

ニアフィールド水理場の長期的変遷  
評価システム構築に関する研究  
(概要)

(核燃料サイクル開発機構 業務委託報告書)

2004年2月

鹿島建設株式会社  
株式会社クインテッサジャパン

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

〒319-1184 茨城県那珂郡東海村大字村松 4-49

核燃料サイクル開発機構

技術展開部 技術協力課

電話：029-282-1122（代表）

ファックス：029-282-7980

電子メール：[jserv@jnc.go.jp](mailto:jserv@jnc.go.jp)

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to :

Technical Cooperation Section,

Technology Management Division,

Japan Nuclear Cycle Development Institute

4-49 Muramatsu, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki 319-1184, Japan

© 核燃料サイクル開発機構

(Japan Nuclear Cycle Development Institute)

2004

ニアフィールド水理場の長期的変遷評価システム構築に関する研究（概要）  
（核燃料サイクル開発機構 業務委託報告書）

奥津 一夫<sup>\*1</sup> 森川 誠司<sup>\*1</sup> 田口 勝則<sup>\*1</sup> 畔柳 幹雄<sup>\*1</sup> 田部井和人<sup>\*1</sup>  
佐原 史浩<sup>\*1</sup> 村上 武志<sup>\*1</sup> 江崎 太一<sup>\*1</sup> 日野 博之<sup>\*1</sup>  
高瀬 博康<sup>\*2</sup> 青山 裕司<sup>\*2</sup>

## 要 旨

TRU廃棄物処分場の安全裕度を正確に把握し、より信頼性の高い性能評価を行うためには、バリア材料の変遷挙動を考慮したニアフィールド水理場の長期的変遷評価を可能とする評価システムの構築が必要である。

本研究では、ニアフィールド水理場の長期的変遷評価システムの構築に向けた検討として、まず処分場の長期安定性が保たれる条件が成立するための論理構造の作成と評価を実施した。さらに、このシステムの構成要素となる化学的/力学的変遷挙動解析システムについて、昨年度試作したシステムの検証、高度化等の検討を実施し、それらを連成させた長期的変遷評価システムを用いて、先に述べた論理構造の評価に基づいた解析、評価を実施した。本年度の主な研究成果を以下に示す。

- 1) 処分場が長期的に安全性を保つためのニアフィールド水理場の条件として候補となり得るものを提示して、これが成立することを立証するための論理構造を構築した。処分場が長期的に安全性を保つためのニアフィールド水理場の各条件を主命題として、副次的な命題に順次分化し、最終的にすべての命題が客観的情報（エビデンス）によって裏付けられる段階にまで細分化した。構築された論理構造に対して、これまで実施されている解析結果や、該当する分野の専門家へのインタビューを通じて上位の命題を肯定、あるいは否定する下位の命題の蓋然性や、末端の命題についてのエビデンスの十分性を設定した。さらに、現段階で入手できる情報をもとに、個々のエビデンスが末端の命題を支持する程度から、主命題の信頼性を評価した。また、感度解析により主命題の信頼性を向上するために、感度の高い命題及び対応するエビデンスを抽出し、この結果に基づき、今後の実験及び解析の方向性を提案し、化学・物質移動解析及び連成解析の要件を示した。
- 2) 1)で構築した論理構造の信頼性を向上することへの感度という観点からの重要性に加えて、実験や解析の難易度を考慮して化学・物質移動解析の対象を決定した。また、昨年度開発した化学・物質移動解析システムを最適化することによって、二次元モデルの解析を実施できるようにシステム高度化した。

また、解析条件の設定、特に二次鉱物の反応式や反応速度式など概念モデルレベルの不確実性を含む要因については容易に変更できるユーザインターフェースを開発した。また、コンクリート通水実験結果や既往の研究結果を取り入れて解析を行い、実験結果と照合することによって解析システムの妥当性を示した。

さらに、ニアフィールドの化学・物質移行を上記解析システムにより解析を行った。

1)で抽出した解析対象について考察を行い、処分場が長期的に安全性を保つためのニアフィールド水理場の条件の組み合わせを定量的に示した。

3) 昨年度実施したベントナイト系材料、及びセメント系材料についてのモデル化に対し、それぞれ既往のデータを用いた検証を幅広く実施し、必要に応じてモデルを高度化し、各モデルの信頼性を向上させた。さらにこれらのモデルを取り込んだ力学的変遷挙動評価システムを構築し、ベントナイトのCaイオン含有率、セメント系材料をCa溶出率、空隙率を化学的変遷指標とした長期力学的変遷挙動解析を実施した。その結果、設定した条件下では長期的にも拡散場が担保されると推察される結果が得られた。また、本力学的変遷挙動評価システムに考慮されていない岩盤の挙動の影響についても整理、検討を加えた。

4) 安全性を主張する論理構造全体の信頼性を向上するための方策の一つとして、任意の条件での化学・物質移動解析や、化学・物質移動解析結果から各時刻において力学解析を行うなどの予察解析によって、岩盤をも含めた体系における連成解析の必要性、効果及び開発のための難易度を明確化し、連成システム開発の範囲及び方針を示した。また、昨年度までに開発した化学・物質移動解析システム及び力学解析システムの連成システムを構築した。

上記のシステムにより連成解析を行い、想定される処分坑道断面、人工バリアの仕様、地質環境条件に対して、ニアフィールドの化学的変遷及び力学的変遷を考慮した水理場の時間空間的変遷挙動を解析評価した。

---

本報告書は、鹿島建設(株)、(株)クインテッサジャパンが核燃料サイクル開発機構との委託研究契約により実施した研究成果に関するものである。

機構担当部課室：東海事業所 環境保全・研究開発センター 処分研究部 処分材料研究グループ

\*1 鹿島建設(株)

\*2 (株)クインテッサジャパン

Study on the system development for evaluating long-term alteration  
of hydraulic field in Near Field (Summary)  
( Document Prepared by Other Organization, Based on the Trust Contract )

K.Okutu\*, S.Morikawa\*, K.Taguchi\*, M.Kuroyanagi\*  
K.Tabei\*, F.Sahara\*, T.Murakami\*, T.Esaki\*, H.Hino\*  
H.Takase\*\*, Y. Aoyama\*\*

Abstract

For the high performance evaluation of reliability of TRU waste repository, the system development for evaluating long-term alteration in consideration of the changes action of barrier materials of hydraulic field in Near Field is required.

In this research, the system development for evaluating the long-term alteration of hydraulic field in near field was examined. The “Evidential Support logic” for ensuring the long-term stability of the repository was developed and evaluated. Furthermore, the developed chemical/mechanical alteration action analysis system was verified and improved. The system was coupled for the long-term alteration evaluation analysis. The research results of this year are shown below.

- 1) A logic tree was constructed for the purpose of supporting the high performance evaluation of reliability of a TRU waste repository. The thesis that the long term safety of the TRU waste repository is preserved was ramified into subsidiary theses until all the final theses were supported by objective evidence. The probability of the subsidiary thesis supporting the upper thesis was established by interviewing specialists. The reliability of the thesis was evaluated by applying present knowledge. Furthermore, the sensitivity of the reliability of the highest thesis to increasing reliability of evidence was investigated. Appropriate targets for experiment and analysis were presented based on the sensitivity of evidences.
- 2) The object of the hydraulic – chemical analysis was determined from the above-mentioned logic tree. The analysis system was improved to perform the 2D analysis. A user interface was developed to simplify the setting of analysis conditions. The system was demonstrated by comparing the results with the experimental results. Furthermore, the system was applied to the near field problem to fix the condition that the safety of the TRU waste repository is preserved.
- 3) Both the model of bentonite material and the model of cement material were developed in order to improve their reliability. Furthermore, dynamic alteration action evaluation system consisted of bentonite and cement model was developed,

and the long-term dynamic alteration action analysis was performed. In this alteration action analysis, parameters of  $\text{Ca}^{2+}$  ion content of bentonite and leaching ratio of Ca from cement material were considered. The analysis result indicated that the diffusion field, on the set-up condition in this analysis, was kept in the long term. Additionally, the influence of the action of rock that was not covered in this dynamic alteration action evaluation system was arranged.

- 4) A coupled hydraulic – chemical – dynamical system was developed by integrating the previously developed hydraulic – chemical system and dynamical system. Several analyses were performed to support the thesis that the long term safety of the TRU waste repository is preserved.

---

This work was performed by KAJIMA Corporation and Quintessa K.K. under contract with Japan Nuclear Cycle Development Institute.

JNC Liaison: Materials Research Group, Waste Isolation Research Division, Waste Management and Fuel Cycle Research Center, Tokai Works

\* KAJIMA Corporation.

\*\* Quintessa K.K.

## 目 次

はじめに	1
1. 処分場の長期安全性が保たれるための条件に関する論理構造の作成と評価	3
1.1 階層プロセスモデルによるセーフティーケースの論理構造の構築	3
1.1.1 セーフティーケースの内容	3
1.1.2 セーフティーケース構築の方法論	6
1.1.3 TRU 廃棄物処分セーフティーケースに関する階層プロセスモデルの構築	10
(1) 前提条件	10
(2) セーフティーケースの全体構成	10
(3) コンクリートの止水性・拡散抵抗が高いことに関する論拠とその論理構造	12
(4) ベントナイトへの止水性・拡散抵抗が高い(健全時と同等)ことに関する 論拠とその論理構造	13
(5) ベントナイトへの収着により移行が遅延されることに関する論拠とその論理構造	14
(6) 掘削影響領域の地下水流量が小さいことに関する論拠とその論理構造	15
(7) 天然バリア中の地下水流速が遅いことに関する論拠とその論理構造	16
(8) 母岩への収着により核種移行が遅延されることに関する論拠とその論理構造	17
1.2 ESL による論理構造の解析	18
1.2.1 ESL 入力値の設定方法	18
1.2.2 評価結果	20
(1) 各安全要件についての評価結果	20
(2) セーフティーケースの総合的信頼性評価結果	33
(3) セーフティーケースの信頼性に影響を及ぼす論拠についての感度分析	36
1.3 化学・物質移動解析及び連成解析の要件	40
2. 化学・物質移動の長期的変遷評価に関する検討	41
2.1 化学・物質移動解析システムの対象事象の選定	41
2.1.1 解析システム的前提条件	41
2.1.2 評価すべき事項	42
2.1.3 解析システムの高度化	43

(1) 二次元解析	43
2.1.4 まとめ	48
2.2 ニアフィールドにおける化学・物質移動の長期的変遷評価	49
2.2.1 一次元化学・物質移動解析及び力学概略検討	49
(1) 解析モデル	49
(2) 解析パラメータ	49
(3) 解析の設定	51
(4) 解析結果	55
(5) 一次元解析の力学の概略検討	60
(6) まとめ	65
2.2.2 二次元解析との比較検討	66
(1) 化学・物質移動解析結果の比較	66
(2) 二次元解析結果の力学の概略検討	70
(3) まとめ	71
3. 力学挙動の長期的変遷評価に関する検討	72
3.1 ベントナイト系材料の弾（粘）塑性構成方程式の構築	73
3.1.1 構成方程式の検証及び高度化	73
(1) せん断挙動の検証	73
(2) 膨潤挙動の検証及び構成方程式の高度化	80
(3) Ca型フロントを有する場合の膨潤挙動の検証	86
(4) 構成式の検証及び高度化のまとめ	91
3.1.2 化学的変遷指標と各パラメータの関係式の検討	92
(1) 化学的変遷指標について	92
(2) 各パラメータの関係式の検討	92
(3) 関係式のまとめ	101
3.1.3 陽イオン交換以外の影響に関する検討	102
(1) 間隙水のイオン強度の影響	102
(2) 含有鉱物（モンモリロナイト）の溶解の影響	104
3.2 セメント系材料の力学的変遷挙動評価モデルの構築	111



3.2.1	評価手法の妥当性の検討	111
(1)	変形挙動のモデル化の妥当性の検討	112
(2)	応力-ひずみ関係のモデル化の検証	114
3.2.2	化学的変遷指標と各パラメータの関係式の検討	116
(1)	化学的変遷指標について	116
(2)	セメントペーストに対する関係式の整理と検証	117
(3)	液相中のイオンの影響に関する検討	123
(4)	骨材の影響に関する検討	125
(5)	鉄筋等の影響に関する検討	133
(6)	内部摩擦角に関する検討	136
(7)	関係式のまとめ	139
3.3	力学的変遷挙動解析システムの構築	141
3.3.1	プレ・ポスト処理について	141
(1)	力学解析システムのプレ・ポスト処理方法の検討	141
(2)	市販プレ・ポストソフトの現状	141
(3)	力学変遷挙動解析システムと市販プレ・ポストシステムのデータ連携	141
3.3.2	応力再配分計算機能の拡充	142
3.3.3	力学的変遷挙動評価システムの構築	143
3.3.4	要素分割に関する検討	144
(1)	解析モデルと境界条件	144
(2)	メッシュ分割	145
(3)	解析諸条件	146
(4)	解析結果	146
(5)	結果のまとめと考察	147
3.4	ニアフィールドにおける力学挙動の長期的変遷評価	148
3.4.1	力学的長期変遷挙動解析	148
(1)	解析モデルと境界条件	148
(2)	解析ステップと解析ケース	149
(3)	解析用物性値	151

(4) 解析結果	152
(5) 結果のまとめと考察	157
3.4.2 岩盤挙動の影響について	158
(1) 化学的な変遷による変形について	158
(2) 岩盤クリープの影響について	160
4. ニアフィールドにおける水理場の長期的変遷評価	162
4.1 安全性を主張するための連成解析の要件の整理	162
4.2 ニアフィールドにおける水理場の長期的変遷評価	163
4.2.1 解析のフロー	163
4.2.2 解析モデル	165
4.2.3 解析結果	166
(1) 鉱物濃度の変遷	166
(2) 変形・応力の変遷	166
(3) 水理場の変遷	166
4.2.4 水理場の長期的変遷評価のまとめ	172
おわりに	173
参考文献	175

## 目 次

図-1	ニアフィールド水理場の長期的変遷評価システムの構築に必要な研究項目	2
図 1.1.2-1	安全性に関する主張の現実性と信頼性のトレードオフ及びその時間的変遷	8
図 1.1.2-2	セーフティーケース構築のための反復的プロセスの全体的流れ	9
図 1.1.3-1	TRU 廃棄物処分におけるセーフティーケース論理構造の上位レベル	11
図 1.1.3-2	コンクリートの止水性・拡散抵抗が高いことに関する論拠とその構造	12
図 1.1.3-3	ベントナイトの止水性・拡散抵抗が高いことに関する論拠とその構造	13
図 1.1.3-4	ベントナイトへの収着量が大きいことに関する論拠とその構造	14
図 1.1.3-5	掘削影響領域の地下水流量が小さいことに関する論拠とその論理構造	15
図 1.1.3-6	天然バリア中の地下水流速が遅いことに関する論拠とその論理構造	16
図 1.1.3-7	母岩への収着により核種移行が遅延されることに関する論拠とその論理構造	17
図 1.2.2-1	コンクリートの止水性・拡散抵抗が高いことに関する論拠の信頼性評価結果 (1/2)	21
図 1.2.2-2	コンクリートの止水性・拡散抵抗が高いことに関する論拠の信頼性評価結果 (2/2)	22
図 1.2.2-3	ベントナイトの止水性・拡散抵抗が高いことに関する論拠の信頼性評価結果 (1/2)	23
図 1.2.2-4	ベントナイトの止水性・拡散抵抗が高いことに関する論拠の信頼性評価結果 (2/2)	24
図 1.2.2-5	ベントナイトへの収着量が大きいことに関する論拠の信頼性評価結果(1/2)	25
図 1.2.2-6	ベントナイトへの収着量が大きいことに関する論拠の信頼性評価結果(2/2)	26
図 1.2.2-7	掘削影響領域の地下水流量が小さいことに関する論拠の信頼性評価結果(1/2)	27
図 1.2.2-8	掘削影響領域の地下水流量が小さいことに関する論拠の信頼性評価結果(2/2)	28
図 1.2.2-9	天然バリア中の地下水流速が遅いことに関する論拠の信頼性評価結果(1/2)	29
図 1.2.2-10	天然バリア中の地下水流速が遅いことに関する論拠の信頼性評価結果(2/2)	30
図 1.2.2-11	母岩への収着量が大きいことに関する論拠の信頼性評価結果(1/2)	31
図 1.2.2-12	母岩への収着量が大きいことに関する論拠の信頼性評価結果(2/2)	32

図 1.2.2-13	コンクリート影響を考慮した場合の TRU 廃棄物処分のセーフティーケースに関する総合的信頼性評価結果(1/2)	34
図 1.2.2-14	コンクリート影響を考慮した場合の TRU 廃棄物処分のセーフティーケースに関する総合的信頼性評価結果(2/2)	35
図 1.2.2-15	上位レベルの各安全要件についての感度分析結果	36
図 1.2.2-16	掘削影響領域の地下水流量が小さいことに関する論拠の重要度分類	38
図 1.2.2-17	コンクリートの止水性・拡散抵抗が高いことに関する論拠の重要度分類	38
図 1.2.2-18	ベントナイトの止水性・拡散抵抗が高いことに関する論拠の重要度分類	39
図 2-1	2次元解析モデルの例	45
図 2-2	解析モデルの概念図	46
図 2-3	CSH-Ca(OH) <sub>2</sub> の濃度分布 (左 初期値、中 1 万年後、右 10 万年後)	47
図 2-4	CSH-Ca(OH) <sub>2</sub> の濃度分布	47
図 2-5	一次元解析モデルの概念図	49
図 2-6	ベントナイト初期鉱物の再配分の概念図	52
図 2-7	CSH-Ca(OH) <sub>2</sub> 濃度の経時変化 (ケース 1C1S)	56
図 2-8	CSH-SiO <sub>2</sub> 濃度の経時変化 (ケース 1C1S)	56
図 2-9	総 Montmorillonite 濃度の経時変化 (ケース 1C1S)	57
図 2-10	Quartz 濃度の経時変化 (ケース 1C1S)	57
図 2-11	CSH-Ca(OH) <sub>2</sub> 濃度の経時変化 (ケース 3C1S)	58
図 2-12	CSH-SiO <sub>2</sub> 濃度の経時変化 (ケース 3C1S)	58
図 2-13	総 Montmorillonite 濃度の経時変化 (ケース 3C1S)	59
図 2-14	Quartz 濃度の経時変化 (ケース 3C1S)	59
図 2-15	緩衝材の変形量の推移	64
図 2-16	緩衝材の透水係数の推移	64
図 2-17	CSH-Ca(OH) <sub>2</sub> 濃度分布 (2次元解析)	67
図 2-18	CSH-Ca(OH) <sub>2</sub> 濃度分布 (1次元解析)	67
図 2-19	CSH-SiO <sub>2</sub> 濃度分布 (2次元解析)	68
図 2-20	CSH-SiO <sub>2</sub> 濃度分布 (1次元解析)	68
図 2-21	Quartz 濃度分布 (2次元解析)	69

図 2-22	Quartz 濃度分布 ( 1 次元解析 )	69
図 2-23	力学の概略検討による透水係数分布	70
図 3-1	力学挙動の長期的変遷評価に関する検討項目	72
図 3-2	検討対象断面 ( 結晶質岩 : 深度 500m : グループ 1,2 )	72
図 3.1-1	シミュレーション用一要素モデル	73
図 3.1-2	高圧三軸 CU 試験 ( Na 型ベントナイト )	74
図 3.1-3	高圧三軸 CU 試験 ( Ca 型化率 50% ベントナイト )	74
図 3.1-4	高圧三軸 CU 試験 ( Ca 型化率 100% ベントナイト )	75
図 3.1-5	応力経路 ( Na 型 <sup>h</sup> ヲナト初期膨潤率 0% 拘束圧 5.0MPa )	76
図 3.1-6	応力-ひずみ関係 ( Na 型 <sup>h</sup> ヲナト初期膨潤率 0% 拘束圧 5.0MPa )	76
図 3.1-7	応力経路 ( Ca 型化率 50% <sup>h</sup> ヲナト初期膨潤率 0% 拘束圧 5.0 MPa )	77
図 3.1-8	応力-ひずみ関係 ( Ca 型化率 50% <sup>h</sup> ヲナト初期膨潤率 0% 拘束圧 5.0MPa )	77
図 3.1-9	応力経路 ( Ca 型化率 100% <sup>h</sup> ヲナト初期膨潤率 0% 拘束圧 5.0 MPa )	78
図 3.1-10	応力-ひずみ関係 ( Ca 型化率 100% <sup>h</sup> ヲナト初期膨潤率 0% 拘束圧 5.0MPa )	78
図 3.1-11	ベントナイトの膨潤特性	80
図 3.1-12	膨潤線 ( クニゲル V1 単体 )	80
図 3.1-13	膨潤線の勾配の推移 ( クニゲル V1 単体 )	81
図 3.1-14	システム構築 におけるモデルの問題点 ( 例 )	82
図 3.1-15	既往の圧密除荷試験結果 ( 笹倉ほか,2003 )	83
図 3.1-16	$e_s$ と OCR の関係 ( クニゲル V1 単体 )	83
図 3.1-17	フィッティング結果	83
図 3.1-18	Ca 型化率 50%、100% のフィッティング結果	84
図 3.1-19	シミュレーション用 2 要素モデル	86
図 3.1-20	境界面変位	87
図 3.1-21	間隙比と有効応力の関係	87
図 3.1-22	のパラメータスタディー	88
図 3.1-23	境界面変位	89
図 3.1-24	間隙比と平均有効応力の関係	90
図 3.1-25	圧縮指数・膨潤指数	93

図 3.1-26	埋戻材の圧縮・膨潤指数の設定	94
図 3.1-27	圧密除荷試験フィッティング結果（ケイ砂混合試料）	95
図 3.1-28	埋戻材の の設定	95
図 3.1-29	Ca イオン含有率と $OCR_b$ の関係	96
図 3.1-30	フィッティング結果	97
図 3.1-31	限界状態パラメータ	97
図 3.1-32	埋戻材の M の設定	98
図 3.1-33	定数 A,B のフィッティング結果	100
図 3.1-34	人工海水濃度の膨潤性への影響（田中ほか,2002）	102
図 3.1-35	人工海水と蒸留水を用いた場合の透水係数の比較	103
図 3.1-36	$Ca(OH)_2$ 溶液と人工海水の透水係数への影響（田中ほか,2000）	104
図 3.1-37	ベントナイト系材料の構成	104
図 3.1-38	溶解率と $be$ の関係	106
図 3.1-39	溶解率と平衡膨潤圧の関係（参考）	106
図 3.1-40	モンモリロナイトの溶解率と膨潤率の関係（参考）	107
図 3.1-41	モンモリロナイトの溶解率と透水係数の関係（参考）	109
図 3.2-1	システム構築 で想定した応力-ひずみ関係	111
図 3.2-2	検証試験案概要図	113
図 3.2-3	シミュレーション解析モデル	114
図 3.2-4	応力-ひずみ関係	115
図 3.2-5	Ca 溶出率とピッカ - ス硬度比の関係（戸井田ほか,2004）	117
図 3.2-6	ピッカ - ス硬度と弾性係数、圧縮強度の関係（戸井田ほか,2004）	117
図 3.2-7	空隙率と弾性係数、圧縮強度の関係（戸井田ほか,2004）	118
図 3.2-8	空隙率と透水係数の関係（戸井田ほか,2004）	118
図 3.2-9	試料の寸法とひずみゲージ位置	119
図 3.2-10	シミュレーション解析モデル	120
図 3.2-11	試験ケース 1 の応力-ひずみ関係（W/C=85%）	121
図 3.2-12	試験ケース 6 の応力-ひずみ関係（W/C=105%）	121
図 3.2-13	試験ケース 1 の応力-ひずみ関係（W/C=85%）	121

図 3.2-14	試験ケース 6 の応力-ひずみ関係 (W/C=105% 出発試料)	122
図 3.2-15	空隙率と弾性係数・圧縮強度の関係	123
図 3.2-16	関係式による計算値と実験値の関係	124
図 3.2-17	透水係数概算	124
図 3.2-18	関係式による計算値と実験値の関係	124
図 3.2-19	弾性係数の評価方法比較	127
図 3.2-20	モルタルの弾性係数の下限値の設定	128
図 3.2-21	セメント系材料の応力-ひずみ曲線の概念図	129
図 3.2-22	既往のデータ (田島ほか,1998) との比較	130
図 3.2-23	セメント系材料の透水係数 (コンクリート便覧)	132
図 3.2-24	直列モデル	135
図 3.2-25	解析モデル	137
図 3.2-26	圧縮強度を 0 とした時の破壊線	137
図 3.2-27	破壊要素分布	138
図 3.2-28	応力状態と破壊線の関係	139
図 3.3-1	セメント系材料の強度低下解析手法の概念 (平均主応力一定)	142
図 3.3-2	セメント系材料の強度低下解析手法の概念 (最小主応力一定)	142
図 3.3-3	解析フロー	143
図 3.3-4	要素分割イメージ (三角形)	144
図 3.3-5	検討解析モデル	144
図 3.3-6	メッシュ分割	145
図 3.3-7	緩衝材とセメント系材料の境界位置での鉛直変位 (最終ステップ : Caイオン含有率 92%、Ca 溶出率 100%)	146
図 3.4-1	試解析モデル	148
図 3.4-2	化学的変遷指標の推移	150
図 3.4-3	変形図 (Case1 : ビッカース硬度を用いる方法)	153
図 3.4-4	透水係数分布図(Case1 : ビッカース硬度を用いる方法)	154
図 3.4-5	変形図 (Case2 : 空隙率を用いる方法)	155
図 3.4-6	透水係数分布図(Case2 : 空隙率を用いる方法)	156

図 3.4-7	ニアフィールド岩盤の水理場の変遷要因（システム構築）	158
図 4-1	連成解析のフロー	164
図 4-2	連成解析モデル概念図	165
図 4-3	CSH-Ca(OH) <sub>2</sub> 濃度分布の変遷	167
図 4-4	変形図（倍率 32 倍）	168
図 4-5	透水係数分布の変遷	169
図 4-6	水理解析結果（水頭分布）	170
図 4-7	水理解析結果（流速分布）	171



## 目 次

表 1.1.1-1	セーフティーケースの信頼性に関する重要な論点	5
表 1.2.1-1	SI 値を参考とした各安全要件についての十分性の設定結果	18
表 1.2.1-2	十分性を入力する際の判断基準	19
表 1.2.1-3	証拠の主観確率を入力する際の判断基準	19
表 2-1	有限要素法と差分法の適用性	44
表 2-2	解析ケース一覧	54
表 2-3	概略評価結果	63
表 3.1-1	三軸試験物性パラメータ	75
表 3.1-2	各パラメータの値	84
表 3.1-3	解析用物性値	87
表 3.1-4	解析用物性値	88
表 3.1-5	各パラメータの値	94
表 3.1-6	フィッティングパラメータ	96
表 3.1-7	フィッティングより得られた関係式	99
表 3.1-8	補正係数 C の算定	100
表 3.1-9	Ca イオン含有率と各パラメータの関係式	101
表 3.1-10	ベントナイト仕様	106
表 3.2-1	検証に用いる諸物性 (武井ほか,2002)	114
表 3.2-2	検証の参考にする実験ケース (武井ほか,2002、2003)	119
表 3.2-3	各深度における CaO 溶出率計算結果 (武井ほか,2002,2003)	119
表 3.2-4	ビッカース硬度を用いて算出した弾性係数と圧縮強度	120
表 3.2-5	空隙率を用いて算出した弾性係数と圧縮強度	120
表 3.2-6	解析ケースと内部摩擦角	136
表 3.2-7	セメント系材料の変遷に伴う物性評価式	140
表 3.3-1	各メッシュにおける解析時間	147
表 3.4-1	解析ステップ	149
表 3.4-2	解析ケース	149

表 3.4-3	ベントナイト系材料の想定仕様	151
表 3.4-4	セメント系材料の想定仕様	152
表 3.4-5	解析用物性値	152
表 3.4-6	解析用初期物性値	152

## はじめに

TRU 廃棄物の処分に関しては、平成12年春に公開された TRU 廃棄物処分概念検討書においてその見通しが示された。その中で、長期的な被ばく線量を支配するのは、非吸着性核種の I-129, C-14 等であることが明らかとなった。また、TRU 廃棄物の処分概念（地層処分並びに余裕深度処分を対象）の安全裕度評価に重要な評価パラメータの抽出等に関する検討の結果、バリア材料の変質による透水係数の変化の重要性が示された。

本研究では、セメント系材料からの浸出液や硝酸塩起源物質による各バリア材料の変質、透水係数の変化並びにバリアシステム全体の力学挙動の変遷の結果として生じる可能性のあるニアフィールド（処分場およびその近傍）の水理場の長期変遷を精度よく予測評価するためのシステム構築を目的とし、平成13年度より4ヵ年計画で研究を開始した。この評価システムの構築に必要と考えられる研究項目を図-1に示す。昨年度までに図-1における化学・物質移動変遷解析システム、図-1における力学的変遷挙動解析システム、並びにこれらを構成要素とする全体システムの基本仕様に関する検討を実施し、各システムのプロトタイプを構築した。今年度の研究では過去2年間の成果を統合して、平成16年度末までにまとめられる予定の TRU 廃棄物処分に関する次期技術レポートへの指針をたてつつシステムの高度化・実用化を図ることを目標とする。

まず、処分場が長期的に安全性を保つためのニアフィールド水理場の条件を提示して、この主命題が成立することを立証するための論理構造を構築する。この論理構造全体の信頼性を向上するために感度の高い副次的な命題及び対応するエビデンスを抽出し、今後の実験及び解析の方向性を提案する。

化学・物質移動の変遷評価については、昨年度までの開発成果を踏まえて、前述の論理構造全体の信頼性向上への重要性、開発の難易度を考慮した次期レポートの記載内容案を決定する。この素案に基づき解析システムのプロトタイプの実用化に向けた拡張、既往の研究結果との照合による適用性の明確化などの高度化を図る。また、予察解析により、処分場が長期的に安全性を保つためのニアフィールド水理場の条件の組み合わせを定量的に示すことにより、次期レポートに向けての各分野の試験研究の目標を明確化する。

力学挙動の変遷評価については、解析システムの構成要素であるベントナイト系材料の構成方程式及びセメント系材料の挙動評価モデルの適用性を各種試験結果との照合により確認し、さらに、主要な化学変遷評価指標

と力学特性の関係をより広範な条件に拡張することにより解析システムのプロトタイプ的高度化を図る。また、予察解析により次期レポートの記載内容を検討する。

化学/力学システムを統合した全体システムについては、昨年度の研究でプロトタイプシステムを構築し、それぞれ独立に開発した化学・物質移動解析システム及び力学解析システムの連成が可能であること、及び、連成解析の効果及び開発の難易度が把握された。次期レポートにおける安全性の主張の信頼性を向上するという目標のためには、このような計算工学上の（狭義の）連成に加えて、関連する諸分野の知識の統合というより広義の連成が重要であることから、今年度は、論理構造全体の信頼性を向上するための連成解析のニーズについて予察解析によって、連成解析の必要性、効果及び開発のための難易度を明確化し、連成システム開発の範囲及び方針を示す。さらにこの方針に基づいた連成システムによりニアフィールドの水理場の変遷を解析、評価する。

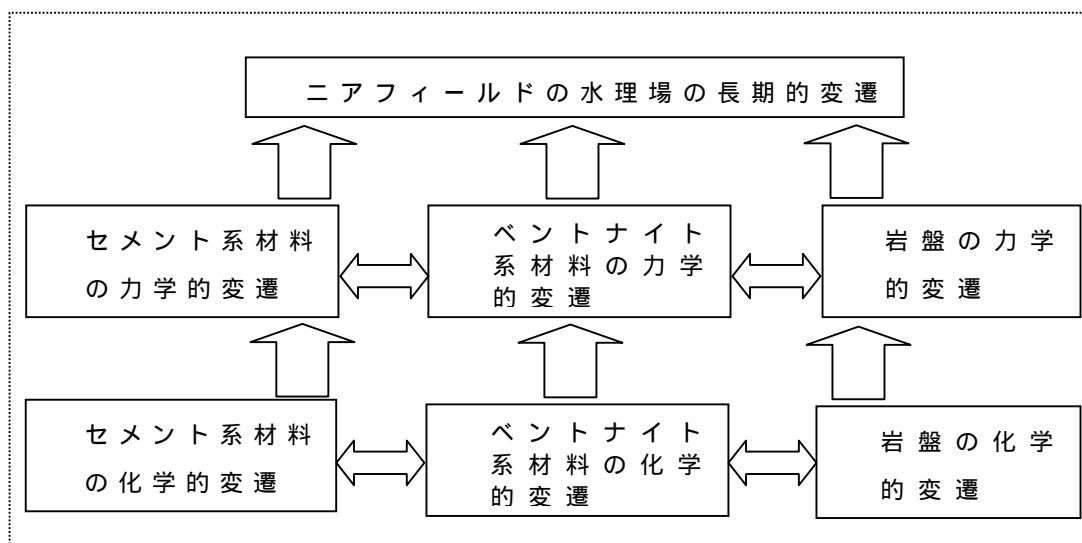


図-1 ニアフィールド水理場の長期的変遷評価システムの構築に必要な研究項目

## 1. 処分場の長期安全性が保たれるための条件に関する論理構造の作成と評価

### 1.1 階層プロセスモデルによるセーフティーケースの論理構造の構築

#### 1.1.1 セーフティーケースの内容

従来の安全評価は、数学的なモデルによって計算される将来の被ばく線量を安全基準と比較するというものであったが、地層処分の長期性や天然システムの不均質性に起因して派生する種々の不確実性の存在を考えれば、このような定量的な比較のみに基づく安全性の評価に基づく安全性の判断には限界が存在するものと考えられる。ICRP は、長期的な安全評価に含まれる不確実性の例として次のものを挙げている (ICRP, 1999)。

- ・ 将来の処分システムの状態についての不完全な情報に起因するデータの不確実性
- ・ 将来の人の行動と将来の環境の状態を予測する能力の不完全さに起因する将来の状態の不確実性
- ・ 処分システムの概念的記述、その概念の数学的記述、およびコンピューターモデルにおけるシミュレーションに関する不確実性を反映する、モデルの不確実性

さらに、これらの不確実性の存在のために、放射線の規準が将来において満たされることの評価は、推定された線量/リスクと線量拘束値の比較といった単純なものではなく、また、その結果は絶対的なものではあり得ないと述べている。ICRP の提案は、放射線防護原則が遵守されることの評価を、システム挙動についての適切な理解に裏付けられた複数の (独立性を持った) 推論の筋道、及びサイト地質環境の観察やナチュラルアナログからの情報を含む定性的な議論や定量的な性能解析の結果を包括したセーフティーケースに基づくべきであるとするものである。つまり、セーフティーケースとは、地層処分システムの長期的挙動についての知識や情報に含まれざるを得ない多様な不確実性の存在に拘らず、長期的安全性に対する頑健な判断を行うための多様な論証の集合であり、これについて、OECD は次のように述べている (OECD/NEA, 1999)。

*“A safety case is a collection of arguments at a given stage of repository development, in support of the long-term safety of the repository. A safety case comprises the findings of a safety assessment and a statement of confidence in*

*these findings. It should acknowledge the existence of any unresolved issues and provide guidance for work to resolve these issues in future development stages. "*  
*(NEA Confidence document [NEA, 1999])*

セーフティーケースは、処分事業の各段階において、地層処分の長期的安全性を支持するような、様々な論証の集合であり、安全評価の結果及びこれらの信頼性についての記述によって構成される。また、セーフティーケースは、未解決の問題がある場合、その存在を明示するとともに、これらに対する課題を提示することによって、将来の研究開発のガイドラインを与えるものであることが求められる。(私訳)

セーフティーケースの信頼性に関する重要な論点を、(OECD/NEA, 2002)に従い表 1.1.1-1 にまとめる。処分事業の各段階における情報や知識は、同表に示す多様な観点から整理し、さらに、一つの総合的な論理体系としてまとめることにより、当該段階での長期的安全性についての理解の程度を表現するものとなる。また、各論点について不十分な点や残された不確実性とこれらに対する具体策を明らかにすることによって、長期的安全性に直接あるいは間接的に係わる調査・設計・研究開発のマネジメントの方向付けを行うことが可能となる。

表 1.1.1-1 セーフティーケースの信頼性に関する重要な論点

地層処分システムの信頼性	<ul style="list-style-type: none"> <li>・多重バリアシステムの本質的な頑健性</li> <li>・一部の安全機能が損なわれることを想定した”what if” シナリオ及び関連する計算結果</li> <li>・よく知られた他のシステムの事例やナチュラルアナログとの比較</li> </ul>
地層処分システムに関するデータや知識の信頼性	<ul style="list-style-type: none"> <li>・研究プログラムや地質環境調査の品質</li> <li>・品質管理体制</li> <li>・多様な独立したデータソースと取得方法</li> <li>・体系的なデータトラッキング手法の使用</li> </ul>
評価アプローチの信頼性	<ul style="list-style-type: none"> <li>・論理的であり、明快かつ体系的な評価アプローチ</li> <li>・監査することの可能な評価の全体フレームワーク</li> <li>・反復的な実施による理解の改善</li> <li>・独立した専門家によるピアレビュー</li> </ul>
性能評価モデルの信頼性	<ul style="list-style-type: none"> <li>・評価結果と直感的な理解との整合性</li> <li>・代替的な概念モデルや評価アプローチの考察</li> <li>・実験結果や観察結果と解析結果との比較による検証</li> <li>・複数のモデル相互の比較</li> <li>・ナチュラルアナログとの比較</li> <li>・古水理地質学的 (paleohydrological) 情報等の独立した証拠</li> </ul>
解析の信頼性	<ul style="list-style-type: none"> <li>・解析上の仮定の明確な記述及び根拠の説明</li> <li>・仮定の蓋然性あるいは保守性についての論証</li> <li>・感度解析</li> <li>・不確実性の取り扱いと低減方法についての明確な戦略</li> <li>・多様な安全指標の使用</li> <li>・解析結果の妥当性に関する多様な理由付け</li> </ul>
設計や地質環境調査へのフィードバックによる信頼性向上	<ul style="list-style-type: none"> <li>・処分概念や仕様変更の根拠</li> <li>・処分システムの全体的な品質及び安全性</li> </ul>

( OECD/NEA, 2002 )

### 1.1.2 セーフティーケース構築の方法論

一般に、安全性に関する主張（安全評価のような定量的な解析及びナチュラルアナログ等を含む定性的な議論のいずれも）の現実性と、その主張が将来の放射線学的影響の大きさに対する保守的上限を与えるということについての信頼性とは相反する傾向を有する。例えば、地層処分によって地下深部に定置した高レベル放射性廃棄物中の放射性物質が1年以内に全量地表に到達するという仮定の下に算出した生物圏への核種移行率は、現実から著しく乖離したものであるが、その核種移行率が「保守的」上限であること（つまり、実際の核種移行率がこの値を上回らないこと）の信頼性は極めて高いこととなる。これに対して、実際には機能するであろう、人工バリアや天然バリアの種々の安全性能を考慮に入れるにつれて安全評価の内容は次第に現実的なものとなるが、その反面、各安全性能についての仮定に含まれる不確実性のために、これらのより現実的な方法によって算出される核種移行率の保守的上限としての信頼性は徐々に低下するものと考えられる。

以上のような安全性に関する主張の現実性と放射線学的影響についての保守的上限としての信頼性（以下、それぞれ現実性と信頼性と呼ぶ）の間のトレードオフの関係は、ある時点での情報・知識量が固定された状況においては該当するが、情報や知識量自体が研究開発や事業の進展に伴い段階的に拡大する時間軸の中では必ずしも成立しない。実際、ある時点の情報や知識の量では、それを支持する証拠が不十分であり信頼性の必ずしも高くなかったような現実的な安全評価や安全性に関する定性的な主張の信頼性が、不確実な仮定が次段階の調査・研究において得られた情報によって検証されたことによって向上することは十分に起こり得る。つまり、上記の現実性と信頼性との間のトレードオフは、図 1.1.2-1 に示すように、情報や知識の拡大という時間的な変動と組み合わせた形で理解する必要がある。

安全性についての主張の現実性とその信頼性との間のトレードオフの関係及びその時間的な変遷を考慮に含め、例えば、

処分概念の設定

- ・ サイト地質環境の選定



- ・ 処分深度の指定
- ・ 処分パネルの形状及びレイアウトの決定
- ・ 処分施設の設計
- ・ 人工バリア設計

#### 定量的安全評価

- ・ 評価シナリオ構築
- ・ 数学モデル作成
- ・ 入力パラメータ値設定
- ・ 解析
- ・ 安全基準（あるいはそれに準ずる暫定的な安全目標）との比較

#### 安全評価の信頼性の確認

- ・ 評価に含まれる不確実性の分析と安全裕度との比較
- ・ ピアレビュー等による監査
- ・ ナチュラルアナログ等の定性的議論による本質的安全性の確認

#### 次段階の計画立案の支援

- ・ 残された不確実性に対する感度解析
- ・ セーフティーケース全体の信頼性の各証拠や論拠への依存性の分析

という、定性的な議論を含めた広義の安全評価（つまり、セーフティーケースの構築）の一つのサイクルを、安全性についての定量的な目標達成とセーフティーケースの信頼性確保とを同時に成立させるような解を見出す反復的な手順とみなし、フローチャートとしてまとめたものが図 1.1.2-2 である。安全性についての定量的な目標を達成し、同時にセーフティーケースの信頼性を確保できるような解が実際に存在し、これを見出せることは今後の処分事業の成否の鍵を握る重要事項と考えられるが、図から容易に推察されるように、このような解を見出す可能性を増すためには、

- ・ 与えられたサイト地質環境において、安全性に関する目標を達成するための性能および想定される多様な不確実性に対する robustness のそれぞれについて広い範囲をカバーすることのできるような処分概念の選択肢の多様性
- ・ 現実性と保守性の広い範囲をカバーすることのできるような安全評価手法の選択肢の多様性
- ・ 信頼性の高いセーフティーケースを構築するために活用し得る情報や知識といった証拠の多様性

が確保されていることが必要である。

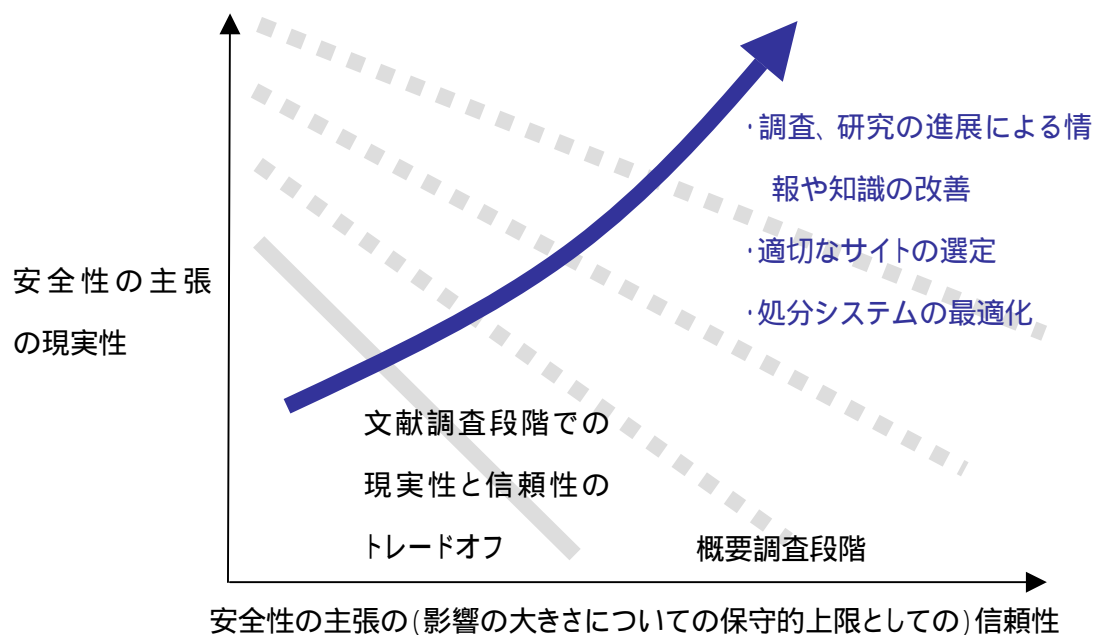


図 1.1.2-1 安全性に関する主張の現実性と信頼性のトレードオフ及びその時間的変遷

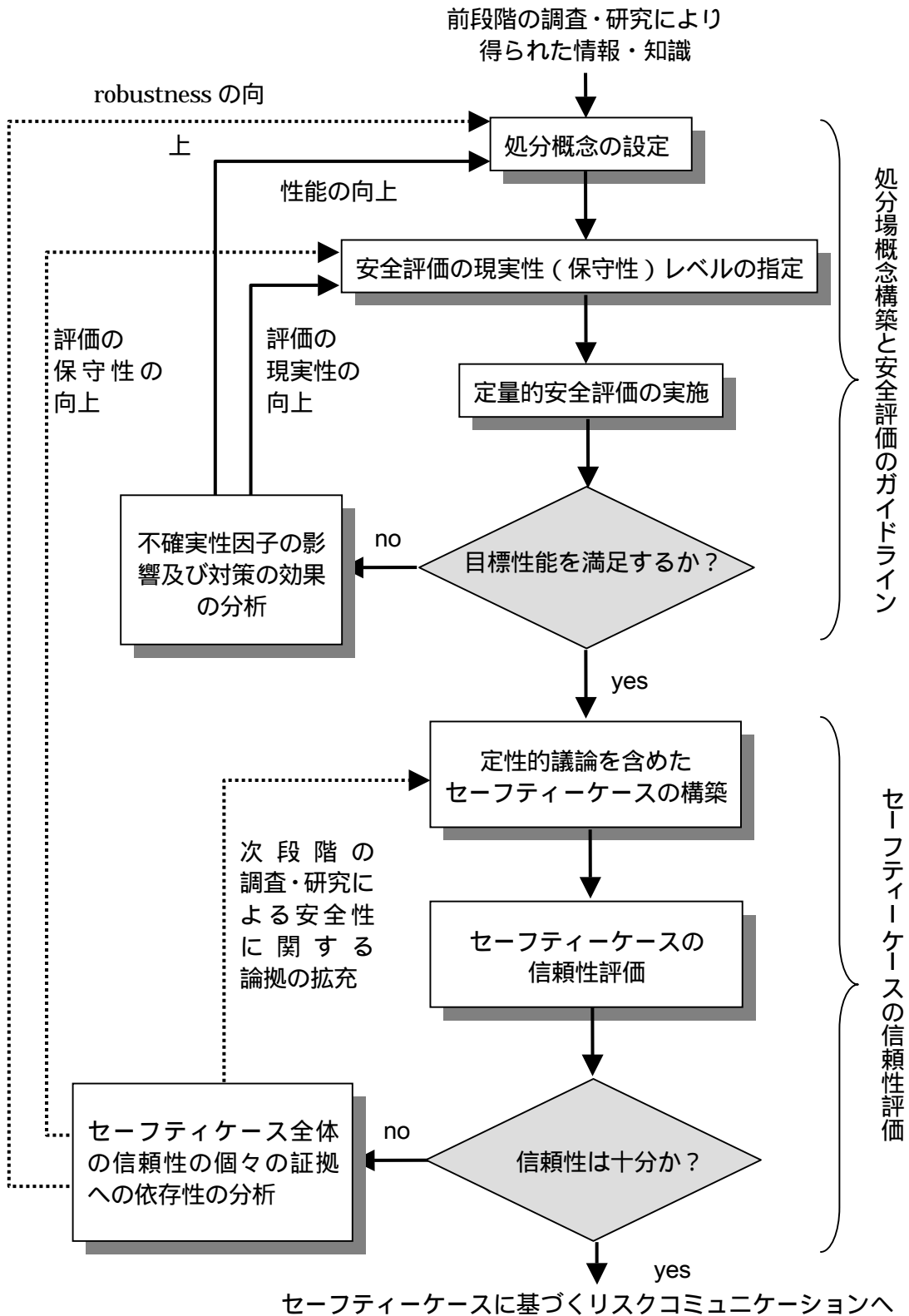


図 1.1.2-2 セーフティーケース構築のための反復的プロセスの全体的流れ

### 1.1.3 TRU 廃棄物処分セーフティーケースに関する階層プロセスモデルの構築

#### (1) 前提条件

本研究では、TRU 廃棄物処分のセーフティーケースのうち、特にコンクリート影響を考慮した場合の水理バリア特性に焦点をあてて論理構造を階層プロセスモデルとして表現することを試みる。なお、この検討の前提として、以下を仮定する。

地質環境は内陸部の地形勾配に駆動された地下水流動の生じている場であるとし、このため、地下水流束や流速を制限するためには、母岩及び人工バリアの止水性が必要となるものとする

処分場の構造としては、廃棄物層及び構造躯体をベントナイト系緩衝材が覆い、その外側には周辺母岩との間にコンクリート製支保が存在するものとする。なお、ここで用いるコンクリート材料は、過去の実績に富む普通ポルトランドセメントであるものと仮定する。

被ばく線量に支配的な影響を及ぼし得る核種として C-14 及び I-129 を想定することとする。これらの核種は主としてグループ 1 及び 2 に含まれ、廃棄体から瞬時放出するという仮定が採られる。また、これらの元素については化学的遅延があまり期待できないことから、ベントナイトあるいは母岩の止水性が安全確保のための重要な条件となる（参照）。

グループ 1 及び 2 の廃棄体には硝酸塩は顕著に含まれていないため、硝酸塩を含むグループ 3 とは処分場レイアウトによって化学的干渉が避けられることを前提として、硝酸塩影響はここでは含めないものとする。

#### (2) セーフティーケースの全体構成

前項の前提条件の下に、セーフティーケース論理構造の上位レベルを整理した結果を図 1.1.3-1 にまとめる。ここで、生物圏への移行率が十分小さいとは、被ばく線量に換算して  $10 \mu\text{Sv/y}$  程度を下回ることに定義し、それより下の階層の要件は、別途実施している概括的感度解析で想定している最も望ましい条件、つまり、コンクリートやベントナイトの性能については健全時のもの、天然バリアについては概念検討書における設定値程度を想定している。



図 1.1.3-1TRU 廃棄物処分におけるセーフティーケース論理構造の上位レベル



(4) ベントナイトへの止水性・拡散抵抗が高い（健全時と同等）ことに関する論拠とその論理構造

ベントナイトの止水性・拡散抵抗が高いことに関する論拠とその論理構造を図 1.1.3-3 に示す。ベントナイトの止水性・拡散抵抗が大きいための十分条件は、劣化が部分的であり力学的強度を考慮しても全体性能に変化が生じないこと、及び劣化部でも性能が確保されることであり、これらのいずれが成立しても全体の要件が満足されることとなる。なお、モンモリロナイト溶解量が小さいための十分条件としては、モンモリロナイトの溶解速度自体が小さいこと、石英等との速度論的競合によりモンモリロナイトが残留すること、及び二次鉱物沈殿に伴う空隙閉塞で水酸基等の移動が制限されることが挙げられ、これらのいずれかが成立すれば良いこととなる。

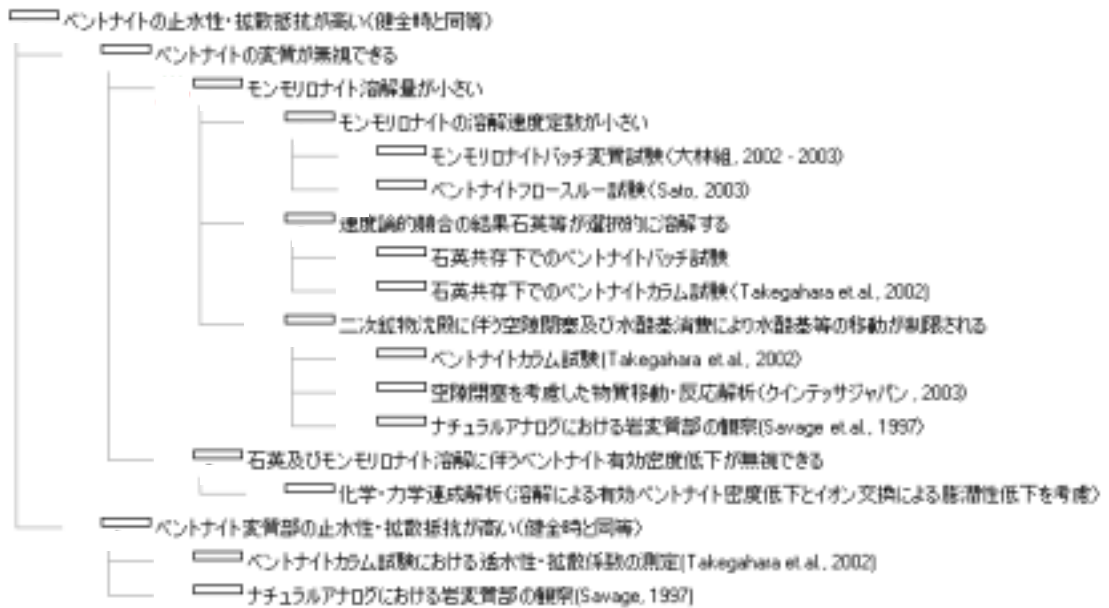


図 1.1.3-3 ベントナイトの止水性・拡散抵抗が高いことに関する論拠とその構造

(5) ベントナイトへの収着により移行が遅延されることに関する論拠とその論理構造

ベントナイトへの収着により移行が遅延されることに関する論拠とその論理構造を図 1.1.3-4 に示す。ベントナイトへの収着により移行が遅延されるための十分条件は、劣化が部分的であり全体としての収着量に顕著な変化が生じないこと、及び劣化部でも収着性が確保されることであり、これらのいずれが成立しても全体の要件が満足されることとなる。



図 1.1.3-4 ベントナイトへの収着量が大いことに関する論拠とその構造



(6) 掘削影響領域の地下水流量が小さいことに関する論拠とその論理構造

掘削影響領域の地下水流量が小さいことに関する論拠とその論理構造を図 1.1.3-5 に示す。掘削影響領域の地下水流量が小さいための十分条件は、劣化が小さく全体としての透水性に顕著な変化が生じないこと、及び劣化しても地下水流量制限が確保されることであり、これらのいずれが成立しても全体の要件が満足されることとなる。ここで、変質に関してはベントナイトの場合と同様、反応速度による制限と物質移動による制限の両者が考えられる。また、変質後の地下水流量については、変質部の透水性が低い場合と、変質部の透水性が高くとも掘削影響領域内の下流側のみに限られるために全体としての地下水流量が上昇しない可能性が考えられる。



図 1.1.3-5 掘削影響領域の地下水流量が小さいことに関する論拠とその論理構造

(7) 天然バリア中の地下水流速が遅いことに関する論拠とその論理構造

天然バリア中の地下水流速が遅いことに関する論拠とその論理構造を図 1.1.3-6 に示す。地下水流速が小さいための十分条件は、劣化が小さく全体としての透水性に顕著な変化が生じないこと、及び劣化しても地下水流量制限が確保されることであり、これらのいずれが成立しても全体の要件が満足されることとなる。

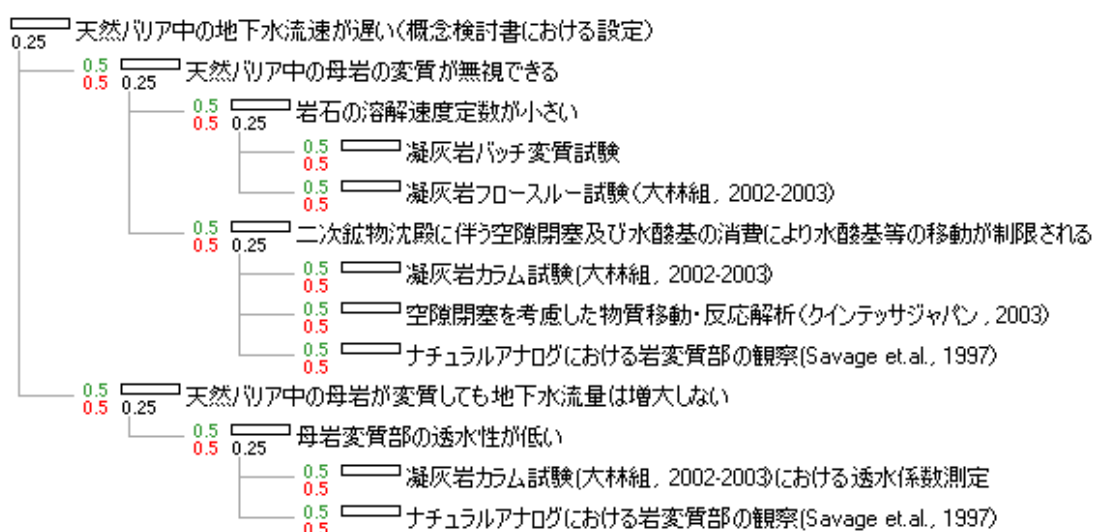


図 1.1.3-6 天然バリア中の地下水流速が遅いことに関する論拠とその論理構造

(8) 母岩への収着により核種移行が遅延されることに関する論拠とその論理構造

母岩への収着により核種移行が遅延されることに関する論拠とその論理構造を図 1.1.3-7 に示す。母岩への収着による核種移行の遅延が、健全時と同程度に大きいための十分条件は、劣化が部分的であり全体としての収着量に顕著な変化が生じないこと、及び劣化部でも収着性が確保されることであり、これらのいずれが成立しても全体の要件が満足されることとなる。

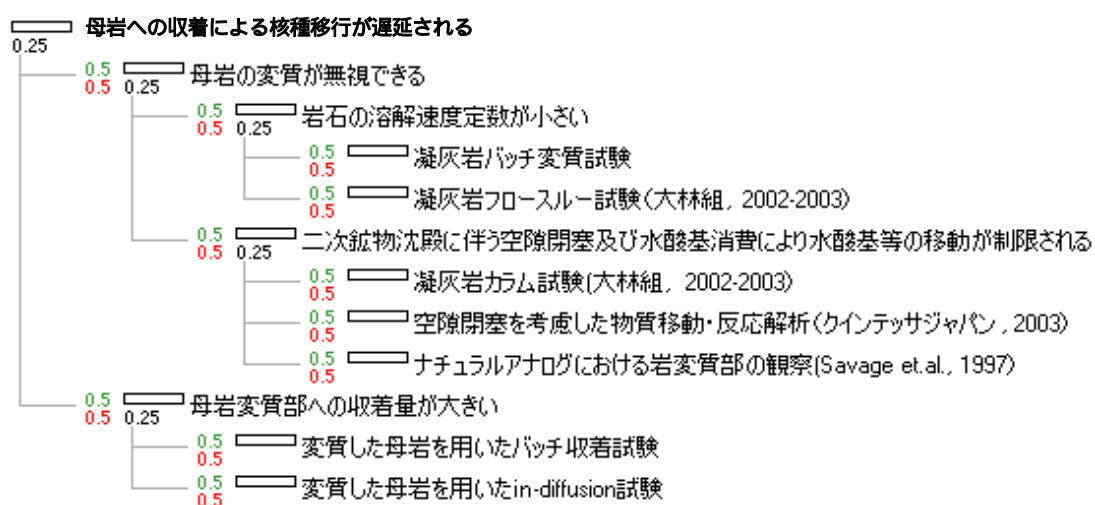


図 1.1.3-7 母岩への収着により核種移行が遅延されることに関する論拠とその論理構造

## 1.2 ESL による論理構造の解析

### 1.2.1 ESL 入力値の設定方法

前出の ESL 階層プロセスモデルを用い、十分性及び証拠が直上の補助命題を支持あるいは否定することの確信度を入力することにより評価を行った。なお、図 1.1.3-1 に示した上位階層での各安全要件の十分性は、別途実施中の概括的感度解析において算出される SI を参考として設定することとした。

概括的感度解析によって算出された多孔質媒体の地質環境における SI 値を参考として設定した、支持の十分性（各安全要件が成立する場合に目標線量が満足される確率（SI））及び否定の十分性（各安全要件が成立しない場合に目標線量を上回ってしまう確率（SI））をにまとめる。全てのパラメータに条件を課さない場合の（つまり解析ケース総数における）SI は約 60%であり、天然バリア性能はほとんどその向上に寄与していないものであることがわかる。そこで、これについては、既に全域的 SI が 60%であるという事実をダブルカウントしないように他の全ての安全要件との間に重複性（= 1）を考慮するものとした。なお、十分性の設定にあたっては、C-14 に比して重要性の高いと判断された I-129 のみを対象としている。

表 1.2.1-1SI 値を参考とした各安全要件についての十分性の設定結果

	支持の十分性	否定の十分性
コンクリートによる移行制限効果が高い	0.7	0.5
ベントナイトによる移行制限効果が高い	0.7	0.5
ニアフィールド母岩による移行制限効果が高い	0.9	0.7
天然バリア中での移行時間が長い	0.6*	0.4*

\* 他の安全要件との間に重複性=1 を考慮した

また、各安全要件についての下位レベルの階層プロセスモデルについては、表 1.2.1-2 ~ 表 1.2.1-3 に示す基準で入力値を設定することとした。

表 1.2.1-2 十分性を入力する際の判断基準

レベル	対応する十分性	基準
高い	0.8	安全評価上想定している状況に直接適合すると考えられる試験や解析結果など。これらを判断の根拠とすることの蓋然性が高いと考えられるもの。
中程度	0.5	安全評価上想定している状況に類似した条件での試験や解析結果など。これらを判断の参考とすることができるもの。
低い	0.2	安全評価上想定している状況と関連はするものの、その証拠を適用して判断することの妥当性に疑問のある試験や解析結果など

表 1.2.1-3 証拠の主観確率を入力する際の判断基準

レベル	対応する十分性	基準
高い	0.8	該当する証拠が、上位の命題を明確に支持（あるいは否定）するものである場合
中程度	0.5	該当する証拠に曖昧さは含まれるが、どちらかといえば上位の命題を支持（あるいは否定）するものであると判断できる場合
低い	0.2	該当する証拠に曖昧さがあり、上位の命題を支持する程度と否定する程度のどちらが高いかを判断できないものである場合
なし	0	論拠の明示されていないもの

## 1.2.2 評価結果

### (1) 各安全要件についての評価結果

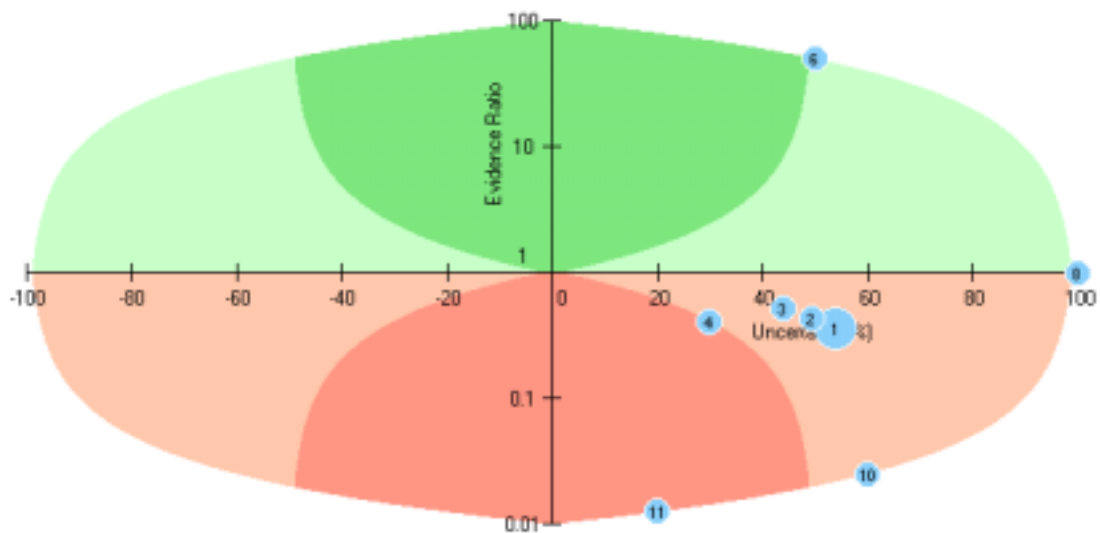
前節に述べた方法で入力値を設定して、各安全要件についての論拠の信頼性を評価した結果を図 1.2.2-1 ~ 図 1.2.2-12 にまとめる。いずれの論拠についても、現状での知見には、情報不足のために大きな不確実性が含まれていることがわかる。また、ベントナイトの止水性・拡散抵抗についての判断のみは「入手可能な論拠に基づき（どちらとえば）支持されるが、その判断には大きな不確実性が含まれる」という結果であり、他の命題については、不確実性は大きいもののどちらかといえば否定的であるという結果となった。



図 1.2.2-1 コンクリートの止水性・拡散抵抗が高いことに関する論拠の信頼性評価結果

(1/2)

コンクリートの止水性・拡散抵抗が高い(健全時と同等)



- 1: コンクリートの止水性・拡散抵抗が高い(健全時と同等)
- 2: コンクリートの劣化が外側で限られ内側の健全部が止水性・拡散抵抗を確保する
- 3: コンクリート劣化量が小さい
- 4: コンクリートベントナイト共存浸透試験(Kanland, 1997)
- 5: コンクリート透水実質試験及びこれに対応する物質移動・反応解析(クインテッサジャパン, 2003)
- 6: コンクリートについての考古学的アナログ(大西, 2002)
- 7: 劣化を考慮してもコンクリートが構造的に安定である
- 8: 力学化学連成解析(コンクリート劣化及びこれに伴う体積・強度変化を考慮)
- 9: 実質後のコンクリート強度試験
- 10: コンクリート劣化部でも止水性・拡散抵抗が確保される
- 11: コンクリート透水実質試験における透水係数測定(太平洋コンサルタント, 2003)

図 1.2.2-2 コンクリートの止水性・拡散抵抗が高いことに関する論拠の信頼性評価結果

(2/2)



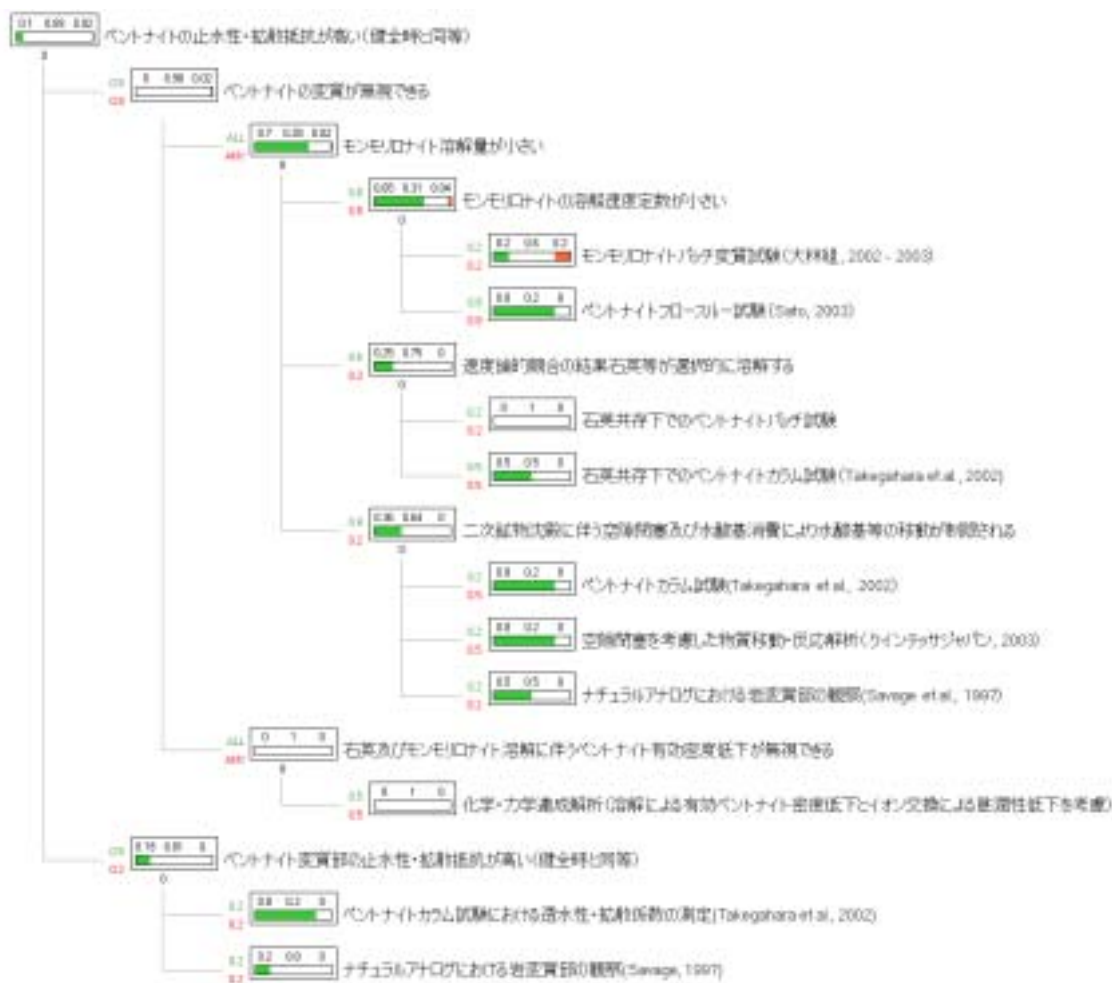
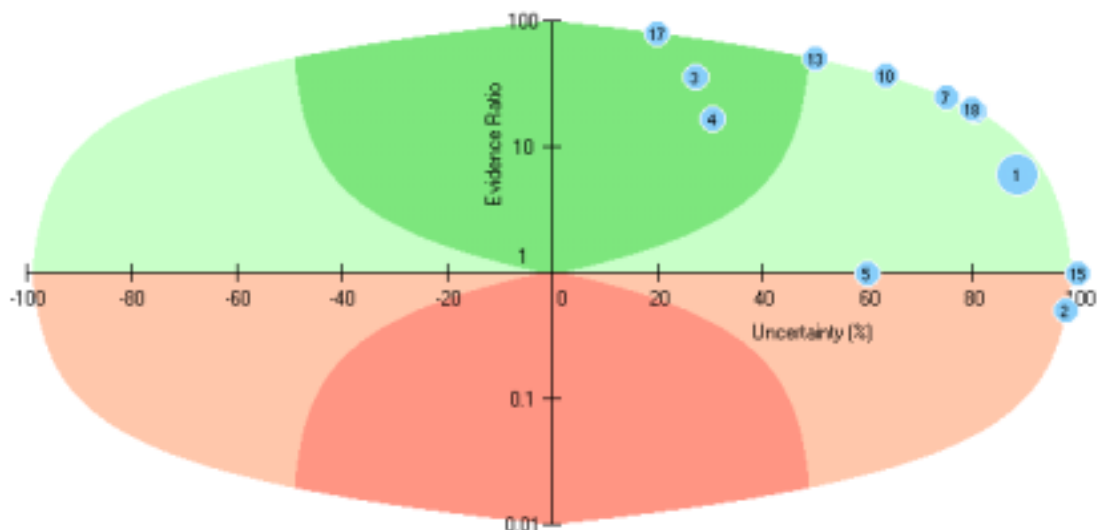


図 1.2.2-3 ペントナイトの止水性・拡散抵抗が高いことに関する論拠の信頼性評価結果 (1/2)

ベントナイトの止水性・拡散抵抗が高い(健全時と同等)



- 1: ベントナイトの止水性・拡散抵抗が高い(健全時と同等)
- 2: ベントナイトの実質が無視できる
- 3: モンモロロナイト溶解量が小さい
- 4: モンモロロナイトの溶解速度定数が小さい
- 5: モンモロロナイトバッチ実質試験(大林組, 2002・2003)
- 6: ベントナイトフローズルー試験(Sato, 2003)
- 7: 速度論的融合の結果石英等が選択的に溶解する
- 8: 石英共存下でのベントナイトバッチ試験
- 9: 石英共存下でのベントナイトカラム試験(Takegahara et al., 2002)
- 10: 二次鉱物沈殿に伴う空隙閉塞及び水酸基消費により水酸基等の移動が制限される
- 11: ベントナイトカラム試験(Takegahara et al., 2002)
- 12: 空隙閉塞を考慮した物質移動・反応解析(クインテッサジャパン, 2003)
- 13: ナチュラルアナログにおける岩実質部の観察(Savage et al., 1997)
- 14: 石英及びモンモロロナイト溶解に伴うベントナイト有効密度低下が無視できる
- 15: 化学・力学連成解析(溶解による有効ベントナイト密度低下とイオン交換による膨潤性低下を考慮)
- 16: ベントナイト実質部の止水性・拡散抵抗が高い(健全時と同等)
- 17: ベントナイトカラム試験における透水性・拡散係数の測定(Takegahara et al., 2002)
- 18: ナチュラルアナログにおける岩実質部の観察(Savage, 1997)

図 1.2.2-4 ベントナイトの止水性・拡散抵抗が高いことに関する論拠の信頼性評価結果

(2/2)

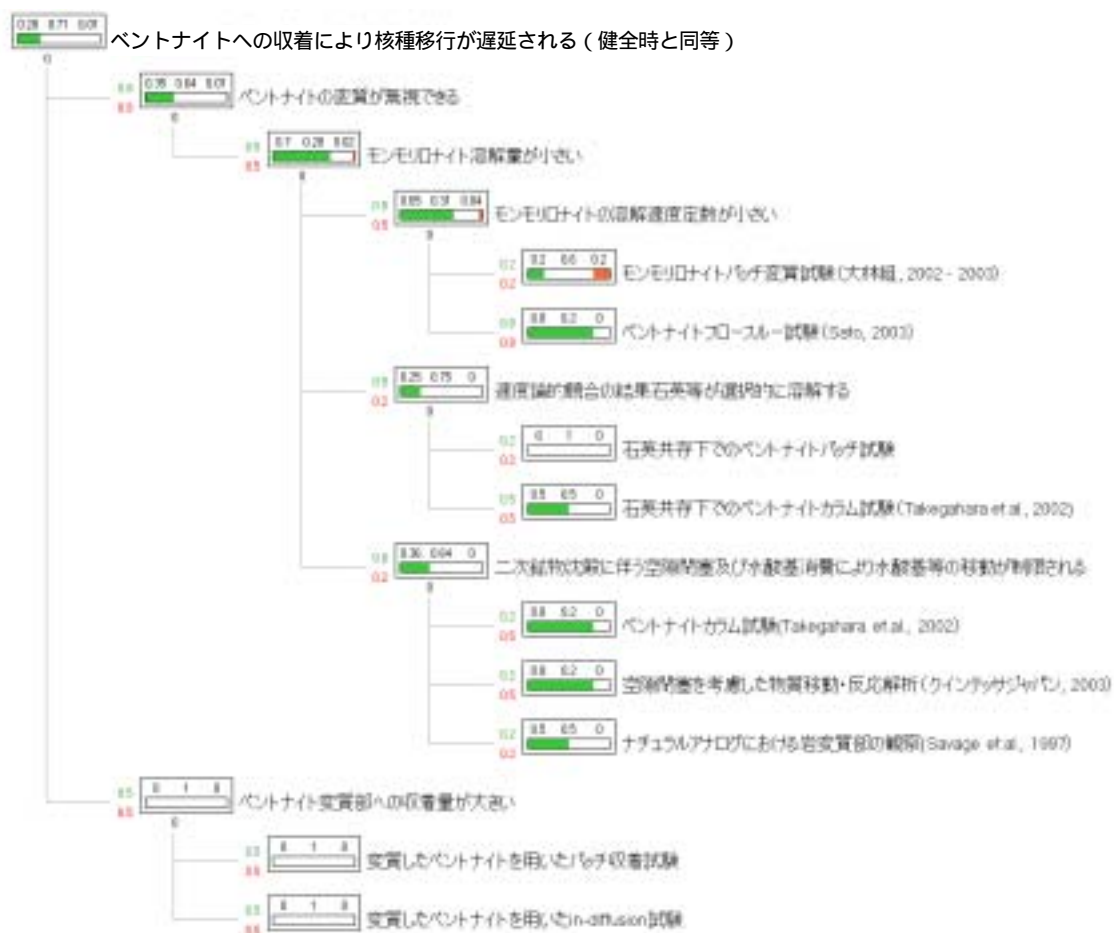
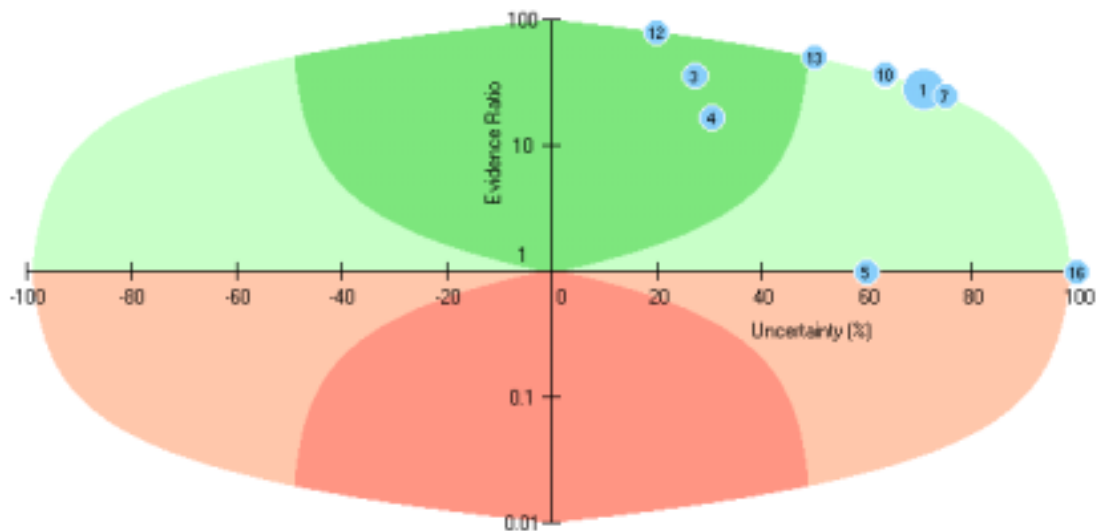


図 1.2.2-5 ベントナイトへの吸着量が多いことに関する論拠の信頼性評価結果(1/2)

ベントナイトへの収着により核種移行が遅延される（健全時と同等）



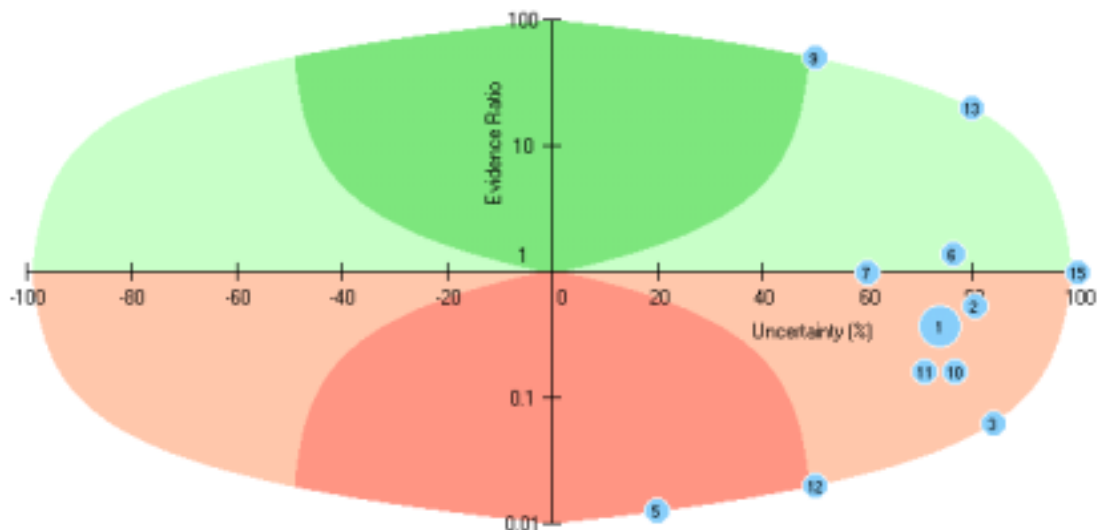
- 1: ベントナイトへの収着により核種移行が遅延される（健全時と同等）
- 2: ベントナイトの変質が無視できる
- 3: モンモロナイト溶解量が小さい
- 4: モンモロナイトの溶解速度定数が小さい
- 5: モンモロナイトバッチ変質試験(大林組, 2002・2003)
- 6: ベントナイトフロースルー試験(Sato, 2003)
- 7: 速度論的融合の結果石英等が選択的に溶解する
- 8: 石英共存下でのベントナイトバッチ試験
- 9: 石英共存下でのベントナイトカラム試験(Takegahara et al., 2002)
- 10: 二次鉱物沈殿に伴う空隙閉塞及び水酸基消費により水酸基等の移動が制限される
- 11: ベントナイトカラム試験(Takegahara et al., 2002)
- 12: 空隙閉塞を考慮した物質移動・反応解析(クインテッサジャパン, 2003)
- 13: ナチュラルアナログにおける岩変質部の観察(Savage et al., 1997)
- 14: ベントナイト変質部への収着量が大きい
- 15: 変質したベントナイトを用いたバッチ収着試験
- 16: 変質したベントナイトを用いたin-diffusion試験

図 1.2.2-6 ベントナイトへの収着量が多いことに関する論拠の信頼性評価結果(2/2)



図 1.2.2-7 掘削影響領域の地下水流量が小さいことに関する論拠の信頼性評価結果(1/2)

掘削影響領域の地下水流量が小さい(概念検討書における設定)



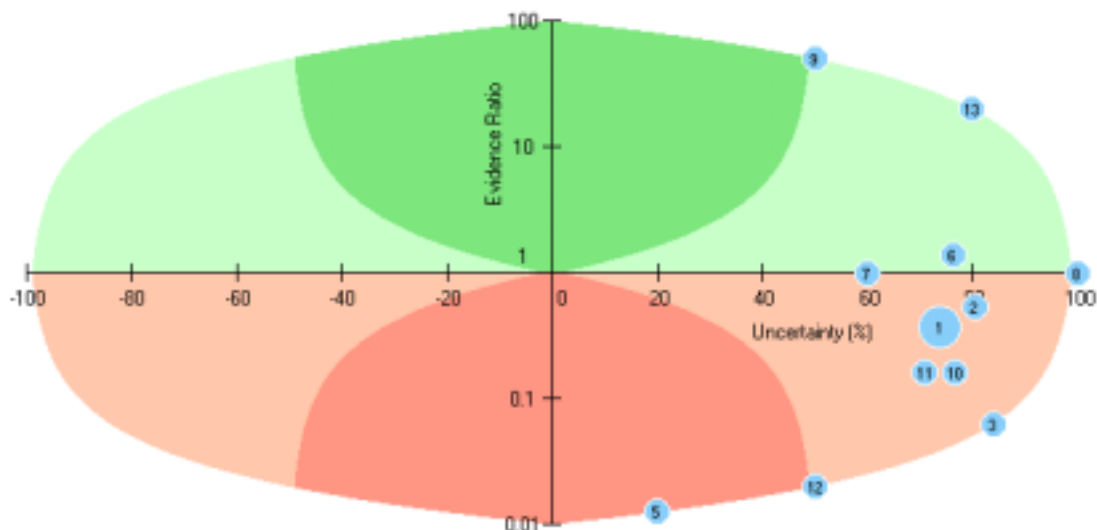
- 1: 掘削影響領域の地下水流量が小さい(概念検討書における設定)
- 2: 掘削影響領域の母岩の変質が無視できる
- 3: 岩石の溶解速度定数が小さい
- 4: 凝灰岩パッチ変質試験
- 5: 凝灰岩フロースルー試験(大林組, 2002-2003)
- 6: 二次鉱物沈殿に伴う空隙閉塞及び水酸基の消費により水酸基等の移動が制限される
- 7: 凝灰岩カラム試験(大林組, 2002-2003)
- 8: 空隙閉塞を考慮した物質移動・反応解析(ケンテッサジャパン, 2003)
- 9: ナチュラルアナログにおける岩実質部の観察(Savage et.al, 1997)
- 10: 掘削影響領域の母岩が変質しても地下水流量は増大しない
- 11: 母岩実質部の透水性が低い
- 12: 凝灰岩カラム試験(大林組, 2002-2003)における透水係数測定
- 13: ナチュラルアナログにおける岩実質部の観察(Savage et.al, 1997)
- 14: 変質により透水係数が上昇しても下流側に限られるため地下水流量は増大しない
- 15: 掘削影響領域内地下水流動化学変質連成解析(2次元)

図 1.2.2-8 掘削影響領域の地下水流量が小さいことに関する論拠の信頼性評価結果(2/2)



図 1.2.2-9 天然バリア中の地下水流速が遅いことに関する論拠の信頼性評価結果(1/2)

天然バリア中の地下水流速が遅い(概念検討書における設定)



- 1: 天然バリア中の地下水流速が遅い(概念検討書における設定)
- 2: 天然バリア中の母岩の実質が無視できる
- 3: 岩石の溶解速度定数が小さい
- 4: 凝灰岩バッチ実質試験
- 5: 凝灰岩フローズル試験(大林組, 2002-2003)
- 6: 二次鉱物沈降に伴う空隙閉塞及び水酸基の消費により水酸基等の移動が制限される
- 7: 凝灰岩カラム試験(大林組, 2002-2003)
- 8: 空隙閉塞を考慮した物質移動・反応解析(クインテッサジャパン, 2003)
- 9: ナチュラルアナログにおける岩実質部の観察(Savage et.al., 1997)
- 10: 天然バリア中の母岩が実質しても地下水流量は増大しない
- 11: 母岩実質部の透水性が低い
- 12: 凝灰岩カラム試験(大林組, 2002-2003)における透水係数測定
- 13: ナチュラルアナログにおける岩実質部の観察(Savage et.al., 1997)

図 1.2.2-10 天然バリア中の地下水流速が遅いことに関する論拠の信頼性評価結果(2/2)



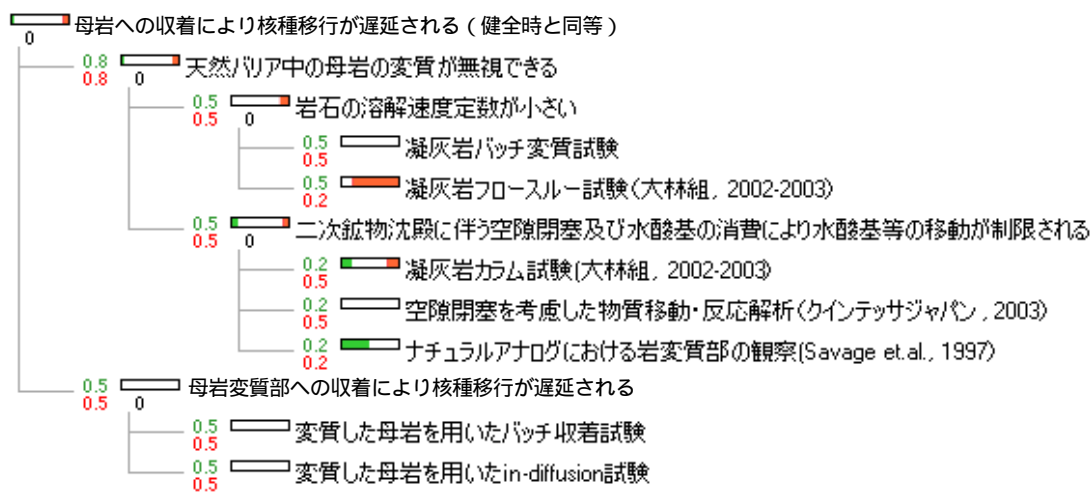
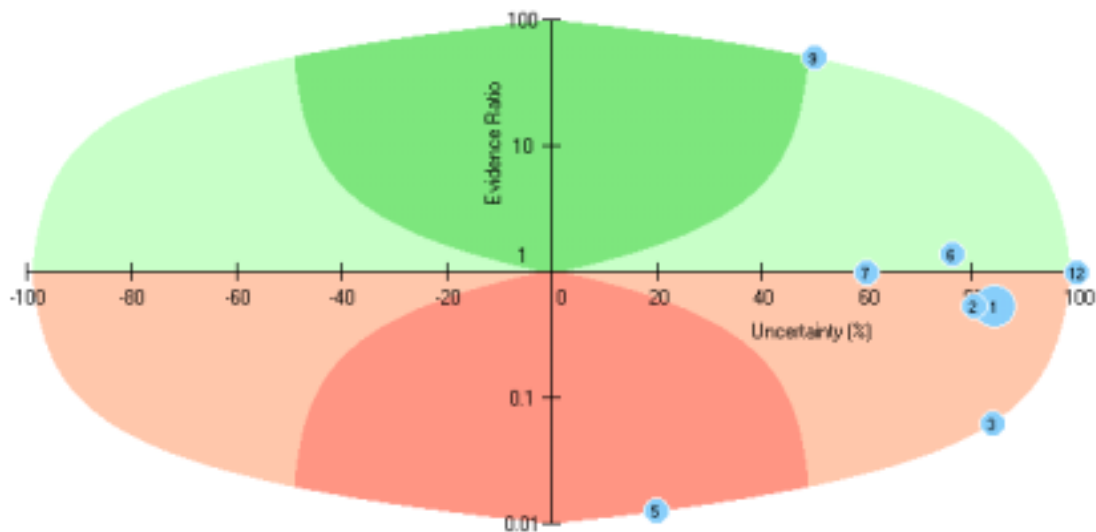


図 1.2.2-11 母岩への吸着量が多いことに関する論拠の信頼性評価結果(1/2)

母岩への収着により核種移行が遅延される（健全時と同等）



- 1: 母岩への収着により核種移行が遅延される（健全時と同等）
- 2: 天然/リア中の母岩の変質が無視できる
- 3: 岩石の溶解速度定数が小さい
- 4: 凝灰岩バッチ変質試験
- 5: 凝灰岩フロースルー試験(大林組, 2002-2003)
- 6: 二次鉱物沈殿に伴う空隙閉塞及び水酸基の消費により水酸基等の移動が制限される
- 7: 凝灰岩カラム試験(大林組, 2002-2003)
- 8: 空隙閉塞を考慮した物質移動・反応解析(ケインテッサジャパン, 2003)
- 9: ナチュラルアナログにおける岩実質部の観察(Savage et al., 1997)
- 10: 母岩実質部への収着量が大きい
- 11: 変質した母岩を用いたバッチ収着試験
- 12: 変質した母岩を用いたin-diffusion試験

図 1.2.2-12 母岩への収着量が大きいことに関する論拠の信頼性評価結果(2/2)

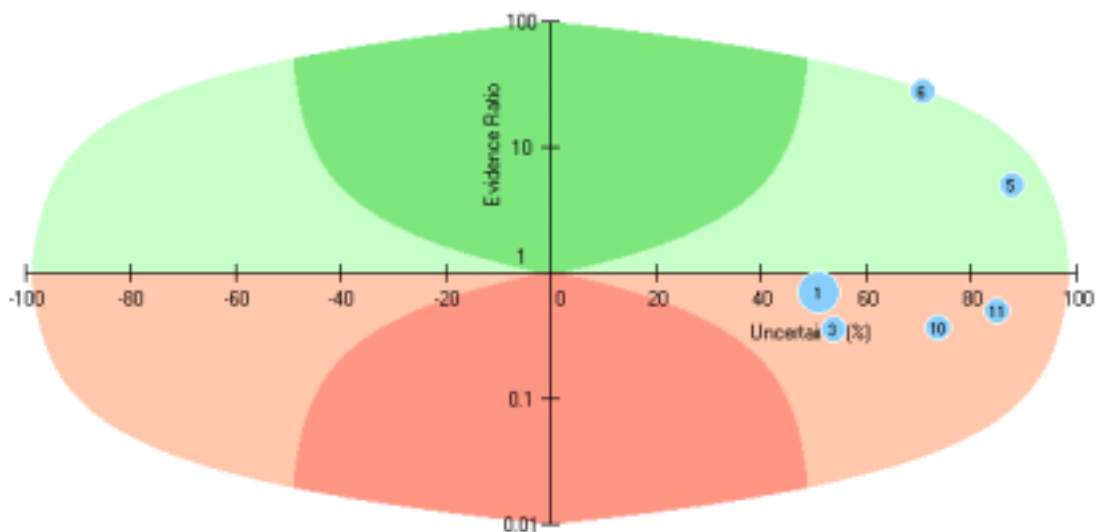
(2) セーフティーケースの総合的信頼性評価結果

前項の各要件についての評価結果を取りまとめ、コンクリート影響についてのセーフティーケース全体としての総合的信頼性評価を行った結果を図 1.2.2-13 及び図 1.2.2-14 にまとめる。各要件の結果を反映して、総合的な評価結果にも大きな不確実性が含まれている。



図 1.2.2-13 コンクリート影響を考慮した場合の TRU 廃棄物処分のセーフティーケースに関する総合的信頼性評価結果(1/2)

重要核種(C-14及びI-129)の生物圏への移行率が十分小さい



- 1: 重要核種(C-14及びI-129)の生物圏への移行率が十分小さい
- 2: コンクリートによる移行率制限効果が高い(健全時と同等)
- 3: コンクリートの止水性・拡散抵抗が高い(健全時と同等)
- 4: ベントナイトによる移行率制限効果が高い(健全時と同等)
- 5: ベントナイトの止水性・拡散抵抗が高い(健全時と同等)
- 6: ベントナイトへの収着により核種移行が遅延される(健全時と同等)
- 7: ニアフィールド母岩による移行率制限効果が高い(概念検討書における設定)
- 8: 掘削影響領域の地下水流量が小さい(概念検討書における設定)
- 9: 天然バリア中での移行時間が長い(概念検討書における設定)
- 10: 地下水流速が遅い(概念検討書における設定)
- 11: 母岩への収着による移行が遅延される(概念検討書における設定)

図 1.2.2-14 コンクリート影響を考慮した場合の TRU 廃棄物処分のセーフティーケースに関する総合的信頼性評価結果(2/2)

(3) セーフティーケースの信頼性に影響を及ぼす論拠についての感度分析

前項までに述べた ESL による評価結果に対して Tornado plot を用いて感度解析を行うことにより、セーフティーケースの信頼性に影響を及ぼす論拠の感度を分析した。まず、上位レベルの各安全要件についての結果を図 1.2.2-15 に示す。この結果から、

- ・ 掘削影響領域の地下水流量が小さいこと
- ・ コンクリートの止水性・拡散抵抗が高いこと
- ・ ベントナイトの止水性・拡散抵抗が高いこと

がセーフティーケースの信頼性を向上する上で感度が高いことがわかる（図中緑の棒グラフ）。また、これらの要件が成立しない場合の信頼性低下も他の要件に比して大きい（図中の赤の棒グラフ）。

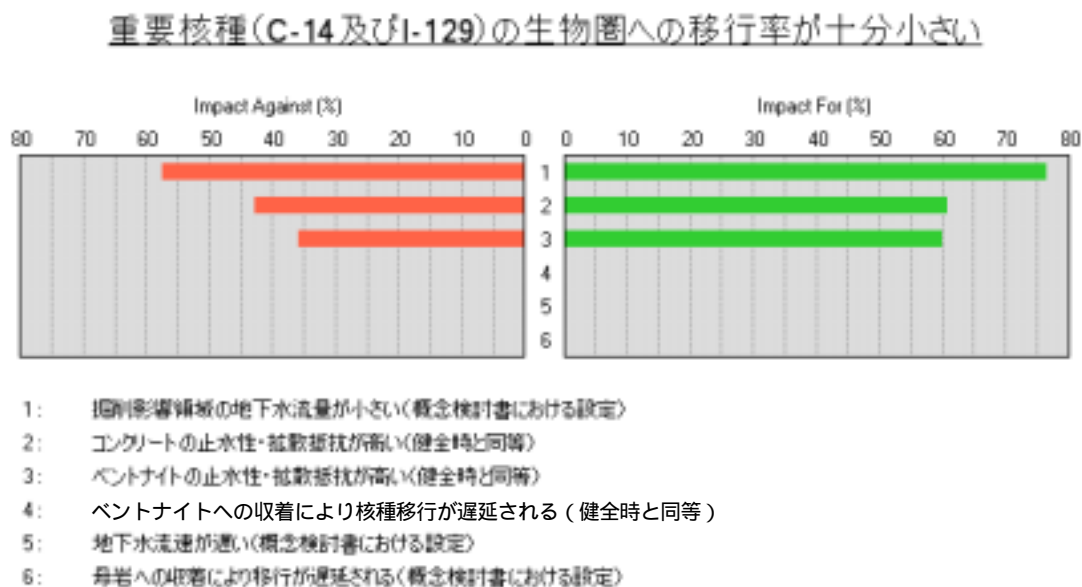


図 1.2.2-15 上位レベルの各安全要件についての感度分析結果

次に、感度の大きい各安全要件に関して、それぞれ具体的な論拠に関する感度を分析した結果を図 1.2.2-16～図 1.2.2-18 にまとめる。この中で、入手可能な論拠により支持されることの確からしさが否定されることの確からしさを上回っているものはベントナイトの止水性・拡散抵抗に関するものであり、ベントナイト混合土を含む処分概念については、この安全要件に注力することが信頼性の高いセーフティーケースを構築する上で最も可能性の高い方向性と考えられる。また、ベントナイトの止水性・拡散抵抗に関する具体的な論拠としては、

- ・ 今後の研究開発によってこの安全要件が成立することの信頼性を向上させていく上では、「石英やモンモリロナイトの溶解による有効ベントナイト密度の低下とイオン交換によるベントナイトの膨潤性低下を考慮した力学・化学連成解析」の重要性が極めて高い
- ・ 他方、今後新たな知見や他の専門家の指摘によりこの安全要件が成立することの信頼性が低下するような危険性は、「フロースルー試験による高 pH 環境でのモンモリロナイト溶解速度」が小さいという(Sato, 2003)による結果が覆される場合に生じると予想され、研究開発上のリスクマネジメントとして、この項目についての情報の整備と知見の確立を図ることの重要性が高い

掘削影響領域の地下水流量が小さい(概念検討書における設定)

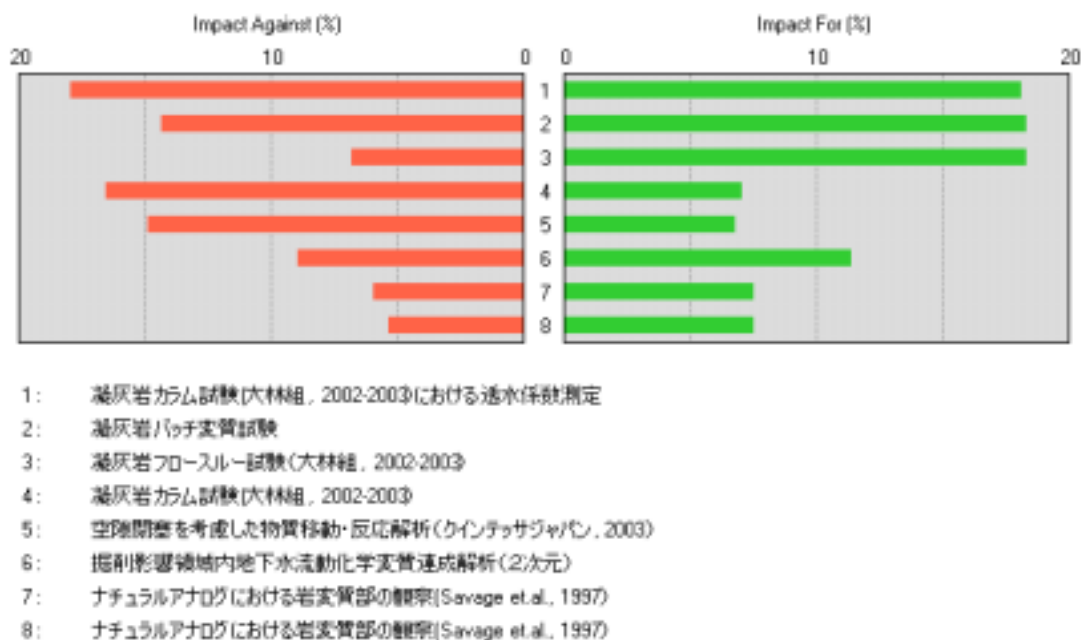


図 1.2.2-16 掘削影響領域の地下水流量が小さいことに関する論拠の重要度分類

コンクリートの止水性・拡散抵抗が高い(健全時と同等)

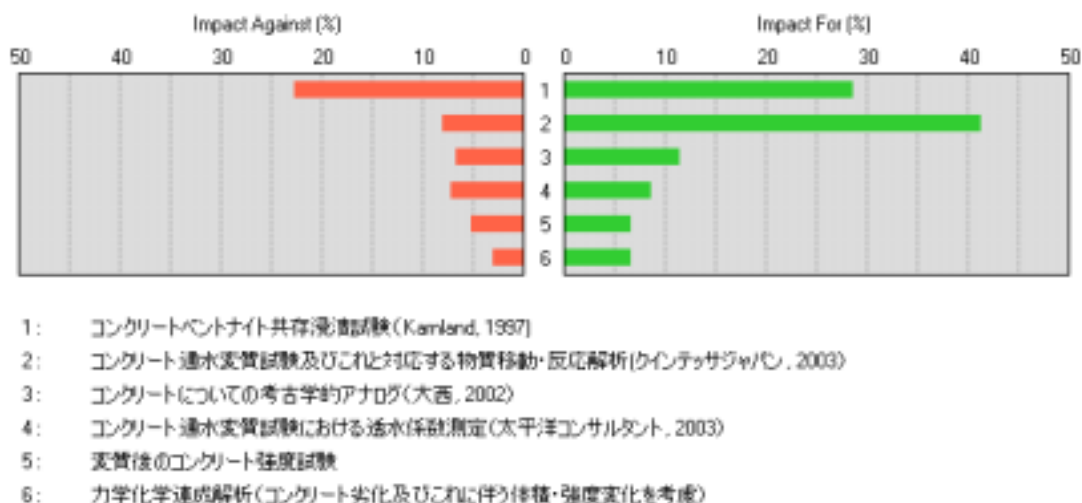
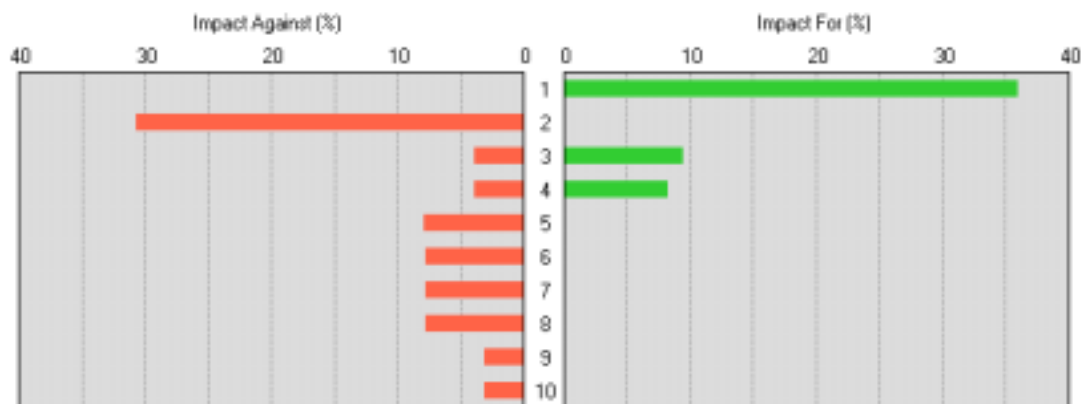


図 1.2.2-17 コンクリートの止水性・拡散抵抗が高いことに関する論拠の重要度分類



ベントナイトの止水性・拡散抵抗が高い(健全時と同等)



- 1: 化学・力学連成解析(溶解による有効ベントナイト密度低下とイオン交換による膨潤性低下を考慮)
- 2: ベントナイトフロースルー試験(Sato, 2003)
- 3: ベントナイトカラム試験における透水性・拡散係数の測定(Takegahara et al., 2002)
- 4: ナチュラルアナログにおける岩実質部の観察(Savage, 1997)
- 5: モンモリロナイトパッチ実質試験(大林組, 2002 - 2003)
- 6: 石英共存下でのベントナイトカラム試験(Takegahara et al., 2002)
- 7: ベントナイトカラム試験(Takegahara et al., 2002)
- 8: 空隙閉塞を考慮した物質移動・反応解析(クインテッサジャパン, 2003)
- 9: 石英共存下でのベントナイトパッチ試験
- 10: ナチュラルアナログにおける岩実質部の観察(Savage et al., 1997)

図 1.2.2-18 ベントナイトの止水性・拡散抵抗が高いことに関する論拠の重要度分類

### 1.3 化学・物質移動解析及び連成解析の要件

前節で述べたように、入手可能な論拠により支持されることの確からしさが否定されることの確からしさを上回っているものはベントナイトの止水性・拡散抵抗に関するものであり、ベントナイト混合土を含む処分概念については、この安全要件に注力することが信頼性の高いセーフティーケースを構築する上で最も可能性の高い方向性と考えられる。また、ベントナイトの止水性・拡散抵抗に関する具体的な論拠としては、

今後の研究開発によってこの安全要件が成立することの信頼性を向上させていく上では、「石英やモンモリロナイトの溶解による有効ベントナイト密度の低下とイオン交換によるベントナイトの膨潤性低下を考慮した力学・化学連成解析」の重要性が高い

他方、今後新たな知見や他の専門家の指摘によりこの安全要件が成立することの信頼性が低下するような危険性は、「フロースルー試験による高 pH 環境でのモンモリロナイト溶解速度」が小さいという(Sato, 2003)による結果が覆される場合に生じると予想され、研究開発上のリスクマネジメントとして、この項目についての情報の整備と知見の確立を図ることの重要性が高い

であることから、まず、連成解析については、2.1 に述べるような石英やモンモリロナイトの溶解、有効ベントナイト密度の低下及びイオン交換を種々の保守性を持って解析することの可能な連成解析を行うことが重要である。既に述べたように、情報が限られた状況では評価上の保守性と不確実性とのバランスが安全評価の信頼性を確保する上で必須であることから、このような各レベルの保守性の解析を行い、さらに、これらの信頼性を再び ESL で評価することにより、どの解析を現状での安全評価の中核としていくべきかを判断することが重要である。

かたや、<sup>1)</sup>については、昨年度までに実施した化学・物質移動解析をモデルオプションや地質環境条件あるいは種々のパラメータに含まれる不確実性の幅を想定した多様なケースに適用することにより、ベントナイトの止水性・拡散抵抗についての安全確保の要件が十分な期間にわたって確保されるためのモンモリロナイト溶解速度の上限（及びその条件依存性）を明確化し、(Sato, 2003)の結果を含めた実測値と比較して安全裕度を定量化することが、上述した「情報の整備と知見の確立」として重要と考えられる。

## 2. 化学・物質移動の長期的変遷評価に関する検討

### 2.1 化学・物質移動解析システムの対象事象の選定

核燃料サイクル開発機構（核燃料サイクル開発機構、2002）（核燃料サイクル開発機構、2003）では処分場におけるコンクリート及びベントナイトを含む体系を解析することができる化学・物質移動解析システムのプロトタイプを開発し、従来のシステムよりも高い効率で解析できること、および実用的なモデルの解析ができる可能性を示した。

本節では、この成果を踏まえ、1章の論理構造全体の信頼性を向上することへの感度という観点からの重要性に加えて、実験や解析の難易度を考慮して時期技術レポートにおける記載内容の素案を作るとともに、これに対応する化学・物質移動解析の対象を決定する。

#### 2.1.1 解析システムの前提条件

本研究において開発された化学・物質移動解析システム、力学解析システムおよびこれらを連成した解析システムでは、力学モデルの適用範囲がイオン交換のみに限られ、ベントナイトの経時的な溶解や二次鉱物への置換は近似的にも（例えば、各時刻における化学解析結果に基づき、二次鉱物を無視した場合のベントナイト溶失に伴う変質部の有効ベントナイト密度低下や二次鉱物を保守的な物性をもつ材質で置き換えて力学解析を行う）取り扱えない。

他方、JNC 殿で鋭意取りまとめ中の TRU レポートにおいては、イオン交換によるベントナイト劣化以上にベントナイトの溶失と二次鉱物沈殿による変質の影響を評価することの重要性が高い。そこで、ここでは、上記の化学・力学連成解析システムを使用した狭い意味での連成解析（計算工学的な連成解析）にとらわれず、双方の条件設定に留意しつつ化学及び力学解析を個別に行い結果を統合して長期安全性に関する知識を高めること（広義の連成）も含めて、現在のリソースで実施可能な幅広い可能性を視野に入れる。

また、TRU 廃棄物処分において支配的な重要性を有する C-14 や I-129 といった核種については、化学的遅延効果はあまり期待できないことから、コンクリート反応に起因する種々の人工バリア性能への影響のうち、人工バリア内での核種移行の制限（止水性と拡散抵抗）に焦点をあて、ベントナイトとコンクリートの化学的劣化を解析の対象とする。

### 2.1.2 評価すべき事項

ベントナイトとコンクリートの間の化学的相互作用による劣化・変質に関する現在の知見には多くの不確実性が含まれている。そこで、人工バリア内での核種移行制限の長期的安定性を論証していくためには、以下にあげるように、劣化に対する種々の救済要因を想定した複数の解析的検討を行っておくことにより、セーフティーケースの論理構造の頑健性を高める必要があると考えられる。なお、以下のすべての解析において、ベントナイトのイオン交換による変質・劣化を考慮するものとする。

評価 1: ベントナイトの溶解速度が遅いため長期にわたって顕著な変質が生じないことを示すもの

- (1-1) ベントナイト溶解を考慮した速度論的解析を実施する。このとき、ベントナイト溶質部は残留するベントナイトの膨潤によって補填されるものとする。また、二次鉱物の体積は 0 とする。さらに、代表的な時刻において化学解析結果に基づきベントナイト及びケイ砂の溶解による有効ベントナイト密度低下とコンクリート劣化ならびにイオン交換による力学特性変化を考慮した力学解析を行い、構造的安定性、止水性を確認する。
- (1-2) ベントナイト溶解を考慮した速度論的解析を実施する。このとき、ベントナイト溶失部は二次鉱物によって補填されるものとする。ここでは、二次鉱物（完全溶出部及びベントナイトとの共存部）の透水性や拡散係数は保守的な数値を用いる。さらに、代表的な時刻において化学解析結果に基づき、二次鉱物層（ベントナイト完全溶失部）の厚さ（力学特性は脆弱な材質のものを保守的に仮定する）、ベントナイト残留部の有効ベントナイト密度低下とコンクリート劣化ならびにイオン交換による力学特性変化を考慮した力学解析を行い、構造的安定性、止水性を確認する。
- (1-3) 上記の解析において二次鉱物の力学特性を現実的なものとする。

評価 2: 二次鉱物中の物質移動が律速となることによって長期にわたって顕著な変質が生じないことを示すもの。

- (2-1) ベントナイト溶解を考慮した速度論的解析を実施する。このとき、ベントナイト溶失部は二次鉱物によって補填されるものとする。ここで、二次鉱物層の透水性や拡散係数は、後述する力学解析結果を再帰的に参照し、現実的な数値を用いる。さらに、代表的な時刻において化学解析結果に基づき、二次鉱物層（ベントナイト完全溶失部）の厚さ（力学特性は脆弱な材質のものを保守的に仮定する）、ベントナイト残留部の有効ベントナイト密度低下とコンクリート劣化ならびにイオン交換による力学特性変化を考慮した力学解析を行い、構造

的安定性、止水性を確認する。

(2-2) 上記の解析において二次鉱物の力学特性を現実的なものとする。

さらに、以下の不確実性についても検討を行う。

評価 1 で、ベントナイト反応速度式は TST と非線形経験則 (Cama モデル) を用いて結果を比較する。

代表的なケースで複数の二次鉱物の組み合わせを仮定し、結果を比較する。

代表的なケースで杉山モデルと Berner モデルを用いて結果を比較する。

化学・物質移動解析システムの構築

### 2.1.3 解析システムの高度化

#### (1) 二次元解析

化学・物質移動解析には、一般に構造解析などにくらべて

各節点において鉱物や液相化学種の濃度など 30 以上の変数が存在する

液相化学種の平衡は数値的に解きにくい

液相化学種の濃度 (例えばベントナイト内とコンクリート内の pH など) 変数の値が急激に変化する

など、数値解析を行う上で困難な要素を含む。したがって、二次元解析の定式化については有限要素法と差分法を適用し、それぞれの適性について検討を行った。

有限要素法の利点としては、四角形要素と三角要素を混在させることにより、任意形状モデルを作成できることが利点として挙げられるが、メッシュサイズの不均一性 (大きいメッシュと小さいメッシュの寸法比) が大きいと、計算が困難になるという問題点がある。一方、差分法はメッシュサイズの不均一性は許容されるものの、任意形状をモデル化するという点について制限がある。本研究で解析の対象としているニアフィールド水理場に関していうならば、ドーム型の埋め戻し剤部分の正確なモデル化が困難である。開発した、化学・物質移動解析システムを用いて、図 2-1 に示すモデルの解析を試みた。各手法の適用性を表 2-1 に示す。なお、表中の  $\square$  は 10000 年の解析が実施できたこと、 $\times$  は実施できなかったことを示す。また、三角形要素を含むモデル 1 は差分法の適用範囲外である。なお、この検討では 1 ステップの時間幅を 0.1 年とした。1 ステップの時間幅を短縮すると、この制約は緩和されると考えられるが、全体の解析時間が長くなり、現実的ではないと考えられる。なお、1 ステップの時間幅を 0.1 年で 500 節点程度の二次モデルの 10000 万年のシミュレーションにおよそ 1 日程度の時間を要

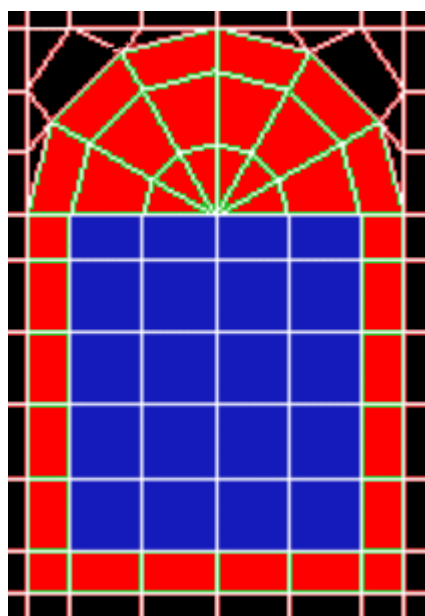
する ( Pentium 4, 2.0GHz を使用した場合 )。

次に計算結果の例を示す。解析モデルは図 2-2 に示す通り ( モデル 2、メッシュ寸法最小 0.1m、最大 0.8m に対応 )とする。初期、10000 年後、100000 年後の CSH-Ca(OH)<sub>2</sub> の濃度分布を図 2-3 に示す。また、図 2-2 に示した「濃度分布を表示する線分」上の CSH-Ca(OH)<sub>2</sub> 濃度分布の時間変化を図 2-4 に示す。

表 2-1 有限要素法と差分法の適用性

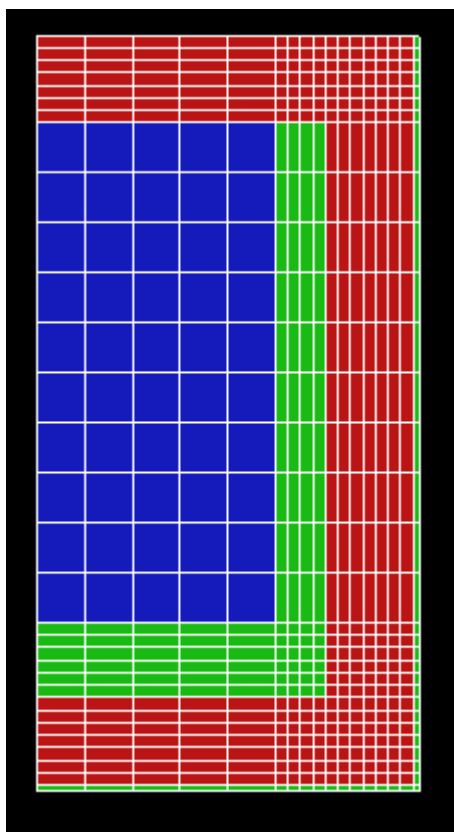
モデル	メッシュ寸法 (m)		時間ステップ	差分法	有限要素法
	最小	最大			
モデル 1	1.4	2.3	0.1 年		
モデル 2	0.1	0.2	0.1 年		
モデル 2	0.1	0.4	0.1 年		×
モデル 2	0.1	0.8	0.1 年		×
モデル 2	0.1	1.6	0.1 年		×
モデル 3	0.1	1.6	0.1 年		×

: 適用可能、× : 適用不可能、- : 適用範囲外

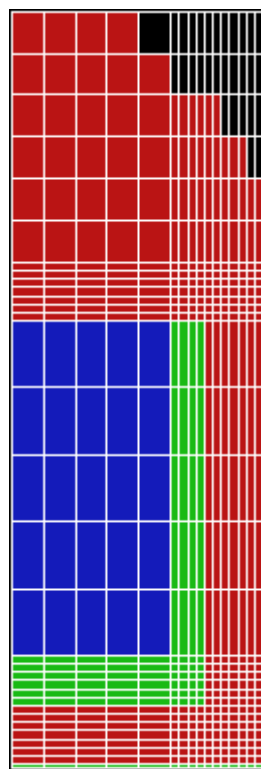


- : 緩衝材、埋戻し材
- : 支保工、構造躯体
- : 廃棄体、充填材

(a)モデル1



(b)モデル2



(c)モデル3

図 2-1 2次元解析モデルの例

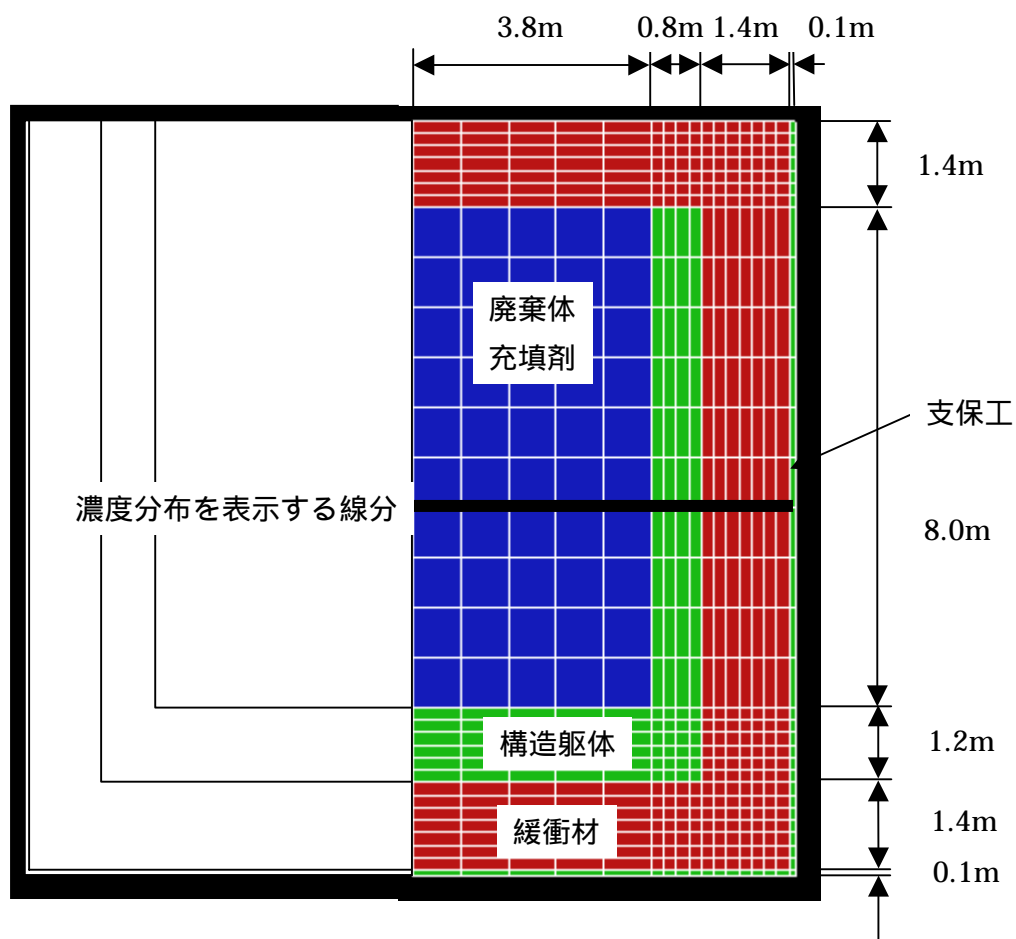


図 2-2 解析モデルの概念図



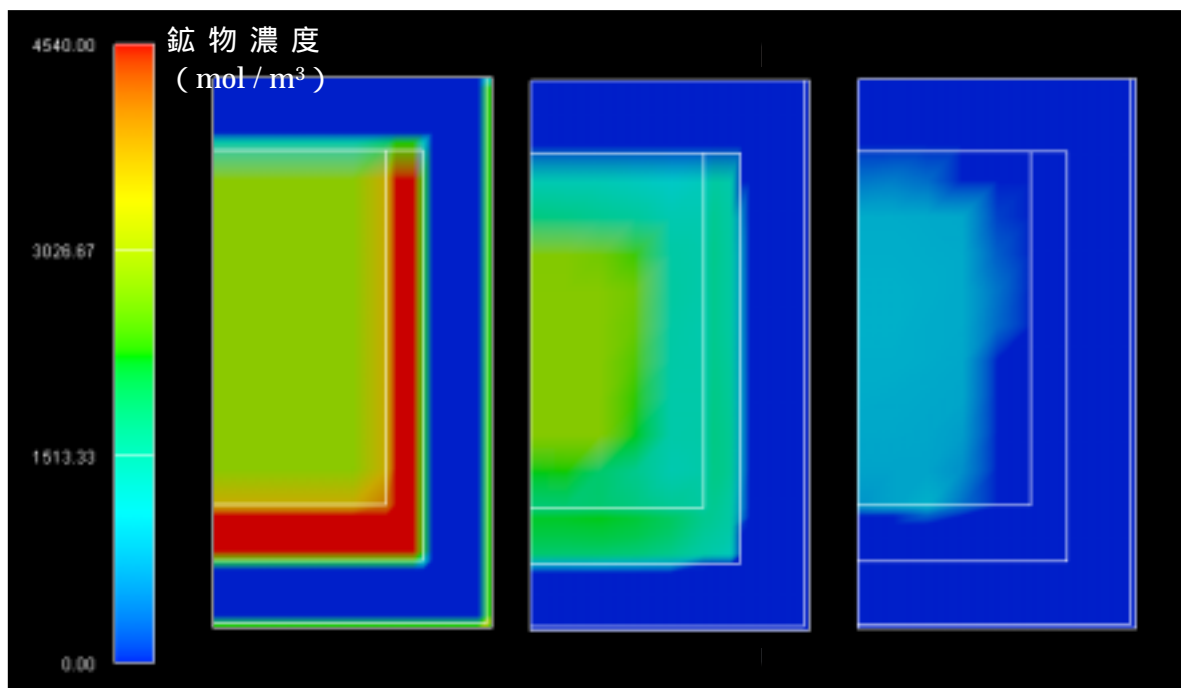


図 2-3 CSH-Ca(OH)<sub>2</sub>の濃度分布 (左 初期値、中 1 万年後、右 10 万年後)

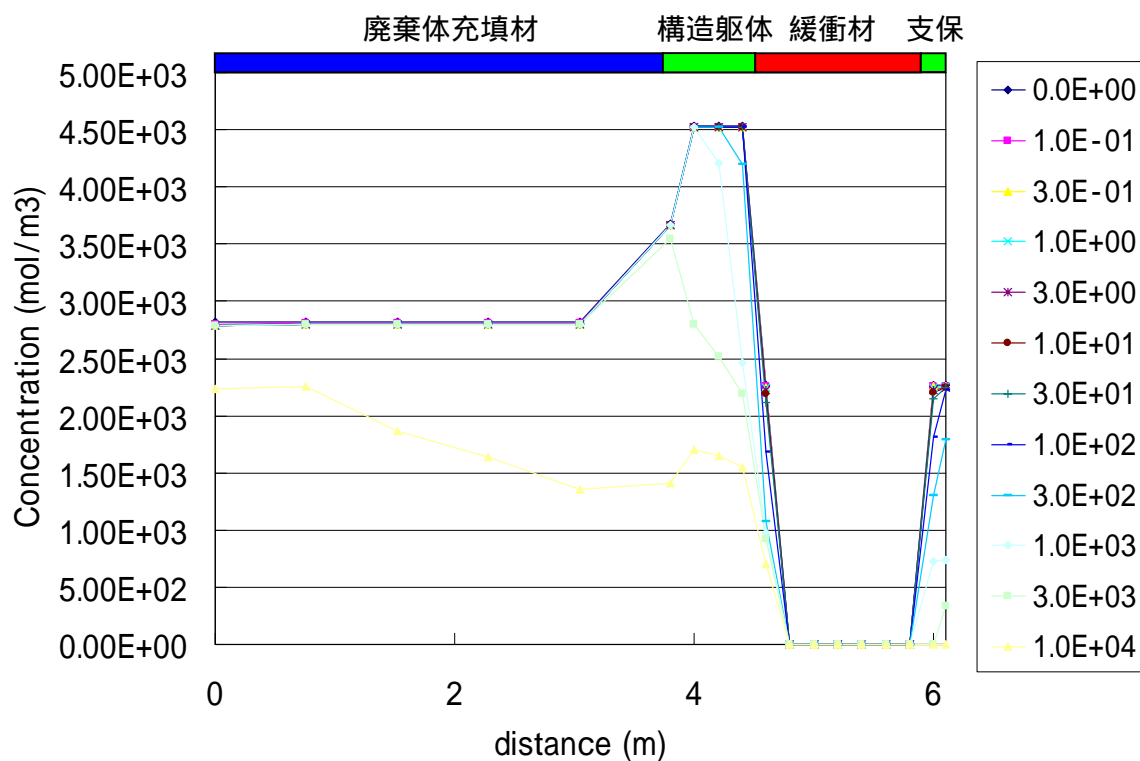


図 2-4 CSH-Ca(OH)<sub>2</sub>の濃度分布

#### 2.1.4 まとめ

解析システムの高度化ではコードジェネレータを作成し、コードジェネレータにより解析で考慮する鉱物や液相化学種に特化したプログラムコードを生成することによって、解析効率を低下させずに、汎用化を実現した。また、二次元解析機能を開発し、廃棄体充填材、構造躯体、緩衝材、支保よりなる二次元モデルの解析が実施できることを示した。

ユーザーインターフェースでは

廃棄体充填材、構造躯体、緩衝材、支保など解析領域の設定

各領域について登録された鉱物の中から初期及び二次鉱物を選択

各領域で選択した鉱物の初期濃度の設定

登録された液相化学種中から解析で考慮する液相化学種を選択

選択した液相化学種の初期濃度を各領域で設定

を Windows の画面で入力できるユーザーインターフェースを開発した。

今後の課題としては、鉱物や液相化学種を選択や定数をデータベースから直接読み込む機能を開発することが挙げられる。

システムの検証では本年度開発したシステムの検証を行った。検証は一次元モデルを用いて行った。

液相化学種の拡散問題では、開発したシステムは理論解と一致した。( Spades により同じ問題を解いた場合、誤差が生じた )

液相化学種の拡散と移流を含んだ問題では、開発したシステムと Spades の計算結果の間には 10% 程度の差が生じた。

化学反応の平衡を算出する問題では、開発したシステムの計算結果は理論解と一致した。

単一の鉱物の溶解問題では、開発したシステムと Spades の計算結果の間には差が生じた。

セメントペーストの通水実験のシミュレーションを開発したシステムで行った。その結果、計算結果では  $\text{Ca}(\text{OH})_2$  などを考慮しなかったため、pH の値が実験結果より 1 程度小さく算出された。また、透水係数の計算結果にも差が生じたが、これは透水係数の計算方法が影響していると考えられる。

開発したシステムと Spade による計算結果との差は十分小さいものであった。差が生じた理由は現段階では不明で、今後、Spade の解析コードの内部にまで立ち入って調べる必要がある。

## 2.2 ニアフィールドにおける化学・物質移動の長期的変遷評価

### 2.2.1 一次元化学・物質移動解析及び力学概略検討

#### (1) 解析モデル

二次元解析は計算コストが大きいので、まず一次元解析により概要を把握して、必要な少数のケースについて検証のために二次元解析を実施する。

一次元の解析モデルの概念図を図 2-5 に示す。内側から「廃棄体充填材」、「構造躯体」、「緩衝材」、「支保工」、「岩盤」により構成される系を想定する。この中で、解析を行うのは「廃棄体充填材」、「構造躯体」、「緩衝材」、「支保工」の領域であり、「支保工」と「岩盤」の間は不透水境界とする。

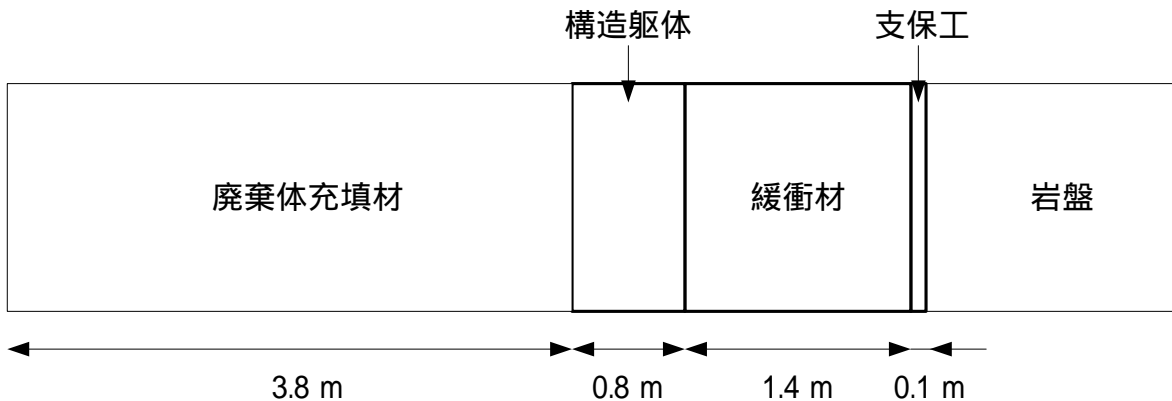


図 2-5 一次元解析モデルの概念図

#### (2) 解析パラメータ

「構造躯体」、「支保工」はコンクリート（OPC、W/C = 55%）、廃棄体充填材はモルタル（OPC、W/C = 55%）を想定した。また、生成する二次鉱物は Analcite、Laumontite、Muscovite、Gibbsite と Monosulphate とする。コンクリートは杉山モデルを用いる。鉱物の反応速度は瞬時平衡とする。コンクリートの初期の空隙率は 13 %、モルタルの初期空隙率は 19%とし、鉱物の溶解にしたがって変化するものとする。また、初期の拡散係数は  $5.0 \times 10^{-10} \text{ m}^2 / \text{s}$  とし、空隙率に比例して変化するものとする。

緩衝材は乾燥密度  $1.6 \text{ g} / \text{cm}^3$ 、ケイ砂混合率を 30%のケイ砂混合ベントナイトとする。生成する二次鉱物は実験により観察された Tobermorite<sup>11</sup> および Laumontite、Muscovite、Gibbsite と Monosulphate とする。Montmorillonite の表面積は標準的な値を用い、Calcite および Quartz の表面積は  $100 \mu\text{m}$  径の粒子を仮定して算出した。

Montmorillonite の溶解速度式は不確実性を考慮するために、式(2.2-1)の TST (Transition State Theory)と式(2.2-2) ( Cama, Ganor, Ayora and Lasaga, 2000 ) について検討を行う。

$$R = kA \left( \frac{Q}{K} - 1 \right) \quad (2.2-1)$$

$$R = kA \left[ \exp \left( -6.0 \times 10^{-10} \times \left( \log \frac{Q}{K} \right)^6 \right) - 1 \right] \quad (2.2-2)$$

ここで、 $k$ は反応速度定数、 $A$  は鉱物の表面積である。ただし、反応速度定数は Sato 等の実験結果にしたがって、 $10^{-11.69}[\text{OH}^+]^{-0.14}$  (25 )を用いる。 $Q$ はイオン積であり

$$Q = \frac{[C(t)]^c [D(t)]^d}{[A(t)]^a [B(t)]^b} \quad (2.2-3)$$

で与えられる、 $[X(t)]$ は各時刻  $t$ における  $X$ のモル濃度である。

Calcite 及び Quartz の溶解速度式は pH 依存性を考慮して拡張した次式( NTSTPH )を適用する。

$$R = kA [H^+]^p \left[ \left( \frac{Q}{K} \right) - 1 \right]^n \quad (2.2-4)$$

ただし、Calcite の場合、 $p=-0.65$ 、 $n=0.9$ 、Quartz の場合、 $p=-0.5$ 、 $n=1.0$ とする。また、二次鉱物の沈殿速度は瞬時平衡とする。

## (3) 解析の設定

解析により評価すべき事項は 2.1.2 節でまとめた通りであるが、本年度はシステム上の制約のため、解析による評価は以下の方法で実施する。

評価 1 は「ベントナイトの溶解速度が遅いため長期にわたって顕著な変化が生じないことを示すもの」であり、この中のケース(1-1)では二次鉱物の体積を 0 とするものである。

この評価は次のように行う。

- 1) Treasure により鉱物の溶解、二次鉱物の沈殿、ベントナイトイオン交換を考慮した速度論的解析を行う。
- 2) ベントナイト及びケイ砂は溶解により体積が減少するが膨潤により瞬時に均一になるものとする。このとき、二次鉱物は沈殿するが体積などの影響は無視する。この方法として各時間ステップの鉱物の濃度を計算した後、ベントナイトの初期鉱物濃度の和を求める。各初期鉱物を緩衝材領域中に均等に再配分する。概念図を図 2-6(a)に示す。空隙率は鉱物の体積変化（鉱物濃度に mol あたりの体積を乗じたものの和）から算出する。拡散係数は空隙率に比例するものとする。構造躯体および支保領域のコンクリートの溶解により生じた空隙にベントナイトが膨潤する効果は緩衝材領域の拡散係数を増大することにより表す。

したがって、ある時刻  $t$  での拡散係数は

$$\text{コンクリートの拡散係数} = \text{初期拡散係数} \times \frac{\text{時刻 } t \text{ のコンクリート空隙率}}{\text{初期コンクリート空隙率}} \quad (2.2-5)$$

$$\begin{aligned} \text{ベントナイトの拡散係数} = & \text{初期拡散係数} \times \frac{\text{時刻 } t \text{ のベントナイト空隙率}}{\text{初期ベントナイト空隙率}} \\ & \times \frac{\text{時刻 } t \text{ におけるコンクリート空隙率増加分の和}}{\text{ベントナイト要素数} \times \text{初期ベントナイト空隙率}} \end{aligned} \quad (2.2-6)$$

とする。式(2.3-6)の第二項はコンクリート領域中の空隙率が増加することによって、ベントナイトが膨潤して、ベントナイト中の拡散係数が上昇する効果を表す。コンクリートの空隙率増加分の和をベントナイト要素数で割ることによって、ベントナイト一要素あたりのコンクリート空隙率増加の影響によるベントナイト空隙率の増加分とした。

3) ベントナイト及びケイ砂の溶解による有効ベントナイト密度低下とコンクリート劣化ならびにイオン交換による力学特性変化を考慮した力学の概略検討により構造安定性、変形を加味した止水性を確認する。

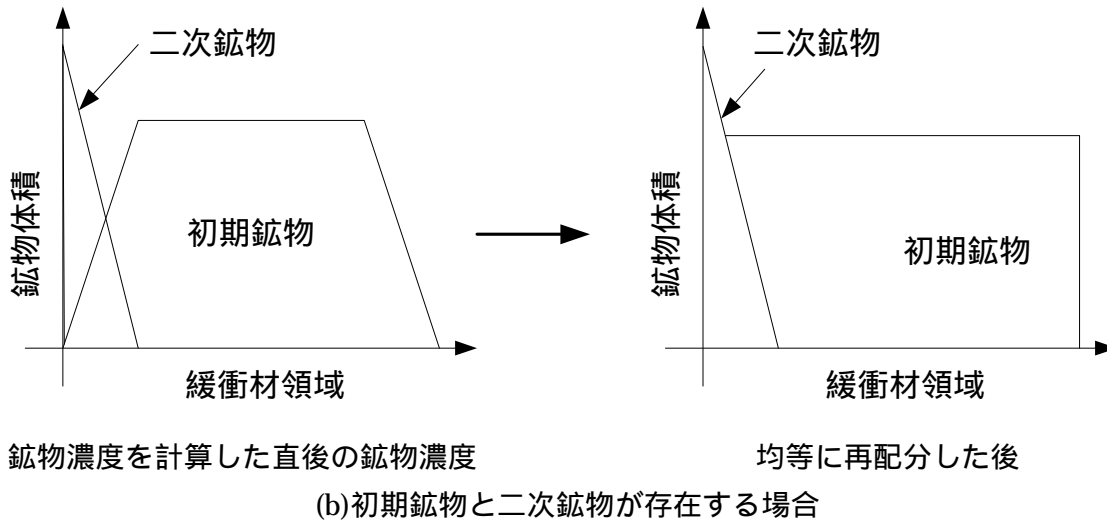
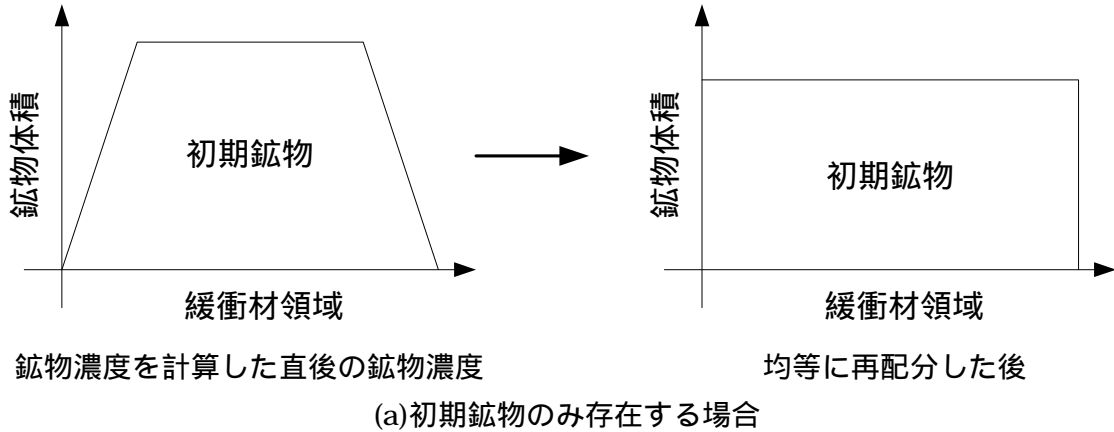


図 2-6 ベントナイト初期鉱物の再配分の概念図

ケース(1-2)では二次鉱物の体積を考慮するが、拡散係数は保守的な値とする。また力学特性は脆弱な材質のものを保守的に用いる。

さらにケース(1-3)では二次鉱物の体積を考慮し、拡散係数は保守的な値とする点はケース(1-2)と同様であるが、力学特性は現実的な用いる。

これらの評価は次のように行う。

- 1) Treasure により鉱物の溶解、二次鉱物の沈殿、ベントナイトイオン交換を考慮した速度論的化学解析を行う。
- 2) ベントナイト及びケイ砂は溶解により体積が減少するが二次鉱物により補填される。このとき、Tobermorite の 1mol あたり体積は現実的な値の 1 / 10 とすることによって保守的な拡散係数を表現する。この方法として、各時間ステップの鉱物の溶解を計算した後、ベントナイトの初期鉱物濃度および沈殿した二次鉱物の体積和を求める。図 2-6(b)に示すように、二次鉱物は沈殿した場所に留まるが、初期鉱物は緩衝材領域中の空隙率が一定になるように再配分する。拡散係数は空隙率に比例するものとする。構造躯体および支保領域のコンクリートの溶解による生じた空隙にベントナイトが膨潤する効果は緩衝材領域の拡散係数を増大することにより表す(式 2.2-5、2.2-6)。
- 3) ベントナイト及びケイ砂の溶解による有効ベントナイト密度低下とコンクリート劣化ならびにイオン交換による力学特性変化を考慮した力学の概略検討により構造安定性、変形を加味した止水性を確認する。

評価 2 は「二次鉱物中の物質移動が律速となることによって長期にわたって顕著な変質が生じないことを示すもの」であり、この中のケース(2-1)では二次鉱物の体積を考慮し、拡散係数は現実的な値で空隙率により変化するものとするが、力学特性は脆弱な材質のものを保守的に用いる。ケース(2-2)では二次鉱物の体積を考慮し、拡散係数は現実的な値で空隙率により変化するものとするが、力学特性は力学特性は現実的な用いる。

これらの評価は次のように行う。

- 1) Treasure により鉱物の溶解、二次鉱物の沈殿、ベントナイトイオン交換を考慮した速度論的化学解析を行う。
- 2) ベントナイト及びケイ砂は溶解により体積が減少するが二次鉱物により補填される。このとき、Tobermorite の 1mol あたり体積は現実的な値とする。この方法として、各時間ステップの鉱物の溶解を計算した後、ベントナイトの初期鉱物濃度および沈殿した二次鉱物の体積和を求める。図 2-6(b)に示すように、二次鉱物は沈殿した場所に留まるが、初期鉱物は緩衝材領域中の空隙率が一定になるように再配分する。拡散係数は空隙率に比例するものとする。構造躯体および支保領域のコンクリートの溶解による生じた空隙にベントナイトが膨潤する効果は緩衝材領域の拡散係数を増大することにより表す(式 2.2-5、2.2-6)。
- 3) ベントナイト及びケイ砂の溶解による有効ベントナイト密度低下とコンクリ

ート劣化ならびにイオン交換による力学特性変化を考慮した力学の概略検討により構造安定性、変形を加味した止水性を確認する。

なお、モンモリロナイトの溶解速度式 (Cama と TST) 及びコンクリートモデル (杉山モデルと Berner モデル) の影響を検討するため、解析は以下のケースについて実施する。

ケース 0C1S コンクリートやベントナイトの溶出部がベントナイトの膨潤により補填されることを考慮しない (核燃料サイクル開発機構、2003 での設定)

ケース 1C1S 評価(1-1)に該当する水理・化学解析 (モンモリロナイトの溶解速度式 = Cama、コンクリートモデル = 杉山モデル、二次鉱物の体積 0)

ケース 1C1B 評価(1-1)に該当する水理・化学解析 (モンモリロナイトの溶解速度式 = Cama、コンクリートモデル = Berner モデル、二次鉱物の体積 0)

ケース 1T1S 評価(1-1)に該当する水理・化学解析 (モンモリロナイトの溶解速度式 = TST、コンクリートモデル = 杉山モデル、二次鉱物の体積 0)

ケース 2C1S 評価(1-2)、(1-3)に該当する水理・化学解析 (モンモリロナイトの溶解速度式 = Cama、コンクリートモデル = 杉山モデル、Tobermorite の体積 = 現実的な値の 1/10)

ケース 3C1S 評価(2-1)、(2-2)に該当する水理・化学解析 (モンモリロナイトの溶解速度式 = Cama、コンクリートモデル = 杉山モデル、Tobermorite の体積 = 現実的な値)

表 2-2 解析ケース一覧

解析ケース 番号	評価	ベントナイト 反応速度式	コンクリート 溶解モデル
0C1S	従来解析	Cama	杉山
1C1S	評価(1-1)	Cama	杉山
1C1B	評価(1-1)	Cama	Berner
1T1S	評価(1-1)	TST	杉山
2C1S	評価(1-2)(1-3)	Cama	杉山
3C1S	評価(2-1)(2-2)	Cama	杉山



(4) 解析結果

解析ケース番号 1C1S の解析結果を示す。

図 2-7 に CSH-Ca(OH)<sub>2</sub> 濃度の経時変化を示す。

図 2-8 に CSH-SiO<sub>2</sub> 濃度の経時変化を示す。

図 2-9 に総 Montmorillonite 濃度の経時変化を示す。

図 2-10 に Quartz 濃度の経時変化を示す。

解析ケース番号 3C1S の解析結果を示す。

図 2-11 に CSH-Ca(OH)<sub>2</sub> 濃度の経時変化を示す。

図 2-12 に CSH-SiO<sub>2</sub> 濃度の経時変化を示す。

図 2-13 に総 Montmorillonite 濃度の経時変化を示す。

図 2-14 に Quartz 濃度の経時変化を示す。

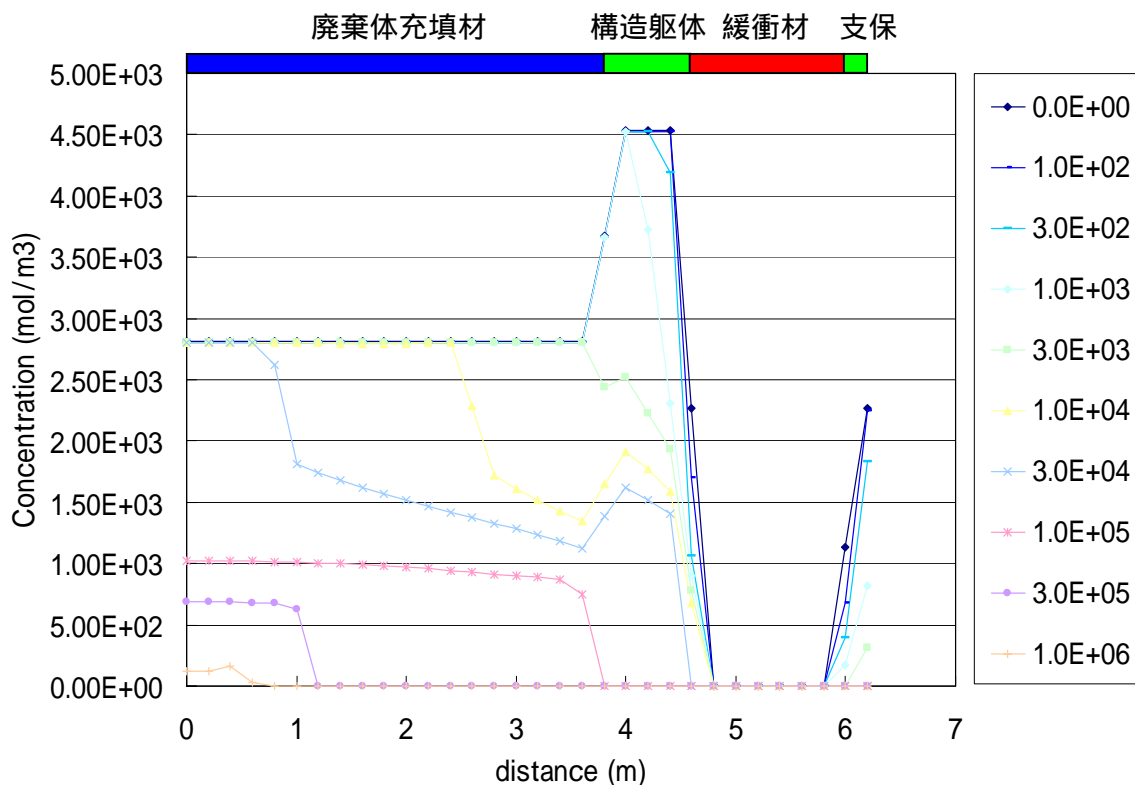


図 2-7 CSH-Ca(OH)<sub>2</sub>濃度の経時変化 (ケース 1C1S)

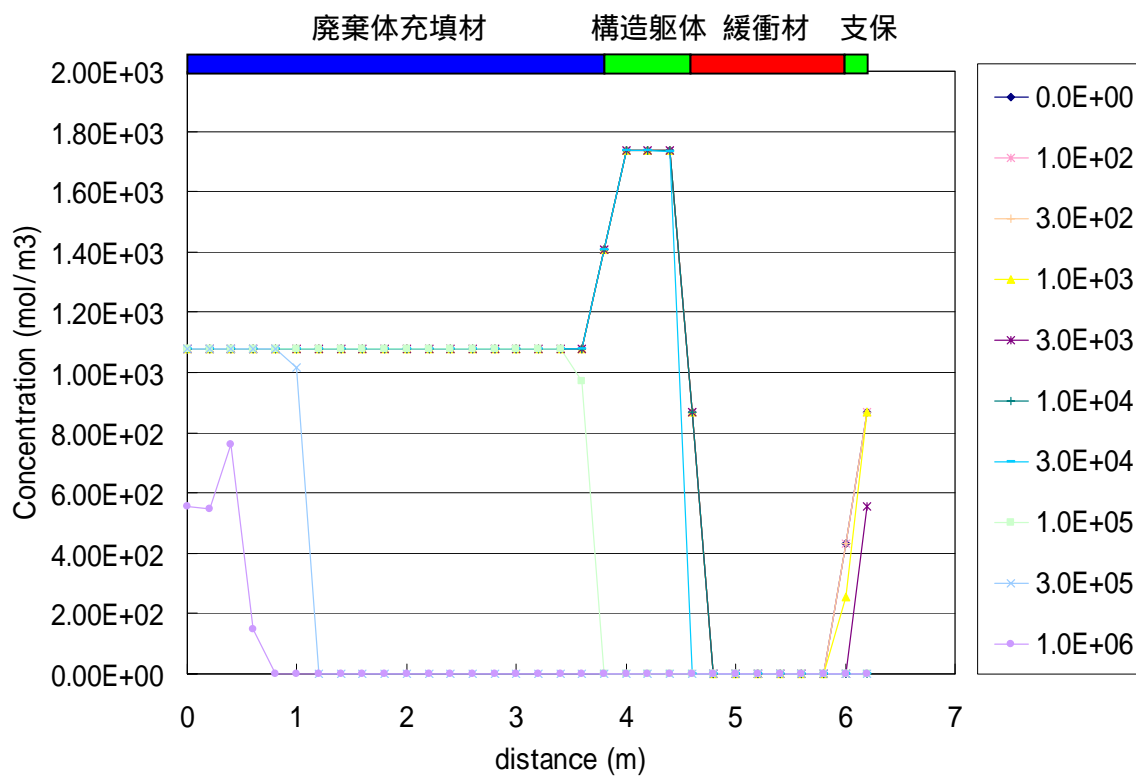


図 2-8 CSH-SiO<sub>2</sub>濃度の経時変化 (ケース 1C1S)

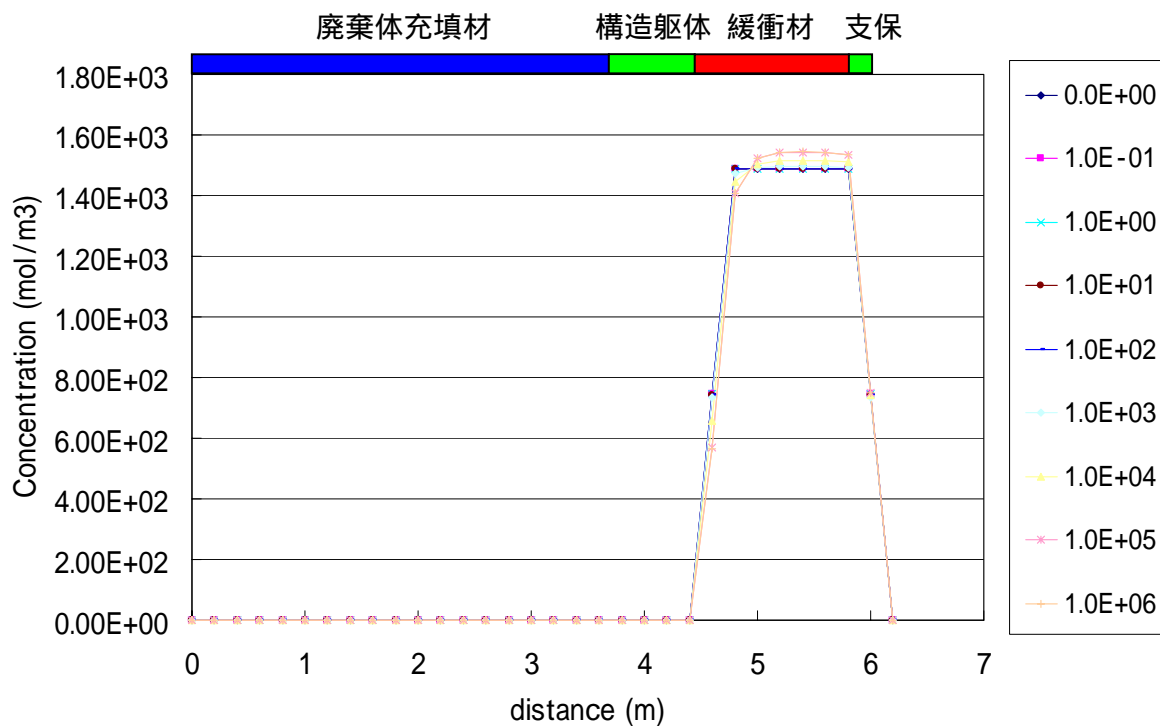


図 2-9 総 Montmorillonite 濃度の経時変化 (ケース 1C1S)

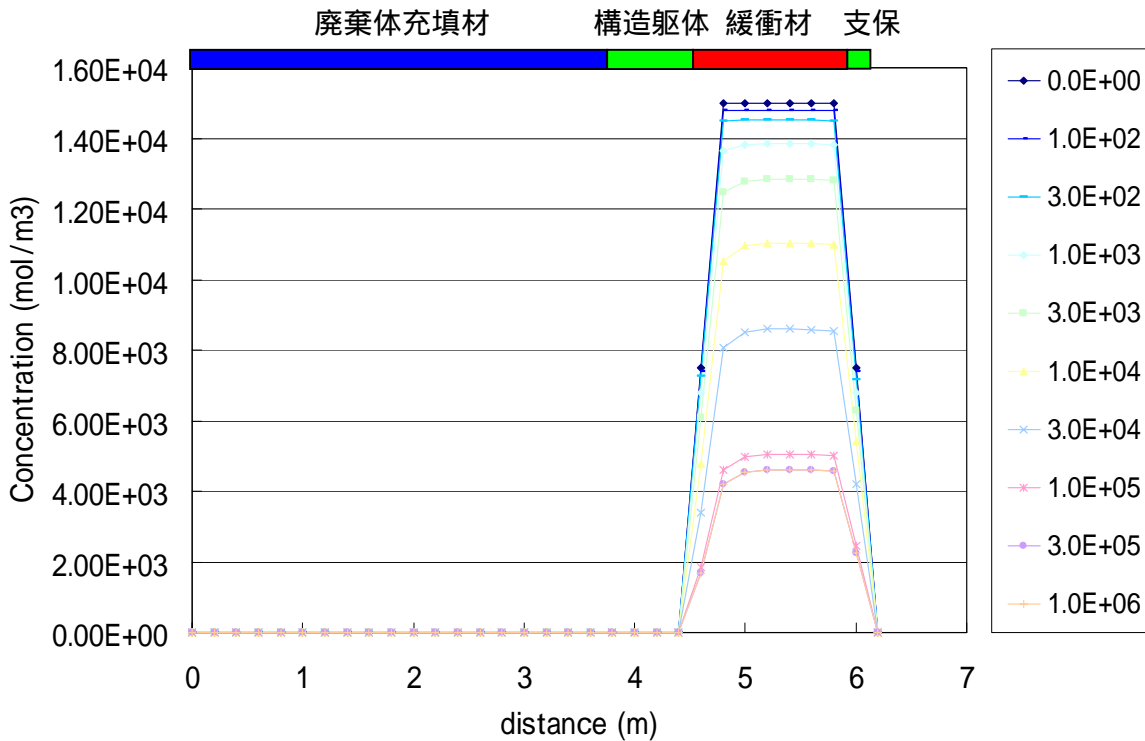


図 2-10 Quartz 濃度の経時変化 (ケース 1C1S)

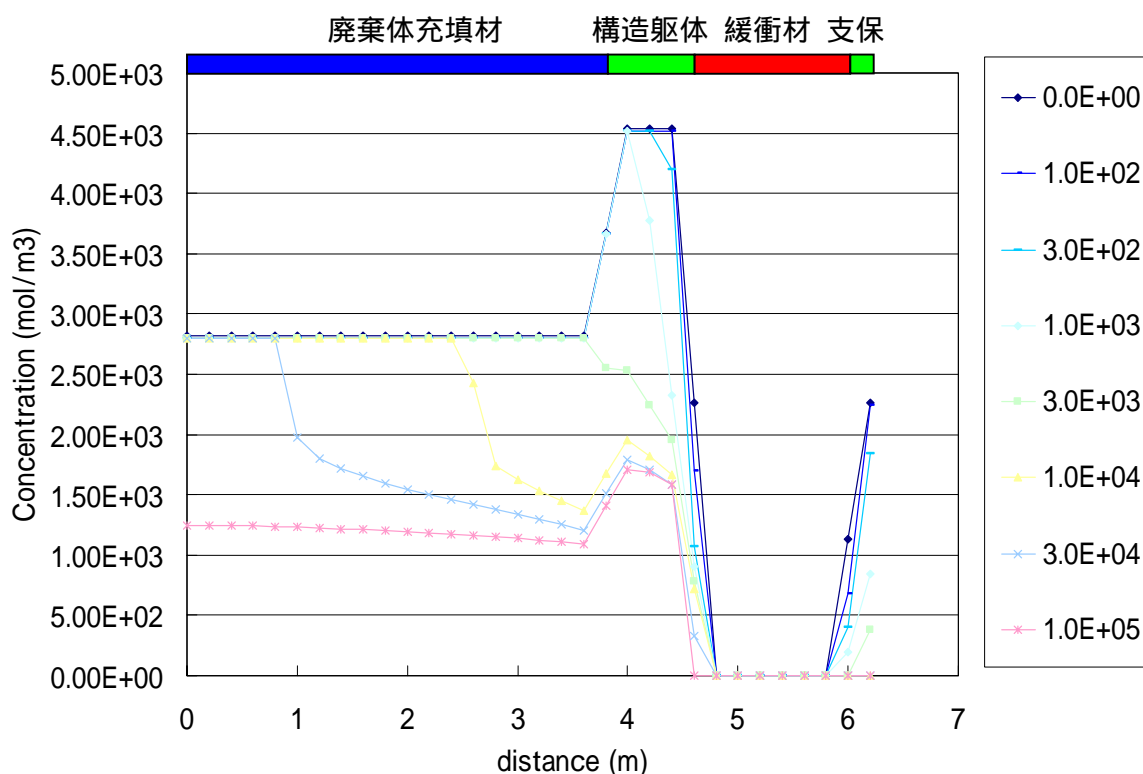


図 2-11 CSH-Ca(OH)<sub>2</sub>濃度の経時変化 (ケース 3C1S)

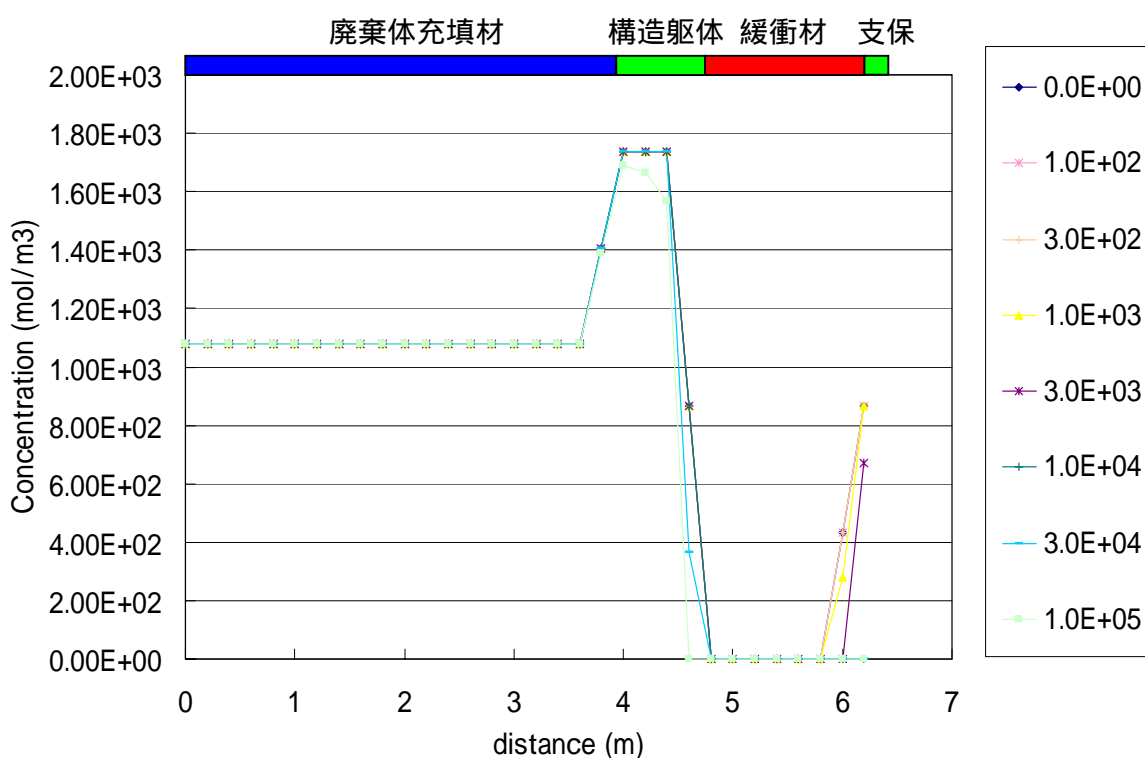


図 2-12 CSH-SiO<sub>2</sub>濃度の経時変化 (ケース 3C1S)

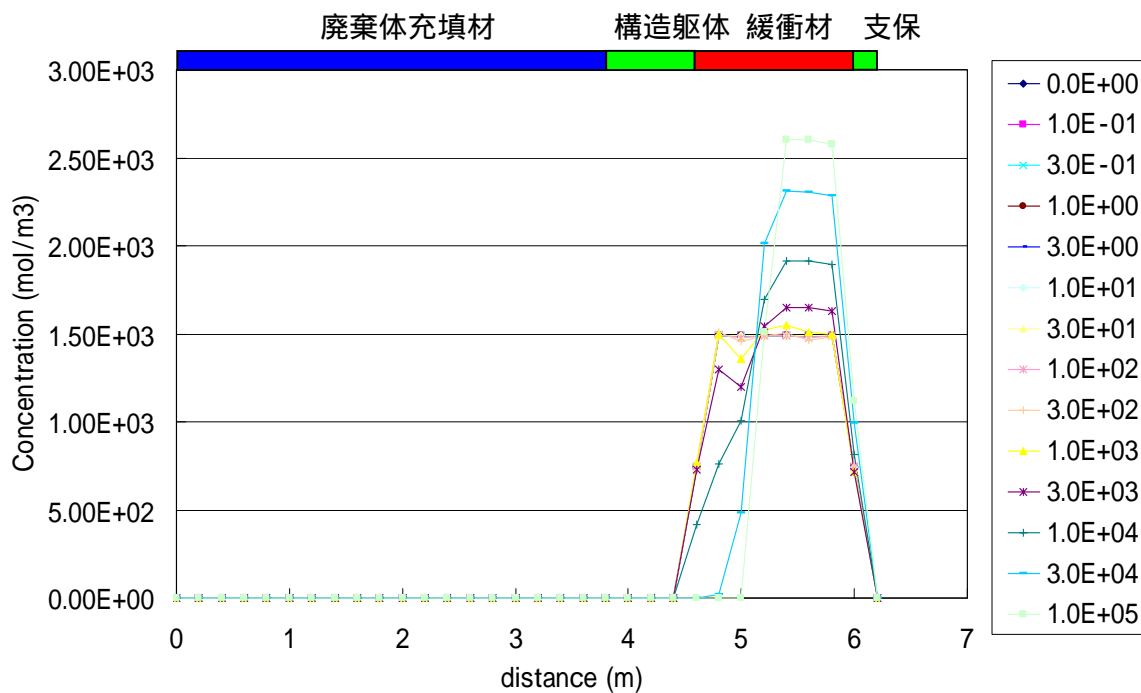


図 2-13 総 Montmorillonite 濃度の経時変化 (ケース 3C1S)

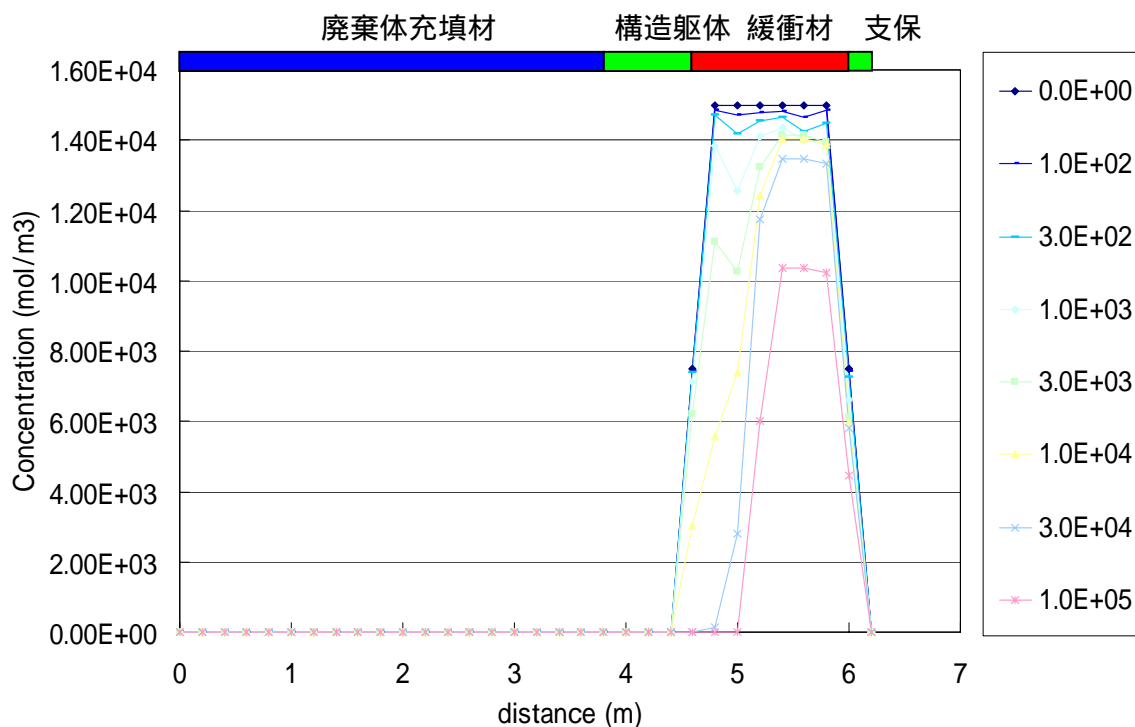


図 2-14 Quartz 濃度の経時変化 (ケース 3C1S)

(5) 一次元解析の力学の概略検討

解析ケース 1C1S、2C1S、3C1S について、化学解析結果に基づき、力学的な影響の概略検討を加えた。この概略検討の検討手順は以下のとおりである。

イオン交換、モンモリロナイトの溶解、ケイ砂の溶解を加味した、緩衝材の有効ベントナイト密度分布の算定（ここでは、変形は考慮しない）

Ca 型化率、有効ベントナイト密度より、最大膨潤圧の設定

セメント系材料の Ca 溶出率から空隙率（ペーストベース）力学特性を算定

破壊の判定（ の最大膨潤圧より で算出した強度（一軸圧縮強度）が大きいかなかで判定）

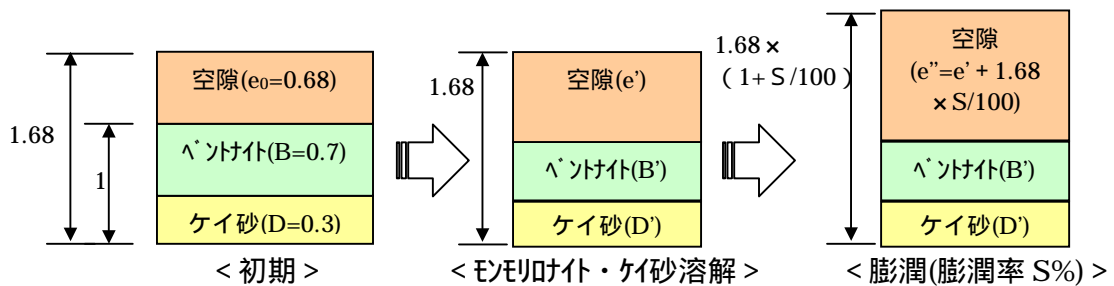
破壊領域は一定の変形が生じるものとし、非破壊領域は剛性と膨潤圧からセメント系材料の剛性低下による変形量を算定し、ベントナイトの膨潤量を算定

の変形量を加味し、緩衝材の透水係数分布、及び平均化透水係数を算定し、初期の透水係数を比較することでその影響の大小を概略評価する。

上記各項目の詳細は以下のとおりである。

(i) 有効ベントナイト密度の算定方法

有効ベントナイト密度は、3.1.3 における [ ケース ] の考え方と同様、モンモリロナイトが溶解することによって、ベントナイトの量（土粒子単位体積当りのベントナイト体積 B）がその分減少し、さらにケイ砂が溶解することによって間隙比がその分増加する（2次鉱物は考えない）として算定する。



$$\gamma_{be}' = \frac{B' G_s}{e' + B'}$$

$\gamma_{be}'$  : モンモリロナイトの溶解を考慮した有効ベントナイト密度 [ Mg/m<sup>3</sup> ]

$G_s$  : ベントナイト（ケイ砂）単位体積当りの比重（ = 2.7 ）

$B'$  : モンモリロナイトの溶解を考慮したベントナイトの体積 [ m<sup>3</sup> ]

$$B' = B - \frac{X}{100} \times 0.48B$$

$B$  : 土粒子（ベントナイト + ケイ砂）単位体積当りのベントナイト初期体積 [ m<sup>3</sup> ] ( = 0.7 )

0.48B : モンモリロナイトの体積 [ m<sup>3</sup> ] ( = 0.48 × 0.7 = 0.336 )

X : モンモリロナイト溶解率 [ % ]

e' : モンモリロナイトの溶解を考慮した間隙量 [ m<sup>3</sup> ]

$$e' = e_0 + \frac{X}{100} \times 0.48B + \frac{Y}{100} \times D$$

e<sub>0</sub> : 初期間隙比 ( = 0.68 : 空隙率 0.4 と対応 )

Y : ケイ砂溶解率 [ % ]

D : 土粒子(ベントナイト+ケイ砂)単位体積当りのケイ砂の初期体積 [ m<sup>3</sup> ] ( = 0.3 )

$$( D' = 0.3 - Y/100 \times D )$$

以上をまとめると、次式で有効ベントナイト密度を算出できることになる。

$$\gamma_{be}' = \frac{(0.70 - \frac{0.366X}{100}) \times 2.7}{(0.68 + \frac{0.366X}{100} + \frac{0.3Y}{100} + 0.70 - \frac{0.366X}{100})} = \frac{189 - 0.9882X}{138 + 0.3Y}$$

#### (ii) Ca 型化率の算定方法

Ca 型化率については、Ca 型化率 0% の Ca イオン含有率を 20.8% ( 解析用物性初期値 )、Ca 型化率 100% の Ca イオン含有率を 100% として算出。

$$CA = \frac{CaIon - 20.8}{100 - 20.8} \times 100 = \frac{CaIon - 20.8}{79.2} \times 100$$

CA : Ca 型化率 [ % ]

CaIon : Ca イオン含有率 [ % ]

なお、モンモリロナイトがなくなった場合の Ca 型化率は、便宜上 100% とした。

#### (iii) 最大膨潤圧の設定方法

ここでは、緩衝材の Ca 型化率、有効ベントナイト密度より、既往の関係式を用いて最大膨潤圧の設定する。3.1.3 の検討で用いている膨潤圧等の既往の関係式が、Na 型ベントナイト、Ca 型化ベントナイト、という区分で整理されており、また鉱物組成も不明であることから、Ca イオン含有率では物性の設定が困難ため、Ca 型化率を指標として選定した。

#### (iv) Ca 溶出率からのセメント系材料の物性の算定方法

3 章参照。

## (v) 破壊の判定方法

で設定した緩衝材の最大膨潤圧が、で算定したセメント系材料の各要素の強度以下となっているかを判定し、最大膨潤圧の方が大きければ、その要素は破壊するものとする。

## (vi) セメント系材料の変形量、緩衝材の膨潤量の算定方法

の判定の結果「破壊」と判定された要素については、骨材等については体積として残存することを考え、要素幅の50%分の変形が生じるものと仮定した。

一方、「非破壊」と判定された要素については、健全時の膨潤圧による変形を無視すれば、Ca 溶出後のセメント系材料の変形量は以下のとおり。

$$\begin{aligned} \text{(変形量)} &= \text{(要素幅)} \times \text{(発生歪み)} \\ &= \text{(要素幅)} \times \text{(膨潤圧)} \div \text{(溶出後の弾性係数)} \end{aligned}$$

各セメント系材料の要素の変形量を上式により算定し、その総和をベントナイト系材料の変形量(膨潤量)とする。

## (vii) 緩衝材の透水係数の算定方法

で算出したベントナイトの膨潤量が、ベントナイトの各要素で均一に生ずる、(すなわち[緩衝材全体の膨潤率]=[緩衝材各要素の膨潤率])と仮定し、膨潤後の有効ベントナイト密度を算定する。算定には、前述の図のとおり、以下の式を用いる。

$$\gamma''_{be} = \frac{B' G_s}{e' + B' + 1.68 \times S / 100}$$

$\gamma''_{be}$  : モンモリロナイトの溶解、及び膨潤を考慮した有効ベントナイト密度 [Mg/m<sup>3</sup>]

$G_s$  : ベントナイト(ケイ砂)単位体積当りの比重 (= 2.7)

$B'$  : モンモリロナイトの溶解を考慮したベントナイトの体積 [m<sup>3</sup>]

$e'$  : モンモリロナイトの溶解を考慮した間隙量 [m<sup>3</sup>]

$S$  : 緩衝材の平均膨潤率 [%]

次にこの密度とCa型化率より、以下の式によって各要素の透水係数を算定する。この式は、既往の研究において提案されたNa型、Ca型化ベントナイトに対する関係式を、線形補間したものである(3章参照)。

$$k = 10^{-1.328\gamma''_{be}-10.447} + (10^{-4.779\gamma''_{be}-4.698} - 10^{-1.328\gamma''_{be}-10.447}) \times \frac{CA}{100} \quad [\text{m/sec}]$$

CA : Ca型化率 [%]

また、ここで算定した緩衝材各要素の透水係数から、変形量も加味し、緩衝材全体での平均透水係数を直列モデルの考え方で算定する。



$$k_{ave} = \frac{H}{\sum_i^n (H_i / k_i)}$$

$k_{ave}$  : 緩衝材の平均透水係数 [ m/sec ]

H : 緩衝材の厚さ [ m ]

$H_i$  : i 番目の緩衝材要素の厚さ

$K_i$  : i 番目の緩衝材要素の透水係数 [ m/sec ]

表 2-3、図 2-15、図 2-16 に、解析ケース 1C1S、2C1S、3C1S についての力学的な概略検討結果を示す。検討は、力学特性の設定方法として、ピッカ - ス硬度を介在させるケースと空隙率を介在するケースの 2 ケースについて実施している。

表 2-3 概略評価結果

解析ケース	ピッカ-ス硬度介在			空隙率介在		
	1C1S	2C1S	3C1S	1C1S	2C1S	3C1S
最大平衡膨潤圧[MPa]	0.44	0.60	1.0	0.44	0.60	1.0
支保破壊時間[年]	10000	10000	10000			10000
構造躯体破壊時間[年]	300000	300000				
構造躯体、充填材・廃棄体の 30 万年後の破壊深さ[m]	0.5	0.3				
構造躯体、充填材・廃棄体の 100 万年後の破壊深さ[m]	1.7	1.7				
緩衝材の最大平均膨潤率[%]	57.87	57.87	1.81	0.08	0.11	1.82
緩衝材初期透水係数[ $10^{-13}$ m/s]	5.43			5.43		
" 最大平均透水係数[ $10^{-13}$ m/s]	<b>3450</b>	<b>3020</b>	16.7	26.9	26.8	16.7

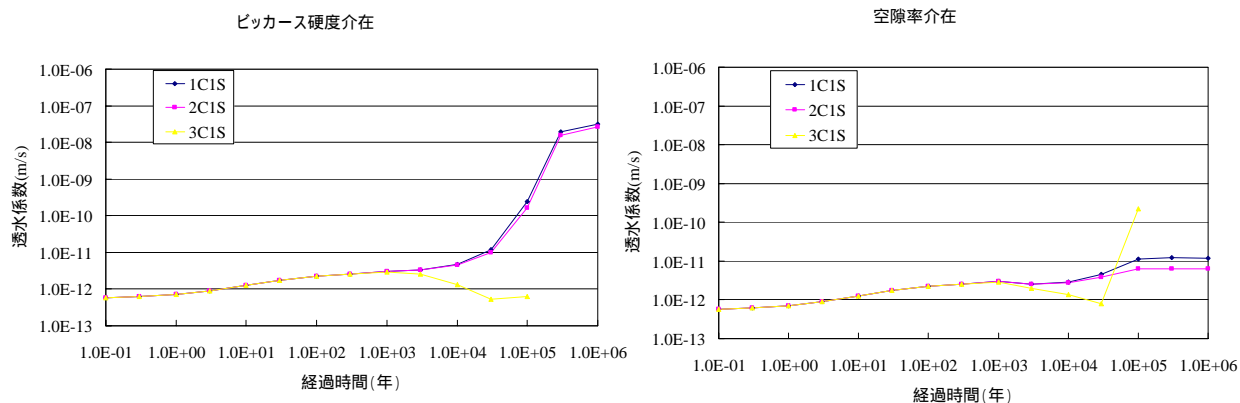


図 2-15 緩衝材の変形量の推移

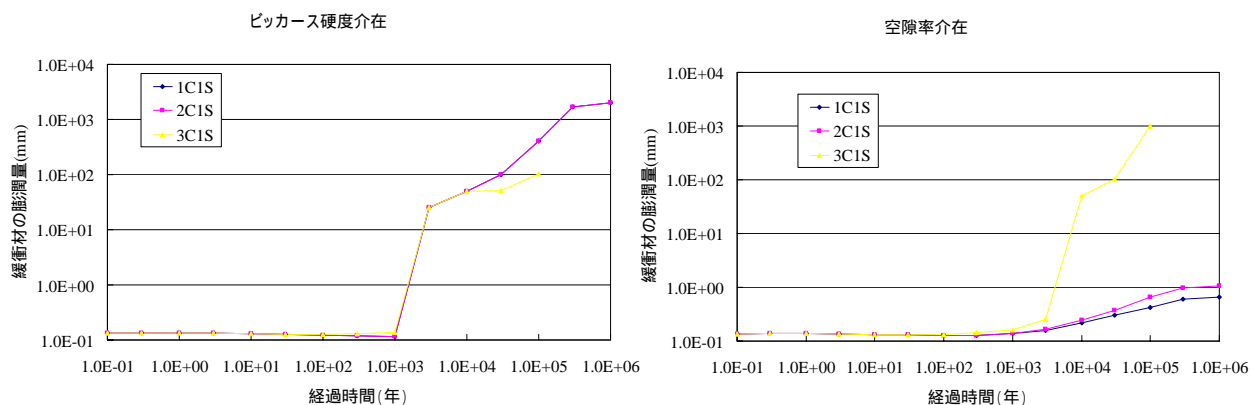


図 2-16 緩衝材の透水係数の推移

以上の検討結果より、以下のことがわかる。

- ・力学的には、セメント系材料の破壊時期、破壊領域、変形量、緩衝材の透水係数、のいずれの観点においても 1C1S と 2C2S はほぼ同等の結果となり、10 万年～100 万年の間に、概念検討書に示されている緩衝材の必要性能  $10^{-11} \text{m/s}$  を確保できなくなる可能性がある。
- ・セメント系材料の力学特性の設定においてビッカース硬度を介在した場合と空隙率を介在させた場合では、Ca 溶出率が比較的大きくなる 10 万年以降で結果に大きな差が生じる。

ただし、本力学的評価はあくまで一次元の化学解析結果に基づく、一次元状態を想定した概略評価であり、実現象は二次元であるため、より正確に評価するには、各材料に作用する二次元的な応力状態を考慮した評価、解析をすべきであることに留意する必要がある。

(6) まとめ

「ベントナイトの止水性・拡散性が高い」ことを示すために、種々の救済要因を設定した解析的検討を行って、セーフティーケースの頑健性を高めることを試みた。

二次鉱物 (Tobermorite) のモル体積を 0、現実的な値の 1/10、現実的な値とした場合について一次元の化学物質移動解析を行い、これに基づき力学の概略評価を行った。その結果、二次鉱物のモル体積を 0、現実的な値の 1/10 とした場合は 10 万年から 100 万年の間に十分な止水性を確保できなくなる可能性が示された。二次鉱物のモル体積を現実的な値とした場合は、ベントナイトとコンクリートの間の空隙が 10 万年頃閉塞されて、反応が停止するため長期に渡り十分な止水性が確保された。(ただし、本力学的評価はあくまで概略評価であることに留意する必要がある。)

したがって、設定した解析では二次鉱物の止水性 (二次鉱物の種類、モル体積、空隙が二次鉱物により閉塞された場合の拡散係数の値) は長期にわたって安全性が確保されるか否かに重要な影響を及ぼすことがわかった。

また、Montmorillonite の反応速度式 (Cama と TST) の影響は小さかった。これは、膨潤を考慮した場合、Quartz が最後まで緩衝材の全領域に残り、Quartz が優先的に溶解して、Montmorillonite が溶解しなかったためである。

## 2.2.2 二次元解析との比較検討

### (1) 化学・物質移動解析結果の比較

2.1.3 で実施した二次元モデル(図 2-2)の解析と 2.2 で実施した一次元モデル解析のケース 0C1S は鉱物等の設定が同じであるので、これらの解析結果を比較することによって、一次元モデルによる解析と二次元モデルによる解析の違いについて検討する。

図 2-17 と図 2-18 に二次元解析及び一次元解析での CSH-Ca(OH)<sub>2</sub> の濃度分布を示す。二次元解析と一次元解析では同じような分布の変遷を取りながら溶解するが、10,000 年で比較すると明らかなように二次元解析での溶解の方が速い。

図 2-19 と図 2-20 に二次元解析及び一次元解析での CSH-SiO<sub>2</sub> の濃度分布を示す。CSH-Ca(OH)<sub>2</sub> と同じように二次元解析での溶解の方が一次元解析での溶解よりも速い。二次元解析では 30,000 年頃から溶解が始まるのに対して、一次元解析では 100,000 年頃から溶解が始まる。

図 2-21 と図 2-22 に二次元解析及び一次元解析での Quartz の濃度分布を示す。Quartz の溶解は逆に一次元解析での溶解の方が二次元解析での溶解よりも速い。

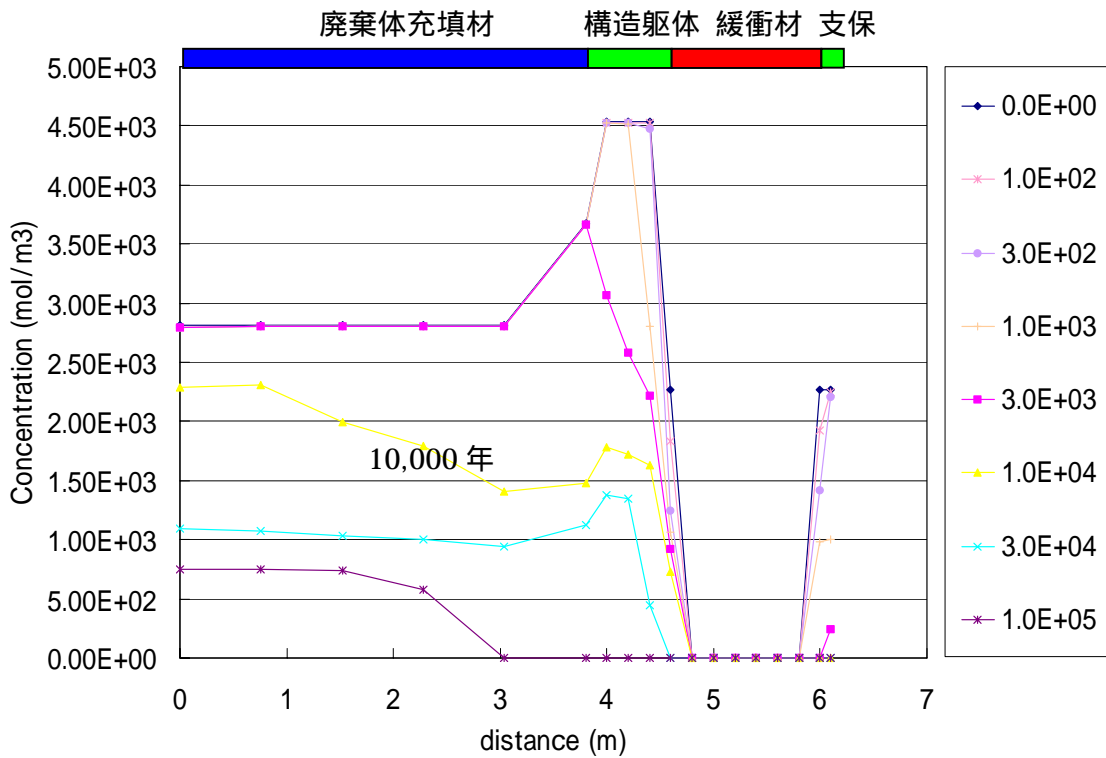


図 2-17 CSH-Ca(OH)<sub>2</sub>濃度分布 ( 2次元解析 )

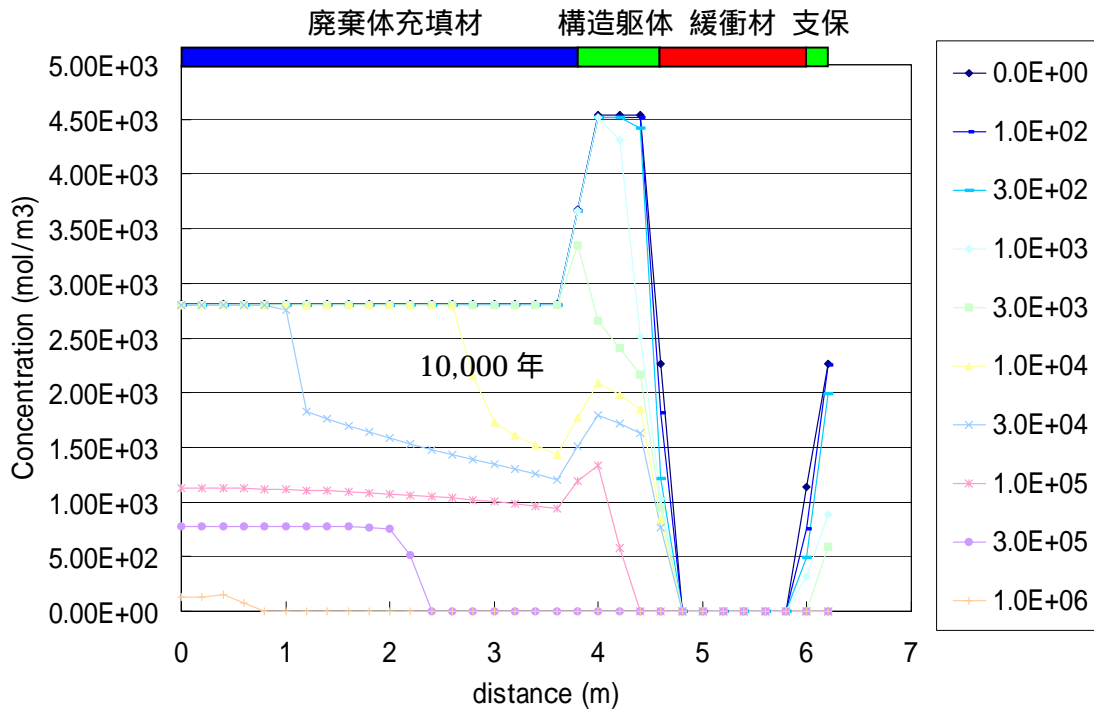


図 2-18 CSH-Ca(OH)<sub>2</sub>濃度分布 ( 1次元解析 )

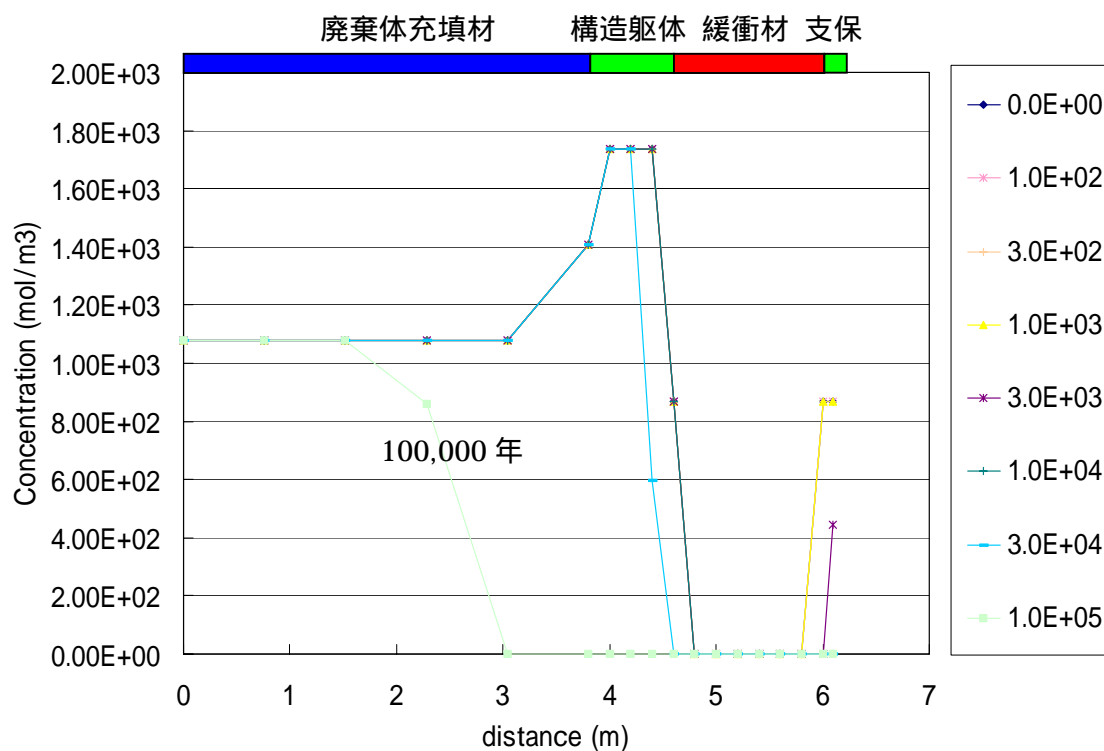


図 2-19 CSH-SiO<sub>2</sub> 濃度分布 ( 2 次元解析 )

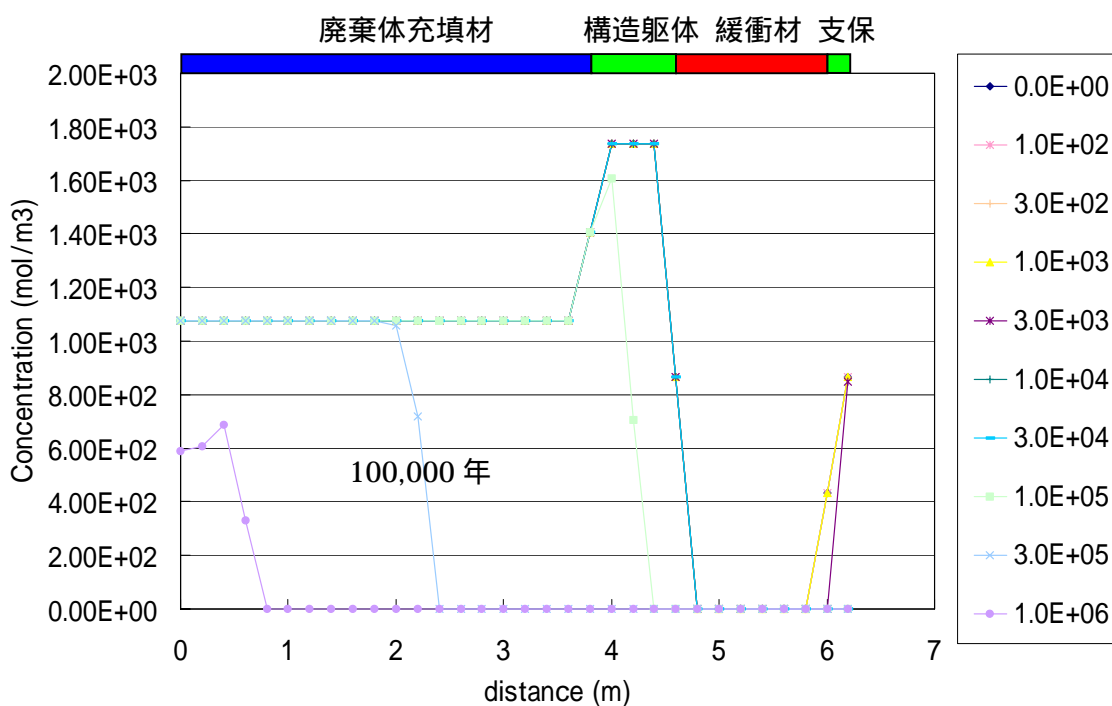


図 2-20 CSH-SiO<sub>2</sub> 濃度分布 ( 1 次元解析 )

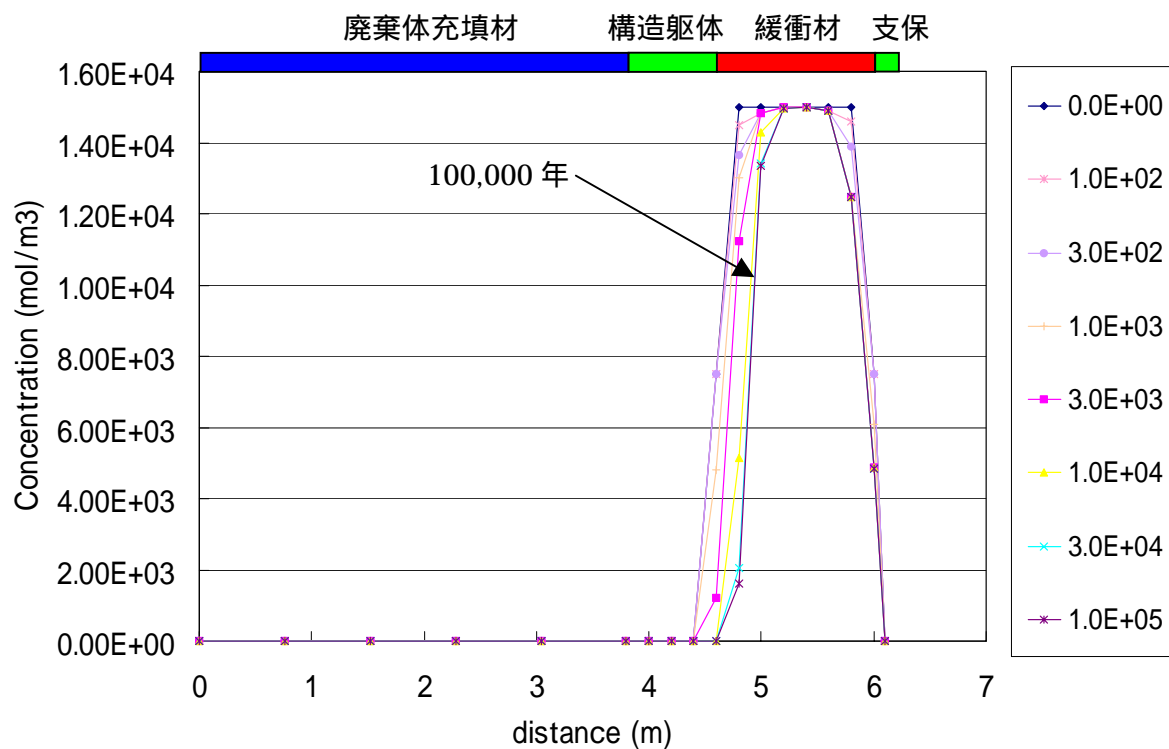


図 2-21 Quartz 濃度分布 ( 2 次元解析 )

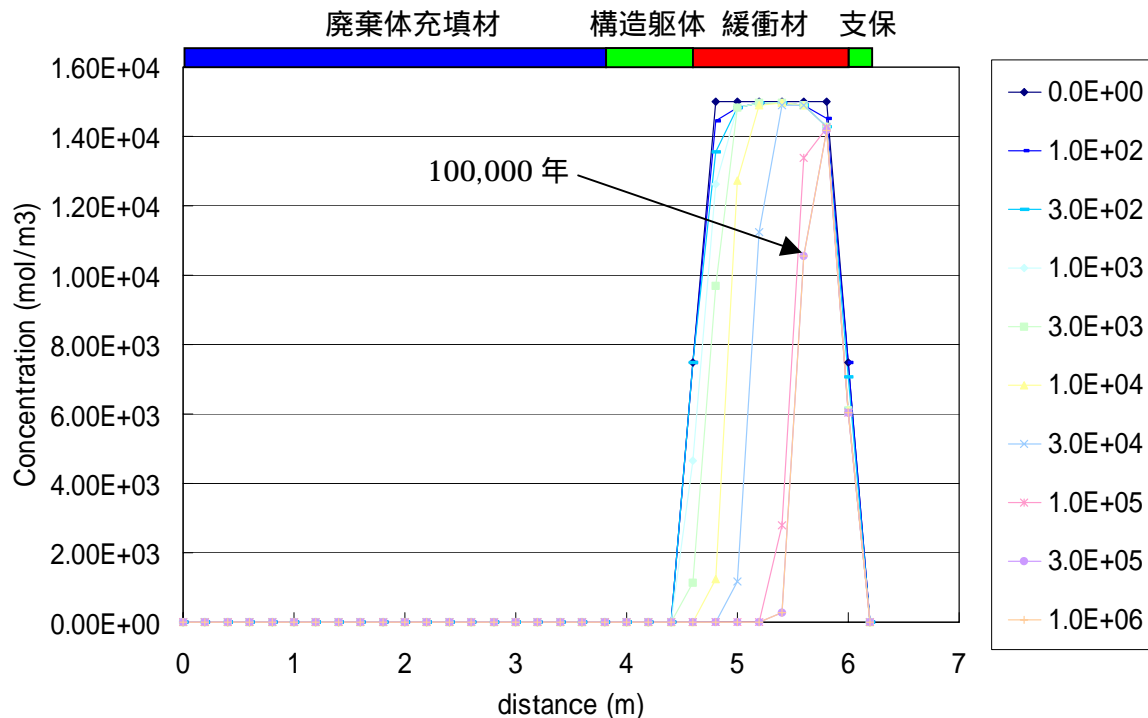


図 2-22 Quartz 濃度分布 ( 1 次元解析 )

(2) 二次元解析結果の力学の概略検討

2.1.3 で実施した二次元モデル (図 2-2) の化学解析結果に基づき、前節で示した力学の概略検討により透水係数分布の変化を計算した結果を示す。なお、コンクリート系材料の透水係数の算出方法は 3 章に示す。

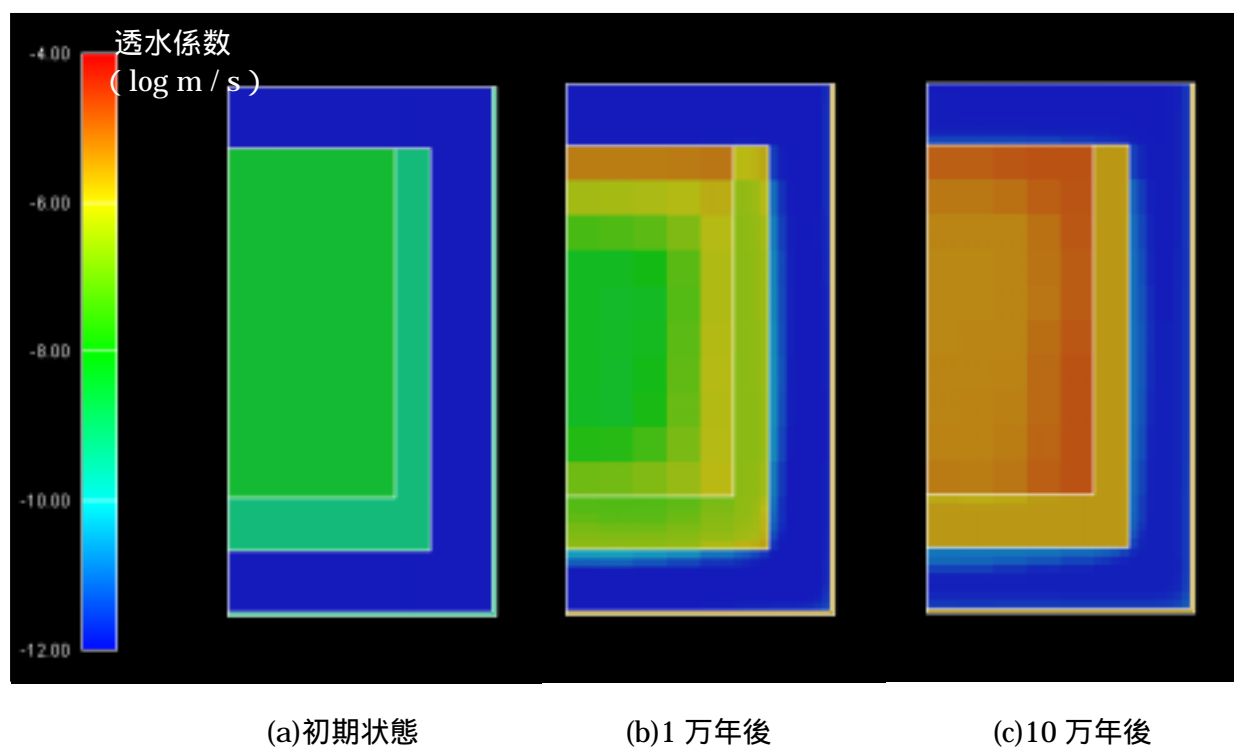


図 2-23 力学の概略検討による透水係数分布



(3) まとめ

二次元解析と一次元解析の結果を比較した。その結果、

廃棄体充填材、構造躯体などのコンクリート鉱物の溶解は二次モデルの方が速かった。これは二次元モデルでは2方向から溶解が進むのに対して、構造躯体を横切る一次元解析では、鉱物濃度の高い構造躯体により廃棄体充填材での反応が遅れるためである。

緩衝材鉱物（Quartz）の溶解は二次元モデルの方が速い。これはコンクリートの溶解により生成した高アルカリが二次元方向に広がるためである。

三次元の現象を一次元あるいは二次元で簡易的に評価する場合、鉱物量の設定を調整するなどの工夫が必要である。

### 3. 力学挙動の長期的変遷評価に関する検討

核燃料サイクル開発機構殿委託研究「ニアフィールド水理場の長期的変遷評価システム構築に関する研究」(以下「システム構築」と称す)において、TRU 廃棄物処分システムにおけるベントナイト系材料、及びセメント系材料の化学的変質に伴う物理的特性の変化を考慮した力学的変遷挙動評価システムを試作した。本章では、試作したシステムの構成要素となるベントナイト系材料の構成方程式(3.1)やセメント系材料の評価モデル(3.2)等について、最新のデータを反映し改良、拡張を実施し、より信頼性の高い力学的変遷挙動解析システムを構築する。(3.3)また、構築したシステムを用いて、経時的な化学的変遷に対応する時間空間的力学挙動を解析評価する。(3.4)

なお、本研究においてもシステム構築と同様、「結晶質岩：深度500m：グループ1,2」の断面について考えるものとする。(図3-2)

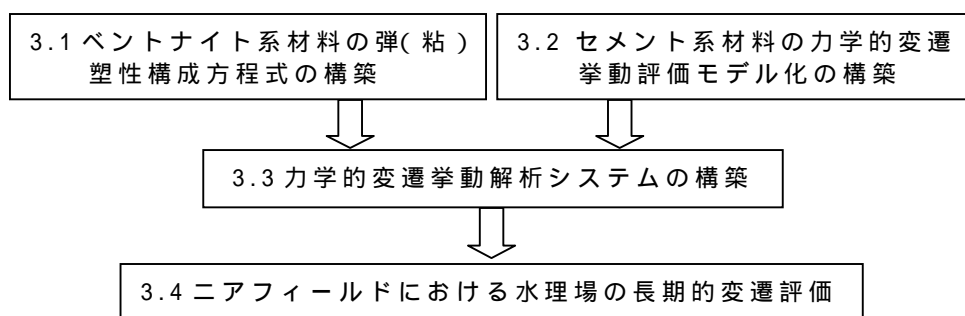


図 3-1 力学挙動の長期的変遷評価に関する検討項目

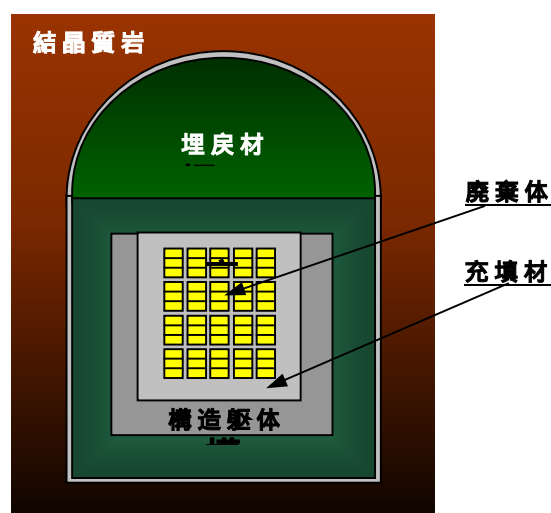


図 3-2 検討対象断面(結晶質岩：深度500m：グループ1,2)

### 3.1 ベントナイト系材料の弾（粘）塑性構成方程式の構築

#### 3.1.1 構成方程式の検証及び高度化

ここでは前述のとおり、システム構築 において開発した構成方程式について、最新のデータも考慮し以下の(1)から(3)の項目について検証を実施し、必要に応じて改良、高度化を図る。また、(4)でこれらの検証、改良結果をとりまとめる。

- (1) せん断挙動の検証
- (2) 膨潤挙動の検証
- (3) Ca 型化フロントを有する場合の膨潤挙動の検証
- (4) まとめ

##### (1) せん断挙動の検証

既往の研究において実施された非排水三軸試験結果をシミュレートすることによって、本研究で提案したベントナイトの構成式の検証を行う。なお、ベントナイトの構成方程式は本年度改良したモデル(3.1.1(2)参照)を用いている。

##### (a) 検証方法と検証結果

本力学解析システムは、超長期的な変形挙動を解析する事を目的としているため、過剰間隙水圧の急激な上昇・消散は起こらないとの観点から、力学システム単独での水との連成は考慮していない。したがって、図 3.1-1 のように、せん断中に体積変化を起こさないように強制変位を入力する事によって非排水条件をモデル化した。なお、昨年度と同様、応力制御でもひずみ制御でも解は変わらないこと、シミュレーションの容易さから、ひずみ制御での解析を実施した。

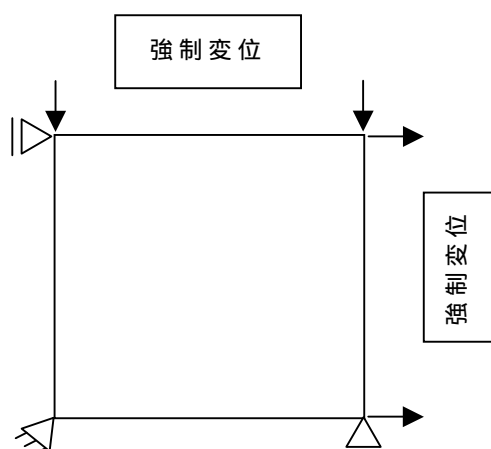
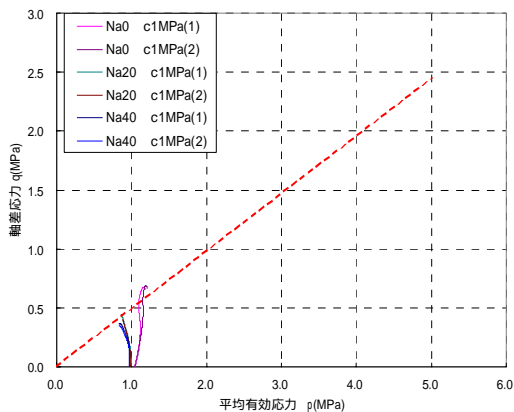


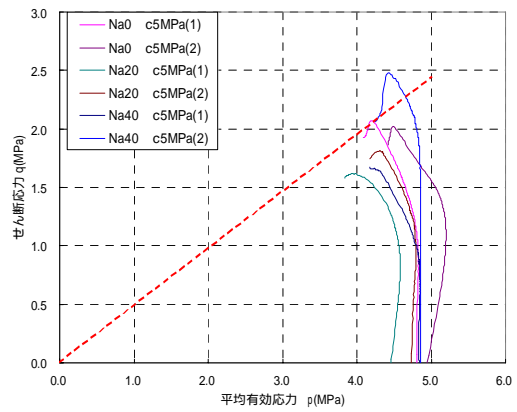
図 3.1-1 シミュレーション用一要素モデル

高圧三軸 CU 試験結果 ( 笹倉ら、2002,2003 ) を図 3.1-2 ~ 図 3.1-4 に示す。結果を見ると、 $c=0.5\text{MPa}$  および  $c=1.0\text{MPa}$  では、過圧密的、 $c=5.0\text{MPa}$  において過圧密と正規圧密の中間的な応力パスが得られている。これは試験供試体を飽和する過程で、膨潤圧が発生 ( 乾燥密度  $1.6\text{Mg/m}^3$  では Na 型ベントナイトで約  $2\text{MPa}$ 、Ca 型化 100%ベントナイトで約  $2.5\text{MPa}$  ) しているため、低拘束圧の試験においては先行圧密圧力が初期の拘束圧を上回っているためであると考えられる。また Ca 化率 100%では、高拘束圧においても過圧密的な挙動を示している。

せん断試験のシミュレーションにおいて、膨潤圧が先行圧密圧力となると仮定し、 $K_0=1$  とすると理論上これらの過圧密的な応力パスは得られない。そこで、ベントナイトの過圧密比をパラメータとして  $\text{OCR}=1$ 、 $\text{OCR}=2$  ( Ca 型化ベントナイトの拘束圧  $0.5\text{MPa}$ 、ケースは膨潤圧  $2.5\text{MPa}$  を考慮して過圧密比  $\text{OCR}=5$  ) の 2 ケースについてシミュレーションを実施することとした。

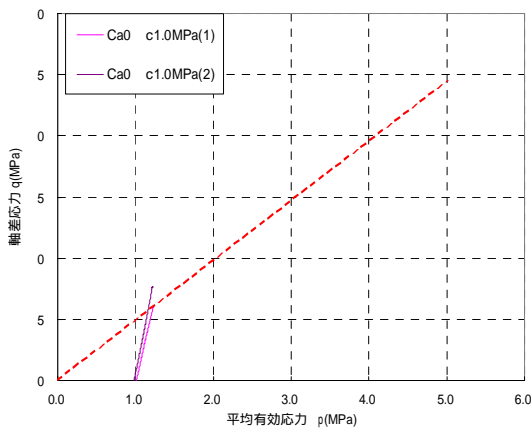


(a) Na 型ベントナイト拘束圧 1.0MPa

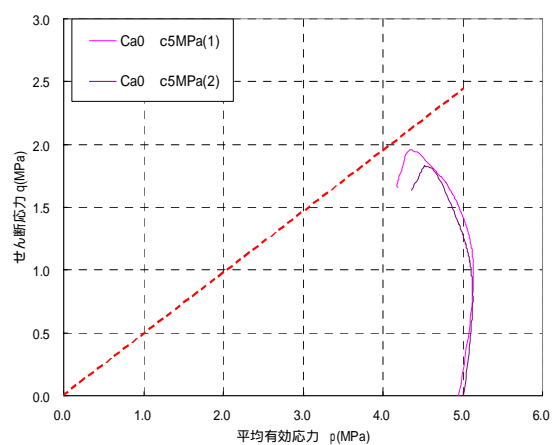


(b) Na 型ベントナイト拘束圧 5.0MPa

図 3.1-2 高圧三軸 CU 試験 ( Na 型ベントナイト )

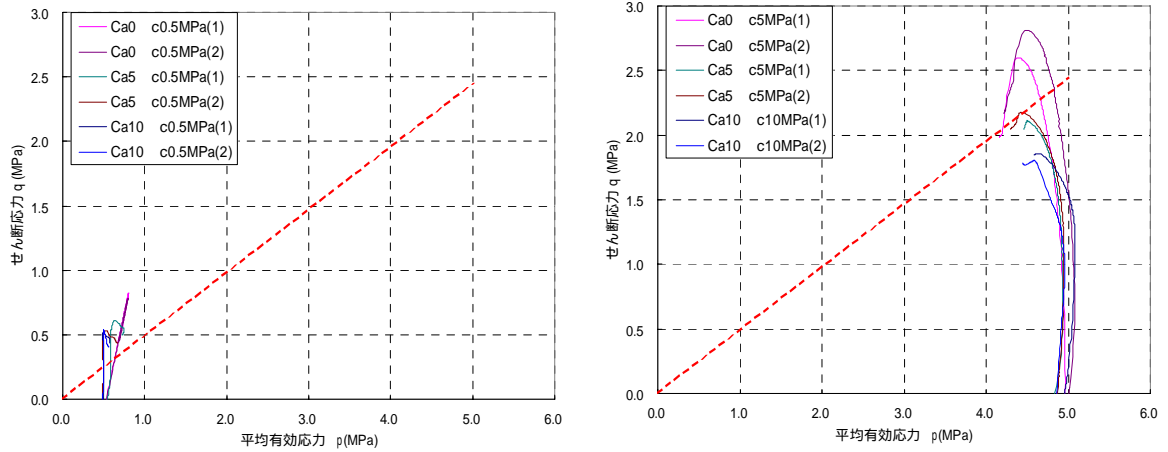


(a) Ca 型化率 50%ベントナイト拘束圧 1.0MPa



(b) Ca 型化率 50%ベントナイト拘束圧 5.0MPa

図 3.1-3 高圧三軸 CU 試験 ( Ca 型化率 50%ベントナイト )



(a) Ca 型化ベントナイト拘束圧 0.5MPa (b) Ca 型化ベントナイト拘束圧 5.0MPa

図 3.1-4 高圧三軸 CU 試験 (Ca 型化率 100% ベントナイト)

せん断試験のシミュレーションで使用する物性パラメータを、表 3.1-1 に示す。圧縮指数 および初期膨潤指数 は同じベントナイトを用いて実施した高圧圧密試験 (笹倉ほか、2002, 2003) から求めた。

$$D = \frac{\lambda - \kappa}{M(1 + e_0)} \quad (3.1.1)$$

表 3.1-1 三軸試験物性パラメータ

	初期膨潤率	拘束圧	$D$		$M$				$e_0$
Na型	0	5	0.150	0.905	0.45	0.119	0.0113	0.0223	0.588
Ca型化率50%	0	5	0.185	0.779	0.4	0.144	0.0317	0.0223	0.514
Ca型化率100%	0	5	0.076	0.797	0.5	0.076	0.0155	0.0223	0.601

■ 圧密実施せず (初期値平均)

初期間隙比  $e_0$  は高圧三軸 CU 試験の圧密過程で得られた体積ひずみ  $\varepsilon_v$  から次式によって算出した。

$$e_0 = e_{mi} - (1 + e_{mi})\varepsilon_v \quad (3.1.2)$$

$e_{mi}$  : 圧密前の空隙比

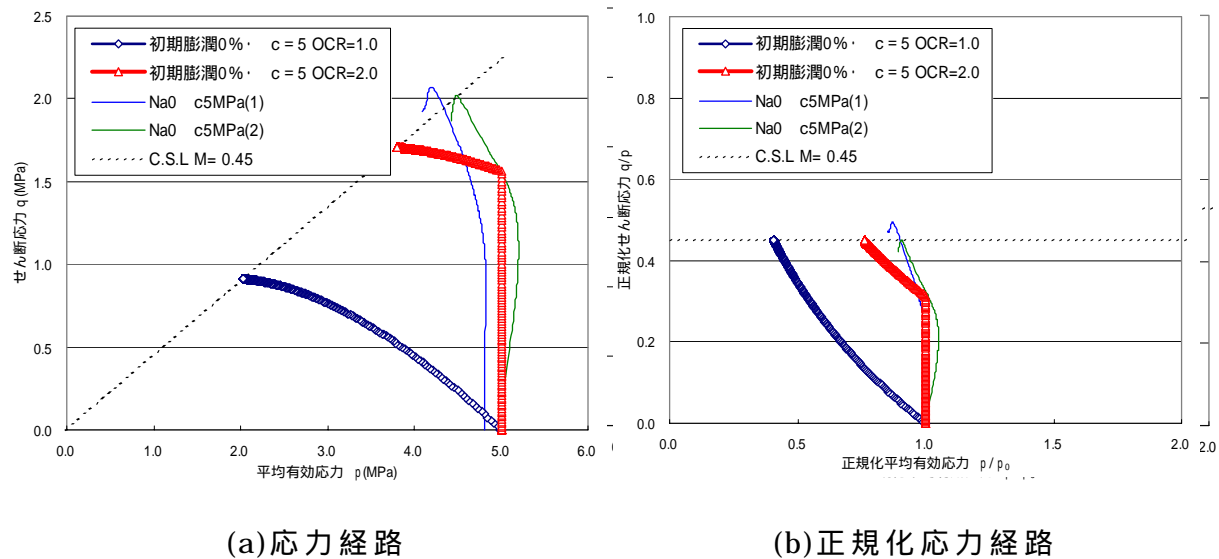


図 3.1-5 応力経路 ( Na 型<sup>Λ</sup> ンナ付初期膨潤率 0% 拘束圧 5.0MPa )

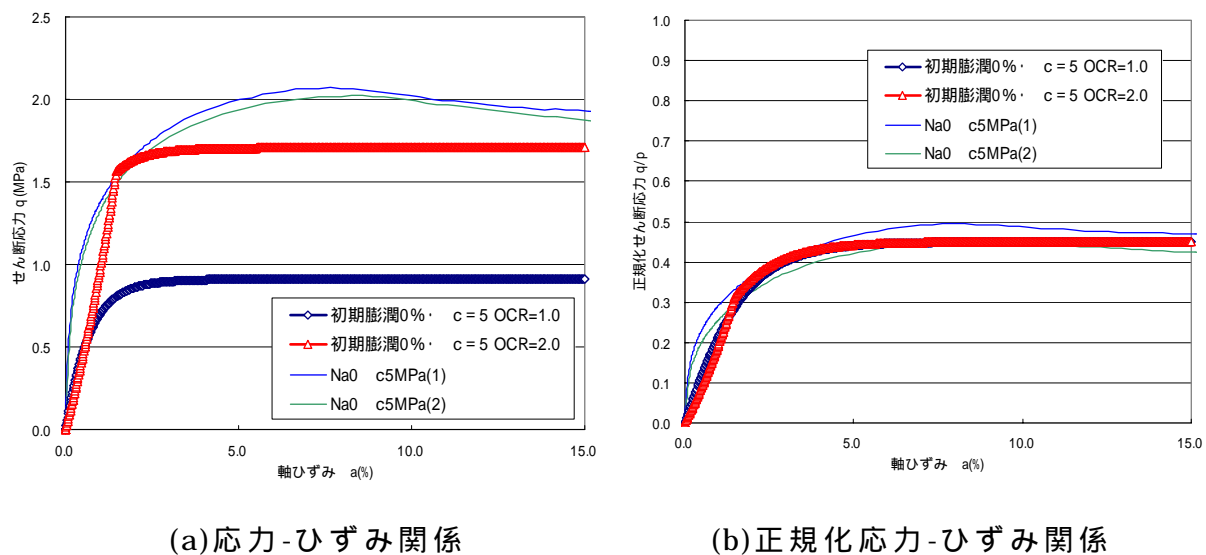


図 3.1-6 応力-ひずみ関係 ( Na 型<sup>Λ</sup> ンナ付初期膨潤率 0% 拘束圧 5.0MPa )

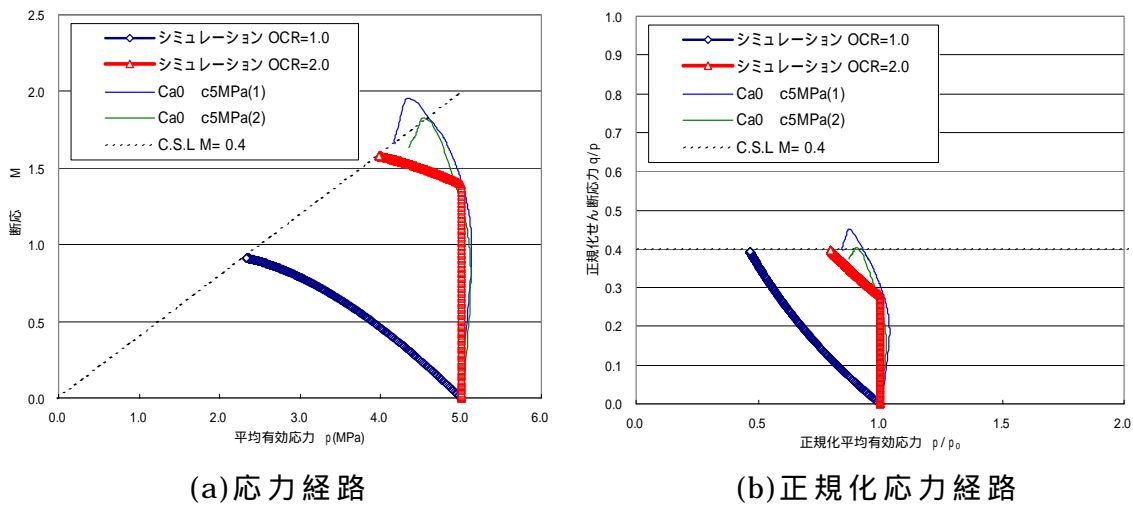


図 3.1-7 応力経路  
( Ca 型化率 50%  $\wedge$  ンナ付初期膨潤率 0% 拘束圧 5.0 MPa )

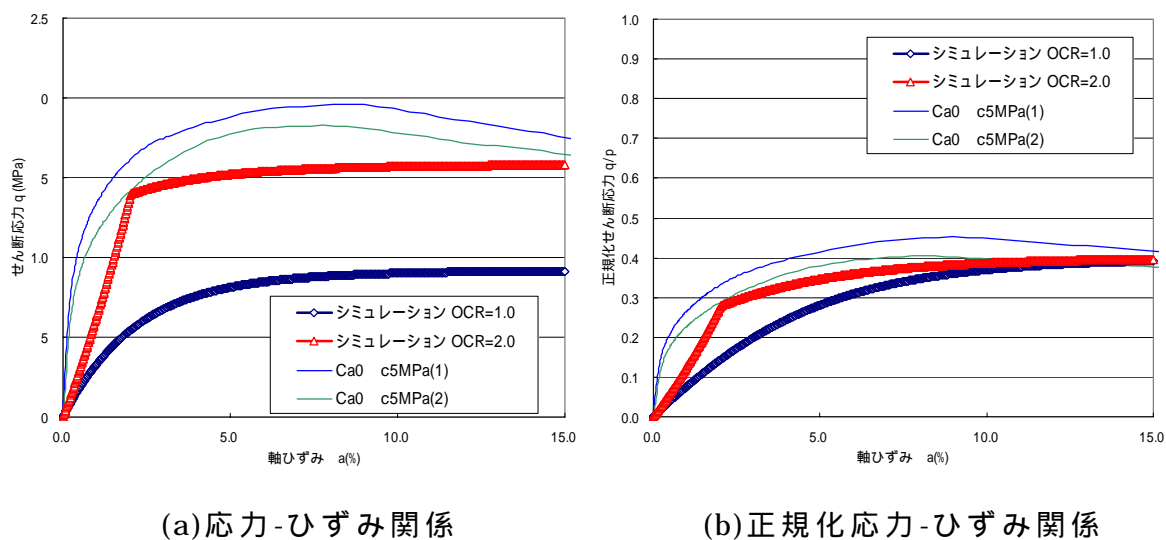


図 3.1-8 応力-ひずみ関係  
( Ca 型化率 50%  $\wedge$  ンナ付初期膨潤率 0% 拘束圧 5.0MPa )

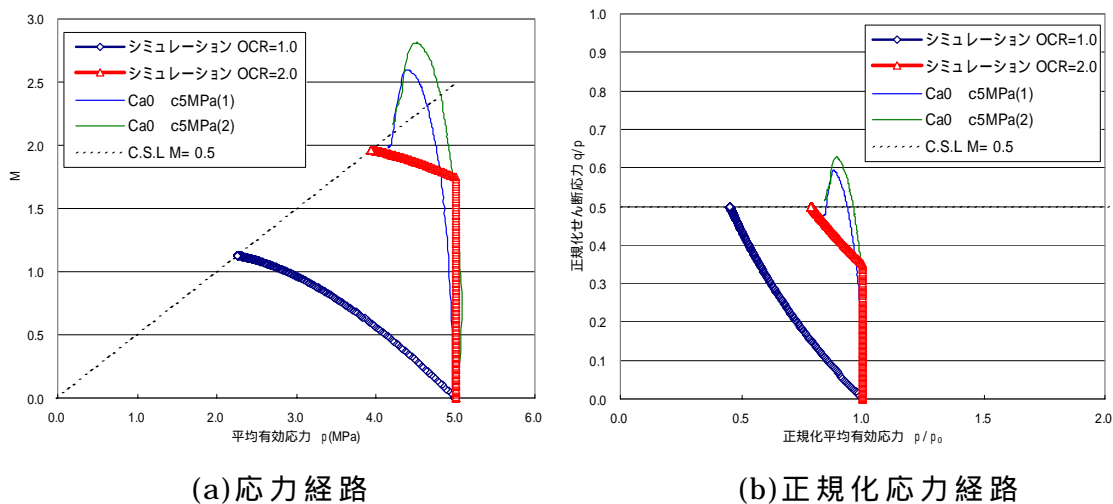


図 3.1-9 応力経路  
( Ca 型化率 100% ^ トナ付初期膨潤率 0% 拘束圧 5.0 MPa )

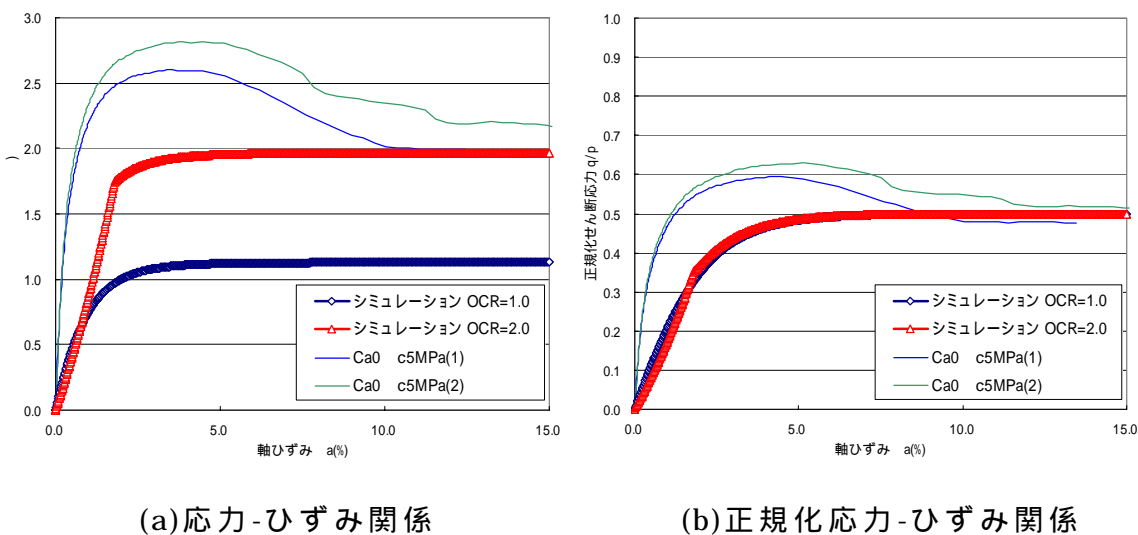


図 3.1-10 応力-ひずみ関係  
( Ca 型化率 100% ^ トナ付初期膨潤率 0% 拘束圧 5.0MPa )



(d) 検証結果のまとめ

図 3.1-5,6 に Na 型ベントナイトのシミュレーション結果、図 3.1-7,8 に Ca 型化率 50% ベントナイトのシミュレーション結果を、図 3.1-9,10 に Ca 型化率 100% のシミュレーション結果を示す。

シミュレーション結果と実験結果との比較全体からは、

- ・過圧密比 1 (OCR=1) では、シミュレーションではピーク強度が小さく評価される
- ・拘束圧が小さいケースでは実験結果をうまく表現できていない。
- ・高拘束圧の場合、過圧密比 2 (OCR=2) と仮定すると、応力経路に関しては比較的良く実験結果を表せる。
- ・過圧密状態では、降伏前の応力-ひずみ関係の勾配に実験結果と差異がある。
- ・ひずみ軟化的な挙動はシミュレーションでは表現できていない。

と言える。

ここで、非排水三軸試験のせん断開始前の過圧密比を 2 としたのはあくまで仮定であり、実際に過圧密であったか、過圧密であった場合どの程度過圧密であったかは不明である。また過圧密比 2 を想定した場合、正規圧密状態に移行する前の応力-ひずみ関係の形状に差異がある。

このベントナイトのせん断挙動の解釈として「ベントナイト変遷挙動のモデル化のデータ取得及び調査」では上下負荷面の概念を紹介している。この概念を導入することによって、上記課題をある程度解決できると考えられる。しかし、これらの概念を導入することによって、実験的に求められないパラメータが少なくとも 3 つ必要となる ( $m$ : 過圧密土の正規化速度に関するパラメータ、 $m^*$ : 構造の劣化に関するパラメータ、 $R^*_0$ : 初期構造状態を規定するパラメータ)。

本検討のように評価すべき主な事象が、セメント系材料の劣化に伴うベントナイト系材料の膨潤であり、せん断変形が小さい場合、せん断挙動の厳密性を追求しても結果への影響は小さいと考えられ、逆により複雑なパラメータ設定が必要になる。したがって本検討においては、三軸試験結果を精度よく評価するための構成式の改良は実施しないこととした。また、パラメータ設定において、限界応力比  $M$  を決定する際に軟化時の値を用いているため、強度に関しては安全側の評価であると言える。ただし、今後より精度を上げる必要性が生じた場合は、上述のような解決策について具体的に検討を進める必要がある。

(2) 膨潤挙動の検証及び構成方程式の高度化

既往の研究で取得されたデータ（圧密・除荷試験）に対して、システム構築で構築した以下の膨潤挙動を支配する構成方程式の検証、見直しを行う。

$$e_s = \exp\{\xi(OCR-1)\} - 1 \quad (3.1.3)$$

ここで、 $e_s$ ：ベントナイトの浸透膨潤

による間隙比増分

$\xi$ ：浸透膨潤パラメータ

$OCR$ ：過圧密比

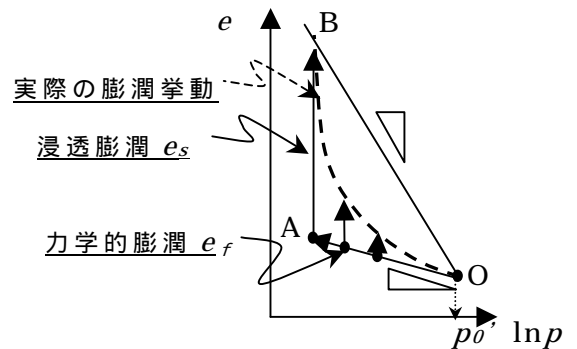


図 3.1-11 ベントナイトの膨潤特性

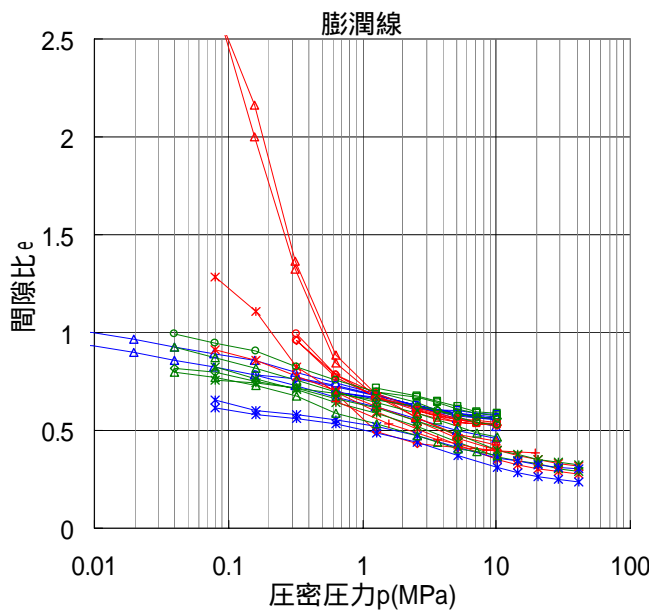
(a) 膨潤挙動の検証

システム構築 においても膨潤挙動の検証を実施しているが、

- ・適用範囲が  $1 < OCR < 10$  程度に限定されていること
- ・新たにデータが取得されたこと

等から、再度検証を行う。ここでは、非線形な膨潤挙動がより顕著に表れると考えられる、ベントナイト単体供試体における取得データを用いて、構成方程式の検証を行う。

既往の研究において取得された膨潤線（圧密・除荷試験の除荷過程における圧密圧力と間隙比の関係）を図 3.1-12 に示す。



圧密降伏応力 10MPa

色	赤	緑	青
Ca 型化率	0%	50%	100%
マーカー	0	0	0
マーカー	20	20	5
マーカー	40	40	10
マーカー	330	176	40

圧密降伏応力 20MPa

色	赤	緑	青
Ca 型化率	0%	50%	100%
マーカー +	0		

圧密降伏応力 41MPa

色	赤	緑	青
Ca 型化率	0%	50%	100%
マーカー *	40	40	40

(表中の数字は、乾燥密度  $1.6\text{Mg/m}^3$  を基準にした際の載荷前の初期膨潤率)

図 3.1-12 膨潤線（クニゲル V1 単体）

また、図 3.1-12 の膨潤線の形状をより分かりやすく評価するために、Ca 型化率ごとに、膨潤線の傾き (= 膨潤指数  $C_s$ ) と過圧密比との関係を整理したものを図 3.1-13 に示す。なお、過圧密比とは、その時の応力に対する圧密降伏応力の比を意味するものであり、以後 OCR (Over Consolidation Ratio の略) と称する。

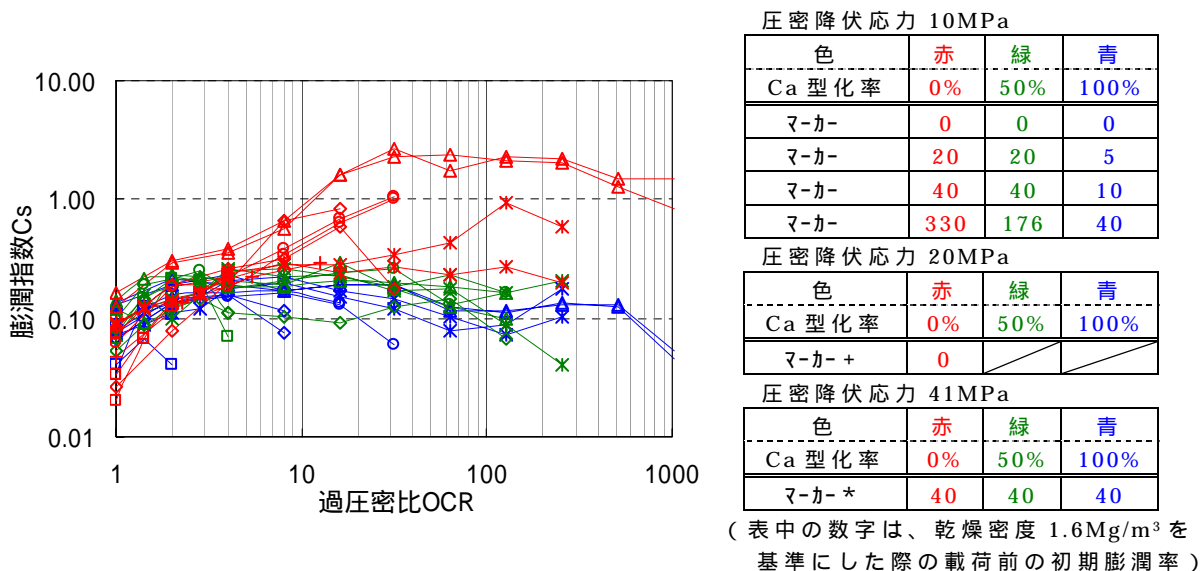


図 3.1-13 膨潤線の勾配の推移 (クニゲル V1 単体)

図 3.1-12、図 3.1-13 から以下のことが読み取れる。

- Ca 型化率 0% (図 3.1-12,13 の赤線) では、 $C_s$  が OCR=10 ~ 30 程度まで明確な増加傾向を示すが、その後ほぼ一定になる。
- Ca 型化率 0% では、圧密降伏応力によって低応力領域 (OCR が 10 以上の領域) で膨潤挙動に差異が見受けられる。但し、高応力領域 (OCR が 10 未満の領域) では Ca 型化率 50% (図 3.1-12,13 の緑線)、100% (図 3.1-12,13 の青線) と同様に明確な違いは見られない。
- Ca 型化率 50%、100% では、除荷初期時 (OCR が 1 近郊) では若干増加傾向があるものの、 $C_s$  はほぼ一定の値を示している。また、図 3.1-13 では若干 Ca 型化率 50% の方が大きめの  $C_s$  を有するようにも見えるが、大略的には同程度の  $C_s$  である。
- Ca 型化率 50% ~ 100% の変化に対する膨潤挙動の変化は、Ca 型化率 0% ~ 50% のそれよりも変化が少ない。
- OCR=1.0 における  $C_s$  はベントナイトの Ca 型化率によらず、0.05 ~ 0.1 程度 (平均値 0.065) とみなせる。

これらのうち特に a) については、OCR が 10 ~ 30 を超えると膨潤線が直線的になることを意味しており、システム構築 において構築したモデルではこの挙動を評価しきれないことを示唆している。すなわち、システム構築 においては前述のとおり、Ca 型化率 0% ベントナイト (Na 型：ケイ砂なし) に対し、発生しうる膨潤量・膨潤圧を想定し、 $1 < OCR < 10$  程度の範囲で (浸透膨潤パラメータ) を設定あり、OCR が 10 ~ 30 を超えるような場合は、図 3.1-14 に示すように実験結果とは乖離する評価となってしまう。

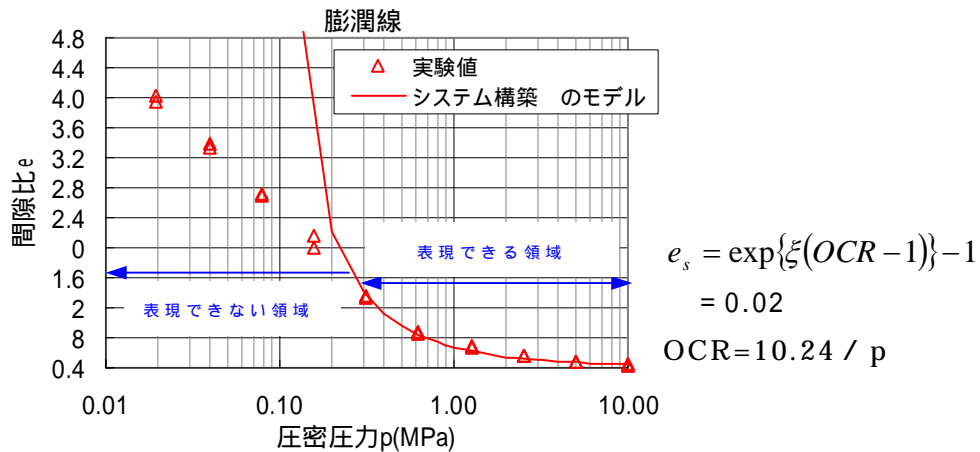


図 3.1-14 システム構築 におけるモデルの問題点 (例)

したがって本検討においては、その他の b) ~ e) の内容も考慮しつつ、非線形膨潤から線形膨潤に遷移する OCR を実験結果から定義し ( $OCR_b$ )、 $OCR < OCR_b$  の場合は、システム構築 における構成式と同様の を用いた評価式で、 $OCR > OCR_b$  では別途評価式を定義し、より広範囲の応力レベル (間隙比レベル) の評価が可能になるよう、構成方程式を高度化することとする。

(b) 構成方程式の高度化

システム構築 の報告書でも示されているとおり、浸透膨潤挙動を表す関数は無数にあり、唯一の要件は微分が可能な関数であることである。ここでは、(a) での方針にしたがい式 (3.1.4) (3.1.5) で表される構成方程式で膨潤挙動を評価できるかを確証し、必要なパラメータの値を設定する。

まず非線形な膨潤挙動が最も著しい Na 型ベントナイト 単体試料の膨潤挙動を評価できるかを確証する。

- ・モデル (システム構築 におけるモデルの拡張)

$$\begin{cases} e_s = \exp\{\xi(OCR-1)\}-1 & (1 < OCR < OCR_b) & (3.1.4) \\ e_s = A \cdot \log(OCR)+B & (OCR_b < OCR) & (3.1.5) \end{cases}$$

A, B は連続条件 (膨潤線がスムーズに連続) により定まる定数

図 3.1-15 の既往の試験結果について、膨潤指数  $C_s$  を 0.065 として浸透膨潤による間隙比  $e_s$  を算出し、 $e_s$  と OCR の関係を整理したものを図 3.1-16 に示す。図 3.1-16 の  $e_s$  と OCR の関係を、モデル を用いてフィッティング結果を図 3.1-17 に示す。

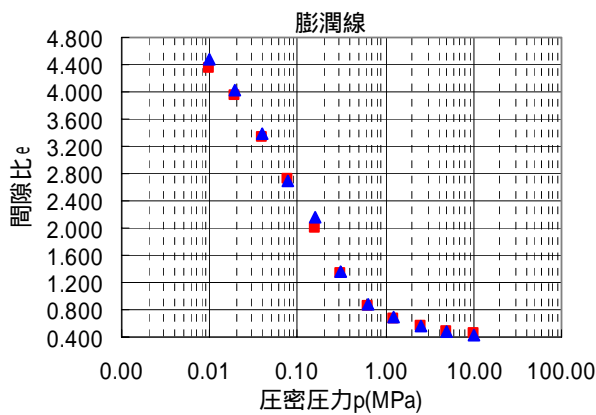


図 3.1-15 既往の圧密除荷試験結果 (笹倉ほか, 2003)

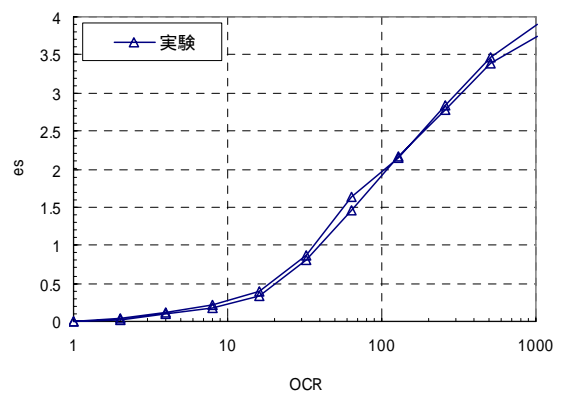


図 3.1-16  $e_s$  と OCR の関係 (クニゲル V1 単体)

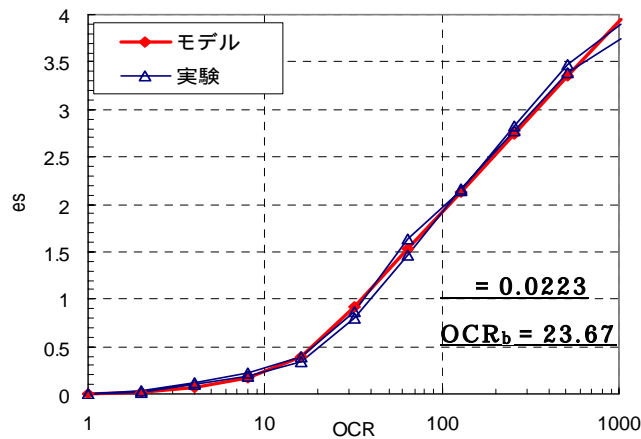


図 3.1-17 フィッティング結果

図 3.1-17 より、モデル でベントナイトの非線形な膨潤挙動が十分評価できていることが確認できる。したがって、本研究においてはシステム構築 において構築した構成式を高度化したモデル を採用することとする。

次に Ca 型化率 50%、100%等の既往のデータについてもモデルで挙動が評価できるかを検証するとともに、パラメータ、 $OCR_b$ の値をフィッティングによって求める。また、このモデルを力学的変遷評価システムに取り込む際の変更点もとりまとめる。

前述のとおり、Ca 型化率 50%、100%のベントナイト単体試料は、ほぼ直線的な膨潤挙動を示す。したがって、ここではそれぞれ既存のデータから  $C_s = 0.065$  として、OCR と  $e_s$  の関係を整理し、最小二乗法によってまず近似曲線を求めた。また、非線形膨潤がほとんどないことから、は Ca 型化率 0%と同様  $\xi = 0.0223$  とし、直線部に滑らかにつながるように  $OCR_b$  を求めた。すなわち、最小二乗法によって求めた直線の傾き、切片と、表 3.1-2 に示した定数 A,B が等しくなりように  $OCR_b$  を求めた。

このようにして求めたパラメータを表 3.1-2 に、また実験値とのフィッティング結果を図 3.1-18 に示す。図 3.1-18 より、Ca 型化率 50%、100%のベントナイト単体データについても、膨潤挙動がモデルで十分評価できることが分かる。

表 3.1-2 各パラメータの値

Ca 型化率	0%	50%	100%
$OCR_b$	23.67	3	2
	0.0223 (一定)		
A	$\frac{OCR_b}{\log e} \cdot \xi \cdot \exp\{\xi(OCR_b - 1)\}$		
B	$\exp\{\xi(OCR_b - 1)\} - 1 - A \cdot \log(OCR_b)$		

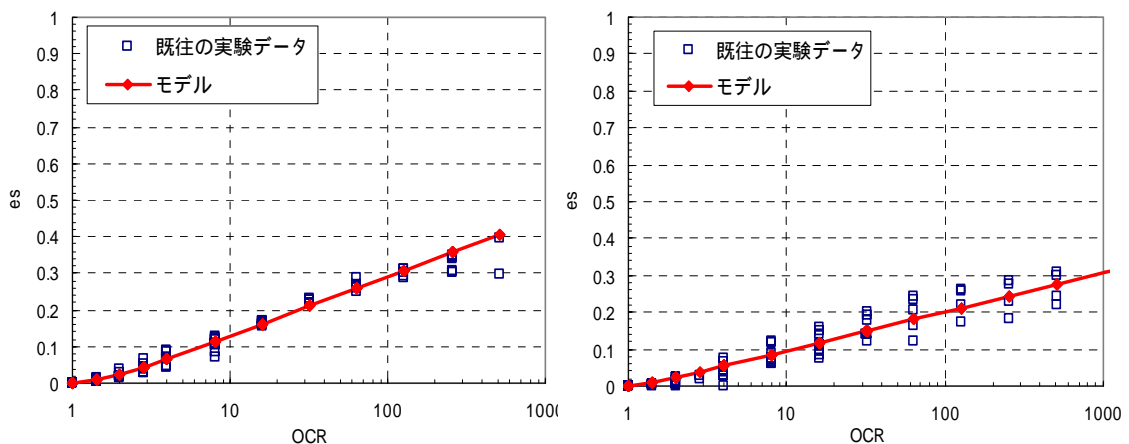


図 3.1-18 Ca 型化率 50%、100%のフィッティング結果

以上より、膨潤挙動を表す関数として、システム構築 において設定した式(3.1.6)を、式(3.1.7)、式(3.1.8)に改良することとする。

[ システム構築 におけるモデル ]

$$e_s = \exp\{\xi(OCR-1)\} - 1 \quad (3.1.6)$$

$e_s$  : ベントナイトの浸透膨潤による間隙比増分

$\xi$  : 浸透膨潤パラメータ

$OCR$  : 過圧密比

[ モデル ]

$$\begin{cases} e_s = \exp\{\xi(OCR-1)\} - 1 & (1 < OCR < OCR_b) & (3.1.7) \\ e_s = A \cdot \log(OCR) + B & (OCR_b < OCR) & (3.1.8) \end{cases}$$

$e_s$  : ベントナイトの浸透膨潤による間隙比増分

$\xi$ 、 $OCR_b$  : 浸透膨潤パラメータ

$OCR$  : 過圧密比

A :  $\xi$ 、 $OCR_b$  によって定まる定数 (  $= \frac{OCR_b}{\log e} \cdot \xi \cdot \exp\{\xi(OCR_b-1)\}$  )

B : " (  $= \exp\{\xi(OCR_b-1)\} - 1 - A \cdot \log(OCR_b)$  )

式(3.1.7)については、式(3.1.6)と同様であるため、 $1 < OCR < OCR_b$  の領域においては、システム構築 同様、オリジナル関口・太田モデルの体積弾性係数を、式(3.1.9)に示す体積弾性係数に置き換えることで変更可能である。

$$\tilde{K} \rightarrow \tilde{K}_s = \frac{\kappa}{\xi(OCR)\exp\{\xi(OCR-1)\} + \kappa} \tilde{K} \quad [1 < OCR < OCR_b] \quad (3.1.9)$$

式(3.1.8)についても同等の導出過程により、式(3.1.10)に示す体積弾性係数に置き換えることで変更可能である。

$$\tilde{K} \rightarrow \tilde{K}_s = \frac{\kappa \log_e(10)}{A + \kappa \log_e(10)} \tilde{K} \quad [OCR_b < OCR] \quad (3.1.10)$$

$\tilde{K}$  : 通常の体積弾性係数

A :  $\frac{OCR_b}{\log e} \cdot \xi \cdot \exp\{\xi(OCR_b-1)\}$

## (3) Ca 型化フロントを有する場合の膨潤挙動の検証

ここでは、「ベントナイト変遷挙動のモデル化のデータ取得及び調査」、  
「人工バリア材料の変遷挙動にモデル化のためのデータ取得」において実  
施された、積層ベントナイト検証試験をシミュレートすることによって、  
ベントナイトのモデル化の妥当性を検証する。

## (a) 解析モデル

シミュレーションに用いた解析モデルと境界条件を図 3.1-19 に示す。

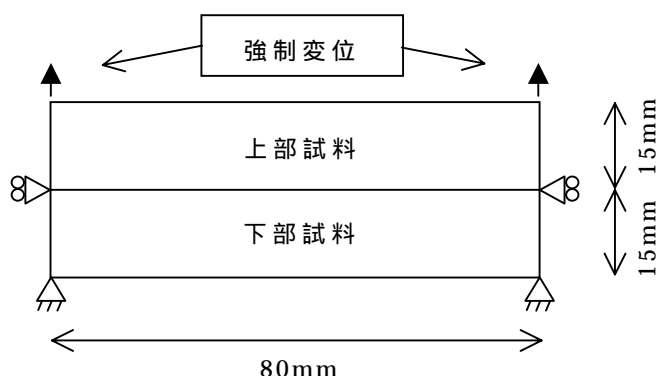


図 3.1-19 シミュレーション用 2 要素モデル

## (b) 検証方法

「ベントナイト変遷挙動のモデル化のデータ取得及び調査」では、飽和後に上部ピストンを 15mm 上昇させている。したがって、シミュレーションにおいてもモデル上部節点を 15mm 強制変位(膨潤率 50%)させることとした。また、Na 型と Ca 型化率 100% ベントナイトの積層膨潤試験のシミュレーションでは、現段階で得られている膨潤量(上部試料上面の変位量 0.914mm)を強制変位量とした。これらは、標準圧密試験の除荷過程のシミュレーションと同様の方法である。検証方法としては、膨潤後の上部試料と下部試料の境界位置、及び膨潤後の平均有効応力変化を比較した。

## (c) Na 型ベントナイト 2 層による積層ベントナイト膨潤試験の検証

「ベントナイト変遷挙動のモデル化のデータ取得及び調査」は Ca フロントを有しない、すなわち Na 型ベントナイトのみの積層ベントナイト膨潤試験を実施している。

実験において初期の平均膨潤圧が 1.5MPa であるため、膨潤開始前の平均有効応力が 1.5MPa となるように初期膨潤圧をかけ、それを初期応



力とした。静止土圧係数は 1.0 とした。表 3.1-3 に解析に用いる物性値を示す (3.1.2 参照)。

表 3.1-3 解析用物性値 (3.1.2 参照)

			$D$	$M$	$e_0$		$OCR_b$
Na 型	0.145	0.0280	0.151	0.459	0.688	0.0233	23.67

ここで、ダイレイタンシー係数  $D$  は次式より決定した。

$$D = \frac{(\lambda - \kappa)}{M(1 + e_0)}$$

図 3.1-20 に実験結果とシミュレーション結果の境界面の変位分布を示す。シミュレーションでは、モデル上面に強制変位を与えている。本検討では上部と下部が同じ Na 型ベントナイトであるため物性も同じであるため、シミュレーション結果の膨潤後の境界面位置は膨潤後の供試体の中間位置になった。実験結果においても膨潤終了時 (136 日目) の結果はほぼ中間値になっている。

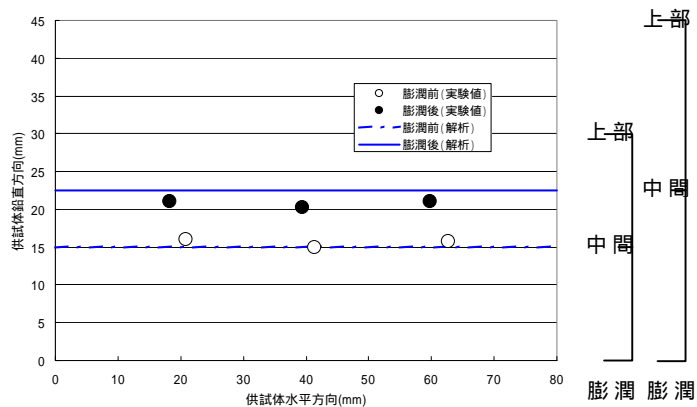


図 3.1-20 境界面変位

図 3.1-21 に除荷開始時を初期とした有効応力の変化を示す。実験結果およびシミュレーション結果は  $e$ - $\log p$  関係で示している。実験結果は側圧と間隙水圧の差分の応力、軸応力と通水圧の差分の応力から平均有効応力を求めている。

実験結果を見ると、50% 膨潤時の平均有効応力が 0.166MPa であるが、シミュレーションでは

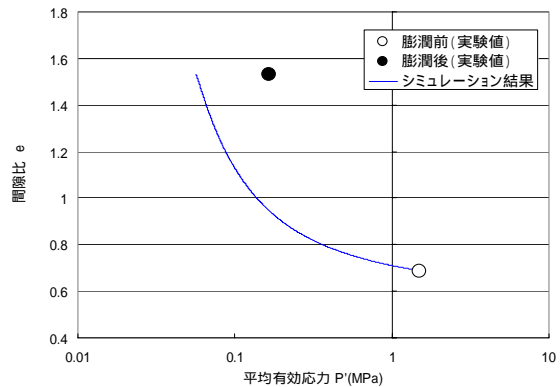


図 3.1-21 間隙比と有効応力の関係

0.57MPa となった。

ここで、浸透膨潤係数を用いてパラメータスタディを行い、実験結果を表現できる浸透膨潤係数を求めてみると(図 3.1-22)、実験結果と整合するは 0.07 となった。

以上の検討より、Na 型ベントナイト単体での検証結果は変位に関しては概ね整合していると言える。応力に関しては、実験とシミュ

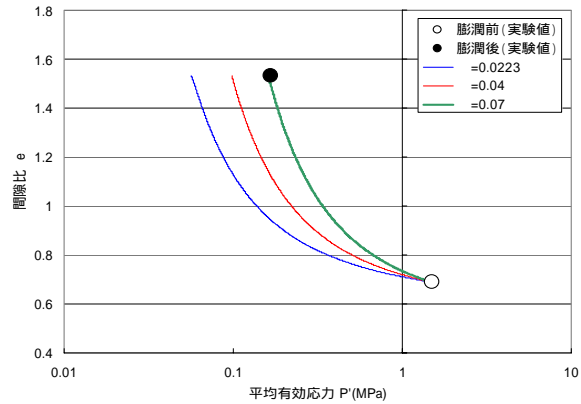


図 3.1-22 のパラメータスタディ

レーションで差異が見られる。図 3.1-22 から分かるように、浸透膨潤パラメータの与え方によって、両者はほぼ整合する。しかし、検証のための試験結果を今後蓄積し、構成方程式そのものの妥当性の検証や、パラメータの設定方法を確立することが重要であると思われる。

(d) Na 型と Ca 型化率 100% ベントナイトの積層膨潤試験の検証

「人工バリア材料の変遷挙動のモデル化のためのデータ取得」ではケイ砂 30% 混合 Na 型ベントナイトとケイ砂 30% 混合 Ca 型化率 100% ベントナイトの 2 層での積層膨潤試験を実施している。この試験結果を用いて検証を実施する。シミュレーションに用いた解析用物性値を表 3.1-4(3.1.2 参照)に示す。なお初期膨潤圧は、Na 型については TRU 処分概念検討書(核燃料サイクル開発機構, 電気事業連合会, 2000)を、Ca 型化については既往のデータ(戸井田ほか, 2004)を参考に設定した。

表 3.1-4 解析用物性値 (3.1.2 参照)

			$D$	$M$	$e_0$		$OCR_b$	初期膨潤圧 (MPa)
Na 型	0.108	0.0130	0.089	0.63	0.688	0.00525	23.67	0.50
Ca 型化	0.108	0.0130	0.089	0.63	0.688	0.00525	2.0	0.42

図 3.1-23 に試験結果とシミュレーション結果の境界位置変位を示す。試験結果は境界面に平面的に配置された全てのターゲットの変位を示している。図中の膨潤後とは、現段階で得られている膨潤量（上部試料上面の変位量が 0.914mm 膨潤）である。試験では、上部試料上面の膨潤量が 0.914mm であるのに対し、境界面では最大で 1.8mm 程度移動しており、内部変形の方が大きい結果となっている。膨潤前のシミュレーション結果を見ると、境界面位置が供試体中間部（15mm）からわずかに下方に移動している。これは、Na 型ペントナイトと Ca 型化率 100% ペントナイトでは Na 型化率 100% ペントナイトの方が膨潤率が大きいためである。膨潤後の境界面の位置は 15.1mm であり、初期境界位置から僅かに上方へ移動している。

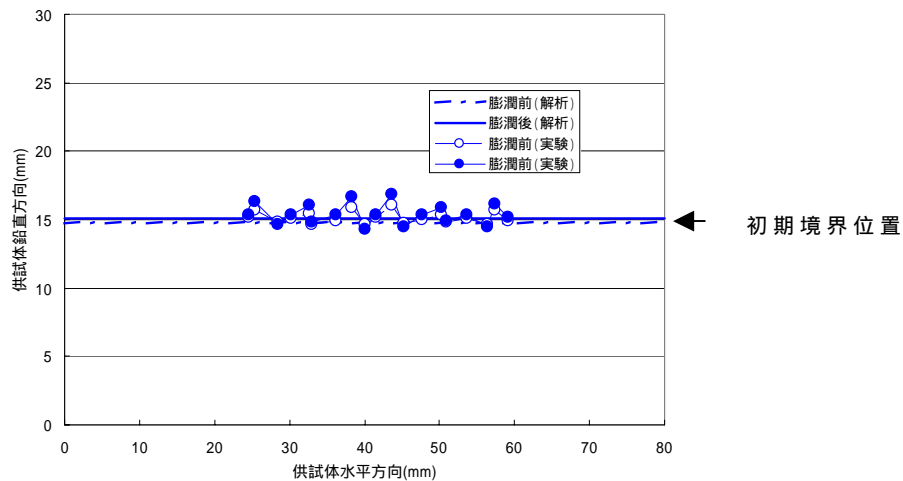


図 3.1-23 境界面変位

図 3.1-24 に試験結果とシミュレーション結果の膨潤開始からの間隙比・平均有効応力の関係を示す。シミュレーション結果を見ると、Na 型ペントナイトは膨潤過程において強い非線形性を有するが、Ca 型化率 100% ペントナイトは  $e\text{-log}p$  関係において直線的な膨潤を示している。試験結果を見ると、初期（膨潤開始時）の平均有効応力がシミュレーションより大きな値となっている。これはシミュレーションにおいて入力した膨潤圧より大きな膨潤圧が発生している事を意味する。試験では膨潤量が小さいため、上部試料と下部試料での非線形性の違いは現れていない。

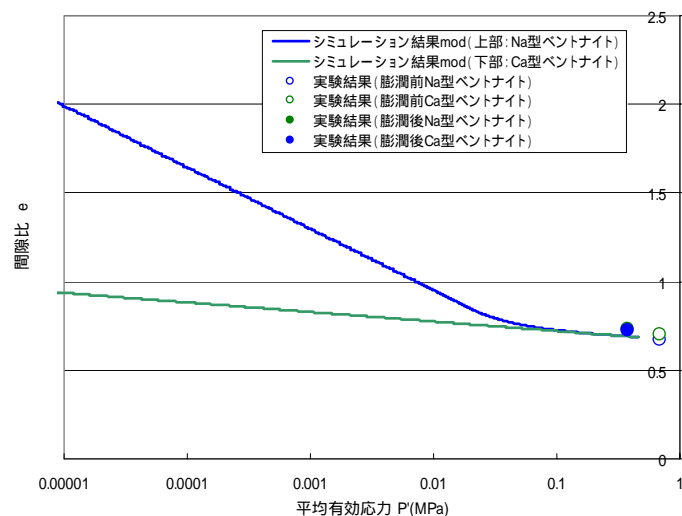


図 3.1-24 間隙比と平均有効応力の関係

(e) まとめ

Na 型ベントナイトのみの膨潤試験において、膨潤後の平均有効応力が実験値と比較してシミュレーションの方が小さい値となった。これはシミュレーションで設定した浸透膨潤指数 による影響が大きいと考えられる。また、今回の実験では見られなかったが、飽和過程において平衡膨潤圧より大きな最大膨潤圧が供試体内に発生していた場合、先行圧密圧力が最大膨潤圧によって決まる場合も考えられる。

これまで実施された高圧圧密試験の除荷前の圧密圧力は 10MPa、40MPa「ベントナイト変遷挙動のモデル化のデータ取得及び調査」、20MPa「2000 年レポート」などであり、本検討のような低圧密圧力での実験結果は少ないため、今後これらのデータ蓄積も必要であると考えられる。

ケイ砂 30% 混合 Na 型ベントナイトとケイ砂 30% 混合 Ca 型化率 100% ベントナイトの 2 層での積層膨潤試験のシミュレーションでは、試験結果における現段階の膨潤量が小さく、試験結果とシミュレーションの比較は難しい結果となった。試験結果の境界位置の計測はタンゲステンターゲットを X 線撮影によって計測するものであり、僅かな変位量では、変位量に占める誤差の割合が大きくなるため、今後さらに膨潤を進め、有意な変位量が発生した時点でシミュレーションと比較し、検証を実施すべきである。

#### (4) 構成式の検証及び高度化のまとめ

せん断挙動の検証では、試験結果を厳密にシミュレーションする事は出来なかった。しかし、本検討において評価すべき主な事象が、セメント系材料の劣化に伴うベントナイト系材料の膨潤であり、せん断による影響が少ないことから、三軸試験結果を精度よく評価するための構成式の改良は実施しないこととした。また、限界応力比  $M$  を軟化後の値を用いて設定しているため、強度に関しては安全側の評価をしているといえる。今後より精度を上げる必要性が生じた場合は、上下負荷面の概念を導入するなど具体的な検討を進める必要がある。

また膨潤挙動の検証においては、昨年度構築した構成式では、検討対象断面に対して想定すべき間隙比レベルを考えた場合、ベントナイトの膨潤挙動を評価できる範囲に限界があることが確認された。セメント系材料の劣化が著しい場合には適用範囲を超えることも想定されることから、膨潤挙動に関してはより広範囲は過圧密比まで挙動が評価できるように構成式を高度化し、また高度化した構成式で既往の実験結果を十分評価できることを確認した。

積層ベントナイトの検証においては、Na 型のみの場合、間隙比・平均応力の関係からは、膨潤後の応力状態に差異が見られるものの、浸透膨潤パラメータを変更することによって、整合させることができた。しかし、検証のための試験結果を今後蓄積し、構成方程式そのものの妥当性の検証や、パラメータの設定方法を確立することが重要と思われる。また、ケイ砂 30% 混合の Na 型ベントナイトとケイ砂 30% 混合の Ca 型ベントナイトの試験は現段階では変形量が少なく、十分な検証は行えなかった。

## 3.1.2 化学的変遷指標と各パラメータの関係式の検討

## (1) 化学的変遷指標について

システム構築 においては、陽イオン交換の度合いを表す化学的変遷指標として、「Ca 型化率(%)」を設定した。しかしながら、もともと Ca 型化率が 0% (Na 型) のベントナイト系材料が、例えば海水系地下水等の影響によって、より交換性 Na<sup>+</sup>イオンが増加した場合を想定すると、「Ca 型化率」は負の値になってしまう。したがって、本検討ではより一般性の高い化学的変遷指標として、式(3.1.11)で表される「Ca<sup>2+</sup>イオン含有率」を採用することとした。

$$\text{Ca}^{2+}\text{イオン含有率}(\%) : \alpha = \frac{\text{Ca}^{2+}}{\text{Ca}^{2+} + \text{Na}^+} \times 100 \quad (3.1.11)$$

$\text{Ca}^{2+}$  : クニゲル V1 に含まれる交換性 Ca<sup>2+</sup>イオン総量(meq/100g)

$\text{Na}^+$  : クニゲル V1 に含まれる交換性 Na<sup>+</sup>イオン総量(meq/100g)

## (2) 各パラメータの関係式の検討

システム構築 で検討した物性パラメータ

- ・ 圧縮指数 ( )
  - ・ 膨潤指数 ( )
  - ・ 浸透膨潤パラメータ ( )
  - ・ 限界状態パラメータ (M)
  - ・ ダイレタンシー係数 (D)
  - ・ 透水係数 (k)
- } 非可逆比 ( = 1 - / )

に加え、3.1.1 の検討において構成方程式を高度化したことによって必要となった

- ・ 浸透膨潤パラメータ (OCR<sub>b</sub>)

について、(1)に示した化学的変遷指標「Ca<sup>2+</sup>イオン含有率(%)」との関係式を設定する。

## (a) 平均有効主応力~体積ひずみ関係に関するパラメータ

$$\left( \quad , \quad , \quad , \quad , \text{OCR}_b \right)$$

既往のデータから取得、算出されたベントナイト単体の圧縮指数 C<sub>c</sub>、膨潤指数 C<sub>s</sub> を、横軸を Ca イオン含有率として図 3.1-25 に整理した。(C<sub>c</sub> は除荷過程に入る直前の正規圧密曲線の傾きに対応し、C<sub>s</sub> は除荷重直後の膨潤線の傾きに対応する値とした)

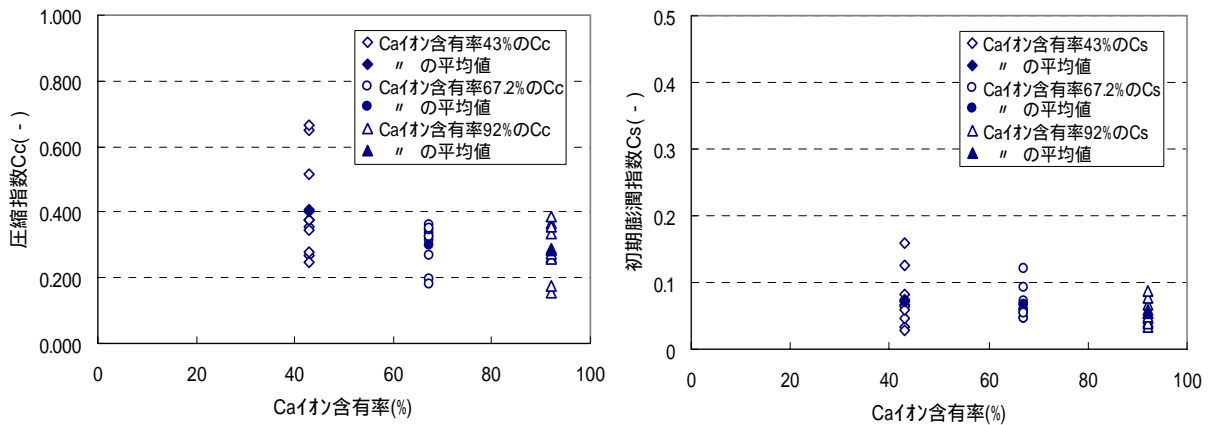


図 3.1-25 圧縮指数・膨潤指数

図 3.1-25 を見ると、多少のばらつきはあるものの、圧縮指数  $C_c$ 、および（初期）膨潤指数  $C_s$  は、Ca イオン含有率に関わらず、ほぼ一定とみなしうることが分かる。このことから本検討においては、圧縮指数、膨潤指数を一定値として取り扱うこととする。

ベントナイト単体については、図 3.1-25 に示す全データの平均値を用いることとし、以下のように設定する。

[ベントナイト単体（ベントナイト混合率 100wt%）]

$$\text{圧縮指数 } C_c = 0.333 \quad \text{圧縮指数} = 0.333 \div \ln(10) = 0.145$$

$$\text{初期膨潤指数 } C_s = 0.065$$

$$\text{初期膨潤指数 } \sigma_0 = 0.065 \div \ln(10) = 0.0280$$

また、緩衝材の仕様であるケイ砂 30wt%混合ベントナイトについては、既往の研究（核燃料サイクル開発機構、1999）で示されている圧密除荷試験結果の、除荷直前、直後の傾きより、以下のように設定した。

[ケイ砂 30wt%混合ベントナイト（ベントナイト混合率 70wt%）]

$$\text{圧縮指数 } C_c = 0.248 \quad \text{圧縮指数} = 0.248 \div \ln(10) = 0.108$$

$$\text{初期膨潤指数 } C_s = 0.030$$

$$\text{初期膨潤指数 } \sigma_0 = 0.030 \div \ln(10) = 0.0130$$

さらに、埋戻材の仕様であるケイ砂 20wt%、礫 30wt%混合ベントナイトについては、上記設定値より、ベントナイト混合率対して式(3.1.12)、(3.1.13)を仮定し、算出した（図 3.1-26 参照）。

$$= 0.00124 \times y + 0.0211 \tag{3.1.12}$$

$$\sigma_0 = 10^{0.0113y - 2.674} \tag{3.1.13}$$

$y$  : ベントナイト混合率(%)

$y = 50\%$ の時、

$$= 0.00124 \times 50 + 0.0211 = 0.083$$

$$\sigma_0 = 10^{0.0113 \times 50 - 2.674} = 0.0078$$

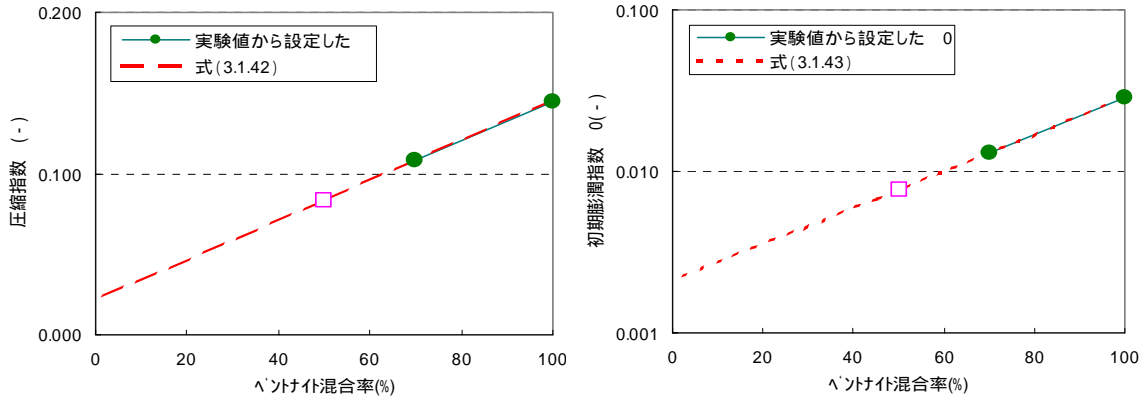


図 3.1-26 埋戻材の圧縮・膨潤指数の設定

次に、非線形な膨潤挙動を規定するパラメータ、及び  $OCR_b$  の化学的変遷指標に対する関係式を検討する。

まず、ベントナイト単体の各 Ca イオン含有率の、 $OCR_b$  は、3.1.2(2)で示したように、表 3.1-5 に示す値で実験結果を十分シミュレートすることが確認されている。

表 3.1-5 各パラメータの値

Ca 型化率	0%	50%	100%
Ca イオン含有率	43%	67.2%	92%
$OCR_b$	23.67	3	2
	0.0223 (一定)		

これより、まずベントナイト単体のについては、Ca イオン含有率によらず一定の値 (0.0223) として取り扱うこととする。

[ベントナイト単体 (ベントナイト混合率 100wt%)]

浸透膨潤パラメータ = 0.0223 (一定)

次に、ベントナイト単体についてを一定と考えることができることから、ケイ砂、礫等が混在する緩衝材、埋戻材についても、Ca イオン含有率によらずは一定であると仮定し、それぞれの材料のを設定する。

緩衝材 (ベントナイト混合率 70wt%) については、既往の研究 (核燃料サイクル開発機構、1999) において実施されたケイ砂 70wt% 混合 Na 型ベントナイトの圧密除荷試験結果をフィッティングすることによ



って(図 3.1-27 参照) 以下のように設定した。

[ 緩衝材 : ベントナイト混合率 70wt% ]

浸透膨潤パラメータ = 0.00525 (一定)

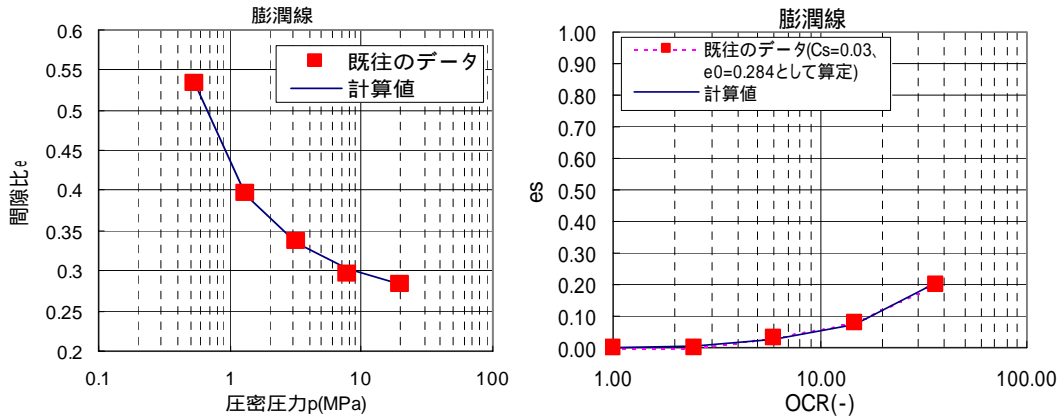


図 3.1-27 圧密除荷試験フィッティング結果 (ケイ砂混合試料)

埋戻材 (ベントナイト混合率 50wt%) については、現状において同仕様試料についての圧密除荷試験結果がないため(サイクル機構殿において現在実施中)、ここではベントナイト混合率に対して前述のベントナイト単体、ベントナイト混合率 70wt% の値から式(3.1.14)を仮定し、算出した。

$$= 10^{0.0209y - 3.746} \quad (3.1.14)$$

y : ベントナイト混合率 (%)

y = 50% の時、

$$= 10^{0.0209 \times 50 - 3.746}$$

$$= 10^{2.701}$$

$$= 0.00200$$

[ 埋戻材 : ベントナイト混合率 50wt% ]

= 0.00200 (一定)

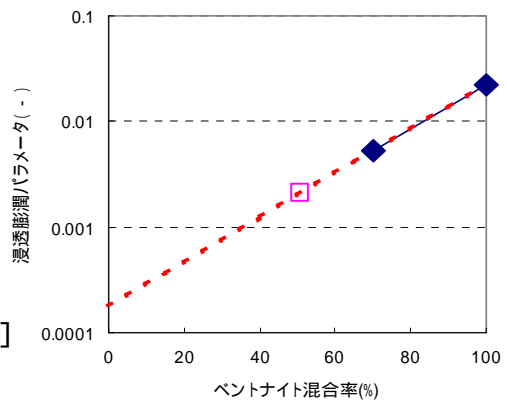


図 3.1-28 埋戻材の の設定

さらに、Ca イオン含有率によって値が変化する OCR<sub>b</sub> について関係式を検討する。

表 3.1-5 に示したベントナイト単体のフィッティングパラメータについて、横軸に Ca イオン含有率、縦軸に浸透膨潤パラメータ OCR<sub>b</sub> をプロットしたものを図 3.1-29 に示す。

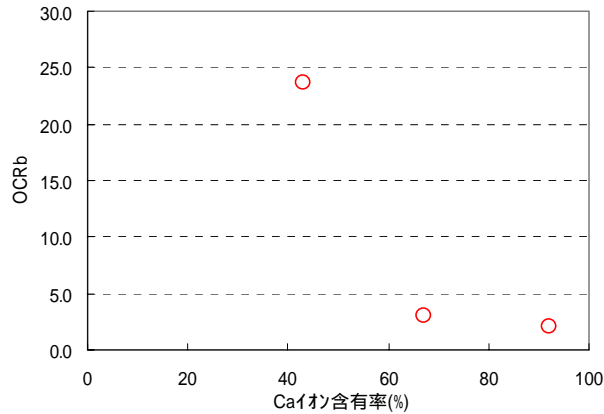


図 3.1-29 Ca イオン含有率と OCR<sub>b</sub> の関係

Ca イオン含有率が 67.2% から 92% に変化しても OCR<sub>b</sub> はほとんど変わらないこと、Ca イオン含有率が 43% から 0% へ低下しても OCR<sub>b</sub> が増加しつづけるとは考えづらい等のことから、Ca イオン含有率と OCR<sub>b</sub> の関係は S 字型になると予想される。このような仮定のもとに、図 3.1-29 の関係を式 (3.1.15) でフィッティングすることとした。

$$OCR_b = (V - W) \times \frac{\theta + \theta_0}{2\theta_0} + W \quad (3.1.15)$$

ここで

$$\theta = \tan^{-1} \left\{ \left( 1 - \frac{x}{50} \right) \tan \theta_0 \right\}$$

$x$  : Ca イオン含有率 (%)

$$\theta_0 : \text{曲率の変化度合いを規定} \left( = -\frac{\pi}{2} \times \frac{a-1}{a} \right)$$

$a$  : 漸近線への接近度を規定 (整数)

$V$  : OCR<sub>b</sub> の最大値 ( $x=0$ ) を規定

$W$  : OCR<sub>b</sub> の最小値 ( $x=100$ ) を規定

この式 (3.1.15) で図 3.1-29 のデータをフィッティングしたときの各パラメータの値を表 3.1-6 に、またフィッティング結果を図 3.1-30 に示す。

表 3.1-6 フィッティングパラメータ

$a$	22
$\theta_0$	( - 1.5 )
$V$	27
$W$	1.9

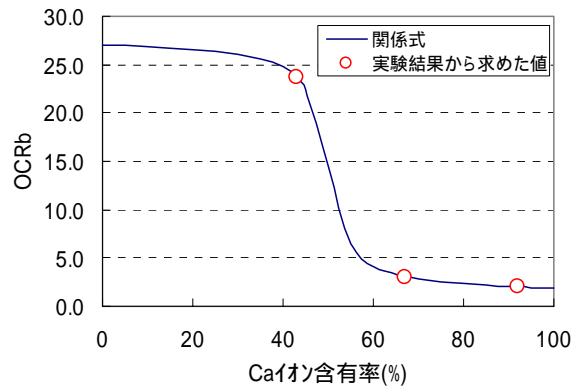


図 3.1-30 フィッティング結果

以上より、OCR<sub>b</sub>とCaイオン含有率の関係を式(3.1-16)のように設定した。また、膨潤機構はベントナイトの挙動に依存するため、ケイ砂が混合されてもOCR<sub>b</sub>とCaイオン含有率の関係は変わらないと想定しうることから、ここでは、ケイ砂の混合量によらず、OCR<sub>b</sub>は式(3.1.16)で評価するものとした。但し、明らかにフィッティングするデータが少なく、曲線の形状についても推測に過ぎないため、今後よりデータを充実させ信頼性の高い関係式を構築することが肝要である。

$$OCR_b = (V - W) \times \frac{\theta + \theta_0}{2\theta_0} + W \tag{3.1-16}$$

$$= -8.37 \times \left( \tan^{-1} \left\{ -13.98 \left( 1 - \frac{x}{50} \right) \right\} - 1.5 \right) + 1.9$$

( x : Caイオン含有率 (%) )

(b) せん断強度を規定するパラメータ ( M )

既往のデータから取得されたベントナイト単体の限界状態パラメータを、Caイオン含有率に対してプロットしたものを図 3.1-31 に示す。

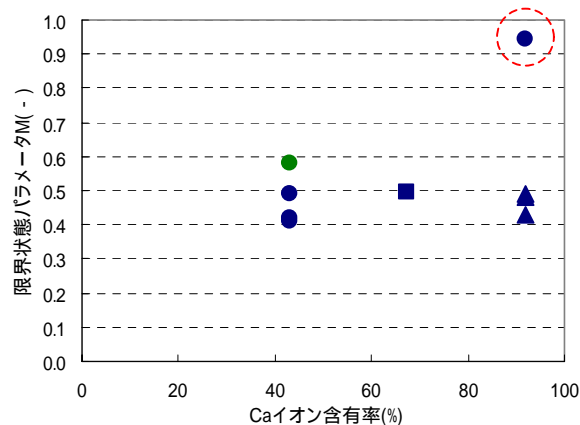


図 3.1-31 限界状態パラメータ

図 3.1-31 をみると、同図中で赤の破線で囲んだデータを除けば、限界状態パラメータ M は Ca イオン含有率によらずほぼ一定であると考えることが出来る。これより、ベントナイト単体の限界状態パラメータ M は、Ca イオン含有率に依存しない一定値として、他とは異なるベントナイトロットのデータ(緑色のプロット)と前述の赤の破線で囲んだデータを除く、7つのデータの平均値を設定した。

[ベントナイト単体(ベントナイト混合率 100wt%)]

限界状態パラメータ M = 0.459 (一定値)

次に、ベントナイト単体について M を一定と考えることができることから、ケイ砂、礫等が混在する緩衝材、埋炭材についても、M は Ca イオン含有率によらず一定であると仮定し、それぞれの材料の M を設定する。

緩衝材(ベントナイト混合率 70wt%)については、既往の研究(核燃料サイクル開発機構、1999)において示されている値に設定した。

[緩衝材:ベントナイト混合率 70wt%]

限界状態パラメータ M = 0.630 (一定値)

また埋炭材(ベントナイト混合率 50wt%)については、現状において同仕様の試料についての三軸 CU 試験結果がないため(サイクル機構殿において現在実施中)、ここではベントナイト混合率に対して前述のベントナイト単体、ベントナイト混合率 70wt%の M の値から式(3.1.17)を仮定し、算出した。

$$M = -0.0057 \times y + 1.029 \quad (3.1.17)$$

y : ベントナイト混合率 (%)

y = 50%の時、

$$\begin{aligned} M &= -0.0057 \times 50 + 1.029 \\ &= 0.744 \end{aligned}$$

[埋炭材:ベントナイト混合率 50wt%]

M = 0.744 (一定)

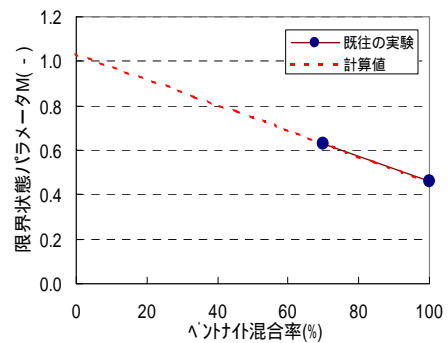


図 3.1-32 埋炭材の M の設定

(c) ダイレタンシー特性を規定するパラメータ (D)

ダイレタンシー係数 D は、式(3.1.18)によって理論的に導かれるパラメータである。

$$D = \frac{\lambda \Lambda}{(1+e_0)M} = \frac{\lambda - \kappa}{(1+e_0)M} \quad (3.1.18)$$

$\lambda$  : 圧縮指数 ( =  $\frac{C_c}{\ln 10}$   $C_c$  : 圧縮指数 )

$\kappa$  : 膨潤指数 ( =  $\frac{C_s}{\ln 10}$   $C_s$  : 膨潤指数 )

$\Lambda$  : 非可逆比 ( =  $1 - \kappa/\lambda$  )

$e_0$  : 初期間隙比

M : 限界状態パラメータ

圧縮指数と膨潤指数については(a)で設定した値、限界状態パラメータは(b)で設定した値を用いる。なお、初期間隙比  $e_0$  については、乾燥密度を  $1.6\text{Mg/m}^3$ 、土粒子（ベントナイト、ケイ砂）の比重を 2.7 とすると、以下のとおりである。

$$e_0 = \frac{1 - \frac{1.6}{2.7}}{\frac{1.6}{2.7}} = 0.6875 = 0.688$$

(d) 透水性を規定するパラメータ ( k )

透水係数 k については、システム構築 においては間隙比の関数として式(3.1.19)を設定していた。

$$k = A \times e^B \tag{3.1.19}$$

A, B : Ca 型化率 ( Ca イオン含有率 ) によって異なる定数

e : 間隙比

既往の研究 ( 笹倉ほか, 2003 ) では、ベントナイト単体に関する既往のデータ、及び新たに取得したデータについて、式(3.1.19)でフィッティングを実施しており、式(3.1.19)で透水係数と間隙比の関係を十分評価できることを示している。したがって本検討においても、システム構築 同様、ベントナイト単体については式(3.1.19)を採用することとする。

ここで前述のフィッティングで得られた定数 A, B と Ca イオン含有率との関係を表 3.1-7 の関係式のようにモデル化した。そのフィッティング結果を表 3.1-7、図 3.1-33 に示す。

表 3.1-7 フィッティングより得られた関係式

関係式	$A = a + b \times \exp\{(x - c)/d\}$				$B = f \cdot x + g$	
パラメータ	a	b	c	d	f	g
A	3.51E-13	3.94E-14	55.5	6.56		
B					0.0486	0.781

x : Ca イオン含有率 (%)

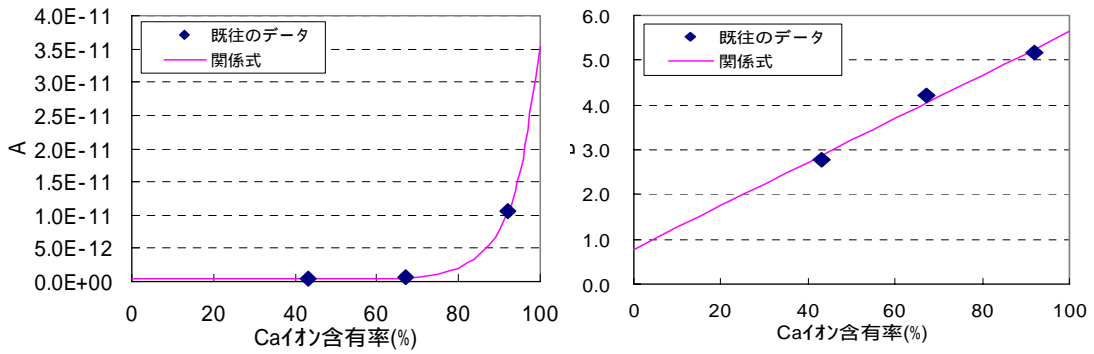


図 3.1-33 定数 A,B のフィッティング結果

以上の結果より、ベントナイト単体の透水係数は以下のように設定する。

$$k = A \times e^B \tag{3.1.20}$$

$$= [ 3.51 \times 10^{-13} + 3.94 \times 10^{-14} \times \exp\{(x - 55.5) / 6.56\} ] \times e^{0.0486x + 0.781}$$

$x$  : Ca イオン含有率 (%)

ケイ砂等が混在している緩衝材、埋戻材の透水係数については、ベントナイト単体の透水係数の設定に基づき、式(3.1.21)に示すような補正係数 C を乗じて評価することとし、C の値については、H15 年度に取得された透水係数 (戸井田ほか,2004) より算定した (表 3.1-8)。

$$k = C \cdot A \times e^B \tag{3.1.21}$$

表 3.1-8 補正係数 C の算定

	透水試験結果				式(3.1.49)による算定値			係数 C
	Ca 型化率	Ca イオン含有率	間隙比	透水係数	係数 A	係数 B	透水係数	
	%	%	-	m/sec	-	-	m/sec	
緩衝材相当	100	92	0.658	4.39E-12	1.07E-11	5.25	1.18E-12	3.71
埋戻材相当	0	43	0.671	6.26E-13	3.57E-13	2.87	1.14E-13	5.51

[ 係数 C ] = (透水係数試験値) ÷ (透水係数算定値)

(3) 関係式のまとめ

(2)の設定した各パラメータの Ca イオン含有率(%)に対する関係式を表 3.1-9 にまとめる。

表 3.1-9 Ca イオン含有率と各パラメータの関係式

パラメータ	関係式 [ x : Ca イオン含有率(%) ]		
材料 セメント混合率	セメント単体 100wt%	緩衝材 70wt%	埋炭材 50wt%
浸透膨潤パラメータ	0.0223	0.00525	0.00200
浸透膨潤パラメータ OCR <sub>b</sub>	$-8.37 \times (\tan^{-1} \left\{ -13.98 \left( 1 - \frac{x}{50} \right) \right\} - 1.5) + 1.9$		
圧縮指数	0.145	0.108	0.083
膨潤指数	$e_0 + \xi(OCR) \exp\{\xi(OCR - 1)\}$ [ 1 < OCR < OCR <sub>b</sub> ]		
	$e_0 + \xi(OCR_b) \exp\{\xi(OCR_b - 1)\}$ [ OCR > OCR <sub>b</sub> ]		
	$e_0 = 0.0280$	$e_0 = 0.0130$	$e_0 = 0.0078$
非可逆比	1 - / ( 、 は上記の式 )		
限界状態パラメータ M	0.459	0.630	0.744
ダイレタンシー係数 D	$\frac{\lambda \Lambda}{\{M(1 + e_0)\}}$ ( 、 、 M は上記の式、e <sub>0</sub> : 初期間隙比 (0.688) )		
透水係数 k [ m/sec ]	$k = CA \times e^B$ ( e : 間隙比 ) A = a + b × exp{(x - c)/d} a = 3.51 × 10 <sup>-13</sup> , b = 3.94 × 10 <sup>-14</sup> , c = 55.5 , d = 6.56 B = fx + g f = 0.0486 , g = 0.781		
	C = 1	C = 3.71	C = 5.51

3.1.3 陽イオン交換以外の影響に関する検討

(1) 間隙水のイオン強度の影響

例えば海水系地下水を想定した場合、降水系地下水に比べてイオン強度が高い。このイオン強度がベントナイトの力学特性（特に膨潤性）、透水特性へ及ぼす影響について近年検討が進められているため、ここではその代表的な成果を示すとともに、本検討におけるベントナイトの力学挙動評価に必要な各パラメータに対する影響を概略評価する。

(a) 力学特性への影響について

田中ほか(2002,2003)は、クニゲル V1、ボルクレイ、クニボンドを用いた試料において、人工海水濃度をパラメータ(0%~100%)とした膨潤変形実験（膨潤量試験）と膨潤圧実験を行い、クニゲル V1 においては人工海水濃度が大きいほど、すなわちイオン強度が大きいほど最大膨潤率と膨潤圧が小さくなること、また Ca 型ベントナイトであるクニボンドにおいては最大膨潤率と膨潤圧の双方が人工海水濃度の影響を受けないこと等を示している(図 3.1-34)。後者については、ベントナイトの Ca 型化が進むにつれて、間隙水のイオン強度が膨潤性能に及ぼす影響が小さくなることを示唆している。

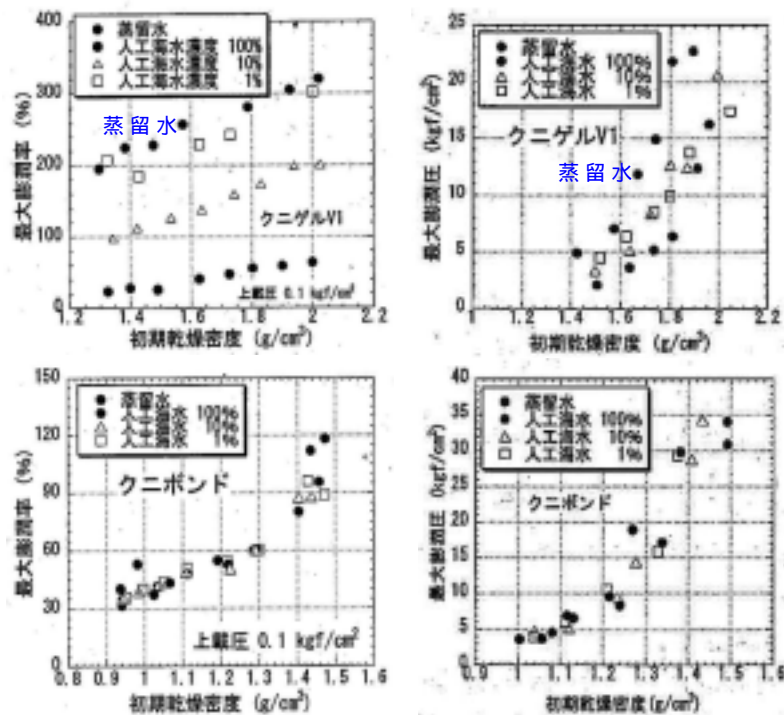


図 3.1-34 人工海水濃度の膨潤性への影響（田中ほか,2002）



以上より、イオン強度が大きくなるとベントナイトの膨潤性能は大きく低下し、またその影響の程度は Ca 型化がすすむと小さくなるといえる。これは言い換えると、イオン強度が高いと Ca 型化ベントナイトの膨潤性能に近づくと解釈することができる。この場合、3.1.2 において検討した、ベントナイトの特有な非線形膨潤挙動特性を規定するパラメータ、 $OCR_b$  については、イオン強度が高くなるにつれて、 $OCR_b$  の値は変わらないが  $OCR_b$  の値は低下し 1 に近づく、と考えることができる。また 3.1.2 において検討したように、非可逆比 ( $\alpha$ )、限界状態パラメータ ( $M$ )、及びダイランシー係数 ( $D$ ) は Ca 型化によってあまり影響を受けないと考えることができるため、間隙水のイオン強度にも依存しないと、いう仮定がなりたつ。

(b) 透水性への影響

松本ほか(1997)は、ケイ砂混合(30wt%)クニゲル V1 に対して、流体として蒸留水と人工海水を用いた透水試験を実施し、イオン強度のより高い人工海水の方が透水係数が大きくなることを報告している。(図 3.1-35)また、菊池ほか(2003)もクニゲル V1 単体に対して同実験を行い、同様の内容を報告している。

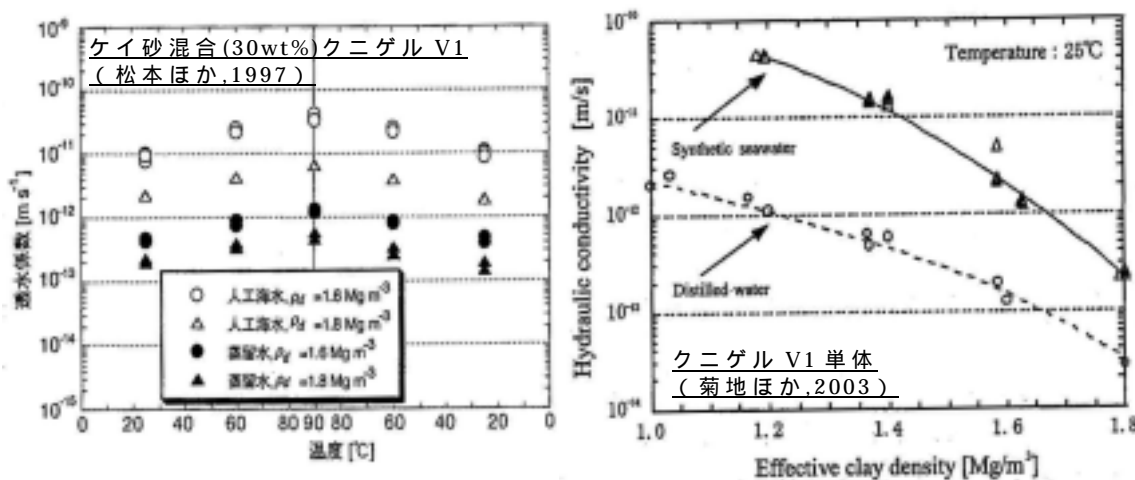


図 3.1-35 人工海水と蒸留水を用いた場合の透水係数の比較

また田中ほか(2000)は、Ca 型化ケイ砂混合(30wt%)クニゲル V1 に対する  $Ca(OH)_2$  溶液を用いた透水試験と、人工海水でバッチ処理したベントナイトとケイ砂(30wt%)の混合体に対する人工海水を用いた透水試験を実施し、いずれも既往の Ca 型化ベントナイトに蒸留水を通水した場合の透水係数とほぼ同等の値を示すことを報告している。

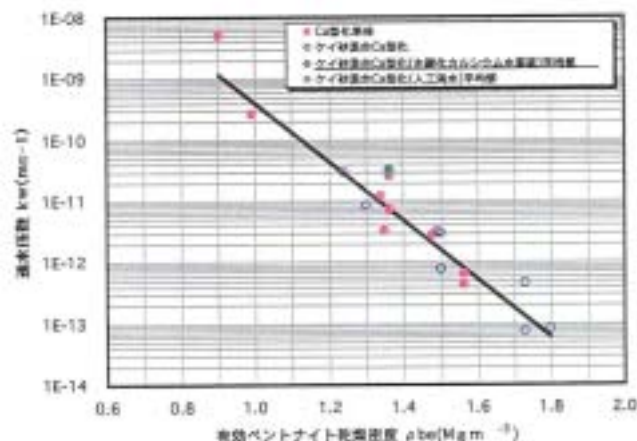


図 3.1-36 Ca(OH)<sub>2</sub> 溶液と人工海水の透水係数への影響(田中ほか,2000)

以上より、イオン強度が大きくなるとベントナイトの透水性は増大し、またその影響の程度は Ca 型化がすすむと小さくなると推察される。これは言い換えると、力学特性への影響と同様、イオン強度が高いと Ca 型化ベントナイトの透水性能に近づくことが解釈することができる。

(2) 含有鉱物（モンモリロナイト）の溶解の影響

TRU 処分坑道においては、使用するセメント系材料の溶解等に起因する高アルカリ浸出液によって緩衝材（ベントナイト）の主要鉱物であるモンモリロナイトが溶解する可能性が示唆されている。しかしながら、それらの溶解反応自体の評価が困難であることに加え、前述のとおり、それに対応する力学データの取得も困難な状況である。したがってここでは、

$$[\text{モンモリロナイトの溶解}] \quad [\text{モンモリロナイト含有量の低下}] \\ = [\text{有効ベントナイト乾燥密度の低下}]$$

と置き換え、乾燥密度の異なる供試体の実験データ、或いはケイ砂混合率の異なる供試体の実験データを参考に、力学・透水特性に与える影響を概略検討する。

まず、モンモリロナイトの溶解率と有効ベントナイト乾燥密度の関係について整理する。

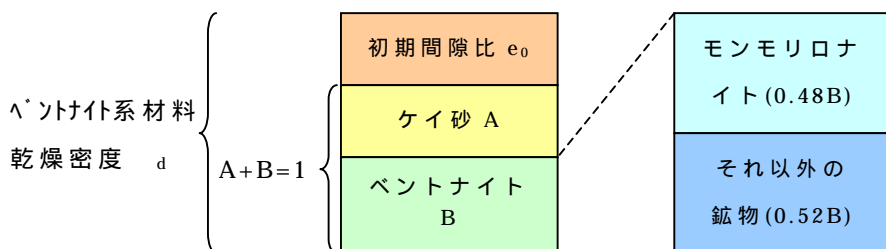


図 3.1-37 ベントナイト系材料の構成

図 3.1-37 にベントナイト系材料の構成の概要を示す。図中の A,B はケイ砂とベントナイトの体積比である。またここでは、既往の文献（核燃料サイクル開発機構,1999）に示されているクニゲル V1 のモンモリロナイトの含有率（46～49%）に基づき、ベントナイト中のモンモリロナイト含有率を 48% と仮定している。

この図 3.1-37 に示される構成のベントナイトの有効ベントナイト乾燥密度  $\gamma_{be}$  は、ケイ砂とベントナイトの比重を  $G_s$  とおくと以下の式(3.1.22)で表される。

$$\gamma_{be} = \frac{B \cdot G_s}{e_0 + B} \quad (3.1.22)$$

また、ケイ砂混合率を Jwt% とすると、

$$A = \frac{\gamma_d \times J / 100}{G_s}, \quad B = \frac{\gamma_d \times (100 - J) / 100}{G_s}, \quad e_0 = \frac{G_s}{\gamma_d} - 1 \quad (3.1.23)$$

ここで、モンモリロナイトの溶解率 X(%)とおき、モンモリロナイトの比重はベントナイトと同じ  $G_s$  であると仮定し、溶解率 X(%)と有効ベントナイト乾燥密度  $\gamma_{be}$  の関係を定式化する。

考え方は大きく二通りあり、一つは、モンモリロナイトは溶解後は完全に消失する、すなわちモンモリロナイトが溶解することによって、ベントナイト量(B)がその分減少し、間隙比( $e_0$ )がその分増加するという考え方である。(この考え方を以後「ケース 1」と称する) もう一つは、既往の研究(奥津ほか,2002)で報告されている「モンモリロナイトの溶解に伴い二次鉱物が沈殿する」という事象を、極端に捉える考え方であり、モンモリロナイトは溶解後同体積のケイ砂(不活性な固相)になる(この考え方・仮定を以後「ケース 2」と称する)、という考え方である。

以上の二つの考え方において、モンモリロナイトが溶解することによる図 3.1-37 の変更点を以下にまとめる。

$$[\text{ケース 1}] \quad B \quad B' = B - \frac{X}{100} \cdot 0.48B \quad (\text{ベントナイト量の減少}) \quad (3.1.24)$$

$$e_0 \quad e = e_0 + \frac{X}{100} \cdot 0.48B \quad (\text{間隙比の増加}) \quad (3.1.25)$$

$$[\text{ケース 2}] \quad B \quad B' = B - \frac{X}{100} \cdot 0.48B \quad (\text{ベントナイト量の減少}) \quad (3.1.26)$$

$$A \quad A' = A + \frac{X}{100} \cdot 0.48B \quad (\text{ケイ砂の増加}) \quad (3.1.27)$$

$$e_0 \quad e_0 \quad (\text{間隙比は不変})$$

以上のより、ケース、の二通りについて、モンモリロナイトの溶解率(%)と有効ベントナイト乾燥密度(Mg/m<sup>3</sup>)の関係を図 3.1-38 に示す。なお、ベントナイト系材料の溶解前の仕様は表 3.1-10 のとおりであり、ここでは影響度合いの概略を把握するために、ベントナイト単体を対象とした。

表 3.1-10 ベントナイト仕様

乾燥密度 d	1.6Mg/m <sup>3</sup>
比重 Gs	2.7
ケイ砂混合率 J	0wt%
モンモリロナイト含有率	48%

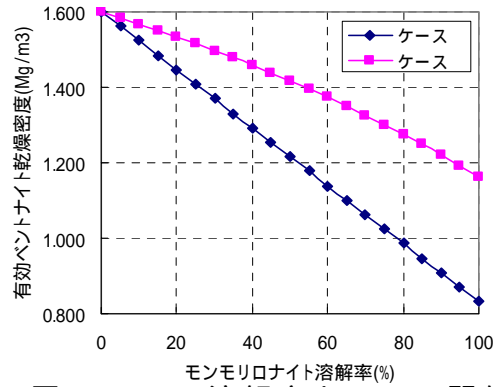


図 3.1-38 溶解率と  $\gamma_{be}$  の関係

(a) 膨潤性能への影響について

ベントナイトが高い膨潤性能を有する所以である、構成鉱物のモンモリロナイトが高アルカリによって溶解すれば、膨潤性能が低下することは容易に想像がつく。ここでは、前述の仮定等に基づき低下度合いの定量化を試みる。

既往の研究において以下の式が提案されている。

[Na 型クニゲル V1]

$$P = 10^{2.130\gamma_{be} - 3.275} \quad (\text{前田ほか, 1998}) \quad (3.1.28)$$

[Ca 型化クニゲル V1]

$$P = 10^{2.451\gamma_{be} - 3.867} \quad (\text{前田ほか, 1998}) \quad (3.1.29)$$

P : 平衡膨潤圧 [MPa]

$\gamma_{be}$  : 有効ベントナイト乾燥密度 [Mg/m<sup>3</sup>]

以上の式(3.1.28)、(3.1.29)、及び式(3.1.22)～式(3.1.27)より算定されるモンモリロナイトの溶解率と膨潤圧の関係を、ケース、の考え方について図 3.1-39 に参考として示す。

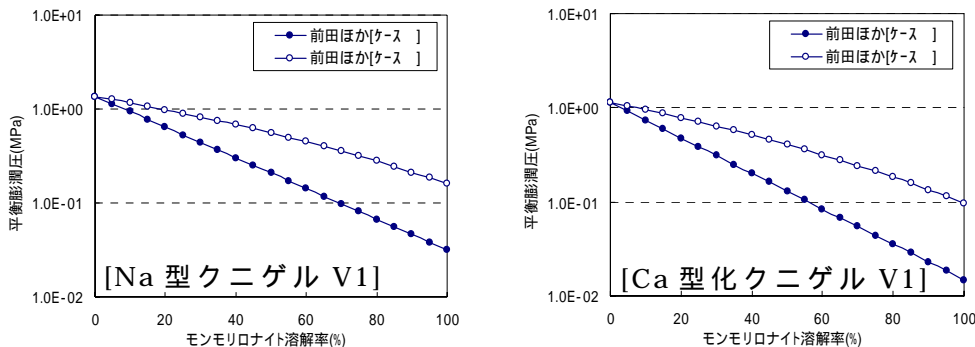


図 3.1-39 溶解率と平衡膨潤圧の関係 (参考)

また膨潤量については、既往の研究（笹倉ほか,2002）において、膨潤量試験ではおおよそ以下の最終間隙比になることが報告されている。

$$[\text{Na 型クニゲル V1}] \quad e_f = 5.815$$

$$[\text{Ca 型化クニゲル V1}] \quad e_f = 1.182$$

$e_f$  : 最終間隙比（膨潤後の間隙比）

この最終間隙比  $e_f$  は、ベントナイト単体の場合、ベントナイト量に対する体積比であるので、モンモリロナイトの溶解によりベントナイトの量が減少すれば膨潤量も減少することになる。

これらのことから、膨潤率  $S(\%)$  を初期の体積（ $e_0 + B$ ）に対する体積増加割合（ $\%$ ）と定義した場合、ケース、 の考え方に基づいた膨潤率は式(3.1.30)、(3.1.31)のとおりとなる。

$$\text{ケース} : S = \frac{B' + e_f \times B' - e_0 - 1}{1 + e_0} \times 100 (\%) \quad (3.1.30)$$

$$\text{ケース} : S = \frac{A' + B' + e_f \times B' - e_0 - 1}{1 + e_0} \times 100 (\%) \quad (3.1.31)$$

式(3.1.30)、(3.1.31)、及び(3.1.23)～(3.1.27)を用いて、算出したモンモリロナイトの溶解率と膨潤率の関係を図 3.1-40 に参考として示す。

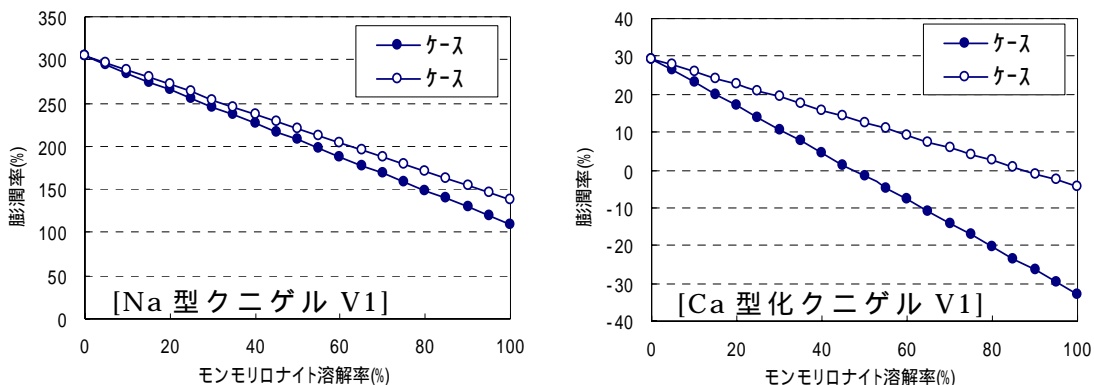


図 3.1-40 モンモリロナイトの溶解率と膨潤率の関係（参考）

図 3.1-39 では、モンモリロナイトが溶解することによって最大 2 オーダー程度膨潤圧が減少し、図 3.1-40 では大きく膨潤率が低下していることが伺える。Ca 型化クニゲル V1 においては、モンモリロナイトの溶解がすすむと膨潤率が負に転じており、もともとの体積を保てず体積減少を起こす結果が出ている。これは十分に起こりうる現象であると思われる。

ここで行った簡易計算においては、モンモリロナイトが全て溶解しても膨潤性能は完全には消失しないという仮定にもとづいているため、実際の性能低下はもっと著しいものになると推定される。このことより、

3.1.1 において高度化したベントナイト系材料の構成方程式における、ベントナイトの非線形膨潤挙動を定義する浸透膨潤パラメータ ( $\alpha$ ,  $OCR_b$ ) は、モンモリロナイトの溶解に伴い  $\alpha$  は 0 に、 $OCR_b$  は 1 に漸近する形で著しく低下するものと推察される。

(b) 圧密特性への影響について

既往の圧密試験結果（核燃料サイクル開発機構,1999）より、以下の傾向が伺える。

- ・ 同じ初期乾燥密度のベントナイト材料（Na 型）において、ケイ砂を混合した場合とベントナイト単体の場合の圧縮指数  $\lambda_c$  は同等の値を示している。
- ・ 除荷段階における初期の勾配（本検討における  $\lambda_{c0}$  に相当）は、初期の乾燥密度、ケイ砂混合の有無によらずほぼ同等である。

データ数が少なく、またモンモリロナイトの溶解に伴って沈殿する二次鉱物の力学特性が不明なことから断定は勿論できないが、上記を真実と捉えた場合、モンモリロナイトが溶解しても、少なくともケイ砂と同等の鉱物が析出する、或いは二次鉱物は出来ないと仮定した際には、圧縮指数  $\lambda_c$ 、膨潤指数  $\lambda_r$  には大きな影響はない、と考えることが出来る。この場合、 $\lambda_{c0}$  から算出される非可逆比  $\lambda_{c0}/\lambda_c$  についても、大きな影響はないということになる。

(c) せん断挙動への影響について

既往の三軸圧縮試験結果（核燃料サイクル開発機構,1999）では、ケイ砂をベントナイト(Na 型)に混合することによって限界状態パラメータ  $M$  は増加している。このことから、モンモリロナイトの溶解に伴って沈殿する二次鉱物が比較的剛性が高く、砂として評価しうるようなものであれば、せん断強度を規定する限界状態パラメータ  $M$  は増加する可能性がある。また、モンモリロナイトが全く溶けてなくなってしまうと考えた場合は、単に乾燥密度が低下するという解釈が成り立ち、限界状態パラメータ  $M$  自体はさほど影響を受けない可能性がある。またこの時、ダイラタンシー特性を規定するダイラタンシー係数  $D$  ( $=(\lambda_{c0} - \lambda_c)/(1+e_0)/M$ ) は、(2)-2 より  $\lambda_{c0}$  も一定と仮定すると、初期間隙比  $e_0$  のみが減少することになるので、 $D$  は増加することになる。

(d) 透水性への影響について

既往の研究において以下の式が提案されている。

[Na 型クニゲル V1]

$$k = 10^{-1.328\gamma_{be}-10.447} \quad (\text{前田ほか,1998}) \quad (3.1.32)$$

$$k = 4.90 \times 10^{-13} \times e^{2.570} \quad (\text{笹倉ほか,2003}) \quad (3.1.33)$$

[Ca 型化率 50%クニゲル V1]

$$k = 6.30 \times 10^{-13} \times e^{2.513} \quad (\text{笹倉ほか,2003}) \quad (3.1.34)$$

[Ca 型化クニゲル V1]

$$k = 10^{-4.779\gamma_{be}-4.614} \quad (\text{前田ほか,1998}) \quad (3.1.35)$$

$$k = 1.09 \times 10^{-11} \times e^{4.698} \quad (\text{笹倉ほか,2003}) \quad (3.1.36)$$

k : 透水係数 [m/sec]

$\gamma_{be}$  : 有効ベントナイト乾燥密度 [Mg/m<sup>3</sup>]

e : 間隙比 [ - ]

以上の式 (3.1.32) ~ (3.1.36)、及び式 (3.1.22) ~ 式 (3.1.27) より算定されるモンモリロナイトの溶解率と透水係数の関係を、ケース、の考え方について図 3.1-41 に参考として示す。

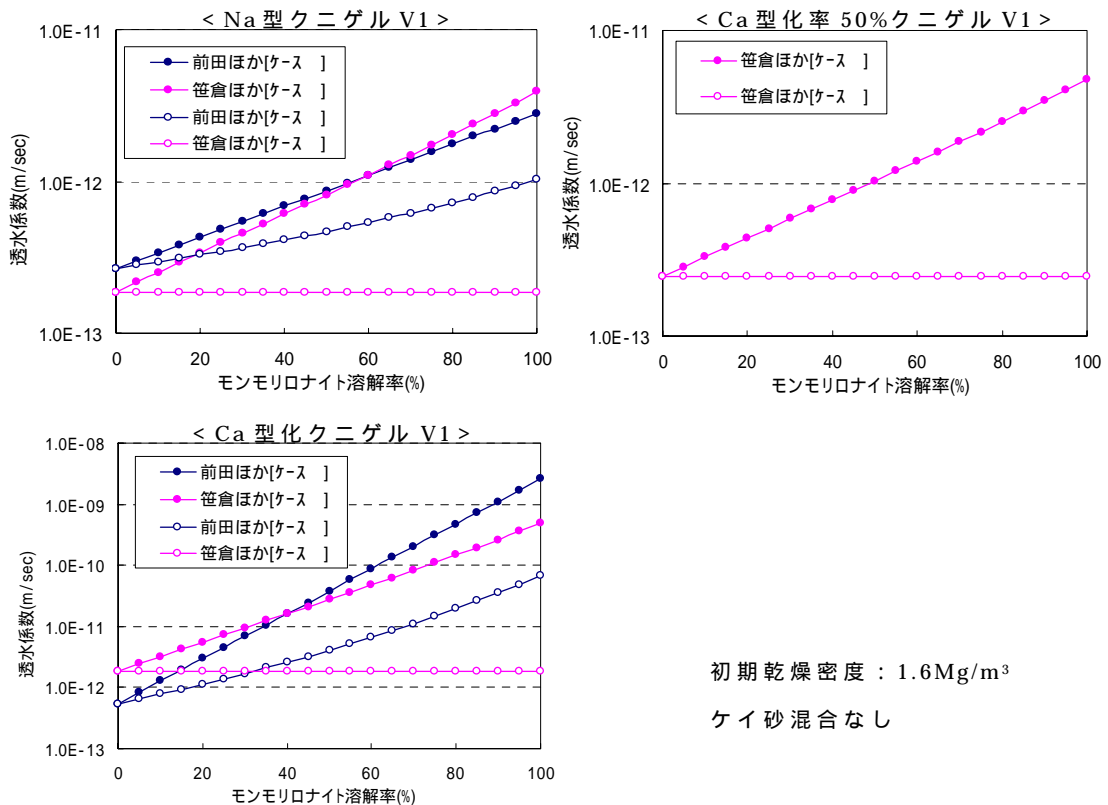


図 3.1-41 モンモリロナイトの溶解率と透水係数の関係 (参考)

図 3.1-41 をみると、Na 型クニゲル V1 単体、及び Ca 型化率 50%クニゲル V1 単体では、モンモリロナイトが 100%溶解すると最大で 1 オーダー程度透水係数が上昇し、Ca 型化クニゲル V1 単体では最大で 4 オーダー程度透水係数が上昇している。しかしながらモンモリロナイトがすべて溶解してしまえば、本当であれば陽イオン交換率という概念は無くなってしまうため、すべてのクニゲル V1 で同程度の透水係数になるのが妥当と考えられるため、ケース 1、2 のような簡易な考え方では評価に限界があるといえる。

また、ケース 3 の考え方では、モンモリロナイトはケイ砂に置換され間隙比自体は変わらないため、笹倉ほかの提案式では透水係数は溶解率によらず一定となる。本来は各種クニゲル V1 単体に対して提案された式であるため、ケース 4 の考え方で式 (3.1.33)、(3.1.34)、(3.1.36) を適用するのは適当とは言えない。

#### (e) まとめ

(a) ~ (d)における概略検討の結果についてまとめる。

・ベントナイトの膨潤性能、及び止水性能は、既往の経験式等により概略評価した場合、モンモリロナイトの溶解によって著しく性能が低下する結果となった。ただし、ここでは有効ベントナイト密度を指標としているため、モンモリロナイトが全て溶解しても膨潤性能をまだ有する等の不整合があり、より現実的な性能評価には、モンモリロナイト自体の量、或いは密度を指標とした評価が必要と思われる。

・ベントナイトの圧密特性、及びせん断特性については、既往のデータを見る限り、モンモリロナイトの溶解による影響は、膨潤性能や止水性能への影響よりも小さいと推察される。ただし、データが少ないため断定は出来ず、今後これらのデータを蓄積していく必要がある。



### 3.2 セメント系材料の力学的変遷挙動評価モデルの構築

#### 3.2.1 評価手法の妥当性の検討

ここでは前述のとおり、システム構築 において構築した、セメント系材料の化学的変遷(Ca成分の溶出)に伴う変形挙動の評価手法について、その妥当性を検討する。

システム構築 における評価手法は、セメント系材料の化学的変遷に伴う力学挙動(応力-ひずみ関係)を、

自重と緩衝材等の膨潤圧による変形(初期状態)

Ca成分の溶出に伴うセメント系材料の剛性低下による変形

Ca成分の溶出に伴うセメント系材料の剛性・強度低下による変形の3つの部分に分けて考え、図3.2-1に示した挙動を想定し、モデル化したものである。

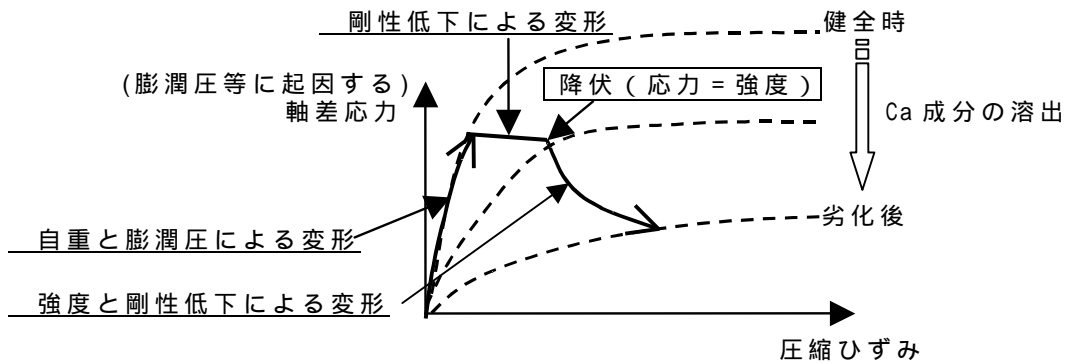


図 3.2-1 システム構築 で想定した応力-ひずみ関係

まず先に、「モデル化」、及び「評価手法」という言葉の定義をここで整理する。

セメント系材料の長期的力学挙動を評価するための解析コードを構築するにあたり、システム構築 においては大きく3段階のモデル化を実施している。

一つは、(A)セメント系材料の化学的変遷に伴う応力-ひずみに関係(図3.2-1における実線)が、前述の ~ の3つのフェーズで表現され、各化学的変遷段階における応力-ひずみ関係(図3.2-1における破線)によって定義されると想定したことである。

次は、(B)セメント系材料の各化学的変遷段階における応力-ひずみ関係を、弾性係数と圧縮強度から定義されるバイリニアな関係に設定したことである。

最後は、(C)セメント系材料の各化学的変遷段階における弾性係数と圧縮強度を Ca 溶出率等の化学的変遷指標との関係式によって評価する、としたことである。

ここで便宜上、本検討においては上記(A)と(B)を合せて「評価手法」と称し、(A)～(C)のモデル化を

(A)変形挙動のモデル化

(B)応力-ひずみ関係のモデル化

(C)各パラメータのモデル化(関係式の定式化)

と称することとする。すなわち、3.2.1 においては(A)と(B)に対する妥当性の検討を行い、(C)の妥当性の検討については 3.2.2 において実施する。

#### (1) 変形挙動のモデル化の妥当性の検討

図 3.2-1 の示した本検討におけるモデル化の考え方の妥当性を検討することを目的に、関連する既往の研究として、強度・剛性等が変化する物体の経時的な応力・ひずみ関係の評価している研究事例を調査した。その調査結果として、既往の関連研究数件について以下に記載する。

足立ら(1992)は、温度等をパラメータとした、種々の凍結砂で三軸試験を実施し、足立・岡モデルによる解析結果と比較し、応力-ひずみ関係への温度影響等を検討している。しかしながら、ここでの評価手法に対応する、同供試体での温度変化に伴う力学挙動等については検討されていない。

高志ら(1980)は、塩分濃度、及び温度等の異なる砂凍土の強度、弾性係数への影響を検討している。しかしながら、上記研究と同様に、同供試体で温度変化に伴う力学挙動等は扱っていない。

また、山辺ら(2003)は、粘着力(強度)の温度依存性と弾性係数の応力依存性を考慮した凍結・融解解析を実施し、凍結・融解実験結果と比較しその妥当性を評価している。しかしこの研究も、本研究のような剛性・強度が変化することによる変形挙動の把握を目的としたものではなく、剛性の変化、粘着力(強度)の変化についての詳細な解析的手法までは触れていない。

このように、本研究と若干関連する研究は数件あったものの、システム構築で構築した評価手法の妥当性を検証できるような研究成果はなかった。

したがって、この評価手法自体の妥当性を検証するには、新たに何らかの実験を行う以外はない。

例えば、凍結砂試料に対し、ある荷重をかけ続けた状態で温度を低下させたときの変形挙動を計測する、といった実験も考えられるが、試料の温

度変化に伴う物性変化が一様にはならず、その供試体内の物性変化自体の経時的、および場所的(三次元)な変化を評価することも必要となるため、評価手法の検証に用いる試験としては相応しくない。

また、図 3.2-2 の概略図に示したような試験装置を開発し、セメント系供試体について、荷重をかけた状態で供試体を通水劣化させ、その際の変形(一次元)を計測するという方法も考えられる。このような試験を行う場合は、供試体の化学的変遷状況を評価するための実験が別途必要であり、また力学挙動に影響を与えると考えられる供試体周面の摩擦力、

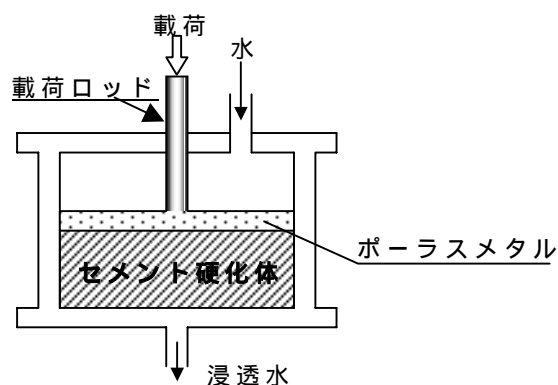


図 3.2-2 検証試験案概要図

及び周面鉛直力の測定が必要となるが、技術的には見込みがない方法ではない。ただし、供試体に载荷するためのロッド部の止水性等の問題があるため、実際可能であるかどうかは別途詳細に検討する必要があると思われる。

以上のように、システム構築 において構築した変形挙動のモデル化の妥当性を確認するためには、なんらかの確認試験が必要であるが、現状ではその試験をすぐに実施できる状況ではないため、本年度もシステム構築 における評価手法を採用するものとする。なお、先に述べた「Ca 成分の溶出に伴うセメント系材料の剛性低下による変形」については、変形挙動のモデル化そのものの検証とは意味合いが異なるが、既往の研究(武井ほか, 2002a, 2002b, 2003a, 2003b, 戸井田ほか, 2004)において実施されている、通水劣化試料に対する一軸圧縮試験結果を用いて、化学的変遷指標と各パラメータの関係式の検証という位置付けで、応力-ひずみ関係の妥当性評価を 3.2.2(2)において実施している。また、現況において一番評価、検証が困難と考えられる、セメント系材料が降伏した後の「Ca 成分の溶出に伴うセメント系材料の剛性・強度低下による変形」については、セメント系材料の物性の与え方が、降伏前、及び降伏後の力学挙動にどの程度影響を与えるかを 3.2.2(6)において評価している。双方の評価をうけて、各物性を保守的に設定することによって、本評価手法の保守性を高めている。

(2) 応力-ひずみ関係のモデル化の検証

ここでは、セメント系材料の各化学的変遷段階における応力-ひずみ関係を、弾性係数と圧縮強度から定義されるバイリニアな関係にモデル化したことに対する検証を実施する。

(a) 検証方法

このようなモデル化を検証する場合、例えば一様に Ca 成分が溶出した供試体を作成し、その応力-ひずみ関係をシミュレートする事が望ましい。しかし、既往の通水試験、浸漬試験のいずれの試験においても、Ca 成分を一様に溶出させることは困難である。そこで、既往の研究(武井ほか,2002)において実施された、一軸圧縮試験の出発試料(表 3.2-1)を用いて、セメント系材料の力学モデルの検証を実施する。なお、化学的変遷指標から圧縮強度、弾性係数等を設定する関係式(前述の(C)のモデル化)の検証ではないため、試験結果から得られた圧縮強度、弾性係数の平均値を入力する。

表 3.2-1 検証に用いる諸物性 (武井ほか,2002)

試験 ケース	W/C (%)	液固比	通水前乾	含水	圧縮強度		弾性係数		ポアソン比	
			燥重量(g)	重量(g)	(N/mm <sup>2</sup> )	平均	( $\times 10^4$ N/mm <sup>2</sup> )	平均		平均
1	85	出発試料	58.58	83.38	6.82	6.65	0.34	0.34	0.27	0.29
			58.13	83.00	6.62		0.37		0.38	
			58.80	83.56	6.52		0.31		0.22	
6	105	出発試料	50.51	76.71	3.93	3.94	0.25	0.31	0.24	0.22
			50.63	76.78	3.73		0.24		0.24	
			50.20	75.58	4.16		0.44		0.18	

(b) 解析モデル

解析モデルおよび境界条件を図 3.2-3 にしめす。解析は対称性を考慮し、半断面で実施する。また、試料に貼り付けてあるひずみゲージの位置を考慮し、シミュレーション結果は、強制変位による反力(軸応力)と中央のひずみとの関係によって評価する。

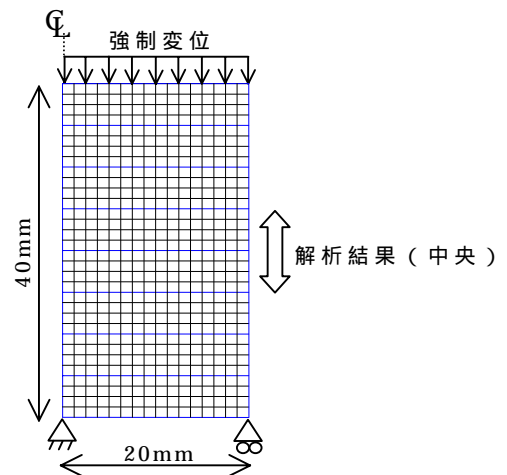


図 3.2-3 シミュレーション解析モデル

(c) 解析結果

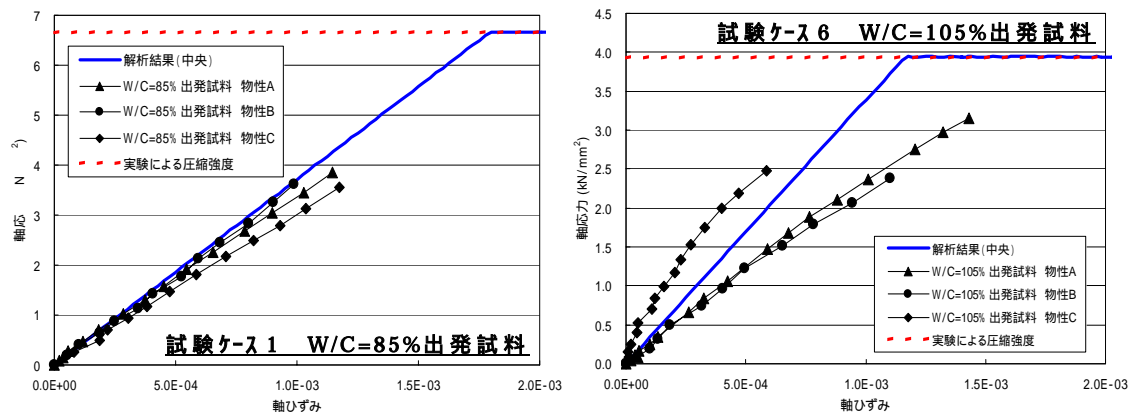


図 3.2-4 応力-ひずみ関係

(d) 結果のまとめ

図 3.2-4 に試験ケース 1、6 の応力-ひずみ関係を示す。それぞれ出発試料であるためモデル全体が同じ物性であり、解析には試験結果から得られた圧縮強度および弾性係数を用いた。実験結果では破壊するまでの応力-ひずみ関係は計測されていないが、解析結果と実験結果の応力-ひずみ関係の勾配を比較すると、良く整合している。また軸応力が実験結果より得られた圧縮強度に達した時点で破壊が生じている。

これにより、提案した応力-ひずみ関係(弾性係数と圧縮強度から定義されるバイリニアな関係)でおおよそ実験結果がシミュレート出来ることが確認された。

### 3.2.2 化学的変遷指標と各パラメータの関係式の検討

#### (1) 化学的変遷指標について

システム構築 においては、式(3.2.1)で定義される「Ca 溶出率(%)」を化学的変遷指標として設定し、弾性係数等の各パラメータとのビッカース硬度を介した形で関係を定式化した。

$$\begin{aligned} \text{Ca 溶出率(\%)} \\ = \text{溶出量} \div \text{初期状態に含まれる Ca 元素量} \times 100 \quad (3.2.1) \end{aligned}$$

既往の研究(武井ほか,2003、戸井田ほか,2004)においては、この Ca 溶出率とビッカース硬度の関係、及びビッカース硬度と各パラメータの関係の整理に加え、Ca 溶出率からビッカース硬度を介在させて各パラメータを推定する関係式も整理しており、前者と同程度、あるいはそれ以上の相関があることを示している。

以上のことから、本検討においては化学的変遷指標としては、システム構築 同様の「Ca 溶出率」を採択し、必要な力学パラメータとの関係式については、

：ビッカース硬度を介在する方法

：空隙率(%)を介在する方法

の2ケースについて設定、検証することとする。なお の方法については、既往の研究(武井ほか,2003)で取得されている、硝酸塩等の影響を受けた劣化セメントペースト試料の力学特性についても、設定した関係式によって評価できる可能性があるため、液相中のイオンの影響についても検討することとする。

(2) セメントペーストに対する関係式の整理と検証

(a) 関係式の整理

セメント系材料のうち、セメントペーストの弾性係数、(一軸)圧縮強度、及び透水係数に関して、先に述べた と の関係式が提案されているため、ここではそれらを整理する。なお、透水係数については、の空隙率との関係式のみが提案されている。

)ピッカ - ス硬度を介在する関係式

Ca 溶出率からピッカース硬度 (ピッカース硬度比) を求め、さらにピッカース硬度からセメントペーストの弾性係数  $E_p$  および一軸圧縮強度  $\rho$  を求める関係式 (戸井田ほか, 2004)。

$$Hv_0 = 1.83 \times 10^5 \times (W/C)^{-2.33} \quad (3.2.2)$$

$$Hv \text{ 比} = - 0.0097 \times LC + 0.954 \quad (\text{図 } 3.2-5) \quad (3.2.3)$$

$$Hv = Hv_0 \times Hv \text{ 比} \quad (3.2.4)$$

$$E_p = 0.31 \times 10^4 \times Hv \text{ [MPa]} \quad (\text{図 } 3.2-6) \quad (3.2.5)$$

$$\rho = 1.626Hv \text{ [MPa]} \quad (\text{図 } 3.2-6) \quad (3.2.6)$$

$Hv_0$  : 初期ピッカース硬度、 $W/C$  : 水セメント比 (%)

$LC$  : Ca 溶出率、 $Hv$  : ピッカース硬度、 $Hv \text{ 比}$  : ピッカース硬度比

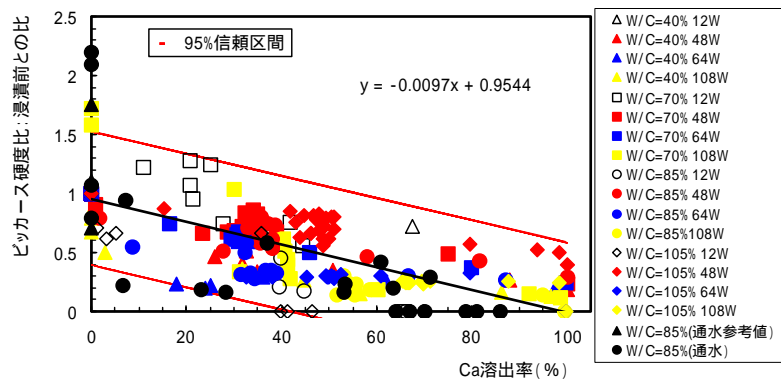


図 3.2-5 Ca 溶出率とピッカ - ス硬度比の関係 (戸井田ほか, 2004)

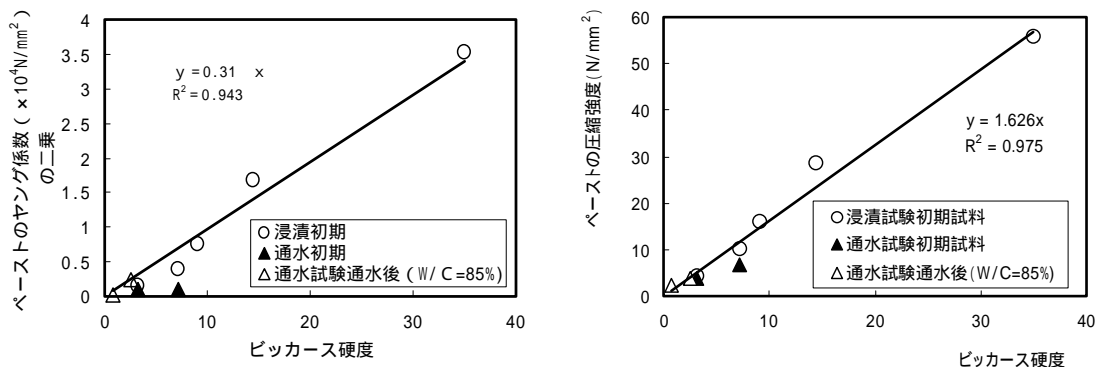


図 3.2-6 ピッカ - ス硬度と弾性係数、圧縮強度の関係 (戸井田ほか, 2004)

) 空隙率を介在する関係式

変形による空隙率の変化分を含まない空隙率  $c$  (%)からセメントペーストの弾性係数  $E_p$ 、一軸圧縮強度  $p$ 、及び透水係数  $k_p$  を求める関係式 (戸井田ほか, 2004)。

$$E_p = 11.497 \times 10^4 \times e^{(-0.066 \times c)} \text{ [MPa]} \text{ ( 図 3.2-7 )} \quad (3.2.7)$$

$$p = 308.16 \times e^{(-0.0762 \times c)} \text{ [MPa]} \text{ ( 図 3.2-7 )} \quad (3.2.8)$$

$$k_p = 10^{(-6.23+9.30 \times \log(c/100))} \text{ [ m/sec ]} \text{ ( 図 3.2-8 )} \quad (3.2.9)$$

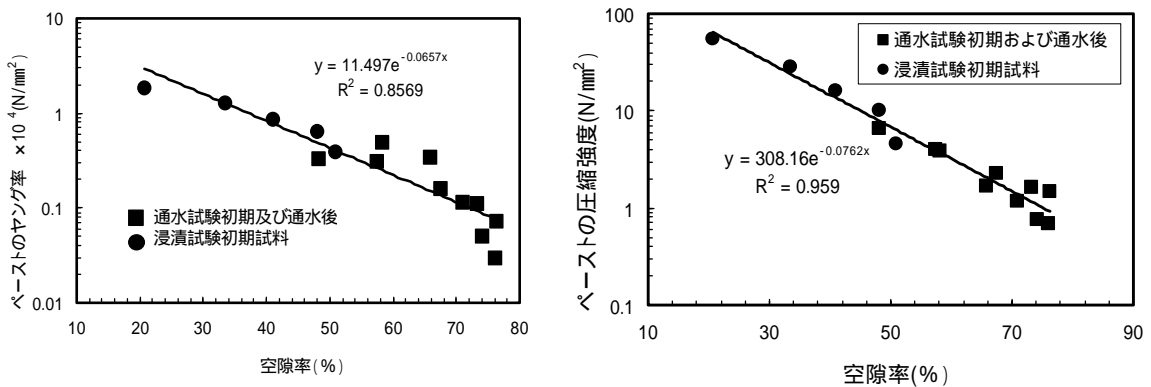


図 3.2-7 空隙率と弾性係数、圧縮強度の関係 (戸井田ほか, 2004)

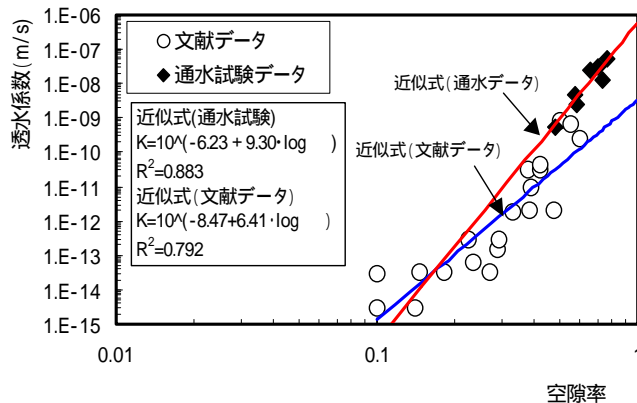


図 3.2-8 空隙率と透水係数の関係 (戸井田ほか, 2004)

なお空隙率については、化学的変遷解析のアウトプットとして得られるが、3.4.1における解析ではインプットとして与える必要がある。インプットとしては Ca 成分溶出率の方が与えやすいため、既往の研究(戸井田ほか, 2004)で与えられている下記の関係式を利用するものとする。

$$\text{水セメント比 } 40\% : = 0.512 \cdot LC + 19.8 \quad (3.2.10)$$

$$\text{水セメント比 } 55\% : = 0.474 \cdot LC + 32.3 \quad (3.2.11)$$

$$\text{水セメント比 } 70\% : = 0.399 \cdot LC + 39.8 \quad (3.2.12)$$

$$\text{水セメント比 } 85\% : = 0.320 \cdot LC + 47.3 \quad (3.2.13)$$

$$\text{水セメント比 } 105\% : = 0.261 \cdot LC + 54.0 \quad (3.2.14)$$



(b) 関係式の検証

(a)で整理した関係式の検証のため、既往の研究（武井ほか、2002,2003）において実施された通水劣化セメントペーストを用いた一軸圧縮試験のシミュレーション解析を実施する。検証に用いる既往の試験ケースを表 3.2-2 に示す。また、供試体の寸法やひずみを測定している位置を図 3.2-9 に示す。

表 3.2-2 検証の参考にする実験ケース（武井ほか,2002、2003）

ケース名	W/C(%)	積算液固比	ひずみゲージの位置
通水試験ケース 1	85	出発試料	中央 1 箇所
通水試験ケース 5	85	500	上下 2 箇所
通水試験ケース 6	105	出発試料	中央 1 箇所
通水試験ケース 10	105	500	上下 2 箇所

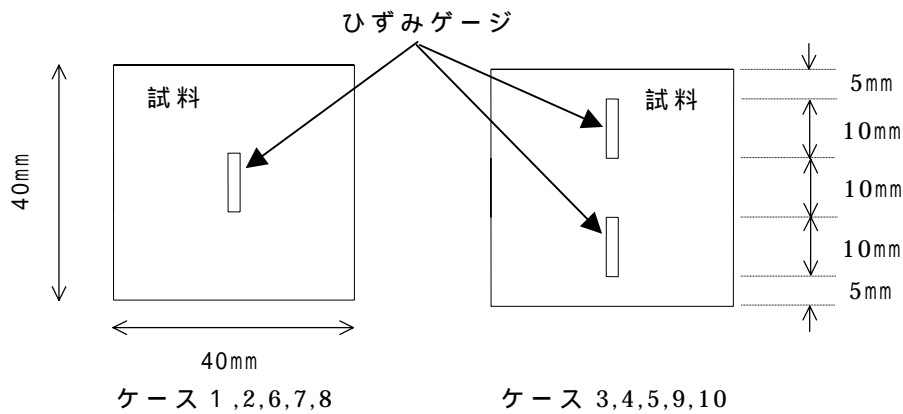


図 3.2-9 試料の寸法とひずみゲージ位置

(b)-1 検証方法

表 3.2-2 に示した通水劣化試料は Ca 成分の溶出度合いが試料内で均一にはなっていない。したがって、(a)において整理した関係式を用いて層毎（通水方向）の物性を算出し、シミュレーション解析を実施することによって関係式の検証を実施する。表 3.2-2 に示した試験ケースの試料の CaO 溶出率を表 3.2-3 に示す。またシミュレーション解析モデルを図 3.2-10 に示す

表 3.2-3 各深度における CaO 溶出率計算結果（武井ほか,2002,2003）

試験 ケース	W/C (%)	液固比	表面からの各深度(mm)における CaO 溶出率(%)							
			2.5	7.5	12.5	17.5	22.5	27.5	32.5	37.5
1	85	出発試料	0	0	0	0	0	0	0	0
5		500	89.7	84.4	76.0	75.0	72.9	70.9	69.3	64.2
6	105	出発試料	0	0	0	0	0	0	0	0
10		500	90.7	83.5	76.1	71.3	70.1	70.4	69.7	69.1

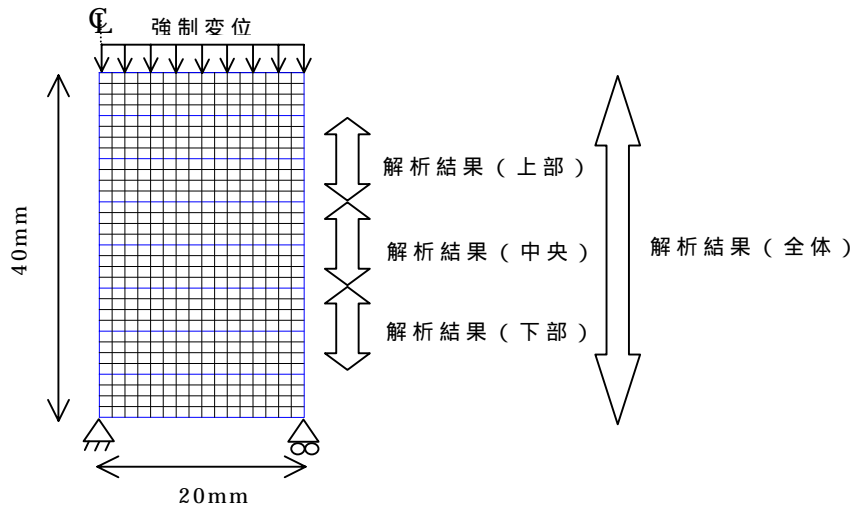


図 3.2-10 シミュレーション解析モデル

また、表 3.2-3 に示した CaO 溶出率(%)から(a)で整理した関係式から算定されるシミュレーション解析用物性値(弾性係数と圧縮強度)を表 3.2-4,5 に示す。

表 3.2-4 ビッカース硬度を用いて算出した弾性係数と圧縮強度

弾性係数(ビッカース硬度から)			表面からの各深度(mm)における弾性係数(MPa)							
試験ケース	W/C (%)	液固比	2.5	7.5	12.5	17.5	22.5	27.5	32.5	37.5
1	85	出発試料	7321.3	7321.3	7321.3	7321.3	7321.3	7321.3	7321.3	7321.3
		500	2171.3	2757.4	3490.1	3567.4	3724.3	3867.9	3979.0	4314.2
6	105	出発試料	5723.7	5723.7	5723.7	5723.7	5723.7	5723.7	5723.7	5723.7
		500	1596.4	2224.1	2722.4	3001.8	3067.6	3051.3	3089.3	3121.4

圧縮強度(ビッカース硬度から)			表面からの各深度(mm)における圧縮強度(MPa)							
試験ケース	W/C (%)	液固比	2.5	7.5	12.5	17.5	22.5	27.5	32.5	37.5
1	85	出発試料	9.07	9.07	9.07	9.07	9.07	9.07	9.07	9.07
		500	0.80	1.29	2.06	2.15	2.35	2.53	2.68	3.15
6	105	出発試料	5.54	5.54	5.54	5.54	5.54	5.54	5.54	5.54
		500	0.43	0.84	1.25	1.52	1.59	1.58	1.61	1.65

表 3.2-5 空隙率を用いて算出した弾性係数と圧縮強度

弾性係数(空隙率から)			表面からの各深度(mm)における弾性係数(MPa)							
試験ケース	W/C (%)	液固比	2.5	7.5	12.5	17.5	22.5	27.5	32.5	37.5
1	85	出発試料	5067.6	5067.6	5067.6	5067.6	5067.6	5067.6	5067.6	5067.6
		500	762.2	852.4	1017.9	1039.6	1086.8	1133.7	1172.6	1306.0
6	105	出発試料	3256.6	3256.6	3256.6	3256.6	3256.6	3256.6	3256.6	3256.6
		500	682.7	772.8	877.9	953.6	973.5	968.5	980.2	990.4

圧縮強度(空隙率から)			表面からの各深度(mm)における圧縮強度(MPa)							
試験ケース	W/C (%)	液固比	2.5	7.5	12.5	17.5	22.5	27.5	32.5	37.5
1	85	出発試料	8.38	8.38	8.38	8.38	8.38	8.38	8.38	8.38
		500	0.94	1.07	1.31	1.35	1.42	1.49	1.55	1.75
6	105	出発試料	5.03	5.03	5.03	5.03	5.03	5.03	5.03	5.03
		500	0.83	0.96	1.11	1.22	1.25	1.24	1.26	1.27

(b)-2 シミュレーション結果

)Ca 溶出率からビッカース硬度を介して算定する関係式

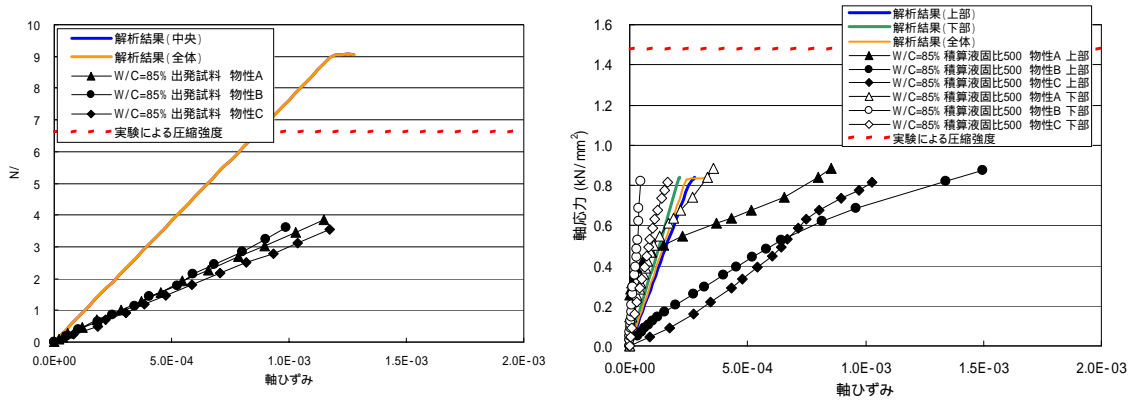


図 3.2-11 試験ケース 1 の応力-ひずみ関係 (W/C=85%)

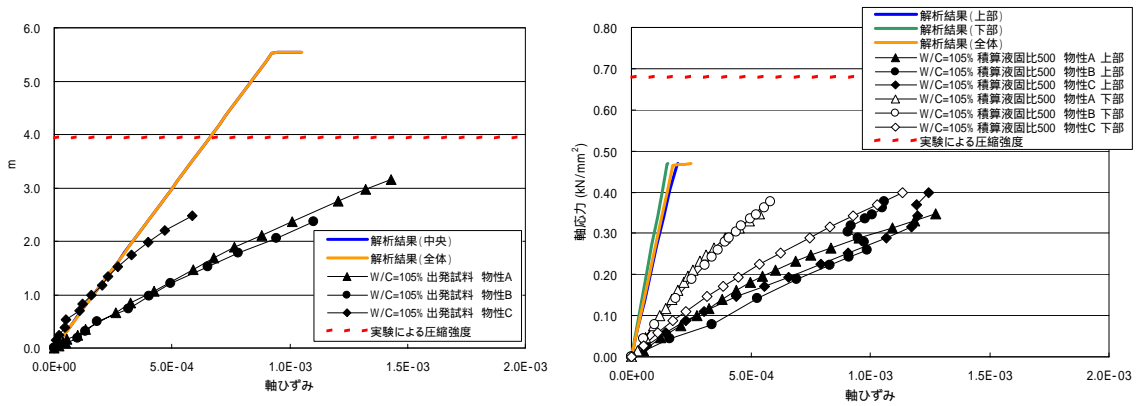


図 3.2-12 試験ケース 6 の応力-ひずみ関係 (W/C=105%)

) 空隙率を化学的変遷指標とした関係式

(ただし空隙率は Ca 溶出率から算定)

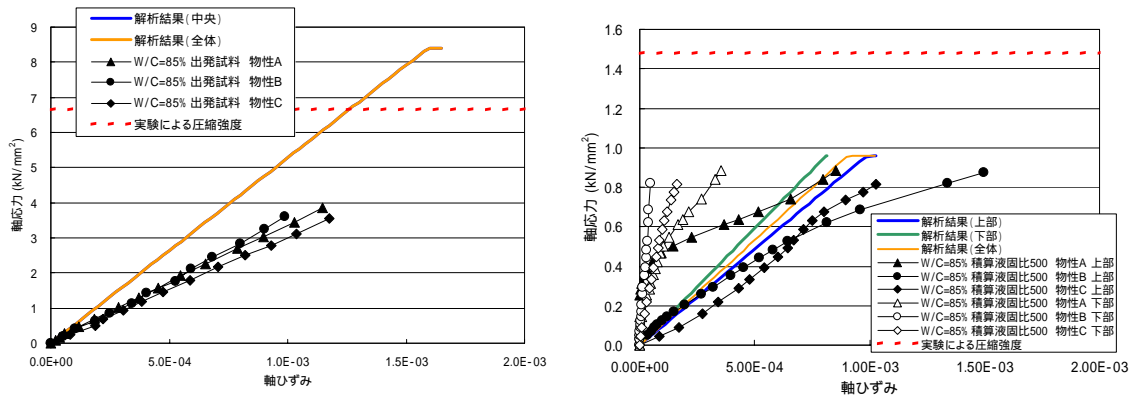


図 3.2-13 試験ケース 1 の応力-ひずみ関係 (W/C=85%)

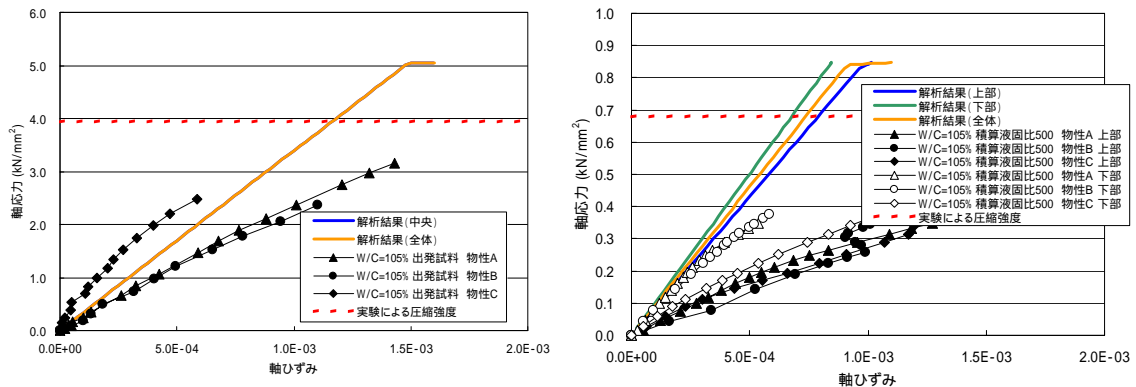


図 3.2-14 試験ケース 6 の応力-ひずみ関係 (W/C=105% 出発試料)

(b)-3 結果のまとめ

図 3.2-11,12 にビッカース硬度を用いて算出した弾性係数および圧縮強度を用いて計算したシミュレーション結果を、図 3.2-13,14 に空隙率を用いて算出した弾性係数および圧縮強度を用いて計算したシミュレーション結果を示す。

初期試料のシミュレーション結果については、いずれも実験値よりも大きめの剛性、強度となっている。一方通水劣化試料(積算液固比 500)には、W/C = 85%については、ビッカース硬度を用いた場合は比較的健全な試料下部の剛性を、空隙率を用いた場合は溶出の進んでいる試料上部の剛性を精度よく評価できている。W/C = 105%についてはいずれも大きめの剛性評価となっている。また強度については、空隙率を用いた W/C = 105%のシミュレーション結果以外は小さめの評価となっている。

本検討では、実際には不均質に Ca 成分が溶出した試料であるにもかかわらず、深度ごとの平均的な Ca 溶出率を用いて算出した弾性係数および圧縮強度を用いてシミュレーションを実施した。したがって、この結果のみで検証が行われたとは断定できない。しかし、シミュレーション結果は実験結果の傾向をある程度表現できていると言える。

(3) 液相中のイオンの影響に関する検討

(2)の検討においては、セメント系材料のCa成分の溶出に対する力学パラメータの評価のため、イオン交換水を用いたセメントペーストの通水試験、及び浸漬試験の試験結果（武井ほか，2002a，2003a）を用いた。

これらの研究とは別途、TRU 放射性廃棄物のうち硝酸塩を含む廃棄体からの浸出液の影響を評価するために、武井ら（2002b，2003b）は硝酸ナトリウム溶液、及びアンモニア混合溶液を用いたセメントペーストの通水試験（力学特性の取得含む）を実施している。通水液の種類によって化学的な変遷が異なるため、これらのデータを(2)の検討で用いたデータと同様に扱うことは出来ないものの、(2)で示した関係式のうち、空隙率を化学的変遷指標とした場合の関係式については同一に扱える可能性がある。

したがってここでは、(2)で設定した空隙率と各パラメータとの関係式について、硝酸ナトリウム溶液、及びアンモニア混合溶液を用いた既往の通水試験（力学特性の取得含む）結果とも整合するかどうかを検証し、空隙率を化学的変遷指標に用いることの普遍性を検討する。

硝酸ナトリウム溶液、及びアンモニア混合溶液を通水させた際のセメントペーストの弾性係数、圧縮強度を空隙率に対してプロットしたものを図3.2-15に示す。同図上の実線は(2)に示した関係式であり、中抜きのプロットは(2)で扱った既往の研究結果（イオン交換水使用）である。

また、関係式から算定される値と実験値との関係を、横軸に算定値、縦軸に実験値をとって整理した図を図3.2-16に示す。

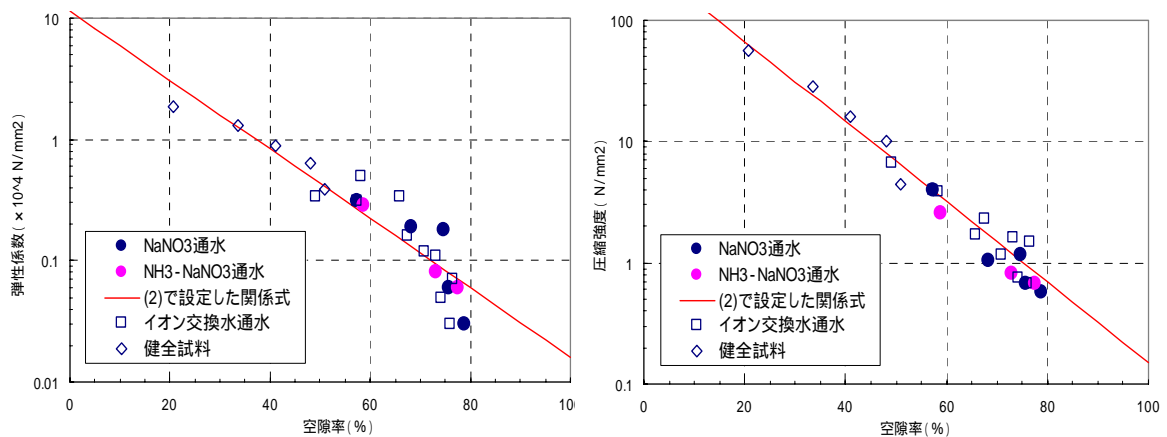


図 3.2-15 空隙率と弾性係数・圧縮強度の関係

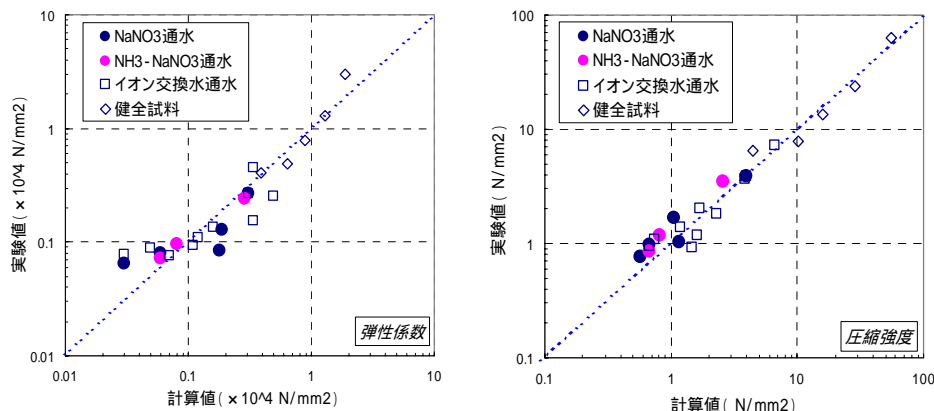


図 3.2-16 関係式による計算値と実験値の関係

図 3.2-15、或いは図 3.2-16 から分かるように、硝酸塩等が混在した液相中で化学的に変遷したセメントペースト試料についても、(2)で設定した間隙率(%)に対する関係式で、弾性係数や圧縮強度を同程度の精度で評価できることがわかる。

また透水係数については、供試体の上半分と下半分で空隙率を測定していることから、図 3.2-17 に示したように上下それぞれで空隙率から透水係数を算定し、その透水係数から式(3.2.15)を用いて供試体全体での透水係数を概算した。

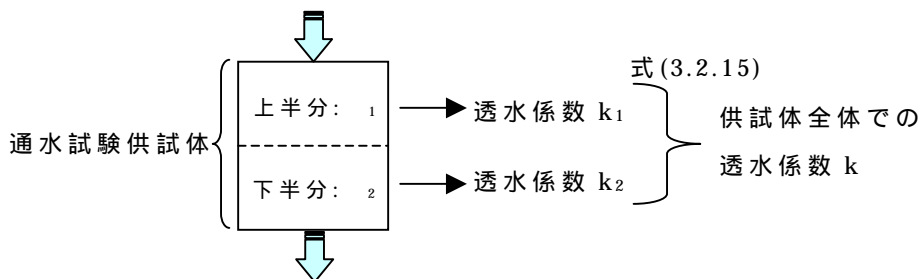


図 3.2-17 透水係数概算

$$k = \frac{2k_1k_2}{k_1 + k_2} \quad (3.2.15)$$

この供試体全体での概算値を計算値とし、実験値と比較した図を図 3.2-18 に示す。

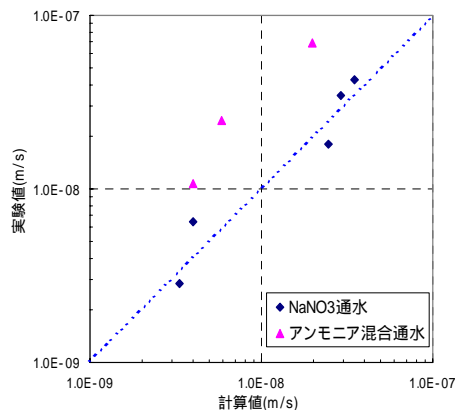


図 3.2-18 関係式による計算値と実験値の関係

図 3.2-18 より、 $\text{NaNO}_3$  通水については(2)で設定した関係式でおおよそ実験値とあうが、アンモニア混合通水では実験値より概算値の方が小さいことが分かる。しかしながら、実際の供試体の化学的変遷形状はフィンガーリングがある等複雑であり、空隙率の分布も上下、及び左右方向に複雑になっていると考えられることから、図 3.2-17 に示したような供試体の上下の代表空隙率から透水係数を概算すること自体の精度に問題がある。以上のことから、現況においては(2)で設定した空隙率と透水係数の関係式が、硝酸塩等の影響を受けたセメントペースト供試体についても適用できるかどうかは、現況においては判断することが困難である。

#### (4) 骨材の影響に関する検討

先に示した(1)から(3)までの検討では、セメントペーストに対する既往の実験から各関係式を設定した。すなわち、Ca 成分の溶出に対するセメントペーストの弾性係数、圧縮強度、及び透水係数の変遷を定式化した。

ここでは、細骨材、粗骨材が混入することの影響を既往の研究をもとに検討し、Ca 成分の溶出に対するモルタル、及びコンクリートの物性の変遷を定式化する。

##### (a) 弾性係数について

モルタルやコンクリートは、セメントと骨材からなる複合材料であり、その弾性係数は構成材料の物性と構成比によって影響を受けることが知られている。このような複合材料の弾性係数評価に関する研究は今まで数多く実施されており、その評価手法は均質化法、等価介在物法、複合理論による評価、King's model による評価等がある。

本検討においては複合理論による理論式を用いてモルタルの弾性係数を評価し、Ca 成分の溶出に伴う関係式を設定する試みを実施した。さらに、Ca 成分の溶出に伴うモルタルの弾性係数の低下率はセメントペーストの低下率と同等である、と仮定した場合の関係式も設定し、複合理論による関係式での評価と比較してより安全側、すなわち弾性係数をより低く評価する方の関係式を採用することとした。また、採用した関係式、考え方を用いてコンクリートの弾性係数評価式を設定することとした。

まず複合理論による評価であるが、現在提案されている複合理論の代表的な構造モデルとしては、Dantu、Hansen、Hirsh、Hanshin によるものがある。これらの理論式のうち、Hashin-Hansen の理論式が既往の研究で最も弾性係数の評価に用いられており、モルタル、及びコン

クリートの弾性係数がおおよそ評価できることが確認されている(趙ほか, 1974)。したがって、本検討においては式(3.2.16)に再述する Hashin-Hansen の理論式を用いることとする。

$$E_c = E_m \frac{(1-V_a)E_m + (1+V_a)E_a}{(1+V_a)E_m + (1-V_a)E_a} \quad (3.2.16)$$

$E_c$  : コンクリートの弾性係数

$E_m$  : セメントマトリックスの弾性係数

$E_a$  : 骨材の弾性係数

$V_a$  : 骨材の占める体積割合

この式(3.2.16)を、セメントペーストからモルタルの弾性係数を推定する場合に使用した場合、式(3.2.17)のように表される。

$$E_m = E_p \frac{(1-V_s)E_p + (1+V_s)E_s}{(1+V_s)E_p + (1-V_s)E_s} \quad (3.2.17)$$

$E_m$  : モルタルの弾性係数

$E_p$  : セメントペーストの弾性係数

$E_s$  : 細骨材の弾性係数

$V_s$  : モルタル中の細骨材の占める体積割合

モルタルは廃棄体と構造躯体の隙間、或いは廃棄体 Gr2 の場合のキャニスターと廃棄体パッケージの隙間を埋める充填材として用いられ、またその他のコンクリート材料の母材料である。TRU 廃棄物処分システムにおけるこれらの仕様はいずれも決まっていなため、本検討には、セメント系材料の骨材の力学特性への影響評価試験を実施している既往の研究(武井ほか, 2004)において使用されている材料の仕様に合わせて設定することとした。

$$W/C = 55 \quad [\%]$$

$$E_s = 6.68 \times 10^4 \quad [\text{MPa}]$$

$$V_s = 0.56 \quad [-]$$

ここで同研究(武井ほか, 2004)において測定されたセメントペースト、モルタルの弾性係数の値は、

$$E_p = 1.21 \times 10^4 \quad [\text{MPa}]$$

$$E_m = 2.74 \times 10^4 \quad [\text{MPa}]$$

であり、この  $E_p$  の値を用いて式(3.2.17)よりモルタルの弾性係数  $E_m$  を算定すると以下のとおりとなり、上記実験値とよく整合する結果とある。



$$\begin{aligned} \text{評価値 } E_m &= 1.21 \times 10^4 \times \frac{(1-0.56) \times 1.21 \times 10^4 + (1+0.56) \times 6.68 \times 10^4}{(1+0.56) \times 1.21 \times 10^4 + (1-V_s) \times 6.68 \times 10^4} \\ &= 2.754 \times 10^4 \text{ [MPa]} \quad (\text{実験値} : 2.74 \times 10^4 \text{ MPa}) \end{aligned}$$

一方、先に述べた「Ca成分の溶出に伴うモルタルの弾性係数の低下率はセメントペーストの低下率と同等である」と仮定した場合の関係式は、3.2.1(2)の式(3.2.3)、式(3.2.7)より以下のとおりとなる。

) ビッカ - ス硬度を介在する関係式

$$E_m = E_{m0} \times \sqrt{\frac{-0.0097 \times LC + 0.954}{0.954}} \tag{3.2.18}$$

) 空隙率を介在する関係式

$$E_m = E_{m0} \times \frac{\exp\{-0.066 \times (0.474 \times LC + 32.3)\}}{\exp\{-0.066 \times 32.3\}} \tag{3.2.19}$$

$E_{m0}$  : 初期 (健全時) のモルタルの弾性係数 [MPa]  
 (=  $2.74 \times 10^4$  [MPa] (武井ほか, 2004) の実験値)  
 LC : Ca 溶出率 [%]

ここで、式(3.2.17)と式(3.2.3)、式(3.2.7)による Ca 溶出率に対する弾性係数の推移の関係 (図 3.2-19 の「モルタル A」) と式(3.1.18)、式(3.1.19)の評価式による関係 (図 3.2-19 の「モルタル B」) を比較したものを図 3.2-19 に示す。図中の実測値は武井ほか(2004)の既往の研究において取得された値で、図中のセメントペーストはそれぞれ式(3.2.3)、式(3.2.7)の関係である。

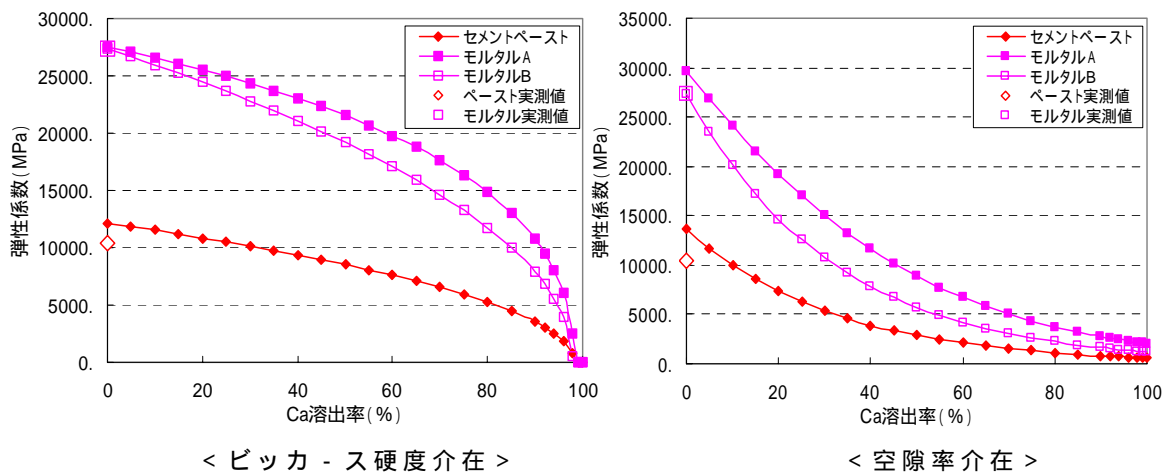


図 3.2-19 弾性係数の評価方法比較

これより、ビッカ - ス硬度を介在する方法と空隙率を介在する方法のいずれについても、「Ca成分の溶出に伴うモルタルの弾性係数の低下率はセメントペーストの低下率と同等である」と仮定した場合の関係式の

方がより保守的な評価となることが分かる。よって本検討においては、式(3.2.18)、及び式(3.2.19)をモルタルの弾性係数として採用することとする。

これに基づき、コンクリートの弾性係数についても「Ca 成分の溶出に伴うコンクリートの弾性係数の低下率はセメントペーストの低下率と同等である」と仮定し、本検討においては以下のようにコンクリートの弾性係数の関係式を設定した。

) ピッカ - ス硬度を介在する関係式

$$E_c = E_{c0} \times \sqrt{\frac{-0.0097 \times LC + 0.954}{0.954}} \quad (3.2.20)$$

) 空隙率を介在する関係式

$$E_c = E_{c0} \times \frac{\exp\{-0.066 \times (0.474 \times LC + 32.3)\}}{\exp\{-0.066 \times 32.3\}} \quad (3.2.21)$$

$E_{c0}$  : 初期 (健全時) のコンクリートの弾性係数 [MPa]

( =  $3.34 \times 10^4$  [MPa] (武井ほか,2004) の実験値 )

LC : Ca 溶出率 [%]

ここで、式(3.2.18)、式(3.2.20)を見て分かるように、ピッカ - ス硬度を介在する関係式では LC ( Ca 溶出率 ) が 100% 近傍になった場合、強度、弾性係数の双方の値が負、または虚数になり、予測値として不適切な値となる。これに対する最も安全側の対応としては、負、または虚数になる場合は強度、弾性係数の双方を 0 にする、ということが考えられる。そこで本検討においては、モルタル、及びコンクリートの物性の下限値 ( > 0 ) を別途設定することとした。

モルタル弾性係数の下限値については、図 3.2-20 に示すように、モルタルの Ca 成分が全て溶出した場合、モルタル中のセメントペーストが消滅し、細骨材が最小間隙比相当に圧縮されると仮定し、それに相当する体積歪みがベントナイトの膨潤圧によって発生すると考えた。

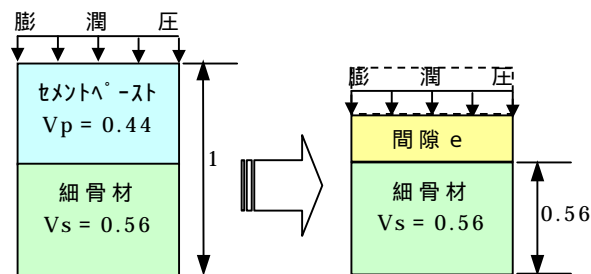


図 3.2-20 モルタルの弾性係数の下限値の設定

細骨材の最小間隙比を、豊浦標準砂相当として  $e_{\min} = 0.6$  (土の物理力学-土質工学の基礎- / 森北出版, 1979) とした場合、図 3.2-20 における間隙の量は

$$e = V_s \times 0.6 = 0.56 \times 0.6 = 0.336$$

ベントナイト(ケイ砂 30wt%相当)の膨潤圧を 0.5MPa とし、簡単のため一次元で考えると、体積ひずみと弾性係数の関係は以下とおりである。

$$\varepsilon_v = \frac{\sigma}{E} = \frac{0.5}{E_{m(\min)}} = 1 - (0.336 + 0.56) = 0.104$$

$$E_{m(\min)} = \frac{0.5}{0.104} = 4.81 \quad [\text{MPa}]$$

この時、コンクリートの弾性係数の下限値は Hashin-Hansen の理論式 (式(3.2.16)) を用いて算出すると以下のとおりとなる。

$$\begin{aligned} E_{c(\min)} &= E_{m(\min)} \frac{(1 - V_a)E_{m(\min)} + (1 + V_a)E_a}{(1 + V_a)E_{m(\min)} + (1 - V_a)E_a} \\ &= 4.81 \times \frac{(1 - 0.38) \times 4.81 + (1 + 0.38) \times 6.68 \times 10^4}{(1 + 0.38) \times 4.81 + (1 - 0.38) \times 6.68 \times 10^4} \\ &= 10.70 \quad [\text{MPa}] \end{aligned}$$

(  $E_a = 6.68 \times 10^4$   $V_a = 0.38$  は、武井ほか(2004)の実験値 )

(b) 圧縮強度について

一般に圧縮強度の関係は、

セメントペースト > モルタル > コンクリート

とされている。

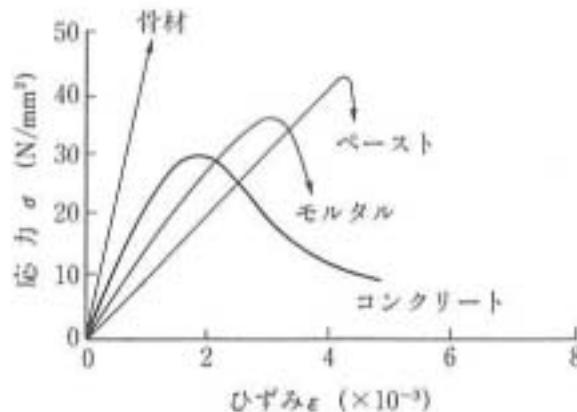


図 3.2-21 セメント系材料の応力-ひずみ曲線の概念図

弾性係数と同様、Ca 成分の溶出に伴うモルタルの圧縮強度の低下率はセメントペーストの低下率と等しいと仮定した場合、モルタルの圧縮強度は以下の式で表される。

) ビッカ - ス硬度を介在する関係式

$$\sigma_m = \sigma_{m0} \times \frac{-0.0097 \times LC + 0.954}{0.954} \quad (3.2.22)$$

) 空隙率を介在する関係式

$$\sigma_m = \sigma_{m0} \times \frac{\exp\{-0.0762 \times \theta_c\}}{\exp\{-0.0762 \times 32.3\}} \quad (3.2.23)$$

$\sigma_{m0}$  : 初期 (健全時) のモルタルの圧縮強度 [MPa]  
 (= 44.7[MPa] (武井ほか,2004) の実験値)

LC : Ca 溶出率 [%]

ここで、細孔量 (PV/Vp) と空隙率 c (%) との関係は、

$$c = (1 - V_s) \times (PV/V_p) \times 100 = 44(PV/V_p) \quad (3.2.24)$$

である ( $V_s = 0.56$  設定値)。

式(3.2.24)を式(3.2.23)に代入し、整理すると以下の式が得られる。

$$\sigma_m = 10^{(-1.456(PV/V_p) + 2.489)} \quad (3.2.25)$$

この式 (破線(赤)) と、モルタルに対する実験値 (田島ほか,1998) の回帰線を破線(青)で示したものを図 3.2-22 に示す。これより、既往のデータと 3.2.2(2)で整理した関係式の双方において、細孔量 (空隙率) と圧縮強度の対数の関係が直線関係にあること、またそれらの勾配 (強度の変遷度合) も、若干は異なるもののほぼ同程度とみなすことができる。このことから、本検討においては、弾性係数と同様、モルタル、コンクリートの圧縮強度は、セメントペーストの圧縮強度の低下率と同様であると仮定した式(3.2.22)と式(3.2.23)を採用することとする。

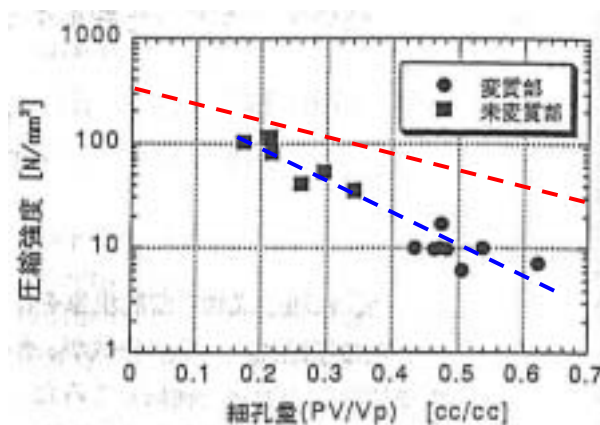


図 3.2-22 既往のデータ (田島ほか,1998) との比較

これに基づき、コンクリートの圧縮強度についても「Ca 成分の溶出に伴うコンクリートの圧縮強度の低下率はセメントペーストの低下率と同等である」と仮定し、本検討においては以下のようにコンクリートの圧縮強度の関係式を設定した。

) ビッカ - ス硬度を介在する関係式

$$\sigma_c = \sigma_{c0} \times \frac{-0.0097 \times LC + 0.954}{0.954} \quad (3.2.26)$$

) 空隙率を介在する関係式

$$\sigma_c = \sigma_{c0} \times \frac{\exp\{-0.0762 \times (0.474 \times LC + 32.3)\}}{\exp\{-0.0762 \times 32.3\}} \quad (3.2.27)$$

$\sigma_{c0}$  : 初期 (健全時) のコンクリートの圧縮強度 [MPa]

( = 42.2 [MPa] (武井ほか, 2004) の実験値 )

LC : Ca 溶出率 [%]

また、弾性係数の場合と同様、ビッカ - ス硬度を介在する関係式 (式 (3.2.22)、式 (3.2.26)) では、LC (Ca 溶出率) が 100% 近傍になった場合、予測値として不適切な値となるため、モルタルやコンクリートは骨材等が混入しているため、強度、弾性係数が全くゼロになってしまうことはないことも鑑み、モルタル、及びコンクリートの圧縮強度の下限值 (> 0) を設定する。

ここでは、一連の研究で取得した劣化供試体 (セメントペースト) の弾性係数と強度の関係に基づき、モルタル・コンクリートの強度の下限值を設定する。すなわち、以下の手順で算定することとした。

前述の  $E_{m(\min)}$ 、 $E_{c(\min)}$  より、実験結果に基づく関係式から逆算し、対応する LC (Ca 溶出率を) 算出

Lc と強度の関係式から  $m(\min)$ 、 $c(\min)$  を算出

) LC の算出

< モルタル >

$$-0.0097Lc = 0.954 \times \frac{E_{m(\min)}^2}{E_{m0}^2} - 0.954 = 0.954 \times \left\{ \frac{4.81^2}{(2.74 \times 10^4)^2} - 1 \right\} = -0.954$$

$$Lc = 98.35 (\%)$$

< コンクリート >

$$-0.0097Lc = 0.954 \times \frac{E_{c(\min)}^2}{E_{c0}^2} - 0.954 = 0.954 \times \left\{ \frac{2.23^2}{(3.34 \times 10^4)^2} - 1 \right\} = -0.954$$

$$Lc = 98.35 (\%)$$

)  $m(\min)$ 、 $c(\min)$  の算出

< モルタル >

$$\sigma_{m(\min)} = \sigma_{m0} \times \frac{-0.0097Lc + 0.954}{0.954} = 44.7 \times \frac{-0.0097 \times 98.35 + 0.954}{0.954}$$

$$= 0.00023 \quad [\text{MPa}]$$

< コンクリート >

$$\sigma_{c(\min)} = \sigma_{c0} \times \frac{-0.0097Lc + 0.954}{0.954} = 44.7 \times \frac{-0.0097 \times 98.35 + 0.954}{0.954}$$

$$= 0.00022 \quad [\text{MPa}]$$

(c) 透水係数について

セメントペースト、モルタル、コンクリートの透水係数の一般的な関係は、図 3.2-23 をみても分かる通り、

セメントペースト < モルタル < コンクリート

と言われており、これは弾性係数、圧縮強度にも影響を与える、骨材海面に出来る遷移帯の影響と考えられる。

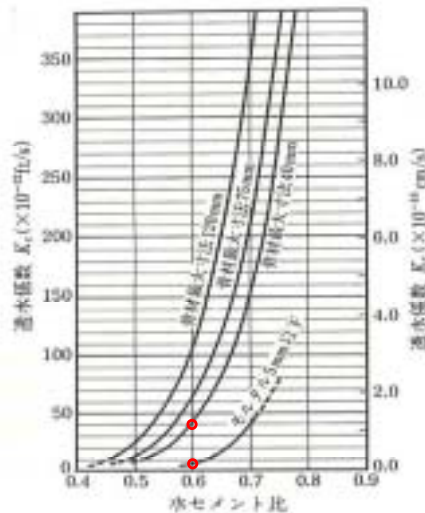


図 3.2-23 セメント系材料の透水係数 (コンクリート便覧)

難透水性材料の介入の影響、及び遷移帯の影響を合わせて、骨材の透水係数への影響を定量的に評価することは困難であることから、本検討においては簡易性も考慮し、式(3.2.28)、(3.2.29)で評価するものとした。

$$k_m = \beta_m k_p \tag{3.2.28}$$

$k_m$  : モルタルの透水係数

$\beta_m$  : モルタルの補正係数

$k_p$  : セメントペーストの透水係数

$$k_c = \beta_c k_m = \beta_m \beta_c k_c \quad (3.2.29)$$

$k_c$  : コンクリートの透水係数

$\beta_c$  : コンクリートの補正係数

それぞれの補正係数については、既往の研究 (Denys, 1997, 武井ほか, 2002) を参考に、以下のようにここでは設定した。

$$m = 3, \quad c = 8$$

#### (5) 鉄筋等の影響に関する検討

(4)においては、(2)において設定したセメントペーストの各パラメータの値からモルタル、及びコンクリートの各パラメータを推定する関係式を設定した。

ここでは、鉄筋等の鋼材や空隙が混在することの影響を考慮し、コンクリートの各物性から構造躯体や支保工 (鉄筋コンクリート) の物性、さらには廃棄体・充填材の物性を推定する式を設定する。なお、本検討においては、廃棄体と充填材は一様に取り扱うこととした。

##### (a) 弾性係数について

鉄筋等は骨材とは異なり、セメント系材料内に平均的に存在している訳ではない。しかしながら、処分坑道断面において巨視的にみれば、均一に近い状態で存在しているとも考えることも出来る。したがって本検討においては、鉄筋等の鋼材や空隙の影響を考慮した弾性係数の推定については、(4)で示した Hanshin-Hansen の理論式を基本的に用いることとした。

まず、構造躯体、支保工の弾性係数推定式を式(3.2.30)に示す。

[構造躯体、支保工]

$$E_{RC} = E_c \frac{(1-V_t)E_c + (1+V_t)E_t}{(1+V_t)E_c + (1-V_t)E_t} \quad (3.2.30)$$

$E_{RC}$  : 鉄筋コンクリート (構造躯体、支保工) の弾性係数

$E_c$  : コンクリートの弾性係数

$E_t$  : 鉄筋等の鋼材の弾性係数

$V_t$  : 鉄筋コンクリート中の鉄筋等の鋼材の占める体積割合

ここで、鉄筋等の鋼材の弾性係数  $E_t$  については、鋼材は長期的に腐食し剛性が低下することが想定されることから、一般的な弾性係数 (210000MPa) の 1/100 程度の値に暫定的に設定した。

$$E_t = 2100 \quad [\text{MPa}]$$

また、鉄筋コンクリート中の鉄筋等の鋼材の占める体積割合  $V_t$  については、一般的な鉄筋コンクリート構造物の鉄筋量は通常  $100 \sim 300 \text{kg/m}^3$  程度であり、構造物の重要度が高いことから、ここでは  $300 \text{kg/m}^3$  を想定し、以下のように設定した。

$$0.3t / 7.86 = 0.038 \quad V_t = 0.04$$

なお  $E_c$  については、(4)で設定した関係式から定義されるものである。

次に、廃棄体・充填材の弾性係数推定式を設定する。まず、廃棄体・充填材中に存在する鋼材の影響を加味した弾性係数を  $E_w'$  とすると

$$E_w' = \frac{(1-V_t)E_m + (1+V_t)E_t}{(1+V_t)E_m + (1-V_t)E_t} E_m \quad (3.2.31)$$

$E_{RC}$  : 廃棄体・充填材の鋼材の影響を加味した弾性係数

$E_m$  : モルタルの弾性係数

$E_t$  : 鋼材の弾性係数

$V_t$  : 鋼材の占める体積割合

鋼材の弾性係数  $E_t$  については、構造躯体・支保工と同様に、長期的な剛性低下想定し、一般的な弾性係数 ( $210000 \text{MPa}$ ) の  $1/100$  程度の値に暫定的に設定した。

$$E_t = 2100 \quad [\text{MPa}]$$

また、鋼材の体積割合  $V_t$  は、パッケージ鋼材の体積を廃棄体定置領域で平均化し、以下のとおり設定した。

$$V_t = 0.30$$

式(3.2.31)に対し、さらに空隙を考慮すると、

$$E_w = \frac{(1-V_k)}{(1+V_k)} E_w' \quad (3.2.32)$$

ここで空隙割合  $V_k$  は、小関ほか(1997)が示しているキャニスター1本当たりの空隙量 (32vol%) を奥行き 1 パッケージ分 (1.2m) の廃棄体定置領域当りに換算した。

$$V_k = \frac{\pi \times 430^2 \div 4 \times 1335 \times 0.32 \times 4 \times 25}{7200 \times 8000 \times 1200} = 0.089 \quad V_k = 0.10$$

#### (b) 圧縮強度について

コンクリートに鉄筋等の鋼材が混在した場合、例えば鋼材がコンクリートの側方への変形を拘束するような効果があるような場合は、基本的にはコンクリートよりも圧縮強度は大きくなるものと考えられる。しかしながら、鋼材が長期的に腐食膨張し、コンクリートにひび割れ等が発



生するようなことを想定した場合、一概に鋼材があるほうが圧縮強度が大きいとも言いきれない。したがって本検討においては、式(3.2.33)によって鉄筋コンクリート（構造躯体、支保工）の圧縮強度を推定するものとし、補正係数は鋼材の腐食膨張による劣化を考慮し、0.8と設定した。

$$\sigma_{RC} = \gamma \sigma_c \quad (3.2.33)$$

$\sigma_{RC}$  : 鉄筋コンクリートの圧縮強度

$\gamma$  : 補正係数 (0.8)

$\sigma_c$  : コンクリートの圧縮強度

また、先に述べたとおりモルタル、鋼材のほかに空隙も混在する廃棄体・充填材についても同様に、式(3.2.34)によって圧縮強度を推定するものとし、補正係数は鋼材の腐食膨張による劣化を考慮し、0.8と設定した。

$$\sigma_w = \gamma_w \sigma_m \quad (3.2.34)$$

$\sigma_w$  : 廃棄体・充填材の圧縮強度

$\gamma_w$  : 補正係数 (0.8)

$\sigma_m$  : モルタルの圧縮強度

(c) 透水係数について

(b)と同様の理由により、本検討においては、式(3.2.35)によって鉄筋コンクリート（構造躯体、支保工）の透水係数を推定するものとし、補正係数は鋼材の腐食膨張によるひび割れを考慮し、暫定的に10と設定した。

$$k_{RC} = \beta_{RC} \cdot k_c \quad (3.2.35)$$

$k_{RC}$  : 鉄筋コンクリートの透水係数

$\beta_{RC}$  : 補正係数 (10)

$k_c$  : コンクリートの透水係数

また廃棄体・充填材の場合は、先に述べたとおりモルタル、鋼材のほかに空隙も混在する複合材料であるため、ここでは図3.2-24の直列モデルを考え、式(3.2.36)、式(3.2.37)で透水係数を推定することとした。

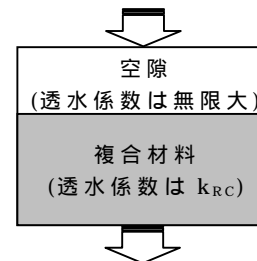


図 3.2-24 直列モデル

$$k'_w = \beta_w \cdot k_m \quad (3.2.36)$$

$k'_w$  : 鋼材を影響を考慮したの廃棄体・充填材の透水係数

$\beta_w$  : 補正係数 (10)

$k_m$  : モルタルの透水係数

$$k_w = \frac{k_w'}{1-V_k} = \frac{\beta_w \cdot k_m}{1-V_k} \quad (3.2.37)$$

$k_w$  : 鋼材、空隙の影響を考慮した廃棄体・充填材の透水係数

$V_k$  : 廃棄体中の空隙の占める体積割合 (= 0.10, (5)(a)参照)

#### (6) 内部摩擦角 に関する検討

これまでの検討では、セメント系材料の強度には一軸圧縮強度から算出される粘着力のみを用いている。しかし、一般に骨材を含むセメント系材料には内部摩擦角 ( ) が存在する。

ここでは、内部摩擦角を数ケース設定したパラメータ解析を実施し、より安全側の評価を実施するための内部摩擦角を決定する。

##### (a) 内部摩擦角および粘着力の設定

内部摩擦角の設定には一様に Ca 成分を溶出させた試料を用いた三軸圧縮試験が必要となるが、現段階ではそのような試料の作成は困難であるため、表 3.2-6 に示す 5 ケース設定し、その影響を検討する。設定した内部摩擦角 ( ) に対する粘着力は式(3.2.38)から求めた。

表 3.2-6 解析ケースと内部摩擦角

ケース	内部摩擦角 (°)
Case1	50.0
Case2	40.0
Case3	30.0
Case4	20.0
Case5	10.0

$$c_{fai} = c \left( \frac{1 - \sin \phi}{\cos \phi} \right) \quad (3.2.38)$$

ここで、

$c = \sigma_c / 2$ 、 $\sigma_c$  : 圧縮強度

(b) 解析モデル

「ニアフィールド水理場の長期的変遷挙動評価システムの開発」で実施した試解析のモデルを用いて解析を実施する。図 3.2-25 に解析モデルを示す。

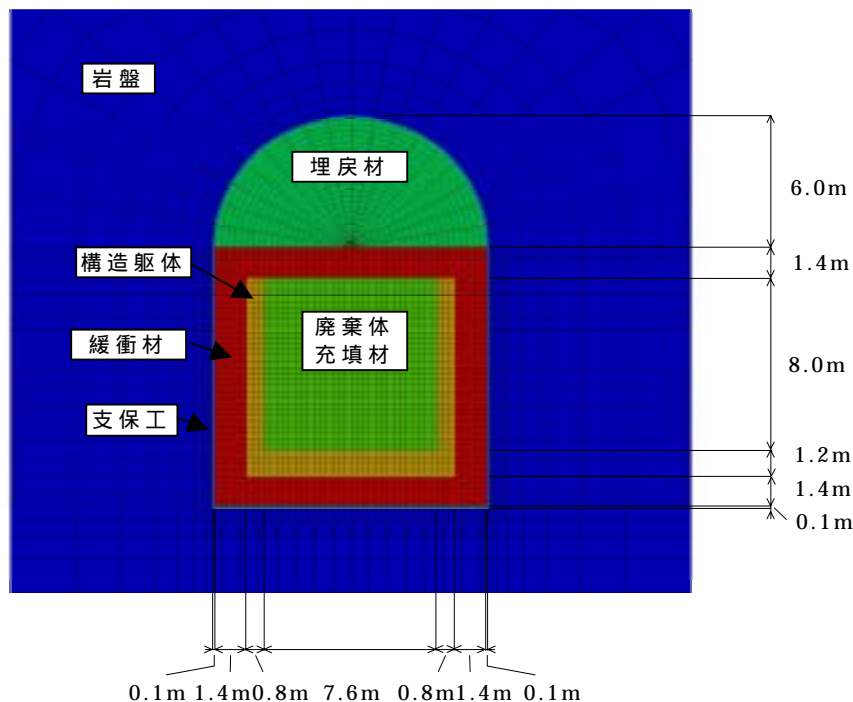


図 3.2-25 解析モデル

(c) 解析ステップと入力物性値

解析ステップ、及び入力物性値は、システム構築の2.5.2で実施した試解析と同様とするが、セメント系材料のCa成分が100%溶出したのち、粘着力を0とした場合についても計算を実施する。(図 3.2-26)

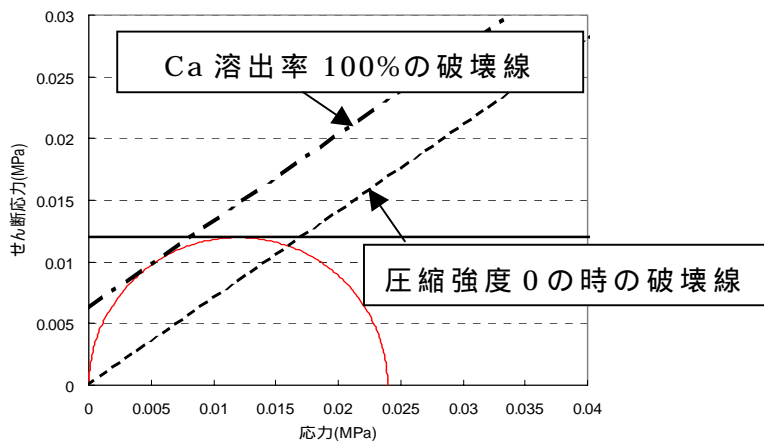


図 3.2-26 圧縮強度を0とした時の破壊線

## (d) 解析結果

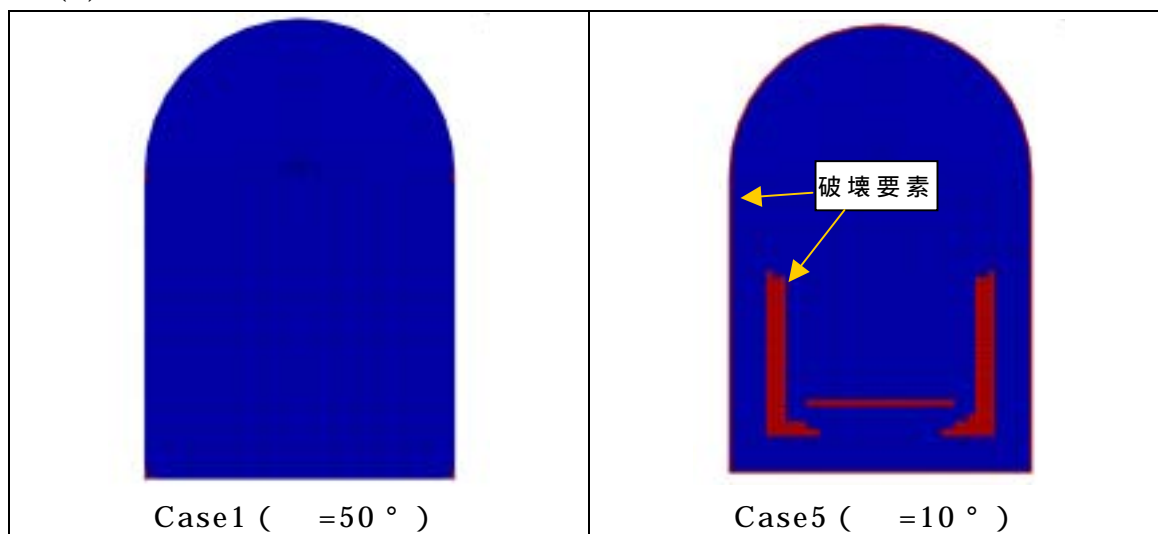


図 3.2-27 破壊要素分布

## (d) 結果のまとめ

図 3.2-27 に最終ステップでの破壊域分布図を示す。Case1 では、支保工に破壊要素が見られるものの、ベントナイト系材料の内側では破壊していない。Case5 ( $\phi = 10^\circ$ ) で構造躯体下部に破壊域が見られる。

図 3.2-28 に Ca 溶出率 100%での破壊線と Ca 溶出率 90%での構造躯体下部端の要素の応力状態を示す。 $\phi = 20^\circ$  以上の内部摩擦角がある場合、Ca 成分が 100%溶出した場合でもその要素は破壊せずに剛性低下のみの変形を起こすが、 $\phi = 10^\circ$  の場合では破壊と判定され、剛性低下による変形に加え、破壊線の内側まで応力を解放することによる変形も考慮される。図中には  $\phi = 0^\circ$  の破壊線も併せて示しているが、これは昨年度まで考えていた破壊線である。

以上の検討により、セメント系材料の強度をより安全側に評価するためには、昨年度までと同様に内部摩擦角を考慮せず、一軸圧縮強度から算定される粘着力のみで強度を評価するべきであると言える。

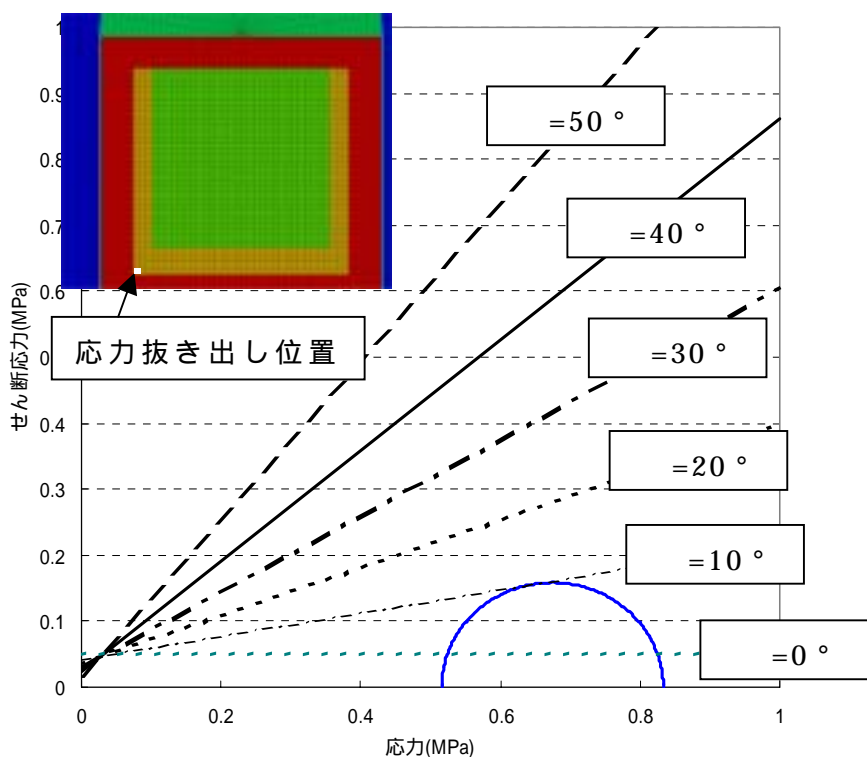


図 3.2-28 応力状態と破壊線の関係

(7) 関係式のまとめ

(1)～(6)において設定したセメント系材料(充填材、構造躯体、支保工、廃棄体)の弾性係数、圧縮強度、透水係数の変遷評価式を表 3.2-7 にまとめる。

ここで、セメント系材料の Ca 成分の溶出に伴う弾性係数、圧縮強度の推移の形状が、ビッカース硬度を介在させた場合と空隙率を介在させた場合とでは有意に異なることに留意が必要である。3.2.2(2)における図を見て分かるように、前者は実測値であるビッカース硬度のバラツキが大きい反面、ほぼ全範囲の Ca 溶出率でのデータが取られている。一方後者はバラツキは小さいが Ca 溶出率が 80%程度までのデータしかないため、どちらが適当であるかは現段階では判断しがたい。しかしながら、硝酸塩等のイオンが含まれる通水劣化試験の劣化供試体の力学物性もほぼ評価できているため、後者の方がよりよいと考えることもできる。

表 3.2-7 セメント系材料の変遷に伴う物性評価式

注) LC : Ca 溶出率 (%)

ペーストの評価方法 パラメータ	<ピッカ - ス硬度 (HV : -) 介在>		<空隙率 ( : %) 介在>		<空隙率 ( : %) 介在>
	圧縮強度 ( : MPa)	弾性係数 (E : MPa)	圧縮強度 ( : MPa)	弾性係数 (E : MPa)	透水係数 (m/sec)
ペースト評価 (W/C=55%) [ ](添字 : p)	HV <sub>0</sub> =1.83 × 10 <sup>5</sup> × 55 <sup>-2.33</sup> =16.12 HV 比 = - 0.0097 × LC + 0.954    HV=HV <sub>0</sub> × HV 比		c=0.474 × LC + 32.3 (W/C=55%) [連成解析の場合、化学的変遷評価解析結果から直接空隙率が得られ、利用可能] = c + f ( c : 化学的変遷を考慮した空隙率    f : 変形による空隙率変化)		
	p=1.626 × HV	E <sub>p</sub> = 0.31 × 10 <sup>4</sup> × HV <sup>0.5</sup>	p=308.16 × exp(- 0.0762 × c)	E <sub>p</sub> = 11.497 × 10 <sup>4</sup> × exp(- 0.066 × c)	k <sub>p</sub> = 10 <sup>(- 6.23 + 9.30 × log( /100))</sup>
モルタル評価 [ ] (添字 : m)	Ca 成分の溶出に伴うモルタル強度の低下率は、ペーストのそれと同様と設定。 $\sigma_m = \sigma_{m0} \times \frac{-0.0097 \times LC + 0.954}{0.954}$ ただし、m < 0.00023MPa の場合、 m = 0.00023MPa	Ca 成分の溶出に伴うモルタル弾性係数の低下率は、ペーストのそれと同様と設定。 $E_m = E_{m0} \times \sqrt{\frac{-0.0097 \times LC + 0.954}{0.954}}$ ただし、Em < 4.81MPa の場合、 Em = 4.81MPa	Ca 成分の溶出に伴う強度の低下率はペーストのそれと同様と設定。 $\sigma_m = \sigma_{m0} \times \frac{\exp\{-0.0762 \times (0.474 \times LC + 32.3)\}}{\exp\{-0.0762 \times 32.3\}}$	Ca 成分の溶出に伴うモルタル弾性係数の低下率は、ペーストのそれと同様と設定。 $E_m = E_{m0} \times \frac{\exp\{-0.066 \times (0.474 \times LC + 32.3)\}}{\exp\{-0.066 \times 32.3\}}$	$k_m = \beta_m \cdot k_p$
	σ <sub>m0</sub> : モルタルの初期強度 ( = 44.7 [MPa] と設定)	E <sub>m0</sub> : モルタルの初期弾性係数 ( = 2.74 × 10 <sup>4</sup> [MPa] と設定)	σ <sub>m0</sub> : モルタルの初期強度 ( = 44.7 [MPa] と設定)	E <sub>m0</sub> : モルタルの初期弾性係数 ( = 2.74 × 10 <sup>4</sup> [MPa] と設定)	m : 補正係数 ( = 3.0 と設定)
コンクリート評価 [ ] (添字 : c)	Ca 成分溶出に伴うコンクリート強度の低下率は、ペーストのそれと同様と設定。 $\sigma_c = \sigma_{c0} \times \frac{-0.0097 \times LC + 0.954}{0.954}$ ただし、c < 0.00022MPa の場合、 c = 0.00022MPa	Ca 成分溶出に伴うコンクリート弾性係数の低下率は、ペーストのそれと同様と設定。 $E_c = E_{c0} \times \sqrt{\frac{-0.0097 \times LC + 0.954}{0.954}}$ ただし、Ec < 10.70MPa の場合、 Ec = 10.70MPa	Ca 成分溶出に伴うコンクリート強度の低下率は、ペーストのそれと同様と設定。 $\sigma_c = \sigma_{c0} \times \frac{\exp\{-0.0762 \times (0.474 \times LC + 32.3)\}}{\exp\{-0.0762 \times 32.3\}}$	Ca 成分溶出に伴うコンクリート弾性係数の低下率は、ペーストのそれと同様と設定。 $E_c = E_{c0} \times \frac{\exp\{-0.066 \times (0.474 \times LC + 32.3)\}}{\exp\{-0.066 \times 32.3\}}$	$k_c = \beta_c \cdot k_m$
	σ <sub>c0</sub> : コンクリートの初期強度 ( = 42.2 [MPa] と設定)	E <sub>c0</sub> : コンクリートの初期弾性係数 ( = 3.34 × 10 <sup>4</sup> [MPa] と設定)	σ <sub>c0</sub> : コンクリートの初期強度 ( = 42.2 [MPa] と設定)	E <sub>c0</sub> : コンクリートの初期弾性係数 ( = 3.34 × 10 <sup>4</sup> [MPa] と設定)	c : 補正係数 ( = 8.0 と設定)
RC 評価 [ 構造躯体 ] [ 支保工 ] (添字 : RC)	$\sigma_{RC} = \gamma \cdot \sigma_c$ : 補正係数 (鉄筋の腐食膨張によるひびわれ等を考慮し、0.8 と設定)	Hanshin-Hansen の式 $E_{RC} = \frac{(1-V_i)E_c + (1+V_i)E_t}{(1+V_i)E_c + (1-V_i)E_t} E_c$ Vt : 鉄筋体積割合 (0.04 と設定) Et : 鉄筋のヤング係数 (長期的な劣化を考慮し、2100 MPa と設定(100 分の 1))	$\sigma_{RC} = \gamma \cdot \sigma_c$ : 補正係数 (鉄筋の腐食膨張によるひびわれ等を考慮し、0.8 と設定)	Hanshin-Hansen の式 $E_{RC} = \frac{(1-V_i)E_c + (1+V_i)E_t}{(1+V_i)E_c + (1-V_i)E_t} E_c$ Vt : 鉄筋体積割合 (0.04 と設定) Et : 鉄筋のヤング係数 (長期的な劣化を考慮し、2100 MPa と設定(100 分の 1))	$k_{RC} = \beta_{RC} \cdot k_c$ RC : 補正係数 (鉄筋の腐食膨張によるひびわれ等を考慮し、10 と設定)
廃棄体鋼材 ・空隙考慮 [ 充填材 + 廃棄体 ] (添字 : W)	$\sigma_w = \gamma_w \cdot \sigma_m$ (母材はモルタル)	キャニスター等の鋼材腐食を考慮 (Hanshin-Hansen の式) $E_w' = \frac{(1-V_{w_i})E_m + (1+V_{w_i})E_{w_t}}{(1+V_{w_i})E_m + (1-V_{w_i})E_{w_t}} E_m$ 初期空隙の影響考慮 (Hanshin-Hansen の式) $E_w = \frac{(1-V_k)}{(1+V_k)} E_w'$ 母材と剛性ゼロの複合材料とみなす。	$\sigma_w = \gamma_w \cdot \sigma_m$ (母材はモルタル)	キャニスター等の鋼材腐食を考慮 (Hanshin-Hansen の式) $E_w' = \frac{(1-V_{w_i})E_m + (1+V_{w_i})E_{w_t}}{(1+V_{w_i})E_m + (1-V_{w_i})E_{w_t}} E_m$ 初期空隙の影響考慮 (Hanshin-Hansen の式) $E_w = \frac{(1-V_k)}{(1+V_k)} E_w'$ 母材と剛性ゼロの複合材料とみなす。	直列モデルで、空隙部の透水係数を無限大とすると $k_w = \frac{\beta_w \cdot k_m}{1 - V_k}$
	w : 補正係数 (キャニスター等の鋼材腐食膨張によるひびわれ、及び初期より存在する空隙の影響等を考慮し、0.8 と設定)	V <sub>wT</sub> : 鋼材の体積割合 (0.30 と設定) E <sub>wT</sub> : 鋼材のヤング係数 (長期的な劣化を考慮し、2100 MPa と設定(100 分の 1)) V <sub>k</sub> : 空隙体積割合 (0.10 と設定)	w : 補正係数 (キャニスター等の鋼材腐食膨張によるひびわれ、及び初期より存在する空隙の影響等を考慮し、0.8 と設定)	V <sub>wT</sub> : 鋼材の体積割合 (0.30 と設定) E <sub>wT</sub> : 鋼材のヤング係数 (長期的な劣化を考慮し、2100 MPa と設定(100 分の 1)) V <sub>k</sub> : 空隙体積割合 (0.10 と設定)	w : 補正係数 (キャニスター等の鋼材腐食膨張によるひびわれの影響等を考慮し、10 と設定) V <sub>k</sub> : 空隙体積割合 (0.10 と設定)

### 3.3 力学的変遷挙動解析システムの構築

力学的変遷挙動解析システムは、システム構築において基本的な仕様については構築されている。本年度はプレ処理（主に FEM メッシュデータ作成）、ポスト処理（主に解析結果の図化）方法の検討、ベントナイト系材料およびセメント系材料において新たに提案された関係式を導入した。また、力学的評価にかかわる要素分割に関する検討も行った。

#### 3.3.1 プレ・ポスト処理について

##### (1) 力学解析システムのプレ・ポスト処理方法の検討

力学的変遷挙動解析システムのプレ・ポスト処理を行う方法として以下の 2 つの方法が考えられる。

専用プレ・ポストプログラムの開発

市販ソフトの利用

開発費用および今後の解析システムのバージョンアップに伴う仕様の変更を考慮すると、現段階では市販ソフトの利用が現実的であると考えられる。

##### (2) 市販プレ・ポストソフトの現状

価格が高い物ほどより多くの機能が付加されているが、開発元の信頼性、価格からは CIMNE ( USA ) の GiD が最適であると考えられる。

##### (3) 力学変遷挙動解析システムと市販プレ・ポストシステムのデータ連携

市販の FEM プレ・ポストソフトを利用して FEM メッシュデータを作成し、これを力学的変遷挙動解析システムのデータとする場合、データ形式の変換が必要になる。

開発費用および今後の解析システムのバージョンアップに伴う仕様の変更を考慮すると、現段階では市販プレポストソフトの出力形式を力学的変遷挙動解析システムの入力形式に変換するサブプログラムを作り、このサブプログラムを介してデータを変換する方法が現実的であると考えられたため、要素・節点・境界条件の変換プログラムを作成した。具体的には GiD 等のプログラムによって書き出された Nastran 形式のメッシュファイルを力学的変遷挙動解析システム形式のメッシュファイルに変換するものである。

また、JNC 殿との協議の結果、ポスト処理については開発費用を考慮し、力学的変遷挙動解析システムの出力形式を DACSAR 形式に変換し、これをさらに MicroAVS 形式に変換することで対応する事とし、変換プロ

グラムを作成した。

### 3.3.2 応力再配分計算機能の拡充

これまで、セメント系材料の強度低下に伴う応力再配分計算は図 3.3-1 に示すように、平均主応力を変化させないような計算手法を用いていた。しかし、この手法では平均応力が変化しないために、最小主応力は増加することとなり、必ずしも安全側の評価とはならない場合がある。特にセメント系材料の強度低下する要素が広範囲にわたる場合、セメント系材料の変形を拘束するような外力が計算されてしまうことになる。

そこで、図 3.3-2(a)に示すように最小主応力が変化しないという制約条件の下での応力再配分計算方法をオプションとして追加した。しかし、このような応力再配分を行う場合、解析ステップが粗いなど誤差が生じやすい場合、収束計算中に最小主応力が引張りとなることが想定される。そこで、収束計算中の引張応力についてのみ 0 とする機能を付加した（図 3.3-2(b)）。また、劣化時のポアソン比についてはこれまで健全時と同様の値としていたが、岩盤などでは一般的に破壊時のポアソン比は  $\nu = 0.4 \sim 0.5$  程度の値とされていることから、 $\nu = 0.45$  とした。

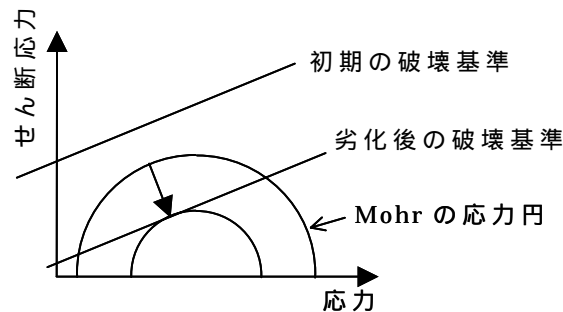
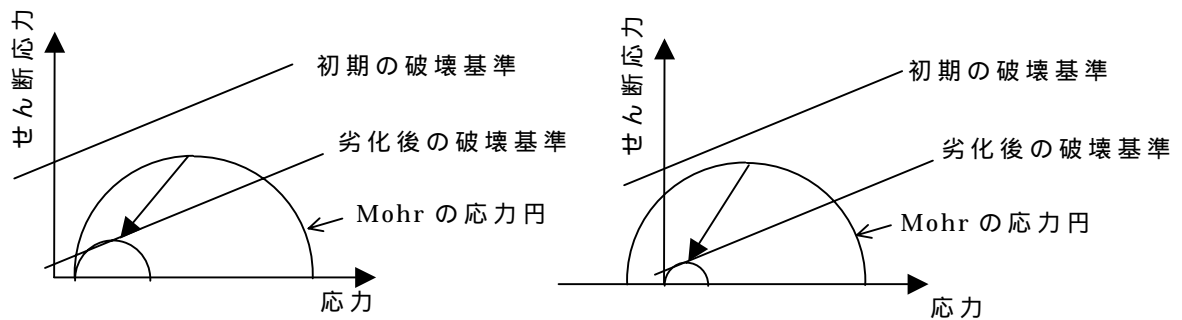


図 3.3-1 セメント系材料の強度低下解析手法の概念（平均主応力一定）



(a) 圧縮側のせん断破壊時

(b) せん断破壊かつ引張応力発生時

図 3.3-2 セメント系材料の強度低下解析手法の概念（最小主応力一定）



### 3.3.3 力学的変遷挙動評価システムの構築

これまでに開発した力学的変遷挙動評価システムの解析フローを図 3.3-3 に示す。

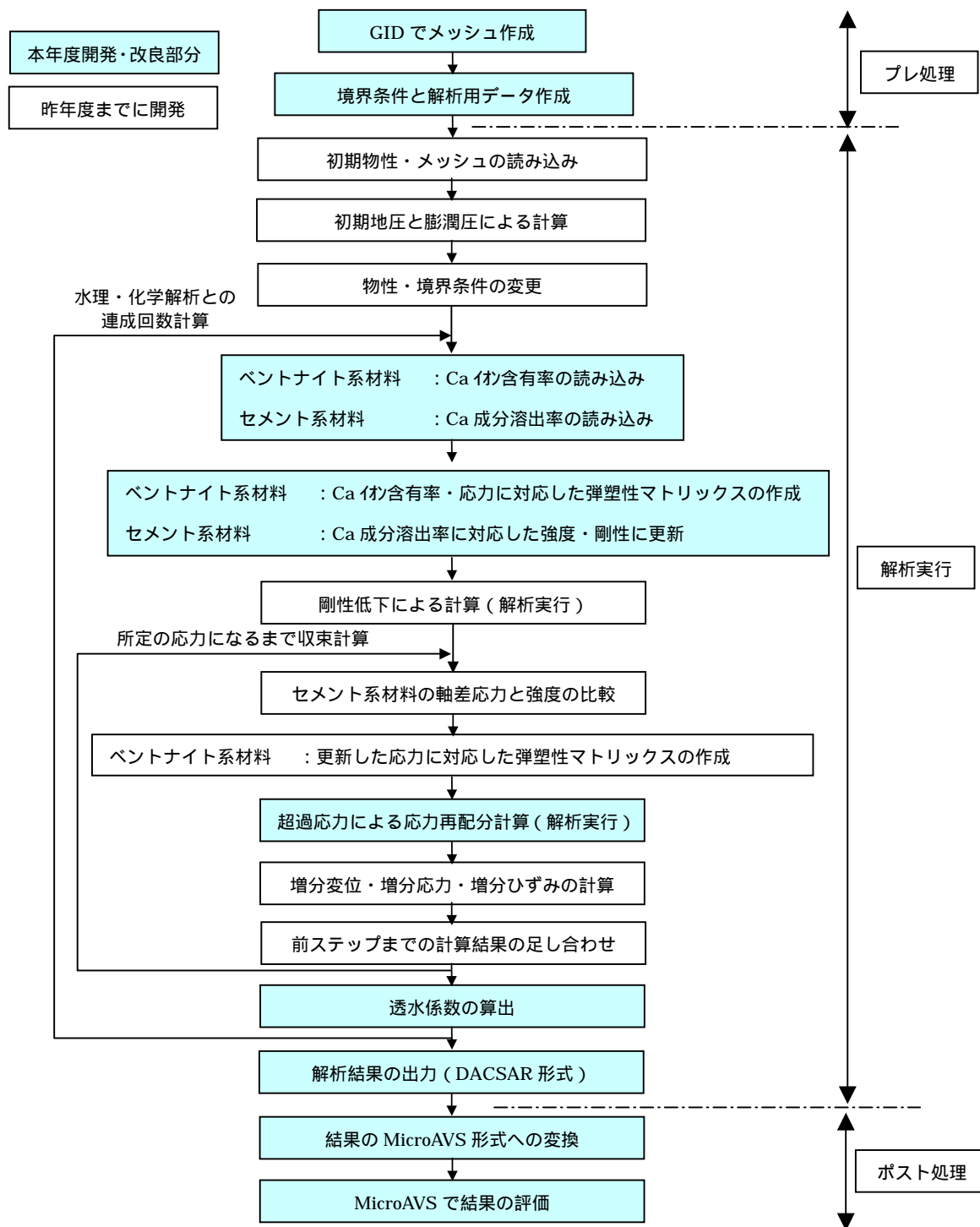


図 3.3-3 解析フロー

### 3.3.4 要素分割に関する検討

力学解析システムでは、支配方程式の離散化手法として、有限要素法を用いている。有限要素法は、解析領域を三角形、四角形などの単純な形状（要素）に分割、離散化して、任意の境界条件下の近似解を求める方法である（図 3.3-4）。この手法は解析対象の形状を比較的良く近似することが出来るが、要素分割数によって解の精度が左右される。一般に要素分割は細かいほど解析精度が上がるが、節点数の増加により計算時間も増加する。したがって、解析精度や解の収束性を考慮した合理的な要素分割数を検討する必要がある。そこで、メッシュ分割数をパラメータとした4ケースの解析メッシュを作成し、要素分割数が解析結果および計算時間に及ぼす影響を検討する。

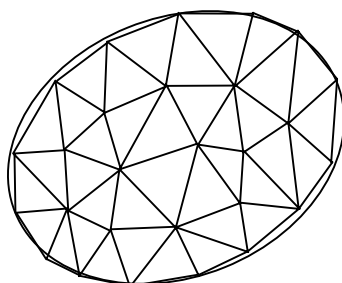


図 3.3-4 要素分割イメージ（三角形）

#### (1) 解析モデルと境界条件

図 3.3-5 に解析モデルを示す。簡便化のために、力学システムで考慮すべき形状のうち、埋戻材および支保工を除いたモデルとした。モデル周辺の境界面は自重計算時をのぞきすべて変位固定条件とした。

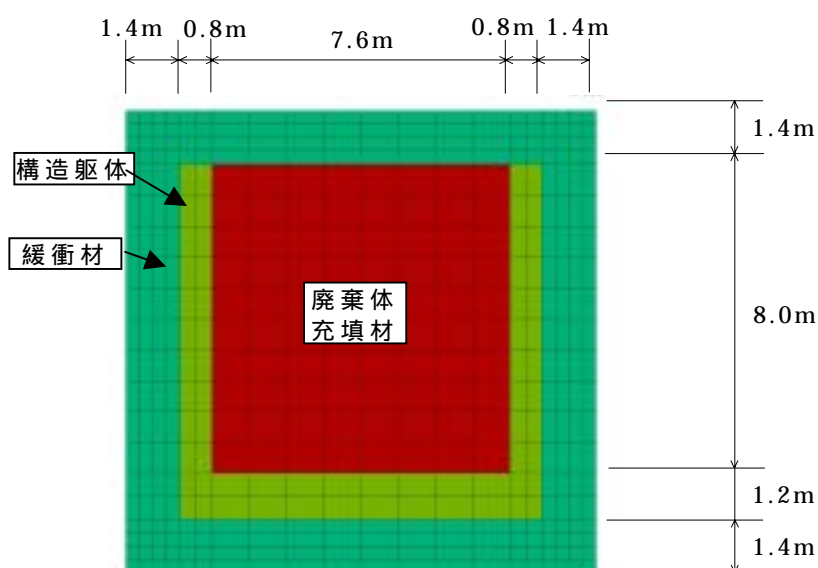


図 3.3-5 検討解析モデル

(2) メッシュ分割

図 3.3-6 に示すような 4 ケースのメッシュを作成し、解析を行った。ここで、MESH-1 はシステム構築 において、連成解析に用いたモデルの分割数であり、MESH-3 は同研究の力学システムの試解析に用いたモデルの分割数である。

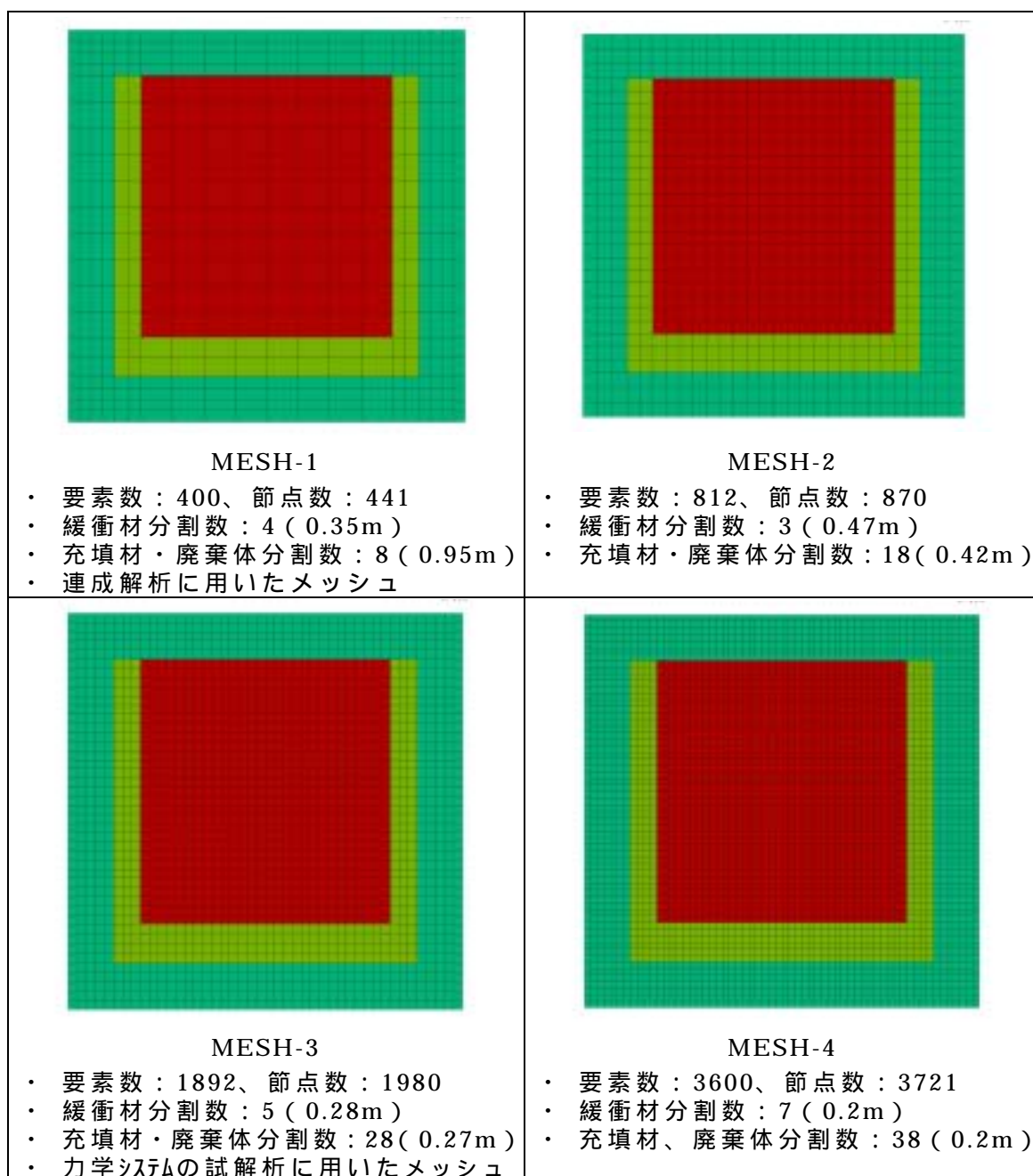


図 3.3-6 メッシュ分割

(3) 解析諸条件

(a) 化学的変遷指標

本検討では、緩衝材および構造躯体・廃棄体・充填材の化学的変遷指標は各材料ごとに均質に変化させた。(緩衝材は Ca イオン含有率 43% 92% を 50 分割、構造躯体・廃棄体・充填材は Ca 溶出率 0% 100% を 50 分割)

(b) 解析用物性値

解析用物性値はシステム構築 で使用したものをを用いた。

(4) 解析結果

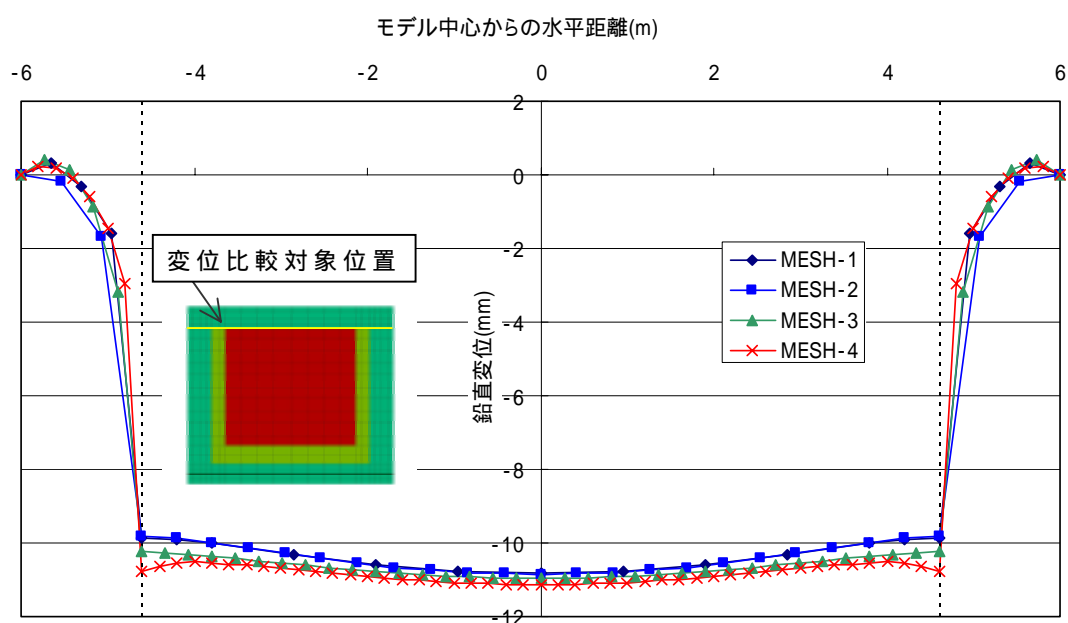


図 3.3-7 緩衝材とセメント系材料の境界位置での鉛直変位  
(最終ステップ：Ca イオン含有率 92%、Ca 溶出率 100%)

表 3.3-1 各メッシュにおける解析時間

ケース	解析時間(MESH-1 を 1 とした時)	収束計算回数	要素数	節点数
MESH-1	1.0	301	400	441
MESH-2	3.4	439	812	870
MESH-3	18.0	757	1892	1980
MESH-4	67.4	1102	3600	3721

参考) 計算機は日立製 SR8000 で 1 CPU(1GFLOPS)を用いた時 MESH-1 は約 1 分

#### (5) 結果のまとめと考察

図 3.3-7 に緩衝材とセメント系材料の境界位置での鉛直変位を示す。図 3.3-7 見ると、MESH-1,2 と比較し、MESH-3,4 のほうが最大値において僅かに大きな値を示しているものの、その差は最大でも 1mm 程度である。したがって、本解析システムで考慮するような形状においては、どのメッシュを用いても意味のある解析が可能であると言える。

表 3.3-1 に各メッシュでの解析時間および収束計算回数を示す。本解析ではセメント系材料が降伏した場合、応力再配分を考慮するための収束計算を実施するが、すべての要素の応力がその時点での強度に落ち着くまで計算を繰り返すため、要素数が増えるに従って、収束計算回数が多くなっている。

本検討では、緩衝材およびセメント系材料の化学的変遷指標は均質に変化するものとした。しかし、本来は要素ごとにその値は変化するものであり、化学・水理解析と連成解析を実施する場合、要素分割は化学・水理解析との化学的変遷指標の受け渡しの関係を十分考慮して決める必要がある。

### 3.4 ニアフィールドにおける力学挙動の長期的変遷評価

ここでは、3.1～3.3で検討した力学的変遷評価システムを用いて、実際に想定される処分システムの形状を用いて解析を実施する。

本検討において、力学的変遷評価システムに組み込み考慮する内容は以下の通りである。

- 1) ベントナイト系材料の浸透膨潤を考慮した弾塑性構成式
- 2) セメント系材料の剛性・強度の低下を考慮した非線形弾性モデル
- 3) ベントナイト系材料の化学的変遷指標に対するモデル
- 4) セメント系材料の化学的変遷指標に対するモデル
- 5) 力学的変化および化学的変遷指標に対する透水係数評価

#### 3.4.1 力学的長期変遷挙動解析

##### (1) 解析モデルと境界条件

図 3.4-1 に試解析に用いる解析モデルを示す。岩盤の取り扱いに関しては、昨年度と同様、岩盤と処分坑道内との相互作用は考慮しない。したがって、本検討ではその境界面は変位固定条件とした。

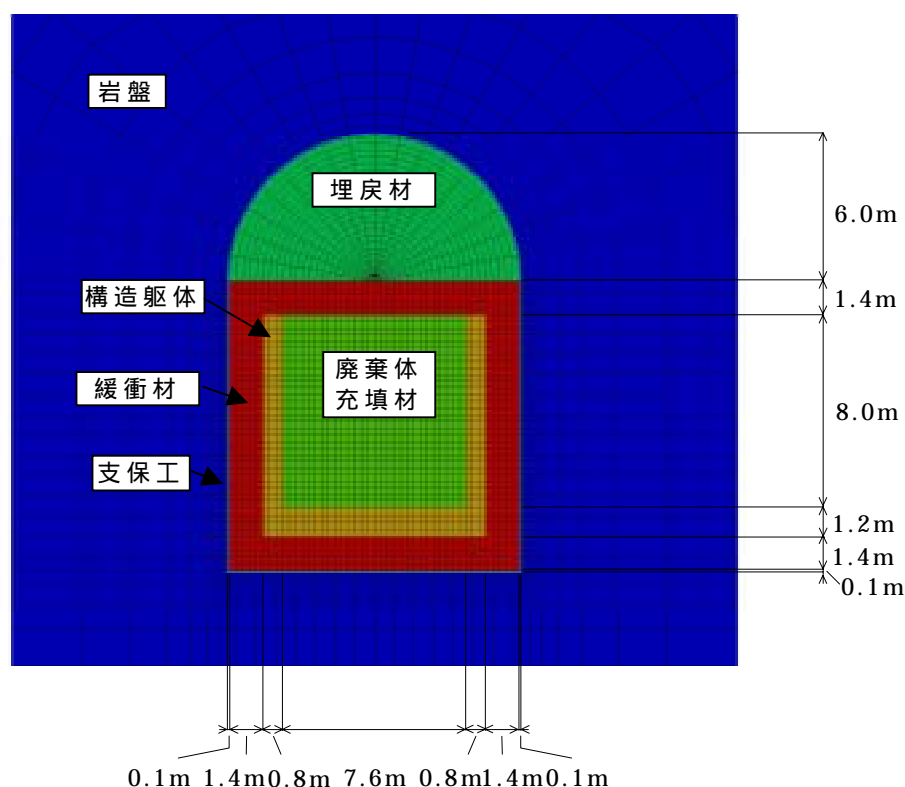


図 3.4-1 試解析モデル

## (2) 解析ステップと解析ケース

表 3.4-1 のステップに解析ステップを、図 3.4-2 に化学的変遷指標の推移を示す。本年度の化学的変遷指標は次元による化学解析結果を参考に設定した（図中破線で囲まれた部分が化学解析のアウトプットである）。解析ステップは、剛性変化が出来るだけ緩やかなるように細分割している。

なお、本年度からベントナイト化学的変遷指標は Ca 化率から Ca イオン含有率に変更している。

表 3.4-1 解析ステップ

ステップ	内容
1	初期地圧計算
2	ベントナイト系材料の初期膨潤計算
3 ~ 9514	ベントナイト系材料の Ca 化とセメント系材料の Ca 成分溶出

図 3.4-2 参照

本年度はセメント系材料の関係式として、ビッカース硬度を用いる方法と空隙率を用いる方法の 2 種類提案している。そこで、2 通りの方法で求められる物性を用いた解析を実施する。解析ケースを表 3.4-2 に示す。

表 3.4-2 解析ケース

ケース名	セメント系材料の物性算出方法
Case1	ビッカース硬度を用いる方法
Case2	空隙率を用いる方法

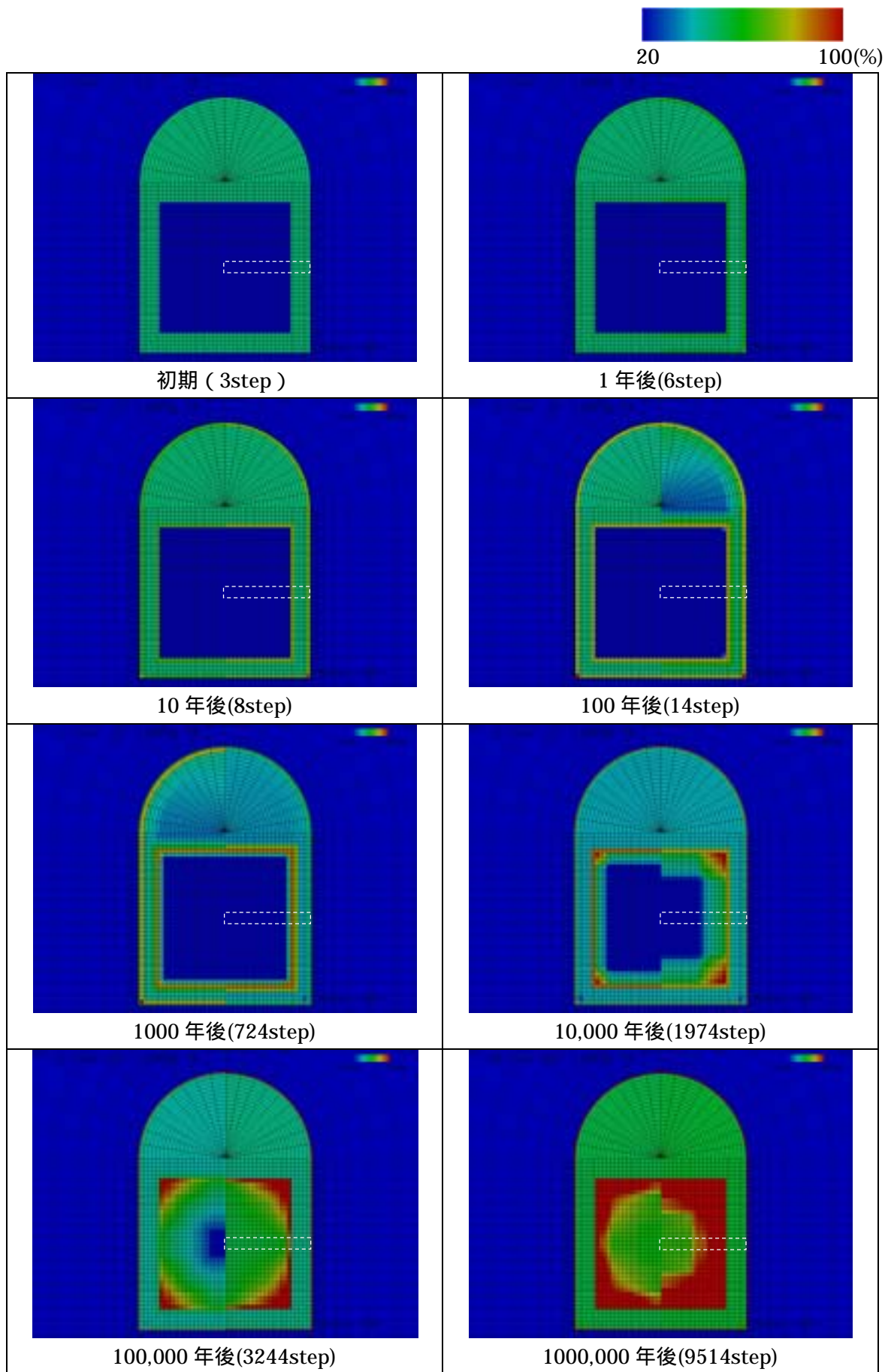


図 3.4-2 化学的変遷指標の推移



(3) 解析用物性値

ベントナイト系材料、及びセメント系材料の想定した仕様を表 3.4-3、表 3.4-4 に示す。

システム構築と同様、初期地圧計算・初期膨潤圧計算を弾性体で行い、その応力状態をベントナイト系材料の初期応力として用いることとした。

また、ベントナイト系材料は初期膨潤圧が発生した時に過去に受けた最大の圧密圧力を上まわるとし、その時点を正規圧密状態と仮定する。すなわち、表 3.4-5 の物性を用いて初期地圧計算および初期膨潤圧計算を実施し、その時の鉛直応力  $\sigma_{vi}$  を先行土被り圧  $\sigma_{v0}$ 、鉛直応力と水平応力の比  $K_i$  を正規圧密状態の静止土圧係数  $K_0$  とした。ベントナイト系材料やセメント系材料の初期地圧・初期膨潤圧計算時の物性値は、システム構築と同様の値とした。ただし、セメント系材料の弾性係数については、3.2.2 で検討、設定した物性評価式（表 3.2-7 参照）と整合する物性（LC = 0 の時の値）に設定した。

また、ベントナイト系材料の Ca 型化、及びセメント系材料の Ca 成分等の溶出に伴う力学特性の変遷による力学挙動の評価解析においては、初期物性値は 3.1.2、及び 3.2.2 での検討内容、及びシステム構築における物性値に準じて設定し（表 3.4-6）その後の化学的変遷に対する力学物性の変遷については、3.1.2（表 3.1-9）及び 3.2.2（表 3.2-7）で設定した関係式を使用した。なお、ベントナイト系材料のポアソン比については、限界状態パラメータ M から、式(3.4.1)より内部摩擦角  $\phi$  を、式(3.4.2)より  $K_0$  値を、さらにその  $K_0$  値から式(3.4.3)より算出したポアソン比を使用した。

$$= \sin^{-1}(3M / (6+M)) \tag{3.4.1}$$

$$K_0 = 1 - \sin \phi \tag{3.4.2}$$

$$= K_0 / (K_0+1) \tag{3.4.3}$$

また、各部位の透水係数の評価についても、3.1.2（表 3.1-9）及び 3.2.2（表 3.2-7）で設定した関係式を使用した。

表 3.4-3 ベントナイト系材料の想定仕様

部位	配合	乾燥密度	初期間隙比	単位奥行き当りの体積
A) 緩衝材	ベントナイト: 70 wt %、ケイ砂:30 wt %	1.60Mg/m <sup>3</sup>	0.688	55.68m <sup>3</sup> /m
B) 埋戻材	ベントナイト: 50 wt %、ケイ砂:20 wt %、礫:30wt%	1.60Mg/m <sup>3</sup>	0.688	56.55m <sup>3</sup> /m

表 3.4-4 セメント系材料の想定仕様

対象部位	水セメント比	モルタル中の細骨材体積割合	コンクリート中の粗骨材体積割合	鋼材混入セメント系材料中の鋼材体積割合	廃棄体マトリックス中の空隙割合
構造躯体 支保工	55%	56%	38%	4%	
廃棄体 充填材		56%		30%	10%

a) 初期地圧・初期膨潤圧計算 (1STEP・2STEP)

表 3.4-5 解析用物性値

	単位体積重量 (g/cm <sup>3</sup> )	弾性係数 E (MPa)	ポアソン比	初期膨潤圧 p (MPa)
緩衝材	1.8	39.0	0.40	0.50
埋戻材	1.8	27.0	0.40	0.24
構造躯体・支保工	2.5	3.11 × 10 <sup>4</sup>	0.20	
廃棄体・充填材	3.0	1.32 × 10 <sup>4</sup>	0.18	

網掛部以外はシステム構築と同様の値とした

b) 化学的変遷に伴う力学特性の変化を考慮した力学挙動解析 (3~9514STEP)

表 3.4-6 解析用初期物性値

	ダレイタツ係数 D	非可逆比	膨潤指数	限界応力比 M	ポアソン比	初期間隙比 e <sub>0</sub>	浸透膨潤係数 ,OCRb
緩衝材	0.089	0.88	0.0130	0.630	0.42	0.688	0.00525,23.6
埋戻材	0.060	0.91	0.0078	0.744	0.40	0.688	0.00200,23.6

	ポアソン比 [降伏前]	ポアソン比 f [降伏後]	初期間隙率 θ <sub>0</sub> (%)	内部摩擦角 (°)
構造躯体、支保工	0.20	0.45	32.3	0
廃棄体・充填材	0.18	0.45		

弾性係数、圧縮強度等は表 3.4-3,4 に示す仕様から  
3.2 における関係式より算定される。

(4) 解析結果

Ca 溶出率が小さい範囲ではほとんど変化が無いいため、1,000 年、10,000 年、30,000 年、100,000 年、300,000 年、1000,000 年の 6 ステップ分のみを示す。

変形倍率 32 倍    30(mm)

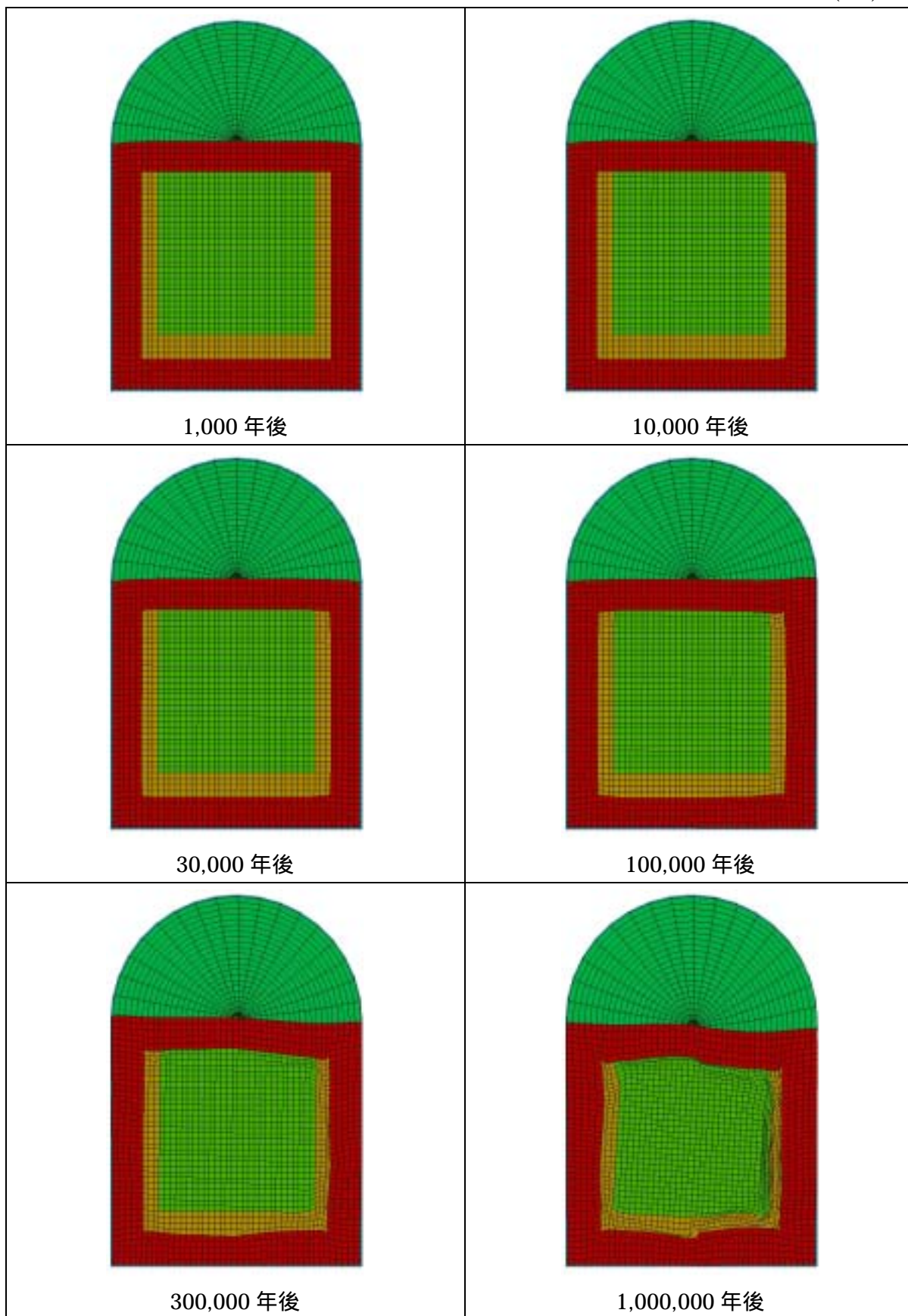


図 3.4-3 変形図 (Case1 : ビッカース硬度を用いる方法)

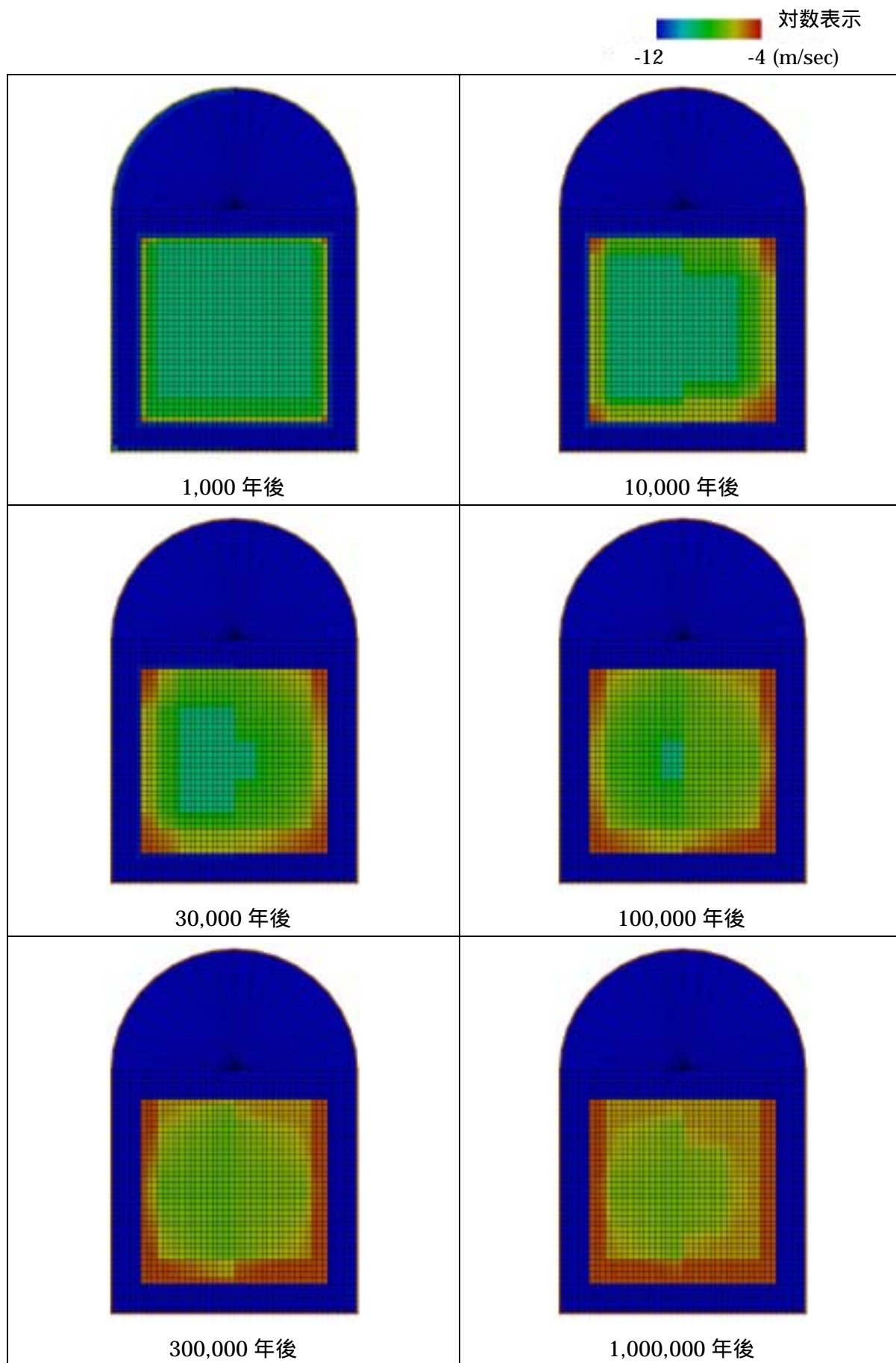


図 3.4-4 透水係数分布図(Case1 : ビッカーズ硬度を用いる方法)

変形倍率 32 倍     $\rightarrow$  30(mm)

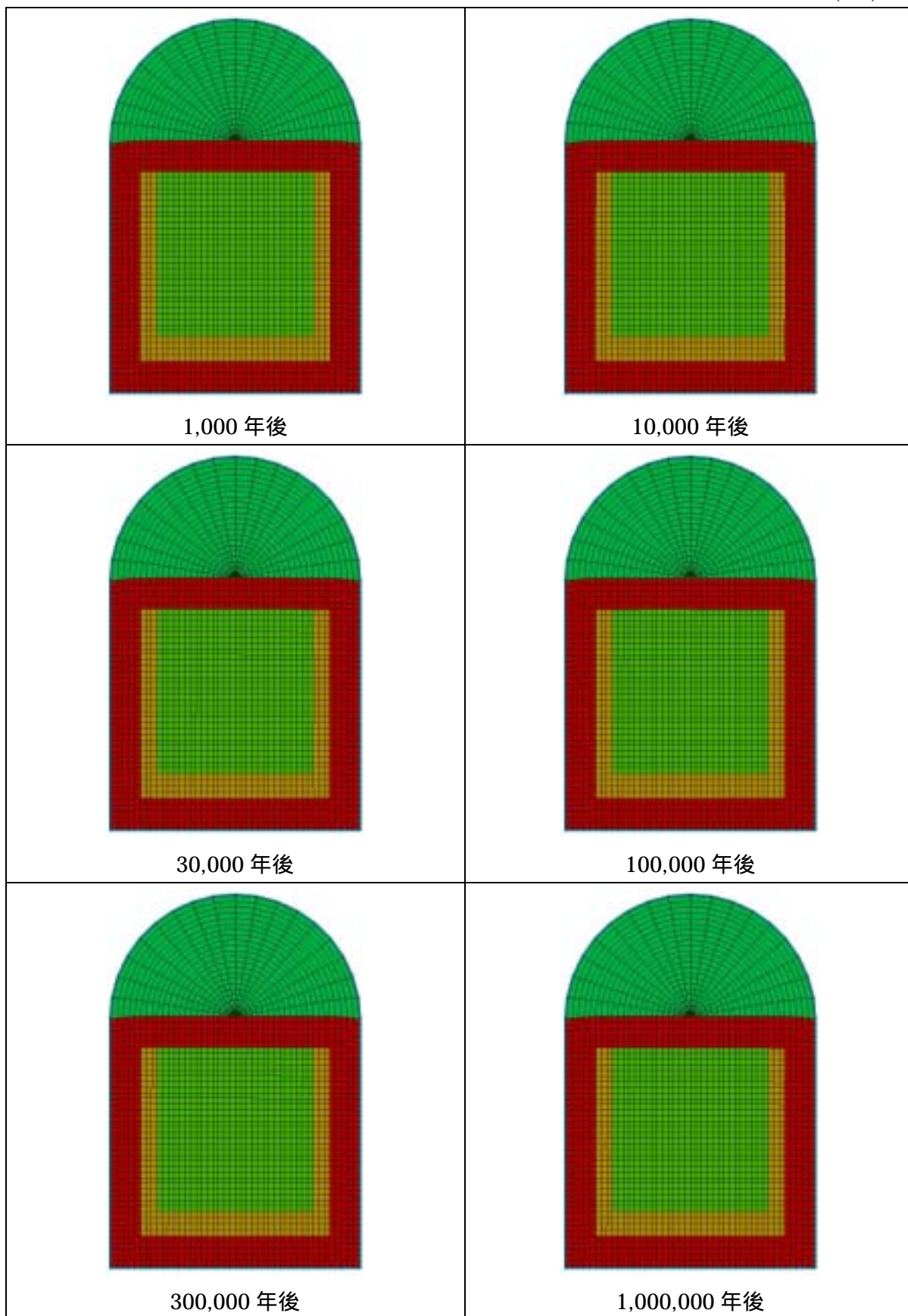


図 3.4-5 変形図 ( Case2 : 空隙率を用いる方法 )

対数表示  
-12 -4 (m/sec)

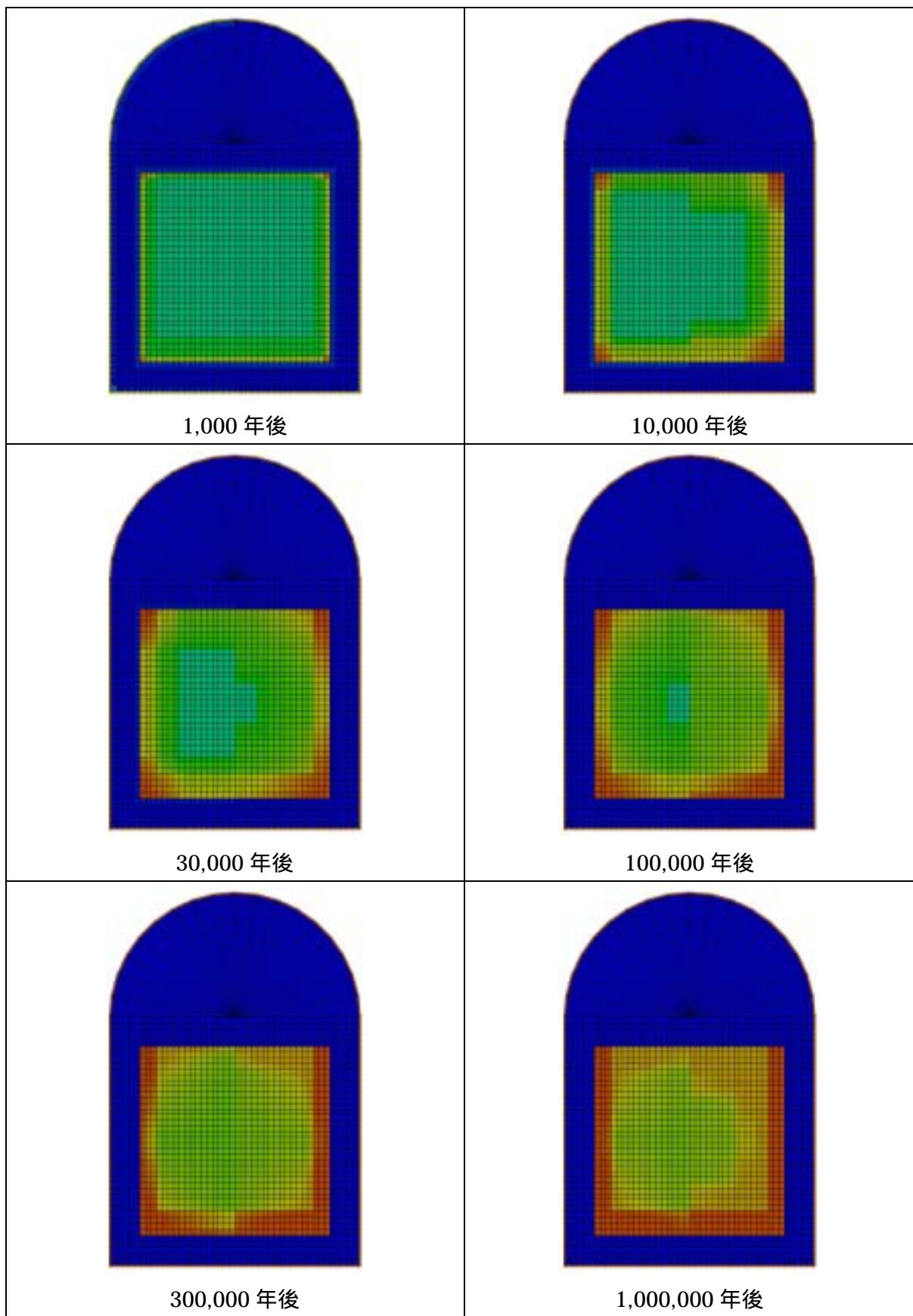


図 3.4-6 透水係数分布図(Case2 : 空隙率を用いる方法)

## (5) 結果のまとめと考察

ピッカース硬度を用いたセメント系材料の関係式では、Ca 溶出率 98% 付近で剛性が急激に低下する。従って、この付近でのステップを充分細かくしておかないと誤差がたまりやすい。また、メッシュ分割によっては隣接する要素間での剛性差がおおきくなる。本検討ではこのことを踏まえ、100 万年をおよそ 9000 ステップで分割している。このため、解析時間が非常に増大することが懸念されたため、強度低下時の応力再配分計算の収束回数を 5 回とした。

図 3.4-3、図 3.4-4 に Case1 (ピッカース硬度を用いる方法) の解析結果を示す。図 3.4-3 に変形図を示す。1 万年後程度までは、ほとんど変形が進まず、3 万年後に構造躯体の上下両端部分に僅かに変形がみられる。30 万年後以降にセメント系材料の体積収縮による変形が顕著になっている。モデル右側の埋戻材と緩衝材の接合部分の変直変位は 100 万年後の最大値でおよそ 35mm となった。図 3.4-4 に透水係数分布を示す。コンターは対数表示で示している。セメント系材料は  $1.0 \times 10^{-8}$  オーダーから、 $1.0 \times 10^{-4}$  (m/sec) オーダーまで透水係数が増加している。今回設定した化学的変遷指標では、ベントナイト系材料の Ca イオン含有率はさほど変化せず、また変形量が小さいため、透水係数は 100 万年後まで  $1.0 \times 10^{-12}$  オーダーを保っている。

図 3.4-5、図 3.4-6 に Case2 (空隙率を用いる方法) の解析結果を示す。図 3.4-5 に変形図を示す。Case2 については、100 万年後まで変形はほとんどみられない。これは、Case1 (ピッカース硬度を用いる方法) と比較して、Ca 溶出率が大きい時の剛性・強度低下が小さいためである。このため、セメント系材料にせん断破壊は見られず、剛性低下のみによる変形となっている。図 3.4-6 に透水係数分布を示す。セメント系材料は  $1.0 \times 10^{-8}$  オーダーから、 $1.0 \times 10^{-4}$  (m/sec) オーダーまで透水係数が増加している。Case2 においても今回設定した科学的変遷指標では、ベントナイト系材料の Ca イオン含有率はさほど変化せず、また変形量が小さいため、透水係数は 100 万年後まで  $1.0 \times 10^{-12}$  オーダーを保っている。

以上の結果より、想定した化学的変遷に対して長期的に処分システム内に変形が生じても、性能評価上問題にはならないことが確認できる。次期レポートにおいては、3.4.2 で触れる岩盤の影響も考慮しつつ、本解析条件を基本ケースとして、各物性パラメータを極端に保守的に設定する等のパラメータスタディを行い、処分システムの長期安全性を論理的、かつ視覚的に示していくことが肝要であると思われる。

### 3.4.2 岩盤挙動の影響について

ここでは、本研究におけるシステムに考慮されていない、岩盤の長期挙動について既往の知見を整理し、また、過去の研究結果を踏まえて岩盤の長期挙動がニアフィールド水理場へ与える影響を検討する。

システム構築 においても整理したように、岩盤の長期挙動によるニアフィールド水理場の変遷に影響を与える要因としては、以下が考えられる。

( 図 3.4-7 )

岩盤の化学変質による鉱物組成の変化

岩盤の化学変質による空隙構造の変化

鉱物組成の変遷に起因する岩盤力学特性の変化に伴う岩盤の変形、空隙率・構造の変化

空隙構造の変遷に起因する岩盤力学特性の変化に伴う岩盤の変形、空隙率・構造の変化

岩盤の力学的長期挙動（岩盤クリープ）に伴う岩盤の変形、空隙率・構造の変化

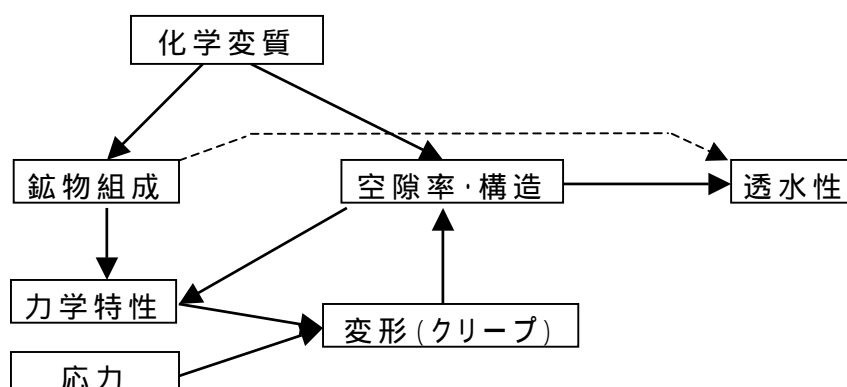


図 3.4-7 ニアフィールド岩盤の水理場の変遷要因（システム構築 ）

上記のうち、岩盤の力学的変形を含む ~ について、既往の知見を再度整理するとともに、その影響の評価方法の概略を検討する。さらに、については、本研究における力学挙動解析システムに、岩盤クリープを表す解析手法を組み込むための新しい知見を記述する。

#### (1) 化学的な変遷による変形について

TRU 放射性廃棄物処分システムにおいて、セメント系材料長期的な Ca 成分等の溶出により、岩盤は化学的に変質し、力学特性および水理特性が変化する。



(a) 既往の知見整理

システム構築では、図 3.4-7 のような変遷要因のうち岩盤の鉱物組成 - 力学特性 ( 図 3.4-7 )、および空隙率 - 力学特性 ( 図 3.4-7 ) について、文献調査により既往の知見を整理した。

・ 岩盤の鉱物組成と力学特性に関する文献調査結果 ( 図 3.4-7 )

岩盤を構成する鉱物組成と岩盤の物性を研究した文献を幾つか調査した。しかし、本研究の主眼である、長期に亘るセメント系材料やベントナイトからのイオン溶出が周辺岩盤の物理・力学特性に与える影響の解明に関する有益な情報は得られなかった。

・ 岩盤の空隙率と力学特性に関する文献調査結果 ( 上記 )

岩盤中に存在する空隙の量およびその大きさと岩盤の力学・水理特性の関係を研究した例を調査した。その結果、空隙率が大きくなると強度・剛性などが大きく減少し、透水係数が大きくなることが確認できた。また、これらの特性の変化は、空隙率および細孔径分布の変化との相関性が高いことが推察された。

このように、岩盤の空隙率と力学特性に関する知見はある程度得られたものの、その他の要因に関してはシステムに取り入れるために必要なだけの十分な知見は得られていない状況である。

(b) 岩盤の化学的な変遷の影響について

(a)で示したように、岩盤の化学的変遷による力学特性の変遷については未だ十分な知見がなく、サイト条件によって全く異なるものであるため、現段階で本検討における力学的変遷挙動評価システムに、これらの影響評価を取り込み、むやみにシステムの操作性を低下させるのは得策ではない。したがって、これらの影響を概略的に評価するには、

・ 力学物性をパラメータとした、弾塑性解析等の簡単な空洞安定解析を数ケース実施し、物性値と変形量の関係を概略評価し、必要に応じて、本力学的変遷挙動解析システムにその岩盤変形量を強制変位として入力し、そのニアフィールド水理場への影響を評価する。

・ (2)において記載する増分系の大久保モデルを本システムに導入し、大久保モデルのパラメータを幅広くとることで、上記の化学的変遷の影響も含ませる。

等の方法が考えられる。

(2) 岩盤クリープの影響について

(a) 既往の知見整理

システム構築 では、岩盤の長期クリープ(図 3.4-7 )を表現するための構成モデルとして、

- ・ 応力状態や時間スケールなどにとらわれず適用範囲が広いこと
- ・ 試験によりパラメータの同定が簡単であること
- ・ 超長期の解析が容易に行えること

などの理由から大久保モデルを採用した。さらに大久保モデルによる解析結果を用いて、岩盤クリープによる岩盤の透水性の変化に関する考察を行っている。その結果、岩盤クリープによる透水性への影響は、硬岩ではほとんどなく、軟岩では側圧係数が 2.0 であるときに、透水係数が 1 オーダー程度高くなることが示された。

(b) 岩盤のクリープの影響について

(a)で整理したように、岩盤の地質条件によって影響の度合いは大きく変化することが予想され、岩盤の強度が小さい場合や側圧係数が大きい場合においては、岩盤の透水性に対する岩盤クリープの影響が大きくなる可能性がある。

これらの影響を評価するためには以下のような方法が考えられる。

- ・ 大久保モデル等を用いた岩盤クリープ解析を別途実施し、本力学的変遷挙動解析システムにその岩盤変形量を強制変位として入力し、そのニアフィールド水理場への影響を評価する。
- ・ 増分系の大久保モデルを本システムに導入し、連成解析を実施して影響を評価する。

後者については、近年の研究成果を踏まえた方法であり、以下に詳細を記載する。

システム構築 では、岩盤のクリープを表現するモデルとして大久保モデルを採用することが検討された。従来、大久保モデルの解析手法は、ひずみ軟化型の応力 - 歪関係により、割線剛性を用いて岩盤の変位・応力状態を計算する方法であった。

一方、本研究においてベントナイト材料の力学計算には関口・太田モデルに基づき拡張した構成則を用いているが、関口・太田モデルは増分形の解析手法となっており、本力学的変遷挙動解析システムでは接線剛性を用いた逐次増分解析手法をとっている。割線剛性を用いた解法と接線剛性を用いた解法はアルゴリズムが根本的に異なっているため、大久保モデルによるクリープ解析コードと本力学的変遷評価システムを一

つに統合して連成コードを作成することは困難であると考えられていた。

しかし、最新の知見（野本ほか,2003）によれば、大久保モデルを用いて増分形の応力 - 歪関係式を導き、これを組み込んだ FEM 解析手法が開発されている。これにより、ベントナイト材料の力学計算に用いられる増分系コードと、大久保モデルによる岩盤クリープ解析コードを統合し、連成コードを構築することが可能であると考えられる。したがって、今後の検討において岩盤クリープを本力学的変遷挙動解析システムに取り入れる場合は、この増分形で表された大久保モデルを検討する。

増分形構成式と FEM 定式化を以下に示す。

時間増分  $t$  における増分形の応力 - 歪関係式を下式で表す。

$$\{\Delta\sigma\} = [D] \cdot \{\Delta\varepsilon\} - \{\Delta\sigma_r\} \quad (3.4.4)$$

ここで、 $\{\Delta\sigma_r\}$  は緩和応力度ベクトルの増分である。

$$\{\Delta\sigma_r\} = -[\Delta D] \cdot \{\varepsilon\} \quad (3.4.5)$$

上式中の弾性係数マトリックス  $[D]$  の増分  $\Delta[D]$  は、下式で与えられる。

$$\{\Delta\sigma_r\} = \frac{\partial[D]}{\partial E} \Delta E + \frac{\partial[D]}{\partial v} \Delta v \quad (3.4.6)$$

ヤング係数  $E$  は  $\lambda^*$  と以下の関係にあり、その増分  $\Delta E$  はコンプライアンス可変型構成方程式を用いて下式のように表される。

$$\frac{\partial\lambda^*}{\partial E} = \frac{\partial}{\partial E} \left( \frac{E_0}{E} \right) = -\frac{E_0}{E^2} \quad (3.4.7)$$

$$\therefore \Delta E = -a \times \sigma_*^n \times E_0^{m-1} \times E^{2-m} \times \Delta t \quad (3.4.8)$$

$m, n$ : 大久保モデルにおけるクリープ材料係数によって求まる値  
ポアソン比  $v$  を下式で定義することにより、その増分  $\Delta v$  は以下で表される（ $v_0$  は  $v$  の初期値）。

$$v = 0.5 - \frac{0.5 - v_0}{\lambda_*} \quad (3.4.9)$$

$$\Delta v = 5 - \frac{0.5 - v_0}{E} \Delta E \quad (3.4.10)$$

増分形の応力 - 歪関係式を FEM に組み込むことで下式の増分形マトリクス方程式が得られる。

$$[K] \cdot \{\Delta u\} = \{\Delta f\} + \int [B]^T \cdot \{\Delta\sigma_r\} \cdot dV \quad (3.4.11)$$

#### 4. ニアフィールドにおける水理場の長期的変遷評価

##### 4.1. 安全性を主張するための連成解析の要件の整理

1章では構築した安全性を主張するための論理構造の信頼性を向上するため、溶解による有効ベントナイト密度低下とイオン交換による膨潤性低下を考慮した化学・力学連成解析によりベントナイトの止水性・拡散性が高いことを示すことが有効であることを示した。

この結果に基づき2章では、人工バリア内での核種移行制限の長期安定性を論証するため、種々の救済要因を想定した解析的検討を行って、セーフティーケースの頑健性を高めることを試みた。ただし、現段階では力学モデルの適用範囲がイオン交換のみに限られる、化学・物質移動解析の実用的な解析が一次元に限られるなどの制約があるため、一次元の化学・物質移動解析を行い、これに基づいて力学の概略評価を行った。

この解析では

- モンモリロナイトやケイ砂の溶解をもとに有効ベントナイト密度を算定
- モンモリロナイトのCa化率と有効ベントナイト密度より最大膨潤圧を設定
- セメント系材料からのCa溶出率から空隙率、力学特性を算定
- 膨潤圧と一軸圧縮強度の大小により破壊を判定

のように、保守的な評価であったものの、例えば二次鉱物の止水性が全くない場合には10万年から100万年の間に十分なベントナイトの止水性が確保できなくなるという結果を得た。

したがって、連成解析で評価すべき項目は

二次元（三次元）での解析

モンモリロナイトやケイ砂の溶解を考慮した力学解析

とを連成し岩盤をも含めた系での水理場の評価

であると考えられる。

#### 4.2. ニアフィールドにおける水理場の長期的変遷評価

本節では2章及び3章で高度化した化学・物質移動解析コードと力学コードを連成して、岩盤をも含めた体系での解析を実施する。ただし、現段階での解析コードの制限のため、

解析の期間は10万年までとする

解析モデルは構造格子モデルとする

ベントナイトの力学モデルはイオン交換のみを考慮する（モンモリロナイト、ケイ砂の溶解は考慮しない）

水理解析（物質移行解析）は拡散のみとし、移流は代表的な時刻についてのみ行う。

とする。

##### 4.2.1. 解析のフロー

解析のフローを図4-1に示す。解析のフローは以下の通りである。

ベントナイトのCa化率、コンクリートのCa溶出率を読み込んで力学解析を行う

力学解析により算出される空隙率を読み込んで水理解析（物質移動）を行う。

ここでの物質移動は拡散のみとする

水理解析（物質移動）により算出される液相中のイオン濃度により化学解析を行い、次の時間ステップまでの化学的変遷を計算する

～ までを所定の時間まで繰り返し行う。代表的な時刻において力学解析により算出される透水係数を読み込んで岩盤をも含めた体系での水理場の解析を行う。

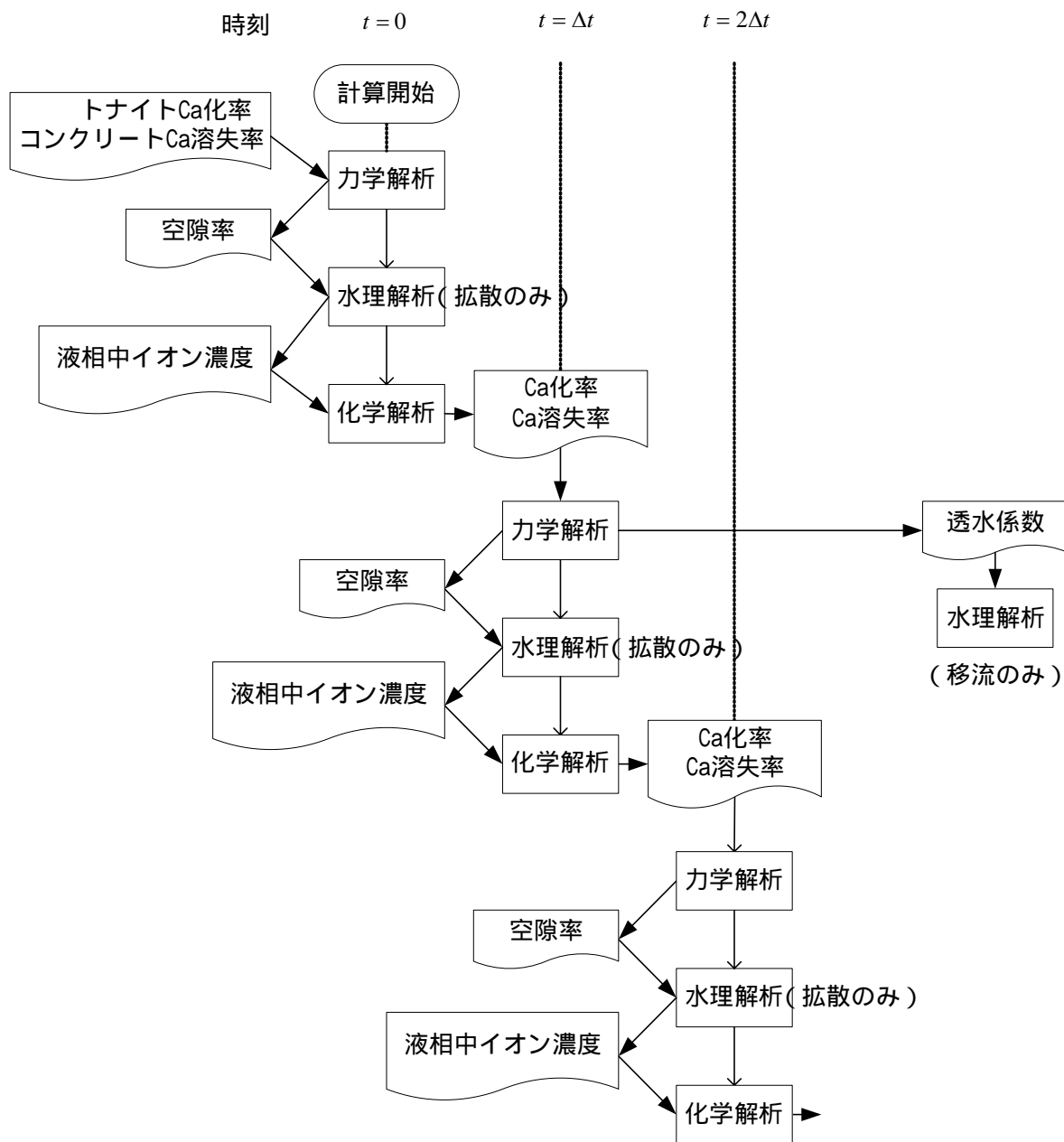
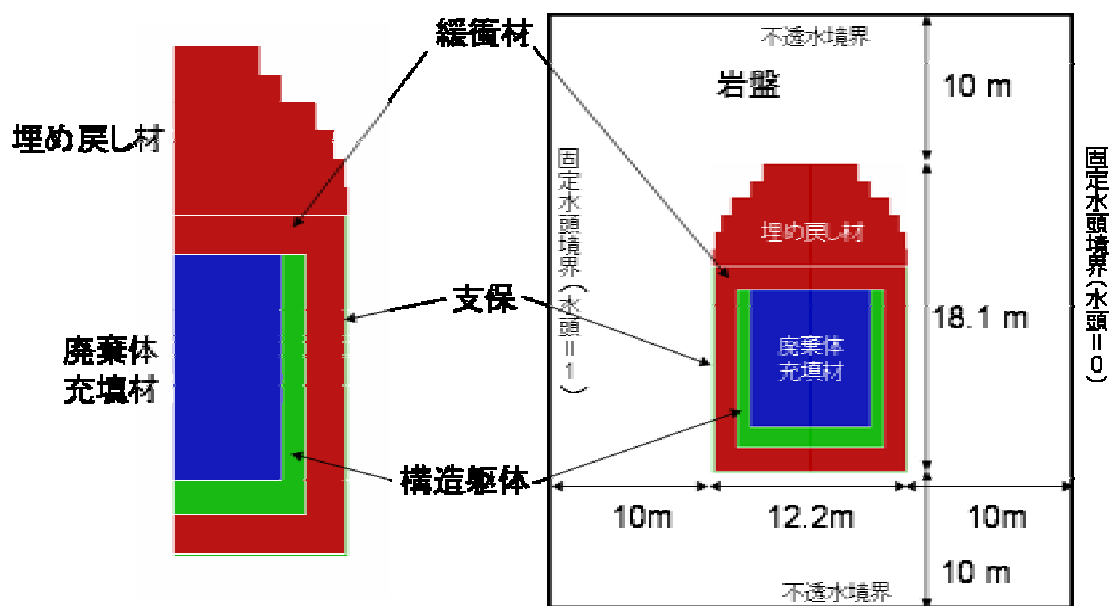


図 4-1 連成解析のフロー

4.2.2. 解析モデル

図 4-2 に解析モデルの概念図を示す。図 4-2 (a)は廃棄体・充填材、構造躯体、支保、緩衝材、埋め戻し材を対象とした化学・物質移動解析及び力学解析のモデルである。このモデルでの物質移動は拡散のみを考慮するので、モデルの対称性を考慮し半分のみを解析モデルとする。図 4-2 (b)は廃棄体・充填材、構造躯体、支保、緩衝材、埋め戻し材に岩盤を加えた水理場の評価のためのモデルである。ここでは、左端と右端の面を固定水頭境界とし、左端および右端の水頭値をそれぞれ 1.0 と 0.0 とする。上端及び下端の面は不透水境界とする。

水理解析における廃棄体・充填材、構造躯体、支保、緩衝材、埋め戻し材の透水係数は力学解析より算出した値を用い、母岩の透水係数は  $1.0 \times 10^{-8} \text{ m/s}$  とした。



(a) 化学・物質移動、力学解析モデル

(b) 水理（移流）解析モデル

図 4-2 連成解析モデル概念図

#### 4.2.3. 解析結果

##### (1) 鉱物濃度の変遷

図 4-3 に初期状態、1,000 年後、10,000 年後、100,000 年後の CSH-Ca(OH)<sub>2</sub> の濃度分布を示す。

##### (2) 変形・応力の変遷

図 4-4 に初期状態、1,000 年後、10,000 年後、100,000 年後の変形図（32 倍）を示す。これより、廃棄体定置領域はほとんど変形せず、構造躯体部のみの変形がすすみ、それに伴って側部の緩衝材が膨潤している様子がわかる。ただし、その変形量は 10mm 程度であり、大きな変形は生じていない。

##### (3) 水理場の変遷

図 4-5 に初期状態、1,000 年後、10,000 年後、100,000 年後の透水係数の分布を示す。各時刻での透水係数に基づいて水理解析を行った。

図 4-6 に初期状態、1,000 年後、10,000 年後、100,000 年後の水頭分布を示す。また、図 4-7 に初期状態、1,000 年後、10,000 年後、100,000 年後の流速分布を示す。支保コンクリートがほぼ完全に溶出し、このために生じた緩衝材と母岩の間の空隙を地下水が流れるという現象がみられる。



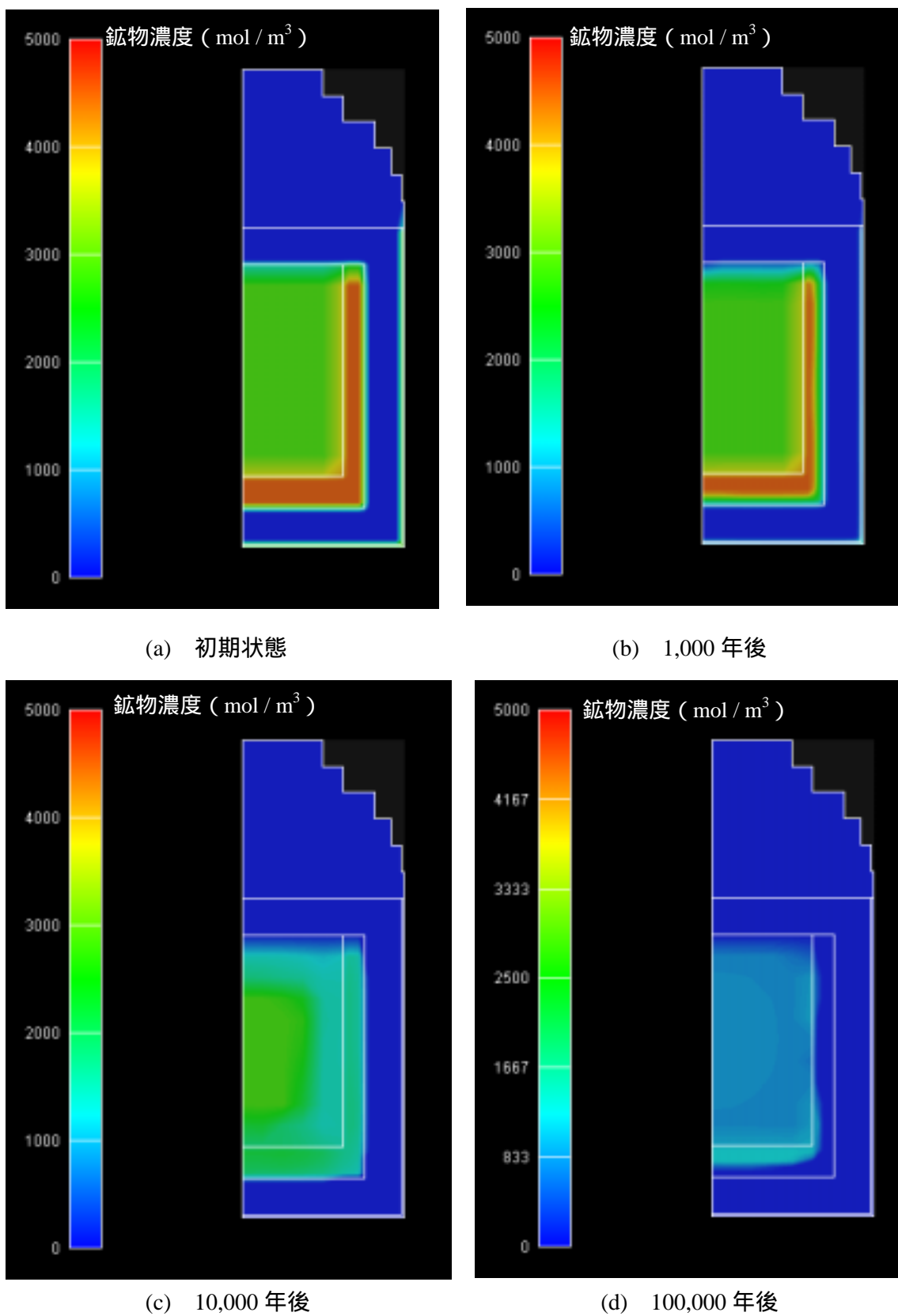
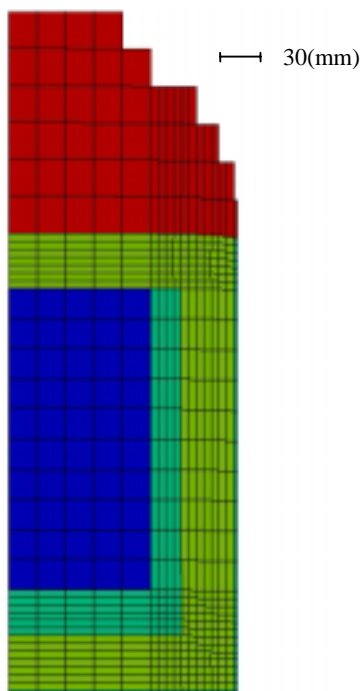
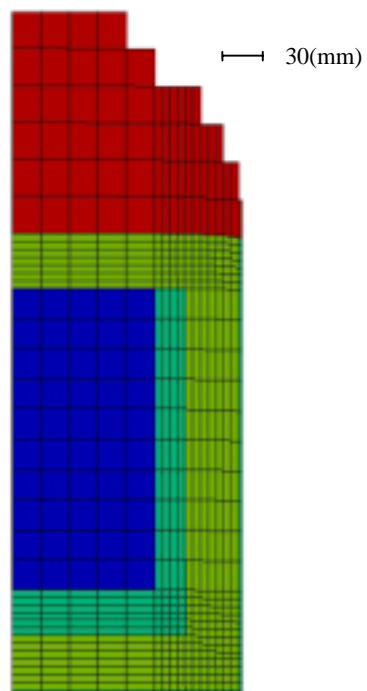


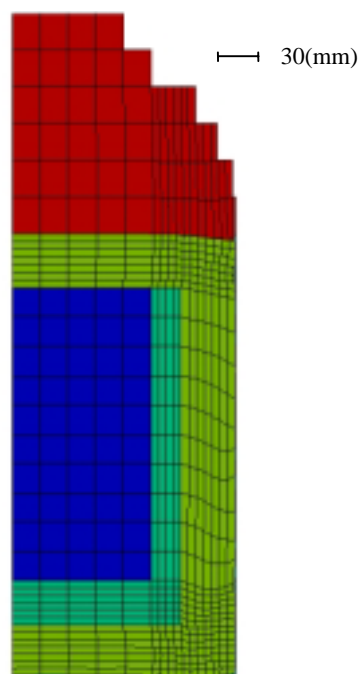
図 4-3 CSH-Ca(OH)<sub>2</sub> 濃度分布の変遷



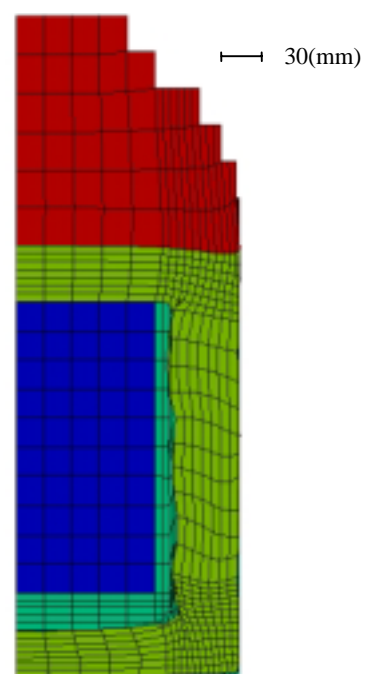
(a) 初期状態（膨潤圧载荷後）



(b) 1,000 年後

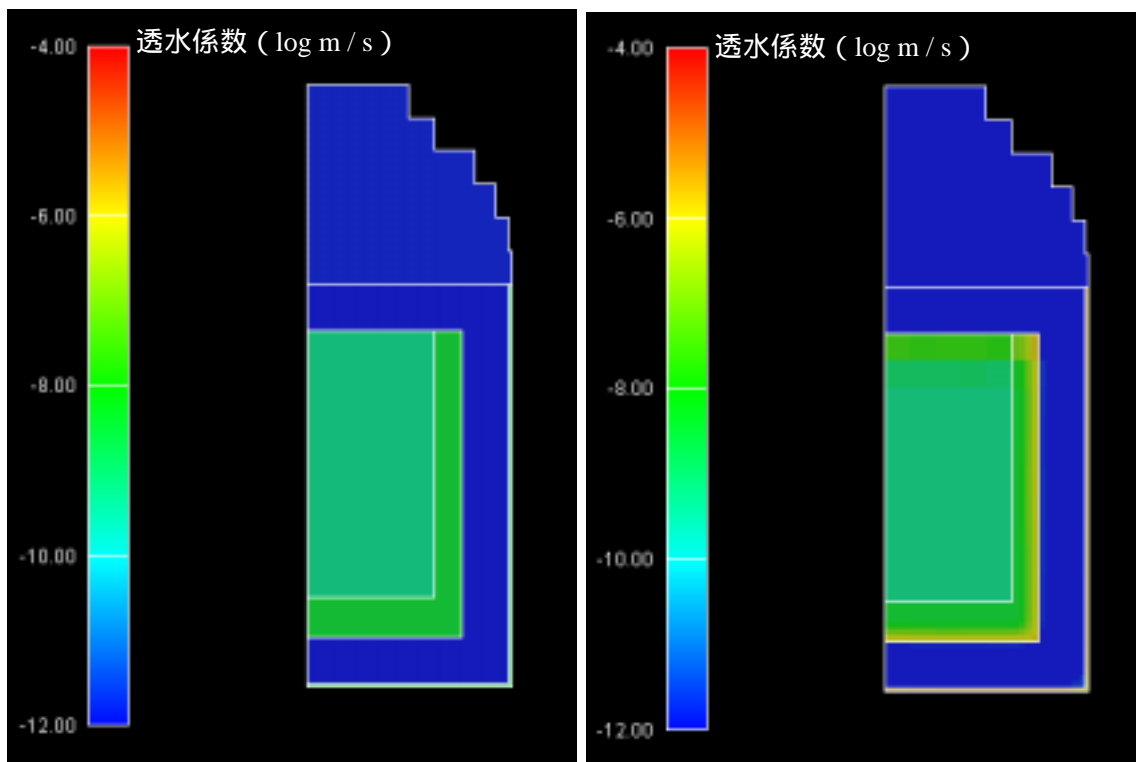


(c) 10,000 年後



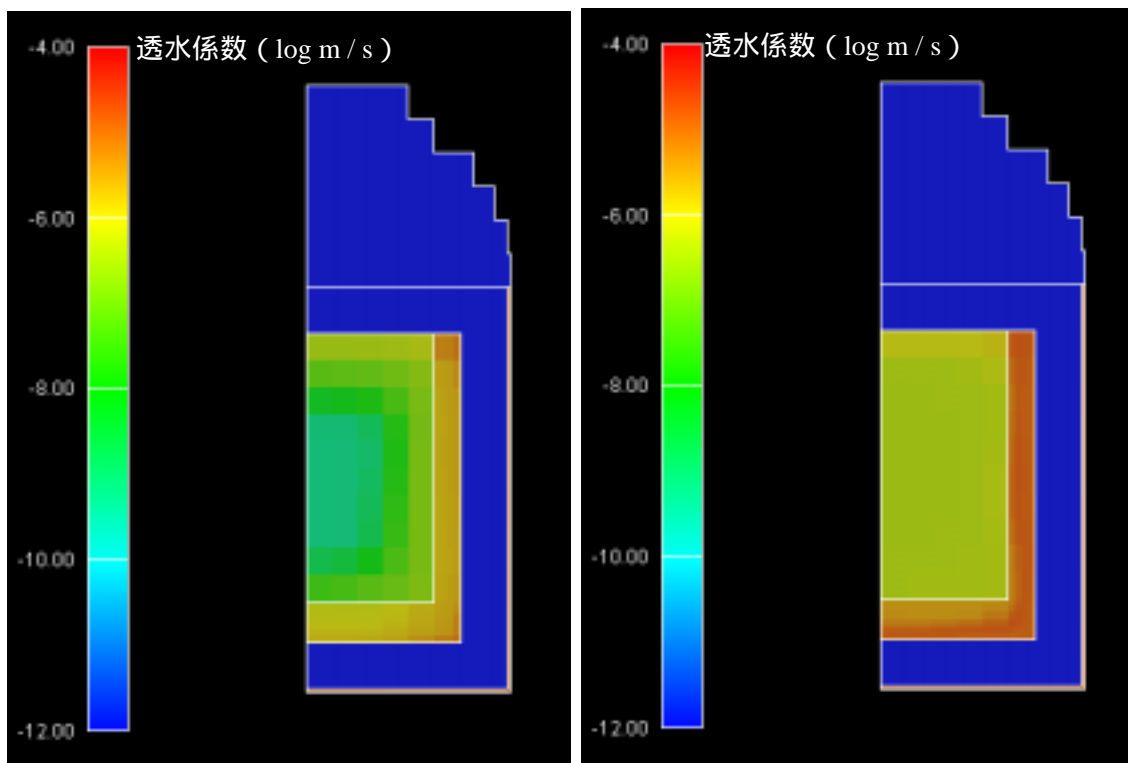
(d) 100,000 年後

图 4-4 变形图（倍率 32 倍）



(a) 初期状態

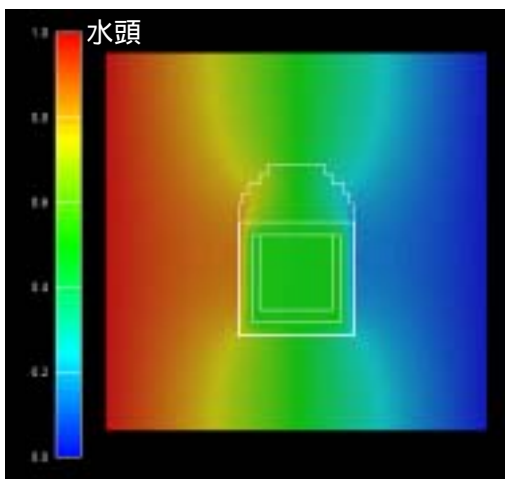
(b) 1,000 年後



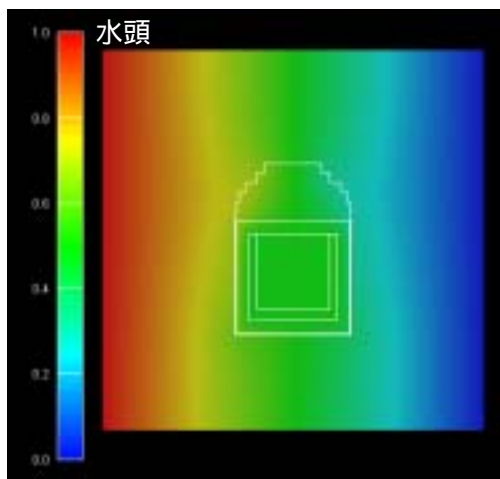
(c) 10,000 年後

(d) 100,000 年後

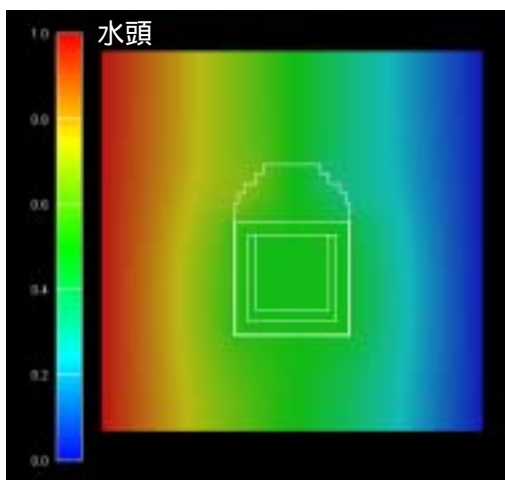
図 4-5 透水係数分布の変遷



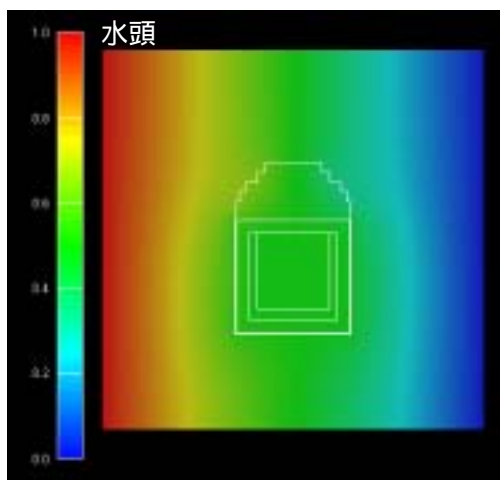
(a) 初期狀態



(b) 1,000 年後

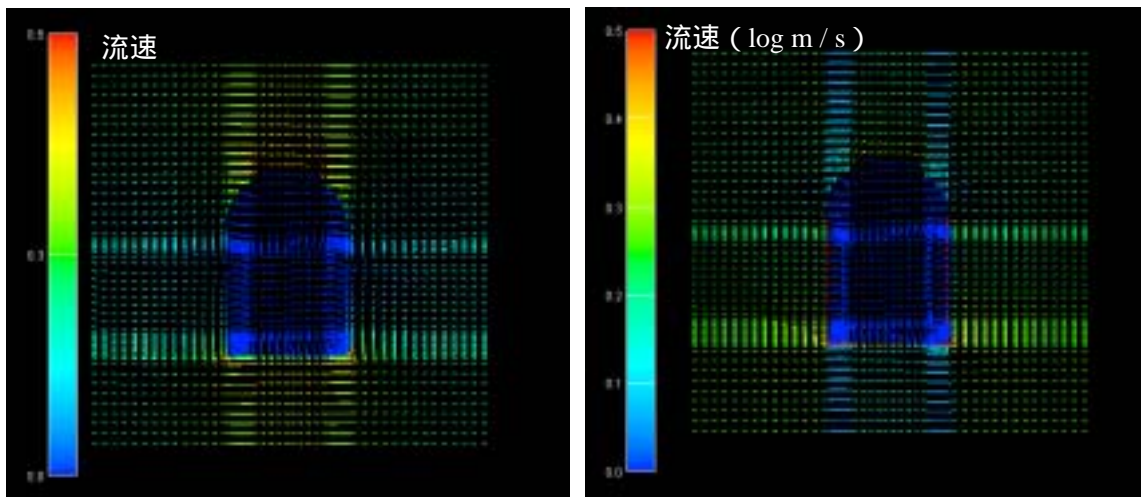


(c) 10,000 年後



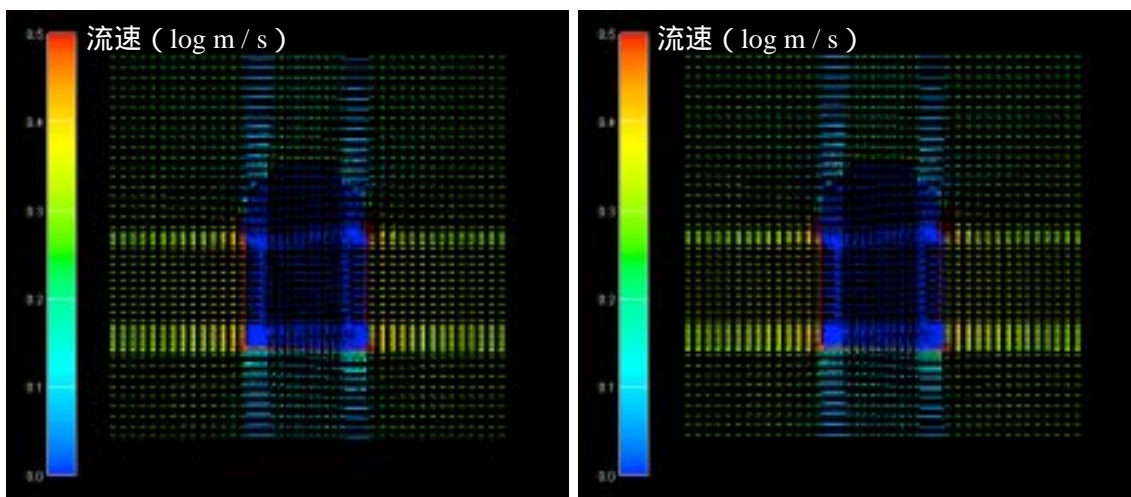
(d) 100,000 年後

圖 4-6 水理解析結果（水頭分布）



(a) 初期狀態

(b) 1,000 年後



(c) 10,000 年後

(d) 100,000 年後

圖 4-7 水理解析結果 (流速分布)

#### 4.2.4. 水理場の長期的変遷評価のまとめ

水理場の長期的変遷を評価するため化学・物質移動解析コードと力学解析コードを連成して、母岩をも含む体系における水理場の評価を行った。

2章で行った力学の概略評価は保守的な設定であったため、1万年から緩衝材の透水変化の顕著な変化が見られたが、4章での連成解析ではモンモリロナイト、ケイ砂の溶解を考慮していない、2次元で解析を行っているなどの理由により、10万年では緩衝材の透水係数の変化はほとんどみられなかった。

支保のコンクリートは比較的早い時期に溶出し、これが透水係数の高い領域になると、人工バリアまわりの地下水流動は速くなるという結果を得た。しかしながら、緩衝材の透水係数は初期状態からほとんど変化していないため、人工バリアまわりの地下水流動も大きくは変化しないという結果を得た。

今後の課題としては、

二次元（二次元軸対称）、三次元の化学・物質移動解析の実用化  
モンモリロナイト、ケイ砂の溶解を考慮した力学モデルの開発  
解析結果に重大な影響を及ぼす以下の項目を解析に適切に反映させることが重要であると考えられる。

二次鉱物の止水性（二次鉱物のモル体積、二次鉱物中の拡散係数）  
ベントナイトの膨潤

## おわりに

本研究では、ニアフィールド水理場の長期的変遷評価システムの構築に向けた検討として、まず処分場の長期安定性が保たれる条件が成立するための論理構造の作成と評価を実施した(1章)。さらに、このシステムの構成要素となる化学的/力学的変遷挙動解析システムについて、昨年度試作したシステムの検証、高度化等の検討を実施し(2章, 3章)、それらを連成させた長期的変遷評価システムを用いて、先に述べた論理構造の評価に基づいた解析、評価を実施した(4章)。

1章においては、処分場が長期的に安全性を保つためのニアフィールド水理場の条件として候補となり得るものを提示して、これが成立することを立証するための論理構造を構築した。また、処分場が長期的に安全性を保つためのニアフィールド水理場の各条件を主命題として、副次的な命題に順次分化し、最終的にすべての命題が客観的情報(エビデンス)によって裏付けられる段階にまで細分化した。また、構築された論理構造に対して、これまで実施されている解析結果や、該当する分野の専門家へのインタビューを通じて上位の命題を肯定、あるいは否定する下位の命題の蓋然性や、末端の命題についてのエビデンスの十分性を設定した。さらに、現段階で入手できる情報をもとに、個々のエビデンスが末端の命題を支持する程度から、主命題の信頼性を評価した。また、感度解析により主命題の信頼性を向上するために、感度の高い命題及び対応するエビデンスを抽出し、この結果に基づき、今後の実験及び解析の方向性を提案し、化学・物質移動解析及び連成解析の要件を示した。

2章においては、1章で構築した論理構造の信頼性を向上することへの感度という観点からの重要性に加えて、実験や解析の難易度を考慮して化学・物質移動解析の対象を決定した。また、昨年度開発した化学・物質移動解析システムを最適化することによって、二次元モデルの解析を実施できるようにシステム高度化した。また、解析条件の設定、特に二次鉱物の反応式や反応速度式など概念モデルレベルの不確実性を含む要因については容易に設定を変更できるユーザインターフェースを開発した。また、コンクリート通水実験結果や既往の研究結果を取り入れて解析を行い、実験結果と照合することによって解析システムの妥当性を示した。さらに、ニアフィールドの化学・物質移行を上記解析システムにより解析を行った。1)で抽出した解析対象について考察を行い、処分場が長期的に安全性を保つためのニアフィールド水理場の条件の組み合わせを定量的に示した。

3章においては、昨年度実施したベントナイト系材料、及びセメント系材料についてのモデル化に対し、それぞれ既往のデータを用いた検証を幅

広く実施し、必要に応じてモデルを高度化し、各モデルの信頼性を向上させた。さらにこれらのモデルを取り込んだ力学的変遷挙動評価システムを構築し、ベントナイトのCaイオン含有率、セメント系材料をCa溶出率、空隙率を化学的変遷指標とした長期力学的変遷挙動解析を実施した。その結果、設定した条件下では長期的にも拡散場が担保されると推察される結果が得られた。また、本力学的変遷挙動評価システムに考慮されていない岩盤の挙動の影響についても整理、検討を加えた。

4章においては、安全性を主張する論理構造全体の信頼性を向上するための方策の一つとして、任意の条件での化学・物質移動解析や、化学・物質移動解析結果から各時刻において力学解析を行うなどの予察解析によって、岩盤をも含めた体系における連成解析の必要性、効果及び開発のための難易度を明確化し、連成システム開発の範囲及び方針を示した。また、昨年度までに開発した化学・物質移動解析システム及び力学解析システムの連成システムを構築した。上記のシステムにより連成解析を行い、想定される処分坑道断面、人工バリアの仕様、地質環境条件に対して、ニアフィールドの化学的変遷及び力学的変遷を考慮した水理場の時間空間的変遷挙動を解析評価した。

今後、本研究で示された次期レポートの記載内容の方針等に基づき、構築したニアフィールド水理場の長期的変遷評価システムを活用し、必要なアウトプットを取得する。また、次期レポート作成以後については、課題として残されている部分に対し、必要に応じて更なる高度化をはかり、より信頼性の高い評価システムを構築していく必要がある。



参考文献

核燃料サイクル開発機構,電気事業連合会：“TRU 廃棄物処分概念検討書”，  
JNC TY1400 2000-001，TRU TR-2000-01，(2000)

大井貴夫,他：“TRU 廃棄物処分における N.F.水理場の変遷に関する研究(1)  
包括的感度解析手法に基づく重要研究課題の抽出について”，日本原子  
力学会 2002 年秋の大会予稿集，第 分冊，p.641-642，(2002)

( 1.処分場の長期安全性が保たれるための条件が成立するための論理構造  
の作成と評価 )

奥津一夫, 他：“ニアフィールド水理場の長期変遷評価システム構築に関す  
る研究”，JNC TJ8400 2002-031，(2002)

奥津一夫, 他：“ニアフィールド水理場の長期変遷評価システム構築に関す  
る研究 II”，JNC TJ8400 2003-049，(2003)

( 2.化学・物質移行の長期的変遷評価に関する検討 )

奥津一夫, 他：“ニアフィールド水理場の長期変遷評価システム構築に関す  
る研究”，JNC TJ8400 2002-031，(2002)

奥津一夫, 他：“ニアフィールド水理場の長期変遷評価システム構築に関す  
る研究 II”，JNC TJ8400 2003-049，(2003)

武井明彦, 他：“セメント系材料の水理・力学特性の変遷に関する研究”，JNC  
TJ8400 2002-028，(2002b)

A. Atkinson: “The time dependence of pH within a Repository for  
Radioactive Waste Disposal”，U.K. Atomic Energy Authority Report  
AERE-R11777，(1985)

U.R.Berner: “Modelling the Incongruent Dissolution of Hydrated Cement  
Minerals”，Radiochimica Acta, Vol.44/45, pp.387-393, (1988)

S. Börjesson: "Computer modelling of the interaction between water and complex solid phases", PhD Thesis, Chalmers University of Technology, Göteborg, Sweden, (1997)

J. Cama, C. Ayora: "Modelling the dissolution Behaviour of a Clayey Barrier", Goldschmidt Conference Toulouse, pp.271-272, (1998)

J. Cama, et al.: "Smectite dissolution kinetics at 80 °C and pH 8.8, Geochim. Cosmochim. Acta", Vol.64, No.15, pp.2701-2717, (2000)

K. G. Knauss and T. J. Wolery : "The dissolution kinetics of quartz as a function of pH and time at 70C", Geochimica et Cosmochimica Acta, Vol.52, pp.43 -53, (1988)

E. Busenberg and L. N. Plummer: "A comparative study of the dissolution and crystal growth kinetics of calcite and aragonite", Geological Survey, Vol.1578, pp.139 -168, (1986)

F. J. Huertas, et al.: "Kinetics of montmorillonite dissolution in granitic solutions", Applied Geochemistry, Vol.16, pp.397-407, (2001)

D. Savage, et al.: "Rate and Mechanism of the Reaction of Silicates with Cement Pore Fluids", Applied Clay Science, Vol.7, pp.33-45, (1992)

D. Savage, et al.: "Analcime reactions at 25-90C in hyperalkaline fluids", Mineralogical Magazine, Vol.65, pp.571-587, (2001)

D. Savage: "Zeolite Occurrence, Stability and Behavior :A Contribution to Phase III of the Jordan Natural Analogue Project", U.K.DOE Report No :DoE/HMIP/RR/95.020, (1996)

前田宗弘, 他 : "カルシウム型化およびカルシウム型ベントナイトの基本特性 - 膨潤圧、透水係数、一軸圧縮強度および弾性係数-", 動燃事業団公開技術資料, PNC TN8410 98- 021, (1998)

杉山大輔, 他: “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”, 電力中央研究所報告, T01007&01030, (2001)

(3.力学挙動の長期的変遷評価に関する検討)

奥津一夫, 他: “ニアフィールド水理場の長期的変遷評価システム構築に関する研究”, JNC TJ8400 2002- 031, (2002)

奥津一夫, 他: “ニアフィールド水理場の長期的変遷評価システム構築に関する研究”, JNC TJ8400 2003-049, (2003)

重野喜政, 他: “緩衝材長期挙動構成モデルの検討”, JNC TJ8440 2002-004, (2002)

重野喜政, 他: “緩衝材長期力学挙動構成モデルの検討( )”, JNC TJ8440 2003-002, (2003)

笹倉剛, 他: “ベントナイト変遷挙動のモデル化のデータ取得及び調査”, JNC TJ8400 2002-025, (2002)

笹倉剛, 他: “ベントナイト変遷挙動のモデル化のデータ取得”, JNC TJ8400 2003-048, (2003)

前田宗弘, 他: “カルシウム型化ベントナイトの圧密非排水三軸圧縮試験”, 動燃事業団公開技術資料, PNC TN8410 97- 314, (1997)

核燃料サイクル開発機構: “わが国における高レベル放射性廃棄物地層処分の技術的信頼性 地層処分研究開発第2次とりまとめ 分冊2 地層処分の工学技術”, JNC TN1400 99- 022, (1999)

小関喜久夫, 他: “TRU 廃棄物の処分概念の検討( )”, PNC ZJ1100 97-001, (1997)

田中幸久, 他: “ベントナイトの膨潤性に及ぼす人工海水濃度の影響”, 土木学会第57回年次学術講演会, p.455 ~ 456, (2002)

田中久幸，他：“人工海水濃度の影響を考慮したベントナイトの膨潤特性の表示方法”，土木学会第 58 回年次学術講演会，p.351～352，(2003)

松本一浩，他：“緩衝材の飽和透水特性”，動燃事業団公開技術資料，PNC TN8410 97-296，(1997)

菊地広人，他：“海水条件下における圧縮ベントナイトの透水性”，土木学会第 58 回年次学術講演会，p.343～344，(2003)

前田宗弘，他：“カルシウム型化およびカルシウム型ベントナイトの基本特性 - 膨潤圧、透水係数、一軸圧縮強度および弾性係数-”，動燃事業団公開技術資料，PNC TN8410 98- 021，(1998)

足立紀尚，岡二三生：“凍結砂のひずみ軟化型弾粘塑性構成式”，土木学会論文集， -20，No.454，p.75～81，(1992)

高志勤，他：“砂凍土の一軸圧縮強さに関する実験的研究”，土木学会論文報告集，No.302，p.79～88，(1980)

山辺正，他：“低温環境にある岩盤の熱・応力・浸透連成挙動と岩盤斜面の劣化に関する研究”，平成 13 年度～平成 14 年度科学研究費補助金（基盤研究(C)(2)）研究成果報告書，(2003)

武井明彦，他：“セメント系材料の水理・力学特性の変遷に関する研究”，JNC TJ8400 2002-028，(2002a)

武井明彦，他：“セメント系材料の水理・力学特性の変遷に関する研究”，JNC TJ8400 2003-046，(2003a)

武井明彦，他：“セメント系材料に対する硝酸塩等の影響評価”，JNC TJ8400 2002-020，(2002b)

武井明彦，他：“セメント系材料に対する硝酸塩等の影響評価”，JNC TJ8400 2003-041，(2003b)

戸井田克，他：“人工バリア材の変遷挙動のモデル化のためのデータ取得”，  
JNC契約業務報告書，公開準備中，(2004)

塚原絵万，魚本健人：“多相複合理論に基づいたモルタルのヤング係数に関する一考察”，  
コンクリート工学年次論文集，Vol.22，No.2，p.481～486，(2000)

趙力采，小林一輔：“コンクリートの弾性係数における複合特性”，  
コンクリート・ジャーナル テクニカルレポート，Vol.12，No.7，p.27～34，(1974)

清原千鶴，他：“コンクリートのヤング係数の推定式”，  
コンクリート工学年次論文報告集，Vol.21，No.2，p.601～606，(1999)

川上英男：“コンクリートの弾性係数と複合理論の適用”，  
コンクリート工学年次論文報告集，Vol.21，No.2，p.619～624，(1999)

武井明彦，他：“セメント系材料の水理・力学特性の変遷に関する研究”，  
JNC委託研究報告書，公開準備中

飛坂基夫，真野孝次：“コンクリートのハイパフォーマンス化に向けて - 骨材 - ”，  
月刊生コンクリート，Vol.9，No.11，p.108～113，(1990)

川上英男“骨材種類がコンクリートの力学的挙動に及ぼす影響”，  
コンクリート工学年次論文報告集，p.63～68，(1991)

真野孝次，他：“高強度コンクリート用骨材の品質判定基準に関する研究”，  
日本建築学会大会学術講演梗概集（九州），p.1016～1017，(1989)

笠井芳夫，他：“高強度コンクリート圧縮強度に及ぼすセメント及び細骨材の種類の影響”，  
1989年度日本建築学会関東支部研究報告論文集，p.221～224，(1990)

真野孝次，他：“高強度コンクリート用骨材の品質判定基準に関する研究（その1：コンクリートの圧縮強度による品質判定）”，  
建材試験情報5，p.6～12，(1990)

真野孝次,飛坂基夫:“高強度コンクリート用骨材の選定方法に関する一実験”,  
建材試験情報2, p.6~11,(1992)

真野孝次,飛坂基夫:“「高強度・超高強度コンクリート用骨材の品質基準」  
(案)に関する確認実験”,建材試験情報5, p.12~16,(1994)

内川浩,他:“硬化モルタル及びコンクリート中の遷移帯厚さの評価並びに遷  
移帯厚さと強度の関係の検討”,コンクリート工学論文集,第4巻第2号,  
p.1~8,(1993)

国分正胤,他:“コンクリート便覧[第二版]”,日本コンクリート工学協  
会,(1996)

田島孝敏,他:“電気化学的手法を用いたモルタルの変質に伴う強度と透水  
係数の変化(1)”,土木学会第53回年次学術講演会,V-115, p.230~  
231,(1998)

Denys Breysse. Bruno Grard.:“MODELLING OF PERMEABILITY IN  
CEMENT-BACED MATERIALS:PART1-UNCRAKED MEDIUM”,  
Cement and Concrete Research, Vol.27, No.5, pp.761~775,(1997)

桜本文敏,依田和久:“構造用超軽量コンクリートの開発(その1)-強度推  
定手法の構築-”,鹿島技術研究所年報,第47号, p.87~94,(1999)

林瑩奎,他:“三軸圧縮試験を利用した若材齢コンクリートの力学的性質に  
関する研究”,コンクリート工学年次論文報告集,Vol.20, No2, p.577-582,  
(1998)

水上純一,他:“コンクリート塊の大型三軸試験による強度特性”,第33回  
地盤工学研究報告会, p.687-698,(1998)

吉田秀典,他:“初期欠陥がコンクリートの破壊に及ぼす影響に関する数値解  
析的研究”,コンクリート工学年次論文集,Vol25, No2, p.151-156,(2003)

柳屋健治,他:“土木設計の要点 改訂版 設計の基本知識”,鹿島出版  
会,(1998)

核燃料サイクル開発機構、電気事業連合会：“TRU廃棄物処分概念検討書”，  
JNC TY1400 2000-001, TRU TR-2000-01, (2000)

野本康介,他：“コンプライアンス可変型構成方程式を用いた増分法 FEM 解析手法の開発”，土木学会第 58 回年次学術講演会, p.1045-1046, (2003)

( 4.ニアフィールドにおける水理場の長期的変遷評価に関する検討 )

核燃料サイクル開発機構：“わが国における高レベル放射性廃棄物、地層処分の技術的信頼性 - 地層処分研究開発第 2 次とりまとめ - 分冊 3 地層処分システムの安全評価”，JNC TN1400 99-023, p. V-37, (1999)

核燃料サイクル開発機構,電気事業連合会：“TRU 廃棄物処分概念検討書”，JNC TY1400 2000-001, TRU TR-2000-01, pp4-54, (2000)