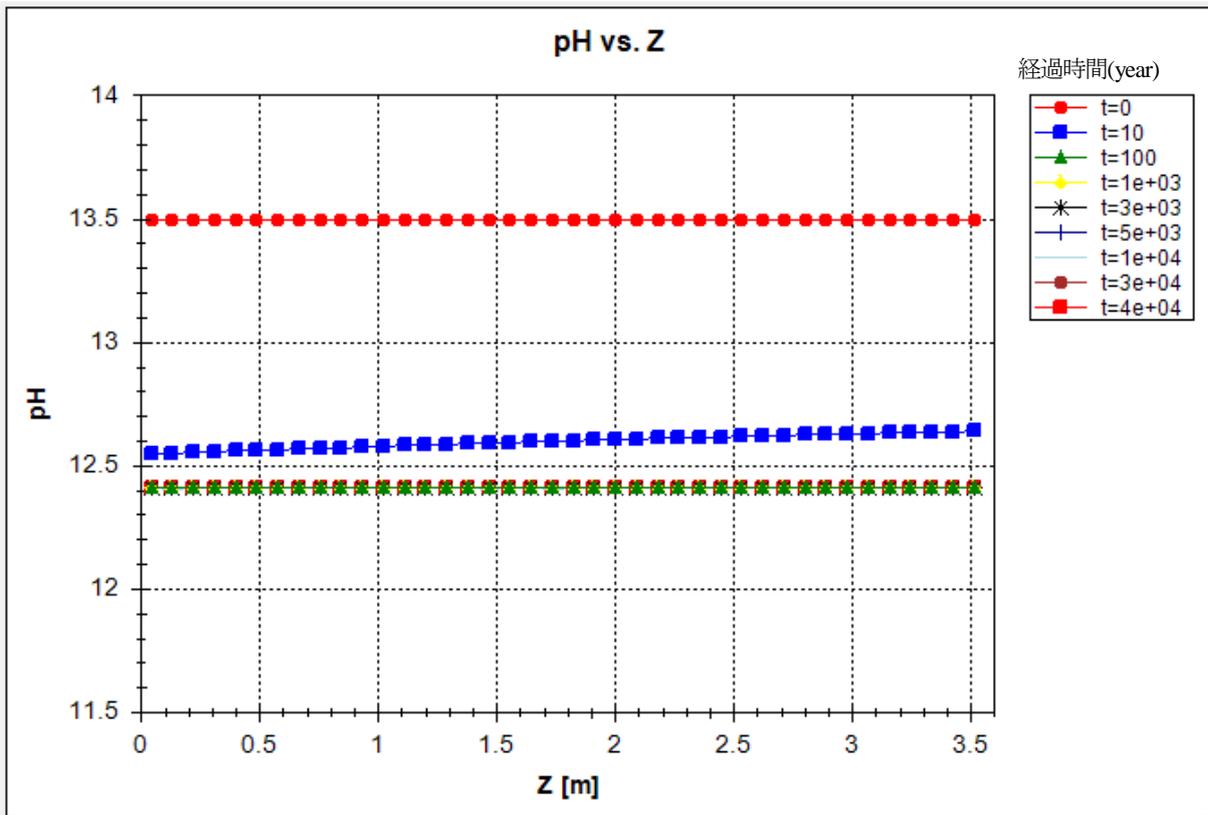


図 4.4.1-37 Case 0-2 における pH の分布と変遷 (第5メッシュ)

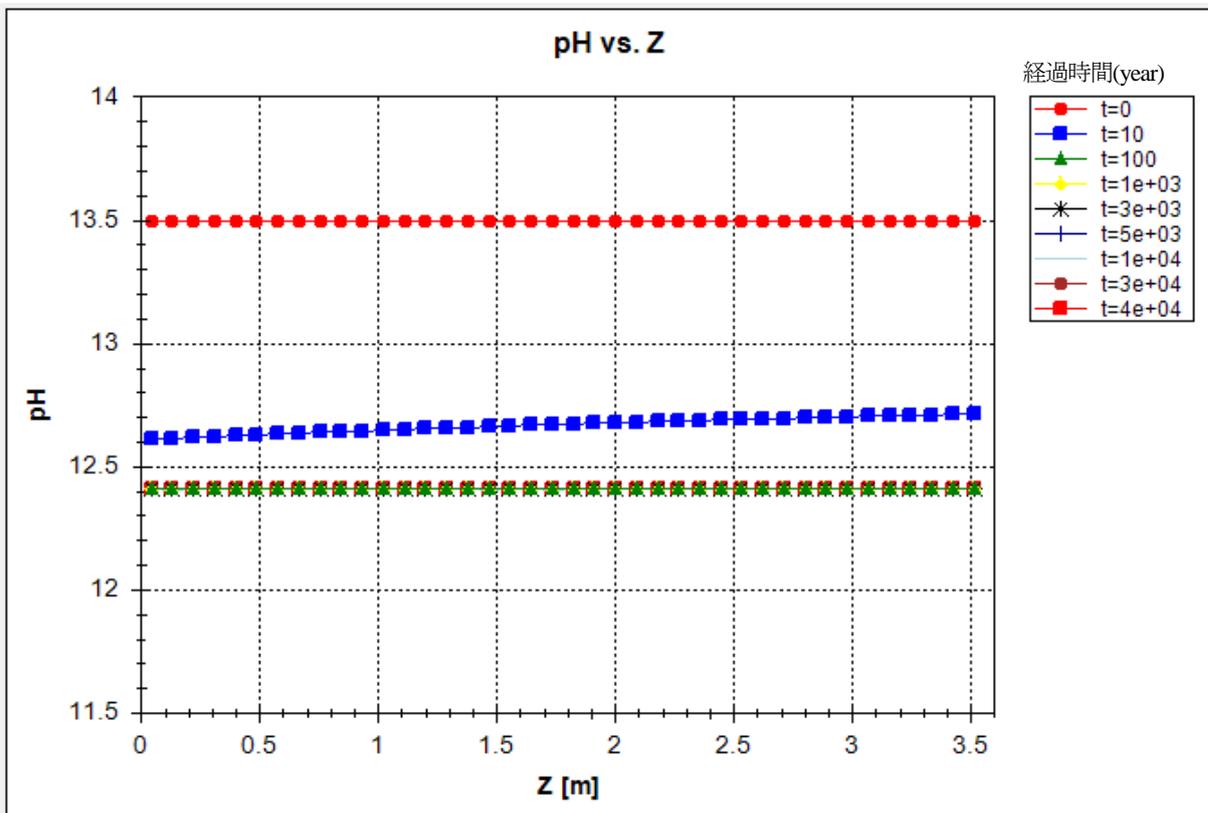


図 4.4.1-38 Case 0-2 における pH の分布と変遷 (第6メッシュ)

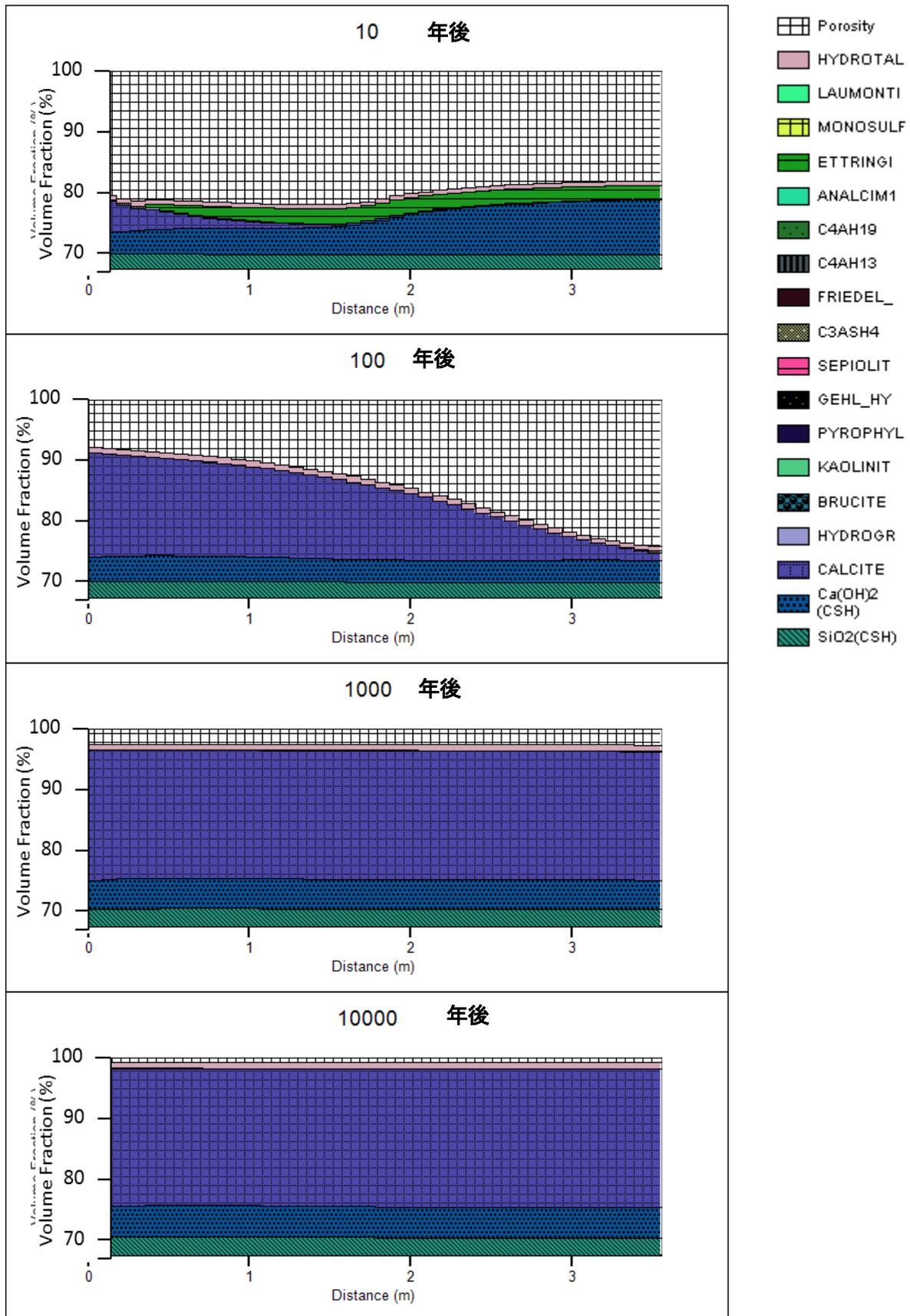


図 4.4.1-39 Case 0-2 における体積組成の変遷(第1メッシュ)

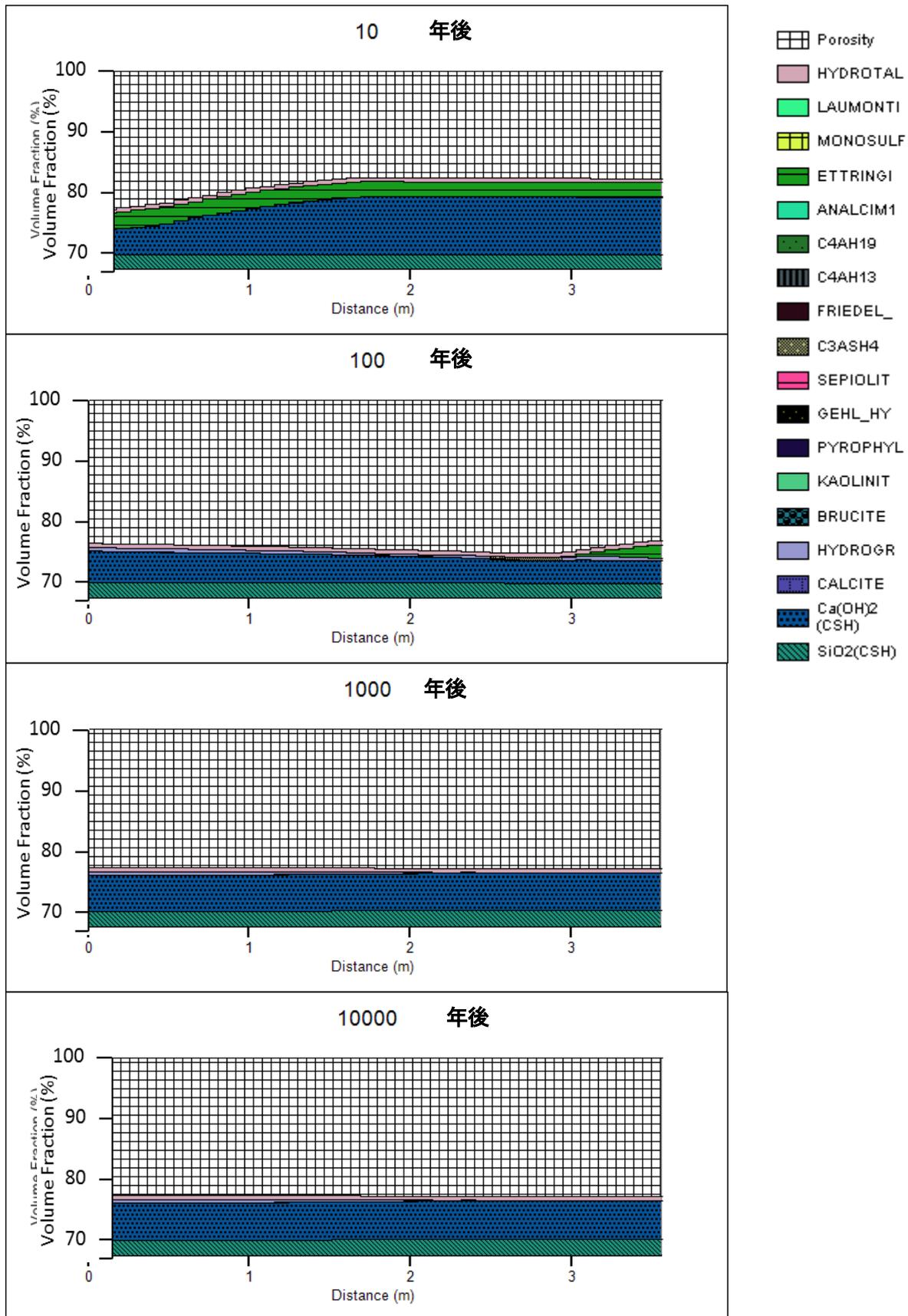


図 4.4.1-40 Case 0-2 における体積組成の変遷(第2メッシュ)

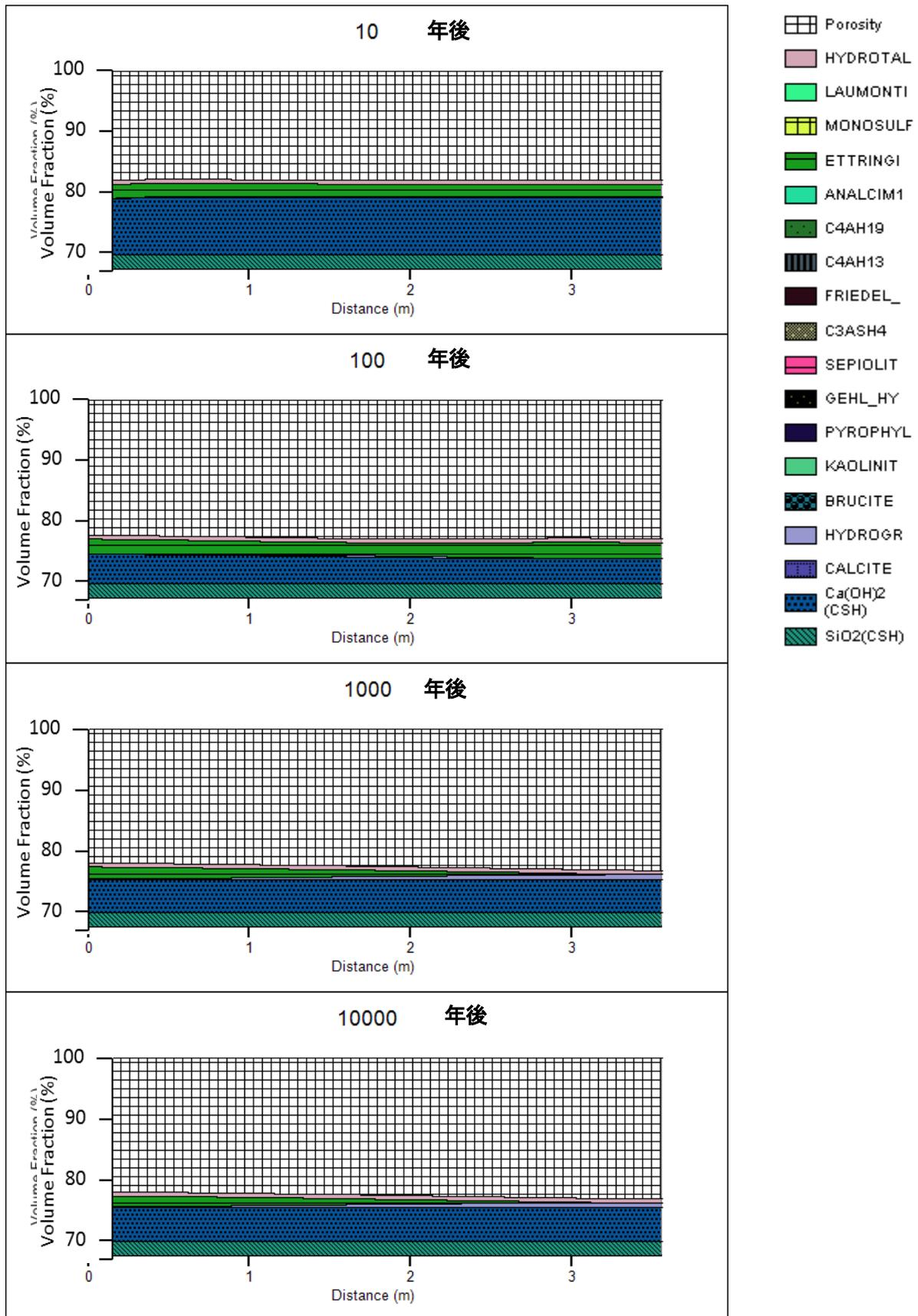


図 4.4.1-41 Case 0-2 における体積組成の変遷(第3メッシュ)

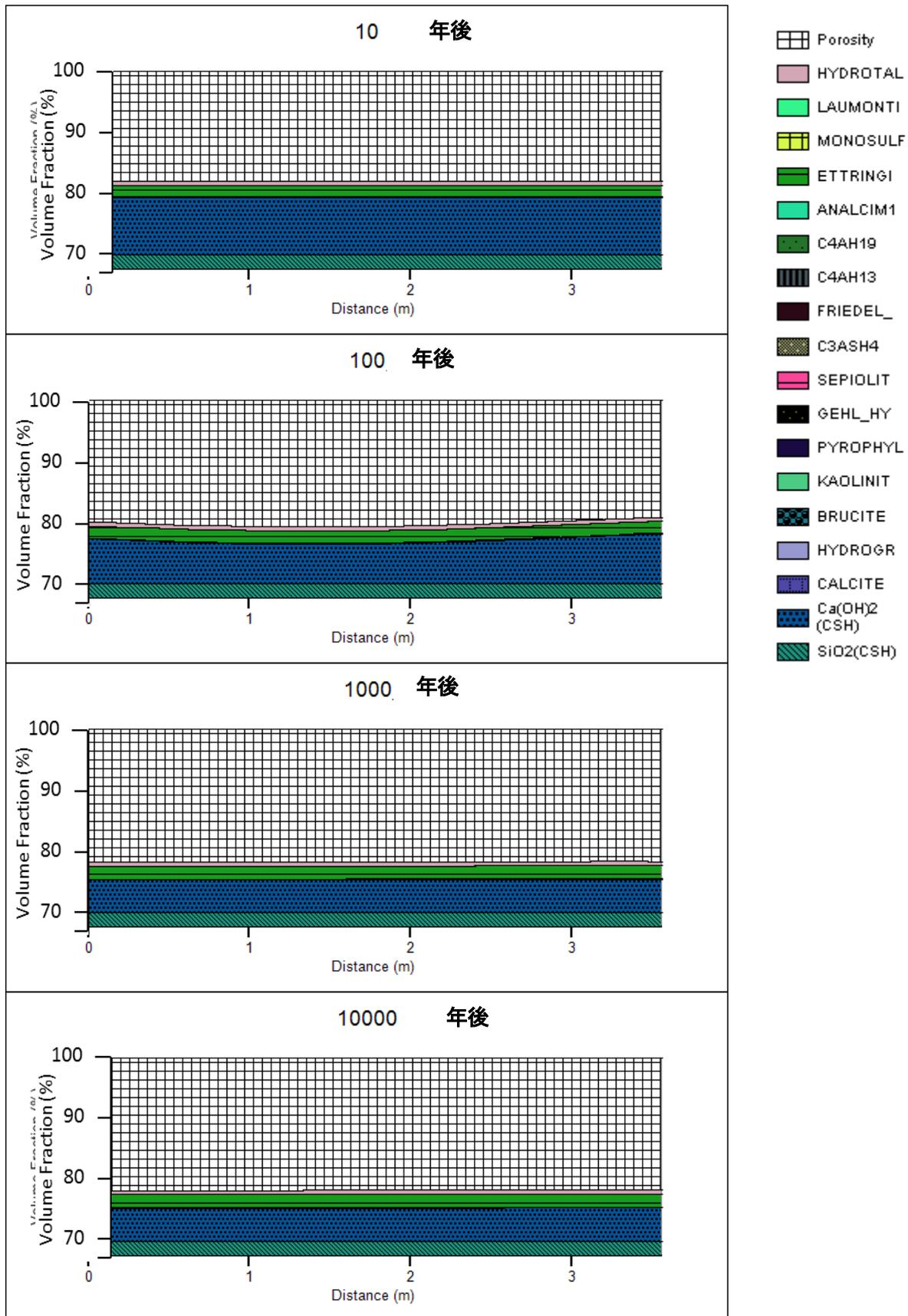


図 4.4.1-42 Case 0-2 における体積組成の変遷(第4メッシュ)

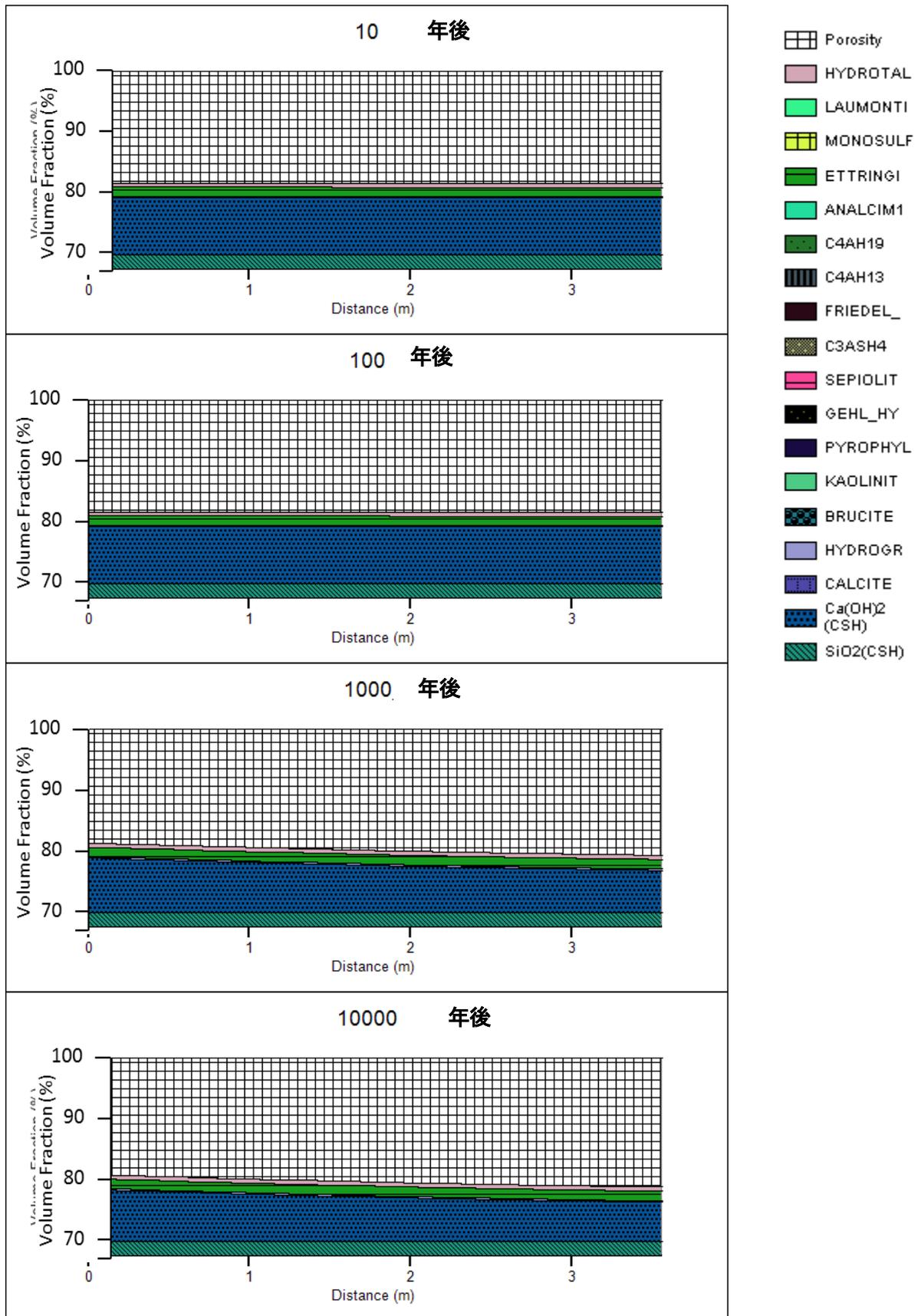


図 4.4.1-43 Case 0-2 における体積組成の変遷(第5メッシュ)

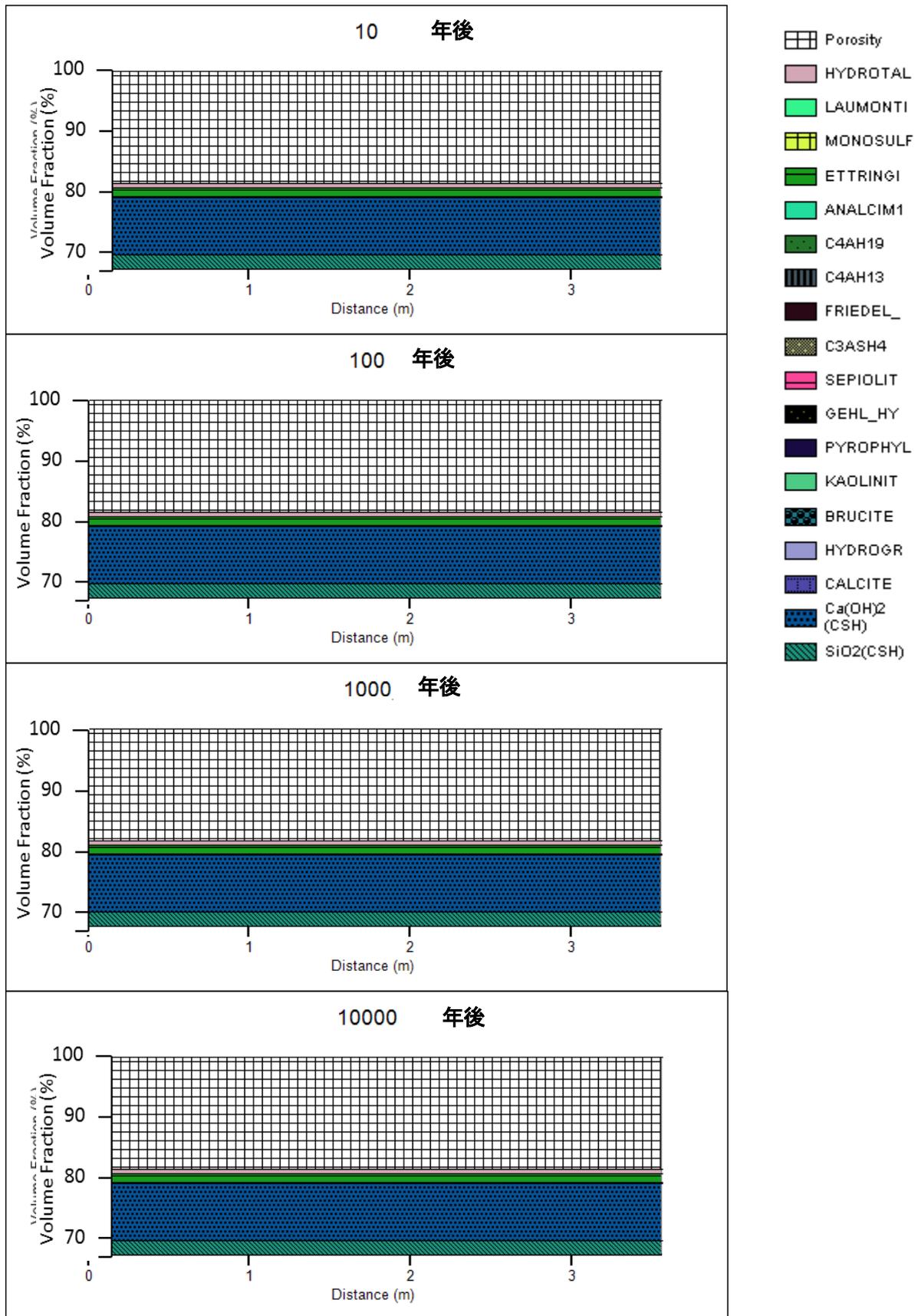


図 4.4.1-44 Case 0-2 における体積組成の変遷(第6メッシュ)

(j) 結果のまとめと考察

坑道支保健全部の解析では、pHの時間変化をみると、図4.4.1-11と図4.4.1-15に示したようにセメント部分では初期状態pH=13.5であったものがおよそ10年後までには緩衝材あるいは岩盤との境界付近を除きpH=12.4程度で一定値となる。緩衝材部分ではセメントの境界部でおよそ100年後まではpHは増加し、その後再び低下してSato-Camaモデルを用いたCase1ではpH=10程度、小田モデルを用いたCase2ではpH=9.4程度で一様となる。

固相の変化については、図4.4.1-12から図4.4.1-14と図4.4.1-16から図4.4.1-18で示されているように、いずれのCaseにおいても、緩衝材部分で変質が起こるのはコンクリートとの境界部から数cm程度の範囲であり、1,000年以降緩衝材の変質はほとんど進行していない。セメント部分については、全領域でわずかな鉱物組成の変化が認められるが、顕著なのは両端の境界部であり、1,000年後～10,000年後の間に緩衝材とセメントの境界付近、坑道支保の外側境界付近両方で空隙率が著しく低下し、閉塞が起こる。上述のように変質が進行しないのはこの境界部分のセメント側で発生する閉塞によって、緩衝材とセメントの間、あるいは地下水とセメントの間で物質の移動が抑制されることによって反応が抑制されるためと考えられる。

Case1とCase2でモンモリロナイトの溶解速度式を変えた解析(Case1ではSato-Camaモデル、Case2では小田モデルを使用)を行ったが、それらの結果を比較するとpH分布(図4.4.1-11と図4.4.1-15)に関してはCase2の方が閉塞後の緩衝材のpHが低くなることが分かる、体積組成(図4.4.1-12～14と図4.4.1-16～18)に関しては、Case2の方が緩衝材とセメントの境界部の緩衝材側の沈殿がわずかに速く進行するが、カルサイトの沈殿は少ないことがわかる。

坑道支保の割れ目とその近傍に着目した解析結果では、割れ目内のpHの分布は図4.4.1-19、図4.4.1-32に示したように初期の間隙水組成におけるおよそpH=13.5からpH=8.5まで低下し一様となるが、pHが一様となるまでの期間は割れ目内の地下水の流速が速いほど短くなる。このことは例えば、Case O-1(図4.4.1-19)では1,000年から30,000年の間にpH変化のフロントが割れ目内の上流側から下流側へ移動しているのに対し、Case O-2(図4.4.1-32)では、1,000年まで間にpH変化のフロント下流側に到達していることからわかる。

割れ目近傍のセメント領域の体積組成に関しては、Case O-1(図4.4.1-26)、Case O-2(図4.4.1-39)で見られるように、全てのケースにおいて第1メッシュでカルサイトが大量に沈殿し閉塞に至る。また、地下水流速の遅いCase O-1では、割れ目内地下水流の上流側から偏って沈殿が生じ、年数の経過とともにカルサイトの沈殿が下流側にも及ぶようになるのに対し、Case O-2では、比較的短い時間(1,000年)までにほぼ一様にカルサイトの沈殿が生じている。これは、地下水の流れが速い方が、セメントの割れ目表面により多くの地下水が供給され、反応が促進されるためと考えられる。

なお、セメントの固相に変化が認められる割れ目からの深さについては、Case O-1では

第6メッシュ（割れ目から9～14cm）においてもわずかなセメント溶脱と空隙率の増加が認められるが、Case O-2においては、ほとんど変化が認められなかった。これらの本解析結果からは、コンクリート支保の割れ目近傍のコンクリートの劣化は割れ目から10cm程度と考えることができる。

以上から、本解析の結果としては、セメント影響を考慮した核種移行場の状態設定として、以下のように想定する。

- ・緩衝材については、コンクリート支保から供給されるCaが境界部での二次鉱物生成によって消費されるとともに、境界付近の支保側での間隙閉塞により物質移動が抑制されるため、境界直近の数cmを除き緩衝材はほぼ全域において初期の鉱物組成を保ち、また、Ca型への置換も少ない。
- ・コンクリート支保については、割れ目近傍以外の部分においては、その組成変化は緩衝材および岩盤との境界面の近傍に限られる。また、割れ目を考慮した場合には、割れ目の両側約10cm付近まで溶脱が見られるが、それ以上割れ目からはなれた場所では、変質はほとんど認められない。

(ii) セメント反応によるニアフィールドの環境変化が核種移行に及ぼす影響についての性能評価解析

前述のとおり、本節での性能評価解析では、ニアフィールド岩盤中の割れ目ネットワークを考慮した三次元不均質場における地下水流動・核種移行解析モデル（Partridge : Particle tracking in deep geological environment）（Wakasugi et al., 2008）を用いることとする。

ここでは、前節の現象解析結果に基づく緩衝材および坑道支保の変質・劣化状況を考慮した場合の解析に加え、モデルやデータの不確実性を考慮して緩衝材の止水性低下や坑道支保の劣化といった現象解析の結果を上回る保守的な仮想的状況を考慮した解析を行い、それらの結果を、支保を考慮しない従来の評価と比較することにより、

- ・人工バリア変質をより現実的に表現した場合の安全機能の変化
- ・モデルやデータの不確実性を考慮して緩衝材の止水性低下や坑道支保の劣化といった極端な状況を敢えて想定した場合の多重バリアシステムの頑健性を定量的に示すことを目指す。

(a) 解析ケースの設定

緩衝材および支保領域については、以下の3つのケースを想定した解析を実施する。

・レファレンスケース：

－緩衝材は安全評価期間を通じて止水性を保持し、人工バリア内の核種移行は拡散によってのみ生ずる。

－坑道支保については、コンクリートの溶脱によって劣化することを想定し長期にわたる安全機能は期待しない。一方、劣化後の坑道支保の透水性の上昇に関しては、周囲に位置する坑道掘削影響領域（EDZ）において健全な岩盤よりも高い透水性を仮定することで代表する（支保劣化部分をEDZの一部とする）と考える。

・代替ケース1（人工バリア変質をより現実的に表現したケース）：

－緩衝材は安全評価期間を通じて止水性を保持し、人工バリア内の核種移行は拡散によってのみ生ずる。

－坑道支保については、前節の現象解析の結果を踏まえ、割れ目近傍の局所的な透水性上昇のみを仮定する。

・代替ケース2（モデルやデータの不確実性を考慮して緩衝材の止水性低下や坑道支保の劣化といった極端な状況を敢えて想定したケース）：

－緩衝材の変質等により、緩衝材の止水性が低下する。

－坑道支保については、上記のレファレンスケースと同様に劣化による卓越した移行経路の形成を考慮する。

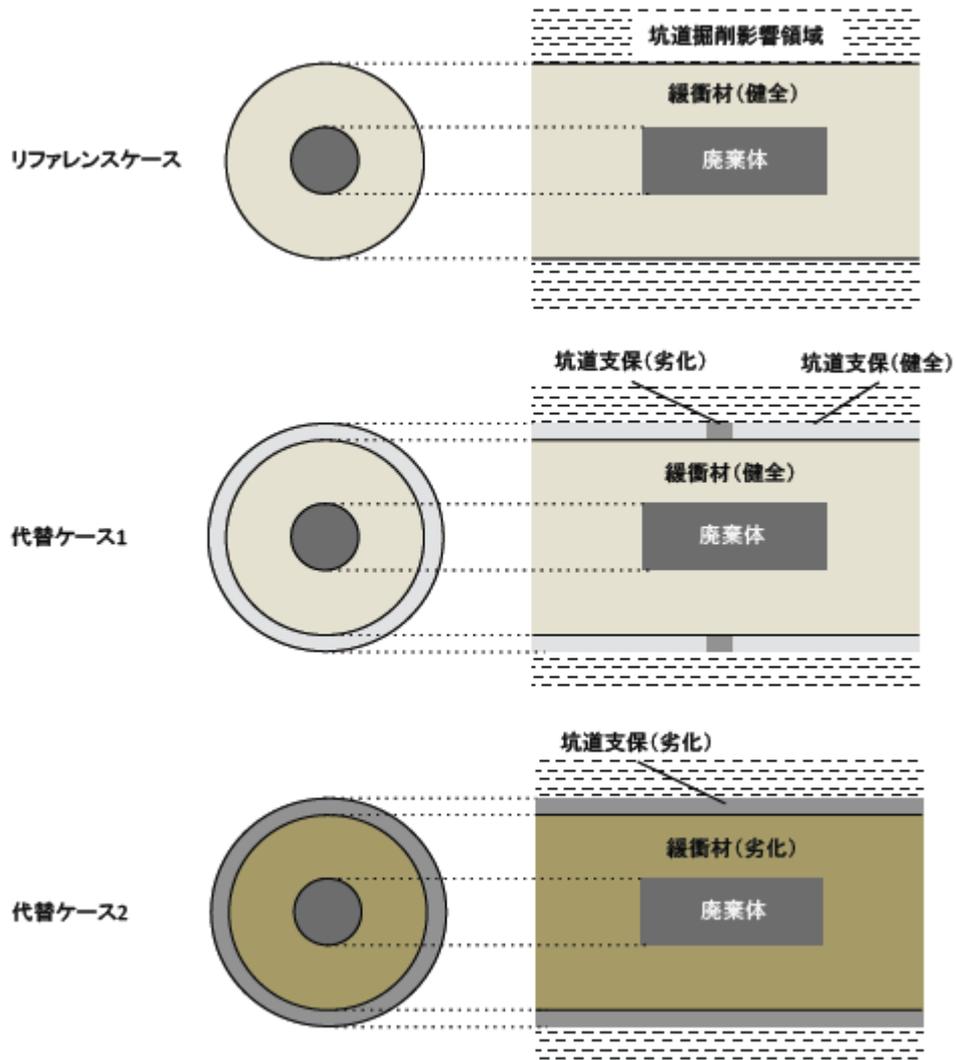


図 4.4.1-45 セメント影響を考慮した核種移行解析ケースの概念

(b) 解析条件

1) 緩衝材の透水係数

リファレンスケースおよび代替ケース 1 では、緩衝材の特性は初期条件が継続すると仮定し、透水係数は 10^{-12} m/s とする。一方、緩衝材の劣化を保守的に想定する代替ケース 2 では、前節で述べた解析結果や 2012 年度に実施した解析（黒澤ほか，2013）に加え、これまでに NUMO によって行われた変質劣化解析（Ueda et al., 2007）の例を踏まえ、次のような極端な仮定を置くこととした。

- Ueda et al., (2007)の変質劣化解析結果における緩衝材中の有効ベントナイト密度の変化の下限値を参考として、有効ベントナイト密度が最大 75%程度まで低下するものと想定する。
- 同事例に基づき、Na 型モンモリロナイトの Ca 型化が顕著に進展するものと仮定する。
- Ca 型化が進み、有効ベントナイト密度が低下した状態（有効ベントナイト乾燥密度が 1.0 g/cm^3 を程度）を想定に対し、前田ほか（1998）の透水試験結果（図 4.4.1-3 参照）に基づき、 10^{-8} m/s とする。

2) 坑道支保の透水係数

支保の透水係数は、第 2 次 TRU レポートの設定を参照し、以下の設定とした。健全時の支保に対しては、セメントモルタルにひび割れの無い場合の設定値 5×10^{-11} m/s を設定。劣化時の坑道支保については、セメントの溶脱および割れなどにより止水性を完全に喪失した状態として、セメントペーストが溶出したセメントモルタルの設定である 10^{-5} m/s を設定し、多孔質連続体として振る舞うものとした。各解析ケースのモデル概念との関係を整理すると、以下のようになる。

- 代替ケース 1：現象解析結果を踏まえて、坑道軸方向と直交する割れ目の両側にそれぞれ幅 10 cm にわたって坑道支保が劣化し、その他の部位は健全であると仮定する。
- 代替ケース 2：坑道支保の全体が一様に劣化するものと仮定する。

なお、リファレンスケースでは、坑道支保は陽にはモデル化せず、坑道掘削影響領域に含まれているものとする。

以上の緩衝材および坑道支保の透水係数の設定を表 4.4.1-23 に整理する。

表 4.4.1-23 地下水流動解析に用いた人工バリアの透水係数

項目	透水係数 (m/s)
緩衝材 健全時	1E-12
劣化時	1E-08
支保 健全時	5E-11
劣化時	1E-05

3) ニアフィールド岩盤中の不均質透水係数分布

リファレンスケース、および二つの代替ケースのいずれにおいても、地下深部における現実的な不均質透水係数場の例として、既往の研究事例 (NUMO, 2011c) における破碎帯の分布する硬岩系 (硬岩タイプ 3) を想定する (図 4.4.1-46 参照) こととし、また、平地を想定して動水勾配を 0.01 と仮定する。

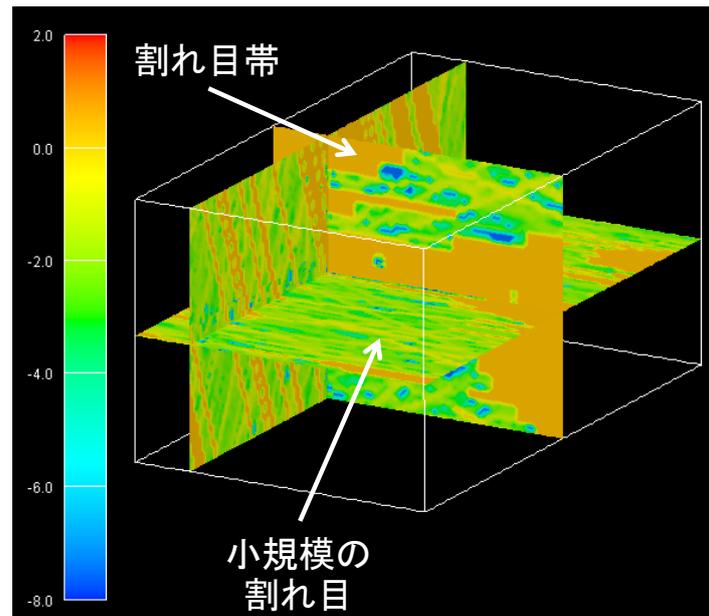


図 4.4.1-46 硬岩タイプ 3 における岩盤中の不均質透水係数場の例 (NUMO, 2011c)

解析に用いたデータの一覧を表 4.4.1-24 に示す。岩盤の透水係数は健岩部で 5×10^{-9} m/s, 破碎帯で 2×10^{-8} m/s であり、掘削影響領域については、NUMO (2011c) に倣い、坑道周辺は幅 0.5m と仮定し、また、破碎帯および健岩部それぞれの平均透水係数よりも 1 桁高い透水係数を想定した。これらの比較をすることにより、周囲の岩盤の透水性が緩衝材変質・透水性上昇後の核種移行挙動に及ぼす影響を把握することが可能と考えられる。

表 4.4.1-24 地下水流動解析に用いた解析データ

項目	データ
亀裂密度 (本/m)	3.7
透水量係数 (m ² /s) 分布	対数正規分布
対数平均	-10.2
標準偏差	1.07
亀裂半径分布	べき乗則
べき指数	3.0
最小半径 (m)	7.0
最大半径 (m)	300
亀裂の方向分布	Fisher
走向・傾斜・係数	90, 70, 20
走向・傾斜・係数	112, 55, 20
破碎帯透水係数 (m/s)	2E-8
掘削影響領域の透水性の増大率(-)	10.0
動水勾配 (m/m)	0.01

4) その他の解析条件

解析体系は、150m（主流動方向）×100m（坑道延長方向）×100m（鉛直方向）の直方体である。境界条件として、地下水流動解析では、平均動水勾配の方向に直交する面は、圧力固定境界、他の4面は不透水境界とした。核種移行解析では、下流側の面をゼロ濃度境界とし、他の5面は、反射境界とした。

核種移行解析に用いたデータの一覧を表 4.4.1-25 に示す。緩衝材の核種移行に関する特性は、実効拡散係数は、健全時および劣化時ともに、第2次取りまとめにおける設定値（Cs,Se 以外） $3 \times 10^{-10} \text{ m}^2/\text{s}$ とする。核種の分配係数については、健全時は第2次取りまとめと同一とするが、劣化時については、残存しているベントナイトや生成するゼオライト系の鉱物などによって、一定以上の収着性が期待されるものの、解析においては $K_d=0 \text{ m}^3/\text{kg}$ の設定とした。坑道支保における実効拡散係数については、60°Cにおける自由水中の拡散係数の中で最も大きな Cs の値 $4 \times 10^{-9} \text{ m}^2/\text{s}$ （佐藤ほか，1992）を保守的にすべての核種の自由水中の拡散係数として、空隙率を乗じた値とした。坑道支保における N_p の分配係数については、第2次 TRU レポートでは、比較的健全なセメントモルタルに対して $0.25 \text{ m}^3/\text{kg}$ が与えられているが、ここでは、保守的に $0 \text{ m}^3/\text{kg}$ とした。母岩および破碎帯とその掘削影響領域については、NUMO（2011c）における硬岩タイプ3の値を用いた。

表 4.4.1-25 核種移行解析に用いた解析データ

項目	実効拡散係数 (m ² /s)	空隙率(-)	真密度 (kg/m ³)	Np 分配係数 (m ³ /kg)
緩衝材 健全時	3E-10	0.4	2700	1.0
緩衝材 劣化時	3E-10	0.4	2700	0.0
支保 健全時	8E-10	0.19	2580	0.0
支保 劣化時	2E-09	0.46	2580	0.0
母岩・掘削影響領域	1E-12	0.02	2640	1.0

(C) 三次元不均質場中核種移行解析モデル Partridge およびマルチチャンネルモデルを用いた解析の方法と手順

Partridge は、母岩の不均質性や人工バリアの三次元的形状といった設計オプションに起因する複雑な核種移行経路を適切に考慮するために開発された、三次元不均質場核種移行解析ツールである。

不均質性が強い場では、地下水の流れの向きは、動水勾配の向きだけでなく亀裂の方向に大きく依存する。このような場合には透水係数場は、亀裂方向に依存する異方性を持つため、透水係数テンソルによって表現される。このような異方性を考慮し、また、多孔質媒体と亀裂性媒体を統一的に取り扱うために、Partridge では透水係数テンソルによって場を表現する。これによって、亀裂ネットワークや多孔質媒体、人工バリア、掘削影響領域などの透水特性の情報が、有限要素メッシュ上の透水係数テンソル場として表現される。Partridge では、このような透水係数テンソル場を扱うのに適した地下水流動解析コードとして、FEMWATER (WES, 1994) を呼び出すことによって三次元地下水流動解析を実施している。

三次元物質移行解析では、水理解析から得られた実流速分布に加えて、各媒体での分配係数や拡散係数などの物質移行データに基づき、初期に廃棄体に配置した保存性トレーサの粒子に関して、ランダムウォーク法 (LaBolle et al., 1996; Delay et al., 2005; Salamon et al., 2006) による物質移動解析を行う。ランダムウォーク法とは、粒子の拡散現象と粒子の流れの場に影響された運動 (地下水の流跡線上の粒子の運動) に起因する移流現象を記述する解析手法の一種である。拡散現象は、等方なランダムな運動として考えられ、一次元均質無限媒体中の拡散方程式の解として得られる物質の濃度分布は正規分布となることが知られている。これを利用して、ランダムウォーク法では拡散現象による粒子の運動を無秩序な揺動に影響されたものとして確率論的に扱う。一方、移流現象では、粒子の運動は実流速ベクトル場に基づく地下水の流れに沿う。

解析手順を図 4.4.1-47 に示す。以下では各手順の概要について記述する。

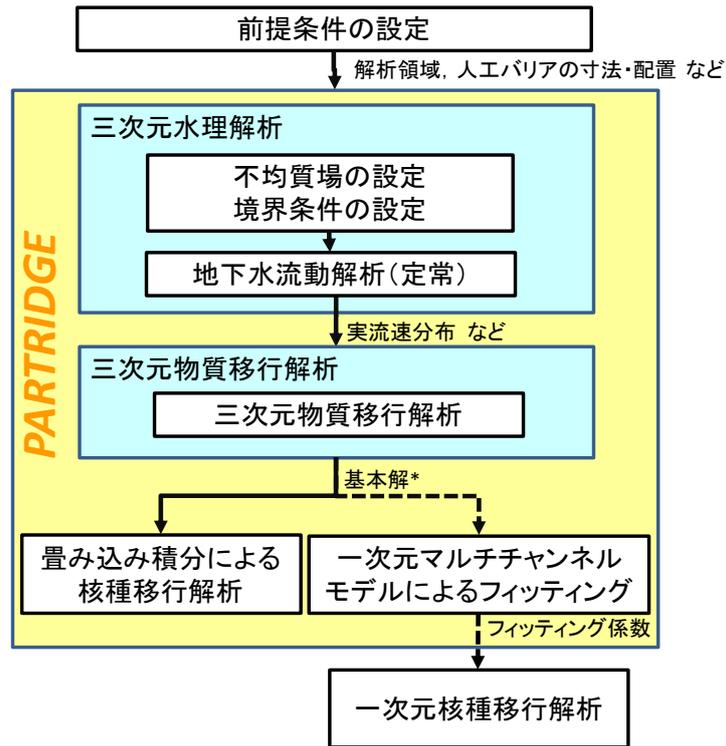


図 4.4.1-47 Partridge とマルチチャンネルモデルを用いた解析手順

1) 前提条件の設定

前提条件として、三次元水理解析や三次元物質移行解析の対象となる解析領域を設定し、人工バリアなどの構造物の寸法や形状、それらの配置を設定する。それらに基づき、構造物の形状情報を含んだ三次元有限要素メッシュデータを作成する。構造物の形状の設定や有限要素メッシュの作成には、様々な分野で設計用ツールとして用いられている各種の CAD およびメッシュジェネレータ（例えば COMSOL, 2000）を用いる。図 4.4.1-48 に、解析範囲および形状および四面体有限要素分割の例を示す。

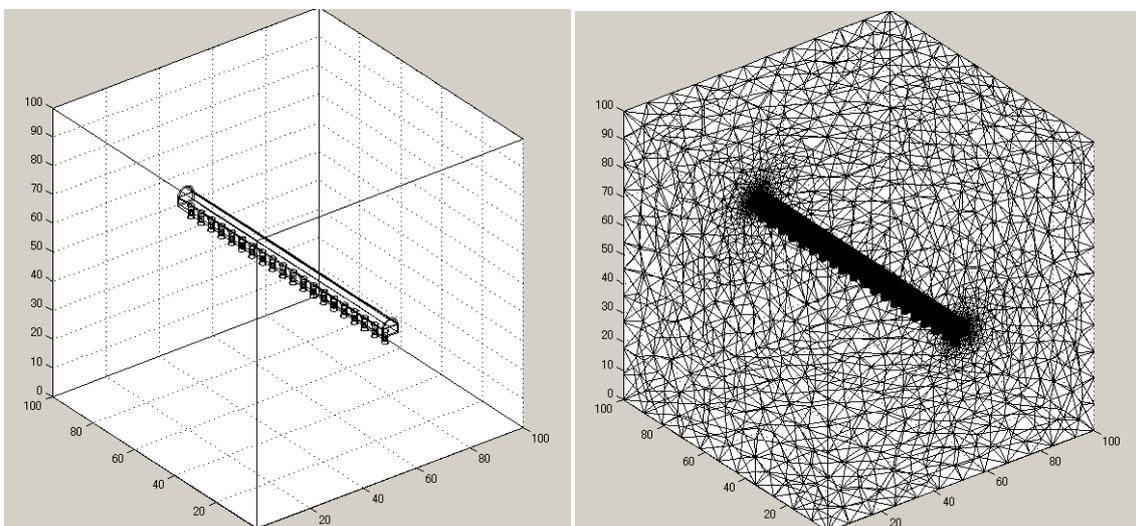


図 4.4.1-48 解析範囲および形状および四面体有限要素分割の例

2) 三次元水理解析

三次元水理解析では、水理条件としての不均質場および境界条件を設定し、定常状態の三次元地下水流動解析を行う。

不均質場の設定においては、母岩中の亀裂を再現するために、個々の亀裂の位置、方向、大きさ、透水量係数などを設定し、三次元亀裂ネットワークを作成する。この際、統計量に基づいて確率論的に亀裂を生成する方法および決定論的に亀裂を指定する方法を適切に組み合わせて亀裂ネットワークを作成する。次に、亀裂ネットワークデータと三次元有限要素メッシュデータを読み込み、クラックテンソル法を用いて透水係数テンソル場を作成する。さらに解析領域に対して水頭やダルシー流速に関する境界条件を設定し、上記の透水係数テンソル場を用いた三次元地下水流動解析（定常）を実施する。地下水流動解析から得られる圧力分布やダルシー流速分布をもとに、実流速分布を計算し、次のステップにおける物質移行解析の入力データとする。

クラックテンソル法は、亀裂性媒体のように、不均質な異方性のある透水係数場を表現する方法であり、着目している領域の体積と、亀裂との交差面積および亀裂の方向から、その領域の透水係数テンソルを求める。

$$K_j = \frac{\sum_i K_{ij}(\vec{n}_i, T_i, A_{ij})}{V_j} = \frac{1}{V_j} \sum_i T_i A_{ij} \begin{pmatrix} 1-n_{ix}^2 & -n_{ix}n_{iy} & -n_{ix}n_{iz} \\ -n_{ix}n_{iy} & 1-n_{iy}^2 & -n_{iy}n_{iz} \\ -n_{ix}n_{iz} & -n_{iy}n_{iz} & 1-n_{iz}^2 \end{pmatrix} \quad (4.4.1-7)$$

K_j : 着目している領域 j の透水係数テンソル

V_j : 領域 j の体積

$\vec{n}_i = (n_{ix}, n_{iy}, n_{iz})$: 亀裂 i の法線ベクトル

T_i : 亀裂 i の透水量係数

A_{ij} : 領域 j と亀裂 i の交差面積

K_{ij} : 領域 j における亀裂 i に関する透水係数テンソル

上記 V_j を有限要素法における各要素の体積とみなすと、要素ごとに異なる透水係数テンソルを有する不均質な連続体としてモデル化できる。

3) 三次元物質移行解析

三次元物質移行解析では、水理解析から得られた実流速分布に加えて、各媒体での分配係数や拡散係数などの物質移行データに基づき、初期に廃棄体に配置した保存性トレーサの粒子に関して、ランダムウォーク法による物質移動解析を行う。多数の粒子について移行解析を行うことにより、各位置での物質の移行率に関する基本解（廃棄体からの浸出、溶解度および崩壊を考慮しない物質の移行率）を得ることができる。

三次元物質移行解析では、出力となる移行率の基本解について十分な精度を得るために、多数の粒子についてランダムウォーク法による物質移動解析を実施する。

物質移行で扱う移流拡散方程式は、以下の式で表される。

$$\frac{\partial \bar{r}(p)}{\partial t} = \bar{v}(\bar{r}) + \bar{v}_D(\bar{r}, p) \quad (4.4.1-8)$$

ここで、 t は時間、 $\bar{v}(\bar{r})$ は位置における地下水の実流速、 $\bar{v}_D(\bar{r}, p)$ は確率変数で、単位時間に拡散（粒子の自由運動）によって移動する速度である。 p は三次元ガウス分布に従う特定の方向、位置を取る確率である。拡散の結果得られるガウス分布は、拡散を粒子のランダムウォークでモデル化すると、1つの次元の方向について、時間 Δt 間に1回ウォークするとした場合、1回のウォークで移動する距離を $\sqrt{2D_i\Delta t}$ とした二項分布で大数の法則により近似できる。よって、上式で、ガウス分布を3方向それぞれの二項分布で近似し時間について前進差分をとると次式を得る。

$$\Delta \bar{r} = \bar{v}(\bar{r})\Delta t + \frac{\bar{D}(\bar{r})}{|D_i(\bar{r})|} \sqrt{2D_i(\bar{r})\Delta t} \quad (4.4.1-9)$$

ここで、 Δt は1タイムステップの時間、 $\Delta \bar{r}$ は1タイムステップで進む距離と方向、すなわち移動ベクトル、 $\bar{v}(\bar{r})$ は位置における地下水の実流速、 $\bar{D}(\bar{r})$ は拡散係数ベクトル、 $D_i(\bar{r})$ は位置 \bar{r} における間隙水中の拡散係数である。三次元の各方向に対してランダムウォークを仮定しているので、

$$\bar{D}(\bar{r}) = (\pm D_i(\bar{r}), \pm D_i(\bar{r}), \pm D_i(\bar{r})) \quad (4.4.1-10)$$

i は方向(x, y, z)を表す

であり、拡散は等方的であるとして、 $\bar{D}(\bar{r})$ は、各成分のプラスマイナスの8通り組み合わせのうちいずれかをランダムにとる。すなわち、その確率は1/8となる。

$$\frac{\bar{D}(\bar{r})}{|D_i(\bar{r})|} = (\pm 1, \pm 1, \pm 1) \quad (4.4.1-11)$$

$$p = \frac{\bar{D}(\bar{r})}{|D_i(\bar{r})|} = \frac{1}{8}$$

4) 畳み込み積分による核種移行解析

三次元物質移行解析において得た各位置における物質移行率の基本解は、放射性崩壊や溶解度を考慮しておらず、また、廃棄体からの浸出期間を考慮せずに瞬時放出を仮定した移行率を表すものである。そこで、この物質移行率の基本解と廃棄体からの浸出率を畳み込み積分する。この際、核種の放射性崩壊や溶解度制限放出の効果も同時に組み込むことによって、廃棄体からの核種浸出率や放射性崩壊、溶解度を考慮した、各位置における核種移行率を算出する。

具体的には、まず、瞬時放出で沈殿生成を考慮しない物質移行解析を行う。その際に、オーバーパック内の液相中の核種濃度の時間変化を求める。この時間変化を単純に固化体の溶出期間7万年、インベントリ 3.74mol/固化体で畳み込み積分を行うと、液相中の濃度は、Npの溶解度を越えてしまうこととなる。そこで、この超えた分は、沈殿物として固化体からの溶出が続くかぎり蓄積されることとして、液相中の核種濃度を溶解度一定に保つ。また、固化体からの溶出が止まると、液相中の濃度は低下することとなるが、沈殿物が存在する間は、液相中の溶解度制限を保つように、沈殿物が溶け出し、沈殿物もなくなった時点で液相濃度は低下し始めるものとする。

(d) 解析結果

1) リファレンスケース

水理解析結果

リファレンスケースにおける透水係数分布を図 4.4.1-49 および図 4.4.1-50 に示す。また、ダルシー流速分布を図 4.4.1-51 に示す。

岩盤中の透水性の高い領域（黄色～黄土色の部分）は、破碎帯に対応しており、ダルシー流速分布の図からも速い流れが生じていることがわかる。この不均質場では、廃棄体によって健岩部に含まれるものと破碎帯に係るものに二分されることが大きな特徴の一つである。

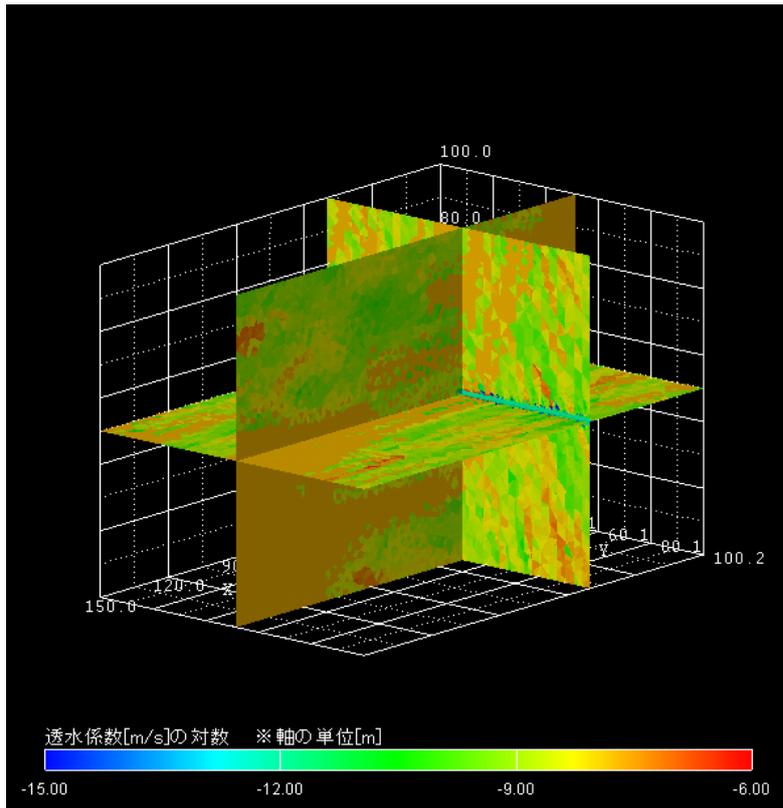


図 4.4.1-49 リファレンスケースにおける透水係数分布

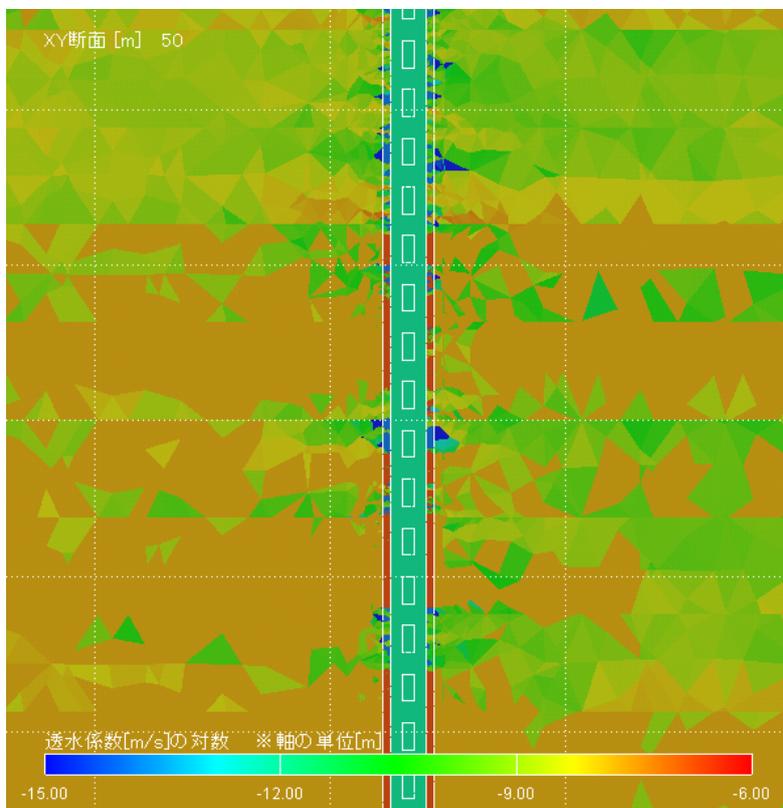


図 4.4.1-50 リファレンスケースにおける透水係数分布の人工バリア周辺 XY 断面拡大図

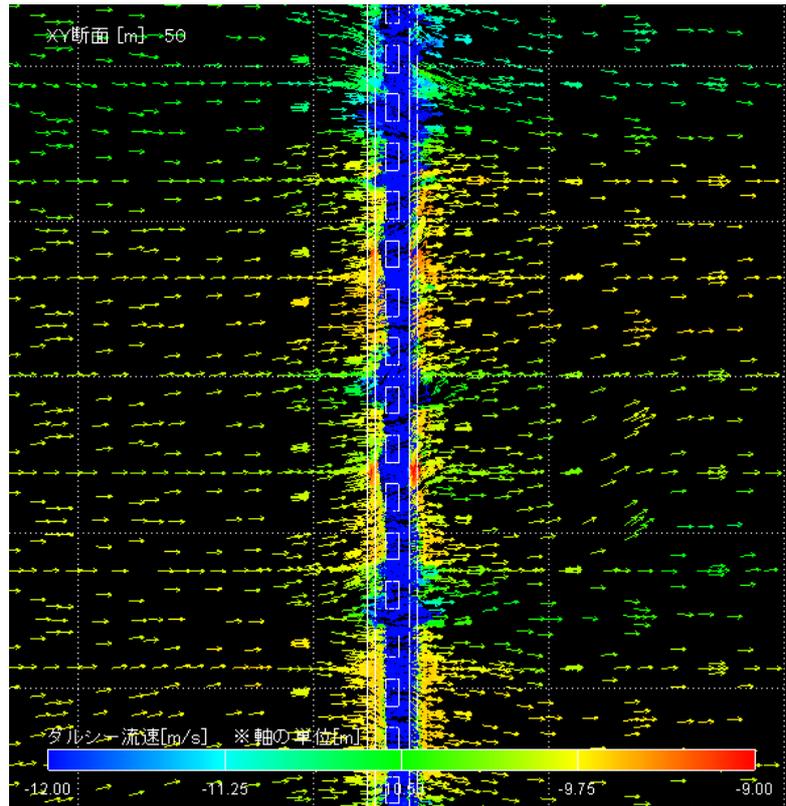


図 4.4.1-51 リファレンスケースにおけるダルシー流速分布の人工バリア周辺 XY 断面
拡大図

核種移行解析結果

リファレンスケースにおける Np-237 の単位量がオーバーパック内に瞬時放出された場合の移行率を図 4.4.1-52 に示す。人工バリアから母岩への移行率（図中の EBS）は、およそ 3 万年で最大 1E-5 yr^{-1} となる。天然バリアからの移行率（図中の NBS）は、 Np-237 の放射性崩壊による減衰のため、およそ 1000 万年で最大 1E-11 yr^{-1} のオーダーとなる。なお、天然バリアからの移行率とは、坑道から 100m 下流側（解析体系の境界）における移行率を示している。

一方、図 4.4.1-53 は健岩部の廃棄体についての同様の結果である。天然バリア中の移行遅延効果のために、天然バリア出口での核種移行率は顕著に低下している（グラフの下限以下であり、粒子数から言って統計的に意味のある数値以下であるため非表示）。

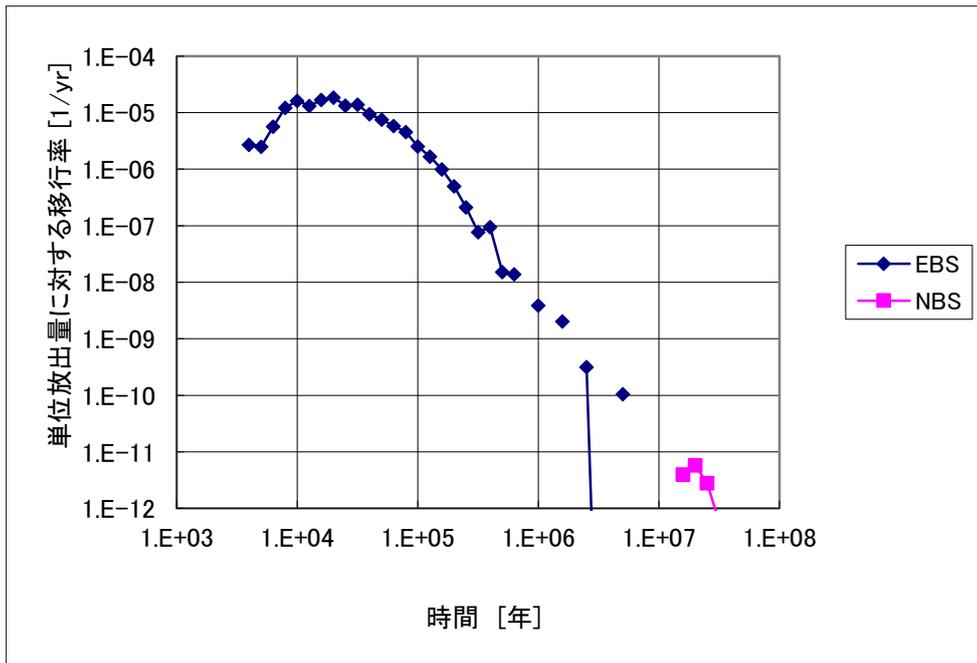


図 4.4.1-52 リファレンスケースにおける Np-237 の単位量瞬時放出に対する移行率(破砕帯にかかる廃棄体 4 体の平均)

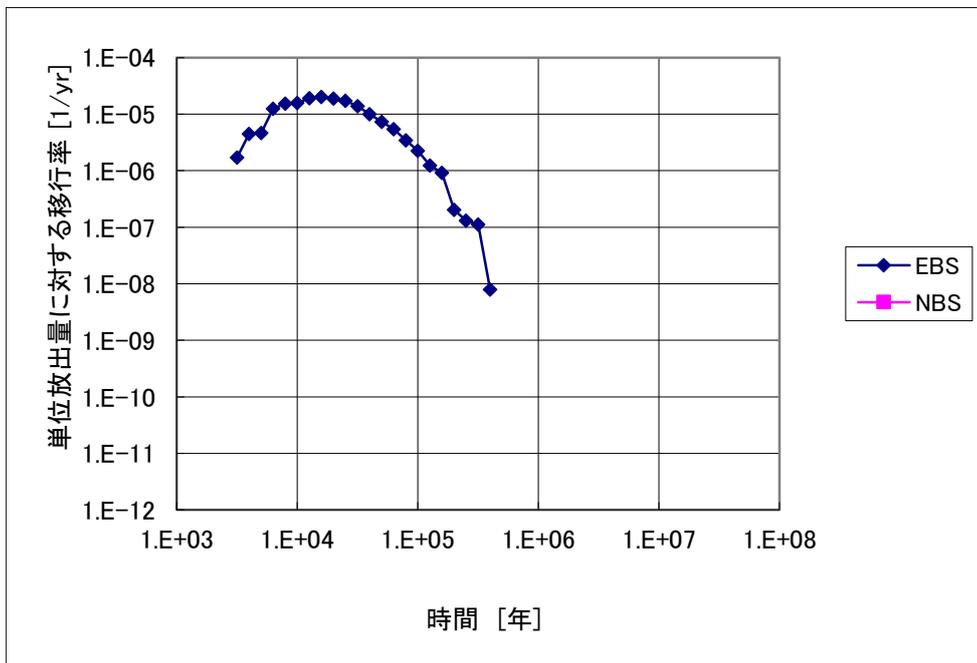


図 4.4.1-53 リファレンスケースにおける Np-237 の単位量瞬時放出に対する移行率(健岩部の廃棄体 4 体の平均)

前述した方法で畳み込み積分を行い、 N_p の溶解度制限に対応した核種移行率を算出した結果を、図 4.4.1-54 および図 4.4.1-55 に示す。ここでも、人工バリア出口における核種移行率は破砕帯と健岩部で差異がほとんどないが、天然バリア出口では大きく異なる結果となっている。

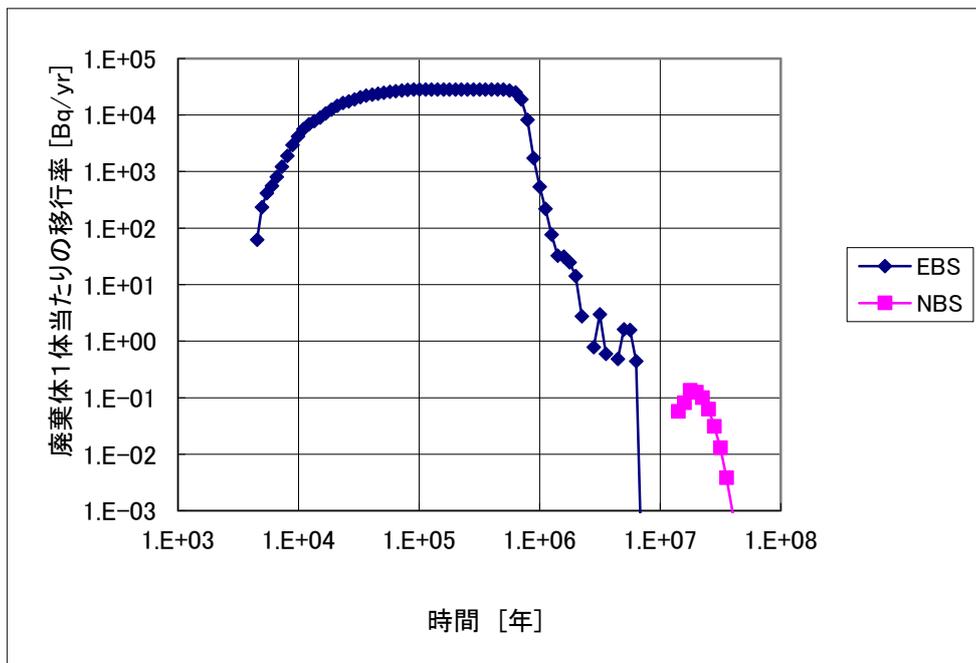


図 4.4.1-54 リファレンスケースにおける廃棄体 1 体当たりの $Np-237$ の移行率(破砕帯にかかる廃棄体 4 体の平均)

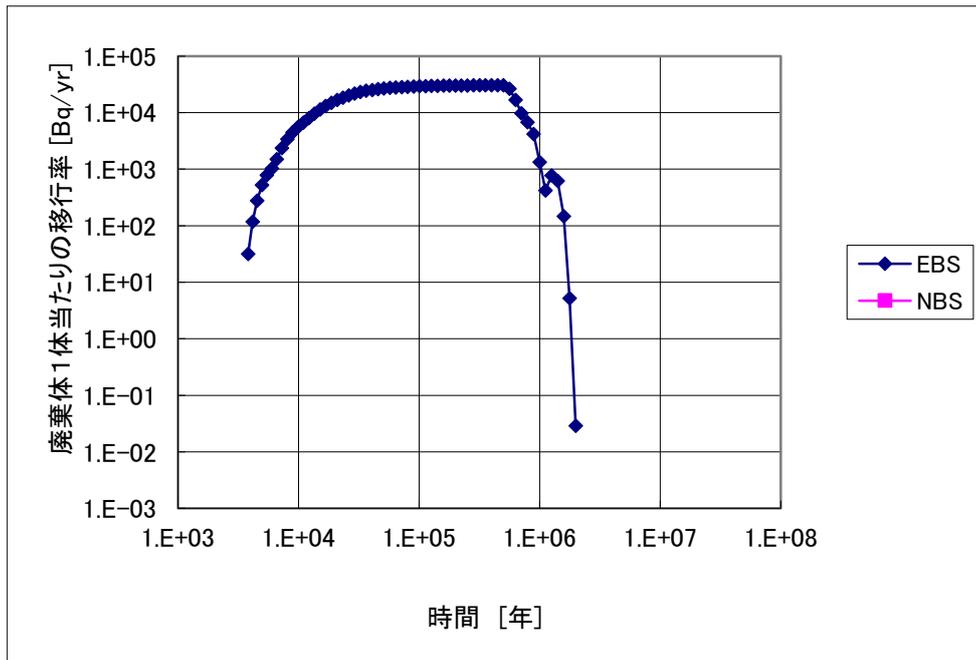


図 4.4.1-55 リファレンスケースにおける廃棄体 1 体当たりの Np-237 の移行率(健岩部の廃棄体 4 体の平均)

2) 代替ケース 1

水理解析結果

代替ケース 1 (人工バリア変質をより現実的に表現したケース) における透水係数分布の水平断面拡大図を図 4.4.1-56 および図 4.4.1-57 に示す。ここでは、コンクリート支保の割れ目によって、劣化した部分が、それぞれ赤色の領域 (各割れ目の両側それぞれ 10cm) として表示されている。

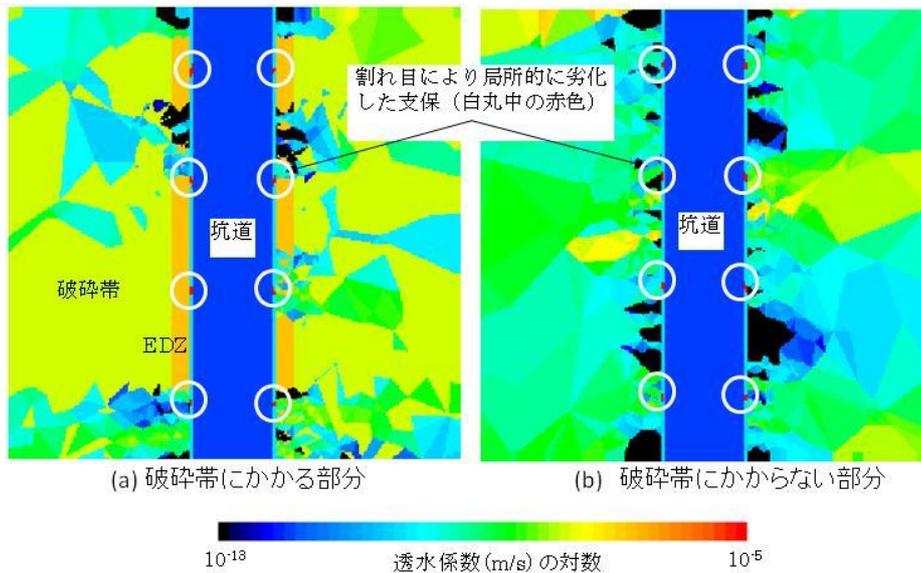


図 4.4.1-56 代替ケース 1 (人工バリア変質をより現実的に表現したケース) における透水係数分布の水平断面拡大図

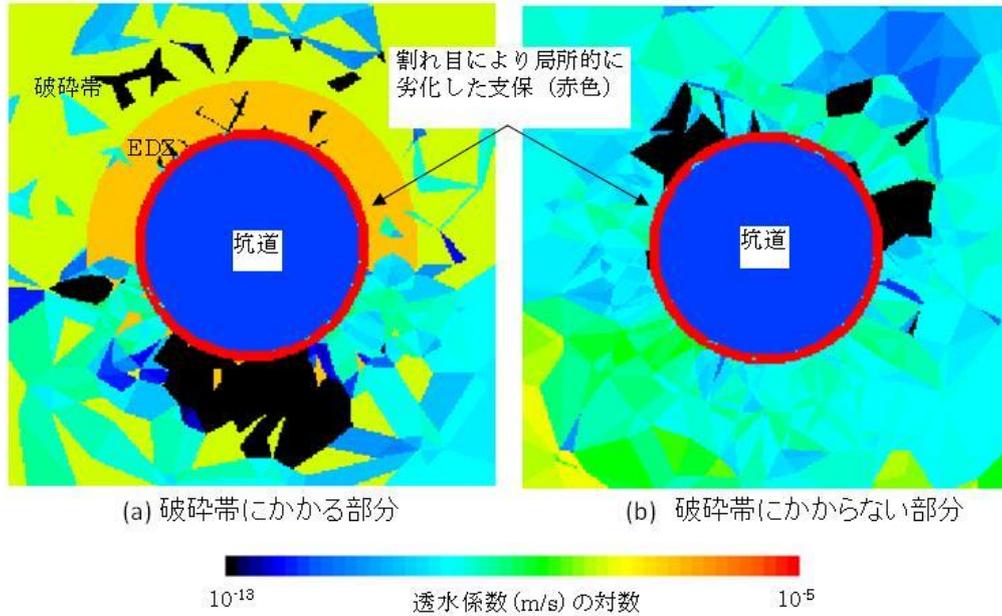


図 4.4.1-57 代替ケース 1 (人工バリア変質をより現実的に表現したケース) における透水係数分布の鉛直断面拡大図

核種移行解析結果

代替ケース 1 (人工バリア変質をより現実的に表現したケース) における, 溶解度制限を考慮した畳み込み積分後の Np-237 の移行率を破碎帯と健岩部のそれぞれについて図 4.4.1-58 および図 4.4.1-59 に示す。ここでも, 破碎帯の有無による天然バリア出口における核種移行率の差異は明瞭である。また, リファレンスケースとの差異は明瞭ではないが, 人工バリア出口における核種移行率が若干低下していることがわかる。

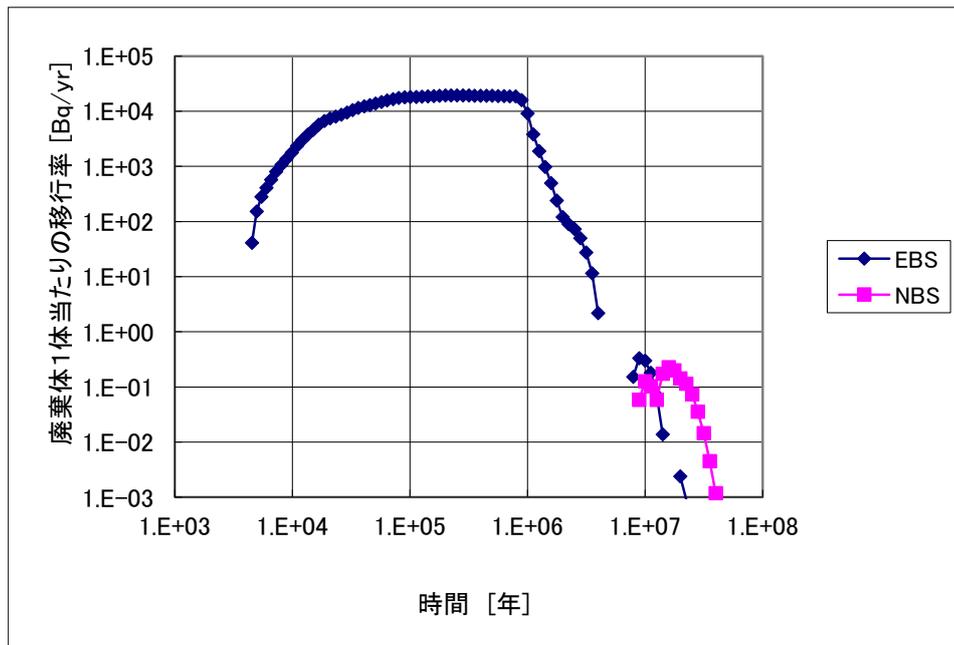


図 4.4.1-58 代替ケース 1 (人工バリア変質をより現実的に表現したケース) における Np-237 の移行率 (破碎帯にかかる廃棄体 4 体の平均)

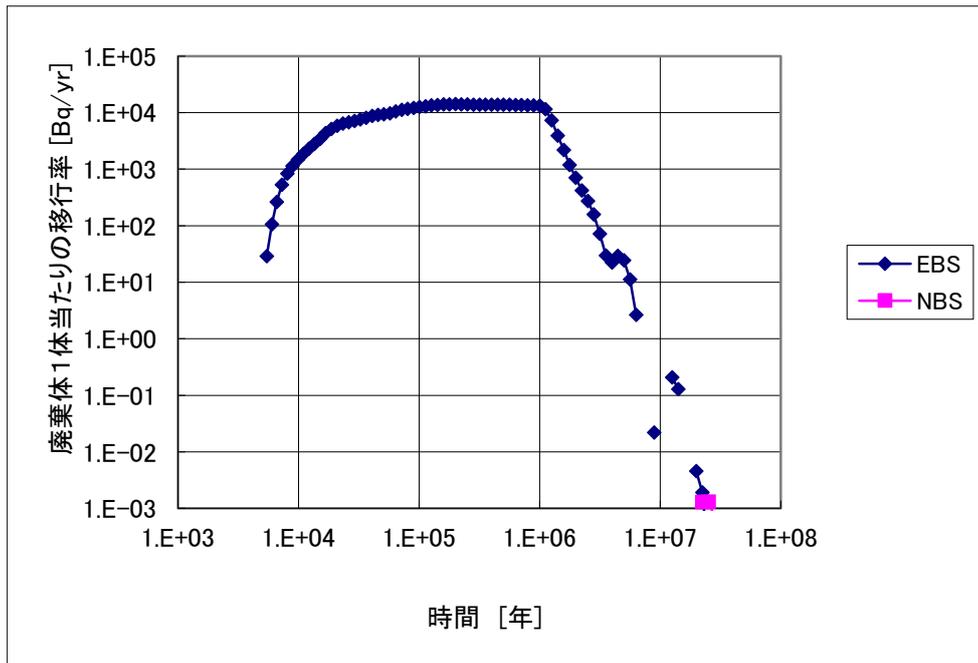


図 4.4.1-59 代替ケース 1（人工バリア変質をより現実的に表現したケース）における Np-237 の移行率（健岩部の廃棄体 4 体の平均）

3) 代替ケース 2

水理解析結果

代替ケース 2（極端な状況を敢えて想定したケース）における透水係数分布の水平断面拡大図を 図 4.4.1-60 に示す。コンクリート支保全体および緩衝材の止水性が劣化した場合を設定しているため、当該部分の透水係数が顕著に上昇している。

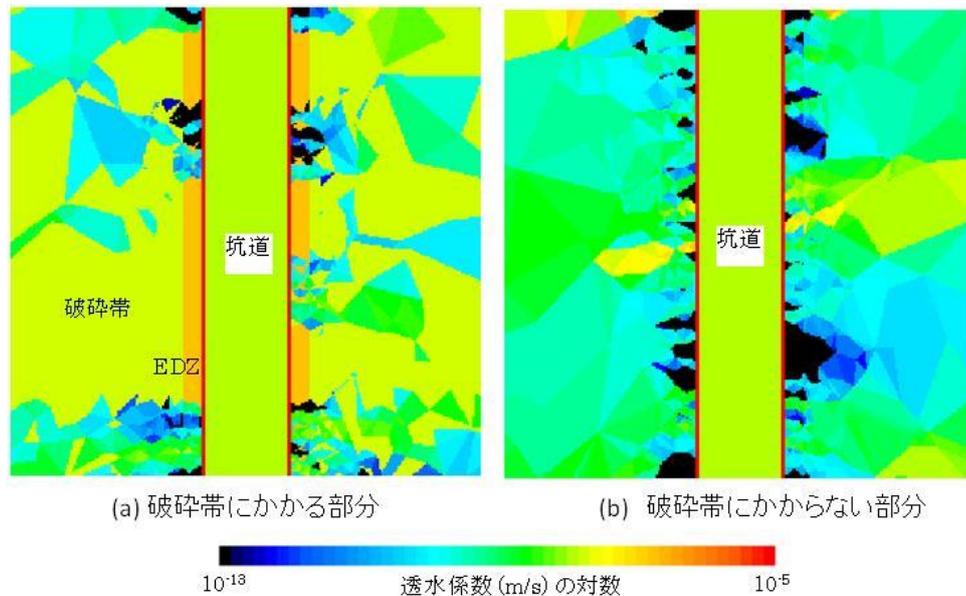


図 4.4.1-60 代替ケース 2（極端な状況を敢えて想定したケース）における透水係数分布の水平断面拡大図

核種移行解析結果

代替ケース 2（極端な状況を敢えて想定したケース）における瞬時放出の場合の人工バリアから母岩への核種移行率（単位放出に対する相対値）を図 4.4.1-61 に示す。緩衝材中の分配係数を 0 と設定しているために、およそ 5 年で立ち上がり、リファレンスケースよりも 4 桁程度大きな値となった。しかしながら、溶解度制限を考慮した畳み込み積分後の Np-237 の移行率（破碎帯と健岩部のそれぞれについて図 4.4.1-62 および図 4.4.1-63 に示す）の定常値については、リファレンスからの差異がほとんど見られないという結果になった。この結果は、Np の人工バリアからの移行継続期間が長く定常に到達するため、その時点における核種移行率に対する分配係数の寄与は無視し得ることを意味している。また、緩衝材の透水係数を 10^{-8} m/s と設定した本解析ケースにおいても、後述するように、人工バリア内部の核種移行は拡散支配の場合にとどまっておき、支保が劣化した後の緩衝材外側境界条件となる地下水流量も周囲の岩盤の透水性が低いためあまり増大していないことから、結果として天然バリア出口の移行率についてもリファレンスと顕著な差が認められなかった。

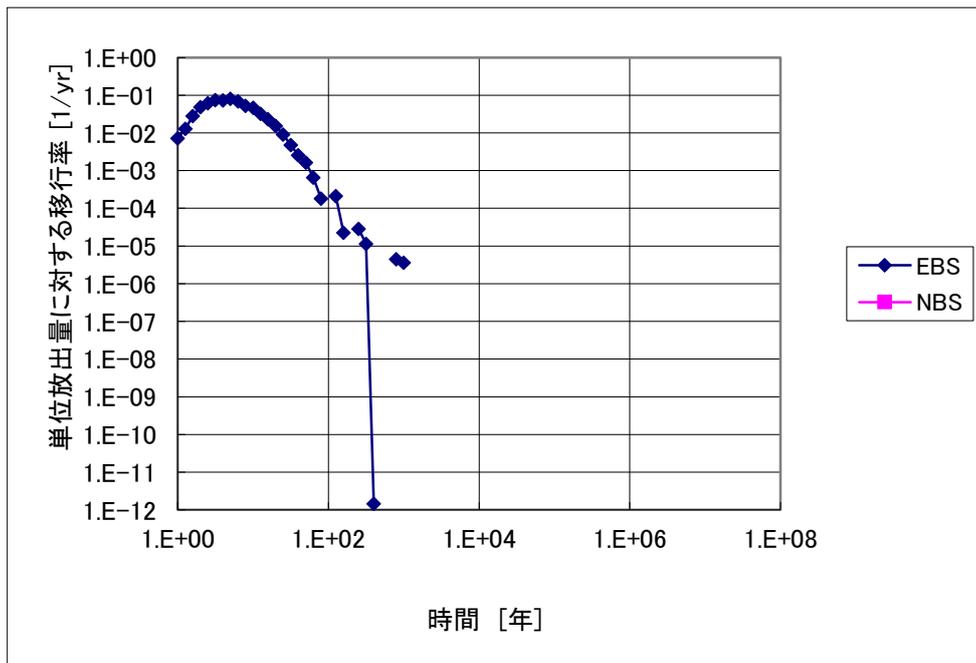


図 4.4.1-61 代替ケース 2（極端な状況を敢えて想定したケース）における Np-237 の瞬時放出に対応した移行率（溶解度制限適用前：破碎帯にかかる廃棄体 4 体の平均）

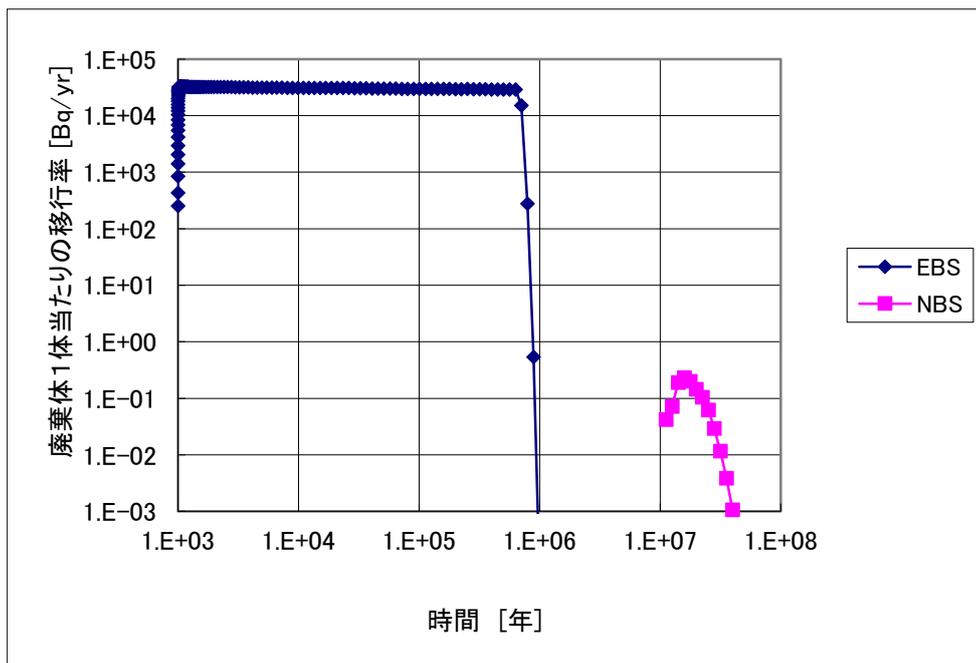


図 4.4.1-62 代替ケース 2（極端な状況を敢えて想定したケース）における Np-237 の移行率（破碎帯にかかる廃棄体 4 体の平均）

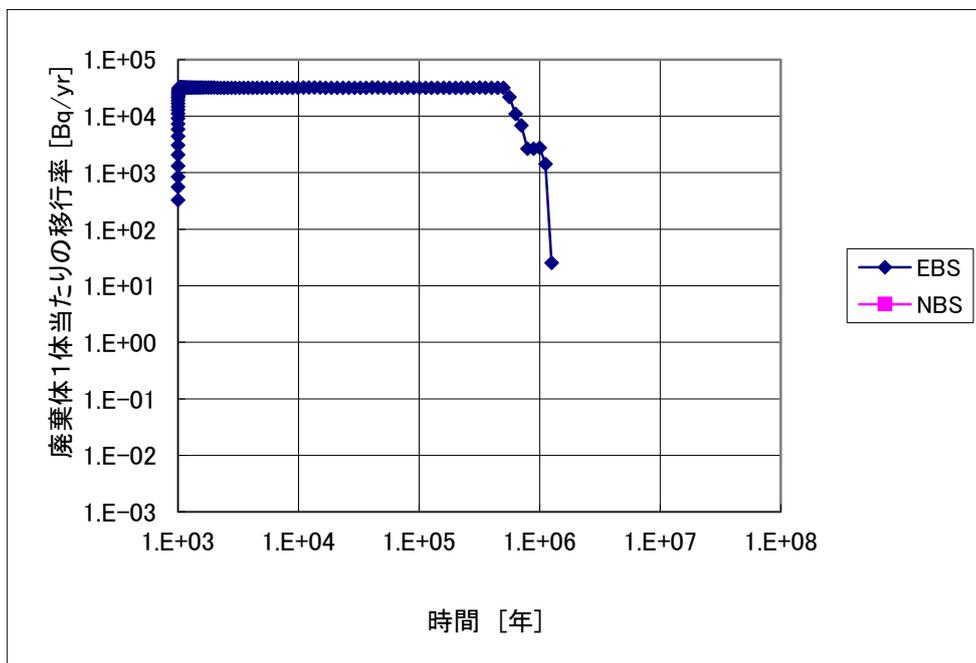


図 4.4.1-63 代替ケース 2（極端な状況を敢えて想定したケース）における Np-237 の移行率（健岩部の廃棄体 4 体の平均）

(e) まとめ

上記の各ケースについての核種移行解析結果を 表 4.4.1-26 にまとめる。同表から明らかにおり、セメント影響による坑道支保および緩衝材の状態設定を前述したようになり極端に変動させているにもかかわらず、人工バリアおよび天然バリアいずれの出口における核種移行率ともにケース間の差異は小さいものであることがわかった。

表 4.4.1-26 廃棄体 1 体当たりの Np-237 の最大移行率(Bq/yr)の最大値

	破砕帯にかかる		破砕帯にかからない	
	EBS から NBS	NBS から系外	EBS から NBS	NBS から系外
リファレンス	2.84E4	1.35E-1	3.06E4	統計的に有意な粒子数以下
代替ケース 1	1.95E4	2.28E-1	1.41E4	
代替ケース 2	3.28E4	2.30E-1	3.24E4	

最も悲観的な状況を想定した代替ケース 2 における緩衝材透水係数は 10^{-8} m/s であり、これに対して、

- ・動水勾配 0.01
- ・緩衝材厚さ 0.7m
- ・緩衝材中の実効拡散係数 3×10^{-10} m²/s

以上の条件でペクレ数 ((ダルシー流速) × (代表長さ) / (実効拡散係数)) は、0.24 となり、ぎりぎりではあるものの拡散支配場が成立していることがわかる。緩衝材中の地下水流動は、周辺岩盤などの不均質性の影響を受けて位置によって異なり、局所的なペクレ数は変化する可能性があるものの、今回の解析結果に基づけば、廃棄体全体としての実効的な核種移行場として拡散支配の場が成立していることを意味しているものと考えられる。

一方、代替ケース 1 では、前項での現象解析結果を参照し、支保の劣化をより現実的に設定しているにもかかわらず、核種移行率の改善は限定的である。この理由としては、支保の割れ目ごとに設定した両側それぞれ 10cm の高透水部が外側境界として核種の岩盤への移行の有効な経路となっていることを示しているものと考えられる。

本検討においては、セメントによる坑道支保を想定した場合にもたらされる不確実性として、緩衝材性能と支保領域の水理特性に着目して、現象解析結果に基づく比較的現実的と考えられる状態設定や、悲観的な状態設定などの複数の設定に対して核種移行解析を実施した。その結果、本検討における設定においては、最も悲観的なものを組み合わせた場合においても、核種移行への影響が大きくないことが示された。これは地層処分システム全

体としての性能のロバスト性を示す例が得られたものと考えられる。しかしながら、この解析で考慮されていない以下の影響要因については、このようなロバスト性が成立するかどうかは未確認であり、これらの点を適切に考慮した解析を今後実施することが必要と考えられる。

- セメント影響により密度低下した緩衝材のコロイドろ過機能の低下が核種移行に及ぼす影響
- 緩衝材の侵食などの他の要因との組み合わせによって、緩衝材の密度が今回の解析を下回り、透水係数がさらに上昇する可能性
- 山地における地形勾配や沿岸域での塩淡境界の移動などによって処分場周辺の動水勾配が今回の設定値を上回る可能性

また、人工バリアからの移行が定常に到達せず、緩衝材中の分配係数が移行率に影響を及ぼすような核種について影響が顕在化する可能性や、今回の設定とは異なる坑道の方向と地下水流動方向の関係（坑道の軸方向に地下水流れが発生する場合）などについても今後検討を要するものと考えられる。

一方、本検討において、“より現実的”として設定した、支保中の割れ目と割れ目近傍の状態設定も簡略化が行われており、今後、セメント系材料の長期における振る舞いや、緩衝材や岩盤との相互作用をより詳細に理解しモデル化することで、さらに現実的な状態設定が可能となり、特に支保部分については、本検討の設定以上に核種移行を抑制しうる状態が期待できる可能性もあると考えられる。

なお、システムの状態設定全体に係るより大きな課題としては、複数の影響因子の重ね合わせによって大きな影響の生ずる可能性を考慮に入れた不確実性の検討がある。

従来の要素還元的なアプローチ（本解析において他の影響因子や不確実性要因とは切り離して、セメント影響のみを取り上げていることもその一例である）では、多様な影響因子や不確実性要因について個別に検討を行い、その結果をもって、処分システムへの影響性が小さく無視できるものであることを安全性確保の論拠としている場合が多い。しかしながら、これらの、「個々には影響が無視し得るような」多数の影響因子が共通の原因によって同時に生起する場合や、一連の時系列で重ね合わせられるような場合に、個々の影響が非線形に組み合わせられることによって全体としては許容できない影響が生ずる可能性が否定されているわけではない。このような可能性については、より丁寧に複合的な影響機構を分析することを通じて、包括的な検討が今後必要になるものと考えられる。

4.4.2 ガラス固化体性能評価モデル作成に向けた不確実性影響に関する基盤情報の整備

第2次取りまとめ (JNC, 1999) におけるガラス固化体の溶解の取り扱い、ガラス固化体近傍の間隙水中の溶存ケイ酸濃度が長期的にはほぼ飽和に達し、ガラス固化体の溶解は残存溶解速度で進行するものと考え、溶存ケイ酸濃度飽和条件での浸出試験データに基づいて設定された。ガラス固化体からの核種の浸出挙動については、2011年度の共同研究(江橋ほか, 2012)において、第2次取りまとめ以降の知見にも着目し、ガラスの溶解と核種の浸出挙動に影響を及ぼす要因を樹形図により整理し、関連する情報と対応づける試みを行った。2012年度の共同研究(黒澤ほか, 2013)では、2011年度の結果を踏まえ、ガラス固化体近傍の溶存ケイ酸濃度に影響を及ぼす可能性のある現象等(図4.4.2-1)を考慮した感度解析的評価を行い、ガラス固化体の溶解速度に寄与する支配的なプロセスを特定するとともに、各不確実性要因の影響の程度を把握した。2013度は、昨年度までの検討結果を踏まえ、NUMOが概要調査段階で実施する予備的安全評価において使用するガラス固化体性能評価モデルの作成に向け、不確実性影響に関する基盤情報の整備を行った。

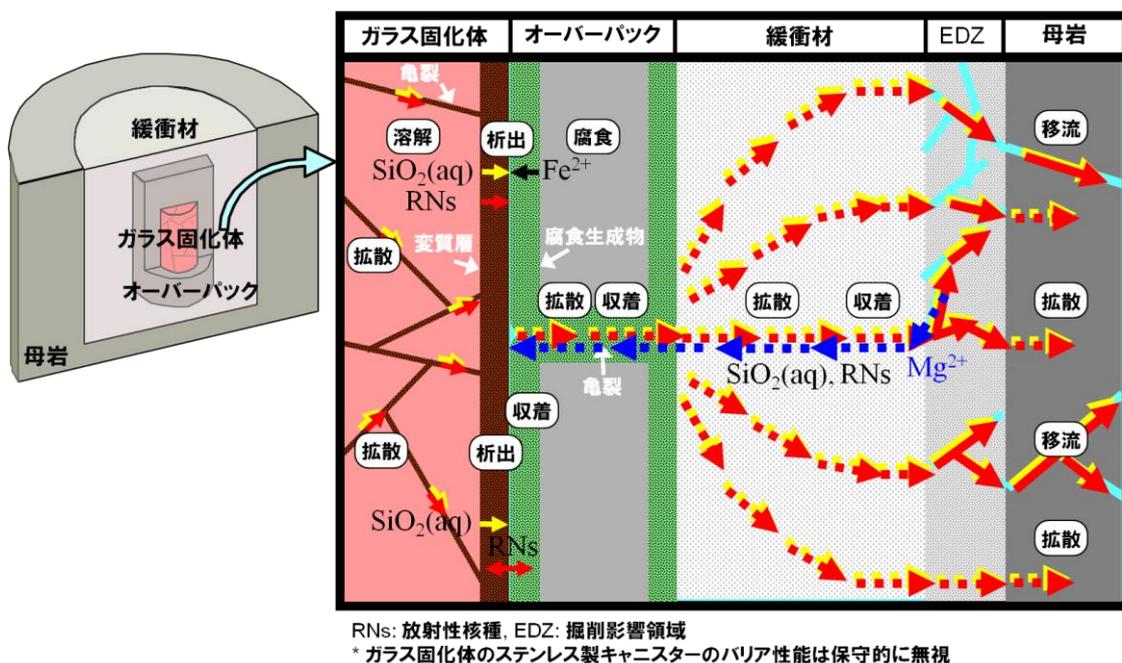


図 4.4.2-1 ガラス固化体近傍の溶存ケイ酸濃度に影響すると考えられる現象など

(1) 基盤情報の整備の進め方

基盤情報の整備は以下の5つのステップに区分して作業を進めた。

- ① ガラス固化体の溶解に影響する現象等に関する現時点での知見の整理
- ② 知見の整理結果を踏まえたガラス固化体溶解のシナリオの作成
- ③ 概念モデルの作成
- ④ 解析モデルの作成と解析条件の選定，解析
- ⑤ 解析結果を踏まえたガラス固化体性能評価モデルの検討，課題の提示

なお，これらの作業は，ガラス固化体の長期溶解挙動に精通する外部有識者として，大江俊昭東海大学教授，稲垣八穂広九州大学准教授，大窪貴洋千葉大学助教の協力を得つつ進めた。

(2) ガラス固化体の溶解に影響する現象等に関する現時点での知見の整理

ガラス固化体の溶解に影響する現象等について，文献調査等により現時点での知見の整理を行った。なお，整理にあたっては，EU プロジェクトである NF-PRO における成果 (Godon et al., 2008) を参考として，表 4.4.2-1 に示す分類を用いることとした。

表 4.4.2-1 知見の整理に用いた分類

グループ 0：ガラス固化体の基本特性	
0.1	ガラス固化体の基本データ（ガラス固化体重量など）
0.2	ガラスの構造
0.3	ガラス表面積
0.3.1	全亀裂係数
0.4	核種インベントリとガラス組成
0.5	均質性とガラス中の元素分布
0.6	放射性崩壊
0.7	発熱
グループ 1：水が無い条件でのガラスの変質	
1.1	自己照射条件でのガラス中の放射性核種の固体拡散
1.2	放射性核種の揮発
1.3	ガラスの結晶化
グループ 2：ガラス固化体への地下水の接近	
2.1	オーバーパック等の破損
2.2	ガラス固化体と地下水の接触
2.3	ガラス固化体への地下水の接近の様式

グループ 3：水がある条件でのガラスの変質	
3.1	選択的放出
3.1.1	相互拡散：水の拡散/イオン交換
3.1.2	不安定な濃集相（YP など）の溶解
3.2	ガラスマトリクスの加水分解
3.2.1	初期溶解速度 r_0
3.2.2	速度の低下
3.2.2.1	保護的ゲルの形成
3.2.2.1.1	ゲルの特性
3.2.2.1.2	ゲルの変質
3.2.2.2	ケイ酸の飽和
3.3	二次相の析出
3.4	ゲル及び二次相への放射性核種の取り込み
3.5	残存溶解速度の持続
3.6	変質の再開（ステージ3）
3.7	実効亀裂係数
グループ 4：ガラス変質メカニズムと速度及び閉じ込め性能への環境条件の影響	
4.1	温度
4.2	律速段階への環境条件の影響
4.2.1	地下水組成と pH
4.2.2	腐食生成物の影響
4.2.3	緩衝材の影響
4.2.4	コンクリートの影響
4.2.5	母岩の影響
4.2.6	ニアフィールドでの溶存化学種の移行
4.2.7	ガラス/環境の相互作用の影響範囲
4.2.8	微生物の影響（追加）
4.2.9	有機物の影響（追加）

4.2.10	コロイドの形成 (追加)
4.3	主要な環境パラメータ
4.3.1	間隙水中のケイ酸濃度
4.4.2	S/V 比
4.3.3	(地下水の) 流速
グループ 5 : ガラス固化体の物理的及び機械的性質と閉じ込め性能への影響	
5.1	ガラスの機械的性質
5.2	実効表面積の変化
5.2.1	応力腐食割れ
5.2.2	化学割れ
5.2.3	ガラス変質生成物による割れのセメンテーション
5.3	ガラス固化体の物理的健全性の更なる低下 (処分後のガラス固化体の破壊)
グループ 6 : ガラスの安定性と閉じ込め性能への照射影響	
6.1	照射によるガラス構造への影響
6.2	ヘリウム等のガスの生成
6.3	放射線分解
6.4	照射下でのゲルの変化

表 4.4.2-1 に示された事項に関する知見のうち、主要な内容を以下に示す。

- 全亀裂係数 (0.3.1)

第2次取りまとめ (JNC, 1999) においては、製造時の冷却によって生じた亀裂を有する実規模大のガラスを用いた浸出試験の結果、ガラス固化体の溶解・変質の促進は表面積が4から5倍増加することに相当する程度であったことから、ガラス固化体の幾何学的表面積 (1.7m^2) の10倍 (17m^2) を溶解に寄与するガラス固化体の表面積と設定している。これはみかけ上の表面積である実効亀裂表面積に対応する値であり、ガラス固化体の幾何学的表面積とガラス固化体内部に存在する亀裂表面における溶解速度を等価に扱う場合に用いられるものである。全亀裂表面積は陽電子断層撮影法などの非破壊的分析手法やガラス破片の粒度分析、ガラス固化体切断面に存在する亀裂長さの測定、実規模ガラス固化体を用いたソクスレー浸出などにに基づき算出されており、これらによると、製造時の冷却によって生じた亀裂による全表面積は最大で 65m^2 程度 (全亀裂係数として37倍) という値が得られている (例えば, Sené et al., 1999; 園部・石黒, 1992)。長期的には、オーバーパックの腐食膨張等によって発生する応力によってガラス固化体の破砕が進展し、亀裂が増加する可能性がある。長期的なガラス固化体の破砕の進展については、Finite-discrete element (FDM) 法によるガラス破砕挙動モデル (ELFEN) を用いたコンピューターシミュレーションが行われており、初期の亀裂が存在する条件では追加破砕による亀裂の増加は2倍以内であるとの結果が得られている (JAEA, 2008b)。これらの知見を考慮すると、ガラス固化体の全表面積は最大で幾何学的表面積の100倍程度となる。

- ガラスの結晶化 (1.3)

処分環境における温度条件およびガラス固化体の諸物性を考慮した評価に基づくと、結晶化速度が極めて小さいため、有意な結晶化が生じる可能性は低いとされている (Fillet et al., 2008; 河村ほか, 2014)。Miller ら (1994) は、月面から約37億年前に形成されたオレンジ色のガラス球 (ケイ酸濃度は39wt%) が採取されていることから、水分の無いドライな環境における結晶化速度は極めて遅いとしている。これらの知見を考慮すると、処分後のガラス固化体の結晶化は有意ではないと言える。

- 保護的ゲルの形成 (3.2.2.1)

ガラスの変質に伴い保護的ゲルが形成し、ガラスの溶解速度が低下することが知られている (Godon et al., 2008)。保護的効果については、これまでゲル層内の Si の拡散によるモデル (例えば, Jollivet et al., 2000) が提唱されてきたが、近年、保護的反応領域における水の拡散を考慮したモデル (例えば, Frugier et al., 2008) も提唱されており、現時点ではどのようなメカニズムによるか不明である。ゲル層の保護性については、腐食生成物共存下や粘土共存下 (例えば, Jollivet et al., 2000)、二次相の析出条件下 (例えば, Jollivet et al., 2012) では低下するとする研究もある。

- ゲルの特性 (3.2.2.1.1)

ゲル層の保護的性質にかかわる特性としてはゲルの密度と間隙率が挙げられる (Godon et al., 2008)。ゲル層内の Si の拡散を考慮したモデルにおいて、これらの特性はゲル層内の Si の拡散係数および Si の保持係数 (溶解時に液側に放出されずゲル層に留まる Si の割合) により考慮され、浸出試験の結果から経験的に取得されている (Vernaz et al., 2001)。液中の溶存ケイ酸濃度の増加に伴い Si の保持係数は 1 に近づき、(密度の増加, 間隙率の低下により) Si の拡散係数は低下するとされている。

- 二次相の析出 (3.3)

二次相, 主にケイ酸塩鉱物, の析出は, 残存溶解反応の駆動力, 残存溶解の段階に達した後の変質の再開といった観点で重要とされている (例えば, Godon et al., 2008)。変質の再開は, 主に沸石の析出によるものが知られているが, Al 含有量の小さいガラス組成の場合は起こりにくいと考えられている (Strachan, 2001)。近年注目されている二次相としては, Mg ケイ酸鉱物と Fe ケイ酸塩鉱物がある (例えば, Jollivet et al., 2012; Maeda et al., 2011; Michelin et al., 2012; Burger et al., 2013; Fleury et al., 2013)。いずれもケイ酸塩鉱物析出に伴う溶存ケイ酸の消費とゲル層の保護性の低下を引き起こし, ガラスの溶解を促進させるとされているが, この現象が特殊な実験条件でのみ観察され処分環境条件では起こり得ないものなのか否かを判断できる十分な知見は現時点では得られていない。一部の実験 (Grambow and Strachan., 1984; Utton et al., 2013) で観察されているように, ガラス表面等にこれらの析出物が集積しつづけると, 長期的には物質移行が抑制され, ガラスの溶解速度が低下する可能性はある。

- 腐食生成物の影響 (4.2.2)

腐食生成物の影響については, 腐食生成物表面への溶存ケイ酸の収着によるものとして取り扱われており, 飽和収着量などのデータが取得されている (Philippini et al., 2006; 稲垣, 2010)。磁鉄鉱を共存させた浸出試験では, 収着だけでは説明できない傾向も認められ, 長期的には磁鉄鉱表面での Fe ケイ酸塩等の析出が溶解促進に寄与する可能性も示唆されている (Inagaki et al., 1996; Godon et al., 2013)。

- 緩衝材の影響 (4.2.3)

緩衝材の影響については, ガラスの溶解に伴って放出された溶存ケイ酸の緩衝材中の拡散と収着によるものとして取り扱われている (例えば, Curti et al., 1993; Pescatore, 1994; 牧野・吉田, 1996; Mitsui et al., 2009)。ブーム粘土を共存させた浸出試験におけるガラス溶解挙動は, 2000 日程度の期間までは溶存ケイ酸の拡散と収着を考慮したモデルによって説明が可能とのことであるが, より長期の妥当性については今後検討が必要である (Aertsens and Lemmens, 2013)。

- 放射線分解 (6.3)

ガンマ線照射条件 (最大 5kGy/h) で実施された浸出試験においては, 放射線分解生成物によるガラス溶解速度への有意な影響は認められていない (Rolland et al., 2012)。アル

ファ線による放射線分解の影響については、ガラスの浸出量が3倍程度増加したとの研究がある（Weber et al., 1985）。

- 照射下でのゲルの変化（6.4）

Pu 添加ガラスを用いた浸出試験において、保護的な変質層の形成が確認されており、照射によるゲルの変化は有意でないことが示唆される（Tribet et al., 2013）。

（3）知見の整理結果を踏まえたガラス固化体溶解のシナリオの作成

前項に述べた知見の整理においては、ガラス固化体の溶解に影響を及ぼし得る現象やその他の因子として多くのものが挙げられた。この結果を踏まえつつ、影響の生ずることの確からしさと影響の大きさに着目して、NUMO が概要調査段階で実施する予備的安全評価において使用するガラス固化体性能評価モデルを作成する過程で考慮すべき事項を選定した結果を表 4.4.2-2 に示す。これをもとに作成した複数のシナリオの一部を表 4.4.2-3 に示す。なお、基本シナリオ以外のシナリオについて、基本シナリオからの変更箇所を下線で示した。

表 4.4.2-2 性能評価モデルを作成する過程での取り扱い (1/4)

グループ0：ガラス固化体の基本特性		
0.1	ガラス固化体の基本データ（ガラス固化体重量等）	ガラス固化体重量 400kg とする。
0.2	ガラスの構造	考慮しない。
0.3	ガラス表面積	-
0.3.1	全亀裂係数	製造時に生成する亀裂，オーバーパック破損時の亀裂の増加を考慮
0.4	核種インベントリとガラス組成	考慮しない。
0.5	均質性とガラス中の元素分布	考慮しない。
0.6	放射性崩壊	考慮しない。
0.7	発熱	3.2.1 初期溶解速度参照
グループ1：水が無い条件でのガラスの変質		
1.1	自己照射条件でのガラス中の放射性核種の固体拡散	考慮しない。
1.2	放射性核種の揮発	考慮しない。
1.3	ガラスの結晶化	考慮しない。
グループ2：ガラス固化体への地下水の接近		
2.1	オーバーパック等の破損	100年後または1,000年後にオーバーパックが貫通するものとする。
2.2	ガラス固化体と地下水の接触	ガラス固化体は完全に冠水した状態で地下水と接触するものとする。

表 4.4.2-2 性能評価モデルを作成する過程での取り扱い (2/4)

2.3	ガラス固化体への地下水の接近の様式	人工バリア内は拡散支配とする。
グループ 3 : 水がある条件でのガラスの変質		
3.1	選択的放出	-
3.1.1	相互拡散 : 水の拡散/イオン交換	考慮しない。
3.1.2	不安定な濃集相 (YP など) の溶解	考慮しない。
3.2	ガラスマトリクスの加水分解	-
3.2.1	初期溶解速度 r_0	100 年後または 1000 年後の温度に対応した初期溶解速度
3.2.2	速度の低下	-
3.2.2.1	保護的ゲルの形成	保護的ゲル層内の Si の拡散による速度低下
3.2.2.1.1	ゲルの特性	ゲル層内の Si の拡散係数, モル体積として考慮する。
3.2.2.1.2	ゲルの変質	考慮しない。
3.2.2.2	ケイ酸の飽和	非晶質ケイ酸溶解度に対する化学親和力による速度低下
3.3	二次相の析出	Mg および Fe ケイ酸塩鉱物の析出として考慮する。
3.4	ゲル及び二次相への放射性核種の取り込み	考慮しない。
3.5	残存溶解速度の持続	考慮しない。
3.6	変質の再開 (ステージ 3)	考慮しない。

表 4.4.2-2 性能評価モデルを作成する過程での取り扱い (3/4)

3.7	実効亀裂係数	考慮しない。
グループ 4 : ガラス変質メカニズムと速度及び閉じ込め性能への環境条件の影響		
4.1	温度	3.2.1 初期溶解速度参照
4.2	律速段階への環境条件の影響	-
4.2.1	地下水組成と pH	地下水の溶存ケイ酸濃度, Mg イオン濃度を考慮
4.2.2	腐食生成物の影響	腐食生成物への溶存ケイ酸の収着として考慮する。
4.2.3	緩衝材の影響	緩衝材中の溶存ケイ酸の拡散と収着を考慮する。
4.2.4	コンクリートの影響	考慮しない。
4.2.5	母岩の影響	考慮しない。
4.2.6	ニアフィールドでの溶存化学種の移行	ガラス変質層, ガラス内部亀裂, OP 開口部, 緩衝材中の移行
4.2.7	ガラス/環境の相互作用の影響範囲	考慮しない。
4.2.8	微生物の影響 (追加)	考慮しない。
4.2.9	有機物の影響 (追加)	考慮しない。
4.2.10	コロイドの形成 (追加)	考慮しない。
4.3	主要な環境パラメータ	-
4.3.1	間隙水中のケイ酸濃度	ガラス溶解, 二次相析出等に伴う溶存ケイ酸濃度の変化を考慮する。

表 4.4.2-2 性能評価モデルを作成する過程での取り扱い (4/4)

4.4.2	S/V 比	ガラス固化体全表面積/OP 内側容積の比として考慮する。
4.3.3	(地下水の) 流速	掘削影響領域通過流量として考慮する。
グループ 5: ガラス固化体の物理的及び機械的性質と閉じ込め性能への影響		
5.1	ガラスの機械的性質	考慮しない。
5.2	実効表面積の変化	-
5.2.1	応力腐食割れ	考慮しない。
5.2.2	化学割れ	考慮しない。
5.2.3	ガラス変質生成物による割れのセメンテーション	考慮しない。
5.3	ガラス固化体の物理的健全性の更なる低下 (処分後のガラス固化体の破壊)	考慮する。(0.3.1 全亀裂係数の変化として扱う。)
グループ 6: ガラスの安定性と閉じ込め性能への照射影響		
6.1	照射によるガラス構造への影響	考慮しない。
6.2	ヘリウム等のガスの生成	考慮しない。
6.3	放射線分解	考慮しない。
6.4	照射下でのゲルの変化	考慮しない。

表 4.4.2-3 今年度作成したシナリオ (1/3)

基本シナリオ (レファレンスケース)	
1	ガラス固化体製造後の冷却過程で亀裂発生、表面積増加
2	海水系地下水 (高 Mg 濃度) が存在する地質環境への処分
3	1000 年後にオーバーパック (OP) が破損
4	OP 破損時の応力によるガラス固化体の表面積増加あり
5	OP 内側の腐食開始 (腐食速度 : 1 μ m/y)
6	拡散場におけるガラス固化体と地下水の接触、溶解開始
7	ガラス固化体表面及び亀裂内面における保護的なゲル層の形成とゲル層を通じた Si の放出
8	OP 内側領域における Fe/Mg ケイ酸塩析出、腐食生成物への収着に伴う Si の消費
9	緩衝材中の Si の拡散、収着に伴う Si の消費
10	掘削影響領域における地下水との瞬時混合
オーバーパック破損時のガラス固化体表面積の増加を考慮しないシナリオ	
1	ガラス固化体製造後の冷却過程で亀裂発生、表面積増加
2	海水系地下水 (高 Mg 濃度) が存在する地質環境への処分
3	1000 年後にオーバーパック (OP) が破損
4	OP 破損時の応力によるガラス固化体の表面積増加なし
5	OP 内側の腐食開始 (腐食速度 : 1 μ m/y)
6	拡散場におけるガラス固化体と地下水の接触、溶解開始
7	ガラス固化体表面及び亀裂内面における保護的なゲル層の形成とゲル層を通じた Si の放出
8	OP 内側領域における Fe/Mg ケイ酸塩析出、腐食生成物への収着に伴う Si の消費
9	緩衝材中の Si の拡散、収着に伴う Si の消費
10	掘削影響領域における地下水との瞬時混合

表 4.4.2-3 今年度作成したシナリオ (2/3)

オーバーパックが早期に破損し、ガラス固化体が高温条件で溶解するシナリオ	
1	ガラス固化体製造後の冷却過程で亀裂発生、表面積増加
2	海水系地下水（高 Mg 濃度）が存在する地質環境への処分
3	100 年後にオーバーパック（OP）が破損
4	OP 破損時の応力によるガラス固化体の表面積増加あり
5	OP 内側の腐食開始（腐食速度：1 μ m/y）
6	拡散場におけるガラス固化体と地下水の接触、溶解開始
7	ガラス固化体表面及び亀裂内面における保護的なゲル層の形成とゲル層を通じた Si の放出
8	OP 内側領域における Fe/Mg ケイ酸塩析出、腐食生成物への収着に伴う Si の消費
9	緩衝材中の Si の拡散、収着に伴う Si の消費
10	掘削影響領域における地下水との瞬時混合
Mg 濃度の低い降水系地下水が存在する地質環境に処分するシナリオ	
1	ガラス固化体製造後の冷却過程で亀裂発生、表面積増加
2	降水系地下水（低 Mg 濃度）が存在する地質環境への処分
3	1000 年後にオーバーパック（OP）が破損
4	OP 破損時の応力によるガラス固化体の表面積増加あり
5	OP 内側の腐食開始（腐食速度：1 μ m/y）
6	拡散場におけるガラス固化体と地下水の接触、溶解開始
7	ガラス固化体表面及び亀裂内面における保護的なゲル層の形成とゲル層を通じた Si の放出
8	OP 内側領域における Fe/Mg ケイ酸塩析出、腐食生成物への収着に伴う Si の消費
9	緩衝材中の Si の拡散、収着に伴う Si の消費
10	掘削影響領域における地下水との瞬時混合

表 4.4.2-3 今年度作成したシナリオ (3/3)

ゲル層の保護性を考慮しないシナリオ	
1	ガラス固化体製造後の冷却過程で亀裂発生、表面積増加
2	海水系地下水（高 Mg 濃度）が存在する地質環境への処分
3	1000 年後にオーバーパック（OP）が破損
4	OP 破損時の応力によるガラス固化体の表面積増加あり
5	OP 内側の腐食開始（腐食速度：1 μ m/y）
6	拡散場におけるガラス固化体と地下水の接触、溶解開始
7	ガラス固化体表面及び亀裂内面における保護的でないゲル層の形成とゲル層を通じた Si の放出
8	OP 内側領域における Fe/Mg ケイ酸塩析出、腐食生成物への収着に伴う Si の消費
9	緩衝材中の Si の拡散、収着に伴う Si の消費
10	掘削影響領域における地下水との瞬時混合
オーバーパック腐食速度が高い条件でゲル層の保護性を考慮しないシナリオ	
1	ガラス固化体製造後の冷却過程で亀裂発生、表面積増加
2	海水系地下水（高 Mg 濃度）が存在する地質環境への処分
3	1000 年後にオーバーパック（OP）が破損
4	OP 破損時の応力によるガラス固化体の表面積増加あり
5	OP 内側の腐食開始（腐食速度：10 μ m/y）
6	拡散場におけるガラス固化体と地下水の接触、溶解開始
7	ガラス固化体表面及び亀裂内面における保護的でないゲル層の形成とゲル層を通じた Si の放出
8	OP 内側領域における Fe/Mg ケイ酸塩析出、腐食生成物への収着に伴う Si の消費
9	緩衝材中の Si の拡散、収着に伴う Si の消費
10	掘削影響領域における地下水との瞬時混合

(4) 概念モデルの作成

前項で述べたシナリオに対応する概念モデルとして、昨年度のモデルから、以下の点について変更を行うこととした（図 4.4.2-2）。その他の要因については、昨年度のモデルにおける定式化をそのまま用いることとする。

- ① ガラス固化体の外表面と亀裂部の取り扱い
- ② ガラス表面のゲル層中の Si 拡散の考慮
- ③ Mg ケイ酸塩鉱物の析出の取り扱い

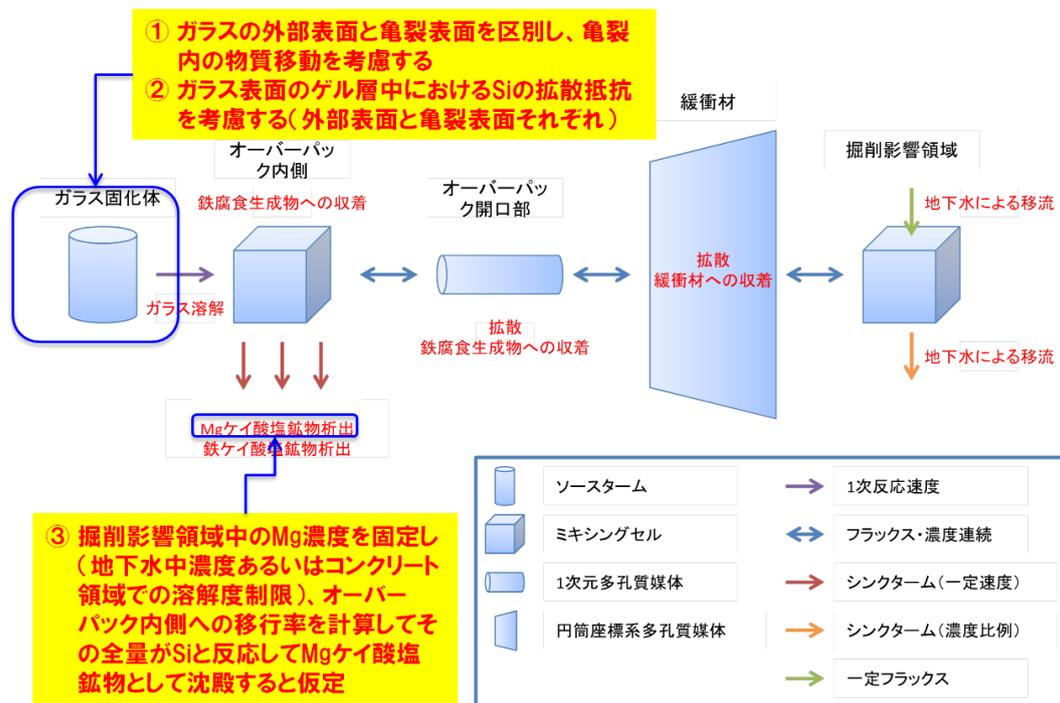


図 4.4.2-2 昨年度のガラス固化体溶解モデルからの変更点

以下に、本年度のモデルにおける変更点の具体的な内容について述べる。

(i) ガラス固化体の外表面と亀裂部の取り扱い

昨年度のモデルでは単一のセルから成るソースタームとして表現していたガラスを図 4.4.2-3 に示すようにメッシュ分割し、割れ目表面から溶解した Si は、割れ目中を拡散によって移動してガラス固化体外部表面の接するオーバーパック内側の空隙に至るものとした（即ち、割れ目内の奥に位置するメッシュほど Si 濃度が高くなり、外側に向けての濃度勾配によって移動する）。

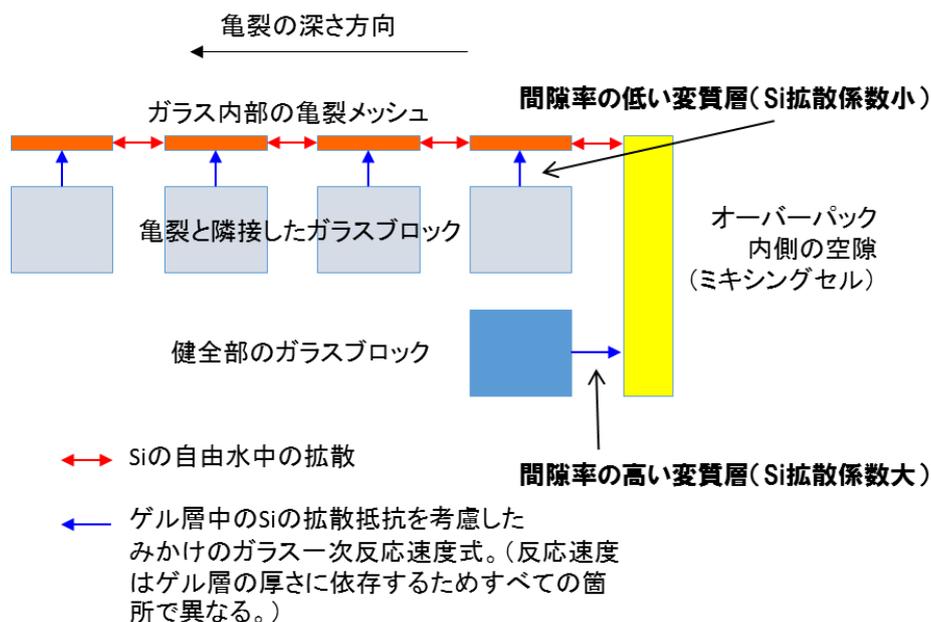


図 4.4.2-3 ガラス固化体の割れ目及びその表面を考慮したモデル

割れ目メッシュの形状は、

- 割れ目開口幅
- 割れ目深さ
- 割れ目の横幅

で表現され、割れ目の総表面積=割れ目深さ×割れ目横幅×2 (割れ目を挟んだ両面として) となるように設定される。また、割れ目メッシュ間の拡散に寄与する断面積=割れ目開口幅×割れ目の横幅で規定されることとなる。

(ii) ガラス表面のゲル層中の Si 拡散

ゲル層の成長は遅いプロセスであるため、図 4.4.2-4 に示すように、ゲル層中の Si の拡散は、各時点 (t_i) で定常状態にあるものと仮定する (ただし、ゲル層の厚さやオーバーパック内の間隙中 Si 濃度及びゲル層内側での Si 濃度は時間とともに変化する)。このため、ゲル層中の Si 濃度分布は線形のものとなり、拡散フラックスは濃度勾配によって規定されることとなる。このような前提の下では、後述するように、一次反応速度式で表現されるガラス固化体自体の溶解律速とゲル層中の拡散律速とが直列抵抗として表現されることとなる。

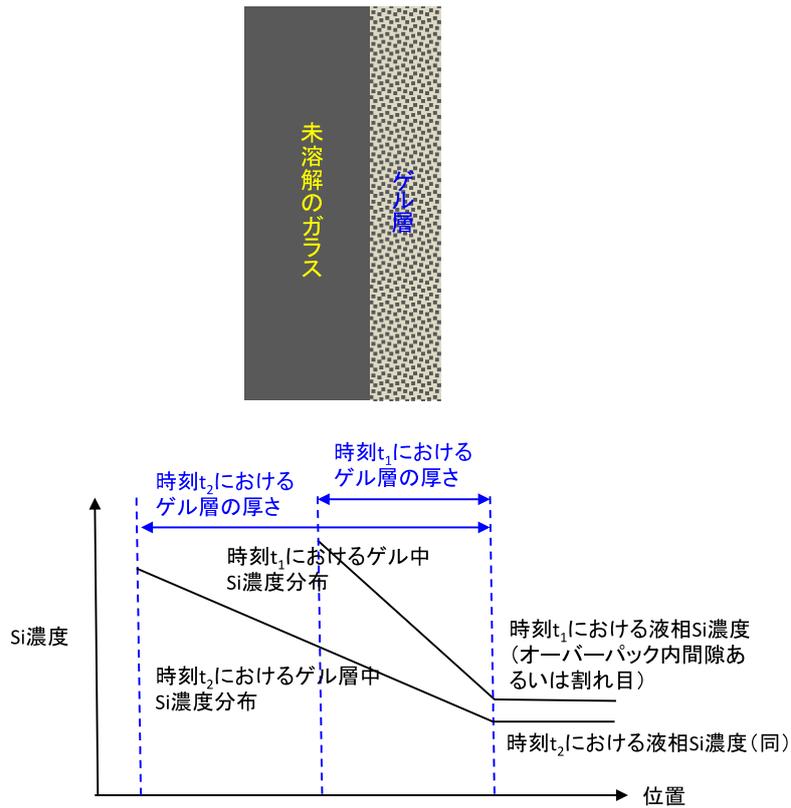


図 4.4.2-4 ゲル層中での Si の拡散の概念 (時刻 $t_2 > t_1$)

(iii) Mg ケイ酸塩鉱物の析出の取り扱い

Mg イオンは、地下水の成分として外部からのみ供給されるものとし、図 4.4.2-1 中の青い矢印で示したように、掘削影響領域から緩衝材、オーバーパック開口部を経てオーバーパック内側の領域に拡散するものとする。そして、オーバーパック内側に至った Mg イオンはすべてがガラスから溶解した Si と瞬時に反応して Mg ケイ酸塩鉱物として沈殿するものと仮定する。

ガラス近傍での Si との反応以外の緩衝材中での反応による Mg イオンの消費はガラス近傍への Mg イオンの供給量を減少させるプロセスであり、保守性の観点から省略する。

(5) 解析モデルの作成と解析条件の選定・解析

(i) 解析モデルの作成

(a) 各部のガラス表面におけるゲル層中の Si の拡散

前項で述べたように、ガラス溶解によって生成するゲル層の保護的效果を表現するために、ゲル層中の Si 拡散を考慮することとした。また、ゲル層中の拡散係数は健全部と亀裂部とで異なる可能性があるため、このこともモデルに取り入れた。

2012 年度のモデル検討では、ガラスの溶解には一次溶解反応モデルを適用した。その一次溶解反応速度は次式で表される。

$$R(t) = R_0 \cdot \frac{C_0 - C(t)}{C_0} \quad (4.4.2-1)$$

ここで、

- $R(t)$: 時刻 t における SiO_2 の溶解速度 [$\text{mol/m}^2\text{y}$]
 R_0 : SiO_2 の初期溶解速度 [$\text{mol/m}^2\text{y}$]
 $C(t)$: オーバーパック内側領域の液相中の溶存ケイ酸濃度 [mol/m^3]
 C_0 : ケイ酸の溶解度 [mol/m^3]

2013 年度のモデルでは上記モデルを改良し、ゲル層中の Si の拡散抵抗を考慮することとした。ここで、一次反応速度式で表現されるガラス固化体自体の溶解律速とゲル層中の拡散律速とが直列抵抗として表現されることから、定常状態にあるゲル層中の拡散を考慮した見かけのガラス一次反応速度式が以下のように導出される。

$$R(t) = \frac{1}{\frac{C_0 + l(t)}{R_0 + D_{gel}}} (C_0 - C(t)) = \frac{R_0 D_{gel}}{C_0 D_{gel} + R_0 l(t)} (C_0 - C(t)) \quad (4.4.2-2)$$

$$l(t) = \gamma \int_0^t R(\tau) d\tau$$

ここで、

- D_{gel} : ゲル層中の Si の実効拡散係数(健全部表面と亀裂表面で異なる)
[mol/m^3]
 $l(t)$: ゲル層の厚さ [m]
 γ : ゲル層のモル体積 [m^3/mol]

上式において、 $l(t)$ が小さいか、または D_{gel} が大きい場合には、

$$R(t) \rightarrow \frac{R_0}{C_0} (C_0 - C(t)) \quad (4.4.2-3)$$

となり、2012年度に検討したゲル層を考慮しないモデルに漸近することとなる。

なお、解析コードの作成にあたっては、 $l(t)$ は GoldSim (GoldSim Technology Group, 2013) の Integrator element を用いて計算した。この積分は $R(t)$ を含むため回帰的になってしまうが、GoldSim 上では、時刻が t_n のとき、一つ前の時間ステップ t_{n-1} までの積分値として計算される。時間ステップ幅は十分小さく設定しているため誤差は非常に小さいと考えられる。また、ゲル層の厚さが一定以上に増加した場合には剥離する等により、ゲル層の厚さが無制限に大きくなることは考え難いため、 $l(t)$ の上限を設定することとした。

今回、亀裂部 (図 4.4.2-3 のオレンジのセル) は4つのセルで表現することとした。健全部と亀裂部では D_{gel} が異なり、また、健全部と4つの亀裂部でそれぞれ $l(t)$ が異なるので $R(t)$ は別々に定義される。ガラス溶解速度はこれら5つのガラス部分の寄与の合計値として設定した。したがってガラス溶解速度 $R(t)$ は、

$$R(t)S \left[\frac{\text{mol}}{\text{yr}} \right] = \left(R_{\text{亀裂1}}(t) + R_{\text{亀裂2}}(t) + R_{\text{亀裂3}}(t) + R_{\text{亀裂4}}(t) \right) S_{\text{亀裂}} + R_{\text{ミキシングセル}}(t) S_{\text{健全部}} \quad (4.4.2-4)$$

と書ける。

ここで、

$$\begin{aligned} R(t) &: \text{ガラス溶解速度} \quad [\text{mol}/\text{m}^2\text{y}] \\ R_{\text{亀裂}n}(t) &: n \text{ 番目の亀裂部における } \text{SiO}_2 \text{ の溶解速度} \quad [\text{mol}/\text{m}^2\text{y}] \\ R_{\text{ミキシングセル}}(t) &: \text{ミキシングセルにおける } \text{SiO}_2 \text{ の溶解速度} \quad [\text{mol}/\text{m}^2\text{y}] \\ S_{\text{亀裂}n} &: n \text{ 番目の亀裂の表面積} \quad [\text{m}^2] \\ S_{\text{健全部}} &: \text{健全部の表面積} \quad [\text{m}^2] \\ S &: \text{亀裂も含めたガラス固化体の表面積} \quad [\text{m}^2] \\ & \quad (S = S_{\text{亀裂1}} + S_{\text{亀裂2}} + S_{\text{亀裂3}} + S_{\text{亀裂4}} + S_{\text{健全部}}) \end{aligned}$$

ガラスの質量は、健全部と亀裂部で区別しておらず共通としている。したがって、以下のように、溶解完了後 ($t > t_{dep}$) はすべての箇所と同時に溶解速度が0になるものとした。

$$R_{\text{亀裂1}}(t) = R_{\text{亀裂2}}(t) = R_{\text{亀裂3}}(t) = R_{\text{亀裂4}}(t) = R_{\text{ミキシングセル}}(t) = 0, \quad t > t_{dep} \quad (4.4.2-5)$$

(b) オーバーパック内側の領域における Mg の挙動

オーバーパック内側領域の液相中の溶存ケイ酸濃度 $C(t)$ は、上記のガラスの溶解に加えて、二次鉱物の析出とオーバーパック開口部への拡散、鉄腐食生成物への収着（瞬時・可逆・線形）によって規定される。すなわち、オーバーパック内側のミキシングセルにおけるケイ酸の質量収支に関しては、以下の支配方程式が適用される。

$$\frac{d}{dt}(VC(t) + C(t)m_{CP}(t)K_d) = R(t)S - P_{FeSilicate} - r_{MgSilicate}J_{Mg}(t) - J(t) \quad (4.4.2-6)$$

ここで、

- V : オーバーパック内側の液相体積 [m^3]
- $m_{CP}(t)$: 時刻 t におけるオーバーパック内側の鉄腐食生成物の質量 [kg]
- K_d : 鉄腐食生成物に対するケイ酸の収着分配係数 [m^3/kg]
- $P_{FeSilicate}$: Fe ケイ酸塩鉱物析出速度 [mol(Si)/y]
- $J(t)$: 腐食生成物間隙中の拡散によるオーバーパック開口部への溶存ケイ酸の移行率 [mol/y]
- $J_{Mg}(t)$: オーバーパック開口部から内部への Mg の移行率[mol(Mg)/y]
- $r_{MgSilicate}$: Mg ケイ酸塩鉱物の Si/Mg 比

2012年度は、スメクタイト、Fe ケイ酸塩鉱物と同様、Mg ケイ酸塩鉱物析出速度も一定値として与えていたが、既に述べたように、2013年度は、地下水からの Mg イオンの拡散をモデル化し、オーバーパック開口部から内部への Mg の移行率 $J_{Mg}(t)$ を求め、Mg ケイ酸塩鉱物のストイキオメトリを考慮して相当する量の Si が沈殿するものと仮定した。なお、GoldSim では、ミキシングセルの隣の Mg ケイ酸塩鉱物析出用のセルに Mg イオンのみを非常に大きな Flow Rate (1.0E+10 [1/s]) で送ることによって近似的にミキシングセル内の Mg 濃度を 0 に固定している。ガラス固化体の溶解完了後は、Mg ケイ酸塩鉱物の析出も止まるため、この擬似的なセルへの Flow Rate は 0 [1/s]とした。

$J_{Mg}(t)$ はミキシングセルとオーバーパック開口部との間の Mg イオンのフラックスとして計算し、これに Mg ケイ酸塩鉱物の Si/Mg 比を掛けた $r_{MgSilicate}J_{Mg}(t)$ [mol(Si)/y]で Si をこの擬似的なセルに送ることで Mg ケイ酸塩鉱物の析出の効果を表現している。

(c) その他の設定 (2012 年度と同様のもの)

ガラス固化体の溶解完了後の取り扱い

数値計算の安定性の観点から、ガラス固化体の溶解が完了した後($t > t_{dep}$)は、ケイ酸を含む二次鉱物の析出も止まることとした。すなわち、

$$R(t)S = r_{MgSilicate} J_{Mg}(t) = P_{FeSilicate} = 0 \text{ mol/y, } t > t_{dep} \quad (4.4.2-1)$$

である。また、Fe ケイ酸塩鉱物の析出速度 $P_{FeSilicate}$ については、オーバーパックが完全に腐食した後は、鉄の供給が止まるため 0 mol/y となることを想定する。

ガラス溶解速度が小さい場合の取り扱い

ガラス溶解速度が上記の 3 つのケイ酸塩鉱物の析出速度の和よりも大きい場合には、上に示した一定速度で析出するが、ガラス溶解速度のほうが小さい場合もあると考えられる。この場合には、ガラス溶解速度にケイ酸塩鉱物析出速度の和に対する比を掛けた値をそれぞれの析出速度としている。すなわち、このときの鉄ケイ酸塩鉱物析出速度を $P'_{FeSilicate}$ 、時刻を t_a とすると、

$$P'_{FeSilicate} = \frac{P_{FeSilicate}}{r_{MgSilicate} J_{Mg}(t_a) + P_{FeSilicate}} R(t_a)S, \quad (4.4.2-2)$$

$$R(t_a)S > r_{MgSilicate} J_{Mg}(t_a) + P_{FeSilicate}$$

である。

オーバーパックの腐食

オーバーパックの腐食は一定速度で進行するものと仮定し、そのうち一定の割合の Fe が Fe ケイ酸塩鉱物の生成に消費され、残りの Fe はケイ酸塩を含まない鉄腐食生成物の生成に消費されるものと仮定した。なお、オーバーパック外側表面にも腐食生成物が形成されるが、本検討では外側表面の腐食生成物に対する鉄の消費やケイ酸移行挙動への影響を無視することとした。

オーバーパック開口部

オーバーパック開口部は鉄腐食生成物で満たされていることを想定して多孔質媒体モデルとし、ケイ酸はその間隙中を拡散して緩衝材に移行することとした。ケイ酸の腐食生成物への収着 (瞬時・可逆・線形) を考慮した。Mg については、拡散のみ考慮し、収着は考慮しないこととした。

緩衝材中でのケイ酸の拡散

緩衝材中でのケイ酸の移行については、その円筒形状を考慮したうえで、多孔質媒体中の拡散・収着（瞬時・可逆・線形）を考慮した。Mg については、拡散のみ考慮し、収着は考慮しないこととした。

掘削影響領域でのケイ酸の拡散

掘削影響領域では、地下水の移流によって溶存ケイ酸が下流側の母岩へ移行することを考慮する。また、ガラス固化体起源のケイ酸ではなくもともとの地下水環境に存在する溶存ケイ酸、及び Mg の濃度を想定し、掘削影響領域には上流から常に一定濃度の溶存ケイ酸と Mg が流入することを考慮した。また、緩衝材間隙中やオーバーパック内側および開口部の間隙にも初期のケイ酸、及び Mg 濃度もこの地下水環境の溶存ケイ酸濃度であることを仮定した。

(iv) 解析条件

表 4.4.2-3 に示した基本シナリオを代表的な解析ケース（レファレンスケース）としてパラメータ設定し、各パラメータを変動させることによって、他のシナリオの解析を行うとともに、パラメータ個々の不確実性要因の影響を把握することとした。以下にレファレンスケースおよびその他のケースでの解析条件を順に説明する。

レファレンスケースの解析条件

表 4.4.2-4 にレファレンスケースにおける入力パラメータの設定条件を示す。

表 4.4.2-4 レファレンスケースにおける入力パラメータ設定 (1/3)

パラメータ記述	値	備考
ガラス固化体幾何学的表面積	1.7 m ²	第2次取りまとめの寸法に基づく
全亀裂係数	100	OP の破損に伴い亀裂が 2 倍増加と想定
オーバーパック内側隙間容積	1.07×10 ⁻² m ³	第2次取りまとめの寸法に基づき、OP 容積とガラス固化体体積の差分として計算
オーバーパック内側表面積 (腐食面積)	2.170 m ²	OP 内側寸法より計算 (側面+2×底面)
オーバーパック初期重量	5568 kg	OP の体積と密度から計算
ガラス中の初期 Si モル数	3111 mol	ガラス固化体重量 400kg, ガラス中の Si 重量分率 (fsi) 0.2178, 原子量 28 g/mol として計算
Si の溶解度	3.87 mol/m ³	pH8.4, 60℃における非晶質シリカの溶解度 (OP が 1000 年後に貫通した場合)
地下水中の Si 濃度	0.3 mol/m ³	第2次取りまとめのモデル地下水 Si 濃度を参考に設定
間隙水中の初期 Si 濃度	0.71 mol/m ³	pH8.4, 60℃における玉髓の溶解度 (PHREEQC で計算)

表 4.4.2-4 レファレンスケースにおける入力パラメータ設定 (2/3)

パラメータ記述	値	備考
ガラス初期溶解速度	2.37 mol(Si)/m ² y	Inagaki et al., (2012)を参考に pH10、 60°Cの値を算出したもの (OP が 1000 年後に貫通した場合)
オーバーパットの腐食速度	1 μm/y	谷口ほか(2010)を参考に設定
オーバーパットの密度	7860 kg/m ³	第2次取りまとめ参照
オーバーパット腐食生成物のうち ケイ酸塩鉱物に費やされる Fe の割合	0.5mol(Fe)/mol (Fe)	谷口ほか(2009), Schlegel et al., (2008)を 参考に設定
Fe ケイ酸塩鉱物中の Si/Fe 組成比	0.5	Schlegel et al., (2008), Burger et al., (2013) を参考に設定
腐食生成物への Si 分配係数	0.025 m ³ /kg	Philippini et al., (2006)
腐食生成物の真密度	4000 kg/m ³	菱鉄鉱(siderite)の密度
腐食生成物中の Si 実効拡散係数	4.1×10 ⁻¹⁰ m ² /s	仮設定
腐食生成物の間隙率	0.41	仮設定
オーバーパット開口断面積	1.35×10 ⁻³ m ²	オーバーパット内側高さ×開口幅 (1mm)
オーバーパットの厚さ	0.19 m	第2次取りまとめ参照
緩衝材間隙率	0.41	第2次取りまとめ核種移行解析設定値
緩衝材の乾燥密度	1600 kg/m ³	第2次取りまとめ核種移行解析設定値
緩衝材中の Si の実効拡散係数	4.1×10 ⁻¹⁰ m ² /s	De=εDp (ε=間隙率, Dp = 1E-10 m ² /s)
緩衝材中の Si の分配係数	0.5 m ³ /kg	Tan(1982)を参考に設定
緩衝材内側半径	0.41 m	第2次取りまとめ核種移行解析設定値
緩衝材外側半径	1.11 m	第2次取りまとめ核種移行解析設定値
緩衝材の高さ	2.14 m	第2次取りまとめ核種移行解析設定値
掘削影響領域体積	0.001 m ³	第2次取りまとめ核種移行解析設定値
掘削影響領域通過流量	1×10 ⁻³ m ³ /y	第2次取りまとめ核種移行解析設定値
腐食生成物中の Mg 実効拡散係数	4.1×10 ⁻¹⁰ m ² /s	仮設定
腐食生成物への Mg 分配係数	0 m ³ /kg	仮設定
緩衝材中の Mg 実効拡散係数	4.1×10 ⁻¹⁰ m ² /s	仮設定
緩衝材中の Mg の分配係数	0 m ³ /kg	仮設定
Mg ケイ酸塩鉱物中の Si/Mg 組成比	5	Fleury et al., (2013)

表 4.4.2-4 レファレンスケースにおける入力パラメータ設定 (3/3)

パラメータ記述	値	備考
地下水及び緩衝材間隙水中の初期 Mg 濃度	20.7 mol/m ³	第2次取りまとめの最大値(海水系低 pH 型地下水 SRLP)を参考に設定
OP 内側での初期 Mg 濃度	0.0 mol/m ³	仮設定
亀裂深さ	0.1 m	蛭名・牧野(2005)を参考に設定
亀裂ブロック間の距離	0.025 m	亀裂深さ/4
亀裂ブロックの表面積	3.825 m ²	全亀裂表面積/4 (全亀裂表面積=健全部の表面積×(割れも含めたガラスの溶解に寄与する全表面積の幾何学表面積に対する比-1))
ガラス幅	0.005 m	蛭名・牧野(2005)を参考に設定
亀裂開口幅	0.001 m	蛭名・牧野(2005)を参考に設定
亀裂の横幅	76.5 m	亀裂の総表面積/亀裂深さ/2
亀裂ブロック間の断面積	0.0765 m ²	亀裂の横幅×亀裂開口幅
亀裂ブロック体積	1.9125×10 ⁻³ m ³	亀裂間の断面積×亀裂間の距離
D _{gel} 亀裂部	3×10 ⁻⁹ m ² /y	Vernaz et al., (2001) : 高 S/V 浸出試験における D _{gel} 推定値の最大値
D _{gel} 健全部	3×10 ⁻⁶ m ² /y	Vernaz et al., (2001) : 低 S/V 浸出試験における D _{gel} 推定値の最大値
ゲル層のモル体積 γ	2.22×10 ⁻⁵ m ³ /mol	溶解深さ=ゲル層厚となる条件
ゲル層の厚さの上限値 (亀裂部)	0.5×10 ⁻³ m	亀裂開口幅/2
ゲル層の厚さの上限値 (健全部)	1×10 ⁻² m	仮設定
Si の自由水中の拡散係数	0.1 m ² /y	Rebreanu et al., (2008)の自由水中 Si 拡散係数温度依存性を参考に設定

(a) その他の解析ケース

表 4.4.2-3 に示した基本シナリオ以外のシナリオの解析, およびパラメータの不確実性要因に着目した解析における変動させたパラメータの設定条件を表 4.4.2-5 に示す。

表 4.4.2-5 その他の解析ケースにおける変動パラメータ (1/2)

No.	シナリオの内容	変動パラメータ
A1	OP 破損時のガラス固化体表面積の増加を考慮しない場合	全亀裂係数 50 : 初期の割れを考慮した全亀裂係数
A2	OP 破損時のガラス固化体表面積の増加が大きい場合	全亀裂係数 500 : 処分後の亀裂の増加を考慮した全亀裂係数
B1	OP が早期に破損し、ガラス固化体が高温条件で溶解する場合	900 年まで Si の溶解度 5.35 mol/m^3 、ガラス溶解速度 $28.0 \text{ mol(Si)/m}^2\text{y}$
C1	OP の腐食速度が小さい場合	オーバーパックの腐食速度 : $0.1 \mu\text{m/y}$
C2	OP の腐食速度が大きい場合	オーバーパックの腐食速度 : $10 \mu\text{m/y}$
D1	Mg ケイ酸塩鉱物として sepiolite が析出する場合	Mg ケイ酸塩鉱物中の Si/Mg 組成比 : 1.5
D2	Mg ケイ酸塩鉱物として saponite が析出する場合	Mg ケイ酸塩鉱物中の Si/Mg 組成比 : 1
E1	降水系高 pH 型地下水の場合	地下水及び緩衝材間隙水中の初期 Mg 濃度 : 0.05 mol/m^3
F1	ゲル層の保護的効果を見做す場合	ゲル層中の拡散係数 : $0.1 \text{ m}^2/\text{y}$
F2	ゲル層の保護的効果が小さい場合	ゲル層中の拡散係数 : D_{gel} 亀裂部 $3 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{y}$, D_{gel} 健全部 $3 \times 10^{-3} \text{ m}^2/\text{y}$
F3	ゲル層の保護的効果が大きい場合	ゲル層中の拡散係数 : D_{gel} 亀裂部 $3 \times 10^{-12} \text{ m}^2/\text{y}$, D_{gel} 健全部 $3 \times 10^{-9} \text{ m}^2/\text{y}$
G1	ゲル層の成長速度がレファレンスケースの 10 倍の場合	ゲル層のモル体積 γ : $2.24 \times 10^{-4} \text{ m}^3/\text{mol}$
G2	ゲル層の成長速度がレファレンスケースの 1/10 倍の場合	ゲル層のモル体積 γ : $2.24 \times 10^{-6} \text{ m}^3/\text{mol}$

表 4.4.2-5 その他の解析ケースにおける変動パラメータ (2/2)

No.	シナリオの内容	変動パラメータ
H1	C2+F1 を組み合わせた場合	OP 腐食速度 : C2 と同条件, ゲル層中の拡散係数 : F1 と同条件
H2	C2+F2 を組み合わせた場合	OP 腐食速度 : C2 と同条件, ゲル層中の拡散係数 : F2 と同条件
H3	C2+F3 を組み合わせた場合	OP 腐食速度 : C2 と同条件, ゲル層中の拡散係数 : F3 と同条件
I1	A2+C2+F1 を組み合わせた場合	全亀裂係数 : 500, OP 腐食速度, ゲル層中の拡散係数 : H1 と同条件
I2	A2+C2+F2 を組み合わせた場合	全亀裂係数 : 500, OP 腐食速度, ゲル層中の拡散係数 : H2 と同条件
I3	A2+C2+F3 を組み合わせた場合	全亀裂係数 : 500, OP 腐食速度, ゲル層中の拡散係数 : H3 と同条件
J1	緩衝材中の Mg の拡散係数が大きい場合	緩衝材中の Mg 実効拡散係数 : $2 \times 10^{-9} \text{ m}^2/\text{s}$
J2	J1+OP 領域の拡散抵抗を無視する (OP が全面開口) 場合	OP の開口幅 : 2.17 m^2

(v) 解析結果

(a) レファレンスケース (RC)

レファレンスケースについての解析結果を以下に示す。ガラス固化体の寿命（ガラス固化体が溶けきるのに要する期間）は190,000年程度であり、ガラスの溶解がFeケイ酸塩鉱物の析出によって支配されていることがわかる（図4.4.2-5）。数千年程度からFeケイ酸塩鉱物の析出速度等が低下しているが、これはゲル層の保護的効果によるものである。第2次取りまとめの溶解速度に較べて2倍程度高い溶解速度であるが、ゲル層の保護的効果による溶解速度の低下によりガラス固化体の寿命が延びている。

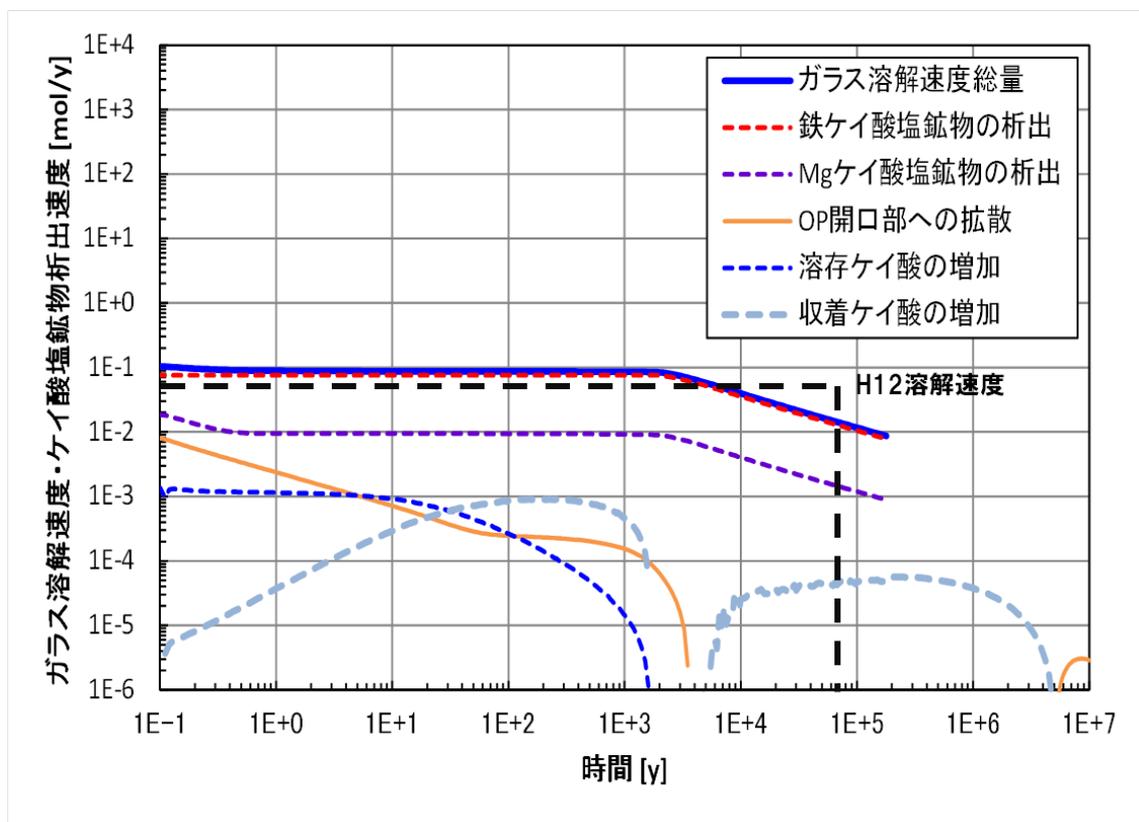


図 4.4.2-5 ガラス固化体溶解速度の経時変化（レファレンスケース）

(b) OP 破損時のガラス固化体表面積の増加を考慮しない場合 (A1)

レファレンスケースと同様にガラスの溶解が Fe ケイ酸塩鉱物の析出によって支配されていることがわかる (図 4.4.2-6)。1,000 年程度からゲル層の保護的効果が影響し、溶解速度が低下している。これは、レファレンスケースよりもガラス固化体の表面積が小さいため単位面積あたりの溶解速度が増加し、それに応じてゲル層の成長速度が増加したことによる。ガラス固化体の寿命は 450,000 年程度である。

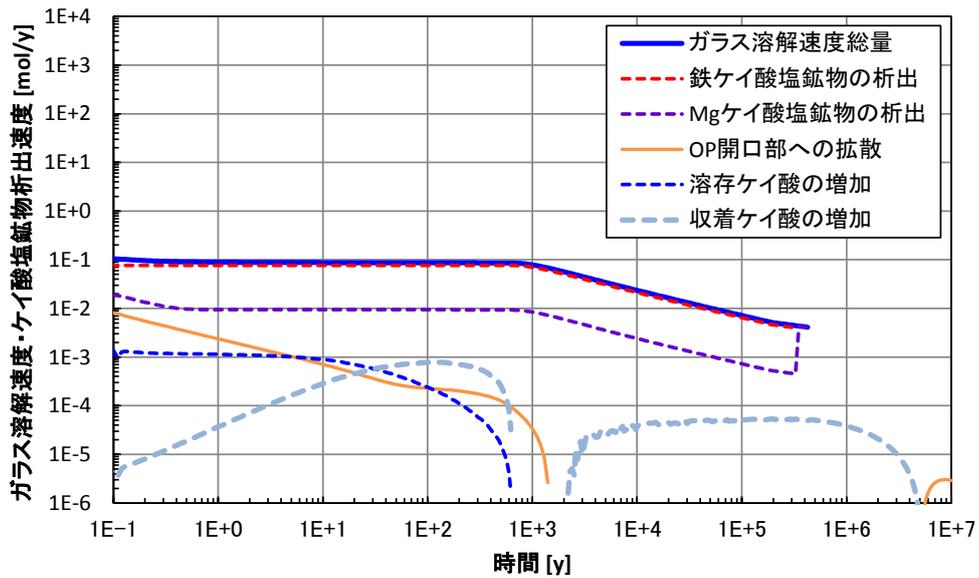


図 4.4.2-6 ガラス固化体溶解速度の経時変化

(A1 : OP 破損時のガラス固化体表面積の増加を考慮しない場合)

(c) OP 破損時のガラス固化体表面積の増加が大きい場合 (A2)

レファレンスケースと同様にガラスの溶解が Fe ケイ酸塩鉱物の析出によって支配されていることがわかる (図 4.4.2-7)。ゲル層の保護的効果の影響は認められない。これは、レファレンスケースよりもガラス固化体の表面積が大きいため単位面積あたりの溶解速度が減少し、それに応じてゲル層の成長速度が減少したことによる。ガラス固化体の寿命は 38,000 年程度である。

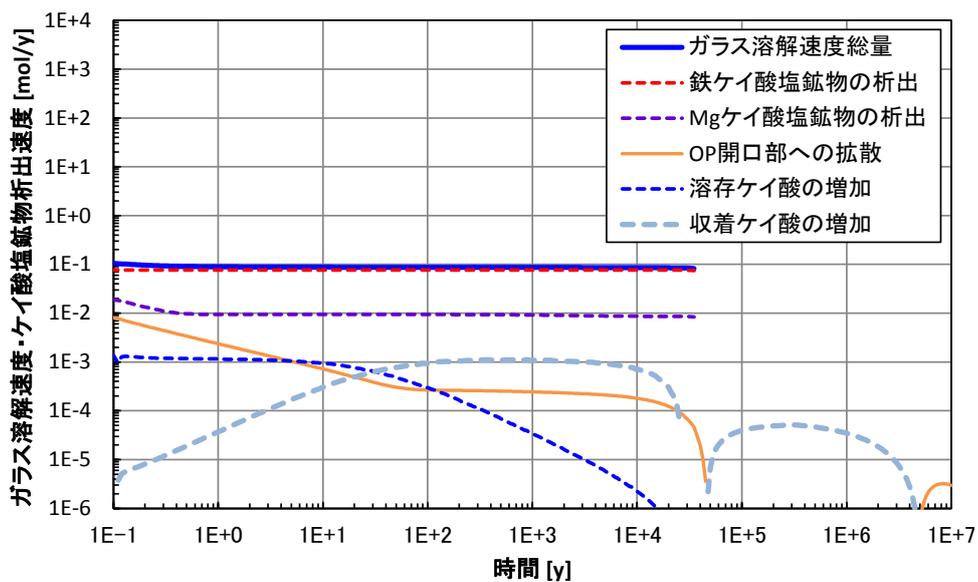


図 4.4.2-7 ガラス固化体溶解速度の経時変化
(A2 : OP 破損時のガラス固化体表面積の増加が大きい場合)

(d) OP が早期に破損し、ガラス固化体が高温条件で溶解する場合 (B1)

レファレンスケースと同様にガラスの溶解が Fe ケイ酸塩鉱物の析出によって支配されていることがわかる (図 4.4.2-8)。この解析では、Fe ケイ酸塩鉱物の析出速度がオーバーパックの腐食速度によって決定されるが、腐食速度については温度による違いを考慮していないため、解析結果としては早期破損の効果は認められない。ガラス固化体の寿命は、レファレンスケースと同じく 190,000 年程度である。900 年時点でスパイク状に溶解速度が低下しているが、これは初期溶解速度等を 90°C の値から 60°C の値に切り替えていることが影響しているものである。

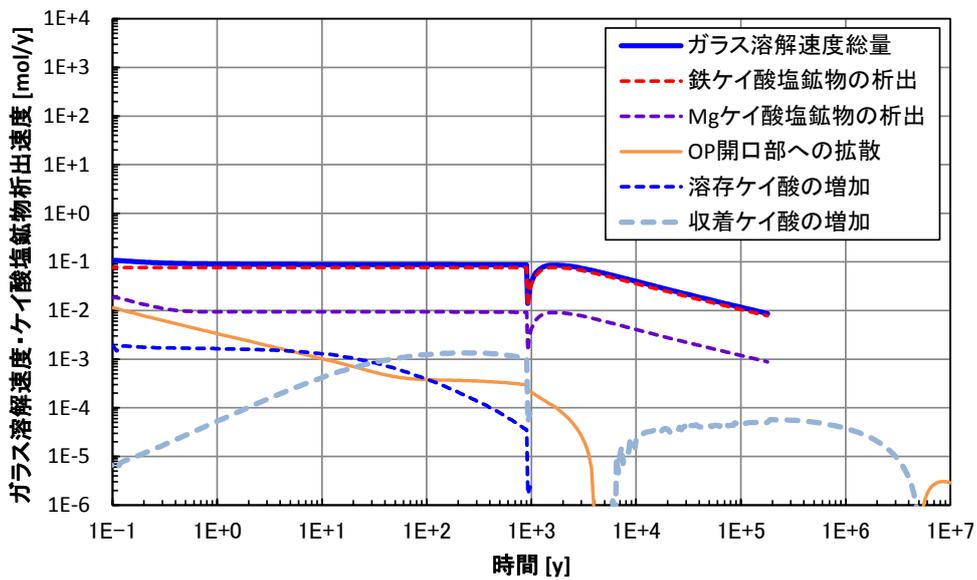


図 4.4.2-8 ガラス固化体溶解速度の経時変化

(B1 : OP が早期に破損し、ガラス固化体が高温条件で溶解する場合)

(e) OP の腐食速度が小さい場合 (C1)

オーバーパックの腐食速度がレファレンスケースの 1/10 となることで、Fe ケイ酸塩鉱物の析出の寄与が小さくなり、Mg ケイ酸塩鉱物の析出の寄与が認められる (図 4.4.2-9)。ガラス固化体の寿命は 260,000 年程度である。

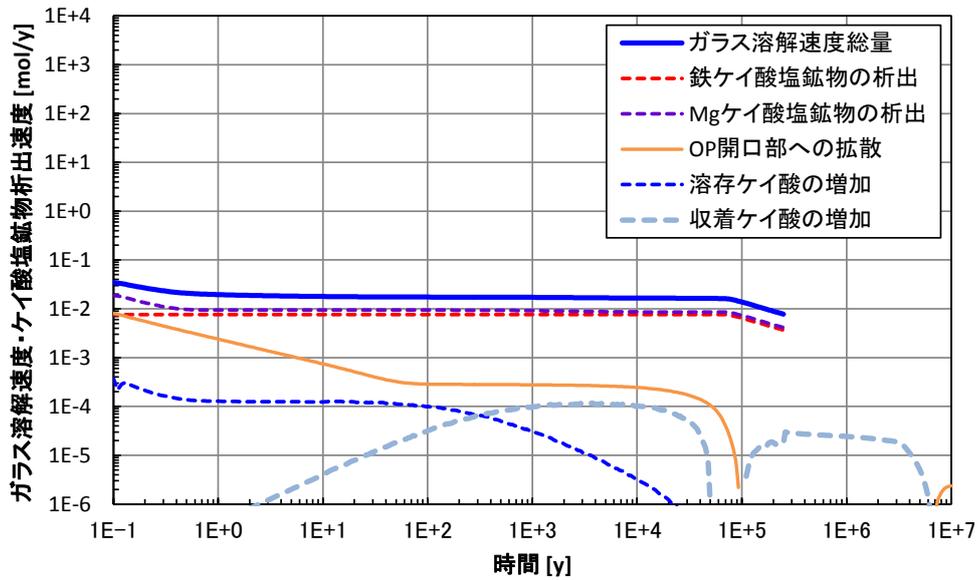


図 4.4.2-9 ガラス固化体溶解速度の経時変化
(C1 : OP の腐食速度が小さい場合)

(f) OPの腐食速度が大きい場合 (C2)

オーバーパックの腐食速度がレファレンスケースの10倍となることで、初期段階の溶解速度が増加しているが、数年程度からゲル層の保護的効果が影響し、溶解速度が低下している(図4.4.2-10)。これは、初期段階の高い溶解速度によって厚いゲル層が生成したことによる。ガラス固化体の寿命は240,000年程度である。

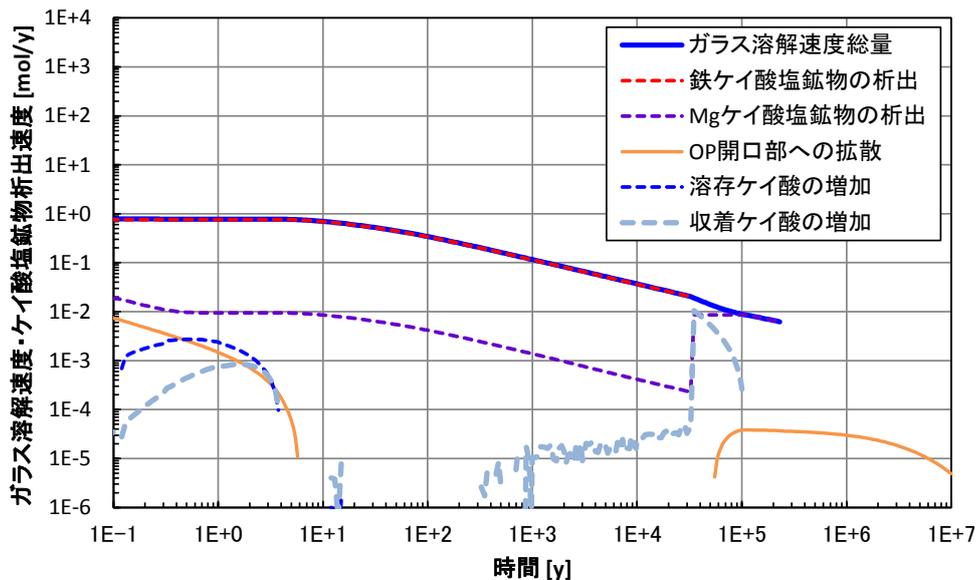


図 4.4.2-10 ガラス固化体溶解速度の経時変化
(C2 : OPの腐食速度が大きい場合)

(g) Mg ケイ酸塩鉱物として sepiolite 又は saponite が析出する場合 (D1, D2)

ケースD1, D2はそれぞれMg ケイ酸塩鉱物中のSi, Mg 組成比を 1.5(sepiolite), 1(saponite) とリファレンスケースより小さくした場合であるが, OP 領域の拡散抵抗により Mg の供給速度が小さく, Mg ケイ酸塩鉱物の析出の寄与が非常に小さいため, このパラメータによる各グラフ, 及びガラス固化体寿命の変化は見られない (図 4.4.2-11)。

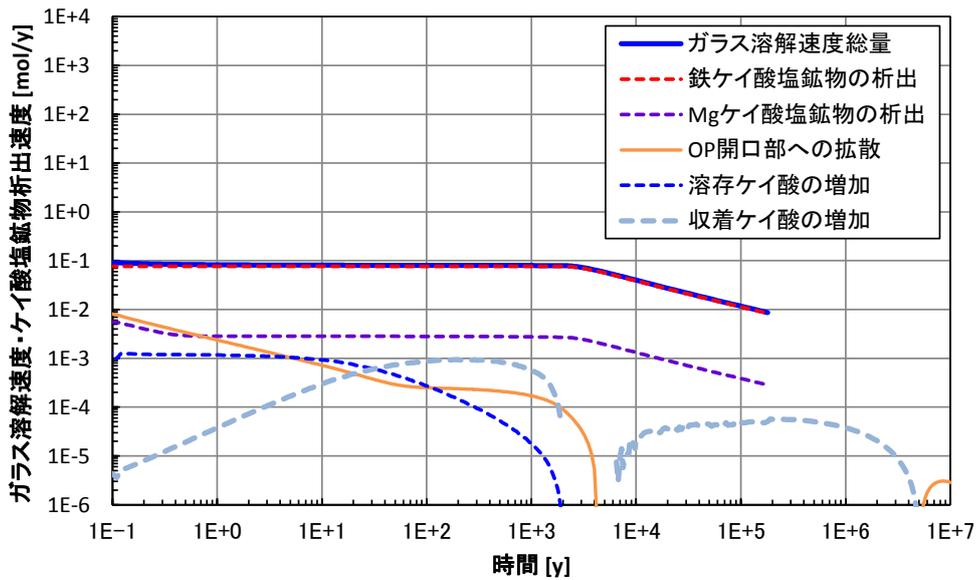


図 4.4.2-11 ガラス固化体溶解速度の経時変化

(D1 : Mg ケイ酸塩鉱物として sepiolite が析出する場合)

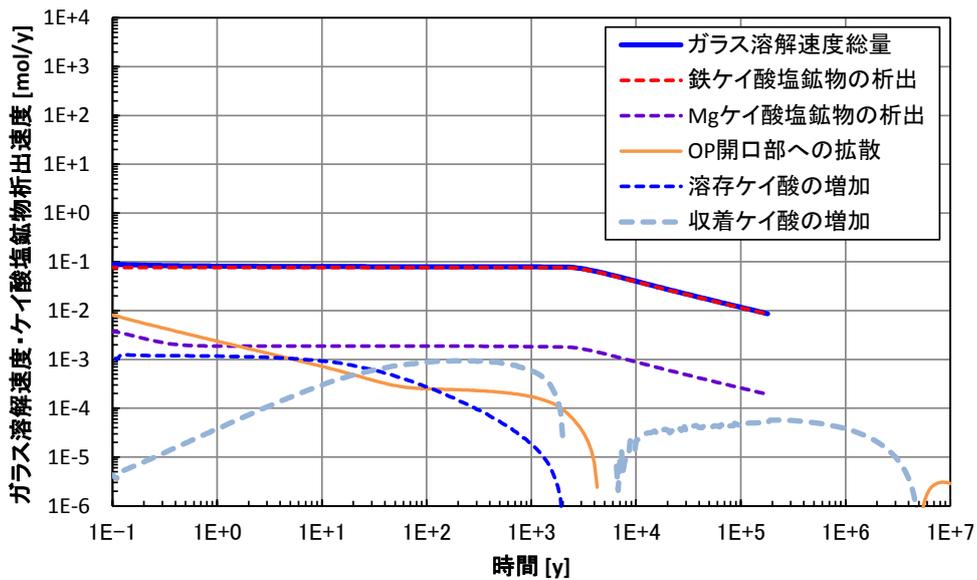


図 4.4.2-12 ガラス固化体溶解速度の経時変化

(D2 : Mg ケイ酸塩鉱物として saponite が析出する場合)

(h) 降水系高 pH 型地下水の場合 (E1)

降水系高 pH 型地下水では Mg 濃度が小さいため、Mg ケイ酸塩鉱物析出の寄与が小さくなっている (図 4.4.2-13)。ガラスの溶解速度は Fe ケイ酸塩鉱物析出によって支配されているため、ガラス固化体の寿命は、レファレンスケースと同じく 190,000 年程度である。

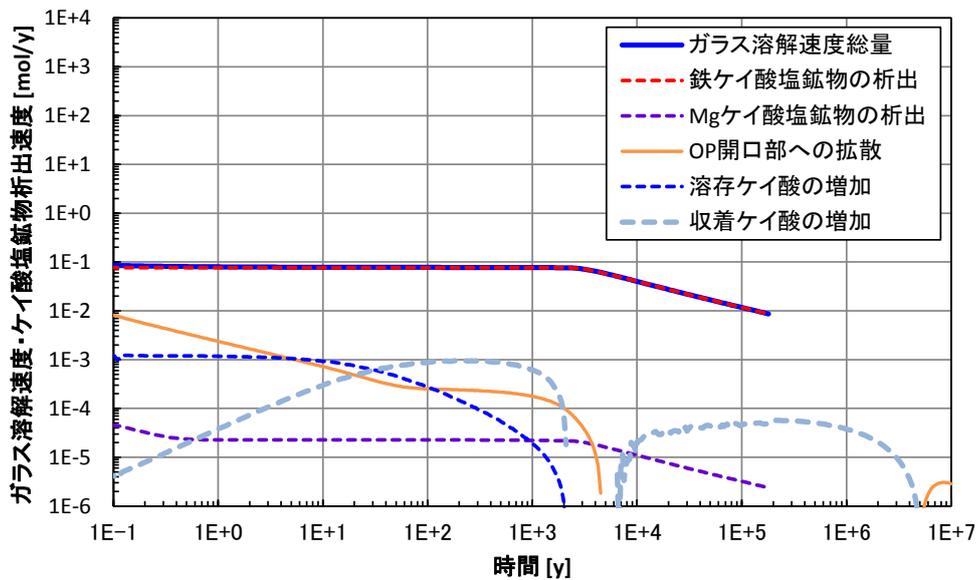


図 4.4.2-13 ガラス固化体溶解速度の経時変化
(E1 : 降水系高 pH 型地下水の場合)

(i) ゲル層の保護的効果を見捨てる場合 (F1)

ゲル層の保護的効果を見捨てることで、Fe ケイ酸塩鉱物析出に支配された一定の溶解速度でガラス固化体が溶解している (図 4.4.2-14)。ガラス固化体の寿命は、38,000 年程度である。

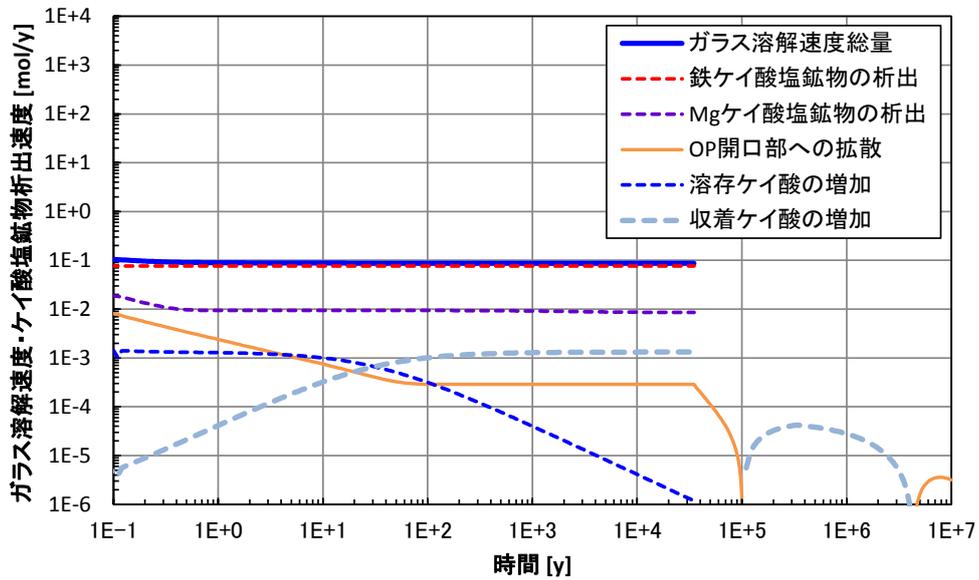


図 4.4.2-14 ガラス固化体溶解速度の経時変化
(F1 : ゲル層の保護的効果を見捨てる場合)

(j) ゲル層の保護的効果が小さい場合 (F2)

ゲル層中の Si 拡散係数を推定値の最大値 (D_{gel} 大) の 1000 倍とし、ゲル層の保護的効果を小さくした場合であるが、ケース F1 と同様に Fe ケイ酸塩鉱物析出に支配された一定の溶解速度でガラス固化体が溶解している (図 4.4.2-15)。ガラス固化体の寿命も、38,000 年程度と同様な値である。

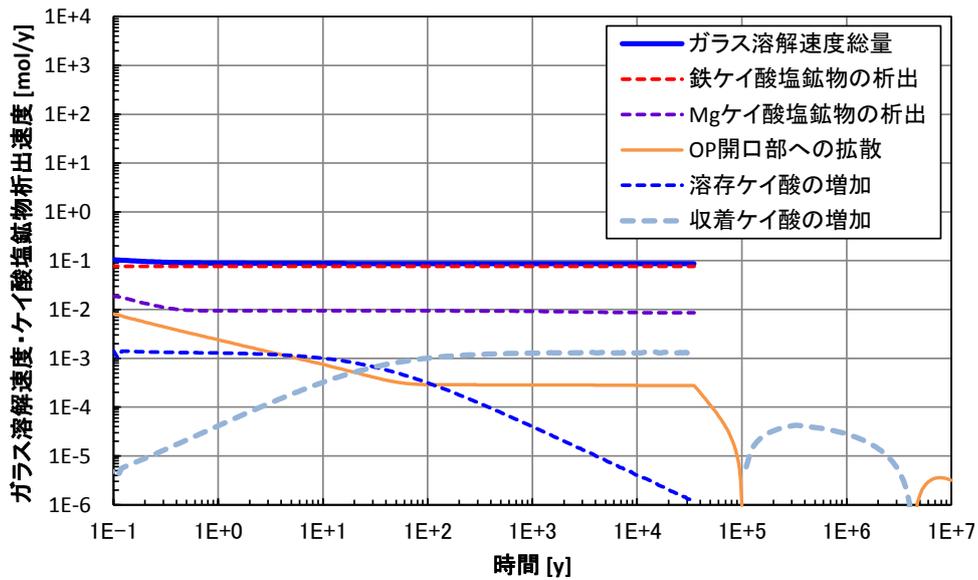


図 4.4.2-15 ガラス固化体溶解速度の経時変化
(F2 : ゲル層の保護的効果が小さい場合)

(k) ゲル層の保護的効果が大きい場合 (F3)

ゲル層の保護的効果が大きい、すなわちゲル層内のSiの拡散係数が小さい場合、初期から保護的効果が影響し、溶解速度が低下している(図4.4.2-16)。このため、ガラス固化体の寿命は、長期にわたって維持される結果となっている。

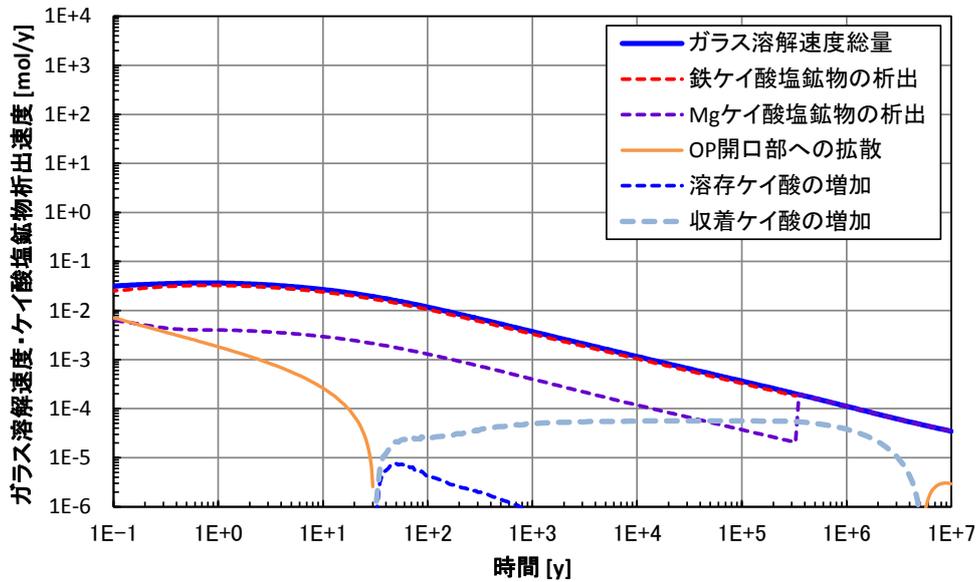


図 4.4.2-16 ガラス固化体溶解速度の経時変化
(F3 : ゲル層の保護的効果が大きい場合)

(I) ゲル層の成長速度がレファレンスケースの 10 倍の場合 (G1)

ゲル層の成長速度がレファレンスケースの 10 倍となることで、レファレンスケースよりも早い時期に保護的効果が発現している (図 4.4.2-16)。ガラス固化体の寿命は、500,000 年程度となっている。

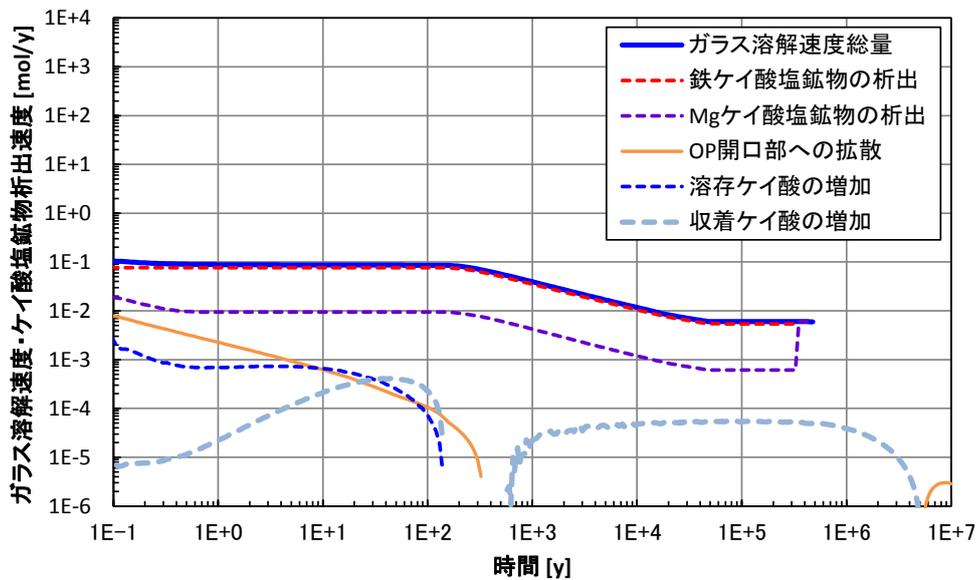


図 4.4.2-17 ガラス固化体溶解速度の経時変化
(G1 : ゲル層の成長速度がレファレンスケースの 10 倍の場合)

(m) ゲル層の成長速度がレファレンスケースの 1/10 倍の場合 (G2)

ゲル層の成長速度がレファレンスケースの 1/10 倍となることで保護的効果が発現する時期が遅れている (図 4.4.2-17)。ガラス固化体の寿命は、40,000 年程度となっている。

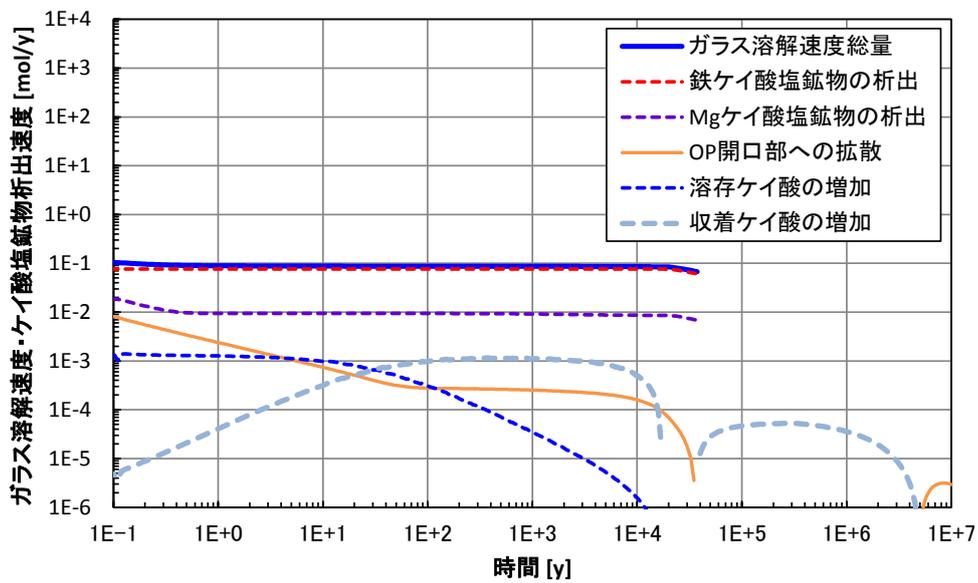


図 4.4.2-18 ガラス固化体溶解速度の経時変化
(G2 : ゲル層の成長速度がレファレンスケースの 1/10 倍の場合)

(n) OP の腐食速度が大きい条件でゲル層の保護的効果は無視した場合 (H1)

OP の腐食速度が大きい条件でゲル層の保護的効果は無視した場合，一定の高い溶解速度でガラスが溶解することとなる (図 4.4.2-18)。OP の腐食速度の増加に伴い Fe ケイ酸塩鉱物析出の寄与が大きくなるため，ガラス固化体の溶解速度も増加している。ガラス固化体の寿命は，4,000 年程度となっている。

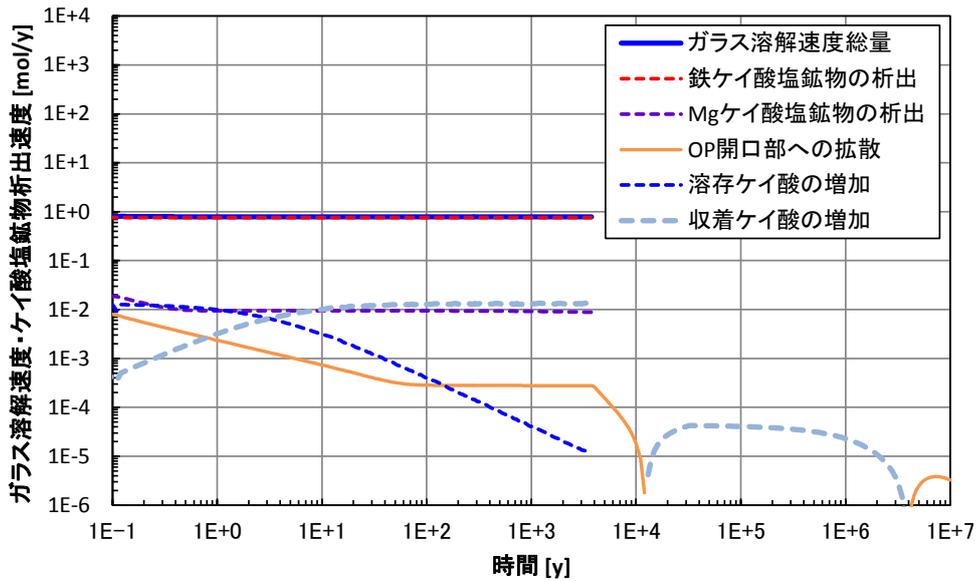


図 4.4.2-19 ガラス固化体溶解速度の経時変化

(H1 : OP の腐食速度が大きい条件でゲル層の保護的効果は無視した場合)

(o) OP の腐食速度が大きい条件でゲル層の保護的効果が小さい場合 (H2)

OP の腐食速度が大きい条件でゲル層の保護的効果が小さい場合、ケース H1 と同様に一定の高い溶解速度でガラスが溶解することとなる (図 4.4.2-19)。ガラス固化体の寿命は、ケース H1 と同様に 4,000 年程度となっている。

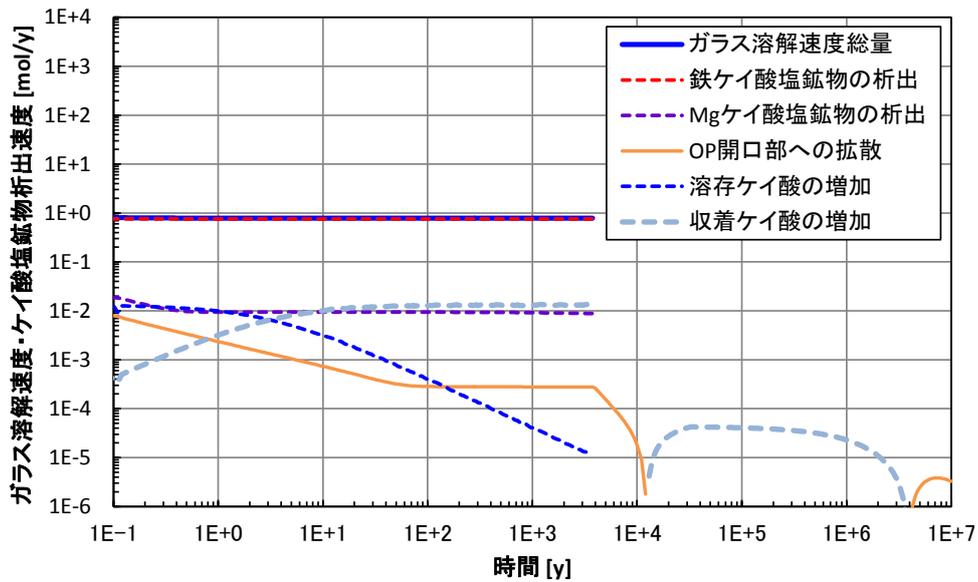


図 4.4.2-20 ガラス固化体溶解速度の経時変化

(H2 : OP の腐食速度が大きい条件でゲル層の保護的効果が小さい場合)

(p) OP の腐食速度が大きい条件でゲル層の保護的効果が大きい場合 (H3)

OP の腐食速度が大きい条件でゲル層の保護的効果が大きい場合，初期段階からゲル層の保護的効果が影響し，ガラスの溶解速度が低下している (図 4.4.2-16)。この場合も，ガラス固化体の寿命は，長期にわたって維持される結果となっている。

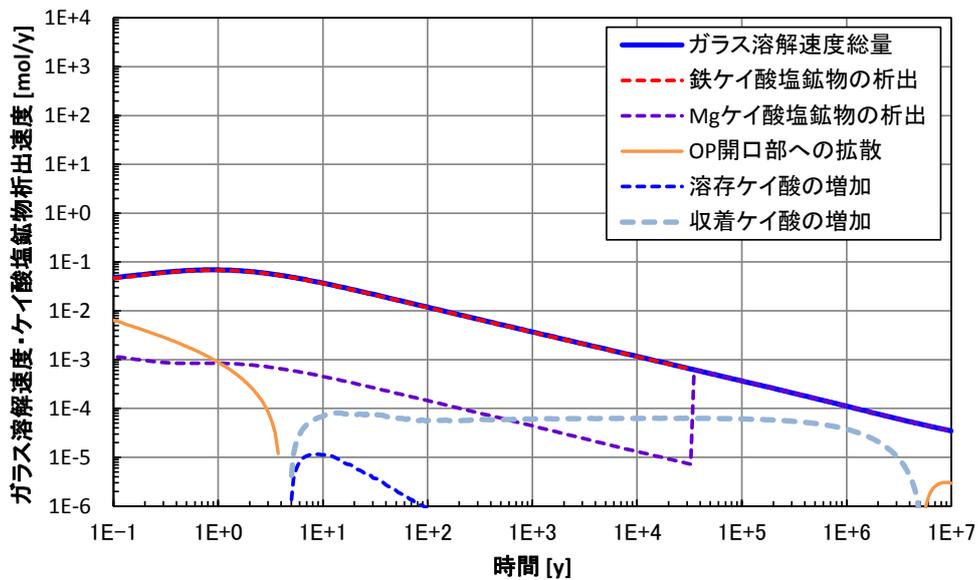


図 4.4.2-21 ガラス固化体溶解速度の経時変化

(H3 : OP の腐食速度が大きい条件でゲル層の保護的効果が大きい場合)

(q) 亀裂係数及びOPの腐食速度が大きい条件でゲル層の保護的効果を見捨てる場合(II)
 ケース A2 では、亀裂係数の増加に伴いゲル層の成長速度が低下したため、レファレンスケースと比較して保護的効果の寄与が小さくなるという違いが認められたが、ケース II では保護的効果を見捨てるため、ケース H1 及び H2 と同様に一定の高い溶解速度でガラスが溶解しており、亀裂係数の増加による違いは認められない(図 4.4.2-21)。ガラス固化体の寿命は、ケース H1 及び H2 と同様に 4,000 年程度となっている。

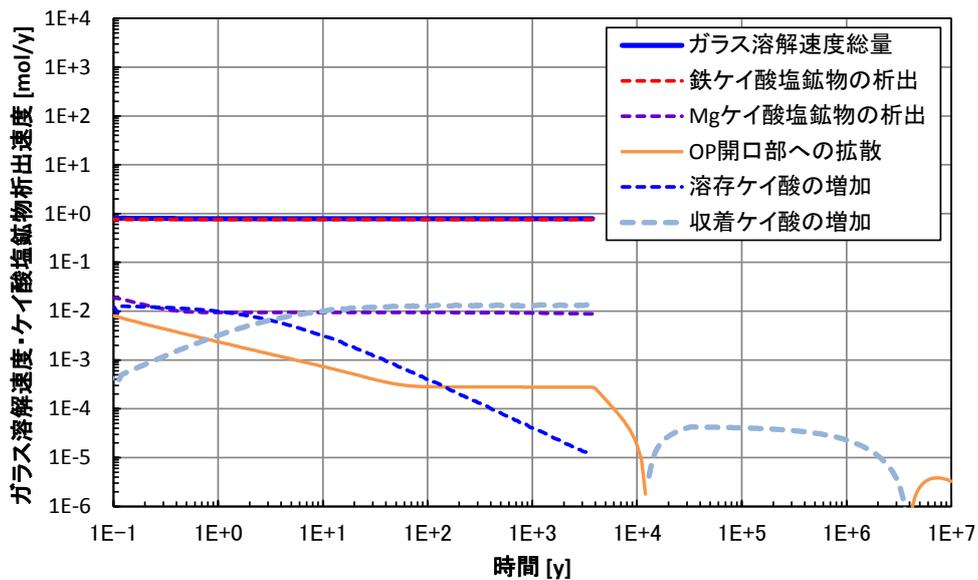


図 4.4.2-22 ガラス固化体溶解速度の経時変化

(II : 亀裂係数及びOPの腐食速度が大きい条件でゲル層の保護的効果を見捨てる場合)

(r) 亀裂係数及びOPの腐食速度が大きい条件でゲル層の保護的効果が小さい場合 (I2)
 亀裂係数の増加にケース II と同様な亀裂係数の増加による違いは認められない (図
 4.4.2-22)。ガラス固化体の寿命は、ケース H1, H2 及び II と同様に 4,000 年程度となっ
 ている。

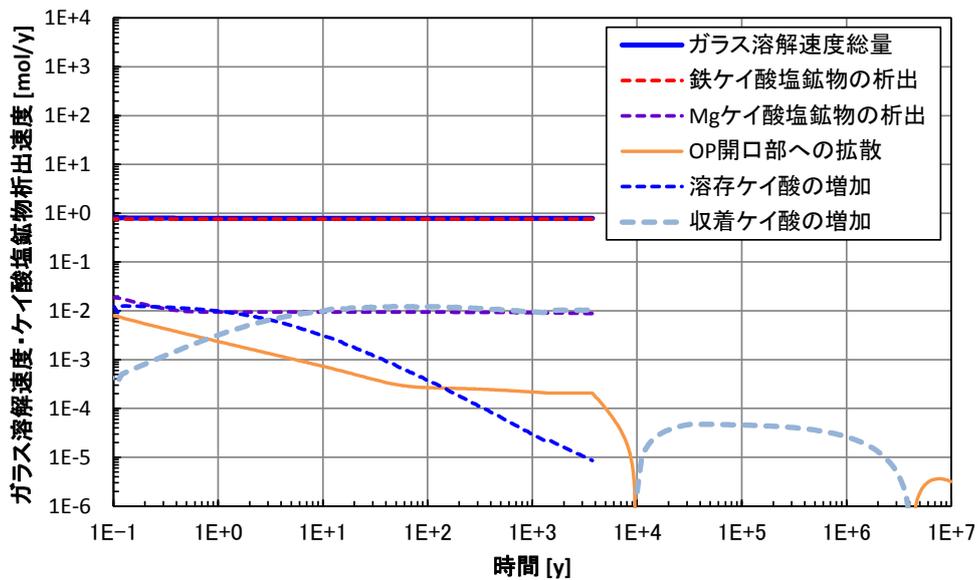


図 4.4.2-23 ガラス固化体溶解速度の経時変化

(I2 : 亀裂係数及びOPの腐食速度が大きい条件でゲル層の保護的効果が小さい場合)

(s) 亀裂係数及びOPの腐食速度が大きい条件でゲル層の保護的効果が大きい場合 (I3)

亀裂係数の増加に伴いゲル層の成長速度が低下し、ケース H3 と比較して保護的効果の寄与が小さくなるという違いが認められる (図 4.4.2-23)。しかし、この場合もガラス固化体の寿命は、ケース H3 と比較して短くはなっているものの長期間にわたり維持されることの結果となっている。

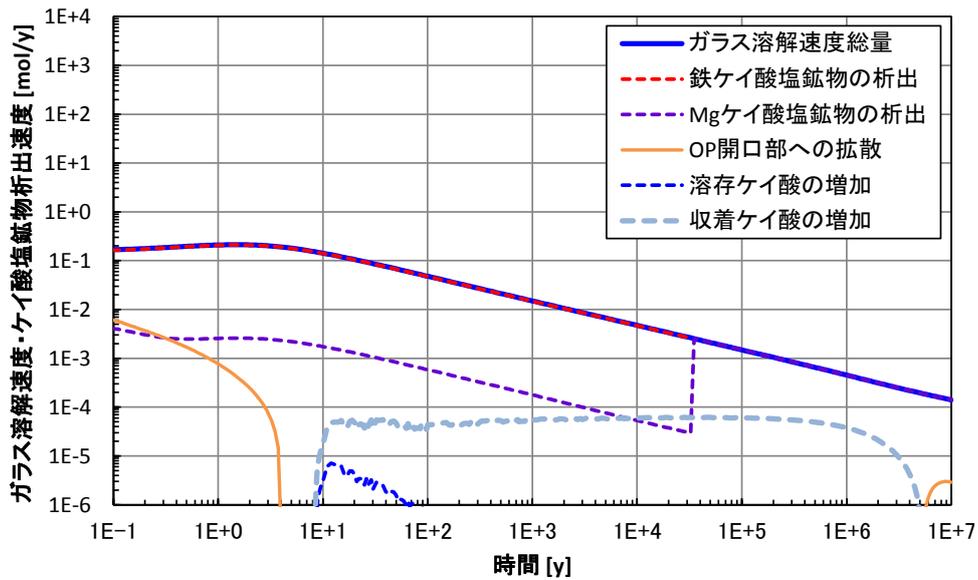


図 4.4.2-24 ガラス固化体溶解速度の経時変化

(I3 : 亀裂係数及びOPの腐食速度が大きい条件でゲル層の保護的効果が小さい場合)

(t) 緩衝材中の Mg の拡散係数が大きい場合 (J1)

緩衝材中の Mg の拡散係数をレファレンスケースの 5 倍としている。Mg ケイ酸塩鉱物の析出の寄与は大きくなるが、Fe ケイ酸塩鉱物の析出の寄与よりも小さいため、レファレンスケースと大きな違いは認められない。ガラス固化体の寿命は 190,000 年程度であり、レファレンスケースと同様である。

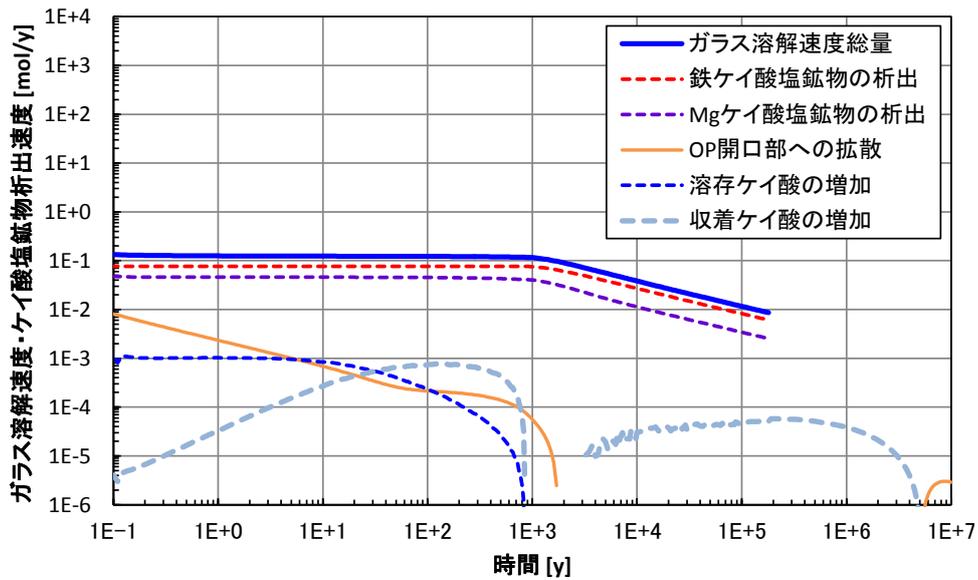


図 4. 4. 2-25 ガラス固化体溶解速度の経時変化
(J1 : 緩衝材中の Mg の拡散係数が大きい場合)

(u) OP 領域の拡散抵抗を無視する (OP が全面開口) 場合 (J2)

OP を全面開口とし, OP 領域の拡散抵抗を無視する場合, Mg イオンの移行量が増大することにより Mg ケイ酸塩鉱物の析出の寄与が大きくなり, 初期段階の溶解速度が増加しているが, 早期よりゲル層の保護的効果が影響し, 経時的に溶解速度が低下している (図 4.4.2-25)。これは, 初期段階の高い溶解速度によって厚いゲル層が生成したことによる。ガラス固化体の寿命は 230,000 年程度である。

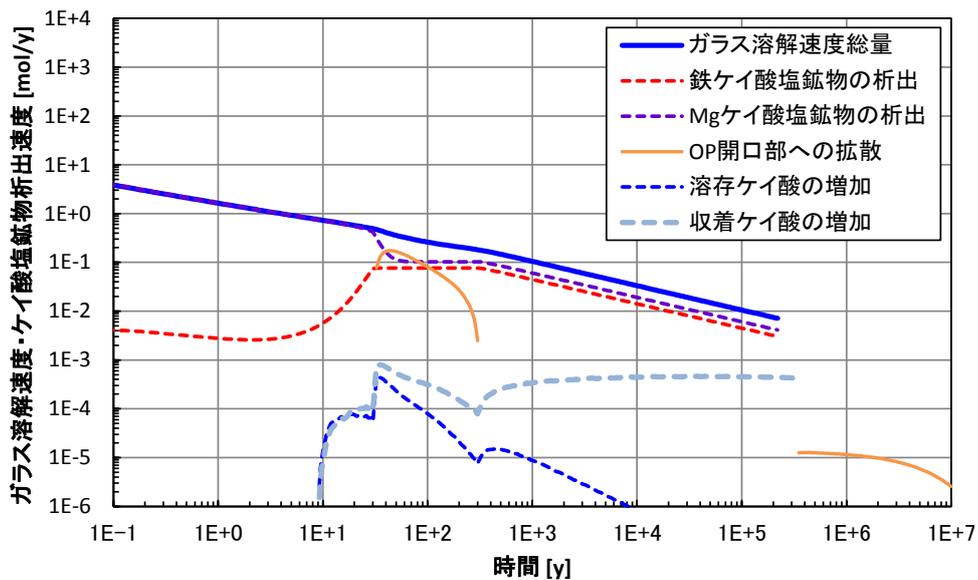


図 4.4.2-26 ガラス固化体溶解速度の経時変化
(J1 : 緩衝材中の Mg の拡散係数が大きい場合)

(6) 解析結果を踏まえたガラス固化体性能評価上の課題の検討

(i) 解析結果のまとめ

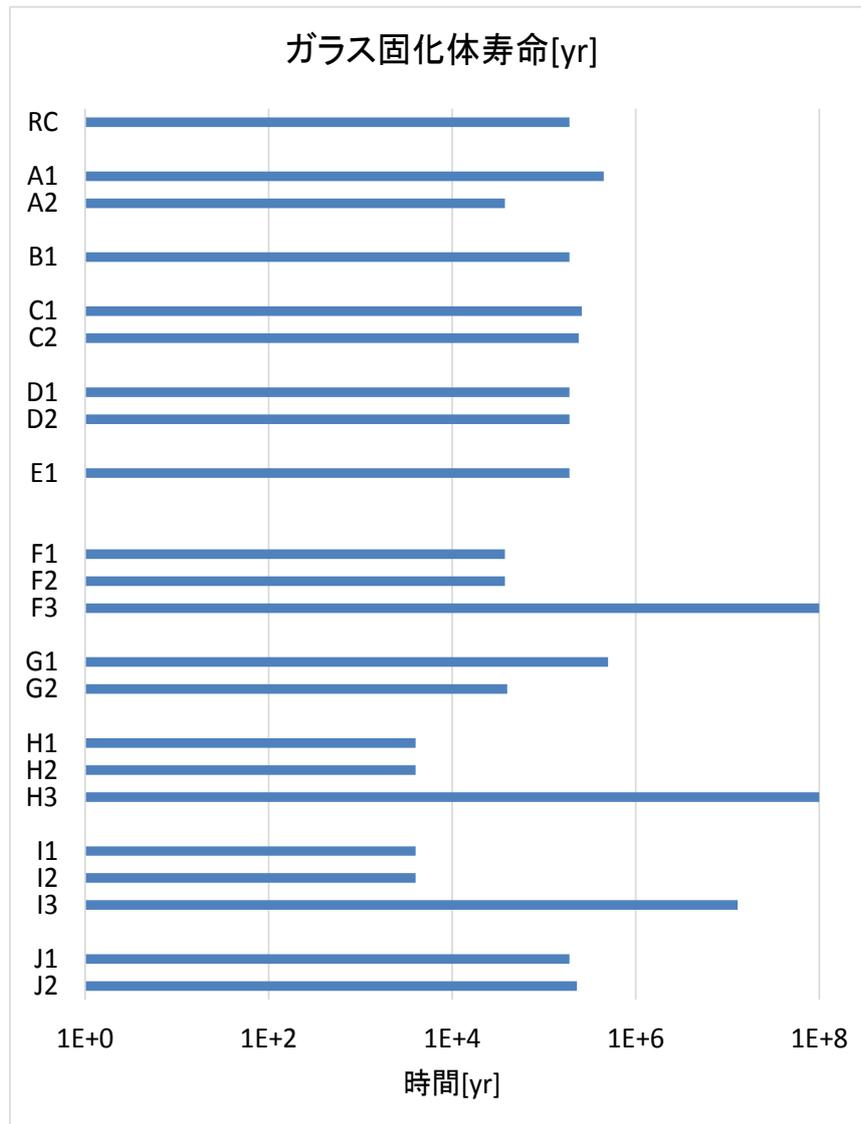
2012年度のモデルに対して、以下の改良を行い、種々のパラメータについてケーススタディを行った。表 4.4.2-6 及び図 4.4.2-26 には各解析におけるガラス固化体寿命を示す。

- ガラス固化体の割れによって生じた亀裂中の Si の拡散抵抗及びこれを考慮した亀裂内ケイ酸濃度に応じた亀裂表面からのガラス溶解速度の表現
- ガラス固化体外部表面及び亀裂表面それぞれにおける保護的なゲル層の成長とそこでの Si の拡散抵抗によるガラス溶解の律速
- 外部からの Mg の移行フラックスと整合的な Mg ケイ酸塩鉱物生成速度の考慮

今回の解析では、オーバーパックの腐食速度が小さい場合 (C1) 及び OP 領域の拡散抵抗を無視する場合 (J2) を除くケースにおいて、ガラス固化体の溶解速度は Fe ケイ酸塩鉱物の析出に支配される結果が示された。また、ゲル層の保護的効果が発現するには、ある程度の厚さまでゲル層が成長する必要があるため、単位面積当たりの溶解速度が小さくなるような条件 (例えば A2 や C1) では発現しにくくなっている。また、ゲル層の保護的効果がない (又は小さい) 場合 (例えば F1,F2), ガラス溶解速度は Fe ケイ酸塩鉱物の析出速度に支配されるため、オーバーパックの腐食速度として高い値を用いると 2012 年度で実施した解析と同様に数千年程度でガラス固化体が溶け切るという結果となった (例えば H1,H2)。ガラス表面におけるゲル層の保護的な効果を考慮した場合、その設定によってはガラス固化体の寿命は飛躍的に増大することとなるが (例えば F3,H3)、ガラスの溶解によって生じた Si が Fe ケイ酸塩鉱物の析出によって消費される条件において、保護的なゲル層の生成を解析で考慮するのかといった点については今後検討が必要である。

表 4.4.2-6 各解析におけるガラス固化体寿命

No.	解析の内容	固化体寿命[y]
RC	基本シナリオ	190,000
A1	OP 破損時のガラス固化体表面積の増加を考慮しない場合	450,000
A2	OP 破損時のガラス固化体表面積の増加が大きい場合	38,000
B1	OP が早期に破損し、ガラス固化体が高温条件で溶解する場合	190,000
C1	OP の腐食速度が小さい場合	260,000
C2	OP の腐食速度が大きい場合	240,000
D1	Mg ケイ酸塩鉱物として sepiolite が析出する場合	190,000
D2	Mg ケイ酸塩鉱物として saponite が析出する場合	190,000
E1	降水系高 pH 型地下水の場合	190,000
F1	ゲル層の保護的効果を見捨てる場合	38,000
F2	ゲル層の保護的効果が小さい場合	38,000
F3	ゲル層の保護的効果が大きい場合	$>1 \times 10^8$
G1	ゲル層の成長速度がレファレンスケースの 10 倍の場合	500,000
G2	ゲル層の成長速度がレファレンスケースの 1/10 倍の場合	38,000
H1	C2+F1 を組み合わせた場合	4,000
H2	C2+F2 を組み合わせた場合	4,000
H3	C2+F3 を組み合わせた場合	$>1 \times 10^8$
I1	A2+C2+F1 を組み合わせた場合	4,000
I2	A2+C2+F2 を組み合わせた場合	4,000
I3	A2+C2+F3 を組み合わせた場合	13,000,000
J1	緩衝材中の Mg の拡散係数が大きい場合	190,000
J2	J1+OP 領域の拡散抵抗を見捨てる (OP が全面開口) 場合	230,000



(※ケースF3, H3では1億年以上)

図 4.4.2-27 解析におけるガラス固化体寿命

(ii) ガラス固化体性能評価上の課題

前節で述べた本研究の解析結果は、ガラス溶解挙動に顕著な影響を与える可能性のある要因として、

- ガラス表面におけるゲル層の保護的効果及びゲル層の間隙構造による拡散抵抗の程度
- オーバーパック腐食膨張等に伴う処分後のガラス固化体の割れによる表面積の増大
- オーバーパック腐食速度に依存した鉄イオンの供給速度

以上が重要であることを示唆している。

これらの点に着目して、ガラス固化体の溶解に関するシナリオ分岐を図 4.4.2-27 に示すように整理することができ、また、解析結果から、各シナリオに対応するガラス溶解期間は表 4.4.2-7 に示すものとなる。

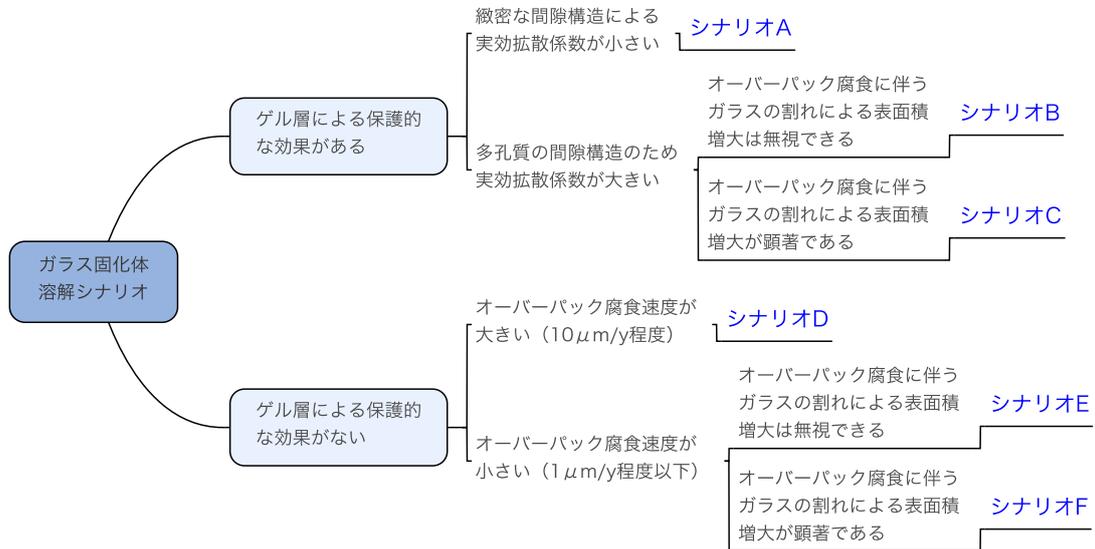


図 4.4.2-28 ガラス固化体の溶解に関するシナリオ分岐

表 4.4.2-7 各シナリオ区分に対応するガラス溶解期間

	ガラス固化体溶解期間(年)
シナリオ A	1,000 万年以上
シナリオ B	約 20～50 万年程度
シナリオ C	約 4 万年程度
シナリオ D	約 4,000 年程度
シナリオ E	約 4 万年程度
シナリオ F	約 4,000 年程度

※今年度 (2013 年度) の解析結果に基づく

上記のシナリオ区分及びそれぞれの区分に対応するガラス溶解期間が大きく異なることを踏まえ、ガラス性能評価の合理性と信頼性を向上するための取り組みとして、以下の諸点が重要と考えられる。

- ① 取り組み 1：鉄や Mg 等の共存する状態でガラス表面に生成するゲル層の間隙構造や物質移動の特徴を理解するとともに、上記のシナリオ A あるいは B が成立することの論拠となる実験事実や知見を蓄積すること
- ② 取り組み 2：シナリオ C あるいは F のように、オーバーパックの腐食膨張に伴うガラ

スの割れによる表面積増大の影響の取り扱いに関して、「オーバーパック腐食に伴うガラスの割れによる表面積増大は起こり難い」ことを説明し得る論拠を拡充すること

- ③ 取り組み3: シナリオDに関して、オーバーパックの腐食によって溶出するFeイオンとガラス固化体由来のSiの反応によって生ずる鉄ケイ酸塩鉱物の成長速度あるいは生成量が小さいことを説明できる論拠を蓄積すること

これらの取り組みのそれぞれに対応する性能評価研究の課題案を以下にまとめる。

(a) 取り組み1に関する課題

鉄やMg等の共存する状態でガラス表面に生成するゲル層の間隙構造や物質移動の特徴を理解するうえでは、該当する条件での実験における表面変質層の間隙構造やその中でのSiの移動及び反応の特性についての詳細な調査を行うとともに、これらのプロセスを明示的に取り入れた詳細な現象解析モデルの開発が重要な課題になる。特に、ゲル層中でのSiの移動については、従来、「見かけの拡散係数」といったバルクの経験的な表現が示されているのみであり、移動と反応という二つの異なるプロセスを区分するためのデータや知見の取得が必要と考えられる。

(b) 取り組み2に関する課題

オーバーパックの腐食膨張に伴うガラスの割れによる表面積の増大程度を予測するうえでは、ガラスの割れに関する破壊力学的解析を行うとともに、ガラス固化体の破碎実験を行うことでこのような解析の妥当性を示すことが課題となる。ここで、特に、図4.4-28の(a)に示すような初期の割れの無い状態では、オーバーパック変形に伴うガラス固化体の破碎が顕著であるのに対して、製造時の現実的な割れを考慮した場合(同図(b))には、ガラス固化体があらかじめ多くのブロックに分割されており、その後の変形がブロック間の変位で緩衝されるためにその後の破碎が顕著ではないことを立証していくことが重要と考えられる。

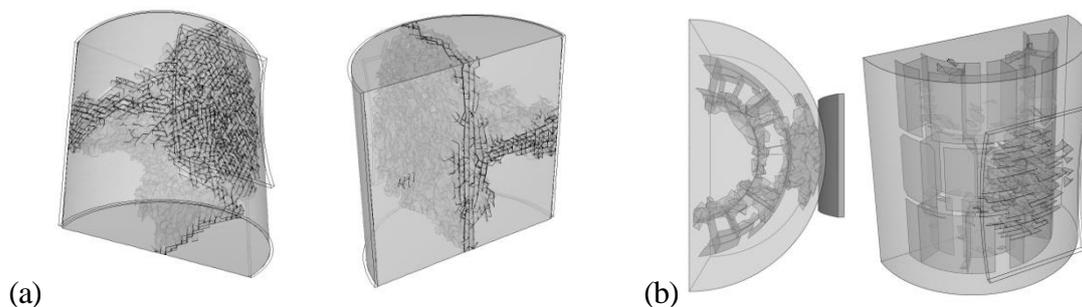


図 4.4.2-29 初期割れ目を考慮しない場合 (a) と考慮した場合 (b) のガラス固化体破碎シミュレーションの例 (JAEA, 2008b)

なお、上記のようなシミュレーションにおいては、鉄腐食生成物の体積膨張率を保守的に設定（3 など）することが多いが、この点についてのより現実的な検討も必要である。特に、次項で述べる Fe イオンの溶解と鉄ケイ酸塩鉱物の生成をあわせて考える場合に、オーバーパック表面に残留して強度を持つ腐食生成物となる鉄の量比が過大評価されていないか（力学的な懸念材料となる鉄腐食生成物と化学的なシンクとして懸念材料となる鉄ケイ酸塩鉱物が重複して想定されていないか）といった検討も必要と考えられる。

(c) 取り組み3に関する課題

オーバーパックの腐食によって溶出する鉄イオンとガラス固化体由来の Si の反応によって生ずる鉄ケイ酸塩鉱物の成長速度あるいは生成量が小さいことを示すうえでは、性能評価上の課題として以下に取り組むことが必要と考えられる。

① 鉄腐食速度及び鉄イオンの供給速度の評価

マグネタイトや鉄水酸化物あるいはシデライトといった鉱物が、ケイ酸の存在下においても鉄表面に生成する状況では、これらの鉱物による溶解度制限のために、ケイ酸との反応に供給される鉄イオンの量は顕著に制限される可能性がある。そこで、この点についての定量的な情報を得るために、ガラスからの Si の溶解に相当する比較的高濃度のケイ酸共存下での鉄腐食試験を行い、生成する二次鉱物の種類と量比を特定するとともに、ガラス溶解速度への影響を定量化することが課題となる。

なお、従来の炭素鋼腐食に関する検討は、廃棄体容器としてのオーバーパックの寿命を予測することを目的としたものであり、寿命は最初の開口部によって決定されるために腐食速度データの上限をとるという保守的な取り扱いがなされている。これに対して、ガラス影響の観点では、ケイ酸と反応し得る Fe イオンの量が問題となるため、この観点からのデータの取り扱いが必要と考えられる。

② 鉄ケイ酸塩鉱物生成の影響に関する総合的検討

鉄ケイ酸塩鉱物として生成する可能性のあるグリナライトやバーチェリン等は、ケイ酸のシンクタームとしてガラス溶解を促進する効果を持ち得ると同時に、モル体積が大きいために、オーバーパックの腐食生成物とともに、初期に緩衝材内側に存在していたボイド部や間隙等を閉塞していく効果を有するものと考えられる。また、さらに、還元環境での鉄腐食によって想定する水素ガスの圧力上昇のために、緩衝材よりも内側にある間隙水が排出されることも想定されることから、ガラス溶解、及びこれに伴う放射性核種の溶出やその後の核種移行に寄与し得る実効的な（連続しており、かつ、水によって飽和した）間隙率は低下することが考えられる。従って、今後の性能評価研究においては、

- ケイ酸塩鉱物の生成する総量の上限
- 間隙の閉塞やガスによる脱水等に伴うガラス溶解や核種移行の制限

といった点を含めた総合的な取り組みが課題になるものと考えられる。

以上の課題には、ガラス固化体自体の溶解挙動に関するものも含まれるが、それに加えて、鉄腐食や緩衝材変質等を含めたニアフィールドの化学、物質移動及び力学的な環境条件が全体としてどのように変遷するかについて関連する多くの研究領域の成果を統合的に統合した全体像を提示するというより大きな課題を前提としているものも多い。今後の性能評価研究では、このような分野横断的な取り組みの重要性が以前にも増して重要になるものと考えられる。

4.5 まとめ

状態設定の流れや手順の検討については、2012年度迄の共同研究において、国内外のシナリオ構築事例や手法に関する調査や具体的な状態設定の試行を通じて、“状態設定の基本手順”と、状態設定の各段階での具体的な情報の流れを示す“作業・情報フロー”を構築し、提示した。2013年度では、2012年度に提示した状態設定の流れや手順について、作業実施上のやりやすさ、わかりやすさの観点から改めて見直しを行った。さらに、手順の各段階に対して、目的や実施事項を明確にするとともに、具体性を保ちながら、幅広い対象での状態設定にガイダンス的に利用可能となるように、例を示しつつ、留意点等を整理した。また、一連の流れに対して、作業をサポートする手法を区別して記載するとともに、新しい手法についても調査し、解説の追加を行った。

以上の見直しにより、本共同研究では、“状態設定の基本手順”と、状態設定の各段階での具体的な情報の流れを示す“作業・情報フロー”を、より実務的で利便性の高いものとすることができたと考える。

さらに、これらの“状態設定の基本手順”や“作業・情報フロー”における作業項目と適切に関連付けながら、作業結果のみならず各種作業の経緯・判断・論拠等を体系的に管理できる環境、さらにそれら情報を参照・利用しやすいアクセス環境などを整備しておくことが、情報の効率的な管理のためには効果的と考えられる。そのため、作業フローを軸とした情報管理のためのポータルサイトの構築を具体的に進め、機能要件の整理、利用可能なツールの選択、画面や機能の設計を行った。

知見の体系的な整理と不確実性の検討として、2012年度に実施した“セメント-ベントナイト相互作用とアルカリプルームのオーバーパックへの影響”および“ガラス固化体近傍における溶存ケイ酸濃度変化の影響等を考慮したガラス溶解挙動”についての現象解析の結果と課題を踏まえ、引き続き、セメント系材料の影響と、ガラス溶解挙動に着目し、これらの現象が安全機能へ及ぼす影響の不確実性について、状態設定や核種移行評価モデルへの反映を念頭に、情報の整理と解析的検討を進めた。

セメント系材料の影響については、処分システムの様々な部位にセメント系材料が利用されることでもたらされる影響を、安全機能への影響の視点で整理し、背景となる文献情報等の整理を行った。さらに、坑道支保としてのセメント系材料の利用に着目し、緩衝材への影響に加え、支保自身の劣化について不確実性を考慮した現象解析を行った。

さらに、この現象解析結果に基づいて、状態設定を行い、核種移行解析を試行することで、不確実性の取り扱いの事例検討を行った。核種移行解析では、母岩に3次元の不均質透水場を設定し、個別現象の結果の取り扱いがシステムの全体性能に与える影響についても検討を加えた。この一連の検討によって、個別現象の理解に基づいた不確実性を考慮した複数の状態設定、個別現象の理解に基づく状態設定と全体性能の関係などを例示した。

ガラス固化体性能評価モデル作成に向けた不確実性影響に関する基盤情報の整備として、ガラス固化体の溶解に影響する現象などに関する現時点での知見の整理を行い、この整理結果を踏まえたガラス固化体溶解のシナリオおよび概念モデルの作成、解析モデルによる感度解析的評価を実施した。さらに、この解析結果に基づいて、ガラス固化体性能評価モデルの検討を行うとともに、今後の課題を示した。

参考文献（第4章）

- Aertsens, M. and Lemmens, K. (2013): A combined glass dissolution/diffusion experiment in Boom Clay at 30 °C, *Physics and Chemistry of the Earth*, 65, pp. 72-78.
- Arthur, R. C., Sasamoto, H., Oda, C., Honda, A., Shibata, M., Yoshida, Y. and Yui, M. (2005) : Development of thermodynamic database for hyperalkaline, argillaceous systems, JNC TN8400 2005-101.
- Berner, B. (2002) : Project Opalinus Clay: Radionuclide Concentration Limits in the Cementitious Near-Field of an ILW Repository, PSI Bericht 02-26
- Bradbury, M.H., and Van Loon, L.R. (1998): Cementitious Near-Field Sorption Data Bases for Performance Assessment of a L/ILW Repository in a Palfris Marl Host Rock, PSI Bericht Nr. 98-01.
- Burger, E., Rebiscoul, D., Bruguier, F., Jublot, M., Lartigue, J.E. and Gin, S. (2013): Impact of iron on nuclear glass alteration in geological repository conditions: A multiscale approach, *Applied Geochemistry*, 31, pp. 159-170.
- COMSOL (2000) : FEMLAB Reference Manual version 2.
- Curti, E., Godon, N. and Vernaz, E.Y. (1993): Enhancement of the Glass Corrosion in the Presence of Clay Minerals: Testing Experimental Results with an Integrated Glass Dissolution Model, *Scientific Basis for Nuclear Waste Management XVI*, pp.163-170, Interrante, C.G. and Pabalan, R.T. (ed.), Material Research Society.
- Delay, F., Ackere, P. and Danquigny, C. (2005) : ” Simulating Solute Transport in Porous or Fractured Formations Using Random Walk Particle Tracking” , *Vadose Zone Journal*, Vol.4, No. 2, pp. 360-389.
- 電気事業連合会・核燃料サイクル開発機構（2005）：「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, FEPC TRU-TR2-2005-02
- 電気事業連合会・核燃料サイクル開発機構（2005）：「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—」 根拠資料集, 分冊 3 FEP, JNC TY1450 2005-001(3), FEPC TRU-TR2-2005-05.
- 江橋 健, 窪田 茂, 黒澤 進, 後藤淳一, 後藤考裕, 石井英一, 稲垣 学, 守屋俊文, 鈴木 覚, 大井貴夫, 市原貴之, 石田圭輔, 石黒勝彦, 土 宏之, 柴田雅博, 澤田 淳, 館 幸男, 牧野仁史, 早野 明, 三ツ井誠一郎, 谷口直樹, 小田治恵, 北村 暁, 大澤英昭, 仙波 毅, 日置一雅, 亀井玄人 (2012) : 概要調査段階における設計・性能評価手法の高度化—NUMO-JAEA 共同研究報告書 (2011 年度) —, NUMO-TR-12-03.
- 蛭名貴憲, 牧野仁史 (2005) : 地層処分性能評価のガラス溶解評価におけるガラス固化体中の亀裂発生に伴う表面積増加の影響, JNC TN8400 2005-006.

- Edavardsen, C. (1999) : Water Permeability and Autogenous Healing of Cracks in Concrete, *ACI Materials Journal* / July-August, No.96, pp.448-454.
- Fillet, C., Ribet, I., Gin, S., Peugeot, S. and Vernaz, E. (2008): Long term behaviour of French R7T7 glass: a short review, *Glass Technology*, 49, pp. 30-306.
- Fleury, B., Godon, N., Ayral, A. and Gin, S. (2013): SON68 glass dissolution driven by magnesium silicate precipitation, *Journal of Nuclear Materials*, 442, pp. 17–28.
- Frugier, P., Gin, S., Minet, Y., Chave, T., Bonin, B., Godon, N., Lartigue, J.-E., Jollivet, P., Ayral, A., De Windt, L. and Santarini, G. (2008): SON68 nuclear glass dissolution kinetics: Current state of knowledge and basis of the new GRAAL model, *Journal of Nuclear Materials*, 380, pp. 8–21.
- Glaus, M.A, Laube, A. and VAN LOON, L.R. (1995): Screening Experiment zum Thema Einfluss von Betonzusatzmittel auf Sorptionsverteilungskoeffizienten.- PSI Internal Report AN-44-95-15, Paul Scherrer Institute, Villigen, Switzerland.
- Godon, N., Gin, S., Minet, Y., Grambow, B., Lemmens, K. and Aertsens, M. (2008): NF-PRO(Contact Number: F16W-CT-2003-02389), Part 1: Reference report on the state of the art of glass alteration during long term storage and under disposal conditions, CEA-Marcoule, ARMINES, SCK-CEN.
- Godon, N., Gin, S., Rebiscoul, S. and Frugier, P. (2013): SON68 glass alteration enhanced by magnetite, *Procedia Earth and Planetary Science* 7, pp. 300–303.
- GoldSim Technology Group (2013): GoldSim – Monte Carlo simulation software for decision and risk analysis, <http://www.goldsim.com/> .
- Grambow, B. and Strachan, D.M. (1984): Leach testing of waste glasses under near-saturation conditions, in: G.L. McVay (Ed.), *Scientific Basis for Nuclear Waste Management VIII ed.*, MRS Proceedings, Vol. 26, 1984, pp. 623–634.
- Grandia F, Galíndez J-M, Molinero J, Arcos D, (2010): Evaluation of low-pH cement degradation in tunnel plugs and bottom plate systems in the frame of SR-Site. SKB Technical Report, TR-10-62.
- Honda, A. et al., (2009): Modeling of pH Elevation Due to the Reaction of Saline Groundwater with Hydrated Ordinary Portlandite Cement Phases, *MRS Symp. Proc.*, Vol. 1124-Q10-12.
- Hummel, W., Berner, U., Curti, E., Pearson, F.J., Thoenen, T. (2002): Nagra / PSI Chemical Thermodynamic Data Base 01/01, Nagra Technical Report 02-16.
- Höglund, L. O., Project SAFE(2001) : Modelling of long-term concrete degradation processes in the Swedish SFR repository, SKB Report R-01-08.
- 五十嵐心一, 国枝稔, 西脇智哉(2009) : 委員会報告 セメント系材料の自己修復性の評価とその利用法研究委員会, *コンクリート工学年次論文集*, Vol.31, No.1, pp.37-42.
- 稲垣八穂広 (2010) : ガラス固化体の長期性能に及ぼすオーバーパック腐食生成物の影響

に関する定量的評価, 平成 21 年度放射性廃棄物共通技術調査等 放射性廃棄物重要基礎技術研究調査報告書 (第 2 分冊) 重要基礎技術研究調査, 公益財団法人原子力環境整備促進・資金管理センター.

Inagaki, Y., Ogata, A., Furuya, H., Idemitsu, K., Banba, T. and Maeda, T.(1996): EFFECTS OF REDOX CONDITION ON WASTE GLASS CORROSION IN THE PRESENCE OF MAGNETITE, Mat. Res. Soc. Symp. Proc., 412, pp. 257-264.

Inagaki, Y., Shinkai, A., Idemitsu, K., Arima, T., Yoshikawa, H. and Yui, M. (2006): Aqueous alteration of Japanese simulated waste glass P0798: Effects of alteration-phase formation on alteration rate and cesium retention, Journal of Nuclear Materials 354 pp.171–184.

Inagaki, Y., Makigaki, H., Idemitsu, K., Arima, T., Mitsui S. and Noshita, K. (2012): Initial dissolution rate of a Japanese simulated high-level waste glass P0798 as a function of pH and temperature measured by using micro-channel flow-through test method, Journal of Nuclear Science and Technology, 49, pp. 438–449.

伊藤弘之, 三原守弘 (2005) : ベントナイト系材料の飽和透水係数の変遷評価式, JNC TN8400 2005-029.

JAEA (日本原子力研究開発機構) (2005):JAEA TDB (050700g0.tdb),
http://geo-iso.jaea.go.jp/tdb_j/tdb_pre_j.html

JAEA (日本原子力研究開発機構) (2008a) : 平成 19 年度 地層処分技術調査等事業 高レベル放射性廃棄物処分関連 地下坑道施工技術高度化開発 報告書.

JAEA (日本原子力研究開発機構) (2008b) : 平成 19 年度 地層処分技術調査等事業 高レベル放射性廃棄物処分関連 先進的地層処分概念・性能評価技術高度化開発 報告書.

JAEA (日本原子力研究開発機構) (2009) : 平成 20 年度 地層処分技術調査等事業 高レベル放射性廃棄物処分関連 地下坑道施工技術高度化開発 報告書.

JAEA (日本原子力研究開発機構) (2010) : 平成 21 年度 地層処分技術調査等事業 高レベル放射性廃棄物処分関連 地下坑道施工技術高度化開発 報告書.

JAEA (日本原子力研究開発機構) (2011) : 平成 22 年度 地層処分技術調査等事業 高レベル放射性廃棄物処分関連 地下坑道施工技術高度化開発 報告書.

JAEA (日本原子力研究開発機構) (2012) : 平成 23 年度 地層処分技術調査等事業 高レベル放射性廃棄物処分関連 地下坑道施工技術高度化開発 報告書.

JAEA (日本原子力研究開発機構) (2013a) : 平成 24 年度地層処分技術調査等事業 地層処分共通技術調査 地質環境総合評価技術高度化開発 6 カ年とりまとめ報告書.

JAEA (日本原子力研究開発機構) (2013b) : 平成 24 年度 地層処分技術調査等事業 高レベル放射性廃棄物処分関連 地下坑道施工技術高度化開発 報告書

JNC (核燃料サイクル開発機構) (1999) : わが国における高レベル放射性廃棄物地層処分の技術的信頼性—地層処分研究開発第 2 次取りまとめ—, 分冊 3, JNC TN1400

99-023.

JNC (核燃料サイクル開発機構) (2005) : 高レベル放射性廃棄物の地層処分技術に関する知識の構築 —平成17年取りまとめ—, 一分冊3 安全評価手法の開発—, JNC TN1400 2005-016.

Jollivet, P., Frugier, P., Parisot, G., Mestre, J.P., Brackx, E., Gin, S. and Schumacher, S. (2012): Effect of clayey groundwater on the dissolution rate of the simulated nuclear waste glass SON68, *Journal of Nuclear Materials*, 420, pp. 508–518.

Jollivet, P., Minet, Y., Nicolas, M. and Vernaz, E. (2000) Simulated alteration tests on non-radioactive SON 68 nuclear glass in the presence of corrosion products and environmental materials, *Journal of Nuclear Materials*, 281, pp. 231–243.

川村 淳, 牧野 仁史, 笹尾 英嗣, 新里 忠史, 安江 健一, 浅森 浩一, 梅田 浩司, 石丸 恒存, 大澤 英昭, 江橋 健, 小尾 繁, 柴田雅博, 稲垣学 (2010) : 高レベル放射性廃棄物地層処分にかかわる天然現象影響に関する研究, *JAEA-Research* 2010-027.

神崎 裕; 武田 聖司; 木村 英雄 (2009), 高レベル放射性廃棄物処分における地下水移行にかかわる安全評価のシナリオ構築のための FEP データベース(受託研究), *JAEA-Data/Code* 2009-011.

河村和廣, 小出学, 松下和正 (2014) : 日本の高レベルガラス固化体に対する粘度の温度依存性と結晶化時間の評価, *日本原子力学会和文論文誌*, 13, pp. 27-33.

Kitamura, A., Fujiwara, K., Mihara, M., Cowper, M. and Kamei, G.(2013): Thorium and americium solubilities in cement pore water containing superplasticiser compared with thermodynamic calculations, *Journal of Radioanalytical and Nuclear Chemistry*, 298, pp.485–493.

黒澤進, 後藤淳一, 澁谷早苗, 後藤考裕, 江橋健, 窪田茂, 稲垣学, 守屋俊文, 鈴木覚, 大井貴夫, 石田圭輔, 西尾光, 市原貴之, 石黒勝彦, 出口朗, 藤原啓司, 柴田雅博, 澤田淳, 舘幸男, 早野明, 牧野仁史, 若杉圭一郎, 三ツ井誠一郎, 小田治恵, 北村暁, 大澤英昭, 仙波毅, 日置一雅, 亀井玄人 (2013) : 概要調査段階における設計・性能評価手法の高度化(その2) — NUMO-JAEA 共同研究報告書(2012年度) — NUMO-TR-13-06

LaBolle, E. M., Fogg, G. M., and Tompson, A.F.B. (1996) : ” Random-Walk Simulation of Transport in Heterogeneous Porous Media:Local Mass Conservation Problem and Implementation methods” , *WATER RESOURCES RESEARCH*, Vol. 32, No. 3, pp.583-593.

Lemmens, K., Grambow, B., Spahiu, K., Minet, Y. and Poinssot, C. (2008): Challenges of assessing long-term performance of nuclear waste matrices in repository near-field environments – insights from the NF-PRO and MICADO projects, *Euradwaste '08*,

- Luxembourg, 20-22 Oct. 2008.
- 前田宗宏, 棚井憲治, 伊藤勝, 三原守弘, 田中益弘 : カルシウム型化及びカルシウム型ベントナイトの基本特性, 動力炉・核燃料開発事業団技術資料, PNC TN8410 98-021, (1998)
- Maeda, T., Ohmori, H., Mitsui, S. and Banba, T. (2011): Corrosion Behavior of Simulated HLW Glass in the Presence of Magnesium Ion, *International Journal of Corrosion*, vol. 2011, Article ID 796457.4-128
- 牧野仁史, 吉田隆史(1996) : ガラス固化体の溶解及びそれに伴う緩衝材中の核種移行に関する感度解析, 動燃事業団技術資料, PNC TN8410 96-093.
- Maul, P. R., Benbow, S. J., Bond, A. E., Robinson, P. C. and Watson, C. E. (2008): The Quintessa Multiphysics General-Purpose Code QPAC, Quintessa Report QRS-3000B-8 version 1.0.
- Mercado-Depierre, S., Angeli, F., Frizon, F. and Gin, S. (2013): Antagonist effects of calcium on borosilicate glass alteration, *Journal of Nuclear Materials* 441, pp.402–410.
- Michelin, A. Burger, E., Rebiscoul, D. Neff, D., Bruguier, F., Drouet, E., Dillmann, P. and Gin, S. (2012): Silicate Glass Alteration Enhanced by Iron: Origin and Long-Term Implications, *Environ. Sci. Technol.* 2013, 47, pp.750–756.
- 三原守弘, 伊藤勝, 加藤博康, 上田真三 : カルシウム型ベントナイトのトリチウム, セシウム, ヨウ素及び炭素の実効拡散係数の取得 (試験報告), JNC TN8430 99-011. (1999)
- Mihara, M. and Sasaki, R. (2005) : RAMDA;Radio-nuclides Migration Datasets (RAMDA) on cement, bentonite and rock for TRU waste repository in Japan, JNC TN8400 2005-027.
- Miller, M., Alexander, R., Chapman, N., McKinley, I. and Smellie, J. (1994): Natural Analogue Studies in the Geological Disposal of Radioactive Wastes, Nagra TECHNICAL REPORT 93-03.
- Mitsui, S., Makino, H., Inagaki, M and Ebina, T (2009): Impact of Silicon Migration through Buffer Material on the Lifetime of Vitrified Waste, *Mat. Res. Soc. Symp. Proc.* Vol.1193, pp.397-404.
- Nagra (2002a): Project Opalinus Clay Safety Report, Demonstration of disposal feasibility for spent fuel, vitrified high-level waste and long-lived intermediate-level waste (Entsorgungsnachweis), Nagra TECHNICAL REPORT 02-05.
- Nagra (2002b):Project Opalinus Clay,FEP Management for Safety Assessment, Demonstration of disposal feasibility for spent fuel, vitrified high-level waste and long-lived intermediate-level waste (Entsorgungsnachweis), Nagra TECHNICAL REPORT 02-23.
- Norden, M. and Allard, B. (1994): The influence of cellulose and its degradation products on the adsorption of europium on cement, in “The complexation of some radionuclides with natural organics; Implications for radioactive waste disposal, PhD thesis.

- NUMO (原子力発電環境整備機構) (2011a) : 地層処分事業の安全確保 (2010 年度版) -確かな技術による安全な地層処分の実現のために-, NUMO-TR-11-01.
- NUMO (原子力発電環境整備機構) (2011b) : 地層処分事業のための安全評価技術の開発 (I) -シナリオ構築技術の高度化-, NUMO-TR-10-09.
- NUMO (原子力発電環境整備機構) (2011c) : 地層処分事業のための安全評価技術の開発 (II) -核種移行解析モデルの高度化-, NUMO-TR-10-10.
- 小田治恵, 本田明, 高瀬博康, 小曾根健嗣, 佐々木良一, 山口耕平, 佐藤努 (2013) : セメント系材料由来のアルカリ性条件における緩衝材の鉱物学的変遷シナリオに基づく化学反応・物質移動連成解析, 粘土化学 第 51 巻 第 2 号, pp.34-49.
- OECD/NEA (1999) : Safety Assessment of Radioactive Waste Repositories: An International Database of Features, Events and Processes, OECD/NEA.
- OECD/NEA (2014) : “Updating the NEA International FEP List, An Integration Group for the Safety Case (IGSC) Technical Note” , OECD/NEA.
- 大下英吉, 田中忠顕 (1995) : 不均質材料の透水性に関するモデル化とその適用性評価, 土木学会論文集 No.526/V-29, pp.63-77.
- Pers, K., Skagius, K., Södergren, S., Wiborgh, M., Hedin, A., Morén, L., Sellin, P., Ström, A., Pusch, R. and Bruno, J. (1999): SR 97 – Identification and structuring of process, SKB Technical Report TR-99-20.
- Pescatore, C. (1994) : The Dependence of Waste Form Dissolution on Migration Phenomena in the Host Medium, Radiochimica Acta, 66/67, pp.389-394.
- Philippini, V., Naveaub, A., Catalette, A. and Leclercq., S (2006): Sorption of silicon on magnetite and other corrosion products of iron, Journal of Nuclear Materials 348, pp.60–69.
- Plettinck, S., Chou, L. and Wollast, R. (1994): Min. Mag., 58A, pp.728-729.
- Rebreanu, L., Vanderborcht, J.-P. and Chou, L. (2008): The diffusion coefficient of dissolved silica revisited, Marine Chemistry, 112, pp. 230-233.
- Rolland, S., Tribet, M., Broudic, V., Jollivet, P., Jégou, C. and Toulhoat, P. (2012): Effect of Groundwater on the Dissolution Rate of the Simulated Nuclear Waste Glass SON68 under Gamma Irradiation, Procedia Chemistry, 7, pp. 587–592.
- Salamon, Peter, Fernández-Garciaa, Daniel and Gómez-Hernández, J. Jaime (2006) : ” A review and numerical assessment of the random walk particle tracking method” , Journal of Contaminant Hydrology, Vol. 87, Issues 3-4, pp. 277-305.
- Sato, T., Kuroda, M., Yokoyama, S., Tsutsui, M., Fukushi, K., Tanaka, T. and Nakayama, S. (2004) : Dissolution mechanism and kinetics of smectite under alkaline conditions, NUMO-TR-0405.
- 佐藤治夫, 芦田敬, 小原幸利, 油井三和, 梅木博之, 石黒勝彦 (1992) : ベントナイト及び岩石中での核種の実効拡散係数, PNC TN8410 92-164.

- Schlegel, M.L., Bataillon, C., Benhamida, K., Blanc, C., Menut, D., Lacour, J.L. (2008): Metal corrosion and argillite transformation at the water-saturated high-temperature iron-clay interface: a microscopicscale study, *Applied Geochem.*, 23, 2619-2633.
- Sené, M.R.; Baily, M.; Illerhaus, B.; Goebbels, J.; Haase, O.; Kulish, A.; Godon, N.; and Choucan, J.L. (1999): Characterisation of Accessible Surface Area of HLW Glass Monoliths by High Energy Accelerator Tomography and Comparison with Conventional Techniques. EUR 19119 EN. Luxembourg, Luxembourg: Commission of the European Communities. TIC: 254444.
- SKB (2006a): Long-term safety for KBS-3 repositories at Forsmark and Laxemar - a first evaluation. Main report of the SR-Can project, SKB TR-06-09.
- SKB (2006b): FEP report for the safety assessment SR-Can. SKB TR-06-20.
- SKB (2010) : FEP report for the safety assessment SR-Site. SKB TR-10-45.
- SKB (2011) : Long-term safety for the final repository for spent nuclear fuel at Forsmark, Main report of the SR-Site project, SKB Technical Report 11-01.
- 園部一志, 石黒勝彦(1992) : 実規模ガラス固化体の浸出試験(II), PNC TN8410 92-114.
- 杉山大輔, 藤田智成, 中西潔 (2001) : TRU 廃棄物処分環境におけるセメント系材料の化学的変質評価 (その 1) —カルシウムシリケート水和物の熱力学的溶解沈殿モデルの提案—, 電力中央研究所報告 (平成 13 年 11 月) 研究報告 T01007.
- 須黒 寿康 西川 義朗 綿引 聖 加川 昭夫 飯島 和毅 (2011) : TRU 廃棄物処分に係る核種移行データ —有機物 (セメント混和剤) 共存下におけるプルトニウムの溶解度試験結果—, JAEA-Technology 2010-048.
- Strachan, D.M. (2001): Glass dissolution: testing and modeling for long-term behavior, *Journal of Nuclear Materials*, 298, Issues 1–2, pp. 69–77.
- Takase, H. : Long-term stability of the bentonite barrier : How much do we need to know?, 14th International Clay Conference, 15th - 19th June, 2009, Castellaneta Italy, (2009)
- Tan, K. H. (1982): The effect of interaction and adsorption of silica on structural changes in clay minerals, *Soil Sci.* 134, pp. 300-307.
- 谷口直樹, 川上進, 森田光男 (2002) : ベントナイト/ケイ砂混合体における炭素鋼の不動態化条件 (研究報告), JNC TN8400 2001-025
- 谷口直樹, 川崎学, 内藤守正 (2010) : 低酸素濃度下での模擬地下水の飽和した圧縮ベントナイト中における炭素鋼の腐食挙動, *材料と環境*, Vol. 59, No. 11, pp.418-429.
- 谷口 直樹, 川崎 学, 内藤 守正 (2009) : 緩衝材中における炭素鋼の腐食挙動の実験的検討-II : 10 年間浸漬試料の腐食生成物分析結果, 日本原子力研究開発機構, JAEA-Research 2008-108.
- Tits, J., Bradbury, M.H., Wieland, E. and Mantovani, M. (1998): The uptake of some key-radionuclides by CSH phases under high pH cement pore water conditions. - PSI

- Internal Report TM-44-98-01, Paul Scherrer Institute, Villigen, Switzerland.
- Tribet, M., Rolland, S., Peugeot, S., Magnin, M., Broudic, V., Janssen, A., Wiss, T., Jégou, C. and Toulhoat, P. (2013): Long-term aqueous alteration kinetics of an alpha-doped SON68 borosilicate glass, Scientific Basis for Nuclear Waste Management XXXIV ed., MRS Proceedings, Vol. 1518, pp. 9–14.
- Trolard F. and Tardy Y. (1987): The stabilities of gibbsite, boehmite, aluminous goethites and aluminous hematites in bauxites, ferricretes and laterites as a function of water activity, temperature and particle size. *Geochim. Cosmochim. Acta* 51, pp.945–957.
- Ueda, H., Hyodo, H., Takase, H., Savage, D., Benbow, S. and Noda, M. (2007) : “Evaluation of the Kinetics of Cement-Bentonite Interaction in a HLW Repository Using The Reactive Solute Transport Simulator”, Proceedings of 15th International Conference on Nuclear Engineering (ICON-15), No.10566, 22-26 Apr,
- Utton, C.A., Hand, R.J., Bingham, P.A., Hyatt, N.C., Swanton, S.W., Williams, S.J. (2013): Dissolution of vitrified wastes in a high-pH calcium-rich solution, *Journal of Nuclear Materials*, 435, pp. 112-122.
- Utton, C.A., Hand, R.J., Hyattand, N.C. and Swanton, S.W.(2012): Interactions of vitrified wastes with NRVB, Serco Report SERCO/TAS/003133/002, Issue 2, 2012.
- Vernaz, E., Gin, S., Jégou, C. and Ribet, I (2001): Present understanding of R7T7 glass alteration kinetics and their impact on long-term behavior modeling, *Journal of Nuclear Materials*, 298, Issues 1–2, pp. 27–36.
- Wakasugi, K., K. Ishiguro, K. Kitayama, H. Takase, T. Noguchi, A. Shizawa, K. Hane (2008) : Development of performance assessment methodologies to evaluate differences among repository design options, 2008 East Asia Forum on Radioactive Waste Management Conference, 20-23 October 2008, Tokyo, Japan.
- Wakasugi, K., Ishiguro, K., Ebashi, T., Ueda, H., Koyama, T., Shiratsuchi, H., Yashio, S. and Kawamura, H. (2012) : A methodology for scenario development based on understanding of long-term evolution of geological disposal systems, *Journal of Nuclear Science and Technology* Volume 49, No. 7, pp.673-688.若杉 圭一郎, 小尾 繁, 柴田 雅博 (2011) : 人工バリアシステムの安全機能の多重性に関する考察 , JAEA-Research 2011-006.
- Weber, W.J., Wald, J.W. and McVay, G.L. (1985): Effects of α -Radiolysis on Leaching of a Nuclear Waste Glass, *Journal of the American Ceramic Society*, 68, pp. c253-c255.
- WES (1994) : FEMWATER Reference Manual, U.S. Army Engineer Waterways Experiment Station.
- 安田和弘, 横関康祐, 河田陽介, 吉澤勇二 (2002) : 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, No. 56, pp.492-498.

Yui, M., Sasamoto, H. and Arthur, R.C.(1999): Groundwater Evolution Modeling for the Second Progress Performance Assessment (PA) Report, JNC TN8400 99-030.

Åkesson, M., Börgesson, L. and Kristensson, O. (2010): SR-Site Data report THM modelling of buffer, backfill and other system components, SKB Technical Report TR-10-44.

第5章 核種移行パラメータ設定に関する検討

5.1 検討の目的とアプローチ

5.1.1 背景と目的

安全評価における重要な核種移行パラメータは、「放射性物質の溶解度制限」、緩衝材中の「収着・拡散」、周辺岩盤中の「収着・拡散」、などにかかわるものである。核種の溶解・沈殿現象および緩衝材中の収着・拡散現象は、地下水組成や緩衝材特性などの化学的環境条件に大きく依存する。また、岩盤中の収着・拡散現象は上記の条件に加え、岩種や亀裂、水理条件など物理的環境条件にも大きく影響を受ける。安全評価においては、対象とするサイトの地質環境条件、さらには、将来の海水準変動や隆起・侵食活動といった地質環境の変遷を考慮し、評価モデルに使用する溶解度、分配係数および拡散係数といった核種移行パラメータを適切に設定することが重要である。しかし、天然の地質環境が有する不均質性や超長期にわたる変遷に起因する不確実性のために、核種移行パラメータにも不確実性が含まれることとなる。そこで、さまざまな既存の実測データ、メカニズムやモデルに関する知見をもとに、不確実性の要因と変動範囲、および影響範囲を踏まえながら、安全評価に用いる最適なパラメータを設定することが必要である。

概要調査段階では、地上からの調査（地表踏査、ボーリング調査など）が進めば、地質環境特性に関する情報が増加し、ボーリング調査によって調査地区の岩石ボーリングコアや地下水が試料として得られる。これら岩石試料や地下水試料を用いて、あるいは地下水に関しては模擬した条件で、緩衝材や岩石中の核種移行にかかわるデータを取得することができる。パラメータ設定に関しては、実測値と既存のデータベースからの類推やモデルによる推定とを比較して、地下水化学条件への依存性（例えば分配係数の pH 依存性）などを確認することでパラメータの変動範囲を設定する。この際、この段階では詳細には把握できない地質環境特性の不均質性、システムの長期的変遷を念頭に、パラメータの不確実性を考慮する必要がある。

概要調査段階でパラメータ設定を効率的に実施するためには、調査の進展に伴い増加する情報の種類と量に加え、情報に必然的に伴う不確実性を考慮したパラメータ設定の基本的な方針と手順を準備しておくことが重要である。本研究では、事業の視点からの要件とパラメータ設定の考え方を整理し、不確実性の取り扱いを考慮に入れたパラメータ設定の方法論を検討することを目的とする。

5.1.2 事業の観点からのパラメータ設定の考え方

文献調査段階で法定要件に即して選定された概要調査地区は、著しく処分に不適格となる条件でなければ候補サイトから除外されることはないため、環境条件の変動の幅としては幅広く検討しておく必要がある。実際に候補サイトを調査できる段階となった際には、数本のボーリング掘削を行うことにより、ボーリング孔を利用しての力学関連調査、水理関連調査およびコアや採水を通した鉱物・化学関連調査などを通して、そのサイトの特性

評価のために必要なデータを取得する。調査から得られた情報により、①サイトの特性評価、②人工バリアの長期変遷挙動評価、③地下水移行シナリオに基づいた核種移行評価を実施する。このうち、②人工バリアの長期変遷挙動評価、③地下水移行シナリオに基づいた核種移行評価においては、①サイトの特性評価で設定された地質環境条件と水理条件との整合を考慮しつつ、ボーリング調査などにおいて採取された地下水と鉱物の分析データに基づいて設定された地下水組成を利用することになる。しかし、概要調査段階には詳細な水理地質構造モデルが構築されていない可能性が高く、地下水形成メカニズムや地下水流動の検討が不十分な状況で、数本のボーリング調査データから得られる実測データのみを用いて予備的な安全評価を実施することになるかもしれない。また、調査の初期段階では実測データの量や種類が少なく、その実測データ自体の信頼性が評価できない状況かもしれない。

また、天然環境は空間的に不均質な鉱物分布と地下水分布を持つ場であり、放射性核種の移行場は均一ではない。処分場環境についても、坑道やプラグ、支保工となるロックボルトやセメント壁、掘削影響を受けて母岩特性が変化した領域、人工バリア領域などが存在し、材料特性や水理特性が不均一な移行場である。このような空間的な移行場の変遷を評価に反映するに当たっては、核種移行経路を設定する必要があり、移行経路上に存在する物質特性の不確実性を考慮しつつ移行評価を実施することになる。合わせて、地層処分の評価が必要な期間を考慮すると、母岩環境、人工バリア環境ともに変遷していくことが予測されるため、時間的にも環境条件が変化するという不確実性も考慮して評価する必要がある。

概要調査段階で実施する予備的な安全評価は、このような不確実性を孕んだ環境条件設定を前提としながら、次の精密調査段階に進むかどうかを判断し、精密調査段階で実施すべき調査項目を明確にすることを目的として実施されるものである。評価においては、不確実性の要因を明確にすること、不確実性の影響を把握すること、不確実性低減に向けた対策を検討することが重要である。そのため、核種移行評価のためのパラメータを設定するに当たっても、前提となる環境条件の不確実性を考慮する必要があるとともに、その不確実性が核種移行評価に与える影響を前もって見積もっておくことが重要となる。

5.1.3 本研究の進め方と 2013 年度の実施内容

本研究では、図 5.1.3-1 に示すアプローチに沿って、核種移行パラメータ設定の方法論を検討する。

まずは、これまでの JAEA における基盤研究成果（データ取得手法、実測値データベース、現象論モデルなど）の整理、海外における先事例の調査・分析を行い、それらをもとに核種移行パラメータ設定の方法論を検討する。次段階として、提案されたパラメータ設定手法に基づいた試行を実施することにより、設定のための具体的作業と設定値に含まれる不確実性の種類と要因を明確にする。また、それぞれの不確実性について安全評価上

の影響度を踏まえて重要度を検討し、それに対応した不確実性低減のための対策を検討する。これらの検討により、事業の進捗に応じて採用すべき、不確実性を考慮したパラメータ設定手法を提示する。

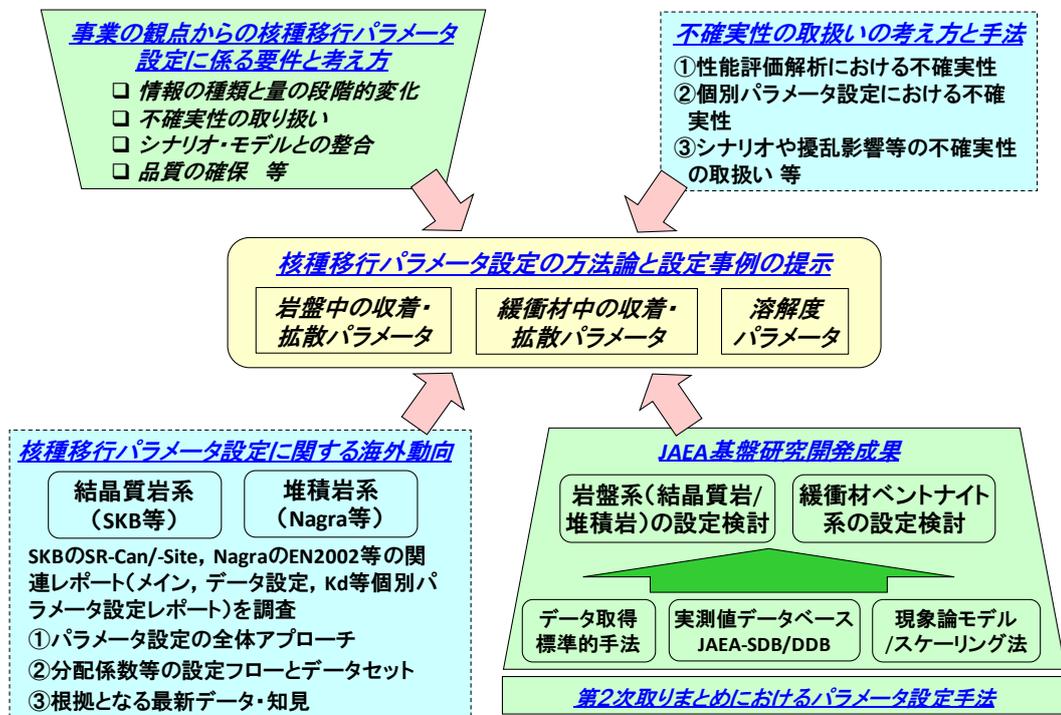


図 5.1.3-1 本研究における核種移行パラメータ設定手法検討のアプローチ

2011年度は、岩石の分配係数パラメータについて、結晶質岩を対象とし、スウェーデンSKBのパラメータ設定手法の調査、国内基盤研究開発成果をもとに、実測データに基づくパラメータの設定フローを整理するとともに、第2次取りまとめ(JNC, 1999)のジェネリックな環境条件を対象に、主要核種のパラメータ設定について事例的に検討した。また、緩衝材中の収着・拡散については、基盤研究開発の成果をもとに、圧縮ベントナイト中の収着と拡散に関するパラメータを関連付けつつ、実測データとモデルを組み合わせた設定フローを検討するとともに、主要核種に対して事例的に適用した。さらに、溶解度設定については、第2次取りまとめ以降のJAEAにおける熱力学データベース(TDB)の更新と溶解度評価についての情報を整理した(江橋ほか, 2012)。

これら2011年度の成果も踏まえ、2012年度は、岩石の分配係数パラメータについて、堆積岩を対象とし、スイスNagra/PSIのパラメータ設定手法の詳細調査および国内の関連基盤研究開発の成果をもとに、半定量的条件変換手法や収着モデルといった複数のアプローチの比較や選択の視点を含む分配係数パラメータの設定フローを整理し、このフローと関連付けて幌延の堆積岩に対する設定事例を提示した。また、結晶質岩を対象とした分配係数設定の試行を通じて、設定作業において留意すべき不確実性を抽出し、その取り扱い

について検討した。(黒澤ほか, 2013)。一方, 溶解度パラメータについては, 第2次取りまとめおよび諸外国の溶解度評価手法を整理したうえで, 溶解度設定手法の検討を行うとともに, 並行して代表的な元素の溶解度制限固相の設定を試行した。また, 溶解度制限固相選定段階での検討に資することを目的として, 天然地下水中のウランの溶存濃度の解釈に関する事例について調査を行った。(黒澤ほか, 2013)。

以上の過年度の検討を踏まえ, 2013年度は核種移行評価とパラメータ設定における不確実性の明確化と, 不確実性を考慮したうえでのパラメータ設定手法の検討を実施した。

緩衝材間隙水組成の不確実性検討のための変動解析として, 降水および海水起源の地下水を中心に, pH, 炭素濃度および硫黄濃度(海水系のみ)を変化させて, 間隙水組成がどれほど変化するかについて調査した。海水系地下水から導出された緩衝材間隙水の組成は, 緩衝材の化学的緩衝作用により pHは6~9程度に収束するが, 炭素および硫黄濃度は収束しきれず大きな変動幅を持つことになった。一方, 降水系地下水から導出された緩衝材間隙水の組成は概ね一定であった。

溶解度設定において考慮すべき不確実性を検討するため, 海水系地下水で得られた pH, 炭素濃度および硫黄濃度の変動幅に基づく重要元素の溶解度の変動幅を導出した。変動幅の大小は元素によって異なり, 最大で±2桁もの変動幅が得られた元素があった。また, 諸外国における溶解度評価の不確実性の最新の例として, スウェーデン核燃料・廃棄物管理会社(SKB)が取りまとめた安全評価報告書(SR-Site)の溶解度評価について調査した。さらに, 第2次取りまとめにおける溶解度設定値が非保守的であると懸念される元素について, 国内の専門家についてご意見を賜り, 今後の溶解度設定に資する情報として整理した。

分配係数の設定については, フィンランド Posiva の性能評価報告書(TURVA-2012; Posiva, 2012)における岩石の分配係数設定手法を調査するとともに, これまで調査してきたスウェーデン SKB やスイス Nagra の事例を含め, 一連の海外事例調査の比較・分析結果をもとに, 岩石の分配係数設定と不確実性評価の方法論, 今後の課題や留意事項などを整理した。これまで構築してきたパラメータ設定手法に, 不確実性の取り扱いの視点を加味しつつ, 花崗岩/降水系地下水における Cs と Am の分配係数と不確実性の設定を試行した。また, システム変遷にかかわる不確実性要因として, セメント系材料が緩衝材の分配係数に及ぼす影響に着目し, 国内外の性能評価上の取り扱いや既存の関連データの調査, 一部検証のためのデータを取得しつつ, パラメータ設定を試行した。さらに, パラメータ設定における作業経緯や判断根拠などの情報について, 透明性と追跡性を確保できるように, 既存のツールを活用した電子化を検討した。

5.2 間隙水組成の不確実性検討のための変動解析

5.2.1 第2次取りまとめでの地下水組成, 間隙水組成の設定と本研究での変動解析概要

第2次取りまとめで設定されたモデル地下水には, 降水起源の地下水 (以下, 降水系地下水) として還元性高 pH 型 (FRHP) および還元性低 pH 型 (FRLP), 海水起源の地下水 (以下, 海水系地下水) として還元性高 pH 型 (SRHP) および還元性低 pH 型地下水 (SRLP), そして FRHP 地下水と SRHP 地下水を混合させ高塩化物イオン濃度とした混合系中性型 (MRNP) がある。そのほかに, 隆起・侵食シナリオに用いるため, FRHP 地下水の酸化還元電位を酸性側に設定した降水系酸化性高 pH 型 (FOHP) 地下水が設定されている。これらは, 第1次取りまとめ (動力炉・核燃料開発事業団, 1992) において設定されたものであり, 第2次取りまとめにおいてはその妥当性を検証するため, わが国における地下水データ約 15,000 件を収集し, 岩石-水反応で規定されると考えられる地下水として pH 条件や電荷バランスなどの情報を基にデータのスクリーニングを行い, 約 300 件の実測データが選定された。その情報を基に, 統計学的解析に基づく地下水の類型化を行い, 降水および海水を起源として各種鉱物と熱力学的に平衡させ, さらに有機物の作用により還元性にさせた組成を仮想的に設定した (Yui et al., 1999a)。降水系および海水系地下水形成過程の概念モデルを, それぞれ図 5.2.1-1 および図 5.2.1-2 示す。

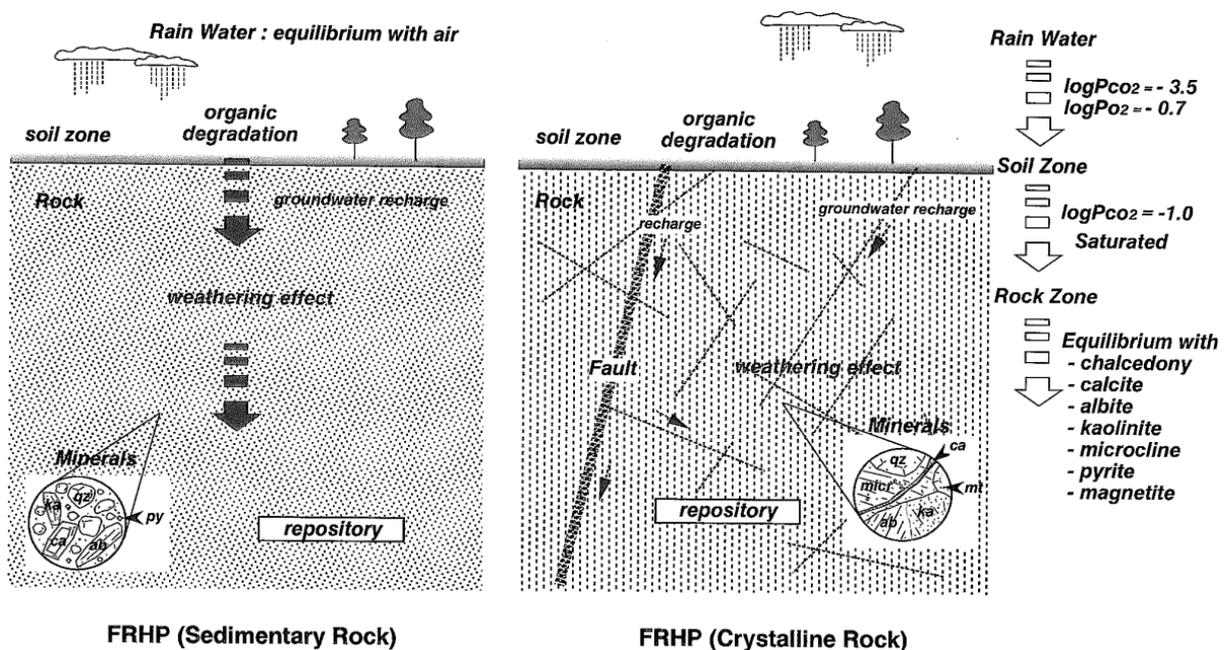


図 5.2.1-1 降水系地下水形成過程の概念モデル

(Yui et al., 1999a)

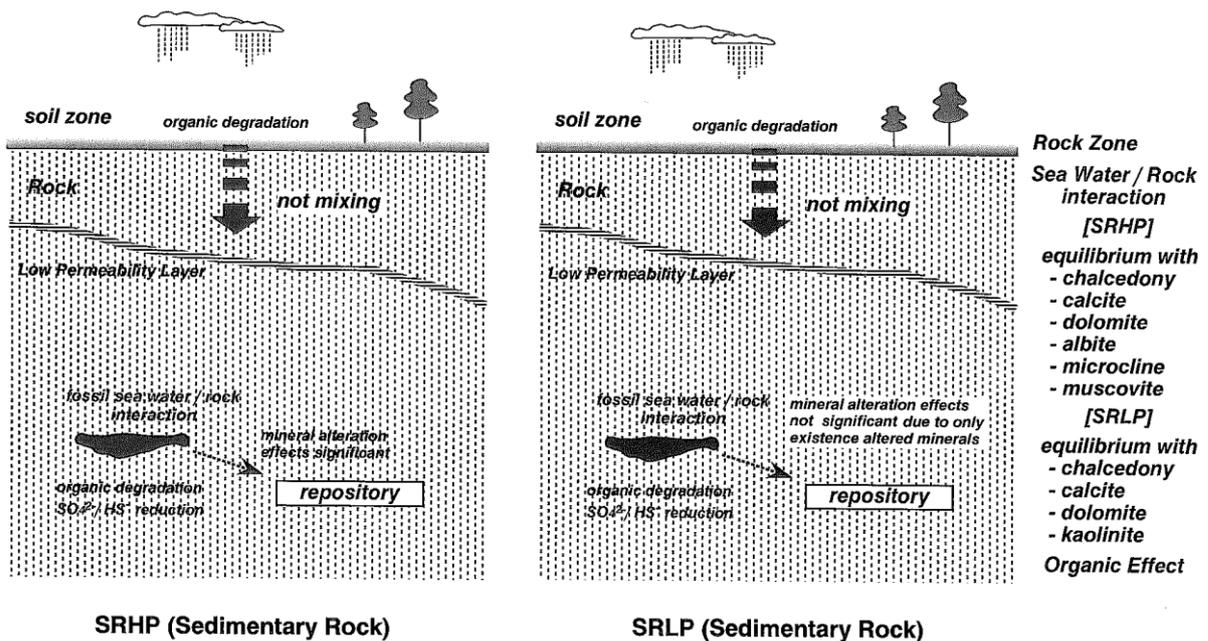


図 5.2.1-2 海水系地下水形成過程の概念モデル

(Yui et al., 1999a)

本研究では、主な検討対象として海水系地下水である SRHP および SRLP を用いるとともに、降水系地下水である FRHP および FOHP についても対象にすることとした。表 5.2.1-1～4 にそれぞれの地下水組成を示す。2 種類の海水系地下水は、Cl 濃度は同一でありながら pH やいくつかの主要イオン濃度 (C, Mg, Ca, Al) が異なり、全体的な電荷バランスを Na⁺イオン濃度で調整しているため、イオン強度が若干異なっている。

また、このように設定された地下水を、人工バリア材中の鉄腐食生成物および緩衝材と反応させたものを間隙水として設定した (小田ほか, 1999)。表 5.2.1-5～8 に設定された間隙水組成を示す。

このように地下水生成メカニズムと実測データの幅を考慮しつつ設定された仮想的地下水と間隙水の組成が、地下水移行シナリオに基づいた核種移行評価のために適用された。

実際の候補サイトを調査できる段階となった際には、その場の環境条件を考慮しつつ、ボーリング調査などにおいて採取された地下水と鉱物の分析データに基づいて核種移行評価で用いるための地下水組成を設定して評価に利用することになる。しかし、サイト調査初期の概要調査段階においては、実測データの不足から詳細な水理地質構造モデルが構築されていない可能性が高い。地下水形成メカニズムの検討が不十分な状況で、数本のボーリング調査データから得られる実測データのみで予備的な安全評価を実施することになるかもしれない。また、調査の初期段階では実測データ自体が少なく、その実測データ自体の信頼性が評価できないかもしれない。そこで、本研究では、サイトで実測される地下水の化学組成には不確実性があることを想定し、その不確実性の影響が核種移行評価で用いる分配係数や溶解度の設定に与える影響を把握することを目的として簡易な感度解析を実

施した。

地下水化学組成の核種移行評価に影響する項目としては、pH、溶存炭素濃度[C]および溶存硫黄濃度[S]（[S]は海水系のみ）を考慮した。これらをパラメータとして緩衝材間隙水組成変化を熱力学的平衡計算により調査し、組成変化を考慮した核種移行解析に適用するための仮想的な間隙水の組成を設定した。

なお、第2次取りまとめ(JNC,1999)で熱力学平衡計算に用いられた JNC-TDB（Yui et al., 1999b）は、継続的に整備更新作業が実施されており、最新版は 100331c2.tdb（Kitamura et al., 2012）として公開されている。本検討においては、この最新版 TDB を用いることとする。

表 5.2.1-1 第2次取りまとめで設定した降水系還元性高 pH 型地下水 (FRHP) の組成
(Yui et al., 1999a)

pH	8.46	
pe	-4.76	
Eh(mV)	-281	
温度(°C)	25	
イオン強度(mol/kg)	0.042	
電荷バランス(eq) (Na ⁺ で調整)	9.96 × 10 ⁻¹⁴	
活量補正	Davies 式	
Log[CO ₂ 分圧]	-3.1325	
元素	総濃度	
	(mol/kg)	(mg/kg H ₂ O)
Na	3.55 × 10 ⁻³	81.552
K	6.15 × 10 ⁻⁵	2.405
Mg	5.00 × 10 ⁻⁵	1.215
Ca	1.09 × 10 ⁻⁴	4.385
Al	3.43 × 10 ⁻⁷	9.25 × 10 ⁻³
Si	3.39 × 10 ⁻⁴	9.528
Fe	9.73 × 10 ⁻¹⁰	5.44 × 10 ⁻⁵
F	5.40 × 10 ⁻⁵	1.026
Cl	1.46 × 10 ⁻⁵	0.518
C	3.54 × 10 ⁻³	42.576
S	1.11 × 10 ⁻⁴	3.571
B	2.93 × 10 ⁻⁴	3.168
P	2.86 × 10 ⁻⁶	8.86 × 10 ⁻²
N	2.30 × 10 ⁻⁵	0.322
溶存化学種	濃度	
	(mol/kg)	(mg/kg H ₂ O)
HCO ₃ ⁻	3.44 × 10 ⁻³	209.994
CO ₃ ²⁻	5.75 × 10 ⁻⁵	3.450
CO ₂ (aq)	2.50 × 10 ⁻⁵	1.101
CH ₄ (aq)	1.54 × 10 ⁻¹⁰	2.47 × 10 ⁻⁶
SO ₄ ²⁻	1.08 × 10 ⁻⁴	10.384
HS ⁻	3.76 × 10 ⁻⁹	1.24 × 10 ⁻⁴
H ₂ S(aq)	1.18 × 10 ⁻¹⁰	4.03 × 10 ⁻⁶
NH ₄ ⁺	1.99 × 10 ⁻⁵	0.359
Fe ²⁺	8.92 × 10 ⁻¹⁰	4.98 × 10 ⁻⁵
H ₄ SiO ₄ (aq)	3.23 × 10 ⁻⁴	31.054

表 5.2.1-2 第2次取りまとめで設定した降水系酸化性高 pH 型地下水 (FOHP) の組成
(小田ほか, 1999)

pH	8.46	
pe	8.00	
Eh(mV)	472	
温度(°C)	25	
イオン強度(mol/kg)	0.039	
電荷バランス(eq) (Na ⁺ で調整)	-2.36×10^{-13}	
活量補正	Davies 式	
Log[CO ₂ 分圧]	-3.1588	
元素	総濃度	
	(mol/kg)	(mg/kg H ₂ O)
Na	3.34×10^{-3}	76.813
K	5.79×10^{-5}	2.264
Mg	6.50×10^{-5}	1.580
Ca	1.01×10^{-4}	4.066
Al	3.61×10^{-7}	9.75×10^{-3}
Si	3.40×10^{-4}	9.554
Fe	2.09×10^{-15}	1.17×10^{-10}
F	5.40×10^{-5}	1.026
Cl	4.40×10^{-6}	0.156
C	3.54×10^{-3}	42.481
S	1.00×10^{-6}	0.032
B	2.93×10^{-4}	3.168
P	2.86×10^{-6}	8.86×10^{-2}
N	1.51×10^{-5}	0.211
溶存化学種	濃度	
	(mol/kg)	(mg/kg H ₂ O)
HCO ₃ ⁻	3.43×10^{-3}	209.384
CO ₃ ²⁻	6.04×10^{-5}	3.626
CO ₂ (aq)	2.35×10^{-5}	1.036
SO ₄ ²⁻	9.71×10^{-7}	0.093
NO ₃ ⁻	1.51×10^{-5}	0.934
Fe(OH) ₄ ⁻	1.50×10^{-15}	1.13×10^{-10}
H ₄ SiO ₄ (aq)	3.23×10^{-4}	31.054

表 5.2.1-3 第2次取りまとめで設定した海水系還元性高 pH 型地下水 (SRHP) の組成
(Yui et al., 1999a)

pH	7.95	
pe	-5.14	
Eh(mV)	-303	
温度(°C)	25	
イオン強度(mol/kg)	0.6317	
電荷バランス(eq) (Na ⁺ で調整)	-7.30×10^{-12}	
活量補正	変形 Davies 式	
Log[CO ₂ 分圧]	-2.1782	
元素	総濃度	
	(mol/kg)	(mg/kg H ₂ O)
Na	6.17×10^{-1}	14184.687
K	1.06×10^{-2}	416.170
Mg	2.49×10^{-4}	6.048
Ca	3.34×10^{-4}	13.379
Al	3.21×10^{-9}	8.67×10^{-5}
Si	2.95×10^{-4}	8.285
Fe	3.89×10^{-8}	2.17×10^{-3}
F	1.02×10^{-4}	1.938
Cl	5.90×10^{-1}	20900.678
C	3.46×10^{-2}	416.020
S	3.01×10^{-2}	965.382
B	1.71×10^{-3}	18.487
P	2.63×10^{-7}	8.15×10^{-3}
N	5.15×10^{-3}	72.135
Br	5.26×10^{-4}	42.030
I	1.98×10^{-4}	25.127
溶存化学種	濃度	
	(mol/kg)	(mg/kg H ₂ O)
HCO ₃ ⁻	1.19×10^{-2}	722.959
CO ₃ ²⁻	1.25×10^{-4}	7.501
CO ₂ (aq)	2.10×10^{-4}	9.255
CH ₄ (aq)	2.00×10^{-2}	319.580
SO ₄ ²⁻	3.16×10^{-5}	3.031
HS ⁻	2.80×10^{-2}	924.195
H ₂ S(aq)	2.10×10^{-3}	71.470
NH ₄ ⁺	5.00×10^{-3}	89.998
Fe ²⁺	1.19×10^{-13}	6.64×10^{-9}
H ₄ SiO ₄ (aq)	2.89×10^{-4}	27.768

表 5.2.1-4 第2次取りまとめで設定した海水系還元性低 pH 型地下水 (SRLP) の組成
(Yui, et al., 1999a)

pH	5.96	
pe	-2.69	
Eh(mV)	-159	
温度(°C)	25	
イオン強度(mol/kg)	0.6544	
電荷バランス(eq) (Na ⁺ で調整)	-1.73×10^{-13}	
活量補正	変形 Davies 式	
Log[CO ₂ 分圧]	-0.1234	
元素	総濃度	
	(mol/kg)	(mg/kg H ₂ O)
Na	5.00×10^{-1}	11494.884
K	1.09×10^{-2}	426.406
Mg	2.07×10^{-2}	502.895
Ca	2.76×10^{-2}	1106.277
Al	3.12×10^{-8}	8.41×10^{-4}
Si	2.90×10^{-4}	8.136
Fe	3.89×10^{-8}	2.17×10^{-3}
F	1.02×10^{-4}	1.938
Cl	5.90×10^{-1}	20900.678
C	4.23×10^{-2}	508.642
S	3.01×10^{-2}	965.382
B	1.71×10^{-3}	18.487
P	2.63×10^{-7}	8.15×10^{-3}
N	5.15×10^{-3}	72.135
Br	5.26×10^{-4}	42.030
I	1.98×10^{-4}	25.127
溶存化学種	濃度	
	(mol/kg)	(mg/kg H ₂ O)
HCO ₃ ⁻	1.39×10^{-2}	844.977
CO ₃ ²⁻	1.50×10^{-6}	0.090
CO ₂ (aq)	2.39×10^{-2}	1050.074
CH ₄ (aq)	4.23×10^{-4}	6.765
SO ₄ ²⁻	2.22×10^{-4}	21.365
HS ⁻	3.57×10^{-3}	117.880
H ₂ S(aq)	2.60×10^{-2}	885.716
NH ₄ ⁺	5.15×10^{-3}	92.645
Fe ²⁺	2.10×10^{-11}	1.17×10^{-6}
H ₄ SiO ₄ (aq)	2.90×10^{-4}	27.826

表 5.2.1-5 第2次取りまとめでの降水系還元性高 pH 型 (FRHP) 間隙水組成
(小田ほか, 1999)

pH 8.36							
pe -4.7							
イオン強度 0.0226							
化学組成 (mol/kg)							
Na	2.8×10^{-2}	Al	3.4×10^{-7}	Cl	1.5×10^{-5}	P	2.9×10^{-6}
K	1.2×10^{-4}	Si	3.4×10^{-4}	C	1.6×10^{-2}	N	2.3×10^{-5}
Mg	4.2×10^{-6}	Fe	2.0×10^{-9}	S	1.1×10^{-4}	Br	—
Ca	5.3×10^{-5}	F	5.4×10^{-5}	B	2.9×10^{-4}	I	—

表 5.2.1-6 第2次取りまとめでの降水系酸化性高 pH 型 (FOHP) 間隙水組成
(小田ほか, 1999)

pH 8.37							
pe 8.0							
イオン強度 0.0223							
化学組成 (mol/kg)							
Na	2.8×10^{-2}	Al	3.6×10^{-7}	Cl	4.4×10^{-6}	P	2.9×10^{-6}
K	1.2×10^{-4}	Si	3.4×10^{-4}	C	9.8×10^{-3}	N	1.5×10^{-5}
Mg	4.1×10^{-6}	Fe	1.9×10^{-15}	S	1.1×10^{-4}	Br	—
Ca	5.2×10^{-5}	F	5.4×10^{-5}	B	2.9×10^{-4}	I	—

表 5.2.1-7 第2次取りまとめでの海水系還元性高 pH 型 (SRHP) 間隙水組成
(小田ほか, 1999)

pH 7.83							
pe -5.22							
イオン強度 0.615							
化学組成 (mol/kg)							
Na	5.7×10^{-1}	Al	3.2×10^{-9}	Cl	5.9×10^{-1}	P	2.6×10^{-7}
K	3.4×10^{-3}	Si	2.7×10^{-4}	C	2.2×10^{-2}	N	5.1×10^{-3}
Mg	1.5×10^{-3}	Fe	2.2×10^{-7}	S	7.2×10^{-9}	Br	5.3×10^{-4}
Ca	1.4×10^{-2}	F	1.0×10^{-4}	B	1.7×10^{-3}	I	2.0×10^{-4}

表 5.2.1-8 第2次取りまとめでの海水系還元性低 pH 型 (SRLP) 間隙水組成
(小田ほか, 1999)

pH 6.12							
pe -2.97							
イオン強度 0.620							
化学組成 (mol/kg)							
Na	5.4×10^{-1}	Al	3.1×10^{-8}	Cl	5.9×10^{-1}	P	2.6×10^{-7}
K	3.4×10^{-3}	Si	2.7×10^{-4}	C	3.1×10^{-2}	N	5.1×10^{-3}
Mg	5.0×10^{-3}	Fe	2.5×10^{-4}	S	3.0×10^{-10}	Br	5.3×10^{-4}
Ca	1.9×10^{-2}	F	1.0×10^{-4}	B	1.7×10^{-3}	I	2.0×10^{-4}

5.2.2 海水系地下水の特性を考慮した変動解析パラメータと変動幅の設定

(1) pH の変動幅設定

核種移行解析に影響の大きい地下水の特性としては、pH、酸化還元電位、化学組成などが挙げられる。これら地球化学特性は、放射性核種の溶解度算出やスペシエーション推定に重要なパラメータとなる。第2次取りまとめにおける地下水設定においては、収集された約15,000件ものデータから、pH、電荷バランスなどの信頼性を検討したうえで322件のデータを選定し、統計的に処理を行い、日本の地下水の幅を把握した。地下水形成過程を考慮して設定された性能評価解析に用いるための代表的な地下水の組成は、その地下水の幅を考慮しても妥当なものであった。Cl濃度が高い地下水のpHの傾向から、海水系地下水でpH 6~8の変動幅が与えられた。海水系還元性高pH型地下水(SRHP)はpH変動幅の高い方、海水系還元性低pH型地下水(SRLP)はpH変動幅の低い方に分類される。(図5.2.2-1)。

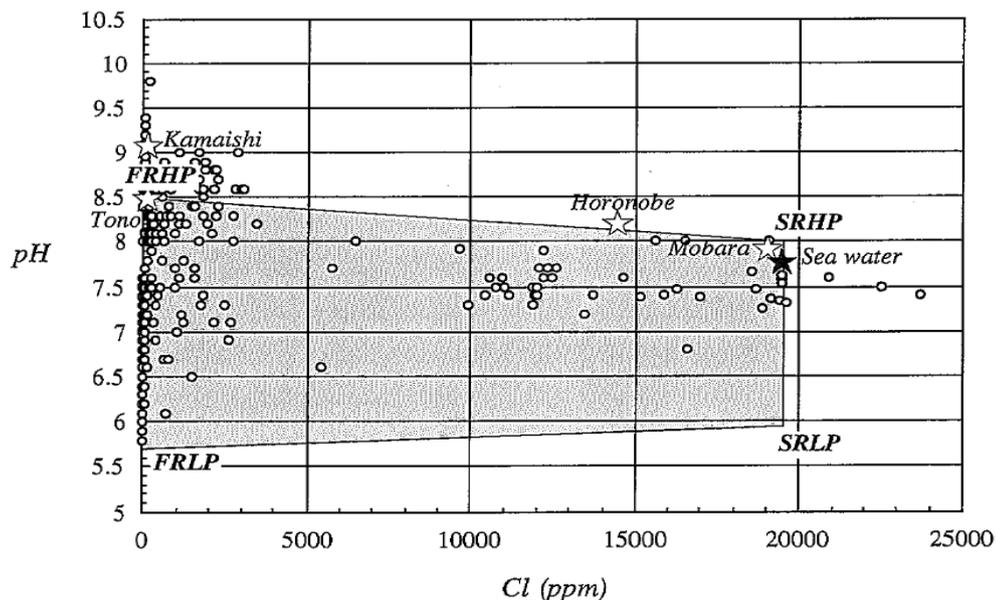


図 5.2.2-1 抽出されたデータの pH と Cl 濃度との関係

(Yui et al., 1999a)

一方、幌延深地層研究計画においては、2001年から2006年までに、地上からの11本の深層ボーリング孔を利用しての地質環境調査を通し、地下水および岩石コアの間隙水の化学組成分析により詳細な水質データが取得された(太田ほか, 2007, 國丸ほか, 2007)。また、ボーリング孔から採取した岩石のデータや物理探査を通じた広域の地層・地質構造データなどを利用して研究所用地周辺の地質環境特性の研究を実施した(太田ほか, 2007)。これら詳細な地質環境調査結果を踏まえ、地上からの地球化学特性調査の妥当性評価が実施されるとともに、幌延深地層研究所周辺の地下水の地球化学特性の不確実性が検討された(天野ほか, 2012)。幌延深地層研究計画からは、地下水データの取得と解釈について、下記のような有用な知見が得られている。

幌延深地層研究計画において、注意深く採水し補正を実施した原位置測定による実測値や周辺地域の水理地質構造モデル解析から、当該地域での深度 500~550 m での地下水の化学組成として pH 6.2~7.5 が与えられた（岩月ほか，2009）。地下水組成実測結果（天野ほか，2011）によると、100 m より浅部では pH 9 程度の弱アルカリ性を示すものがみられた。また、300 m 以深の深部地下水でも pH 8 を超えるデータが散見された。これら実測値の不確実性の生じた理由として、地下深部においては高压の影響により溶存していた CO₂ ガスが試料採取された際の気圧低下によって脱気されたことにより、pH 値が上昇した可能性が指摘されている（古江ほか，2005）。このような脱ガスの影響を避けるため、原位置の水質を保持したまま実測できるマルチ水質モニタリングシステムが開発され（南條ほか，2011）、pH、酸化還元電位が測定された。また、ボーリング孔や坑道壁の保護のために用いたセメントコンクリートの影響により pH が上昇した可能性（天野ほか，2012）や、ボーリング孔掘削や地下施設建設の影響による水理・地球化学環境の変化（岩月ほか，2007）が指摘されている。

実際の処分事業における概要調査においては、地上からの地下水採取が実施される予定である。地層処分場として好ましいサイトの環境条件としては、

- ①地下水が極端に高 pH もしくは低 pH でないこと
- ②地下水が酸化性雰囲気でないこと
- ③地下水の炭酸化学種濃度が高くないこと

などが挙げられる。この条件を著しく逸脱する条件でなければ候補サイトから除外されることはないと考えられるため、上記条件を満たすよう、変動の幅としては幅広に検討しておく必要がある。また、概要調査初期における実測データ自体の不確実性を考慮し、その核種移行評価に与える影響がどの程度になるかを前もって見積もっておく必要がある。

よって、本検討においては、可能性のある地下水環境条件として pH 4~11 程度を考慮することとし、この範囲で核種移行評価への影響を試行的に検討することとする。

(2) [C]の変動幅設定

HCO₃⁻濃度は、図 5.2.2-2 から、大部分の海水系地下水では HCO₃⁻濃度 < 1,500 ppm 程度であると考えられた。ただし、有機物が豊富な地域や産油地域など[C]が高くなりやすい条件では、最大 5,000 ppm 程度までを考慮する必要があるかもしれない。海水系地下水として分類され、かつ地層中に有機物含有量の多い幌延地域の地下水では、深部地下水中[C]の実測値の幅は 10~3,200 ppm であった（天野ほか，2011）。幌延地域の地下水は、CH₄ガスが飽和に近い状態で溶存していると考えられた（下茂ら，2005；Yamamoto et al., 2005）。CO₃²⁻イオンは pH によって CO₂(aq)、CO₃²⁻、HCO₃⁻に配分され、また、酸化還元条件によっては CH₄(aq)となることも考えられる。よって、本研究では HCO₃⁻濃度ではなく総炭素濃度[C]として変動幅を与えることにし、pH の検討の際と同様に幅広く変動解析をするために、0~8.65×10⁻² (mol/kg)（HCO₃⁻イオンとして 5,000 ppm 程度）の範囲で感度解析を実施

することとする。

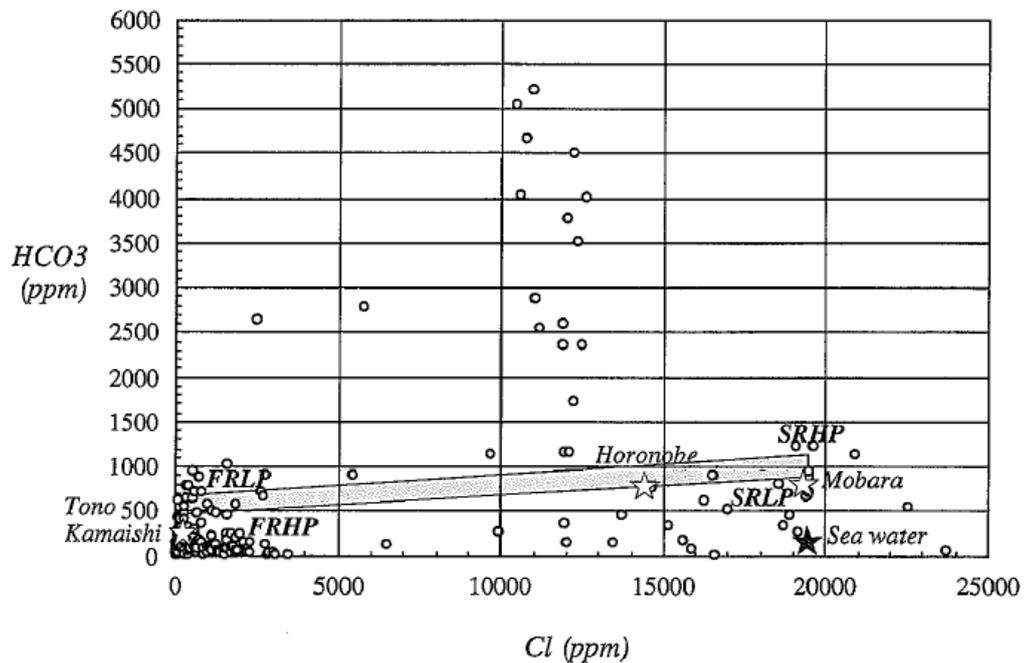


図 5.2.2-2 抽出されたデータの HCO_3^- 濃度と Cl 濃度との関係
(Yui et al., 1999a)

(3) [S]の変動幅設定

地下水中 SO_4^{2-} 濃度の分布を示した図 5.2.2-3 では、 SO_4^{2-} 濃度が 0 から 2,000 ppm 程度までばらついている。第2次取りまとめでは、SRHP の総硫黄濃度は $3.01 \times 10^{-2} (\text{mol/kg})$ (SO_4^{2-} 濃度として 2,710 ppm) と設定された。これは海水とほぼ同程度である。

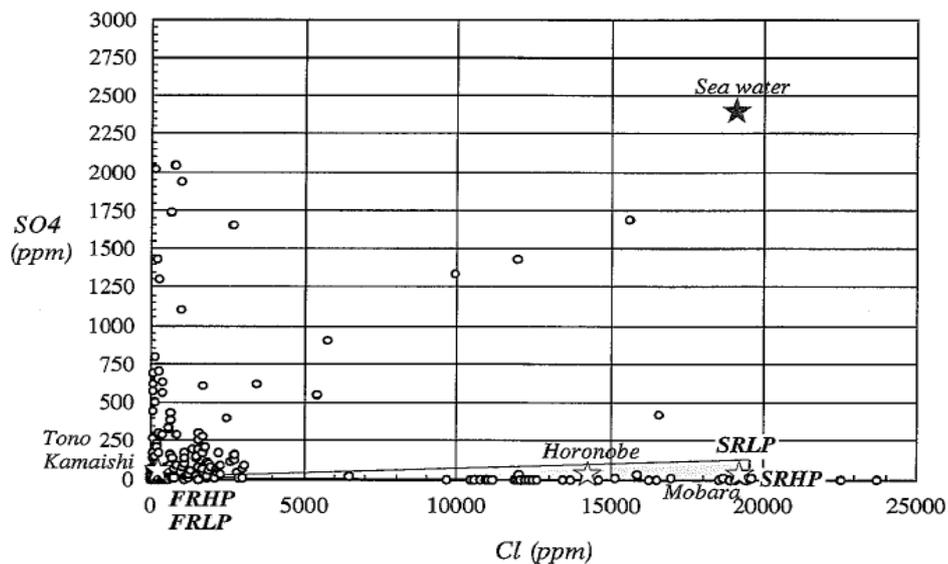


図 5.2.2-3 抽出されたデータの SO_4^{2-} 濃度と Cl 濃度との関係
(Yui et al., 1999a)

横須賀地区でのボーリング調査における海水起源と考えられる地下水中 SO_4^{2-} 濃度観測結果（富岡ほか，2012）では，深度 100 m 以下では SO_4^{2-} 濃度はほとんど 100 ppm 以下となっており，稀に 1,000 ppm を超える試料が存在してもデータはばらついており，Cl 濃度や深度との相関は見られなかった。

幌延深地層研究計画において注意深く採水した地下水の実測データが蓄積された結果（天野ほか，2011）では，深度 100 m 以浅の浅部地下水中の SO_4^{2-} 濃度は 1,000 ppm 以上，深度 100 m 以深の地下水組成ではほとんど 100 ppm 以下であり，深度によって顕著な違いがあることが示された。ただし，ボーリングコアから抽出した地下水中の SO_4^{2-} 濃度は深度に関わらず数桁高くなっており，最大で 20,400 ppm となるデータもあった。これは固相として含まれていた硫化物が，試料採取後に地上で大気に曝されることにより酸化し，間隙水中に溶出したためと考えられる（木方ほか，2006）。深部地下水中の SO_4^{2-} 濃度が表層の海水組成と大きく異なる傾向を示すのは，液相中酸素の減少，周辺鉱物との反応および環境中微生物の還元作用により速やかに S(VI)が S(-II)へと還元され， FeS_2 など固相として沈殿したためと推察される。[S]に関しては，地下水採取や測定条件にも留意して実測データ自体の妥当性を検討する必要がある。

概要調査における予備的な安全評価の際は，解析に用いる地下水組成の値を設定する必要がある。 SO_4^{2-} 濃度の設定に関しては，実測データの不確実性と地下水生成過程に起因する不確実性があるため，慎重に検討する必要がある。本研究では，核種移行評価に与える影響について概括的に検討することを目的として，[S]を変動パラメータとした感度解析を実施する。まずは，海水中 SO_4^{2-} 濃度を上限として[S]を $0\sim 3.01\times 10^2$ (mol/kg³) (SO_4^{2-} イオンとして 2,710 ppm 程度)として設定し，[S]の変動が海水系地下水，海水系間隙水の化学組成に与える影響を検討することとする。S の価数状態は，酸化還元状態によって S(VI)，S(IV)，S(II)，S(-II)の化学種に分配されるものとして平衡計算を実施する。

(4) その他

これらのパラメータの他に，放射性核種と錯生成する可能性のある陰イオンとして NO_3^- や PO_4^{3-} が考えられる。しかし，表層海水中のこれらイオン濃度は 1 ppm 以下であり，海水起源と推定される地下水にしても，その濃度は極低いものである。幌延深地層研究計画での実測結果でも NO_3^- 濃度 1 ppm 以下， PO_4^{3-} 濃度 2 ppm 以下であった。よって，本研究での感度解析の対象パラメータには含めないこととする。

今回感度解析を実施するパラメータと設定ケースを表 5.2.2-1 にまとめて示す。

表 5.2.2-1 海水系間隙水の変動パラメータと変動幅の設定

変動パラメータ	設定	
pH 酸化還元電位 pe は pH に連動 pH を変動させた際の電荷バランスは考慮しない	SRHP 型組成を基 に変動解析を実施	4.0 pe= -1.20
		5.0 pe= -2.20
		6.0 pe= -3.20
		7.0 pe= -4.19
		7.95 pe= -5.14 (SRHP 相当)
		9.0 pe= -6.19
		10.0 pe= -7.18
		11.0 pe= -8.18
総 C 濃度(mol/kg)	0	
	2.2×10^{-3} (SRHP 型間隙水の 1/10)	
	2.2×10^{-2} (SRHP 型間隙水相当)	
	8.65×10^{-2} (HCO_3^- 5,000ppm 程度)	
総 S 濃度(mol/kg)	0	
	3.01×10^{-3} (海水の 1/10 程度)	
	3.01×10^{-2} (SRHP 地下水：海水中の S 濃度相当)	

5.2.3 海水系間隙水組成に関する変動解析計算手法

第2次取りまとめ (JNC, 1999) で設定した SRHP 型地下水組成 (表 5.2.1-3) について、表 5.2.2-1 に示した pH, [C], [S]のそれぞれを変化させ、鉄腐食生成物、緩衝材と反応させた平衡後の組成を比較する。間隙水化学モデルは、表 5.2.3-1 に示す第2次取りまとめと同じもの (小田ほか, 1999) を用いる。

水-鉱物反応の計算ツールには熱力学平衡計算コード PHREEQC Ver. 3 (Parkhurst and Appelo, 2013) を用い、熱力学データベースには JAEA-TDB_2012 版 (Kitamura et al., 2012) を使用する。本来ならば、イオン強度の高い海水系地下水、海水系間隙水についての平衡計算を実施する際には SIT (Specific Ion Interaction Theory) を用いるべきである (北村ほか, 2010) が、現段階では JAEA-TDB_2012 は SIT に対応したパラメータが整備されておらず、既往の活量補正に関する検討 (北村ほか, 2009) では 0.6 mol/kg 程度の濃度では大きな差異を生じないと考えられたため、本検討においての活量補正には Davies 式 (Davies, 1962) を用いることとする。

表 5.2.3-1 HLW 第2次取りまとめにおけるベントナイト間隙水計算条件
(小田ほか, 1999 より)

緩衝材仕様	クニゲル V1 70wt% (ケイ砂 30wt%), 乾燥密度 1.6(g/cm ³) Bentonite/L = 2776.6[g/l] Smectite/L = 1332.8[g/l]
平衡鉱物	還元性地下水：カルセドニー, カルサイト, パイライト, マグネタイト (Fe ₃ O ₄ : 腐食生成物)
	酸化性地下水：カルセドニー, カルサイト, ゲーサイト (FeOOH: 変質鉱物・腐食生成物)
イオン交換反応	Gaines and Thomas(1953)の定式に従う イオン交換反応計算機能を用いる
陽イオン交換容量	60.1[meq/100g] (ベントナイト 100g あたり)
初期の交換性陽イオン組成	[meq/100g] (ベントナイト 100g あたり) ZNa : 51.4 Z ₂ Ca : 7.4 ZK : 0.6 Z ₂ Mg : 0.7
イオン交換反応選択係数 (logKG&T)	2ZNa-Z ₂ Ca : 0.69 ZNa-ZK : 0.42 2ZNa-Z ₂ Mg : 0.67 ZNa-ZH : 1.88
可溶性塩	溶解・逸脱後を仮定する
表面酸・塩基解離反応	Generalized Two Layer Model(Dzonbak & Morel,1989) に従う表面錯体反応計算機能を用いる。
表面サイト酸・塩基解離反応	LogK(-)=-7.92 logK(+)=5.67
表面サイト数	6.48×10 ⁻⁵ [mol/g] (スメクタイト単位重量あたり)
表面サイト有効比表面積	29[m ² /g] (スメクタイト単位重量あたり)

5.2.4 海水系間隙水組成の計算結果

(1) [C]を変動させた場合の間隙水組成解析

SRHP 型地下水組成について, pH4~11, [C]0~8.65×10⁻¹ (mol/kg) に変化させた結果を
表 5.2.4-1 に示す。PHREEQC 平衡計算後の pH, pe, [C]の変化を図 5.2.4-1 に示す。

表 5.2.4-1 SRHP の pH と [C] を変化させた場合の間隙水組成の計算結果

Initial [C] _T	Initial pH	4.0	5.0	6.0	7.0	7.95	9.0	10.0	11.0
0 (mol/kg) ☒ 5.2.4-1 では _nC と表示	Final pH	7.186	7.212	7.387	8.030	8.404	<u>8.510</u>	8.382	7.738
	pe	-4.304	-4.336	-4.554	-5.358	-5.823	-5.937	-4.532	-3.628
	Final [C] _T	3.978×10 ⁻³	3.889×10 ⁻³	3.418×10 ⁻³	2.710×10 ⁻³	2.532×10 ⁻³	1.788×10 ⁻³	<u>1.027×10⁻⁴</u>	4.421×10 ⁻⁴
	上段 C(-IV)	2.507×10 ⁻³	2.507×10 ⁻³	2.507×10 ⁻³	2.502×10 ⁻³	2.439×10 ⁻³	1.713×10 ⁻³	2.018×10 ⁻¹³	3.295×10 ⁻¹⁴
	下段 C(IV)	1.471×10 ⁻³	1.382×10 ⁻³	9.113×10 ⁻⁴	2.084×10 ⁻⁴	9.327×10 ⁻⁵	7.577×10 ⁻⁵	1.027×10 ⁻⁴	4.421×10 ⁻⁴
5.00×10 ⁻³ (mol/kg) ☒ 5.2.4-1 では _LC と表示	Final pH	7.181	7.207	7.380	8.009	8.323	8.400	8.352	7.737
	pe	-4.357	-4.389	-4.605	-5.387	-5.760	-5.805	-4.494	-3.626
	Final [C] _T	8.943×10 ⁻³	8.851×10 ⁻³	8.344×10 ⁻³	7.244×10 ⁻³	5.221×10 ⁻³	2.163×10 ⁻³	1.183×10 ⁻⁴	4.791×10 ⁻⁴
	上段 C(-IV)	7.455×10 ⁻³	7.452×10 ⁻³	7.418×10 ⁻³	7.024×10 ⁻³	5.106×10 ⁻³	2.061×10 ⁻³	2.143×10 ⁻¹³	3.523×10 ⁻¹⁴
	下段 C(IV)	1.488×10 ⁻³	1.399×10 ⁻³	9.262×10 ⁻⁴	2.201×10 ⁻⁴	1.145×10 ⁻⁴	1.021×10 ⁻⁴	1.183×10 ⁻⁴	4.791×10 ⁻⁴
3.460×10 ⁻² (mol/kg) (SRHP 相当) ☒ 5.2.4-1 では _dC と表示	Final pH	7.115	7.179	7.343	7.880	<u>7.791</u>	7.642	8.165	7.736
	pe	-4.410	-4.441	-4.644	-5.309	-5.159	-4.869	-4.254	-3.621
	Final [C] _T	3.834×10 ⁻²	3.823×10 ⁻²	3.751×10 ⁻²	3.410×10 ⁻²	2.138×10 ⁻²	5.021×10 ⁻²	3.041×10 ⁻⁴	8.211×10 ⁻⁴
	上段 C(-IV)	3.675×10 ⁻²	3.673×10 ⁻²	3.649×10 ⁻²	3.380×10 ⁻²	2.091×10 ⁻²	4.132×10 ⁻³	3.303×10 ⁻¹³	5.674×10 ⁻¹⁴
	下段 C(IV)	1.593×10 ⁻³	1.502×10 ⁻³	1.020×10 ⁻³	3.068×10 ⁻⁴	4.641×10 ⁻⁴	8.885×10 ⁻⁴	3.041×10 ⁻⁴	8.211×10 ⁻⁴
8.65×10 ⁻² (mol/kg) ☒ 5.2.4-1 では _HC と表示	Final pH	7.109	<u>7.132</u>	7.277	7.641	6.870	<u>6.786</u>	7.871	7.823
	pe	-4.401	-4.429	-4.609	-5.054	-4.035	-3.788	-3.876	-3.725
	Final [C] _T	8.991×10 ⁻²	<u>8.976×10⁻²</u>	8.869×10 ⁻²	8.133×10 ⁻²	5.485×10 ⁻²	2.460×10 ⁻²	3.001×10 ⁻³	3.389×10 ⁻³
	上段 C(-IV)	8.812×10 ⁻²	8.806×10 ⁻²	8.748×10 ⁻²	8.076×10 ⁻²	4.867×10 ⁻²	7.809×10 ⁻³	1.443×10 ⁻¹²	2.717×10 ⁻¹³
	下段 C(IV)	1.792×10 ⁻³	1.698×10 ⁻³	1.208×10 ⁻³	5.715×10 ⁻⁴	6.175×10 ⁻³	1.679×10 ⁻²	3.001×10 ⁻³	3.389×10 ⁻³

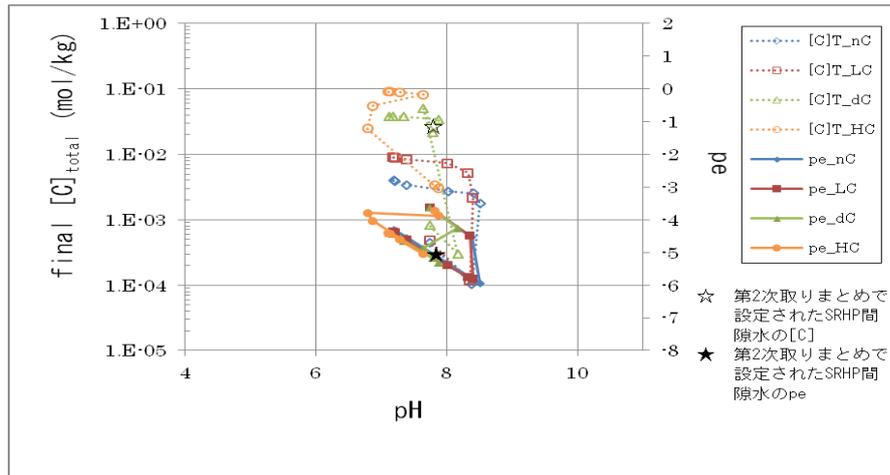


図 5.2.4-1 平衡計算後の pH, pe, [C]の変化

表 5.2.4-1, 図 5.2.4-1 によると, SRHP 型地下水の pH, [C]を変動させた際には, 緩衝材との平衡反応により, 間隙水の pH, pe はともに第 2 次取りまとめでの設定値付近に収束したが, なお pH 6.8~8.5, [C] $1 \times 10^{-4} \sim 9 \times 10^{-2}$ (mol/kg) 程度の変動幅が残った。海水系間隙水の解析で得られた pH, [C]の変動幅は, 降水系の間隙水組成のそれよりも大きくなった。核種移行解析評価をする際には, この変動幅を考慮して溶解度算出, スペシエーション解析をする必要がある。地下水組成の設定については, 候補サイトで注意深く採取した地下水中的の実測データと共存する鉱物組成などを考慮しながら, 今後とも慎重に検討する必要がある。

(2) [S]を変動させた場合の間隙水組成解析

SRHP 型地下水組成について, pH 4~11, [S] $0 \sim 3.01 \times 10^{-2}$ (mol/kg) に変化させた結果を表 5.2.4-2 に示す。PHREEQC 平衡計算後の pH, pe, [S]の変化を図 5.2.4-2 に示す。

表 5.2.4-2 SRHP の pH と[S]を変化させた場合の間隙水組成の計算結果

Initial[S] _T	Initial pH	4.0	5.0	6.0	7.0	7.95	9.0	10.0	11.0	
0(mol/kg) 図 5.2.4-2 では _nS と表示	Final pH	6.939	6.944	6.936	6.841	6.562	<u>6.534</u>	7.031	7.360	
	pe	-4.136	-4.141	-4.131	-4.006	-3.622	-3.465	-3.873	-4.038	
	Final [S] _T	1.091×10 ⁻⁹	1.099×10 ⁻⁹	1.083×10 ⁻⁹	9.178×10 ⁻¹⁰	5.882×10 ⁻¹⁰	<u>4.742×10⁻¹⁰</u>	8.098×10 ⁻¹⁰	7.060×10 ⁻⁹	
	支配化学種	HS ⁻	HS ⁻	HS ⁻	HS ⁻	H ₂ S	H ₂ S	HS ⁻	HS ⁻	SO ₄ ²⁻
		H ₂ S	HS ⁻	H ₂ S	H ₂ S	NaSO ₄ ⁻				
	S(-II)	4.572×10 ⁻¹⁰	4.579×10 ⁻¹⁰	4.562×10 ⁻¹⁰	4.361×10 ⁻¹⁰	2.160×10 ⁻¹⁰	1.664×10 ⁻¹⁰	2.677×10 ⁻¹⁰	2.452×10 ⁻⁹	
	S(II)	1.091×10 ⁻⁹	1.099×10 ⁻⁹	1.083×10 ⁻⁹	9.177×10 ⁻¹⁰	5.879×10 ⁻¹⁰	4.722×10 ⁻¹⁰	7.242×10 ⁻¹⁰	9.659×10 ⁻¹⁰	
	S(IV)	1.550×10 ⁻²⁵	1.558×10 ⁻²⁵	1.560×10 ⁻²⁵	1.595×10 ⁻²⁵	2.233×10 ⁻²⁵	1.457×10 ⁻²⁴	5.703×10 ⁻²³	3.181×10 ⁻²¹	
	S(VI)	1.207×10 ⁻²²	1.211×10 ⁻²²	1.214×10 ⁻²²	1.253×10 ⁻²²	1.826×10 ⁻²²	8.315×10 ⁻²²	1.358×10 ⁻²⁰	3.652×10 ⁻¹⁹	
	S(VI)	1.499×10 ⁻¹³	1.503×10 ⁻¹³	1.511×10 ⁻¹³	1.605×10 ⁻¹³	2.566×10 ⁻¹³	1.963×10 ⁻¹²	8.557×10 ⁻¹¹	6.094×10 ⁻⁹	
3.01×10 ⁻³ (mol/kg) 図 5.2.4-2 では _LS と表示	Final pH	6.959	6.965	6.972	6.927	6.632	6.594	7.133	7.397	
	pe	-4.162	-4.169	-4.177	-4.114	-3.710	-3.541	-3.085	-3.327	
	Final [S] _T	1.130×10 ⁻⁹	1.143×10 ⁻⁹	1.155×10 ⁻⁹	1.059×10 ⁻⁹	6.429×10 ⁻¹⁰	5.120×10 ⁻¹⁰	4.603×10 ⁻⁴	2.226×10 ⁻³	
	支配化学種	HS ⁻	HS ⁻	HS ⁻	HS ⁻	H ₂ S	H ₂ S	SO ₄ ²⁻	SO ₄ ²⁻	
		H ₂ S	HS ⁻	CaSO ₄ ⁻	NaSO ₄ ⁻					
	S(-II)	4.611×10 ⁻¹⁰	4.621×10 ⁻¹⁰	4.629×10 ⁻¹⁰	4.509×10 ⁻¹⁰	2.606×10 ⁻¹⁰	1.959×10 ⁻¹⁰	1.852×10 ⁻⁴	8.953×10 ⁻⁴	
	S(II)	1.130×10 ⁻⁹	1.142×10 ⁻⁹	1.155×10 ⁻⁹	1.059×10 ⁻⁹	6.426×10 ⁻¹⁰	5.101×10 ⁻¹⁰	2.156×10 ⁻¹⁰	3.276×10 ⁻¹⁰	
	S(IV)	1.563×10 ⁻²⁵	1.572×10 ⁻²⁵	1.595×10 ⁻²⁵	1.704×10 ⁻²⁵	2.372×10 ⁻²⁵	1.474×10 ⁻²⁴	7.844×10 ⁻¹⁷	3.688×10 ⁻¹⁶	
	S(VI)	1.213×10 ⁻²²	1.218×10 ⁻²²	1.232×10 ⁻²²	1.303×10 ⁻²²	1.848×10 ⁻²²	8.119×10 ⁻²²	1.117×10 ⁻¹⁵	4.176×10 ⁻¹⁵	
	S(VI)	1.498×10 ⁻¹³	1.504×10 ⁻¹³	1.522×10 ⁻¹³	1.657×10 ⁻¹³	2.648×10 ⁻¹³	1.972×10 ⁻¹²	4.603×10 ⁻⁴	2.226×10 ⁻³	
3.010×10 ⁻² (mol/kg) (SRHP 相当) 図 5.2.4-2 では _dS と表示	Final pH	7.115	7.179	7.343	7.880	7.791	7.642	<u>8.165</u>	7.736	
	pe	-4.410	-4.441	-4.644	-5.309	-5.159	-4.869	-4.254	-3.621	
	Final [S] _T	1.640×10 ⁻⁹	1.722×10 ⁻⁹	2.421×10 ⁻⁹	8.553×10 ⁻⁹	6.474×10 ⁻⁹	3.853×10 ⁻⁹	5.135×10 ⁻³	<u>2.219×10⁻²</u>	
	支配化学種	HS ⁻	SO ₄ ²⁻	SO ₄ ²⁻						
		H ₂ S	CaSO ₄ ⁻	NaSO ₄ ⁻						
	S(-II)	1.139×10 ⁻⁹	1.217×10 ⁻⁹	1.884×10 ⁻⁹	7.899×10 ⁻⁹	5.875×10 ⁻⁹	3.367×10 ⁻⁹	2.586×10 ⁻³	1.123×10 ⁻²	
	S(II)	5.002×10 ⁻¹⁰	5.049×10 ⁻¹⁰	5.369×10 ⁻¹⁰	6.535×10 ⁻¹⁰	5.983×10 ⁻¹⁰	4.835×10 ⁻¹⁰	3.779×10 ⁻⁴	8.901×10 ⁻³	
	S(IV)	1.640×10 ⁻⁹	1.722×10 ⁻⁹	2.421×10 ⁻⁹	8.553×10 ⁻⁹	6.473×10 ⁻⁹	3.851×10 ⁻⁹	2.040×10 ⁻⁹	5.933×10 ⁻¹⁰	
	S(VI)	1.695×10 ⁻²⁵	1.731×10 ⁻²⁵	1.991×10 ⁻²⁵	3.362×10 ⁻²⁵	5.658×10 ⁻²⁵	2.564×10 ⁻²⁴	1.093×10 ⁻¹⁵	3.471×10 ⁻¹⁵	
	S(VI)	1.310×10 ⁻²²	1.339×10 ⁻²²	1.572×10 ⁻²²	3.265×10 ⁻²²	4.651×10 ⁻²²	1.415×10 ⁻²¹	1.665×10 ⁻¹⁴	3.033×10 ⁻¹⁴	
S(VI)	1.504×10 ⁻¹³	1.521×10 ⁻¹³	1.643×10 ⁻¹³	2.257×10 ⁻¹³	3.993×10 ⁻¹³	2.136×10 ⁻¹²	5.135×10 ⁻³	2.219×10 ⁻²		

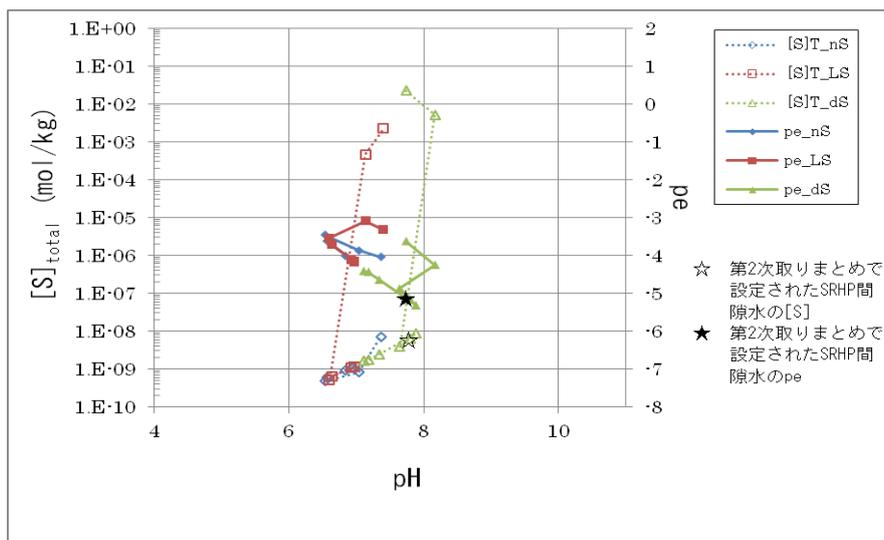


図 5.2.4-2 平衡計算後の pH, pe, [S]の変化

表 5.2.4-2, 図 5.2.4-2 によると, SRHP 型地下水の pH, [S]を変動させた際には, 緩衝材との平衡反応により, 間隙水の pH, pe は第 2 次取りまとめでの設定値付近に収束したが, なお pH 6.5~8.2 程度の変動幅が残った。また, 初期 pH が高い場合は, 計算後に[S]が大幅に高くなった。この計算ケースの場合は, S の支配化学種が SO_4^{2-} となっていた。[S], pe の pH 依存性からも, 低[S]領域で起こるパイライトの加水分解反応の傾向とは明らかに違った傾向がみられた。

緩衝材に浸入する地下水が pH > 10, [S] > 270 ppm となるケースは少ないと予想される。しかしながら, 母岩中地下水の pH と[S]によっては, 緩衝材による化学的緩衝作用が及ばず, 間隙水組成に大きな変動を及ぼす可能性があり, 核種移行評価への影響が大きくなることが予想される。[C]の変動解析の項でも既述したように, 地下水組成の設定については, 候補サイトで注意深く採取した地下水の実測データと共存する鉱物組成などを考慮しながら, 今後とも慎重に検討する必要がある。

以上の試行解析で示したように, 緩衝材に浸入する地下水の組成は緩衝材中間隙水組成に影響を及ぼす。緩衝材の化学的緩衝作用により pH は 6~9 程度に収束するが, [C], [S]は収束しきれず大きな変動幅を持つことになった。候補サイトでの概要調査においては, 現実的な評価をするためにも, 正確な実測データを取得し, その値を基に地下水組成を設定する必要がある。

次項では[C], [S]に着目し, 灰色で網掛けした変動範囲についての放射性核種の溶解度計算とスペシエーション推定を実施することとする。

5.2.5 核種移行評価に用いるための海水系地下水・間隙水の変動タイプの設定

試行解析のための液組成を表 5.2.5-1 に示す。化学組成は小数点以下第 3 位を四捨五入し, 小数点以下第 2 位までの表記とする。

表 5.2.5-1 溶解度設定の試行で用いる海水系間隙水の変動タイプの組成

	第2次 取りまとめ で設定され たSRHP型 間隙水	本検討で 算出された SRHP型 間隙水	試行解析に用いる [C]変動タイプ		試行解析に用いる [S]変動タイプ	
			初期 pH10.0 [C] 0.0 (mol/kg)	初期 pH5.0 [C] 8.65×10^{-2} (mol/kg)	初期 pH9.0 [S] 0.0 (mol/kg)	初期 pH11.0 [S] 3.01×10^{-2} (mol/kg)
pH	7.830	7.791	8.382	7.132	6.534	7.736
pe	-5.22	-5.159	-4.532	-4.429	-3.465	-3.621
イオン 強度	0.615	0.6145	0.6349	0.6357	0.6098	0.6096
化学組成 (mol/kg)						
Na	5.7×10^{-1}	5.68×10^{-1}	5.87×10^{-1}	5.92×10^{-1}	5.58×10^{-1}	5.34×10^{-1}
K	3.4×10^{-3}	3.38×10^{-3}	3.52×10^{-3}	3.56×10^{-3}	3.31×10^{-3}	3.16×10^{-3}
Mg	1.5×10^{-3}	1.53×10^{-3}	1.68×10^{-3}	1.67×10^{-3}	1.46×10^{-3}	1.46×10^{-3}
Ca	1.4×10^{-2}	1.39×10^{-2}	1.77×10^{-2}	1.81×10^{-2}	1.24×10^{-2}	1.05×10^{-2}
Al	3.2×10^{-9}	3.21×10^{-9}	3.21×10^{-9}	3.21×10^{-9}	3.21×10^{-9}	3.21×10^{-9}
Si	2.7×10^{-4}	2.74×10^{-4}	2.84×10^{-4}	2.68×10^{-4}	2.70×10^{-4}	2.74×10^{-4}
Fe	2.2×10^{-7}	2.61×10^{-7}	2.77×10^{-9}	4.79×10^{-6}	4.32×10^{-5}	3.98×10^{-8}
F	1.0×10^{-4}	1.02×10^{-4}	1.02×10^{-4}	1.02×10^{-4}	1.02×10^{-4}	1.02×10^{-4}
Cl	5.9×10^{-1}	5.90×10^{-1}	5.90×10^{-1}	5.90×10^{-1}	5.90×10^{-1}	5.90×10^{-1}
C	2.2×10^{-2}	2.14×10^{-2}	1.03×10^{-4}	8.98×10^{-2}	1.48×10^{-2}	8.21×10^{-4}
S	7.2×10^{-9}	6.47×10^{-9}	5.32×10^{-3}	1.68×10^{-9}	4.74×10^{-10}	2.22×10^{-2}
B	1.7×10^{-3}	1.71×10^{-3}	1.71×10^{-3}	1.71×10^{-3}	1.71×10^{-3}	1.71×10^{-3}
P	2.6×10^{-7}	2.63×10^{-7}	2.63×10^{-7}	2.63×10^{-7}	2.63×10^{-7}	2.63×10^{-7}
N	5.1×10^{-3}	5.15×10^{-3}	5.15×10^{-3}	5.15×10^{-3}	5.15×10^{-3}	5.15×10^{-3}
Br	5.3×10^{-4}	5.26×10^{-4}	5.26×10^{-4}	5.26×10^{-4}	5.26×10^{-4}	5.26×10^{-4}
I	2.0×10^{-4}	1.98×10^{-4}	1.98×10^{-4}	1.98×10^{-4}	1.98×10^{-4}	1.98×10^{-4}

5.2.6 降水系地下水の特性を考慮した変動解析パラメータと変動幅の設定

降水系地下水における変動解析パラメータと変動幅の設定については、還元性 (FRHP) および酸化性 (FOHP) の2種類の酸化還元条件の地下水を対象とし、pHと溶存炭素濃度のみを暫定的に変化させ、それぞれのpHおよび炭酸水素イオン濃度における地下水から緩衝材間隙水組成を導出した。第2次取りまとめの地下水設定に当たって抽出された地下水のpHと炭酸水素イオン濃度の関係を図5.2.6-1に示す。地下水のpH範囲については、実測データ選定段階で5.7~10に絞られているが、本研究では表5.2.2-1に倣って広めに範囲を設定することとし、pHを4.5~10.5の範囲で変動させることとした。酸化還元電位(pe)については、FRHPおよびFOHP地下水のpeから、pHの変化に連動して変化させること

とした。また、降水系ということを考慮して、溶存炭素濃度の変動幅は最大で 1×10^3 ppm とし、0,210 (FRHP/FOHP 相当) および 1×10^3 ppm の 3 種類で間隙水組成の計算を行うこととした。この際、簡単のために、pH および溶存炭素濃度の変動に応じてほかの組成を変動させたり平衡計算をやり直したりすることは行わなかった。5.2.3 節の海水系の場合と同様に、計算ツールには熱力学平衡計算コード PHREEQC Ver. 3 (Parkhurst and Appelo, 2013) を、熱力学データベースには JAEA-TDB_2012 版 (Kitamura et al., 2012) を使用した。

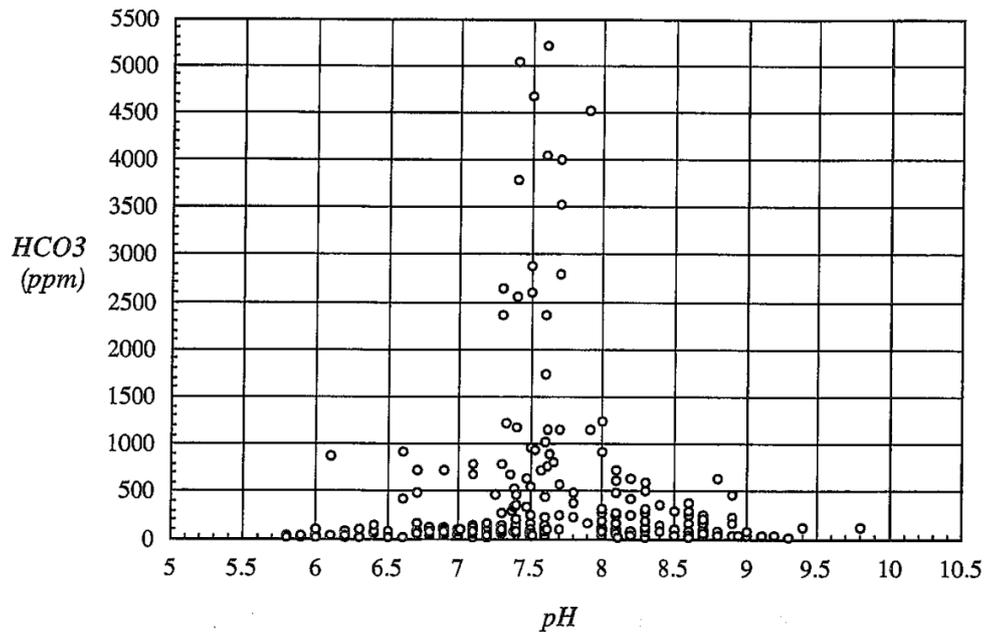


図 5.2.6-1 抽出された地下水データの pH と炭酸水素イオン濃度との関係 (Yui et al., 1999a)

計算で得られた FRHP および FOHP 間隙水組成のうち、pH、酸化還元電位 (pe) および全炭酸濃度 ($[C]_T$) を表 5.2.6-1 および表 5.2.6-2 に示す。いずれの条件においても、全炭酸濃度の 95 mol%以上が炭酸水素イオン (HCO_3^-) であった。表 5.2.4-1 に示した海水系の結果と比較すると、pH、pe および $[C]_T$ いずれについても、緩衝材間隙水組成の変動幅が小さいことがわかる。特に、 $[C]_T$ が低い条件では pH も pe もほとんど変動していないことがわかる。これは、炭酸水素イオン濃度が低いと方解石 ($CaCO_3$) と水との間の反応の寄与が相対的に大きくなることによると思われる。

本結果より、第 2 次取りまとめにおける間隙水モデル (小田ほか, 1999) を用いて降水系地下水から導出された緩衝材間隙水組成については、pH や $[C]_T$ の変動による影響をほとんど受けないことがわかった。しかしながら、第 2 次取りまとめにおける間隙水モデルでは閉鎖系の平衡計算が実施されており、実際の環境で得られる間隙水組成との比較検討を行うなど、間隙水モデルの妥当性についてはさらなる検討の余地があると考えられる。

表 5.2.6-1 FRHP 地下水の pH と[C]を変化させた場合の間隙水組成の計算結果

Initial [C] _T	Initial pH	4.5	5.5	6.5	7.5	8.36	9.5	10.5
	Initial pe	-0.8	-1.8	-2.8	-3.8	-4.76	-5.8	-6.8
0 (mol/kg)	Final pH	8.423	8.423	8.422	8.423	8.426	8.441	8.469
	pe	-5.243	-4.788	-4.741	-4.741	-4.744	-4.763	-4.800
	Final [C] _T	1.29×10 ⁻²	1.29×10 ⁻²	1.30×10 ⁻²	1.30×10 ⁻²	1.29×10 ⁻²	1.28×10 ⁻²	1.25×10 ⁻²
3.44×10 ⁻³ (mol/kg) FRHP 相当	Final pH	8.204	8.223	8.298	8.356	8.37	8.411	8.529
	pe	-4.979	-4.534	-4.585	-4.656	-4.675	-4.726	-4.875
	Final [C] _T	1.79×10 ⁻²	1.76×10 ⁻²	1.67×10 ⁻²	1.60×10 ⁻²	1.59×10 ⁻²	1.54×10 ⁻²	1.42×10 ⁻²
8.65×10 ⁻² (mol/kg)	Final pH	7.604	7.663	7.939	8.169	8.223	8.366	8.814
	pe	-4.268	-3.829	-4.132	-4.421	-4.489	-4.669	-5.235
	Final [C] _T	3.76×10 ⁻²	3.64×10 ⁻²	3.16×10 ⁻²	2.84×10 ⁻²	2.77×10 ⁻²	2.61×10 ⁻²	2.21×10 ⁻²

網掛部分は FRHP 間隙水組成を示す。

表 5.2.6-2 FOHP 地下水の pH と[C]を変化させた場合の間隙水組成の計算結果

Initial [C] _T	Initial pH	4.5	5.5	6.5	7.5	8.36	9.5	10.5
	Initial pe	12.0	11.0	10.0	9.0	8.00	7.0	6.0
0 (mol/kg)	Final pH	8.425	8.427	8.427	8.428	8.43	8.445	8.474
	pe	8.025	8.032	8.033	8.033	8.03	8.015	7.987
	Final [C] _T	1.30×10 ⁻²	1.30×10 ⁻²	1.30×10 ⁻²	1.29×10 ⁻²	1.29×10 ⁻²	1.28×10 ⁻²	1.25×10 ⁻²
3.44×10 ⁻³ (mol/kg) FOHP 相当	Final pH	8.206	8.226	8.303	8.36	8.376	8.416	8.534
	pe	8.244	8.233	8.157	8.1	8.124	8.044	7.926
	Final [C] _T	1.79×10 ⁻²	1.77×10 ⁻²	1.67×10 ⁻²	1.60×10 ⁻²	1.59×10 ⁻²	1.54×10 ⁻²	1.42×10 ⁻²
8.65×10 ⁻² (mol/kg)	Final pH	7.605	7.665	7.942	8.173	8.229	8.37	8.819
	pe	8.844	8.794	8.518	8.287	8.271	8.09	7.641
	Final [C] _T	3.77×10 ⁻²	3.65×10 ⁻²	3.16×10 ⁻²	2.84×10 ⁻²	2.77×10 ⁻²	2.61×10 ⁻²	2.21×10 ⁻²

網掛部分は FOHP 間隙水組成を示す。

5.3 溶解度算出に対する間隙水組成の不確実性検討

概要調査段階において、サイトの岩石や地下水試料を用いて核種移行パラメータに関するデータを取得する際には、実験条件を慎重に調整し、サイトの深部地下環境を模擬した系で実験することが理想である。しかしながら圧力や温度の制御など、地下環境を完全に模擬した系を実験室で再現することは困難である。そこで、現実的な対策として、各パラメータを設定するために重要な因子となる項目を抽出し、その項目について模擬した系での実験をすることになる。核種移行パラメータは地下水、間隙水の組成に大きく影響を受けるため、その組成の変動が核種移行パラメータの設定や全体の移行評価に対する影響を把握しておくことが重要である。

2012年度までに、溶解度設定に関しては、TDB更新に伴う溶解度計算値の差異を比較するとともに、溶解度設定フローを構築し、一部の元素に対して試行を実施した。2013年度は、間隙水組成の不確実性に伴う溶解度およびスペシエーション（溶存化学種同定とその寄与率導出）の変化について調査するとともに、海外事例としてスウェーデンの最新の安全評価における溶解度設定の不確実性に関する調査を実施した。また、第2次取りまとめにおける溶解度設定に関する懸念事項について専門家のレビューを受けた。

5.3.1 間隙水組成の不確実性に対する溶解度とスペシエーションの変化

本項では、表 5.2.5-1 に示した海水系緩衝材間隙水組成を用い、Se, Am, Th, U, Np および Pu の間隙水中での溶解度とスペシエーションの設定に対する影響を検討した。溶解度制限固相の設定は第2次取りまとめでの設定を踏襲した。TDBの更新により溶解度制限固相の名称や反応定数が変更されたものがあるが、第2次取りまとめでの設定に近いものを選んだ。計算結果を表 5.3.1-1 に示す。それぞれ、間隙水組成によって溶解度とスペシエーションに大きな変動が生じており、この差は核種移行評価をする際にも影響を及ぼすこととなる。各元素の変化について概要を以下にまとめる。

Se：溶解度の変動幅は 1/7～5 倍程度。スペシエーション変化なし。

Am：溶解度の変動幅は 1/4～1 倍程度。AmSiO(OH)₃²⁺が新たに加わったが、化学種の電荷は正で変化なし。

Th：溶解度の変動幅は 1/80～0.6 倍程度。固相を熟成した非晶質 ThO₂(am,aged)としたことで全体的に溶解度が低くなった。中性化学種や電荷の異なる水酸化炭酸錯体化学種が新たに出現した。

U：溶解度の変動幅は 1.5～10 倍程度。支配化学種には V 価、VI 価の U 化学種が出現し、陰イオン化学種となるケースもあった。

Np：溶解度の変動幅は 1/3～9 倍程度。支配化学種として、負の水酸化炭酸錯体化学種が新たに出現した。

Pu：溶解度は、[C]、[S]の変化によって±2桁の変動幅を持った。PuSiO(OH)₃²⁺が新たに加わった。化学種は正もしくは中性であり、Amのスペシエーションとよく似ている。

表 5.3.1-1 間隙水組成の不確実性に対する溶解度とスペシエーションの変化
 第1段：溶解度制限固相，第2段：溶解度，第3，4段：支配化学種とその割合

	第2次取りまとめ で設定された SRHP 型間隙水	本検討で算出された SRHP 型間隙水	試行解析に用いる[C]変動タイプ		試行解析に用いる[S]変動タイプ	
			初期 pH10.0 [C] 0.0(mol/kg)	初期 pH5.0 [C] 8.65×10^{-2} (mol/kg)	初期 pH9.0 [S] 0.0(mol/kg)	初期 pH11.0 [S] 3.01×10^{-2} (mol/kg)
pH	7.830	7.791	8.382	7.132→7.136	6.534→6.538	7.736
pe	-5.22	-5.159	-4.532→-4.511	-4.429→-4.433	-3.465→-3.469	-3.621→-3.720
Se	<u>FeSe₂(cr)</u> 5.9×10^{-9} HSe ⁻ (100%)	<u>FeSe₂(cr)</u> 2.70×10^{-8} HSe ⁻ (100%)	<u>FeSe₂(cr)</u> 9.59×10^{-9} HSe ⁻ (100%)	<u>FeSe₂(cr)</u> 5.43×10^{-9} HSe ⁻ (100%)	<u>FeSe₂(cr)</u> 7.852×10^{-10} HSe ⁻ (100%)	<u>FeSe₂(cr)</u> 3.10×10^{-9} HSe ⁻ (100%)
Am	<u>AmCO₃OH(cr)</u> 3.2×10^{-7} AmOH ²⁺ (39%) AmCO ₃ ⁺ (26%)	<u>AmCO₃OH 0.5H₂O(cr)</u> 1.196×10^{-7} AmSiO(OH) ₃ ²⁺ (90%) AmCO ₃ ⁺ (8%)	<u>AmCO₃OH 0.5H₂O(cr)</u> 1.362×10^{-7} AmSiO(OH) ₃ ²⁺ (96%) AmCO ₃ ⁺ (2%)	<u>AmCO₃OH 0.5H₂O(cr)</u> 1.92×10^{-7} AmSiO(OH) ₃ ²⁺ (72%) AmCO ₃ ⁺ (21%)	<u>AmCO₃OH 0.5H₂O(cr)</u> 3.203×10^{-7} AmCO ₃ ⁺ (50%) AmSiO(OH) ₃ ²⁺ (29%)	<u>AmCO₃OH 0.5H₂O(cr)</u> 8.190×10^{-8} AmSiO(OH) ₃ ²⁺ (83%) AmCO ₃ ⁺ (12%)
Th	<u>ThO₂(am)</u> 8.6×10^{-8} Th(OH) ₃ CO ₃ ⁻ (100%)	<u>ThO₂(am,aged)</u> 1.18×10^{-9} Th(OH) ₄ (aq) (89%) Th(OH) ₃ CO ₃ ⁻ (11%)	<u>ThO₂(am,aged)</u> 1.06×10^{-9} Th(OH) ₄ (aq) (99%) Th(CO ₃) ₂ (OH) ₂ ²⁻ 0.6%	<u>ThO₂(am,aged)</u> 2.48×10^{-9} Th(OH) ₃ CO ₃ ⁻ (58%) Th(OH) ₄ (aq) (41%)	<u>ThO₂(am,aged)</u> 5.322×10^{-8} Th(CO ₃) ₂ (OH) ₂ ²⁻ (93%) ThF ₄ (aq) (2%)	<u>ThO₂(am,aged)</u> 1.44×10^{-9} Th(OH) ₄ (aq) (73%) Th(OH) ₃ CO ₃ ⁻ (27%)
U	<u>UO₂(am)</u> 1.8×10^{-7} U(OH) ₄ (aq) (100%)	<u>UO₂(am)</u> 2.75×10^{-9} U(OH) ₄ (aq) (97%) UO ₂ ⁺ (2%)	<u>UO₂(am)</u> 2.97×10^{-9} U(OH) ₄ (aq) (89%) UO ₂ ⁺ (8%)	<u>UO₂(am)</u> 3.17×10^{-9} U(OH) ₄ (aq) (84%) UO ₂ ⁺ (8%)	<u>UO₂(am)</u> 2.53×10^{-8} UO ₂ (CO ₃) ₃ ⁴⁻ (60%) U(OH) ₄ (aq) (10%)	<u>UO₂(am)</u> 1.83×10^{-8} UO ₂ (CO ₃) ₃ ⁴⁻ (70%) U(OH) ₄ (aq) (14%)
Np	<u>NpO₂(am)</u> 2.9×10^{-9} Np(OH) ₄ (aq) (100%)	<u>NpO₂(am)</u> 9.03×10^{-10} Np(OH) ₄ (aq) (93%) Np(CO ₃) ₂ (OH) ₂ ²⁻ (7%)	<u>NpO₂(am)</u> 8.40×10^{-10} Np(OH) ₄ (aq) (99%) Np(CO ₃) ₂ (OH) ₂ ²⁻ (0.4%)	<u>NpO₂(am)</u> 1.55×10^{-9} Np(OH) ₄ (aq) (53%) Np(CO ₃) ₂ (OH) ₂ ²⁻ (46%)	<u>NpO₂(am)</u> 2.517×10^{-8} Np(CO ₃) ₂ (OH) ₂ ²⁻ (96%) Np(OH) ₄ (aq) (3%)	<u>NpO₂(am)</u> 1.03×10^{-9} Np(OH) ₄ (aq) (81%) Np(CO ₃) ₂ (OH) ₂ ²⁻ (18%)
Pu	<u>PuO₂(am)</u> 2.8×10^{-8} PuOH ²⁺ (39%) PuCO ₃ ⁺ (26%)	<u>PuO₂(am)</u> 3.58×10^{-8} PuSiO(OH) ₃ ²⁺ (89%) PuCO ₃ ⁺ (8%)	<u>PuO₂(am)</u> 1.40×10^{-10} PuSiO(OH) ₃ ²⁺ (86%) Pu(OH) ₄ (aq) (9%)	<u>PuO₂(am)</u> 7.65×10^{-7} PuSiO(OH) ₃ ²⁺ (72%) PuCO ₃ ⁺ (21%)	<u>PuO₂(am)</u> 1.275×10^{-5} PuCO ₃ ⁺ (50%) PuSiO(OH) ₃ ²⁺ (29%)	<u>PuO₂(am)</u> 2.19×10^{-9} PuSiO(OH) ₃ ²⁺ (78%) PuCO ₃ ⁺ (12%)

5.3.2 スウェーデン SR-Site における溶解度設定の不確実性評価に関する調査

諸外国における溶解度設定の最新情報として、スウェーデン核燃料・廃棄物管理会社 (SKB) が取りまとめた安全評価報告書 (SR-Site) のうち、溶解度設定の不確実性評価に関する部分を調査した。

(1) モデル化の方法および溶解度の推定

酸化還元状態は、U, Pu, Tc および Se などの元素の溶解度に顕著な影響を与える因子であることから、上記の4つの地下水水質に加えて、以下の二つの極端な変動ケースを考慮することとしている。キャニスタ内の鉄製構造材の腐食によって、間隙水の還元が生ずる。この影響による酸化還元状態の範囲として、以下の上下限を想定することとした (いずれもレファレンス地下水の水質を前提とする)。

- ・ 下限：還元条件での鉄の腐食に伴う水の分解によって生成する水素分圧が深度 500m の静水圧 ($p_{H_2} = 10 \text{ MPa} = 100 \text{ atm}$) にまで達することを想定して、対応する $E_h = -476 \text{ mV}$ を下限値とする。
- ・ 上限：腐食生成物であるマグネタイトとヘマタイトの平衡に対応した $E_h = -207 \text{ mV}$ を上限値とする ($p_{H_2} = 10^{-7} \text{ atm}$)。
- ・ 酸化性の氷河融解水が深部に急速に浸透するなどの事象を想定して、酸化性条件 ($p_{O_2} = 0.2 \text{ atm}$) という酸化還元状態の変動ケースを想定する。

安全評価の対象となる 21 の元素に対して、MEDUSA コード (Puigdomènech, 2002) を用いた平衡計算により溶解度の推定を行った。また、PHRREQC を用いた独立した計算と比較することにより検証を行っている。種々の地下水水質に対して溶解度計算を行うために、MEDUSA では、拡張デバイーヒュッケルの式による活量係数を用いている。しかしながら、前出の塩水に対しては、この式の適用性に疑問が残ることから、適宜、SIT に基づき算出した溶解度との比較を行ったうえで誤差を評価している (一般に、誤差は対数スケールで ± 0.3 程度以内)。

溶解度制限固相の選定に当たっては、熱力学データベースに推定に加えて、速度論的側面を考慮した専門家の判断が用いられている。また、このような判断の根拠となる情報としては、使用済燃料の溶解試験やナチュラルアナログにおいて実際に測定された各元素の濃度が重要と考えられている。

想定し得る地下水水質において、どのような溶解度制限固相によって、各核種の溶解度がどのように変化するかを把握するために、それぞれの元素の溶解度に対する主要な影響因子 (Ca^{2+} , $Fe(II)$, Cl^- , CO_3^{2-} , SO_4^{2-} , $Si(OH)_4(aq)$) を想定した感度解析が行われている。ここで、pH に対する感度を有するものについては 6~11、pe に対する感度を有するものについては -8~酸化性、また、各種の配位子に関しては自然環境の地下水で想定し得る範囲をそれぞれ定めて溶解度の変化を評価している。

以上述べたモデル化の方法に従いつつ、以下の検討を行うことによって、それぞれの元素についての溶解度制限固相の選定を行うとともに、支配的な影響を与える環境条件、および主要な液相化学種の特定を行い、溶解度の推定が行われた。

- ① **Predominance diagram** : 想定される環境条件において支配的となる液相化学種および固相化学種の特定に用いる。
- ② **Fractional diagram** : pH, Eh, および HCO_3^- のような環境条件によって種々の液相化学種の濃度割合がどのように変化するかを示す。
- ③ **溶解度計算** : pH, Eh, および HCO_3^- のような環境条件によって各固相の溶解度がどのように変化するかを予想する。
- ④ **溶解度制限固相および重要な影響を及ぼす環境条件に関して** (上述した溶解試験データ, ナチュラルアナログ事例, および溶解度計算に関する感度解析結果を踏まえた) 専門家が判断する。

SR-Site では、**Site Descriptive Model** において、統計的亀裂ネットワークを考慮した地下水流動モデルのリアライゼーションごとに将来の処分場内における地下水水質の推定が行われており、その結果が溶解度計算に用いる上述した主要な環境条件についての頻度分布として整理されている。そこで、このような水質に関する頻度分布と、上記の種々の水質および環境条件における溶解度制限固相の変化を考慮した溶解度計算とを組み合わせることによって、確率論的安全評価において想定すべき溶解度データの確率密度関数を導出することができる。

(2) 不確実性の取り扱い

上述した溶解度推定のためのモデルに関連する概念的な不確実性が、以下のように抽出されている。

- ・地下水水質に含まれる不確実性：この不確実性は、後述するデータ不確実性としても明示されているが、そのような定量的な不確実性に加えて、水質を想定する際のシナリオやモデルに関連した概念レベルの不確実性も顕著に含まれるものと考えられている。
- ・非晶質の溶解度制限固相としての選定：溶解度の低い結晶質の固相ではなく、アモルファスや結晶性の低い固相が保守的に選択されているが、長期の時間スケールや高温条件では、このような選択は必ずしも現実的であるとは言えない。
- ・硫酸還元の影響：硫酸還元が生ずる場合には、硫酸化合物を溶解度制限固相とする元素の溶解度推定に誤差が生ずることとなるが、硫酸還元は $200\text{ }^{\circ}\text{C}$ 以下の環境で生じることは考えがたいとされており、また、硫酸還元バクテリアの寄与によってこれが仮に可能となったとしても、電子ドナーとなるメタンや水素の濃度は硫酸イオンに比して低く、影響が顕著なものとなることは考えがたいとしている。

Duro et al., (2006) では、前述したように、レファレンス地下水試料におけるリン酸濃度が測定されていない点が、Pu などの溶解度制限固相を特定するうえでの顕著な不確実性になっているとしている。また、この不確実性に対する保守的な対応として、溶解度推定において地下水中のリン酸濃度が 0 であるという仮定をおいている。また、同様に、水中の鉄イオン濃度に関するデータの不足のために、Se についての溶解度推定に不確実性が介在することとなっているとしている。また熱力学データベースに関する不確実性も挙げており、特に、温度補正に必要なデータの不足およびイオン強度の高い条件での活量係数の評価に関するものを挙げている。時間・空間的な変動としては、地下水水質に関するものが重要であるが、長期的な変動に関しては、前述した地下水水質のリアライゼーションによって表現されるとしている。一方、より短期的には、使用済燃料からの発熱によって処分場の温度が高い状態で核種が燃料から溶解するような状況を想定する場合には、上記の温度補正に関する熱力学的データベースの不確実性が顕在化すると指摘している。

5.3.3 溶解度再評価の基本方針と専門家意見の収集

(1) はじめに

第2次取りまとめ (JNC, 1999) における溶解度評価は、多くの元素に対して JNC-TDB (Yui et al., 1999a) を用いた熱力学計算結果を基に、一部の元素に対しては実測値を基に実施された (東ほか, 1999)。2012 年度提案した溶解度の設定作業フロー (黒澤ほか, 2013) においても、溶解度設定に当たっては TDB を用いて溶解度制限固相の絞り込みを実施したのち溶解度を決定することとしていることから、基本的に第2次取りまとめの手法を踏襲する形となっている。JNC-TDB はその後、原子力機構熱力学データベース (JAEA-TDB) として更新されている (初版: Kitamura et al., (2010), 最新版: Kitamura et al., (2014))。JAEA-TDB では、JNC-TDB 整備段階で調査対象とならなかった比較的最近 (概ね 1998 年以降) の熱力学データに関する文献情報を収集し、熱力学データ選定ガイドライン (Kitamura et al., 2010) に基づいたレビューを実施したうえで、信頼できると判断された値を選定している。したがって、JAEA-TDB は JNC-TDB に比べ信頼性が向上しているものと判断できる。

本調査では、JAEA-TDB 最新版 (Kitamura et al., 2014) を用いた熱力学計算に基づく暫定的な溶解度評価を実施するとともに、その溶解度評価の値や手法に関して外部専門家からいただいたコメントをまとめ、より信頼性の高い溶解度評価に資する基盤情報を整備した。

(2) 熱力学計算に基づく暫定的な溶解度評価

本報告では、第2次取りまとめ (JNC, 1999) のレファレンスケースである降水系還元性高 pH 型 (FRHP)、および隆起・侵食シナリオに対応した酸化性条件 (降水系酸化性高 pH 型 (FOHP)) の緩衝材間隙水中における各放射性元素の溶解度を設定した。溶解度評価の対象となる元素は、第2次取りまとめと同様に、セレンからキュリウムまでの 18 元素とした。使用する熱力学データは JAEA-TDB 最新版 (Kitamura et al., 2014)、計算ツールは汎用地球化学計算コード PHREEQC Ver. 3 とした。地下水組成は第2次取りまとめの FRHP および FOHP から変更しなかった一方で、緩衝材間隙水組成については第2次取りまとめの間隙水化学モデルを用い、PHREEQC を使った熱力学計算を実施して再導出した。導出した FRHP および FOHP 緩衝材間隙水組成を、それぞれ表 5.3.3-1 および表 5.3.3-2 に示す。活量補正モデルの相異 (本報告では SIT, 第2次取りまとめでは Davies) に起因すると思われる若干の差異が見られるものの、本報告と第2次取りまとめの緩衝材間隙水組成はほぼ同じであることがわかった。溶解度制限固相は、本来であれば溶解度設定フロー (黒澤ほか, 2013) に基づき決定すべきであるが、比較のため、本報告では第2次取りまとめで設定した溶解度制限固相になるべく準拠することとした。不確実性評価については、溶解度制限固相の不確実性により溶解度が高くなる場合に限り考慮することとした。

本報告で提案する溶解度設定値（案）について，設定した溶解度制限固相と支配的な溶存化学種とともに，表 5.3.3-3 および表 5.3.3-4 に示す。参考までに，第 2 次取りまとめにおける設定値，溶解度制限固相および支配的な溶存化学種同表に併記する。また，各元素の溶解度設定値（案）についてのコメントをに表 5.3.3-5 に示す。ラジウム，セレンおよびウランについては後述する。

表 5.3.3-1 水系還元性高 pH 型 (FRHP) 緩衝材間隙水組成の再導出結果

	本報告	第2次取りまとめ (小田ほか, 1999)
pH	8.4	8.4
E_h vs. SHE (mV) / pe	-280 / -4.7	-276 / -4.7
Na (total)	3.0×10^{-2}	2.8×10^{-2}
Ca (total)	3.7×10^{-5}	5.3×10^{-5}
K (total)	1.3×10^{-4}	1.2×10^{-4}
Mg (total)	3.4×10^{-6}	4.2×10^{-6}
Fe (total)	1.6×10^{-9}	2.0×10^{-9}
Al (total)	3.4×10^{-7}	3.4×10^{-7}
C (total)	1.7×10^{-2}	1.6×10^{-2}
S (total)	1.1×10^{-4}	1.1×10^{-4}
B (total)	2.9×10^{-4}	2.9×10^{-4}
P (total)	2.9×10^{-6}	2.9×10^{-6}
F (total)	5.4×10^{-5}	5.4×10^{-5}
N (total)	2.3×10^{-5}	2.3×10^{-5}
Cl (total)	1.5×10^{-5}	1.5×10^{-5}
Si (total)	3.4×10^{-4}	3.4×10^{-4}

表 5.3.3-2 降水系酸化性高 pH 型 (FOHP) 緩衝材間隙水組成の再導出結果

	本報告	第2次取りまとめ (小田ほか, 1999)
pH	8.4	8.4
E_h vs. SHE (mV) / pe	475 / 8.0	480 / 8.1
Na (total)	3.0×10^{-2}	2.8×10^{-2}
Ca (total)	3.6×10^{-5}	5.2×10^{-5}
K (total)	1.3×10^{-4}	1.2×10^{-4}
Mg (total)	3.3×10^{-6}	4.2×10^{-6}
Fe (total)	2.0×10^{-15}	1.9×10^{-15}
Al (total)	3.6×10^{-7}	3.6×10^{-7}
C (total)	1.7×10^{-2}	1.6×10^{-2}
S (total)	1.0×10^{-6}	1.0×10^{-6}
B (total)	2.9×10^{-4}	2.9×10^{-4}
P (total)	2.9×10^{-6}	2.9×10^{-6}
F (total)	5.4×10^{-5}	5.4×10^{-5}
N (total)	1.5×10^{-5}	1.5×10^{-5}
Cl (total)	4.4×10^{-6}	4.4×10^{-6}
Si (total)	3.4×10^{-4}	3.4×10^{-4}

表 5.3.3-3 FRHP 間隙水中における各元素の溶解度設定値 (案)

元素	今回の設定値案			不確実性最大値		第2次取りまとめにおける設定値			
	溶解度 (M)	溶解度制限固相	主要溶存化学種	溶解度 (M)	溶解度制限固相	溶解度 (M)	溶解度制限固相	主要溶存化学種	備考
Ac	4.4×10^{-6}	AcCO ₃ OH(am)	Ac(CO ₃) ₂ ⁻ , AcCO ₃ ⁺ , Ac(CO ₃) ₃ ³⁻			2×10^{-7}	AcCO ₃ OH(cr)	Ac(CO ₃) ₂ ⁻ , Ac(CO ₃) ₃ ³⁻ , AcCO ₃ ⁺	
Am	2.8×10^{-8}	AmCO ₃ OH·0.5H ₂ O(cr)	Am(CO ₃) ₂ ⁻ , AmCO ₃ ⁺ , Am(CO ₃) ₃ ³⁻	4.4×10^{-6}	AmCO ₃ OH(am)	2×10^{-7}	AmCO ₃ OH(cr)	Am(CO ₃) ₂ ⁻ , Am(CO ₃) ₃ ³⁻ , AmCO ₃ ⁺	
Cm	2.8×10^{-8}	CmCO ₃ OH·0.5H ₂ O(cr)	Cm(CO ₃) ₂ ⁻ , CmCO ₃ ⁺ , Cm(CO ₃) ₃ ³⁻	4.4×10^{-6}	CmCO ₃ OH(am)	2×10^{-7}	CmCO ₃ OH(cr)	Cm(CO ₃) ₂ ⁻ , Cm(CO ₃) ₃ ³⁻ , CmCO ₃ ⁺	
Cs	可溶性		Cs ⁺			可溶性		Cs ⁺	
Nb	1.1×10^{-6}	Nb ₂ O ₅ (s)	Nb(OH) ₆ ⁻			1×10^{-4}	Nb ₂ O ₅ (am)	Nb(OH) ₆ ⁻	実測値に基づく設定
Np	7.7×10^{-8}	NpO ₂ (am)	Np(CO ₃) ₂ (OH) ₂ ²⁻ , Np(OH) ₄ (aq)			2×10^{-8}	NpO ₂ (am)	Np(CO ₃) ₂ (OH) ₂ ²⁻ , Np(OH) ₄ (aq)	
Pa	9.8×10^{-10}	Pa ₂ O ₅ (s)	Pa(OH) ₅ (aq), PaO(OH) ₂ ⁺			2×10^{-8}	Pa ₂ O ₅ (s)	PaO(OH) ₃ (aq)	
Pb	1.4×10^{-6}	PbCO ₃ (cerrusite)	PbCO ₃ (aq), Pb(CO ₃) ₂ ²⁻			2×10^{-6}	PbCO ₃ (cr)	PbCO ₃ (aq), Pb(CO ₃) ₂ ²⁻	
Pd	8.5×10^{-8}	Pd(OH) ₂ (am)	Pd(OH) ₂ (aq)			1×10^{-9}	Pd(cr)	Pd(OH) ₂ (aq)	実測値に基づく設定
Pu	6.3×10^{-8}	PuO ₂ (am)	Pu(CO ₃) ₂ (OH) ₂ ²⁻ , Pu(CO ₃) ₂ ⁻			3×10^{-8}	PuO ₂ (am)	Pu(CO ₃) ₂ (OH) ₂ ²⁻ , Pu(CO ₃) ₂ ⁻ , Pu(CO ₃) ₃ ³⁻ , PuCO ₃ ⁺	
Ra	1.0×10^{-12}	Ra-Ca-CO ₃	Ra ²⁺			1×10^{-12}	Ra-Ca-CO ₃	Ra ²⁺	Ca との簡易共沈モデルより設定
Se	9.9×10^{-9}	FeSe ₂ (cr)	HSe ⁻	4.1×10^{-8}	Se(cr, trigonal)	3×10^{-9}	FeSe ₂ (cr)	HSe ⁻	
Sm	2.8×10^{-8}	SmCO ₃ OH·0.5H ₂ O(cr)	Sm(CO ₃) ₂ ⁻ , SmCO ₃ ⁺ , Sm(CO ₃) ₃ ³⁻	4.4×10^{-6}	SmCO ₃ OH(am)	2×10^{-7}	SmCO ₃ OH(cr)	Sm(CO ₃) ₂ ⁻ , Sm(CO ₃) ₃ ³⁻ , SmCO ₃ ⁺	
Sn	6.9×10^{-7}	SnO ₂ (am)	Sn(OH) ₄ (aq), Sn(OH) ₅ ⁻			5×10^{-6}	SnO ₂ (am)	Sn(OH) ₅ ⁻ , Sn(OH) ₄ (aq)	実測値に基づく設定
Tc	4.3×10^{-9}	TcO ₂ ·1.6H ₂ O(s)	TcO(OH) ₂ (aq), TcCO ₃ (OH) ₃ ⁻ , TcCO ₃ (OH) ₂ (aq)			4×10^{-8}	TcO ₂ ·2H ₂ O(am)	TcO(OH) ₂ (aq)	
Th	1.6×10^{-7}	ThO ₂ (am, aged)	Th(CO ₃) ₂ (OH) ₂ ²⁻			5×10^{-6}	ThO ₂ (am)	ThCO ₃ (OH) ₃ ⁻	
U	8.8×10^{-9}	UO ₂ (am)	U(CO ₃) ₂ (OH) ₂ ²⁻ , U(OH) ₄ (aq)	5.8×10^{-6}	UO ₂ (am) (すべての酸化状態を考慮)	8×10^{-9}	UO ₂ (am)	U(CO ₃) ₂ (OH) ₂ ²⁻ , U(OH) ₄ (aq)	
Zr	1.1×10^{-4}	Zr(OH) ₄ (am, fresh)	Zr ₄ (OH) ₁₆ (aq), Zr(OH) ₄ (aq)			1×10^{-6}	ZrO ₂ (am)	Zr(OH) ₄ (aq)	実測値に基づく設定

斜体は熱力学計算に基づかない選定値などであることを示す。

表 5.3.3-4 FOHP 間隙水中における各元素の溶解度設定値 (案)

元素	今回の設定値案			不確実性最大値		第2次取りまとめにおける設定値			
	溶解度 (M)	溶解度制限固相	主要溶存化学種	溶解度 (M)	溶解度制限固相	溶解度 (M)	溶解度制限固相	主要溶存化学種	備考
Ac	4.4×10^{-6}	AcCO ₃ OH(am)	Ac(CO ₃) ₂ ⁻ , AcCO ₃ ⁺ , Ac(CO ₃) ₃ ³⁻			2×10^{-7}	AcCO ₃ OH(cr)	Ac(CO ₃) ₂ ⁻ , Ac(CO ₃) ₃ ³⁻ , AcCO ₃ ⁺	
Am	2.8×10^{-8}	AmCO ₃ OH·0.5H ₂ O(cr)	Am(CO ₃) ₂ ⁻ , AmCO ₃ ⁺ , Am(CO ₃) ₃ ³⁻	$4.4 \times 10^{-6+}$	AmCO ₃ OH(am)	2×10^{-7}	AmCO ₃ OH(cr)	Am(CO ₃) ₂ ⁻ , Am(CO ₃) ₃ ³⁻ , AmCO ₃ ⁺	
Cm	2.8×10^{-8}	CmCO ₃ OH·0.5H ₂ O(cr)	Cm(CO ₃) ₂ ⁻ , CmCO ₃ ⁺ , Cm(CO ₃) ₃ ³⁻	4.4×10^{-6}	CmCO ₃ OH(am)	2×10^{-7}	CmCO ₃ OH(cr)	Cm(CO ₃) ₂ ⁻ , Cm(CO ₃) ₃ ³⁻ , CmCO ₃ ⁺	
Cs	可溶性		Cs ⁺			可溶性		Cs ⁺	
Nb	1.1×10^{-6}	Nb ₂ O ₅ (s)	Nb(OH) ₆ ⁻			1×10^{-4}	Nb ₂ O ₅ (am)	Nb(OH) ₆ ⁻	実測値に基づく設定
Np	4.5×10^{-5}	NaNpO ₂ CO ₃ ·3.5H ₂ O(cr)	NpO ₂ CO ₃ ⁻ , NpO ₂ ⁺	3.1×10^{-3}	NpO ₂ OH(am,aged)	4×10^{-5}	NaNpO ₂ CO ₃ (cr)	NpO ₂ CO ₃ ⁻	
Pa	9.8×10^{-10}	Pa ₂ O ₅ (s)	Pa(OH) ₅ (aq), PaO(OH) ₂ ⁺			2×10^{-8}	Pa ₂ O ₅ (s)	PaO(OH) ₃ (aq)	
Pb	1.4×10^{-6}	PbCO ₃ (cerrusite)	PbCO ₃ (aq), Pb(CO ₃) ₂ ²⁻			2×10^{-6}	PbCO ₃ (cr)	PbCO ₃ (aq), Pb(CO ₃) ₂ ²⁻	
Pd	8.5×10^{-8}	Pd(OH) ₂ (am)	Pd(OH) ₂ (aq)			1×10^{-7}	Pd(cr)	Pd(OH) ₂ (aq)	実測値に基づく設定
Pu	5.5×10^{-8}	PuO ₂ (am)	Pu(CO ₃) ₂ (OH) ₂ ²⁻			6×10^{-9}	PuO ₂ (am)	Pu(CO ₃) ₂ (OH) ₂ ²⁻	
Ra	1.0×10^{-12}	Ra-Ca-CO ₃	Ra ²⁺			1×10^{-12}	Ra-Ca-CO ₃	Ra ²⁺	Ca との簡易共沈モデルより設定
Se	可溶性		SeO ₄ ²⁻			可溶性		SeO ₄ ²⁻ (assumed)	
Sm	2.8×10^{-8}	SmCO ₃ OH·0.5H ₂ O(cr)	Sm(CO ₃) ₂ ⁻ , SmCO ₃ ⁺ , Sm(CO ₃) ₃ ³⁻	4.4×10^{-6}	SmCO ₃ OH(am)	2×10^{-7}	SmCO ₃ OH(cr)	Sm(CO ₃) ₂ ⁻ , Sm(CO ₃) ₃ ³⁻ , SmCO ₃ ⁺	
Sn	6.9×10^{-7}	SnO ₂ (am)	Sn(OH) ₄ (aq), Sn(OH) ₅ ⁻			5×10^{-6}	SnO ₂ (am)	Sn(OH) ₅ ⁻ , Sn(OH) ₄ (aq)	実測値に基づく設定
Tc	可溶性		TcO ₄ ⁻			可溶性		TcO ₄ ⁻ (assumed)	
Th	1.6×10^{-7}	ThO ₂ (am,aged)	Th(CO ₃) ₂ (OH) ₂ ²⁻			5×10^{-6}	ThO ₂ (am)	ThCO ₃ (OH) ₃ ⁻	
U	3.2×10^{-3}	UO ₃ ·2H ₂ O(cr)	UO ₂ (CO ₃) ₃ ⁴⁻ , UO ₂ (CO ₃) ₂ ²⁻ , (UO ₂) ₂ CO ₃ (OH) ₃ ⁻			5×10^{-3}	UO ₃ ·2H ₂ O(s)	UO ₂ (CO ₃) ₃ ⁴⁻ , UO ₂ (CO ₃) ₂ ²⁻	
Zr	1.1×10^{-4}	Zr(OH) ₄ (am,fresh)	Zr ₄ (OH) ₁₆ (aq), Zr(OH) ₄ (aq)			1×10^{-6}	ZrO ₂ (am)	Zr(OH) ₄ (aq)	実測値に基づく設定

斜体は熱力学計算に基づかない選定値などであることを示す。

表 5.3.3-5 溶解度設定におけるコメント

元素	コメント
Ac	第2次取りまとめでは Am の化学的類似性に基づき、溶解度制限固相を $\text{AcCO}_3\text{OH}(\text{cr})$ としている。しかしながら、Ac の場合は自身の放出する α 線によって固相が不安定になると考えられることから、JAEA-TDB では結晶質固相の熱力学データを選定していない。したがって、溶解度制限固相を $\text{AcCO}_3\text{OH}(\text{am})$ に変更した。このため、第2次取りまとめより溶解度が高くなっている。
Am, Cm, Sm	第2次取りまとめと同様の溶解度制限固相として、 $\text{AmCO}_3\text{OH}\cdot 0.5\text{H}_2\text{O}(\text{cr})$ を設定した。TDB 更新に伴い、第2次取りまとめよりも低い溶解度が得られている。ただし、不確実性として、溶解度制限固相を非晶質である $\text{AmCO}_3\text{OH}(\text{am})$ とした場合の結果を併記する。
Cs	溶解度を制限する因子が見当たらないことから、第2次取りまとめと同様に「可溶性」に設定した。
Nb	第2次取りまとめでは実測値に基づく設定を行ったが、今回は熱力学計算値を使用した。設定値が2桁近く異なるのは、本報告が熱力学計算の中央値を用いたのに対し、第2次取りまとめでは最も保守的となる実測の最大値を用いたことによる。熱力学データの不確実性の取り扱いについて、検討が必要である。
Np	第2次取りまとめと同様の溶解度制限固相を設定して得られた熱力学計算結果を採用した。TDB の更新に伴い、設定値が第2次取りまとめとは多少異なっている。
Pa	第2次取りまとめと同様の溶解度制限固相を設定して得られた熱力学計算結果を採用した。TDB の更新に伴い、設定値が第2次取りまとめとは多少異なっている。
Pb	第2次取りまとめと同様の溶解度制限固相を設定して得られた熱力学計算結果を採用した。TDB の更新に伴い、設定値が第2次取りまとめとは多少異なっている。
Pd	第2次取りまとめでは実測値 (Oda et al., 1996) に基づく設定を行ったが、本報告では熱力学計算値を採用した。JAEA-TDB では、JNC-TDB では選定されなかった Pd-OH-Cl 系の熱力学データについて、包括的な文献レビューを踏まえた選定値 (Rai et al., 2012) を採用した。最新の JAEA-TDB で選定されている $\text{Pd}(\text{OH})_2(\text{am})$ の溶解度積を用いることで、より現実的な熱力学計算値が得られた。
Pu	第2次取りまとめと同様の溶解度制限固相を設定して得られた熱力学計算結果を採用した。TDB の更新に伴い、設定値が第2次取りまとめとは多少異なっている。
Ra	詳細を後述する。
Se	詳細を後述する。
Sn	第2次取りまとめでは実測値に基づく設定を行ったが、本報告では熱力学計算値を採用した。
Tc	第2次取りまとめと同様の溶解度制限固相を設定して得られた熱力学計算結果を採用した。TDB の更新に伴い、設定値が第2次取りまとめとは多少異なっている。
Th	第2次取りまとめと同様の溶解度制限固相を設定して得られた熱力学計算結果を採用した。TDB の更新に伴い、設定値が第2次取りまとめとは多少異なっている。
U	詳細を後述する。
Zr	第2次取りまとめと同様の溶解度制限固相を設定して得られた熱力学計算結果を採用した。TDB の更新に伴い、設定値が第2次取りまとめとは多少異なっている。

(3) 溶解度設定値（案）の懸念事項

溶解度設定値（案）のうち、安全評価の結果に影響を与える可能性があると思われる元素として、ラジウム、セレンおよびウランが挙げられる。その内容は以下のとおりである。

(i) ラジウム

表 5.3.3-3 および表 5.3.3-4 では、第 2 次取りまとめと同様に、 $\text{CaCO}_3(\text{calcite})$ との簡易的共沈モデルを考慮した溶解度を設定した。しかしながら、ラジウムの溶解度を過小評価している可能性がある。

方解石 ($\text{CaCO}_3(\text{cr})$) に対するラジウムの共沈反応を定量的に評価する指標として、以下の式で表される元素分配比 (D) がある。

$$D = \frac{\text{固相中のRa/Caモル比}}{\text{液相中のRa/Caモル比}}$$

第 2 次取りまとめで用いた簡易共沈モデルは、 $D=1$ としたものである。

しかしながら、実測値として $D = (1.5 \pm 0.6) \times 10^{-1}$ (Yoshida et al., 2008) という値が報告されている。 D が小さいとラジウムが固相に取り込まれにくくなる、すなわち液相に残りやすくなることから、第 2 次取りまとめで使用した共沈モデルが保守的ではない可能性がある。

このことから、より現実的な溶解度の設定に向けて、 D を基に共沈の収着分配係数 (K_{cp}) を導出し、処分環境におけるラジウム移行挙動を評価した (Yoshida and Yoshikawa, 2009)。その結果、人工バリアでのラジウムの核種移行率 (ガラス固化体 1 本あたり単位時間あたりの移行速度) は第 2 次取りまとめに比べ高く評価されるものの、天然バリア中のラジウム (Ra-226) 濃度はトリウム (Th-230) との放射平衡で規定され、第 2 次取りまとめと同程度の核種移行率となることを示した。

したがって、共沈モデルの見直しが核種移行評価に大きく影響を及ぼすことはないと考えられる。

(ii) セレン

第 2 次取りまとめと同様に、溶解度制限固相を $\text{FeSe}_2(\text{cr})$ とした場合の溶解度を設定した。しかしながら、溶解度制限固相の不確実性として、 $\text{Se}(\text{cr}, \text{trigonal})$ を溶解度制限固相とした場合の結果を併記すべきであると考えられる。

第 2 次取りまとめのレファレンスケースにおける溶解度制限固相は、 $\text{Se}(\text{cr})$ より熱力学的に安定な $\text{FeSe}_2(\text{cr})$ とされている。しかしながら、過飽和溶解度試験において $\text{Se}(\text{cr})$ が $\text{FeSe}_2(\text{cr})$ に変遷したという結果が得られているものの、この固相が溶解度を支配したという証拠がつかめていない。東ほか (1999) でもこの状況を認識しており、不確実性として溶解度制限固相が $\text{Se}(\text{cr})$ であった場合についても言及されている。JAEA-TDB (最新版, 活量補正に SIT モデルを使用) における結果を表 5.3.3-6 に示す。溶解度制限固相を $\text{FeSe}_2(\text{cr})$

から Se(cr)に変更すると、FRHP 間隙水では約 1 桁、FRHP 間隙水では約 3 桁溶解度が高くなることわかる。

Se-79 の移行には溶解度のみが寄与すると仮定して定性的な核種移行評価を行うと、第 2 次取りまとめのレファレンスケース (FRHP) では Se-79 の線量率が高くなるものの、最大線量を支配するのは Cs-135 のままであることから、大勢に影響はない。一方、地質環境変更ケース (SRHP) では Se-79 の最大線量が Cs-135 と同程度となることから、より精密な評価が必要となる。

表 5.3.3-6 セレンの溶解度の熱力学計算値における溶解度制限固相による差異

溶解度制限固相	FeSe ₂ (cr)	Se(cr,trigonal)
FRHP 間隙水		
Se 溶解度 (mol·kg ⁻¹)	9.2 × 10 ⁻⁹	3.2 × 10 ⁻⁸
支配溶存化学種およびその寄与率	HSe ⁻ (100 %)	Se ₄ ²⁻ (53 %) HSe ⁻ (42 %) Se ₃ ²⁻ (4 %)
SRHP 間隙水		
Se 溶解度 (mol·kg ⁻¹)	4.3 × 10 ⁻⁸	2.4 × 10 ⁻⁵
支配溶存化学種およびその寄与率	HSe ⁻ (100 %)	HSe ⁻ (54 %) Se ₄ ²⁻ (42 %) Se ₃ ²⁻ (4 %)

(iii) ウラン

第 2 次取りまとめと同様に、U(IV)のみ存在すると仮定した場合の溶解度を設定した。しかしながら、この手法が妥当かどうか疑問が残る。

東ほか (1999) では、JNC-TDB を用いて溶解度制限固相を UO₂(am)とした熱力学計算を実施しており、支配溶存化学種が 6 価炭酸錯体 (UO₂(CO₃)₃⁴⁻) となったことを示している (表 5.3.3-7 ; JAEA-TDB を用いた計算でも同様の結果が得られる)。その一方で、「性能評価のための U の溶解度計算では Rai et al., (1995)の考察に基づき、JNC-TDB のうち U(IV)の熱力学データのみを用いた」(著者注：正しくは「Rai et al., (1995) の実験結果を基にした東らによる考察」と思われる) と述べたうえで U(IV)のみの熱力学計算を実施し、溶解度評価値としている (表 5.3.3-8)。

著者らは、溶解度制限固相を UO₂(am)とすることは妥当と考えている。問題は、Rai et al., (1995) の実験結果に基づいて U(IV)の熱力学データのみを用いることの妥当性である。

Rai et al., (1995) では、Na₂CO₃ 濃度 3 × 10⁻⁴ ~ 2.0 M (M: mol dm⁻³) の範囲でウラン (実験的には酸化状態の同定は行われていない) の溶解度測定を実施している。しかしながら、この実験は、ウラン (IV) の炭酸錯体の熱力学データを導出するためのもので、還元剤として鉄粉を添加し「酸素分圧 < 10⁻⁷⁵ atm (FRHP 間隙水の pH (= 8.4) の場合にこの値を E_h に換算すると < -0.38 V)」という徹底的に酸素を排除した系で実施されている。この酸化還

元電位の推定値はFRHP 間隙水の-0.28 V より低いことから、U(IV)がより安定になりやすい条件であることがわかる。試みとして、FRHP 間隙水の E_h を-0.38 Vに変更してJAEA-TDBを用いた熱力学計算を行うと、支配的なウランの酸化状態は4価（ほぼ100%）となる。

以上のことから、「Rai et al., (1995)の実験結果に基づいてU(IV)の熱力学データのみを用いる」ことは保守的な設定になっていないと考える。

表 5.3.3-7 各間隙水に対するウランの溶解度
(JNC-TDB 全データ利用) (東ほか, 1999)

間隙水	溶解度制限固相	溶解度* [mol/l at 25 °C]	支配化学種
FRHP	UO ₂ (am)	1.7×10^{-5}	UO ₂ (CO ₃) ₃ ⁴⁻ : 100 %
SRHP	UO ₂ (am)	1.8×10^{-9}	U(OH) ₄ (aq): 100 %
cement-reacted FRHP	UO ₂ (am)	5.0×10^{-6}	UO ₂ (CO ₃) ₃ ⁴⁻ : 100 %
lower-pH FRHP	UO ₂ (am)	2.0×10^{-5}	UO ₂ (CO ₃) ₃ ⁴⁻ : 86 % UO ₂ (CO ₃) ₂ ²⁻ : 14 %
higher-pH FRHP	UO ₂ (am)	7.0×10^{-7}	UO ₂ (CO ₃) ₃ ⁴⁻ : 100 %
FOHP	UO ₃ ·2H ₂ O(s)	3.0×10^{-3}	UO ₂ (CO ₃) ₃ ⁴⁻ : 47 % UO ₂ (CO ₃) ₂ ²⁻ : 33 %

*溶解度は計算値の3桁目を切り上げて表記した。

表 5.3.3-8 性能評価のために設定した各間隙水に対するウランの溶解度
(JNC-TDB U(IV)のみ利用) (東ほか, 1999)

間隙水	溶解度制限固相	溶解度* [mol/l at 25 °C]	支配化学種
FRHP	UO ₂ (am)	7.1×10^{-9}	U(OH) ₂ (CO ₃) ₂ ²⁻ : 74 % U(OH) ₄ (aq): 26 %
SRHP	UO ₂ (am)	1.7×10^{-9}	U(OH) ₄ (aq): 100 %
cement-reacted FRHP	UO ₂ (am)	3.8×10^{-9}	U(OH) ₂ (CO ₃) ₂ ²⁻ : 51 % U(OH) ₄ (aq): 49 %
lower-pH FRHP	UO ₂ (am)	3.2×10^{-9}	U(OH) ₄ (aq): 54 % U(OH) ₂ (CO ₃) ₂ ²⁻ : 46 %
higher-pH FRHP	UO ₂ (am)	2.2×10^{-9}	U(OH) ₄ (aq): 85 % U(OH) ₂ (CO ₃) ₂ ²⁻ : 15 %

*溶解度は計算値の3桁目を切り上げて表記した。

(4) 溶解度設定値（案）に対する専門家コメント

JAEA-TDB を用いた溶解度評価に対して、特に前項で述べたラジウム、セレンおよびウランの溶解度設定値（案）およびその懸念事項について、表 5.3.3-9 に示すとおり、放射性核種の溶液化学に詳しい国内の専門家にご意見を賜った。

表 5.3.3-9 溶解度評価に対してご意見を賜った専門家*

氏名	所属	役職
朽山 修	(公財) 原子力安全研究協会 処分システム安全研究所	所長
森山 裕丈	京都大学 原子炉実験所	所長, 教授
藤井 俊行	京都大学 原子炉実験所 原子力基礎工学研究部門 量子リサイクル工学研究分野	准教授
佐々木 隆之	京都大学大学院 工学研究科 原子核工学専攻	准教授
小林 大志	京都大学大学院 工学研究科 原子核工学専攻	助教
桐島 陽	東北大学 多元物質科学研究所 プロセスシステム工学研究部門 エネルギーシステム研究分野	准教授
木村 貴海	(独) 日本原子力研究開発機構 原子力基礎工学研究部門 原子力化学ユニット	ユニット長
渡邊 雅之	(独) 日本原子力研究開発機構 原子力基礎工学研究部門 原子力化学ユニット 放射化学研究グループ	研究主幹
北辻 章浩	(独) 日本原子力研究開発機構 原子力基礎工学研究部門 原子力化学ユニット 放射化学研究グループ	研究副主幹
山口 徹治	(独) 日本原子力研究開発機構 安全研究センター 燃料サイクル安全研究ユニット 廃棄物安全研究グループ	グループ リーダー

*肩書きはすべてご意見を賜った当時のものである。

(i) ラジウムの溶解度評価について

ラジウムの溶解度評価で多かったコメントは、「共沈を平衡論で扱うことに無理がある」であった。これは、「平衡定数が導出可能なものは、その平衡定数を用いて熱力学計算を行うべき」というコメントと共通するものである。

また、共沈については「これまで定量的に扱うことを目的とこなかったため、モデルの適切性を論じるのは難しい」という意見もあった。さらに、「第2次取りまとめの簡易共沈モデルは成立性がかなり心配」、「Ra だけ共沈モデルを使っているのは違和感がある。共沈現象が起こるとすればアクチニド-ランタノイド系やほかの化学的アナログ性を示す元素すべてで考慮すべき」という意見もあり、ラジウムだけに都合よく共沈モデルが使われているという印象を与えているようである。Yoshida and Yoshikawa (2009) のように、元素分配比から共沈の分配係数を導出する方法については、「最初は違和感があった」という意見があった程度で、ほかに否定的な意見は出なかった。したがって、第2次取りまとめの簡易共沈モデルに代えて、共沈の分配係数という概念を導入するのが、より現実的なラジウムの挙動を示すものと考えられる。この際、「核種移行評価上では共沈で扱うのか、収着として扱うのか、明確にしてあることが重要である。寄与をダブルカウントしないように注意」する必要がある。

なお、性能評価結果を示す場合には、「核種移行解析結果は、人工バリア出口におけるものを示すのがよい。断層外側だと、ほかの影響が入ってきてわかりにくくなる」というコメントもあった。

(ii) セレンの溶解度評価について

セレンの溶解度制限固相が二セレン化鉄 ($\text{FeSe}_2(\text{cr})$) か単体セレン ($\text{Se}(\text{cr})$) かについては、明確な結論は得られず、「 $\text{FeSe}_2(\text{cr})$ が溶解度を制限するとわかるまでは、 $\text{Se}(\text{cr})$ を溶解度制限固相とするのがよい」という意見に止まった。

セレン、特に鉄共存下については「実験的に難しい」という意見が多く、「Se 固相が $\text{Se}(\text{cr})$ になるか $\text{FeSe}_2(\text{cr})$ になるかは共存する鉄の濃度に依存すると考えられる。単純にどちらが安定かとかいう話ではないはず。」「Se ではどのような固相が形成されているかわかっていない。固相の自由エネルギーが導出されているからといって、固液の平衡がその熱力学データで成り立つとは限らない。何が溶解度を制限しているか判断することが難しい」、「 $\text{FeSe}_2(\text{cr})$ は溶液化学で熱力学データが得られていないことも問題」、「とにかく実験によって確認することが重要。10年かけても意義がある。専門家でも検出限界に阻まれて十分に追究しきれなかった。RI 使用した実験も検討の余地あり」など、多くの観点からご意見を賜った。現在も鉄共存下でのセレン溶解度を測定する実験研究が実施されているが、「 $\text{FeSe}_2(\text{cr})$ が溶解度を制限するとわかるまでは、 $\text{Se}(\text{cr})$ を溶解度制限固相とするのがよい」と思われる。

また、硫黄との化学的類似性について活用を求める、「Se 単独のナチュラルアナログ研究は期待できないが、硫黄との共存系で存在しているということは、硫黄と同じ挙動であると考えるのが自然」、「Se のナチュラルアナログデータとして、 FeS_2 に同居する知見はないのか。または実験で確認できないか」といった意見があった。

(iii) ウランの溶解度評価について

ご意見を賜った専門家に共通した意見は、「平衡計算する際は 4 価データのみでなく、すべての酸化状態のデータを入れるべき」であった。6 価の寄与を除外するのは恣意的であるという印象を与えたようである。実験的にも、「固相 4 価—液相 6 価という存在形態はありうる」という意見であった。第 2 次取りまとめの時代背景として、「第 2 次取りまとめでは、各元素の酸化還元状態を一種類に定めてから評価を行う方針であったため、ほかの酸化状態の寄与が考慮されていない。当時は時間的および作業量的にやむを得ないと判断」、「第 2 次取りまとめの時代は、『U(IV)の溶解度評価』と『ウランの溶解度評価』が混同されていた可能性あり」という見解をいただいたが、同時に「それ（著者注：ウラン (IV) のみを考慮した溶解度評価）が見直されるのはよいこと」というご意見であった。

その一方で、「6 価（炭酸錯体）の寄与が高すぎるという印象」という意見もあった。その原因として、「4 価の固相の溶解度積を求める際、特に中性加水分解種（U(IV)なら $\text{U}(\text{OH})_4(\text{aq})$ ）の溶存濃度の実測値の不確実性（コロイドなどの影響が十分に考慮されていないこと）を原因とした誤りがある可能性がある。OECD/NEA も実測値を基に熱力学データを導出する方針のため、選定した熱力学データが間違っている可能性がある」という意見があった。ただし、「U のみに（著者注：コロイド影響を排除した）剛体球モデルで導出された溶解度積を適用するということは難しいと考える。『中性加水分解種の溶存濃度は上限値に過ぎない』という主張も理解できるが、性能評価上は上限値を採用せざるを得ないので無意味」、「分画分子量の小さいフィルターでフィルトレーションを掛けても、条件によっては液相中に 4 価のコロイド（フィルター孔径以下の分子量のもの）は存在する。実処分系を考慮してもコロイドが存在するのは同じで、熱力学計算では説明できない部分。この扱いについては評価方針として慎重に議論すべき。コロイド影響を考慮した TDB にしていく方がよいだろう」という意見もあり、性能評価者としては現状の熱力学データを受け入れるしかないと考えられる。

今後の調査検討課題としては、実験的な観点から「FRHP 条件に近い実測データが取得できるか。硫黄の酸化還元対を用いるか、ポテンショスタットを用いて pH と酸化還元電位を制御し、酸化還元電位をモニターすればよいのでは。ただし、電極で電位を作るため、溶液の攪拌が必要」との提案があった。その一方で、「酸化還元反応については、計算は簡単なものの、実験するとなると速度論が複雑に絡むので難しい。このため実験では、酸化状態を整えて熱力学データを求め、計算により各酸化状態の寄与を考えるしかないであろう。酸化還元電位の実測値は酸性側で得られているので、特に高 pH 側の電位を考える際

には注意が必要」, 「感度解析をしてみると炭酸濃度の感度が高いことがわかるが, 炭酸ガス分圧もコントロールされた実験でない信用できない。FRHP 間隙水組成が再現できたとしても, それが平衡状態といえるか疑問」という意見もあった。また, 性能評価の観点からは「方解石の供給が U の溶解度を高くする原因ならばこの供給を何とか制限できないか。緩衝材中に含まれる方解石の枯渇により炭酸濃度が低下する可能性はないか, 確認が必要」, 「U(IV)-Np(IV)-Pu(IV)の体系的な議論を行った方がよいのではないか」といった意見があった。天然現象を参照するという観点からは「東濃は U 鉱山なので, 地下水中の U 濃度 (Seo and Yoshida, 1994) が U(IV)溶解度実測値に近かったということは, 地下水が還元条件だったということ。ナチュラルアナログ事例として活用すべし」, 「幌延地下水中の U 濃度は Th 濃度に近い値なので, 参考になるかも」という意見もあった。もっとも, 還元条件と思われる地下水中のウラン濃度の調査結果については, 東濃のものぐらいしか見当たらないのが現状である (黒澤ほか, 2013) うえ, 「ナチュラルアナログは場が平衡条件と言えないので使用することが難しい」といった意見もある。

現在の性能評価では溶解速度が考慮されておらず, 瞬時平衡を仮定していることについて, 「瞬時溶解平衡は非常に保守的な設定である。性能評価上支障が生じるようであれば, 溶解速度を考慮に入れてもよいのではないか」, 「ガラスの溶解速度を正確に考慮すれば, 核種移行評価上溶解度の上昇分がそのまま反映されるものではないはず。よく確認するように」といった意見があった。今後, 溶解速度をどのように考慮するか検討する余地がある。

酸化性条件での溶解度評価では, 「酸化性条件での制限固相として $\text{UO}_3(\text{cr})$ ではなく, $\text{U}_3\text{O}_8(\text{cr})$ (= $\text{UO}_{2.6667}(\text{cr})$) で固相の変遷が止まると考える専門家もいる。要検討」という意見があった。

(iv) その他の元素の溶解度評価および全体的な内容について

ジルコニウムなど 4 価金属イオンの溶解度については, 「最近の OECD/NEA のデータ選定では実測値を基に熱力学データを導出するため, コロイド影響を含んだデータ選定となってしまう。Zr のポリマー系加水分解種 ($\text{Zr}_4(\text{OH})_{16}(\text{aq})$ など) はコロイドではないかと疑われる。これを TDB から抜いて計算したらよいのでは。ただし, データセット全体として整合をとる必要があることに注意すべき。関連して, Sn(IV)および An(IV)の中性加水分解種の熱力学データの見直しも要検討」というご意見を賜った。

溶解度制限固相の設定に関するご意見として, 「溶解度制限固相の基本的な設定は, 全対象核種で統一された方針で行うべき」, 「溶解度評価研究全般として, 固相のきちんとした分析が必要。本質的に溶解度評価に一番影響するのはこの部分である。結晶質(cr)と非晶質(am)の差異, 取り扱い方針についても慎重な議論が必要である」, 「溶解度制限固相が非晶質か結晶質かについては, 第2次取りまとめにおいてかなり議論した。短期的には非晶質, 長期的には結晶質という意見もあったが, シリカなどの例では表面に非晶質固相が生成し

て、この非晶質が溶解度を制限しているような場合もある」といったご意見を賜った。

溶解度の不確実性評価については、「条件変化に対する不確実性の評価が必要。地下水のpHや全炭酸濃度の変化に対する不確実性を、感度解析的に押さえられるようにツールを整備しておくべき」、「地下水から間隙水に平衡計算させると緩衝作用により組成の幅が小さくなる。組成が収束していくにせよ、ある程度の変動幅を持たせて設定することは重要。酸化還元電位の幅についても検討すべき。不確実性の要因分析と取り扱いの検討が必要」といったご意見を賜った。

5.4 分配係数設定手法と不確実性評価手法の方法論の調査検討

5.4.1 岩石に対する分配係数設定と不確実性評価手法に関する海外事例調査

諸外国の処分実施主体が直面しているサイト選定や許認可申請などの段階における具体的なサイト情報に基づくパラメータ設定事例は、概要調査段階における岩石に対する分配係数設定手法を検討するうえで参考とすべき情報である。このため、本研究において、2011年度に、SKBの花崗岩（結晶質岩）を対象としたサイト選定や許認可申請にかかわる安全評価書（SR-Can; SKB, 2006, SR-Site ; SKB, 2011）のための分配係数などのパラメータ設定手法（Crawford et al., 2006; Crawford, 2010）を調査・分析した。さらに、2012年度には、特に堆積岩系の検討事例に着目して、Nagra/PSIの粘土岩（堆積岩）に対する半定量的条件変換を主体とした分配係数設定手法（EN2002; Nagra, 2002, Bradbury and Baeyens, 2003）を調査・分析した。また、モデル化に関する国際動向としてNEAの収着プロジェクトのPhase III報告書（NEA, 2005, 2012）、JAEAにおける基盤研究開発として、主に幌延堆積岩を事例として検討を進めている岩石の分配係数パラメータ設定手法について整理してきた。2013年度は、最新の事例として、フィンランドPosivaの性能評価報告書（TURVA-2012; Posiva, 2012）を対象として調査を行い、花崗岩系の分配係数設定手法に関する知見を拡充する。さらに、スウェーデンやスイスの事例を含め、一連の海外事例調査と比較・分析の結果をもとに、実際の地質環境調査に基づく岩石の分配係数と不確実性評価において参照すべき手法、課題や留意事項などを検討・整理する。

(1) Posivaの収着分配係数の設定手法の調査・分析

Posivaの性能評価報告書（TURVA-2012; Posiva, 2012）における岩石の分配係数設定手法について、主にデータ設定報告書（Posiva, 2013）を対象として、特に、実際の地質環境条件の考慮・反映の方法、分配係数設定の方法論、不確実性の取り扱いなどに着目して概括的な調査・分析を行った。なお、本報告書作成時において、岩石に対する分配係数設定に関する報告書（Radionuclide migration parameters for the Geosphere, Posiva 2012-41）は公開されておらず、方法論の詳細についてはこの報告書を確認する必要がある。

(i) 岩石・地下水条件設定

Posiva による上記安全評価では、実際の Olkiloto のサイト条件を対象とした調査結果などをもとに、花崗岩中の割れ目近傍の構造を概念モデル化し、より複雑な系を対象として核種移行パラメータの設定を行っているのが特徴である。図 5.4.1-1 に示すように、実際の岩盤中の割れ目の形状を抽象化したうえで、収着の観点から、4 種類の割れ目構造（粘土鉱物被覆割れ目、カルサイト被覆割れ目、鏡肌化した割れ目、その他）に区分している。

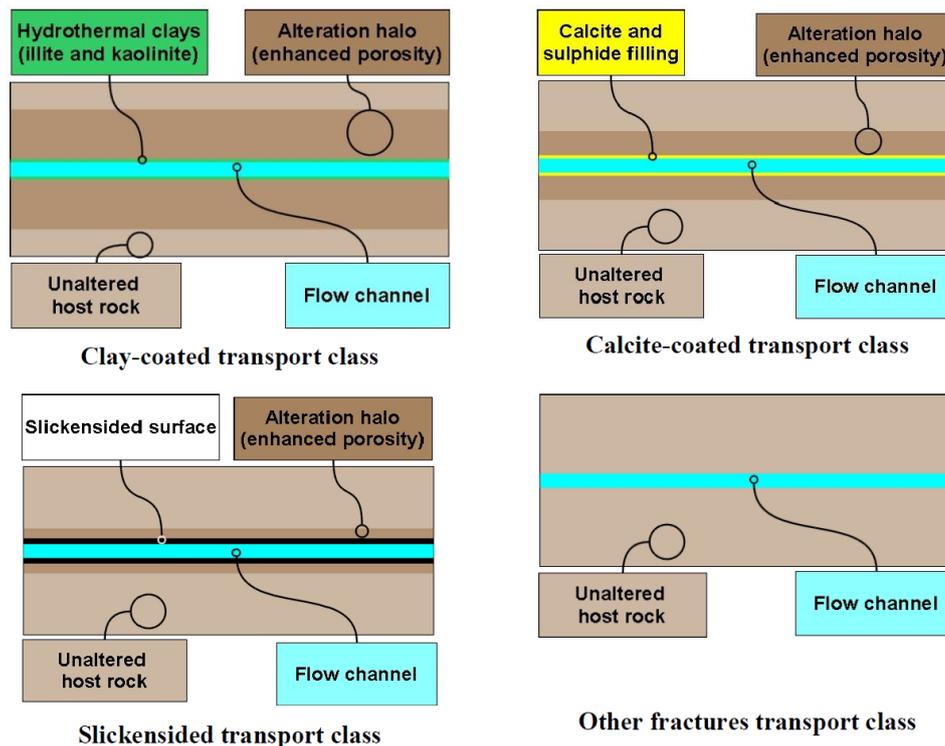


図 5.4.1-1 Posiva の割れ目の概念モデル化と収着の観点での 4 種の割れ目区分
(Posiva, 2013)

岩石マトリクスとしては、Olkiluoto における複数の基盤岩の存在状況を踏まえ、核種移行経路として考慮すべき 4 種類の岩（Mica gneiss, Tonalite-granite-granodiorite gneiss 2 種, Pegmatic granite）を選定している。また、粘土被覆割れ目に対しては、被覆粘土鉱物としてイライトとカオリナイトを想定し、分配係数を設定している。

一方で、地下水組成については、Olkiluoto における地下水性状、長期的な変遷なども考慮して、7 種類（還元性の氷河水/OLGA, 低塩分濃度の中程度に還元性の地下水/ALLMR, 還元性で炭酸濃度の高い塩水系地下水/OLBA, 還元性の塩水/OLSR, 酸化性の氷河融解水/OLGO, 酸化性で低塩分濃度の地下水/ALLMO, 海水系地下水/OLSO）もの地下水条件が設定されている。

(ii) 分配係数設定の方法論

分配係数の設定方法は、Nagra (2002) が粘土岩系に対して適用してきた実測データに基づく条件変換手法と SKB (2006, 2010) で検討されてきた花崗岩特有の粉碎/比表面積の補正の考え方を、組み合わせたアプローチを採用している。なお、Cs のみに対して収着モデルを適用している。核種収着に関するデータソースの選択においては、実際に Olkiluoto サイトで採取された岩石および地下水試料を用いて取得されたデータ群を優先的に採用する方針をとっている。特に岩石特性の差異に対する補正評価は、実サイトの試料のデータをもとに検討している。ほかのサイトのデータや既往文献データは、メカニズムや傾向性の把握や一部の核種のデータ設定を補完するために利用されている。このため、考慮されている主要な変換因子は、鉱物組成/CEC に関する因子、粉碎/バッチ系のデータをインタクト系に変換する補正因子であり、pH、イオン強度、スペシエーションなどの補正因子は考慮されていない。雲母鉱物の収着への支配的寄与を考慮して鉱物組成/CEC の補正因子を決定する点、粉碎試料とコア試料の表面積の比を補正因子として設定する点のいずれも SKB の方法と類似している。しかしながら、Posiva の場合、比表面積補正において鉱物ごとの比表面積への寄与率を考慮する点、コア試料と原位置岩との間の表面積補正を考慮しない点などが SKB の方法とは大きく異なっており、後述するような SKB と Posiva の分配係数設定値の大きな差異は、この表面積補正の考え方の違いが大きく原因していると思われる。

(iii) 不確実性評価の方法論

条件変換手法で考慮する個々の変換因子に含まれる誤差を定量化し、条件変換で推定する分配係数に含まれる不確実性を評価するという、Nagra/PSI などで採用されている不確実性評価手法 (Bradbury and Baeyens, 2003) が適用されている。黒雲母の含有率と CEC、表面積の変換因子の設定に付随する個々の不確実性因子が検討されており、特に表面積補正に関しては、その変換評価の難しさを反映して、大きめの不確実性因子が設定されている。これらの個々の不確実性因子を組み合わせると導出される分配係数の幅のうち、下限値のみが設定値として提示されている。これらの補正因子によって、岩石特性にかかわる不確実性はある程度考慮されていることになるが、データソースの不確実性や地下水組成の影響の考慮については明示されていない。ただし、岩石の種類として 4 種類、割れ目タイプとして 4 種類、さらに、地下水組成についても 7 種類のバリエーションを考慮しており、これらの評価によって地質・地下水の不確実性がカバーされるものと思われる。地質環境の不均質性や長期変動が大きい場合には、このような不確実性の考慮が実際的かもしれない。

上記したように、割れ目を詳細に考慮しようとするアプローチは、特徴的であるといえるものの、割れ目充填部の収着を粘土鉱物の分配係数に代表させている点、また、カルサイト被覆割れ目ではカルサイトへの分配係数を全核種でゼロに設定している点など、その考え方や根拠が不明瞭な点も多く、公開予定の分配係数設定に関する報告書によって確認する必要がある。

(2) 諸外国の岩石の分配係数パラメータ設定/不確実性評価手法の比較・分析

これまでに調査してきたスウェーデン SKB（花崗岩：SR-Site）、スイス Nagra（堆積岩：EN2002）、フィンランド Posiva（花崗岩：TURVA-2012）の分配係数設定の方法論、主要元素のデータセットについて比較・分析を行うとともに、それらの総合的な分析を通じて、今後のパラメータ設定の考え方や戦略に関する考察を試みた。

(i) 分配係数設定の方法論の比較・分析

分配係数設定の方法論については、以下に示す視点について、それぞれの方法論の概要をまとめるとともに、改善されるべき課題や今後のわが国における取り組みにおいて留意すべき事項などを、表 5.4.1-1 に取りまとめた。

- ・ 分配係数の設定アプローチと地質環境調査の段階的進展による変遷
- ・ 地質環境の空間的不均質性および時間的変遷の取り扱い
- ・ 不確実性の取り扱い
- ・ 原位置試験およびナチュラルアナログによる検証方法
- ・ データ取得、メカニスティックモデル、および化学的アナログという手法間の統合方法

(ii) 主要核種の分配係数データセットの比較・分析

一方、主要元素のデータセット間の比較については、安全評価上の重要核種として、Cs, Ra, I, Se, Np, Pu, U, Sn, Tc を対象に、各国の設定値を比較し、全体的な傾向性と個々の設定値の問題点などについて考察した。

各プロジェクトにおける対象元素の分配係数設定値を表 5.4.1-2 に整理するが、全体の傾向性としては、以下のようにまとめることができる。

- ・ 各元素についての分配係数はプロジェクトごとに異なり、特に、地質環境条件が類似している SR-Site と TURVA-2012 の間でも顕著な差異が存在することは特筆に値する。
- ・ TURVA-2012 の設定値は、一般に、SR-Site よりも大きく、EN2002 より小さい中間的な位置にある。
- ・ 結晶質岩系である SR-Site および TURVA-2012 と堆積岩系の EN 2002 との差異は、岩石および地下水水質の違いによってある程度説明できるものと考えられる。また、元素間の分配係数値の相対的な大小関係にはある程度の共通した傾向が見られる。

表 5.4.1-1 スウェーデン SR-Site, フィンランド TURVA-2012, スイス EN2002 の岩石に対する分配係数パラメータ設定手法の比較・分析 (1/2)

	結晶質岩		堆積岩
	SKB SR-Site	POSIVA TURVA2012	Nagra EN2002
分配係数の設定アプローチと地質環境調査の段階的進展による変遷	<p>[方法論の概要]</p> <ul style="list-style-type: none"> SR-Siteは許認可申請のための安全評価として、実サイトの岩石、地下水試料を用いた膨大な収着データを取得し、それらをもとに分配係数パラメータを設定 化学的アナログに基づき選定された代表元素(Cs, Ra/Sr, Ni, Am/Eu, Np(V), U(VI))について原位置試料でデータ取得。それ以外は化学アナログもしくは文献データから設定 バッチ収着データから、岩石試料の粉碎影響(粒径補正、室内一原位置補正)、鉱物組成、地下水組成(イオン強度のみ)を補正する手法をNagra/PSIの手法ベースに開発 リスクに基づく安全規制に対応するために、多数の実験点数をもとに累積密度関数(CFD)を設定 SR-97では既往文献に基づくデータベースに基づき、SR-Canでは文献情報と上記条件変換手法の組合せにより設定 <p>[課題]</p> <ul style="list-style-type: none"> 上記の要求に応じた多数の試験を行うためにデータ取得における品質管理(追跡性・透明性を含む)の難しさ 粘土について開発された補正方法の花崗岩への適用性の限界(収着支配鉱物の仮定、比表面積補正の難しさ) 表面積補正を全元素に一律適用することの限界(過小評価の可能性) <p>[わが国での今後の取り組み]</p> <ul style="list-style-type: none"> 主要元素を対象に、岩石粉碎や微視的不均質性の影響を受け難いコアサイズの試料を用いた収着データの評価、バッチ試験や原位置試験との相関性を含む評価の方法論の構築を重視 我が国のリスク論的安全評価の枠組みにおいて、ランダムさに対する確率分布ではなく、知識の不足を確からしさの異なる数値区間で表現するなど、必要データ点数の少ない効率的な設定手法開発が必要 	<p>[方法論の概要]</p> <ul style="list-style-type: none"> データソースの選択においては、対象としている岩石試料及び地下水の多くが実際にOlkiluotoサイトで採取されたものを用いているHelsinki大学によるものを優先 4種類の岩種(Mica gneiss, Tonalite-granite-granodiorite gneiss(二種類), Pegmatic granite及び7種類の地下水水質(還元性の水河水、低塩分濃度の中程度に還元性の地下水、還元性で炭酸濃度の高い塩水系地下水、還元性の塩水、酸化性の水河融解水、酸化性で低塩分濃度の地下水、海水系地下水)の組み合わせについて収着試験を実施 粉碎岩石から健全な岩石への条件変換には、双方の表面積の差異に基づく変換因子を用いている。粉碎岩石の表面積は実測値をもとに設定し、健全な岩石の表面積は主要鉱物の含有量と各鉱物の平均的表面積から算出 岩石中の陽イオン交換による収着は黒雲母によって支配されると仮定し、異なる花崗岩間の条件変換を必要とする場合には、黒雲母量の割合を変換因子として考慮 <p>[課題]</p> <ul style="list-style-type: none"> 具体的な実験手法の詳細が公開されていないため、判断することが難しいが、スウェーデンの事例の状況に近いと類推される 	<p>[方法論の概要]</p> <ul style="list-style-type: none"> オパリナス粘土プロジェクト 同層中に位置するモニタ地下研究施設において、原位置でのトレーサ試験を行うことにより、見かけの拡散係数あるいはトリチウムとの比較に基づく遅延係数が推定可能。また、粘土サンプルを用いた室内拡散試験によっても同様に遅延係数の推定が行われている。さらに、これに加えて、固液比の低い分散系でのバッチ収着試験も実施 文献データや実験室データを含め、多くのデータを使用してデータセットを作成する際には、ベントナイト及びオパリナス粘土のいずれに対しても、鉱物組成(イライト含有率、CEC)、pH、スペシエーション、室内試験と原位置における比表面積の差異、化学的類似元素に関する変換と補正によって、文献データに基づき処分場環境における遅延係数を推定 「一般的粘土質岩の収着データベース」 スイス国内の種々の粘土質岩に対応するために、鉱物としてはイライトのみに着目し、水質は5種類(pHとイオン強度をそれぞれ高中低で区分した場合の現実的な組み合わせ)に大別して収着データベースを構築することにより、任意の候補地点への対応を容易とする戦略 <p>[課題]</p> <ul style="list-style-type: none"> 粘土が極めて低透水性であるが故に、間隙水の抽出及び擾乱を排除した水質の同定は困難を極め、このため、顕著な不確実性が含まれる <p>[わが国での今後の取り組み]</p> <ul style="list-style-type: none"> 同様の粘土層の場合には、拡散試験に基づく見かけの拡散係数及び遅延係数を指標とする手法が有用 スイスの一般的粘土質岩の収着データベースのように、類型化された候補母岩毎に収着データベースを作成することは、わが国における公募型の事業では合理的な戦略となり得る
地質環境の空間的不均質性及び時間的変遷の取り扱い	<p>[方法論の概要]</p> <ul style="list-style-type: none"> 花崗岩では、透水係数場の空間的不均質性及び亀裂部の速い流速のため、外部環境の変遷に対応して地下水水質が変化しやすいという特徴を有する。このため統計的亀裂ネットワークモデルに基づき、塩淡水境界の移動や水河融解水の流入といった将来の環境変動に対応して処分場領域内の水質がどのように変化し得るかを統計的に予測 これらの水質変化予測結果(イオン強度のみ)を参照しつつ、元素毎に最も保守的な分配係数値を選択して、全期間、全位置に適用 岩石の物性を物性グループ(NMPG)によって表現し、移行経路に沿って積分することによって、経路全体を代表する平均値を算出 <p>[課題]</p> <ul style="list-style-type: none"> 各元素について最も保守的な(小さい)Kdを全位置、全期間で適用するという簡易な方法は、影響因子となる環境条件の異なる元素間のKd設定値の整合性が失われる可能性がある。また、環境変遷に応じてKdが急激に低下した場合の核種移行率の上昇といった動的影響も考慮されない点が非保守的となる可能性がある <p>[わが国での今後の取り組み]</p> <ul style="list-style-type: none"> 我が国の候補サイトが沿岸域の硬岩系のものとなった場合には、この事例と同様に、不均質場での地下水水質の変動の取り扱いが課題となる。岩石と地下水水質及び元素の組み合わせによる膨大な条件数での収着試験の実施を避けるためには、化学アナログの活用を図るとともに、上記の問題点に対処しつつ代表性の高い少数のデータセットを抽出する手法の開発が必要 	<p>[方法論の概要]</p> <ul style="list-style-type: none"> 移行経路を表面が粘土鉱物(あるいは硫化物)に被覆された割れ目、表面がカルサイト(あるいは粘土鉱物及び硫化物)に被覆された割れ目、鏡肌化した(slickensided)割れ目、その他割れ目に分類しているが、粘土鉱物以外の被覆の収着性は保守的に無視し、変質層のKdは表面積の小さい健全部と同等と保守的に簡略化 粘土鉱物の被覆に対しては、イライト、カオリナイト、緑泥石を考慮してKdを設定。この際、粉碎鉱物からの条件変換因子は1としている 安全評価で用いるKdはサイト内に最も普遍的に分布するMica gneiss及び塩水系地下水に対するもので代表させている <p>[課題]</p> <ul style="list-style-type: none"> Mica gneissよりもKdの小さいpegmatic graniteは分布箇所が限定されていることから使用されていないがその妥当性は示されていない。また、塩水系地下水の水質のみで代表させることについて、Data reportでは理由が記載されていない <p>[わが国での今後の取り組み]</p> <ul style="list-style-type: none"> Kdが最小となる岩種と地下水水質組み合わせを全般的に適用しても安全性が担保されるのであれば、収着試験に関する労力は大幅に低減される。逆に、収着性の高い岩石の性能を明示的に安全評価に取り入れることが必要であればその分布域の把握等が重要となる。このような戦略は候補サイトの特性に応じて具体化する必要がある 	<p>[方法論の概要]</p> <ul style="list-style-type: none"> オパリナス粘土プロジェクト オパリナス粘土中の鉱物粒は小さく、収着試験に用いる試料のスケールで見ても不均質性によるばらつきが問題となるものではない オパリナス粘土層の低透水性のために、間隙水の水質変化には極めて長期の時間スケールを要することから、硬岩の場合と異なり、多種類の地下水水質を想定してはいない。ただし、例外は、処分施設に用いられるセメント系材料の高pH間隙水によって間隙水質が変化する可能性であり、対応する水質についての収着データセットが別途作成されている 「一般的粘土質岩の収着データベース」 通常の意味での不均質性や時間変動とは異なるが、候補サイトが特定されていないために、先一般的データベース構築では、イライト含有率及び間隙水質(pHとイオン強度)の異なる条件が複数想定されている <p>[わが国での今後の取り組み]</p> <ul style="list-style-type: none"> 極めて低透水性の軟岩が候補サイトとなった場合には、硬岩の場合と比較して、空間的不均質性や時間的変動の取り扱いの重要性は相対的に低下するものと考えられる
不確実性の取り扱い	<p>[方法論の概要]</p> <ul style="list-style-type: none"> 収着試験条件と原位置での核種移行場の条件の間の差異に起因するバイアスとしての不確実性については、鉱物分布の不均質性とスケールの関係、試料粉碎の影響、地下水水質の差異等に着目して補正 不均質性に起因する多数のバッチ収着試験データのばらつき、岩盤亀裂ネットワークモデルの統計的ばらつき、といったランダムさとしての不確実性は確率分布関数として表現し、確率論的安全評価の入力としている <p>[課題]</p> <ul style="list-style-type: none"> 可逆な線形収着モデルの使用限界に関する不確実性、及び収着試験条件と原位置での核種移行場の条件の間の差異に起因するバイアスを補正する手法自体の不確実性といった知識の不足(ignorance)に起因する不確実性が無視されており、かつ、それが、確率分布として陽に表現されているランダムさとしての不確実性に比して小さいことの説明がない <p>[わが国での今後の取り組み]</p> <ul style="list-style-type: none"> Kdデータセットに含まれる上記の種々の不確実性(知識の不足、バイアス、ランダムさ)の相対的重要性とその地質環境への依存性(花崗岩ではランダムさが大きい等)を整理するとともに、確率分布では表現し難い知識の不足(ignorance)に起因する不確実性に対するを専門家の判断を含め、総合的な不確実性の大きさを「確からしさの異なる数値区間」として表現することが必要 	<p>[方法論の概要]</p> <ul style="list-style-type: none"> 収着試験条件と原位置条件の差異に起因する収着データのバイアスについては、粉碎試料の表面積、雲母鉱物含有量、陽イオン交換容量(CEC)等に関する補正を考慮 以下の項目について不確実性係数(UF:最良推定と保守的上(下)限の比)を定義し、これらの積として全体のUFを算出してKdの幅(最良推定値と下限値の比)を設定 <p>[課題]</p> <ul style="list-style-type: none"> 可逆な線形収着モデルの使用限界に関する不確実性、及び収着試験条件と原位置での核種移行場の条件の間の差異に起因するバイアスを補正する手法自体の不確実性といった知識の不足(ignorance)に起因する不確実性が無視されており、かつ、それが、UFとして陽に表現されているランダムさとしての不確実性に比して小さいことの説明がない <p>[わが国での今後の取り組み]</p> <ul style="list-style-type: none"> Kdデータセットに含まれる上記の種々の不確実性(知識の不足、バイアス、ランダムさ)の相対的重要性とその地質環境への依存性(花崗岩ではランダムさが大きい等)を整理するとともに、確率分布では表現し難い知識の不足(ignorance)に起因する不確実性に対するを専門家の判断を含め、総合的な不確実性の大きさを「確からしさの異なる数値区間」として表現することが必要 	<p>[方法論の概要]</p> <ul style="list-style-type: none"> オパリナス粘土プロジェクト及び一般的粘土質岩の収着データベースともに 鉱物組成(イライト含有率、CEC)、pH、スペシエーション、室内試験と原位置試験における比表面積の差異に関する左記のデータ変換・補正過程のそれぞれについて、最良推定値と保守的上下限値との比を不確実性係数(UF)として表現し、各元素について該当するそれぞれのUFを乗することによってRdに含まれる総合的な不確実性(同じく最良推定値と保守的上下限値との比)を評価する <p>[課題]</p> <ul style="list-style-type: none"> 粘土中の間隙水質の電気化学的特性が自由水と異なること、及び収着試験条件と原位置での核種移行場の条件の間の差異に起因するバイアスを補正する手法自体の不確実性といった知識の不足(ignorance)に起因する不確実性が無視されており、かつ、それが、UFとして陽に表現されているランダムさとしての不確実性に比して小さいことの説明がない <p>[わが国での今後の取り組み]</p> <ul style="list-style-type: none"> Kdデータセットに含まれる上記の種々の不確実性(知識の不足、バイアス、ランダムさ)の相対的重要性とその地質環境への依存性(花崗岩ではランダムさが大きい等)を整理するとともに、確率分布では表現し難い知識の不足(ignorance)に起因する不確実性に対するを専門家の判断を含め、総合的な不確実性の大きさを「確からしさの異なる数値区間」として表現することが必要

表 5.4.1-1 スウェーデン SR-Site, フィンランド TURVA-2012, スイス EN2002 の岩石に対する分配係数パラメータ設定手法の比較・分析 (2/2)

	結晶質岩		堆積岩
	SKB SR-Site	POSIVA TURVA2012	Nagra EN2002
<p>バッチ試験、拡散試験及び原位置試験において得られた収着データの比較検証と統合方法</p>	<p>[方法論の概要] ・少数ではあるが、コアサンプルを用いた収着試験を行い、粉碎岩石試料を用いたバッチ試験結果と比較することにより、後者の補正を行っている ・エスポHRLの大型コアサンプルを用いた拡散収着試験(LTSE-SD)を行い、安全評価に用いるKdデータセットのほうが保守側(小さい)であることを確認</p> <p>[課題] ・前節で述べた溶解度に関して行われているようなナチュラルアナログでの観察データ(例えばこの場合は固液間の濃度比)の集積とこれに基づくKd設定値の妥当性の確認は行われていない [わが国での今後の取り組み] ・概要調査段階においてもコアサンプルの採取は可能と考えられることから、LTSE-SDと同様の原位置試験を行うことは有用と考えられる。むしろ、岩石試料の破碎の問題や微視的な鉱物組成不均質性の影響等を考えれば、大型コアサンプルの試験を主として、それに対する種々の環境条件の影響を把握するために比較的多数のバッチ試験(粉碎試料に対する)を行う等の体系化された試験計画が合理的と考えられる</p>	<p>[方法論の概要] ・少数ではあるが、コアサンプルを用いた収着試験を行い、粉碎岩石試料を用いたバッチ試験結果と比較することにより、後者の補正を行っている</p> <p>[課題] ・現時点での公開情報を見る限り、溶解度に関して行われているようなナチュラルアナログでの観察データ(例えばこの場合は固液間の濃度比)の集積とこれに基づくKd設定値の妥当性の確認は行われていないのではないかと考えられる [わが国での今後の取り組み] ・概要調査段階においてもコアサンプルの採取は可能と考えられることから、LTSE-SDと同様の原位置試験を行うことは有用と考えられる。むしろ、岩石試料の破碎の問題や微視的な鉱物組成不均質性の影響等を考えれば、大型コアサンプルの試験を主として、それに対する種々の環境条件の影響を把握するために比較的多数のバッチ試験(粉碎試料に対する)を行う等の体系化された試験計画が合理的と考えられる</p>	<p>[方法論の概要] 「オバリナス粘土プロジェクト」 ・オバリナス粘土を粉碎した粒子を固液比の低い分散系で用いたバッチ収着試験条件と原位置での条件とを比較することによって、変換係数を通じて両者の情報を統合的に統合し得るとしている 「一般的粘土質岩の収着データベース」 ・オバリナス粘土を対象として個別に作成した収着データベースと、スイスにおける一般的な粘土質岩に対する収着データベースにオバリナス粘土の特徴を適用して導出した収着データベースとを比較することによって、一般的データベースの妥当性を検証している</p> <p>[課題] ・SKBによる溶解度データ設定に関して行われているようなナチュラルアナログでの観察データ(例えばこの場合は固液間の濃度比)の集積とこれに基づく収着データ設定値の妥当性の確認は行われていない</p> <p>[わが国での今後の取り組み] ・概要調査段階においてもコアサンプルの採取は可能と考えられることから、同様の原位置試験を行うことは有用と考えられる ・右記のように、粘土に対しては、表面錯体モデル等のメカニスティックなモデルの適用性が比較的高いことから、固液比の高い系での信頼すべき拡散試験データを得るとともに、その結果をメカニスティックなモデルによる評価を参照しつつ種々の条件に内挿・変換するような体系的な取り組みが有用と考えられる</p>
<p>収着試験、メカニスティックなモデリング、及び化学的アナログという手法間の統合方法</p>	<p>[方法論の概要] ・化学的相関性から代表的元素を選定して収着試験を行い、これに基づき他の元素を類推するというアプローチをとっている ・メカニスティックなモデルについては、以下の理由から一部の元素において参照する程度に留めている ・吸着に対して寄与の大きい花崗岩中の鉱物についての信頼できる熱力学データが整備されていない ・吸着に対して支配的となる鉱物を特定すること自体が困難な場合もある ・鉱物粒に対する被覆層の影響等を無視して、各成分毎の吸着への寄与を加算するアプローチの不確実性が大きい</p> <p>[課題] [わが国での今後の取り組み] ・岩石と地下水水質及び元素の組み合わせによる膨大な条件数での収着試験の労力低減のためには、化学的アナログの活用を図るとともに、上記の問題点に対処しつつ代表性の高い少数のデータセットを抽出する手法の開発が必要 ・花崗岩のような不均質な鉱物組成や鉱物粒被覆層の影響を考慮する必要のある岩石についてのメカニスティックなモデル開発も進められていることから、概要調査段階での進捗状況を評価してその成果を適切な位置づけで織り込むことが必要</p>	<p>[方法論の概要] ・化学的相関性から代表的元素を選定して収着試験を行い、これに基づき他の元素を類推するというアプローチをとっている ・メカニスティックなモデルに関しては、Csに関する陽イオン交換モデル以外は公開されているData reportの範囲ではほとんど記載がない</p> <p>[課題] ・Csについてのイオン交換モデルでは、既知のKdの非線形な濃度依存性が説明できない [わが国での今後の取り組み]</p>	<p>[方法論の概要] 「オバリナス粘土プロジェクト及び一般的粘土質岩の収着データベースともに」 ・化学的アナログによって代表元素を抽出することにより、収着データセット作成の効率を高めている ・表面錯体モデルにおけるパラメータ値の多くは直接決定することができないため、パラメータを実験データにあてはめることによってモデルを較正することが、収着に対するメカニスティックな手法において重要な役割を果たしている。このため、メカニスティックなモデルで算出された収着データをそのままデータセットにおいて利用している訳ではないが、特定の試験条件で測定された収着データを他の条件に適用する際の変換の考え方や傾向の推定といった間接的な用途においては、メカニスティックなモデルが活用されている</p> <p>[課題] [わが国での今後の取り組み] ・上記のように、粘土に対しては、表面錯体モデル等のメカニスティックなモデルの適用性が比較的高いことから、固液比の高い系での信頼すべき拡散試験データを得るとともに、その結果をメカニスティックなモデルによる評価を参照しつつ種々の条件に内挿・変換するような体系的な取り組みが有用と考えられる</p>

- SR-Site と TURVA-2012 では、いずれも同様の地質環境を想定しており、また、Bradbury and Baeyens の手法に基づく分配係数の設定手法を用いているものの、上記したような表面積補正などの詳細な適用方法の差異、それぞれのデータ取得手法および専門家による判断などにおける相違が主要な原因ではないかと推察される。

表 5.4.1-2 各プロジェクトにおける主要元素の分配係数設定値の比較

RN	SR-site / SKB	TURVA2012 / Posiva		EN 2002 / Nagra
		Fresh water	Brackish water	
Cs	0.000349	0.55	0.054	0.5
Ra	0.000242	0.006	0.003	0.0007
I	0	0.0000029	0.00000071	0.00003
Se	0.000295	0	0	0
Np	0.0529	0.4	0.4	50
Pu	0.0148	0.12	0.15	20
U	0.0529	0.0084	0.016	20
Sn	0.159	0.009	0.5	100
Tc	0.0529	0.4	0.4	50

以下に元素ごとの特徴や課題などについて整理する。

- Cs については、顕著な核種濃度依存性を有し、花崗岩系の場合には粒径依存性も大きく、この濃度条件や粒径/比表面積の取り扱いが、SR-Site と TURVA-2012 の 3 桁もの差異の原因として考えられる。
- Ra については、全体的に低い値となっているが、Sr を化学アナログとして適用していることが原因として考えられる。Ba の収着データはより高い収着データが報告されており、それらの傾向性も含めた分析が有効である。
- I と Se については、安全評価上の重要核種であり、極めて小さい値を設定するか、ゼロとするか、判断が難しく、I と Se の関係性も含め、各国の判断は分かれている。
- Np, Pu, U については、アクチニド IV 価で高い分配係数が報告されているが、粘土岩の EN2002 に比較し、花崗岩系の SR-Site と TURVA-2012 は 2~4 桁低い設定値であり、特に U の設定値が低くなっている。これらの元素については、Th も含めた化学アナログも検討されており、その妥当性も含めて評価が必要である。
- Sn, Tc については、いずれも還元環境で IV 価をとり、全体的にアクチニド IV 価よりも高い設定値となっている。Tc については、Th(IV)や Zr(IV)などアナログの適用の考え方が各国で異なっている点にも留意が必要である。

ここで比較対象とした3つの分配係数データセットは、いずれもほぼ最新の安全評価プロジェクトのものであるが、プロジェクト間でも個々のデータセット内でも不整合がみられる。Opalinus clayのように収着試験に用いる試料の均質性が高く粉砕などによる擾乱の影響を受けがたい岩石に対して、十分な量の収着試験データが存在する場合には、Bradbury and Baeyensによる試験データの補正および不確実性評価の手法がある程度適用可能である。しかしながら、SR-SiteおよびTURVA-2012の場合には、これらの条件はいずれも成立しておらず、特に花崗岩特有の粉砕影響/比表面積補正の難しさに関連して、分配係数データセットの不確実性が大きくなっているものと考えられる。また、モデルの適用についてもまだ課題が多く、特に結晶質岩に対する表面錯体生成などのメカニスティックモデルはまだ開発段階であり、これらのモデルを用いた評価・設定に過度に期待すべきではない。実験データおよびモデルの不確実性を補うものとして、室内データから原位置までのアップスケーリング法の検証やナチュラルアナログ事例の検討なども重要な課題と考えられる。

(iii) 分配係数パラメータ設定の総合的分析と戦略検討

上記の各プロジェクトについての分析を踏まえると、今後のパラメータ設定の方針を決定するうえで、以下の2つの視点・前提が重要となる。

- ・花崗岩などの結晶質岩と粘土岩などの堆積岩とでは、対処すべき問題の所在や手法の適用性が異なる。
- ・リスクによる安全規制に対応して確率論的安全評価を行うことが求められる場合と、確からしさを定性的に区分した評価（わが国におけるリスク論的评价に相当）とでは、求められるデータ量および不確実性の取り扱い方法に顕著な差がある。

a) 岩種の差異の安全評価上の特徴

① 水理特性の相違

調査対象とした堆積岩系サイトは、母岩が粘土系のものであり、極めて低い透水性を示す。このような特徴は、地下水シナリオにおける長期安全性確保のためには好ましいものであり、天然バリア中の物質移動が拡散によってのみ生ずることを深度に応じた地下水中の同位体プロファイルに基づき示すことがセーフティケースにおける重要な論拠となっている。一方、粘土層などの堆積岩の低透水性が、サイト調査上の困難につながっている側面もある。特に、地球化学的調査の一部として地下水のサンプリングを行うことが容易ではなく、粘土層中の間隙水の抽出時の化学的擾乱（脱ガスや酸化など）のために、測定結果に対して地球化学解析モデルを用いた補正を行うことが必要となる。この際、粘土中の狭隘間隙や表面の電気化学的特性のために間隙水が自由水とは異なる特性を示すため、モデリングには顕著な不確実性が含まれる点も課題となる。

一方、結晶質岩系のサイトでは、地下水の流動が開口割れ目などに局在化することが特徴であり、また、亀裂内での流れの偏在（チャネリング）も含め、不均質性が一般に見ら

れる。このことから、これらのサイトにおける安全評価およびそのためのサイト調査では、以下のような課題に重点的に取り組んでいる。

- ・ボーリング孔データに基づき、各水理地質構造における亀裂のサイズ、開口幅、方向、頻度などの統計データを推定するとともに、坑道掘削時にこの情報を更新する手法の開発
- ・亀裂統計情報に含まれる不確実性を表現するためのモデルの構築
- ・サイトスケール以上のスケールでの地下水流動解析のために、ブロックスケールの亀裂ネットワークにおける流れを等価な連続体によって近似する手法の改良

② 地球化学特性および化学的緩衝性の相違

前項で述べた結晶質岩系サイトの水理学的特徴は、地下水化学についても重要な影響を及ぼす。結晶質岩系では亀裂ネットワークの透水性に比して化学的緩衝性が低いため（亀裂中の地下水の滞留時間が短いのに対して、流動地下水と岩石中の鉱物との反応はマトリクス拡散によって律速された比較的遅いプロセスであることによる）、海水準変動による塩淡境界の移動や氷河融解水の浸透といった異種地下水の混合の影響によって、将来の処分場領域や天然バリア中の地下水水質の変動の幅が大きい傾向がある。また、このため、将来の核種移行特性（特に天然バリア中の分配係数）の推定に含まれる不確実性も比較的大きい。このような問題点に対応するために、結晶質岩系の各サイトでは以下のような課題に取り組んでいる。

- ・海水準変動による塩淡境界の移動や氷河融解水の浸透の過渡的地下水流動のモデル化
- ・亀裂ネットワーク中の地下水流動モデルを用いた解析による異種地下水の混合挙動の理解
- ・亀裂表面の鉱物共生などの観察結果に基づき、過去の異種地下水の侵入時期や影響範囲などを把握するとともにこれを上記の解析と比較することによる検証

一方、多くの堆積岩系のサイトにおいては、割れ目が必ずしも卓越した移行経路とはならないために、地下水の滞留時間は長く、このため、将来の気候変動や海水準変動などによりサイトの境界条件となる水質が変化した場合でも、そのような変化が処分場領域や天然バリア性能を期待する母岩にまで達するのは遅い。また、さらに、多孔質中を流れる地下水は岩石中の鉱物と十分な反応時間をもつことができるため、化学的緩衝性が高く、さらにこのような影響の伝播は遅延されることとなる。軟岩系サイトのこのような特徴は、深部の地下水が極めて古い水質の特徴を保存していることを示す調査結果などによって立証することが可能であり、セーフティケースに求められるこのような論拠を得ることはサイト調査の課題の一つとなっている。

③ 物質移動特性の相違

堆積岩系のサイト、特に粘土層においては透水性が極めて低いために、天然バリア中の物質移動は拡散によってのみ生ずることとなる。また、すでに述べたように、この点を地下水中の同位体プロファイルなどに基づき立証することが重要な課題となっている。粘土層以外の堆積岩においても、割れ目の頻度が低く、また、深部では地圧によって閉じている場合が多いことから、結晶質岩のように割れ目に沿った選択的な地下水流動経路が分布していない点が物質移動の場の特性として極めて重要である。この点を示すために、割れ目中の地下水水質（同位体組成などを含む）とマトリクス中の間隙水のそれとを比較することが重要な課題となる。ただし、このような比較の際には、上述した堆積岩の間隙水の抽出や水質把握に伴う困難を克服することが必要となる。

一方、結晶質岩系では、亀裂とマトリクスから成る二重間隙モデルの体系に関連して必要となる情報（マトリクス拡散深さ、flow-wetted-surface area、バイオフィームによるマトリクス拡散の抑制など）の入手が課題となる。また、花崗岩などでは選択的に核種を収着する黒雲母などの分布の不均質性が粉碎試料のスケールでは顕著となること、試料粉碎時の表面積の増大などの誤差要因があることから分配係数の推定が難しいという特徴もあり、これらへの対応が課題となっている。さらに、表面錯体モデルなどのメカニスティックな手法の適用性の観点でも、不均質な鉱物系への適用性や鉱物粒表面の被覆層についてのデータの不足といった問題も含まれている。なお、結晶質岩系のサイトにおける核種移行特性の把握については、これらの実験手法的な困難に加えて、以下の点にも着目することが必要となる。

- ・ 割れ目ネットワーク内の位置によって鉱物組成に空間的ばらつきがあり、その全体スケールに対して代表性を持つような核種移行特性を岩石コアや粉碎試料などの小規模サンプルに基づき推定すること
- ・ 海水準変動による塩淡境界の移動や氷河融解水の浸透といった異種地下水の混合の影響によって、将来の処分場領域や天然バリア中の地下水水質の変動の幅が大きい傾向があるため、将来の核種移行特性（特に天然バリア中の分配係数値）の推定に含まれる不確実性も比較的大きいこと

b) 確率論的安全評価と決定論的（確からしさを定性的に区分したリスク論的）安全評価

2011年度に調査を行ったSR-Siteでは、スウェーデンの安全規制に従って、確率論的な安全評価を行っている。このため、核種移行パラメータについても、図5.4.1-2にも例示したように、溶解度や分配係数についての確率密度関数を定義することが求められることとなる。特に、スウェーデンの場合には、花崗岩系の母岩を対象としているために、上記の水理および地下水化学的特性によって、多様な水質の地下水が処分場内の位置と時期に応じて存在することとなる。このため、図5.4.1-2に示すように、多様な地下水水質に対応することのできるような核種移行データセットを準備することが求められることとなる。

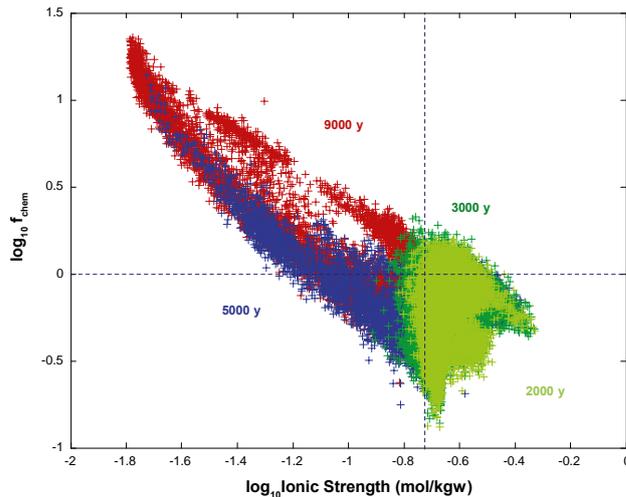


Figure 5-5. Typical groundwater chemistry transfer factors, f_{chem} calculated for Ra sorption and application groundwater conditions in the temperate case study. The plotted data represent 10,000 randomly selected groundwater compositions calculated individually for each case using PHREEQC and the assumed ion exchange model. Data are given for 2,000 y (lime green markers), 3,000 y (dark green), 5,000 y (blue), 9,000 y (red). The plotted data, although partially obscuring each other gives an idea of the system-wide, relative variation of f_{chem} at different times implying a trend towards increased K_d values over time owing to decreasing groundwater salinity.

図 5.4.1-2 地下水化学に関する変換係数の算出例（温暖期の Ra の収着に対するもの）
（Crawford, 2010）

さらに、核種移行経路内での鉱物組成などの不均質性も無視できないものであるため、これらの不均質性に対応する収着データの整備、および移行経路に沿った実効的な平均値の導出手法の開発も必要となる（例えば、SKB では、岩石の物性を物性グループ (NMPG) によって表現し、移行経路に沿って積分することによって、経路全体を代表する平均値を算出している）。

花崗岩系において確率論的安全評価が求められる場合には、従って、（化学的類似性に基づくグループの代表となる主要元素）×（鉱物組成の異なる岩石）×（将来の環境変遷に従って時系列的に処分場領域に分布する可能性のある地下水水質）という組み合わせのそれぞれについて、確率分布関数を定義し得る程度のデータ点数が求められることとなる。このような場合のデータニーズが膨大なものとなることは言うまでもなく、効率的な試験の実施と品質管理という両立させることの困難な課題に取り組む必要が生ずる。さらに、花崗岩の場合には、岩石粉砕による影響や鉱物分布の不均質性の影響の観点から、大型のコアサンプルを用いた試験の実施が好ましいことを考え合わせれば、必要なリソースは低透水性の軟岩系の場合よりも格段に大きいことに注意する必要がある。

一方、スイスやフィンランドの事例では、核種移行パラメータの上下限あるいは最良推定値と下限の範囲として表現するようなアプローチが採られており、確率分布関数を定義する場合に比べるとデータニーズは顕著に低減される。特に、スイスのような粘土岩の場合には、鉱物分布の不均質性の影響や将来の地下水水質の変動可能性が小さいこと、および表面錯体モデルなどのメカニスティックなモデルによる条件間の変換や内挿などが一定の妥当性を持つことから、必要なリソースは上記の場合と比べて小さいものと考えられる。

(iv) 確率論的安全評価と決定論的（確からしさを定性的に区分したリスク論的）安全評価
核種移行パラメータの設定に付随する不確実性には、以下のように異なる区分のものが含まれる。

- ① 収着試験条件と原位置での核種移行場の条件の間の差異に起因するバイアスとしての不確実性
- ② 不均質性に起因する多数のバッチ収着試験データのばらつき、岩盤亀裂ネットワークモデルの統計的ばらつき、といったランダムさとしての不確実性
- ③ 可逆な線形収着モデルの使用限界に関する不確実性、収着試験条件と原位置での核種移行場の条件間の差異に起因するバイアスを補正する手法自体の不確実性といった知識の不足に起因する不確実性（ignorance）

ここで、調査対象としたいずれのプロジェクトにおいても、①のバイアスに対しては、補正や変換を行う手法を導入している。また、②については、確率論的安全評価を行うスウェーデンでは確率分布関数として表現し、スイスとフィンランドでは、不確実性係数（UF（Uncertainty Factor）：最良推定値と上下限値の比）によって表現している。

共通の問題点は、③が明確には取り扱われていない点である。この点については、代替的なモデルによる対案を提示することや専門家の判断に基づく仮想的な what if 解析の実施といった安全評価で通常行われる種々のアプローチが採られる必要がある。しかしながら、本研究で調査したいずれの事例においても、このような安全評価上の戦略的な判断に対して、核種移行パラメータに関する専門家からどのような情報提供を行い、それをどのように安全評価上の変動解析ケースに反映するのかについて検討している事例はなかった。この点は、核種移行パラメータ設定の目的を包括的に捉えた場合には共通の大きな課題になるものと考えられる。

5.4.2 岩石に対する分配係数設定と不確実性評価の方法論の検討

実際の処分環境を対象とした性能評価において、その段階での調査で把握された地質環境条件、想定する地層処分システムならびに関連する不確実性要因も考慮して、核種移行パラメータについて不確実性の幅も含めて設定することが求められる。ここでは、上記の海外の実際のサイト条件を対象としたパラメータ設定事例の比較・分析結果も踏まえつつ、2012年度に策定した分配係数設定フローに対して、特に、不確実性の取り扱いや、今後の概要調査段階において重要になるであろう点に焦点をあてて分析を行う。

(1) 分配係数設定に関する全体フロー

パラメータ設定における不確実性の取り扱いについては、OECD/NEAの収着プロジェクトの報告書（OECD/NEA, 2005）において整理されており、図5.4.2-1に示すような3つの不確実性の要素を考慮する必要がある。一つはパラメータ設定の情報源となる実測データ

に含まれる誤差である。さらに、不確実性の重要なソースとしては、各種の条件変換に伴う誤差が含まれる。性能評価で想定される多様な条件や核種に対するデータを、実際のサイト条件ですべて実測することは現実的に不可能であり、既存データをもとに実験データと性能評価条件の差異を考慮した“条件変換”に付随する不確実性である。さらに、地質や地下水条件の不均質性あるいは時空間変遷に伴う不確実性がある。上記で示した3つの種類の不確実性の区分のうち、ここで考慮される不確実性は基本的には①と②である。

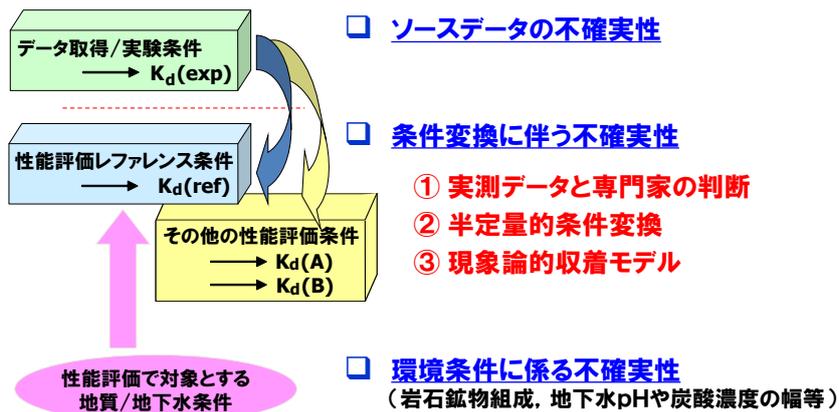


図 5.4.2-1 分配係数設定と不確実性評価のアプローチ
(OECD/NEA, 2005 より改定)

条件変換については、同図に示したように、現象論的収着モデルによる変換、半定量的な条件変換手法 (Semi-quantitative scaling)、あるいは専門家による判断 (Expert judgement) といった手法を、利用可能な情報源に合わせ、また、必要に応じて複数の手法の比較や組み合わせも含めて評価される。これらの条件変換手法のバリエーションも考慮して、2012年度に図 5.4.2-2 に示す包括的な分配係数設定フローを構築した (2013年度に一部改訂)。

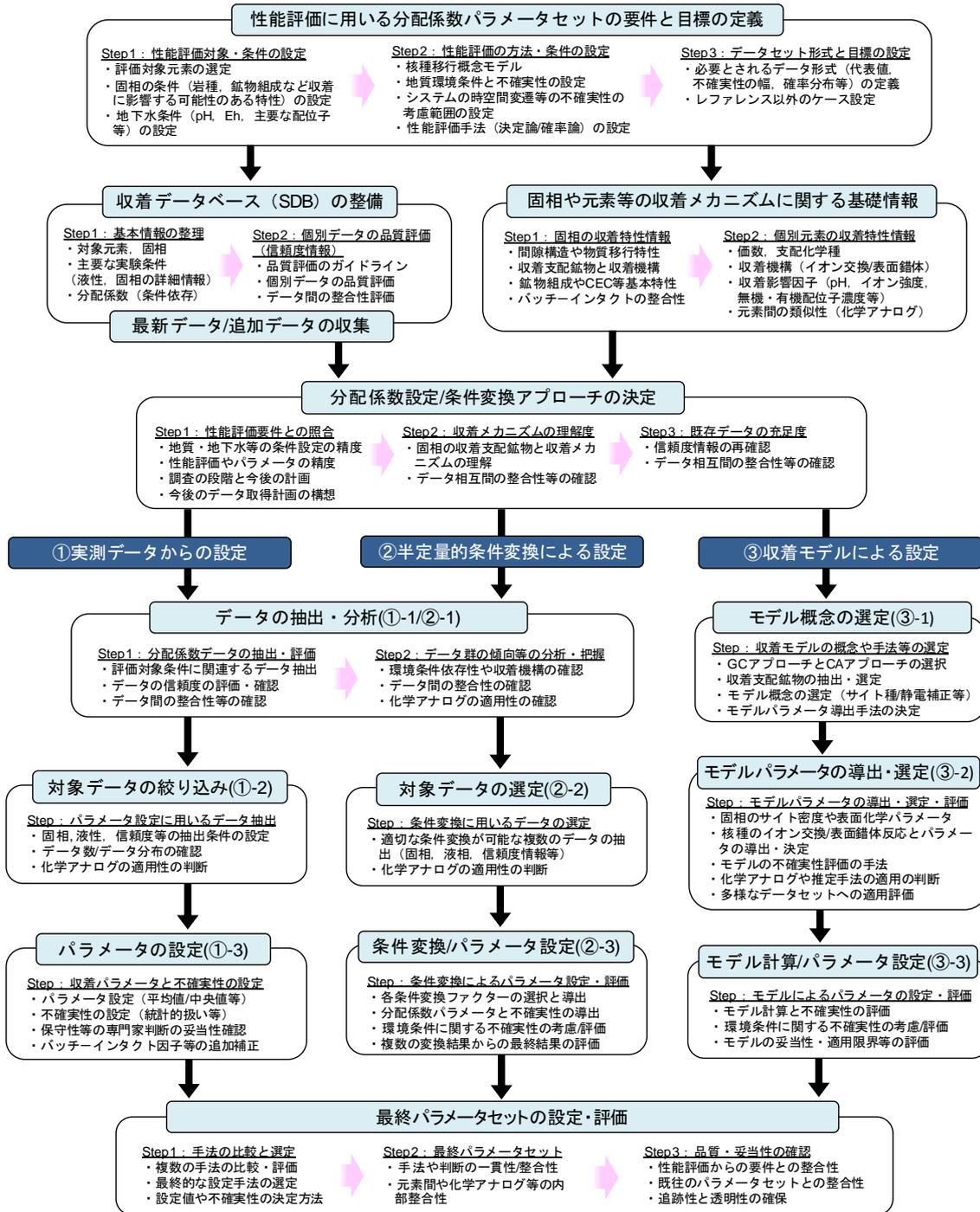


図 5.4.2-2 包括的な収着パラメータの設定フロー
(2013 年度に一部改訂)

これらの複数の設定手法の比較や選択に関する議論は、実際の候補サイト条件や段階的な情報の充実に応じたパラメータ設定の方法や品質の確保にも密接に関連する。地質環境条件が十分に特定されておらず、また、情報量が非常に限られている状況では、既存の実測データと専門家判断に基づく手法を採らざるを得ないが、情報量が充実するに従って、半定量的条件変換手法や現象論的収着モデルを活用することが可能な状況となる。上記の

海外事例をこのフローに照らせば、SR-Site, TURVA-2012, EN2002 のいずれのプロジェクトでも“半定量的条件変換手法”が中心的な役割を果たしている。また、Csなどのイオン交換性核種については、十分に検証されたモデルパラメータが構築されていることを踏まえ、モデルが補完的に活用されている。また、SKB の場合、SR-Can では、実測データに基づく分配係数が中心的役割を果たしている。これら3つのアプローチを含む分配係数設定フローを常に念頭におき、現時点で与えられた条件や情報に対してどのアプローチを採用すべきか、それとも複数の手法の比較評価によって信頼性を高めるべきか、現状の情報量に照らしてどのアプローチを適用することを目指してどのようにデータ取得を進めるべきか、などを検討することは、パラメータ設定の基本的戦略を決める最重要の部分である。

(2) パラメータ設定の前提条件と基本方針の設定に関する留意事項

(i) サイト地質環境の想定

文献調査段階を経て、概要調査へと進展する段階で、検討の対象となる岩種や地下水のタイプを含む初期の地質環境モデルおよびその将来変遷などに関する情報が設定されると考えられる。この情報に基づき、核種移行パラメータ設定に向けた計画を立案することとなるが、この時点で、上記の海外事例の分析で述べたように、検討対象サイトが、花崗岩などの結晶質岩、粘土などの低透水性の堆積岩のいずれに近いものであるかを判断するとともに、これらの代表的条件とは異なる岩種に固有の特徴を把握し、安全評価や核種移行パラメータ設定の対応方針を準備しておくことが必要である。また、それぞれの岩種に対応した収着メカニズムの知見や分配係数データがどの程度充足しているかも確認しておくことが好ましい。

a) 岩種に応じた核種移行経路の概念と収着支配鉱物の特定

花崗岩などの結晶質岩の場合には、核種の移行経路となる割れ目近傍の間隙構造とこれに対応した岩石の変質状態や被覆層や充填鉱物の種類などを理解することが求められる。また、収着に対して支配的となる鉱物（CEC や比表面積の大きい雲母鉱物など）を特定するとともに、その粒子の大きさや分布を把握しておくことが、後述する収着データ取得計画の立案に向けて重要である。粘土などの低透水性の堆積岩の場合も、（低頻度ではあっても）卓越した核種移行経路となるような割れ目などの存在およびその近傍の岩石の変質状態などを把握することが必要である。また、スイスにおける一般的な粘土質岩に対する収着データセット作成で着目されたイライトのように、収着特性を規定するような支配的鉱物種を明確にすることが、当該鉱物含有比という収着データに即した視点での地層の不均質性やそのスケールを把握するために重要である。

b) 地下水水質とその将来変遷の予測

花崗岩などの結晶質岩の場合には、透水性の高い亀裂ネットワークに沿った異種の水塊

の流入によって、将来の処分場領域の地下水水質が種々に変化する可能性がある（特に、沿岸域における海退時の海水系地下水の淡水による置換、あるいは海進時の降水系地下水の塩水による置換など）。そこで、安全評価期間を通じて使用することのできる収着データセットを作成するためには、このような変化を想定して、周囲に存在する異種の水塊（地下水端成分）を把握することが必要となる。なお、ここで、収着データの観点から着目すべき水質を従来の知見や収着データベースの分析などにに基づき抽出しておき、サイト調査へのニーズとして明確にしておくことが必要である。

低透水性の堆積岩の場合には、間隙水の抽出および擾乱を与えることなく水質分析を行うことの困難さを考慮する必要がある。そして、収着データの観点からどのような水質条件に着目すべきかをサイト調査へのニーズとして明確にしておくことが求められる。また、一般に、このようなサイトでの将来の地下水（間隙水）の水質変化は緩慢なものと考えられるが、そのことを立証するための証拠となる情報（深度方向の同位体プロファイルなど）の取得を検討することも必要と考えられる。

(ii) 安全評価戦略

スウェーデンにおける事例のように、確率論的安全評価を行う方針であれば、収着データセットとしても、確率分布関数として設定することが必要であり、このためには、多数のデータ取得を行うことが計画の基本となる。わが国におけるリスク論的安全評価における確からしいパラメータ設定を検討するうえで、当該サイトにおける収着データに含まれる不確実性（前述したバイアス、ランダムさ、および知識の不足に起因する不確実性（ignorance））のいずれによって支配されているのかを明らかにすることが必要である。そして、鉱物組成の不均質性や実験上のばらつきといったランダムさが支配的と判断された場合、特に沿岸域の硬岩系のサイトでは、SKBの例のように、膨大な数のデータ取得が必要となる可能性がある。

また、基本シナリオ、変動シナリオ、および人為・天然事象のそれぞれにおいて、どのような状況での核種移行を想定する必要があるかを検討しておくことも必要である。ここでのシナリオ設定によっては、前述した隆起・侵食シナリオにおける浅部の酸化性地下水、火成活動シナリオにおける熱水、人間活動による地層処分システムの擾乱を考慮する必要性が生じる可能性がある。なお、これらの安全評価戦略と関連付けたパラメータ設定を検討するうえでは、性能評価で設定するさまざまなパラメータ間で、考慮すべき前提条件、保守性の考慮および不確実性の設定の考え方などの整合的な取り扱いについて、その実現可能性も含めて検討することが重要である。また、安全評価対象核種についても、前提条件の一部として、ここで明確に定義されていることが必要である。

(3) 核種移行パラメータ設定に関する留意事項

(i) 収着データ取得計画立案

前項で述べた種々の前提条件を踏まえて、データ取得計画を立案することとなるが、ここで、まず行うべきことは、想定される地質環境条件における各元素の収着に関する基盤的知見や収着データベース（SDB）の整理である。そして、これらに基づき、収着データセット設定に向けた各元素の取り扱い区分（当該サイトでのデータ取得，文献データの利用，化学的類似性に基づく類推など）を，支配的な収着メカニズム，化学的類似性に基づくグルーピング，メカニスティックモデルによる推定の可能性・妥当性，文献データの充足度，収着試験の実施可能性といった多面的な要因を考慮しつつ設定する（SKBの例を図5.4.2-3に示す）。

これらの事例では，メカニスティックモデルは，間接的にしか利用されていないが，メカニスティックモデルによる推定を一定の信頼性を持って行うことのできるような岩種および水質などの条件である場合には，図5.4.2-2に示すように，このアプローチによる収着データの設定や不確実性の推定を直接的に採用することも可能である。

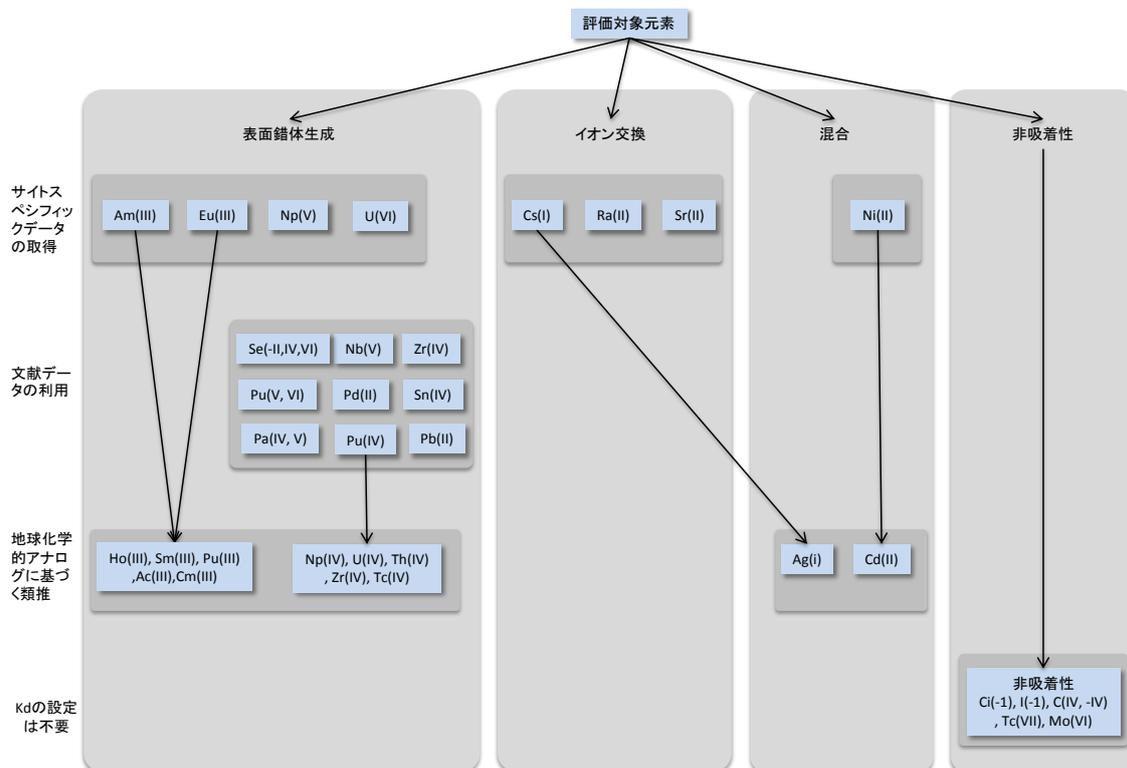


図 5.4.2-3 収着データセット設定のための安全評価対象核種の取り扱い区分の例 (SKB)

次に，実際にデータ取得を行う対象元素について，具体的に，どのような試験を行うべきかを決定する。この際，例えば，花崗岩などでは，岩石試料粉碎の影響や小規模試料に含まれる黒雲母などの収着性の高い鉱物粒子のばらつきといった問題に留意する必要がある。このため，コアサンプルを用いた拡散試験を環境条件を適切に制御した状態で行うこ

となども含め、まずは、信頼性の高い収着データを導出するための最適な試験評価手法を検討することが重要となる。そのうえで、前述した安全評価戦略（特に確率論的安全評価を行うか否か）や、考慮すべき岩石の空間的不均質性、および将来の地下水水質の変遷の可能性を考慮した場合に必要なデータ点数を念頭に、現実的かつ合理的な試験計画を策定する必要がある。

例えば、SKBの例では、このような組み合わせが膨大なものとなることから、個々の収着試験は比較的短時間で実施できる岩石粉碎試料を用いたバッチ収着試験とする一方、岩石粉碎の影響を補正するための比較対象として、少数の大型コアサンプルを用いた拡散試験を行っている。

(ii) 収着データセットの検証

収着試験によるデータ取得、および文献データに基づくデータ推定などの複数の手法で得られた結果については、図 5.4.2-2 で示したように、相互に関連付けた分析評価がなされるべきである。例えば、ある条件で取得したデータと、ほかの条件で取得された文献データに対して、上記の補正・変換手法を適用した場合に、相互に整合的な結果が得られていることや、異なる条件で取得したデータ間の補正・変換後の整合性、あるいは、化学的類似性があると判断された元素間での補正・変換後の相対的關係に矛盾がないことなどを分析することによって、これら一連の手法およびその背後にある基盤的理解の妥当性の検証に貢献することができる。また、これらの手法とは別にメカニスティックなモデルによる推定との比較・検証によって、さらに信頼性の向上を図ることが可能と考えられる。

このような検証による信頼性の確認には、重複した情報を複数の手法によって導出することが必要となり、要求されるリソースは増大することとなるため、すべての元素についてすべての手法を重複して実施することは合理的ではない。そこで、データ取得計画の立案に際しては、この点を考慮し、検証すべきポイントを明確にしたうえで、効率性の観点と期待される信頼性向上とをバランスさせる取り組みが必要と考えられる。

(4) 不確実性の取り扱いに関する留意事項

(i) 不確実性因子の抽出

すでに述べたように、収着データの設定に付随する不確実性には、以下のように異なる区分のものが含まれる。

- ①収着試験条件と原位置での核種移行場の条件の間の差異に起因するバイアスとしての不確実性
- ②不均質性に起因する多数のバッチ収着試験データのばらつき、岩盤亀裂ネットワークモデルの統計的ばらつき、といったランダムさとしての不確実性
- ③可逆な線形収着モデルの適用限界に関する不確実性、収着試験条件と原位置での核種移行場の条件の間の差異に起因するバイアスを補正する手法自体の不確実性といっ

た知識の不足に起因する不確実性 (ignorance)

不確実性の取り扱いにおいて、まず最初に行うべきことは、上述した収着データセット設定に含まれる種々の操作や検討あるいは推論の方法に即して、上記の①～③に対応する具体的な不確実性要因として何が含まれるかを明確にすることである。

(ii) バイアスおよびランダムさへの対応

海外事例のいずれにおいても、前項で述べた不確実性のうち①のバイアスに対しては、表 5.4.1-1 に示したような補正や変換を行う手法を導入している。また、②については、確率論的安全評価を行うスウェーデンでは確率分布関数として表現し、スイスとフィンランドでは、不確実性係数 (UF (Uncertainty Factor) : 最良推定値と上下限値の比) によって表現している。具体的には、スウェーデンの場合には、補正係数が一義的に決定されず、それぞれが確率分布を有することにより対応する補正・変換ステップに含まれる不確実性因子が表現され、これらの積として表現される補正・変換後の収着データの確率分布によってランダムさとしての不確実性の全体像が示されることとなる。一方、スイスおよびフィンランドの事例では、補正係数が一義的に決定されず、それぞれが UF として表される幅を有することにより対応する補正・変換ステップに含まれる不確実性因子が表現され、これらの積として表現される補正・変換後の収着データの UF によってランダムさとしての不確実性の全体像が示されることとなる。

一般に、実測値などの一次データを直接用いて安全評価のためのデータセットが構築されることは稀であり、できるだけ類似した系のデータを参照するものの、特性の異なる試料に対し異なる条件下で行われた期間の短い試験結果に基づき、推論を積み重ねてデータセットを導出することが行われる。体系的な不確実性管理を行うためには、各推論の段階で不確実性要因を抽出し、不確実性の低減を図るとともに、残された不確実性を適切に表現して安全評価に反映することが必要となる。各国の収着データセットの構築においても、このような不確実性管理が行われているものと推察される。そこで、SR-Site の収着データセット設定における不確実性管理を、不確実性の段階的な低減化という視点で図 5.4.2-4 に整理した。このような不確実性を基軸とした整理を、データセット設定の作業手順としてのフローの作成と併せて行うことにより、追跡性と透明性を向上させることが可能と考えられる。また、このような情報を、収着データセット構築の長期的かつ段階的な戦略を明確するうえで、安全評価解析側のニーズとのすり合わせを含めて、初期段階から検討しておくことが重要と考えられる。

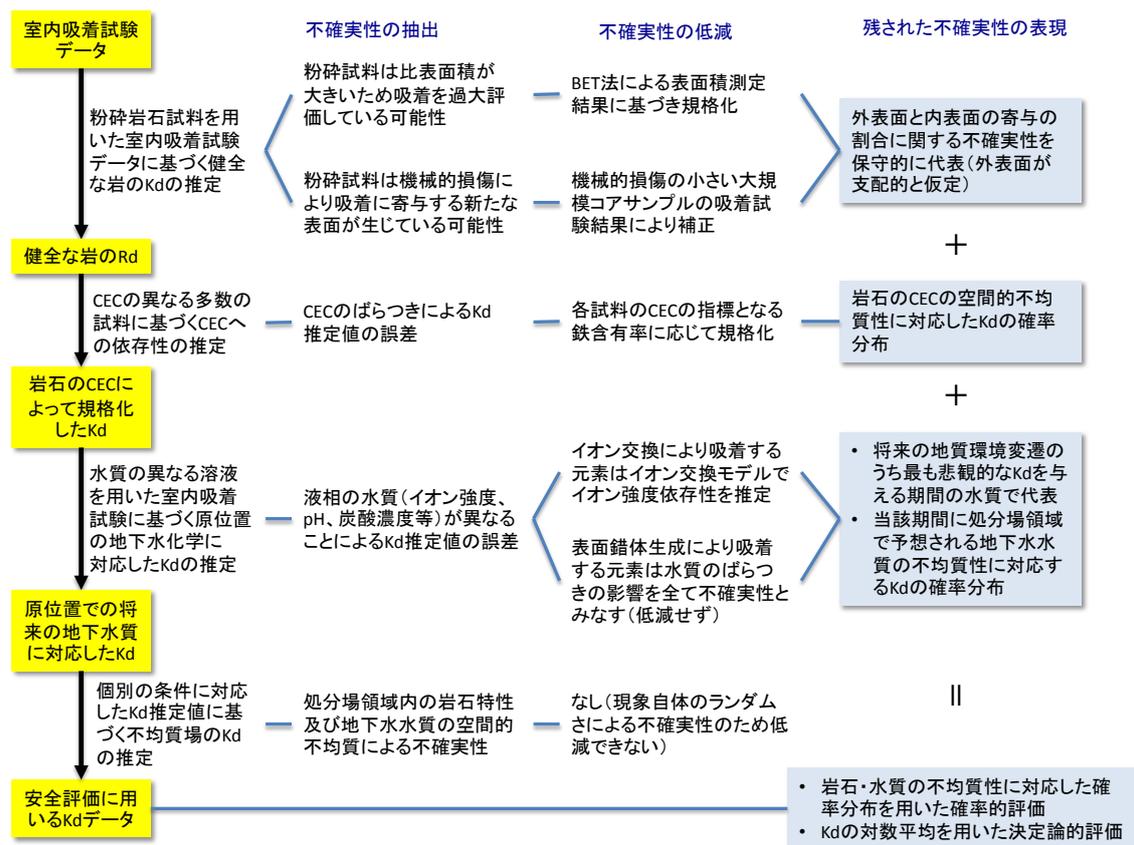


図 5.4.2-4 SR-Site における収着データセット設定における不確実性管理の整理

(iii) 知識の不足に起因する不確実性 (Ignorance) の取り扱い

すでに述べたように、上記の海外事例における共通の問題点は、③の知識の不足に起因する不確実性 (Ignorance) が明確には取り扱われていない点である。知識の不足に起因する不確実性はバイアスやランダムさのように個々のデータに基づき定量化することが困難であり、これを考慮に含めた場合に、設定したデータセットの信頼性がどの程度のものであるかをピアレビューなどにおいて、専門家の知見に基づき判断することが求められる。

このようなレビューと専門家の判断を完全に透明かつ追跡性のあるものにするには困難であるが、例えば、討論モデルのような手法を用いて判断の根拠を明記することは可能である。これらの手法では、設定したデータセットとは独立した複数の情報と比較した結果などを論拠として、その妥当性についての多面的な論拠 (Multiple lines of reasoning) を構成することによって、ブラックボックスになりがちな専門家の判断を論理構造として表出するという意味では効力を持つものと考えられる。また、具体的な論拠としては、表 5.4.2-1 に示すものが考えられる。

表 5.4.2-1 種々の知識の不足に起因する不確実性 (ignorance) と収着データセットの妥当性を判断するための論拠例

想定される知識の不足の例	論拠の例
元素のグルーピングの基盤となる化学的類似性に関する知識に誤りがある	基礎理論に基づき収着特性の類似性が説明できる
	これまでに蓄積された SDB に基づき収着データの傾向に類似性があることが明らかである
	ナチュラルアナログにおける収着挙動に類似性が見られる
	先行するほかのデータセットの事例と整合的なグルーピングである
	一部の元素については実際に収着試験を行うことでグルーピングの妥当性を確認している
線形収着平衡モデルの適用性に疑問がある	核種移行評価で考慮すべき濃度範囲では線形性を示すデータが得られている
	想定される濃度範囲で K_d の濃度依存性は見られるがその範囲内における K_d の最小値を用いているため保守的である
	非線形収着モデルを用いた核種移行解析を別途行い、線形モデルで用いる K_d 値の保守性を確認している
	核種移行解析の時間スケールでは収着平衡が成立することが収着試験における濃度変化から推定される収着速度に基づき説明可能である
試験条件と処分環境の条件の差異に起因するバイアスに対する補正・変換の操作が不適切である	設定した収着データセットが原位置試験において推定される収着データと整合的あるいは保守的なものであることが示されている
	補正・変換の操作を条件の異なる既存のデータ間に適用することで矛盾なく相互の変換を行うことができる
地下水水質の時間的変動予測の前提となるシナリオの誤り	現実的には考えがたいような極端な水質（大気平衡の酸化性の水や水の分解限界の強い還元性の水あるいは熱水など）を想定した what if 解析を行い結果への影響が許容できるものであることを確認している
空間的不均質性のために実際の核種移行経路の特定に誤りがあり対象とすべき岩種が異なる	想定される核種移行経路以外の近傍の岩種についても収着データセットを作成して what if 解析を行い移行経路が異なった場合でも結果への影響が許容できるものであることを確認している

5.4.3 現状の知見に基づく岩石に対する分配係数設定と不確実性評価の試行

(1) 試行の方法と条件

上記の包括的な分配係数パラメータ設定を活用した岩石の分配係数パラメータ設定の試行として、2011年度と2012年度には、花崗岩（第2次取りまとめ条件）を対象として、図5.4.2-2のフローにおける「①実測データ群から設定」を適用した設定を試行した。さらに、2012年度には、公開報告書（Ochs et al., 2013）をもとに幌延堆積岩系を対象とした「②半定量的条件変換による設定」および「③収着モデルによる設定」例を提示した。本報告書では、花崗岩（第2次取りまとめのFRHP条件）に対するCsとAmの収着分配係数を対象として、特に不確実性の評価に着目し、①と②の手法による設定を試行した。これらの手法を組み合わせることの重要性は上記したとおりであり、実際に、SKBの事例においても、SR-Canでは①に相当するアプローチが取られているのに対し、より進んだ段階におけるSR-Site（あるいは、TURVA-2012）では、②の条件変換が中心的に活用されている。

それぞれの設定手法は、2012年度の報告書に記載したとおりであるが、不確実性の取り扱いを中心に、以下に概説する。

(i) 実測データ群からの設定における不確実性の取り扱い

この設定手法においては、収着データベース（JAEA-SDB; 館ほか, 2009）から関連する岩石や地下水条件の既存の実測データを抽出し、データの信頼度やメカニズムを考慮して、特に地下水条件を適切な条件で絞り込み、それらをもとに分配係数を設定する。データ群を抽出する時点で、データそのもののばらつきが含まれるほか、条件範囲の絞り込み条件をある程度広めに取りざるを得ず、この絞り込みにおいて岩石や地下水条件の幅を考慮することになる。また、最終的に抽出されたデータ群の分布形をみつつ分配係数と不確実性範囲を設定することになるが、2012年度の試行でも示したように、中央値/パーセントイルと対数平均値/標準偏差が代表的な方法である。

(ii) 半定量的条件変換による設定における不確実性の取り扱い

分配係数の実測データから環境条件の違いを補正して分配係数を設定する半定量的条件変換手法（Semi-quantitative estimation method）は、上述したようにNagra/PSIによって提案・検討されてきた手法である（Bradbury and Baeyens, 2003）。その後、SKBやPosivaの花崗岩を対象とした最新の分配係数設定にも活用され、JAEAでも幌延の堆積岩などを対象とした分配係数設定の試行（Ochs et al., 2013）において、この手法の適用性を検討してきた。この手法では、関連するデータ群の中から、信頼性や条件などを考慮して数点のデータを抽出したうえで、図5.4.3-1に示すように、分配係数に影響を及ぼす主要因子である、鉱物組成、表面特性、溶存化学種、共存イオン濃度、バッチーインタクトの各々の条件の差異を変換係数(CF)として設定し、それらを考慮して半定量的に K_d を推定評価する。また、こ

の半定量的条件変換に伴う不確実性については、鉱物組成やイオン濃度といったデータに含まれる誤差などを考慮することによって、同図に示すような個々の条件変換係数に付随する不確実性因子として定量化がなされている (Bradbury and Baeyens, 2003; Ochs et al., 2013)。なお、従来の堆積岩系の条件変換において、バッチ-インタクト変換因子については1として扱っていたが、ここではSKBやPosivaの事例を参考に、比表面積による変換因子とそれに伴う不確実性因子についても同図中に暫定的な式、値として付記した。

この半定量的条件変換においては、特定の条件での分配係数と不確実性を評価する手法であるため、岩石や地下水の変動範囲が設定されれば、その幅に対応した条件変換を行うことにより、それらの変動幅に対応した分配係数と不確実性を評価することが可能である。

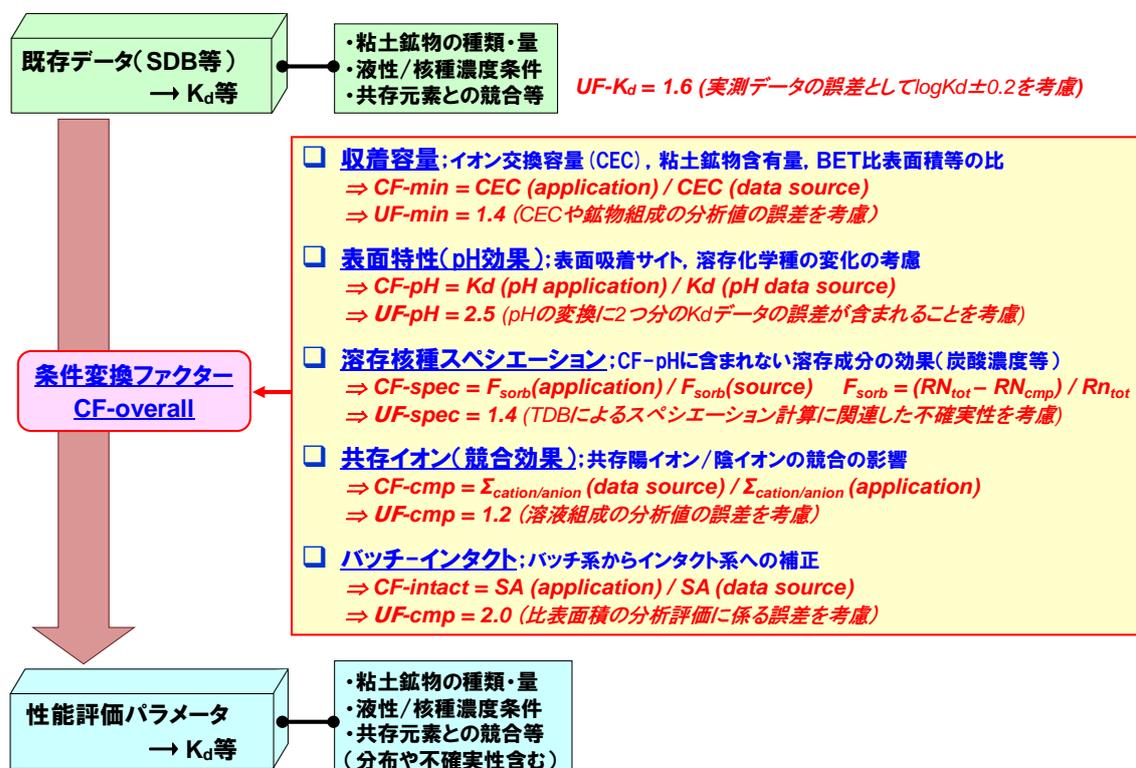


図 5.4.3-1 半定量的条件変換手法における条件変換因子と不確実性因子の概要

(iii) 設定対象条件

上記のとおり、第2次取りまとめのレファレンスケースである花崗岩系のFRHP系地下水を対象として、CsとAmの分配係数と不確実性の幅を設定する。FRHP地下水組成は5.2に示したとおり、pH 8.5, イオン強度 4×10^{-3} M, 炭酸濃度 3.5×10^{-3} Mである。実測データ群に基づく設定では、これらの条件に対して幅広くデータ抽出を行い、抽出データ群の分布に対して不確実性を設定した。条件変換手法においては、5.2の地下水組成の不確実性に関する議論も参照しつつ、ここでは、pH 7.5~9.5, イオン強度 4×10^{-4} ~ 4×10^{-2} M, 炭酸濃度 3.5×10^{-4} ~ 3.5×10^{-2} Mの上下1桁の変動幅を仮定して、不確実性の評価を試みた。ま

た、花崗岩の雲母鉱物および粘土鉱物が収着を支配すると仮定し、これらの含有率をレフアレンス花崗岩では5%と仮定した。

(2) 花崗岩/FRHP 地下水における Cs の分配係数/不確実性設定の試行

(i) 実測データ群に基づく設定

(a) データ抽出・分析

最初のステップとして、JAEA-SDB から対象条件に関連する Cs-花崗岩系のデータを抽出したうえで、信頼度情報をもとに信頼度が低い(unreliable)データを除外した(図 5.4.3-2(a) 参照)。抽出されたデータのヒストグラムを同図(b)に示すが、データ総数が 789 と十分なデータといえる。そのうえで、主要な環境条件影響を分析するために、図 5.4.3-3 に示すように、pH、イオン強度、Cs 初期濃度などの実験条件に対する分配係数の傾向性を把握した。Cs の収着メカニズムがイオン交換であることに対応して、pH 依存性は顕著ではなく、イオン強度および核種濃度に対する依存性が顕著であることが確認できる。

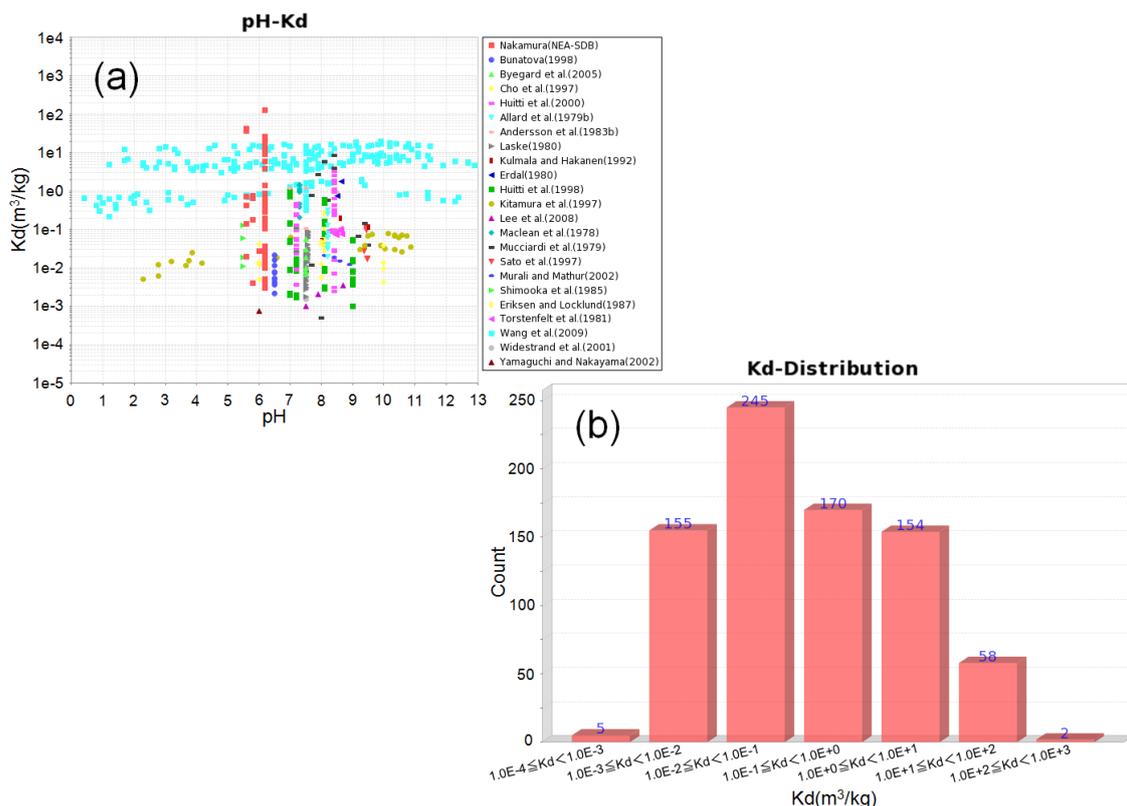


図 5.4.3-2 JAEA-SDB から抽出された Cs-花崗岩系の分配係数

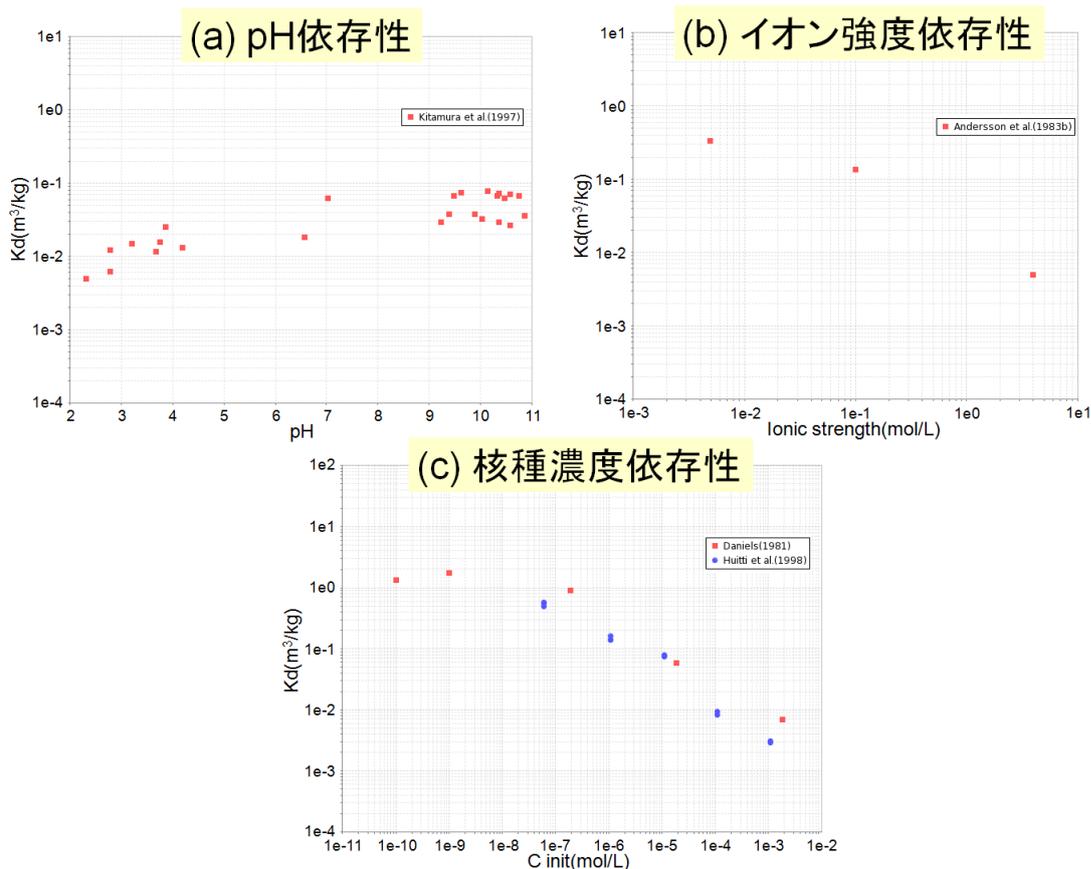


図 5.4.3-3 Cs-花崗岩系の分配係数における各パラメータ依存性

(b) 対象データの絞り込み

これらの傾向性分析を踏まえ、降水系高 pH 地下水 (FRHP) 条件に相当するデータの絞り込みを行う。FRHP 条件の pH 8.5, イオン強度 4×10^{-3} M を踏まえ、pH 範囲を 7.5~9.5, イオン強度 $4 \times 10^{-4} \sim 4 \times 10^{-2}$ M, Cs 初期濃度を 1×10^{-7} M 以下の条件でデータを抽出した結果を図 5.4.3-4(a)に示す。絞り込みを行った結果、同図(b)にヒストグラムを示すように、データの総数が 60 であり、十分なデータといえる。このように、既存文献データからデータ群を絞り込む場合、環境条件依存性も考慮しつつ、また、その後の統計処理によるパラメータ設定も念頭に、ある程度幅広の条件でデータを抽出することとなり、そこには環境条件の不確実性がある程度包含されることとなる。

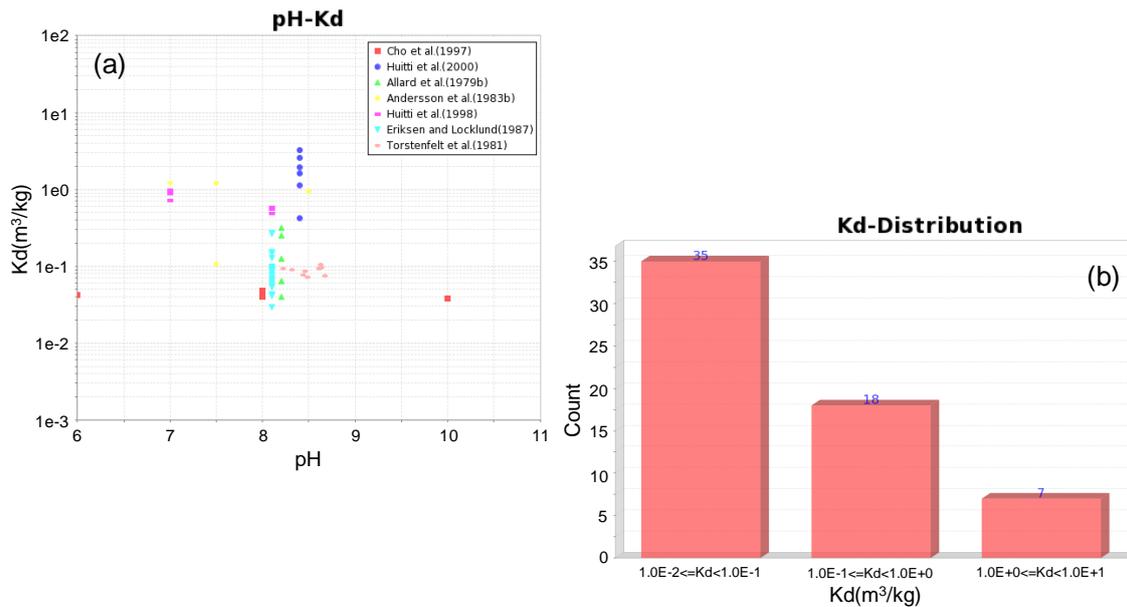


図 5.4.3-4 FRHP 条件に対して絞り込みを行った Cs-花崗岩系の分配係数

(c) パラメータの設定

上記で FRHP 条件に対する絞り込みによって抽出された分配係数の分布からパラメータと不確実性の範囲を設定する。パラメータと不確実性の設定には、中央値と 5/95 パーセンタイル、対数平均値と標準偏差 ($\pm 2\sigma$) の 2 通りの方法による評価を比較した。これら設定値と不確実性の幅の結果は図 5.4.3-5 に示すように、2つの評価手法で概ね整合的な結果となった。

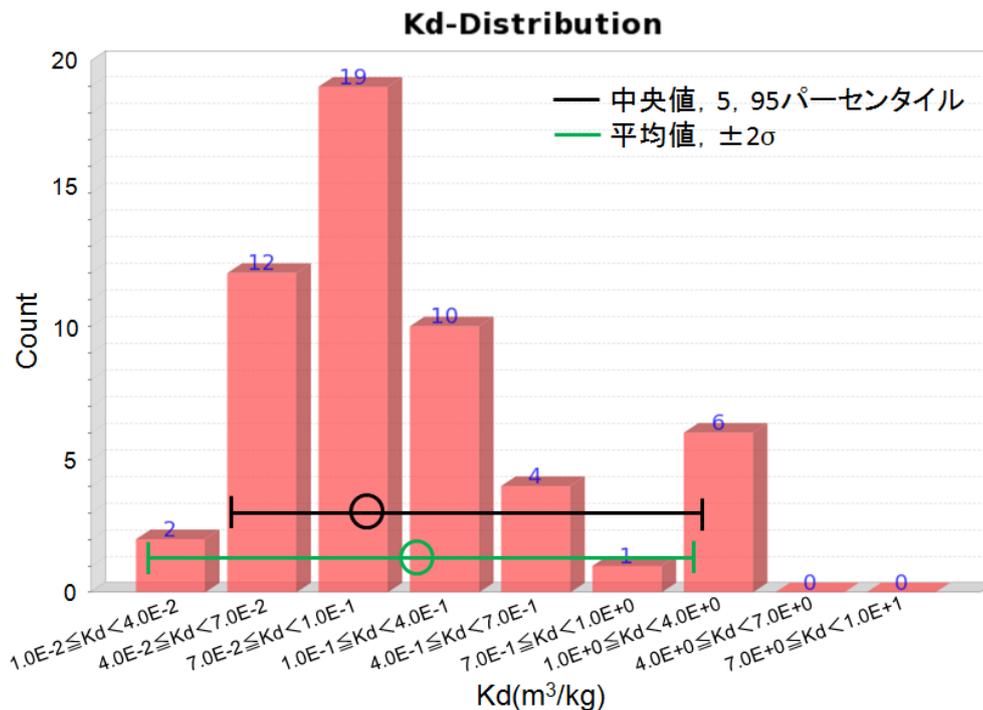


図 5.4.3-5 2つの方法によるパラメータ設定値と不確実性の幅の比較 (Cs)

花崗岩の場合、これまでの諸外国の手法調査で繰り返し述べてきたように、粉碎試料を用いたバッチ収着試験データからの補正を考慮する必要があり、2012年度までの設定の試行においても、補正ファクターとして0.1を適用してきた。この補正ファクターの考え方は、上記したようにスウェーデンのSR-SiteとフィンランドのTURVA-2012との間でもかなり異なっており、0.1という値はそれらの中間的な値とみることができる。ここで、収着データベースに含まれるCsの花崗岩系の収着データを、試料の各粒径サイズで平均化し、粒径サイズに対してプロットしたものを図5.4.3-6(a)に示す。また、SR-Siteにおけるデータの一例として、Selenert et al., (2008)のCsの花崗岩への収着データ(分配比: R_d)の粒径と時間依存に関するデータを同図(b)に示す。これらのデータからは、粒径サイズが0.1 mmより小さい試料に対する平衡時の分配係数を、数mmのサイズに補正するうえでは、補正ファクター0.1は概ね妥当な値とみることができる。ここでは、上記で決定したパラメータ値と不確実性範囲に補正ファクター0.1を掛けた値を設定値とする。

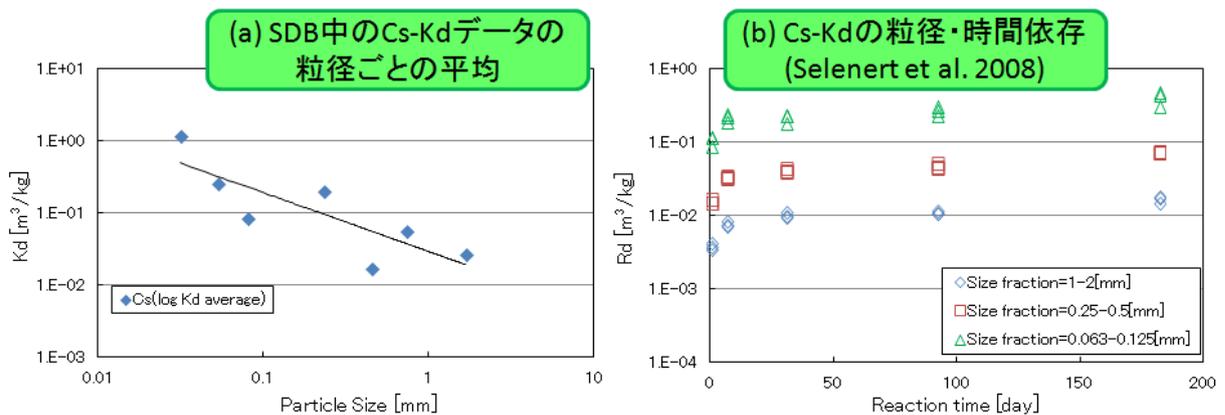


図 5.4.3-6 Cs の花崗岩系への収着分配係数の粒径サイズに対する依存性

以上、2つの方法を適用して設定したCsの分配係数パラメータを表5.4.3-1にまとめる。表からも分かるように、2つの方法による設定においては大きな違いがない。これはCsの分配係数のデータ数が十分であり、かつデータ群がほぼ正規分布を示す(図5.4.3-5参照)ことによるものと考えられる。

表 5.4.3-1 2つの方法による花崗岩/FRHP 地下水のCs分配係数と不確実性の設定結果

5 パーセンタイル	中央値	95 パーセンタイル
4.0×10^{-3}	9.3×10^{-3}	1.6×10^{-1}
-2σ	対数平均値	$+2\sigma$
1.4×10^{-3}	1.6×10^{-2}	1.8×10^{-1}

(ii) 半定量的条件変換による評価

条件変換手法による最初のステップは、データ群からの設定と同様に、収着データベース (JAEA-SDB) などから、参照すべき花崗岩への Cs の収着データを抽出することである。JAEA-SDB を使用して FRHP 条件 (pH 8.5, イオン強度 $4 \times 10^3 \text{ M}$) に近い条件として、pH 範囲を 7.5~9.5, イオン強度 $4 \times 10^4 \sim 4 \times 10^2 \text{ M}$, Cs 初期濃度を $1 \times 10^5 \text{ M}$ 以下の条件のデータを抽出した (図 5.4.3-7)。

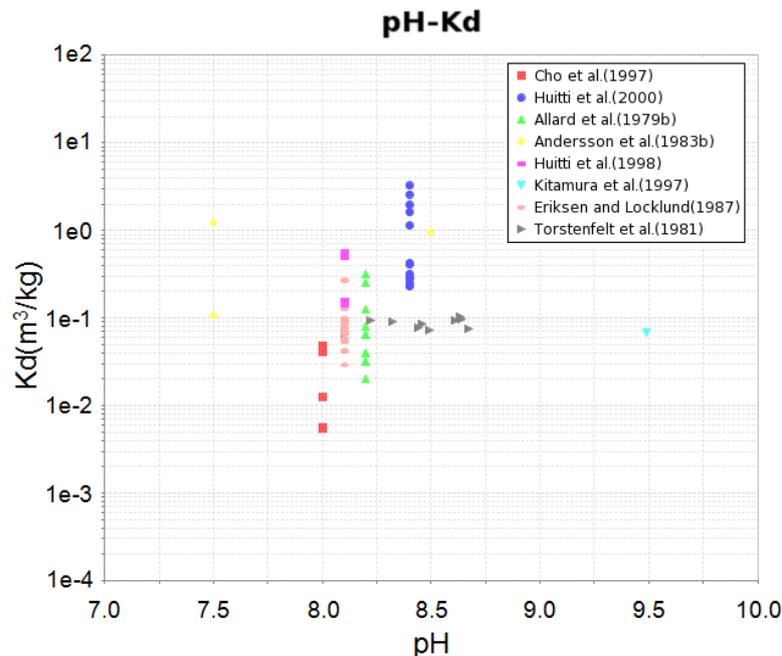


図 5.4.3-7 JAEA-SDB から抽出された花崗岩/FRHP 地下水条件における Cs の収着データ

これらのデータ群から実験データの信頼性 (信頼度情報などの再確認), 条件変換する際に必要な情報などを確認しつつ, 条件変換に用いるデータソースを決定する。ここで, 考慮すべき条件変換因子が適用評価条件に近いデータソースを抽出することができれば, その条件に関しては, 条件変換の操作を省略できる。このため, 例えば, pH など特に条件変換の不確実性が大きい因子については, できるだけ設定条件に近いデータの抽出が好ましい。このような観点から, pH 条件が 8.5 に近く, Cs 初期濃度が比較的低い ($1.0 \times 10^8 \text{ M}$ 前後) データを優先するとともに, 鉱物組成が明らかなデータ 3 点 (Torstenfelt et al., 1981 ; Huitti et al., 1998 ; Huitti et al., 2000 のそれぞれ 1 点) を抽出した。

Csの吸着メカニズムはイオン交換に支配され、図 5.4.3-3 に示したように、pH には依存せず、電解質のイオン強度に強く依存する。また、同図に示したように核種濃度にも大きく依存する。また、花崗岩に対する Cs の吸着は雲母鉱物や粘土鉱物に支配されるため、これらの含有率によって分配係数は大きく影響を受ける。これらを踏まえ、条件変換因子としては、鉱物組成と競合イオンに関する変換係数 (CF-min, CF-cmp) を設定して条件変換を行った。なお、核種濃度に関しては、十分に低濃度領域のデータを抽出したため、ここでは条件変換の対象外と判断した。ここで、条件変換因子は、図 5.4.3-1 に示したように、鉱物組成変換係数 CF-min は (対象花崗岩の雲母・粘土鉱物含有率) / (データソース花崗岩中の雲母・粘土鉱物含有率)、競合イオンに関する変換係数 CF-cmp は (対象溶液中の全陽イオン濃度) / (データソース溶液中の全陽イオン濃度) とする。これらの変換係数を使用して FRHP 条件に変換した結果を図 5.4.3-8 に示す。3つのデータには変換する前の分配係数にばらつきがあり、鉱物組成とイオン強度の差異を考慮した変換後の分配係数の値にも約 1 桁の範囲に分布した。半定量的条件変換による設定値としては、これらの3つのデータソースの変換値の平均値 $0.42 \text{ m}^3/\text{kg}$ を設定値とする。さらに、図 5.4.3-1 に示した条件変換における不確実性評価手法に従い、データソースの誤差、鉱物組成とイオン強度の条件変換に伴う誤差を考慮することで、下限値 $0.16 \text{ m}^3/\text{kg}$ と上限値 $1.1 \text{ m}^3/\text{kg}$ と評価された。

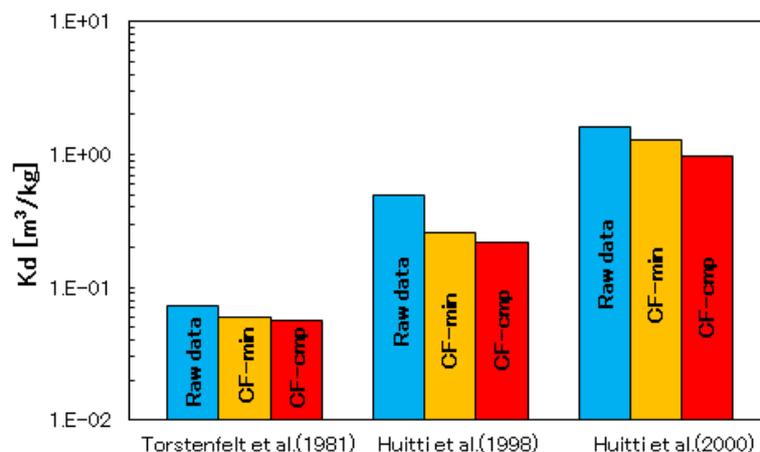


図 5.4.3-8 各データソースから各条件変換因子による評価結果 (Cs)

さらに、条件変換手法によって、上記(1) (iii)で設定した環境条件の不確実性 (pH 7.5～9.5, イオン強度 $4 \times 10^{-4} \sim 4 \times 10^{-2} \text{ M}$, 炭酸濃度 $3.5 \times 10^{-4} \sim 3.5 \times 10^{-2} \text{ M}$ の変動幅) を考慮することを検討する。これらの環境条件のうち、上記したように、Cs の収着メカニズムに照らせば、条件変換因子としてはイオン強度の影響のみを考慮すればよい。そこで、FRHP 条件のイオン強度 ($4 \times 10^{-3} \text{ M}$) での評価結果に対し、イオン強度の上下限值としてそれぞれ $4 \times 10^{-2} \text{ M}$ と $4 \times 10^{-4} \text{ M}$ を与えた場合の分配係数と不確実性を評価した。各データソースに対する条件変換結果を図 5.4.3-9 に示す。イオン強度の影響は明瞭であり、それぞれの条件での条件変換による分配係数と不確実性の幅を平均化したうえで、不確実性の幅も含めた最大と最小の値を、環境条件の不確実性を考慮した分配係数の不確実性の範囲とした。なお、下図の評価結果には、バッチーインタクトの変換因子を含めていないが、データ群の設定の際と同様にバッチーインタクトの変換因子として 0.1, 図 5.4.3-1 に示した不確実性因子を考慮して最終的な分配係数値と不確実性範囲を設定した。

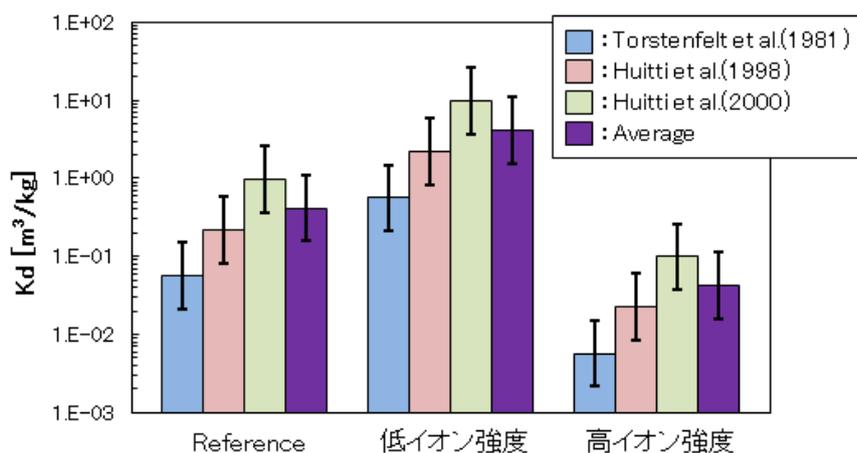


図 5.4.3-9 環境条件の不確実性 (イオン強度) を考慮した Cs の分配係数の条件変換結果

(iii) 評価結果のまとめ (Cs)

上記(i)のデータ群に基づく 2 種の方法による分配係数/不確実性の設定結果、および(ii)条件変換手法による 2 つの条件 (FRHP 条件, 環境条件の不確実性を考慮) に対する分配係数/不確実性の設定結果を, 図 5.4.3-10 にまとめる。データ群と条件変換の 2 つの異なる方法による設定値を比較すると, 半定量的条件変換による設定値の方が若干大きい。これは半定量的条件変換による方法において, Cs 初期濃度が低濃度条件のデータを抽出したことが原因している可能性がある。一方で, 不確実性範囲については, FRHP 条件に対する評価結果は特定の条件に対する推定結果であるため, 不確実性の幅も狭くなっているが, 環境条件の変動範囲を考慮した場合, 1~2 桁の不確実性の幅が導出された。この幅は, データ群から導出された幅より若干大きい, いずれの方法でも, 手法は異なるものの, 同様の環境条件の幅を考慮しているために, 同程度の不確実性の幅が導出されたとみることできる。以上の結果より, データ群から設定, 条件変換による設定のいずれの方法でも基本的には不確実性を評価可能といえるが, これらの適用性は利用可能な情報量にも依存するため, 実際の地質・地下水条件と不確実性の情報, それらに対応する利用可能なデータ量を踏まえて, 最適な手法を検討する必要がある。

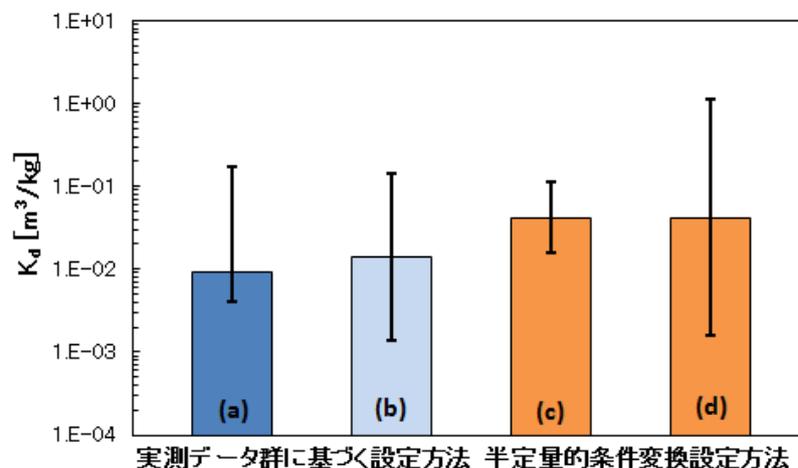


図 5.4.3-10 設定方法の違いによる分配係数/不確実性の設定結果の比較 (Cs)

(a) : データ群から絞り込みを行って設定した方法での中央値および不確実性は 5 および 95 パーセントイル。(b) : データ群から絞り込みを行って設定した方法での平均値および不確実性は平均値 $\pm 2\sigma$ 。(c) : 変換係数を使用した設定および個々の条件変換係数に付随する不確実性。(d) : 変換係数を使用した設定および環境条件に幅を与えた不確実性

(3) 花崗岩/FRHP 地下水における Am の分配係数/不確実性設定の試行

(i) 実測データ群に基づく設定

(a) データ抽出・分析

最初のステップとして、JAEA-SDB から対象条件に関連する Am-花崗岩系のデータを抽出したうえで、信頼度情報をもとに信頼度が低い (unreliable) データを除外した (図 5.4.3-11(a)参照)。抽出されたデータのヒストグラムを同図(b)に示すが、データの総数が 122 であり、十分なデータといえる。そのうえで、主要な環境条件影響を分析するために、図 5.4.3-12 に示すように、pH、イオン強度、Am 初期濃度などの実験条件に対する分配係数の傾向性を把握した。Am の収着メカニズムは、低 pH 領域ではイオン交換が、中性領域以上では表面錯体が支配的となることを反映し、明瞭な pH 依存性の違いがある。一方でイオン強度依存性は顕著ではないことが確認できる。

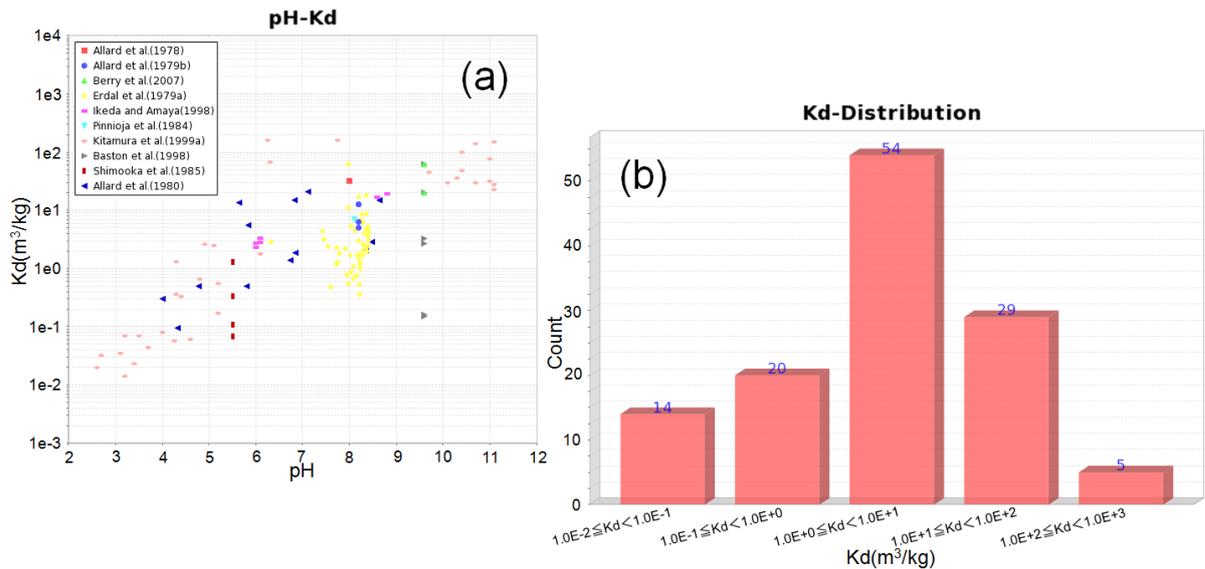


図 5.4.3-11 JAEA-SDB から抽出された Am-花崗岩系の分配係数

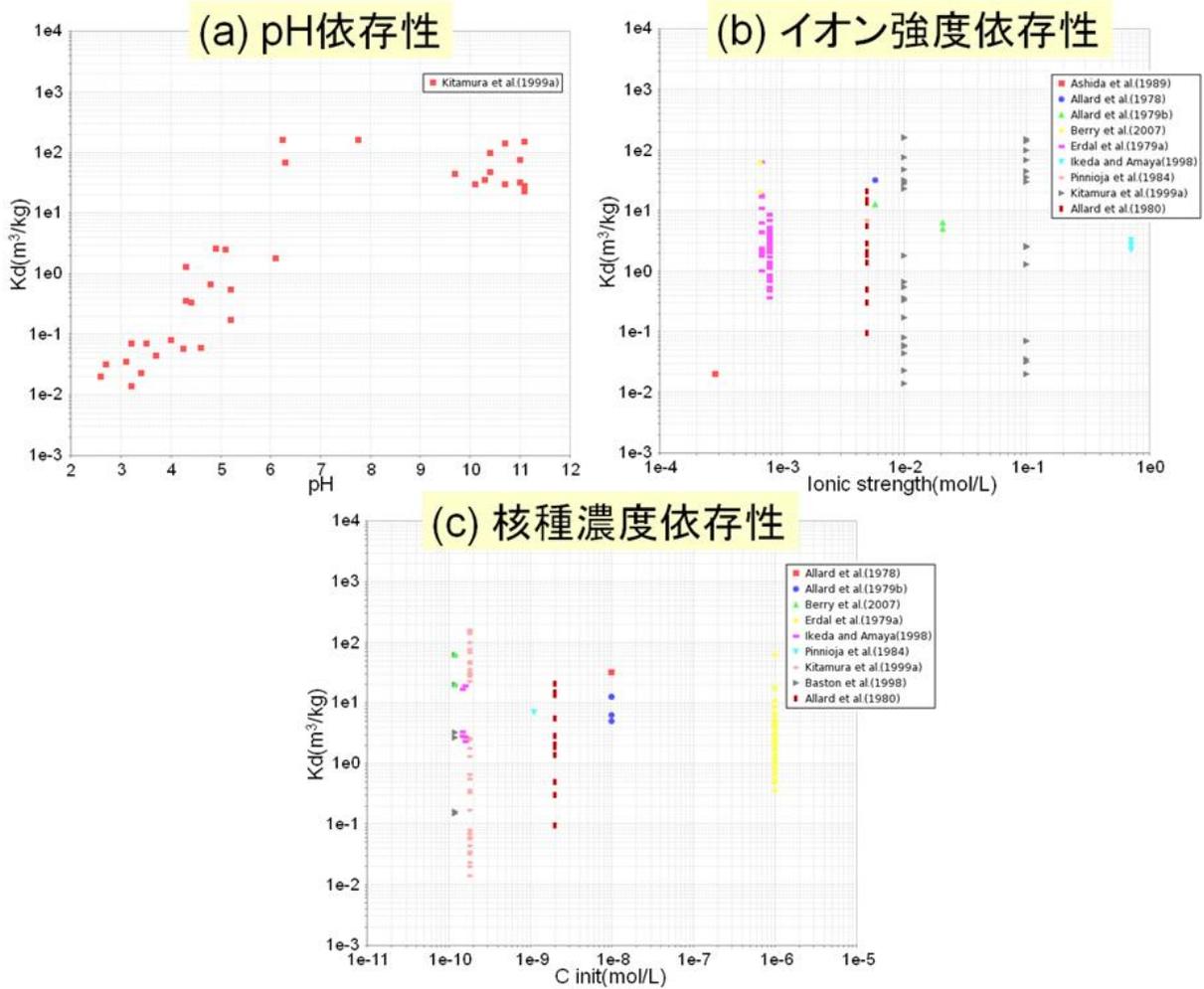


図 5.4.3-12 Am-花崗岩系の分配係数における各パラメータ依存性

(b) 対象データの絞り込み

これらの傾向性分析を踏まえ、降水系高 pH 地下水 (FRHP) 条件に相当するデータの絞り込みを行う。pH 範囲を 6~10, イオン強度 $1 \times 10^{-3} \sim 1$ M, Am 初期濃度を 1×10^{-8} M 以下に相当するデータを抽出した結果を図 5.4.3-13 に示す。絞り込みを行った結果、データの総数が 22 であり、Cs の場合と比較して若干データ数が少ないが、これらのデータ群に対して設定を行う。

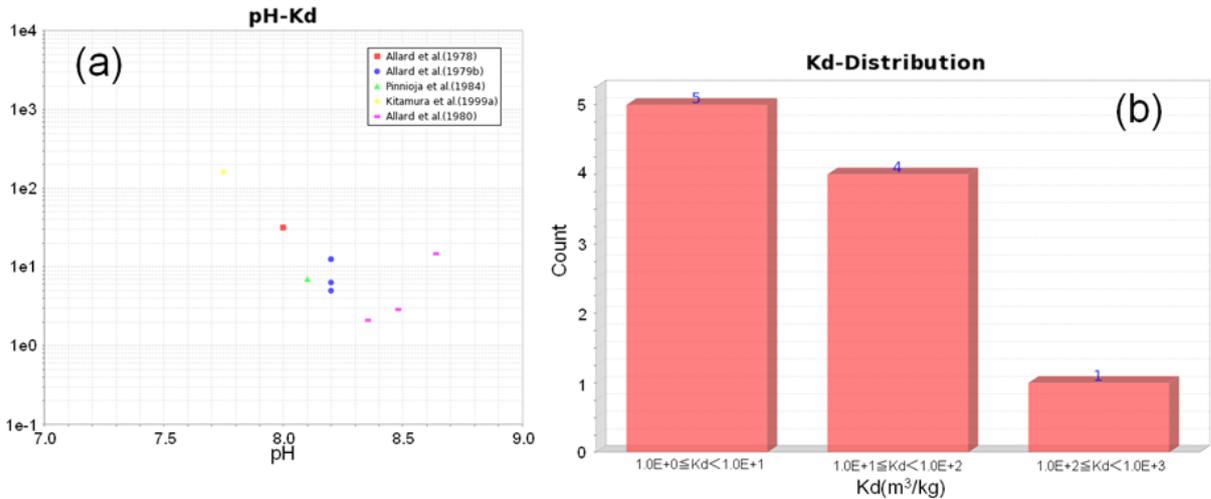


図 5.4.3-13 FRHP 条件に対して絞り込みを行った Am-花崗岩系の分配係数

(c) パラメータの設定

上記 FRHP 条件に対して絞り込みによって抽出された分配係数の分布からパラメータと不確実性の範囲を設定する。パラメータと不確実性の設定には、中央値と 5/95 パーセンタイル、対数平均値と標準偏差 ($\pm 2\sigma$) の 2 通りの方法による評価を比較した。これら設定値と不確実性の幅の結果は図 5.4.3-14 に示すように、Cs の場合と比較して、2 通りの方法で比較した設定値と不確実性の幅の差異は大きくなる結果となった。

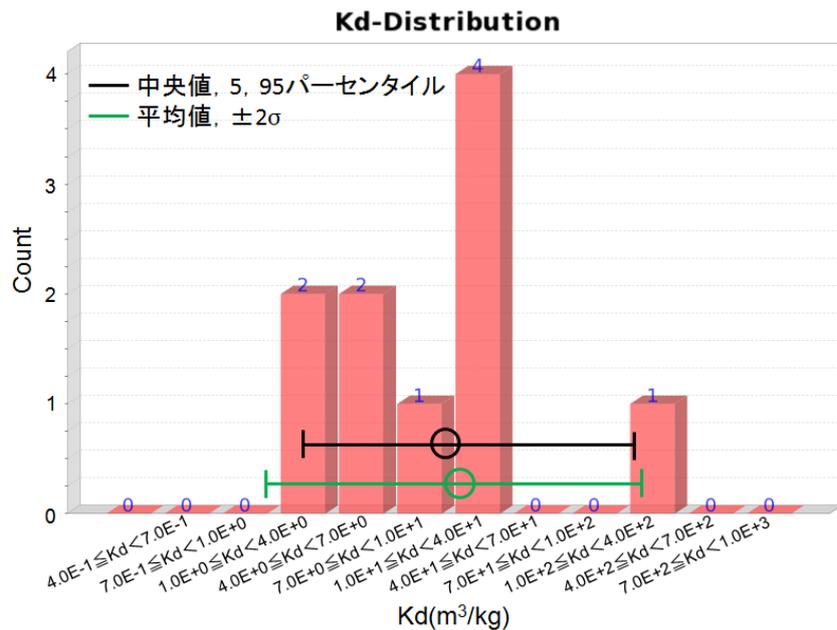


図 5.4.3-14 2 つの方法によるパラメータ設定値と不確実性の幅の比較 (Am)

室内実験条件から原位置条件への補正ファクターとしては、上記のCsで議論を行ったファクター0.1を適用し、上記で設定したパラメータ値に補正ファクターを掛けた値を設定値とする。以上、2つの方法を適用して設定したAmの分配係数パラメータを表5.4.3-2にまとめる。表からも分かるように、2つの方法による設定においては若干の違いが生じている。これはAmの分配係数のデータ数が少なく、データ群の分布形が正規分布(図5.4.3-14参照)を示していないことによるものと考えられる。

表 5.4.3-2 2つの方法による花崗岩/FRHP地下水のAmの分配係数と不確実性の設定結果

5 パーセンタイル	中央値	95 パーセンタイル
2.5×10^{-1}	9.8×10^{-1}	1.0×10^1
-2σ	平均値	$+2\sigma$
9.8×10^{-2}	1.1×10^0	1.1×10^1

(ii) 半定量的条件変換による評価

条件変換手法による最初のステップは、データ群からの設定と同様に、収着データベース(JAEA-SDB)などから、参照すべき花崗岩へのAmの収着データを抽出することである。上記の実測データ群に基づく設定において、抽出されたデータ群を図5.4.3-15に示す。

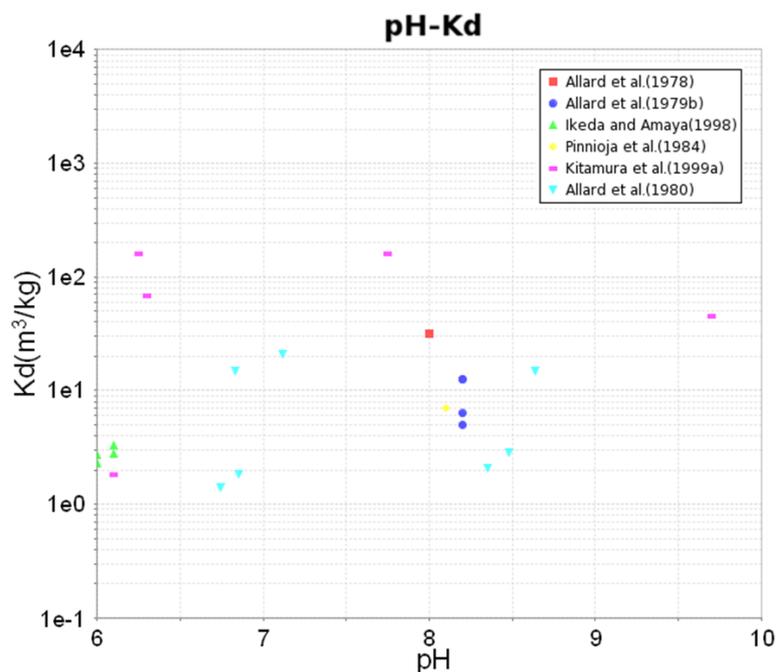


図 5.4.3-15 JAEA-SDB から抽出された花崗岩/FRHP地下水条件におけるAmの収着データ

これらのデータ群から対象条件(FRHP, pH = 8.5)に近く、Am初期濃度が十分に低く(1.0×10^{-8} M以下)、実験に使用した花崗岩類岩石の鉱物組成が明らかなデータ3点を選出した(Allard et al., 1980; Pinnioja et al., 1984)。Amの収着メカニズムは、低pH領域では

イオン交換による収着が支配的であり、電解質のイオン強度に依存することが知られている。一方で、pHの上昇とともに、収着媒体のエッジ面での表面錯体反応が卓越することによる急激な分配係数の増加、逆にイオン強度にはあまり依存しなくなる傾向が確認できる。FRHP 条件での pH 領域では主に表面錯体反応による収着が支配的であると考えられる。また、Am の収着反応においては、炭酸を含む 3 元系の表面錯体モデルの考慮が重要となる。Am の場合も、Cs と同様に、花崗岩類岩石中の雲母・粘土鉱物のみに収着すると仮定する。これらのことを考慮して、鉱物組成と収着に関連する化学種に関する変換係数 (CF-min, CF-spec) を設定して条件変換を行った。ここで、鉱物組成変換係数 CF-min は (対象花崗岩の粘土鉱物含有率) / (データソース花崗岩中の粘土鉱物含有率)、収着に関連する化学種に関する変換係数 CF-spec は (収着に関連する Am 化学種濃度) / (液相中の全 Am 濃度) とする。CF-spec において、CF-spec/a は Am 水酸化物系化学種のみが収着に関与する係数、CF-spec/b は Am 水酸化物系化学種と Am 炭酸系化学種が収着に関与する係数、CF-spec/c は Am 炭酸系化学種の一部が収着に関与する係数である。この CF-spec/c における Am 炭酸系化学種が収着に関与する割合はスメクタイトへの収着実験 (Gorgeon, 1994 ; Marques Fernandes et al., 2008) から求めたものをそのまま適用した。

これらの変換係数を使用して FRHP 条件に変換した結果を図 5.4.3-16 に示す。上記にも触れたように炭酸系化学種による表面錯体モデルを考慮する必要があるが、CF-spec/b での Am 炭酸系化学種すべてが収着に関与すると過大評価となる恐れがある。CF-spec/c のように Am 炭酸系化学種の一部が収着に関与すると考えた方が現実的と思われる。従って、CF-spec/c により導出した値を採用して、半定量的条件変換としては、これらの 3 つのデータに対して変換した値の平均値 $5.6 \text{ m}^3/\text{kg}$ を設定値とする。それぞれの不確実性因子を考慮して、不確実性の幅も同様に導出した。

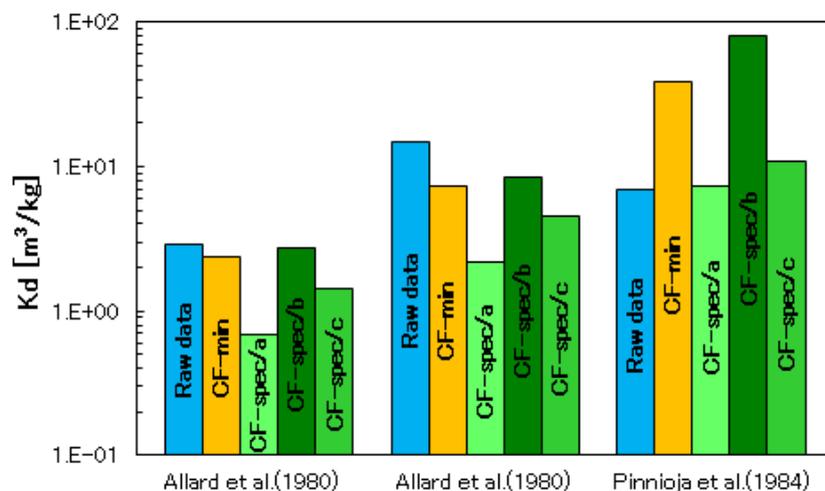


図 5.4.3-16 各データソースから各条件変換因子による評価結果 (Am)

さらに、条件変換手法によって、上記(1) (iii)で設定した環境条件の不確実性 (pH 7.5～9.5, イオン強度 $4 \times 10^4 \sim 4 \times 10^2$ M, 炭酸濃度 $3.5 \times 10^4 \sim 3.5 \times 10^2$ M の変動幅) を考慮することを検討する。これらの環境条件のうち、上記 Am の収着メカニズムに照らし、pH と炭酸濃度の影響を考慮することとする。一般的に、Am は表面錯体反応による収着が主な収着メカニズムであるため pH 依存性を示すと考えられる。この pH 領域ではその影響は顕著ではないものの、ここではその補正を試みた。また、炭酸濃度の上下限值 3.5×10^2 M と 3.5×10^4 M に対し、上記で議論した CF-spec/c による条件変換を行った。各データソースに対する条件変換結果を図 5.4.3-17 に示す。pH の変動影響よりも、炭酸濃度の変動影響の方が大きくなった。一方で、不確実性の幅は、pH による不確実性因子が大きいことを反映して pH の影響の方が大きな誤差を導く結果となった。それぞれの条件での条件変換による分配係数と不確実性の幅を平均化したうえで、不確実性の幅も含めた最大と最小の値を、環境条件の不確実性を考慮した分配係数の不確実性の範囲とした。なお、図 5.4.3-17 の評価結果には、バッチーインタクトの変換因子を含めていない。データ群に基づく設定の際と同様に、バッチーインタクトの変換因子として 0.1, 図 5.4.3-1 に示した不確実性因子を考慮して最終的な分配係数値と不確実性範囲を設定した。

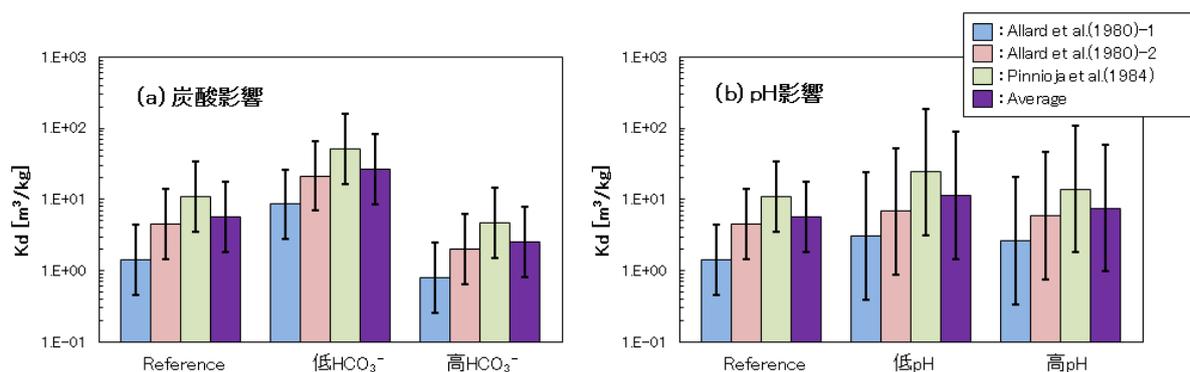


図 5.4.3-17 環境条件の不確実性 (pH および炭酸濃度) を考慮した Am の分配係数の条件変換結果

(iii) 評価結果のまとめ (Am)

上記(i)のデータ群に基づく 2 種の方法による分配係数/不確実性の設定結果、および(ii)条件変換手法による 2 つの条件 (FRHP 条件, 環境条件の不確実性を考慮) に対する分配係数/不確実性の設定結果を, 図 5.4.3-18 にまとめる。データ群と条件変換の 2 つの異なる方法による設定値を比較すると, ほぼ同程度の結果となった。不確実性範囲については, FRHP 条件に対する評価結果は特定の条件に対する推定結果であるため, 不確実性の幅も狭くなっている。しかしながら, 環境条件の変動範囲を考慮した場合, Cs の場合と同様に, 1~2 桁の不確実性の幅が導出された。この幅は, 実測データ群から設定のうち, 中央値/パーセンタイルを採用した場合の評価結果と概ね一致した。いずれの方法でも, 同様の環境条件の幅を考慮しているために, 同程度の不確実性の幅が導出されたとみることできる。なお, Am のデータ群からの設定においては, データ分布の形状が特異であるため対数平均値を用いた評価が他と異なる結果を導いている。このような点も考慮して, パラメータ設定方法を検討する必要がある。

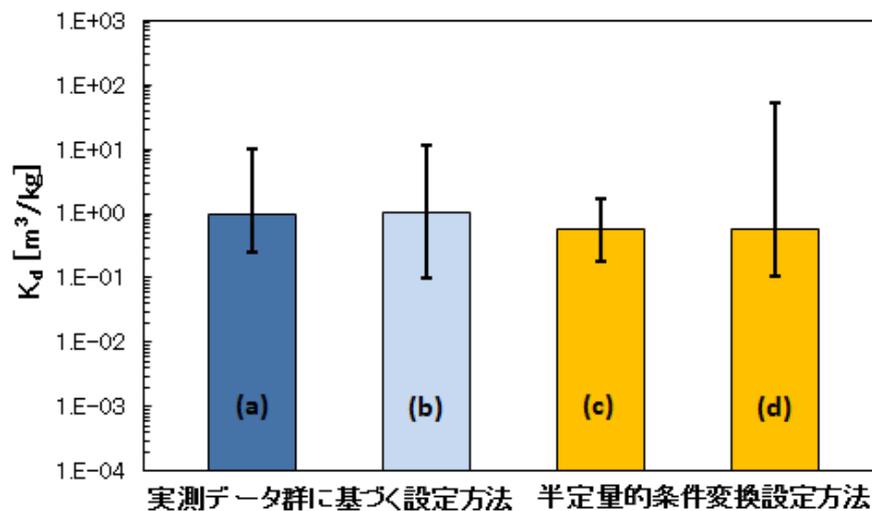


図 5.4.3-18 設定方法の違いによるパラメータ設定値の比較

(a) : 実測データ群に基づく設定方法での中央値および不確実性は 5 および 95 パーセンタイル。(b) : 実測データ群に基づく設定方法での平均値および不確実性は平均値 $\pm 2\sigma$ 。(c) : 半定量的変換設定方法および個々の条件変換係数に付随する不確実性。(d) : 半定量的変換設定方法および溶液条件の幅を考慮した不確実性。(e) : 半定量的変換設定方法および pH 条件に幅を与えた不確実性

5.5 セメント影響に着目した緩衝材の分配係数/不確実性の設定手法の調査検討

5.5.1 セメント影響を考慮したベントナイト等分配係数設定に関する国内外の事例調査

本共同研究のシナリオ構築に関する課題において検討されてきたように、高レベル放射性廃棄物の地層処分システムにおいて、セメント系材料が処分坑道の支保として利用された場合のニアフィールド化学環境の変遷としては、緩衝材（ベントナイト）中の間隙水の pH の上昇、Ca 型化、モンモリロナイト成分の溶解や二次鉱物の生成といった現象が想定される。核種移行パラメータ設定における不確実性評価手法の方法論の検討の一環として、このような地層処分システムの状態変遷も考慮した緩衝材に対する収着分配係数パラメータ設定に着目し、ここでは、まず国内外の関連検討事例を調査した。

人工バリアもしくは支保などの構造材として、緩衝材などの粘土系材料周辺にセメント系材料の使用を検討している放射性廃棄物処分性能評価事例を対象とし、日本、スイス、フィンランド、フランス、ベルギーおよびスウェーデンを調査した。各国とも、セメント系材料の共存による緩衝材や岩石への影響可能性について、実験的あるいは解析的に検討を行っている。ここでは、具体的な分配係数パラメータ設定までを検討している日本、スイス、フィンランドを対象に、影響評価の考え方やパラメータ設定の要点を整理する。

(1) 日本における TRU 廃棄物処分の検討事例

TRU 廃棄物の地層処分安全評価報告書(第2次 TRU レポート)(電事連・サイクル機構, 2005)では、TRU 廃棄物の処分概念として、セメント材料を含む充填材や構造部材、ベントナイト系緩衝材から構成される処分施設が検討されている。ニアフィールド化学環境の時空間的な変遷を解析評価しており、セメント系材料との接触で高 pH となった地下水により、緩衝材領域のモンモリロナイトなどの溶解、C-S-H ゲルやゼオライトなどの二次鉱物の生成、間隙構造の変化などの可能性を考慮している。ここで、セメント影響によって緩衝材中に生成する二次鉱物として、多様なものが可能性があるとされている(表 5.5.1-1; 小田ほか, 2005)。

これらのシステム変遷に対応した核種移行評価のために、データ取得とパラメータ設定が検討された(三原ほか, 2006)。圧縮ベントナイト系のデータを重視する方針のもと、Na 型ベントナイト、Ca 型ベントナイト、さらに変質鉱物として analcime を混合したベントナイト試料、液性としては蒸留水、模擬海水、Ca(OH)₂ 飽和溶液を用いて、主要核種の見かけの拡散係数を取得し、それらのデータをもとに分配係数が設定された。降水系、海水系のそれぞれの条件に対し、pH が 11 以下、11 以上、変質系に対して表 5.5.1-2 に示すような分配係数が設定された。pH 影響に関しては、pH 上昇により、分配係数は変わらないか、低下する傾向となる一方、変質影響に関しては、分配係数が大幅に増加すると評価されている。なお、性能評価上は、緩衝材のアルカリ変質についてはサブシナリオとして扱われており、不確実性などを悲観的に見込む場合、緩衝材の止水性は数千年で失われる可

能性が示唆される一方、現実的な条件では十万年以上保たれると推定している。これらを考慮し、緩衝材の止水性喪失および収着分配係数の変動が千、一万、十万および百万年で生じるケースを想定している。緩衝材中のスメクタイト溶解・変質後の分配係数は、保守的に0と仮定している。

表 5.5.1-1 セメント影響により緩衝材中に生成する可能性がある二次鉱物
(小田ほか², 2005)

アルミノ珪酸塩, 珪酸塩, アルミン酸塩		
条件	主な鉱物 ^{*1}	
	準安定相	安定相
K-(Na, Ca, Mg-)Al-Si-H ₂ O 系	フィリップサイト (K+Na>Ca)	イライト, カリ長石
Na-(K-)Ca-Al-Si-H ₂ O 系	フィリップサイト (Na, K, Ca), クリノタイロライト (Ca, Na, K), ヒューランダイト (Ca>Na+K)	アナルサイム (Na), ローモンタイト (Ca)
Ca-(Al-)Si-H ₂ O 系	C-S-H ゲル, C ₃ ASH ₄ ^{*2}	トバモライト, ジェナイト, アフィライト
Ca-Al-(SO ₄ , Cl-)H ₂ O 系	エトリンガイト, モノサルフェート, フリーデル氏塩	
Mg-Al-CO ₃ -H ₂ O 系	ハイドロタルサイト	
Mg-Si-H ₂ O 系	セピオライト	
水酸化物, 炭酸塩など		
条件	主な鉱物	
Ca, Mg-OH 系	ボルトランダイト, ブルーサイト	
Ca, Mg-CO ₃ 系	カルサイト, ドロマイト	

*1: 鉱物名に記した()内は, 沸石のアルカリ, アルカリ土類元素の組成を表す

*2: C₃ASH₄: 3(CaO) Al₂O₃ SiO₂ 4(H₂O)

表 5.5.1-2 環境変遷を考慮したベントナイトの分配係数設定事例
(三原, 2006)

	FRHP			SRHP			化学類似性
	ベントナイト		変質ベントナイト	ベントナイト		変質ベントナイト	
	<pH11	pH11<	pH11<	<pH11	pH11<	pH11<	
C (無機)	0	0	0	0	0	0	
C (有機)	0	0	0	0	0	0	陰イオン
Cl	0	0	0	0	0	0	陰イオン
Co	0.1	0.05	0.5	0.05	0.01	0.1	Ni
Ca	0.001	0.001	0.01	0.001	0.001	0.01	Sr
Ni	0.1	0.05	0.5	0.05	0.01	0.1	
Se	0	0	0	0	0	0	陰イオン
Sr	0.001	0.001	0.01	0.001	0.001	0.01	
Zr	1	1	1	1	1	1	
Nb	1	0.1	0.1	1	0.1	0.1	
Mo	0	0	0	0	0	0	陰イオン
Tc	1	1	1	1	1	1	Sn
Pd	0.1	0.05	0.5	0.05	0.01	0.1	Ni
Sn	1	1	1	1	1	1	
I	0	0	0	0	0	0	陰イオン
Cs	0.05	0.05	0.1	0.01	0.01	0.05	
Sm	1	1	10	1	1	10	Am
Pb	0.1	0.05	0.5	0.05	0.01	0.1	Ni
Ra	0.001	0.001	0.01	0.001	0.001	0.01	Sr
Ac	1	1	10	1	1	10	Am
Th	5	5	5	5	5	5	Np
Pa	5	5	5	5	5	5	Np
U	5	5	5	5	5	5	Np
Np	5	5	5	5	5	5	
Pu	5	5	5	5	5	5	Np
Am	1	1	10	1	1	10	
Cm	1	1	10	1	1	10	Am

(FRHP : 降水系高 pH 型地下水, SRHP : 海水系高 pH 型地下水)

(2) スイスにおける検討事例

スイスでは、ガラス固化体や TRU 廃棄物を含む地層処分場を、Opalinus Clay (OPA) 岩盤層に設置することを計画している (Nagra, 2002)。ここで、TRU 廃棄物の処分場において、セメントやコンクリート構造物と地下水との接触により、母岩と高アルカリ性地下水が接触する状態が千年単位で続くと評価されている。pH 10 以上では、OPA 中の鉱物 (特に粘土鉱物、石英) が溶解しやすい傾向にあり、その結果生じるエトリンサイト、C-S-H、CASH のような水和セメントに似た二次鉱物が、核種に対する収着相となる可能性がある。

Nagra の性能評価 (EN2002; Nagra, 2002) においては、what if シナリオにおいて、以下の不確実性を考慮している。

- ・高アルカリ水との反応による OPA の溶解と二次鉱物生成の過程は、経過時間や移動経路の広さなどにより異なる。

- ・セメントと OPA の反応や pH プルーフの緩衝効果についてはまだよくわかっていない。

このための分配係数パラメータは、Bradbury and Baeyens (2004)で報告されており、変質 OPA における主な収着固相は C-S-H であり、C-S-H の含有量によって収着の度合いも変化すると仮定している。その中では、従来より整備されてきた C-S-H の収着データセットを中心に、OPA の収着データセット、C-S-H の分配係数実測データを対比（保守性も考慮）しつつ、表 5.5.1-3 に示すような分配係数パラメータを設定している。性能評価においては、実際に C-S-H に変質するのは 45~60 wt%程度ですべての粘土鉱物に変質するわけではないことを考慮して、分配係数の設定値に対して 0.5 を乗じて変質 OPA の値に対応させている。

表 5.5.1-3 スイスの変質 OPA に対する分配係数設定値
(Bradbury and Baeyens, 2004)

Element	OPA SDB: Reference values at pH 7.24	CEMENT SDB: Stage II, reducing. (Scaled values)	Measured data on CSH phases	Selected Values	Uncertainty factor
C(inorg.)	1.6×10^{-3}	4.6×10^{-3} *		1.6×10^{-3}	-
C(org.)	0	not in SDB		0	-
Cl(-I)	0	2.5×10^{-3}		0	-
Ca(II)	1.1×10^{-3}	not in SDB		5×10^{-4}	1.4
Co(II)	4.9×10^{-1}	not in SDB		5×10^{-2}	no value
Ni(II)	9.3×10^{-1}	not in SDB	1×10^{-1} **	5×10^{-2}	no value
Se(-II)	0	1.5×10^{-2}		0	-
Sr(II)	1.1×10^{-3}	5×10^{-4}	6×10^{-1} **	5×10^{-4}	1.4
Zr(IV)	10.9	5		5	3.3
Nb(V)	4	5×10^{-1}		5×10^{-1}	1.4
Mo(VI)	1.7×10^{-2}	0		0	-
Tc(IV)	55.4	5×10^{-1}		5×10^{-1}	1.4
Ru(III/IV)	5	0		0	-
Pd(II)	5	5×10^{-2}		5×10^{-2}	1.4
Ag(I)	0	0		0	-
Cd(II)	1.8×10^{-1}	not in SDB		5×10^{-2}	no value
Sn(IV)	110	5		5	3.3
Sb(III)	5.6	5×10^{-2}		5×10^{-2}	1.4
I(-I)	3.5×10^{-5}	5×10^{-4}		3.5×10^{-5}	14
Cs(I)	5.5×10^{-1}	2.5×10^{-3}	2×10^{-3} **	2.5×10^{-3}	1.4
Ce(III)	59.8	50*****		50	3.3
Pm(III)	59.8	50*****		50	3.3
Sm(III)	59.8	50*****		50	3.3
Eu(III)	59.8	50	>10 ***	50	3.3
Ho(III)	59.8	50*****		50	3.3
Hf(IV)	10.9	not in SDB		5	3.3
Pb(II)	2.7	2.5×10^{-1}		2.5×10^{-1}	1.4
Po(IV)	1.8×10^{-1}	0		0	-
Ra(II)	7.6×10^{-4}	2.5×10^{-2}		7.6×10^{-4}	6
Ac(III)	17	50		17	8.2
Th(IV)	55.4	50	>10 ***	50	3.3
Pa (V)	5	5×10^{-2}		5×10^{-2}	1.4
U(IV)	20.5	50		20.5	6.3
Np(IV)	55.4	50		50	3.3
Pu	22.6 (Pu(III))	50 (Pu(IV))	~ 20 ****	50	3.3
Am(III)	17	50	>50 ****	17	5.8
Cm(III)	17	50		17	8.2

* Appendix F, Table F2 in BRADBURY & SAROTT (1994), ** TITS et al. (1998), *** TITS et al. (2000)
**** EWART et al. (1990), ***** Eu taken as a chemical analogue for Ce, Pm, Sm and Ho.

(3) フィンランドにおける検討事例

フィンランドでは、使用済燃料を地下 400～500m の花崗岩層中にベントナイト緩衝材とともに埋設し、処分坑道を破砕石/ベントナイト混合物で埋め戻すことを計画している (Posiva, 2012)。グラウト材などとして使用されるセメント系材料によって生じる高アルカリ間隙水が、ベントナイトの主要鉱物の溶解と二次鉱物の析出を引き起こす可能性について、実験とモデル化による検討を行っている。さらに、ナチュラルアナログの知見も加味しつつ、ベントナイトの変質・劣化層は 3 cm の範囲と評価している (Vuorinen et al., 2006)。

性能評価においては、変動シナリオの一つとして、セメント材料起因の pH 10 の高アルカリ水により緩衝材の外側部分が劣化する場合について考慮されている。同シナリオでは、劣化が千年で 0.375 mm (2 万 5 千年で 10 mm) 進み、劣化した部分では核種収着能が失われると仮定している。Posiva(2012)の性能評価における核種移行パラメータ設定については、表 5.5.1-4 に示すようにデータレポート (Posiva, 2013) として公開されている。この中で、セメント系材料起因の高アルカリ水条件での緩衝材の分配係数が設定されている。高アルカリの影響に関しては、元素によって増加、低下、変化なしとさまざまに、イオン交換、表面錯体、陰イオン系とみても、その影響の傾向性を読み取ることはできない。

表 5.5.1-4 フィンランドの緩衝材に対する分配係数設定値一覧
(Posiva, 2013)

Table E-6. Distribution coefficients in buffer for the reference and bounding porewaters (free porewater; best estimate values, lower and upper limits in all waters from Wersin et al. 2013). See Section 7.5.4 for a discussion on upper and lower limits and Section 7.6.2 for a discussion on uncertainty factors. The temperature is 25 °C.

Element	Distribution coefficient, K_d (m^3/kg)						Lower limit in all waters (m^3/kg)	Upper limit in all waters (m^3/kg)
	Reference porewaters		Bounding porewaters					
	Brackish water	Saline water	Dilute carbonate rich water	Brine water	High alkaline water	Glacial water		
Ag (I)	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	2.1E-02	0.0E+00	3.2E-01
Am (III)	3.2E+01	5.0E+01	7.9E+01	2.0E+01	1.4E+02	1.4E+02	4.0E+00	6.1E+02
Be (II)	3.9E+01	3.9E+01	1.2E+02	3.3E+01	4.2E+01	1.3E+02	2.6E-01	8.4E+02
C _{org}	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00
C _{inorg}	2.1E-04	1.9E-04	5.1E-05	2.2E-03	1.9E-02	6.7E-04	1.9E-05	7.0E-02
Cl(-I)	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00
Cm(III)	3.2E+01	5.0E+01	7.9E+01	2.0E+01	1.4E+02	1.4E+02	4.0E+00	6.1E+02
Cs(I)	2.1E-01	6.2E-02	4.3E-01	2.4E-02	2.8E-01	6.2E-01	5.3E-03	2.8E+00
I(-I)	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00
Mo(VI)	2.1E-02	7.5E-03	7.5E-03	1.5E-02	1.5E-04	3.4E-04	7.2E-06	8.7E-02
Nb(V)	5.4E+00	5.4E+00	5.4E+00	5.4E+00	1.8E+00	1.8E+00	1.0E-01 ^b	7.1E+01
Ni(II)	2.4E-01	3.4E-01	5.7E-01	1.1E-01	3.1E+00	3.1E+00	9.5E-03	3.7E+01
Np(IV)	6.3E+01	6.3E+01	6.3E+01	6.3E+01	6.3E+01	6.3E+01	1.0E+01	4.0E+02
Pa(V)	8.1E+01	8.1E+01	8.1E+01	8.1E+01	8.1E+01	8.1E+01	1.4E+01	4.7E+02
Pd(II)	2.7E-01	7.0E-01	6.3E-01	5.0E-03	3.1E+00	3.1E+00	3.1E-04	5.1E+01
Pu(III)	9.9E+01	2.2E+01	6.6E+01	8.4E+01	2.3E+01	2.4E+01	3.7E+00	5.8E+02
Ra(II)	8.7E-03	1.5E-03	1.1E-01	1.4E-04	1.8E-02	8.5E-01	2.3E-05	6.8E+00
Se(-II)	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00	0.0E+00
Sm(III)	1.0E+01	1.8E+01	3.4E+01	3.5E+00	8.8E+01	1.1E+02	2.1E-01	1.8E+03
Sn(IV)	5.0E+01	3.1E+01	3.9E+01	4.5E+01	2.4E-01	1.1E+00	3.8E-02	3.1E+02
Sr(II)	8.7E-03	1.5E-03	1.1E-01	1.4E-04	1.8E-02	8.5E-01	2.3E-05	6.8E+00
Tc(IV)	6.3E+01	6.3E+01	6.3E+01	6.3E+01	2.1E+00	2.1E+00	1.4E-01	4.0E+02
Th(IV)	6.3E+01	6.3E+01	6.3E+01	6.3E+01	6.3E+01	6.3E+01	1.4E+01	2.8E+02
U(IV,VI)	5.2E+01	4.8E+01	1.8E+01	6.2E+01	6.3E+01	5.6E-02 ^a	7.9E-03	4.0E+02
Zr(IV)	6.3E+01	6.3E+01	6.3E+01	6.3E+01	6.3E+01	6.3E+01	5.0E+00	2.8E+02 ^c

^a In the radionuclide transport calculations a ten times lower value, 5.6E-3 m^3/kg has been used. The effect of this discrepancy has been checked in Appendix M.

^b In the radionuclide transport calculations a slightly higher value, 1.4E-1 m^3/kg has been used.

^c In the radionuclide transport calculations a slightly higher value, 4.0E+2 m^3/kg has been used.

5.5.2 セメント影響評価に関連した緩衝材への核種の分配係数データの調査

セメント影響を考慮した核種移行パラメータ設定に資するため、関連する分配係数データを調査した。対象とするデータは、モンモリロナイトおよびベントナイト（Na型およびCa型）の高pH条件を中心とした液性依存性を含む分配係数データ、想定される二次鉱物に対する分配係数データとし、核種については安全評価上の重要核種とした。また、これらの既往データの調査結果を踏まえつつ、不足する高pH条件および変質鉱物への分配係数データを一部取得・拡充することにより、データ取得とも関連付けた分配係数設定の方法論の検討（5.5.3）を試みた。

(1) 高pH領域および変質したベントナイトに対する既存の分配係数データの調査

JAEAで整備している収着データベース（JAEA-SDB：館ほか，2009）は、最新のデータ更新として、TRU廃棄物処分などに関連した高pH系のベントナイト、変質ベントナイト、セメント関連の収着データを取り込んでいる（陶山・館，2012）。ここでは、Cs, Ni, Am, Thを対象に、ベントナイトに対するCs, Ni, Am, Thの分配係数データを、室温条件（R.T.:15～30℃）と2種類のpH条件（ $6 \leq \text{pH} < 11$ および $\text{pH} \geq 11$ ）で抽出した。さらに、ベントナイトのアルカリ環境での変質鉱物として想定されるC-S-H、準安定ゼオライト（Phillipsite, Clinoptilolite および Heulandite）、安定ゼオライト（Analcime Laumontite）に対する分配係数データ数を抽出した。抽出されたそれぞれの固相と核種のデータ数のマトリクスを表5.5.2-1に示す。いずれの元素も高pH領域でのベントナイト、C-S-Hのデータは存在するものの、データ数は限られており、ゼオライトに関しては、ほとんどデータが存在しないことが確認された。ここでは、以降のデータ取得やパラメータ設定の試行とあわせ、CsとNiに焦点をあてて調査結果を示す。

表 5.5.2-1 JAEA-SDB 中の高pH系ベントナイト、変質ベントナイトに対する収着データ数

Solid	データ数			
	Cs	Ni	Am	Th
Bentonite($6 \leq \text{pH} < 11$) at R.T.	287	516	73	24
Bentonite($\text{pH} \geq 11$) at R.T.	14	20	19	0
C-S-H	25	8	10	24
Phillipsite	0	0	0	0
Clinoptilolite	24	0	0	0
Heulandite	1	0	0	0
Analcime	0	0	0	0
Laumontite	0	0	0	0

(i) Cs の調査結果

ベントナイトに対する分配係数の pH 依存性を図 5.5.2-1 に示した。●は pH \geq 11 の高 pH 領域におけるデータである。pH 依存性は明瞭ではない。ベントナイトの分配係数データに、C-S-H およびゼオライトの分配係数データを追加し、図 5.5.2-2 に示した。ゼオライトの分配係数データは、ベントナイトの分配係数データのばらつきの範囲で比較的大きめの値をとっているのに対して、C-S-H の分配係数データは、ゼオライトに比べて低い傾向にあるようにみえる。

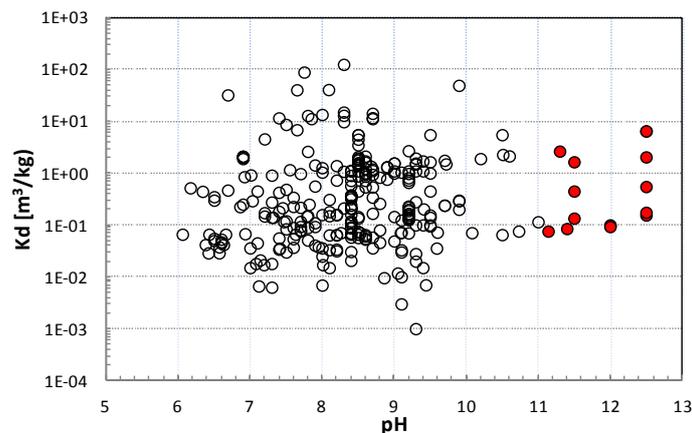


図 5.5.2-1 ベントナイトに対する Cs の Kd の pH 依存性
(●は高 pH データ)

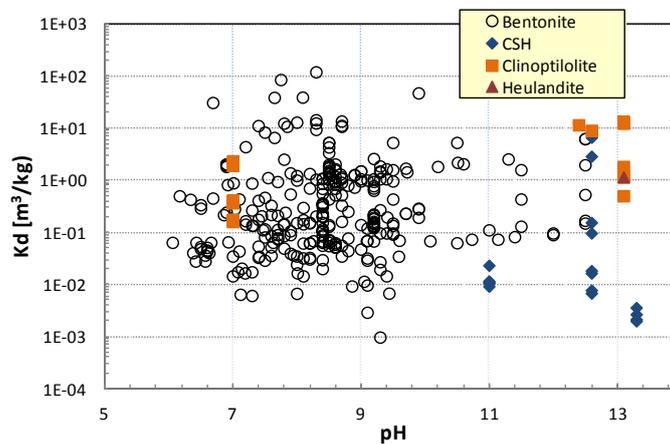


図 5.5.2-2 ベントナイトと C-S-H・ゼオライトに対する Cs の分配係数の比較

(ii) Ni の調査結果

ベントナイトに対する分配係数の pH 依存性を図 5.5.2-3 に示した。●は pH \geq 11 の高 pH 領域におけるデータである。全体として、pH9 付近まで分配係数は増加し、その後は pH が増加すると分配係数が若干減少する傾向がみえる。ベントナイトの分配係数データに、C-S-H の分配係数データを追加し、図 5.5.2-4 に示した。C-S-H のデータの pH 領域でのべ

ントナイトのデータは存在しないが、傾向としてベントナイトの pH 依存データの延長上に C-S-H のデータは存在しているように見える。

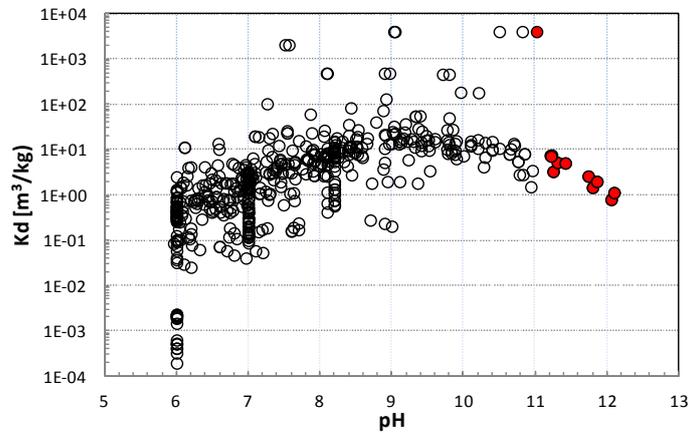


図 5.5.2-3 ベントナイトに対する Ni の Kd の pH 依存性
(●は高 pH データ)

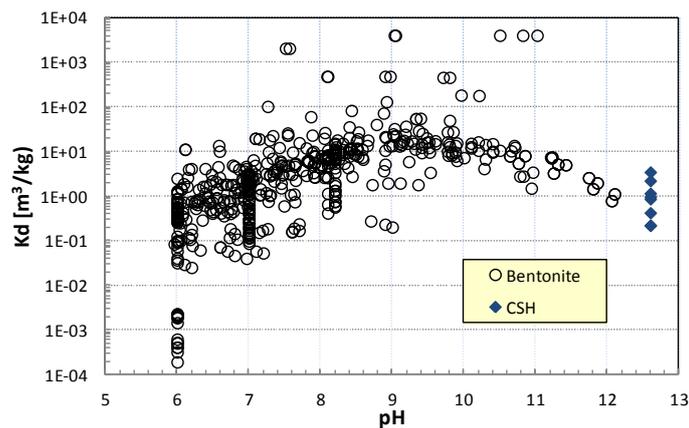


図 5.5.2-4 ベントナイトと C-S-H に対する Ni の分配係数の比較

(2) 高 pH 領域および変質したベントナイトに対する分配係数データの取得

セメント影響を考慮した緩衝材中の分配係数パラメータを設定するうえで、上記調査の結果、ほとんどの核種においてデータが十分といえる状況ではなく、ここでは、高 pH 条件および変質鉱物への分配係数データを一部取得・拡充することとした。

(i) 試験の対象と条件

TRU 廃棄物の地層処分安全評価報告書（電事連・サイクル機構，2005）では、5.5.1 の最初に示したように、セメント系材料によるベントナイトの変質鉱物として、C-S-H やゼオライト系鉱物の生成可能性を示している。一方、本共同研究のシナリオ検討課題において、2012 年度に、高レベル放射性廃棄物処分における緩衝材とセメント系材料支保との反応を解析評価している（黒澤ほか，2013）。この検討では、ベントナイトの変質鉱物として

種々の鉱物グループをケース選定し、ベントナイトの変質によって生成する可能性のある二次鉱物として準安定ゼオライト (Phillipsite, Heulandite)や安定ゼオライト (Analcime, Laumontite)を報告している。また、既往のベントナイトの変質実験では、Ca-rich なアルカリ液性条件では C-S-H の生成が、Na-rich なアルカリ液性条件では Analcime の生成が報告されている。

このように、現状ではベントナイトが変質してできる二次鉱物は、解析結果では条件によって変質鉱物に変化する。また、比較的短期間の室内実験では生成しやすい C-S-H および analcime に限定されている。このような背景を踏まえ、ここでは、ベントナイト変質の二次鉱物としては、analcime および C-S-H を選定した。液性は、降水系と海水系との関連性も考慮し、0.5 M と 0.05 M とし、高 pH 条件 (pH 12.5) を基本とし、一部の試験で中性条件を対象とした。

核種は Cs-137 と Ni-63 を対象として、室温、大気条件で、バッチ法収着試験を実施した。試験に用いた試料は、表 5.5.2-2 に示す 3 種類の試料を、上記試験溶液と液固比 100 ml/g で接触させ、Cs-137 は 2×10^{-10} M, Ni-63 は 1×10^{-9} M のキャリアフリーのトレーサーを添加した。時間依存性を確認するため、複数の反応時間で、サンプリングし、 $0.45 \mu\text{m}$ のメンブランフィルターでろ過し、並行して実施したブランク試料とあわせ、核種濃度を分析し、分配係数を導出した。

表 5.5.2-2 3 種類の試料の外観、比表面積および CEC

	クニゲル V1	analcime	C-S-H
試料外観			
比表面積 (m ² /g)	19.25	4.01	69.97
CEC (meq/100g)	66.5	0.7	158

(ii) 試験結果

それぞれの固相、液相条件で導出された Cs-137 と Ni-63 の分配係数を図 5.5.2-5 に示す。

Cs-137 に関しては、NaCl 濃度 0.05 M の条件ではクニゲル V1 が $1.0 \text{ m}^3/\text{kg}$, analcime が $4.7 \times 10^{-2} \text{ m}^3/\text{kg}$, C-S-H が $2.9 \times 10^{-1} \text{ m}^3/\text{kg}$ であり、クニゲル V1 が最も高い収着性を示し、analcime が最も低い収着性を示した。NaCl 濃度 0.5 M の条件ではいずれも収着分配係数は 0.05 M の条件より低下する傾向を示した。一方、Ni-63 の試料ごとの収着性に関しては、クニゲル V1 が $4.5 \sim 5.6 \text{ m}^3/\text{kg}$, analcime が $1.3 \sim 1.8 \text{ m}^3/\text{kg}$, C-S-H が $0.4 \sim 0.7 \text{ m}^3/\text{kg}$ であり、Cs と同様にクニゲル V1 が最も高い収着性を示した。Ni の場合には、Cs と異なり、塩濃度依存性に関しては、明瞭な傾向は得られなかった。なお、試験期間依存性に関しては、顕著な変化は認められなかった。

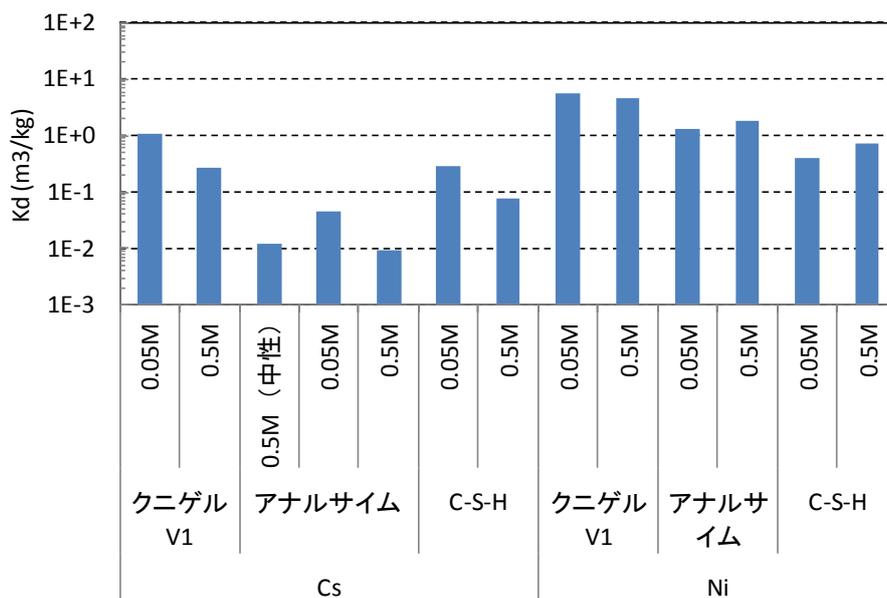


図 5.5.2-5 各固相，液性条件における Cs, Ni の分配係数（反応時間 7 日）

これら取得された分配係数データを核種移行パラメータの設定に反映させるには、それぞれの固相に対する核種の収着メカニズムを、環境条件に対する依存性ととも把握することが重要である。上記の Cs のデータからは、いずれの固相でも分配係数の明瞭な塩濃度依存性が認められ、Cs の収着がイオン交換反応によって支配されることを示唆する結果である。しかしながら、表 5.5.2-2 に示した CEC との関係ではベントナイトよりも CSH の分配係数が高くなっている点が整合しない。このような固相ごとの Cs の収着メカニズムについての知見を得るために、NaCl 濃度 0.05 M の条件の Cs 収着試料に対する脱離試験を実施した。脱離試験では収着試験後の試料を、試験溶液と同じ液性、1 M KCl, 1 M HCl で、それぞれ 3 回繰り返し反応・脱離させ、それぞれの脱離液での脱離率を図 5.5.2-6 のように評価した。試験溶液による洗浄で脱離された Cs は試料の間隙水中に含まれていた成分、KCl で脱離された Cs はイオン交換サイトへ収着した成分、HCl で脱離された Cs は酸で浸出されやすい固相表面近傍に取り込まれた成分と考えられる。脱離試験の結果、クニゲル V1, analcime, C-S-H とともに試験溶液により洗浄される成分の割合が最も高い。KCl により脱離される Cs は C-S-H が最も高い割合を示した。また、HCl により脱離される Cs については、収着した Cs に対する割合に加えて、脱離された Cs の放射エネルギーも analcime が最も多い結果となった。これらの傾向と今回試験に用いた Cs 濃度が非常に低濃度領域であることを考えれば、ベントナイトに対してはモンモリロナイトに含まれる特異収着サイトの寄与、analcime に対する Cs の収着形態は固相の構造内に取り込まれる成分がほかの試料より多いことが示唆される。これらのメカニズムの理解のためには、さらに詳細に条件を変えたバッチ収着試験やメカニズム分析研究が求められる。

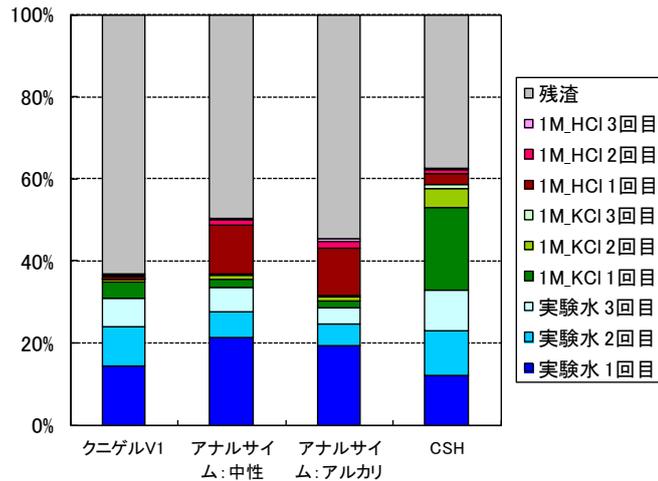


図 5.5.2-6 各固相に収着した Cs の脱離率 (0.05M NaCl, 反応期間 28 日)

5.5.3 セメント影響を考慮したベントナイトに対する分配係数設定の試行と課題の整理

上記の国内外の核種移行パラメータ設定事例の調査結果、既存データの抽出とデータ取得などの結果を踏まえ、セメント影響を考慮したベントナイトに対する分配係数の設定を試行した。設定の対象核種は、上記でデータ抽出とデータ取得を報告した Cs と Ni を対象とする。

(1) 分配係数パラメータ設定の前提条件と方法

(i) 評価対象条件

緩衝材の仕様は、第 2 次取りまとめのレファレンス条件であるクニゲル V1 にケイ砂を 30%混合した乾燥密度 1.6 Mg/m^3 の圧縮ベントナイトとする。地下水については降水系高 pH 地下水 (FRHP) と海水系高 pH 地下水 (SRHP) を対象とする。評価対象核種は、上記でデータ抽出とデータ取得を行った Cs と Ni を対象に検討する。

(ii) セメント影響を考慮した状態設定

本共同研究のシナリオ検討課題において、2012 年度に検討された高レベル放射性廃棄物処分における緩衝材とセメント系材料支保との反応の解析評価結果の一部 (黒澤ほか, 2013) を図 5.5.3-1 に示す。解析ケースに依存するものの、10,000 年後の緩衝材の変質領域はセメント系材料支保との界面近傍に留まり、緩衝材内部の鉱物組成はほぼ全領域にわたり初期の組成と変化がない (主成分である玉髓とモンモリロナイトは依然として残存している) 結果となっている。10,000 年以降の鉱物組成の変化については記載がみられないが、支保のセメントのアルカリ成分がほぼ溶脱により消失しているため、アルカリ成分による変質は進まないものと考えられる。次に、緩衝材間隙水組成の時間的・空間的変化をみると、処分開始後、100 年後～10,000 年後に pH は 11 程度まで上昇し、その後、支保のセメントのアルカリ成分の消失によって、一部のケースでは pH は徐々に低下していく結果となっ

ている。

以上より、処分後10,000年にわたり、緩衝材のセメント支保近傍に、準安定型ゼオライトもしくは安定ゼオライトが生成するものの、緩衝材全体としては依然として初期の鉱物が支配的であることから、緩衝材の状態設定としては、変化しない構成鉱物が十分残っているとして扱うものとする。なお、間隙水pHは、処分後100年後～10,000年後に11まで増加することから、これを考慮した状態設定が必要となる。高レベル廃棄物の地層処分システムの基本シナリオに基づく核種移行は、処分後1,000年から開始されるので、ここでは核種移行の初期の段階として、pH 11での値をパラメータ設定の基本として検討することとした。ただし、10,000～100,000年以降の長期となると緩衝材中のpHは下がるので、基本設定値を使用することになる。さらに、解析の結果からは、ベントナイトの変質領域は小さく、生成量もわずかであるが、参考のためにゼオライトもしくはC-S-Hに変質した場合も設定することを試みた。

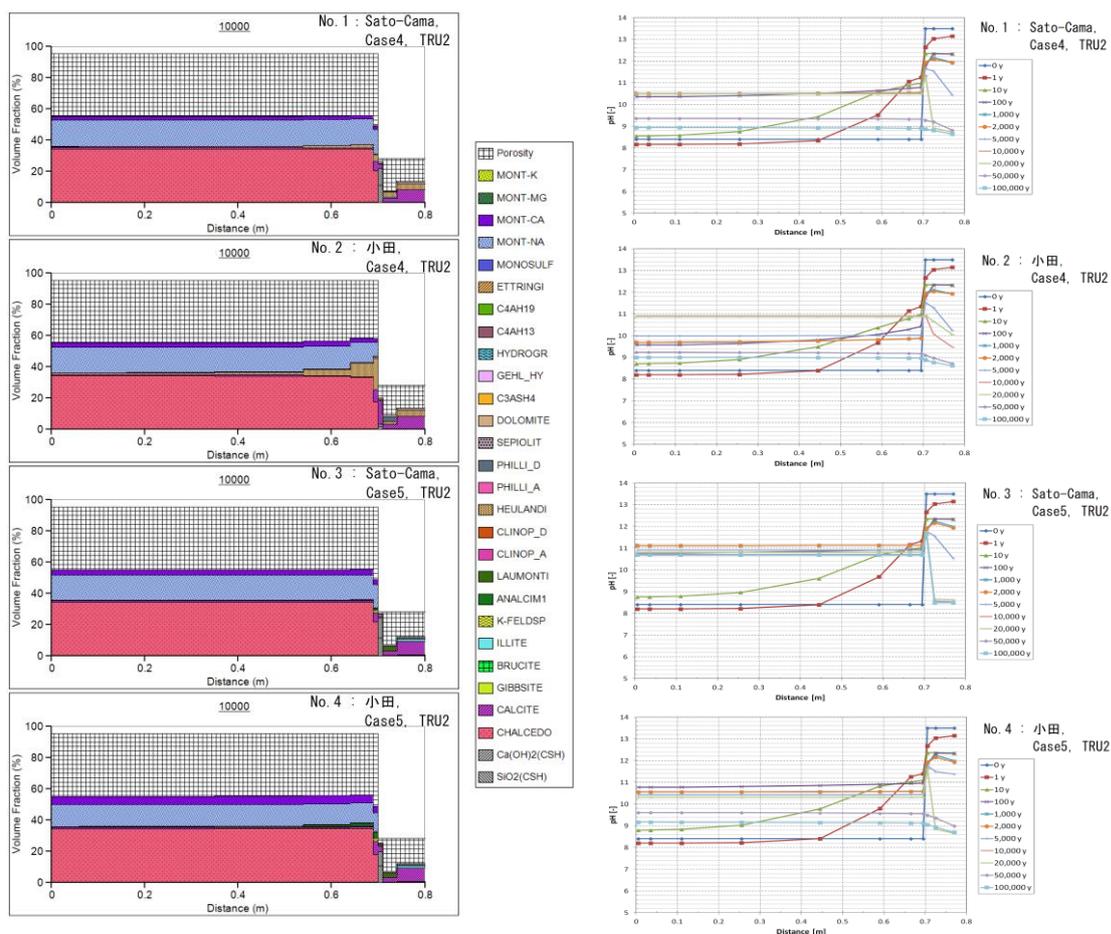


図 5.5.3-1 緩衝材とセメントの相互作用に関する解析事例 (2012 年度成果)

(iii) 分配係数の設定方法

圧縮ベントナイト中の核種の分配係数の設定については、2011 年度の共同研究報告書において、圧縮ベントナイト系のデータからの設定、圧縮系とバッチ系のデータの整合性を前提としたバッチデータからの設定、収着モデルからの設定と複数のアプローチを検討した (江橋ほか, 2012)。レファレンス条件に対しては、データの蓄積、メカニズムの理解、モデルの整備などが十分になされており、これらの複数のアプローチによる設定と比較が行われてきた。しかしながら、セメント影響による高 pH 領域、あるいは変質ベントナイトに対する分配係数の設定においては、上述のとおり、データ、メカニズム、モデルのいずれの視点でも情報量は十分ではない。5.5.1 に示したように、TRU 廃棄物の地層処分安全評価報告書 (電事連・サイクル機構, 2005) では、システム変遷に対応した核種移行評価のための分配係数パラメータは、圧縮ベントナイト中の拡散係数をもとに設定された (三原ほか, 2006)。ここでは、バッチ系と圧縮系の分配係数の整合性の議論の進展や圧縮ベントナイト中の拡散データの不確実性を考慮して、バッチ法による収着データ群に基づく設定を採用することとした。なお、5.5.1 に示した諸外国においても、セメント影響を考慮したパラメータ設定では、このバッチ系実測データに基づく設定がなされている状況で

ある。

実測データ群からのデータ設定の方法は、5.4.2 に示した包括的収着パラメータ設定フロー（図 5.4.2-2）と花崗岩を対象とした設定事例で提示した内容と同じである。上記 5.5.2 で抽出・取得された関連データをもとに、核種としては Cs と Ni，地下水条件として降水系と海水系地下水条件，緩衝材の状態として高 pH 環境および変質した系を対象に，分配係数と不確実性の設定を試みる。なお，本試行では，5.5.2 で示した収着データベース（JAEA-SDB）からの抽出データと今回取得したデータを対象とした。また，抽出されたデータ群からの分配係数と不確実性の設定方法については，対数平均値と標準偏差を採用した。

(2) 分配係数設定の試行

(i) Cs の設定

収着データベース（JAEA-SDB；館ほか，2009）から，ベントナイトに対する Cs 収着データを，室温条件，pH6 以上で抽出したうえで，さらに信頼度情報が **unreliable** のデータを除いたデータ群を，図 5.5.3-2(a)に●で示した。さらに，Cs 初期濃度を 10^{-5} M 以下の条件で絞り込んだデータ群を，同図(b)に●で示した。信頼度の情報と核種濃度の絞り込みによって，高 pH 領域のデータは存在しない結果となった。

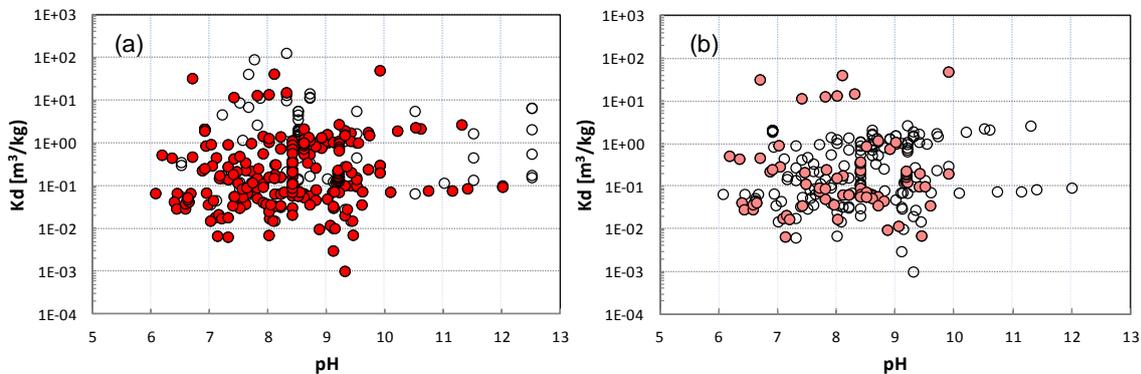


図 5.5.3-2 収着データベースからのベントナイトに対する Cs データの絞り込み

(a) unreliable を除外，(b)さらに Cs 初期濃度 10^{-5} M 以上を除外

さらに，上記で絞り込まれたデータ群を，降水系と海水系で区分するために，イオン強度を 0.1M で区分するとともに，本研究で取得したデータも併せて，図 5.5.3-3 に示した。全体的にデータのばらつきは大きいものの，pH 依存性がほとんどなく，イオン強度が低い方が分配係数が高い傾向を示し，Cs の収着挙動の特徴があらわれている。

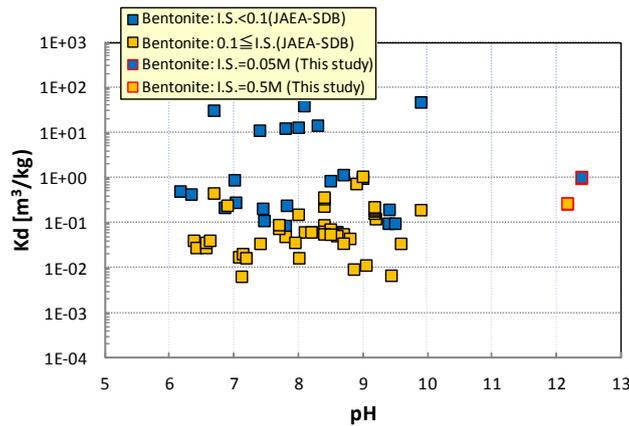


図 5.5.3-3 上記データ群に対するイオン強度による区分と本研究での取得データの追加

また、analcime および C-S-H に対する分配係数を図 5.5.3-4 に示す。analcime および C-S-H ともイオン強度が高い条件では、若干分配係数が低下している。ベントナイトに比べ、analcime の分配係数は低い傾向にある。C-S-H の分配係数は、イオン強度や pH により若干変動があり、明瞭な傾向はみえない。

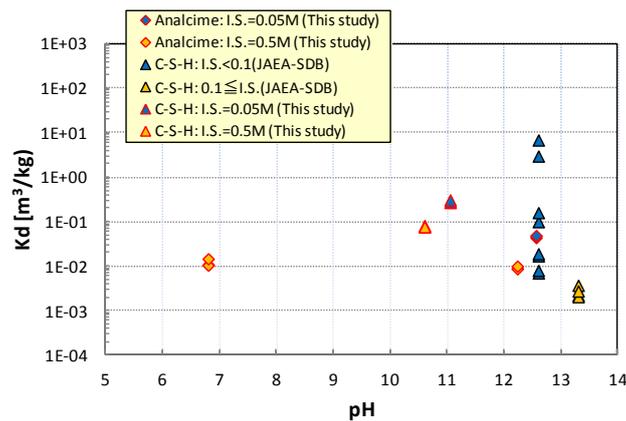


図 5.5.3-4 JAEA-SDB と本研究で取得した analcime および C-S-H に対する Cs の分配係数

以上のデータ群に対して、地下水タイプ（降水系 FRHP, 海水系 SRHP）と緩衝材の性状（レファレンス条件, pH11 以上の高 pH 条件, 変質ベントナイトとしての C-S-H, analcime）のそれぞれの条件での Cs の分配係数と不確実性範囲を、対数平均値と標準偏差から導出した。その結果を表 5.5.3-1 にまとめる。

表 5.5.3-1 高 pH 領域および変質ベントナイトに対する Cs の分配係数設定

固相	イオン強度	pH	バッチ分配係数 (m ³ /kg)		
			対数平均値	平均+2σ	平均-2σ
Bentonite	I.S.<0.1	6 ≤ pH < 11	1.2E+00	9.2E+01	1.5E-02
		11 ≤ pH	1.0E+00	1.1E+00	9.5E-01
	0.1 ≤ I.S.	6 ≤ pH < 11	6.9E-02	5.9E-01	8.0E-03
		11 ≤ pH	2.8E-01	2.9E-01	2.6E-01
Analcime	I.S.<0.1	11 ≤ pH	4.7E-02	5.2E-02	4.1E-02
	0.1 ≤ I.S.	6 ≤ pH < 11	1.2E-02	1.7E-02	8.2E-03
		11 ≤ pH	9.2E-03	1.1E-02	7.9E-03
C-S-H	I.S.<0.1	10 ≤ pH	1.3E-01	1.2E+01	1.3E-03
	0.1 ≤ I.S.	10 ≤ pH	1.1E-02	4.3E-01	2.9E-04

(ii) Ni の設定

Cs の場合と同様に、取着データベースから、ベントナイトに対する Ni 取着データを室温条件、pH6 以上で抽出し、信頼度情報が unreliable のデータを除いたデータ群を図 5.5.3-5(a)に●で示した。さらに、Ni 初期濃度を 10⁻⁵ M 以下の条件で絞り込んだデータ群を同図(b)に●で示した。ベントナイトに対する Ni の分配係数は、特定のグループ (Bradubury and Baeyens, 2005) のデータ数が多いこともあり、絞り込まれたデータ群は、比較的明瞭な pH 依存性を示した。

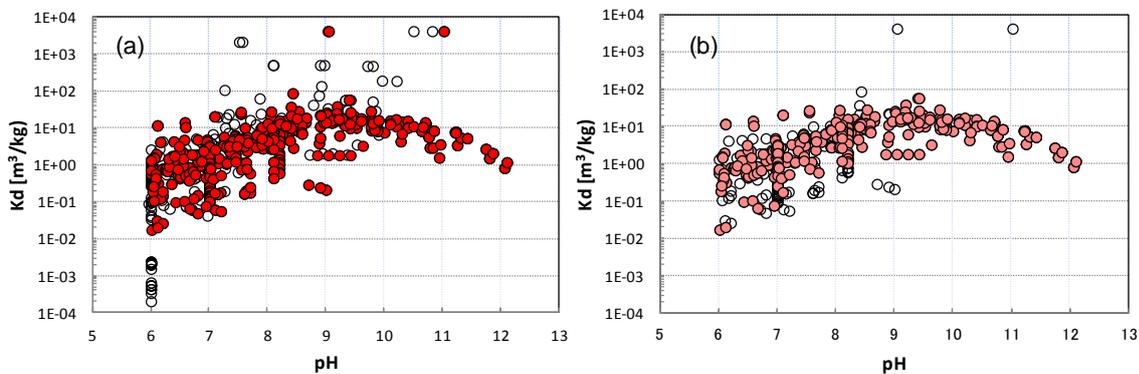


図 5.5.3-5 取着データベースからのベントナイトに対する Ni データの絞り込み
(a)unreliable を除外, (b)さらに Ni 初期濃度 10⁻⁵ M 以上を除外

さらに、上記で絞り込まれたデータ群を降水系と海水系で区分するために、イオン強度を 0.1 M で区分するとともに、本研究で取得したデータも併せて、図 5.5.3-6 に示した。本研究で取得した高 pH 領域でのデータは、JAEA-SDB に存在するデータ (Bradubury and Baeyens, 2005) より高めであることがわかる。全体的な傾向として、低 pH 領域では pH 増加に伴う分配係数の増加傾向とイオン強度依存性が明瞭に認められるのに対し、高 pH 領域ではイオン強度依存性が顕著ではなく、また、pH の増加とともに減少傾向を示した。

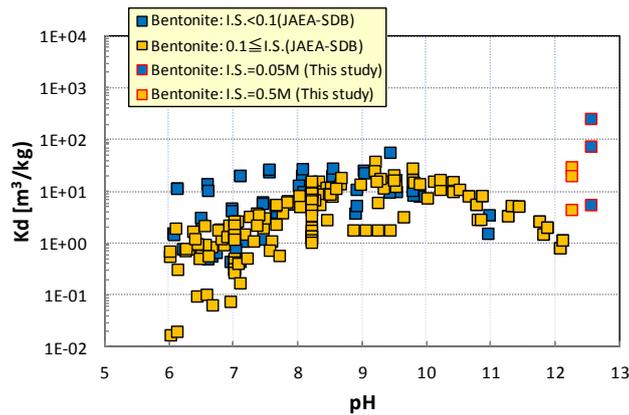


図 5.5.3-6 抽出データ群のイオン強度による区分と本研究での取得データとの比較

また、analcime および C-S-H に対する分配係数を図 5.5.3-7 に示す。analcime および C-S-H の分配係数とも、イオン強度依存の傾向はあまりみられず、本研究で取得したベントナイトの分配係数より若干低い傾向がみられる。

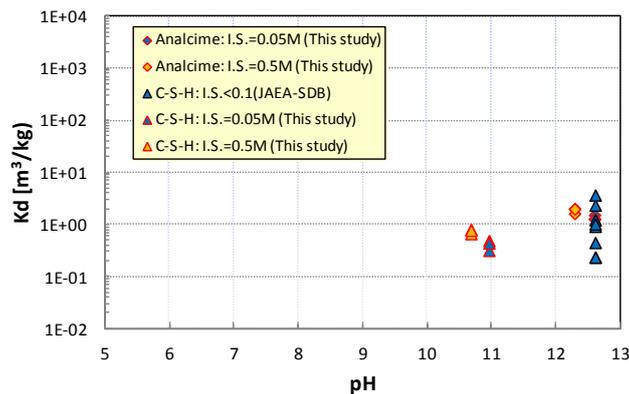


図 5.5.3-7 本研究で取得した analcime および C-S-H に対する Ni の分配係数

以上のデータ群に対して、地下水タイプ（降水系 FRHP, 海水系 SRHP）と緩衝材の性状（レファレンス条件, pH 11 以上の高 pH 条件, 変質ベントナイトとしての C-S-H, analcime）のそれぞれの条件での Ni の分配係数と不確実性範囲を、対数平均値と標準偏差から導出した。その結果を表 5.5.3-2 にまとめる。

表 5.5.3-2 高 pH 領域および変質ベントナイトに対する Ni の分配係数設定

固相	イオン強度	pH	バッチ分配係数 (m ³ /kg)		
			対数平均値	平均+2σ	平均-2σ
Bentonite	I.S.<0.1	6 ≤ pH < 11	5.2E+00	7.4E+01	3.6E-01
		11 ≤ pH	4.7E+01	2.4E+03	9.5E-01
	0.1 ≤ I.S.	6 ≤ pH < 11	3.2E+00	6.1E+01	1.7E-01
		11 ≤ pH	3.0E+00	2.1E+01	4.4E-01
Analcime	I.S.<0.1	11 ≤ pH	1.3E+00	1.6E+00	1.1E+00
	0.1 ≤ I.S.	11 ≤ pH	1.8E+00	2.3E+00	1.4E+00
C-S-H	I.S.<0.1	10 ≤ pH	2.0E+00	1.2E+01	3.2E-01
	0.1 ≤ I.S.	10 ≤ pH	7.3E-01	9.0E-01	5.9E-01

(iii) 設定の試行結果のまとめ

上記の Cs と Ni のそれぞれの条件での分配係数設定結果を、地下水条件と緩衝材状態に対応付けるとともに、第 2 次 TRU レポートの設定値（三原，2006）と併せて、表 5.5.3-3 にまとめる。なお、変質ベントナイトに対する設定値は、ここでは、上記の C-S-H と analcime に対する評価結果に対し保守側となる方を採用した。

全体的な傾向として、pH 依存性については、高 pH 領域の少数のデータに大きく影響されており、その傾向は明確ではない。一方で、Cs の分配係数がイオン強度とともに減少する傾向、Cs、Ni で共通して変質ベントナイトの分配係数が低くなる傾向が確認された。不確実性の評価も試みたが、データ数も十分でばらつきが大きいデータ群では不確実性の幅も大きく、逆にデータ数が少ないケースはその幅は狭くなる結果となった。第 2 次 TRU レポートの設定値と比較すると、その手法とデータの違いにより、今回の設定値の方が全体的に高めの結果となった。

高 pH 領域および変質ベントナイトに対する分配係数については、国内外の最新の知見を集めてもそのデータは非常に限られており、信頼性の高いパラメータ設定を行うためには、データの拡充が求められる。また、高 pH 領域や変質系試料に対するデータ取得と信頼性評価、収着メカニズムや環境条件依存性の理解、圧縮系とバッチ系の整合性検討などの課題について、今後の調査検討がさらに必要と考えられる。

表 5.5.3-3 高 pH 領域および変質ベントナイトに対する Cs および Ni の分配係数設定結果のまとめ

核種	地下水種類	固相	pH環境	本研究におけるバッチデータ群からの Kd設定値 (m ³ /kg)			TRU2次レポート Kd設定値 (m ³ /kg)
				設定値	上限値	下限値	
Cs	FRHP	ベントナイト	Reference	1.2E+0	9.2E+1	1.5E-2	0.05
			高pH	1.0E+0	1.1E+0	9.5E-1	0.05
		ベントナイト変質物	高pH	4.7E-2	5.2E-2	4.1E-2	0.1
	SRHP	ベントナイト	Reference	6.9E-2	5.9E-1	8.0E-3	0.01
			高pH	2.8E-1	2.9E-1	2.6E-1	0.01
		ベントナイト変質物	高pH	9.2E-3	1.1E-2	7.9E-3	0.05
Ni	FRHP	ベントナイト	Reference	5.2E+0	7.4E+1	3.6E-1	0.1
			高pH	4.7E+1	2.4E+3	9.5E-1	0.1
		ベントナイト変質物	高pH	1.3E+0	1.6E+0	1.1E+0	0.1
	SRHP	ベントナイト	Reference	3.2E+0	6.1E+1	1.7E-1	0.1
			高pH	3.0E+0	2.1E+1	4.4E-1	0.1
		ベントナイト変質物	高pH	7.3E-1	9.0E-1	5.9E-1	0.01

5.6 パラメータ設定の作業経緯や判断根拠の整理方法の検討

(1) 調査検討の目的とアプローチ

5.4の分配係数の設定手法で整理・検討したように、核種移行パラメータの設定作業では、膨大な実測データの収集、データの分析・評価によるデータ群の抽出、メカニズム理解に基づくモデルやデータベースの構築、これらに基づくパラメータと不確実性の設定などの多様な情報を用いた複雑な作業・判断を必要とする。そのため、品質確保の観点からパラメータ設定の一連の作業フローに沿って、作業の結果やその根拠となる情報を記録し、一元的に管理することで、透明性と追跡性を確保することが重要になる。また、それらの情報を電子化することにより、類似した方法論の共有やパラメータ設定の協働作業を支援・促進することも重要な役割として期待される。また、5.4.1で調査・整理した諸外国が実際のサイトを対象としたパラメータ設定で直面しているさまざまな課題（膨大なデータ量、分野内外の情報共有など）に対する改善策となる可能性も期待される。

これらの作業経緯と判断根拠の整理や電子化に関する検討は、本共同研究のシナリオ開発課題（4章）で先行して検討されているため、その取り組みの基本的考え方や電子化の体系は、4章に記載された内容を踏襲する。ここでは、分配係数パラメータ設定フローに対して品質管理などの観点から重要な情報を抽出するとともに、4章で構築された電子化体系に沿ったコンテンツの検討を行った。

(2) 分配係数パラメータの設定フローにおける作業経緯と判断根拠の整理

5.4.2に示した包括的な分配係数設定フロー（図5.4.2-2）は、大きく以下の5つの作業ステップに分割される。

- i) 性能評価に用いる分配係数パラメータセットの要件と目標の定義
- ii) 収着データベースの整備と収着メカニズムに関する基礎情報収集
- iii) 分配係数設定/条件変換アプローチの決定
- iv) 分配係数パラメータの設定
- v) 最終パラメータセットの設定評価

ここでは、分配係数設定フローにおける中核的な作業であり、情報量の多さや作業の複雑さの観点から、iv)のパラメータ設定作業のうち、実測データ群に基づく設定手法に焦点をあて、作業プロセスの記録と管理に関する具体的な検討を行った。

この実測データ群に基づく分配係数設定の作業過程では、膨大なデータ群からのデータの抽出、データの傾向性の分析、データの絞り込み、分配係数の設定に至る一連の作業プロセスのかなりの部分において、収着データベースが中核的な役割を担う。この収着データベースシステム（JAEA-SDB）は、2012年度の共同研究報告書（黒澤ほか、2012）に記載したとおり、パラメータ設定作業を支援する観点から、データの信頼度評価、データの環境条件の依存性評価など、パラメータ設定における効果的な機能を拡充しつつ、データ

ベースの段階的な更新を進めてきている（例えば，館ほか，2009；Tachi et al., 2011；陶山・館，2012）。

このような観点から，包括的な分配係数設定フローのうちの実測データ群に基づく分配係数設定の作業経緯と判断根拠を，フローの流れに沿って，また，①JAEA-SDB を利用した作業・判断と，②JAEA-SDB 以外の補完情報の参照と判断の2つの視点から整理を試みた（表 5.6-1）。さらに，5.4.2 で実際に分配係数の設定を試行した花崗岩/降水系地下水系のCsの分配係数の設定作業を例に，一連の作業内容・判断根拠の内容を一覧表に整理した（表 5.6-2）。

このような重要情報を抽出したうえで，その重要度を考慮しつつ，記録に残すべき情報と判断根拠を選定することが重要であり，そのほかの設定アプローチや，上記の i), ii), iii), v)の作業プロセスについても，さらに検討していく必要がある。なお，上記 ii)の収着データベースの整備に関連する作業は，その品質保証を含めたアプローチが構築されている。さらに，iv)のパラメータ設定における実測データ群以外のアプローチについても，半定量的条件変換手法ではデータソースや変換係数の値や設定根拠などが追跡可能なデータシートとしての管理（Ochs et al., 2013 参照），収着モデルではモデルパラメータ導出のプロセスや根拠を追跡可能な形での管理（館ほか，2010）を検討してきている。本検討における情報の電子化においては，それらが直接活用できる可能性がある。一方で，上記 5.4 の分配係数設定手法の検討において諸外国の状況も踏まえつつ課題として整理したように，今後のパラメータ設定手法の検討においては，i), iii), v)の検討作業も非常に重要な要素であり，今後さらに具体化するための検討を進めていく必要がある。

表 5.6-1 実測データ群に基づく分配係数設定作業に対応した作業経緯と判断根拠

(収着データベースとそれ以外の情報の区分)

作業項目	作業内容	具体的作業	SDBによる機能・情報・判断	SDB以外の補完情報・判断
①-1 Step1 データの抽出・評価	i)対象条件に関連するデータ抽出	対象元素・対象固相グループ(対象固相)に対するデータの検索等による関連データ群の抽出	検索機能によるデータ抽出・グラフ化 検索条件の設定(特に固相)	新規データの探索(文献情報), データ追加の判断 データが不足する場合には, 固相条件の緩和, 化学アナログの適用可能性を検討
	ii)データ信頼度の評価・確認	信頼度評価ガイドライン等に基づく信頼度評価(SDBの信頼度情報の活用:Class1~6抽出, unreliable排除など)	信頼度情報・検索機能(選別基準) データ量等に応じた選別条件の設定, 未評価データの取り扱いの判断	未評価データに対する信頼度評価結果 SDBに含まれる信頼度情報以外の判断(SDB情報の訂正, 信頼度評価ガイドラインと異なる判断基準等)
	iii)データの充足度等の確認	データ量が傾向性の分析やデータ設定のための十分かどうかの判断。少ない場合, 検索条件の緩和や化学アナログ等の可能性を検討	上記i), ii)で抽出されたデータ群に対するデータ充足度の判断	データ設定方針を踏まえた充足性の判断基準 検索条件等の緩和の判断と条件適用可能性に係る関連情報(方針, 文献等)
①-1 Step2 データの傾向性分析	i)環境条件依存性や収着機構の確認	pH, イオン強度, 核種初期濃度, 炭酸濃度等の主要な環境条件に対する傾向性の確認	グラフ機能(検索条件:文献選択機能, グラフ化) 後段のデータ絞り込みで考慮すべく環境条件因子の判断	環境条件依存性, 収着メカニズムに関する知見(文献情報等)の抽出と判断根拠
	iii)データ間の整合性確認	データ間の整合性に関するSDBクライテリアⅢの確認と採用の判断 その他極端な外れ値の原因の把握と除外の判断	信頼度情報:クライテリアⅢ(採用の判断) SDB情報に基づく除外の判断・根拠(特殊条件でのデータ等)	SDB情報以外(文献等)に基づく分析評価~除外等の判断根拠
	iii)化学アナログの適用性の確認	化学アナログの候補となる元素間のデータの傾向性や整合性に関する分析	グラフ機能(検索条件・グラフ) 化学アナログの適用性の判断材料	化学アナログの考え方, 適用検討に関する情報(化学種, メカニズム等)と判断根拠
①-2 対象データの絞り込み	i)データ絞り込み	評価対象の環境条件と不確実性の情報, 環境条件依存性等の情報をもとに, データを絞り込む条件範囲を設定	検索・グラフ機構(検索条件・グラフ)	検索条件の設定の判断・根拠 条件緩和の判断・根拠
	ii)データ数/データ分布の確認	データの充足度, ヒストグラムにより分布形を確認。特殊な分布形である場合には, その原因となる特殊なデータ・条件等の有無を確認。	グラフ機能(ヒストグラムデータ)	データ分布形状の評価判断。外れ値の試験条件の確認
	iii)化学アナログの適用判断	ある元素のデータに代表させるか, 複数の元素を一括で取り扱うかなどの化学アナログの適用方法を判断	グラフ機能(比較グラフデータ)	最終的な化学アナログの適用方法, 判断根拠
①-3 パラメータの設定	i)パラメータの設定	絞り込まれたデータ群に対する中央値, 対数平均値, 保守的な取り扱いなどの設定方法に従った設定値の導出	SDBによる中央値	中央値, 対数平均値, 保守的な取り扱いなどの設定方法の選定根拠 SDB以外の統計的な処理結果
	ii)不確実性の設定	データ群に対するパーセンタイル, 標準偏差, 保守的な設定などの不確実性の設定方法に従った上限・下限値の導出	上記の絞り込みデータセット	統計的取り扱いを含む設定方法の選定根拠 SDB以外の統計的な処理結果
	iii)保守性等の評価	保守的取り扱い等を採用する場合, その評価の考え方の一貫性や他元素との整合性等の視点で妥当性を確認		妥当性の判断基準や判定結果・根拠
	iv)バッチインタクト補正	バッチ系分配係数からインタクト系/原位置系への補正ファクターなどを追加的に加味する必要性の判断, 補正ファクターの設定・適用	グラフ機能(比較グラフデータ)	補正ファクターの有無の判断根拠 補正ファクターと設定根拠

表 5.6-2 実測データ群に基づく分配係数設定作業に対応した作業経緯と判断根拠の具体化 (1/3)

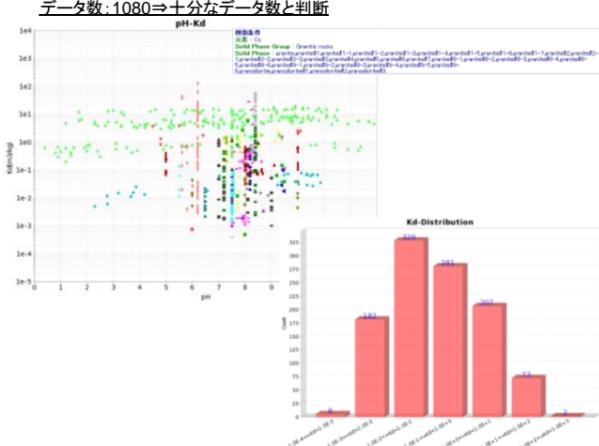
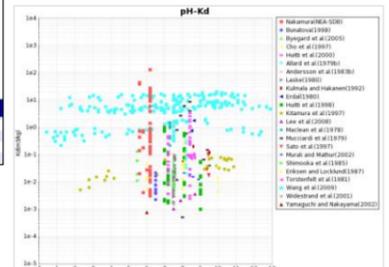
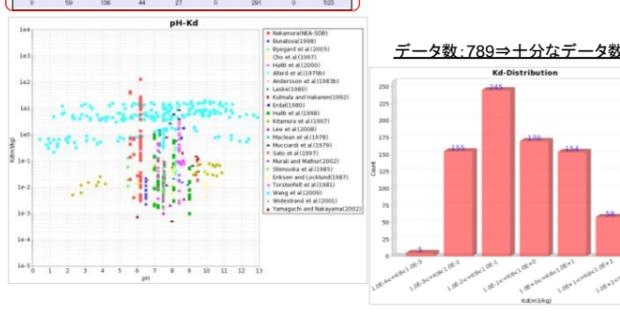
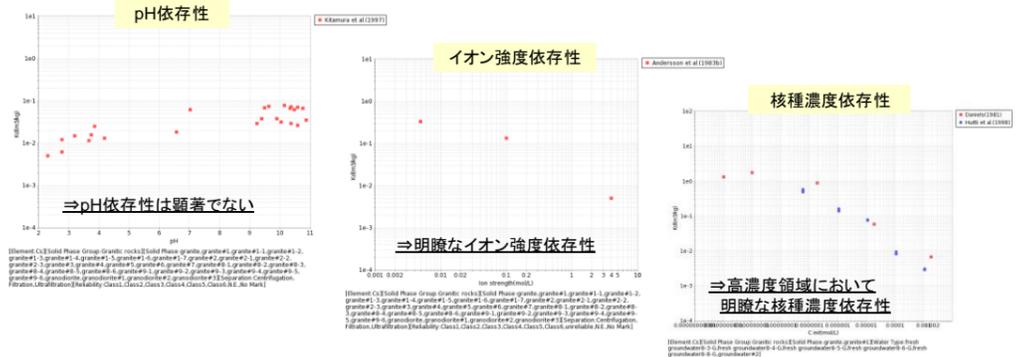
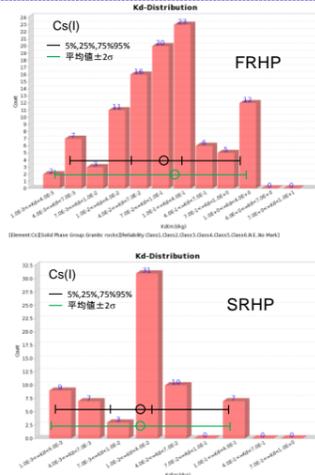
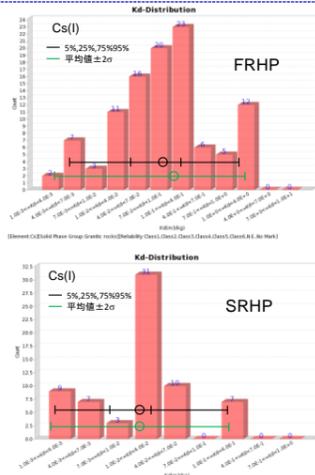
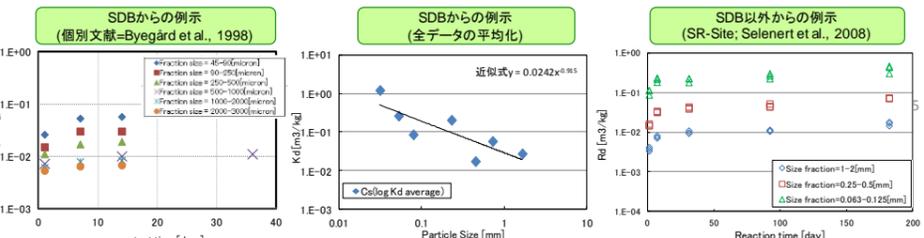
作業ステップ/概要	収着データベース(SDB)による作業・判断	SDB以外の作業・判断
<p>データの抽出・分析(①-1)ステップ1: 分配係数の抽出・評価</p> <p>・評価対象条件に関連するデータ抽出</p> <p>作業内容: 対象元素・対象固相グループ(対象固相)に対するデータの検索等による関連データ群の抽出</p>	<p>A-1) SDB検索条件設定:</p> <ul style="list-style-type: none"> ・元素+固相グループ+追加条件(固相等)を設定 <p>SDB version: 2013ver.X 元素: Cs 固相グループ: granitic rocks 詳細条件設定(①): 固相をgranite, granodioriteに限定</p>  <p>A-2) SDB検索結果確認:</p> <ul style="list-style-type: none"> ・検索条件に対応するデータ群を確認 ・充足性等の1次判断(明らかなデータ不足の判断) <p>データ数: 1080 ⇒ 十分なデータ数と判断</p> 	<p>B) SDB以外の追加情報の検討:</p> <ul style="list-style-type: none"> ・新規データの探索(文献情報), データ追加の判断 ・データが不足する場合には, 固相条件の緩和, 化学アナログの適用可能性を検討 <p>花崗岩系のCsデータは十分なデータ群が活用可能と判断(ただし, 最新でデータはできるだけ追加検討するべき)</p>
<p>データの抽出・分析(①-1)ステップ1: 分配係数の抽出・評価</p> <p>・データの信頼度の評価・確認</p> <p>作業内容: 信頼度評価ガイドライン等に基づく信頼度評価(SDBの信頼度情報を活用したClass1~6抽出, unreliable排除, 未評価データの信頼度評価など)</p>	<p>A-1) SDBに含まれる信頼度情報の確認:</p> <ul style="list-style-type: none"> ・SDBのデータ表示画面で信頼度情報を表示・確認 ・信頼度評価結果の再確認  <p>A-2) SDBの信頼度情報を活用したデータ抽出:</p> <ul style="list-style-type: none"> ・Class 1-6の抽出, unreliableの排除等の判断 ・未評価データ(N.E., No mark)の取り扱いの判断 <p>ここでは, 未評価データの評価は実施せず, unreliableデータのみを除外</p> 	<p>B) SDB以外の追加情報の検討:</p> <ul style="list-style-type: none"> ・未評価データに対する信頼度評価の実施結果, SDBへの導入 ・SDBに含まれる信頼度情報以外の判断: SDB情報の訂正, 信頼度評価ガイドラインと異なる判断基準等 <p>未評価データは信頼度評価ガイドラインに沿った信頼度評価の実施, SDBへの結果の導入が原則</p> <p>SDB信頼度情報の修正, 信頼度評価ガイドライン以外に基づくデータの除外などの判断視座</p>
<p>データの抽出・分析(①-1)ステップ1: 分配係数の抽出・評価</p> <p>・データの充足度等の確認</p> <p>作業内容: データ量が傾向性の分析やデータ設定のための十分かどうかの判断。少ない場合, 検索条件(固相条件, 信頼度条件等)の緩和や化学アナログ等の適用可能性を一次検討</p>	<p>A-1) 抽出データ群に対するデータ充足度等の確認:</p> <ul style="list-style-type: none"> ・信頼度評価を反映した抽出データ群の確認 ・抽出データ群の充足性, 抽出条件の緩和等の判断  <p>データ数: 789 ⇒ 十分なデータ数と判断</p>	<p>B) SDB以外の追加情報の検討:</p> <ul style="list-style-type: none"> ・データ設定方針を踏まえた充足性の判断基準 ・化学アナログの適用可能性に係る関連情報(化学アナログの適用方針, 支配化学種評価, 海外先行事例等の関連文献)等 <p>Csのケースは十分なデータ充足度のため特になし</p>
<p>データの抽出・分析(①-1)ステップ2: データ群の傾向等の分析・把握</p> <p>・環境条件依存性や収着機構の確認</p> <p>作業内容: ステップ1で抽出されたデータ群を対象に, pH, イオン強度, 核種濃度等の主要な環境条件に対する傾向性を確認</p>	<p>A-1) 抽出データ群に対する環境依存性の分析(1):</p> <ul style="list-style-type: none"> ・pH, イオン強度, 核種濃度, 炭酸濃度等の主要な環境条件に対するKd依存性をグラフ機能により確認 ・後段のデータ絞り込み条件等で考慮する重要な環境条件依存を判断(A-2), B-1)の検討を実施を判断) <p>A-1) 抽出データ群に対する環境依存性の分析(2):</p> <ul style="list-style-type: none"> ・元素ごとに重要な環境条件に対しては, 特定の文献内での信頼性の高い環境条件依存性を抽出・確認 ・後段のデータ絞り込み条件等で考慮する重要な環境条件依存(定量性を含む)を判断  <p>⇒ pH依存性は顕著でない</p> <p>⇒ 明瞭なイオン強度依存性</p> <p>⇒ 高濃度領域において明瞭な核種濃度依存性</p>	<p>B) SDB以外の追加情報の検討:</p> <ul style="list-style-type: none"> ・SDBに含まれない環境条件依存性に関する文献情報等の抽出・確認 ・元素ごとの収着メカニズムに関する知見の整理情報(既往のKd設定レポート, 個別文献情報等)

表 5.6-2 実測データ群に基づく分配係数設定作業に対応した作業経緯と判断根拠の具体化 (2/3)

作業ステップ/概要	収着データベース(SDB)による作業・判断	SDB以外の作業・判断
<p>データの抽出・分析(①-1)ステップ2: データ群の傾向等の分析・把握 ・データ間の整合性の確認</p> <p><u>作業内容</u>: ステップ1で抽出されたデータ群を対象に、SDBクライテリアIII情報の確認、極端なばらつきや外れ値等のデータ間の整合性に関する検討とデータ除外の判断</p>	<p>A-1) SDBクライテリアIII情報の確認と採用の判断: ・pH, イオン強度, 核種濃度, 炭酸濃度等の主要な環境条件に対するKd依存性をグラフ機能により確認 ・後段のデータ絞り込み条件等で考慮する重要な環境条件依存を判断(A-2), B-1)の検討を実施を判断)</p> <p>A-1) 抽出データ群に対する環境依存性の分析(2): ・元素ごとに重要な環境条件に対しては、特定の文献内での信頼性の高い環境条件依存性を抽出・確認 ・後段のデータ絞り込み条件等で考慮する重要な環境条件依存(定量性を含む)を判断</p> <p>⇒特段のデータ除外の必要性はないと判断</p>	<p>B) SDB以外の追加情報の検討: ・SDBに含まれない文献情報等の分析評価, 除外等の判断根拠</p>
<p>データの抽出・分析(①-1)ステップ2: データ群の傾向等の分析・把握 ・化学アナログの適用性の確認</p> <p><u>作業内容</u>: 化学アナログの候補となる元素間のデータの傾向性や整合性に関する分析</p>	<p>A-1) SDB情報に基づく化学アナログの適用性情報: ・化学アナログの候補となる元素のデータ群の抽出と一連の分析評価 ・対象元素のデータとアナログ元素とのKdデータや環境条件依存性等の比較</p> <p>Csのケースは化学アナログの考慮は必要なし</p>	<p>B) SDB以外の追加情報の検討: ・既存のKd設定における化学アナログの考え方, 適用事例に関する情報の抽出, 及びそれらに基づく判断・根拠</p>
<p>対象データの絞り込み(①-2)ステップ: パラメータ設定に用いるデータ抽出 ・固相・液性・信頼度等の抽出条件の設定</p> <p><u>作業内容</u>: 上記で抽出されたデータ群に対して、評価対象の環境条件と不確実性の情報, 環境条件依存性等の情報をもとに、データを絞り込む条件範囲を設定</p>	<p>A-1) 対象データの絞り込み条件の設定: ・元素, 固相の抽出条件, 信頼度情報等の抽出条件の再確認 ・pH, Eh, イオン強度, 核種濃度, 炭酸濃度等の絞り込み条件設定と抽出</p> <p>A-2) 絞り込み条件の緩和や特殊な除外条件の確認: ・左記作業による絞り込みデータの確認, 条件緩和等の検討・判断 ・データ検索機能のみでは対応できない特殊な除外判断の根拠</p> <p>H12-FRHP条件 - pH=8.5 - イオン強度=4.0 × 10⁻³[M] - Eh=-281[mV]</p> <p>H12-SRHP条件 - pH=8.0 - イオン強度=6.3 × 10⁻¹[M] - Eh=-303[mV]</p> <p>詳細検索条件設定: - pH⇒CsはpH依存性が顕著ではないものpH6-10の範囲に限定 - Eh⇒Csは酸化還元に敏感ではないことからEh範囲を限定せず - イオン強度⇒明瞭なイオン強度依存性とデータ数の充実を踏まえて以下の条件で絞り込み FRHP: 1 × 10⁻³ ~ 1 × 10⁻²[M] SRHP: 1 × 10⁻¹ ~ 1.0[M] - 核種濃度⇒高濃度領域では明瞭な濃度依存性が確認できることからCs初期濃度が1 × 10⁻⁶[M]以下に絞り込み - 反応時間⇒Csの収着反応は速く反応時間依存性がないことから反応時間を限定せず</p> <p>FRHP, SRHPのいずれも十分なデータ数と判断</p>	<p>B) SDB以外の追加情報の検討: ・絞り込み条件設定や特殊な除外判断に関わる文献情報や判断・根拠</p>
<p>対象データの絞り込み(①-2)ステップ: パラメータ設定に用いるデータ抽出 ・データ数/データ分布の確認</p> <p><u>作業内容</u>: 上記の設定条件で絞り込んだデータ群に対して、データの充足度, ヒストグラムにより分布形を確認。特殊な分布形である場合には, その原因となる特殊なデータ・条件等の有無を確認。</p>	<p>A-1) 抽出データ群に対するデータ充足度の確認: ・絞り込まれたデータ数の確認 ・抽出データ群の充足性, 抽出条件の緩和等の判断</p> <p>A-2) 絞り込みデータ群の分布形等の確認, 及び特殊な除外条件の確認: ・絞り込みデータ群のヒストグラムによる分布形の確認 ・特殊な分布形の原因となる特殊なデータ・条件等の有無の確認と除外判断</p> <p>FRHP条件 - pH: 6-10 - イオン強度: 1 × 10⁻³ ~ 1 × 10⁻²[M] - Cs初期濃度: 1 × 10⁻⁶[M]以下</p> <p>データ数: 105 ⇒十分なデータ数と判断</p> <p>SRHP条件 - pH: 6-10 - イオン強度: 1 × 10⁻¹ ~ 1[M] - Cs初期濃度: 1 × 10⁻⁶[M]以下</p> <p>データ数: 67 ⇒十分なデータ数と判断</p> <p>B) SDB以外の追加情報の検討: ・絞り込み条件設定や特殊な除外判断に関わる文献情報や判断・根拠</p> <p>FRHP, SRHPも特殊なデータ・条件等を認めず</p>	<p>B) SDB以外の追加情報の検討: ・絞り込み条件設定や特殊な除外判断に関わる文献情報や判断・根拠</p>

表 5.6-2 実測データ群に基づく分配係数設定作業に対応した作業経緯と判断根拠の具体化 (3/3)

作業ステップ/概要	収着データベース(SDB)による作業・判断	SDB以外の作業・判断																																																
<p>対象データの絞り込み(①-2) ステップ: パラメータ設定に用いるデータ抽出 ・化学アナログの適用性の判断</p> <p>作業内容: 前段階までのデータ抽出, 絞り込み, 化学アナログの可能性検討等を踏まえ, ある元素のデータに代表させるか, 複数の元素を一括で取り扱うかなどの化学アナログの適用方法を判断。</p>	<p>A-1) 化学アナログの適用と方法の判断: ・化学アナログの適用の最終判断と根拠 ・ある特定の元素のデータに代表させる, 複数の元素のデータを一括して取り扱うなどの適用方法の決定 ・適用方法に沿ったデータ群の絞り込みと分析</p> <p>Csのケースは化学アナログの考慮は必要なし</p>	<p>B) SDB以外の追加情報の検討: ・化学アナログの適用の判断, 適用方法の決定の背景となる, 既存のKd設定における化学アナログの考え方, 適用事例に関する情報の抽出, 及びそれらに基づく判断・根拠</p>																																																
<p>パラメータの設定(①-3) ステップ: 収着パラメータと不確実性の設定 ・パラメータ設定(中央値/中央値等)</p> <p>作業内容: 前段階の作業で絞り込まれたデータ群に対する中央値, 対数平均値, 保守的な取り扱いなどの設定方法に従った設定値の導出</p>	<p>A-1) パラメータ設定方法の決定: ・前段階で絞り込まれたデータ群, 分布形を踏まえたパラメータ設定方法の決定(中央値, 対数平均値, 保守的な取り扱いなど)</p>  <p>A-2) パラメータ設定値の導出: ・左記の方法に沿ったパラメータ設定値の導出結果 ここでは中央値を設定値として採用</p> <table border="1" data-bbox="1008 712 1470 801"> <tr> <td>FRHP</td> <td>5%</td> <td>25%</td> <td>中央値</td> <td>75%</td> <td>95%</td> </tr> <tr> <td></td> <td>5.22×10^{-3}</td> <td>4.29×10^{-2}</td> <td>9.06×10^{-2}</td> <td>2.89×10^{-1}</td> <td>1.36×10^0</td> </tr> <tr> <td></td> <td></td> <td>-2σ</td> <td>平均値</td> <td>+2σ</td> <td></td> </tr> <tr> <td></td> <td></td> <td>3.71×10^{-3}</td> <td>1.01×10^{-1}</td> <td>2.73×10^0</td> <td></td> </tr> </table> <table border="1" data-bbox="1008 831 1470 920"> <tr> <td>SRHP</td> <td>5%</td> <td>25%</td> <td>中央値</td> <td>75%</td> <td>95%</td> </tr> <tr> <td></td> <td>2.10×10^{-3}</td> <td>7.65×10^{-3}</td> <td>1.83×10^{-2}</td> <td>3.91×10^{-2}</td> <td>2.11×10^{-1}</td> </tr> <tr> <td></td> <td></td> <td>-2σ</td> <td>平均値</td> <td>+2σ</td> <td></td> </tr> <tr> <td></td> <td></td> <td>1.38×10^{-3}</td> <td>1.82×10^{-2}</td> <td>2.40×10^{-1}</td> <td></td> </tr> </table>	FRHP	5%	25%	中央値	75%	95%		5.22×10^{-3}	4.29×10^{-2}	9.06×10^{-2}	2.89×10^{-1}	1.36×10^0			-2σ	平均値	+2σ				3.71×10^{-3}	1.01×10^{-1}	2.73×10^0		SRHP	5%	25%	中央値	75%	95%		2.10×10^{-3}	7.65×10^{-3}	1.83×10^{-2}	3.91×10^{-2}	2.11×10^{-1}			-2σ	平均値	+2σ				1.38×10^{-3}	1.82×10^{-2}	2.40×10^{-1}		<p>B) SDB以外での設定値の導出方法・根拠: ・SDBで導出可能な中央値以外の設定方法について, その導出手法や設定値導出結果等の根拠情報</p> <p>対数平均値, 保守的な設定等を採用する場合は, それらの設定値の導出過程(Excelデータ等)や判断根拠(保守的な取り扱いの考え方等)</p>
FRHP	5%	25%	中央値	75%	95%																																													
	5.22×10^{-3}	4.29×10^{-2}	9.06×10^{-2}	2.89×10^{-1}	1.36×10^0																																													
		-2σ	平均値	+2σ																																														
		3.71×10^{-3}	1.01×10^{-1}	2.73×10^0																																														
SRHP	5%	25%	中央値	75%	95%																																													
	2.10×10^{-3}	7.65×10^{-3}	1.83×10^{-2}	3.91×10^{-2}	2.11×10^{-1}																																													
		-2σ	平均値	+2σ																																														
		1.38×10^{-3}	1.82×10^{-2}	2.40×10^{-1}																																														
<p>パラメータの設定(①-3) ステップ: 収着パラメータと不確実性の設定 ・不確実性の設定(統計的扱い)</p> <p>作業内容: 前段階の作業で絞り込まれたデータ群に対するパーセンタイル, 標準偏差, 保守的な設定などの不確実性の設定方法に従った上限・下限値の導出</p>	<p>A-1) 不確実性設定方法の決定: ・前段階で絞り込まれたデータ群, 分布形を踏まえた不確実性(上限値, 下限値)の設定方法の決定(標準偏差, パーセンタイル値, 保守的な取り扱いなど)</p>  <p>A-2) 不確実性の範囲(上限値, 下限値)の導出: ・左記の方法に沿った不確実性の範囲の導出結果 ここでは5, 95パーセンタイル値を下限値, 上限値として採用</p> <table border="1" data-bbox="1008 1305 1470 1394"> <tr> <td>FRHP</td> <td>5%</td> <td>25%</td> <td>中央値</td> <td>75%</td> <td>95%</td> </tr> <tr> <td></td> <td>5.22×10^{-3}</td> <td>4.29×10^{-2}</td> <td>9.06×10^{-2}</td> <td>2.89×10^{-1}</td> <td>1.36×10^0</td> </tr> <tr> <td></td> <td></td> <td>-2σ</td> <td>平均値</td> <td>+2σ</td> <td></td> </tr> <tr> <td></td> <td></td> <td>3.71×10^{-3}</td> <td>1.01×10^{-1}</td> <td>2.73×10^0</td> <td></td> </tr> </table> <table border="1" data-bbox="1008 1424 1470 1513"> <tr> <td>SRHP</td> <td>5%</td> <td>25%</td> <td>中央値</td> <td>75%</td> <td>95%</td> </tr> <tr> <td></td> <td>2.10×10^{-3}</td> <td>7.65×10^{-3}</td> <td>1.83×10^{-2}</td> <td>3.91×10^{-2}</td> <td>2.11×10^{-1}</td> </tr> <tr> <td></td> <td></td> <td>-2σ</td> <td>平均値</td> <td>+2σ</td> <td></td> </tr> <tr> <td></td> <td></td> <td>1.38×10^{-3}</td> <td>1.82×10^{-2}</td> <td>2.40×10^{-1}</td> <td></td> </tr> </table>	FRHP	5%	25%	中央値	75%	95%		5.22×10^{-3}	4.29×10^{-2}	9.06×10^{-2}	2.89×10^{-1}	1.36×10^0			-2σ	平均値	+2σ				3.71×10^{-3}	1.01×10^{-1}	2.73×10^0		SRHP	5%	25%	中央値	75%	95%		2.10×10^{-3}	7.65×10^{-3}	1.83×10^{-2}	3.91×10^{-2}	2.11×10^{-1}			-2σ	平均値	+2σ				1.38×10^{-3}	1.82×10^{-2}	2.40×10^{-1}		<p>B) SDB以外での設定値の導出方法・根拠: ・SDBで導出可能な中央値以外の設定方法について, その導出手法や設定値導出結果等の根拠情報</p> <p>対数平均値, 保守的な設定等を採用する場合は, それらの設定値の導出過程(Excelデータ等)や判断根拠(保守的な取り扱いの考え方等)</p>
FRHP	5%	25%	中央値	75%	95%																																													
	5.22×10^{-3}	4.29×10^{-2}	9.06×10^{-2}	2.89×10^{-1}	1.36×10^0																																													
		-2σ	平均値	+2σ																																														
		3.71×10^{-3}	1.01×10^{-1}	2.73×10^0																																														
SRHP	5%	25%	中央値	75%	95%																																													
	2.10×10^{-3}	7.65×10^{-3}	1.83×10^{-2}	3.91×10^{-2}	2.11×10^{-1}																																													
		-2σ	平均値	+2σ																																														
		1.38×10^{-3}	1.82×10^{-2}	2.40×10^{-1}																																														
<p>パラメータの設定(①-3) ステップ: 収着パラメータと不確実性の設定 ・保守性等の専門家判断の妥当性確認</p> <p>作業内容: 前段階のパラメータ及び不確実性の設定において保守的な取り扱い等を採用する場合, その評価の考え方の一貫性や他元素との整合性等の観点で妥当性を確認</p>	<p>A-1) 保守的な取り扱いの妥当性の確認: ・データ群に対するパラメータ, 不確実性(上限値・下限値)の設定における保守的な取り扱いの確認 ここでは保守的な取り扱いを採用せず</p>	<p>B) SDB以外での設定値の導出方法・根拠: ・保守的な取り扱いの考え方に照らした一貫性, 元素間の比較による整合性等の確認 ・上記確認を踏まえた修正の必要性の判断・根拠</p>																																																
<p>パラメータの設定(①-3) ステップ: 収着パラメータと不確実性の設定 ・バッチインタクト因子等の追加補正</p> <p>作業内容: 前段階のパラメータ及び不確実性の設定値に対し, バッチ系からインタクト系/原位置系への補正因子などを追加的に加味する必要性の判断, 補正因子の設定・適用</p>	<p>A-1) SDBデータからのバッチインタクト因子に関する情報確認: ・SDBに含まれるデータ・文献情報に基づく分配係数の粒径依存性情報の抽出・確認 ※粒径依存性等を含む文献情報の抽出までは可能だが, 粒径依存性等のグラフ化等の機能はなく, 詳細分析はB)のSDB以外で対応</p>  <p>※各粒径サイズのKd値を平均してプロットしている</p>	<p>B) SDB以外の情報に基づくバッチインタクト因子に関する情報確認: ・SDBに含まれるデータ, あるいはSDBに含まれない文献情報に基づく分配係数の粒径依存性情報の抽出・分析 ・バッチインタクト因子の定量的評価, 及び設定値の妥当性の確認</p> <p>ここでは既存データに対する総合的な評価・判断をもとにバッチインタクト因子として0.1を適用 ⇒Csデータに対して, その妥当性について確認を実施</p>																																																

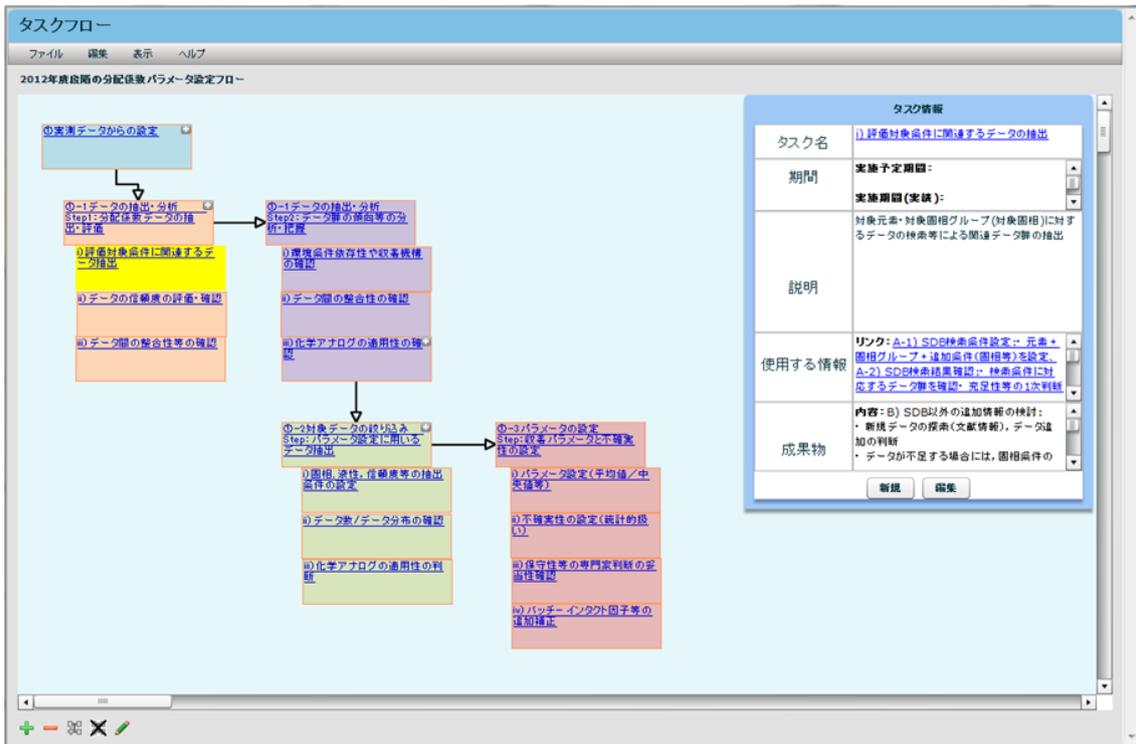
(3) パラメータ設定作業に関するポータルサイトの例

本項では、パラメータ設定作業に関するポータルサイトの例を示す。まず、5.4.2 で設定したパラメータ設定フロー（図 5.4.2-2）と上記の作業経緯と判断根拠の抽出・整理結果をもとに、ポータルサイトでの作業フローとして展開した結果が図 5.6-1～5.6-3 となる。この作業フローをインターフェースとして、作業項目の選定と関連情報の参照、および関連情報で選択した詳細情報の参照が行える。このことを、以下の作業項目を具体的な例として示す。

- ・①-1 Step1 評価対象条件に関連するデータ抽出（図 5.6-1）
- ・①-1 Step2 環境条件依存性や収着機構の確認（図 5.6-2）
- ・①-3 パラメータ設定（平均値/中央値など）（図 5.6-3）

なお、各例では2つの画面を示しており、それぞれ以下の内容を示す。

- ・上段の画面：ポータル画面での作業項目の選定と関連情報の参照
- ・下段の画面：関連情報で選択した詳細情報



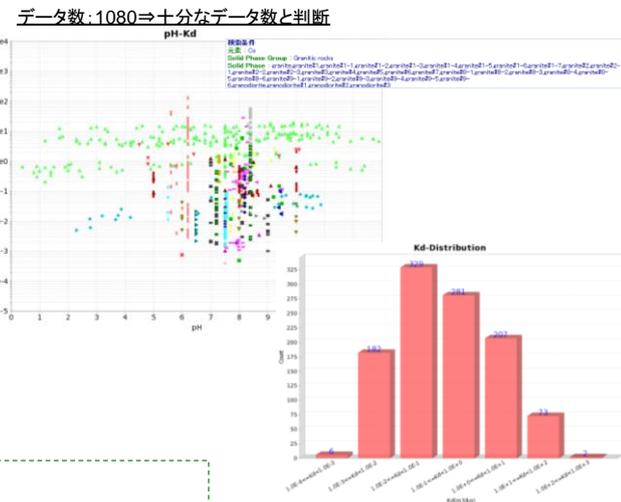
(a) ポータル画面での作業項目の選定と関連情報の参照

花崗岩—CsのKd設定事例
FRHP/FOHP, SRHP

A-1) SDB検索条件設定:
 ・元素+固相グループ+追加条件(固相等)を設定
 SDB version: 2013ver.X
 元素: Cs
 固相グループ: granitic rocks
 詳細条件設定①: 固相をgranite, granodioriteに限定



A-2) SDB検索結果確認:
 ・検索条件に対応するデータ群を確認
 ・充足性等の1次判断(明らかなデータ不足の判断)



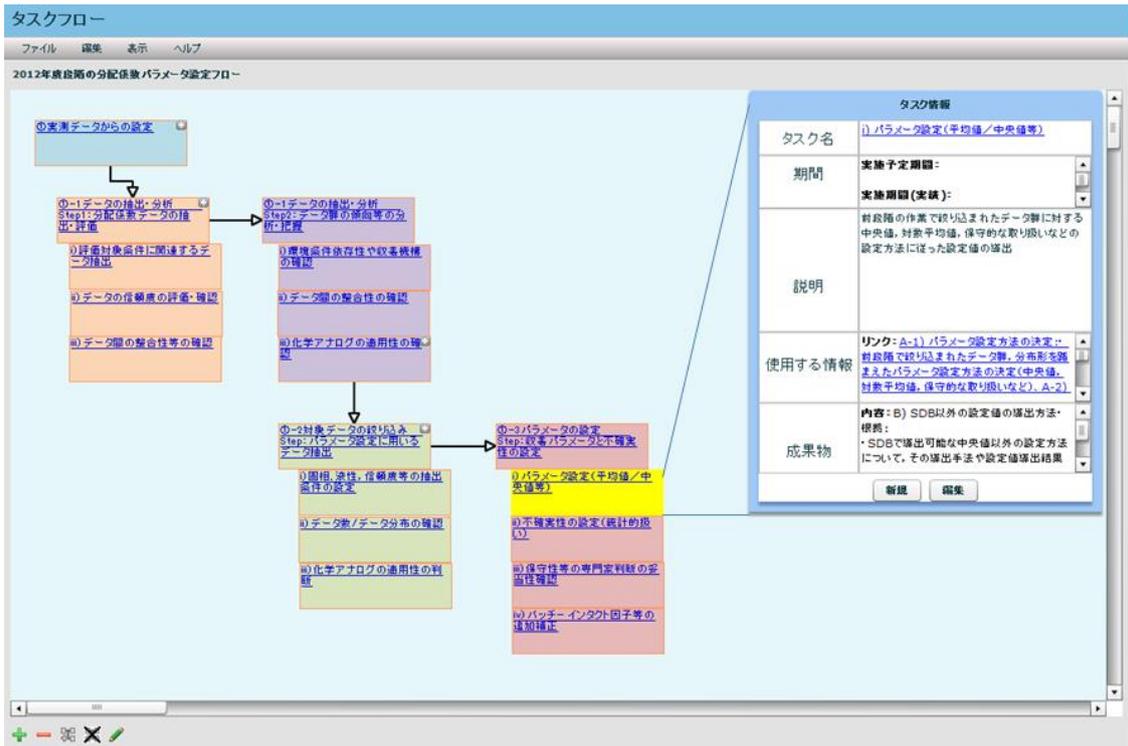
B) SDB以外の追加情報の検討:
 ・新規データの探索(文献情報), データ追加の判断
 ・データが不足する場合には, 固相条件の緩和, 化学アナログの適用可能性を検討

花崗岩系のCsデータは十分なデータ群が活用可能と判断(ただし, 最新でデータはできる限り追加検討するべき)

(b) 関連情報で選択した詳細情報

図 5.6-1 パラメータ設定作業に関するポータルサイトの例

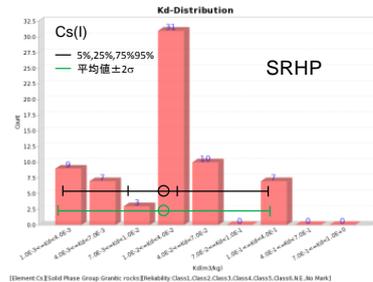
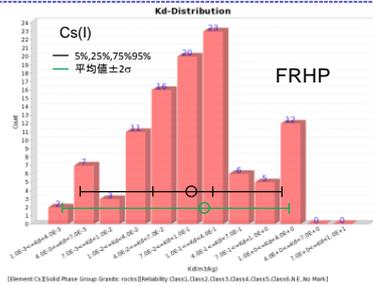
①-1 Step1 評価対象条件に関連するデータ抽出



(a) ポータル画面での作業項目の選定と関連情報の参照

花崗岩—CsのKd設定事例
FRHP/FOHP, SRHP

A-1) パラメータ設定方法の決定:
・前段階で絞り込まれたデータ群、分布形を踏まえたパラメータ設定方法の決定(中央値, 対数平均値, 保守的な取り扱いなど)



A-2) パラメータ設定値の導出:
・左記の方法に沿ったパラメータ設定値の導出結果

ここでは中央値を設定値として採用

	5%	25%	中央値	75%	95%
FRHP	5.22×10^{-3}	4.29×10^{-2}	9.06×10^{-2}	2.89×10^{-1}	1.36×10^0
		-2σ	平均値	$+2\sigma$	
	3.71×10^{-3}	1.01×10^{-1}	2.73×10^0		
SRHP	2.10×10^{-3}	7.65×10^{-3}	1.83×10^{-2}	3.91×10^{-2}	2.11×10^{-1}
		-2σ	平均値	$+2\sigma$	
	1.38×10^{-3}	1.82×10^{-2}	2.40×10^{-1}		

B) SDB以外の設定値の導出方法・根拠:
・SDBで導出可能な中央値以外の設定方法について、その導出手法や設定値導出結果等の根拠情報

対数平均値、保守的な設定等を採用する場合は、それらの設定値の導出過程(Excelデータ等)や判断根拠(保守的な取り扱いの考え方等)

(b) 関連情報で選択した詳細情報

図 5.6-3 パラメータ設定作業に関するポータルサイトの例

①-3 パラメータ設定 (平均値/中央値など)

5.7 まとめと今後の課題

本章では核種移行パラメータ設定の方法論について、特に不確実性の明確化と取り扱いに着目して、以下の(1)～(5)の検討を実施した。

(1) 間隙水組成の不確実性検討のための変動解析

緩衝材間隙水組成の不確実性検討のための変動解析として、降水および海水起源の地下水を中心に、pH、炭素濃度および硫黄濃度（海水系のみ）を変化させて、間隙水組成がどれほど変化するかについて調査した。海水系地下水から導出された緩衝材間隙水の組成は、緩衝材の化学的緩衝作用により pH は 6～9 程度に収束するが、炭素および硫黄濃度は収束しきれず大きな変動幅を持つことになった。候補サイトでの概要調査においては、現実的な評価をするためにも、正確な実測データを取得し、その値を基に地下水組成を設定する必要があると考えられた。一方、降水系地下水から導出された緩衝材間隙水の組成は概ね一定であった。第2次取りまとめで使用した間隙水モデルについては課題も指摘されていることから、今後間隙水モデルの再構築の検討が課題であると考えられる。

(2) 溶解度算出に対する間隙水組成の不確実性検討

溶解度設定において考慮すべき不確実性を検討するため、海水系地下水で得られた pH、炭素濃度および硫黄濃度の変動幅に基づき、重要元素の溶解度の変動幅を導出した。得られた変動幅の大小は元素によって異なり、最大で2桁もの変動幅が得られた元素があった。また、諸外国における溶解度評価の不確実性の最新の例として、スウェーデン核燃料・廃棄物管理会社（SKB）が取りまとめた安全評価報告書（SR-Site）の溶解度評価について調査し、評価手法そのものは本研究と同様であること、確率論的な溶解度評価は地下水組成の確率論的分布に基づいて行われていることがわかった。さらに、第2次取りまとめにおける溶解度設定値が非保守的であると懸念される元素について、国内の専門家についてご意見を賜り、今後の溶解度設定に資する情報として整理した。特にウランについては、溶解度設定手法の見直しが必要であると考えられるものの、熱力学データの信頼性についても疑問が残ることから、処分環境に近い実測データの取得などの検討が必要と考えられる。

(3) 分配係数設定手法と不確実性評価手法の方法論の調査検討

分配係数の設定については、岩石の分配係数設定における不確実性の取り扱いなどに着目しつつ、フィンランド Posiva の最新の性能評価報告書（TURVA-2012）における岩石の分配係数パラメータの設定手法を調査した。また、これまで調査してきたスウェーデン SKB やスイス Nagra の事例を含め、一連の海外事例調査の比較・分析結果をもとに、岩石の分配係数設定と不確実性評価の方法論や今後の課題や留意事項などを整理した。さらに、これらの諸外国の事例調査から得られた知見を反映しつつ、岩石の分配係数パラメータ設定と不確実性評価の方法論を整理するとともに、花崗岩/降水系地下水における Cs と Am の分配係数を事例に、不確実性の取り扱いを含めたパラメータ設定手法の具体例を提示し

た。今後は、多様な核種と環境条件、岩種のバリエーションなどへの対応方法を検討するとともに、概要調査段階における地質環境調査と性能評価とも関連付けつつ、データ取得計画なども含めた核種移行パラメータ設定を具体化していくことが望まれる。

(4) セメント影響に着目した緩衝材の分配係数/不確実性の設定手法の調査検討

システム変遷にかかわる不確実性要因として、セメント系材料が緩衝材の分配係数に及ぼす影響評価について、国内外の性能評価上の取り扱い、既存の関連データの調査、一部検証のためのデータを取得・拡充しつつ、パラメータ設定を試行した。セメント影響による高 pH 領域および変質ベントナイトに対する分配係数については、国内外の最新の知見を集めても、データは非常に限られており、信頼性の高いパラメータ設定を行うためには、データの拡充が求められる。また、高 pH 領域や変質系のデータ取得評価の信頼性評価、収着メカニズムや環境条件依存性の理解、圧縮系とバッチ系の整合性などの課題について、今後の調査検討がさらに必要と考えられる。

(5) パラメータ設定の作業経緯と判断根拠の整理

核種移行パラメータ設定フローに沿った作業・根拠情報の一元的管理による透明性と追跡性を含む品質確保、それらの情報の電子化によるパラメータ設定の手法の共有や協働作業の支援・促進といった意義を確認しつつ、核種移行パラメータにおける一連の複雑な作業・判断プロセスの整理・電子化を検討した。分配係数の設定フローのうち、実測データ群に基づく設定フローに焦点をあて、品質管理などの観点から重要な情報を抽出するとともに、シナリオ構築課題の中で検討された電子化体系に沿ったポータルサイトとコンテンツの試作を行った。今後は、今回作成した電子化情報の有効性の確認と必要な改良を進めつつ、分配係数設定フローの全体への拡張を検討し、継続的に活用可能なツールとして検討していくことが望まれる。

参考文献（第5章）

- Allard, B., Beall, G.W. and Krajewski, T. (1980): The Sorption of Actinides in Igneous Rocks. *Nuclear Technol.*, 49, pp. 474-480.
- 天野由記, 山本陽一, 南條 功, 村上裕晃, 横田秀晴, 山崎雅則, 國丸貴紀, 大山隆弘, 岩月輝希, (2011): 幌延深地層研究計画における地下水, 河川水及び降水の水質データ (2001~2010年度), JAEA-Data/Code 2011-023.
- 天野由記, 南條 功, 村上裕晃, 藪内 聡, 横田秀晴, 佐々木祥人, 岩月輝希 (2012): 北海道幌延地域における深部地下水調査ー地上からの地球化学調査の妥当性評価と地下施設建設に伴う地球化学特性変化ー, 地下水学会誌, 第54巻第4号, pp. 207-228.
- 東侍郎, 柴田雅博, 油井三和, 澁谷朝紀, 能登屋信, 吉田 泰 (1999): 地層処分研究開発第2次取りまとめにおける放射性元素の溶解度評価, サイクル機構技術資料, JNC TN8400 99-071.
- Bradbury, M.H. and Baeyens, B. (2003a): Near-field sorption data bases for compacted MX-80 bentonite for performance assessment of high-level radioactive waste repository in Opalinus Clay host rock. Technical Report 02-18. Nagra, Wettingen, Switzerland.
- Bradbury, M.H. and Baeyens, B. (2003b): Far-field sorption data bases for performance assessment of high-level radioactive waste repository in an undisturbed Opalinus Clay host rock. Technical Report 02-19. Nagra, Wettingen, Switzerland.
- Bradbury, M.H. and Baeyens, B. (2004): Sorption Data Bases for Opalinus Clay Influenced by a High pH Plume, Nagra, TR-03-12.
- Bradbury, M.H., and Baeyens, B. (2005): Modelling the sorption of Mn(II), Co(II), Ni(II), Zn(II), Cd(II), Eu(II), Am(III), Sn(IV), Th(IV), Np(V) and U(VI) on montmorillonite: Linear free energy relationships and estimates of surface binding constants for some selected heavy metals and actinides, *Geochim. Cosmochim. Acta*, 69, pp. 875-892.
- Crawford, J., Neretnieks, I. and Malmström, M. (2006): Data and Uncertainty Assessment for Radionuclide Kd Partitioning Coefficients in Granitic Rock for Use in SR-Can Calculations, SKB Technical Report, R-06-75.
- Crawford, J. (2010): Bedrock Kd data and uncertainty assessment for application in SR-site geosphere transport calculation. Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Co., SKB-R-10-48.
- Davies, C.W. (1962): Ion association, Butterworth, Washington DC.
- 電気事業連合会, 核燃料サイクル開発機構, (2005): TRU 廃棄物処分技術検討書ー第2次 TRU 廃棄物処分研究開発取りまとめー, (JNC TY1400 2005-013).
- 動力炉・核燃料開発事業団 (1992): 高レベル放射性廃棄物地層処分研究開発の技術報告書ー平成3年度ー, PNC TN1410 92-081.
- Duro, L., Grivé, M., Cera, E., Gaona, X., Domènech, C. and Bruno, J. (2006): Determination and

assessment of the concentration limits to be used in SR-Can Technical Report TR-06-32.

江橋 健, 窪田 茂, 黒澤 進, 後藤淳一, 後藤考裕, 石井英一, 稲垣 学, 守屋俊文, 鈴木 寛, 大井貴夫, 市原貴之, 石田圭輔, 石黒勝彦, 土 宏之, 柴田雅博, 澤田 淳, 舘 幸男, 牧野仁史, 早野 明, 三ツ井誠一郎, 谷口直樹, 小田治恵, 北村 暁, 大澤英昭, 仙波 毅, 日置一雅, 亀井玄人(2012): 概要調査段階における設計・性能評価手法の高度化—NUMO-JAEA 共同研究報告書 (2011 年度) — (共同研究), NUMO-TR-12-03.

古江良治, 岩月輝希, 濱 克宏, (2005): 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, 46, pp. 232-236.

Gorgeon, L. (1994): Contribution à la modelisation physico-chimique de la retention de radioéléments à vie longue par des matériaux argileux. Ph.D. thesis. Université Paris 6.

Huitti, T., Hakanen, M. and Lindberg, A. (1998): Sorption of cesium on Olkiluoto mica gneiss, granodiorite and Granite. POSIVA OY. No. 98-11.

Huitti, T., Hakanen, M. and Lindberg, A. (2000): Sorption and desorption of cesium on rapakivi granite and its minerals. POSIVA 2000-03.

岩月輝希, 天野由記, 井岡聖一郎, 三枝博光, 竹内竜二, (2007): 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, 6, pp. 73-84.

岩月輝希, 森川佳太, 細谷真一, 吉川英樹, (2009): 深部地下水の物理化学パラメータ (pH, 酸化還元電位) の測定とその留意点, 地下水学会誌, 51(3), pp. 205-214.

木方建造, 大山隆弘, 鈴木浩一, 中田英二, 田中姿郎, 宮川公雄, 石井英一, 高橋一晴, 濱 克宏, 國丸貴紀, 津久井郎太, 福島龍朗, 瀬谷正巳, 青木和弘, (2006): 幌延における堆積岩の特性研究—電力中央研究所/日本原子力研究開発機構共同研究成果報告—電力中央研究所報告, N05044.

北村 暁, 柴田雅博, 山口徹治, 飯田芳久, 油井三和, (2009): 熱力学データベース整備のための熱力学データ系統性に関する調査および活量係数モデルの差異による溶解度計算結果の比較, JAEA-Technology 2009-074.

Kitamura, A., Fujiwara, K., Doi, R., Yoshida, Y., Mihara, M., Terashima M. and Yui, M. (2010): JAEA thermodynamic database for performance assessment of geological disposal of high-level radioactive and TRU wastes, JAEA-Data/Code 2009-024.

北村 暁, 柴田雅博, 山口徹治, 飯田芳久, 油井三和, (2010): 熱力学データベース整備のための熱力学データ系統性に関する調査および活量係数モデルの差異による溶解度計算結果の比較, JAEA-Technology 2009-074.

Kitamura, A., Fujiwara, K., Doi, R. and Yoshida, Y. (2012): Update of JAEA-TDB: Additional Selection of Thermodynamic Data for Solid and Gaseous Phase on Nickel, Selenium, Zirconium, Technetium, Thorium, Uranium, Neptunium Plutonium and Americium, Update of Thermodynamic Data on Iodine, and Some Modifications, JAEA technical report

JAEA-Data/Code 2012-006.

Kitamura, A., Doi, R. and Yoshida Y. (2014): Update of JAEA-TDB: Update of Thermodynamic Data for Palladium and Tin, Refinement of Thermodynamic data for Protactinium, and Preparation of PHREEQC Database for Use of the Brønsted-Guggenheim-Scatchard Model, JAEA-Data/Code 2014-009.

國丸貴紀, 柴野一則, 繰上広志, 戸村豪治, 原 稔, 山本 肇, (2007) : 幌延深地層研究計画における地下水, 河川水および降水の水質分析, 日本原子力研究開発機構技術報告書, JAEA-Data/Code2007-015.

黒澤 進, 後藤淳一, 澁谷早苗, 後藤考裕, 江橋 健, 窪田 茂, 稲垣 学, 守屋俊文, 鈴木 寛, 大井貴夫, 石田圭輔, 西尾 光, 市原貴之, 石黒勝彦, 出口 朗, 藤原啓司, 柴田雅博, 澤田 淳, 館 幸男, 早野 明, 牧野仁史, 若杉圭一郎, 三ツ井誠一郎, 小田治恵, 北村 暁, 大澤英昭, 仙波 毅, 日置一雅, 亀井玄人 (2013): 概要調査段階における設計・性能評価手法の高度化 (その 2) – NUMO-JAEA 共同研究報告書 (2012 年度) –, NUMO-TR-13-06 / JAEA-Research 2013-037.

Marques Fernandes, M., Baeyens, B. and Bradbury, M.H. (2008): The influence of carbonate complexation on lanthanide/actinide sorption on montmorillonite, *Radiochim. Acta*, 96, pp. 691-697.

三原守弘 (2006) : TRU 廃棄物処分システムの安全評価における核種移行データセット, JAEA-Review 2006-011.

Nagra (2002): Project Opalinus Clay: safety report – demonstration of disposal feasibility for spent fuel, vitrified high-level waste and long-lived intermediate-level waste. Nagra technical report NTB-02-05. Nagra, Wetingen, Switzerland.

Nagra, Project Opalinus Clay - (2002): Models, Codes and Data for Safety Assessment, (TECHNICAL RREPORT 02-06).

南條 功, 天野由記, 岩月輝希, 國丸貴紀, 村上裕晃, 細谷真一, 森川佳太, (2011) : 幌延深地層研究センター東立坑 140m 調査坑道における地下水の地球化学モニタリングに関する研究開発, 日本原子力研究開発機構技術報告書, JAEA-Research2011-048.

NEA (2005): NEA Sorption Project. Phase II: Interpretation and Prediction of Radionuclide Sorption onto Substrates Relevant for Radioactive Waste Disposal Using Thermodynamic Sorption Models, OECD/NEA, Paris.

Ochs, M., Tachi, Y., Trudel, D. and Suyama, T. (2013): K_d setting approaches for Horonobe mudstone systems: Applications of TSMs and semi-quantitative estimation procedures, JAEA Technical report, JAEA-Research 2012-044.

Oda, C., Yoshikawa, H. and Yui, M. (1996): Effects of aging on the solubility of palladium, *Mat. Res. Soc. Symp. Proc.*, 412, pp. 881-887.

小田治恵, 柴田雅博, 油井三和, (1999) : 地層処分研究開発第 2 次取りまとめにおける緩

- 衝材間隙水化学の評価, JAEA 技術報告書 JNC TN8400 99-078.
- 小田治恵, 佐々木良一, Savage, D., Arthur, R.C., 本田明 (2005) : 緩衝材の鉱物学的長期変遷シナリオ, JNC TN8400 2005-020.
- 太田久仁雄, 阿部寛信, 山口雄大, 國丸貴紀, 石井英一, 繰上広志, 戸村豪治, 柴野一則, 濱 克宏, 松井裕哉, 新里忠史, 高橋一晴, 丹生屋純夫, 大原英史, 浅森浩一, 森岡宏之, 舟木泰智, 茂田直孝, 福島龍郎, (2007) : 幌延深地層研究計画における地上からの調査研究段階 (第1段階) 研究成果報告書 分冊「深地層の科学的研究」, 日本原子力研究開発機構技術報告書, JAEA-Research2007-044.
- Parkhurst, D.L. and Appelo, C.A.J. (2013): Description of input and examples for PHREEQC version 3—A computer program for speciation, batch-reaction, one-dimensional transport, and inverse geochemical calculations: U.S. Geological Survey Techniques and Methods, book 6, chap. A43, 497 p., available only at <http://pubs.usgs.gov/tm/06/a43/>.
- Pinnioja, T., Jaakkola, T. and Miettinen, J.K. (1984): Comparison of batch and autoradiographic methods in sorption studies of radionuclides in rock and mineral samples. *Mat. Res. Soc. Symp. Proc.*, 26, pp. 979-984.
- Posiva Oy, (2012): Safety Case for the Disposal of Spent Nuclear Fuel at Olkiluoto -Performance Assessment 2012, POSIVA 2012-04.
- Posiva Oy, (2013): Safety Case for the Disposal of Spent Nuclear Fuel at Olkiluoto - Models and Data for the Repository System 2012, POSIVA 2013-01.
- Puigdomènech, I. (2002): MEDUSA (Make Equilibrium Diagrams Using Sophisticated Algorithms) Windows interface to the MS-DOS versions of INPUT, SED and PREDOM (FORTRAN programs drawing chemical equilibrium diagrams) Vers. 1 July. 2002. Royal Institute of Technology, Stockholm, Sweden.
- Rai, D., Felmy, A.R., Moore, D.A. and Mason, M.J. (1995): “The solubility of Th(IV) and U(IV) hydrous oxides in concentrated NaHCO₃ and Na₂CO₃ solutions”, *Mat. Res. Soc. Symp. Proc.*, 353, pp. 1143-1150.
- Rai, D., Yui, M. and Kitamura, A. (2012): Thermodynamic model for amorphous Pd(OH)₂ solubility in the aqueous Na⁺-K⁺-H⁺-OH⁻-Cl⁻-ClO₄⁻-H₂O system at 25 °C: A critical review, *J. Solution Chem.*, 41, pp.1965-1985.
- Selenert, E., Byegård, J. and Widstrand, H. (2008): Forsmark site investigation Laboratory measurements within the site investigation programme for the transport properties of the rock Final report, SKB P-07-139.
- Seo, Y. and Yoshida, H. (1994): Natural analogue studies of the Tono Uranium Deposit in Japan, Proceedings of an International Workshop on Fifth CEC Natural Analogue Working Group Meeting and Alligator River Analogue Project (ARAP) Final Workshop, H. von Maravic and J. Smellie eds., October 1992, Toledo, Spain, Commission of the European Communities, EUR

15176, pp. 179-184.

- 下茂道人, 山本 肇, 熊本 創, 小野 誠, 藤原 靖, (2005): 幌延深地層研究計画における地質環境のモデル化研究, JAEA 技術報告書 JNC TJ5400 2004-004.
- SKB (2011): Long-term safety for the final repository for spent nuclear fuel at Forsmark. Main report of the SR-Site project, Volume I, SKB Technical Report, SKB TR-11-01.
- 陶山忠宏, 舘 幸男 (2012): 収着データベース(JAEA-SDB)の開発: 土壌系及びセメント系を含む収着データの拡充, 日本原子力研究開発機構技術資料, JAEA-Data/Code 2011-022.
- 舘 幸男, 栃木善克, 陶山忠宏, 齋藤好彦, Ochs, M., 油井三和(2009): 地層処分安全評価のための核種の収着・拡散データベースシステムの開発, 日本原子力研究開発機構技術資料, JAEA-Data/Code 2008-034.
- 舘 幸男, 四辻健治, 陶山忠宏, Ochs, M., 油井三和 (2010): 地層処分安全評価のための減少論的収着・拡散モデル/データベースの開発; ベントナイト系プロトタイプモデル/データベースの構築, 日本原子力研究開発機構技術資料, JAEA-Research 2009-069.
- Tachi, Y., Suyama, T., Ochs, M. and Ganter, C. (2011a): Development of JAEA sorption database(JAEA-SDB): Update of data evaluation functions and sorption/QA data. JAEA technical report, JAEA-Data/Code 2010-031.
- 富岡祐一, 近藤浩文, 後藤和幸, 五嶋慶一郎, 吉村公孝, 村元茂則, (2013): ボーリング調査における地下水水質に及ぼす掘削水, 洗浄水およびセメントの影響, 電力中央研究所報告 N12012.
- Torstenfelt, B., Andersson, K. and Allard, B. (1981): Sorption of Sr and Cs on Rocks and Minerals Part I: Sorption in Groundwater. *Prev* 4.29.
- Vuorinen, U., Lehtikoinen, J., Luukkonen, A. and Ervanne, H. (2006): Effects of Salinity and High pH on Crushed Rock and Bentonite– Experimental Work and Modelling, POSIVA 2006-01.
- Yamamoto, H., Kunimaru, T., Shimo, M., Fujiwara, Y., Ono, M., Xu, T. and Laaksoharju, M. (2005): Reactive Chemical Transport simulations for Evaluation of Ambient Chemical Conditions at Horonobe URL Site, Hokkaido, Japan., The 2nd Japan-Korea Joint Workshop on Radioactive Waste Disposal 2005, Tokyo, pp. 159-172.
- Yoshida, Y., Yoshikawa, H. and Nakanishi, T. (2008): Partition coefficient of Ra and Ba in calcite, *Geochem. J.*, 42(3), pp. 295 – 304.
- Yoshida, Y. and Yoshikawa, H. (2009): Estimation of Ra concentration in High-level radioactive waste disposal system, *Mat. Res. Soc. Symp. Proc.*, 1124, Q07-18.
- Yui, M., Sasamoto, H. and Arthur, R.C. (1999a): Groundwater Evolution Modeling for the Second Progress Performance Assessment (PA) Report, JAEA technical report JNC TN8400 99-030.
- Yui, M., Azuma, J. and Shibata, M. (1999b): JNC Thermodynamic Database for Performance Assessment of High-level Radioactive Waste Disposal System, JNC TN8400 99-070.

第6章 おわりに

JAEA および NUMO は、2012 年度に引き続き、JAEA がこれまで蓄積してきた技術やノウハウを、NUMO が今後行う精密調査地区の選定などの処分事業に直接適用できるよう、実施主体の視点に沿って実用化を図っていくことを目的として、概要調査段階における処分場の設計・性能評価に関連する主要な以下の技術テーマについて検討した。

- (1) 水理の観点からみた母岩の適性を評価する方法に関する検討 (3 章)
- (2) シナリオの構築方法に関する検討 (4 章)
- (3) 核種移行パラメータの設定に関する検討 (5 章)

(1)水理の観点からみた母岩の適性を評価する方法に関する検討については、2013 年度は、母岩特性を評価する手法の体系的整備に向けた評価ツリーの拡充を進めるために、SR-Site における地質構造モデル構築手法の事例、瑞浪超新地層研究所計画により取得されたデータを活用した水理地質構造モデル構築手法の事例、幌延深地層研究所周辺を対象とした水理地質構造モデル構築の事例、NUMO と米国 LBNL (Lawrence Berkeley National Laboratory) の共同研究により実施された Fault Zone Hydrology Project における調査と水理地質構造モデル構築事例などを調査し、得られた知見を評価ツリーとして整理した。また、評価ツリーの適用方法の例示として、第2次取りまとめの設定、SR-Site の情報、Fault Zone Hydrology Project の情報を活用した水理地質構造モデルの不確実性検討やそれらが評価項目の算出結果に与える影響、設計や性能評価の観点を考慮した評価項目算出条件の検討などについて検討した。さらに、母岩特性を評価する手法の体系的整備に向けた評価ツリーの構築とその適用事例について、国内外の専門家と意見交換を行った。その結果、水理の観点から母岩としての適性を評価するための手順の具体化をすするとともに、評価手法の高度化に向けた課題を整理した。

(2) については、昨年度作成した状態設定手順を実務的な観点から改良するとともに、緩衝材を対象として、具体的な情報を用いた試行を行った。また、状態設定にかかわる多様なプロセス情報を体系的に整理する方法について検討した。さらに、基盤的な知見の拡充としてパイピングなどの緩衝材に関する知見を整理するとともに、緩衝材へのセメント影響と、溶存ケイ酸濃度の変化がガラス溶解挙動に及ぼす影響について、不確実性要因の影響を検討するための解析を実施した。(3)については、母岩の分配係数を対象として、堆積岩に対する国内外の事例調査を実施したうえで、半定量的条件変換手法や収着モデルの活用を含む分配係数パラメータ設定手法を整理し、幌延の堆積岩への適用事例 (Cs, Ni, Am, Th) および花崗岩への適用評価 (U) を通じて、構築した設定フローの妥当性や課題を確認した。さらには、溶解度について、溶解度制限固相の決定という観点から設定方法を検討するとともに、Se, Np, U を対象とした試行を行い、設定方法の妥当性や課題を確認した。さらには、諸外国における溶解度設定方法や天然地下水中の溶存濃度の解釈に関する

調査を行うとともに、母岩の分配係数と溶解度の設定にかかわる情報を体系的に整理するための方法論を検討した。

本共同研究の成果は、当該段階における設計・性能評価の主要な技術についての方法論の具体化に資するものである。また、本共同研究を通じて、事業の観点から必要な課題と今後の計画（基盤研究開発へフィードバックを含む）を明らかにした。さらに、本共同研究は、従来から進めてきた情報交換に加え、ワーキンググループ形式などによる協働作業は、JAEA から NUMO への技術移転の一助として有効であった。