

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)

2005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

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)

2005

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^{*1} 森川 誠司^{*1} 広中 良和^{*1} 前田 宗宏^{*1} 新保 弘^{*1}
畔柳 幹雄^{*1} 田部井 和人^{*1} 佐原 史浩^{*1} 村上 武志^{*1} 青山 裕司^{*2}

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、この長期的変遷評価システムの構成要素となる力学的変遷挙動解析システム (MACBECE) について、昨年度までに構築したシステムのさらなる高度化を検討、実施し、また別途開発中の化学・物質移動解析システムとの連成、及び水理解析へのデータの受渡に寄与する補間プログラムの一部を開発した。本年度の主な研究成果を以下に示す。

- 1) 昨年度までに構築した MACBECE に対し、ベントナイトの主要鉱物であるモンモリロナイトの溶解、及び液相中の溶解イオンの影響による変形を概略評価できるように高度化した。また、大久保モデルによる岩盤クリープ解析を数ケース実施し、クリープ変形の程度を把握した上で、MACBECE による力学的変遷挙動解析に考慮すべき変形の代表ケースを選定した。同時に、その岩盤クリープの影響も評価できるように、昨年度の研究成果も踏まえて、MACBECE を高度化した。
- 2) 1)で高度化した MACBECE で必要となる、ベントナイト系材料、及びセメント系材料の力学、水理パラメータについて、既往のデータ、研究を化学的変遷指標との関係を念頭に整理し、物性値、物性評価式を検討、設定した。またセメント系材料については、海水環境下における変質やそれに伴う力学的な影響についても調査、整理した。
さらに長期的な化学的変遷を設定し、上記クリープ変形、物性の変遷を考慮した MACBECE による力学的変遷挙動解析を実施し、クリープ変形を考慮した方が緩衝材の止水性が担保されること、またクリープ変形を考慮しなくても拡散場が担保されると推察される結果が得られた。

- 3) 力学的変遷挙動解析システムと化学・物質移動解析システム統合するため、両解析から得られる異なるメッシュ上での鉱物濃度などの変数を相互に変換するツールを開発した。本ツールを媒介として、化学・物質移動の影響を考慮した力学的変遷挙動解析を実施し、また、力学的変遷挙動解析とクリーブ解析の結果より、水理解析のための透水係数場を作成した。

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)

Kazuo Okutu*, Seiji Morikawa*, Yoshikazu Hironaka*, Munehiro Maeda*
Hirosi Shimbo*, Mikio Kuroyanagi*, Kazuto Tabei*, Fumihiro Sahara*
Takeshi Murakami*, Yuji 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 developed mechanical alteration action analysis system (MACBECE) was improved furthermore, that is one of the components of the system for evaluating long-term alteration in Near Field. The program was developed for interpolation from the result of the developed chemical alteration action analysis system, and into the condition of the hydraulic analysis. The research results of this year are shown below.

- 1) The developed MACBECE was improved to evaluate the mechanical behavior that originates the dissolution of montmorillonite and the dissolution ion. Moreover, the long-term rock creep analysis was calculated using the "Okubo model", for evaluating the level of creep displacement and selecting the case of creep displacement to consider for the long-term mechanical alteration action analysis. Furthermore, the MACBECE was improved to evaluate the effects of rock creep displacement.
- 2) The mechanical and hydraulic parameters for the materials of bentonite and cement, that is necessary for the analysis of MACBECE, were arranged for the chemical parameters. And the values or the evaluative equations about them were examined and set. Moreover, the effects of seawater environment for cement materials is investigated and arranged.

In addition, the long-term chemical alteration action was set, and the analysis of MACBECE, considering the rock creep displacement and the mechanical alteration, was performed. The analysis results indicated that the case of analysis considering the rock creep could keep the lower permeability than the case of analysis disregarding the rock creep, but the diffusion field was also kept on the case disregarding it.

3) To integrate dynamic and hydraulic – chemical systems, a tool which converts the variables on different meshes was developed. Using the tool, dynamical analysis considering the effect of hydraulic – chemical analysis was performed. Furthermore, a transmissivity field for hydraulic analysis was generated using the result from dynamical analysis and creep analysis.

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. 力学的変遷評価システムの構築に関する検討	3
1.1 ベントナイト系材料の力学挙動評価モデルの高度化	4
1.1.1 化学的変遷指標	4
(1) Ca 型化の程度を表す化学的変遷指標	4
(2) モンモリロナイトの溶解の程度を表す化学的変遷指標	4
(3) 液相の状態を表す化学的変遷指標	5
1.1.2 ベントナイト系材料の力学挙動評価モデル	6
(1) 非線形膨潤挙動評価モデル	6
(2) 膨潤圧の変化に伴うベントナイトの力学挙動評価モデル	6
(3) 透水係数評価モデル	8
1.2 岩盤のクリープ変形による影響評価手法に関する検討	9
1.2.1 岩盤クリープ変形の定性的評価	9
(1) 解析条件	9
(2) 解析モデル図	11
(3) 解析結果	12
(4) クリープ変形の評価	15
(5) 考慮すべきクリープ変形量の選定	16
1.2.2 岩盤クリープの影響評価手法	17
(1) MACBECE への導入方法	17
(2) MACBECE の改良点	17
1.3 力学的変遷挙動解析システムの構築	18
1.3.1 MACBECE の構築	18
1.3.2 システムの検証	20
(1) ベントナイト単体での検証解析	20
(2) 評価モデルの不確実性に関する検討	23

2. 力学的変遷挙動評価に関する検討	26
2.1 ベントナイト系材料の力学パラメータの設定	26
2.1.1 対象となる処分坑道の部位とその仕様	26
2.1.2 化学的変遷指標	27
2.1.3 設定すべきパラメータ	28
2.1.4 圧縮指数 ()	28
2.1.5 膨潤挙動評価パラメータ (σ_0 、 σ_{0c} 、 OCR_b)	29
(1) 実験データ (e-ln(p)膨潤曲線)における σ_0 の定義の設定	32
(2) 化学的変遷指標と σ_0 の関係の整理	32
(3) σ_0 の設定	33
(4) 膨潤曲線の一次フィッティング	33
(5) e'_{sme} とケイ砂混合率の関係	33
(6) の評価式の設定	35
(7) OCR_b をパラメータとした実験データの再フィッティング	35
(8) 化学的変遷指標と $OCR_b(ESP, C_{sand}, c)$ の関係の整理と評価式の設定	35
(9) 膨潤挙動評価式のまとめ	36
(10) 実験結果との比較	37
2.1.6 限界状態パラメータ (M)	38
2.1.7 初期間隙比 (e_0)	39
2.1.8 透水係数の評価に関わるパラメータ	40
(1) 透水係数評価式	40
(2) 変形を考慮した e'_{sme} の算定	41
2.1.9 発揮すべき膨潤圧 (P_{bal})	42
(1) 最小膨潤圧の評価式 $f(e'_{sme})$	42
(2) ESP の影響を評価する関係式 $g(ESP, e'_{sme})$	43
(3) 陽電荷密度の影響 $h(c)$	44
(4) 変形を考慮した e'_{sme} の算定	45
(5) 膨潤圧評価式のまとめ	46
2.1.10 ベントナイト系材料のパラメータのまとめ	47

2.2	セメント系材料の力学パラメータの設定	49
2.2.1	セメント系材料の力学挙動評価モデル	49
2.2.2	各パラメータの設定	51
(1)	セメント系材料からなる部位の整理	51
(2)	各部位の仕様、配合の設定	52
(3)	各部位の初期物性の設定	53
(4)	化学的変遷指標の設定	56
(5)	弾性係数、強度の下限値の設定	56
(6)	化学的変遷に伴う各物性の変遷の設定	57
(7)	各物性の設定のまとめ	65
2.2.3	海水環境におけるセメント系材料の変質機構とその影響	68
(1)	対象とした文献	68
(2)	調査結果のまとめ	71
2.3	ニアフィールドの力学挙動の長期的変遷評価	72
2.3.1	解析モデルと境界条件	73
2.3.2	解析ステップと解析ケース	73
2.3.3	岩盤掘削時に発生する支保応力の導入	76
2.3.4	解析用物性値	77
2.3.5	解析結果	78
2.3.6	結果のまとめと考察	80
3.	水理場変遷評価システムの構築に関する検討	81
3.1	力学的変遷挙動解析システムと化学・物質移動解析システムの統合	81
3.1.1	システムの統合	81
3.1.2	変数の変換方法	81
3.2	メッシュデータの変換	83
3.2.1	化学・物質移動解析結果の力学的変遷挙動解析システムメッシュへの変換	83
3.2.2	力学的変遷挙動解析システムから物質移動解析システムへの変換	87
3.3	水理解析	91

3.4 解析のフロー	94
おわりに	96
参考文献	97

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	1
図 1-1	検討対象断面	3
図 1.1-1	スメクタイト部分乾燥密度・間隙比	5
図 1.1-2	ベントナイトの膨潤特性	6
図 1.1-3	膨潤圧の低下に伴う変形挙動の計算フロー	7
図 1.1-4	膨潤圧低下に伴う変形挙動のモデル化の概念	7
図 1.2-1	クリープ解析モデル	11
図 1.2-2	クリープ変位量の経時変化（坑道天端中央部）	12
図 1.2-3(a)	コンプライアンス比分布(1/2)	13
図 1.2-3(b)	コンプライアンス比分布(2/2)	14
図 1.2-4	長期力学的変遷評価に用いる変形量（Case2 相当）	16
図 1.3-1	MACBECE の解析フロー図	19
図 1.3-2	簡易検証解析モデル図	20
図 1.3-3	変形図（初期状態）	22
図 1.3-4	変形図（最終状態）	22
図 1.3-5	スメクタイト部分乾燥密度分布（最終状態）	22
図 1.3-6	水平方向応力分布（最終状態）	22
図 1.3-7	e - $\ln p$ 関係上での膨潤圧と間隙比の変遷	24
図 1.3-8	ベントナイト系材料の変形、 s_{me} の推移の模式図（例）	25
図 2.1-1	実験値の α の定義	28
図 2.1-2	ESP と圧縮指数 α の関係（ベントナイト単体）	29
図 2.1-3	膨潤挙動評価パラメータの関係式の設定フロー図	31
図 2.1-4	実験値の α_0 の定義	32
図 2.1-5	ESP の初期膨潤指数 α_0 の関係（ベントナイト単体：蒸留水）	32
図 2.1-6	ESP と α 、 OCR_b の関係（ベントナイト単体：蒸留水）	33
図 2.1-7	スメクタイトの溶解に伴う膨潤特性の変遷評価フロー	34
図 2.1-8	ESP と OCR_b の関係の評価式（蒸留水）	35

図 2.1-9	評価式と実験値の比較 (Na 型相当、ベントナイト単体、蒸留水)	37
図 2.1-10	評価式と実験値の比較 (Na 型相当、ケイ砂混合ベントナイト、蒸留水)	37
図 2.1-11	評価式と実験値 (戸井田ほか、2005) の比較 (ベントナイト単体、 $c = 3.0\text{eq/l}$)	37
図 2.1-12	ESP と M の関係 (蒸留水)	38
図 2.1-13	緩衝材の構成	39
図 2.1-14	実験値と評価式の比較の例 (伊藤ほか,2005)	40
図 2.1-15	変形による s_{me} 、 e_{sme} の変化の概念図	41
図 2.1-16	膨潤圧の比較	42
図 2.1-17	s_{me} ~ 最小膨潤圧	42
図 2.1-18	Na 型膨潤圧と最小膨潤圧の比	43
図 2.1-19	ESP と L(ESP)の関係	44
図 2.1-20	c と $h(c)$ の関係	45
図 2.1-21	膨潤圧評価式と実験値の比較 (蒸留水)	46
図 2.1-22	膨潤圧評価式と実験値の比較 (Na 型相当)	46
図 2.2-1	想定されるセメント系材料の変形挙動 (応力 - ひずみ関係)	49
図 2.2-2	強度低下と Mohr の応力円の関係	50
図 2.2-3	各パラメータの設定フロー	51
図 2.2-4	処分坑道概念図 (堆積岩系)	51
図 2.2-5	コンクリートの圧縮強度の変遷の設定	59
図 2.2-6	k_p の評価式の比較	60
図 2.2-7	c と p_c 、及び p'_p の関係	61
図 2.2-8	モルタルの圧縮強度の変遷の設定	63
図 2.2-9	m と p_c 、及び p'_p の関係	64
図 2.2-10	圧縮強度の変遷	67
図 2.2-11	弾性係数の変遷	67
図 2.2-12	透水係数の変遷	67
図 2.3-1	解析モデル図	73
図 2.3-2(a)	化学的変遷指標分布 (セメント系材料)	75

図 2.3-2(b) 化学的変遷指標分布 (ベントナイト系材料)	75
図 2.3-3 岩盤掘削による支保の応力 (掘削径 13.2m、深度 500m、SR-C)	76
図 2.3-4 変形図	78
図 2.3-5 透水係数分布	79
図 3.1-1 メッシュの例	81
図 3.1-2 力学メッシュと化学・物質移動解析メッシュの関係の拡大図	82
図 3.1-3 化学メッシュと力学メッシュ間の鉱物濃度の変換例	83
図 3.2-1 力学的変遷挙動解析システムのメッシュ	84
図 3.2-2 化学・物質移動解析のメッシュ	84
図 3.2-3 化学・物質移動解析メッシュの領域への分割	84
図 3.2-4 各領域の番号	85
図 3.2-5 時刻 1 における空隙率の分布	86
図 3.2-6 時刻 3 における空隙率の分布	86
図 3.2-7 時刻 1 における岩盤の透水係数分布	88
図 3.2-8 時刻 3 における岩盤の透水係数分布	88
図 3.2-9 坑道内の透水係数分布 (クリープを考慮)	88
図 3.2-10 坑道内の透水係数分布 (クリープなし)	89
図 3.2-11 水理解析メッシュ	89
図 3.2-12 時刻 1 における水理解析のための透水係数場 (クリープを考慮)	89
図 3.2-13 時刻 3 における水理解析のための透水係数場 (クリープを考慮)	90
図 3.2-14 時刻 1 における水理解析のための透水係数場 (クリープなし)	90
図 3.2-15 時刻 3 における水理解析のための透水係数場 (クリープなし)	90
図 3.3-1 水理解析の概念図	91
図 3.3-2 時刻 1 及び時刻 3 の水頭分布 (クリープを考慮)	92
図 3.3-3 時刻 1 の流速分布 (クリープを考慮)	92
図 3.3-4 時刻 3 の流速分布 (クリープを考慮)	92
図 3.3-5 時刻 1 及び時刻 3 の水頭分布 (クリープなし)	93
図 3.3-6 時刻 1 の流速分布 (クリープなし)	93
図 3.3-7 時刻 3 の流速分布 (クリープなし)	93

図 3.4-1 解析のフロー 95

表 目 次

表 1.2-1	岩盤物性値	10
表 1.2-2	解析ケース	10
表 1.2-3	Case4 内容物、各部位の劣化後物性	11
表 1.2-4	100 万年後のクリープ最大変位量（坑道天端中央部）	12
表 1.2-5	100 万年後のクリープ最大変位量の比	15
表 1.2-6	処分システム諸元	16
表 1.3-1	解析用物性値（ベントナイト系材料：弾塑性材料）	20
表 1.3-2	化学的変遷指標の設定値（初期状態）	21
表 1.3-3	化学的変遷指標の設定値（最終状態）	21
表 2.1-1	緩衝材の仕様	26
表 2.1-2	ベントナイトとケイ砂の諸元	27
表 2.1-3	、OCR _b の概略傾向	33
表 2.1-4	限界状態パラメータ M	38
表 2.1-5	ベントナイト系材料のパラメータの設定(1)	47
表 2.1-6	ベントナイト系材料のパラメータの設定(2)	48
表 2.2-1	セメント系材料の物性の種類	52
表 2.2-2	コンクリートの配合	52
表 2.2-3	コンクリートの空隙率と密度	52
表 2.2-4	モルタルの配合	52
表 2.2-5	モルタルの空隙率と密度	52
表 2.2-6	各物性のまとめ	66
表 2.2-7(a)	調査対象とした文献一覧	69
表 2.2-7(b)	調査対象とした文献一覧	70
表 2.2-8	文献調査結果	71
表 2.3-1	処分システム諸元	72
表 2.3-2	解析ステップ	74
表 2.3-3(a)	化学的変遷指標（セメント系材料）	74

表 2.3-3(b) 化学的変遷指標 (ベントナイト系材料)	74
表 2.3-4 解析ケース	74
表 2.3-5 ベントナイト系材料の想定仕様	77
表 2.3-6 セメント系材料の想定仕様	77
表 2.3-7 解析用物性値 [初期地圧・初期膨潤圧計算 (1STEP・2STEP)]	77
表 2.3-8(a) 解析用物性値 (緩衝材) [長期力学挙動解析]	77
表 2.3-8(b) 解析用物性値 (セメント系材料) [長期力学挙動解析]	77
表 3.2-1 物性値の設定	85
表 3.3-1 部材境界を通過する地下水流量	94

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ヵ年計画で開始した。本件はその最終年度の研究である。

この評価システムの構築に必要なと考えられる研究項目を図-1に示す。

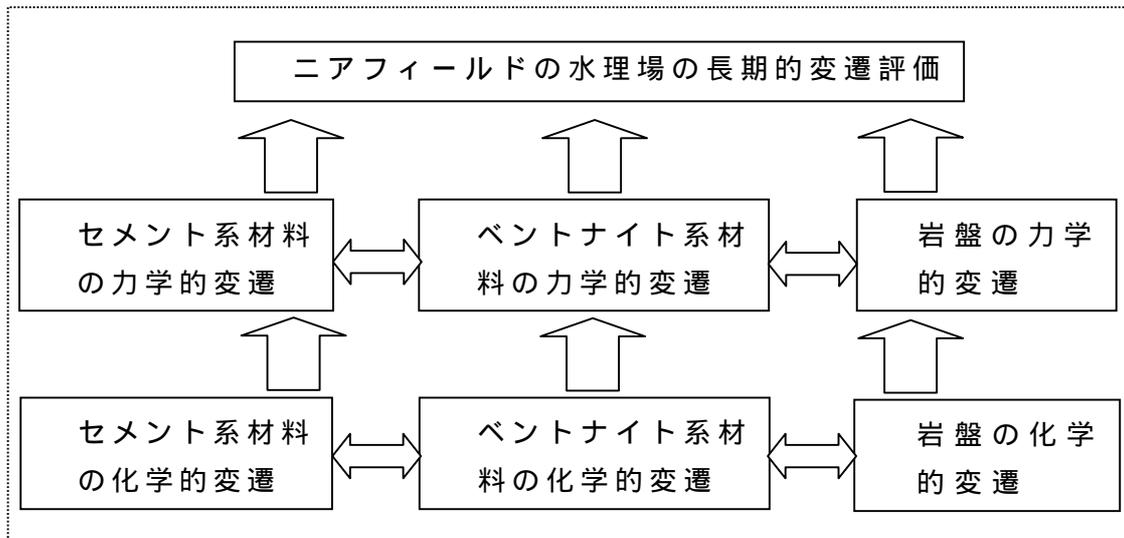


図-1 ニアフィールド水理場の長期的変遷評価システムの構築に必要な研究項目

4ヵ年計画の初年度である平成13年度の研究（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）においては、この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、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の基本仕様、並びにそれらからなる全体システムの基本仕様、構成等の検討を行っ

た。

次年度の平成14年度の研究（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）においては、平成13年度に検討、提示したシステムの基本仕様、基本構成に基づき、必要な現象評価モデルの構築やシステムのプロトタイプ構築、および化学的・力学的変遷評価システムの連成方法等の検討を実施するとともに、今後その精度、妥当性の向上するために必要となる各々の開発要素について整理した。

続く平成15年度の研究（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）においては、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、平成15年度に構築したプロトタイプのシステムの検証、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、前述の論理構造の評価に基づいた解析、評価を実施した。

今年度の研究では過去3年間の成果を踏まえ、システムの高度化・実用化及びシステムを用いた評価を行う。さらに、今年度末までに取りまとめる予定のTRU廃棄物処分に関する次期技術レポートの記述に反映させることを目的とする。

本件では、力学挙動評価システムの構築、水理場評価システムの構築に関する研究を実施する。

力学挙動の変遷評価については、まず、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、また、周辺岩盤の力学挙動の影響評価手法を検討し、ニアフィールドの力学挙動を評価可能な解析システムを構築する。次に、処分場で想定される主要な化学的変質に応じて、代表的な化学変遷評価指標と力学特性の関係を設定する。これらの解析システムと特性関係式を用いて、ある任意の環境条件での長期力学挙動を評価し、解析システムの動作性、適用性を確認する。

水理場の変遷評価については、上述の力学解析システムと別途開発中の化学・物質移動解析システムとの連成方法を検討し、化学/力学の影響を考慮したニアフィールドの水理場を評価可能な解析システムを構築する。

1. 力学的変遷評価システムの構築に関する検討

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(MACBECE)を試作した。本研究においては、さらにモンモリロナイトの溶解、間隙水の陽電荷密度、岩盤クリープの影響等を評価できるように、力学的変遷評価システムを高度化する。

なお、本研究において基本的に対象とする処分坑道断面は、

- ・ 岩種：堆積岩(SR-C)
- ・ 深度：500m
- ・ 断面形状：円形
- ・ 対象廃棄体：廃棄体 Gr 1 (廃銀吸着材のセメント固化体)

とする。(図 1-1)

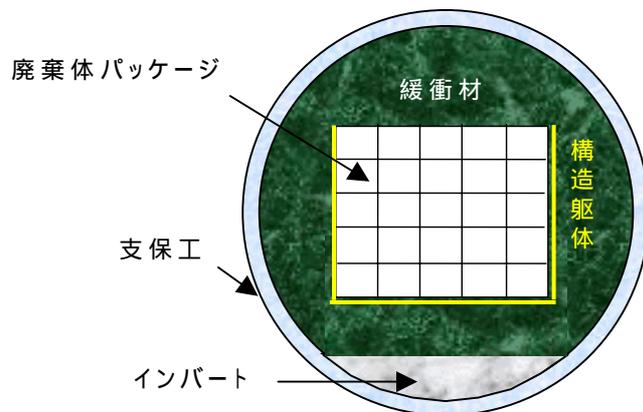


図 1-1 検討対象断面

1.1 ベントナイト系材料の力学挙動評価モデルの高度化

ベントナイト系材料については、システム構築 まではカルシウム型化による特性変化（膨潤性変化）に着目した変形挙動のモデル化を実施してきた。ここでは、実際の処分場環境で生じうると考えられる、ベントナイトの主要鉱物であるモンモリロナイトの溶解、及び間隙水のイオン強度（或いは陽イオン濃度）による力学特性の変化に伴う変形も評価できるように、モデルの改良、高度化を行う。

1.1.1 化学的変遷指標

(1)Ca 型化の程度を表す化学的変遷指標

システム構築 においては、ベントナイトの交換性陽イオンの Ca 型化の程度を示す指標として、下式で示される「Ca イオン含有率」を採用していた。

$$\text{Ca}^{2+}\text{イオン含有率}(\%) : \alpha = \frac{\text{Ca}^{2+}}{\text{Ca}^{2+} + \text{Na}^{+}} \times 100 \quad (1.1.1)$$

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

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

本研究においては、Ca 型化の程度を表す化学的変遷指標には、交換性陽イオン組成の定量方法による影響が大きい交換性 Ca イオン量を含まず、また土壌学の分野でソーダ質化の指標としても広く用いられている交換性ナトリウム率 (ESP) (足立・岩田編, 2003) を採用した。

$$\text{ESP} = \frac{\text{Na}}{\text{CEC}} \quad (0 \leq \text{ESP} \leq 1) \quad (1.1.2)$$

Na : 交換性ナトリウムイオンの当量濃度 (meq/100g)

CEC : 交換性陽イオン容量 (meq/100g)

(2)モンモリロナイトの溶解の程度を表す化学的変遷指標

本検討においては、既往の有効ベントナイト乾燥密度の考え方を参考に、さらに図 1.1-1(c)に示す「スメクタイト部分乾燥密度」という指標を定義することで、モンモリロナイトの溶解に伴う膨潤圧の評価を行うこととした。なお、ここではスメクタイトはモンモリロナイトと同義なものとして取り扱う。

このスメクタイト部分乾燥密度、及び間隙比について、通常の乾燥密度・間隙比と有効ベントナイト乾燥密度・間隙比との関係とともに図 1.1-1 に整理する。

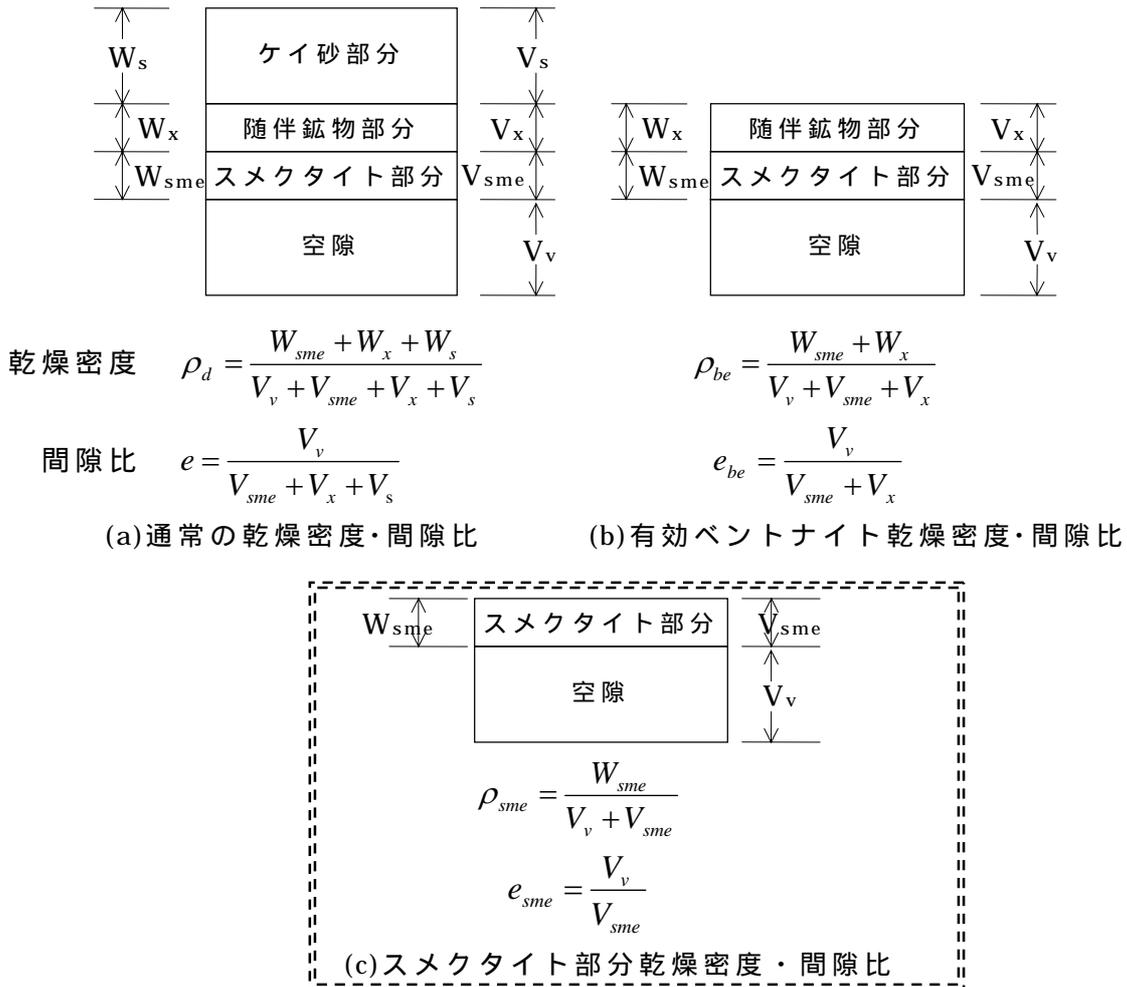


図 1.1-1 スメクタイト部分乾燥密度・間隙比

スメクタイト部分乾燥密度： $\rho_{sme} = \frac{W_{sme}}{V_v + V_{sme}}$ [Mg/m³] (1.1.3)

W_{sme} ：スメクタイト重量[Mg]

V_v ：空隙の体積[m³]

V_{sme} ：スメクタイトの体積[m³]

(3)液相の状態を表す化学的変遷指標

本検討においては、下式で表される「液相の陽電荷密度」を化学的変遷指標として採用することとした。

陽電荷密度： $\rho_c = \sum C_i Z_i$ [eq/lit] (1.1.4)

C_i ：溶液中の陽イオン i のモル濃度 [mol/lit]

Z_i ：溶液中の陽イオン i の価数

1.1.2 ベントナイト系材料の力学挙動評価モデル

(1)非線形膨潤挙動評価モデル

システム構築と同様、関口・太田モデルの体積弾性係数 K を、過圧密比 OCR で場合分けをした下式(1.1.5)、(1.1.6)に示す K_s に置換することによって拡張したモデルを適用する。

$$1 \leq OCR \leq OCR_b : \tilde{K}_s = \frac{\kappa}{\xi(OCR)\exp\{\xi(OCR-1)\} + \kappa} \tilde{K} \quad (1.1.5)$$

$$OCR_b \leq OCR : \tilde{K}_s = \frac{\kappa \log_e(10)}{A + \kappa \log_e(10)} \tilde{K} \quad (1.1.6)$$

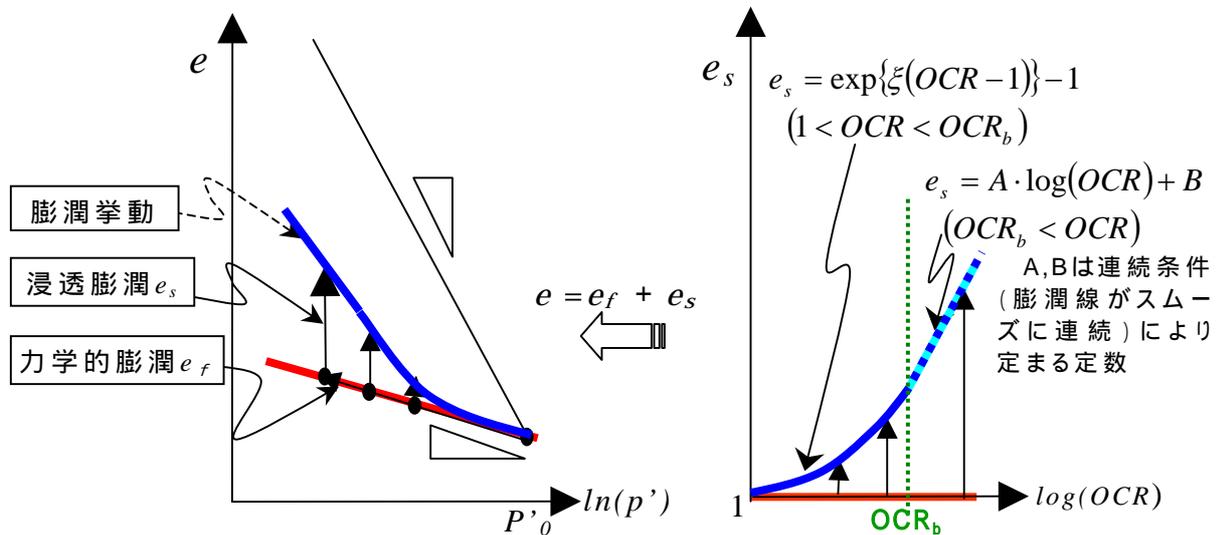


図 1.1-2 ベントナイトの膨潤特性

なお、 ξ 、 OCR_b 等のパラメータの化学的変遷指標（前述の ESP 、 s_{me} 、 c ）との関連、及びその具体的な設定値、或いは設定評価式については、2.1にて後述する。

(2)膨潤圧の変化に伴うベントナイトの力学挙動評価モデル

陽イオン交換、モンモリロナイトの溶解、及び液相環境の変化に伴い低下した膨潤圧と、低下する前の膨潤圧の差分を要素内側に作用させることによって概略評価する。具体的な計算手順とその概念図を図 1.1-3、図 1.1-4 に示す。

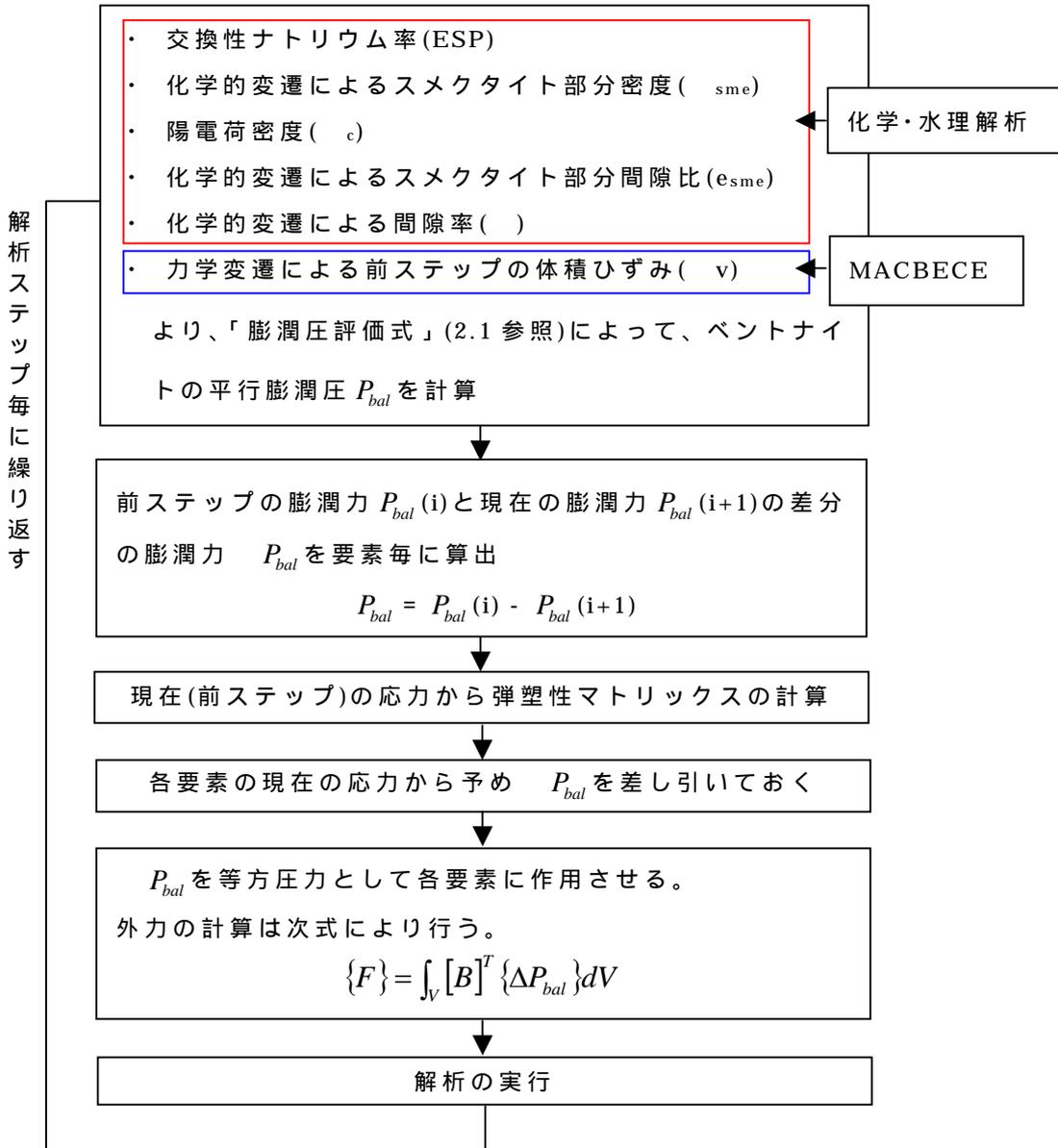


図 1.1-3 膨潤圧の低下に伴う変形挙動の計算フロー

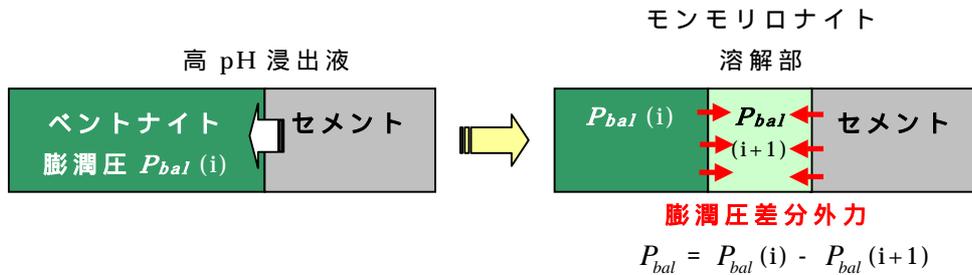


図 1.1-4 膨潤圧低下に伴う変形挙動のモデル化の概念

なお、図 1.1-3 における「膨潤圧評価式」については、2.1 において詳細を検討、提示することとする。また、膨潤圧の計算において必要となるパラメータとして、前述の

- ・ ESP：交換性ナトリウム率[-]
- ・ ρ_{sme} ：スメクタイト部分乾燥密度 [Mg/m³]
- ・ c_c ：液相の陽電荷密度 [eq/lit]

以外に、

- ・ e_{sme} ：スメクタイト部分間隙比
- ・ α ：間隙率

を記載しているが、これらのパラメータは、MACBECE による変形解析によって得られた各要素の体積ひずみ (ϵ_v) から、変形による変化を考慮したスメクタイト部分乾燥密度 (ρ'_{sme}) を算出するために必要なもので、詳細は 2.1 において記述することとする。

(3) 透水係数評価モデル

システム構築と同様の間隙比に基づく式(1.1.7)を基本とする。

$$k = \alpha \cdot e \quad (e: \text{間隙比}) \quad (1.1.7)$$

ただし、モンモリロナイトの溶解等を考慮する場合、残存するスメクタイト量がより直接的に関与する「スメクタイト部分間隙比」で整理する方が望ましいと考えられるため、本検討においては式(1.1.7)を改良した式(1.1.8)で透水係数を評価することとした。

$$k = \alpha \cdot e_{sme} \quad (e_{sme}: \text{スメクタイト部分間隙比}) \quad (1.1.8)$$

この時、式(1.1.8)の α は、化学的変遷指標 (ESP, ρ_{sme} , c_c) の関数となるが、具体的な設定値、透水係数評価式については、2.1 において取り扱うこととする。

1.2 岩盤のクリープ変形による影響評価手法に関する検討

ここでは、まず現在想定されている TRU 廃棄物の処分坑道形状、岩盤物性に対して、岩盤クリープ変形量を予備的に解析評価する。この評価結果を受けて、ニアフィールドの長期的な力学挙動評価として考慮すべきクリープ変形量を選定するとともに、有意なクリープ変形が想定される地質環境においても評価可能な解析システムを構築する。

1.2.1 岩盤クリープ変形の定性的評価

岩盤のクリープ変形を表現する構成方程式として、TRU 概念検討書（核燃料サイクル開発機構、電気事業連合会、2000）や地層処分研究開発第 2 次取りまとめ（核燃料サイクル開発機構、1999）等で採用されている「大久保モデル」を適用し、二次元有限要素法（平面ひずみ）により解析を実施し、クリープ変形量の程度を評価し、またニアフィールドの長期的な力学挙動評価として考慮すべきクリープ変形量を選定する。

(1) 解析条件

1) 側圧係数

側圧係数は、地層処分研究開発第 2 次取りまとめ（核燃料サイクル開発機構、1999）と同様に次式に従うものとする。

$$K = 163/h + 0.74 \quad (1.2.1)$$

ここに、 K ：側圧係数 h ：処分深度(m)

2) 岩盤物性値

表 1.2-1 に解析に適用する岩盤物性値を整理する。大久保モデルのパラメータを除く岩盤物性値は、結晶質岩系岩盤については、地層処分研究開発第 2 次取りまとめ（核燃料サイクル開発機構、1999）における HR ケース、堆積岩系岩盤については SR-B、SR-C、SR-D ケースに対応する。

大久保モデルのパラメータ m 及び n_0 は、以下に記す岩盤の一般的な性質と大久保らによる研究成果（大久保ほか、1997）を総合的に判断して設定した。

表 1.2-1 岩盤物性値

	堆積岩系岩盤			結晶質岩系岩盤
	SR-B	SR-C	SR-D	HR
密度 (Mg/m ³)	2.35	2.20	1.95	2.67
弾性係数 E(MPa)	4000	3500	2500	37000
ポアソン比	0.30	0.30	0.30	0.25
一軸圧縮強度 q_u (MPa)	20	15	10	115
引張強度 t (MPa)	2.6	2.1	1.4	8
大久保モデルパラメータ	n_0	20	20	30
	m	5	5	20

3) 解析ケースと内容物（人工バリア）の物性値

各解析ケースと適用する内容物の物性値を表 1.2-2、表 1.2-3 に示す。

表 1.2-2 解析ケース

Case	掘削径 (m)	岩盤特性	深度 (m)	空洞形状	ポアソン比	内容物剛性 (MPa)	検討項目
1	13.2	SR-C	500	円形	-	0.0(均一)	内容物剛性
2	13.2	SR-C	500	円形	0.4	3.0(均一)	
3	13.2	SR-C	500	円形	0.4	100.0(均一)	
4	13.2	SR-C	500	円形	(表 1.2-3)	劣化後物性 (表 1.2-3)	
5	13.2	SR-B	500	円形	0.4	3.0(均一)	岩種(深度)
6	13.2	SR-D	500	円形	0.4	3.0(均一)	
7	13.2	HR	1000	円形	0.4	3.0(均一)	
8	12.5	SR-C	500	円形	-	0.0(均一)	掘削径 (空洞形状)
9	12.5	SR-C	500	円形	0.4	3.0(均一)	
10	12.5	SR-C	500	円形	0.4	100.0(均一)	
11	12.0	SR-C	500	円形	0.4	3.0(均一)	
12	W12 × H18	HR	1000	幌型	0.4	3.0(均一)	

剛性 3MPa、ポアソン比 0.4 は、ケイ砂混合(30wt%混合)ベントナイト(クニゲル V1) の飽和時の値相当 [TRU 概念検討書より]

表 1.2-3 Case4 内容物、各部位の劣化後物性

	弾性係数 (MPa)	ポアソン比
支保工	3000	0.2
インバート コンクリート	3000	0.2
廃棄体定置部	1000	0.2
緩衝材	3.0	0.4

セメント系材料の弾性係数は 2.2 で検討・設定した弾性係数の最小値を丸めた数値とした。

(2)解析モデル図

解析モデルを図 1.2-1 に示す。解析領域は、TRU 廃棄物処分概念検討書（共同作業チーム、2000）を参考に決定した。

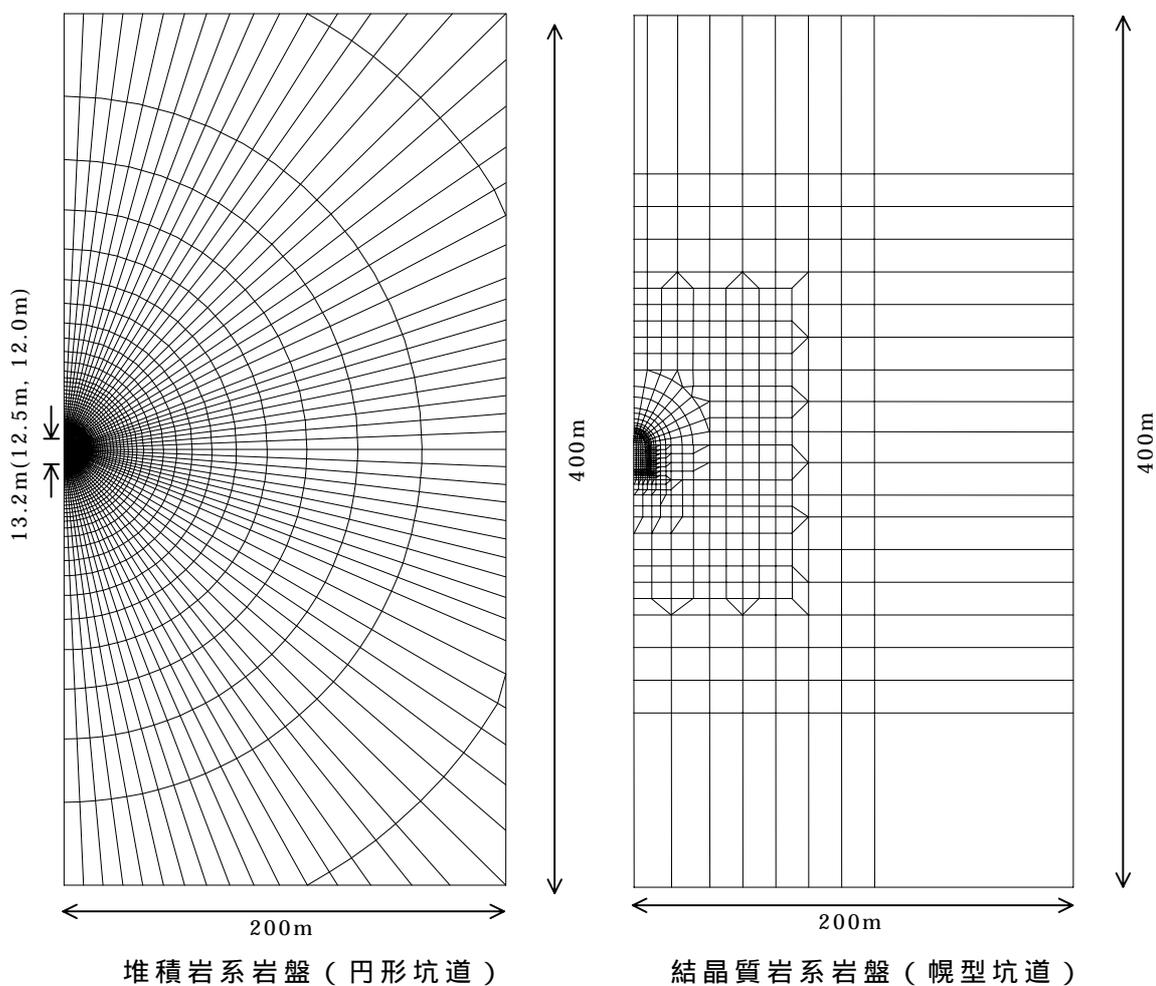


図 1.2-1 クリープ解析モデル

(3) 解析結果

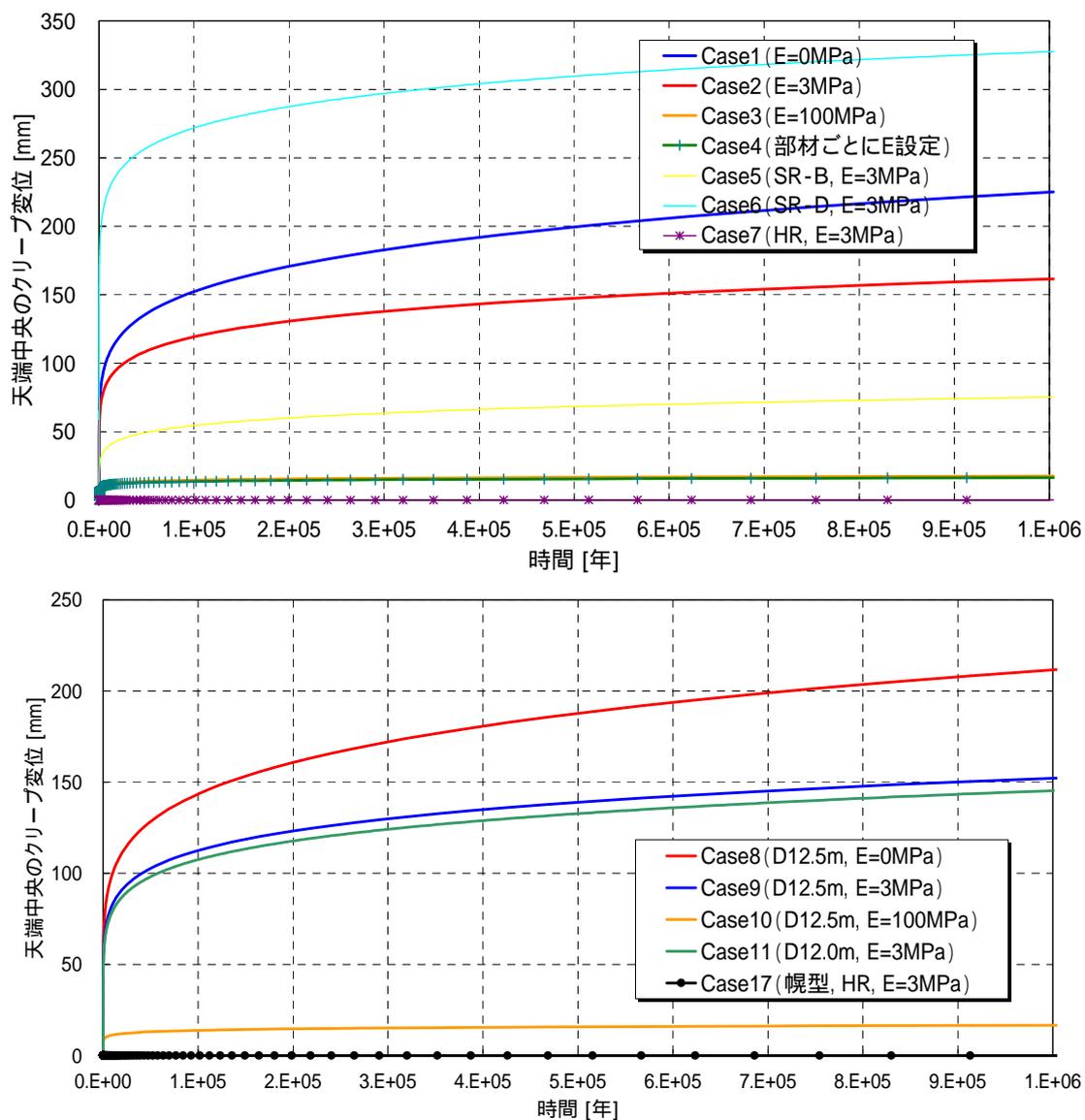


図 1.2-2 クリープ変位量の経時変化（坑道天端中央部）

表 1.2-4 100 万年後のクリープ最大変位量（坑道天端中央部）

Case	最大変位量 (mm)
1	225
2	162
3	18
4	16
5	75
6	328

Case	最大変位量 (mm)
7	0
8	212
9	152
10	17
11	145
12	0

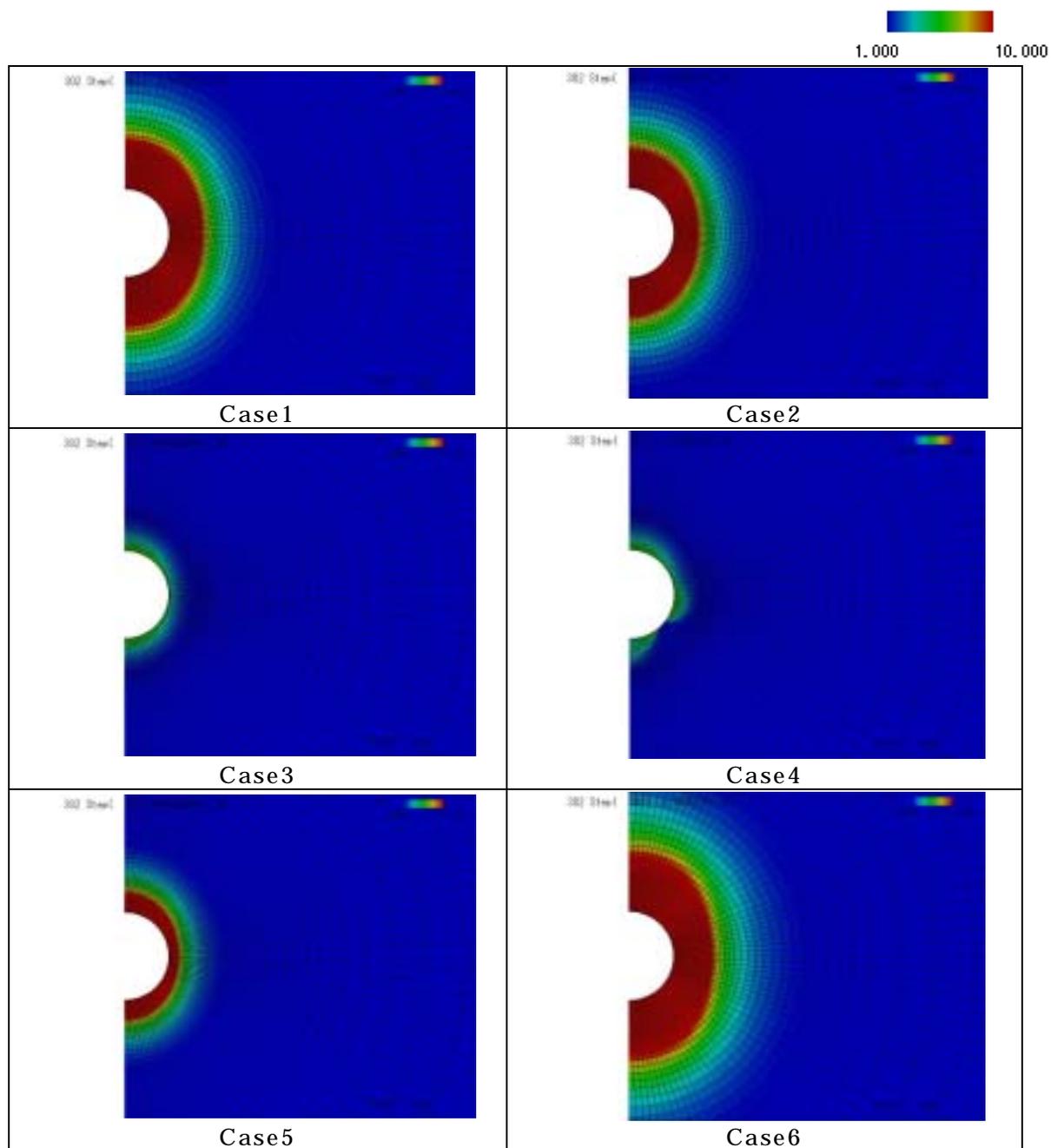


図 1.2-3(a) コンプライアンス比分布(1/2)

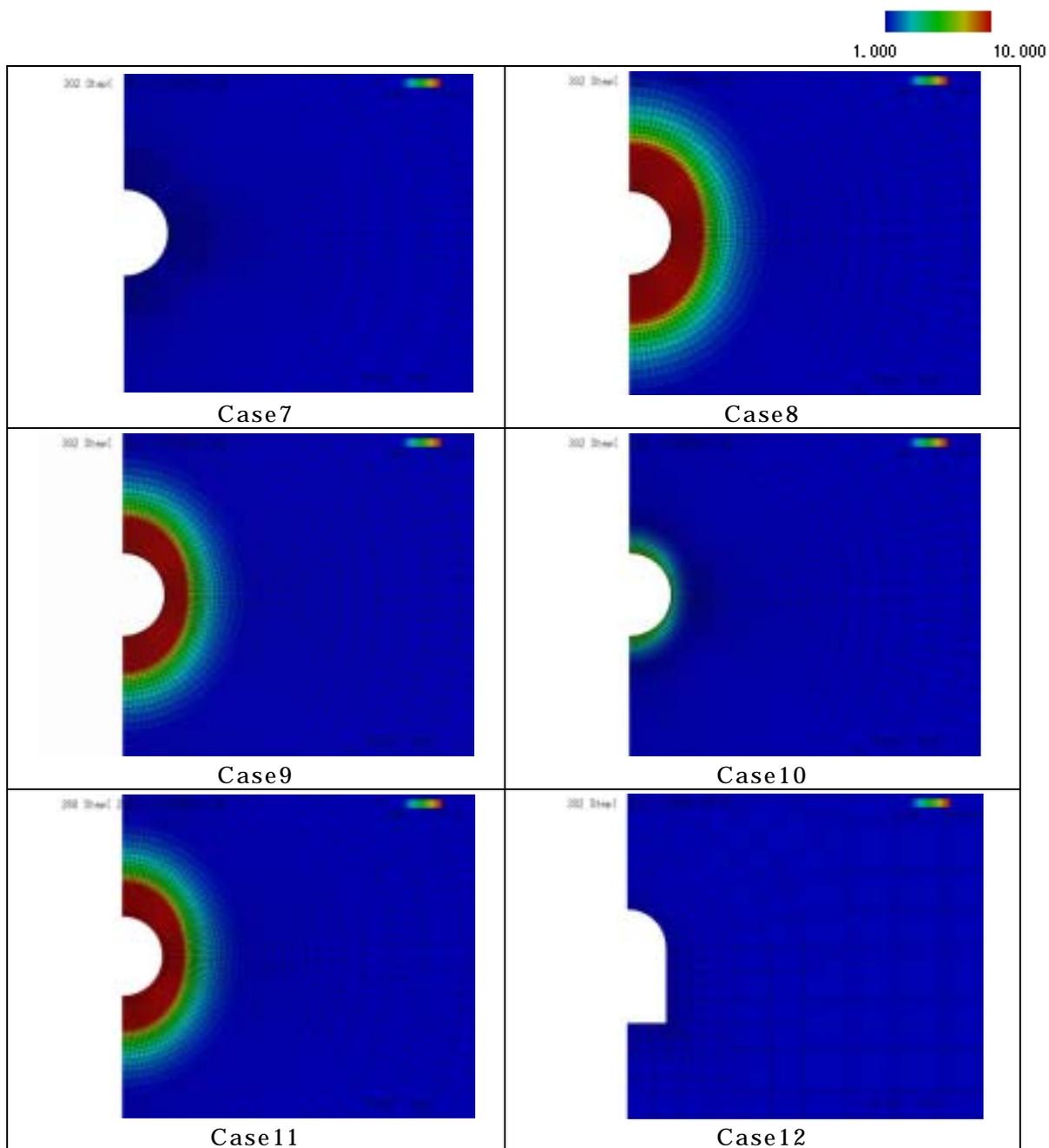


図 1.2-3(b) コンプライアンス比分布 (2/2)

(4) クリープ変形の評価

Case1～Case12の坑道天端中央クリープ変位量の経時変化を図1.2-2に、100万年経過時のクリープ変位量の最大値(坑道天端中央)を表1.2-4に示す。ここで、クリープ変位量とは、トータルの変位量から瞬時(t=0)に掘削した弾性掘削変位を差し引いた値である。

内容物の剛性による比較(Case1～Case4)では、内容物の剛性を3.0MPaとしたケース(Case2)で正規化すると、内容物の剛性を0としたケース(Case1)は約1.39倍、内容物の剛性を100MPaとしたケース(Case3)及び内容物の剛性を劣化後剛性としたケース(Case4)は1/10程度であり、クリープ変位量に大きな差がある。一方、掘削径による比較(Case2、Case9、Case11)では、掘削径13.2m(Case2)と比較して掘削径12.0m(Case11)は0.9倍程度であり、その差は小さい。岩種による比較(Case2、Case5、Case6)では、SR-D(Case6)はSR-C(Case2)と比較して約2倍のクリープ変位であり、検討ケースの中で最も大きな値となった。HRでは円形(Case7)、幌型(Case12)ともにクリープ変位が発生しない結果となった。

100万年経過時のコンプライアンス比分布を図1.2-3に示す。Case2のコンプライアンス比分布を見ると、コンプライアンス比が10以上である範囲は空洞壁面からおよそ掘削半径程度以内となっている。クリープ変位が最も大きいCase6が最もコンプライアンス比の低下領域が大きくなっている。内容物の剛性が劣化後剛性であるCase4と岩種がHRであるCase7、Case12では、コンプライアンス比はほぼ1であり、岩盤の剛性低下はみられない。

表 1.2-5 100 万年後のクリープ最大変位量の比

Case	最大変位量の比	Case	最大変位量の比
1	1.39	7	0.00
2	1.00	8	1.31
3	0.11	9	0.94
4	0.10	10	0.10
5	0.46	11	0.90
6	2.02	12	0.00

(5)考慮すべきクリープ変形量の選定

本年度の力学的変遷挙動評価において想定している処分システムの諸元を表 1.2-6 に示す。

表 1.2-6 処分システム諸元

対象岩盤	坑道形状	処分深度	掘削径
SR-C	円形	500m	13.2m

この諸元に対応する解析ケースは Case1 ~ Case4 である。内容物の剛性に関しては、本来経時的、空間的に変化・分布するものであるが、そのような設定、解析は現状困難であるため、Case1 ~ Case4 のクリープ変形量から、2.3 における長期力学的変遷挙動解析の評価に用いるクリープ変形量を選定することとした。

この場合 Case4 がより現実的であり、掘削直後の変形も含まれることから保守的なケースであるとも考えられるが、岩盤の長期的な変質を想定した場合、必ずしも保守的とは言い切れない。また Case1 では、実際の坑道内部には何かしら物が詰まっていることから過剰に保守的であると考えられる。(ここで「保守的」とは単にクリープ変形量が大ききことを意味し、長期力学的変遷挙動解析において保守的に結果が得られる、という訳ではない。)

以上のことを鑑み、2.3 での解析評価においては、均一な剛性 3MPa 用いた Case2 でのクリープ変形量を用いることとした。MACBECE に入力するクリープ変位の変形図を図 1.2-4 に示す。

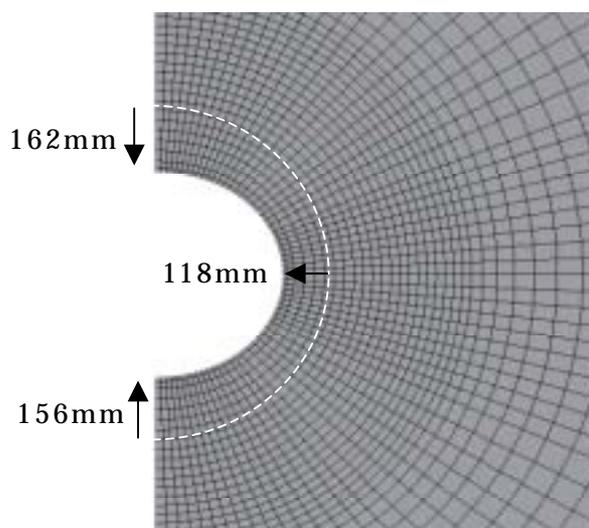


図 1.2-4 長期力学的変遷評価に用いる変形量 (Case2 相当)

1.2.2 岩盤クリープの影響評価手法

(1)MACBECE への導入方法

これまで本研究の対象としていた結晶質系岩盤では、既往の研究から岩盤のクリープ変位はほとんど発生しないとのことから、長期力学挙動解析システム「MACBECE」では岩盤クリープの影響検討は行っていなかった。しかし、対象とする岩盤が比較的脆弱な堆積岩系岩盤の場合、岩盤クリープ量は無視できない。

岩盤クリープを考慮するための基本仕様については、システム構築、において、

- ・ 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について検討を行っている。また、大久保モデルのシステムへの導入に関する検討では、

- ・ 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位量を強制変位として入力し、ニアフィールド水理場への影響を評価する
- ・ 増分形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

の2通りの方法が提案されている。いずれの方法でもシステムへの導入は可能であるが、これまでの研究実績の豊富さから、前者の方法を採用することとした。

(2)MACBECE の改良点

システム構築までに構築された MACBECE には、化学・水理解析との連成解析中に強制変位を入れる機能がなかった。そこで、別途解析した岩盤クリープ解析による変位量をファイルから読み込み、連成解析中にも強制変位を入力できるようにプログラム改良を実施した。

1.3 力学的変遷挙動解析システムの構築

ここでは、1.1、1.2 での検討内容を統合し、TRU 廃棄物処分坑道のニアフィールドの力学的変遷挙動を解析するためのシステム（MACBECE）を構築する。また、試解析を実施しシステムの動作確認（コーディングの確認）を行うとともに、システム中の評価モデル、評価手法に関わる不確実性について検討を加える。

1.3.1 MACBECE の構築

昨年度までに構築した MACBECE について、1.1、1.2 で示した検討内容を評価できるように改良、高度化を行った。高度化した MACBECE の解析フロー図を、図 1.3-1 に示す。大きく改良している点は以下のとおりであり、図 1.3-1 において網掛けしている部分に該当する。

[MACBECE の主な改良点]

- (1) ベントナイトの Ca 型化、モンモリロナイトの溶解、液相の状態変化に伴う膨潤圧の変化に起因する変形を評価できるようにした。
- (2) 岩盤のクリープを強制変位として加えられるように改良し、有意なクリープ変形が生じうる地質環境においても、長期的な力学的変遷挙動を評価できるようにした。
- (3) MACBECE の評価モデルに必要なパラメータに対し、最新のデータ、知見を踏まえて更新したパラメータ値、或いはパラメータ評価式を必要に応じて MACBECE の解析コード内に導入、更新した。

なお、(3)の具体的な内容については 2.2、2.3 において記載することとする。

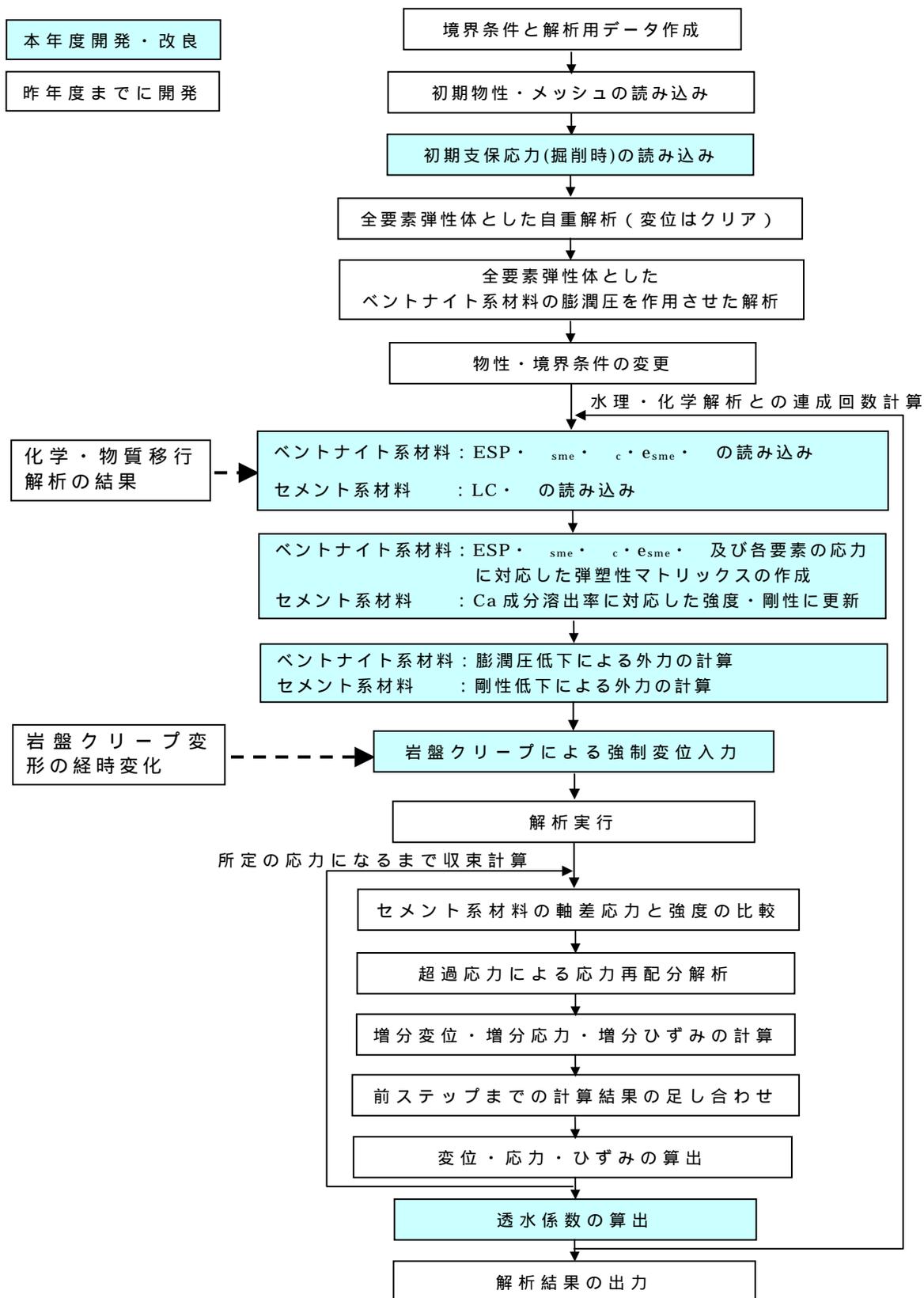


図 1.3-1 MACBECE の解析フロー図

1.3.2 システムの検証

1.3.1で構築したMACBECEを用いて簡易モデルによる検証解析を実施し、システムの動作確認（コーディングの確認）を行うとともに、システム中の評価モデル、評価手法に関わる不確実性について検討した。

(1)ベントナイト系材料単体での検証解析

ベントナイト系材料のみの簡易モデルを用いて、モンモリロナイトの溶解、すなわちスメクタイト部分乾燥密度の低下に伴う変形挙動、応力状態の推移を検証した。

1)解析モデル

図 1.3-2 に示すような簡易的なモデルを用いて計算する。

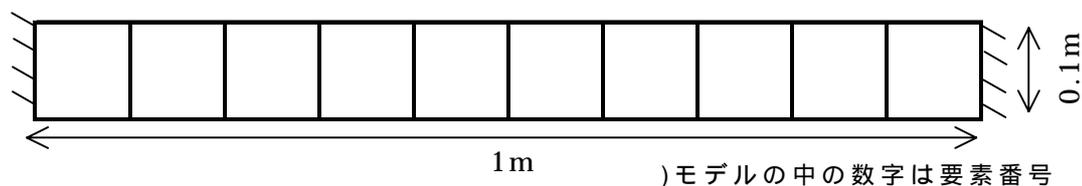


図 1.3-2 簡易検証解析モデル図

2)解析用物性値

緩衝材（30wt%ケイ砂混合ベントナイト，乾燥密度 1.6Mg/m³）に相当する物性とする。表 1.3-1 に解析用物性値を示す。なお、各物性値の設定根拠、評価上の意味合い等については、2.1を参照するものとする。

表 1.3-1 解析用物性値（ベントナイト系材料：弾塑性材料）

ダ イレイタシ- 係数 D	非可逆比	初期膨潤指数 o	限界応力比 M	ポアソン比 '	初期間隙比 e
0.10	0.898	0.0086	0.45	0.42	0.688

3)化学的変遷指標

化学的変遷指標は、表 1.3-2,3 に示す初期状態、最終状態を解析上インプットとして設定し、これを 100 分割して逐次解析を行った。

表 1.3-2 化学的変遷指標の設定値（初期状態）

	要素番号									
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
空隙率	0.40	0.40	0.40	0.40	0.40	0.40	0.40	0.40	0.40	0.40
スメクタイト部分密度 sme(Mg/m ³)	0.92	0.92	0.92	0.92	0.92	0.92	0.92	0.92	0.92	0.92
スメクタイト部分間隙比 esme	1.94	1.94	1.94	1.94	1.94	1.94	1.94	1.94	1.94	1.94
交換性ナトリウム率 ESP	0.85	0.85	0.85	0.85	0.85	0.85	0.85	0.85	0.85	0.85
陽電荷密度 c(eq/lit)	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0

表 1.3-3 化学的変遷指標の設定値（最終状態）

	要素番号									
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
空隙率	0.40	0.40	0.40	0.40	0.40	0.40	0.40	0.40	0.40	0.40
スメクタイト部分密度 sme(Mg/m ³)	0.92	0.88	0.84	0.80	0.76	0.71	0.67	0.63	0.59	0.55
スメクタイト部分間隙比 esme	1.94	2.16	2.37	2.59	2.81	3.02	3.24	3.46	3.67	3.89
交換性ナトリウム率 ESP	0.85	0.85	0.85	0.85	0.85	0.85	0.85	0.85	0.85	0.85
陽電荷密度 c(eq/lit)	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0

ここでは、

- ・ スメクタイト部分乾燥密度
- ・ スメクタイト部分間隙比

のみを変化させており、ベントナイトの陽イオン交換や液相の陽電荷密度の変化等に起因する変形は考慮せず、モンモリロナイトの溶解のみによる変形を評価していることになる。解析モデルの左端（要素 ）はモンモリロナイトは溶解せず、右端（要素 ）はスメクタイト部分乾燥密度で 0.92 から 0.55 まで溶解するものとし、要素 ~ については要素 と を線形補間することで設定した。

またここでは、空隙率は終始一定、という設定にしており、これはモンモリロナイトが溶けることによって、溶けたモンモリロナイトと同体積の二次鉱物が生成されることを意味するものである。

4) 検証解析結果

初期状態、最終状態の変形図を図 1.3-3、4 に、最終状態におけるスメクタイト部分乾燥密度の入力値と解析結果（入力値に変形分の変化量が考慮された値）の分布図を図 1.3-5 に示す。また初期状態と最終状態における各要素の水平方向の応力分布図を図 1.3-6 に示す。



図 1.3-3 変形図 (初期状態)

変形倍率 128 倍



図 1.3-4 変形図 (最終状態)

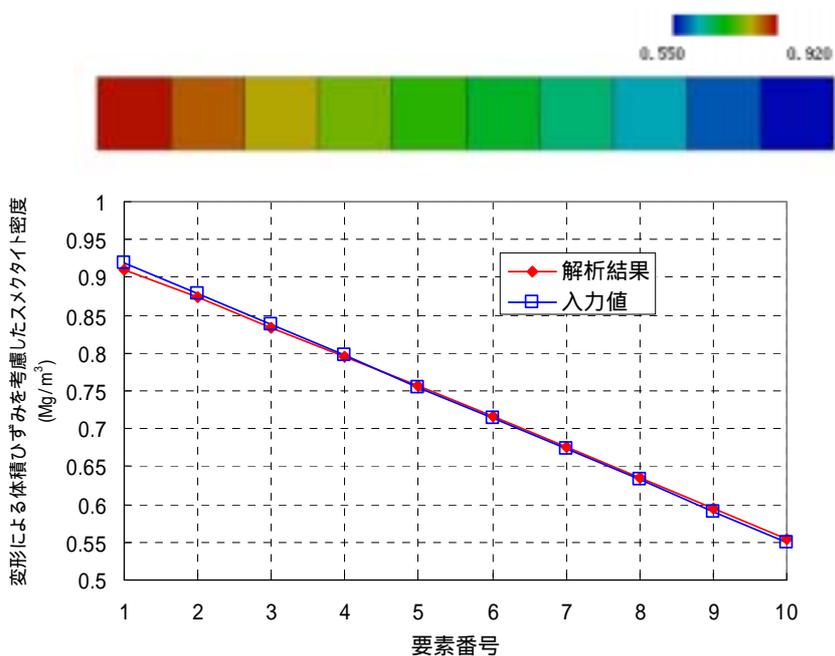


図 1.3-5 スメクタイト部分乾燥密度分布 (最終状態)

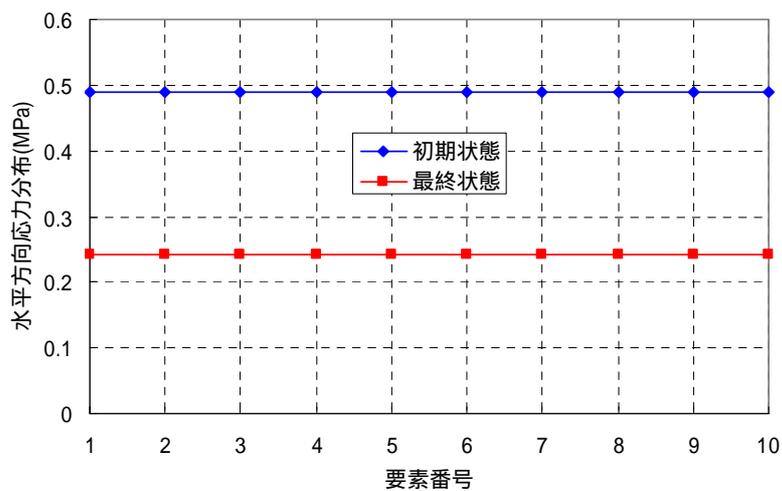


図 1.3-6 水平方向応力分布 (最終状態)

5) 考察

図 1.3-3、4 をみると、スメクタイト部分乾燥密度が低下する、すなわちモンモリロナイトが溶解する解析モデル右側の要素方向に変位しており、モンモリロナイトがより多く溶けた要素が圧縮され、あまり溶けない部分が膨潤していることがわかる。この変形モードはモデル化の方針と整合する結果であり、モデル化の方針にそったコーディングになっていると考えられる。

変形量としては、この変形図の変形倍率は 128 倍であり、非常に小さい。図 1.3-5 をみても分かる通り、入力値として設定したスメクタイト部分乾燥密度分布と変形による体積ひずみ分を考慮したスメクタイト部分乾燥密度分布ではあまり差がない結果となっている。一方、図 1.3-6 から、水平方向応力は初期応力状態から約 0.25MPa 低下しており、また全ての要素で一様となっている。このことから、スメクタイトが溶解することによって膨潤圧が低下した後も力の釣り合いはとれていることが分かる。なお変形量が非常に小さいことの妥当性は、MACBECE におけるベントナイト系材料の構成式の不確実性に関わることと考えられることから、「(2)評価モデルの不確実性に関する検討」において詳述することとする。

(2) 評価モデルの不確実性に関する検討

(1)で検証したように、導入したベントナイト系材料の膨潤圧の変化に対して、変形の方法や膨潤応力に関してはモデル化の方針と整合した結果を得ている。ただし変形量については非常に小さく算定されており、化学的变化による密度変化が変形挙動によって均一化するといった事象が実際に起こるとすると、本研究で導入したモデルでは表現することはできないことを意味するものである。

変形によって密度が均一かすることが仮に正しいとすると、これは、モンモリロナイトが溶解することによって「スメクタイト部分乾燥密度」、「空隙率」が変化した場合の物性（剛性）の変化が開発した構成方程式に正確な意味では導入されていないことが理由の一つとして考えられる。

実際にモンモリロナイトを溶解させたような試料を用いた圧密除荷試験結果があれば、その結果に基づいたモデル化を実施すればより現実に近い物性の評価ができると考えられる。しかしながら現状ではそのようなデータはなく、また取得も困難な状況であるため、MACBECE においては、2.1 で詳述するように、モンモリロナイトの溶解をモンモリロナイトとそれ以外の非膨潤性鉱物（ケイ砂も含む）の比の低下と捉え、その比に対応するケイ砂混合率の膨潤曲線に準じた剛性、すなわち膨潤指数 を用いて

変形量を計算している。

ここでは分かりやすくするため、モンモリロナイトが溶解し、同量の二次鉱物が生成される場合、すなわち ESP_c 、 c_c 及び c_{sme} は一定で sme のみが低下する場合を想定し、現状における計算過程を模式的に図 1.3-7 に示す。

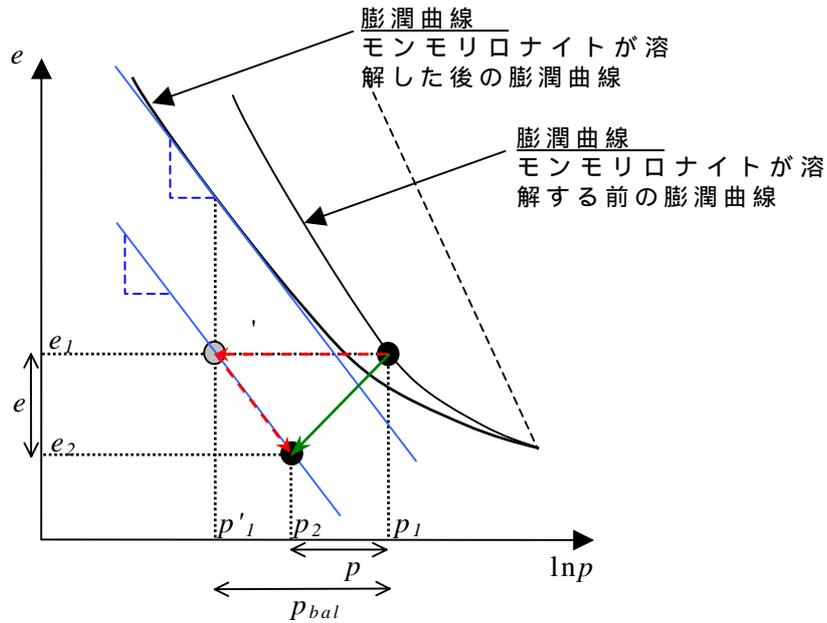


図 1.3-7 e - $\ln p$ 関係上での膨潤圧と間隙比の変遷

モンモリロナイトの溶解によって膨潤圧が低下した場合、図 1.3-7 ではからに移動する。すなわち、膨潤圧が低下することによってそれまでバランスしていた外力によって圧縮され、間隙比は e_1 から e_2 に低下し、また応力は溶解前の p_1 から低下し p_2 になる。

これを現状の MACBECE では、便宜的にの順に計算を実行している。はモンモリロナイトが溶解する前の状態、は溶解によっての状態から応力（膨潤圧）のみが低下した状態、はにおいてバランスしていた外力によって変形（圧縮）した後の状態である。

ここで、からに移行する際に用いている膨潤指数（ある応力状態に応じたベントナイト系材料の剛性に相当）は、モンモリロナイトが溶解した後の膨潤曲線（膨潤曲線）における、溶解によって低下した応力 p_1' における勾配（図 1.3-7 における青線の傾きに相当）を用いている。

前述のとおり、まず膨潤曲線自体が便宜上設定したものであり、不確実性を多分に含んでいることに加え、 p_1' の算定についても、2.1 で設定した膨潤圧評価式によって推定した膨潤圧変化量（ p_{bal} ）に基づいており、不確実性を多分に有している。このように、からに移行する際に用

いている膨潤指数には二重の不確実性が含まれており、この膨潤指数をより正確に評価することで、現状評価できていない密度の均一化挙動が評価できるようになる可能性はある。

一方、化学的变化による密度変化は、変形によって均一化する方向へすみはするものの、完全には均一化しない、という考察も成り立つ。

例えば、分かりやすくするために、図 1.3-8 にベントナイト系材料の要素の一部が、完全にモンモリロナイトを失った場合の変形、スメクタイト部分乾燥密度 s_{me} の推移の模式図を示す。

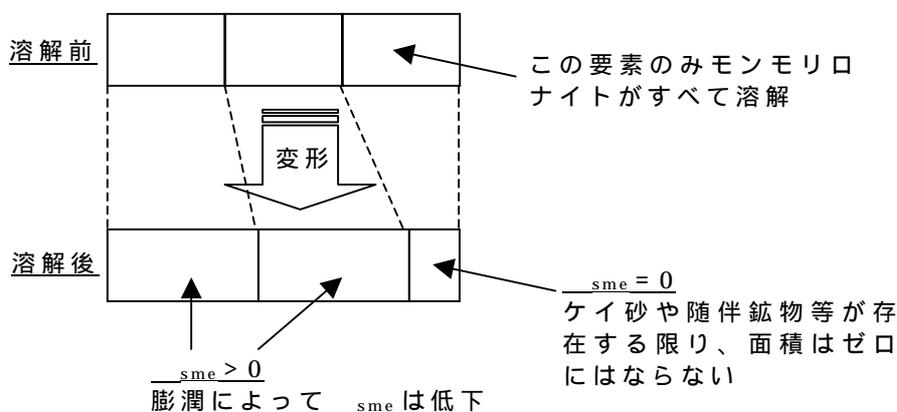


図 1.3-8 ベントナイト系材料の変形、 s_{me} の推移の模式図 (例)

図 1.3-8 における一番右の要素のモンモリロナイトがすべて溶解した場合、溶解していない左方の要素の膨潤圧によって圧縮される。溶解した要素にはモンモリロナイトは存在しないため s_{me} はゼロになるが、ケイ砂や随伴鉱物は残存するため面積がゼロになるようなことはなく、応力がバランスしたところで変形はとまる。この状態は、溶解後応力はバランスしているが膨潤圧は釣り合っておらず、 s_{me} は均一にはなっていない状態である。

このように、化学的变化による密度変化は、変形によって均一化する方向へは向かうものの、完全には均一化しない、ということは十分に考えられる。しかしながら、モンモリロナイトの溶解、変形に伴って、図 1.3-8 における一番右の要素に左方の要素に存在するモンモリロナイトが入り混んでいき、結果的に s_{me} が均一になるといった事象が生じた場合は、この概念は成立しない。

以上のように、化学的变化による密度変化が変形挙動によって均一化するといった事象が今後実験的に確認された場合には、上述した課題を検討する必要がある。

2. 力学的変遷挙動の評価に関する検討

2.1 ベントナイト系材料の力学パラメータの設定

ここでは、1章において高度化、構築された MACBECE に導入されているベントナイト系材料の力学挙動評価モデルに必要な各パラメータについて、既往の研究、及びサイクル機構で実施中の研究成果に基づき、化学的変遷指標との関係を整理し、2.3における解析等で用いる物性値、或いは物性評価式を設定する。

2.1.1 対象となる処分坑道の部位とその仕様

本検討で対象とする処分坑道断面形状は、1章で示した図 1-1(再掲)のとおりである。

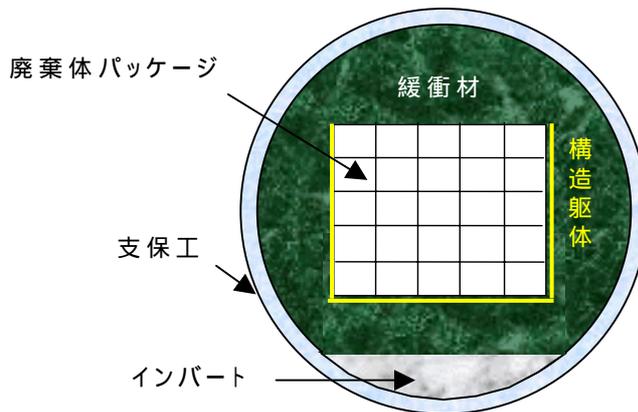


図 1-1 検討対象断面（再掲）

この場合、ベントナイト系材料は緩衝材のみであり、現在想定されている緩衝材の仕様を表 2.1-1 に示す。

表 2.1-1 緩衝材の仕様

ベントナイト混合率	ケイ砂混合率	乾燥密度
C_b [wt%]	C_{sand0} [wt%]	d_0 [Mg/m ³]
70	30	1.6

また、緩衝材の構成材料であるベントナイト、及びケイ砂の諸元については、地層処分研究開発第2次とりまとめ（核燃料サイクル開発機構、1999）等の既往の文献を参考に、表 2.1-2 のように設定した。

表 2.1-2 ベントナイトとケイ砂の諸元

ベントナイト(クニゲル V1 相当)						ケイ砂
平均的な 比重[-]	スメクタイト 比重[-]	他の鉱物の 平均比重[-]	スメクタイト 含有率[-]	陽イオン交換 容量[eq/l]	交換性 Na ⁺ 総量[eq/l]	平均的な 比重[-]
G _{be}	G _{sme}	G _x	C _{sme}	CEC	Na ⁺	G _s
2.7	2.7	2.7	0.5	60.1	51.4	2.7

C_{sme}、Na⁺は、初期状態の値

本検討においては、この表 2.1-1 に示した仕様、及び表 2.1-2 で設定したベントナイト（クニゲル V1）、及びケイ砂の諸元に則した物性、及び物性評価式を設定することとする。

2.1.2 化学的変遷指標

1章において記述したように、ベントナイト系材料の化学的変遷指標としては基本的には以下の3つを取り扱うこととし、これらの指標と 2.1.3 に示すパラメータとの関係を整理する。また後述するように、パラメータの設定においては補足指標として「空隙率」も必要となる。

$$\cdot \text{交換性ナトリウム率} : ESP = \frac{Na}{CEC} \quad (0 \leq ESP \leq 1) \quad (1.1.2)$$

Na : 交換性ナトリウムイオンの当量濃度 (meq/100g)

CEC : 交換性陽イオン容量 (meq/100g)

$$\cdot \text{スメクタイト部分乾燥密度} : \rho_{sme} = \frac{W_{sme}}{V_v + V_{sme}} \quad [\text{Mg/m}^3] \quad (1.1.3)$$

$$\text{またはスメクタイト部分間隙比} : e_{sme} = \frac{V_v}{V_{sme}} \quad [-] \quad (2.1.1)$$

W_{sme} : スメクタイト重量 [Mg]

V_v : 空隙の体積 [m³]

V_{sme} : スメクタイトの体積 [m³]

$$\cdot \text{陽電荷密度} : \rho_c = \sum C_i Z_i \quad [\text{eq/lit}] \quad (1.1.4)$$

C_i : 溶液中の陽イオン i のモル濃度 [mol/lit]

Z_i : 溶液中の陽イオン i の価数 [-]

$$\cdot \text{空隙率} : \quad [-]$$

2.1.3 設定すべきパラメータ

1.1 において整理したように、まずベントナイト系材料の膨潤挙動、透水性の評価モデルに必要なパラメータは、以下のとおりである。

- 1) 圧縮指数 [λ]
- 2) 初期膨潤指数 [e_0]
- 3) 浸透膨潤パラメータ [α 、 OCR_b]
- 4) 限界状態パラメータ (限界応力比) [M]
- 5) 初期間隙比 [e_0]
- 6) 透水係数の評価に関わるパラメータ

これに加え、膨潤圧の変化による変形挙動の評価モデルに必要なパラメータ (評価式) として、

- 7) 発揮すべき膨潤圧 [P_{bal}]

がある。

以上の 7 種のパラメータについて、2.1.4 以降、データ整理、検討、及び評価上の設定を行う。

2.1.4 圧縮指数 (λ)

圧縮指数 λ は圧密試験から得られる e - $\ln P$ 曲線の正規圧密曲線の傾きに対応するパラメータである。

既往のベントナイト系材料の圧密試験 (笹倉ほか、2002,2003、並河ほか、1997 等) によって得られた正規圧密曲線は、非線形な形状となっているものもある。図 2.1.1 に示すように、ここでは除荷過程に入る直前の傾きを λ として取り扱うこととした。

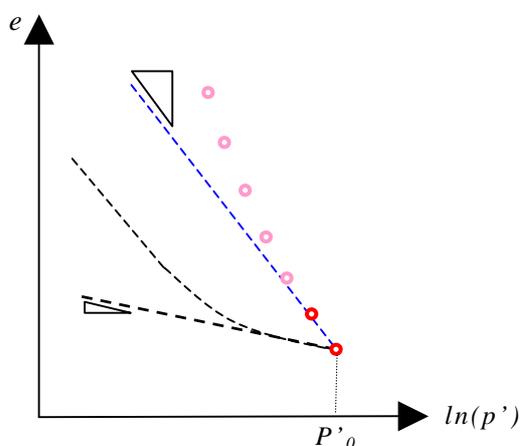


図 2.1-1 実験値の λ の定義

上記のように定義した α について、既往の圧密試験より得られた α を、ESP、 w_{sme} (ケイ砂混合率の影響)、 w_c の影響度評価を目的に整理し(例：図 2.1-2)、その結果、本検討においては圧縮指数 α は ESP、 w_{sme} 、及び w_c によって変化しない、一定値として取り扱うこととした。

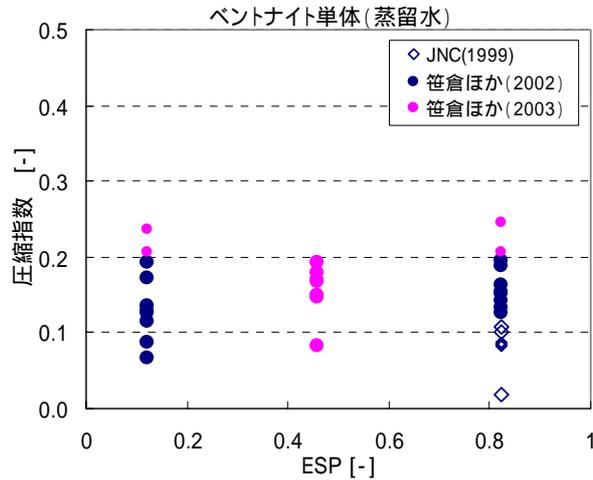


図 2.1-2 ESP と圧縮指数 α の関係 (ベントナイト単体)

本検討において対象とするベントナイト系材料は、表 2.1-1、2 に示した仕様の緩衝材であり、ケイ砂が 30wt%混合されたベントナイトであるため、既往の試験により得られた α のうち、ケイ砂 30wt%混合ベントナイトで蒸留水を使用している試験の α の平均値として、

$$\alpha = 0.0842$$

と設定する。

2.1.5 膨潤挙動評価パラメータ (α_0 、 β 、 OCR_b)

1.1 において述べた、本研究における「ベントナイト系材料の膨潤挙動評価モデル」では、以下の 3 つのパラメータによって膨潤挙動が評価される。

初期膨潤指数 (α_0)

$e-\ln(p)$ 上の膨潤曲線の初期勾配。

(「力学的膨潤」に該当する膨潤線の傾き)

浸透膨潤パラメータ (β)

上記 α_0 によって定義される「力学的膨潤」から、さらなる非線形膨潤 (浸透膨潤) の非線形の度合いをあらわすパラメータ。

浸透膨潤パラメータ (OCR_b)

によって定義される浸透膨潤量は、ある OCR (過圧密比) からは直線的になる実験結果が得られている。この浸透膨潤の曲線から直線にかわる OCR の境界値。

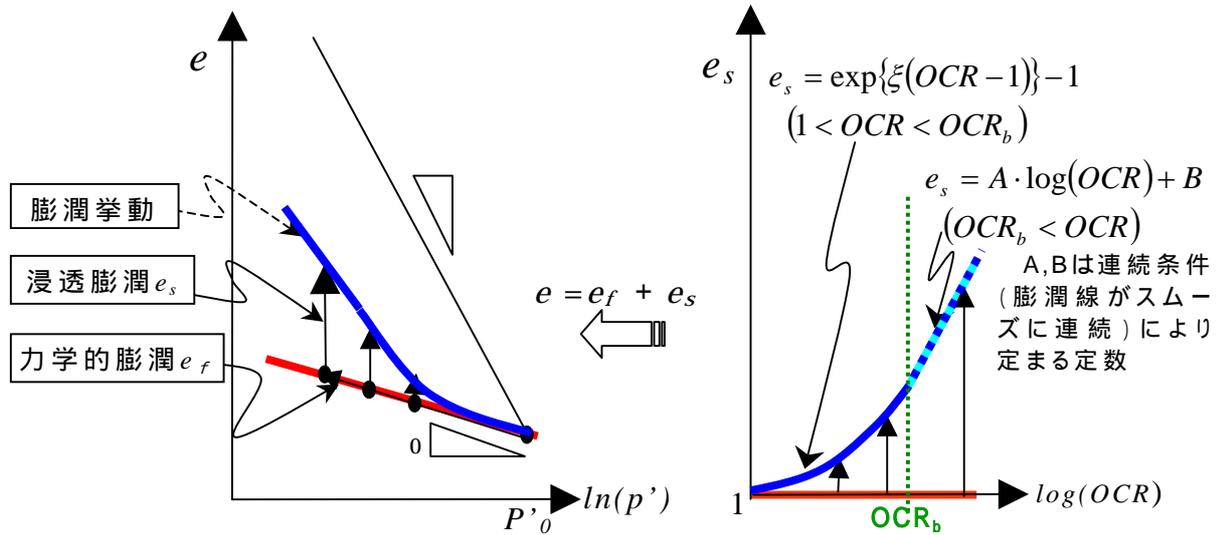
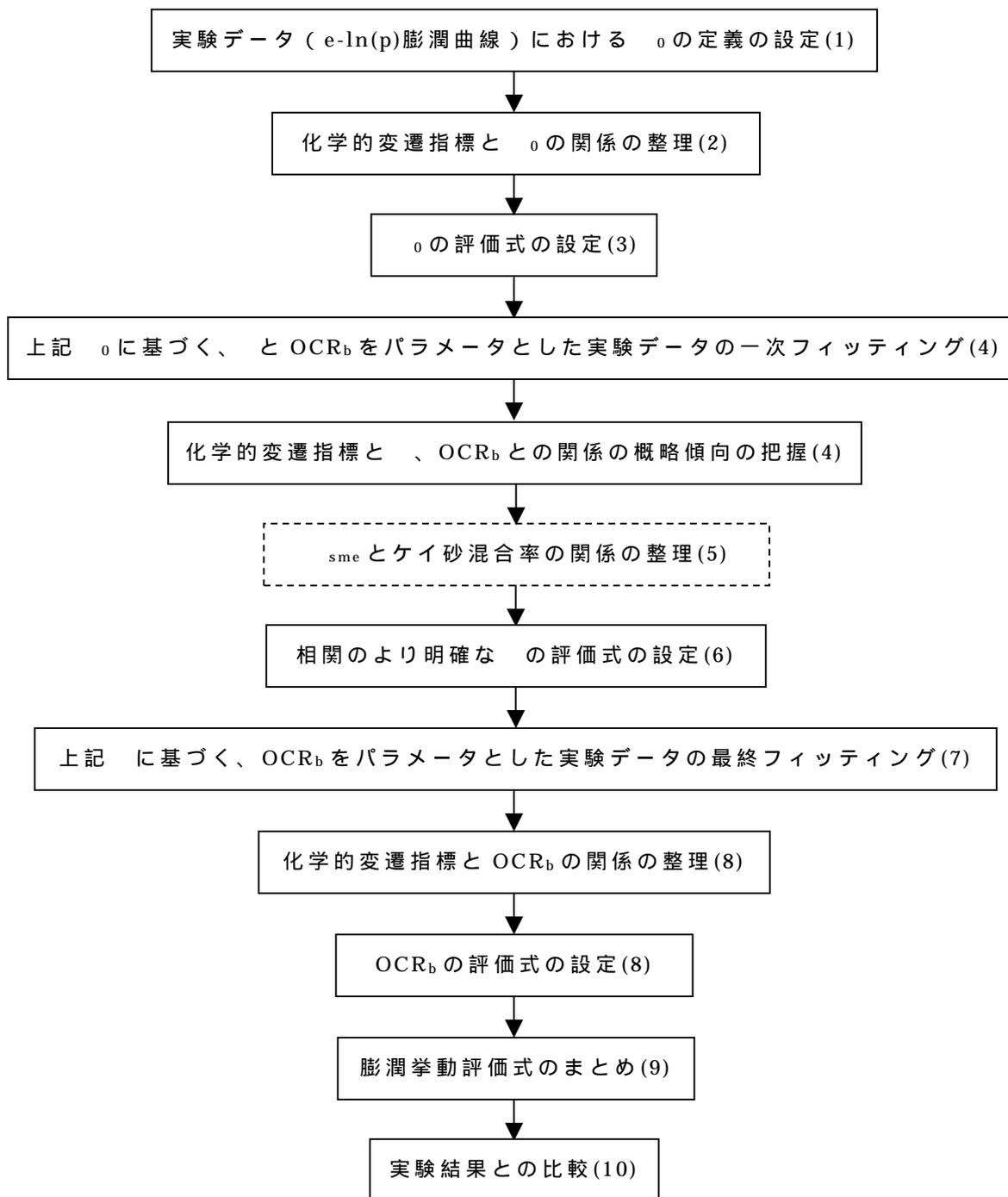


図 1.1-1 ベントナイト系材料の膨潤挙動評価モデル (再掲)

すなわち、1本の膨潤曲線を3つのパラメータで表現し、かつ前述の3つの化学的変遷指標の影響をそれぞれのパラメータに關係付ける必要がある。

ここでは、図 2.1-3 のフロー図の手順で膨潤挙動評価パラメータ (e_0 , ξ , OCR_b) と化学的変遷指標 (ESP, s_{me} , c) の關係式を構築することとする。



括弧内の数字は、以後検討項目番号に対応する

図 2.1-3 膨潤挙動評価パラメータの関係式の設定フロー図

(1)実験データ (e - $\ln(p)$ 膨潤曲線) における e_0 の定義の設定

本検討における e_0 の取り扱いは、

除荷前の実験値(図 2.1-4 の のプロット)と除荷直後の実験値(図 2.1-4 の のプロット)の 2 点の傾きとして定義することとした。

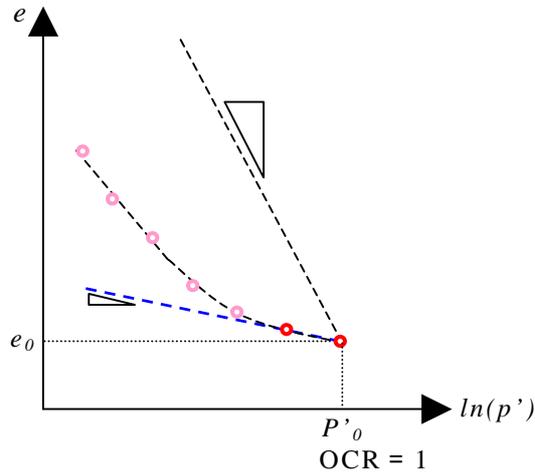


図 2.1-4 実験値の e_0 の定義

(2)化学的変遷指標と e_0 の関係の整理

既往の研究 (笹倉ほか、2002,2003、並河ほか、1997 等) で取得された圧密除荷試験結果について、(1)で定義した e_0 を算出し、ESP、 e_{sme} (ケイ砂混合率の影響)、 c の影響度評価を目的に整理した (例 : 図 2.1-5)。その結果、本検討においては圧縮指数 e_0 は ESP、 e_{sme} 、及び c によって変化しない、一定値として取り扱うこととした。

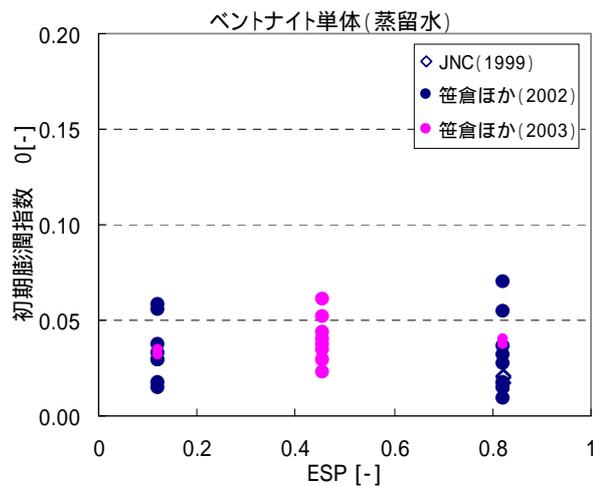


図 2.1-5 ESP と初期膨潤指数 e_0 の関係 (ベントナイト単体 : 蒸留水)

(3) α_0 の設定

本検討においては、モデル上の取り扱いの容易さも鑑み、既往の研究より得られた α_0 のうち、最小の値を初期膨潤指数 α_0 として設定することとした。

$$\alpha_0 = 0.0086$$

(4) 膨潤曲線の一次フィッティング

ここでは既往の実験データ（ $e-\ln(p)$ 膨潤曲線）に対し、(3)で設定した α_0 を前提に、 α 、 β 及び OCR_b をパラメータとして膨潤曲線をフィッティングし、 α 、 β 、 OCR_b を求めた。

また得られたそれぞれのパラメータについて、ESP、 s_{me} （ケイ砂混合率の影響）、 c の影響度評価を目的に整理した（例：図 2.1-6）。その結果、表 2.1-3 に示す α 、 β 、 OCR_b の概略傾向を得た。

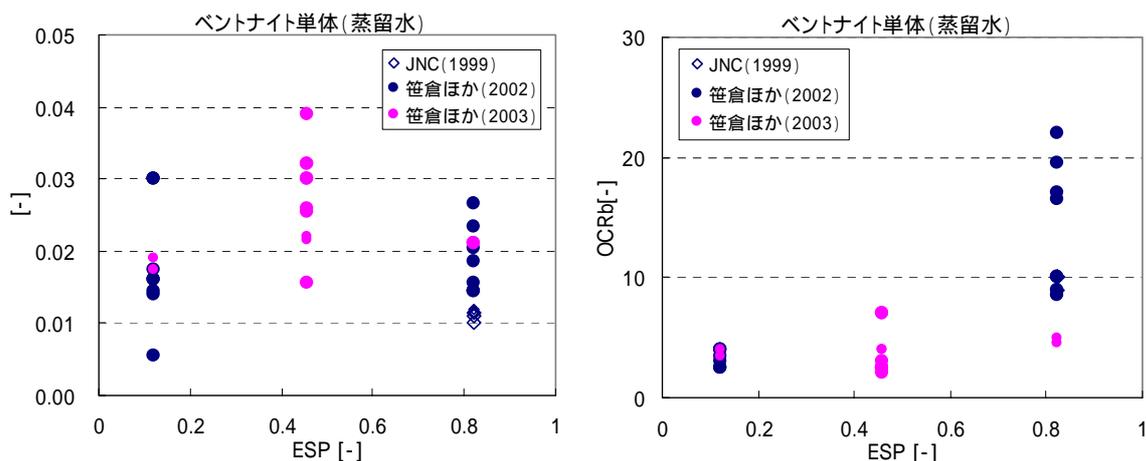


図 2.1-6 ESP と α 、 β 、 OCR_b の関係（ベントナイト単体：蒸留水）

表 2.1-3 α 、 β 、 OCR_b の概略傾向

化学的変遷指標の変化		OCR_b
ESP の増加	影響小	増加
ケイ混合率の増加	減少	(不明確)
c の増加	減少	(不明確)

(5) s_{me} とケイ砂混合率の関係の整理

α 、 β 、 OCR_b の評価式の設定に先立ち、今まで s_{me} の代替指標として整理してきたケイ砂混合率と s_{me} の関係について整理する。 s_{me} はそもそもスメクタイトが溶解することによる物性変化、及びそれに伴う変形を概略

評価するために設定した化学的変遷指標である。一方で ρ_{sme} の定義は式 (1.1.3) (再掲) のとおりであり、ベントナイトの鉱物組成、及びケイ砂混合率が同じであっても、乾燥密度が異なれば ρ_{sme} も異なる。

$$\rho_{sme} = \frac{W_{sme}}{V_v + V_{sme}} \quad (1.1.3)$$

しかしながら、本検討における膨潤挙動評価モデルは、乾燥密度によって膨潤曲線の形状が変わるものではないため、 ρ_{sme} と膨潤曲線の形状を規定する θ や OCR_b といったパラメータとを直接結びつけることは不適當である。本質的には、ベントナイト系材料の膨潤性鉱物と非膨潤性鉱物の比の変化によって膨潤曲線の形状が変わると考えられるため、既往の実験でパラメータとしているケイ砂混合率と膨潤性鉱物と非膨潤性鉱物の比、さらに ρ_{sme} との関係を整理した。

整理した結果を、スメクタイトの溶解に伴う膨潤特性の変遷評価フローとして図 2.1-7 にまとめる。

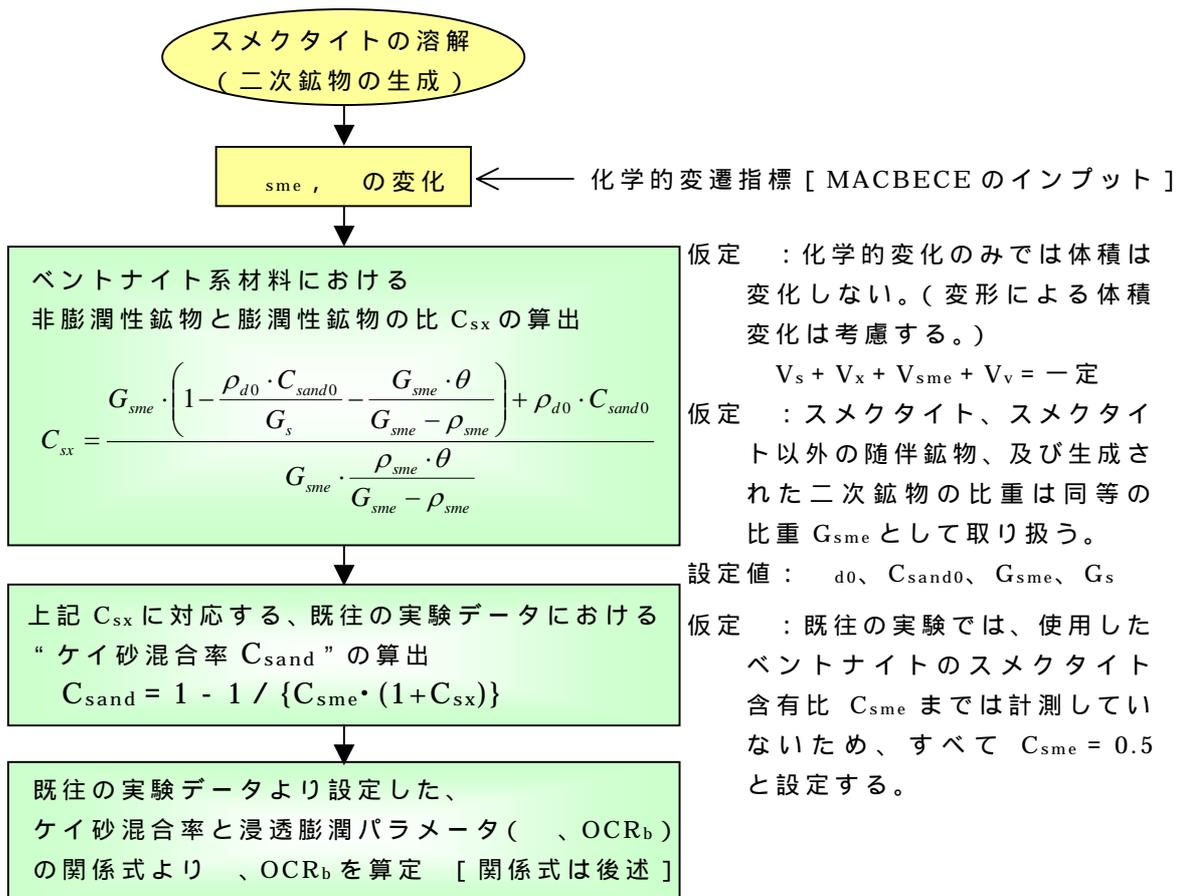


図 2.1-7 スメクタイトの溶解に伴う膨潤特性の変遷評価フロー

(6) の評価式の設定

(4)での、 OCR_b の概略傾向の検討において、の方が OCR_b より明確な傾向が確認された。このことから、ここではパラメータ (ESP, C_{sand}, c)の評価式をまず設定し、次項(7)においてここで設定したに基づいて、 OCR_b をパラメータとして実験結果を再度フィッティングすることとする。

の評価式の設定手順は、(4)での検討結果を踏まえ、以下の()~()の手順で実施した。

() ($ESP, 0.0, 0.0$)、 ($ESP, 0.3, 0.0$)の設定

()ケイ砂混合率のへの影響評価式の設定

() ($ESP, 0.0, c$)、 ($ESP, 0.3, c$)の評価式の設定

() (ESP, C_{sand}, c)の評価式の設定

この手順によって設定した評価式を以下に示す。

$$(ESP, C_{sand}, c) = - (0.0297 \times C_{sand} + 0.0039) \times c - 0.0272 \times C_{sand} + 0.0198 \quad (2.1.2)$$

(7) OCR_b をパラメータとした実験データの再フィッティング

と OCR_b を互いに独立に評価式を構築した場合、実験結果の評価精度が低下する可能性があるため、ここでは(6)で設定した評価式(2.1.2)で与えられるに対し、 OCR_b をパラメータとして再度実験データのフィッティングを実施し、各実験データに対応する OCR_b を整理した。

(8)化学的変遷指標と $OCR_b(ESP, C_{sand}, c)$ の関係の整理と評価式の設定

(7)で得られた OCR_b について、 ESP 、 c_{sme} (ケイ砂混合率の影響)、 c の影響度評価を目的に整理し(例:図 2.1-8)、その結果に基づき、 OCR_b の評価式を構築した。

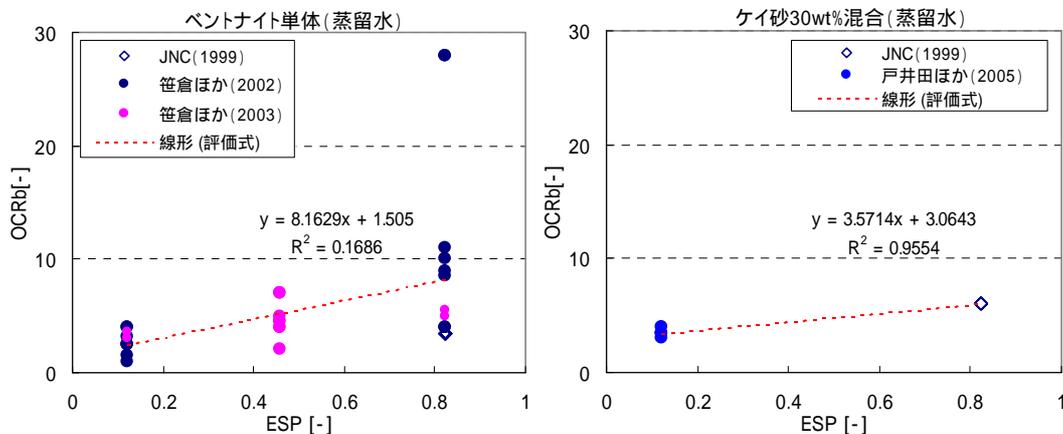


図 2.1-8 ESP と OCR_b の関係の評価式 (蒸留水)

構築した評価式は以下のとおりである。

$$\begin{aligned} \text{OCR}_b(\text{ESP}, C_{\text{sand}}, c) &= \{-2.7644 \times \text{ESP} + 0.7379\} \times c \\ &+ \{-15.3017 \times \text{ESP} + 5.1977\} \times C_{\text{sand}} + 8.1629 \times \text{ESP} + 1.5050 \end{aligned} \quad (2.1.3)$$

(9) 膨潤挙動評価式のまとめ

(1) ~ (8)の検討結果より、設定したベントナイト系材料の膨潤挙動評価パラメータの関係式を以下にまとめる。

$$\begin{aligned} e_0 &= 0.0086 \\ \text{OCR}_b(\text{ESP}, C_{\text{sand}}, c) &= -(0.0297 \times C_{\text{sand}} + 0.0039) \times c \\ &- 0.0272 \times C_{\text{sand}} + 0.0198 \end{aligned} \quad (2.1.2)$$

$$\begin{aligned} \text{OCR}_b(\text{ESP}, C_{\text{sand}}, c) &= \{-2.7644 \times \text{ESP} + 0.7379\} \times c \\ &+ \{-15.3017 \times \text{ESP} + 5.1977\} \times C_{\text{sand}} + 8.1629 \times \text{ESP} + 1.5050 \end{aligned} \quad (2.1.3)$$

ここで、

$$C_{\text{sand}} = 1 - 1 / \{C_{\text{sme}} \cdot (1 + C_{\text{sx}})\} \quad (2.1.4)$$

$$C_{\text{sx}} = \frac{G_{\text{sme}} \cdot \left(1 - \frac{\rho_{d0} \cdot C_{\text{sand}0}}{G_s} - \frac{G_{\text{sme}} \cdot \theta}{G_{\text{sme}} - \rho_{\text{sme}}} \right) + \rho_{d0} \cdot C_{\text{sand}0}}{G_{\text{sme}} \cdot \frac{\rho_{\text{sme}} \cdot \theta}{G_{\text{sme}} - \rho_{\text{sme}}}} \quad (2.1.5)$$

(10)実験結果との比較

(9)でまとめた膨潤挙動評価式で計算される間隙比増分と圧密除荷試験の除荷過程における間隙比増分の関係の例を、図 2.1-9 ~ 11 に示す。

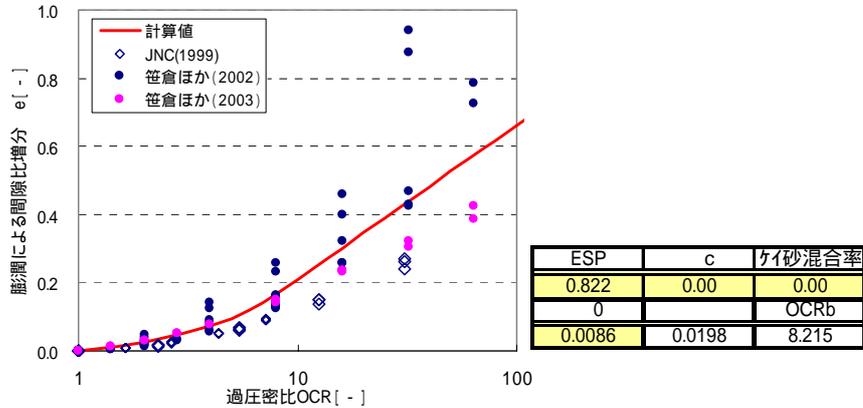


図 2.1-9 評価式と実験値の比較

(Na 型相当、ベントナイト単体、蒸留水)

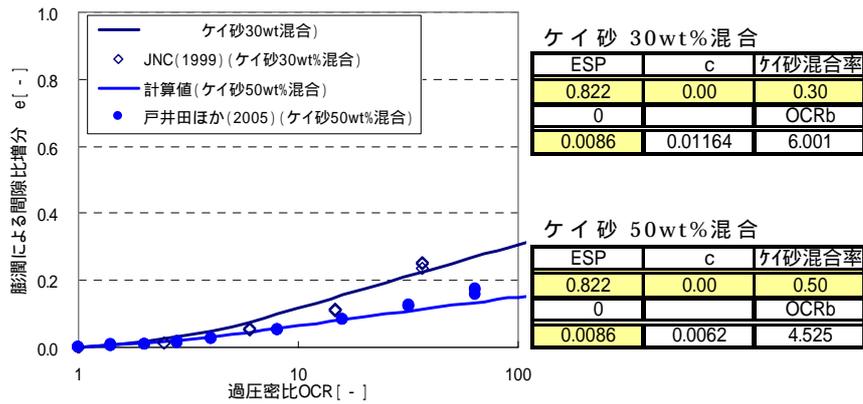


図 2.1-10 評価式と実験値の比較

(Na 型相当、ケイ砂混合ベントナイト、蒸留水)

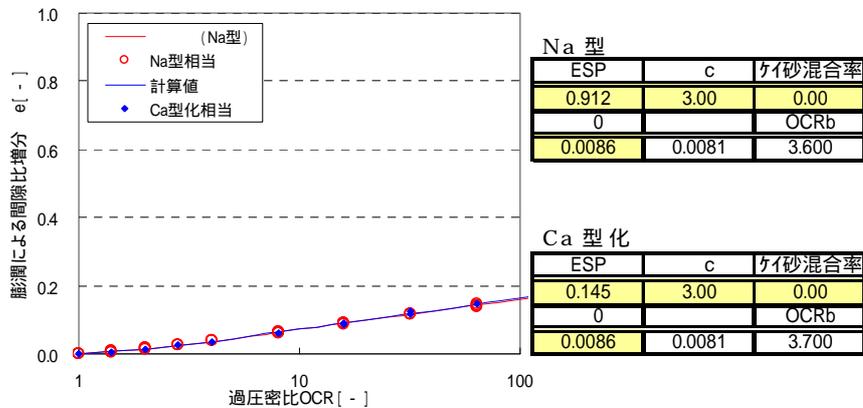


図 2.1-11 評価式と実験値 (戸井田ほか、2005) の比較

(ベントナイト単体、 $c = 3.0\text{eq/l}$)

2.1.6 限界状態パラメータ (M)

限界状態パラメータ (限界応力比) M は三軸圧縮試験から得られる p-q 面上の破壊線の傾きである。すなわちベントナイト系材料のせん断強度を規定するパラメータである。

既往の研究 (笹倉ほか、2002 等) において取得された限界状態パラメータ M を表 2.1-4 に示す。これらのデータもとに ESP、 e_{sme} 、及び c の M への影響を評価した結果 (例: 図 2.1-12)、ESP、 e_{sme} の影響は小さく、 c の増加に伴う M の増加傾向が確認された。

表 2.1-4 限界状態パラメータ M

引用先	ESP	ケイ砂混合率	初期 e_{sme}	液相	陽電荷密度	M
	[-]	[%]	[-]	[-]	[eq/l]	[-]
核燃料サイクル開発機構 (1999) [HLW二次レポート]	0.900	30	1.945	蒸留水	0.000	0.630
	0.900	0	1.600	蒸留水	0.000	0.580
笹倉ほか (2002)	0.822	0	1.416	蒸留水	0.000	0.491
	0.822	0	2.110	蒸留水	0.000	0.420
	0.822	0	2.795	蒸留水	0.000	0.410
	0.122	0	1.508	蒸留水	0.000	0.479
	0.122	0	1.677	蒸留水	0.000	0.429
笹倉ほか (2003)	0.457	0	1.390	蒸留水	0.000	0.440
	0.122	0	2.649	蒸留水	0.000	0.500
戸井田ほか (2005)	0.822	50	2.695	蒸留水	0.000	0.490
	0.122	30	1.856	蒸留水	0.000	0.470
	0.912	0	1.384	NaCl溶液	3.000	0.800
	0.145	0	1.313	CaCl ₂ 溶液	3.000	1.100
	0.822	50	2.695	蒸留水	0.000	0.490
	0.122	30	1.856	蒸留水	0.000	0.450
高治ほか (2004)	0.912	0	1.396	NaCl	3.000	0.750
	0.900	30	1.852	幌延地下水	0.200	(0.630)
	0.900	30	1.852	NaCl溶液	0.200	(0.630)
	0.900	30	1.852	NaCl溶液	0.400	(0.630)
前田ほか (1997)	0.086	0	1.375	蒸留水	0.000	(0.580)

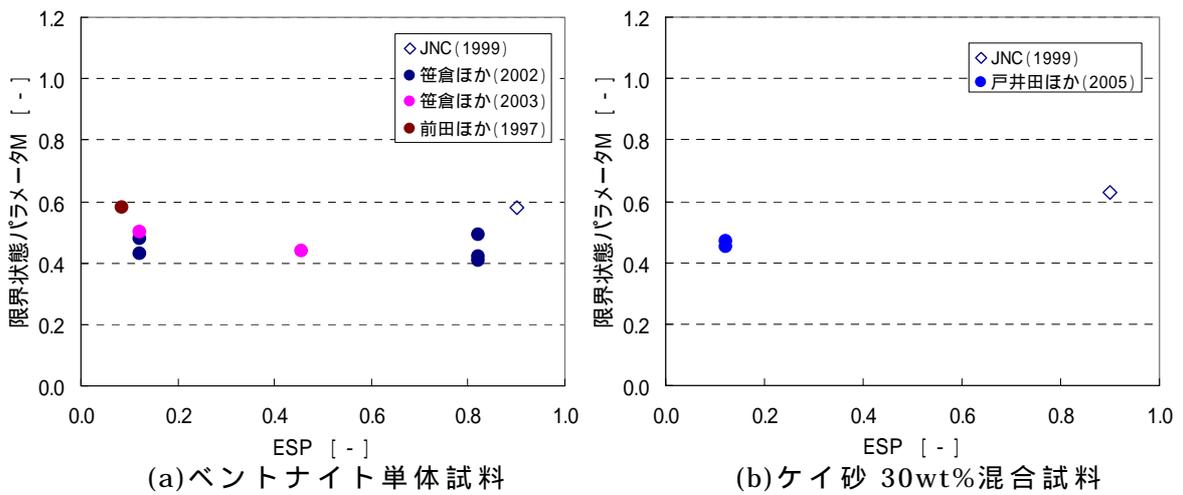


図 2.1-12 ESP と M の関係 (蒸留水)

本検討において対象とするベントナイト系材料は、表 2.1-1、2 に示した仕様の緩衝材であり、保守性も考慮し、表 2.1-4 に示したケイ砂 30wt% 混合ベントナイトの M の最小値を、本検討に用いる一定値 M として設定することとした。

$$M = 0.450$$

2.1.7 初期間隙比 (e₀)

初期間隙比は、表 2.1-1 に示した緩衝材の仕様、及び表 2.1-2 に示したベントナイト、ケイ砂の諸元より、以下のように算定、設定する。

$$\begin{aligned}
 e_0 &= \frac{V_v}{V_{sme} + V_x + V_s} \quad (\text{図 2.1-13 参照}) & (2.1.6) \\
 &= \frac{V_v}{\frac{W_{sme}}{G_{sme}} + \frac{W_x}{G_x} + \frac{W_s}{G_s}} \quad (\text{図 2.1-13 参照}) \\
 &= \frac{1 - \rho_{d0} \left(\frac{C_b \times C_{sme}}{G_{sme}} + \frac{C_b \times (1 - C_{sme})}{G_x} + \frac{C_{sand0}}{G_s} \right)}{\rho_{d0} \left(\frac{C_b \times C_{sme}}{G_{sme}} + \frac{C_b \times (1 - C_{sme})}{G_x} + \frac{C_{sand0}}{G_s} \right)} \quad (\text{緩衝材 } 1\text{m}^3 \text{ 当たり}) \\
 &= \frac{1}{\rho_{d0} \left(\frac{C_b \times C_{sme}}{G_{sme}} + \frac{C_b \times (1 - C_{sme})}{G_x} + \frac{C_{sand0}}{G_s} \right)} - 1 \\
 &= \frac{1}{1.6 \left(\frac{0.7 \times 0.5}{2.7} + \frac{0.7 \times 0.5}{2.7} + \frac{0.3}{2.7} \right)} - 1 \\
 &= 0.688
 \end{aligned}$$

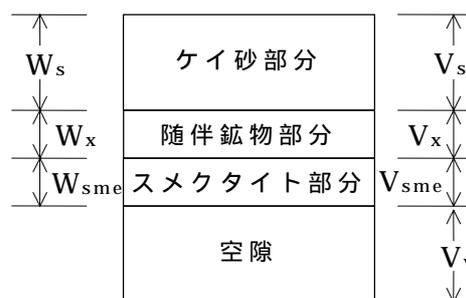


図 2.1-13 緩衝材の構成

ここで、

G_{sme}, G_x, G_s : スメクタイト、スメクタイト以外のベントナイト鉱物、ケイ砂の比重 [-]

C_b, C_{sand0} : 緩衝材中のベントナイト、ケイ砂の混合率 [wt%]

C_{sme} : ベントナイト中のスメクタイト含有率 [wt%]

d_0 : 緩衝材の乾燥密度 [Mg/m³]

2.1.8 透水係数の評価に関わるパラメータ

(1) 透水係数評価式

本検討において必要となる、ESP、 e_{sme} (または e_{sme})、 ρ_c に応じたベントナイト系材料の透水係数の評価式について、伊藤ほか(2005)は、1章において示した透水係数評価モデル、

$$k = \rho_c \cdot e_{sme} \quad (e : \text{間隙比}) \quad (1.1.7)$$

の考え方にに基づき、既往の実験データを ESP、 e_{sme} 、 ρ_c の影響ごとに整理し、以下の評価式を提案している。図 2.1-14 を見ると、透水係数評価式(2.1.7)の評価精度が十分に高いものであることが分かる。

したがって本検討においても、透水係数の評価式として式(2.1.7)を採用することとする。

$$K = 10^{1.30 \cdot \rho_c} \cdot e_{sme}^{3.48 \rho_c} \cdot K_0$$

ただし、 $\rho_c > 10^{1.49 \cdot ESP - 1.0}$ のとき、 $\rho_c = 10^{1.49 \cdot ESP - 1.0}$

$$10^{1.30 \cdot \rho_c} \cdot e_{sme}^{3.48 \rho_c} > 10^{1.63 \cdot e_{sme} - 0.24}$$

のとき、 $K = 10^{1.63 \cdot e_{sme} - 0.24} \cdot K_0$

$$K > 1.0 \cdot 10^{-5}$$

のとき、 $K = 1.0 \cdot 10^{-5}$

$$K_0 = \begin{cases} (0.91 - 1.57 \cdot ESP + 2.00 \cdot ESP^2) \times 10^{-13} \times e_{sme}^{7.44 - 5.69 \cdot ESP} \dots e_{sme} \leq 7.0 \\ K_0 \Big|_{e_{sme}=7.0} \cdot \left(\frac{e_{sme}}{7.0}\right)^{11.4} \dots e_{sme} > 7.0 \end{cases} \quad (2.1.7)$$

ただし、 $K_0 < K_0 \Big|_{ESP=1}$ のとき、 $K_0 = K_0 \Big|_{ESP=1}$

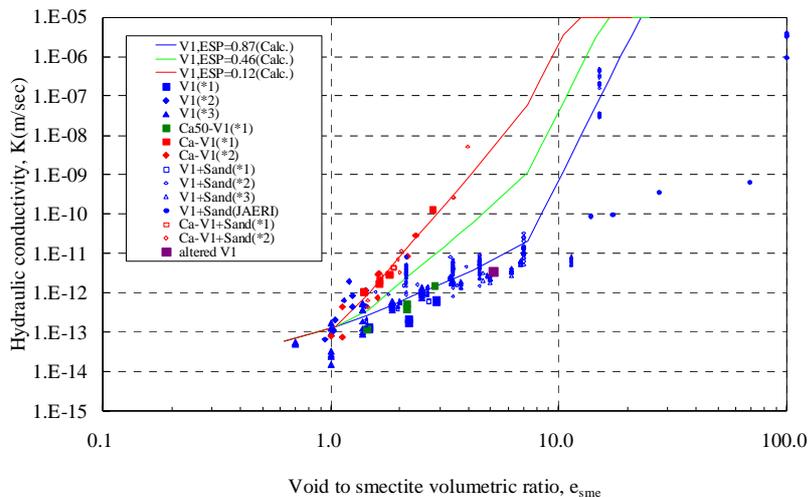


図 2.1-14 実験値と評価式の比較の例 (伊藤ほか,2005)

(2)変形を考慮した e'_{sme} の算定

図 2.1-15 に概念図を示すとおり、スメクタイト部分間隙比 e_{sme} は、化学・水理解析結果にもとづき設定された e_{sme} から力学的な変形によって変化する値である。なお、図中の「変換プログラム」については 3 章において取り扱う。

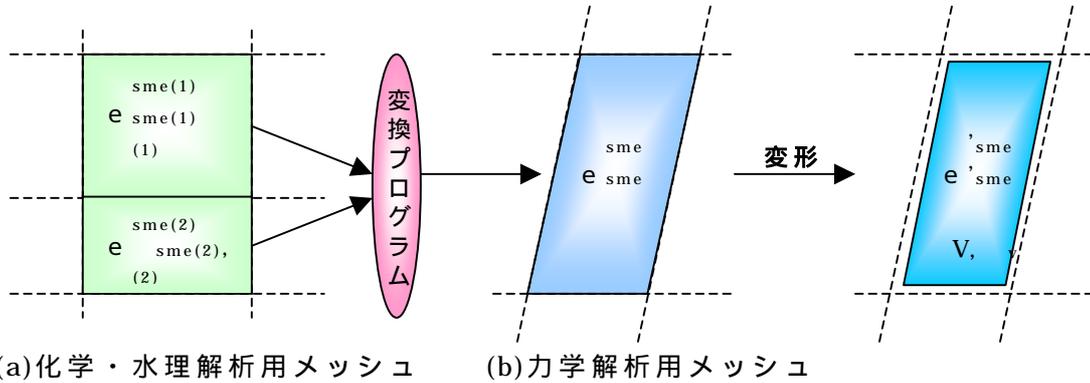


図 2.1-15 変形による e_{sme} 、 e'_{sme} の変化の概念図

ここで、変形を考慮したスメクタイト間隙比を e'_{sme} とおき、その算定方法を整理すると以下のとおりとなる。

$$e'_{sme} = \frac{V'_v}{V_{sme}} = \frac{V_v + \Delta V_v}{V_{sme}} = e_{sme} + \frac{\Delta V_v}{V_{sme}} = e_{sme} + \frac{\frac{\Delta V_v}{V}}{\frac{V_{sme}}{V}} = e_{sme} - \varepsilon_v \cdot \frac{V}{V_{sme}}$$

$$= e_{sme} - \varepsilon_v \cdot \frac{e_{sme}}{V_v} \cdot V = \left(1 - \varepsilon_v \cdot \frac{V}{V_v}\right) e_{sme} = \left(1 - \frac{\varepsilon_v}{\theta}\right) e_{sme}$$

V'_v : 変形を考慮した各力学メッシュにおける空隙量 [m^3]

V_{sme} : 各力学メッシュにおけるスメクタイト量 [m^3]

V_v : 変形を無考慮の各力学メッシュ空隙量 [m^3]

ΔV_v : 変形による各力学メッシュ空隙変化量 [m^3] 増加が正)

e_{sme} : 変形を無考慮の各力学メッシュのスメクタイト部分間隙比 [-]

V : 各力学要素の初期体積 [m^3] = 各力学メッシュの初期面積 [$m^2 \cdot m$]

ε_v : 各力学要素の体積ひずみ [-] 圧縮が正

θ : 変形を考慮しない各力学メッシュの空隙率 [-]

以上より、変形を考慮したスメクタイト部分間隙比は、

$$e'_{sme} = \left(1 - \frac{\varepsilon_v}{\theta}\right) e_{sme} \tag{2.1.8}$$

2.1.9 発揮すべき膨潤圧 (P_{bal})

ベントナイト系材料が、ESP、 s_{me} 、 c に応じて発揮すべき膨潤圧を推定する評価式が必要であることを1章において示した。ここではその評価式を、既往の研究(戸井田ほか、2005等)において実施された膨潤圧試験の結果をもとに構築する。

本検討においては、既往の研究成果を参考に、

s_{me} が小さい場合、ESP が小さく、 c が大きいほど膨潤圧が小さい

s_{me} が大きい場合、ESP、 c に膨潤圧はあまり依存しない

という想定のもと、以下のような式で膨潤圧評価式を構築することとした。

$$\text{平衡膨潤圧 } P_{bal} = g(\text{ESP}, s_{me}) h(c) \cdot f(s_{me}) \quad [\text{MPa}] \quad (2.1.9)$$

$f(s_{me})$: で評価される最小の膨潤圧を定義する関係式

$g(\text{ESP}, s_{me})$: ESP の影響を評価する関係式

$h(c)$: c の影響を評価する関係式

(1) 最小膨潤圧の評価式 $f(s_{me})$

ここでは、ESP が小さい場合、膨潤圧に寄与する c の影響は小さいという傾向に従い、 s_{me} によって定義される最小の膨潤圧の評価式 $f(s_{me})$ を構築する。

図 2.1-16 より、 c が 0.5eq/l 程度以上のベントナイトと Ca 型化ベントナイト(蒸留水)の膨潤圧はほぼ同一に評価しうることが分かる。このことから、これらのデータを全て用いた回帰線を最小膨潤圧($f(s_{me})$)として設定することとする(図 2.1-17)。

$$\text{最小膨潤圧 } f(s_{me}) = 0.00126 \times \exp(6.05730 s_{me}) \quad [\text{MPa}] \quad (2.1.10)$$

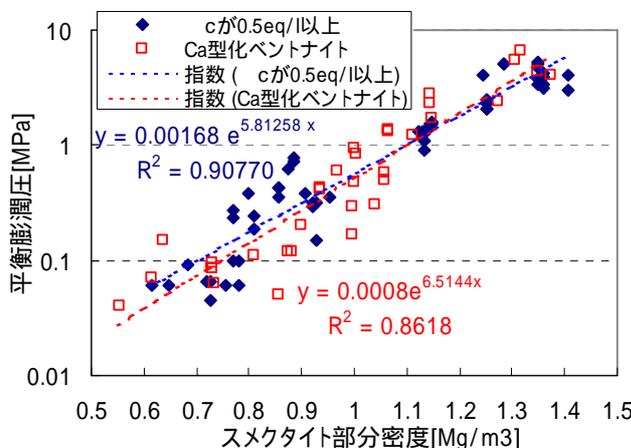


図 2.1-16 膨潤圧の比較

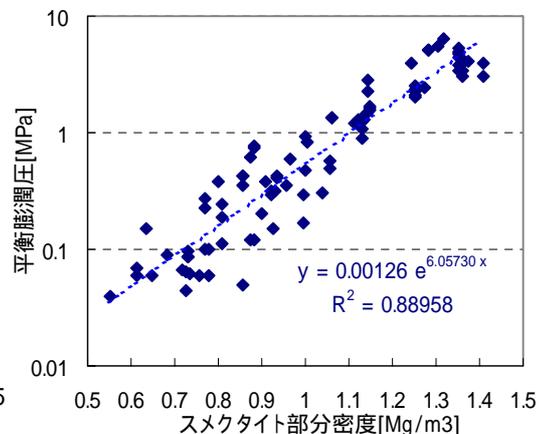


図 2.1-17 s_{me} ~ 最小膨潤圧

(2)ESP の影響を評価する関係式 $g(\text{ESP}, \rho_{\text{sme}})$

ここでは、有効ベントナイト乾燥密度が小さい場合、すなわち有効スメクタイト部分乾燥密度 ρ_{sme} 小さい場合、ESP が大きいほど膨潤圧が大きく、 ρ_{sme} 大きい場合は膨潤圧に寄与する ESP の影響は小さいという傾向に従い、 ρ_{sme} 及び ESP によって定義される ESP の影響評価式 $g(\text{ESP}, \rho_{\text{sme}})$ を構築する。

本検討においては、以下の式で $g(\text{ESP}, \rho_{\text{sme}})$ を構築することとする。

$$g(\text{ESP}, \rho_{\text{sme}}) = L(\text{ESP}) (J(\rho_{\text{sme}}) - 1) + 1 \tag{2.1.11}$$

$L(\text{ESP})$: ESP の影響評価係数

$J(\rho_{\text{sme}})$: Na 型ベントナイト (ESP は最大) の最小膨潤圧 $f(\rho_{\text{sme}})$ に対する膨潤圧増分比

() Na 型ベントナイト (ESP は最大) の膨潤圧増分 ($J(\rho_{\text{sme}})$)

図 2.1-18 は、既往の研究における Na 型ベントナイト (ESP が 0.8 程度以上) の膨潤圧 (試験溶液は蒸留水) と、(1) で定義された最小膨潤圧の比をプロットしたものである。これよりスメクタイト部分密度が高い領域においてはおよそ両者は一致するが、低い領域については、Na 型の膨潤圧が、(1) で定義した最小膨潤圧よりもやや大きくなる傾向が見受けられる。この関係を 2 次関数でフィッティングすると以下の回帰式が得られ、本研究においては下式を採用することとした。ただし、 $\rho_{\text{sme}} > 1.2 \text{Mg/m}^3$ の場合には評価精度が低いことには留意が必要である。

Na 型膨潤圧と最小膨潤圧の比 :

$$J(\rho_{\text{sme}}) = 2.1272 \rho_{\text{sme}}^2 - 6.126 \rho_{\text{sme}} + 5.3114 \tag{2.1.12}$$

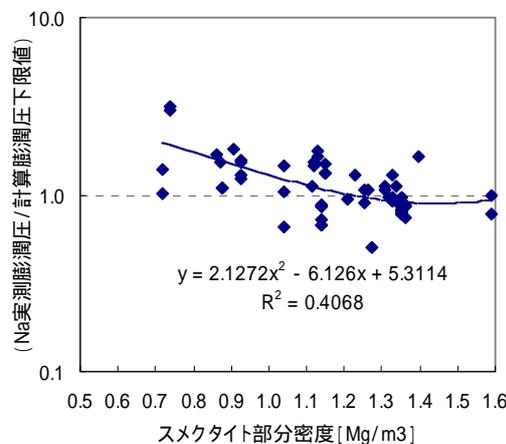


図 2.1-18 Na 型膨潤圧と最小膨潤圧の比

()ESP の影響評価係数 $L(ESP)$

式(2.1.11)と想定した場合、 $L(ESP=0.898) = 1$ (Na 型ベントナイト相当)、 $L(ESP=0.086) = 0$ (Ca 型化ベントナイト相当)である。Ca 型化率 50%($ESP = 0.457$) の L の値については、式(2.1.9) ~ (2.1.12)で $h(\sigma_c) = 1$ (蒸留水相当)として計算される計算値と実験データを比較し、最小二乗法により $L(ESP=0.457) = 1$ と設定した。

これより、 $L(ESP=0.086) = 0$ 、 $L(ESP=0.457) = 1$ 、 $L(ESP=0.898) = 1$ の 3 点を通る直線関係として、式(2.1.13)、図 2.1-19 のような $L(ESP)$ と ESP の関係式を設定した。

$$L(ESP) = 2.985 \cdot ESP - 0.364$$

ただし、 $L(ESP) < 0$ の時 $L(ESP) = 0$

$$L(ESP) > 1 \text{ の時 } L(ESP) = 1 \tag{2.1.13}$$

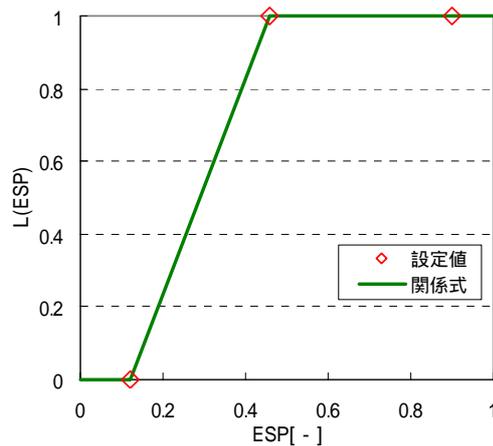


図 2.1-19 ESP と $L(ESP)$ の関係

(3)陽電荷密度の影響 $h(\sigma_c)$

ここでは陽電荷密度 σ_c の影響に関する評価式 $h(\sigma_c)$ を構築する。

$$P_{bal} = g(ESP, \sigma_{sme}) h(\sigma_c) \cdot f(\sigma_{sme}) \text{ [MPa]} \tag{2.1.9}$$

式(2.1.33)を想定した場合、 $h(\sigma_c = 0) = 1$ 、 $h(\sigma_c > 0.5) = 0$ である。 $0 < \sigma_c < 0.5$ にはデータが無いので、 $h(\sigma_c = 0) = 1$ 、 $h(\sigma_c > 0.5) = 0$ を通る直線関係として、式(2.1.40)のように設定することとした。

$$h(\sigma_c) = -1.698 \cdot \sigma_c + 1$$

ただし、 $h(\sigma_c) < 0$ の時 $h(\sigma_c) = 0$ (2.1.14)

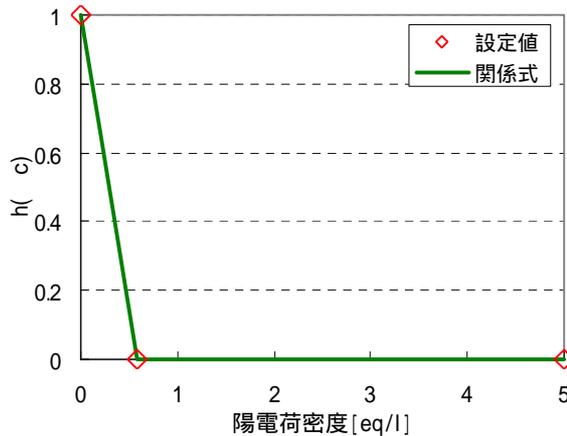


図 2.1-20 c と h(c) の関係

(4)変形を考慮した ρ'_{sme} の算定

前述した図 2.1-15 の概念図のとおり、スメクタイト部分乾燥密度 ρ_{sme} は、化学・水理解析結果にもとづき設定された ρ_{sme} から力学的な変形によって変化する値である。

ここで、変形を考慮したスメクタイト部分乾燥密度を ρ'_{sme} とおき、その算定方法を整理すると以下のとおりとなる。

$$\begin{aligned} \frac{1}{\rho'_{sme}} &= \frac{V'_v + V_{sme}}{W_{sme}} = \frac{V_v + V_{sme} + \Delta V_v}{W_{sme}} = \frac{1}{\rho_{sme}} + \frac{\Delta V_v}{W_{sme}} = \frac{1}{\rho_{sme}} + \frac{\Delta V_v}{\gamma_{sme} V_{sme}} = \frac{1}{\rho_{sme}} + \frac{\frac{\Delta V_v}{V}}{\gamma_{sme} \frac{V_{sme}}{V}} \\ &= \frac{1}{\rho_{sme}} - \frac{\varepsilon_v}{\gamma_{sme}} \cdot \frac{V}{V_{sme}} = \frac{1}{\rho_{sme}} - \frac{\varepsilon_v}{\gamma_{sme}} \cdot \frac{e_{sme}}{V_v} \cdot V = \frac{1}{\rho_{sme}} - \frac{\varepsilon_v}{\gamma_{sme}} \cdot \frac{e_{sme}}{\theta} \end{aligned}$$

よって $\rho'_{sme} = \frac{1}{\frac{1}{\rho_{sme}} - \frac{\varepsilon_v}{\gamma_{sme}} \cdot \frac{e_{sme}}{\theta}}$ [Mg/m³] (2.1.15)

- V'_v : 変形を考慮した各力学メッシュにおける空隙量 [m³]
- V_{sme} : 各力学メッシュにおけるスメクタイト量 [m³]
- W_{sme} : 各力学メッシュにおけるスメクタイト重量 [m³]
- V_v : 変形無考慮の各力学メッシュ空隙量 [m³]
- ΔV_v : 変形による各力学メッシュ空隙変化量 [m³] 増加が正
- ρ_{sme} : 変形無考慮の各力学メッシュのスメクタイト部分密度 [Mg/m³]
- γ_{sme} : スメクタイトの単位体積重量 [Mg/m³]
- V : 各力学要素の初期体積 [m³] = 各力学メッシュの初期面積 [m² · m]
- ε_v : 各力学要素の体積ひずみ [-] 圧縮が正
- e_{sme} : 変形無考慮の各力学メッシュのスメクタイト部分間隙比 [-]
- θ : 変形無考慮の各力学メッシュの空隙率 [-]

(5) 膨潤圧評価式のまとめ

(1) ~ (3)をまとめると、膨潤圧の評価式は以下のとおりである。

$$P_{bal} = g(ESP, \sigma_{sme})^{h(c)} \cdot f(\sigma_{sme}) \quad [MPa] \quad (2.1.9)$$

$$f(\sigma_{sme}) = 0.00126 \times \exp(6.05730 \sigma_{sme}) \quad (2.1.10)$$

$$g(ESP, \sigma_{sme}) = L(ESP) (J(\sigma_{sme}) - 1) + 1 \quad (2.1.11)$$

$$J(\sigma_{sme}) = 2.1272 \sigma_{sme}^2 - 6.126 \sigma_{sme} + 5.3114 \quad (2.1.12)$$

$$L(ESP) = 2.985 \cdot ESP - 0.364$$

ただし、 $L(ESP) < 0$ の時 $L(ESP) = 0$

$L(ESP) > 1$ の時 $L(ESP) = 1$ (2.1.13)

$$h(c) = -1.698 \cdot c + 1$$

ただし、 $h(c) < 0$ の時 $h(c) = 0$ (2.1.14)

以上の評価式と実験値の対応例を図 2.1-21、22 に示す。なお、図中のプロット凡例の数値は ESP の値を示しており、青系は Na 型相当、赤系は Ca 型化相当、緑は Ca 型化 50%相当のベントナイトの膨潤圧である。

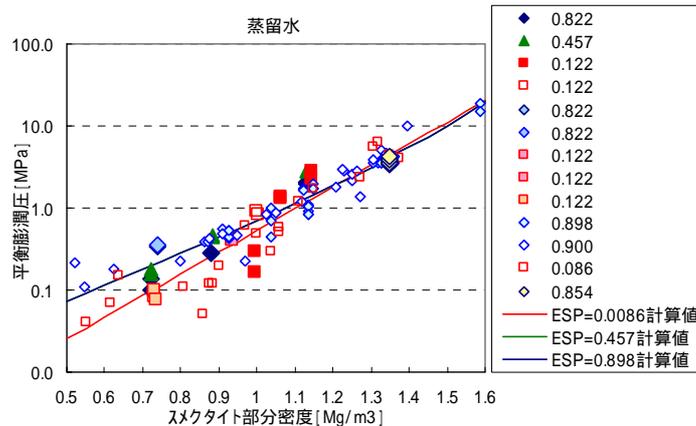


図 2.1-21 膨潤圧評価式と実験値の比較 (蒸留水)

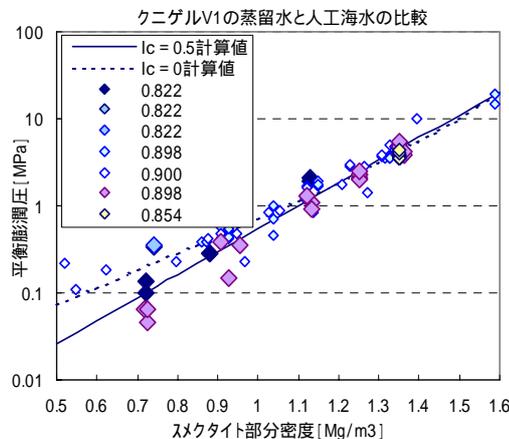


図 2.1-22 膨潤圧評価式と実験値の比較 (Na 型相当)

2.1.10 ベントナイト系材料のパラメータのまとめ

2.1.4～2.1.9の検討、設定した内容を表2.1-5、6にまとめる。

表 2.1-5 ベントナイト系材料のパラメータの設定(1)

パラメータ	関係式
材料	緩衝材
ケイ砂混合率	初期仕様：30wt% ($C_{sand0} = 0.3$)
乾燥密度	初期仕様：1.6Mg/m ³ ($\rho_{d0} = 1.6 \text{ Mg/m}^3$)
圧縮指数	0.0842
膨潤指数	$e_0 + \xi(OCR) \exp\{\xi(OCR - 1)\} [1 < OCR < OCR_b]$ $e_0 + \xi(OCR_b) \exp\{\xi(OCR_b - 1)\} [OCR > OCR_b]$ ----- e_0 ：初期膨潤指数(0.0086)
非可逆比	$1 - \frac{C_{smc}}{C_{smc} + C_{smx}} \quad (C_{smc} \text{ は上記の式})$
浸透膨潤パラメータ	$- (0.0297 \times C_{sand} + 0.0039) \times C_{smc} - 0.0272 \times C_{sand} + 0.0198$ (ただし $C_{smc} < 0$ の場合は $C_{smc} = 0$) ----- C_{sand} ：実験データに対応するケイ砂混合率 $C_{sand} = 1 - 1 / \{C_{sme} \cdot (1 + C_{sx})\}$ (C_{sme} ：ベントナイト中のスメクタイト含有率(0.5)) ----- C_{sx} ：非膨潤性・膨潤性鉱物(スメクタイト)の比 $C_{sx} = \frac{G_{sme} \cdot \left(1 - \frac{\rho_{d0} \cdot C_{sand0}}{G_s} - \frac{G_{sme} \cdot \theta}{G_{sme} - \rho_{sme}}\right) + \rho_{d0} \cdot C_{sand0}}{G_{sme} \cdot \frac{\rho_{sme} \cdot \theta}{G_{sme} - \rho_{sme}}}$ (G_{sme} ：ベントナイト構成鉱物・生成二次鉱物の比重(2.7)) G_s ：ケイ砂の比重(2.7)
浸透膨潤パラメータ OCR_b	$\{-2.7644 \times ESP + 0.7379\} \times C_{smc}$ $+ \{-15.3017 \times ESP + 5.1977\} \times C_{sand} + 8.1629 \times ESP + 1.5050$ ----- C_{sand} 、及びそれに付随するパラメータは上記と同様
限界状態パラメータ M	0.450
ダイレタンシ-係数 D	$\frac{\lambda \Lambda}{\{M(1 + e_0)\}}$ (λ 、 Λ 、M は上記の式、 e_0 ：初期間隙比(0.688))

化学的変遷指標(インプットとして与えられるパラメータ)は以下のとおり。

- ・ ESP：交換性ナトリウム率 [-]
- ・ C_{smc} ：スメクタイト部分乾燥密度 [Mg/m³]
- ・ e_{sme} ：スメクタイト部分間隙比 [-]
- ・ C_c ：陽電荷密度 [eq/l]
- ・ e ：空隙率

表 2.1-6 ベントナイト系材料のパラメータの設定(2)

パラメータ	関係式
透水係数 k [m/sec]	$K = 10^{1.30 \cdot \rho_c} \cdot e'_{sme}{}^{3.48 \rho_c} \cdot K_0$ <p>ただし、$\rho_c > 10^{1.49 \cdot ESP - 1.0}$ のとき、$\rho_c = 10^{1.49 \cdot ESP - 1.0}$</p> $10^{1.30 \cdot \rho_c} \cdot e'_{sme}{}^{3.48 \rho_c} > 10^{1.63 \cdot e'_{sme} - 0.24}$ <p>のとき、$K = 10^{1.63 \cdot e'_{sme} - 0.24} \cdot K_0$</p> $K > 1.0 \cdot 10^{-5}$ <p>のとき、$K = 1.0 \cdot 10^{-5}$</p> $K_0 = \begin{cases} (0.91 - 1.57 \cdot ESP + 2.00 \cdot ESP^2) \times 10^{-13} \times e'_{sme}{}^{7.44 - 5.69 \cdot ESP} \dots e'_{sme} \leq 7.0 \\ K_0 _{e'_{sme}=7.0} \cdot \left(\frac{e'_{sme}}{7.0}\right)^{11.4} \dots e'_{sme} > 7.0 \end{cases}$ <p>ただし、$K_0 < K_0 _{ESP=1}$ のとき、$K_0 = K_0 _{ESP=1}$</p> <hr/> <p>e'_{sme} : 変形を考慮したスメクタイト部分間隙比</p> $e'_{sme} = \left(1 - \frac{\varepsilon_v}{\theta}\right) e_{sme}$ <p>(ε_v : 力学解析によって求まる体積ひずみ [-])</p>
発揮すべき 膨潤圧 P_{bal} [MPa]	$P_{bal} = g(ESP, \rho'_{sme}) \cdot h(\rho_c) \cdot f(\rho'_{sme}) \quad [\text{MPa}]$ $f(\rho'_{sme}) = 0.00126 \times \exp(6.05730 \rho'_{sme})$ $g(ESP, \rho'_{sme}) = L(ESP) (J(\rho'_{sme}) - 1) + 1$ $L(ESP) = 2.985 \cdot ESP - 0.364$ <p>ただし、$L(ESP) < 0$ の時 $L(ESP) = 0$</p> <p>$L(ESP) > 1$ の時 $L(ESP) = 1$</p> $J(\rho'_{sme}) = 2.1272 \rho'_{sme}{}^2 - 6.126 \rho'_{sme} + 5.3114$ $h(\rho_c) = -1.698 \cdot \rho_c + 1$ <p>ただし、$h(\rho_c) < 0$ の時 $h(\rho_c) = 0$</p> <hr/> <p>ρ'_{sme} : 変形を考慮したスメクタイト部分乾燥密度</p> $\rho'_{sme} = \frac{1}{\frac{1}{\rho_{sme}} - \frac{\varepsilon_v}{G_{sme}} \cdot \frac{e_{sme}}{\theta}}$ <p>(G_{sme} : スメクタイトの比重(2.7)</p> <p>ε_v : 力学解析によって求まる体積ひずみ [-])</p>

化学的変遷指標 (インプットとして与えられるパラメータ) は以下のとおり。

- ESP : 交換性ナトリウム率 [-]
- ρ_{sme} : スメクタイト部分乾燥密度 [Mg/m³]
- e_{sme} : スメクタイト部分間隙比 [-]
- ρ_c : 陽電荷密度 [eq/l]
- ρ_c : 空隙率

2.2 セメント系材料の力学パラメータの設定

ここでは、既往の研究（システム構築Ⅰ～Ⅲ）において構築した、セメント系材料の力学挙動評価モデルに用いられる各パラメータについて、既往の研究、及びサイクル機構殿で実施中の研究成果に基づき、化学的変遷指標との関係を定式化する。また、セメント系材料の海水環境における化学的変質機構に関する文献を調査し、起こりうる変質機構とその生起可能性、及び力学特性に及ぼす影響度について整理する。

2.2.1 セメント系材料の力学挙動評価モデル

想定されるセメント系材料の変形挙動（図 2.2-1）を、1)自重と再冠水による膨潤圧の増加による変形、2)剛性低下による変形、3)強度と剛性低下による変形の3段階に区分し、等価節点外力はそれぞれ下式のように定式化した。

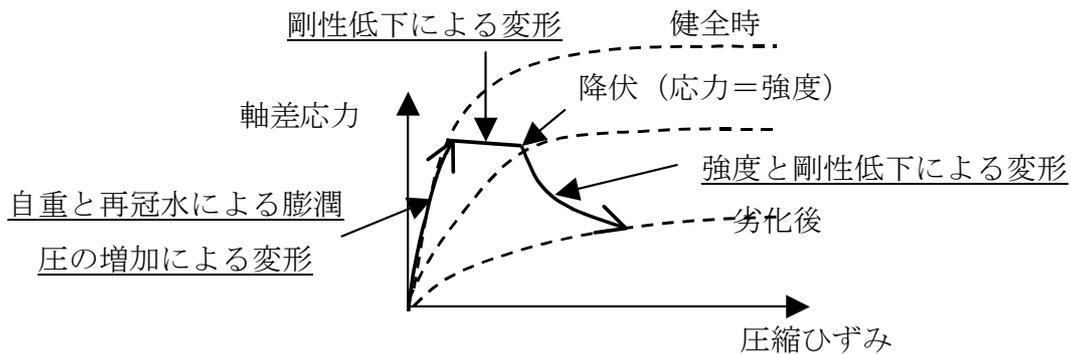


図 2.2-1 想定されるセメント系材料の変形挙動（応力 - ひずみ関係）

1)自重と再冠水による膨潤圧の増加による変形

$$\{F_0\} = \int_V [B]^T \{\sigma_s\} dV \quad (2.2.1)$$

2)剛性低下による変形

$$\{F_c\} = \int_V [B]^T [D_1] \{\varepsilon\} dV \quad (2.2.2)$$

$$\{\varepsilon\} = \left[[D_1^{-1}] - [D_0^{-1}] \right] \{\sigma\}$$

3)強度と剛性低下による変形

$$\{F_e\} = \int_V [B]^T \{\Delta\sigma\} dV \quad (2.2.3)$$

ここで、

$[B]$: 変位-ひずみマトリックス

σ_s : ベントナイトの膨潤圧

$[D_0]$: 初期剛性 E_0 から算出される応力-ひずみマトリックス

$[D_1]$: 初期剛性 E_1 から算出される応力-ひずみマトリックス

σ, ε : セメント系材料の応力, ひずみ

$\Delta\sigma$: セメント系材料の超過応力 (図 2.2-2)

なお破壊条件に関しては、**Mohr-Coulomb** の破壊基準を用い、前述の「3 強度と剛性低下による変形」については、応力再配分法を用いることとした。なお応力の再配分にあたっては、評価の保守性を考慮し、システム構築Ⅲで追加した手法、すなわち最小主応力を変化させないように強度内に収まる応力状態に変化させる手法を採用した (図 2.2-2 参照)。

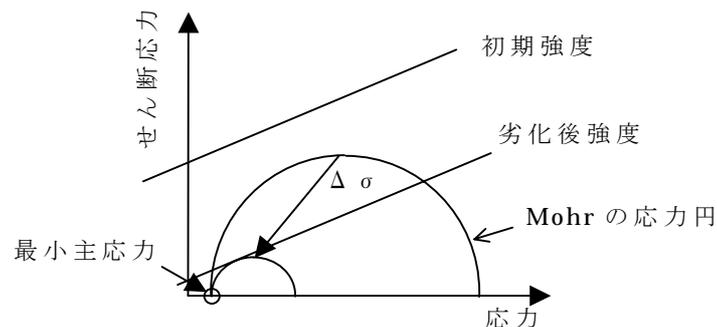


図 2.2-2 強度低下と Mohr の応力円の関係

なお、この評価モデルにおいて必要なパラメータは以下のとおりである。

a) 内部摩擦角 (Mohr-Coulomb の破壊基準を規定)

b) 粘着力 (Mohr-Coulomb の破壊基準を規定)

c) 弾性係数 (破壊前の変形量の算定)

これに加え、力学的変遷評価システムによる解析において必要なパラメータとして以下のものがある。

d) ポアソン比 (2次元の変形特性を規定)

e) 単位体積重量 (自重による応力場の算定)

さらに、最終的に水理場の変遷の評価を実施することから

f) 透水係数 (水理場の評価)

も必要となり、合わせて a)～f) の 6 つのパラメータが、解析上必要となる。

2.2.2 各パラメータの設定

ここでは、図 2.2-3 に示したパラメータの設定フローに従い、前述の 6 つのパラメータを具体的に設定する。

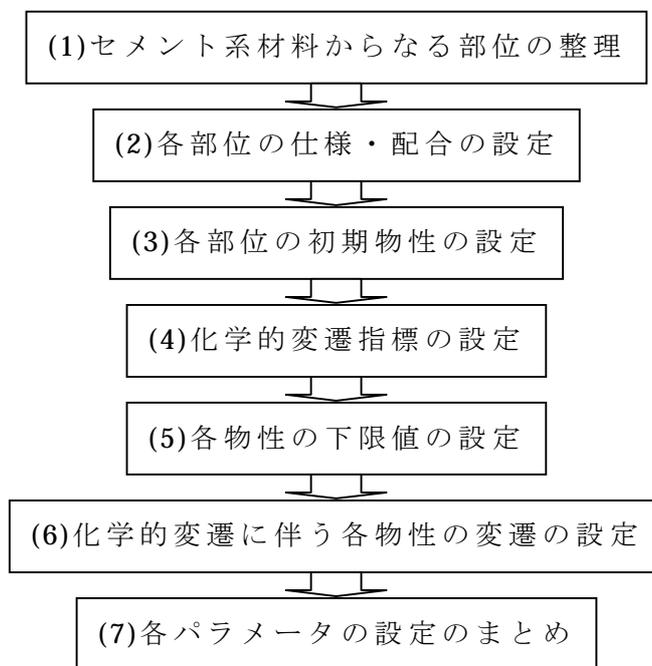


図 2.2-3 各パラメータの設定フロー

(1)セメント系材料からなる部位の整理

2.3 において解析対象とする処分坑道は堆積岩系の円形坑道（廃棄体 Gr1）である。図 2.2-4 がその概念図であり、セメント系材料からなる部位は支保工、インバート、廃棄体定置領域の 3 つである。

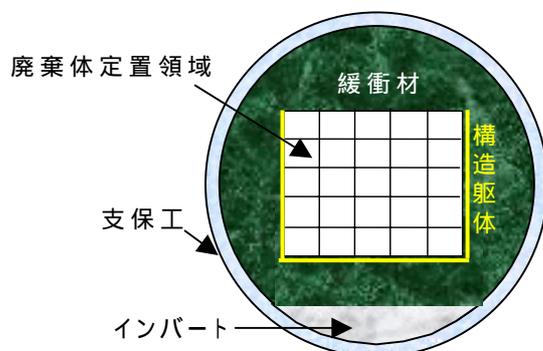


図 2.2-4 処分坑道概念図（堆積岩系）

本検討においては、セメント系材料の物性としては、表 2.2-1 に示す 2 種類を設定することとした。

表 2.2-1 セメント系材料の物性の種類

種類	解析・評価上の材料種	対象部位	実際の構成材料
i	コンクリート	・支保工 ・インバート	・コンクリート ・鋼材（鉄筋等）
ii	モルタル	・廃棄体定置領域 （鋼製構造躯体＋廃棄体パッケージ）	・モルタル ・鋼材（構造躯体、廃棄体パッケージ、ドラム缶）

(2)各部位の仕様、配合の設定

支保工・インバートについては、水セメント比 45%のコンクリートを想定し、表 2.2-2、3 に示す配合、諸元を設定した。

表 2.2-2 コンクリートの配合

水セメント比 (%)	単位セメント量 (kg/m ³)	単位水量 (kg/m ³)	細・粗骨材量 (kg/m ³)
45	367	165	2496

表 2.2-3 コンクリートの空隙率と密度

空隙率 (%)	真密度 (Mg/m ³)	単位容積質量 (Mg/m ³)	飽和密度 (Mg/m ³)
13	2.62	2.28	2.41

廃棄体定置部については、水セメント比 55%のモルタルを想定し、表 2.2-4、5 に示す配合、諸元を設定した。

表 2.2-4 モルタルの配合

水セメント比 (%)	単位セメント量 (kg/m ³)	単位水量 (kg/m ³)	細骨材量 (kg/m ³)
55	483	266	1449

表 2.2-5 モルタルの空隙率と密度

空隙率 (%)	真密度 (Mg/m ³)	単位容積質量 (Mg/m ³)	飽和密度 (Mg/m ³)
19	2.58	2.09	2.28

(3)各部位の初期物性の設定

(i) コンクリート (支保工・インバート)

a) 内部摩擦角

内部摩擦角 Φ は **Mohr-Coulomb** の破壊基準を規定するパラメータであり、一般的に骨材を含む健全なセメント系材料には $25^\circ \sim 50^\circ$ とされている。しかしながら、本検討においては、システム構築Ⅲにおける Φ の影響検討結果を参考に、保守性を考慮し、

$$\Phi = 0 [^\circ]$$

と設定することとした。

b) 粘着力

内部摩擦角をゼロと考えた場合、粘着力 c は一軸圧縮強度の半分の値 (モール円の半径) であり、ほとんど強度と同義である。

$$c_{c0} = \sigma_{c0}/2 \quad (2.2.4)$$

c_{c0} : コンクリートの初期 (健全時) の粘着力

σ_{c0} : コンクリートの初期 (健全時) の一軸圧縮強度

(2) で設定した水セメント比 45% のコンクリートの 28 日材齢の一軸圧縮強度を下式 (セメント協会) によって評価すると

$$\begin{aligned} \sigma_{28} &= 131 + 136 \cdot (C/W) \quad [\text{kg/cm}^2] \quad (0.40 \leq (W/C) \leq 0.50) \quad (2.2.5) \\ &= 43.3 \quad [\text{MPa}] \end{aligned}$$

である。実際発揮しうる強度は 28 日強度以上となると考えられるが、ここでは保守性を考慮し、コンクリートの初期強度は 28 日強度相当として設定することとした。

$$\sigma_{c0} = 43 \quad [\text{MPa}] \quad \rightarrow \quad c_{c0} = 21.5 \quad [\text{MPa}]$$

c) 弾性係数

後述する (6) の「化学的変遷に伴う弾性係数の設定」において建築学会式を採用することから、本検討においてはコンクリートの初期の弾性係数を、初期強度と単位容積質量から、建築学会式 (1991 年度版) を用いて設定することとした。

$$\begin{aligned} E_{c0} &= 21000 \cdot (\gamma / 2.3)^{1.5} \cdot (\sigma_{c0} / 20)^{0.5} \quad (2.2.6) \\ &= 21000 \cdot (2.28 / 2.3)^{1.5} \cdot (43 / 20)^{0.5} \\ &= 3.04 \times 10^4 \quad \text{MPa} \end{aligned}$$

d) ポアソン比

コンクリート標準示方書 [構造性能照査編, 2002] では、コンクリートのポアソン比は、弾性範囲内では、一般に 0.2 としてよい、としている。本検討においてもこれを採用し、以下のように設定する。

$$\nu_0 = 0.2$$

e) 単位体積重量

2.3 で実施する長期力学挙動解析では、再冠水後が解析対象となるため、単位体積重量としては飽和密度を用いることとする。

$$\gamma_{c0} = 2.41 \quad [\text{Mg/m}^3] \quad (\text{表 2.2-3 より})$$

と設定する。

f) 透水係数

戸井田他 (2005) は、セメントペースト供試体を用いた浸漬試験、及び通水劣化試験の結果より式(2.2.7)の透水係数評価式を提示している。

$$k_p = 10^{-6.23+9.30 \times \log(\theta_p)} \quad [\text{m/sec}] \quad (2.2.7)$$

k_p : セメントペーストの透水係数 [m/sec]

θ_p : セメントペーストの空隙率 [-]

ここでコンクリートの初期の空隙率は表 2.2-3 より 13%であり、これを骨材の体積 (67%) を無視したペーストベースの空隙率に換算すると、

$$\theta_p = 0.13 / (1.0 - 0.67) = 0.394 \quad [-] \quad (\text{後述する式(2.2.23)参照})$$

これを、式(2.2.7)に代入すると、

$$\begin{aligned} k_p &= 10^{-6.23+9.30 \times \log(0.394)} \\ &= 1.02 \times 10^{-10} \quad [\text{m/sec}] \end{aligned}$$

また三原ほか (2003) は同実験結果に対し、式(2.2.8)の透水係数評価式を提示しており、こちらで透水係数を算出すると以下のとおりとなる。

$$\begin{aligned} k_p &= 4.34 \times 10^{-9} \times \theta_p^3 / (1 - \theta_p)^2 \quad [\text{m/sec}] \quad (2.2.8) \\ &= 4.34 \times 10^{-9} \times 0.394^3 / (1 - 0.394)^2 \\ &= 7.23 \times 10^{-10} \quad [\text{m/sec}] \end{aligned}$$

式(2.2.7)、式(2.2.8)を用いて算出したセメントペーストベースの透水係数は、骨材は難透水性の物質であるため、コンクリートの透水性は骨材を除いたセメントペーストの透水性によって支配されると考えれば、コンクリートの透水係数とほぼ等価なものとも考えることもできる。

よってここでは、保守性も考慮し、コンクリートの初期の透水係数は、式(2.2.8)で算出した値を採用することとする。

$$k_{c0} = 7.23 \times 10^{-10} \quad [\text{m/sec}]$$

(ii) モルタル (廃棄体定置領域)

a) 内部摩擦角

コンクリート同様、以下のように設定した。

$$\Phi = 0 \quad [^\circ]$$

b) 粘着力

コンクリートの場合と同様に、

$$c_{m0} = \sigma_{m0}/2 \quad (2.2.9)$$

c_{m0} : モルタルの初期（健全時）の粘着力

σ_{m0} : モルタルの初期（健全時）の一軸圧縮強度

(2)で設定した水セメント比 55%のモルタルの 28 日材齢の一軸圧縮強度を下式（セメント協会）によって評価すると、

$$\begin{aligned} \sigma_{28} &= -195 + 300 \cdot (C/W) \quad [\text{kg/cm}^2] \quad (0.50 \leq (W/C) \leq 0.70) \quad (2.2.10) \\ &= 35.1 \quad [\text{MPa}] \end{aligned}$$

実際発揮しうる強度は 28 日強度以上となると考えられるが、ここでは保守性を考慮し、初期強度は 28 日強度相当として設定することとした。

$$\sigma_{m0} = 35 \quad [\text{MPa}] \quad \rightarrow \quad c_{m0} = 17.5 \quad [\text{MPa}]$$

c) 弾性係数

後述する(6)の「化学的変遷に伴う弾性係数の設定」においては、次式の評価式を採用している。

$$E_m = 1.999 \times 10^3 \times \sigma_m^{0.610} \quad [\text{MPa}] \quad (2.2.11)$$

ここでも、この式を用いて初期弾性係数を設定することとした。

$$\begin{aligned} E_{m0} &= 1.999 \times 10^3 \times \sigma_{m0}^{0.610} \quad [\text{MPa}] \\ &= 1999 \times 35^{0.610} \\ &= 1.75 \times 10^4 \quad [\text{MPa}] \end{aligned}$$

d) ポアソン比

コンクリートと同様に、以下のように設定する。

$$\nu_0 = 0.2$$

e) 単位体積重量

廃棄体部にはモルタル以外にパッケージ等の鋼材が少なからず含まれており、モルタルの飽和密度よりも密度が高いと考えられる。よってここでは、TRU 概念検討書（核燃料サイクル開発機構・電気事業連合会、2000）を参考に、

$$\gamma_{m0} = 3.85 \quad [\text{Mg/m}^3]$$

と設定することとした。

f) 透水係数

コンクリートの場合と同様に、式(2.2.7)、式(2.2.8)を用いてセメントペーストベースの透水係数を算出すると、

$$\begin{aligned} \theta_p &= 0.19 / (1.0 - 0.54) = 0.413 \quad [-] \quad (\text{後述する式(2.2.34)参照}) \\ k_p &= 10^{-6.23 + 9.30 \times \log(0.413)} = 1.58 \times 10^{-11} \quad [\text{m/sec}] \quad (2.2.7) \end{aligned}$$

$$k_p = 4.34 \times 10^{-9} \times 0.413^3 / (1 - 0.413)^2 = 8.87 \times 10^{-10} \quad [\text{m/sec}] \quad (2.2.8)$$

よってコンクリートの場合と同様に、保守性も考慮し、モルタルの初期の透水係数は、式(2.2.8)で算出した値を採用することとする。

$$k_{m0} = 8.87 \times 10^{-10} \quad [\text{m/sec}]$$

(4) 化学的変遷指標の設定

本検討においては、既往の研究を参考に、以下のような手順で各物性の推定、設定を行うこととした。

- 弾性係数・圧縮強度：化学・水理解析結果に基づく「Ca 溶出率」
 - 「セメントペーストベースの空隙率 θ_{p1} 」
(実験結果に基づく関係式 [(6)] より)
 - 弾性係数・圧縮強度の推定
(実験結果等に基づく関係式 [(6)] より)
- 透水係数：化学・水理解析結果に基づく「空隙率 θ_c 、又は θ_m 」
 - 「セメントペーストベースの空隙率 θ_{p2} 」
(初期仕様に基づく換算式 [(6)] より)
 - 透水係数の推定
(実験結果等に基づく関係式 [(6)] より)

この場合、化学的変遷指標は、化学・水理解析結果に基づく以下の二つでとなる。

- ・ Ca 溶出率
- ・ 空隙率

(5) 弾性係数、強度の下限値の設定

前述のとおり、空隙率を用いて弾性係数、強度を推定する場合の、Ca 成分がほとんど抜けた状態（Ca 溶出率が 100% 近傍）における値については不確実性が高く、また解析結果に及ぼす影響も大きい。

そこで各物性の最小値をより妥当な値に設定するために、関連する既往の研究を調査したが、有用な参考文献はほとんど見当たらなかった。

戸井田ほか（2005）は、数年にわたって取得したデータをもとに、ビッカース硬度を用いたセメントペーストの弾性係数推定式を下記のとおり提案している。

$$\sigma_p = 1.626 \cdot H_v \quad (2.2.12)$$

σ_p ：セメントペーストの圧縮強度 [MPa]

H_v ：ビッカース硬度 [-]

$$H_v = H_{v0} \cdot H_v \text{ 比} \quad (2.2.13)$$

H_{v0} ：ビッカース硬度の初期値 [-]

$H_v \text{ 比}$ ：ビッカース硬度比 [-]

(ビッカース硬度の初期値と変遷後の値の比)

$$Hv_0 = 198583 \cdot (W/C)^{-2.316} \quad (2.2.14)$$

$$Hv \text{ 比} = 0.930 \cdot \exp(-0.022Lc) \quad (2.2.15)$$

W/C : 水セメント比 [%]

Lc : Ca 溶出率 [%]

ここで、Lc=100%を考えた場合、

$$\begin{aligned} Hv \text{ 比} &= 0.930 \times \exp(-0.022 \times 100) \\ &= 0.10 \end{aligned}$$

となり、上記式に従えば、セメントペーストの圧縮強度 σ_p は初期の 1/10 程度になることになる。

また横関(2003)は、Ca成分の溶出したセメントペースト、モルタル、コンクリートのビッカース硬度を計測し、Ca残存率とビッカース硬度比の関係を整理し、Ca成分が全て溶出しても初期の1割程度のビッカース硬度、すなわち初期の1割程度の圧縮強度を発揮しうることを示唆している。これは、Ca成分がすべて溶解してもSi等の成分が残存しているためだと考えられる。

以上より、圧縮強度の下限值は初期の1/10程度になると考えられるが、断定できるほどデータが豊富にあるわけではないことと、この下限値がMACBECEを用いた解析結果に大きな影響を与えることがシステム構築Ⅲで分かっていることから、保守性を考慮し、ここでは圧縮強度の下限值は初期の1/100として設定することとした。

$\sigma_{c(\min)}$: コンクリート(支保工、インバート)の圧縮強度の最小値
(=0.43 MPa)

$\sigma_{m(\min)}$: モルタル(廃棄体定置部)の圧縮強度の最小値
(=0.35 MPa)

また、式(2.2.6)、式(2.2.11)を用いて、圧縮強度の最小値に対応する弾性係数の最小値を算出すると、以下のとおりとなる。

$E_{c(\min)}$: コンクリート(支保工、インバート)の弾性係数の最小値

$$E_{c(\min)} = 21000 \cdot (2.28/2.3)^{1.5} \cdot (0.43/20)^{0.5} = 3.039 \times 10^3 \text{ MPa}$$

$E_{m(\min)}$: モルタル(廃棄体定置部)の弾性係数の最小値

$$E_{m(\min)} = 1.999 \times 10^3 \times 0.35^{0.610} = 1.054 \times 10^3 \text{ MPa}$$

(6) 化学的変遷に伴う各物性の変遷の設定

ここでは、(1)～(5)における整理、設定に基づき、2つのセメント系材料(コンクリート、モルタル)に対して、解析上必要となる前述の6つのパラメータがCa成分の溶出に伴ってどのように推移するかの設定を行う。

(i) コンクリート (支保工・インバート)

a) 内部摩擦角

(3)における初期物性の設定と同様の理由により、本検討においては、内部摩擦角 Φ_c は Ca 成分の溶出によらず一定値 0 として設定する。

$$\Phi_c = 0 \text{ [}^\circ \text{]}$$

b) 粘着力

内部摩擦角 Φ_c をゼロとした場合、前述のとおりコンクリートの粘着力 c_c は一軸圧縮強度 σ_c の 1/2 である。

$$c_c = \sigma_c / 2 \quad (2.2.4)$$

一軸圧縮強度については、基本的にはシステム構築Ⅲ同様、Ca 成分の溶出に伴うコンクリートの圧縮強度の変遷は、セメントペーストの圧縮強度の低下率と同等であるという仮定に基づき、その関係式を設定した。ただし、Ca 溶出率が 100%に達した時に、(5)で設定した圧縮強度の下限値になるように、補正関数 α_{Sc} を導入した。

$$\sigma_c = \sigma_{c0} \times R_{Sc} \quad (2.2.16)$$

σ_c : コンクリートの圧縮強度 [MPa]

σ_{c0} : コンクリートの初期の圧縮強度 [MPa]

(= 36 MPa : (3)初期物性より)

R_{Sc} : Ca 溶出等に伴うコンクリートの圧縮強度の低下率 [-]

$$R_{Sc} = \alpha_{Sc} \times R_{Sp} \quad (2.2.17)$$

α_{Sc} : コンクリートの圧縮強度の下限値に関する補正関数

R_{Sp} : Ca 溶出等に伴うセメントペーストの圧縮強度の低下率 [-]

$$\alpha_{Sc} = 1 - (1 - R_{Sc(LC=100)} / R_{Sp(LC=100)}) \times (LC/100) \quad (2.2.18)$$

※ Ca 溶出率に対し、 α_{Sc} を一次関数で設定

$$R_{Sc(LC=100)} / R_{Sp(LC=100)} = 0.01/0.0135 = 0.7432$$

$$R_{Sp} = \sigma_p / \sigma_{p(LC=0)}$$

$$= \exp(-0.0762 \times 1.038 \times \exp(-0.0135 \times W/C) \times Lc) \quad (2.2.19)$$

$$= \exp(-0.0791 \times \exp(-0.0135 \times 45) \times Lc) \quad [W/C = 45\% \text{ の場合}]$$

$$= \exp(-0.0431 \times Lc)$$

(戸井田ほか(2005)が示した関係式より)

Lc : Ca 溶出率 [%]

(= 「溶出した Ca の量」 ÷ 「初期の Ca の量」 × 100)

$R_{Sc(LC=100)}$: LC = 100% (固相の Ca 成分が全て抜けた状態)の時の、初期状態からのコンクリートの圧縮強度の低下率 [-]

(= $\sigma_{c(LC=100)} / \sigma_{c(LC=0)} = \sigma_{c(\min)} / \sigma_{c0} = 0.01$: (3)、(4)より)

$R_{Sp(LC=100)}$: LC = 100% (固相の Ca 成分が全て抜けた状態)の時の、

初期状態からのセメントペーストの圧縮強度の低下率[-]
 (= $\exp(-0.0431 \times 100) = 0.0135$)

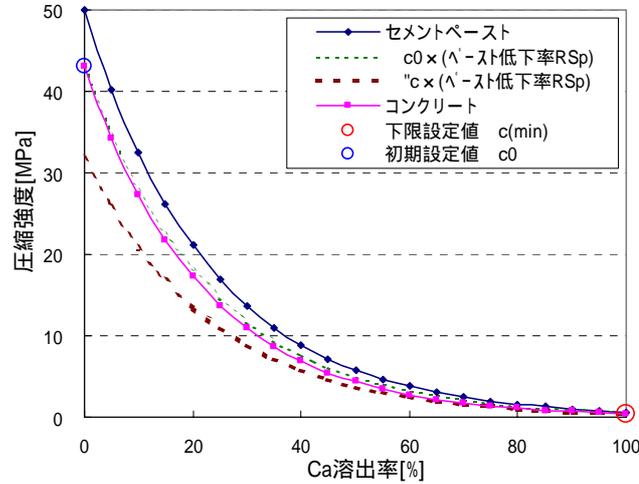


図 2.2-5 コンクリートの圧縮強度の変遷の設定

c)弾性係数

戸井田ほか(2005)は、一連のセメントペーストの溶出試験をとりまとめ、セメントペーストの強度、弾性係数の評価モデルをとりまとめるとともに、既往のデータを参考にモルタル、コンクリートの弾性係数の評価モデルを整理、提示した。この中でコンクリートの弾性係数については、実績が豊富であり、かつ低強度領域においてより精度が高いと考えられる日本建築学会 1991 年版 RC 構造計算規準式を援用することを推薦している。本検討においても、この式を採用し、弾性係数は、強度、及び単位容積質量から算出することとした。

$$E_c = 21000 \times (\gamma / 2.3)^{1.5} \times (\sigma_c / 20)^{0.5} \quad [\text{MPa}] \quad (2.2.20)$$

γ : 単位容積質量 (= 2.28 Mg/m³)

σ_c : 圧縮強度 (式(2.2.12)で評価)

d)ポアソン比

コンクリートの応力が強度に達していない状況においては、コンクリートは弾性域内にあると見なすことし、その場合のコンクリートのポアソン比は、健全時同様として設定する。

$$\nu_c = \nu_{c0} = 0.2$$

また、コンクリートの降伏後のポアソン比については、システム構築 III と同様、既往の研究において整理、設定された各種岩石の設計用破壊時ポアソン比 (土屋,1986) を参考に、以下のように設定した。

$$\nu_c = 0.45$$

e) 単位体積重量

本検討においては、単位体積重量は初期から変わらないものとして、

$$\gamma_c = \gamma_{c0} = 2.41 \quad [\text{Mg/m}^3]$$

と設定することとした。

f) 透水係数

透水係数については、基本的にはシステム構築Ⅲ同様、Ca成分の溶出に伴うコンクリートの透水係数の変遷は、セメントペーストにおける透水係数の増加率と同等であるという仮定に基づき、その関係式を設定した。

$$k_c = \beta_c \cdot k_p \quad [\text{m/sec}] \quad (2.2.21)$$

ただし、 $k_c \geq 10^{-5} [\text{m/sec}]$ の場合 $k_c = 10^{-5} [\text{m/sec}]$ (細粒砂相当)

k_c : コンクリートの透水係数 [m/sec]

β_c : 補正係数

k_p : セメントペーストの透水係数 [m/sec]

ここで k_p の評価式としては、前述のとおり戸井田ほか(2005)、三原ほか(2003)によって以下の式が提示されている。なお、ここで扱う空隙率は $\theta'_p [-]$ は、変形による変化も考慮したセメントペーストベースの空隙率 [-] である。

$$k_p = 10^{-6.23+9.30 \times \log(\theta'_p)} \quad [\text{m/sec}] \quad (2.2.7)$$

$$k_p = 4.34 \times 10^{-9} \times \theta'_p{}^3 / (1 - \theta'_p)^2 \quad [\text{m/sec}] \quad (2.2.8)$$

この両式による空隙率と k_p の関係を図 2.2-6 に示す。これを見るとセメントペーストの空隙率がおおよそ 0.6~0.8 の範囲においては式(2.2.7)の方が透水係数をやや安全側を評価し、それ以外の範囲においては式(2.2.8)の方がより大きい透水係数となる。これより、本検討においてはより安全側の評価になると考えられる式(2.2.8)を k_p の評価式として採用することとする。

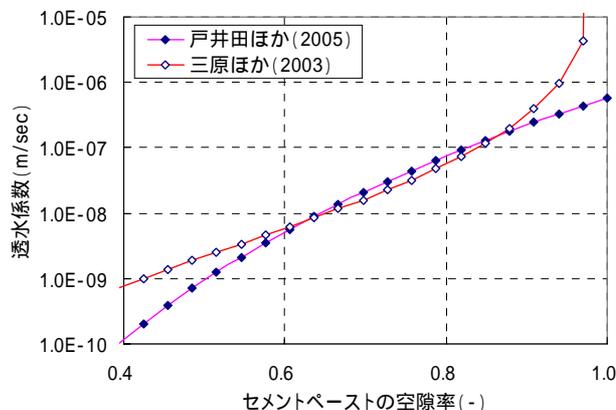


図 2.2-6 k_p の評価式の比較

また、 θ'_p について整理すると以下のとおりである。

$$\theta'_p = \theta_p + \theta_{pf} \quad [-] \quad (2.2.22)$$

θ_p : 化学的変遷による変化量を含むセメントペーストベースの空隙率[-]

θ_{pf} : 変形によるセメントペーストベースの空隙率変化量[-]

$$\theta_p = \theta_c / (1.0 - V_c/100 - \varepsilon_v) \quad [-] \quad (\text{図 2.2-7 参照}) \quad (2.2.23)$$

θ_c : 化学的変遷による変化量を含むコンクリートの空隙率[-]

V_c : コンクリート中の細・粗骨材の占める体積割合[-]

(= 67% : (2)の仕様より)

ε_v : 体積ひずみ (圧縮が正) [-]

$$\theta_{pf} = \theta_{cf} / (1.0 - V_c/100 - \varepsilon_v) \quad [-] \quad (\text{図 2.2-7 参照}) \quad (2.2.24)$$

θ_{cf} : 変形によるコンクリートの空隙率変化量[-]

$$\theta_{cf} = -\varepsilon_v \quad [-] \quad (2.2.25)$$

よって、

$$\theta'_p = (\theta_c - \varepsilon_v) / (1.0 - V_c/100 - \varepsilon_v) \quad (2.2.26)$$

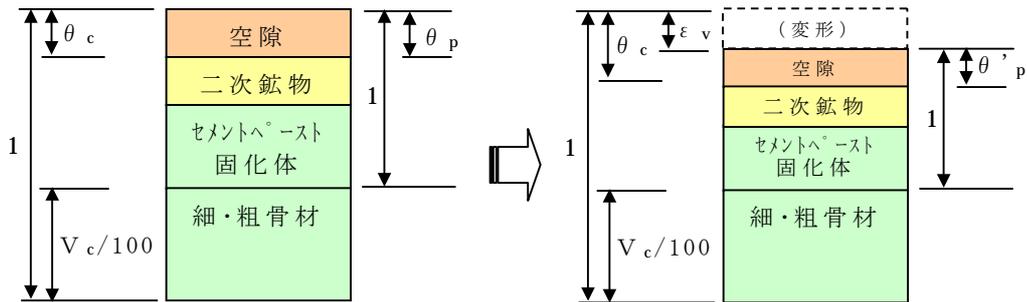


図 2.2-7 θ_c と θ_p 、及び θ'_p の関係

また、 β_c については式(2.2.27)で定義することとする。

$$\beta_c = k_{c0} / k_{p0} \quad (2.2.27)$$

k_{c0} : コンクリートの初期透水係数 [m/sec]

(= 7.23×10^{-10} : (3)の初期物性より)

k_{p0} : セメントペーストの初期透水係数

(= $k_p(\theta'_p = \theta'_{p0})$ [m/sec])

θ'_{p0} : 初期のセメントペーストベースの空隙率 [-]

$$\theta'_{p0} = \theta_{p0} = \theta_{c0} / (1.0 - V_c/100) \quad [-] \quad (2.2.28)$$

θ_{c0} : 初期のコンクリートの空隙率[-]

(= 0.13 : (2)の仕様より)

ここで k_{c0} の設定においても、(3)において式(2.2.8)で設定しているため、本検討においては、

$$\beta_c = 1$$

となる。

(ii) モルタル (廃棄体定置領域)

a) 内部摩擦角

コンクリートと同様、本検討においては、モルタルの内部摩擦角 Φ_m は Ca 成分の溶出によらず一定値として、以下のように設定した。

$$\Phi_m = 0 \text{ [}^\circ \text{]}$$

b) 粘着力

内部摩擦角 Φ_m をゼロとした場合、前述ととおりモルタルの粘着力 c_m は一軸圧縮強度 σ_m の 1/2 である。

$$c_m = \sigma_m / 2 \quad (2.2.6)$$

一軸圧縮強度についてもコンクリート同様、Ca 成分の溶出に伴うモルタルの圧縮強度の変遷は、セメントペーストの圧縮強度の低下率と同等であるという仮定に基づき、その関係式を設定した。ただし、Ca 溶出率が 100% に達した時に、(5) で設定した圧縮強度の下限値になるように、補正関数 α_{sm} を導入した。

$$\sigma_m = \sigma_{m0} \times R_{Sm} \quad (2.2.29)$$

σ_m : モルタルの圧縮強度 [MPa]

σ_{m0} : モルタルの初期の圧縮強度 [MPa]

(= 35 MPa : (3) 初期物性より)

R_{Sm} : Ca 溶出等に伴うモルタルの圧縮強度の低下率 [-]

$$R_{Sm} = \alpha_{sm} \times R_{Sp} \quad (2.2.30)$$

α_{sm} : モルタルの圧縮強度の下限値に関する補正関数

R_{Sp} : Ca 溶出等に伴うセメントペーストの圧縮強度の低下率 [-]

$$\alpha_{sm} = 1 - (1 - R_{Sm(LC=100)} / R_{Sp(LC=100)}) \times (LC/100) \quad (2.2.31)$$

※ Ca 溶出率に対し、 α_{scm} を一次関数で設定

$$R_{Sm(LC=100)} / R_{Sp(LC=100)} = 0.01 / 0.0233 = 0.4314$$

$$\begin{aligned} R_{Sp} &= \sigma_p / \sigma_{p(LC=0)} \\ &= \exp(-0.0762 \times 1.038 \times \exp(-0.0135 \times W/C) \times Lc) \quad (2.2.19) \\ &= \exp(-0.0791 \times \exp(-0.0135 \times 55) \times Lc) \quad [W/C = 55\% \text{ の場合}] \\ &= \exp(-0.0376 \times Lc) \end{aligned}$$

(戸井田ほか(2005)が示した関係式より)

Lc : Ca 溶出率 [%]

(=「溶出した Ca の量」÷「初期の Ca の量」×100)

$R_{Sm(LC=100)}$: LC = 100% (固相の Ca 成分が全て抜けた状態) 時の、
初期状態からのコンクリートの圧縮強度の低下率[-]

(= $\sigma_{m(LC=100)} / \sigma_{m(LC=0)} = \sigma_{m(\min)} / \sigma_{m0} = 0.01$: (3)、(4)より)

$R_{Sp(LC=100)}$: LC = 100% (固相の Ca 成分が全て抜けた状態) 時の、
初期状態からのセメントペーストの圧縮強度の低下率[-]

(= $\exp(-0.0376 \times 100) = 0.0233$)

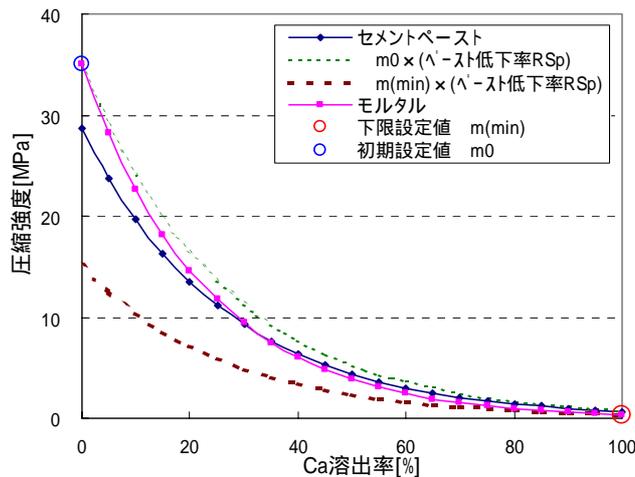


図 2.2-8 モルタルの圧縮強度の変遷の設定

c) 弾性係数 (破壊前の変形量の算定)

戸井田ほか(2005)は、一連のセメントペーストの溶出試験をとりまとめるとともに、既往のデータを参考に、モルタルの弾性係数評価モデルを提示している。本検討においても、この式を採用し、弾性係数は強度から算出することとした。

$$E_m = 1.999 \times 10^3 \times \sigma_m^{0.610} \quad [\text{MPa}] \quad (2.2.32)$$

σ_m : 圧縮強度 (式(2.2.29)で評価)

d) ポアソン比

コンクリート同様、モルタルが降伏するまでは、

$$\nu_m = \nu_{m0} = 0.2$$

と設定し、降伏した後のポアソン比については、各種岩石の設計用破壊時ポアソン比(土屋,1986)を参考に、以下のように設定した。

$$\nu_m = 0.45$$

e) 単位体積重量 (自重による応力場の算定)

コンクリートと同様に、本検討においては単位体積重量は初期から変わらないものとして、以下のように設定した。

$$\gamma_m = \gamma_{m0} = 3.85 \quad [\text{MPa}]$$

f) 透水係数

透水係数についても、コンクリート同様、Ca 成分の溶出に伴うコンクリートの透水係数の変遷は、セメントペーストにおける透水係数の増加率と同等であるという仮定に基づき、その関係式を設定した。

$$k_m = \beta_m \cdot k_p \quad [\text{m/sec}] \quad (2.2.33)$$

ただし、 $k_m \geq 10^{-5} [\text{m/sec}]$ の場合 $k_m = 10^{-5} [\text{m/sec}]$ (細粒砂相当)

k_m : モルタルの透水係数 [m/sec]

β_m : 補正係数

k_p : セメントペーストの透水係数 [m/sec]

ここで k_p の評価式については、コンクリートの場合と同様、本検討においては前述の式(2.2.8)を採用することとする。

また、コンクリートと場合と同様、 θ'_p について整理すると以下のとおりである。

$$\theta'_p = \theta_p + \theta_{pf} \quad [-] \quad (2.2.22)$$

θ_p : 化学的変遷による変化量を含むセメントペーストベースの空隙率 [-]

θ_{pf} : 変形によるセメントペーストベースの空隙率変化量 [-]

$$\theta_p = \theta_m / (1.0 - V_m/100 - \epsilon_v) \quad [-] \quad (\text{図 2.2-9 参照}) \quad (2.2.34)$$

θ_m : 化学的変遷による変化量を含むモルタルの空隙率 [-]

V_m : モルタル中の細骨材の占める体積割合 [%]

(= 54% : (2) の仕様より)

ϵ_v : 体積ひずみ (圧縮が正) [-]

$$\theta_{pf} = \theta_{mf} / (1.0 - V_m/100 - \epsilon_v) \quad [-] \quad (\text{図 2.2-9 参照}) \quad (2.2.35)$$

θ_{mf} : 変形によるモルタルの空隙率変化量 [-]

$$\theta_{mf} = -\epsilon_v \quad [-] \quad (2.2.36)$$

よって、

$$\theta'_p = (\theta_m - \epsilon_v) / (1.0 - V_m/100 - \epsilon_v) \quad (2.2.37)$$

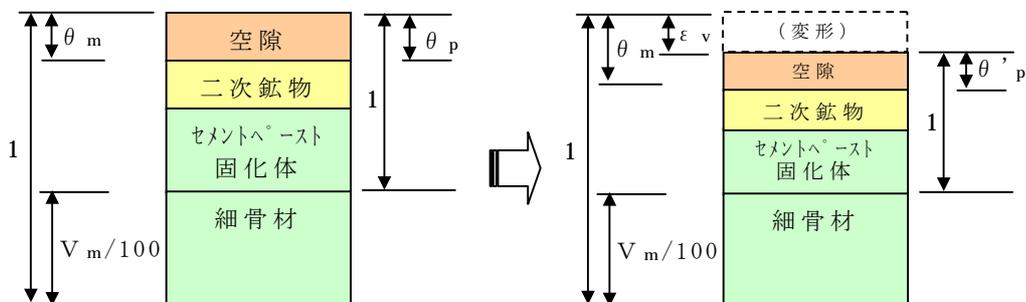


図 2.2-9 θ_m と θ_p 、及び θ'_p の関係

また、 β_m については式(2.2.39)で定義することとする。

$$\beta_m = k_{m0} / k_{p0} \quad (2.2.38)$$

k_{m0} : モルタルの初期透水係数 [m/sec]

($= 4.51 \times 10^{-10}$: (3)の初期物性より)

k_{p0} : セメントペーストの初期透水係数

($= k_p(\theta'_{p0} = \theta'_{p0})$ [m/sec])

θ'_{p0} : 初期のセメントペーストベースの空隙率 [-]

$$\theta'_{p0} = \theta_{p0} = \theta_{m0} / (1.0 - V_m/100) \quad [-] \quad (2.2.39)$$

θ_{m0} : 初期のコンクリートの空隙率[-]

($= 0.19$: (2)の仕様より)

ここで k_{m0} の設定においても、(3)において式(2.2.8)で設定しているため、本検討においては、

$$\beta_m = 1$$

となる。

(7)各物性の設定のまとめ

(1)～(6)において整理、設定した各物性の値、関係式を表 2.2-6 にまとめる。また、化学的変遷に応じて変化させる圧縮強度 (=粘着力×2)、弾性係数、及び透水係数については、変遷形状を図 2.2-10～12 に示す。

表 2.2-6 各物性のまとめ

設定材料		コンクリート	モルタル
対象部位		支保工・インバート	廃棄体定置領域
配合	水セメント比	45%	55%
	骨材体積割合	$V_c = 67\%$	$V_m = 54\%$
	単位容積重量	$\gamma = 2.28$ [→弾性係数の推定]	($\gamma = 2.09$)
境界物性	初期弾性係数	$E_{c0} = 3.04 \times 10^4$ MPa	$E_{m0} = 1.75 \times 10^4$ MPa
	最小弾性係数	$E_{c(\min)} = 3.039 \times 10^3$ MPa	$E_{m(\min)} = 1.054 \times 10^3$ MPa
	初期圧縮強度	$\sigma_{c0} = 43$ MPa	$\sigma_{m0} = 35$ MPa
	最小圧縮強度	$\sigma_{c(\min)} = 0.43$ MPa	$\sigma_{m(\min)} = 0.35$ MPa
	初期透水係数	$k_{c0} = 7.23 \times 10^{-10}$ m/sec	$k_{m0} = 8.87 \times 10^{-10}$ m/sec
	初期空隙率	$\theta_{c0} = 0.13$	$\theta_{m0} = 0.19$
解析パラメータ	a) 内部摩擦角	$\Phi_c = 0^\circ$	$\Phi_m = 0^\circ$
	b) 粘着力	$c_c = \sigma_c / 2$ MPa	$c_m = \sigma_m / 2$ MPa
		$\sigma_c = \sigma_{c0} \times \alpha_{Sc} \times R_{Sp}$ MPa	$\sigma_m = \sigma_{m0} \times \alpha_{Sm} \times R_{Sp}$ MPa
		$\alpha_{Sc} = 1 - (Lc/100) \times (1 - R_{Sc(LC=100)} / R_{Sp(LC=100)})$	$\alpha_{Sm} = 1 - (Lc/100) \times (1 - R_{Sm(LC=100)} / R_{Sp(LC=100)})$
		$R_{Sc(LC=100)} = \sigma_{c(\min)} / \sigma_{c0}$	$R_{Sm(LC=100)} = \sigma_{m(\min)} / \sigma_{m0}$
		$R_{Sp} = \exp(-0.0762 \times a \times Lc)$	$R_{Sp} = \exp(-0.0762 \times a \times Lc)$
		$a = 1.038 \exp(-0.0135 \times (W/C))$	$a = 1.038 \exp(-0.0135 \times (W/C))$
		← 化学的変遷指標 = Ca 溶出率 Lc[%]	
	c) 弾性係数	$E_c = 21000 \times (\gamma / 2.3)^{1.5} \times (\sigma_c / 20)^{0.5}$ MPa	$E_m = 1.999 \times 10^3 \times \sigma_m^{0.610}$ MPa
	d) ポアソン比	[降伏前] $\nu_c = 0.20$ [降伏後] $\nu_c = 0.45$	[降伏前] $\nu_m = 0.20$ [降伏後] $\nu_m = 0.45$
e) 単位体積重量	$\gamma_c = 2.41$ Mg/m ³	$\gamma_m = 3.85$ Mg/m ³	
f) 透水係数	$k_c = \beta_c \cdot k_p$ [m/sec] (ただし $k_c \geq 10^{-5}$ のとき $k_c = 10^{-5}$)	$k_m = \beta_m \cdot k_p$ m/sec ($k_c \geq 10^{-5}$) (ただし $k_m \geq 10^{-5}$ のとき $k_m = 10^{-5}$)	
	$\beta_c = k_{c0} / k_{p0} = 1$	$\beta_m = k_{m0} / k_{p0} = 1$	
	$k_p = 4.34 \cdot 10^{-9} \cdot \theta'_p{}^3 / (1 - \theta'_p)^2$ [m/sec]	$k_p = 4.34 \cdot 10^{-9} \cdot \theta'_p{}^3 / (1 - \theta'_p)^2$ [m/sec]	
	$\theta'_p = (\theta_c - \epsilon_v) / (1.0 - V_c / 100 - \epsilon_v)$ [-] (ϵ_v : 変形による体積歪)	$\theta'_p = (\theta_m - \epsilon_v) / (1.0 - V_m / 100 - \epsilon_v)$ [-] (ϵ_v : 変形による体積歪)	
	← 化学的変遷指標 = 空隙率 θ_c [-]	← 化学的変遷指標 = 空隙率 θ_m [-]	

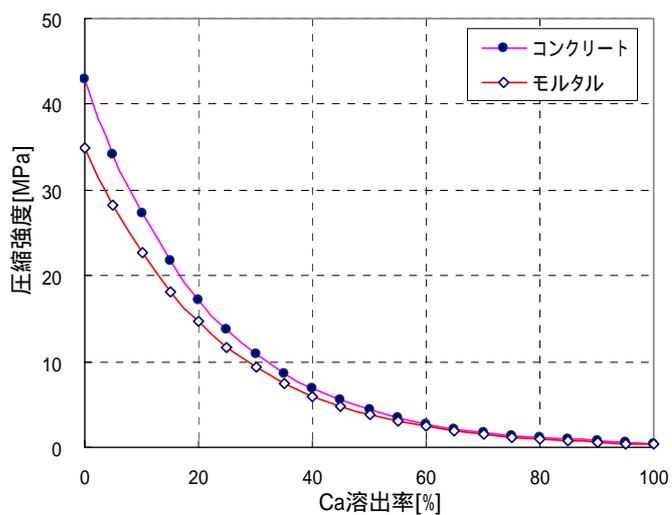


図 2.2-10 圧縮強度の変遷

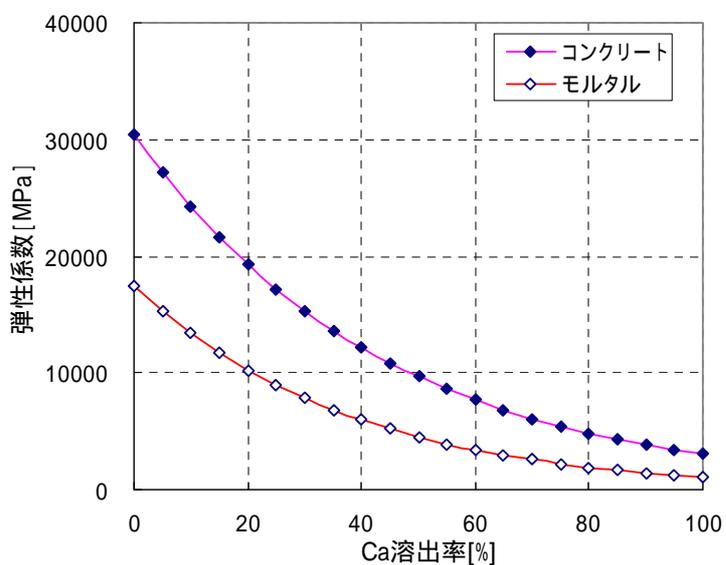


図 2.2-11 弾性係数の変遷

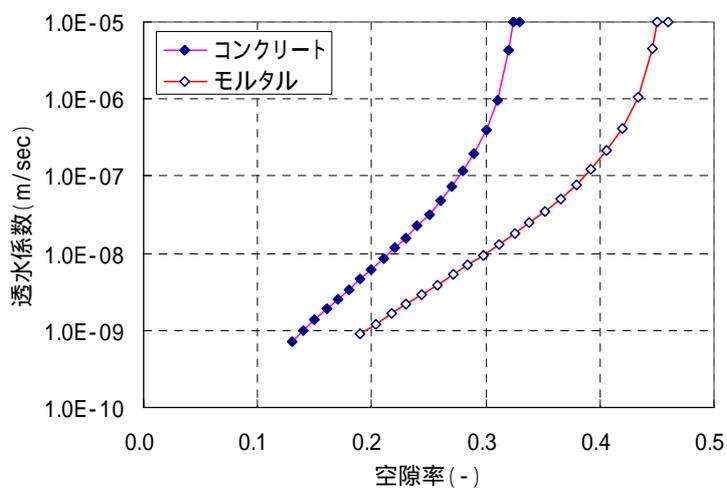


図 2.2-12 透水係数の変遷

2.2.3 海水環境におけるセメント系材料の変質機構とその影響

海水はコンクリートの各種物性に大きな影響を与えると考えられている。しかしながら、コンクリート種類もセメント種類、配合、使用骨材によって大きく異なるため、海水がコンクリートに与える影響も条件によって異なる。ここでは、それらをふまえて、使用材料などの条件を明確にしながら、海水がコンクリートの耐久性に与える影響について文献調査、整理を行った。

(1)対象とした文献

表 2.2-7(a)、(b)に調査対象とした文献の一覧を示す。なお論文の検索は、JICST を用いて以下のキーワード検索によって行った。

キーワード①：コンクリート or モルタル

or ペースト or セメント

キーワード②：海水？ or 塩水？

キーワード③：溶出 or 溶脱 or 変質 or 力学？

or 強度？ or 生成？ or 水和物

or 析出 or 空隙？ or 水理？ or 透水？

注) ここで「？」は任意の文字列を示す。

表 2.2-7(a) 調査対象とした文献一覧

No	題目	著者名	文献名	ページ	報告年
1	コンクリートの長期耐久性[小樽港百年耐久性試験に学ぶ]	長瀧重義ほか	—	—	1995
2	人工バリア及び岩盤の長期挙動に関する研究	油井三和、神徳敬、平井卓、棚井憲治、谷口直樹、伊藤彰、宮野前俊一	核燃料サイクル開発機構公開資料 JNC-TN-1400-2003-006	389-404	2003
3	地層処分 人工バリアのナチュラルアナログ研究	油井三和、吉川英樹、上野健一、宮本純司	核燃料サイクル開発機構公開資料 JNC-TN-1400-2002-013	295-299	2002
4	海洋環境下におけるコンクリートの長期耐久性 長期暴露試験結果より得られたこと	浜田秀則、山路徹、渡辺弘子、MOHAMMED T U	コンクリート工学 VOL.39 NO.10	17-24	2001
5	海水と凍融解の作用を受けるモルタルの細孔構造と飽水度	WANG X、鮎田耕一、小野定	コンクリート工学年次論文集 VOL.23 NO.2	637-642	2001
6	膨張コンクリートの耐海水性について	笹川幸男、真下昌章、福手勤、坂井悦郎	土木学会年次学術講演会講演概要集 第5部 VOL.53rd	234-235	1998
7	膨張コンクリートの耐海水性に関する研究	笹川幸男、真下昌章、福手勤、坂井悦郎	コンクリート工学年次論文集 VOL.20 NO.2	157-162	1998
8	海洋環境下に30年間曝されたコンクリートの物理化学的評価	神谷昌文、国田淳、関口信一郎、下林清一	土木学会論文集 NO.592	131-145	1998
9	模擬海水中でのコンクリートの劣化現象	竹村友之、横本誠一、藤原愛、勝山邦久	コンクリート工学年次論文報告集 VOL.15 NO.1	823-828	1993
10	水和生成相組成や細孔構造の変化からみたセメント混合物の変質	藤原靖、大脇英司、丸屋剛	大成建設技術研究所報 NO.24	389-394	1991
11	明治時代に建造されたコンクリート製港湾構造物の耐久性について	風間亨、上杉忠男、飯田勲、守分敦郎	土木学会年次学術講演会講演概要集 第5部 VOL.45th	466-467	1990
12	塩水水質で地中環境にあるコンクリートの変質に関する研究	藤原靖、丸屋剛、大脇英司	コンクリート工学年次論文集 VOL.13 NO.1	677-682	1991
13	海洋環境下におけるコンクリート部材の耐久性に及ぼす海水の影響	大即信明	別冊化学工業 VOL.29 NO.13	329-334	1985
14	特集 コンクリート構造物と化学海洋環境におけるコンクリート部材の耐久性に及ぼす海水の影響	大即信明	化学工業 VOL.35 NO.8	683-688	1984

表 2.2-7(b) 調査対象とした文献一覧

No	題目	著者名	文献名	ページ	報告年
15	石炭灰を原料とした高 C3A コンクリート	内田清彦、福林幸雄、山下純成、秋谷健二、奥田徹	セメント技術年報 NO.37	514-517	1983
16	セメント硬化体の内部組織への侵食性物質の作用機構と耐久性	岸谷孝一	コンクリート工学 VOL.19 NO.11	29-35	1981
17	コンクリートの海水に対する水密性	岸谷孝一	セメント技術年報 NO.34	303-306	1980
18	コンクリートの耐海水性に関する研究	西晴哉、大塩明、曾根徳明、城国省二	セメント技術年報 NO.34	299-302	1980
19	コンクリートの海水による侵食に関する研究	西林新蔵、矢村潔、井上正一、林昭富	セメント技術年報 NO.34	295-298	1980
20	コンクリートの耐海水性 その研究の現状と将来	西林新蔵	セメント・コンクリート NO.410	2-9	1981
21	コンクリートの耐海水性	新崎義幸	エンサイクロペディア	201-203	1996
22	海水系地下水におけるカルシウムシリケート水和物の化学的変質	杉山大輔	電中研報告 03-050	—	2003
23	Concrete After 30 Years of Exposure-Part I :Mineralogy Microstructures、 and Interfaces	Tarek Uddin Mohammed、Hidenori Hamada、and Toru Yamaji	ACI Materials Journal/no.101-M01, January-February	3-12	2004
24	Concrete After 30 Years of Exposure-Part II :Chloride Ingress and Corrosion of Steel Bars	Tarek Uddin Mohammed、Hidenori Hamada、and Toru Yamaji	ACI Materials Journal/no.101-M02, January-February	13-18	2004

(2)調査結果のまとめ

文献調査の結果を表 2.2-8 にまとめる。

表 2.2-8 文献調査結果

項 目		内 容						
析出物		コンクリート内部から海水界面に向かって ① カルシウムクロロアルミネート水和物（フリーデル氏塩） ② アルミネート水和物（エトリンガイト） ③ 水酸化マグネシウム（ $Mg(OH)_2$ ；ブルーサイト） ④ 炭酸カルシウム（ $CaCO_3$ ；アラゴナイト） の析出が生じる						
物理特性	強度	<ul style="list-style-type: none"> 海水に浸漬した場合セメント種類によっては強度低下が生じる C_3A の含有量の多いコンクリートにおいては質量減少が大きくなり強度低下も顕著となる その低下が顕著になるのは、一般に浸漬から 5 年程度経過した後となる 海水と淡水に浸漬した場合の抗張力への影響を評価すると海水成分の化学的浸食よりも、可溶性成分の溶脱の影響の方が大きい（セメント硬化体に十分な耐海水性がある場合） 						
	空隙	<ul style="list-style-type: none"> 28 日程度の養生期間（短期）においては、海水に浸漬した方が淡水に浸漬した場合より総空隙量が大きくなる 海水保存の場合、淡水保存に比べて細孔直径が 30～3、000nm の細孔量が多くなる 						
	膨張	<ul style="list-style-type: none"> カルシウムクロロアルミネート相の生成に極めて明確な関係が認められる 						
溶出速度		<ul style="list-style-type: none"> 食塩水に浸漬した場合、軟水に浸漬した場合よりも溶出速度は大きくなる 海水に浸漬した場合と軟水に浸漬した場合の溶出速度の比較は各種条件によって異なる <table border="1" style="width: 100%; border-collapse: collapse;"> <thead> <tr> <th style="width: 50%;">条 件</th> <th style="width: 50%;">溶出速度</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>比較的多量の $Ca(OH)_2$ を含有するセメント硬化体の場合</td> <td>海水 < 軟水 (ブルーサイトによる緻密化と難溶化)</td> </tr> <tr> <td>比較的 $Ca(OH)_2$ 含有量が少ない、混合セメントや C_3S の少ないセメント硬化体の場合</td> <td>海水 > 軟水 (ブルーサイトの生成が生じない)</td> </tr> </tbody> </table>	条 件	溶出速度	比較的多量の $Ca(OH)_2$ を含有するセメント硬化体の場合	海水 < 軟水 (ブルーサイトによる緻密化と難溶化)	比較的 $Ca(OH)_2$ 含有量が少ない、混合セメントや C_3S の少ないセメント硬化体の場合	海水 > 軟水 (ブルーサイトの生成が生じない)
条 件	溶出速度							
比較的多量の $Ca(OH)_2$ を含有するセメント硬化体の場合	海水 < 軟水 (ブルーサイトによる緻密化と難溶化)							
比較的 $Ca(OH)_2$ 含有量が少ない、混合セメントや C_3S の少ないセメント硬化体の場合	海水 > 軟水 (ブルーサイトの生成が生じない)							

2.3 ニアフィールドの力学挙動の長期的変遷評価

ここでは、1.1～2.2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評価を実施する。本検討で想定する処分システムは表 2.3-1 の通りである。

表 2.3-1 処分システム諸元

対象岩盤	坑道形状	処分深度	掘削径	廃棄体種類
SR-C	円形	500m	13.2m	Gr1

また、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。なお 6)～8)は本年度新たに加わった検討項目である。

- 1) ベントナイトの浸透膨潤を考慮した弾塑性構成方程式
- 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
- 6) モンモリロナイト溶解等による膨潤圧の変化
- 7) 岩盤クリープ解析を基にしたクリープ変位量
- 8) 岩盤掘削時に発生する支保応力

2.3.1 解析モデルと境界条件

図 2.3-1 に解析に用いる解析モデルを示す。本検討では、岩盤クリープによる変位量を強制変位として、支保工吹付け部の外側から作用させる。クリープ変位量は 1.2 で検討した値を用いる。

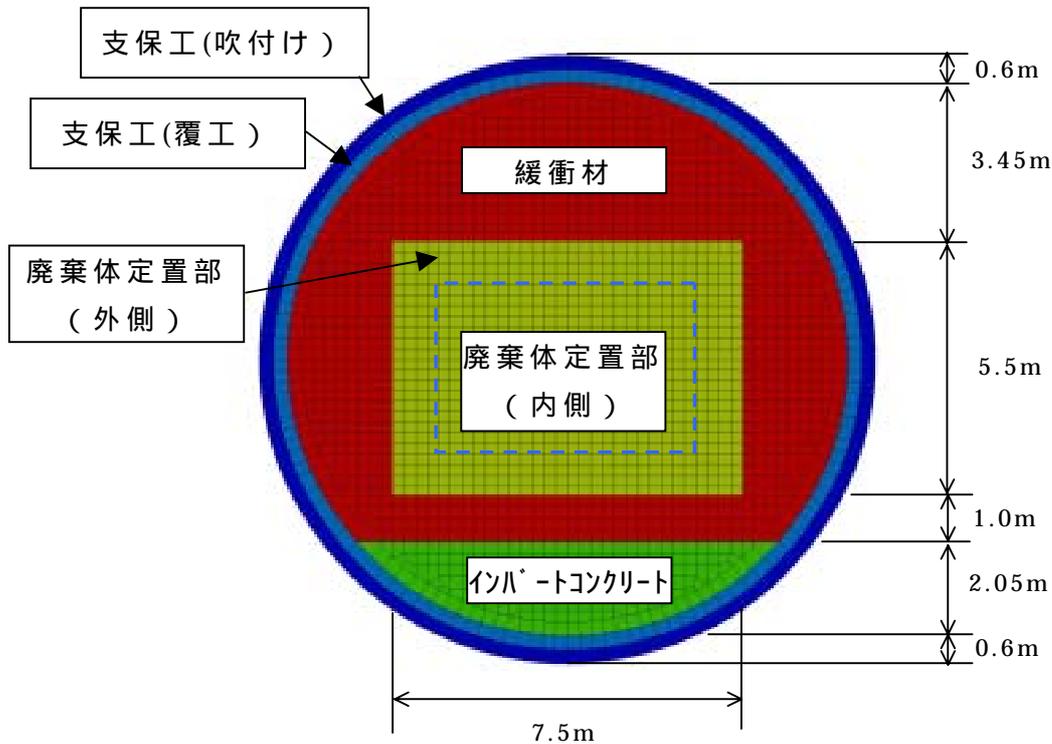


図 2.3-1 解析モデル図

2.3.2 解析ステップと解析ケース

表 2.3-2 に解析ステップを、表 2.3-3(a)にセメント系材料の化学的変遷指標の値を、表 2.3-3(b)にベントナイト系材料の化学的変遷指標の値を、図 2.3-2(a)にセメント系材料の化学的変遷指標分布を、図 2.3-2(b)にベントナイト系材料の化学的変遷指標を示す。

本年度は支保（吹付け、覆工）、インバートコンクリート、緩衝材は材料内で一様な化学的変遷を想定し、廃棄体定置部のみ内側、外側の 2 領域に分けて化学的変遷指標を与えるものとする。また、化学的変遷は初期、中間、最終の 3 段階で与える。

表 2.3-4 に解析ケースを示す。CaseA は堅固な岩盤を想定し、岩盤クリープを考慮しない。また坑道掘削による支保の応力は発生しないとして考慮しない。CaseB は脆弱な岩盤を想定し、岩盤クリープによる影響を検討する。また、坑道掘削時に発生する支保の応力も考慮する。岩盤クリープ

に相当する強制変位は 1.2 で検討した値を、力学的変遷解析のメッシュに左右対称として与える。なお、力学変遷解析における最終段階は岩盤クリープ解析における 1,000,000 年後の変位分布とし、中間段階は最終段階の坑道天端変位の半分時点の変位分布とする

表 2.3-2 解析ステップ

ステップ	内容
1	初期応力計算、初期支保応力の設定
2	ベントナイト系材料の初期膨潤圧計算(=0.49MPa)
3	初期の化学的変遷指標の設定
4 ~ 23	初期から中間までの化学的変遷、岩盤クリープ変位による計算
24 ~ 43	中間から最終までの化学的変遷、岩盤クリープ変位による計算

)表 2.1-2 の諸元に基づき 2.1 で設定した膨潤圧評価式によって算出した膨潤圧

表 2.3-3(a) 化学的変遷指標 (セメント系材料)

	廃棄体定置部				支保工 (吹付け、覆工)	
	内側		外側			
	Ca 溶出率 LC (%)	空隙率 (%)	Ca 溶出率 LC (%)	空隙率 (-)	Ca 溶出率 LC (%)	空隙率 (-)
初期	0.0	19.0	0.0	0.19	0	0.13
中間	0.0	19.0	12.5	0.215	50	0.23
最終	0.0	19.0	25.0	0.24	100	0.33

表 2.3-3(b) 化学的変遷指標 (ベントナイト系材料)

	空隙率 (-)	スモクタイト部分密度 $s_{me}(eq/l)$	スモクタイト部分間隙比 e_{sme}	交換性ナトリウム率 ESP	陽電化密度 $c(Mg/cm^3)$
初期	0.40	0.92	1.94	0.85	0.0
中間	0.40	0.74	2.92	0.85	0.0
最終	0.40	0.55	3.89	0.85	0.0

表 2.3-4 解析ケース

ケース名	想定岩盤	岩盤クリープの有無	初期支保応力の有無
CaseA	健固な岩盤	なし	なし
CaseB	脆弱な岩盤	あり	あり

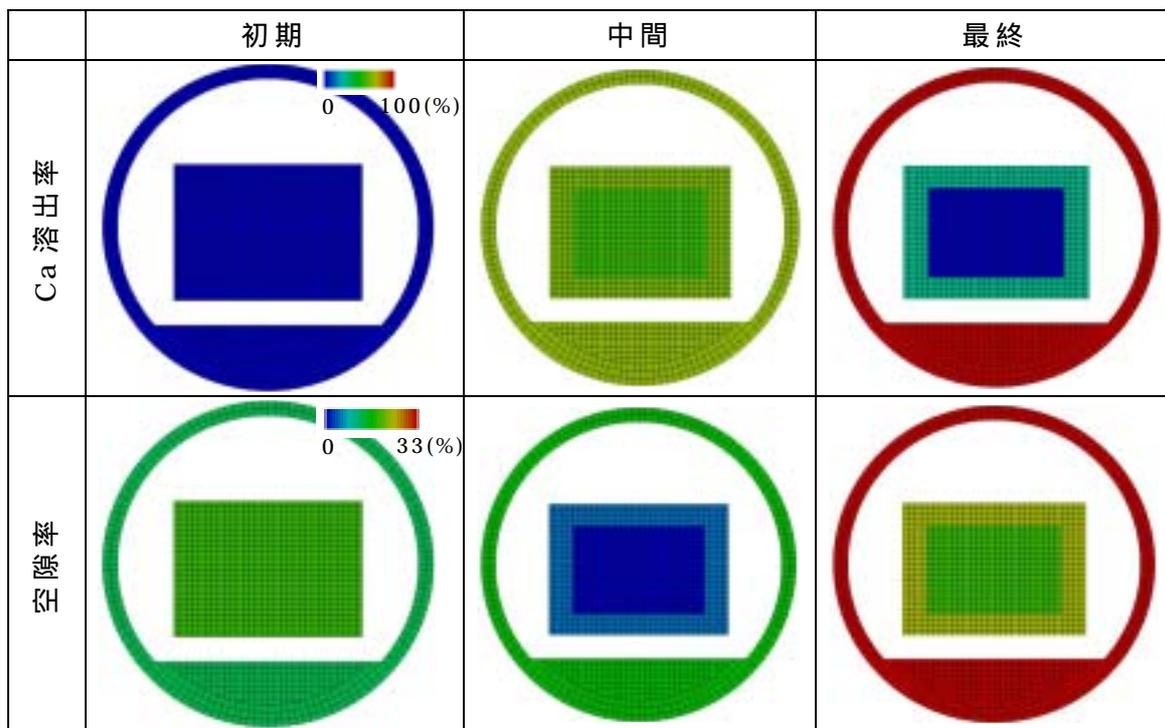
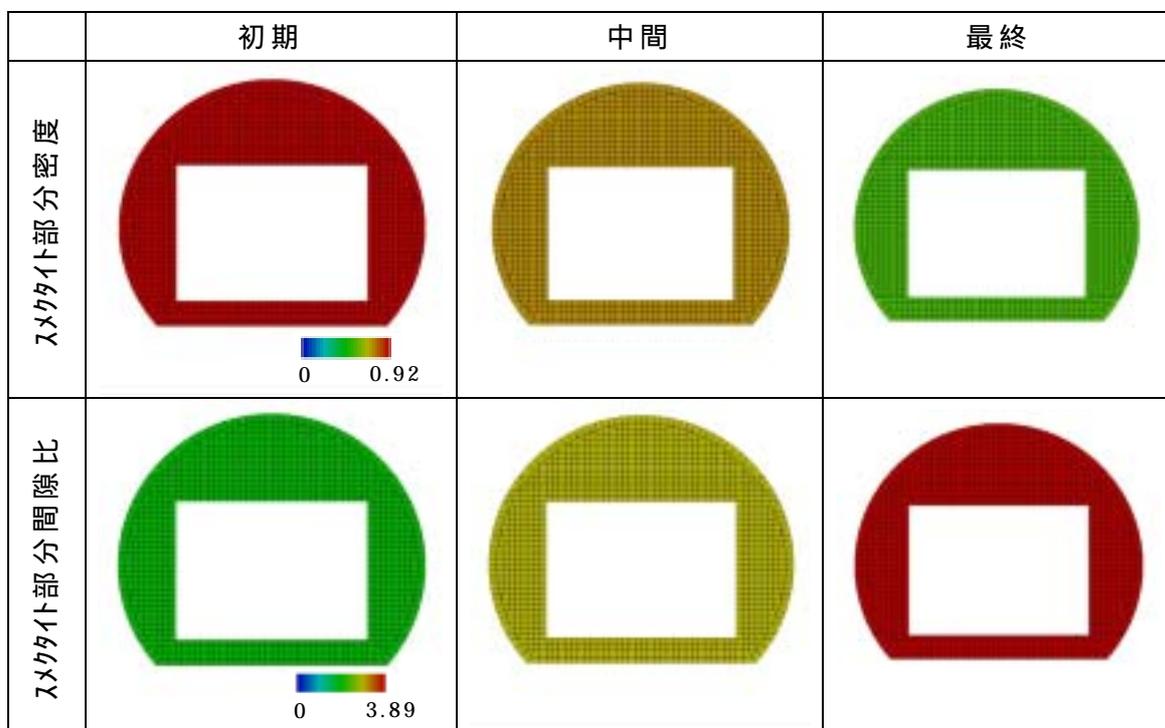


図 2.3-2(a) 化学的変遷指標分布 (セメント系材料)



) 交換性ナトリウム率、陽電化密度、空隙率は初期から変化なし

図 2.3-2(b) 化学的変遷指標分布 (ベントナイト系材料)

2.3.3 岩盤掘削時に発生する支保応力の導入

大断面の掘削や比較的脆弱な岩盤の掘削では、坑道掘削時の解放力は支保（吹付け）が負担することになっている。支保に発生する軸力は比較的大きく、無視できない。これに関連してサイクル機構殿より提示された空洞安定解析結果によると、岩盤掘削時に掘削解放力によって支保（吹付け）に最大で 26MPa 程度の応力が発生している（図 2.3-3）。

そこで、力学的変遷解析における初期条件として、この支保（吹付け）に発生している応力を初期に導入することとする。

上記研究では掘削を上半と下半に分け、それぞれ掘削解放力の 35% を支保導入時に作用させている。また、支保はトラス要素でモデル化しているため、軸力のみが評価されている。

そこで、力学的変遷解析における初期条件として、CaseB ではこの支保（吹付け）に発生している応力を初期に導入することとする。その際の周直角方向の応力は 0 とした。解析メッシュが異なるため、図 2.3-3 における上半と下半の軸力を力学的変遷解析における解析メッシュに合うように補間した。また引張の軸力は発生している部分に関しては 0MPa とした。

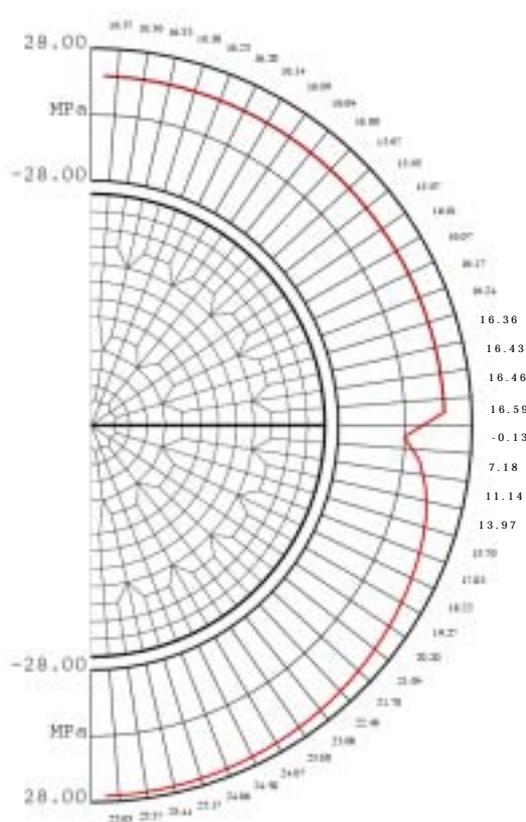


図 2.3-3 岩盤掘削による支保の応力(掘削径 13.2m、深度 500m、SR-C)

2.3.4 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 2.3-5、表 2.3-6 に示す。また、これらの仕様に相当する、2 章において検討した解析用物性値を表 2.3-7、表 2.3-8(a),(b)に示す。

表 2.3-5 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
緩衝材	ベントナイト 70wt%, ケイ砂 30wt%	1.6Mg/m ³	0.688

表 2.3-6 セメント系材料の想定仕様

対象部位	設定材料	水セメント比	骨材体積割合	単位容積重量
支保工 インハートコンクリート	コンクリート	45%	67%	2.28
廃棄体定置 領域	モルタル	55%	54%	2.09

表 2.3-7 解析用物性値 [初期応力・初期膨潤圧計算 (1STEP・2STEP)]

	単位体積重量 (g/cm ³)	弾性係数 E (MPa)	ポアソン比	初期膨潤圧 p(MPa)
緩衝材	1.8 ¹⁾	39.0 ¹⁾	0.4 ¹⁾	0.49 ²⁾
支保工・インハートコンクリート	2.41	3.04 × 10 ⁴	0.20	
廃棄体定置領域	3.85	1.75 × 10 ⁴	0.20	

1) システム構築 と同様の値を設定した。

2) 表 2.1-2 の諸元に基づき 2.1 で設定した膨潤圧評価式によって算出した膨潤圧

表 2.3-8(a) 解析用物性値 (緩衝材) [長期力学挙動解析]

ダイルトン係数 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
0.10	0.898	0.0086	0.45	0.42 ¹⁾	0.688

1) システム構築 と同様の値を設定した。

表 2.3-8(b) 解析用物性値 (セメント系材料) [長期力学挙動解析]

	ポアソン比 [降伏前]	ポアソン比 f[降伏後]	初期空隙 率 (%)	内部摩擦 角 (°)	初期透水係 数 k ₀ (m/s)
支保工 インハートコンクリート	0.2	0.45	13	0	3.1 × 10 ⁻¹²
廃棄体 定置領域	0.2	0.45	19	0	1.6 × 10 ⁻¹²

弾性係数・圧縮強度は表 2.3-6 に示す仕様から、2.2 における関係式より算定される

2.3.5 解析結果

CaseA、CaseB の解析結果を図 2.3-4 ~ 図 2.3-5 に示す。

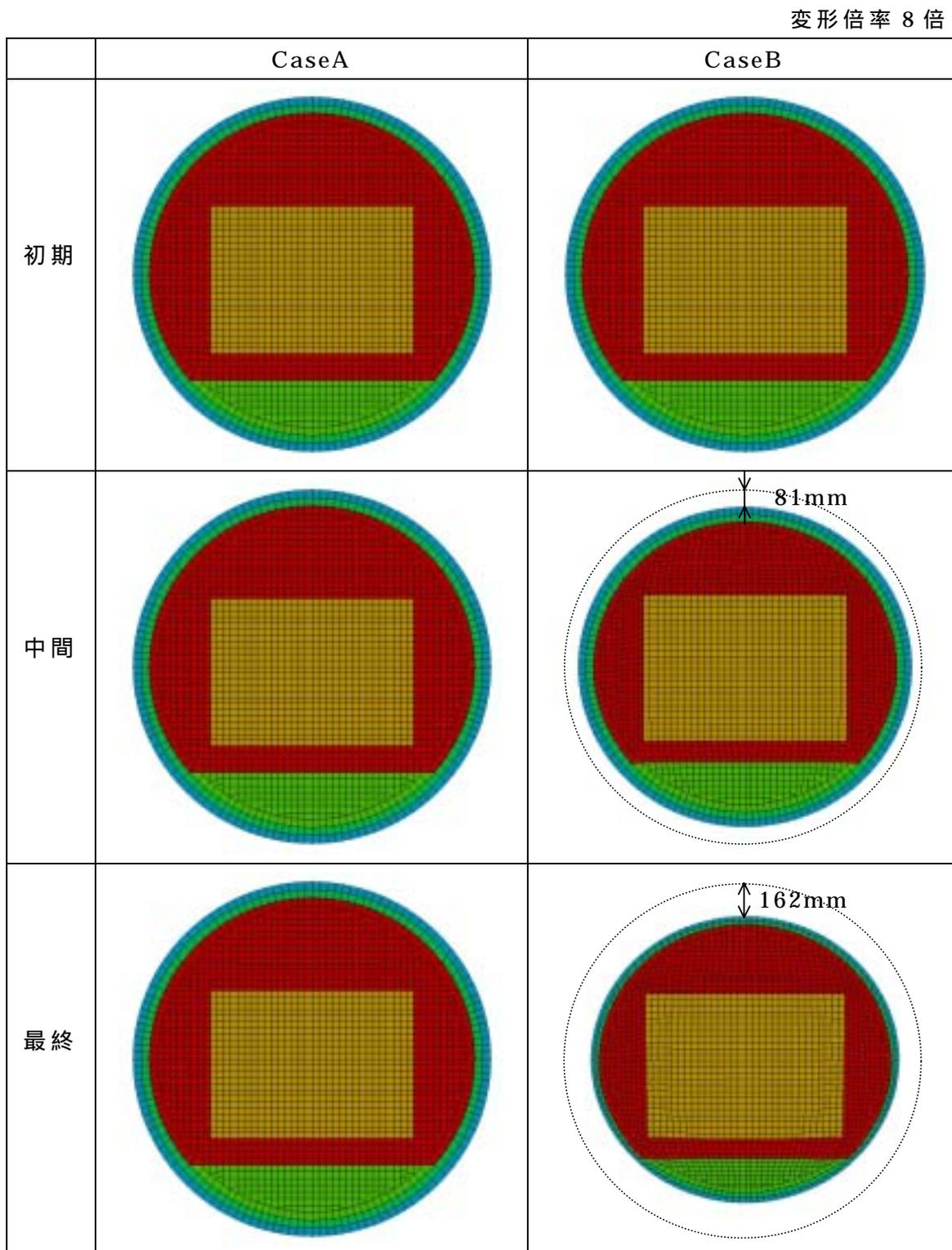


図 2.3-4 変形図

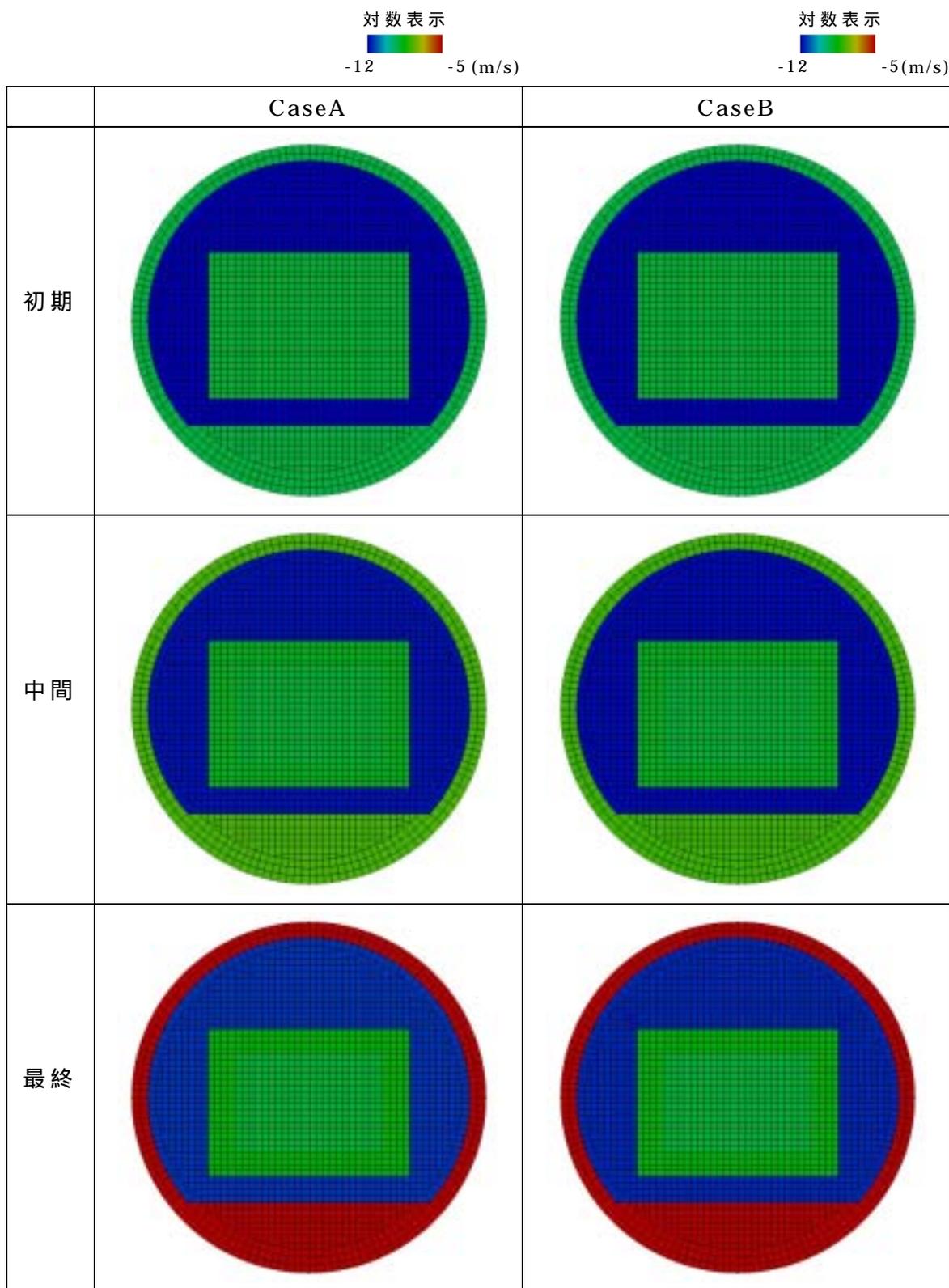


図 2.3-5 透水係数分布

2.3.6 結果のまとめと考察

図 2.3-4 に CaseA と CaseB の変形図を示す。CaseA は岩盤クリープ、支保の初期応力を考慮していなく、ほとんど変形していない。一方、CaseB は岩盤クリープによる強制変位量を支保外側から作用させているため、坑道が全体的に圧縮され、小さくなっている。また、廃棄体定置部の外側部分が僅かに変形している。

図 2.3-5 に CaseA と CaseB の透水係数分布を示す。コンターのレンジは CaseA、CaseB 共に対数表示で $-12 \sim -5$ で表示している。両ケースともに、支保工およびインバートコンクリート部分で -5 乗オーダーの値となっている。CaseA、CaseB では変形のモードが違っても係わらず、透水係数分布はほぼ同じとなっており、透水係数を決定するのは化学的変遷の寄与が大きいという結果となった。

堅固な岩盤で岩盤クリープを考慮しない CaseA と、脆弱な岩盤で岩盤クリープを考慮した CaseB では、両ケースにおいて緩衝材は -12 乗オーダーの透水係数を保持し、双方拡散場を担保できると考えられる結果となった。

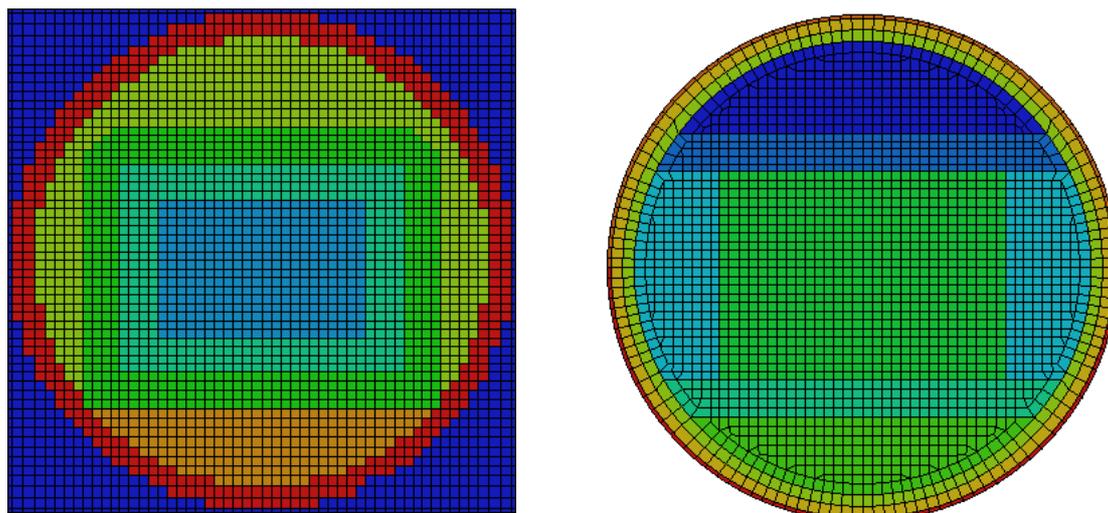
3. 水理場変遷評価システムの構築に関する検討

3.1 力学的変遷挙動解析システムと化学・物質移動解析システムの統合

3.1.1 システムの統合

化学・物質移動解析ではシステム上の制約から、その適用は構造格子メッシュに限定されている。一方、力学的変遷挙動解析においては円形の坑道断面を解析するために、詳細な有限要素メッシュを用いることが必要となっている。このため、化学・物質移動解析システムと力学的変遷挙動解析システムを統合する場合、互いのメッシュ上の変数を適切に変換することが必要となる。

図 3.1-1 に化学・物質移動解析システム及び力学的変遷挙動解析システムで使用する坑道断面のメッシュの例を示す。化学・物質移動解析システムで使用するメッシュは構造格子である。一方、力学的変遷挙動解析システムで使用するメッシュは有限要素メッシュである。



(a) 化学・物質移動解析システムのメッシュ

(b) 力学的変遷挙動解析システムのメッシュ

図 3.1-1 メッシュの例

3.1.2 変数の変換方法

図 3.1-2 にあるひとつの化学・物質移動解析のメッシュに含まれる力学的変遷挙動解析のメッシュの例を示す。

この、化学・物質移動解析のメッシュ内の変数の値は、この中に含まれる力学的変遷挙動解析の要素での変数の値を面積比に応じて足し合わせるによって算出するので、力学的変遷挙動解析の変数から化学・物質移動解析の変数への変換は、

$$u_i = \sum_j \frac{a_j}{A_j} v_j \quad (3.1.1)$$

となる。ただし、 u_i は化学・物質移動解析のメッシュに含まれる力学解析の要素について足し合わせる。 a_j は力学解析の第 j 要素の化学・物質移動解析のメッシュ中に含まれる面積、 A_j は力学解析の第 j 要素の全面積、 v_j は力学解析の第 j 要素の変数の値である。

逆に、化学・物質移動解析の変数から力学解析の変数への変換は、

$$v_i = \frac{a_j}{A_j} v_{j0} \frac{u_j}{u_{j0}} \quad (3.1.2)$$

ただし、 u_{i0} は化学・物質移動解析の第 i 節点での変数の初期値を、 v_{j0} は力学解析の第 j 要素の変数の初期値である。ただし、力学解析の第 j 要素の変数 v_j は関連しているすべての化学・物質移動解析の節点からの影響を足し合わせる。

図 3.1-3 に変換の例を示す。図 3.1-3(a)はコンクリート鉍物濃度のプロファイルで、力学の廃棄体、支保（外側と内側）、インバートコンクリートに相当する要素で濃度を 1 とした。このときの分布は図 3.1-3(a)の右側である。これを、式(3.1.1)を用いて化学メッシュ上のプロファイルに変換したものが図 3.1-3 (a)の左側である。化学メッシュ上のプロファイルは式(3.1.2)により力学のプロファイルに再変換することが可能で、このときの分布は再度図 3.1-3 (a)の右側となる。

図 3.1-3(b)は緩衝材鉍物濃度のプロファイルで、力学の緩衝材（埋め戻し）、上部・側部・低部緩衝材に相当する要素で濃度を 1 とした。このときの分布は図 3.1-3(b)の右側である。同様に、式(3.1.1)を用いて化学メッシュ上のプロファイルに変換したものが図 3.1-3(b)の左側である。また、化学メッシュ上のプロファイルを式(3.1.2)により力学のプロファイルに再変換した分布は再度図 3.1-3 (b)の右側となる。

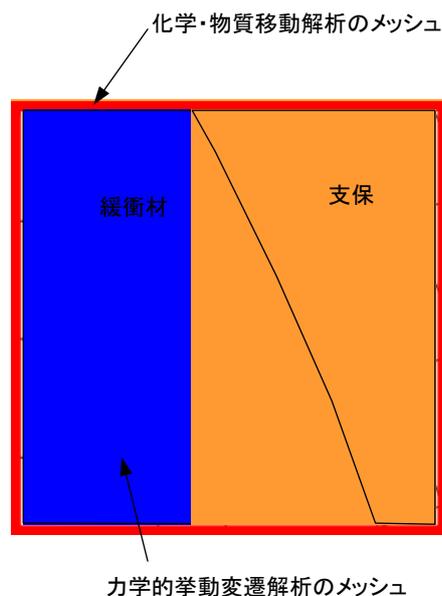


図 3.1-2 力学メッシュと化学・物質移動解析メッシュの関係の拡大図

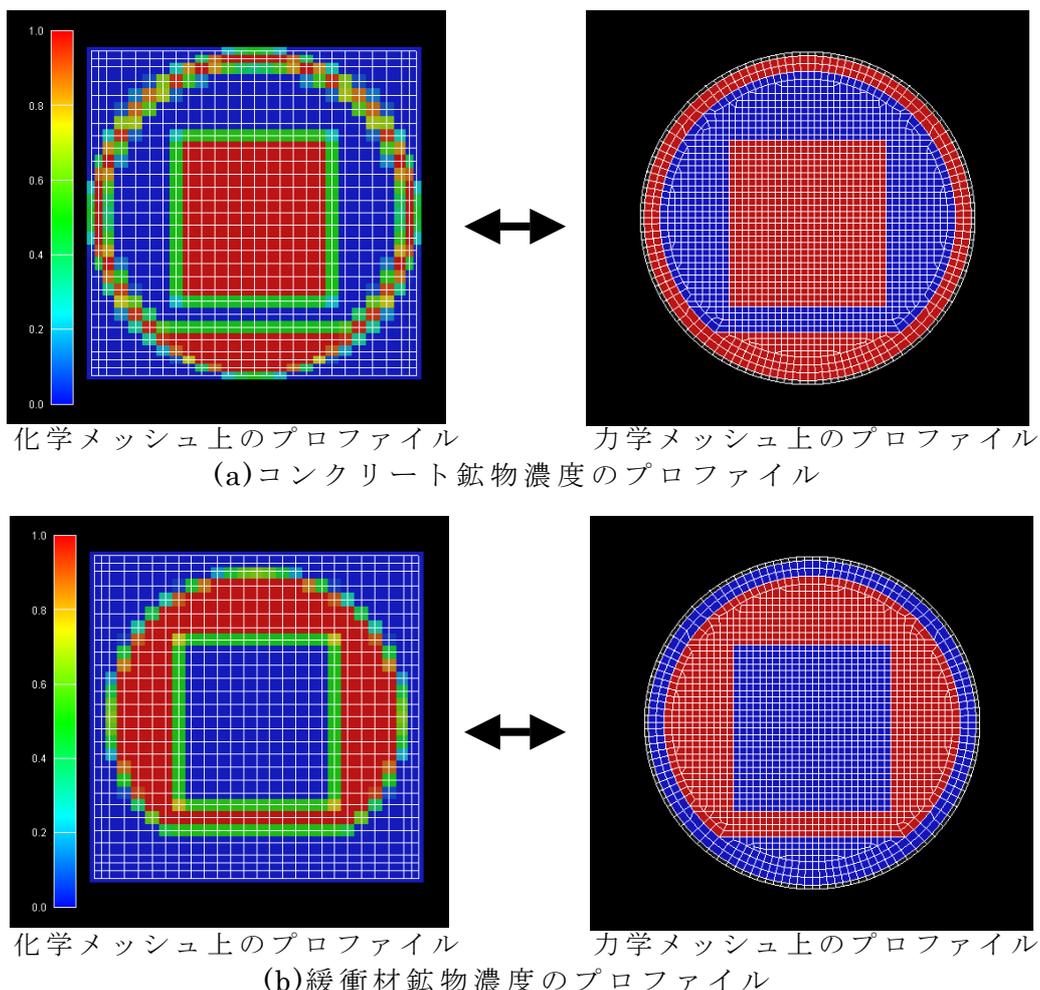


図 3.1-3 化学メッシュと力学メッシュ間の 鉍物濃度の変換例

3.2 メッシュデータの変換

3.2.1 化学・物質移動解析結果の力学的変遷挙動解析システムメッシュ への変換

開発した変換ツールは 鉍物の濃度或いは 鉍物の濃度に基づいて定義される諸量を変換することを目的としている。しかし、本年度は化学・物質移動解析が得られないことから、仮に定義したデータを用いて変換を行う。

まず、もともとなる力学的変遷挙動解析システムのメッシュを図 3.2-1 に示す。これに対応する化学・物質移動解析のメッシュを力学的変遷挙動解析システムのメッシュと合わせて図 3.2-2 に示す。

この化学・物質移動解析のメッシュに対して、図 3.2-3 のように領域に分割して、各領域で変数を設定する。設定する変数はセメント系材料について Ca 溶出率と空隙率、ベントナイト系材料について交換性 Na 率、陽電荷密度、スメクタイト部分密度、スメクタイト部分間隙比、空隙率とす

る。それぞれの値を表 3.2-1 に示す。表 3.2-1 の領域番号は図 3.2-4 に示す通りである。

この設定に基づく時刻 1、3 における空隙率の分布を図 3.2-5、図 3.2-6 に示す。各図の (a) は化学・物質移動解析のメッシュに対して行った設定における空隙率の分布、各図の (b) は力学的変遷挙動解析メッシュに変換した空隙率分布である。化学・物質移動解析のメッシュに対して行った設定をもとに力学的変遷挙動解析メッシュでの空隙率を算出しているため、境界部分でばらつきがみられる。

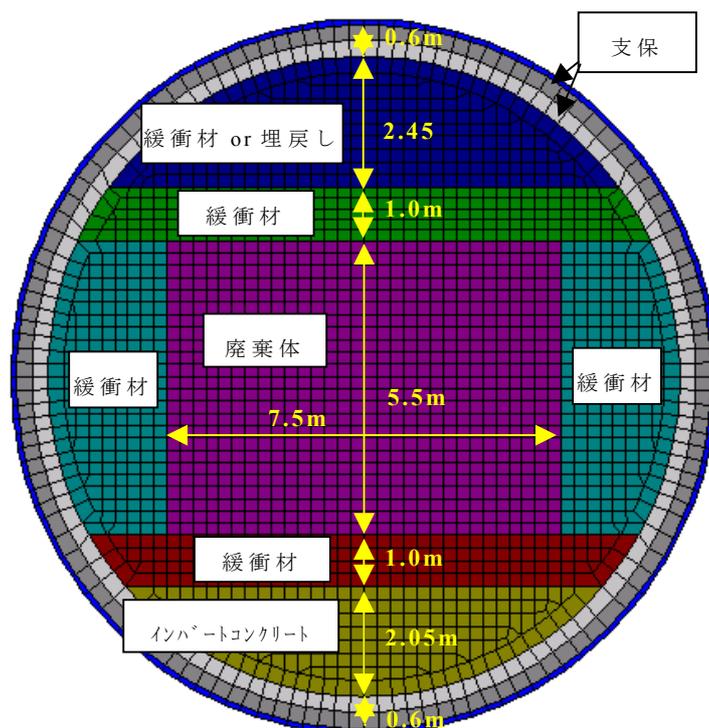


図 3.2-1 力学的変遷挙動解析システムのメッシュ

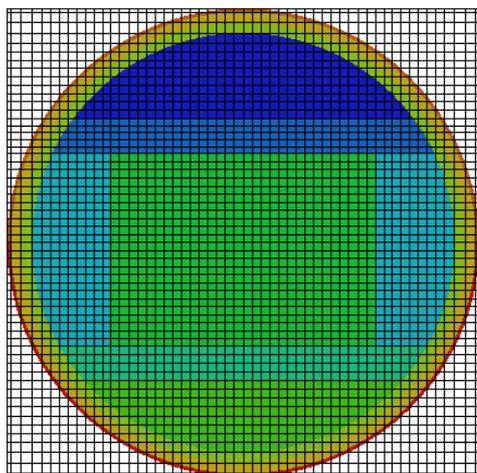


図 3.2-2 化学・物質移動解析メッシュ

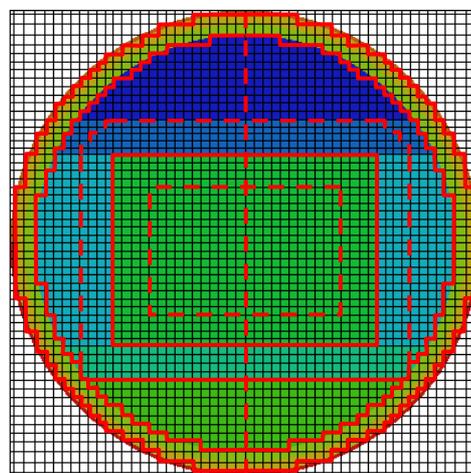


図 3.2-3 化学・物質移動解析メッシュの領域への分割

表 3.2-1 物性値の設定

領域 番号	1, 11		2, 12		3, 4, 13, 14					5, 6, 15, 16	
領域 名称	廃棄体 定置層 (内側)		廃棄体 定置層 (外側)		緩衝材 (内側、外側)					インバート 支保工	
変 数	Ca 溶 出 率	空 隙 率	Ca 溶 出 率	空 隙 率	交 換 性 Na 率	ス メ ク タ イ ト 部 分 密 度	ス メ ク タ イ ト 部 分 間 隙 比	陽 電 荷 密 度	空 隙 率	Ca 溶 出 率	空 隙 率
時刻 1	0.0	0.19	0.0	0.19	0.85	0.92	1.94	0.0	0.40	0.0	0.13
時刻 2	0.0	0.19	0.125	0.215	0.85	0.67	3.02	0.0	0.45	0.5	0.23
時刻 3	0.0	0.19	0.25	0.24	0.85	0.45	4.99	0.0	0.50	1.0	0.33

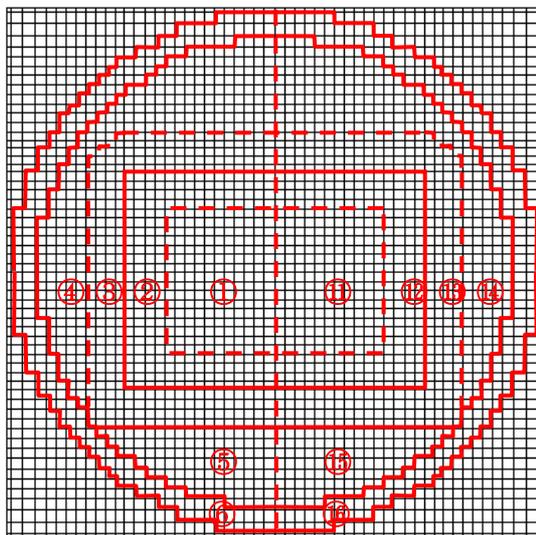
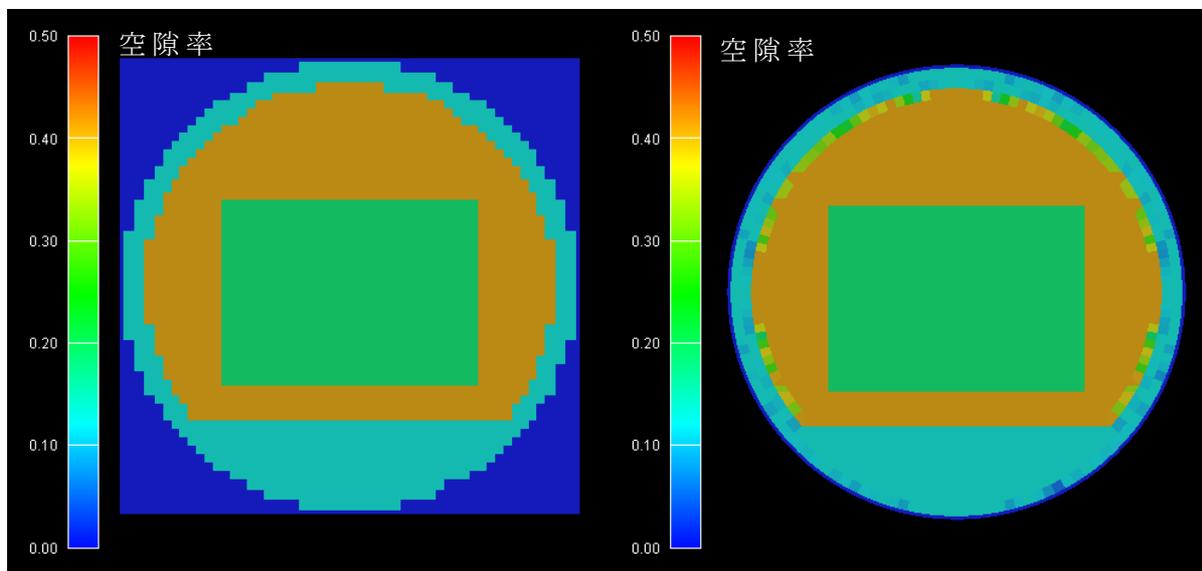
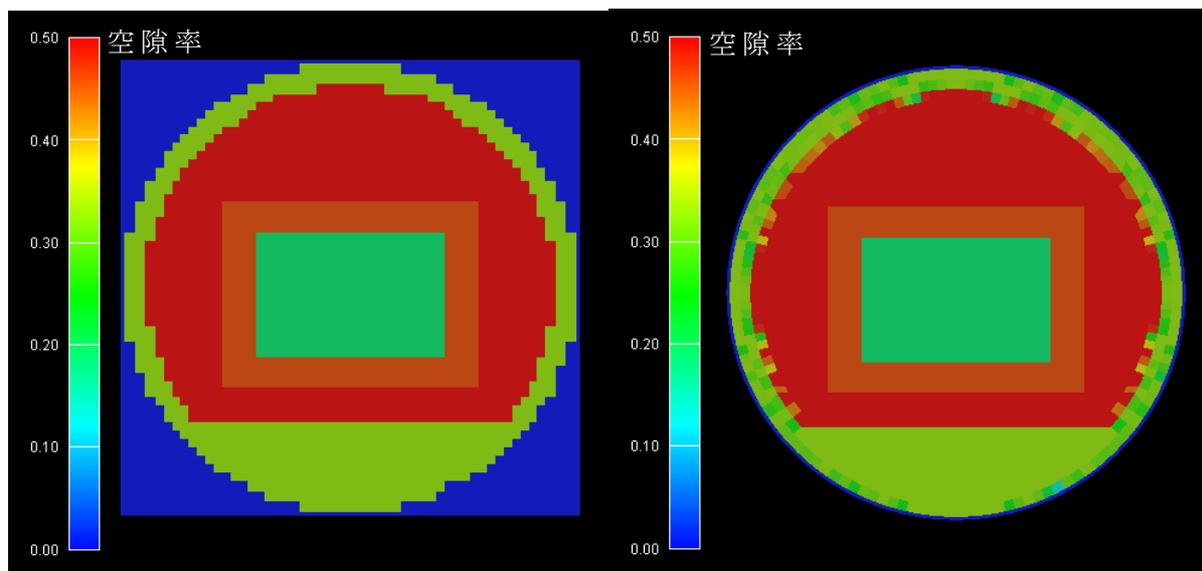


図 3.2-4 各領域の番号



(a)化学メッシュでの空隙率分布 (b)力学メッシュでの空隙率分布

図 3.2-5 時刻 1 における空隙率の分布



(a)化学メッシュでの空隙率分布 (b)力学メッシュでの空隙率分布

図 3.2-6 時刻 3 における空隙率の分布

3.2.2 力学的変遷挙動解析システムから物質移動解析システムへの変換

坑道領域の力学的変遷挙動解析で求められた透水係数と岩盤領域のクリープの解析により求められた体積ひずみに基づいて、坑道及び岩盤を含むニアフィールド全体の水理場を解析するための透水係数場を作成する。

岩盤領域についてはクリープ解析により岩盤部の体積ひずみが求められる。体積ひずみと透水係数の関係は、

$$K = K_0 \cdot \left(\frac{\theta}{\theta_0} \right)^{7.54} \quad (3.2.1)$$

で求める。ただし、 K_0 は初期透水係数で健岩部で 10^{-9} m/sec、ゆるみ域で 10^{-7} m/secとする。 θ_0 は初期空隙率で 0.3 とする。また θ は、

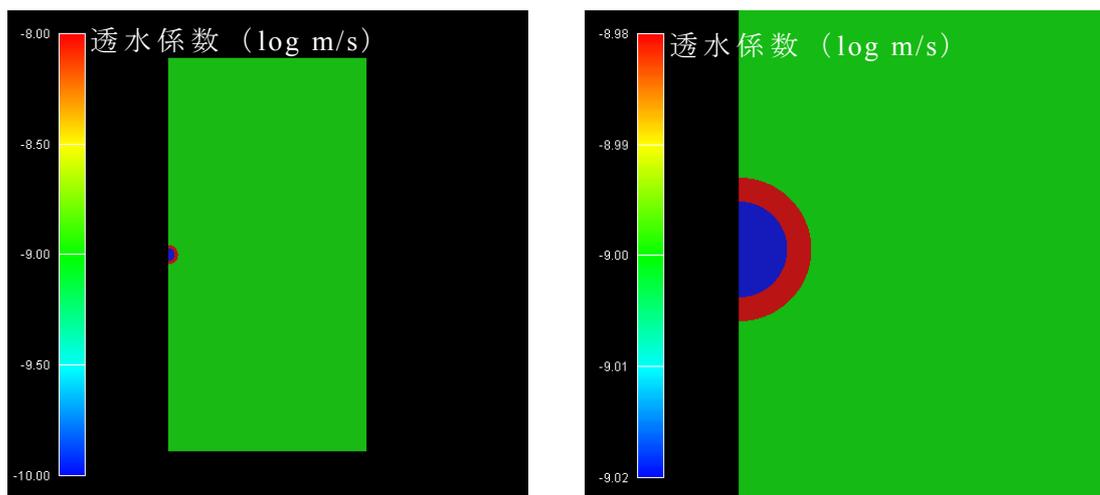
$$\theta = \frac{\theta_0 + \Delta x}{1 + \Delta x} \quad (3.2.2)$$

とする。ただし、 Δx は体積ひずみ増分とする。ゆるみ域は坑道外部の半径 3m の範囲とする。図 3.2-7、図 3.2-8 にクリープの解析により求められた体積ひずみに基づいて算出した時刻 1、3 における岩盤領域の透水係数分布を示す。ただし、ここでは坑道内については仮の値を代入して表示した。

坑道領域については力学的変遷挙動解析により透水係数が算出されているので、これをそのまま適用する。クリープを考慮した場合の時刻 1、3 における透水係数分布を図 3.2-9(a),(b)に示す。また、クリープを考慮しない場合の時刻 1、3 における透水係数分布を図 3.2-10(a), (b)に示す。

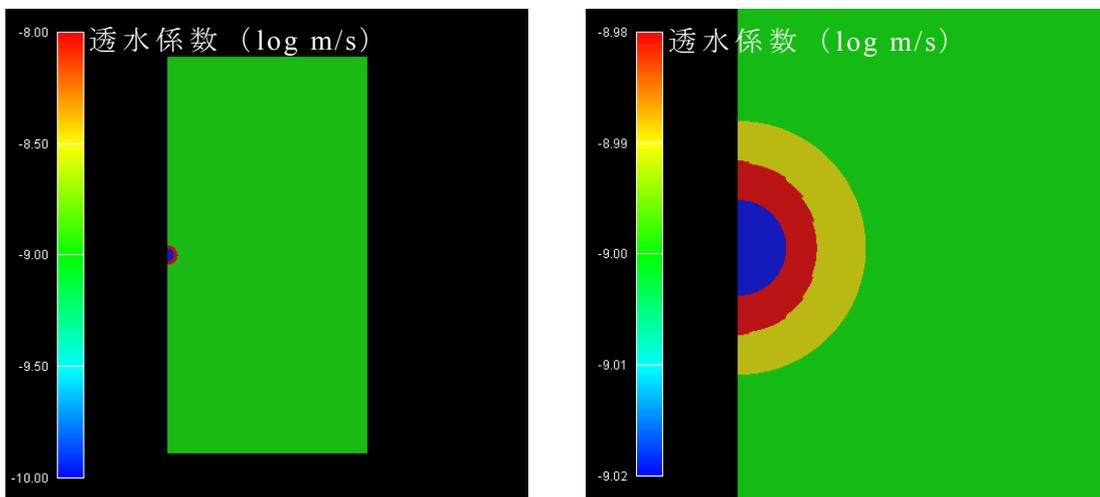
以上の岩盤領域の透水係数と坑道内の透水係数をそれぞれ用いることにより水理解析のための透水係数場を作成した。図 3.2-11(a)に水理解析の全体メッシュを示す。坑道部はメッシュが細かいため図では黒く塗りつぶされている。図 3.2-11(b)に坑道周辺部の拡大図を示す。坑道及びゆるみ域を含む領域のメッシュが細かく設定されている。

クリープを考慮した場合の時刻 1、3 における水理解析のための透水係数場を図 3.2-12、図 3.2-13 に示す。また、クリープを考慮しない場合の時刻 1、3 における透水係数場を図 3.2-14、図 3.2-15 に示す。クリープを考慮しない場合、岩盤領域の透水係数は初期値から変化しないものとした。



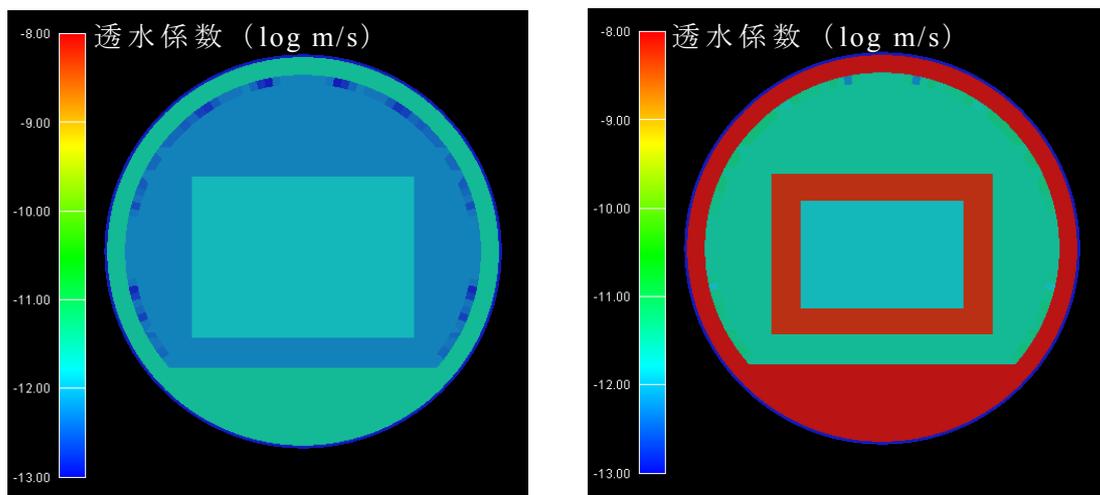
(a)全体図 (b)坑道周辺拡大図

図 3.2-7 時刻 1 における岩盤の透水係数分布



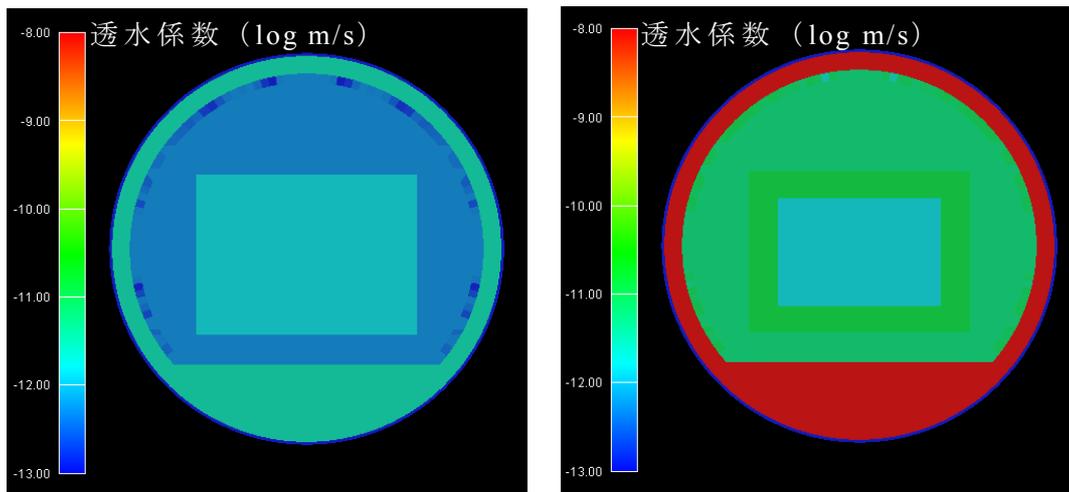
(a)全体図 (b)坑道周辺拡大図

図 3.2-8 時刻 3 における岩盤の透水係数分布

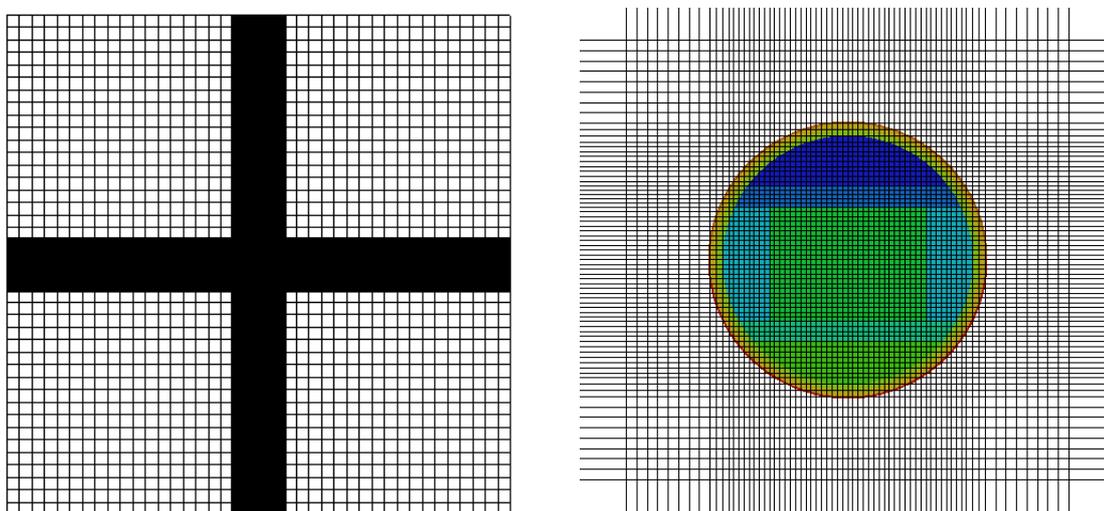


(a)時刻 1 (b)時刻 3

図 3.2-9 坑道内の透水係数分布 (クリープを考慮)

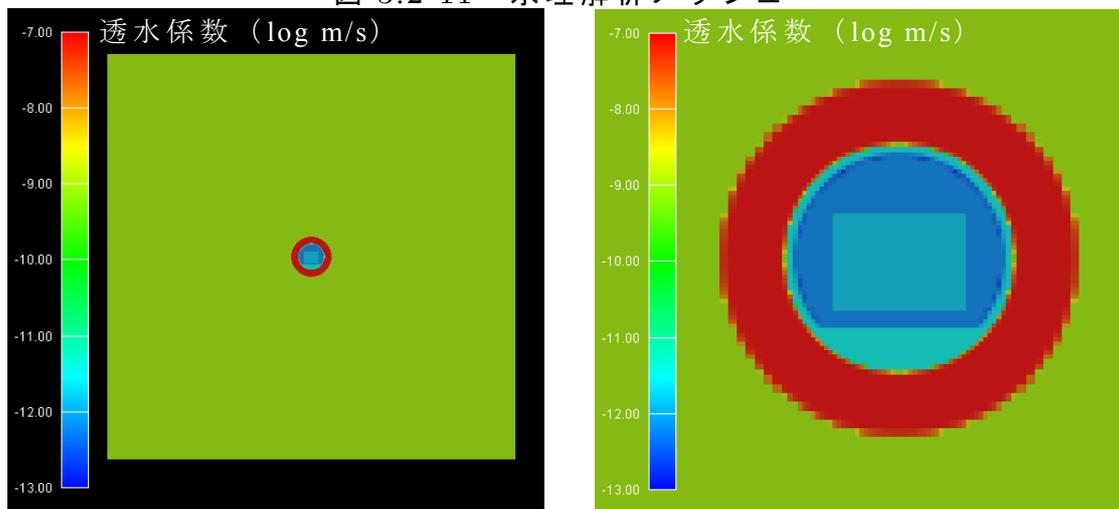


(a)時刻 1 (b)時刻 3
 図 3.2-10 坑道内の透水係数分布 (クリープなし)



(a)全体図 (b)坑道周辺拡大図

図 3.2-11 水理解析メッシュ



(a)全体図 (b)坑道周辺拡大図

図 3.2-12 時刻 1 における水理解析のための透水係数場 (クリープを考慮)

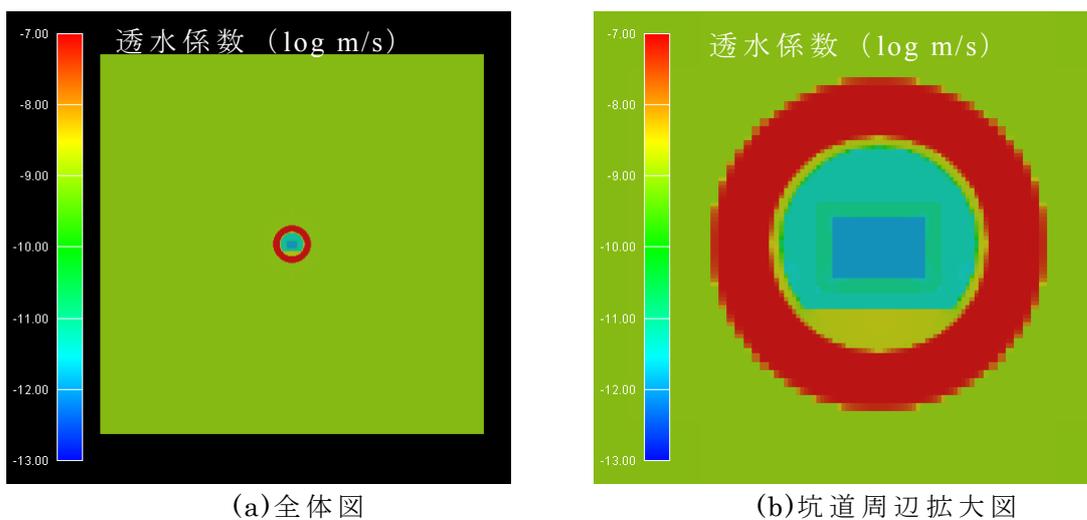


図 3.2-13 時刻 3 における水理解析のための透水係数場(クリープを考慮)

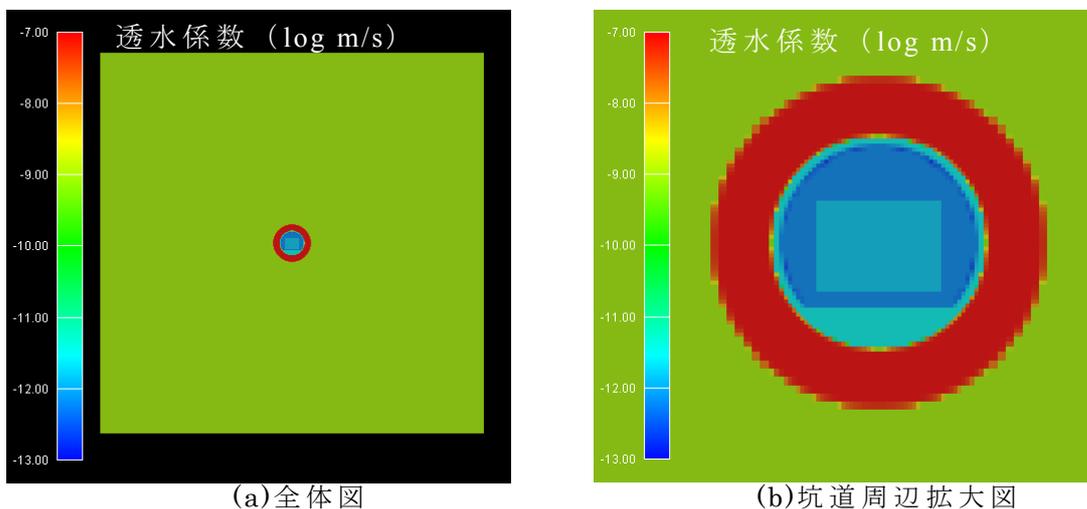


図 3.2-14 時刻 1 における水理解析のための透水係数場(クリープなし)

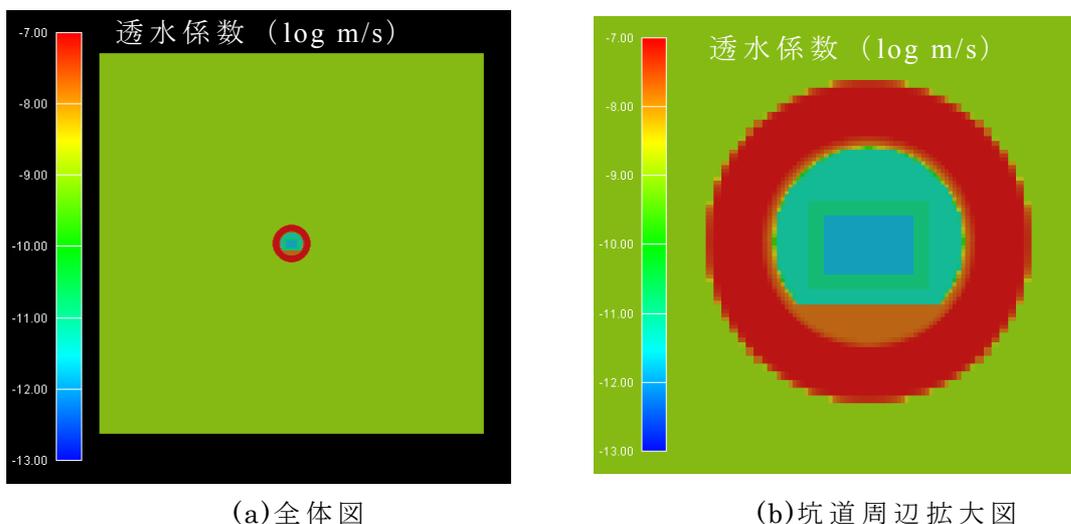


図 3.2-15 時刻 3 における水理解析のための透水係数場(クリープなし)

3.3 水理解析

化学・物質移動解析に含まれる水理解析機能により力学的変遷挙動解析から得られた透水係数場における水理解析を実施した。図 3.3-1 に概念図を示す。解析領域は坑道を中心に 200 m×200 m の範囲とする。左右の境界を水頭固定境界とし、左側を水頭 2 m、右側を水頭 0 m とする。上下の境界は不透水境界とする。

クリープを考慮した場合の時刻 1 の水頭分布を図 3.3-2(a)に示す。また、流速分布の全体図及び坑道近傍の拡大図を図 3.3-3 に示す。同様にクリープを考慮した場合の時刻 3 の水頭分布と流速分布を図 3.3-2(b)、図 3.3-4 に示す。クリープを考慮しない場合の時刻 1、3 の水頭分布を図 3.3-5 に、時刻 1、3 の流速分布図 3.3-6、図 3.3-7 に示す。

クリープを考慮した場合及びしない場合の時刻 1、2、3 における地下水流量を表 3.3-1 に示す。

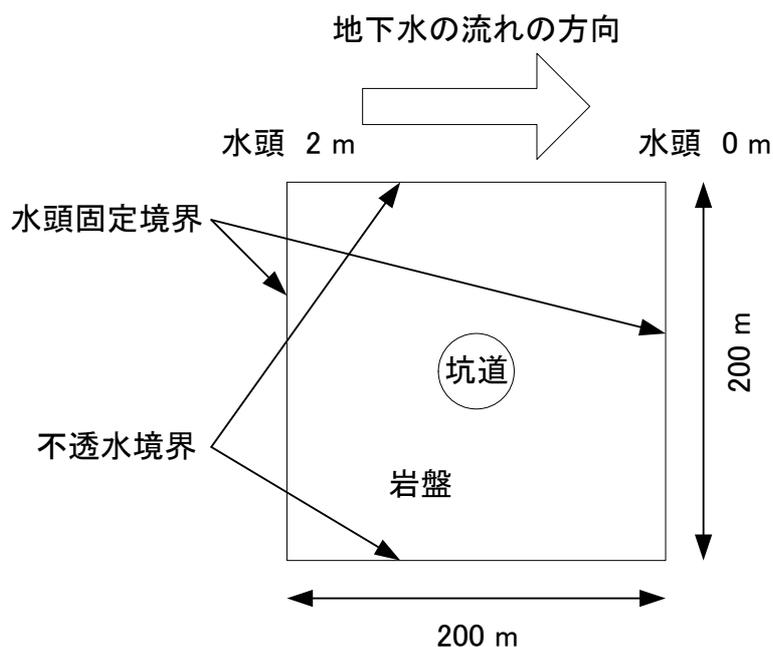


図 3.3-1 水理解析の概念図

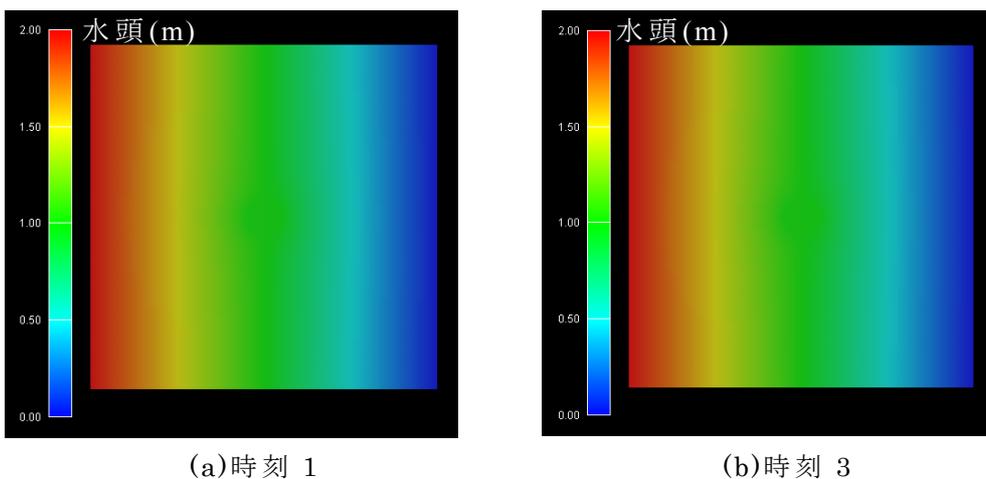


図 3.3-2 時刻 1 及び時刻 3 の水頭分布 (クリープを考慮)

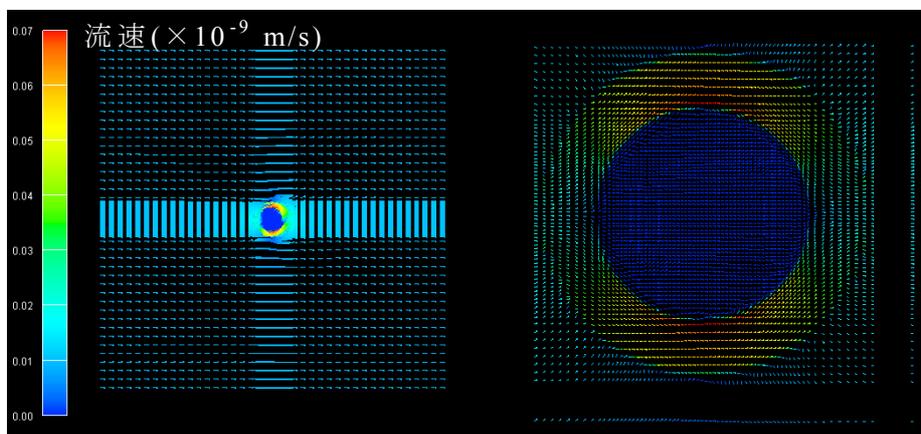


図 3.3-3 時刻 1 の流速分布 (クリープを考慮)

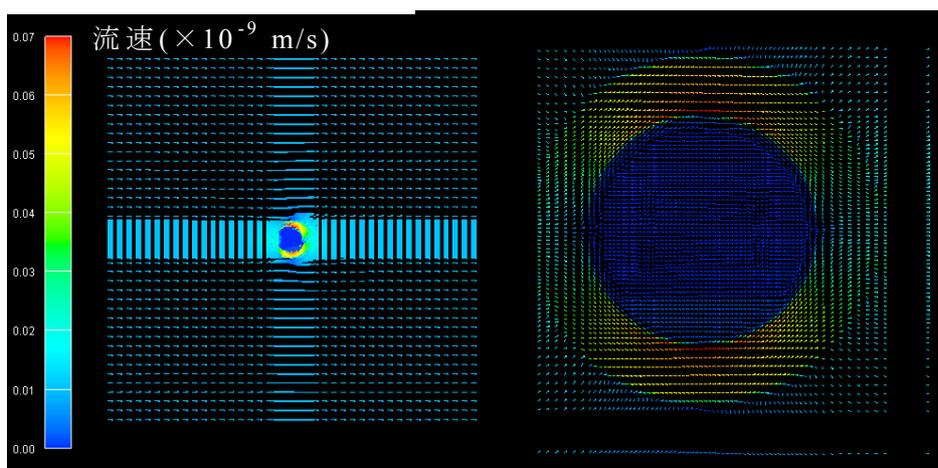
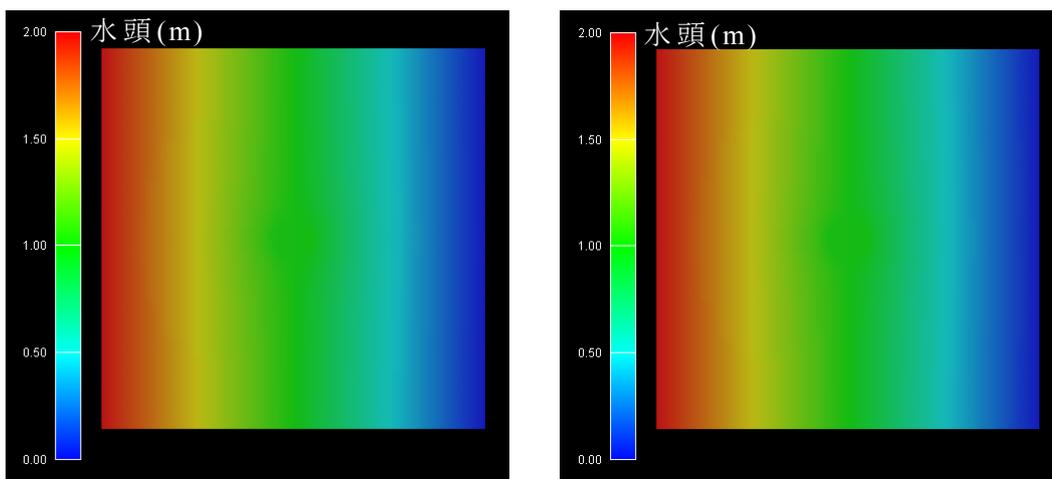


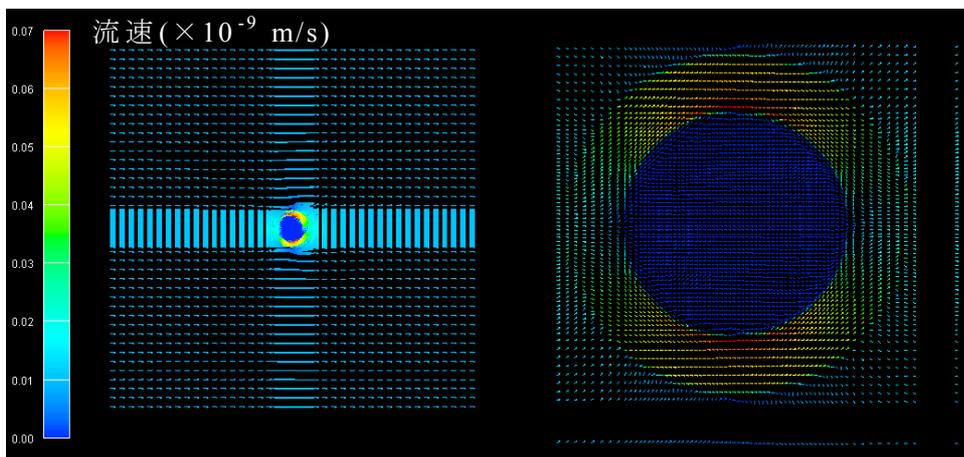
図 3.3-4 時刻 3 の流速分布 (クリープを考慮)



(a)時刻 1

(b)時刻 3

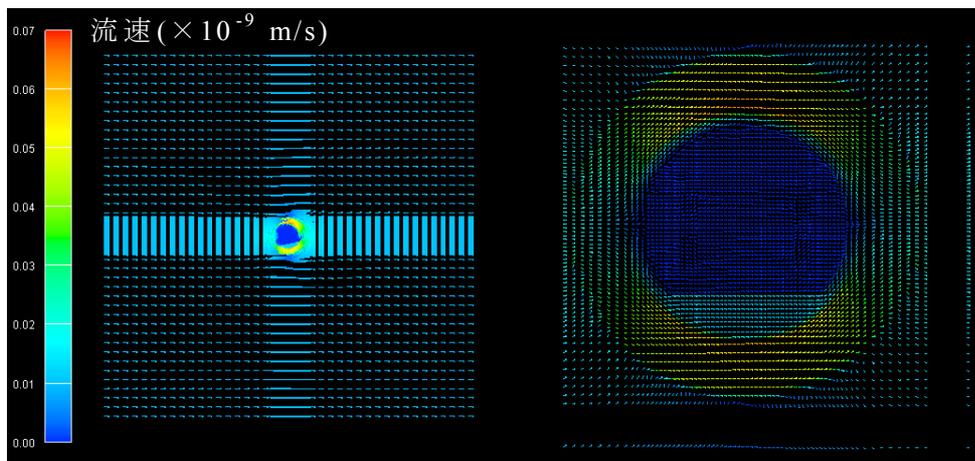
図 3.3-5 時刻 1 及び時刻 3 の水頭分布 (クリープなし)



(a)全体図

(b)坑道近傍拡大図

図 3.3-6 時刻 1 の流速分布 (クリープなし)



(a)全体図

(b)坑道近傍拡大図

図 3.3-7 時刻 3 の流速分布 (クリープなし)

表 3.3-1 部材境界を通過する地下水流量

クリープ の設定	時刻	流量 (m ³ / s)		
		EDZ⇔母岩	緩衝材⇔支保工	廃棄体⇔緩衝材
考慮	1	8.49×10^{-10}	7.20×10^{-15}	5.37×10^{-15}
	2	8.48×10^{-10}	2.18×10^{-13}	1.05×10^{-14}
	3	8.48×10^{-10}	1.15×10^{-12}	2.39×10^{-14}
なし	1	8.49×10^{-10}	7.20×10^{-15}	5.37×10^{-15}
	2	8.47×10^{-10}	2.17×10^{-13}	1.23×10^{-14}
	3	7.91×10^{-10}	1.09×10^{-11}	3.29×10^{-14}

*モデル全体の流量は 2.031×10^{-9} m³ / sである。

3.4 解析のフロー

図 3.4-1 に解析のフローを示す。解析の手順は以下の通りである。

- ① 化学・物質移動解析システムあるいは解析結果設定ツール (data_gen) により化学解析結果を作成する。
- ② 化学解析結果を化学→力学変換ツール (convert) により力学入力データを作成する。
- ③ 力学的変遷挙動解析により坑道部については透水係数を岩盤部について体積ひずみを計算する。
- ④ 力学→化学変換ツールにより坑道部、岩盤部それぞれの結果から水理解析用の透水係数を計算する。
- ⑤ 坑道部、岩盤部の透水係数を足し合わせることによって水理解析用の透水係数を作成する。
- ⑥ 水理解析システムにより水頭、流速を計算する。

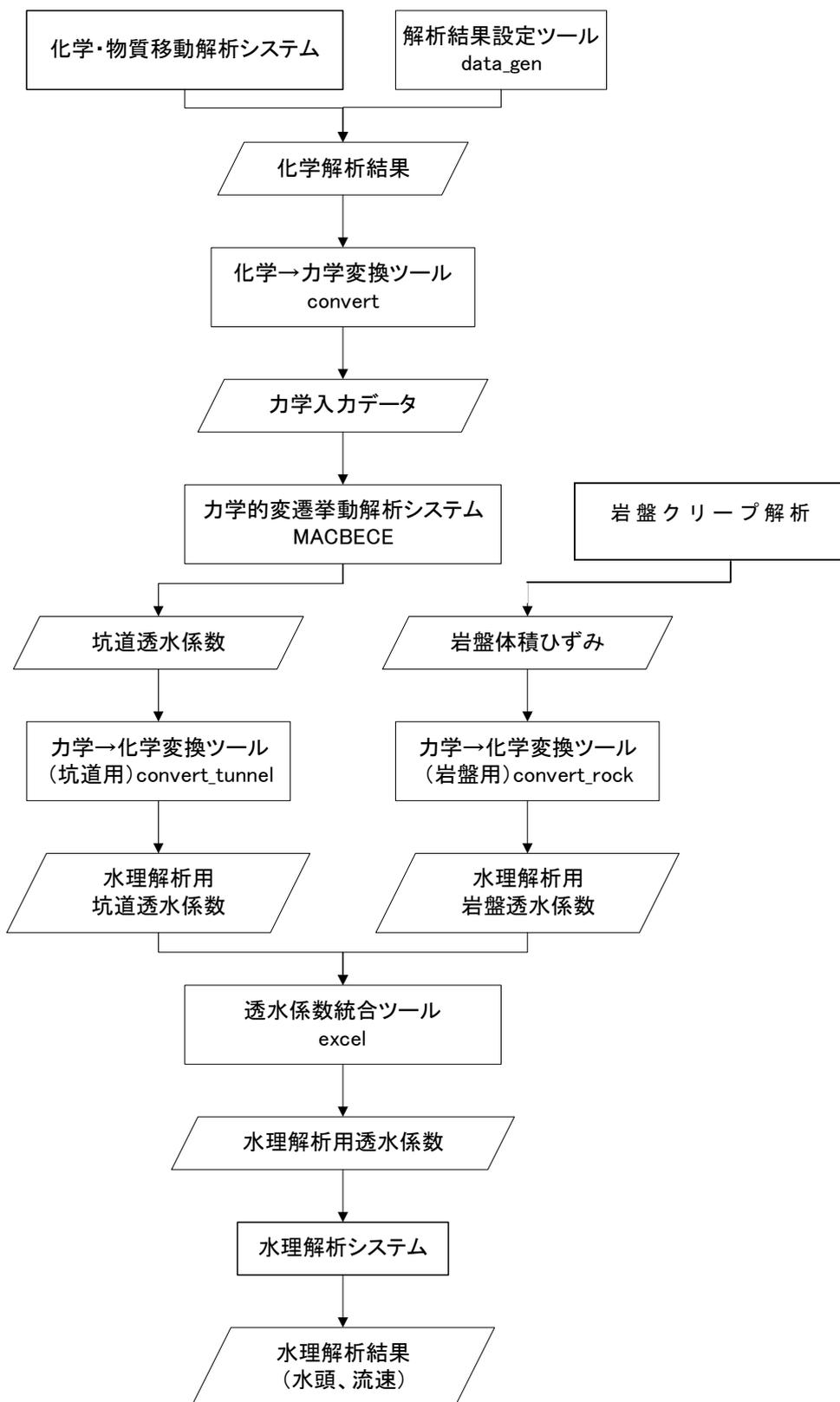


図 3.4-1 解析のフロー

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、この長期的変遷評価システムの構成要素となる力学的変遷挙動解析システム（MACBECE）について、昨年度までに構築したシステムのさらなる高度化を検討、実施し（1章、2章）、また別途開発中の化学・物質移動解析システムとの連成、及び水理解析へのデータの受渡に寄与する補間プログラムの一部を開発した（3章）。

1章においては、昨年度までに構築したMACBECEに対し、ベントナイトの主要鉱物であるモンモリロナイトの溶解、及び液相中の溶解イオンの影響による変形を概略評価できるように高度化した。また、大久保モデルによる岩盤クリープ解析を数ケース実施し、クリープ変形の程度を把握した上で、MACBECEによる力学的変遷挙動解析に考慮すべき変形の代表ケースを選定した。同時に、その岩盤クリープの影響も評価できるように、昨年度の研究成果も踏まえて、MACBECEを高度化した。

2章においては、1章で高度化したMACBECEで必要となる、ベントナイト系材料、及びセメント系材料の力学、水理パラメータについて、既往のデータ、研究を化学的変遷指標との関係を念頭に整理し、物性値、物性評価式を検討、設定した。またセメント系材料については、海水環境下における変質やそれに伴う力学的な影響についても調査、整理した。

さらに長期的な化学的変遷を設定し、上記クリープ変形、物性の変遷を考慮したMACBECEによる力学的変遷挙動解析を実施し、クリープ変形を考慮した方が緩衝材の止水性が担保されること、またクリープ変形を考慮しなくても拡散場が担保されると推察される結果が得られた。

3章においては、力学的変遷挙動解析システムと化学・物質移動解析システム統合するため、両解析から得られる異なるメッシュ上での鉱物濃度などの変数を相互に変換するツールを開発した。本ツールを媒介として、化学・物質移動の影響を考慮した力学的変遷挙動解析を実施し、また、力学的変遷挙動解析とクリープ解析の結果より、水理解析のための透水係数場を作成した。

今後、未だ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実施していくとともに、要素技術の進捗に応じた新たな知見を取り入れる等、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. 力学的変遷評価システムの構築に関する検討)

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)

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 2003-086, (2004)

飯塚 敦:“ 軟弱地盤の変形・安定解析に関する基礎的研究 ”, 学位論文(京都大学), (1988)

柴田 徹:“ 粘土のダイレイタンスーについて ”, 京大防災研究所年報, 第 6 号, p.128~134, (1963)

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)

戸井田克, 他:“ 人工バリア材料の力学的物性取得試験 ”, JNC TJ8400 2004-036, (2005)

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)

小田治恵，他：“ベントナイト - 水相互作用の実験とモデル化”，JNC TJ8400 99-032，(1999)

足立泰久，他：“土のコロイド現象 - 土・水環境の物理化学と工学的基礎”，学会出版センター，(2003)

前田宗宏，他：“カルシウム型化及びカルシウム型化ベントナイトの基本特性 - 膨潤圧、透水係数、一軸圧縮強度及び弾性係数”，PNC TN8410 98-021，(1998)

鈴木英明，他：“緩衝材の膨潤特性”，JNC TN8400 99-038，(1999)

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)

早川幸恵，他：“ベントナイトの膨潤特性に与えるNaCl濃度の影響”，土木学会第58回年次学術講演会，p.349～350，(2003)

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)

青柳孝義，他：“TRU廃棄物処分システムに関する大空洞長期挙動の検討 非線形粘弾性モデルによる二次元解析（研究報告）”，JNC TN8400 2001-024，(2001)

(2. 力学的変遷挙動評価に関する検討)

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II”，JNC TJ8400 2003-049，(2003)

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 2003-086，(2004)

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)

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)

並河努，他：“緩衝材の圧密特性”，PNC TN8410 97-051，(1997)

高治一彦，他：“緩衝材の静的力学特性”，JNC TN8400 99-041，(1999)

高治一彦，他：“幌延の地下水環境下におけるベントナイト混合材料の力学特性に関する研究”，JNC TJ5400 2003-007，(2004)

前田宗宏，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”，PNC TJ8410 97-314，(1997)

伊藤弘之，他：“ベントナイト系材料の飽和透水係数の変遷評価式”，核燃料サイクル開発機構技術資料，公開準備中

戸井田克，他：“人工バリア材料の力学的物性取得試験”，JNC TJ8400 2004-036，(2005)

田中益弘，他：“TRU 廃棄物処分概念の検討(V)”，JNC TJ8400 2000-036，(2000)

鈴木英明，他：“緩衝材の膨潤特性”，JNC TN8400 1999-038，(1999)

前田宗宏，他：“カルシウム型化及びカルシウム型ベントナイトの基本特性
膨潤圧、透水係数、一軸圧縮強度及び弾性係数”，PNC TN8410 1998-021，
(1998)

青柳孝義，他：“飽和水酸化カルシウム溶液を用いたベントナイトの膨潤圧
及び透水係数の評価”，JNC TN8400 98-002，(1998)

鈴木英明，他：“緩衝材の特性試験（ ）”，PNC TN8410 92-057，(1992)

菊地広人，他：“緩衝材の基本特性データベース（データ集・記録集）”，JNC
TN8400 2003-010，(2004)

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)

川上進，他：“高レベル放射性廃棄物の地層処分における人工バリア等の性
能保証に関わる研究の進め方と反映先”，JNC TN8400 2002-026，(2003)

関根一郎，他：“岩石・ベントナイト混合材料の膨潤・浸潤特性について”，
土木学会第58回年次学術講演会，p.339～340，(2003)

早川幸恵，他：“ベントナイトの膨潤特性に与えるNaCl濃度の影響”，土木
学会第58回年次学術講演会，p.349～350，(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)

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)

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 2004-024，(2004)

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，(1976)

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)

(3.水理場変遷評価システムの構築に関する検討)

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 2003-086，(2004)

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，(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，(2000)